

行政院原子能委員會
委託研究計畫研究報告

109 年核電廠結構/設備受潛在地震
之安全影響及因應管制技術研究

Safety Impact and Regulatory Technology Research for NPP
Structures/Components under Potential Earthquakes (2020)

計畫編號：109B009

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

聯絡電話：(06) 2757575 轉 63125

E-mail address：llhong@mail.ncku.edu.tw

協同主持人：朱世禹、侯琮欽、洪崇展、王雲哲、鍾興陽

研究期程：中華民國 109 年 5 月至 109 年 12 月

研究經費：新臺幣 270 萬元

核研所聯絡人員：徐康耀

報告日期：109 年 12 月 7 日

109 年核電廠結構/設備受潛在地震 之安全影響及因應管制技術研究

地震危害度高階分析之地殼地震地動特性
邏輯樹與權重合理性之檢視

核電廠新一代地動反應分析管制技術研究(I)

核電廠新一代土壤-結構互制分析管制技術研究(I)

核電廠結構/設備耐震分析管制技術研究(I)

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

協同主持人：朱世禹、侯琮欽、洪崇展、王雲哲、鍾興陽

研究期程：中華民國 109 年 5 月至 109 年 12 月

研究經費：新臺幣 270 萬元

行政院原子能委員會 委託研究

中華民國 109 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
壹、計畫緣起與目的	5
貳、研究方法與過程	13
一、地震危害度高階分析之地殼地震地動特性邏輯樹與權重合理性之檢視	13
二、核電廠土層、岩盤參數取得之場址調查技術文獻蒐集與整理	74
三、考量新震源之機率式地震危害度分析(PSHA)技術文獻蒐集與整理	83
四、現地反應分析(SRA)之技術文獻蒐集與整理.....	91
五、從岩盤輸入地震到產生目標地表地震程序之技術文獻蒐集與整理	110
六、分析時考慮土壤結構互制效應	125
七、基礎輸入反應譜之獲取	129
八、土壤結構互制之 V&V 案例研析	135
九、MSA 方法與案例研究.....	149
十、加速耐震評估程序(ESEP)之方法與案例研究	211
十一、核電廠用過燃料池耐震評估	288
參、主要發現與結論	310
肆、參考文獻	317

中文摘要

台灣電力公司的核電廠執行 PSHA SSHAC-3 計畫，已完成震源特性與地動特性評估，以及地震危害分析輸入文件。為因應計畫完成後之後續相關管制需求，本計畫首先檢視地殼地震地動特性的邏輯樹和權重分配之合理性。地動特性採用地動估計方程式描述地動幅度如何受地震規模、斷層型態、震源和場址相對方位、以及場址地況影響。為了考慮地動估計方程式的知識不確定性，地殼地震地動特性的邏輯樹共有五個節點，分別為下盤場址中數 GMPE 的形式、上盤場址的適用性、弧形斷層震源的適用性、單一測站標準差和混合常態分佈模式，其中只有下盤場址中數 GMPE 的形式和單一測站標準差為多分支。經過檢視五個節點的分支和權重配置後，本計畫針對合理性疑慮點，提出建言。

核電廠新一代地動反應分析管制技術研究，將採多年期根據新的 SSHAC-3 震源危害度輸入資料庫，配合台電對台灣核電廠廠址進行之現地實驗土壤參數資料，考慮台灣已有之歷史震波的實際量測特性，逐年檢視既有之分析技術與相關導則，協助建立核電廠新一代地動反應分析管制技術，以期能對於基於性能設計概念並考慮場址特性之地盤反應譜(GMRS)及場址基礎設計反應譜(FIRS)進行合理的管制。

本計畫針對核能結構地震反應分析之導則與案例進行研析，包含分析時考慮土壤結構互制效應、基礎輸入反應譜之獲取以及土壤結構互制 V&V 案例研析。探討包含結構物基礎與地表相對位置不同、土壤組成差異以及分析時之輸入頻率差異等因素對於結構反應

分析結果之改變。以及三個土壤結構互制 V&V 案例比較不同分析模型建立以及分析輸入位置等變因，對分析結果準確度之影響。

在 2011 年日本福島事故後，美國核能管制委員會(U.S.NRC)提出核電廠強化措施的建議(Neat-Term Task Force, NTTF)，以增強核電廠抵抗災害的能力。本計畫擬依據美國電力研究院(Electric Power Research Institute, EPRI)和美國核能協會(Nuclear Energy Institute, NEI)相關文件，檢視加速耐震評估程序(E Expedited Seismic Evaluation Process, ESEP)、多樣式應變策略(Diverse and Flexible Coping Strategies, FLEX)裡的地震減災策略評估(Mitigating Strategies Assessment, MSA)的方法和其技術內涵。此外，並檢視 EPRI-3002009564 報告建議的燃料池混凝土結構分析公式與使用非線性 FEM 分析的可行性評估，以供核能管制單位加速核電廠地震危害度之評估與驗證用過燃料池的耐震分析。

關鍵字：機率式地震危害度分析、地動特性、現地反應分析、場址調查技術、土壤結構互制、基礎輸入反應譜、加速耐震評估程序、地震減災策略評估、用過燃料池

Abstract

The TPC has executed the PSHA SSHAC-3 on its NPPs, and has submitted the SSC technical report, GMC technical report, and hazard input document to the AEC. This project will investigate the reasonability on the logic tree of the ground motion characterization for crustal sources on the later regulatory demand. The ground motion characterization uses GMPEs to describe the intensity of ground motion as a function of earthquake magnitude, type of faulting, source-to-site geometry, and site condition. There are five nodes in the logic tree of the ground motion characterization for crustal sources, median for foot wall site, hanging-wall factor, listric fault factor, model of single-station standard deviation, and mixture model, in order to consider the epistemic uncertainty associated with GMPEs. However, only the median for foot wall site and the model of single-station standard deviation own multiple branches. After investigation, this project offers suggestions on the branches and weights in the logic tree of the ground motion characterization for crustal sources.

According to the hazard input data from SSHAC-3, the soil parameters obtained by field testing together with the unique non-linear effects on the vertical similar to the horizontal ground motions in Taiwan, this project will try to collect the existing as well as the up-to-date techniques and regulatory guidelines for the site-specific ground motion response spectra (GMRS) and the foundation level response spectra (FIRS) of NPPs year by year.

This document also reports case studies as well as guidelines for NPP structures when the soil-structure interaction under seismic excitation should be considered. Concerns in the response analysis include SSI effects and the derivation of the FIRS. Prior V&V case studies were

employed here serving as the demonstration examples that fulfill the recommendations in ISG-17 guideline. Elevation differences between the ground surface and the foundation, composition of the soil profiles, and the consistency of the input spectrum would produce significant impacts on the results of SSI analysis and should always be considered. The investigated V&V case studies (three cases) also compare the influences on the analysis accuracy caused by the initial built/presumed FEM models as well as the location of the excitation input.

After Japan's Fukushima Dai-Ichi nuclear power plant accident, U.S. NRC announces several near-term task force (NTTF) recommendations to enhance reactor safety against future disaster. In the proposed study, relevant documents published by EPRI and NEI are reviewed and examined for the expedited seismic evaluation process (ESEP) and diverse and flexible coping strategies (FLEX) for its seismic mitigating strategies assessment (MSA) method. The applicability of the structural analysis procedure and nonlinear FEM analysis for the fuel pool suggested by EPRI 3002009564 will be assessed. A thorough understanding of the methodologies and their underlying scientific foundations may assist government nuclear agency to accelerate NPP seismic risk evaluations.

Key words: Probabilistic Seismic Hazard Analysis, Ground Motion Characterization, Site Response Analysis, Site Investigation, Soil-Structure Interaction, Foundation Input Response Spectrum, Expedited Seismic Evaluation Process, Mitigating Strategies Assessment, Spent Fuel Pool

壹、計畫緣起與目的

地震發生的時空和強弱，以及對場址的影響，很難精確預測，通常改以機率方式描述，例如場址某一振動幅度的年超越機率或回歸期等，此即機率式地震危害度分析(Probabilistic Seismic Hazard Analysis, PSHA)的範疇。地震發生的時空和強弱分佈，即為震源特性；對場址的影響程度，即為地動特性。隨著地震知識和地震資訊日漸增多，PSHA 考慮的震源特性和地動特性愈益複雜。對非常重要的結構物進行 PSHA，其運作程序應有嚴格規範，以確保分析結果的公信力。台灣電力公司四座核能電廠執行符合美國資深地震危害度分析委員會第 3 等級(SSHAC-3) (USNRC, 1997; USGS, 2009; USNRC, 2012)的 PSHA 再評估計畫，目前已將完成 PPRP 簽署的危害度輸入文件(Hazard Input Document, HID) (NCREE, 2019a)陳報原子能委員會，其中第三冊為地動特性(Ground Motion Characterization, GMC)技術報告(NCREE, 2019b)。為了因應日後台灣電力公司 PSHA 再評估計畫實質審查之需，今年度本計畫的工作項目擬檢視地殼斷層震源地動特性邏輯樹權重分配之合理性。

發生一次地震對場址的影響程度，通常簡化為地動估計方程式(Ground Motion Prediction Equation, GMPE)。地動特性主要探討 GMPE 本身與所含變數的隨機和知識不確定性，以及採用 GMPE 的頻率，亦即地震發生次數的多寡。台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫的 GMPE 有三種不同形式(NCREE, 2019b)，分別適用於地殼震源(Crustal GMPE)、潛沒帶板塊內震源(Subduction Intralab GMPE)、和潛沒帶介面震源(Subduction Interface GMPE)，Crustal GMPE 除了套用於淺地殼震源和活動斷層震源之外，還可以應用於地殼帶介面下

震源、火山震源、和分支斷層(Splay Fault)震源，為本計畫今年度的檢視對象。

地動估計方程式採用地震規模、斷層型式、震源-工址幾何方位、和工址條件等變數估計最大地表加速度(Peak Ground Acceleration, PGA)和擬譜加速度(Pseudo-Spectral Acceleration, PSA)等地動和系統反應極值的中數和標準差。GMPE 的變數含有隨機性，其估計屬於震源特性(Seismic Source Characterization, SSC)的範疇；GMPE 本身亦有不確定性，分為隨機不確定性（方程式估計值，以標準差為代表）和知識不確定性（方程式組成、機率分佈模式、標準差大小、和適用範圍等）兩類，其估計屬於地動特性的範疇。結合 GMPE 變數和估計值的隨機不確定性，以及 GMPE 的相關知識不確定性，可進行 PSA 等的 PSHA，結果以年超越曲線和機率反應譜呈現。本計畫今年度探討地殼震源 GMPE 的知識不確定性。

本計畫將逐年根據新的危害度輸入文件，配合台電對台灣核電廠廠址進行之現地實驗土壤參數資料，建立核電廠新一代地動反應分析管制技術，以期能對於基於性能設計概念並考慮場址特性之地盤反應譜(Site-Specific Ground Motion Response Spectra, GMRS)及場址基礎輸入反應譜(Foundation Input Response Spectra, FIRS)進行合理的管制。

對於發展核能發電廠設計地震動或設計反應譜來說，均需依賴地震危害度分析，並配合最新的地震震源資料以及地盤資料進行地盤反應分析以預測地表反應，每個環節皆涉及到不同的規範與建議，因此本計畫逐年將對其相對應之規範進行系統性的整理並進行比對與驗證。

美國核能管制委員會 (United States Nuclear Regulatory Commission, U.S.NRC) 針對與工址相關之地盤反應，提出基於功能設計法定義之相關技術內涵 RG-1.208，在 RG-1.208 中提到，產生特定工址性能導向 GMRS 的過程可概括如下：

- (1) 特定工址和地區的地質、地震、地球物理和岩土勘查
- (2) 機率式地震危害度分析 (PSHA)
- (3) 進行地盤反應分析，需考量當地地質和地形的影響
- (4) 選擇合適的性能目標和方法

第(1)點對於特定工址和地區的地質、地震、地球物理和岩土勘查，在 RG-1.208 中有提到針對工址調查或實驗室調查以及測試之規定，在 RG-1.132 以及 RG-1.138 中以及 RG-1.208 附錄 C 中皆有規定。而針對第(2)點與第(3)點部分，在 RG-1.208 以及其附錄 E 亦有提到，RG-1.208 所提供之地盤反應分析法為概略性之方法，如需考慮更多範圍可參考 NUREG/CR-6728，且 PSHA 資料的更新亦須按照 NUREG/CR-6372 之規定進行。因此本研究將針對上述文獻進行初步研析與整理，並配合地盤反應分析軟體 STRATA 之進行理論驗證，同時剖析其操作手冊並熟悉其操作流程。

台灣地處地震帶，於建築設計上皆須考慮地震可能造成之危害。地震危害程度分析與評估對原能會以及台電核電廠相當重要，其中模擬分析時是否考慮土壤結構互制效應，對於核電廠等大型結構物受地震時的反應有相當程度的影響。本計畫接著針對核能結構地震

反應分析之導則與案例進行研析，主要內容有：一、分析時考慮土壤結構互制(Soil Structure Interaction, SSI)效應，二、基礎輸入反應譜之獲取，三、土壤結構互制之 V&V 案例研析，以下將針對各因素之文獻進行討論。

在 2011 年 3 月 11 日本福島核電廠事故後，美國核能管制委員會(USNRC)提出關於核電廠強化措施的 12 項建議(Near-Term Task Force, NTTF, USNRC ML111861807, 2011)，以增強核電廠抵抗災害的能力，其中 NTTF Recommendation 2.1: Seismic 是針對降低地震對核電廠危害程度的建議，為因應此建議，美國電力研究院(Electric Power Research Institute, EPRI)和美國核能協會(Nuclear Energy Institute, NEI)發表需多文獻，其中 EPRI-3002000704 是關於加速耐震評估，NEI 12-06 是關於多樣式應變策略和地震減災策略評估。

本計畫第四個工作項目含檢視加速耐震評估程序(Expedited Seismic Evaluation Process, ESEP)、多樣式應變策略(Diverse and Flexible Coping Strategies, FLEX)和地震減災策略評估(Mitigating Strategies Assessment, MSA)的方法和其技術內涵，以供核能管制單位使用，主要參考的文獻為 EPRI-3002000704 和 NEI 12-06，其中 EPRI-3002000704 探討加速耐震評估程序，加速評估方法的精神是在進行完整地震危害評估前，對核電廠關鍵設備的中期評估。完整地震危害評估須遵循文獻 EPRI-1025287 的要求，NEI 12-06 則探討多樣式應變策略和地震減災策略評估。這些評估策略是為了在管制上採取更多風險告知(risk-informed)與績效基礎 (performance-based)的作為，以達到更合理管制的目的。

多樣式應變策略與傳統應變策略的比較如圖 0-1 所示，當超越

設計基準外部事件(Beyond-Design-Basis External Event, BDBEE)發生時，核電廠的反應層次由輕到重分為(1)保護電廠設備，(2)防止燃料棒損毀，(3)緊急反應。緊急反應需遵循嚴重事件管理指引(Severe Accident Management Guideline, SAMG)，和電廠緊急計畫。多樣式應變策略在防止燃料棒損毀層級中，除了保持電廠全黑(Station Blackout, SBO) 應變能力，另外增加多樣式應變策略(FLEX)，以提升電廠防禦能力，圖 0-2 展示多樣式應變策略的整體概念圖，其中包含地震減災、防洪等工作內容。

加速耐震評估程序首先需分析減災策略地震危害資訊(Mitigating Strategies Seismic Hazard Information, MSSHI)，如圖 0-3 顯示，核電廠所發展出的 PSHA 地震危害曲線需基於有績效基礎的地表運動反應譜(GMRS)和均佈風險反應譜(Uniform Hazard Response Spectra, UHRS)，不同的反應譜會使用不同的減災策略評估(Mitigating Strategies Assessment, MSA)。另外、加速耐震評估的流程如圖 0-4 所示，其中建立加速耐震設備清單(Expedited Seismic Equipment List, ESEL)和審查層級地表運動(Review Level Ground Motion, RLGM)為主要工作。圖 0-5 則顯示在加速耐震評估的篩選過程中，需要使用 EPRI-1025287 的準則，比較 GMRS 和含有 5%阻尼的 SSE 頻譜曲線，若是無法滿足低地震危害篩選，則需執行高信心低破壞機率(High Confidence of Low Probability of Failure, HCLPF)分析。

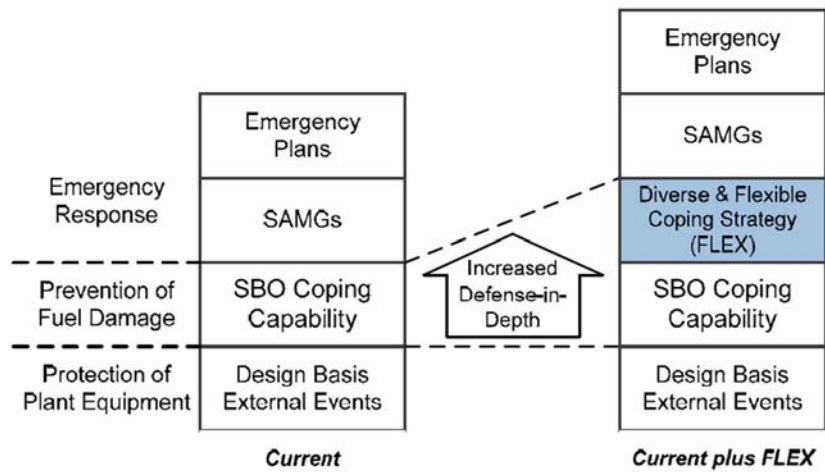


圖 0-1 多樣式應變策略與傳統策略之差異

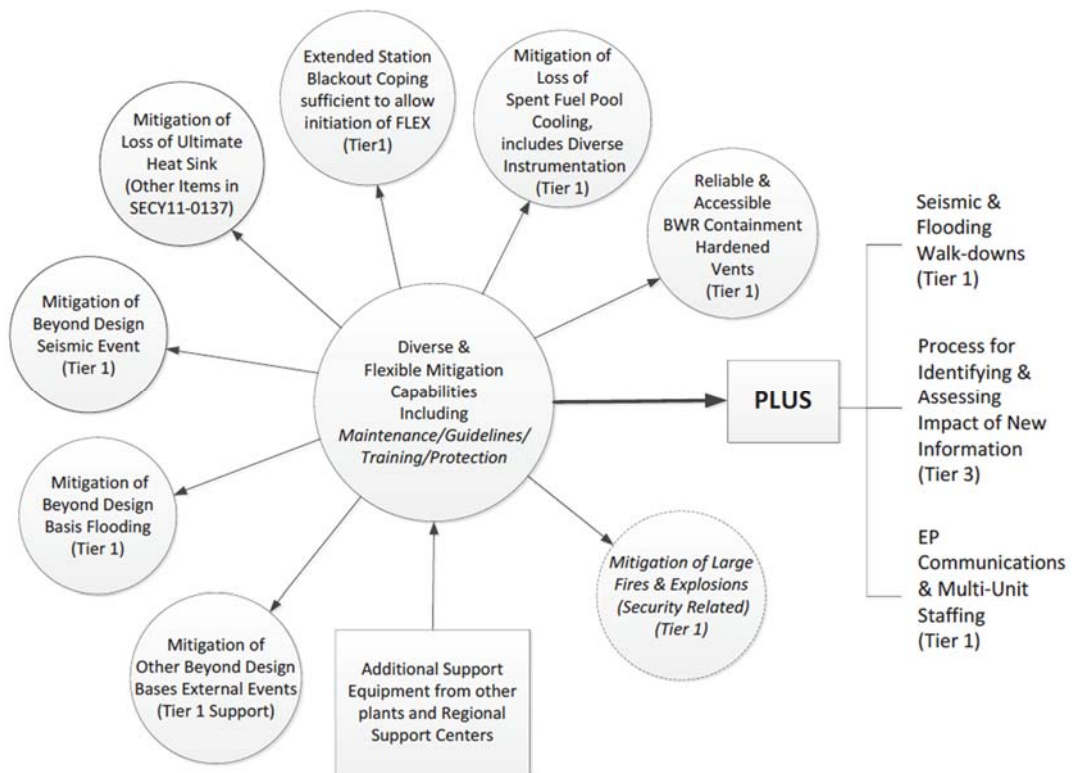


圖 0-2 多樣式應變策略整體概念圖

Mitigating Strategies Seismic Hazard Information

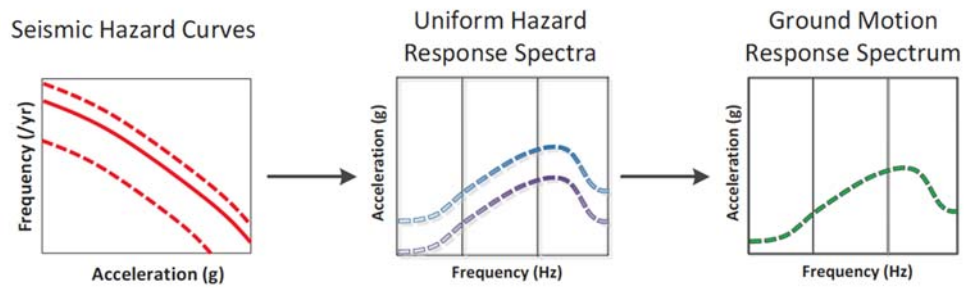


圖 0-3 減災策略評估(MSA)所需使用的減災策略地震危害資訊 (NEI 12-06)

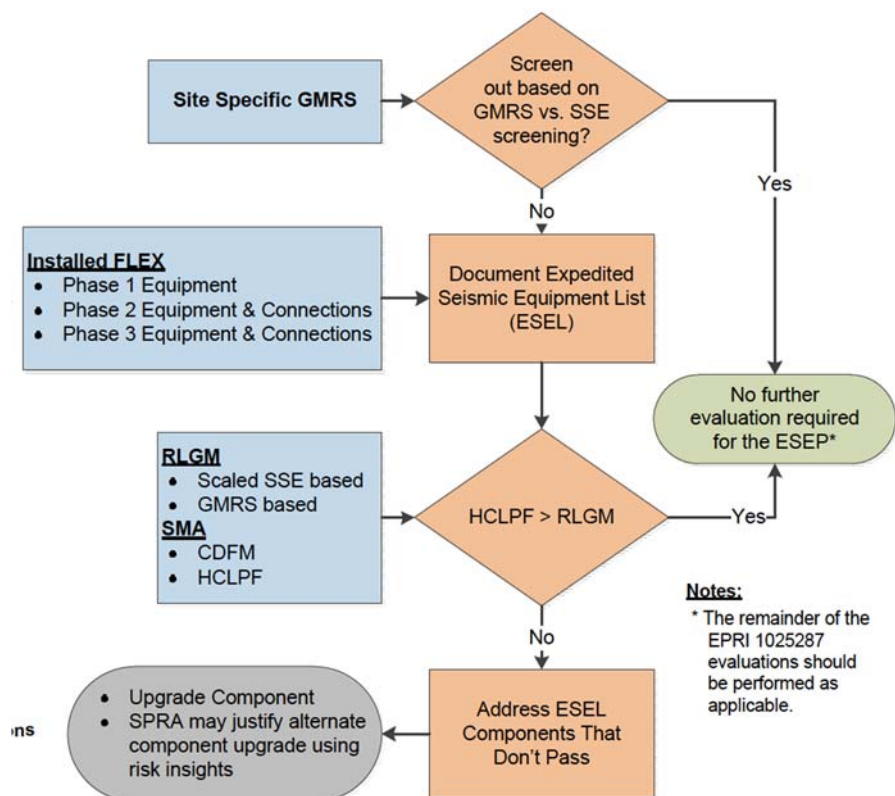


圖 0-4 加速地震評估(ESEP)之流程圖

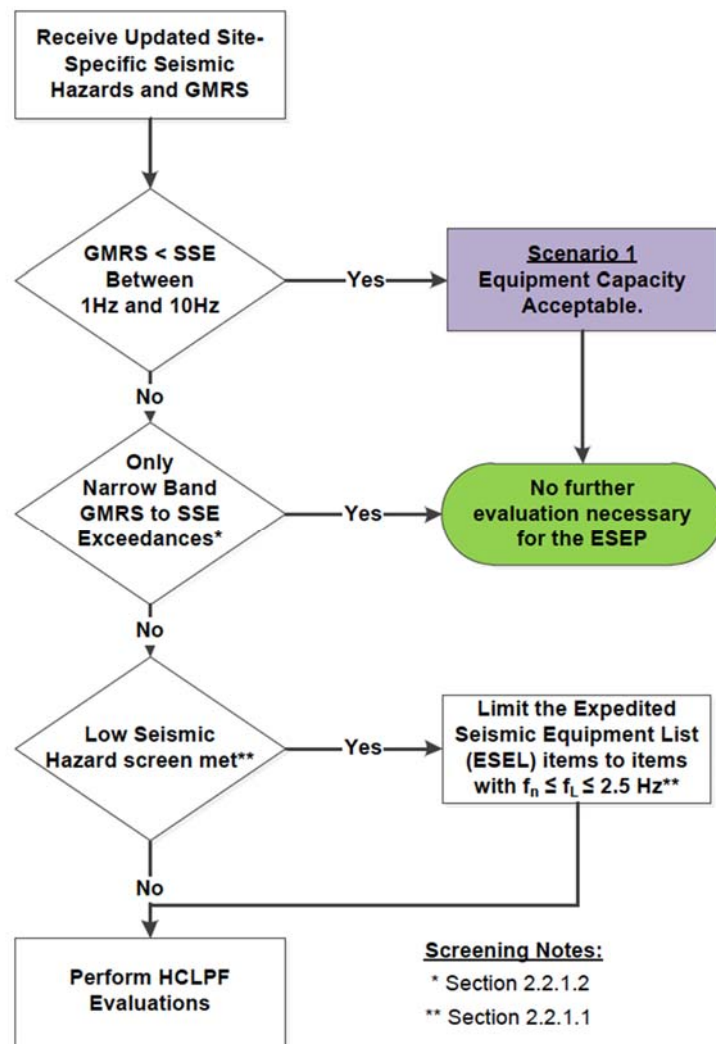


圖 0-5 ESEP 方法之 GMRS 與 SSE 的比較

貳、研究方法與過程

一、地震危害度高階分析之地殼地震地動特性邏輯樹與權重合理性之檢視

(一) 邏輯樹和權重

機率式地震危害度分析考慮了震源特性和地動特性的隨機與知識不確定性。隨機不確定性涉及隨機變數，以機率分佈描述隨機不確定性的分布大小，離散隨機變數的機率分佈為機率質量函數(Probability Mass Function, PMF)，連續隨機變數的機率分佈為機率密度函數(Probability Density Function, PDF)。

知識不確定性涉及係數或經驗公式估計的準確度，嚴格來說，需以連續變數模擬之，但是為了配合 PSHA 的數值運算，通常簡化為離散變數，再賦予權重（相對權重類似於隨機不確定性的機率）。離散化知識不確定性的解析常以樹狀圖顯示，稱為邏輯樹(Logic Tree)，每一種知識不確定性占據一個節點(Node)，其可能離散數值和權重成為分支(Branch)，邏輯樹的所有知識不確定性需以串聯（即交集）併合處理。

本計畫檢視台灣電力公司核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫的地殼震源地動特性邏輯樹權重分配之合理性，其邏輯樹和權重如圖 1-1 所示(NCREE, 2019b)，共有五個節點。此 PSHA 計畫的 GMPE 估計參考地盤($V_{S30} \geq 760$ m/sec)兩水平方向的 RotD50 PSA，亦即此 PSA 在水平方向為中數。GMPE 估計的 PSA 通常假設為對數常態分佈，而 $\ln$ PSA 則為常態分佈，因此 GMPE 估計 PSA 的中數，估計 $\ln$ PSA 的中數（也是平均數）。

在圖 1-1 的邏輯樹中，前三個節點與 GMPE 估計 $\ln$ PSA 的中數

(平均數)和其知識不確定性有關，分別為下盤場址中數的 GMPE 形式、上盤場址的適用性、和弧形斷層(Listric Fault)震源的適用性；後兩個節點與 GMPE 估計 $\ln PSA$ 的標準差和其知識不確定性有關，分別為單一測站標準差和混合常態分佈模式。

圖 1-1 邏輯樹的五個節點中，有三個節點只有 1 條分支，分別為上盤場址的適用性、弧形斷層震源的適用性、和混合常態分佈模式，其原因不外是為了簡化分析計算，而且其知識不確定性對 PSHA 的結果影響甚小。

圖 1-1 的邏輯樹有兩個節點具有多條分支，其中下盤場址中數的 GMPE 形式有 17 條分支，分別對應於 17 條代表 GMPE，權重皆為 1；單一測站標準差有 3 條分支所示，對應於單一測站標準差的低值、中心值、和高值，權重分別為 0.185、0.63、和 0.185，這兩個節點的分支和權重遂為本計畫的檢視重點。

以下將依據圖 1-1 邏輯樹節點順序，依序檢視權重分配之合理性。

(二) 下盤場址中數的權重

由於台灣缺乏地殼大地震的近域自由場量測資料，致使地殼震源的 GMPE 在強震近域的知識不確定性變大。再者，經由比較台灣和美國加州地殼淺層地震兩水平方向 RotD50 PSA 的傅氏振幅譜(Fourier Amplitude Spectrum, FAS)，發現台灣和美國加州地殼地震的 PSA 區域差異與規模、距離(R_{rup} 和 Z_{TOR})、和地盤軟硬(V_{S30})有關，無法利用一常數修正調整。因此，為了涵蓋 GMPE 的知識不確定性，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)以比較複雜的程式建立 GMPE。

台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b) 建立代表 GMPE 的步驟如下：

1. 可用(Available) GMPE：

收集國內已發表的 25 條 GMPE，其中 2 條新 GMPE 因應此計畫而發展，加上國外 NGA-West 1 計畫、NGA-West 2 計畫和主要 PSHA 計畫等多條已發表的 GMPE，稱為可用 GMPE。

2. 候選(Candidate) GMPE：

依據同儕審查、最新模式、非學術研究工具、適用於地殼淺層地震、非發展於核電廠之外的小區域、以及 PSA 的週期範圍涵蓋 0.01 sec 至 3 sec 等條件篩選可用 GMPE 至 13 條候選 GMPE，其中國內 3 條 GMPE，國外 10 條 GMPE。PSA 對應之週期有 17 個，即 0.01、0.02、0.03、0.05、0.075、0.1、0.15、0.2、0.25、0.3、0.4、0.5、0.75、1、1.5、2 和 3 s。

3. 種子(Seed) GMPE：

依據台灣強震數據的適用性和需具場址參數 V_{s30} 等條件篩選候選 GMPE 為種子 GMPE，其中國內 1 條候選 GMPE 因採用離散的場址地盤分類，只有其餘 2 條候選 GMPE 可列入種子 GMPE；國外有 7 條候選 GMPE 利用台灣強震數據調整相關係數，得以選為種子 GMPE，其餘 3 條候選 GMPE 難以調整係數，只得捨棄。最終得 9 條種子 GMPE，包含國內因應此計畫而發展的 2 條新 GMPE，以及國外保留其函數型式和部份係數，但以本土最新建立的強地動資料庫，重新估計其餘係數和單站標準差的 5 條 NGA-West 2 GMPE 和另外 2 條非 NGA-West 2 的 GMPE，即 ASK14adj、CB14adj、CY14adj、I14adj、Phung18、Chao18、BSSA14adj、ASB14adj 和 Bi14 adj，前 6

條種子 GMPE 的距離參數為 R_{rup} ，即場址至斷層開裂面的最短距離；後 3 條種子 GMPE 的距離參數為 R_{JB} ，即場址至斷層開裂面投影至地表的最短距離。這 9 條種子 GMPE 將用以推導 GMPE 的連續分佈。

4. 統一型式(Common Form) GMPE：

為了順利評估 GMPE 的中數 PSA 達到技術上可辯護詮釋 (Technical Defensible Interpretation, TDI) 的中值、主幹和範圍 Center, Body, and Range, CBR)，美國 SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)率先考慮連續分佈的 GMPE。連續分佈的 GMPE 可以填補種子 GMPE 的間隙，以及擴充種子 GMPE 的範圍。然而 9 條種子 GMPE 的函數型式並不相同，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)將每條種子 GMPE 分別等化至統一型式(Common Form)的 GMPE，其函數型式如下：

$$\ln S_a = a_1 + f_{mag}(M) + a_9 Z_{TOR} + a_{10} F_{REV} + a_{11} F_{NM} + [a_5 + a_6(M - 5)] \ln \sqrt{R_{rup}^2 + a_7^2} + a_8 R_{rup} \quad (1.1)$$

$$f_{mag}(M) = \begin{cases} a_2(M_{c1} - M_{c2}) + a_3(M - M_{c1}) & M < M_{c1} \\ a_2(M - M_{c2}) & M_{c1} \leq M < M_{c2} \\ a_4(M - M_{c2}) & M \geq M_{c2} \end{cases}$$

式中， S_a 為參考地盤 ($V_{S30} \geq 760$ m/s) 的 PSA 中數； M 為地震矩規模； Z_{TOR} 為場址至斷層破裂面頂端之垂直距離，以 km 為單位；逆斷層的 $F_{REV} = 1$ ， $F_{NM} = 0$ ；正斷層的 $F_{NM} = 1$ ， $F_{REV} = 0$ 。

每條種子 GMPE 採用下列輸入參數，境況模擬強地動數據：(a) 離散規模點為 5.0 至 9.0，間距 0.1。(b) 離散 R_{rup} 點為 0.1 至 1 km 時，間距 0.1 km；1 至 10 km 時，間距 1 km；10 至 100 km 時，間距 10

km；100 至 300 km 時，間距 50 km。(c) 離散 Z_{TOR} 點為 0 至 35 km，間距 5 km，且需 $R_{rup} \geq Z_{TOR}$ 。(d) 正斷層之滑移角取 -90 度，平移斷層之滑移角取 0 度，逆斷層之滑移角取 90 度。(e) 傾角取 90 度。(f) $V_{S30} = 760 \text{ m/s}$ 。(g) $Z_{1.0} = 21.8 \text{ m}$ 。(h) $Z_{2.5} = 2000 \text{ m}$ 。(i) $Z_{hypo} = Z_{TOR} + 5 \times (0.3M - 1.01)$ 。(j) 若需計算 R_{JB} 時，假設場址位於斷層開裂面兩端。

將上述輸入參數之離散組合代入各條種子 GMPE，分別產生 23616 組 lnPSA。利用統一型式 GMPE，針對 23616 組人為 lnPSA 進行非線性迴歸分析，估計其 13 個係數。非線性迴歸分析採用的限制條件為：(a) $a_5 < 0$ 。(b) $a_6 > 0$ 。(c) $M_{c1} < M_{c2}$ 。(d) $a_4 < a_2$ 。(e) $a_8 < 0$ 。因此，可得到與 9 條種子 GMPE 單獨對應的 9 條共同型式 GMPE。舉例而言，在振動週期 0.01 s 和 2 s 時，I14adj 和 Chao18 與對應擬合的共同型式 GMPE 之比較如圖 1-2 所示。

5. 隨機(Random) GMPE：

式(1.1)的 11 個 a 係數和 2 個規模分界點皆視為隨機變數，並假設為 13 維常態分佈，遂形成隨機 GMPE，9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 即為此隨機 GMPE 的樣本 GMPE。然而因隨機 GMPE 的每個係數只有 9 個樣本，據以統計隨機 GMPE 中 13 個係數的平均數向量和互變異數矩陣有所偏頗，必須增加隨機 GMPE 的樣本 GMPE。

將前述 23616 組輸入參數代入 9 條種子 GMPE 中，每組輸入參數得到的 9 個 PSA 中數不會相同，顯示 GMPE 具有知識不確定性。為了增加共同型式 GMPE 的數量，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫 (NCREE, 2019b) 考慮這 9 個 PSA 中數的差異性，對其進行加權組合，

步驟如下：(a) 9 條種子 GMPE 的 lnPSA 任取其中兩個組合，可能情形共有 36 種。(b) 兩兩種子 GMPE 的 lnPSA 將賦於三種權重來組合，即(0.25, 0.75)、(0.5, 0.5)、和(0.75, 0.25)。(c) 結合(a)和(b)，每組輸入參數對應之兩兩組合的 lnPSA 合計 108 個。

同樣對某一種組合後的 23616 組 lnPSA 進行非線性迴歸分析，得到與其對應的共同型式 GMPE，兩兩組合之 lnPSA 遂額外產生 108 條共同型式 GMPE。加上原先 9 條種子 GMPE 單獨等化而來的 9 條共同型式 GMPE，合計有 117 條共同型式 GMPE，亦即共同型式 GMPE 的每個係數皆有 117 個樣本值，用以估計這些係數的平均數向量和互變異數矩陣。13 維平均數向量和 13 階互變異數矩陣的估計數值存放於台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫 GMC 技術報告(NCREE, 2019b) 的電子附錄 B。

這 117 條共同型式 GMPE 實為原先 9 條種子 GMPE 內插組合的呈現，仍不足以涵蓋 GMPE 的知識不確定性，故才假設共同型式 GMPE 的 13 個係數為 13 維常態分佈，將共同型式 GMPE 視為隨機 GMPE；然而觀察和評估 13 個隨機變數的連續分佈，充滿技術挑戰性。為了充份考慮 GMPE 的知識不確定性，使其 CBR 達到 TDI，故將連續分佈的 GMPE 改以離散分佈的樣本 GMPE 取代。因此，必須另行產生大量隨機 GMPE 的樣本 GMPE，亦即不同係數的共同型式 GMPE。這些大量產生的共同型式 GMPE 的 13 個係數將依據 117 條共同型式 GMPE 所估計的平均數向量和互變異數矩陣隨機產生。

隨機產生 13 個係數時，其限制條件除了與非線性迴歸分析相同的 5 個條件之外，再加上兩個限制條件：(f) $a_5 + 5a_6 < 0$ 和 (g) $a_4 + a_6 \ln \sqrt{a_7^2} > 0$ 。這些隨機 GMPE 的樣本 GMPE 高達 2000 條，每

條樣本 GMPE 的 13 個係數值存放於台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫 GMC 技術報告(NCREE, 2019b)的電子附錄 C。舉例而言，在振動週期 0.01 s 時，2000 組樣本 GMPE 的 13 個係數之直方圖與 9 條種子 GMPE 擬合的共同型式 GMPE 係數之比較如圖 1-3 所示。

6. Sammon's map :

共同型式 GMPE 的輸入參數有 M 、 R_{rup} 、 Z_{TOR} 、 F_{REV} 、和 F_{NM} 等 5 個，如式(1.1)所示。2000 組樣本 GMPE 的 PSA 中數估計值會隨著輸入參數的不同，而有相異的接近程度，亦即知識不確定性，不過很難在 5 維座標系統觀察 2000 個曲面。因此，將藉助 Sammon 的映像技術(Sammon, 1969)，把高維度曲面轉換成 2 維度座標點（平面座標系統）繪出，稱為 Sammon 圖。如此一來，每一組樣本 GMPE 投射為平面上的一點，方便評估 GMPE 可達致 TDI 的 CBR。

基本上，GMPE 的輸入參數為連續變化，為了配合 Sammon 圖的數值運算，將輸入參數離散化。此外，在降低座標維度的轉換運算中，對地震危害度貢獻較小的輸入參數所造成的 PSA 中數應給予較低的權重。因此，將藉助地震危害度拆解圖的輸入參數區格，進行輸入參數的離散化。圖 1-4 和圖 1-5 顯示四座核電廠 $T=0.01s$ 的地震危害度對 M 、 R_{rup} 、和 Z_{TOR} 之拆解圖(NCREE, 2019b)，製作 Sammon 圖的 GMPE 離散輸入參數取為這三個參數區格的中心點，但有以下規定：(a) $Z_{TOR} \leq 35 \text{ km}$ 。(b) $R_{rup} > Z_{TOR}$ 。(c) 核三廠之 $F_{REV} = 1$ ， $F_{NM} = 0$ ；其它核電廠之 $F_{NM} = 1$ ， $F_{REV} = 0$ 。合計共有 2926 組離散輸入參數，將進行 2000 組樣本 GMPE 和 9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 的 lnPSA 境況模擬。

在降低座標維度的轉換運算中，期望 2000 組樣本 GMPE 和 9 條

種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 的 $\ln PSA$ 在原始座標系統的接近程度與平面座標系統十分類似，亦即尋求知識不確定性在兩種座標系統的一致性，來進行座標的轉換。選用目標函數如下：

$$E = \frac{1}{\sum_{i < j} \bar{\Delta}_{ij}^{GMPE}} \sum_{i < j} \frac{(\bar{\Delta}_{ij}^{GMPE} - \bar{\Delta}_{ij}^{map})^2}{\bar{\Delta}_{ij}^{GMPE}} \quad (1.2)$$

式中， $\bar{\Delta}_{ij}^{GMPE}$ 和 $\bar{\Delta}_{ij}^{map}$ 分別為兩兩 GMPE (i 和 j) 的 $\ln PSA$ 境況模擬值在原始座標系統和平面座標系統的距離，以 $\bar{\Delta}_{ij}^{GMPE}$ 為例，定義如下：

$$\bar{\Delta}_{ij}^{GMPE} = \sqrt{\sum_{k=1}^{N_s} w_k (\ln S_{a,k}^i - \ln S_{a,k}^j)^2} \quad (1.3)$$

式中， $\ln S_{a,k}^i$ 為 GMPE i 的第 k 個 $\ln PSA$ 境況模擬值； $N_s = 2926$ ，為離散輸入參數組數（即 $\ln PSA$ 境況模擬個數）； w_k 為權重，正比於下列數值：

$$w_k \propto DEG(M_k, R_{rup,k}, Z_{TOR,k}) + \frac{1}{N_s} \quad (1.4)$$

式中， $DEG(M_k, R_{rup,k}, Z_{TOR,k})$ 為第 k 個離散輸入參數 $(M_k, R_{rup,k}, Z_{TOR,k})$ 對地震危害度的貢獻比例，如圖 1-4 和圖 1-5 所示。

尋求目標函數 E 最小化須迭代運算，設定其值小於 10^{-5} 時 (NCREE, 2019b)，即停止迭代，得二維座標點，據以繪製 Sammon 圖。

四座核電廠於 $T = 0.01s$ 的 Sammon 圖如圖 1-6 所示 (NCREE, 2019b)，9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 的二維座標點為藍空心圓，2000 組樣本 GMPE 的二維座標點為黃實心圓，這 2009 個圓點（種子加隨機產生）的分佈情形乃 2926 組離散輸入參數的綜合表現。觀察此圖，可知：(a) 9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE

的二維座標點存有明顯間隙，並非密集於一處，否則就不用設節點來考慮知識不確定性。(b) 2000 組樣本 GMPE 的二維座標點分佈比 9 條種子 GMPE 廣泛，這是採用共同型式 GMPE 13 個係數的互變異數矩陣隨機產生大量樣本的必然結果。這兩種現象涉及 GMPE 的 CBR，9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 在二維座標系統的間隙和分佈與 CB（中值和主幹）有關，2000 組樣本 GMPE 在二維座標系統的分佈與 R（範圍）有關，欲使 GMPE 的 CBR 達至 TDI，需在 Sammon 圖中選取範圍，劃分區域，找出代表(Representative) GMPE。

利用式(1.2)進行降低維度運算後，所得二維座標點為相對值，繪製 Sammon 圖時，需定義參考原點和參考座標軸。圖 1-6 的中心點 A_0 乃取 9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 在每一種境況模擬的平均值，共 2926 個平均 lnPSA 降低維度之結果，然後所有二維座標點減去 A_0 的座標點，亦即對 A_0 點平移， A_0 遂為 Sammon 圖的原點。同理可計算 9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 在每一種 lnPSA 境況模擬的標準差，將 2926 個平均 lnPSA 分別加、減兩個標準差，再進行降低維度運算後，所得二維座標點以 A+2 和 A-2 標示。令點 A+2 和 A-2 之連線為水平橫軸，且點 A+2 位於正橫軸，對所得二維座標點進行座標系統旋轉。圖 1-6 即為座標平移和旋轉後的 Sammon 圖，點 A_0 、A+2 和 A-2 以紅叉號標示於圖中。

除了上述 3 個參考點之外，另有 6 個參考點亦以紅叉號標示於 Sammon 圖中。這 6 個參考點分成 3 組，分別顯示 lnPSA 的整體、隨規模、和隨距離之升降，皆以點 A_0 往相對兩側定點，藉由點 A_0 之 2926 個平均 lnPSA 加減調整值，再降低維度得之，說明於下：(a) 點 A_0 之 2926 個平均 lnPSA 加、減定值 α ，所得二維座標點以 S+和

S-標示。(b) 點 A_0 之 2926 個平均 $\ln PSA$ 加、減 βM ，所得二維座標點以 M+和 M-標示。(c) 點 A_0 之 2926 個平均 $\ln PSA$ 加、減 γR_{rup} ，所得二維座標點以 R+和 R-標示。取 $(\alpha, \beta, \gamma) = (0.5, 0.06, 0.0075)$ ，以使這 6 個參考點方便顯示於圖 1-6 中。在 Sammon 圖中，若這 6 個參考點兩兩連線，即可標示共同型式 GMPE 的 $\ln PSA$ 整體、隨規模、和隨距離升降之 3 條軸向。

最後在 Sammon 圖中，將 9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 的二維座標點分別投影至這 3 條軸向，合計 27 點，以紅空心三角標於圖 1-6 中。

7. 代表(Representative) GMPE：

在 Sammon 圖中，欲使 GMPE 的 CBR 達至 TDI，需在圖 1-6 中選取最大範圍，此範圍須包含 9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 的二維座標點，但不必圍住所有 2000 組樣本 GMPE 的二維座標點。台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)首先釐訂此範圍的下限需求：包含 9 條種子 GMPE 對應之共同型式 GMPE 的二維座標點，以及其 27 個投影點。此範圍下限假設為一橢圓，在變化橢圓轉向、長軸長度、和短軸長度下，尋找面積最小的橢圓，結果如圖 1-6 的紅色虛線橢圓所示。

GMPE 的 CBR 要達至 TDI，涵蓋範圍須比圖 1-6 的紅色虛線橢圓大，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)將紅色虛線橢圓的長、短軸各延伸 30%，訂為共同型式 GMPE 的合理範圍，結果為圖 1-6 的綠色最大橢圓。

在圖 1-6 的綠色最大橢圓中，找出代表 GMPE 的步驟如下：(a) 除了長、短軸之外，再畫出 2 條與它們夾 45 度的軸，將最大橢圓劃

分成 8 個區域。(b) 將最大橢圓之長、短軸分別縮短 27.24% ($1-\sqrt{9/17}$)，構成一個中橢圓。(c) 將最大橢圓之長、短軸分別縮短 75.75% ($1-\sqrt{1/17}$)，構成一個小橢圓。(d) 小橢圓之內、中小橢圓間 8 條軸向切分、以及大中橢圓間 8 條軸向切分，合計將最大橢圓分割成 17 個相等面積的小區域。(e) 在每個小區域之內，選取最靠近形心的樣本 GMPE 作為代表 GMPE。

8. 代表 GMPE 的權重：

為了評估 17 條代表 GMPE 的權重，需選取強地動資料和統計公式。強地動資料分為兩組：GLB+TW（世界加台灣）和 TW（台灣），前者的 GLB 來自 NGA-West2 資料庫，補充台灣本土強地動資料所缺的強震近距離資料。兩者的 TW 挑選自調整國外 7 條種子 GMPE 和發展國內 2 條種子 GMPE 的台灣本土強地動資料，但純 TW 的挑選條件比賽寬鬆。隨著 PSA 的週期長短，GLB+TW 挑選了 2842 至 3590 組水平向地殼地震強地動資料，TW 挑選了 6874 至 7743 組水平向地殼地震強地動資料。以週期 0.01 s 為例，兩組強地動資料的規模和距離分佈示於圖 1-7。

在 SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)中，第 i 條代表 GMPE 的權重比例值如下：

$$w_i \propto \frac{A_i}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} S_{ij} \quad (1.5)$$

式中，下標 i 代表 Sammon 圖的第 i 個小區域，下標 j 代表小區域內第 j 條樣本 GMPE， A_i 為第 i 個小區域的面積，在台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)中，因等面積切割成 17 個小區域之故， A_i 實為一常數， N_i 為第 i 個小區域內樣本 GMPE 的數量。在

SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)中， S_{ij} 有三種選擇，因而產生以下三種代表 GMPE 的權重比例值：

$$w_{R,i} \propto \frac{A_i}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} \frac{1}{\left| \overline{\delta B_{e,j}} \right| + 0.0075} \quad (1.6)$$

$$w_{L,i} \propto \frac{A_i}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} LL_j - \min_{1 \leq i \leq 17} \left(\frac{A_i}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} LL_j \right) \quad (1.7)$$

$$w_{P,i} \propto \frac{A_i}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} P_j \quad (1.8)$$

式中， $\overline{\delta B_{e,j}}$ 為第 i 個小區域內第 j 條樣本 GMPE 之事件間平均殘值，計算殘值的強地動資料可為 GLB+TW 或 TW； LL_j 為第 j 條樣本 GMPE 各係數之概似(likelihood)的常用對數值； P_j 為第 j 條樣本 GMPE 各係數之機率密度值。基本上， $1/\overline{\delta B_{e,j}}$ 和 LL_j 呈現第 j 條樣本 GMPE 以 GLB+TW 或 TW 數據檢核的信心程度；而 P_j 與強地動數據無關， $w_{P,i}$ 近似於第 i 個小區域內的樣本 GMPE 個數佔 17 個小區域內所有樣本 GMPE 個數的比例，即 $N_i / \sum_{i=1}^{17} N_i$ 。

圖 1-8 展示核三廠應用週期 0.01 s 的 GLB+TW（左側兩圖）或 TW（右側兩圖）數據所得的 $\overline{\delta B_{e,j}}$ （上方兩圖）和 LL_j （下方兩圖）等值線圖。上方兩圖的粗黑線標示 $\overline{\delta B_{e,j}} = 0$ 的點，在這附近的樣本 GMPE 對選定的數據有著合理的擬合度。 LL_j 與殘值平方的平均值有關，在下方兩圖 LL_j 最大值的走向和範圍與上方兩圖的粗黑線並不相近，因此， $1/\overline{\delta B_{e,j}}$ 和 LL_j 是不同的統計值，用以呈現樣本 GMPE 的

信心程度。

利用式(1.6)和式(1.7)，搭配兩套強地動數據，可得 4 個權重值，標示為 $w_{R,i}^{TW+GB}$ 、 $w_{R,i}^{TW}$ 、 $w_{L,i}^{TW+GB}$ 、和 $w_{L,i}^{TW}$ ，這 4 個權重為數據驅動；利用式(1.8)，再得第 5 個權重值，標示為 $w_{P,i}$ ，此權重為模式驅動。結合這 5 個權重值評估 17 條代表 GMPE 權重之邏輯樹和權重如圖 1-9 所示。圖 1-9 的權重設定乃台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫 TI 團隊的判斷，基於下列 3 個原因：(1) 台灣有很多規模小於 7 的強地動數據，(2) 這些強地動數據也用於發展種子 GMPE，和(3) 這些強地動數據在用於擬合 GMPE 時，比用於建立統一型式 GMPE 各係數之機率密度函數時，提供了更多訊息，故給予數據驅動的權重較高的權重值 0.8。再者，由於 GLB+TW 包含比較多對地震危害度貢獻高的強地動數據，故獲得較高的權重值 0.6。

依據圖 1-9 之邏輯樹和權重，17 條代表 GMPE 權重組合之公式如下：

$$w_i = 0.16w_{R,i}^{TW} + 0.24w_{R,i}^{TW+GB} + 0.16w_{L,i}^{TW} + 0.24w_{L,i}^{TW+GB} + 0.2w_{P,i} \quad (1.9)$$

由式(1.9)觀之，最終 5 個權重計算方式之組合比例差異並不大。以核三廠為例，週期 0.01 s 時，17 條代表 GMPE 的 5 個權重和最後組合權重之結果如圖 1-10 所示。綜觀此圖，發現：(1) 第 15 條代表 GMPE 的 $w_{L,i}^{TW+GB}$ 和第 10 條代表 GMPE 的 $w_{L,i}^{TW}$ 非常低，顯示取用不同強地動數據的影響，其它核電廠也有相同情形，但不一定發生於第 15 條或第 10 條代表 GMPE。(2) 不會發生某一條代表 GMPE 的 $w_{R,i}^{TW+GB}$ 或 $w_{R,i}^{TW}$ 非常低。(3) 即令第 15 條代表 GMPE 的 $w_{L,i}^{TW+GB}$ 非常低，其最後組合權重僅是偏低而已，第 10 條代表 GMPE 亦復如是，顯示 5 個

權重計算方式之差異。(4) 如圖 1-8 所示，第 17 個小區域位於 Sammon 圖的中央，但第 17 條樣本 GMPE 的 $w_{p,i}$ 並未特別的高，亦即 Sammon 圖中心小區域的代表 GMPE 並未具有較高的機率密度 P_j ，乃因 Sammon 圖的原點本意為統一型式 GMPE 之 2926 組境況模擬的平均，而非統一型式 GMPE 之 13 個係數的平均。

(三) 上盤場址係數的權重

核二廠和核三廠分別落在山腳斷層和恆春斷層的上盤，且距離近，必須考慮上盤效應。一般而言，在相同距離下，上盤場址的短週期 PSA 會比下盤場址大，故從 NGA-West1 GMPE (Powers 等人, 2008) 開始考慮在 GMPE 加入上盤效應項。從早期的輸入 1 或 0 啟用 GMPE 的上盤效應項與否，一直到近期 SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)設定節點來處理上盤效應的知識不確定性，其分支有 5 條。台灣上盤場址的強震數據量尚不足以發展新型且完整的上盤效應模型，且 SWUS 計畫的上盤效應特性是目前最新的模型，故台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)藉助其模型來考慮上盤效應之知識不確定性。

SWUS 計畫 (GeoPentech, 2015) 的上盤效應模型採用下列函數加成：

$$\begin{aligned}
 & f_{HW}(M, Dip, W, R_x, R_{JB}, R_{rup}, Z_{TOR}) \\
 &= C_1 \cos(Dip) \left[C_2 + (1 - C_2) \tanh \frac{C_3 R_x}{W \cos(Dip)} \right] \times [1 + C_4 (M - 7)] \quad (1.10) \\
 & \times \left(1 - \frac{R_{JB}}{R_{rup} + 1} \right) \times \max(0, 1 - \frac{Z_{TOR}}{12 \text{ km}})
 \end{aligned}$$

基本上， f_{HW} 為規模 M 的增函數，為傾角 Dip 、距離項 R_{JB} 、 Z_{TOR} 的減函數。此外，係數 C_1 有 5 個值，代表上盤效應的知識不確定性。

在式(1.10)中， f_{HW} 的函數變化由 $\tanh$ 函數控制，主要輸入參數為場址至斷層破裂面頂端之水平距離 R_x 。圖 1-11 顯示某一情境下， f_{HW} 隨 R_x 的變化，垂直虛線落於 $W \cos(Dip)$ 處，因此場址若位於斷層破裂面水平投影範圍時， f_{HW} 為 R_x 的增函數；否則， f_{HW} 為 R_x 的減函數。圖 1-11 的 5 曲線代表上盤效應知識不確定性的 5 條分支，即係數 C_1 有 5 個值。

為了評估式(1.10)是否適用於台灣地區的上盤效應，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)依據 7 個篩選條件，例如 $M \geq 5$ 、 $Z_{TOR} \leq 12 \text{ km}$ 、 $R_{rup} \leq 50 \text{ km}$ 、和每一地震事件至少有 10 個測站紀錄且至少有 1 個測站位於上盤等等，挑選了 10 筆台灣地震事件的 393 個測站紀錄為測試資料庫。這 10 筆地震事件皆是逆斷層或斜逆斷層，且每一地震事件至少有 3 個測站位於上盤。針對每一條種子 GMPE（捨去上盤效應項），採用任一筆地震事件，計算 $\ln PSA$ 的殘值後，僅考慮事件內變異性，故再減去非上盤測站的平均殘值，然後觀察其隨 R_x 之變化。

以 921 地震事件和種子 GMPE ASK14adj 為例，事件內無上盤效應之殘值隨 R_x 的變化如圖 1-12 所示。此圖右側顯示斷層破裂之水平投影面，以及上、下盤測站分佈；左側下方顯示斷層破裂之深度剖面；左側上方即為 3 個週期之 $\ln PSA$ 殘值隨 R_x 的變化，其中三條曲線分別對應於圖 1-11 之 HW1、HW3 和 HW5，即 C_1 取下限、中值和上限。

10 筆地震事件和 9 條種子 GMPE 類似圖 1-12 的所有圖形存放於台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫 GMC 技術報告(NCREE, 2019b)的電子附錄 I。核二廠對應於山腳斷層以及核三廠對應於恆春斷層的 R_x 皆小於 5 km，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫觀察

$0 \text{ km} \leq R_x \leq 5 \text{ km}$ 的殘值變化，認定 SWUS 計畫 (GeoPentech, 2015) 的上盤效應模型適用於台灣上盤場址的強震數據。

若每一條代表 GMPE 皆考慮了上盤效應的 5 種分支，危害度計算量將為單一上盤效應模型的 5 倍，故 SWUS 計畫 (GeoPentech, 2015) 隨機選取某一上盤效應模型給某一條代表 GMPE；但台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫 (NCREE, 2019b) 改以累積機率配對技巧指定某一上盤效應模型給某一條代表 GMPE。以山腳斷層對核二廠之估計 PSA 為例，三個週期的 17 條代表 GMPE 搭配 5 種上盤效應模型所得 85 個 PSA 值的分佈示於圖 1-13 上方，其累積機率分佈示於圖 1-13 下方。

以圖 1-13 的 0.2 秒週期 PSA 為例，說明指定某一上盤效應模型給代表 GMPE 的配對技巧，並改繪為圖 1-14。在圖 1-14 中，Y 軸累積機率第一個階梯為 $1/85$ ，最後一個階梯為 $84/85$ ，皆不予採計，在 Y 軸的 $2/85$ 至 $83/85$ 之間均分為 17 個累積機率區間。由下往上，選取最靠近累積機率區間中心的點，視為 GMPE 和 HW 的配對。如果此一 GMPE 在較低的累積機率區間已完成配對，則改為選取累積機率區間中心的鄰近點，且尚未配對成功的 GMPE 來配對。在圖 1-14 中，水平虛線穿過 17 個 GMPE 和 HW 的配對點，這 17 條水平虛線約略等距離，代表配對點在各累積機率區間中心點附近。重新對 17 個 GMPE 和 HW 的配對點估算累積機率，並與 85 個原始點的累積機率作一比較，亦示於圖 1-14。

在配對完成後，將圖 1-14 改繪為圖 1-15。在圖 1-15 中，17 條代表 GMPE 和 HW 的配對點改以紅點標示於上方，下方則為配對前後的 PSA 累積機率比較。觀察圖 1-15，可知 17 條代表 GMPE 選配

的上盤效應模型並未偏向或捨棄某一模型。

上述將 85 種 GMPE 和 HW 的組合簡化至單一 GMPE 和單一 HW 的 17 個配對，應逐一週期為之，如圖 1-15 所示。為了更進一步簡化配對組合，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)考慮將 0.2 秒週期的配對組合通用於其它週期。以山腳斷層對核二廠之估計 PSA 為例，所有週期的 85 種 GMPE 和 HW 組合之估計 PSA 構成反應譜，如圖 1-16 所示。所有週期皆採用與 0.2 秒週期相同的配對組合，以 17 條代表 GMPE 估計 PSA 的結果，亦顯示於圖 1-16，以資比較。在圖 1-16 中，85 種 GMPE 和 HW 組合之估計 PSA 可計算平均反應譜，以及平均值加、減一個標準差的範圍，並與一致配對組合的 17 條代表 GMPE 估計 PSA 之相同結果作一比較。觀察圖 1-16，可知兩者的平均值和標準差非常接近，顯示 0.2 秒週期的配對組合可以通用於其它週期。以恆春斷層對核三廠估計 PSA，搭配 5 種 HW 模型，進行前述配對組合分析，亦得到與核二廠類似之結果。

(四) 弧形斷層係數的權重

台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)的 SSC 模式將山腳斷層和 ST-II 構造以弧形斷層（傾角隨斷層深度而減少）模擬，傾角簡化為兩個，但有兩組可能數值，如圖 1-17 所示。SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)的上盤效應模型當初由平面斷層（單一傾角）發展而來，為了探究其在弧形斷層的適用性，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)啟動一項山腳斷層對核二廠的地動隨機模擬研究，相關研究方法和結果置於附錄 C。依據該項研究結果，建議以斷層上半面和下半面的規模差距 $M_{upper} - M_{low}$ 來選取式(1.10)的單一傾角輸入參數，斷層上半面的傾角 $Dip1$ 、斷層下半面的傾角 $Dip2$ 、

或是兩個傾角的平均值，如圖 1-18 所示。斷層傾角的變化對四座核電廠 PSHA 的結果影響甚小，故台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫 (NCREE, 2019b) 依據地動模擬研究成果，採用上述方法，選取單一傾角來考慮上盤效應。

(五) 單一測站標準差的權重

一般而言，地動估計方程式的殘值可以拆解如下：

$$\Delta_{es} = \delta B_e + \delta S2S_s + \delta WS_{es} \quad (1.11)$$

式中， Δ_{es} 為事件 e 在測站 s 的總殘值， δB_e 為事件殘值（事件間殘值）， $\delta S2S_s$ 為測站（事件內測站間殘值）殘值， δWS_{es} 為紀錄殘值（事件內單一測站殘值）。在迴歸分析建立 $\ln PSA$ 的 GMPE 時，事件、測站和紀錄這三個殘值假設為統計獨立的隨機變數，且為平均數是 0 的常態分佈，其標準差分別表示為 τ 、 ϕ_{S2S} 和 $\phi_{SS, GMPE}$ 。因此，在排除測站間變異項 $\delta S2S_s$ 後，以下式計算單一測站標準差：

$$\sigma_{SS, GMPE} = \sqrt{\tau^2 + \phi_{SS, GMPE}^2} \quad (1.12)$$

估計單一測站標準差 $\sigma_{SS, GMPE}$ 需要為事件殘值 δB_e 和紀錄殘值 δWS_{es} ，皆為 GMPE 建立過程的相關資訊。

單一測站標準差 $\sigma_{SS, GMPE}$ 的知識不確定性取決於 τ 和 $\phi_{SS, GMPE}$ 的知識不確定性，首先考慮 τ 的知識不確定性。台灣缺乏足夠的強烈、近距地殼地震來發展 τ 的機率分佈模型，故仍藉重 SWUS 計畫 (GeoPentech, 2015) 的 τ 邏輯樹。SWUS 計畫 (GeoPentech, 2015) 將 τ^2 的知識不確定性以縮放卡方分佈 (Scaled Chi-Squared Distribution) 模擬，所需參數為縮放因子 c 和自由度 k ，由 τ^2 的平均數 $E(\tau^2)$ 和變異數 $V(\tau^2)$ 估計於下：

$$c = \frac{V(\tau^2)}{2E(\tau^2)}, \quad k = \frac{2[E(\tau^2)]^2}{V(\tau^2)} \quad (1.13)$$

在 SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)中，利用 5 條 GPME 估計 $E(\tau^2)$ 和 $V(\tau^2)$ ，其中 $V(\tau^2)$ 之估計包含 GPME 的不確定性和 GPME 之間的變異性。

為了降低 PSHA 的數值計算量，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)將連續的縮放卡方分佈改以三點離散分佈取代。離散三點和對應機率依據 Keefer and Bodily (1983)，取為累積機率 5%、50%和 95%的 τ^2 點，對應機率分別為 0.185、0.63 和 0.185，亦即

$$\begin{aligned} \tau_{High} &= \tau_{95\%} = \sqrt{c\chi_k^{-1}(0.95)}, \\ \tau_{Central} &= \tau_{50\%} = \sqrt{c\chi_k^{-1}(0.50)}, \\ \tau_{Low} &= \tau_{5\%} = \sqrt{c\chi_k^{-1}(0.05)} \end{aligned} \quad (1.14)$$

式中， $\chi_k^{-1}(p)$ 為自由度 k 之卡方分佈對應於累積機率 p 之值。

在 SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)中， τ 之值與規模 M 的關係如下：

$$\tau = \begin{cases} \tau_1 + \frac{M-5}{2}(\tau_2 - \tau_1) & M < 7.0 \\ \tau_2 & M \geq 7.0 \end{cases} \quad (1.15)$$

式中， τ_1 和 τ_2 依據式(1.14)而有高、中和低三個數值，如表 1-1 所列。結合式(1.15)和如表 1-1， τ 值與規模 M 之關係如圖 1-19 所示。另一方面，SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)認定 τ 之值與週期無關。

台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)以台灣的中、小地震數據驗證圖 1-19 的適用性。以四個週期(0.01、0.3、1、3 秒)為例，應用台灣地震數據和 9 條種子 GMPE 在四個規模區間(4.5-5.5、

5.0-6.0、5.5-6.5、6.0-7.0)所得 τ 值與 SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)建議公式之比較如圖 1-20 所示，大部份的台灣 τ 值落在 SWUS 計畫的高、低值之間。

為了驗證台灣 τ 值是否與週期無關，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)以兩個規模區間(5.0-6.0、6.0-7.0)為例，比較各週期的台灣 τ 值與 SWUS 計畫的台灣 τ 值，如圖 1-21 和圖 1-22 所示，大部份的台灣 τ 值落在 SWUS 計畫的高、低值之間。基於圖 1-20 至圖 1-22 之比較，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)評估 SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)的 τ 值建議公式可應用於台灣地殼地震。

正確而言，特定場址的 PSHA 應選用事件內此場址的標準差 $\phi_{SS,target}$ ，取代式(1.12)的事件內任一測站的標準差 $\phi_{SS,GMPE}$ 。一般而言，核電廠附近可能無足夠的強震數據來估算 $\phi_{SS,target}$ 。假設某一場址 s 有足夠的強震數據來估算事件內此場址的標準差 $\phi_{SS,s}$ ，那麼特定場址 $\phi_{SS,target}^2$ 的知識不確定性可由單一事件 $\phi_{SS,s}^2$ 跨過不同場址的機率分佈來取代。

如同 τ^2 ，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)依然假設 $\phi_{SS,s}^2$ 為縮放卡方分佈，其縮放因子 c 和自由度 k 與平均數 $E(\phi_{SS,s}^2)$ 和變異數 $V(\phi_{SS,s}^2)$ 的關係一如式(1.13)，惟 τ^2 以 $\phi_{SS,s}^2$ 取代之。在台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)中， $E(\phi_{SS,s}^2)$ 以跨過 9 條種子 GMPE 的 $\phi_{SS,GMPE}^2$ 估計之。

為了觀察 $\phi_{SS,GMPE}$ 與規模相關與否，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)提供 4 個週期的 9 條種子 GMPE 之 $\phi_{SS,GMPE}$ 與規

模關係圖，如圖 1-23 所示。依據此圖，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)認定台灣地殼地震之 $E(\phi_{SS,s}^2)$ 與規模無關。

為了觀察 $\phi_{SS,GMPE}$ 與週期相關與否，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)提供 9 條種子 GMPE 之 $\phi_{SS,GMPE}$ 與週期關係圖，如圖 1-24 所示。依據此圖，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)認定台灣地殼地震之 $E(\phi_{SS,s}^2)$ 與週期無關。在圖 1-24 中，亦顯示 $\phi_{SS,GMPE}$ 的平均值和建議值，此建議值為 $\phi_{SS,GMPE}^2$ 跨過 9 條種子 GMPE 和 17 個週期之均方根。

另一方面， $V(\phi_{SS,s}^2)$ 若以跨過所有場址的樣本變異數估計時，因樣本數不足，取樣誤差嚴重。SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)曾以隨機模擬法探討 $\phi_{SS,s}$ 的變異係數 $CV(\phi_{SS,s})$ ，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)亦比照辦理，依據模擬結果，挑選 $CV(\phi_{SS,s})=0.2$ 。 $\phi_{SS,s}^2$ 的變異係數 $CV(\phi_{SS,s}^2)$ 約為 $CV(\phi_{SS,s})$ 的兩倍，因此， $CV(\phi_{SS,s}^2)=0.4$ ，而 $V(\phi_{SS,s}^2)$ 為 $E(\phi_{SS,s}^2)$ 與 $CV(\phi_{SS,s}^2)$ 之乘積。有了平均數 $E(\phi_{SS,s}^2)$ 和變異數 $V(\phi_{SS,s}^2)$ 之後， $\phi_{SS,s}^2$ 的縮放因子 c 和自由度 k 可依類似式(13)估算之。

如前所述， $\phi_{SS,target}^2$ 的知識不確定性可由 $\phi_{SS,s}^2$ 的縮放卡方分佈來模擬。 $\phi_{SS,target}$ 的高、中、低離散三值與縮放因子 c 和自由度 k 之關係亦類似式(1.14)，惟 τ 以 $\phi_{SS,target}$ 取代之。所得離散 $\phi_{SS,target}$ 值列於表 1-2，這三值皆與規模或週期無關，如圖 1-25 所示。

為了驗證基於所有測站所得之 $\phi_{SS,s}$ 是否貼近核電廠址的 $\phi_{SS,target}$ ，幾經測試之後，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)決

定選取距離核電廠址 20 km 之內的測站強震數據，其數量(30 以上)足以估算 $\phi_{SS, target}$ 。以核一廠為例，9 條種子 GMPE 所估算之 $\phi_{SS, target}$ 示於圖 1-26，與基於 $\phi_{SS, s}^2$ 為縮放卡方分佈所得 $\phi_{SS, target}$ 的高、中、低離散三值作一比較，允稱合理。

由式(1.12)可知單一測站變異數 σ_{SS}^2 為事件間變異數 τ^2 與事件內單一測站變異數 $\phi_{SS, target}^2$ 之和，即：

$$\sigma_{SS}^2 = \tau^2 + \phi_{SS, target}^2 \quad (1.16)$$

因此， σ_{SS}^2 的平均數和變異數分別為：

$$E(\sigma_{SS}^2) = E(\tau^2) + E(\phi_{SS, target}^2), \quad V(\sigma_{SS}^2) = V(\tau^2) + V(\phi_{SS, target}^2) \quad (1.17)$$

基本上，卡方分佈變數之和依舊是卡方分佈，自由度也是兩個自由度之和。然而 τ^2 和 $\phi_{SS, target}^2$ 的縮放因子不盡相同，故 σ_{SS}^2 理論上不一定再維持為縮放卡方分佈。

台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)依然假設單一測站變異數 σ_{SS}^2 為縮放卡方分佈，其縮放因子 c 和自由度 k 由平均數 $E(\sigma_{SS}^2)$ 和變異數 $V(\sigma_{SS}^2)$ 估計於下：

$$c = \frac{V(\sigma_{SS}^2)}{2E(\sigma_{SS}^2)}, \quad k = \frac{2[E(\sigma_{SS}^2)]^2}{V(\sigma_{SS}^2)} \quad (1.18)$$

σ_{SS}^2 的連續縮放卡方分佈也改以三點離散分佈取代， σ_{SS} 的高、中和低三個數值計算如下：

$$\begin{aligned} \sigma_{SS, High} &= \sigma_{SS, 95\%} = \sqrt{c\chi_k^{-1}(0.95)}, \\ \sigma_{SS, Central} &= \sigma_{SS, 50\%} = \sqrt{c\chi_k^{-1}(0.50)}, \\ \sigma_{SS, Low} &= \sigma_{SS, 5\%} = \sqrt{c\chi_k^{-1}(0.05)} \end{aligned} \quad (1.19)$$

由於 τ^2 和 $\phi_{SS, target}^2$ 的模型皆與週期無關，故 σ_{SS} 之值亦與週期無關。

然而 τ 值與規模有關，即式(1.15)，因此， σ_{ss} 值與規模 M 之關係如下：

$$\sigma_{ss} = \begin{cases} \sigma_{ss1} + \frac{M-5}{2}(\sigma_{ss2} - \sigma_{ss1}) & M < 7.0 \\ \sigma_{ss2} & M \geq 7.0 \end{cases} \quad (1.20)$$

式中， σ_{ss1} 和 σ_{ss2} 依據式(1.19)而有高、中和低三個數值，列於表 1-3。結合式(1.19)和如表 1-3， σ_{ss} 值與規模 M 之關係如圖 1-27 所示。

(六) 混合模式的權重

一般而言，以 GMPE 估計 PSA 時，將產生隨機不確定性，通常以對數常態分佈模擬，其中數為 GMPE 所得 PSA，另外估計對數標準差。實務上，GMPE 常以 $\ln PSA$ 進行非線性迴歸分析，估計 GMPE 中的係數。因此， $\ln PSA$ 以常態分佈模擬，依 GMPE 估計的 $\ln PSA$ 為平均數，另外估計 $\ln PSA$ 的標準差。最近的研究(Coppersmith 等人, 2014)發現事件內單一測站殘值 δWS_{es} 在高低兩端出現頻率減少的幅度比常態分佈慢，此種兩側衰減變慢的機率分佈可以兩個常態分佈（相同平均數，不同標準差）的組合來模擬，稱為混合模式(Mixture Model)，如圖 1-28 所示。觀察此圖，可知將 $\ln PSA$ 的標準差估計值一者放大，一者縮小，再組合的混合常態分佈在高低值兩端衰減比原始常態分佈慢。

單一測站標準差與事件間殘值 δB_e 和事件內單一測站殘值 δWS_{es} 有關，在 Hanford 計畫(Coppersmith 等人, 2014)中，僅發現 δWS_{es} 適合用混合模式模擬，而 δB_e 採用原始常態分佈模擬即可。台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)將 δWS_{es} 和 δB_e 皆以混合模式模擬，而且縮放 $\ln PSA$ 之標準差的兩個比例常數皆相同，因此可以直接縮放單一測站標準差，以混合模式考慮 $\ln PSA$ 之隨機不確定

性。

分位(Quantile)為累積機率分佈函數的反函數，為了探討標準差增減比例 α 的大小，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)比較事件內單一測站殘值 δWS_{es} 的經驗分位和混合模式的理論分位，即分位圖(Q-Q plot)。以種子 GMPE Chao 18 為例，0.01 和 5 秒週期的 4 個 α 值之分位圖分別如圖 1-29 和圖 1-30 所示，圖中的混合模式理論分位由兩個常態分佈各 100000 個隨機值依 1 比 1 的比例組合而成。依據許多類似的分位圖，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)採用 $\alpha = 0.2$ （即 0.8 倍和 1.2 倍單一測站標準差），且 1 比 1 組合兩個常態分佈，此種設定適用於所有週期和所有 GMPE。

因此，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)以下列混合模式考慮 GMPE 的隨機不確定性：

$$P(\ln PSA > z) = 0.5 \left[1 - \Phi \left(\frac{z - \mu}{0.8\sigma_{ss}} \right) \right] + 0.5 \left[1 - \Phi \left(\frac{z - \mu}{1.2\sigma_{ss}} \right) \right] \quad (1.21)$$

式中， μ 為 GMPE 的 $\ln PSA$ 估計值， Φ 為標準常態分佈的累積機率函數。

經由 WS #1 的 PSHA 結果回饋，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)發現原始常態分佈模式或是混合模式在四座核電廠的 PSHA 結果非常接近，故台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)未將原始常態分佈模式列為分支，僅選用混合模式一分支，令其權重為 1。

（七）以離散分支模擬連續機率分佈之探討

在以三點離散機率分佈模擬連續機率分佈方面，Pearson 和 Tukey (1965)率先採用機率分佈的中數為中值，即三點近似法的三點

為累積機率 5%、50%、和 95%對應之點，權重分別為 0.185、0.63、和 0.185。Megill (1977)提出另一種三點近似法，三點的累積機率為 10%、50%、和 90%，分別對應於權重 0.3、0.4、和 0.3。Pearson 和 Tukey 之離散三點近似法示意圖如圖 1-31 所示，中值代表分佈曲線中間 63%的區域，高、低值則分別代表分佈曲線兩端 18.5%的區域。

在以三點離散機率分佈模擬連續機率分佈時，如果仍然採用機率分佈的中數為中值，代表分佈曲線中間區域的機率(面積)設為 p ；高、低值的累積機率分別為 $1-q$ 和 q (其和為 1)，代表分佈曲線兩端區域的機率均為 $(1-p)/2$ 。換言之，離散三點的累積機率為 q 、50%、和 $1-q$ ，分別對應於權重 $(1-p)/2$ 、 p 、和 $(1-p)/2$ ，其示意圖如圖 1-32 所示。藉由變化 p 和 q 值，可以驗證何種離散三點近似法最適用。

Keefer 和 Bodily (1983)基於許多貝他分佈(Beta Distribution)和對數常態分佈的測試，認為 Pearson 和 Tukey (1965)的三點近似法在估計平均數和變異數時，幾乎都有最低的平均和最大相對誤差。在 PSHA 中，對數常態分佈最常用，有兩個參數，可選擇平均數 μ_E 和標準差 σ_E ，或是取對數後之平均數 $\mu_{\ln E}$ 和標準差 $\sigma_{\ln E}$ 。為使三點近似法在估計對數常態分佈的平均數和變異數時，完全正確，可依下兩式求解 p 和 q ：

$$\mu_E = e^{\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}\sigma_{\ln E}^2} = \int_0^\infty \varepsilon f_E(\varepsilon) d\varepsilon = p\varepsilon_{50\%} + \frac{1-p}{2}(\varepsilon_q + \varepsilon_{1-q}) = \bar{\varepsilon} \quad (1.22)$$

$$\begin{aligned}
\sigma_E^2 &= e^{2\mu_{\ln E} + \sigma_{\ln E}^2} (e^{\sigma_{\ln E}^2} - 1) = \int_0^\infty (\varepsilon - \mu_E)^2 f_E(\varepsilon) d\varepsilon \\
&= p(\varepsilon_{50\%} - \bar{\varepsilon})^2 + \frac{1-p}{2} [(\varepsilon_q - \bar{\varepsilon})^2 + (\varepsilon_{1-q} - \bar{\varepsilon})^2] \\
&= p\varepsilon_{50\%}^2 + \frac{1-p}{2}(\varepsilon_q^2 + \varepsilon_{1-q}^2) - \left[p\varepsilon_{50\%} + \frac{1-p}{2}(\varepsilon_q + \varepsilon_{1-q}) \right]^2 = s_E^2
\end{aligned} \tag{1.23}$$

式中， ε_q 為累積機率 q 的離散點，即 $\varepsilon_q = e^{\mu_{\ln E} + \sigma_{\ln E} \Phi^{-1}(q)}$ ， Φ^{-1} 為標準常態分佈累積機率函數 Φ 的反函數， $\bar{\varepsilon}$ 和 s_E^2 分別為三點近似法估計之平均數和變異數。

式(1.22)和式(1.23)求得 p 和 q 值如下：

$$\begin{aligned}
p &= \frac{(e^{\frac{1}{2}\sigma_{\ln E}^2} + 1)^2}{(e^{\frac{1}{2}\sigma_{\ln E}^2} + 1)^2 + 2}, \quad q = \Phi \left[\ln \left(\frac{\alpha - \sqrt{\alpha^2 - 4}}{2} \right) / \sigma_{\ln E} \right] \\
\alpha &= e^{\frac{3}{2}\sigma_{\ln E}^2} + e^{\sigma_{\ln E}^2} + e^{\frac{1}{2}\sigma_{\ln E}^2} - 1
\end{aligned} \tag{1.24}$$

此兩個最佳值與 $\mu_{\ln E}$ 無關，僅與 $\sigma_{\ln E}$ 有關。以 GMPE 為例，其 $\sigma_{\ln E}$ 由 0.4 增至 0.8 時， p 由 0.685 增至 0.739， q 由 3.76% 減至 2.70%。即令 $\sigma_{\ln E}$ 降至 0.01 時， p 是 0.667， q 是 4.16%。因此，在以中數加上左右累積機率和為 100% 的兩點估計對數常態分佈的平均數和變異數時，雖然 Pearson 和 Tukey (1965) 的 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ ，比 Megill (1977) 的 $(p, q) = (0.4, 10\%)$ 精準，但與 p 和 q 的最佳值仍有一些距離。

再者，將對數常態的連續分佈以三個分支和對應權重來模擬，目的不在估算平均數和變異數，而是結合機率密度函數和適當的用途 (Utility) 函數來估算指定值的機率。以 PSHA 為例，其 t 年內地震危害度計算如下：

$$P(\text{PSA} > s \text{ in } t) = 1 - e^{-\sum_i p_i v_i t} \tag{1.25}$$

式中，震源 i 發生一次地震之危害度計算公式為：

$$p_i = P(PSA > s) = \int \left(\iiint \cdots d \dots \right) f_E(\varepsilon) d\varepsilon \quad (1.26)$$

式中， E 為修正 GMPE 之隨機變數， $f_E(\varepsilon)$ 為其機率密度函數，而內層數重積分考慮了 GMPE 變數的不確定性，惟震源 i 已確定，很多 GMPE 變數（如距離等）不再考慮不確定性，而以地震年平均發生率 ν_i 代表，此時僅需考慮規模不確定性。

含有隨機誤差修正項之 GMPE 可表示如下：

$$\ln PSA = \ln E + a_1 + a_2 M + f(R_{rup}, \dots) = \ln E + a_2 M - \ln c_i \quad (1.27)$$

式中， a_2 為 $\ln PSA$ 隨規模 M 增加之控制係數， $f(R_{rup}, \dots)$ 為含有其它變數（如距離等）的函數，在不考慮其不確定性的情況下，與 a_1 合併為常數 $-\ln c_i$ ，下標 i 代表震源編號。假設規模為截尾指數分佈如下：

$$P(M > m) = 1 - F_M(m) = \frac{e^{-\beta m} - e^{-\beta m_u}}{e^{-\beta m_0} - e^{-\beta m_u}}, \quad m_0 \leq m \leq m_u \quad (1.28)$$

式中， F_M 為規模累積機率函數，參數 β 與大小地震的比例有關， m_0 和 m_u 分別為規模的下限和上限。

將式(1.27)和式(1.28)代入式(1.26)，可得震源 i 發生一次地震之危害度計算簡化公式如下：

$$\begin{aligned} p_i &= P(PSA > s) = P(\ln E + a_2 M - \ln c_i > \ln s) \\ &= \int P \left[M > \frac{\ln(sc_i / \varepsilon)}{a_2} \right] f_E(\varepsilon) d\varepsilon = \int \left\{ 1 - F_M \left[\frac{\ln(sc_i / \varepsilon)}{a_2} \right] \right\} f_E(\varepsilon) d\varepsilon \\ &= \int \left\{ 1 - F_M \left[\frac{\ln sc_i}{a_2} - \frac{\ln \varepsilon}{a_2} \right] \right\} f_E(\varepsilon) d\varepsilon = \frac{\int e^{-\beta \left[\frac{\ln sc_i}{a_2} - \frac{\ln \varepsilon}{a_2} \right]} f_E(\varepsilon) d\varepsilon - e^{-\beta m_u}}{e^{-\beta m_0} - e^{-\beta m_u}} \quad (1.29) \\ &= \frac{e^{-\beta \ln sc_i / a_2} \int \varepsilon^{\beta / a_2} f_E(\varepsilon) d\varepsilon - e^{-\beta m_u}}{e^{-\beta m_0} - e^{-\beta m_u}} \end{aligned}$$

以式(1.29)觀之，計算 p_i 時，須結合 GMPE 的估計不確定性 $f_E(\varepsilon)$

和因規模不確定性所產生的用途函數 ε^{β/a_2} 進行積分。若 $k = \beta/a_2 \leq 2$ 時，前述以 $f_E(\varepsilon)$ 的離散三點近似法估計 $\int \varepsilon^{\beta/a_2} f_E(\varepsilon) d\varepsilon$ ，允稱合理；惟 k 變得愈大時，離散三點近似法之精度將愈差。定義離散三點近似法之估計值的相對誤差如下：

$$\frac{\left[p\varepsilon_{50\%}^k + \frac{1-p}{2}(\varepsilon_q^k + \varepsilon_{1-q}^k) \right] - \int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon}{\int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon} \quad (1.30)$$

以對數常態的 $\mu_{\ln E} = 0$ 和 $\sigma_{\ln E} = 0.65$ 為例，Pearson 和 Tukey (1965) 的 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 與 Megill (1977) 的 $(p, q) = (0.4, 10\%)$ 離散三點估計值之相對誤差與 k 的關係如圖 1-33 所示。在圖 1-33 中，雖然 Pearson 和 Tukey (1965) 的 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 一直優於 Megill (1977) 的 $(p, q) = (0.4, 10\%)$ ；但當 $k \geq 7$ 時，離散三點近似法之估計值將遠低於真正的積分值，相對誤差高達 100%，原因為 k 愈大，較大隨機變數對 $\int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon$ 的影響愈高，故 ε_{1-q} 需取得愈大，即 q 需取得愈小。因此，無論 q 是 5% 或 10%，只要 k 變大，離散三點近似法就會低估積分值。

本計畫將離散三點近似法進行修正，俾能適用於不同的用途函數 ε^k ，公式推導如下：

$$\begin{aligned} \int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon &= \int \varepsilon^k \frac{1}{\varepsilon \sigma_{\ln E} \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln \varepsilon - \mu_{\ln E}}{\sigma_{\ln E}} \right)^2} d\varepsilon \\ &= e^{(k-1)\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}(k-1)^2 \sigma_{\ln E}^2} \int \varepsilon \frac{1}{\varepsilon \sigma_{\ln E} \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left[\frac{\ln \varepsilon - [\mu_{\ln E} + (k-1)\sigma_{\ln E}^2]}{\sigma_{\ln E}} \right]^2} d\varepsilon \end{aligned} \quad (1.31)$$

式(1.31)的精神是將原先的對數常態分佈 $LN(\mu_{\ln E}, \sigma_{\ln E})$ ，改為新的對數常態分佈 $LN(\mu_{\ln E} + (k-1)\sigma_{\ln E}^2, \sigma_{\ln E})$ ，再取離散三點，且估計值需乘

上修正係數 $e^{(k-1)\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}(k-1)^2\sigma_{\ln E}^2}$ 。修正後可再經簡化，完整離散三點近似法的公式於下：

$$\begin{aligned}
\varepsilon'_{50\%} &= e^{\mu_{\ln E} + (k-1)\sigma_{\ln E}^2} = e^{\mu_{\ln E} + (k-1)\sigma_{\ln E}^2} \varepsilon_{50\%}, \quad \varepsilon_{50\%} = e^0 = 1 \\
\varepsilon'_q &= e^{\mu_{\ln E} + (k-1)\sigma_{\ln E}^2 + \sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)} = e^{\mu_{\ln E} + (k-1)\sigma_{\ln E}^2} \varepsilon_q, \quad \varepsilon_q = e^{\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)} \\
\varepsilon'_{1-q} &= e^{\mu_{\ln E} + (k-1)\sigma_{\ln E}^2 - \sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)} = e^{\mu_{\ln E} + (k-1)\sigma_{\ln E}^2} \varepsilon_{1-q}, \quad \varepsilon_{1-q} = e^{-\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)} \\
\int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon &= e^{(k-1)\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}(k-1)^2\sigma_{\ln E}^2} \left[p\varepsilon'_{50\%} + \frac{1-p}{2}(\varepsilon'_q + \varepsilon'_{1-q}) \right] \\
&= e^{k\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}(k^2-1)\sigma_{\ln E}^2} \left[p\varepsilon_{50\%} + \frac{1-p}{2}(\varepsilon_q + \varepsilon_{1-q}) \right] \\
&= e^{k\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}(k^2-1)\sigma_{\ln E}^2} \left[p + \frac{1-p}{2}(e^{\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)} + e^{-\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)}) \right]
\end{aligned} \tag{1.32}$$

在式(1.32)中，離散三點近似法新的修正係數已改為 $e^{k\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}(k^2-1)\sigma_{\ln E}^2}$ 。

就對數常態分佈 $LN(\mu_{\ln E}, \sigma_{\ln E})$ 而言，其 k 次矩為：

$$\int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon = e^{k\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}k^2\sigma_{\ln E}^2} \tag{1.33}$$

將式(1.33)代入式(1.32)，可得：

$$e^{\frac{1}{2}\sigma_{\ln E}^2} = p\varepsilon_{50\%} + \frac{1-p}{2}(\varepsilon_q + \varepsilon_{1-q}) = p + (1-p)\cosh[\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)] \tag{1.34}$$

再解得 p 和 q 的關係式如下：

$$p = \frac{e^{\frac{1}{2}\sigma_{\ln E}^2} - \cosh[\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)]}{1 - \cosh[\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)]}, \quad q = \Phi \left[\frac{1}{\sigma_{\ln E}} \cosh^{-1} \left(\frac{e^{\frac{1}{2}\sigma_{\ln E}^2} - p}{1-p} \right) \right] \tag{1.35}$$

式(1.35)源自於式(1.31)和式(1.32)，由於只有一條關係式， p 和 q 無惟一解，可以先選定 q 後，再依式(1.35)計算 p ，或反之。式(1.35)僅與 $\sigma_{\ln E}$ 有關，惟對應之修正係數 $e^{k\mu_{\ln E} + \frac{1}{2}(k^2-1)\sigma_{\ln E}^2}$ 尚與 k 和 $\mu_{\ln E}$ 有關。

以 GMPE 估計 PSA 時，其隨機不確定性常假設為對數常態分佈，其 $\mu_{\ln E} = 0$ ， $\sigma_{\ln E}$ 約為 0.65。將此 $\sigma_{\ln E}$ 代入式(1.35)，所得之部份 p 和 q 列於表 1-4。觀察表 1-4，可知 Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 很接近無誤差之 $(p, q) = (0.626, 0.05)$ ，而 Megill (1977) 之 $(p, q) = (0.4, 10\%)$ 與無誤差之 $(p, q) = (0.360, 0.10)$ 有點差距，惟此兩種數值若用以本計畫的新離散三點近似法，需依式(1.32)計算。

傳統的離散三點估算法為：

$$\begin{aligned} \int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon &\approx \left[p\varepsilon_{50\%}^k + \frac{1-p}{2}(\varepsilon_q^k + \varepsilon_{1-q}^k) \right] \\ &= \left[pe^{k\mu_{\ln E}} + \frac{1-p}{2}(e^{k\mu_{\ln E} + k\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)} + e^{k\mu_{\ln E} - k\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)}) \right] \quad (1.36) \\ &= e^{k\mu_{\ln E}} \left[p + \frac{1-p}{2}(e^{k\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)} + e^{-k\sigma_{\ln E}\Phi^{-1}(q)}) \right] \end{aligned}$$

比較式(1.32)和式(1.36)，可知新離散三點近似法逕以 ε_q 取代傳統法的 ε_q^k ，但需補乘上修正係數。即令比較式(1.32)和式(1.36)的最後一式，離散點的次方和修正係數亦有所不同。

以對數常態分佈 $LN(\mu_{\ln E} = 0, \sigma_{\ln E} = 0.65)$ 為例，比較傳統和新的離散三點近似法估算 $\int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon$ 的相對誤差。首先看 $k=1$ ，此時傳統和新的離散三點近似法估算結果會相同，式(1.30)的相對誤差百分比隨不同 p 和 q 的等高線如圖 1-34 所示，圖中也以叉號標示 Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 與 Megill (1977) 之 $(p, q) = (0.4, 10\%)$ 。圖中最靠近 $(p, q) = (0.63, 0.05)$ 的紅色等高線源自於式(1.35)，毫無相對誤差。由圖 1-34 可知在此例中($k=1$)，Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 優於 Megill (1977) 之

$(p, q) = (0.4, 10\%)$ 。

其次，觀察 $k=9$ 時，傳統離散三點近似法估算 $\int \varepsilon^k f_E(\varepsilon) d\varepsilon$ 的相對誤差，如圖 1-35 所示。此時 Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 與 Megill (1977) 之 $(p, q) = (0.4, 10\%)$ 的相對誤差百分比接近 100%，原因如前所述，亦可比對圖 1-33。

最後，改以新的離散三點近似法估算 $\int \varepsilon^9 f_E(\varepsilon) d\varepsilon$ ，其相對誤差如圖 1-36 所示。即令 Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 尚非最佳值，採用新的離散三點近似法，其相對誤差亦無異於 $k=1$ 的情況。

總而言之，在以離散三點近似法估算對數常態分佈的 k 次矩時，傳統的離散三點近似法僅適用於較小的 k 值；當 k 較大時，可採用新的離散三點近似法，即使 Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 非最佳值，其估算精度仍可接受。

在式(1.32)中，新離散三點近似法的精神是在高度 $\varepsilon^{k-1} f_E(\varepsilon)$ 的面積下，依據面積百分比 q 取離散點 ε'_q ，而非傳統離散三點近似法基於 $f_E(\varepsilon)$ 涵蓋的面積來取離散點。因此，即使 $f_E(\varepsilon)$ 並非對數常態分佈，亦可比照辦理。

台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)參考 SWUS 計畫(GeoPentech, 2015)的作法，將單一測站變異數(即單一測站標準差的平方)視為縮放卡方分佈，計算單一測站標準差的低值、中值、和高值，累積機率分別對應於 5%、50%、和 95%，權重分別指定為 0.185、0.63、和 0.185，即為 Pearson 和 Tukey (1965) 之離散三點近似法。本計畫將推導此一假設的新離散三點近似法。

自由度為 n 的卡方分佈，其機率密度函數 $f_{\chi_n^2}(x)$ 、平均數 $E(\chi_n^2)$ 和變異數 $Var(\chi_n^2)$ 如下：

$$f_{\chi_n^2}(x) = \frac{1}{2^{n/2} \Gamma(n/2)} x^{n/2-1} e^{-x/2}, \quad x \geq 0; \quad E(\chi_n^2) = n, \quad Var(\chi_n^2) = 2n \quad (1.37)$$

式中， Γ 為 Gamma 函數。自由度為 n 和縮放因子為 c 的縮放卡方分佈，其與卡方分佈變數關係、平均數 $E(Y)$ 、變異數 $Var(Y)$ 、累積分佈函數 $F_Y(y)$ 和機率密度函數 $f_Y(y)$ 如下：

$$Y = c\chi_n^2, \quad c > 0 \Rightarrow E(Y) = cn, \quad Var(Y) = 2c^2n$$

$$F_Y(y) = F_{\chi_n^2}\left(\frac{y}{c}\right), \quad f_Y(y) = \frac{1}{2^{n/2} \Gamma(n/2)c} \left(\frac{y}{c}\right)^{n/2-1} e^{-y/2c}, \quad y \geq 0 \quad (1.38)$$

單一測站變異數若為縮放卡方分佈，單一測站標準差為其正平方根，其與（縮放）卡方分佈變數關係、累積分佈函數 $F_Z(z)$ 和機率密度函數 $f_Z(z)$ 如下：

$$Z^2 = Y = c\chi_n^2, \quad c > 0 \Rightarrow Z = \sqrt{Y} = \sqrt{c\chi_n^2}$$

$$F_Z(z) = F_{\chi_n^2}\left(\frac{z^2}{c}\right), \quad f_Z(z) = \frac{z}{2^{n/2-1} \Gamma(n/2)c} \left(\frac{z^2}{c}\right)^{n/2-1} e^{-z^2/2c}, \quad z \geq 0 \quad (1.39)$$

式(1.39)所需參數為自由度 n 和縮放因子 c 。台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)的單一測站標準差與規模有關，依據表 1-3，找出兩組單一測站標準差低值、中值、和高值的臨界值，列於表 1-5。單一測站標準差的低值、中值、和高值與對應累積機率的關係如下：

$$\begin{cases} 5\% = F_{\chi_n^2}(z_{5\%}^2 / c) \\ 50\% = F_{\chi_n^2}(z_{50\%}^2 / c) \\ 95\% = F_{\chi_n^2}(z_{95\%}^2 / c) \end{cases} \quad (1.40)$$

利用式(1.40)的三條等式，可尋找最佳化的自由度 n 和縮放因子 c ，結果列於表 1-6。為了確認表 1-6 的自由度 n 和縮放因子 c 之正確性，將表 1-6 的結果再代入式(1.40)，反算單一測站標準差的低值、中值、和高值，結果列於表 1-7。比較表 1-5 和表 1-7，可驗證表 1-6 的正確性。

在式(1.29)中，震源 i 發生一次地震之危害度 p_i 需再考慮 GMPE 單一測站標準差 $\sigma_{\ln E}$ 的不確定性。若 $\sigma_{\ln E}^2$ 為縮放卡方分佈，即式(1.38)的 Y ，則 $\sigma_{\ln E}$ 即為式(1.39)的 Z 。仍然假設 E 為對數常態分佈 $LN(0, Z)$ ，即 $\ln E$ 為常態分佈 $N(0, Z)$ ，但其標準差 $Z = \sigma_{\ln E}$ 為隨機變數，如式(1.39)所示，且將精確公式 $\int \varepsilon^{\beta/a_2} f_E(\varepsilon) d\varepsilon = e^{\frac{1}{2}(\beta/a_2)^2 z^2}$ 代入式(1.29)，可以更新 p_i 之計算公式如下：

$$\begin{aligned}
 p_i &= \int \left[\frac{e^{-\beta \ln sc_i / a_2} \int \varepsilon^{\beta/a_2} f_E(\varepsilon) d\varepsilon - e^{-\beta m_u}}{e^{-\beta m_0} - e^{-\beta m_u}} \right] f_Z(z) dz \\
 &= \frac{e^{-\beta \ln sc_i / a_2} \int \left[\int \varepsilon^{\beta/a_2} f_E(\varepsilon) d\varepsilon \right] f_Z(z) dz - e^{-\beta m_u}}{e^{-\beta m_0} - e^{-\beta m_u}} \quad (1.41) \\
 &= \frac{e^{-\beta \ln sc_i / a_2} \int e^{\frac{1}{2}(\beta/a_2)^2 z^2} f_Z(z) dz - e^{-\beta m_u}}{e^{-\beta m_0} - e^{-\beta m_u}}
 \end{aligned}$$

式中， $f_Z(z)$ 如式(1.39)所示。

事實上，台電核電廠 PSHA SSHAC-3 計畫(NCREE, 2019b)對 $\ln E$ 採用混合模式，即單一測站標準差各縮放 0.8 倍和 1.2 倍，權重為 1 比 1。因此，式(1.41)之 $\int e^{\frac{1}{2}(\beta/a_2)^2 z^2} f_Z(z) dz$ 再更正如下：

$$\int \left[\int \varepsilon^{\beta/a_2} f_E(\varepsilon) d\varepsilon \right] f_Z(z) dz = \frac{1}{2} \int \left[e^{\frac{1}{2}(\beta/a_2)^2 (0.8z)^2} + e^{\frac{1}{2}(\beta/a_2)^2 (1.2z)^2} \right] f_Z(z) dz \quad (1.42)$$

若令式(1.42)之 $0.8\beta/a_2$ 或 $1.2\beta/a_2$ 為 s ，則

$$\begin{aligned}
\int_0^\infty e^{\frac{1}{2}s^2 z^2} f_z(z; c, n) dz &= \int_0^\infty e^{\frac{1}{2}s^2 z^2} \frac{z}{2^{n/2-1} \Gamma(n/2) c} \left(\frac{z^2}{c} \right)^{n/2-1} e^{-\frac{z^2}{2c}} dz \\
&= \int_0^\infty \frac{z}{2^{n/2-1} \Gamma(n/2) c} \left(\frac{z^2}{c} \right)^{n/2-1} e^{-\frac{z^2}{2} \left(\frac{1}{c} - s^2 \right)} dz \\
&= \int_0^\infty \frac{z(1+\gamma s^2)}{2^{n/2-1} \Gamma(n/2) \gamma} \left[\frac{z^2(1+\gamma s^2)}{\gamma} \right]^{n/2-1} e^{-\frac{z^2}{2\gamma}} dz \\
&= (1+\gamma s^2)^{n/2} \int_0^\infty \frac{z}{2^{n/2-1} \Gamma(n/2) \gamma} \left(\frac{z^2}{\gamma} \right)^{n/2-1} e^{-\frac{z^2}{2\gamma}} dz \\
&= (1+\gamma s^2)^{n/2} = (1-cs^2)^{-n/2}
\end{aligned} \tag{1.43}$$

式中， $\frac{1}{\gamma} = \frac{1}{c} - s^2 > 0$ ，即 $cs^2 < 1$ ，其最後結果為解析解。

估計式(1.43)之傳統離散三點近似法為：

$$\begin{aligned}
\int_0^\infty e^{\frac{1}{2}s^2 z^2} f_z(z; c, n) dz &\approx p e^{\frac{1}{2}s^2 z_{50\%}^2} + \frac{1-p}{2} (e^{\frac{1}{2}s^2 z_q^2} + e^{\frac{1}{2}s^2 z_{1-q}^2}) \\
&= p e^{\frac{1}{2}s^2 c F_{\chi_n^2}^{-1}(0.5)} + \frac{1-p}{2} [e^{\frac{1}{2}s^2 c F_{\chi_n^2}^{-1}(q)} + e^{\frac{1}{2}s^2 c F_{\chi_n^2}^{-1}(1-q)}]
\end{aligned} \tag{1.44}$$

比照式(1.31)的精神，即

$$\int g(z) f_z(z) dz = \int z \left[\frac{g(z) f_z(z)}{z} \right] dz = C \left[p z'_{50\%} + \frac{1-p}{2} (z'_q + z'_{1-q}) \right] \tag{1.45}$$

式中， $g(z)$ 為任一用途函數， C 為修正係數， z'_q 依據 $\frac{g(z) f_z(z)}{z}$ 下方

面積取離散點。因此，式(1.43)的新離散三點近似法為：

$$\begin{aligned}
\int_0^\infty e^{\frac{1}{2}s^2 z^2} f_z(z; c, n) dz &= C \left[p z'_{50\%} + \frac{1-p}{2} (z'_q + z'_{1-q}) \right] \\
&= C \left[p \sqrt{\gamma F_{\chi_{n-1}^2}^{-1}(0.5)} + \frac{1-p}{2} \left\{ \sqrt{\gamma F_{\chi_{n-1}^2}^{-1}(q)} + \sqrt{\gamma F_{\chi_{n-1}^2}^{-1}(1-q)} \right\} (z'_q + z'_{1-q}) \right]
\end{aligned} \tag{1.46}$$

經由複雜的運算推導，可得 p 和 q 之關係式，以及修正係數 C 如下：

$$p = \frac{\frac{\sqrt{2}\Gamma(n/2)}{\Gamma[(n-1)/2]} - \frac{1}{2}[\sqrt{F_{\chi_{n-1}^2}^{-1}(q)} + \sqrt{F_{\chi_{n-1}^2}^{-1}(1-q)}]}{\sqrt{F_{\chi_{n-1}^2}^{-1}(0.5)} - \frac{1}{2}[\sqrt{F_{\chi_{n-1}^2}^{-1}(q)} + \sqrt{F_{\chi_{n-1}^2}^{-1}(1-q)}]}} \quad (1.47)$$

$$C = \frac{(1 + \gamma s^2)^{n/2} \Gamma[(n-1)/2]}{\sqrt{2\gamma} \Gamma(n/2)} \quad (1.48)$$

p 和 q 之關係式僅與自由度 n 有關，但修正係數還需考慮縮放因子 c 和 β/a_2 。

以表 1-6 的自由度 21 ($M=5$) 和 23 ($M \geq 7$)，代入式(1.46)，可得部份 p 和 q ，分別列於表 1-8 和表 1-9，此兩表的 p 值在小數點後第 4 位有所不同。觀察表 1-8 和表 1-9，可知 Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 與無誤差之 $(p, q) = (0.630, 0.05)$ 相同，而 Megill (1977) 之 $(p, q) = (0.4, 10\%)$ 與無誤差之 $(p, q) = (0.390, 0.10)$ 稍有差距，惟此兩種數值若用以本計畫的新離散三點近似法，需依式(1.46)計算。

底下針對傳統和新離散三點近似法，即式(1.44)和式(1.46)，比較估計結果的相對誤差。考慮 $\beta/a_2 = 1$ 和 $\beta/a_2 = 6$ 兩個情況，但由於 $M=5$ 和 $M \geq 7$ 的自由度、縮放因子和 $p-q$ 關係極為接近，僅比較前者的相對誤差，其單一測站標準差的低值、中值、和高值列於表 1-7。首先以混合模式的 0.8 倍單一測站標準差為例， $\beta/a_2 = 1$ 和 $\beta/a_2 = 6$ 兩個情況採用傳統離散三點近似法的相對誤差分別如圖 1-37 和圖 1-38 所示。圖中最靠近 $(p, q) = (0.63, 0.05)$ 的紅色等高線源自於式(1.47)，毫無相對誤差。由圖 1-37 和圖 1-38 可知 Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ 優於 Megill (1977) 之 $(p, q) = (0.4, 10\%)$ ，但在 $\beta/a_2 = 6$ 時，相對誤差明顯變大。

接著以混合模式的 0.8 倍單一測站標準差為例， $\beta/a_2=1$ 和 $\beta/a_2=6$ 兩個情況採用新離散三點近似法的相對誤差分別如圖 1-39 和圖 1-40 所示。此兩圖的相對誤差十分接近，即令 β/a_2 由 1 增加至 6。圖 1-39 和圖 1-40 對照於圖 1-37 和圖 1-38，可知新離散三點近似法的精確程度，即使採用 Megill(1977) 之 $(p, q)=(0.4, 10\%)$ ，在圖 1-40 的相對誤差仍可接受。

最後，以混合模式的 1.2 倍單一測站標準差為例， $\beta/a_2=1$ 和 $\beta/a_2=6$ 兩個情況採用新離散三點近似法的相對誤差分別如圖 1-41 和圖 1-42 所示。此兩圖的相對誤差十分接近，也與圖 1-39 和圖 1-40 的相對誤差十分接近，顯示無論 $0.8\beta/a_2$ 或 $1.2\beta/a_2$ 的 $\beta/a_2=1$ 或 $\beta/a_2=6$ ，相對誤差均不受影響，這是新離散三點近似法的精度優勢。

既然 0.8 倍和 1.2 倍單一測站標準差的相對誤差十分接近，混合模式（即式(1.42)）的相對誤差也應如此。仍然以 $(p, q)=(0.63, 5\%)$ 為例，考慮 $\beta/a_2=1$ 、2 和 6 三種情況，採用新離散三點近似法估計積分值，其個別相對誤差（式(1.46)之積分值， $s=0.8\beta/a_2$ 或 $s=1.2\beta/a_2$ ）與總和相對誤差（式(1.42)之積分值）列於表 1-10。觀察此表，發現：

- (1) 個別相對誤差和總和相對誤差相同，顯示新離散三點近似法估計積分值不受 s 值影響。
- (2) 相對誤差非常低，乃因選擇 $(p, q)=(0.63, 5\%)$ 已很接近毫無相對誤差之 $(p, q)=(0.6302, 5\%)$ （表 1-8 和表 1-9 之 p 值只取至小數點後 3 位）。
- (3) $M \geq 7$ 之相對誤差稍低於 $M=5$ ，乃因縮放卡方分佈的自由度和縮放因子稍有差異之故（表 1-6）。

表 1-1 事件間標準差的兩個參數(NCREE, 2019b)

	τ_1	τ_2
Low value (5 th percentile)	0.226	0.226
Central value (50 th percentile)	0.386	0.338
High value (95 th percentile)	0.539	0.443

表 1-2 事件內單一測站標準差 (NCREE, 2019b)

	Low value (5 th percentile)	Central value (50 th percentile)	High value (95 th percentile)
$\phi_{SS,target}$	0.321	0.468	0.634

表 1-3 單一測站標準差的兩個參數(NCREE, 2019b)

	σ_{SS1}	σ_{SS2}
Low value (5 th percentile)	0.456	0.443
Central value (50 th percentile)	0.606	0.580
High value (95 th percentile)	0.770	0.729

表 1-4 新離散三點近似法的 p 和 q (對數常態分佈)

q	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.08	0.10	0.12	0.15
p	0.829	0.772	0.722	0.674	0.626	0.474	0.360	0.232	0.0018

表 1-5 單一測站標準差的低值、中值、和高值

	$Z_{5\%}$	$Z_{50\%}$	$Z_{95\%}$
$M = 5$	0.456	0.606	0.770
$M \geq 7$	0.443	0.580	0.729

表 1-6 自由度 n 和縮放因子 c

	n	c
$M = 5$	21	0.0180
$M \geq 7$	23	0.0150

表 1-7 反算單一測站標準差的低值、中值、和高值

	$Z_{5\%}$	$Z_{50\%}$	$Z_{95\%}$
$M = 5$	0.4568	0.6050	0.7669
$M \geq 7$	0.4431	0.5788	0.7264

表 1-8 新離散三點近似法的 p 和 q ($N = 21$ 的卡方分佈)

q	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.08	0.10	0.12	0.15
p	0.816	0.763	0.718	0.674	0.630	0.493	0.390	0.274	0.066

表 1-9 新離散三點近似法的 p 和 q ($N = 23$ 的卡方分佈)

q	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.08	0.10	0.12	0.15
p	0.816	0.763	0.718	0.674	0.630	0.493	0.390	0.274	0.066

表 1-10 新離散三點近似法的相對誤差 $(p, q) = (0.63, 5\%)$

規模	β/b	r	近似解	解析解	個別 相對誤差	總和 相對誤差
$M = 5$	1	0.8	1.129E+00	1.129E+00	2.670E-06	2.670E-06
		1.2	1.318E+00	1.318E+00	2.670E-06	
	2	0.8	1.641E+00	1.641E+00	2.670E-06	2.670E-06
		1.2	3.156E+00	3.156E+00	2.670E-06	
	6	0.8	2.771E+02	2.771E+02	2.670E-06	2.670E-06
		1.2	2.160E+12	2.160E+12	2.670E-06	
$M \geq 7$	1	0.8	1.117E+00	1.117E+00	2.539E-06	2.539E-06
		1.2	1.285E+00	1.285E+00	2.539E-06	
	2	0.8	1.569E+00	1.569E+00	2.539E-06	2.539E-06
		1.2	2.827E+00	2.827E+00	2.539E-06	
	6	0.8	1.312E+02	1.312E+02	2.539E-06	2.539E-06
		1.2	3.221E+07	3.221E+07	2.539E-06	

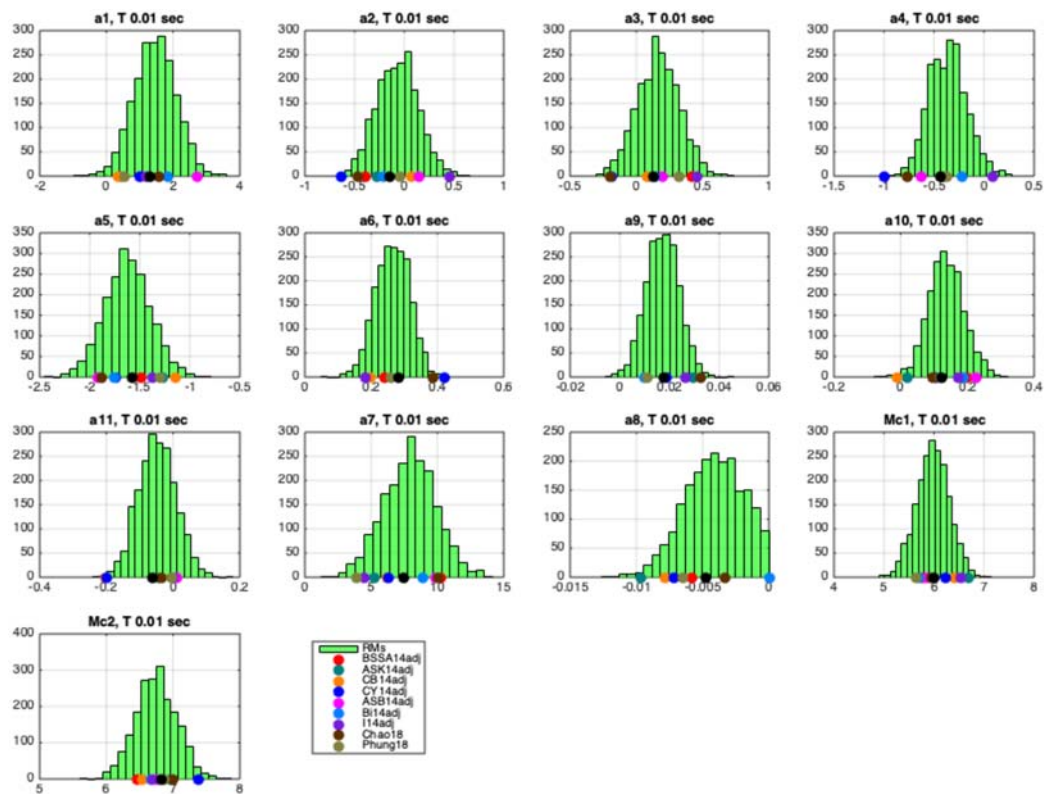


圖 1-3 2000 組樣本共同型式 GMPE 係數之直方圖(NCREE, 2019b)

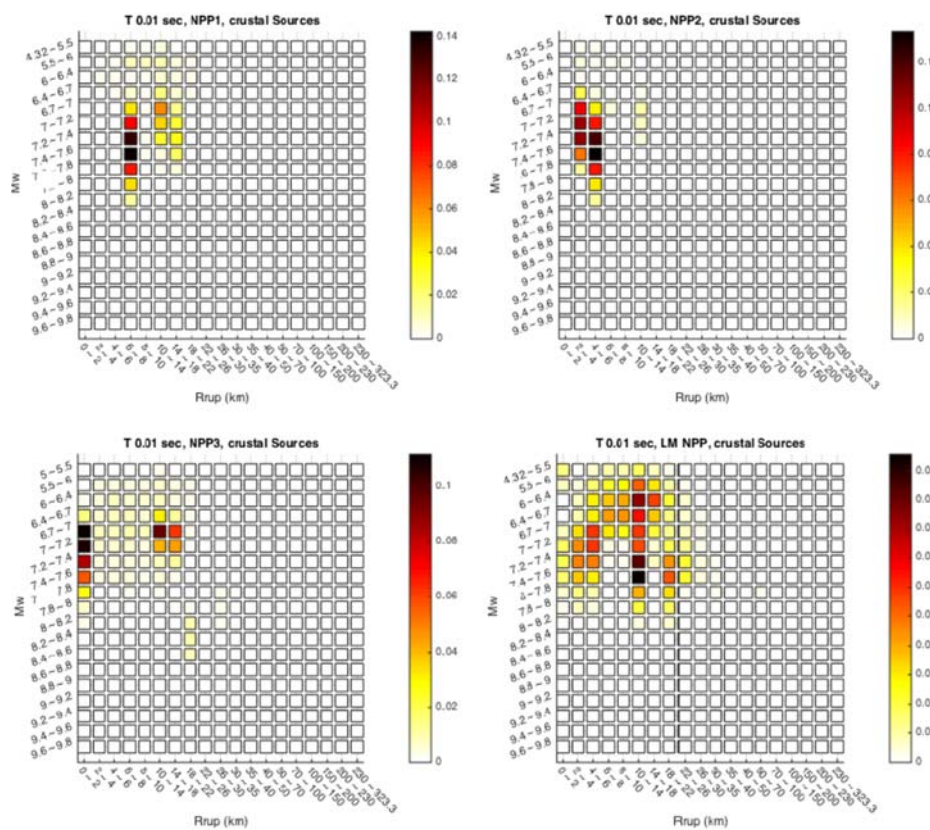


圖 1-4 地震危害度對 M 和 R_{rup} 之拆解圖(NCREE, 2019b)

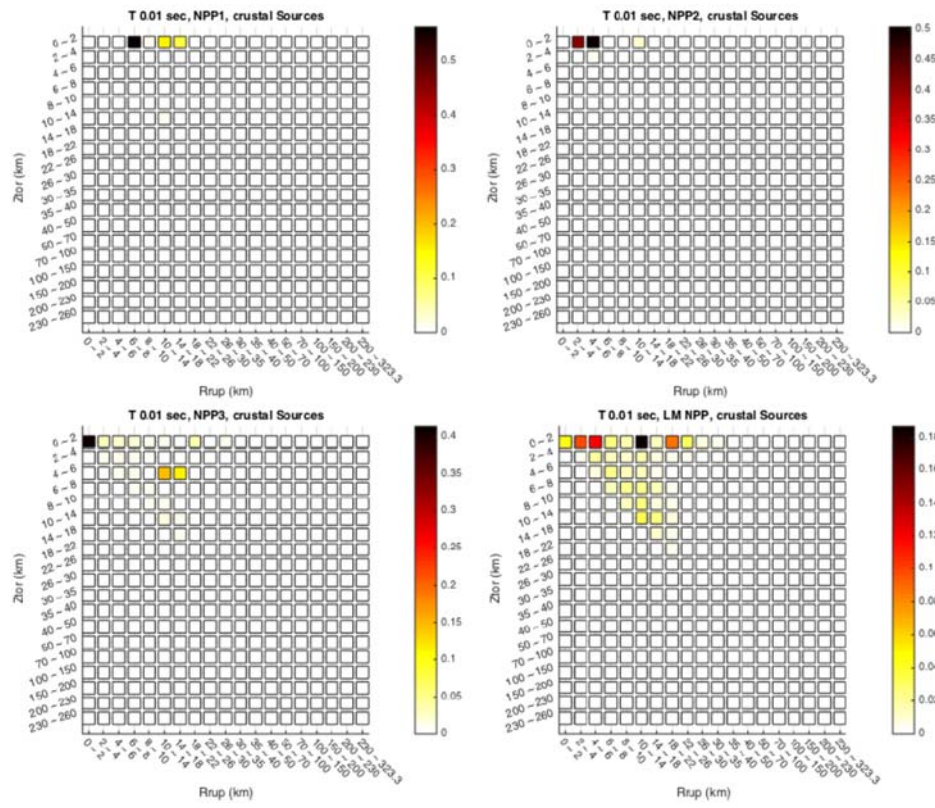


圖 1-5 地震危害度對 Z_{TOR} 和 R_{rup} 之拆解圖(NCREE, 2019b)

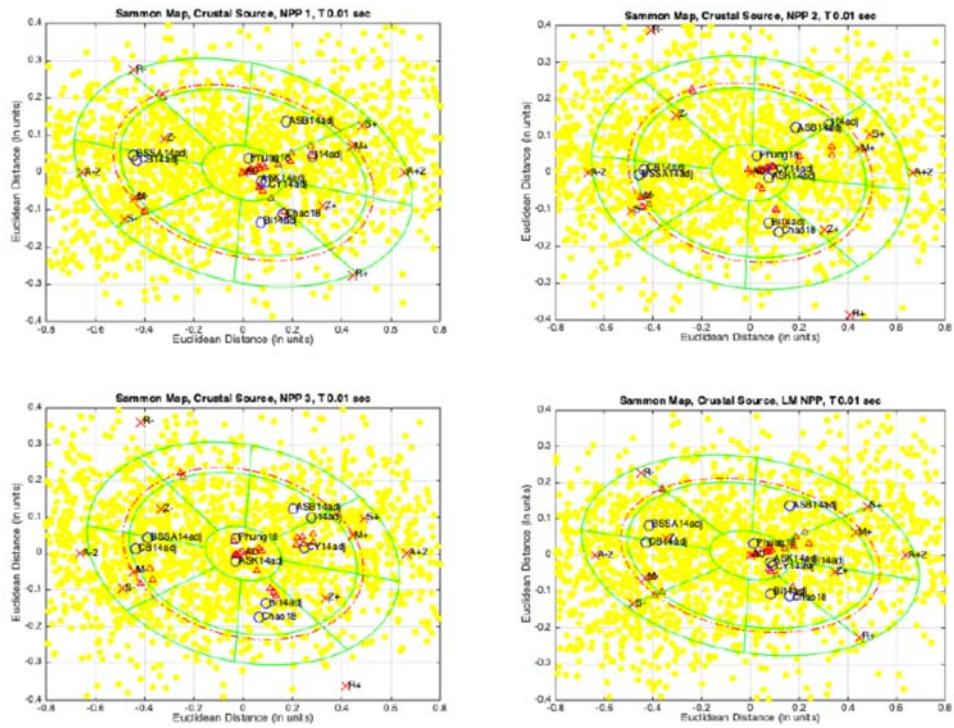


圖 1-6 Sammon 圖(NCREE, 2019b)

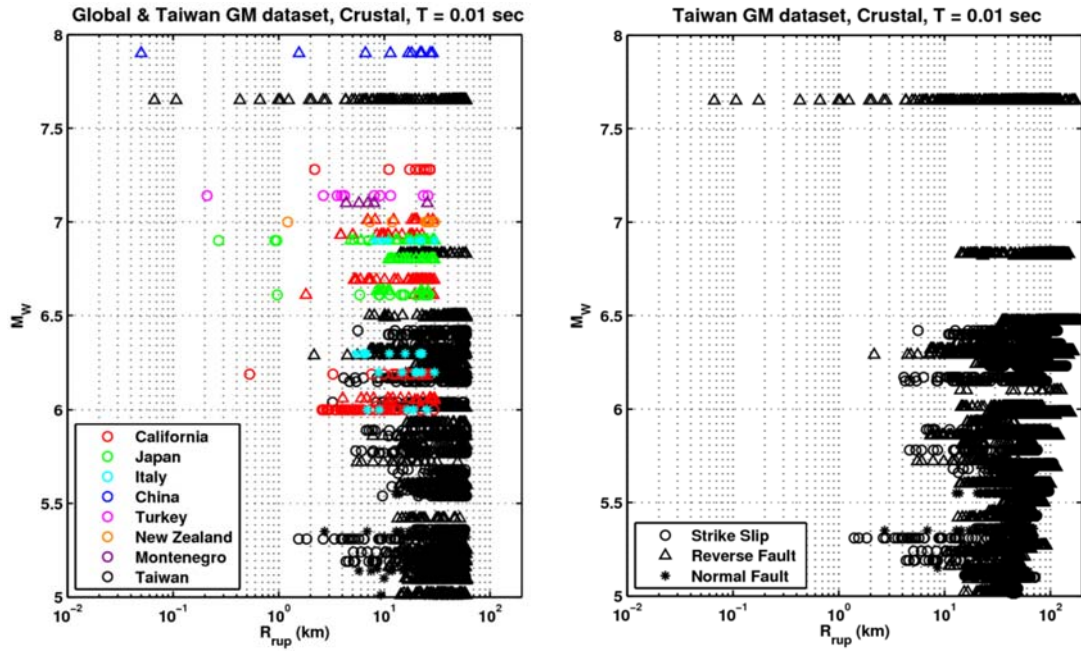


圖 1-7 評估 17 條代表 GMPE 權重之強地動資料(NCREE, 2019b)

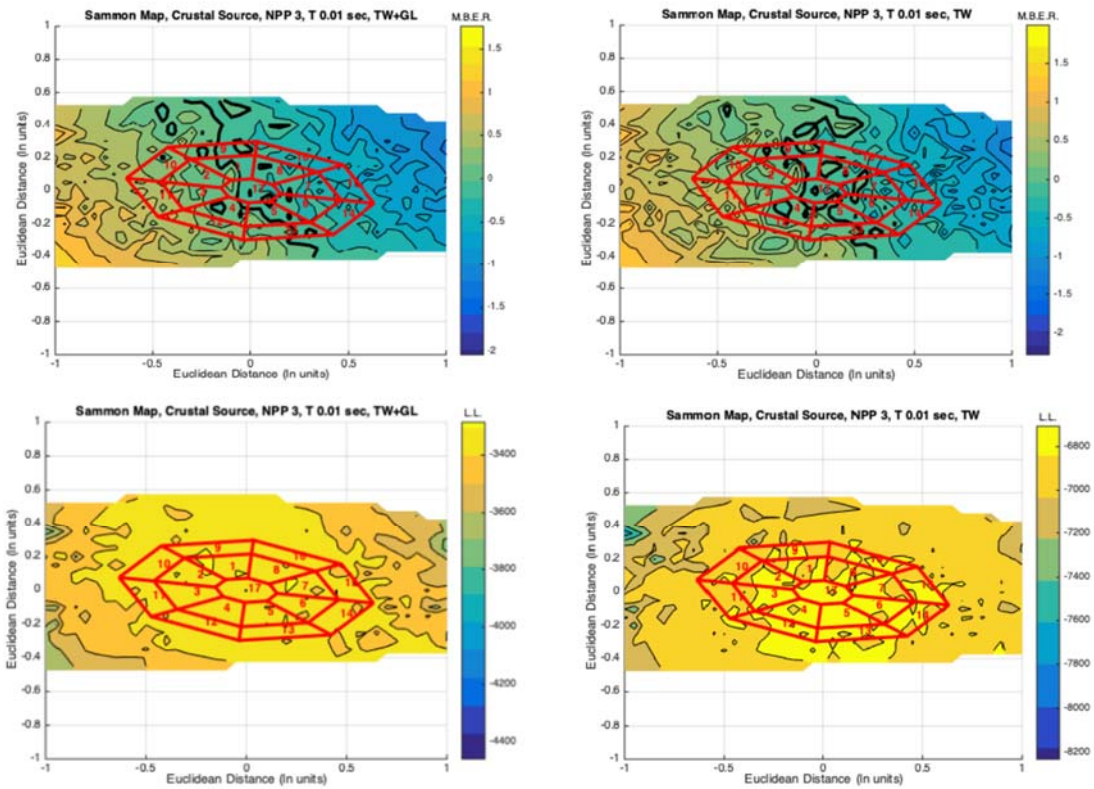


圖 1-8 Sammon 圖和權重(NCREE, 2019b)

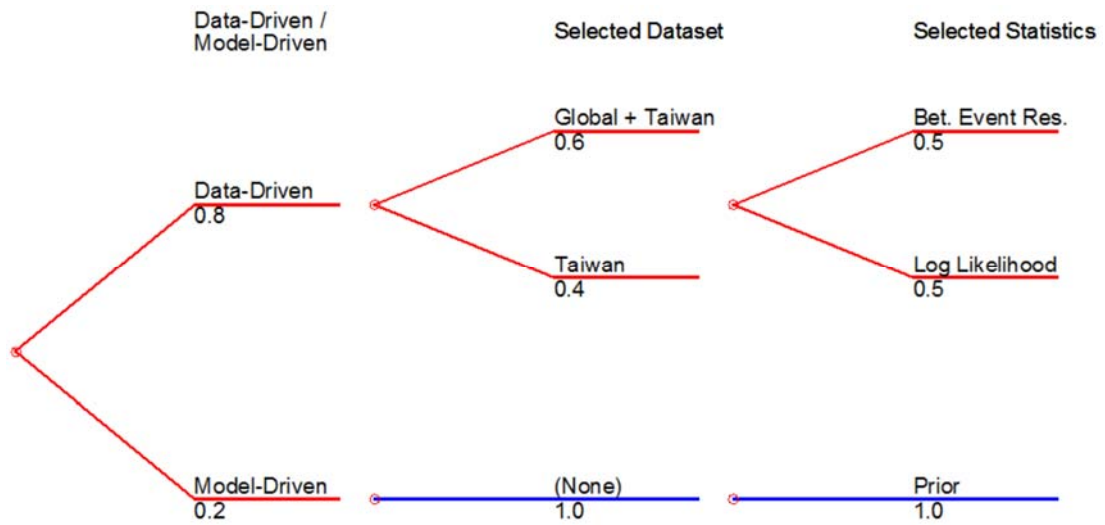


圖 1-9 評估 17 條代表 GMPE 權重之邏輯樹和權重(NCREE, 2019b)

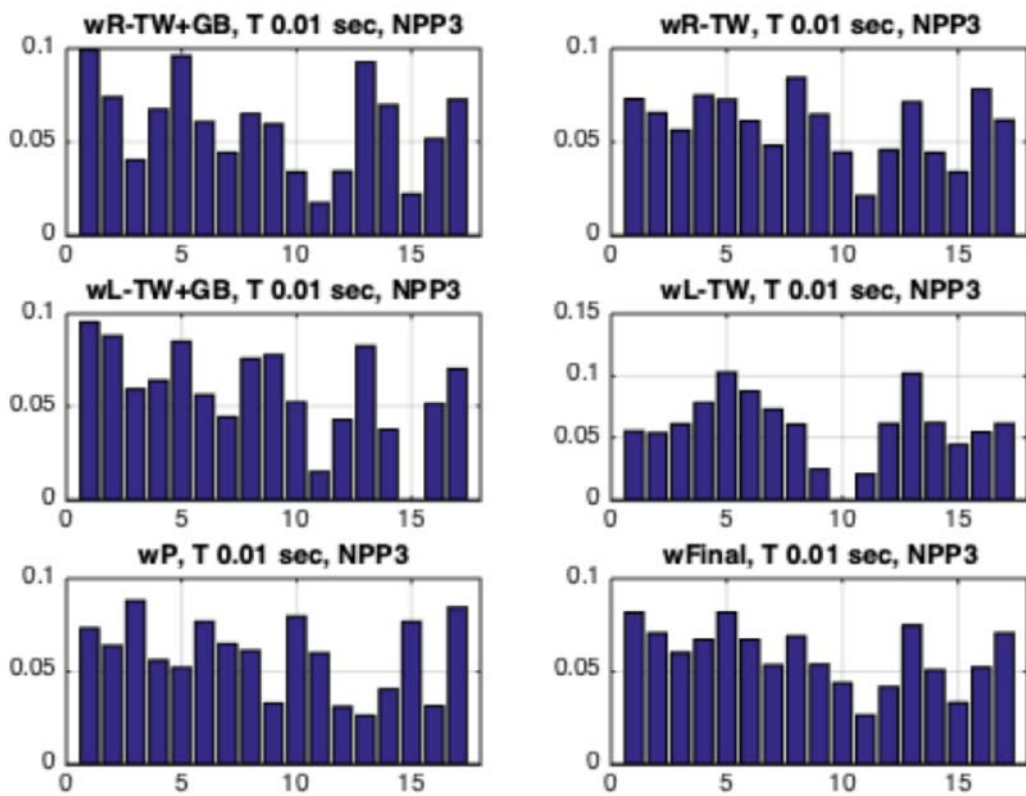


圖 1-10 17 條代表 GMPE 的 5 個權重和最後組合權重(NCREE, 2019b)

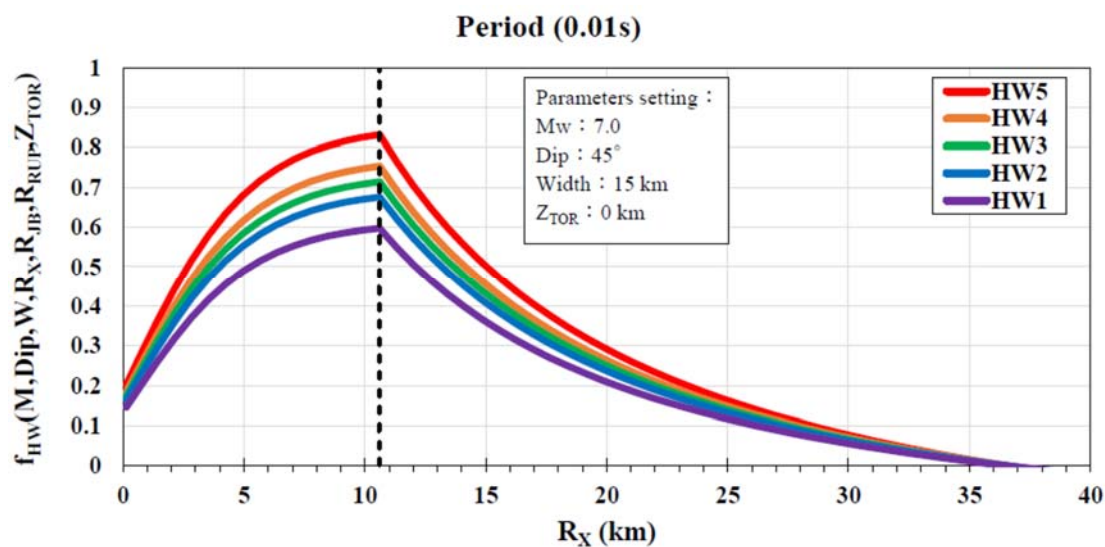


圖 1-11 上盤效應函數隨 R_x 的變化(NCREE, 2019b)

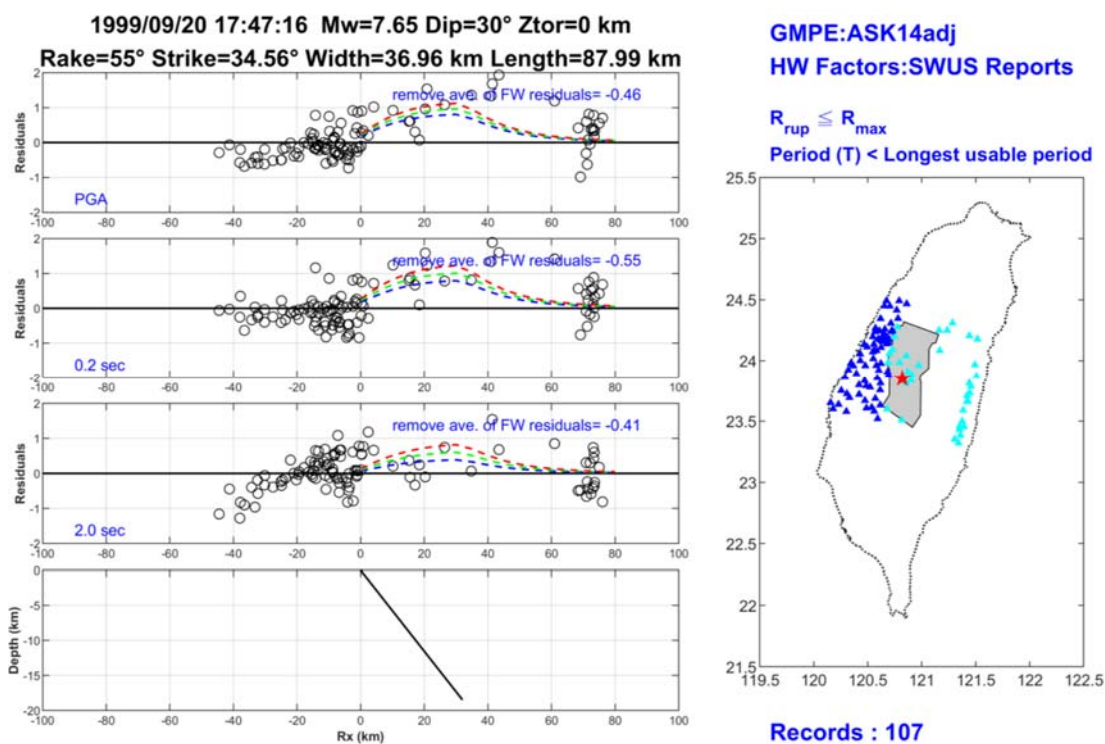


圖 1-12 不考慮上盤效應的殘值隨 R_x 的變化(NCREE, 2019b)

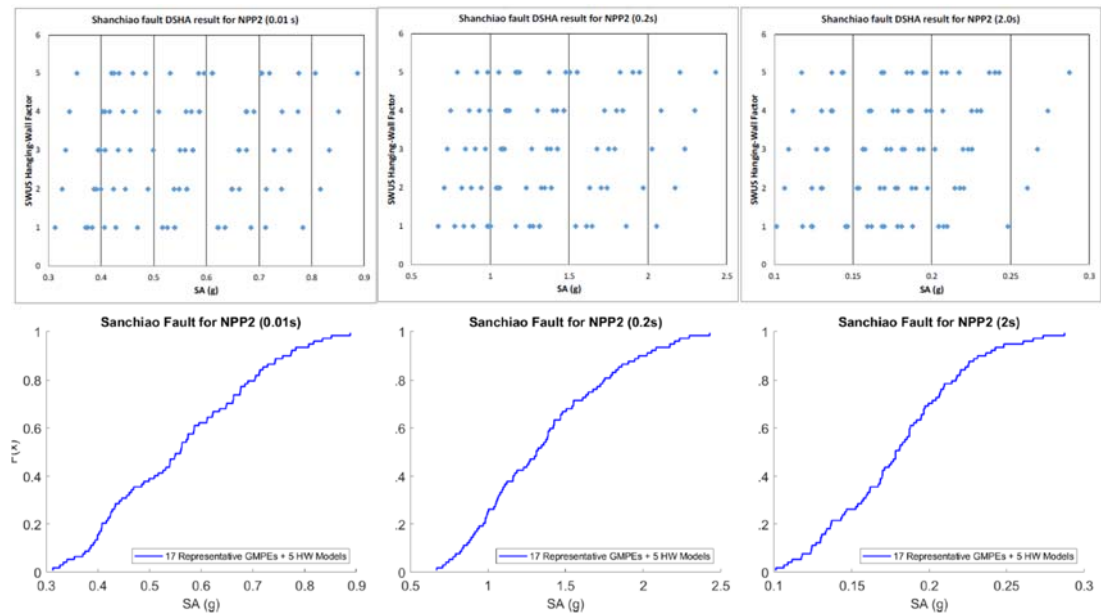


圖 1-13 GMPE 和 HW 不同組合的 PSA 累積機率分佈(NCREE, 2019b)

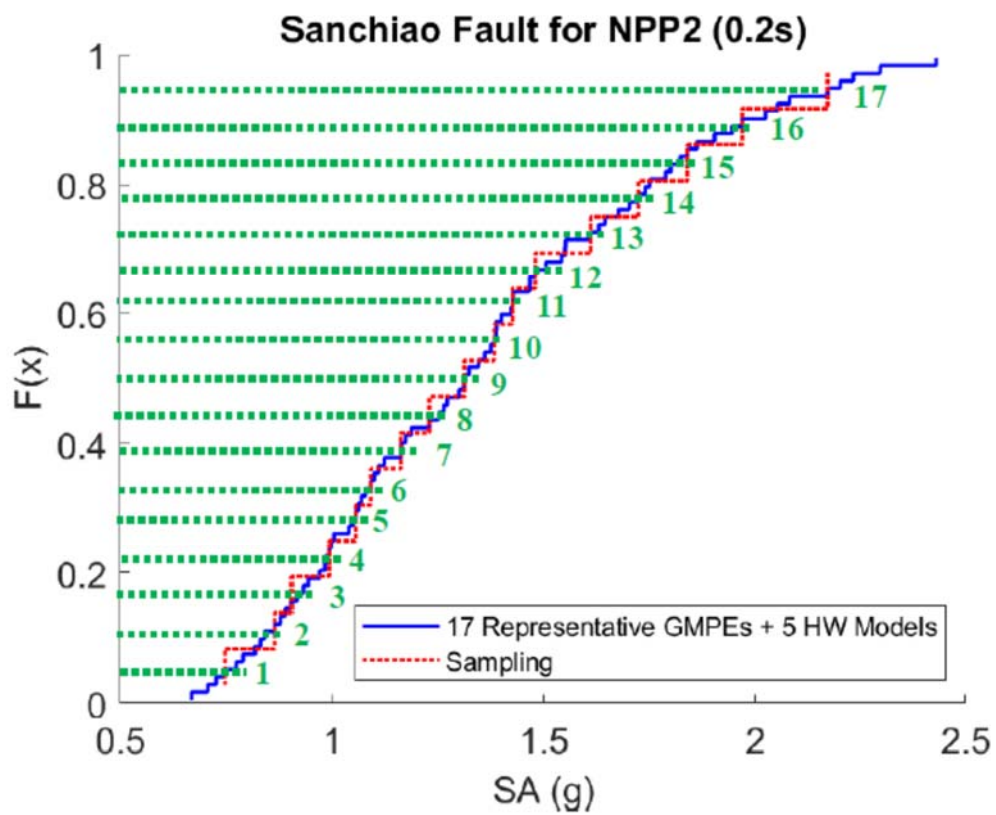


圖 1-14 GMPE 和 HW 的配對(NCREE, 2019b)

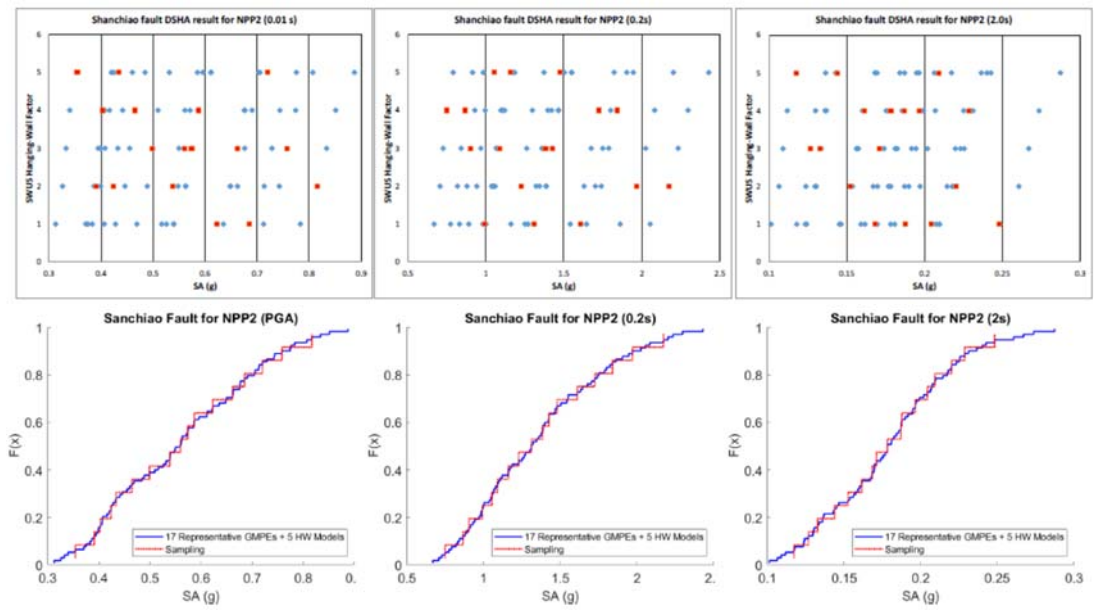


圖 1-15 GMPE 和 HW 配對前後的 PSA 累積機率比較(NCREE, 2019b)

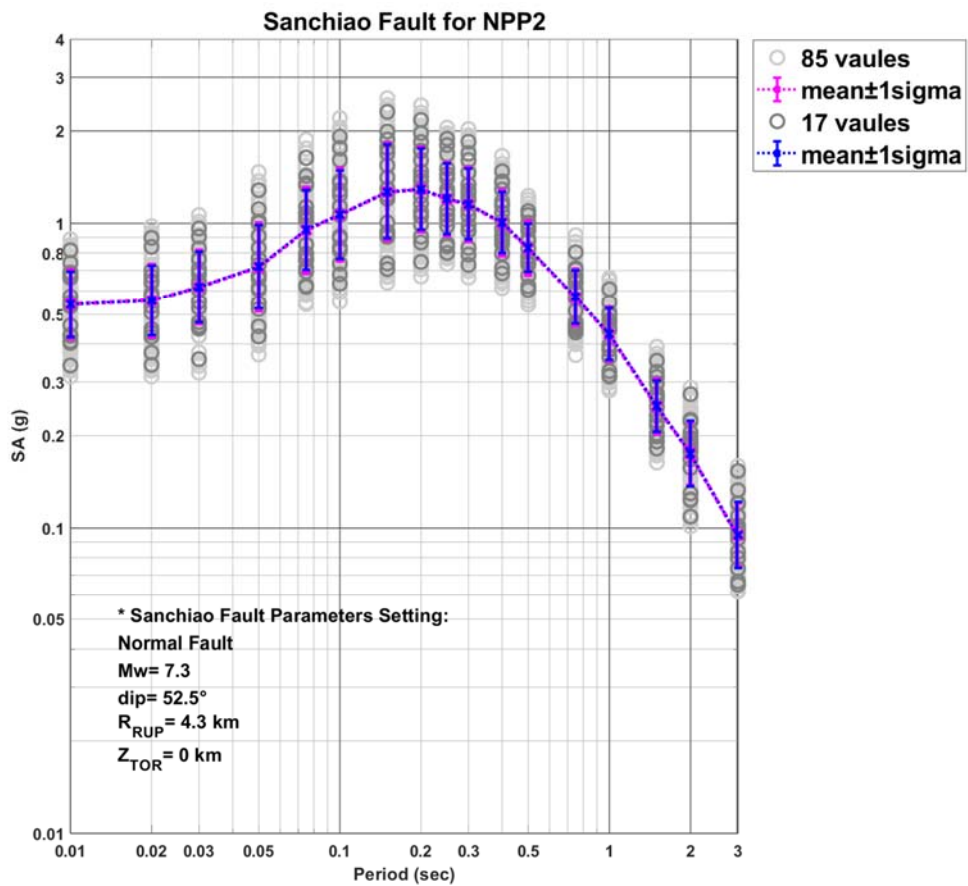


圖 1-16 GMPE 和 HW 配對前後的 PSA 累積機率比較(NCREE, 2019b)

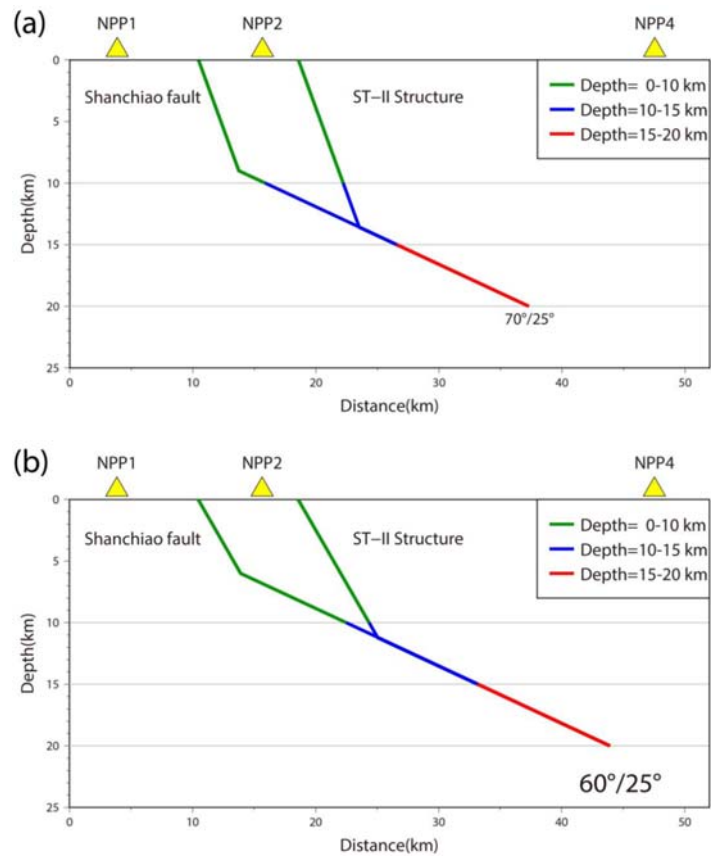


圖 1-17 SSC 模式的弧形斷層尺寸(NCREE, 2019b)

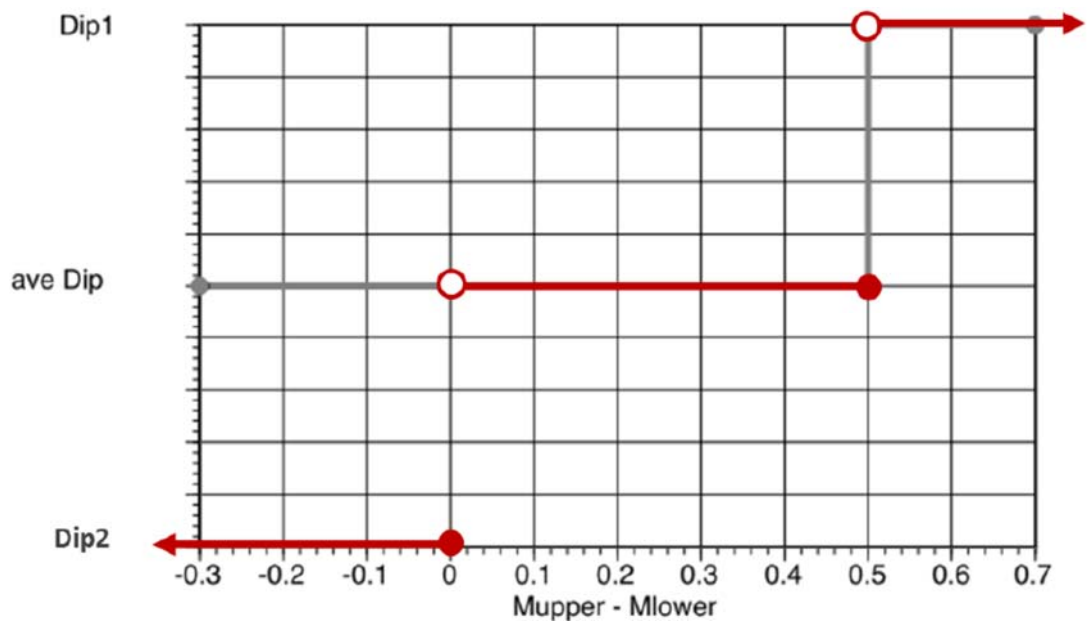


圖 1-18 上盤效應模型的單一傾角選擇(NCREE, 2019b)

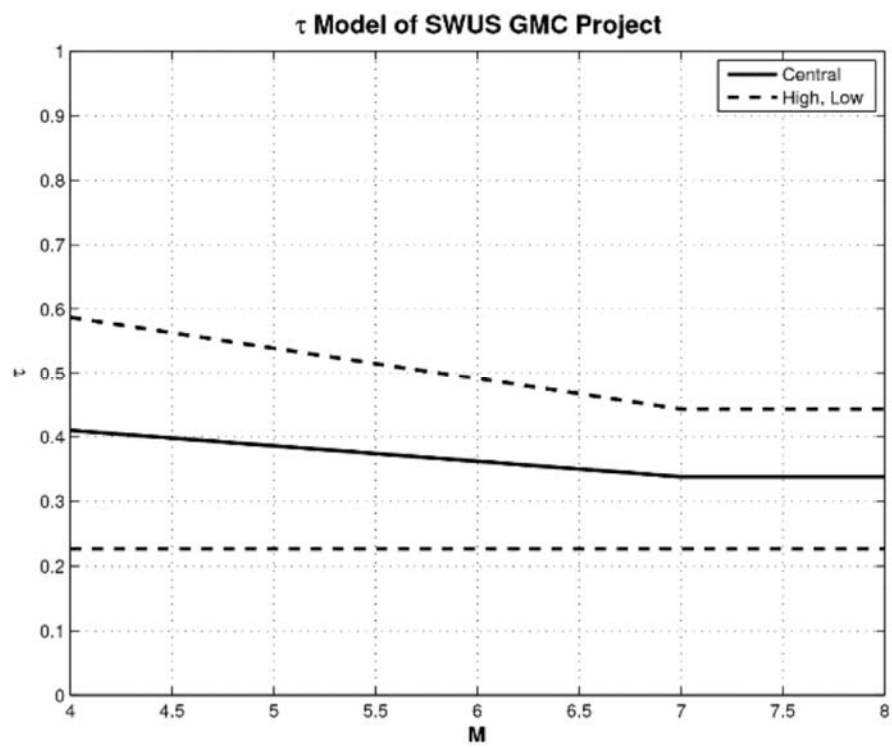


圖 1-19 事件間標準差隨規模之變化(NCREE, 2019b)

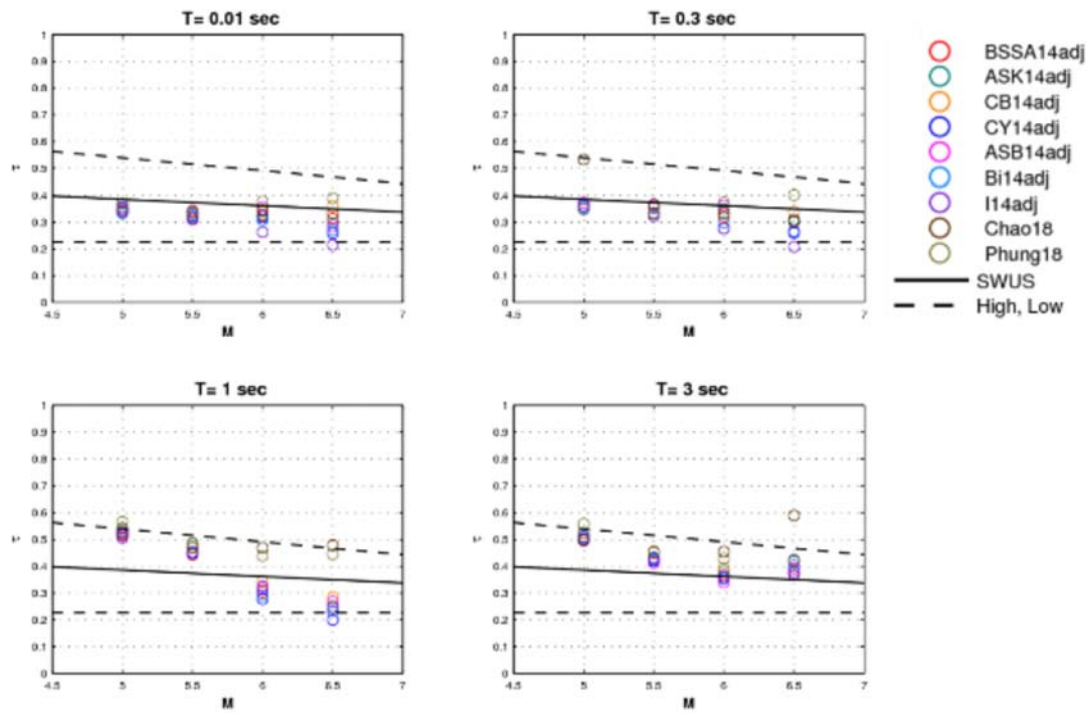


圖 1-20 事件間標準差適用性之比較(NCREE, 2019b)

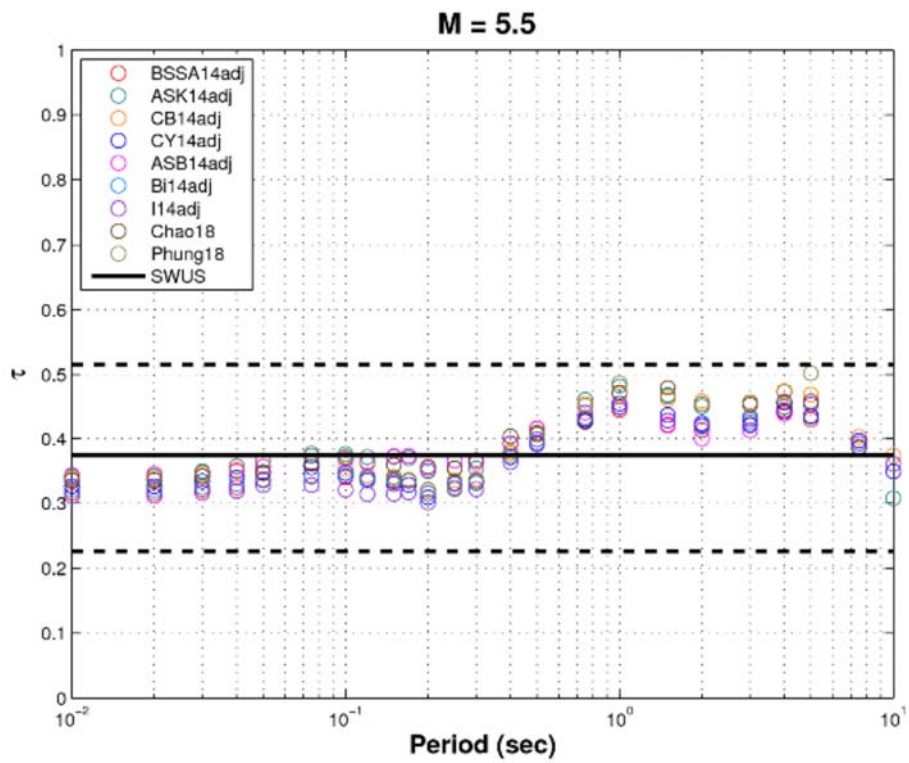


圖 1-21 事件間標準差與週期之關係(M 5.0-6.0) (NCREE, 2019b)

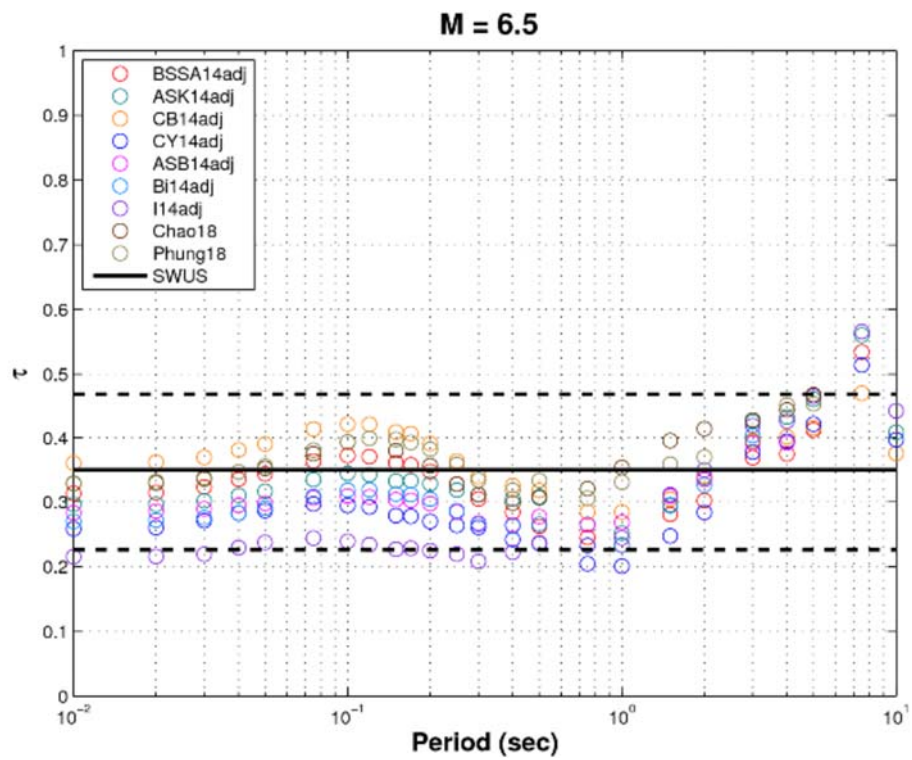


圖 1-22 事件間標準差與週期之關係(M 6.0-7.0) (NCREE, 2019b)

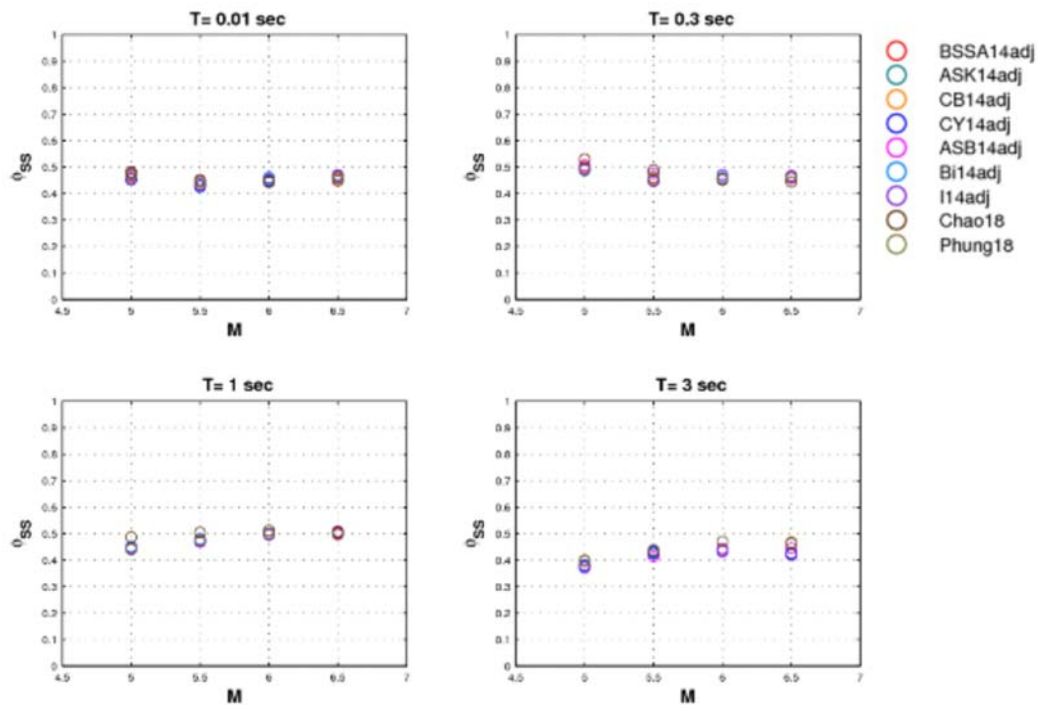


圖 1-23 事件內單一測站標準差與規模(NCREE, 2019b)

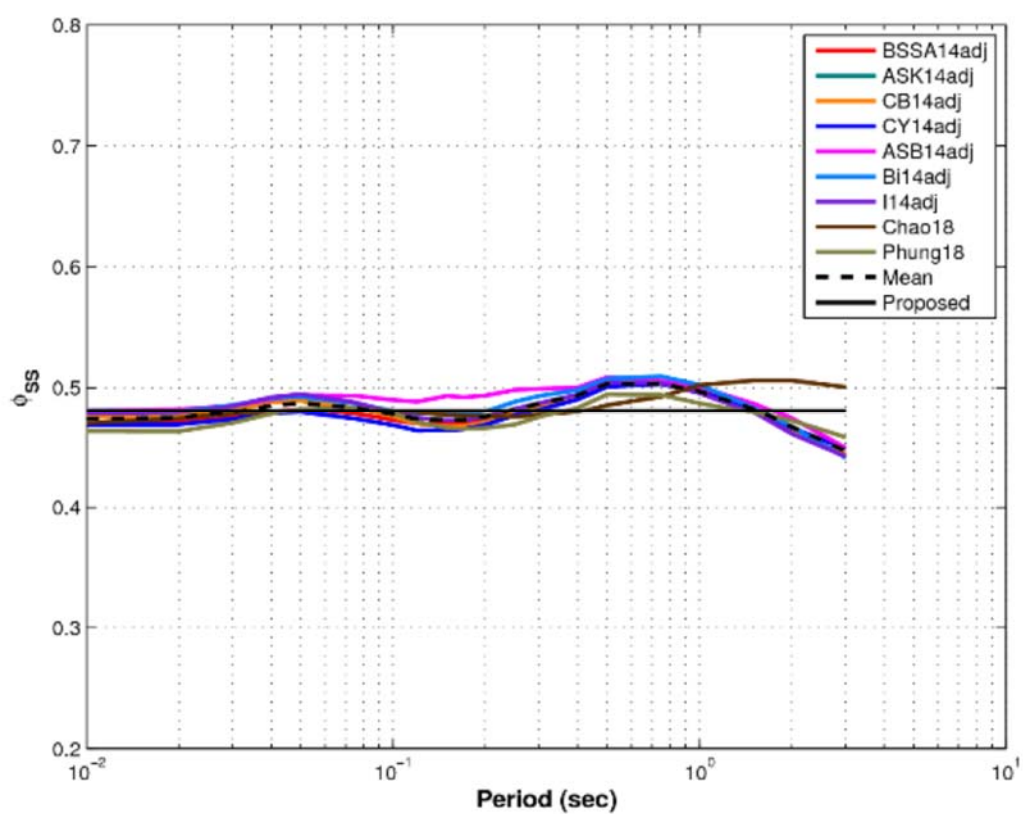


圖 1-24 事件內單一測站標準差與週期(NCREE, 2019b)

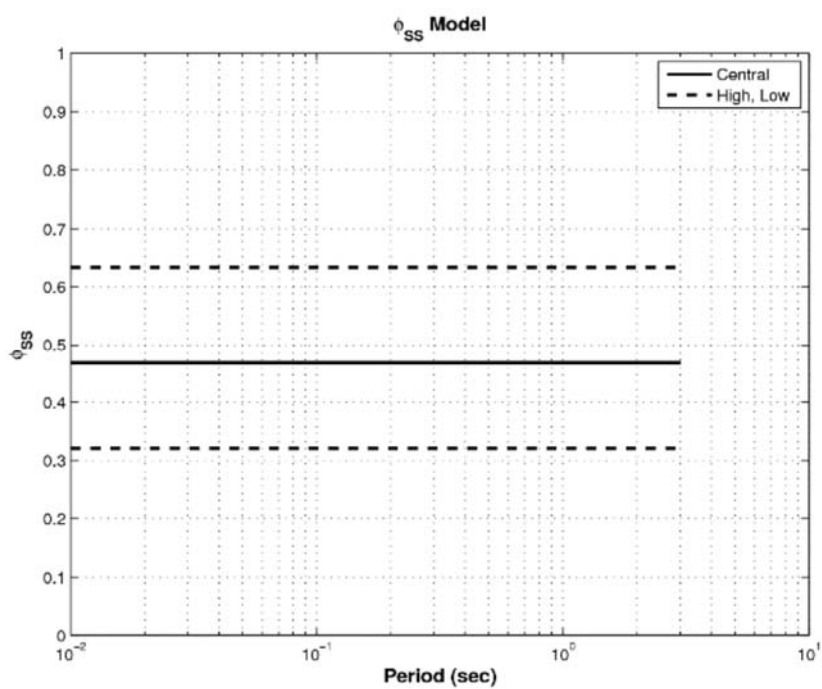


圖 1-25 事件內單一測站標準差的三值(NCREE, 2019b)

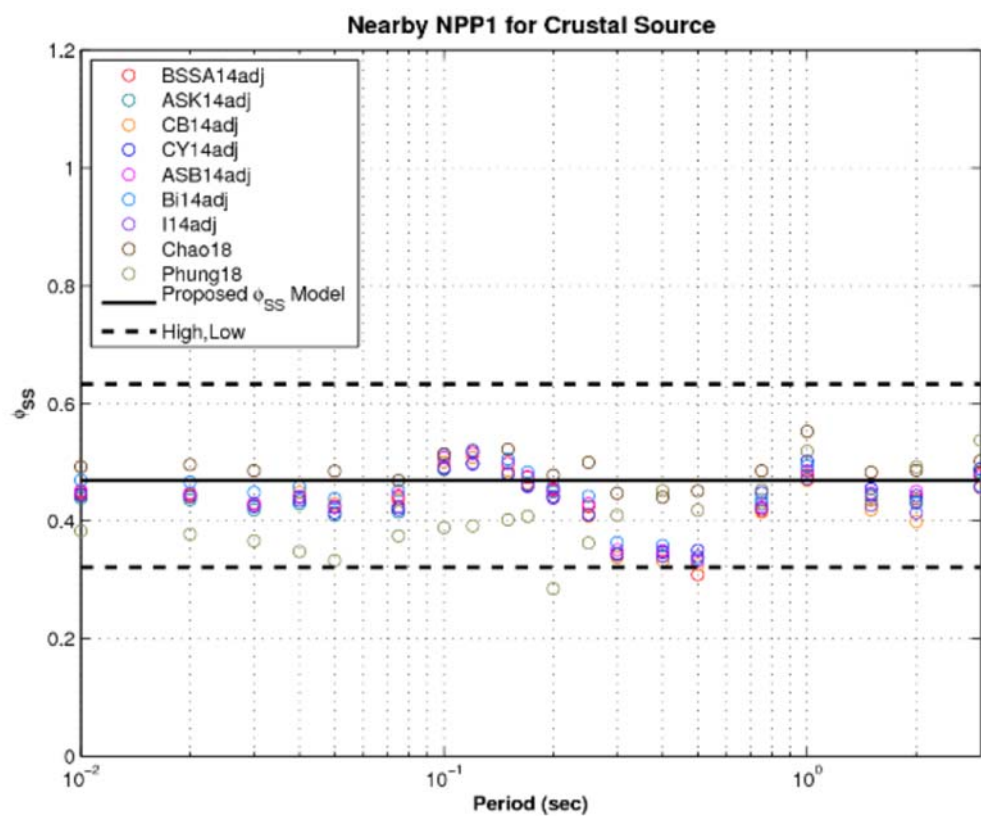


圖 1-26 核電廠址附近之事件內單一測站標準差(NCREE, 2019b)

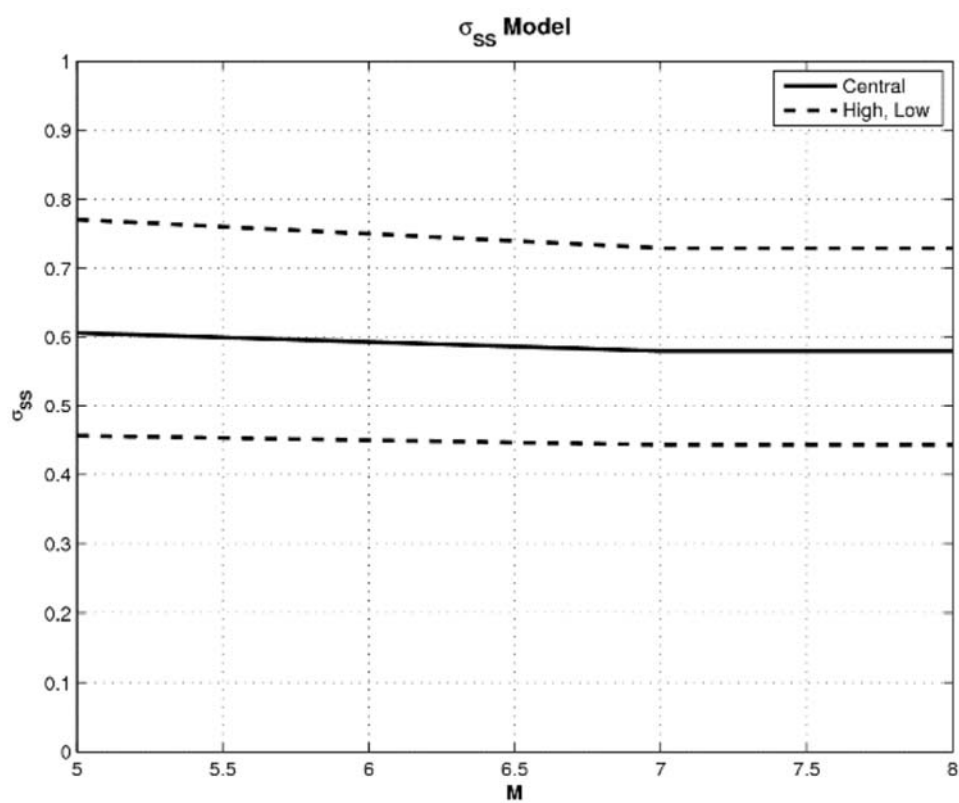


圖 1-27 單一測站標準差隨規模之變化(NCREE, 2019b)

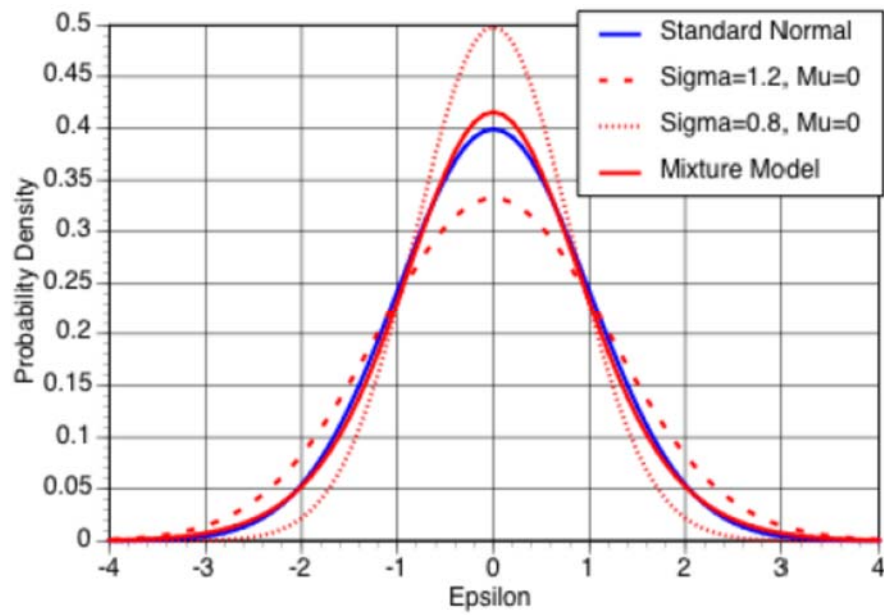


圖 1-28 混合模式示意圖(NCREE, 2019b)

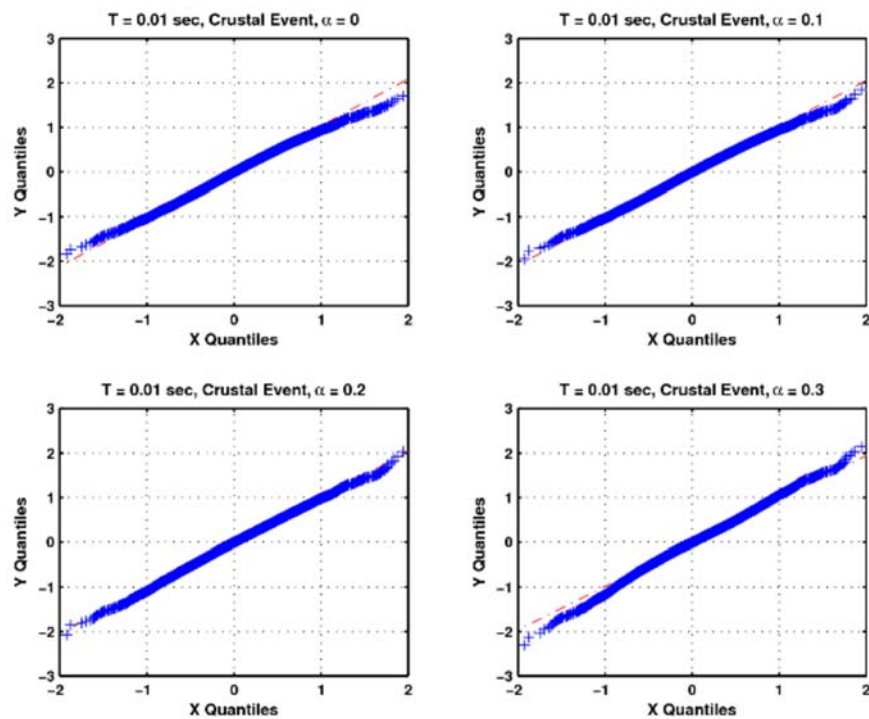


圖 1-29 事件內單一測站殘值與混合模式分位圖，0.01 秒週期
(NCREE, 2019b)

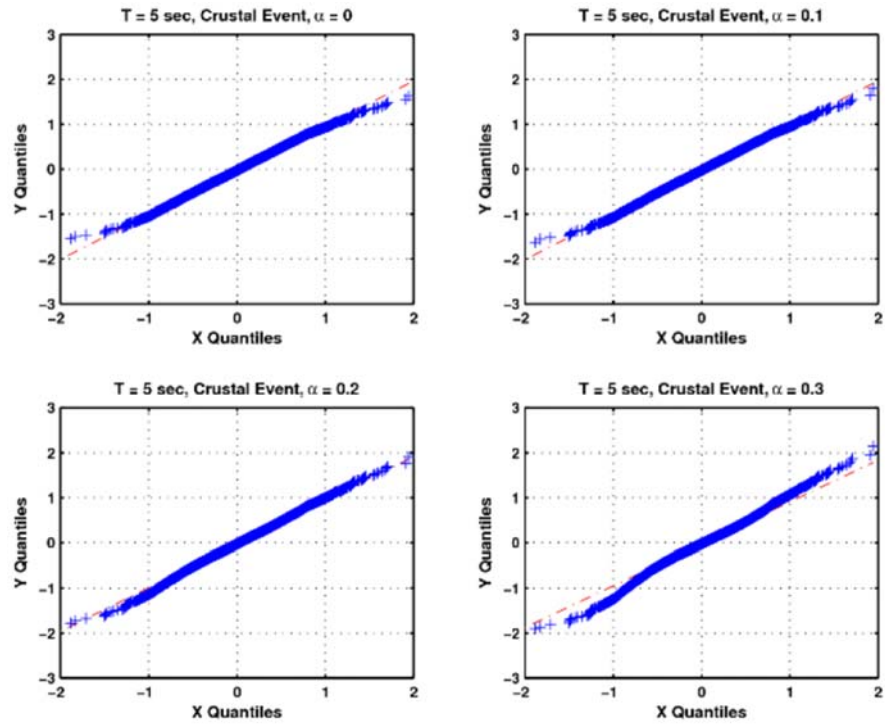


圖 1-30 事件內單一測站殘值與混合模式分位圖，5 秒週期
(NCREE, 2019b)

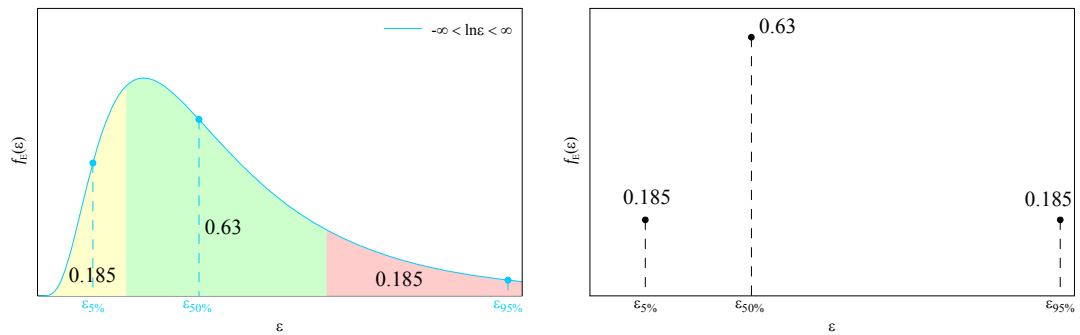


圖 1-31 Pearson 和 Tukey 之離散三點近似法示意圖

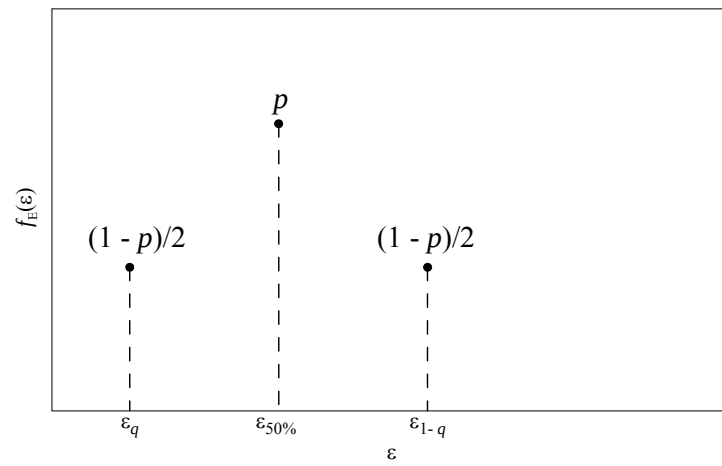


圖 1-32 離散三點與權重示意圖

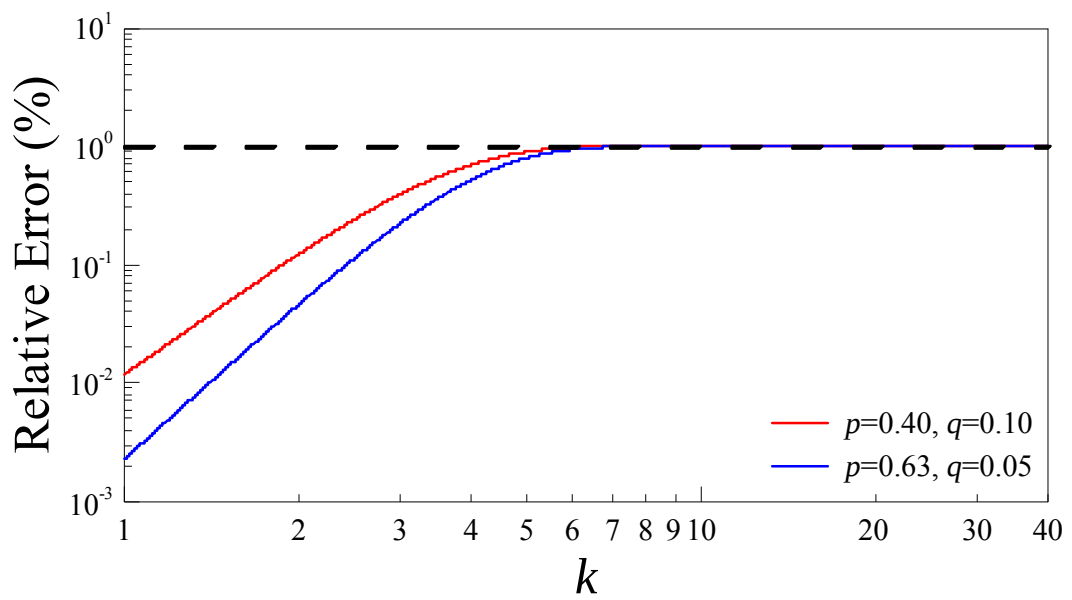


圖 1-33 離散三點估計值之相對誤差

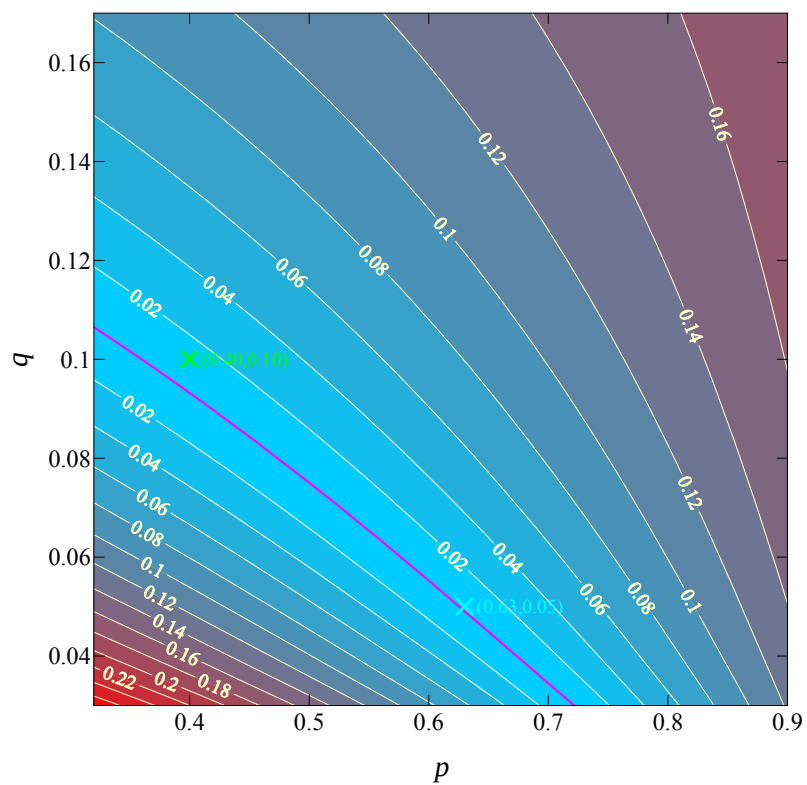


圖 1-34 離散三點估計值相對誤差百分比隨 p 和 q 的變化($k=1$)

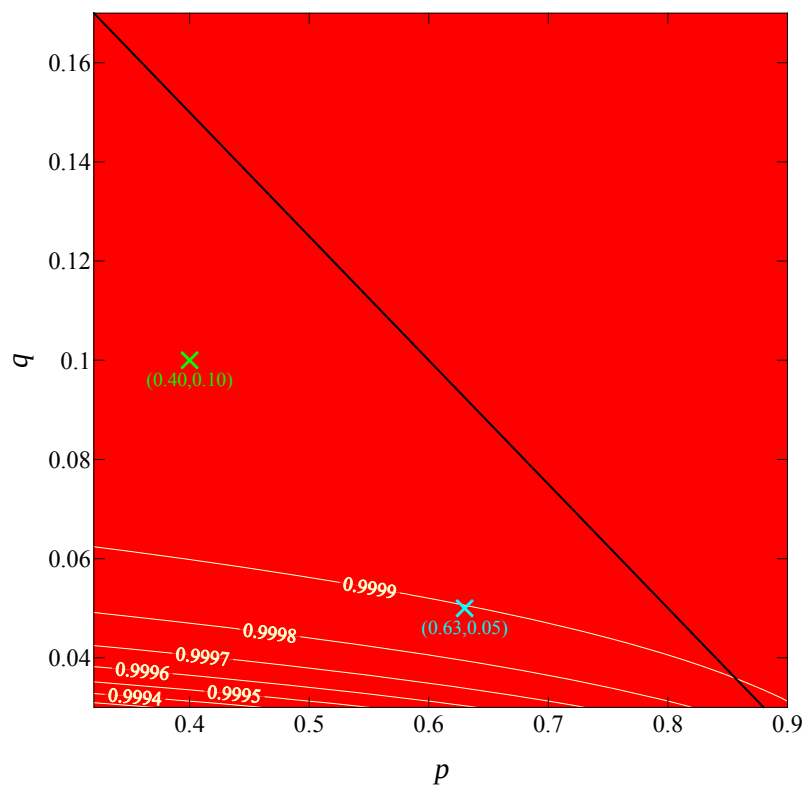


圖 1-35 傳統離散三點估計值的相對誤差百分比($k=9$)

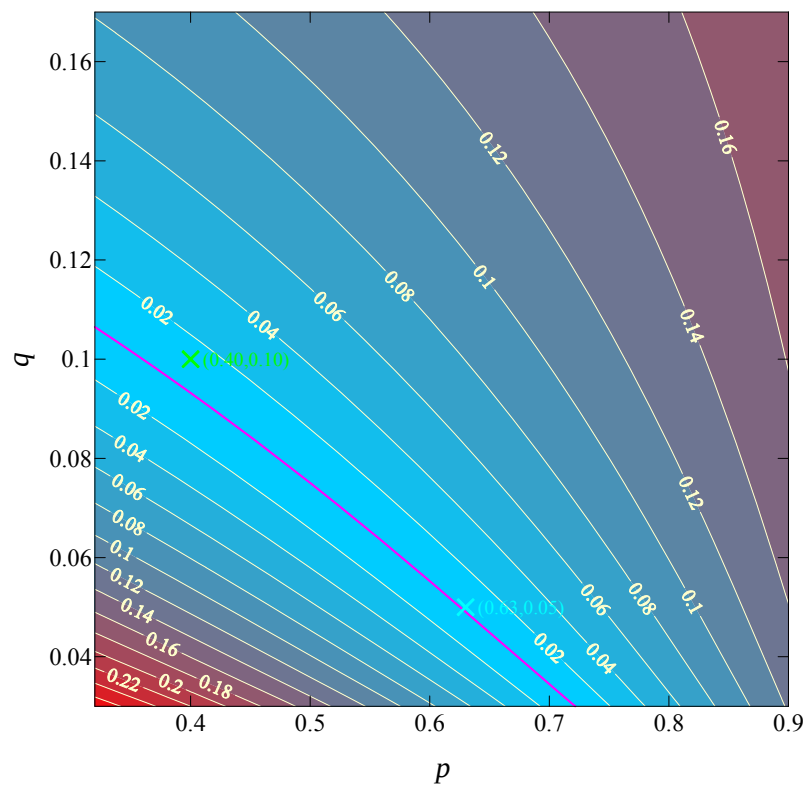


圖 1-36 新離散三點估計值的相對誤差百分比($k=9$)

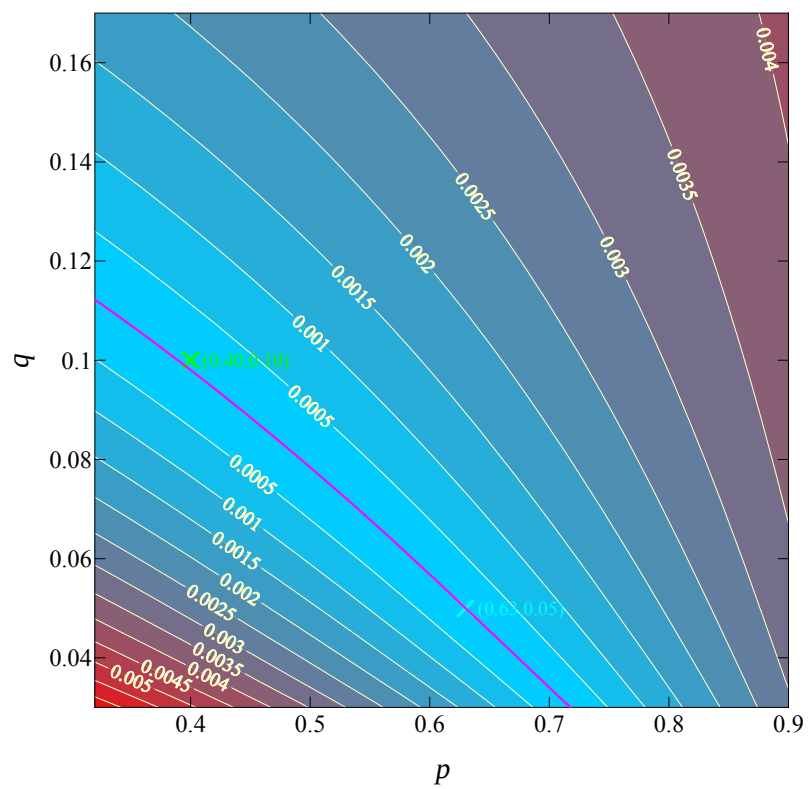


圖 1-37 傳統離散三點估計值的相對誤差百分比($0.8\beta/a_2 = 0.8$)

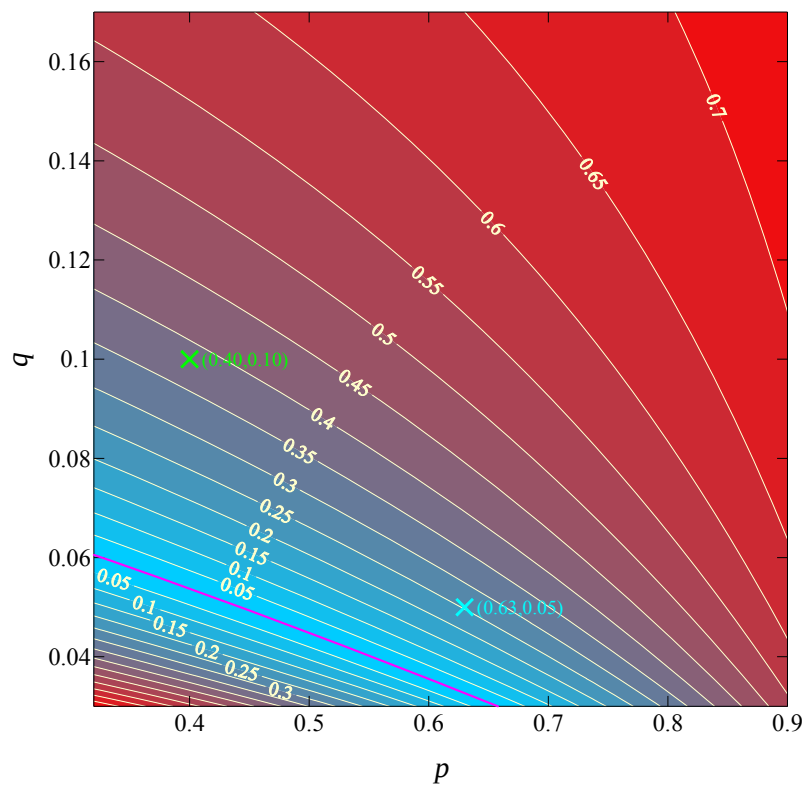


圖 1-38 傳統離散三點估計值的相對誤差百分比($0.8\beta/a_2 = 4.8$)

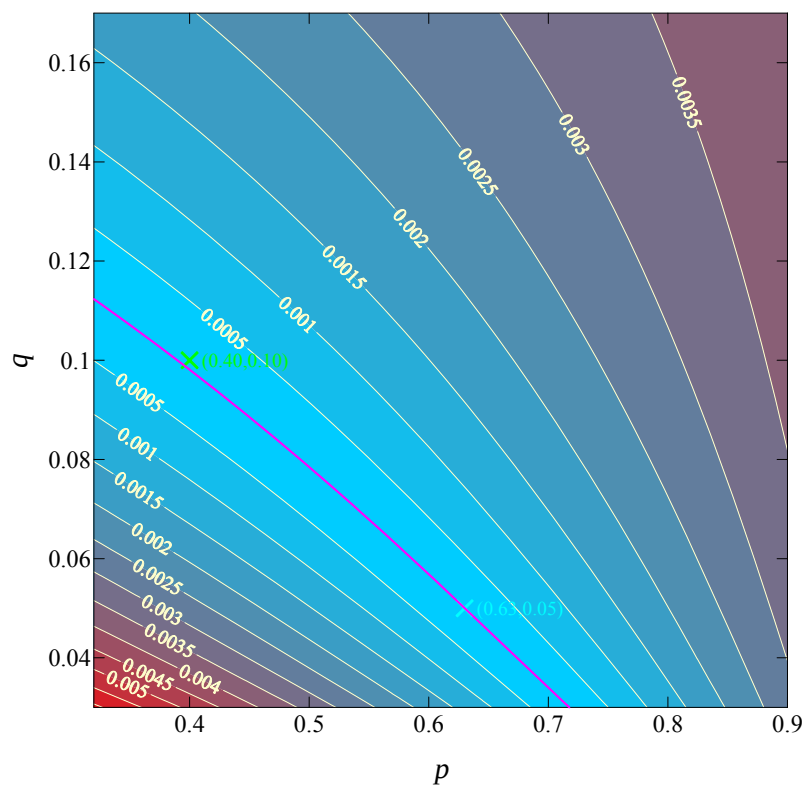


圖 1-39 新離散三點估計值相對誤差的百分比($0.8\beta/a_2 = 0.8$)

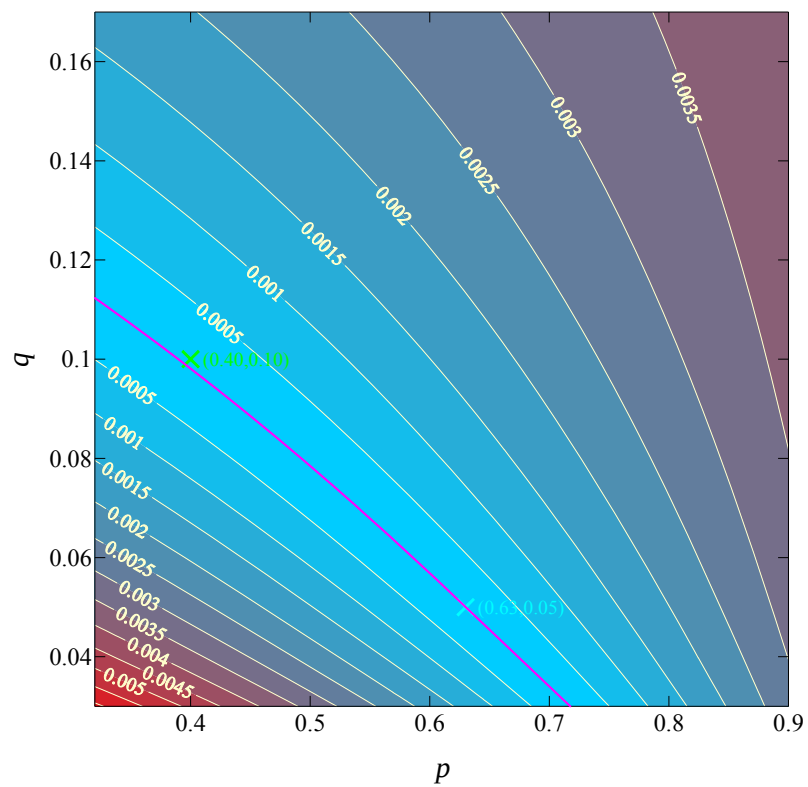


圖 1-40 新離散三點估計值的相對誤差百分比($0.8\beta/a_2 = 4.8$)

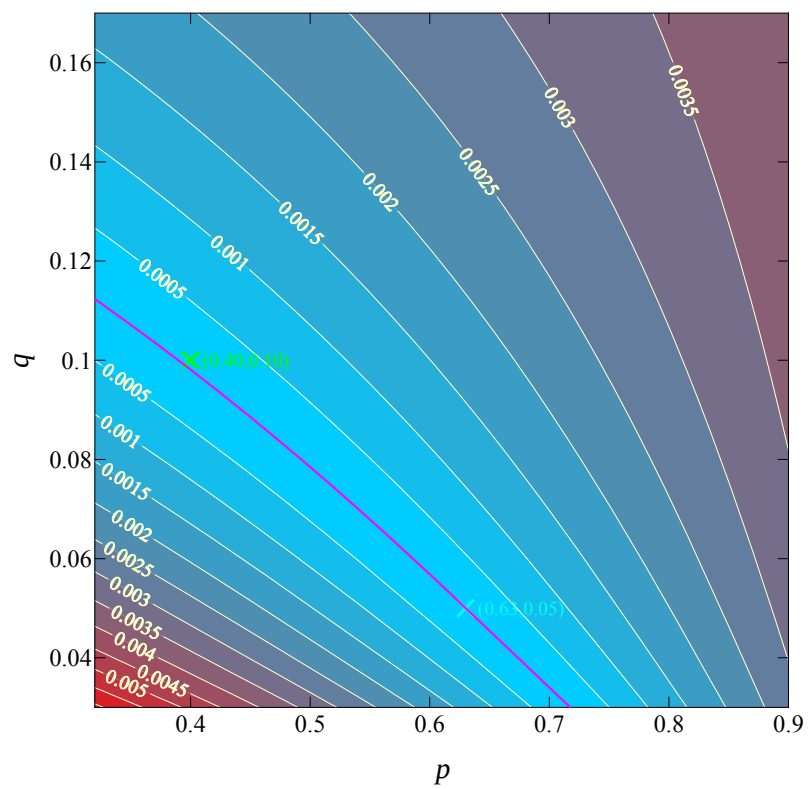


圖 1-41 新離散三點估計值的相對誤差百分比($1.2\beta/a_2 = 1.2$)

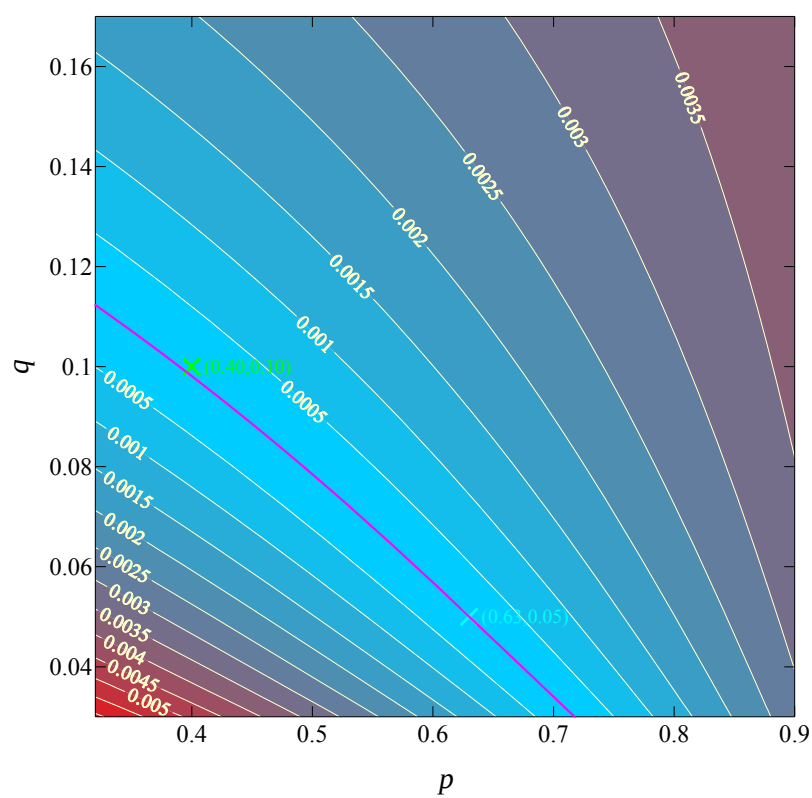


圖 1-42 新離散三點估計值相對誤差的百分比($1.2\beta/a_2 = 7.2$)

二、核電廠土層、岩盤參數取得之場址調查技術文獻蒐集與整理

不論是評估核電廠之安全性或設計核電廠時，土層與岩層之參數均須透過複雜且嚴謹的方式獲得可信度較高之數據，如此才能建立現場地質特徵之完整分布，並獲得核電廠或相關建築之設計基礎所需的岩石及土壤的特徵。本節將針對國外重要的核電廠對地震之應對規範與準則中，有關核電廠層、岩盤參數取得之場址調查技術文獻進行研析與系統性整理，主要針對美國 NRC 所提出之 RG-1.138 以及 RG-1.132 進行歸納整理。

（一）Regulatory Guide 1.138

RG-1.138 主要根據規範 10 CFR Part 100，訂定實驗室分析現場調查的資料所需的標準，依部分規範作修改，充分描述試驗程序，並將土壤及岩石的試驗分析的標準整合成表格，以利後續分析方便。

在對核電廠設施進行現場調查及分析的過程中，實驗室試驗的目的為對土壤及岩石進行識別與分類，並評估其物理和工程特性。對公共安全的考量來說，核電廠設施的設計與建造需受嚴格的要求。因此，最重要的是，仔細計畫並執行現場調查的所有階段以及現場與實驗室的試驗，以確保進行實際評估時土壤和岩石的特性。

RG-1.138 訂定了實驗室分析場址調查所需的標準。針對實驗室設備之要求、儀器校準規定，以及樣品的處理、存放與檢驗，乃至靜態與動態土壤特性試驗程序等，皆進行了其相對的規範說明與描述。綜合 RG-1.138 所描述之內容，並針對其所規定之項目，可整理得以下流程圖，如圖 2-1 所示。

在 RG-1.138 附錄 A 中描述了一些常用的實驗程序以及對應的參考標準，並對其特性以及參數或設備要求等等做簡單的描述，如

表 2-1。

(二) Regulatory Guide 1.132

為了評估核電廠基礎在載重狀況下的安全性而進行的場址調查，應注意其地質條件及潛在危害因素。RG-1.132 目的為定義地震學及其他相關地質方面的資訊，以決定安全停機地震 (Safe Shutdown Earthquake, SSE)。

本規範目的為場址調查中，設計核電廠基礎之安全與性能所需的岩石資料，應按照地質條件及可能潛在地質災害的必要性來決定現場的整體地質狀況。還必須確定當地的地下水狀況，此外，斷層偏移、地滑、地層下陷、土壤液化等也是危害調查重要的一環。

場址調查的目的為了解現場的地質特徵(岩石、土壤、風化程度、裂縫等)的三維分布，並獲得核電廠或相關建築之設計基礎所需的岩石及土壤的特徵。根據土壤和岩石的多變性及結構物的特定位置，工址獲得的資料密度會有所不同。過去這些數據顯示的方式為透過地圖或橫切面完成，但現今擁有數值計算及 GIS 系統，得以將數據合併至 GIS 數據庫中，並繪製適當的地圖、橫切面及三維圖形，利用不同的比例得以有效地觀察。

良好的場址調查可減少建設的時間成本，例如，National Research Council 研究報告指出，附有大地工程資訊的調查總是可以節省時間及成本。

表 2-1 土壤及岩石實驗程序以及對應的參考標準
(資料來源: Regulatory Guide 1.138)

名稱	標準	參考資料	特性/參數	備註/設備要求
土壤—指標及分類測試				
級配分析 (粒徑分析)	ASTM D 421 D 422 D 2217 D 4221	Refs 1,2,3,4	粒徑分布	方法適用於 分解後的岩 石。
細粒料 含量百分比	ASTM D 1140	Refs 1,4,5	通過 200 號 篩的 細粒料之 重量百分 比。	
阿太堡限度	ASTM D 427 D 4318 D 4943 Ref. 1	Refs 2,3,5,6,7,8	液性限度、 塑性限度、 塑性指數、 縮性限度	
比重	ASTM D 854 D 5550 Ref. 1	Refs 1,2,4	利用比重、 視比重 、容積比重 可消除岩石 的內部孔 隙。	不應以加熱 沸騰來去除 空氣。可使 用於研磨後 的岩石。
X 光照像	ASTM D 4452	Ref. 12	樣品品質的 定性測試	

土壤及岩石的描述	ASTM D 2487 D2488 D4452 C294	Ref. 9,36	目視檢查土壤並描述	
土壤－濕度及密度關係				
容積比重	Ref. 1		容積比重 (容積密度)	適用於明顯修改的岩石。
含水量	ASTM D 425 D 1558 D 2216 D 2974 D 4643 D 4959 Ref. 1	Refs 2,10,11,12	含水量佔乾重的百分比	適用於岩石。
相對密度	Ref. 1		無黏性土最大及最小密度	需要振動台。在振動台測試中，應將振幅及頻率調整至 yield greatest density。但是，應避免產生顆粒的破損，並應進行機械分析以檢查是

				否破損。
夯實	ASTM D 698 D 1557 D 4253 D 4254 D 5080 Ref. 1	Refs 2,4,14	土壤的最大 乾單位重	Ref 37 提到 土混合物的 方法。
土壤－壓密與滲透性				
壓密	ASTM D 2435 D 4186 Ref. 1	Refs 2,4,5,14	一維可壓縮 性，黏性土 的滲透性	
滲透性	ASTM D 2434 D 5084 Ref. 1	Refs 2,4,18	滲透性	適用於重塑 土或夯實 土。使用現 地土壤時， 應做現地實 驗。
土壤－物理與化學特性				
礦物學		Refs 16,17,18,19	礦物鑑定	適用於岩 石，需要 X 光繞射儀， 差熱分析儀 亦可使用。

有機含量	Ref. 16	ASTM D 2974 Ref. 20	有機與無機 碳含量佔乾 重的百分比	可使用乾燃 燒法(dry combustion methods)，但 有機含量極 為重要，建 議以濕燃燒 法(wet combustion methods)。
可溶性鹽	ASTM D 4542	Ref. 21		確認土壤孔 隙水的可溶 性鹽含量。
可蝕性測試 針孔試驗	ASTM D 4221 D 4647 Ref. 1	Refs 21,37		評估潛在的 腐蝕及管湧 極為重要。
Crumb Test SCS Test Cylinder Dispersion	Ref. 1	Ref. 14		
土壤－剪力強度及變形量				
無圍壓縮試 驗	ASTM D 2166	Ref. 1	無黏性土在 單軸壓縮的 強度。	
直接剪力試 驗 (壓密排水)	ASTM D 3080 Ref. 1	Ref. 4	排水條件下 的凝聚力及 內摩擦角。	
三軸試驗	ASTM D	Refs 2,4,23	抗剪強度參	

(不壓密不排水)	2850 Ref. 1		數；低滲透性土壤的凝聚力及內摩擦角。	
三軸試驗 (壓密排水)	Ref. 1	Refs 2,4,23	抗剪強度參數；長期加載下的凝聚力及內摩擦角。	若使用環狀排水管，應將其切開以避免試體硬化。
三軸試驗 (壓密不排水)	ASTM D 4767 Ref. 1	Refs 2,4,23	抗剪強度參數；壓密土的凝聚力及內摩擦力，透過壓力試驗即可獲得。	若使用環狀排水管，應將其切開以避免試體硬化。
反覆三軸試驗	ASTM D 3999 D 5311 Ref. 1	Refs 8,24,25,26,28 29,30,31,32,39,41	局部應力、模數及阻尼。	
反覆單剪試驗		Refs 21,28,33	黏性及無黏性土的剪力模數、阻尼及循環強度。	試驗可採用應力控制或是應變控制。Refs 15 及 43 分別解釋 NGI 及 Roscoe 兩種不同的設備。

共振柱試驗	ASTM D 4015	Refs 34,35,41	黏性及無黏性土的剪力模數及阻尼。某些設備可在縱向變形下決定楊氏係數，某些設備可決定循環強度。	需要共振柱設備。
岩石－工程特性				
含水量	Ref. 9		含水量	
比重	ASTM C 127 C 128			
孔隙率	ASTM D 4612 D 4404	Refs 9,13	容積比重、比重及總孔隙率 (Melcher Method)或有效孔隙率 (Simmons or Washburn-Bunting Method)。	適用於土壤測試方法，只需作微小調整。

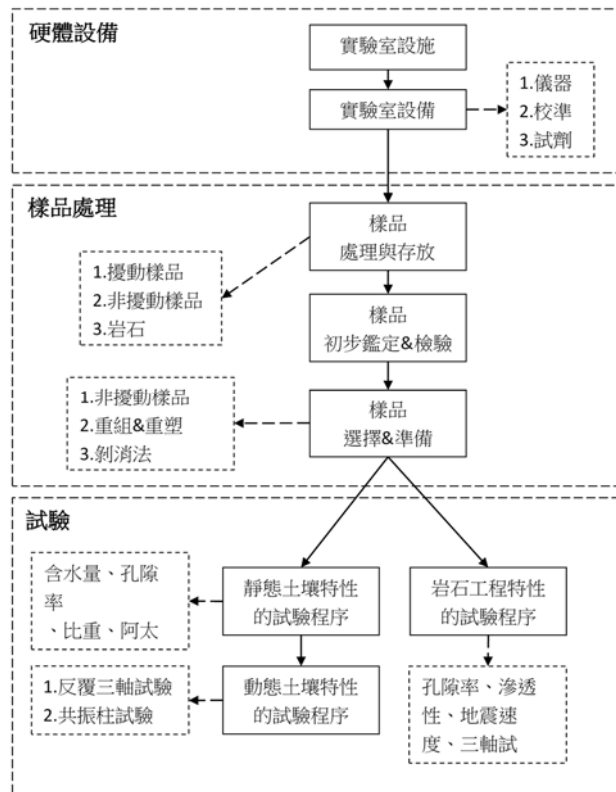


圖 2-1 實驗室分析場址參數流程
(資料來源:Regulatory Guide 1.138)

三、考量新震源之機率式地震危害度分析(PSHA)技術文獻蒐集與整理

在進行核能發電能之規畫設計或耐震性能評估時，相當重要之分析方式之一即為地震危害度分析，地震危害度分析(Seismic Hazard Analysis, SHA)，乃透過規模與震源距離或其他性質歸納出之地震動預估方程式(Ground motion Prediction Equation, GMPE)，進而推估某特定場址受地震影響時之危害程度。因此用於歸納 GMPE 之背景資料是否準確，對於危害度分析而言便代表其分析結果之可靠性。

地震危害度方法主要區分為定值法(Deterministic Method)及機率法(Probabilistic Method)等兩種。其中定值法分析過程中需先透過古地震學研究確定鄰近工址具威脅潛能之震源(活動斷層)的最大規模，逐一評估各震源之規模與距離工址最短距離，代入適當之強地動衰減關係式，評估各震源影響工址之震度大小，其最大者即該工址之設計地震。定值法之主要優點為評估過程透明，易對評估過程中每一項目單獨檢驗其正確性；另一優點為評估結果之敘述對使用者而言，簡明且易了解。因此，通常採用定值法求算”最壞狀況”(Worst-Case)時的設計地動參數。但震源(活動斷層)的發震機率以及強地動衰減關係式預測的強地動皆具變異性，都將影響最後的設計地動參數，故定值法無法了解真正工址地盤振動的發生機率，更無法了解其設計值的保守程度。

而機率式地震危害度分析首先由 Cornell 於 1968 年提出，假設地震發生符合卜松過程(Poisson Process)之統計模式；地震規模大小之分布符合 Gutenberg-Richter 關係；地震震源分布則為點震源常態分布。並透過統計理念推求場址在使用年限 T 下，遭受超過各程度

的強地動值，此法考慮了震源距離、規模等性質之變異性，並且分析結果可依據使用者之保守程度的要求進行超越機率的選擇，因此在實用性質上相較定值法為較好之選擇。

在 RG-1.208 中 10 CFR 100.23(d)(1)“安全停機地震地面運動的確定”要求通過適當的分析(例如：機率式地震危險分析，probabilistic seismic hazard analysis，PSHA)來解決 SSE 不確定性的問題。因此本節針對 RG-1.208 所描述之 PSHA 進行歸納整理。

(一) RG-1.208 規範導則流程概述

在 RG-1.208 中針對如何產生性能導向 GMRS，並且同時滿足 10 CFR 100.23 所要求的規範，提出了一套替代方法包括(1)進行地質、地球物理、地震和岩土勘測；(2)識別地震源的特性；(3)進行機率式地震危險性評估(PSHA)；(4)確定土壤或岩石場址的地震波傳播(土壤放大)特性；(5)確定特定場址性能導向的 GMRS。上述五點在 RG-1.208 已繪製成流程圖如圖 3-1 產生性能導向 GMRS 流程圖，由圖 3-1 可以看到，在產生性能導向 GMRS 過程中，步驟 3 以及步驟 3.5 分別為 PSHA 以及 PSHA 結果的解構，因此如何產生正確的 PSHA 分析結果，即本節接下來會探討的部分。

(二) 機率式地震危害度分析(PSHA)

關於 PSHA 研究方法採取的步驟可以分別整理如以下步驟：

1. 進行區域和現場調查，並以最新的地震資料、地震迴歸及原始或更新資料估算的強地動對實際或假定的岩石條件進行 PSHA。進行區域和現場調查時須根據 RG-1.208 附錄 C 之規定，且針對最新資料需與原先使用 GMPE 進行比對，如 GMPE 有產生低估之情則可修正 GMPE，在大多數情況下，有限範圍的敏感性研究足以

證明 PSHA 中的現有數據庫涵蓋了特定地點調查的結果。任何重大更新均應遵循 NUREG / CR-6372 的規定處理。

2. 進行機率性地震危害度分析，以累積絕對速度(CAV)用來代替截斷規模下限。並且應說明在 PSHA 中所選用之地震動模型之誤差模型。
3. 對每個地動參數，以下列分位呈現危害度曲線百分位圖：0.05、0.16、0.50、0.84 和 0.95，以及平均值。並以表格和圖形格式呈現危害度曲線百分位圖。
4. 決定年超越機率 E-04、E-05 和 E-06 的均布危害度反應譜(Uniform Hazard Response Spectrum, UHRS)，如圖 3-之示意圖。

(三) 機率式地震危害度分析結果解構(Deaggregation)

採用解構方法可以進一步了解在預定的工址，危害度貢獻最大的地震。它也用於評估 PSHA 結果的合理性，進一步作為設計地震參考，可用以下步驟進行解構。

解構步驟 1

以年超越機率為 1 E-04、1 E-05、以及 1 E-06，來決定從步驟 1 獲得的總平均危害度在 1、2.5、5、以及 10 Hz 的譜加速度地動值。

計算 1、2.5 Hz 和 5、10 Hz 兩對譜加速度地動值的線性平均。

解構步驟 2

對步驟 1 列舉的各譜加速度和年超越機率進行 PSHA 解構，並對上述 12 種組合情況各做一張表(如表 3-1)，進行解構以獲得每種情況各規模-距離區間的相對危害度貢獻。

解構步驟 3

如果這 12 種情況的解構結果都對總危害度沒貢獻，則進行以下

步驟。除此之外，對低頻(1 和 2.5 Hz)和高頻(5 和 10 Hz)的解構結果取平均值。

各規模-距離區間之步驟 1 (1、2.5、5，以及 10Hz 譜加速度)的地動值之平均年超越機率取決於步驟 2 的解構結果。這些值以 H_{mdf} 表示。

1 和 2.5 Hz 的平均各規模和距離區間對總危害度的局部貢獻， $P(m,d)_1$ ，以 H_{mdf} 之值根據以下計算：

$$P(m,d)_1 = \left[\left(\sum_{f=1,2} H_{\text{mdf}} \right) / 2 \right] \div \left[\sum_m \sum_d \left(\sum_{f=1,2} H_{\text{mdf}} \right) / 2 \right] \quad (3.1)$$

其中 $f=1$ 和 $f=2$ 分別表示 1 和 2.5 Hz 的地動量。5 和 10 Hz 的平均各規模和距離區間對總危害度的局部貢獻， $P(m,d)_2$ ，根據以下計算：

$$P(m,d)_2 = \left[\left(\sum_{f=1,2} H_{\text{mdf}} \right) / 2 \right] \div \left[\sum_m \sum_d \left(\sum_{f=1,2} H_{\text{mdf}} \right) / 2 \right] \quad (3.2)$$

其中 $f=1$ 和 $f=2$ 分別表示 5 和 10 Hz 的地動量。

表 3-1 建議規模與距離區間
(資料來源: Regulatory Guide 1.208)

地震矩規模範圍區間					
距離範圍區 間(km)	5 – 5.5	5.5 - 6	6 – 6.5	6.5 - 7	>7
0 - 15					
15 - 25					
25 - 50					
50 - 100					
100 - 200					
200 - 300					
>300					

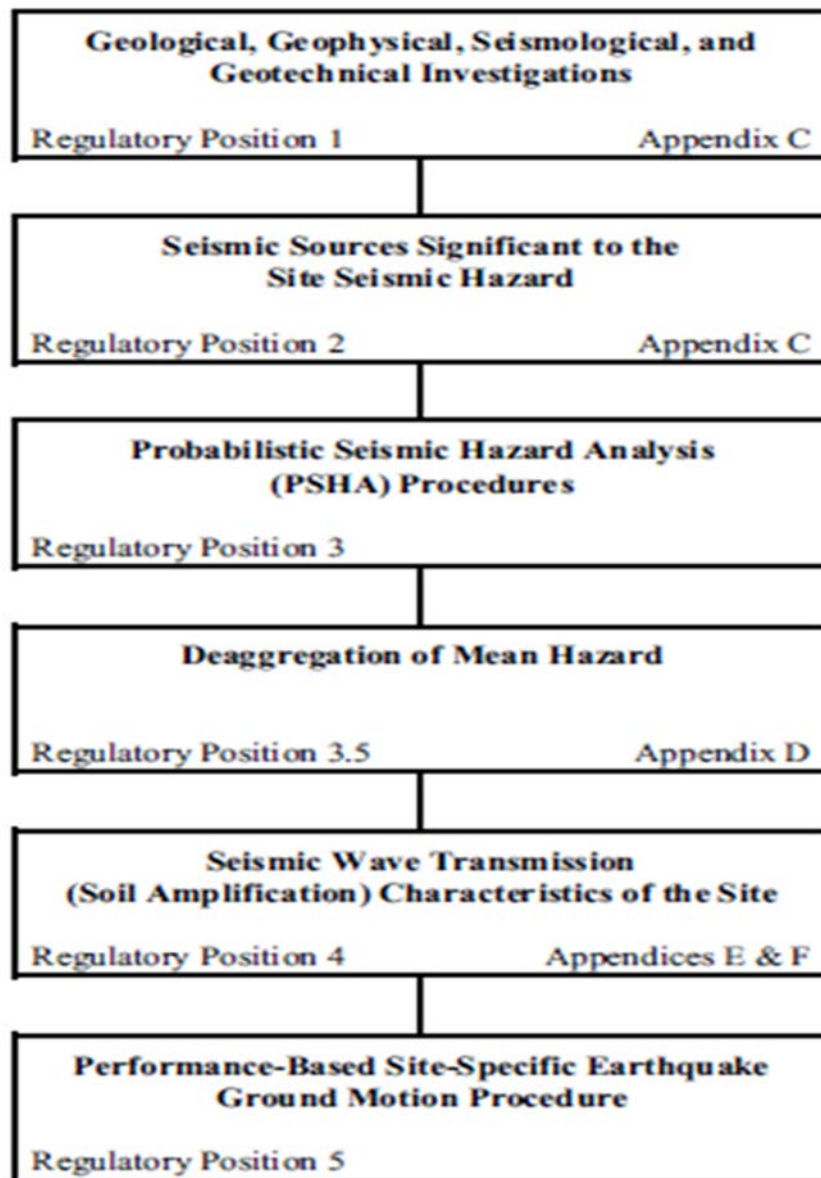


圖 3-1 產生性能導向 GMRS 流程圖
(資料來源：RG-1.208)

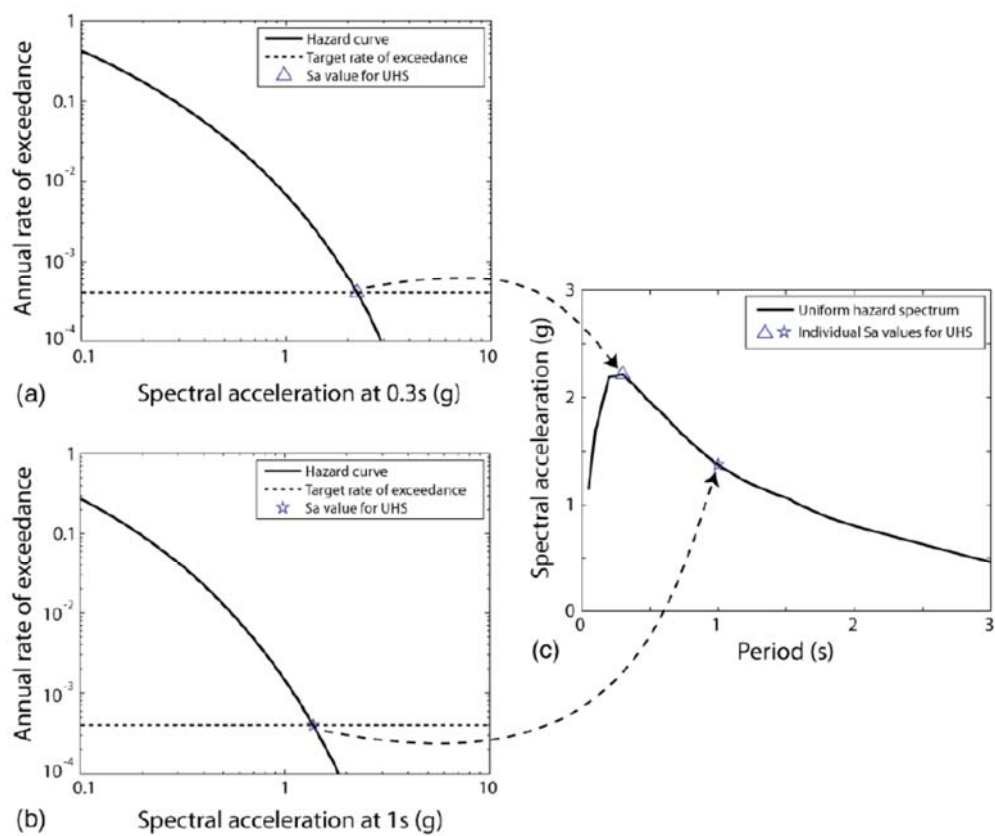


圖 3-2 透過譜加速度危害曲線建立特定年超越機率之 UHS 示意圖
(資料來源: Baker, 2008)

四、現地反應分析(SRA)之技術文獻蒐集與整理

在理想條件下，完整的地盤反應分析將假設地震發生時適當的震源破裂機制，探討應力波通過地殼內部的傳播到工址下方的基岩頂部，然後透過波傳理論以分析探討各土層參數如何影響基岩上方的地表運動模式。實際上，斷層破裂的機制非常複雜，震源與場址之間的能量傳輸性質如此不確定，以至於這種方法對一般工程都不可行，因此在實務上通常透過某些特定假設以簡化計算流程。

地盤反應分析即數值化地分析地震波從基礎岩盤經過土壤傳達至地表面之過程，可用來評估特定地盤土壤條件對於預期之地震動所帶來的影響。常見的分析方法有頻率域分析與時間域分析兩種；根據土壤參數的假設，亦有線性、非線性、等值線性(EQL)等；依照考慮的模型種類，則有一維、二維和三維等不同類型。其中最常使用的為一維的地盤反應分析，其分析所需之資訊包含(1)地盤剖面剪力波速資料(2)土壤的非線性應力應變反應(3)輸入地震動資料。本節將針對地盤反應分析對應之技術文獻進行初步整理，並針對地盤反應分析的流程進行理論背景的研析，最後透過 Strata 程式進行地盤反應分析，再利用 Matlab 實際運用上述理論並同步驗證。

(一) 一維線彈性波傳理論

當一斷層在地球表面下產生破裂時，體波由震源向四面八方傳遞，傳遞過程中經過不同特性的岩層或土層，產生多次的反射、折射，最後達到地表，因土壤層的波傳速度通常隨著地層深度增加而增加，故波傳過程其折射角會越來越小趨近於垂直，因此我們可以假設波傳過程為一維，由岩盤垂直向上傳遞。在一維波傳過程中需假設所有的土層交界為水平交界並向兩側無限延伸，且土壤沉積層的反應由

垂直傳遞的 SH 波主導。接著我們將基於上述假設進行後續一維波傳理論介紹。

首先考慮一無限長、線彈性之橫桿，其斷面積 A 、楊氏係數 E 、密度 ρ ，如圖 4-1，接著將橫桿取出一微小分離體如圖 4-，並用力平衡方程式簡化整理即可得到一維動力方程式如下：

$$(\sigma_{x_0} + \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} dx)A - \sigma_{x_0} A = \rho A dx \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (4.2)$$

利用應力應變關係式 $\sigma_x = E \varepsilon_x$ ，以及應變位移關係式 $\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}$ ，可以得到以下公式：

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{E}{\rho} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (4.3)$$

此處令波傳速度為 v_p ， $v_p = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ ，即可將式(4.)改寫為常見之一維波動方程式：

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = v_p^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (4.4)$$

同理可將應力更改為剪應力如圖 4-3，同時令剪應力與簡應變關係式 $\tau = G \gamma$ 以及簡應變位移關係式 $\gamma_x = \frac{\partial \tau}{\partial x}$ ，並令 $\sqrt{\frac{G}{\rho}} = V_s$ ，

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{G}{\rho} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = v_s^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (4.5)$$

考慮橫桿受一穩定簡諧外力 $\sigma(t) = \sigma_0 \cos \bar{\omega}t$ 影響，並利用波數 $k = \frac{\bar{\omega}}{v}$ ，透過 D'Alembert 法解式(4.4)，可得其解為：

$$u(x, t) = A \cos(\bar{\omega}t - kx) + B \cos(\bar{\omega}t + kx) \quad (4.6)$$

利用歐拉公式轉為複數形式，得到無阻尼的一維波傳方程式解

$$u(x, t) = Ce^{i(\bar{\omega}t - kx)} + De^{i(\bar{\omega}t + kx)} \quad (4.7)$$

接著考慮阻尼係數，欲考量阻尼係數首先須先介紹常用之土壤假設 Kelvin-Voigt Solid，Kelvin-Voigt Solid 即假設抵抗剪力變形之能量總和為彈性部分與黏滯部分之總和，其示意圖如圖 4-4，根據圖 4-4 Kelvin-Voigt Solid 之應力應變關係式可表示為：

$$\tau = G\gamma + \eta \frac{\partial \gamma}{\partial t} \quad (4.8)$$

其中 G 為剪力模數， η 為阻尼係數，若考慮應變更改為簡諧剪應變，即 $\gamma = \gamma_0 \sin(\omega t)$ ，則其剪應力可改寫如下：

$$\tau = G\gamma_0 \sin \omega t + \omega \eta \gamma_0 \cos \omega t \quad (4.9)$$

獲得上式後，假設土壤為 Kelvin-Voigt Solid 並受垂直傳遞之 SH-wave 影響，則其一維動力方程式可表示如下：

$$\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} \quad (4.3)$$

代入式(4-8)，並利用 $\tau = \sigma_{xz}$ 與 $\gamma = \frac{\partial u}{\partial z}$ 得到下式：

$$\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = G \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} + \eta \frac{\partial^3 u}{\partial z^2 \partial t} \quad (4.4)$$

若外力項為簡諧波，則可進一步將其位移表示為 $u(z,t) = U(z)e^{i\omega t}$ 並代入式(4.11)獲得下式：

$$(G + i\omega\eta) \frac{d^2 U}{dz^2} = -\rho\omega^2 U \quad (4.5)$$

$$G^* \frac{d^2 U}{dz^2} = -\rho\omega^2 U \quad (4.6)$$

其中定義 $G^* = G + i\omega\eta$ 為複變剪力模數，以及 $k^* = \omega \sqrt{\frac{\rho}{G^*}}$ 為複變波數，

則式(4.13)之解如下：

$$u(z,t) = Ae^{i(\omega t + k^* z)} + Be^{i(\omega t - k^* z)} \quad (4.7)$$

因式(4.10)僅為一層土壤之波傳方程式，因此我們必須將其擴充至 N 層，故考慮一土層由 N 個水平分界土層所組成，其中第 N 層為岩盤，如圖 4-4 所示。假設每層土壤皆為 Kelvin-Voigt Solid，當該土層受垂直傳遞之 SH-Wave 時，其解如式(4.14)所示，其中 A、B 分別為上行波(-z)以及下行波(+z)之波幅，接著引進一組區域座標系統 Z，並套用至每層土壤，如此第 m 層土壤頂端以及底端之位移可表示如下：

$$u_m(Z_m=0,t)=(A_m+B_m)e^{i\omega t} \quad (4.8)$$

$$u_m(Z_m=h_m,t)=(A_me^{ik_m^*h_m}+B_me^{-ik_m^*h_m})e^{i\omega t} \quad (4.9)$$

接著透過邊界應力連續以及應變連續兩個條件解出波幅 A、B 之遞歸方程式如下：

$$\begin{aligned} A_{m+1} &= \frac{1}{2}A_m(1+\alpha_m^*)e^{ik_m^*h_m} + \frac{1}{2}B_m(1-\alpha_m^*)e^{-ik_m^*h_m} \\ B_{m+1} &= \frac{1}{2}A_m(1-\alpha_m^*)e^{ik_m^*h_m} + \frac{1}{2}B_m(1+\alpha_m^*)e^{-ik_m^*h_m} \end{aligned} \quad (4.10)$$

其中定義 $\alpha_m^* = \frac{k_m^*G_m^*}{k_{m+1}^*G_{m+1}^*} = \frac{\rho_m(v_s^*)_m}{\rho_{m+1}(v_s^*)_{m+1}}$ 為複變阻抗比，透過從 1 至 m 反

覆運算(式 4.17)，即可得到每層土壤之波幅對應第一層之土壤波幅關係式如下：

$$\begin{aligned} A_m &= a_m(\omega)A_1 \\ B_m &= b_m(\omega)B_1 \end{aligned} \quad (4.11)$$

依據式(4.11)可定義第 i 層土壤至第 j 層土壤之位移震幅轉換函數，透過轉換函數即可轉換岩盤與地表之傅立葉震幅頻譜，並藉此獲得地表反應。

(二) STRATA 介紹與運用

1. STRATA 基礎操作

在 Strata 中對於波傳分析之設定流程可概略表示如下：(1)選擇分析模式(線性、等值線性以及時域或頻域)，如圖 4-6。(2)設定土壤參數(視分析方法不同需輸入之參數亦不同)，如圖 4-7。(3)選擇輸入之地震動(同樣依分析方法不同，需輸入之資料亦不同，如歷時或反應譜。且須注意輸入資料之位置)，如圖 4-8。(4)選擇欲輸出之資訊，

可依使用者需求設定輸出資料格式，如圖 4-9。(5)檢視分析結果，並可輸出資料供其他分析使用，如圖 4-10。

了解 Strata 之基礎操作流程後，依據 Strata 之操作手冊說明，在 Strata 中針對線彈性波傳部分其計算邏輯與前小節所述相同，惟 Strata 將式(4.10)中之 A_1 、 B_1 設定為 1，並直接計算其轉換函數，此情況下定義轉換函數為

$$TF_{m,n}(\omega) = \frac{u_m(\omega)}{u_n(\omega)} = \frac{A_m + B_m}{A_n + B_n} \quad (4.19)$$

由於進行地盤反應分析時輸入之地震動資料通常為地表面之地震動頻譜或歷時，因此其上行波和下行波之波幅相同($A_1 = B_1$)，而非在土壤底層時上行波與下行波幅不相同，如圖 4-11，因此當輸入的地震動資料為地表面之資料時，邊界條件的改變必須納入考慮。而在 STRATA 中同樣擁有調整輸入之資料性質之選擇，其差異僅在於其轉換函數的不同。

在此在 STRATA 中將任意自由表面之地震動定義為 Outcrop 露頭地震動，且其振幅可由兩倍的上行波($2A$)來描述。透過修正式(4.)即可將露頭地震動轉至表面地震動，修正方式為將式(4.)乘上一組將露頭地震動轉換為土壤柱底層之內層地震動轉換函數。對於露頭地震動來說轉換到內層地震動需要額外一組轉換函數，組合這兩組轉換函數即可獲得下式：

$$TF_{m,n}(\omega) = \frac{A_n + B_n}{2 \times A_n} \times \frac{A_m + B_m}{A_n + B_n} = \frac{A_m + B_m}{2 \times A_n} \quad (4.12)$$

式(4.19)與式(4.12)即在 STRATA 中輸入之地震動選擇為露頭地震動或內層地震動時，其分析過程之差異，後續我們將以案例進行驗

證探討。

2. STRATA 之非線性模型設定與土層自動離散化

在 Strata 中若進行等值線性分析時需選定土壤採用之非線性模型，如圖 4-，且針對非線性模型部分使用者可透過 Tools-Add/Remove Nonlinear Curve 自行新增非線性模型，此功能允許使用者輸入經由實驗室或現地分析所獲得之最新土壤性值曲線，如圖 4-13。

在 Strata 中另一個與其他軟體之最大不同即其允許使用者進行土壤離散化，即土壤層剪力波速可透過 Strata 進行分配，此功能在產生目標 GMRS 之過程中可發揮其效用，因產生目標 GMRS 需考慮不同情形之剪力波速、剪力模數、阻尼比之分配，透過剪力波速自動離散化，可較為快速完成其要求。其土層自動離散化之運算邏輯如下：

$$h_{\max,i} = \lambda_{\text{frac}} \times \lambda_{\min} = \lambda_{\text{frac}} \times \frac{V_{s,i}}{f_{\max}} \quad (4.13)$$

$h_{\max,i}$ 代表第 i -th 速度子層的最大厚度， λ_{frac} 為波長之分數通常介於 0.1 至 0.2 之間，大於 1/3 即不建議使用， $f_{\max}$ 為工程師欲探討之最大頻率。其設定如圖 4-14

（三）線彈性波傳理論與 Strata 之交互驗證

為進行 STRATA 操作之初步驗證以及測試，此處依據 Albert R. Kottke 與 Ellen M. Rathje(2010)文獻中所提供之 Turkey Flat 地盤資訊進行測試，Turkey Flat 地盤坐落於加州沿岸中部，此地盤由大約 20m 之粗顆粒沉積層土壤覆蓋於岩盤上，其詳細地盤性質如表 4-。

土壤層 1 剪力波速為 135m/s，單位重 18kN/m³、阻尼比 5%，土壤層 2 剪力波速為 460m/s，單位重 18kN/m³、阻尼比 5%，土壤層 3 剪力波速為 610m/s，單位重 18kN/m³、阻尼比 5%，彈性岩盤，剪力波速為 1340m/s，單位重 22kN/m³、阻尼比 1%。土層示意圖如圖 4-15，

基礎頻率以 Krammer 建議之經驗公式: $f_0 = v_s / 4H$ 計算。

接著介紹選用之地震動以及其分析方式，此處輸入之地震動資料選用 Strata 內所提供之範例地震動 chichi03，其時間間隔(Δt)為 0.004 秒，總歷時 35 秒，總點數 8751 點，並首先將輸入地震動設為 outcrop 露頭地震動，並且為符合 Strata 計算傅立葉轉換之原則，將地震波資料進行 zero padding 至 2^{14} 點，即 16384 點，總歷時延長為

65.532 秒。依據上述資料可得 $f_{nyq} = \frac{1}{2 \times 0.004} = 125\text{Hz}$ ， $\Delta f = \frac{f_{nyq}}{N/2} = 0.0153$ 。

分析方式為首先確認輸入資料的一致性，並且輸入資料將以 within、outcrop 兩種模式分別進行分析，下列圖形針對 within 地震動將以底層地震動說明，outcrop 地震動則為露頭地震動，接著比對傅立葉轉換之結果以及各土層之間的轉換函數，再將輸入之傅立葉震幅頻譜乘上轉換函數得到各土層之傅立葉震幅頻譜，並進行逆轉換得到地表歷時同時進行比對，並嘗試由分析得到之資料判別土壤特性，分析結果如圖 4-16 和圖 4-17。從圖形中首先我們可以確認輸入資料為相同資料，接著透過快速傅立葉轉換進行時域頻域轉換時我們可以發現在某些頻率上之峰值有些許不同，但產生明顯峰值之頻率位置仍相同，此情形在經轉換函數得到地表震幅頻譜時亦有相同情況，此處推測原因為 Strata 所進行之快速傅立葉轉換方式與 Matlab 內建之 FFT 有所不同，然而將地表震幅頻譜進行逆轉換得到地表加速度歷時並比較後可以觀察到頻譜的差異並不會造成地表輸出之改變，因此可初步判定頻譜之差異來自於程式之運作邏輯不同，但所運算出之頻譜所包含的功率頻譜密度應為相同，如此經過反轉換後才能得到相同之地表歷時。另外從轉換函數圖形中，可以觀察到土壤之自然頻率處皆有明顯放大效應，此處反應出轉換函數受土壤性值主

導之特性。

表 4-1 Turkey Flat 地盤資訊
(資料來源: Kottke, A.R. 2010)

深度	厚度	v_s (m/sec)	γ_t (kN/m ³)	阻尼(%)	基礎頻率(Hz)
0	2.4	135	18	5	14
2.4	5.2	460	18	5	22
7.6	13.7	610	18	5	11
21.3	∞	1340	22	1	

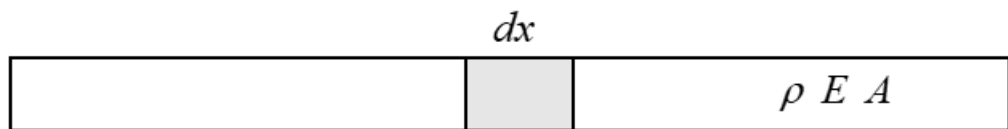


圖 4-1 無限長線彈性之橫桿
(資料來源: Kramer, S. L. (1996))

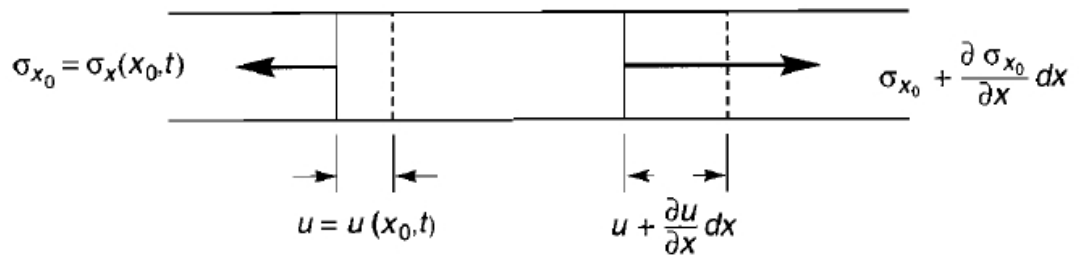


圖 4-2 微小分離體應力圖
(資料來源: Kramer, S. L. (1996))

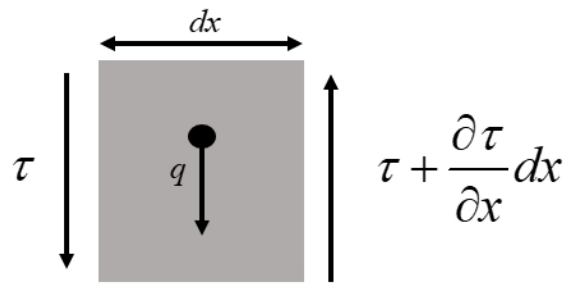


圖 4-3 微小分離體剪應力圖

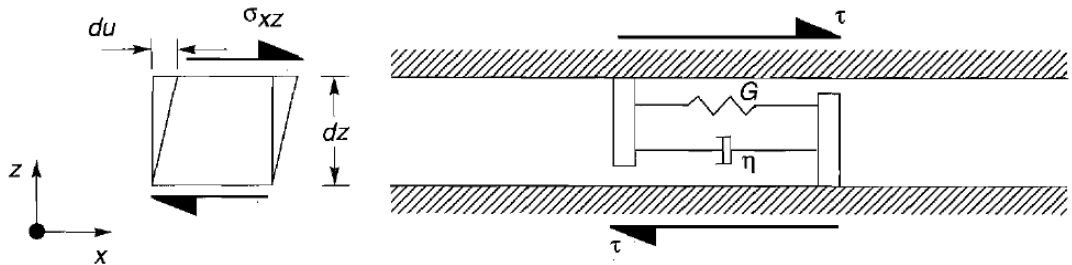


圖 4-4 Kelvin-Voigt Solid 示意圖

(資料來源: Kramer, S. L. (1996))

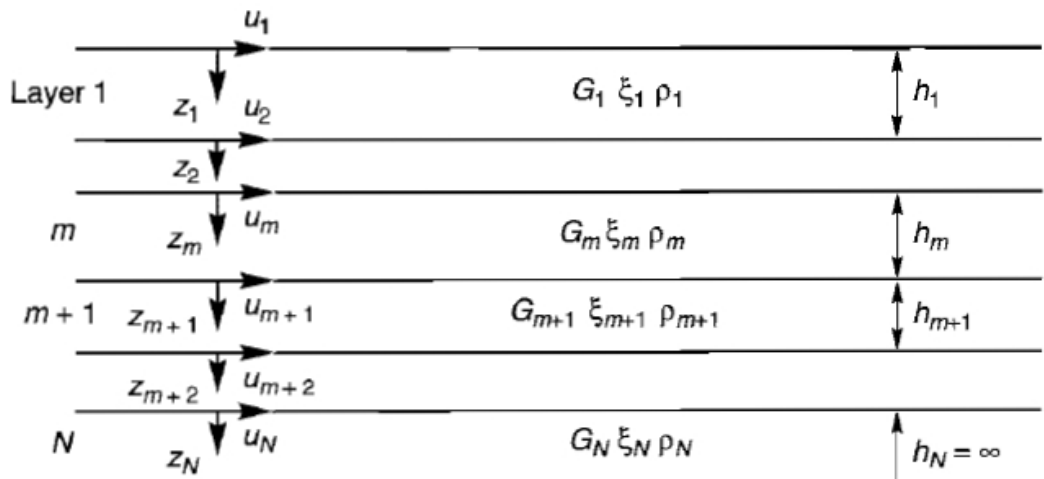


圖 4-5 土層示意圖

(資料來源: Kramer, S. L. (1996))

Type of Analysis

Method:

Approach:

☐ Vary the properties

Site Property Variation

Number of realizations:

☒ Only use profiles that converge

☐ Vary the nonlinear properties

- shear-modulus reduction curve
- damping ratio curve
- damping of the bedrock

☐ Vary the site profile

- shear-wave velocity
- layer thickness
- depth to bedrock

☐ Specify seed number

Calculation Parameters

Error tolerance:

Maximum number of iterations:

Effective strain ratio:

Layer Discretization

Maximum frequency:

Wavelength fraction:

☒ Disable auto-discretization

圖 4-6 分析模式選項視窗
(資料來源: Kottke et al., 2013)

General Settings | **Soil Types** | Soil Profile | Motion(s) | Output Specification | Compute | Results

Soil Types

	Name	Unit Weight (kN/m ³)	Damping (%)	Damp. Limit (%)	Notes
1	soil1	18.00	5.00	0.5	
2	soil2	18.00	5.00	0.5	
3	soil3	18.00	5.00	0.5	

General Settings | Soil Types | **Soil Profile** | Motion(s) | Output Specification | Compute | Results

Site Profile

	Depth (m)	Thickness (m)	Soil Type	Vs (m/s)
1	0.00	2.40	soil1	135.00
2	2.40	5.20	soil2	460.00
3	7.60	13.70	soil3	610.00
4	21.30	Half-Space	Bedrock	1340.00

圖 4-7 土壤參數設定視窗
(資料來源: Kottke et al., 2013)

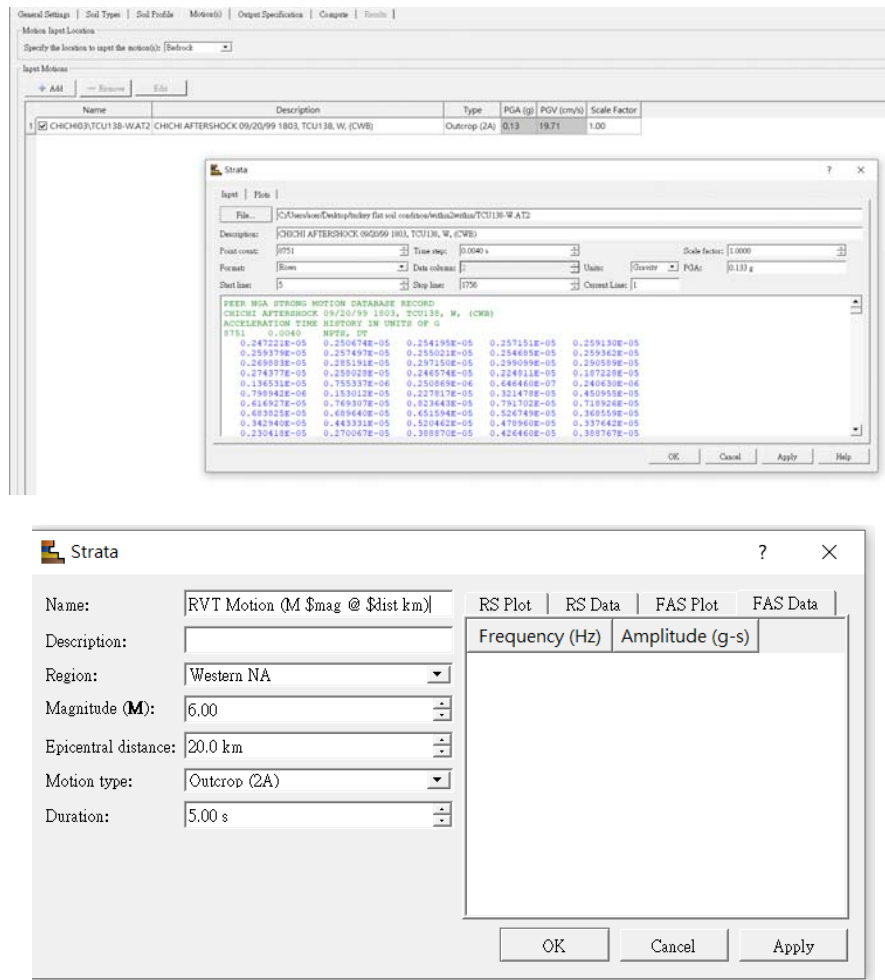


圖 4-8 地震輸入選項視窗
(資料來源: Kottke et al., 2013)

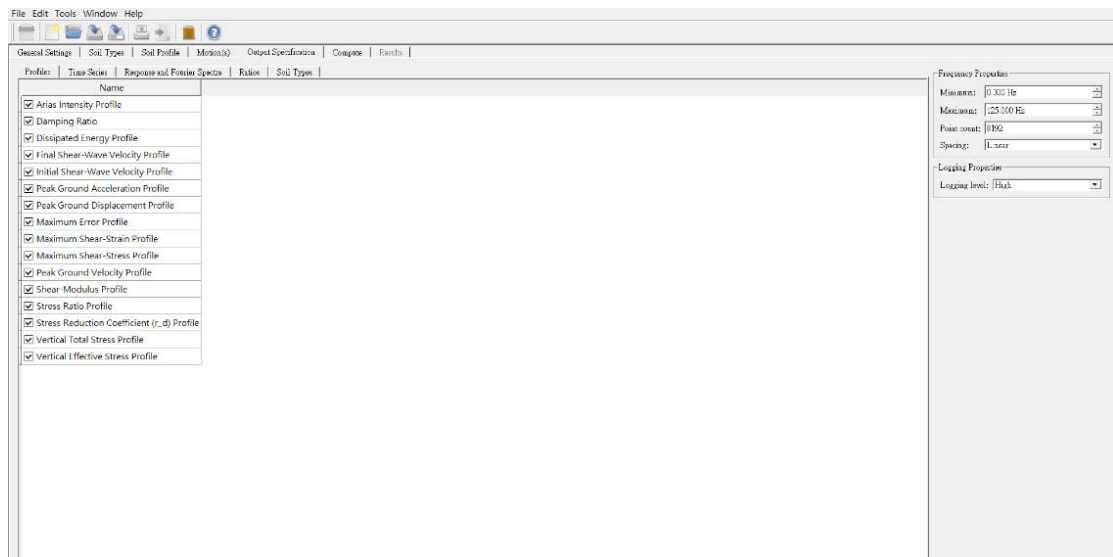


圖 4-9 輸出資料格式設定視窗
(資料來源: Kottke et al., 2013)

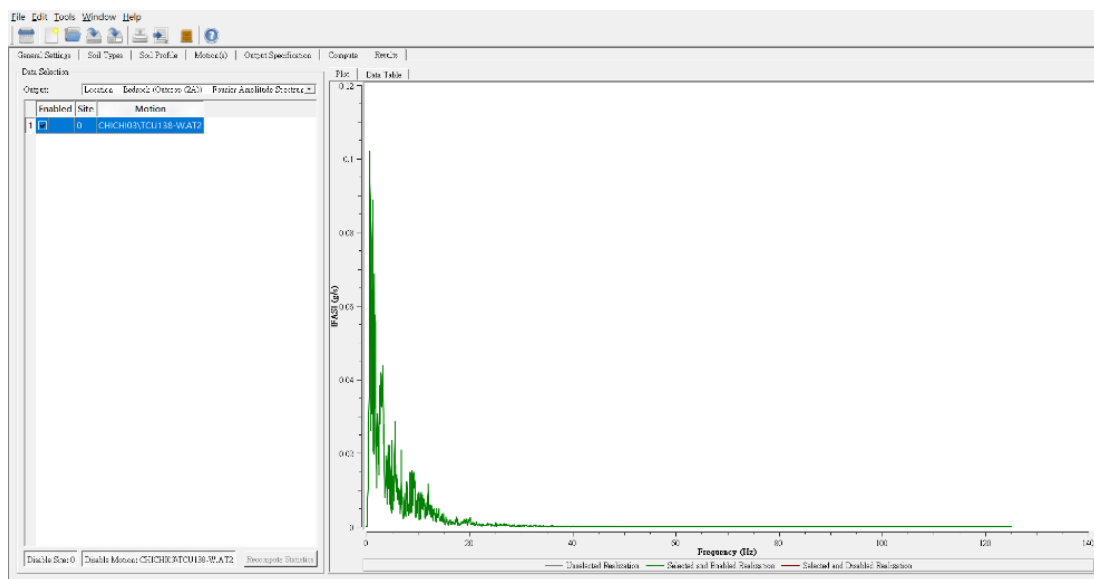


圖 4-10 分析結果視窗
(資料來源: Kottke et al., 2013)

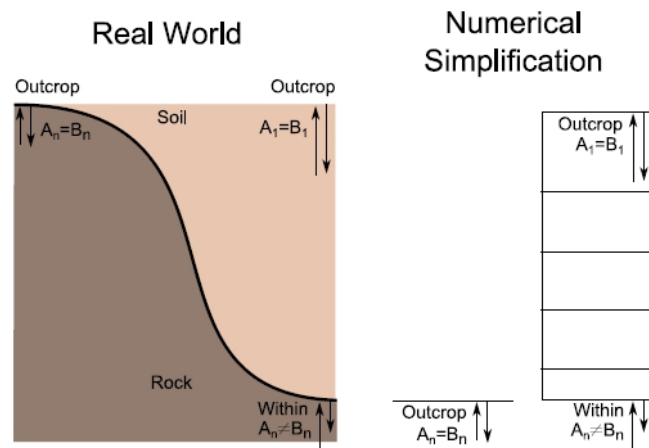


圖 4-11 邊界條件示意圖
(資料來源: Kottke et al., 2013)

General Settings Soil Types Soil Profile Motion(s) Output Specification Compute Results						
Soil Types						
+ Add Insert Remove						
Name	Unit Weight (kN/m ³)	G/G _{max} Model	Damping Model	Damp. Limit (%)	Notes	
1 soil1	18.00	Darendeli & Stokoe (2001)	Darendeli & Stokoe (2001)	0.5		
2 soil2	18.00	Darendeli & Stokoe (2001)	Darendeli & Stokoe (2001)	0.5		
3 soil3	18.00	Darendeli & Stokoe (2001)	Darendeli & Stokoe (2001)	0.5		

圖 4-12 土層參數設定視窗
(資料來源: Kottke et al., 2013)

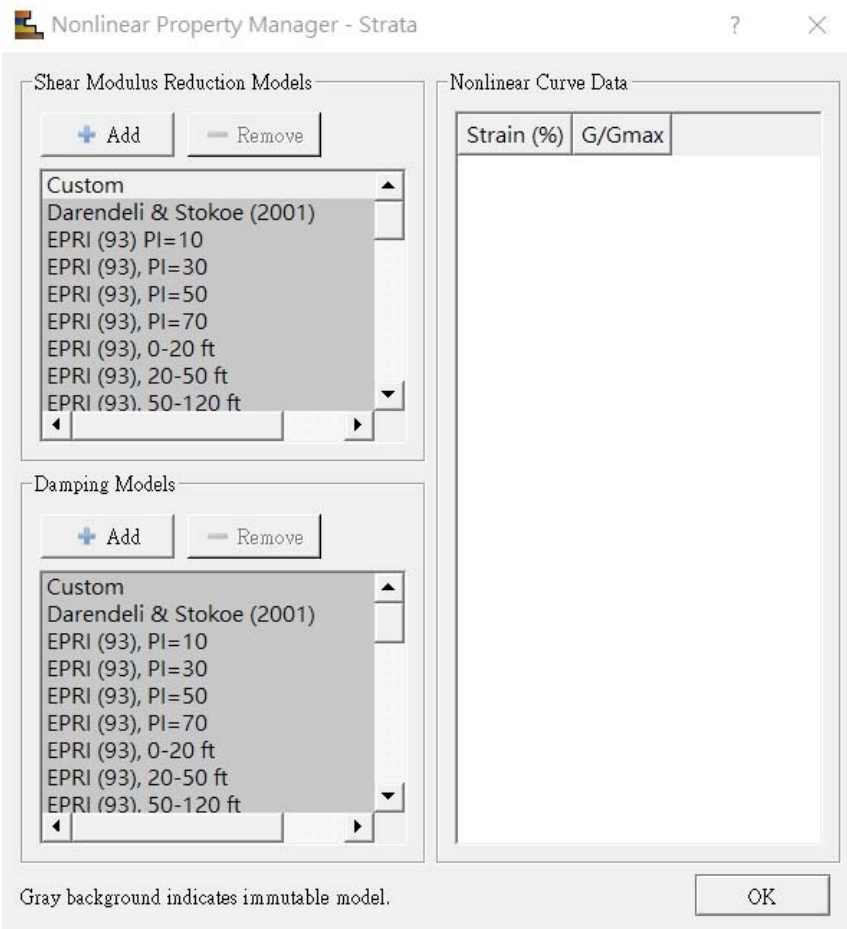


圖 4-13 非線性土壤性質輸入視窗
(資料來源: Kottke et al., 2013)

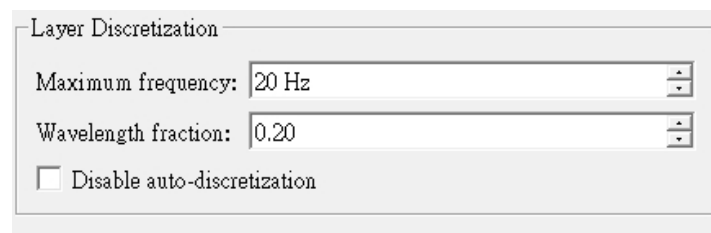


圖 4-14 土壤離散化視窗
(資料來源: Kottke et al., 2013)

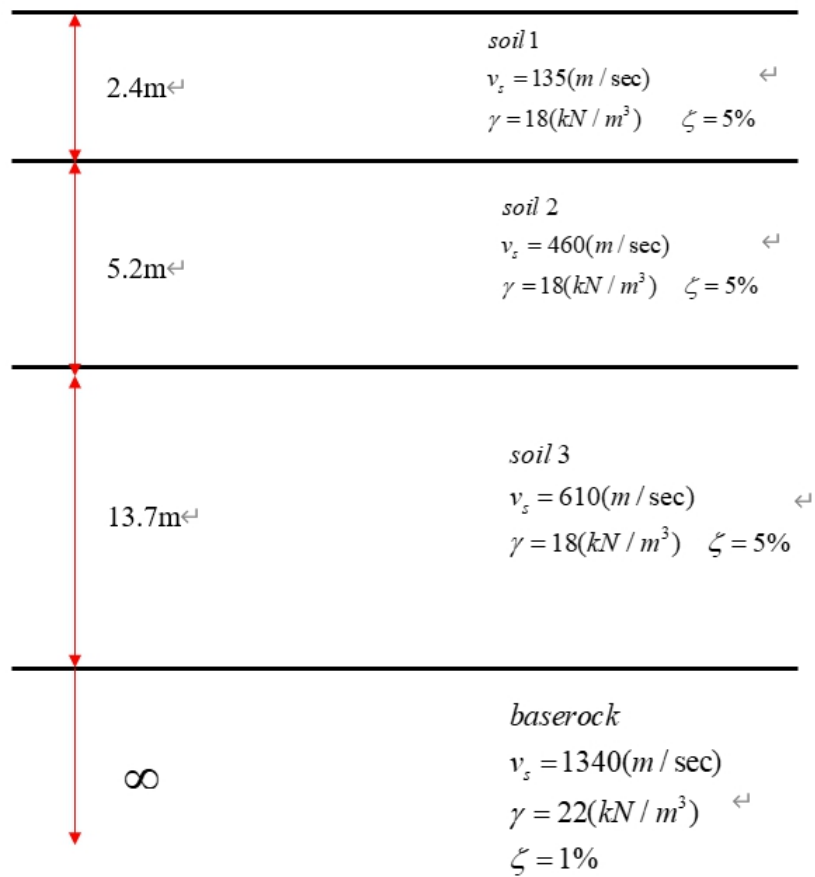
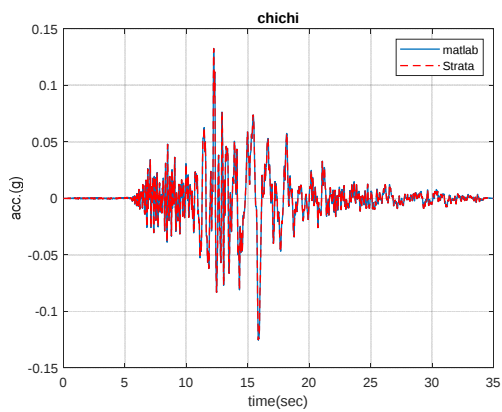
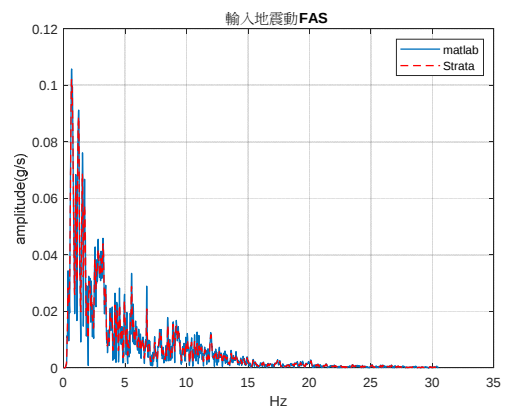


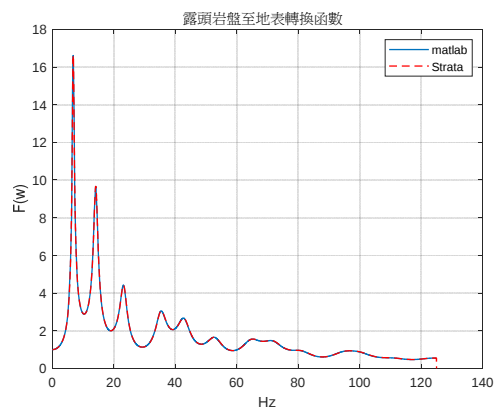
圖 4-15 Turkey Flat 土層示意圖
(資料來源: Kottke, A.R. 2010)



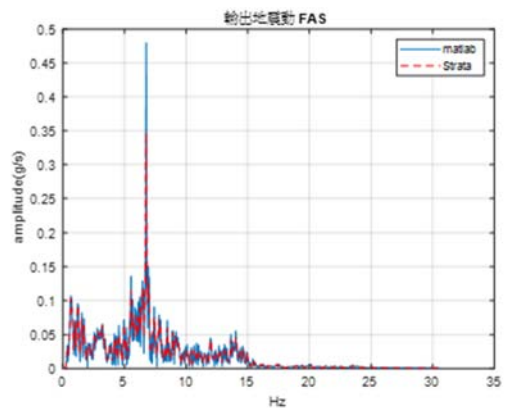
(a)輸入之時間歷時



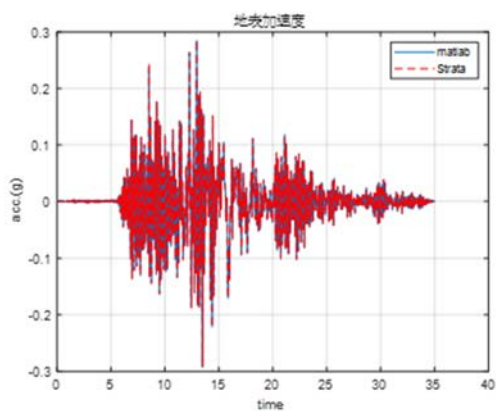
(b)輸入時間歷時之 FAS



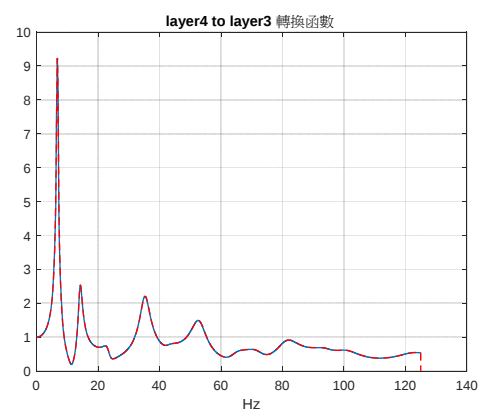
(c)底層岩盤至地表轉換函數



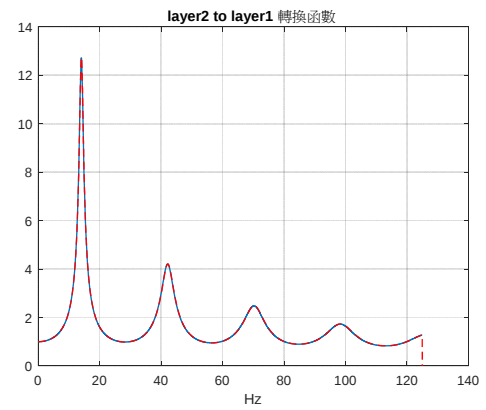
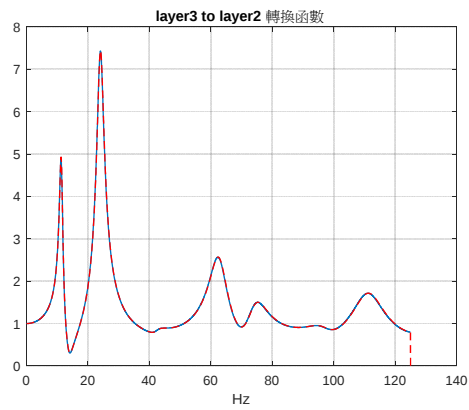
(d)轉換後輸出之 FAS



(e)地表加速度歷時



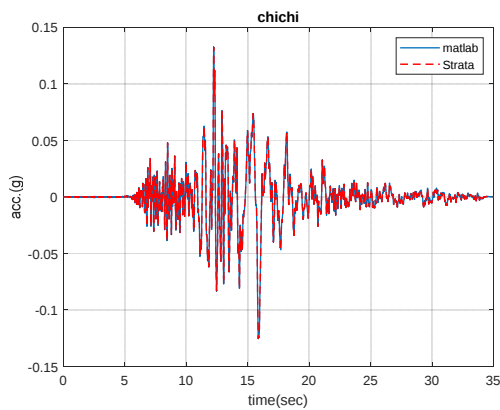
(f)土層 4 至土層 3 之轉換函數



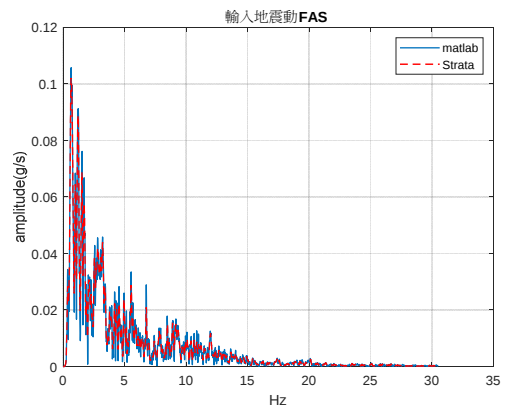
(g) 土層 3 至土層 2 之轉換函數

(h) 土層 2 至土層 1 之轉換函數

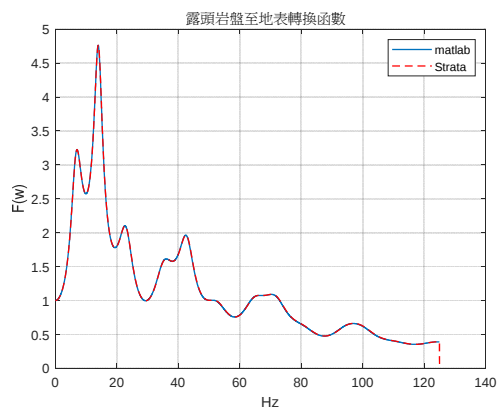
圖 4-16 輸入資料設定為底層岩盤，輸出為地表之分析結果



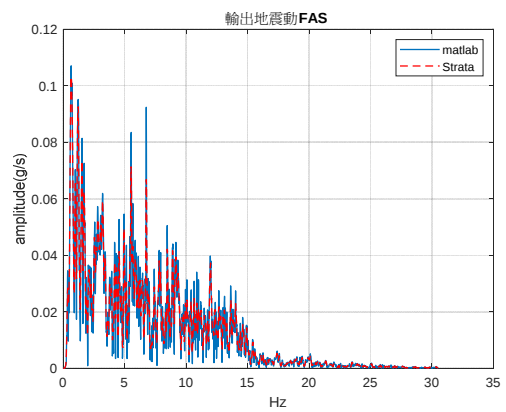
(a) 輸入之時間歷時



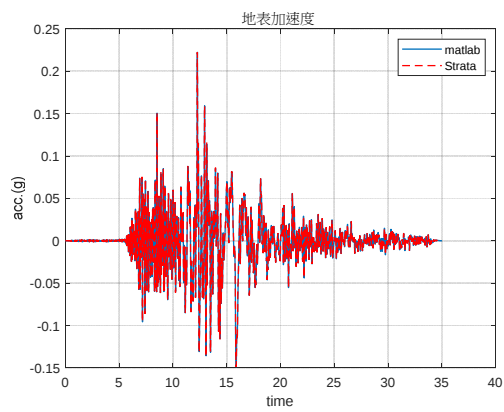
(b) 輸入時間歷時之 FAS



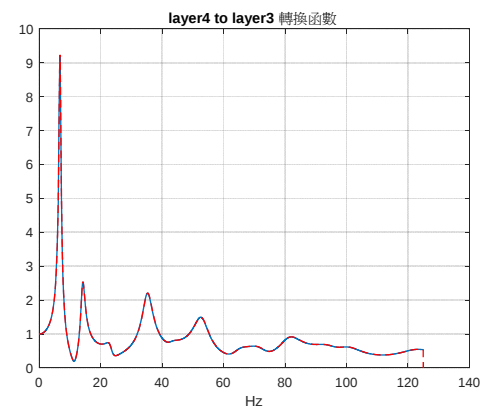
(c) 露頭岩盤至地表之轉換函數



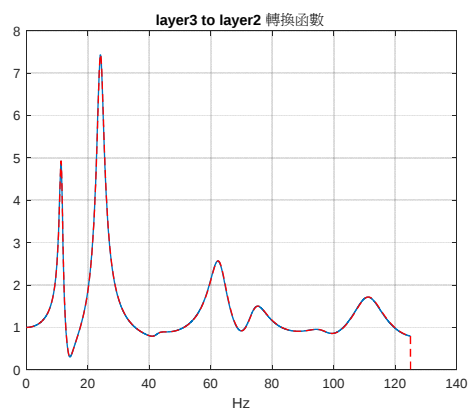
(d) 轉換後輸出之 FAS



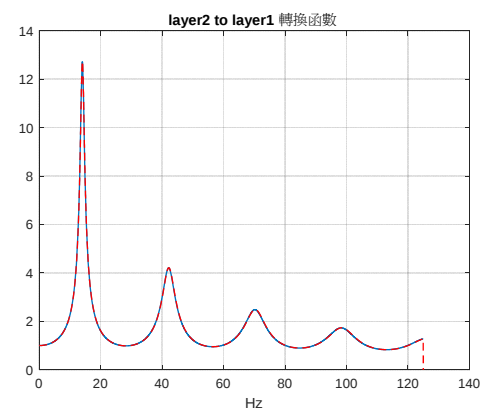
(e)地表加速度歷時



(f)土層 4 至土層 3 之轉換函數



(g)土層 3 至土層 2 之轉換函數



(h)土層 2 至土層 1 之轉換函數

圖 4-17 輸入資料設定為露頭岩盤，輸出為地表之分析結果

五、從岩盤輸入地震到產生目標地表地震程序之技術文獻蒐集與整理

在第三節中介紹了 RG-1.208 所描述之獲得場址之性能導向的方法，如圖 3-，該小節中介紹了經過 PSHA 獲得 UHS，然而此 UHS 為參考露頭岩盤之 UHS，若須獲得目標地表地震動反應譜或地震動，則需配合第四節所介紹之波傳理論，經過土壤之放大或縮減以獲得地表反應，此即步驟 4 與 5，因此本節將針對 RG-1.208 對於工址之地震波傳遞特徵如何定義以及其相關規定進行初步探討。

在 RG-1.208 附錄 E 中提到針對水平和垂直安全停機地震(SSE)應該在地表的自由場中確定。而若 V_s 小於假定的通用岩盤剪力波速的地盤，則應進行地盤反應分析。而在 RG-1.208 所引用之地盤反應分析法係引用於 NUREG/CR-6728，並且為一簡化之程序，在 RG-1.208 附錄 E 中同樣有提到若需考慮更為複雜之情況則可參考 NUREG/CR-6728。

NUREG/CR-6728 為美國 NRC 所發佈並認可之文件，其主要目標為針對美國不同區域提出符合當地條件之設計反應譜，因此不論是從地震資料收集、整理並建立模型，乃至透過模型建立參考岩盤反應譜並透過波傳獲得地表反應譜之方法，皆有其相對應分析方法或規定，因此本節將首先針對 RG-1.208 所提供之方法進行彙整，接著將 NUREG/CR-6728 所提及之其他方法或規定進行相互比對或補充。

(一) RG-1.208 之地盤反應分析過程與規範

為了正確處理岩層、地表及其他界面與土壤間的放大或減小效應，地盤反應分析之過程可以概述如下：(1)建立特定工址土壤資料。(2)

建立適當修正地震歷時，以用於工址反應分析。(3)進行一連串工址反應分析決定一定頻率範圍內的平均工址放大函數。(4)基於岩盤下的 PSHA 和工址放大函數建立地表的均布危害度反應譜(Uniform Hazard Response Spectrum, UHRS)。

其中針對上述第二點如何修正地震歷時部分，由於非線性反應在地盤反應中為常見之情形，因此輸入地震動的挑選對於在土壤柱中所觀察到的放大效應即有相當大的影響，其中解決此狀況的一種方法為使用由 PSHA 結果解構出來之控制地震，如 RG-1.208 附錄 D。控制地震主要用於分析對於該場址何種情況下最可能產生最大的影響，然而，對於某些場址來說仍需要額外的地震事件以完整的反應 UHRS，尤其是在中間頻率範圍的區域。

控制地震之反應譜應由 NUREG/CR-6728 所描述之適當的衰減關係式或適當的反應譜獲得，在 NUREG/CR-6728 內對於 CEUS 之反應譜線型分別為單角以及雙角震源模型，此兩模型應使用相同權重並套用至發展輸入時間歷時中。經上述產生出之反應譜接著會縮放至 1、2.5HZ 平均和 5、10HZ 之平均以及中間頻率範圍之場址岩石譜加速度。

土壤反應通常在其自然週期下會有最大反應，也正因此若給予一組地震事件對於該頻率含量相對不足，則難以準確地預測真正的特定地盤 UHRS，因此針對控制地震之反應譜以及 UHRS 反應譜以及土壤柱自然頻率之比較圖為必須繪製之圖形，在由輸入地震定義縮放後之反應譜後，相對應的加速度時間歷時也可獲得，並將其反應譜與目標地震反應譜進行比較，接著將加速度歷時調整至擬合目標反應譜。縮放後之時間歷時資料紀錄為”露頭震動”並強加在土壤模

型的岩盤上(通常首先轉換至在岩盤的等值”Within”震動)，接著該震動即可經過土壤模型傳遞並定義自由場地表面地震動。

對於如何決定平均工址放大函數部分，由於土壤分析時非線性與異質性，欲有效的獲得土壤反應的變異性至少需要 60 組隨機剪力波速剖面以及 60 組對應的剪力模數曲線與阻尼曲線(一組剪力波速對應一組剪力模數衰減曲線、阻尼曲線)，一般來說使用 60 組剖面通常即可獲可靠的得土壤反應標準偏差。為求自由場地表面之 UHRS，需計算每組輸入地震之地盤放大函數，而平均地盤放大函數可由這 60 組資料分別計算出之轉換函數來獲得。

當地盤放大函數獲得後，即可將之運用於自由場參考岩盤 UHRS，透過將每個年度超越機率下之參考岩盤 UHRS 乘上轉換函數即可獲得特定場址自由場地表面 UHRS，不論是透過高頻轉換函數或是低頻轉換函數。

最後之分析結果最少應展示出：輸入地震動(岩盤反應譜)、輸出地震動(表面反應譜)以及反應譜放大函數(場址地震動轉換函數)，通常還會繪製每個土層之尖峰加速度剖面圖。另外，除了發展表面之反應譜放大函數外，計算基礎水準之轉換函數對於後續發展 SSE 也有很大的幫助。

獲得自由場地表面之 UHRS 後，在 RG-1.208 中獲得性能導向特定地盤地震之地震動，是使用類似於 ASCE/SEI Standard 43-05 (Ref. 7)設計反應譜之理念，通過設計因子(DF)縮放特定地盤的平均 UHRS，得到水平向之性能導向特定地盤 GMRS，亦可藉由下列關係式求得。

$$GMRS=UHRS \times DF \quad (5.1)$$

其中 UHRS 是依據 Regulatory Position 4.3 所推導的平均 $1E-04$ UHRS，

而 DF 如下

$$DF = \max \{1.0, 0.6(A_R)^{0.8}\} \quad (5.14)$$

其中 A_R 是在相差 10 倍超越頻率之地震危害度曲線中，每一頻率之間對應的地面加速度反應譜值斜率比

$$A_R = \text{mean } 1E-05 \text{ UHRS} \div \text{mean } 1E-04 \text{ UHRS} \quad (5.3)$$

(二) NUREG/CR-6728 產生目標地表地震之程序

NUREG/CR-6728 為美國 NRC 所發布之文件，其主要目的為針對美國不同區域並考量地震源特性地不同以及地殼性質等等之不確定性，針對核能設施設計地震動提出建議須與觀察，在 NUREG/CR-6728 獲得岩盤場址之目標地表地震動程序為以下數個步驟：(1) 在岩盤條件下進行 PSHA；(2) 依據 RG-1.165(M&R)解構在 10Hz、1Hz 之 PSHA 危害度結果，並縮放至接近在所有場址、頻率下皆有一致的風險以計算均布可靠度反應譜(URS)；(3) 將 10Hz、1Hz 之反應譜值作為適當的規模 M 以及距離 R 下之岩盤反應譜線型的縮放標準；(4) 透過縮放後之岩石反應譜，由適當的 M-R 組距選擇適當的時間歷時；(5) 將選出之歷時資料縮放至 10HZ、1HZ 之 URS 與縮放後之反應譜型比較，並將歷時資料調整至與目標擬合；(6) 進行動力分析。

而在土壤場址下欲獲得目標地表地震動之程序與岩石場址之之前五步驟皆相同，除了土壤 UHS 沒有縮放到 URS 之外，原因在於 UHS 至 URS 的轉換依靠的是危害度曲線之斜率，而土壤場址之危害度曲線需透過在不同震幅下進行多次土壤分析才可獲得。因此其流程可概括如下：(1) 在岩石條件下進行 PSHA；(2) 依據 RG-1.165(M&R)解構在 10Hz、1Hz 之 UHS；(3) 將 10Hz、1Hz 之反應譜值作為適當的規模 M 以及距離 R 下之岩盤反應譜線型的縮放標準；

(4) 透過縮放後之岩石反應譜，由適當的 M-R 組距選擇適當的時間歷時；(5) 將選出之歷時資料縮放至 10HZ、1HZ 之 UHS 與縮放後之反應譜型比較，並將歷時資料調整至與目標擬合；(6) 考慮土壤參數不確定性，並進行土壤動力分析；(7) 計算不同地震與土壤不確性下之土壤表面平均反應譜，並將平均反應譜作為目標反應譜並調整至 UHS；(8) 依據主控之 M-R 值挑選間歷時；(9) 將挑選出之時間歷時縮放至目標反應譜；(10) 進行動力分析。

上述資料整理後即如下列流程圖，如圖 5-及圖 5-所示，本節將接著針對如何獲得岩盤 URS 以及土壤 UHS 進行說明。

(三) 岩石場址 URS

在岩石場址下 NUREG/CR-6728 提供一簡易方法，透過總安全係數 F_R 調整 UHS 藉此獲得擁有一致風險的 URS，首先定義總安全係數 F_R 如下

$$F_R = \alpha SF$$

其中 α 為設計過程所達到之保守度(若在高信度低失敗機率(HCLPF)下可取 1.67)，SF 為縮放係數，縮放係數依據 R.P. Kennedy (1997)建議之縮放係數如下

$$SF = \max\{0.7, 0.35A_R^{1.2}\}$$

其中 A_R 為描述危害度曲線斜率之參數，與參數 K_H 相關， K_H 為危害度曲線在對數尺度上之負斜率，曲線越陡峭則 K_H 值越高，典型美國核電廠之 K_H 值約坐落在 1.5 至 6 之間，而 K_H 與 A_R 之關係式如下：

$$A_R = 10^{\frac{1}{K_H}} \text{ or } K_H = \frac{1}{\log_{10} A_R}$$

獲得上述係數後即可將岩石場址 UHS 轉換至 URS 如下

$$URS = UHS \times SF$$

(四) 土壤場址 UHS

定義與岩盤 UHS 一致的土壤均佈危害度反應譜(UHS)為相當艱難的任務，在 NUREG/CR-6728 中提供數種方式獲得土壤 UHS，但有些方法需要獲得完整的土壤衰減關係式，並進行 PSHA，有些則是需要額外在多個震幅下解構岩石危害度，以反算土壤危害度。目前可用於估計土壤 UHS 之方法可分為兩大領域，首先在數個岩盤震幅下積分，以計算土壤危害度(震幅的超越機率)，並得到土壤 UHS。第二個方法透過給定年超越機率下之岩盤 UHS，以推導同樣機率下的土壤 UHS。表 5-2 即 NUREG/ CR-6728 所描述之計算方法。以下將針對不同方法之假設以及縮寫進行說明。

基於積分之方法

若我們定義土壤在特定自然頻率下之振幅為 A^S ，則計算土壤危害度之直接方法為透過 PSHA：

$$P[A^S > z] = \iint P[A^S > z | m, r] f_{m,r}(m, r) dm dr \quad (5.4)$$

上式為標準 PSHA 方程式， z 為土壤振幅， m 為規模， r 為距離。(上式忽略了不同斷層的出現機率，即單一隨機地震的出現機率，若需加入則方程式會較為複雜)，此法稱為"Approach 4"，並可得到一個代表性的土壤危害度。此計算可得到具代表性的結果，表示為 $P[A^S > z | m, r]$ ，而此方法之問題在於經驗衰減方程式需使用數個場址之觀察資料，通常是相似的土壤條件，但我們追求的是一個特定場址下 $A^S > z$ 之機率。

透過 Approach 4 再假設由輸入震動之程度以及地震之規模和距

離可判斷土壤反應，因此可以調整式(5.4)獲得下兩式：

$$P[A^S > z] = \iiint P[A^S > z | m, r, a] f_{M,R,A}(m, r, a) f_A(a) dm dr da \quad (5.5)$$

$$P[A^S > z] = \iiint P[AF > \frac{z}{a} | m, r, a] f_{M,R,A}(m, r, a) f_A(a) dm dr da \quad (5.6)$$

其中 a 為岩石上之震幅， $f_A(a)$ 為危害度曲線推導得到之函數。此方法稱為”Approach 3”，第一個方程式由 $[a, m, r]$ 解構岩石危害度，計算 $P[A^S > z]$ ，第二個方程式之土壤反應由放大係數所定義：

$$AF = A^S / a$$

其中 AF 為隨機變數，其分佈可以由 m 、 r 或是 a 所組成之方程式表示。式(5.4)可以藉由限制係數 a 、 m 、 r ，並使用 AF 進行簡單改寫如下：

$$P[A^S > z] = \iiint P[AF > \frac{z}{a} | m, r, a] f_{A|M,R}(a, m, r) f_{M,R}(m, r) dm dr da \quad (5.7)$$

此法將 AF 與 $[m, r, a]$ 視為相依，並對 M 和 R 的機率密度函數進行積分來計算 $P[A^S > z]$ 。此法有效在於透過岩石修正至土壤之衰減方程式進行 PSHA，Bazzurro(1998)認為此法為計算土壤危害度之有效方法。

Approach 3 透過土壤反應機率由岩石震動以及事件規模所主導，給定此兩變數，並假設距離不會有明顯影響，因此

$$P[A^S > z] = \iint P[A^S > z | m, a] f_{M|A}(m, a) f_A(a) dm da \quad (5.8)$$

$$P[A^S > z] = \iint P[AF > \frac{z}{a} | m, a] f_{M|A}(m, a) f_A(a) dm da \quad (5.9)$$

此為 Approach 3 之變形，標註為 Approach 3A，運用此方法時，僅需考慮相對震幅 a 之機率分佈即可。圖 5-將 Approach 3 以圖形化表示，

A 部分展示了岩石 PSHA 曲線，B 部分將土壤振幅 A^S 表示為岩石振幅 A^R 的函數，考慮了特定規模地震以及土壤對岩石震動的非線性反應。

若欲計算某個特定年超越機率 p^* 下之土壤危害度，可以透過集中一個特定岩石振幅 a' 以及對應的規模 m' ，進一步地簡化計算，據此土壤放大係數 AF 可表示如下：

$$AF(a, m) = AF(a', m')$$

此步驟移去規模相依性，並可簡化如下：

$$P[A^S > z] = \int P[AF(a', m') > \frac{z}{a} | a] f_a(a) da$$

其中 $P[AF(a', m') > \frac{z}{a} | a]$ 代表 AF 的分佈是在指定 a' 、 m' 下， a 則用來計算 $P[AF > z | a]$ ，此方法由 Bazzurro(1998)提出標記為 "Approach 3B"，圖 5-為 Approach 3B 之圖解。

基於 UHS 縮放之方法

上述 Approach 3B 提出將岩盤 UHS 縮放至土壤 UHS 之理念，若土壤不確定性微小，或可以準確的獲得土壤性質，則可以在給定地岩盤 UHS 下，準確的預估土壤 UHS，此法為最直接且直觀的方式，標註為 "Approach 1"，圖 5-為此法之圖解。在選定的年超越機率 p' 下，其對應的岩盤震幅 a' 亦被選定，由此 a' 以及一個中央規模 m_m (由解構獲得) 可獲得土壤反應分佈，並說明土壤不確定性。此土壤反應分佈在頻率 f 下之平均即可用於建立土壤 UHS。圖 5-在某一頻率下說明此過程，但 Approach 1 可以同時運用到所有頻率。

表 5-1 發展土壤 UHS 之方法
(資料來源:NUREG/CR-6728)

Approaches for Developing Soil UHS

<u>Description</u>	<u>Frequencies Used</u>	<u>Integration</u>	<u>Label</u>
PSHA using site-specific soil attenuation	multiple	over m and r	Approach 4
Calculate soil hazard from rock hazard and m and r deaggregation	several	over a , and over m and r given a	Approach 3
Calculate soil hazard from rock hazard and m deaggregation	several	over a , and over m given a	Approach 3A
Calculate soil hazard using soil amplification for input amplitude a^* and magnitude m^*	one, e.g. PGA	over a only	Approach 3B
Scale rock UHS to soil UHS accounting for soil parameter uncertainty	two, e.g. 10 and 1 Hz	none	Approach 2A
Scale rock UHS to soil UHS accounting for soil parameter uncertainty and m deaggregation	two, e.g. 10 and 1 Hz	none	Approach 2B
Scale rock UHS to soil UHS using broadbanded input motion	none	none	Approach 1

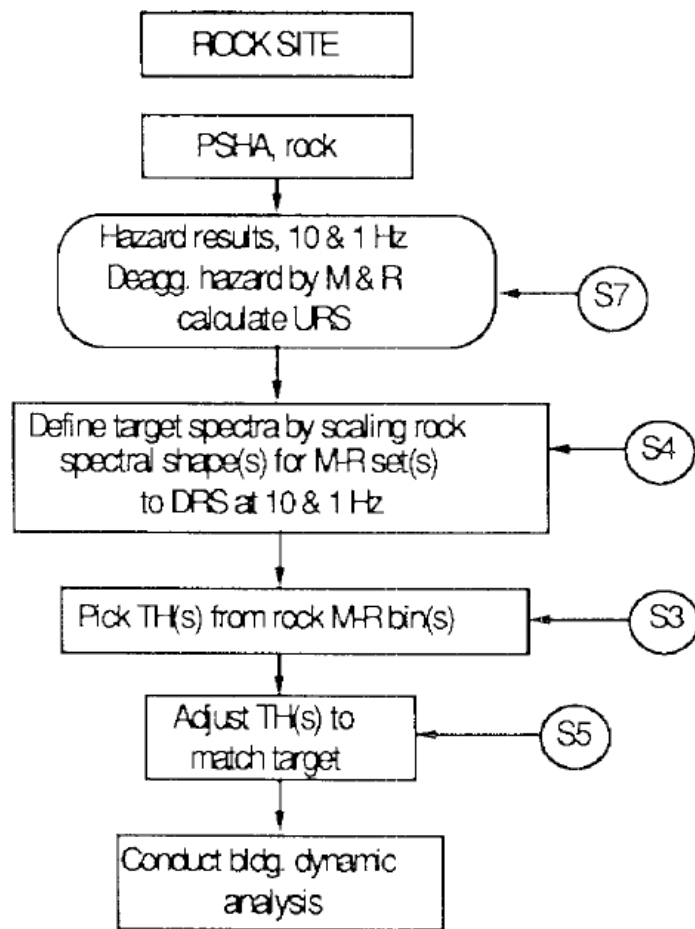


圖 5-1 獲得岩石場址目標地表地震動之流程
(資料來源:NUREG/CR-6728)

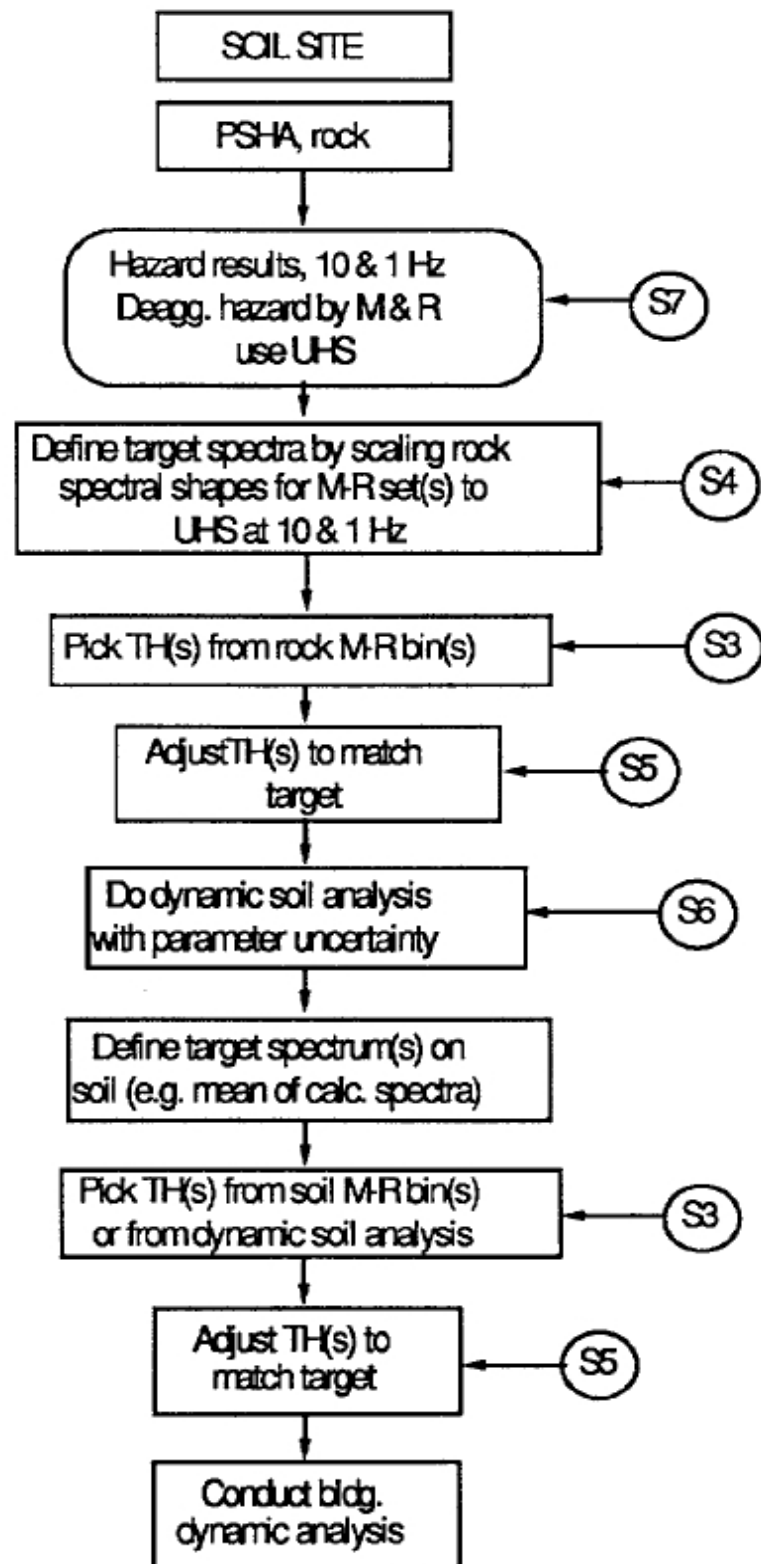
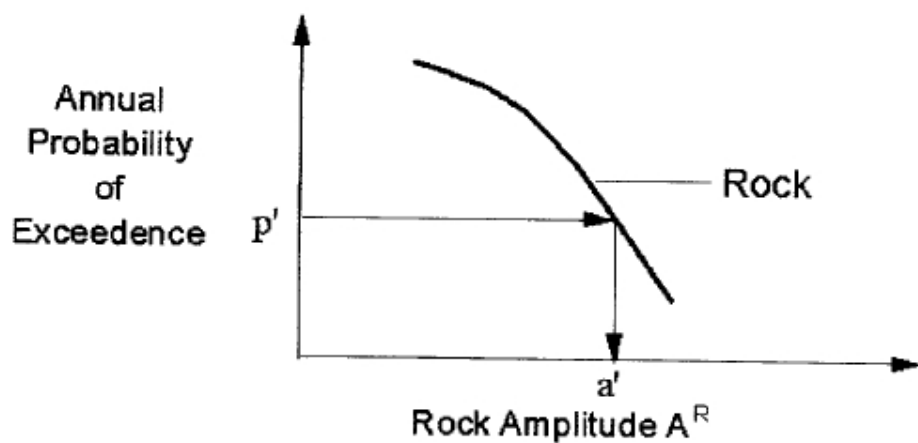
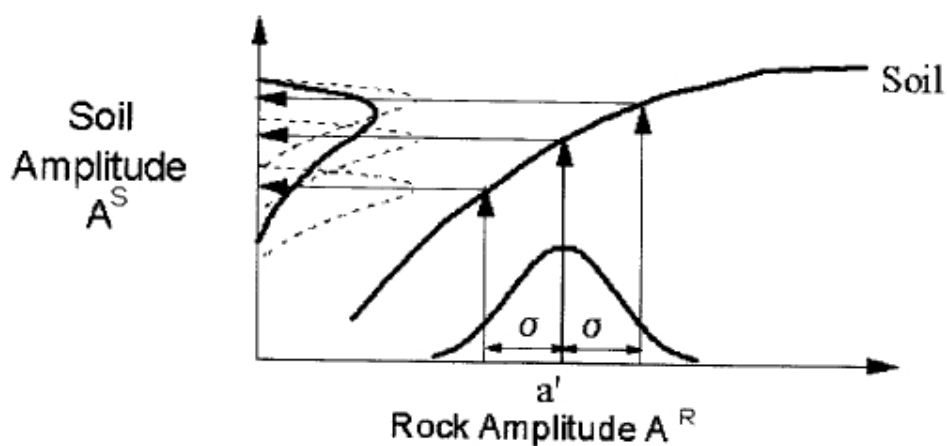


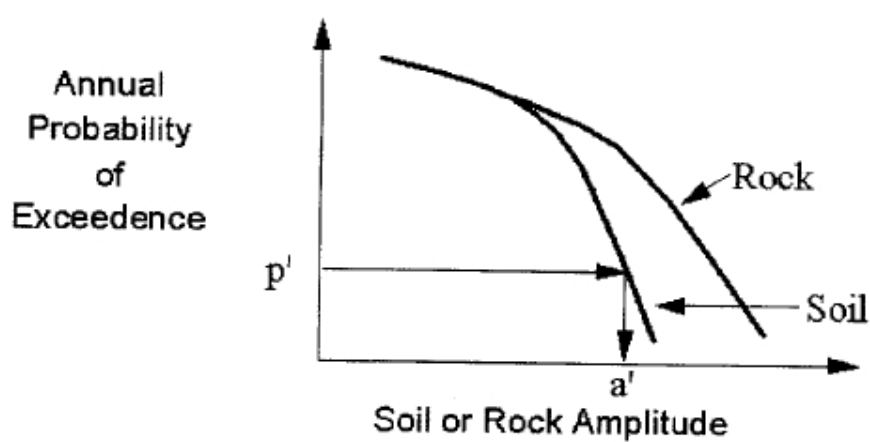
圖 5-2 獲得土壤目標地表運動之流程圖
(資料來源:NUREG/CR-6728)



A. Rock Seismic Hazard Curve

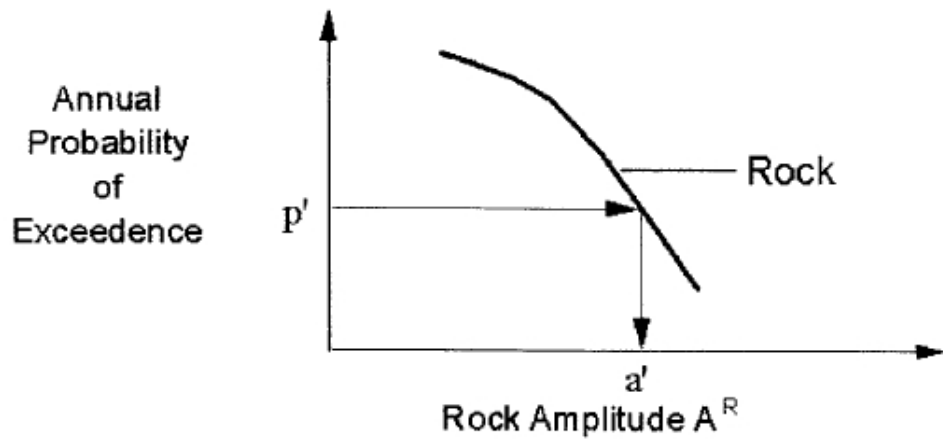


B. Soil Amplitude vs. Rock Amplitude, given M

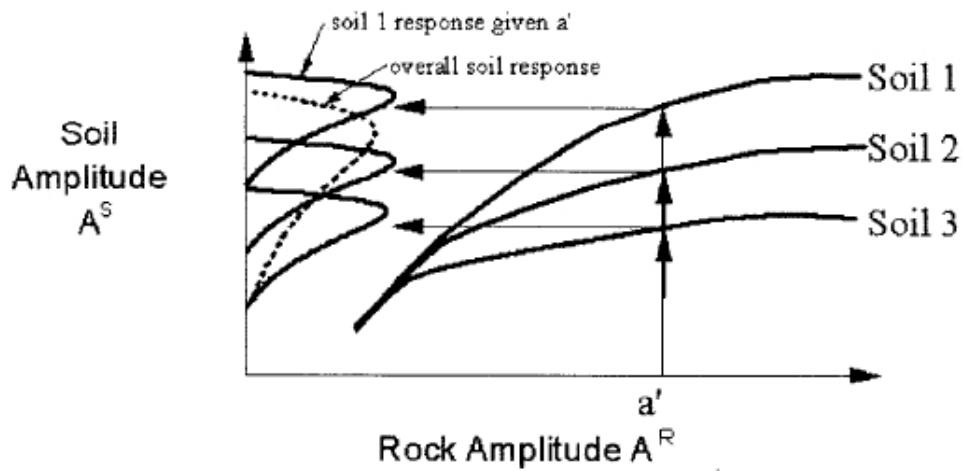


C. Soil Seismic Hazard Curves

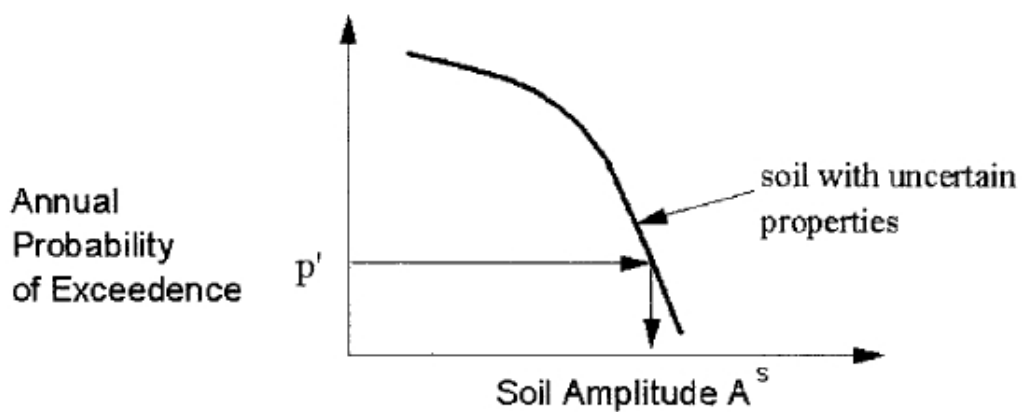
圖 5-3 Approach 3 之圖解
(資料來源:NUREG/CR-6728)



A. Rock seismic hazard curve

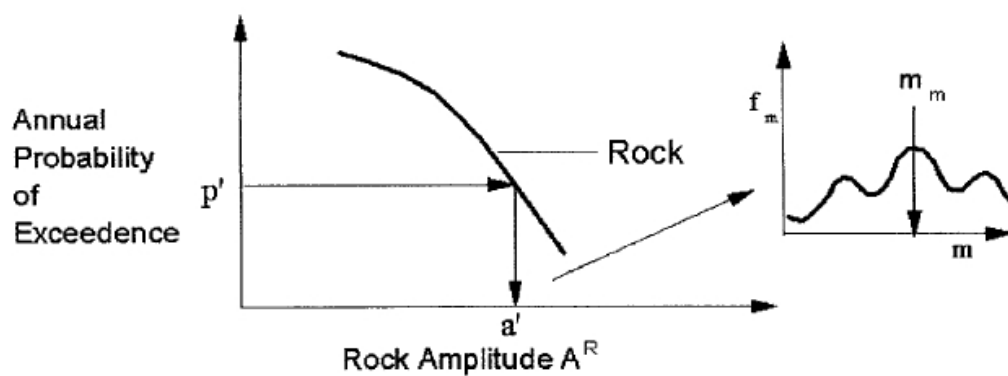


B. Soil amplitudes vs. rock for three sets of soil characteristics.

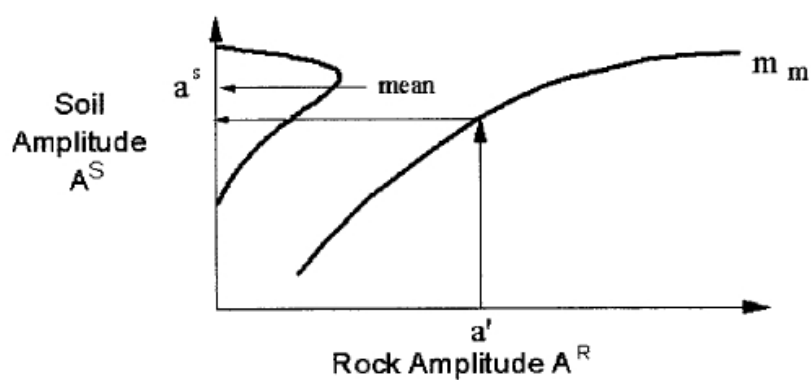


C. Soil seismic hazard curves

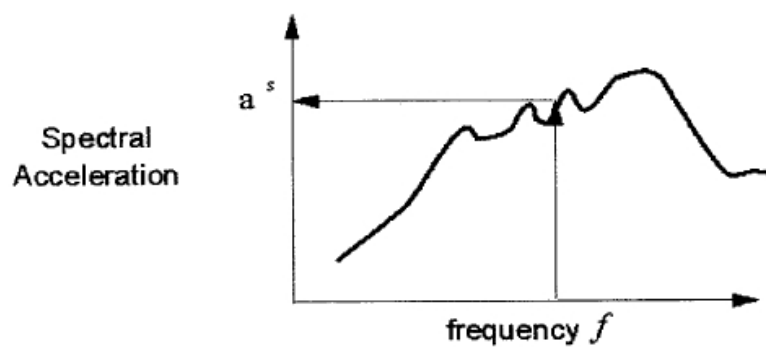
圖 5-4 Approach 3B 圖解
(資料來源:NUREG/CR-6728)



A. Rock Seismic Hazard Curve



B. Soil Amplitude vs. Rock Amplitude, given a'



C. UHS on Soil

圖 5-5 Approach 1 圖解
(資料來源:NUREG/CR-6728)

六、分析時考慮土壤結構互制效應

本章節主要討論進行分析時是否需要考慮土壤結構互制，以及若需考慮土壤結構互制之效應，其地震輸入應如何獲取。根據 ISG-017(Interim Staff Guidance on Ensuring Hazard-Consistent Seismic Input for Site Response and Soil Structure Interaction Analyses)、NEI 白皮書(Consistent Site-Response/Soil-Structure Interaction Analysis and Evaluation) 以及 BNL 之報告(Consistent Site Response-SSI Calculations)，分析時考慮土壤結構互制效應大致可分為三種情況進行討論：(一)結構物基礎位於地表，無覆土；(二)結構物基礎位於地表，有覆土；(三)結構物基礎位於地表下。

(一) 結構物基礎位於地表，無覆土

此情境下核能結構之基礎位置與地表同一高程，如圖 6-1 所示，地震反應分析時所需之基礎輸入反應譜 (Foundation Input Response Spectra, FIRS) 為土壤表層反應 (Soil Column Surface Response, SCSR)，此 FIRS 由完整土壤柱進行分析獲得，並與地震設計反應譜 (Certified Seismic Design Response Spectra, CSDRS) 進行比較，以評估分析時是否需考慮 SSI 效應。若結構物反應分析需考慮 SSI 效應，則此 SCSR 可直接作為分析時之外力輸入。

(二) 結構物基礎位於地表，有覆土

此狀況下結構物基礎位於地表，覆土為回填土而對結構反應影響較低，故分析時將其視為基礎上方無覆土如圖 6-2 所示。此情境下 FIRS 為截頭土壤反應譜 (Truncated Soil Column Response, TSCR)，TSCR 為利用疊代運算獲取未移除表層土壤時之土壤性質如土壤傳遞波速或阻尼係數等，並以此土壤性質進行移除表層土壤後之分析所獲得反應譜。藉由比較此 FIRS 與 CSDRS 來評估是否進行 SSI 分

析，若需考慮 SSI 則採用此 TSCR 為分析時之外力輸入。

（三）結構物基礎位於地表下

此狀況為結構物基礎位於地表下如圖 6-3，其 CSDRS 預設為地表反應譜，故須先利用反摺積得到基礎高程的 CSDRS，並將其與 FIRS 比較以評估是否進行 SSI 分析。

計算此狀況的輸入時需要透過以下步驟，首先為求出土壤柱的 SCSR 視為性能設計反應譜 (Performance-Based Surface Response Spectra, PBSRS) 以及土壤露頭反應譜 (Soil Column Outcrop Response, SCOR) 並將其作為 FIRS，相對應關係如圖 6-4。以露頭 FIRS 作為輸入對三種土壤柱 (Best Estimate, Upper Bound, Lower Bound) 進行分析，繪製其在地表的反應譜包絡線並與 PBSRS 進行比較。

包絡線與 PBSRS 比較結果分為兩種情形，第一種情形為 PBSRS 低於包絡線，則分析時可直接使用該 FIRS 作為輸入進行分析；而包絡線低於 PBSRS 的情況下有兩種方式決定輸入：第一種方式為利用一加速度歷時，使露頭反應與 SCOR 相同，接著利用此歷時與三種土壤柱得到新的土壤柱反應歷時，對此新反應歷時進行調整，使其對應的表面運動能在 PBSRS 之下。此調整後之新歷時便可作為 SSI 分析之輸入。第二種方式則為新增更多土壤柱，降低對於土壤之不確定性，依據前述之方式繪製出新的包絡線使其高於 PBSRS，便可使用該 FIRS 作為輸入進行分析。

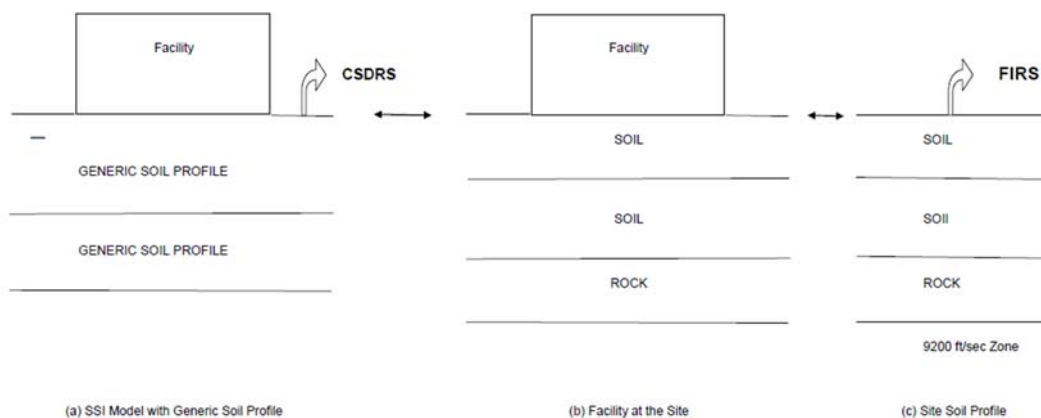


圖 6-1 結構物基礎位於地表，無覆土(NEI White Paper, 2014)

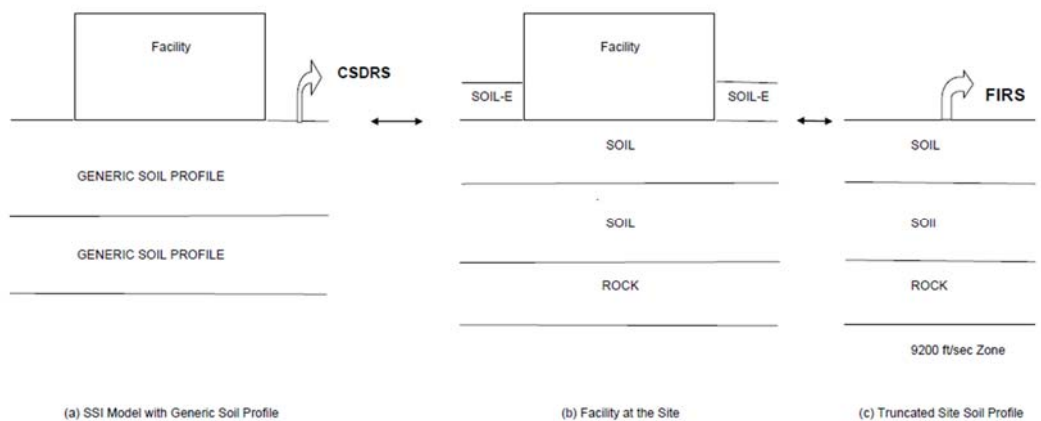


圖 6-2 結構物基礎位於地表，有覆土(NEI White Paper, 2014)

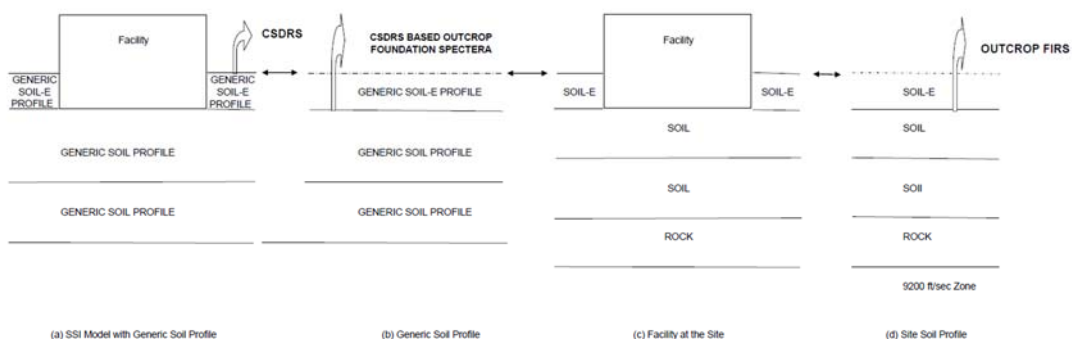


圖 6-3 結構物基礎位於地表下(NEI White Paper, 2014)

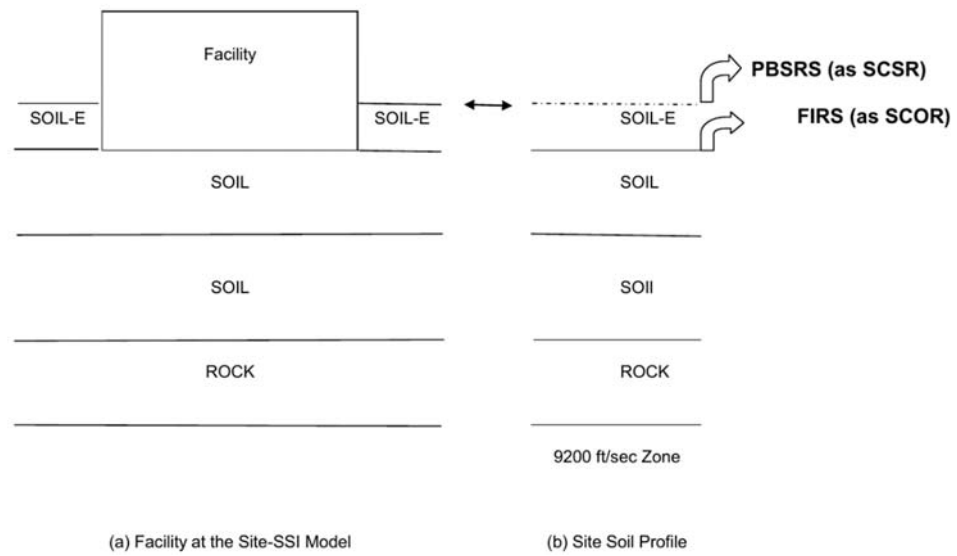


圖 6-4 PBSRS 與 FIRS 定義圖(NEI White Paper, 2014)

七、基礎輸入反應譜之獲取

此章節比較不同情況下 FIRS 及地表運動之獲得有何差異。主要變異條件為考慮之露頭定義，由圖 7-1 可知露頭之定義分為兩種，差異在於是否考慮覆土之影響。全柱露頭 (Full Column Outcrop) 得到之結果完整考慮了上部土壤之影響，而地質露頭 (Geologic Outcrop) 則為理想狀態定義為露頭上方無覆土。分別針對相同輸入不同土壤柱時結果之差異、相同土壤柱在不同輸入時產生分析結果之差異以及在不同土壤條件下利用摺積與反摺積運算得到之不同反應譜進行比較討論。

參考 BNL 報告利用七種輸入(圖 7-2)及五種土壤柱(圖 7-3)進行分析，比較兩種露頭定義對於分析之結果有何改變。在相同輸入情形下不同土壤柱時產生之差異，比較結果如圖 7-4，其為固定輸入為中間頻率(SRS-PC3)時，不同的土壤柱計算結果。由圖可看出兩種露頭定義產生的不同，分析結果結果易因不同的土壤組成而有所改變，土壤組成越一致或是勁度越大則因兩種露頭定義不同而產生的影響越小。BNL 報告對於相同土壤柱在不同輸入時分析結果之差異進行兩次試驗，獲得之結果如圖 7-5 所示，圖中橫軸為頻率、縱軸則為兩種不同露頭定義情況下進行分析得到之結果比值，經比較發現由露頭的定義不同造成分析結果之差異，不會因輸入之頻率高低而有所影響。

BNL 報告亦比較土壤層分布情形不同的情況下對於計算表面反應譜與 FIRS 的影響，分析輸入相關位置及分析結果如圖 7-6 至圖 7-9。其中 H1 為輸入並將其視為 FIRS，H2 為利用 H1 進行反摺積至半空間域所得之露頭運動反應，H3 為利用 H2 進行摺積至表層所獲

得之表層反應為 H3，而 H4 則為利用 H3 進行反摺積至基礎高程所得，用於與 H1 進行比較。由結果可看出在土壤條件一致時，利用摺積與反摺積計算獲得之 H4 與原始 H1 相當接近。而隨著土壤傳遞波速等條件越趨複雜，摺積與反摺積獲得之 H4 與準確值之誤差越大。

根據 BNL 報告所作分析比較知結果可得知，在進行 SSI 分析時，不論受到之地震頻率高低，皆應使用完整考慮上部土壤之露頭定義進行分析較為合適；而在一般常用之計算不同高程之反應譜時，土壤性質一致性的高低，對於反應譜摺積與反摺積之準確率影響甚大。

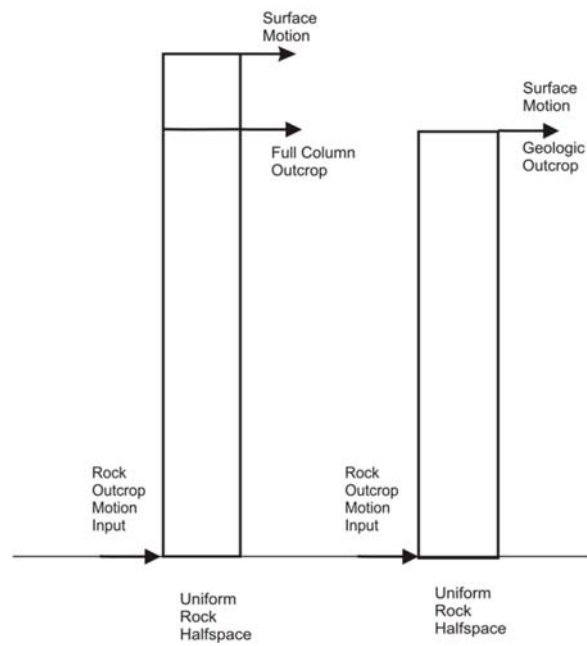


圖 7-1 露頭定義比較圖(BNL Report, 2009)

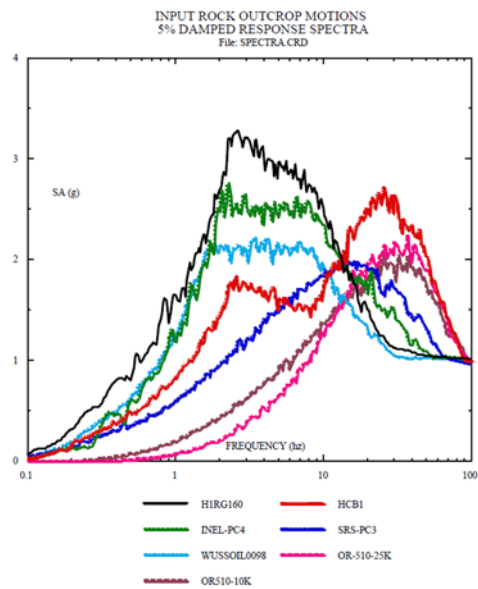


圖 7-2 七種輸入反應譜(BNL Report, 2009)

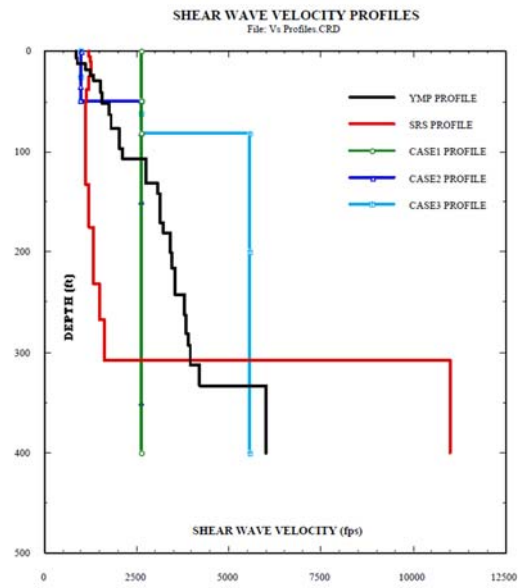


圖 7-3 五種土壤柱波速圖(BNL Report, 2009)

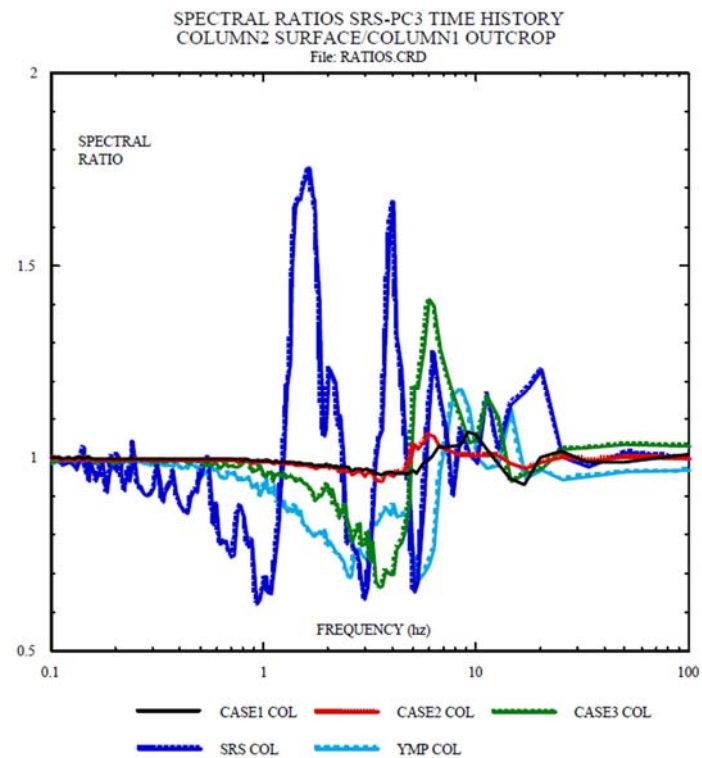


圖 7-4 SRS-PC3 輸入時之各土壤柱反應(BNL Report, 2009)

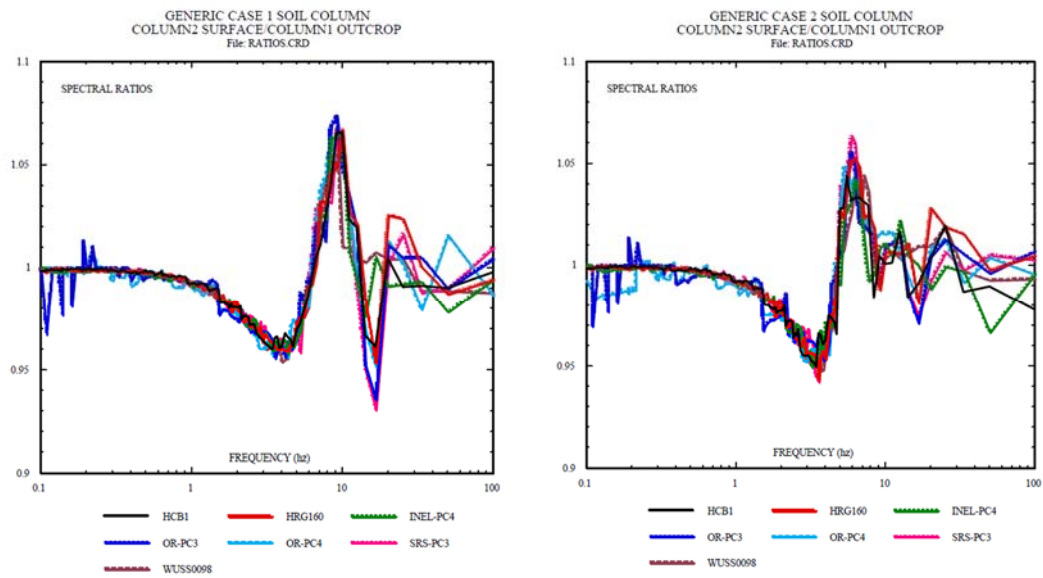


圖 7-5 Case1、2 土壤柱對不同輸入之反應(BNL Report, 2009)

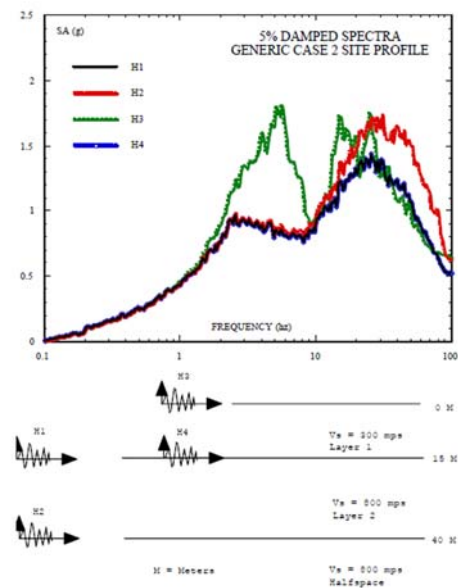


圖 7-6 均質土壤下之反應(BNL Report, 2009)

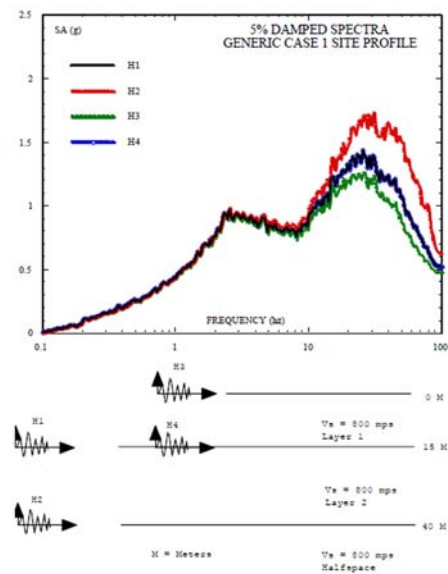


圖 7-7 上層土壤與下層土壤性質不同之反應(BNL Report, 2009)

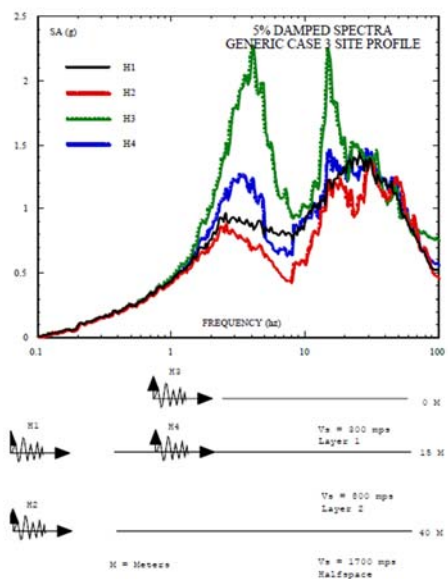


圖 7-9 三層土壤性質不同之反應(BNL Report, 2009)

八、土壤結構互制之 V&V 案例研析

本章節針對土壤結構互制之 V&V 案例進行研讀，可依內容大致分為兩類：(一)關於分析軟體設定參數之獲取，以及(二)完整進行分析模擬。關於分析軟體設定參數之獲取部份，主要說明如何獲得土壤性質等參數，如 Morisita、Sugawara 等人、以及許尚逸等人為取得花蓮大比例尺圍阻體之土壤性質，於結構物屋頂或基礎位置進行強迫振動，量測反應，以獲取該場址之土壤主控頻率、振幅等土壤性質參數。在取得土壤參數後，進行分析前需先確認分析之輸入是否具有的一致性，其中 Abrahamson 等人、Short 等人、以及 Short 等人皆針對一致性的問題進行討論研究。Abrahamson 等人提出計算一致性的公式，應用於受嚴重地形影響之外的大部份一致性計算。

在完整分析模擬相關研究中，Hall 和 Oliveto、以及 Sui-Min 針對考慮土壤結構互制效應的分析進行數值理論之推導，並列出相關例題。隨著電腦計算能力進步，利用程式進行分析模擬的研究愈來愈多，其中 Wang 等人利用 Sugawara 等人分析的結果，以花蓮大比例尺圍阻體進行分析，主要分析方式為利用有限元素程式 CASTEM2000，以及依據法國核能建築規範 RCC-G 設定之簡易分析方法，並比較兩分析方式之優劣。陳正興則以 SIMQKE-1 程式製造人工地震對台灣電力公司核四廠進行地震模擬，再利用 SHAKE 程式進行運算，獲取各基礎位置反應。Bolisetti 等人比較使用頻率域分析與時間域分析的結果差異，頻率域和時間域分析軟體分別使用 SASSI 和 LS-DYNA。在線性分析時，分析結果顯示兩者可獲得相當一致的結果；一旦進入非線性分析時，時間域分析能考慮的非線性行為較為完整，因而與頻率域分析之結果出現明顯差異。以下將針對三

個研讀案例進行完整說明。

（一）案例一：考慮土壤與結構互制的核能地震分析

本案例為利用 EKSSI 程式集針對核能研究所 004 館微功率反應器結構廠房進行分析，比較考慮土壤結構互制影響及傳統 Fixed-Base 分析結果之差異，了解土壤結構互制對結構物反應之影響。

分析模型設定部分，土壤模型之建立以實際土壤地質條件設定其相關動力性質，包含回填土、卵礫石及岩盤等三層，然因 EKSSI 之處理限制只能處理一種土壤，故選擇厚度較大之卵礫石層建立土壤模型，並採用圖 8-1 之土壤剪力模數 vs 剪應變之關係與土壤阻尼比 vs 剪應變關係曲線考慮土壤之非線性行為。基礎部分由於 EKSSI 程式之限制，需先將其轉換為等效圓柱形，經計算得之圓半徑約為 7.7 米，並埋置於承载力佳之礫石層上。結構物本體以三維集中質量模式建立模型。分析輸入採用模擬之地震，引用 Taiwan Research Reactor, TRR 之原始 0.3g 設計反應譜如圖 8-2。

分析結果如圖 8-3，將其與傳統 Fixed-Base 分析結果如圖 8-4 進行比較，各樓層之比較如圖 8-5，圖中粉色線條為利用傳統分析獲得之反應譜，藍色則為考慮土壤結構互制之 EKSSI 分析獲得之結果。可發現考慮土壤結構互制之 EKSSI 結果較傳統分析得到之反應譜為低，造成此現象的原因為 Fixed-Base 之輸入地震為地表自由場，而 EKSSI 之輸入則為地表下 3 米處，故 Fixed-Base 之輸入地震有較大的最大地震加速度；另一原因為此案例所使用之土壤模型為承载力佳之卵礫石，故結構土壤互制對結構物反應之放大效應較不顯著。

（二）案例二：花蓮大比例尺圍阻體模型之土壤結構互制分析

本案例為利用 EKSSI 程式集對花蓮大比例尺圍阻體模型進行土

壤結構互制分析，並將其所得之結果與實際量測之結果進行比較討論。

花蓮大比例尺圍阻體為美國、日本、韓國、法國及台灣之電力公司共同出資建立之 1/4 尺寸圍阻體模型，因其為進行地震相關研究所設計建立，故其周圍地面及地下皆安裝相當完整地震儀震列進行資料蒐集，提供準確之地震記錄與程式分析之結果進行比較驗證。本案例選用兩具代表性之地震作為地震力輸入進行分析，分別為地震力較弱之 1994 年花蓮地震以及 1999 年之集集大地震。

本案例首先利用 EKSSI 程式集中之子程式 LAYSOL，以地表自由場測站紀錄之地震記錄為輸入，經疊代運算考慮土壤非線性，計算出地表下不同深度之地震反應，並將該結果與實際地下測站之地震記錄進行比較如圖 8-6，經比較結果可知，不論地震力大小為何，南北向分析得到之結果大部分都與實際量測結果相似；而東西向則大部分皆與實際量測結果有差異。然這樣的結果與已被廣泛使用 SHAKE 程式所計算之結果相同，表示此子程式具可行性，故推測造成此分析結果之原因為花蓮計畫圍阻體場址之地盤具異向性，使用之地盤模型僅能代表南北向而東西向土層性質則須重新設定較為準確。

本案例接著驗證 EKSSI 程式集中之子程式 SUPLEM，此程式可計算無質量基礎板與土壤間之阻抗函數以及自由場與基礎板間地震波的轉換函數，便可獲得基礎位置之地震反應。將利用該程式得到之分析結果與其他研究學者研究所得結果進行比較，得到相當一致之表現，以此證明該程式之有效性及可用性。

本案例最後利用子程式 EKSSI 進行土壤結構互制分析，在建立

結構物模型中，作者採用了四種模型進行分析。第一種為集中質點模型，該模型將本體結構質量集中至兩點，基礎質量集中至三點，以此五質點代表圍阻體本體及基礎板結構。第二至四種模型則為利用 SAP2000 軟體建立之有限元素網格模型，分別為以八片及十六片 Shell 元素建立以及八片 Solid 元素三種如圖 8-7。輸入部分使用地表測站紀錄之地震力時經程式 KININT 轉換至基礎板下作為輸入。

分析得屋頂板及基礎板東西向的加速度反應譜，分別與圍阻體上儀器測得之實際紀錄進行比較，如圖 8-8 至圖 8-11。經比較結果可知除集中質點模型外，其餘三種模型得到之結果在顯著頻率趨勢之預測上有良好結果，僅最大反應值會有較地震記錄為大的現象，推估與模型及網格之選用有關，若使用其他元素可望改善此問題。而集中質點模型在南北向的結果與紀錄雖有所差異，但仍可約略掌握結構物在 SSI 效應下之反應，分析方法為一簡單可行的方法。

(三) 案例三：以套裝軟體進行進步型核電廠圍阻體結構樓板地震反應分析之地震輸入研究

本案例主要討論地震波輸入位置比較以及核能電廠土壤結構互制模型之模擬，針對一半模型與全模型分析結果是否一致及地震波輸入位置是否影響分析結果兩個議題進行探討。研究方法為利用 SASSI 程式對龍門電廠進行分析，將結果與原委託國外奇異電力公司(GE)設計結果進行比對，針對不同情況下之分析結果進行討論。

由於龍門電廠之反應爐建物約對東西向平面對稱，而地震力皆垂直入射地面，故本案例採用一半分析模型加上對稱邊界條件對水平東西向和垂至向進行分析，以及一半分析模型加上反對稱邊界條件對水平南北向進行分析。結構分析模型採用與奇異電力公司相同

之集中質量 Stick Model，結構物本體可分：外圍之結構牆及樓板系統(RB)、鋼筋混凝土圍阻體容器(RCCV)、反應爐牆及其柱腳(RSW)及反應爐壓力容器(RPV)。其中 RB、RCCV 及 RSW 部分考慮到可能因地震力產生開裂，而對其開裂後之剪力及撓曲剛度折減為一半。

其分析結果主要分為幾個情況：基礎埋入條件為無分離、基礎埋入條件為分離以及基礎埋入條件無分離但混凝土開裂。本案例分析之結果如圖 8-12 至圖 8-14，結果顯示利用 SASSI 分析得到之結果與原設計相當接近，說明使用 SASSI 進行分析具有可行性及代表性。

本案例為驗證 SASSI 是否可以採用一半模型加上對應之邊界條件進行分析，故針對埋置條件為無分離且混凝土未開裂之情況，進行全模型分析，將其結果與使用一半模型分析結果進行比較，比較結果如圖 8-15。結果顯示使用一半模型進行分析得之結果與使用全模型進行分析所得之結果相近，故直接採用一半模型進行分析即可。

本案例為驗證 SASSI 具備分析自由域反應的能力，比較使用 SHAKE 程式與 SASSI 程式於同一地震下，輸出之地表加速度歷時是否相同，分析結果相當一致如圖 8-16，說明 SASSI 已可完整分析自由域反應。接著本案例比較不同輸入位置是否影響分析結果，作者利用 SHAKE 程式將工址自由域反應疊代至地表作為輸入，並與原輸入位置為基礎時所得結果進行比較，結果顯示兩者相當一致如圖 8-17，故不同位置之地震波輸入分析結果理應相同。

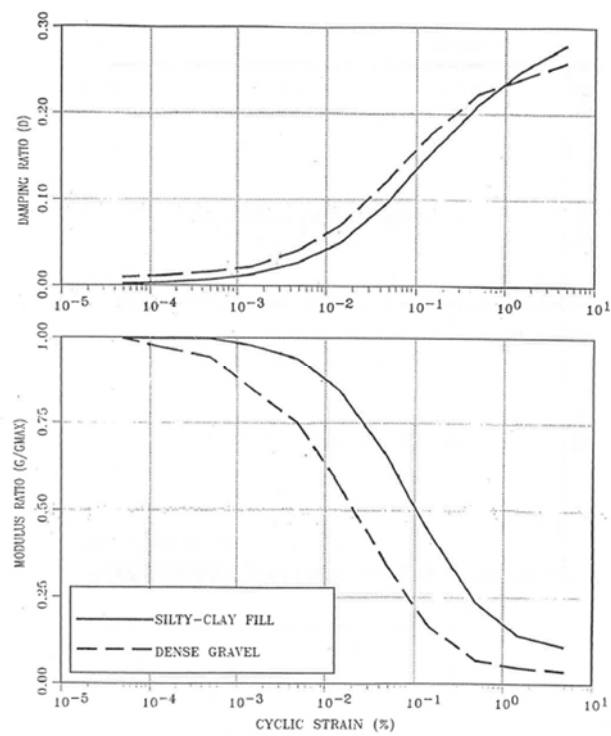


圖 8-1 土壤非線性動力模式圖(周鼎、張仁德，1997)

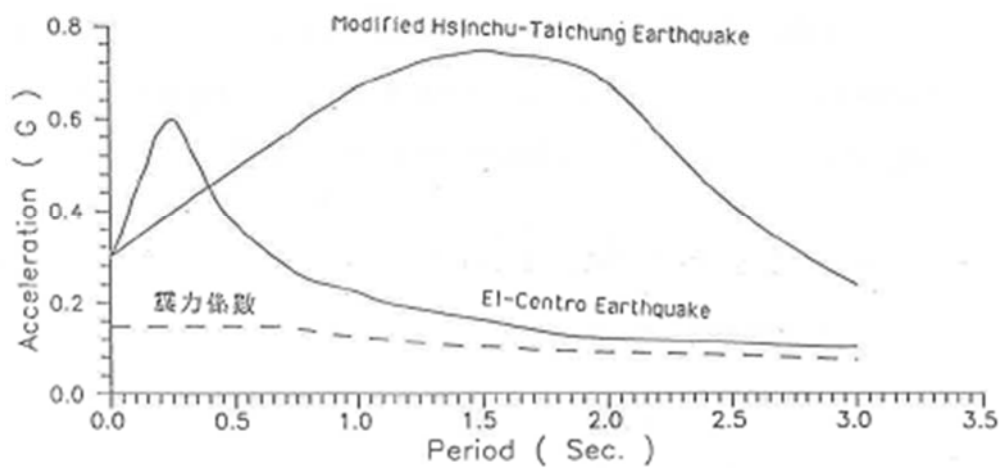


圖 8-2 TRR 原始耐震分析用地表設計反應譜(周鼎、張仁德，1997)

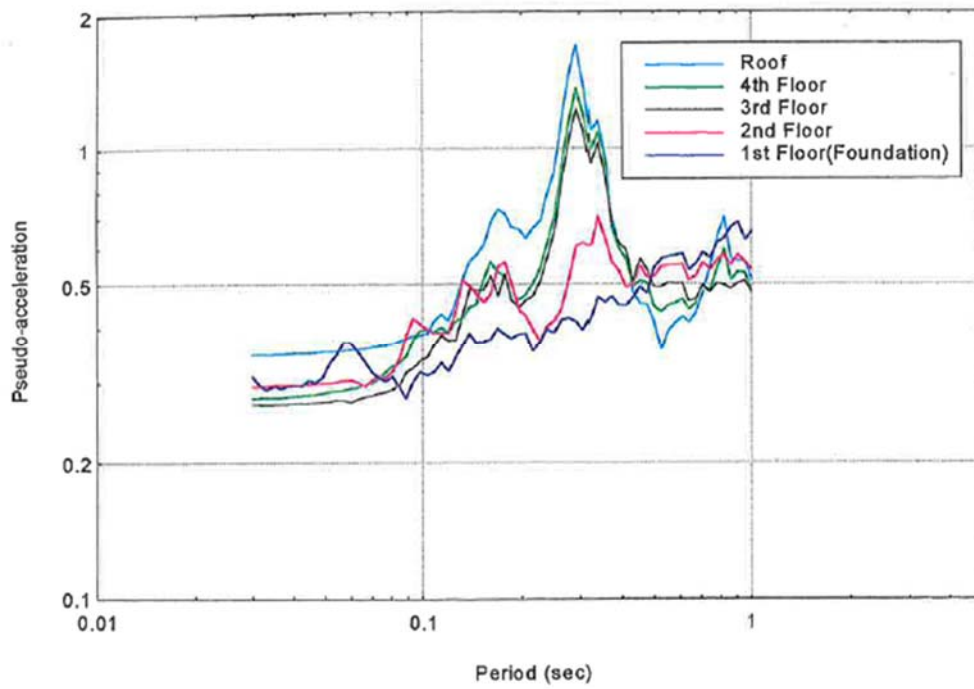


圖 8-3 ESSI 分析之各樓層地震反應譜(周鼎、張仁德，1997)

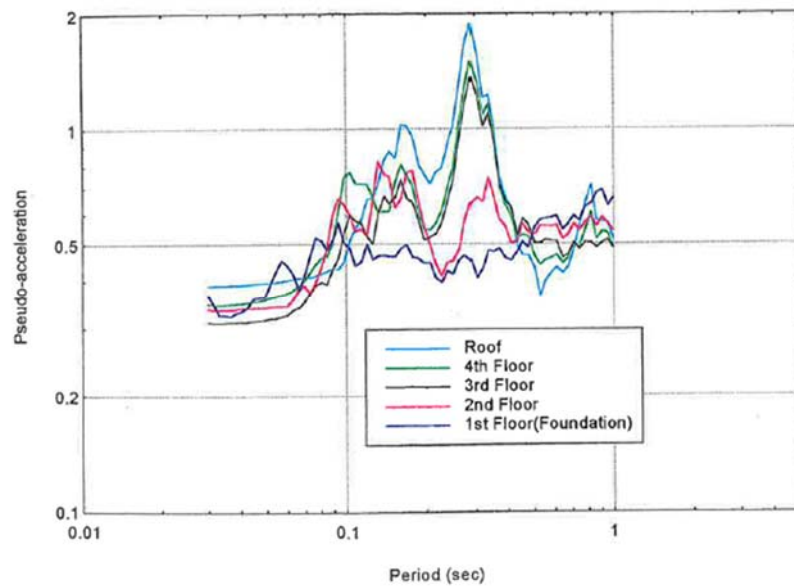


圖 8-4 Fixed-Base 分析之各樓層地板反應譜(周鼎、張仁德，1997)

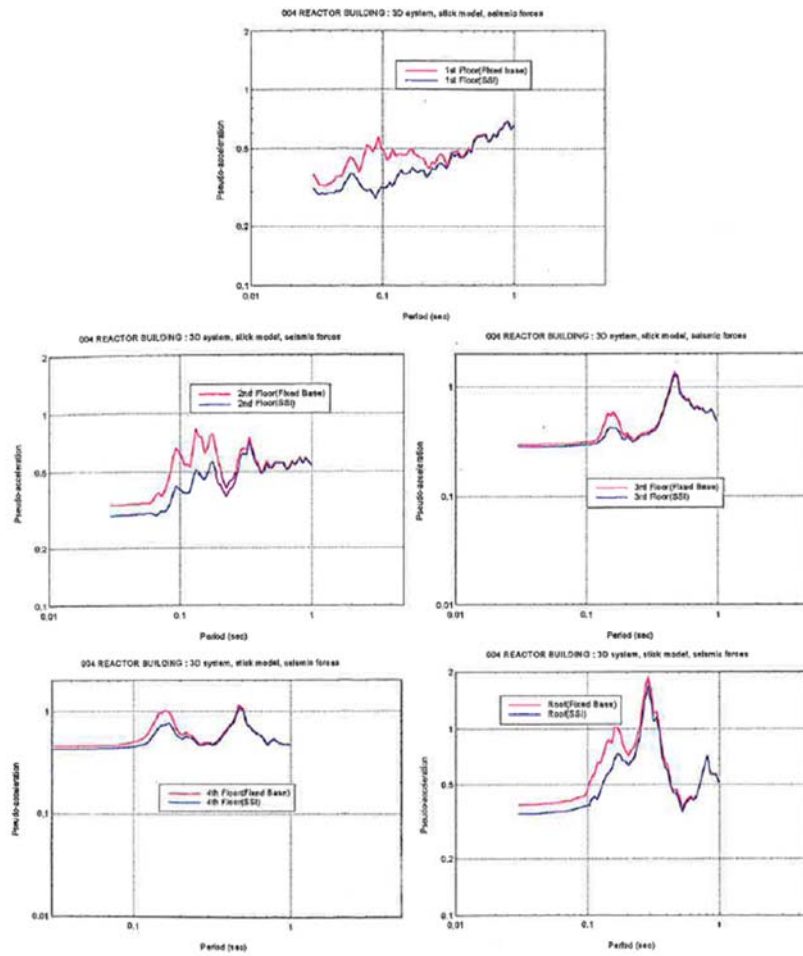


圖 8-5 傳統分析與 EKSSI 分析結果比較(周鼎、張仁德，1997)

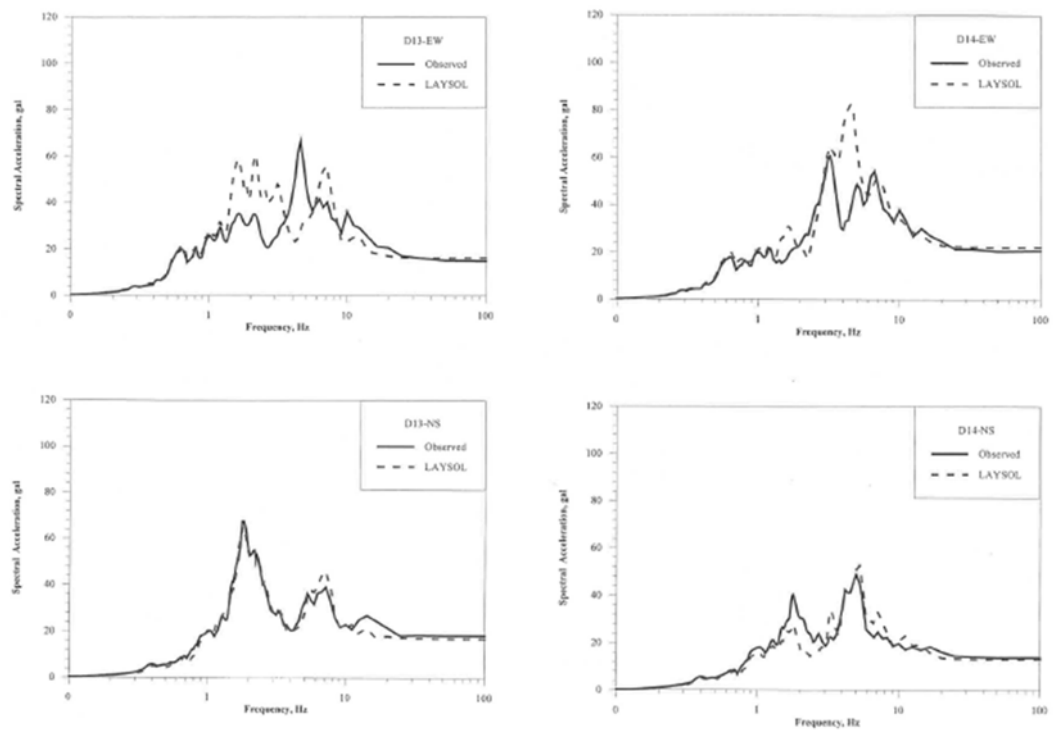


圖 8-6 LAYSOL 計算結果與實際量測結果比較(張仁德，2003)

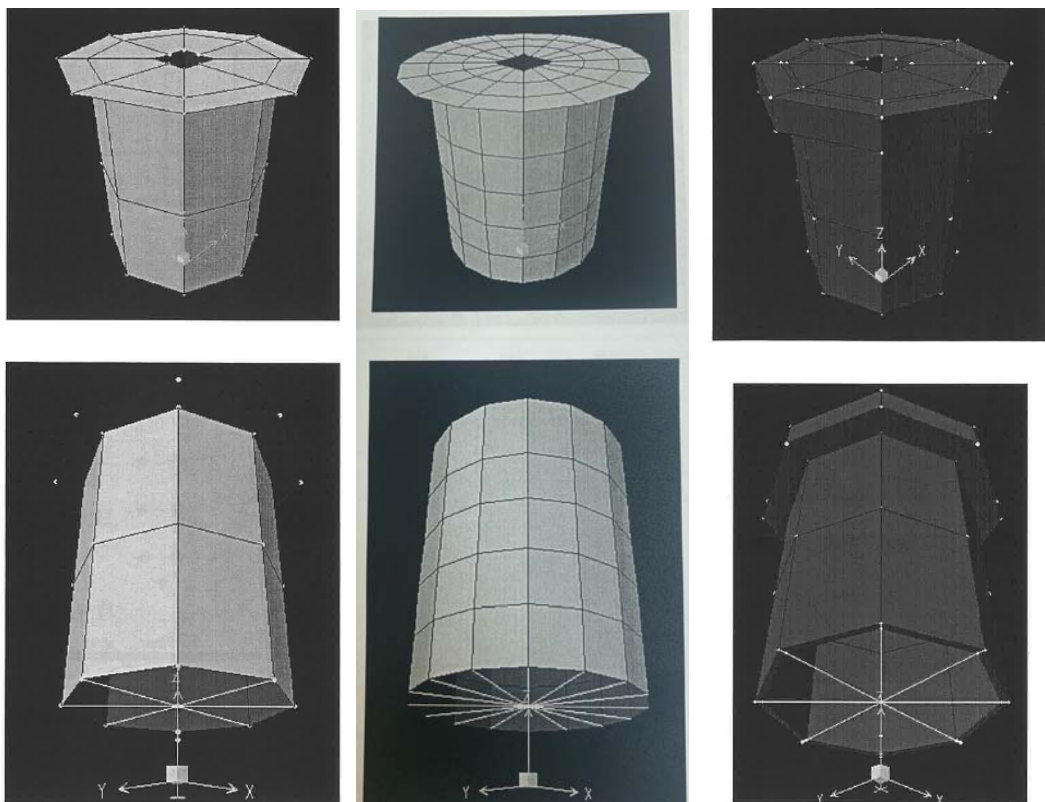


圖 8-7 SAP2000 結構物模型 (Shell 及 Solid)(張仁德，2003)

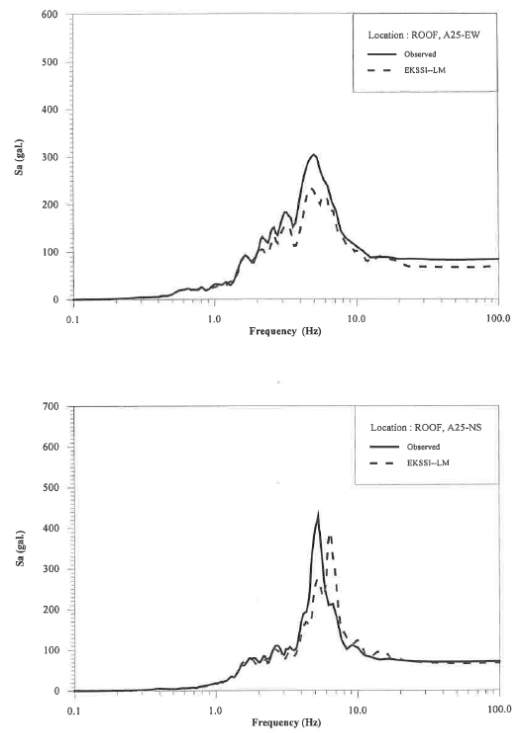


圖 8-8 無質點模型分析與實際紀錄(張仁德，2003)

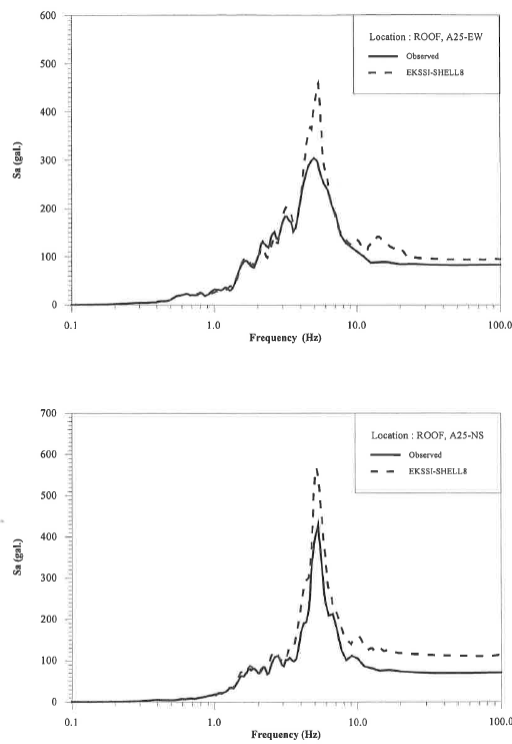


圖 8-9 Shell 元素八片模型分析與實際紀錄(張仁德，2003)

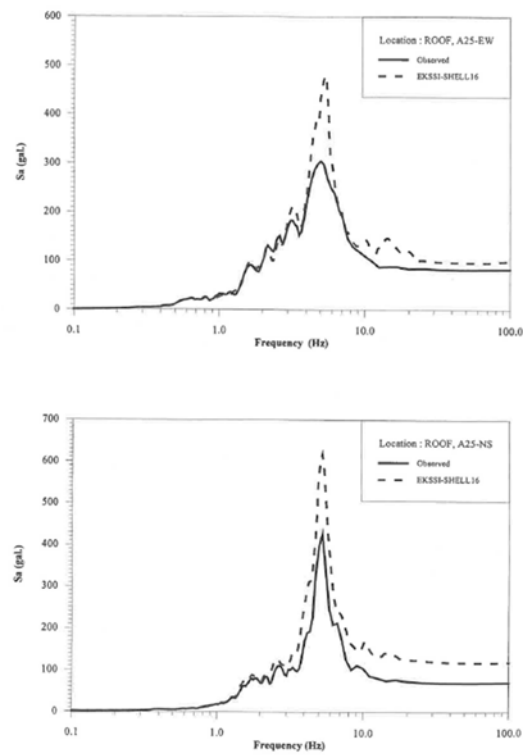


圖 8-10 Shell 元素十六片模型分析與實際紀錄(張仁德，2003)

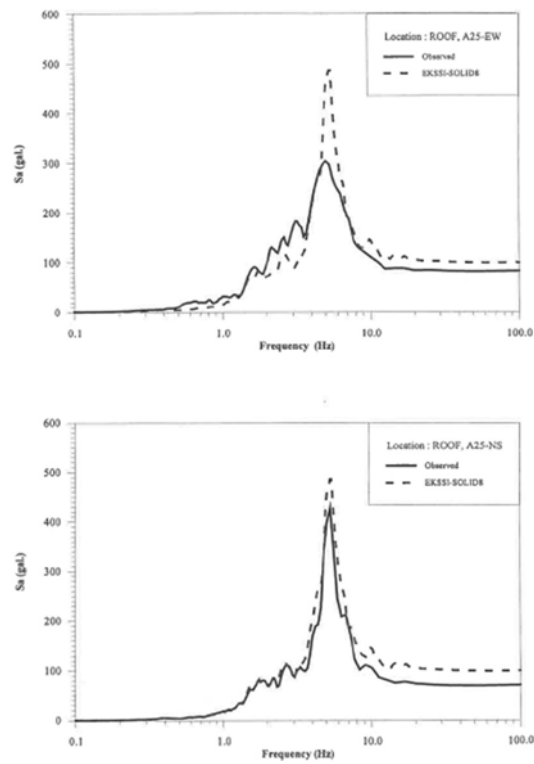


圖 8-11 Solid 元素八片模型分析與實際紀錄(張仁德，2003)

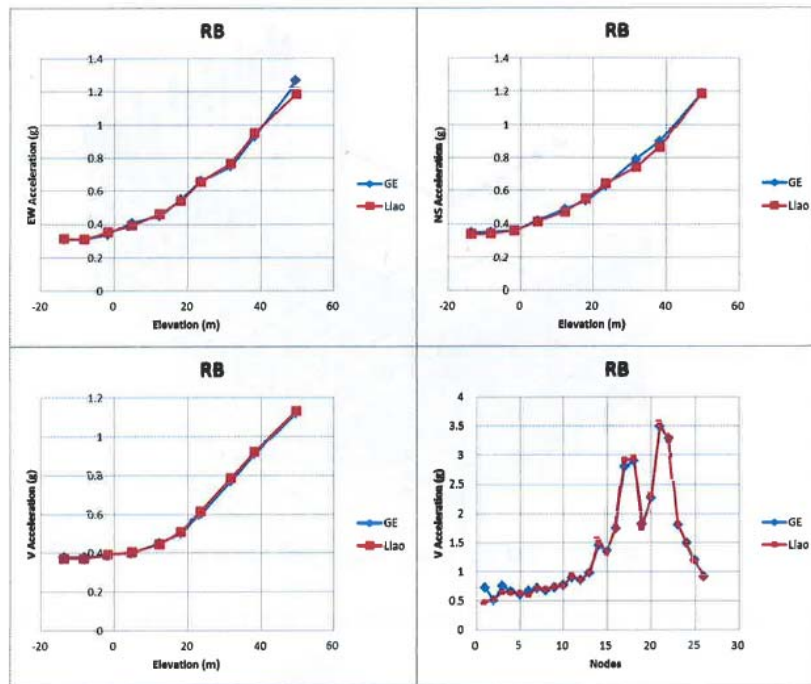


圖 8-12 基礎埋入條件為無分離 RB 之反應(廖克弘，2013)

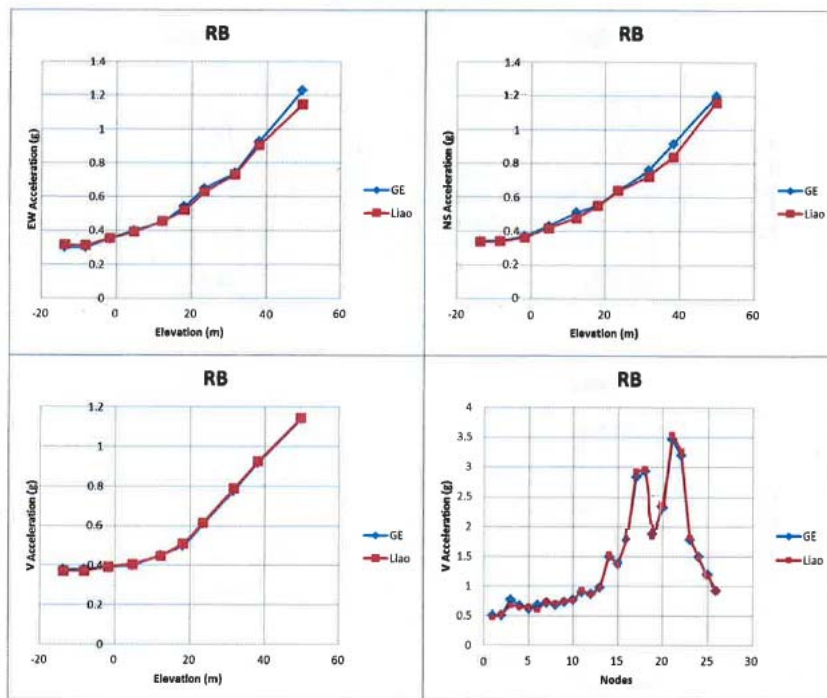


圖 8-13 基礎埋入條件為分離 RB 之反應(廖克弘，2013)

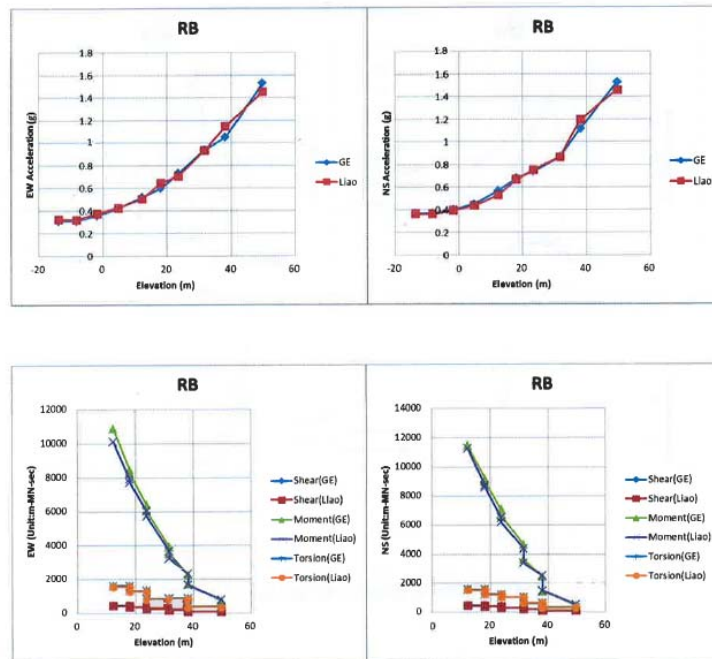


圖 8-14 基礎埋入條件無分離但混凝土開裂 RB 之反應(廖克弘，2013)

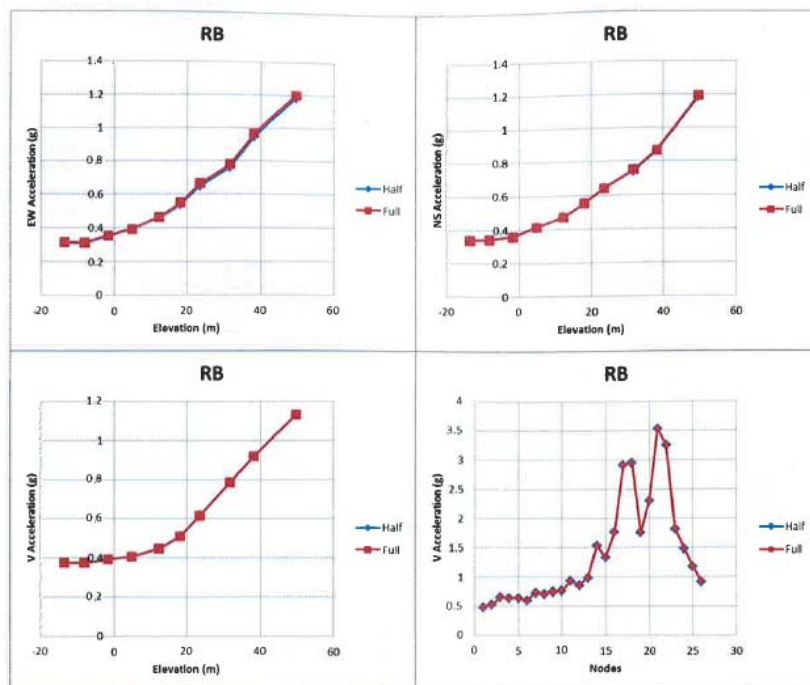


圖 8-15 一半分析模型與全模型分析結果比較(廖克弘，2013)

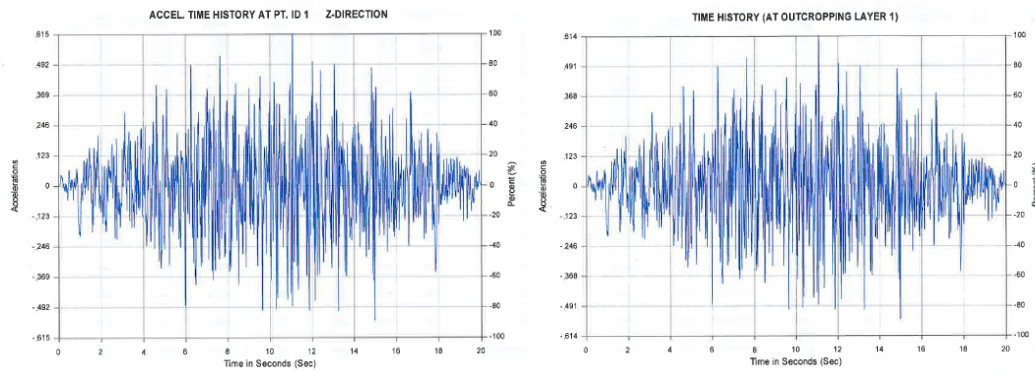


圖 8-16 SHAKE(左)與 SASSI(右)輸出之地表加速度(廖克弘，2013)

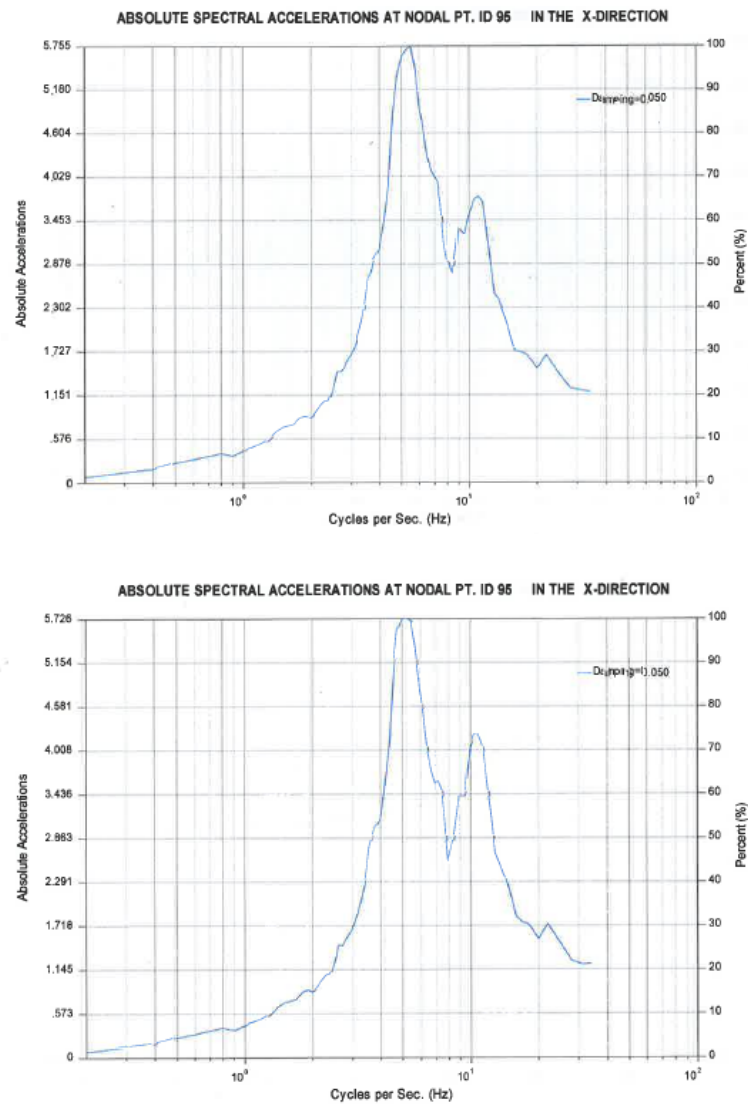


圖 8-17 基底輸入(上)與地表輸入(下)屋頂反應譜(廖克弘，2013)

九、MSA 方法與案例研究

有關於減災策略評估(MSA)之方法，本文參考“DIVERSE AND FLEXIBLE COPING STRATEGIES (FLEX) IMPLEMENTATION GUIDE”之文獻，其版本為 NEI 12-06, Rev 5 (2018)，其中的附錄 H“新地震危害度資訊減災策略評估來進行說明”為本研究的主要內容。NEI 12-06 第 4 版及第 5 版本的不同之處，僅差在 Appendix I，如圖 9-1 所示，因此使用 NEI 12-06 Rev 4 Appendix H 所做的 MSA 分析與 Rev 5 沒有差異。

多樣式應變策略(FLEX)是一多樣化且具有彈性的應變處理策略，用以在核電廠承受天然災害後，有效率地確保主要安全功能，例如燃料爐核心冷卻、圍阻體完整度、以及用過燃料之冷卻等功能之安全。多樣式應變策略是基於 NTTF Recommendation 4.2, SECY-11-0124, 和 SECY-11-0137 之建議所發展而成[Federal Register, Vol. 77, No. 110, Thursday, June 7, 2012, Page 33780]，以下為 NTTF Recommendation 4.2 之原文摘錄。

Recommendation 4

The Task Force recommends that the NRC strengthen station blackout (SBO) mitigation capability at all operating and new reactors for design-basis and beyond-design-basis external events.

4.1 Initiate rulemaking to revise 10 CFR 50.63 to require each operating and new reactor licensee to (1) establish a minimum coping time of 8 hours for a loss of all ac power, (2) establish the equipment, procedures, and training necessary to implement an “extended loss of all ac” coping time of 72 hours for core and spent fuel pool cooling and for reactor coolant system and primary containment integrity as needed, and (3) preplan and prestage offsite resources to support uninterrupted

core and spent fuel pool cooling, and reactor coolant system and containment integrity as needed, including the ability to deliver the equipment to the site in the time period allowed for extended coping, under conditions involving significant degradation of offsite transportation infrastructure associated with significant natural disasters.

4.2 Order licensees to provide reasonable protection for equipment currently provided pursuant to 10 CFR 50.54(hh)(2) from the effects of design-basis external events and to add equipment as needed to address multiunit events while other requirements are being revised and implemented.

文獻 NEI 12-06 Rev 5 之目錄結構如下：

- Ch 1: 前言
- Ch 2: 實施程序概略
- Ch 3: STEP 1, 建立應對能力基線
- Ch 4: STEP 2, 決定適用之極端外部災害
- Ch 5: STEP 2A, 評估地震之衝擊
- Ch 6: STEP 2B, 評估外部淹水之衝擊
- Ch 7: STEP 2C, 評估嚴重暴風雨和強風之衝擊
- Ch 8: STEP 2D, 評估冰、雪、極冷之衝擊
- Ch 9: STEP 2E, 評估高溫之衝擊
- Ch 10: STEP 3, 定義場址獨特之多樣式應變策略(FLEX)能力
- Ch 11: 實施 FLEX 之程序控制
- Ch 12: 場址外之資源
- Ch 13: 文件紀錄
- Ch 14: 參考文獻

其中 Ch5 又分為以下子節：

Ch 5: STEP 2A, 評估地震之衝擊

5.1 Relationship to loss of AC power and loss of normal access to the ultimate heat sink

5.2 Approach to seismically-induced challenges

5.3 Protection and deployment of flex strategies

5.3.1 Protection of FLEX equipment

5.3.2 Deployment of FLEX equipment

5.3.3 Procedural interfaces

5.3.4 Considerations in utilizing off-site resources

文獻 NEI 12-06 Rev 5 之附錄章節如下：

- Appendix A: 名詞解釋
- Appendix B: 超越設計基礎外部事件之辨識
- Appendix C: BWR 功能屬性
- Appendix D: PWR 功能屬性
- Appendix E: 驗證指針
- Appendix F: AP1000 設計指針
- Appendix G: 洪水危害資訊之減災策略評估
- Appendix H: 地震危害資訊之減災策略評估 (see next slide)
- Appendix I: 緊急事件 Phase 3 設備替換

其中，Appendix H 的子章節如下：

- H.1: 前言
- H.2: 減災策略地震風險資訊 (MSSHI)之特徵
- H.3: 現有地震設計與 MSSHI 之比較
- H.4: MSSHI 減災策略評估

H.4.1: PATH 1, $GMRS \leq SSE$

H.4.2: PATH 2, $GMRS \leq SSE$ with high frequency exceedances

H.4.3: PATH 3, $SSE < GMRS < IHS$ (IPEEE HCLPF Spectra)

H.4.4: PATH 4, $GMRS \leq 2x SSE$

H.4.5: PATH 5, $GMRS > 2x SSE$

- H.5: 地震評估準則 ($C_{10\%}$)

$C_{1\%}$: 1%失敗機率的平均信心，等同於高信心(95%)低失敗機率(5%)的 HCLPF

- H.6: 文件紀錄指針

- H.7: 參考文獻

本研究針對 NEI 12-06 Rev 5 之 Appendix H 進行研析，探討在 FLEX 架構下的地震減災策略評估方法。

(一) 地震減災策略評估(MSA)之方法

9.1.1 通論

NEI 12-06 Rev 5 之附錄 H 的目的是針對美國核管會 (NRC)

“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” 開發的重新評估地震危害度資訊的影響提供減災策略評估的指導，以及修改或是訂定新的減災策略，必要時，應在重新評估的地震危害度資訊級別上減輕地震事件的影響。在 NEI 12-06 的附錄中包含了重新評估地震危害度資訊的執行 MSA 指南，因為處理此資訊的減災策略方法時，利用了 FLEX 策略。

在附錄 H 中，重新評估的地震危害度資訊將稱為減災策略地震危害度資訊 (MSSHI)，關於 MSA 的過程在圖 9-3 中敘述。

FLEX 策略最初是根據 Order EA-12-049 開發，假定喪失所有交流電源(ELAP)，以及失去正常使用最終散熱設備(LUHS)的情況，在第 2 節和第 3 節建立了用於訂定這些策略時，邊界條件和初始的假設，此外，第 3 節提供了訂定策略的關鍵考慮因素，在第 4 節至第 11 節建立了現場 FLEX 設備的合理保護要求。

MSA 確定是否可以為 MSSHI 實施開發的 FLEX 策略，如果確定不能為 MSSHI 實施 FLEX 策略，則 MSA 會考慮其他選項，例如執行其他評估，修改現有的 FLEX 策略或開發針對 MSSHI 的替代減災策略(AMS)。

電廠授權營運廠商將使用本附錄中來執行 MSA 指南進行以下操作：

- 考慮到 MSSHI 的影響，來確認可以實施 FLEX 策略；或是
- 制定並實施必要的修改，以確保 FLEX 策略能夠解決 MSSHI；或是
- 制定和實施 AMS 以解決 MSSHI 問題

9.1.2 MSSHI 的特徵

MSSHI 是電廠授權營運廠商在電廠現場重新評估的地震危害度資訊，使用機率式地震危害度分析來開發，包括下列三點：

- ．基於性能的地震動反應譜(GMRS)。
- ．在各種年超越機率下的均佈危害度反應譜(UHRS)。
- ．以及在電廠控制點標高處繪製的一系列不同頻率和分位數的地震危害度曲線。

電廠授權營運廠商在 2014 年 3 月至 2015 年 7 月之間，向 NRC 提交對 NRC 50.54 (f) 信函的回覆，包括 UHRS、GMRS 和電廠向

NRC 提交的危害度曲線，NRC 工作人員認為可接受的地震危害度資訊應作為 MSSHI 在 MSA 開發中使用。圖 9-2 描述了第 9.1.4 節所述各種 MSA 路徑的 GMRS、UHR 和/或地震危害度曲線的使用。

如圖 9-2 所示，GMRS 用於路徑 1 至 4，當 MSA 基於機率評估時，例如地震機率式風險評估 (SPRA) 時，除了在路徑 5 中使用 GMRS 之外，還使用地震危害度曲線和 UHRs。以下各節討論了在五個路徑中，每個路徑使用 MSSHI 的說明。

9.1.3 MSSHI 現有抗震設計基礎與電廠容量的比較方法

本節提供了將 GMRS (符合美國電力研究院 (EPRI) 1025287 的篩選標準) 與用於開發 FLEX 策略的抗震設計基礎頻譜來進行比較的方法。安全停機地震 (SSE) 一詞在 10 CFR 第 100 部份的附錄 A 中定義，並且在電廠安全分析報告中描述了特定於現場的 SSE 反應譜。對於路徑 3，GMRS 與使用電廠的高信度低損害率 (HCLPF) 容量的個別電廠外部事件檢驗 (IPEEE) 程序得出的電廠容量譜進行比較，IPEEE HCLPF 頻譜或 IHS 在 EPRI 1025287 [3.3 節] 中進行了描述。

將頻率為 1 Hz 或更高的 GMRS 與 SSE (以及路徑 3 的 IHS) 進行比較，以確定 SSE (或路徑 3 的 IHS) 是否限制了 GMRS，或者確定 SSE 超出的範圍 (或路徑 3 的 IHS)，比較的結果將用於第 9.1.4 節中 FLEX 策略評估的輸入，確定合適 MSA 的過程如圖 9-3 所示，並在下面進行描述。

9.1.4 MSSHI 減災策略的評估

執行 MSA 是為了確定是否可以在考慮 MSSHI 影響的情況下，實施根據本指南訂定和實施的 FLEX 策略。

如果 SSE 頻譜在 GMRS 的頻率範圍為 1 Hz 或更高，電廠授權

營運廠商應遵循 9.1.4.1 節（圖 9-3 的路徑 1）中描述的過程，以證明 FLEX 策略將按設計運作，因為 MSSHI 的影響受設計減災策略的危害所限制。如 9.1.4.1 節中所述，該流程還包括某些 GMRS 超過 SSE 的電廠授權營運廠商，這部份將在下一節來討論。

如果 GMRS 不受 SSE 限制，MSA 的另一個目的是根據 MSSHI 的影響，確定 FLEX 策略是否可以按設計實施，或者可以修改 FLEX 策略以解決 MSSHI 確定的影響，在某些情況下，透過開發 AMS 而不是修改 FLEX 策略來解決 MSSHI 的影響可能會更有效（即需要更少的資源、更容易實現、更可靠，使保護得到全面的改善），在 9.1.4.2 至 9.1.4.5 節中，提供了執行 MSA 的不同方法。

關於 MSA 的評估包括下述幾點：電廠設備、FLEX 設備、操作員的行為、電廠和現場條件以及成功實施 FLEX 策略所需的程序，以便現場可以無限期地應對 MSSHI 的影響。確定的安全功能只需要一條成功路徑，為實現功能而支持替代方法所需的設備不需要包括在 MSA 中。

- . 要求便攜式設備的主要和備用連接點，只要仍然可以完成所需的功能，則只需包括一個連接點，對於未選擇主要連接點的情況，應提供理由。
- . 如果仍可以完成所需的功能，就可以將每個關鍵參數的顯示限制為一個指示。
- . 電廠可能已經確定了可能有益但不需要的額外資源（例如，可用於 CST 組成的多個水源）。

對於第 9.1.4.1 至 9.1.4.5 節中標示的每條路徑，MSA 應根據第 9.1.6 節記錄。

9.1.4.1 路徑 1： $\text{GMRS} \leq \text{SSE}$

如果第 9.1.2 節中描述的 GMRS 在 1 Hz 或更高的頻率上受到 SSE 頻譜的限制，則無需進行其它評估。為了確定 GMRS 是否受 SSE 頻譜限制，在現場特定的 NTTF 2.1 最終確定書中接受以下兩點，都可以視為符合路徑 1 篩選評估標準：

- 在 1 至 10 Hz 範圍內的窄頻超標。
- 在高於 SSE 的任何頻率範圍內，某些 GMRS 被超過。

只要滿足 EPRI 1025287[3.2.1 節]的標準，就可以接受 1 至 10 Hz 範圍內的窄頻超標，窄頻超標與其他工業標準(如 IEEE Std. 344-1987)可接受的超標值相似，NRC 接受了這些限制，因為根據電廠許可基礎設計的 SSC 具有保守性和餘裕度，對於滿足這些標準的電廠，可以按設計實施 FLEX 策略，而無需進行進一步的耐震評估。

9.1.4.2 路徑 2： $\text{GMRS} < \text{SSE}$ 且高頻超越

對於高於 10Hz 的 GMRS 超過 SSE 的電廠，電廠授權營運廠商可透過執行 MSA，包括評估策略實施所需的高頻(HF)敏感電廠設備，來證明與 MSSHI 相關的 FLEX 策略的充分性。

如果 9.1.2 節中描述的 GMRS 在 1 到 10 Hz 範圍內小於 SSE (與 EPRI 1025287 [3.2 節]一致)，但不限於大於 10 Hz 的頻率，則應按照本節中的說明執行 MSA。為了確定 GMRS 是否受 1 到 10 Hz 範圍內的 SSE 限制，可以接受特定站點 NTTF 2.1 最終確定書的某些 GMRS 超出 SSE，以滿足路徑 2 篩選評估。

可以透過執行 MSA 來評估高頻範圍 (即 >10 Hz) 中的 SSE 超出部分，以表明對高頻振動敏感的設備不會阻止 FLEX 策略的成功實施，進行高頻評估的方法在 EPRI 3002004396 [第 3 節和第 4 節]中進

行了描述。在這些評估中應使用以下第 9.1.5 節定義的驗收標準，在 EPRI 3002004396 的 3.1.1 和 3.1.2 節中定義的最小高頻超越被認為是不重要的，它們不會引起高頻問題，並且不需要其他評估。

EPRI 3002004396 [第 4 節]描述了 HF 評估過程，該過程著重於密封和鎖定電路中處於間歇狀態（例如可能振顫的繼電器和接觸器）的接觸控制設備，此評估過程基於 EPRI 3002004396[第 2 節]中所述的高頻測試程序的結果。對於 MSAHF 的評估，可以使用第 9.1.5 節中的驗收標準，待審查的電路範圍包括用於第 1 階段(Phase 1)響應的電廠設備以及永久安裝的第 2 階段(Phase 2) SSC，這些 SSC 能夠在無需操作員手動操作的情況下開始運作。

MSA HF 評估範圍集中於以下系統和設備中的密封和鎖定電路：

- 繼電器和接觸器的振顫會引起電抗器 SCRAM.20 的故障。
- 密封或鎖定電路中的繼電器和接觸器，其振顫可能會導致反應爐冷卻水系統(RCS)洩漏通道，這在 FLEX 策略中並未考慮，包括沸水式反應器(BWR)中的自動釋壓系統(ADS)致動繼電器，以及可以驅動增壓器電力控制釋放閥 (PORV)的繼電器。
- 繼電器和接觸器可能導致電路密封或閉鎖，而可能會阻礙第一階段的 FLEX 功能，包括由站電池通過逆變器供電的總線。
- 繼電器和接觸器可能會導致電路密封或閉鎖，從而妨礙永久安裝的 2 期 SSCs 的 FLEX 能力，以緩解地震事件，這些 SSCs 能夠在無需操作員手動操作的情況下開始運作。

9.1.4.3 路徑 3：GMRS > SSE ，但是 < IHS

如果 IHS 將 GMRS 限制在 1 到 10Hz 之間，或者被 NRC 接受的小超越窄頻符合 EPRI 1025287 標準，可以根據 IEEE 安全停機路

徑的 IPEEE 評估來使用 MSA，以證明對 AMS 所依賴 SSCs 的 MSSHI 具有穩固性，或者，電廠授權營運廠商可以選擇第 9.1.4.4 節路徑 4，執行 MSSHI 對 FLEX 策略影響的 MSA（如果 $GMRs \leq 2XSSE$ ），或者使用第 9.1.4.5 對路徑 5 執行 MSA，選擇使用第 9.1.4.4 節中描述的路徑 4 執行 MSA，則電廠授權營運廠商無需執行 ESEP 審查作為該過程的進入條件，而是可以依賴使用路徑 4 第 2 步的篩選方法和路徑 4 第 3 步的評估方法來證明 SSCs 的穩固性。

基於 IPEEE 的 MSA 依賴於核電廠設備的地震評估，以證明 SSCs 對 MSSHI 的穩固性，有資格使用此路徑的電廠授權營運廠商依賴於先前在 IPEEE 努力下進行的地震評估，並根據 2014 年 5 月 9 日信函的附件 2 獲得 NRC 的認可，或通過 2015 年 10 月 27 日的信函發佈的後續篩選決定，對於那些合格的電廠，MSA 可能基於 IPEEE。

IPEES 依賴於 SPRA、EPRI 耐震餘裕評估方法或 NRC SMA 方法的結果，以證明在 NUREG-1407 中所述的評估基準地震之後，使電廠能夠進入安全停機狀態，這些地震評估方法評估了兩種安全停機成功途徑，安全停機成功路徑提供了在嚴重地震事件後實現安全停機狀態的獨立方法（例如，通過從蒸汽發生器排出熱量進行爐心冷卻，以及通過 RCS “進料和排放” 進行爐心冷卻）。

為了提供完整的 MSA 地震評估，IPEEE 評估還補充了燃料儲存池冷卻功能和高頻超越（如果適用）。

如果任何減災策略 SSC 的抗震能力不透過更換或電廠改造降低到 IHS 等級以下，則無需維護 MSA 中使用的 IPEEE。

在 IPEEE 下進行的地震評估，包括至少兩條安全停機成功路徑

中的 SSC，因此，根據 IPEEE 的結果，在地震事件達到核電廠容量等級（即 IHS）時，可實現核電廠在地震事件後的安全停機，並可減輕後果，從而評估 IPEEE 中的 SSC。

IPEEE 評估

根據 NUREG-1407 的指導，電廠於 1990 年代根據 NRC Generic Letter (GL) 88-20 Supplements 4 和 5 完成了 IPEEE，執行 IPEEE 的可接受方法包括 NRC SMA 方法、EPRI SMA 方法或 SPRA，對於每種方法，都制定了地震設備清單(SEL)，其中包括安全停機成功路徑和/或事故序列，對兩條安全停機成功路徑中 SSC MSSHI 的穩固性進行評估，表明在超出設計基準的地震事件下，維持或恢復爐心冷卻和圍阻體功能的能力達到 IHS 等級，該等級將 GMRS 限制在 1 至 10 Hz 範圍內。

- . 使用 NUREG/CR-0098 的中值反應譜，最大地表加速度固定在 0.3g。
- . 對於 SPRA，電廠通常使用 NUREG-1488 的 Lawrence Livermore 國家實驗室(LLNL)和/或 EPRI 在 EPRI NP-6395-D 開發的均佈危害度反應譜和危害度曲線。
- . 在某些情況下，過去的 SPRA 被提交 IPEEE 關閉，其使用的輸入動作和危害度曲線分別位於 NUREG-148 和 EPRI NP-6395-D 的 LLNL 和 EPRI 危害度曲線之前。

不確定性的處理方式

對於已經確定 IHS 可以接受並使用基於 EPRI NP-6041-SL Rev.1 的 EPRI SMA 方法的那些電廠，用於評估安全關閉成功路徑的 SEL，

由所需的 SSC 組成，使電廠達到穩定狀態（熱停機或冷停機），並保持該狀態至少 72 小時。因此，對於採用 EPRI 1025287 方法所述 SMA 的 IPEEE 電廠，必須評估 IPEEE 結果的限制，這些限制是基於 72 小時的應對持續時間。對於 IPEEE 執行地震 PRA 或 NRC 餘裕法的電廠可能存在應對持續時間小於 72 小時的限制，還需要進一步評估，以滿足無限期應對減災策略的意圖。一般而言，SMA 和 SPRA 的結論對時間不敏感，但某些消耗性項目，如水和燃料油庫存，可能已經根據有限的現場供應進行評估，繼續應對的能力為需要重新供應消耗品，應進行電廠特定評估，得出結論：在重新評估的地震危害下，將基於 SMA 的 IPEEE 應對持續時間限制為 72 小時的 SSC 可無限期使用，以支持安全停機條件的持續維護。

IPEEE 升級到完整範圍

如上所述，除了滿足 EPRI 1025287 標準的小超越頻率外，這些電廠的 IHS 完全覆蓋了 1 至 10 Hz 頻率範圍內的 GMRS，為了應用這種方法，電廠授權營運廠商實施了全範圍 IPEEE，或是如果電廠授權營運廠商實施了電廠重點範圍 IPEEE，則電廠授權營運廠商根據 EPRI 1025287 中的指南，將重點範圍 IPEEE 評估與 GL 88-20 Supplements 4 和 5 以及 NUREG-1407 定義的全範圍 IPEEE 評估一致，使用基於 IHS 篩選過程的電廠授權營運廠通常會在其 2014 年 3 月關於 NTTF 2.1 的信函中，向 NRC 提交 IPEEE 評估。如果確定了其它評估（例如，全範圍繼電器）讓 IPEEE 全面發揮作用，但尚未完成，則必須成功演示才能使用此方法。

燃料儲存池評估

遵循此路徑的電廠授權營運廠需要確定有良好的 SFP 冷卻能力，

應使用第 9.1.5 節中的標準，對完成 SFP 冷卻功能所需的 SFP 補給能力設備進行評估，以證明其對 MSSHI 的穩固性。為了開發與 GMRS 相對應的結構反應譜(ISRS)，基於 SSE 的 ISRS 是透過在 1 到 10Hz 範圍內縮放 GMRS/SSE 的最高比率來開發的，此過程通常為保守，因為它在整個 1 Hz 至 10 Hz 頻率範圍內應用了最高的 GMRS 與 SSE 的比率。SFP 冷卻關鍵安全功能的高頻評估無法保證，因為操作員將有大量時間來恢復 SFP 冷卻，這在 FLEX 策略中包含的啟動 SFP 補充的時間中已記錄。

高頻評估

遵循此路徑的電廠授權營運廠商，如果也有高頻超越 ($GMR > IHS$ 高於 10Hz)，則應使用第 9.1.5 節中的驗收標準，按照 EPRI 3002004396[第 3 節和第 4 節]的標準，對 IEEE 範圍內的潛在敏感設備進行高頻評估，該評估流程基於 EPRI 3002004396[第 2 節]所述的高頻試驗方案的結果。

FLEX 設備的可用性

除 SFP 冷卻外，第 9.1.4.3 節中描述的 AMS 不依賴於 FLEX 設備的可用性。

可以使用現場 FLEX 設備進行部署，以維持爐心冷卻、圍阻體和燃料儲存冷卻功能，為了提供額外的減災能力，未用於 AMS 的 FLEX 設備應按照參考文獻[第 5.3.1 節]的要求進行儲存，使用此設備無需預先訂定策略，此外，電廠授權營運廠商將保持從場外獲得額外 FLEX 設備的能力，使用廠外設備無需預先訂定策略。

9.1.4.4 路徑 4： $GMRS \leq 2X$ SSE

電廠授權營運廠商確定在第 9.1.2 節中描述的電廠 GMRS 的頻

譜縱坐標大於 SSE，但在 1 至 10 Hz 頻率範圍內的任何地方不超過 SSE 的 2 倍可以使用路徑 4，如下所述執行 MSA 為 MSSHI 對 FLEX 策略的影響，這些電廠授權營運廠商還可以選擇遵循第 9.1.4.5 節的路徑 5。

如 EPRI 3002000704 所述，對於在 1 至 10 Hz 頻率範圍內，GMRS 高達 SSE 2 倍的電廠授權營運廠商，FLEX 策略中依賴的選定電廠設備先前在加速耐震評估程序下被評估為 SSE 的 2 倍，需要確定在 MSA 下需要評估的 SSC 的範圍，並提供了一些方法來證明足夠的抗震性，這些方法包括使用先前經驗的定性標準來顯示足夠的抗震性，以及根據第 9.1.5 節中描述的標準定量方法來證明 SSC 在 GMRS 地震等級下具有抗震性。

根據參考文獻[第 5 節]的指導，對用於支持 FLEX 策略的設備進行了評估，以證明其適當性，以前的地震評估應在其適用範圍內予以考慮，包括根據 EPRI 3002000704 對電廠進行設計基準評估，以及對 FLEX 策略進行 ESEP 評估，ESEP 評估仍然適用於此 MSA，因為這些評估使用設計基準分析的縮放比例的地震反應直接解決了新地震災害中最關鍵的 1 至 10 Hz 部份，此外，應根據 EPRI 3002004396 中定義的 HF 評估程序執行單獨的評估，以解決高頻超越問題，這些高頻評估應適用於支持 FLEX 策略的設備，新的評估應使用第 9.1.5 節中定義的 MSA 抗震性能目標，在頻率高於 10 Hz 的情況下，遵循此路徑的電廠授權營運廠商也可能有高於 SSE 的高頻 GMRS 超標，路徑 4 電廠高頻超越的具體評估與 9.1.4.2 節中描述相同，也應使用於此處。

FLEX 策略所依賴的電廠設備已被評估為抗震性能達到 SSE 等

級，路徑 4 SSCs 的 MSA 如下所述，並在圖 9.4 中進行說明。

- 步驟 1：確定 MSA 的電廠設備範圍—SSC 的範圍根據 ESEP 的指南確定，並添加了 ESEP 中排除的 SSC，ESEP 中排除的 SSC 需要添加和評估的部份如下：

- 結構（例如圍阻體、反應堆建築物、控制建築物、輔助建築物）。
- 管道、電纜、導管及其支撐。
- 手動閥、止回閥和備裂盤。
- 無需更改狀態的電動閥。
- 核能蒸汽供應系統(NSSS)的組件。
- FLEX 貯存廠房 FLEX 運輸路徑和操作員通道。

此外，需要添加和評估 ESEP 中未提及的 SSC 破壞模式，這些破壞模式是可能會影響 FLEX 策略的地震相互作用（需注意根據 ESEP 評估 FLEX 策略在電廠設備附近擋牆和儲罐上管道的不同位移）。

- 步驟 2：ESEP 審核—ESEP 提供了一項評估，證明了單一成功路徑的爐心冷卻、RCS 組成和圍阻體功能策略的耐震充分性，係將 GMRS 與重新評估的地震危害度(1 至 10 Hz)限制在一起，或者直接使用 GMRS。ESEP 是一項臨時評估，其中包括對所有潛在破壞模式的審查，但對所有潛在地震相互作用的全面審查除外，ESEP 包括與 ESEP 設備附近的擋牆相關的地震相互作用和儲罐（包括埋設的儲罐）的相對位移類型相互作用的審查，因此，ESEP 可用於證明已評估的 SSC 承受重新評估的地震危害度的穩固性。

步驟 3：基於地震經驗的定性評估—ESEP 中未包含 SSC 的定性評估是通過以下方法完成的：(1) “堅固耐用”SSC 的定性篩選；(2) SSC 的評估，以確定它們是否“足夠堅固”。根據以下討論，該評估應記錄在 MSA 中。

某些 SSC 天生堅固耐用，長期以來的做法是不將此類 SSC 的地震破壞納入 PRA 邏輯模型。根據定義，這些堅固的組件已證明具有高抗震能力，能夠承受地震危險，不需要進一步評估或分析來證明其穩固性。EPRI 1025287 於 2013 年 2 月獲得 NRC 准許，討論了可從 PRA 邏輯模型排除的抗震性堅固耐用的 SSC；例如，基於 EPRI NP6041 SL Rev. 1 中的指南，最新的 EPRI SPRA Implementation Guide (SPRAIG) 確定了一些此類堅固耐用組件，包含了以下四種：

- 過濾器和小型線式安裝儲罐。
- 焊接和螺栓連接的管道。
- 手動閥、止回閥和備裂盤。
- 無需更改狀態的電動閥 (Motor-Operated Valve, MOV, Air Operated Valves, AOV)。

除了堅固耐用型 SSC 外，還有一些類別的 SSC 具有足夠高的抗震能力，能夠承受路徑 4 的 GMRS 等級，在臨界 1 至 10 Hz 範圍內，GMRS 等級低於 SSE 等級的兩倍，這些高容量組件已在設備類別上證明了其足夠的抗震性，可承受所有路徑 4 電廠的地震風險，根據路徑 4，這組設備被確定為“足夠堅固”。EPRI NP6041 耐震餘裕報告可作為證明多個 SSC 穩固性的良好參考。所有路徑 4 電廠的 5% 阻尼峰值譜加速度值均低於 0.8g，因此，

EPRI NP-6041SL Rev.1 表 2-3 的第一列確定了核心結構的 HCLPF 容量等級。

根據 EPRI NP-6041 篩選標準，以下結構已經建立了足夠的抗震能力，能夠承受路徑 4 電廠的 GMRS，且無需額外評估來證明其穩固性：

- 混凝土圍阻體和圍阻體內部結構。
- 剪力牆、基腳和圍阻體屏蔽牆。
- 隔板（地板）。
- 第 1 類(Category 1)混凝土框架結構。
- 第 1 類(Category 1)鋼框架結構。

此外，EPRI NP-6041 還建立了兩類高容量設備和系統，以具有與路徑 4 核電廠的 GMRS 相關的足夠抗震能力，且無需額外評估來證明其穩固性：

- 電氣管槽（電纜管槽和管道）

電氣管槽和管道與 EPRI NP-6041 表 2-4 的 0.8g 譜加速度列的使用，沒有任何警告和限制，此外，由於電氣管槽地震數據存在於高於地面 40 英尺處，因此 EPRI NP-6041 表 2-4 的注意事項不適用於電纜管槽和管道。電廠所有標高的電氣管槽均採用 0.8g 抗震能力，這也符合用於 USI A-46 決議的 SQUG GIP Revision 3A [第 8 節]要求。

- NSSS 組件（管道和導管）

NSSS 的管道和導管在過去的 SPRA 具有很高的抗震能力，鑒於 EPRI NP-6041 表 2-4 0.8g 峰值譜加速度代表 HCLPF 閾值，且第 9.1.5 節中的 MSA 地震穩固性標準為

$C_{10\%}$ 的充分性，NSSS 管道和導管無需進一步努力來證明其穩固性。這一結論得到了 NRC 過渡破裂尺寸(transition break size)的研究支持，NRC 審查了與直接 NSSS 管道地震失效和間接地震失效（由於 NSSS 管道和組件地震失效）相關的地震風險，並得出結論：地震引起的失效概率每年小於 10^{-5} 。

步驟 4：根據第 9.1.5 節規定的標準進行評估—對於 ESEP 評論（步驟 1）中未包括的 SSC 和地震相互作用，且不能證明其與 GMRS（步驟 2）相比具有堅固耐用或足夠的堅固性，則應對其進行評估，以證明其具有足夠的抗震耐用性。第 9.1.5 節描述了用於證明 FLEX 策略中使用的設備的穩固性的方法，需要考慮的設備和相互作用包括：

- FLEX 設備貯存廠房和非地震第 1 類結構，可能會影響 FLEX 實施。
- 操作員通道-互動通道審查，如果需要計算，使用第 9.1.5 節方法。
- 地震期間需要約束的 FLEX 便攜式設備。
- 地震相互作用可能會影響 FLEX 策略，且之前未作為 ESEP 計畫的一部分進行審查，也應予以解決（例如：從非抗震堅固儲罐的溢流和與 ESEP 設備清單相關的分佈式系統的相互作用），該評估可根據抽樣調查進行，以驗證不存在可信的地震相互作用。
- 運輸路徑，包括液化、邊坡穩定性和地震相互作用，證明可接受的低運輸路徑故障機率的選項包括：
 - 證明運輸路徑的 $C_{10\%}$ 容量超過 GMRS。

- 證明特定破壞模式(如硬岩地的液化誘發破壞)不可信。
- 在超出設計基礎地震後，利用現場清除碎片的能力重建運輸路徑。

使用此路徑的限制和注意事項如下：

- 在 1 至 10 Hz 範圍內，GMRS 必須小於或等於 SSE 的 2 倍。

其他注意事項：

高頻

GMRS 超過 SSE 10Hz 以上的電廠授權營運廠商，須根據第 9.1.4.2 節所述方法對繼電器進行高頻評估。

燃料儲存池的冷卻

遵循此路徑的電廠授權營運廠商需要確保維持 SFP 冷卻 FLEX 策略，完成 SFP 冷卻策略所需的 SFP 組成能力設備應評估 GMRS 的地震充分性，如 FLEX 策略中所述，SFP 冷卻功能的高頻評估是不必要的，因為操作員將有大量時間恢復 SFP 冷卻。

9.1.4.5 路徑 5：GMRS > 2X SSE

9.1.4.5.1

路徑 5 適用於第 9.1.2 節中描述的 GMRS 頻譜縱坐標在 1 至 10 Hz 頻率範圍內任何超過 SSE 兩倍的電廠，如果根據 50.54 (f) 的 NRC NTF 2.1 資訊執行了地震機率式風險評估，並已提交給 NRC 進行審查，則路徑 5 也可用於滿足 9.1.4.4 標準的電廠。

對於重新評估的地震危害，可以使用論定評估和風險評估。

- 論定評估

第 9.1.4.5.2 節中描述的確定性評估與路徑 4 (9.1.4.4) 使用的評估一致，以確定 FLEX 是否可以按照針對 MSSHI 影響的設計實施，或者是否可以修改 FLEX 策略以應對 MSSHI 的影響。作為此評估的一

部分，並且如第 9.1.4.5.4 節中所述，電廠 SPRA 的結果和見解可以有選擇地用於告知減災策略 SSC 評估，以確定哪些 FLEX 設備或其他電廠的修改(作為 AMS)，如果有的話，將提高電廠的地震安全性。

- 風險評估

第 9.1.4.5.3 和 9.1.4.5.5 節使用地震機率式風險評估來解決 MSSHI 對該 AMS 的影響，或確定 FLEX 策略是否可以按設計或修改的方式實施，或是在 SPRA 納入 FLEX 策略的情況下解決 MSSHI 的影響。整個分析流程如圖 9-5 所示。

9.1.4.5.2 論定評估 (Deterministic Assessment)

按照相關文獻的指導，對於支持減災策略的設備進行了評估，以證明其抗震性，之後根據 ESPRI 3002000704，在 ESEP 下進行了後續評估。

在路徑 5 論定評估中，針對 MSSHI 的影響評估，以確定 SSC 的範圍，電廠授權營運廠商進行的 SPRA 評估提供了更新的地震動和結構反應譜，可用於 MSA。在某些情況下，對 SPRA 進行的耐震度評估(Seismic Fragility Evaluations)，提供了估算設備 $C_{10\%}$ 容量所需的數據。

減災策略 SSC 的確定性 MSA 的步驟如下所述。

- 步驟 1：確定 MSA 的電廠設備範圍—SSC 的範圍是根據 ESEP 指南的減災策略確定的，並添加了 ESEP 除外的 SSC。以下是需要從 ESEP 中排除的 SSC：

- 結構（例如圍阻體、反應堆建築物、控制建築物、輔助建築物）。
- 管道、電纜、導管及其支撐。

- 手動閥、止回閥和備裂盤。
- 無需更改狀態的電動閥。
- 核能蒸汽供應系統的組件。
- FLEX 貯存廠房。

此外，需要添加和評估 ESEP 中未提及的 SSC 破壞模式，這些破壞模式是可能會影響 FLEX 策略的地震相互作用（需注意根據 ESEP 評估了 FLEX 策略在電廠設備附近擋牆和儲罐上管道的不同位移）。

- . 步驟 2：ESEP 審查和更新—ESEP 提供了一個評估，證明了單一成功路徑的爐心冷卻、RCS 組成和圍阻體功能策略的耐震充分性，SSE 頻譜將 GMRS 與重新評估的地震風險（1 至 10 Hz）隔開，或直接使用 GMRS（或基於 GMRS 的 ISRS）。ESEP 是一項臨時評估，其中包括對 ESEL SSC 的所有潛在破壞模式的審查，但不包括對所有潛在地震相互作用的全面審查，ESEP 包括與 ESEP 設備附近的擋牆相關的地震相互作用以及儲罐（包括地下儲罐）的相關位移類型相互作用的綜述，但是，基於 2xSSE 的 ESEP 評估，需要更新以解決 MSSHI。採用該路徑的電廠將使用 MSSHI，並基於結構動力分析的 ISRS（通常為 1E-4 UHRS，GMRS 或 1E-5 UHRS）。因此，更新後的 ESEP 可以用於展示穩固性，以承受上述評估的 SSC 的 MSSHI。
- . 步驟 3：堅固物品的定性評估—某些 SSC 堅固耐用，長期以來的做法是不將此類 SSC 的地震破壞納入 PRA 邏輯模型。根據定義，這些堅固耐用的組件具有很高的承受地震危險的抗震能力，無需進一步評估或分析即可證明其堅固性，於 2013 年 2 月 NRC

准許 SPID，討論了可從 PRA 邏輯模型中排除的地震堅固 SSC，例如，根據 EPRI NP-6041-SL, Rev. 1。最新的 EPRI SPRA Implementation Guide 確定了一些此類堅固組件，包括：

- 過濾器 and 小型線式安裝儲罐。
- 焊接和螺栓連接的管道。
- 手動閥、止回閥和備裂盤。
- 無需更改狀態的電動閥 (MOV 和 AOV)。

電纜管槽和管道—除了上面確定的四組堅固部件之外，電纜管槽和管道也應被認為具有足夠的堅固性，不需要進行特殊評估，它們與 EPRI NP-6041-SL Rev.1 [表 2-4] 的 0.8g 地表譜加速度列沒有任何警告和限制。此外，電氣管槽地震數據存在於海拔 40 英尺以上的高度，因此 EPRI NP-6041-SL Rev. 1 表 2-4 的警告不適用於電纜管槽和管道。電廠所有標高的電氣管槽均採用 0.8g 地表抗震能力，這也符合用於 USI A-46 分辨率的 SQUG GIP Revision 3A [第 8 節]的要求。為了計算與 0.8g 關聯的 $C_{10\%}$ 譜加速度，需要複合變數 (β_c)。在過去的 SPRA 中，電纜管槽的脆弱性通常具有較大的不確定性，EPRI 地震 PRA 指南指出，過去整個 SPRA 的電纜管槽和管道的 β_c 值範圍從 0.39 到 0.61，這是因為整個電廠的位置範圍很廣，以及解決獨特安裝配置所需的錨定和支撐配置範圍很大。電纜管槽的合理 β_c 值應該是標題為“其它 SSC”的最後一行，其 β_c 值為 0.4，代表較大的 SSC 組，它們既不是主要的被動元件，也不是安裝在結構中較高位置的主動元件，這個 $\beta_c=0.4$ 轉換為 $C_{1\%}$ 和 $C_{10\%}$ 之間的係數 1.52。對於與電纜管槽相關的 0.8g $C_{1\%}$ 值，該係數將轉換為 1.2g 的 $C_{10\%}$ 。因此，只

有 GMRS 頻譜峰值高於約 1.2g 的路徑 5 電廠，需要滿足與 EPRI NP-6041-SL Rev.1 表 2-4 第二列相關的電纜槽注意事項。

步驟 4：根據第 9.1.5 節規定的標準進行的其他評估—如果在步驟 1 中不能證明 SSC 和地震相互作用與 GMRS（步驟 2）相比具有足夠的堅固性，則應進行評估，以證明其具有足夠的抗震耐用性，可以使用第 9.1.5 節的方法論證 FLEX 策略中所用設備的堅固性。路徑 5 中的電廠授權營運廠商可以使用 MSSHI（可用於 MSA 評估），來計算組件特定脆弱性參數（中值容量 median capacities 和可變性 variabilities）。此外，除了 EPRI 3002004396 中確定的潛在高頻敏感 SSC 外，高於 20 Hz 的高頻結構反應譜被認為是非破壞性的，這些更高頻率的運動產生小位移，如之前的指南中所述，被認為對具有基於應變或應力的潛在破壞模式的組件和結構不會造成損害，因此，使用第 9.1.5 節標準在容量計算中不需要包括 HF ISRS 峰值。根據具有良好工程基礎的特定或一般研究，通過詳細動力分析計算得出的 ISRS 振幅可降低至 20 Hz 截止頻率，以解釋：(1) 耦合結構-設備響應、(2) 設備占地面積平均、(3) 消除尖峰和峰值平均等現象。此外，能量吸收係數基於有限的 HF 位移和設備延性可以增加設備的容量。

需要考慮的設備和相互作用包括：

- 在步驟 1 中確定但在步驟 2 中未被視為堅固耐用或足夠堅固的 SSC，在這些評估中，ESEP 的組件能力評估可與 SPRA 計算的 ISRS 結合使用。
- FLEX 設備貯存廠房和非地震種類 1 結構，可能會影響 FLEX 實施。

- 操作員通道-互動路徑審查，如果需要計算，使用第 9.1.5 節方法。
- 地震期間需要約束的 FLEX 便攜式設備。
- 地震相互作用可能會影響 FLEX 策略，且之前未作為 ESEP 計畫的一部分進行審查，也應予以解決（例如：從非抗震堅固儲罐的溢流和與 ESEP 設備清單相關的分佈式系統的相互作用），該評估可根據抽樣調查進行，以驗證不存在可信的地震相互作用。
- 運輸路徑，包括液化、邊坡穩定性和地震相互作用，證明可接受的低運輸路徑故障機率的選項包括：
 - 證明運輸路徑的 $C_{10\%}$ 容量超過 GMRS，
 - 證明特定破壞模式（如硬岩地的液化誘發破壞）不可信，
 - 在超出設計基礎地震後，利用現場清除碎片的能力重建運輸路徑。

步驟 5：高頻評估—GMRS 超過 SSE 10 Hz 以上的電廠授權營運廠商需要進行高頻評估，應使用以下標準：

- 高頻評估範圍集中在第 9.1.4.2 節中確定的相同系統和設備中的密封和鎖定電路。
- 應使用 EPRI 3002004396[第 5 節]中的評估標準，使用 ISRS 和為 SPRA 計算的機櫃內反應譜(In-Cabinet Response Spectra)來計算部件的脆弱性。
- 如果由於某種原因，更新後的 ISRS 在組件位置不可用，那麼可以使用 EPRI 3002004396[第 4 節]中的 HCLPF 計算標準。
- 可以使用第 9.1.5 節中的 $C_{10\%}$ 接受閾值，可以使用耐震計算

中特定組件的 beta 值，而不是使用表 9-1 中的常規值。

在步驟 2、4 和 5 中，SSC 的 $C_{10\%}$ 容量小於 GMRS 可能需要修改或更換，以便其容量符合 $C_{10\%}$ 驗收閾值，但是，如果對於某些 SSC 來說，這樣的選擇是不切實際的（例如，需要對核能電廠的設計進行重大變更），則可以使用核能電廠 SPRA 來進行替代論證，此涉及將 SPRA 類比的 SSC 的 $C_{10\%}$ 容量新增到 GMRS 是否提供了顯著的安全效益，應用 SPRA 的方法在第 9.1.4.5.4 節中有說明其分析方法。

9.1.4.5.3 整體地震風險

根據 Screening, Prioritization, and Implementation Details (SPID) 的預期，對基礎 SPRA 進行同儕評審，並向 NRC 提交了 NTTF 2.1 seismic 50.54 (f) 資訊請求，且無論是否考慮 FLEX，結果均低於 5×10^{-5} /年的地震爐心熔毀頻率(SCDF)，以及 5×10^{-6} /年地震早期大量外釋頻率(SLERF)，則無需根據第 9.1.4.5.2、9.1.4.5.4 或 9.1.4.5.5 節進行評估，因為基礎 SPRA 的結果表明，MSSHI 的減災策略很可能得到合理保護。

作為初始檔案的一部份，應記錄接收抗震能力的依據，此外，電廠授權營運廠商選擇維持 SPRA。但是，只要任何減災策略 SSC 的抗震能力不透過更換和/或電廠改造而降低，則無需維持 MSA 中使用的 SPRA 模型。

9.1.4.5.4 風險洞察在確定性評估中的應用

注意：滿足第 9.1.4.4 節標準的電廠，如果選擇遵循路徑 5 第 9.1.4.5.4 節的要求，則可使用第 9.1.4.4 節中所述的評估流程，而不是 9.1.4.5.2 節。

SPRA 對核電廠在嚴重地震事件中的安全性進行了嚴格的評估，SPRA 包括對核電廠結構和設備對重新評估的地震災害的響應分析評估（根據核電廠的地震危害和篩選報告提交檔案中的記錄）、PRA 邏輯模型開發（包括核電廠地震響應）以及 SCDF 和 SLERF 的地震風險量化。

SPRA 包括對核電廠結構和設備重新評估地震危害度的反應分析評估，如核電廠 Seismic Hazard and Screening Report 檔案中所述，PRA 邏輯模型開發包括核電廠地震反應，以及 SCDF 和 SLERF 的地震風險量化，評估利用當前的方法來開發危害度分析，分析核電廠結構的反應，以確定設備的抗震需求，並計算關鍵設備的抗震能力。SPRA 風險量化基於核電廠廠址特定的 UHRS(或 GMRS)，SPRA 的結果對核電廠在發生超出設計基準的嚴重地震時，保持爐心完整性和公共安全的能力進行實際評估。

對於已實施 SPRA 的核電廠，SPRA 的結果提供了詳細的特定見解，有助於了解防災策略的具體能力和安全效益。因此，核電廠可以利用同儕審查的 SPRA 結果和見解，進一步評估第 9.1.4.5.2 節確定的減災策略 SSC，這些 SSC 在本節方法下未被證明滿足 GMRS 的容量。具體地說，SPRA 可用於確定保持當前設計的減災策略 SSC 是否對安全有重大影響，該方法的目的是確定通過修改減災策略 SSC，可以使其容量滿足第 9.1.5 節的 $C_{10\%}$ 效能標準，降低潛在風險。在第一次訂定減災策略時，SPRA 評估的風險來自於範圍更廣的地震挑戰，對於此處定義的評估，SPRA 結果必須反映減災策略 SSC，以確保 SPRA 結果充分反映與 FLEX 相關的 MSSHI 評估。

- 如果這種風險降低很小，那麼減災策略對 MSSHI 有效而不進

行更改，因為它們不會對防護 MSSHII 方面提供有意義的改進。

- 1×10^{-5} /年 delta-SCDF 代表殘餘風險足夠小，與 Regulatory Guide 1.174 關於 CDF 微小變化的指南一致。
- Regulatory Guide 1.174 提出了小型 LERF 的目標，比小型 CDF 指南低 10 倍，對於本次評估，該目標為 1×10^{-6} /年 delta-SLERF，對於無法實現 1×10^{-6} /年 delta-SLERF 殘餘目標的電廠，需要應用 SPRA 的見解來證明結果的可接受性。此外，上述所指出增量風險值不是絕對閾值，它們代表目標或期望的結果。
- 應用第 9.1.4.5.4 節指南的一個進入條件是，對於 NTTF 2.1 地震 50.54 (f) 資訊請求，SPRA 必須已提交給 NRC，並反映總 $SCDF \leq 1 \times 10^{-4}$ /年和總 $SLERF \leq 1 \times 10^{-5}$ /年。總體地震風險評估涉及以下兩點：(1) 地震引起的後果事件（如內部洪水）的影響，(2) 確保減災策略和核電廠特性足以將地震影響範圍內的風險限制在可接受的水準。
- 如果潛在風險降低不小，則使用 SPRA 確定最有效的方法，以提高核電廠的安全性，並為核電廠減災能力提供合理的保護。這些改進將是對減災策略 SSC、其它核電廠設備或操作的修改，這將提供風險降低類似於所有減災策略 SSCs 滿足 $C_{10\%}$ 驗收標準。

SPRA 風險洞察(risk insight)的應用歸功於核電廠設計的深度防禦(defense-in-depth)內容，包括冗餘(redundancy)、多樣性(diversity)和放射性釋放屏障(radiological release barriers)，深度防禦和多樣性在 SPRA 中藉由考慮相關冗餘系統的能力和保護反應爐的特性來解決，屏障冗餘是透過同時考慮爐心損害和早期大量發外洩來解決的。

由於 ELAP/LUHS 方案是減災策略的重點，也是地震風險的重

要因素，因此針對 ELAP/LUHS 方案的減災策略 SSC 的改進將最有效地降低地震風險，在其它方案更為重要情況下，增強減災策略 SSC 在降低地震風險的效力將降低，可能還有其他電廠改進方案可以降低風險，這些方案可透過 SPRA 確定。

潛在核電廠改進的安全重要性在總體基礎上進行（即一次考慮多個組件的潛在增強），以評估各種改進的優點。

對於採用這種方法的電廠，有必要確定 SPRA 的技術充分性，這是透過按照 Screening, Prioritization and Implementation Details 的期望，進行 SPRA 同儕審查來確定，包括同儕審查結果的處理。透過這個過程，模型限制的影響或模型不確定性的重要來源是已知的，並且可以在評估中加以考慮。一個重要因素是 SPRA 方案需要考慮長期供應用於減災策略的消耗品，例如補充注入反應爐冷卻水系統的水庫存水，或用於應急電源的燃料。如果在 SPRA 中尚未解決，則需要在 MSA 中考慮這種長期影響。最後，如前所述，SPRA 結果應該反應減災策略 SSC 的影響。

評估過程著重於降低風險增量，目標是確定一套 SSC 能力改進，以降低地震風險，來抵消緩減策略 SSC 的影響，現時的設計並未提供 $C_{10\%}$ 的 GMRS 容量。評估過程步驟如下，流程如圖 9-6 所示。

- . 確定一組緩減策略 SSC 的抗震能力低於 $C_{10\%}$ 的 GMRS。
- . 使用 SPRA 模型計算“Reference SCDF”和“Reference SLERF”，方法是為所有減災策略 SSC 分配一個等於 $C_{10\%}$ 的 GMRS 的抗震能力，實際抗震能力用於所有其它 SSC，其參考值用圖 9-6 中的下線表示。
- . 計算“Delta SCDF”（和“Delta SLERF”），作為 Base SPRA SCDF

（即已分析減災策略 SSC 的抗震能力）與 Reference SCDF（與 SLERF 相同）之間的差異。如果減災策略的 SSC 均達到 $C_{10\%}$ 的 GMRS，則可以降低風險。

- . 如果上述步驟的風險降低小於或等於上述定義的小剩餘 SCDF 和 SLERF 值，則無需執行任何操作。delta-SLERF 殘餘目標（即 1×10^{-6} /年）無法實現的核電廠，將需要使用 SPRA 的見解來證明結果的可接受性。
- . 如果上述步驟得出的 Base SPRA SCDF – Reference SCDF 增量大於 1×10^{-5} /年（或 Base SPRA SLERF – Reference SLERF 大於 1×10^{-6} /年），確定減災策略 SSC 或核電廠 SSC 的一系列改進，這些改進可以反應在 Base SPRA 中，以產生 Modified Base SCDF 和 Modified Base SLERF（圖 9-6 中的虛線）。
- 可以重複執行此過程，直至出現增量風險，即 Modified Base SCDF 和 Reference SCDF 之間的差異滿足上述 1×10^{-5} /年 SCDF 標準（類似將 Modified Base SLERF 和 Reference SLERF 之間的差異與 1×10^{-6} /年 SLERF 標準進行比較），這可能是一個反覆運算過程，包括識別額外的電廠變更，直至達到預期的增量風險。在這個過程中，Reference SCDF 和 Reference SLERF 不進行調整。
- 如果 SPRA 模型包含可能影響增量風險的保守或不確定性，造成實現預期風險降低的剩餘選項不切實際（例如需要對核電廠設計進行實質性更改），可以針對這些問題進行敏感度分析，以證明剩餘風險是可接受的。例如 SPRA 的耐震度計算可以保守地假設某個特定結構構件的失效會使整個結構

失效，而實際上這種後果是極不可能的；或者 SPRA 的耐震度計算可能假設某些組件類型的相關影響，而導致 Base SPRA 結果悲觀。可以接受敏感度評估，以表明如果完全解決此類問題可行，那麼增量風險結果將很小。注意在執行此類敏感度評估時，應考慮對 Base SCDF（也包括 Modified Base SCDF）和 Reference SCDF（以及 Base/Modified Base SLERF and Reference SLERF）的影響。

- . 進行上述改進，以實現降低風險的目標。
- . 記錄過程和結果。

一旦確定一套適當的減災策略或其它核電廠改進措施，則有必要在核電廠實施任何相應的修改，以確保計算的風險降低。

最後，有必要記錄過程和結果，作為初始檔案的一部份，應記錄接收減災策略 SSC 抗震能力的依據，包括那些可能低於容量 $C_{10\%}$ 的 SSC。如果核電廠授權營運廠商維持 SPRA 模型，則可採用上述相同的過程分析，並應記錄接受低於 $C_{10\%}$ 容量的依據，但只要第 9.1.4.5.2 節的第 2、4 和 5 步驟中，任何減災策略 SSC 的抗震能力並未降低，則無需維持 MSA 中使用的 SPRA 模型。

9.1.4.5.5 Delta 風險評估方法

如前所述，SPRA 結果為可能影響核電廠安全的地震誘發情景提供了詳細的核電廠特定見解，這些見解可幫助了解減災策略的 ELAP/LUHS 方案之具體敏感性。核電廠可以直接利用同儕審查的 SPRA 結果和見解來確定減災策略對 MSSHI 的有效程度，或確定減災策略是否需要加強，乃因 SPRA 考慮了 MSSHI。在這種基於風險的方法中，目標是應用 SPRA 風險洞察力來評估對核電廠 SSC 進行

修改的必要性，以緩解 ELAP/LUHS 方案。SPRA 可用於確定最有效的手段來提高核電廠安全性，並提供見解，以幫助確定哪種減災策略的修改足以有助於降低 ELAP/LUHS 方案的風險。

與減災策略 SSC 相關的 ELAP/LUHS 方案相比，SPRA 評估了更廣泛的地震引發風險。對於與 FLEX 相關的 MSSHI 評估，重點是減災策略(即 FLEX)主要解決的 ELAP/LUHS 方案。應用第 9.1.4.5.5 節指南的一個條件是 SPRA 必須已提交給 NRC，用於 NTTF2.1 seismic 50.54 (f) 資訊請求，並反應總 $SCDF \leq 1 \times 10^{-4}/\text{年}$ 和總 $SLERF \leq 1 \times 10^{-5}/\text{年}$ 。總體地震風險評估涉及地震引起後果事件(如內部洪水)的影響，並確保減災策略和核電廠特性足以將地震影響範圍的風險限制在可接受的水準。如果 SCDF 大於 $1 \times 10^{-4}/\text{年}$ (或 SLERF 大於 $1 \times 10^{-5}/\text{年}$)，則使用 SPRA 結果繼續進行 MSA 的理由必須提交給 NRC，並由 NRC 准許。

此節定義的過程如第 9.1.4.5.4 節所述，在某些方面與將風險見解應用於不滿足 $C_{10\%}$ 標準的緩解策略 SSC 的方法相似，主要區別在於考慮了 MS-SSC 參與的所有序列，該過程側重於 delta-SCDF 和 delta-SLERF 的安全效益，相似之處如下述五點：

- . 都歸功於核電廠設計的深度防禦內容，包括冗餘、多樣性和放射性釋放屏障。
- . 深度防禦和多樣性都是透過考慮相關冗餘系統的容量和保護反應爐的特性而隱含在 SPRA 中。
- . 放射性釋放屏障的冗餘都是透過考慮爐心損害和早期大量外洩見解來解決。

· 都基於風險增量來判斷安全增強的重要性，並著眼於各種潛在增強的安全效益。

· 都使用相同的小增量風險指標，目標相同，並且適用相同的基礎。

在本次評估中，如果能夠證明地震爐心熔毀頻率降低 (ELAP/LUHS delta SCDF) 和地震早期大量外洩頻率降低 (ELAP/LUHS delta SLERF) 的目標得到滿足，則無需採取進一步行動；否則對 ELAP/LUHS 減災能力進行進一步評估。該過程提供了減少 SLERF 的選項，應評估 SLERF，以解決圍阻體的地震深度防禦問題。

一些特定於核電廠的 SPRA 可能將用於減災策略的 FLEX 設備作為其基本 SPRA 的一部份，這一過程並不取決於 FLEX 是否包含在 SPRA 中。

當 ELAP/LUHS 是地震風險的主要因素時，針對 ELAP/LUHS 方案的減災策略將更有效地降低風險。在其它情況更為重要下，增強減災策略 SSC 在降低地震風險方面的效力將降低。

對於使用 SPRA 的核電廠，有必要證明 SPRA 的技術充分性，這是透過按照 SPID 的預期，進行 SPRA 同儕審查來建立的，包括解決與 ELAP/LUHS 建模和結果相關的同儕審查結果。透過這一過程，模型限制的影響或模型不確定性的重要來源是已知的，並且可以在評估中加以考慮。一個重要的因素是 SPRA 方案需要考慮消耗品的長期供應，以便採取減災戰略，例如補充注入反應爐冷卻水系統的庫存水，或用於應急電源的燃料。如果 SPRA 尚未解決，這一長期影響需在 MSA 中予以考慮。

在這種方法中，SPRA 模型確定了已安裝設備的成功路徑，以便 ELAP/LUHS 期間可以依賴於它，通過減災策略可以降低

ELAP/LUHS 風險。對於 ELAP/LUHS 風險足夠低的核電廠，將證明該核電廠能夠解決 MSSHI 問題，最初無法證明 ELAP/LUHS 風險降低的核電廠需要增強其減災能力，以確保足夠的風險降低。

評估方法

採用順序過程確定提高 ELAP/LUHS SSC 響應 MSSHI 能力的安全效益，並證明維持關鍵安全功能的可能性很高，該過程如圖 9-7 所示。在此過程中，基線 SPRA 的 ELAP/LUHS 結果被稱為 SCDF 和 SLERF 的 ELAP/LUHS Base Case，圖 9-7 說明了與圖 9-6 相同的過程，此處的重點僅放在 ELAP/LUHS 上。

將 ELAP / LUHS Base Case（亦即營運中的電廠）風險（SCDF 和 SLERF）與假設的 ELAP / LUHS Reference SCDF（和 ELAP / LUHS Reference SLERF）案例進行比較，有兩種方法可以確定 ELAP / LUHS Reference Case，具體取決於 SPRA 模型。

- 當電廠 SPRA 模型包括 FLEX 時，ELAP/LUHS Reference Case 假設減災策略 SSC 的地震 $C_{10\%}$ 容量至少等於 GMRS，換言之，將 SPRA 使用的耐震度調整為基於地震 $C_{10\%}$ 容量，該容量等於減災策略 SSC 的 GMRS，其容量不大於或等於 GMRS。
- 將 SPRA 使用的耐震度調整為基於地震 $C_{10\%}$ 容量，該容量相當於對 ELAP/LUHS SCDF 或 SLERF 有重要貢獻 SSC 的 GMRS，其容量不大於或等於 GMRS。

ELAP/LUHS Reference Case 由圖 9-7 的底線表示，此處使用與第 9.1.4.5.4 節相同的小增量風險為目標，並且適用相同的基礎。增量風險評估使用的參考值反應了一組與基礎值相比的變化，如果要進行上面列出的一組更改，這些更改與 ELAP/LUHS 貢獻者相關。因

此，只要緩解 ELAP/LUHS 序列的 SSC，對非 ELAP/LUHS 序列的緩解並不重要，則無論在何處設定基準值，相對於基準值的減少都是相同的，重點是檢查增量風險評估，不會因為涉及相同減災設備的非 ELAP/LUHS 序列對 Reference Case 的重要影響而受到顯著影響。

過程如下：

- . 辨別 SPRA 中建模的 ELAP/LUHS 序列。
- . 確定這些序列中出現的緩解 SSC 集，以及地震能力不滿足或超過 $C_{10\%}$ GMRS 的緩解 SSC 子集。
- . 審查該 SSC 清單，以確定任何也有助於緩解非 ELAP/非 LUHS 序列的 SSC。
- . 在 BASE Case 和 Reference Case 所涵蓋的一組序列中包括這些 SSC 所貢獻的其它序列。
- . 使用與第 2 步驟確定的 SSC 集的抗震能力 $\geq$ GMRS $C_{10\%}$ 相對應的耐震度值，計算 Reference SCDF/SLERF，並重新求解步驟 4 定義的擴展序列集。
- . 計算增量 SCDF / SLERF (Base Case – Reference Case)。

圖 9-7 中的 ELAP/LUHS 基本情況代表擴展序列集的風險(SCDF 或 SLERF)，即 ELAP/LUHS 序列和 ELAP/LUHS SSCs 有助於緩解的序列，由竣工、已運行核電廠的 SPRA 引起，包括 SPRA 的 FLEX 設備之設計和安裝能力。

擴展 ELAP/LUHS 序列 Base SPRA Case 與擴展 ELAP/LUHS 序列 Reference Case 之間，SCDF 或 SLERF 的差異在於所關注的風險降低 (ELAP/LUHS 增量風險)。如果擴展後的 ELAP/LUHS 序列增量風險較小，則無需考慮進一步的改進，因為較小的增量風險表明減

災策略能夠解決 MSSHI 問題。

如果擴展的 ELAP/LUHS 序列增量風險 (SCDF 或 SLERF) 不夠小，則需要考慮對 SPRA 建模或設備能力的增強。如果對 SPRA 建模進行了改進，則擴展的 ELAP/LUHS 序列 Base Case 和擴展的 ELAP/LUHS 序列 Reference Case 結果都需要重新計算。增強對 SCDF 或 SLERF 方案有重要貢獻者的能力，將產生一個新的 Modified Base Case，如圖 9-7 中的虛線所示，從而使圖中的上線朝下方展開的 ELAP/LUHS 序列參考線移動。此評估可以反覆運算，每次反覆運算都涉及選擇額外的電廠變更（例如需要證明 $C_{10\%}$ 容量 $\geq$ GMRS 的附加設備，或步驟改進），以及檢查修改後的基本情況是否與 Reference Case 足夠接近，使得殘餘的風險降低潛力很小。在這一過程中，透過將一些 SSC（不限於 ELAP/LUHS）的容量提高到低於 GMRS（ $C_{10\%}$ ）的水準，或者通過 SSC 和程序改進的某些組合，可以證明增量風險很小，是一種可以接受的方法。

在此處定義擴展的 ELAP/LUHS 序列增量 SCDF 和增量 SLERF 流程中，降低風險的選項包括但不限於：

- 包括 SPRA 中 FLEX 能力（如果尚未包括在內）。
- 評估某些模型化減災策略 SSC 的抗震能力增強，以將其 $C_{10\%}$ 承载力提高到 $\geq$ GMRS。
- 證明 FLEX 設備/能力特定方面的 $C_{10\%}$ 容量 $\geq$ GMRS，顯著降低 ELAP/LUHS 風險。
- 評估對其它核電廠 SSC 或程序的改進，以實現所需的小增量風險。

當超出所選集合的額外更改不會顯著改善保護（不會進一步顯著降低 ELAP/LUHS 風險），則評估完成。在這種情況下，當增量風險較低時，極有可能維持 ELAP/LUHS 的關鍵安全功能，FLEX 新增了深度防禦和安全裕度，現有的核電廠設計提供了維持安全功能的高可能性。

如果在減少擴展 ELAP/LUHS 序列增量 SCDF 和擴展 ELAP/LUHS 序列增量 SLERF 的剩餘選項不可行時（例如需要對核電廠的設計進行重大變更），則有必要為所選改進提供替代理由，這可能包括：(1) 進行其它敏感性研究、(2) 記錄方法中的保守性和不確定性、(3) 評估是否有 SPSC 中未記入 SSC，如果已記入 SSC，則可以減輕功能故障等。第 9.1.4.5.4 節中提供的例子也適用於此，可以接受進行敏感性評估，以表明如果完全解決這些問題是可行的，增量風險結果將很小。在進行這種敏感性評估時，應考慮對 Base SCDF 和 Reference SCDF（以及 Base SLERF 和 Reference SLERF）的影響。

在進行增量風險計算時，應注意避免低估增量風險，為了避免低估增量風險，必須在 Base Case 和 Reference Case 中使用相同的模型和假設。將 $C_{10\%}$ 地震承載力與計算承載力進行比較，可確保驅動增量風險計算的輸入變化具有可比性，無需對模型和假設進行其它更改。

一旦確定了適當的減災策略或其它核電廠增強措施，就有必要在核電廠中實施相應的修改，以確保計算後的風險降低。任何此類修改，包括作為 MSSHI 功能一部份的 FLEX 信用基礎，都將成為減災策略的一部份。

最後，有必要記錄該過程，作為初始文檔的一部份，應記錄接受減災策略 SSC，包括那些容量可能低於 $C_{10\%}$ 的 SSC 的抗震能力依據。

如果核電廠授權營運廠商維持 SPRA，則可採用上述相同的過程，並應記錄接受低於 $C_{10\%}$ 容量的依據（如果有的話）。只要任何減災策略 SSC 的抗震能力不透過更換和/或核電廠改造而降低，則無需維持 MSA 使用的 SPRA 模型。

9.1.4.5.6 其它注意事項

燃料儲存池冷卻

遵循此路徑的核電廠授權營運廠商需要確保維持 SFP 冷卻減災策略，核電廠授權營運廠商將確保對完成 SFP 冷卻策略所需的 SFP 補給能力進行評估，以確保 MSSHI 的地震充分性，不保證對 SFP 冷卻功能進行高頻評估，因為操作員將有大量時間恢復 SFP 冷卻，如減災策略中所述。

9.1.5 地震評估標準 ($C_{10\%}$)

FLEX 策略所依賴的 SSC 強韌性(robustness)之定義包括證明這些 SSC 有足夠的能力承受 GMRS 地震侵襲，FLEX 策略可作為對現有安全系統的深度防禦。成功準則(success criteria)90%機率可證明核電廠具有足夠能力，抵抗設計地震。建立 90%成功機率標準的優先順序在核能 SSC 國家標準和商業結構抗震指針中，如下所述。

90%的成功機率等於 10%的不可接受的效能機率，在 ASCE 43-05 等標準和 ATC-63 等商業標準中，使用 10%的不可接受效能機率，作為證明抗震充分性的標準。 $C_{1\%}$ 為 1%失效機率的平均信心度，等同於高信心低失效機率值。

ASCE/SEI 43-05 定義了 10%的不可接受效能機率 ($C_{10\%}$)，根據超出設計基準的地震事件 (ASCE/SEI 43-05 案例中 DBE 地表運動的 150%) 進行評審。ASCE 43-05 利用抗震設計中的已知抗震裕度 (例

如延性、可忽略不計的小位移影響、保守阻尼等)來證明使用 $C_{10\%}$ 評估標準時，性能不可接受的總體風險較低

在最近的應用科技委員會(ATC)項目 ATC-63 中，也使用了同樣的 10%不可接受效能機率，該項目將結構評估的可接受低倒塌機率水準定義為 $C_{10\%}$ 值，如加州結構工程師協會(SEAOC)2007 年會議記錄所示。ATC-63 項目規定“可接受的低倒塌機率被解釋為最大可信地震(MCE)地面運動下小於 10%的倒塌機率”，MCE 相當於正常建築規範應用的設計基準地震事件，如 ATC-63。現有的核電廠安全系統為核電廠提供了主要的地震響應策略，而 FLEX 策略在極端地震事件中起到深度防禦的作用。FLEX 策略的 $C_{10\%}$ 效能標準的地震充分性證明代表了額外的核電廠地震安全性，並被判定為抗震耐用性的適當效能水準。

減災策略的績效目標

如上所述，在超出設計基礎的地震事件中，FLEX 策略代表了常規核電廠安全系統的深度防禦。FLEX 策略的相關效能目標不應設定在與主安全系統相同的水準上，該系統通常與 1E-5 效能一致，為了調查使用上述 $C_{10\%}$ 容量標準對 FLEX 策略的影響，進行了快速風險評估。為進行該評估，採用與 NRC 開發的類似方法，對無法接受表現之年頻率(AFUP)進行點估計，以解決與 2010 年開發的新地震災害相關的核電廠地震風險，作為 GI 199 計畫的一部份。FLEX 策略 AFUP 估算基於：

- 向 NRC 提交的美國核電廠最近的地震危害。
- 假設核電廠等級 $C_{10\%}$ 容量可估算為等於最小 SSC $C_{10\%}$ 容量（根據定義，每個 SSC $C_{10\%}$ 容量將大於或等於 GMRS）。

- 使用 $C_{10\%}$ 容量的核電廠耐震度和使用混合耐震度方法的通用 Beta 值。

- 以地震災害與核電廠耐震度的卷積估算 AFUP。

為了確保全面審查潛在 AFUP 值，進行了以下敏感性研究：

- 根據 EPRI SPID 中記錄的值，複合 β (β_C) 值在 0.35 和 0.45 之間變化。
- AFUP 是根據六種不同的結構頻率 (1、2.5、5、10、25 和 100 Hz) 計算的地震危害度估計值。

這些風險研究的結果如圖 9-8 所示，每一條曲線代表了所有美國核電廠的累積 AFUP 分佈，使用了一個敏感度參數 (β_C 和結構頻率)。在所有情況下，最高結果低於 $5E-5$ AFUP。考慮這些適度的 AFUP 估計值， $C_{10\%}$ 的承载力被認為是一個可接受的抗震性能目標，以證明 FLEX 策略的強韌性。FLEX 策略提供的深度防禦降低了與核電廠正常安全系統相關的現有地震風險。

關於 $C_{10\%}$ 的計算

本節定義了計算 $C_{10\%}$ 值的過程。表 9-1 提供了 β_C 、 β_R 、 β_U 的推薦值，以及 EPRI 1025287 中容量 $C_{50\%}$ 與 $C_{1\%}$ 的比值。推薦的 β_C 值乃基於 Robert Kennedy 的建議，平均來說偏於保守 (即 β_C 平均值略低)，由於 β_R 主要是由地表運動的變異性造成，因此無論是否考慮 SSC，建議採用 0.24 的常數 β_R 值。除了 EPRI 1025287 的提供值外，表 9-1 還包括 β_C 下限 0.3 的相關的值，該下限值表示與破壞模式相關的變數，且中值和 HCLPF 值之間的差異最小。過去的耐震度和 HCLPF 評估表明一些脆性破壞模式和一些擋牆破壞模式的值可能接近 $\beta_C=0.3$ 的等級。建議的 β_U 值由 β_C 和 β_R 值複合估算。表 9-1 的 β 值適

用於與地表運動參數相關的耐震度（例如 PGA 或 5 Hz 時的峰值譜加速度）。10%失效機率容量（ $C_{10\%}$ 與 $C_{1\%}$ 容量）的比率，如表 9-1 最後一行所示。根據 EPRI NP-6041 SL Rev. 1 的規定，證明 FLEX 策略足夠抗震強度的方法將遵循 SMA 方法。對於 SMA，評估需求被稱為評估基準地震。以下步驟將用於 $C_{10\%}$ 審查的 FLEX 策略所依賴的 SSC：

- GMRS 將是重新評估 FLEX 策略地震危害度的 RLE。
- 證明強鍵性的抗震能力為 $C_{10\%}$ 。 $C_{10\%}$ 可通過以下公式計算：
 - 使用過去 SPRA 和地震餘裕檔案記錄的方法以及 EPRI 1025287 總結的方法計算 $C_{1\%}$ 承载力。
 - 根據要評估的 SSC 類型，將 $C_{1\%}$ 容量乘以表 9-1 的比率 $C_{10\%} / C_{1\%}$ 。
- 驗證 $C_{10\%}$ 容量是否超過 RLE 需求。

此外，進行敏感性研究，以評估甚至更低的複合不確定性情況，即 β_C 為 0.25。在此敏感性研究案例， $C_{50\%}/C_{1\%}$ 的比率等於 1.22。這項敏感性研究的目的是驗證與確認 5E-5 AFUP 有關的結論對 0.3 的 β_C 下限值不敏感。如圖 9-8 所示， β_C 為 0.25 情況的 AFUP 仍低於 5E-5 /年。

9.1.6 文件紀錄指針

記錄現場 MSSHI 的特徵

記錄 GMRS 是否受到 SSE 的約束，並描述任何不受約束元素的性質。

在第 9.1.4 節中記錄過程結果和選擇減災策略的依據。

9.1.6.1 路徑 1：

記錄評估結果，證明現有的 FLEX 策略在不修改 MSSHI 路徑 1 的情

況下是可以接受的。

- 記錄可用於 MSSHI 的 FLEX 策略。
- 說明 GMRS 與 SSE 的比較。

9.1.6.2 路徑 2 和 4：

記錄評估，以證明 FLEX 策略或修改 FLEX 策略，解決了 MSSHI 對減災策略的影響。應包括以下項目：

- 說明 GMRS 與 SSE 的比較。
- 辨識任何 MSSHI 對 FLEX 策略的影響。
- 一系列事件的修訂，以證明修訂 FLEX 策略的必要性（視情況而定）。
- 描述和證明任何的修改（設備、程序等），以處理修改後的 FLEX 動作（視情況而定）。
- 說明方法、實施和結果，以解決路徑 4 的其它注意事項（例如高頻、燃料儲存冷卻）。
- 提供驗證檔（視情況而定）。

9.1.6.3 路徑 3：

記錄評估得出的結論，得出的結論是所選策略將解決 MSSHI 的影響。應包括以下幾項：

- 說明 GMRS 與 SSE 的比較。
- 從 2014 年 3 月起，描述特定核電廠的 IPEEE 和充足性。
- AMS 的描述和需求，以及它如何提供電廠安全路徑的評估。
- 說明處理 IPEEE 範圍外項目（包括任何修改）的方法、實施和結果（例如燃料儲存池冷卻）。
- 描述任何限制以及如何適應這些限制。

- 說明 IPEEE 的全面評估。
- 說明 FLEX 設備可用性。
- 提供驗證檔（視情況而定）。

9.1.6.4 路徑 5 (9.1.4.5.2 和 9.1.4.5.4)：

記錄評估，FLEX 策略的證明或 FLEX 策略的修改，解決了 MSSHI 對防災策略的影響。應包括以下項目：

- 說明 GMRS 與 SSE 的比較。
- 辨別 MSHI 對 FLEX 策略的影響（視情況而定）。
- 一系列事件的修訂，以證明修訂 FLEX 策略的必要性（視情況而定）。
- 描述和證明任何的修改（設備、程序等），以處理修改後的 FLEX 動作（視情況而定）。
- 應記錄關於接受減災策略 SSC 抗震能力的依據討論，包括容量可能低於 $C_{10\%}$ 的 SSC。
- 描述方法、實施和結果，以解決其他考慮因素（例如高頻、燃料儲存冷卻）。
- 提供驗證檔（視情況而定）。

9.1.6.5 路徑 5 (9.1.4.5.3 和 9.1.4.5.5 節)：

記錄評估得出的結論，得出的結論是所選策略將解決 MSSHI 對減災策略的影響。應包括以下項目：

- 說明 GMRS 與 SSE 的比較。
- 說明所選擇的減災策略方法（即 9.1.4.5.3 或 9.1.4.5.5 節）以及如何證明對 MSSHI 的合理保護。
 - 討論接受減災策略 SSC 抗震能力的依據，包括可能低於

$C_{10\%}$ 容量的 SSC。

- 描述處理燃料儲存池冷卻的方法、實施和結果。
- 描述任何限制以及如何適應這些限制。
- 提供驗證檔（視情況而定）。

上述文件應包含在計劃的文件中，並且詳細程度應與計劃的文件相同。

（二）地震減災策略評估(MSA)之案例研究—Diablo Canyon Power Plant (DCPP)

代亞布羅峽谷核電廠(DCPP)是加利福尼亞州 Avila Beach in San Luis Obispo County 附近的一座發電核電廠(圖 9-9)，其樣貌及現場地質圖各如圖 9-10 及圖 9-11 所示。該核電廠機組 1 開始施工日期為 1968 年 4 月 23 日，機組 2 為 1970 年 12 月 9 日，而委託日期機組 1 為 1985 年 5 月 7 日，機組 2 為 1986 年 3 月 13 日。反應爐型式為 Westinghouse 公司設計的 4 迴路壓水核反應爐(PWR)，由 Pacific Gas & Electric (PG&E) 運行，年淨產量為 16165 GWh (2019)。

PG&E 申請 DCPD 運轉，包括聯合提案，於 2018 年 1 月獲得加州公共事業委員會的準許，Diablo Canyon 1 號機組和 2 號機組的營運許可證將在 2024 年 11 月 2 日和 2025 年 8 月 26 日到期時不再續簽，核電廠的全面退役估計需要數十年時間，成本近 40 億美元。

基岩地震危害度曲線

圖 9-12 (a)和(b)分別顯示了 1 和 10 Hz 譜加速度的地震危害度曲線。在 1×10^{-3} 的年超越機率下，單獨列出對總地震危害度至少有 5% 貢獻的震源。只有距離 DCPD 15 公里（9 英里）範圍內的震源才會對任何週期的地震危害度產生顯著影響（至少 5%），七個頻率的地震危害度如圖 9-12 (c)所示。

反應譜形狀

- 雙重設計地震反應譜

DOE 反應譜相當於 5% 阻尼地震 B (UFSAR 圖 2.5-20) 的包絡線圖反應譜和 5% 阻尼地震 D-修正反應譜 (UFSAR 圖 2.5-21) 乘以係數 2，如圖 9-13 (a) 所示。

- 1977 年 Hosgri 地震反應譜

1977 年的 HE 反應譜對應於 5% 阻尼 Newmark HE 反應譜 (UFSAR 圖 2.5-30) 和 5% 阻尼 Blume HE 反應譜 (UFSAR 圖 2.5-29) 的包絡線，如圖 9-13 (b) 所示。

- 長期地震計畫頻譜

1991 年 LTSPE 的 5% 阻尼 84% 響應譜 (UFSAR 圖 2.5-33)，如圖 9-13 (c) 所示。

篩選評估

- 風險評估篩選 (1 至 10 Hz)

如圖 9-14 所示，GMRS 在 1 至 10 Hz 頻率範圍內超過 DDE，因此，DCPP 進行風險評估篩選。

- 高頻屏蔽 (> 10 Hz)

對於大於 10 Hz 的頻率，GMRS 超過 DDE，如圖 9-14 所示，在要求的風險評估中將解決這一超出問題。

- 燃料儲存池評估篩選 (1 至 10 Hz)

如圖 9-14 所示，GMRS 在 1 至 10 Hz 頻率範圍內超過 DDE，因此，DCPP 篩選出 SFP 評估，SFP 位於輔助建築物的燃料裝卸區。

中期評估

- ． 1977 年 HE 評估

DCPP 的所有 Class 1 SSC，包括 SFP，均已根據 1977 年 HE 頻譜的設計/許可依據進行設計/評估，並符合 HE 驗收標準（PG&E 1980 和 NRC 1978b）。

圖 9-15 顯示了 GMRS 與 1977 年設計/許可基礎 HE 頻譜的比較，除了 1.33 Hz 時超過約 0.09 g（7%）的情況外，GMRS 受設計/許可依據 1977 年所有頻率範圍（與風險評估篩選相關的頻率範圍）的 HE 頻譜限制。由於安全停機所需的任何結構、系統或組件不易受 1.33 Hz 頻率的影響（PG&E 1988 的表 6-24 和 6-25），因此超出值無關緊要。

GMRS 還超過了 1977 年設計/許可基礎上頻率>24 Hz 的 HE 頻譜。如 SPID（EPRI 2013a）第 3.4 節所述：大約 10 Hz 以上的高頻振動不會對核電廠的大多數結構、組件和設備造成損害，一個例外是振動敏感組件的功效，如繼電器和其它電力和儀表設備，其輸出信號可能會受到高頻刺激的影響。

根據 SPID（EPRI 2013a）第 3.4 節，設計/許可依據 1977 HE 評估的結果，除高頻敏感設備外，所有設計一級結構、系統和組件都能夠抵抗與 GMRS 相關的地表運動。

. 1988 LTSP 評估

所有的 SSC 皆已完成 1988 LTSP 頻譜之安全停機的評估。

另外，關於輔助 FLEX 儲存設施的路線，如圖 9-16 示。

減災策略評估

降低潛在風險方面的安全效益（delta 地震爐心熔毀頻率和增量地震早期大量外釋頻率），可透過修改減災策略、結構、系統和組件而獲得，需考慮 SSC 參與減災策略的所有序列。如果可獲得的風險降低很小，那麼減災策略在沒有變化的情況下對 MSSHI 是有效的，因為該變化不會對 MSSHI 的影響提供有意義的改善。如果風險降低不小，則利用 SPRA 確定有效的改進措施，為綜合電廠緩解能力提供合理的保護。

DCPP 的 SPRA 基本結果為： $2.78 \times 10^{-5}/\text{yr}$ Base SCDF 和 $5.37 \times 10^{-6}/\text{yr}$. Base SLERF，因此，DCPP SPRA 滿足 $\text{SCDF} \leq 1 \times 10^{-4}/\text{y}$ /年和 $\text{SLERF} \leq 1 \times 10^{-5}/\text{年}$ 的標準，包括地震引起的後果性事件（如內部洪水）的影響，因此減災策略和電廠特徵是足夠的。

（三）地震減災策略評估(MSA)之案例研究－Oconee Nuclear Station (ONS)

奧康尼核電廠(ONS)是南卡羅來納州 Lake Keowee 靠近 Seneca 一座發電核能電廠（圖 9-17），其樣貌圖如圖 9-18 所示，該電廠開始施工日期為 1967 年 11 月 6 日，而委託日期機組 1 為 1973 年 7 月 15 日，機組 2 為 1974 年 9 月 9 日。反應爐型式為 Babcock & Wilcox 設計的壓水核反應爐(PWR)，由 Duke Energy 運行，年淨產量為 21,799 GWh(2017)。

ONS 有其特殊性，因為它是美國唯一不依賴緊急柴油發電機組，提供緊急電力的核電廠，它依靠附近 Keowee 水電站的兩個水力發電機組。如果 Keowee 機組都停止運行，緊急電源可由附近 Lee 化石發電站的燃燒渦輪機提供，兩個電源都使用替代電纜為 ONS 的緊急系統供電，這些系統與 ONS 電廠獨立，且可作為正常電源的輸電線路。

GRMS 與安全停機地震 (SSE)比較

ONS 對岩石上的結構有兩種不同的頻譜：一種是 SSF，另一種是電廠剩餘部分（以下分別稱為 SSF-SSE 和 SSE）。SSF-SSE、SSE 與 GMRS 對比如圖 9-19 所示。

審查層級地表運動(RLGM)

RLGM 透過將 5%阻尼 SSE 水平地表反應譜的譜加速度值乘以比例因數來確定，縮放係數是 5%阻尼 GMRS 和 5%阻尼 SSE 地表反應譜在 1 Hz 到 10 Hz 頻率下的最大頻譜加速度比，但不超過 2.0。

表 9-2 顯示了 1 至 10 Hz 頻率範圍內 GMRS 與 SSF-SSE 和 SSE 的比率，在 1 至 10 Hz 範圍內，GMRS 與 SSF-SSE 和 SSE 的最大比率為 10 Hz，SSF 的譜加速度比為 2.62，電廠其餘部分的譜加速度比為 5.80，因此，根據 EPRI 3002000704 的限制，透過將 SSE 地表反應譜乘以 2.0 來確定 RLGM。ONS 之 SSF-RLGM 和 RLGM 如圖 9-20 所示。

圖 9-21 顯示用作 SMA 的 RLE 的 NUREG/CR-0098 平均地表反應譜（固定在 0.38g 處），與 RLGM 反應譜相比，可以看出，RLE 在大於 0.4 Hz 的所有頻率下都能包絡 SSF-RLGM 和 RLGM，在頻率低於 0.4 Hz 時，RLE 略小於 RLGM，這一點可以忽略，因為在這個頻率範圍內沒有自然頻率的 ONS ESEL 項目。

減災策略評估

ONS 的 SPRA 結果為： 3.18×10^{-5} /yr. 地震爐心熔毀頻率和 1.34×10^{-5} /yr. 地震早期大量外釋頻率，這些結果小於規定的 SCDF 的 5×10^{-5} /年，但不低於 SLERF 的 5×10^{-6} /年，因此 ONS 提交的“變更總結” (Summary of Modifications) 一節中，闡明對電廠所進

行的相關變更，使得 SLERF 低於 1×10^{-6} 年，因此，根據 9.1.4.5.3，SPRA 結果表明減災策略對 MSSHI 和 9.1.4.5.2 (i.e. H4.5.2)的評估是合理的、不需要使用 9.1.4.5.4 (i.e. H4.5.4)或 9.1.4.5.5 (i.e. H4.5.5)。

表 9-1 各種類型 SSC 的混合法推薦使用的 β_C 、 β_R 、 β_U 和 $C_{50\%}/C_{1\%}$

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

表 9-2 GMRS 與 SSF-SSE 和 SSE 的比率（1 至 10 Hz 範圍，5%阻尼）。

Frequency (Hz)	GMRS (g)	SSF-SSE (g)	Ratio GMRS/SSF-SSE	SSE (g)	Ratio GMRS/SSE
1	0.082	0.153	0.536	0.081	1.012
2	0.154	0.267	0.577	0.14	1.100
3	0.218	0.312	0.699	0.146	1.493
4	0.299	0.301	0.993	0.137	2.182
5	0.379	0.292	1.298	0.13	2.915
6	0.443	0.285	1.554	0.125	3.544
7	0.499	0.279	1.789	0.121	4.124
8	0.551	0.274	2.011	0.118	4.669
9	0.6	0.27	2.222	0.115	5.217
10	0.65	0.248	2.621	0.112	5.804

REVISION TABLE

Revision	Description of Major Changes from Revision 3 to Revision 5	Responsible Person
4	11.5 – Clarifications/revisions to 11.5.4	A.Mauer
4	11.6 – Clarification that guidance for FLEX drills is addressed in NEI 13-06	A.Mauer
4	13.2 – Clarification that the FIP need not be maintained indefinitely provided that the program document and a record of changes is maintained	A.Mauer
4	Tables C-3 and D-3 modified with respect to spent fuel pool spray capability consistent with NRC JLD-ISG-2012 Rev. 1	A.Mauer
4	Appendix H – Section H.4.3 – Clarification that the IPEEE does not need to be maintained	A.Mauer
4	Appendix H – Section H.4.5 – Section added to address seismic mitigation strategy assessments for plants with GMRS > 2X SSE	A.Mauer
5	Appendix I – Added to clarify the guidance associated with replacement of Phase 3 FLEX equipment if used to respond to a declared emergency	D. Young

圖 9-1 NEI 12-06 不同版本之差異比較

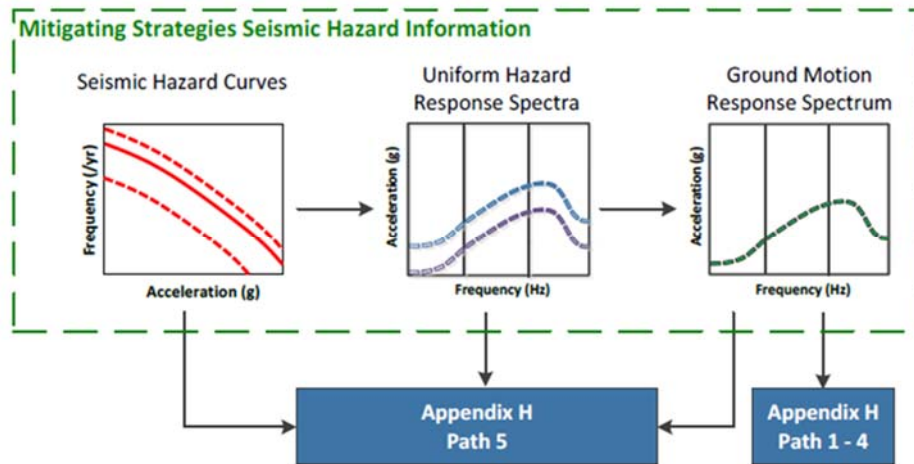


圖 9-2 MSSHI 用於附錄 H 路徑

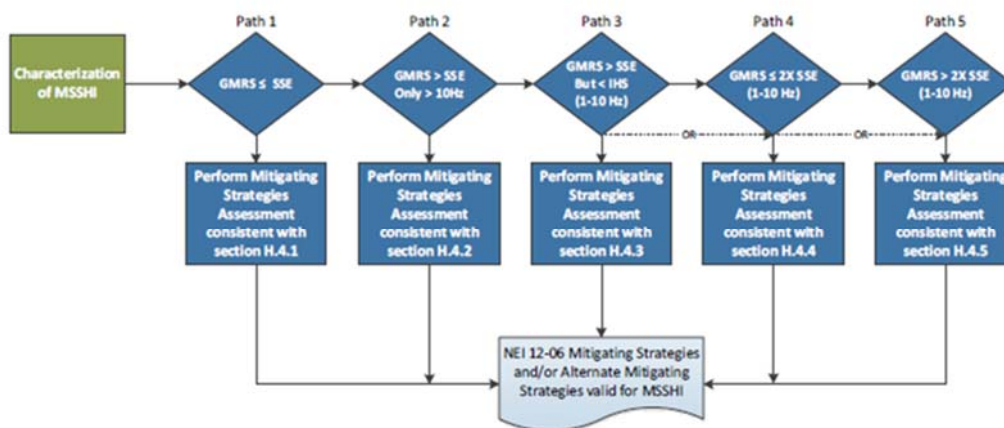


圖 9-3 MSSHI 的減災策略評估流程

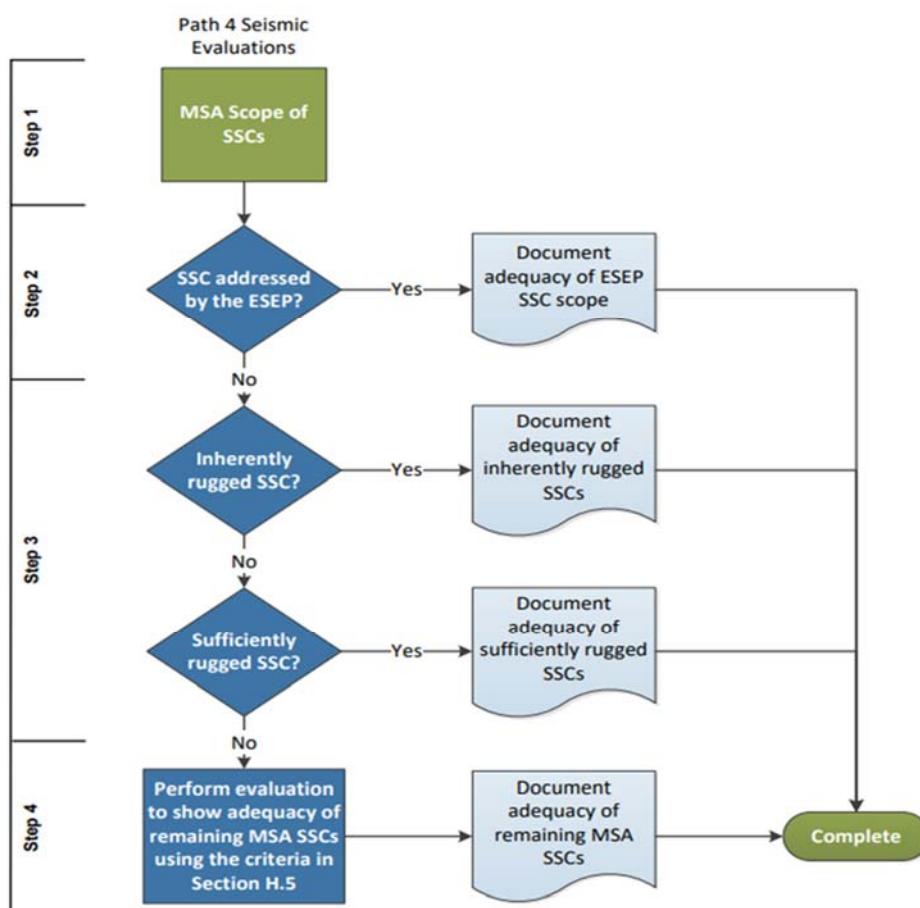


圖 9-4 使用 MSA 評估路徑 4 SSC

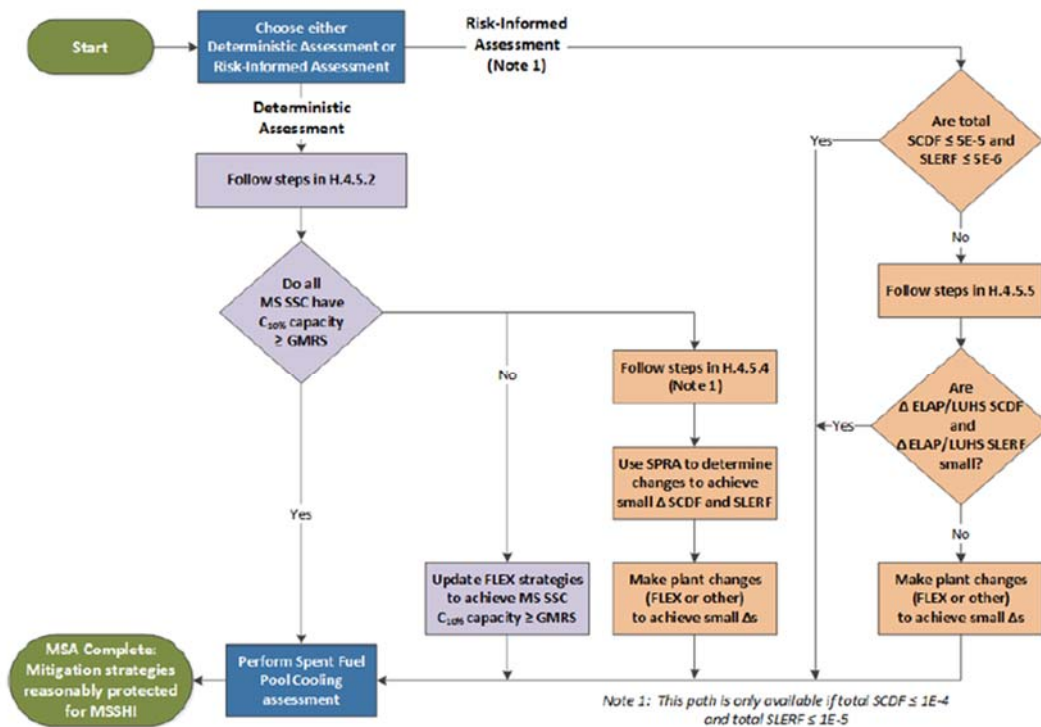


圖 9-5 一般路徑 5 流程概述

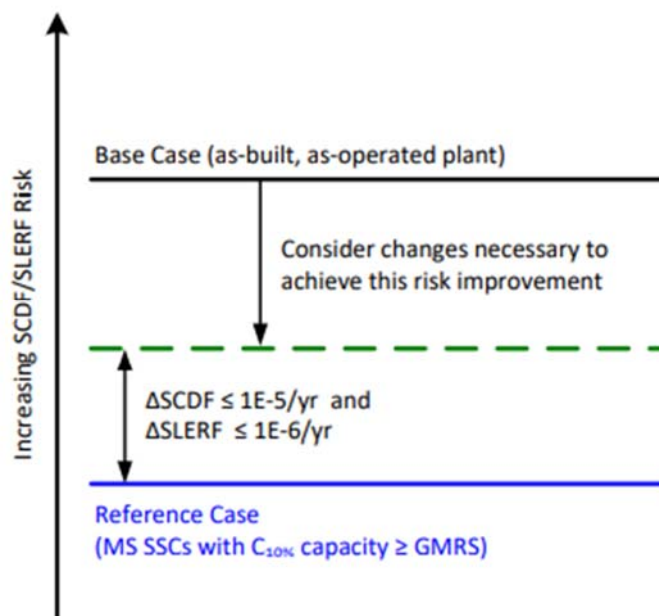


圖 9-6 風險洞察在確定性評估中的應用說明

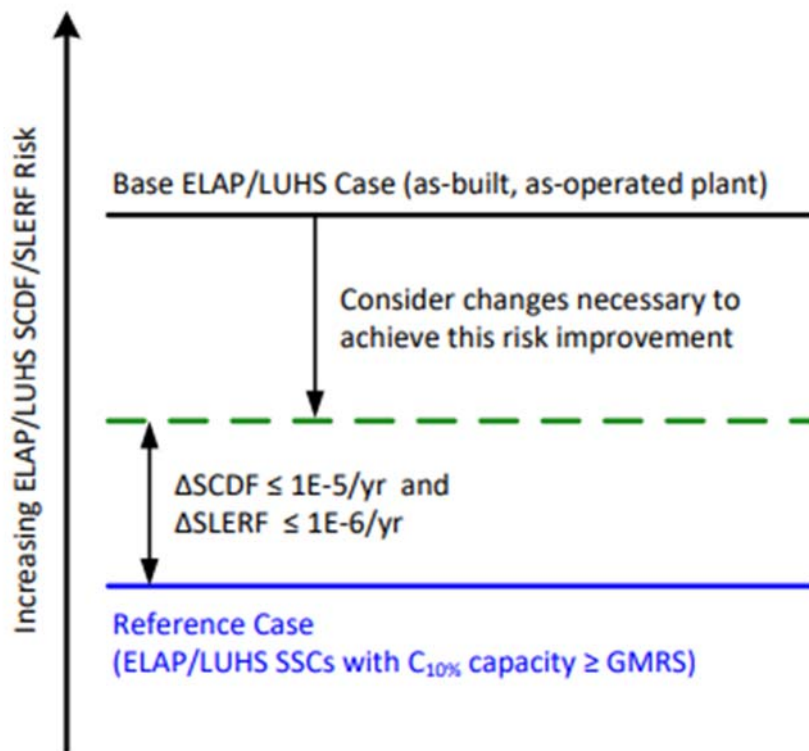


圖 9-7 增量風險過程說明

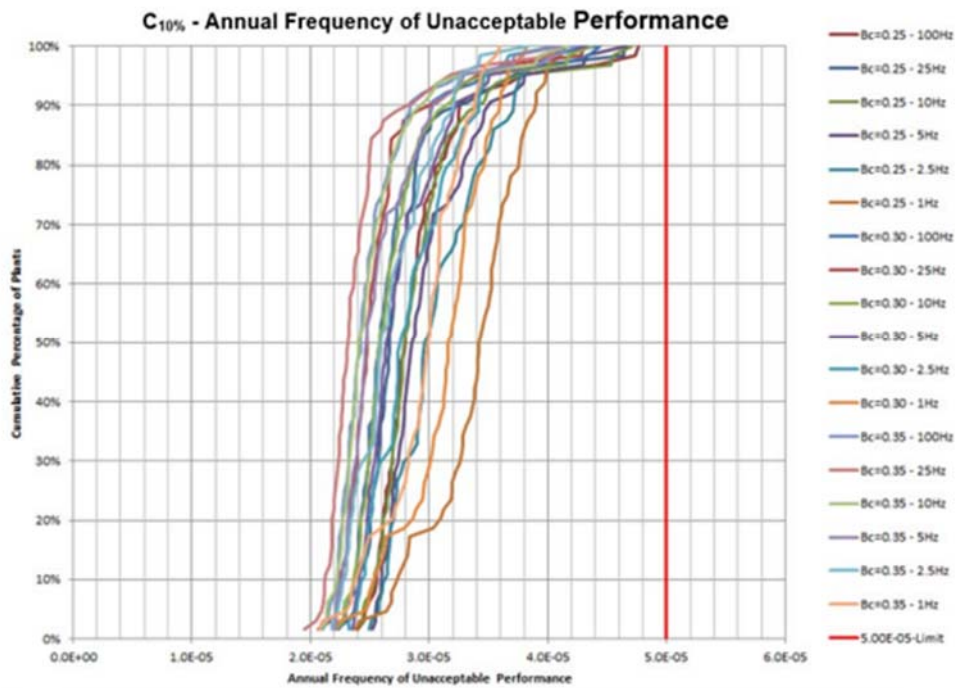


圖 9-8 美國核能電廠機組之 C10%分布圖

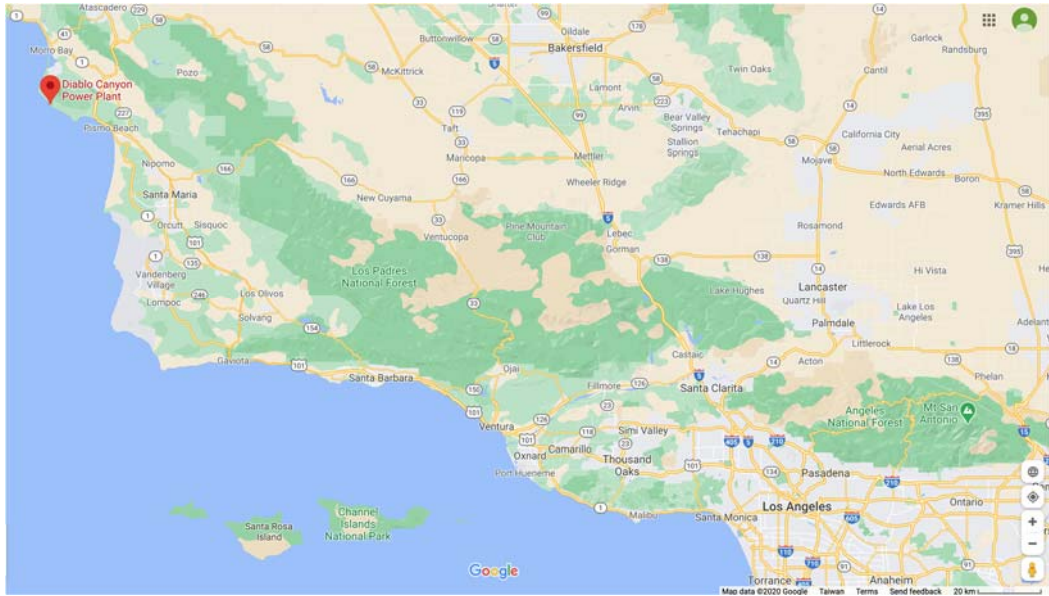


圖 9-9 DCPP 電廠位置圖，坐落於加利福尼亞州 Avila Beach in San Luis Obispo County 附近



圖 9-10 DCPP 電廠樣貌圖

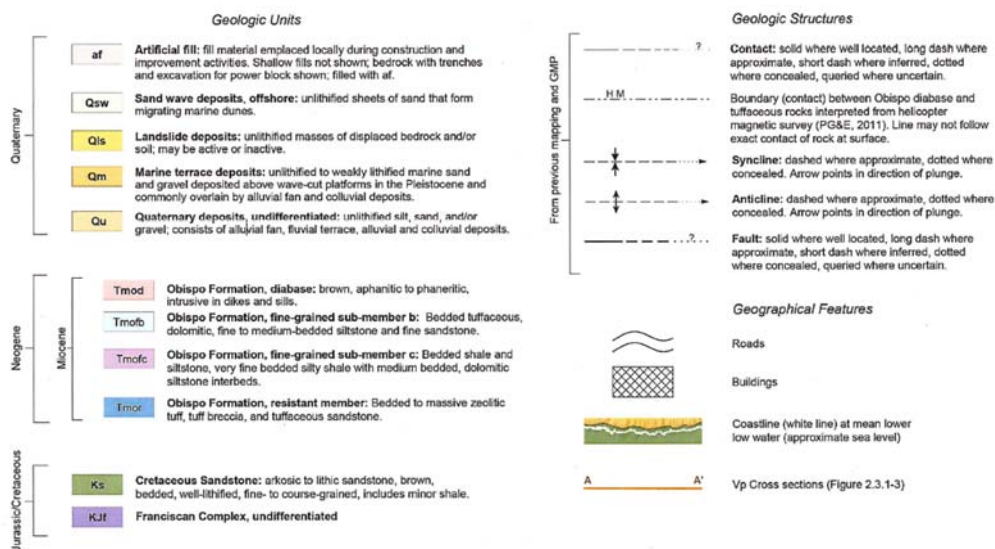
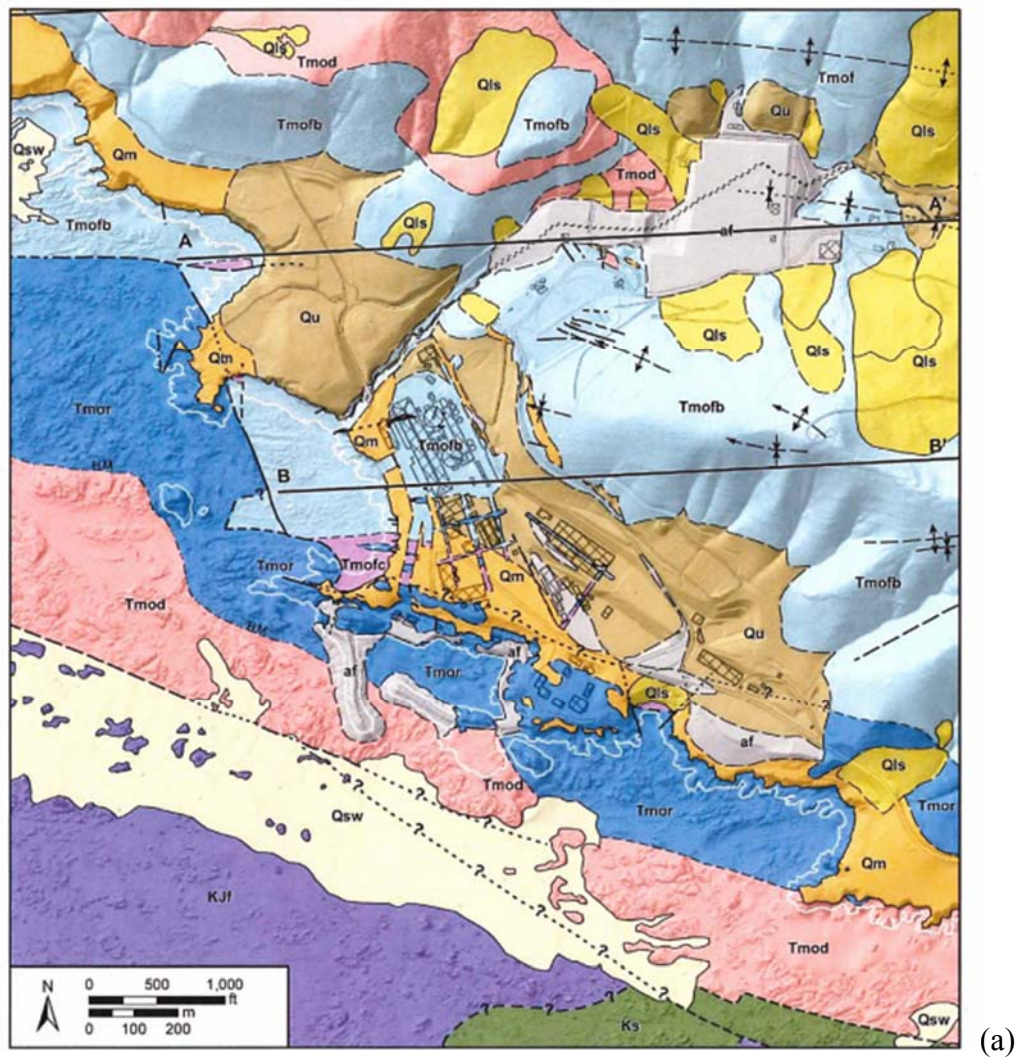


圖 9-11 (a)DCPP 現場區域地質圖(b)地質組織及符號說明

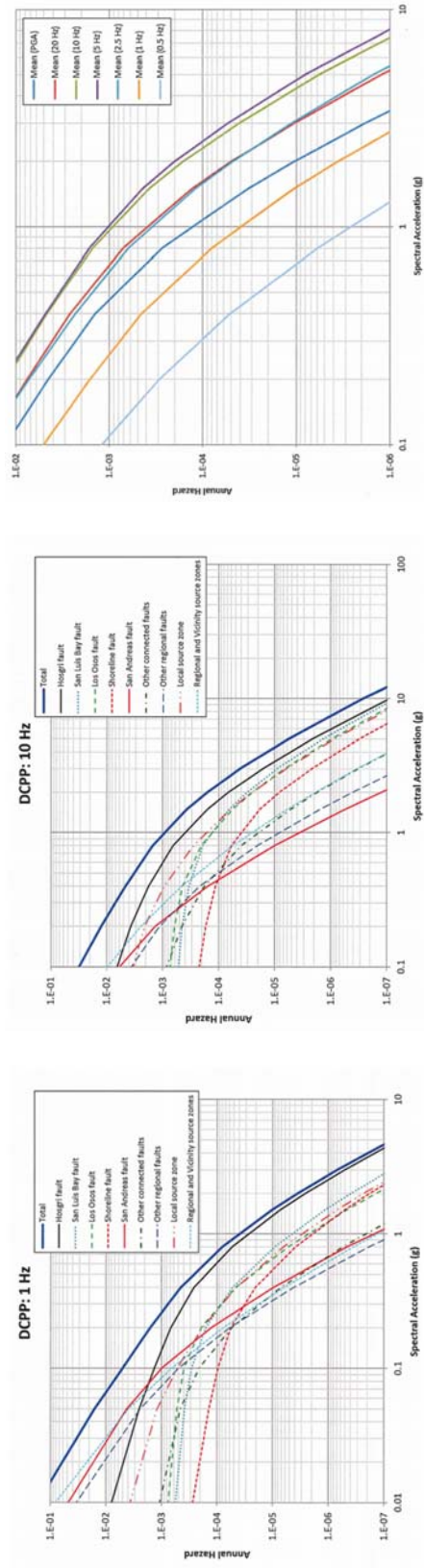


圖 9-12 (a) Reference Rock Hazard by Source for 1 Hz Spectral Hazard for PGA and 20, 10, 5, 2.5, 圖 9-12 (b) Reference Rock Hazard by Source for 10 Hz Spectral Hazard for PGA and 20, 10, 5, 2.5, 圖 9-12 (c) Reference Rock Mean

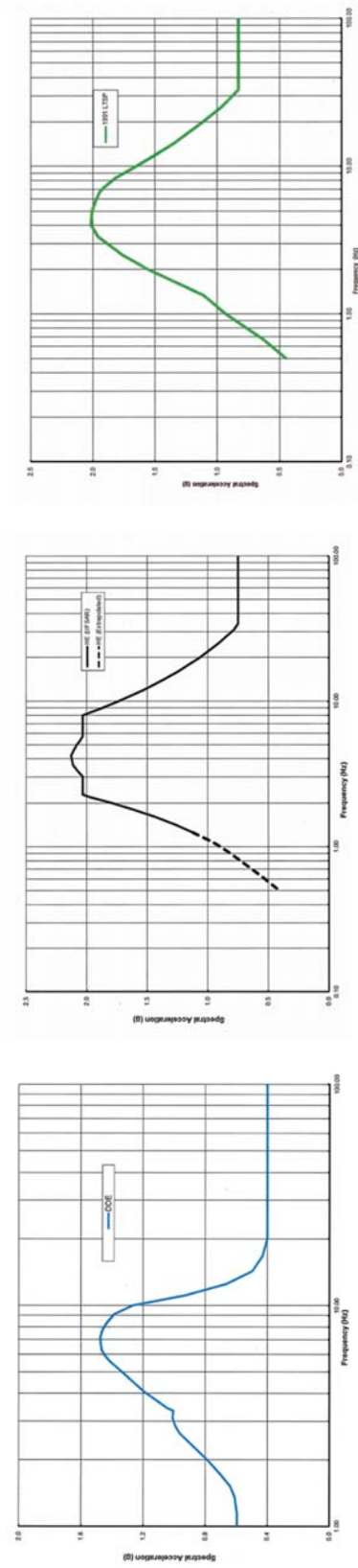


圖 9.13 (a) DOE Response 圖 9.13 (b) 1977 HE Response 圖 9.13 (c) 1991 LTSPE 84th Percentile Response Spectrum for DCP (5% Damping) Spectrum for DCP (5% Damping)

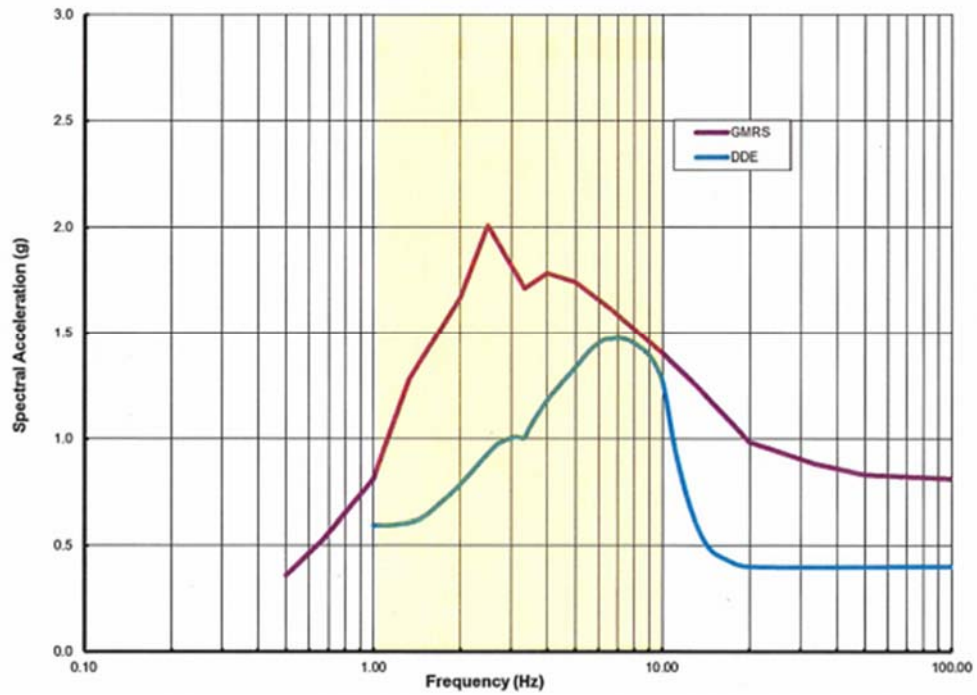


圖 9-14 DCPP (5%阻尼) 的 GMRS 和 DDE 譜比較

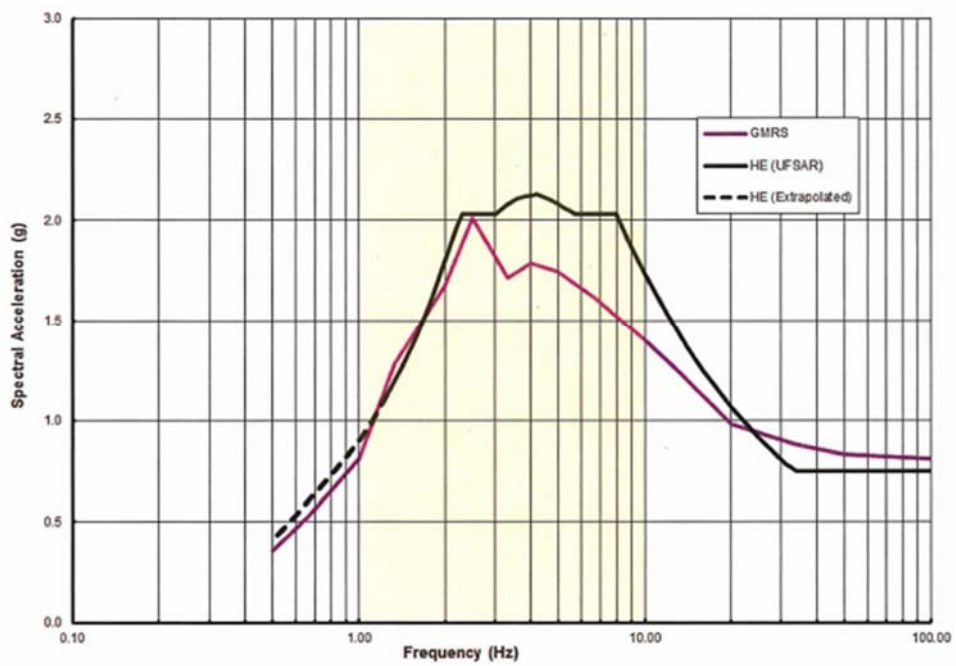
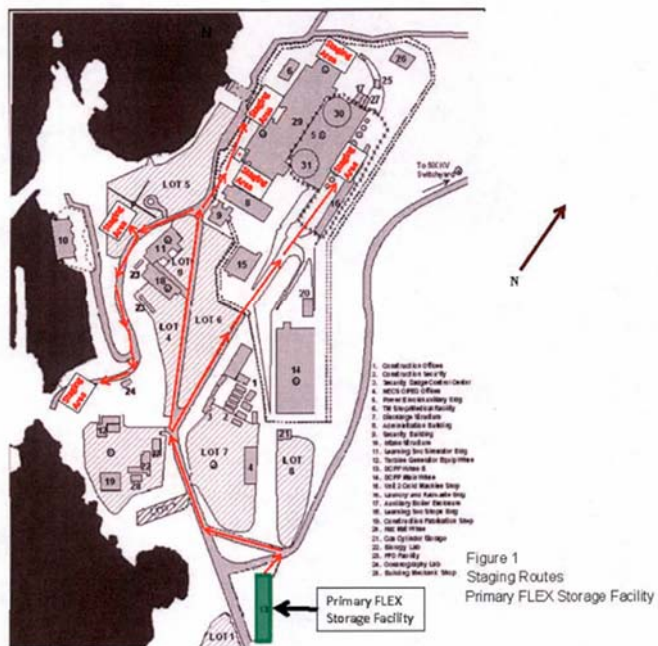
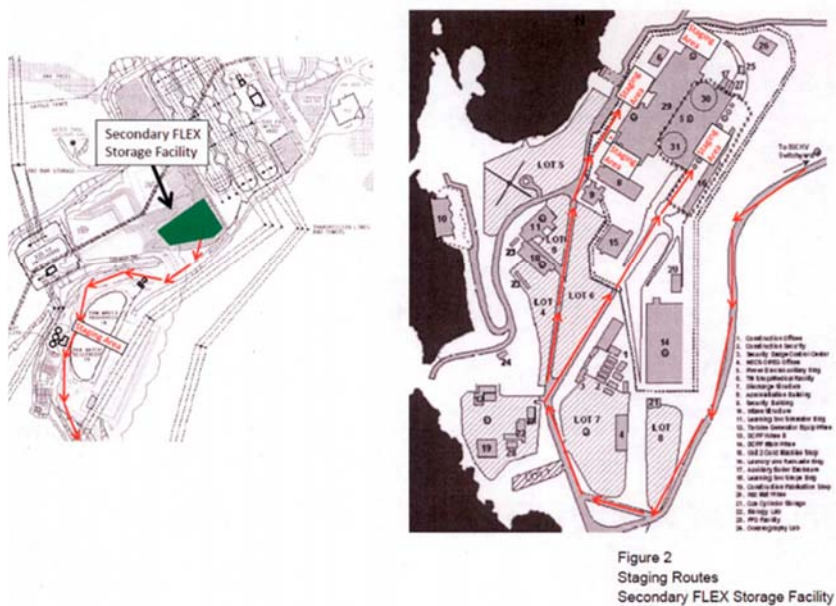


圖 9-15 DCPP (5%阻尼) 的 GMRS 和 1977 HE 設計頻譜比較



(a)



(b)

圖 9-16 (a)(b)輔助 FLEX 儲存設施的路線圖

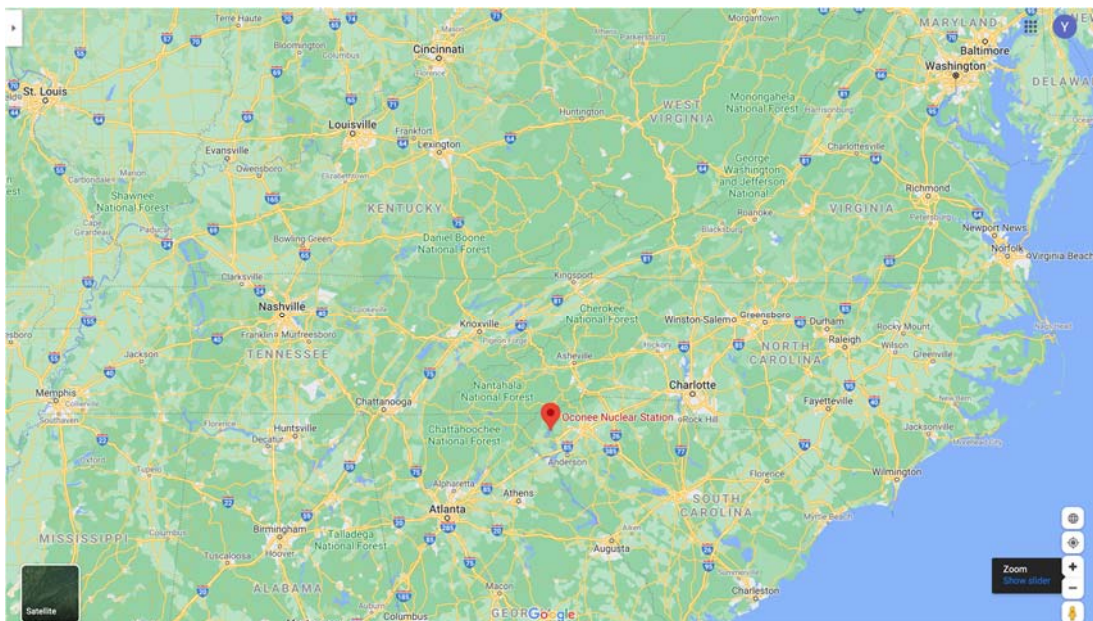


圖 9-17 ONS 電廠位置圖，坐落於南卡羅來納州 Lake Keowee 靠近 Seneca



圖 9-18 ONS 電廠樣貌圖

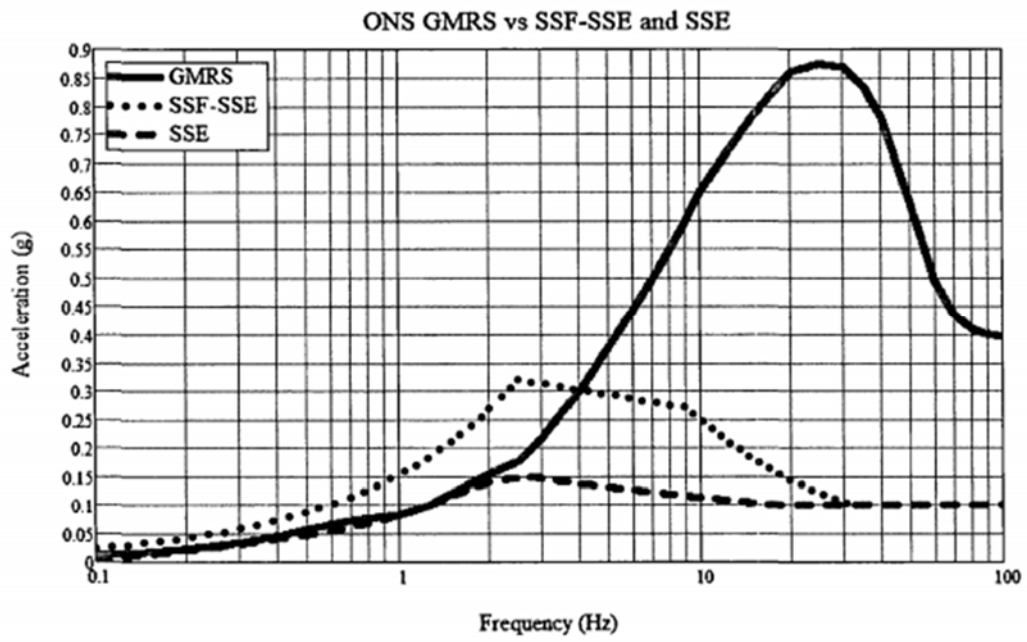


圖 9-19 ONS 之 GMRS、SSF-SSE 和 SSE (5% 阻尼) 的比較。

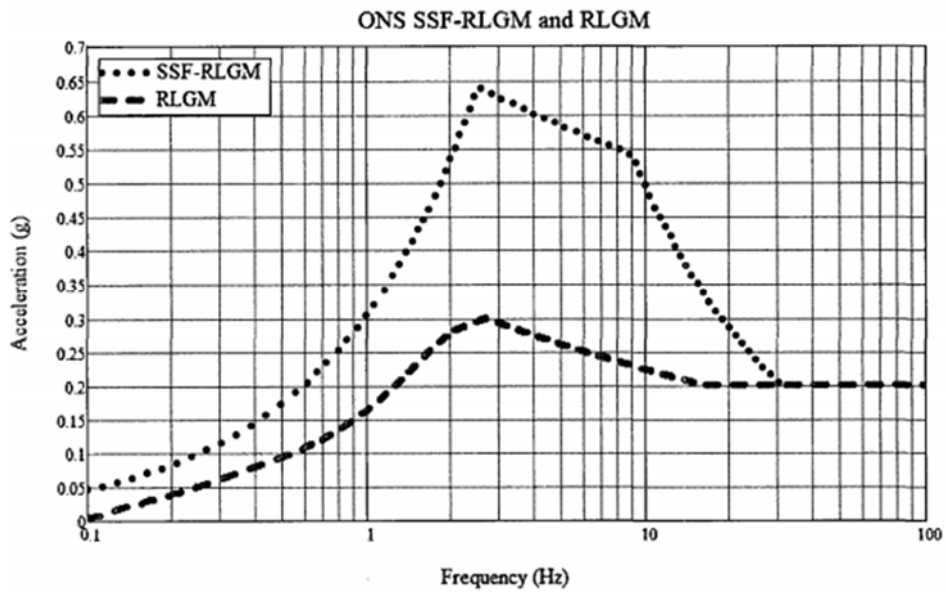


圖 9-20 ONS 之 SSF-RLGM 和 RLGM (5% 阻尼)

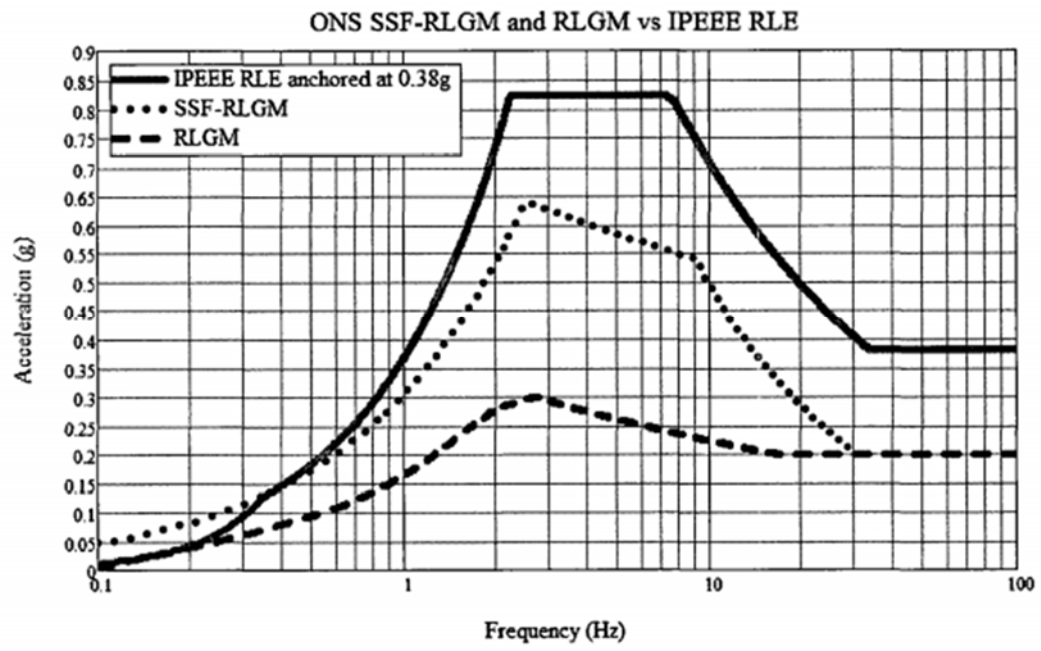


圖 9-21 ONS 之 SSF-RLGM 和 RLGM 與 IPEEE RLE 的比較

十、加速耐震評估程序(ESEP)之方法與案例研究

本節將針對美國電力研究所(Electric Power Research Institute, EPRI)於 2013 年出版的 EPRI-3002000704 報告，即加速耐震評估程序(Expedited Seismic Evaluation Process, 簡稱 ESEP)的準則做重點介紹。此外，本節亦將針對美國兩座核電廠 Monticello Nuclear Generating Plant (簡稱 MNGP)和 Perry Nuclear Power Plant (簡稱 PNPP)的 ESEP 報告進行案例研究，有關美國電力研究所的 ESEP 準則與兩個美國核電廠的案例研究分別介紹如下：

(一) 加速耐震評估程序(ESEP)準則介紹

10.1.1 目的與方法

2011 年 3 月 11 日發生了日本東北大地震以及隨後的海嘯，導致福島第一核電廠發生事故，根據美國核能管制委員會(NRC)的指示成立了近期專案小組(NTTF)。NTTF 發表了一份報告，並提出一系列建議，其中一些建議應迅速執行且“無非必要的延遲”。隨後，NRC 發出了一封 50.54 (f)法令信函，要求所有美國核電廠(NPP)提供相關資料，以確保其遵照這些建議辦理相關作業。美國電力研究所特別因應「NTTF 的建議 2.1:地震」出版了 EPRI-3002000701 報告，以提供被許可電廠在因應「NTTF 的建議 2.1:地震」之要求與準備所需相關資料時的準則。EPRI-3002000701 報告介紹了在完成完整電廠地震風險評估之前，所要執行關鍵電廠設備的臨時評估。

本報告的第 10.1 節概述了為滿足 50.54(f)資訊要求的附件 1:地震，核能工業界所建議採用的擴增方法，以及該方法之目的和範圍。

10.1.1.1 回應 NTTF 建議 2.1 所要求資料的擴增方法

本報告中描述的方法是由電力研究所與核工業領域的專家共同

建立，旨在確定可採取的合理措施，以較快速的方式完成有效率的地震評估。該方法目的在於構成一條特定的路徑，將最初的產業工作重點放在短期評估上，這將使某些最重要的構件能夠進行及時改善，從而提高電廠的地震安全性。在擴增方法中，短期方面評估又稱為加速地震評估處理流程，並將在本報告的後續章節中進行介紹。ESEP 處理了 50.54(f)信函中資料要求部分，該部分要求“在完成風險評估之前，先進行臨時評估及採取或計劃執行的行動，以應對高於設計基準地震的地震危害發生”。EPRI 報告 1025287 中記錄了擴增方法中地震風險評估的部分。

此方法反映出 NRC 對於描述經過仔細考慮，即如何用可接受方法描述建議第 2.1 項中地震要素，本報告中所描述的方法是為了符合 NRC 提出的附件，即該附件中概述的九個步驟的結構和理念。為了加速流程進行，在該方法中添加關鍵要素，以實施與選取設備相關的關鍵地震修正，這是業界建議的“擴增方法”，提供額外的地震安全考量比 50.54 (f)資訊要求中要求的更快。

NEI 信函提供了使用擴增方法的時間表，其中顯示了加速地震評估處理流程和地震風險評估如何細分。對 50.54 (f)信函中地震部分的擴增方法響應基於漸進式篩選方法，並分為六個主要工作領域：

1. 地震危害度及場址反應特性
2. 地表震動反應譜(GMRS)比較及電廠篩選
3. 加速地震評估處理流程(ESEP)地震評估
4. 加速地震評估處理流程(ESEP)地震修正
5. 安排電廠風險評估優先順序
6. 地震風險評估

工作 1 和 6 在 EPRI-1025287 中進行了詳細描述，將不在本報告中重複。

10.1.1.2 加速地震評估處理流程(ESEP)

發展 ESEP 的目的是將最初的資源集中在對一部分電廠設備進行檢查，當超出設計基準的地震事件發生後，這些設備可以用來保護的反應爐爐芯。圖 10-1 描繪了 ESEP 的基本要素。選擇要包括在加速地震評估中的項目時，執行中的多樣式應變策略(FLEX)提供了一個適當的起點來進行考慮。如第 10.1.3 節所述，FLEX 為超出設計基準的事件增加了一層深度防禦保護。因此，與 FLEX 相關的已安裝設備和連接點被視為要進行加速地震評估的合適項目清單。

按照 2013 年 4 月 9 日 NEI 信函中提供的時間表，美國正在運行的核電站應執行如圖 10-1 中所述的 ESEP。ESEP 旨在能夠迅速評估和解決潛在的地震安全性提升問題。

圖 10-2 包含了更詳細的 ESEP 流程圖。列出了 ESEP 中一組更完整的程序。這些程序將在本報告的後續部分中引用。

本報告的第 10.1.2 至 10.1.7 節介紹了 ESEP 的要素。第 10.1.2 節包含地表震動反應譜(GMRS)及安全停機地震(SSE)的比較，並描述與其相關的篩選標準。第 10.1.3 節描述了 ESEP 的設備選擇標準。第 10.1.4 節介紹了發展評估基準地震動(RLGM)推薦方法的要素。第 10.1.5 節根據 ESEP 中與審查設備相關的高信心水準與低損壞機率(HCLPF)容量，描述抗震容量準則。第 10.1.6 節包含對修改準則的描述。最後，第 10.1.7 節記錄了 ESEP 的提交標準。

10.1.2 篩選 ESEP(從 SSE 到 GMRS)

10.1.2.1 篩選背景

ESEP 應用的篩選基於 SSE 與 GMRS 的比較，並使用 EPRI-1025287 第 10.1.3 節中的標準。如圖 10-1 所示，應將水平 GMRS 與水平 5%阻尼 SSE 進行比較。下面將更詳細地描述此篩選過程以及例子。

10.1.2.2 SSE 篩選工作(SSE 與 GMRS 的比較)

SSE 是 EPRI-1025287 第 2 節中確定的電廠許可基準地震。SSE 篩選過程的第一步是在反應譜的 1 至 10 Hz 範圍內將 SSE 與 GMRS 進行比較。如果 SSE 將 GMRS 包絡在 1 到 10 Hz 之間，則電廠將從 ESEP¹篩選掉。

如果 SSE 與 GMRS 的初步比較不能證明 SSE 在 1 至 10 Hz 的區域內包絡 GMRS，那麼持照者可以考慮以下兩個特殊的篩選考量。

A.特殊篩選考量

與 EPRI-1025287 第 3.2.1 節一致，有兩個特殊的篩選考量：

- 低地震危害度地區的 GMRS 比較及電廠篩選
- 1 至 10 Hz 範圍內的窄頻超出

(1) 低地震危害度地區的 GMRS 比較和篩選

EPRI-1025287 第 3.2.1.1 節中描述的篩選過程可用於確定是否可以將該電廠篩選為低地震危害度電廠。在地震危害度地區，低頻 GMRS 超出(低於 2.5 Hz)不需要電廠執行完整的 ESEP。取而代之的是，首先確定加速耐震評估設備清單(ESEL，請參閱第 10.1.3 節)，當最高的頻率 f_L ($f_L < 2.5$ Hz)加速度超過 SSE 頻譜加速度，這些項目可能容易受到低於頻率 f_L 頻譜加速度的損害。ESEL 項目和破壞模式容易受到低頻頻譜加速度的損害，這些例子包括：

- a. 常壓儲存槽中液體晃動

b. 未錨定構件的滑動和搖擺

在確定可能容易受到較低頻率加速度影響的 ESEL 項目之後，可以將 ESEL 限制為自然頻率低於最高頻率 f_L ($f_L < 2.5$ Hz) 的項目，最高頻率 f_L 即為 GMRS 頻譜加速度超過 SSE 頻譜加速度的頻率。

(2) 1 至 10 Hz 範圍內的窄頻超出

EPRI-1025287 第 3.2.1.2 節中描述的篩選過程可用於確定是否可以将電廠篩選為僅在 1 至 10 Hz 之間的窄頻 GMRS 超出。如果電廠通過了此標準，則電廠將從 ESEP 中篩選出來。

10.1.3 設備選擇

10.1.3.1 簡介與背景

為了回應 EA 12-049 命令[，所有美國電廠都必須制定針對超出設計基準事件的緩解策略。工業界已經準備了一份指導文件，指導該多樣化和靈活應對能力的要求，工業界稱之為 FLEX。圖 10-4 說明了 FLEX 如何補充現有功能，以增加針對嚴重自然事件的縱深防禦層。ESEP 將著重在關鍵已安裝設備的子集，而此關鍵已安裝設備是使用 FLEX 作為工具以建立設備清單。

10.1.3.2 選擇加速耐震評估設備清單(ESEL)

加速耐震評估設備清單(ESEL)的選擇將取決於電廠特定的 FLEX 實施策略中確定的設備。為了回應 EA 12-049，每個電廠都將為涉及交流電(AC)長期損失的場景定義一種基本上不確定的應對能力。在許多機率式耐震風險評估(SPRA)中，發現交流電源的損耗是造成地震風險的重要因素。因此，通過將選定的 FLEX 設備用作 ESEL 的來源，可以提升電廠減輕地震風險重要因素的能力。

應對這些狀況的基本策略涉及三個階段：

1. 最初依靠已安裝的電廠設備來應對。
2. 從已安裝的電廠設備過渡到現場的 FLEX 設備。
3. 從非現場設備獲得額外的功能和餘裕，直到電力、水和冷卻劑注入系統恢復或開始使用為止。

針對 FLEX 的電廠特定評估將確定在這三個階段中採用的特定設備和策略。ESEL 的範圍僅限於已安裝的電廠設備和 FLEX 設備連接處。如上所述，階段 1 依賴於電廠中已安裝的設備。階段 2 和 3 依靠便攜式的現場或非現場設備來輔助已安裝設備，但是這些功能需結合和利用已安裝電廠設備。根據 NEI 12-06，作為 FLEX 一部分的已安裝電廠設備，且被依賴於對地震做出反應必須具有抗震性。NEI 12-06 將“穩健”定義為“SSC 的設計符合當前電廠的設計基準”或“已通過分析或測試表明滿足或超過當前的設計基準”。ESEP 的目的是證明或提供 ESEL 項目額外的地震餘裕。它沒有重新定義 NEI 12-06 中的任何條款或標準。

每個電廠都應審查其 FLEX 實施方法，以識別達成反應器及圍阻體安全功能所需的已安裝電廠設備和部分系統，其在 NEI 12-06 表 C-1 和 C-2 用於沸水式反應器(BWRs)及表 D-1 和 D-2 用於壓水式反應器(PWRs)中確定。表 10-1 和表 10-2 標識了這些安全功能，並概述了 ESEL 中將包含的典型設備和部分系統。除了特定已安裝設備的物理故障模式（傳力路徑和錨固）之外，還應考慮已安裝的第一階段設備的電氣和機械部分的功能故障模式（例如反應器爐心隔離冷卻/輔助飼水系統(RCIC / AFW)急停）。第 10.1.5 節提供了有關故障模式特定範圍的額外指導。ESEL 的選擇過程應假定已實施 FLEX 策略（修改、設備、程序等）。FLEX 策略必須依靠操作員的操作來實施。

在確定要包含在 ESEL 中的設備範圍時，應考慮電廠基本實施中包括的操作員操作。應該使用完成 FLEX 策略實施的主要手段。如果使用其他方法，則應記錄選擇的依據。應包括成功實施所需的所有已安裝設備(例如:所需的控制櫃，汽動泵的調速器)。

ESEL 不需要包括一些用於實現 FLEX 功能的設備：

- 沸水式反應器(BWR)和壓水式反應器(PWR)對於爐芯冷卻和圍阻體功能只需要一條成功路徑，便能確定的安全功能。ESEL 不需要包括支持完成功能的替代方法所需的設備。
 1. NEI 12-06 需要便攜式設備的主要和備用連接點。只要仍然可以實現所需的功能，則只要包括一個連接點。對於未選擇主要連接點的任何情況，都應提供理由。
 2. 只要仍然可以完成所需的功能，就可以將每個關鍵參數的顯示限制為一個指示。
 3. 電廠可能已經確定可能有益但又不是必需的其他資源(例如，可用於凝結儲存槽 CST 補給的多種水源)。僅需要考慮執行所需功能的最小源集。
- 機率式耐震風險評估中通常考慮的某些特定系統、結構及構件被排除在外。如果需要，這些將由電廠解決，作為長期地震風險評估的一部分。ESEP 排除以下類型的 SSC：
 - 結構(例如:圍阻體、反應器建築物、控制建築物、輔助建築物等)。
 - 管路、電纜、導管、暖通空調(HVAC)及其支撐。
 - 手動閥，止回閥和破裂板。
 - 作為 FLEX 緩解策略的一部分，無需更改狀態的電動閥。

- 核能蒸汽供應系統(NSSS)構件(例如反應器壓力槽(RPV) 和內部組件、反應器冷卻泵(RCP)和封環等)。
- 在 FLEX 策略中不直接依賴的部分 SSCs 可以排除在外，例如：
 1. 不包括未用作輸送所需流量的運輸機制的部分系統(例如:邊界閥以外的構件)。
 2. 排除不特別依賴於執行 FLEX 功能的電氣設備構件(例如:電源和配電不直接支持 FLEX 活動機件)。
- 排除了電廠程序為其提供手動操作說明的控件(在控制系統、構件，許可或互鎖故障的情況下)，以確保所需 FLEX 功能的性能。
- 已安裝設備的第 3 階段部分(及 FLEX 連接點)可以於 FLEX 策略中排除，FLEX 策略不依賴其維持爐心冷卻和圍阻體完整性關鍵功能。不包括第 3 階段中的恢復策略。

最後，類似於機率式耐震風險評估的地震設備清單，ESEL 可以重複。也就是說，如果在 ESEP 過程中確定 SSC 的抗震能力低於評估基準地震動(RLGM)，則可能需要補充 FLEX 實施以提供替代功能。例如，如果確定為氣動閥供氣的已安裝空氣積蓄器的抗震能力低於 RLGM，則可以選擇提供更高抗震能力的替代空氣供給(例如:氣瓶)，其性能符合 NEI 12-06 的總體性能要求。

10.1.4 加速耐震評估設備清單(ESEL)的格式和內容

為了幫助對抗震能力的適當評估，ESEL 必須包括設備清單之外的其他資訊。所需的資訊包括：

- 獨特的設備 ID
- 設備說明
- 在場址特定 FLEX 策略中，所評估設備正常和期望的運行狀態

- 其他可能對耐震能力評估有用的資訊

表 10-3 提供了 ESEL 推薦格式的範例。可能包括對評估有用的其他資訊，例如建築物、高程、位置等。各欄標題說明如下：

- ESEL 項目#: 這是清單中每個 ESEL 項目的記錄編號。這通常是唯一的序號，可以輕鬆標記特定的 SSC。
 - 設備 ID: 這是 SSC 的獨特設備識別編號。通常可以從電廠主設備清單或電廠使用的其他通用數據系統中獲取。
 - 說明: 這是 SSC 的文字說明。通常可以從電廠主設備清單或電廠使用的其他通用數據系統中獲取。
 - 設備正常狀態: 此欄根據 NEI 12-06 基準應對能力中定義的初始電廠狀態，確定 SSC 的正常狀態(例如:正常通電/斷電、正常關閉/打開、正常待機/運作等)。
 - 設備預期狀態: 此欄標識了在特定場址 FLEX 緩解策略中評估的設備預期狀態。對於某些設備，這將不同於正常狀態。例如:在電廠運行期間通常需要關閉的閥門可能需要打開以支持所需的功能。
 - 附註: 這是一個欄位，以提供註釋和/或註解(參考圖、明確的機房位置等)。也可以定義代碼並用於提供各種資訊
- 10.1.5 評估基準地震動(RLGM)頻譜準則

擴增方法的加速地震評估處理流程的這一部分包括無法根據 GMRS 與 SSE 的比較而篩選出的電廠(如本報告第 10.1.2 節所述)，並且對其進行處理。GMRS 在 1 到 10 Hz 範圍內超過 SSE 的電廠需要進行超出設計基準的進一步地震評估。進一步的地震評估進行至評估基準地震動水準，其包括高於 SSE 水準的反應譜。圖 10-2 包含

一個流程圖，並顯示 RLGM 的建立如何適用 ESEP。

如果電廠沒有按照第 10.1.2 節所述從 ESEP 中篩選出來，則將使用以下其中一個準則來計算 RLGM：

- (1) RLGM 將由 1 到 10 Hz 範圍之間，最大的 GMRS/SSE 比例線性放大 SSE 得出(不超過 $2 \times \text{SSE}^2$)。樓層 RLGM 地震動將使用現有且基於 SSE 的樓層反應譜(ISRS)進行縮放，並按相同因子進行縮放。
- (2) 或者，持照者已經建立出能夠根據現場 GMRS /均佈危害度反應譜(UHRS)輸入來計算 ISRS 的適當結構/土壤結構互制分析(SSl)模型，可以選擇使用這些 ISRS 來代替按比例縮放的 SSE ISRS。在這種情況下，GMRS 將代表 RLGM。EPRI-1025287 和 ASME /ANS PRA 標準為計算 GMRS 和相關 ISRS 的可接受方法提供導則。

上述方法 1 是在 SSE 基礎上建立 RLGM，為容納 ESEL 項目的結構開發樓層頻譜，它是一種較快速的方法(在進度和資源方面)，因為涉及現有且基於 SSE 的樓層頻譜簡單線性縮放。圖 10-5 和圖 10-6 描述實施方法 1 的兩個範例情況。

圖 10-5 描述 GMRS 超過 SSE，但在 1 至 10 Hz 範圍內小於 SSE 兩倍的情況。本範例的 RLGM 是藉由在 1 到 10 Hz 範圍之間最大的 GMRS/SSE 比值，並透過線性放大 SSE 來建立。對於此範例，最大比例出現在 10 Hz。

圖 10-6 描述將 RLGM 設置為最大 SSE 兩倍的情況。在這種情況下，GMRS 與 SSE 的最大比值在 1 到 10 Hz 的範圍內超過 2。

10.1.6 ESEP 的 SSC 容量準則

ESEP 首先包含 GMRS / SSE 篩選評估(第 10.1.2 節)，然後生成設備範圍(第 10.1.3 節)，最後是 RLGM 的建立(第 10.1.4 節)。然後，要求那些作為 ESEP 一部分的電廠進行超出設計基準的審查，也需證明 ESEL 項目具有足夠的抗震能力，可以滿足或超過 RLGM 的要求。ESEL 中包含的構件抗震容量準則包括計算高信心水準與低損壞機率(HCLPF)的抗震容量，並將該水準與 RLGM 的抗震需求進行比較。

如圖 10-1 和圖 10-2 所示，如果 ESEL 內構件的 HCLPF 容量超過 RLGM，將證明該項目具有足夠的抗震性，並且意味著不需要採取進一步的措施。相反地，本報告第 10.1.6 節討論那些無法證明在 RLGM 上有此餘裕的構件，及其解決的過程。建立 HCLPF 容量的詳細準則以及執行計算方法的許多示例已在技術文獻中詳細記錄，在本文件中將不再重複。表 10-4 中列出 HCLPF 過程的一些參考。

建立 HCLPF 值有兩種基本方法：

- 確定性方法
- 機率方法 – 根據耐震度計算產生

確定性方法通常被認為是最容易應用的方法，並且有更多業者有執行該方法的經驗。因此，本文提供確定性方法一些顯著特徵的簡要概述。定義基本構件 HCLPF 的確定性方法通常稱為保守定性量式失效餘裕度(CDFM)方法。

對於 ESEP，按照本報告第 10.1.4 節中的說明指定反應，並根據 CDFM 方法生成容量。EPRI NP-6041-SL 包含 CDFM 流程的詳細說明。表 10-5 總結 CDFM 能力發展的基本要素。

對於那些可以通過分析進行評估的結構破壞模式，抗震容量評

估需要以下評估：

1. 材料強度
2. 靜力容量或破壞方程式
3. 非彈性能量吸收能力

CDFM 方法中使用的材料強度應為材料測試數據中約 95%超越機率強度。否則，應使用規範或設計規定的最小強度。這些值表示所有材料約 95%的超越機率強度滿足規範要求。如 EPRI NP-6041-SL 中所述，脆性破壞模式需要更高的超越機率。

功能故障模式通常不能僅通過分析來評估，而必須使用試驗數據或設備通用堅實反應譜(GERS)進行評估。如果存在任何此類故障試驗數據，則將 GERS 始終設置低於最低試驗反應譜(TRS)，且此反應譜觀察到故障。如果要考慮使用特定構件的試驗數據或適用的 GERS 來證明運轉能力，則需要在計算出的地震反應和 TRS 之間留出一定的餘裕係數，以達到 HCLPF 容量。

抗震容量篩選導則

EPRI 地震餘裕報告包含一組在 SPRA 和 SMA 中經常使用的篩選標準表，包括表 10-4 標題為“地震餘裕評估的設備和子系統篩選標準摘要”。

該表中記錄的標準主要基於 SPRA/SMA 研究資料和可用地震經驗數據(實際地震經驗和測試經驗)。NRC 贊助的“專家小組”以量化地震餘裕制定一個共識抗震容量篩選標準，這是該表的起點。EPRI 地震餘裕計劃審查更多數據，並完善和擴展 NRC 專家小組的建議，這些建議形成表 10-4。該導則旨在提供對地表震動的通用保守估計，在該估計值以下通常無需對特定元素進行地震餘裕評估。因此，對於

給定的地表震動水平，導則列出通常應從餘裕審查中“剔除”的設備，因為它們在該水平或更高水平的地震或地震模擬測試中通常表現良好。這些導則僅可與地震評估小組(SRT)結合特定電廠要素一起使用。該導則旨在協助 SRT 在巡檢期間“篩選”構件，但是 SRT 必須運用自身集體經驗和判斷力來將這些導則用於任何特定構件。使用此表相關的一些重要考量包括：

- 根據與地表震動相關的 5% 阻尼峰值頻譜加速度列出單獨的標準。
- 需要滿足與每個特定系統或構件類型相關的警告和限制。這些記錄為該表的註釋。
- 該表適用於不超過 40 英尺的設備

重要的是要認識到 SMA 的主要部分是對設備錨固的研究。本報告中給出的篩選表值是針對元素本身的容量，並不包括錨固的考量，且錨固因電廠而異。因此，除了篩選表中給出的導則外，還必須考慮錨固。該錨固評估應包括 EPRI NP-6041 篩選表建立過程中未包含在經驗數據(地震、測試和分析)中的任何特定傳力路徑和支撐配置。作為計算 HCLPF 的 ESEP 流程一部分，還應檢查錨固至子結構元素的構件，這些子結構元素的容量可能與主要結構系統不同(例如：砌塊牆、剛架、立柱等)。如果未審查錨固至子結構元素的構件的傳力路徑，則應提供理由。

巡檢時應識別附近的砌塊牆，然後進行評估。此外，應檢查連接至儲存槽的管道，以解決因差異變位而導致故障的可能性。其他潛在的地震相互作用評估將推遲到根據 EPRI-1025287 執行的詳細地震風險評估中。

10.1.7 ESEL 修正準則

如圖 10-1 和圖 10-2 所示，任何 ESEL 項目的 HCLPF 容量超過 RLGM，將證明該項目對 ESEP 具有足夠的抗震性，並且不需要採取進一步的措施。相反地，如果 ESEL 項目 HCLPF 不超過 RLGM，則應按以下說明進行修正。

HCLPF 容量小於 RLGM 的任何 ESEL 項目都應進行修改，以使 HCLPF 達到或超過 RLGM。此準則適用於第 10.1.1 節中確定的 ESEL 項目以及第 10.1.5 節中確定的項目。這些修正旨在提供電廠安全性的短期改善。他們並沒有做出長期承諾，僅在完成長期電廠風險評估之前，保持電廠的改善狀況，且長期電廠風險評估要按照 NRC 50.54 (f)信函和 EPRI-1025287 的規定。

修正應在向 NRC 提交電廠特定的 ESEP 總結報告後的 2 年內完成(第 10.1.7 節)。此外，如果需要電廠停機以實施 ESEL 項目修正，則應在將 ESEP 總結報告提交給 NRC 後兩次停機之內完成修正。

可以根據已完成 SPRA 的見解對 ESEL 修正考量進行修訂。已完成 SPRA 的結果可能顯示，替代修正將產生更有效的安全性增強。在這種情況下，可以實施 SPRA 確定的更有利修正，而不是 ESEL 修正。這些替代修正將具有與上述相同的實施進度。這些替代電廠修正的結果將預期提供更有利的長期電廠安全性改善。

10.1.8 ESEP 報告

準備一份總結 ESEP 評估和結果的報告。完成評估後，應將報告提交給 NRC 進行審核。報告中提供的詳細程度應足以使 NRC 理解所使用的輸入、所執行的評估以及由於臨時評估結果而做出的決策。無需提交 HCLPF 計算。提交文件中應有引用的相關文件，並以易於

檢閱的形式供 NRC 現場審核。

該報告應包括以下資料。

- FLEX 地震實施策略的簡要概述，包括要實現的功能以及所選設備如何實現這些功能
- 所選設備(ESEL)的清單以及面對地震事件任何不是 FLEX 實施主要手段的 ESEL 設備之依據
- 持照者根據 50.54(f)信函和 EPRI-1025287 [10.2]提交的 GMRS 圖與 SSE 的比較
- 所選擇的 RLGM 以及 ISRS 估算過程的說明
- 用於執行 HCLPF 計算的方法摘要以及結果包括：
 - 使用的 HCLPF 篩選過程(例如:EPRI NP 6041 [10.9])
 - 使用的 HCLPF 計算過程
 - 表格列出 ESEL HCLPF 值，包括關鍵故障模式
- 識別任何 ESEL 項目，其難以按照已計畫巡檢及評估進度，包括完成日期。
- ESEP 結果的描述包括：
 - 確定所需的修正
 - 修正實施時間表

(二) 美國核電廠 MNGP 之 ESEP 案例研究

10.2.1 美國核電廠 MNGP 簡述

Monteicello Nuclear Power Plant (MNGP)是位於明尼蘇達州蒙蒂塞洛沿密西西比河的一座核電廠。該核電廠於 1971 年開始運營，總共擁有一個機組，使用由奇異公司研發之 BWR-3 (Mark 1)其功率為 647 MW，並由密西西比河作為其冷卻源。其執照在 2006 年更新，

允許其持續運行到 2030 年 9 月 8 日。

根據 2010 年 8 月發布的 NRC 研究，NRC 估計每年發生一次會造成 MNGP 反應爐核心損壞之地震風險為 52,632 分之一。

10.2.2 MNGP ESEP 之目的與目標

在 2011 年 3 月 11 日東北大地震和隨後的海嘯導致福島第一核電站發生事故後，美國核能管制委員會成立了一個近期專案小組對 NRC 的流程和法規進行有系統的審查，以確定該機構是否應對其監管體系進行其他改進。NTTF 提出了一系列建議，旨在闡明和加強針對自然現象的監管框架。隨後，NRC 於 2012 年 3 月 12 日發布了一封 50.54 (f)信函，要求提供信息以確保所有美國核電廠都能夠解決這些建議。50.54 (f)信函要求執照持有人和 10 CFR Part 50 規定的建築許可證持有人，按照目前 NRC 的要求和指南重新評估其所在地的地震危害。根據重新評估的地震危害與當前設計基礎之間的比較，可能需要進一步的風險評估。工作人員可接受的評估方法包括地震風險評估或耐震餘裕評估。根據評估結果，NRC 工作人員將確定是否需要採取其他監管措施。

本報告介紹了為蒙蒂塞洛核發電廠進行的加速地震評估程序。ESEP 的目的是採取臨時措施以響應 NRC 的 50.54 (f)信函，通過檢驗一部分電廠設備來證明地震餘裕，該設備在經歷超出設計基礎的地震後，仍可以保護反應爐核心。

使用 EPRI-3002000704 中 NRC 認可的指南《地震評估指南：福島近期專案小組建議的增強的解決方法 2.1：地震》中的方法執行 ESEP。請注意，此過程基於截至 2014 年 10 月 9 日的 MNGP FLEX 策略。

本報告的目的是提供 ESEP 的評估和結果之摘要。報告中提供的詳細程度旨在使 NRC 能夠理解所使用的輸入、所執行的評估以及作為臨時評估結果而做出的決策。

10.2.3 多樣式應變策略地震實施摘要

下文概述了用於反應爐核心冷卻、熱移除和圍阻作用的蒙蒂塞洛核電廠 FLEX 策略。該摘要摘自 MNGP 全面性整合計畫(OIP)，以回應 2012 年 3 月 12 日的委員會命令 EA-12-049。

最初使用反應爐核心隔離冷卻系統(RCIC)和高壓注水系統(HPCI)來實現反應爐核心的冷卻和熱移除，以向反應爐提供高壓補充。HPCI 和 RCIC 會在反應爐達到高水位時自動跳閘。正常情況下，HPCI 和 RCIC 的正常抽吸源是非抗震的冷凝貯水槽(CSTs)。如果 CSTs 無法運作，吸力會自動轉移到抑壓池(環形[抑壓]槽)。

在 HPCI 和 RCIC 最初自動啟動和跳閘之後，RCIC 將主要用來向反應爐提供補充。將確保 HPCI 延長 II 級電池壽命。使用安全洩壓閥(SRV)以不超過 100 °F / hr 的速率使反應爐洩壓，以降低並保持反應堆壓力在 150 psig 至 300 psig 的範圍內。

環形(抑壓)槽當作核心冷卻的散熱器。環形(抑壓)槽的圍阻體硬管排氣系統(HVCS)管線將按照緊急操作程序打開，以從環形(抑壓)槽中散發熱量並保持密封。

第 2 階段核心冷卻的策略將取決於 RCIC 和環形(抑壓)槽，並儘可能長時間地透過 HVCS 通風。一旦 RCIC 不再運行，反應爐將使用 SRV 完全洩壓，爐心將由 FLEX 攜帶式柴油驅動泵提供，從排水道或密西西比河中吸水，並通過與餘熱移除廠用水系統(RHRSW)的連接注入反應爐。

在第 2 階段中，將通過連接到電池充電器的 FLEX 攜帶式柴油發電機為直流供電設備提供支持，並根據需要提供補充氮氣以支持 HVCS 和 SRV 的運行。

10.2.4 設備選擇過程和 ESEL

ESEL 的設備選擇遵循 EPRI-3002000704 報告的準則。此 ESEP 報告中的附件 A 中列出了蒙蒂塞洛核發電廠的 ESEL。

10.2.4.1 設備選擇過程和 ESEL

ESEL 中設備的選擇根據超出設計基準外部事件 (BDBEE) 的階段 1、階段 2 和階段 3 緩解期間 FLEX 策略中認可的已安裝電廠設備，如在 2012 年 3 月 12 日對委員會命令 EA-12-049 的回應中概述的 MNGP 全面性整合計畫。OIP 提供了 MNGP FLEX 緩解策略，並為 ESEP 對設備的選擇奠定了基礎。

“已安裝的電廠設備”之範圍包括 FLEX 策略所依賴的設備，以維持核心冷卻的關鍵功能和與 MNGP OIP 一致的圍阻完整性。根據 EPRI-3002000704，FLEX 恢復操作不在 ESEP 範圍內。計劃中的 FLEX 修改的總體清單和此處考慮的範圍僅限於維持核心冷卻、反應爐冷卻劑清單、次臨界和圍阻完整性功能所需的內容。根據 EPRI-3002000704，便攜式和預裝 FLEX 設備（非永久安裝）不包括在 ESEL 中。

ESEL 組件的選擇遵循 EPRI-3002000704 第 3.2 節中概述的 EPRI 指南。

1. 組件的範圍僅限於完成 EPRI-3002000704 的表 3-2 中標識的核心冷卻和圍阻安全功能所需的組件。對核心冷卻/圍阻安全功能的儀器監視要求僅限於 EPRI-3002000704 準則所列的組件，其為

MNGP OIP 中所列組件的子集。

2. 組件的範圍僅限於已安裝的電廠設備，以及執行 MNGP OIP 所需的 FLEX 連接，如前一節所述。
3. 組件的範圍假定執行了公認的 FLEX 連接修改，並且僅限於支持單個 FLEX 成功路徑（即“主”或“備份/備用”）所需的修改。
4. 將指定“主要的”FLEX 成功路徑。必須證明有可選擇的“備份/備用的”FLEX 成功路徑。
5. ESEP 範圍中包括了第三階段應對策略，而恢復策略則不包含在內。
6. 根據 EPRI-3002000704 指南中不包含的結構、系統和組件有：
 - 結構（例如圍阻體，反應器廠房，控制廠房，輔助廠房等）
 - 管線，電纜，導管，HVAC 及其支撐。
 - 手動閥和安全墊片。
 - 電動閥作為 FLEX 緩解策略的一部分無需更改狀態的
 - 核蒸汽供應系統組件（例如反應器壓力槽和內部零件，反應器冷卻劑泵和密封零件等）
7. 對於既未將 train 指定為主要或後備策略的情況，則 ESEL 中僅包含一個 train 組成部分（通常為“A”train）。

(1) ESEL 建立

通過審查 MNGP OIP 來建立 ESEL，以確定 FLEX 策略中的主要設備。對廠房圖說（例如管路與儀器圖面(P & ID)和電氣單線圖）進行了進一步審查，以確認要在 FLEX 策略中使用的流路邊界，並確定支持 FLEX 策略實施所需的流路中的特定組件。邊界是在電氣或機械隔離設備（例如隔離放大器，閥等）中的分支電路中形成的，

這些分支電路中的分支管線偏離了定義的電氣或流體流動路徑。P & ID 是用於識別機械組件和儀器的主要參考文件。選擇 FLEX 策略所使用的流路，並根據需要使用詳細的設備和儀器圖、管道等軸測圖、電氣原理圖和單線圖、系統說明、設計基礎文件等來識別特定組件。

(2) 電動閥

EPRI-3002000704 的 3-3 頁指出，從 ESEL 中排除不需要更改狀態的電動閥。3-2 頁還指出“應該考慮在第 1 階段安裝的設備的電氣和機械部分的功能故障模式（例如 RCIC / AFW 跳閘）。”為了解決此問題，在 MNGP ESEL 中針對與電動閥相關的功能故障模式的指南如下：

- 在 ESEL 中電動閥會保持通電在長期喪失交流電源（ELAP）期間（例如直流電動閥）。
- 電動閥作為 FLEX 緩解策略的一部分無需更改狀態且未包含 ESEL 中。地震也導致了 ELAP 事件。因此，在錯誤的操作下閥門將會斷電。
- 電動閥作為 FLEX 緩解策略的一部分在第 1 階段無需更改狀態，在隨後的第 2 和第 3 階段的策略中重新通電並進行操作，閥門不需因為錯誤的操作被評估，因為閥門重新通電之前，導致 ELAP 的地震已經結束。

(3) 牽拉箱

牽拉箱被認為不需加入到 ESEL 中，因為這些組件為牽引索或安裝電纜提供了完全被動的位置。牽拉箱的電纜中沒有任何斷裂或連結。牽拉箱被認為是導線管和電纜的一部分，但根據 EPRI-

3002000704 並未包括在內。

(4) 終端櫃

終端櫃，包括 FLEX 的第 2 階段和第 3 階段的連接所必需的櫃，提供了統一的位置給多條電纜做永久的連接。終端櫃和內部連接提供完全被動的功能；但是，機櫃包含在 ESEL 中，以確保解決有關面板/錨固破壞漏洞的工業知識。

(5) 關鍵儀器指標

關鍵指示器和記錄器通常位於面板/櫃子上，並作為單獨的組件包括在內；但是，儀表指示的抗震評估可能會包括在面板/櫃體抗震評估中（即 rule-of-the-box）。

(6) 第 2 階段與第 3 階段之管道連接

上面第 10.2.3.1 節中的第 2 項指出，ESEL 中的設備範圍包括 "...在第二節中所描述執行 MNGP OIP 所必需的 FLEX 連結"。第 10.2.3.1 節中的第 3 項指出："組件的範圍假定執行了公認的 FLEX 連接修改，並且僅限於支持單個 FLEX 成功路徑（即“主”或“備份/備用”）所需的修改“。

第 10.2.3 節中的第 6 項繼續說明，根據 EPRI-3002000704，“管道、電纜、導線、HVAC 及其支撐物”不在 ESEL 範圍內。

因此，與 FLEX 階段 2 和階段 3 連接相關聯的管道和管道支架不在 ESEL 評估範圍內。但是，FLEX 第 2 階段和第 3 階段連接流路中的所有活動閥包含在 ESEL 中。

附件 A 中列出了用於 MNGP 的完整 ESEL。

10.2.4.2 使用非 FLEX 主要執行方法之設備的理由

沒有使用其他設備來支持 Flex “主要的”執行方法。附件 A 中

列出了用於 MNGP 的完整 ESEL。

10.2.5 MNGP 之地震動反應譜(GMRS)

10.2.5.1 持照者提交之 GMRS 圖

MNGP USAR 沒有明確定義安全停機地震控制點。因此，根據 SPID 的 2.4.2 節定義了 MNGP SSE 控制點，目的是將 SSE 與 GMRS 進行比較，作為 50.54 (f) 2.1 地震評估的一部分。作為具有大致均勻、水平分層的地層並具有土壤基礎關鍵結構的土壤地點，MNGP 的控制點定義為安全相關結構奠基所在之材料的最高點。可以發現與安全相關的結構的最高土壤海拔是 930 英尺。

GMRS 顯示在表 10-6 和圖 10-8 中。

10.2.5.2 與 SSE 之比較

GMRS 在 1-10Hz 範圍內超過了 SSE，GMRS 與 SSE 在 1-10 Hz 間之比較如表 10-7 與圖 10-9 所示。

除了原始的 SSE 外，電氣快速暫態（EFT）廠房還設計為錨固到 0.12g 的監管指南 1.60 RS 形狀，表 10-8 顯示了 GMRS 和 SSE_{REG1.60} 之比較。

10.2.6 MNGP 之評估基準地震(RLGM)

10.2.6.1 所選 RLGM 之描述

MNGP 之 RLGM 根據 EPRI-3002000704 的第 4 節，通過最大安全係數（ $SF = GMRS / SSE_{TAFT}$ ）將 MNGP SSE_{TAFT} 在 1 至 10Hz 範圍內進行線性的放大。計算如表 10-9 所示，MNGP 的最大 GMRS / SSE_{TAFT} 比值出現在 10 Hz，為 1.49。

根據水平 SSE_{TAFT} 乘以 1.49 的 SF 所得的 5% 阻尼 RLGM，如表 10-10 和圖 10-11 所示。請注意，RLGM_{TAFT} PGA 為 0.19 g。

如前所述，EFT 廠房需要各自的 $RLGM_{REG1.60}$ 。遵循相同的方法，並在表 10-11 呈現，MNGP 的最大 $GMRS / SSE_{REG1.60}$ 比出現在 10 Hz 為 1.12。

根據水平 $SSE_{REG1.60}$ 乘以 1.12 的 SF 值得出的 5% 阻尼 $RLGM_{REG1.60}$ 如下表 10-12 和圖 10-12 所示。請注意， $RLGM_{REG1.60}$ PGA 為 0.134 g。

10.2.6.2 估算 ISRS 之方法

用來得出 ESEP 樓層反應譜的方法是均勻地縮放 50097-R-001 中根據 SSE 得到的 ISRS，透過來自表 10.10 和表 10.12 的最大 SF，分別為 1.49 和 1.12。用於 ESEP 的 ISRS 是為 USI A-46 計劃所建立的。對於位於 MNGP 的 ESEL 項目中所有的建築物和高程，都會計算縮放的 ISRS。這些縮放的 ISRS 記錄在 S&A 計算 14C4247-CAL-001 中。

10.2.7 MNGP 之地震餘裕評估方法

有必要證明 ESEL 內的項目具有足夠的抗震能力，可以滿足或超過 RLGM 的要求。地震承載力的特徵在於最大地表加速度此點為高信心水準與低損壞機率。PGA 與特定的反應譜形狀相關；在這種情況下，即 5% 阻尼的 RLGM 頻譜形狀。計算得出的 HCLPF 容量必須等於或大於 RLGM PGA。確定抗震容量的標準在 EPRI-3002000704 報告的第 5 節中有說明。

建立 HCLPF 容量有兩種基本方法：

1. 確定性方法：使用 EPRI NP-6041 之保守確定性失效餘裕評估方法進行。
2. 機率方法：使用 EPRI TR-103959 之耐震度分析法進行。

MNGP 使用 EPRI NP-6041 之 CDFM 方法來決定 HCLPF 容量。

10.2.7.1 使用的方法摘要

MNGP 保守地將 EPRI NP-6041 的方法應用於 ESEL 上的所有項目。耐震巡查的篩選使用了 EPRI NP-6041 第 2 章中的篩選表。耐震巡查由至少參加過 SQUG 耐震巡查篩選和地震評估培訓課程的工程師進行。耐震巡查記錄在 EPRI NP-6041 的篩選評估工作表中。錨固能力的計算使用了 EPRI NP-6041 中的 CDFM 標準，並使用了 MNGP 特定的允許值和材料強度。輸入的地震是圖 10-11、表 10-12 和圖 10-12 中所示的 RLGM。

10.2.7.2 HCLPF 篩選過程

從表 10-10 得知 MNGP 的 RLGM 的最大反應譜峰值等於 0.46g。NP-6041 表 2-4 中的篩選通道 1 和 2 分別以 0.8g 和 1.2g 的最大反應譜加速度為邊界。兩個通道極限均超過 RLGM 最大反應譜加速度。MNGP ESEL 組件被篩選到 NP-6041 中表 2-4 的第 1 道。對於位於海拔以上 40 英尺的組件，根據地表最大反應譜加速度的篩選不適用，並且需要額外考慮。但是，只有三個項目位於海拔 40 英尺以上。這三項分別是兩個溫度元件和一個壓力發送機。這些類型的組件本身就具有抗震性。

ESEL 包含 83 個閥，包括電動閥和釋放閥。根據 EPRI NP-6041 的表 2-4，可以為活動閥分配 0.8g 最大反應譜加速度的功能容量，而無需進行其他檢查，除非在小直徑管道上尋找具有較大擴展操作員的閥，而錨固不是失敗模式。因此，可以從 ESEP 抗震能力確定中篩選出 ESEL 上的閥門，但要注意小直徑管道上的大型擴展操作員。電動閥已在 USIA-46 程序中解決。這些閥門被廣泛走下，並在

必要時根據電廠文件進行評估。此外，SRT 還執行了耐震巡查並檢查了大多數閥門的電廠閥門圖說，並確定它們滿足了 EPRI NP-6041 中表 2-4 的目的。

通常根據 USIA-46 結果篩選 ESEL 中的非閥組件。在可能的情況下，對 USIA-46 的分析結果進行縮放。如果縮放方法不是直截了當的，則進行更詳細的分析，並在 S&A Calculation 14C4247-CAL-002 中進行介紹。

10.2.7.3 地震耐震巡查方法

(1) 耐震巡查方法

根據 EPRI-3002000704 的第 5 節中提供的標準執行 MNGP 的耐震巡查，該標準參考 EPRI NP-6041 的耐震餘裕評估。EPRI NP-6041 的第 2-26 至 2-30 頁描述了地震耐震巡查準則，包括以下關鍵準則：

“則 SRT(耐震評估小組)應“走過(walk-by)”所有在合理的範圍內且處於非放射性或低放射性環境中的組件。在高放射性環境中或可能在受污染的密閉環境中無法接近的組件的抗震能力評估，將不得不更頻繁地依靠其他方式，例如照相檢查、地震再分析，以及可能需要更小的檢查小組和更緊急的檢查。100%的“走過(walk-by)”並不意味著要對每個組件進行全面檢查，也不意味著要求電工或其他技術人員斷電並打開機櫃或面板以進行所有組件的詳細檢查。此耐震巡查並非旨在進行品質保證或品質管制審核，也不打算在 SSE 級別上對該組件進行充分審核。

如果 SRT 具有合理的基礎來假設一組組件相似且錨定相似，則僅需要檢查該組組件中的一個。應在耐震巡查之前、抗震能力準備工作（第 3 步）中參考圖紙、計算結果或規範，制定“相似性依

據”。應當徹底檢查所選的一個組件或每種類型，這意味著對於非常有限的樣本，應斷電並打開櫃或面板。通常，可以找到備用的代表性組件，以便在電廠運行時執行檢查。至少對於選擇的每種類型的一個組件，應徹底檢查錨固情況。

耐震巡查的過程應以特定方法執行。對於每一類組件，SRT 都應仔細觀察前面幾項，並將現場配置與施工圖(和/或)規範進行比較。如果找到了一對一的對應關係，則不必仔細檢查後續項目。最終，隨著 SRT 確信建立模式是具代表性的，耐震巡查成為組件類的“走過(walk-by)”。對於每個組件類別，應重複此檢查步驟。儘管在實際的耐震巡查期間，SRT 可能正在同時檢查幾類組件。如果發現嚴重的圖紙例外或有問題的施工方法，則必須更詳細地檢查系統或組件類別，直到定義出系統缺陷為止。

100%的“走過”是為了尋找離群值、相似性的缺乏、與圖紙上顯示的或該組件的標準中規定不同的錨固、潛在的地震交互影響(SI)問題、與團隊成員過去經驗不符的情況，以及其他嚴重地震關注的領域。如果出現任何此類問題，則進行檢查的每種類型組件的有限樣本量將不得不增加。應增加檢查的樣本量將取決於觀察到的離群值和不同的錨固點等因素的數量。最終由 SRT 選擇樣本大小，因為是他們負責從餘裕審查中篩選出的所有元素的地震充分性。附錄 D 提供了抽樣選擇的指南。

MNGP 耐震巡查至少包括 MNGP ESEL 上所有“現有”項目的 100%走過(walk-by)，除了第 10.2.7 節中所提到的。在 6.3.2 節中記錄了之前作為 SRT 判斷依據的耐震巡查訊息（排除耐震巡查）。

(2) 事前的耐震巡查資訊之應用

MNGP 的耐震巡查至少包括 SRT 在 ESEL 上所有組件的走過 (walk-by)，除了在 Drywell 內的物品或高輻射位置外，因為在耐震巡查時無法接近它們：

- 流體操作閥 (RV-3242A, RV-3243A, RV-3244A, RV-3245A, RV-7440A, RV-7441A, RV7467A, RV-7468A)
- 流體操作閥 (A0-2386 & A0-2387)
- 電動閥和電磁閥 (M0-2035, M0-2076, SV-2-71A- SV-2-71M)
- 溫度元件 (TE-4247 A- TE-4247H)
- 積蓄器 (T-57A- T-57H)

第 7 節提供了以上列出的每個項目的詳細討論和解決方案。

事前的地震耐震巡查被用來支持 ESEP 地震評估。ESEL 的某些組件包含在 NTTF 2.3 地震耐震巡查中。這些耐震巡查是最近進行的，因此 ESEP 無需再次進行。

有幾項 ESEL 項目在 MNGP USI A-46 評估期間被事先巡查過。審查了這些耐震巡查結果，並採取了以下步驟來確認先前的耐震巡查結論仍然有效。

- 進行走過以確認設備的材料狀況和配置與耐震巡查結論一致，並且沒有與砌塊牆或連接到儲罐的管道有關的新的重要交互作用。
- 如果根據以前的耐震巡查篩選出 ESEL 項目，則應審查並重新確認該篩選評估是否適用於 ESEP。

(3) 重大耐震巡查之發現

與 NP-6041 的指南一致，在 MNGP ESEP 耐震巡查期間未發現明顯的異常值或錨定問題。在耐震巡查期間，注意到以下發現。

- 在 ESEL 設備附近確定了砌作牆和柱。對這些砌作牆和柱的結構適合度進行了評估，以承受 RLGM 產生的地震荷載。對於以砌塊牆代表 ESEL 項目的 HCLPF 破壞模式之任何情況，在附件 B 中描述的列表 HCLPF 值中註明。

10.2.7.4 HCLPF 之計算過程

使用 EPRI NP-6041 中的標準評估 ESEL 項目。評估步驟如下：

- 對設備進行抗震能力耐震巡查以評估設備安裝的電廠條件。
- 如 6.2 節所述，使用 EPRI NP-6041 中的篩選表進行篩選評估。
- 執行 HCLPF 計算時要考慮各種破壞模式，包括結構（例如錨固、載重路徑等）和功能破壞模式。

所有 HCLPF 計算均使用 CDFM 方法進行，並記錄在 S&A Calculation 14C4247-CAL-002 中。

評估非閥組件的錨固配置，透過 SRT 判斷、現有設計基礎計算中的較大餘裕或基於 CDFM 的 HCLPF 計算。這些分析方法的結果記錄在附件 B 中。對於海拔 40 英尺以上的組件，NP-6041 的表 2-4 不直接適用。

海拔超過 40 英尺的 ESEP 設備項目位於反應爐廠房（RX）在 985 英尺和 994 英尺標高處。但是，這三個組件是壓力傳送器（PT-72518）和溫度元件（TE-4247G & TE-4247H）。這些類型的組件本身就具有抗震性，並且牢固地連接到結構組件上。

如第 6.0 節所述，對於 HCLPF 計算，使用 EPRI NP-6041 第 6 節中建立的保守確定性失效餘裕評估分析標準進行組件的詳細分析。表 10.14 總結了 EPRI NP-6041 的相關 CDFM 標準。

HCLPF 容量等於達到強度極限的 PGA。HCLPF 地震荷載計算

如下：

$$U = \text{Normal} + E_c \quad (10.1)$$

式中：

- U = EPRI NP-6041 第 6 節的極限強度
- E_c = HCLPF 地震載重
- Normal = 正常工作載重（預計有死載重和活載重等）

HCLPF 地震載重與固定參考地震有關：

$$E_c = S_{Fc} * E_{ref} \quad (10.2)$$

● 式中：

- E_{ref} = 樓層反應譜相關的參考地震
- S_{Fc} = 滿足 $U = \text{Normal} + E_c$ 特定組件的尺寸因子

將 HCLPF 定義為 E_c 產生的 PGA。由於 MNGP RLGM PGA 為 0.19g 或 0.134g（取決於建築物）：

$$HCLPF_{TAFT} = 0.19g * S_{Fc} \quad (10.3)$$

$$HCLPF_{REG1.60} = 0.134g * S_{Fc} \quad (10.4)$$

10.2.7.5 電驛功能評估

對所有電驛和開關執行 HCLPF 評估，這可能會對 MNGP ESEL 產生負面的“密封”或“閉鎖”作用。

對於電驛評估，NP-6041-SL 附錄 Q 描述了以下步驟：

- 計算櫃內反應譜（ICRS - In-cabinet Response Spectra）：
- 建立適用於 ICRS 的削波因子：
- 確定電驛的 GERS 容量：
- 建立調整因子以將電驛的 GERS 容量轉換為 CDFM 級別：
- 將削峰和 ZPA 需求與 GERS 容量進行比較：
- ESEL 有 26 個電驛和 49 個開關，它們具有顫振問題。這些組件的

HCLPF 容量在 S&A Calculation 14C4247-CAL-004 中進行了計算，並在附件 B 中列出。

10.2.7.6 將 ESEL HCLPF 列表化（包括關鍵故障模式）

在附件 B 中包含列表化的 ESEL HCLPF 值(包括關鍵故障模式)遵守以下標準：

- 對於使用 NP 6041 篩選表篩選出的項目，列出 HCLPF“> RLGM”（> 0.19g 或 0.134g，根據建築物的位置決定），並且“篩選出”破壞模式
- 對於由錨固控制 HCLPF 值的項目，表中列出了錨固的 HCLPF 值，並且破壞模式設置為“錨固能力”
- 對於那些受附近砌塊牆控制的項目，因為附近砌塊牆的能力低於設備和錨固能力，則將破壞模式記為“砌塊牆的能力”，並列出砌塊牆的 HCLPF 值
- 對於由電驛或開關 HCLPF 控制的項目，該表中列出了繼電器或開關 HCLPF 的值，並且破壞模式設置為“功能容量”
- 對於設備容量依據 ERPINP-6041 表 2-4 的篩選通道值的項目，控制 HCLPF 值（例如，錨固或電驛 HCLPF 的容量超過了從篩選通道得出的設備容量），該表中列出了篩選通道 HCLPF 值，並且破壞模式設置為“設備容量”。根據 NP-6041 表 2-4 通道 1，對於海拔 40 英尺以下的項目，此限制等於 $0.33g(RLGM_{TAFT})$ 和 $0.25g(RLGM_{REG1.60})$

上面的“設備容量”限制計算如下：

表 2-4 通道 1 的 NP-6041 反應譜的上限峰值為 0.8g。從表 10-10 和表 10-12 可以看出， $RLGM_{TAFT}$ 的 RLGM 反應譜峰值為 0.46 g、

RLGM_{REG1.60} 的 RLGM 反應譜峰值為 0.421 g，而 RLGM_{TAFT} 的 PGA 為 0.19 g，RLGM_{REG1.60} 的 PGA 為 0.134 g。因此，對於海拔 40 英尺以下的設備，RLGM_{TAFT} 的“設備容量”HCLPF 限制為 $0.8/0.46 * 0.19 = 0.33g$ ，而 RLGM_{REG1.60} 的限制為 $0.8/0.421 * 0.134 = 0.25g$ 。

10.2.8 無法接近之項目

10.2.8.1 識別無法接近之 ESEL 項目

美國核電廠 MNGP 也在 ESEP 報告中識別並列出 ESEL 項目中無法接近的項目。

10.2.8.2 計畫的耐震巡查/評估時間表/結束

無需其他耐震巡查。

10.2.9 ESEP 之結果與討論

10.2.9.1 支持訊息

MNGP 已根據 NRC 的 50.54 (f) 信函的臨時行動，執行了 ESEP。它是使用 EPRI-3002000704 中 NRC 認可的指南中的方法進行的。

ESEP 通過評估和對電廠設備進行潛在的近期修改來提供地震餘裕的重要證明，並加快提升電廠安全性，在經歷設計超出基礎的地震事件後，可以依靠這些設備來保護反應爐核心。

ESEP 是 MNGP 對 NRC 的 50.54 (f) 信函做出的總體回應的一部分。2014 年 3 月 12 日，NEI 向 NRC 提交了根據更新後的地震危險資訊之地震核心損害風險估算研究的研究結果，因為該訊息適用於美國中東部電廠（CEUS）的核反應器。根據重新評估的地震危害研究得出的結論是，“特定地點的地震危險性，表明美國所有廠房的地震危險性整體沒有增加”。因此，“目前運行中的反應爐之地震設計持續提供安全餘裕，以承受超過地震設計基礎的潛在地震。”

NRC 在 2014 年 5 月 9 日發布的 NTTF 2.1 篩選和優先排序信函得出結論，“所有核電廠範圍的地震風險估算與 GI-199 安全/風險評估中使用的方法和結果一致。”該信還指出：“因此，工作人員已確認，GI-199 安全/風險評估中得出的結論仍然有效，並且在進行其他評估時，電廠可以繼續運行。”

在 2014 年 3 月 12 日 NEI 信函中提交的所有核電廠風險評估中包括了對 MNGP 地震風險變化的評估，因此，NRC 5 月 9 日信函中的結論也適用於 MNGP。

此外，2014 年 3 月 12 日的 NEI 信函提供了附件“運行中廠房抗震能力的觀點”，其中（1）評估了許多定性原因，為什麼結構、系統和組件(SSCs)的設計本身就包含超出其設計水平的餘裕，（2）討論了類似核能 SSCs 的工業設施組件性能之工業地震經驗數據庫，（3）討論了運行中廠房的地震經驗。

當前所有運行的核電站是採用保守做法設計的，因此，核電站具有很大的餘裕，可以安全地承受較大的地面運動。這已經從實際上經歷過嚴重地震的那些廠房中得到證實。地震設計過程具有固有的（和有意的）保守性，這會使 SSCs 內產生明顯的地震餘裕。這些保守性表現在抗震設計過程的幾個關鍵方面，包括：

- 在設計計算中應用的安全係數
- SSCs 動態分析中使用的阻尼值
- 限制合成時間歷程，用於樓層反應譜計算
- 樓層反應譜的擴展標準
- 反應譜包絡標準通常用於 SSCs 分析和測試應用
- 基於反應譜的頻域分析，而不是基於明確時間歷程的時域分析

- 法規和標準中的邊界要求
- 使用的結構部件（混凝土和鋼材）最低強度要求
- 邊界的測試要求，以及
- 主要材料的延展性（即不考慮材料（例如鋼材和鋼筋混凝土）在超出彈性範圍的額外容量）。

這些設計實踐相結合，產生了一定的餘裕，使得 SSCs 將在遠高於 SSE 的地面運動中繼續履行其職能。

10.2.9.2 需要進一步解決之組件的識別

透過 ESEP 的分析，識別出 HCLPF 低於 RLGM 的以下潛在項目。更詳細的分析可能會使這些組件的 HCLPF 超出 RLGM。如果沒有，將考慮進行修改或採取其他措施以提供額外的地震餘裕，以使 HCLPF 超過 RLGM。美國核電廠 MNGP 在本節列出需要進一步識別的組件，其包括 RHR 熱交換器、繼電器、開關，其需要再識別的組件大多數為繼電器與開關。

10.2.9.3 實施時間表

根據 8.2 節保證對 $HCLPF < RLGM$ 的組件進行進一步分析。如果更詳細的分析方法無法使 $HCLPF > RLGM$ ，則會進行修改。廠房修改將按照 2013 年 4 月 9 日 NEI 信函中確定的時間表執行，其中規定，不需要計劃更換燃料停機的廠房修改將在 2016 年 12 月完成，而在 2014 年 12 月 31 日之後的兩次計劃更換燃料停機，需要更換燃料停機的修改將完成。

10.2.9.3 監管承諾摘要

沒有做出任何監管承諾，但 MNGP 修正措施計劃中已包含在第 8.2 節中確定的設備，並將相應地予以解決。

(三) 美國核電廠 PNPP 之 ESEP 案例研究

10.3.1 美國核電廠 PNPP 簡述

Perry Nuclear Power Plant (PNPP)位於俄亥俄州，佇立於克里夫蘭東北方 64 公里的伊利湖(Lake Erie)附近，此核電廠由 Energy Harbor 公司(原先為 FirstEnergy Corp)負責營運，該廠之反應爐心是採用由 General Electric(GE)所設計的沸水反應爐心(BWR-6)，並擁有 Mark III 的圍阻體設計，其當前的發電功率高達 3758 兆瓦，為美國最大的沸水反應爐心之一。

10.3.2 目的與目標

有鑑於 2011 年 3 月 11 日東北大地震及隨後海嘯造成福島第一核電廠發生事故，美國核能管制委員會組成近期專案小組進行系統性審查並且確定對其法規體系進行改進。NTTF 制定了一系列的建議，目的在於釐清與加強其法規的架構以供抵抗自然外力。隨後，美國核能管制委員會發布信函要求所有美國核電廠都能受理 NTTF 所制定的建議，並根據目前美國核能管制委員會的要求重新評估該地的地震風險。其中，可被接收的評估方法有機率式地震風險評估與地震餘裕評估法，依照評估的結果，美國核能管制委員會的工作人員將會決定是否需要進行額外的監測措施。

10.3.3 多樣化與具變通性地震策略實施摘要

下文概述了 PNPP 中 FLEX 用於反應爐心冷卻與衰變後餘熱移除的策略，反應爐心存量管制與遏止功能總結如下。此摘要來取自於 PNPP 整體綜合計畫([OIP], Revision 1)並回應到 March 12, 2012, Commission Order EA- 12-049。而 FLEX 執行策略將影響後續加速耐震評估設備清單的建立。

透過隔離冷卻系統（RCIC）進行蒸汽驅動的高壓注入來實現反應爐芯的冷卻和排熱，來自反應爐芯衰解的熱量會從安全溢流閥（SRV）與 RCIC 渦輪的廢氣一同排放到抑制池，在 FLEX 階段 1 中，RCIC 幫浦的吸入口與抑制池對齊，抑制池是 RCIC 系統幫浦第一階段唯一可信任的吸入來源。

第二階段策略包含第一階段策略的延續，在第 2 階段中將轉換吸入源，以提供降低溫度的冷卻劑，並將幫浦的吸孔與已升溫的抑制池隔離。伴隨著可信任的來源（ESW）系統，新的 RCIC 備用吸水管將通過臨時軟管連接到幾個優先供水系統中的其中一個。ESW 系統將從 Lake Erie 中的取水結構中供應水，此外，PNPP 湖泊通道設計還包括一個堅固的排放結構，必要時可以充當入口，緊急服務幫浦站（ESWPH）中的 FLEX 幫浦為 RCIC 幫浦入口提供備用水所需的動力。

在模式 5 中，由於無法保持壓力和系統管道拆卸而無法使用 RCIC 系統。然而，在進行任何拆卸之前（用於輻射屏蔽），反應爐心容器會被反應堆淹沒到上部翼板。分析表明，此大量存量的配置足以在階段 1 的過程中抑制沸騰。在階段 2 中，在恢復交流（AC）電後，幫浦的能力可淹沒容器腔體和上部圍阻池。這可以通過多種方式實現，其中包括 FLEX 幫浦和已安裝的核電廠組件。不論是 Lake Erie（如上所述）或抑制池都是可記入清單的資源。

不需要第一階段的 FLEX 操作即可保持圍阻體完整性。為了圍阻體的完整性，第 2 階段 FLEX 的主要策略是為一系列氫氣點火器重新供電（防止爆炸性的氫氣濃度累積），並通過採用抑制池封閉循環冷卻（SPCLC）來消除抑制池的熱能。SPCLC 實質上是以抑制池冷

卻模式的運行來去除餘熱(RHR)的修改版本；修改此操作模式的原因是因為過程中流體的動力由容量較小的 480 伏特的交流電壓(VAC)幫浦(代替為較大的 4,160 VAC RHR 幫浦)提供，而冷卻水由 FLEX 幫浦提供(代替較大的 ESW 幫浦)。

PNPP FLEX OIP 的提交文件(修訂版 1)中描述了必要的電子組件，主要包括建立 4,160 VAC FLEX 電源，該電源用於供應 FLEX 冷卻水，並安裝降壓變壓器以恢復必要的 480 VAC 設備。臨界 480 VAC 負載包括電池充電器，480 VAC 幫浦(用於 SPCLC 低壓容器注入)和配電設備，以對反應堆芯冷卻、反應堆冷卻劑存量管控和圍阻體完整性所需的監測儀器重新供電。

在第 3 階段中，緩解策略轉變為使用 RHR 系統的關機冷卻模式，FLEX 冷卻水幫浦從階段 2 繼續運行。電力由階段 2 和重要的 4,160 VAC 總線連接 RRC 4,160 VAC 發電機組提供。通過這種策略可以保持反應爐芯的冷卻和圍阻體完整性。

10.3.4 設備選擇過程與 ESEL(加速耐震評估設備清單)

加快耐震評估設備清單的設備選擇是遵循著 EPRI-3002000704。第一機組的 ESEL 在附件 A 中列出。但需要注意的是，PNPP 最初設計為兩個機組的核電廠，但是第二機組從未完成。不過，第 2 機組中很大一部分是用原核電廠設計的一部分完成，該部分核電廠設計由常見的系統、結構和元件組成。PNPP FLEX 策略常使用於許多被指定為兩個機組或第二機組中設備的組件。因此，PNPP ESEL 包含常見或兩個機組的設備名稱。

10.3.4.1 設備選擇過程與 ESEL(加速耐震評估設備清單)

如同 2012 年 3 月 12 日，委員會制定 EA-12-049 的描述，PNPP

OIP 回應，根據階段 1,2,3 FLEX 策略中記入的已安裝電廠設備的緩解 (BDBEE) 情況，選擇 ESEL 中要包含的設備。OIP 提供了 PNPP FLEX 緩解策略，並為 ESEP 選擇的設備奠定了基礎。

“已安裝的電廠設備”的範圍包括 FLEX 策略所依賴的設備，以維持核心冷卻的關鍵功能和與 PNPP OIP 一致的圍阻體完整性。根據 EPRI-3002000704，《地震評估指南：解決福島近期任務的補強方法建議 2.1-地震》，FLEX 恢復行動不屬於 ESEP 的範圍。計劃 FLEX 修改的總體清單以及此處考慮的範圍僅限於提供爐芯冷卻，反應堆冷卻劑存量和次臨界以及圍阻體完整性功能所需的內容。根據 EPRI-3002000704，攜帶式和預裝 FLEX 設備(非永久安裝)不包括在 ESEL 中。

ESEL 組件的選擇遵循 EPRI-3002000704 第 3.2 節中描述的 EPRI 指南。

1. 組件的範圍限於滿足 EPRI-3002000704 的表 3-1 中標識的爐芯冷卻和圍阻體安全功能所需的組件。爐芯冷卻/圍阻體安全功能的儀器監視要求僅限於規範 EPRI-3002000704 和 PNPP OIP 中概述的那些從屬部分。
2. 組件的範圍僅限於已安裝的核電廠設備，以及如第 2.0 節中所述執行 PNPP OIP 所需的 FLEX 關係。
3. 假設組件的範圍實施了 FLEX 所認定的連接方式執行修改，並且通常限於支持單個 FLEX 成功路徑所需的修改。即“主要”或“備用/變換”
4. 指定“主要” FLEX 的成功路徑。必須說明選擇“備份/變換” FLEX 成功路徑的合理性。

5. ESEP 範圍中包含了第 3 階段應對策略，但是排除了復原策略。
6. EPRI-3002000704 指南中排除的 SSCs 為：
 - 結構（例如圍阻體，反應爐心建築[RB]，控制建築物，輔助建築物[AUX]等等）。
 - 管道，電纜，導管，暖氣，通風設備和空調（HVAC）及其輔助設備。
 - 手動閥與備裂盤作為 FLEX 緩解策略的一部分，無需電動閥即可更改狀態。
 - 核能蒸汽供應系統組件（例如反應爐壓力艙和內部零件，反應爐冷卻幫浦和封口等）
7. 對於未將反應器組指定為主要策略又沒有將其指定為備用策略的情況，則 ESEL 中可能僅包含一個反應器組成。

(1) 建立 ESEL

ESEL 是通過審查 PNPP OIP 來確定 FLEX 策略中涉及的主要設備而建立的。對核電廠圖說（例如，管線圖和儀器圖（P&ID）和電子單線圖）進行進一步審查，以確定在 FLEX 策略中使用流動路徑的邊界，並確定支持實施所需的流動路徑中特定組件的 FLEX 策略。

在電子或機械的隔離裝置（例如，隔離增幅器，閥等）處，將已定義於策略中的電或流體的流動路徑的分支迴路/分支管線中建立邊界。

P&ID 是用於識別機械組件和儀器的主要參考文件。必要時，選擇用於 FLEX 策略的流程路徑，並使用詳細的設備和儀器圖、管線等軸測圖，電子示意圖和單線圖、系統說明、設計基礎文件等來識別特定組件。

(2) 電動閥

EPRI-3002000704 的第 3-3 頁指出，已從 ESEL 中排除的電動閥不需要更改狀態。第 3-2 頁還指出“應考慮已安裝於第一階段設備中的電子和機械部分的功能故障模式（例如，RCIC/輔助供水[AFW]跳閘）。”為了解決此問題，PNPPESEL 中針對與電動閥相關的功能故障模式應用提供了以下指南。

- 在所有交流電（ELAP）事件延長損失期間仍保持通電的電動閥（例如直流電動閥）已包括在 ESEL 中。
- ESEL 並未包括作為 FLEX 緩解策略的一部分而無需更改電動閥的狀態。地震事件也導致了 ELAP 事件。因此，由於閥門會斷電，因此無法進行虛擬操作。
- 在階段 1 中，不需要作為 FLEX 緩解策略的一部分來改變電動閥的狀態，在閥門重新通電之前，當引起 ELAP 的地震事件時，在隨後的階段 2 和 3 的策略中重新通電並進行操作，不須對虛擬閥操作進行評估。

(3) 分線盒

由於這些組件為拉動或安裝電纜提供了完全被動的位置，因此認為分線盒無需添加到 ESEL 中。在分線盒中沒有任何電纜的斷裂或連接。分線盒被認為是導管和電纜的一部分，但根據 EPRI-3002000704 不包括在內。

(4) 終端櫃

終端櫃，包括 FLEX Phase 2 和 Phase 3 連接所必需的櫃，提供了用於永久連接多條電纜的統一位置。終端櫃和內部連接提供完全被動的功能；但是，機櫃已包含在 ESEL 中，以確保解決有關面板/

錨固脆弱性破壞風險的工業知識。

(5) 關鍵儀器指標

關鍵指示器和記錄器通常物理上位於面板/機櫃中，並作為單獨的組件包含在內；但是，儀器指示的抗震性評估可能會包括在面板/櫃抗震性評估中（盒的規則）。

(6) 第二階段和第三階段管線連接

上面第 3.1 節中的第 2 項指出，ESEL 中的設備範圍包括“...按照第 2.0 節中的描述實施 PNPP OIP 所必需的 FLEX 連接”第 3.1 節中的第 3 項還指出”組件的範圍中假設可信的 FLEX 連接修改已執行，並且僅限於支持單個 FLEX 成功路徑（即“主要”或“備份/轉換”）所需的修改。

上面第 3.0 節中的第 6 項繼續說明，根據 EPRI-3002000704，“管道，電纜，導管，HVAC 及其支撐物”不在 ESEL 範圍內。因此，與 FLEX 階段 2 和階段 3 連接相關聯的管道和管道支架不在 ESEL 評估範圍內。但是，FLEX Phase 2 和 Phase 3 所連接的流動路徑中的所有主動閥都被包含在 ESEL 裡面。

10.3.4.2 闡述設施的使用並非是實行 FLEX 的主要目的

本節不適用，因為沒有使用非 Flex 主要實施手段的設備。完整的 ESEL 在附件 A 中給出。

10.3.5 PNPP 之地震動反應譜(GMRS)

10.3.5.1 持照者提交的 GMRS(地震動反應譜)圖

PNPP 的主要結構建立於查格林頁岩的岩床中，地基高程介於 RB 和 AUX 的 561 英尺到中間大樓和燃料處理大樓（IB 和 FHB）以及 Control Complex（CC）的 564 英尺之間。設計基礎分析在相應的

建築物基礎上應用了安全停機地震。因此，將 SSE 和地震動反應譜，控制點標高被視為最深的水平基準，也就是 RB 基礎標高 (EL) 561 英尺。直接位於 RB 基礎 (EL 561) 下方的岩床特徵是剪切波速 (V_s) 約為每秒 5,200 英尺 (ft/s)。

圖 10-14 顯示了控制點 EL 561 處的 GMRS，並將其與 PNPP 2014 年 3 月提交的報告的 GMRS 進行了比較。差異原因歸咎於使用於 500 英尺以上岩石材料的材料阻尼。2014 年 3 月提交的 GMRS 報告是根據 RB 基礎以下 500 ft 深約 3.2% 的低應變阻尼，ESEP 中使用的 GMRS 將這個阻尼值限制在岩石被認為是風化或破裂的 100 英尺處。在此深度以下，根據 Stokoe 等人提出的未風化頁岩動力學特性，使用 1.0% 的低應變阻尼。

10.3.5.2 與 SSE 比較

圖 10-15 在控制點高程處比較了 GMRS 和 SSE。SSE 水平頻譜的特徵在於峰值地面加速度為 0.15 倍的重力加速度，並且形狀是根據幾條加速度所記錄的 5% 阻尼平均反應譜得出的。這種形狀類似於 Newmark 等人[10.39]提出的形狀。圖 10-15 上的比較表明頻譜加速度的最大比值 (GMRS / SSE) 在約 10 Hz 時約為 1.6。

10.3.6 PNPP 之評估基準地震(RLGM)

10.3.6.1 描述被選定的 RLGM(審查基準地動)

由於 GMRS 在 1 至 10 Hz 的範圍內超過了 SSE，因此 ESEP 已被視為作為增強方法的一部分。ESEP 指南 (EPRI-3002000704) 允許將 GMRS 用作審查基準地動，而不是使用縮放後的 SSE 反應譜來證明 ESEL 組件的高信心低損壞率的值。

由於 PNPP 當前正在執行 SPRA，因此在支撐過程中所產生的脆

弱性也將在適用於ESEP的使用範圍內。圖 10-14 所示的 SPRA GMRS 表示地震動輸入，用於獲得 ESEL 組件上新地震的需求，以及獲取 ESEL 組件的 HCLPF 和脆弱性。表 10-15 表示 RLGM 於特定頻率下的頻譜加速度。

10.3.6.2 評估 ISRS(樓層反應譜)的方法

對 PNPP 結構現有的質量總合和勁度模型進行審查所得出的結論為這些模型不足以用作縮放建築物地震反應的基礎。因此，使用新的有限元素結構模型可以獲得 ESEP（和 SPRA）中所使用的建築物地震反應。

此處建立的分析有限元模型是根據幾何資料，例如地板和牆壁的配置，尺寸，牆壁和樓板的厚度，位置和開口尺寸等，取自適當的結構設計圖和細節。還可以從工程圖，現有報告以及廣布的規範和準則中獲得參數訊息、例如材料屬性、活載重、設備載重和邊界條件。

岩石支承介質的最佳估計（BE）Vs 約為 5,200 ft/s。根據 EPRI-1025287《地震評估指南：福島近期專案小組建議 2.1:的解決方案的篩選、優先順序劃分和實施細節（SPID）》中提出的研究，附錄 C 進行了岩石支撐結構分析，假設固定基本條件，其中固定基座為建築物筏基的底部。各個基礎層的反應譜表示基礎地震動輸入。例如，圖 10-14 所示的 GMRS 代表了 FIRS，用於 RB 的固定基礎地震分析。唯一的例外是柴油發電大樓，該大樓位於的 EL 615 頂部，放大係數需單獨評估。

利用綜合歷時模態來建立地震反應譜，包括岩石支撐結構的樓層反應譜，其中輸入歷程表示了各個建築物基礎層的水平與垂直的 FIRS 與第 5.0 節中被描述的 GMRS 是一致的。

隨後設備的 HCLPF 計算和脆弱性評估均根據確定性保守破壞餘裕方法。依據 EPRI 1019200 “地震脆性應用更新指南”，使用 BE 結構的勁度，質量和阻尼特性以及與預期地震剪切應變兼容的 BE 地下 Vs 剖面進行地震分析。所得的 ISRS 大約適用於 CDFM 計算中的第 84 個百分位。

由於輸入運動的三個方向（X，Y 和 Z），可分別獲得選定位置的 ISRS。然後，使用平方和的平方根（SRSS）方法將所得到的反應譜進行組合。例如，地面運動輸入產生的三個 ISRS 在南北（NS）方向上的特定位置，分別在 NS，東西向（EW）和垂直方向上使用 SRSS 進行組合。

有關模型，輸入，分析和結果建立的詳細資料，請參見 ABSG Consulting Inc.（ABS Consulting）/ RIZZIO Report2734298-R-005，修訂版 1，2014 年。

10.3.7 地震餘裕評估方法

10.3.7.1 使用方法摘要

ESEL 中組件的地震餘裕是根據 EPRI 6041，EPRI TR-103959（建立地震脆弱性的方法）和 EPRI 1002988（地震脆弱性應用指南）中所述的 EPRI 準則所建立的。此外，EPRI 1019200（地震脆性應用指南更新）被用於建立使用 CDFM 方法的安全餘裕。

首先將 ESEL 分組以識別相對於設備類別的相似組件（例如通用實施程序[GIP]），然後根據設備類型、製造商、位置和錨點等代表性項目進行抽樣。每個設備組中的代表性樣本會被 EPRI 指南用來對地震波進行評估以獲得地震餘裕。

為各種 SSCs 建立地震餘裕的總體策略如下：

1. 實施篩選驗證以記錄與一般脆性相關的警告，並執行錨固計算。
2. 根據可用的經驗數據、已發布的一般耐用性頻譜、設計標準文檔和設計分析來建立 HCLPF 的容量。
3. 根據初步結果對組件進行排名。
4. 對所選設備進行改進分析。

整個 PNPP ESEL 組件的 HCLPF 計算會詳細提供於總體策略。可取得的 PNPP ESEL 組件的地震勘履評估單（SEWS）也作為該計算的附件包括在內。

ESEL 上的許多組件是裝在“母”組件中的斷路器和開關，例如電動機控制中心（MCC）或開關。出於評估目的，未明確為這些組件執行計算，而是根據其母組件分配其 HCLPF。

對 ESE 上的所有母組件執行 EPRI NP 6041 中所述的地震勘查。為了支持 SPRA，有一些 ESEL 中的組件於 2013 年 3 月下架，這些下架的原因為適用情況。其餘部分已於 2014 年 4 月下放，作為補充勘查的一部分。

如第 6.4 節所述，對所有母組件進行 HCLPF 計算，其中描述了 CDFM 方法以及結構和功能之能力計算。

10.3.7.2 HCLPF 檢查過程

沒有任何組件是根據堅固性篩選出來。相反，EPRI 6041 [10.42] 表 2-4 中提供的篩選級 HCLPF 被用於發展安裝級容許量。然後，如 7.4 節所述，需要為 ESEL 上的每個組件計算 HCLPF 值。

10.3.7.3 地震勘查法

(1) 地震勘查法

PNPP 的地震勘查是根據 EPRI-3002000704I21 的第 5 節中提供

的標準執行的，該標準參考 EPRI NP-6041 的 SMA 程序。下面總結了用於不同設備類別的過程。

地震審查小組 (SRT) 審查了設備故障清單中的合理可行性且處於非放射性或中等放射性環境的設備。對於高放射性環境中的組件，採用了較小的團隊，並進行了更快速的審查。對於無法審查到的組件，設備檢查依賴於備用手段，例如照片和核電廠鑑定文件。

如果勘履小組有合理的基礎假設：一組組件相似且錨定相似，則從該組中選擇一個代表性組件進行檢查。根據設備構造、尺寸、位置，抗震鑑定要求、錨固類型和配置，確定了一組項目的相似性。在一步一步的過程中確認了“相似性基礎”，這還記載了安裝中的異常事件或與地震相互作用（如果有）。該代表項目的目的是進行徹底的審查和記錄。SEWS 中完全記錄了所有“代表”和“通過”項目。

SRT 以臨時方式執行了勘查。對於每個有代表性的組件，SRT 進行了徹底的檢查並記錄錨固資料、載重路徑組合以及與組件抗震能力相關的任何潛在地震脆弱性信息。SEWS 中記錄的這些詳細信息隨後被用於驗證竣工條件並確定耐震性。

執行 100%地毯式搜索以查出異常值、缺乏相似性、錨定與圖紙上顯示的或該組件的標準中規定的有所不同，潛在的 SI（地震相互作用）問題，與團隊成員的過去經驗不一致以及任何地震會嚴重影響的區域。根據 EPRI NP-6041，如果涉及到此層面，則必須增加每種類型的限制樣品量進行徹底檢查。地毯式搜索還為 SRT 提供電廠維護和施工足夠的信心。尤其是用於加強無法偵測組件之耐震度評估的工程判斷力。

由於對選定的 PNPP ESEL 組件執行了全面調查，SRT 並未發現

任何重大的地震隱患，這可能導致樣本量增加。此外，SRT 觀察到，總體來看，裝有 ESEL 設備的區域得到了良好的維護和規劃。該觀察結果為後續無法偵測的組件的評估提供了基礎。

對於設備淘汰清單中的每個項目，特定的 SEWS 都準備用來涵蓋不同警告。每個 SEWS 包括：

- 設備概述：設備 ID、名稱、設備類別和建築物/樓層/房間
- 設備評估警告
- 設備錨固
- 地震相互作用問題

使用 iPad 計算機以電子格式建立了 SEWS 數據庫，以方便錄入停機期間收集的訊息。該數據庫包括設備資格記錄，停機觀測和照片。

(2) 先前的停機信息應用

以前的停機地震被用來支持 ESEP 地震評估。ESEL 的某些組件包含在 NTTF2.3 和 SPRA 停機地震中。這些勘查最近已足夠，以至於 ESEP 無需重複。

(3) 重要的停機調查結果

與 NP-6041 的指導一致，在 PNPP 地震停機期間沒有發現明顯的異常值或錨定問題。以下為在停機期間所注意到。

- 閥門（1E12F0053A，1822F0012、1E51F0019、1E51F0076、1E51F0077和 1P57F0015A）對於使用 1.5 倍邊界頻譜容量而言，被確定為不符合執行器重量偏心率警告。使用代替的通用方法來處理這些閥門的容量，脆性分析人員參考了特定組件的資格報告，以將設計基準需求級別擴展到最新的評估基準地震需求

級別。這些閥門的脆性已進行了評估，結果表明它們在 PNPP 現場位置的能力高於 RLGM 水平。

10.3.7.4 HCLPF 計算流程

使用 EPRI NP-6041 的標準去評估 PNPP 的 ESEL 項目。這些評估包括以下步驟：

依設備停機抗震能力表現以驗證已安裝的核電廠條件如 6.2 節所述，使用 EPRI NP-6041 中的檢查表進行篩選評估考慮各種故障模式進行 HCLPF 計算，包括結構故障模式（例如：錨固，荷載路徑等）和功能故障模式

所有 HCLPF 計算均使用 CDFM 方法進行，並記錄在 PNPP 參考文獻中。

(1) CDFM 方法

針對從 ESEL 中選擇的每個象徵性組件計算其功能性和錨固性的 HCLPF 值。設備的功能性 HCLPF 基於經驗數據、通用設備耐用性數據 (GERS)、測試反應數據和設計標準。功能評估是根據地震鑑定效用團隊 (SQUG) / GIP 程序對設備錨固進行驗證的補充。設備的抗震要求基於設備支撐位置附近的地面反應譜，以及 EPRI 6041 中建議的組件阻尼值。

EPRI 1019200 (《地震脆性應用指南更新》) 中描述以 CDFM 方法獲取組件的 HCLPF 值。HCLPF 容量是被選定的地面運動 PGA 表示。CDFM 方法與 EPRI NP-6041-SL [10.43] 一致，並已更新到表 6-1 中顯示的參數。

EPRI 6041 表 2-4 中提供的篩選級別 HCLPF 值是以基礎級別的 5Hz 頻譜加速度表示。根據 EPRI 1019200，假設中間結構放大係數

為 1.5，則使用這些值來建立安裝基準容許量。比較第 4.2 節中描述的 ISRS 與該安裝水平基準容許量，建立與 GMRS 形狀相關的 HCLPF。根據已估計的設備頻率上的頻譜加速度進行錨固檢查。

(2) 結構組件容許量

1. 為地面運動的結構和組件發展彈性地震反應。
2. 使用表 6-1 中所述的組件容許量來建立強度餘裕因子。
3. 根據 ASCE 43-05 或在延展性水準超過 95% 的可能性基礎上發展
4. 非彈性能量吸收係數。
5. 將 CDFM 容許量計算為：

$$\text{HCLPF}_{\text{CDFM}} = F_S \cdot F_u \cdot \text{PGA} \quad (10.5)$$

其中，

F_S = 強度餘裕因子

F_u = 非彈性能量吸收因子

PGA = 地面加速度峰值

強度餘裕因子被定義為：

$$F_S = \frac{S - D_{ns}}{D_s} \quad (10.6)$$

其中，

S = 結構組件強度

D_{ns} = 非耐震需求（正常運行載重）

D_s = 耐震需求

(3) 功能評估

HCLPF 功能性的容許值是基於對要求與 EPRI 6041 篩選級別 HCLPF、現有分析、GERS 或測試反應譜的比較。

EPRI 6041 表 2-4 中提供的篩選級別 HCLPF 值是以基礎級別的 5 Hz 頻譜加速度表示。根據 EPRI 1019200，假設中間結構放大係數為

1.5，則使用這些值來建立安裝基準容許量。將第 5.2 節中描述的 ISRS 與該安裝基準容許量進行比較，以建立與 GMRS 形狀相似的 HCLPF。根據被估計的設備頻率上的頻譜加速度執行錨固檢查。

現有的核電廠特定抗震鑑定測試是雙軸的，所有已發布的 GERS 都是基於先前類似類型設備的雙軸測試的結果所建立的。這些測試在一個水平方向和一個垂直方向上應用測試台輸入運動，對於可使用 GERS 的大多數設備，垂直測試反應譜 (TRS) 至少等於水平 TRS。已發布的 GERS 定義了工作台運動的水平分量，因此，該分量用於表示以垂直或水平輸入表示的容許量。

另一方面，設備的地震需求通常由 ISRS 在三個正交方向（兩個水平方向和一個垂直方向）上定義。用於建立功能容許量的過程分別將所得的水平和垂直 ISRS 與 GERS 或 TRS 進行比較。採取最小地震餘裕以獲得功能性 HCLPF 容量。

10.3.7.5 續電器功能評估

ESEL 中有 20 個與 FLEX 階段 1 反應相關的繼電器需要功能評估。評估的繼電器位於面板 1H13P0628、1H13P0631、1H13P0618 中。1H13P0621 位於 CC 的 EL 654。

顫動續電模式的地震易脆性是根據特定續電模型的測試報告建立的。對於顫動續電評估，遵循 EPRI 6041 中所述的 CDFM 方法。所有脆弱性均參考 (CTMT) 基準級別中的 PGA。脆弱性以 A_m 、HCLPF 以及隨機性和不確定性 β_R 和 β_U 相關的對數標準差表示。對於 ESEL 中與 FLEX 第一階段反應情況相關的每個繼電器容量都超過了需求。下一節總結了 PNPP 中用於顫動續電評估的方法繼電器 HCLPF 容量的計算公式為：

$$HCLPF = \frac{TRSc}{RRSc} \cdot PGA \quad (10.7)$$

基於櫃內的測試數據，給出的 TRSc 和 RRSc 為：

$$TRSc = TRS \cdot C_T \cdot C_I \quad (10.8)$$

$$RRSc = RRS \cdot C_C \cdot D_R \quad (10.9)$$

基於設備的測試數據，ZRS_C 和 RRSc 表示為：

$$TRSc = TRS \cdot C_T \cdot C_I \quad (10.10)$$

$$RRSc = RRS \cdot C_C \cdot \frac{AF_C}{F_{ms}} \cdot D_R \quad (10.11)$$

其中，

TRS = TRS 的設備容量

RRS = 所需的 TRS 需求

TRSc = 削減設備的 TRS 容量

RRSc = 削減了所需的 TRS 需求

C_T = 窄帶 TRS 的縮減因子

C_C = 窄 RRS 的縮減因子

F_K = TRS 抑制因子

AF_C = 櫥櫃放大係數

F_{MS} = 多軸至單軸保守係數

PGA = 用於建立 RRS 的參考地震 PGA

TRS 都是寬頻帶的，不會被縮減，但是 RRS 將被適當地縮減。因此，Cr 因子為 1.0，沒有不確定性。根據 EPRI 6041，當 TRS 用於多軸激發，而 RRS 主要是單軸激發時，如安裝在機櫃面板上的繼電器和接觸器的情況一樣，則應通過多軸來增加 TRS 對單軸校正因子 F_{MS}，以消除不必要的保守性。EPRI 6041 建議 F_{MS}：1.20。

ESPN 續電功能評估記錄在 PNPP ESEP 計算中

10.3.7.6 ESEL HCLPF 表格化的值（包括關鍵失敗模式）

附件 B 列出了 ESEL 上所有組件的 HCLPF 值。所有 HCLPF 值均超過 RLGM。附件 B 中的表還確定了用於建立 HCLPF 值和控制故障模式的方法。大多數控制失效模式是錨固失效或功能喪失，並且不涉及結構完整性。

10.3.7.7 不可預測的項目

(1) 識別無法查驗的 ESEL 項目

探勘期間，ESEL 中共有 12 個項目無法預測，這主要是因為它們位於狹窄的空間和高輻射區域。表 10.19 說明了 12 個無法預測的項目，無法預測以及確認安裝情況與實施準則，並因此評估其地震脆弱性而實施的標準。用於確認安裝狀況的準則是遵循 EPRI NP 6041，其中提供了多種確認設備安裝狀況的方法，包括跟進查驗，照相或其他確認性證據。

10.3.8 ESEP 結論和結果

本部分介紹了 ESEP 評估的結論和結果，包括確定任何所需關於核電廠的修正以及任何後續行動的時間表。

10.3.8.1 佐證資料

PNPP 已根據 NRC 的 50.54 (f) 信函的臨時行動，執行了 ESEP。ESEP 證明，PNPP 對於核電廠設備具有額外的地震餘裕，在超出設計基準的地震事件發生後，PNPP 可以用來保護反應爐芯。它是使用 EPRI-3002000704 中 NRC 認可的指南中的方法進行的。

ESEP 通過評估和對核電廠設備進行潛在的近期修正來提供地震餘裕的重要證明，並加快了核電廠安全性的提升，在設計基準地震事件發生之後，可以依靠這些設備來保護反應爐心。

ESEP 是 PNPP 對 NRC 50.54 (f) 信函做出的總體回應的一部分。2014 年 3 月 12 日，核能研究所 (NEI) 向 NRC 提交了基於更新後的地震危險研究的地震核心損害風險估算研究的研究結果，因為該信息適用於美國中部和東部正在運行的核反應爐 (CEUS)。該研究得出的結論是，根據特定地點的地震危險性重新評估的地震風險，美國核電廠的地震風險並未整體增加。目前運行中的反應爐的地震設計持續提供安全餘裕，以承受超過地震設計基礎的潛在地震。

NRC 在 2014 年 5 月 9 日發布的 NTTF 2.1 篩選和優先次序信函得出結論，“全美核電廠群估算與 G1-199 安全/風險評估中使用的方法和結果一致。” 該信還指出：“因此，工作人員已確認 G1-199 安全/風險評估中得出的結論仍然有效，並且在進行其他評估時，核電廠可以繼續運行。”

在 2014 年 3 月 12 日 NEI 信函中提交的核電廠群風險評估中包括了對 PNPP 地震風險變化的評估，因此，NRC 5 月 9 日信函中的結論也適用於 PNPP。

除此之外，2014 年 3 月 12 日，NEI 信件[10.34]提供了附件“運營核電廠的抗震能力觀點”，其中 (1) 評估了 SSCs 固有的設計包含超出其設計水平的餘裕的許多定性原因。(2) 討論了類似於核能 SSCs 的工業設施組件的工業地震經驗數據庫，(3) 討論了運營核電廠的地震經驗。

當前運行的核電廠機組採用保守做法進行設計，因此，這些核電廠具有很大的餘裕，可以安全地承受較大的地面運動。對於那些實際經歷過嚴重地震的核電廠，這一點已經得到證實。地震設計過程具有固有的(和有意的)保守性，這會導致 SSCs 內產生明顯的地震餘裕。

這些保守性表現在抗震設計過程的幾個關鍵方面，包括：

- 在設計計算中應用的安全係數
- SSCs 用於動力分析的阻尼值
- ISRS 計算的合成邊界歷時
- 擴大 ISRS 標準
- 反應譜包括準則通常用於 SSCs 分析和測試應用
- 基於反應譜的頻域分析，而不是基於顯式歷時的時域分析。
- 法規和標準中的邊界要求
- 使用結構構件（混凝土和鋼材）的最低強度要求
- 邊界測試要求
- 主要材料的延性（即不考慮材料的額外能力，例如超出基本彈性
- 範圍的鋼筋混凝土等）

這些設計實務相結合，產生了一定的餘裕，使得 SSC 能在遠高於 SSE 的地面運動中繼續履行其職能。

ESEP 的目的是反應 NRC 50.54 信件採取的臨時措施，以通過審查一部分核電廠設備來證明其地震餘裕，該設備可以用來保護超出設計範圍的反應爐芯地震事件，因為 PNPP 的 SPRA 已經在進行中，所以 SPRA 中使用的 GMRS 也用作 ESEP 評估的 RLGM。為了在核電廠特定的基礎上更全面地表徵以 GMRS 表示的地震地面運動的風險影響，正在根據 EPRI-1025287 進行更詳細的地震風險評估（SPRA 或基於風險的 SMA）。正如 PNPP 地震危險性和 GMRS 提交文件中所指出的，PNPP 進行了風險評估。完整的風險評估將更完整地表徵輸入到核電廠的概率地震動輸入，核電廠對該概率地震動輸入的反

應以及導致的核電廠風險特性。PNPP 將按照 NEI 在 2013 年 4 月 9 日至 2013 年 5 月 7 日在 NEI 的信中確定並由 NRC 在其信中認可的時間表完成評估。風險評估的商定日期為 2020 年 12 月 31 日。

10.3.8.2 確認計畫的修改

如第 6.6 節和附件 B 中所述，ESEL 上的所有組件的 HCLPF 均大於 RLGM (0.24g)。因此，沒有 ESEP 的相關修改。

10.3.8.3 修改執行時間表

由於未計劃進行任何修改，因此本部分不適用。

10.3.8.4 監管承諾摘要

無。

表 10-1 ESEL 範圍內的代表性 BWR 設備

機械設備	電氣設備
▪ 反應器爐心隔離冷卻系統 (RCIC) 泵和閥 ▪ RCIC 潤滑油和汽封冷凝器 ▪ 安全釋壓閥(SRV) ▪ SRV 蓄電器 ▪ 反應器壓力槽(RPV)注入閥 ▪ 可靠的硬化排氣閥	▪ 電池 ▪ 直流電源(DC)配電板 ▪ DC 馬達控制中心(MCC) ▪ DC 開關組 ▪ 重要 AC 配電板 ▪ 電池充電器 ▪ 變流器 ▪ 儀器架 ▪ 發射器

表 10-2 ESEL 範圍內的代表性 PWR 設備

機械設備	電氣設備
▪ 汽動輔助飼水系統(AFW) 泵和閥 ▪ 蒸汽產生器(SG)動力釋壓閥 (PORV) ▪ 凝結儲存槽 ▪ SG 注入閥 ▪ 反應器冷卻系統(RCS)注入 閥	▪ 電池 ▪ 直流電源(DC)配電板 ▪ DC 馬達控制中心 (MCC) ▪ DC 開關組 ▪ 重要 AC 配電板 ▪ 電池充電器 ▪ 變流器 ▪ 儀器架 ▪ 發射器

表 10-3 ESEL 概要表格的格式範例

ESEL 項目#	設 備 ID	說明	設 備 正 常 狀 態	設 備 預 期 狀 態	附註
1	XT15- C001	TDAFW Turbine	待機	運作	AB10000

表 10-4 耐震度和餘裕參考文獻的部分列表

SPRA 主題	文件標題	參考文獻
耐震度與餘裕	耐震度應用導則 更新	EPRI Report 1019200 (Dec 2009)
	耐震度應用導則	EPRI 1002988 (Dec 2002)
	發展耐震度的方 法	EPRI TR-103959 (June 1994)
	核電廠耐震餘裕 評估方法	EPRI NP 6041 (Oct 1988)

表 10-5 關於抗震容量的保守定性量式失效餘裕度方法摘要
(EPRI NP-6041-SL)

載重組合	普通+地震
材料強度	如果有測試數據，則規範規定的最小強度或 95%超越機率實際強度。
靜力容量方程式	規範極限強度(ACI)、最大強度(AISC)、服務等級 D(ASME)或功能限制。如果有可用的測試數據來證明規範方程式過度保守，則將測試數據中 84%超越機率用於容量方程式。
非彈性能量吸收	對於非脆性破壞模式和線性分析，在容量評估中使用計算出的 80%地震應力來考慮延性帶來的好處，或者執行非線性分析並 95%超越機率延性級別。

表 10-6 MNGP 之 GMRS

Freq. (Hz)	GMRS (unscaled, g)	Freq. (Hz)	GMRS (unscaled, g)
0.1	0.01	4	0.18
0.125	0.01	5	0.22
0.15	0.01	6	0.26
0.2	0.01	7	0.29
0.25	0.02	8	0.30
0.3	0.02	9	0.31
0.35	0.02	10	0.32
0.4	0.03	12.5	0.33
0.5	0.03	15	0.34
0.6	0.03	20	0.32
0.7	0.03	25	0.28
0.8	0.04	30	0.26
0.9	0.04	35	0.24
1	0.04	40	0.22
1.25	0.05	50	0.19
1.5	0.06	60	0.17
2	0.09	70	0.16
2.5	0.12	80	0.16
3	0.14	90	0.15
3.5	0.16	100	0.15

表 10-7 MNGP GMRS 與 SSETAFT 在 1-10 Hz 間之值

Freq. (Hz)	GMRS (unscaled, g)	Horizontal SSE (g)
1.00	0.038	0.142
1.25	0.048	0.175
1.50	0.060	0.202
2.00	0.091	0.245
2.50	0.119	0.275
3.00	0.143	0.291
3.50	0.164	0.301
4.00	0.184	0.306
5.00	0.215	0.304
6.00	0.263	0.287
7.00	0.294	0.270
8.00	0.302	0.249
9.00	0.313	0.232
10.00	0.324	0.217

表 10-8 MNGP GMRS 與 $SSE_{REG1.60}$ 在 1-10Hz 間之值

Freq (Hz)	GMRS (g)	Horizontal SSE (g)
1.00	0.038	0.177
1.25	0.048	0.221
1.50	0.060	0.256
2.00	0.091	0.313
2.50	0.119	0.376
3.00	0.143	0.366
3.50	0.164	0.358
4.00	0.184	0.351
5.00	0.215	0.340
6.00	0.263	0.332
7.00	0.294	0.325
8.00	0.302	0.318
9.00	0.313	0.313
10.00	0.324	0.290

表 10-9 MNGP 最大 GMRS / SSE_{TAFT} 比 (SF)

Freq (Hz)	GMRS (g)	Horizontal SSE_{TAFT} (g)	SF = GMRS/SSE
1.00	0.038	0.142	0.26
1.25	0.048	0.175	0.28
1.50	0.060	0.202	0.30
2.00	0.091	0.245	0.37
2.50	0.119	0.275	0.43
3.00	0.143	0.291	0.49
3.50	0.164	0.301	0.54
4.00	0.184	0.306	0.60
5.00	0.215	0.304	0.71
6.00	0.263	0.287	0.92
7.00	0.294	0.270	1.09
8.00	0.302	0.249	1.21
9.00	0.313	0.232	1.35
10.00	0.324	0.217	1.49

表 10-10 MNGP $RLGM_{TAFT}$

Freq. (Hz)	5% damped Horizontal $RLGM_{TAFT}$ (g)	Freq. (Hz)	5% damped Horizontal $RLGM_{TAFT}$ (g)
0.50	0.092	2.04	0.368
0.53	0.100	2.26	0.389
0.56	0.108	2.50	0.409
0.59	0.114	2.76	0.425
0.63	0.128	3.40	0.448
0.66	0.136	4.27	0.460
0.71	0.146	4.95	0.454
0.76	0.156	5.42	0.447
0.83	0.174	6.13	0.423
0.91	0.190	7.23	0.396
1.00	0.212	8.29	0.362
1.10	0.235	10.44	0.313
1.25	0.261	12.26	0.282
1.40	0.283	14.84	0.243
1.46	0.295	18.80	0.204
1.68	0.330	35.25	0.190
1.82	0.348		

表 10-11 MNGP 最大 $GMRS / SSE_{REG1.60}$ 比 (SF)

Freq. (Hz)	$GMRS$ (g)	Horizontal $SSE_{REG1.60}$ (g)	SF = $GMRS/SSE$
1.00	0.038	0.177	0.21
1.25	0.048	0.221	0.22
1.50	0.060	0.256	0.23
2.00	0.091	0.313	0.29
2.50	0.119	0.376	0.32
3.00	0.143	0.366	0.39
3.50	0.164	0.358	0.46
4.00	0.184	0.351	0.52
5.00	0.215	0.340	0.63
6.00	0.263	0.332	0.79
7.00	0.294	0.325	0.91
8.00	0.302	0.318	0.95
9.00	0.313	0.313	1.00
10.00	0.324	0.290	1.12

表 10-12 MNGP RLGM_{REG1.60}

Freq. (Hz)	5% damped Horizontal RLGM _{REG1.60} (g)
0.20	0.041
0.30	0.074
0.40	0.093
0.50	0.112
0.60	0.130
0.70	0.148
0.80	0.165
0.90	0.182
1.00	0.198
1.10	0.214
1.20	0.230
1.30	0.246
1.40	0.261
1.50	0.276
1.60	0.291
1.70	0.306
1.80	0.321
1.90	0.336
2.00	0.350
2.10	0.364
2.20	0.379
2.30	0.393
2.40	0.407
2.50	0.421
2.60	0.418
2.70	0.416
2.80	0.414
2.90	0.412
3.00	0.410
3.15	0.407
3.30	0.404
3.45	0.402
3.60	0.399
3.80	0.396
4.00	0.394
4.20	0.391
4.40	0.388

Freq. (Hz)	5% damped Horizontal RLGM _{REG1.60} (g)
4.60	0.386
4.80	0.383
5.00	0.381
5.25	0.379
5.50	0.376
5.75	0.374
6.00	0.372
6.25	0.369
6.50	0.367
6.75	0.365
7.00	0.364
7.25	0.362
7.50	0.360
7.75	0.358
8.00	0.357
8.50	0.354
9.00	0.351
9.50	0.337
10.00	0.325
10.50	0.313
11.00	0.302
11.50	0.293
12.00	0.284
12.50	0.275
13.00	0.267
13.50	0.260
14.00	0.253
14.50	0.247
15.00	0.241
16.00	0.229
17.00	0.219
18.00	0.210
20.00	0.195
22.00	0.181
25.00	0.165
28.00	0.152
31.00	0.141
34.00	0.134

表 10-13 MNGP 最大 GMRS / SSE 比 (SF)

載重組合：	正常+耐震餘裕地震力 (SME)
地表震動反應譜：	保守指定(84%未超越機率)
阻尼：	中值阻尼的保守估計
結構模型：	最佳估計 (中位數) + 頻率變化之不確定性
土壤－結構互制效應：	最佳估計 (中位數) + 參數變化
材料強度：	如果有測試數據，規範規定了最小強度或超過實際強度的 95%。
靜力容量計算式：	規範極限強度(ACI)、最大強度 (AISC)、服務等級 D(ASME)或功能限制。如果有可用的測試數據來證明規範的方程式過於保守，則將測試數據中 84%超越機率用於容量方程式。
非彈性消能因子：	對於非脆性破壞模式和線性分析，在容量評估中使用計算出的 80%地震應力來考慮延展性效益或者使用非線性分析並使用超過 95%的延展性水平。
樓板反應譜：	使用頻移而不是放大峰值來解決不確定性，並使用中值阻尼。

表 10-14 PNPP 相關資料與文件

ESEP	ESEP 檢核表	機組數量	營運截止日
ML14353A059	ML15240A212	1	03/18/2026

表 10-15 ESEP 使用的 GMRS 的頻譜加速度 (FIRS)

FREQUENCY (Hz)	HORIZONTAL SPECTRAL ACCELERATION (g) AT THE RB FOUNDATION		
	1×10^{-4} MAFE UHRS	1×10^{-5} MAFE UHRS	GMRS
0.10	0.0027	0.0060	0.0030
0.13	0.0038	0.0088	0.0045
0.16	0.0055	0.0129	0.0065
0.20	0.0079	0.0188	0.0095
0.26	0.0116	0.0275	0.0139
0.33	0.0174	0.0412	0.0208
0.42	0.0271	0.0638	0.0322
0.50	0.0388	0.0905	0.0458
0.53	0.0409	0.0969	0.0489
0.67	0.0503	0.1252	0.0626
0.85	0.0607	0.1583	0.0784
1.00	0.0674	0.1820	0.0895
1.08	0.0733	0.2023	0.0991
1.37	0.0861	0.2542	0.1228
1.74	0.0845	0.2682	0.1277
2.21	0.0930	0.3173	0.1489
2.50	0.1071	0.3798	0.1769
2.81	0.1268	0.4518	0.2103
3.56	0.1628	0.5858	0.2721
4.52	0.1952	0.7090	0.3287
5.00	0.2137	0.7815	0.3618
5.74	0.2363	0.8695	0.4020
7.28	0.2710	1.0116	0.4664
9.24	0.3125	1.1789	0.5424
10.00	0.3253	1.2318	0.5663
11.72	0.3301	1.2573	0.5773
14.87	0.3319	1.2767	0.5851
18.87	0.3367	1.3062	0.5976
23.95	0.3230	1.2681	0.5788
25.00	0.3187	1.2544	0.5722
30.39	0.3017	1.1798	0.5389
38.57	0.2753	1.0631	0.4868
48.94	0.2445	0.9195	0.4233
62.10	0.2043	0.7428	0.3443
78.80	0.1637	0.5718	0.2672
100.00	0.1484	0.5194	0.2426

MAFE：平均年超出頻率。

表 10-16 PNPP 的 SSE 水平反應譜

FREQUENCY [Hz]	SPECTRAL ACCELERATION [g]
0.10	0.013
0.25	0.070
2.50	0.470
9.00	0.390
33.00	0.150
100.00	0.150

表 10.-17 保守的決定性故障餘裕方法摘要(EPRI 1019200, 表 A.1)

技術議題	建議方法
載重組合	正常+ SME.
地震動反應譜	依照 CDFM 定義的反應頻譜形狀的能力，無需考慮頻譜形狀的可變性
地震要求	根據美國土木工程師學會（ASCE）最新版本進行地震需求分析 4
阻尼	保守估計阻尼中位數
結構模組	估計最佳（中位數）+頻率不確定性變化
土壤結構影響	估計最佳（中位數）*參數變化
結構內（地板）頻譜的產成	使用頻率平移而不是峰值展寬來解決不確定性，並使用阻尼中位數的保守估計
材料強度	如果有測試數據，守則規定最小強度或超過實際強度的 95%。
靜強度方程式	守則極限強度（ACI），最大強度（AISC），服務等級 D（ASME）或功能限制。如果測試數據可用於證明守則方程式過於保守，則將超過 84% 的測試數據用於強度方程式
非彈性能量吸收	對於非脆性破壞模式和線性分析，請使用 ASCE/SEI 43-05 中的適當非彈性能量吸收係數來考慮延展效應，或者執行非線性分析並達到 95% 超出延展基準。

表 10-18 PNPP ESEL 中無法預測的項目摘要

元件 ID	描述	不可預測的原因	解法
1G42C0001	抑制池清理幫浦	在 HPCS 幫浦室柵欄下方	使用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E5 1C0001 的相似性
1E12F002B	關閉 RHR B 到 CNTMT	高輻射區 (RHR B EL 620)	使用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E12 F0027A 的相似性
1E12F0053B	關閉冷卻 B 到關閉供水	高輻射區 (RHR B EL 620)	使用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E5 1F0053A 的相似性
1E21F001	LPCS 幫浦最小流量閥	高輻射區 (RHR B EL 599)	核電廠圖說用於評估耐震度的設計參數
1E21F0012	LPCS 測試閥抑制	高輻射區 (RHR B EL 599)	使用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E5F0068 的相似性
1E51F0064	RCIC St Supp Otbd Isol	高輻射區域 (蒸汽隧道 EL 620)	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E21F0005 的相似性
1E51F0077	RCIC 渦輪 & 排放至抑制池	高輻射區 (RHR A EL 599)	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E51F0019 的相似性
1E51F0078	RCIC Exh Vac Brkr First Isol	高輻射區 (RHR A EL 615)	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E51F0019 的相似性
1G42F0010	SPCU Pmp 吸口	在 HPCS 幫浦室柵	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性

		欄下方	幫浦 1E22F0011 的相似性
1G42F0020	SPCU Pmp 吸口	在 HPCS 幫浦室柵 欄下方	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E22F0011 的相似性
1E12B0001A	1E12-B0001A 熱 交換器	高輻射區 (RHR A EL 599)	核電廠圖說用於評估設計參數與代表性熱交換器 1E12B0001B 的相似性
1E12B0001C	1E12-B0001C 熱 交換器	高輻射區 (RHR A EL 599)	核電廠圖說用於評估設計參數與代表性熱交換器 1E12B0001B 的相似性
1E51F0064	RCIC St Supp Otbd Isol	高輻射區 域 (蒸汽 隧道 EL 620)	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E21F0005 的相似性
1E51F0077	RCIC 渦輪 &排放至抑 制池	高輻射區 (RHR A EL 599)	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E51F0019 的相似性
1E51F0078	RCIC Exh Vac Brkr First Isol	高輻射區 (RHR A EL 615)	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E51F0019 的相似性
1G42F0010	SPCU Pmp 吸口	在 HPCS 幫浦室柵 欄下方	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E22F0011 的相似性
1G42F0020	SPCU Pmp 吸口	在 HPCS 幫浦室柵 欄下方	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E22F0011 的相似性
1E12B0001A	1E12-B0001A 熱	高輻射區 (RHR A EL	核電廠圖說用於評估設計參數與代表性熱

	交換器	599)	交換器 1E12B0001B 的相似性
1E12B0001C	1E12-B0001C 熱交換器	高輻射區 (RHR A EL 599)	核電廠圖說用於評估設計參數與代表性熱交換器 1E12B0001B 的相似性
1E51F0064	RCIC St Supp Otbd Isol	高輻射區域 (蒸汽隧道 EL 620)	用核電廠圖說評估設計參數以及與代表性幫浦 1E21F0005 的相似性

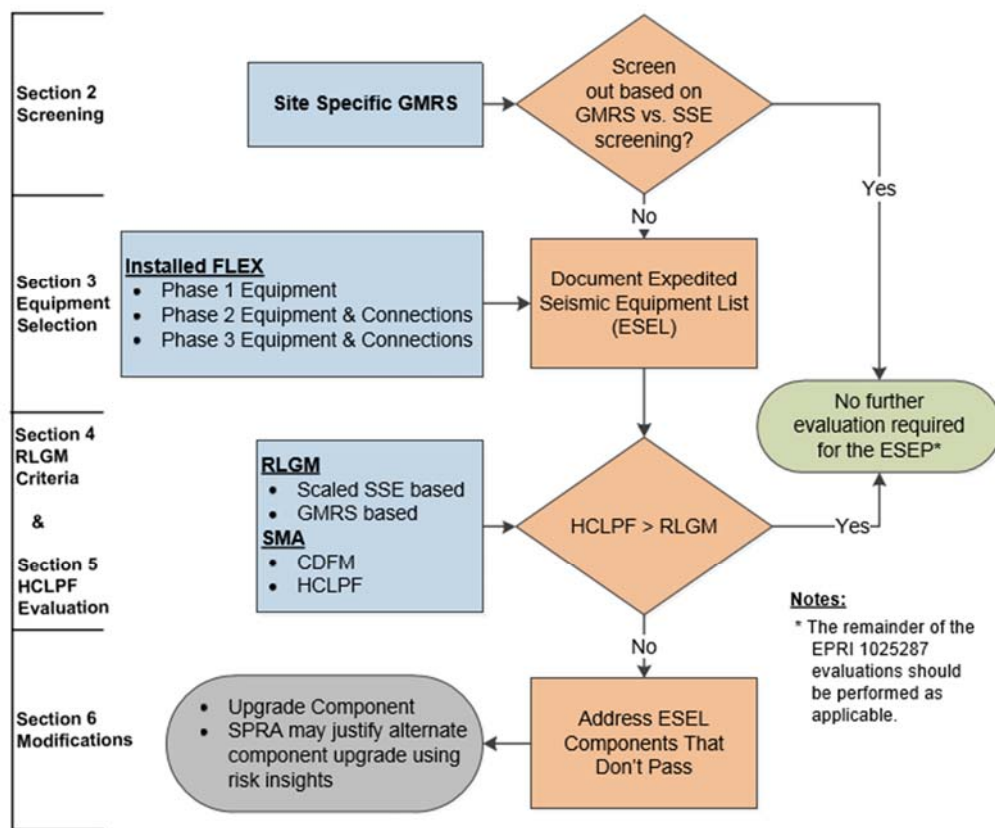


圖 10-1 擴增方法的加速地震評估流程

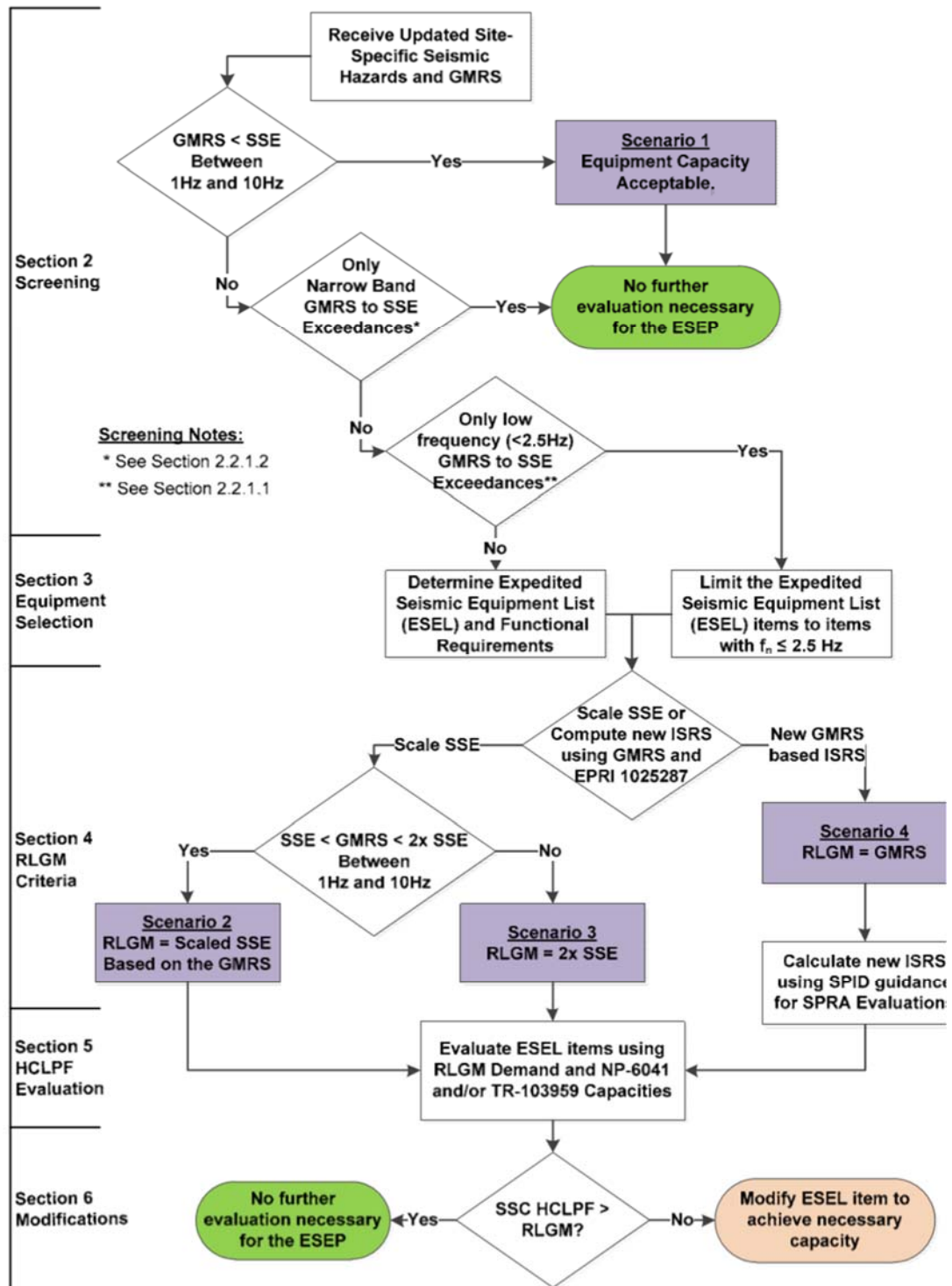


圖 10-2 增強方法的 ESEP 詳細流程圖

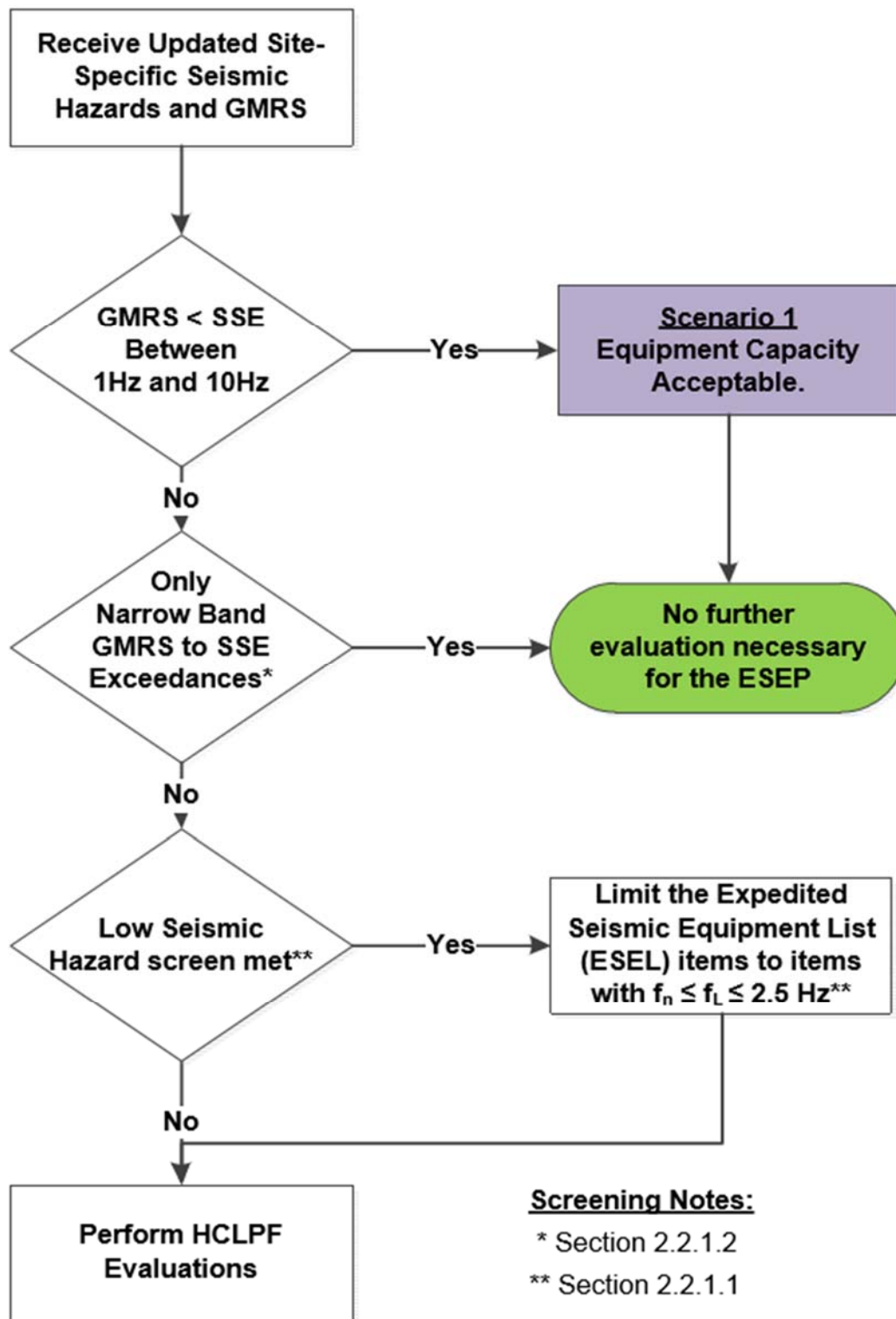


圖 10-3 ESEP 的 GMRS 與 SSE(5%阻尼)的比較

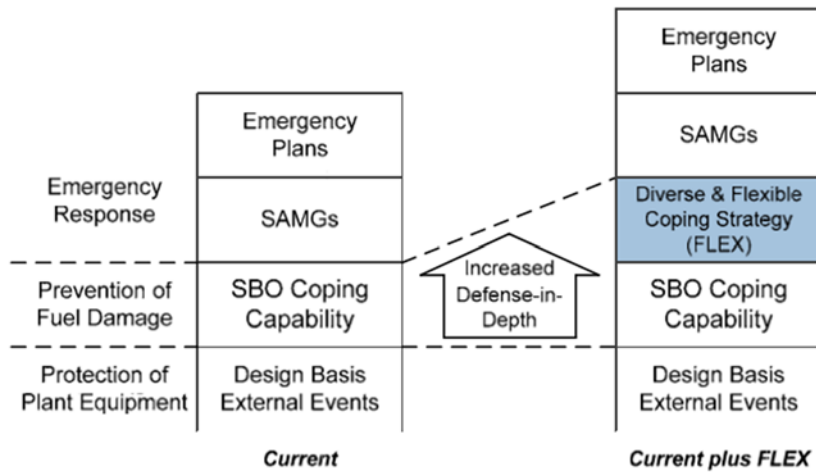


圖 10-4 FLEX 增強深度防禦能力

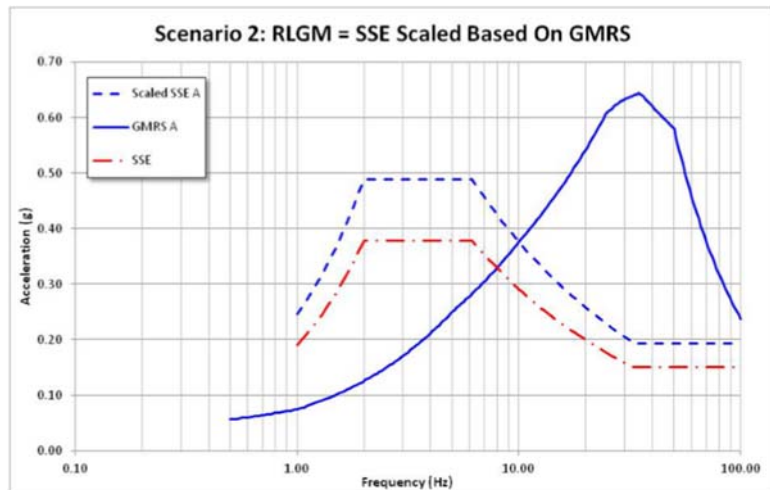


圖 10-5 透過放大 SSE 頻譜生成的 RLGM(圖 10.2 中的情境 2)

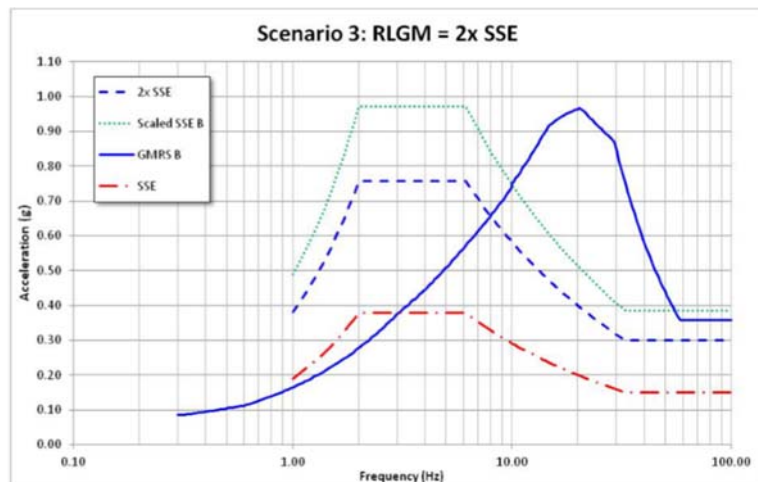
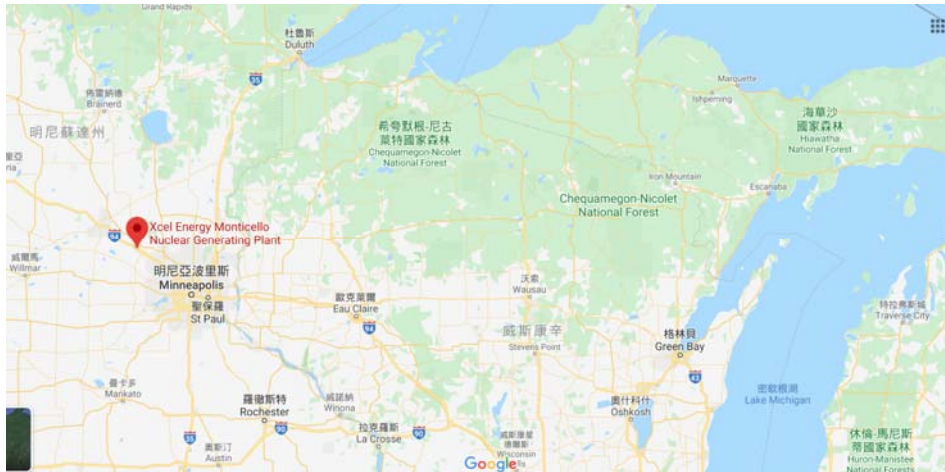
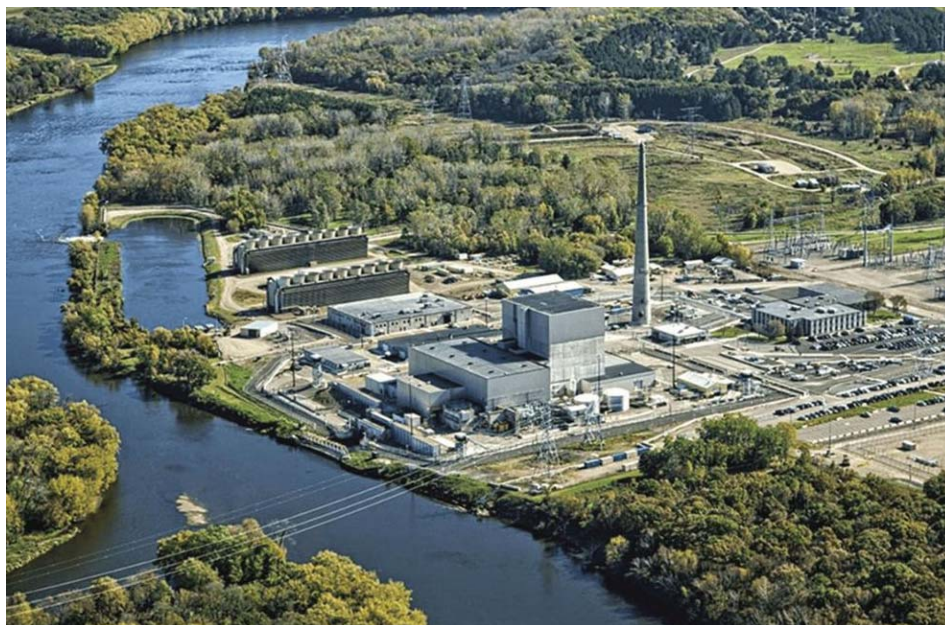


圖 10-6 RLGM 定義為兩倍 SSE(圖 10-2 中的情境 3)



(a) MNGP 地理位置



(b) MNGP 實際照片

圖 10-7 Monticello Nuclear Power Plant 地理位置與實際照片

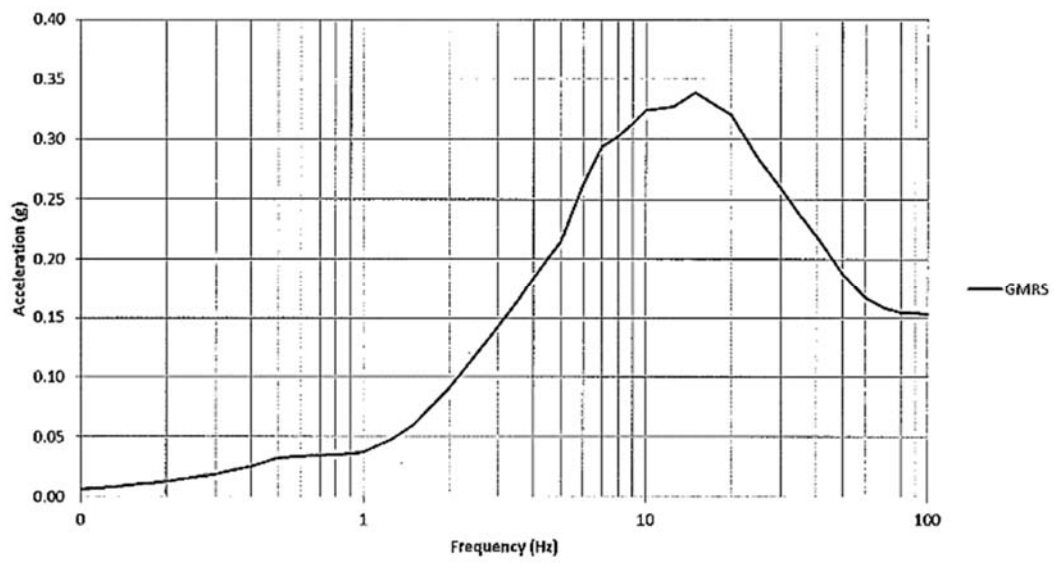


圖 10-8 MNGP 之 GMRS

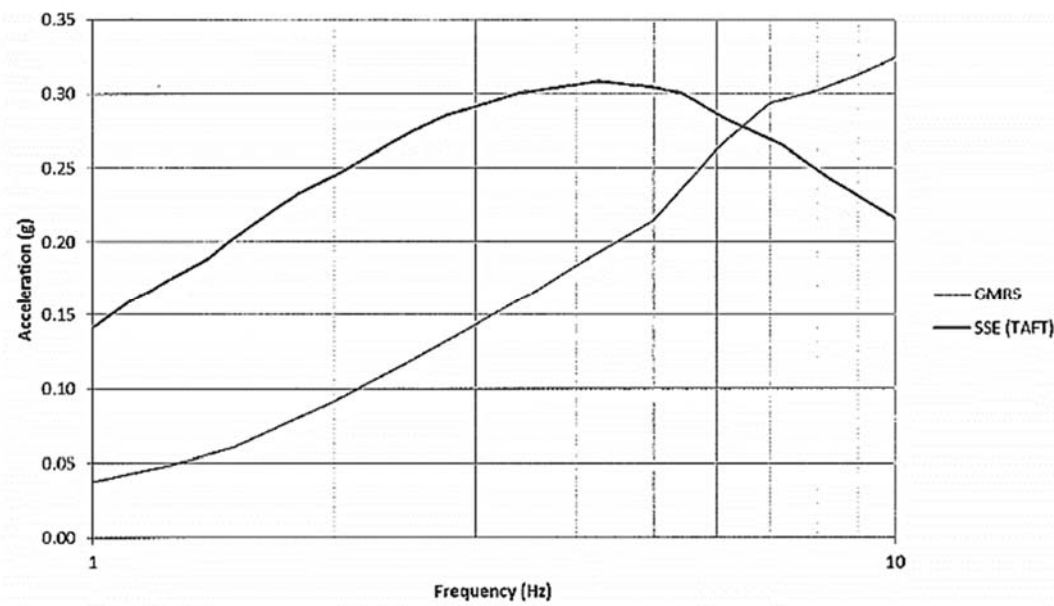


圖 10-9 MNGP GMRS 與 SSE_{TAFT} 之比較

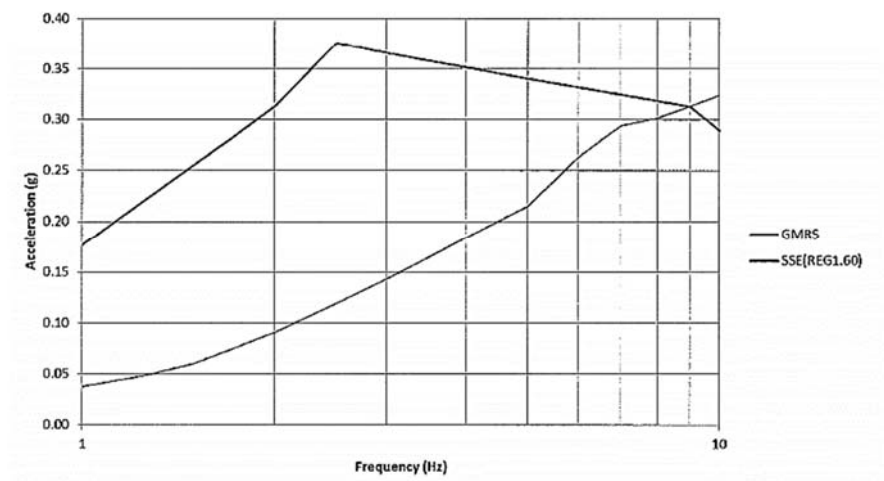


圖 10-10 MNGP GMRS 與 SSE[REG1.60] 之比較

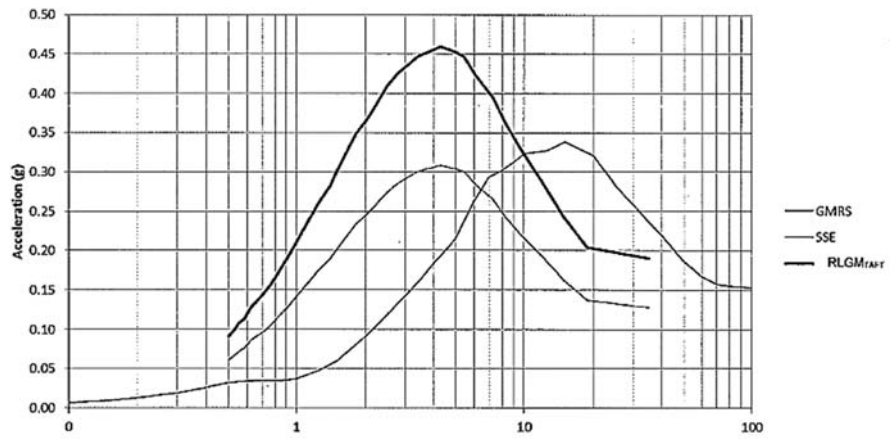


圖 10-11 MNGP RLGM_{TAFT}

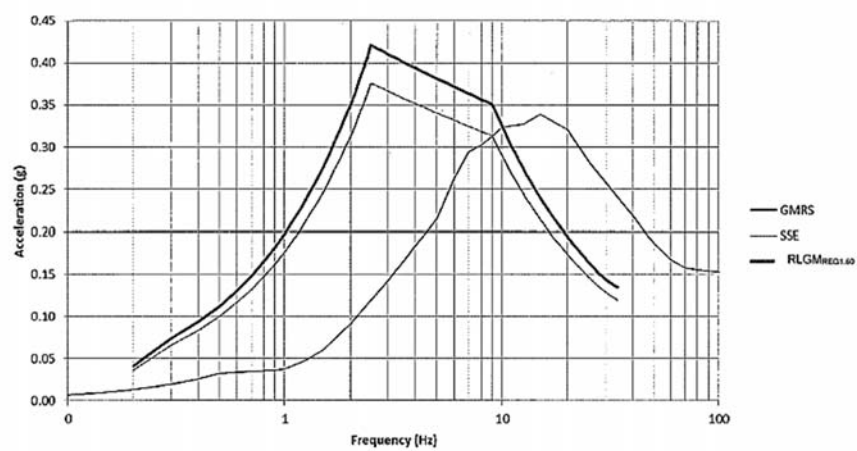
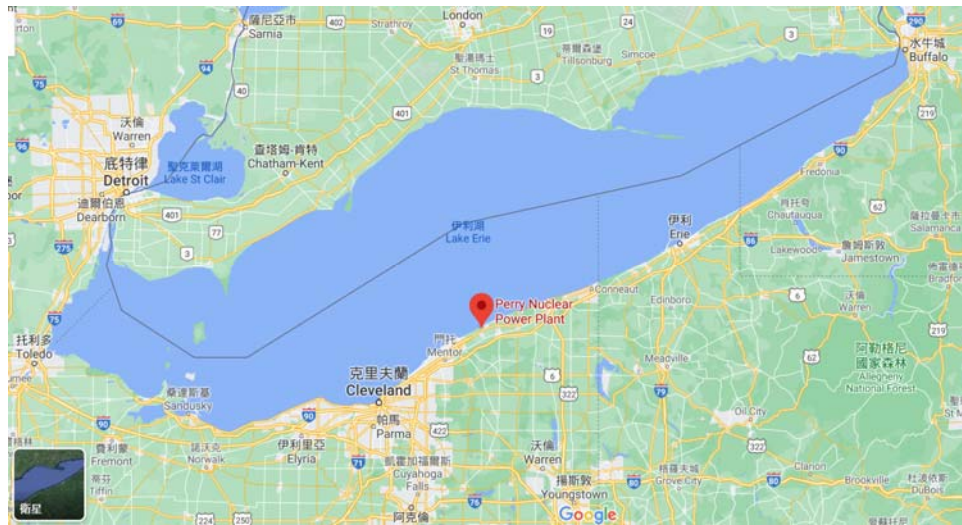


圖 10-12 MNGP RLGM_{REG1.60}



(a)



(b)

圖 10-13 Perry Nuclear Power Plant

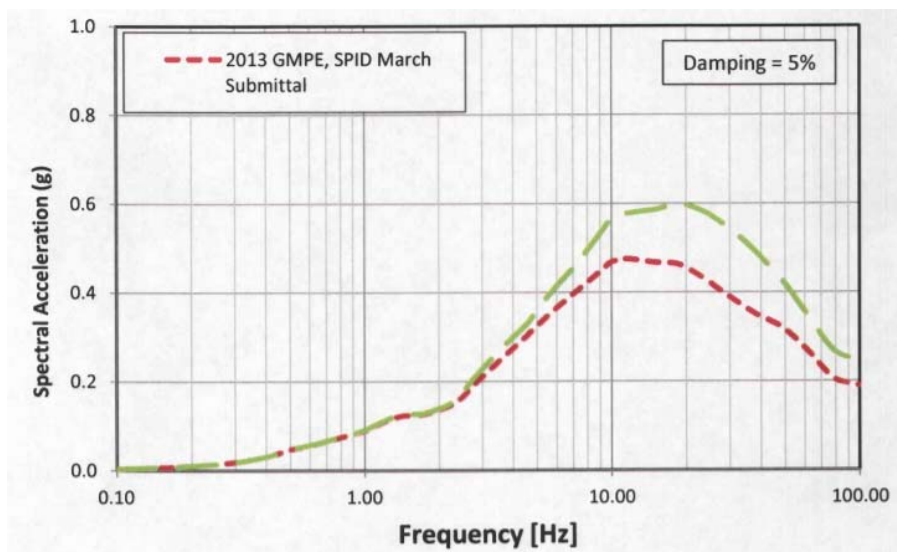


圖 10-14 2014 年 3 月 SPID 報告提交的控制點 GMRS 與 PNPP SPRA 項目中使用 GMRS 之間的比較

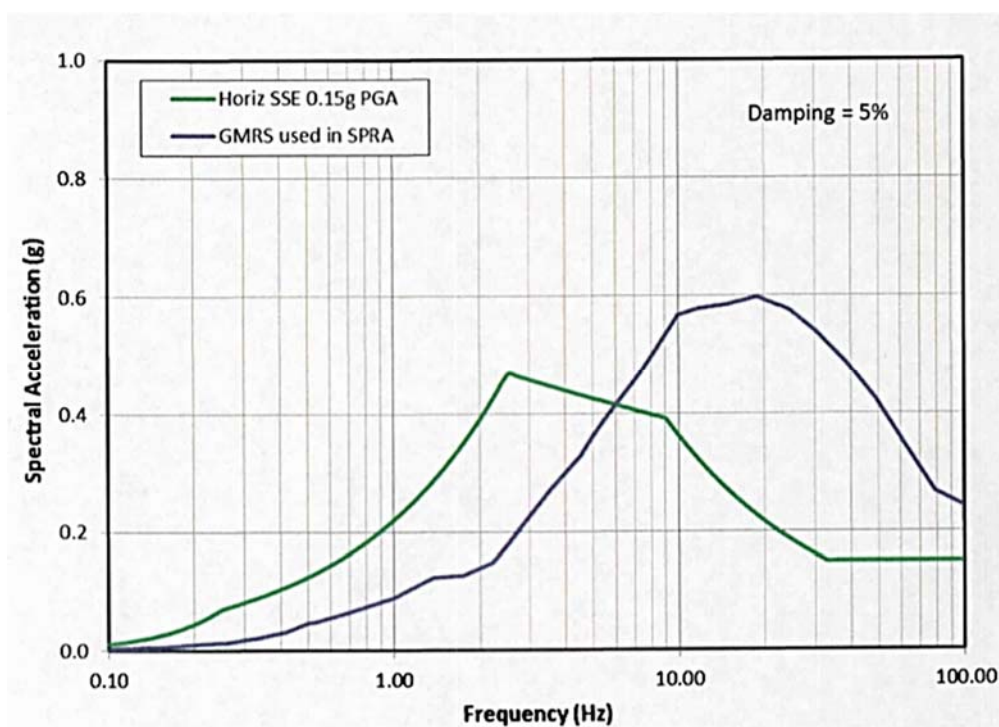


圖 10-15 於控制點高度時 GMRS 與 SSE 的比較

十一、核電廠用過燃料池耐震評估

在日本福島核災後，各國核能相關單位都重新審視用於核電廠之耐震評估。而美國也在美國核能管理委員會(Nuclear Regulatory Commission,NRC)要求下依最新的技術、研究內容對其現有評估提出檢討，並產出耐震評估準則 EPRI-1025287(The Electric Power Research Institute,EPRI)。而為更詳細描述核電廠中各單元之耐震評估，在上述耐震評估準則構架下，以 EPRI-3002009564 額外補充說明相關用過燃料池(Spent fuel pool, SFP)之耐震評估細節。

而我國位處特殊，處在三版塊交界處，廠址環境與外國不盡相同。如欲對用過燃料池進行耐震評估，需進一步深入其內容探討各公式學理基礎，以評估其是否適用於國內核電廠耐震評估，以期能夠提供國內核電廠用過燃料池耐震評估準則之依據。

核電廠之燃料池體結構為 RC 結構配合不鏽鋼內襯，考量其耐震極限強度，需同時考量混凝土、鋼筋及內襯鋼板的非線性行為。EPRI 3002009564 建議如果以 CDFM 方法進行分析時，若無法確認 HCLPF 值高於 GMRS，則必須進行非線性有限元素法之分析。因此可藉由非線性有限元素法評估 CDFM 計算結果之正確性，並了解燃料池結構的耐震極限。然而，燃料池體結構行為相當複雜，因此在進行有限元素分析時，在元素與材料模式的選用上需適切，尤其是混凝土的材料模式，亦須考量軟硬體的適用性。因此本年度將先建置燃料池混凝土結構之有限元素分析模型，並進行模型之可行性評估。本研究收集彙整相關文獻內容，並使用非線性有限元素分析，以 EPRI-3002009564 中附件案例所使用之結構尺寸、材料參數與邊界條件等性質進行建模，並進行面外方向側推分析以檢驗耐震評估之合理性。

(一)重要文獻內容

此章節將介紹本次計畫主要檢視之文獻 EPRI-3002009564，由美國電力研究所 EPRI 撰寫用於核電廠用過燃料池之耐震評估。

11.1.1 EPIR-3002009564

11.1.1.1 場址分類

EPRI-3002009564 報告中，以場址所承受之地動反應譜 GMRS(ground motion response spectrum) 0.8g 為界，以下為 Low GMRS site，以上為 High GMRS site，分別提出兩組評估方式。

(a) Low GMRS site

在場址 GMRS 小於 0.8g 時，對於用過燃料池之耐震評估僅需確認以下四項狀況即認定此燃料池具有足夠之耐震容量：

(1) GMRS $\leq$ 0.8g

(2) SFP 設計時以安全停機地震(Safety Shutdown Earthquake, SSE) $\geq$ 0.1g 為標準進行設計。

(3) SFP 之負載路徑包括：RC 剪力牆、RC 抗彎矩構架、鋼結構構架及後拉法預力混凝土牆

(4) SFP 依 NRC Maintenance Rule(10 CFR 50.65)執行土木結構檢視程序。

(b) High GMRS site

而在場址 GMRS 大於 0.8g 時，則需詳細討論 SFP 極限行為，報告中將用過燃料池分為四面牆及底版之組合，共五面版並分別對各版以經驗公式進行分析。其流程如下：

(1) 取得 SFP 之基本設計參數，包含幾何尺寸、材料參數

(2) SFP 版之結構強度評估

(3) SFP 版之結構剛性評估

(4) SFP 結構頻率計算

(5) 地震需求評估

(6) 高信心水準低失敗機率失效值(High Confidence of Low Probability of Failure, HCLPF)計算

共六項步驟，後續會以文獻中附件 C 內詳細算例進行補充說明，並此法為基於 CDFM(Conservative Deterministic Failure Margin)進行評估。

11.1.1.2 附件 C 算例

文獻章節中僅大致說明耐震評估流程，但並無說明其中分析細項，額外以附件方式呈現其實際分析場址 GMRS 大於 0.8g 時之分析過程。以 Peach Bottom Nuclear Generating Station 之用過燃料池為例，說明包含其所使用之邊界條件假設、理論依據與經驗公式等。

而本次計畫目標為了解其強度分析之合理性，故以下僅介紹針對上述 High GMRS site 耐震評估流程中步驟(1)至(3)之分析流程。並其分析將用過燃料池分為五面版分別進行強度評估，對於底版與牆之分析流程相同，不同處僅代入之長寬比與邊界條件。以下以底版分析流程進行說明，並額外補充對應牆不同條件所產生之影響。

(a) 彎矩強度

彎矩強度以版之縱橫向斷面幾何性質、材料性質與鋼筋比代入 ACI 349-01 之標稱彎矩強度公式。上、下排鋼筋比分別計算正、負彎矩強度，並最後以乘上折減因子得到彎矩極限強度。其性質於附件 C 中整理如表 11-1 與表 11-2。

$$M_n = \rho f_y b d^2 (1 - 0.59 \frac{\rho f_y}{f'_c}) \quad (11.1)$$

$$M_u = \phi M_n; \phi = 0.9 \quad (11.2)$$

其中

ρ	鋼筋比	
f_y	鋼筋降伏強度	psi
b	斷面寬	in
d	扣除保護層厚度之斷面深	in
f'_c	混凝土無圍束抗壓強度	psi

剪力強度同樣以 ACI 349-01 斷面剪力標稱強度計算，並由剪力折減係數計算極限強度。

$$V_n = 2\sqrt{f'_c}bd \quad (11.3)$$

$$V_u = \phi V_n; \phi = 0.85 \quad (11.4)$$

計算完斷面強度後，彎矩以降伏線理論計算版極限強度，剪力由分流剪力計算版剪力強度。以下分別介紹兩方法之分析流程。

降伏線理論以單位力法計算版可承受之極限抗彎矩強度，以計算版受均佈載重作用時單位位移下外力所作之功，以及假設單位位移下版之內能，將兩能量相等以求取單位長度彎矩強度 m 進行設計，如式(11.5)。

所假設之位移形式如上圖 11-1 所示，版中央橫線為假設位移為一單位之降伏線，降伏線為面外方向線性位移。如各斜線連接邊界條件端位移為零，連接中央降伏線位移為一，以此位移假設計算版之內能與外力作功。最後以可得到最小外力作功情況決定降伏線形狀，以此附件 C 為例，斜向降伏線與短邊夾角為 41.4° ，十分接近對角線破壞形式。並此降伏線形狀與其長寬比有關，如方形版之降伏線形式即為其對角線，而此版長寬比為 0.88，為較大之長寬比，故降伏線結果接近 45° 。

文獻為在已知斷面條件下，欲檢視其可承受最大力量，故其以單位均佈載重與單位均佈載重作用下，單位位移外力作功之比值等於版可承受之最大均佈載重 R 與版之內能比值，以求取版可承受之最大作用力，其算式如式(11.6)。並將其整理為欲求取之值於等號左側，已知數於右側代入之形式，如式(11.7)。

版之荷載行為分為三階段，分別為彈性、彈塑性與塑性，兩轉折強度分別為彈性強度與塑性強度。塑性強度以上述降伏線理論計算；而彈性強度以假設版邊界條件發展至塑鉸時之內能，並同樣以降伏線理論計算，其示意圖如下圖 11-2。最終將兩階段均佈載重乘上版之平面面積，得到其可承受之最大彎矩強度與彈性彎矩強度。

$$q_i A_i \delta_i = m_i L_i \theta_i \quad (11.5)$$

$$\frac{R_{UF}}{W_i} = \frac{1(lb/ft^2)}{W_e} \quad (11.6)$$

$$R_{UF} = W_i/W_e \times 1(lb/ft^2) \quad (11.7)$$

$$R_e = W_{bound}/W_e \times 1(lb/ft^2) \quad (11.8)$$

$$F_{UF} = R_{UF} \times Area \quad (11.9)$$

$$F_e = R_e \times Area \quad (11.10)$$

其中

q_i	降伏線理論假設均佈載重
A_i	降伏線理論版之各區塊面積
δ	假設單位位移
m_i	各斷面單位長度彎矩強度

L_i	各斷面長度
θ_i	各斷面假設單位位移下之傾角
R_{UF}	單位面積版極限強度
R_e	單位面積版彈性強度
W_i	版發展至極限狀態之內能
W_e	單位均佈載重作用版外力作功
W_{bound}	版邊界條件發展至塑角之內能

(b) 剪力強度

面外剪力強度以各方向上平均剪力強度計算，分別計算縱橫向剪力強度，並取其小者為控制，其算式如下：

$$R_{USL} = \frac{V_u L_x}{A_{TL}} \quad (11.11)$$

其中

V_u	剪力極限強度
L_x	版縱向長
A_{TL}	縱向分流壓力面積

分流壓力面積如下圖 11-3 所示，其公式為：

$$A_{TL} = \frac{L_y - 2d}{2} \times (L_x - A) \quad (11.12)$$

其中

L_y	版橫向長
A	降伏線交點距

計算縱向分流壓力面積之各項幾何參數如圖 11-3 所示。

最後比較縱橫向剪力強度大小，取其小者為控制，同樣以乘上版之平面總面積，得到版在受剪力作用時之最大強度。

$$F_{US} = R_{US} \times Area \quad (11.13)$$

(2) 勁度計算

文獻中以勁度經驗公式計算版之勁度，參考 US Army TM-855 所提供之代入長寬比之勁度經驗公式。如先前所述將版之受力階段分為三階段分別為彈性、彈塑性與塑性，即此勁度計算分別為版之彈性勁度與彈塑性勁度兩式。

$$K_e = (190.06e^{1.749\alpha}) \times \frac{D}{L_y^4} \quad (11.14)$$

$$K_{ep} = (44.39e^{1.793\alpha}) \times \frac{D}{L_y^4} \quad (11.15)$$

其中

$$D = \frac{Ed^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (11.16)$$

$$E = 57,000 \sqrt{f'_c} \quad (11.17)$$

$$\alpha = L_y/L_x \quad (11.18)$$

d 為版之厚度，依 ACI 之規範不計保護層厚度 2 inch； D 為彎矩剛性，依 ASCE 43-05 所建議將此值除以二以考慮混凝土開裂行為； ν 為柏松比。

(3) 力量-位移曲線

最後將上述步驟(1)之彎矩強度與步驟(2)所得到之勁度用以計算彈性位移 Y_e 與塑性位移 Y_{ep} ，以評估其性能。其彈性位移以彈性強度除以彈性勁度，而塑性位移以彈性位移向後以彈塑性勁度延伸至塑性強度。隨後以曲線下等面積計算等效勁度 K_E 完成對於此版之性能評估。如式(11.19)和式(11.20)與圖 11-4。

$$Y_e = F_e/K_e \quad (11.19)$$

$$Y_{ep} = Y_e + \frac{(F_{UF} - F_e)}{K_{ep}} \quad (11.20)$$

如果極限強度由剪力控制，即上述所計算出之 $F_{US} < F_{UF}$ 則須將曲線初始勁度下修，下修方式為以剪力強度對應曲線交點，並將此交點與原點連線為剪力控制時之曲線，並計算其剪力控制初始勁度 K_{ES} ，如式(11.21)與圖 11-5 所示。

$$K_{ES} = \frac{F_{US}}{Y_e + \frac{F_{US} - F_e}{K_{ep}}} \quad (11.21)$$

此分析過程最終所得到之力量-位移曲線，即是前節中非線性有限元素分析之比較結果，將於後續比較兩分析方式所得之曲線。

EPRI-3002009564 將用過燃料池結構體分為四面牆與一面底版分別進行分析，上述所說明為底版之分析流程，而非牆面之分析流程，但報告中對於牆面之分析，同樣是透過上述之分析流程，僅需改變幾何條件與邊界條件性質。邊界條件可依目的性質，將底版四邊皆視為固定端或簡支承，附件 C 中以固定端進行分析，如圖 11-1 所示；而欲分析牆版時，邊界條件代入為三邊固定端，上端開口處以簡支承為假設，其餘分析流程均與分析底版相同。此邊界條件所產生之主要差異為使用降伏線理論時，版內能計算之結果因而產生不同之強度。

(二)非線性有限元素分析

11.2.1 材料性質

本節材料設定介紹使用於模型之材料，對應 EPRI-3002009564 附件 C 內容。

(1) 鋼筋材料

鋼筋使用雙線性應力應變材料，透過設定楊氏模數 E 為彈性段斜率，並以剪切模數，設定降伏後斜率，此數值之輸入為對應楊氏模

數之比例。其餘基本參數包含密度與柏松比等，均使用一般鋼材性質；材料破壞之相關設定，於分析模型中移除破壞元素。本次分析中，所考慮之降伏後勁度為零，即剪切模數設定為 0。並且不設定鋼筋破壞。

鋼筋材料模型進行拉力測試時，於鋼筋兩端點分別設定簡支承與位移控制點。確定最終所得之鋼材應力應變圖形與設定相同，鋼筋於應變達千分之二、應力達 413.7MPa 時降伏，且其降伏後勁度為零，如圖 11-6 所示。

(2) 混凝土材料

混凝土之設定使用脆性材料，在附件 C 中 Peach Bottom 核電廠所使用之混凝土強度為 4000psi。骨材粒徑未於附件 C 中列出，故採用骨材粒徑 38mm。

透過建立一邊長為 100mm 之立方體，施以單軸以及三軸拉與壓應力，分析得到各軸向位移，以三軸應力應變公式計算楊氏模數與柏松比等數值。由下圖 11-7 觀察，分析結果所得之極限強度接近設定強度，彈性段斜率也與設定值相同。受壓時，混凝土展現軟化行為，受拉時達到尖峰強度後，應力隨即下降。

11.2.2 積分元素

(1) 鋼筋元素

積分元素鋼筋使用桁架元素，其僅承受拉壓行為，切割元素時並未設定斷面性質，鋼筋斷面性質於設定積分元素時進行輸入，並使得模型之鋼筋比與實際相符。以下表格呈現鋼筋比之計算，用於建置鋼筋模型，並由附件 C 所提供之鋼筋比得到斷面總鋼筋量，再以模型中鋼筋數量進行分配，如表 11-3 所示。

(2) 混凝土元素

混凝土元素以單點積分方式進行，因在網格切割夠細緻之情況下，使用單點積分與全積分所得到之解相近，而全積分可能會花費大量計算時間。但使用單點積分可能會導致元素出現 hourglass effect 之情況，需額外控制此情況。

(三)分析驗證與結果討論

基於 EPRI-3002009564 中所提及之 SPF 結構分析流程，進一步以非線性有限元素法進行耐震分析，驗證 EPRI-3002009564 中所使用的 CDFM 計算 HCLPF 方法之可行性，以利往後核電廠用過燃料池耐震評估可直接採用較簡便之 CDFM 方法。藉由有限元素法進行分析，建置 SFP 模型，材料性質設置選用符合 RC 特性之非等向性材料模型，並導入實際實驗數據為材料力與位移關係。RC 材料設置將鋼筋嵌入混凝土中，並分別設定兩材料性質。同時考量內襯鋼板與混凝土間之非線性行為。本節將說明模型輸出之結果，包含能量輸出、位移分佈歷時、破壞行為等，並說明模型之相關參數是否合理，及其破壞模式與 EPRI-3002009564 假設是否相當。最後探討力量-位移曲線與附件 C 經驗公式所得出之曲線，並探討附件 C 經驗公式之學理基礎，後續再與分析結果進行比較。

11.3.1 能量歷時

先前所提及之使用單點積分情況下產生 hourglass effect 之異常變位，透過觀察 hourglass energy 佔總內能之比例多寡，用以判斷模型是否受 hourglass effect 影響。

以結果觀察 hourglass energy 與總內能之歷時，可以看到 hourglass energy 隨著內能發展而上升趨勢相近，比較兩者數值可以

發現 hourglass energy 大多僅佔總內能之 2%至 3%，以此判斷本次模型受 hourglass effect 影響小，因此可忽略 hourglass 之影響。

11.3.2 模型變位

版最大位移達到 23mm，可與 EPRI-3002009564 附件 C 中力量位移曲線之位移達到 0.9inch (22.86mm)時進行比較。可發現版之變位由外向中心遞增，呈現正常版受均佈載重時變位分佈。並可由鋼筋變位圖形看到鋼筋與混凝土滿足變位諧和條件，表示可有效模擬實際情況下混凝土與鋼筋間關係。

11.3.3 破壞行為

由版底面之等效塑性應變歷時分佈可發現，隨著載重增加，等效塑性應變也趨於增加，其發展模式近似於降伏線理論所假設之破壞形式，如附件降伏線理論推算出之降伏線為與側邊夾角為 41.4° 近似對角線。而對應附件 C 各階段位移，如位移達 16.8mm 為由彈塑性段進入塑性段，可以看到版底面中央破壞呈現對角線形式；發展至 22.1mm 時版中央處破壞更為嚴重，形狀也接近對角線形式。

11.3.4 力量-位移曲線

力量-位移曲線乃透過邊界條件面外總反力歷時與版中央位移歷時繪製而成，圖 11-8 非線性有限元素分析所得之曲線，彎矩控制與剪力控制分別為 EPRI-3002009564 附件 C 所計算出之底版彎矩控制與剪力控制強度曲線。由圖中可以看到分析所得到之初始勁度介於附件 C 中彎矩控制與剪力控制所得之初始勁度，其值分別為 30611.54kN/mm、58831kN/mm 與 19442kN/mm。當行為發展至附件 C 所預測塑性位移 16.76mm 時，分析結果強度約為附件 C 推估之 1.13 倍；發展至極限位移 22.86mm 時，約為附件 C 之 1.3 倍。

11.3.5 理論依據與結果比較

本節探討 EPRI-3002009564 附件 C 力量-位移曲線之理論依據，以了解其經驗公式來源，進一步探討各方式得到勁度之差異。

附件 C 之勁度經驗公式來自 U.S. Army TM 5-855-1 Design and Analysis of Hardened Structures to Conventional Weapons Effects。但由於無法取得此份報告，故以附件 C 中亦有提及之 Biggs 分析方式為其學理基礎。Biggs 對於版設計所使用設計表格之出處即為 U.S. Army TM 5-855-1(表 11-4、表 11-5)。以下比較此三者包含：版變形理論解、附件 C 經驗公式與版近似分析解所求得之勁度。

(1) Biggs 理論解

Biggs 以傅立葉級數描述版變位方程，如圖 11-25 所示。並以能量法及邊界條件求解二維偏微分方程，最終得到其一階運動方程：

$$\ddot{A}_1 + \frac{Eh^3\pi^4}{12(1-\nu^2)m} A_1 \left(\frac{1}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right)^2 = p(t) \left(\frac{16}{m\pi^2} \right) \quad (11.22)$$

此運動方程之第二項係數即為勁度，其中，

E	楊氏模數
h	版厚
m	單位面積質量
ν	柏松比
a	版長
b	版寬

此方程式可重新整理，使其形式與附件 C 經驗公式相符，以進行比較：

$$k = M \times \frac{Eh^3\pi^4}{12(1-\nu^2)m} \left(\frac{1}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right)^2$$

$$= (abm) \times \frac{Eh^3\pi^4}{12(1-\nu^2)m} \left(\frac{1}{a^2} + \frac{1}{b^2} \right)^2 \quad (11.23)$$

將邊長以長寬比表示，其中 α 為長寬比， a 為長邊。

$$\begin{aligned} k &= (a \times \alpha a) \times \frac{Eh^3\pi^4}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{1+\alpha^2}{a^2\alpha^2} \right)^2 \\ &= \pi^4(1+\alpha^2)^2 \times \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)a^2\alpha^3} \end{aligned} \quad (11.24)$$

(2) 附件 C 經驗公式

附件 C 中彈塑性段勁度經驗公式：

$$K_{ep} = 44.39e^{1.793\alpha} \times \frac{D}{L_y^4} \times (L_x \times L_y) \quad (11.25)$$

其中， D 由式(11.16)取代， L_y 為短邊(即 b)。

$$\begin{aligned} K_{ep} &= 44.39e^{1.793\alpha} \times \frac{Ed^3}{12(1-\nu^2)L_y^4} \times (L_x \times L_y) \\ &= 44.39e^{1.793\alpha} \times \frac{Ed^3}{12(1-\nu^2)a^2\alpha^3} \end{aligned} \quad (11.26)$$

此處使用彈塑性段勁度而非使用彈性段勁度，原因為 Biggs 在推導此運動方程式時所使用之邊界條件為四邊簡支承，而非附件 C 所使用之四邊固定端。而附件 C 中彈塑性段勁度之假設為版邊界條件發展塑鉸時之勁度，故以此式比較勁度。

(1) Biggs 之近似設計表格

Biggs 將版受力行為分為三階段，分別為彈性、彈塑性與塑性段，其設計表格中之勁度亦如此分為三階段如圖 11-10 和圖 11-11 所示。表 11-4 與表 11-5 以對應長寬比查表得到勁度，以表 11-4 所示雙向版四邊簡支承之條件下，僅有彈性勁度，因其邊界為塑鉸形式，故其受力階段僅有兩階段，包含圖 11-11 彈塑性階段與塑性階段；而表

11-5 為四邊固定端邊界條件，即有兩段勁度分別為彈性段勁度與塑性段勁度。

表 11-4 中 Spring constant 即為勁度項、E 為楊氏模數、 I_a 為單位長度之斷面慣性矩，以矩形斷面而言即為 $h^3/12$ ，a 為短邊與上述理論解推導時不同，理論解推導時以 b 為短邊、a 為長邊，轉換時需注意。

最後將表格內之數值轉換為上述理論解，並重新整理，使其與附件 C 經驗公式形式相符，以長寬比為一($a/b=1$)時之勁度為例：

$$k = 252 \frac{EI_a}{b^2} = 252 \frac{E(\frac{d^3}{12})}{b^2} = 252 \frac{Ed^3}{12(a\alpha)^2} \quad (11.27)$$

重新整理後可得：

$$252 \frac{Ed^3}{12(a\alpha)^2} = (252(1 - \nu^2)\alpha) \times \frac{Ed^3}{12(1 - \nu^2)a^2\alpha^3} \quad (11.28)$$

最終將三項勁度式之前項係數進行比較，因理論解僅有四邊簡支承形式，故比較四邊固定端時僅有兩項分別為附件 C 經驗公式與 Biggs 近似解。其三者之係數表 11-6 呈現。由彈塑性勁度結果可以看到三曲線之趨勢相同，附件 C 與 Biggs 之近似解均小於理論解，附件 C 經驗公式解與近似解較為保守。而比較附件 C 經驗公式與 Biggs 近似解，可發現兩者相近，附件 C 約大於 Biggs 近似解 10%，如表 11-7 與圖 11-12 所示。

比較彈性勁度可發現，附件 C 高於 Biggs 近似解 34%，與彈塑性勁度結果相當，Biggs 近似解最為保守，附件 C 次之，如表 11-8 和圖 11-13 所示。

表 11-1 附件 C 材料參數

Design Parameter	Value Used for this Calculation
Concrete Density	150 lb/ft ³
Nominal Concrete Strength	4,000 psi
Rebar Strength (Grade 60)	60,000 psi
Young's Modulus	3.6E6 psi

表 11-2 附件 C 鋼筋配置

Panel Location	Reinforcement	Reinforcement Ratio
M1; Total Positive Moment at Center	#11@9"	0.0023
M2; Total Negative Moment at Center of Side Edge	(2) #11@9"	0.0045
M3; Total Positive Moment at Center	Bundle (3) #11@12"; two layers	0.010
M4; Total Negative Moment at Center of Long Edge	#11@12"	0.0017

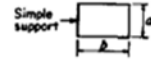
表 11-3 模型鋼筋面積計算表格

x向	長(ft)	高(inch)	斷面面積(m ²)	鋼筋比	鋼筋面積(mm ²)	模型根數	area/s
上排	40	75	23.22576	0.0017	39483.792	40	987.0948
下排				0.0023	53419.248	40	1335.4812
y向	寬(ft)	高(inch)	斷面面積(m ²)	鋼筋比	鋼筋面積(mm ²)		
上排	35.3	75	20.496733	0.0045	92235.2985	35	2635.294243
下排				0.01	204967.33	35	5856.209429

表 11-4 雙向版邊界條件簡支承近似表格

Table 5.4 Transformation Factors for Two-way Slabs: Simple Supports—Four Sides, Uniform Load

V_A = total dynamic reaction along short edge; V_B = total dynamic reaction along long edge.

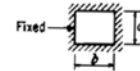


Strain range	a/b	Load factor K_L	Mass factor K_M	Load-mass factor K_{LM}	Maximum resistance	Spring constant k	Dynamic reactions	
							V_A	V_B
Elastic	1.0	0.46	0.31	0.67	$\frac{12}{a} (3R_{F/a} + 3R_{F/b})$	$\frac{252EI_a}{a^3}$	$0.07F + 0.18R$	$0.07F + 0.18R$
	0.9	0.47	0.33	0.70	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 113R_{F/b})$	$\frac{230EI_a}{a^3}$	$0.06F + 0.16R$	$0.08F + 0.20R$
	0.8	0.49	0.35	0.71	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 10.33R_{F/b})$	$\frac{212EI_a}{a^3}$	$0.06F + 0.14R$	$0.08F + 0.22R$
	0.7	0.51	0.37	0.73	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 9.83R_{F/b})$	$\frac{201EI_a}{a^3}$	$0.05F + 0.13R$	$0.08F + 0.24R$
	0.6	0.53	0.39	0.74	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 9.33R_{F/b})$	$\frac{197EI_a}{a^3}$	$0.04F + 0.11R$	$0.09F + 0.26R$
	0.5	0.55	0.41	0.75	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 9.03R_{F/b})$	$\frac{201EI_a}{a^3}$	$0.04F + 0.09R$	$0.09F + 0.28R$
Plastic	1.0	0.33	0.17	0.51	$\frac{12}{a} (3R_{F/a} + 3R_{F/b})$	0	$0.09F + 0.16R_m$	$0.09F + 0.16R_m$
	0.9	0.35	0.18	0.51	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 113R_{F/b})$	0	$0.08F + 0.15R_m$	$0.09F + 0.18R_m$
	0.8	0.37	0.20	0.54	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 10.33R_{F/b})$	0	$0.07F + 0.13R_m$	$0.10F + 0.20R_m$
	0.7	0.38	0.22	0.58	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 9.83R_{F/b})$	0	$0.06F + 0.12R_m$	$0.10F + 0.22R_m$
	0.6	0.40	0.23	0.58	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 9.33R_{F/b})$	0	$0.05F + 0.10R_m$	$0.10F + 0.25R_m$
	0.5	0.42	0.25	0.59	$\frac{1}{a} (123R_{F/a} + 9.03R_{F/b})$	0	$0.04F + 0.08R_m$	$0.11F + 0.27R_m$

表 11-5 Biggs 雙向版邊界條件固定端近似表格

Table 5.5 Transformation Factors for Two-way Slabs: Fixed Four Sides, Uniform Load

V_A = total dynamic reaction along short edge; V_B = total dynamic reaction along long edge.



Strain range	a/b	Load factor K_L	Mass factor K_M	Load-mass factor K_{LM}	Maximum resistance	Spring constant k	Dynamic reactions	
							V_A	V_B
Elastic	1.0	0.33	0.21	0.63	$29.23R_{F/a}$	$810EI_a/a^3$	$0.10F + 0.15R$	$0.10F + 0.15R$
	0.9	0.34	0.23	0.68	$27.43R_{F/a}$	$742EI_a/a^3$	$0.09F + 0.14R$	$0.10F + 0.17R$
	0.8	0.36	0.25	0.69	$26.43R_{F/a}$	$705EI_a/a^3$	$0.08F + 0.12R$	$0.11F + 0.19R$
	0.7	0.38	0.27	0.71	$26.43R_{F/a}$	$662EI_a/a^3$	$0.07F + 0.11R$	$0.11F + 0.21R$
	0.6	0.41	0.29	0.71	$27.33R_{F/a}$	$724EI_a/a^3$	$0.06F + 0.09R$	$0.12F + 0.23R$
	0.5	0.43	0.31	0.72	$30.24R_{F/a}$	$806EI_a/a^3$	$0.05F + 0.08R$	$0.12F + 0.25R$
Elastic-plastic	1.0	0.46	0.31	0.67	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 12(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	$252EI_a/a^3$	$0.07F + 0.18R$	$0.07F + 0.18R$
	0.9	0.47	0.33	0.70	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 11(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	$230EI_a/a^3$	$0.06F + 0.16R$	$0.08F + 0.20R$
	0.8	0.49	0.35	0.71	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 10.3(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	$212EI_a/a^3$	$0.06F + 0.14R$	$0.08F + 0.22R$
	0.7	0.51	0.37	0.73	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 9.8(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	$201EI_a/a^3$	$0.05F + 0.13R$	$0.08F + 0.24R$
	0.6	0.53	0.39	0.74	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 9.3(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	$197EI_a/a^3$	$0.04F + 0.11R$	$0.09F + 0.26R$
	0.5	0.55	0.41	0.75	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 9.0(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	$201EI_a/a^3$	$0.04F + 0.09R$	$0.09F + 0.28R$
Plastic	1.0	0.33	0.17	0.51	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 12(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	0	$0.09F + 0.16R_m$	$0.09F + 0.16R_m$
	0.9	0.35	0.18	0.51	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 11(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	0	$0.08F + 0.15R_m$	$0.09F + 0.18R_m$
	0.8	0.37	0.20	0.54	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 10.3(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	0	$0.07F + 0.13R_m$	$0.10F + 0.20R_m$
	0.7	0.38	0.22	0.58	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 9.8(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	0	$0.06F + 0.12R_m$	$0.10F + 0.22R_m$
	0.6	0.40	0.23	0.58	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 9.3(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	0	$0.05F + 0.10R_m$	$0.10F + 0.25R_m$
	0.5	0.42	0.25	0.59	$(1/a) [12(3R_{F/a} + 3R_{F/b}) + 9.0(3R_{F/a} + 3R_{F/b})]$	0	$0.04F + 0.08R_m$	$0.11F + 0.27R_m$

Source: "Design of Structures to Resist the Effects of Atomic Weapons," U.S. Army Corps of Engineers Manual EM 1110-345-415, 1967.

表 11-6 勁度係數整理

	Biggs 理論解	附件 C Kep	Biggs 表 5.4
勁度係數	$\pi^4(1 + \alpha^2)^2$	$44.39e^{1.793\alpha}$	$(252(1 - \nu^2)\alpha)$

表 11-7 彈塑性勁度係數比較表

α	附件 C K _{ep}	Biggs 理論解	Biggs 表 5.4	附件 C / Biggs 近似	附件 C /理論
1	266.67	389.64	246.33	1.08	0.68
0.9	222.90	319.12	202.34	1.10	0.70
0.88	215.05	306.69	194.75	1.10	0.70
0.8	186.31	261.99	165.78	1.12	0.71
0.7	155.73	216.26	137.53	1.13	0.72
0.6	130.17	180.17	115.54	1.13	0.72
0.5	108.80	152.20	98.24	1.11	0.71
			avg.	1.11	0.71

表 11-8 彈性勁度係數比較表

α	附件 C K _e	Biggs 表 5.5	附件 C / Biggs 近似
1	1092.63	791.78	1.38
0.9	917.30	652.77	1.41
0.88	885.77	631.90	1.40
0.8	770.11	551.31	1.40
0.7	646.54	473.50	1.37
0.6	542.80	424.63	1.28
0.5	455.70	393.93	1.16
		avg.	1.34

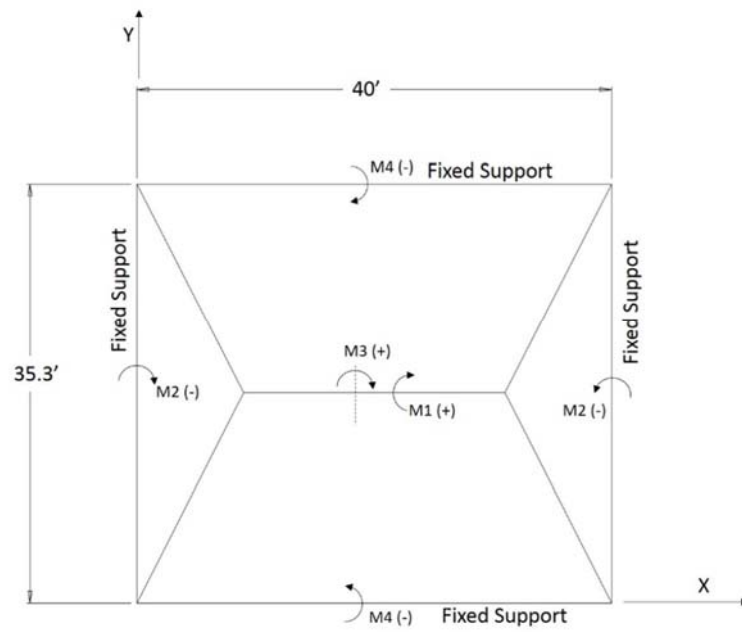


圖 11-2 降伏線理論示圖

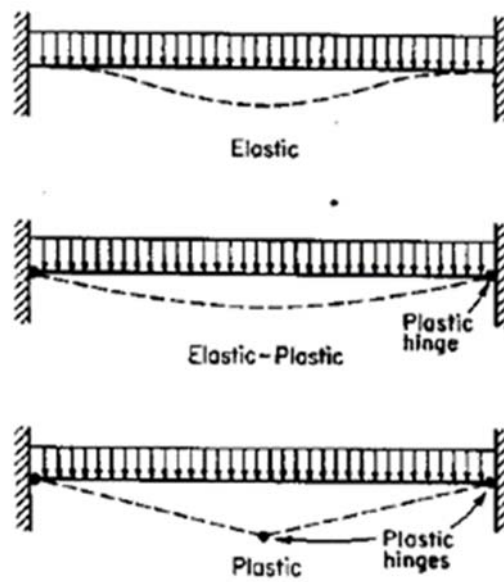


圖 11-3 Biggs 變位假設

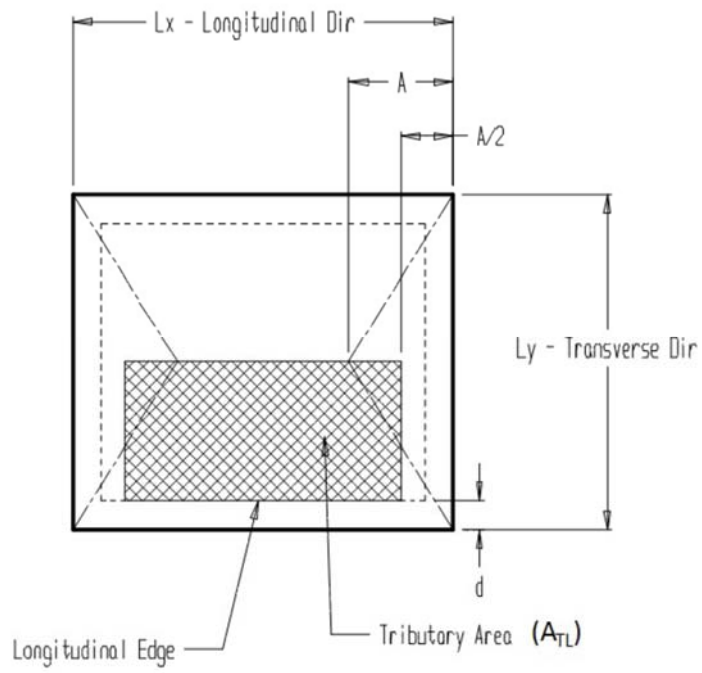


圖 11-4 附件 C 分流剪力圖示

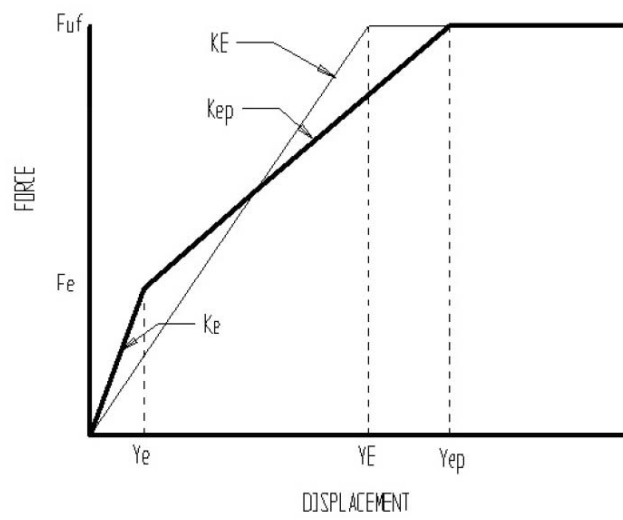


圖 11-5 彎矩控制力量-位移曲線

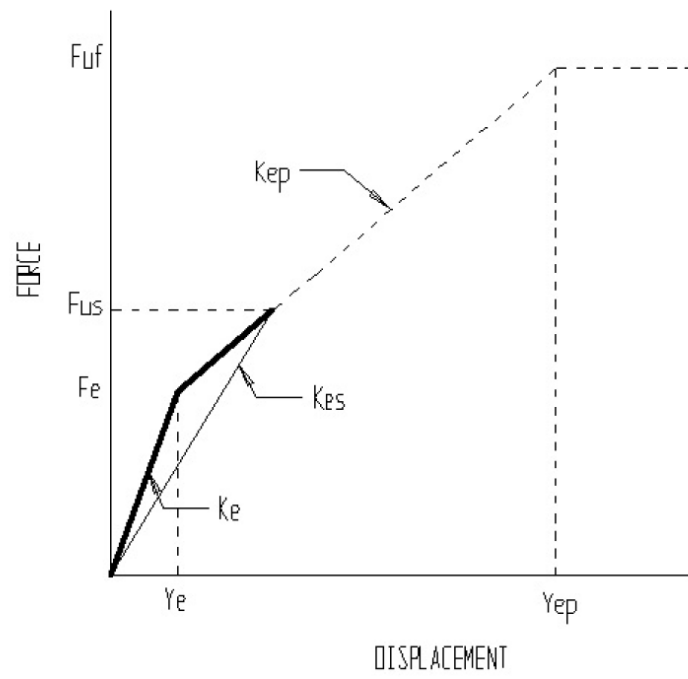


圖 11-6 附件 C 剪力控制力量-位移曲線

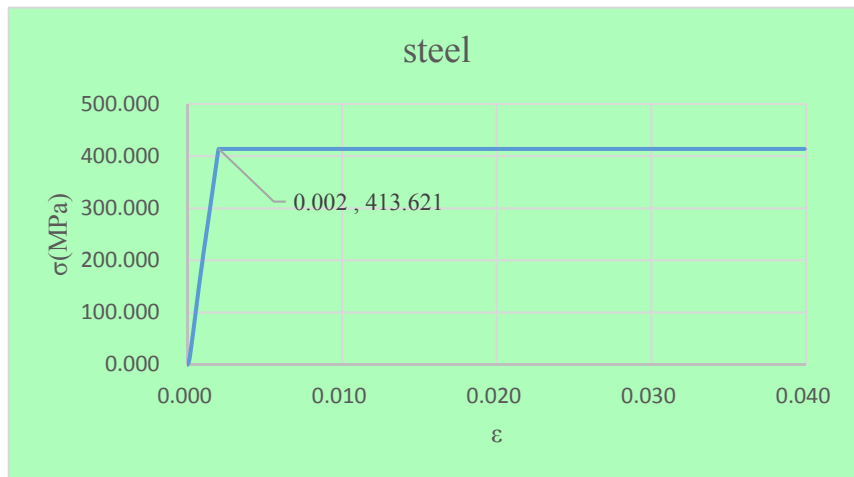


圖 11-6 模型鋼筋應力應變曲線

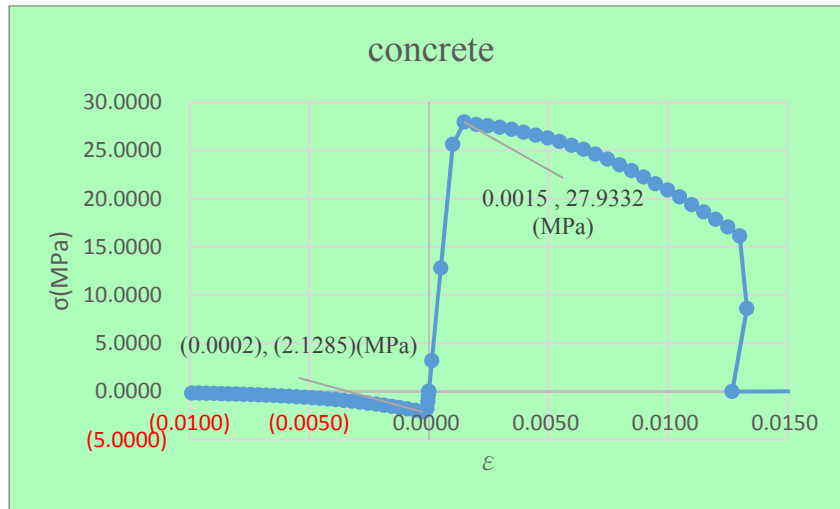


圖 11-7 模型混凝土應力應變曲線

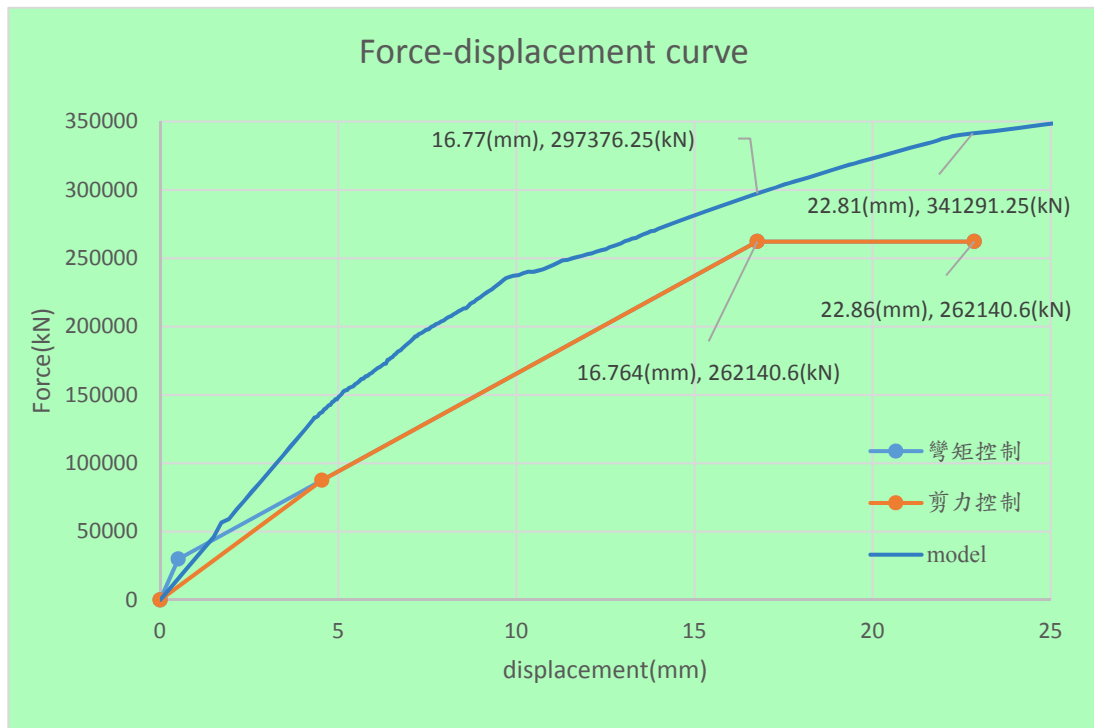


圖 11-8 模型力量-位移曲線

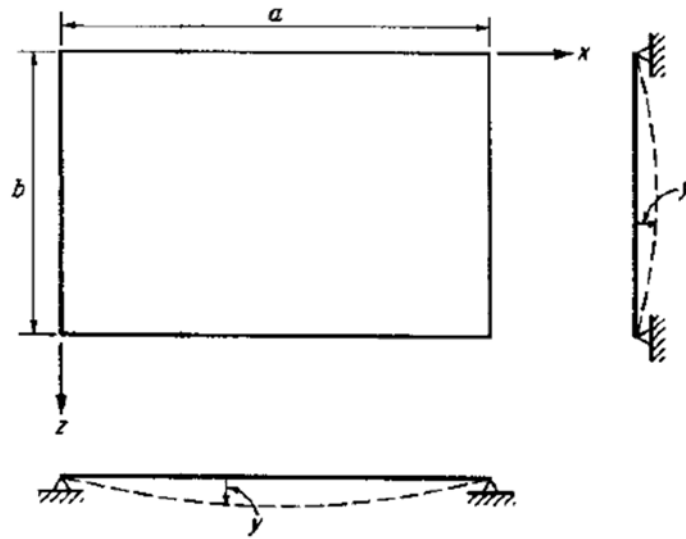


圖 11-9 Biggs 理論解之變形假設

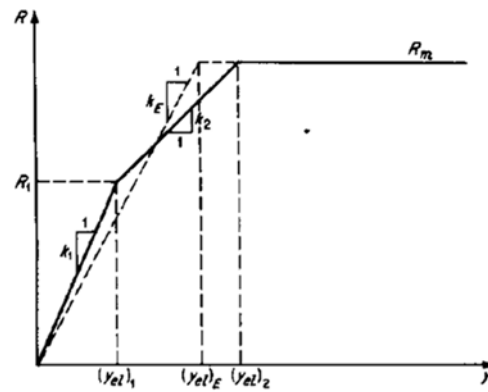


圖 11-10 Biggs 近似解力量-位移曲線

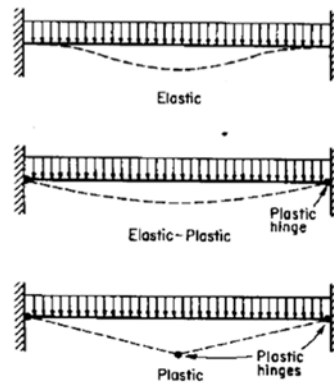


圖 11-11 Biggs 變形假設

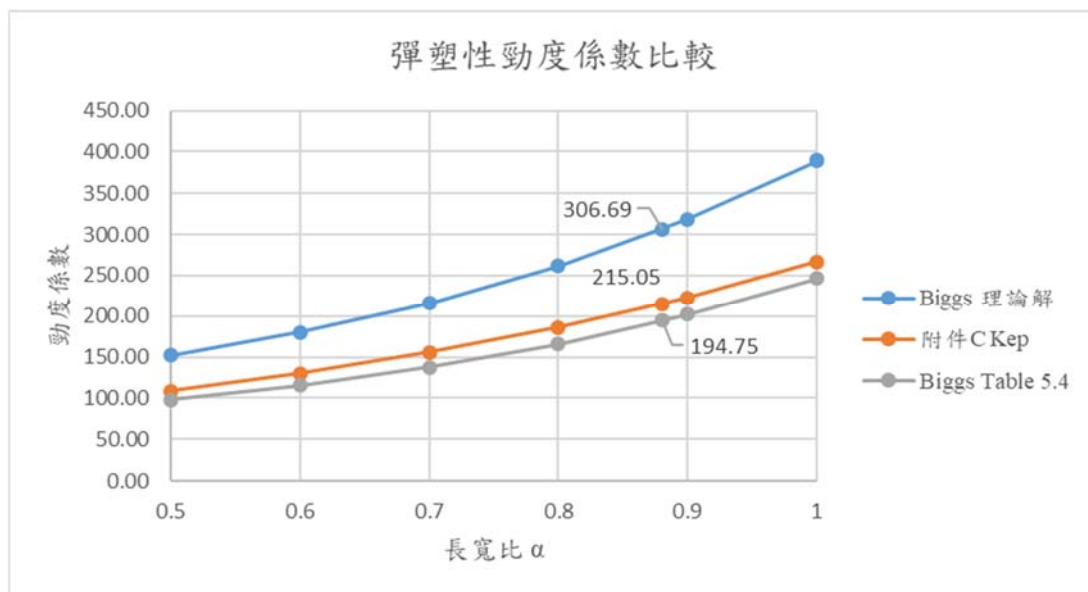


圖 11-12 彈塑性勁度係數比較圖

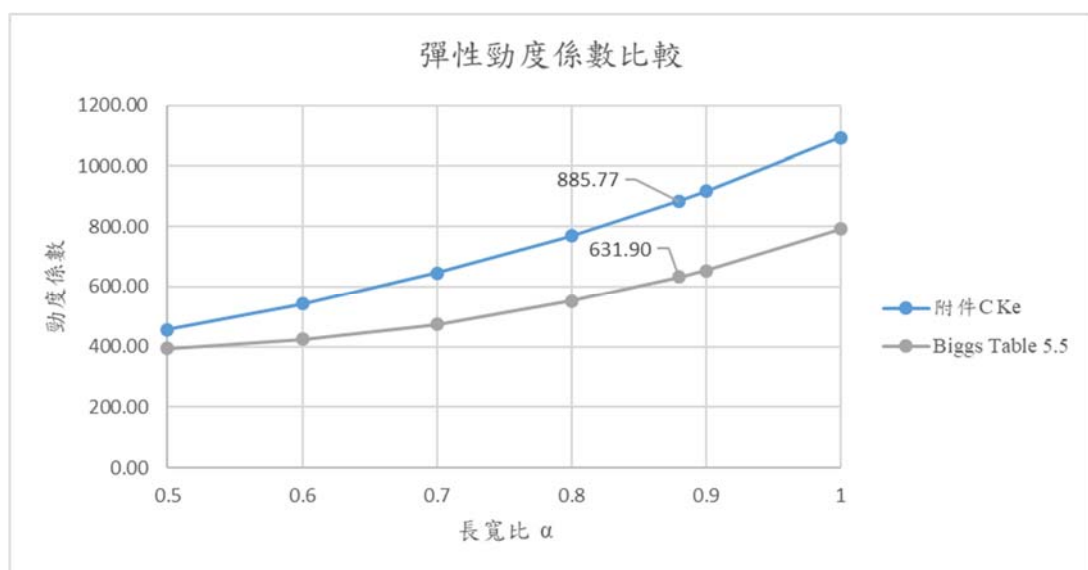


圖 11-13 彈性勁度係數比較圖

參、主要發現與結論

本計畫第一主題為「地震危害度高階分析之地殼地震地動特性邏輯樹與權重合理性之檢視」，藉由研析台灣電力公司 PSHA 再評估計畫的地動特性技術報告(NCREE, 2019b)中的地殼斷層震源地動特性邏輯樹與權重分配，檢視其合理性，主要發現與結論敘述如下：

- 一、利用 117 條共同型式 GMPE 的 13 個係數，估計這些係數的平均數向量和互變異數矩陣，並假設這 13 個係數為 13 維常態分佈，將共同型式 GMPE 視為隨機 GMPE。然而在 9 條種子 GMPE 擬合至統一型式 GMPE 的過程中，對其中 7 個係數設立 5 個限制條件，故這 13 個係數已非毫無範圍限制的 13 維常態分佈。再者，在產生 2000 條樣本 GMPE 的過程中，又額外對 5 個係數設立 2 個限制條件，故 Sammon 圖的 2000 條樣本 GMPE 的 13 個係數實為各種截尾情況的 13 維常態分佈。
- 二、以圖 3 觀之， a_6 和 a_8 的樣本分佈不似單峰對稱的常態分佈，判斷乃因限制條件 $a_5 + 5a_6 < 0$ 、 $a_4 + a_6 \ln \sqrt{a_7^2} > 0$ 、和 $a_8 < 0$ 之故。
- 三、在圖 3 中，有種子 GMPE 的 a_2 、 a_4 、 a_6 、 a_8 、和 a_{11} 落在各係數樣本分佈的最外側，難以理解。
- 四、計算權重 $w_{P,i}$ 所用的機率密度 P_j 並未說明是截尾與否的 13 維常態分佈機率密度值。
- 五、取用不同強地動數據對 $w_{R,i}^{TW+GB}$ 和 $w_{R,i}^{TW}$ 的影響比較大，亦即兩者的差異比較明顯，如圖 8 所示。
- 六、容易出現某一條代表 GMPE 之 $w_{R,i}^{TW+GB}$ 或 $w_{R,i}^{TW}$ 非常低的情形，但在 5 個權重組合後，低值情況不再明顯，如圖 10 所示。

- 七、Sammon 圖的中心設定為統一型式 GMPE 之 2926 組境況模擬的平均，而非統一型式 GMPE 之 13 個係數的平均，故中心區域（編號 17）的代表 GMPE 並未擁有較高的 $w_{p,i}$ ，如圖 10 所示。
- 八、由圖 12 的 $0 \text{ km} \leq R_x \leq 5 \text{ km}$ 殘值變化，難以認定 SWUS 計畫的上盤效應模型適用於台灣上盤場址的強震數據。
- 九、單一測站變異數 σ_{ss}^2 、事件間變異數 τ^2 、和事件內單一測站變異數 $\phi_{ss,target}^2$ 皆以縮放卡方分佈來模擬，並以它們的平均數和變異數來估計自由度 k ，但自由度需為整數，報告未說明估計值如何進位至整數。
- 十、不論是對數常態分佈或是縮放卡方分佈，也不論用途函數為何，只要 (p, q) 滿足理論推導的關係式，新的離散三點近似法估計積分值的相對誤差為零。即使採用 Pearson 和 Tukey (1965) 之 $(p, q) = (0.63, 5\%)$ ，只要運用新的離散三點近似法估計積分值，相對誤差也非常低。

本計畫第二主題為「核電廠新一代地動反應分析管制技術研究」，主要發現與結論敘述如下：

- 一、完成核電廠之土層、岩盤參數取得之場址調查技術相關文獻之蒐集及初步整理，並引述 RG-1.138 所訂定之實驗室分析場址調查所需的流程與各項實驗項目之對應參考標準。在實驗室分析中，RG- 1.138 訂定測試的要求與程序的細節，依部分規範修改，充分描述測試程序，以利後續分析。在工址調查中，RG-1.132 描述工址調查中應注意其地質件及潛在危害因素，目的為定義地震學及相關地質方面的資訊，以決定 SSE。

二、完成考量新震源之機率式地震危害度分析(PSHA)技術文獻蒐集與初步整理，並詳細剖析 RG-1.208 定義之機率式地震危害度分析相關步驟與決定年超越機率 E-04、E-05 和 E-06 的均布危害度反應譜(Uniform Hazard Response Spectrum, UHRS) 之流程。

三、完成現地反應分析(SRA)相關技術文獻蒐集與初步整理，針對現行常用之現地反應分析套裝軟體 Strata，進行地盤反應分析流程理論背景的研析，最後透過 Strata 程式進行地盤反應分析測試，再利用 Matlab 實際運用上述理論同步驗證。獲得一致之分析成果。

四、完成從岩盤輸入地震到產生目標地表地震程序之技術文獻蒐集與初步整理，依據 RG-1.208 及 NUREG/CR-6728 整理獲得岩盤場址 URS 及發展土壤場址 UHS 的各種 Approach。

五、上述各項計畫研發項目於執行過程中，藉由參與台電 GMRS Workshop 擔任觀察員角色，已逐步建立研發項目與管制技術之初步關聯性。

六、經由深入推導地盤反應分析相關理論，並利用 Matlab 自行開發分析程式，同時透過與 Strata 程式進行地盤反應分析同步驗證，已達落實教育訓練及深化管制技術傳承之目的。

本計畫第三主題為「核電廠新一代土壤-結構互制分析管制技術研究」，目前針對土壤結構互制反應分析相關參數輸入與設定導則，以及前人所執行之 V&V 案例進行研析。主要發現與結論敘述如下：

一、結構物基礎位置發生覆土差異條件時，土壤結構互制反應分析

應依 ISG-17 導則之建議予以適度調整設定，以正確模擬情境進行分析。

二、影響土壤結構互制反應分析結果的因素眾多，但卻明顯具體，包括混凝土開裂之考量、結構物基礎與周圍土壤是否分離，抑或是地震輸入該如何獲得並加載於何處，都會對分析結果造成影響。

三、考慮土壤互制效應以及土壤的非線性行為之分析結果，相較於傳統分析方式的結果更為貼近現實之結構物反應，故大型核能建物之分析應依導則之建議，考慮土壤結構互制效應較為適當。

本計畫第四主題為「核電廠新一代土壤-結構互制分析管制技術研究」，含有三個副主題，在地震減災策略評估(MSA)之方法與案例研究的主要發現與結論敘述如下：

一、多樣式應變策略(FLEX)可有效率且彈性的處理核電廠所面對的各種緊急事件，本研究分析 FLEX 中的 Appendix H，電廠藉由建立減災策略地震危害度資訊(MSSHI)，可對新地震的風險危害進行減災策略評估 (MSA)，並依據 GMRS 和 SSE 的差異，分成五種分析路徑，路徑 1 和 2 為較輕微的地震，而路徑 5 為 GMRS 大於兩倍 SSE 的嚴重地震，此時可用 C10%(i.e.10% 失敗機率的平均信心)地震容量指標進行評估。

二、FLEX 的 MSA 技術核心是基於 EPRI 1025287 和 EPRI 3002004396 等相關文件，以及 IPEEE 的分析技術，因此須深入理解這些相關技術才能完成多樣式應變策略的減災策略評估。

三、FLEX 與 ESEP 為兩個獨立的分析方法，ESEP 為一加速分析

方法，但兩者的技術核心皆與 EPRI 1025287 有關。

四、本研究分析代兩案例，一為美國亞布羅峽谷核電廠(DCPP, Diablo Canyon Power Plant)，另一為美國奧康尼核電廠(ONS, Oconee Nuclear Station)，此兩個電廠均使用路徑 5 進行減災策略評估分析。ONS 使用非機率論的方法 H4.5.2 和 H4.5.3 分析後，SLERF 沒有通過檢核，但經由變更電廠內部設計後，則滿足 FLEX Appendix H 的要求。DCPP 使用機率論方法的 H4.5.5 進行分析，直接通過檢核，沒有需要進行變更設計。

本計畫在加速耐震評估程序(ESEP)之方法與案例研究的主要發現與結論敘述如下：

- 一、加速耐震評估程序(ESEP)是在執行完整的核電廠地震風險評估之前所實施的關鍵核電廠設備的一種過渡性質的評估方法，ESEP 方法主要在建構一條特定的路徑，將最初的核電廠工作重點放在短期評估上，如此將引導核電廠迅速修改補強某些最重要的組件，從而提高核電廠的地震安全性。
- 二、透過核電廠的 GMRS 與 SSE 的比較，可以篩選決定核電廠是否要進行 ESEP，需要進行 ESEP 的核電廠，將依照 ERPI-3002000704 報告的準則建立廠內的加速耐震設備清單(ESEL)，並透過準則中 ESEP 流程圖的篩選，透過三種情境(Scenario 2、Scenario 3、Scenario 4)之一，決定該核電廠的 RLGM 與 PGA，再依照 EPRI NP-6041 報告中的方法 (Deterministic 或 Probabilistic)計算 ESEL 中各組件的 HCLPF 容量，最後，透過 HCLPF 容量與 RLGM PGA 的比較，篩選出需要做進一步精確分析與耐震補強的組件與設備。

三、ESEP 的核心技術主要是基於 ERPI-3002000704 報告、EPRI-1025287 報告、EPRI NP-6041 報告、EPRI TR-103959 報告、EPRI-1002988 報告、EPRI-1019200 報告等相關文件，因此必須深入理解這些相關技術才能有效且順利完成核電廠的加速耐震評估程序。

四、本研究分析兩個美國核電廠執行 ESEP 的案例，一為美國蒙蒂塞洛核電廠(Monticello Nuclear Generating Plant, MNGP)，另一為美國佩里核電廠(Perry Nuclear Power Plant, PNPP)，此兩個電廠經過 ESEP 流程圖採用不同的情境來決定該核電廠的 RLGM。MNGP 以情境 2 (Scenario 2)，透過 GMRS 與 SSE 在 10 Hz 的比例關係，將 SSE 放大 1.49 倍後成為 RLGM；PNPP 則以情境 4 (Scenario 4)，直接以 SPRA 分析的 GMRS 作為 RLGM，兩個核電廠皆透過 CDFM 方法求得 ESEL 中組件的 HCLPF 容量，並與各自核電廠的 PGA 進行比較，篩選出需要進一步分析評估與進行耐震補強的組件。

五、本報告將 EPRI-1003002000704 報告與兩個核電廠執行 ESEP 的案例做介紹，並檢視其方法論與技術內涵。

本計畫在核電廠用過燃料池耐震評估方面，檢視 EPRI 3002009564 報告建議的燃料池混凝土結構分析公式，探討美國電力研究所報告 EPRI-3002009564 中用過燃料池耐震評估經驗公式之合理性，除了完成相關文獻之收集與整理，研究並採用非線性有限元素分析，藉此得到 SFP 之有效勁度，根據此報告附件中用過燃料池底版之相關資料，探討非線性有限元素分析方法對燃料池混凝土結構體分析之可行性。研究成果將有助於了解非線性有

限元素分析對燃料池混凝土結構體分析之可行性。主要發現與結論敘述如下：

- 一、EPRI-3002009564 報告中，將耐震評估依該場址 GMRS 於 0.8g 為界，分為 Low GMRS site 與 High GMRS site，並針對 High GMRS site 之耐震評估提出基於 CDFM 之分析流程。
- 二、EPRI-3002009564 對於 High GMRS site 之耐震評估詳細說明於報告附件 C 中，可藉由其分析流程得到力量-位移曲線，以評估燃料池版之耐震性能。
- 三、使用非線性有限元素分析，建立燃料池底版之非線性分析模型，並進行面外側推分析，獲得版之力量位移曲線。此外，並對比附件 C 經驗公式所求得之結果，分析所得之初始勁度位於經驗公式所得之彎矩控制與剪力控制初始勁度之間；而極限強度約為附件 C 結果之 1.3 倍，說明附件 C 經驗公式之合理性與適用性。
- 四、由模型之破壞歷時圖形可以看到，版之破壞模式與附件 C 所使用之降伏線理論相近，均為對角線形式之破壞，並具有相似之尖峰位移與極限位移。
- 五、比較 Biggs 理論解、近似解與附件 C 經驗公式解可以發現，無論是彈性勁度或彈塑性勁度，三者具有相近之方程式，另外也發現附件 C 經驗公式解較為保守，與理論解之誤差約為 30%。

致謝

本項計畫得以順利完成，須感謝行政院原子能委員會核能研究所機械及系統工程專案計畫現地提供 LS-DYNA 軟體之使用以及相關技術指導。

肆、參考文獻

1. Abrahamson, N.A. (2006), *Program on Technology Innovation: Spatial Coherency Models for Soil-Structure Interaction*, EPRI, Palo Alto, CA, and US Department of Energy, Washington, DC.
2. ASCE (2005), *ASCE/SEI 43-05: Seismic Design Criteria for Structures, Systems, and Components in Nuclear Facilities*, ASCE Standards, Reston, VA.
3. ASME/ANS (2013), *RA-S-2008: Standard for Level 1/Large Early Release Frequency Probabilistic Risk Assessment for Nuclear Power Plant Applications*, with 2013 Addenda RA-Sb-2013, ASME, New York, NY.
4. ATC (2007), *ATC-63: Recommended Methodology for Quantification of Building System Performance and Response Parameters – 75% Interim Draft Report*, Redwood City, CA.
5. Baker, J.W. (2008), *An Introduction to Probabilistic Seismic Hazard Analysis (PSHA)*. White paper, version, 1, 72.
6. Bolisetti, C., Whittaker, A.S., and Coleman, J.L. (2015), *Frequency- and Time-Domain Methods in Soil-Structure Interaction Analysis* (No. INL/CON-15-35455), Idaho National Lab., Idaho Falls, ID.
7. Carl, J. (2009), *Consistent Site Response—SSI Calculations*, Revision 1, Costantino, BNL. (ADAMS Accession No. ML091980384).
8. Chow, T. and Chang, S. (2003), “Review on Current Earthquake Shutdown Criterion in Taiwan’s NPPs” , 第 23 屆台日工程研討會。
9. Coppersmith, K.J., Bommer, J., Hanson, K., Coppersmith, R., Unruh, J.R., Wolf, L., Youngs, R., Al Atik, L., Rodriguez-Marek, A., Toro, G., and Montaldo-Falero, V. (2014), *Hanford Sitewide Probabilistic Seismic Hazard Analysis*, PNNL-23361, Pacific Northwest National

Laboratory, Richland, Washington.

10. EPRI (1989), *Probabilistic Seismic Hazard Evaluations at Nuclear Plant Sites in the Central and Easter US: Resolution of the Charleston Earthquake Issue*, Palo Alto, CA, EPRI NP-6395-D.
11. EPRI (1990), *EPRI NP-7148-SL: Procedure for Evaluating Nuclear Power Plant Relay Seismic Functionality*, Palo Alto, CA.
12. EPRI (1991), *A Methodology for Assessment of Nuclear Plant Seismic Margin*, Revision 1, Palo Alto, CA, EPRI NP-6041-SL.
13. EPRI (1994), *Methodology for Developing Seismic Fragilities*, Palo Alto, CA. TR-1 03959.
14. EPRI (2002), *Seismic Fragility Application Guide*, Palo Alto, CA, 1002988.
15. EPRI (2009), *Methodology for Developing Seismic Fragilities*, Palo Alto, CA, TR-103959.
16. EPRI (2009), *Seismic Fragility Applications Guide Update*, Palo Alto, CA, 1019200.
17. EPRI (2012), *Seismic Evaluation Guidance: Screening, Prioritization and Implementation Details (SPID) for the Resolution of Fukushima Near-Term Task Force Recommendation 2.1: Seismic*, EPRI Final Report 1025287.
18. EPRI (2013), *Seismic Evaluation Guidance: Augmented Approach for the Resolution of Fukushima Near-Term Task Force Recommendation 2.1-Seismic*, EPRI Final Report 3002000704.
19. EPRI (2013), *Seismic Probabilistic Risk Assessment Implementation Guide*, Report Number 3002000709, Palo Alto, CA.
20. EPRI (2015), *High Frequency Program: Application Guidance for Functional Confirmation and Fragility Evaluation*, Report Number 3002004396, Palo Alto, CA.

21. GeoPentech (2015), *Southwestern United States Ground Motion Characterization SSHAC Level 3*, Technical Report Rev.2.
22. Grant, F.F., Tang, Y., Hardy, G.S., and Kassawara, R. (2017), “Seismic Damage Indicating Parameters at Nuclear Power Plants Affected by the 2011 Tohoku-Oki Earthquake and Plant Shutdown Criteria,” *Earthquake Spectra*, 33(1), 109-121.
23. Hall, W. S., and Oliveto, G. (Eds.) (2003), *Boundary Element Methods for Soil-Structure Interaction*, Springer Science & Business Media.
24. Hsu, T. T.C., Wu, Chiun-Lin, and Lin, Jui-Liang (2014), *Infrastructure Systems for Nuclear Energy*. Wiley.
25. *Interim Staff Guidance on Ensuring Hazard-Consistent Seismic Input for Site Response and Soil Structure Interaction Analyses*, DC/COL-ISG-017 (ML100570203_ISG17).
26. Japan Lessons-Learned Project Directorate, JLD-ISG-2012-01 (2012), *Compliance with Order EA-12-049, Order Modifying Licenses with Regard to Requirements for Mitigation Strategies for Beyond-DesignBasis External Events*, Interim Staff Guidance Revision 0, (ML12229A174).
27. Keefer, D.L. and Bodily, S.E. (1983), “Three-Point Approximations for Continuous Random Variables”, *Management Science*, 29(5), 595-609.
28. Kennedy, R.P. (1999), “Overview of Methods for Seismic PRA and Margin Analysis Including Recent Innovations”, Proceedings of the Organization for Economic Co-operation and Development (OECD)-Nuclear Energy Agency (NEA) Workshop on Seismic Risk, Tokyo, Japan.
29. Kottke, A.R. and Rathje, E. M. (2008), *Technical Manual for Strata*, University of California, Berkeley.

30. Kottke, A.R. (2010), *A Comparison of Seismic Site Response Methods*, PhD Dissertation, The University of Texas at Austin.
31. Kottke, A.R., Wang X., and Rathje, E.M.(2013), *Technical Manual for Strata*, Geotechnical Engineering Center, University of Texas.
32. Kramer, S.L. (1996), *Geotechnical Earthquake Engineering*, Prentice-Hall, New Jersey.
33. Luco, N., Ellingwood, B.R., Hamburger, R.O., Hooper, J.D., Kimball, J.K., and Kircher, C.A. (2007), “Risk-Targeted versus Current Seismic Design Maps for the Conterminous United States”, at SEAOC 2007 Convention Proceedings, Squaw Creek, CA.
34. Megill, R.E. (1977), *An Introduction to Risk Analysis*, Petroleum Publishing Company, Tulsa.
35. Morisita, H., et al. (1993), Forced Vibration Test of the Hualien Large Scale SSI Model.
36. NCREC (2019a), *Development of the Hazard Input Document for Taiwan using SSHAC Level 3 Methodology-Volume 2: SSC Technical Report*, Taipei.
37. NCREC (2019b), *Development of the Hazard Input Document for Taiwan using SSHAC Level 3 Methodology-Volume 3: GMC Technical Report*, Taipei.
38. NCREC (2019c), *Development of the Hazard Input Document for Taiwan using SSHAC Level 3 Methodology-Volume 4: Hazard Input Document*, Taipei.
39. NEI (2012), *Guideline for Assessing Beyond-design-basis Accident Response Staffing and Communications Capabilities*, NEI 12-01 Revision 0, Washington, D.C.
40. NEI (2012), *Diverse and Flexible Coping Strategies (FLEX) Implementation Guide*, NEI 12-06, Revision 0, (ML12242A378).

41. NEI (2018), *Diverse and Flexible Coping Strategies (FLEX) Implementation Guide*, NEI 12-06, Revision 5.
42. NEI (A. Pietrangelo) Letter to NRC (D. Skeen) (2013), “Proposed Path Forward for NTTF Recommendation 2.1 Seismic Reevaluations”.
43. Newmark, N.M and W.J Hall (1969), "Seismic Design Criteria for Nuclear Reactor Facilities," *Proc. World Conf. Earthquake Eng.*, 4th, Santiago, Chile.
44. NUREG/CR-6728 (2001), *Technical Basis for Revision of Regulatory Guidance on Design Ground Motions: Hazard- and Risk- Consistent Ground Motion Spectra Guidelines*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
45. NUREG/CR-6769 (2002), *Technical Basis for Revision of Regulatory Guidance on Design Ground Motions: Development of Hazard- and Risk- Consistent Ground Motion Spectra for Two Sites*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
46. NUREG-0800(2019), *Standard Review Plan for the Review of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
47. Order EA-12-049 (2012), *Order Modifying Licenses with Regard to Requirements for Mitigation Strategies for Beyond-Design-Basis External Events*, (ML12054A736).
48. Ostadan, F., and Kennedy, R. (2014), “Consistent Site-Response /Soil-Structure Interaction Analysis and Evaluation”, *Nuclear Engineering and Design*, 269, 72-77.
49. Pearson, E.S. and Tukey, J.W. (1965), “Approximate Means and Standard Deviations Based on Distances between Percentage Points of Frequency Curves”, *Biometrika*, 52(3-4), 533-546.
50. Regulatory Guide 1.132(R2) (2003), *Site Investigations for*

- Foundations of Nuclear Power Plants*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
51. Regulatory Guide 1.138(R3) (2014), *Laboratory Investigations of Soils and Rocks for Engineering Analysis and Design of Nuclear Power Plants*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
52. Regulatory Guide 1.165(1997), *Identification and Characterization of Seismic Sources and Determination of Safe Shutdown Earthquake Ground Motion*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
53. Regulatory Guide 1.60(R2) (2014), *Design Response Spectra for Seismic Design of Nuclear Power Plants*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
54. RG 1.208 (2007), *A Performance-Based Approach to Define the Site-Specific Earthquake Ground Motion*, U. S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
55. Rodri'guez-Marek, A.N., Bray, J.D., and Abrahamson, N.A. (2001), "An Empirical Geotechnical Seismic Site Response Procedure", *Earthquake Spectra*, 17(1), 65-87.
56. Sammon, J.W. (1969), "A Nonlinear Mapping for Data Structure Analysis", *IEEE Trans. Comput.*, C-18, 401-409.
57. Seismic Qualification Utility Group (SQUG) (2013), *Generic Implementation Procedure (GIP) for Seismic Verification of Nuclear Plant Equipment, Revision 3A*.
58. Short, S.A., Hardy, G.S., Merz, K.L., and Johnson, J.J. (2006), *Program on Technology Innovation: Effect of Seismic Wave Incoherence on Foundation and Building Response*, EPRI, Palo Alto, CA and US Department of Energy, Germantown, MD, Report No. TR-1013504, December.

59. Short, S.A., Hardy, G.S., Merz, K.L., and Johnson, J.J. (2007). *Program on Technology Innovation: Validation of CLASSI and SASSI Codes to Treat Seismic Wave Incoherence in Soil-Structure Interaction (SSI) Analysis of Nuclear Power Plant Structures*, EPRI Report, 1015111.
60. Sugawara, Y., et al. (1995), *Forced Vibration Test of the Hualien Large Lcale SSI Model (Part 2)*.
61. U.S. Code of Federal Regulations (2020), Title 10, Energy, Part 50, *Domestic Licensing of Production and Utilization Facilities*.
62. U.S. Code of Federal Regulations (2020), Title 10, Energy, Part 52, *Domestic Licenses, Certifications, and Approvals for Nuclear Power Plants*.
63. U.S. Code of Federal Regulations (2020), Title 10, Energy, Part 100, *Reactor Site Criteria*.
64. USGS (2009), *Implementation of the Guidelines for Level 3 and 4 PSHAs-Experience Gained from Actual Applications*, Menlo Park, CA, U.S. Geological Survey Open-File Report 2009-1093.
65. USNRC (1997) , *Recommendation for Probabilistic Seismic Hazard Analysis: Guidance on Uncertainty and Use of Experts*, Washington, D.C., U.S. Nuclear Regulatory Commission Report, NUREG/CR-6372.
66. USNRC (2012), *Practical Implementation Guidelines for SSHAC Level 3 and 4 Hazard Studies*, Washington, D.C., U.S. Nuclear Regulatory Commission Report, NUREG-2117, Rev. 1.
67. USNRC (Leeds, E & Johnson, M.) (2012), “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”,

- Letter to All Power Reactor Licensees et al., Washington D.C.
68. USNRC (2012), “Issuance of Order to Modify Licenses with Regard to Requirements for Mitigation Strategies for Beyond-Design-Basis External Events”, Order No. EA-12-049, ADAMS Number ML12054A735, Washington, D.C.
 69. USNRC (Dean, W.) (2015), “Final Determination Of Licensee Seismic Probabilistic Risk Assessments Under The Request For Information Pursuant To Title 10 Of The Code Of Federal Regulations 40.54(f) Regarding Recommendation 2.1 “Seismic” Of The Near-Term Task Force Review of Insights From The Fukushima Dai-ichi Accident”, Letter to all Power Reactor Licensees et al., Washington, D.C.
 70. USNRC (Leeds, E) (2014), “Screening and Prioritization Results Regarding Information Pursuant to Title 10 of the Code of Federal Regulations 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”, Letter to all Power Reactor Licensees et al., Washington, D.C.
 71. USNRC (1991), *NUREG-1407: Procedural and Submittal Guidance for the Individual Plant Examination of External Events (IPEEE) for Severe Accident Vulnerabilities*, ADAMS Number ML063550238, Washington, D.C.
 72. USNRC (1991), GL 88-20, *Supplement 4: Individual Plant Examination of External Events (IPEEE) for Severe Accident Vulnerabilities*, 10CFR 50.54, Washington, D.C.
 73. USNRC (1995), GL 88-20, *Supplement 5: IPEEE for Severe Accident Vulnerabilities*, Washington, D.C.
 74. USNRC (1978), *NUREG/CR-0098: Development of Criteria for*

- Seismic Review of Selected Nuclear Power Plants*, Washington, D.C.
75. USNRC (1994), *NUREG-1488: Revised Livermore Seismic Hazard Estimates for 69 Sites East of the Rocky Mountains*, Information Notice 94-32, Washington, D.C.
 76. USNRC (1987), *Generic Letter 87-02, Verification of Seismic Adequacy of Mechanical and Electrical Equipment in Operating Reactors, Unresolved Safety Issue (USI) A-46*, Washington, DC.
 77. USNRC (2010), *Implications of Updated Probabilistic Seismic Hazard Estimates In Central And Eastern United States On Existing Plants Generic Issue 199 (GI-199), Safety Risk Assessment*, Washington, DC.
 78. USNRC (2011), *Regulatory Guide 1.174, An Approach For Using Probabilistic Risk Assessment In Risk-Informed Decisions On Plant-Specific Changes To The Licensing Basis*, Revision 2.
 79. USNRC (1994),
 80. Wang, F., et al. (1998), “ Hualien experiment: Seismic analysis and evaluation of the current French design practice”, *Proceedings of the 11th European Conference on Earthquake Engineering*.
 81. 周鼎、張仁德(1997),「考慮土壤與結構互制的核能地震分析」。
 82. 張仁德(2003),「花蓮大比例尺圍阻體模型之土壤結構互制分析」。
 83. 廖克弘(2013),「以套裝軟體進行進步型核電廠為阻體結構樓板地震反應分析之地震輸入研究」,行政院原子能委員會核能研究所委託研究計畫報告。
 84. 廖克弘(2016),「核三廠圍阻體廠房在設計地震下之非線性 SSI 分析研究-土壤近域及遠域非線性效應」,行政院原子能委員會核能研究所委託研究計畫報告。
 85. 許尚逸、陳正興、林威廷(2012),「花蓮大比例尺圍阻體模型強制

振動試驗之模擬分析」。

86. 泰興工程顧問股份有限公司(2013) ,「台電核三廠圍阻體結構分析模型建立及其地震資料驗證計畫【期末報告(1 版)】」。
87. 陳正興(2004) ,「土壤結構互制地震分析之獨立運跑」,行政院原子能委員會委託中華民國大地工程學會研究計劃研究報告。
88. 侯志剛、林自勤、黃金城、吳元傑、陳昱志(2012) ,「核能電廠耐震一級結構之地震分析法規初探」,核能研究所。
89. 政院原子能委員會核能管制處(2012) ,「核二廠一、二號機第三次十年整體安全評估審查報告」。
90. 政院原子能委員會核能管制處(2012) ,「核三廠一、二號機第三次十年整體安全評估審查報告」。
91. 孫昌政(2015) ,「以 SAP2000 程式建立核一廠聯合廠房三維結構模型及樓板反應譜驗證」,行政院原子能委員會核能安全管制研究中心試運組技術報告。
92. 孫昌政(2016) ,「以 SAP2000 程式建立核一廠聯合廠房三維結構模型及樓板反應譜計算」,行政院原子能委員會核能安全管制研究中心試運組技術報告。