

**核能安全委員會
委託研究計畫研究報告**

**精進核電廠機率式海嘯分析及複合式水災危害之
管制技術研究**

**An Enhanced Study on PTHA and Compound Flood Hazard for
Regulatory Technique of Nuclear Power Plant**

執行單位：國立成功大學

計畫主持人：蕭士俊

協同主持人：洪李陵、張駿暉、陳彥龍、吳漢倫

中華民國 113 年 12 月 20 日

目 錄

目 錄	I
圖目錄	II
表目錄	VII
中文摘要	1
Abstract.....	3
壹、計畫緣起與目的	5
貳、機率式海嘯危害度分析(PTHA)分析方法的比較與應用	7
一、火山作用型機率式海嘯危害度分析	7
二、日本地震型機率式海嘯危害度分析	41
參、複合型水災事件及核電廠防護	70
一、美國現有核電廠複合型水災危害度分析方法資料蒐集及研析	70
二、其他複合型水災危害度分析技術方法資料蒐集及研析	83
三、差異研析	93
肆、防海嘯結構與設備的易損性分析	96
一、文獻回顧	98
二、NRA 報告 (2015) 簡介	101
三、NRA (2015) 的水密門易損性分析	121
四、水密門易損性的敏感度分析	135
伍、結論及建議	140
陸、參考文獻	144

圖目錄

圖 2-1-1	可能形成海嘯的火山作用來源（資料來源：Grezio et al. (2017)).....	9
圖 2-1-2	斯特隆博利火山的火山活動與海嘯之間的關係。自 1900 年以來，爆炸性噴發（黃色）、溢流性噴發（紅色）和海嘯（藍色）的發生次數（資料來源：Schindelé et al. (2024)）	10
圖 2-1-3	紅色三角形標示出東加火山的位置（資料來源：Ramírez-Herrera et al., 2022）	10
圖 2-1-4	湯加火山大規模噴發並在當地引發超過 1 公尺的海嘯。此事件導致紐西蘭、日本及美國發布海嘯警報（資料來源： https://twitter.com/sakakimoana/status/1482218193619865600 ）	11
圖 2-1-5	NOAA GOES-West 衛星於 2022 年 1 月 15 日 05:00 GMT 拍攝的影像中顯示了湯加附近水下火山的爆發，該事件引發了對南太平洋多個島國的海嘯警報（資料來源：CIRA/NOAA，通過路透社發布）	11
圖 2-1-6	水下火山爆炸引致海嘯的初始水位模型（資料來源：Paris et al. (2019)）	13
圖 2-1-7	觀測與模擬結果於潮位站（左圖）和 DART 浮標（右圖）的資料。(a) 自 2022 年 1 月 15 日 4:00 UTC 起的波形。(b) 高通濾波後的時間序列數據，與 20 個深海深度條件下的爆炸情境模擬波形進行比較。(c) 波譜特性比較（資料來源：Pakoksung et al. (2022)）	14
圖 2-1-8	海嘯傳播模擬結果，針對 25 Mt 爆炸情境及深海條件顯示傳播範圍，左圖為縮小視角，右圖為放大視角：(a) 10 分鐘，(b) 20 分鐘，(c) 25 分鐘，(d) 30 分鐘（資料來源：Pakoksung et al. (2022)）	15
圖 2-1-9	義大利坎皮佛雷格里火山口地理位置（資料來源：Paris et al. (2019)）	18
圖 2-1-10	義大利波佐利灣 (Pozzuoli Bay) 和那不勒斯灣 (Gulf of Naples)（資料來源：Paris et al. (2019)）	19
圖 2-1-11	A) 控制水下火山爆炸時水面初始位移及後續海嘯的物理參數：E：爆炸能量；d：爆炸深度；D：火山錐周圍的總水深；R：噴發通氣口半徑； η_0 ：水面初始位移。B) 在波佐利灣進行海嘯模擬的 17 個爆炸位置。C) 坎皮佛雷格里火山過去噴發的火山口位置，火山口大小（圓圈）用於決定噴發通氣口半徑的三個類別（修改自 Costa et al. (2009)）。D) 緻密岩石當量與通氣口半徑，顯示噴出岩漿體積與通氣口尺寸的關係（資料來源：Paris et al. (2019)）	19
圖 2-1-12	Paris et al. (2019) 採用的坎皮佛雷格里火山口火山危害貝葉斯事件樹（修改自 Selva et al., 2010）。淺灰色表示未量化的節點（由於將	

	機率條件設定為水下爆炸發生的情況) (本計畫重新繪製, 資料來源: Paris et al. (2019))	20
圖 2-1-13	位於位置 #1 於三種不同的噴發通氣口半徑 (200、650 和 900 m) 的爆炸所產生的最大水位變化, 分別對應於爆炸能量 2.9×10^{14} 、 9.8×10^{15} 和 2.6×10^{16} J (見表 2-1-2)。藍色表示水位位移低於 0.1 cm。計算區域邊緣的深藍色區域表示在網格邊界處設置的吸收層, 用於消除入射波, 以防止末端邊界形成反射波 (資料來源: Paris et al. (2019))	20
圖 2-1-14	對於每個單獨的噴發規模類別 (A、B 和 C) 及其組合 (D), 展示了在超越機率為 0.05 的條件下的平均危害度圖 (左側地圖) 及那不勒斯市內某一點 (黑色方框) 的條件危害曲線 (右側紅線, 包含平均值及 10th–90th 百分位信賴區間) (資料來源: Paris et al. (2019))	21
圖 2-1-15	Taal 湖的位置及其歷史火山噴發情況; 藍色虛線代表湖泊北區和南區的分界線。(a) 東區建築物位置、(b) 西區建築物位置和(c) 水下火山爆炸引發的初始水位變化機制, 其中 E 為爆炸能量, d 為爆炸深度, D 為火山通氣孔直徑, Rc 為水穴直徑, W 為火山周圍總水深, η_0 為初始水面位移 (資料來源: Pakoksung et al. (2021))	27
圖 2-1-16	Pakoksung et al. (2021) 提出之火山作用型 PTHA 的評估流程 (本計畫重新繪製, 資料來源: Pakoksung et al. (2021))	28
圖 2-1-17	水下火山爆炸情境: (a) 火山口尺寸與爆炸能量的關係, (b) 最大初始水位與爆炸能量的關聯 (資料來源: Pakoksung et al. (2021))	29
圖 2-1-18	海嘯生成過程: (a) 0 秒、(b) 10 秒、(c) 30 秒和(d) 60 秒 (資料來源: Pakoksung et al. (2021))	29
圖 2-1-19	在地形網格中估算建築物密度。(資料來源: Pakoksung et al. (2021))	30
圖 2-1-20	特定建築物位置的個別海嘯危害曲線(淺藍色), 包含平均值及 10th–90th 百分位信賴區間。a) 北部沿岸區域, b) 南部沿岸區域 (資料來源: Pakoksung et al. (2021))	30
圖 2-1-21	海嘯危害圖 - 1/1000 機率的建築物最大溢淹深度。(a) 北部沿岸區域, (b) 接近噴發點的沿岸區域, (c) 南部沿岸區域 (資料來源: Pakoksung et al. (2021))	31
圖 2-1-22	海嘯危害圖 - 1/500 機率的建築物最大溢淹深度。(a) 北部沿岸區域, (b) 接近噴發點的沿岸區域, (c) 南部沿岸區域 (資料來源: Pakoksung et al. (2021))	32

圖 2-1-23	海嘯危害圖 - 1/100 機率的建築物最大溢淹深度。(a) 北部沿岸區域，(b) 接近噴發點的沿岸區域，(c) 南部沿岸區域(資料來源:Pakoksung et al. (2021))	33
圖 2-1-24	Taal 湖沿岸整體受淹建築物中，每個 2.5 m 溢淹深度範圍內的建築物數量總結。(a) 1/1000 機率，(b) 1/500 機率，(c) 1/100 機率；右欄表示北部區域，左欄表示南部區域(資料來源:Pakoksung et al. (2021))	34
圖 2-1-25	部分區域經歷超過 0.5 m 海嘯淹水深度的機率。a) 北部沿岸區域，b) 接近噴發點的沿岸區和 c) 南部沿岸區域。(資料來源:Pakoksung et al. (2021))	35
圖 2-1-26	部分區域經歷超過 1.5 m 海嘯淹水深度的機率。a) 北部沿岸區域，b) 接近噴發點的沿岸區和 c) 南部沿岸區域 (資料來源:Pakoksung et al. (2021))	36
圖 2-1-27	部分區域經歷超過 3.0 m 海嘯淹水深度的機率。a) 北部沿岸區域，b) 接近噴發點的沿岸區和 c) 南部沿岸區域 (資料來源:Pakoksung et al. (2021))	37
圖 2-1-28	Taal 湖沿岸所有受淹建築物中，每個 0.1 超越機率範圍內的建築物數量總計。(a) 超過 0.5 m 海嘯淹水深度的機率，(b) 超過 1.5 m 海嘯淹水深度的機率，(c) 超過 3.0 m 海嘯淹水深度的機率；右欄表示北部區域，左欄表示南部區域(資料來源:Pakoksung et al. (2021))	38
圖 2-2-1	日本 NRA 的地震型機率式海嘯危害度分析(資料來源：杉野英治和岩瀨洋子 (2018))	45
圖 2-2-2	(左圖) 1854 年安政東海地震的最大海嘯溯升高 (藍色菱形) 與第 2 步中計算的最大海嘯溯升高 (紅色三角形) 的比較。(右圖) 對應的特徵化波源斷層模型。[淺黃色區域代表背景滑移區，橙色區域代表大滑移區](資料來源：藤原広行等人(2020))	45
圖 2-2-3	日本的 PTHA 計算流程 (資料來源：杉野英治和阿部雄太 (2022))	46
圖 2-2-4	日本 NRRC 2020 年關於「海嘯風險評估及易損性評估」的研究規劃 (NRRC, 2020)	47
圖 2-2-5	日本 NRRC 2024 年關於「海嘯風險評估及易損性評估」的研究規劃 (NRRC, 2024)	48
圖 2-2-6	日本 NRRC 2024 年關於「海嘯 PRA 及地震和地震型海嘯的 PRA 評估方法」的研究規劃(NRRC, 2024)	48
圖 2-2-7	滑移量空間分布設定 (資料來源：杉野英治和岩瀨洋子 (2018))	52

圖 2-2-8	斷層傳播特性的設定方法:(a)假定為同心圓狀斷裂傳播和(b)假定為伴隨時間差連動 (資料來源: 杉野英治和岩瀨洋子 (2018))	52
圖 2-2-9	東北地震海嘯的淹沒高度與計算海嘯波高的比較 (資料來源: 杉野英治和岩瀨洋子 (2018))	53
圖 2-2-10	β 重現與計算海嘯波高的關係 (資料來源: 杉野英治和岩瀨洋子 (2018))	53
圖 2-2-11	β 斷裂傳播及 β 同時斷裂與計算海嘯波高的關係 (資料來源: 杉野英治和岩瀨洋子 (2018))	54
圖 2-2-12	比例定律(a)M 模型、(b)T 模型和(c)F 模型 (資料來源: 杉野英治和阿部雄太 (2022))	57
圖 2-2-13	日本處理(a)隨機不確定性和(b)認知不確定性的離散方式(資料來源: 杉野英治和阿部雄太 (2022))	57
圖 2-2-14	日本機率式海嘯危害度分析結果 (資料來源: 杉野英治和阿部雄太 (2022))	58
圖 2-2-15	日本 case-a vs. case-c (比例定律採用平均模型)	59
圖 2-2-16	日本 case-a vs. case-c (GR 定律採用平均模型) (資料來源: 杉野英治和阿部雄太 (2022))	59
圖 2-2-17	本計畫進行測試假設之比例定律和權重條件	64
圖 2-2-18	美國和日本處理不確定性方法之差異	64
圖 2-2-19	分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線 (日本方法抽樣總數 n 為 10), 假設 $H = D$	64
圖 2-2-20	分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線 (日本方法抽樣總數 n 為 100), 假設 $H = D$	65
圖 2-2-21	分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線 (日本方法抽樣總數 n 為 1000), 假設 $H = D$	65
圖 2-2-22	分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線 (日本方法抽樣總數 n 為 10), 假設 $H = D^{1.3}$	66
圖 2-2-23	分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線 (日本方法抽樣總數 n 為 100), 假設 $H = D^{1.3}$	66
圖 2-2-24	分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線 (日本方法抽樣總數 n 為 1000), 假設 $H = D^{1.3}$	67
圖 3-1-1	最大可能洪水下之 HHA 評估流程圖(NRC, 2011)	75
圖 3-1-2	外部洪水災害評估流程圖	81
圖 3-2-1	自然災害相互關係模型分類	84
圖 3-2-2	連鎖災害矩陣 (Tilloy et al., 2019)	86
圖 3-2-3	複合災害矩陣 (Tilloy et al., 2019)	87
圖 3-2-4	極端情境下複合淹水模擬結果 (Hsiao et al., 2021)	91

圖 3-2-5	極端情境下村落淹水風險圖 (Hsiao et al., 2021)	92
圖 4-2-1	分析模型的網格圖 (NRA, 2015).....	105
圖 4-2-2	分析模型的載重路徑 (NRA, 2015).....	105
圖 4-2-3	分析模型的加載和卸載流程 (NRA, 2015).....	105
圖 4-2-4	伊藤喜的水密門設計圖 (NRA, 2015).....	106
圖 4-2-5	Taoka 等人 (2020) 與 NRA (2015) 的水密門密封部比較	107
圖 4-2-6	加壓設備系統示意圖 (NRA, 2015).....	108
圖 4-2-7	以試體水平斷面區分框內／框外漏水 (NRA, 2015).....	108
圖 4-2-8	加載過程框內的漏水率 (NRA, 2015).....	114
圖 4-2-9	加載過程框外的漏水率 (NRA, 2015).....	115
圖 4-2-10	卸載過程框內的漏水率 (NRA, 2015).....	116
圖 4-2-11	卸載過程框外的漏水率 (NRA, 2015).....	117
圖 4-2-12	密封件的漏水路徑 (NRA, 2015).....	118
圖 4-3-1	不同剪應變水密門達門檻漏水率之需求水頭高 (框內).....	123
圖 4-3-2	不同剪應變水密門達門檻漏水率之需求水頭高 (總計).....	123
圖 4-3-3	水密門卸載之框內漏水率不同信心水準及平均易損性曲線 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$).....	131
圖 4-3-4	水密門加載之框內漏水率不同信心水準及平均易損性曲線 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$).....	131
圖 4-3-5	水密門卸載和加載之框內漏水率不同信心水準 及平均易損性曲線 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$).....	132
圖 4-3-6	水密門卸載以及卸載和加載合計之框內漏水率 95%信心水準和平均易損性曲線之比較 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$).....	132
圖 4-3-7	水密門卸載以及卸載和加載合計之總計漏水率 95%信心水準和平均易損性曲線之比較 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$).....	133
圖 4-3-8	水密門卸載和加載合計之框內及總計漏水率 95%信心水準和平均易損性曲線之比較 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$).....	133
圖 4-4-1	水密門卸載和加載合計之不同門檻漏水率的 框內漏水率平均易損性曲線	138
圖 4-4-2	水密門卸載和加載合計之不同門檻漏水率的 框內漏水率 95%信心水準易損性曲線	138
圖 4-4-3	水密門卸載和加載合計之不同門檻漏水率的 總計漏水率平均易損性曲線	139
圖 4-4-4	水密門卸載和加載合計之不同門檻漏水率的 總計漏水率 95%信心水準易損性曲線	139

表目錄

表 2-1-1	火山引致海嘯之評估方式	9
表 2-1-2	水下火山爆炸情境：其中， d 表示爆炸深度（在此情境中接近水深）； R 為噴發通氣口半徑； E 為爆炸能量； η_0 為水面初始位移。	22
表 2-2-1	日本地震型 PTHA 之研究	49
表 2-2-2	與海嘯波高離散性 β 相關的比較（資料來源：杉野英治和岩瀨洋子 (2018))	54
表 2-2-3	日本分析不確定性影響程度的組合設定（資料來源：杉野英治和阿部 雄太 (2022))	59
表 2-2-4	日本和美國的 PTHA 方法比較	67
表 3-1-1	ANS 複合水災情境設定(NRC, 2011).....	77
表 4-2-1	變形前和開口處剪應變 1000μ 的漏水率 (NRA, 2015).....	109
表 4-2-2	開口處剪應變 2000μ 的漏水率 (NRA, 2015).....	110
表 4-2-3	開口處剪應變 3000μ 的漏水率 (NRA, 2015).....	111
表 4-2-4	開口處剪應變 4000μ 的漏水率 (NRA, 2015).....	112
表 4-2-5	Taoka 等人 (2020) 與 NRA (2015) 的水密門水壓實驗比較	121
表 4-3-1	$0.02\text{ m}^3/\text{h}\cdot\text{m}^2$ 漏水率對應之水頭高	122
表 4-3-2	平均全距估計標準差所需係數 d_2	124
表 4-3-3	水密門需求水頭高之中數和對數標準差 (卸載).....	125
表 4-3-4	水密門需求水頭高之中數和對數標準差 (加載).....	125
表 4-3-5	水密門需求水頭高之中數和對數標準差 (卸載和加載).....	125
表 4-3-6	Taoka 等人 (2020) 水密門之需求水壓 (僅內插) 中數 (MPa)	126
表 4-3-7	Taoka 等人 (2020) 水密門之需求水壓 (僅內插) 對數標準差 β_R	127
表 4-3-8	水密門需求水頭高之對數標準差 β_U 和 β_C (卸載).....	130
表 4-3-9	水密門需求水頭高之對數標準差 β_U 和 β_C (加載).....	130
表 4-3-10	水密門需求水頭高之對數標準差 β_U 和 β_C (卸載和加載).....	130
表 4-3-11	水密門門檻漏水率 $0.02\text{ m}^3/\text{h}\cdot\text{m}^2$ 的容量水頭高 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ (卸載和加載合計).....	134
表 4-4-1	水密門卸載和加載合計需求水頭高易損性曲線的參數 (框內).....	136
表 4-4-2	水密門卸載和加載合計需求水頭高易損性曲線的參數 (總計).....	136
表 4-4-3	水密門卸載和加載合計的框內漏水率之容量水頭高	137
表 4-4-4	水密門卸載和加載合計的總計漏水率之容量水頭高	137

中文摘要

2011 年 3 月 11 日，日本東部海域發生了一場規模達 9.1 的強震，隨後引發的巨大海嘯對日本東北部沿海地區造成了嚴重破壞，並導致福島核電廠發生災難性事故。此事件凸顯了在核電廠海嘯危害度評估中，傳統定值式評估方法的局限性，因此機率式海嘯危害度分析（PTHA）方法逐漸受到關注，並開始在核電領域廣泛應用。本計畫旨在聚焦火山作用型 PTHA 和日本的地震型海嘯 PTHA 分析方法，透過蒐集與彙整最新的相關研究，提供管制審查所需之參考資訊。

其次，本計畫探討核電廠複合型水災危害評估方法，主要聚焦於美國核能管制委員會（USNRC）與美國核學會（ANS）的相關指引及評估框架，並彙整相關研究成果和建議。美國核電廠依據 USNRC (2011) 導則進行水災危害評估，並根據 ANS-2.8-1992 指引進行複合型水災的確定性分析，以識別「可能最大」洪水事件及其合理組合。然而，此傳統定論式方法未能充分考量機率和不确定性，導致評估局限。ANS-2.8-2019 導入機率式水災評估（PFHA），採用全面的風險分析方法，量化洪水事件的發生頻率和規模，並考慮隨機不确定性（Aleatory）與認知不确定性（Epistemic）。此外，架構流程指出需透過高階要求（HLR）和支援要求（SR）來篩選和分析水災來源及組合，系統化檢視所有可能影響因素。

其他關於複合型災害的研究亦指出，目前複合型水災分析多使用聯合機率模型（如 Copula）來量化不同災害之間的依賴性，進行機率性複合災害評估，提升分析準確度。國際上多數研究已將此方法應用於風暴潮與強降雨的複合效應分析，並建議未來可採用類似技術，量化災害影響並建立危害度曲線，以提升防護設計的可靠性與科學性。

此外，本計畫關注於防海嘯設施，特別是水密門的易損性分析，將利用日本原子力規制委員會委託業務成果報告書的水密門性能極限實驗結果，持續研析和推估水密門的易損性，以及進行因海嘯侵襲的水密門易損性曲線之敏感度分析。

關鍵字：機率式海嘯危害度分析(PTHA)、火山作用型海嘯、不確定性、複合型水災、聯合機率模型、水密門、漏水率、需求水深、易損性曲線

Abstract

On March 11, 2011, a magnitude 9.1 earthquake struck off the eastern coast of Japan, triggering a massive tsunami that caused extensive damage and casualties along the northeastern coast of Japan and led to a catastrophic disaster at the Fukushima nuclear power plant. This event highlighted the limitations of traditional deterministic evaluation methods in assessing tsunami hazards at nuclear power plants. As a result, probabilistic tsunami hazard analysis (PTHA) methods have increasingly gained attention and are now widely applied in the nuclear sector. This project aims to focus on volcano-induced PTHA and Japan's PTHA methods for earthquake-generated tsunamis, by collecting and consolidating the latest relevant studies to provide technical support and reference information for the development of key points and principles in regulatory review processes.

This study explores the assessment methods for compound flood hazards at nuclear power plants, focusing on the guidelines and assessment frameworks provided by the U.S. Nuclear Regulatory Commission (USNRC) and the American Nuclear Society (ANS), while summarizing related research findings and recommendations. U.S. nuclear power plants conduct flood hazard assessments based on the USNRC (2011) guidelines and perform deterministic analyses of compound flood hazards following the ANS-2.8-1992 standard, identifying "probable maximum" flood events and their reasonable combinations. However, this traditional deterministic approach does not adequately account for probabilistic and uncertainty factors, resulting in assessment limitations. The ANS-2.8-2019 introduces Probabilistic Flood

Hazard Assessment (PFHA), adopting a comprehensive risk analysis approach to quantify the frequency and magnitude of flood events while addressing aleatory and epistemic uncertainties. The framework emphasizes the use of High-Level Requirements (HLR) and Support Requirements (SR) to systematically screen and analyze flood sources and combinations, ensuring that all potential influencing factors are examined.

Additionally, research on compound hazards indicates that compound flood analysis often utilizes joint probability models (e.g., Copula) to quantify the dependencies between different hazard events, enhancing the accuracy of probabilistic compound hazard assessments. International studies have widely applied this method to analyze the combined effects of storm surges and heavy rainfall, and it is recommended that similar techniques be adopted in the future to quantify hazard impacts and establish hazard curves, thereby improving the reliability and scientific basis of protective design measures.

This project will concentrate on tsunami defense facilities, especially the vulnerability analysis of watertight doors, by utilizing the performance test data of watertight doors in the final report published by the Japan Nuclear Regulation Authority to study and evaluate the fragility of watertight doors, and then to perform the sensitivity analysis in the fragility curves of watertight doors due to tsunami demand.

Keywords: Probabilistic Tsunami Hazard Analysis (PTHA), volcano-induced tsunami, uncertainty, compound flooding, joint probability model, Watertight Door, Leakage Rate, Demand Water Depth, Fragility Curve

壹、計畫緣起與目的

臺灣位於歐亞板塊和菲律賓板塊的交界地帶，地質活動頻繁。東北部的琉球隱沒帶和南部的馬尼拉隱沒帶是影響臺灣的主要構造特徵，並且在這些隱沒帶附近分布著火山。因此，核能監管機構必須警覺地震或火山活動可能引發的海嘯對於核電設施的潛在風險。隨著全球氣候變化的加劇，機率式水災風險評估成為全球關注的重點研究項目。

經歷了 2004 年南亞海嘯和 2011 年日本東北地區海嘯後，美國核管會 (USNRC) 對於地震型海嘯方面已發展出一套機率式海嘯危害分析 (PTHA) 的方法論。另一方面，日本原子力規制委員會 (Nuclear Regulation Authority, NRA) 也在 2018 年提出了有別於 USNRC 的機率式評估方法 (NTEC-2018-4001)。蕭士俊等人 (2020-2023) 執行國家原子能科技研究院委託計畫進行了 USNRC 的地震型 PTHA 管制技術研究，深入探討了美國 PTHA 方法論的關鍵技術，亦對於 NRA 的評估方式進行了初步的探討。然而，為了能更清楚瞭解美、日兩國於 PTHA 分析方法之差異性，供國內相關管制單位參酌，須更深入研析 NRA 發展之方法。此外，考慮到 2018 年印尼海嘯事件 (由火山爆發引致之海嘯)，以及氣候變化導致的強降雨和風暴潮事件日益增加，探討核電廠面對複合水災危害時的管控亦是重要的管制技術。因此，本計畫規劃進行子計畫一：「火山作用型 PTHA 分析及日本地震型 PTHA 分析管制相關經驗之研析」和子計畫二：「潮位、強降雨及海嘯之複合型水災危害度分析管制相關經驗之研析」。

最後，為強化核電廠海嘯水災的風險告知管制技術內涵，蕭士俊等人 (2022-2023) 已針對日本核能設施水密門的實驗結果進行

初步的檢視並建置易損性曲線相關管制技術。鑑於防海嘯結構/設備易損性評估為水災量化風險評估之重要基石，且近年陸續亦有相關研究文獻公布，故規劃進行子計畫三：「近年防海嘯結構/設備易損性分析相關文獻蒐集及研析」藉以精進管制技術。以下分別對三個子計畫的相關國內外研究進行說明。

貳、機率式海嘯危害度分析(PTHA)分析方法的比較與應用

一、火山作用型機率式海嘯危害度分析

目前，美國和日本的核能管制機構尚未針對火山活動引致的海嘯建立適切的機率式評估方法，但已有少數相關研究在文獻中提出（例如：Pakoksung et al. (2021)；Paris et al. (2019)）。Paris et al. (2019) 針對義大利坎皮佛雷格里火山口的水下火山爆發引致海嘯進行了機率性危害分析，透過事件樹考量火山爆發的潛在規模。Pakoksung et al. (2021) 則針對菲律賓 Taal 湖的 Taal 火山口進行了水下火山爆發的機率性海嘯危害分析 (PTHA)，採用蒙地卡羅模擬方法來考量不同火山爆炸直徑的不確定性。

因此，本計畫旨在蒐集有關「機率式」火山引致海嘯危害度分析的研究成果，系統化彙整其「分析流程」，並提出相應的管制建議。

(一)火山作用型海嘯分析方法概述

火山活動引致的海嘯機制可分為四種類型（如圖 2-1-1），包括水下爆炸、爆震波、火山碎屑流和火山口地滑，如表 2-1-1 所示。水下爆炸是由火山噴出的物質對水體造成極大的擾動，形成水坑。Le Méhauté and Wang (1996) 提出了描述此類初始波形的理論模型，而 Pakoksung et al. (2022) 則以此理論搭配長波數值模型進行 2022 年的東加海底火山噴發引致海嘯的模擬分析。爆震波則是因火山噴發對大氣層中的氣體產生擾動，導致劇烈的壓力變化。Choi et al. (2003) 透過光線追蹤（Ray tracing）模式來評估爆震波的影響。火山碎屑流是指火山噴發出的高溫混合物（包含空氣和顆粒）流入海洋，對周圍水體造成擾動。Maeno and Imamura (2007) 使用分層的淺水波方程模

型，將火山噴發的混合物在海洋中的流體運動以異重流（density current）的方式模擬，藉以描述火山碎屑流（pyroclastic flow）的行為。火山口地滑則發生在火山噴發後，隨著破火山口的逐漸崩塌而引發海嘯。此類情境通常採用剛體崩移模型或淺水波模型進行模擬（Maeno and Imamura, 2007），以便能更準確模擬崩塌對水體的影響。

在上述的四種火山作用引致之海嘯當中，水下爆炸引致之海嘯是較易被發現且影響顯著的。Schindelé et al. (2024) 於義大利南部愛奧尼亞海的斯特隆博利火山(Stromboli)歷年資料顯示（圖 2-1-2）大部分海嘯（共七次）與爆炸性強烈噴發相關。1930 年和 1944 年曾發生較大的海嘯，海水入侵陸地達到 300 m，並產生 3 至 4 m 的浪高。最近一次於 2022 年 12 月 4 日發生的海嘯則是由於火山東北火山口因劇烈的熔岩溢流而部分崩塌所引起。由此可知，爆炸性噴發造成的海嘯較顯著，而溢流性噴發則可能間接導致海底崩塌而引發海嘯。

近年最受到國際關注的是 2022 年 1 月 15 日，太平洋島國湯加（圖 2-1-3）附近的海底發生了一次巨大的火山爆發，引發海嘯，並觸發環太平洋沿岸多地的海嘯警報（圖 2-1-4）。爆發後，巨大海浪衝上湯加沿岸，迫使當地居民撤往高地。衛星影像顯示，火山爆發時大量火山灰、蒸汽和氣體升騰至太平洋上空，形成如同巨大蘑菇雲的形狀（圖 2-1-5），爆發的聲響甚至遠至美國阿拉斯加都可聽聞。

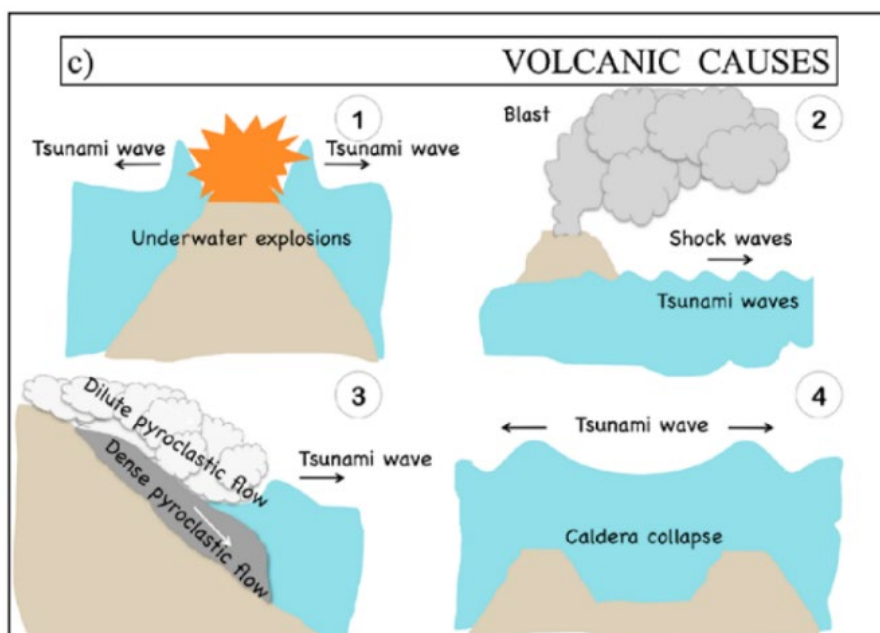


圖 2-1-1 可能形成海嘯的火山作用來源
(資料來源：Grezio et al. (2017))

表 2-1-1 火山引致海嘯之評估方式

類型	生成機制	案例 [最大溯升高]	數值模擬方式
水下爆炸	火山噴出的物質以射流的型態噴出水面，形成水坑	1996 Karymsky Lake (卡雷姆斯科耶湖，俄羅斯) [19 m]	- 理論初始波形 - 淺水波或 Boussinesq 模型
爆震波	火山爆發對大氣造成強烈的壓力變化	1883 Krakatau (喀拉喀托，印尼) [1.8 m]	Ray tracing 模式
火山碎屑流	火山噴發出的高溫混和物（空氣和顆粒）流入海中	2003 Montserrat (蒙特塞拉特，英屬西印度群島) [4 m] 1994 Rabaul (拉包爾，巴布亞紐幾內亞) [8 m]	- 異重流模型 - 分層淺水波模型
火山口地滑	火山噴發後，形成破火山口	距今約 7300 年前，Kikai eruption (鬼界破火山口) [20 m]	- 剛體崩移模型 - 淺水波模型

資料來源：蕭士俊等人 (2020)

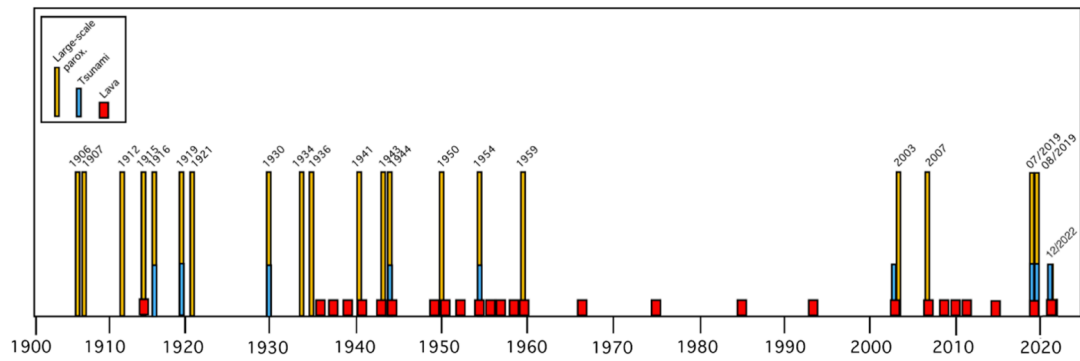


圖 2-1-2 斯特隆博利火山的火山活動與海嘯之間的關係。自 1900 年以來，爆炸性噴發（黃色）、溢流性噴發（紅色）和海嘯（藍色）的發生次數（資料來源：Schindelé et al. (2024)）

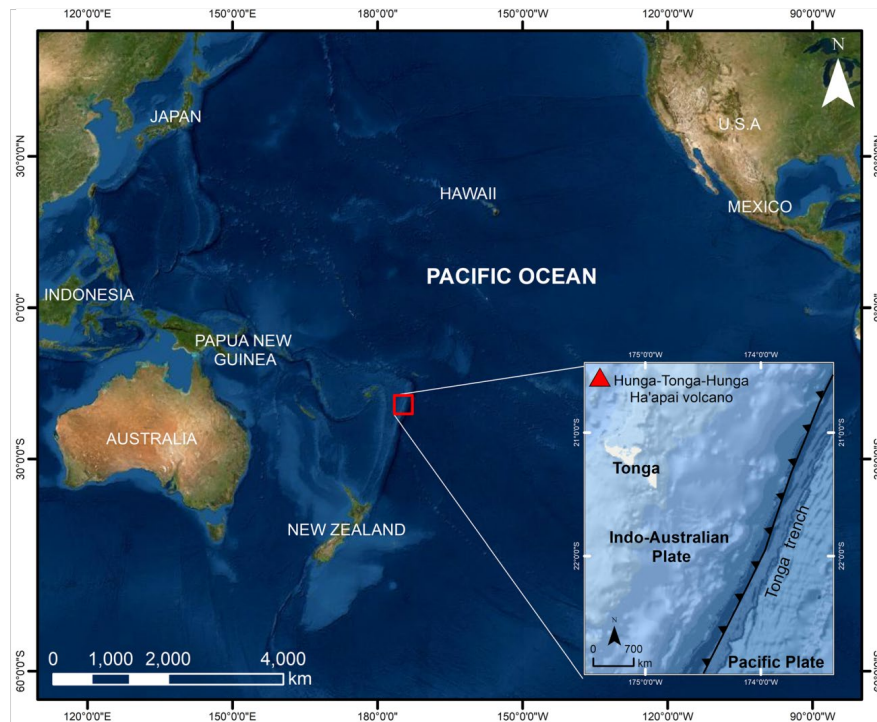


圖 2-1-3 紅色三角形標示出東加火山的位置（資料來源：Ramírez-Herrera et al., 2022）



圖 2-1-4 湯加火山大規模噴發並在當地引發超過 1 公尺的海嘯。
此事件導致紐西蘭、日本及美國發布海嘯警報（資料來源：
<https://twitter.com/sakakimoana/status/1482218193619865600>）

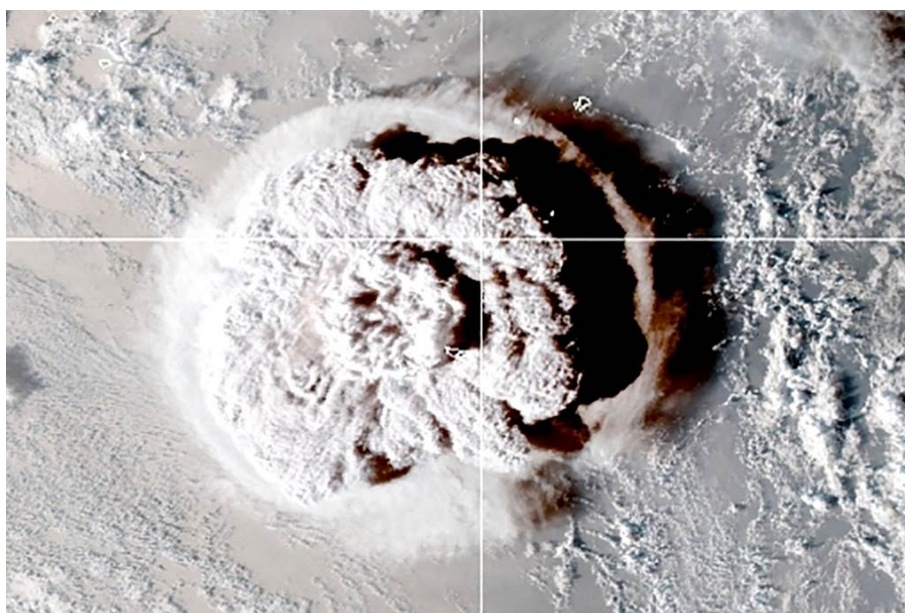


圖 2-1-5 NOAA GOES-West 衛星於 2022 年 1 月 15 日 05:00
GMT 拍攝的影像中顯示了湯加附近水下火山的爆發，該事件引發
了對南太平洋多個島國的海嘯警報
（資料來源：CIRA/NOAA，通過路透社發布）

在水下爆炸引致海嘯的數值模擬方面，可透過 Le Méhauté and Wang (1996) 提出的經驗公式(2-1-1)，以爆炸能量 E （單位為 J）和爆炸深度 d （單位為 m）來估算爆炸所產生的初始水面空間分佈 η （單位為 m）再透過數值模式計算（例如：

COMCOT (Paris and Ulvrova, 2019)、FUNWAVE-TVD (Paris et al., 2019)和 TUNAMI-N2 (Pakoksung et al., 2022))。

$$\eta = \eta_0 \left[2 \left(\frac{r}{R} \right)^2 - 1 \right], r \leq R \quad (2-1-1)$$

$$\eta = 0, r > R$$

$$\eta_0 = cE^{0.24} \quad (2-1-2)$$

其中， η_0 為最大初始水面垂直位移（單位為 m）， c 為常數， r 是與爆炸中心間的距離， R 是火山口的半徑（單位為 m），如圖 2-1-6 所示。 c 根據爆炸能量和水深，有以下兩種情況：

$$c = 0.0143, \quad 6.15 \times 10^{-4} < d/E^{1/3} < 1.85 \times 10^{-2} \quad (2-1-3)$$

$$c = 0.0291, \quad d/E^{1/3} < 6.15 \times 10^{-4}$$

爆炸能量 E 根據 Sato and Taniguchi (1997) 提出的經驗公式估算，此公式基於實驗和火山爆炸數據擬合，涵蓋約 14 個數量級，最高達 $E \sim 10^{17}$ J（對應於火山口半徑約為 $R \sim 1.5$ km）。

$$E = 3.56 \times 10^7 R^3 \quad (2-1-4)$$

透過這個水下爆炸引致海嘯的初始水位模型，Pakoksung et al. (2022) 進行了海嘯危害分析，透過觀測資料率定火山爆發引致的初始水位模型參數，有助於評估當前「數值模式的適用性」以及理解「歷史海嘯所造成的危害度」。該事件發生於 2022 年 1 月 15 日 04:15 UTC，地點位於東加的洪加湯加-洪加哈阿帕伊 (Hunga Tonga-Hunga Ha'apai, HTHH) 火山。根據 Ramírez-Herrera et al. (2022) 的報告(詳圖 2-1-7)，此次海嘯首先襲擊了東加的沿岸，當地報告的波浪高度達到 15 m

(Government of Tonga, 2022)。此次海嘯的波浪遠至日本 (1.1 m ; PTWC, 2022)、智利、秘魯 (PTWC, 2022)、加利福尼亞 (1.1 m ; NOAA, 2022) 及墨西哥等多個地區均有影響。

Pakoksung et al. (2022) 基於水下爆炸情境，利用數值模式模擬海嘯，並根據事件前後的衛星影像分析來設定爆炸能量源的幾何和規模，顯示爆炸規模從 1 至 90 百萬噸 TNT (Mt) 不等。

研究使用潮位計和深海浮標 DART 的觀測數據與模擬結果進行比較，以驗證模擬的準確性。Nuku'alofa 和 NZG 兩站的資料顯示，合理的爆炸規模為 25 Mt，且模擬波形在時間域和頻譜域中與觀測結果具有良好的一致性。模擬結果顯示，海嘯波在 10 分鐘內首先抵達東湯加塔布島 (Tongatapu) 的西北部，最大波高約為 15 m，並在 30 分鐘內覆蓋整個湯加塔布島 (見圖 2-1-8)。透過對這一歷史海嘯事件的模擬與觀測數據的比對，確認了水下爆炸初始水位分布模型的良好適用性。

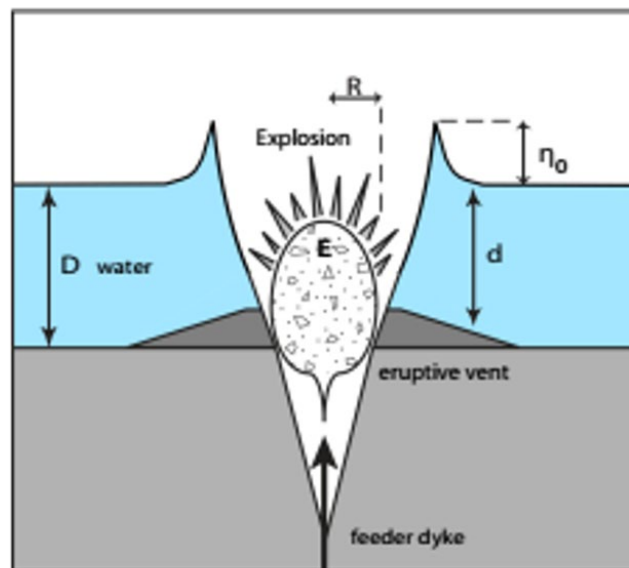


圖 2-1-6 水下火山爆炸引致海嘯的初始水位模型
(資料來源：Paris et al. (2019))

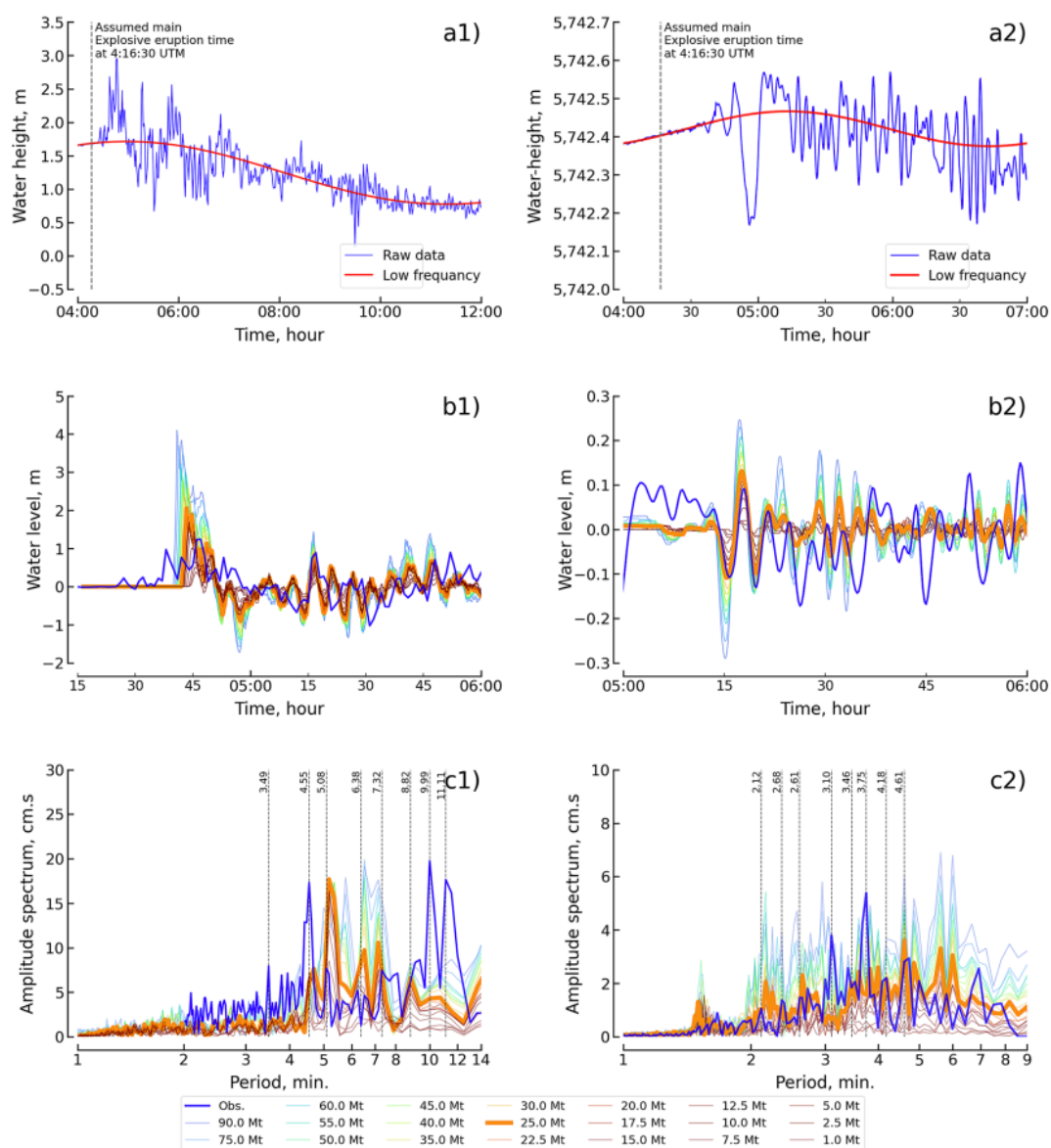


圖 2-1-7 觀測與模擬結果於潮位站（左圖）和 DART 浮標（右圖）的資料。(a) 自 2022 年 1 月 15 日 4:00 UTC 起的波形。(b) 高通濾波後的時間序列數據，與 20 個深海深度條件下的爆炸情境模擬波形進行比較。(c) 波譜特性比較（資料來源：Pakoksung et al. (2022)）

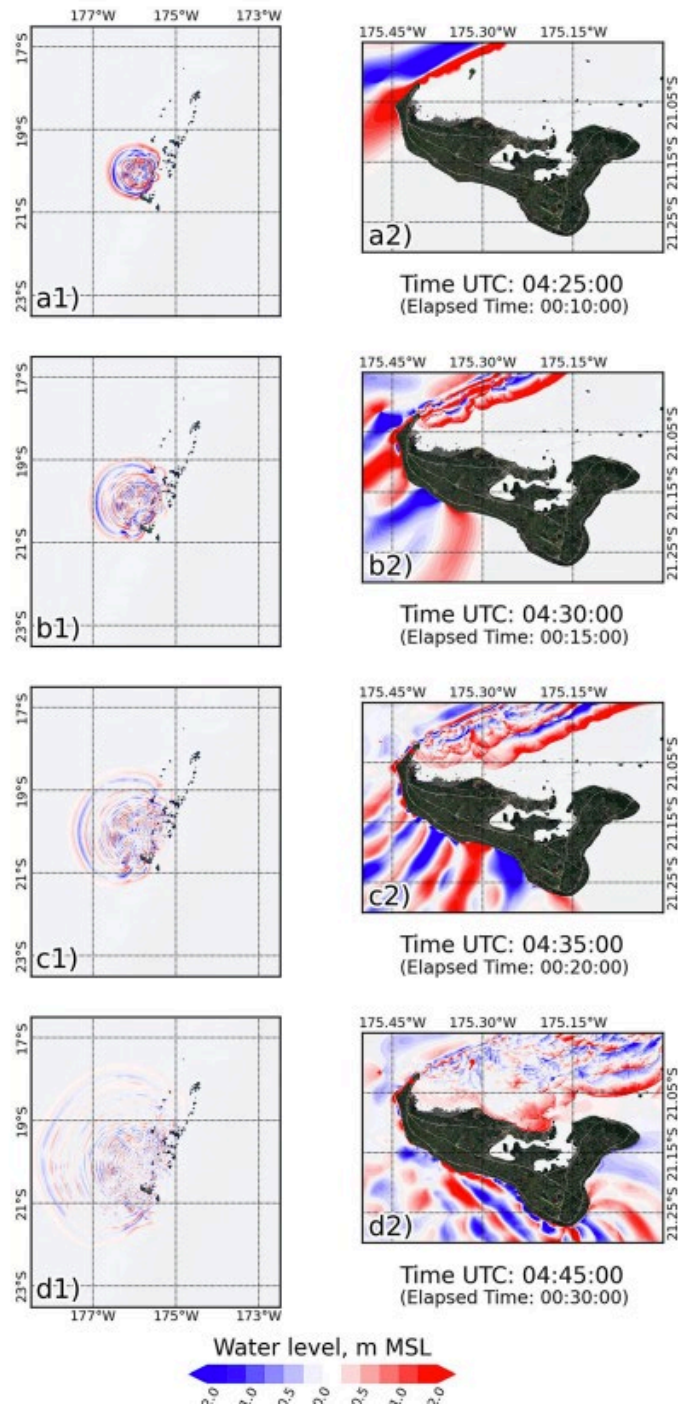


圖 2-1-8 海嘯傳播模擬結果，針對 25 Mt 爆炸情境及深海條件顯示傳播範圍，左圖為縮小視角，右圖為放大視角：(a) 10 分鐘，(b) 20 分鐘，(c) 25 分鐘，(d) 30 分鐘
(資料來源：Pakoksung et al. (2022))

(二)事件樹模擬方法

Paris et al. (2019) 針對坎皮佛雷格里火山口 (Campi Flegrei caldera, 地利位置詳圖 2-1-9) 進行了水下火山爆炸引發的海嘯危害分析，採用機率式危害評估方法，以量化該地區因海底爆炸而可能引發的海嘯風險。研究首先建立事件樹 (event tree)，依據坎皮佛雷格里火山的歷史活動來定義可能的爆炸規模和位置，並模擬不同火山口和規模組合所產生的海嘯波如何傳播至坎帕尼亞地區的海岸。研究計算了在水下噴發發生的條件下，超越特定海嘯強度閾值的機率和相應的不確定性。結果顯示，波佐利灣和拿坡里灣沿岸地區，即使發生水下噴發的機率低，但仍存在顯著的海嘯風險，可能對人口密集的區域產生高影響。

研究結果透過危害曲線及地圖進行展示，最高危害位於波佐利灣 (Pozzuoli Bay) 沿岸，若未來發生大規模爆炸，可能出現超過 10 m 的海嘯波，而那不勒斯 (Naples) 沿岸則可能出現超過 1 m 的海嘯波(地理位置詳圖 2-1-10)。研究強調了水下火山爆炸引發的海嘯危害對於該區域的潛在影響，並建議未來的危害評估應納入地震、滑坡等其他可能的海嘯來源，以便全面評估坎帕尼亞地區的海嘯風險。

Paris et al. (2019) 採用水下爆炸的初始水位模型 (圖 2-1-11 A)，並於波佐利灣選擇了 17 個等距的網格單元作為潛在的噴發位置 (圖 2-1-11 B)。另一方面，Orsi et al. (2009) 研究指出坎皮佛雷格里火山口過去的火山活動可分為三個不同火山活動時期的火山口尺寸。在時期 1 (距今 15–9.5 千年前) 發生了 34 次爆炸性噴發；在時期 2 (距今 8.6–8.2 千年前) 發生了 6 次爆炸性噴發；在時期 3 (距今 4.8–3.8 千年前) 則

發生了 22 次爆炸性噴發及 3 次溢流性噴發 (Di Vito et al., 1999; Orsi et al., 2009) (如圖 2-1-11 C 和 D 所示)。

Paris et al. (2019) 的分析流程和參數設定主要參考了先前的研究。在海嘯情境部分，採用了 Selva et al. (2010) 提出的事件樹；在海底火山口潛在區域的設定上，則引用了 Selva et al. (2012) 的方法；而在爆炸半徑方面，則依據 Orsi et al. (2009) 的設定。此外，危害度曲線基於最大海嘯波高的模擬數據，並在對數常態分布 (lognormal distribution) 的假設下進行處理。

PTHA 的進行主要分為三個步驟：

1. **界定海嘯情境**：透過事件樹確定 17 個潛在海底火山噴發區域和 4 種爆炸規模分類 (其中 3 種會引發海嘯)，共定義出 17×3 個海嘯情境，即 51 個情境 (表 2-1-2)。
2. **海嘯數值模擬**：使用數值模式模擬每個海嘯情境的波浪傳播及其對沿岸地區的影響。研究採用 FUNWAVE-TVD 模式 (由美國德拉瓦大學開發) 進行模擬 [Boussinesq 類型模式]。結果顯示，相同噴發位置下，不同的噴發半徑會導致最大海嘯波高分布的差異。靠近海底火山口噴發區域 (例如波佐利灣) 的海嘯波高顯著較大，且隨著噴發半徑的增加，最大海嘯波高也隨之增大，如圖 2-1-13 所示。
3. **條件機率計算**：計算每個情境在發生海底噴發條件下的機率，並結合模擬結果，生成最終的條件機率海嘯風險分析成果。在假設海嘯危害度呈對數常態分布的前提下，對模擬所得的最大海嘯波高資料進行計算，並使用其平均值作為對數常態分布的參數，標準差則採用保守值 1.0 (Davies et al., 2017)。研究根據當地緊急應變計劃的標準 (超越機率 0.05)，

繪製了超越機率為 0.05 的海嘯危害度曲線和危害度圖，針對不同的噴發規模（小型、中型、大型和綜合）進行分析，如圖 2-1-14 所示。結果顯示，綜合考慮所有噴發規模的海嘯危害度圖與中型噴發條件下的結果相似，但強度略低。即便考慮所有潛在規模（小、中、大），海底火山噴發在那不勒斯灣的多個地區，特別是在波佐利灣內，仍構成顯著的海嘯風險，且預期海嘯強度最高。此結果顯示中型噴發情境具有代表性，並提供了可靠的風險評估基礎，有助於進一步的災害應變規劃。



圖 2-1-9 義大利坎皮佛雷格里火山口地理位置
(資料來源：Paris et al. (2019))

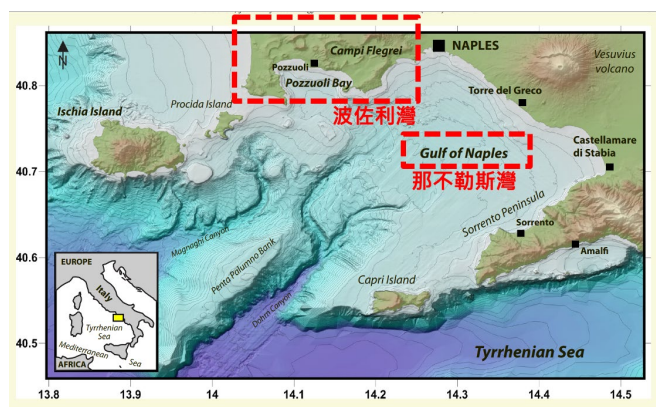


圖 2-1-10 義大利波佐利灣 (Pozzuoli Bay) 和那不勒斯灣 (Gulf of Naples) (資料來源：Paris et al. (2019))

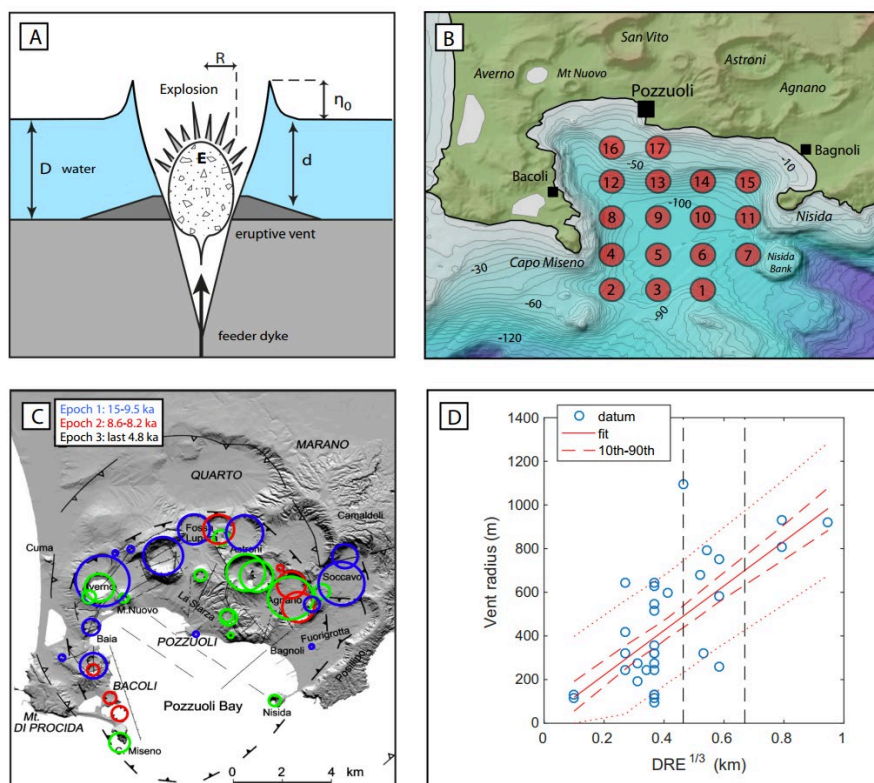


圖 2-1-11 A) 控制水下火山爆炸時水面初始位移及後續海嘯的物理參數： E ：爆炸能量； d ：爆炸深度； D ：火山錐周圍的總水深； R ：噴發通氣口半徑； η_0 ：水面初始位移。B) 在波佐利灣進行海嘯模擬的 17 個爆炸位置。C) 坎皮佛雷格里火山過去噴發的火山口位置，火山口大小（圓圈）用於決定噴發通氣口半徑的三個類別（修改自 Costa 等人 (2009)）。D) 緻密岩石當量與通氣口半徑，顯示噴出岩漿體積與通氣口尺寸的關係（資料來源：Paris et al. (2019)）

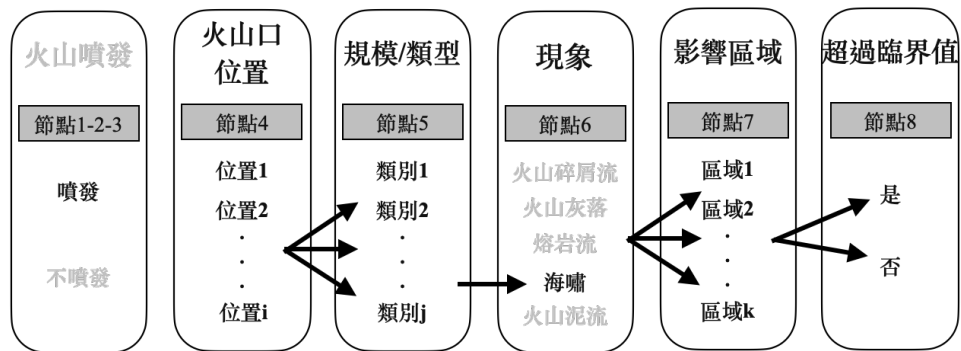


圖 2-1-12 Paris et al. (2019) 採用的坎皮佛雷格里火山口火山危害貝葉斯事件樹（修改自 Selva et al., 2010）。淺灰色表示未量化的節點（由於將機率條件設定為水下爆炸發生的情況）（本計畫重新繪製，資料來源：Paris et al. (2019)）

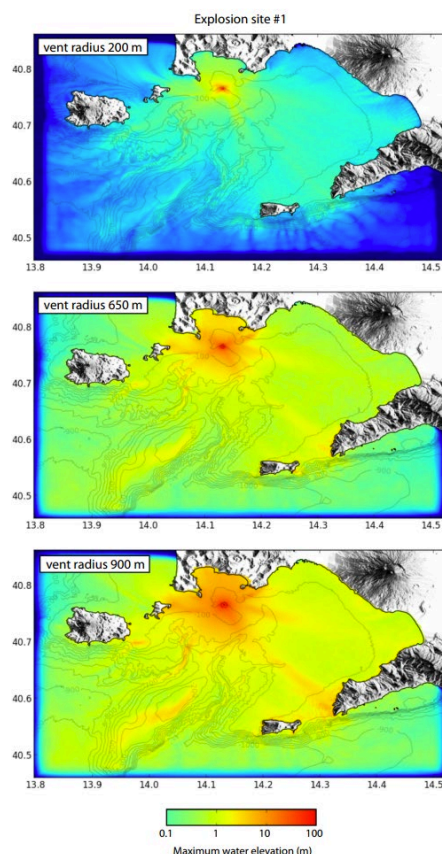


圖 2-1-13 位於位置 #1 於三種不同的噴發通氣口半徑（200、650 和 900 m）的爆炸所產生的最大水位變化，分別對應於爆炸能量 2.9×10^{14} 、 9.8×10^{15} 和 2.6×10^{16} J（見表 2-1-2）。藍色表示水位位移低於 0.1 cm。計算區域邊緣的深藍色區域表示在網格邊界處設置的吸收層，用於消除入射波，以防止末端邊界形成反射波（資料來源：Paris et al. (2019)）

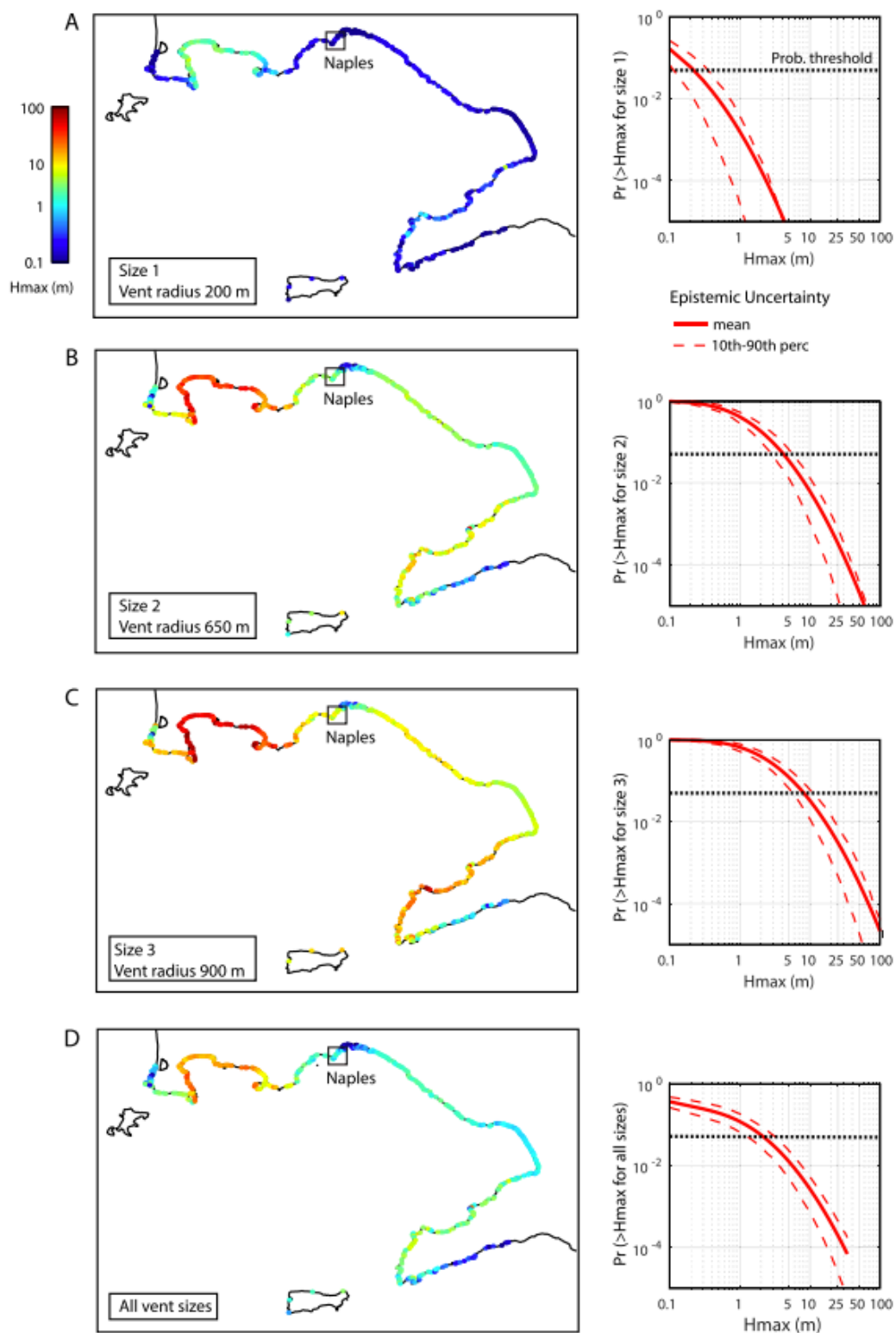


圖 2-1-14 對於每個單獨的噴發規模類別（A、B 和 C）及其組合（D），展示了在超越機率為 0.05 的條件下的平均危害度圖（左側地圖）及那不勒斯市內某一點（黑色方框）的條件危害曲線（右側紅線，包含平均值及 10th-90th 百分位信賴區間）
（資料來源：Paris et al. (2019)）

表 2-1-2 水下火山爆炸情境：其中，d 表示爆炸深度（在此情境中接近水深）；R 為噴發通氣口半徑；E 為爆炸能量； η_0 為水面初始位移。

Explosion site	long (°)	lat (°)	d (m)	R (m)	E (J)	η_0 (m)
1	14.131004	40.76432	93	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
2	14.095464	40.764046	82	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
3	14.113234	40.764184	100	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
4	14.09528	40.777558	28	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
5	14.113054	40.777696	103	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
6	14.130828	40.777831	104	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
7	14.148602	40.777963	111	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
8	14.095097	40.791069	35	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
9	14.112875	40.791207	99	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
10	14.130652	40.791342	101	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
11	14.14843	40.791475	93	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
12	14.094914	40.80458	75	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
13	14.112695	40.804718	63	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
14	14.130476	40.804853	62	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
15	14.148257	40.804986	49	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
16	14.09473	40.818091	37	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250
17	14.112515	40.818229	23	200	2.90E1 4	85
				650	9.80E1 5	200
				900	2.60E1 6	250

資料來源：Paris et al. (2019)

(三)蒙地卡羅模擬方法

Pakoksung et al. (2021) 的研究成果展示了菲律賓 Taal 湖因水下火山爆炸而可能引發的海嘯風險及其對沿湖建築物的淹水影響。Taal 火山是位於呂宋島上的活火山，其潛在的爆發可能在湖中產生海嘯。研究目的是為未來可能的情境進行海嘯減災，並評估建築物因海嘯淹水的風險。研究使用 TUNAMI-N2 模型模擬不同爆炸直徑的火山爆發所引發的各種強度的海嘯，根據爆炸能量估算初始水位，並將模擬的海嘯淹水情境與建築物分布進行疊加，以計算在特定爆炸情況下建築物被淹水的機率。

圖 2-1-15 為 Taal 湖的位置及其歷史火山噴發的位置，其中的子圖 a)和 b)分別呈現湖的東西兩區的建築物位置，子圖 c)採用之水下火山爆炸引發的初始水位變化機制。Taal 湖於 1776 年至 2020 年間陸續有 6 次的火山噴發引致海嘯的紀錄，其中以 1716 年造成引致的海嘯高度最大，如表 2-1-3 所示。因此，Pakoksung et al. (2021) 以 1716 年之相關研究調查記錄進行火山作用型的 PTHA 研析。

Pakoksung et al. (2021)的評估流程如圖 2-1-16 所示，包含海嘯源的決定、海嘯模擬計算和機率式的海嘯危害度評估。在海嘯源方面，研究根據前人對於 1776 年的相關調查結果，以蒙地卡羅模擬的方式考量了不同大小的火山口，並以此決定海嘯初始水位分布。接著，透過數值模型進行海嘯波傳和溢淹的數值模擬，並在模擬的時候考量了建物的佔地面積對於海嘯溢淹的影響。與一般為考量建物之方式相比，可更好的描述海嘯波於都會地區的變化。最後，透過模擬計算所得之建築物的最

大溢淹深度用以分析其超越機率，產製危害度曲線和危害度地圖等資訊。

Pakoksung et al. (2021) 在火山口大小的設定上，考量了從 100 m 到 1000 m 的範圍，共設置了 99 種不同的火山口尺寸，如圖 2-1-17 所示。結果顯示火山口直徑與爆炸能量之間存在非線性的正比關係。隨著爆炸能量的增加，初期的最大初始水位高度迅速上升，隨後增長速率逐漸減緩並收斂至約 135 m。這樣的分布特性可能是 Pakoksung et al. (2021) 選擇 100 m 至 1000 m 之間火山口尺寸範圍的原因之一。

在完成對火山作用型海嘯情境的蒙地卡羅模擬後，Pakoksung 等人 (2021) 使用由日本東北大學開發的非線性淺水波方程模型 TUNAMI-N2 進行海嘯數值模擬計算。圖 2-1-18 展示了火山口直徑 1000 m、最大初始水位 135 m 的海嘯波傳遞過程。初始海嘯波形呈現出拋物線狀，隨後從火山口中心向外傳遞，並產生了二次波。這些波動逐步向外擴散，對周圍湖區構成潛在影響。

在 TUNAMI-N2 模型的都市地區海嘯溢淹模擬中，建築物對水流的阻力估計有顯著影響，從而影響內陸水位的計算。由於該模型僅使用地形數據，因此結果可能精度較低，因為實際地形中存在建築物等多種障礙物 (Copeland, 2000)。可以通過利用表面類型和建築物的組合等效粗糙係數來評估阻力影響，可透過公式 2-1-5 進行估算 (Aburaya, 2002; Dutta, 2007)。此公式與建築物密度和水流深度相關，並且當水流深度增加時，粗糙係數也會隨之增大。

在模擬中，考量建築物對水流的阻力影響時，採用了以下參數： n_0 表示沒有建築物時的 Manning 粗糙係數， θ 為計算網格中的建築物密度， C_d 代表阻力係數， W 則是建築物的水平尺度（以公尺為單位），以及 D 為模擬中每個時間步驟在建築物位置的淹水深度（以公尺為單位）。

$$n^2 = \frac{(100 - \theta)}{100} n_0^2 + (C_d/2gW) \frac{\theta}{100} D^{4/3} \quad (2-1-5)$$

圖 2-1-19 顯示了在數值格網中計算建築物密度 θ 的示意圖。以 C2 格網為例，其建築物密度 θ 可表示為： $\theta = \frac{B12+B34}{dx dy} \times 100$ 。這種方式能反映建築物密度對水流的影響，使得模型更能真實地考慮建物對水流阻力的影響。

在假設海嘯危害度呈現對數常態分布 (Lognormal distribution) 的情況下，將模擬所得的最大溢淹深度數據進行計算，並使用其平均值和標準差作為對數常態分布的參數 (Pakoksung 和 Takagi, 2017)。研究中將區域劃分為南北兩個部分（南北分界如圖 2-1-15 所示），並分別生成其區域性的危害度曲線，該曲線包含平均值、10th 百分位和 90th 百分位的信賴區間，如圖 2-1-20。結果顯示，南部區域的整體危害度較高。整體而言，Pakoksung et al. (2021) 以「區域」為單位繪製危害度曲線，可以更清楚地瞭解整體危害情況，提供更具體的災害風險評估參考。

海嘯危害圖是根據圖 2-1-20 中的海嘯危害曲線計算而得，分別在圖 2-1-21 至圖 2-1-23 中展示了三個區域在 1/1000、1/500 和 1/100 機率下的海嘯危害情況。這些機率下的溢淹深度以不同顏色呈現在建築物位置上，而未受影響的建築物則不顯示顏色，最低危害 (<1 m) 以藍色表示，最高危害 (>25 m)

以紅色表示。針對整個研究區域，在 1/1000、1/500 和 1/100 機率下的危害圖總結於圖 2-1-24 中。大多數受海嘯影響的建築物在 1/1000 和 1/500 機率下的溢淹深度為 1 至 30 m，而在 1/100 機率下，北部和南部受影響建築物的溢淹深度範圍為 1 至 10 m。

另一方面，危害度也可以通過超越機率（以百分比表示， $p \times 100\%$ ）來呈現，如圖 2-1-25 至圖 2-1-27 所示。這些圖展示了在三個區域中，所有受淹建築位置超過 0.5 m、1.5 m 和 3.0 m 淹水深度的機率，其中 0.5 m 的淹水深度可用於判定海嘯損害的起始，而 3 m 的深度則可視為嚴重海嘯損害的指標 (Strunz et al., 2011; Horspool et al., 2014; Mulia et al., 2010)。這些選定淹水深度的超越機率以顏色呈現在建築物地圖上，未受影響的建築物則無顏色，最低超越機率(1–10%)以藍色表示，而最高超越機率(90–99%)則以紅色表示。針對整個研究區域，深度 0.5 m、1.5 m 和 3.0 m 的超越機率圖總結於圖 2-1-28。結果顯示，北部受海嘯影響的建築物在這些深度的淹水機率多為 10 至 50%，而南部則主要為 60 至 99%。

研究的結論指出，Taal 火山是呂宋島上最具威脅的火山之一，歷史上的多次爆發均顯示出其威脅。研究模擬了 1716 年爆炸地點附近的水下爆炸情境，結果顯示這些海嘯對湖岸周圍影響甚大。此研究的 PTHA 通過建築物的淹水機率分佈圖呈現，提供了水下火山爆炸引發海嘯後對都市地區的影響評估，供政策制定者和相關單位參考，以便進行未來海嘯災害的防減災措施。

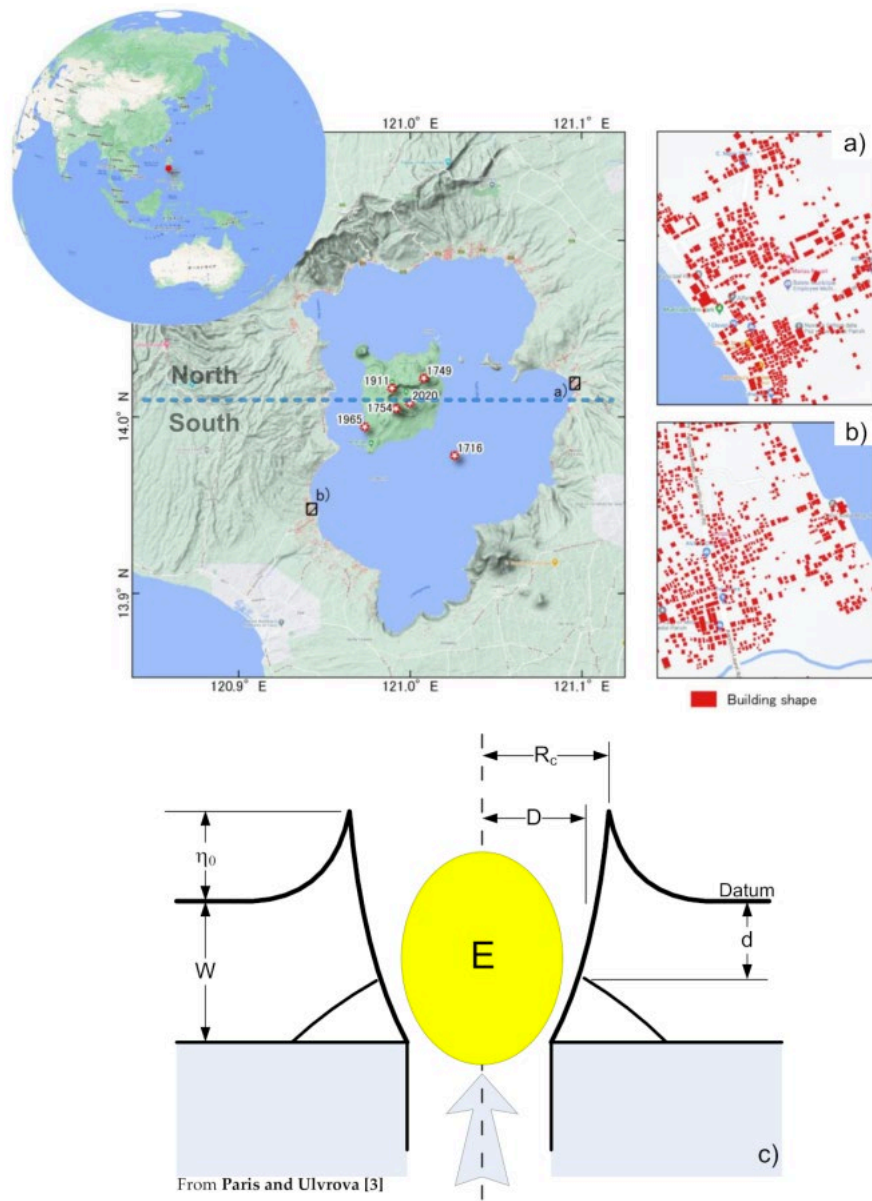


圖 2-1-15 Taal 湖的位置及其歷史火山噴發情況；藍色虛線代表湖泊北區和南區的分界線。(a) 東區建築物位置、(b) 西區建築物位置和(c) 水下火山爆炸引發的初始水位變化機制，其中 E 為爆炸能量， d 為爆炸深度， D 為火山通氣孔直徑， R_c 為水穴直徑， W 為火山周圍總水深， η_0 為初始水面位移
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

表 2-1-3 菲律賓 Taal 湖的歷史火山噴發記錄

年份	類型	位置	影響
1716	水下火山爆炸	破火山口的南部盆地，靠近塔爾島的南點	海嘯造成最大溢淹高度為 17 米
1749	水蒸氣噴發	塔爾島北部	無顯著影響和傷亡
1754	火山噴發	不明	火山灰導致建築物屋頂坍塌，造成 20 人死亡
1911	水蒸氣噴發	塔爾島	海嘯高約為 3 米，造成 20-50 人溺亡
1965	水蒸氣噴發	塔爾島西南側	海嘯溯升高 4.7 米，造成 190-355 人死亡
2020	主火山口噴發	主火山口	無顯著影響和傷亡

本計畫彙整，資料來源：Pakoksung et al. (2021))

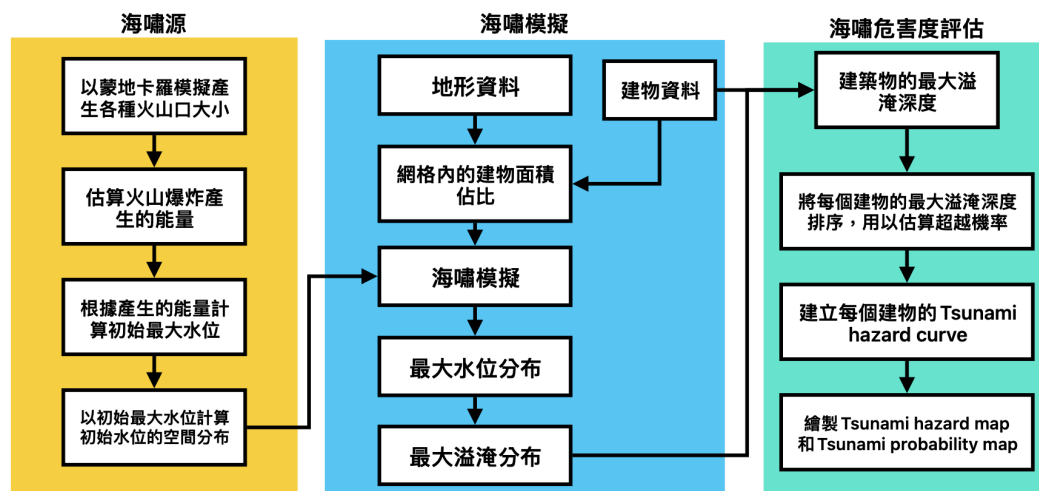


圖 2-1-16 Pakoksung et al. (2021)提出之火山作用型 PTHA 的評估流程（本計畫重新繪製，資料來源：Pakoksung et al. (2021)）

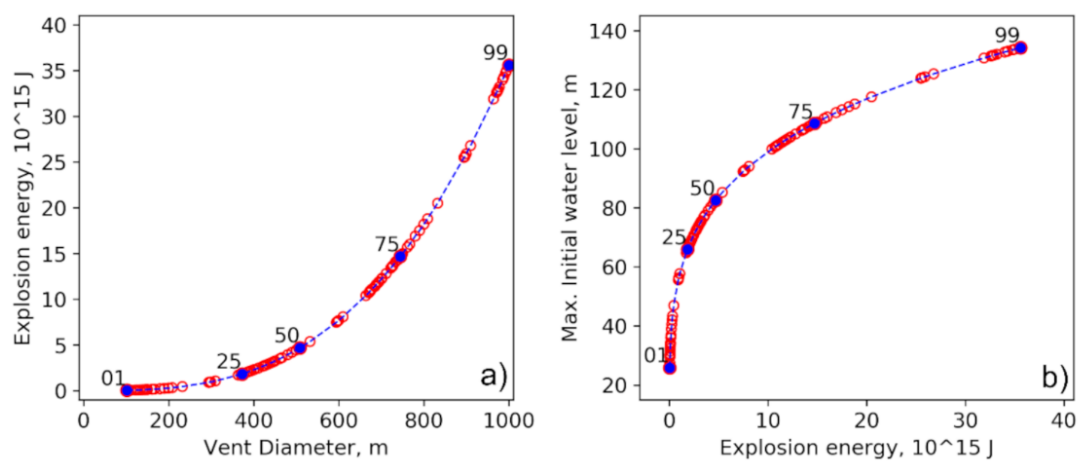


圖 2-1-17 水下火山爆炸情境：(a) 火山口尺寸與爆炸能量的關係，(b) 最大初始水位與爆炸能量的關聯
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

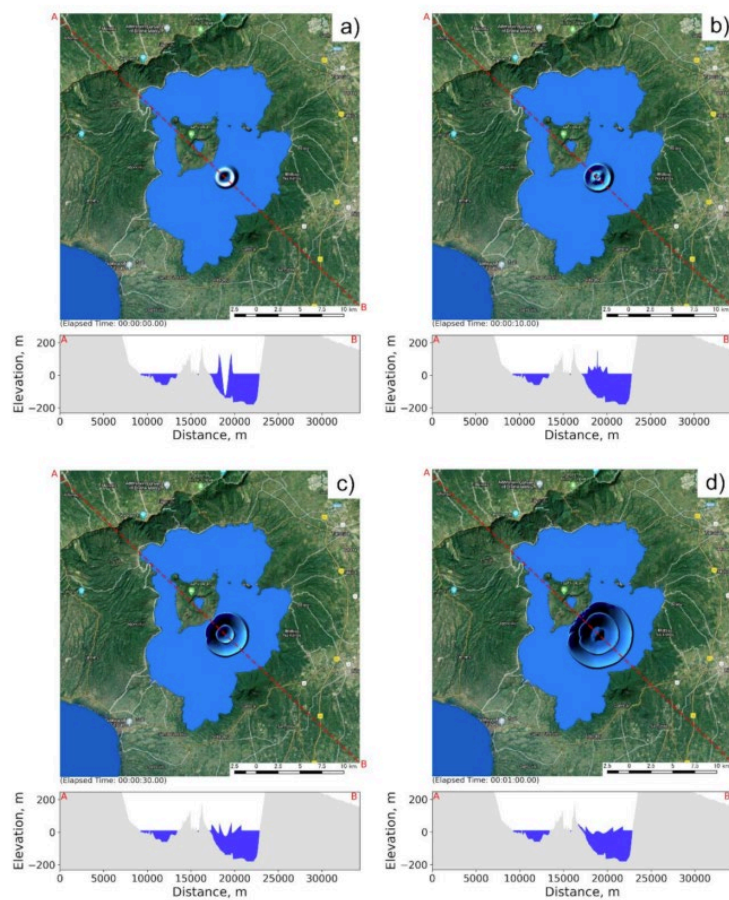


圖 2-1-18 海嘯生成過程：(a) 0 秒、(b) 10 秒、(c) 30 秒和(d) 60 秒 (資料來源：Pakoksung et al. (2021))

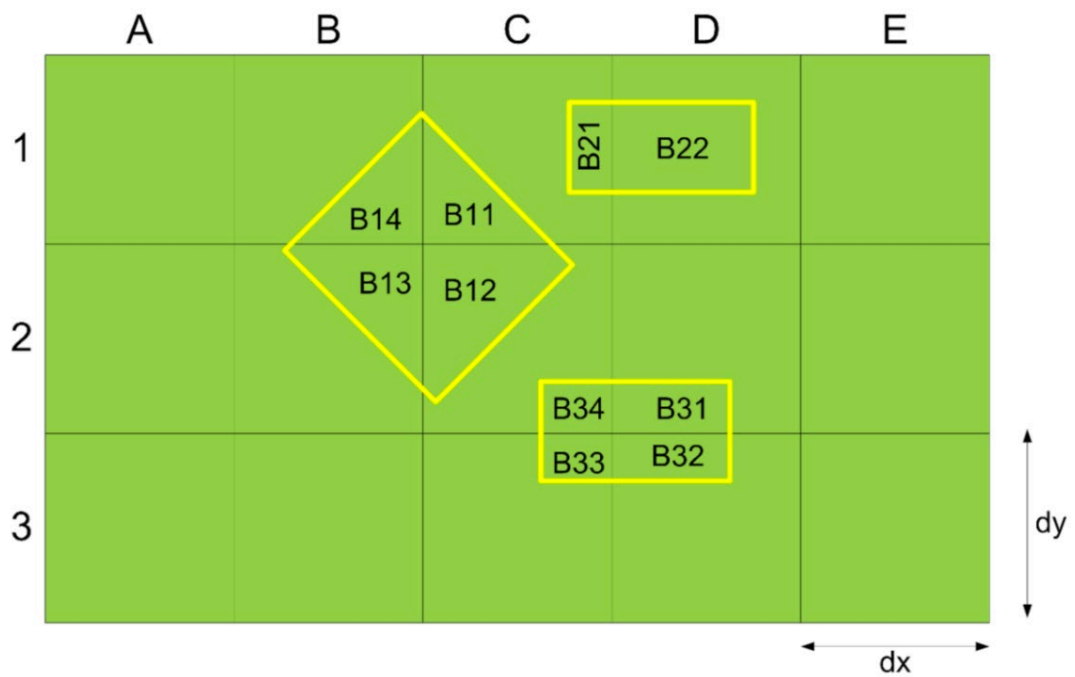


圖 2-1-19 在地形網格中估算建築物密度（資料來源：Pakoksung et al. (2021)）

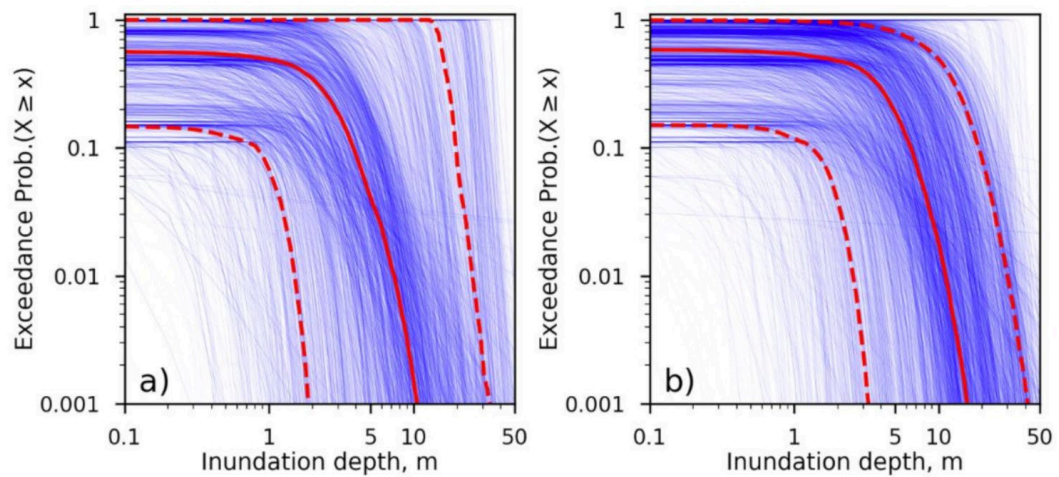


圖 2-1-20 特定建築物位置的個別海嘯危害曲線（淺藍色），包含平均值及 10th–90th 百分位信賴區間。a) 北部沿岸區域，b) 南部沿岸區域（資料來源：Pakoksung et al. (2021)）

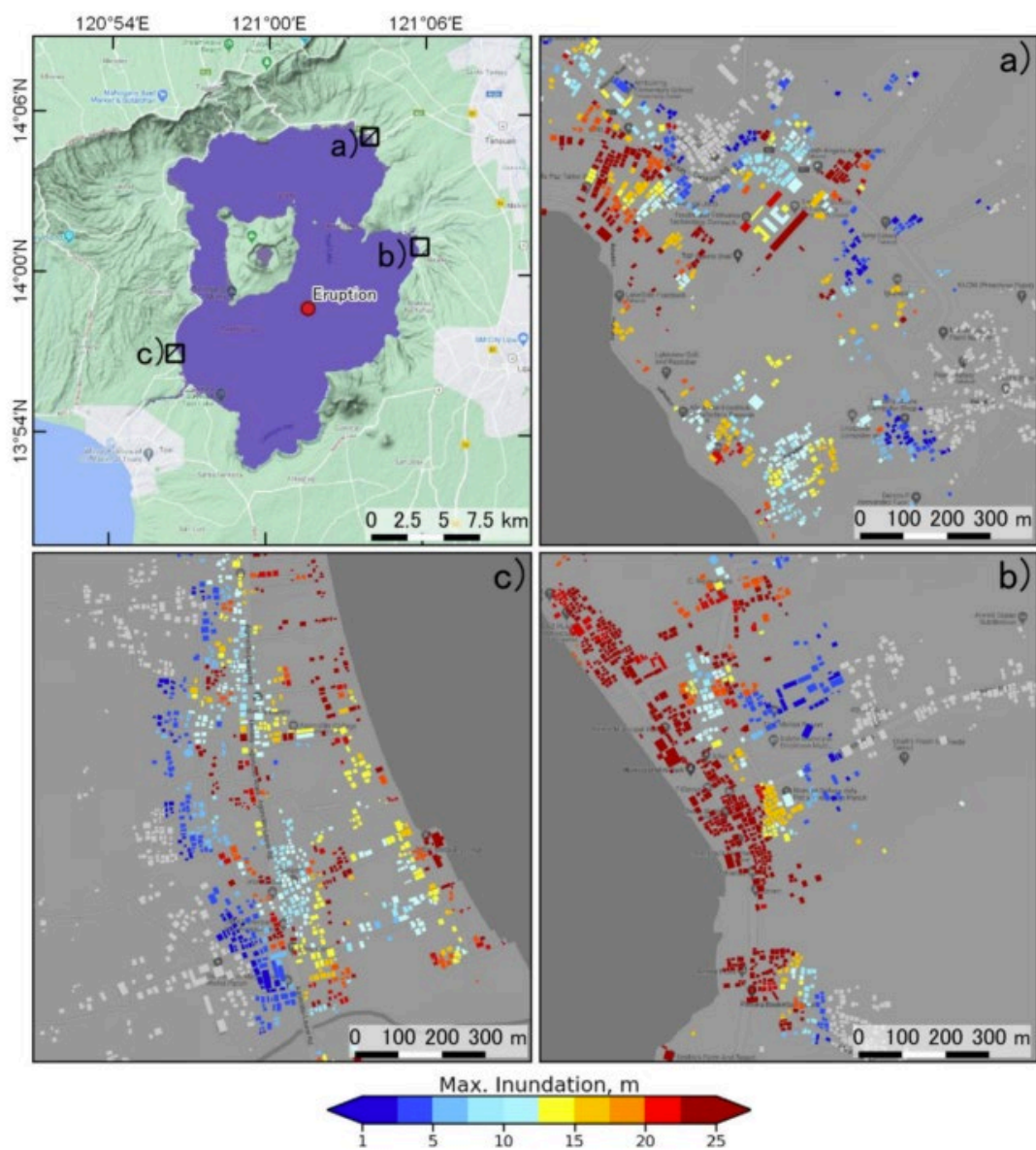


圖 2-1-21 海嘯危害圖 - 1/1000 機率的建築物最大溢淹深度。(a) 北部沿岸區域，(b) 接近噴發點的沿岸區域，(c) 南部沿岸區域（資料來源：Pakoksung et al. (2021)）

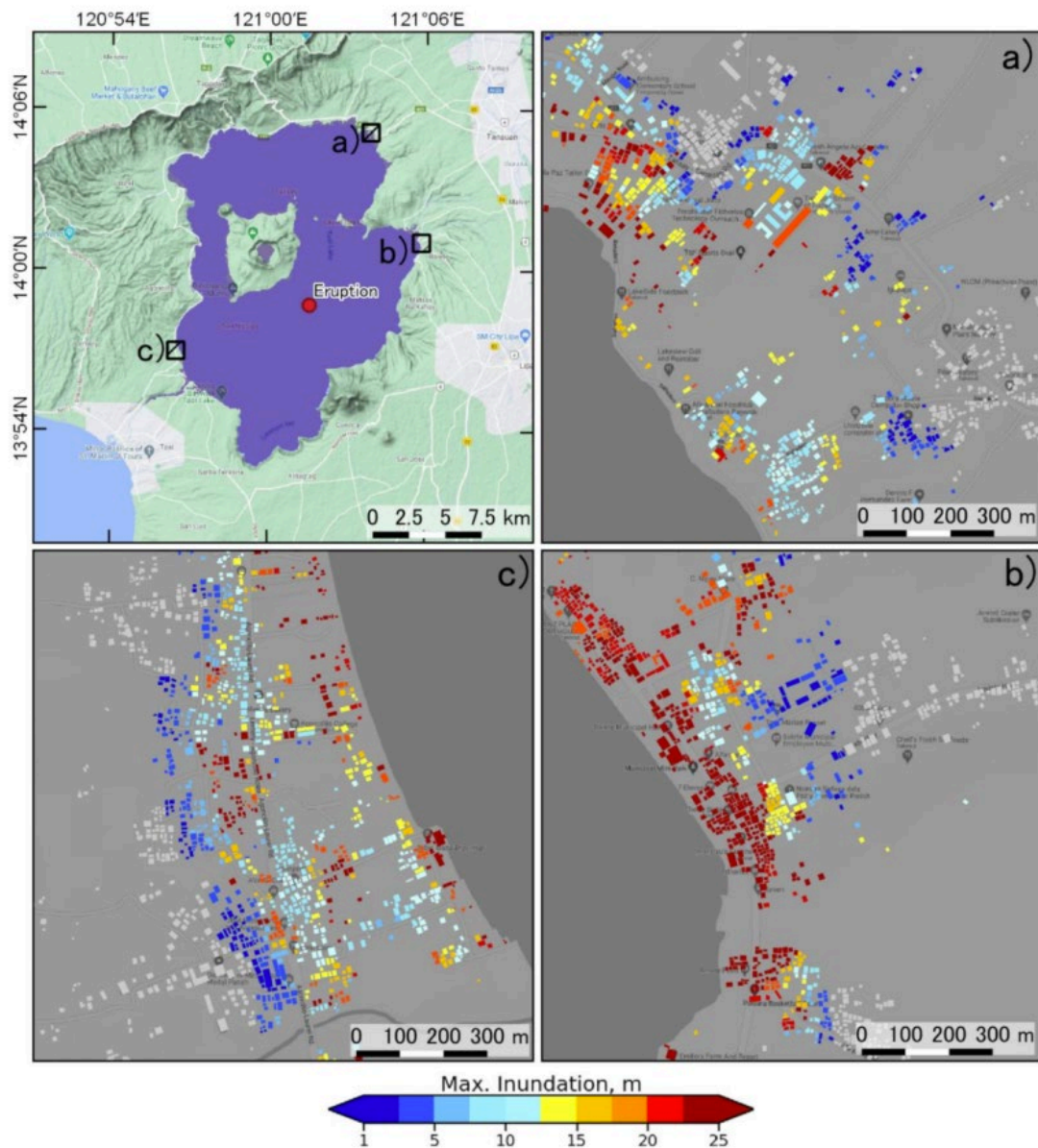


圖 2-1-22 海嘯危害圖 - 1/500 機率的建築物最大溢淹深度。(a) 北部沿岸區域，(b) 接近噴發點的沿岸區域，(c) 南部沿岸區域
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

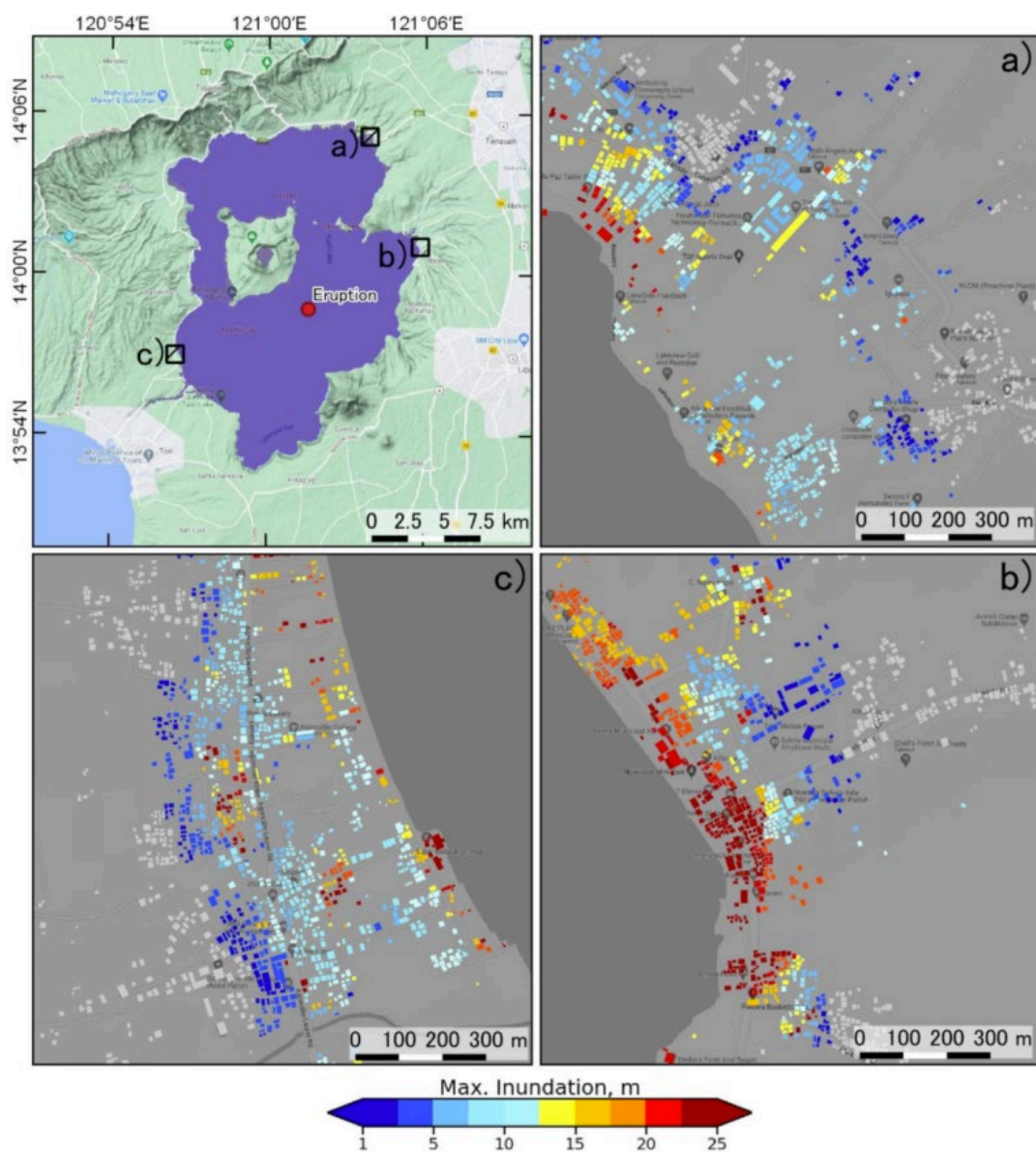


圖 2-1-23 海嘯危害圖 - 1/100 機率的建築物最大溢淹深度。(a) 北部沿岸區域，(b) 接近噴發點的沿岸區域，(c) 南部沿岸區域
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

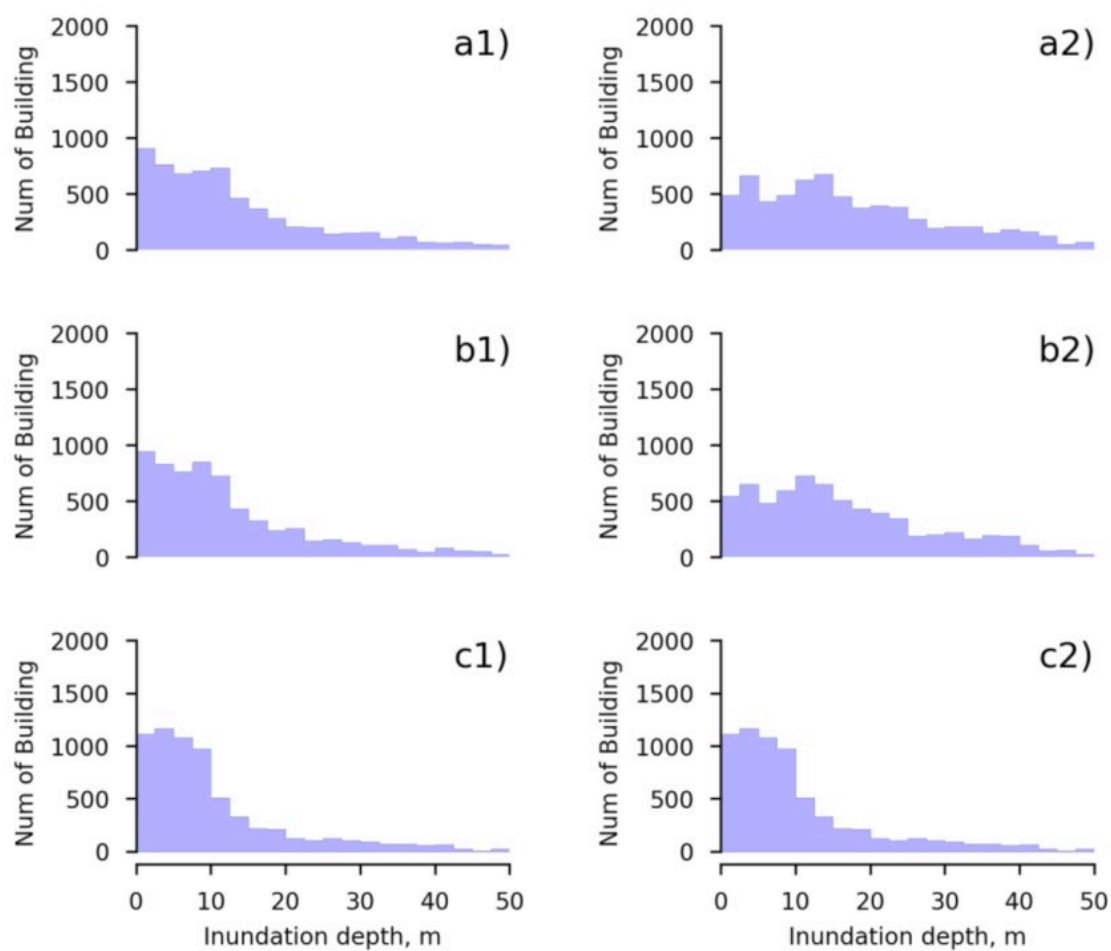


圖 2-1-24 Taal 湖沿岸整體受淹建築物中，每個 2.5 m 溢淹深度範圍內的建築物數量總結。(a) 1/1000 機率，(b) 1/500 機率，(c) 1/100 機率；右欄表示北部區域，左欄表示南部區域
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

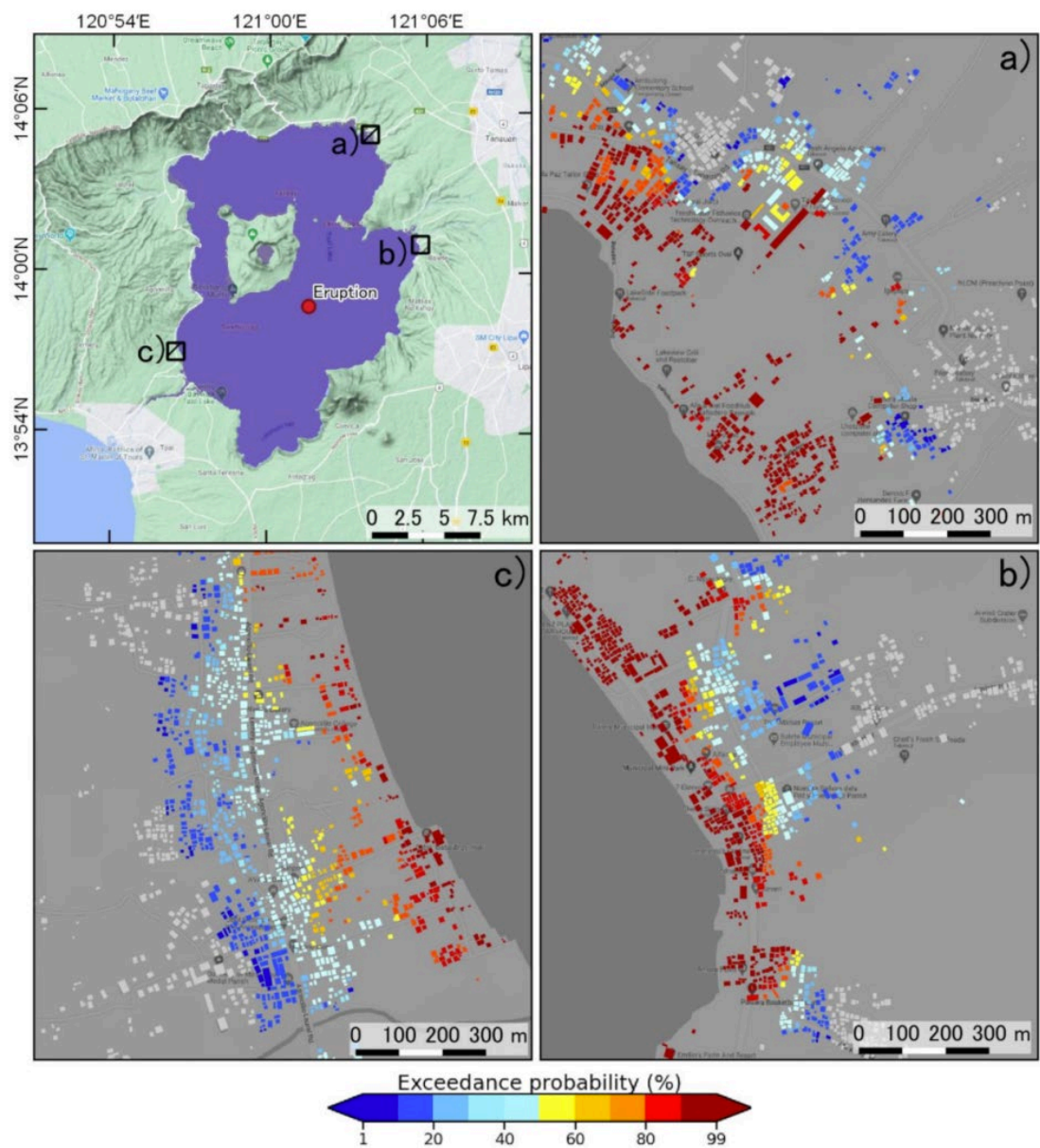


圖 2-1-25 部分區域經歷超過 0.5 m 海嘯淹水深度的機率。a) 北部沿岸區域，b) 接近噴發點的沿岸區和 c) 南部沿岸區域
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

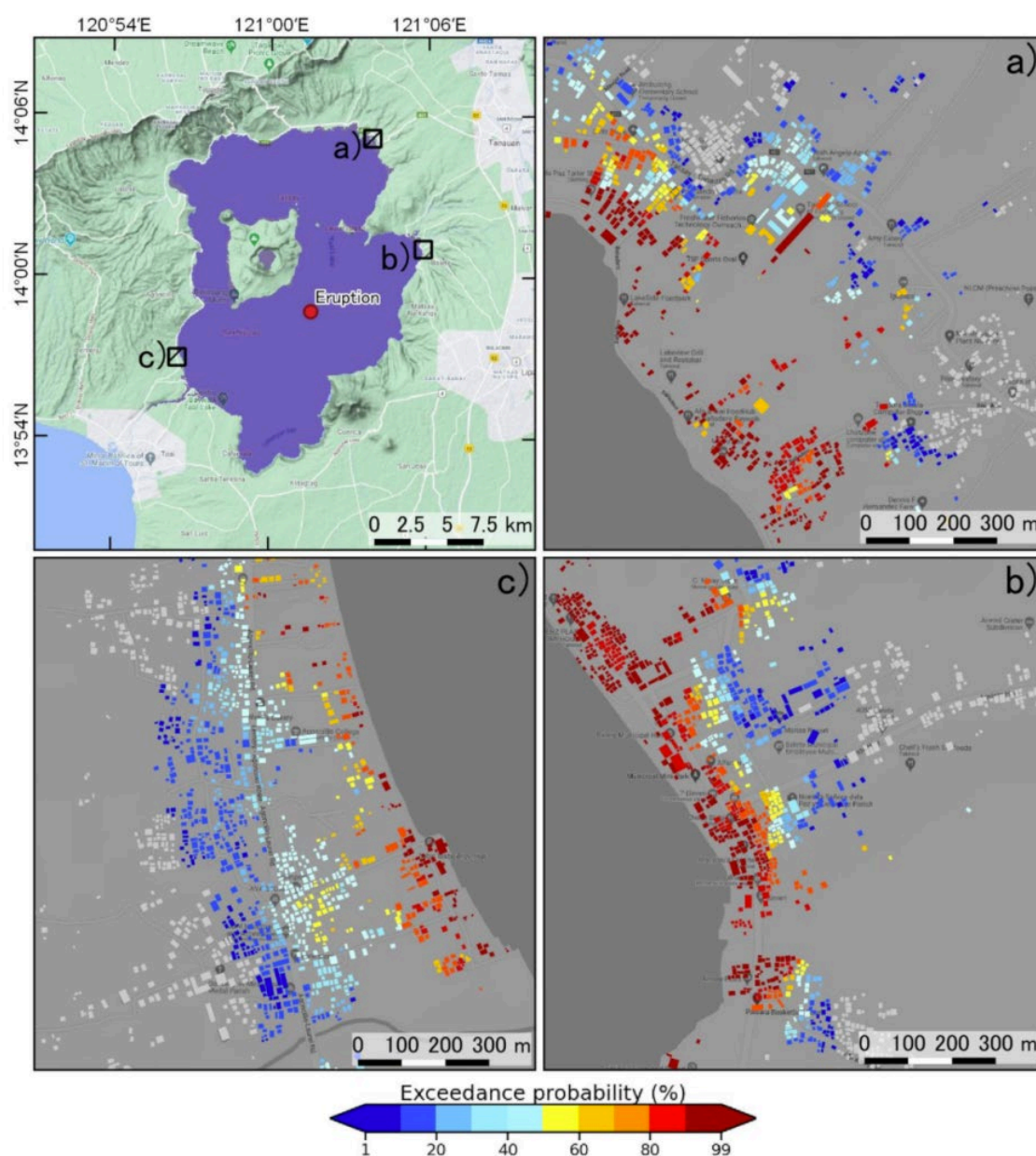


圖 2-1-26 部分區域經歷超過 1.5 m 海嘯淹水深度的機率。a) 北部沿岸區域，b) 接近噴發點的沿岸區和 c) 南部沿岸區域
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

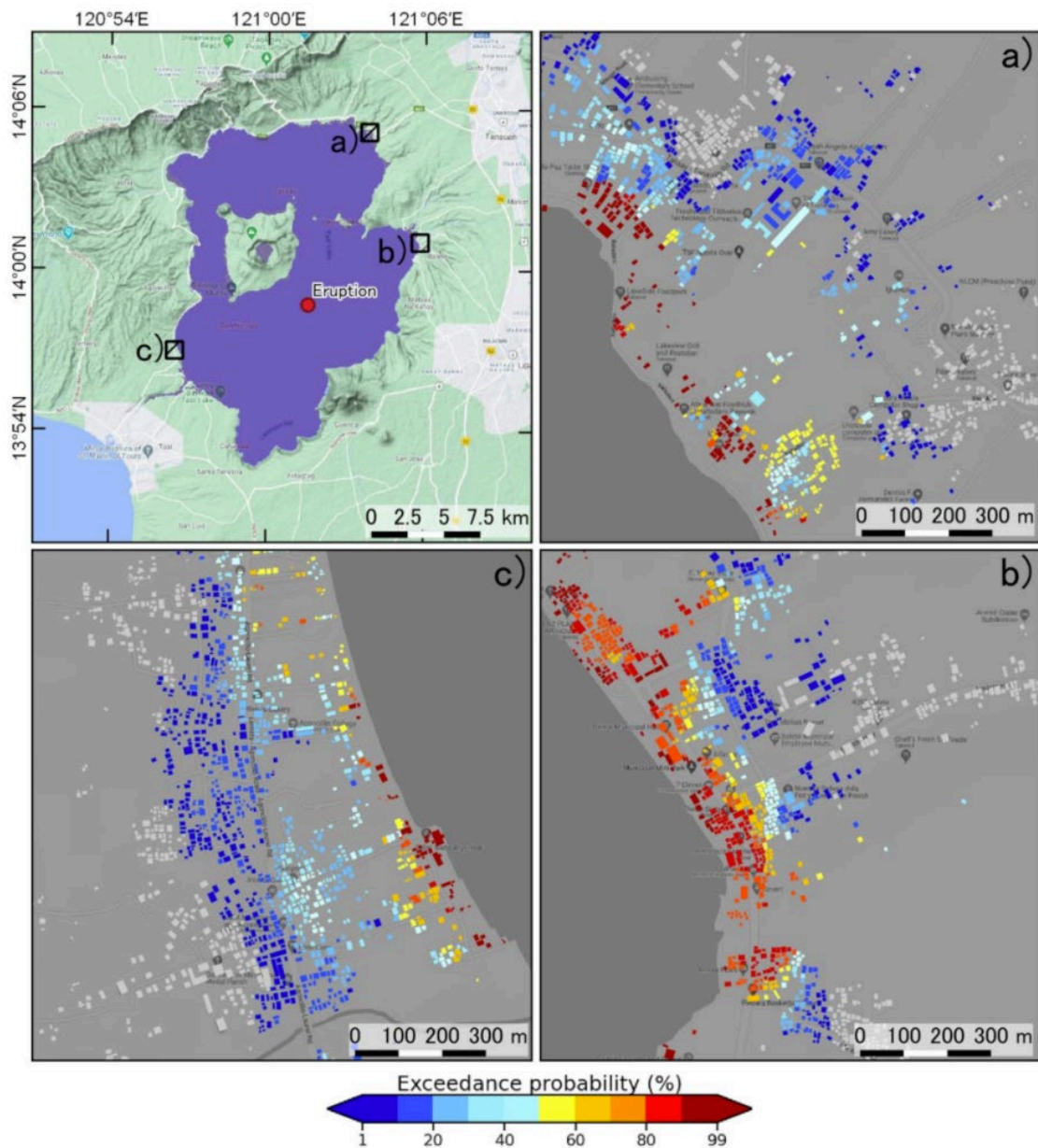


圖 2-1-27 部分區域經歷超過 3.0 m 海嘯淹水深度的機率。a) 北部沿岸區域，b) 接近噴發點的沿岸區和 c) 南部沿岸區域
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

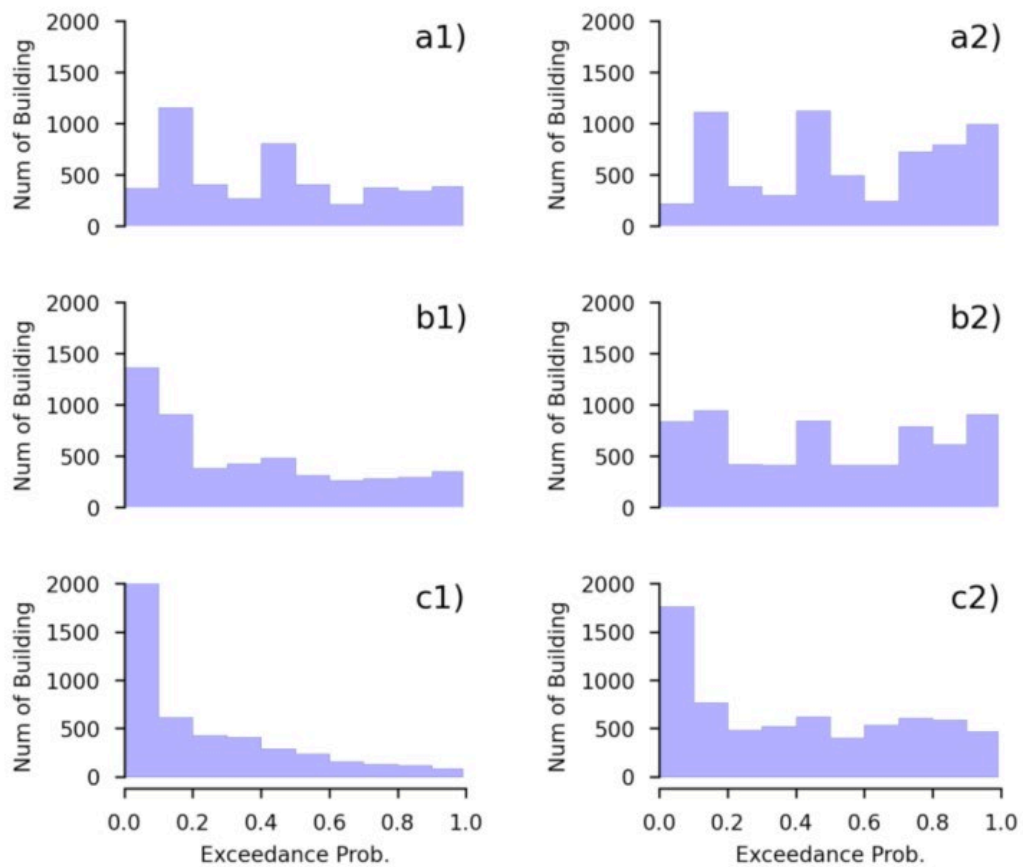


圖 2-1-28 Taal 湖沿岸所有受淹建築物中，每個 0.1 超越機率範圍內的建築物數量總計。(a) 超過 0.5 m 海嘯淹水深度的機率，(b) 超過 1.5 m 海嘯淹水深度的機率，(c) 超過 3.0 m 海嘯淹水深度的機率；右欄表示北部區域，左欄表示南部區域
(資料來源：Pakoksung et al. (2021))

(四)小結

本計畫針對火山作用引致海嘯的機率性海嘯危害分析 (PTHA) 方法進行了彙整，特別針對 Pakoksung et al. (2021) 和 Paris et al. (2019) 的研究進行深入探討。由於美國與日本的核能管制機構皆尚未針對火山作用型海嘯建立機率式評估方法，本計畫藉由分析現有文獻的研究成果，以提供未來管制參考。

在火山作用引致的海嘯中，水下爆炸所造成的海嘯波是最為顯著的。因此，為了確認現有水下爆炸模擬方法的適用性，本計畫也參考了 2022 年東加海嘯的模擬研究 (Pakoksung et al., 2022)，瞭解 Le Méhauté and Wang (1996) 提出的水下爆炸初始水位模型於真實事件的應用性。

在 PTHA 的部分，Paris et al. (2019) 和 Pakoksung et al. (2021) 的研究皆聚焦於水下爆炸引致海嘯的危害度。Paris et al. (2019) 採用了事件樹的框架，整合了過去的研究成果，並建立了一個涵蓋不同火山噴發位置及規模不確定性的架構；相對地，Pakoksung et al. (2021) 則針對歷史發生過的火山噴發位置，利用蒙地卡羅模擬法來評估不同噴發規模的不確定性。在波高機率分布方面，兩者皆假設其符合對數常態分布 (lognormal distribution)，以更準確地表達海嘯波高的變異性。

在數值模擬方法方面，雖然 Paris et al. (2019) 和 Pakoksung et al. (2021) 使用的數值模式有所不同，但兩者皆屬於能模擬海嘯長波特性的數值模式。其中，Pakoksung et al. (2021) 的研究更進一步關注於「建築物」層級的影響，模擬了海嘯波高對於建築物的衝擊。

在機率評估上，Paris et al. (2019)和 Pakoksung et al. (2021)皆採用條件機率的方式進行分析，尚未將事件重現期納入考量。然而，值得注意的是，Paris et al. (2019)的分析方法依據當地的緊急應變計劃標準進行超越機率的分析，為防災減災提供了一定程度的參考價值。綜合而言，這些研究提供了火山引致海嘯危害度評估的基礎，並為未來在核能設施中應用 PTHA 提供了重要參考。

整體而言，火山作用型的 PTHA 方法仍處於早期建置階段。除了缺少對海嘯重現期的精確估算，目前在不確定性處理方面也有所不足。Paris et al. (2019) 和 Pakoksung et al. (2021) 雖然透過事件樹和蒙地卡羅模擬考量了噴發位置和規模的不確定性，但在數值模擬的不確定性上仍有改進空間。

在模式的隨機不確定性方面，Paris et al. 和 Pakoksung et al. 所採用的機率模型標準差並非透過與實際觀測數據比對計算而得，因此準確度可能受到影響。對於模式的認知不確定性，這些研究目前尚未提出具體的處理方法。

二、日本地震型機率式海嘯危害度分析

本計畫彙整了自 2018 年以來日本核電廠和防災相關單位在地震型 PTHA 方法上的相關資料，具體如表 2-2-1 所示。日本原子力規制委員會（Nuclear Regulation Authority, NRA）和原子力規制廳長官官房技術基盤組（Regulatory Standard and Research Department, Secretariat of Nuclear Regulation Authority, S/NRA/R）在地震型 PTHA 的發展上，注重評估精度的提升，同時積極減少不確定性因素的來源，以提升評估結果的可靠性。相比之下，日本核風險研究中心（NRRC）則專注於建立一套全面且標準化的海嘯及多重災害概率風險評估（PRA）方法，以支援核設施的安全防護措施。

本計畫將首先簡述與地震型 PTHA 相關的發展歷程，接著說明 NRA 技術報告 NTEC-2018-4001（杉野英治和岩渕洋子, 2018）和 S/NRA/R 安全成果報告 RREP-2021-4002（杉野英治等人，2021）在該方法上的技術研究成果，並探討這些成果如何影響 PTHA 的結果。最後，本計畫進行參數試驗，比較美國與日本在地震型 PTHA 方法上的差異，分析這些差異對危害評估結果可能產生的影響。這些試驗有助於了解不同方法在處理不確定性參數的差異，並進一步完善 PTHA 方法的應用。

需要特別注意的是，NRA 技術報告 NTEC-2018-4001 和 S/NRA/R 安全成果報告 RREP-2021-4002 皆表明若要將報告的內容作為規範基準、評估指導等進行審查或檢查時，仍需經由 NRA 重新作出正式判斷。

(一)日本機率式海嘯危害度分析相關文獻概述

NRA 於 2018 年提出 NTEC-2018-4001 報告（杉野英治和岩渕洋子, 2018）描述日本所進行的地震型 PTHA 評估流程（圖 2-2-1）。藤原広行等人（2020）以特徵化波源模型探討南海海溝，研究包括對波源斷層模型的設置和 PTHA 分析結果的討論，並以日本的歷史海嘯事件觀測資料分析探討了特定波源斷層模型的合理性（圖 2-2-2）。

杉野英治和阿部雄太（2022）的研究為 S/NRA/R 報告（杉野英治等人, 2021）中關於 PTHA 方法的延伸成果，因此，本計畫將以杉野英治和阿部雄太（2022）的報告為重點進行說明。這些研究進一步發展了日本在機率性海嘯危害度分析（PTHA）方法中的技術，特別是在不確定性處理和模型應用方面提供了新見解，並對現有方法的精進做出重要貢獻。

杉野英治和阿部雄太（2022）指出，將不確定性因素分為隨機不確定性和認知不確定性，雖在某些情況下是明確的，但通常很困難。一般而言，被歸為隨機不確定性的參數會用「一條」海嘯危害曲線來表示其影響，這樣的做法無法充分顯示偶然性和認知不確定性對海嘯危害曲線的不同影響。因此，有必要改進方法，使兩種類型的不確定性都能用多條海嘯危害曲線來表現其影響。圖 2-2-3 展示了杉野英治和阿部雄太（2022）所提出方法的流程，該方法的基本結構與傳統的 PTHA 相同，但在不確定性處理上有所創新。

另一方面，日本電力中央研究所的日本核能風險研究中心（Nuclear Risk Research Center, NRRC）在 2020 年和 2024 年將「海嘯危害度評估」、「海嘯風險評估（Tsunami PRA）」、「海

嘯脆弱度評估」及「地震與地震引發海嘯 PRA」納入其重點研究發展項目。根據 2020 年的研究規劃(圖 2-2-4)，由於現有的海嘯記錄和沉積物數據有限，且非地震性海嘯(如海底山崩、火山活動)評估方法尚不完善，NRRC 認為需要加強地質知識、量化評估中的不確定性，並逐步開發非地震性海嘯的機率評估方法。

NRRC 自 2019 年起展開初步風險評估，並計畫將成果應用於實際核設施中。此研究旨在建立一套結合風險和脆弱度評估的方法，使海嘯 PRA 更具全面性，以協助核設施制定有效的災害防護策略。在脆弱度評估方面，NRRC 開發了相關技術以評估溢流、波浪壓力、漂浮物衝擊等因素的影響。這些評估技術的提升將增強核設施在不同海嘯情境下的抗災能力，為核設施的未來安全奠定重要基礎。

2024 年的長期研發計劃(圖 2-2-5)進一步展示了 NRRC 針對「海嘯風險評估及脆弱度評估」的重點目標，涵蓋 2022 年至 2027 年及其後的技術發展路線。研究分為「海嘯危害度評估」和「海嘯脆弱度評估」兩大方向，重點聚焦於海嘯事件沉積物判讀技術、非地震型的 PTHA 方法，以及海嘯模擬技術的升級與脆弱度評估技術的優化。從 2023 年起，NRRC 將進行基於沉積物的判讀技術開發，並於 2024 年引入三維歐拉法模擬技術。到 2025 年，二維及三維數值模擬技術的將開始實際應用，並在 2026 年推出改良版的 PTHA 方法，進一步提升評估的準確性。

在海嘯脆弱度評估方面，研究聚焦於海嘯模擬技術的升級及衝擊效果評估的系統化。2024 年計劃升級海嘯模擬技術，並優化針對漂浮物和高沉積濃度海嘯的評估方法。到 2025 年，

NRRC 將發布技術報告，並在 2026 年繼續改進技術。到 2027 年，NRRC 預計完成針對高沉積濃度和漂浮物衝擊效應的系統化評估方法，從而進一步增強核設施對於多變海嘯情境的應對能力。

此外，NRRC 的 2024 年計劃（圖 2-2-6）顯示，該機構在「海嘯概率風險評估（PRA）方法」及「地震與地震引發海嘯 PRA」方面的研究持續推進。在海嘯 PRA 方法的開發中，NRRC 強調需積累更多知識和技術，並升級海嘯 PRA 的評估方法。2022 年，NRRC 已完成初步的海嘯 PRA 試驗，並使用沸水式核電廠模型進行評估。自 2023 年起，NRRC 將持續累積相關技術知識和工具，預計在 2025 年實現技術進一步升級，並於 2027 年標準化。

針對「地震與地震引發海嘯 PRA 方法」，NRRC 指出全球尚無針對多重自然災害（如地震和海嘯疊加）進行評估的標準方法，為此 NRRC 致力於建立此類 PRA 的基礎評估技術。2024 年起，NRRC 將開展針對地震和海嘯疊加災害的危害及脆弱度評估方法，並明確相關技術要素。該技術涵蓋災害場景構建、模型分析及脆弱度評估的基礎開發，並計劃逐步細化技術細節以應對疊加的外部自然災害風險。

NRRC 於 2020 年和 2024 年制定的長期研究計劃顯示，該機構持續完善海嘯危害相關評估方法，致力於建立針對海嘯及多重災害的標準化 PRA 方法。這些進展將顯著提升核設施的抗災能力，並使風險評估更具精確性和實用性，為核設施提供可靠的防護策略和風險管理工具。

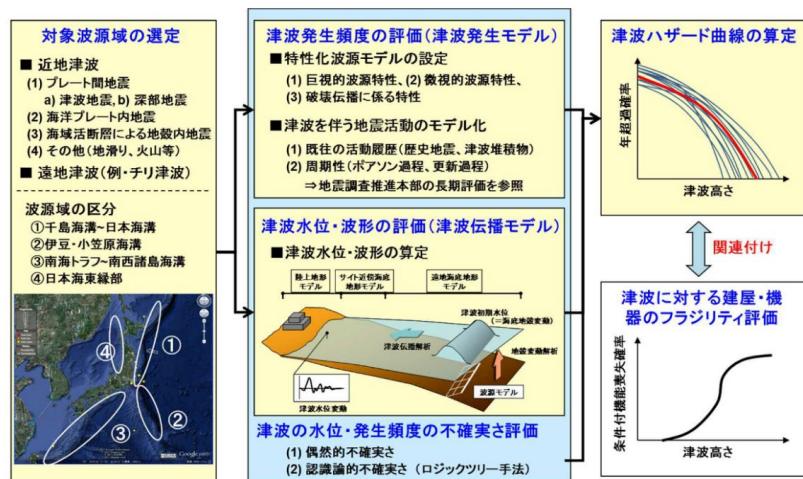


圖 2-2-1 日本 NRA 的地震型機率式海嘯危害度分析
(資料來源：杉野英治和岩渕洋子 (2018))

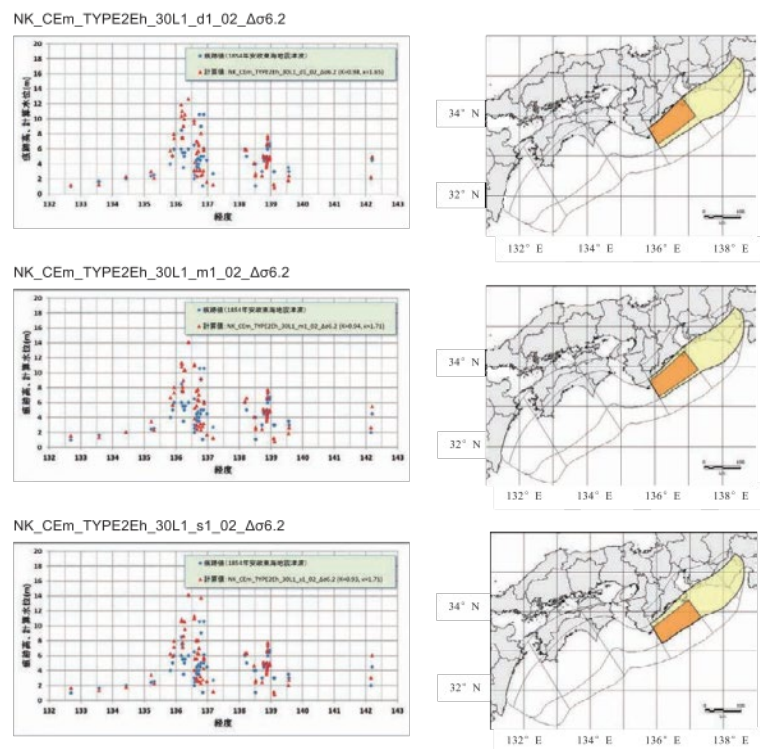


圖 2-2-2 (左圖) 1854 年安政東海地震的最大海嘯溯升高(藍色菱形)與第 2 步中計算的最大海嘯溯升高(紅色三角形)的比較。
(右圖) 對應的特徵化波源斷層模型。[淺黃色區域代表背景滑移區，橙色區域代表大滑移區](資料來源：藤原広行等人(2020))

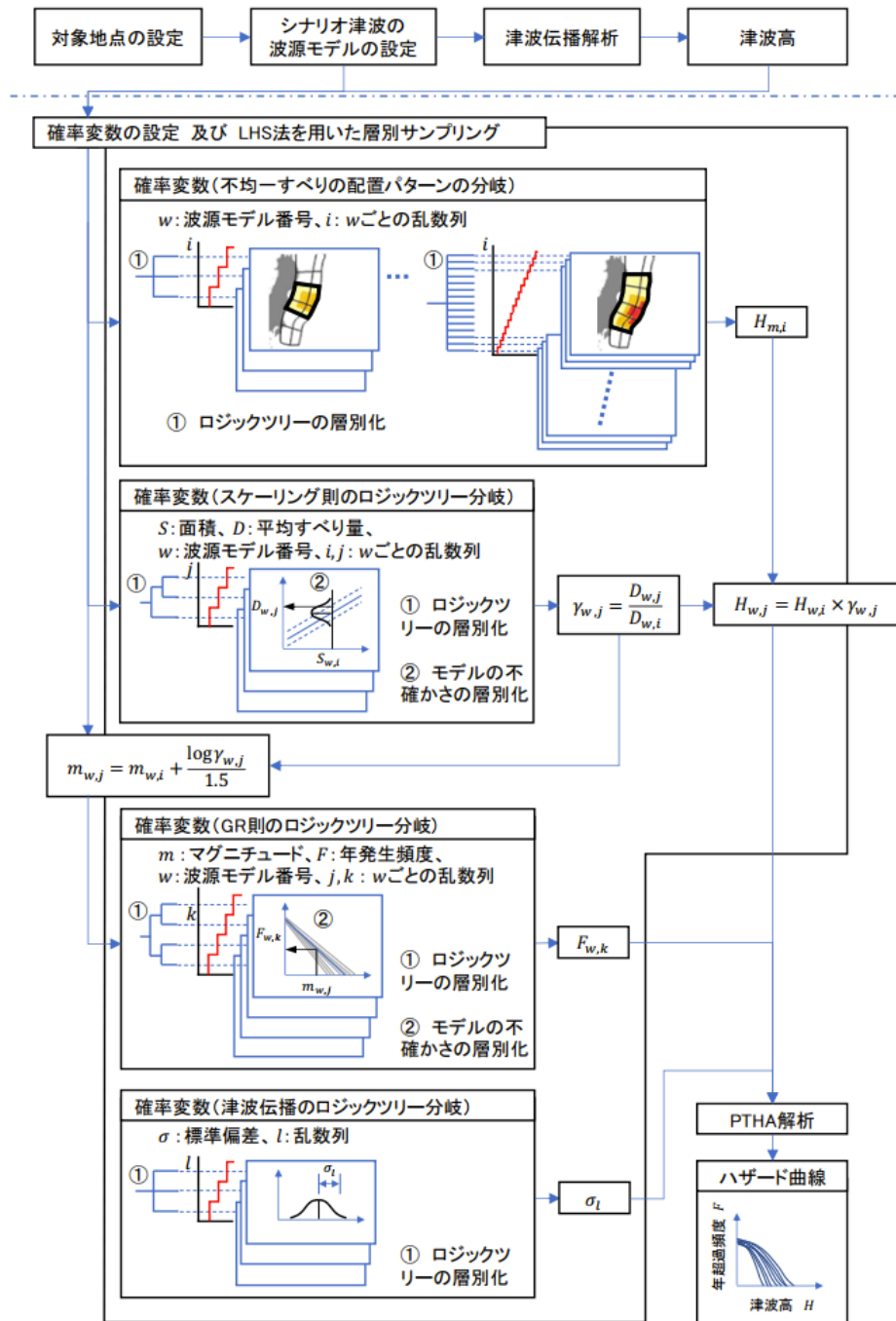


図 2-2-3 日本の PTHA 計算流程（資料來源：杉野英治和阿部雄太 (2022)）

10. Tsunami [hazard /fragility]

▽ : R&D outcome and specific area of contribution (indicated by number ①-⑤ in page 2)

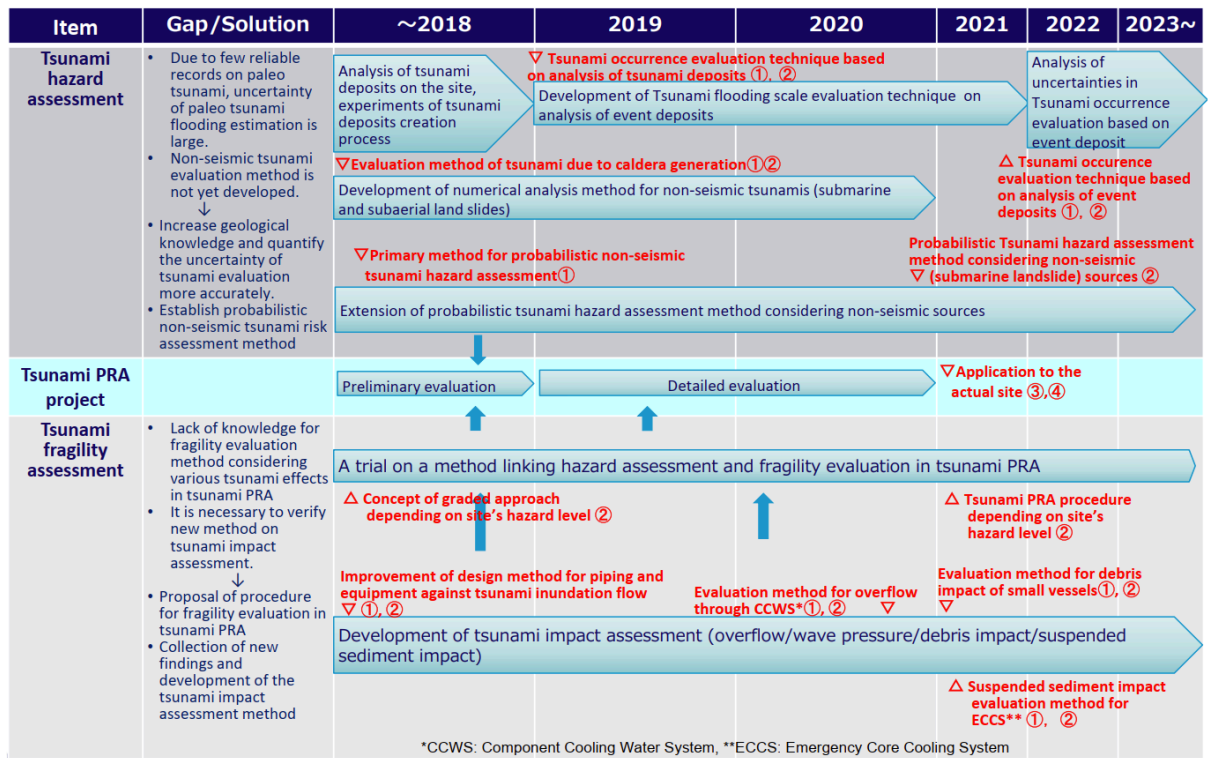


圖 2-2-4 日本 NRRC 2020 年關於「海嘯風險評估及易損性評估」的研究規劃 (NRRC, 2020)

10. Tsunami (Hazard and Fragility)

▽ : R&D outcome and specific area of contribution (indicated by number ①-⑤ in page 2)

Item	Gap/Solution	~2022	2023	2024	2025	2026	2027~
Tsunami hazard assessment	Organization on uncertainty in judgements of event deposits is insufficient. ↓ Increase knowledge on field survey on event deposits, and organization of uncertainty of the results Knowledge on numerical simulation technologies for non-seismic tsunamis and methodologies of Probabilistic Tsunami Hazard Analysis (PTHA) for them are insufficient. ↓ Development of numerical simulation technologies for non-seismic tsunami Development methodology for PTHA including non-seismic tsunami			Analysis technologies on uncertainty in judgement for event deposits ①, ② ▽		Advanced analysis technologies on uncertainty in judgement for event deposits ①, ② ▽	
			Development of methods on judgement for event deposits including tsunamis		Upgrade of methods on judgement for event deposits including tsunamis		
			Three-dimensional Eulerian approaches ①, ② ▽		Three dimensional Lagrangian approaches ①, ② ▽		Practical application of 2D/3D numerical simulation technology ①, ② ▽
			Development of numerical simulation technologies for landslide tsunamis		Upgrade of numerical simulation technologies for landslide tsunamis		
Tsunami fragility assessment	Knowledge for fragility evaluation method considering various tsunami effects is insufficient. Novel technologies on tsunami impact assessment needs to be verified. ↓ Upgrade of tsunami simulation technologies by considering novel knowledge Upgrade of evaluation technologies for tsunami debris impact Accumulation of novel knowledge and verification of them			Methodology of PTHA including non-seismic tsunamis ①, ② ▽		Proposal of PTHA methodology including non-seismic tsunamis ①, ② ▽	
			Development of methodology of PTHA including non-seismic tsunamis				
			Upgrade of tsunami simulation technologies (intake) ①, ② ▽		Upgrade of tsunami simulation technologies (Hybrid 2D&3D simulation and proper usage) ①, ② ▽		
			Upgrade of tsunami simulation technologies				
			Systemization of evaluation methods of debris collision effects ①, ② (JSCE, JEAC) ▽		Publication of technical reports on evaluation methods of debris collision effects ①, ② (JSCE, JEAC) ▽		
			Development and systemization of evaluation methods of debris collision effects		Systemization of evaluation methods of debris collision effects (Phase 2)		
			Evaluation method of wave force by tsunami with high sediment concentration ①, ② ▽		Upgrade of collision simulation technologies for small boat ①, ② ▽		Upgrade of probabilistic risk assessment methodology of secondary influence ①, ② ▽
			Study on secondary influence assessment				

© CRIEPI

IR CRIEPI
Central Research Institute of
Electric Power Industry

圖 2-2-5 日本 NRRC 2024 年關於「海嘯風險評估及易損性評估」的研究規劃(NRRC, 2024)

11. Tsunami PRA, and Seismic and Seismically-Induced Tsunami PRA

▽ : R&D outcome and specific area of contribution (indicated by number ①-⑤ in page 2)

Item	Gap/Solution	~2022	2023	2024	2025	2026	2027~
Development of methodologies of tsunami PRA	Accumulation knowledge and upgrade of methodology on tsunami PRA are necessary. ↓ Trial of tsunami PRA using a model plant Develop a methodology of evaluation for tsunami inundation in sites			Methodology of tsunami PRA ② ▽		Accumulation of knowledge on tsunami PRA and development of related tools ② ▽	Standardization of methodology of tsunami PRA (AESJ) ② ▽
			Accumulation and upgrade of methodology of tsunami PRA using BRW model plant		Accumulation and upgrade of methodology of tsunami PRA toward practical application		
Development of PRA methodology against combination of earthquake and seismic-induced tsunami	No PRA method has been developed worldwide considering superposed natural external hazards. ↓ Development of PRA methodology against combination of earthquake and seismic-induced tsunami			Hazard and fragility evaluation method against combination of earthquake and tsunami (Basic method) ② ▽ Concept of technical elements, evaluation for earthquake and seismic-induced tsunami PRA ② ▽			
			PRA front-end process, elemental technology development Overall scenario building, model analysis Development of basic evaluation method for hazard, fragility, accident sequence, and relevant technical elements considering superposed external hazards				Next phase

© CRIEPI

IR CRIEPI
Central Research Institute of
Electric Power Industry

圖 2-2-6 日本 NRRC 2024 年關於「海嘯 PRA 及地震和地震型海嘯的 PRA 評估方法」的研究規劃(NRRC, 2024)

表 2-2-1 日本地震型 PTHA 之研究

作者	報告名稱	出版	研究成果
杉野英治 和岩瀨洋子 (2018)	機率式海嘯危害度 分析方法及模型之 建議-板塊間地震 引致海嘯 (NTEC-2018-4001)	日本原子 力規制委 員會(NRA)	提出針對板塊間地震引發的 海嘯的新情境模型，提供設 計海嘯和抗海嘯設計原則審 查指南。提出海嘯特徵波源 模型，處理滑移量在時間和 空間上的不確定性
藤原広行 等人 (2020)	南海海溝的機率式 海嘯危害度分析	日本防災 科學技術 研究所	以特徵化波源模型探討南海 海溝，研究包括對波源斷層 模型的設置和 PTHA 分析結 果的討論，並以日本的歷史 海嘯事件觀測資料分析探討 了特定波源斷層模型的合理 性
杉野英治 等人 (2021)	關於提高海嘯危害 評估信賴性的研究 (RREP-2021-4002)	日本原子 力規制廳 長官官房 技術基盤 組 (S/NRA/R)	探討板塊間地震引起的海 嘯，通過對 scaling law、 Gutenberg-Richter law 進行 不確定性的評估，從而建立 機率模型，並在不確定性的 處理上結合層別抽樣法和拉
杉野英治 和阿部雄 太 (2022)	機率式海嘯危害度 分析中海嘯生成/ 傳播模型不確定性 的影響	日本地震 工學會論 文集	丁超立方抽樣法 (Latin Hypercube Sampling， LHS)，提出新的不確定性 評估方式
NRRC (2020, 2024)	NRRC R&D Roadmap	日本核風 險研究中 心 (NRRC)	進行古海嘯方面於沉積物分 析不確定性的研究，發展及 精進非地震型海嘯(山崩型) 的數值模擬方式及其機率式 的評估方法，於 2018~2026 進行海嘯 PRA 方法研析 (2027 著手制訂方法論)

(二)特徵波源模型

NRA 於 2018 年提出 NTEC-2018-4001 報告(杉野英治和岩瀧洋子, 2018)提出的波源模型主要涵蓋了三個階段：「宏觀設定」、「微觀設定」及「斷層傳播特性設定」。宏觀設定階段涉及波源位置、地震規模和平均滑移量的選擇；微觀設定階段則關注於滑移分布的空間不均勻性 (圖 2-2-7)，依據地震矩規模設立不同的滑移分布參數；斷層傳播特性模擬分為同心圓斷裂傳播與時間差連動傳播兩種方式 (圖 2-2-8)，前者適用於一次地震活動涉及多個子段的情境，後者則適用於地震活動包含多個時間差發生的子段。

杉野英治和岩瀧洋子 (2018)對四處核能設施和 11 處一般地點觀測到的淹沒高度與計算海嘯波高進行比較，結果如圖 2-2-9 所示。圖 2-2-9 (a) 顯示了淹沒高度與重現用波源模型（藉由與觀測資料比對後，最佳的設定）的計算海嘯波高的比較；其中實測的淹沒高度以藍色標記，重現用波源模型的計算海嘯波高度以綠色標記。計算結果顯示，重現用波源模型的淹沒高度與海嘯波高的符合度良好，K 值為 1.01、 κ 值為 1.24，這些結果符合重現良好的標準範圍 ($0.95 < K < 1.05$ ， $\kappa < 1.45$)。

圖 2-2-9 (b) 顯示了淹沒高度與特徵化波源模型的計算海嘯波高比較結果。淹沒高度依舊以藍色標記，而特徵化波源模型則分為兩種情境：斷裂傳播模型（綠色標記）和同時斷裂模型（紅色標記）。斷裂傳播模型的 K 值為 0.91、 κ 值為 1.30；同時斷裂模型的 K 值為 0.94、 κ 值為 1.31。這些結果顯示，特徵化波源模型的 K 值略低於標準範圍，但大致上仍符合要求，而 κ 值則完全符合標準範圍。

為更深入分析不同模型下的淹沒高度和海嘯波高之間的關係，進一步計算海嘯波高離散性的對數標準差 β 值於不同海嘯波高區間的變化（圖 2-2-10 和圖 2-2-11）。圖 2-2-10 顯示， $\beta_{\text{重現}}$ 的範圍為 0.16 至 0.22，表現穩定，不會因為海嘯波高大小而有顯著差異；圖 2-2-11 則顯示 $\beta_{\text{斷裂傳播}}$ 在 0.24 至 0.27 之間， $\beta_{\text{同時斷裂}}$ 在 0.22 至 0.33 之間，且當海嘯波高大於 20 m 時， $\beta_{\text{同時斷裂}}$ 明顯增大。這個結果顯示，當海嘯波高較大時，同時斷裂模型的不確定性會增大。

杉野英治和岩渕洋子 (2018) 透過特徵化波源模型定量地獲得了海嘯高度的對數標準差 β ，並與既有的研究成果進行比較。根據土木学会原子力土木委員会 (2011)，過去的研究將海嘯高度的變異性歸因於波源特性、傳播特性、遡上特性以及痕跡資料四個方面。表 2-2-2 顯示 NRA (2018) 與過去研究的比較。比較結果顯示，既有研究中的變異值 β 約為 0.28 至 0.47，而 NRA (2018) 使用特徵化波源模型所得的變異值 β ，在同心圓破壞模式（假設破壞逐步傳播）中為 0.24 至 0.27，而在同時破壞模式（假設瞬時破壞）中為 0.22 至 0.33，均顯著低於過去的研究結果。這種差異可以歸因於幾個因素，包括在波源特性方面採用了不均勻的滑移分佈，在溯升特性方面基於航空雷射測量數據細化了陸地地形模型的空間網格間距，以及在溯升痕跡資料方面採用了基於 GPS 測量的精確位置數據，相較於過去的歷史記錄更為精確。因此，模型化和痕跡資料精度的提升有效地降低了變異值 β 。

NRA (2018) 結果顯示，在 PTHA 中，若採用空間網格間距約為 5 m 的地形模型，使用特徵化波源模型可以將海嘯高度的變異值 β 降低至約 0.20 至 0.30，比既有的變異值更低。然而，

該驗證僅針對東北地震海嘯 ($M_w=9.0$) 的單一案例，屬於超大規模的地震事件，其他地震規模的情境還需在未來的研究中進一步的驗證。

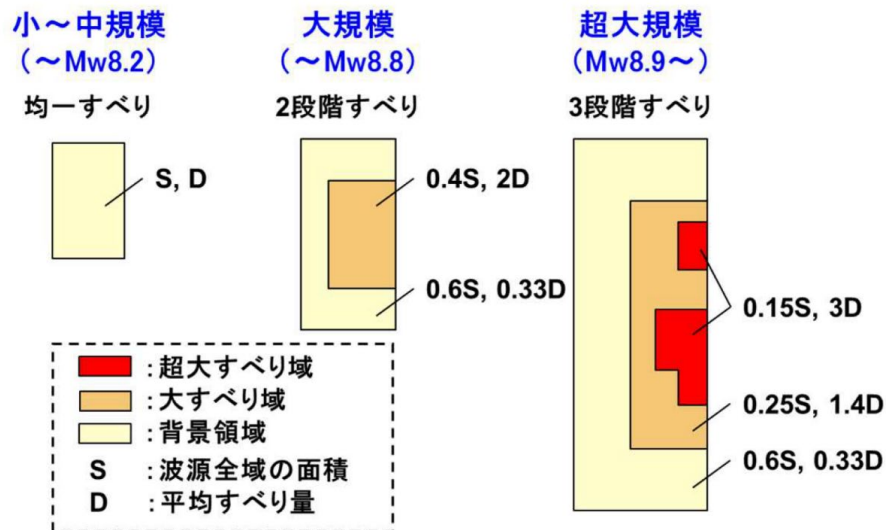


圖 2-2-7 滑移量空間分布設定
(資料來源：杉野英治和岩渕洋子 (2018))

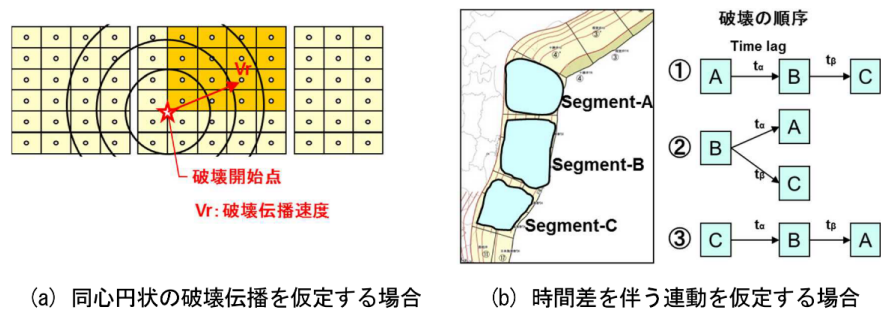
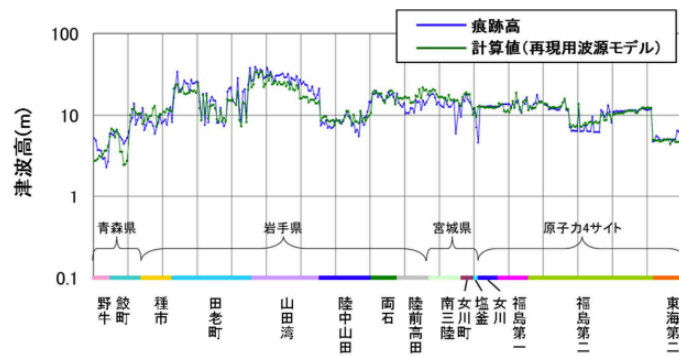
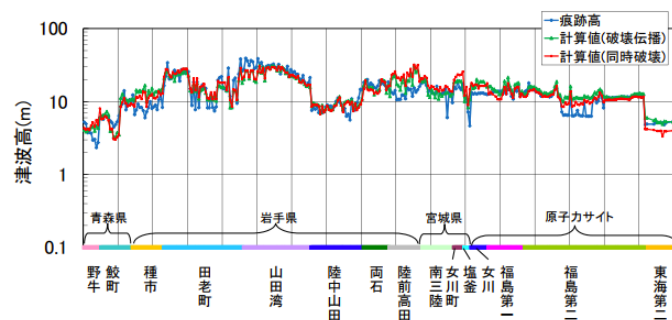


圖 2-2-8 斷層傳播特性的設定方法：(a)假定為同心圓狀斷裂傳播和(b)假定為伴隨時間差連動
(資料來源：杉野英治和岩渕洋子 (2018))



(a) 痕跡高と再現用波源モデルによる計算値の比較



(b) 痕跡高と特性化波源モデルによる計算値の比較

圖 2-2-9 東北地震海嘯的淹沒高度與計算海嘯波高的比較
(資料來源：杉野英治和岩渕洋子 (2018))

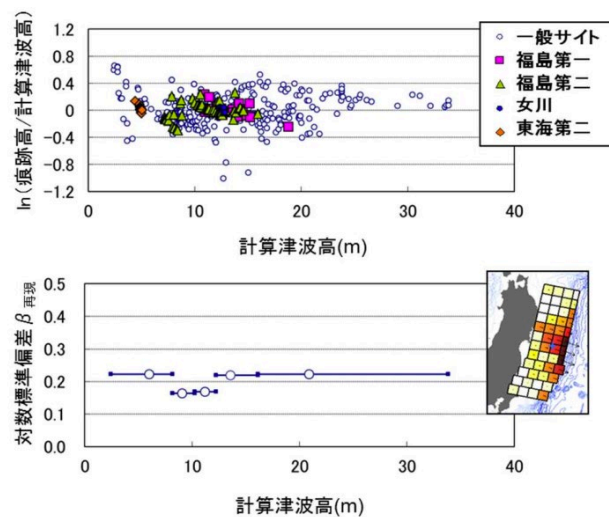


圖 2-2-10 $\beta_{\text{再現}}$ 與計算海嘯波高的關係
(資料來源：杉野英治和岩渕洋子 (2018))

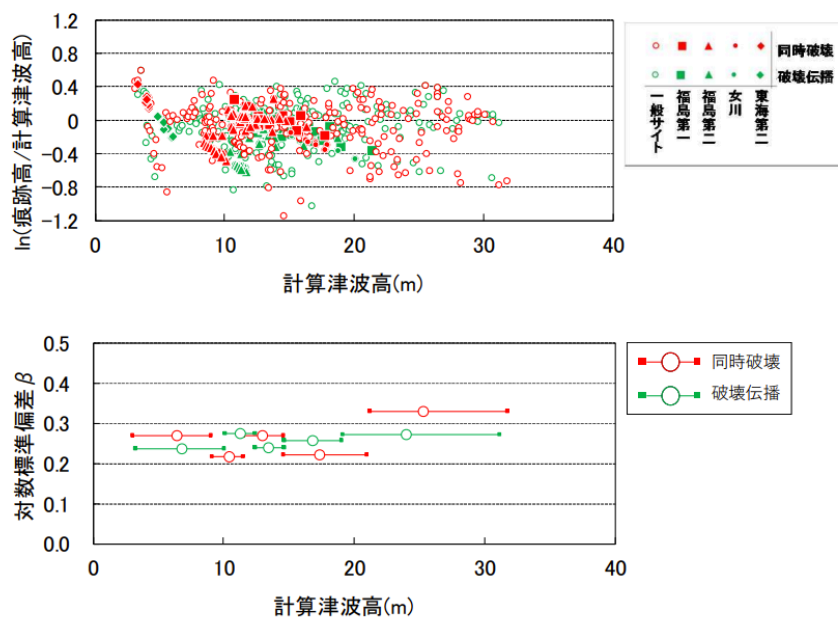


圖 2-2-11 β 斷裂傳播 及 β 同時斷裂 與計算海嘯波高的關係
(資料來源：杉野英治和岩渕洋子 (2018))

表 2-2-2 與海嘯波高離散性 β 相關的比較

	1) 波源特性	2) 伝播特性	3) 遡上特性	4) 痕跡情報	津波高のばらつき β (κ)
土木学会 2011.9	・一様すべりモデル	・海底地形	・地形格子 100~200m ・遡上なしの全反射	・痕跡点の位置情報 の精度:小	日本海溝: 0.34~0.37 (1.40~1.45) 南海トラフ: 0.30~0.47 (1.35~1.60)
	・不均一モデル	・海底地形	・地形格子 50m ・遡上なしの全反射	・痕跡点の位置情報 の精度:小	日本海溝: 0.31~0.37 (1.37~1.45) 南海トラフ: 0.28~0.39 (1.32~1.48)
本技術報告	・特性化波源モデル (不均一モデル)	・海底地形	・地形格子 5.6m ・遡上あり ・建屋あり	・痕跡点の位置情報 の精度:高	日本海溝: 動的破壊、0.24~0.27 (1.27~1.31) 静的破壊、0.22~0.33 (1.25~1.39)

資料來源：杉野英治和岩渕洋子 (2018)

(三)偶然和認知不確定性

杉野英治和阿部雄太 (2022) 將「滑移量空間分布模型」、「比例定律 (scaling law)」、「G-R law」和「海嘯數值」這四個參數作為研究重點，以探討它們在偶然和認知不確定性處理上的影響。以比例定律為例，他們提出一個邏輯樹分支，對應三種不同模型 (M、T 和 F 模型)，如圖 2-2-12 所示。過去的處理方式是將參數代入各模型計算公式，生成不同的單一結果，而杉野英治和阿部雄太 (2022) 的方法則進一步考量了公式本身的隨機不確定性 (使用 Latin Hypercube Sampling (LHS) 法)，並結合層別抽樣法處理認知不確定性，使偶然和認知不確定性的影響都能在危害度曲線上展現出來。

圖 2-2-13 展示了隨機不確定性 (LHS 法) 和認知不確定性 (層別抽樣法) 的處理方式：LHS 法將變數範圍等分為多個區間，確保每個區間至少有一個樣本，提升抽樣效率和代表性；而層別抽樣法則將總體劃分為不同特徵的層 (strata)，根據層內相似性和層間差異生成不同的樣本分層，以確保邏輯樹的分支權重分佈更合理，並基於權重決定每層的抽樣數量。

為探討「滑移量空間分布模型」、「比例定律」、「G-R law」和「海嘯數值」採用平均模型或機率模型 (以 LHS 抽樣) 時的差異，杉野英治和阿部雄太 (2022) 設計了五種不同的試驗，如表 2-2-3 所示。圖 2-2-14 顯示了這些試驗所對應的危害度曲線成果，其中圖 (b) 的危害度曲線較為集中，顯示數值模型的認知不確定性對於曲線影響較小。

值得注意的是，將圖 (a) 與圖 (c) 相比，可以發現原本相當分散的危害度曲線在圖 (c) 中顯著集中，顯示比例定律改為

平均模型後對危害度曲線的影響較大。而當將圖 (a) 與圖 (d) 和圖 (e) 比較時，則顯示出相對較小的差異。圖 (c) 是在比例定律採用平均模型情況下的結果，而圖 (d) 和圖 (e) 分別是 G-R 定律和不均勻滑移配置模式採用平均模型後的結果。這些比較表明，比例定律採用機率模型對危害度曲線影響較大，即比例定律的隨機不確定性對曲線結果的影響更為顯著。

除了透過危害度曲線的分布變化來判斷參數不確定性的影響程度之外，杉野英治和阿部雄太 (2022) 進一步使用 JS 散度 (Jensen-Shannon Divergence, JS Divergence) 進行量化。JS 散度是一種用來測量兩個機率分布間不相似度的指標，當兩個分布完全一致時，JS 散度為 0；隨著分布差異的增加，JS 散度的值增加並呈正值。

圖 2-2-15 和圖 2-2-16 分別展示了在年超越率 10^{-2} 、 10^{-4} 和 10^{-6} 的情況下，比例定律和 G-R 定律採用平均模型與機率模型時的機率分布差異。從機率分布的結果可以看出，G-R 定律的平均模型和機率模型之間具有高度相似性，而比例定律則存在顯著差異。

計算出的 JS 散度顯示，比例定律和 G-R 定律的 JS 散度範圍分別為 0.085 - 0.503 和 0.000 - 0.002，這表明比例定律的不確定性對最終結果的影響較大。換言之，比例定律在機率分布上呈現較大的不一致性，從而導致其結果更具不確定性。

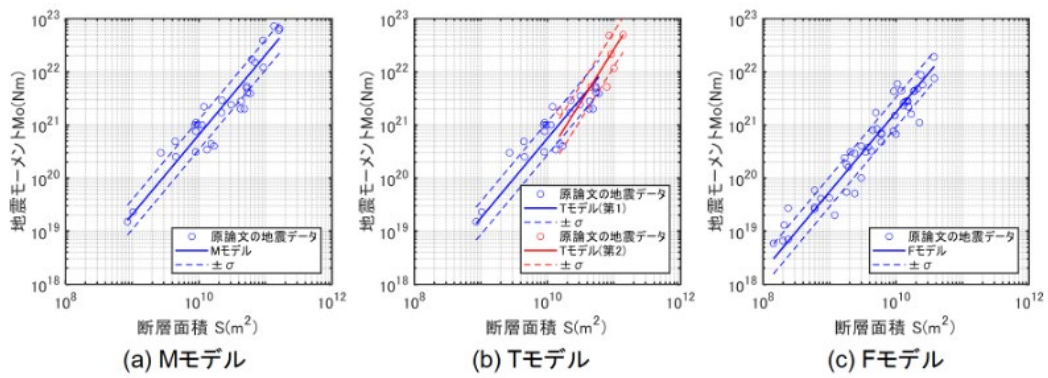


図 2-2-12 比例定律(a)M 模型、(b)T 模型和(c)F 模型
(資料來源：杉野英治和阿部雄太 (2022))

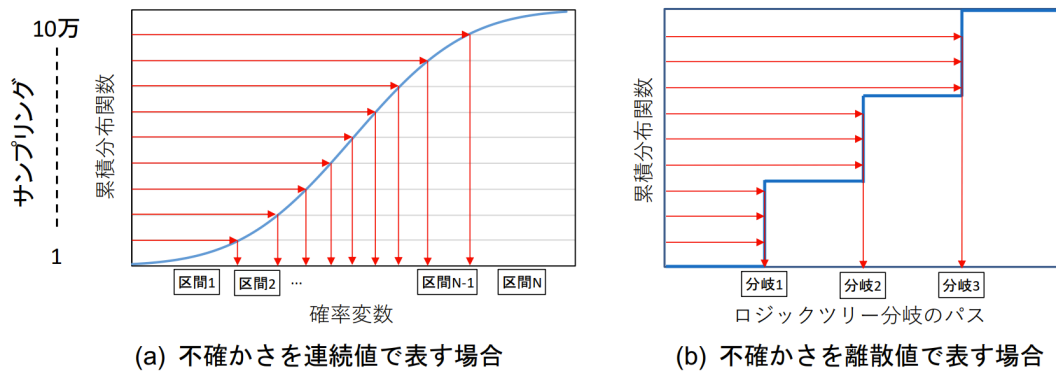
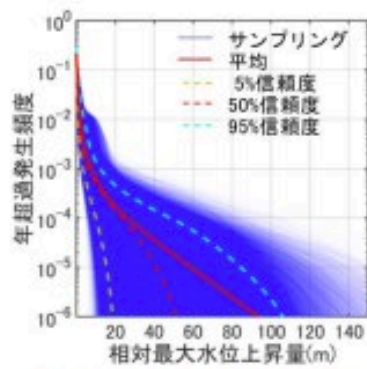
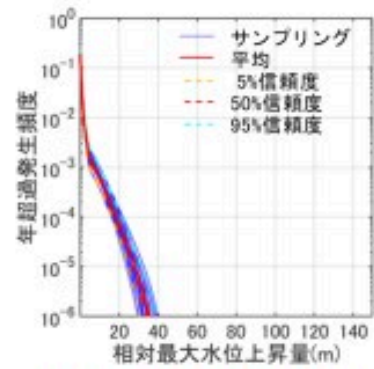


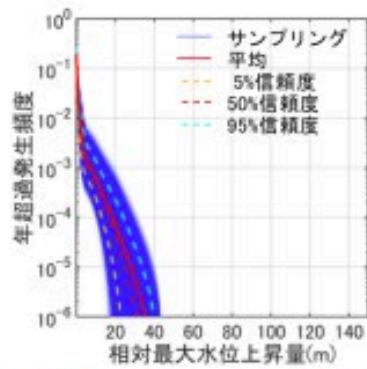
図 2-2-13 日本處理(a)隨機不確定性和(b)認知不確定性的離散方式
(資料來源：杉野英治和阿部雄太 (2022))



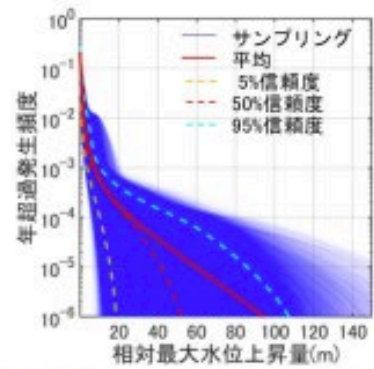
(a) 全て確率モデルの場合



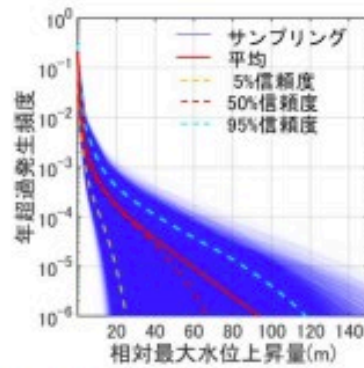
(b) 津波伝播モデル以外の
全て平均モデルの場合



(c) スケーリング則のみ平均モデルの場合

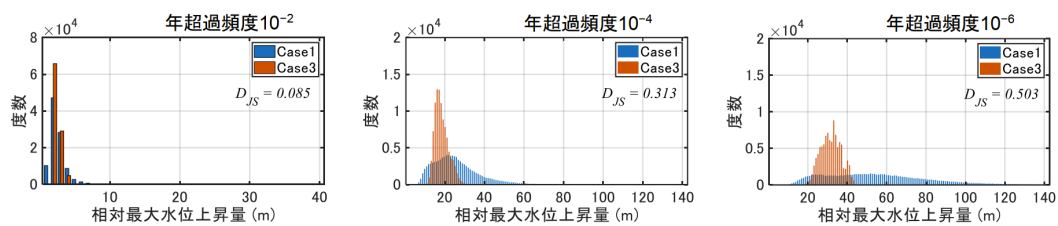


(d) GR則のみ平均モデルの場合



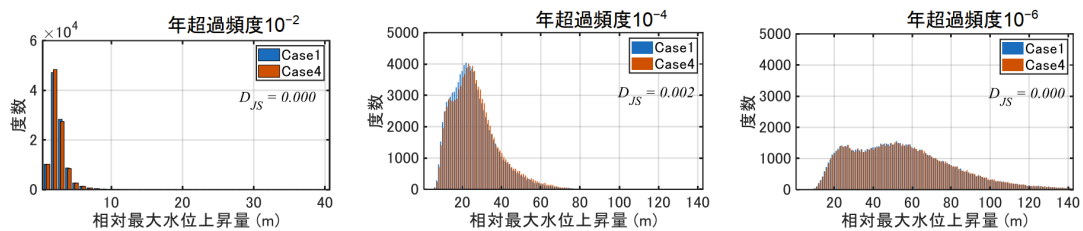
(e) 不均一すべり分布の配置パターンのみ平均モデルの場合

図 2-2-14 日本機率式海嘯危害度分析結果
(資料來源：杉野英治和阿部雄太 (2022))



(b) ケース1対ケース3

圖 2-2-15 日本 case-a vs. case-c (比例定律採用平均模型)



(c) ケース1対ケース4

圖 2-2-16 日本 case-a vs. case-c (GR 定律採用平均模型)
(資料來源：杉野英治和阿部雄太 (2022))

表 2-2-3 日本分析不確定性影響程度的組合設定
(資料來源：杉野英治和阿部雄太 (2022))

	地震規模的比例定律	地震發生頻率的GR 定律	不均勻滑移配置模式	海嘯傳播模型
a	機率模型	機率模型	機率模型	機率模型
b	平均模型	平均模型	平均模型	機率模型
c	平均模型	機率模型	機率模型	機率模型
d	機率模型	平均模型	機率模型	機率模型
e	機率模型	機率模型	平均模型	機率模型

(四)美國和日本地震型 PTHA 方法比較

Thio et al. (2010) 建立了一個地震型 PTHA 方法的框架，考慮了海嘯數值模擬、斷層傾角和滑移分布等多方面的不確定性，並運用格林函數和逆推技術評估超過 10,000 組邏輯樹情境下的海嘯源。PG&E (2010) 則進一步拓展了地震型和海底山崩型 PTHA 的應用，將颱風波浪和潮汐等災害源納入評估，並藉由邏輯樹情境來處理震源位置、斷層傾角和滑移分布的不確定性，並同時提出了處理模式和參數中的偶然和認知不確定性的具體方法。

NUREG-CR7223 (Lynett et al., 2016) 在 Thio et al. (2010) 的研究基礎上進行了案例分析，建議 USNRC 可以採用其方法來執行 PTHA。此外，華盛頓大學工作小組 (University of Washington Working Group, 2017) 提出了一種基於最小二乘法的計算架構，用於評估海嘯源拆解的適用性，從而進一步完善了 PTHA 的技術框架。

儘管 USNRC 並未提出地震型 PTHA 的具體計算方法，但它主要關注於 Thio et al. (2010) 透過格林函數和逆推技術進行的評估方式。然而，Thio et al. (2010) 並未對機率模型的計算方式提供具體框架；相對地，美國核電廠 DCCP 的報告 (PG&E, 2010) 則提出了具體的機率模型架構。

基於 PG&E (2010) 提供的核電廠報告較為完整，因此本計畫將其與日本目前的地震型 PTHA 方法進行比較，探討機率模型方法的差異性，如表 2-2-4。兩國均使用非線性淺水波方程模式來執行必要的海嘯數值模擬，並透過歷史觀測資料與數值模擬水位的比對來計算模式的隨機不確定性 σ_{mod} 。

在模式的認知不確定性方面，美國雖然未實際處理，但提出了使用不同數值模型進行模擬的方式(類似於系集的概念)；日本則是透過考慮斷層破裂時間分布對 σ_{mod} 結果的影響，來表達模式的認知不確定性。

在參數的不確定性處理方面，兩國均採用邏輯樹的方法，但方式有所不同。美國採用平均模型的方式，將模型不確定性 σ_{mod} 和參數不確定性 σ_{par} 組合為 $\sigma = \sqrt{\sigma_{mod}^2 + \sigma_{par}^2}$ 來表示整體影響；而日本則使用樣本化方式，透過 LHS 和層別抽樣法處理不確定性。

綜上所述，兩者的主要差異在於不確定性的表示方式：美國的方法將所有不確定性整合為「一條危害度曲線」，而日本則以樣本化的方式生成「多條危害度曲線」，從而分別表達偶然性和認知不確定性的影響。

為了深入探討美日兩國不同方法的影響，本計畫對杉野英治和阿部雄太 (2022) 所提出的「比例定律模型」和「海嘯波高估算」進行了簡化，並設計了一個參數試驗，以說明兩者在海嘯危害度曲線上的差異。圖 2-2-17 顯示了本計畫測試所採用的兩個比例定律條件，M 模型的權重為 0.3，T 模型的權重為 0.7，標準差分別為 0.616 和 0.584。圖 2-2-18 進一步展示了美國和日本在處理不確定性方面的差異。由於比例定律本身存在隨機不確定性，美國採用不同的模型並對數值模型的結果取平方根後，繪製各個模型的危害度曲線，然後根據權重得到最終的平均危害度曲線。

相對而言，日本的方法則是通過層別抽樣法將比例定律的邏輯樹分支進行離散處理，並使用 LHS 法處理比例模型本身

的不確定性。這種方式的優點在於可以觀察偶然性和認知不確定性對危害度曲線的影響，不僅避免了僅使用單一平均模型結果所帶來的侷限，還能更深入理解不確定性的主要來源。

杉野英治和阿部雄太(2022)假設平均滑移量(D)與海嘯高度(H)之間存在線性關係 (2-2-1)，藉此計算大量樣本。如此，在平均滑移量以外參數未改變的情況下，以數值模擬 D_0 條件所得之 H_0 可得到 γ ，如此即可快速計算出相同位置的離岸海嘯波高 $H = \gamma D$ (2-2-2)。

$$\frac{H}{H_0} = \frac{D}{D_0} = \gamma \quad (2-2-1)$$

$$H = \frac{H_0}{D_0} D = \gamma D \quad (2-2-2)$$

透過比例定律，在給定斷層破裂面積 S 的情況下，可以使用 LHS 法分別計算出 M 和 T 模型的不同平均滑移量 D 。接著，在假設 $\gamma = 1$ 的情況下計算海嘯波高和對應的危害度曲線。圖 2-2-19 至圖 2-2-21 分別展示了抽樣數目為 10、100 和 1000 的結果。在不同的抽樣數量測試中，由於美國的方法採用的是平均模型，故其危害度曲線保持不變。可以觀察到，當抽樣數量較少時（如 $n=10$ ），日本方法的危害度曲線分布範圍較侷限，且其平均後的危害度曲線與美國的平均模型有較大的差異。然而，隨著抽樣數量的增加，不同樣本的危害度曲線分布範圍逐漸擴展，且平均結果逐漸接近美國的平均模型；在 $n=1000$ 時，兩者幾乎一致。

透過這個參數試驗可以發現，日本的方法雖能更充分反映參數不確定性的影響，但需要確保取樣數量充足，否則可能會導致危害度曲線的分布不足，從而影響最終的分析結果。

上述試驗基於海嘯波高與平均滑移量呈現線性關係的假設，但實際情況往往是非線性的。因此，本計畫假設海嘯波高 H 與平均滑移量 D 之間呈現非線性關係，即 $H = D^{1.3}$ ，以進一步探討線性假設不成立所可能帶來的影響。圖 2-2-22 至圖 2-2-24 分別展示了抽樣數目為 10、100 和 1000 的結果。

與前述線性情況類似，充足的樣本數是使用日本方法時需特別注意的關鍵。然而，當平均滑移量與海嘯波高的關係呈現「非線性」時，試驗結果顯示美國方法的「平均模型」和日本方法的「機率模型平均」之結果有所差異。

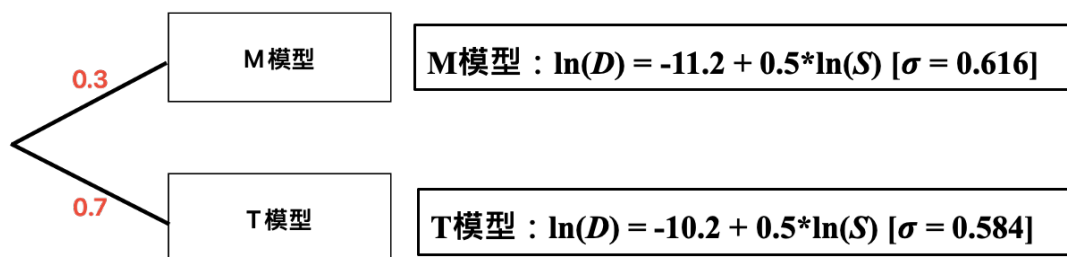


圖 2-2-17 本計畫進行測試假設之比例定律和權重條件

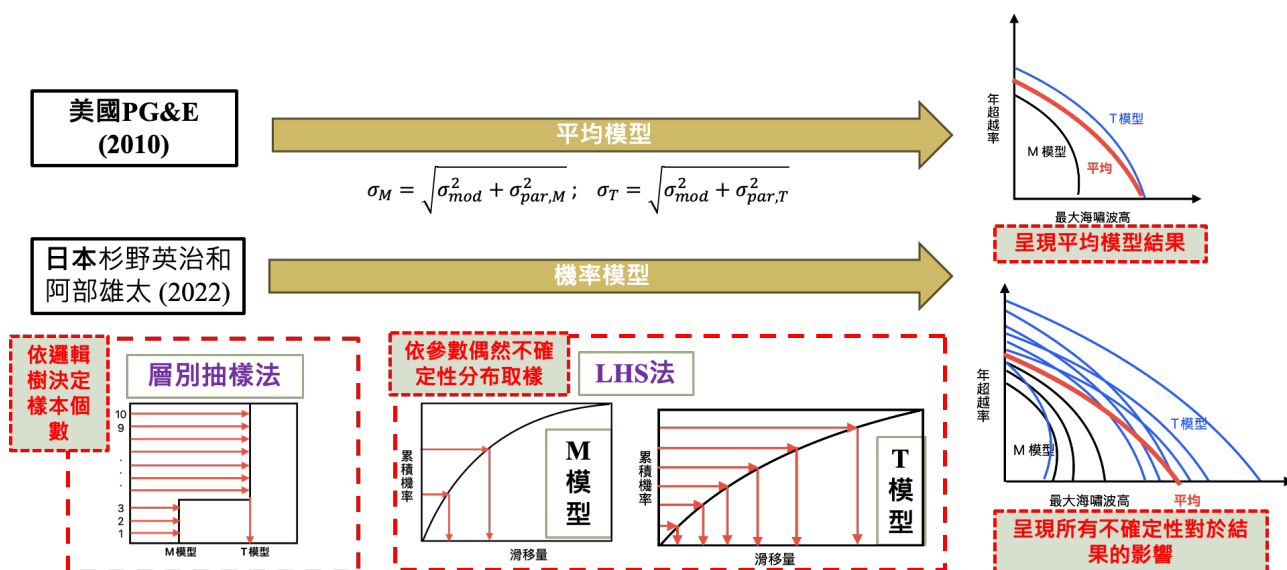


圖 2-2-18 美國和日本處理不確定性方法之差異

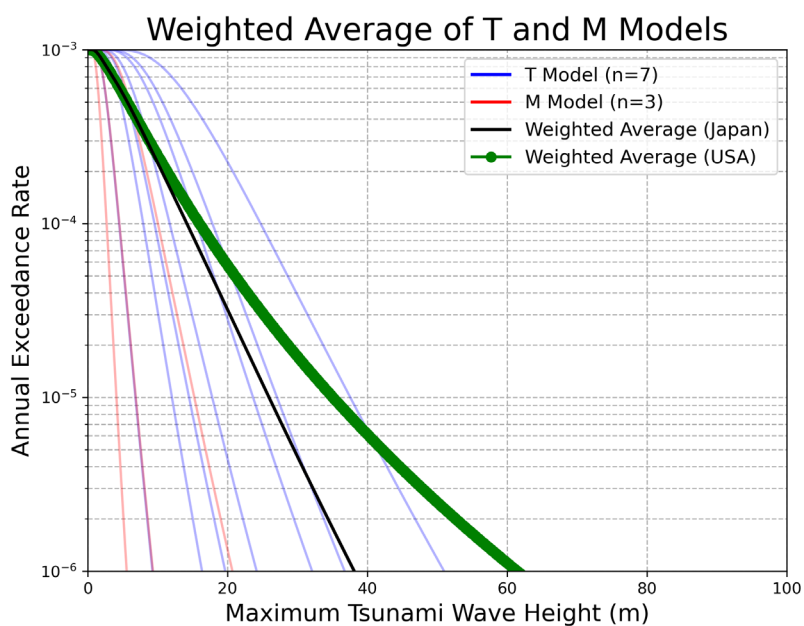


圖 2-2-19 分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線（日本方法抽樣總數 n 為 10），假設 $H = D$

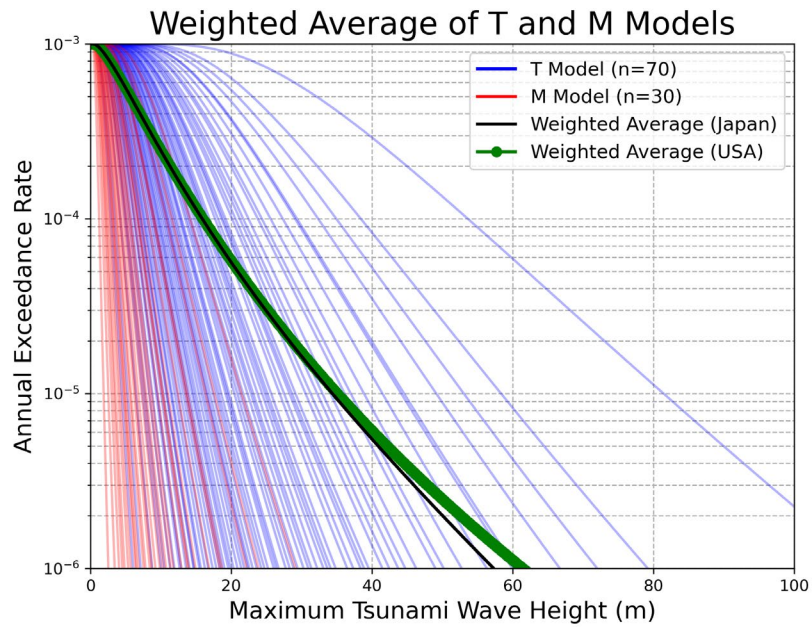


圖 2-2-20 分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線（日本方法抽樣總數 n 為 100），假設 $H = D$

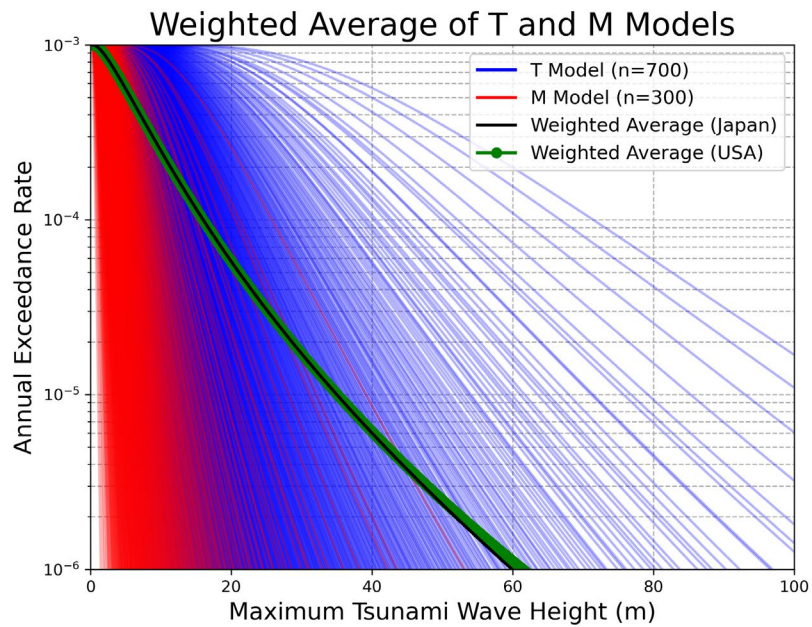


圖 2-2-21 分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線（日本方法抽樣總數 n 為 1000），假設 $H = D$

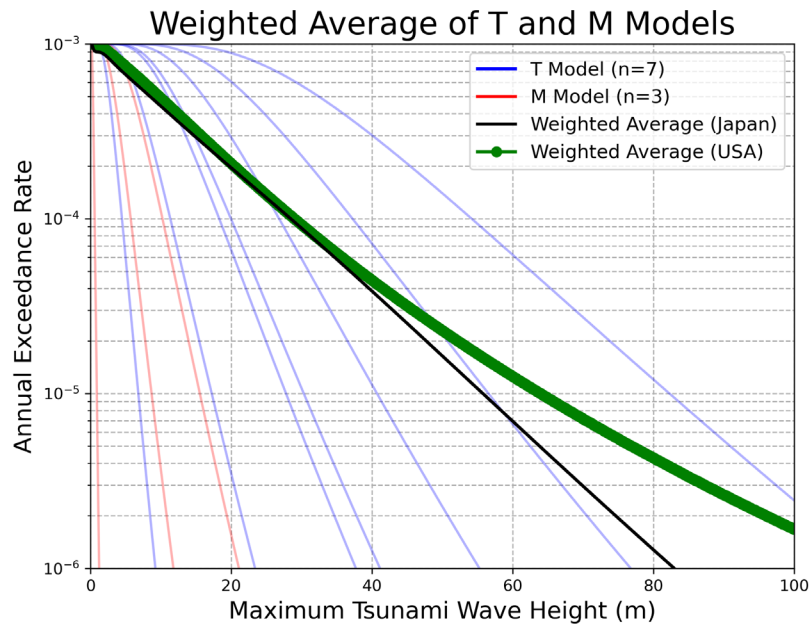


圖 2-2-22 分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線（日本方法抽樣總數 n 為 10），假設 $H = D^{1.3}$

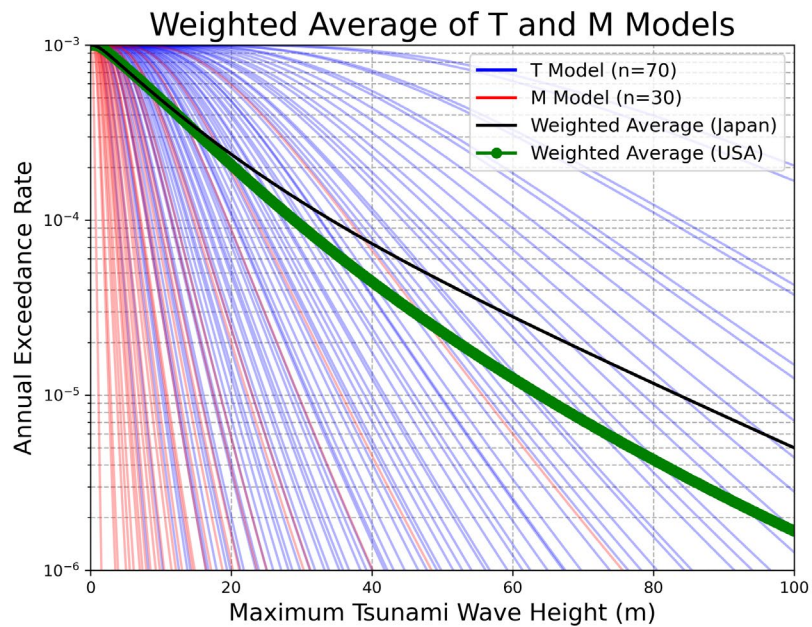


圖 2-2-23 分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線（日本方法抽樣總數 n 為 100），假設 $H = D^{1.3}$

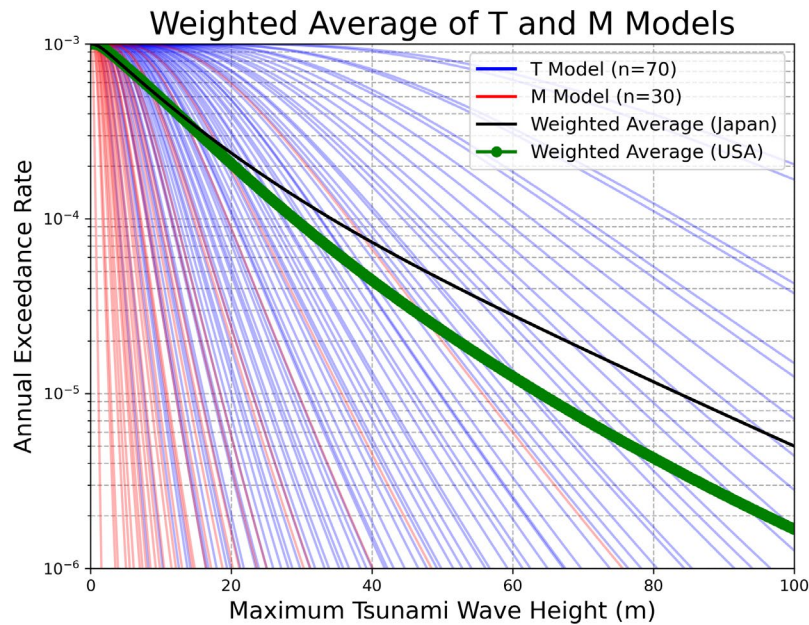


圖 2-2-24 分別以美國和日本方法繪製之危害度曲線（日本方法抽樣總數 n 為 1000），假設 $H = D^{1.3}$

表 2-2-4 日本和美國的 PTHA 方法比較

	美國 [PG&E (2010), Thio et al. (2010)]	日本 [杉野英治和阿部雄太 (2022)]
數值模型	非線性淺水波方程模式	
模式隨機不確定性	模擬歷史地震型海嘯事件，以模擬和觀測資料量化數值模式的隨機不確定性 (σ_{mod})	
參數隨機不確定性	只考慮各模型的平均結果 (σ_{par})	根據參數的平均值和標準差建立「樣本」(LHS 抽樣)
模式認知不確定性	未處理 (可以不同的數值模式進行模擬)	$\sigma_{mod} = 0.20 \sim 0.30$ (斷層破裂時間分布的影響)
參數認知不確定性	邏輯樹	根據邏輯樹建立「樣本」 (層別抽樣法)

(五)小結

日本目前在發展地震型 PTHA 時，特別強調不確定性處理方法的改進。杉野英治與岩渕洋子（2018）提出的特徵波源模型顯示，對於滑移量的空間和時間分布進行不確定性處理，能有效降低整體不確定性。杉野英治與阿部雄太（2022）進一步提出樣本化的處理方式，將不同參數的偶然與認知不確定性納入考量，分析其對於危害度曲線的影響，從而提升了對不確定性來源的理解。他們指出，在所探討的四個參數中，用於評估滑移量大小的比例定律為不確定性的主要來源。這些結果顯示，日本在精進地震型 PTHA 的不確定性處理方面，已取得顯著進展，並將滑移量的空間、時間分布及其經驗公式計算值視為不確定性的重要來源。

相對而言，美國則採用較為簡化的平均處理方式，並未如日本那樣細緻地進行不確定性分析。為探討兩國方法的差異性，本計畫設計了參數試驗進行比較。結果顯示：（1）日本的樣本化方法需確認樣本數量是否充足，以確保結果的代表性；（2）當假設海嘯波高和滑移量呈線性關係時，兩國結果一致。然而，在假設海嘯波高和滑移量為非線性關係時，兩國結果有所不同。儘管目前尚無法明確判斷兩國方法何者更具保守性或可靠性，但從學理上來看，日本的分析方式相對更為周全。

日本現行 2021 年 6 月修訂的「基準海嘯及抗海嘯設計方針的審查指南」雖已納入地震型的 PTHA 分析流程，但未包含 NRA 和 S/NRA/R 的不確定性分析方法。此外，NRA 和 S/NRA/R 報告皆表明若要將內容作為規範基準、評估指導等進行審查或檢查時，仍需經由 NRA 重新作出正式判斷。

另一方面，USNRC 現行 1977 年頒佈的「核電廠洪水設計基準導則 (Regulatory Guide 1.59 Design Basis Floods for Nuclear Power Plants)」尚未納入 PTHA 的評估，並且於其 2022 年發布的修正草案中 (DG-1290) 指出，雖然 ANSI/ANS-2.8-2019 提供了機率式洪水 (包含海嘯) 的分析流程框架，但仍面臨許多技術挑戰，故 USNRC 仍將 PTHA 視為審查的輔助資訊。

雖然，目前美國和日本的核能管制單位 (USNRC 和 NRA) 雖初步納入了 PTHA，但對於其結果仍屬於較保守的態度。值得注意的是，NRA 仍持續進行相關的先導型研究，建議相關管制單位可持續關注其不確定性方面的研究成果。

參、複合型水災事件及核電廠防護

目前國際上複合水災危害度研究尚在起步階段，尤其應用在核電廠核能管制相關之研究上，大多數以單一因子（例如降雨、暴潮、或海嘯）之最大可能發生情境為主軸，搭配其他因子特定條件下進行水災模擬分析，缺乏同時考慮不同水災致災因子的聯合效應，進行複合水災風險分析機制探討。本子計畫主要目的為針對「現有核電廠複合型水災危害度分析方法」與「其他複合型水災危害度分析技術」，進行資料蒐集與研析，並研提相關比對差異建議，作為未來核電廠水災相關核能管制之參考。本計畫資料蒐集與分析內容分述如下：

一、美國現有核電廠複合型水災危害度分析方法資料蒐集及研析

(一)現行水災危害度評估案例

全美國核電廠根據美國核能管制委員會(USNRC)於2012年3月12日發布的10 CFR 50.54(f) 信函進行水災危害評估，該評估報告分為兩個階段。第一階段報告需提供之資訊包含「廠區資訊」、「水災再評估」、「比較現行與再評估分析結果」、「期中評估及措施」和「其他措施」，共五個部分；第二階段為如有必要，則根據第一階段的評估結果，決定是否有採取其他監管措施之必要，例如更新設計基準和結構、系統、組件(Structures, Systems, and Components, SSCs)，以抵擋重新評估後之地震和水災危害。

針對上述兩個階段，美國核電廠被要求分別提交「水災危害再評估報告(FHRR, Flood Hazard Reevaluation Report)」，用於重新評估核電廠面臨的水災危害，以及「水災影響評估程序(FIAP, Flooding Impact Assessment Process)」。第二階段根

據 FHRR 的評估結果，依照 NEI 16-05 (2016) 所規定的流程進行初步分析，並根據不同的評估路徑提交重點評估報告或綜合評估報告。美國沿岸共有 9 座核電廠，分布於 1 座西岸和 8 座東岸。由於這些核電廠皆位於沿岸地區，因此必須對暴潮、風浪和海嘯等水災機制進行評估。根據水災危害再評估報告（FHRR）的結果，若某核電廠的水災機制超出現行執照基準（CLB），則需依照 NEI 16-05 (2016) 進一步評估並提交相應報告。

在水災機制評估要點中有指出各不同的水災機制評估之重點，包含：局部強降雨、溪流及河川氾濫、潰壩、暴潮、盪漾、海嘯、冰引致水患、河道變遷等。此外，亦有提及複合災害機制影響，並指出該複合型水災情境需參酌 ANS-2.8(1992) 報告內容。除 ANS-2.8 (1992)所述之情境外，根據特定地點考慮其他合理的複合情境，並需考量其他水災機制和地點的影響。

以 DCPD(Diablo Canyon Power Plant)核電廠為例。DCPD 的 FHRR 顯示其超出標準的僅為局部強降雨，並提交重點評估報告。DCPD 依照 USNRC (2012) 要求，在 PG&E (2016) 報告中詳細說明各種水災機制的評估，分為「報告背景」、「廠區資訊」、「水災危害再評估」、「現行執照基準（CLB）與再評估結果的比較」、「期中評估及措施」和「其他措施」。該研究針對每種水災機制進行現行基準和再評估結果的說明，並分析期中和其他減災措施。

- 1.局部強降雨 (LIP)：CLB 中設計可應付每小時 4 in 的可能最大降雨 (PMP)，但再評估顯示每小時 4.5 in，重現期為 1.29 億年。使用 FLO-2D 模型進行分析，結果顯示部分區域會溢淹，採臨時減災措施（如沙袋和氣象預報）因應。

- 2.溪流及河川氾濫：CLB 假設 24 小時內降雨 16.6 in，洪水沿 Diablo Creek 流動，最高水位 6 ft。再評估更新 PMP 為 18.2 in，PMF 水位為 8 ft，仍低於廠址高程，顯示安全。
- 3.潰壩：無潰壩危害的可能性。
- 4.暴潮：CLB 使用三維水工試驗，顯示最大波高 45 ft。再評估採 SWAN 模擬，考慮 10% 超越機率的高潮位，顯示最大波高 44.6 ft，仍在安全範圍內。
- 5.盪漾 (Seiche)：RWSR 的盪漾影響評估顯示最大水量損失無法影響運轉，結果安全。
- 6.海嘯：CLB 考慮遠域和近域海嘯。再評估使用二維海嘯模式，考量海平面上升和防波堤毀損情況，結果顯示水位變動和動力效應均在安全範圍內。
- 7.冰引致水患與河道變遷：無相關水災危害。
- 8.複合影響：CLB 探討海嘯、颶風波浪和暴潮等情境。再評估依據 USNRC 指示，考量降雨、沿岸水災及海嘯的組合效應，並分別在不同機制的評估中進行整合分析，結果顯示安全。

根據 DCPD 分析可知，該核電廠水災評估方式不僅計算單一水災機制的影響，還依據 USNRC (2011)指示納入了複合災害的分析。考慮了多種水災機制之間可能的聯合作用，並根據不同情境進行綜合評估，以確保核電廠在面對複合災害時的安全性。這樣的評估方式能夠更全面地反應潛在風險，並有助於制定更有效的減災措施。由上所述，可知目前美國現行核電廠複合型水災危害度評估主要有參考 USNRC (2011)導則內容。以下彙整該導則內容相關資訊。

該報告由美國核能管制委員會（Nuclear Regulatory Commission, NRC）的核能研究辦公室委託太平洋西北國家實驗室（Pacific Northwest National Laboratory, PNNL）完成。其主要目的是提供估算核電廠場址設計基準洪水（Design-Basis Flood, DBF）的方法，以確保核電設施在面對極端洪水時的安全性。設計基準洪水是由一個或多個水文氣象、地震或結構失效現象引起的洪水，這些現象會對核電廠的重要安全結構、系統、組件（Structures, Systems, and Components, SSCs）構成最嚴重的危害。事實上，美國不同單位根據其業務用途皆有不同設計基準洪水的方法，美國陸軍工兵團（USACE）、美國墾務局（Reclamation）和聯邦能源管理委員會（FERC）估算設計基準洪水，進行洪水控制結構、大壩、供水基礎設施和堤壩的安全評估；美國能源部（DOE）估算設計基準洪水，以確保其設施相關結構、系統和組件的安全；聯邦緊急事務管理署（FEMA）則確定設計基準洪水，在嚴重洪水事件後進行應急行動計劃。

NRC 採用了「可能最大事件」的概念來設計基準洪水。可能最大事件是某地點可能發生的最嚴重的合理事件，超過了所有歷史上觀察到的事件的嚴重程度，例如 PMF（Probable Maximum Flood）是由 PMP 事件產生的假設性洪水，PMSS（Probable Maximum Storm Surge）是由可能最大颶風（Probable Maximum Hurricane, PMH）或可能最大風暴（Probable Maximum Windstorm, PMWS）產生的，類似的概念可適用於可能最大海嘯（Probable Maximum Tsunami, PMT）。本報告提出一種新方法，即分層危害評估（Hierarchical Hazard Assessment, HHA）方法，專門用於估算特定場址的設計基準洪水危害指標。HHA 是一種逐步精細化的場址特定危害估算

方法，利用最保守且與現有數據一致的假設來評估 SSCs 的安全性。分析過程中，如果場址未被任何現象引發的洪水淹沒至對 SSCs 的安全運行至關重要的高度，則認為 SSCs 不會受到洪水威脅（ANS 1992），無需進一步的洪水危害評估。然而，如果評估任何安全相關 SSCs 可能受到不利影響或風險，則應針對可能極端事件進行危害評估，過程中可能需要多次迭代洪水危害評估，每次評估都基於納入更多場址特定數據的分析，以證明即使在保守假設下，評估的極端事件危害仍不會對安全相關 SSCs 產生不利影響。如果在已用完所有現有數據的情況下，仍然導致安全相關 SSCs 的暴露或不利影響，則應採取洪水保護措施來保護受影響的 SSCs。

Hierarchical Hazard Assessment (HHA) 流程步驟如圖 3-1-1 示意：

1. 估算 PMP。
2. 使用最保守的假設進行建立計算模型進行逕流計算。
3. 估算 PMF 水面高程是否超過 SSCs 的關鍵標高？
4. 若 PMF 水面 < SSCs 高度，停止 HHA，代表 SSCs 的安全性無虞。
5. 若 PMF 水面 > SSCs 高度，確認是否有更多現地資料，例如入滲、河道演算等資料可加入模型，重新計算 PMF？
6. 若無更多現地資料可加入模型，停止風險分析，為曝險的 SSCs 提供洪水防護。
7. 若有更多現地資料可加入模型，使用新的現地資料來細化逕流模型，重新計算 PMF。

8.重複 3~8 步驟。

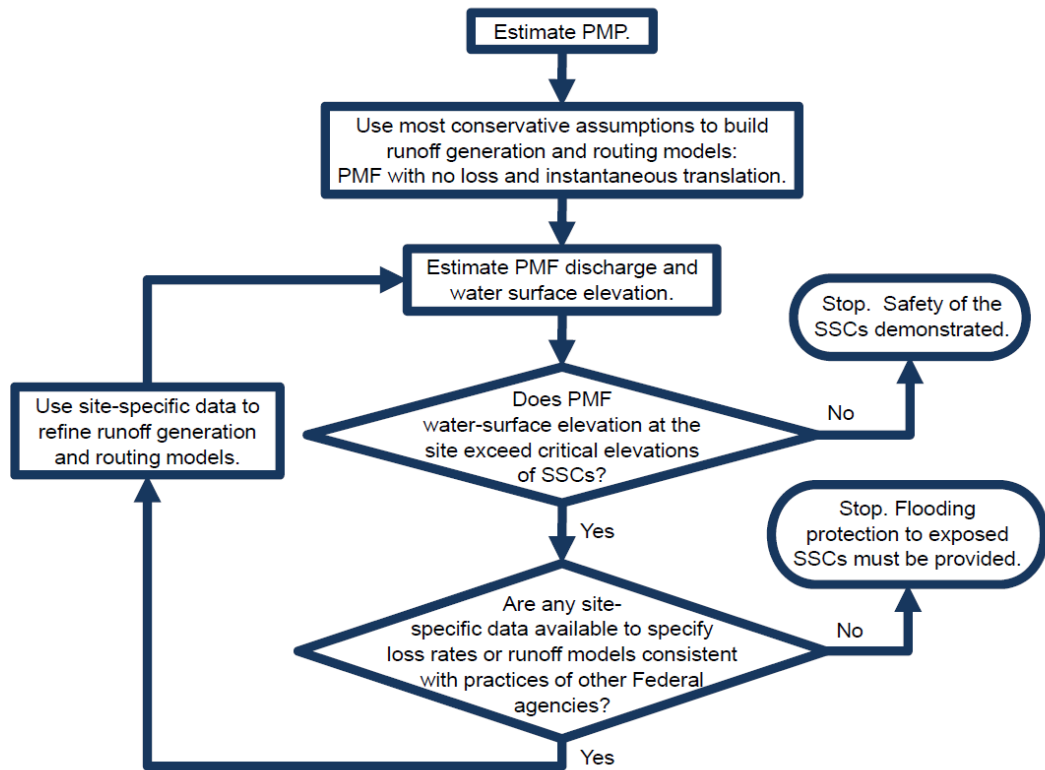


圖 3-1-1 最大可能洪水下之 HHA 評估流程圖(NRC, 2011)

本報告列舉一個 HHA 計算範例，假設所需要保護的核電廠場址位於流域下游，受到上游集水區 PMF 可能造成的淹水風險，而核電廠的 SSCs 位於正常水面高度之上的相對高點。HHA 方法可分為以下步驟：(1) 蒐集並估算上游流域的 PMP 降雨歷線；(2) 進行第一次迭代：以最保守方法計算 PMF，假設事件期間無降水損失，且流域中任何部分產生的降雨逕流即時經由河道網絡傳輸、無延遲地抵達場址，如此可求出最保守的計算結果（無損失最大化了逕流體積，無延遲最大化了峰值流量）。此外，假設入流歷線在通過水庫時不會衰減，使用寬頂堰流公式計算峰值流量對應的水庫水面高程。若計算結果若顯示水庫水面高程低於 SSCs 的安全高度，則停止計算，否則進

行第二次迭代；(3) 第二次迭代：引入水庫演算同時保持其他假設不變，初始水庫水面高程假設為滿池水位，利用水庫容量、高程、流量關係曲線進行水庫演算，可減少大壩和溢洪道的峰值流量，使得計算結果的水面高程低於之前計算的值，若計算結果顯示淹沒程度減少了，但 SSCs 地點仍被淹沒，則進行第三次迭代；(4) 第三次迭代：帶入單位流量歷線曲線生成徑流，考慮洪水期間的非線性流域反應，進一步減少了前次迭代計算的峰值流量，重新計算 PMF；(5) 添加波浪效應到 PMF 靜水高程上：如果複合效應水面高程不超過 SSCs 標高，則證明了地點是安全的，不需要為 PMF 事件的洪水危害進行防護。如果複合效應水面超過了 SSCs 標高，則使用更多現地資料進行計算，如果在使用所有可用調整後仍會淹水，則針對該 SSCs 指定洪水防護選項。

美國核能學會 (ANS) 指出，單一的洪水成因事件不足以作為核反應爐的設計基準 (ANS 1992)，複合洪水致災因子可能同時發生，例如，降水事件引發的洪水可能與風引起的波浪同時發生，尤其在沿海地區，降水事件可能由颶風引起，因此可能與風暴潮同時發生，而高潮位也可能與颶風引起的風暴潮和海嘯結合。然而，由於極端 PMF、PMSS、PMT 極為罕見，因此在確定洪水危害時，除非兩個因子明確存在依賴性或來自共同原因，否則不應將其可能最大事件結合使用，例如，地震事件不應與降水事件結合使用，可能具體的組合詳情見於表 3-1-1，表中的洪水因子僅應有一個是可能最大事件，而其他應為更常見的事件。ANS 認為這些組合的超越概率應低於 10^{-6} (ANS 1992)，但尚未完成嚴格統計分析。

表 3-1-1 ANS 複合水災情境設定(NRC, 2011)

致災因子	編號	河川流量	降雨	洪水	潮位	暴潮	風浪	海嘯
降雨	H1.1	月平均流量	0.5 PMP 或 500y				2y	
暴潮	H3.1				超越機率 10% 高潮位	PMS		
	H3.2.1			0.5 PMF 或 500y	超越機率 10% 高潮位	歷史最大		
	H3.2.2			PMF	超越機率 10% 高潮位	25y		
	H3.2.3			25y	超越機率 10% 高潮位	PMS		
	H3.2.4			PMF	超越機率 10% 高潮位	PMH		
海嘯	H5.1				超越機率 10% 高潮位			PMT
	H5.2.1			25y			2y	PMT
	H5.2.2			PMF			2y	觀測最大海嘯 溯升
	H5.2.3	平均每 月流量					2y	SSE 引 起的近 域海嘯 溯升
	H5.2.4			25y			2y	OBE 引 起的近 域海嘯 溯升

(二)機率式水災危害評估案例

機率式水災危害評估（PFHA，Probabilistic Flood Hazard Assessment）的主要目標在於評估核設施在各種水災情境下的風險，確保其設計和運營能夠有效抵禦潛在的洪水威脅。該評估方法運用聯合機率分布概念，將多種水災來源（如降雨、水位、風暴潮、波浪等）的影響進行綜合分析。這種整合方式考慮了不同水災事件可能同時或連續發生的情況，從而提高核設施的安全性，並為相關決策提供可靠的科學基礎。

美國核學會（ANS，American Nuclear Society）在其 2019 年發布的評估報告（ANSI/ANS-2.8-2019）中提出了一個評估框架，使用機率方法來識別和評估核設施的設計基準洪水危害。與早期的 1992 年版本（ANS-2.8-1992）不同，該版本以前採用的是定論式方法，專注於評估可能的最大洪水事件，如河川的極端洪水、地震引發的大壩失效洪水、最大風暴潮及長波等，或由這些事件合理組合所引發的最嚴重廠址洪水。然而，這種定論式方法未能充分利用機率概念，導致對洪水風險的分析存在局限性。因此，ANS 在 2002 年對該標準進行定期審查後，認為其需要修訂，並正式將其撤回。

實際事件，如 1999 年布萊亞斯核電廠（Blayais Nuclear Power Plant）事件、2005 年卡崔娜颶風（Hurricane Katrina）事件，以及 2011 年福島核災（Fukushima Incident），均暴露了核設施在極端自然災害面前的脆弱性，促使全球核能行業和監管機構重新審視並加強核設施的設計基準，尤其是在應對洪水和地震等極端事件方面。這些經驗進一步推動 ANS 採用機率式水災危害評估（PFHA）及其他風險評估方法，提升核設施的安全性。

在 ANSI/ANS-2.8-2019 報告中，特別強調使用科學模型來定量分析洪水的發生頻率和規模，同時考慮隨機不確定性（Aleatory）和認知不確定性（Epistemic）。這種方法反映了過去教訓的應用，旨在更全面地評估洪水風險，確保設施設計和安全決策能夠應對各種洪水來源（如暴雨、風暴潮、海嘯等）的挑戰，並透過量化不確定性來支持設計和應急計劃的制定。這份標準與前期評估報告相比有以下幾個主要不同之處：

- 1.適用範圍擴展：標準的適用範圍擴大至所有核設施，而不僅限於核電反應器。
- 2.機率性評估：該標準取代了過去規定的「可能最大」方法，採用「機率性」方法來分析洪水危害的發生頻率和規模。因此，標準強調進行機率式水災危害評估，並開發廠址的機率性危害頻率曲線。此過程的一個重要組成部分是對不確定性的處理。
- 3.涵蓋範圍擴展：標準的範圍擴展到包括海嘯評估。

該報告旨在提出核設施機率式水災危害評估（PFHA）的要求，主要考量可能對核設施構成威脅的各種洪水來源和機制。PFHA 的結果可結合相關監管機構的要求，用於評估核設施的設計基準洪水（DBF），或對與安全相關的結構、系統和組件（SSCs）進行風險評估。此外，PFHA 結果還能作為外部洪水機率風險評估（PRA）的關鍵輸入，用於制定緊急應變計劃，評估安全相關的 SSC 及場址的脆弱性，並設計防洪或減災系統。PFHA 的評估重點針對外部洪水災害（External Flood Hazard），其來源和機制包括：局部強降雨、河川洪水、水壩或

堤防及其他蓄水結構的水釋放、風暴潮、海嘯與長波(Seiche)、以及複合型事件等。

該外部洪水危害評估框架，採用用分級方法，以便篩選出不構成可信威脅的洪水來源或機制，並將其排除再進一步分析之外。此外，由於洪水危害機制的複雜性及其分析所需的數據、模型和方法，評估過程往往需要專家對模型輸入和方法中的不確定性進行定量評估及解釋。這樣的框架確保評估方法根據設施風險和複雜性進行適當調整，從而提供可靠的風險分析結果。評估流程如圖 3-1-2 所示，其概述評估過程中涉及的各個要素，其包括從初始數據收集與洪水來源篩選分析，到詳細的機率性洪水危害評估、同行審查和最終文件撰寫等各個步驟，提供一個完整的分析框架來支持核設施的防洪設計和決策。

1.場址、本地及區域數據收集：評估過程中需收集場址和區域的資訊，如數據和洪水相關文件，以識別和評估設施周邊的洪水來源，並進行危害估算。對於與現有核設施共址的場址，需審查設計文件和安全分析報告，並考慮新數據（如最新地形測量）對設計的影響。數據收集是需要反覆且持續進行的工作，隨著危害度評估的持續進展，數據需求會演變，以確保使用最相關和最新的資訊。

2.潛在洪水來源及機制識別：收集設施或場址（包括區域性數據）的所有相關資訊後，需對這些資料進行審查，以識別所有潛在的洪水來源和機制。這步驟決定哪些水災來源和機制需要進一步進行場址特定分析。對於每個水災要素，需識別可能出現的洪水來源和機制特徵。例如，對於大型水體（如湖泊或海洋），潛在的洪水機制可能包括長波、海嘯或風暴潮。此外，需記錄每個洪水來源的位置、與場址的距離

及其與設施的相對高度差異。此步驟的結果是一個詳細的潛在洪水來源和機制摘要，描述洪水如何傳播並影響場址或設施，且其成果將在洪水篩選分析中使用。

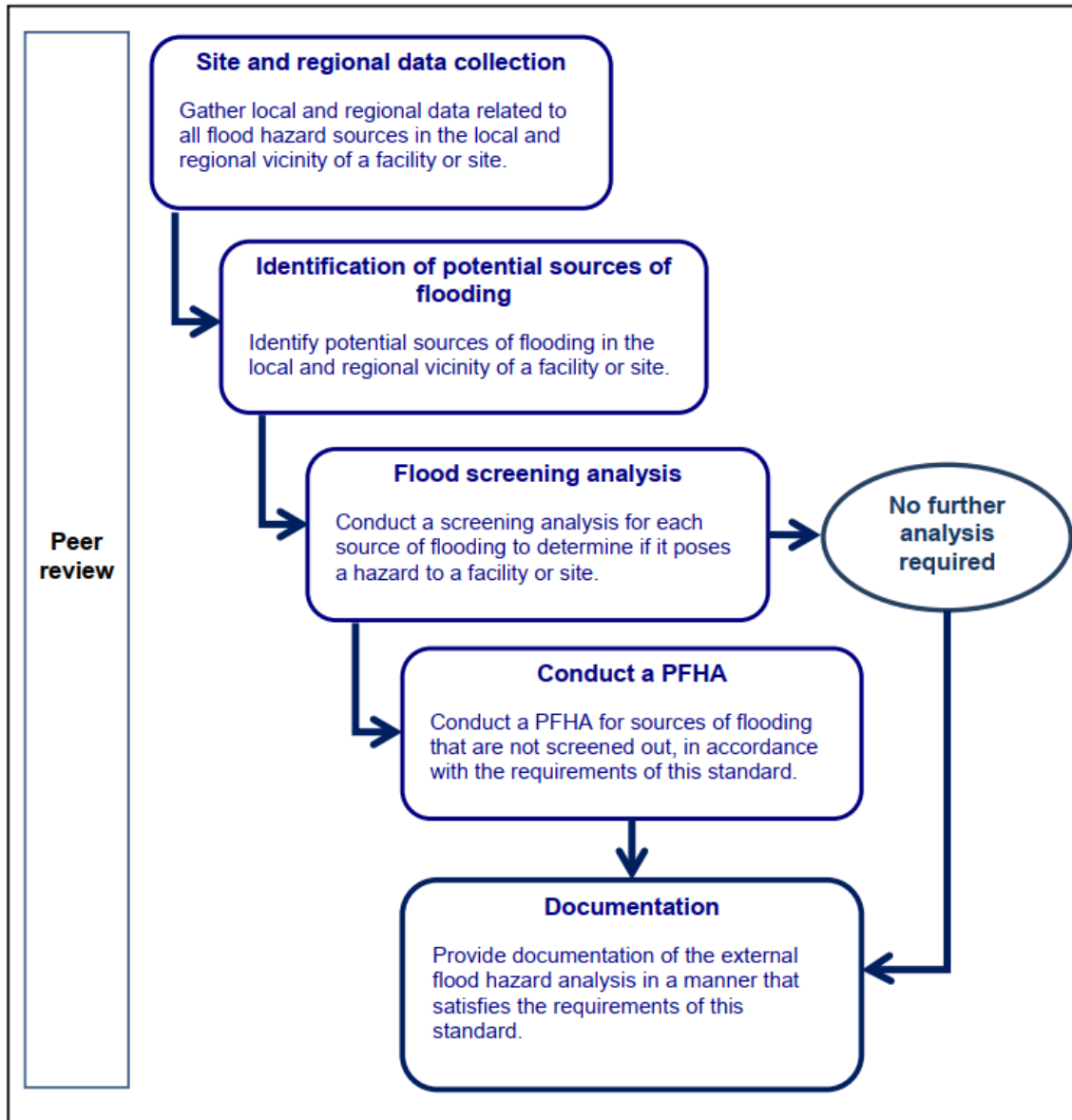


圖 3-1-2 外部洪水災害評估流程圖

3.篩選分析：場址周圍的每個洪水來源和機制，以及可能的洪水來源組合，原則上都應在 PFHA 中考量。然而，實際情況中，並非所有洪水來源或機制都對特定場址構成威脅。例

如，某些物理條件可能排除某種特定洪水機制，或者使用保守方法可以證明某機制的發生頻率極低，因此無需納入考量。在這些情況下，這類特定的洪水來源或機制及其可能引發的危害可以不在 PFHA 中考慮。不過，基於頻率的篩選標準可能需要與相關監管機構達成一致。篩選分析是一種高效的評估方法，用於判斷洪水來源是否對設施或場址構成威脅，並決定其是否應納入 PFHA 或可以排除進一步分析。然而，在此階段管制機關需針對其新舊版同行審查高階要求（High-Level Requirements, HLR）和支援要求（Support Requirements, SR）進行研析，以確保篩選分析的完整性和精確性。

4. 機率式水災危害評估（PFHA）：於上一個步驟中，無法篩選掉的洪水來源和機制必須在 PFHA 中進一步評估。PFHA 旨在量化這些未篩選的外部洪水危害機制超越特定值的頻率，特別是那些可能對設施構成威脅的機制。PFHA 將劃定場址特定的機率性洪水危害曲線，例如洪水的最大深度、流速、達到峰值的時間、淹沒持續時間以及退水期，並量化這些危害的發生不確定性。PFHA 通過量化隨機不確定性和認知不確定性，來描述並支持洪水危害的特徵和評估結果的應用。
5. 同行審查：目的是確保所進行評估的技術合理性，以及評估過程是否按照適當的程序進行。此外，同行審查還需評估文件是否完整，並驗證是否使用了結構化的過程來處理認知不確定性（Epistemic Uncertainty）。PFHA 的同行審查要求，包括確保不確定性評估的規範性。

6.文件撰寫：為確保分析過程具有可追溯性和再現性，以滿足使用者的需求，以及同行審查和監管的要求。PFHA 的文件應完整記錄所有評估步驟和結果，並符合相關規範。

二、其他複合型水災危害度分析技術方法資料蒐集及研析

近年來，有許多研究針對複合型水災危害度評估方法進行探討，本計畫蒐集兩篇文獻來進行研析。第一篇主要針對複合型災害的方法進行綜述，由此可較易理解複合型災害評估的技術內容(Tilloy et al., 2019)。本文分析 1980-2018 年 146 篇文獻中，有關於 14 種自然災害（地震、山崩、火山爆發、降雨、颶風、雷暴、洪水、海嘯、乾旱等）之相關性量化方法。藉由此文獻數據庫識別，將災害相互關係分為五種類型，包含誘發型（Triggering）：一個災害直接引發另一個災害；改變條件型（Change condition）：一個災害改變環境條件，使另一個災害更容易發生；複合型（Compound Hazard）：兩個或多個災害同時或近似同時發生，且共同作用；獨立型（Independence）：兩個災害在空間或時間上相互獨立，但同時發生；互斥型（Mutual exclusion）：兩個災害之間具有排他性，即一個災害的發生會減少另一個災害的發生機率。

傳統上，不同自然災害相互關係主要可用三種模型描述，包含機率模型（Stochastic Models）、經驗模型（Empirical Models）、以及物理模型（Mechanistic Models）。機率模型使用隨機變量來量化災害之間的相互關係，包含多變量模型（Multivariate Models）與 Copula 模型兩類，適合描述兩個或多個災害的相互依賴性，其中 Copula 模型既可作為機率模型，也可作為經驗模型，特別適用於複合災害分析。經驗模型乃基於實際觀測數據，通過相關

性或回歸技術來量化觸發關係，例如依賴性測量（Dependence Measures）及回歸模型（Regression Models），前者通過統計（例如皮爾遜相關係數）量化災害之間的依賴性，後者使用回歸分析技術，來量化一個災害對另一個災害的影響。物理模型乃基於物理機制和數學公式，模擬不同災害之間的物理交互作用，例如概念模型（Conceptual Models, E）乃基於簡化的物理模型來描述災害過程，物理模型（Physical Models, F）則是基於物理定律來模擬災害過程，如流體動力學模型，適合用於模擬具體的災害過程（如海嘯、洪水的動力學過程）。各模型可歸納如圖 3-2-1 所示。

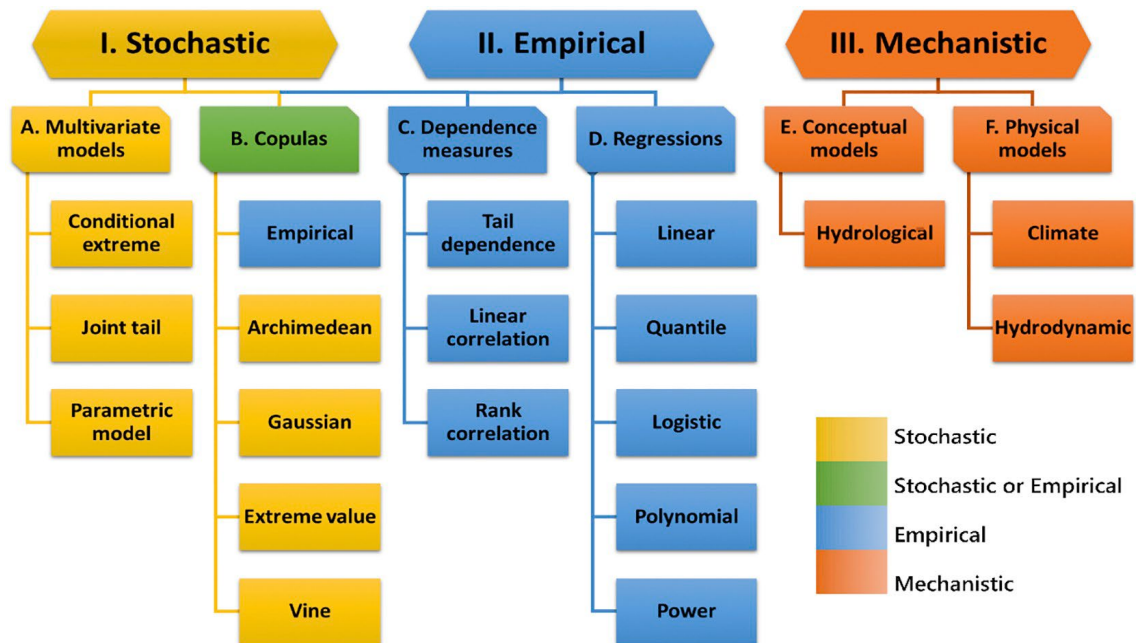


圖 3-2-1 自然災害相互關係模型分類

該研究使用兩個相關性矩陣來分析 14 種自然災害間的相互關係，其一為連鎖災害（Cascading hazards）矩陣，指一個災害發生後誘發或改變環境，進而引發另一個災害。如圖 3-2-2 所示，A 災害總是發生在 B 災害之前，例如，地震後可能會引發山崩，或者極端降雨後增加山崩的風險；紫色表示 A 災害會改變環境

條件，使 B 災害的發生機率增加。例如，地震可能會削弱土壤的穩定性，增加後續山崩發生的可能性；白色（問號）表示災害之間的相互關係存在爭議或不確定性；灰色表示兩個災害之間沒有顯著的時間性或因果關係。以上這些連鎖關係可以用機率模型 S、經驗模型 E 和機制模型 M 來描述。其二為複合災害矩陣（Compound hazards），指不同災害同時發生時的複合效應，不涉及時間順序，如圖 3-2-3 所示。橘色表示災害 A 和災害 B 之間存在複合災害關係，兩者有統計上的依賴性，例如，海嘯和地震經常在相同地理區域內同時發生，因為海嘯通常是由地震引發的；而颱風可能會伴隨極端降雨和風暴潮，導致複合洪災。此等複合災害具有統計上顯著的依賴關係，已有 12 種關係可使用 S（機率）、E（經驗）或 M（機制）來量化。白色（問號）表示兩個災害之間的相互關係尚不清楚。灰色表示複合災害關係可能不存在，但連鎖災害關係可能存在。

第二篇文章則是將上述的 Copula 方法實際進行複合型災害評估，此研究主要是針對風暴潮與強降雨的複合型災害 (Hsiao et al., 2021)。

在氣候變遷的影響下，颱風強度、海平面上升以及海水蒸發量增加，造成風暴潮與降雨強度同步提升，導致世界各地頻繁出現風暴潮與降雨交互作用引發的複合洪災。這些複合洪災主要由三種機制引發：(1)河口地區的河流高流量和風暴潮同時作用，推升水位上漲；(2)沿海地區在極端風暴潮加上中度降雨的情境下，洪災多由海水越過防波堤引發，並且受到降雨量的加持；(3)當大雨與中度風暴潮同時發生時，風暴潮會阻礙或延緩排水，進而加劇內澇現象。隨著氣候變遷的影響擴大，如何進行複合洪災的評估成為一個重要議題。在過去三十年裡，澳大利亞 (Zheng et al., 2013)、中國 (Xu et al., 2014)、美國 (Wahl et al., 2015) 和摩洛哥 (Zellou and Rahali, 2019) 等沿海地區的統計研究已證實風暴潮和降雨間的相關性。

儘管風暴潮與降雨的複合作用已經獲得關注，但針對複合洪災的系統性風險評估研究仍然稀缺，現有部分文獻僅關注於風暴潮 (Cristie 等，2017；Sajjad 等，2020) 或海平面上升 (Antunes 等，2019；Dinh 等，2012) 對沿海洪災的影響，卻忽略了與降雨的複合作用。填補這一研究空缺並非易事，因為進行此類評估需要耗費大量計算資源，並且結合聯合概率理論、數值模擬、氣候預測以及數據處理，才能估算在不同風暴潮與降雨情境下的在地洪災風險。該研究提出了一個綜合的通用框架，旨在進行初步的複合洪災風險分析，以四種風暴潮和降雨情境來推估複合洪災的上下限，藉此了解其潛在範圍和變異性，以評估是否需要進一步的複合災害減災評估。

為模擬沿海複合洪災，該研究耦合了 SCHISM 模型（Zhang et al., 2011）與 COS-Flow 淹水模型（Jang et al., 2018）進行海岸複合淹水的模擬。在氣候變遷情境的設定上，採用了 IPCC AR5（第五次氣候變遷評估報告，2013）中 10 種大氣環流模型（GCMs），並將其轉換至西太平洋區域。經過頻率分析，可以得到每個大氣環流模型在基期和氣候變遷下 50 年重現期的波高和風暴潮高度增加比例，並將其與波浪和潮汐的設計水位歷線疊加後，作為 SCHISM 的風暴潮近岸模擬邊界條件。在降雨情境分析中，則使用 IPCC AR5 中 RCP 8.5 情境下的大氣環流模型生成的月降雨數據，依據雨量站的歷史無因次雨型分佈，計算出基期和氣候變遷下 50 年重現期的 24 小時設計雨量歷線，解析度為 5 公里。

分別針對基期與氣候變遷下「無降雨、僅暴潮達到 50 年重現期」及「暴潮與降雨同時達到 50 年重現期」四種極端情境下淹水潛勢模擬結果，如圖 3-2-4 所示。圖中 P_t 和 F_t 分別假設暴潮和降雨相互獨立，因此沿海淹水的聯合重現期等於暴潮的重現期，且由於不考慮降雨，可代表「極端下限情境」，而 $P_{(t+r)}$ 和 $F_{(t+r)}$ 則假設暴潮和降雨之間完全相關，因此當沿海淹水的聯合重現期達到 50 年時，暴潮和降雨量也同時達到 50 年重現期，因此稱為「極端上限情境」。事實上，暴潮和降雨量之間存在一定的關聯性，但這種關聯並非絕對相關，因此真實的 50 年重現期複合淹水介於極端下限情境和極端上限情境之間。

該研究採用風險三角模型（Crichton, 1999），將淹水風險分解為危害度、暴露度和脆弱性三個核心要素，並針對海岸淹水進行了細緻的風險分析。危害度表示在特定洪災事件中預期的淹水範圍和深度；暴露度則反映出受洪水威脅的人口和財產的數量和

價值；脆弱性則衡量遭遇淹水後的損害程度。該研究以村莊為評估單元，設置了 2 個危害度指標、4 個暴露度指標和 6 個脆弱性指標。

危害度指標包括淹水深度和淹水面積比例，這些數據可直接從淹水模擬結果中獲得；暴露度則由社會經濟特徵如人口密度、教育水準、撫養比和企業收益來衡量；脆弱性指標則包括可能加劇淹水影響的環境因素，如地勢高度、坡度、潮差、地層下陷速率、海岸侵蝕速率以及土地使用模式等。各指標分級後經加權平均計算，最終產生五個等級的綜合淹水風險結果，如圖 3-2-5 所示。分析結果表明，在僅考慮風暴潮的情境（ P_t 和 F_t ）下，淹水風險相對較低；而納入風暴潮與降雨共同作用的複合效應情境（ $P_{(t+r)}$ 和 $F_{(t+r)}$ ）後，淹水風險顯著提升。

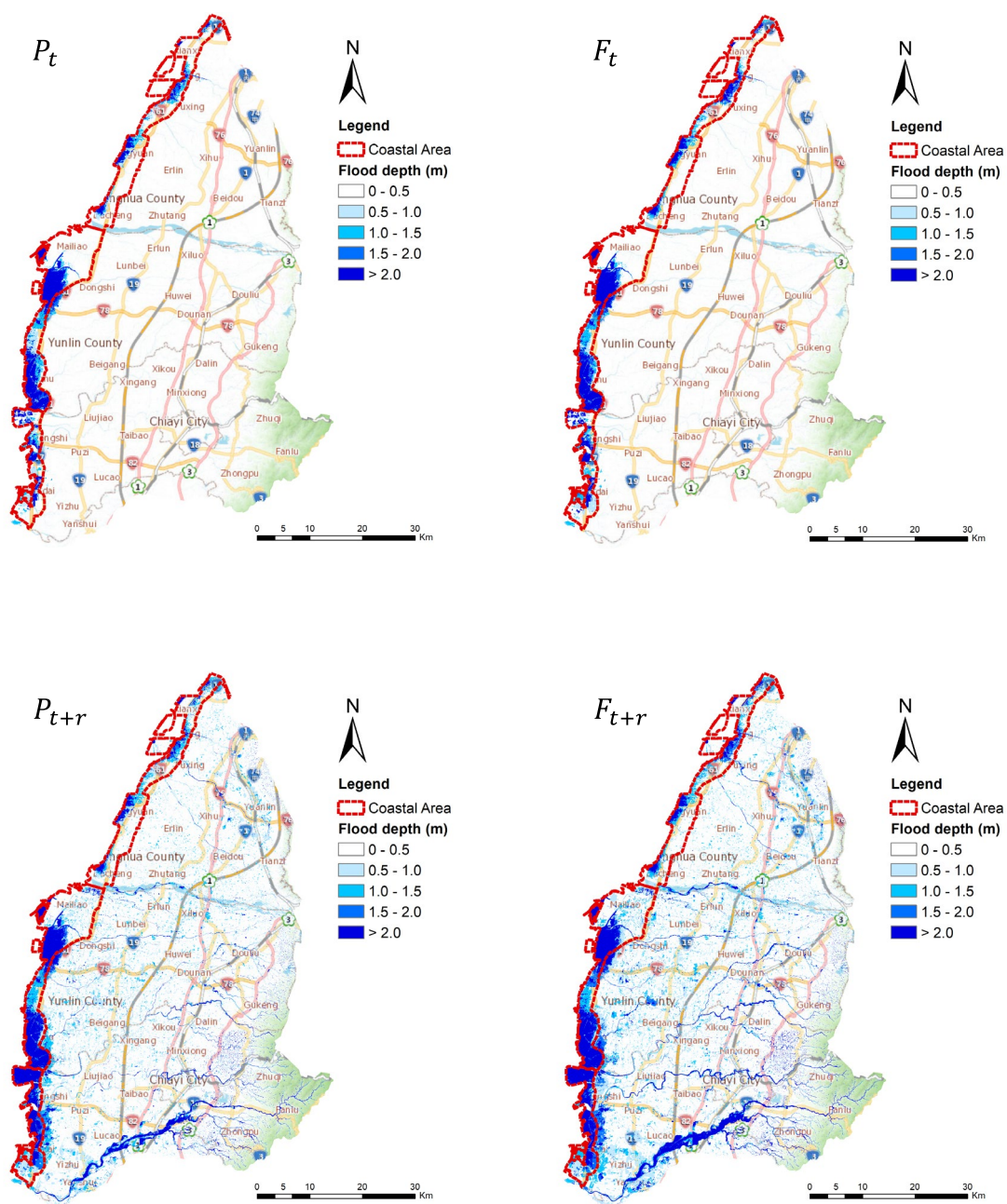


圖 3-2-4 極端情境下複合淹水模擬結果 (Hsiao et al., 2021)

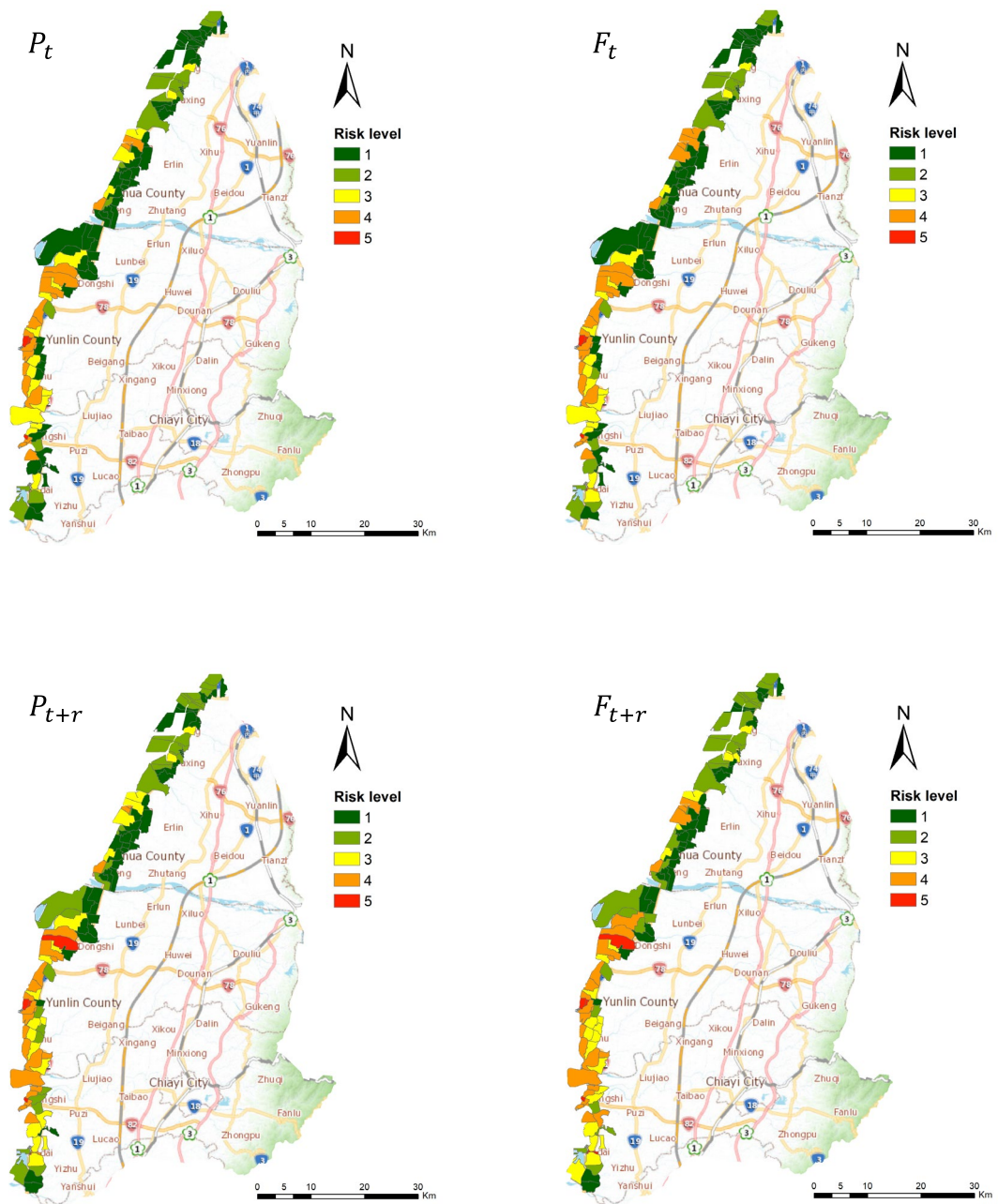


圖 3-2-5 極端情境下村落淹水風險圖 (Hsiao et al., 2021)

三、差異研析

基於上述文獻資料的分析，針對「美國現有核電廠複合型水災評估方法差異」，主要比較 ANS-2.8-1992 [USNRC (2011) 參考導則] 與 ANS-2.8-2019 的不同之處。

在評估方法方面，ANS-2.8-1992 採用定論式方法進行水災危害評估，重點在於識別“可能最大”洪水事件，如可能最大洪水 (PMF)、可能最大風暴潮和可能最大海嘯，基於保守的假設和規定來估算洪水威脅。這種方法強調單一事件分析，而未涉及詳細的機率分析或不確定性量化。儘管 ANS-2.8-1992 涵蓋複合型災害評估，但範圍有限，主要描述特定的複合事件組合，如暴潮與風浪、河川洪水與潰壩等。其方法本質上仍採用定論式分析，基於最壞情況假設來預估各種災害組合的影響，未能系統地量化複合事件的機率或深入處理不確定性。

相較之下，ANS-2.8-2019 採用機率性方法，強調全面的風險評估和不確定性處理。利用科學模型和數據進行機率分析，量化洪水事件的發生頻率和規模，並考慮隨機 (Aleatory) 和認知 (Epistemic) 不確定性。此外，2019 版引入了洪水頻率曲線和不確定性分析，顯著提升了評估的準確性和科學性。

在適用範圍方面，ANS-2.8-1992 主要針對核電廠，評估特定的水災機制，如河川洪水、風暴潮、大壩失效和長波，並基於一組保守條件，未涵蓋複合型或多重水災事件。而 ANS-2.8-2019 擴大了適用範圍，涵蓋所有類型的核設施，不僅限於核電廠。它考慮了更多的洪水機制，如局部強降雨、海嘯、暴潮及複合型水災，並包括多種可能的組合情境分析，從而更精確地評估核設施在多重災害下的風險。

在複合型災害事件篩選方法上亦有所差異，ANS-2.8-1992 主要依賴定論式分析，指出在設計基準中不建議將多個極端事件（如可能最大洪水、可能最大風暴潮和可能最大海嘯）結合，因為這些事件的發生機率非常低，通常小於 1×10^{-6} 。評估時會將一個事件設為可能最大（如 PMF），而其他事件則採用較常發生的情況，以避免過度保守的設計；ANS-2.8-2019 基於 PFHA 分析評估架構上去作所需納入分析事件的篩選，於導則中規範要求使用 HLR 和 SR 來系統化地分析各種水災來源及其組合。換言之，首先根據 HLR 定義整體評估標準，然後依據 SR 執行具體的篩選和分析步驟，確保所有考量因素（如事件發生機率、潛在影響和不確定性）都被納入評估。

本計畫除針對美國現行核電廠複合型水災評估相關資料進行彙整外，亦有蒐集與分析其他複合型水災危害度分析方法與技術。整體來說，複合型水災分析仍應以機率式方法來作為分析基礎，而在各水災來源中的連結技術則是主要重點。依據 ANS-2.8-2019 報告書附錄 A1 針對洪水的機率模型所提，需將洪水危害作為一種時間和空間上具有隨機性（即隨機、變動性）的現象來分析，其頻率和規模可能因考慮的時間和空間尺度而變得特別複雜。與其他自然現象類似，估算洪水危害的超越頻率會受到數據限制和對物理現象不完全理解的影響。而詳細的機率分析方法結合了統計和數值模型技術（如氣象、水文、水力和水動力模型），進行全面的洪水危害評估，並考慮相關的不確定性。這些方法整合了更廣泛的歷史數據、水文資訊以及認知不確定性，以生成更可靠的洪水頻率曲線。然而，由於涉及多個模型、模型間的耦合及多項參數，這類分析在計算上通常非常複雜且耗費資源，必須使用數值方法。舉例來說，在河川型機率洪水危害評估(PFHA)中，

常使用蒙地卡羅模擬來處理不確定性，而聯合機率方法(joint probability distribution)則廣泛應用於機率風暴潮模型。這些技術能夠精確量化各種不確定性因素，從而提高風險評估的科學性與準確性，惟於該報告中目前並無聯合機率詳細的方法陳述。

USNRC 於 2022 年發布的「核電廠洪水設計基準導則修正草案 DG-1290」內容中，針對為核電廠在設計和安全評估過程中提供指導，特別是針對外部洪水危害的評估與應對措施。其中，提及洪水機率分析技術面臨挑戰，且缺乏廣泛接受的方法來全面評估可能遭遇的所有洪水危害，因此該修正草案仍偏重定論式分析。雖然 USNRC 目前尚未針對 PFHA 技術提供具體指導，但他們使用低於 1×10^{-6} 的年超越概率作為評估組合事件洪水情境合理性的標準。然而，ANSI/ANS-2.8-1992 並未針對一致處理組合事件所需的正式機率洪水危害評估方法提供指導。相比之下，ANSI/ANS-2.8-2019 提出一個分級的篩選過程，用於評估洪水發生機制，惟未提供詳細的審查指導。由此可知，PFHA 詳細的管制評估技術尚未成熟，目前仍屬於輔助評估管制階段。此外，我國目前針對核電廠的 PFHA 相關評估技術，亦處於研究階段，即便於其他防/減災領域亦較少應用該技術來進行工程設計評估。透過本計畫針對其他複合型災害蒐集資料中顯示，目前國際上有較多研究將聯合機率函數 Copula 應用於複合水災機率分析方式進行機率複合型水災危害評估，因此未來建議應可搭配 Copula 方式來量化強降雨、潮位及海嘯複合型災害影響，藉以建立核電廠 PFHA 相關危害度曲線，提升核電廠複合型水災危害度評估管制技術。

肆、防海嘯結構與設備的易損性分析

2011 年 3 月 11 日日本福島第一核電廠發生事故之後，國內和國外的核電廠因應外部事件的天然災害，增強和精進機率安全評估 (Probabilistic Safety Assessment)，或稱為機率風險評估 (Probabilistic Risk Assessment)，其中一項重要的工作是結構、系統和組件 (Structure, System, and Component, SSC) 的易損性分析 (Fragility Analysis)。

災害風險分析包含廠內或外部事件的需求和容量評估，其中 SSC 的損壞端視容量是否小於需求。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，結果以危害度曲線 (Hazard Curve) 呈現，縱軸座標代表某一時段內（通常是 1 年）超越（即大於）橫軸災害需求的頻率或機率；易損性分析用來評估 SSC 的容量，結果以易損性曲線 (Fragility Curve) 呈現，縱軸座標代表 SSC 容量累計至（即小於）橫軸災害需求的機率，亦即在某一災害需求下，容量不足而導致 SSC 損壞或失效的條件機率。

在核電廠機率安全評估時，利用事件樹 (Event Tree) 和故障樹 (Fault Tree) 進行系統事故序列分析。事件樹的主因 (Initiating Event, Top Event) 是發生廠內或外部事件，之後造成一序列的後續事件 (Subsequent Event)，形成最終結果 (Consequence)。每一層後續事件承接前一層後續事件的因，造就此層後續事件的各種可能結果，以路徑 (Path) 顯示，每一路徑的發生機率即為條件機率。某一最終結果可以往前循跡各層的相關路徑，經由相關路徑條件機率的乘積，進行疊加，計算其發生機率。在比較複雜的情況下，某一

路徑的條件機率需透過故障樹，分析故障（破壞或失效）各種成因的發生機率，再組合（交集、聯集等）估算之。

綜合言之，外部事件可能造成核電廠的組件損壞或失效，需進行組件的易損性分析（推估失效的條件機率）；組件損壞或失效可能造成核電廠的系統失效，需進行系統的易損性分析（事件樹和故障樹）；核電廠的系統失效機率則透過外部事件發生機率（地震危害度分析、海嘯危害度分析等）與系統易損性分析的結合，量化計算之。

當海嘯波侵襲核電廠時，由外而內可能有三道防護措施，海嘯牆為最外部防護，廠區內結構物的水密門為中間防護，水密門內組件的防水高度為最後一道防護。海嘯牆的損壞模式以結構破壞為主，水密門的損壞模式屬於喪失水密的功能失效，組件的損壞模式通常偏向喪失電力的功能失效。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。水密性能失效的基準（容許或門檻漏水率的大小）有兩種考量，其一依據組件底座高度、門內樓地板面積和淹水時間而定，此時水密門失效也代表門內組件失效；另一為通用標準，如漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ ，此時水密門失效後，仍需考慮門內組件失效的條件機率。

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。在前兩年度，蕭士俊等人 (2022 和 2023) 已針對日本核能設施水密門的實驗結果（Taoka 等人，2020）進行初步的檢視，並建置易損性曲線相關管制技術。本年度計畫預期完成之工作項目為：(1)完成日本原子力規制委員會

(NRA)水密門性能實驗相關文獻之研析。(2)利用 NRA 的水密門性能實驗數據，完成水密門的易損性分析。(3)完成水密門易損性曲線的敏感度分析。

一、文獻回顧

(一)易損性簡介 (Basu 等人，2015)

易損性是指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，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。結構比較複雜，損壞可以分為若干級；系統和組件比較簡單，一般只考慮無損壞和損壞這兩級。災害需求水準是連續數值，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等。

簡言之，SSC 的易損性即為其容量 C 的累積分佈函數 (Cumulative Distribution Function, CDF)，此函數關係稱為易損性曲線。由於 SSC 的易損性是容量 C 與需求的比較結果，容量 C 必須與需求採取同一尺度，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。通常假設容量 C 為對數常態分佈，因其恆為正值，而且透過隨機變數的乘積關係，對數常態分佈比較容易整合隨機和認知不確定性。

假設容量 C 的中數 (中值) 為 D_m ，則容量可表示為 $C = D_m \varepsilon_R \varepsilon_U$ ，兩個隨機變數 ε_R 和 ε_U 分別考慮隨機和認知

不確定性。容量 C 以乘積函數表達，故適合假設為對數常態分佈，此時 ε_R 和 ε_U 亦為對數常態分佈，其中數皆為 1 (即 ε_R 和 ε_U 代表真實容量 C 在中數容量 D_m 上下的調整比例)，取對數後的標準差分別為 β_R 和 β_U (分別代表隨機和認知不確定的程度)。

若將容量的隨機和認知不確定性合併考慮，即 $C = D_m \varepsilon_C$ ($\varepsilon_C = \varepsilon_R \varepsilon_U$)，可得平均易損性曲線如下：

$$P_f(x) = P(C \leq x) = \Phi\left(\frac{\ln(x / D_m)}{\beta_C}\right) = \Phi\left(\frac{\ln(x / D_m)}{\sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2}}\right) \quad (4-1-1)$$

式中， Φ 為標準常態分佈的累積分佈函數， $\beta_C = \sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2}$ 為綜合調整比例 ε_C 的對數標準差。 ε_C 亦為對數常態分佈，中數也是 1。

若將容量的隨機和認知不確定性分開考慮，可得不同信心水準的易損性曲線如下：

$$P_f(x) = P(C \leq x) = \Phi\left(\frac{\ln(x / D_m) + \beta_U \Phi^{-1}(Q)}{\beta_R}\right) \quad (4-1-2)$$

式中， Q 為指定的信心水準 (Confidence Level)。由式 (4-1-1) 和式 (4-1-2) 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 容量也近似於平均易損性曲線 (即式 (4-1-1)) 之 $P_f(x) = 1\%$ 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。

(二)水密門之水理試驗 (Taoka et al., 2020)

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。

(三)水密門之易損性分析 (蕭士俊等人，2022 和 2023)

蕭士俊等人 (2022 和 2023) 將 Taoka et al. (2020) 水密門水理試驗之測量結果數位化，在 9 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 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的需求水壓樣本值。在需求水壓為對數常態分佈的假設下，以樣本平均數和樣本標準差估計兩個參數 (取對數後的平均數和標準差， λ 和 β_R ，其中 $\lambda = \ln D_m$)；另以全距估計 β_R ，並與樣本標準差比較後，取較大值為 β_R 的估計值。其次，以取樣誤差和預測誤差考慮容量的認知不確定

性，分別以公式估計，再整合得 β_U 。最後，提高門檻漏水率，重新線性內插或外插得需求水壓樣本值，估計 D_m 、 β_R 和 β_U ，進行水密門易損性曲線的敏感度分析和比較。

二、NRA 報告 (2015) 簡介

日本原子力規制委員會 (Nuclear Regulation Authority, NRA) 於 2015 年發佈於平成 26 年 (2014 年) 核能施設等防災措施委託費用 (防洪設備驗證試驗 (水密門基礎試驗)) 項目的委託工作成果報告，成果報告依序含：(1) 目的、(2) 內容、(3) RC 牆試體的詳細設計與製作、(4) 水密門試體的詳細設計及製作、(5) 試驗裝置 (加壓裝置、水壓裝置) 的詳細設計與製作、(6) 水密門功能極限測試、(7) 水密門防洪功能評估方法的探討、和 (8) 結論。

福島第一核電廠事故發生後，各相關單位發佈安全措施和標準審查/地震和海嘯指南，提出許多有關維護和加固的要求和建議。這些報告指出，導致福島第一核電廠事故爐心熔損的一個重要因素是應對海嘯的安全措施不足。除了加強電廠廠房水災侵入對策之外，即使在廠內發生洪水的情況下，也需要採取措施保護對海嘯安全至關重要的設備。NRA (2015) 目的為以核設施實際安裝規格的標準水密門為對象，開發一種防海嘯、以及防地震與海嘯結合的防洪設備之防洪功能評估方法，對剪切變形和水壓進行評估及測試。

NRA (2015) 內容說明在鋼筋混凝土剪力牆中，安裝了實際規格的水密門，使水密門的門框受到階段性剪切變形，之後作用超過設計水準的水壓，同時測量門框內、外之漏水量。根

據所獲得的試驗資料，整理分析剪切變形、水頭壓力、漏水量等之間的關係，並研究水密門防洪功能評估方法。

NRA(2015) 的 RC 牆框住水密門，以進行水密性能測試，考慮最大剪切變形（面內剪應變）達 4000μ ，幾乎是一般剪力牆的最終狀態。首先使用 3DFEM 模型模擬帶開口的 RC 剪力牆試體同時受到面內剪力和面外水壓力的行為，並預測試體的變形性能和加載導致的應力集中點，分析模型的網格圖如圖 4-2-1 所示，包括剪力牆、支柱、頂梁和地梁。分析案例有兩種情況：(1) 只考慮開口 RC 牆，和 (2) 假設水密門的門框鋼板與 RC 牆面一起移動。

分析模型的載重路徑如圖 4-2-2 所示，加載（有面內剪應變）和卸載（無面內剪應變）的流程如圖 4-2-3 所示，分為 4 個步驟：(1) 無面內剪應變之面外水壓的加壓後卸壓，無面內剪應變即圖 4-2-2 的第一段水平紅色圓圈點，面外水壓的加壓後卸壓即圖 4-2-2 的第一個藍色圓圈點構成的三角形。(2) 施加载面內剪應變（加載），即圖 2 的上升後第二段水平紅色圓圈點。(3) 面外水壓的加壓後卸壓，即圖 4-2-2 的第二個藍色三角形。(4) 解除面內剪應變（卸載），即圖 4-2-2 的第二段水平紅色圓圈點下降後之紅色圓圈點。8 個面內剪應變之加載和卸載流程均包含這 4 個步驟，如圖 4-2-2 所示。最後一個面內剪應變卸載後，再進行步驟 (1) 一次，即圖 4-2-2 的最後一段水平紅色圓圈點和最後一個藍色三角形。分析結果發現應特別注意開口周圍混凝土的破碎跡象（裂縫集中和剝落），以及牆腳和開口牆腳高度處主筋的應變情況。

其次，使用 2D FEM 模型對 RC 牆進行水平向加載分析，以推導頂梁及地梁之加固、加壓裝置、支撐結構等的設計載重，

分析案例也是有無門框鋼板的兩種情況，但沒有加載面外水壓力。分析結果發現豎向配筋降伏區域不僅延伸至牆腳，還延伸至開口牆腳的高度，剪切裂縫的增加也導致開口角隅附近的鋼筋降伏，水平最大載重為 5,841 kN。依據 RC 牆各構件的設計載重，進行試體（剪力牆、支柱、頂梁和地梁）的設計和配筋。整座 RC 牆試體製作後，使用拉力螺栓透過下部短柱將牆壁和柱子固定到反力地板上。

NRA (2015) 提供 3 家日本製造商（株式会社イトーキ、株式会社岡村製作所、株式会社クマヒラ；中文分別簡稱為伊藤喜、岡村、熊平）的水密門試體詳細設計和基本規格。水密門安裝於 RC 牆，框架為後固定式錨栓，單開類型，尺寸為 1 m × 2 m（開口寬度×高度），水密性能為允許漏水率 0.02 m³/m²·h（對應設計水頭高度為 10 m），耐壓之最大水頭高度為 20 m，門框允許剪切變形為 2,000 μ。此次 NRA(2015) 的水密門水壓實驗以伊藤喜的水密門試體為代表，其水密門設計圖如圖 4-2-4 所示。依據圖 4-2-4 製作兩扇水密門，其中一扇錨定在 RC 牆試體上，另一扇備用。

NRA (2015) 的試驗裝置詳細設計與製作包括：（1）面內方向加壓裝置為兩台 5000 kN 之油壓千斤頂作用於頂梁、地梁的中心高度處，另在頂梁的四個角落安裝框架，限制頂梁面外方向的位移。（2）面外方向加壓裝置為安裝在柱中心高度處的液壓支撐桁架。（3）水壓裝置含柱、梁、支撐、加壓水箱支撐架、和鋼板等 5 種鋼構件。試驗裝置製作後，各構件均以拉伸螺栓和高強度螺栓等組裝而成，並依規定連接各部件的管線。

Taoka 等人 (2020) 與 NRA(2015) 的水密門密封部比較如圖 5 所示，可知 Taoka 等人 (2020) 的 type 2 水密門密封部模

擬自伊藤喜水密門；Taoka 等人 (2020) 的 type 3 水密門密封部模擬自熊平水密門；惟岡村水密門並無密封部詳圖，圖 4-2-5 只能顯示岡村水密門的俯視圖（水平斷面），密封部不夠詳細，只得合理推測 Taoka 等人 (2020) 的 type 1 水密門密封部可能模擬自岡村水密門。

加壓設備系統示意圖如圖 4-2-6 所示，NRA(2015) 在水密門功能極限測試時，分開測量框內（水密門密封部）和框外（水泥砂漿和 RC 牆）漏水量，其區分示於圖 4-2-7。

NRA (2015) 水壓試驗的載重路徑如同圖 4-2-2 的分析模型，每階段加載或卸載結束時，一定手動更換密封件，形同每次都採用新水密門進行加載或卸載的水壓試驗。在進行水密門防洪功能評估方法的探討前，NRA (2015) 先整理分析試驗數據。地震力造成的最大變形是瞬時發生的，除非建築物遭受大面積破壞，否則最大變形不會持續，故建築物不太可能像試驗中那樣長時間承受水壓和剪切變形。因此，在考量實際變形現象後，加載過程中的框外漏水量可以認定是保守值，因為一直在固定面內剪應變下，量測框外漏水量；卸載過程中的漏水量絕大部份是框內漏水量，除非是加載大面內剪應變之後的卸載，此時 RC 牆體可能已有永久裂縫，產生少量框外漏水量，故卸載過程中的漏水量比較接近現實彈性應變情形可能發生的漏水量。表 4-2-1 至表 4-2-4 列出此次試驗在不同面內剪應變下，量測的水頭高、量測時間、漏水重量和單位面積漏水率，加載時的測量值以灰色陰影顯示，卸載時（無剪應變）的測量值無陰影顯示。

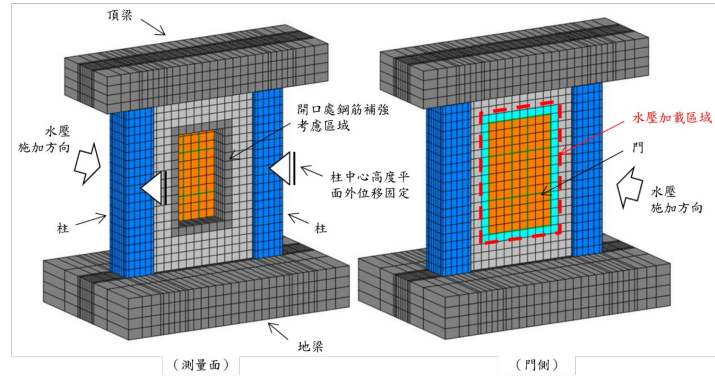


圖 4-2-1 分析模型的網格圖 (NRA, 2015)

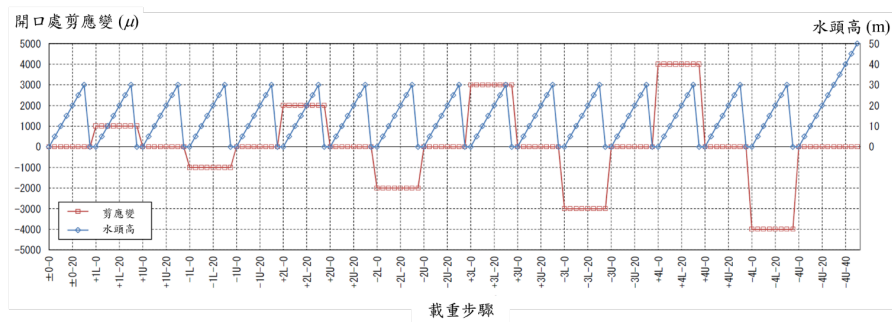


圖 4-2-2 分析模型的載重路徑 (NRA, 2015)

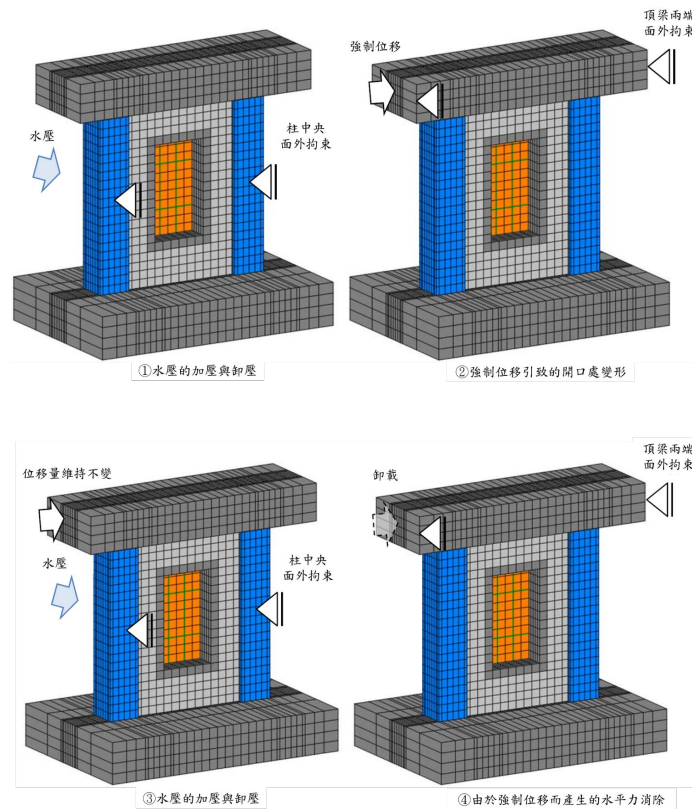


圖 4-2-3 分析模型的加載和卸載流程 (NRA, 2015)

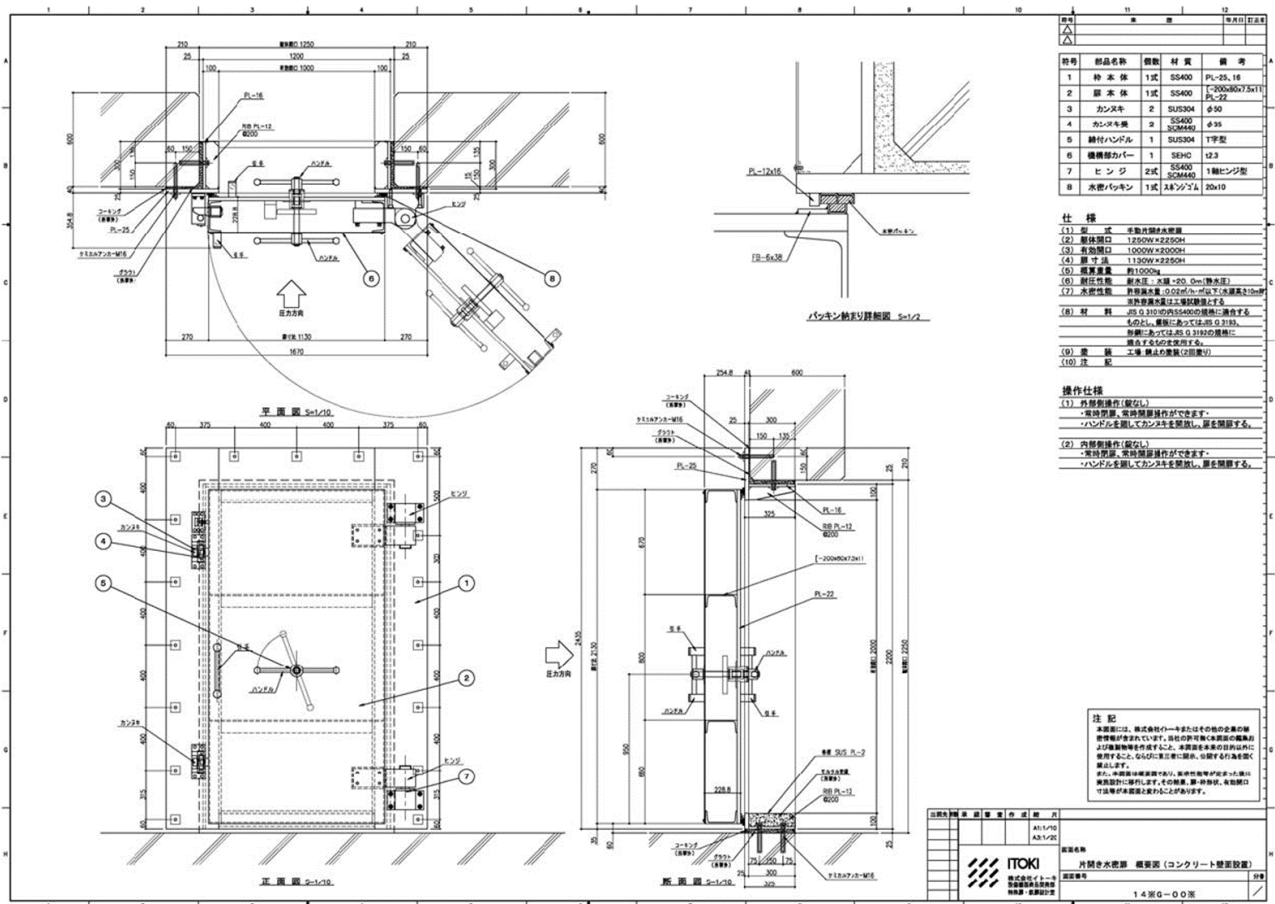
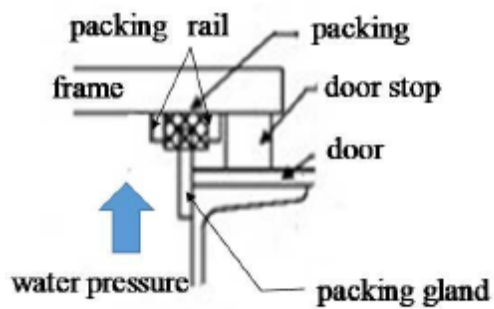
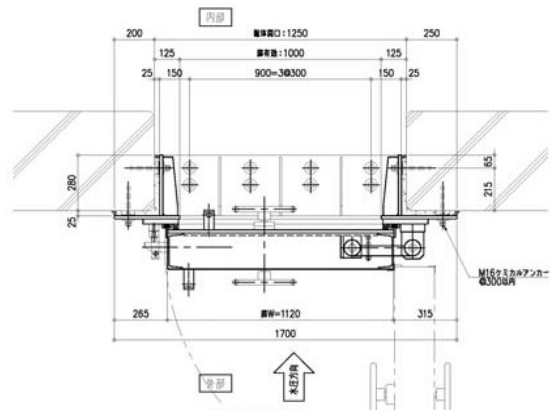


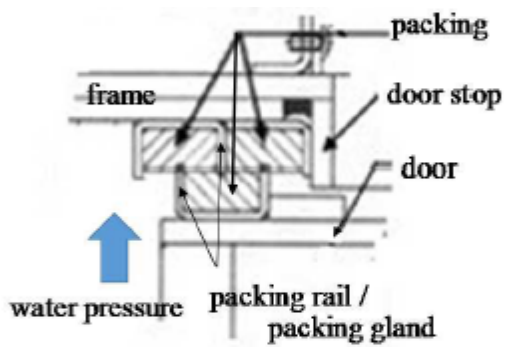
圖 4-2-4 伊藤喜的水密門設計圖 (NRA, 2015)



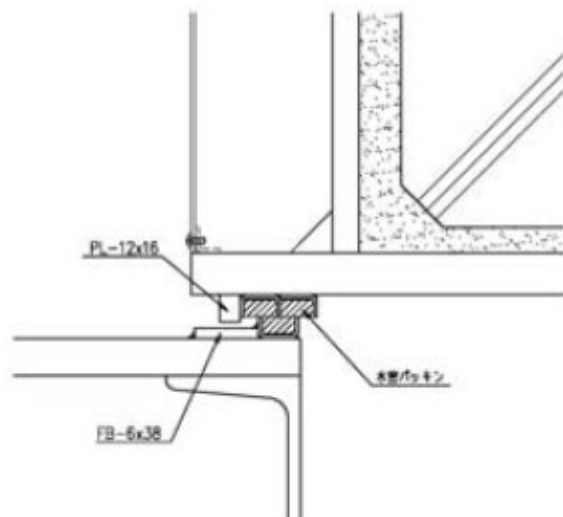
(a) type 1



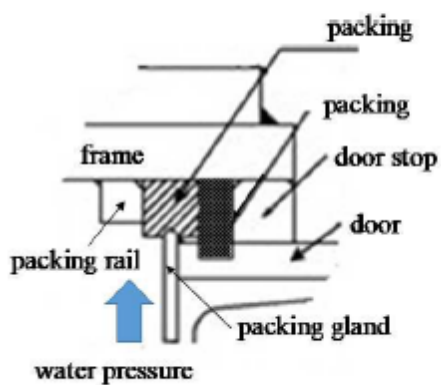
岡村



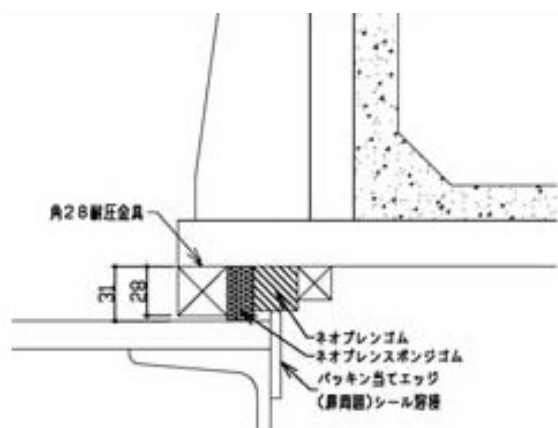
(b) type 2



伊藤喜



(c) type 3



熊平

圖 4-2-5 Taoka 等人 (2020) 與 NRA (2015) 的水密門密封部比較

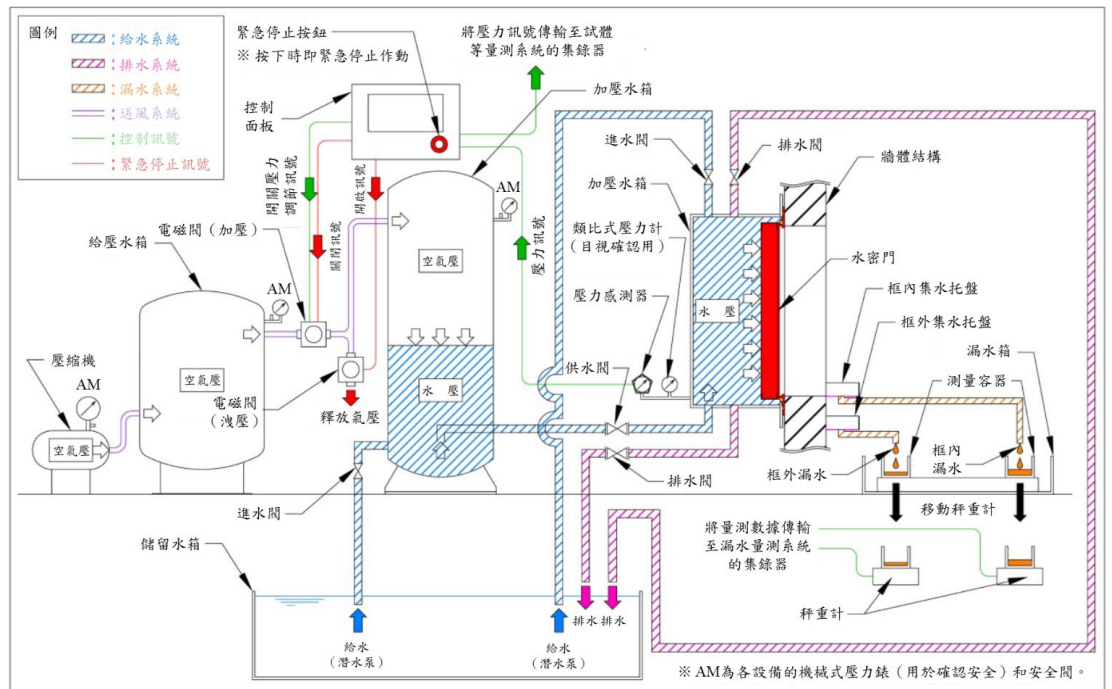


圖 4-2-6 加壓設備系統示意圖 (NRA, 2015)

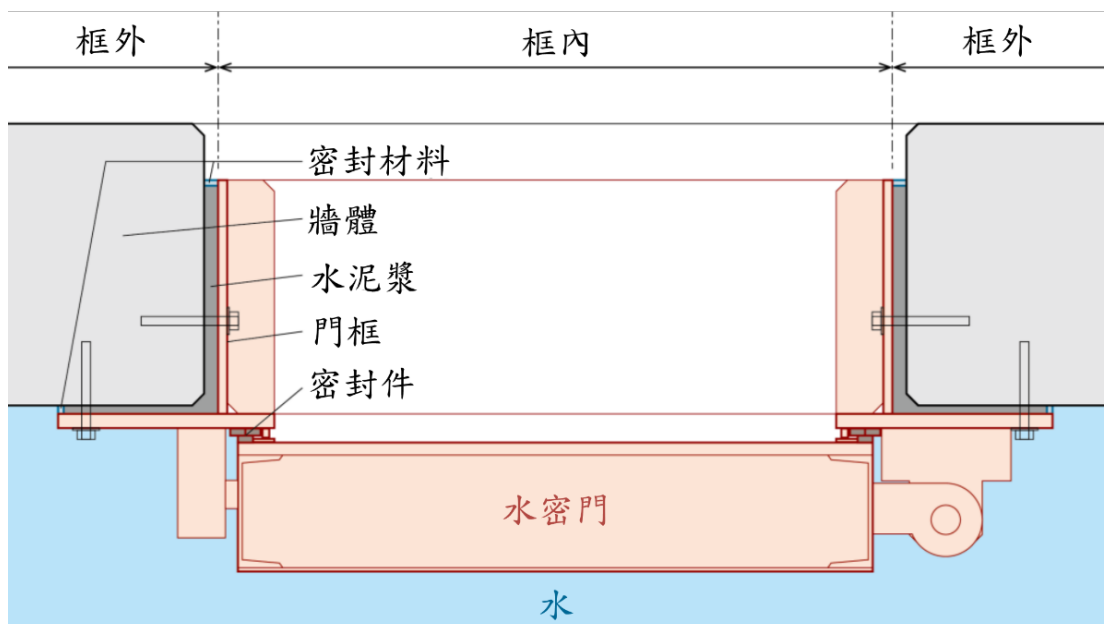


圖 4-2-7 以試體水平斷面區分框內／框外漏水 (NRA, 2015)

表 4-2-1 變形前和開口處剪應變 1000μ 的漏水率 (NRA, 2015)

加載情形	水頭高 (m)	量測時間 (sec)	重量 (g)		漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)		
			框內	框外	框內	框外	總計
變形前	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	717	0	0.00	0.00	0.00
	15	401	6751	0	0.03	0.00	0.03
	20	316	6754	0	0.04	0.00	0.04
	25	77	6852	0	0.16	0.00	0.16
	30	57	6885	0	0.22	0.00	0.22
+1000 μ 加載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	1947	120	0.01	0.00	0.01
	15	347	6821	109	0.04	0.00	0.04
	20	180	6739	86	0.07	0.00	0.07
	25	61	6736	42	0.20	0.00	0.20
	30	45	6851	44	0.27	0.00	0.28
+1000 μ 卸載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	2246	0	0.01	0.00	0.01
	15	277	6702	0	0.04	0.00	0.04
	20	148	6784	0	0.08	0.00	0.08
	25	42	6721	0	0.29	0.00	0.29
	30	-	-	-	-	-	-
-1000 μ 加載	5	600	0	272	0.00	0.00	0.00
	10	600	2745	503	0.01	0.00	0.01
	15	383	6646	434	0.03	0.00	0.03
	20	73	6793	109	0.17	0.00	0.17
	25	104	6822	200	0.12	0.00	0.12
	30	39	7095	97	0.33	0.00	0.33
-1000 μ 卸載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	2015	0	0.01	0.00	0.01
	15	325	6837	0	0.04	0.00	0.04
	20	165	6980	0	0.08	0.00	0.08
	25	44	7065	1	0.29	0.00	0.29
	30	-	-	-	-	-	-

※ (-) 表示先前的加載水壓已超過量測極限而中止加壓。

表 4-2-2 開口處剪應變 2000μ 的漏水率 (NRA, 2015)

加載情形	水頭高 (m)	量測時間 (sec)	重量 (g)		漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)		
			框內	框外	框內	框外	總計
+2000 μ 加載	5	600	0	1067	0.00	0.00	0.00
	10	600	4041	2317	0.01	0.01	0.02
	15	304	6958	1644	0.04	0.01	0.05
	20	348	6822	2420	0.04	0.01	0.05
	25	48	7261	411	0.27	0.02	0.29
	30	-	-	-	-	-	-
+2000 μ 卸載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	1781	0	0.01	0.00	0.01
	15	509	6799	0	0.02	0.00	0.02
	20	84	6887	1	0.15	0.00	0.15
	25	148	6938	5	0.08	0.00	0.08
	30	50	7133	23	0.26	0.00	0.26
-2000 μ 加載	5	600	0	1457	0.00	0.00	0.00
	10	600	1823	3055	0.01	0.01	0.01
	15	406	6897	3149	0.03	0.01	0.04
	20	156	6990	1603	0.08	0.02	0.10
	25	89	7107	1139	0.14	0.02	0.17
	30	46	7153	742	0.28	0.03	0.31
-2000 μ 卸載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	1552	0	0.00	0.00	0.00
	15	371	6723	0	0.03	0.00	0.03
	20	158	7011	3	0.08	0.00	0.08
	25	133	7075	36	0.10	0.00	0.10
	30	124	6950	88	0.10	0.00	0.10

※ (-) 表示先前的加載水壓已超過量測極限而中止加壓。

表 4-2-3 開口處剪應變 $3000\ \mu$ 的漏水率 (NRA, 2015)

加載情形	水頭高 (m)	量測時間 (sec)	重量 (g)		漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)		
			框內	框外	框內	框外	總計
+3000 μ 加載	5	600	0	3807	0.00	0.01	0.01
	10	463	1731	6774	0.01	0.03	0.03
	15	291	6184	6833	0.04	0.04	0.08
	20	176	6936	5433	0.07	0.06	0.13
	25	125	7076	4792	0.10	0.07	0.17
	30	69	7045	3108	0.18	0.08	0.26
+3000 μ 卸載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	483	0	0.00	0.00	0.00
	15	541	6807	0	0.02	0.00	0.02
	20	168	6996	0	0.07	0.00	0.07
	25	50	7165	17	0.26	0.00	0.26
	30	-	-	-	-	-	-
-3000 μ 加載	5	600	0	5198	0.00	0.02	0.02
	10	397	457	6960	0.00	0.03	0.03
	15	257	2184	6915	0.02	0.05	0.06
	20	181	5283	6871	0.05	0.07	0.12
	25	102	7084	4889	0.13	0.09	0.21
	30	19	7997	1129	0.76	0.11	0.86
-3000 μ 卸載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	378	0	0.00	0.00	0.00
	15	342	6905	0	0.04	0.00	0.04
	20	185	6934	0	0.07	0.00	0.07
	25	146	7006	37	0.09	0.00	0.09
	30	148	6987	106	0.08	0.00	0.09

※ (-) 表示先前的加載水壓已超過量測極限而中止加壓。

表 4-2-4 開口處剪應變 $4000\ \mu$ 的漏水率 (NRA, 2015)

加載情形	水頭高 (m)	量測時間 (sec)	重量 (g)		漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)		
			框內	框外	框內	框外	總計
+4000 μ 加載	5	343	0	6929	0.00	0.04	0.04
	10	166	1082	6991	0.01	0.08	0.09
	15	105	1478	7010	0.03	0.12	0.15
	20	78	3218	7072	0.07	0.16	0.24
	25	36	7496	3865	0.37	0.19	0.57
	30	-	-	-	-	-	-
+4000 μ 卸載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	1723	0	0.01	0.00	0.01
	15	233	6935	0	0.05	0.00	0.05
	20	102	6893	0	0.12	0.00	0.12
	25	46	7061	11	0.28	0.00	0.28
	30	-	-	-	-	-	-
-4000 μ 加載	5	281	0	6821	0.00	0.04	0.04
	10	137	198	6719	0.00	0.09	0.09
	15	96	1737	7025	0.03	0.13	0.16
	20	73	2801	7124	0.07	0.18	0.24
	25	57	2767	6989	0.09	0.22	0.31
	30	-	-	-	-	-	-
-4000 μ 卸載	5	600	0	0	0.00	0.00	0.00
	10	600	1882	0	0.01	0.00	0.01
	15	179	6934	21	0.07	0.00	0.07
	20	132	6962	42	0.09	0.00	0.10
	25	33	7145	25	0.39	0.00	0.39
	30	37	7496	64	0.36	0.00	0.37
	35	33	6959	109	0.38	0.01	0.39
	40	31	7494	166	0.44	0.01	0.44
	45	30	7059	256	0.42	0.02	0.44
	50	30	6960	328	0.42	0.02	0.44

※ (-) 表示先前的加載水壓已超過量測極限而中止加壓。

NRA (2015) 在接下來的初步分析中，將漏水量測試數據分為加載和卸載兩種情形，或是框內和框外漏水兩種情形。圖 4-2-8 顯示加載過程中門框內的漏水率與水頭高或剪應變的關係，漏水率約略隨水頭高呈指數增加（惟-1000 μ 加載時，水頭高由 20 m 升至 25 m 時，漏水率反而下降。），但與開口處剪應變的相關性甚低。圖 4-2-9 顯示加載過程中門框外的漏水率與水頭高或剪應變的關係，漏水率隨水頭高呈線性增加，且與開口處剪應變的相關性極高。水頭愈高，水壓愈大，漏水率當然愈多，只是框外漏水率呈線性增加，框內漏水率呈指數增加。開口處面內剪應變增大，框外（水泥砂漿和 RC 牆）的漏水率自然變多，但水密門密封部靠著面外接觸擋水，框內漏水率不受影響。

圖 4-2-10 顯示卸載過程中門框內的漏水率與水頭高或剪應變的關係，漏水率有隨著水頭高增加的趨勢，但漏水率也出現不少下降點，漏水率與開口處剪應變的相關性依舊甚低。圖 4-2-11 顯示卸載過程中門框外的漏水率與水頭高或剪應變的關係，比對表 4-2-1 至表 4-2-4，可知除了-4000 μ 卸載的水頭高在 35 m 以上之外，門框外的漏水率均為零。推測是彈性剪應變在卸載時歸零，間隙完全閉合，導致漏水率為零；但在最後一次加載（-4000 μ ）時，剪應變略微非彈性，間隙不完全閉合，導致細小裂縫。因此在最後一次卸載（-4000 μ ）時，高水壓造成門框外的輕微漏水率。

由於水壓試驗條件與之前 3D FEM 模型的假設有所不同，NRA (2015) 更改 3D FEM 模型，進行事後分析，模型分析成果與水壓試驗結果比較接近。

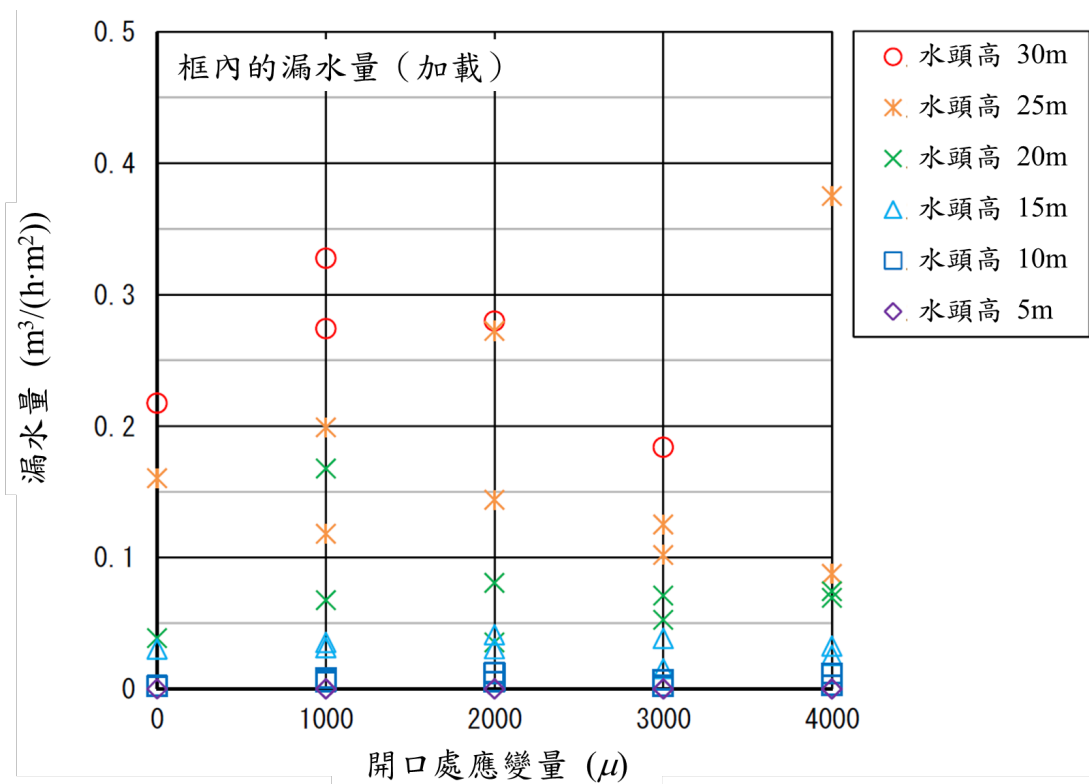
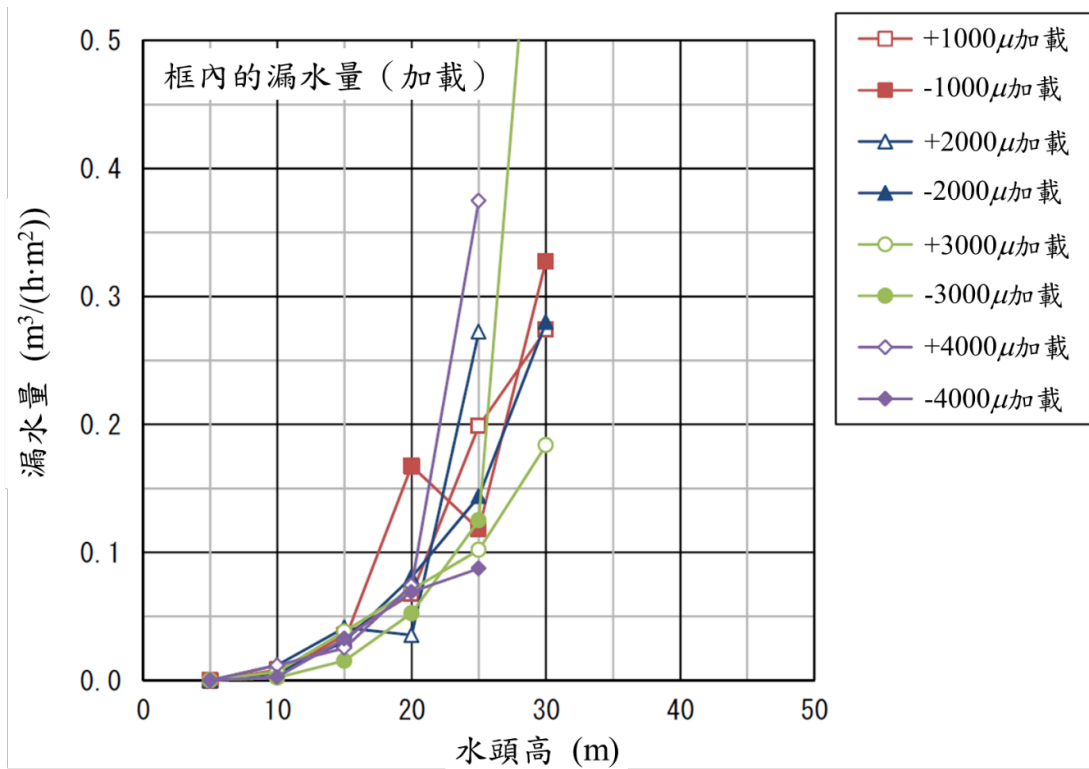


圖 4-2-8 加載過程框內的漏水率 (NRA, 2015)

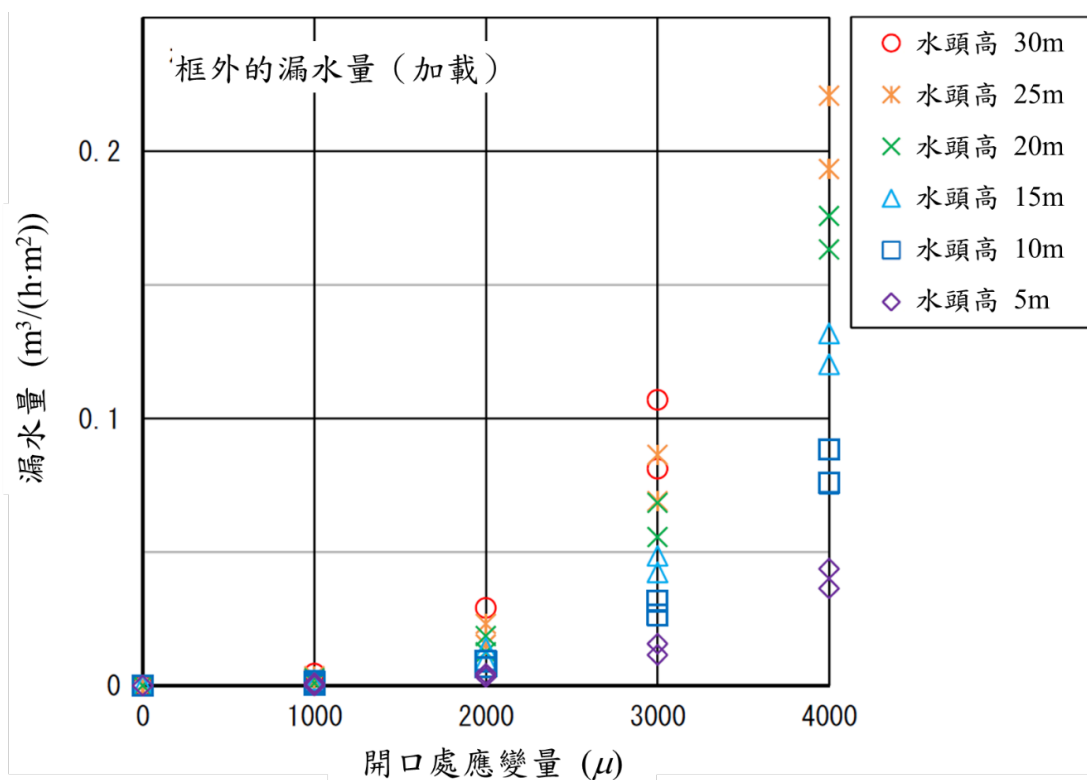
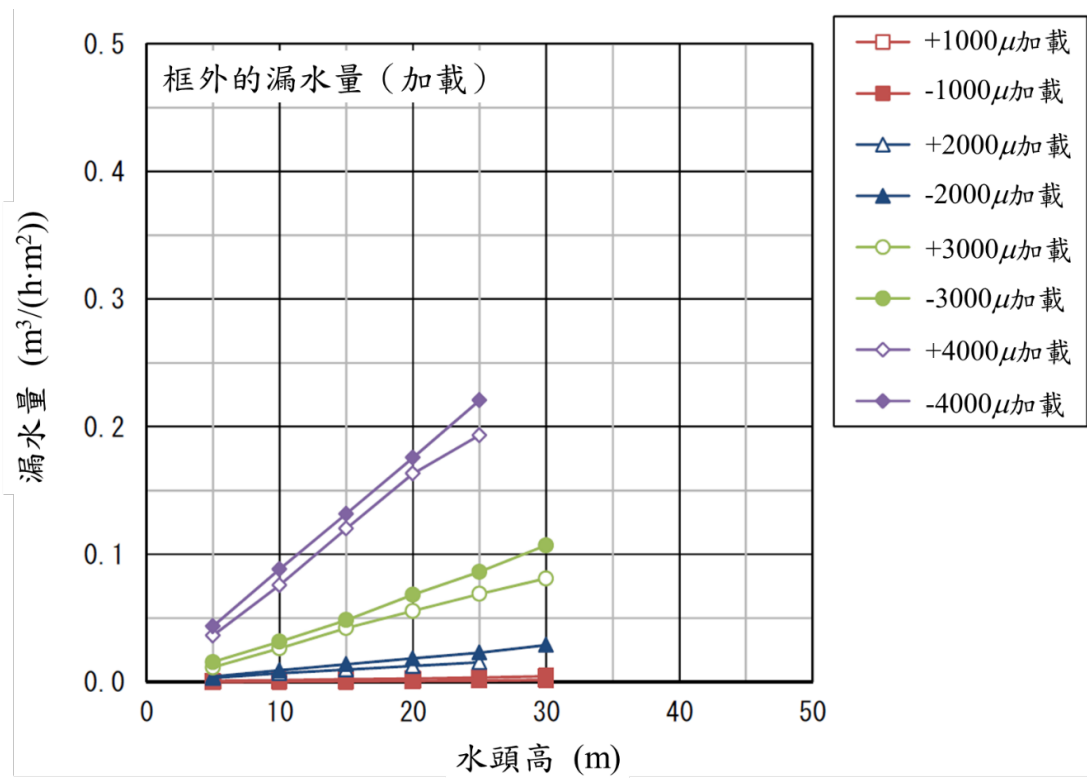


圖 4-2-9 加载過程框外的漏水率 (NRA, 2015)

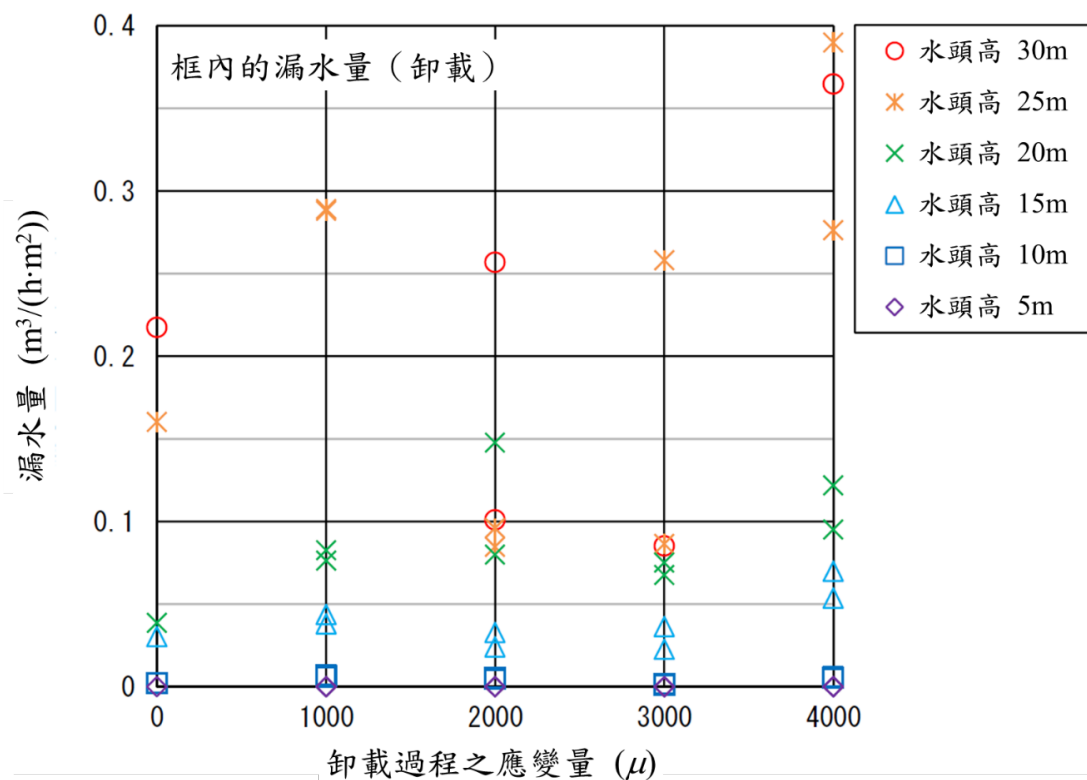
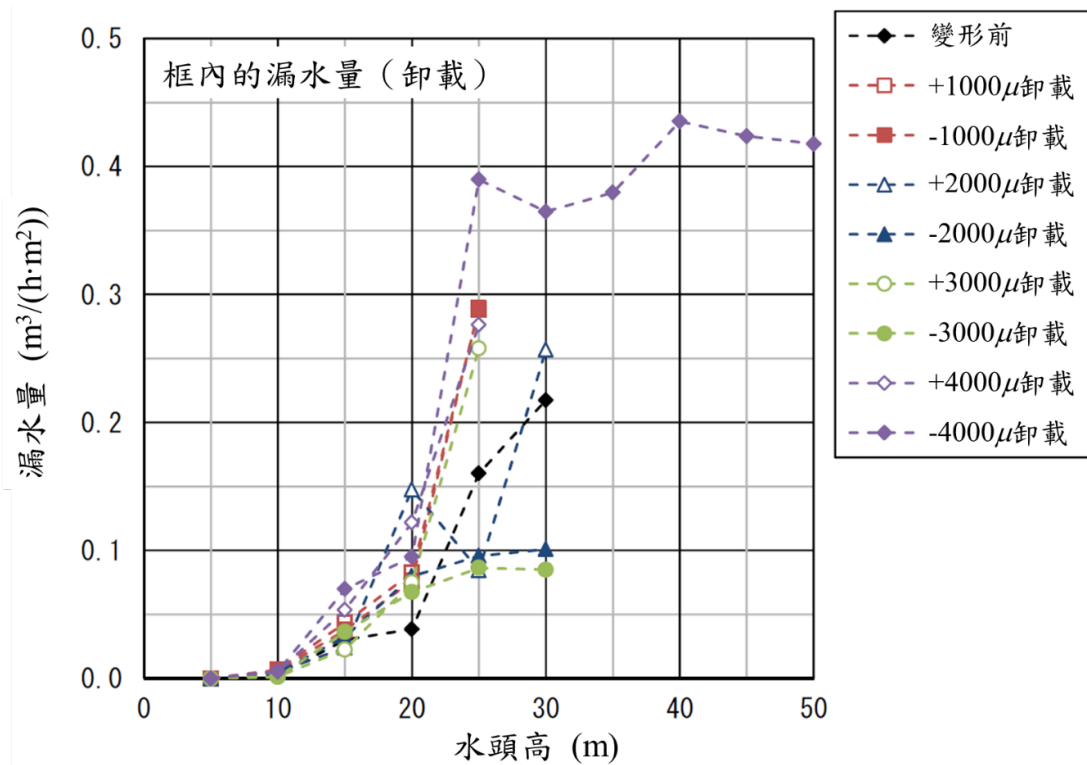


圖 4-2-10 卸載過程框內的漏水率 (NRA, 2015)

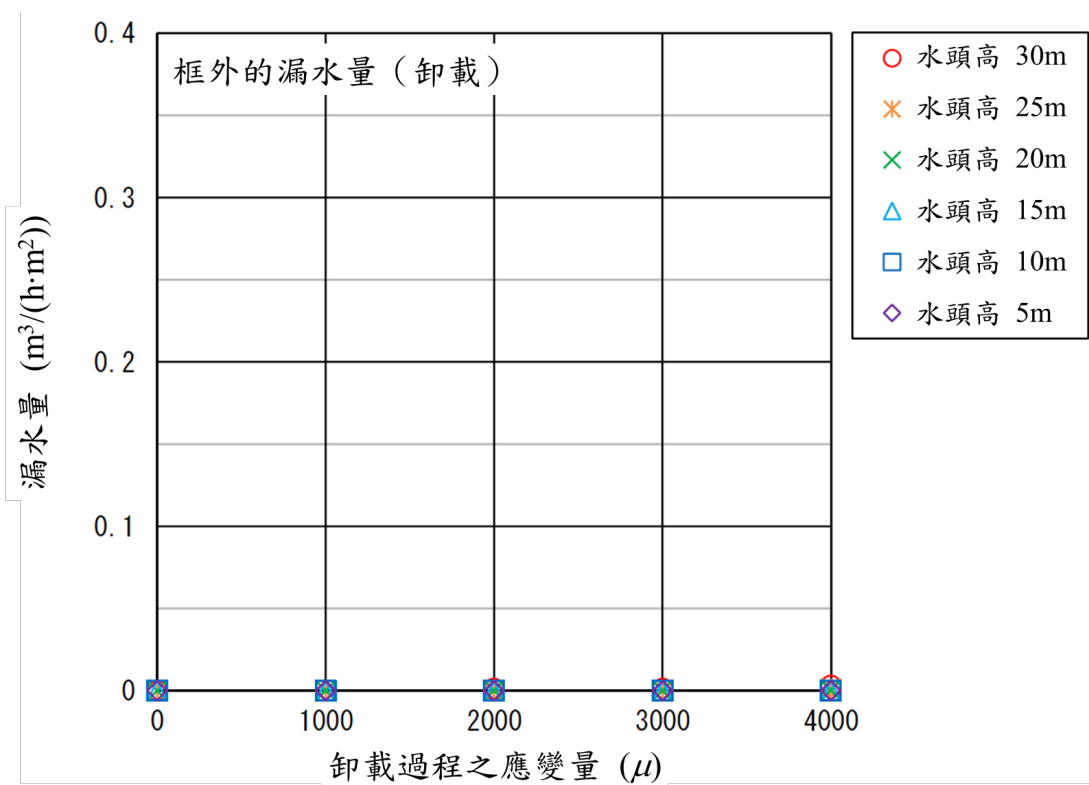
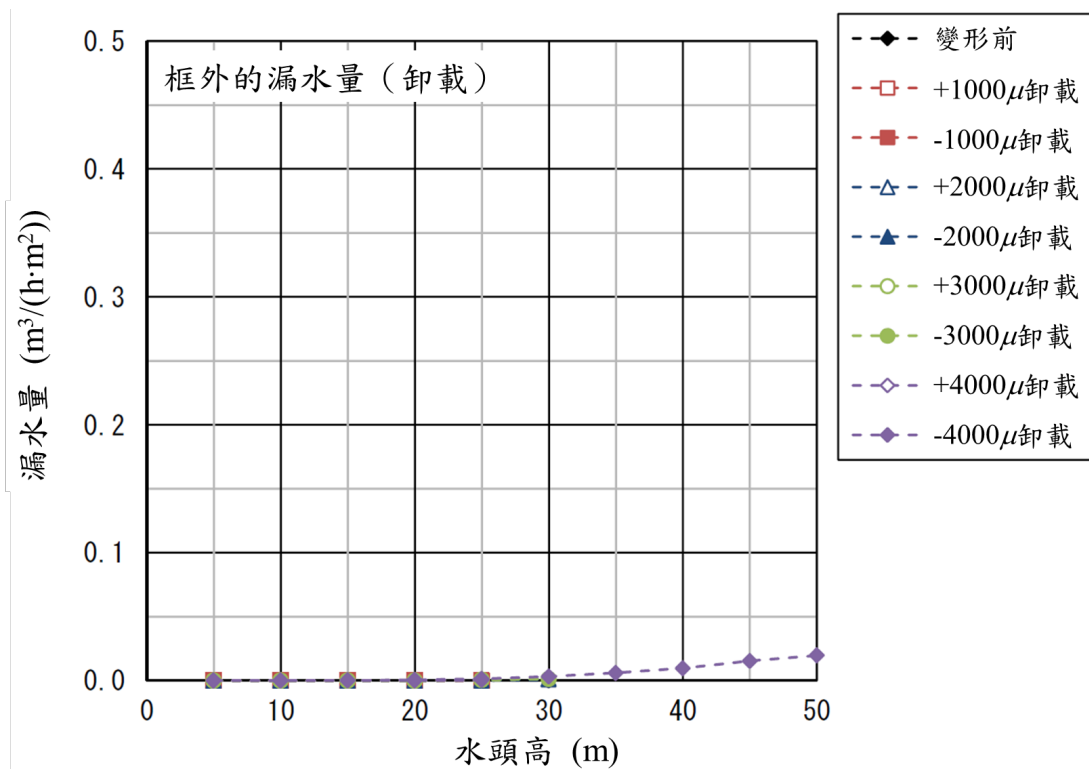


圖 4-2-11 卸載過程框外的漏水率 (NRA, 2015)

NRA (2015) 針對水壓試驗的變因（水頭高及開口處剪應變），探討水密門防洪功能的評估方法。門框內的漏水路徑可能是水壓造成密封件緊密接觸面被擠開而形成，如圖 4-2-12 所示。隨著水壓增加，流動阻抗同時減小，可以合理推測漏水量的增加可能高於壓力的增加。

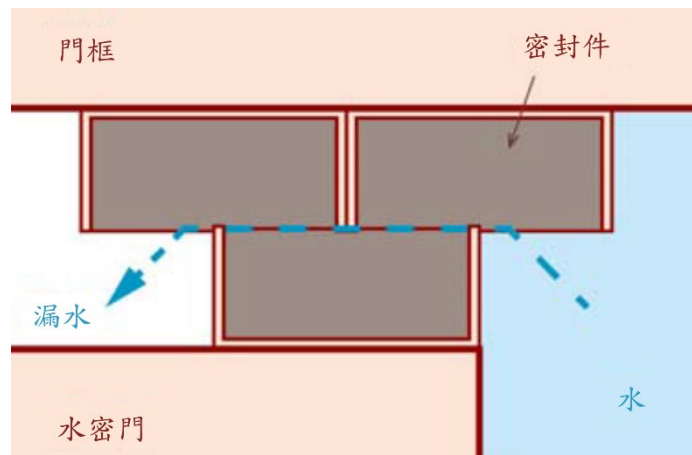


圖 4-2-12 密封件的漏水路徑 (NRA, 2015)

另一方面，由於門框的剪應變歷程以及手動更換密封件，在每個水壓增加步驟中，其它零組件的變形和密封件之間的貼合程度可能產生變化。此外，增加水壓可能擴大現有的漏水路徑，特別是在高水壓下，即使是微小的條件差異也可能敏感地反映在漏水量的變異。因此，水壓愈大（水頭高愈高），漏水率的變異性也愈大。

在加載時，門框外的漏水路徑發生於 RC 牆的裂縫和水泥砂漿的間隙面。根據本水壓試驗的觀察，漏水主要來自於牆體的裂縫，水泥砂漿界面僅有少量漏水，這可能是在水泥砂漿表面塗抹密封材料的效果。依據圖 4-2-9 加載過程框外漏水率的結果，當開口處剪應變相同時，漏水率基本上與水壓（水頭高）成正比。然而，水壓增加導致牆面外部變形，可能產生裂縫，

水泥砂漿和密封件的間隙狀態也會有變化，漏水率與水壓的線性變化率還需要進一步評估。

在卸載時，即使在經歷 $\pm 4000 \mu$ 的加載後，施加相當於水頭高 50 m 的水壓時，門框外的漏水率也極小，可能是 RC 牆的裂縫和水泥砂漿的間隙在卸載時接近閉合。

就門框內的漏水率而言，無論加載或卸載，皆無法確認其與開口處剪應變的相關性。對於高達 $\pm 4000 \mu$ 的剪應變（橡膠密封件的高度方向中心距為 2106 mm，剪切變形為 ± 8.4 mm）而言，橡膠密封件的寬度（圖 4-2-12 的每片橡膠墊片寬 20 mm）相對較大，不易導致水密門和門框之間橡膠墊片的密合長度顯著變短而降低水密性能。

在加載時，隨著開口處剪應變的增加，門框外的漏水率呈指數曲線增加，可能是剪應變增加，致使現有裂縫寬度擴大，且產生新的裂縫。

在其它因素方面，普通強度混凝土的裂縫表面並非平滑，當水通過牆體裂縫時，可能存在能量損失。這些因素可能受牆厚、骨材粒徑、混凝土配比等影響而變化。此外，牆的內部骨料互鎖，僅通過觀察牆表面裂縫的數量、寬度和長度，可能難以估算流通路徑。綜上所述，水頭高和開口處剪應變被認為是評估漏水量的較高相關性因素。若還要考慮其它可能的影響因素，都與材料和施工方法的變異性有關，為了建立量化的評估方法，需要進一步累積試驗數據。

NRA (2015) 的結論如下：

- (一)門框內的漏水率與水頭高存在相關性，但與開口處剪應變沒有相關性。

(二)在加載時，門框外的漏水率與水頭高和開口處剪應變都存在相關性。

(三)在卸載時，門框外的漏水率遠小於門框內的漏水率。

(四)來自門框內和門框外的總漏水率在給予核能建築的耐震牆 2000 μ 的剪變形及水頭高 10 m 的情況下，漏水率低於允許值 0.02 $\text{m}^3/\text{h}\cdot\text{m}^2$ 。

(五)透過對水密門的各構件進行詳細的三維有限元素分析，確認了受面內剪力和面外水壓載荷作用的開口 RC 牆行為能夠準確的建模。

比較 Taoka 等人 (2020) 與 NRA (2015) 的水密門水壓實驗，主要差異如表 4-2-5 所示，敘述如下：

(一)Taoka 等人 (2020) 的試體結構僅有水密門和門框；NRA (2015) 有 RC 牆框住水密門和門框，且 RC 牆體經過設計、分析和測試。

(二)Taoka 等人 (2020) 的試體雖為核能設施中的標準規格單開式水密門，但結構和密封部仍與實際產品有所差異；NRA (2015) 的水密門試體則選擇製造商株式会社イトーキ (伊藤喜) 的產品。

(三)Taoka 等人 (2020) 的水密門水壓實驗僅量測水密門密封部的漏水量；NRA (2015) 分別量測水密門密封部 (框內) 和 RC 牆體 (框外) 的漏水量，如圖 4-2-6 和圖 4-2-7 所示。

(四)Taoka 等人 (2020) 的水密門水壓實驗承受 9 種面內剪應變，各自進行一次水壓-漏水率的實驗；NRA (2015) 則依面內剪應變的大小和方向，進行一系列加載和卸載的水密門水密性能極限實驗，加載和卸載過程的面內剪應變和水頭高 (水壓)

如圖 4-2-2 所示，總共有 17 次水頭高-漏水率實驗。

(五)Taoka 等人 (2020) 的水密門水壓實驗結果僅繪出水壓-漏水率圖形，需數位化建立數據；NRA (2015) 直接列出水頭高-漏水率的數據，列於表 4-2-1 至表 4-2-4。

由此可知，NRA (2015) 提供比較多樣真實水密門的水頭高-漏水率數據，故有必要利用這些數據，進一步研析水密門的易損性，適時尋求關鍵管制項目，提供管制單位參考。

表 4-2-5 Taoka 等人 (2020) 與 NRA (2015) 的水密門水壓實驗比較

	Taoka 等人 (2020)	NRA (2015)
試體結構	無水密門框外的 RC 牆體	RC 牆體經過設計、分析和測試
水密門試體	單開式標準規格，非實作產品	製造商株式会社イトーキ (伊藤喜) 的實作產品
漏水量	量測水密門密封部的漏水量	分別量測水密門密封部 (框內) 和 RC 牆體 (框外) 的漏水量
面內剪應變	9 種，各一次水壓實驗	9 種，17 次水壓實驗
漏水率數據	僅提供圖形，橫軸需求為水壓	漏水率數據，對應需求為水頭高

三、NRA (2015) 的水密門易損性分析

首先以 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}\cdot\text{m}^2$ 為門檻漏水率 (允許漏水率，水災需求)，尋找水密門對應之水頭高。NRA (2015) 的水密門水壓試驗數據列於表 4-2-1 至表 4-2-4，漏水率選擇框內和總計 (即框內加框外)，在各種加載和卸載情況下，線性內插得 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}\cdot\text{m}^2$ 漏水率對應之水頭高，列於表 4-3-1。由表 4-2-1 至表 4-2-4 線性內插漏水率數據，求得表 4-3-1 的過程中：(1) 假設水頭高 0 m 之漏水率為 $0 \text{ m}^3/\text{h}\cdot\text{m}^2$ 。(2) 由於表 4-2-1 至表 4-

2-4 的漏水率只有兩位有效數字，不夠精準，改由重量、量測時間和水密門面積 (2 m^2) 計算漏水率，據以線性內插。觀察表 4-3-1，發現：(1) 卸載時，因框外幾無漏水量，故框內和總計之需求水頭高非常接近，甚至相同。(2) 加載時，因框外多出漏水量，故總計之需求水頭高小於框內之需求水頭高。隨著面內剪應變增大，框外漏水量增多，總計之需求水頭高減少。

表 4-3-1 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}\cdot\text{m}^2$ 漏水率對應之水頭高

面內剪應變	水頭高 (m)			
	卸載		加載	
	框內	總計	框內	總計
變形前	13.1700	13.1700	---	---
+1000 μ	11.8013	11.8013	12.3964	12.3194
- 1000 μ	12.1927	12.1927	12.5577	12.1793
+2000 μ	13.9189	13.9189	13.4007	10.3223
- 2000 μ	12.7437	12.7437	12.8936	10.8972
+3000 μ	14.3754	14.3754	12.1049	6.9819
- 3000 μ	12.6792	12.6792	15.6315	6.2215
+4000 μ	11.5319	11.5319	13.0385	2.7501
- 4000 μ	11.1200	11.1163	12.9029	2.2887

將表 4-3-1 的需求水頭高對面內剪應變繪圖，示於圖 4-3-1(框內漏水率) 和圖 4-3-2 (總計漏水率)，其中面內剪應變為零 (即卸載) 有 9 種情形，加載有 8 種面內剪應變。觀察圖 4-3-1 和圖 4-3-2，發現：(1) 框內或卸載的需求水頭高與之前加載的面內剪應變大小無明顯關係，代表面內剪應變對水密門密封性能的影響很小，因其作用方向與密封方向垂直之故。(2) 加載時，面內剪應變愈大，框外與總計的漏水量愈多，造成需求水頭高愈低。(3) 加載或卸載，框內的需求水頭高差異不太，原因如同 (1)，而且每次試驗歷程之前都更換密封件。

$$\lambda = \sum_{i=1}^n \ln h_i / n \quad (4-3-1)$$

$$\beta_R = \sqrt{\sum_{i=1}^n (\ln h_i - \lambda)^2 / (n-1)} \quad (4-3-2)$$

式中， h_i 為需求水頭高的數據， n 為數據個數。再經由下式計算對數常態分佈的中數：

$$D_m = e^\lambda \quad (4-3-3)$$

採用樣本標準差進行估計，如式 (4-3-2)，數據個數最好有 30 個以上，否則偏向低估母體標準差。另一方法為採用平均全距估計標準差（蕭士俊等人，2023），即：

$$\beta_R = \frac{\max(\ln h_1, \ln h_2, \dots, \ln h_n) - \min(\ln h_1, \ln h_2, \dots, \ln h_n)}{d_2} \quad (4-3-4)$$

式中，係數 d_2 的若干數值列於表 4-3-2。本計畫以式 (4-3-2) 和式 (4-3-4) 的最大值估計對數標準差 β_R 。

表 4-3-2 平均全距估計標準差所需係數 d_2

數據個數 n	8	9	17
d_2	2.8472	2.9700	3.5879

利用式 (4-3-1) 至式 (4-3-4)，分成框內和總計，搭配卸載、加載、以及卸載和加載，合計 6 種情況，選用表 4-3-1 的

需求水頭高數據，估計需求水頭高的中數和對數標準差，結果列於表 4-3-3 至表 4-3-5。觀察表 4-3-3 至表 4-3-5，發現：(1) 卸載時，框內或總計的中數和對數標準差非常接近。(2) 加載時，與框內相比較，總計的中數明顯變小，乃因框外有漏水量之故；對數標準差明顯變大，乃因框外漏水量隨面內剪應變增加之故。(3) 卸載合計加載時，與框內相比較，總計的中數也變小，對數標準差也變大。

表 4-3-3 水密門需求水頭高之中數和對數標準差 (卸載)

框內		總計	
中數 D_m (m)	對數標準差 β_R	中數 D_m (m)	對數標準差 β_R
12.5739	0.0865	12.5734	0.0866

表 4-3-4 水密門需求水頭高之中數和對數標準差 (加載)

框內		總計	
中數 D_m (m)	對數標準差 β_R	中數 D_m (m)	對數標準差 β_R
13.0790	0.0898	6.8079	0.6658

表 4-3-5 水密門需求水頭高之中數和對數標準差 (卸載和加載)

框內		總計	
中數 D_m (m)	對數標準差 β_R	中數 D_m (m)	對數標準差 β_R
12.8091	0.0949	9.4204	0.5122

若真實水密門內嵌於 RC 牆開口處，純考慮框內的漏水量、需求水頭高和易損性分析，不切實際，也不保守。然而地震時，面內剪應變並非持續存在，若考慮加載時總計的漏水量、需求水頭高和易損性分析，將非常保守。兩相權衡之下，若真實水密門外有 RC 牆限制門框時，建議採用表 4-3-5 (即卸載和加載合併考慮) 總計之參數，即 $D_m = 9.4204$ m， $\beta_R = 0.4445$ ；若真

實水密門外無 RC 牆時，建議採用表 10 框內之參數，即 $D_m = 12.8091 \text{ m}$ ， $\beta_R = 0.0796$ 。

如前所述，NRA(2015) 採用伊藤喜設計的水密門，Taoka 等人 (2020) 的 type 2 水密門密封部與其近似。表 4-3-6 取自蕭士俊等人 (2023)，為 Taoka 等人 (2020) 各類型水密門達不同門檻漏水率之需求水壓中數 (MPa)，其估計僅採用內插數據。在表 4-3-6 中，類型 2 (type 2) 水密門達門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之需求水壓中數為 0.2313 MPa ，換算水頭高為 23.58 m ，比表 4-3-5 之卸載和加載的框內需求水頭高之中數 12.8091 m ，高出 84.1% 。在 Taoka 等人 (2020) 水密門水理試驗中，以門頂部測量的水壓為控制水壓；在 NRA (2015) 伊藤喜水密門的功能極限測試中，壓力感測器安裝於門底部 (詳圖 4-2-6)，兩者水頭高的標準差了 2 m (水密門高度)。若以門底部的水壓為需求水壓，Taoka 等人 (2020) 的 25.58 m 比 NRA (2015) 的 12.8091 m ，高出 99.7% 。因此，Taoka 等人 (2020) 的類型 2 水密門易損性比 NRA (2015) 的伊藤喜水密門低，亦即水密門的漏水容量比較高。

表 4-3-6 Taoka 等人 (2020) 水密門之需求水壓 (僅內插) 中數 (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

資料來源：蕭士俊等人，2023

表 4-3-7 取自蕭士俊等人 (2023)，為 Taoka 等人 (2020) 各類型水密門達不同門檻漏水率之需求水壓對數標準差 β_R ，其估計僅採用內插數據。在表 4-3-7 中，類型 2 水密門達門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 之對數標準差 $\beta_R = 0.0947$ ，為 9 個需求水壓數據的估計值。表 4-3-5 之卸載和加載的框內需求水頭高之對數標準差 $\beta_R = 0.0796$ ，為 17 個需求水頭高數據的估計值。 $\beta_R = 0.0796$ 略低於 $\beta_R = 0.0947$ ，顯示 NRA (2015) 的伊藤喜水密門易損性比較不受面內剪應變的影響。由於對數標準差 β_R 相差有限，意謂 NRA (2015) 的伊藤喜水密門和 Taoka 等人 (2020) 的類型 2 水密門之隨機不確定性接近。

表 4-3-7 Taoka 等人 (2020) 水密門之需求水壓 (僅內插) 對數標準差 β_R

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	0.1560	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

資料來源：蕭士俊等人，2023

如前所述，SSC 的真實容量 (水密門達門檻漏水率之需求水頭高) 可表示為 $C = D_m \varepsilon_R \varepsilon_U$ ，其中 D_m 為中數， ε_R 和 ε_U 分別考慮隨機和認知不確定性。假設 ε_R 和 ε_U 均為對數常態分佈，中數均為 1，取對數後的標準差分別為 β_R 和 β_U ，後者代表真實容量與依據水壓試驗之需求數據估計理論容量的比值偏差，即模式誤差。模式誤差來源有二 (Ang and Tang, 1984)，其一是取樣誤差 (Sampling Error)，即採用數據估計 D_m 和 β_R 的誤差，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。對數標

準差 β_U 首先由 D_m 的取樣估計誤差來推算。 $\ln D_m = \lambda$ 為 $\ln h_i$ 的樣本平均數，即式 (4-3-1)，故 $\ln D_m$ 的標準差為 $\ln h_i$ 的標準差除以數據個數的平方根，即 $\beta_R/\sqrt{n}$ ，其中 β_R 列於表 4-3-3 至表 4-3-5， n 為表 4-3-3 至表 4-3-5 採用表 4-3-1 若干數據之個數。

模式誤差的第二來源是預測誤差 (Prediction Error) (Ang and Tang, 1984)，可以解釋為實際水密門若與 NRA (2015) 的伊藤喜水密門不同，以後者數據預測前者易損性所造成的誤差。若真實水密門是伊藤喜水密門， β_U 只要考慮前述取樣誤差即可，不需考慮預測誤差。如果能夠再收集另兩家日本製造商 (岡村和熊平) 的水密門水壓試驗數據，並比較差異，就可估計日本製水密門的預測誤差。目前只能借用 Taoka 等人 (2020) 三種類型水密門水理實驗的預測誤差。依據蕭士俊等人 (2023) 的門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}\cdot\text{m}^2$ 對應之中數預測誤差的對數標準差為 0.1004。

將中數取樣誤差的對數標準差 $\beta_R / \sqrt{n}$ 和中數預測誤差的對數標準差 0.1004，以平方和的平方根 (Square Root of Sum of Squares, SRSS) 進行組合，求得水密門需求水頭高的模式對數標準差，即 $\beta_U = \sqrt{\beta_R^2 / n + (0.1004)^2}$ ，結果列於表 4-3-8 至表 4-3-10，表中亦列出複合對數標準差，即 $\beta_C = \sqrt{\beta_R^2 + \beta_U^2}$ 。

圖 4-3-3 至圖 4-3-5 分別顯示水密門卸載、加載、以及卸載和加載時，框內漏水率不同信心水準及平均易損性曲線。觀察圖 4-3-3 至圖 4-3-5，發現：(1) 框內漏水率的 β_C 明顯大於 β_R ，故平均易損性曲線上升比 50%信心水準易損性曲線平緩。(2) 三種情況的框內漏水率易損性參數很接近，故三圖的易損性曲線也很類似。

圖 4-3-6 比較水密門卸載以及卸載和加載合計時，框內漏水率的 95%信心水準及平均易損性曲線。觀察此圖，發現若無 RC 牆框住水密門（即無框外漏水），有無面內剪應變（加載或卸載）對易損性曲線的影響不大。

圖 4-3-7 比較水密門卸載以及卸載和加載合計時，總計漏水率（框內和框外漏水率總和）的 95%信心水準及平均易損性曲線。觀察此圖，發現若有 RC 牆框住水密門（有 RC 牆剪應變漏水，即有框外漏水），面內剪應變（加載）對易損性曲線的影響很大，乃因框外漏水多於框內漏水，而且框外漏水明顯受面內剪應變影響之故，造成中數變低，三個對數標準差變高，易損性分析相對保守。

為了比較水密門外有無 RC 牆的易損性曲線，選取卸載和加載合計時，框內及總計漏水率的易損性參數，比較 95%信心水準及平均易損性曲線，示於圖 4-3-8。觀察此圖，發現：(1) 總計漏水的易損性曲線比較平緩，即對數標準差比較高，乃因框外漏水（RC 牆剪應變漏水）明顯受面內剪應變影響之故。(2) 總計漏水的易損性曲線比較偏右，即中數比較低，乃因框外漏水多於框內漏水之故。

表 4-3-8 水密門需求水頭高之對數標準差 β_U 和 β_C (卸載)

框內		總計	
對數標準差 β_U	對數標準差 β_C	對數標準差 β_U	對數標準差 β_C
0.1045	0.1356	0.1045	0.1357

表 4-3-9 水密門需求水頭高之對數標準差 β_U 和 β_C (加載)

框內		總計	
對數標準差 β_U	對數標準差 β_C	對數標準差 β_U	對數標準差 β_C
0.1053	0.1384	0.2559	0.7133

表 4-3-10 水密門需求水頭高之對數標準差 β_U 和 β_C (卸載和加載)

框內		總計	
對數標準差 β_U	對數標準差 β_C	對數標準差 β_U	對數標準差 β_C
0.1030	0.1401	0.1597	0.5365

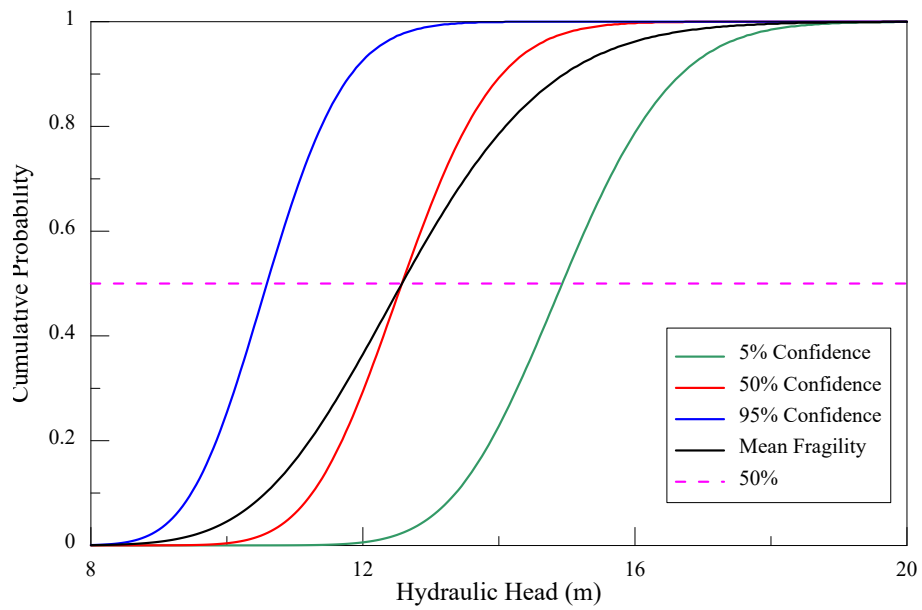


圖 4-3-3 水密門卸載之框內漏水率不同信心水準及平均易損性曲線 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

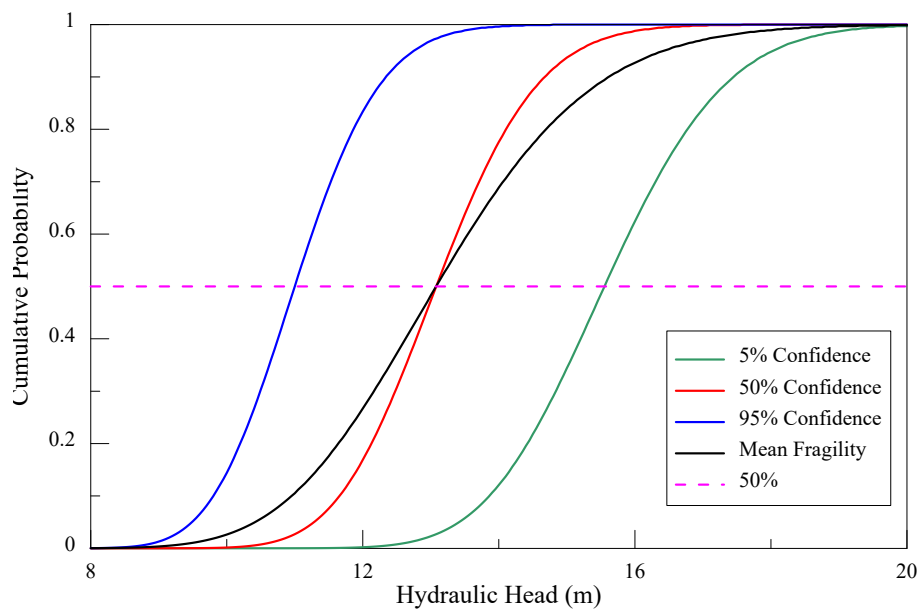


圖 4-3-4 水密門加載之框內漏水率不同信心水準及平均易損性曲線 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

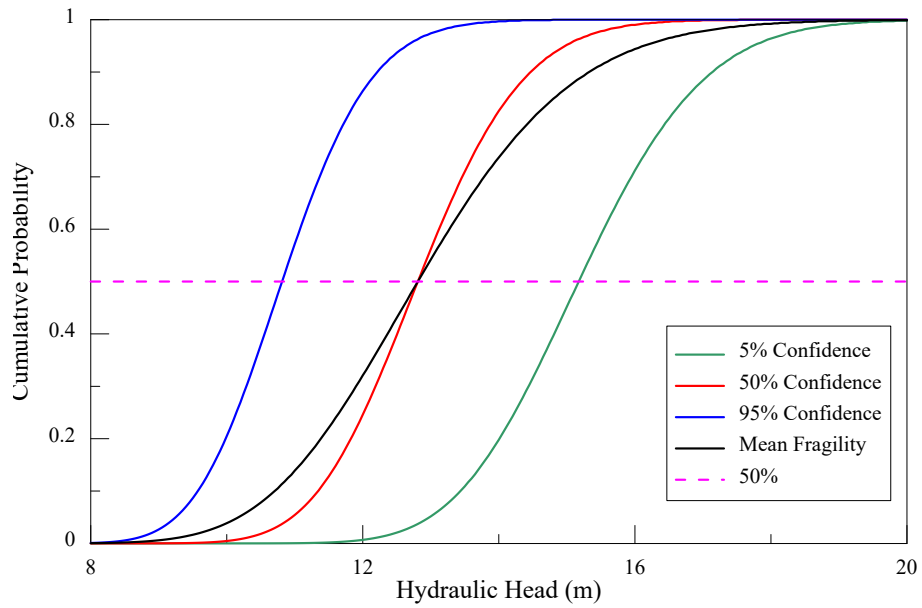


圖 4-3-5 水密門卸載和加載之框內漏水率不同信心水準及平均易損性曲線 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

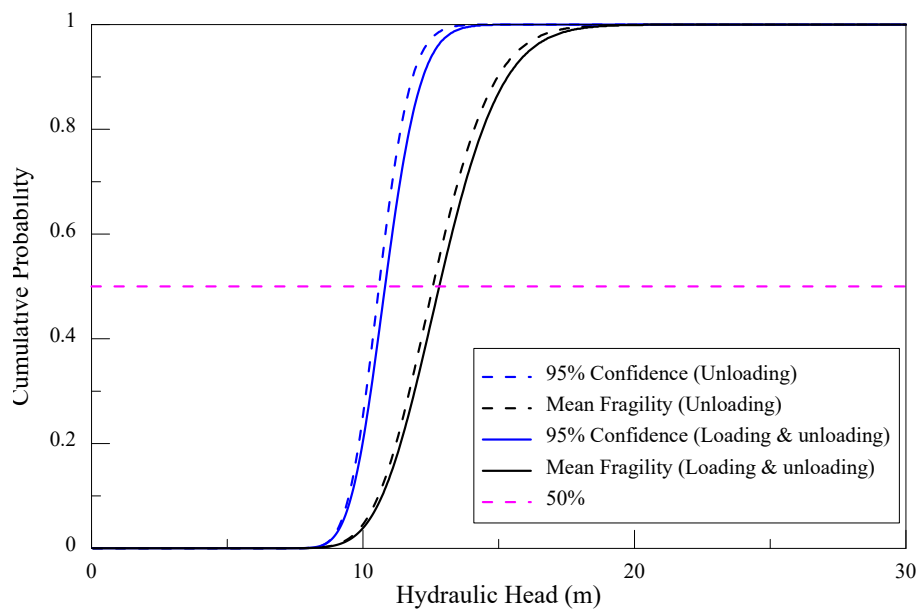


圖 4-3-6 水密門卸載以及卸載和加載合計之框內漏水率 95%信心水準和平均易損性曲線之比較 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

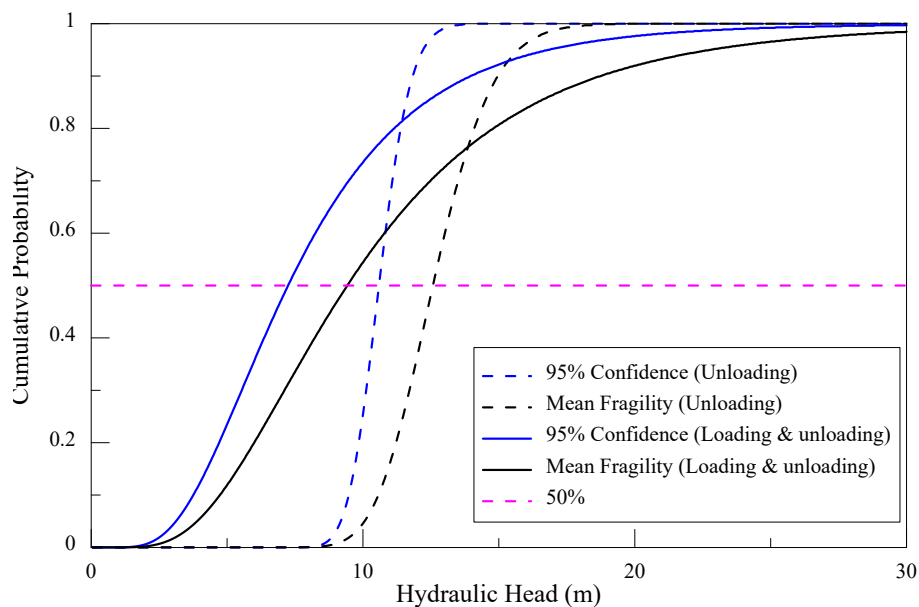


圖 4-3-7 水密門卸載以及卸載和加載合計之總計漏水率 95%信心水準和平均易損性曲線之比較 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

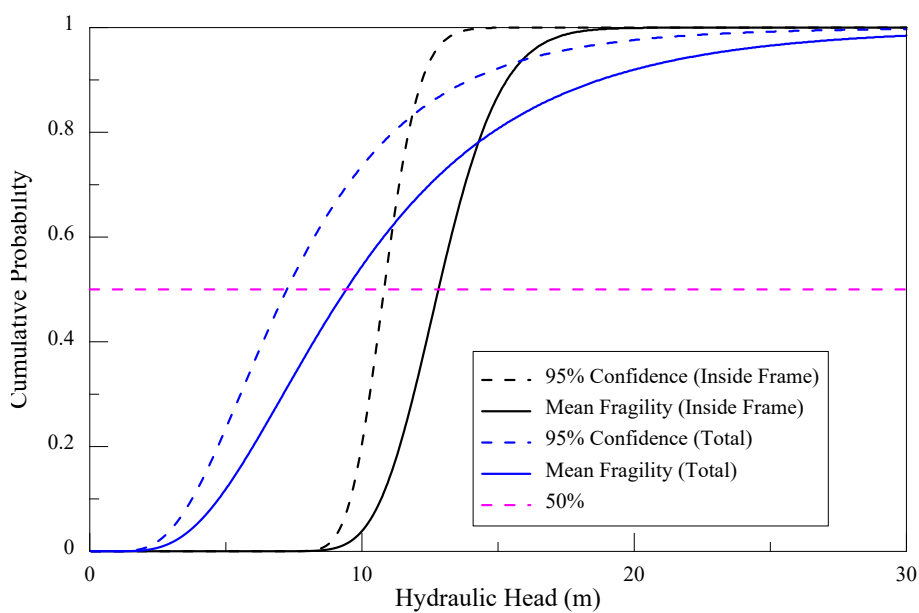


圖 4-3-8 水密門卸載和加載合計之框內及總計漏水率 95%信心水準和平均易損性曲線之比較 (門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)

水密門的高信心度低機率失效 (High Confidence of Low Probability Failure, HCLPF) 容量 C_{HCLPF} 可依據下式計算：

$$C_{\text{HCLPF}} = D_m e^{[\beta_R \Phi^{-1}(5\%) - \beta_U \Phi^{-1}(95\%)]} \quad (4-3-5)$$

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：

$$C_{10\%} = D_m e^{\beta_C \Phi^{-1}(10\%)} \quad (4-3-6)$$

同理，累積機率達 1% 的容量 $C_{1\%}$ 可依據下式計算：

$$C_{1\%} = D_m e^{\beta_C \Phi^{-1}(1\%)} \quad (4-3-7)$$

若真實水密門有 RC 牆限制門框時，建議採用卸載和加載合計之總計漏水率參數；若真實水密門門框外無 RC 牆時，建議採用卸載和加載合計之框內漏水率參數。在門檻漏水率為 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 時，NRA (2015) 伊藤喜水密門的 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 列於表 4-3-11。由於總計漏水的中數比框內漏水低，故三個容量水頭高也比較低。

表 4-3-11 水密門門檻漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 的容量水頭高

C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ (卸載和加載合計)

	C_{HCLPF} (m)	$C_{10\%}$ (m)	$C_{1\%}$ (m)
框內漏水	9.4851	10.7044	9.2471
總計漏水	3.4868	4.7368	2.7043

四、水密門易損性的敏感度分析

以下列 4 個門檻漏水率 0.02、0.03、0.04 以及 0.05 m³/h/m²，經由線性內插，分別求取表 4-2-1 至表 4-2-4 的框內和總計漏水率之需求水頭高，再利用式 (4-3-1) 至式 (4-3-4)，估計樣本對數平均數、樣本對數標準差和樣本中數等易損性曲線參數。卸載和加載合計之框內及總計漏水率的易損性曲線參數分別列於表 4-4-1 和表 4-4-2。觀察表 4-4-1 和表 4-4-2 發現：(1) 隨著門檻漏水率增高，框內或總計漏水率的中數也變高。(2) 隨著門檻漏水率增高，框內漏水率的對數標準差有略微變高的趨勢，總計漏水率的對數標準差明顯變低。(3) 無論門檻漏水率為何，框內漏水的中數比總計漏水高，框內漏水的對數標準差比總計漏水低。

利用表 4-4-1 和表 4-4-2 的易損性曲線參數，以及式 (4-1-1) 和式 (4-1-2)，可建立水密門需求水頭高對應於 4 個門檻漏水率之平均和不同信心水準易損性曲線。圖 4-4-1 至圖 4-4-4 分別為框內或總計漏水率，對應於 4 個門檻漏水率之平均或 95%信心水準易損性曲線的比較。觀察表 4-4-1 和表 4-4-2，以及圖 4-4-1 至圖 4-4-4，可知：(1) 門檻漏水率愈高，框內或總計漏水率的平均或 95%信心水準易損性曲線愈往右偏移，因中數愈高之故。(2) 框內漏水率的平均或 95%信心水準易損性曲線上升趨勢比較不受門檻漏水率影響。(3) 門檻漏水率愈高，總計漏水率的平均或 95%信心水準易損性曲線明顯愈陡，因對數標準差愈低之故。

最後，比較水密門在不同門檻漏水率的 C_{HCLPF} 、 $C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ 。利用表 4-4-1 和表 4-4-2 的參數，以及式 (4-3-5) 至式 (4-3-7)，計算水密門卸載和加載合計時，在不同門檻漏水率的 C_{HCLPF} 、

$C_{10\%}$ 和 $C_{1\%}$ ，框內和總計漏水率的容量水頭高分別列於表 2-1-1 和表 4-4-4。觀察表 2-1-1 和表 4-4-4，可知：(1) 無論是框內或總計漏水率的容量水頭高， $C_{1\%}$ 皆比 $C_{10\%}$ 更接近 C_{HCLPF} 。(2) 無論是框內或總計漏水率的容量水頭高， $C_{10\%}$ 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) 無論是框內或總計漏水率，門檻漏水率愈高，容量水頭高也愈高。(4) 無論何種門檻漏水率，框內漏水率的容量水頭高都大於總計漏水率的容量水頭高。

表 4-4-1 水密門卸載和加載合計需求水頭高易損性曲線的參數 (框內)

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	D_m (m)	β_R	β_U	β_C
0.02	12.8091	0.0796	0.1030	0.1401
0.03	14.5648	0.0917	0.1039	0.1520
0.04	15.8934	0.1033	0.1051	0.1655
0.05	16.9789	0.1014	0.1043	0.1567

表 4-4-2 水密門卸載和加載合計需求水頭高易損性曲線的參數 (總計)

門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)	D_m (m)	β_R	β_U	β_C
0.02	9.4204	0.4445	0.1597	0.5365
0.03	11.3459	0.3809	0.1445	0.4525
0.04	13.0939	0.3497	0.1416	0.4355
0.05	14.2568	0.3082	0.1327	0.3818

表 4-4-3 水密門卸載和加載合計的框內漏水率之容量水頭高

容量水頭高 (m)	門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)			
	0.02	0.03	0.04	0.05
C_{HCLPF}	9.4851	10.5567	11.2810	12.1037
$C_{10\%}$	10.7044	11.9866	12.8558	13.8904
$C_{1\%}$	9.2471	10.2262	10.8143	11.7930

表 4-4-4 水密門卸載和加載合計的總計漏水率之容量水頭高

容量水頭高 (m)	門檻漏水率 ($\text{m}^3/\text{h}/\text{m}^2$)			
	0.02	0.03	0.04	0.05
C_{HCLPF}	3.4868	4.7806	5.8355	6.9032
$C_{10\%}$	4.7368	6.3536	7.4931	8.7407
$C_{1\%}$	2.7043	3.9602	4.7537	5.8658

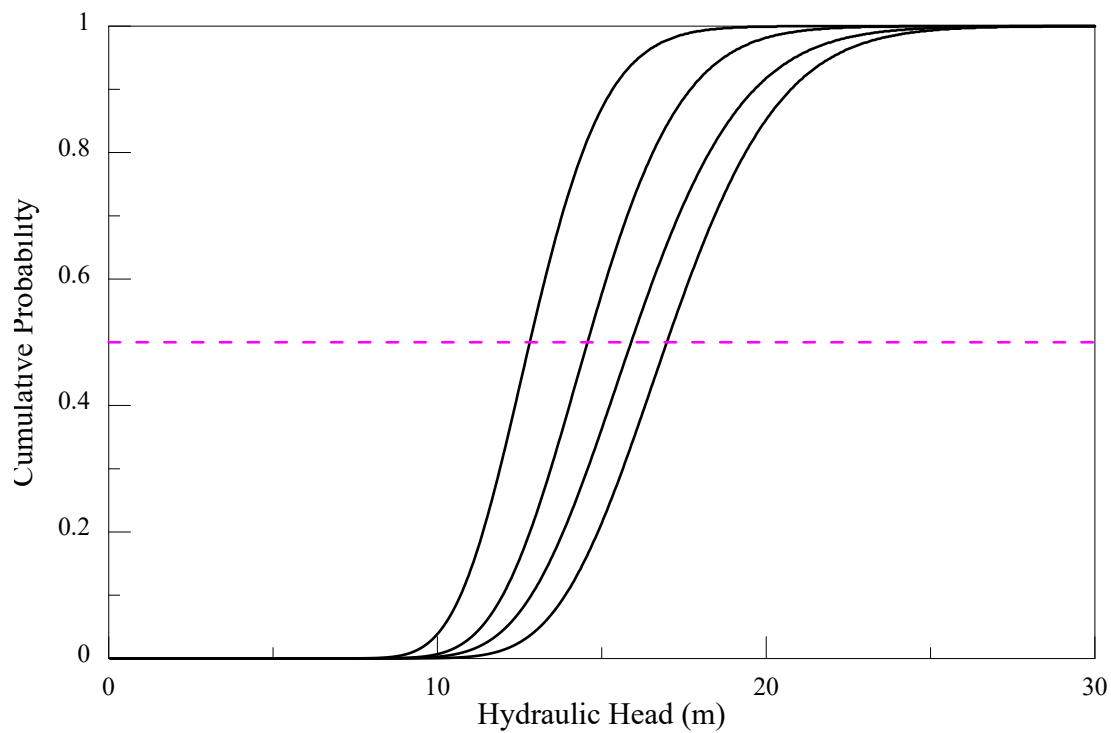


圖 4-4-1 水密門卸載和加載合計之不同門檻漏水率的
框內漏水率平均易損性曲線

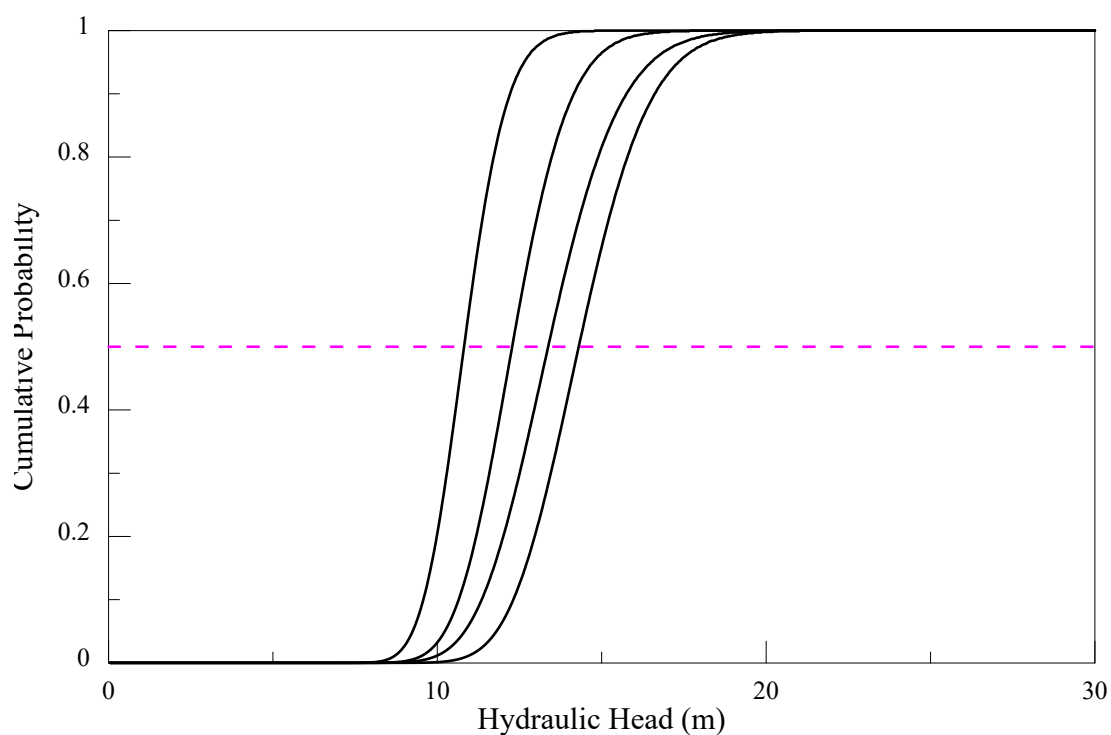


圖 4-4-2 水密門卸載和加載合計之不同門檻漏水率的
框內漏水率 95%信心水準易損性曲線

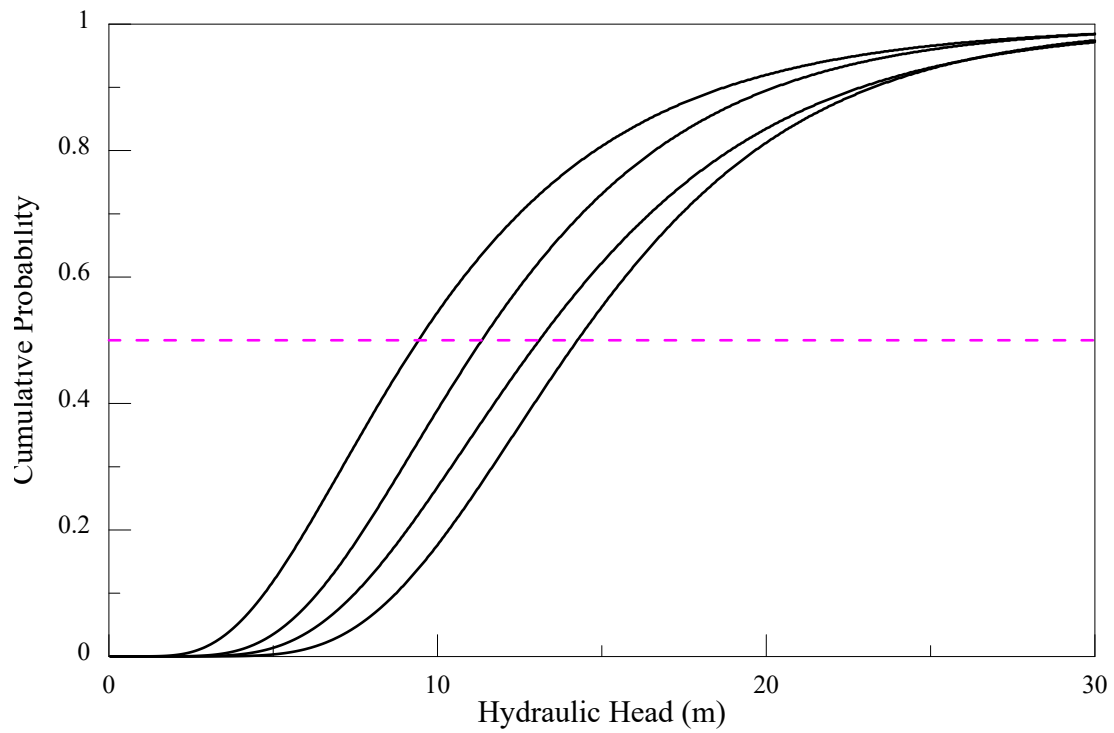


圖 4-4-3 水密門卸載和加載合計之不同門檻漏水率的
總計漏水率平均易損性曲線

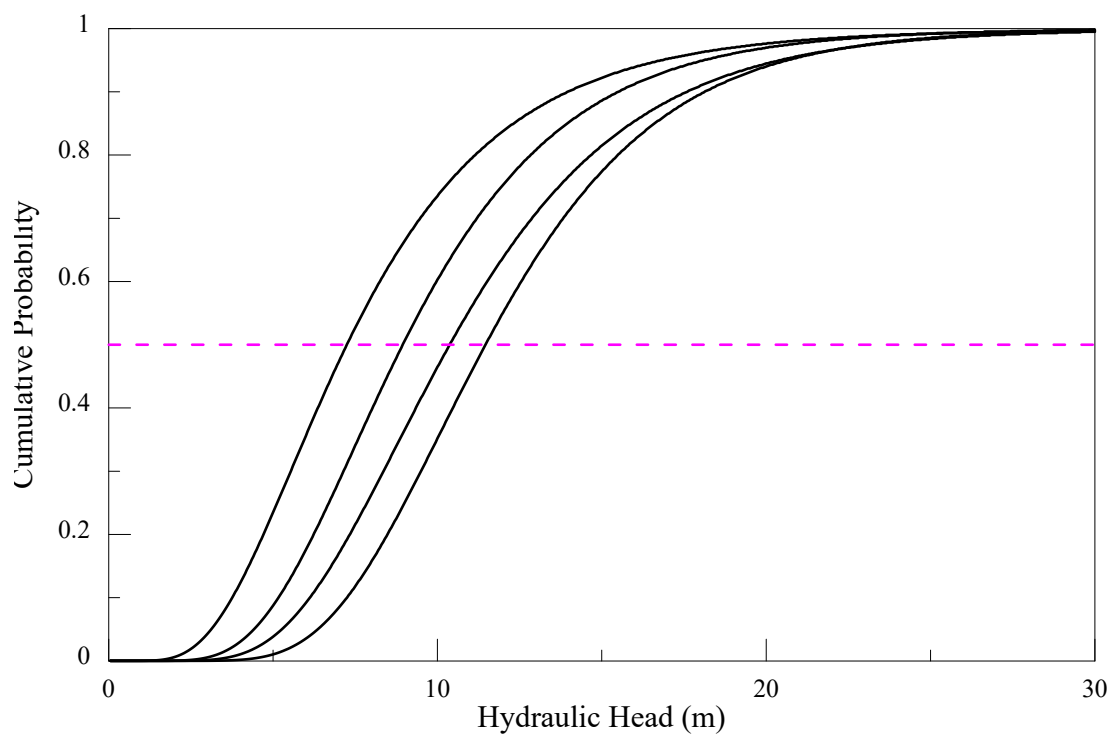


圖 4-4-4 水密門卸載和加載合計之不同門檻漏水率的
總計漏水率 95%信心水準易損性曲線

伍、結論及建議

本研究各計畫所得主要發現與結論分述如下：

一、子計畫一(火山作用型及日本地震型機率式海嘯危害度分析之管)

(一)2022 年東加海嘯的模擬研究 (Pakoksung et al., 2022) 成果顯示 Le Méhauté and Wang (1996) 提出的水下爆炸初始水位模型在真實海嘯事件中的應用具有一定的適用性，建議管制單位在評估類似事件時參考該模型的適用性。

(二)Schindelé et al. (2024) 於義大利南部愛奧尼亞海的斯特隆博利火山的資料顯示大部分火山作用型海嘯與爆炸性強烈噴發相關，建議將此類海嘯的可能性納入相關設施的災害評估。

(三)本計畫針對火山作用引致海嘯的機率性海嘯危害分析 (PTHA) 方法進行了彙整，聚焦於 Pakoksung et al. (2021) 和 Paris et al. (2019) 的研究成果，提供管制單位在未來核能設施火山作用型海嘯危害評估上的參考。

(四)Pakoksung et al. (2021) 與 Paris et al. (2019) 的研究皆著重於水下爆炸引發的海嘯波，並假設波高分布符合對數常態分布。在數值模擬方面，兩者採用了不同的模式，但均能模擬長波特性。Pakoksung et al. (2021) 更進一步模擬了海嘯波高對建築物的衝擊，更精細的描述了海嘯對於近岸結構物的災害影響，建議管制單位可參考其模擬方法。

(五)火山作用型海嘯的機率評估方面，Paris et al. (2019) 和 Pakoksung et al. (2021) 均採用條件機率分析，但未考慮事件重現期，其中 Paris et al. (2019) 將當地緊急應變標準作為分

析依據。建議管制單位在火山作用型 PTHA 的年超越率之海嘯危害度評估方式建立之前，可參考此作法。

(六)在火山作用型 PTHA 的隨機不確定性考量方面，Paris et al. (2019)和 Pakoksung et al. (2021)所採用的機率模型標準差並非透過與實際觀測數據比對計算而得，因此準確度可能受到影響。對於模式的認知不確定性，這些研究目前尚未提出具體的處理方法。PG&E (2010) 提出的多數值模型模擬方法，通過模擬相同情境以考慮模式認知不確定性，建議可作為未來管制的參考。

(七)與美國 PG&E (2010) 的方法相比，日本原子力委員會(NRA)和 S/NRA/R 在地震型 PTHA 的不確定性處理方面有顯著進展，特別是在滑移量的時空分布與經驗公式計算值的不確定性考量上，提供了新的分析視角，惟此方法仍處於研究階段，尚未納入日本 NRA 的海嘯管制規範，建議管制單位持續關注日本 NRA 最新的海嘯管制和研究資訊。

(八)本計畫基於「比例定律」進行參數試驗，探討日美方法差異，結果顯示：(1)日本方法需確認樣本數量以確保結果代表性；(2)在假設海嘯波高與滑移量呈線性關係下，兩國結果一致；(3)在非線性假設下，結果有所不同。建議管制單位根據具體需求和個案情況，在不確定性的評估方面參酌合適的分析方式。

二、子計畫二(潮位、強降雨及海嘯之複合型水災危害度分析管制相關)

(一)由美國現有核電廠危害度分析案例資料可知，目前核電廠評估主要是依循 USNRC(2011)導則來進行，而其指示複合型水

災評估主要是需依照 ANS-2.8 -1992 來執行。

- (二)於 ANS-2.8-2019 報告中提出一個新的評估框架，使用機率方法來識別和評估核設施的設計基準洪水危害。其中，提及 ANS-2.8-1992 是採用定論式方法，專注於評估可能的最大水災事件，或由這些事件合理組合所引發的最嚴重廠址水災。然而，這種定論式方法未能充分利用機率概念，導致對洪水風險的分析存在局限性。
- (三)ANS-2.8-2019 導入 PTHA 模型建置概念，研提核電廠水災評估上應考量機率式的方法，才能較全面的量化洪水事件的發生頻率與規模，並考量隨機與認知不確定性。
- (四)複合型水災於事件組合篩選評估上，ANS-2.8-1992 訂立組合事件門檻值(超越機率低於 1×10^{-6})，藉此排除不合理的極端事件組合；ANS-2.8-2019 於評估流程架構中，規範要求需通過 HLR 和 SR 來系統化分析，檢視各水災來源與其組合，除排除不合理組來源和組合外，亦可確保所有考量因素(如事件發生機率、潛在影響和不確定性)。
- (五)複合型水災評估上有較多研究會導入聯合機率分布方式來連結各災害組合。透過該方法可用較具科學方式檢定各組合之合適度，並評估其擬合程度。
- (六)建議考量複合型水災時，應更謹慎推估合理複合超越機率。目前國際上有較多研究將聯合機率函數 Copula 應用於複合水災機率分析方式進行機率複合型水災危害評估。此外，目前各國雖有積極針對核電廠發展 PFHA 相關評估技術，惟目前仍於發展中，並未實際進入管制規範階段。我國目前針對核電廠的 PFHA 相關評估技術，亦處於研究階段，即便於其

他防/減災領域亦較少應用該技術來進行工程設計評估。未來應可朝量化風暴潮、強降雨與海嘯等複合型災害影響方向發展，並進一步建立核電廠 PFHA 相關危害度曲線，提升核電廠複合型水災危害度評估管制技術。

三、子計畫三(近年防海嘯結構設備易損性分析相關文獻蒐集及研析)

- (一)水密門有無面內剪應變發生，對框內漏水（即密封部失效）的需求水頭高和易損性曲線影響很小。
- (二)水密門發生面內剪應變，對總計漏水（密封部失效加 RC 牆裂縫）的需求水頭高和易損性曲線影響很大。
- (三)若水密門無 RC 牆框住，或確定 RC 牆不會漏水，可以採用本計畫卸載和加載合計時，框內漏水的易損性參數進行易損性分析。
- (四)若水密門框在 RC 牆開口處，而且不確定 RC 牆漏水否，可以採用本計畫卸載和加載合計時，總計漏水的易損性參數進行易損性分析，相對保守。
- (五)水密門的門檻漏水率愈高，框內漏水的中數愈高，對數標準差略微變高，亦即易損性曲線愈往右偏移，但曲線上升趨勢比較不受影響。
- (六)如果不知水密門的門檻漏水率高低，建議依據通用漏水率 $0.02 \text{ m}^3/\text{h}/\text{m}^2$ 選擇本計畫表中的易損性參數。
- (七)如果已依據水密門內組件的狀況，決定了門檻漏水率，可以根據本計畫設定的 4 個門檻漏水率進行線性內插，計算適當的易損性參數。

陸、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. ANS-2.8, 1992. American National Standard for Determining Design Basis Flooding at Power Reactor Sites. Prepared by the American Nuclear Society Standards Committee Working Group.
3. ANS-2.8, 2019. American National Standard: Probabilistic Evaluation of External Flood Hazards for Nuclear Facilities. Prepared by the American Nuclear Society Standards Committee Working Group.
4. Antunes, C., Rocha, C., & Catita, C. (2019). Coastal flood assessment due to sea level rise and extreme storm events: A case study of the atlantic coast of Portugal's mainland. *Geosciences*, 9(5), 239.
5. 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.
6. Atomic Energy Society of Japan (AESJ) (2016) , A Standard for Procedure of Tsunami Probabilistic Risk Assessment (PRA) for Nuclear Power Plants, AESJ-SC-RK004.
7. 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.
8. Bates, P. D., Dawson, R. J., Hall, J. W., Horritt, M. S., Nicholls, R. J., Wicks, J., & Hassan, M. A. A. M. (2005). Simplified two-dimensional numerical modelling of coastal flooding and example applications. *Coastal Engineering*, 52(9), 793-810.

9. Beom-Jin Kim, Minkyu Kim. (2023). Estimation of Probabilistic Flood Hazard Curve at the NPP Site Considering Storm Surge. 8th Annual Probabilistic Flood Hazard Assessment Research Workshop, Rockville, Maryland.
10. Bevacqua, E., Maraun, D., Hobæk Haff, I., Widmann, M., & Vrac, M. (2017). Multivariate statistical modelling of compound events via pair-copula constructions: analysis of floods in Ravenna (Italy). *Hydrology and Earth System Sciences*, 21(6), 2701-2723.
11. Byunghyun Kim, Jaewan Yoo, Beomjin Kim, Minkyu Kim. (2023). Flood Inundation Modelling on Nuclear Power Plant Site due to Complex Disasters. 8th Annual Probabilistic Flood Hazard Assessment Research Workshop, Rockville, Maryland.
12. Choi, B. H., Pelinovsky, E., Kim, K. O., & Lee, J. S. (2003). Simulation of the trans-oceanic tsunami propagation due to the 1883 Krakatau volcanic eruption. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 3(5), 321-332.
13. Christie, E. K., Spencer, T., Owen, D., McIvor, A. L., Möller, I., & Viavattene, C. (2018). Regional coastal flood risk assessment for a tidally dominant, natural coastal setting: North Norfolk, southern North Sea. *Coastal Engineering*, 134, 177-190.
14. Davies, G., Griffin, J., Løvholt, F., Glimsdal, S., Harbitz, C., Thio, H. K., ... & Baptista, M. A. (2018). A global probabilistic tsunami hazard assessment from earthquake sources.
15. Dawson, R. J., Speight, L., Hall, J. W., Djordjevic, S., Savic, D., & Leandro, J. (2008). Attribution of flood risk in urban areas. *Journal of Hydroinformatics*, 10(4), 275-288.
16. Di Vito, M. A., Isaia, R., Orsi, G., Southon, J. D., De Vita, S., D'Antonio, M., ... & Piochi, M. (1999). Volcanism and deformation

- since 12,000 years at the Campi Flegrei caldera (Italy). *Journal of Volcanology and Geothermal Research*, 91(2-4), 221-246.
17. Dinh, Q., Balica, S., Popescu, I., & Jonoski, A. (2012). Climate change impact on flood hazard, vulnerability and risk of the Long Xuyen Quadrangle in the Mekong Delta. *International journal of river basin management*, 10(1), 103-120.
 18. Draft Regulatory Guide DG-1290 Revision 3 (2022). Design Basis Floods for Nuclear Power Plants. USNRC.
 19. Electric Power Research Institute (EPRI) (1994) , Methodology for Deriving Seismic Fragilities, TR-103959. California, USA.
 20. Ganguli, P., & Merz, B. (2019). Trends in compound flooding in northwestern Europe during 1901–2014. *Geophysical Research Letters*, 46(19), 10810-10820.
 21. Grezio, A., Babeyko, A., Baptista, M. A., Behrens, J., Costa, A., Davies, G., ... & Thio, H. K. (2017). Probabilistic tsunami hazard analysis: Multiple sources and global applications. *Reviews of Geophysics*, 55(4), 1158-1198.
 22. Horspool, N., Pranantyo, I., Griffin, J., Latief, H., Natawidjaja, D. H., Kongko, W., ... & Thio, H. K. (2014). A probabilistic tsunami hazard assessment for Indonesia. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 14(3105), 3105-3122.
 23. Hsiao, S. C., Chiang, W. S., Jang, J. H., Wu, H. L., Lu, W. S., Chen, W. B., & Wu, Y. T. (2021). Flood risk influenced by the compound effect of storm surge and rainfall under climate change for low-lying coastal areas. *Science of the total environment*, 764, 144439.
 24. IPCC, 2021. IPCC Sixth Assessment Report, Working Group 1: The Physical Science Basis. <https://www.ipcc.ch/report/ar6/wg1/>

25. Jang, J. H., Chang, T. H., & Chen, W. B. (2018). Effect of inlet modelling on surface drainage in coupled urban flood simulation. *Journal of Hydrology*, 562, 168-180.
26. Kew, S. F., Selten, F. M., Lenderink, G., & Hazeleger, W. (2013). The simultaneous occurrence of surge and discharge extremes for the Rhine delta. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 13(8), 2017-2029.
27. Kumbier, K., Carvalho, R. C., Vafeidis, A. T., & Woodroffe, C. D. (2018). Investigating compound flooding in an estuary using hydrodynamic modelling: a case study from the Shoalhaven River, Australia. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 18(2), 463-477.
28. Le Méhauté, B. (1971). Theory of explosion-generated water waves. In V. T. Chow (Ed.), *Advances in Hydrosience* (Vol. 7, pp. 1–79). Academic Press.
29. Le Méhauté, B., & Wang, S. (1996). *Water waves generated by underwater explosion*. World Scientific.
30. Leonard, M., Westra, S., Phatak, A., Lambert, M., van den Hurk, B., McInnes, K., ... & Stafford-Smith, M. (2014). A compound event framework for understanding extreme impacts. *Wiley Interdisciplinary Reviews: Climate Change*, 5(1), 113-128.
31. Lynett, P., Wei, Y., & Arcas, D. (2016). *Tsunami hazard assessment: best modeling practices and state-of-the-art technology*.
32. Maeno, F., & Imamura, F. (2007). Numerical investigations of tsunamis generated by pyroclastic flows from the Kikai caldera, Japan. *Geophysical Research Letters*, 34(23).
33. Maskell, J., Horsburgh, K., Lewis, M., & Bates, P. (2014). Investigating river–surge interaction in idealised estuaries. *Journal of Coastal Research*, 30(2), 248-259.

34. 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.
35. Mihara, Y., A. Yamaguchi, Y. Kirimoto, and M. Matsuyama (2014) ,
Revision of the AESJ Standard for Seismic Probabilistic Risk
Assessment (3) Fragility Evaluation, PSAM12.
36. Mulia, I. E., Ishibe, T., Satake, K., Gusman, A. R., & Murotani, S.
(2020). Regional probabilistic tsunami hazard assessment associated
with active faults along the eastern margin of the Sea of Japan. *Earth,
Planets and Space*, 72, 123.
37. NEI 16-05, 2016. External Flooding Assessment Guidelines (Revision
1). Nuclear Energy Institute.
38. NRRC (2020). NRRC R&D Roadmap. Central Research Institute of
Electric Power Industry (CRIEPI).
39. NRRC (2024). NRRC R&D Roadmap. Central Research Institute of
Electric Power Industry (CRIEPI).
40. Orsi, G., Di Vito, M. A., Selva, J., & Marzocchi, W. (2009). Long-
term forecast of eruption style and size at Campi Flegrei caldera (Italy).
Earth and Planetary Science Letters, 287(1-2), 265-276.
41. Pakoksung, K., Suppasri, A., & Imamura, F. (2021). Probabilistic
tsunami hazard analysis of inundated buildings following a subaqueous
volcanic explosion based on the 1716 tsunami scenario in Taal Lake,
Philippines. *Geosciences*, 11(2), 92.
42. Pakoksung, K., Suppasri, A., & Imamura, F. (2022). The near-field
tsunami generated by the 15 January 2022 eruption of the Hunga Tonga-
Hunga Ha'apai volcano and its impact on Tongatapu, Tonga. *Scientific
Reports*, 12(1), 15187.

43. Paris, R. (2015). Source mechanisms of volcanic tsunamis. *Philosophical Transactions A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 373(2053).
44. Paris, R., & Ulvrova, M. (2019). Tsunamis generated by subaqueous volcanic explosions in Taal Caldera Lake, Philippines. *Bulletin of Volcanology*, 81, 1-14.
45. Paris, R., Ulvrova, M., Selva, J., Brizuela, B., Costa, A., Grezio, A., ... & Tonini, R. (2019). Probabilistic hazard analysis for tsunamis generated by subaqueous volcanic explosions in the Campi Flegrei caldera, Italy. *Journal of Volcanology and Geothermal Research*, 379, 106-116.
46. PG&E, 2016. Updated Response to Request for Information Pursuant to 10 CFR 50.54(f) Regarding Recommendation 2.1 Flooding.
47. PG&E. (2010). Methodology for probabilistic tsunami hazard analysis: Trial application for the Diablo Canyon power plant site. PEER Report.
48. Prasad, R., Hibler, L. F., Coleman, A. M., & Ward, D. L. (2011). Design-basis flood estimation for site characterization at nuclear power plants in the United States of America (No. PNNL-20091; NUREG/CR-7046). Pacific Northwest National Lab.(PNNL), Richland, WA (United States).
49. Ramírez-Herrera, M. T., Coca, O., & Vargas-Espinosa, V. (2022). Tsunami effects on the Coast of Mexico by the Hunga Tonga-Hunga Ha'apai volcano eruption, Tonga. *Pure and Applied Geophysics*, 179(4), 1117-1137.
50. Regulatory Guide 1.59 (1977). Design Basis Floods for Nuclear Power Plants. USNRC.

51. Sajjad, M., Lin, N., & Chan, J. C. (2020). Spatial heterogeneities of current and future hurricane flood risk along the US Atlantic and Gulf coasts. *Science of the total environment*, 713, 136704.
52. Sato, H., & Taniguchi, H. (1997). Relationship between crater size and ejecta volume of recent magmatic and phreato-magmatic eruptions: Implications for energy partitioning. *Geophysical Research Letters*, 24, 205–208.
53. Schindelé, F., Kong, L., Lane, E. M., Paris, R., Ripepe, M., Titov, V., & Bailey, R. (2024). A Review of Tsunamis Generated by Volcanoes (TGV) Source Mechanism, Modelling, Monitoring and Warning Systems. *Pure and Applied Geophysics*, 1-48.
54. Selva, J., Costa, A., Marzocchi, W., & Sandri, L. (2010). BET_VH: Exploring the influence of natural uncertainties on long-term hazard from tephra fallout at Campi Flegrei (Italy). *Bulletin of Volcanology*, 72, 717-733.
55. Selva, J., Orsi, G., Di Vito, M. A., Marzocchi, W., & Sandri, L. (2012). Probability hazard map for future vent opening at the Campi Flegrei caldera, Italy. *Bulletin of Volcanology*, 74, 497-510.
56. Strunz, G., Post, J., Zosseder, K., Wegscheider, S., Mück, M., Riedlinger, T., Mehl, H., Dech, S., Birkmann, J., & Gebert, N. (2011). Tsunami risk assessment in Indonesia. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 11, 67–82.
57. 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.

58. Svensson, C., & Jones, D. A. (2004). Dependence between sea surge, river flow and precipitation in south and west Britain. *Hydrology and Earth System Sciences*, 8(5), 973-992.
59. 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.
60. Thio, H. K., Somerville, P., & Polet, J. (2010). Probabilistic tsunami hazard in California.
61. Tilloy, A., Malamud, B. D., Winter, H., & Joly-Laugel, A. (2019). A review of quantification methodologies for multi-hazard interrelationships. *Earth-Science Reviews*, 196, 102881.
62. 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.
63. 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).
64. USNRC JLD-ISG-2012-06, 2013. *Guidance for Performing a Tsunami, Surge and Seiche Flooding Safety Analysis (Revision 0)*. Japan Lessons-Learned Project Directorate Interim Staff Guidance.
65. Valle-Levinson, A., Olabarrieta, M., & Heilman, L. (2020). Compound flooding in Houston-Galveston bay during hurricane harvey. *Science of the Total Environment*, 747, 141272.
66. van den Hurk, B., van Meijgaard, E., de Valk, P., van Heeringen, K. J., & Gooijer, J. (2015). Analysis of a compounding surge and

- precipitation event in the Netherlands. *Environmental Research Letters*, 10(3), 035001.
67. Wahl, T., Jain, S., Bender, J., Meyers, S. D., & Luther, M. E. (2015). Increasing risk of compound flooding from storm surge and rainfall for major US cities. *Nature Climate Change*, 5(12), 1093-1097.
68. Wang, J., & Liu, P. L. F. (2021). Numerical study on impacts of a concurrent storm-tide-tsunami event in Macau and Hong Kong. *Coastal Engineering*, 170, 104000.
69. Xu, K., Ma, C., Lian, J., & Bin, L. (2014). Joint probability analysis of extreme precipitation and storm tide in a coastal city under changing environment. *PLoS One*, 9(10), e109341.
70. Xu, K., Wang, C., & Bin, L. (2023). Compound flood models in coastal areas: a review of methods and uncertainty analysis. *Natural Hazards*, 116(1), 469-496.
71. Zellou, B., & Rahali, H. (2019). Assessment of the joint impact of extreme rainfall and storm surge on the risk of flooding in a coastal area. *Journal of Hydrology*, 569, 647-665.
72. Zhang, Y. J., Witter, R. C., & Priest, G. R. (2011). Tsunami–tide interaction in 1964 Prince William Sound tsunami. *Ocean Modelling*, 40(3-4), 246-259.
73. Zheng, F., Westra, S., & Sisson, S. A. (2013). Quantifying the dependence between extreme rainfall and storm surge in the coastal zone. *Journal of hydrology*, 505, 172-187.
74. 日本土木學會原子力土木委員會(2011)。機率式海嘯危害分析方法。

75. 日本原子力規制委員會 (2015), 「平成 26 年度原子力施設等防災対策等委託費 (浸水防止設備の耐力試験 (水密扉基礎試験 2)) 事業」, 委託業務成果報告書, NOR26-2-009。
76. 日本原子力規制委員會 (2021), 「基準海嘯及抗海嘯設計方針の審査指南」 (2013 年 6 月 19 日制訂)。
77. 杉野英治、岩渕洋子 (2018), 「機率式海嘯危害度分析方法及模型之建議-板塊間地震引致海嘯」, 日本原子力規制廳長官官房技術基盤組技術報告, NTEC-2018-4001。
78. 杉野英治、道口陽子、佐藤太一 (2021), 「關於提高海嘯危害評估信賴性的研究」, 日本原子力規制廳長官官房技術基盤組研究報告, RREP-2021-4002。
79. 杉野英治、阿部雄太 (2022), 「機率式海嘯危害度分析中海嘯生成/傳播模型不確定性的影響」。日本地震工學會論文集, 22(4)。
80. 蕭士俊、洪李陵、吳昀達、吳漢倫、陳彥龍 (2023), 「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」。行政院原子能委員會委託研究計畫研究報告。
81. 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。
82. 蕭士俊、洪李陵、吳昀達、陳彥龍 (2023), 「水密門易損性曲線建構方法之研析」, 行政院原子能委員會委託研究計畫研究報告。
83. 蕭士俊、洪李陵、吳昀達、陳彥龍 (2021), 「110 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」。行政院原子能委員會委託研究計畫研究報告。

84. 蕭士俊、洪李陵、吳昀達、陳彥龍、吳漢倫（2022），「111 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」。行政院原子能委員會委託研究計畫研究報告。
85. 蕭士俊、洪李陵、陳彥龍（2020），「109 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」。行政院原子能委員會委託研究計畫研究報告。
86. 藤原広行、平田賢治、中村洋光、森川信之、河合伸一、前田宜浩、…、大野哲平（2020），「南海海溝の機率式海嘯危害度分析」。防災科学技術研究所，439，1-575。