

國家原子能科技研究院
委託研究計畫研究報告

112 年核電廠水災與海嘯危害再評估精進技術研究與管制技術諮詢
Regulatory technology and advanced assessment methodology on
tsunami hazard reassessment for NPP (2023)

計畫編號：112B013

受委託機關(構)：國立成功大學

計畫主持人：蕭士俊

研究期程：中華民國 112 年 5 月至 112 年 12 月

研究經費：新臺幣 168.3 萬元

國原院聯絡人員：徐康耀

報告日期：112 年 12 月 8 日

目 錄

目 錄.....	I
中文摘要.....	1
Abstract.....	6
壹、計畫緣起與目的.....	13
貳、研究方法與過程.....	15
一、地震型與山崩型海嘯危害度分析.....	15
(一)機率式海底山崩型海嘯應用單位海嘯法於蒙地卡羅法之 研究.....	15
(二)外海機率式海嘯危害度分析.....	21
(三)近岸機率式海嘯危害度分析.....	23
二、沸水式核電廠海嘯數值模型.....	27
(一)海嘯數值模型.....	27
(二)數值地形.....	28
(三)單位海嘯法.....	29
(四)地震海嘯初始水位模型.....	30
(五)海底山崩海嘯初始水位模型.....	30
三、沸水式核電廠地震型海嘯危害度分析.....	38
(一)外海機率式海嘯危害度分析.....	38
(二)近岸廠區機率式海嘯危害度分析.....	40
四、沸水式核電廠海底山崩型海嘯危害度分析.....	56
(一)外海機率式海嘯危害度分析.....	56
(二)近岸廠區機率式海嘯危害度分析.....	57
五、水密門易損性曲線建構方法之研析.....	63
(一)水密門易損性與水密性能檢驗與分析之文獻回顧.....	63
(二)水理實驗結果和易損性曲線.....	67
六、水密門水理實驗數據精進分析和易損性曲線參數.....	75
(一)水密門水理實驗數據重新數位化.....	75
(二)水密門水理實驗數據精進分析.....	76

(三)水密門各門檻漏水率之需求水壓中值	78
七、水密門需求水壓易損性曲線分析比較	101
(一)水密門漏水率-水壓圖兩種數位化之易損性曲線比較.....	101
(二)水密門需求水壓外插與否之易損性曲線比較	102
(三)各類型水密門需求水壓之易損性曲線比較	103
(四)不同門檻漏水率之水密門需求水壓易損性曲線比較.....	105
八、水密門易損性分析與實驗需求規劃	117
(一)僅有驗收標準之水密門易損性分析	117
(二)水密門易損性分析之實驗規劃需求	120
參、結論與建議.....	125
肆、全程計畫總結	129
一、美國地震型機率式海嘯危害度分析於沸水式核電廠之研析	129
(一)研究內容	129
(二)主要結論	130
二、海底山崩型機率式海嘯危害度分析於沸水式核電廠之研析	133
(一)研究內容	133
(二)主要結論	134
三、水密門易損性曲線建構方法之研析	135
(一)研究內容	136
(二)主要結論	136
伍、參考文獻.....	139

中文摘要

2011年3月11日，日本東部海域發生了一場地震矩規模達9.1的強震，引發了巨大的海嘯，對日本東北部沿海地區造成了嚴重的損害和人員傷亡，並導致了福島核電廠的嚴重災害。在核電廠的海嘯危害度評估中，除了傳統的定值式評估方法外，機率式評估方法也逐漸受到關注並被廣泛應用。本研究的目的是建立一套適用於近岸核電廠的機率式海嘯危害度分析程序，並以沸水式為例進行研究，著重於闡述各方法中的關鍵參數和實施步驟，以供未來相關研究參考。針對地震引起的海嘯風險，本研究參考美國地震型機率式海嘯危害度分析程序，深入了解核電廠進行地震型機率式海嘯危害度分析時所需的評估技術和規範要求。其次，海底山崩是海嘯發生的第二大原因，但對於此類海底崩塌型海嘯的危害度評估卻鮮有全面的研究。為了更深入理解海底山崩型海嘯對特定保護目標的影響，本研究整合了現有文獻，探討機率式海底崩塌型海嘯的建置方法和認知不確定性分析，並利用蒙地卡羅模擬來考慮認知上的不確定性，進行數值模擬和海嘯危害度的溢淹潛勢分析。此外，本計畫研析海嘯需求的水密門易損性曲線建構方法，包含重新數位化測試水壓和對應漏水率的數據、線性內插不同門檻漏水率之需求水壓、精進估計水密門易損性曲線的三個參數、探討水密門易損性曲線隨門檻漏水率之變化、僅憑水密門一組水壓檢驗數據推估易損性曲線、以及規劃水密門水壓實驗。

上述三項工作的重要研究成果彙整如下。

- 一、「美國地震型機率式海嘯危害度分析於沸水式核電廠之研析」：

1. 本研究針對壓水式(PWR)和沸水式(BWR)核電廠的地震型海嘯危害度評估，參照美國的 PG&E(2010)、Thio et al. (2010) 和 University of Washington Working Group (2017) 評估方法，成功建立一套適用於評估大量地震型機率式海嘯源危害度分析的方法和流程，可用於計算外海和近岸的機率式海嘯危害度。
2. 本年度研究以 BWR 為標的進行 PSHA SSHAC-3 隱沒帶和斷層震源的外海機率式海嘯危害度分析。當年超越率為 1/10,000 時，在 2 個隱沒帶（馬尼拉和琉球）和 17 個斷層的海嘯危害度之中，琉球隱沒帶引致的外海波高約為 3 m 以上，其餘則低於 1 m。因此，本研究以琉球隱沒帶引致之海嘯作為近岸廠區模擬分析之標的。
3. 本研究完成年超越率 1/10,000 的地震型海嘯源的拆解分析，並對其中兩種符合海嘯源拆解門檻的情境做非線性之水動力模擬。雖然這兩種情境的海嘯初始水位有顯著差異，但其造成近岸廠區海嘯波高的平均差異為 10%~20%，表示這兩種海嘯源情境造成的近岸廠區危害度幾乎一致，顯示本研究的結果具有參考性。

4. 在年超越率 1/10,000 的地震型海嘯於近岸廠區的分析中可看出，此情境對於 BWR#1 和#2 均無顯著影響（僅靠近 BWR #2 西北方低窪處有比較明顯的溢淹）。

二、「海底山崩型機率式海嘯危害度分析於沸水式核電廠之研析」：

1. 本研究針對壓水式和沸水式(BWR)核電廠的海底山崩型海嘯危害度評估，參照 Lane et al. (2016) 、Cecioni et al. (2023) 和 University of Washington Working Group (2017) 評估方法，成功建立一套適用於評估大量海底山崩型機率式海嘯源危害度分析(LPTHA)的方法和流程，用於計算外海和近岸的機率式海嘯危害度。
2. 本年度研究參考最新的 LPTHA 研究（Cecioni et al., 2023），引入單位海嘯法的計算方式，藉此滿足蒙地卡羅模擬所需的大量海嘯情境模擬。本年度以一個海底山崩潛勢區針對其崩移物的長度、寬度和厚度進行共 3,000 組的蒙地卡羅模擬分析以及海底山崩引致之海嘯模擬分析，與去年度之研究模擬數量（60 組）相比有顯著的增長。
3. 目前文獻上是以經驗公式的方式計算近岸的危害度，本年度研究參考地震型 PTHA 的近岸海嘯分析方式，先進行海嘯源拆解，再透過非線性之水動力模擬，藉以獲得較高精度的近岸海嘯危害度計算成果。除此之外，本年度研究建置之計算方式可同時避免經驗公式的適用性問題（地形、波浪條件等限制）。

4. 本研究完成年超越率 1/10,000 的海底山崩型海嘯源的拆解分析，並選用觀測位置之海嘯波高皆超過年超越率 1/10,000 的海嘯波高，並且與之差異最小的情境作為海底山崩型海嘯源拆解之結果。
5. 近岸廠區的海嘯模擬分析結果指出，年超越率 1/10,000 的海底山崩型海嘯對於沸水式核電廠廠區的影響不顯著。

三、「水密門易損性曲線建構方法之研析」：

1. 相對於線性內插，離散數據線性外插的結果比較不可信。本計畫重新精進數位化數據，只取線性內插結果估計水密門易損性曲線的參數。若數據個數偏少，取樣本標準差和全距校正標準差的保守數值，視為易損性曲線標準差的估計值。
2. 本計畫以 5 個門檻漏水率，線性內插 Taoka et al. (2020) 水理實驗的三種類型和所有類型合併之水密門需求水壓，再以這些數據分別估計三種類型和所有類型合併之水密門易損性曲線的 3 個參數，即中數、隨機不確定性的對數標準差和認知不確定性的對數標準差。
3. 門檻漏水率愈高，需求水壓的中值愈大，即水密門易損性曲線往右移動；隨機不確定性的對數標準差則高低起伏，即水密門易損性曲線的上升斜度大小不一；認知不確定性的對數標準差也是高低起伏，即不同信心水準的水密門易損性曲線水平移動距離不一。
4. 依據本計畫水密門易損性分析的結果，類型 3 水密門的 C_{HCLPF} 最小，類型 2 水密門的 C_{HCLPF} 最大。

5. 真實水密門出廠檢驗報告通常只進行一組水密試驗，亦即在指定測試水壓下，記錄漏水率，並判定是否小於允許漏水率。此時，可依據本計畫的水密門易損性分析結果，推估真實水密門的易損性曲線。
6. 本計畫提出真實水密門易損性分析之實驗規劃需求，比 Taoka et al. (2020) 的水理實驗稍為精進。此外，另有進階版本的實驗規劃需求，額外再進行水密門兩種面外剪應變的水壓實驗，以及真實水密門出廠檢驗報告水壓實驗的簡易版本實驗規劃需求，即水壓須加載至漏水率超過 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，或超過檢驗標準的允許洩漏率為止。

關鍵字：機率式海嘯危害度分析(PTHA)、隱沒帶震源、斷層震源、海嘯源拆解、機率式海底山崩型海嘯危害度分析(LPTHA)、蒙地卡羅模擬、單位海嘯法、水密門、漏水率、需求水壓、易損性曲線

Abstract

On March 11, 2011, an earthquake with a moment magnitude of 9.1 struck off the eastern coast of Japan, unleashing a colossal tsunami that inflicted grave damage and casualties in the northeastern coastal regions of Japan, culminating in a severe disaster at the Fukushima nuclear power plant. In the tsunami hazard assessment for nuclear power facilities, probabilistic assessment methods have gradually come to the fore, gaining traction alongside traditional deterministic assessment techniques. The aim of this study is to establish a probabilistic tsunami hazard analysis protocol pertinent to coastal nuclear power plants, with a particular focus on boiling water reactors. This research delineates the key parameters and implementation steps across various methodologies to furnish a reference for future scholarly inquiries. This study draws upon the United States probabilistic seismic tsunami hazard analysis protocol to gain a comprehensive understanding of the assessment techniques and regulatory requirements necessary for conducting seismic probabilistic tsunami hazard analyses at nuclear power plants. Moreover, submarine landslides constitute the second most prevalent cause of tsunamis, yet comprehensive hazard assessments for such submarine landslide-induced tsunamis are scarce. To augment our comprehension of the impacts of submarine landslide-induced tsunamis on designated protective targets, this research amalgamates extant literature to explore probabilistic methods for submarine landslide-induced tsunamis and the analysis of epistemic uncertainties, employing Monte Carlo simulations to account for epistemic uncertainties, thereby facilitating numerical simulations and inundation potential analyses for tsunami hazards. Furthermore, this project delves into the construction methods for watertight door

vulnerability curves predicated on tsunami requirements, which encompasses re-digitization of hydrostatic pressure test data and corresponding leakage rates, linear interpolation of required hydrostatic pressure across varying leakage thresholds, refinement of three parameters to estimate the vulnerability curves of watertight doors, investigation into the variability of watertight door vulnerability curves with leakage thresholds, estimation of vulnerability curves based solely on a single set of watertight door hydrostatic pressure test data, and the planning of hydrostatic pressure experiments for watertight doors.

The most important results of the above are summarized as follows:

1. In the “Methodology study on the Boiling Water Reactor Nuclear Power Plants of the earthquake PTHA from USA”:
 - A. This study is centered on the assessment of tsunami hazards for Pressurized Water Reactor (PWR) and Boiling Water Reactor (BWR) nuclear power plants. By referencing and integrating the assessment methodologies of PG&E (2010), Thio et al. (2010), and the University of Washington Working Group (2017), it successfully establishes a comprehensive methodology and process. This newly developed approach is tailored for the evaluation of numerous seismic probabilistic tsunami sources, enabling the calculation of probabilistic tsunami hazards in both offshore and nearshore environments.
 - B. In this year, the Probabilistic Seismic Hazard Analysis (PSHA) SSHAC-3 methodology was employed to assess the probabilistic offshore tsunami wave heights associated with subduction zones and fault sources. With an annual exceedance probability of 1/10,000, the tsunami hazards from two subduction zones (Manila and Ryukyu) and 17 faults were evaluated. Tsunamis

induced by the Ryukyu subduction zone resulted in offshore wave heights of approximately 3 meters or more, in contrast to those from other sources, which were below 1 meter. Consequently, this study primarily concentrated on tsunamis originating from the Ryukyu subduction zone in the context of nearshore plant area analysis.

- C. The study accomplished a detailed decomposition analysis of seismic tsunami sources with an annual exceedance probability of 1/10,000. It then proceeded to perform non-linear hydrodynamic simulations on two specific scenarios that surpassed the tsunami source decomposition threshold. Despite these scenarios exhibiting significant variances in their initial tsunami water levels, the resultant average difference in tsunami wave heights within the nearshore plant areas ranged from 10% to 20%. This relatively narrow range indicates a near-consistent hazard level across both scenarios, thereby underscoring the referential reliability and validity of the study's outcomes.
- D. The analysis of seismic tsunamis impacting nearshore plant areas, with an annual exceedance probability of 1/10,000, revealed that this particular scenario had no significant effects on BWR#1 and BWR#2. The exception was a more pronounced flooding observed in the low-lying areas located to the northwest of BWR#2. This finding suggests that while certain localized impacts were noted, the overall integrity and safety of the BWR facilities under this specific seismic tsunami scenario remained largely unaffected.

2. In the “ Probabilistic Tsunami Hazard Analysis of Submarine

Landslides for Boiling Water Reactor Nuclear Power Plants”:

- A. This study conducted an in-depth assessment of the hazards posed by submarine landslide-induced tsunamis to Pressurized Water and Boiling Water Reactor (BWR) nuclear power plants. Utilizing methodologies from Lane et al. (2016), Cecioni et al. (2023), and the University of Washington Working Group (2017), we successfully developed a comprehensive methodology and procedure for Landslide Probabilistic Tsunami Hazard Analysis (LPTHA) of submarine landslide-induced tsunamis. This approach is designed to calculate probabilistic tsunami hazards in both offshore and nearshore areas.
- B. In this year's research, drawing on the latest advancements in LPTHA by Cecioni et al. (2023), we incorporated the unit tsunami method into our calculations to facilitate extensive tsunami scenario simulations required for Monte Carlo analysis. We executed a total of 3,000 Monte Carlo simulation analyses focused on a potential submarine landslide zone, evaluating dimensions like length, width, and thickness of the landslide material, as well as the tsunami simulations induced by such landslides. This marks a significant increase from last year's 60 simulations, reflecting a substantial advancement in our research scope and depth.
- C. Traditionally, empirical formulas have been used in literature for calculating nearshore hazards. This year, our study adopted an approach similar to seismic PTHA for analyzing nearshore tsunamis. We started with a decomposition of the tsunami source, followed by non-linear hydrodynamic simulations, to achieve more accurate results in calculating nearshore tsunami hazards.

Additionally, this year's computational method overcomes the limitations of empirical formulas, such as those posed by terrain and wave conditions.

- D. The study completed a detailed decomposition analysis of submarine landslide-induced tsunami sources with an annual exceedance rate of 1/10,000. We selected scenarios where the observed tsunami wave heights at certain locations not only exceeded this annual rate but also had the minimum deviation from it. These scenarios were then used to inversely deduce the characteristics of the submarine landslide-induced tsunami sources.
 - E. The tsunami simulation analysis focused on the nearshore plant area revealed that the impact of submarine landslide-induced tsunamis, with an annual exceedance probability of 1/10,000, was negligible on the boiling water reactor (BWR) nuclear power plant area. This finding underscores the resilience of such facilities against this specific type of tsunami threat, suggesting that the risk posed by submarine landslide-type tsunamis at this probability level is minimal.
3. In the “Study on Constituting Method for Fragility Curves of Watertight Doors”:
- A. Compared to linear interpolation, linear extrapolation of discrete data is generally less reliable. This project has refined the digitization of data, exclusively utilizing linear interpolation results to estimate parameters for watertight door vulnerability curves. In cases of limited data, we adopt a conservative approach by using the larger value between sample standard deviation and

range-corrected standard deviation as the estimate for the vulnerability curve's standard deviation.

- B. The project utilizes five threshold leakage rates to linearly interpolate the required water pressure data for watertight doors from Taoka et al. (2020) hydraulic experiments, which encompass three types and a combined category. These data are then used to estimate three parameters for each type and the combined category's watertight door vulnerability curves: median, logarithmic standard deviation of random uncertainty, and logarithmic standard deviation of epistemic uncertainty.
- C. Higher threshold leakage rates correlate with greater median required water pressures, indicating a rightward shift in the watertight door vulnerability curves. The logarithmic standard deviation of random uncertainty fluctuates, affecting the steepness of the vulnerability curves. Similarly, the logarithmic standard deviation of epistemic uncertainty also varies, leading to different horizontal movements of the vulnerability curves at various confidence levels.
- D. Based on the results of this project's vulnerability analysis, Type 3 watertight doors exhibited the least C_{HCLPF} , while Type 2 doors showed the highest C_{HCLPF} .
- E. Real-world watertight door inspection reports typically involve a single watertightness test, where the leakage rate at a specified test pressure is recorded to determine if it falls below the allowable leakage rate. Using the results from our project's vulnerability analysis, it is now possible to estimate the real-world watertight door's vulnerability curve.

F. This project suggests an experimental planning requirement for real watertight door vulnerability analysis, which slightly advances beyond Taoka et al. (2020)'s hydraulic experiments. Additionally, an advanced version of the experimental planning includes water pressure tests for two types of out-of-plane shear strains on watertight doors, as well as a simplified version of the experimental plan, which requires loading the water pressure until the leakage rate exceeds 0.02 m³/h/m² or the allowable leakage rate as per inspection standards.

Keywords : probabilistic tsunami hazard analysis (PTHA), subduction zone source, fault source, source disaggregation, landslides, probabilistic tsunami hazard analysis (LPTHA), Monte Carlo simulation, unit tsunami method, Watertight Door, Leakage Rate, Demand Water Pressure, Fragility Curve.

壹、計畫緣起與目的

臺灣位於環太平洋火山帶，四周由海洋包圍並位於菲律賓海板塊與歐亞板塊的交界，這一地理位置使其面臨著顯著的海嘯風險，尤其是周邊的琉球海溝和馬尼拉海溝皆是地震型海嘯的潛在來源。日本作為臺灣的鄰國，也面臨著相似的風險。2011年3月11日日本東北地方發生太平洋近海地震並引發海嘯，造成福島第一核電廠事故之後，國內外的核電廠因應外部事件的天然災害，陸續精進機率安全評估，也稱為機率風險評估。進行核電廠機率安全評估時，需先進行災害風險分析，例如地震危害度分析或海嘯危害度分析等，其次是結構、系統和組件(SSC)的易損性分析(Fragility Analysis)，最後用故障樹分析(Fault Tree Analysis)求算核電廠的量化風險。災害風險分析是外部事件的需求評估，而SSC的損壞端視於容量是否小於需求。若將災害需求和SSC容量這兩類隨機變數分開處理，則危害度分析用來評估災害需求；SSC的易損性則是某一災害需求下，容量不足而導致損壞的條件機率。SSC損壞造成的連鎖反應，形成核電廠的損壞或失效風險，故用故障樹分析。

當海嘯波侵襲核電廠時，可能的防護措施有三道，最外部防護為海嘯牆，廠區結構物內的水密門為中間防護，而水密門內組件的最後一道防護為自身的防水高度。海嘯牆的損壞模式以結構失效為主，水密門的損壞模式是水密喪失的功能失效，組件的損壞模式則偏向電力喪失的功能失效。依據海嘯波高(或溯升高度)由低而高，可將組件的安全狀況分為三種：(1)海嘯牆未漫頂越水；(2)海嘯牆已漫頂越水，但水密門保持水密功能；和(3)水密門進水，但組件底座在溢淹水位之上。

相較於地震需求的 PSHA 和相關 SSC 的易損性分析，海嘯需求的 PTHA 和相關 SSC 的易損性分析發展較晚，已執行的計畫、發表的論文和相關規範或導則也比較少。本子計畫前一年度已依據三種水密門的水壓實驗數據，建立水密門的各種易損性曲線 (Fragility Curve)。本年度計畫為：(1) 擬針對不同的允許漏水率，精進水密門的易損性分析，比較水密門的易損性曲線。(2) 持續收集其它水密門的水壓實驗數據，建立水密門的易損性曲線。(3) 規劃實際水密門水壓實驗的程序，以便建立水密門的易損性曲線。

貳、研究方法與過程

一、地震型與山崩型海嘯危害度分析

PG&E (2010) 提出了 PTHA 的機率模型架構，Thio et al. (2010) 以單位海嘯法評估大量的海嘯情境(超過 10,000 種)計算機率式離岸波高 (probabilistic offshore wave height)，並以海嘯源拆解 (source disaggregation) 和非線性數值模式，評估機率式海嘯的溯升溢淹分析。University of Washington Working Group (2017) 提出最小二乘法之計算架構，藉此評估海嘯源拆解之合適性。

本研究延續行政院原子能委員會委託研究計畫—「110 年核電廠海嘯危害再評估精進技術研究與管制技術諮詢」(後續簡稱 110 年計畫) 建立之外海機率式海嘯危害度評估方法，以及「111 年美國地震型機率式海嘯危害度分析於近岸溯升程序之研析及建置」(後續簡稱 111 年計畫) 建立之近岸機率式海嘯危害度分析方法。

(一) 機率式海底山崩型海嘯應用單位海嘯法於蒙地卡羅法之研究

研析海底山崩型海嘯所造成的潛在災害評估，首要為決定海底山崩源的特性，然其不確定因素廣泛，如山崩源的型態及質地等。是以若要全面地考量如此複雜的因素，透過機率式模型因當為較保守的評估手段。然而，與海底地震型海嘯不同，海底山崩型海嘯所形成的波型兼具長波與短波互制之特性，若以較簡化的淺水波方程式 (shallow-water equation)

模擬之，因無考慮波浪頻散特性（non-dispersive），短波所造成的效應則無法顯現。因此，既有文獻多以基於弱頻散性（weakly dispersive）之 Boussinesq-type model（e.g., FUNWAVE）及非靜水壓模式（non-hydrostatic wave model, e.g., NHWAVE）進行海底山崩型海嘯之模擬。藉由這些數值模式進行模擬可確保海底山崩型海嘯之物理特性充分滿足，然伴隨而來的則是較長的計算時間，需仰賴大量的伺服器計算資源。

為尋覓較佳的計算效率，且同時滿足海底山崩型海嘯需考量之物理特性，Iorio et al.（2021）發展基於緩坡方程式（Mild-slope equation, MSE）的頻率域數值模式，並結合與時間相關之海底地形水深變化的模組，以模擬海底山崩型海嘯。此做法為將水位變化視為海底山崩隨時間及空間變化的特性，並透過傅立葉轉換將之轉為頻率域，以進行海嘯傳遞之模擬，最後再透過傅立葉反轉換將之轉化為時間域，以求取海嘯引致之水位變化等特性。

緩坡方程式同屬水深積分型態之模式，其特點為，當滿足海底地形變化平緩的前提下，可考量波浪自深水至淺水的變化特性；意即波浪頻散的物理特性已涵蓋於模式中。然緩坡方程式的缺點為，僅能考量線性的波動，意即波浪非線性的影響將難以模擬，此或許將反映在海嘯傳播至近岸時非線性程度遞增之情況。

此外，Iorio et al.（2021）亦基於蒙地卡羅模擬（Monte Carlo Simulations, MCS）技術，以建立機率式海底山崩型海

嘯模型，其中 MCS 的核心架構為藉由大量的數值模擬以評析之，包含改變海底山崩源之物理尺度或滑動特性等，是以模式計算效率將再度形成一大障礙。為此，Iorio et al. (2021) 參考海底地震型海嘯行之有年的單位海嘯法進行模式預算，作為潛在海嘯源評估之基礎。具體而言，Iorio et al. (2021) 的作法為考量單位底床位移量 (unit seafloor displacement)，將潛在海底山崩海嘯源及其可能運移位置之目標區域，切分成數小個方型區域，以進行單位海嘯源之預算 (pre-computed simulation)，並獲取數個近岸點位之基本解 (elementary solution)。如此一來，將可藉由格林函數 (Green's functions) 估算權重及將水位變化乘上權重，再以線性疊加將水位變化綜合考量，快速的估算目標近岸點位之海嘯水位變化。

Iorio et al. (2021) 以兩個在文獻既有之物理模型實驗，來評析其所建立之數值模式及分析流程之準確性及合理性。首先，其以 Enet and Grilli (2007) 的實驗進行比較，目標專注於釐清其所發展線性緩坡頻率域模式之準確程度；比較結果即如前段所述，因緩坡方程式在物理上無法考量波浪非線性，是以在相對深水處模擬結果與實驗量測較為符合，然位於相對淺水處，模擬與量測結果誤差較大。次之，透過單位海嘯法所預算之基本解，快速的求取結果並與實驗量測比較；其中，Iorio et al. (2021) 亦研析單位海嘯法中分割區域解析度的影響。其結論為，在海底山崩海嘯源附近的量測點位，若所區分的子區域較大，則將無法捕捉波浪短波的特性，相對誤差達 88.4%；然有趣的是，針對較遠域的量測點位，無

論子區域大小與否，透過格林函數權重及線性疊加估算之結果與直接模擬之結果相比差異逐漸變小（最大子區域估算結果相對誤差約 20%、最小子區域估算結果相對誤差約 1.8%）。

第二個實驗為使用 Di Risio et al. (2009) 所進行之量測結果。Iorio et al. (2021) 使用相同的分析步驟進行研析，比較結果差異特性與第一個實驗比較結果特性非常一致，亦即接近海嘯源處，若使用較大的子區域進行單位海嘯法分析，比較結果差異較大，但若目標放在較遠域之量測點位，誤差則將變小。最後，Iorio et al. (2021) 則透過其所建立之 MCS-MSE 模型建構基於 Di Risio et al. (2009) 實驗之 LPTHA，作為其所發展模式之初步應用。

由於 Iorio et al. (2021) 僅針對實驗室尺度之模型試驗進行分析及建立 LPTHA，尚未應用至實際發生的海底山崩型海嘯案例。Cecioni et al. (2023) 延伸 Iorio et al. (2021) 所發展的方法，並進行實際算例的研究，其所專注的研究案例為 2018 年 9 月 28 日於印尼 Palu Bay 因 Mw 7.5 級地震所引致海底崩移並產生海嘯之災難事件。

具體言之，Cecioni et al. (2023) 所採用之分析方法絕大多數與 Iorio et al. (2021) 所提出之評估框架一致，故不再於此贅述，其中較大的差異為溢淹（即溯升）之演算。以既有文獻使用 FUNWAVE 或 NHWAVE 等時間域的長波模式言之，藉由不同的演算方法，均可直接進行長波溢淹之陸地範圍之演算。然而，MSE 模式則無法模擬此複雜之物理過程，因其牽扯複雜的非線性波動特性。是以 Cecioni et al. (2023)

考慮的近岸目標點位為水深 30m、50m 及 100 m 之位置，而在陸地邊界則是以部分反射邊界條件進行近似，並於整個 Palu Bay 的海岸線均一致地採用反射率 0.7 做為近似的估算方法，以求取海嘯造成的水位變化。而近岸的溢淹，則以估算海嘯造成的溯升做為代表。簡言之，其以 30m、50m 及 100 m 水深位置做為目標點位並取得波高，再藉由 Madsen and Fuhrman (2008) 所提出之半經驗溯升高公式 [semi-empirical runup formula；基於格林定理 (Green's law) 用以估算長波淺化及引入碎波相似參數；坡度影響則僅藉由目標點位至海岸線剖面的平均坡度進行估算]，以求取各斷面之估算溯升高。

由於 2018 年 Palu Bay 海嘯事件有許多學者專家至現地進行溯升及溢淹測量，故 Cecioni et al. (2023) 得以將其透過諸多簡化方式所獲取之溯升高與實際海嘯事件的溯升量測進行量化的比較及分析。為釐清所選取近岸點位對溯升高估算的影響，Cecioni et al. (2023) 以三種水深位置 30m、50m 及 100 m 進行分析。然結果顯示，三種水深的近岸點位選取差異並不顯著。故，為盡量降低非線性效應的影響，Cecioni et al. (2023) 則以 100m 水深位置為主，進行後續 MCS 的分析。此外，將模擬的結果與實際量測比較，作者認為差異在可接受範圍內，尤其在此研究中，尚無考慮該地震所產生之潛在影響及其可能產生之海嘯。另外，Cecioni et al. (2023) 亦與 Schambach et al. (2021) 使用 NHWAVE 耦合 FUNWAVE 之模擬結果進行比較。相對於現場量測數據，比較結果顯示，Cecioni et al. (2023) 所呈現的結果在多數點位較為保守，而

Schambach et al. (2021) 的模擬結果在相對中等的溯升高較為準確，但針對較大的溯升高則是一致性的偏低。是以，Cecioni et al. (2023) 認為以其所使用的較簡化的模式及分析框架，如此的比較結果應是可被接受的。

最後，Cecioni et al. (2023) 以單位海嘯法進行該事件的評析，同時引入 MCS 模擬，以考量多變的海底山崩源的尺度特性變化。為闡明讀者對單位海嘯法可能的疑義，Cecioni et al. (2023) 亦透過直接的案例模擬，亦即將 MCS 所考量不同海底山崩源特性的案例逐一透過 MSE 模式進行計算，並進行兩者的結果比較及所需的計算時間分析。在量化的溯升估算比較中，單位海嘯法模擬及直接案例模擬的差異並不顯著，此亦顯現 Cecioni et al. (2023) 所選取的單位海嘯子區域大小頗為適當。在計算效率上，Cecioni et al. (2023) 考量 Palu Bay 海嘯事件可能的 7 個海底山崩海嘯源，而每個海嘯源透過 MCS 以 1,000 組參數組合進行模擬，共 7,000 組。在使用相同的計算電腦做為一致性的比較下，透過直接模擬所需總 CPU time 為 3,333.2 小時，而使用單位海嘯法所需總 CPU time 為 176.56 小時，計算效率的提升相當顯著，也指出此方法具備足夠的準確程度及高度的計算效率，可作為往後相關 LPTHA 研究參考。

(二)外海機率式海嘯危害度分析

1.地震型機率式海嘯危害度分析

PG & E (2010)提出之海嘯波高的年超越率之模型如下：

$$\begin{aligned}
 & v_{\text{EQK}}(W_{\text{tsu}} > z) \\
 &= \sum_{i=1}^{N_{\text{FLT}}} N_i(M_{\text{min}}) \int_m \int_{\text{Loc}} f_{m_i}(M) f_{\text{Loc}_i}(\text{Loc}) \\
 & \quad P(W_{\text{tsu}} > z | M, \text{Loc}) dM d\text{Loc} \quad (2-1-1)
 \end{aligned}$$

其中， W_{tsu} 為海嘯波高， N_{FLT} 為會造成海嘯的斷層數目， $N_i(M_{\text{min}})$ 為第 i 個震源發生地震規模大於 M_{min} 的年發生率， f_{m_i} 和 f_{Loc_i} 分別為地震規模的機率密度函數和斷層破裂位置的機率密度函數， $P(W_{\text{tsu}} > z | M, \text{Loc})$ 為在地震規模 M 及震源於 Loc 位置處的條件下，海嘯波高 W_{tsu} 大於水位 z 的機率，此機率可表示為：

$$\begin{aligned}
 & P(W_{\text{tsu}} > z | M, \text{Loc}) \\
 &= 1 - \Phi \left(\frac{\ln z - \ln(\hat{W}_{\text{tsu}}(M, \text{Loc}))}{\sigma_{\text{EQK}}} \right) \quad (2-1-2)
 \end{aligned}$$

其中， Φ 代表累積常態分佈函數，模式計算中的海嘯最大振幅值 (maximum amplitude) 定為機率分佈的中值波高 \hat{W}_{tsu} ，標準差 $\sigma_{\text{EQK}} = \sqrt{\sigma_{\text{mod}}^2 + \sigma_{\text{par}}^2}$ 則透過偶然不確定性的計算得到 (σ_{mod}^2 和 σ_{par}^2 分別為數值模式和地震參數的變異量)。

在式 2-1-1 中，考慮海嘯波高受造成海嘯的斷層數目、斷層上發生足以造成海嘯的地震規模年平均發生率、地震規

模的大小分佈、斷層破裂遠近、以及地震規模大小和斷層遠近對近岸海嘯波高的影響等等因素。在式 2-1-2 中，將地震規模大小和斷層遠近造成的近岸海嘯波高模擬為對數常態分佈，需要中值和標準差計算近岸海嘯波高的超越機率。

若是資料樣本數較少，海嘯波高的年超越率可表示為：

$$\begin{aligned}
 v_{\text{EQK}}(W_{\text{tsu}} > z) \\
 &= \sum_{i=1}^{N_{\text{FLT}}} \sum_{j=1}^{NS_i} \text{rate}_{ij} P(W_{\text{tsu}} > z | M_{ij}, \text{Loc}_{ij}) \quad (2-1-3)
 \end{aligned}$$

其中， rate_{ij} 為第 i 個地震源所引發第 j 個情境的海嘯發生機率。

Thio et al. (2010) 透過格林函數將震源區斷層拆解為數個子斷層，透過單個海嘯波形（格林函數）的總和來表示地震情景（圖 2-1-1）。透過預先計算並儲存在每個子斷層的單位滑移量產生之海嘯波形，可進一步快速的組合成各種情境之海嘯波形（圖 2-1-2），而不需進行全新的計算模擬，達到節省計算資源之目的。

2. 海底山崩型機率式海嘯危害度分析

在 110 年度的 LPTHA 計畫中，本研究採用了 Lane et al. (2016) 的方法來建立崩移體積與其事件重現期之間的關係，即所謂的震度-頻率分佈（Magnitude-Frequency Distribution, MFD）。該方法利用紐西蘭庫克海峽海底峽谷（Cook Strait Canyon）的地形數據，透過統計分析，提煉出基於經驗的 MFD。

這一方法使本研究能夠建立一個基於實際數據的崩塌機率模型，從而更好地評估海嘯危害的機率：

$$v(v > V) = \frac{3.28V^{-1.53}}{15,000} \quad (2-1-4)$$

其中， V 代表特定大小之體積， v 即是超過該特定體積之崩移的年發生率。此外，體積與海嘯波高之關係式需透過海嘯數值模擬計算分析，並透過下式進行擬和：

$$V(x, y, \eta) = \left(\frac{\eta}{10^{b(x,y)}}\right)^{1/m(x,y)} \quad (2-1-5)$$

其中， x 代表發生源經緯度座標， y 代表接收點經緯度座標， V 為崩移體積， η 為波高， $m(x, y)$ 及 $b(x, y)$ 即是需透過迴歸而得出之參數。透過式(2-1-4)及(2-1-5)即可得海嘯波高之機率模型。

(三)近岸機率式海嘯危害度分析

由於海嘯波線性的假設不適用於振幅與水深相近的區域，此時需以非線性的數值模式計算溯升和溢淹。為了將外海波高危害度擴展至近岸，故需進行海嘯源拆解之分析，並以非性線的數值模型進行近岸的計算。

University of Washington Working Group (2017)提出地震型海嘯源拆解計算流程，共可分為五個步驟，如圖 2-1-3 所示。STEP1 和 STEP2 描述的是建立研究區域所需之 UTM 資料庫，並用於計算 PTHA 外海海嘯波高。STEP3 為整個方法的核心 -

建立非線性最小二乘法進行 UTM 資料庫權重之最佳化分析。

目標函數 $f_j(W)$ 可表示為：

$$f_j(W) = \max \left[\sum_{i=1}^m \eta_{ij}(t) \cdot W_i \right] - A_j \quad (2-1-6)$$

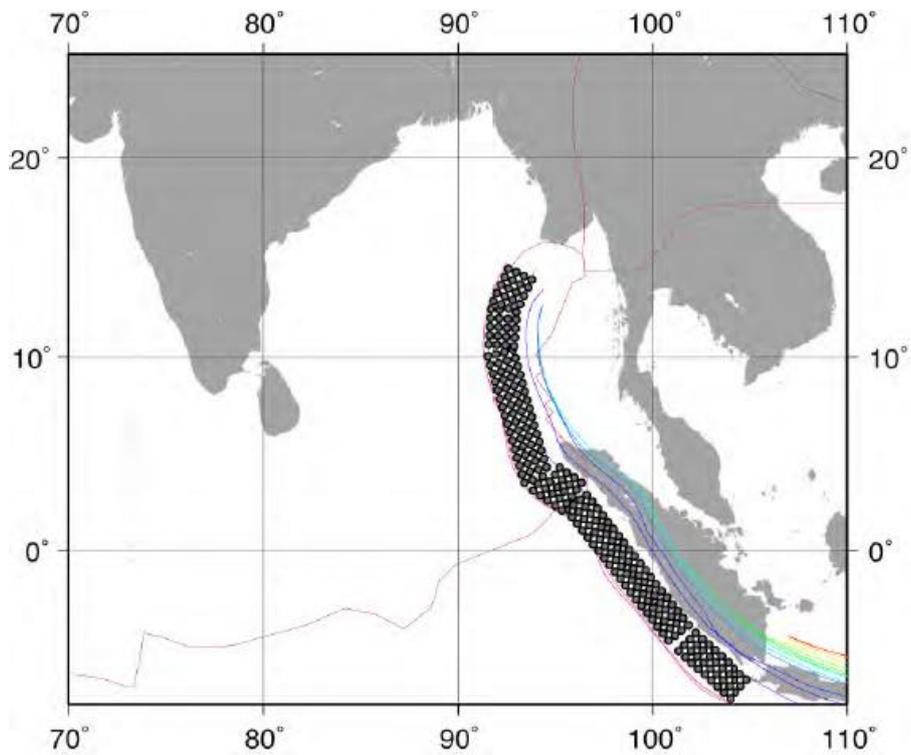
$$\min_W \|f(W)\|_2^2 = \min_W \left[\sum_{j=1}^n f_j(W)^2 \right] \quad (2-1-7)$$

其中， m 為資料庫中的單位海嘯數目、 n 為外海海嘯波高之測站數目、 η 為單位海嘯於 j 測站造成之水位變化（ W 為其對應之權重）、 A 為測站觀測到之最大海嘯波高。

透過 STEP3 分析得到的單位海嘯資料庫權重（即地震海嘯的初始水位分布）後，以建置單位海嘯法資料庫之數值模型重新進行海嘯模擬（STEP4），並需滿足兩個條件：條件-1-確認其誤差不超過 20%；條件-2-每個測站之海嘯波高需至少不小於 80%的目標值（PTHA 值）（STEP5）。

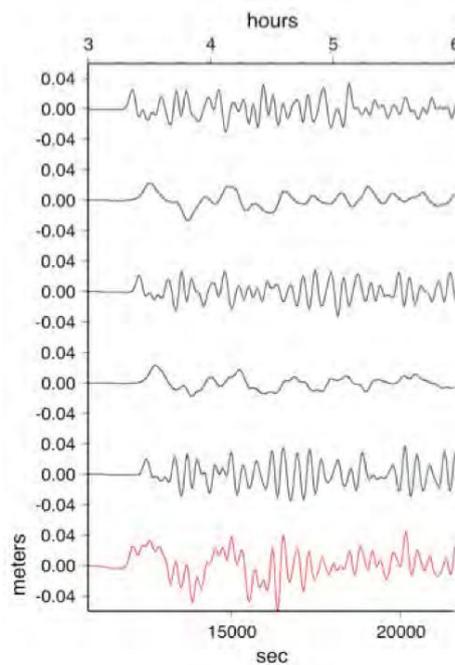
111 年計畫提出通過門檻的兩個條件分別為，所有測站的最大海嘯波高的相對誤差絕對值之平均值 $\leq 20\%$ （條件 1），以及每個測站之最大波高皆須 $\geq 80\%$ 的最大海嘯波高值（條件 2）。

目前文獻上的海底山崩型 PTHA 研究尚未有海嘯源拆解方面的研究，故本計畫使用的海底山崩型海嘯的海嘯源拆解方法是參考上述地震型海嘯源之計算方式進行。



資料來源：Thio et al. (2010)

圖 2-1-1 子斷層分割情形



註：黑線為單個子斷層對應之水位變化，紅線則為將子斷層水位變化加權總和後之結果，資料來源：Thio et al., 2010。

圖 2-1-2 以格林函數方法計算之水位變化

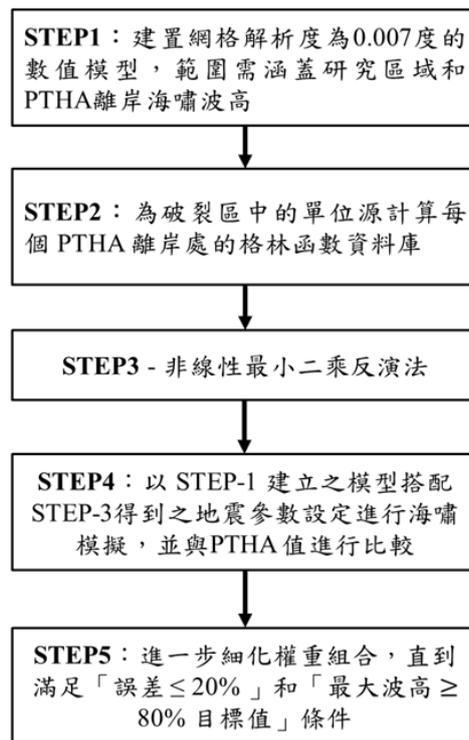


圖 2-1-3 地震型海嘯源拆解方法

(University of Washington Working Group, 2017)

二、沸水式核電廠海嘯數值模型

(一)海嘯數值模型

本研究採用了 Shi et al. (2012) 所開發的完全非線性 Boussinesq 波浪模式 (FUNWAVE-TVD) 來進行海嘯模擬與分析。此模型的核心是基於 Boussinesq 方程，這是一組沿著水深方向積分的平面二維波浪運動方程。FUNWAVE-TVD 不僅能夠模擬波浪的運動，還納入了諸如摩擦阻力、吸收邊界、以及乾濕移動邊界等因素的處理。這些特點使得 FUNWAVE-TVD 成為一個實用的工具，可用於海嘯現象的模擬和分析。其控制方程式如下(粗體代表向量)：

$$\eta_t + \nabla \cdot \mathbf{M} = 0 \quad (2-2-1)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_t + \nabla \cdot \left[\frac{\mathbf{M}\mathbf{M}}{H} \right] + gH\nabla\eta \\ = H \left\{ \bar{\mathbf{u}}_{2,t} + \mathbf{u}_\alpha \cdot \nabla \bar{\mathbf{u}}_2 + \bar{\mathbf{u}}_2 \cdot \nabla \mathbf{u}_\alpha - \mathbf{V}_1 - \mathbf{V}_2 - \mathbf{V}_3 - \mathbf{R} \right\} \end{aligned} \quad (2-2-2)$$

其中， η 為水位高、 h 為靜水深、 $H = h + \eta$ 為總水深、 $\nabla = (\partial/\partial x, \partial/\partial y)$ 、 g 為重力加速度、下標 t 為對時間的偏微分、 $\mathbf{M} = H \{ \mathbf{u}_\alpha + \bar{\mathbf{u}}_2 \}$ 為水平體積通量、 \mathbf{u}_α 為水深 $z_\alpha = -0.531h$ 處之水平速度向量、 $\bar{\mathbf{u}}_2$ 為平均水平速度的消散項 [$O(\mu^2)$] 沿著水深的貢獻。

式 (2-2-1) 和式 (2-2-2) 分別為質量和動量守恆方程， \mathbf{V}_1 和 \mathbf{V}_2 為頻散項， \mathbf{V}_3 為垂直渦渡的次級效應， \mathbf{R} 為擴散和消散項，包括碎波、底部摩擦以及次網格橫向紊流混合，詳細資訊可參閱 Shi et al. (2016)。

(二)數值地形

數值地形在數值模擬中扮演著關鍵角色，尤其是近岸水動力模擬的關鍵資料。為了能合理且有效率的模擬沸水式核電廠廠區受海嘯波影響，造成之溯升與溢淹過程。本研究結合不同解析度之地形資料，分別於海嘯源處採用美國國家海洋暨大氣總署(NOAA)開放之精度為 1 分的地形資料(詳圖 2-2-1)、於臺灣外海海域使用行政院國家科學委員會海洋學門資料庫精度為 500 公尺的地形資料(詳圖 2-2-2)、於臺灣近岸海域使用行政院國家科學委員會海洋學門資料庫精度為 200 公尺的地形資料(詳圖 2-2-3)，並且在沸水式核電廠周圍海陸域採用原能會提供之 5 公尺高精度陸域和海域地形資料(詳圖 2-2-4)。如此由大範圍至小範圍間逐步提升地形解析度資料，以便能更好地預測海嘯波對沸水式核電廠廠區的影響。

為了模擬近岸區較細緻之水動力特性，本年度沿襲 111 年度使用巢狀網格提升計算效率和空間解析度之模式。巢狀網格允許在特定區域內提高空間解析度，而不需要在整個模型範圍內增加網格。如此可以在感興趣的關鍵區域獲得更詳細的數據，並減少對計算資源的需求。本年度採用的巢狀網格共計分為五層：(1)第一層網格為最大尺度網格，分別涵蓋馬尼拉隱沒帶與涵蓋琉球隱沒帶二種範圍(詳圖 2-2-5)。馬尼拉隱沒帶位於菲律賓群島西側，是菲律賓海板塊向歐亞板塊下方隱沒的區域，這個隱沒帶是由於菲律賓海板塊與南海板塊之間的相互作用而形成的，本層網格範圍介於東經 $113.5^{\circ}\sim 128^{\circ}$ 、北緯 $14.5^{\circ}\sim 31.0^{\circ}$ 之間。琉球隱沒帶則位於日本琉球群島附近，其為菲律賓海板

塊向歐亞板塊下方隱沒的另一部分。這個隱沒帶延伸自臺灣東北部至日本九州島南部，本層網格範圍介於東經 $118.5^{\circ}\sim 134^{\circ}$ 、北緯 $18^{\circ}\sim 31^{\circ}$ 之間；(2)第二層以臺灣中、北半部為主(詳圖 2-2-6)；(3)第三層限縮至北海岸與東北角區域(詳圖 2-2-7)；(4)第四層侷限至廠區鄰近之北海岸區域(詳圖 2-2-8)；(5)第五層則專注於廠區附近(詳圖 2-2-9)。本研究使用此五層巢狀網格，進行多尺度分析，於大尺度上觀察整體趨勢，同時在小尺度上分析細節，以便採用較佳之空間解析度模擬地震型和海底山崩型海嘯之溢淹過程與溢淹範圍。

(三)單位海嘯法

在假設波浪傳遞為線性過程的前提下，本研究可以建立波原點 (source) 與接收點 (receiver) 之間水位變化的關係，這種關係通常用格林函數表示。然而，這種方法主要適用於水深在 50 米或 100 米以上的區域。根據 Lee et al. (2005) 的研究，考慮一個波源點發生的初始單位高度海嘯 ($\eta_{0,s}$ ，一般為 1 公尺)，以及它對接收點造成的水位變化($\eta_r(t)$)，這兩個點之間的比值可以用 GF_r^s 來表示。這一方法為研究海嘯對特定地區影響的模擬提供了一個重要的理論基礎。

$$GF_r^s = \frac{\eta_r(t)}{\eta_{0,s}} \quad (2-2-3)$$

單位海嘯法首先需要將震源區分割成固定大小的方形單元。接著，透過海嘯數值模擬計算出一系列從這些波源點到接收點的水位時序變化，並記錄這些數據以建立一個單位海嘯法的資料庫，這個資料庫包含了 GF_r^s 的水位變化數據。

隨後，將地震引致海嘯的斷層參數輸入到 Okada (1985) 的模型中，以此獲得海嘯的初始水位分布 (H_s)。將這個初始水位分布與單位海嘯法資料庫中對應的 GF_r^s 數據相乘，就可以計算出在接收點處的海嘯水位變化 (ζ_r)。此方法提供了一種有效的方式來預測和分析地震引發海嘯對特定區域的影響。

$$\zeta_r = \sum_{s=1}^N (GF_r^s) \times H_s \quad (2-2-4)$$

(四)地震海嘯初始水位模型

地震引發的海嘯現象可以透過 Okada (1985) 提出的理論模型來精確計算海底位移，此模型能夠有效地模擬海水面的變化從而預測海嘯波的初始形態，這一方法已被廣泛地應用於各種海嘯模擬中。

地震的關鍵參數通常是基於地質調查的結果，例如由美國地質調查局 (USGS) 或專家學者所提供的數據。這些參數包括震央位置 (epicenter)、破裂深度 (focal depth)、斷層長度 (length of fault)、斷層寬度 (width of fault)、滑移量 (slip)、走向角 (strike angle)、傾角 (dip angle) 以及滑移角 (slip angle)，共計八項重要參數。這些參數的確定對於模擬海嘯的波形和行進路徑至關重要 (圖 2-2-10 和表 2-2-1)。

(五)海底山崩海嘯初始水位模型

由於透過模擬海底山崩造成之海嘯水位變化之過程需要相當大的計算資源，為了能有效率的評估大量的海底山崩型海

嘯情境，本年度研究採用了 Watts et al. (2005)海底山崩引致之海嘯初始水位(η_{3D})的計算方式並針對滾動式之海底山崩型海嘯進行分析，透過海底山崩的相關參數可快速的得到海嘯的初始水位分布，並可以此搭配單位海嘯法考量大量的海嘯情境。海嘯初始水位(η_{3D})定義為：

$$\eta_{3D} = \eta_{min} f(W) \operatorname{sech}^2 \left[\kappa f(W) \frac{y}{W} \right] [\alpha_1 g_1(x) - \kappa' \alpha_2 g_2(x)] \quad (2-2-5)$$

$$f(W) = 0.535 e^{-0.211 \frac{\lambda_0}{W}} \quad (2-2-6)$$

$$\alpha_1 = \frac{1 + \kappa' g_2(x_{min})}{1 - g_1(x_{max}) g_2(x_{min})}, \quad \alpha_2 = \frac{1 + (1/\kappa') g_1(x_{max})}{1 - g_1(x_{max}) g_2(x_{min})} \quad (2-2-7)$$

$$g_1(x) = e^{-\left(\frac{x-x_{min}}{\kappa' \lambda_0}\right)^2}, \quad g_2(x) = e^{-\left(\frac{x-x_{min}-dx}{\lambda_0}\right)^2} \quad (2-2-8)$$

其中， η_{min} 與 η_{max} 代表在塊體對稱軸 ($y = 0$) 上的初始波形之最低點與最高點，其對應之 x 座標分別為 x_{min} 與 x_{max} ； $x_{min} = \Delta x_0 - x_0$ ， $\Delta x_0 = c_0(x_0 + c_1 s_0 \cos \theta)$ ， $c_0 = 0.565$ ， $c_1 = 1 - \cos \theta$ ， x_0 為斜坡上塊體最大厚度初始位置對應的 x 坐標，且此處之初始浸沒水深為 d ， s_0 代表塊體滑動之特徵長度，其定義為 $s_0 = R C_n \cos \theta$ ， C_n 為基礎庫倫摩擦係數，其定義為 $C_n = S_u \frac{4b}{\pi B(\rho_l - \rho_w) T g \cos \theta}$ ， R 、 B 、 T 分別為塊體滑動曲率半徑、長度與厚度， θ 為斜坡角度； $x_{max} = x_{min} + \Delta x$ ， $\Delta x = c_2 \lambda_0$ ， $c_2 = 0.8$ ，

$\lambda_0 = t_0\sqrt{gd}$ 為近域海嘯之特徵波長， t_0 代表塊體滑動之特徵時間，其定義為 $t_0 = \sqrt{\frac{R}{g}} \sqrt{\frac{\gamma+C_m}{\gamma-1}}$ ， γ 為塊體和水之密度比； $f(W)$ 為扁平函數（lateral spreading function）； W 為塊體寬度；其他參數 $\kappa = 6$ 、 $\kappa' = f_2/f_1$ ， f_1 與 f_2 定義如下：

$$f_1 = 3.479 \left(\frac{1 - 1.102S_g + 1.865S_g^2}{1 + 3.168S_g} \right) \quad (2-2-9)$$

$$f_2 = 2.057 \left(\frac{1 - 0.599S_g + 1.096S_g^2}{1 + 2.932S_g} \right) \quad (2-2-10)$$

$$S_g = s_0 \frac{\sin \theta}{d} \quad (2-2-11)$$

此外，特徵海嘯振幅（characteristic tsunami amplitude），可表示：

$$\eta_0 = s_0 \left(\frac{T}{B \sin \theta} \right) \left(\frac{B \sin \theta}{d} \right)^{1.25} \left(\frac{B}{R} \right)^{0.6} (\Delta\phi)^{0.39} (\gamma - 1)[0.198 - 0.04383(\gamma - 1)] \quad (2-2-12)$$

其中， $\Delta\phi$ 為崩移前後滑動面之角位移差值，其他相關參數整理如表 2-2-2。

表 2-2-1 斷層模型所需參數

參數	單位
震央(經度、緯度)	度
破裂深度(h)	公尺
斷層長度(L)	公尺
斷層寬度(W)	公尺
滑移量(D)	公尺
走向角(θ)	度
傾角(δ)	度
滑移角(λ)	度

資料來源：Okada (1985)

表 2-2-2 山崩模型所需參數

參數名稱	單位	說明
B	公尺	滑動塊體長度
C_d	-	水動力拖曳係數
C_m	-	水動力附加質量係數
C_n	-	基礎庫倫摩擦係數
d	公尺	塊體最後處之初始水深
R	公尺	塊體滑動曲率半徑， $R = b^2/8T$
S	公尺	塊體質心移動距離
s_0	公尺	塊體滑動特性距離， $s_0 = S/2$
T	公尺	滑動塊體垂直坡面之最大厚度
t_0	秒	海水面因滑體下滑產生最大水面差下沉所需之時間
W	公尺	滑動塊體寬度
X_c, Y_c	公尺	滑動塊體的初始中心點平面 X/Y 座標
α	度	滑移方位(滑動方向與 X 軸之夾角，逆時針為正)
λ_0	公尺	近域海嘯之特徵波長， $\lambda_0 = t_0\sqrt{gd}$
$\Delta\phi$	徑度	崩移前後滑動面之角位移差值， $\Delta\phi = 2s_0/R$
θ	度	坡度角(滑動面與水平面之夾角)
γ	-	相對密度， $\gamma = \rho_l/\rho_w$ ， ρ_l 與 ρ_w 別為滑坡塊體和水之密度

資料來源：Grilli and Watts (1999, 2005)、Enet and Grilli (2005, 2007)。

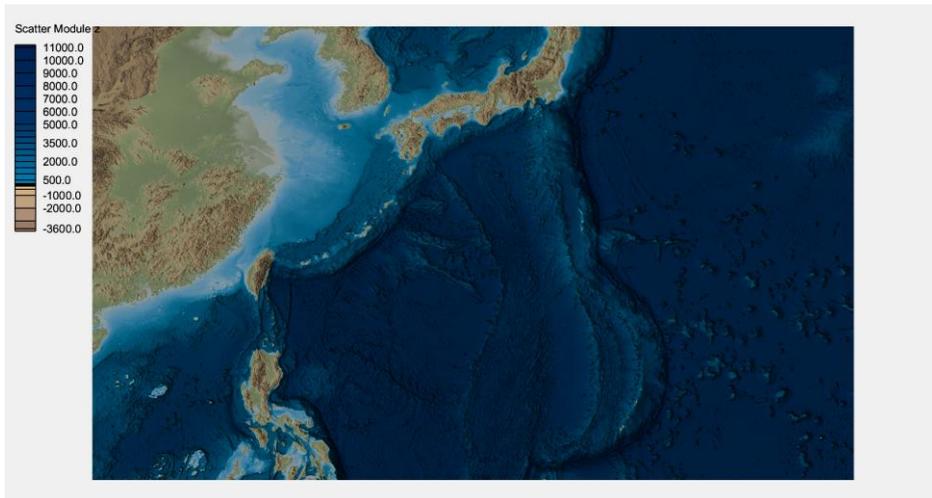


圖 2-2-1 陸域和海域數值高程資料(精度 1 分)



圖 2-2-2 陸域和海域數值高程資料(精度 500 公尺)

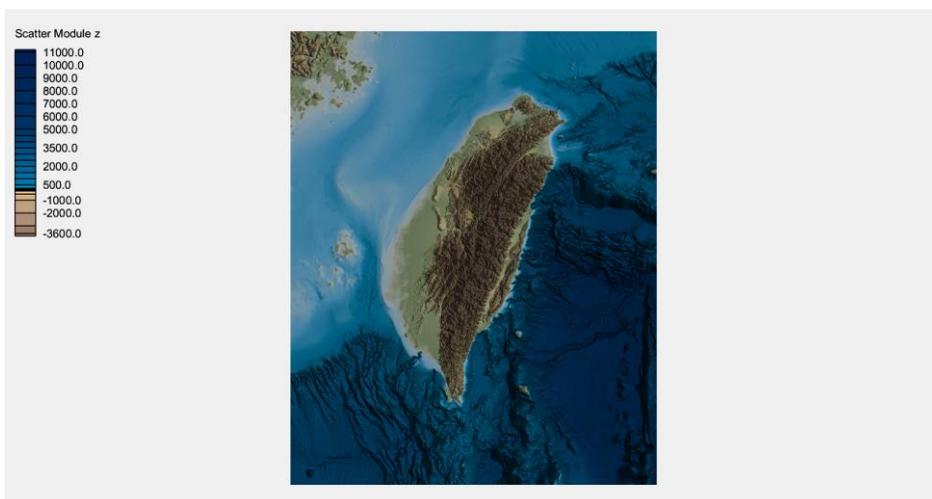


圖 2-2-3 陸域和海域數值高程資料(精度 200 公尺)

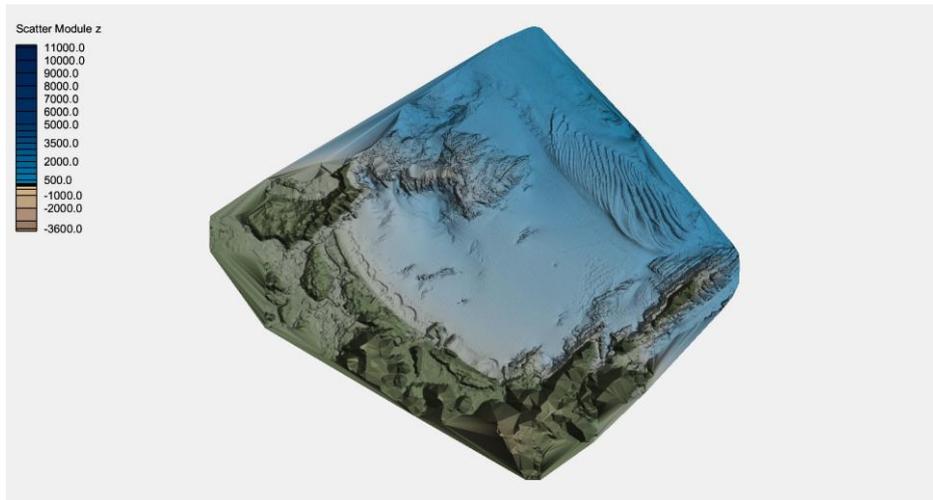
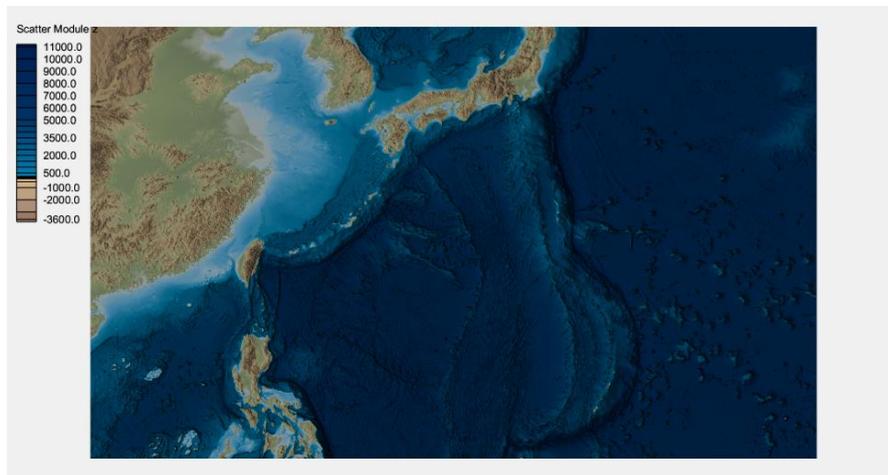
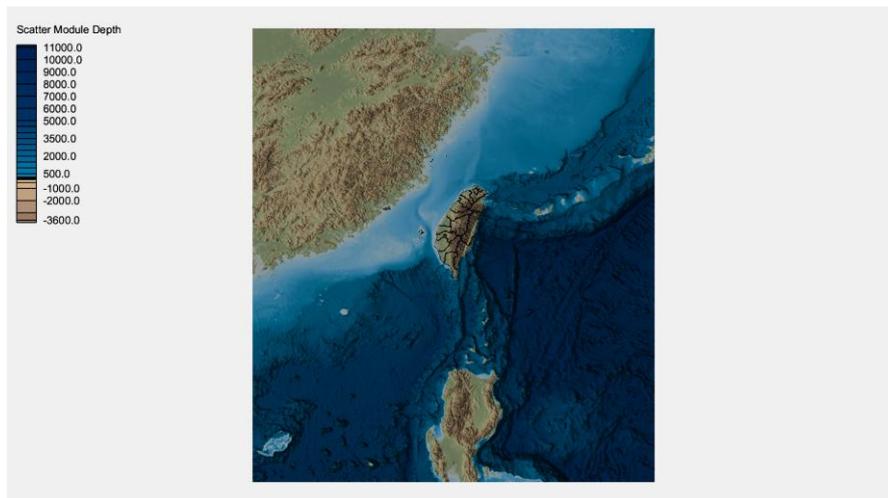


圖 2-2-4 陸域和海域數值高程資料(精度 5 公尺)



(a) 琉球隱沒帶



(b) 馬尼拉隱沒帶

圖 2-2-5 五層巢狀網格之相對應模擬範圍(第一層)



圖 2-2-6 五層巢狀網格之相對應模擬範圍(第二層)



圖 2-2-7 五層巢狀網格之相對應模擬範圍(第三層)

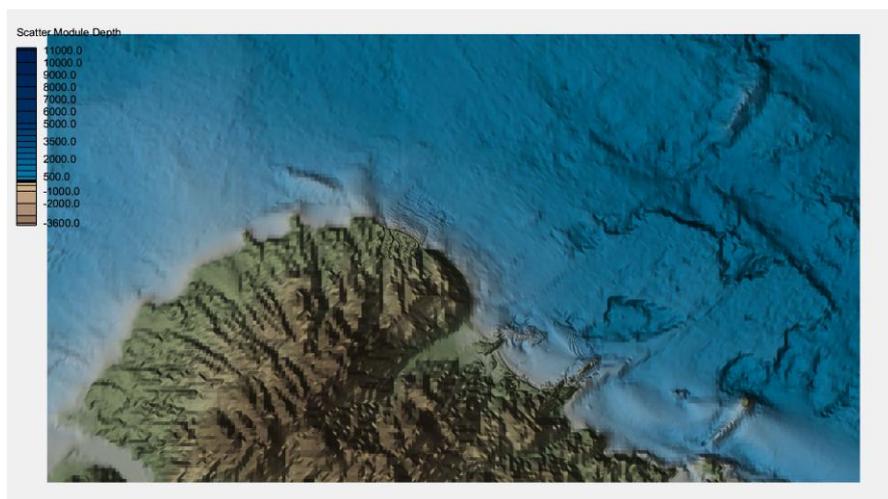


圖 2-2-8 五層巢狀網格之相對應模擬範圍(第四層)

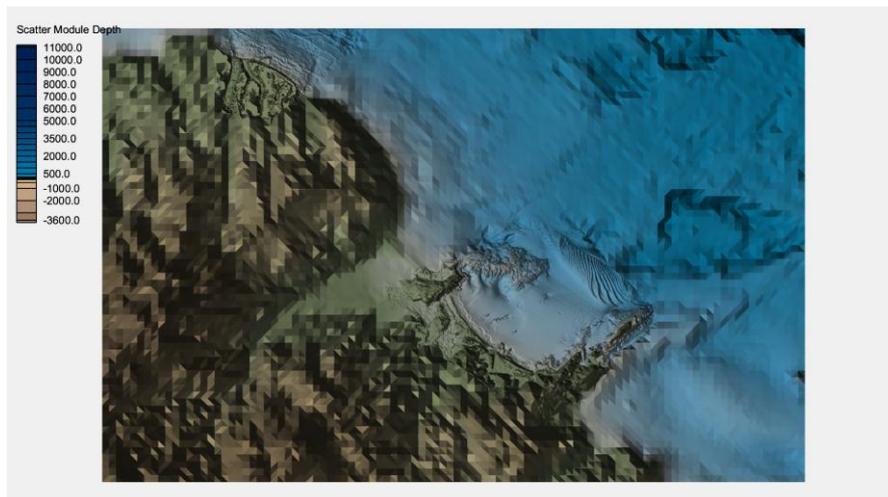


圖 2-2-9 五層巢狀網格之相對應模擬範圍(第五層)

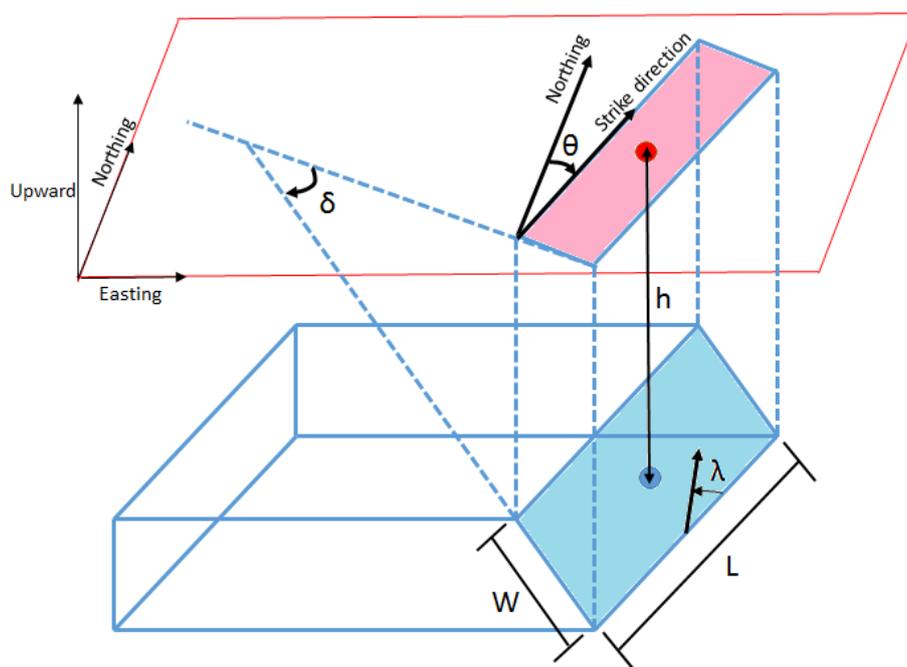


圖 2-2-10 斷層參數示意圖

三、沸水式核電廠地震型海嘯危害度分析

(一)外海機率式海嘯危害度分析

1.隱沒帶震源

單位海嘯法資料庫建構的資訊為波源點和接收點之間的水位時序列資料，故雖然 110 年計畫已進行過 PSHA SSHAC-3 的馬尼拉隱沒帶和琉球隱沒帶的單位海嘯法資料庫建置，但由於其接收點設置於壓水式核電廠外海，故本年度仍須重新建置以沸水式核電廠外海為接收點的單位海嘯法資料庫。單位海嘯法資料庫之波源點劃分如圖 2-3-1 所示。

本年度建置之單位海嘯法資料庫於沸水式核電廠外海 50 m 水深處建置了 22 個接收點(圖 2-3-2)，其中兩個距離沸水式核電廠 #1 和 #2 最近的接收點作為廠區外海 PTHA 之分析。以馬尼拉隱沒帶引致的海嘯波高危害度來看，如圖 2-3-3 所示。危害度曲線的結果顯示無論是沸水式電廠 #1 或 #2，其離岸海嘯波高超過 7 m 的年超越率相當的低（年超越率 $1e-6$ ）。相對來說，以同樣 7 m 離岸海嘯波高來看，於琉球隱沒帶的危害度曲線對應之年超越率則約為 1/80,000，顯示琉球隱沒帶引致之海嘯對於沸水式核電廠 #1 和 #2 外海的海嘯危害度相對馬尼拉隱沒帶較大。表 2-3-1 彙整了 110 年計畫之壓水式核電廠的分析成果，並與本年度的成果進行比較，可以看到琉球隱沒帶引致之海嘯對於壓水式和沸水式核電廠之危害度皆有 3 m 以上。另一方面，馬尼拉隱沒帶之危害度於壓水式核電廠遠超過沸水式電廠約 10 倍。造成這樣的差異性主要來自於隱沒帶之位置和其破裂面之走向，琉

球隱沒帶位處臺灣東側，隱沒帶靠近臺灣之情境海嘯為南北傳遞之海嘯源，故其對於臺灣南北兩處廠區影響之差異性較小。然而，馬尼拉隱沒帶位於臺灣南側，其產生之海嘯源無論以何種方向傳遞，在到達臺灣北部廠區時，其海嘯能量的分散和消散已相當多，反之，臺灣南部廠區的影響則因較接近海嘯源，故其海嘯危害度較大。

圖 2-3-5 為沸水式核電廠外海 50 m 處的年超越率 1/10,000 的離岸海嘯波高分布，整體而言，圖 2-3-5(a)的危害度均小於 1 m，圖 2-3-5(b)的危害度則有 3 m 以上。

2. 斷層震源

接著，本研究進行 6 個主要斷層和 11 個其他斷層，共計 17 個斷層震源對於沸水式核電廠的海嘯危害度模擬分析，分析成果如圖 2-3-6 至圖 2-3-9 所示。

在主要斷層震源方面，位於南部的西恆春外海構造和恆春斷層系統對於沸水式核電廠的影響皆相當的小；相對而言，位於北部附近的 4 個主要斷層的危害度則較為顯著，其中最大的為山腳斷層系統。在年超越率 1/10,000 的條件下與隱沒帶震源的結果相比，山腳斷層系統引致之海嘯對於兩個沸水式核電廠廠區的外海仍僅有不到 1 m 的危害度。

在其他斷層震源方面，除了濱海斷層之外，其餘的危害度都相當的輕微。造成濱海斷層引致之海嘯可能危害度較大的原因可能與其斷層走向和廠區的位置有關。

在本節的分析中，本研究研析了隱沒帶震源和斷層震源對沸水式核電廠的機率式海嘯危害度。結果（如圖 2-3-5 和

圖 2-3-6 至圖 2-3-9) 顯示，琉球隱沒帶震源引致之海嘯對沸水式核電廠的危害度相對較高。

考慮到海嘯源拆解在計算分析上仍存在諸多挑戰和未知因素，本研究選擇將焦點集中在琉球隱沒帶震源引致之海嘯的危害度分析上，以探討其對近岸核電廠的影響，瞭解海嘯源拆解結果的差異性。

未來的研究可以進一步整合不同海嘯源的機率式海嘯危害度分析，從而對近岸核電廠區域的潛在影響進行更全面的研究和評估。

(二)近岸廠區機率式海嘯危害度分析

由於採用單位海嘯法的方式進行外海的機率式危害度評估，並且機率模型的 log normal 假設於陸域無法確認其適用性，故近岸廠區的機率式危害度需要透過海嘯源拆解的方式進行處理。然而，由於拆解結果存在非唯一解的情況，該如何考量仍是一個未知的課題。因此，今年度探討兩種同時通過海嘯源拆解門檻之海嘯情境，藉此了解拆解所得之分析結果是否具代表性。

將圖 2-3-5(b)之年超越率 1/10,000 的離岸波高透過海嘯源拆解之方式，並帶入 90 種 PSHA SSHAC-3 的琉球隱沒帶情境作為拆解的初始條件進行分析。在這 90 種情境中，共有 50 個情境以單位海嘯法資料庫計算時通過門檻，故針對這 50 組情境以 FUNWAVE-TVD 再次進行模擬分析，結果僅剩下 9 組情境同時通過劃設的門檻，如圖 2-3-10 所示。在這之中，第 51 個情境(Wini-51)和第 81 個情境(Wini-81)分別是誤差最小(約

5%)和誤差最大(最接近門檻值 20%)的海嘯源拆解結果。圖 2-3-11 為這兩種海嘯源的初始水位分布,可以看到最顯著的差異在於 Wini-81 多了一個破裂面,可見兩者的差異性十分顯著。

接著,透過 5 層的巢狀網格模擬,得到之近岸廠區的海嘯波高分布(圖 2-3-12)。圖 2-3-12 顯示年超越率 1/10,000 造成靠近沸水式核電廠#2 西北方低窪處有比較顯著的溢淹。圖 2-3-13 則進一步將圖 2-3-12(a)的波高資料與圖 2-3-12(b)的波高資料進行對應位置上的相減(第一種情境的波高結果減去第二種情境的波高結果),藉此觀察其差異性。從圖 2-3-13 的結果可知第一種情境造成之波高整體低於第二種情境造成的波高,這亦符合其對應的海嘯初始水位。這兩種資料的 RMSE 為 0.55 m,顯示整體來說,這兩種不同的海嘯源造成之年超越率 1/10,000 之近岸危害度的差異性不大,並且對於沸水式核電廠亦無顯著危害。

表 2-3-1 PSHA SSHAC-3 隱沒帶震源於年超越率 1/10,000 的離岸海嘯波高

	沸水式核電廠 #1	沸水式核電廠 #2	壓水式核電廠 (110 年計畫成果)
PSHA SSHAC-3 琉球隱沒帶	3.7 m	3.9 m	3.4 m
PSHA SSHAC-3 馬尼拉隱沒帶	0.5 m	0.6 m	6.1 m

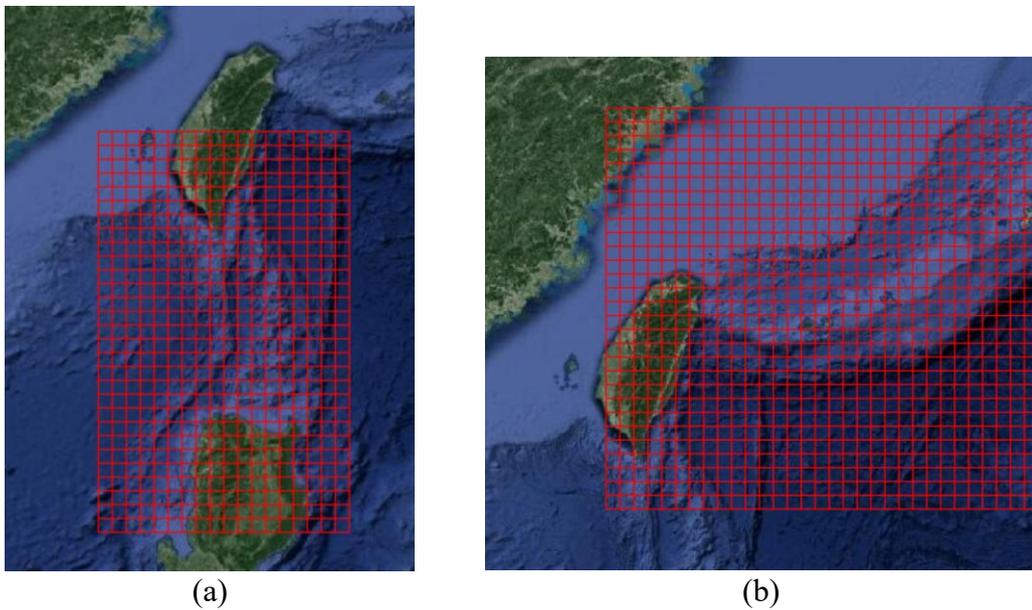


圖 2-3-1 沸水式核電廠外海 50 m 水深的(a)馬尼拉和(b)琉球
隱沒帶單位海嘯法資料庫範圍

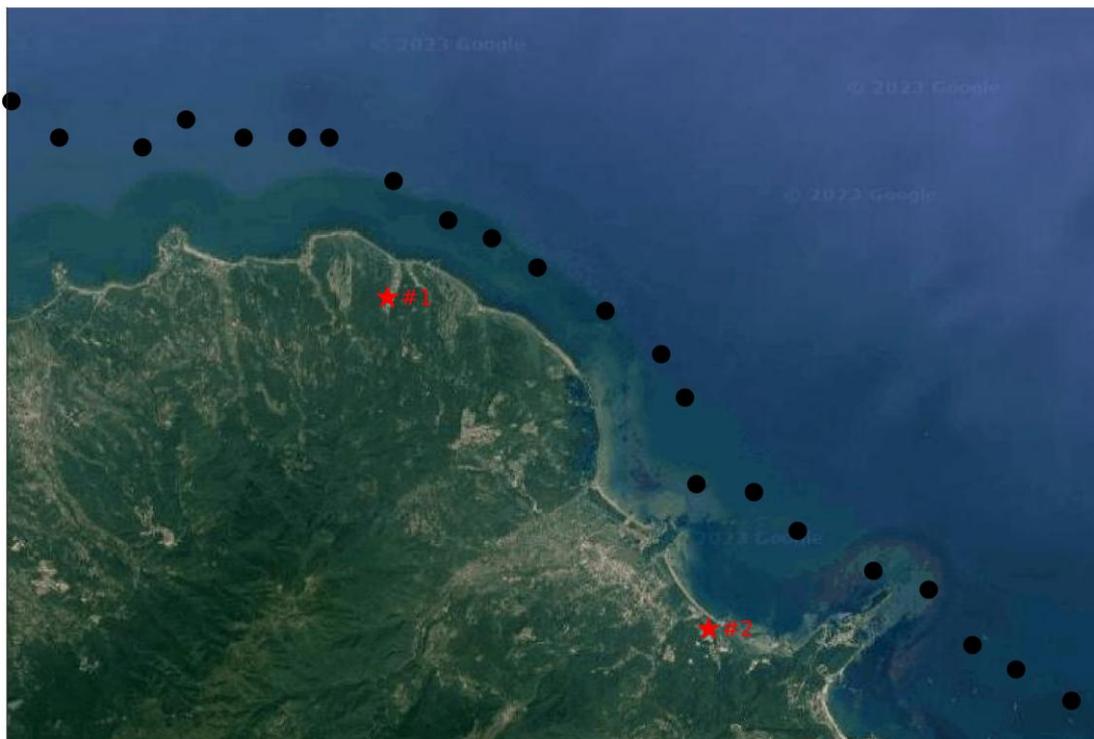


圖 2-3-2 沸水式核電廠 #1 和 #2 外海 50 m 水深的單位海嘯法接收點位置

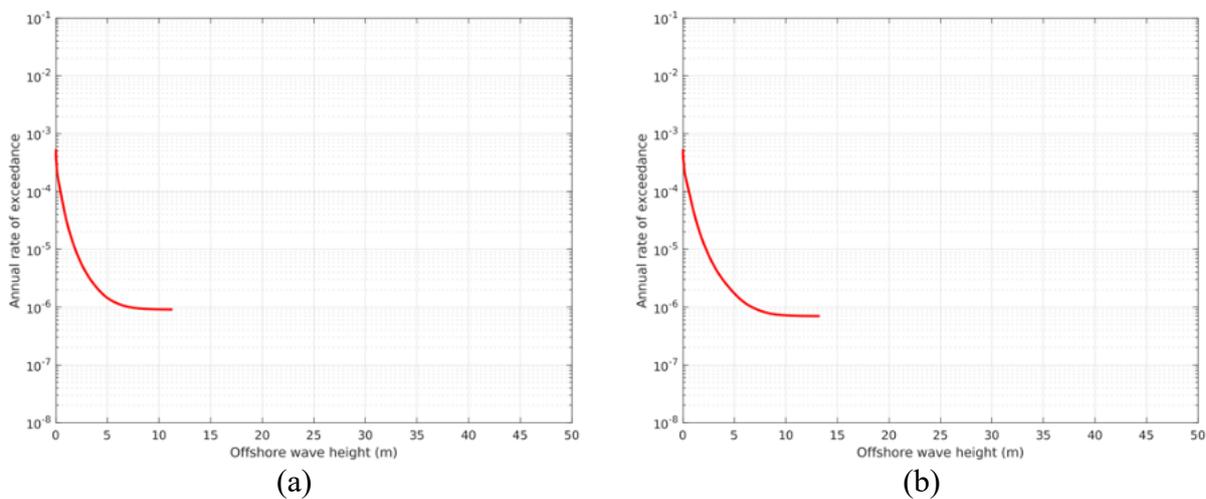
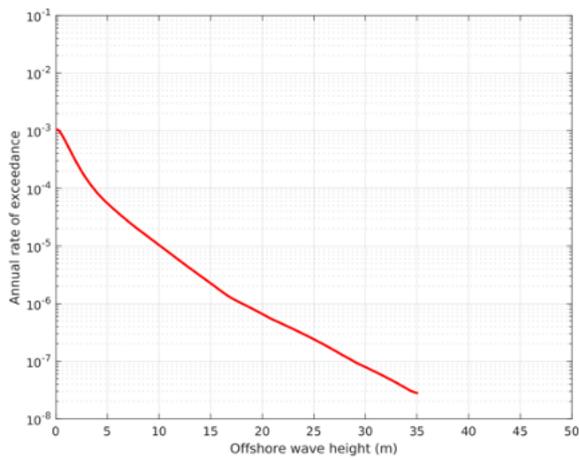
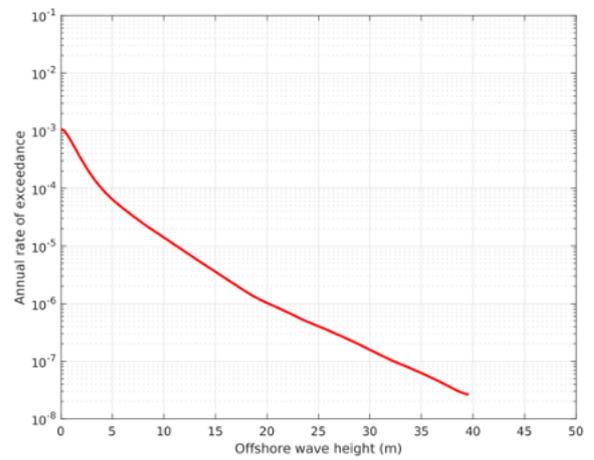


圖 2-3-3 (a)沸水式核電廠 #1 和(b)沸水式核電廠 #2 外海 50 m 水深的馬尼拉隱沒帶海嘯危害度曲線



(a)



(b)

圖 2-3-4 (a)沸水式核電廠 #1 和(b)沸水式核電廠 #2

外海 50 m 水深的琉球隱沒帶海嘯危害度曲線

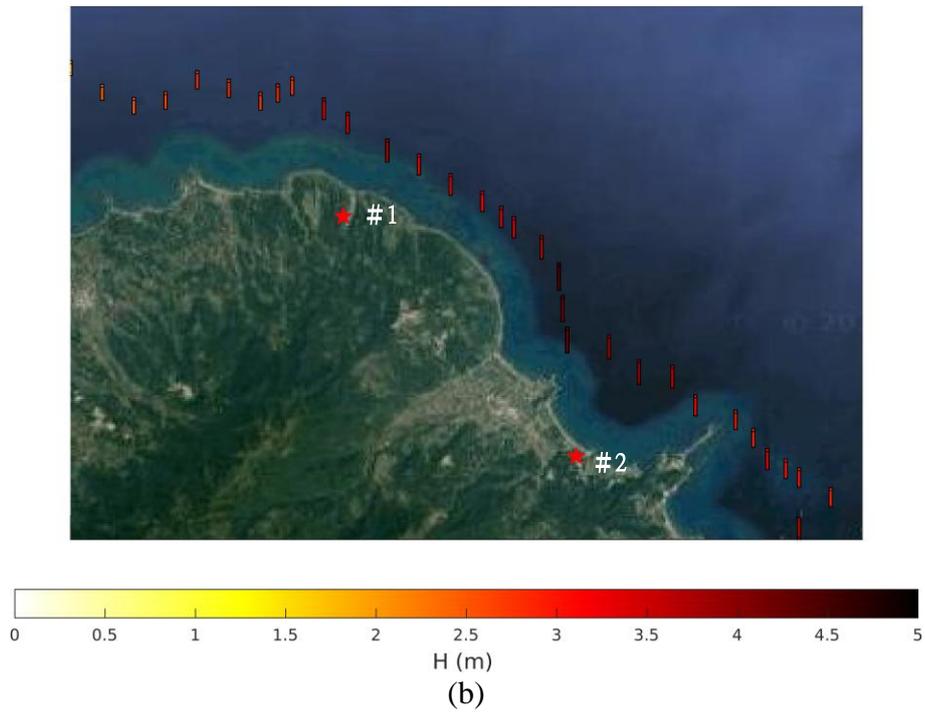
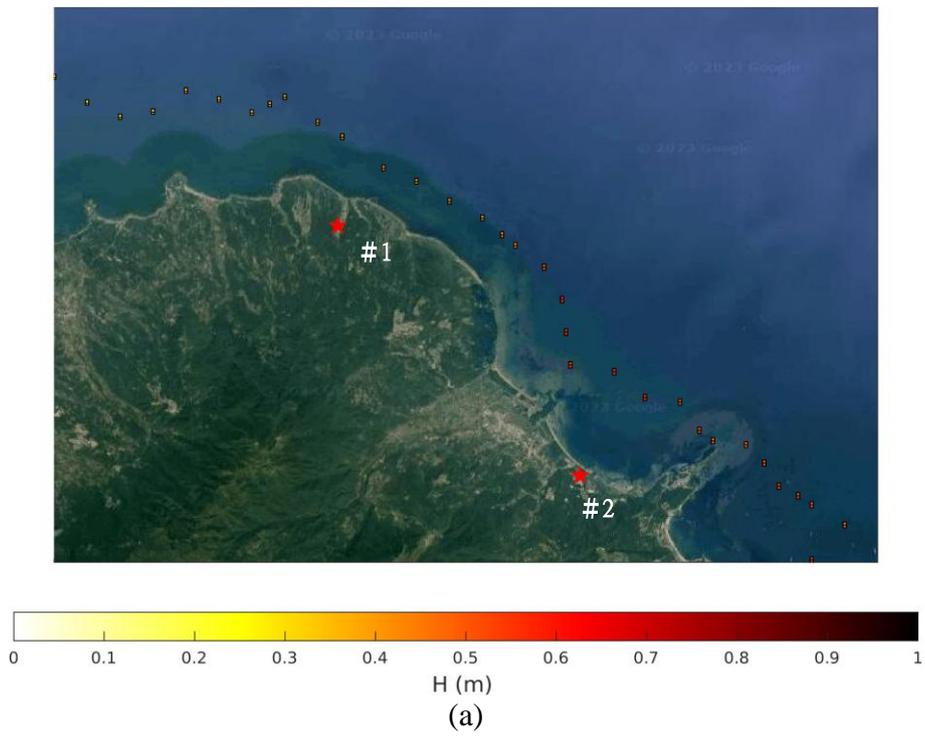
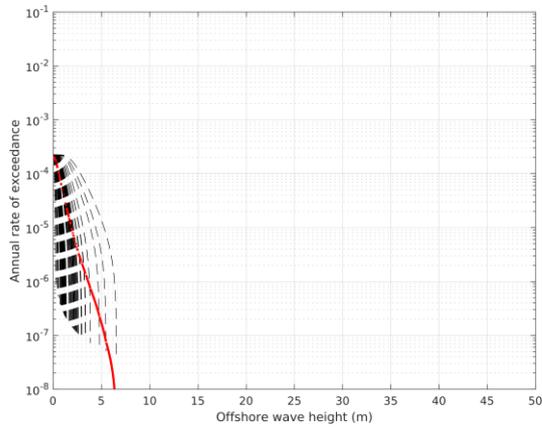
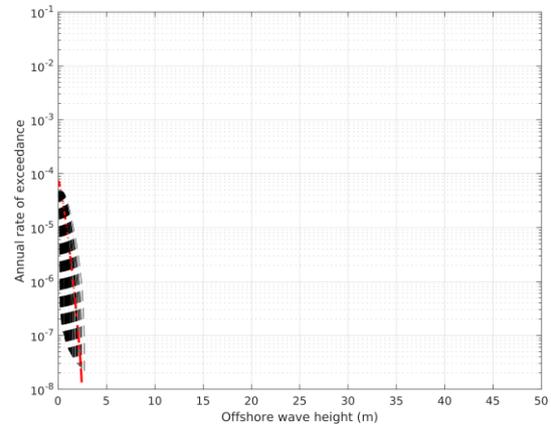


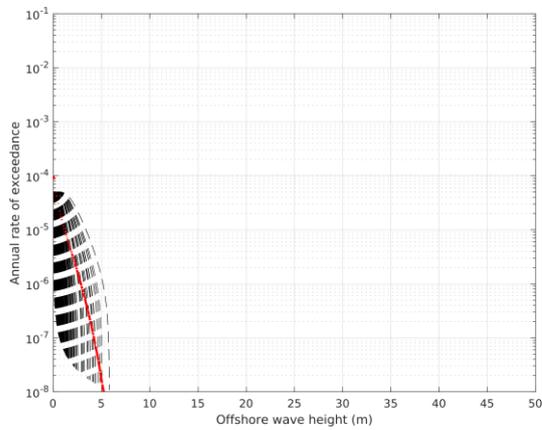
圖 2-3-5 沸水式核電廠 #1 和 #2 外海 50 m 水深的(a)馬尼拉隱沒帶和(b)琉球隱沒帶的年超越率 1/10,000 的離岸海嘯危害度



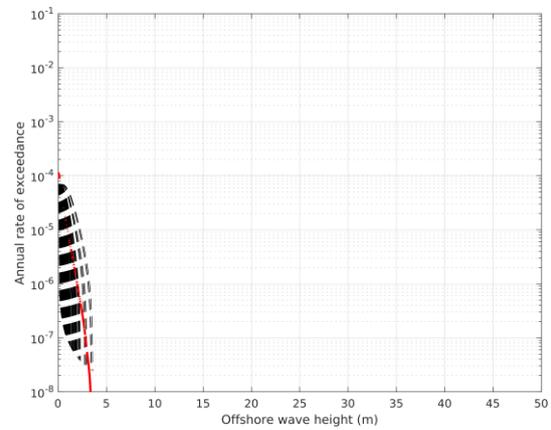
(a)山腳斷層系統



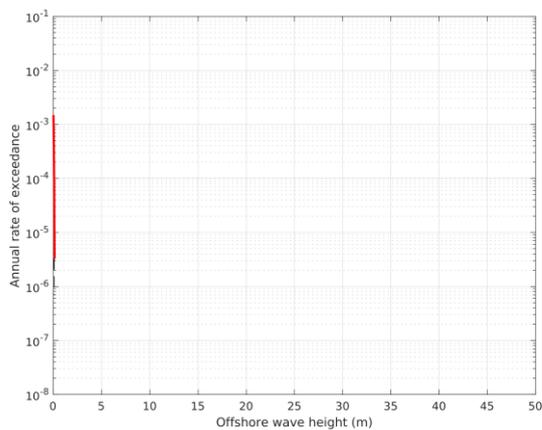
(b)ST-II 斷層系統



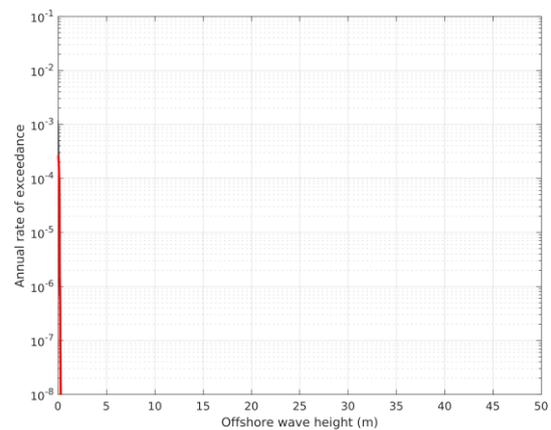
(c)澳底外海斷層



(d)北宜蘭斷層系統

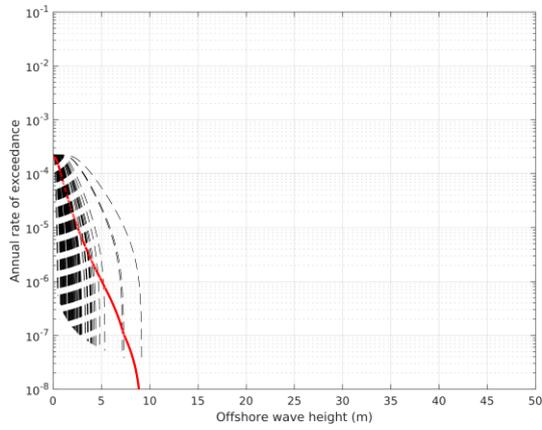


(e)西恆春外海構造

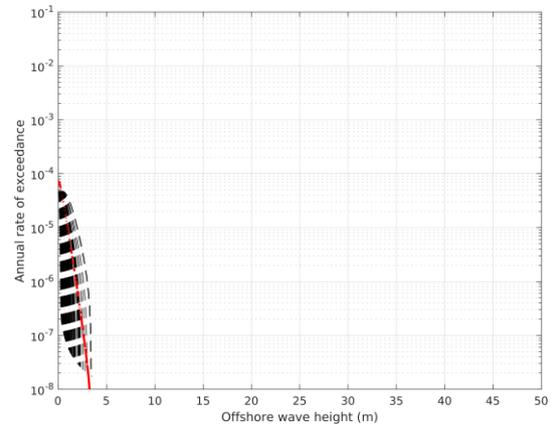


(f)恆春斷層系統

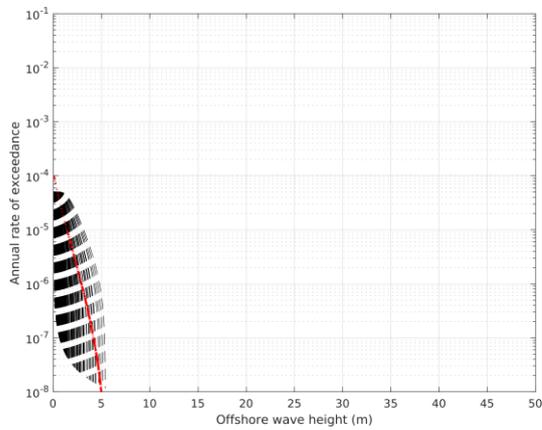
圖 2-3-6 主要斷層震源於沸水式核電廠#1 外海 50 m 水深處的海嘯危害度曲線



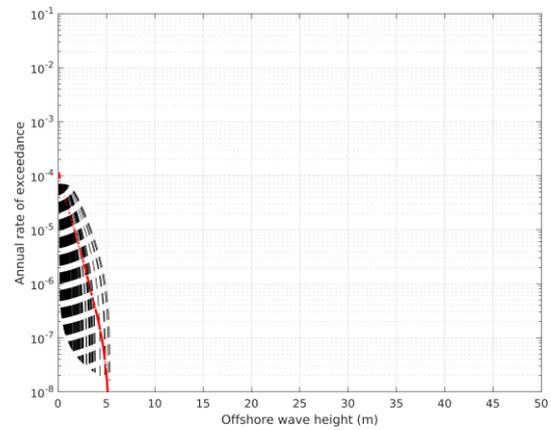
(a)山腳斷層系統



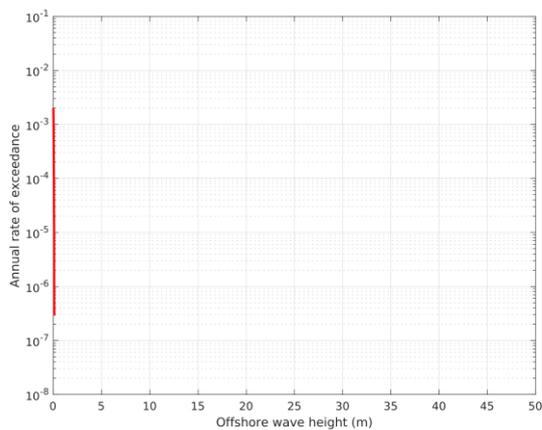
(b)ST-II 斷層系統



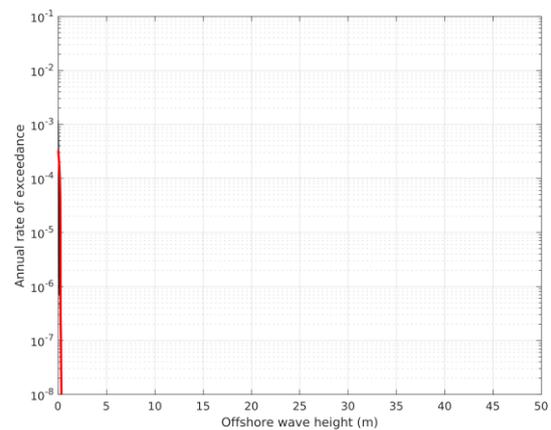
(c)澳底外海斷層



(d)北宜蘭斷層系統

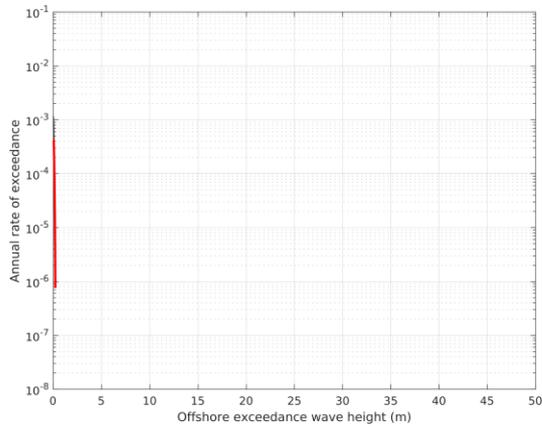


(e)西恆春外海構造

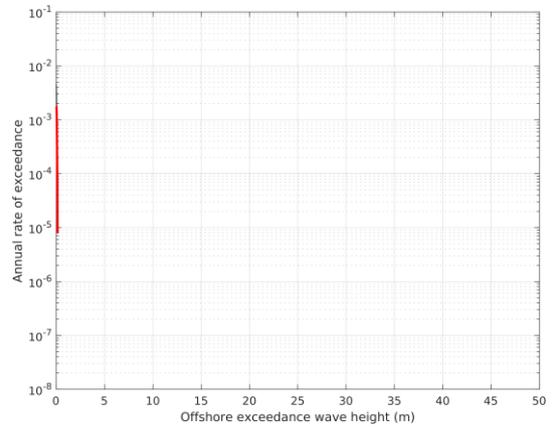


(f)恆春斷層系統

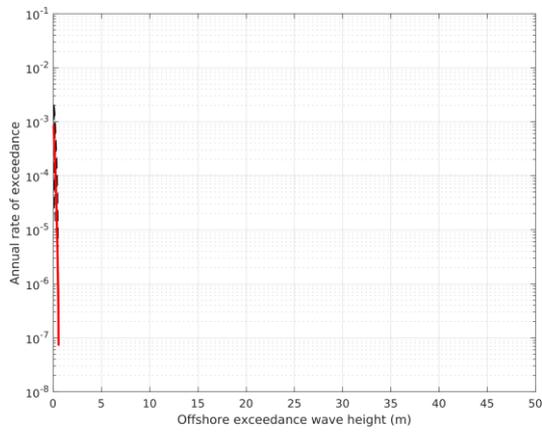
圖 2-3-7 主要斷層震源於沸水式核電廠#2 外海 50 m 水深處的海嘯危害度曲線



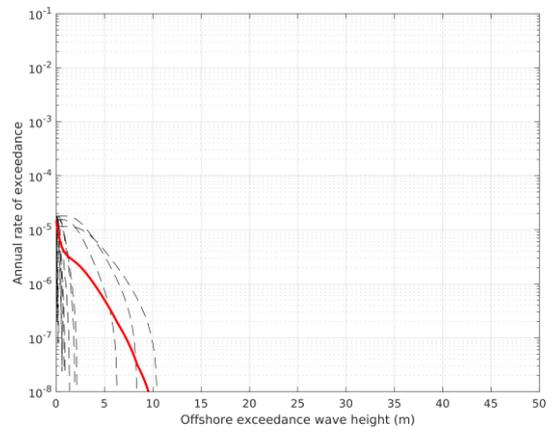
(a) 附加海域斷層 E



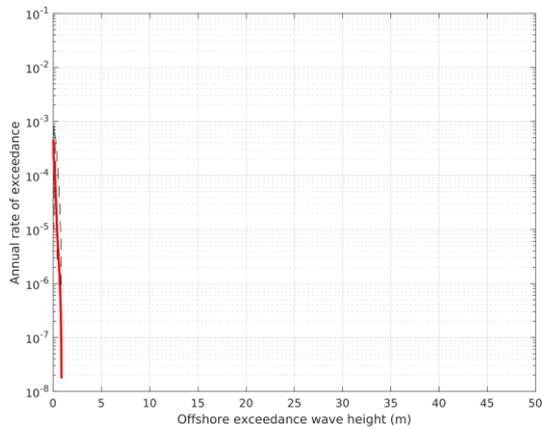
(b) 附加海域斷層 I



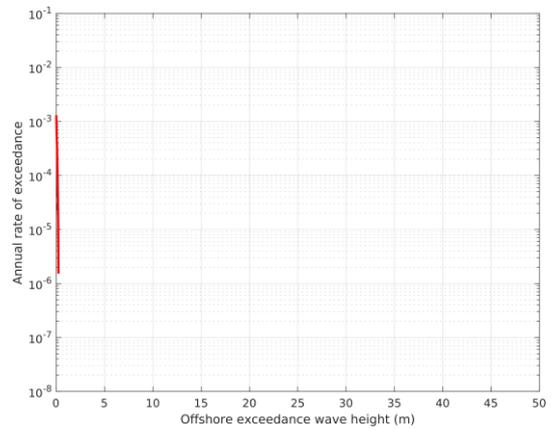
(c) 沖繩海溝斷層



(d) 濱海斷層

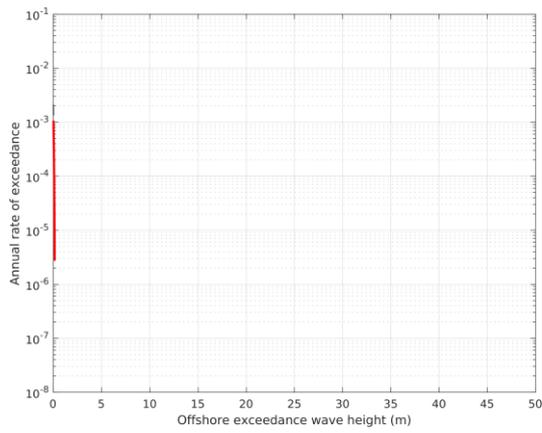


(e) 琉球走滑斷層

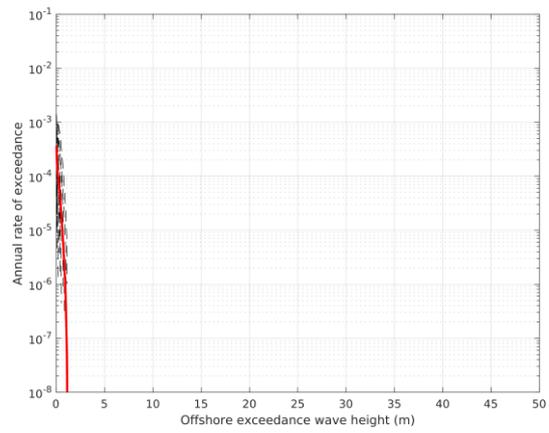


(f) 台東峽谷斷層

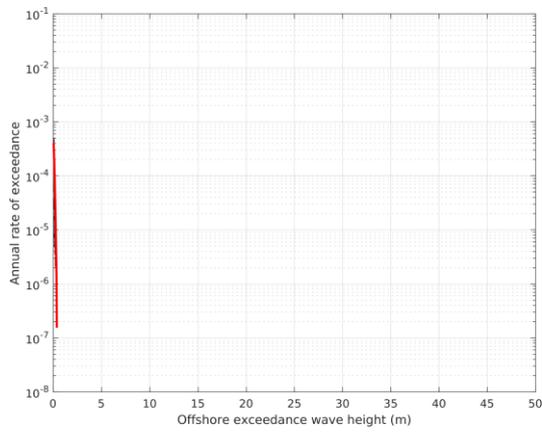
圖 2-3-8 其他斷層震源於沸水式核電廠#1 外海 50 m 水深處的海嘯危害度曲線



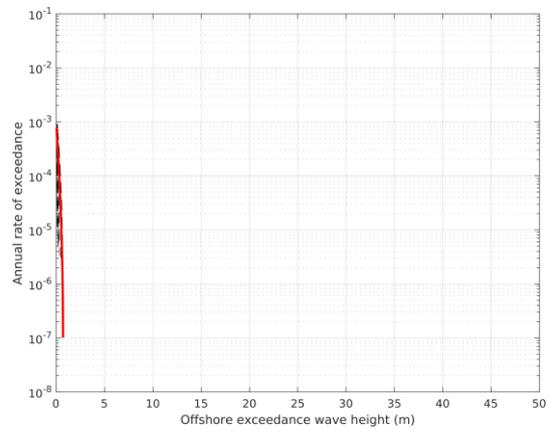
(g) 恆春海脊海域斷層



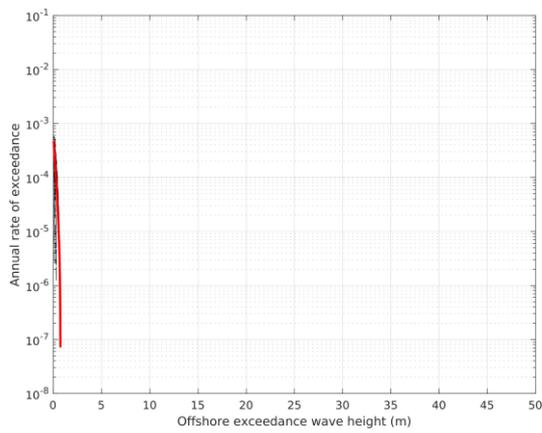
(h) 馬尼拉分支斷層



(i) 東恆春海脊海域斷層

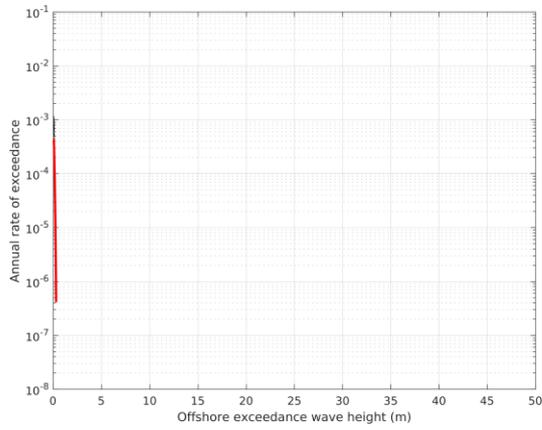


(j) 北呂宋走滑斷層

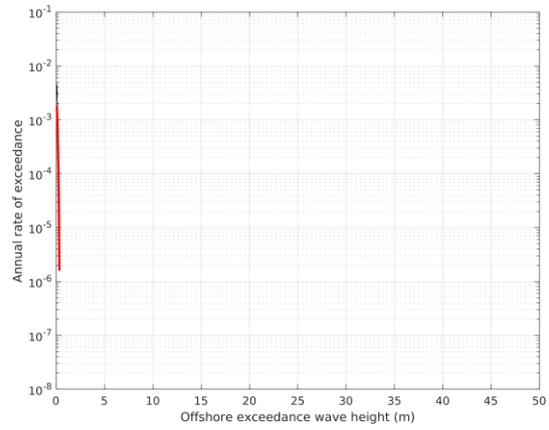


(k) 北呂宋逆衝斷層

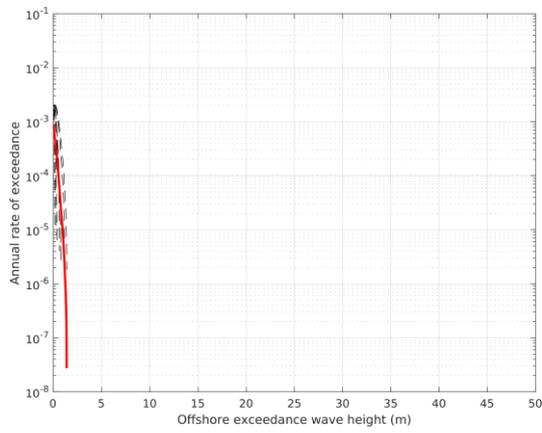
圖 2-3-8 其他斷層震源於沸水式核電廠#1 外海 50 m 水深處的海嘯危害度曲線(續)



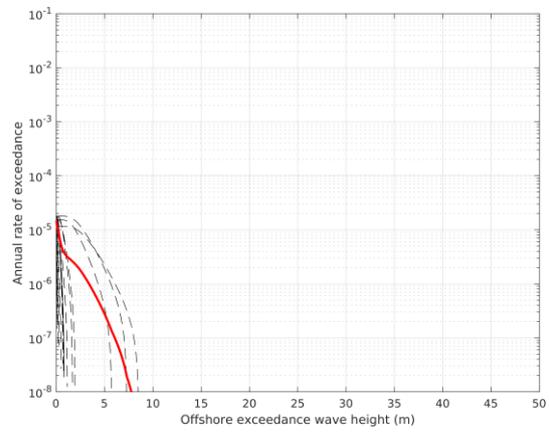
(a) 附加海域斷層 E



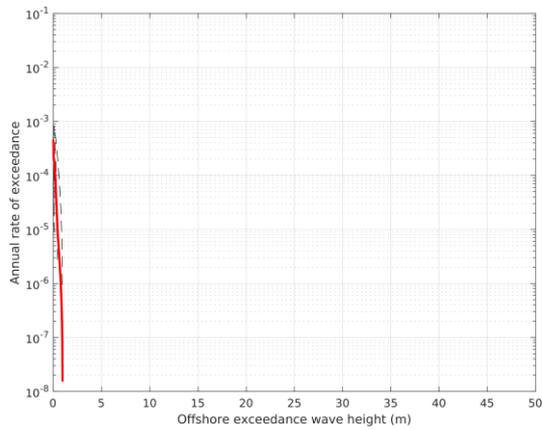
(b) 附加海域斷層 I



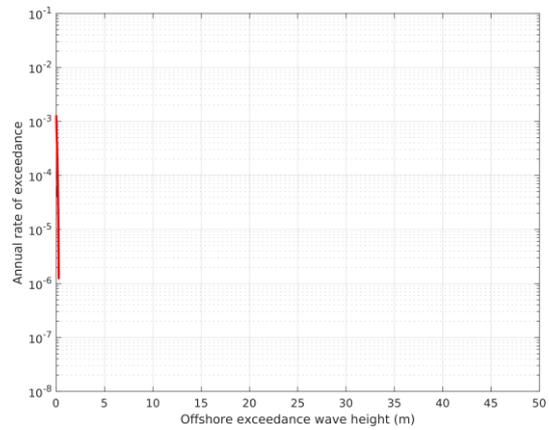
(c) 沖繩海溝斷層



(d) 濱海斷層

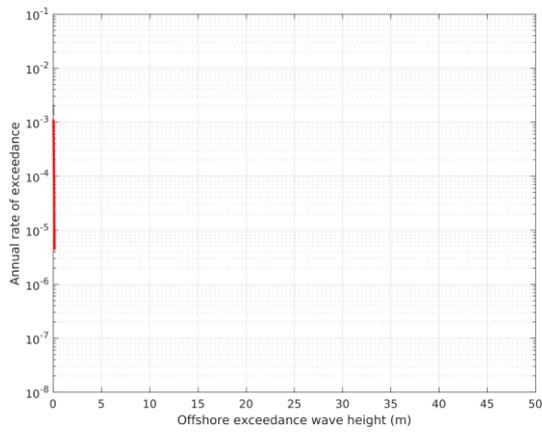


(e) 琉球走滑斷層

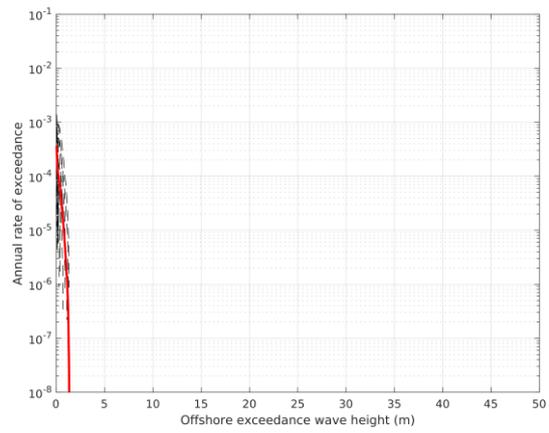


(f) 台東峽谷斷層

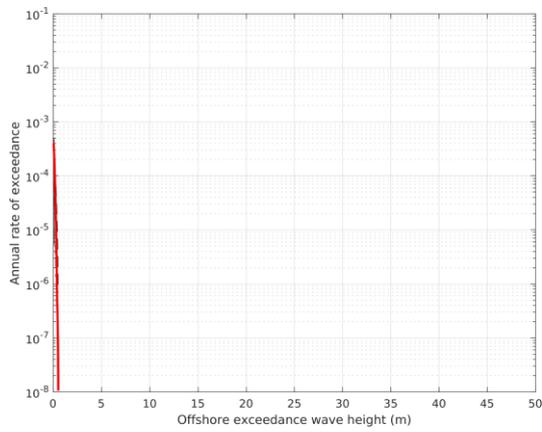
圖 2-3-9 其他斷層震源於沸水式核電廠#2 外海 50 m 水深處的海嘯
危害度曲線



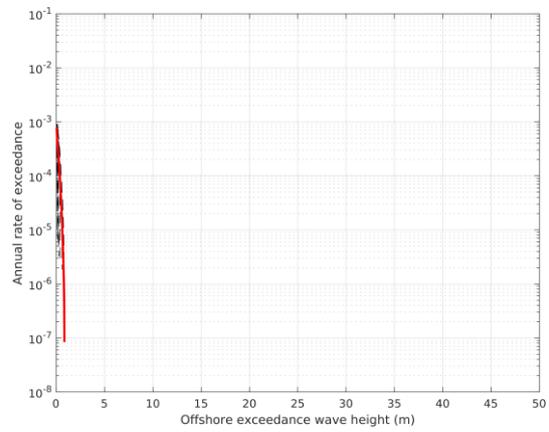
(g) 恆春海脊海域斷層



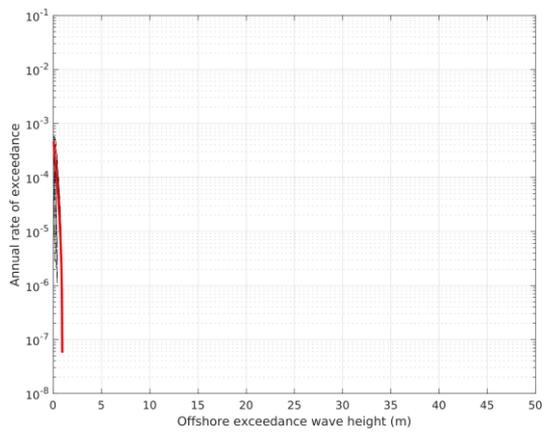
(h) 馬尼拉分支斷層



(i) 東恆春海脊海域斷層



(j) 北呂宋走滑斷層



(k) 北呂宋逆衝斷層

圖 2-3-9 其他斷層震源於沸水式核電廠#2 外海 50 m 水深處的海嘯
危害度曲線(續)

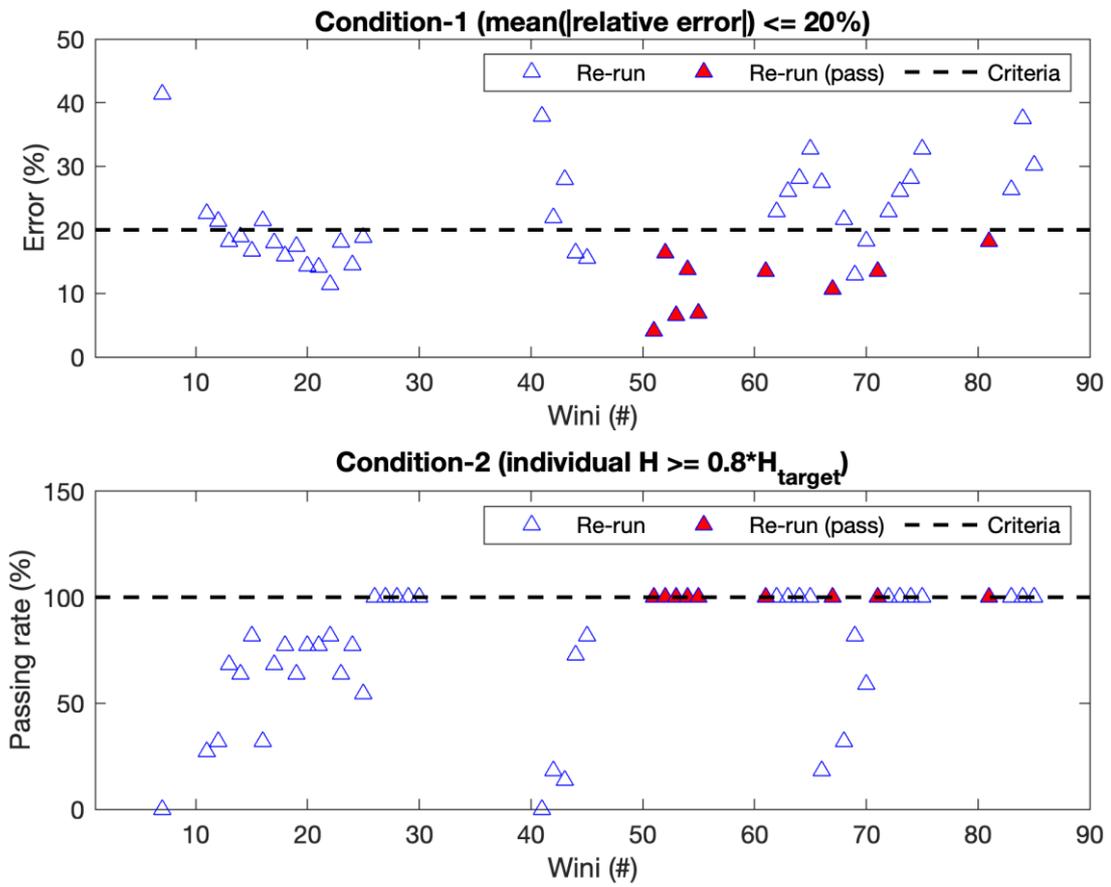


圖 2-3-10 地震型海嘯源拆解的門檻值分析

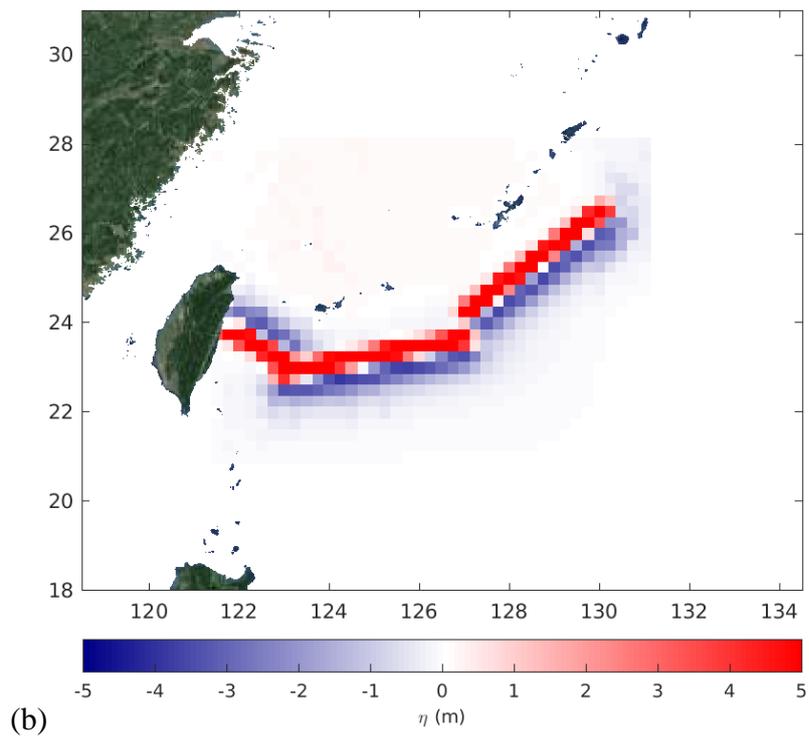
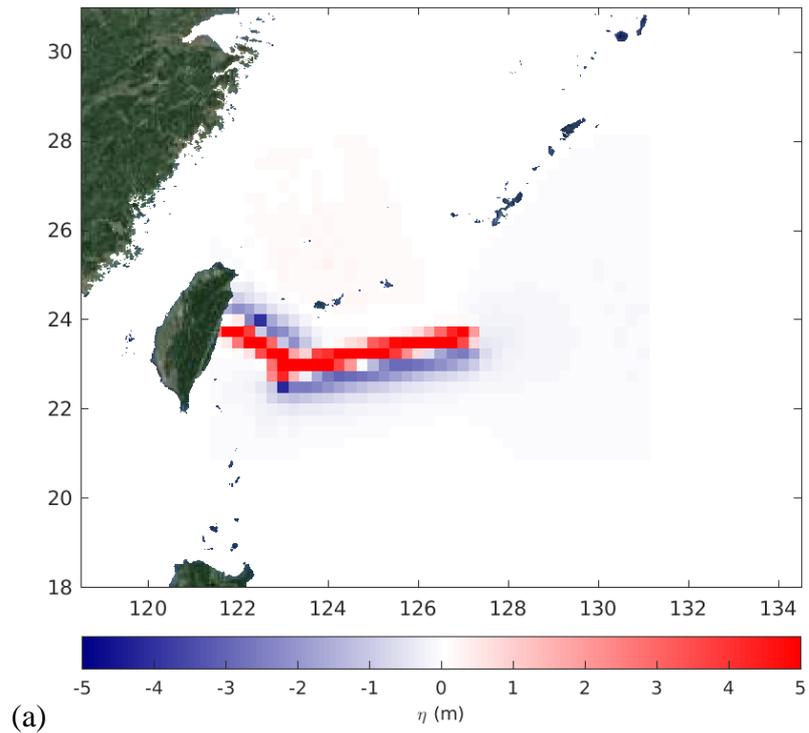


圖 2-3-11 (a)第 1 種(Wini-51)和(b)第 2 種(Wini-81)年超越率
1/10,000 地震型海嘯初始水位分布

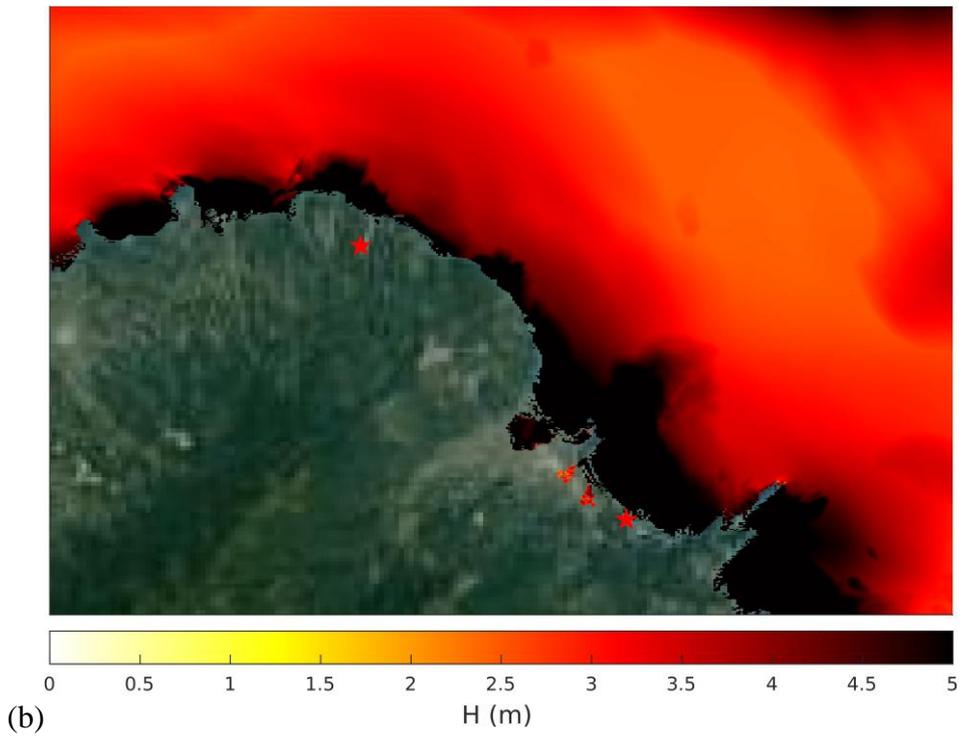
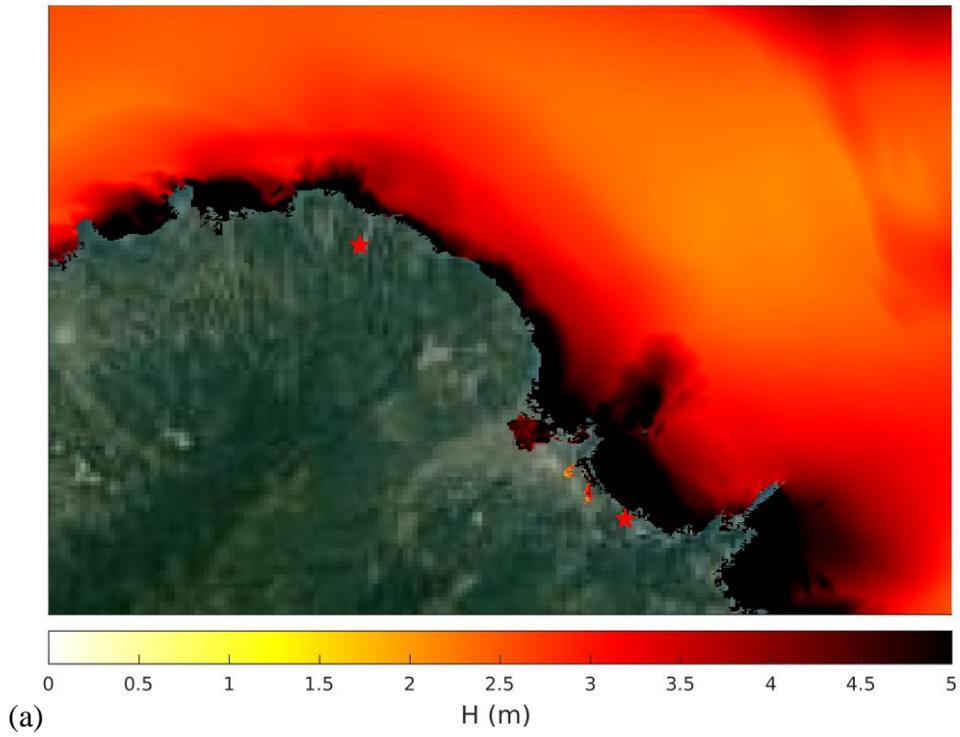


圖 2-3-12 (a)第 1 種(Wini-51)和(b)第 2 種(Wini-81)年超越率
1/10,000 地震型海嘯於近岸廠區的最大海嘯波高分布

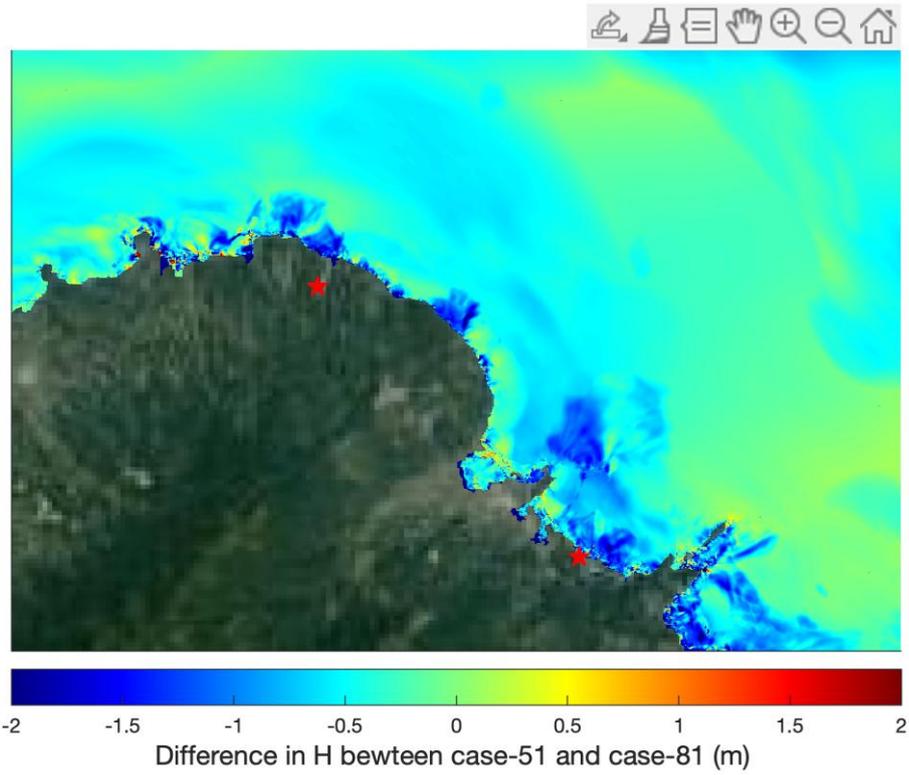


圖 2-3-13 第 1 種(Wini-51)和第 2 種(Wini-81)年超越率 1/10,000 地震型海嘯於近岸廠區的最大海嘯波高之差異 (RMSE = 0.55 m)

四、沸水式核電廠海底山崩型海嘯危害度分析

(一)外海機率式海嘯危害度分析

本研究採用蒙地卡羅模擬的方法(例如 Grilli et al., 2009 所述)來分析海底山崩型海嘯的認知不確定性。在這項分析中,本研究主要考慮了崩移體的長度、寬度和厚度這三個關鍵因素,並採用隨機選取的方法來設定數值模擬的各項條件。

本研究以核能安全委員會提供的臺灣北部海域的海底山崩潛勢區中的一種滾動式(rotational)崩塌事件作為案例進行機率式分析程序的建置研究。本研究將該事件的參數作為平均值,並假設標準差為平均值的 25%,進而建立了一個對數常態分佈曲線,參見圖 2-4-1。在這三個關鍵參數上,本研究分別隨機產生了 1,000 組條件,合計共 3,000 組數據,以進行全面而深入的分析。

本研究建置之臺灣北部海域海底山崩潛勢區的單位海嘯法資料庫之波源點劃分如圖 2-4-2 所示,並於沸水式核電廠外海 50 m 水深處建置了 22 個接收點(圖 2-4-3),其中兩個距離沸水式核電廠 #1 和 #2 最近的接收點作為廠區外海 PTHA 分析之觀測站。

如圖 2-4-4 所示,本研究比較了沸水式核電廠外海的機率式海嘯危害度曲線。從這些數據中可以觀察到,沸水式核電廠 #2 相比於沸水式核電廠 #1,面臨著更高的海嘯危害度。而且,隨著年超越率的降低,這種差異變得更加明顯。

以具體數據為例,當年超越率為 1/10,000 時,沸水式核電廠 #1 的外海海嘯波高為 1.2 m,而沸水式核電廠 #2 的海嘯波

高則高達 2.2 m。而當年超越率降至 $1e-6$ 時，沸水式核電廠 #1 的海嘯波高增至 3.5 m，而沸水式核電廠 #2 的海嘯波高則大幅上升至 6.6 m。這些數據清楚地顯示了在不同年超越率條件下，兩個沸水式核電廠所面臨的海嘯風險差異。

圖 2-4-5 呈現了廠區附近海域 50 m 水深處的的年超越率 $1/10,000$ 的海嘯波高分布，可以看到沸水式核電廠 #2 周圍海域的波高較大，相對來說沸水式核電廠 #1 周圍海域的波高較小。

(二)近岸廠區機率式海嘯危害度分析

由於拆解成功與否與初始猜測值、上邊界和下邊界之選取有相當程度的關係。目前尚未能找到合適有效率的方式計算出滿足所有門檻值的方式，故此處計算之年超越率 $1/10,000$ 的海底山崩型海嘯源僅為最接近拆解門檻條件之成果。作法如下，首先透過最小二乘法的方式獲取一個可能的海嘯源分布。接著將其水位依序乘上 1.0, 1.1, 1.2, 1.3, 1.4, 1.5 和 1.6，共 7 種。最後，分別重新以 FUNWAVE-TVD 進行海嘯數值模擬，藉此進行門檻值條件通過情形的分析，並從中取得最符合門檻值的條件。

圖 2-4-6 為分析計算之成果，可以看到一開始透過最小二乘法計算求得之條件所計算之海嘯雖然其誤差是這幾個當中最小的（條件 1），但其最大海嘯波高將近有一半的觀測位置無法達到年超越率 $1/10,000$ 的最大海嘯波高之 0.8 倍（條件 2）。由於現階段無法計算出能同時符合兩個門檻值的條件，因此選用較為保守（滿足條件 2）的條件中，誤差（條件 1）最低的。因此，

在此選用了 Wini-6 這組情境作為年超越率 1/10,000 的海底山崩型海嘯之初始水位條件，如圖 2-4-7。

最後，以拆解之海底山崩型海嘯的初始水位透過 5 層的巢狀網格進行非線性水動力的模擬，所得之近岸廠區的海嘯波高分布如所示。圖 2-4-8 顯示年超越率 1/10,000 造成靠近沸水式核電廠 #2 西北方低窪處有比較顯著的溢淹情況，然而對於沸水式核電廠 #1 和沸水式核電廠 #2 並無顯著危害。

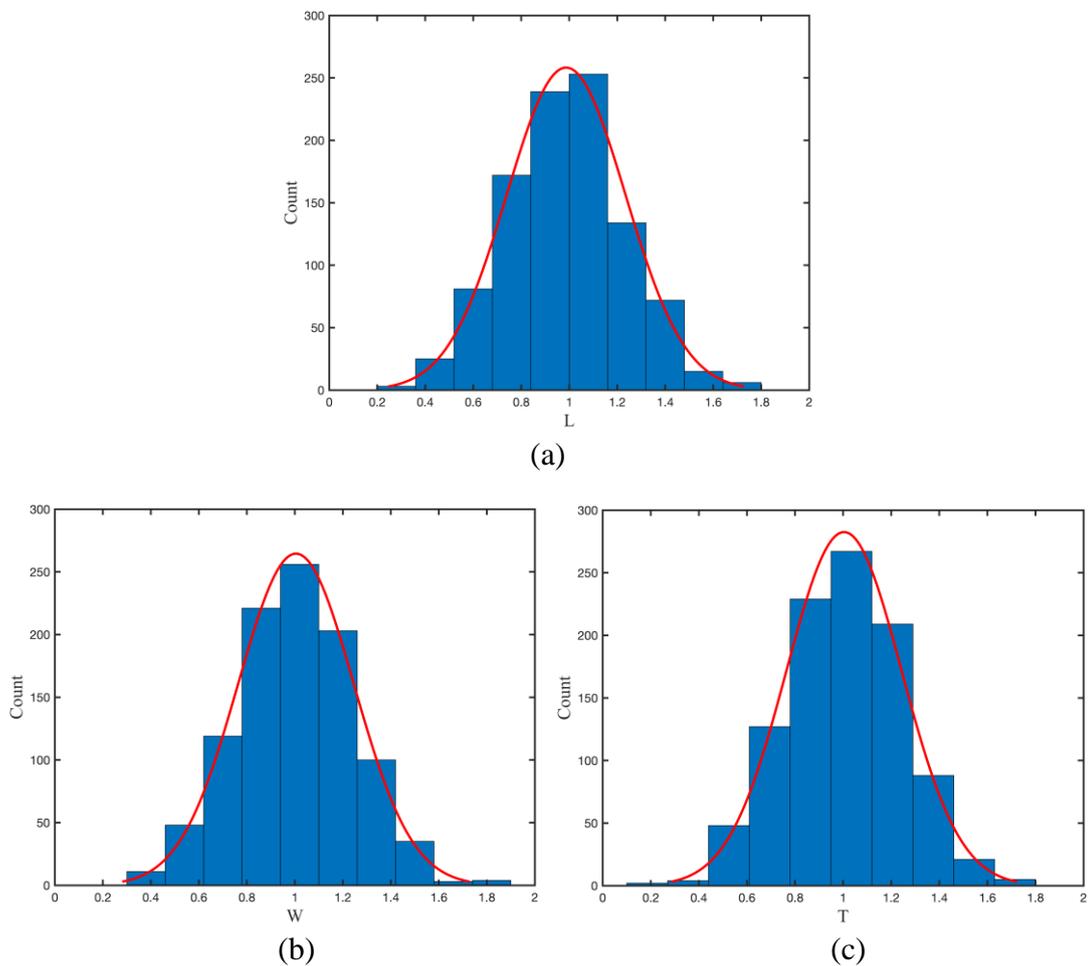


圖 2-4-1 針對(a)崩移物長度、(b)崩移物寬度和(c)崩移物厚度進行之隨機樣本分布

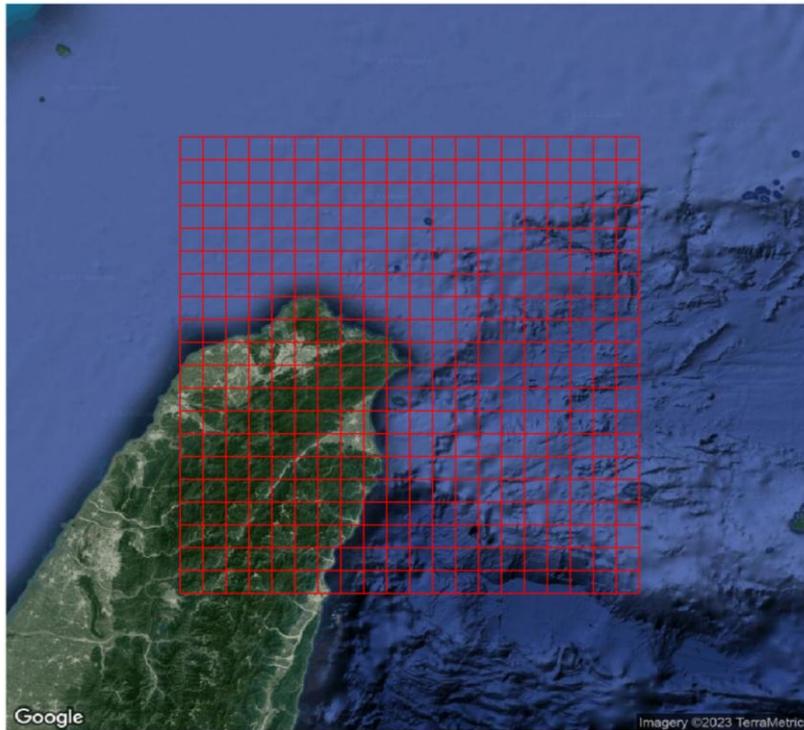
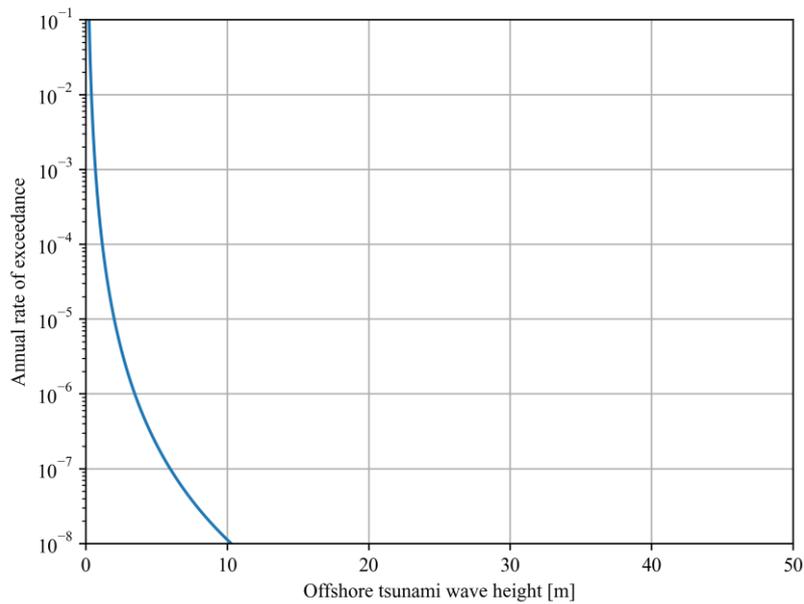


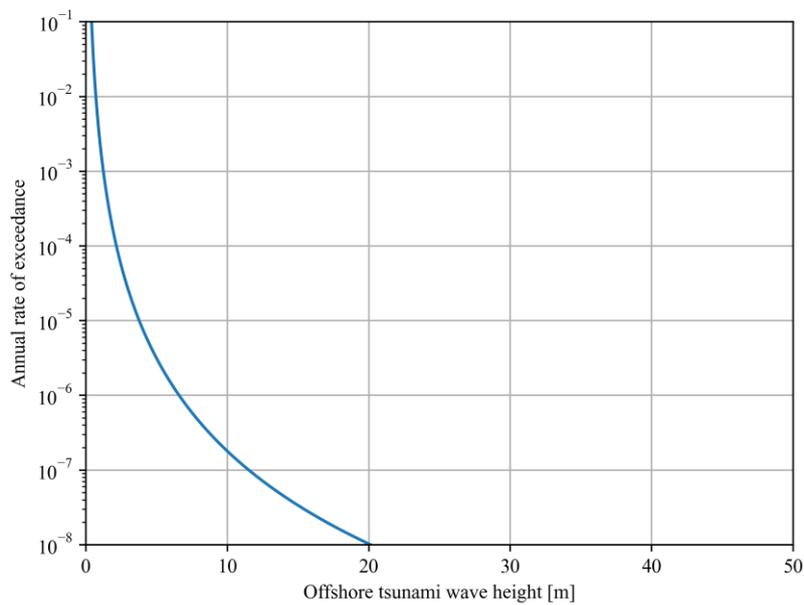
圖 2-4-2 沸水式核電廠外海 50 m 水深處海底山崩型海嘯的單位海嘯法資料庫範圍



圖 2-4-3 沸水式核電廠 #1 和 #2 外海 50 m 水深的單位海嘯法接收點位置



(a)



(b)

圖 2-4-4 (a)沸水式核電廠 #1 和(b) 沸水式核電廠 #2 外海 50 m 水深的海底山崩型外海海嘯危害度曲線

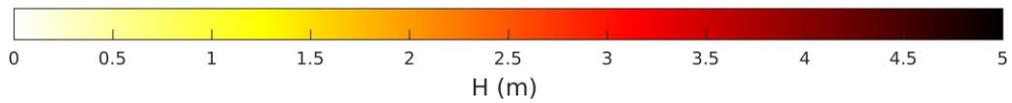


圖 2-4-5 沸水式核電廠 #1 和 #2 外海 50 m 水深處海底山崩型海嘯的年超越率 1/10,000 的外海海嘯危害度

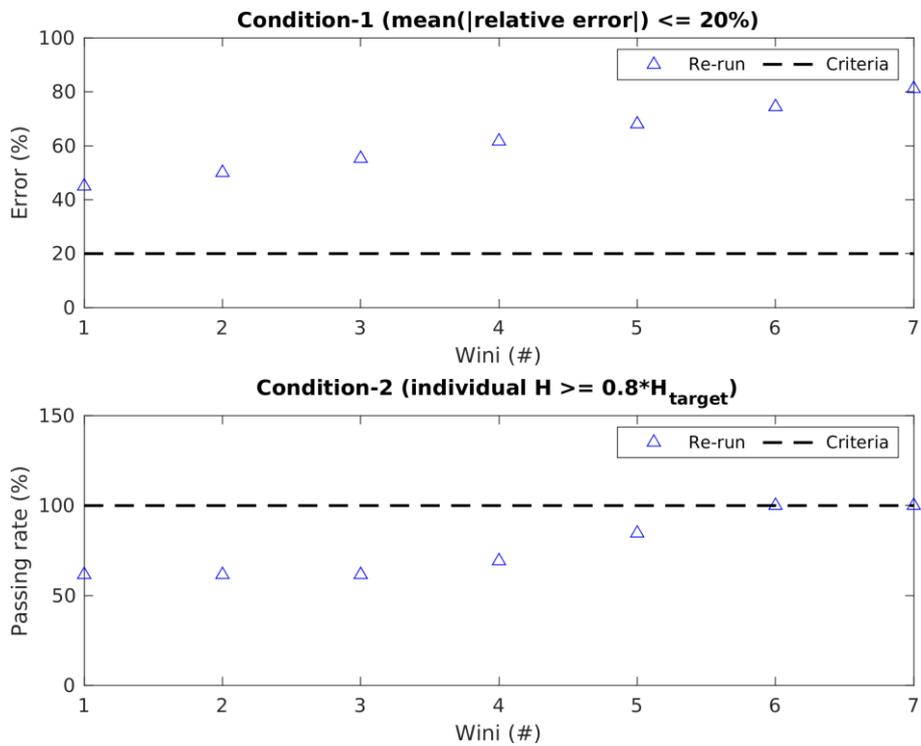


圖 2-4-6 年超越率 1/10,000 的海底山崩型海嘯源拆解之門檻條件變化

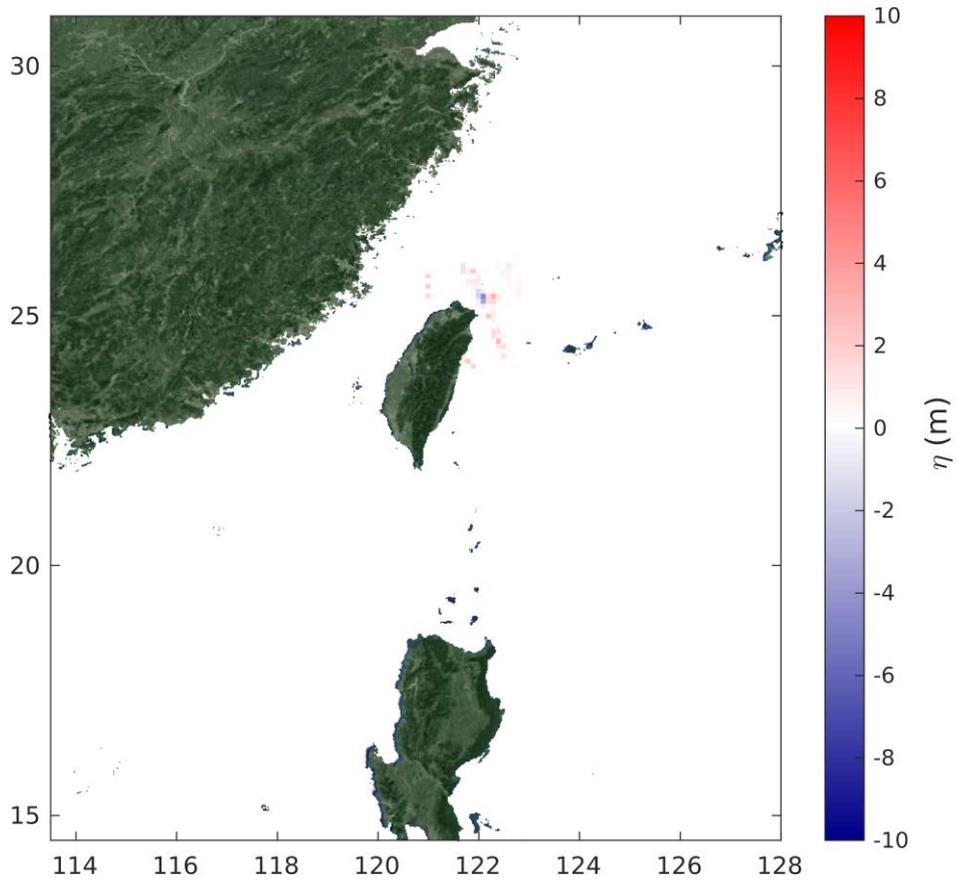


圖 2-4-7 年超越率 1/10,000 的海底山崩型海嘯源之初始水位分佈

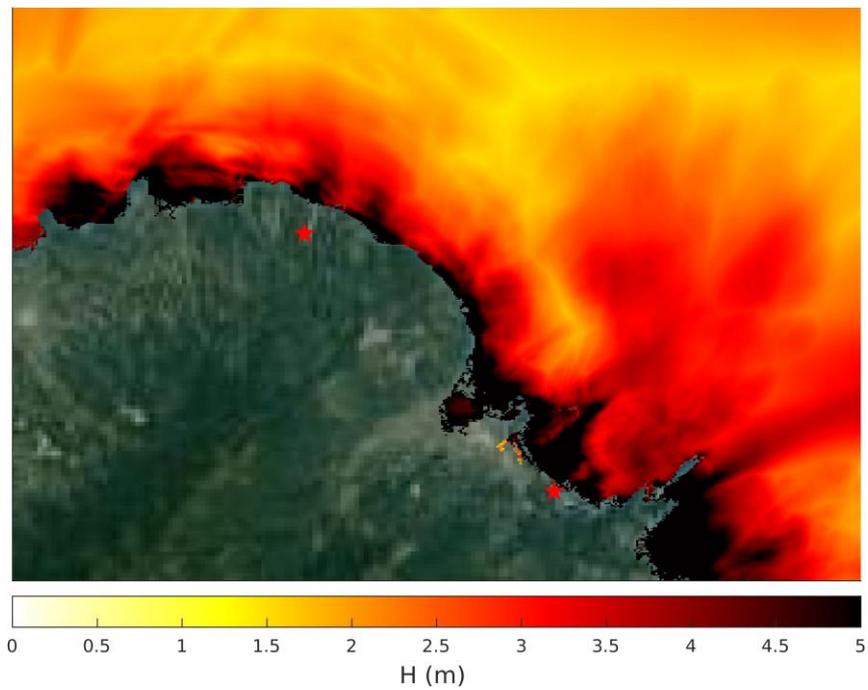


圖 2-4-8 年超越率 1/10,000 海底山崩型海嘯於近岸廠區的最大海嘯波高分佈

五、水密門易損性曲線建構方法之研析

(一)水密門易損性與水密性能檢驗與分析之文獻回顧

1.易損性簡介 (Basu et al., 2015)

若將 SSC 的容量 C 和需求 D 皆考慮為隨機變數，則 SSC 在需求達到 d 之前的損壞（廣義解釋為達到某一指定極限狀態）機率如下：

$$\begin{aligned} P_F &= P(C \leq D | D \leq d)P(D \leq d) = \int_{-\infty}^d P(C \leq x) f_D(x) dx \\ &= \int_{-\infty}^d P_f(x) f_D(x) dx \end{aligned} \quad (2-5-1)$$

式中， $P(C \leq D | D \leq d)$ 為前提是 $D \leq d$ ，卻發生 $C \leq D$ 的條件機率，需求的發生機率 $P(D \leq d)$ 由危害度分析評估， $f_D(x)$ 為連續需求 D 的機率密度函數， $P_f(x) = P(C \leq x) = P(C \leq D | D = x)$ 稱為 SSC 的易損性，亦即需求為 x 時，SSC 的損壞機率（失效機率，達到某一指定極限狀態的機率）。

因此，易損性是在某一災害需求水準下，SSC 達到某一指定極限狀態的條件機率 (Basu et al., 2015)，此一極限狀態可能是與強度有關的結構性損壞，或是與操作服務有關的功能性失效。在 SSC 中，結構和系統的損壞比較複雜，可以分成若干級，例如無損壞、輕微損壞、中度損壞、嚴重損壞、和完全損壞等；組件的損壞比較簡單，一般只考慮無損壞和損壞這兩級。災害需求水準常常是連續數值，對地震災害而言，需求水準通常為最大地表加速度或最大樓板加速度；對風災而言，需求水準通常為最大風速；對水災而言，需求水

準通常為最大淹水高度，來自於強降雨或海嘯（Basuet al., 2015）。

就 SSC 的易損性而言， $P_f(x) = P(C \leq x)$ 乃是容量 C 的累積分佈函數(Cumulative Distribution Function)，此函數曲線稱為易損性曲線。若考慮 SSC 的容量 C 由許多隨機變數相加而成，可假設 C 為常態分佈(Normal Distribution)；若考慮容量 C 由許多隨機變數相乘而成，可假設 C 為對數常態分佈(Log-Normal Distribution)；若考慮容量 C 由許多隨機變數的最小值控制，可假設 C 為韋伯分佈(Weibull Distribution) (EPRI, 1994)。通常假設容量 C 為對數常態分佈，因其值恆為正值，且對數常態分佈比較容易整合（透過乘積關係）隨機和知識不確定性之故。由於 SSC 的易損性是容量 C 與需求 x 的比較結果，容量 C 必須與需求 x 採取同一尺度，例如水災需求水準為最大淹水高度，SSC 的容量 C 也要採用淹水高度（Basu et al., 2015）。

假設容量 C 以 $C = NY$ 表達，其中 Y 代表在某種模型或某些條件下的 SSC 容量，其不確定性為隨機不確定性，即先天不確定性； N 代表此模型或條件有偏差時，對 SSC 理論容量 Y 的修正係數，其不確定性為知識不確定性，即後天不確定性。因 SSC 的真實容量 C 以理論容量 Y 和修正係數 N 的乘積表達，若 Y 和 N 均假設為對數常態分佈，真實容量 C 亦為對數常態分佈。在 Y 和 N 均為對數常態分佈的假設下，令 Y 的中值（亦稱中數）和取對數後的標準差（簡稱對數標準差）分別為 D_m 和 β_R ， N 的中值和對數標準差分別為 N_m 和 β_U 。

一般而言， $N_m = 1$ ，代表理論容量 Y 無任何偏差。如此一來，真實容量 C 的中值為 $D_m \times N_m = D_m$ ，對數標準差為 $\sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2}$ 。因此，理論容量 Y 和修正係數 N 均為對數常態分佈的假設下，真實容量 C 的易損性 $P_f(x) = P(C \leq x)$ 如下所示：

$$P_f(x) = P(C \leq x) = \Phi \left(\frac{\ln x - \ln D_m}{\sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2}} \right) = \Phi \left(\frac{\ln(x / D_m)}{\sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2}} \right) \quad (2-5-2)$$

式中， Φ 為標準常態分佈的累積分佈函數。

修正係數 N 主要修正理論容量 Y 的中值 D_m （模式不確定性），理論容量 Y 的對數標準差 β_R 之修正為次要考量 (Ang and Tang, 1984)，故修正係數 N 的對數標準差 β_U （知識不確定性）係針對 D_m 的估計偏差而來。如此一來，便將容量的隨機和知識不確定性分開考慮，可得不同信心水準的易損性曲線如下：

$$P_f(x) = P(C \leq x) = \Phi \left(\frac{\ln(x / D_m) + \beta_U \Phi^{-1}(Q)}{\beta_R} \right) \quad (2-5-3)$$

式中， Q 為指定的信心水準 (Confidence Level)。由式(2-5-2) 和式(2-5-3) 可知在容量為對數常態分佈的假設下，易損性曲線取決於 D_m 、 β_R 和 β_U 。當 $Q = 95\%$ 和 $P_f(x) = 5\%$ 時，所對應之容量稱為高信心低失效機率 (High Confidence, Low Probability of Failure, HCLPF) 容量，HCLPF 容量也近似於 $Q = 50\%$ 和 $P_f(x) = 1\%$ 的對應容量 $C_{1\%}$ 。HCLPF 容量雖由易損性曲線來定義，但許多規範或導則允許以簡單的保守既定失

效餘裕(Conservative Deterministic Failure Margin, CDFM) 來估算 HCLPF 容量。

2.核能設施的水密門水密性能之檢驗與分析(Taoka et al., 2020)

2011 年 3 月 11 日日本東北地區發生太平洋沿岸地震，引發東京電力公司福島第一核電廠事故後，發現在核能設施外部事件的風險評估中，除了分別對地震和海嘯進行風險評估外，還要考慮地震引發海嘯的相關事件，意即以地震和海嘯重疊狀況進行風險評估。地震和海嘯重疊的核能設施風險評估方法，以及核能設施易損性評估方法並不明確，且研究事例甚少。水密門一般安裝在 RC 抗震牆中，需考慮地震造成水密門剪力變形，再以實驗觀察或有限元素模擬分析漏水率和水壓之間的關係，探討水密門的漏水機制。

Taoka et al. (2020) 於 2020 年在日本機械學會論文集發表「核能設施的水密門水密性能之檢驗與分析（超出設計條件的水密門水密性能）」，首先以實體水密門進行水密性能實驗（水理實驗），假設地震引致海嘯，將水平力產生的面內剪應變以及水壓逐步施加於水密門，每個步驟測量漏水率。實驗結果顯示漏水率與水壓有關，但與面內剪應變無關。接著，基於水理實驗結果，製作一個類似水密門密封部的實驗體，進行確認實驗（性能實驗），確認漏水機制與水理實驗相同。最後，基於性能實驗結果，進行水密門的有限元素模擬分析，結果顯示密封部的分析模型產生漏水路徑的初始水壓與性能實驗大量漏水的水壓相同。

(二)水理實驗結果和易損性曲線

1. Taoka et al. (2020) 的水理實驗結果

在 Taoka et al. (2020) 的水理實驗中，將水平地震力施加在水密門的門框上，造成面內剪應變，再將海嘯洪水的壓力施加在門和門框上，面內剪應變逐步施加至正負千分之 4(核能設施抗震牆的極限應變)，水壓逐步施加至 0.3 MPa (相當於 30 m 水位差)，每個步驟測量水密門的漏水率。與作為止水要素配置在門框上的橡膠填料變形相比，門框面外剪應變對水密門的水密性能影響比較小，因此不考慮施加水平地震力導致門框面外剪應變。水理實驗的水密門基本規格列於表 2-5-1，門框的高寬為 2.4 m X 1.5 m，門的高寬為 2 m X 1 m，在水壓 0.1 MPa 以下，水密門的容許漏水率設定為 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 。

水理實驗的水密門試體為核能設施中標準實際規格的 3 種單開式水密門(類型 1、類型 2 和類型 3)，其結構和密封部份(門和門框的接合部份)截面上視圖如圖 2-5-1 所示。密封部由橡膠製的填料(Packing)、嵌入填料的金屬製軌道(填料軌道，Packing Rail)和固定填料的部件(填料壓蓋，Packing Gland)組成。

在類型 1 密封部中，一道填料設置於門框，以填料軌道包圍，關門後被設置於門的填料壓蓋擠壓。在類型 2 密封部中，兩道填料設置於門框，以填料軌道包圍，第三道填料設置於門，亦以填料軌道包圍，門的填料加上填料軌道權充填料壓蓋，關門後同時擠壓門框的兩道填料。在類型 3 密封部

中，兩道填料設置於門框，以填料軌道和門檔包圍，關門後第一道填料被設置於門的填料軌道擠壓，第二道填料被門直接擠壓。

水密門的載重條件為加載水平力於門框上緣，產生 9 種面內剪應變（0‰、±1‰、±2‰、±3‰、及±4‰），在門及門框以 0.05 MPa 至 0.3 MPa（相當於水位差 5 m 至 30 m）的範圍內加載水壓，預計每 0.05 MPa（相當於水位差 5 m）升壓一次，並在每組水壓條件下維持 10 分鐘。每次改變面內剪應變大小時，都要更換密封部的填料，以避免損壞的累積。

三種類型水密門的漏水率測量結果整理成每階段面內剪應變控制下，漏水率($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$) 與水壓(MPa) 之間的關係。圖 2-5-2 至圖 2-5-4 顯示三種類型水密門的水壓-漏水率測量結果。

三種類型水密門在設計條件的範圍內（水壓 0.1 MPa 以下），沒有發生超過容許漏水率（ $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ）的漏水。相對於設計條件（水壓 0.1 MPa），三種類型水密門達到容許漏水率的水壓（水壓 0.2 MPa）有 1 倍的餘裕。漏水率與面內剪應變之間未發現明確關係的主要原因，推測是由於填料的突出方向與門框的面內剪變形方向不同所致。

2. 蕭士俊等人(2022) 的水密門易損性曲線

蕭士俊等人(2022) 將圖 2-5-2 至圖 2-5-4 的水壓-漏水率測量結果數位化，在各個面內剪應變作用下，經由線性內插或外插求得門檻漏水率為 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的需求水壓，如圖 2-5-5 所示，其中需求水壓小於 0.3 MPa 為數位化數據線性內

插結果，需求水壓大於 0.3 MPa 則為數位化數據線性外插結果。觀察圖 2-5-5，可知：(1) 水密門達門檻漏水率之需求水壓與水密門面內剪應變無明顯關係。(2) 相對之下，類型 3 水密門達門檻漏水率之需求水壓比較高，即水密性能比較強；而類型 1 水密門達門檻漏水率之需求水壓比較低，即水密性能比較弱。(3) 相對之下，類型 3 水密門達門檻漏水率之需求水壓的高低變化比較大，即需求水壓的變異性比較高；而類型 1 水密門達門檻漏水率之需求水壓比較集中。

在需求水壓 w 為對數常態分佈的假設下，其兩個參數（取對數後的平均數和標準差， λ 和 β_R ）常以樣本平均數和樣本標準差估計之，公式分別如下：

$$\lambda = \sum_{i=1}^n \ln w_i / n \quad (2-5-4)$$

$$\beta_R = \sqrt{\sum_{i=1}^n (\ln w_i - \lambda)^2 / (n-1)} \quad (2-5-5)$$

式中， n 為數據個數。再經由下式計算對數常態分佈的中值：

$$D_m = e^\lambda \quad (2-5-6)$$

蕭士俊等人(2022) 的水密門需求水壓中值和對數標準差之估計結果列於表 2-5-2，可知：(1) 類型 1 水密門之需求水壓中值最低，即水密性能最弱；類型 3 水密門之需求水壓中值最高，即水密性能最強。(2) 類型 1 水密門之需求水壓對數標準差最小，即需求水壓最集中；類型 3 水密門之需求水壓對數標準差最大，即需求水壓最分散。

若假設水密門達門檻漏水率之需求水壓為對數常態分佈，則水密門漏水易損性(需求水壓之累積機率)如下所示：

$$P_f(w) = \Phi\left(\frac{\ln(w/D_m)}{\beta_R}\right) \quad (2-5-7)$$

蕭士俊等人(2022) 利用上式所得水密門易損性曲線如圖 2-5-6 所示，可知：(1) 類型 1 水密門達門檻漏水率之需求水壓最集中；類型 3 水密門達門檻漏水率之需求水壓最分散。(2) 在需求水壓低於 0.2 MPa 時，類型 1 水密門的水密性能最強；在需求水壓高於 0.22 MPa 時，類型 3 水密門的水密性能最強。

表 2-5-1 水密門的基本規格(Taoka et al., 2020)

type	Manual single-swinging watertight door
frame size	W1500 mm × H2400 mm
effective opening size	W1000 mm × H2000 mm
acceptable leakage	0.02 m ³ /h/m ² (water pressure ≤ 0.1 MPa)

表 2-5-2 水密門需求水壓之中值和對數標準差 (蕭士俊等人, 2022)

	中值(MPa)	對數標準差
類型 1	0.2165	0.0955
類型 2	0.2439	0.2040
類型 3	0.2836	0.4929

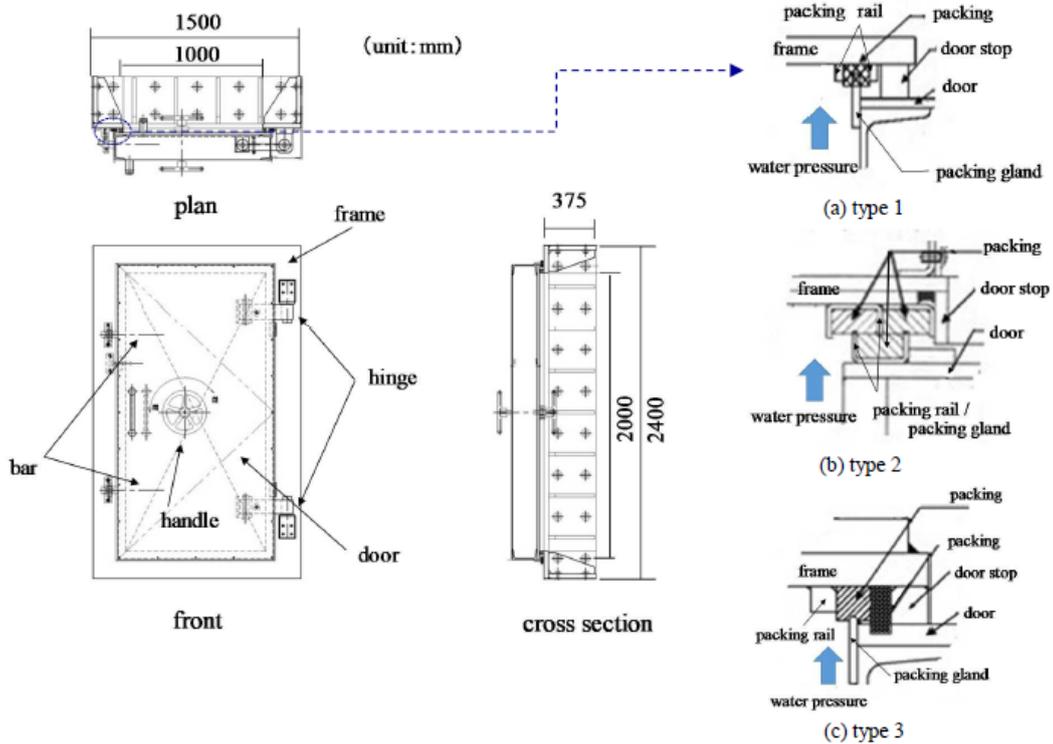


圖 2-5-1 水密門的結構和密封部(Taoka et al., 2020)

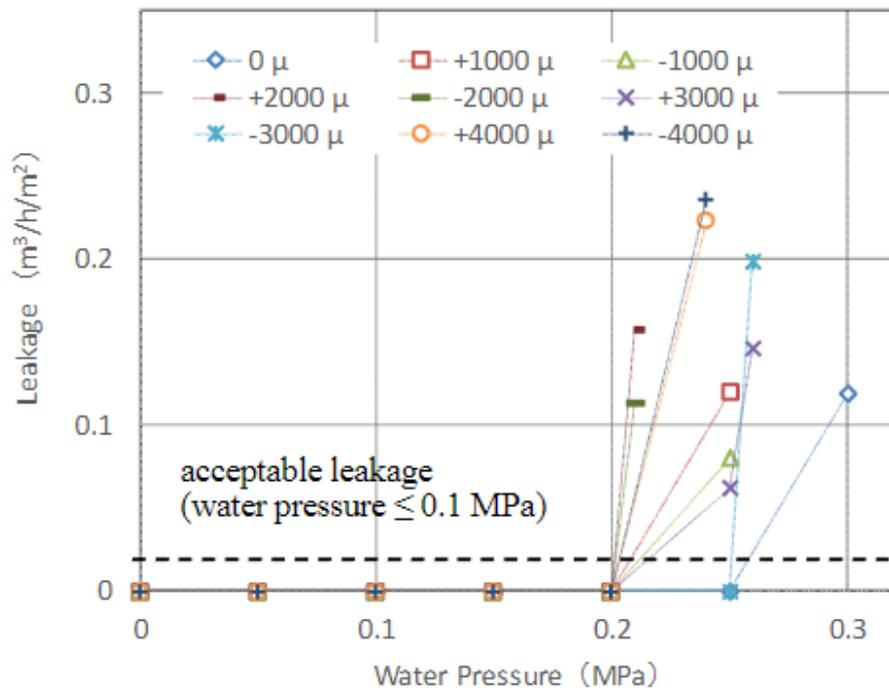


圖 2-5-2 類型 1 水密門的水壓-漏水率測量結果(Taoka et al., 2020)

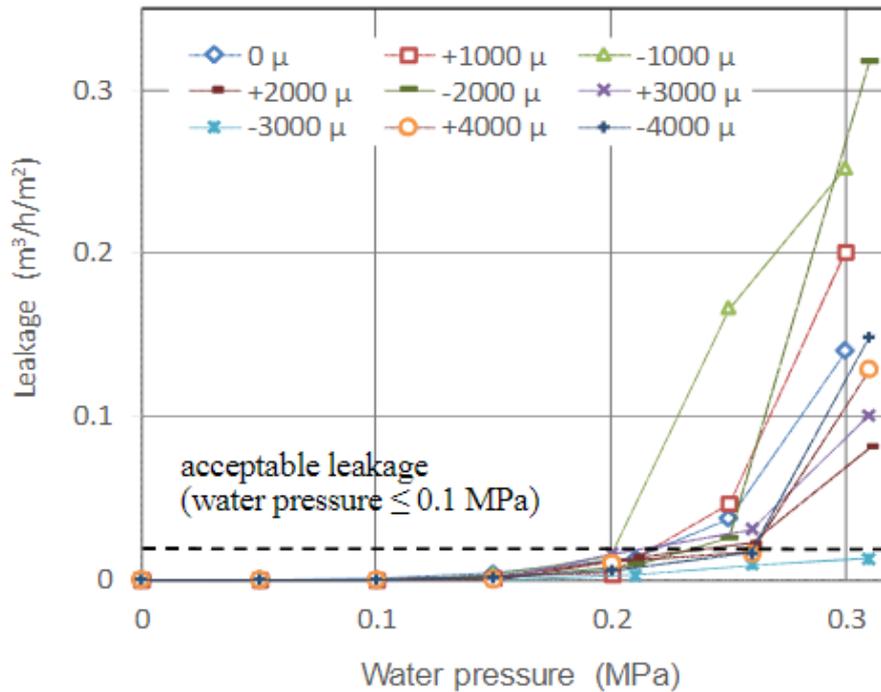


圖 2-5-3 類型 2 水密門的水壓-漏水率測量結果(Taoka et al., 2020)

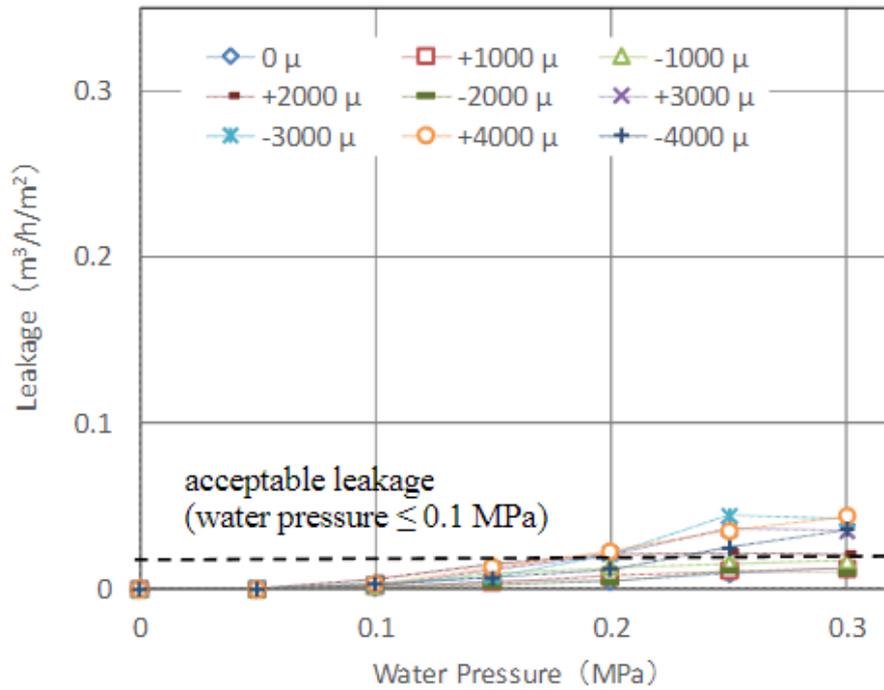


圖 2-5-4 類型 3 水密門的水壓-漏水率測量結果(Taoka et al., 2020)

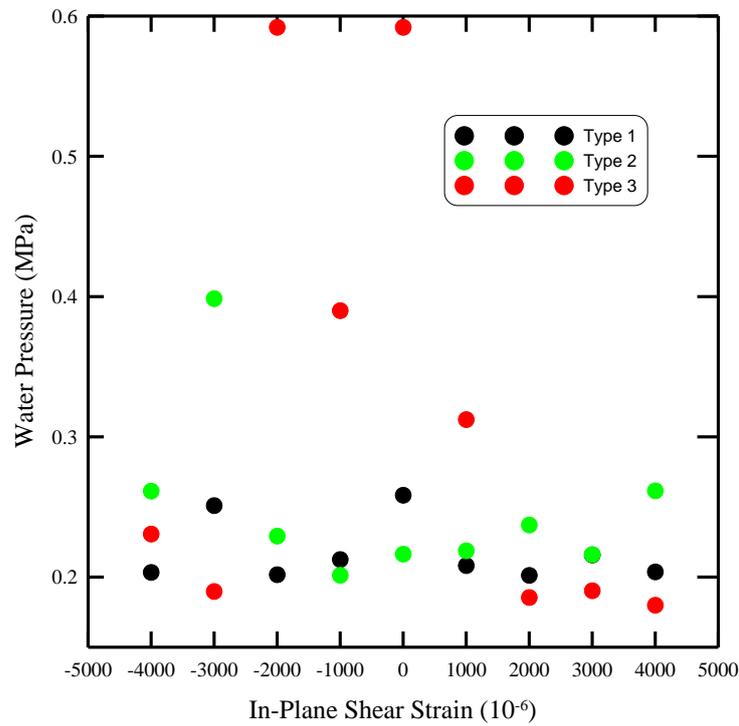


圖 2-5-5 三種類型水密門達門檻漏水率之需求水壓
(蕭士俊等人，2022)

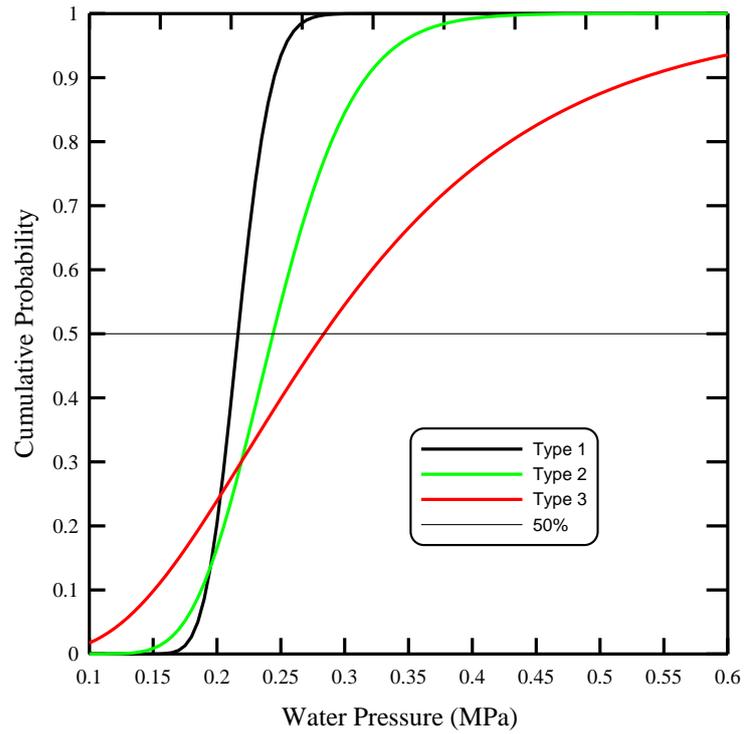


圖 2-5-6 三種類型水密門之易損性曲線（蕭士俊等人，2022）

六、水密門水理實驗數據精進分析和易損性曲線參數

在圖 2-2-5 中，需求水壓大於 0.3 MPa 為數位化數據線性外插的結果，其中類型 2 有 1 點，類型 3 有 4 點，代表在這些面內剪應變作用下，最大水壓達 0.3 MPa 時，漏水率尚未超過門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 。相對於線性內插，數據線性外插的結果比較不可信，現有數據最後一段直線的斜率並不能代表超過門檻漏水率的切線斜率。如果增加門檻漏水率，求取對應之需求水壓，可預期線性外插的情況會增多。後續考慮分析不同門檻漏水率的水密門易損性曲線時，有必要進行可線性外插和僅線性內插的比較，同時為了精進數位化數據，決定以 AutoCAD 重新對圖 2-2-2 至圖 2-2-4 數位化。

(一)水密門水理實驗數據重新數位化

Taoka et al. (2020) 三種類型水密門的水壓-漏水率原圖經由 AutoCAD 數位化結果分別列於表 2-6-1 至表 2-6-3。觀察比較此三表可知：(1) 類型 1 水密門的數位化漏水率比較單純，漏水率隨著水壓變大而增加。(2) 類型 2 水密門的數位化漏水率比較複雜，在面內剪應變 -4000μ 時，水壓由 $0.05 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 升至 $0.1 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 時，漏水率略微下降，以粗體紅字標示於表 2-6-2，猜測是原圖數位化的誤差。(3) 類型 3 水密門的漏水率原圖過於集中，數位化精度比較不理想，有 5 處數位化漏水率不隨著水壓變大而增加，以粗體紅字標示於表 2-6-3。

圖 2-6-1 至圖 2-6-3 分別顯示 Taoka et al. (2020) 三種類型水密門的水壓-漏水率原圖與 AutoCAD 數位化圖的比較，無論

那一類型的水密門，兩圖幾乎重疊，顯示 AutoCAD 數位化無明顯偏差。

(二)水密門水理實驗數據精進分析

為了比較本次 AutoCAD 數位化與去年度蕭士俊等人(2022)數位化的差異，以及門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 所對應之需求水壓是否線性內插，特別繪製圖 2-6-4。在圖 2-6-4 中，叉號是蕭士俊等人(2022) 數位化的需求水壓，方框是本次 AutoCAD 數位化的需求水壓，黑色代表類型 1，綠色代表類型 2，紅色代表類型 3，黃底色代表需求水壓由線性外插求得。

觀察比較圖 2-6-1 至圖 2-6-4，以及表 2-6-1 至表 2-6-3，可知：(1) 在表 2-6-3 中，類型 3 水密門面內剪應變 -2000μ 的最後一段（ 0.25 MPa 至 0.3 MPa ）數位化漏水率沒有變化，維持在 $0.01019 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，故門檻漏水率若超過此值，無法經由線性內插或外插求取需求水壓。圖 2-6-4 之門檻漏水率為 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，因此在面內剪應變 -2000μ 處，無紅色方框。(2) 除此之外，本次 AutoCAD 數位化的需求水壓與蕭士俊等人(2022) 數位化的需求水壓僅在類型 2 水密門有 3 處明顯差異。(3) 求取門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之對應需求水壓時，類型 1 水密門均是線性內插，類型 2 水密門有 1 點需線性外插(-3000μ)，類型 3 水密門有 3 點需線性外插。(4) 由於最大實驗水壓為 0.31 MPa ，若需求水壓超過此值，則為線性外插的結果。(5) 當提高門檻漏水率時，可以預期線性外插的需求水壓會增多。(6) 線性外插的需求水壓都很高，可以預期線性外插的需求水壓愈多，需求水壓的中值愈高，對數標準差愈大。

綜合言之，由圖 2-6-1 和圖 2-6-2 可知水壓增高，漏水率迅速增加，數位化數據後段的斜率會變大。若仍以斜率小的線性段外插需求水壓，如圖 2-6-3 的狀況，必然高估需求水壓，故有必要放棄線性外插的需求水壓數據，惟其缺點是數據點減少，易損性曲線的參數估計值穩定性和信心度唯恐不足。

考慮以下列 5 個門檻漏水率 0.005882、0.02、0.025、0.03 以及 $0.035 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，求取需求水壓，可否線性外插的需求水壓個數分別列於表 2-6-4 和表 2-6-5。這些需求水壓可利用式(2-5-4) 至式(2-5-6) 估計樣本對數平均數、樣本對數標準差和樣本中值。以數據估計樣本平均數和樣本標準差時，即式(2-5-4) 和式(2-5-5)，其中樣本平均數是不偏估計值，亦即樣本平均數有時高估真正平均數，有時低估，但平均而言，樣本平均數等於真正平均數；樣本標準差是低偏的估計值，亦即大部份的樣本標準差會低估真正標準差，平均而言，樣本標準差也會低估真正標準差，而且樣本個數愈少，樣本標準差低估真正標準差的機會愈高，低估的情況也愈嚴重。通常 15 組數據的樣本平均數即可相信，但數據即使只有 10 組，樣本平均數也可相信。通常要求 30 組以上的數據，所估計的樣本標準差才可相信。如果數據組數太少，需以其它估計方式驗證甚至取代樣本標準差。表 2-6-4 和表 2-6-5 單一類型水密門的需求水壓個數偏低，最低只有 4 個，需考慮樣本標準差以外的估計方式。

(三)水密門各門檻漏水率之需求水壓中值

1.水密門各門檻漏水率之需求水壓中值

利用水密門達門檻漏水率之需求水壓可外插與否的數據，以及式(2-5-4) 和式(2-5-6) ，估算中值 D_m ，結果分別列於表 2-6-6 和表 2-6-7。觀察表 2-6-6 和表 2-6-7，可知：(1) 類型 1 水密門的需求水壓皆線性內插求得，故表 2-6-6 和表 2-6-7 的中值相同。(2) 類型 2 水密門的需求水壓有 1 點需考慮可否線性外插求得，故表 2-6-7 的中值（不外插）略小於表 2-6-6 的中值（可外插）。(3) 類型 3 水密門的需求水壓有 3 點或 4 點需考慮可否線性外插求得，故表 2-6-7 的中值（不外插）明顯小於表 8 的中值（可外插）。(4) 無論可否外插求得需求水壓，各類型水密門需求水壓的中值隨著門檻漏水率的提高而增大。(5) 無論可否外插求得需求水壓，所有類型水密門合計需求水壓的中值介於各類型水密門需求水壓的中值之間。(6) 若需求水壓可以外插求得，各類型水密門需求水壓的中值差異明顯，類型 1 水密門的需求水壓中值最低，類型 3 水密門的需求水壓中值最高。(7) 若需求水壓只能內插求得，各類型水密門需求水壓的中值接近，互有高低。

2.水密門各門檻漏水率之需求水壓對數標準差 β_R

在少量樣本數據的情況下，可改以平均全距(Range) 估計標準差。全距定義為一批數據的範圍，即數據的最大值減去數據的最小值。令 n 個樣本數據為 X_1, X_2, \dots, X_n ，其最大值為 $Y = \max(X_1, X_2, \dots, X_n)$ ，最小值為

$Z = \min(X_1, X_2, \dots, X_n)$ ，則全距為 $R = Y - Z$ 。即令原始數據 X_1, X_2, \dots, X_n 為常態分佈，全距 R 也不再是常態分佈。由極值分佈(Ang and Tang, 1984) 可知最大值和最小值的機率密度函數(Probability Density Function) 分別為：

$$f_Y(y) = n[F_X(y)]^{n-1} f_X(y), \quad f_Z(z) = n[1 - F_X(z)]^{n-1} f_X(z) \quad (2-6-1)$$

式中， f_X 和 F_X 分別為數據 X 的機率密度函數和累積分佈函數。

若假設數據 X 為常態分佈 $N(\mu, \sigma)$ ，其中 μ 和 σ 分別為平均數和標準差，則最大值 Y 的平均數為：

$$\mu_Y = \int y f_Y(y) dy = \mu + \sigma \int y' f_Y(y) dy, \quad y' = \frac{y - \mu}{\sigma} \quad (2-6-2)$$

將式(2-6-1) 第一式代入式(2-6-2)，可得：

$$\begin{aligned} \mu_Y &= \mu + \sigma \int y' n [F_X(y)]^{n-1} f_X(y) dy \\ &= \mu + n\sigma \int y' [\Phi(y')]^{n-1} \phi(y') dy' \end{aligned} \quad (2-6-3)$$

式中， ϕ 和 Φ 分別為標準常態分佈的機率密度函數和累積分佈函數。同理，可得最小值 Z 的平均數為：

$$\mu_Z = \int z f_Z(z) dz = \mu + n\sigma \int z' [1 - \Phi(z')]^{n-1} \phi(z') dz' \quad (2-6-4)$$

利用式(2-6-3) 和式(2-6-4)，可得平均全距為：

$$\begin{aligned} \mu_R &= \mu_Y - \mu_Z \\ &= n\sigma \left\{ \int y' [\Phi(y')]^{n-1} \phi(y') dy' - \int z' [1 - \Phi(z')]^{n-1} \phi(z') dz' \right\} \quad (2-6-5) \\ &= n\sigma \int y' \left\{ [\Phi(y')]^{n-1} - [1 - \Phi(y')]^{n-1} \right\} \phi(y') dy' \end{aligned}$$

令 $d_2 = \mu_R / \sigma$ ，可得：

$$d_2 = n \int y' \{ [\Phi(y')]^{n-1} - [1 - \Phi(y')]^{n-1} \} \phi(y') dy' \quad (2-6-6)$$

因此， $\sigma = \mu_R / d_2$ ，即可以平均全距除以 d_2 ，來估計常態分佈的標準差。運用式(2-6-6) 計算 d_2 ，涉及數值積分；但 $n=2$ 和 $n=3$ 時，可得 d_2 分別為 $2/\sqrt{\pi} \approx 1.1284$ 和 $3/\sqrt{\pi} \approx 1.6926$ 。 d_2 相關數值列於表 2-6-8。

本計畫之樣本數據 X 為需求水壓之對數值，即 $\ln w$ ，全距為在某一門檻漏水率下，各面內剪應變最大需求水壓之對數值減去最小需求水壓之對數值。採用式(2-5-5) 計算樣本標準差，所有數據都用到，但數據個數少時，低偏情況嚴重；採用 $\sigma = \mu_R / d_2$ 計算標準差，不受數據多少影響，但只採信數據最大值和最小值，不免有偏差，故希望至少有 10 套相同個數的數據，即至少有 10 個全距，用來計算平均全距。本計畫在某一類型水密門和某一門檻漏水率下，只有一組全距 R ，並非平均全距，僅以單一全距估計標準差，高估和低估的可能性並存。

利用水密門達門檻漏水率之需求水壓可外插與否的數據，以式(2-5-5) 估算對數標準差 β_R ，結果分別列於表 2-6-9 和表 2-6-10。

利用水密門達門檻漏水率之需求水壓可外插與否的數據，以單一全距估計標準差，即 $\sigma = R / d_2$ ，結果分別列於表 2-6-11 和表 2-6-12。在表 2-6-4 和表 2-6-5 中，三種類型水密

門合計的需求水壓個數至少是 21，故僅以式(2-5-5) 估計需求水壓之對數標準差，不採用估計公式 $\sigma = R/d_2$ 。

分別比較表 2-6-9 和表 2-6-11，以及表 2-6-10 和表 2-6-12，發現兩種估計方式的需求水壓對數標準差差異不大。為保守計，取兩種估計方式的最大值，視為需求水壓之對數標準差 β_R ，結果分別列於表 2-6-13 和表 2-6-14，表中紅色數字代表對數標準差由 $\sigma = R/d_2$ 估計。觀察表 2-6-13 和表 2-6-14，可知：(1) 類型 1 水密門的需求水壓皆線性內插求得，故表 2-6-13 和表 2-6-14 的對數標準差相同。(2) 類型 2 水密門的需求水壓雖然只有 1 點需考慮可否線性外插求得，但表 2-6-14 的對數標準差（不外插）明顯小於表 2-6-13 的對數標準差（可外插）。(3) 類型 3 水密門的需求水壓有 3 點或 4 點需考慮可否線性外插求得，表 2-6-14 的對數標準差（不外插）比起表 2-6-13 的對數標準差（可外插），下降許多。(4) 若需求水壓可以外插求得，各類型水密門需求水壓的對數標準差隨著門檻漏水率的提高而增大。(5) 若需求水壓只能內插求得，各類型水密門需求水壓的對數標準差隨著門檻漏水率變化的趨勢不明顯。(6) 無論可否外插求得需求水壓，所有類型水密門合計需求水壓的對數標準差介於各類型水密門需求水壓的對數標準差之間。(7) 若需求水壓可以外插求得，各類型水密門需求水壓的對數標準差差異明顯，類型 1 水密門需求水壓的對數標準差最低，類型 3 水密門需求水壓的對數標準差最高。(8) 若需求水壓只能內插求得，各類型水密門需求水壓的對數標準差很接近，約在 0.1 至 0.13 之間。

3. 水密門各門檻漏水率之需求水壓對數標準差 β_U

如前所述，SSC 的真實容量（在本計畫為水密門達門檻漏水率之需求水壓） W 以理論容量 U 和修正係數 N 的乘積表達，即 $W = NU$ ，其中 U 代表在某種模型或某些條件下的容量（在本計畫為水密門水理實驗之需求水壓），其不確定性為隨機不確定性，即先天不確定性，可由水理實驗之需求水壓數據估計； N 代表此模型或條件有偏差時，對水理實驗之需求水壓 U 的修正係數，其不確定性為知識不確定性，即後天不確定性。若 N 和 U 均假設為對數常態分佈，則真實需求水壓 W 亦為對數常態分佈。其中，水理實驗之需求水壓 U 的中值和對數標準差，即 D_m 和 β_R ，分別列於表 2-6-6 或表 2-6-7，以及表 2-6-13 或表 2-6-14； N 的中值和對數標準差分別以 N_m 和 β_U 表示，分別代表模式偏差 (Modeling Systematic Error, Bias) 和模式隨機誤差 (Modeling Random Error)。

對單一類型水密門而言，其水理實驗已是全尺寸實體實驗，故可假設 $N_m = 1$ ，代表以水理實驗之需求水壓 U 來預測真實需求水壓，無任何偏差。因此，真實需求水壓 W 的中值為 $D_m \times N_m = D_m$ 。模式隨機誤差來源有二 (Ang and Tang, 1984)，其一是取樣誤差 (Sampling Error)，此誤差影響 D_m 和 β_R 的估計值，其中 D_m 的估計誤差為主要考量， β_R 的估計誤差為次要考量，故修正係數 N 的對數標準差 β_U 由 D_m 的估計誤差來推算。 $\ln D_m = \lambda$ 為 $\ln w_i$ 的樣本平均數，即式 (2-5-4)，故 $\ln D_m$ 的標準差為 $\ln w_i$ 的標準差除以數據個數的平方根，即 $\beta_U = \beta_R / \sqrt{n}$ ，其中 β_R 列於表 2-6-13 和表 2-6-14， n 列於表

2-6-4 和表 2-6-5， $\beta_U = \beta_R / \sqrt{n}$ 的推算結果列於表 2-6-15 和表 2-6-16。

模式隨機誤差的第二來源是預測誤差(Prediction Error) (Ang and Tang, 1984)，在此解釋為未知水密門類型或水密門不屬於 Taoka et al. (2020) 水理實驗三種類型水密門的其中一種，只得選擇綜合所有類型水密門需求水壓的中值和對數標準差來建立易損性曲線。因此，在表 2-6-15 和表 2-6-16 中，只有所有類型水密門的需求水壓需額外考慮此預測誤差。表 2-6-6 或表 2-6-7 的綜合所有類型水密門需求水壓的中值是三種類型水密門的平均結果，並非某一特定或未知類型水密門需求水壓的中值，故需考慮某一特定或未知類型水密門需求水壓中值的預測誤差。在同一門檻漏水率下，將表 8 和表 9 的單一類型水密門需求水壓的中值除以綜合所有類型水密門需求水壓的中值，結果列於表 2-6-17 和表 2-6-18。由於單一類型水密門需求水壓的數據數目不一，如表 2-6-4 和表 2-6-5 所示，故同一門檻漏水率的三個需求水壓中值比率相乘結果不為 1。表 2-6-17 和表 2-6-18 的中值比率代表單一類型水密門需求水壓的中值以綜合所有類型水密門需求水壓的中值來預測的高低比例樣本數據，可用來估算預測誤差的相關參數。

將同一門檻漏水率的三個需求水壓中值比率取對數，再依樣本標準差公式，一如式(2-5-5)，或單一全距的公式，估計需求水壓預測誤差的對數標準差，結果列於表 2-6-19 和表 2-6-20。由此兩表可知利用單一全距估計的對數標準差皆大

於樣本標準差公式的估計值，乃因樣本數據只有 3 個，樣本標準差公式低估情況比較明顯之故。為保守計，乃取兩種估計方式的最大值，即表 2-6-19 和表 2-6-20 的紅色數字，視為水密門需求水壓中值預測誤差的對數標準差。

對綜合所有類型水密門的需求水壓而言，表 2-6-15 和表 2-6-16 為水密門需求水壓中值取樣誤差的對數標準差，表 2-6-19 和表 2-6-20 的紅色數字為水密門需求水壓中值預測誤差的對數標準差，可將兩者以平方和的平方根(Square Root of Sum of Squares, SRSS) 進行組合，求得水密門需求水壓的模式對數標準差 β_U ，結果列於表 2-6-21 和表 2-6-22。在表 2-6-21 和表 2-6-22 中，單一類型水密門需求水壓的 β_U 只考慮需求水壓中值的取樣誤差，結果仍與表 2-6-15 和表 2-6-16 相同；只有所有類型水密門需求水壓的 β_U 額外考慮需求水壓中值的預測誤差，結果才由表 2-6-15 和表 2-6-16 更新至表 2-6-21 和表 2-6-22。

觀察和比較表 2-6-21 和表 2-6-22，可知：(1) 水密門需求水壓（可外插）的 β_U 隨門檻漏水率提升而變大。除了門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之外，所有類型水密門需求水壓的 β_U 均比單一類型水密門需求水壓的 β_U 大，乃因額外考慮需求水壓中值的預測誤差之故。就門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之需求水壓而言，類型 3 水密門的 β_U 只有中值取樣誤差的對數標準差 0.1544（表 2-6-15），所有類型水密門中值取樣誤差的對數標準差是 0.0538（表 2-6-15），即令與中值預測誤差的對數標準差 0.1056（表 2-6-19）組合，其值 0.1185（表 2-6-21）仍

然小於 0.1544 (表 2-6-21)。就其它門檻漏水率之需求水壓而言，類型 3 水密門的 β_U 只有中值取樣誤差的對數標準差 0.1544 (表 2-6-15)，所有類型水密門中值預測誤差的對數標準差 (表 2-6-19) 皆已大於單一類型水密門中值取樣誤差的對數標準差 (表 2-6-15)，故 β_U 都比較大 (表 2-6-21)。(2) 水密門需求水壓 (僅內插) 的 β_U 隨門檻漏水率提升而變大，惟一例外發生於門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之所有類型水密門，乃因其需求水壓中值的預測誤差特別高之故 (表 2-6-20)。所有類型水密門需求水壓的 β_U 均大於單一類型水密門需求水壓的 β_U ，乃因額外考慮需求水壓中值的預測誤差之故。(3) 水密門需求水壓 (僅內插) 的 β_U 均小於水密門需求水壓 (可外插) 的 β_U ，理由與 β_R 相同，乃因線性外插的需求水壓數據都很高。(4) 水密門需求水壓 (可外插) 的 β_R / β_U 在單一類型水密門約為 3，在所有類型水密門則是 1.2 至 2.3 之間。(5) 水密門需求水壓 (僅內插) 的 β_R / β_U 在單一類型水密門是 2 至 3 之間，在所有類型水密門則是 1.1 至 1.7 之間。

4. 水密門各門檻漏水率之需求水壓複合對數標準差 β_C

需求水壓的對數標準差 β_R (隨機不確定性) 和 β_U (知識不確定性) 可以分開處理，求得不同信心水準的易損性曲線，如式(2-5-3) 所示，也可以合併處理，求得平均易損性曲線，如式(2-5-2) 所示。 β_R 和 β_U 經由 SRSS 組合，得複合對數標準差，即 $\beta_C = \sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2}$ 。水密門需求水壓易損性曲線的參數，

D_m (MPa) 、 β_R 、 β_U 、 β_C ，統合整理後，列於表 2-6-23 和表 2-6-24 。

表 2-6-1 類型 1 水密門數位化的漏水率(m³/h/m²)

水壓 MPa	面內剪應變								
	0μ	1000μ	-1000μ	2000μ	-2000μ	3000μ	-3000μ	4000μ	-4000μ
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.05	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.15	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.2	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.21	---	---	---	0.1573	0.1130	---	---	---	---
0.24	---	---	---	---	---	---	---	0.2232	0.2356
0.25	0	0.1197	0.07858	---	---	0.06179	0	---	---
0.26	---	---	---	---	---	0.1459	0.19635	---	---
0.3	0.1187	---	---	---	---	---	---	---	---

表 2-6-2 類型 2 水密門數位化的漏水率(m³/h/m²)

水壓 MPa	面內剪應變								
	0μ	1000μ	-1000μ	2000μ	-2000μ	3000μ	-3000μ	4000μ	-4000μ
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.05	0	0	0	0	0	0	0	0	0.000885
0.1	0	0	0	0	0	0	0	0	0.000878
0.15	0.004109	0	0.003445	0.001932	0	0	0	0.000635	0.001746
0.2	---	0.003425	0.01454	---	---	0.01649	---	0.01069	0.006496
0.21	0.01339	---	---	0.01443	0.01009	---	0.003159	---	---
0.25	0.03820	0.04703	0.1659	---	0.02630	---	---	---	---
0.26	---	---	---	0.02307	---	0.03140	0.009531	0.01661	0.01686
0.3	0.1408	0.2008	0.2514	---	---	---	---	---	---
0.31	---	---	---	0.08227	0.3181	0.1009	0.01330	0.1295	0.1490

表 2-6-3 類型 3 水密門數位化的漏水率(m³/h/m²)

水壓 MPa	面內剪應變								
	0μ	1000μ	-1000μ	2000μ	-2000μ	3000μ	-3000μ	4000μ	-4000μ
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.05	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.1	0.000704	0.001142	0.002140	0.005975	0.000423	0.001393	0.003405	0.002861	0.002770
0.15	0.004532	0.004094	0.009175	0.01484	0.002373	0.01133	0.006936	0.01294	0.006682
0.2	0.004532	0.009668	0.01238	0.02062	0.004581	0.02067	0.02060	0.02216	0.01141
0.25	0.009212	0.013595	0.01501	0.02211	0.01019	0.03583	0.04407	0.03463	0.02493
0.3	0.01243	0.018731	0.01690	0.02012	0.01019	0.03454	0.04203	0.04379	0.03519

表 2-6-4 水密門達門檻漏水率之需求水壓（可外插）個數

門檻漏水率	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	9	9	9	27
0.02	9	9	8	26
0.025	9	9	8	26
0.03	9	9	8	26
0.035	9	9	8	26

表 2-6-5 水密門達門檻漏水率之需求水壓（僅內插）個數

門檻漏水率 (m ³ /h/m ²)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	9	9	9	27
0.02	9	8	5	22
0.025	9	8	5	22
0.03	9	8	4	21
0.035	9	8	4	21

表 2-6-6 水密門達門檻漏水率之需求水壓（可外插）中值(MPa)

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.2118	0.1789	0.1326	0.1713
0.02	0.2164	0.2456	0.2587	0.2389
0.025	0.2179	0.2583	0.3150	0.2589
0.03	0.2195	0.2680	0.3619	0.2743
0.035	0.2211	0.2755	0.4072	0.2879

表 2-6-7 水密門達門檻漏水率之需求水壓（僅內插）中值(MPa)

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.2118	0.1789	0.1326	0.1713
0.02	0.2164	0.2313	0.1945	0.2164
0.025	0.2179	0.2401	0.2264	0.2277
0.03	0.2195	0.2461	0.2345	0.2322
0.035	0.2211	0.2502	0.2520	0.2376

表 2-6-8 d_2 相關數值

數據個數 n	3	4	5	8	9
d_2	1.6926	2.0588	2.3259	2.8472	2.9700

表 2-6-9 以樣本標準差公式估計水密門需求水壓（可外插）對數標準差

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0982	0.1413	0.3190	0.2817
0.02	0.0967	0.2014	0.4367	0.2743
0.025	0.0970	0.2362	0.5081	0.3408
0.03	0.0976	0.2695	0.5766	0.4025
0.035	0.0986	0.3014	0.6291	0.4552

表 2-6-10 以樣本標準差公式估計水密門需求水壓（僅內插）對數標準差

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0982	0.1413	0.3190	0.2817
0.02	0.0967	0.0947	0.0981	0.1130
0.025	0.0970	0.0938	0.1267	0.1071
0.03	0.0976	0.0920	0.1005	0.1053
0.035	0.0986	0.0916	0.1058	0.1122

表 2-6-11 以單一全距估計水密門需求水壓（可外插）對數標準差

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0788	0.1560	0.3109	---
0.02	0.0848	0.2292	0.4182	---
0.025	0.0869	0.2780	0.4597	---
0.03	0.0890	0.3200	0.5099	---
0.035	0.0910	0.3567	0.5496	---

表 2-6-12 以單一全距估計水密門需求水壓（僅內插）對數標準差

門檻漏水率 (m ³ /h/m ²)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0788	0.1560	0.3109	---
0.02	0.0848	0.0917	0.1068	---
0.025	0.0869	0.0918	0.1158	---
0.03	0.0890	0.0939	0.1109	---
0.035	0.0910	0.0965	0.1214	---

表 2-6-13 水密門達門檻漏水率之需求水壓（可外插）對數標準差 β_R

門檻漏水率 (m ³ /h/m ²)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0982	0.1560	0.3190	0.2817
0.02	0.0967	0.2292	0.4367	0.2743
0.025	0.0970	0.2780	0.5081	0.3408
0.03	0.0976	0.3200	0.5766	0.4025
0.035	0.0986	0.3567	0.6291	0.4552

表 2-6-14 水密門達門檻漏水率之需求水壓（僅內插）對數標準差 β_R

門檻漏水率 (m ³ /h/m ²)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0982	0.1560	0.3190	0.2817
0.02	0.0967	0.0947	0.1068	0.1130
0.025	0.0970	0.0938	0.1267	0.1071
0.03	0.0976	0.0939	0.1109	0.1053
0.035	0.0986	0.0965	0.1214	0.1122

表 2-6-15 水密門需求水壓（可外插）中值的取樣誤差對數標準差

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0327	0.0520	0.1063	0.0542
0.02	0.0322	0.0764	0.1544	0.0538
0.025	0.0323	0.0928	0.1796	0.0668
0.03	0.0325	0.1067	0.2038	0.0789
0.035	0.0329	0.1189	0.2224	0.0893

表 2-6-16 水密門需求水壓（僅內插）中值的取樣誤差對數標準差

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0327	0.0520	0.1063	0.0542
0.02	0.0322	0.0335	0.0477	0.0241
0.025	0.0323	0.0332	0.0567	0.0228
0.03	0.0325	0.0332	0.0554	0.0230
0.035	0.0329	0.0341	0.0607	0.0245

表 2-6-17 水密門達門檻漏水率之需求水壓（可外插）中值比率

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	1.2366	1.0446	0.7742	1.0000
0.02	0.9058	1.0283	1.0831	1.0000
0.025	0.8418	0.9978	1.2168	1.0000
0.03	0.8003	0.9768	1.3191	1.0000
0.035	0.7680	0.9569	1.4142	1.0000

表 2-6-18 水密門達門檻漏水率之需求水壓（僅內插）中值比率

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	1.2366	1.0446	0.7742	1.0000
0.02	1.0000	1.0688	0.8989	1.0000
0.025	0.9571	1.0545	0.9941	1.0000
0.03	0.9454	1.0598	1.0101	1.0000
0.035	0.9305	1.0529	1.0605	1.0000

表 2-6-19 水密門需求水壓（可外插）中值預測誤差的對數標準差

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	所有類型水密門	
	樣本標準差	單一全距估計值
0.005882	0.2372	0.2732
0.02	0.0920	0.1048
0.025	0.1844	0.2216
0.03	0.2516	0.3065
0.035	0.3092	0.3818

表 2-6-20 水密門需求水壓（僅內插）中值預測誤差的對數標準差

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	所有類型水密門	
	樣本標準差	單一全距估計值
0.005882	0.2372	0.2732
0.02	0.0873	0.1004
0.025	0.0488	0.0575
0.03	0.0573	0.0676
0.035	0.0735	0.0768

表 2-6-21 水密門需求水壓（可外插）的模式對數標準差 β_U

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0327	0.0520	0.1063	0.2785
0.02	0.0322	0.0764	0.1544	0.1178
0.025	0.0323	0.0928	0.1796	0.2314
0.03	0.0325	0.1067	0.2038	0.3165
0.035	0.0329	0.1189	0.2224	0.3921

表 2-6-22 水密門需求水壓（僅內插）的模式對數標準差 β_U

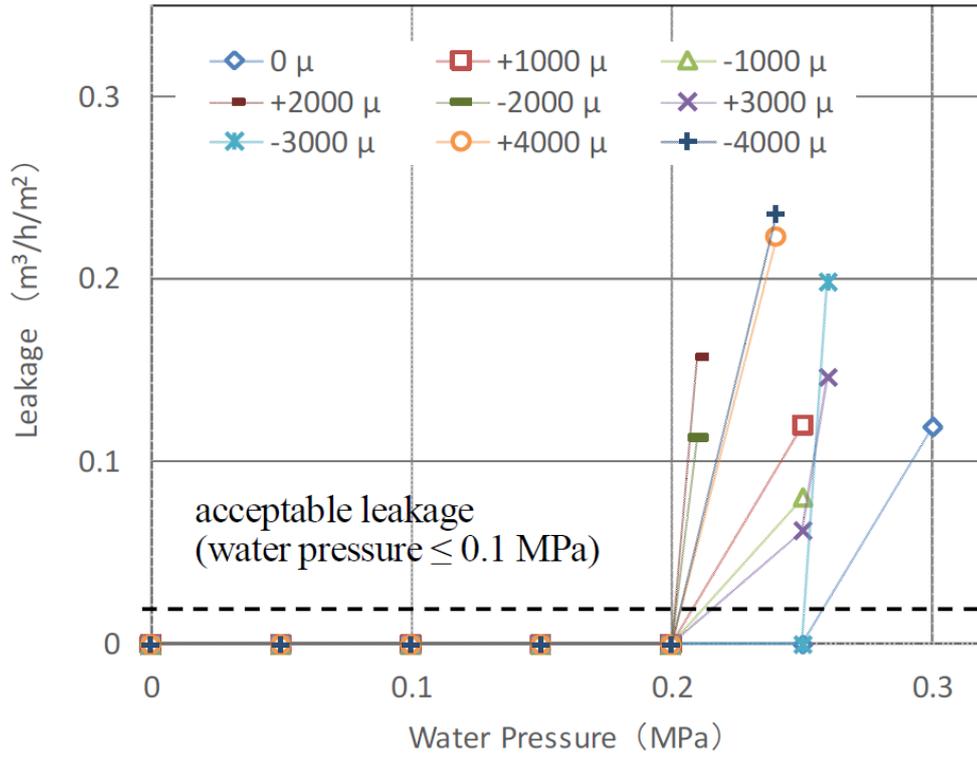
門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.0327	0.0520	0.1063	0.2785
0.02	0.0322	0.0335	0.0477	0.1032
0.025	0.0323	0.0332	0.0567	0.0619
0.03	0.0325	0.0332	0.0554	0.0714
0.035	0.0329	0.0341	0.0607	0.0806

表 2-6-23 水密門需求水壓（可外插）易損性曲線的參數

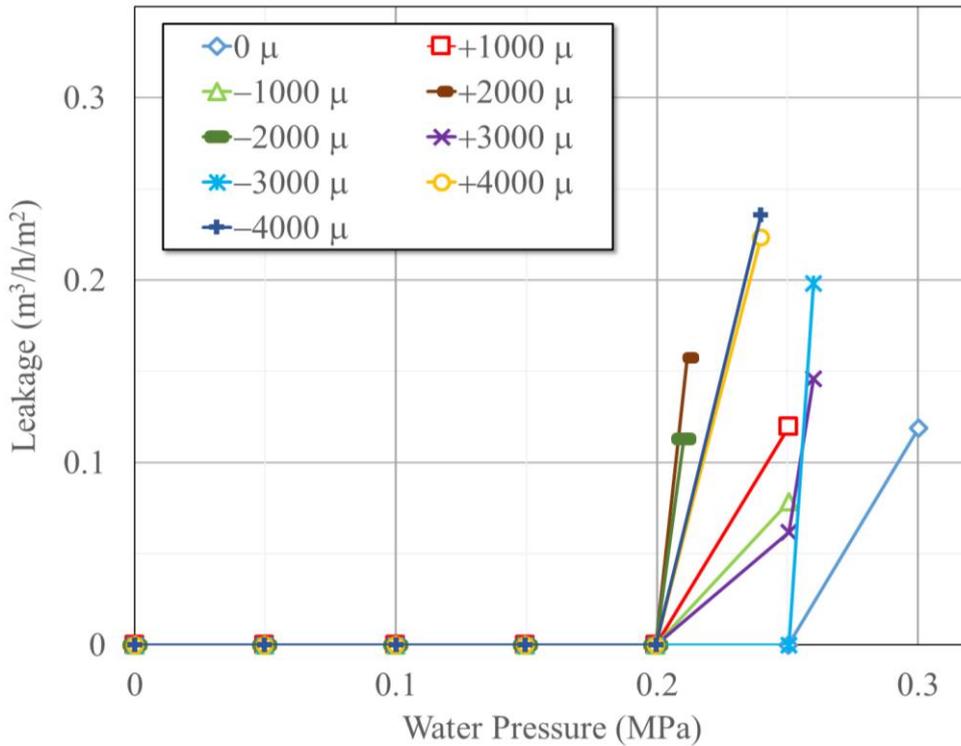
門檻漏水率 (m ³ /h/m ²)	D_m (MPa) / β_R / β_U / β_C			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.2118/	0.1789/	0.1326/	0.1713/
	0.0982/	0.1560/	0.3190/	0.2817/
	0.0327/	0.0520/	0.1063/	0.2785/
	0.1035	0.1645	0.3362	0.3961
0.02	0.2164/	0.2456/	0.2587/	0.2389/
	0.0967/	0.2292/	0.4367/	0.2743/
	0.0322/	0.0764/	0.1544/	0.1178/
	0.1019	0.2416	0.4632	0.2985
0.025	0.2179/	0.2583/	0.3150/	0.2589/
	0.0970/	0.2780/	0.5081/	0.3408/
	0.0323/	0.0928/	0.1796/	0.2314/
	0.1022	0.2931	0.5389	0.4120
0.03	0.2195/	0.2680/	0.3619/	0.2743/
	0.0976/	0.3200/	0.5766/	0.4025/
	0.0325/	0.1067/	0.2038/	0.3165/
	0.1029	0.3373	0.6115	0.5120
0.035	0.2211/	0.2755/	0.4072/	0.2879/
	0.0986/	0.3567/	0.6291/	0.4552/
	0.0329/	0.1189/	0.2224/	0.3921/
	0.1040	0.3760	0.6673	0.6008

表 2-6-24 水密門需求水壓（僅內插）易損性曲線的參數

門檻漏水率 (m ³ /h/m ²)	D_m (MPa) / β_R / β_U / β_C			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
0.005882	0.2118/	0.1789/	0.1326/	0.1713/
	0.0982/	0.1560/	0.3190/	0.2817/
	0.0327/	0.0520/	0.1063/	0.2785/
	0.1035	0.1645	0.3362	0.3961
0.02	0.2164/	0.2313/	0.1945/	0.2164/
	0.0967/	0.0947/	0.1068/	0.1130/
	0.0322/	0.0335/	0.0477/	0.1032/
	0.1019	0.1005	0.1169	0.1531
0.025	0.2179/	0.2401/	0.2264/	0.2277/
	0.0970/	0.0938/	0.1267/	0.1071/
	0.0323/	0.0332/	0.0567/	0.0619/
	0.1022	0.0995	0.1388	0.1237
0.03	0.2195/	0.2461/	0.2345/	0.2322/
	0.0976/	0.0939/	0.1109/	0.1053/
	0.0325/	0.0332/	0.0554/	0.0714/
	0.1029	0.0996	0.1240	0.1272
0.035	0.2211/	0.2502/	0.2520/	0.2376/
	0.0986/	0.0965/	0.1214/	0.1122/
	0.0329/	0.0341/	0.0607/	0.0806/
	0.1040	0.1023	0.1357	0.1382

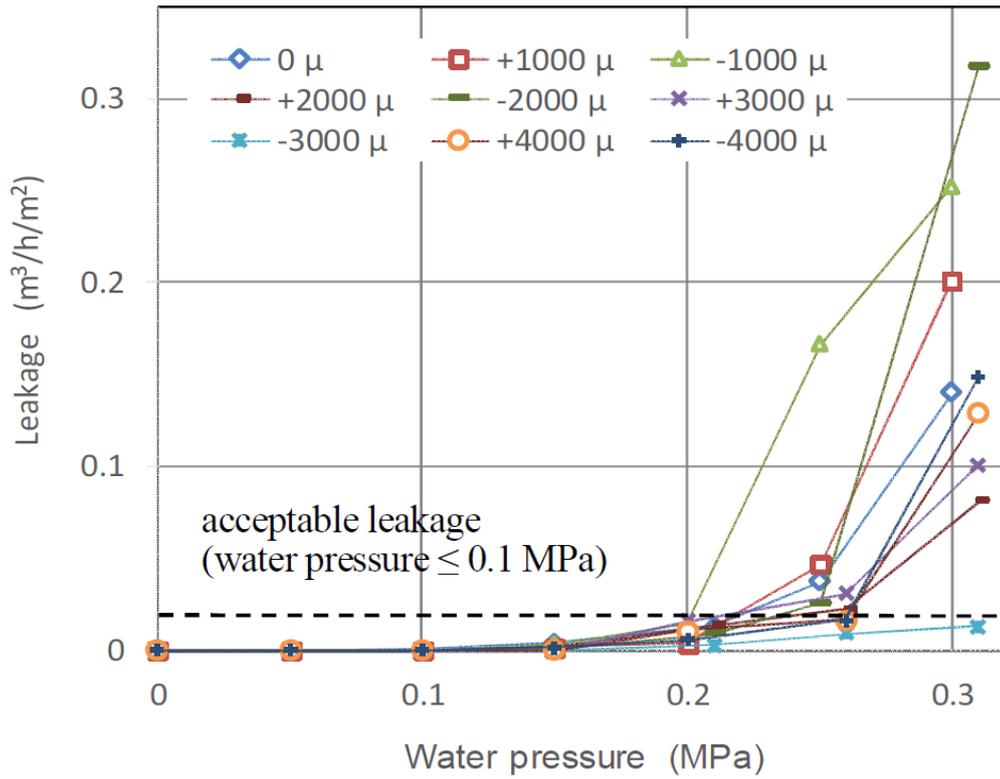


(a) 原圖(Taoka et al., 2020)

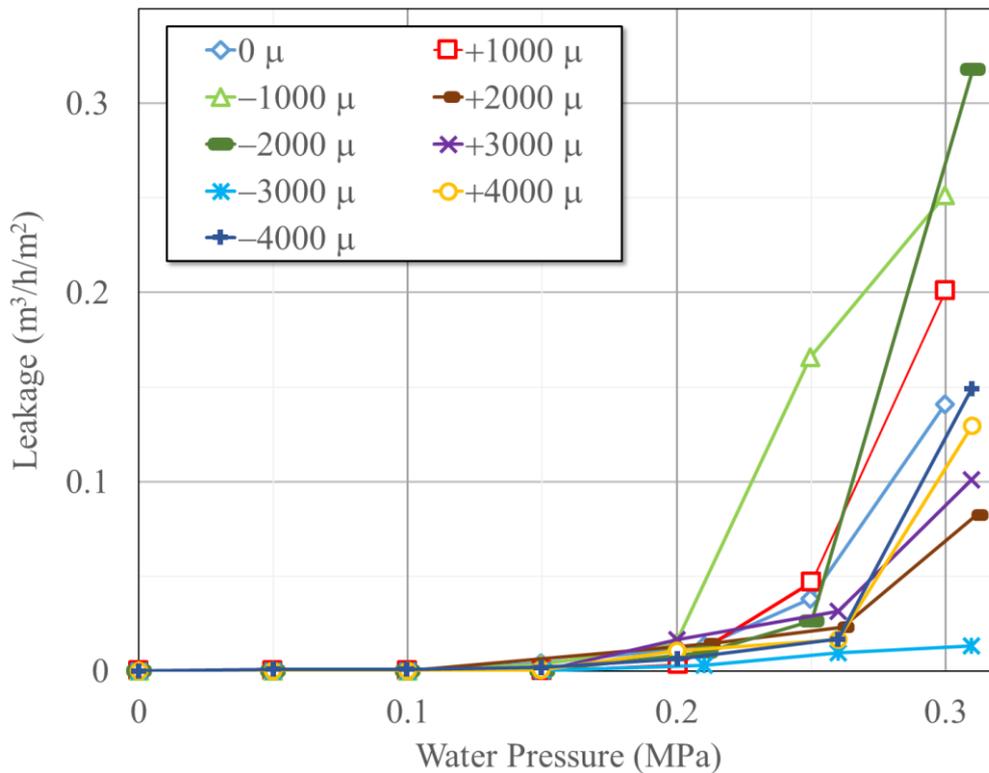


(b) AutoCAD數位化

圖 2-6-1 類型 1 水密門的水壓-漏水率數位化結果

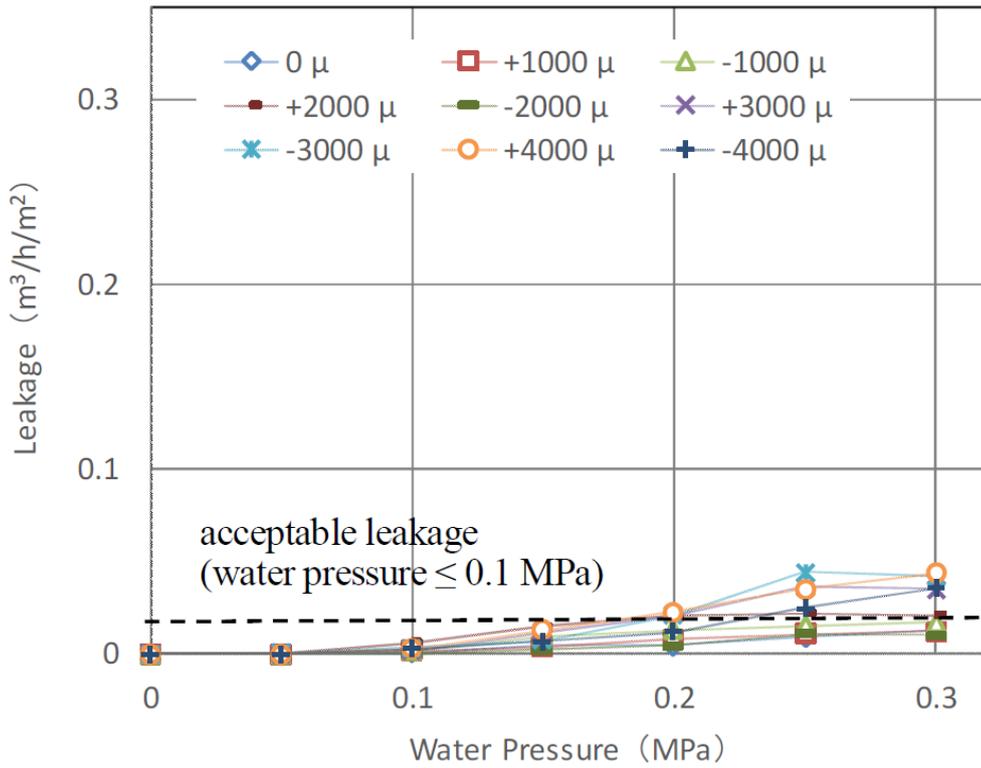


(a) 原圖(Taoka et al., 2020)

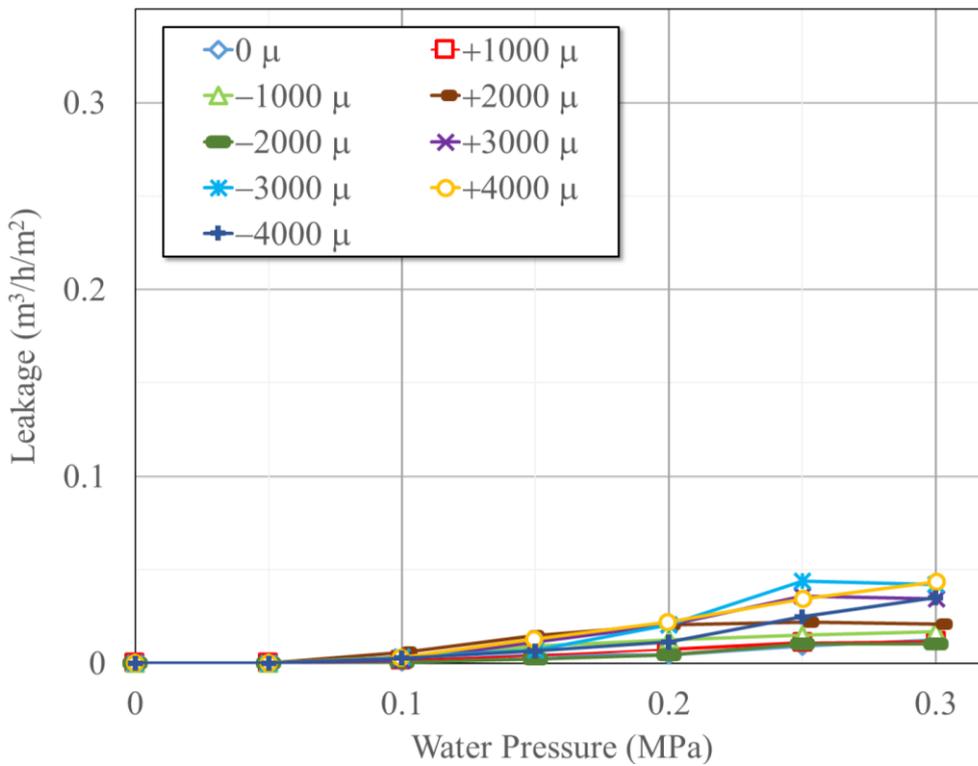


(b) AutoCAD數位化

圖 2-6-2 類型 2 水密門的水壓-漏水率數位化結果



(a) 原圖(Taoka et al., 2020)



(b) AutoCAD數位化

圖 2-6-3 類型 3 水密門的水壓-漏水率數位化結果

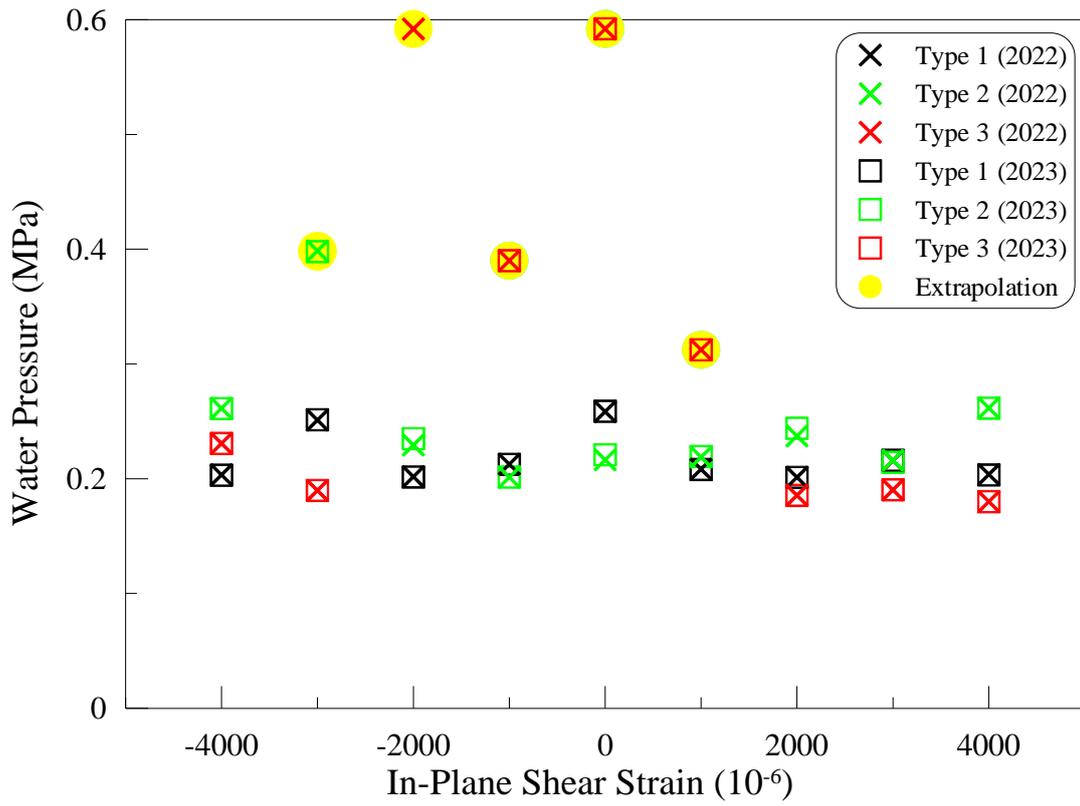


圖 2-6-4 三種類型水密門達門檻漏水率之需求水壓
(重新數位化)

七、水密門需求水壓易損性曲線分析比較

利用表 2-3-23 和表 2-3-24 的水密門需求水壓易損性曲線參數，可以建立、比較和分析不同信心水準的易損性曲線和平均易損性曲線。以下將比較和分析不同狀況的水密門需求水壓易損性曲線。

(一)水密門漏水率-水壓圖兩種數位化之易損性曲線比較

圖 2-5-6 為蕭士俊等人(2022) 三種類型水密門之易損性曲線，其對應之門檻漏水率為 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，且需求水壓可外插求得。利用表 2-6-23 第一大欄的參數 D_m 和 β_R ，可得重新數位化和分析之易損性曲線，與圖 2-5-6 合繪於圖 2-7-1，以資比較。

圖 2-6-4 和圖 2-7-1 分別為重新數位化後，三種類型水密門需求水壓數據和易損性曲線之比較。觀察此兩圖，可知：(1) 類型 1 水密門因所有需求水壓皆內插之故，需求水壓數據和易損性曲線非常接近。(2) 類型 2 水密門重新數位化後，有 3 個需求水壓數據比較高，即圖 2-6-4 之面內剪應變 -2000μ 、 0μ 和 2000μ 處，致使需求水壓中值稍高，易損性曲線稍往右移動。原本由樣本標準差公式估計之需求水壓對數標準差會下降，但重新數位化後，多加考慮以單一全距公式來估計對數標準差，本例之需求水壓對數標準差由單一全距公式控制，如表 2-6-13 所示，故需求水壓對數標準差升高，易損性曲線變平緩。(3) 類型 3 水密門漏水率-水壓圖重新數位化後，面內剪應變 -2000μ 的最後一段 (0.25 MPa 至 0.3 MPa) 數位化漏水率沒有變化，維持在 $0.01019 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ (表 2-6-3)，故門檻漏水率若超過此值，無法經由線性外插求取需求水壓，外插數據少了 1 點 (表 2-6-4

和圖 2-6-4) 致使需求水壓中值降低，易損性曲線往左移動；需求水壓對數標準差也降低，易損性曲線稍陡升。

由於水密門漏水率-水壓圖重新數位化的需求水壓數據比較精準，同時也考慮需求水壓是否外插的狀況，往後的水密門需求水壓易損性曲線比較和分析，一律以重新數位化的需求水壓數據為準。

(二) 水密門需求水壓外插與否之易損性曲線比較

仍然以門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 為例，比較需求水壓可否外插之易損性曲線。分別利用表 2-6-23 和表 2-6-24 第一大欄的參數 D_m 和 β_R ，建立三種類型水密門需求水壓可否外插之易損性曲線，如圖 2-7-2 所示。圖 2-7-2 之易損性曲線僅採用隨機不確定性的 β_R ，信心水準為 50%，即式(2-5-3) 之 $Q = 50\%$ 或式(2-5-7)，圖中虛線為需求水壓可外插之易損性曲線，實線為需求水壓僅內插之易損性曲線。觀察圖 2-7-2，可知：(1) 類型 1 水密門因所有需求水壓皆內插之故，虛線和實線重疊。(2) 類型 2 水密門需求水壓僅內插之易損性曲線變陡升，且需求水壓中值降低，乃因放棄需求水壓偏高之外插數據之故。(3) 類型 3 水密門需求水壓僅內插之易損性曲線變得更陡升，且需求水壓中值降低許多，實因放棄需求水壓偏高之外插數據較多之故。(4) 綜合言之，放棄需求水壓偏高的外插數據之後，三種類型水密門需求水壓的易損性曲線上升趨勢接近 (β_R 差異小)，中值互有高低 (D_m 不同)。

其次，加入知識不確定性的 β_U ，仍然以門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 為例，比較需求水壓可否外插之類型 2、類型 3 和所有

類型水密門需求水壓易損性曲線。分別利用表 2-6-23 和表 2-6-24 第一大欄的參數 D_m 、 β_R 和 β_U ，以及式(2-5-3) 和式(2-5-2)，建立水密門需求水壓可否外插之 5%信心水準、95%信心水準和平均易損性曲線，分別如圖 2-7-3 至圖 2-7-5 所示。觀察表 2-6-4 和表 2-6-5，以及圖 2-7-3 至圖 2-7-5，可知：(1) 類型 2 水密門僅內插之需求水壓只比可外插者少 1 點，故相對之下，可否外插之 5%信心水準、95%信心水準和平均易損性曲線差異較小。(2) 類型 3 水密門僅內插之需求水壓比可外插者少了 3 點或 4 點，故相對之下，可否外插之 5%信心水準、95%信心水準和平均易損性曲線差異變大。(3) 所有類型水密門可否外插之 5%信心水準、95%信心水準和平均易損性曲線差異介於類型 2 和類型 3 水密門之間。(4) 綜合言之，放棄需求水壓偏高的外插數據之後，類型 2、類型 3 和所有類型水密門需求水壓的 5%信心水準、50%信心水準、95%信心水準和平均易損性曲線往左移動，且變得更陡升。

由於對水密門漏水率-水壓圖進行線性外插，將高估需求水壓，致使需求水壓的中值和對數標準差偏高，水密門需求水壓易損性曲線往右移動，上升趨勢變得平緩，故往後的水密門需求水壓易損性曲線分析和應用，一律以僅內插之需求水壓數據為準。

(三)各類型水密門需求水壓之易損性曲線比較

仍然以門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 為例，比較需求水壓僅內插之易損性曲線。利用表 2-6-24 第一大欄的參數 D_m 、 β_R 、 β_U 和 β_C ，以及式(2-5-3) 和式(2-5-2)，建立水密門需求水壓可否

外插之 5%信心水準、50%信心水準、95%信心水準和平均易損性曲線，分別如圖 2-7-6 至圖 2-7-9 所示。觀察表 2-6-24，以及圖 2-7-6 至圖 2-7-9，可知：(1) 類型 1 水密門因 β_U 比較小，50%信心水準和平均易損性曲線比較接近；所有類型水密門因 β_U 比較大，50%信心水準和平均易損性曲線明顯不同；類型 2 和類型 3 水密門則介於前兩者之間。(2) 所有類型水密門因 β_U 明顯大於任一單一類型水密門，5%信心水準、50%信心水準和 95%信心水準易損性曲線在累積機率 50%的容量水壓差異也最明顯。

水密門的高信心低失效機率(HCLPF) 容量 C_{HCLPF} 可依據下式計算：

$$C_{\text{HCLPF}} = D_m e^{[\beta_R \Phi^{-1}(5\%) - \beta_U \Phi^{-1}(95\%)]} \quad (2-7-1)$$

在平均易損性曲線中，累積機率達 10%的容量 $C_{10\%}$ 可依據下式計算：

$$C_{10\%} = D_m e^{\beta_C \Phi^{-1}(10\%)} \quad (2-7-2)$$

累積機率達 1%的容量 $C_{1\%}$ 可依據下式計算：

$$C_{1\%} = D_m e^{\beta_C \Phi^{-1}(1\%)} \quad (2-7-3)$$

仍然以門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 為例，比較各類型水密門的 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 。利用表 2-6-24 第一大欄的參數 D_m 、 β_R 、 β_U 和 β_C ，以及式(2-7-1) 至式(2-7-3)，計算各類型水密門的 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ ，列於表 2-7-1。觀察表 2-7-1，可知：(1) $C_{1\%}$

比 $C_{10\%}$ 更接近 C_{HCLPF} 。(2) $C_{10\%}$ 比 C_{HCLPF} 高，而 $C_{1\%}$ 比 C_{HCLPF} 低，故選擇 $C_{1\%}$ 取代 C_{HCLPF} ，會比較保守。(3) 所有類型水密門因 β_C 最大（表 2-6-24），故 C_{HCLPF} 相對於中值，減少許多。

(四)不同門檻漏水率之水密門需求水壓易損性曲線比較

由於核電廠實際的水密門不必然是與類型 1、類型 2 或類型 3 相同的水密門，故往後的水密門需求水壓易損性曲線分析和應用，一律以所有類型水密門之需求水壓數據為準。

圖 2-7-9 的所有類型水密門不同信心水準之易損性曲線對應於門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，利用表 2-6-24 第二大欄至第四大欄的參數 D_m 、 β_R 和 β_U ，以及式(2-5-3) 和式(2-5-2)，可建立所有類型水密門需求水壓對應於其它門檻漏水率之 5%信心水準、50%信心水準、95%信心水準和平均易損性曲線，分別如圖 2-7-10 至圖 2-7-11 所示。觀察表 2-6-24，以及圖 2-7-9 至圖 2-7-11，可知：(1) 不同門檻漏水率之所有類型水密門因為 β_R 差異不太，易損性曲線上升趨勢非常類似。(2) 門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之所有類型水密門因為 β_U 最大，不同信心水準的易損性曲線分得最開，如圖 2-7-9 所示。

其次，比較所有類型水密門的 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 。利用表 2-6-24 最後一系列的參數 D_m 、 β_R 、 β_U 和 β_C ，以及式(2-7-1) 至式(2-7-3)，計算所有類型水密門在不同門檻漏水率的 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ ，列於表 2-7-2。觀察表 2-7-2，可知：(1) $C_{1\%}$ 皆比 $C_{10\%}$ 更接近 C_{HCLPF} 。(2) $C_{10\%}$ 皆比 C_{HCLPF} 高，而 $C_{1\%}$ 皆比 C_{HCLPF} 低，故選擇 $C_{1\%}$ 取代 C_{HCLPF} ，會比較保守。(3) 門檻漏水率 0.02

$\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 明顯低於其它三個門檻漏水率的相應值，且其它三個門檻漏水率的 C_{HCLPF} 非常接近， $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 亦復如是。

最後，比較所有類型水密門 5%信心水準、50% 信心水準、95%信心水準和平均易損性曲線在不同門檻漏水率的差異，分別如圖 2-7-13 至圖 2-7-16 所示。觀察表 2-6-24，以及圖 2-7-13 至圖 2-7-16，可知：(1) 50%信心水準和平均易損性曲線在不同門檻漏水率的左右相對關係十分近似。(2) 由圖 2-7-14 的平均易損性曲線明顯看出門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 明顯低於其它三個門檻漏水率的 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ ，如表 2-7-2 所示。(3) 由圖 2-7-13 的 50%信心水準易損性曲線明顯看出門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的 C_{HCLPF} 明顯低於其它三個門檻漏水率的 C_{HCLPF} ，如表 2-7-2 所示。(4) 當信心水準由 50%升至 95%時，易損性曲線往左移動， β_U 愈大，易損性曲線往左移動愈多，如式(2-7-1) 所示。門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之 β_U 最大(表 2-6-24)，故易損性曲線往左移動最多，其它三個門檻漏水率的 β_U 比較接近，且相對大小順序恰好與中值 D_m 相反(表 2-6-24)，造成往左移動的易損性曲線彼此貼近，且與門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的 95%信心水準易損性曲線拉開距離，如圖 2-7-13 所示。(5) 反之，當信心水準由 50%降至 5%時，易損性曲線往右移動， β_U 愈大，易損性曲線往右移動愈多。加上中值 D_m 的大小效應(表 2-6-24)，造成門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的 5%信心水準易損性曲線往右跨過門檻漏水率 $0.025 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的 5%信心水準易損性曲線，如圖 2-7-16 所示。

綜合而之，門檻漏水率由 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 提升至 $0.025 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之後，中值明顯增加，之後增幅不大；對數標準差明顯減少，之後增幅也不大（表 2-6-24）。因此，門檻漏水率 $0.025 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之後的 95%信心水準易損性曲線非常接近（圖 2-7-13），其 C_{HCLPF} 明顯高於 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之 C_{HCLPF} （表 2-7-2）。推究其原因，乃所有類型水密門的需求水壓（僅內插）因數據個數之故，由類型 1 和類型 2 水密門的需求水壓控制（表 2-6-5），而門檻漏水率在 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 前後的線性內插段斜率存在明顯差異（圖 2-6-1 和圖 2-6-2）。

觀察圖 2-6-1 至圖 2-6-3 的(a) 子圖，可知：(1) 類型 1 水密門在水壓 0.2MPa 之前，不漏水；在水壓 0.2MPa 之後，漏水率隨著水壓增高，快速增多。(2) 類型 2 水密門在水壓 0.15MPa 前後，開始微量漏水；直至水壓 0.25MPa 前後，才大量漏水。(3) 類型 3 水密門在水壓 0.1MPa 前後，開始微量漏水；直至水壓 0.3MPa，也無大量漏水。(4) 因此，類型 1 水密門開始漏水的需求水壓最高，但一漏水即不可收拾；類型 3 水密門則反之；類型 2 水密門介於兩者之間。(5) 類型 3 水密門很難推估提高門檻漏水率之對應需求水壓。(6) 本計畫之不分類型水密門的需求水壓由類型 1 和類型 2 水密門控制，故門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 是個不錯的選擇。(7) 提高門檻漏水率，相對也提升需求水壓（容量）。如果水密門內樓地板面積很大、水密門內設備底座高程很高、或水密門內有抽水裝置，提高門檻漏水率有其必要。

表 2-7-1 水密門門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的容量水壓 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$

容量水壓 (MPa)	水密門類型			
	類型 1	類型 2	類型 3	所有類型
C_{HCLPF}	0.1751	0.1873	0.1509	0.1516
$C_{10\%}$	0.1899	0.2033	0.1674	0.1778
$C_{1\%}$	0.1707	0.1831	0.1482	0.1515

表 2-7-2 所有類型水密門的容量水壓 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$

容量水壓 (MPa)	門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)				
	0.005882	0.020	0.025	0.030	0.035
C_{HCLPF}	0.0682	0.1516	0.1725	0.1737	0.1730
$C_{10\%}$	0.1031	0.1778	0.1943	0.1973	0.1991
$C_{1\%}$	0.0682	0.1515	0.1708	0.1727	0.1723

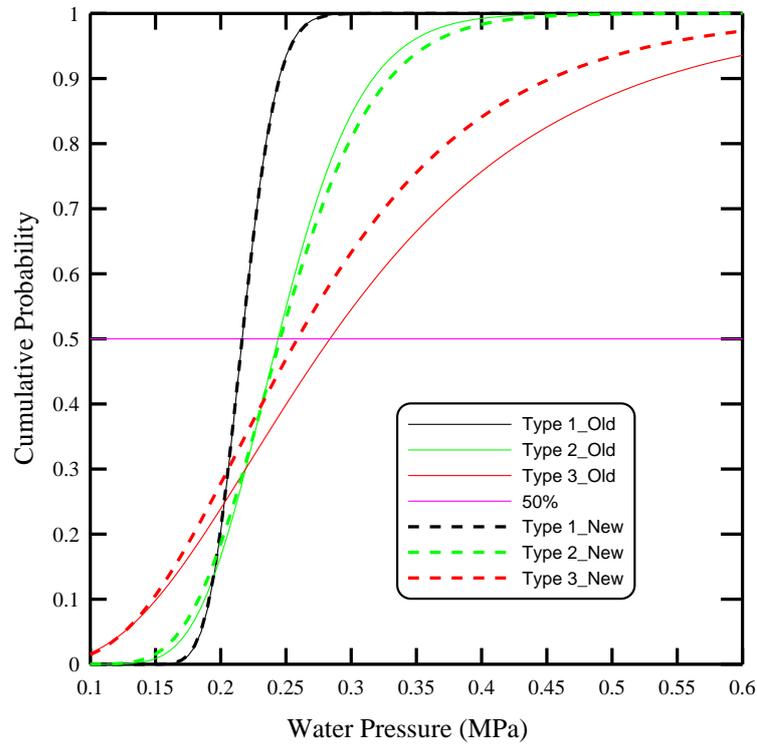


圖 2-7-1 水密門兩種數位化數據之易損性曲線比較
(門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

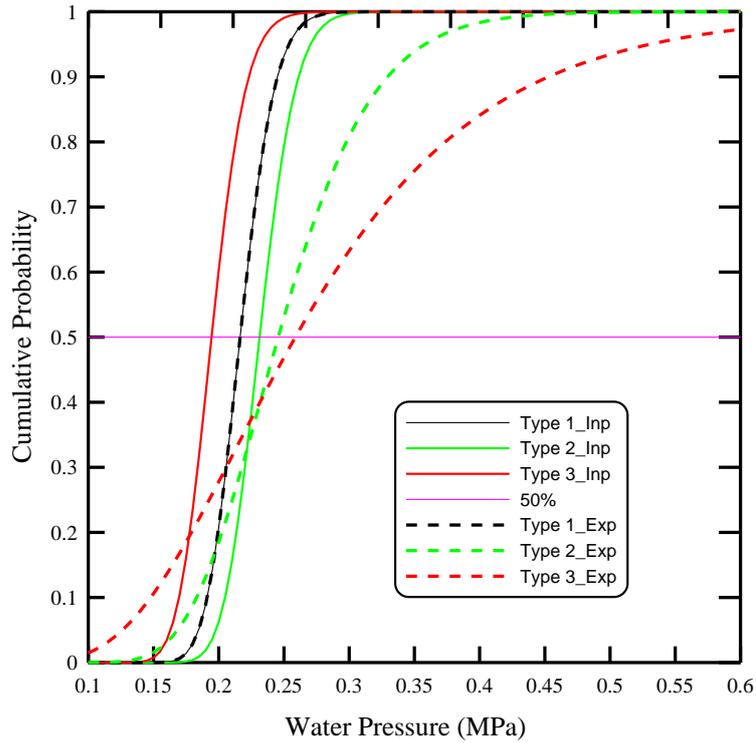


圖 2-7-2 水密門需求水壓外插與否之易損性曲線比較
(50%信心水準，門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

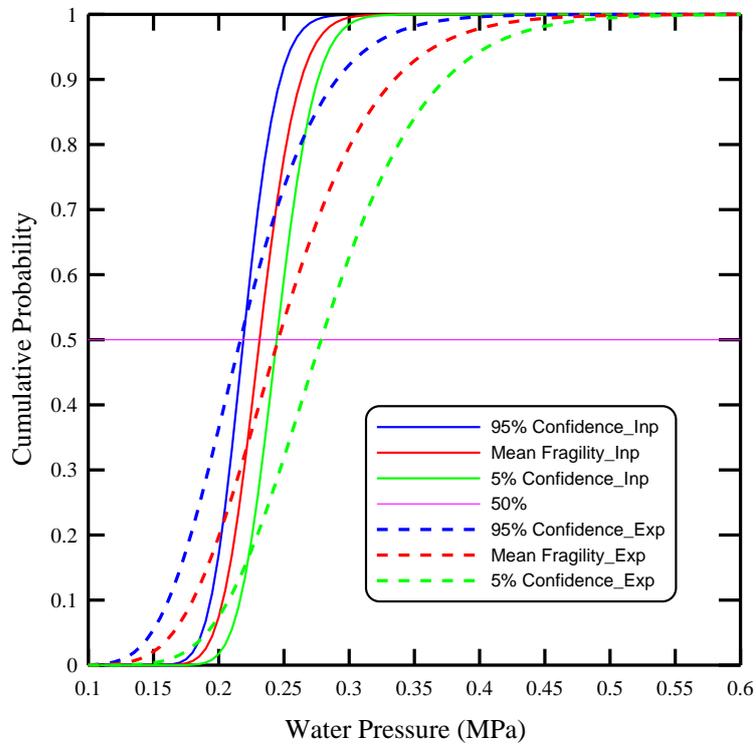


圖 2-7-3 類型 2 水密門需求水壓外插與否之易損性曲線比較
(門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

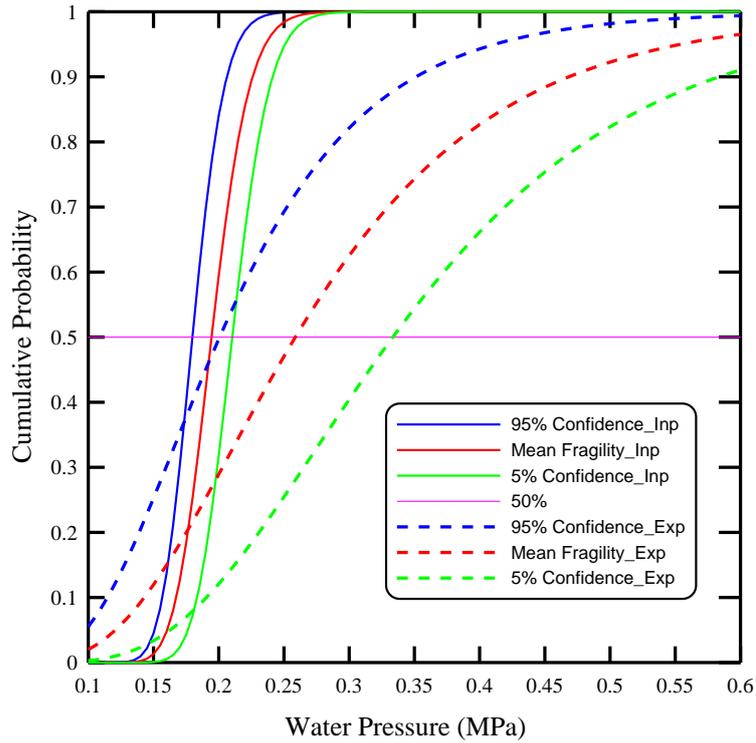


圖 2-7-4 類型 3 水密門需求水壓外插與否之易損性曲線比較
(門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

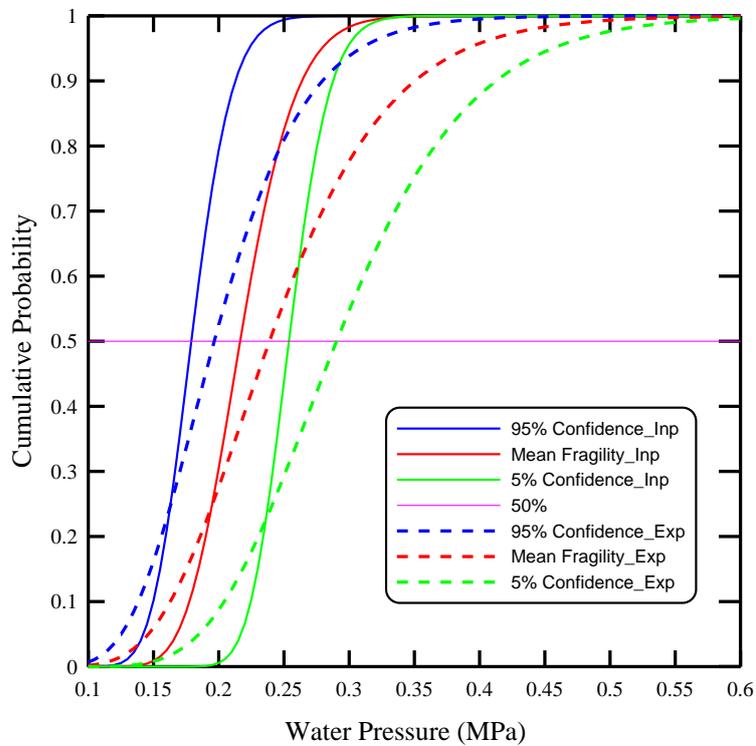


圖 2-7-5 所有類型水密門需求水壓外插與否之易損性曲線比較
(門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

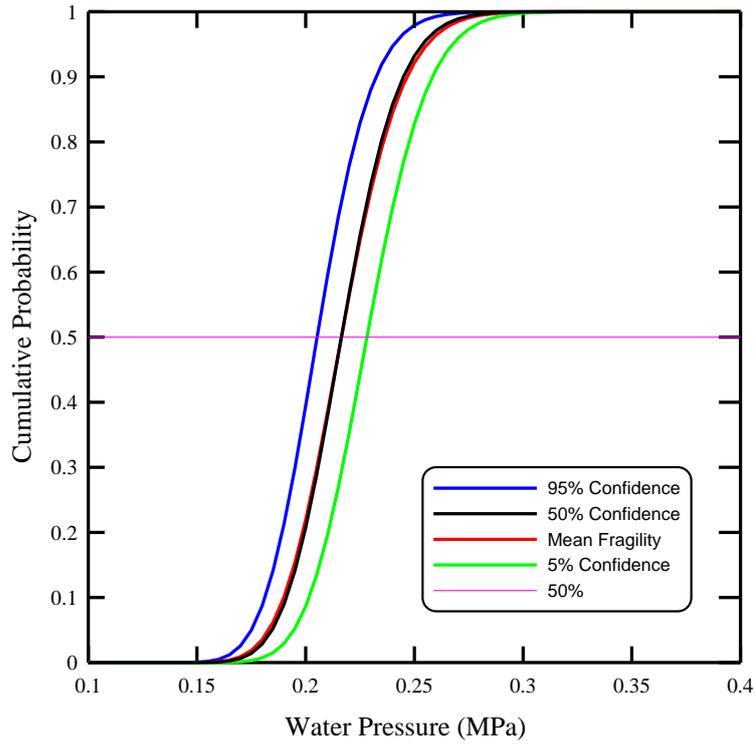


圖 2-7-6 類型 1 水密門不同信心水準之易損性曲線
(門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

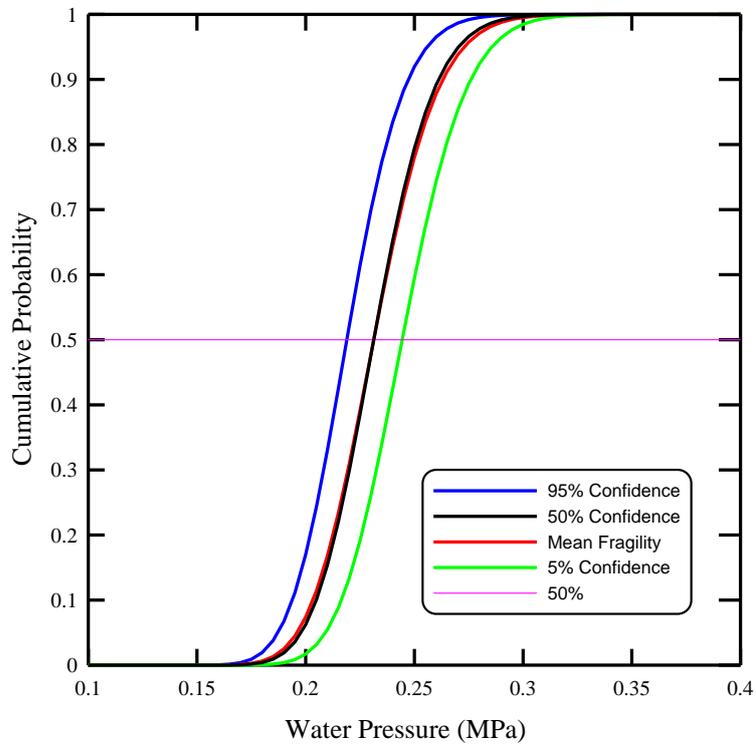


圖 2-7-7 類型 2 水密門不同信心水準之易損性曲線
(門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

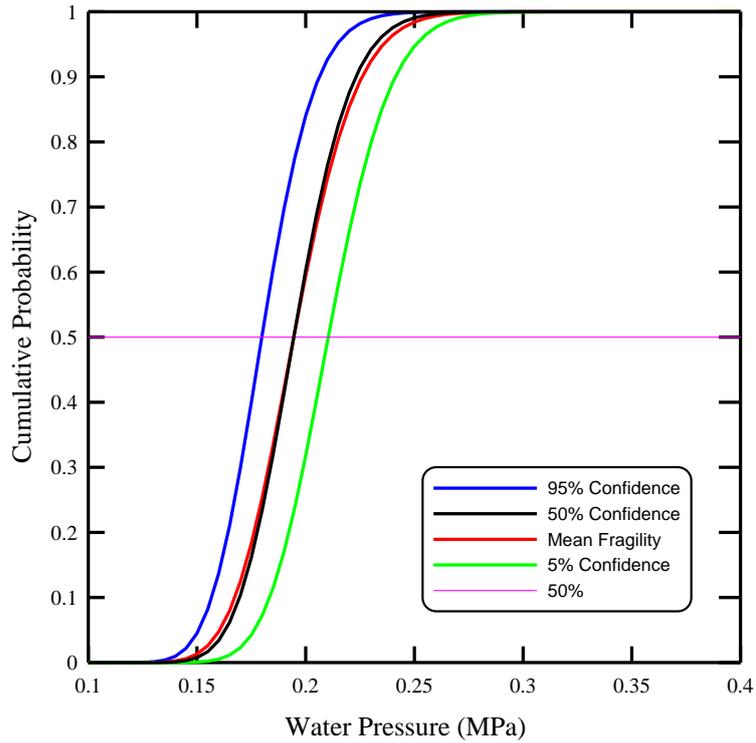


圖 2-7-8 類型 3 水密門不同信心水準之易損性曲線
(門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

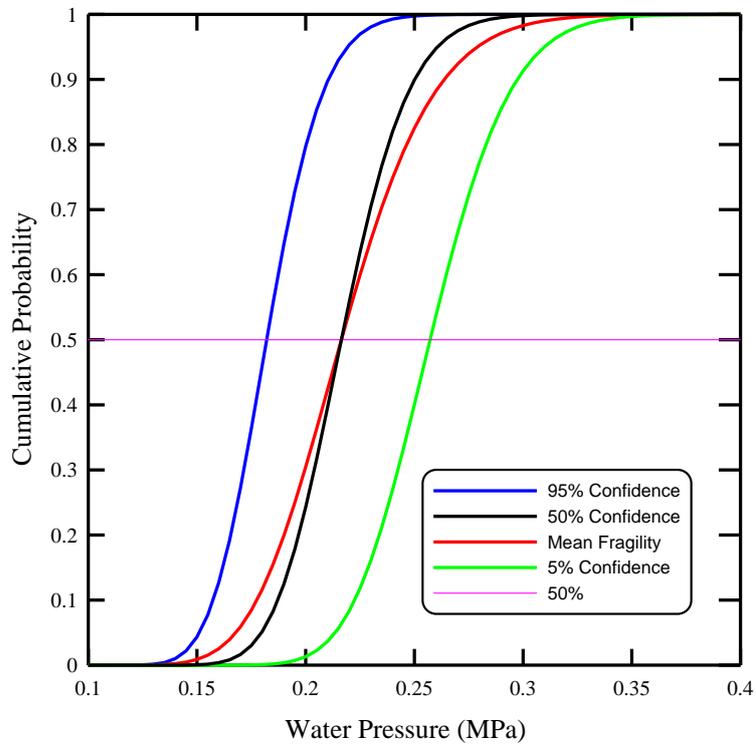


圖 2-7-9 所有類型水密門不同信心水準之易損性曲線
(門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

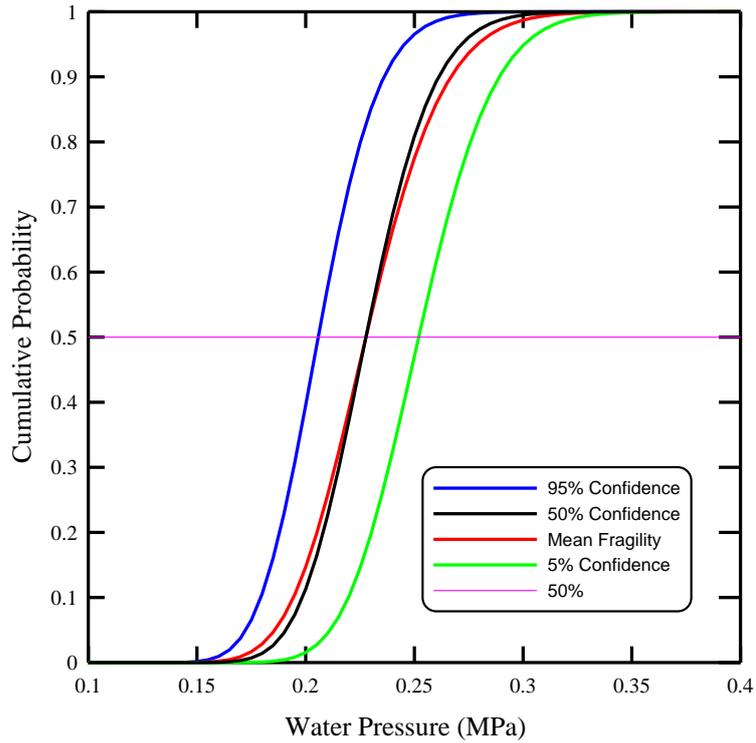


圖 2-7-10 所有類型水密門不同信心水準之易損性曲線
(門檻漏水率 $0.025 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

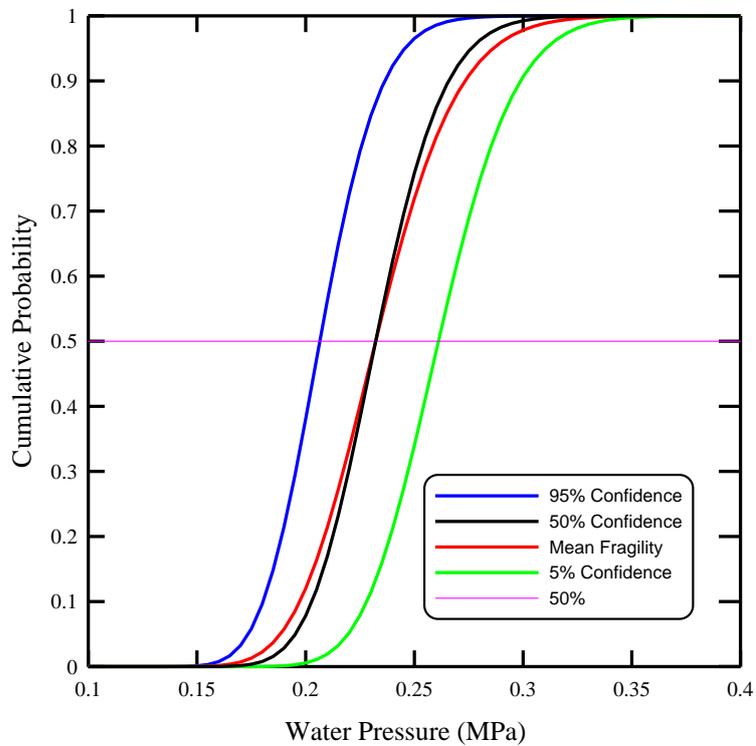


圖 2-7-11 所有類型水密門不同信心水準之易損性曲線
(門檻漏水率 $0.03 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

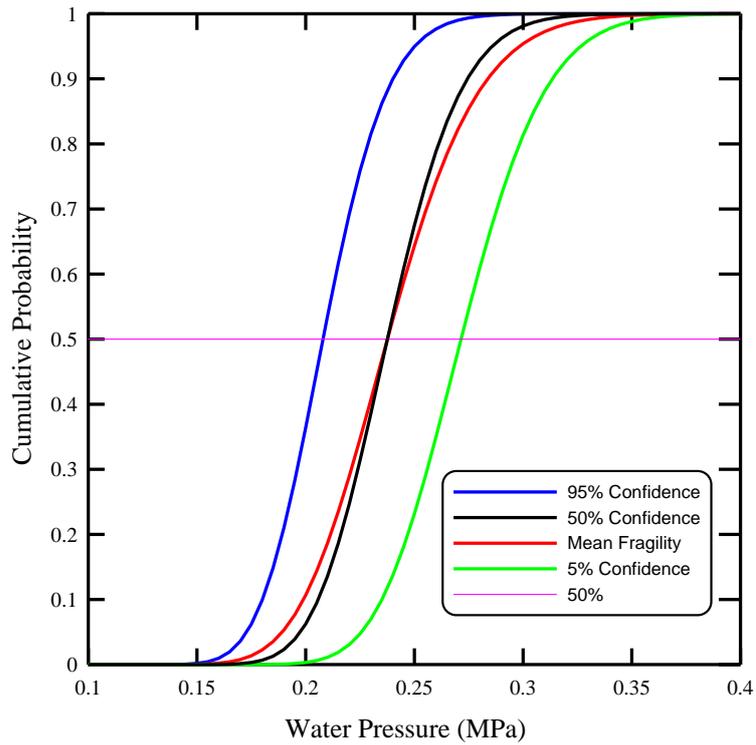


圖 2-7-12 所有類型水密門不同信心水準之易損性曲線
(門檻漏水率 $0.035 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

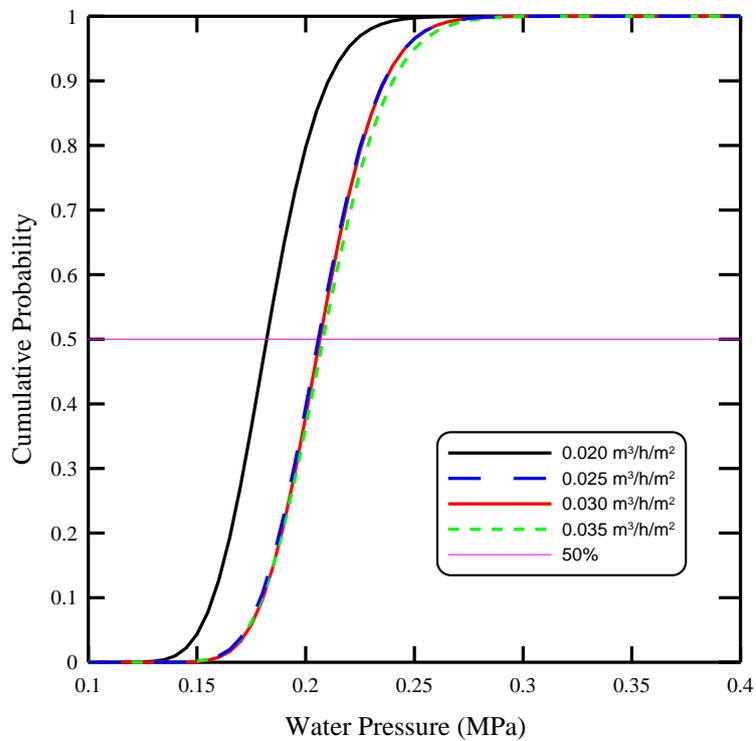


圖 2-7-13 水密門不同門檻漏水率之 95%信心水準易損性曲線

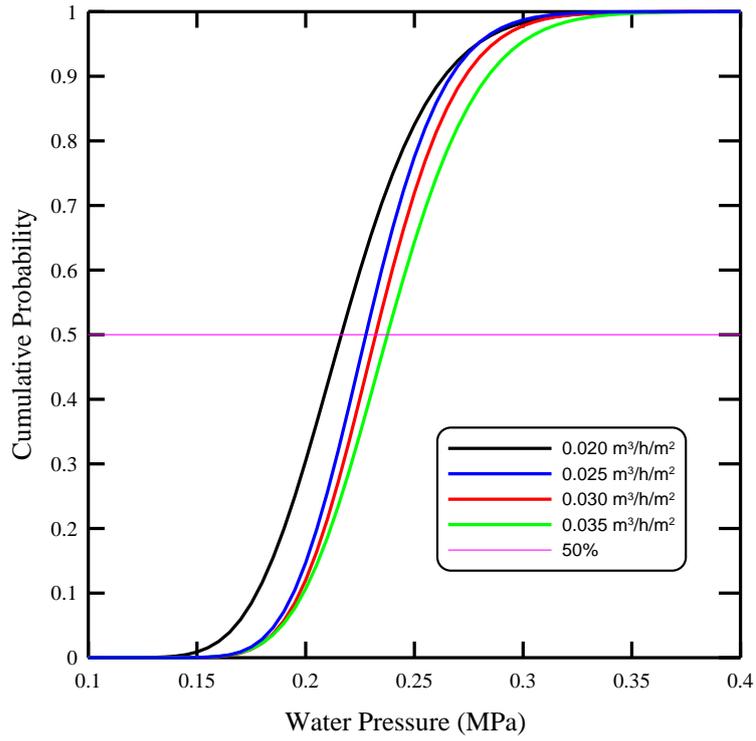


圖 2-7-14 水密門不同門檻漏水率之平均易損性曲線

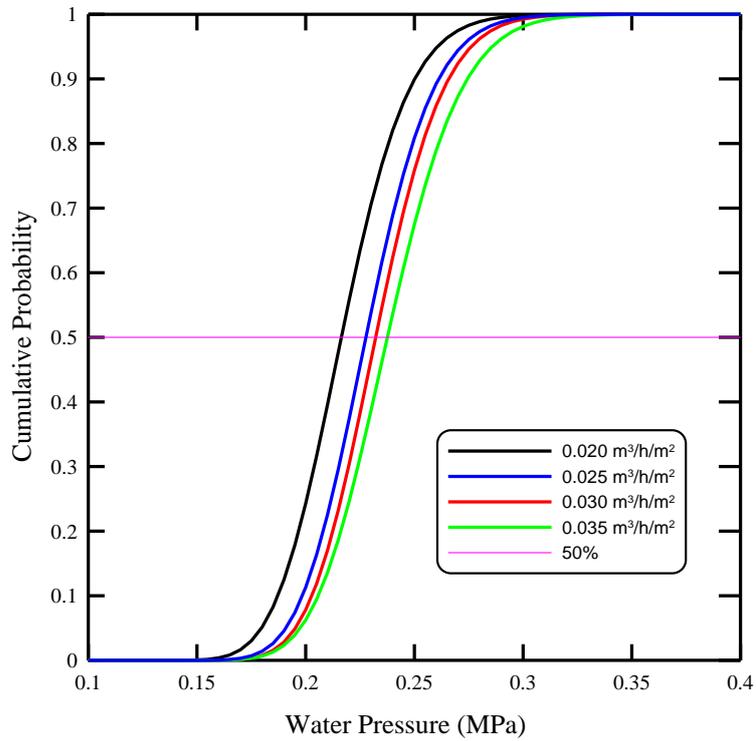


圖 2-7-15 水密門不同門檻漏水率之 50% 信心水準易損性曲線

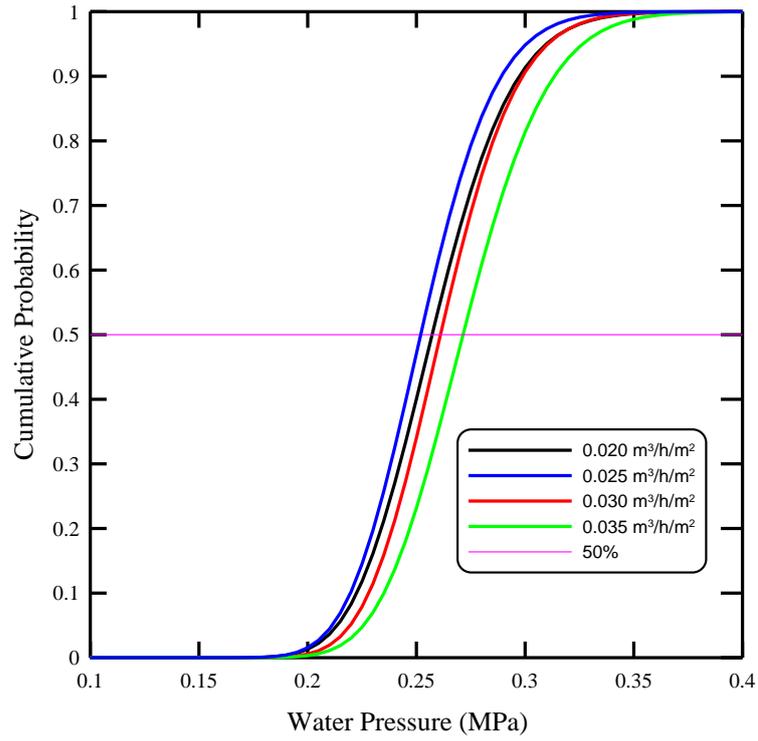


圖 2-7-16 水密門不同門檻漏水率之 5% 信心水準易損性曲線

八、水密門易損性分析與實驗需求規劃

(一)僅有驗收標準之水密門易損性分析

真實水密門出廠檢驗報告需出具水密門水密試驗紀錄，在單一指定測試壓力下，記錄洩漏水率。以某一 PWR 核電廠之單扇水密門（有效開口尺寸 $0.85\text{ m} \times 2\text{ m}$ ）出廠檢驗報告為例，記載在測試壓力 1.5 kg/cm^2 下，前 30 分鐘和後 30 分鐘的洩漏率均為 $0\text{ m}^3/\text{h}$ ，而單扇水密門允許洩漏率為 $0.01\text{ m}^3/\text{h}$ ，雙扇水密門允許洩漏率為 $0.1\text{ m}^3/\text{h}$ ，故接受水密測試結果。Taoka et al. (2020) 的水理實驗提供不同控制條件（如面內剪應變）的水密門漏水率對應於測試水壓的變化圖，而水密門出廠檢驗報告僅是測試水壓-漏水率圖中的 1 點。因此，無法單憑水密門出廠檢驗報告的數據，建立水密門的易損性曲線。

本計畫嘗試以 PWR 核電廠水密門出廠檢驗報告的數據，搭配本文對 Taoka et al. (2020) 水理實驗的分析結果，推估真實水密門的易損性曲線。首先是測試壓力 1.5 kg/cm^2 的單位換算， $1\text{ MPa} = 10.1972\text{ kg/cm}^2$ ，故水密門出廠檢驗報告的測試壓力為 0.1471 MPa 。其次，單扇水密門出廠檢驗報告的允許洩漏率為 $0.01\text{ m}^3/\text{h}$ ，水密門的有效開口面積為 1.7 m^2 ，換算成水密門單位面積的允許洩漏率為 $0.005882\text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 。因此，水密門出廠檢驗報告的測試標準為測試水壓為 0.1471 MPa 時，漏水率不得高於 $0.005882\text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，本例實測漏水率為 $0\text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 。

Taoka et al. (2020) 參照日本下水道設施標準，在水壓 0.1 MPa 以下，將水密門的容許漏水率設定為 $0.02\text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，如圖 2-8-1 之藍色圓點所示。PWR 核電廠水密門出廠檢驗報告的測

試水壓比較大(0.1471 MPa) ，容許漏水率比較低(0.005882 m³/h/m²) ，如圖 2-8-1 之紅色圓點所示，故檢驗標準比較嚴格。

由於水密門的出廠檢驗僅作用單一測試水壓 0.1471 MPa，亦即只有一組水壓實驗，根本無法推估水密門易損性曲線的對數標準差，而且 PWR 核電廠水密門很難歸類於 Taoka et al. (2020) 的三種類型水密門之一，故建議 PWR 核電廠水密門採用所有類型水密門在門檻漏水率 0.02 m³/h/m² 的對數標準差，即表 2-6-24 的 $\beta_R = 0.1130$ ， $\beta_U = 0.1032$ 和 $\beta_C = 0.1531$ 。因此，只要再推估需求水壓的中值 D_m ，即可建立 PWR 核電廠水密門的易損性曲線。

如前所述，在 Taoka et al. (2020) 的水理實驗中（圖 2-6-1 至圖 2-6-3 的(a) 子圖），類型 1 水密門在水壓 0.2MPa 之前，不漏水；類型 2 水密門在水壓 0.15MPa 前後，開始微量漏水；類型 3 水密門在水壓 0.1MPa 前後，開始微量漏水。就開始漏水前的對應水壓而言，PWR 核電廠水密門在單一測試水壓 0.1471 MPa 下，不漏水，比較接近類型 1 水密門的不漏水狀況，其間比較如圖 2-8-2 至圖 2-8-4 所示，圖中紅色空心圓點為 PWR 核電廠水密門的檢驗結果。由於 PWR 核電廠水密門未在測試水壓 0.1471 MPa 以後，提高水壓並量測漏水率，其實無法評估需求水壓的中值，只能相信測試水壓 0.1471 MPa 以後，其水壓-漏水率的變化類似類型 1 水密門，故採信類型 1 水密門需求水壓的中值為 PWR 核電廠水密門需求水壓的中值，即表 2-6-24 的 $D_m = 0.2164$ MPa，注意此中值恰與所有類型的中值相同（表 2-6-24）。因此。建議 PWR 核電廠水密門易損性曲線的

4 個參數如下： $D_m = 0.2164$ MPa、 $\beta_R = 0.1130$ 、 $\beta_U = 0.1032$ 和 $\beta_C = 0.1531$ ，其易損性曲線如圖 2-7-9 所示。

由於 PWR 核電廠水密門出廠檢驗報告的容許漏水率 ($0.005882 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$) 低於 Taoka et al. (2020) 參照日本下水道設施標準的水密門容許漏水率 ($0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)，故額外考慮門檻漏水率為 $0.005882 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的需求水壓數據，其涉及水密門易損性曲線的相關數值分析和估計結果亦一併列於表 2-6-4 至表 2-6-7，以及表 2-6-9 至表 2-6-24。在表 2-6-24 中，對應於門檻漏水率 $0.005882 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之水密門易損性曲線的 4 個參數如下： $D_m = 0.2118$ MPa、 $\beta_R = 0.2817$ 、 $\beta_U = 0.2785$ 和 $\beta_C = 0.3961$ 。與上一段對應於門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之水密門易損性曲線的 4 個參數相比，中值稍微比較小（因門檻漏水率降低之故），三個對數標準差明顯大上許多，以至於三個容量水壓 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 明顯少了許多，如表 2-7-2 所示。門檻漏水率降低，需求水壓也會降低，造成容量水壓也降低。若為保守計，PWR 核電廠水密門的易損性曲線可取本段的 4 個參數。

在地震機率風險分析 (Seismic Probabilistic Risk Analysis, SPRA) 中，結構、系統和組件 (SSC) 的易損性分析佔據一個節點 (Node)，提供一套條件機率，前一個節點為成因（風險需求），後一個節點為後果（損壞或失效狀態）。以水密門的易損性分析為例，風險需求為海嘯造成溢淹的水壓，經由海嘯危害度分析估算機率；失效狀態視水密門內系統和組件的防水高程和水密性能而定，系統和組件的失效機率可能考慮單一或多個允許（門檻）漏水率。在指定水壓下，水密門的水密性能（容量）

依然具有不確定性，此條件機率以易損性曲線表示。因此，進行 SPRA 需要易損性曲線。

如果因為水密門的出廠檢驗僅作用單一測試水壓，對應一個量測漏水率，欲將易損性曲線取為階梯函數，以 SPRA 的觀點而言，水密門失效的條件機率（易損性）只剩 0 和 1 兩種選擇。若水密門的失效機率為 0，則水密門內系統和組件的失效機率亦為 0；若水密門的失效機率為 1，則水密門內系統和組件的失效機率視防水高程、水密性能和實際漏水率而定。若以檢驗報告的量測漏水率取代未知的實際漏水率，一旦實際漏水率為 0，則無論水密門失效與否，水密門內系統和組件均不可能失效，殊不合理。因此，階梯函數之對應水壓若取為水密門檢驗的測試水壓，其實際漏水率不能是量測漏水率。若階梯函數之對應水壓以本案之測試水壓 0.1471 MPa 取代，對照表 2-7-2 的容量水壓，其實際漏水率宜取為 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 。若實際漏水率以允許洩漏率 $0.005882 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 取代，對照表 28 的容量水壓，階梯函數之對應水壓宜取為 0.0682 MPa。

(二)水密門易損性分析之實驗規劃需求

為了分析真實水密門的易損性曲線，需要進行一系列的水壓實驗，特以 Taoka et al. (2020) 的水理實驗為基準，規劃實驗需求，也可以彼此比較易損性曲線。建議如下：

水密門作用 11 種面內剪應變（0%、±1%、±2%、±3%、±4%和±5%），本研究比 Taoka et al. (2020) 的水理實驗多了 ±5%兩種面內剪應變，11 個數據估計的標準差比較可信。

1. 在門及門框加載水壓，以每 0.05 MPa (相當於水位差 5 m) 升壓一次，持續至漏水率超過 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 。Taoka et al. (2020) 的水理實驗有水壓上限 0.3 MPa，本研究建議水壓加載至漏水率超過 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 為止，避免須外插尋找需求水壓。
2. 每組水壓維持 10 分鐘後，測量水密門內的漏水量。
3. 變動面內剪應變之前，更換水密門的密封部。
4. 每一種面內剪應變下，整理漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$) 與對應水壓 (MPa) 的數據關係。

如果經費允許，本研究建議額外作用水密門面外剪應變 $\pm 1\%$ ，再重複上述 5 道程序，用真實水密門 3 種面外剪應變，搭配 11 種面內剪應變的水壓實驗，整理漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$) 與對應水壓 (MPa) 的數據關係，再根據本研究的分析方法，建立真實水密門的易損性曲線。

如果經費或時間有限，只能進行一次真實水密門的水壓實驗，此時面外和面內剪應變皆為 0%，本研究建議水壓加載至漏水率超過 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，或超過檢驗標準的允許洩漏率為止，再根據本研究的建議方式，估計真實水密門的易損性曲線。

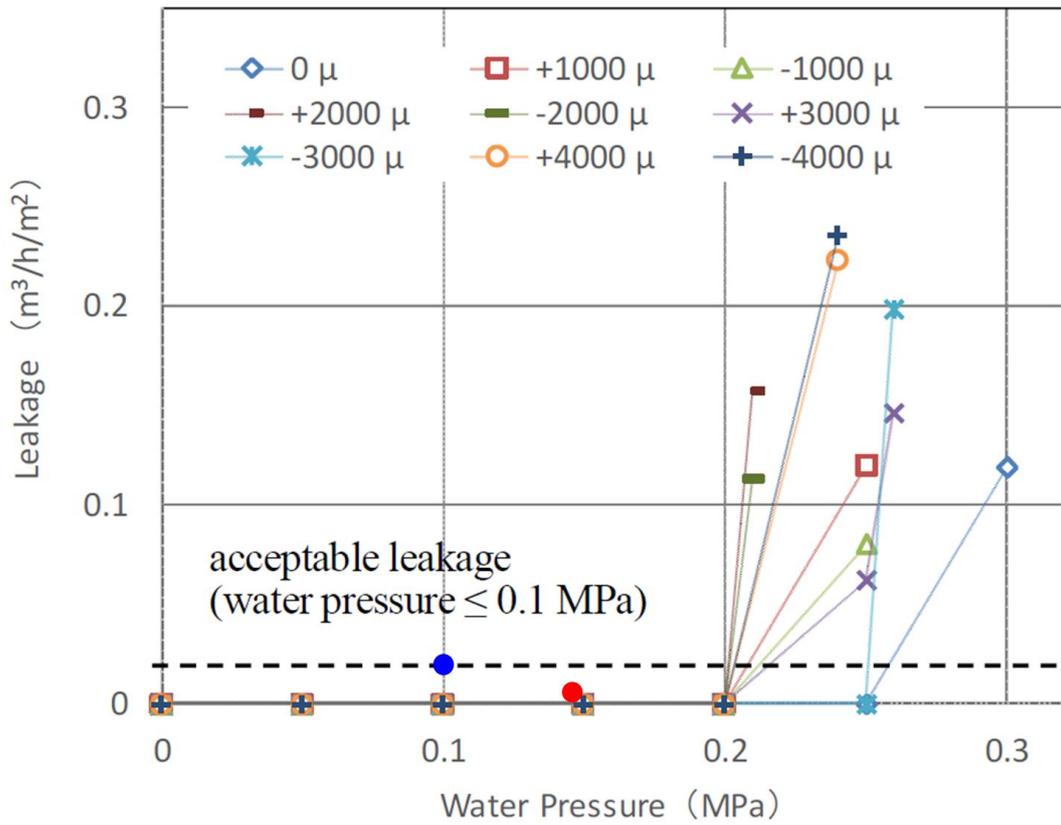


圖 2-8-1 水密門之檢驗標準

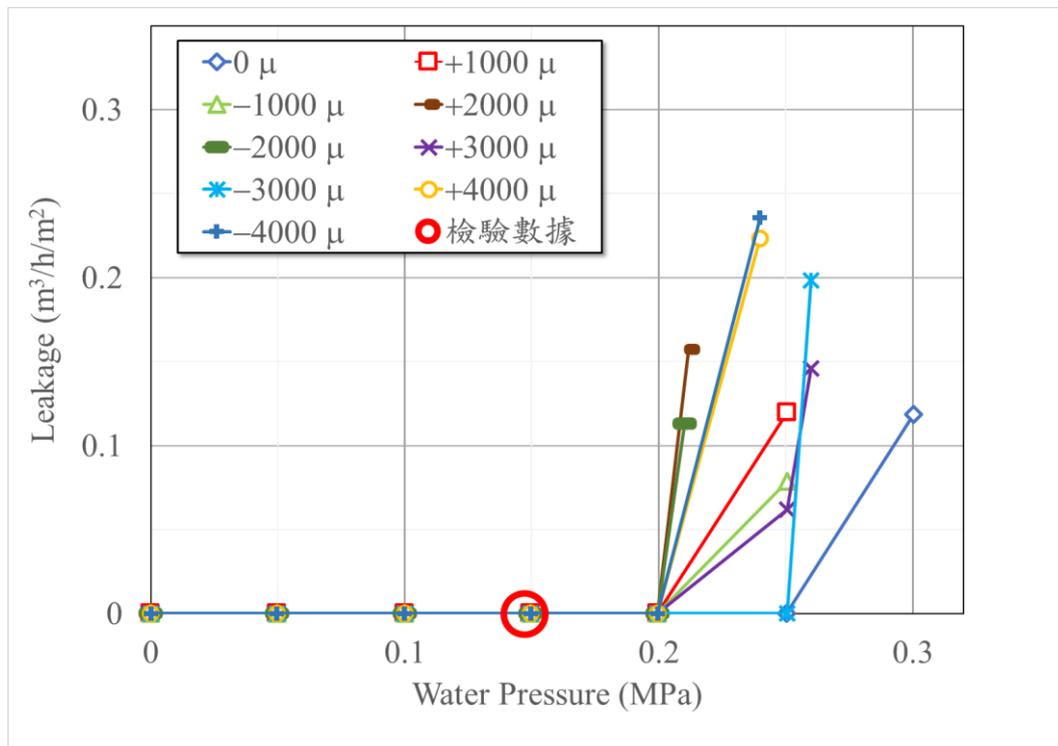


圖 2-8-2 類型 1 水密門水壓-漏水率數位化數據與檢驗結果的比對

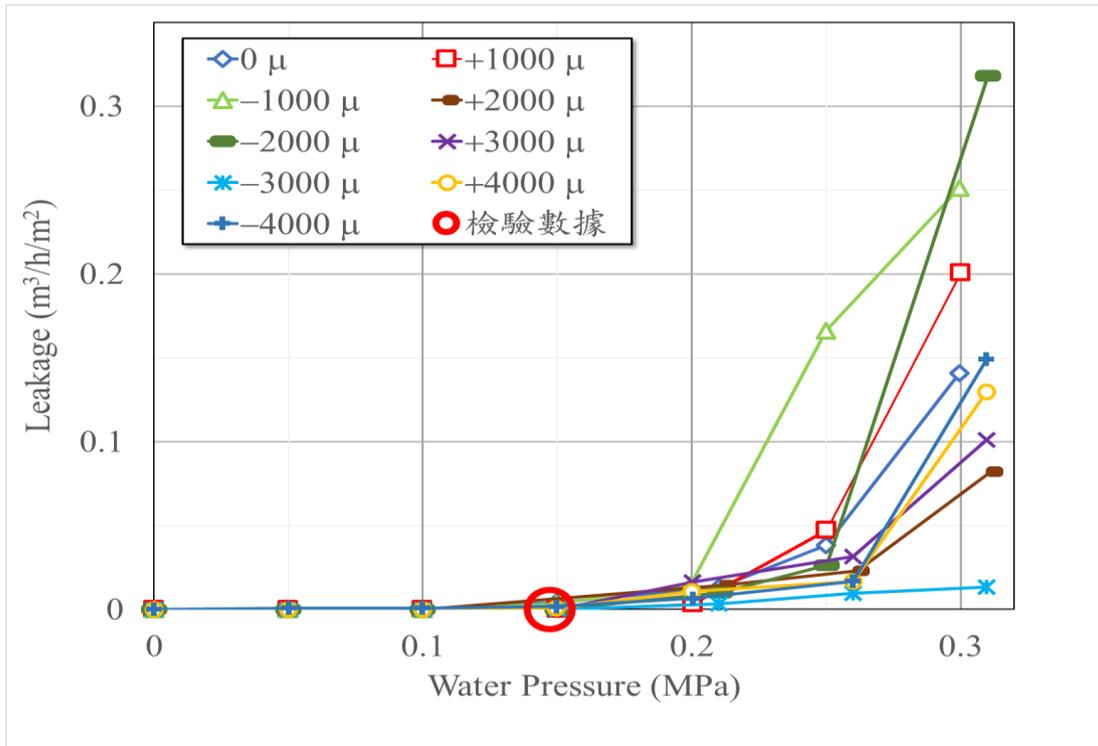


圖 2-8-3 類型 2 水密門水壓-漏水率數位化數據與檢驗結果的比對

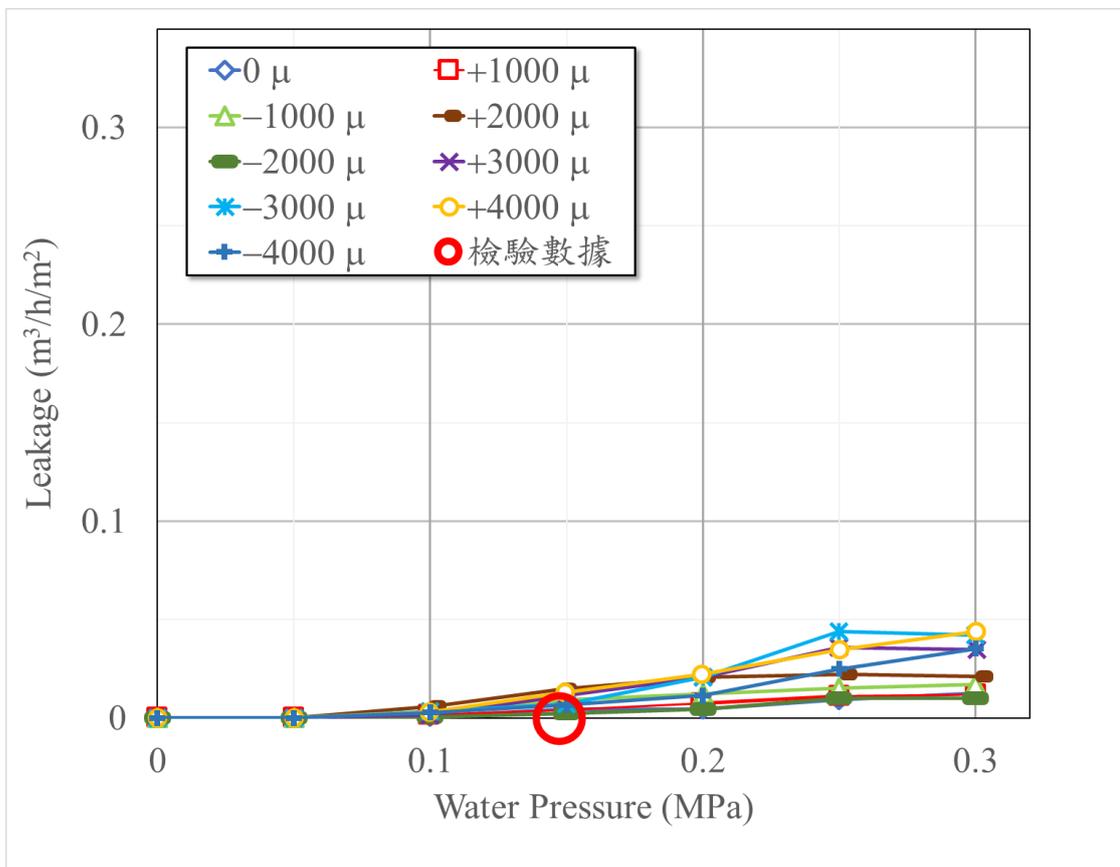


圖 2-8-4 類型 3 水密門水壓-漏水率數位化數據與檢驗結果的比對

參、結論與建議

本研究所得主要發現與結論敘述如下：

- 一、本研究針對壓水式(PWR)和沸水式(BWR)核電廠的地震型海嘯危害度評估，參照美國的 PG&E(2010)、Thio et al. (2010) 和 University of Washington Working Group (2017) 評估方法，成功建立一套適用於評估大量地震型機率式海嘯源危害度分析的方法和流程，可用於計算外海和近岸的機率式海嘯危害度。
- 二、本年度研究以 BWR 為標的進行 PSHA SSHAC-3 隱沒帶和斷層震源的外海機率式海嘯危害度分析。當年超越率為 1/10,000 時，在 2 個隱沒帶（馬尼拉和琉球）和 17 個斷層的海嘯危害度之中，琉球隱沒帶引致的外海波高約為 3 m 以上，其餘則低於 1 m。因此，本研究以琉球隱沒帶引致之海嘯作為近岸廠區模擬分析之標的。
- 三、本研究完成年超越率 1/10,000 的地震型海嘯源的拆解分析，並對其中兩種符合海嘯源拆解門檻的情境做非線性之水動力模擬。雖然這兩種情境的海嘯初始水位有顯著差異，但其造成近岸廠區海嘯波高的平均差異為 10%~20%，表示這兩種海嘯源情境造成的近岸廠區危害度幾乎一致，顯示本研究的結果具有參考性。

- 四、在年超越率 1/10,000 的地震型海嘯於近岸廠區的分析中可看出，此情境對於 BWR#1 和#2 均無顯著影響(僅靠近 BWR #2 西北方低窪處有比較明顯的溢淹)。
- 五、本研究針對壓水式和沸水式(BWR)核電廠的海底山崩型海嘯危害度評估，參照 Lane et al. (2016) 、Cecioni et al. (2023) 和 University of Washington Working Group (2017) 評估方法，成功建立一套適用於評估大量海底山崩型機率式海嘯源危害度分析(LPTHA)的方法和流程，用於計算外海和近岸的機率式海嘯危害度。
- 六、本年度研究參考最新的 LPTHA 研究 (Cecioni et al., 2023)，引入單位海嘯法的計算方式，藉此滿足蒙地卡羅模擬所需的大量海嘯情境模擬。本年度以一個海底山崩潛勢區針對其崩移物的長度、寬度和厚度進行共 3,000 組的蒙地卡羅模擬分析以及海底山崩引致之海嘯模擬分析，與去年度之研究模擬數量 (60 組) 相比有顯著的增長。
- 七、目前文獻上是以經驗公式的方式計算近岸的危害度，本年度研究參考地震型 PTHA 的近岸海嘯分析方式，先進行海嘯源拆解，再透過非線性之水動力模擬，藉以獲得較高精度的近岸海嘯危害度計算成果。除此之外，本年度研究建置之計算方式可同時避免經驗公式的適用性問題 (地形、波浪條件等限制)。
- 八、本研究完成年超越率 1/10,000 的海底山崩型海嘯源的拆解分析，並選用觀測位置之海嘯波高皆超過年超越率 1/10,000

的海嘯波高，並且與之差異最小的情境作為海底山崩型海嘯源拆解之結果。

九、近岸廠區的海嘯模擬分析結果指出，年超越率 1/10,000 的海底山崩型海嘯對於沸水式核電廠廠區的影響不顯著。

十、相對於線性內插，離散數據線性外插的結果比較不可信。本計畫重新精進數位化數據，只取線性內插結果估計水密門易損性曲線的參數。若數據個數偏少，取樣本標準差和全距校正標準差的保守數值，視為易損性曲線標準差的估計值。

十一、本計畫以 5 個門檻漏水率，線性內插 Taoka et al. (2020) 水理實驗的三種類型和所有類型合併之水密門需求水壓，再以這些數據分別估計三種類型和所有類型合併之水密門易損性曲線的 3 個參數，即中數、隨機不確定性的對數標準差和認知不確定性的對數標準差。

十二、門檻漏水率愈高，需求水壓的中值愈大，即水密門易損性曲線往右移動；隨機不確定性的對數標準差則高低起伏，即水密門易損性曲線的上升斜度大小不一；認知不確定性的對數標準差也是高低起伏，即不同信心水準的水密門易損性曲線水平移動距離不一。

十三、依據本計畫水密門易損性分析的結果，類型 3 水密門的 C_{HCLPF} 最小，類型 2 水密門的 C_{HCLPF} 最大。

十四、真實水密門出廠檢驗報告通常只進行一組水密試驗，亦即在指定測試水壓下，記錄漏水率，並判定是否小於允許漏水率。此時，可依據本計畫的水密門易損性分析結果，推估真實水密門的易損性曲線。

十五、本計畫提出真實水密門易損性分析之實驗規劃需求，比 Taoka et al. (2020) 的水理實驗稍為精進。此外，另有進階版本的實驗規劃需求，額外再進行水密門兩種面外剪應變的水壓實驗，以及真實水密門出廠檢驗報告水壓實驗的簡易版本實驗規劃需求，即水壓須加載至漏水率超過 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，或超過檢驗標準的允許洩漏率為止。

肆、全程計畫總結

一、美國地震型機率式海嘯危害度分析於沸水式核電廠之研析

「核電廠水災與海嘯危害再評估精進技術研究與管制技術諮詢」全程計畫為期四年，其中與本工作項目相關的主題為 109 年的第一主題為「美國核電廠水災危害評估提交報告與管制技術內涵研析」，第二主題為「機率式海嘯危害度分析技術研究」，第三主題為「PSHA SSHAC-3 隱沒帶 SSC 於機率式海嘯危害度分析之可行性評估研究」；110 年的第一主題為「美國地震型機率式海嘯危害度分析程序研析及建置」，第三主題為「PSHA SSHAC-3 斷層 SSC 於機率式海嘯危害度分析之可行性評估研究」；111 年的第一主題為「美國地震型機率式海嘯危害度分析於近岸溯升程序之研析及建置」；112 年的第一主題為「美國地震型機率式海嘯危害度分析於沸水式核電廠之研析」。此四年度計畫關於本工作項目的研究內容和主要結論分述於下。

(一)研究內容

四年期的研究主要可分成三大類，分別為「水災及海嘯管制技術研析」、「PSHA SSHAC-3 隱沒帶和斷層 SSC 震源可用性分析」和「壓水式及沸水式核電廠的地震型機率式海嘯危害度分析(PTHA)管制技術研析」。

在「水災及海嘯管制技術研析」方面，本研究彙整 USNRC 於 2012 年發布之 10 CFR 50.54(f)信函針對不同水災機制之評估要點和 NEI 16-05 (2016)的水災評估程序，並蒐集研析美國沿岸核電廠之水災評估報告，藉此提供核能管制單位有關水災

的管制資訊。另一方面，則進行了美國和日本核能管制單位於 PTHA 管制方法的研析，藉此瞭解機率式評估方法現階段的發展情形。

為了更深入管制分析方法的內涵，本研究以「國內 PSHA SSHAC-3 隱沒帶和斷層 SSC 震源之資料」和「國內壓水式和沸水式核電廠為標的」進行美國地震型機率式海嘯危害度分析技術建置之研析，透過研究 PTHA 分析計算之過程，建置分析所需之關鍵技術並提供核能管制單位所需的管制資訊。

(二)主要結論

1. 水災及海嘯管制技術研析

(1)USNRC 於 2012 年發布之 10 CFR 50.54(f)信函針對不同水

災機制訂定評估要點，管制審查時可參考其要點。舉例來說，局部強降雨之評估應將所有主動排水系統視為無法運行、忽略徑流損失以最大化徑流、慎選影響水深和流速的水力參數，並且這些參數應與標準工程方法中所用之值一致。

(2)美國和日本的核電廠相關單位已建置完成地震型的機率式海嘯危害度分析方法，其他的海嘯源，包含海底山崩型和火山作用型引致之海嘯皆尚提出具體的評估方法。

(3)USNRC (NUREG-CR7223, 2016)指出 USNRC 可採用 Thio et al. (2010)之方法進行機率式海嘯危害度分析。Thio et al. (2010)透過格林函數以有效率的方式考慮大量的地震情境(超過 10,000 種)建立離岸海嘯波高，並透過拆解的方式以更精細的方式進行模擬，達到建立溢淹危害度地圖之目的。

(4)日本 NRA 建立的地震型機率式海嘯危害度分析方法之主要特色在於其特徵化波源模型，以此考慮了滑移量在空間和時間上的不確定性。透過此方式，可有效降低模擬計算的變異量。在海嘯溯升方面，發現採用特徵化波源模型會得到較保守的結果。

2. PSHA SSHAC-3 隱沒帶和斷層 SSC 震源可用性分析

(1)PSHA SSHAC-3 SSC (2019)提供 PTHA 有關地震型海嘯的部分海嘯情境，其範圍主要涵蓋近域和區域的地震型海嘯。因此，仍須對其他的區域和遠域地震型海嘯源進行評估。此外，雖然目前美國和日本核能管制單位尚未能提出海底山崩和火山作用引致之海嘯的 PTHA 方法，但國內仍應持續關注相關研究，不可忽視其潛在的危害。

(2)隱沒帶震源分為板塊界面型地震(Interface)和板塊內部型地震(Intraslab)，PSHA SSHAC-3 SSC (2019)是以斷層震源的方式考量前者，以區域震源的方式考量後者。由於 PTHA 考量海嘯的方式是採用斷層震源的方式，故 PTHA 僅能考量 PSHA SSHAC-3 SSC (2019)中的板塊界面型地震。

(3)評估 PSHA SSHAC-3 SSC (2019)書面報告的琉球隱沒帶和馬尼拉隱沒帶的板塊界面型地震邏輯樹結果顯示，以此建置 PTHA 危害度曲線需要分別考慮 315 和 405 個海嘯情境。

(4)斷層震源分為主要斷層震源(primary fault source)和其他斷層震源(other fault source)，本研究依斷層所在位置於海域

者研判為可能造成海嘯之斷層並進行應用至 PTHA 研析，共有 6 個主要斷層和 11 個其他斷層。

(5)評估 PSHA SSHAC-3 SSC (2019)書面報告的主要斷層震源和其他斷層震源之邏輯樹結果顯示，以此建置 PTHA 危害度曲線需要分別考慮 990 和 110 個海嘯情境。

3.壓水式及沸水式核電廠的地震型機率式海嘯危害度分析 (PTHA)管制技術研析

- (1)本研究參照美國的 PG&E(2010)、Thio et al. (2010) 和 University of Washington Working Group (2017) 評估方法，建立地震型海嘯的 PTHA 分析流程供核能管制單位參酌，包含外海至近岸廠區之機率式海嘯危害度分析，建構機率式模型、單位海嘯法資料庫和海嘯源拆解的建置方法。
- (2)機率式模型考量了偶然和認知不足的不確定性，在進行 PTHA 的偶然不確定性評估時，需進行歷史海嘯事件之模擬分析，並與觀測資料進行統計分析，計算出所需之變異量。根據本研究分析之成果，依照臺灣目前現有之觀測資料，建議排除最大海嘯波高未達 10 cm 之測站資料。
- (3)從 PTHA 的認知不確定性評估結果發現，不同情境的海嘯危害度曲線於低年發生率的情況有顯著差異，顯示認知不足造成不確定性的重要性。此外，地震型海嘯採用邏輯樹的方式評估，故邏輯樹權重分配之合理性是影響危害度分析結果的關鍵因子。
- (4)透過單位海嘯法評估大量的地震型海嘯情境需要先對海嘯源之區域進行劃分，並透過數值模擬的方式建立資料庫。

本研究分析之結果顯示，資料庫的空間解析度需至少為 0.25 度*0.25 度之大小，設置接收點之水深需為 50 m 以上。

(5)在近岸的 PTHA 時，海嘯源拆解是相當關鍵的步驟。本研究透過數值試驗，對其中兩種符合海嘯源拆解門檻的情境做模擬，並透過分析近岸的水位分佈，確認這兩種結果具有相近的海嘯危害度，代表拆解之海嘯源具有一定程度的代表性。

(6)PTHA 的評估結果顯示，馬尼拉隱沒帶引致之海嘯對於壓水式核電廠廠區的危害度較沸水式核電廠廠區的危害度高；琉球隱沒帶引致之海嘯對於壓水式和沸水式的危害度則較為接近。

二、海底山崩型機率式海嘯危害度分析於沸水式核電廠之研析

「核電廠水災與海嘯危害再評估精進技術研究與管制技術諮詢」全程計畫為期四年，其中與本工作項目相關的主題為 110 年的第二主題為「海底山崩型海嘯分析程序研析及建置」；111 年的第二主題為「海底山崩型海嘯邏輯樹分析程序研析及建置」；112 年的第二主題為「海底山崩型機率式海嘯危害度分析於沸水式核電廠之研析」。此四年度計畫的研究內容和主要結論分述於下。

(一)研究內容

四年期的研究主要可分成兩大類，分別為「海底山崩型海嘯數值模擬評估方法研析」和「壓水式及沸水式核電廠的海底山崩型機率式海嘯危害度分析(PTHA)管制技術研析」。

在「海底山崩型海嘯數值模擬評估方法研析」方面，本研究蒐集彙整既有之文獻(Watts et al., 2005; Ma et al., 2013; Grilli et al., 2015; Kirby, 2016; Zhao et al., 2016; Løvholt et al., 2017; Kirby et al., 2022; Lee et al., 2022)，評析海底山崩剛體模型和流變模型之評估技術程序研析，據此釐清不同水動力模式及山崩模式之耦合方法及優劣勢。

在「壓水式及沸水式核電廠的海底山崩型機率式海嘯危害度分析(LPTHA)管制技術研析」方面，因目前美國和日本的核能管制單位無可遵循的 LPTHA 計算方式，故本研究研析 Lane et al. (2016)、Grezio et al. (2020)和 Løvholt et al. (2020)的評估方式，其中 Lane et al. (2016)的模型所需之參數較容易評估，故本研究採用 Lane et al. (2016)的評估方式進行，並逐步引入蒙地卡羅(Grilli et al., 2009)和單位海嘯法之分析方法，建立 LPTHA 於外海和近岸的危害度評估流程，並以壓水式及沸水式核電廠為標的進行流程建置之研究，藉此提供核能管制單位所需的管制資訊。

(二)主要結論

1.海底山崩型海嘯數值模擬評估方法研析

(1)根據相關回顧性文章(Watts et al., 2005; Ma et al., 2013; Grilli et al., 2015; Kirby, 2016; Zhao et al., 2016; Løvholt et al., 2017; Kirby et al., 2022; Lee et al., 2022)，以山崩型海嘯而言，具頻散特性的數值模式為必要條件。

(2)模擬海底山崩海嘯時，假設崩移物為剛體可得到較保守之模擬結果，並且本研究之模擬分析結果亦呈現平移式崩塌造成之海嘯危害度大於及滾動式崩塌。

2.壓水式及沸水式核電廠的海底山崩型機率式海嘯危害度分析(LPTHA)管制技術研析

(1)本研究針對壓水式和沸水式核電廠的海底山崩型海嘯危害度評估，參照 Lane et al. (2016) 、Cecioni et al. (2023)和 University of Washington Working Group (2017) 評估方法，成功建立一套適用於評估大量海底山崩型機率式海嘯源危害度分析(LPTHA)的方法和流程，可用於計算外海和近岸的機率式海嘯危害度。

(2)最新的 LPTHA 研究 (Cecioni et al., 2023) 和本研究之成果皆指出可藉由單位海嘯法的計算方式獲得蒙地卡羅模擬所需的大量情境模擬資料，顯示此方法可作為評估大量海底山崩情境之有效方法。

三、水密門易損性曲線建構方法之研析

「核電廠水災與海嘯危害再評估精進技術研究與管制技術諮詢」全程計畫為期四年，其中 111 年的第三主題為「水密門易損性曲線組成分析」，112 年的第三主題為「水密門易損性曲線建構方法之研析」，此兩年度計畫的研究內容和主要結論分述於下。

(一)研究內容

1.111 年

研析 Taoka et al. (2020) 的水密門水理實驗、確認實驗和有限元模擬分析內容，並藉由 Taoka et al. (2020) 的三種類型單開式水密門水理實驗結果，數位化漏水率和對應水壓的數據。在指定門檻漏水率下，利用數位化數據，經由線性內插或外插，求算需求水壓。利用需求水壓的數據，估計中值、隨機對數標準差和認知對數標準差，藉以推估三種類型和不分類型水密門的 5% 信心水準、50% 信心水準、95% 信心水準和平均易損性曲線，以及容量水壓設計值 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 。

2.112 年

研析海嘯需求的水密門易損性曲線建構方法，包含重新數位化測試水壓和對應漏水率的數據、線性內插不同門檻漏水率之需求水壓、精進估計水密門易損性曲線的三個參數、探討水密門易損性曲線隨門檻漏水率之變化、僅憑水密門一組水壓檢驗數據推估易損性曲線、以及規劃水密門水壓實驗。

(二)主要結論

1.111 年

(1) 依據 Taoka et al. (2020) 的水密門實驗和模擬分析，在水密門抗地震與海嘯的易損性評估中，水密門的水密性能可以水壓為指標來定義，例如可選擇水理實驗中水密門達到允許漏水率的對應水壓。

- (2)水密門密封部的不同設計導致水密性能有異，例如填料性質、填料道數和填料壓蓋放置方式等。未發現水密門的水密性能與水密門的面內剪應變有明顯關係。
- (3)相對之下，類型 1 水密門的水密性能最弱，也最集中；類型 3 水密門的水密性能最強，但最分散。
- (4)在門檻漏水率為 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 時，水密門需求水壓為對數常態分佈的假設下，不分類型水密門需求水壓的中值、隨機對數標準差和認知對數標準差分別為 0.2465 MPa 、 0.3211 和 0.1597 ，據此可得平均易損性曲線和不同信心水準的易損性曲線。
- (5) $C_{1\%}$ 為 HCLPF 容量 C_{HCLPF} 的下限值，隨著對數標準差比值 β_U / β_R 愈遠離 1， $C_{1\%}$ 愈低估 HCLPF 容量 C_{HCLPF} 。

2.112 年

- (1)本計畫重新精進數位化數據，只取線性內插比較可信的結果，估計水密門易損性曲線的參數。若數據個數偏少，可取樣本標準差和全距校正標準差的保守數值，視為易損性曲線標準差的估計值。
- (2)本計畫以 5 個門檻漏水率，線性內插 Taoka et al. (2020) 水理實驗的三種類型和所有類型合併之水密門需求水壓，再以這些數據分別估計三種類型和所有類型合併之水密門易損性曲線的 3 個參數，即中數、隨機不確定性的對數標準差和認知不確定性的對數標準差。
- (3)門檻漏水率愈高，需求水壓的中值愈大，因此水密門易損性曲線往右移動；隨機不確定性的對數標準差則高低起伏，

因此水密門易損性曲線的上升斜度大小不一；認知不確定性的對數標準差也是高低起伏，因此不同信心水準的水密門易損性曲線水平移動距離不一。

(4)依據本計畫水密門易損性分析的結果，類型 3 水密門的 C_{HCLPF} 最小，類型 2 水密門的 C_{HCLPF} 最大。

(5)真實水密門出廠檢驗報告通常只進行一組水密試驗，亦即在指定測試水壓下，記錄漏水率，並判定是否小於允許漏水率。此時，可依據本計畫的水密門易損性分析結果，推估真實水密門的易損性曲線。

(6)本計畫提出水密門易損性分析之實驗規劃需求，比 Taoka et al. (2020) 的水理實驗稍為精進。此外，另有進階版本的實驗規劃，額外再進行水密門兩種面外剪應變的水壓實驗，以及真實水密門出廠檢驗報告水壓實驗的簡易版本實驗規劃，即水壓須加載至漏水率超過 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，或超過檢驗標準的允許洩漏率為止。

伍、参考文献

1. Ang, A. H-S. and Tang, W. H., 1984, Probability Concepts in Engineering Planning and Design, Volume II: Decision, Risk, and Reliability, John Wiley & Sons Inc.
2. Atomic Energy Society of Japan (AESJ), 2012, Case Studies of Implementation Standard Concerning the Tsunami Probabilistic Risk Assessment of Nuclear Power Plants, AESJ-SC-TR006.
3. Atomic Energy Society of Japan (AESJ), 2016, A Standard for Procedure of Tsunami Probabilistic Risk Assessment (PRA) for Nuclear Power Plants, AESJ-SC-RK004.
4. Basu, P. C., M. K. Ravindra, and Y. Mihara, 2015, “Component Fragility for Use in PSA of Nuclear Power Plant”, Transactions, SmiRT-23, Manchester, U. K.
5. Cecioni, C., Iorio, V., Bellotti, G. and Grilli, S.T., 2023. Probabilistic landslide tsunami modeling of the 2018 Palu Bay event. Coastal Engineering, 183, 104332.
6. Di Risio, M., De Girolamo, P., Bellotti, G., Panizzo, A., Aristodemo, F., Molfetta, M.G. and Petrillo, A., 2009b. Landslide-generated tsunamis runup at the coast of a conical island: New physical model experiments. Journal of Geophysical Research, 114, 1–16.
7. Electric Power Research Institute (EPRI), 1994, Methodology for Deriving Seismic Fragilities, TR-103959. California, USA.
8. Enet, F. and Grilli, S.T., 2007. Experimental study of tsunami generation by three dimensional rigid underwater landslides. Journal of Waterway, Port, Coast and Ocean Engineering, 133, 442–454.

9. Grilli, S.T. et al., 2015. Modeling of smf tsunami hazard along the upper us east coast: Detailed impact around ocean city, md. *Natural Hazards*, 76(2), 705-746.
10. Iorio, V., Bellotti, G., Cecioni, C. and Grilli, S.T., 2021. A numerical model for the efficient simulation of multiple landslide-induced tsunamis scenarios. *Ocean Modeling*, 168, 101899.
11. Kirby, J.T., 2016. Boussinesq models and their application to coastal processes across a wide range of scales. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 142(6), 03116005.
12. Kirby, J.T. et al., 2022. Validation and inter-comparison of models for landslide tsunami generation. *Ocean Modelling*, 170, 101943.
13. Lane, E.M., Mountjoy, J.J., Power, W.L. and Mueller, C., 2016. Probabilistic hazard of tsunamis generated by submarine landslides in the cook strait canyon (new zealand). *Pure and Applied Geophysics*, 173(12), 3757-3774.
14. Lee, H. J., Cho, Y. S. and Woo, S. B., 2005. Quick tsunami forecasting based on database. *Tsunamis: Case Studies and Recent Developments*, 231-240.
15. Lee, C.H., Lo, P.H.Y., Shi, H. and Huang, Z., 2022. Numerical modeling of generation of landslide tsunamis: A review. *Journal of Earthquake and Tsunami*, 16(06), 2241001.
16. Løvholt, F., Bondevik, S., Laberg, J.S., Kim, J. and Boylan, N., 2017. Some giant submarine landslides do not produce large tsunamis. *Geophysical Research Letters*, 44(16), 8463-8472.
17. Ma, G., Kirby, J.T. and Shi, F., 2013. Numerical simulation of tsunami waves generated by deformable submarine landslides. *Ocean Modelling*, 69, 146-165.

18. Madsen, P. and Fuhrman, D., 2008. Run-up of tsunamis and long waves in terms of surf-similarity. *Coastal Engineering*, 55 (3), 209–223.
19. Mihara, Y., A. Yamaguchi, Y. Kirimoto, and M. Matsuyama, 2012, Tsunami PRA Standard Development by Atomic Energy Society Japan (AESJ) (3) Tsunami Fragility Analysis, PSAM11.
20. Mihara, Y., A. Yamaguchi, Y. Kirimoto, and M. Matsuyama (2014), Revision of the AESJ Standard for Seismic Probabilistic Risk Assessment (3) Fragility Evaluation, PSAM12.
21. Mori, N., Takahashi, T., Yasuda, T. and Yanagisawa, H., 2011. Survey of 2011 tohoku earthquake tsunami inundation and run-up. *Geophysical Research Letters*, 38, L00G14.
22. NEI 16-05, 2016. External Flooding Assessment Guidelines (Revision 1). Nuclear Energy Institute.
23. NUREG-CR7223, 2016. Tsunami hazard assessment: Best modeling practices and state-of-the-art technology.
24. Okada, Y., 1985. Surface deformation due to shear and tensile faults in a half-space. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 75(4): 1135-1154.
25. PSHA SSHAC-3 SSC, 2019, Development of the Hazard Input Document for Taiwan using SSHAC Level 3 Methodology. Volume 2: SSC Technical Report, Taiwan Power Company.
26. PG&E, 2010. Methodology for probabilistic tsunami hazard analysis: trial application for the diablo canyon power plant site. PEER Report.
27. Shi, F., Kirby, J.T., Harris, J.C., Geiman, J.D. and Grilli, S.T., 2012. A high-order adaptive time-stepping tvd solver for boussinesq modeling of breaking waves and coastal inundation. *Ocean Modelling*, 43-44, 36-51.

28. Shi, F., Kirby, J. T., Tehranirad, B. and Harris, J. C., 2016. FUNWAVE-TVD, Fully Nonlinear Boussinesq Wave Model With TVD solver, Documentation and User's Manual (Version 3.0). Center for Applied Coastal Research, University of Delaware, Newark, Delaware USA.
29. Sugino, H., Y. Iwabuchi, M. Nishio, H. Tsutsumi, H. Sakagami, and K. Ebisawa, 2008, "Development of Probabilistic Methodology for Evaluating Tsunami Risk on Nuclear Power Plants", The 14th World Conference on Earthquake Engineering.
30. Taoka, H., N. Ishida, and T. Toriyama, 2020, " Examination and Analysis of the Water Tightness of Watertight Doors in Nuclear Facilities (Water Tightness of the Watertight Doors beyond Design Conditions)", Transactions of the JSME, Vol. 86, No. 892 (in Japanese).
31. Thio, H.K., Somerville, P. and Polet, J., 2010. Probabilistic tsunami hazard in California: pp. 1-331.
32. United States Nuclear Regulatory Commission (USNRC), 1983, PRA Procedures Guide, a Guide to the Performance of Probabilistic Risk Assessments for NPP, NUREG CR-2300, Vol. 2. Washington D. C., USA.
33. University of Washington Working Group, 2017. Probabilistic Tsunami Design Maps for the ASCE 7-16 Standard. In ASCE 7-16 Tsunami Design Zone Maps for Selected Locations (pp. 1-17).
34. Watts, P., Grilli, S.T., Tappin, D.R. and Fryer, G.J., 2005. Tsunami generation by submarine mass failure. Ii: Predictive equations and case studies. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, 131(6), 298-310.

35. Zhao, T., Utili, S. and Crosta, G.B., 2016. Rockslide and impulse wave modelling in the vajont reservoir by dem-cfd analyses. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 49(6), 2437-2456.
36. 行政院原子能委員會核能研究所，2020，「109 年核電廠海嘯危害再評估精進技術研究與管制技術諮詢」。
37. 行政院原子能委員會核能研究所，2021，「110 年核電廠海嘯危害再評估精進技術研究與管制技術諮詢」。
38. 行政院原子能委員會核能研究所，2022，「111 年美國地震型機率式海嘯危害度分析於近岸溯升程序之研析及建置」。
39. 蕭士俊、洪李陵、吳昀達、陳彥龍，2022，「水密門易損性曲線組成分析」，行政院原子能委員會委託研究計畫研究報告。