

行政院原子能委員會委託研究計畫研究報告

105 年核能安全管制及安全度評估技術能力建立

Establishment of Nuclear Safety Regulation and Probabilistic Risk Assessment Capabilities

計畫編號：NL1050253

受委託機關(構)：國立清華大學

計畫主持人：白寶實

聯絡電話：03-5715131#42859

E-mail address：bspei@hotmail.com

協同主持人：許文勝、陳詩奎、林志宏、楊融華

研究期程：中華民國 105 年 4 月至 105 年 12 月

研究經費：新臺幣 930 萬元

核研所聯絡人員：黃智麟

報告日期：105 年 12 月 01 日

報告內容係研究者之研究觀點，
不代表委託單位之政策或意見。

本研究報告包含以下 4 個分項：

- A. 日本核電廠新規制基準有關火山及海嘯安全審查之技術研究

Research on Safety Review of Volcano and Tsunami in Accordance with New Regulatory Requirements for Nuclear Power Plants in Japan

- B. 核三廠電廠全黑事故序列驗證評估

Verification Assessment of Station Black-Out Sequences for Maanshan NPP

- C. CFD 紊流模式分析評估與核能安全審查導則之建立
- Assessment of CFD Code on Turbulence models and Best Practice Guideline for Nuclear Safety**

- D. 核電廠系統安全分析應用程式 TRACE 之模式建立與驗證
- Establishment and Verification of TRACE Analysis Model for Nuclear Power Plants**

A 分項

日本核電廠新規制基準有關火山及
海嘯安全審查之技術研究

目 錄

中文摘要	1
ABSTRACT	2
壹、 計畫緣起與目的	3
貳、 研究方法與過程	4
一、 資料蒐集	4
二、 資料篩選	4
三、 分析彙整	4
參、 日本火山觀測體制	6
一、 日本火山概況	6
二、 日本火山觀測機關	12
三、 火山觀測方式	13
肆、 火山影響評估導則	17
一、 火山事件	17
二、 火山事件與核電廠之位置關係	23
三、 火山影響評估方法	24
四、 火山活動監測	34
五、 掌握到火山活動徵兆時的應變導則	35
伍、 川內核電廠火山監測方針及對策	36
一、 火山監測對象	36

二、	火山活動監測方針.....	37
三、	火山監測評估方法.....	38
四、	火山監測等級判斷標準.....	38
五、	川內核電廠火山影響評估.....	39
六、	火山碎屑沉降物的對策.....	50
陸、	新規制基準中海嘯相關概要.....	52
一、	基準海嘯.....	53
二、	耐海嘯設計方針與工事認可.....	56
柒、	女川核電廠海嘯相關重啟動審查分析.....	60
一、	女川核電廠之新規制基準合適性審查相關申請概要.....	60
二、	基準海嘯.....	61
三、	海嘯防護概要.....	64
四、	海嘯防護設施.....	65
捌、	川內核電廠海嘯相關重啟動審查分析.....	69
一、	川內核電廠反應器設置變更許可.....	69
二、	基準海嘯.....	70
三、	海嘯防護概要.....	75
四、	海嘯防護設施.....	79
五、	淹水防止設備.....	81
六、	海嘯監視設備.....	83

七、	海嘯衝擊減緩設施.....	84
玖、	海嘯安全性評估	86
一、	耐海嘯相關測試.....	86
壹拾、	主要發現與結論.....	90
一、	火山方面.....	90
二、	海嘯方面.....	92
壹拾壹、	參考文獻	96

圖目錄

圖 3-1	日本活火山的分布[1].....	7
圖 3-2	隨時觀測火山的分布[1].....	7
圖 4-1	廠址評估與影響評估之基本流程[3].....	25
圖 5-1	川內核電廠火山活動監測方針[5].....	37
圖 5-2	川內核電廠火山監測等級判斷標準與監測體制[5]	38
圖 5-3	火山碎屑沉降物的影響評估流程[6].....	39
圖 5-4	川內核電廠應對火山灰作業程序[7].....	51
圖 7-1	基準海嘯訂定位置[17].....	62
圖 7-2	水位時變波形[17].....	63
圖 7-3	基準海嘯訂定位置之危害曲線[17].....	63
圖 7-4	O.P.+29 海嘯造成的電廠最大淹水深度[19].....	64
圖 7-5	防潮堤示意圖[23].....	65
圖 7-6	防潮堤(鋼管式鉛直壁)的基本構造之 1[23].....	66
圖 7-7	防潮堤(鋼管式鉛直壁)的基本構造之 2[23].....	66
圖 7-8	防潮堤(鋼管式鉛直壁)的基本構造之 3[23].....	67
圖 7-9	防潮堤(水泥改良土堤防)的基本構造[23].....	68
圖 8-1	最高水位分布與取水口位置上的時變波形[18]	71
圖 8-2	最低水位分布與取水口位置上的時變波形[18]	72
圖 8-3	水位上升時取水路徑之水位變動[18].....	73

圖 8-4	水位下降時取水路徑之水位變動[18].....	74
圖 8-5	海嘯處理設備全體圖[18].....	76
圖 8-6	依據基準海嘯溯上分析得出的最大淹水深分布[18]	77
圖 8-7	海水泵防護壁[18].....	79
圖 8-8	貯留堰[18].....	81
圖 8-9	淹水防止設備-外圍防護[18]	82
圖 8-10	海嘯監視設備[18].....	84
圖 8-11	海嘯衝擊減緩設施[18].....	85
圖 9-1	防潮堤測試方式[16].....	88
圖 9-2	防潮堤測試方式[16].....	89

表目錄

表 3-1	噴發警戒等級[2].....	8
表 3-2	當地居民及登山者應採取的防災因應[2].....	10
表 4-1	可能影響核電廠的火山事件及其位置關係[3]	23
表 5-2	火山碎屑沉降物的直接影響評估結果[6].....	43
表 5-3	火山碎屑沉降物的性質[7].....	46
表 5-4	火山碎屑沉降物可能對設備造成影響的因子[6]	48
表 6-1	新舊規制基準中海嘯相關內容之比較[15].....	52
表 6-2	設定基準海嘯	53
表 6-3	參考超過機率	54
表 6-4	海嘯防護設施	57
表 6-5	淹水防止設備	58
表 6-6	海嘯監視設備	59
表 7-1	反應器設置變更許可申請書之海嘯相關概要[17]	60
表 7-2	預設海嘯波源[17].....	61
表 8-1	川內核電廠反應器設置變更許可申請重點摘要[22]	69
表 8-2	水位上升與下降時海嘯高度[18].....	70
表 8-3	長崎海角斷層與琉球海溝板塊間地震引起之海嘯所造成的 水位上升與下降[18].....	74
表 8-4	海嘯經由各路徑流入的評估結果[18].....	78

表 8-5	汽機廠房的淹水量	83
表 9-1	防潮堤評估流程	86
表 9-2	防潮堤評估項目與標準(結構與地盤的安定性)[24].....	87
表 9-3	防潮堤評估項目與標準(結構的安全性)[24].....	87
表 9-4	水密門評估流程	88

中文摘要

日本福島第一核電廠在 2011 年 3 月 11 日發生嚴重核子事故後，造成全世界與國內民眾對核能電廠安全運轉之疑慮。尤其台灣使用之核能機組與日本同樣源自於美國之設計，雖然在基準設計上較日方更為保守，但超過設計基準之天然災害仍有造成潛在威脅之虞，故對外必須持續關注國際上對核能管制的技術發展，尤其是在福島事故後日本核電發展與管制的情形，對內則須持續精進核安管制能力，同時建立管制所需之相關分析評估能力，以確保核安管制品質，增進民眾對核能應用之信心，進而確保核能在我國之安全應用。

311 福島事件肇因於大規模地震所引發的海嘯，導致福島核電廠發生爐心熔解之嚴重事故，而台灣與日本同屬地震頻繁的島國，亦有火山的潛在疑慮，故期望透過本研究能廣泛蒐集日本方面的資料，並深入分析其法規的內容及技術重點，除了有利於國內核電廠在法規應用的瞭解，亦可提供未來管制單位建立符合國內需求之管制規範。

Abstract

Since the Fukushima Daiichi nuclear disaster, which was happened on 11th March 2011, the worldwide people start considering the risk of nuclear power plants once more. Meanwhile, the nuclear power plants operated in Taiwan are of the same type as Japan's, though the design criteria for severe accidents are much more conservative, that the natural disasters beyond design basis could still be a potential threat as is for Japan's. Therefore it is necessary to keep updating the information of international regulations and technical improvements related to nuclear power plants, especially the regulatory requirements developed in Japan after the Fukushima disaster. Besides, promoting the capability of regulation to guarantee the nuclear safety is also needed in Taiwan.

Fukushima Daiichi nuclear disaster was caused by the tsunami induced by an extremely large scale earthquake, which consequently led to the core meltdown. Like Japan, Taiwan is an island country, where earthquakes occur frequently, and is under threat from volcanos as well. Through evaluating the related regulations and the underlying technologies, this project will give an insight into the regulation in Japan and provide useful information to domestic regulatory agency.

壹、計畫緣起與目的

311 福島事件肇因於大規模地震所引發的海嘯，而導致福島核能電廠發生爐心熔解之嚴重事故，其伴隨而來的反核聲浪亦使日本所有的核能電廠一度停擺，但日本境內除了核電外，其餘的發電燃料均高度仰賴進口，機組停止運轉所帶動的電費飆漲，已嚴重影響日本經濟成長，迫使日本政府將重新啟動核能電廠視為解決此問題的重要選項。

然日本過去對核能電廠的安全管制要求並未涵蓋如此大規模的天災，因此管制單位自福島事件後著手研擬更周延的規範，要求各核能電廠必須針對更強大的地震、海嘯和火山，重新設計並施作補強硬體設備，並經過管制單位以新規範審查認可後始可重新啟動，以消弭外界對核能電廠抵禦天災能力的安全疑慮。

而台灣與日本同屬地震頻繁的島國，亦有火山的潛在疑慮，有鑒於福島核災，國內各界對核能電廠的安全設計要求日益升高，有必要進一步瞭解日本對於核能電廠重新啟動的相關規定及內容，故期望透過本研究能廣泛蒐集日本方面的資料，並深入分析其法規的內容及技術重點，除了有利於國內核能電廠在法規應用的瞭解，亦可提供未來管制單位建立符合國內需求之管制規範。

貳、 研究方法與過程

本研究主要係彙整、研析日本核電廠新規制基準有關火山及海嘯安全審查相關技術資料，並規劃以下方法及步驟來進行：

一、 資料蒐集

資料蒐集重點鎖定日本核電廠方面的相關資訊，並以日本原子力規制委員會(Nuclear Regulation Authority, 後述簡稱 NRA)官方網站所公開日本各核電廠提出之申請重啟相關文件資料，以及 NRA 所核定「核電廠火山影響評估導則」、「基準海嘯及耐海嘯設計方針之相關審查導則」與「耐海嘯設計相關工事認可審查導則」作為主要的參考依據。

二、 資料篩選

本研究將從已通過 NRA 新規制基準審查但普遍認為火山受害風險程度較高的九州電力川內核電廠，以及地理背景、位置與福島較為相近的東北電力女川核電廠所提出之「設置變更許可申請」資料中，篩選有關火山及海嘯的內容作為研析之對象。

三、 分析彙整

針對篩選後所選取的研究對象，深入瞭解其在各階段所提出的申請內容，以及 NRA 在整個審查核准過程的技術討論等相關文件，透過這些申請及審查文件的閱讀、分析與彙

整，分別完成火山及海嘯安全審查導則草案，以利日後管制單位建立相關的管制規範。

參、 日本火山觀測體制

一、 日本火山概況

日本位於環太平洋火山帶上，是世界上火山活動最活躍區域之一。據日本氣象廳 2011 年最新統計，包含海底火山在內日本境內共有 110 座活火山，其數量相當於全世界總數的 7%。而日本國土面積僅占了全球陸地面積的 0.25%，其火山分布密度之高，因此也被稱作「火山列島」、「火山之國」。同時日本也是眾知的「溫泉之國」，火山除了帶來豐富的地熱資源，火山灰中富含的礦物成分亦能形成肥沃土壤，火山特有的地質景觀亦是現今日本重要的觀光資源，對社會經濟有著許多助益。然而「活火山」顧名思義，意指未來可能將再次噴發的火山。

2003 年火山噴發預知聯絡會依循國際作法，將活火山重新定義為「約過去一萬年內曾噴發過的火山及現時仍活躍的火山」，並為強化火山防災對策，2009 年進一步評估日本活火山中「在未來 100 年有中長期噴發可能性」的火山列為「隨時觀測火山」，截至目前日本已有 50 座火山處於 24 小時監測狀態。

近年，日本國內火山活動有趨於活躍的跡象，2011 年霧島山新燃岳、2013 年西之島海底火山、2014 年御嶽山、2015

年箱根山、淺間山、口之永良部島、硫磺島、櫻島、阿蘇山等多座火山接連噴發或仍頻繁活動，其中又以 2014 年御嶽山突如其來的水蒸汽噴發造成登山客 57 人死亡、6 人失蹤的火山災害最為慘重。不容忽視長久沉寂的火山一旦爆發是極具破壞性，並可能造成嚴重的危害。

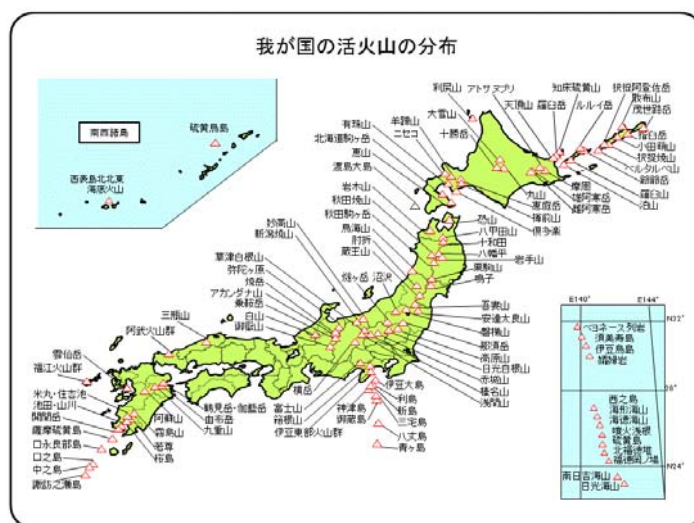


圖 3-1 日本活火山的分布[1]

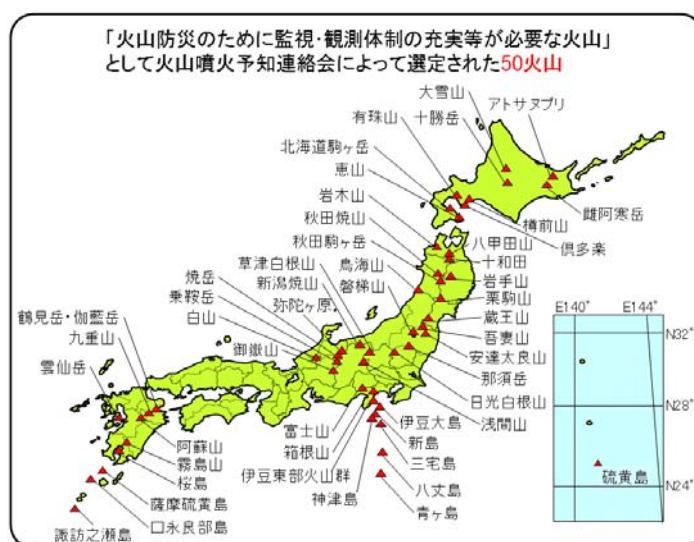


圖 3-2 隨時觀測火山的分布[1]

日本氣象廳會根據所得的火山觀測數據，進行火山活動的評估。當火山發生噴發或噴發影響擴大可能對火山口周邊或居住區域造成影響時，將發布「噴發警戒等級」，以明示公眾「應警戒的範圍(進入該範圍內將危及生命安全)」及「應採取的對應措施」。

噴發警戒等級依各火山活動的狀況及噴發帶來的危險影響程度不同，由低至高可分為 5 個級別：不需要特別進行任何防災因應的噴發警戒等級 1(正常)、對居住區域不會有危險影響但需實施入山管制並依管制實施範圍可區分為噴發警戒等級 2(火山口周邊管制)及等級 3(禁止入山)、危險影響將波及到居住區域的噴發警戒等級 4(一般民眾進行避難準備、需特別照護的老弱婦孺應立即避難)及等級 5(應立即避難)，詳細內容如下表所示：

表 3-1 噴發警戒等級[2]

警報類別	名稱	警戒範圍	等級	火山活動狀況
特別警報	噴發警報 (居住區域)	居住區域 或 居住區域	等級 5 (避難)	發生噴發並對居住區域造成嚴重危害或火

		至火山口		山處於危急狀態
			等級 4 (準備避難)	預期將發生噴發並對居住區域造成嚴重危害(噴發可能性提高)
警報	噴發警報 (火山口周邊)	火山口至 居住區域 附近範圍	等級 3 (禁止入山)	已發生噴發或預期將噴發並對居住區域附近範圍帶來嚴重影響(進入該範圍內將危及生命安全)
		火山口 周邊	等級 2 (火山口 周邊管制)	已發生噴發或預期將噴發並對火山口周邊帶來影響(進入該範圍內將

				危及生命安全)
預報	噴發預報	火山口內	等級 1 (注意此為活火山)	火山活動狀態穩定。依火山活動情形，可看見火山口內噴出火山灰等情形。(進入該範圍內將危及生命安全)

噴發警戒等級作為判斷火山活動狀況的指標，能夠提供防災機關、當地居民及登山者清楚瞭解火山噴發時危險的範圍及必要的應對措施。依據噴發警戒等級的不同，當地居民及登山者應採取的防災因應，分別如下表所示：

表 3-2 當地居民及登山者應採取的防災因應[2]

噴發警戒等級	當地居民的防災因應	登山者的防災因應
等級 5	危險範圍內的住家應立即避難(視火山活	禁止入山

	動狀況，判斷避難的區域範圍及避難方式)	
等級 4	警戒範圍內的住家應準備避難、需特別照護的老弱婦孺應立即避難(視火山活動狀況，判斷準備避難的區域範圍)	禁止入山
等級 3	照常生活(應留意未來火山活動的動向、入山管制)視狀況，需特別照護的老弱婦孺應準備避難	禁止入山、入山管制、針對危險區域實施禁入管制(視狀況判斷管制範圍)
等級 2	照常生活	火山口周邊實施禁入管制(視狀況判斷火山口周邊管制範圍)
等級 1		無特別管制(視狀況禁止進入火山口內)

二、 日本火山觀測機關

日本政府實施火山活動監測及發布火山防災資訊的單位主要由國土交通省轄下的外局－日本氣象廳擔任。2002年日本氣象廳於東京、札幌、仙台、福岡等地設立「火山監測警報中心」，專責日本活火山活動的監測及對外發布噴發預報、警報。日本氣象廳以「隨時觀測火山」為24小時監測對象，並利用地震儀、測斜儀、空氣振動量測儀器、全球導航衛星系統觀測裝置(Global Navigation Satellite Systems，後述簡稱GNSS觀測裝置)及高感度望遠攝影機等火山觀測設備進行全天候觀測。此外，也整合其他各相關機關的即時監測數據，以強化24小時火山活動監測之體制。而各火山監測警報中心亦設有「火山機動觀測小組」可定期赴現場進行地熱、火山氣體、GPS、全磁力等的反覆觀測，以掌握火山活動的狀況。一旦發現火山活動趨明顯或異常時亦會臨時派員進行現場調查觀測。近年，如火山活動較為活躍的櫻島及阿蘇山等，則在當地長期派駐人員進行監測觀測及機動觀測。同樣是國土交通省轄下的外局，海上保安廳則進行海底火山及離島火山的監測及觀測，以確保海底火山周邊航行船隻的安全。國土交通省轄下的特別機關，國土地理院則藉由全國地殼變動觀測網進行地殼變動的觀測。

國立大學研究機關－東京大學地震研究所、京都大學防災研究所、九州大學地震火山觀測研究中心、北海道大學、東北大學、名古屋大學、鹿兒島大學等，也會由於學術研究目的建有火山觀測網進行火山噴發預測等研究。

文部科學省國立研究開發法人－防災科學技術研究所也從事火山噴發預測及火山防災、衛星遙測觀測、利用 Hi-net 高感度地震觀測網進行地殼活動分析評估及預測等研究。產業技術綜合研究所則於火山噴發後進行火山噴出物及二氧化硫(SO₂)排放量等調查。

一般這些進行火山活動監測的相關機關會配合各自使用目的(監測觀測、調查研究)，共同協議監測點的設置位置，以利建構互相有效利用的「火山觀測網」。

三、 火山觀測方式

為掌握火山的狀態，利用多樣性的火山觀測設備進行火山活動的監測觀測，一般監測項目可分為以下幾種：

(一) 地震觀測

地震觀測是利用地震儀捕捉火山及其周邊發生的微小火山性地震或火山性微動。地震儀可分為短周期地震儀及廣帶域地震儀。短周期地震儀主要觀測短周期地

震、高周波地震及火山性微動，一般應設置在地底下 100m~200m 深度的觀測井內，以避免受到地面雜音或堆積物影響使得地震波增幅。廣帶域地震儀則是觀測火山內部火山氣體的壓力變化及岩漿、熱液流動造成的長周期震動(低周波地震)。地震觀測是預測火山何時噴發以及評估火山噴發可能性時最常使用的方法。隨著地震的增加、持續性的微動、震源逐漸向地表移動及發生淺層長周期的事件等，均代表可能離火山噴發時間不遠了。微動會從噴發開始一直持續至噴發結束為止。

(二) 地殼變動觀測

利用 GNSS 觀測裝置(含 GPS 等)及測斜儀進行地殼變動的觀測。GNSS 觀測裝置用於偵測火山周邊的地殼變形，需經由長期且連續的觀測，以評估地底下岩漿、熱液活動及火山氣體造成的山體膨脹及收縮、地盤傾斜的變化。測斜儀則用於觀測火山周邊極微小的傾斜變化，與短周期地震儀一樣應設置在地底下 100m~200m 深度的觀測井內，以避免受到降雨或地面溫度變化、氣壓變化等影響。

(三) 望遠觀測(含火山口監測攝影機)

望遠觀測是藉由高感度望遠攝影機來觀測火山表面

現象，如噴煙高度、顏色、噴出物(火山灰及噴出岩塊)、火映現象等。此外，亦有火山口監測攝影機及紅外線攝影機能夠進行火山口及其周邊即時狀況、溫度分布觀測。

(四) 空氣振動觀測

火山噴發時會帶動火山口附近的空氣振動，當天候不佳無法經由望遠攝影機觀測火山狀況時，可透過空氣振動量測儀器所觀測的空氣振動紀錄波形來判斷是否發生噴發、噴發規模、噴發地點及壓力變動量等。

(五) 化學量測

當岩漿上升、火山噴煙量增加或噴發頻繁時會增加二氧化硫的釋放量，因此將二氧化硫作為重要的氣體監測對象。針對火山氣體、地下水、溫泉水進行定期的量測與分析，藉由濃度增加或變化得知火山活動狀況。

(六) 地熱量測

利用溫度計(包括熱敏電阻溫度計、熱電偶溫度計、紅外線輻射溫度計等)長期反覆觀察噴氣孔、水溫、地熱的溫度變化。利用紅外線熱像裝置觀察火山口及其周邊地表溫度分布，大範圍觀測熱活動狀態。

(七) 航空機觀測

當火山噴發時，可利用遠端操作無人直升機/航空機

於火山口附近進行空中觀測(火山口狀況、噴煙狀況、是否產生新的火山口開口、噴出物分布等)。或利用無人直升機/航空機於火山口附近垂吊降下地震儀及 GPS 機器裝置。無人直升機/航空機亦能裝載火山氣體量測儀器、紅外線攝影機、空中磁力測量儀器等進行火山氣體成份、濃度及火山口溫度分布、空中磁力探測等調查。

(八) 其他觀測方式

由於岩漿活動會帶動地磁變化，利用磁力計進行磁力測量，觀測地磁變化。地盤的上下及地底下岩漿的移動等會使重力值發生變化，利用重力計進行重力測量，捕捉重力值變化。

肆、 火山影響評估導則

2011 年 3 月福島第一核電廠事故後，日本民眾對於核能安全信心大減，反核輿論高漲。日本政府為化解國內對核電安全的疑慮，重拾民眾對核能的信心，2012 年 9 月新成立「原子力規制委員會」(Nuclear Regulation Authority，後述簡稱 NRA)，並於 2013 年 7 月起實施「新規制基準」。

依據新規制基準「實用發電用反應器及其附屬設施之位置、構造及設備基準相關規則」之第 6 條—「防止廠外衝擊所造成的損壞」，安全設施在發生假想的自然災害(地震與海嘯除外)時其安全功能亦不致受到損壞，大幅提升對自然現象¹之假定並強化防護對策，並根據廠址周圍自然環境，在預期的自然現象中增加了「火山的影響」。而 NRA 為適當評估火山對核電廠的影響，並制定「核電廠火山影響評估導則」以統一規範核電廠火山影響評估方法與確認事項。

火山影響評估導則可用於確認反應器設施的設計是否符合新規制基準要求—「不因火山影響而損及反應器設施之安全性」，NRA 即依據該導則進行既有核電廠申請重啟動之適合性審查。

一、 火山事件

火山影響評估導則參考 2012 年國際原子能總署

¹ 自然現象包括洪水、颱風、龍捲風、結冰、大雨、積雪、雷擊、山崩、火山的影響、生物關聯事件、森林火災等。

(International Atomic Energy Agency, 簡稱 IAEA)安全標準 No. SSG-21, 將可能影響核電廠的火山事件²依其危險程度分為「電廠設計能夠因應之火山事件」與「電廠設計無法因應之火山事件」, 包括如下:

(一) 電廠設計能夠因應之火山事件

1. 火山碎屑沉降物(火山灰)

火山碎屑沉降物是影響範圍最廣泛的火山事件, 即使核電廠只有堆積一點火山灰, 亦可能影響到正常運轉。舉例而言, 火山碎屑沉降物對核電廠造成的影響有: 增加建築物的靜載重、粒子的撞擊、造成水循環系統堵塞及內部磨損、對換氣系統、電氣系統及儀控系統產生機械與化學性的影響, 以及造成核電廠周圍空氣污染等。此外, 當發生降雨或降雪的自然現象時, 亦可能會顯著增加火山灰等堆積物的靜載重。而火山灰的顆粒內含有的氟離子、氯離子、硫化物離子等亦會造成化學腐蝕及污染用水。

2. 火山性土石流、火山泥流及洪水

火山事件所引起的土石流、火山泥流, 以及隨

² 指可能引發火山災害之火山相關所有事件或一系列的現象。火山事件除了噴發外, 通常亦包括非由噴發所引起的現象, 例如地滑等。

之引起的洪水，其流速快、流量多，並可能到達相當遠的距離。此外，由於此現象與火山噴出物有關聯，可能會在火山噴發後持續數月至數十年。與熔岩流一樣會將其流經路徑上的工程結構物破壞殆盡或掩埋。

3. 火山口彈道拋射物(火山彈、噴石)

指因火山口噴發活動劇烈噴出的火山碎屑顆粒。大多數情況，噴出的顆粒直徑較大，會從火山口沿著高角度軌道拋射至地面，再受重力作用落下。火山彈道拋射物從火山口噴出的速度約為 50~300 m/s，其飛行距離取決於粒徑及空氣阻力，然而大規模噴發所產生的衝擊波可能會削減空氣阻力。當火山彈道拋射物可能掉落到核電廠時，應設想其數量可能將非常龐大。

4. 火山氣體

指岩漿中的揮發成份從噴氣孔或火山口噴出，該氣體對生物及設施具有危害性，高濃度時甚至可腐蝕金屬。火山氣體是可能引起窒息並具有毒性、腐蝕性的氣體。火山噴發時會釋放出大量的火山氣體，火山噴發活動停止時亦可能從部分的火山口釋

出或經由火山口及其周圍的土壤擴散。

5. 海嘯、湖面振動

火山噴發可能會引起海嘯或湖面振動現象。火山引起海嘯及湖面振動所帶來的影響，同於地震引發海嘯及湖面振動所帶來的影響。

6. 大氣現象(空氣振動、龍捲風、落雷閃電)

爆炸性的火山噴發可能會引起具有潛在危險特性的大氣現象。爆炸性噴發使空氣產生的壓縮波，稱為空氣振動。空氣振動可能造成窗戶玻璃被震碎的危害。當空氣振動導致超壓時，火山物質的噴出距離可能達數公里遠。而會產生火山灰柱及噴發柱這樣的火山噴發，一般均伴隨著高頻率的閃電及強烈的下沉爆流。

7. 火山性地震及其相關事件

火山內作用過程間接引起的地震或火山內作用過程直接引起的地震，均稱為火山性地震。火山性地震及相關事件通常是因岩漿上升至地表所伴隨的應力及歪斜變化而發生。火山性地震事件的特性迥異於構造性地震，其規模之大可能成為潛在性危害的優先順位，且發生頻率亦可能相當密集。

8. 熱液系統及地下水的異常

火山底部岩漿庫的熱源會使周圍地下水受熱而形成熱液系統並流動於岩石裂縫與空隙間。熱液系統可能引起大規模的水蒸汽爆發，或形成新的火山口開口。熱液系統亦可能使岩石變成黏土或其他物質，進而導致地滑或形成不穩定的地盤。

(二) 電廠設計無法因應之火山事件

1. 火山碎屑密度流

火山碎屑密度流是火山碎屑流、火山碎屑湧浪、爆風的總稱，其移動速度快且溫度極高(超過 300°C)，在其流經路徑上的建築物均會受到嚴重的損害。此外，由於火山碎屑密度流的影響範圍廣泛，亦不受地形侷限，通常能夠越過大部分的地形障礙。依情況有時會越過地形地貌上的障礙或橫越大面積的水域。由於諸如此類的火山碎屑密度流的直接影響是屬於電廠設計無法因應的事件，故會受其影響之處則不適宜設立核電廠。

2. 熔岩流

熔岩流是具有黏性的高溫流體，溫度一般介於 $700\sim 1200^{\circ}\text{C}$ ，通常會將其流經路徑上的工程結構物

破壞殆盡。熔岩的物理特性依其成分而定，低黏性的熔岩流移動速度快，移動距離也越遠。此外，熔岩流的移動距離亦會受到火山口型態及其流經地形等因素左右。由於諸如此類的火山碎屑密度流的直接影響是屬於電廠設計無法因應的事件，故會受其影響之處則不適宜設立核電廠。

3. 岩屑崩落(山崩)、地滑及坡面崩坍

火山崩坍引起的岩屑崩落含有非常大量的土石(有時可達數十立方公里以上)，速度極快並可能到達相當遠的距離。這樣的現象會與熔岩流一樣將其流經路徑上的工程結構物破壞殆盡或掩埋。由於諸如此類的岩屑崩落、地滑及坡面崩坍的直接影響是屬於電廠設計無法因應的事件，故會受其影響之處則不適宜設立核電廠。

4. 新的火山口開口

假若在核電廠營運期間內核電廠附近產生了新的火山口開口或對核電廠有著直接影響，認為該影響是無法藉由電廠設計或運轉等的適當措施加以減緩的。

5. 地殼變動

地殼變動的影響需視其規模而定。地殼變動規模的範圍不等，可能是距離核電廠很遠的火山發生數毫米規模之垂直及水平位移，或是一部分距離火山中心很近的數公尺規模的位移。核電廠所在位置可能會碰到最大的地殼變動通常是由於新的火山口開口而引起的。

二、 火山事件與核電廠之位置關係

火山影響評估導則引用日本電氣協會「核電廠火山影響評估技術準則(JEAG4625)」，以日本國內第四紀火山³之火山噴出物過去最大到達距離為參考依據，當噴發中心與核電廠之間的距離，比下表中所示的距離位置更近時，認為核電廠可能會受到該火山事件的影響；若距離超過則該火山事件可不列入評估對象。

表 4-1 可能影響核電廠的火山事件及其位置關係[3]

火山事件	與核電廠之間的位置關係
火山碎屑沉降物(火山灰)	以核電廠廠址及其周圍調查所要求的單位面積質量為基準
火山性土石流、火山泥流及洪水	120 km

³ 第四紀是地質時代之一，指從 258 萬年前開始直至現今的這段期間，包括全新世及更新世。於第四紀時噴發所形成的火山，即稱為第四紀火山。

火山噴出飛來物(噴石)	10 km
火山氣體	160 km
海嘯及湖面振動	不拘與核電廠之間的 位置關係須進行檢討
大氣現象	不拘與核電廠之間的 位置關係須進行檢討
火山性地震及其相關事件	不拘與核電廠之間的 位置關係須進行檢討
熱液系統及地下水的異常	不拘與核電廠之間的 位置關係須進行檢討
火山碎屑密度流(火山碎屑流、 火山碎屑湧浪、爆風)	160 km
熔岩流	50 km
岩屑崩落、地滑及坡面崩坍	50 km
新的火山口開口	檢討核電廠的營運期間內 形成新的火山口開口的可能性
地殼變動	不拘與核電廠之間的 位置關係須進行檢討

三、 火山影響評估方法

火山影響評估導則的火山影響評估方法可分為「廠址評估」與「影響評估」之兩階段，評估流程如下圖 4-1。

廠址評估是先「篩選可能影響核電廠安全之火山」後，「針對所選定火山之活動進行個別評估」。即評估核電廠營運期間內發生「電廠設計無法因應之火山事件」的可能性。當評估結果認為影響的可能性為極小時，應適當進行火山活動監測並掌握火山活動的徵兆，針對各種火山事件分別進行影響評估；另一方面，假若評估結果無法判定影響的可能性為極小，則認定該廠址不適宜設立核電廠。

影響評估是「篩選可能影響核電廠安全之火山事件並進行影響評估」，即評估各種火山事件的因應設計及運轉應對之妥適性，並根據評估結果判定電廠設計是否能夠因應火山事件，反之則須再次檢討電廠設計。

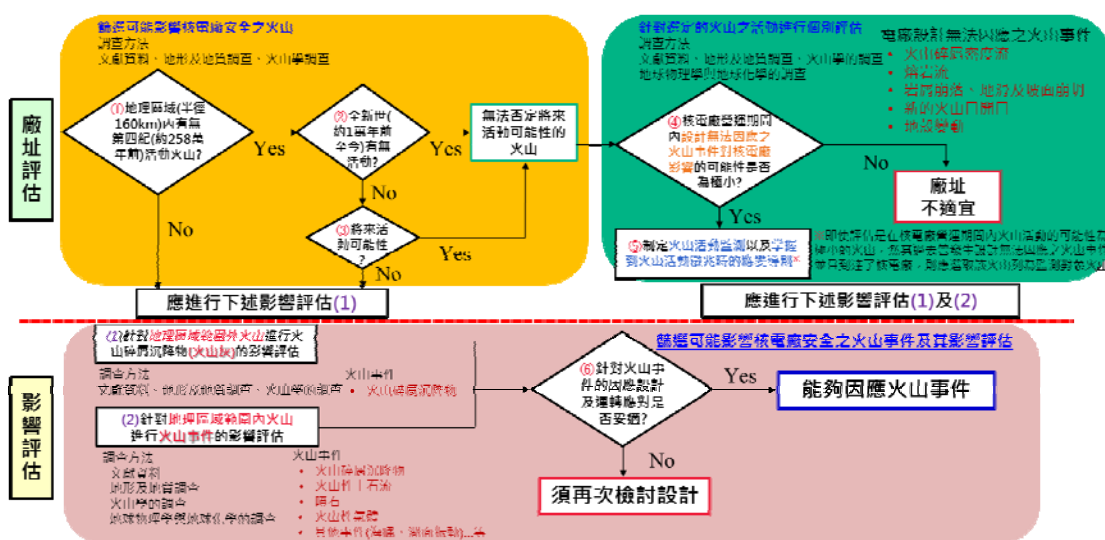


圖 4-1 廠址評估與影響評估之基本流程[3]

有關「廠址評估」與「影響評估」的評估流程說明，可詳見如下：

(一) 廠址評估

1. 應先篩選核電廠地理區域⁴範圍內(160公里半徑圈內)的第四紀火山。
2. 確認火山在全新世有無過活動，由於一般認為在全新世有過活動的火山，其再次活動的可能性較高，故視為是未來可能活動的火山，故應將所有全新世活動火山作為個別評估對象。
3. 核電廠地理區域範圍內的第四紀火山中沒有在全新世活動的火山，應依據文獻調查、地形及地質調查與火山學的調查結果，將該火山第四紀的噴發時間、噴發規模、活動的休止期間製作成階梯圖，以進一步評估更久遠時期的活動，判定未來活動的可能性。如從其過去活動的階梯圖來看，該火山最後一次活動結束的期間比過去最長的休止期間還要長，有著明顯的平息傾向的話，則可判定該火山未來無活動的可能性，即不列為火山活動的個別評估對象。

⁴ 指核電廠實施火山影響評估的區域範圍，即核電廠 160 公里半徑圈內之區域。

4. 經評估認為是未來可能活動的火山，應針對火山活動進行個別評估，確認在核電廠營運期間是否會發生電廠設計無法因應之火山事件。依據過去的火山活動紀錄，必要時進行地球物理學與地球化學的調查(釐清岩漿庫規模及位置、岩漿供給系統的地下構造及火山噴出物的組成等)，並配合目前的火山活動狀況作綜合的評估。評估電廠設計無法因應之火山事件時，假若火山與核電廠之間的距離大於表 4- 1 所示「與核電廠之間的位置關係」的距離，則該火山事件可不列入評估對象。然而若評估結果顯示，核電廠營運期間內可能會遭遇電廠設計無法因應之火山事件且無法判定其影響之可能性為極小時，則認定該廠址不適宜設立核電廠。
5. 核電廠應制定火山活動監測以及掌握到火山活動徵兆時的應變導則。假若能夠判定其影響之可能性為極小，則依據過去的最大噴發規模，針對可能發生電廠設計無法因應之火山事件並且到達核電廠的火山列為監測對象並實施火山活動監測，於營運期間內持續評估其火山活動。當監測結果顯示火山可能噴發時，即進行必要的判斷與應變(執行反應器停

機、適當移出核燃料等)。

(二) 影響評估

針對地理區域範圍外火山進行火山碎屑沉降物(火山灰)的影響評估；針對地理區域範圍內火山進行各種火山事件的影響評估，即評估各種火山事件的因應設計及運轉應對之妥適性。針對各種火山事件的影響評估方法與確認事項，詳見如下：

1. 評估火山碎屑沉降物對核電廠的影響：

有關火山碎屑沉降物的影響評估，應考量火山碎屑沉降物的堆積量、堆積速度、堆積期間及火山灰的特性等，同時考量氣候條件對火山灰特性的影響(如降雨等)進行反應器設施及其附屬設施的影響評估，必要時提出因應對策，以確保其安全功能。

(1) 直接影響的確認事項

(A) 針對火山碎屑沉降物的堆積荷重，具有安全功能之建築結構物、系統及機器設備應能夠維持其完整性。

(B) 不會因火山碎屑沉降物而造成取水設備、核機冷卻海水系統、圍阻體排氣設備等安全相關重要設備發生堵塞，喪失其功能。

(C) 當火山灰從外部進氣口侵入時，不會因火山灰而造成換氣空調設備過濾器的濾網發生堵塞、或造成緊急柴油發電機損壞，使系統及機器設備喪失功能。除此之外，應能夠維持主控室的適居性。

(D) 核電廠內的建築物、系統及機器設備應具備能夠將火山碎屑沉降物去除的因應對策。

(2) 間接影響的確認事項

(A) 考量對廠外造成的影響(長時間喪失廠外電源及交通中斷)，應採取適當的因應對策如儲備燃油或取得外部支援等，確保反應器與用過燃料池的安全性。

2. 評估火山碎屑密度流對核電廠的影響：

針對核電廠營運期間內可能活動的火山，分別進行火山碎屑密度流的評估。針對評估對象火山的火山碎屑密度流的規模、堆積物量對核電廠的影響，評估電廠設計是否能夠因應。

(1) 間接影響的確認事項

(A) 考量對廠外造成的影響(長時間喪失廠外電源及交通中斷)，應採取適當的因應對策如儲

備燃油或取得外部支援等，確保反應器與用過燃料池的安全性。

3. 評估熔岩流對核電廠的影響：

針對核電廠營運期間內可能活動的火山，分別進行熔岩流的評估。在評估核電廠與熔岩流可能到達的區域範圍時，應考量火山口的位置、地形、噴發量、熔岩流的黏性及噴發的持續時間，針對到達熔岩流的厚度、溫度及潛在的速度對核電廠的影響，評估電廠設計是否能夠因應。

(1) 間接影響的確認事項

(A) 考量對廠外造成的影響(長時間喪失廠外電源及交通中斷)，應採取適當的因應對策如儲備燃油或取得外部支援等，確保反應器與用過燃料池的安全性。

4. 評估岩屑崩落、地滑及坡面崩坍對核電廠的影響

針對核電廠營運期間內可能活動的火山，分別進行岩屑崩落、地滑及坡面崩坍的評估。評估時，應參考類似火山的實際堆積物，以及從流體定置模型中蒐集資訊，考量最大假設量、流出距離、核電廠土石堆積厚度，針對發生源地區地形、流出的長

度、速度、量及厚度(左右參數值範圍的要因)對核電廠的影響，評估電廠設計是否能夠因應。

(1) 間接影響的確認事項

(A) 考量對廠外造成的影響(長時間喪失廠外電源及交通中斷)，應採取適當的因應對策如儲備燃油或取得外部支援等，確保反應器與用過燃料池的安全性。

5. 評估火山性土石流、火山泥流及洪水對核電廠的影響

針對核電廠營運期間內可能活動的火山，分別進行火山性土石流、火山泥流及洪水的評估。評估時，應參考附近類似火山的實際堆積物相關資料，並利用土石流定置模型，考量核電廠的土石流及火山泥流堆積物的最大假設量、流出距離及厚度，針對可能活動的各火山其流動地形及噴發量(左右參數值範圍的要因)對核電廠的影響，評估電廠設計是否能夠因應。此外，亦可能因廠址周圍的火山碎屑沉降物而發生土石流、泥流，此時應依據廠址周圍的地形、火山碎屑沉降物的堆積量進行影響評估。

(1) 直接影響的確認事項

(A) 確認火山性土石流、火山泥流及洪水不會到達核電廠。或者即使火山性土石流、火山泥流及洪水能夠到達，依其特性及規模，電廠設計亦能夠因應。

(2) 間接影響的確認事項

(A) 考量對廠外造成的影響(長時間喪失廠外電源及交通中斷)，應採取適當的因應對策如儲備燃油或取得外部支援等，確保反應器與用過燃料池的安全性。

6. 評估火山噴出飛來物對核電廠的影響

針對核電廠營運期間內可能活動的火山，分別進行火山噴出飛來物的危害評估。評估時，應參考類似火山爆炸性噴發所產生飛來物的最遠距離，以及最大粒徑的資料，針對火山噴發飛來物最大的大小及數量，考量噴發壓力、碎片密度、射出角度等相關的參數分布對核電廠的影響，評估電廠設計是否能夠因應。

(1) 直接影響的確認事項

(A) 確認火山噴出飛來物不會到達核電廠。或者即使飛來物(飛來物的大小及數量等)能夠到

達，電廠設計亦能夠因應。

(2) 間接影響的確認事項

(A) 考量對廠外造成的影響(長時間喪失廠外電源及交通中斷)，應採取適當的因應對策如儲備燃油或取得外部支援等，確保反應器與用過燃料池的安全性。

7. 評估火山氣體對核電廠的影響

針對核電廠營運期間內可能活動的火山，進行火山氣體的評估。評估時，應蒐集類似火山的資訊，或應用該火山氣體濃度量測值等的監測數據，規定潛在的火山氣體發生源及核電廠之間的距離。或是假設該火山噴出火山氣體，假定其質量通量相關數值，利用大氣分散模型分析對核電廠的影響，評估電廠設計是否能夠因應。

(1) 直接影響的確認事項

(A) 火山氣體擴散至核電廠的情況下，不會對運轉員、作業員的活動造成嚴重的影響，安全重要設施亦不會因火山氣體滯留而喪失其功能。

(2) 間接影響的確認事項

(A) 考量對廠外造成的影響(長時間喪失廠外電源及交通中斷),應採取適當的因應對策如儲備燃油或取得外部支援等,確保反應器與用過燃料池的安全性。

8. 評估海嘯及湖面振動對核電廠的影響

將依據地震、海嘯評估進行判斷。

9. 評估大氣現象對核電廠的影響

將依據龍捲風、落雷閃電評估進行判斷。

10. 評估火山性地震及其相關事件對核電廠的影響

火山性地震對核電廠的危險性應大幅低於其他震源引起之地震。列入耐震設計基準的評估範圍內。

11. 評估熱液系統及地下水異常對核電廠的影響

核電廠廠址內不能存在活動中的熱液系統。核電廠的緊急冷卻水系統若是使用地下水,則地下水不得受到熱液系統的影響。有關熱液系統造成火山泥流、土石流、地盤下沉及坡面崩坍等的情況,應依據各種火山事件的確認事項進行判斷。

四、 火山活動監測

過去的最大噴發規模曾致使發生設計無法因應之火山事件並且到達核能電廠,則應選取該火山列為監測對象火

山，並實施火山活動監測。

(一) 監測項目

火山活動的監測應由核電廠業者自行實施，然而當公共機關亦有進行火山活動監測時，核電廠業者得以應用該監測結果。

1. 地震活動的觀測(火山性地震觀測)。
2. 地殼變動的觀測(利用 GPS 等進行地殼變動觀測)。
3. 火山氣體的觀測(針對火山所噴出的二氧化硫及二氧化碳量進行觀測)。

(二) 定期評估

核電廠應定期評估火山活動監測結果，以掌握監測對象火山的活動狀況，確認火山狀況有無發生變化。針對監測結果進行評估時，應參考火山專家學者之建言。

核電廠業者所實施的火山活動監測，其目的為執行反應器停機、核燃料移出之時機判斷，因此需要火山專家學者、核能以及相關技術人員以透明、公平的方式共同評估監測結果。並且，核電廠業主應將監測結果提供給相關的公共機關，以達到資訊共享。

五、 掌握到火山活動徵兆時的應變導則

經由監測掌握到火山活動徵兆時之應變導則制定：

- (一) 為了應變需求，所應掌握的火山活動徵兆及其判斷條件。
- (二) 依據火山活動監測所掌握到的徵兆，參考公共機關實施的火山活動監測資訊而採取相關應變措施的導則。
- (三) 當掌握到火山活動徵兆後，執行反應器停機、核燃料移出等應變措施的導則。

伍、 川內核電廠火山監測方針及對策

2013 年每日新聞以日本全國的火山專家學者為對象，針對日本國內 17 座核電廠的火山受害風險程度進行問卷調查⁵，其結果顯示大多數的火山學者認為位於九州南端鹿兒島縣的川內核電廠其火山受害風險程度最高。然川內核電廠的火山影響評估已通過 NRA 審核，並且是日本實施新規制基準以來首座重新啟動運轉之核電廠，故本研究將以川內核電廠為主要探討對象。

一、 火山監測對象

川內核電廠 160 公里半徑圈內共有 39 座火山，經評估後篩選出未來可能活動的火山計 14 座，其中並選定「阿蘇火山口(阿蘇火山)」、「加久藤・小林火山口(霧島山新燃岳)」、「始良火山口(櫻島火山)」、「阿多火山口」、「鬼界火山口」等 5 座巨火口火山作為火山監測對象，於電廠營運期間持續

⁵ 2013 年 12 月 23 日，日本每日新聞以 50 位火山專家學者為對象進行日本國內核電廠火山風險程度調查，其中有 29 位認為川內核電廠的火山風險程度最高。

進行監測。

二、 火山活動監測方針

川內核電廠主要利用既有火山觀測網以及相關監測單位之火山觀測資訊，針對地殼變動及地震活動的觀測數據進行資料蒐集與分析，並定期確認火山活動有無發生變化。假若監測對象火山的狀態發生顯著變化，將評估是否會發生爆炸性火山噴發。當可能發生爆炸性火山噴發時，電廠將適當執行反應器停機、核燃料移出等應變措施。

對象火山的狀態	火山監測單位	川內電廠	火山專家學者				
<p>正常狀態</p>	<ul style="list-style-type: none"> 蒐集並分析日本國內各相關單位之監測/觀測數據 評估火山活動狀況 公布「噴發警報/預報」及「火山相關資訊及資料」 	<p>正常狀態</p> <ul style="list-style-type: none"> 蒐集及分析全國各單位之觀測數據 每月確認一次火山口狀況 	<p>電廠實施的火山活動監測評估，將參考火山專家學者之建言</p>				
<p>輕微變化</p> <table border="1"> <tr> <td>噴發狀況</td> <td>觀測狀況</td> </tr> <tr> <td> <ul style="list-style-type: none"> 當火山噴發警戒等級提升時 發生中規模噴發 </td> <td> <ul style="list-style-type: none"> 地殼變動及地震活動發生變化 </td> </tr> </table>		噴發狀況	觀測狀況	<ul style="list-style-type: none"> 當火山噴發警戒等級提升時 發生中規模噴發 	<ul style="list-style-type: none"> 地殼變動及地震活動發生變化 	<p>注意時</p> <ul style="list-style-type: none"> 檢討發生變化的原因 評估該變化是否為異常等級 	<p>每年定期一次與會火山專家學者，參考火山專家學者之建言</p>
噴發狀況		觀測狀況					
<ul style="list-style-type: none"> 當火山噴發警戒等級提升時 發生中規模噴發 		<ul style="list-style-type: none"> 地殼變動及地震活動發生變化 					
<p>顯著變化</p> <table border="1"> <tr> <td>噴發狀況</td> <td>觀測狀況</td> </tr> <tr> <td> <ul style="list-style-type: none"> 火山噴發警戒提升至等級5 發生大規模噴發 </td> <td> <ul style="list-style-type: none"> 地殼變動及地震活動發生顯著變化 </td> </tr> </table>		噴發狀況	觀測狀況	<ul style="list-style-type: none"> 火山噴發警戒提升至等級5 發生大規模噴發 	<ul style="list-style-type: none"> 地殼變動及地震活動發生顯著變化 	<p>警戒時</p> <ul style="list-style-type: none"> 檢討異常原因(因應必要核電廠將自行設置觀測裝置) 評估是否會發生爆炸性火山噴發(依據地殼變動及地震活動，進行地底岩漿庫的綜合評估) 	<p>臨時召開與會，參考火山專家學者之建言</p>
噴發狀況	觀測狀況						
<ul style="list-style-type: none"> 火山噴發警戒提升至等級5 發生大規模噴發 	<ul style="list-style-type: none"> 地殼變動及地震活動發生顯著變化 						
<p>可能發生爆炸性火山噴發</p> <table border="1"> <tr> <td> <ul style="list-style-type: none"> 異常狀態持續發展 </td> </tr> </table>	<ul style="list-style-type: none"> 異常狀態持續發展 	<p>緊急時</p> <ul style="list-style-type: none"> 進行核燃料移出準備工作(確保運輸容器及運輸方式) 執行反應器停機、核燃料移出 	<p>召開緊急與會，參考火山專家學者建言，採取適當應變措施</p>				
<ul style="list-style-type: none"> 異常狀態持續發展 							
<p>發生爆炸性火山噴發</p>							

圖 5-1 川內核電廠火山活動監測方針[5]

三、 火山監測評估方法

川內核電廠係蒐集並分析日本氣象廳與國土地理院之火山監測數據及評估結果，並且每月定期一次根據評估結果判斷火山口是否有發生爆炸性噴發的火山現象徵兆；每年定期一次與會火山專家學者參考對評估結果之建言。

四、 火山監測等級判斷標準

川內核電廠火山監測等級的「判斷標準」是依據岩漿供給率的增加而定，並分為平常、注意、警戒、緊急等 4 個監測等級。每一監測等級與其相應的電廠應對，詳細如下圖所示：

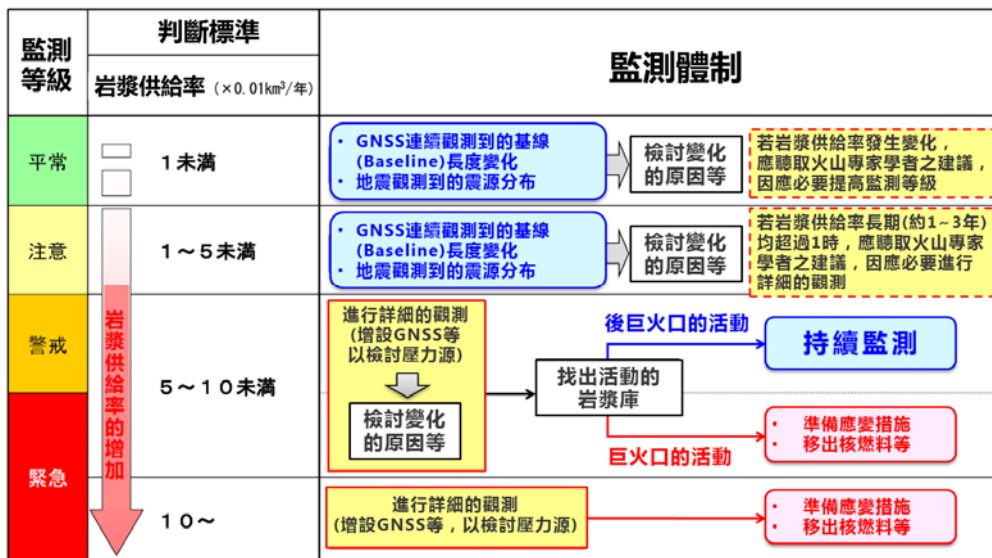


圖 5-2 川內核電廠火山監測等級判斷標準與監測體制⁶[5]

⁶ 始良火山口是使用茂木(Mogi)模型「岩漿供給率(km³/年)÷基線長度的變動率(cm/年)=100」以基線長度的變動率作為判斷基準進行設定。

五、川內核電廠火山影響評估

依據川內核電廠火山影響評估結果(經過廠址評估及篩選可能影響核電廠安全之火山事件後)，認為僅有「火山碎屑沉降物(火山灰)」是可能對川內核電廠造成影響的火山事件，並依據 12,800 年前曾對川內核電廠廠址造成最大影響的「櫻島薩摩噴發」(噴出量 11km^3)，預期廠址可能堆積的火山灰量為 15 公分。

因此，川內核電廠以火山碎屑沉降物(火山灰)為主要評估的火山事件，並將火山碎屑沉降物對核電廠的影響分為「直接影響」與「間接影響」，其評估流程如下圖所示：

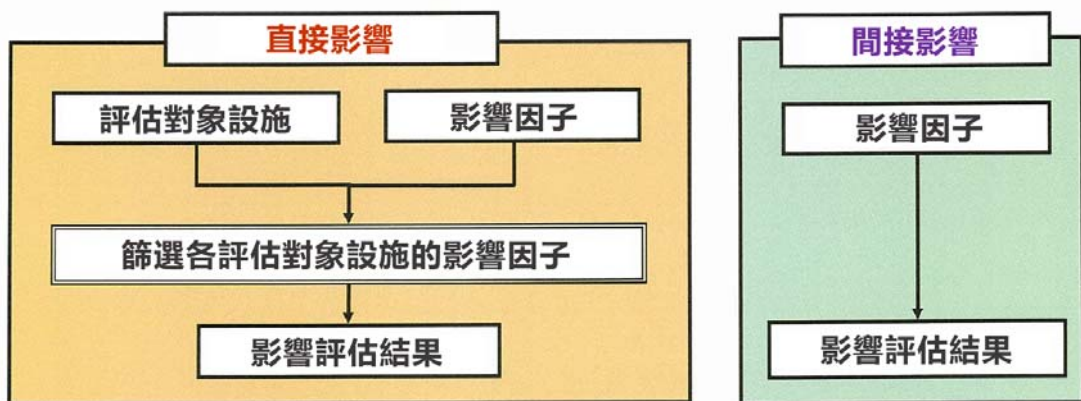


圖 5-3 火山碎屑沉降物的影響評估流程[6]

(一) 火山碎屑沉降物的影響

1. 直接影響

火山碎屑沉降物是影響範圍最廣泛的火山事

件，即使核電廠只有堆積一點火山灰，亦可能影響到正常運轉。火山碎屑沉降物對核電廠造成的影響有增加建築物的靜載重、顆粒的撞擊等，應全方面篩選及評估火山碎屑沉降物可能對設備造成影響的因子，並從中選擇應詳加檢討的影響因子。影響評估方面，則以文獻調查及地質調查的結果為依據，設定火山碎屑沉降物的粒徑及密度。而火山碎屑沉降物的密度應考量到降雨與降雪的影響。

2. 間接影響

由於火山碎屑沉降物的影響範圍極廣，應考量當分布範圍廣泛的輸配電網受到損壞而導致廠外電源長期喪失，或核電廠交通受到限制的情形。

(二) 評估火山碎屑沉降物對核電廠的影響

考量可能受到火山碎屑沉降物影響之設備，將重要安全設施當中，廠房外的結構、系統及組件，以及設置在廠房內但對外有開口之設備作為評估對象設施。此外，篩選可能因功能喪失而影響到上述設備運轉之其他結構、系統及組件作為評估對象設施。廠房方面則以含有等級 1 及等級 2 之結構、系統及組件在內之廠房作為評估對象設施。

(三) 火山碎屑沉降物的影響確認結果

1. 直接影響的確認結果

- (1) 針對火山碎屑沉降物的堆積荷重，反應器廠房、反應器輔助廠房、冷凝水槽、燃料更換水儲存槽、海水泵等應能夠維持其完整性。
- (2) 不會因火山碎屑沉降物而造成海水泵、海水過濾器、取水設備、核機冷卻海水系統等安全相關重要設備發生堵塞，喪失其功能。
- (3) 當火山灰從外部進氣口侵入時，不會因火山灰而造成通風空調設備過濾器的濾網發生堵塞、或造成緊急柴油發電機損壞，使系統及機器設備喪失功能。除此之外，應能夠維持主控室的適居性。
- (4) 由於通風空調設備的外氣進氣口是設置於反應器輔助廠房的屋頂上平台等，應讓人員容易從汽機廠房等處接近。此外，平板型濾網可視需要進行更換，確認能夠確實清除火山碎屑沉降物。當廠址內發現有火山碎屑沉降物時，應視需要進行結構、系統及組件的檢查。

2. 間接影響的確認結果

- (1) 考量對廠外造成的影響(長時間喪失廠外電源及

交通中斷)，應採取適當的因應對策如儲備燃油或取得外部支援等，確保反應器與用過燃料池的安全性。

(2) 川內核電廠 1、2 號機的緊急廠內交流電源設備有：

(A) 柴油發電機(2 台/每一機組)及 1020kl 的燃料(緊急柴油發電機燃料油儲存槽(108kl*4 座)<耐震等級 S> +燃料油儲存槽(147kl*4 座)<耐震等級 S>)。

(B) 儲備的燃料能供連續運轉 7 天，確保能夠維持反應器停機以及停機後反應器與用過燃料池的冷卻能力。

(四) 篩選評估對象設施

篩選以下可能受到火山碎屑沉降物(火山灰)影響之設備及設施：

1. 重要安全設施當中，廠房外的結構、系統及組件，以及設置在廠房內但對外有開口之設備，如電廠冷停機設備、冷停機維持設備及用過燃料池冷卻設備。
2. 含有等級 1 及等級 2 之結構、系統及組件在內之廠房。

3. 可能因功能喪失而影響電廠冷停機設備、冷停機維持設備及用過燃料池冷卻其他結構、系統及組件。

(五) 直接影響的評估結果

評估顯示火山碎屑沉降物不會對各設備造成直接影響，詳細說明如下表 5-1 所示：

表 5-1 火山碎屑沉降物的直接影響評估結果[6]

評估對象設施	確認結果
反應器廠房/反應器輔助廠房/燃料廠房/柴油廠房/主蒸汽管室廠房	火山碎屑沉降物的堆積荷重為 3,000N/m ² ，而廠房容許堆積荷重為 4,000N/m ² 左右以上，故對廠房安全性無影響。此外，因廠房外牆均漆上塗料能夠防止火山碎屑沉降物的化學性腐蝕，故不會對廠房運作功能造成立即影響
冷凝水槽/燃料更換水儲存槽	針對火山碎屑沉降物堆積荷重的應力評估結果，屋頂及水槽本體均能維持其完整性，不會對其功能造成影響。此外，因外層均漆上塗料能夠防止火山碎屑沉降物的化學性腐蝕，故不會對功能造成立即影響
海水泵	即使考量火山碎屑沉降物堆積之最嚴峻條件—馬達框架發生應力情況時亦具有充分的餘裕，不

	<p>會對其功能造成影響。此外，均漆上外層塗料及防污塗料，外層、內裡及水循環系統均不會因火山碎屑沉降物的化學性腐蝕而對其功能有立即影響。海水泵軸承設有異物排除溝槽，不會因火山碎屑沉降物而造成軸承卡住等。電氣系統及儀控系統方面，海水泵馬達採用全閉式外扇型的冷卻方式，不會讓火山碎屑沉降物入侵，故不會遭受機械性及化學性影響，亦不會造成冷卻管堵塞</p>
主蒸汽釋壓閥 (消音器)	<p>於對外開口部分設有消音器，且管路形狀及消音器是設計成難以讓火山碎屑沉降物直接侵入的構造。即使火山碎屑沉降物直接侵入到管路內造成管路堵塞，比起火山碎屑沉降物的荷重，主蒸汽釋壓閥的出風力道更強，故不會功能造成影響</p>
主蒸汽安全閥 (排氣管)	<p>主蒸汽排氣管的管路形狀是設計成難以讓火山碎屑沉降物直接侵入管路內的構造，即使火山碎屑沉降物直接侵入到管路內造成管路堵塞，比起火山碎屑沉降物的荷重，主蒸汽安全閥的出風力道更強，故不會對功能造成影響</p>
汽機帶動輔助飼	<p>汽機帶動輔助飼水泵的蒸汽大氣排放管是設計</p>

水泵(蒸汽大氣排放管)	成難以讓火山碎屑沉降物侵入的構造，故不會對功能造成影響
緊急柴油發電機(引擎、消音器)	該引擎吸入空氣方式是設計成難以讓火山碎屑沉降物侵入的構造，並且設有好幾層的層狀過濾網能夠攔截火山碎屑沉降物，即使火山碎屑沉降物侵入但其高度較低且易碎，故不會對功能造成影響
通風空調設備(供氣系統外氣進氣口)	通風空調設備的外氣進氣口設有平板型濾網，即使火山碎屑沉降物侵入到外氣進氣口，因其平板型濾網的清除效能為 85%(中位徑的範圍是 6.6~8.6mm)以上，故能有效清除大部分的火山碎屑沉降物，不會對供氣設備造成影響。此外，主控室空調系統能關閉外氣進氣風門並停止對外循環運轉模式，確認不會對主控室適居性造成影響。此外，應能從汽機廠房等處接近各過濾網，並視需要進行清理及更換，確認能夠確實除灰
輔助廠房排氣煙囪/圍阻體排氣煙囪	輔助廠房排氣煙囪的排氣速度快過於火山灰降下速度，故不會因火山灰發生堵塞。此外，因外牆均漆上塗料，故不會因腐蝕而對排氣煙囪功能

	造成立即影響
取水設備	由於火山碎屑沉降物的粒徑十分細小，故不會造成除塵裝置的堵塞
海水過濾器 (含下游端設備)	由於火山碎屑沉降物的粒徑比過濾器的篩孔還小，故不會因此堵塞。在通過過濾器篩孔後的火山碎屑沉降物粒子亦不會造成下游端機器(緊急柴油引擎的冷卻器、空調用冰水機、反應器核機冷卻水冷卻器)堵塞。此外，因外層均漆上塗料，故不會因腐蝕而對功能造成立即影響
油罐車	在需要運輸燃料前有 24 小時的緩衝時間。因外層均漆上塗料，故不會因腐蝕而對功能造成立即影響。視需要可使用空氣過濾器等進行清理，於降灰後可繼供使用

(六) 火山碎屑沉降物的性質及其影響因子

火山碎屑沉降物的性質及其可能對設備造成的影響

因子如下：

表 5-2 火山碎屑沉降物的性質[7]

性質	可能的影響因子
----	---------

<p>於岩漿噴出時，由急速冷卻的玻璃片、礦物結晶片所構成</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 堆積造成建築結構物的靜載重 • 顆粒的撞擊 • 水循環系統堵塞 • 水循環系統內部磨損 • 對通風系統、電氣系統及儀控系統產生機械性的影響
<p>含有亞硫酸氣體(SO₂)、硫化氫(H₂S)、氟化氫(HF)等的火山氣體成分遇水會溶出硫酸根離子等</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 對建築物產生化學性的影響 • 對水循環系統產生化學性的影響 • 對通風系統、電氣系統及儀控系統產生化學性的影響 • 核電廠周圍空氣污染 • 用水污染
<p>火山灰粒子處於乾燥狀態時為絕緣體，但一遇水會呈酸性即具導電性</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 變壓器、開關場的絕緣影響
<p>溶出的硫酸根離子會與火山灰中含有的鈣離子反應，變成硫酸鈣(石膏)，而潮濕狀態的火山灰在乾燥後會凝固</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 固化

火山灰粒子的熔點與一般的砂粒相比約低 1,000 度	· 高溫部分的熔解及固著
----------------------------	--------------

(七) 篩選影響因子

篩選及評估火山碎屑沉降物可能對設備造成影響的

因子，其結果如下：

表 5-3 火山碎屑沉降物可能對設備造成影響的因子[6]

可能的影響因子	評估結果
對於建築物的靜載重 (含降雨等影響)	應考量火山碎屑沉降物對建築結構物產生的堆積荷重。並且降雨等會造成火山灰含水後增加載重，故應考量火山灰處於濕潤狀態時的載重
對建築物產生化學性的影響(含腐蝕)	應考量對廠房外設備的影響，並確認短期內不會有影響
顆粒的撞擊	到達核電廠的火山碎屑沉降物大部分為微小粒子，故其撞擊荷重對設備造成影響的可能性很低
水循環系統堵塞	因有取水的可能，應考量水中漂浮的火山碎屑沉降物對海水系統的影響。而火山碎屑沉

	<p>降物依據粒徑不同亦可能堵塞狹窄部分。如有需要應考量對於供給海水下游端設備的影響</p>
<p>水循環系統內部磨損</p>	<p>水循環系統中較易於受磨損處是無施作內襯之各個冷卻器的導熱管，但於電廠營運期間內不曾因海水取水所含的砂粒造成磨損。比起砂粒，火山碎屑沉降物的硬度更小且易碎，因此火山碎屑沉降物粒子對設備產生磨損的可能性很低</p>
<p>對水循環系統產生化學性的影響(含腐蝕)</p>	<p>應考量對海水系統的影響。若火山碎屑沉降物的成份溶解於海水時應確認短期內不會有腐蝕性的影響。此外，如有需要應考量對於供給海水下游端設備的影響</p>
<p>對通風系統、電氣系統及儀控系統產生機械性的影響(含降雨等影響)</p>	<p>為廠房外設備的重要影響因子，如有需要應考量對通風系統供氣範圍的影響</p>
<p>對通風系統、電氣系統及儀控系統產生化</p>	<p>為廠房外設備的重要影響因子，應確認短期內不會有影響。如有需要應考量對通風系統</p>

學性的影響(含降雨等造成的腐蝕)	供氣範圍的影響
造成核電廠周圍空氣污染	為對外循環通風空調系統的重要影響因子
污染用水	核電廠用水並非直接使用可能受火山灰影響的海水及淡水，故不會因用水污染而影響到設備
變壓器、開關場的絕緣影響	可利用絕緣礙子清洗裝置進行清洗。此外，若因絕緣破壞導致廠外電源喪失時，可利用緊急柴油發電機進行供電

六、 火山碎屑沉降物的對策

考量 12,800 年前「櫻島薩摩」(噴出量 11km^3) 的噴發規模，預期廠址可能堆積的火山灰量為 15 公分，經評估認為即使堆積 15 公分火山灰之荷重或其腐蝕性均不會對安全重要廠房及設備造成影響。川內核電廠自主在換氣空調系統的進氣口處裝設能夠防止火山灰侵入的過濾網。考量可能發生廠外輸配電力及對外交通中斷情形，事先於電廠內準備所需的因應設備。經實際測試後，確認即使廠址內堆積 15cm 火山灰，亦能在進行除灰作業(除灰裝載車駕駛人員 1 名/除灰

作業時間 33 分)後讓車輛通過。

(一) 川內核電廠應對火山灰作業程序

當廠址內發現火山灰時，川內核電廠的現場應對程序如下圖 5-4 所示。即使廠址內堆積的火山灰超過預期的 15 公分，同樣的除灰對策仍有效，將根據降灰量的多寡，增加除灰作業次數及更換過濾網的頻率，以確保電廠的安全性。

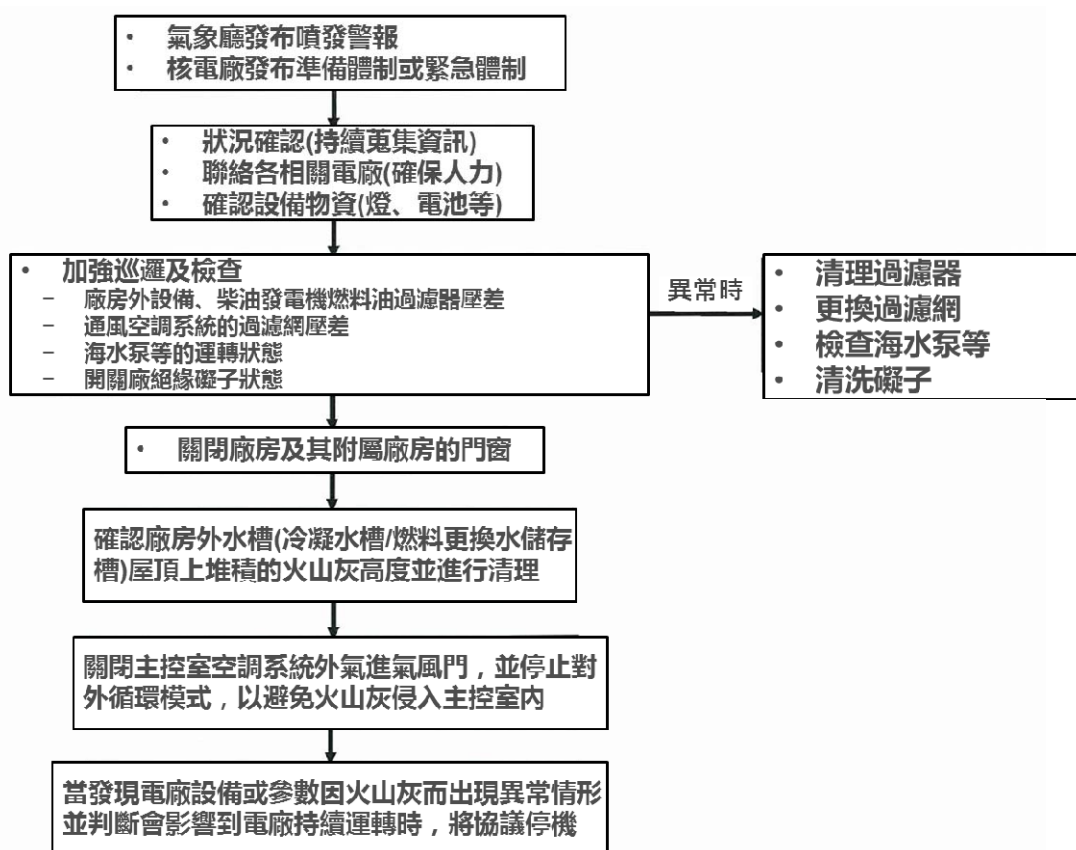


圖 5-4 川內核電廠應對火山灰作業程序[7]

陸、 新規制基準中海嘯相關概要

東北地方太平洋海岸地震引發的大型海嘯，導致福島第一核電廠發生爐心熔毀，並釋出輻射物質。當時的耐海嘯設計中，僅包含「設定基準海嘯，並確認電廠高度」，以及「海嘯退潮波侵襲時，確認海水供水系統泵的功能」兩項設計要求。經過福島事件後，認知到舊規制基準中的海嘯相關規定不敷使用，舊規制基準對地震或海嘯等大規模自然災害的措施並不完善，此外嚴重事故措施並未列入管制範圍；即使過去曾訂立相關新基準，卻不具能使既有核電廠追溯適用的法律效力，而導致無法要求適用新基準。為改善上述問題，擬定新規制基準以作為判斷核電廠設施能否設置或運轉。

表 6-1 新舊規制基準中海嘯相關內容之比較[15]

事項	過去規制基準	新規制基準
依據各電廠設定「基準海嘯」	僅將海嘯作為「地震伴隨現象」	「基準海嘯」發生時，應能確保安全功能。
耐海嘯設計上應考量活斷層之認定基準	僅將可能曾於更新世晚期(約 12~13 萬年前)之後發生過錯動的斷	若難以確定更新世晚期後有地質錯動行為，則調查應向前追

	<p>層視為「未來可能會活動的斷層」。若無法確認該期間有錯動之可能性，則不探討更早期的地質行為。</p>	<p>溯到更新世中期(約40萬年前)，以判定其後是否發生錯動，以判定是否為「未來可能會活動的斷層」。</p>
--	--	--

一、 基準海嘯

本章節將摘要出「基準海嘯及耐海嘯設計方針相關審查導則」中設置許可階段之基準海嘯設定審查內容，並製成簡易流程表兩分，分別為表 6- 2 設定基準海嘯，以及表 6- 3 參考超過機率。(詳細基準海嘯設定審查內容請見附件「核電廠海嘯安全審查導則草案」中「1-1 基準海嘯」)

表 6-2 設定基準海嘯

1	<p style="text-align: center;">選取海嘯發生因素</p> <p>考量板塊間地震、海洋板塊內地震、海域中活斷層所造成地殼內部地震、陸上及海底地滑、坡面坍塌、火山現象(噴發、山崩、火山口地滑)，並考量海嘯發生因素組合。</p>
2	<p style="text-align: center;">設定海嘯波源</p> <p>(1) 參考國內外海嘯案例。</p> <p>(2) 因應已選取的各種海嘯發生因素與組合，設定海嘯波源。</p>

	(3) 考量海嘯波源模型化之不確定性。
3	<p style="text-align: center;">進行海嘯評估</p> <p>(1) 評估方式：</p> <p style="padding-left: 40px;">A 考量底摩擦及對流項，建議採用非線性長波理論公式(淺水波理論公式)。</p> <p style="padding-left: 40px;">B 設定格點間距時，應涵蓋計算域內所有海嘯空間波形，並使其小於 1 個波長的 20 分之 1。</p> <p style="padding-left: 40px;">C 將對象設施達到最高水位的時間設定為計算時間，並考量海嘯特性。</p> <p>(2) 數值計算合適性分析：確認海嘯再現性。</p>
4	<p style="text-align: center;">依據海嘯評估結果選定基準海嘯</p> <p>基於保守評估原則，選取對設施造成最大影響的海嘯，設定為基準海嘯。</p>
5	<p style="text-align: center;">檢驗基準海嘯的設定結果</p> <p>依據地質學上證據及歷史記錄，檢驗基準海嘯之設定。</p>

表 6-3 參考超過機率

1	<p style="text-align: center;">評估海嘯水位相關超過機率</p> <p>(1) 選定對評估地點可能有危害之波源區域，考量海嘯發生模型</p>
---	--

	<p>(波源模型、海嘯發生頻率)、海嘯發生與傳播數值模型的不確定性，推算海嘯危害度曲線。</p> <p>(2) 藉由初步篩濾，檢討不同波源對海嘯水位及超過頻率的影響，並針對影響程度高的波源進行細部分析。</p> <p>(3) 應將基準海嘯的評估地點設定為海嘯危害評估地點，並將海嘯防護上重要設施所在位置(如取水泵等)納入海嘯危害評估地點，以計算該地點的海嘯水位與超過機率。</p>
2	<p style="text-align: center;">設定海嘯發生模型</p> <p>依據各種地震發生形式分類其發生區域，設定各地震的規模範圍、發生機率、連動效應，與波源模型。海嘯發生模型中的隨機不確定性應以海嘯水位機率分布圖呈現。模型不確定性要素應作為邏輯樹的分支項目。</p>
3	<p style="text-align: center;">海嘯發生、傳播模型之設定及數值計算</p> <p>(1) 設定特定地點上發生特定規模的地震時，於評估廠址發生海嘯水位的機率分布數值模型。</p> <p>(2) 數值模型由海底地殼變動模型與海嘯傳播模型構成，前項中藉由波源模型計算出海底地殼變動，後項將前項作為輸入條件，推算出海嘯行為，評估廠址之水位。</p> <p>(3) 將海嘯發生、傳播數值模型中隨機不確定性，以特定規模地</p>

	<p>震之海嘯水位機率分布方式呈現。海嘯水位評估結果的模型不確定性，應作為邏輯樹的分支項目。</p>
4	<p style="text-align: center;">建立考量過不確定性之邏輯樹狀圖</p> <p>(1) 挑選出對海嘯危害評估不確定性有重大影響之因素。</p> <p>(2) 應判斷模型不確定性因素於技術上的難易度，選定三種專家討論等級。並遵守各個專家討論等級的製作程序。</p> <p>(3) 進行初步篩濾，設定海嘯發生模型(波源模型、海嘯發生頻率)之不確定性區間，經組合後製作成邏輯樹。</p> <p>(4) 使用邏輯樹計算出海嘯危害度曲線組、信心水準危害度曲線(分位數危害度曲線)或平均危害度曲線。明示平均危害度曲線中各種波源的危害。</p> <p>(5) 掌握不同波源的貢獻率，針對貢獻率高的海嘯發生模型進行詳細分析研討。</p>
5	<p style="text-align: center;">建立海嘯風險曲線</p> <p>計算出邏輯樹所使用之海嘯危害度曲線組，並製作信心水準危害度曲線(分位數危害度曲線)或平均危害度曲線。</p>

二、耐海嘯設計方針與工事認可

「基準海嘯及耐海嘯設計方針相關審查導則」中另一部分為設置許可階段之耐海嘯設計方針審查，其內容與「耐海

嘯設計相關工事認可審查導則」相互呼應，故合併並製成大綱表三分，分別為表 6-4 海嘯防護設施、表 6-5 淹水防止設備，以及表 6-6 海嘯監視設備。(詳細耐海嘯設計方針與工事認可內容請見附件「核電廠海嘯安全審查導則草案」中「1-2 耐海嘯設計方針」及「2 耐海嘯設計相關工事認可審查導則」。)

表 6-4 海嘯防護設施

1	<p style="text-align: center;">海嘯防護設施的設計方針</p> <p>評估海嘯防護設施的結構在面對波浪侵蝕及沖刷時之抵抗性、滑動及傾斜時之穩定性，並考量海嘯溢流時之耐受性，確保該設計在面對輸入海嘯時，仍能充分維持其海嘯防護功能。</p>
2	<p style="text-align: center;">審查上的確認事項</p> <p>(1) 海嘯防護設施的種類、設置位置及規格</p> <p>(2) 使用材料及材料常數</p> <p>(3) 荷重及荷重組合：考量溢流時的荷重(如沖刷力)、退潮波時的荷重、漂流物衝撞、自然現象的廠外事件的荷重種類(如地震荷重)等。</p> <p>(4) 容許限值：結構完整性、穩定性、防水性及水密性等。</p> <p>(5) 荷重評估：計算海嘯荷重、地震荷重、對填土構造的防潮堤</p>

	<p>等作用的荷重。</p> <p>(6) 結構設計方法：防潮堤、填土結構的防潮堤、取水路徑。</p> <p>(7) 針對輸入海嘯荷重之設計：防潮堤、防潮壁、填土結構的防潮堤。</p>
--	--

表 6-5 淹水防止設備

1	<p style="text-align: center;">淹水防止設備的設計方針</p> <p>評估淹水防止設備在面對淹水預設區域淹水時及淹水後的波壓之耐受性，並考量海嘯溢流時之耐受性，確保該設計在面對輸入海嘯時，仍能充分維持其防淹水功能。</p>
2	<p style="text-align: center;">審查上的確認事項</p> <p>(1) 淹水防止設備的種類、設置位置及規格</p> <p>(2) 使用材料及材料常數</p> <p>(3) 荷重及荷重組合：考量海嘯荷重、海嘯以外對設備作用的荷重、地震對荷重、與海嘯組合的自然條件荷重。</p> <p>(4) 容許限值：水密門、經水密處理的艙口、密封板、開口部、貫穿部等之檢驗方式。</p> <p>(5) 荷重評估：計算海嘯、廠內淹水、攪動、地下水所產生的荷重(靜壓水頭、波壓、衝擊力等)、地震力。</p>

	<p>(6) 結構設計方法</p> <p>(7) 針對輸入海嘯荷重之設計</p>
--	--

表 6-6 海嘯監視設備

1	<p style="text-align: center;">海嘯監視設備的設計方針</p> <p>海嘯監視設備應設置在不易受到海嘯影響(波浪、漂流物的衝撞等)的位置、並檢討如何建構能防止海嘯影響及其緩和對策，確保面對輸入海嘯時，仍能充分維持其海嘯監視功能。</p>
2	<p style="text-align: center;">審查上的確認事項</p> <p>水位計、監視攝影機、潮位計、其它監視量測設備(搭載GPS 功能之波浪計及海嘯監視雷達等)之設置位置、規格、結構及強度。</p>

柒、 女川核電廠海嘯相關重啟動審查分析

一、 女川核電廠之新規制基準合適性審查相關申請概要

(一) 反應器設置變更許可申請主要內容：

1. 海嘯評估

2. 嚴重事故處理設備其他相關事項：

(1) 符合基本設計方針(耐震、耐海嘯、火災防護)及新規制的設計方針。

(2) 設備規格(追加設備舉例：移動式大容量注水幫浦等)

(二) 反應器設置變更許可申請書之海嘯相關概要

表 7-1 反應器設置變更許可申請書之海嘯相關概要[17]

項目		主要的申請書內容
設計基準	自然現象	<p>◆基準海嘯</p> <p>➤依據地震發生模式設定基準斷層模型，並考量波源特性不確定性進行評估，已藉由基準海嘯設定最高水位為 O.P.=23.1m。</p> <p>➤設置海嘯防護設施(如：防潮堤與防潮壁)以防止海嘯流入電廠內。</p>

二、 基準海嘯

依據新規制基準及東北地方太平洋海岸地震的最新知識，參考過去地震發生位置與規模，設定波源模型。

為確保耐海嘯設計具充分強度，應考量不確定度(斷層位置、滑動的不平均性、斷層破壞模式等)。

以分析結果中對電廠影響最大的海嘯進行評估，海嘯到達電廠前防潮堤的最大溯上水位為 O.P.+23.1m。(O.P 為 Onagawa Peil，女川核能發電廠工事用基準面，O.P.±0.0m=東京灣平均海面 T.P.-0.74m)

(一) 預設海嘯波源

表 7-2 預設海嘯波源[17]

	海嘯波源(過去主要的海嘯)	地震規模
板塊間地震	海嘯地震 (1896 年明治三陸地震)	Mw8.3
	東北地方太平洋海岸地震 (3.11 大地震)	Mw9.0
海洋板塊內地震	正斷層型地震 (1933 年昭和三陸地震)	Mw8.6
海域內活斷	F-2 斷層、F-4 斷層、F-5 斷層、	Mw6.2~7.0

層地震	F-6 斷層~F-9 斷層	
-----	---------------	--

(二) 訂定基準海嘯

基準海嘯的超過機率：

1. 最高水位 O.P.+10.1m 的年超過機率為 $10^{-4} \sim 10^{-5}$
(已包含朔望平均滿潮位 O.P.+1.43m)
2. 最低水位 O.P.-3.7m 的年超過機率為 $10^{-3} \sim 10^{-4}$
(已包含朔望平均乾潮位 O.P.-0.43m)

◆ 基準海嘯訂定位置

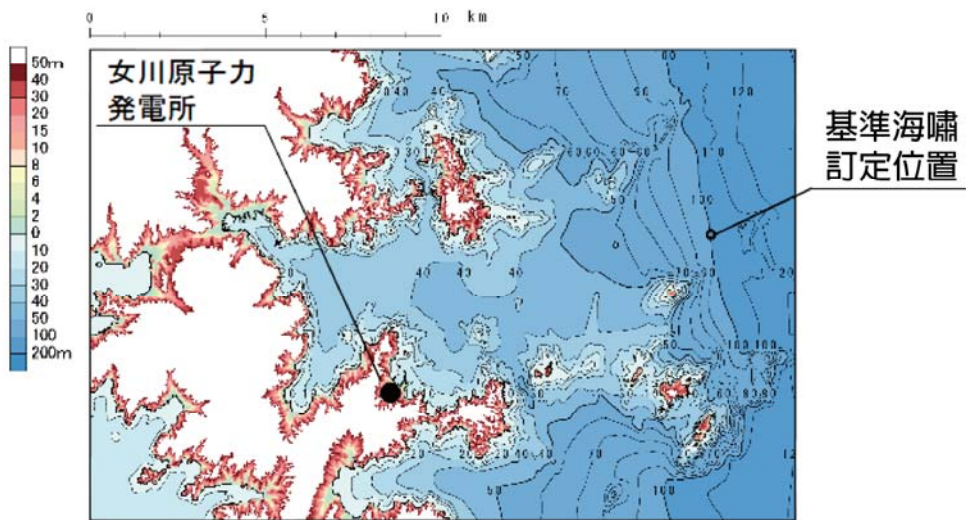


圖 7-1 基準海嘯訂定位置[17]

◆ 水位時變波形

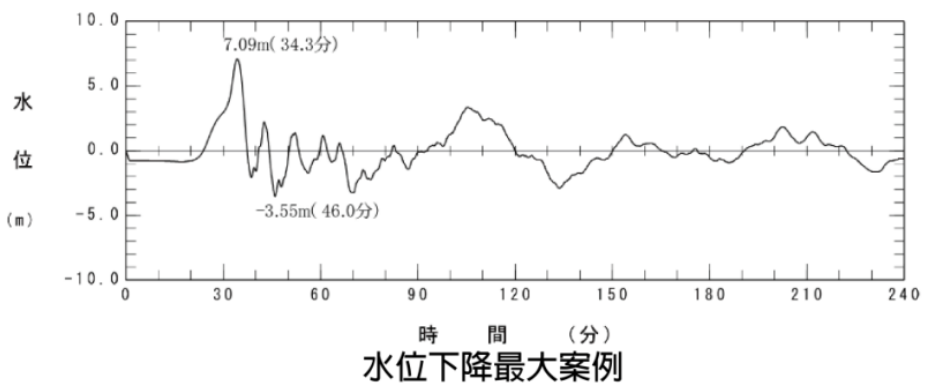
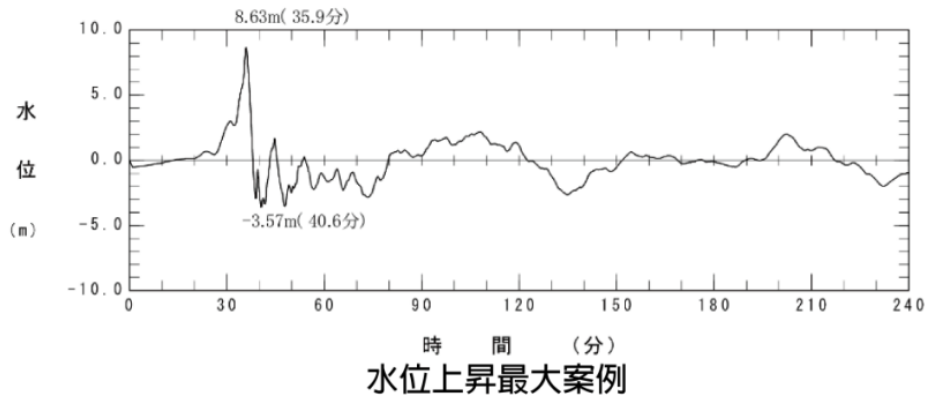
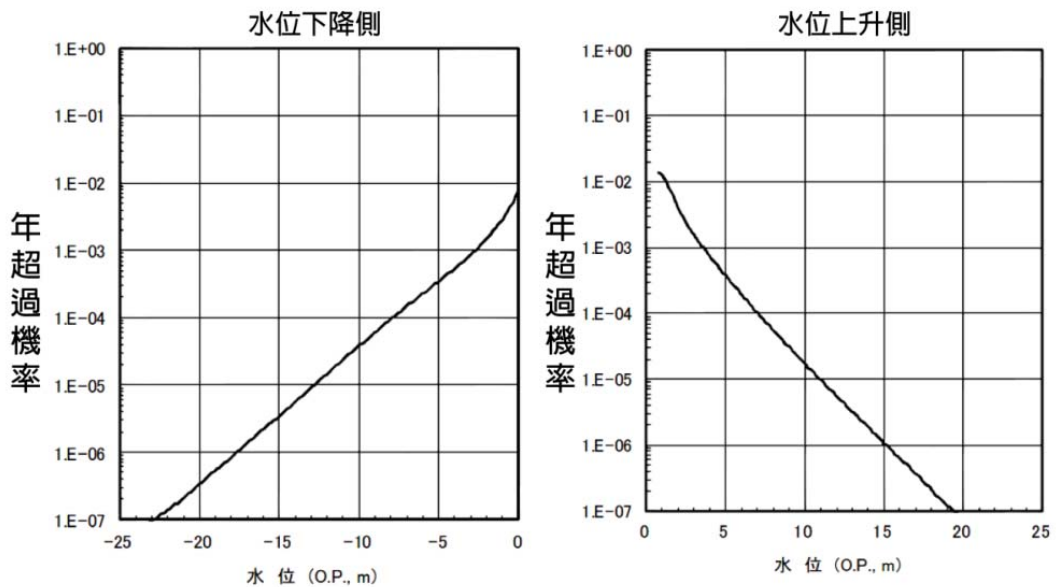
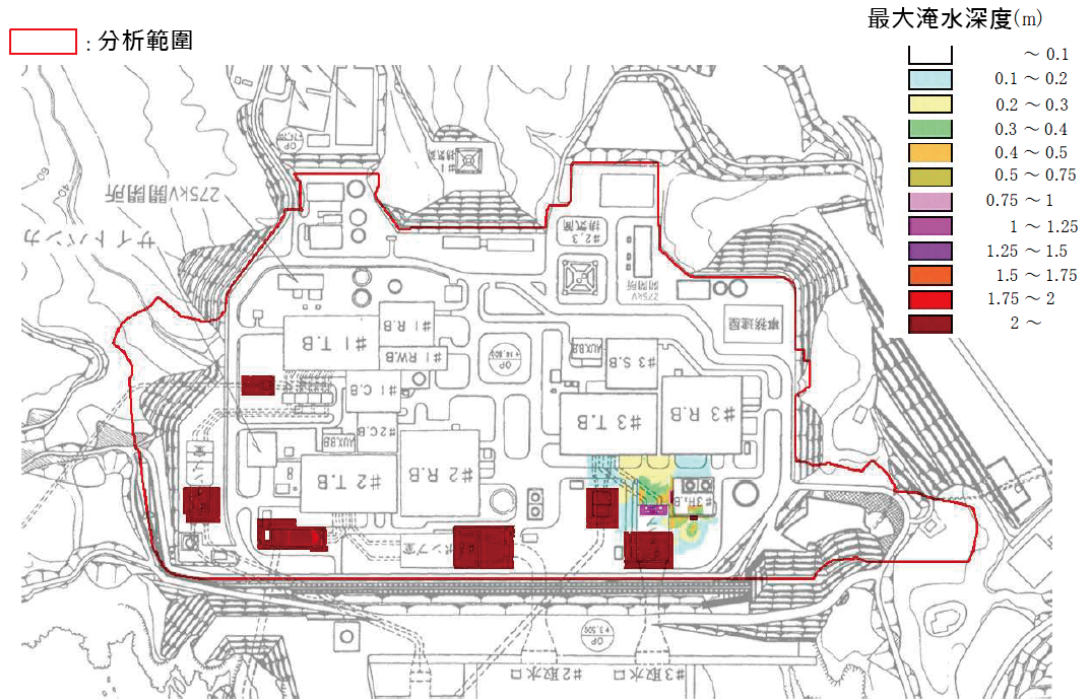


圖 7-2 水位時變波形[17]



基準海嘯訂定位置之危害曲線

圖 7-3 基準海嘯訂定位置之危害曲線[17]



O.P.+29m海嘯造成的電廠最大淹水深度

圖 7-4 O.P.+29 海嘯造成的電廠最大淹水深度[19]

三、 海嘯防護概要

- (一) 設置防潮堤(O.P.約 29m)以防止基準海嘯的溯上波到達或流入設計基礎對象設施。
- (二) 於與海連接的取水路徑上設置防潮壁，以防止海嘯流入廠房。
- (三) 於與廠房連接的可能淹水路徑、淹水口(門、開口部及貫穿口等)上，設置水密門，並針對貫穿部施作水密處理等淹水防止措施。

四、海嘯防護設施

(一) 防潮堤

1. 防潮堤高度提升工事概要

參考海嘯評估之結果，將防潮堤高度從原本的 3m(O.P.約+17m)提升至 15m(O.P.約+29m)。



圖 7-5 防潮堤示意圖[23]

2. 防潮堤高度提升結構(鋼管式鉛直壁)

- (1) 高度：約 15m(O.P.約+29m)，總長：約 680m。
- (2) 活用現有防潮堤，並於電廠內側設置鋼管式鉛直壁。
- (3) 使用大口徑鋼管(直徑 2.5m)以確保對抗海嘯波力之強度。
- (4) 鋼管前面設置防水板(PC 板)以確保對海嘯的防

水性。

- (5) 改良鋼管背面的地盤，並加以支撐，以確保對地震及海嘯有足夠穩定性。

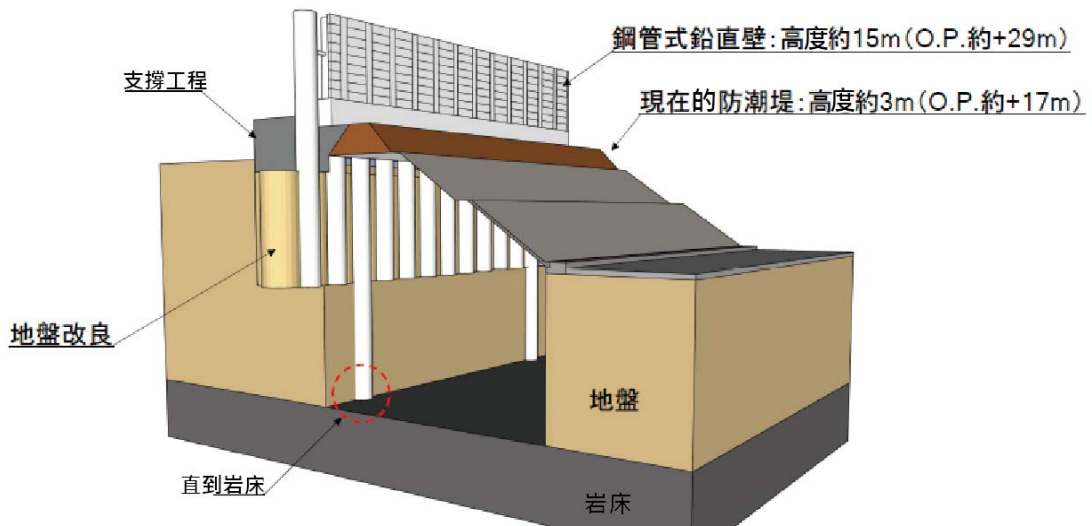


圖 7-6 防潮堤(鋼管式鉛直壁)的基本構造之 1[23]

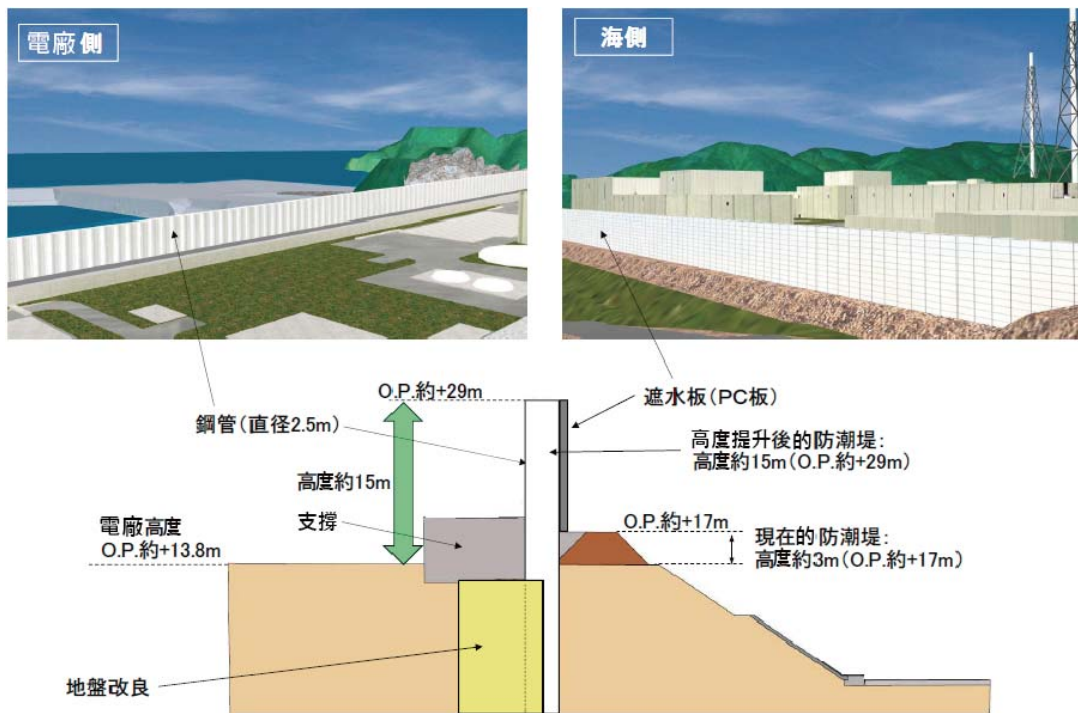


圖 7-7 防潮堤(鋼管式鉛直壁)的基本構造之 2[23]

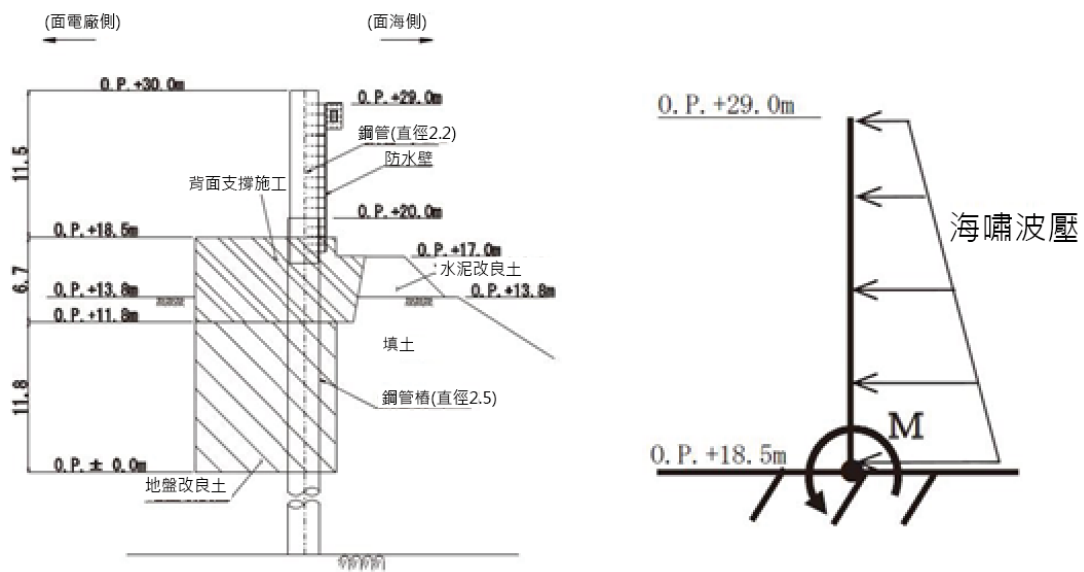


圖 7-8 防潮堤(鋼管式鉛直壁)的基本構造之 3[23]

3. 防潮堤高度提升結構(水泥改良土堤防)

- (1) 高度：約 15m(O.P.約+29m)，總長：約 120m。
- (2) 設置於不影響地下重要結構的電廠北側區域，將過去現有的防潮堤上部結構包入，並以水泥改良土建築堤防。
- (3) 作為大斷面結構，面臨地震與海嘯具極高的強度與穩定性。
- (4) 於堤防上設置橫向道路，以利電廠使用。

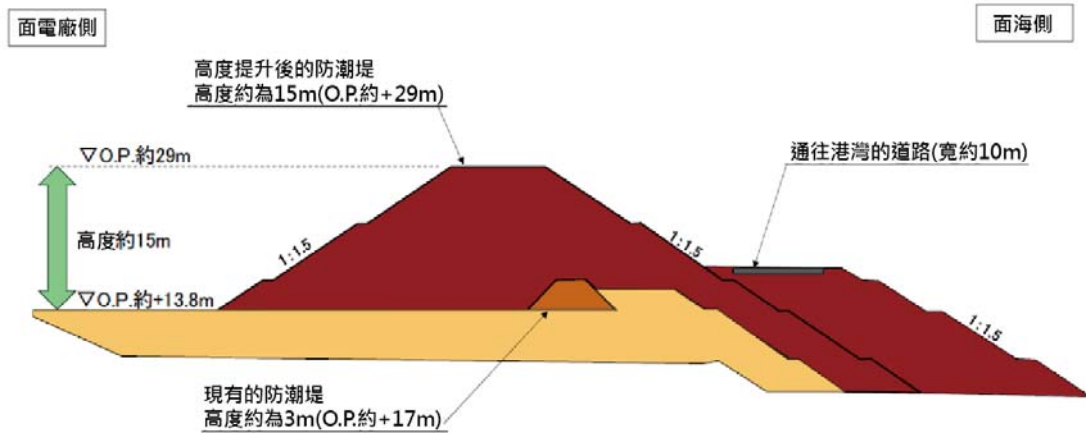


圖 7-9 防潮堤(水泥改良土堤防)的基本構造[23]

捌、 川內核電廠海嘯相關重啟動審查分析

九州電力公司川內核電廠位在鹿兒島縣薩摩川內市久見崎町，廠址西側鄰接東海，東北到東南方為標高 100~200m 的丘陵。反應器設施設置高度在 EL. 13.0m。

由於廠址立地條件佳，大體符合新規制耐震、防海嘯對策之標準，因此被 NRA 列為優先審查對象。其申請重啟動手續共歷時兩年，於 2015 年 8 月 11 日川內 1 號機重新啟動運轉，為新規制基準實施以來首度獲准重啟之核能機組。

一、 川內核電廠反應器設置變更許可

反應器設置變更許可申請重點摘要，係彙整如下：

表 8-1 川內核電廠反應器設置變更許可申請重點摘要[22]

項目		主要記載內容
設計基準對象	海嘯	<ul style="list-style-type: none">申請前評估的最大海嘯高度為(+2.31m,-1.94m)；經重新評估後改定為(+3.52m,-3.80m(取水口前面))。考量潮汐及大潮的影響，評估最高海嘯溯上高度為 6m，而廠址位在 13m 已具有充分的高度，確認不會對反應器設施的安全性造成影響。重要安全設施之海水泵係設置在 5m 廠址高度上，四周並以標高 15m 的牆壁及防護堤保護。防止海嘯溯

施	<p>上波經由地面、進水渠道及排放渠道流入、並對貫穿部分實施水密處理。</p> <ul style="list-style-type: none"> • 裝設海嘯監控設備。 • 取水口處設置貯留堰。
---	---

二、 基準海嘯

(一) 基準海嘯的設定

依據新規制基準進行評估，得出對川內電廠影響最大的海嘯為琉球海溝上板塊間地震所引起之海嘯(Mw9.1)，並設定為基準海嘯。

表 8-2 水位上升與下降時海嘯高度[18]

(已考量潮汐因素)	琉球海溝上板塊間地震所引起之海嘯(Mw9.1)
水位上升時(於取水口)	+3.52m
水位下降時(於取水口)	-3.80m

(二) 基準海嘯造成廠址最高水位

基準海嘯造成廠址最高水位的分布圖、上升最大案例、初期水位、朔望平均滿潮位 H.W.L(T.P.+1.38m)如下圖 8-1 所示。

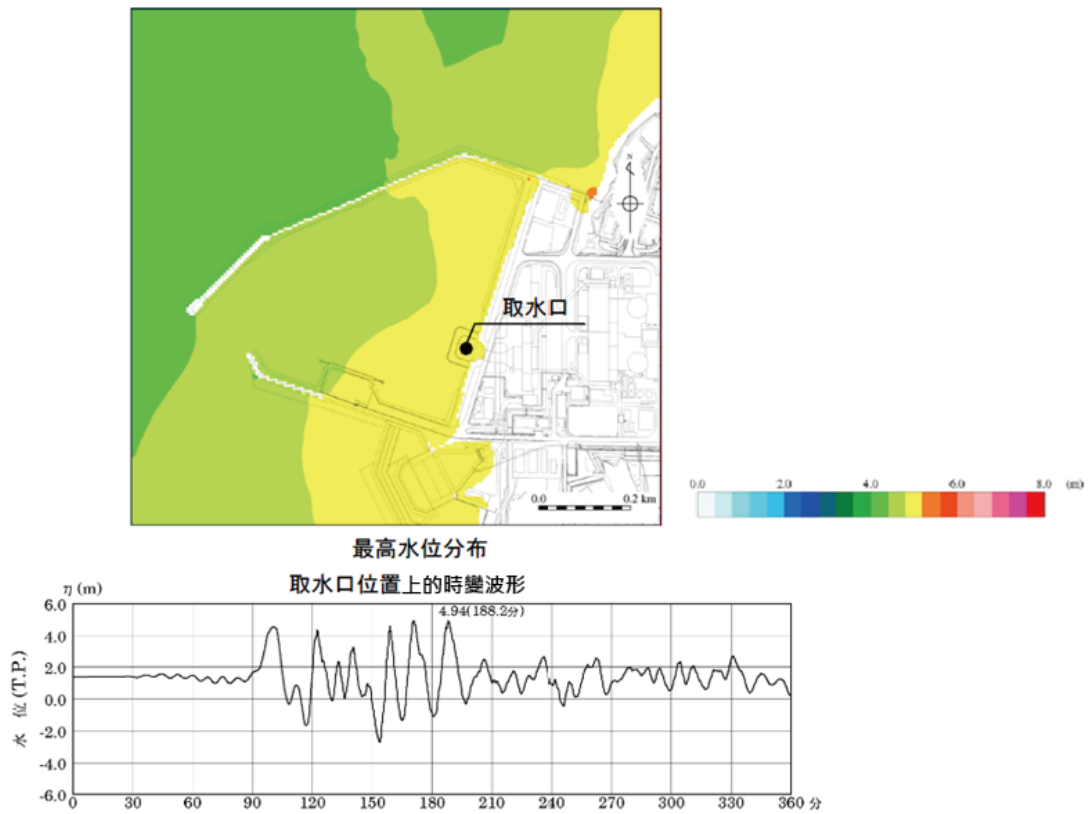


圖 8-1 最高水位分布與取水口位置上的時變波形[18]

(三) 基準海嘯造成廠址最低水位

基準海嘯造成廠址最低水位的分布圖、上升最大案例、初期水位、朔望平均低潮為 L.W.L (T.P.-1.72m)如下

圖 8-2 所示。

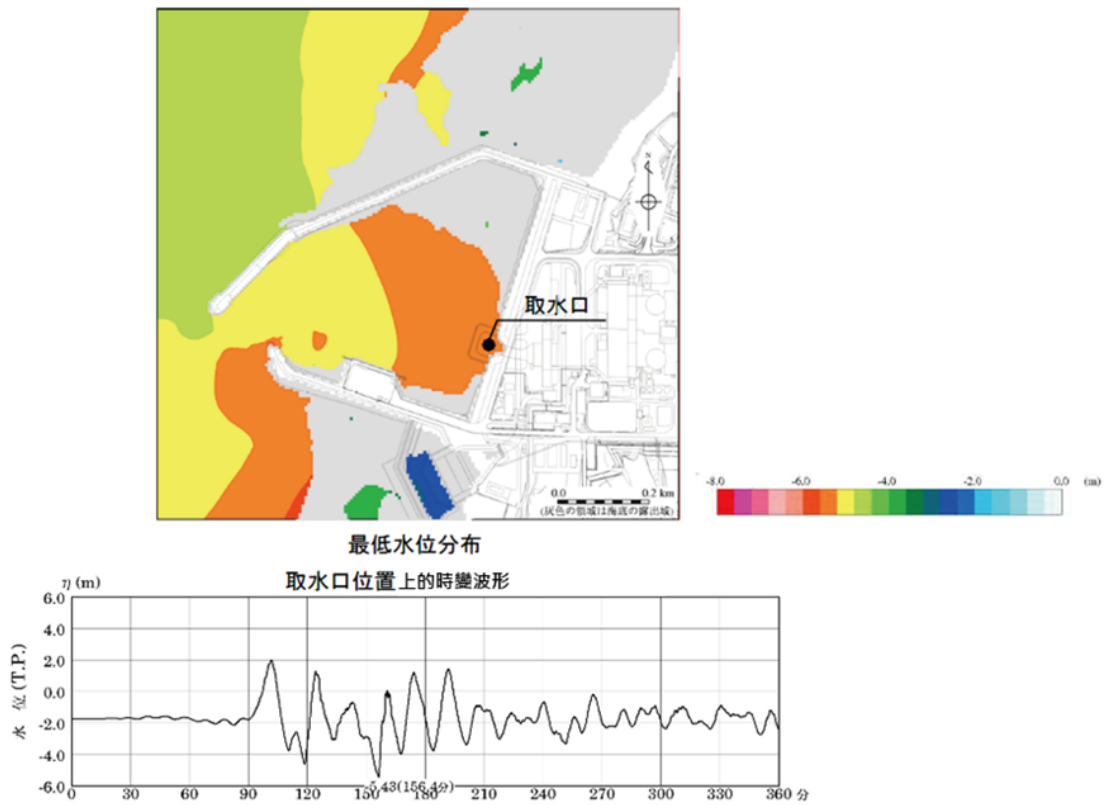


圖 8-2 最低水位分布與取水口位置上的時變波形[18]

(四) 水位上升時取水路徑之水位變動

依據基準海嘯自取水路徑流入的分析結果，得出容許限值為 T.P.+5.30m，評估水位為 T.p.+5.01m。已確認海水泵設置區域不會有淹水之疑慮，且為使之具備充足餘裕，故建設防護壁(高度為+15m)。

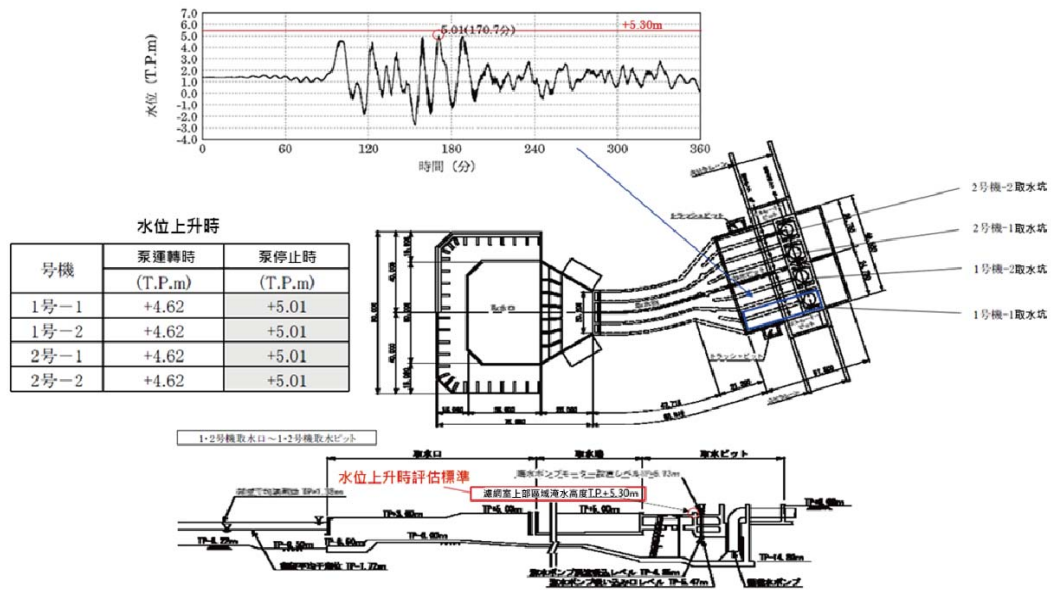


圖 8-3 水位上升時取水路徑之水位變動[18]

(五) 水位下降時取水路徑之水位變動

依據基準海嘯引起水位過低影響海水泵取水能力的分析結果，得出容許限值為 T.P.-4.85m，而評估水位為 T.p.-7.50m，低於容許限值。建設貯留堰以確保海水泵持續運轉所需的儲水量(高度為-3.0m)。

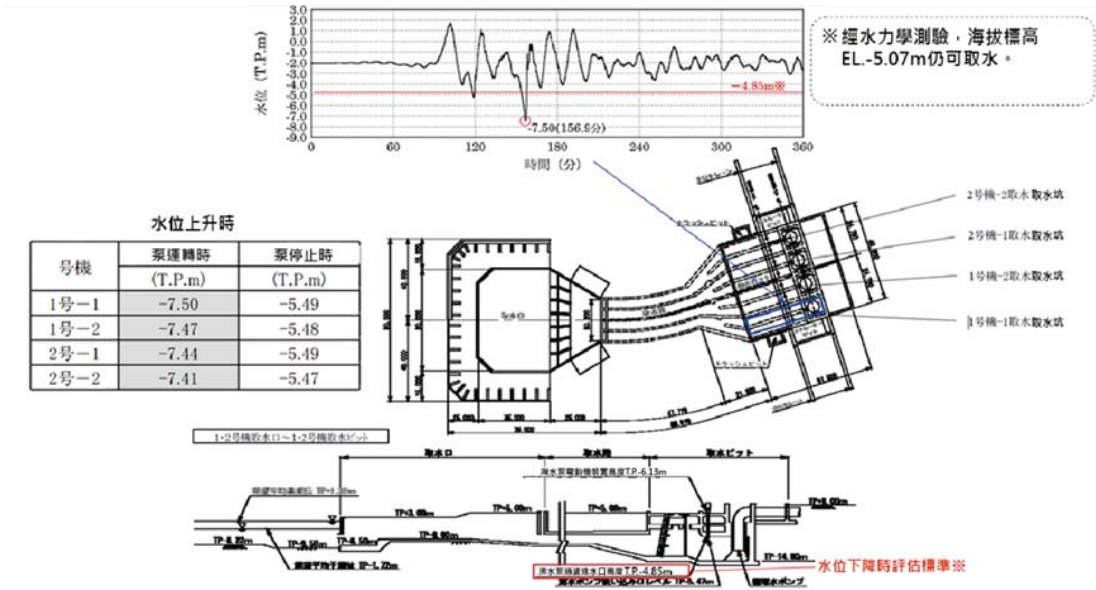


圖 8-4 水位下降時取水路徑之水位變動[18]

(六) 設定輸入海嘯

依據基準海嘯進行計算，得出各設施設備上的輸入海嘯(如下表 8-3)，以供耐海嘯設計使用。

表 8-3 長崎海角斷層與琉球海溝板塊間地震引起之海嘯所造成的水位上升與下降[18]

	水位上升時			水位下降時	
	取水坑	1 號排水坑	2 號排水坑	取水坑	取水口
長崎海角斷層地震引	T.P.4.66m (T.P.5.0m)	T.P.4.70m (T.P.5.0m)	T.P.4.90m (T.P.5.2m)	T.P.-4.02m	T.P.-3.98m

起之海嘯					
琉球海溝板塊間地震引起之海嘯	T.P.5.01m (T.P.6.0m)	T.P.5.35m (T.P.7.0m)	T.P.6.26m (T.P.7.0m)	T.P.-5.49m	T.P.-5.43m

()內為考慮偏差後的輸入海嘯，為較保守的安全數值。含潮位的偏差(朔望平均滿潮位的標準偏差為 $\sigma 0.27m$)、輸入海嘯數值計算上的偏差。

三、海嘯防護概要

因應耐海嘯設計方針所做的變更如下圖 8- 5 (標示底線的部分)。

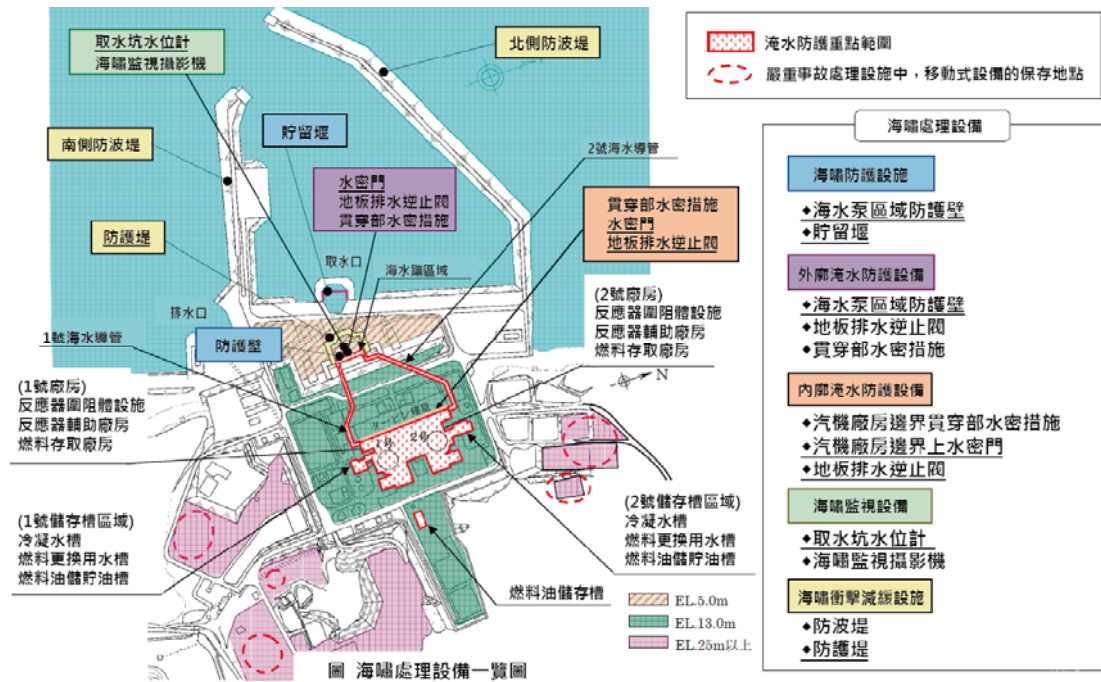


圖 8-5 海嘯處理設備全體圖[18]

(一) 防止流入陸上區域

下圖 8-6 為依據基準海嘯的溯上分析，所得出的最大淹水深分布。(考量 Mw9.1、朔望平均滿潮位 T.P.+1.38 與地殼變動下沉 0.01m 之情形)

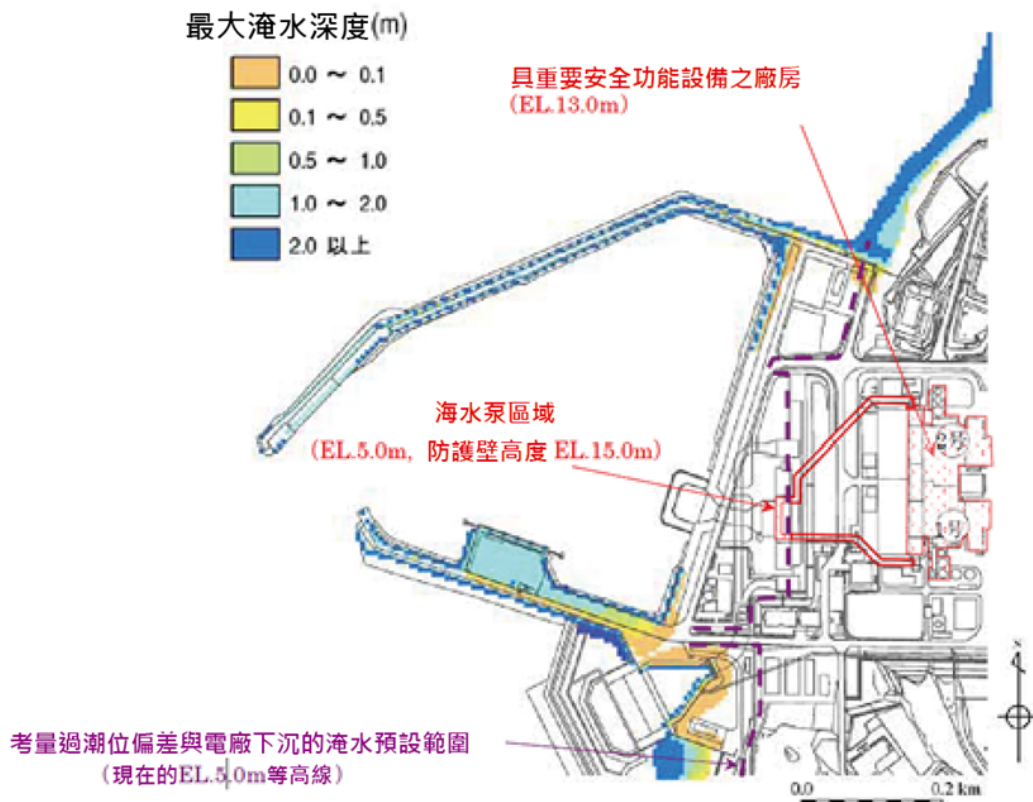


圖 8-6 依據基準海嘯溯上分析得出的最大淹水深分布[18]

依據分析結果得出溯上高度僅為 EL+5.0m(EL=Elevation 海拔標高)，即使考慮潮位偏差 ($\sigma 0.27\text{m}$)，具重要安全功能設備的廠房及區劃 (EL.13.0m)，以及海水泵區域(設置 EL.15.0m 的防護壁)，仍確保足夠的餘裕不會受到影響。(即使考量基準地震動 S_s 造成土壤液化引起的電廠地盤下沉(最大不到 1m)，仍有足夠餘裕不會因海嘯溯上流入廠內)

(二) 防止海嘯經由取水、排水路徑等流入廠內

針對經由各路徑流入的評估結果如下表 8-4 所示：

表 8-4 海嘯經由各路徑流入的評估結果[18]

系統	流入路徑	① 輸入 海嘯高度	② 容許限制 海嘯高度	餘裕程度 (②-①)
取水 路徑	取水坑	T.P.6.0m	T.P.15.0m	9.0m
	海水管導管入口			
排水 路徑	排水坑	T.P.7.0m	T.P.13.0m	6.0m
	一次側海水返回 排水樞		T.P.13.3m	6.3m
室外 排水 路徑	北側雨水排水路 徑之排水口	T.P.6.0m	T.P.13.0m	7.0m
	南側雨水排水路 徑之排水口			
其他	1 號排水坑導管	T.P.7.0m	T.P.13.3m	6.3m
	2 號排水坑導管			
	1 號取水坑導管	T.P.6.0m	T.P.12.2m	6.2m
	2 號取水坑導管		T.P.12.5m	6.5m

* ①中的輸入海嘯高度已考量潮位偏差(朔望平均滿潮位的標準偏差 $\sigma 0.27m$)，以及輸入海嘯數值計算上

的偏差。

由上表可知，相對於再現期 100 年的高潮危害所應具備的餘裕程度(0.51m)，各路徑的餘裕程度已十分充足。

四、海嘯防護設施

(一) 海水泵防護壁

海水泵區域的地面為 EL=4.5m，而輸入海嘯引起海水泵區域周圍水位為 EL=6.0m，故於海水泵區域設置 EL=15.0m 的防護壁作為海嘯防護設施。

該防護壁的設計可因應基準地震動 Ss 級的地震荷重，以及輸入海嘯的海嘯荷重，具足夠的強度可維持其海嘯防護功能。

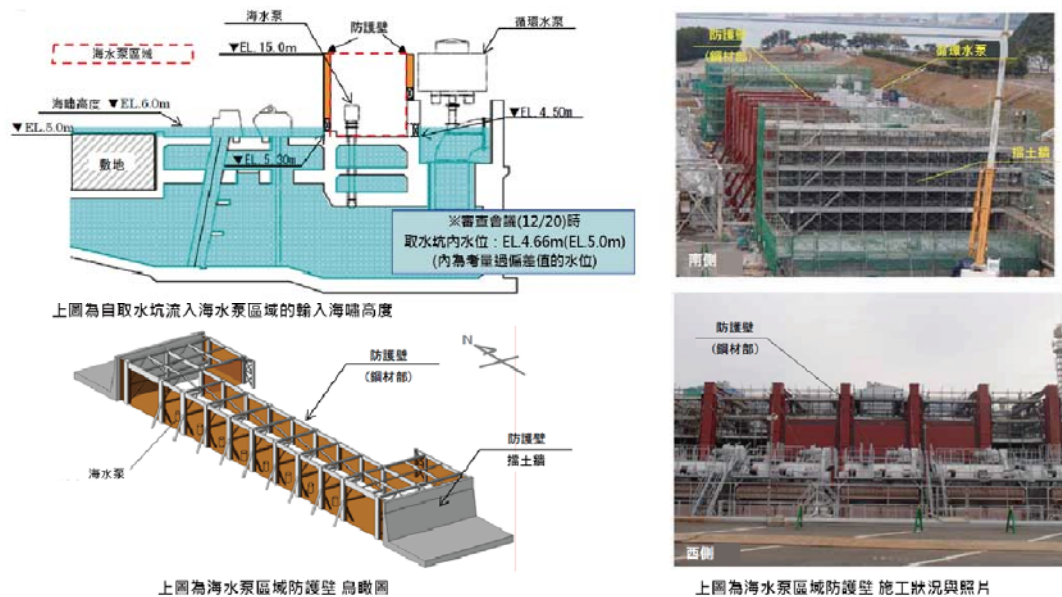


圖 8-7 海水泵防護壁[18]

(二) 貯留堰

由於輸入海嘯造成取水坑的下降時水位降至-5.49m，低於海水泵可取水之水位 EL.-5.07m，故於取水口前設置貯留堰，以供水位過低時可保留所需的海水。

貯留堰的設計應能儲存足夠的儲水量，以確保實際水位低於海水泵可取水水位的時間內，有足夠的儲水量讓海水泵維持運轉。

算出可運轉的持續時間：

可運轉持續時間=儲水量÷取水流量

=6,500m³÷(2,200m³/h×4 台)

=0.73 小時

≐44.3 分鐘

儲水量：約 6,500m³

海水泵額定需水量：2,200 m³/h

海水泵數量：設定為 2 台/1 plant

由於取水坑內海水泵與循環水泵為合併設置，故電廠所在區域內若發布大海嘯警報時，為確保退潮波時海水泵有足夠的取水量，原則上會停止使用循環水泵(電廠停止)以進行整備。

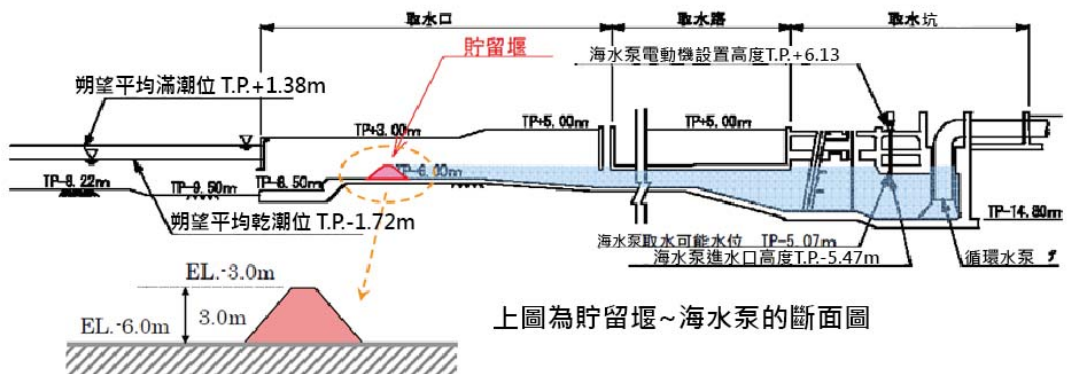
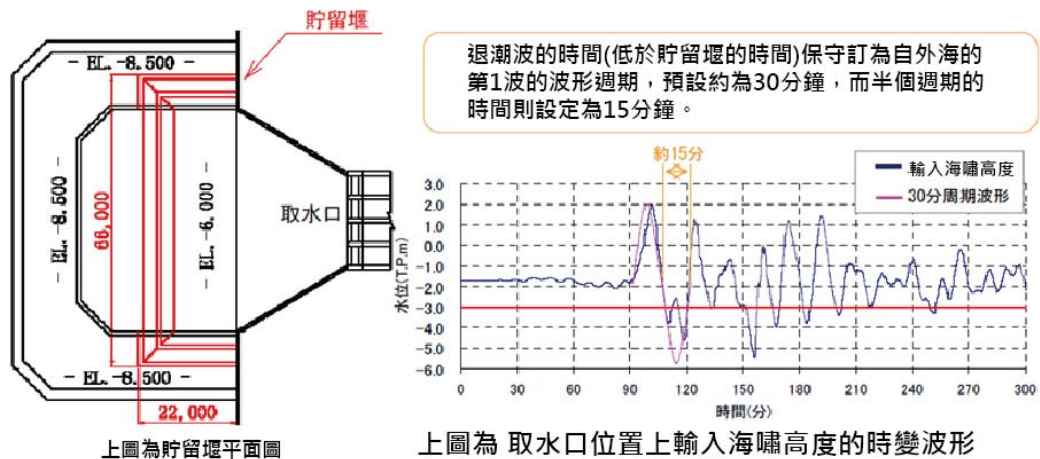


圖 8- 8 貯留堰[18]

五、 淹水防止設備

(一) 外圍防護

為防止淹水至海水泵區域，於聯通至區域外部的通路(開口部)設置水密門。

於海水泵區域地板與牆壁內管線或電線的貫穿部，使用密封材料及沙漿進行施工以實施水密處理，並於地板排水管線內設置逆止閥。

以上海水泵區域的淹水防止措施歸類為外圍防護。

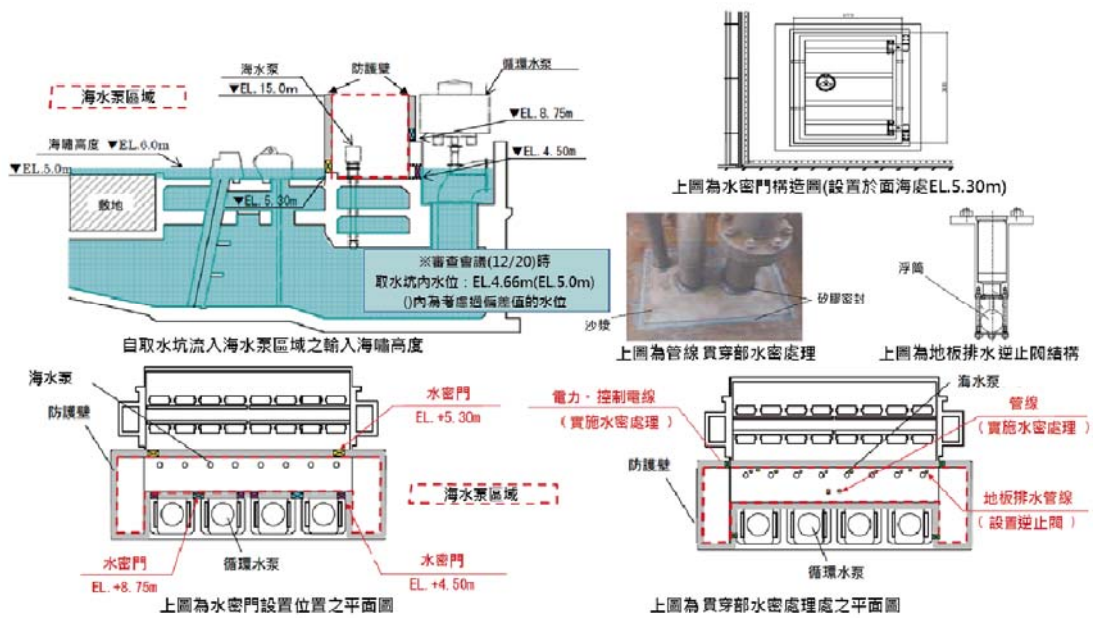


圖 8-9 淹水防止設備-外圍防護[18]

(二) 內圍防護之 1

因地震破壞而自循環水管損壞部位滲漏的淹水量、2 次側設備內部水引起的淹水量，以及自循環水管損壞部位滲漏的海嘯淹水量等，加總後汽機廠房的淹水水位約為 EL. 4.9m。

淹水防護重點範圍的邊界上，應對管線貫穿部實施水密處理，或於排水管線設置逆止閘、水密門，並以較保守的流入量進行評估，絕不能使重要安全功能設備受到影響。

表 8-5 汽機廠房的淹水量

地震發生後至循環 水泵停止的流入量	海嘯侵襲伴隨的 流入量	合計 (汽機廠房的淹水水位)
約 32,000m ³	約 16,700m ³	約 48,700m ³ (EL.約 4.9m)

(三) 內圍防護之 2

汽機廠房與淹水防止重點範圍邊界上設置水密門、地板排水逆止閥、貫穿部水密處理作為防止淹水措施。為了提升海嘯侵襲時的安全性及可靠度，除了輸入海嘯所得出的汽機廠房淹水高度(約 EL.4.9m)，更應考量可能成為淹水源的取水、排水坑的輸入海嘯最高高度(約 EL.7m)，再加上參考的餘裕(0.51m)，淹水防止設備(內圍防護)應能因應 EL.8.0m(至少超過 EL.7.51m)的輸入海嘯高度。

若上述的水密門為打開狀態，現場會發出警報提醒操作人員不能忘記關閉水密門，日後將會中央控制室設置監視設備以利於海嘯侵襲時確認水密門的狀態。

六、海嘯監視設備

海嘯監視設備設置於取水坑，並配合基準海嘯進行設備

更新。將海嘯監視攝影機的光纖分配箱、取水坑內的水位計架設台設置於更高處。

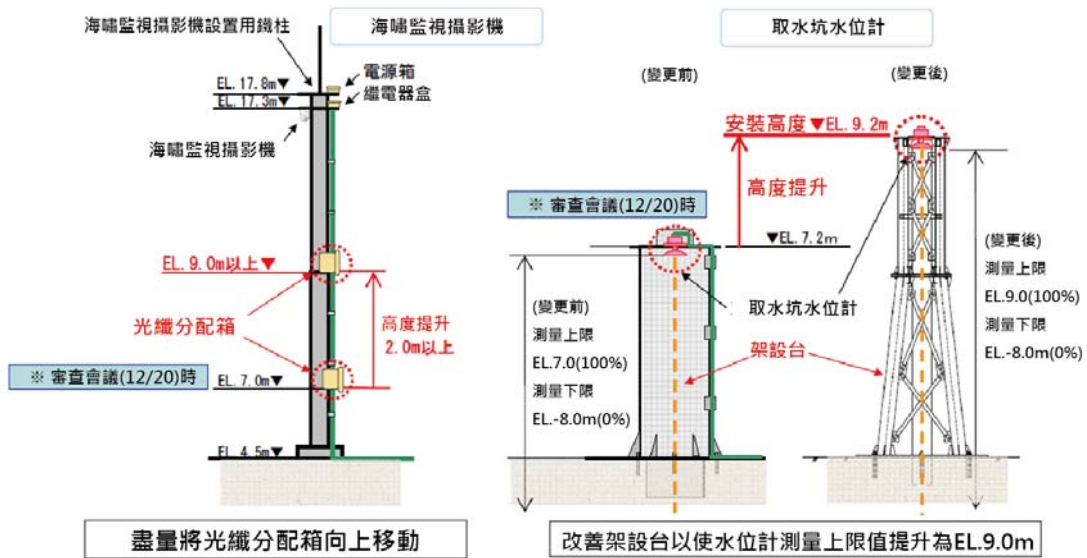


圖 8-10 海嘯監視設備[18]

七、 海嘯衝擊減緩設施

除了舊有的防波堤，更設置新的防護堤以提升海水泵區域對海嘯或漂流物衝撞的安全餘裕。防護堤除了具備耐基準地震動 S_s 地震荷重之強度，亦充分考量海嘯荷重及漂流物衝撞之情形。



圖 8- 11 海嘯衝擊減緩設施[18]

玖、 海嘯安全性評估

日本原子力安全基盤機構(Japan Nuclear Energy Safety Organization，後述簡稱：JNES)於 2014 年 1 月發行「耐海嘯結構設計、風險評估手冊」，作為審查導則的技術性支援手冊。本章節中將整理其中耐海嘯相關測試(如：防潮堤、水密門等)。

一、 耐海嘯相關測試

(一) 防潮堤評估概要

以一般的防潮堤作為評估對象。

防潮堤本體：鋼筋水泥的逆 T 行擋土牆結構

地基：鋼管樁地基

評估流程：

表 9-1 防潮堤評估流程

1	設定結構及地盤的規格，使用輸入海嘯進行二次元 CFD 分析，以得出結構設置位置上的海嘯波力與海嘯波高。 (海嘯輸入前的初期水位，以過去最高潮位進行設定)
2	依據步驟 1 的海嘯高度，求得防潮堤所需高度，並確認計畫中的防潮堤設計符合該高度。
3	依據步驟 1 的海嘯波力，進行結構與地盤的安定性評估。
4	依據步驟 1 的海嘯波力，評估結構的安全性。如有鋼管樁地

	基時，須將樁的安全性一併納入安全評估。
--	---------------------

評估項目：

表 9-2 防潮堤評估項目與標準(結構與地盤的安定性)[24]

評估項目		評估標準
直接地基	翻倒	防潮堤翻倒的評估
	地滑(滑動)	地基與地盤的剪切阻力評估
	支撐力	地基地盤的容許支撐力評估
樁地基	支撐力	地基地盤的容許支撐力評估
	水平變位	地基的安全性評估

表 9-3 防潮堤評估項目與標準(結構的安全性)[24]

評估項目		評估標準
溢流	防潮堤的高度	考量地盤的提升與下降，應至少保有高於海嘯水位 1.0m 上的餘裕高度。
損傷	零件彎曲	抗彎強度應高於發生的彎曲力矩。
	零件切變	抗剪強度應高於發生的剪力。

測試方式：

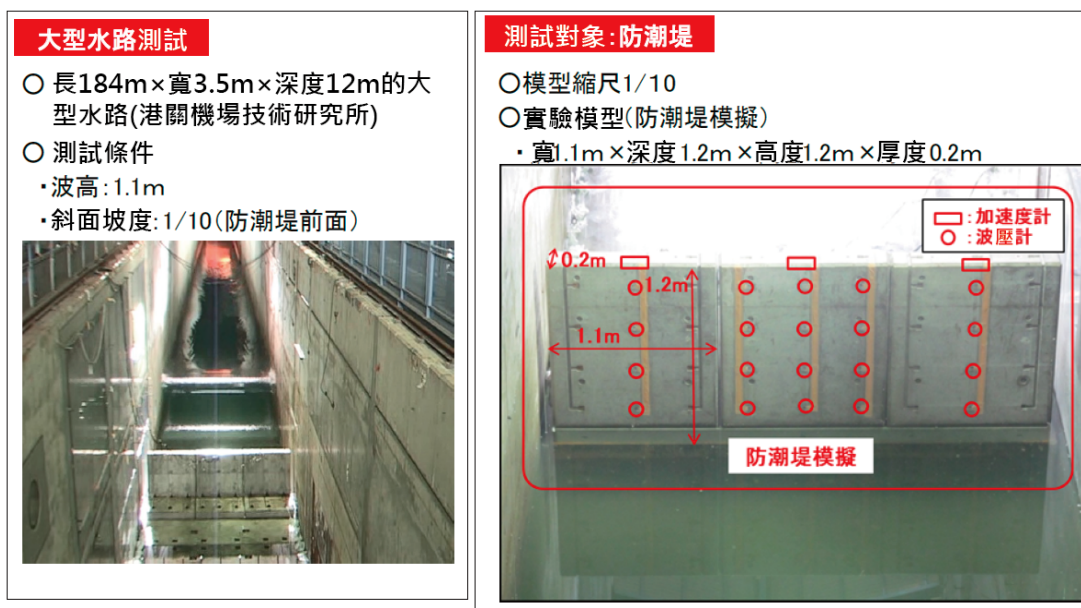


圖 9-1 防潮堤測試方式[16]

(二) 水密門評估概要

以標準的水密門作為實施對象，進行海嘯的水壓測試、地震與海嘯同時發生造成切變的水壓測試。

評估流程：

表 9-4 水密門評估流程

1	以實際水密門的規格進行測試，於水密門上裝設測試裝置，階段性施加荷重還原切變。
2	於門與門框間施加超過設計事件等級壓力水頭的水壓，測定門與門框間的漏水量。
3	荷重所造成的切變應考量廠房整體的最終狀態，最大切變為

	4000 μ 。
4	整理經上述步驟取得的數據資料，得出切變、壓力水頭、漏水量之間的關係，並考量地震同時發生的可能性。

測試方式：

○水密門測試

·水密門的耐受度與防止淹水功能限度評估

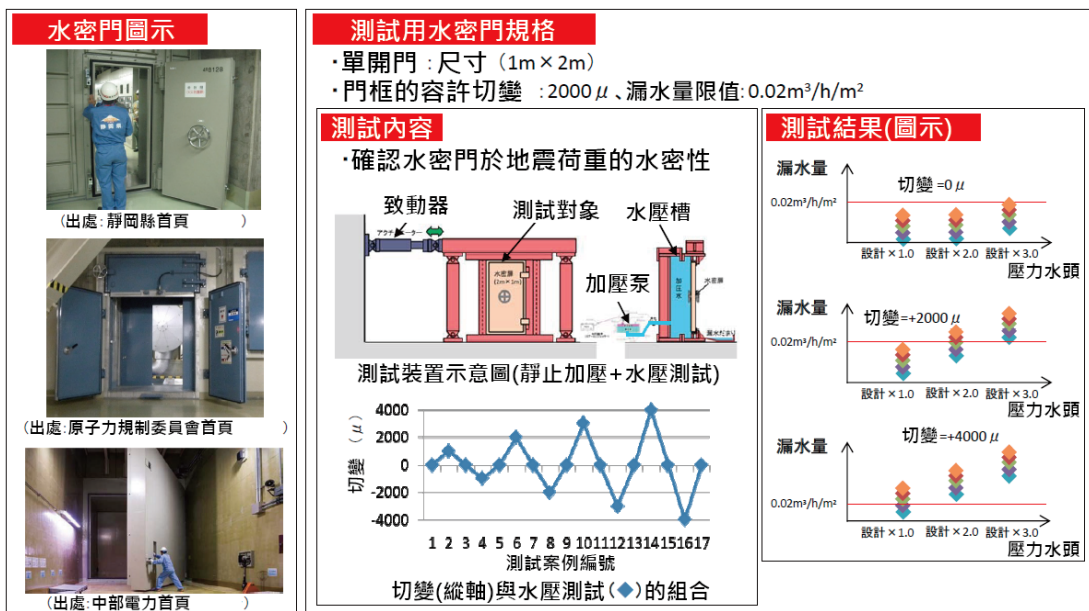


圖 9-2 防潮堤測試方式[16]

壹拾、 主要發現與結論

茲將本研究成果歸納如下：

一、 火山方面

日本是世界上火山活動最為頻繁的國家之一，為了能夠密切掌握火山活動的狀態，日本氣象廳針對國內 110 座活火山中的 50 座「隨時觀測火山」設置了 24 小時運作的火山綜合觀測設備，並在全國設有 4 個「火山監測警報中心」專責日本活火山活動的監測及對外即時發布噴發預報、警報。同時蒐集與整合其他各相關機關的監測數據，並互相配合各自使用目的(監測觀測、調查研究等)，共同協議火山監測點的設置位置，建構有效利用且資訊共享的「火山觀測網」。並且，為了作好火山災害預防與疏散等工作，日本氣象廳會發布「噴發警戒等級」作為判斷火山活動狀況的指標，以明示公眾「應警戒的範圍(進入該範圍內將危及生命安全)」及「應採取的對應措施」，以儘量減少火山災害的損失。

311 福島核災事故後，日本原子力規制委員會所訂定的核電廠新規制基準中亦增列了「火山的影響」，並制定「核電廠火山影響評估導則」統一規範核電廠火山影響評估方法與確認事項，確保不因火山影響而損及反應器設施之安全性。而所有停運中核電廠須依照該導則所規範之要求進行火

山影響評估，並在通過管制單位的審核後才能重啟運轉。

位於九州南端鹿兒島縣的川內核電廠為日本實施新規制基準以來首座重啟運轉之核電廠，然該電廠周圍有多座巨大火山口火山環繞，日本國內大多數的火山學者亦普遍認為其火山受害風險程度最高。因此，對於川內核電廠仍通過 NRA 火山影響評估審核一事也引起火山學者及社會的疑慮。但 NRA 認為川內核電廠在營運期間內周圍火山發生爆炸性噴發的可能性很低，只要持續進行火山活動的監測，一旦掌握到火山活動徵兆後，即可執行停機並適當移出核燃料。然而，針對執行停機及核燃料移出之機制，川內核電廠目前尚未公開切確的定案，本研究將持續關注日後最新動態，以提供國內管制單位參考應用。

目前日本的火山噴發預測研究尚處於發展之中，限於現有的科學知識，要準確預測火山噴發仍十分困難。2000 年日本雖有成功預測北海道有珠山噴發的案例，但也只是在噴發數日前才作出的判斷，並且此次能夠成功預測有二個重要因素存在：其一，清楚有珠山的噴發特徵，約 350 年前就有其噴發紀錄。明治之後，約以 30~50 年的間隔共噴發過 4 次，在近代科學上屬於累積較多觀測數據的火山、其二，當地駐有火山學研究者，北海道大學地震火山研究觀測中心就位在

有珠山山腳下，當時被譽為有珠山 Family Doctor 的岡田弘教授及宇井忠英教授在現場觀測火山活動狀況並分析數據，可判斷是處於噴發前的哪一個階段。然而，2014 年御嶽山突如其來的噴發就沒有那麼幸運，因當時的噴發警戒等級只有設定在級別 1(僅要民眾注意此為活火山)，並適逢賞楓季節有大量登山客到來，當監測到輕微火山性地震及山頂些微變形後不到 1 小時即發生水蒸汽噴發及小規模火山碎屑流，因而造成登山客 58 名死亡、5 名失蹤的嚴重災害。雖然御嶽山也是處於日本氣象廳的 24 小時監測體制下，但因水蒸汽噴發是屬於較難預測的噴發型式，即使裝設有火山觀測設備但事前並未觀測到明顯的變化，因此未能預測到火山的噴發。雖說比起地震，火山噴發的前兆要來得明顯得多，但每一火山的類型與噴發特徵各有不同，缺乏累積的噴發經驗及相關數據，將難以判斷。日本亦面臨境內活火山數量之多但火山方面專業人才卻不足的問題，未來將如何強化火山防災體制也成為的重要課題。

二、海嘯方面

2011 年 3 月 11 日台北時間下午 1 點 47 分，東北地方太平洋海岸地震引發大型海嘯，導致福島第一核電廠事故發生，而海嘯波大約於下午 5 點 32 分抵達台灣，台灣所觀測到

的海嘯波初達波僅 12 公分。東北地方太平洋海岸地震海嘯雖未對台灣有重大影響，然對日本福島第一核電廠造成的破壞及災害，喚起各地核電廠對海嘯防災的意識。

海嘯災害與火山災害最大不同處，在於火山有明確的監視觀測點，而海嘯起因多為地震、斷層活動、地滑等較無預警之因素，除遠地海嘯傳遞至台灣費時較長，相對具應變時間，面臨近海海嘯時多只能依賴現有防海嘯設施達到海嘯防護之效果。在海嘯預警方面，美國的方法是在太平洋沿海大量佈設海底壓力計與浮標。此方法受限於國力且成本極高，多數國家採取地震監測並依賴海嘯防護措施(如:防波堤、防潮堤、防潮壁等)，地震監測與被動式防護措施均仰賴事前的大量資料蒐集與模擬計算，因此本研究針對日本的基準海嘯、耐海嘯設計方以及工事認可進行深入研究，並蒐集女川與川內核電廠之資料，以供台灣核電廠作為參考。

女川核電廠的海嘯防護著重於防潮堤的設計，鋼管式鉛直壁與水泥改良土堤防均活用現有防潮堤進行改良建設。電廠前面腹地較狹隘，故採用鋼管式鉛直壁，其結構為直徑 2.5 的鋼管與 PC 防水板，兩側分別以現有防潮堤與支撐工程加固，根據基準海嘯將高度提升至具足夠餘裕之程度，而深度則加深至岩盤；而電廠北側腹地較廣，故採用泥改良土堤

防，將現有的防潮堤上部結構包入高度提升至與鋼管式鉛直壁相同，由於堤防為大斷面結構，故較鋼管式鉛直壁更具穩定性。

川內核電廠的部分，由於該電廠的基準海嘯所計算出的電廠前面輸入海嘯高度與海嘯評估危害相較女川核電廠低，故設計上不需採取和女川核電廠相同的鋼管式鉛直壁與水泥改良土堤防，而是建設海水泵防護壁與貯留堰，確保海水泵區域無淹水、水位過低無法取水之疑慮。此外於海水泵防護壁外建設海嘯衝擊減緩設施，如防護堤與防坡堤。

女川與川內核電廠的淹水防止設施皆採取水密門、逆止閘以及其他施加水密處理之設備。為達到淹水防止效果，應依據事前完整調查，找出所有可能淹水路徑，並於所有可能淹水路徑、開口部、貫穿部進行全盤的改善。

女川與川內核電廠的海嘯防護設計雖可供國內核電廠做參考，然而在實際應用前更重要的是對國內海嘯資訊進行深入調查，東北地方太平洋海岸地震海嘯造成如此嚴重的災害，其中一個原因在於引發海嘯的地震規模遠超過核電廠的耐海嘯設計，且為發生週期為約千年一次。故日本新規制基準中明確要求：「若無法判斷更新世後期(約 12~13 萬年前)之後的地質活動，應追溯至更新世中期(約 40 萬年)進行分

析。」，對於台灣的核電廠而言，為加強海嘯防護，未來勢必對地質活動記錄進行更廣域且深入的資料蒐集與分析，以建立豐富的資料庫。並應用最新的科學新知及技術，針對資料庫中的資訊進行海嘯模擬並採用最保的評估結果，以因應國內核電廠建立完善的海嘯防護系統。

壹拾壹、 參考文獻

- [1] 日本氣象廳官網
http://www.data.jma.go.jp/svd/vois/data/tokyo/STOCK/kaisetsu/katsukazan_toha/katsukazan_toha.html#katsukazan
- [2] 日本氣象廳官網
http://www.data.jma.go.jp/svd/vois/data/tokyo/STOCK/kaisetsu/level_toha/level_toha.htm
- [3] 原子力規制委員會『核電廠火山影響評估導則』原規技發第13061910號，平成25年(西元2013年)6月19日
- [4] 000034531-九州電力公司『川內核電廠火山影響評估』平成25年(西元2013年)9月25日
- [5] 九州電力公司『川內核電廠火山活動監測評估結果』平成27年度報告(西元2015年)
- [6] 000034673-九州電力公司『川內核電廠1號機及2號機火山碎屑沉降物(火山灰)對設備的影響評估』平成25年(西元2013年)10月22日
- [7] 000034674-九州電力公司『川內核電廠1號機及2號機火山碎屑沉降物(火山灰)對設備的影響評估 補充說明資料』平成25年(西元2013年)10月22日
- [8] 日本氣象廳官網

http://www.data.jma.go.jp/svd/vois/data/tokyo/STOCK/kaisetsu/qvaf/qvaf_guide.html

- [9] 防災科學技術研究所研究資料第 380 號『氣象廳的火山防災業務』山里平、周崎淳、高木康伸，2013 年 7 月
- [10] 日本損害保險協會預防時報 Vol.253『氣象廳火山業務的動向』山里平，2013 年
- [11] KAGUKU Vol.81 No.2『核電廠的新規制基準及其適合性審查有關火山影響評估的問題點』小山真人，2015 年 2 月
- [12] Spring Vol.18 No.1『氣象廳的火山監測及資訊提供體制之改善』土井惠治，2015 年
- [13] 原子力規制委員會『基準海嘯及耐海嘯設計方針之相關審查導則』，平成 25 年(西元 2013 年)6 月
- [14] 原子力規制委員會『耐海嘯設計相關工事認可審查導則』，平成 25 年(西元 2013 年)6 月
- [15] 日本參議院環境委員調查室『核能發電廠新規制基準之制定緣由與課題』，平成 25 年(西元 2013 年)9 月
- [16] JNES 耐震安全部『海嘯安全性評估』，平成 25 年(西元 2013 年)10 月 17 日
- [17] 東北電力公司『女川核能發電廠 2 號機之新規制基準合適性審查相關申請概要』，平成 26 年(西元 2014 年)1 月 16 日

- [18]九州電力公司『川內核能發電廠 1 號機與 2 號機之耐海嘯設計方針[修正基準海嘯後的設施評估]』，平成 26 年(西元 2014 年)3 月 27 日
- [19]東北電力公司『女川核能發電廠 2 號機之機率性風險評估(PRA)相關[外部事件地震等級 1、海嘯等級 1]』，平成 26 年(西元 2014 年)9 月 30 日
- [20]九州電力公司『川內核能發電廠 1 號機與 2 號機之耐海嘯設計方針』，平成 26 年(西元 2014 年)3 月 27 日
- [21]九州電力公司『川內核能發電廠 1 號機與 2 號機之新規制基準合適性審查相關申請概要』，平成 25 年(西元 2013 年)7 月 16 日
- [22]原子力規制委員會『實用發電用反應器相關新規制基準重點與九州電力公司川內核能發電廠 1 號與 2 號反應器設施之變更相關合適性審查結果要點』，平成 26 年(西元 2014 年)7 月 16 日
- [23]東北電力公司『女川核能發電廠防潮堤高度提升(概要)』，平成 25 年(西元 2013 年)5 月 13 日
- [24]日本原子力安全基盤機構『耐海嘯結構設計、風險評估手冊』，平成 26 年(西元 2014 年)1 月
- [25]中央氣象局地震測報中心網站『海嘯資訊—歷史災害海嘯—台灣歷史海嘯』
- [26]土水會刊第三十八卷第二期『2011 日本大海嘯之研究與省思』，

2011 年 3 月 17 日

[27]九州電力公司『川內核能發電廠 海嘯評估』，平成 26 年(西元 2014 年)3 月 12 日

[28]東北電力公司『女川核能發電廠 設定基準海嘯』，平成 27 年(西元 2015 年)1 月 23 日

[29]JNES 獨立行政法人原子力安全基盤機構『JNES-RE-2013-2041 依據機率論設定基準海嘯』，平成 26 年(西元 2014 年)2 月

[30]原子力安全・保安院，耐震安全審查室『海嘯安全性相關審查手冊』，平成 24 年(西元 2012 年)9 月 7 日

[31]社團法人土木學會與原子力土木委員會 海嘯評估部會『機率論海嘯危害度分析方法』，平成 23 年(西元 2011 年)9 月

B 分項

核三廠電廠全黑事故序列驗證評估

目 錄

目 錄.....	i
壹、計畫緣起與目的.....	1
貳、研究方法與過程.....	4
一、爐心受損定義與救援系統概述.....	7
二、基本模式(Base Case Model).....	8
(一)基本模式成功準則.....	8
(二)基本模式事故序列分析.....	10
(三)與台電所作相關評估進行比較.....	16
三、WOG 模式(WOG Case Model).....	18
(一) WOG 模式成功準則.....	21
(二) WOG 模式事故序列分析.....	26
四、URG 模式(URG Case Model).....	32
(一) URG 模式成功準則.....	35
(二) URG 模式事故序列分析.....	36
五、量化結果.....	43
(一)基本模式.....	43
(二) WOG 模式.....	57

(三) URG 模式	71
六、靈敏度分析與結果討論	85
(一) RCP #1 軸封改為西屋 PSDS (MSSBO-W1)	85
(二) 新增二次側高壓補水系統(MSSBO-U1)	86
(三) RCP #1 軸封改為西屋 PSDS 且考慮 URG 措施 (MSSBO-WU)	87
參、主要發現與結論	88
一、模式說明	88
(一) 原模式	88
(二) NRC 版模式	88
(三) 基本模式	88
(四) WOG 模式	88
(五) URG 模式	89
(六) 靈敏度分析模式一	89
(七) 靈敏度分析模式二	89
(八) 靈敏度分析模式三	89
二、結果比較與討論	89
(一) 比較原模式與 NRC 版模式之 SBO 分析結果	90
(二) 比較基本模式與 WOG 模式之分析結果	90

(三)比較 URG 模式與 WOG 模式之分析結果.....	91
(四)比較靈敏度分析模式一與 WOG 模式之分析結果	92
(五)比較靈敏度分析模式二與 URG 模式之分析結果.....	92
(六)比較靈敏度分析模式三與靈敏度分析模式一之分析結果	92
肆、參考文獻.....	93

圖目錄

圖 2-1. 核三廠基本模式之 LOOP 事件樹 T(PP)-B	5
圖 2-2. 核三廠 WOG 模式之 LOOP 事件樹 T(PP)-W	25
圖 2-3. 核三廠 URG 模式之 LOOP 事件樹 T(PP)-U	34

表目錄

表 2-1. 基本模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明	11
表 2-2. WOG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明	28
表 2-3. URG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明	39
表 2-4. 基本模式量化結果(依事故序列發生頻率排序)	44
表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明	47
表 2-6. WOG 模式量化結果(依事故序列發生頻率排序)	58
表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明	61
表 2-8. URG 模式量化結果(依事故序列發生頻率排序)	72
表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明	75
表 2-10. 靈敏度分析案例表	85
表 3-1. 研究評估結果彙整表	90

壹、計畫緣起與目的

日本福島事故基本上是一個長期電廠全黑(Long-Term Station Black-Out, LTSBO)事故，廠內、外交流電都因海嘯而長期喪失。蒸汽推動之爐心隔離冷卻系統(RCIC)成功運轉，直到其直流控制電源用罄而跳脫，變通補水無法在爐心受損前補水，爐心因而熔損之事故。依蓄電池設計容量，這時程可從十幾小時到數十小時。短期電廠全黑事故指的是 RCIC 一開始就無法啟動，約兩、三小時爐心開始熔損之事故。

由於電廠全黑(Station Black-Out, SBO)是爐心受損主要潛在原因，在評估其事故序列的喪失外電(Loss of Offsite Power, LOOP)事件樹中，一般都會有一標題“廠內緊急 AC 電源可用”，如果失敗，電廠即進入 SBO，如此可明確了解 SBO 之事故序列及導致爐心受損的比重。在台電公司最近送原能會核備的安全度評估模式，各廠之 LOOP 事件樹都沒有此標題，而將電力系統是否可及時修復考量於故障樹中。

在台電核三廠 PRA 模式中一個非常重要的假設，即 SBO 下對反應器冷卻水泵(Reactor Coolant Pump, RCP)喪失軸封注水及熱屏蔽(Thermal Barrier)冷卻下，發生軸封(seal)冷卻水流失事故(Loss Of

Coolant Accident, LOCA)所使用的模式，為假設一個簡單的失效模式：在完全喪冷卻後 30 分鐘 Seal 不會失效、在一小時失效機率是 5%、在十小時失效機率是 95%。將失效時間為隨機變數，由前面資訊可適出一緯伯(Weibull)分佈，其形狀參數(Shape Parameter)為 1.38；尺度參數(Scale Parameter)為 4.29；延遲時間為 0.5 小時。目前台電仍延用此過時模式為評估基準。

自 2003 年 5 月美國核能管制委員會(NRC)認可西屋公司之技術報告(Topical Report, TR) WCAP-15603[2], Revision 1, “WOG 2000 Reactor Coolant Pump Seal Leakage Model for Westinghouse PWRs” (以下簡稱 WOG)後，對如何於 PRA 模式中考量 Seal LOCA 已有共識。使用這個模式的風險評估模式，方適合進行風險告知應用。

目前核三廠依據台電自行發展的程序書 1451[4]「機組斷然處置程序指引」，斷然處置措施(Ultimate Response Guidelines, URG)進行 SBO 之救援措施，本計畫將獨立評估此項改善之效益。

本報告第貳章第二節至四節為 SBO 事故序列，說明基本模式(未考慮 WOG 及 URG)、WOG 模式(考慮 WOG 及未考慮 URG)、與 URG 模式(考慮 WOG 及 URG)之事件樹建立，包括爐心受損之定義、各標題(Heading) (含肇始事件及救援功能)之定義與相關分析

假設。第貳章第五節為量化結果，說明 CDF 之量化分析方法及基本模式、WOG 模式、與 URG 模式之量化結果。第貳章第六節為靈敏度分析，分別就核三廠 RCP #1 軸封改為西屋 Thermal Passive Shutdown Seal (PSDS)、增設移動式二次側高壓 AFW 泵、以及 RCP #1 軸封改為 PSDS 且考慮 URG 措施等，三個靈敏度分析，並就各靈敏度分析結果進行相關討論。第參章為主要發現與結論。

貳、研究方法與過程

本研究建立之 LOOP 事件樹，考慮標題“廠內緊急 AC 電源”，以探討 SBO 事故序列。如此可明確了解 SBO 導致爐心受損的比重。

為了方便與核三廠之 PRA 模式相比照，本研究亦將 LOOP 肇始事件分成四類考量(電網故障(T(PG))、電廠因素(T(PP))、開關場故障(T(PS))、及氣候因素(T(PW)))，且其他之分析條件均相同，僅特別針對 LOOP 後之 SBO 事故序列進行詳盡評估。

圖 2-1 為本研究基本模式之 LOOP 事件樹(以 T(PP)-B.EVT 為例)，其中，右側第二欄「PDS#」為各事故序列之電廠損害狀態代碼(Plant Damage Status, PDS#)：OK 代表無損害、TR 代表轉接至其他暫態事件樹、S2 代表轉接至小破口 LOCA 事件樹、CD (Core Damage)為 AC 電源已回復之爐心受損、SCD (SBO Core Damage)則專指 AC 電源未及時回復之爐心受損、TS3 代表轉接至 SORV(Stuck Open PORV)之事件樹、T2K 代表轉接至預期暫態未急停(Anticipated Transient Without Scram, ATWS)之事件樹。

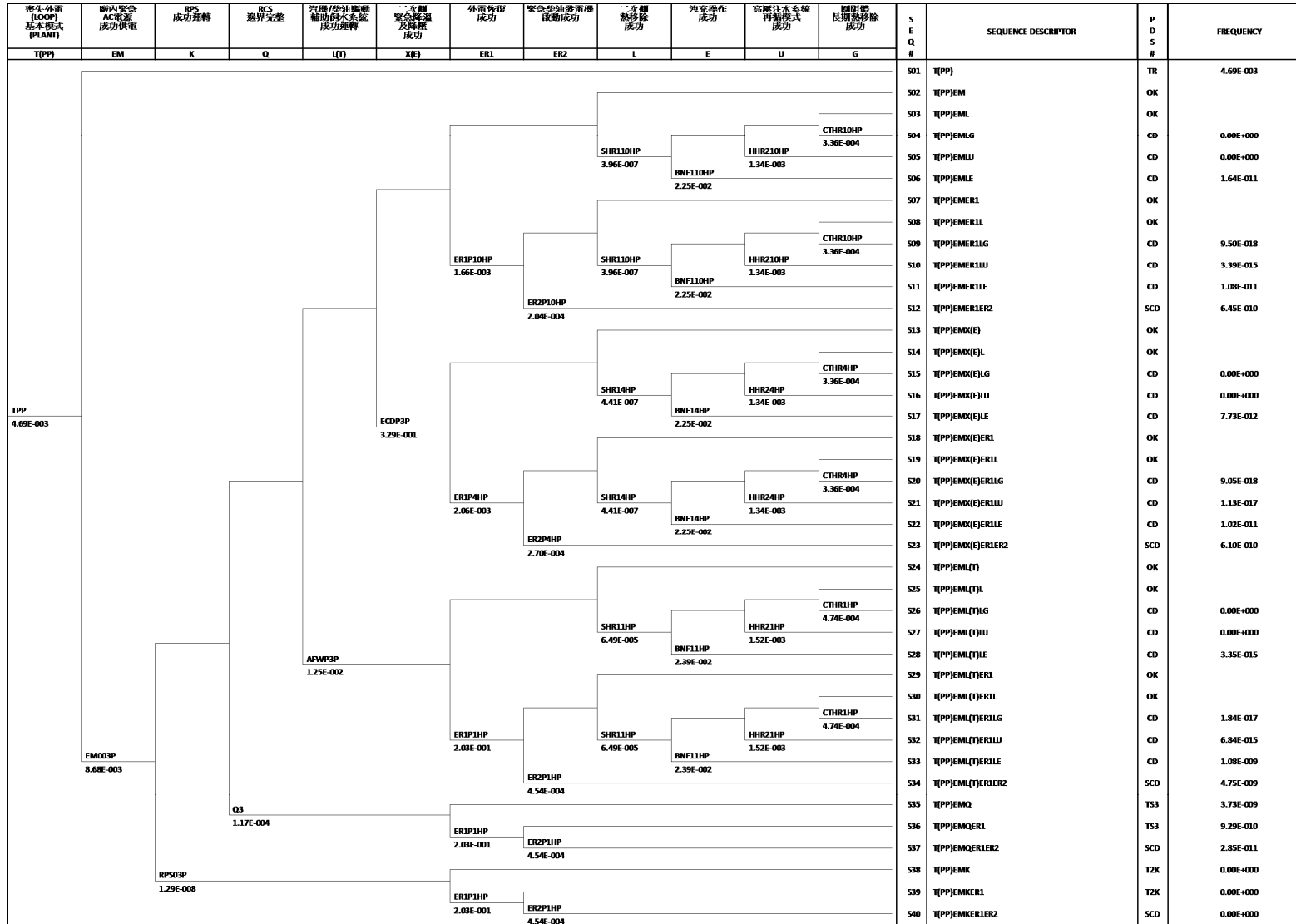


圖 2-1. 核三廠基本模式之 LOOP 事件樹 T(PP)-B

本研究 SBO 之定義為：「在 LOOP 狀態下，機組之 2 串安全相關匯流排均同時供電失敗」，即包含 2 串安全相關之緊要匯流排 (A-PB 及 B-PB) 本身之故障、及其相關之 2 台廠內 EDGs (EDG-A 及 EDG-B) 之自動供電失敗。雖然第五台柴油發電機(以下簡稱 DG5) 可於 LOOP 後自動起動，併入本身之緊要匯流排 S-PB，但仍約需 3.5 分鐘，經由運轉員手動選擇連接至兩部機組中之任一緊要匯流排(A-PB 或 B-PB)，其手動連接之人因失效機率可能因不同 SBO 事故序列而有所不同，因此，不考慮在 SBO 之定義內；而考慮為回復 AC 電源的標題 ER2 中。

在 SBO 下，運轉員若在二小時內打開汽機驅動輔助飼水泵 (TDAFWP) 泵室的門、並切除不必要之 DC 負載，則 TDAFWP 可連續運轉 8 小時。8 小時後 DC 電源耗盡，則 TDAFWP 將停留於滯速下運轉，無法提供飼水。此時，運轉員須依 URG/EOP 等程序書，起動柴油驅動 AFW 泵(DDAFWP)或其他方法如消防水系統等進行後備補水。如運轉員無法及時進行後備補水，則大約再 2 小時後爐心裸露。

因此，如 TDAFWP 成功運轉且緊急降溫降壓亦成功，則約有 10 小時之復電時間；如 TDAFWP 成功運轉但緊急降溫降壓失效

下，則約有 4 小時之復電時間；如 TDAFWP 無法成功運轉，則保守假設僅有 1 小時之復電時間。又在電源修復後，運轉員有充裕的時間遵照緊急操作程序書 EOP 570.21 或 570.22 的指示以重新起動所有必需的設備。因此，隨後的救援行動與喪失主飼水暫態(T(3A))非常相似，若輔助飼水系統不可用，則洩充冷卻、高壓注水系統再循環模式及圍阻體長期熱移除是避免爐心受損及圍阻體失效不可缺的功能。

一、爐心受損定義與救援系統概述

本研究對回復 AC 電源可用時間保守假設以爐心裸露即為爐心受損，爐心水位降至 TAF 所需之時間為回復 AC 電源與成功注水之可用時間。對其他非 SCD 事故序列則以燃料護套溫度達 1800°F 為爐心受損開始。

肇始事件發生後可能導致的爐心受損事故序列是由事件樹來定出的。事件樹分析的原則是對電廠的各緊要安全功能(Critical Safety Function)評估其能否成功運作。這些緊要安全功能(以下簡稱安全功能)包括：

(一)反應度控制(Reactivity Control)

(二)反應器槽過壓控制(Reactor Vessel Overpressure Control)

(三)反應器槽水量控制(Reactor Vessel Water Inventory Control)

(四)長期熱移除(Long-Term Heat Removal)

喪失這些安全功能後如何會導致爐心受損，則在事件樹中再予以詳細定出。確認那些系統可以成功地執行這些安全功能，此為事件樹分析的第一步工作，而系統成功準則(System Success Criteria)則為各安全功能對各救援系統(Mitigation System)的最低運作要求。

二、基本模式(Base Case Model)

比較原核三廠 PRA 模式之 LOOP 事件樹與圖 2-1(本研究基本模式之 LOOP 事件樹)之主要差別為：(1) 在肇始事件 T(PP)、T(PS)、T(PG)、或 T(PW)之後，基本模式多了標題 EM (廠內緊急 AC 電源成功供電)、及(2) 在標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功)及標題 L (二次側熱移除成功)之間，基本模式多了標題 ER1 (外電恢復成功)及標題 ER2 (緊急柴油發電機啟動成功)。如此，基本模式之 LOOP 事件樹就比原核三廠 PRA 模式之 LOOP 事件樹多了 23 個事故序列。

(一)基本模式成功準則

基本模式之 LOOP 事件樹為方便與原核三廠 PRA 模式^[3]

之 LOOP 事件樹相比較，所有相同標題(K、Q、L(T)、X(E)、L、E、U、G)之成功準則，均維持不變。詳請參考原核三廠 PRA 模式之相關報告，在此不多贅述。

基本模式之 LOOP 事件樹，新增之標題 EM (廠內緊急 AC 電源成功供電)、標題 ER1 (外電恢復成功)及標題 ER2 (緊急柴油發電機啟動成功)，其成功準則分別說明如下：

1. 標題 EM：廠內緊急 AC 電源成功供電

在 LOOP 條件下，2 台廠內 EDG (EDG-A 及 EDG-B)中之任一，能自動起動並成功運轉 24 小時，供電至對應之 4.16 kV 緊要匯流排(A-PB 或 B-PB)，且不考慮 EDG 失敗之回復。

2. 標題 ER1：外電恢復成功

在 SBO 條件下，回復廠外電源(含 SBO 啟動之氣渦輪機 (Gas Turbine))，為成功回復 AC 電源。其允許時間共可分為 3 種，說明如下：

(1) 10 小時：標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉) (8 小時)、且標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功) (0.5 小時內開始執行緊急操作程序書 EOP 570.20)均成功，此時其允許時間為 8 小時 + 2 小時(水位降至 TAF) = 10 小時。

(2) 4 小時：標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)(8 小時)成功、但標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功) (0.5 小時內開始執行緊急操作程序書 EOP 570.20)失效，假設軸封 LOCA 發生時間為 2 小時、總洩漏率為 1350 gpm (相當於 1 吋直徑的冷端破口)，此時其允許時間僅約 2 小時 + 2 小時(水位降至 TAF) = 4 小時。

(3) 1 小時：標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)(8 小時)失效，此時其允許時間保守假設僅有 1 小時。

3. 標題 ER2：緊急柴油發電機啟動成功

在 SBO 條件下，手動起動第五台緊急柴油發電機(5th Diesel Generator, 5th D/G)、並供電至安全相關緊要匯流排(A-PB 或 B-PB)外、回復 2 台廠內 EDG (EDG-A 及 EDG-B)中之任一，為成功回復 AC 電源。其允許時間與上(貳、二、(一))節第 2 項相同，亦可分為 3 種，不另贅述。

(二)基本模式事故序列分析

基本模式之 LOOP 事件樹，各標題之定義及其功能故障樹與功能設定，說明如表 2-1 所示。

表 2-1. 基本模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(5 之 1)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
1	T(PP)	TPP	TPP (GTPP0112)	$TPP=AAA-TPP$	肇始事件頻率： LOOP(AAA-TPP=4.69E-03)。
	T(PS)	TPS	TPS (GTPS0112)	$TPS=AAA-TPS$	肇始事件頻率： LOOP(AAA-TPS=4.58E-03)。
	T(PG)	TPG	TPG (GTPG0112)	$TPG=AAA-TPG$	肇始事件頻率： LOOP(AAA-TPG=1.75E-02)。
	T(PW)	TPW	TPW (GTW00112)	$TPW=AAA-TPW$	肇始事件頻率： LOOP(AAA-TPW=8.85E-03)。
2	EM	EM003X (X = P, S, G, W)	EM00 (GEM00112)	$EM00=DGA-E*DGB-E$	機組可用的 2 部 EDG,均無法在 LOOP 時,提供機組運轉所需的 AC 電源 (EDG-A 及 EDG-B 自動起動並成功運轉 24 小時,不考慮回復)。

表 2-1. 基本模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(5 之 2)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
3	K	RPS03X (X = P, S, G, W)	RPS0 (GRPS0112)	RPS0=CNT-ROD-FAILDROP+RPS0 (GRPS0122)	RPS 失效。
4	Q	Q3	Q3 (GQ300112)	Q3=AAB-Q3	特殊事件：RCS 邊界失效(AAB-Q3=1.17E-04)。
5	L(T)	AFWP3X (X = P, S, G, W)	AFWP (GAFP0112)	AFWP=AFWP (GAFP0122)* AFWL (GAFL2312)	TDAFWP 於 SBO 下無法自動起動並成功運轉 24 小時，且 DDAFWP 亦後備失效
6	X(E)	ECDP3X (X = P, S, G, W)	ECDP (GECP0112)	ECDP=HR-ECDP+SGPORV	HR-ECDP：手動開啟 SGPORV 執行緊急降溫及降壓失敗。

表 2-1. 基本模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(5 之 3)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
7	ER1	ER1X10HX (X = P, S, G, W)	ER1 (GER10112)	ER1X10HX = ER1 (OSP-RECOV/10H-X, HR-GT-RECOV/10H) (X = P, S, G, W)	外電無法及時(Y = 10H, 4H, 1H)回復 (須考慮 G/T) (另須將 OSP-RECOV/1H-X、及 HR-GT-RECOV/1H 分別更名為 OSP-RECOV/Y-X、及 HR-GT-RECOV/Y)(註:各 ER1 之故障 樹均引用 1H 為回復時間之功能故障樹 為代表)
		ER1X4HX (X = P, S, G, W)		ER1X4HX = ER1 (OSP-RECOV/4H-X, HR-GT-RECOV/4H) (X = P, S, G, W)	
		ER1X1HX (X = P, S, G, W)		ER1X1HX = ER1 (OSP-RECOV/1H-X, HR-GT-RECOV/1H) (X = P, S, G, W)	

表 2-1. 基本模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(5 之 4)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
8	ER2	ER2X10H	ER2 (GER20112)	ER2X10HX = EDG_10H (DG-RECOV/10H, HR-DG5/10H) (X = P, S, G, W)	緊急柴油發電機無法及時(Y = 10H, 4H, 1H)啟動(DG5)或回復(DGB) (另須 將 DG-RECOV/1H 及 HR-DG5/1H 分別 更名為 DG-RECOV/Y 及 HR-DG5/Y) (註:各 ER2 之故障樹均引用 1H 為啟動 /回復時間之功能故障樹為代表，並作 了一個不平衡之假設:即為緊要匯流排 B-PB。) (EDG=DGB*DG5)
		ER2X4HX		ER2X4HX = EDG_4H (DG-RECOV/4H, HR-DG5/4H) (X = P, S, G, W)	
		ER2X1HX		ER2X1HX = EDG_1H (DG-RECOV/1H, HR-DG5/1H) (X = P, S, G, W)	

表 2-1. 基本模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(5 之 5)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
9	L	SHR1	SHR1 (GSH10112)	SHR1=AFWL*MFW1*SFW1* CPI1 (A、B 串均可用)	輔助飼水系統、回復主飼水系統、起動 電動飼水泵、及二次側降壓以凝結水泵 注水均失效。
10	E	BNF1	BNF1 (GBF10112)	BNF1=HR-BNF1+HHSI+ PORVM2 (A、B 串均可用)	HR-BNF1：手動使用高壓安全注水及 調壓槽 PORV，執行洩充操作失敗。
11	U	HHR2	HHR2 (GHR20112)	HHR2=HR-HHR2+HHSR (A、B 串均可用)	HR-HHR2：手動使用高壓安全注水再 循環模式失敗。
12	G	CTHR	CTHR (GCTH0112)	CTHR=CTHR (GCTH0121)* CTMTFC (A、B 串均可用)	圍阻體長期熱移除功能：圍阻體冷卻系 統(RHR 熱交換器+CCW)、及圍阻體冷 卻風扇系統均失效。

(三)與台電所作相關評估進行比較

本研究之基本模式與原核三廠 PRA 模式^[3]之差異說明如下：

1. 標題 EM (廠內緊急 AC 電源)考慮：本研究在 LOOP 後，考慮 2 台廠內 EDG (EDG-A 及 EDG-B)之自動供電失敗，進入 SBO 狀態。原核三廠之 PRA 模式未特別針對 LOOP 後之 SBO 事故序列進行詳盡評估。
2. SBO 之定義：本研究假設 LOOP 後，2 台廠內 EDG (EDG-A 及 EDG-B)均自動失效即進入 SBO 狀態，5th D/G 考量於電力復原標題(ER2)內。原核三廠之 PRA 模式未特別針對 LOOP 後之 SBO 事故序列進行詳盡評估。
3. 明顯錯誤之修正：本研究之 NRC 版模式為利於與台電所作相關評估進行比較，雖然發現台電所作相關評估有明顯之錯誤，暫時不予修正(僅修正於之後的基本模式、WOG 及 URG)。此項明顯錯誤之一例為 TDAFWP 之 DC 電源，誤接至長期之 DPKF001，應改為短期之 DPKF001S。原核三廠之 PRA 模式此項明顯錯誤之影響為在 SBO 下，TDAFWP 將必然失效。另一例為標題 L、E、U、G 之功能設定，應分為兩種情況：(1) 標題 ER1 成功：A、B 串均可用；(2) 標題 ER1 失效、但標題 ER2 成功：僅 B 串可用。原核三廠之 PRA 模式因無 SBO 之事件樹，故無法細分，僅不夠保守地假設 A、B 串均可用。

由上述之差異，本研究 NRC 版模式之 SBO 事故序列(S12、S23、S34、S37、及 S40)及其 MCS，可直接求得。而原核三廠

PRA 模式^[3]則須間接求得，其步驟說明如下：

1. 虛擬故障樹 DAM-SBO.LGC 之製備：所有 SBO 事故序列之 MCS 均必含有 LOOP 肇始事件及 DG5 之失效基本事件，因此虛擬故障樹 DAM-SBO.LGC 為四個 LOOP 肇始事件及 DG5 失效之且閘，且 DG5 之失效須包含 DG5 之自己本身及其下之支援系統之失效，以及所有可能人因事件。
2. SBO MCS 之求解：原核三廠之 PRA 模式之 CDF MCS，對上述虛擬故障樹 DAM-SBO.LGC 之 MCS 刪項，即可求出非 SBO 之 MCS，再由原核三廠之 PRA 模式之 CDF MCS，對所求得之非 SBO MCS 刪項，即可求出 SBO 之 MCS。

由 MSSBO-B.MGP 及 MSSBO-O.MGP 之比對結果，本研究 NRC 版模式之 SBO 事故序列 MSSBO-B.MGP 結果為 $5.37E-7/ry$ ，而原核三廠 PRA 模式^[3]之 SBO 事故序列 MSSBO-O.MGP 結果為 $5.35E-7/ry$ ，兩者誤差小於 1%，且前面 100 個 MCS 完全相同。因此，原模式雖未將“進入電廠全黑”及“AC 電源回復”列為事件樹標題，但由上述分析結果可知，對 CDF 結果而言為可接受。

三、WOG 模式(WOG Case Model)

本研究 WOG 模式(考慮 WOG 及未考慮 URG)之 LOOP 事件樹，由於核三廠之 RCP，已改用 High-Temperature O-rings (High-T Qualified)，依 WCAP-15603^[2]中喪失 RCP 之封環冷卻簡化事件樹之邏輯，其 LOOP 事件樹(以 T(PP)-W.EVT 為例，如圖 2-2 所示。比較圖 2-1 (本研究基本模式之 LOOP 事件樹)與圖 2-2 (本研究 WOG 模式之 LOOP 事件樹)之主要差異說明如下：

- (一) WOG 模式不再樂觀假設：「在前(貳、二、(一))節第 2 項之狀況 1 (標題 L(T)且標題 X(E)均成功)時，即不會有 Seal LOCA 之發生」，而須改為「僅是在降溫、壓成功後，不會有封環之二次軸封(Secondary Seal)的 O-Ring 之擠出失效(Extrusion Failure)模式(即 O 失效模式)，但仍會有 RCP #1, 2, 3 封環之卡開失效(Binding and Popping-open Failure，即 BP 失效)模式。又 RCP 3 封環設計上不耐高壓，在 RCP 2 封環失效時，亦將同時失效。」因此，依 RCP #1, 2 封環之四種不同的封環損壞的組合，而會有四種不同之 Seal LOCA 機率及流量。因此，在標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功)、標題 ER1 (外電恢復成功)及標題 ER2 (緊急柴油發電機啟動成功)之間，WOG 模

式多了：

- 1.標題 BP1 (RCP #1 水封完整性(BP 失效模式))、
- 2.標題 BP2 (RCP #2 水封完整性(BP 失效模式))。

(二) WOG 模式亦不再保守假設：「在前(貳、二、(一))節第 2 項之

狀況 2 (標題 L(T)成功但標題 X(E)失效)時，即為最大流量之 Seal LOCA(3 台 RCP 其為 1350 gpm (現改為 1440 gpm))」，而

須改為「依 RCP #1, 2 封環之 9 種不同的封環損壞的組合(在

RCP 封環之 BP 失效下，O-Ring 兩側之壓差即消失，因此不

會再進一步有 O 失效)，而會有 9 種不同之 Seal LOCA 機率及

流量。」因此，在標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功)、

標題 ER1 (外電恢復成功)及標題 ER2 (緊急柴油發電機啟動成

功)之間，WOG 模式多了 4 個標題：

- 1.標題 BP1 (RCP #1 水封完整性(BP 失效模式))、
- 2.標題 O1 (RCP #1 水封完整性(O 失效模式))、
- 3.標題 BP2 (RCP #2 水封完整性(BP 失效模式))、
- 4.標題 BP2 (RCP #2 水封完整性(O 失效模式))。

(三)在電源修復後(標題 ER1 或標題 ER2 成功之事故序列)，其設定

則改為轉出至小破口 LOCA S(2)事件樹討論。其中標題 ER1

成功之事故序列，分別轉出至小破口 LOCA S(2) Case A 事件

樹(S(2A)：A、B 兩串緊要匯流排(A-PB、B-PB)均可用)討論；及標題 ER1 失效、但標題 ER2 成功之事故序列，分別轉出至小破口 LOCA S(2) Case B 事件樹(S(2B)：僅 B 串緊要匯流排(B-PB)可用)討論。S(2A)、S(2B)之事件樹，其邏輯架構原則上，可參考小破口 LOCA S(2)之事件樹，但其功能設定及其後之定量，須能分別反應其 Bounding Condition 之不同：即 Case A 事件樹(S(2A))為標題 ER1 成功且 A、B 兩串緊要匯流排(A-PB、B-PB)均可用；Case B 事件樹(S(2B))：ER1 失效、但標題 ER2 成功、且僅 B 串緊要匯流排(B-PB)可用。

(四)標題 L(二次側熱移除成功)，依前(貳、二、(二))節第 9 項所述，因主飼水系統之回復耗時(需 4 小時以上)，故如標題 ER1 或標題 ER2 成功之事故序列，其運轉員可用之時間小於 4 小時者，不予考慮。

另外，SORV/ATWS 在電源修復後(標題 ER1 或標題 ER2 成功之事故序列)之外接事件樹，由於其值已低(均小於 $2.0E-8$)，且既複雜龐大又非屬 SBO 之事故序列，因此，直接設為 TNG (Negligible)，不予發展。

如此，本研究 WOG 模式(考慮 WOG 及未考慮 URG)之 LOOP

事件樹，就比基本模式之 LOOP 事件樹多了 11 個 Seal LOCA 之事故序列(原 S12 改為 S04、原 S23 改為 S40、原 S34 改為 S43、原 S37 改為 S46、原 S40 改為 S49、新增 S07、S10、S13、S16、S19、S22、S25、S28、S31、S34、及 S37)。

(一) WOG 模式成功準則

WOG 模式之 LOOP 事件樹為與基本模式之 LOOP 事件樹相比較之考量，除了標題(EM、K、Q、L(T)、X(E)、ER1、ER2)之成功準則，均維持不變外(詳請參考基本模式之相關章節(貳、二)，在此不多贅述。)，新增之標題 BP1 (RCP #1 水封完整性(BP 失效模式))、標題 O1 (RCP #1 水封完整性(O 失效模式))、標題 BP2 (RCP #2 水封完整性(BP 失效模式))、及標題 O2 (RCP #2 水封完整性(O 失效模式)))，分別說明如下：

1. 標題 BP1：RCP #1 水封完整性(BP 失效模式)

在 SBO 之條件下，核三廠 RCP 之 High-Temperature O-ring，其 RCP #1 水封 BP 失效模式之失效機率為 0.0125。

2. 標題 O1：RCP #1 水封完整性(O 失效模式)

在 SBO、標題 X(E)失效、且無 BP 失效之條件下，核三廠 RCP 之 High-Temperature O-ring，其 RCP #1 水封 O 失效模式之失效機率為 0.5。

3. 標題 BP2：RCP #2 水封完整性(BP 失效模式)

在 SBO 之條件下，核三廠 RCP 之 High-Temperature O-ring，其 RCP #2 水封(BP 失效模式)之失效機率為 0.2。

4. 標題 O2：RCP #2 水封完整性(O 失效模式)

在 SBO、標題 X(E)失效、且無 BP 失效之條件下，核三廠 RCP 之 High-Temperature O-ring，其 RCP #2 水封 O 失效模式之失效機率亦為 0.5。

因此，在 SBO 且標題 X(E)成功之條件下，核三廠 RCP High-Temperature O-ring 之 Seal LOCA，共有 4 種情況：

- (1) RCP #1, 2 水封均完好：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.7900、63 gpm、及 10 小時(熱流分析結果為 17 個小時，保守採 10 小時)。
- (2) RCP #1 水封完好、但 RCP #2 水封 BP 損壞：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.1975、546 gpm、及 4 小時(熱流分析結果為 4.33 小時)。
- (3) RCP #1 水封 BP 損壞、但 RCP #2 水封完好：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.0100、228 gpm、及 10 小時(熱流分析結果為 10.5 小時)。
- (4) RCP #1, 2, 3 水封均 BP 損壞：其 Seal LOCA 之機率、流量、

標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.0025、1440 gpm、及 1 小時(熱流分析結果為 1.65 小時)。

而在 SBO 標題 X(E) 失效之條件下，核三廠 RCP High-Temperature O-ring 之 Seal LOCA，共有 9 種情況：

(1) RCP #1, 2 水封均完好：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.1975、63 gpm、及 10 小時。

(2) RCP #1 水封完好、但 RCP #2 水封 O 損壞：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.1975、546 gpm、及 1 小時(熱流分析結果為 1.6 小時)。

(3) RCP #1 水封完好、但 RCP #2 水封 BP 損壞：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.09875、546 gpm、及 1 小時(熱流分析結果為 1.6 小時)。

(4) RCP #1 水封 O 損壞、但 RCP #2 水封完好：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.1975、183 gpm、及 4 小時(熱流分析結果為 4.9 小時)。

(5) RCP #1, 2 水封均 O 損壞：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.1975、900 gpm、

及 1 小時(熱流分析結果為 1.5 小時)。

(6) RCP #1 水封 O 損壞且 RCP #2 水封 BP 損壞：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.09875、900 gpm、及 1 小時(熱流分析結果為 1.5 小時)。

(7) RCP #1 BP 損壞、但 RCP #2 水封完好：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.0050、228 gpm、及 2 小時(熱流分析結果為 2.9 小時)。

(8) RCP #1 水封 BP 損壞且 RCP #2 水封 O 損壞：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.0050、900 gpm、及 1 小時(熱流分析結果為 1.5 小時)。

(9) RCP #1, 2 水封均 BP 損壞：其 Seal LOCA 之機率、流量、標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間，則分別為 0.0025、1440 gpm、及 1 小時(熱流分析結果為 1.3 小時)。

上述標題 ER1 及標題 ER2 之允許時間均已扣除復電後，運轉員操作送電所需之時間(約 20 分鐘)。

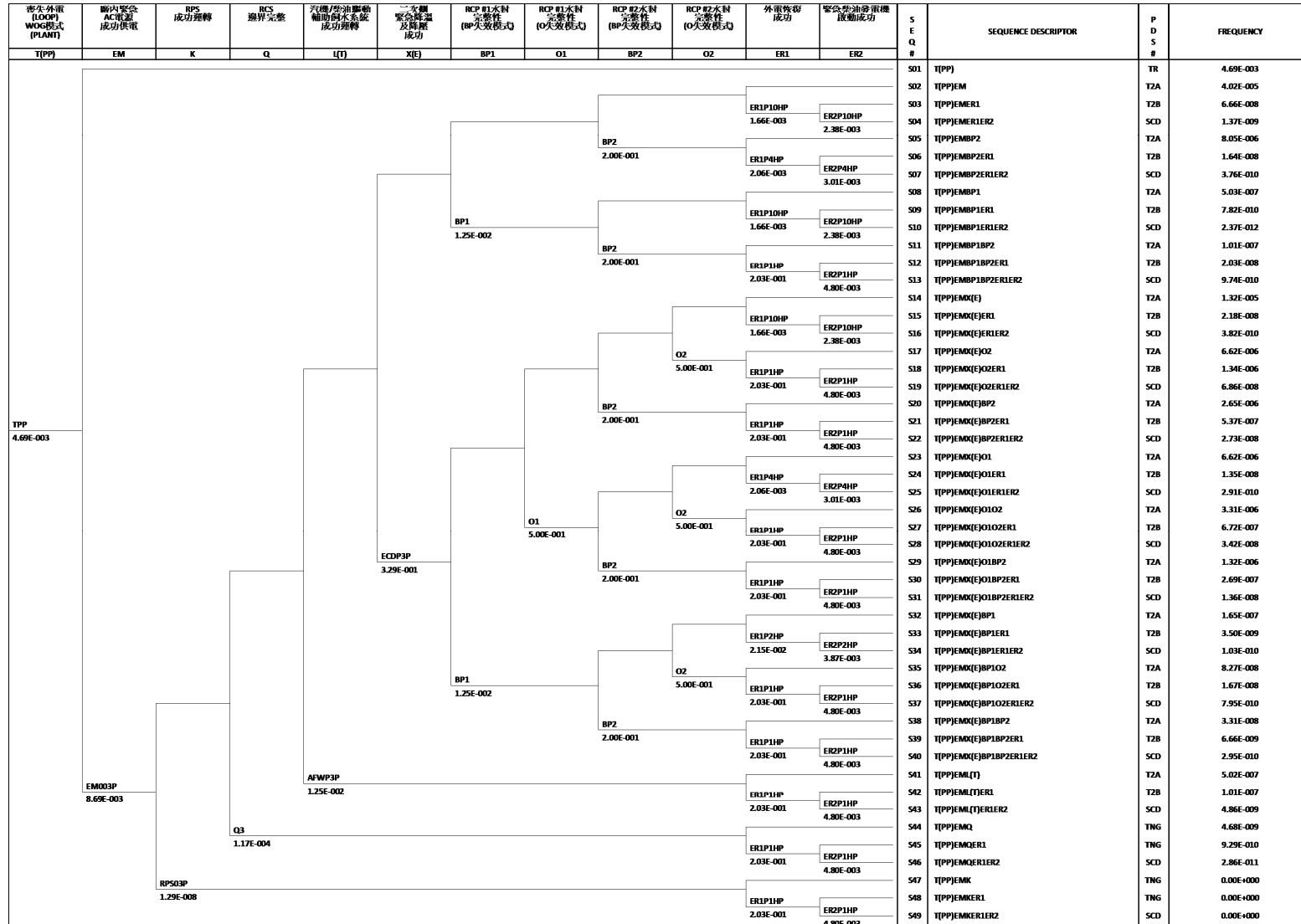


圖 2-2. 核三廠 WOG 模式之 LOOP 事件樹 T(PP)-W

(二) WOG 模式事故序列分析

WOG 模式之 LOOP 事件樹，各標題之定義及其功能故障樹與功能設定，除標題 BP1、O1、BP2、及 O2 外，其餘標題均與基本模式相同，說明如下：

1. 標題 BP1：RCP #1 水封完整性(BP 失效模式)

在 SBO 之條件下，核三廠 RCP 之 High-Temperature O-ring，其 RCP #1 水封 BP 失效模式之失效機率為 0.0125。

2. 標題 O1：RCP #1 水封完整性(O 失效模式)

在 SBO、標題 X(E)失效、且無 BP 失效之條件下，核三廠 RCP 之 High-Temperature O-ring，其 RCP #1 水封 O 失效模式之失效機率為 0.5。

3. 標題 BP2：RCP #2 水封完整性(BP 失效模式)

在 SBO 之條件下，核三廠 RCP 之 High-Temperature O-ring，其 RCP #2 水封 BP 失效模式之失效機率為 0.0125。

4. 標題 O2：RCP #2 水封完整性(O 失效模式)

在 SBO、標題 X(E)失效、且無 BP 失效之條件下，核三廠 RCP 之 High-Temperature O-ring，其 RCP #2 水封 O 失效模式之失效機率為 0.5。

彙整以上各標題之定義及其功能故障樹與功能設定，如表

2-2 所示。

表 2-2. WOG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(4 之 1)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
1	T(PP)	TPP	TPP (GTPP0112)	同基本模式。	同基本模式。
	T(PS)	TPS	TPS (GTPS0112)	同基本模式。	同基本模式。
	T(PG)	TPG	TPG (GTPG0112)	同基本模式。	同基本模式。
	T(PW)	TPW	TPW (GTW00112)	同基本模式。	同基本模式。
2	EM	EM00	EM00 (GEM00112)	同基本模式。	同基本模式。
3	K	RPS0	RPS0 (GRPS0112)	同基本模式。	同基本模式。
4	Q	Q3	Q3 (GQ300112)	同基本模式。	同基本模式。
5	L(T)	AFWP	AFWP (GAFP0112)	同基本模式。	同基本模式。
6	X(E)	ECDP	ECDP (GECP0112)	同基本模式。	同基本模式。

表 2-2. WOG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(4 之 2)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
7	BP1	BP1	BP1 (GBP10112)	$BP1=AAB-BP1$	特殊事件：RCP #1 水封 BP 失效 ($AAB-BP1=0.0125$)。
8	O1	O1	O1 (GO100112)	$O1=AAB-O1$	特殊事件：RCP #1 水封 O 失效 ($AAB-O1=0.5$)。
9	BP2	BP2	BP2 (GBP20112)	$BP2=AAB-BP2$	特殊事件：RCP #2 水封 BP 失效 ($AAB-BP2=0.2$)。
10	O2	O2	O2 (GO200112)	$O2=AAB-O2$	特殊事件：RCP #2 水封 O 失效 ($AAB-O2=0.5$)。

表 2-2. WOG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(4 之 3)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
11	ER1	ER1X10HX (X = P, S, G, W)	ER1 (GER10112)	ER1X10HX = ER1 (OSP-RECOV/10H-X, HR-GT-RECOV/10H) (X = P, S, G, W)	外電無法及時(Y = 10H, 4H, 2H, 1H)回復(須考慮 G/T) (另須將 OSP-RECOV/1H-X、及 HR-GT-RECOV/1H 分別更名為 OSP-RECOV/Y-X、及 HR-GT-RECOV/Y) (註:各 ER1 之故障樹均引用 1H 為回復時間之功能故障樹為代表)
	ER1X4HX (X = P, S, G, W)	ER1X4HX = ER1 (OSP-RECOV/4H-X, HR-GT-RECOV/4H) (X = P, S, G, W)			
	ER1X2HX (X = P, S, G, W)	ER1X2HX = ER1 (OSP-RECOV/2H-X, HR-GT-RECOV/2H) (X = P, S, G, W)			
	ER1X1HX (X = P, S, G, W)	ER1X1HX = ER1 (OSP-RECOV/1H-X, HR-GT-RECOV/1H) (X = P, S, G, W)			

表 2-2. WOG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(4 之 4)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
12	ER2	ER2X10HX (X = P, S, G, W)	ER2 (GER20112)	ER2X10HX = EDG_10H (DG-RECOV/10H, HR-DG5/10H) (X = P, S, G, W)	緊急柴油發電機無法及時(Y = 10H, 4H, 1H)啟動(DG5)或回復(DGB) (另須將 DG-RECOV/1H 及 HR-DG5/1H 分別更名為 DG-RECOV/Y 及 HR-DG5/Y) (註:各 ER2 之故障樹均引用 1H 為啟動/回復時間之功能故障樹為代表，並作了一個不平衡之假設：即為緊要匯流排 B-PB。) (EDG=DGB*DG5)
		ER2X4HX (X = P, S, G, W)		ER2X4HX = EDG_4H (DG-RECOV/4H, HR-DG5/4H) (X = P, S, G, W)	
		ER2X2HX (X = P, S, G, W)		ER2X2HX = EDG_2H (DG-RECOV/2H, HR-DG5/2H) (X = P, S, G, W)	
		ER2X1HX (X = P, S, G, W)		ER2X1HX = EDG_1H (DG-RECOV/1H, HR-DG5/1H) (X = P, S, G, W)	

四、URG 模式(URG Case Model)

本研究 URG 模式(考慮 WOG 及 URG)之 LOOP 事件樹，依核三廠之程序書 1451 Rev.5^[4]「機組斷然處置程序指引(URG)」，考慮在 SBO 下進行各種 URG 之救援措施，主要有：(1) 在 TDAFWP 運轉下，保持蒸汽產生器控制性降壓至 15 kg/cm² 以下，但同時盡可能維持蒸汽產生器高水位；(2) 在 TDAFWP 不可用下，經由蒸汽產生器緊急洩壓，優先建立 DDAFWP 進行後備補水；如 DDAFWP 亦不可用時，續以低壓力、注水量有限之消防車/消防泵，將水(包括廠用水、生水、或海水)持續注入蒸汽產生器。因此，標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)失效，才是啟動 URG 蒸汽產生器緊急洩壓、以消防車/消防泵進行後備補水之時，此可與標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功)合併考慮。因此，其 LOOP 事件樹(以 T(PP)-U.EVT 為例)，如圖 2-3 所示。比較圖 2-2 (本研究 WOG 模式之 LOOP 事件樹)與圖 2-3 (本研究 URG 模式之 LOOP 事件樹)之主要差別為：URG 模式在 SBO 下且標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)失效、標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功)成功時，考慮啟動 URG 蒸汽產生器緊急洩壓、以消防車/消防泵進行後備補水之功能。

其他 URG 第二階段之救援，如 MS.2-08「4.16 kV 電源車引接」：當喪失所有外電且所有緊急柴油發電機及氣渦輪發電機也無法使用時，利用 4.16 kV 電源車供電至 4.16 kV Bus (A-PB、B-PB)，提供救援設備所需電源。因耗時甚長(約 4 小時)、耗費甚多人力(約 14 人)，故其效用有限，保守不予考慮。

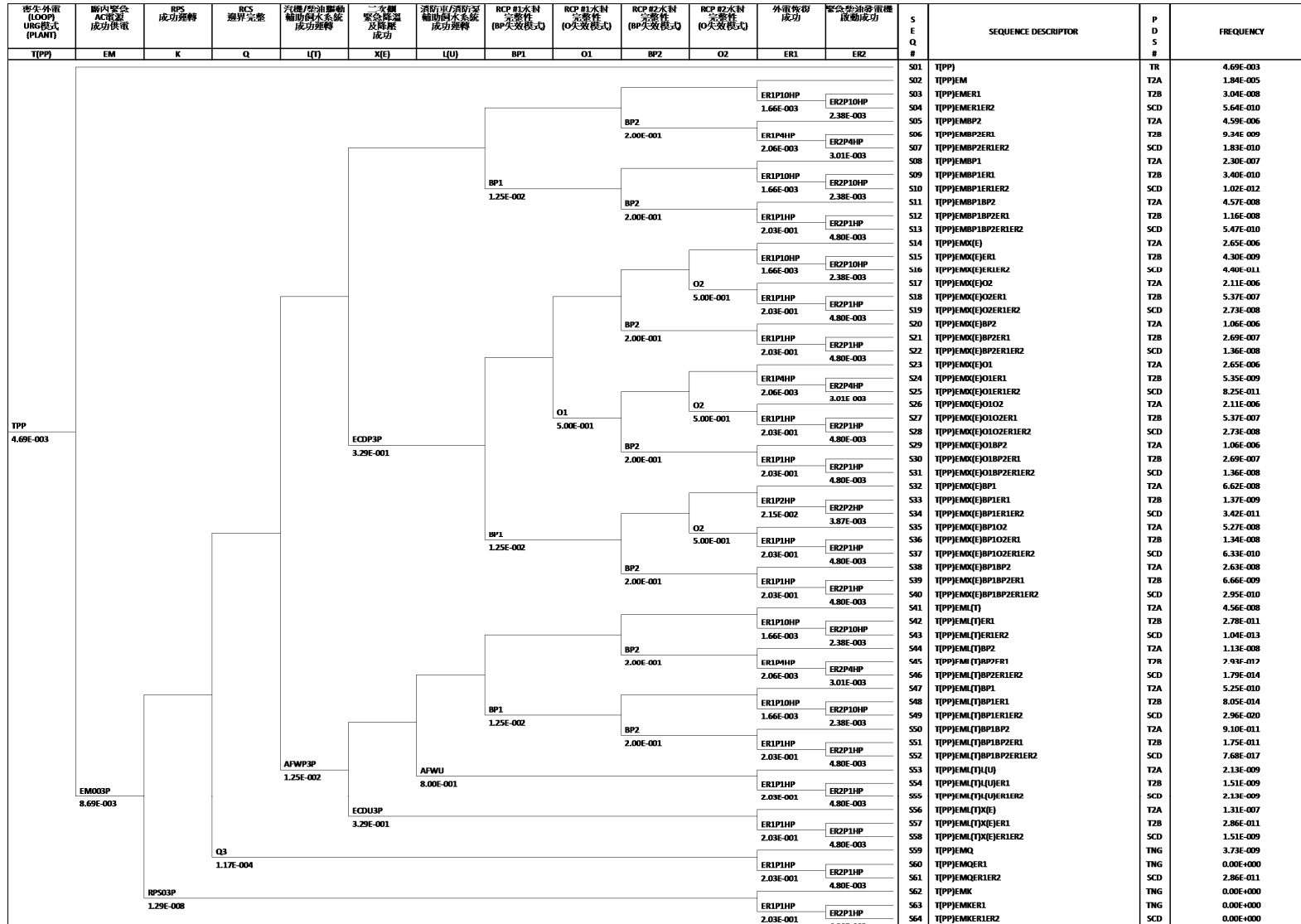


圖 2-3. 核三廠 URG 模式之 LOOP 事件樹 T(PP)-U

因此，在 SBO 下且標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)失效之事故序列，在標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功)及標題 BP1 (RCP #1 水封完整性(BP 失效模式))之間，URG 模式多了一個標題：標題 L(U) (消防車/消防泵輔助飼水系統成功運轉)。如此，URG 模式之 LOOP 事件樹就比 WOG 模式之 LOOP 事件樹多了 15 個 URG 之事故序列：(一)標題 L(U) (消防車/消防泵輔助飼水系統成功運轉)成功之事故序列：比照標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)成功之事故序列，多了 12 個 URG 之事故序列(S41 ~ S52)，其中有 4 個(S43、S46、S49、與 S52)屬於 SCD，另 9 個(S41、S42、S44、S45、S47、S48、S50、與 S51)為轉接至另一個事件樹(T2A、T2B)分析，不在本研究範圍。(二)標題 L(U) (消防車/消防泵輔助飼水系統成功運轉)失效之事故序列：比照標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)失效之事故序列，多了 3 個 URG 之事故序列(S53、S54、S55) 其中有 1 個(S55)屬於 SCD，另 2 個(S53、S54)為轉接至另一個事件樹(T2A、T2B)分析，不在本研究範圍。

(一) URG 模式成功準則

URG 模式之 LOOP 事件樹為依據程序書 1451^[4]進行事故後

之救援功能與事故序列之發展演進，因此，與 WOG 模式之 LOOP 事件樹之主要差異為後者係依據 EOP 進行事故後之救援。為與 WOG 模式之 LOOP 事件樹相比較之考量，所有相同標題(EM、K、Q、L(T)、X(E)、BP1、O1、BP2、O2、ER1、ER2)之成功準則，均維持不變。詳請參考 WOG 模式之相關章節，在此不多贅述。

URG 模式新增之標題 L(U) (消防車/消防泵輔助飼水系統成功運轉)，說明如下：

1. 標題 L(U)：消防車/消防泵輔助飼水系統成功運轉

在 SBO 下且標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)失效、標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功)成功時，運轉員無法成功執行以消防車、消防泵之 URG 輔助飼水功能，其失效機率為 $3.27E-01$ 。

(二) URG 模式事故序列分析

URG 模式之 LOOP 事件樹，各標題之定義及其功能故障樹與功能設定，說明如下：

1. 標題 T(PP)、T(PS)、T(PG)、及 T(PW)：LOOP (URG 模式)

同基本模式。

2. 標題 EM：廠內緊急 AC 電源成功供電

同基本模式。

3. 標題 K：RPS 成功運轉

同基本模式。

4. 標題 Q：RCS 邊界完整

同基本模式。

5. 標題 L(T)：汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉

此標題為汽機驅動輔助飼水系統或柴油驅動輔助飼水系統成功運轉，其中，柴油驅動輔助飼水系統需運轉員手動起動 (HR-DDAFWP-INI)，其失效機率為 $2.89E-01$ 。

6. 標題 X(E)：二次側緊急降溫及降壓成功

此標題分為兩種狀況，(1)標題 L(T)成功，此時成功準則與基本模式相同；(2) 標題 L(T)失敗，此時依據程序書 1451 及 1451.2，開啟六個 S/G PORV，進行緊急降壓以便進行消防車/消防泵之替代補水。因此，標題功能設定改為 ECDU，成功準則為 6 個 S/G PORVs 均需開啟。

7. 標題 L(U)：消防車/消防泵輔助飼水系統成功運轉

在 SBO 下且標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉)失效、標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功)成功時，運轉員無法成功執行以消防車、消防泵之 URG 輔助飼水功能，其失效機率為 $3.27E-01$ 。

8. 題 BP1：RCP #1 水封完整性(BP 失效模式)

同 WOG 模式。

9. 標題 O1：RCP #1 水封完整性(O 失效模式)

同 WOG 模式。

10. 標題 BP2：RCP #2 水封完整性(BP 失效模式)

同 WOG 模式。

11. 標題 O2：RCP #2 水封完整性(O 失效模式)

同 WOG 模式。

12. 標題 ER1：外電恢復成功

同 WOG 模式。

13. 標題 ER2：緊急柴油發電機啟動成功

同 WOG 模式。

彙整以上各標題之定義及其功能故障樹與功能設定，如表

2-3 所示。

表 2-3. URG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(4 之 1)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
1	T(PP)	TPP	TPP (GTPP0112)	同基本模式。	同基本模式。
	T(PS)	TPS	TPS (GTPS0112)	同基本模式。	同基本模式。
	T(PG)	TPG	TPG (GTPG0112)	同基本模式。	同基本模式。
	T(PW)	TPW	TPW (GTW00112)	同基本模式。	同基本模式。
2	EM	EM00	EM00 (GEM00112)	同基本模式。	同基本模式。
3	K	RPS0	RPS0 (GRPS0112)	同基本模式。	同基本模式。
4	Q	Q3	Q3 (GQ300112)	同基本模式。	同基本模式。
5	L(T)	AFWP	AFWP (GAFP0112)	同基本模式。	同基本模式。
6	X(E)	ECDP	ECDP (GECP0112)	同基本模式。	同基本模式。

表 2-3. URG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(4 之 2)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
7	L(U)	AFWU	AFWU (GAFU0112)	$AFWU=HR-AFWU$	HR-AFWU：在 SBO 下且標題 L(T) (汽機/柴油驅動輔助飼水系統成功運轉) 失效、標題 X(E) (二次側緊急降溫及降壓成功) 成功時，手動執行以消防車、消防泵之 URG 輔助飼水功能洩充操作失敗。
8	BP1	BP1	BP1 (GBP10112)	同 WOG 模式。	同 WOG 模式。
9	O1	O1	O1 (GO100112)	同 WOG 模式。	同 WOG 模式。
10	BP2	BP2	BP2 (GBP20112)	同 WOG 模式。	同 WOG 模式。
11	O2	O2	O2 (GO200112)	同 WOG 模式。	同 WOG 模式。

表 2-3. URG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(4 之 3)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
12	ER1	ER1X10H X (X = P, S, G, W)	ER1 (GER00112)	同 WOG 模式。	同 WOG 模式。
		ER1X4HX (X = P, S, G, W)		同 WOG 模式。	
		ER1X2HX (X = P, S, G, W)		同 WOG 模式。	
		ER1X1HX (X = P, S, G, W)		同 WOG 模式。	

表 2-3. URG 模式事件樹各標題之功能故障樹與功能設定說明(4 之 4)

項次	標題	功能設定	標題功能故障樹	功能設定公式說明	說明
13	ER2	ER2X10HX (X = P, S, G, W)	ER2 (GER20112)	同 WOG 模式。	同 WOG 模式。
		ER2X4HX (X = P, S, G, W)		同 WOG 模式。	
		ER2X2HX (X = P, S, G, W)		同 WOG 模式。	
		ER2X1HX (X = P, S, G, W)		同 WOG 模式。	

五、量化結果

本分析應用之量化工具係由 SCIENTECH 公司所發展之 WinNUPRA 軟體第 3.0 版 SR-4，執行量化分析所需之各項功能，如故障樹(標題)求解、標題更名(主要為基本人因事件及特殊事件之更名)、序列求解、序列更名(主要為組合人因事件)等，以及重要度分析與整理量化結果之分類呈現等。

一階安全度評估之結果即為 CDF。量化分析時將所有評估所需之數據資料(Database)、故障樹(標題)功能失效分析、標題更名、事故序列求解(分析)、事故序列更名等等量化套裝程式含於一個批次檔(副檔名為 *.IN)內，所有最小失效組合(Minimal Cut Sets, MCSs)處理(例如外電/柴油發電機之回復、Human Recovery 等)均涵蓋在批次檔內，無任何人為手段修改 MCS。

(一)基本模式

本章節為修訂貳、二、(四)節所述之錯誤後之結果。

1. 基本模式事故序列量化結果

基本模式之 LOOP 事件之 SCD 類 CDF 值為 $1.80E-08/ry$ 、CD 類 CDF 值為 $3.39E-09/ry$ ，合計 CDF 值為 $2.14E-08/ry$ 。以個別事故序列而言，CDF 值大於 $1.00E-10/ry$ 者共有 16 個，詳見表 2-4。

前 5 個重要爐心受損事故序列說明如下：

- (1) T(PP)EML(T)ER1ER2 事故序列(T(PP)S34):肇始事件 T(PP)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機及柴油驅動輔助飼水系統運轉失效，且外電恢復失敗及緊急柴油發電機啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 1154 個失效組合，其 CDF 為 4.86E-09/ry;其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPP * DG-RECOV/1H * DGEA-PE-Z01 * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-P * HR-DDAFWP-INI * PTAS-AL-P019”，其 CDF 值為 4.34E-10/ry。
- (2) T(PS)EML(T)ER1ER2 事故序列(T(PS)S34):肇始事件 T(PS)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機及柴油驅動輔助飼水系統運轉失效，且外電恢復失敗及緊急柴油發電機啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 1098 個失效組合，其 CDF 為 4.41E-09/ry；其中發生頻率最高的失效組合為“AAA-TPS * DG-RECOV/1H * DGEA-PE-Z01 * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-S * HR-DDAFWP-INI * PTAS-AL-P019”，其 CDF 值為 3.94E-10/ry。

表 2-4. 基本模式量化結果(依事故序列發生頻率排序)

項目	事故序列 ^a	CDF (/ry)	百分比(%)	序列名稱
1	T(PP)S34	4.86E-09	22.8	T(PP)EML(T)ER1ER2
2	T(PS)S34	4.41E-09	20.6	T(PS)EML(T)ER1ER2

3	T(PG)S34	2.76E-09	12.9	T(PG)EML(T)ER1ER2
4	T(PW)S34	2.44E-09	11.4	T(PW)EML(T)ER1ER2
5	T(PP)S33	1.08E-09	5.1	T(PP)EML(T)ER1LE
6	T(PS)S33	9.73E-10	4.6	T(PS)EML(T)ER1LE
7	T(PP)S12	6.79E-10	3.2	T(PP)EMER1ER2
8	T(PS)S12	6.62E-10	3.1	T(PS)EMER1ER2
9	T(PP)S23	6.27E-10	2.9	T(PP)EMX(E)ER1ER2
10	T(PS)S23	5.56E-10	2.6	T(PS)EMX(E)ER1ER2
11	T(PG)S33	5.53E-10	2.6	T(PG)EML(T)ER1LE
12	T(PW)S33	5.15E-10	2.4	T(PW)EML(T)ER1LE
13	T(PG)S12	2.52E-10	1.2	T(PG)EMER1ER2
14	T(PG)S23	2.27E-10	1.1	T(PG)EMX(E)ER1ER2
15	T(PW)S23	2.16E-10	1.0	T(PW)EMX(E)ER1ER2
16	T(PW)S12	1.91E-10	0.9	T(PW)EMER1ER2

^a本表僅列 CDF 值大於 1.00E-10/ry 之事故序列

(3) T(PG)EML(T)ER1ER2 事故序列(T(PG)S34)：肇始事件 T(PG)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機及柴油驅動輔助飼水系統運轉失效，且外電恢復失敗及緊急柴油發電機啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 872 個失效組合，其 CDF 為 2.76E-09/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPG * DG-RECOV/1H * DGEA-PE-Z01 * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-G * HR-DDAFWP-INI *

PTAS-AL-P019”，其 CDF 值為 2.51E-10/ry。

(4) T(PW)EML(T)ER1ER2 事故序列(T(PW)S34)：肇始事件 T(PW)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機及柴油驅動輔助飼水系統運轉失效，且外電恢復失敗及緊急柴油發電機啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 821 個失效組合，其 CDF 為 2.44E-09/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPW * DG-RECOV/1H * DGEA-PE-Z01 * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-G * HR-DDAFWP-INI * PTAS-AL-P019”，其 CDF 值為 2.24E-10/ry。

(5) T(PP)EML(T)ER1LE 事故序列(T(PP)S33)：肇始事件 T(PP)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機及柴油驅動輔助飼水系統運轉失效，外電恢復失敗，雖緊急柴油發電機啟動/回復成功，但後續二次側熱移除及洩充操作均失敗。此事故序列屬 CD 類共有 391 個失效組合，其 CDF 為 1.08E-09/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPP * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-P * DG-RECOV/1H * DGEA-PE-Z01 * DGEB-PE-Z01 * DGYA-DG2A * HR-DDAFWP-INI * PTAS-AL-P019”，其 CDF 值為 9.52E-11/ry。

2. 最小失效組合

就CDF最小失效組合而言，針對SCD類CDF大於1.00E-10者共有28個。針對前10項最小失效組合，其個別CDF值與所佔百分比，如表2-5所示。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 1)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
1	4.34E-10	2.47%	DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油驅動輔助飼水失效
			PTAS-AL-P019	1.33E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼水泵起動失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵起動失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 2)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
2	3.94E-10	2.24%	DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-S	9.04E-01	外電 1 小時內回復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴 油驅動輔助飼水失效
			PTAS-AL-P019	1.33E-02	元件失效：汽機驅動輔助 飼水泵起動失效
			AAA-TPS	4.58E-03	肇始事件：T(PS)

肇始事件 T(PS)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵起動失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 3)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
3	3.51E-10	2.00%	DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油驅動輔助飼水失效
			PTES-AL-P019	1.08E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼水泵運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵運轉失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 4)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
4	3.19E-10	1.81%	DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-S	9.04E-01	外電 1 小時內回復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油 驅動輔助飼水失效
			PTES-AL-P019	1.08E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼 水泵運轉失效
			AAA-TPS	4.58E-03	肇始事件：T(PS)
			肇始事件 T(PS)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵運轉失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。		

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 5)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
5	2.51E-10	1.43%	HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-G	1.51E-01	特殊事件：外電 1 小時內回 復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油 驅動輔助飼水失效
			PTAS-AL-P019	1.33E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼 水泵起動失效
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			AAA-TPG	1.75E-02	肇始事件：T(PG)
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效

肇始事件 T(PG)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵起動失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 6)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
6	2.24E-10	1.27%	HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-W	2.66E-01	特殊事件：外電 1 小時內回 復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油 驅動輔助飼水失效
			PTAS-AL-P019	1.33E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼 水泵起動失效
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			AAA-TPW	8.85E-03	肇始事件：T(PW)
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效

肇始事件 T(PW)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵起動失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 7)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
7	2.04E-10	1.16%	DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-G	1.51E-01	特殊事件：外電 1 小時內回 復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油 驅動輔助飼水失效
			PTES-AL-P019	1.08E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼 水泵運轉失效
			AAA-TPG	1.75E-02	肇始事件：T(PG)
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效

肇始事件 T(PG)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵運轉失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 8)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
8	1.81E-10	1.03%	HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-W	2.66E-01	特殊事件：外電 1 小時內回 復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油 驅動輔助飼水失效
			PTES-AL-P019	1.08E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼 水泵運轉失效
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			AAA-TPW	8.85E-03	肇始事件：T(PW)
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效

肇始事件 T(PW)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵運轉失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 9)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
9	1.75E-10	0.99%	DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGYS-DG5	2.13E-02	元件失效：第五台柴油機維 修不可用
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回 復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油 驅動輔助飼水失效
			PTAS-AL-P019	1.33E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼 水泵起動失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵起動失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-5. 基本模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 10)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
10	1.59E-10	0.90%	DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGYS-DG5	2.13E-02	元件失效：第五台柴油機維 修不可用
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-S	9.04E-01	外電 1 小時內回復失敗
			HR-DDAFWP-INI	4.60E-01	基本人因：運轉員起動柴油 驅動輔助飼水失效
			PTAS-AL-P019	1.33E-02	元件失效：汽機驅動輔助飼 水泵起動失效
			AAA-TPS	4.58E-03	肇始事件：T(PS)

肇始事件 T(PS)發生後，柴油發電機 DG-1A、DG-1B 與 DG5 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，外電 1 小時內亦回復失敗，汽機驅動輔助飼水泵起動失效，且柴油驅動輔助飼水失效，爐心因喪失補水而熔損。

(二) WOG 模式

1. WOG 模式事故序列量化結果

WOG 模式之 LOOP 事件之 SCD 類 CDF 值為 $2.66E-07/ry$ 。

以個別事故序列而言，CDF 值大於 $1.00E-08/ry$ 者共有 12 個，

詳見表 2-6。

表 2-6. WOG 模式量化結果(依事故序列發生頻率排序)

項目	事故序列 ^a	CDF (/ry)	百分比(%)	序列名稱
1	T(PP)S19	2.73E-08	10.3	T(PP)EMX(E)O2ER1ER2
2	T(PP)S28	2.73E-08	10.3	T(PP)EMX(E)O1O2ER1ER2
3	T(PS)S19	2.48E-08	9.3	T(PS)EMX(E)O2ER1ER2
4	T(PS)S28	2.48E-08	9.3	T(PS)EMX(E)O1O2ER1ER2
5	T(PG)S19	1.57E-08	5.9	T(PG)EMX(E)O2ER1ER2
6	T(PG)S28	1.57E-08	5.9	T(PG)EMX(E)O1O2ER1ER2
7	T(PW)S19	1.40E-08	5.3	T(PW)EMX(E)O2ER1ER2
8	T(PW)S28	1.40E-08	5.3	T(PW)EMX(E)O1O2ER1ER2
9	T(PP)S31	1.36E-08	5.1	T(PP)EMX(E)O1BP2ER1ER2
10	T(PP)S22	1.36E-08	5.1	T(PP)EMX(E)BP2ER1ER2
11	T(PS)S31	1.23E-08	4.6	T(PS)EMX(E)O1BP2ER1ER2
12	T(PS)S22	1.23E-08	4.6	T(PS)EMX(E)BP2ER1ER2

^a 本表僅列 CDF 值大於 1.0E-08/ry 之事故序列

前 5 個重要 CDF 事故序列說明如下：

- (1) T(PP)EMX(E)O2ER1ER2 事故序列(T(PP)S19)：肇始事件 T(PP)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 566 個失效組合，其 CDF 為 2.73E-08/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPP * XCOM-BP2 * XCOM-O1* DG-RECOV/1H *

DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H *
OSP-RECOV/1HR-P * AAB-O2 * HR-ECDP *
DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 4.67E-09/ry。

(2) T(PP)EMX(E)O1O2ER1ER2 事故序列(T(PP)S28)：肇始事件 T(PP)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 566 個失效組合，其 CDF 為 2.73E-08/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPP * XCOM-BP2 * AAB-O1 * DG-RECOV/1H * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-P * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 4.67E-09/ry。

(3) T(PS)EMX(E)O2ER1ER2 事故序列(T(PS)S19)：肇始事件 T(PS)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 538 個失效組合，其 CDF 為 2.48E-08/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPS * XCOM-BP2 * XCOM-O1 * DG-RECOV/1H * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-S * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 4.24E-09/ry。

(4) T(PS)EMX(E)O1O2ER1ER2 事故序列(T(PS)S28)：肇始事件 T(PS)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油

驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 538 個失效組合，其 CDF 為 2.48E-08/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPS * XCOM-BP2 * AAB-O1 * DG-RECOV/1H * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-S * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 4.24E-09/ry。

- (5) T(PG)EMX(E)O2ER1ER2 事故序列(T(PG)S19)：肇始事件 T(PG)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 419 個失效組合，其 CDF 為 1.57E-008/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPG * XCOM-BP2 * XCOM-O1 * DG-RECOV/1H * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-G * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 2.71E-09/ry。

2. WOG 模式最小失效組合

就 CDF 最小失效組合而言，針對 SCD 類 CDF 大於 1.00E-09 者共有 42 個。針對前 10 項最小失效組合，其個別 CDF 值與所佔百分比，如表 2-7 所示。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 1)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
1	4.67E-09	1.76%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封未 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 2)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
2	4.67E-09	1.76%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但運轉員二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1 與#2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 3)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
3	4.24E-09	1.60%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-S	9.04E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPS	4.58E-03	肇始事件：T(PS)

肇始事件 T(PS)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1、2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 4)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
4	4.24E-09	1.60%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封未 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-S	9.04E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPS	4.58E-03	肇始事件：T(PS)

肇始事件 T(PS)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 5)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
5	2.71E-09	1.02%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封未 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-G	1.51E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
AAA-TPG	1.75E-02	肇始事件：T(PG)			

肇始事件 T(PG)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 6)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
6	2.71E-09	1.02%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-G	1.51E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPG	1.75E-02	肇始事件：T(PG)

肇始事件 T(PG)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1、2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 7)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
7	2.41E-09	0.91%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-W	2.66E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPW	8.85E-03	肇始事件：T(PW)

肇始事件 T(PW)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1、2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 8)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
8	2.41E-09	0.91%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 未失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-W	2.66E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O ring 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPW	8.85E-03	肇始事件：T(PW)

肇始事件 T(PW)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 9)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
9	2.33E-09	0.88%	AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			AAB-BP2	2.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 BP 失效
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1、2 軸封 O、BP 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-7. WOG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 10)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
10	2.33E-09	0.88%	XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封未 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			AAB-BP2	2.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 BP 失效
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 BP 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

(三) URG 模式

1. URG 模式事故序列量化結果

URG 模式之 LOOP 事件之 SCD 類 CDF 值為 $2.57E-07/ry$ 。以個別事故序列而言，CDF 值大於 $1.00E-08/ry$ 者共有 12 個，詳見表 2-8。

前 5 個重要 CDF 事故序列說明如下：

- (1) T(PP)EMX(E)O2ER1ER2 事故序列(T(PP)S19)：肇始事件 T(PP)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 566 個失效組合，其 CDF 為 $2.73E-08/ry$ ；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPP * XCOM-BP2 * XCOM-O1* DG-RECOV/1H * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-P * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 $4.67E-09/ry$ 。

表 2-8. URG 模式量化結果(依事故序列發生頻率排序)

項目	事故序列 ^a	CDF (/ry)	百分比(%)	序列名稱
1	T(PP)S28	2.73E-08	10.6	T(PP)EMX(E)O1O2ER1ER2
2	T(PP)S19	2.73E-08	10.6	T(PP)EMX(E)O2ER1ER2
3	T(PS)S28	2.48E-08	9.6	T(PS)EMX(E)O1O2ER1ER2
4	T(PS)S19	2.48E-08	9.6	T(PS)EMX(E)O2ER1ER2
5	T(PG)S28	1.57E-08	6.1	T(PG)EMX(E)O1O2ER1ER2
6	T(PG)S19	1.57E-08	6.1	T(PG)EMX(E)O2ER1ER2
7	T(PW)S28	1.40E-08	5.4	T(PW)EMX(E)O1O2ER1ER2
8	T(PW)S19	1.40E-08	5.4	T(PW)EMX(E)O2ER1ER2
9	T(PP)S22	1.36E-08	5.3	T(PP)EMX(E)BP2ER1ER2
10	T(PP)S31	1.36E-08	5.3	T(PP)EMX(E)O1BP2ER1ER2
11	T(PS)S22	1.23E-08	4.8	T(PS)EMX(E)BP2ER1ER2
12	T(PS)S31	1.23E-08	4.8	T(PS)EMX(E)O1BP2ER1ER2

^a本表僅列 CDF 值大於 1.0E-08/ry 之事故序列

(2) T(PP)EMX(E)O1O2ER1ER2 事故序列(T(PP)S28)：肇始事件 T(PP)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 566 個失效組合，其 CDF 為 2.73E-08/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPP * XCOM-BP2 * AAB-O1 * DG-RECOV/1H * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H *

OSP-RECOV/1HR-P * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 4.67E-09/ry。

(3) T(PS)EMX(E)O2ER1ER2 事故序列(T(PS)S19)：肇始事件 T(PS)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 538 個失效組合，其 CDF 為 2.48E-008/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPS * XCOM-BP2 * XCOM-O1 * DG-RECOV/1H * DGEA-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-S * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 4.24E-09/ry。

(4) T(PS)EMX(E)O1O2ER1ER2 事故序列(T(PS)S28)：肇始事件 T(PS)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 538 個失效組合，其 CDF 為 2.48E-08/ry；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPS * XCOM-BP2 * AAB-O1 * DG-RECOV/1H * DGEA-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-S * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 4.24E-09/ry。

(5) T(PG)EMX(E)O2ER1ER2 事故序列(T(PG)S19)：肇始事件 T(PG)發生後，廠內緊急 AC 電源無法供電，汽機或柴油驅動輔助飼水系統運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生

RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機在 1 小時內啟動/回復失敗。此事故序列屬 SCD 類共有 419 個失效組合，其 CDF 為 $1.57E-08/ry$ ；其中 CDF 最高的失效組合為“AAA-TPG * XCOM-BP2 * XCOM-O1 * DG-RECOV/1H * DGEB-PE-Z01 * DGES-DG5 * HR-GT-RECOV/1H * OSP-RECOV/1HR-G * AAB-O2 * HR-ECDP * DGEA-PE-Z01”，其 CDF 值為 $2.71E-09/ry$ 。

2.URG 模式最小失效組合

就 CDF 最小失效組合而言，針對 SCD 類 CDF 大於 $1.00E-09$ 者共有 40 個。針對前 10 項最小失效組合，其個別 CDF 值與所佔百分比，如表 2-9 所示。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 1)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
1	4.67E-09	1.82%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 BP 未失效
			AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1 與#2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 2)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
2	4.67E-09	1.82%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封未 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 3)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
3	4.24E-09	1.65%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-S	9.04E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPS	4.58E-03	肇始事件：T(PS)

肇始事件 T(PS)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1, 2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 4)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
4	4.24E-09	1.65%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 未失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-S	9.04E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O ring 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPS	4.58E-03	肇始事件：T(PS)

肇始事件 T(PS)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP 2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 5)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
5	2.71E-09	1.05%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 BP 未失效
			XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封未 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-G	1.51E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPG	1.75E-02	肇始事件：T(PG)

肇始事件 T(PG)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 6)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
6	2.71E-09	1.05%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-G	1.51E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPG	1.75E-02	肇始事件：T(PG)

肇始事件 T(PG)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1、2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 7)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
7	2.41E-09	0.94%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封未 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-W	2.66E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O ring 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPW	8.85E-03	肇始事件：T(PW)

T(PW)事故後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 8)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
8	2.41E-09	0.94%	XCOM-BP2	8.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封未 BP 失效
			AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-W	2.66E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			AAB-O2	5.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 O ring 失效
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPW	8.85E-03	肇始事件：T(PW)

T(PW)事故後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1、2 軸封 O 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 9)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
9	2.33E-09	0.91%	AAB-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內 回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時 內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失 敗
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊 急降溫降壓失敗
			AAB-BP2	2.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 BP 模式 失效
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #1、2 軸封 O、BP 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

表 2-9. URG 模式前 10 項最小失效組合之說明(10 之 10)

項次	CDF (/ry)	百分比	最小失效組合	點估計值	說明
10	2.33E-09	0.91%	XCOM-O1	5.00E-01	特殊事件：RCP #1 軸封未 O 失效
			DG-RECOV/1H	5.11E-01	特殊事件：柴油發電機 1 小時內回復失敗
			DGEB-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1B 運轉失效
			DGES-DG5	5.28E-02	元件失效：DG5 運轉失效
			HR-GT-RECOV/1H	2.07E-01	基本人因：GAS Turbine 1 小時內回復失敗
			OSP-RECOV/1HR-P	9.70E-01	特殊事件：外電 1 小時內回復失敗
			HR-ECDP	3.29E-01	基本人因：運轉員執行二次側緊急降溫降壓失敗
			AAB-BP2	2.00E-01	特殊事件：RCP #2 軸封 BP 失效
			DGEA-PE-Z01	5.28E-02	元件失效：柴油發電機 DG-1A 運轉失效
			AAA-TPP	4.69E-03	肇始事件：T(PP)

肇始事件 T(PP)發生後，柴油發電機 DG-1A 與 DG-1B 皆運轉失效，且未能於 1 小時內回復；GAS Turbine 1 小時內回復失敗，汽機或柴油驅動輔助飼水系統雖運轉成功，但二次側緊急洩壓失敗，發生 RCP #2 軸封 BP 失效，且外電及緊急柴油發電機(含 DG5)在 1 小時內回復/起動失敗，爐心因喪失補水而熔損。

六、靈敏度分析與結果討論

本研究假設未來核三廠執行 FLEX 後，(1) 一次側部分 RCP #1 軸封預定改為西屋 Thermal Passive Shutdown Seal (PSDS)、(2) 二次側擬增加高壓補水系統；以及(3) 假設 RCP #1 軸封改為 PSDS 且考慮 URG 措施等，進行 3 項靈敏度分析，如表 2-10 所示。

表 2-10. 靈敏度分析案例表

模式別	靈敏分析案例
MSSBO-W1	靈敏度一：RCP #1 軸封改為西屋 Thermal Passive Shutdown Seal
MSSBO-U1	靈敏度二：新增二次側高壓補水系統
MSSBO-WU	靈敏度三：RCP #1 軸封改為西屋 PSDS 且考慮 URG 措施

(一) RCP #1 軸封改為西屋 PSDS (MSSBO-W1)

根據美國西屋 TR-FSE-14-1-NP, Rev.1，更換為 PSDS，在喪失軸封注水時，每個 RCP 的洩漏量將低於 1 gpm。

此靈敏度分析之重要分析假設說明如下：

1. 假設 PSDS 的失效機率為 $1.0E-05$ 。(TR-FSE-14-1-NP, Rev.1 提及此設備具有相當高之可靠度(Reliability)，但實際數據在此份報告中仍列為不對外公開之智慧財產，故本分析僅能以工程判斷，假設失效率為 $1.0E-05$ 。)
2. TDAFW/DDAFW 成功，但二次側緊急降壓失效、且 PSDS 也失效的情況下，保守假設 RCP #2 軸封也失效且洩漏量為 480

gpm/RCP。

3. 根據 MELCOR 熱流分析結果，SBO 條件下且 TDAFW 系統失效，洩漏量 21 gpm/RCP 與 1 gpm/RCP 的條件下，爐心水位到達 TAF 的時間兩者僅差約 5~6 分鐘。因此 TDAFW/DDAFW 失效的條件下，事件樹標題不再問 PSDS 是否成功。

比較 WOG 模式與更換為 PSDS 之靈敏度分析結果，說明如下：

1. CDF 值下降一個等級(由 2.66E-07/ry 降低為 1.72E-08/ry)。
2. 由分析結果可知，RCP #1 軸封更換為 PSDS 後，可明顯降低因 Seal LOCA 造成之 CDF。

(二)新增二次側高壓補水系統(MSSBO-U1)

依據核三廠 SRO 之敘述，S/G 緊急洩壓至 7 kg/cm² 時已為 Dry Out 狀態，此時將常溫之消防水注入 S/G，恐造成蒸汽產生器破管，運轉員操作壓力高。另美國電廠 FLEX 之作法，建議 S/G 壓力控制在 21 kg/cm² 左右，以避免氮氣注入爐心。因此，新增二次側高壓補水系統，可多一層深度防禦。

此靈敏度分析之重要分析假設說明如下：

1. 假設新增之高壓補水系統(標題 L(A))為柴油驅動泵。
2. 假設新增之高壓補水系統屬 FLEX 設備，為 TDAFWP 與現有之 DDAFW 均失效後，始會使用之後備系統。
3. 分析時假設在進入 FLEX 的狀態下，起動 DDAFW 系統與起動新增二次側高壓補水系統為兩組不同操作班。運轉操作之人因誤失(HR-AFWA)機率，相關時間參數除運轉員以新增之二次側高壓系統進行補水時，沒有 S/G Dry Out 問題，不會有擔心 S/G 破管之疑慮，故進行評斷(Cognitive)所需之時間假設為 5 分鐘

(即 $T_{1/2}=5$ 分鐘)，與 HR-AFWU 不同之外，其餘均相同。計算結果基本人因 HR-AFWA 之機率為 $1.11E-01$ 。

比較 URG 模式與新增二次側高壓補水系統之靈敏度分析結果，發現新增二次側高壓補水系統對防止爐心熔損之改善有限(CDF 值由 $2.57E-07/ry$ 降低為 $2.56E-07/ry$)。

(三) RCP #1 軸封改為西屋 PSDS 且考慮 URG 措施(MSSBO-WU)

此靈敏度分析係以靈敏度一為基礎，再加入核三現有 URG 措施，即一次側 RCP #1 軸封改為 PSDS，二次側則依 URG 措施緊急降溫降壓後，以消防車/消防泵補水。

此靈敏度分析之重要分析假設即包含靈敏度分析模式一相同。

分析結果顯示，若能有效控制/避免軸封 LCOA，則 URG 措施對防止爐心熔損有明顯之改善(CDF 值由 $1.72E-08/ry$ 降低為 $6.12E-09/ry$)。

參、主要發現與結論

一、模式說明

本研究探討之喪失外電下電廠全黑(LOOP/SBO)模式可分為原模式、NRC 版模式、基本模式、WOG 模式、URG 模式、以及三個靈敏度分析模式，分別說明如下：

(一)原模式

原模式係指台電公司送原能會核備之 PRA LOOP 模式，此模式未將“進入電廠全黑”及“AC 電源回復”列為事件樹標題，經處理後，得其 SBO 事故序列之 CDF 值為 $5.35E-07/ry$ 。

(二) NRC 版模式

NRC 版模式係指以原模式為基礎，僅將“進入電廠全黑”及“AC 電源回復”列為事件樹標題，所有分析條件均與原模式相同，分析結果 SBO 事故序列之 CDF 值為 $5.37E-07/ry$ 。

(三)基本模式

基本模式係指以 NRC 版模式為基礎，除將“進入電廠全黑”及“AC 電源回復”列為事件樹標題，並修訂原模式故障樹之明顯錯誤(即汽機推動輔助飼水泵(TDAFWP)之 DC 電源，原模式誤接至長期之直流電源故障樹(DPKF001))，此錯誤會導致“SBO 下 TDAFWP 不可用”。修訂方法為，將 TDAFWP 之 DC 電源鏈結至短期之直流電源故障樹(DPKF001S)，分析結果 SBO 事故序列之 CDF 值為 $1.80E-08/ry$ 。

(四) WOG 模式

WOG 模式係指以基本模式為基礎，再將 WOG 2000 之 RCP

軸封洩漏模式(即考慮 BP1、O1、BP2、O2 四類失效模式)納入事件樹標題，分析結果 SBO 事故序列之 CDF 值為 $2.66E-07/ry$ 。

(五) URG 模式

URG 模式係指以 WOG 模式為基礎，再將程序書 1451 所述之斷然處置措施/設備(主要為二次側緊急降壓後，以 DDAFW 泵及消防水補水至 S/G)納入事件樹標題，分析結果 SBO 事故序列之 CDF 值為 $2.57E-07/ry$ 。

(六) 靈敏度分析模式一

靈敏度分析模式一為“RCP #1 軸封改為西屋 Thermal Passive Shutdown Seal (PSDS)”，係以 WOG 模式為基礎，僅將軸封失效模式改為 PSDS，其餘分析條件均相同，分析結果 SBO 事故序列之 CDF 值為 $1.72E-08/ry$ 。

(七) 靈敏度分析模式二

靈敏度分析模式二為“新增二次側高壓補水系統”，係以 URG 模式為基礎，再將新增二次側高壓補水系統納入事件樹標題，分析結果 SBO 事故序列之 CDF 值為 $2.56E-07/ry$ 。

(八) 靈敏度分析模式三

靈敏度分析模式三為“RCP #1 軸封改為 PSDS 並考慮 URG 措施”，係以靈敏度分析模式一為基礎，再將“消防車/消防泵替代補水”納入事件樹標題，分析結果 SBO 事故序列之 CDF 值為 $6.12E-09/ry$ 。

前述八類模式之分析結果，彙整如表 3-1 所示。

二、結果比較與討論

依據上述各 LOOP 模式之 SBO 分析結果，進行比較與討論，說明如下：

(一)比較原模式與 NRC 版模式之 SBO 分析結果

就 SBO 事故序列之 CDF 結果而言，兩者分別為 5.35E-07/ry 及 5.37E-07/ry，誤差小於 1%，且前 100 個 MCS 完全相同，故原模式之評估結果接受。

表 3-1. 研究評估結果彙整表

模式別	CDF 值 ^a	靈敏度分析
原模式 ^b	5.35E-07/ry	N/A
NRC 版 ^b	5.37E-07/ry	N/A
基本模式 ^c	1.80E-08/ry	N/A
WOG 模式 ^c	2.66E-07/ry	1.72E-08/ry
URG 模式 ^c	2.57E-07/ry	2.56E-07/ry
WOG/URG 模式 ^c	N/A	6.12E-09/ry

^a 僅含 SBO 事故序列之 CDF 值

^b 未修訂明顯錯誤(SBO 下 TDAFWP 不可用)之結果

^c 已修訂明顯錯誤(SBO 下 TDAFWP 不可用)後之結果

(二)比較基本模式與 WOG 模式之分析結果

在電廠全黑(SBO)狀況下：

- 1.基本模式軸封失效之分析為假設為：軸封失效的機率在前 0.5 小時內為 0(軸封不會失效)，在第 1 小時內為 0.05，於前 10 小時內為 0.95；故運轉員若能在 0.5 小時內開始執行緊急降溫降

壓(緊急操作程序書 EOP 570.20)，則假設軸封不會失效。

2. WOG 2000 之軸封失效模式為，事故後 13 分鐘軸封即可能失效，且將軸封失效模式分為 BP1、O1、BP2、及 O2。
3. 就 SBO 事故序列之 CDF 結果而言，兩者分別為 $1.80\text{E-}08/\text{ry}$ 及 $2.66\text{E-}07/\text{ry}$ 。比較上述兩種不同之軸封失效分析方式，主要差異在於 TDAFW/DDAFW 成功之相關事故序列。基本模式簡單假設二次側降壓成功，則不會發生軸封失效，AC 電源須於 10 小時內回復；若二次側降壓失效，則 AC 電源須於 4 小時內回復。但根據 WOG 2000 軸封失效模式及本研究熱流分析結果，即使二次側降壓成功，仍可能發生軸封失效；若二次側降壓失效，則最嚴重的情況下 AC 電源須於 1 小時內回復。

(三)比較 URG 模式與 WOG 模式之分析結果

就 SBO 事故序列之 CDF 結果而言，兩者分別為 $2.57\text{E-}07/\text{ry}$ 及 $2.66\text{E-}07/\text{ry}$ 。因此，URG 策略對 SBO 事故序列 CDF 之改善效益有限，其主要原因有兩個：

1. 一次側因為有軸封洩漏的潛在問題，二次側降壓/補水僅能延緩爐心水位下降速度。
2. URG 救援失效之主要因素為 URG 策略運轉員之失效，在考量心理壓力、訓練/操作之熟練度、允許操作時間等因素後，合理保守的假設下，兩項 URG 策略之人因事件(以 DDAFW 泵或消防水進行 S/G 補水)之人員誤失機率(HEP)，分別約為 $2.89\text{E-}01$ 及 $3.27\text{E-}01$ 。再考慮兩項人因事件為高度相依性，其組合人因事件之值僅為 $1.92\text{E-}01$ 。

(四)比較靈敏度分析模式一與 WOG 模式之分析結果

就 SBO 事故序列之 CDF 結果而言，兩者分別為 $1.72\text{E-}08/\text{ry}$ 及 $2.66\text{E-}07/\text{ry}$ ，降幅高達 94%。由於核三廠預計將於下個大修將 RCP #1 軸封改為西屋 PSDS。此設備既為被動式(Passive)，可靠度高(即失效率低)，故發生軸封 LOCA 之機率低(假設為 $1.0\text{E-}05$)。因此，對防止爐心受損有顯著之貢獻。

(五)比較靈敏度分析模式二與 URG 模式之分析結果

就 SBO 事故序列之 CDF 結果而言，兩者分別為 $2.56\text{E-}07/\text{ry}$ 及 $2.57\text{E-}07/\text{ry}$ 。因此，就“新增二次側高壓補水系統”之 URG 策略，對 SBO 事故序列 CDF 之改善效益有限，其主要原因與前第 (三)項所述相同。

(六)比較靈敏度分析模式三與靈敏度分析模式一之分析結果

就 SBO 事故序列之 CDF 結果而言，兩者分別為 $1.72\text{E-}08/\text{ry}$ 及 $6.12\text{E-}09/\text{ry}$ 。由分析結果可知，在「將 RCP #1 軸封改為西屋 PSDS」後，已能有效控制/避免軸封 LCOA，如再「考慮 URG 措施」，則此 URG 措施對防止爐心受損有顯著之貢獻。

肆、參考文獻

1. Maanshan PRA Project Team, "Probabilistic Risk Assessment of Maanshan Nuclear Power Station Unit 1," October 1987, AEC, Executive Yuan, ROC.
2. Selim Sancaktar, WCAP-15603, Revision 1, "WOG 2000 Reactor Coolant Pump Seal Leakage Model for Westinghouse PWRs", Westinghouse Electric Company LLC, May 2002.
3. 林家德等人, "核一、二、三廠安全度評估模式標準化與擴大應用——核三廠事故序列分析報告", 核能研究所, 中華民國 101 年 03 月。
4. 核三廠程序書 1451, Revision 5, "機組斷然處置程序指引", 台灣電力股份有限公司, 中華民國 105 年 06 月。
5. 林家德等人, "核一、二、三廠安全度評估模式標準化與擴大應用——核三廠數據分析報告", 核能研究所, 中華民國 101 年 03 月。
6. 林家德等人, "核一、二、三廠安全度評估模式標準化與擴大應用——核三廠人為可靠度分析報告", 核能研究所, 中華民國 101 年 03 月。
7. J. Forester, A. Kolaczowski, & E. Lois, "Evaluation of Human Reliability Analysis Methods Against Good Practices (NUREG-1842)", U.S. NRC, September 2006.
8. Hannaman, G.W., Spurgin, A.J. & Lukic, Y.D., "Human Cognitive Reliability Model for PRA Analysis. Draft Report NUS-4531", EPRI Project RP2170-3. 1984.
9. A. D. Swain, & H. E. Guttmann, "Handbook of Human Reliability Analysis with Emphasis on Nuclear Power Plant Applications - Final Report. (NUREG/CR-1278)", U.S. NRC, August 1983.
10. S.A.Eide, C.D.Gentillon, T.E.Wierman, INL, "Reevaluation of Station Blackout Risk at Nuclear Power Plants—Analysis of Loss of

- Offsite Power Events:1986-2004 (NUREG/CR-6890)", U.S. NRC, December 2005.
11. 台灣電力公司，"進步型沸水式反應器(ABWR)訓練教材。"
 12. RELAP5-3D Code Development Team, "RELAP5-3D Code Manual," INEEL-EXT-98-00834, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 1998.
 13. K.S. Liang, et al., "Development and Assessment of the Appendix K Version of RELAP5-3D for LOCA Licensing Analysis," Nuclear Technology, 2002.
 14. General Electric Company, "Reactor Weights and Volumes Design Requirements- Equipment Requirements Specification," 31113-0A51-6006, 2003.
 15. General Electric Company, "Project Design Manual," 31113-0A23-1000, 2010.
 16. J.A. Jing and R.Y. Yuann, "GE-14 CP Program Verification for Lungmen Power Plant," INER-A0563H, Institute of Nuclear Energy Research, 2004.
 17. 梁國興、張欽章、洪煥仁，"RELAP5-3D/K An Advanced Computer Code for LWR LOCA Licensing Analysis，" 054-3656，台灣電力股份有限公司，中華民國九十九年。
 18. WCAP-17100-NP Rev.1, "PRA Model for the Westinghouse Shut Down Seal", Westinghouse February 2010.

C 分項

**CFD 紊流模式分析評估與核能安全
審查導則之建立**

目 錄

目 錄.....	I
中文摘要.....	1
ABSTRACT.....	2
壹、計畫緣起與目的.....	3
一、 計畫緣起與背景.....	3
二、 研究目的.....	8
三、 研究工作項目.....	9
1. 資料蒐集與研析.....	11
2. 紊流模式及近壁處理模式.....	11
貳、研究方法與過程.....	17
一、國際相關文獻與發展.....	17
二、 熱流理論與數值模式.....	22
(一) 數學理論模式.....	22
(二) 紊流模式於 NRS 之應用.....	23
(三) 紊流模式.....	26
參、主要發現與結論.....	31
一、 混合 T 型管(MIXING TEE).....	31
(一) T 型管模擬驗證之案例一.....	33
(二) T 型管模擬驗證之案例二.....	45
二、 壓熱震(PRESSURIZED THERMAL SHOCK, PTS).....	61
(一) 模型之保守性假設.....	62
(二) 幾何模型與網格分布.....	65
(三) 網格靈敏度分析.....	66
(四) 邊界條件與數值模擬設定.....	67

(五) 網格靈敏度測試結果.....	69
(六) 紊流模式測試 - Phase 1.....	72
(七) 紊流模式測試 - Phase 2.....	73
(八) 小結.....	79
肆、 結論.....	81
伍、 參考文獻.....	83

圖目錄

圖 1-1 研究流程圖	8
圖 1-2 研究流程圖	10
圖 1-3 利用不同紊流模式所預測 Nu number 隨 Re number 變化之結果.....	12
圖 1-4 利用 RSM 模式預測燃料管束內次通道之流場特性.....	14
圖 1-5 利用 RANS 與 LES 模擬預測 T 管內之流場與溫度之分布[31]	16
圖 2-1 速度場比對吻合而剪應力與熱通量差異甚大的分析案例 [11]	19
圖 2-2 管束內近壁剪應力與紊流動能分布特性之比對 [12]	19
圖 3-1 實驗部份概要(俯視圖)[53].....	35
圖 3-2 熱電偶樹的溫度測量點[53].....	35
圖 3-3 速度測量的 PIV 系統和坐標[53].....	36
圖 3-4 模擬模型	37
圖 3-5 (a) 主管邊界層粗網格 (b) 主管邊界層細網格	37
圖 3-6 邊界層粗網格(左)和細網格(右)放大圖	37
圖 3-7 實驗與四種紊流模式的 yz 截面之溫度分佈	40
圖 3-8 $z/D_m=0.5$ 處 xy 截面之溫度分佈	40
圖 3-9 $z/D_m=0.5$ 處 y 軸之溫度分佈	41
圖 3-10 $z/D_m=0.5$ 處 y 軸之 z 方向速度分佈	41
圖 3-11 $z/D_m=0.5$ 處 y 軸之 y 方向速度分佈	42
圖 3-12 $z/D_m=1.0$ 處 xy 截面之溫度分佈	42
圖 3-13 $z/D_m=0.5$ 處 y 軸之溫度分佈	43
圖 3-14 $z/D_m=1.0$ 處 y 軸之 z 方向速度分佈	43

圖 3-15 $z/D_m=1.0$ 處 y 軸之 y 方向速度分佈	44
圖 3-16 幾何模型	46
圖 3-17 網格分析	47
圖 3-18 不同紊流模式之流線分布	50
圖 3-19 不同紊流模式之速度分布	50
圖 3-20 STK 紊流模式之溫度分布	52
圖 3-21 RKE 紊流模式之溫度分布	52
圖 3-22 RSM 紊流模式之溫度分布	52
圖 3-23 $v2f$ 紊流模式之溫度分布	52
圖 3-24 在 $x=0d$ 時實驗與計算之溫度分布比較	55
圖 3-25 在 $x=20d$ 時實驗與計算之溫度分布比較	56
圖 3-26 RKE 紊流模式之速度與溫度圖	57
圖 3-27 在 $x=0d$ 時實驗與計算之溫度分布比較	57
圖 3-28 在 $x=20d$ 時實驗與計算之溫度分布比較	58
圖 3-29 不同紊流模式下溫度於實驗與模擬之比對	59
圖 3-30 (a)省略爐心燃料組件和底部繫板零件之模型、(b) 僅省略爐 心燃料組件之模型	64
圖 3-31 具有底部焊件與省略底部焊件之模型比較	64
圖 3-32 核三廠反應器壓力槽模型	65
圖 3-33 (a)整體網格分佈 (b)降流區斷面網格分佈狀況 (c)其它關 鍵區域網格分佈	66
圖 3-34 反應器壓力槽降流區之截面通道模型 (a) 粗格點 (b) 標準 格點 (c)細格點	67
圖 3-36 反應器壓力槽內、外壁示意圖	69

圖 3-37 流體於壓力槽內之流線圖	70
圖 3-38 不同格點之軸向速度分布圖	71
圖 3-39 不同格點之周向速度分布圖	71
圖 3-40 不同格點之徑向速度分布圖	71
圖 3-41 反應器壓力槽流線圖	73
圖 3-42 反應器壓力槽之降流區紊流測試	73
圖 3-43 三種不同注水流速之示意圖	74
圖 3-44 Case 1 : Velocity 15.8 m/s	76
圖 3-45 Case 2 : Velocity 10.8 m/s	76
圖 3-46 Case 3 : Velocity 5.8 m/s	77
圖 3-47 不同流速下 RNG k-epsilon 之發展	78
圖 3-48 三種不同流速下之 RNG k-epsilon、RSM linear pressure strain、RSM stress-omega、standard k-omega 於反應器壓力槽之 發展	79

表目錄

表 2-1 核反應安全之問題及其定義	20
表 3-1 T 型管之幾何形狀與邊界條件	46
表 3-2 反應器壓力槽降流區之截面通道模型各格點數與代表格點	67
表 3-3 穩態邊界條件設定	68
表 3-4 三種不同注水流速之設定	74

中文摘要

國內未來送審至原能會之 CFD 研究案或報告皆應依循國際規範所完成，不僅可與國際研究現況接軌，亦可提升國內 CFD 於核安應用之分析技術與研究能量。因此，基於國際認可之 BPGs 為研究準則，本年度延續前期計畫之研究工作，主要目的係廣泛蒐集彙整國際核能界之最新研究情況、CFD 紊流模式於核能安全分析之重要文獻、CFD 紊流模式之適用性分析評估、不同案例於不同紊流下之 CFD 驗證分析，進行探討與分析。本研究計畫執行所獲得的成果除建立重要之審查導則外，亦期望 CFD 程式能準確且嚴謹地實際應用於核能電廠之運轉、維護與安全分析。

Abstract

At present in Taiwan, several cases on Nuclear Reactor Safety (NRS) have not proposed strict and conservative methodology and Best Practice Guidelines (BPGs), due to lack of related review knowledge around CFD analysis. CFD methodology used for NRS generally has to propose detailed and completed analysis process with the BPGs to verify the accuracy of results, which are compared with other high reliable system codes. Therefore, the CFD projects or reports submitted to Atomic Energy Council (AEC) can adhere to the BPGs in the future. CFD methodology for NRS according to BPGs not only can improve the research capability in Taiwan, but also link up with the world. The main purpose in this study is to widely collect the latest research progress from the international nuclear industry and the literature about CFD with different turbulence models for NRS. In addition, the applicability of the different turbulence models would be evaluated on the sub-channel of rod bundles and validated with experimental data from literature. Except for establishing the BPGs, it can be expected that the efforts of this study can be accurately applied to the operations of nuclear power plants, maintenance and safety analysis.

壹、計畫緣起與目的

一、計畫緣起與背景

核能安全分析對核電廠設計、運轉與安全而言是一重要且嚴謹之工作，過去在進行核電廠安全分析時，主要係採用系統安全分析程式(System Codes)，例如反應爐系統程式 RELAP5 [1]、TRACE [2]、圍阻體系統程式 GOTHIC [3] 以及嚴重事故分析程式MAAP [4]等。這類系統程式在進行核電廠暫態(Transient)或事故(Accident)分析時，僅採用一維分析模式或粗略之三維(Coarse 3-Dimensional)分析模式進行爐心與壓力槽等系統之模擬。然而，諸如核電廠內部如爐心下部與上部空間(Lower and Upper Plenum)、爐心內部與下沉區(Downcomer)等區域之熱水流(Thermal- Hydraulic)物理現象，均是以三維分布之特性呈現。以往系統程式因採用簡化模式，而無法模擬局部三維之分布特性。因此，全球核能界在核能安全分析方面逐漸地應用具有模擬局部與三維分佈特性之計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)程式進行核電廠相關之安全分析研究[5-21]，且 Nuclear Energy Agency (NEA)已於核能安全上提出CFD可應用的範圍。

近幾十年來，CFD 已成功地運用於非核能之領域且模擬結果皆獲得高度之可靠性，包含汽車業、航空業、半導體業之電子冷卻散熱等。然而，核能安全領域所涉及之相關熱流現象較上述領域要為複雜，須進行長時間之暫態模擬。圖 1-1 所示為 CFD 於核能安全發展之魚骨圖，此圖已四個面向為主軸與問題成因，其分別為過去研究、現今發展、國際情勢、

未來走向。過去核能安全領域如前所述，其大多係採用系統程式來執行核能安全與嚴重事故之計算分析，最主要的原因與精神在於系統程式主要是由實驗數據與經驗式所組成，並已進行多年的分析與保守度評估，因此過去的核能安全多仰賴系統程式的分析結果，並以此為核電廠改善的重要工具。故現階段核能安全分析的趨勢已逐漸引用 CFD 進行計算分析，採用 CFD 技術的主因在於 CFD 可以三維分布來呈現實際核電廠內熱水流的現象，對於系統程式而言這是無法做到的事情；且細微的流場與熱傳特性對於某些特殊組件或建築而言，可以清楚觀察到實際的情況。因此，現階段全球核能界開始許多過去僅利用系統程式分析的問題與案例，逐漸採用 CFD 技術來進行細部分析。對於核電廠而言，核電廠在進行申照、改善案或大修檢測等，利用 CFD 可以增加核電廠時運轉彈性，並降低過多的保守度與安全餘裕，可更有效率的執行運作。系統程式與 CFD 程式皆能對於核能安全提供有效率的分析，針對不同目的各有其優勢，如何善加利用與互補彼此間的優點將是核能安全領域上一個重要的課題。以系統程式的優勢為例，系統程式可在整個圍阻體、壓力槽、乾井、濕井、抑壓池等內部建築、組件進行計算分析，如破口事件 (Loss Of Coolant Accident, LOCA)，並分析其暫態的失水狀況。而 CFD 程式若要如系統程式將整個圍阻體及其內部組件均呈現在計算模式中，主要會出現兩個問題：一是整體計算量將會過於龐大，所需要耗費的電腦資源、硬體能力與計算時間將不符合經濟效益。以全球核能安全界所採用的方式，

會針對部分重要組件或特殊建築與狀況進行分析，在邊界條件上可採用系統程式的結果。因此，利用 CFD 去計算整個圍阻體的熱水流現象，甚至於整個核電廠而言，這是不適合採用 CFD 技術的情況。二是若進行如此龐大的計算模型，但仍要維持計算結果的準確性，網格數量與品質則必須有所嚴格要求，因此網格設計會是相當困難的問題。因此，如上所述，CFD 技術雖可清楚掌握細微流場的變化，但必須針對部分組件或建築。若要了解整個圍阻體以及電廠的現象與事故分析，這方面則須仰賴系統程式來執行。故可以採相輔相成的方式，整體電廠或圍阻體系統可先由系統程式進行計算，則內部重要或特殊需進一步了解與計算的區域，則可採用 CFD 程式進行深入的分析計算。這也是目前系統程式與 CFD 程式能互補的最適化方式。

雖然，CFD能實際模擬核電廠相關熱水流特性，減少分析之保守性假設；但核能安全分析相關幾何形狀與物理現象非常複雜，CFD採用的模式適用與準確性亦無一定通則，乃屬於案例取向(Case by case)。為了能正確且嚴謹地將CFD應用於核能安全分析上，NEA提出所謂的最佳實行導則(Best Practice Guidelines, BPGs) [6,7]作為CFD進行核能安全分析之基本規範。因此，在CFD正式加入核電廠安全分析領域前，許多模式驗證之研究必須事先進行。有鑑於此，全世界核能安全分析界在 OECD/NEA/IAEA 的邀集下，包含 Czech Republic, France, Germany, Italy, Japan, S. Korea, the Netherlands, Norway, Sweden Switzerland以及USA等國家組成三個Writing

Groups (WGs)，於2003年起針對CFD應用於核電廠之安全分析進行國際合作，這三個WGs的主要任務如下：

- ✓ WG1 研究並提出CFD應用於核電廠安全分析相關問題之BPGs；
- ✓ WG2 評估現有CFD分析能力與驗證成果，進而確認CFD程式實際應用於核電廠安全分析案例之不足與需要改進之處；
- ✓ WG3 擴展CFD程式應用於電廠雙相流現象之模擬分析，並進一步研究可行的雙相流沸騰模式。

因此，我國核能領域在進行CFD分析計算時，則需考量BPGs所列的規範以作為準則。而在採用三維守恆方程式與複雜紊流模式特性之CFD分析技術，在其進入法制化申請之階段前，則必須進行足夠之校驗工作以證明其分析結果有其相當之可靠性與不準度。

目前全球核能界對於如何以CFD作為核能安全分析之應用與審查，有其共識與規範。於2014年9月蘇黎世理工大學所舉辦的CFD4NRS-5(兩年一次的第五屆CFD應用於核能安全)研討會上，美國核管會(Nuclear Regulatory Commission, NRC) Christopher Boyd在會中曾報告CFD於核安案例的分析應用與相關審查，其提到目前核能界利用CFD分析送審的案例中，最常見的是燃料貯存與傳輸系統(Fuel storage and transportation system)[22]，而相關送審分析已進行過多次的嚴格驗證與分析，並遵循BPGs的分析規範。然而，對於其他方面的應用，CFD卻沒有完整地進行過驗證分析。CFD的分析

若要達到可進行申照送審的標準，首要條件即是要依循BPGs作為分析規範，須經過數年的模式驗證程序，這也是目前全球核能界對於利用CFD進行核能安全分析與審查時，會遵循且有共識的作法。此外，Christopher Boyd亦強調核能管制單位在進行CFD分析案的審查時，必須要有責任來決定所使用的驗證方法是否正確、模式是否有不準度評估以及分析結果是否能夠信任以及有足夠的保守度。因此，國外管制單位對於利用CFD程式進行核電廠安全分析案例之審查，除了如一般系統程式分析案審查相關分析結果與程式驗證報告外，獨立執行CFD分析(Independent Simulations)以做為交叉驗證(Cross- Check)是必需的。

有鑑於國外核能界對CFD於核能安全審查之嚴謹處理態度，目前國內核能研究案例已有些CFD分析報告與資料送至原能會審查或於核安管制會議上提供分析的結果供參，包含核一廠大修替代冷卻方案熱流分析研究、核三廠圍阻體噴灑系統流量計算與分析、馬鞍山電廠反應器爐蓋溫度分析以及乾式貯存等。當時所執行之CFD分析方法並未依循BPGs規範，且係直接採用一般工業界CFD分析模式，其分析模式與結果是否有適用性與保守性之慮，均是值得深入探討的議題。因此，本計畫針對最常使用的CFD分析模式進行深入研究，以建立相關的審查導則，並藉由計畫的執行，訓練管制人員相關的知識，強化管制單位審查與管制之能力，進而作為日後能獨立執行CFD分析交叉驗證之基礎。

二、 研究目的

以上一年度之網格不準度分析成果與經驗為基礎，本年度研究之執行主要是針對不同案例進行多種紊流模式的計算，可進一步瞭解 CFD 分析方法、BPGs 之規範對核能安全審查之影響。同時，蒐集與彙整核能安全相關規範、CFD 紊流模式及其近壁模式適用性評估，並進行相關之國際性實驗驗證之 CFD 分析研究，所得之成果可藉由前期計畫所建立之 CFD 審查導則做進一步地更新，以協助相關單位作為未來管制與學術研究之基礎。

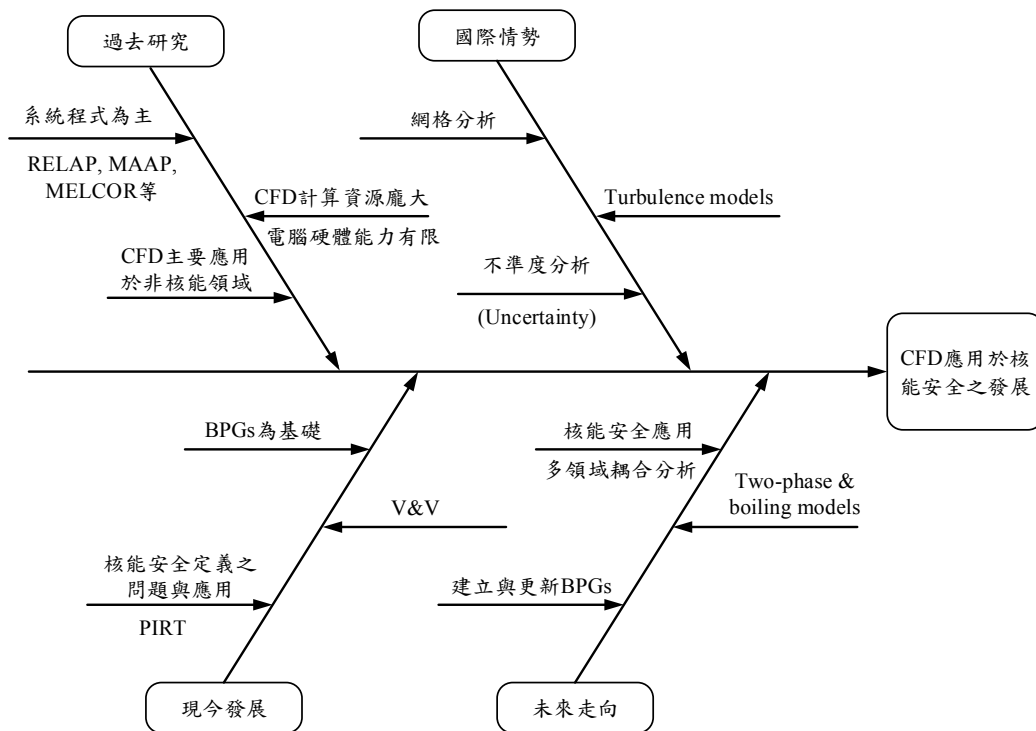


圖 1-1 研究流程圖

三、研究工作項目

延續前期計畫之初期研究，以核能安全分析之BPGs規範為準則，本年度針對不同紊流模式及其近壁處理模式進行詳細分析。因此，進行不同之紊流模式資料蒐集與彙整，並根據國際間重要之實驗研究進行驗證分析，以作為CFD於紊流模式分析之研究基礎。這些計算的研究成果，可提供後續研究進行紊流不準度之評估分析。

CFD 之紊流模式相當的多，如 RANS-based (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) 紊流模式、LES(Large Eddy Simulation) 紊流模式等，再加上紊流模式不準度評估需分成兩年期來完成整體工作流程。故本年度主要執行國際性實驗與 CFD 計算驗證分析，依據國際研究之重要文獻及其經驗成果做為參考，並進行 CFD 紊流理論與數值模式之建立與彙整。根據國際性研究成果來執行 CFD 之驗證分析，並強化與提升國內於核能安全分析之審查技術分析能力。整體研究流程如圖 1-2 所示。

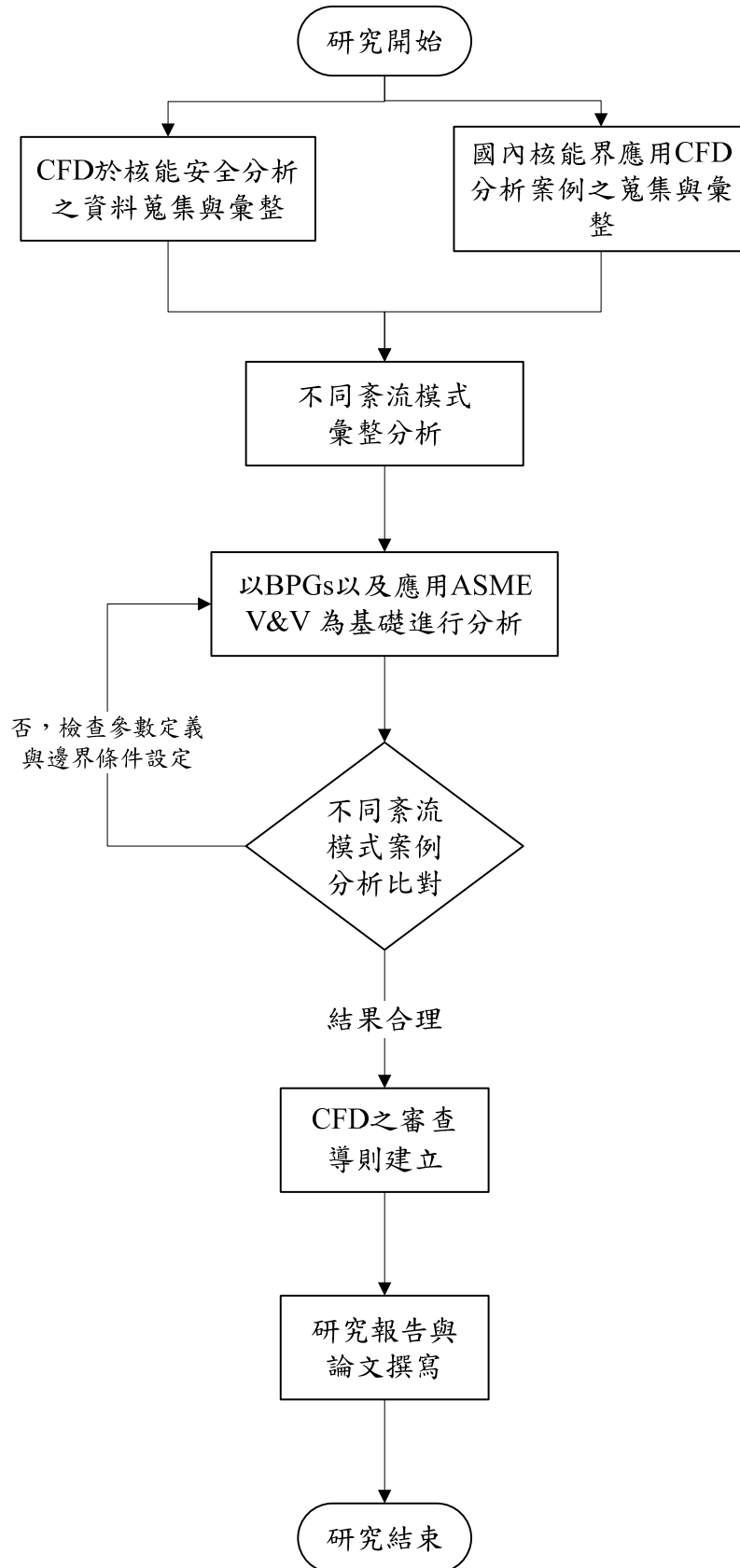


圖 1-2 研究流程圖

1. 資料蒐集與研析

本計畫之主要目的係為應用CFD於核能安全分析之審查導則研究，CFD分析方法在進入核電廠安全分析領域並進行嚴格管制審查前，許多實驗驗證與理論模式精進皆必須完整地進行驗證研究，其包含網格模式、物理現象模擬模式、數值求解方法以及不準度評估模式等。因此，蒐集國際許多CFD之研究案例與相關實驗驗證等資料為本研究之首要工作。前期計畫的重點在於網格模式之正確設計與選取，並參考NEA於2014年所提之BPGs [7]進行CFD相關誤差彙整及研析各類數值誤差之計算方法。本年度計畫亦延續此網格模式準則[23]，並探討不同紊流模式及其近壁處理方式之影響，在文獻蒐集方面以CFD紊流模式及其不準度為主。

2. 紊流模式及近壁處理模式

不同之紊流模式各有其適用的範圍，一般工程領域常用的紊流模式有 $k-\varepsilon$ 模式、 $k-\omega$ 模式以及RSM(Reynolds Stress Model)模式等，以及更高階如SAS (Scale-Adaptive Simulation)、DES (Detached Eddy Simulation)、LES等紊流模式。然而，核電廠複雜的幾何配置與熱水流現象，再加之核能安全分析須採用更為嚴謹之方式評估，實則已超過一般常用之紊流模式的適用範圍。對於複雜的二次流動、分離流、近壁變化梯度的特性等等皆難以準確預測其實際之現象與趨勢，而所利用之不同紊流模式可能會出現不同的預測結果，如圖1-3所示。然而，紊流模式的選擇沒有一

定的準則可依循，不同紊流模式所產生之不準度亦不相同。因此，不同模式的靈敏度分析亦是研究工作中重要的一環，對於紊流模式的適當選取上，下列簡述幾種紊流模式於本計畫研究進行參考、可行性評估、探討與分析，並可作為CFD相關分析案例之依據與參考。

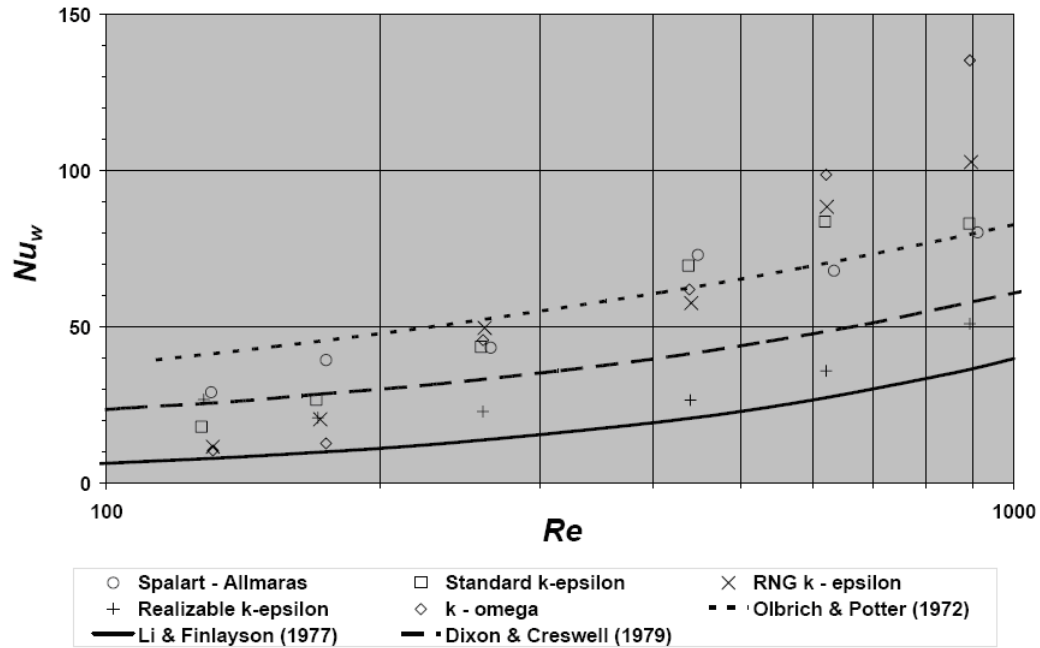


圖 1-3 利用不同紊流模式所預測 Nu number 隨 Re number 變化之結果

- ✓ 標準 $k-\varepsilon$ 模式是一般工業界最常用的紊流模式，其適用於高 Reynolds number 且高等向性(Isotropic)的流體。但其在壁面上的處理計算，是引用壁面函數(Wall Function, WF)來進行，對於分離流(separated flow)問題之誤差值仍較大。所以才有所謂的 Low-Reynolds number $k-\varepsilon$ 模式或以加強壁面處理模式(Enhanced wall treatment)來進行分析。

- ✓ RNG $k-\varepsilon$ 模式與標準 $k-\varepsilon$ 模式最大的不同在於考慮到紊流渦流以及引入strain rate進行計算 ε 方程式產生項的係數，使其可適用於較強渦流(Vortex)的流場分析，並提供了一考慮低雷諾數流動粘性的解析公式，使RNG $k-\varepsilon$ 模式適用於低Reynolds number流體。
- ✓ Realizable $k-\varepsilon$ 模式與標準 $k-\varepsilon$ 模式相比之下，其在紊流黏性(Turbulent viscosity)以及 ε 方程式分別新增加了公式，所以對於旋轉流(Swirling Flow)、高逆壓梯度(Reverse Pressure Gradient)、流動分離(Flow Separation)與二次流(Secondary Flow)等現象有很好的模擬能力。
- ✓ $k-\omega$ 模式是為考慮低雷諾數、可壓縮性和剪切流傳播而進行改良的雙方程式紊流模型，其適用於自由剪流(Free Shear Flow)、圓柱繞流(Flow around a Cylinder)與噴射流(Jet Flow)等流體之模擬。
- ✓ SST $k-\omega$ 模式為標準 $k-\omega$ 模式之修正模式。在近壁區的自由流(free stream)中，其有 $k-\omega$ 模型之廣泛應用範圍和精度；而遠離近壁區時的自由流則轉為 $k-\varepsilon$ 模式計算。因此，SST $k-\omega$ 模式相較於 $k-\omega$ 模式有更廣且準確適用範圍。
- ✓ RSM模式是直接求解Reynolds Stress之分量，其非常適用高強度渦流、旋轉與非等向性之流體，它對於複雜流動有著更高精度預測的能力。但計算成本因其需求解更多的方程式，而需要花費更多的計算時間。如圖1-4所示，其是以RSM模式模擬流體在燃料管束中次通道

(subchannel)的流動特性。經模擬試驗可發現，除了RSM模式可模擬出次通道內的二次流複雜現象外，上述的其他紊流模式除了額外方程式中增加非線性項的方法之外，皆無法成功模擬。

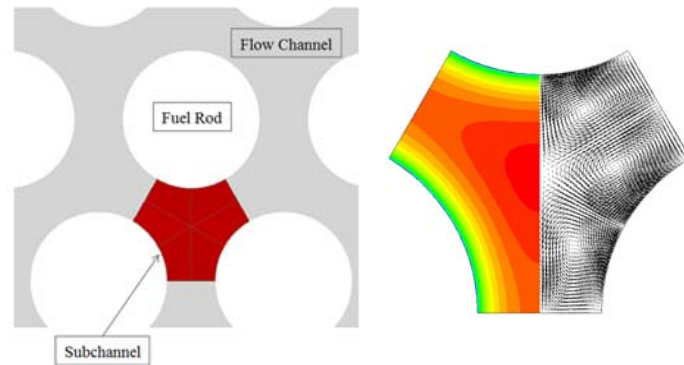


圖 1-4 利用 RSM 模式預測燃料管束內次通道之流場特性

- ✓ Low-Re $k-\varepsilon$ 模式 [26,27] 最主要是考慮當局部紊流 Reynolds number 低於 150 時，上述所提及採用 WF 的 $k-\varepsilon$ 模式並不適用的情況下，可選擇使用的一種紊流模式。採用 WF 計算近壁面的速度時，其是採用對數定律分布，從壁面到第一格點間的剪應力是均勻的，而在此區域內紊流動能的產生與耗散是達平衡狀態。然而，實際上在非常靠近壁面的區域，紊流動能是強烈地被衰減掉，而此時的耗散率則應是達到最大值。因此，在近壁區的流體特性方面，其分子的黏性作用將會非常的顯著。而核能安全所重視之一即為剪應力，故如何藉由 CFD 正確地預測近壁之熱水流行為，對於合理預估結果之正確性與保守性而言，Low-Re $k-\varepsilon$ 模式的選用與分析亦是本研究計畫重要的課題之一。

- ✓ $\overline{v^2} - f$ 模式[28-29]在目前紊流模擬研究領域中已被驗證為在流場回流區與分離處具有相當準確性的紊流模式，其中在紊流黏滯力的假設上包含了在近壁區流場非等向性的紊流速度尺度(Turbulent velocity scale)，以及不須額外使用方程式來處理近壁區域的問題。由於標準 $k - \varepsilon$ 模式在模擬分離流與回流區時並無法準確的預測，而 $\overline{v^2} - f$ 模式則是以標準 $k - \varepsilon$ 模式為基礎，額外增加壁面正向 Reynolds stress 參數來表示紊流速度尺度，並在近壁處的紊流黏滯係數以 Reynolds stress 來提供紊流黏滯力應有的消散特性。其優勢相較於其他RANS模式模擬之處在於可在較複雜的流場狀態預測出渦漩的特性。然而， $\overline{v^2} - f$ 模式須同時解額外的 $\overline{v^2}$ 與 f 兩方程式，因此計算時間上較其他雙方程式之紊流模式要來得多。
- ✓ LES 紊流模式方面，近年來核能界也嘗試使用LES紊流模式[30,31]進行暫態分析。LES紊流模式的基本思考模式與RANS之紊流模式不同，其是以直接數值模擬大渦漩之紊流流體，而小渦漩之紊流流體則是以次網格尺度模型(Subgrid scale model)來計算。因此，LES紊流模式所需之網格大小與時間尺度非常嚴謹，且計算量與時間較上述其他的紊流模式要來得龐大。但LES紊流模式所計算的結果若網格與邊界、初始條件給定適當的話，其模擬預測的準確精度相當高。以T型管之模擬計算為例，圖1-5為以LES紊流模式對T型管進行熱混合之模擬預測[31]，其模擬預測結果可以發現在流動型態上的呈現，LES紊

流模式與RANS模式會有明顯的差異，且LES紊流模式能較準確地模擬預測流體受到擾動的特性。雖然目前電腦執行能力已快速發展，但LES紊流模式需要的計算量仍相當龐大，一般個人電腦仍無法負荷，故本研究現階段不採用此紊流模式進行分析，仍對其進行模式研析。

紊流模式的選擇沒有一定的準則可依循，如何根據計算模型與邊界條件來選用適當的紊流模式，是項相當重要的研究課題。因此，利用CFD應用於核電廠安全分析，在不同紊流模式的分析評估與校驗是必要的工作，此項分析工作亦是國外核能相關研究單位提出應用於核能電廠之CFD模式與分析的BPG之重要導則之一。本研究是以燃料棒束次通道、T型管、壓熱震流體通道作為主要計算分析之案例，並根據不同紊流模式及其近壁處理模式來探討其流場特性與效應，並提供CFD作為審查驗證之用。

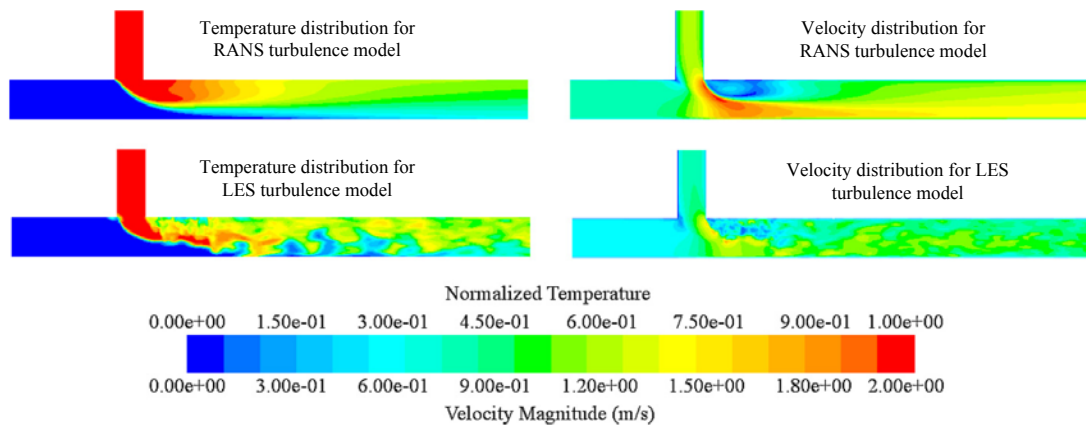


圖 1-5 利用 RANS 與 LES 模擬預測 T 管內之流場與溫度之分布[31]

貳、研究方法與過程

一、國際相關文獻與發展

CFD 主要是利用質量、動量與能量守恆方程式 (Conservation Equations) 以及適當的紊流模式等來模擬局部熱水流特性。近二十多年來，CFD 以成功地運用在非核能之領域，包含汽車業、航空業以及渦輪機械 (Turbo-Machinery) 等。然而，核電廠安全分析相關之熱水流物理現象，除了單相流特性外，還有不同於上述領域之流體混合與熱分層、雙相流與沸騰熱傳、化學燃燒 (Chemical Combustion)、物種遷移 (Specie Transport) 與紊流擾動 (Turbulent Mixing) 等複雜之物理現象以及長時間的暫態模擬等。以現今 CFD 的發展而言，在單相流方面，已有成熟的理論模式與成功的應用案例。不過，對於核電廠複雜的幾何與熱水流現象，像是燃料棒束 (Rod Bundle)、葉片/隔架 (Vane/Grid) 等幾何配置、紊流擾動與化學燃燒等物理現象，仍需要研發品質更好的幾何格點模式與更準確的物理模擬模式。而在雙相流與沸騰熱傳模擬模式方面，更是已超過現有 CFD 程式能準確模擬的能力範圍。

國外已有利用 CFD 程式執行乾式貯存 (Dry Storage) 相關安全分析，國內亦有在乾式貯存、液壓池 (Suppression Pool) 與用過燃料池 (Spent Fuel Pool) 之熱水流分析上，使用 CFD 程式進行分析工作。然而，若 CFD 預測之結果與實驗量測吻合，也不能保證其結果於近壁行為的預估以及牆壁熱通量與剪應力等預估是正確的，如圖 2-1 所示。因此，CFD 分析結果的校驗，亦必須考量近壁行為量測值之比對，尤其以梯度變化，

例如剪應力熱通量或紊流動能(k)等如圖 2-2 所示，才能驗證 CFD 結果與紊流模式之正確性。此外，國外管制單位對於利用 CFD 程式進行核電廠安全分析案例之審查，除了如一般系統程式分析案審查相關分析結果與程式驗證報告外，獨立執行 CFD 分析(Independent Simulations)以做為交叉驗證(Cross-Check)是必需的[13]。

在核能安全分析界逐漸使用 CFD 分析的現在，不管是業界、研究單位尤其是管制單位，CFD 應用於核電廠安全分析相關的研究與 CFD 人才的培育，便顯得非常地急迫與重要。故國內的管制單位對於 CFD 相關的評估模式與審查導則，要及早地進行相關的研究。本計畫目的亦能在 CFD 應用於核電廠相關安全分析上，落實技術本土化並達到國際同步化之目標。

對於核能安全分析而言，CFD 能改善傳統分析程式之不足或是與系統分析程式結合，以提昇安全分析準確性之應用範圍，可列於表 2-1 之中[8,11]。因此，各國核能界 CFD 分析團隊已開始積極地進行相關實驗以及 CFD 模式發展與校驗工作，以期在不久的將來，CFD 程式能如同傳統系統分析程式，實際應用於既有電廠的運轉、維護與安全分析以及新電廠設計、製造與改進等，並能在核能電廠相關分析法制化或申照之工作，扮演一定的角色。

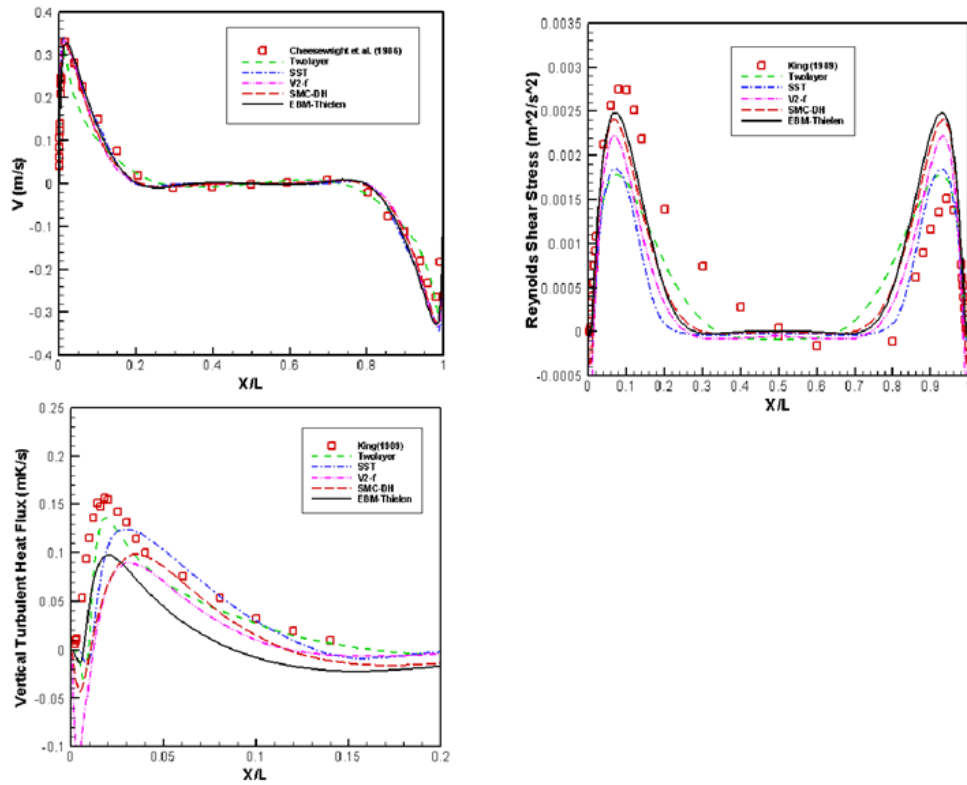


圖 2-1 速度場比對吻合而剪應力與熱通量差異甚大的分析案例 [11]

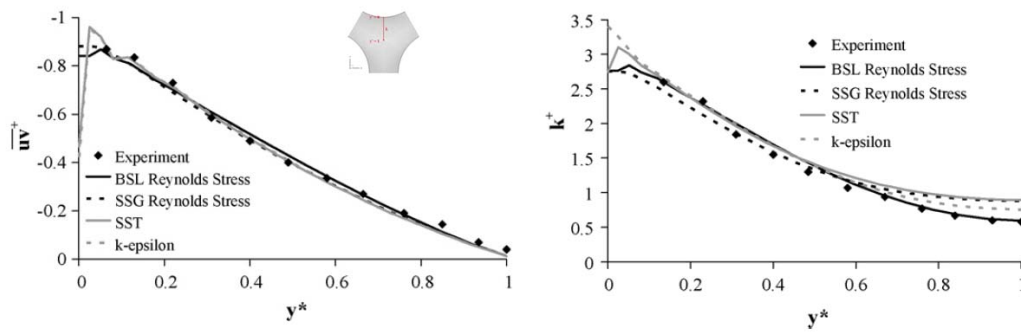


圖 2-2 管束內近壁剪應力與紊流動能分布特性之比對 [12]

表 2-1 核反應安全之問題及其定義 [6]

NRS problem	System classification	Incident classification	Single- or multi-phase
Erosion, corrosion and deposition	Core, primary and secondary circuits	Operational	Single/Multi
Core instability in BWRs	Core	Operational	Multi
Transition boiling in BWR/determination of MCPR	Core	Operational	Multi
Recriticality in BWRs	Core	BDBA	Multi
Reflooding	Core	DBA	Multi
Lower plenum debris coolability/melt distribution	Core	BDBA	Multi
Boron dilution	Primary circuit	DBA	Single
Mixing: stratification/hot-leg heterogeneities	Primary circuit	Operational	Single/Multi
Heterogeneous flow distribution (e.g. in SG inlet plenum causing vibrations, HDR expts., etc.)	Primary circuit	Operational	Single
BWR/ABWR lower plenum flow	Primary circuit	Operational	Single/Multi
Water hammer condensation	Primary circuit	Operational	Multi
PTS (pressurised thermal shock)	Primary circuit	DBA	Single/Multi
Pipe break – in-vessel mechanical load	Primary circuit	DBA	Multi

Induced break	Primary circuit	DBA	Single
Thermal fatigue (e.g. T-junction)	Primary circuit	Operational	Single
Hydrogen distribution	Containment	BDBA	Single/Multi
Chemical reactions/combustion/detonation	Containment	BDBA	Single/Multi
Aerosol deposition/atmospheric transport (source term)	Containment	BDBA	Multi
Direct-contact condensation	Containment/ Primary circuit	DBA	Multi
Bubble dynamics in suppression pools	Containment	DBA	Multi
Behaviour of gas/liquid surfaces	Containment/ Primary circuit	Operational	Multi
Special considerations for advanced reactors	Containment/ Primary circuit	DBA/BDBA	Single/Multi
Sump strainer clogging	Containment	DBA	Single/Multi

DBA – Design Basis Accident; BDBA – Beyond Design Basis (or Severe) Accident; MCPR – Minimum Critical Power Ratio

二、熱流理論與數值模式

(一) 數學理論模式

為了解釋本研究中所模擬的物理現象，必須利用統御方程式加以分析。對於一般大尺度的流體流動現象，可利用 Navier-Stokes 方程式來描述。基於各守恆定律所推導出來的方程式包含：質量守恆方程式（即：連續方程式）、動量守恆方程式、能量守恆方程式。

質量守恆方程式 (Conservation of Mass)

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{U}) = 0 \quad (2-1)$$

其中， ρ 為流體的密度， \vec{U} 為流體的速度向量。

t: time

ρ : density

ui: velocity in i direction

動量方程式 (Conservation of Momentum)

$$\frac{\partial(\rho \vec{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla P + \nabla \cdot (\vec{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (2-2)$$

$$\vec{\tau} = \mu \left[(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} I \right] \quad (2-3)$$

其中， P 為流體壓力、 g 為重力加速度、 μ 為流體黏度。

P : static pressure

能量守恆方程式 (Conservation of Energy)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot \left[\vec{v}(\rho E + p) \right] = \nabla \cdot \left[k_{eff} \nabla T + (\vec{\tau} \cdot \vec{v}) \right] + S_h \quad (2-4)$$

其中

k_{eff} : effective conductivity

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{u_i^2}{2} \quad (2-5)$$

(二) 紊流模式於 NRS 之應用

核能分析界大多採用的商用 CFD 程式包含 ANSYS-CFX、FLUENT 與 STAR-CD (STAR-CCM) 等，這些泛用型 (General Purpose) CFD 程式主要是利用守恆定律所推導的質量、動量與能量守恆方程式以及紊流模式等來模擬三維空間局部的熱水流特性。由於紊流屬於時變 (Time Varying) 的流場特性，工業上的分析工作一般均採用 Reynolds- Averaged Navier-Stokes 紊流模式 (RANS-based Turbulence Models) 求解流場平均的特性 (Mean Characteristics)，以減少龐大的計算，並使 CFD 能實際應用於工業分析上。RANS-based 並不是直接解暫態瞬時的 Navier-Stokes equation，而是求解時間平均的雷諾方程式，當壓力、速度 (p 、 u 、 v) 分別表示為平均量 (\bar{p} 、 \bar{u} 、 \bar{v})、變動量 (\hat{p} 、 \hat{u} 、 \hat{v}) 之組合時稱為雷諾平均方程式 (Reynolds-Averaged Navier-Stokes, Rans)，但其造成只有三個方程式，但帶求解的未知量卻有六個，在方程式的總數少於變數的情況下，並須建立應力的表達式引入新的紊流模型，使紊流的擾動與時間平均值等關係聯繫起來。根據求解域 (Solution Domain) 之幾何形狀與流場特性，常用的 RANS 紊流模式有 Spalart-Allmaras 模式 [32]、 $k-\varepsilon$ 模式 [33]、RNG (ReNormalization Group) $k-\varepsilon$ 模式 [34]、

Realizable $k-\varepsilon$ 模式[35]、 $k-\omega$ 模式[36]、SST(Shear Stress Transport) $k-\omega$ 模式[37]以及RSM(Reynolds Stress Model)模式[38]等。不同之紊流模式各有其適用的範圍，且採用不同之紊流模式可能會出現不同的預測結果，如圖1-2所示。然而，紊流模式的選擇沒有一定的準則可依循，因此，利用CFD應用於核電廠安全分析，除了要有CFD的專家進行紊流模式指導外，不同模式的靈敏度分析亦是必要的工作。不過，對於一般之CFD使用者，仍有一些通則可作為參考。

- ✓ 標準 $k-\varepsilon$ 模式是一般工業界最常用的紊流模式，其適用於高 Re number 且高等向性(Isotropic)的流體。
- ✓ RNG $k-\varepsilon$ 模式適用於強渦流的流場分析，其亦可用於低 Re number 流體。
- ✓ Realizable $k-\varepsilon$ 模式對於旋轉流(Swirling Flow)、高逆壓梯度(Reverse Pressure Gradient)、流動分離(Flow Separation)與二次流(Secondary Flow)等現象有很好的模擬能力。
- ✓ $k-\omega$ 模式適用於自由剪流(Free Shear Flow)、圓柱繞流(Flow around a Cylinder)與噴射流(Jet Flow)等流體。
- ✓ SST $k-\omega$ 模式為標準 $k-\omega$ 模式之修正模式，其適用範圍更廣且準確。
- ✓ RSM 模式直接求解 Reynolds Stress 之分量，其非常適用強渦流與非等向性之流體。

兩種類型的紊流模式，RANS 與 LES 的建議使用方式如下簡述。

RANS and U- or T-RANS turbulence model

- ✓ 最廣泛的被使用，
 - ✓ 最常見的是 $k-\varepsilon$ Model 及 $k-\omega$ Model，
 - ✓ $k-\varepsilon$ Model 及其相關的模式使用在有強烈異向性的紊流狀況時較不準確，建議使用 Reynolds stress models 或 LES approach (如：impinging jets, secondary flows 等等)，
 - ✓ 工業上使用 RANS Model 來做計算的最複雜模型是 Second Moment Closure (SMC) Models。
- ✓ 使用建議：
- U-RANS or T-RANS: Buoyancy driven dilution transients (BDT) and pressurized thermal shock (PTS)
 - $k-\varepsilon$ or SST $k-\omega$: Turbulent mixing inside pressurized water reactor (PWRs)
 - LES、DES 以及 SAS 為更進階的 CFD 紊流模式。

✓

Large Eddy Simulations (LES)

- ✓ 唯一可用來計算高頻率事件 或 計算當主流的時間尺度與高紊流強度的時間尺度相同狀況時的模式
- ✓ 最常見的問題：缺乏有關網格細化後收斂狀況的相關研究
- ✓ 使用建議：
 - 對於空間與時間的離散方式最好採用高精度的數值模式、
 - 時間間隔的最大值持續在計算渦流運動、
 - 時間間隔大小需小於最小渦旋衰變時間

- ✓ 應用：High cycle thermal loading in T-junctions

(三) 紊流模式

紊流的現象相當複雜，若要準確的模擬其流動特性，LES 在模擬上會有較佳的結果。然而，其計算所需資源龐大，相對地計算時間亦較長。因此，如何選擇其他較為適當之紊流模型及邊界條件，使其亦能有效且準確地預測實驗結果，為本研究之重要課題。

Standard k-ε model

最簡單的完整紊流模型是兩個方程的模型，要解兩個變數，速度和長度尺度。在 FLUENT 中，標準 $k-\epsilon$ 模型自從被 Launder and Spalding 提出之後，就變成工程流場計算中主要的工具了。適用範圍廣、經濟、合理的精度，這就是為什麼它在工業流場和熱交換模擬中有如此廣泛的應用了。它是個半經驗的公式，是從實驗現象中總結出來的。標準 $k-\epsilon$ 模式是一般工業界最常用的紊流模式，其適用於高 Reynolds number 且高等向性(Isotropic)的流體。但其在壁面上的處理計算，是引用壁面函數(Wall Function, WF)來進行，對於分離流(separated flow)問題之誤差值仍較大。

Turbulence Kinetic Equation :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \epsilon - Y_M + S_k \quad (2-6)$$

Dissipation Rate Equation :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\epsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} (G_k + C_{3\epsilon} G_b) - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} + S_\epsilon \quad (2-7)$$

G_k 表示由層流速度梯度而產生的紊流動能，

G_b 是由浮力產生的紊流動能，

Y_M 由於在可壓縮紊流中，過渡的擴散產生的波動，

$C_{1\epsilon}$ ， $C_{2\epsilon}$ ， $C_{3\epsilon}$ ，是常數項，

σ_k 和 σ_ϵ 是 k 方程和 ϵ 方程的紊流Prandtl數，

S_k 和 S_ϵ 是用戶定義的。

紊流速度 u_t 可由此式來決定，

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (2-8)$$

模式常數值分別為，

$$C_{1\epsilon} = 1.44, C_{2\epsilon} = 1.92, C_\mu = 0.09, \sigma_k = 1.0, \sigma_\epsilon = 1.3。$$

Standard $k-\omega$ model

標準 $k-\omega$ 模型是基於 Wilcox $k-\omega$ 模型，它是為考慮低雷諾數、可壓縮性和剪切流傳播而修改的。Wilcox $k-\omega$ 模型預測了自由剪切流傳播速率，像尾流、混合流動、平板繞流、圓柱繞流和放射狀噴射，因而可以應用於牆壁束縛流動和自由剪切流動。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \tilde{G}_k - Y_k + S_k \quad (2-9)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + \tilde{G}_\omega - Y_\omega + S_\omega \quad (2-10)$$

其中， k 為紊流動能，而 ω 則為消散率； \tilde{G}_k 為紊流動能梯度， \tilde{G}_ω 為消散率梯度； Y_k 與 Y_ω 分別為 k 與 ω 因為紊流所造成的消散量； S_k 與 S_ω 分別為 k 方程式與 ω 方程式之源項。 Γ_k 與 Γ_ω 則為等效擴散項，上述變數之定義可以表示為：

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \quad (2-11)$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \quad (2-12)$$

其中， μ 為流體黏滯係數， σ_k 與 σ_ω 為紊流普蘭特常數 (turbulent Prandtl number) 而， μ_t 則為：

$$\mu_t = \alpha^* + \frac{\rho k}{\omega} \quad (2-13)$$

其中，紊流阻尼 α^* 可以定義為

$$\alpha^* = \alpha_\infty^* + \left(\frac{\alpha_0^* + \text{Re}_t / R_k}{1 + \text{Re}_t / R_k} \right) \quad (2-14)$$

而， α_∞^* 為阻尼；

$$\text{Re}_t = \frac{\rho k}{\mu \omega} \quad (2-15)$$

$$\alpha_0^* = \frac{\beta_i}{3} \quad (2-16)$$

其中，

$$R_k = 6$$

$$\beta_i = 0.072$$

RSM 紊流模式

RSM 在一般 CFD 紊流模式中是較為精細的紊流模型，其是不以等方性邊界速度作為假設，RSM 使得雷諾平均 N-S 方程封閉，解決了關於方程中的雷諾壓力，還有耗散速率。此表示在二維流動中加入了四個方程，而在三維流動中加入了七個方程。

由於 RSM 比單方程和雙方程模型更加嚴格的考慮了流線型彎曲、漩渦、旋轉和張力快速變化，它對於複雜流動有更高的精度預測的潛力。但是這種預測僅僅限於與雷諾壓力有關的方程。壓力張力和耗散速率被認為是使 RSM 模型預測精度降低的主要因素。RSM 模型並不總是因為比簡單模型好而花費更多的電腦資源。但是要考慮雷諾壓力的各向異性時，必須用 RSM 模型。例如颶風流動、燃燒室高速旋轉流、管道中二次流。

雷諾應力模型包括用不同的流動方程計算雷諾壓力， $\overline{u'_i u'_j}$ ，從而封閉的動量方程組，準確的雷諾壓力流動方程要從準確的動量方程中得到，其方法是，在動量方程中乘以一個合適的波動係數，從而得到雷諾平均數，但是在方程中還有幾項不能確定，必須做一些假設，使方程封閉。

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t}(\rho \overline{u'_i u'_j})}_{\text{Local Time Derivative}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_k}(\rho u_k \overline{u'_i u'_j})}_{C_{ij} \equiv \text{Convection}} =$$

$$\begin{aligned}
& \underbrace{-\frac{\partial}{\partial x_k} \left[\rho \overline{u'_i u'_j u'_k} + p \left(\delta_{kj} u'_i + \delta_{ik} u'_j \right) \right]}_{D_{T,ij} \equiv \text{Turbulent Diffusion}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_k} \left[\mu \frac{\partial}{\partial x_k} (\overline{u'_i u'_j}) \right]}_{D_{L,ij} \equiv \text{Molecular Diffusion}} \\
& \underbrace{-\rho \left(\overline{u'_i u'_k} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} + \overline{u'_j u'_k} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} \right)}_{P_{ij} \equiv \text{Stress Production}} \underbrace{-\rho \beta (\overline{g_i u'_j \theta} + \overline{g_j u'_i \theta})}_{G_{ij} \equiv \text{Buoyancy Production}} \\
& \underbrace{+ p \left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right)}_{\phi_{ij} \equiv \text{Pressure Strain}} \underbrace{- 2\mu \frac{\partial u'_i}{\partial x_k} \frac{\partial u'_j}{\partial x_k}}_{\epsilon_{ij} \equiv \text{Dissipation}}
\end{aligned} \tag{2-17}$$

$$\begin{aligned}
& \underbrace{-2\rho\Omega_k \left(\overline{u'_j u'_m} \epsilon_{ikm} + \overline{u'_i u'_m} \epsilon_{jkm} \right)}_{F_{ij} \equiv \text{Production by System Rotation}} + \underbrace{S_{\text{user}}}_{\text{User-Defined Source Term}}
\end{aligned} \tag{2-18}$$

在這些項中， C_{ij} , $D_{L,ij}$, P_{ij} , F_{ij} 不需要模型，而 G_{ij} , $D_{T,ij}$, ϕ_{ij} , ϵ_{ij} 需要建立模型方程使方程組封閉。

Dily-Harlow建立了如下的梯度發散模型：

$$D_{T,ij} = C_s \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\rho \frac{\overline{ku'_k u'_\ell}}{\epsilon} \frac{\partial \overline{u'_i u'_j}}{\partial x_\ell} \right) \tag{2-19}$$

但這個方程數值穩定性不好，在FLUENT中簡化為如下方程：

$$D_{T,ij} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial \overline{u'_i u'_j}}{\partial x_k} \right) \tag{2-20}$$

參、主要發現與結論

本章節探討兩種案例(混合 T 型管與壓水式反應器壓力槽)對於不同紊流模式的計算分析與探討。

一、混合 T 型管(Mixing Tee)

以核電廠及其內部設備而言，T 型管件在管路系統(Piping system)中為較常使用的主要元件，其應用性相當地廣泛與成熟。然而，管內的溫度、流速、壓力以及管壁材料於不同操作條件下之材料行為等各種因素狀況，流體於 T 型混合處附近的溫度分佈和速度分佈隨時間的變化，可能造成結構材料熱疲勞(Thermal fatigue)的現象產生。現階段由於電腦硬體能力快速進展，計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)的應用大多採用大渦模擬(Large Eddy Simulation, LES)方式進行模擬預測管內之流動變化。但其所需的電腦計算成本過於龐大，以一般工程應用角度來看，計算時間的成本效益較低。相較之下，若以較為簡化之雷諾平均 Navier-Stokes (Reynolds-Averaged Navier-Stokes, RANS) 方程式為基礎之紊流模式進行有效地預測流動特性與溫度分布模擬，不僅可降低計算成本，也較能以更彈性的方式選擇適當之紊流模式應用於 T 型管之分析。

在過去中在 CFD 方面使用不同紊流模型來模擬 T 型管(Mixing tee)中的混合特性。Hu 和 Kazimi[39]使用大渦模擬(LES)之紊流模型來研究 T 型管中混合時的溫度震盪，結果發現在模擬中的最大溫度比測量實驗結果稍高。Wang 和 Mujumdar [40]從 standard k- ϵ 模型開發出一種三維模型來預測回流區複雜及困難的流動及混合特性。而為了使模擬之結果能與實驗結果吻合 Le

和 Hassan [41]使用直接模擬蒙特卡洛(direct simulation Monte Carlo)(DSMC)估算來分析氣體混合之現象在 T 形微混合器中。維森特等人[42]使用的 standard k- ϵ 紊流模型重製在 x 管中壓降和傳遞量的測量剖面。李[43]等人使用 LES 紊流模型模擬管徑的相等之 T 型管中，發現會有冷水端溫度震盪現象出現。而對比實驗中的平均溫度及溫度震盪皆有相似性。

Frank 等人[44]是第一個參照 BPGs 去模擬了 T 型管中紊流的混合現象。此調查主要針對 CFD 網格獨立性之計算方式用於傳統 RANS / URANS 方法使用剪切應力傳輸 (SST) 和 BSL 雷諾應力模型 (RSM) 等紊流模型中。Walker 等人[45]參照絕熱的 T 型管實驗之數據，來驗證 k- ϵ 、SST k- ω 、BSL、RSM 紊流模型於穩態之模擬。Naik-Nimbalkar 等人[46]使用水進行 T 型管中冷熱混合之實驗，運用 CFD 於穩態中分析已有較完整之驗證，而得到與實驗結果有較高的一致性。

Aulery 等人[47]同時使用 RANS 和 LES 方法去模擬在菲尼克斯反應器的 T 型管中的熱水流問題。Ayhan 和 Sökmen 等人[48]使用 LES 並搭配 eddy-viscosity type SGS 模型來模擬 T 型管之冷熱混合。Sakowiz [49] 等人使用 LES 來觀察 T 型管的流動並分析混合狀況、二次流結構和流動模式。針對主管與支管有不同的流率比問題，Smith 等人[50]提出了一個國際基準方法，以測試 CFD 軟體的能力來預測會影響 T 型管的冷熱混合的重要參數，而模擬結果與由 Vattenfall 公司研究與開發進行的實驗比較。而 Sakowitz 等人 [51] 使用 LES 模型研究了再發動機中的進氣管中兩個 T 型管的冷熱混合於方形和圓形橫截面在內燃機 (IC)。

Gritskevich 等人 [52]研究了應用於 T 型管中不同紊流模型中的數值方法，包括尺度自適應模擬(SAS)，延遲分離渦模擬(DDDES)和嵌入式大渦模擬(ELES)。

根據以上研究指出，在 T 型管中混和後的溫度差異對管路之衝擊與壓力分佈情形相當重要，目前在 CFD 的模擬應用上大多採用大渦模擬(Large Eddy Simulation, LES)方式或係以複雜之模型進行分析。如 Hu 等人[39]研究 T 型管中的 thermal striping 使用 LES 方式來進行模擬。雖然可得較為精確的數據。然而，LES 方式所需之電腦資源與計算成本過於龐大，因此若能使用較為簡化之雷諾平均 Navier-Stokes (Reynolds-Averaged Navier-Stokes, RANS)方程式為基礎之紊流模式進行準確且有效地預測流動特性與溫度分布模擬，不僅可降低計算成本，也較能以更彈性的方式選擇適當之紊流模式應用於 T 型管之分析。

故本研究在此案例下利用不同紊流模式及其近壁處理模式，對 T 型管件以國際性良質實驗數據進行速度與溫度之模擬分析與驗證。本研究以兩種紊流模式：Standard k- ϵ model 與 Realizable k- ϵ model；及兩種近壁模式：標準壁面函數(Standard Wall Function, SWF)、加強壁面處理(Enhanced Wall Treatment, EWT)，進行計算分析，並與國際性實驗結果進行比較。

(一) T 型管模擬驗證之案例一

1. 實驗條件與模擬建立

Nobuyuki[53]等人於 2010 年所發表的論文中，從分別測量混合 T 處的溫度分佈和速度分佈，發現在上游裝置彎管的 T 型管對於熱疲勞相比於直管有較顯著的影響。本研究以此

文獻之實驗成果作驗證分析，以直管實驗及其數據為主，模擬上採用實驗的溫度和速度邊界條件，進行兩種紊流模式及兩種近壁模式的模擬，驗證分析直管部份之結果和影響。

如圖 3-1 所示為該研究之實驗裝置示意圖，水平主管和上流彎管直徑為 150mm (D_m)，T 型管連接一水平支管直徑為 50mm(D_b)、緩衝槽和熱電偶樹。彎管和支管放置於同一水平面，而支管是連接於彎管的內側面。實驗部份是透明壓克力材質。彎管出口到 T 型處的距離為 $2 D_m$ 。在直管實驗中，從槽出口到 T 型處的距離將近 $18 D_m$ ；而在彎管實驗中，從槽出口到彎管的距離為 $10 D_m$ 。

如圖 3-2 所示，使用熱電偶樹來測量主管內的流體溫度。15 個熱電偶從主管中心開始，以 5mm 為間距安裝在同一半徑方向上，最後 2 個熱電偶被放置的位置，則為離管壁表面 1mm 和 3mm 處，如同梳子的形狀，以致於熱電偶能測量到主管中隨半徑不同的溫度分佈。整個熱電偶樹可旋轉和延著軸方向前後移動，使得可以量測到 T 型處的詳細溫度場。每點以 100Hz (0.01 秒)測量，測量時間共 360 秒。

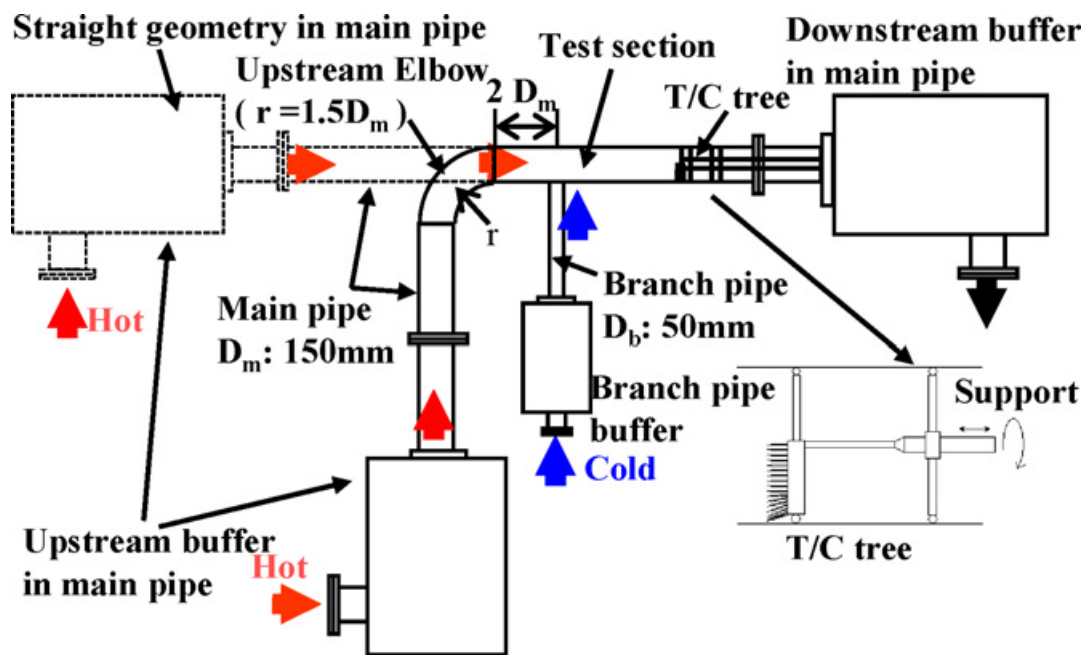


圖 3-1 實驗部份概要(俯視圖)[53]

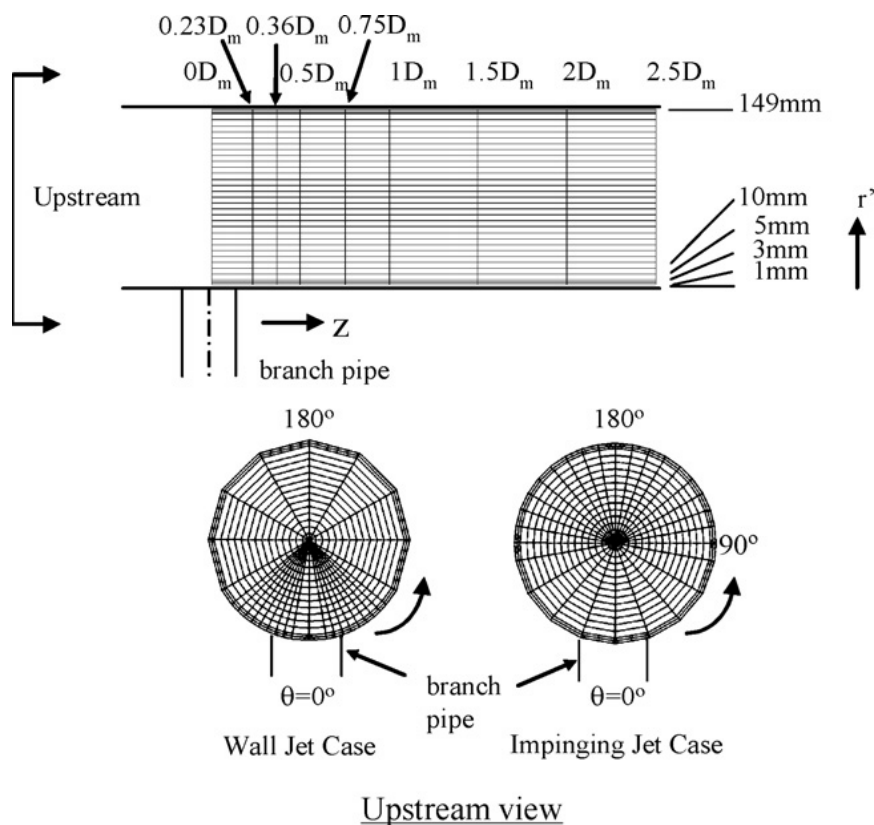


圖 3-2 熱電偶樹的溫度測量點[53]

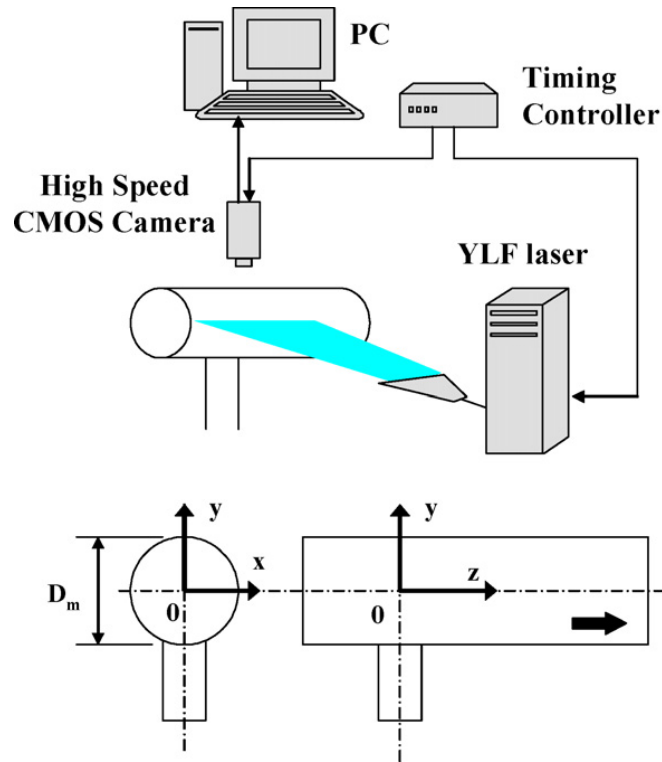


圖 3-3 速度測量的 PIV 系統和坐標[53]

如圖 3-3 所示，使用高速粒子影像測速器(高速 PIV)來測量 T 型處的速度分佈，以直徑 $30\mu\text{m}$ 的尼龍粉末為追蹤粒子。以 $200\text{Hz}(5\text{ms})$ 為間距測量，測量時間共 8.2 秒。在實驗操作條件方面，其工作流體為水，主管流體溫度(T_m)為 321K ，支管流體溫度(T_b)為 306K 。主管流速(V_m)為 1.46m/s ，支管流速(V_b)為 1.0m/s 。主管雷諾數(Re_m)為 3.9×10^5 ，支管雷諾數(Re_b)為 6.6×10^4 。無因次化： $T^* = (T - T_b) / (T_m - T_b)$ 、 $V^* = V / V_m$ 。

如圖 3-4 所示為模擬之幾何形狀，其是根據該實驗的條件所建立，主管直徑(D_m)為 150mm ，支管直徑(D_b)為 50mm ，主管入口至 T 型處中心距離為 $18 D_m$ ，支管入口至主管管壁距離為 $5 D_m$ 。本研究使用穩態模擬取代實

驗中暫態測量。如圖 3-5 所示，本研究使用邊界層粗網格進行兩種紊流模式於標準壁面函數的模擬分析。此外，如圖 3-6 所示，使用邊界層細網格進行兩種紊流模式於加強壁面處理的模擬分析。圖四為主管邊界層粗網格和細網格放大圖。

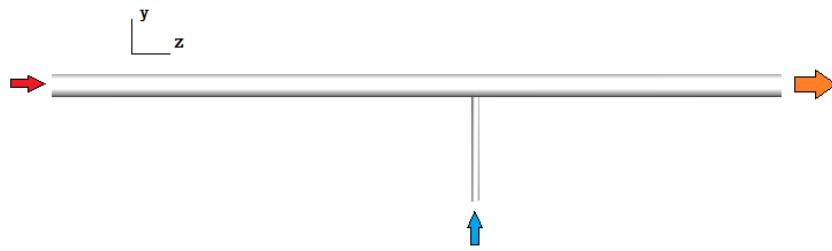


圖 3-4 模擬模型

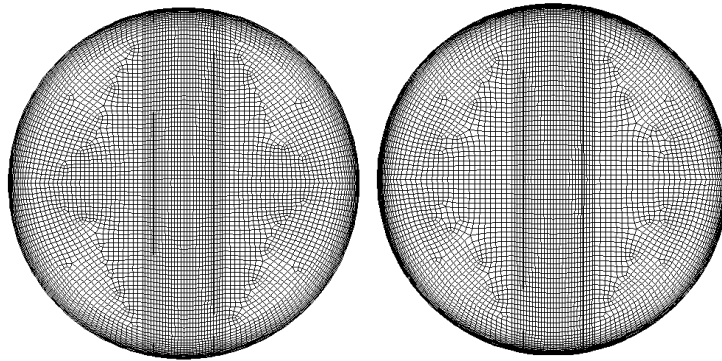


圖 3-5 (a) 主管邊界層粗網格 (b) 主管邊界層細網格

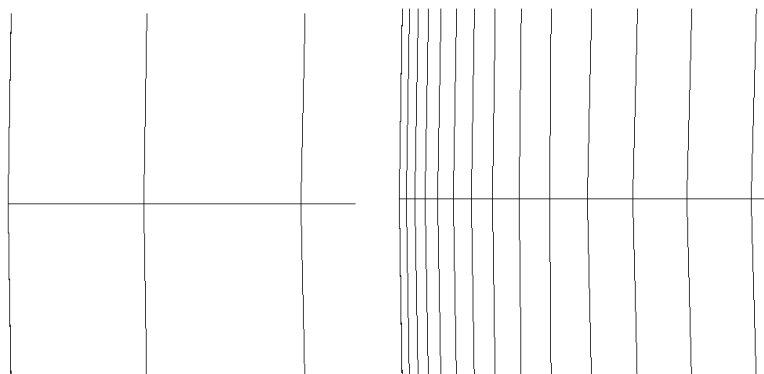


圖 3-6 邊界層粗網格(左)和細網格(右)放大圖

2. 結果與討論

本案例研究係使用兩種紊流模型、近壁處理模式和實驗數據來討論彼此間之差異。圖 3-7 為兩種紊流模型於 T 型混合處的 yz 截面之溫度分佈，Realizable k- ϵ SWF 模式和 Realizable k- ϵ EWT 模式於 $z=0.1\sim 0.2$ 的溫度較高，發現此紊流模型於 T 型處下游的混合情形較佳，其中 Realizable k- ϵ SWF 模式靠近管壁處的溫度較高，得知其近壁處的混合情形優於其他模型。圖 3-7 上方為實驗中 T 型混合處的 yz 截面之溫度分佈，由兩圖比較得知，實驗中 T 型處下游 ($z/D_m=0.5\sim 2$) 的混合情形較相似於 Realizable k- ϵ EWT 模式，但實驗於下方近壁處混合情形較好，溫度較高。除此之外，實驗於 z/D_m 大於 2 處上下分層情況逐漸消失，而兩種紊流模型仍然明顯，一直到接近主管出口分層才消失。圖 3-8 為 $z/D_m = 0.5$ 處 xy 截面之溫度分佈，Realizable k- ϵ SWF 模式的綠色部份較其他模式寬，低溫區 ($y=-0.04\sim 0.07\text{m}$) 溫度也較其他模式的低溫區高，混合情況較佳。圖 3-9 表示 $z/D_m = 0.5$ 處垂直線 (y 軸) 上的溫度分佈，溫度約於 $y/D_m = -0.15$ 處快速下降，表示此處為支管流的上方邊緣 (upper edge)。除了在下方面 ($y/D_m < -0.2$) 以外，其他的溫度分佈差不多皆相同。在下方面，發現 Realizable k- ϵ SWF 模式溫度較其他模式高。Standard k- ϵ SWF 模式和 Standard k- ϵ EWT 模式則幾乎重疊，而 Realizable k- ϵ EWT 模式於 $y/D_m = -0.3$ 處的溫度曲線與實驗較為接近，但實驗於 $y/D_m < -0.3$ 處溫度

上升幅度較大，此仍兩種紊流模式皆無法觀察到的。圖 3-10、圖 3-11 為 $z/D_m=0.5$ 處垂直線(y 軸)上 z 方向和 y 方向的速度分佈，實驗的 V_z^* 於 $y/D_m=-0.15$ 處有峰值，表示其為支管流的上方邊緣通過處。兩種紊流模式與實驗在 V_z^* 值上相當相似，但於下方近壁處略有些許差異，實驗中下方近壁處的反向速度較大，渦流較明顯，此可能為實驗近壁處溫度較高的原因。而 V_y^* 部份，於 $y/D_m<-0.3$ 處有較大的差異。實驗值低於紊流模型。圖 3-12 為 $z/D_m=1.0$ 處 xy 截面之溫度分佈，Realizable k- ϵ SWF 模式仍有較好的混合情況。圖 3-13 為 $z/D_m=1.0$ 處 y 軸之溫度分佈，發現實驗於此處的溫度分佈反而與 Realizable k- ϵ SWF 模式較為相像，混和效果較 $z/D_m=0.5$ 處好，且與其他紊流模式有著較為顯著的差異。圖 3-14、圖 3-15 為 $z/D_m=1.0$ 處垂直線(y 軸)上 z 方向和 y 方向的速度分佈，在 V_y^* 部份，實驗於 $y/D_m<0$ 有負值的產生，這曲線則是紊流模型所沒觀察到的，在實驗中流體往下方管壁流，使得溫度的混合情形與 Realizable k- ϵ SWF 模式相似。

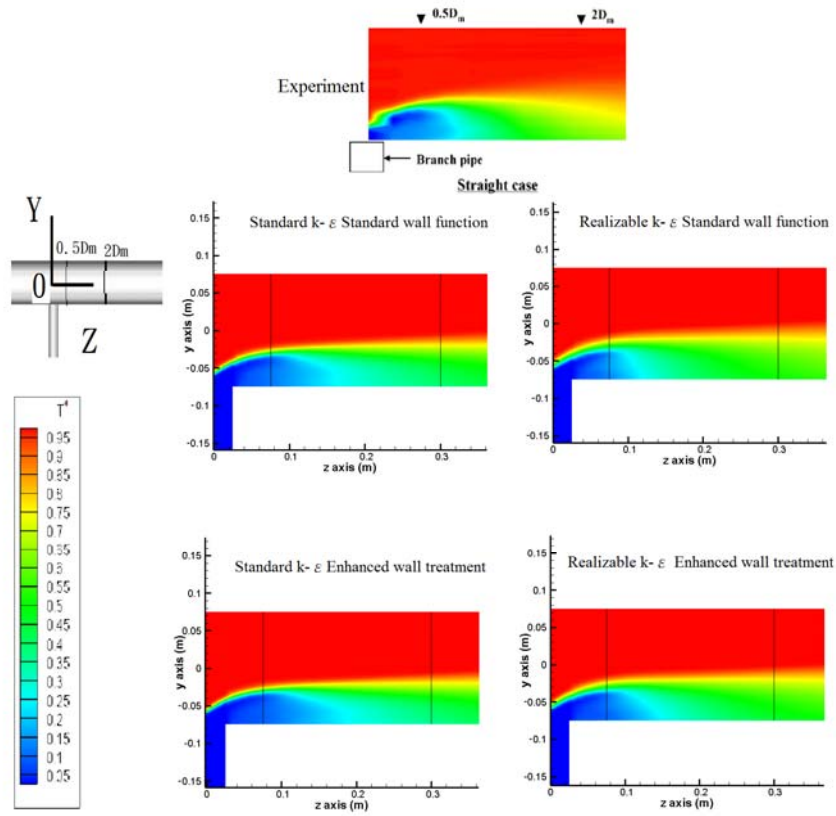


圖 3-7 實驗與兩種紊流模式的 yz 截面之溫度分佈

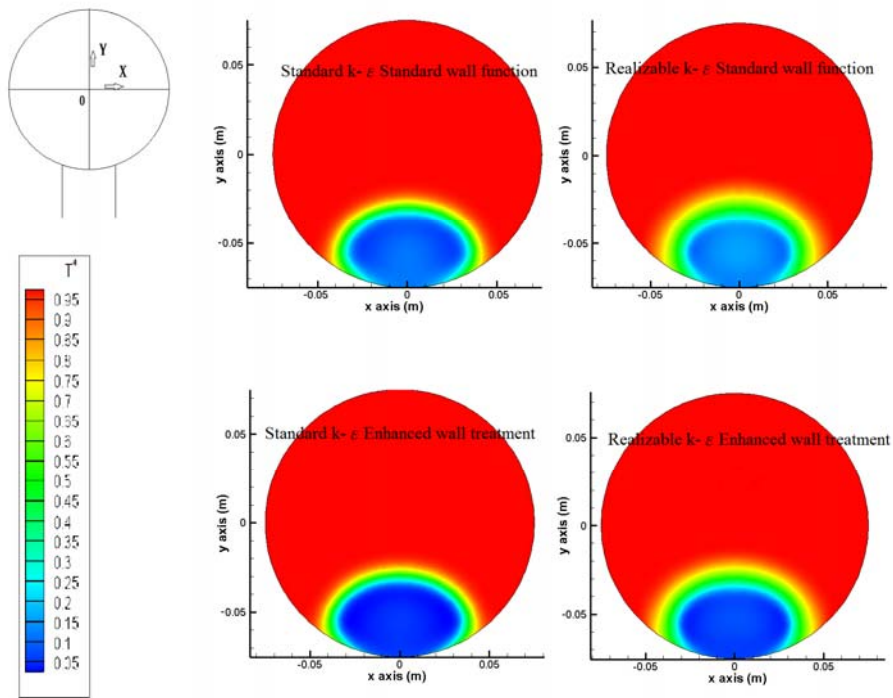


圖 3-8 $z/D_m=0.5$ 處 xy 截面之溫度分佈

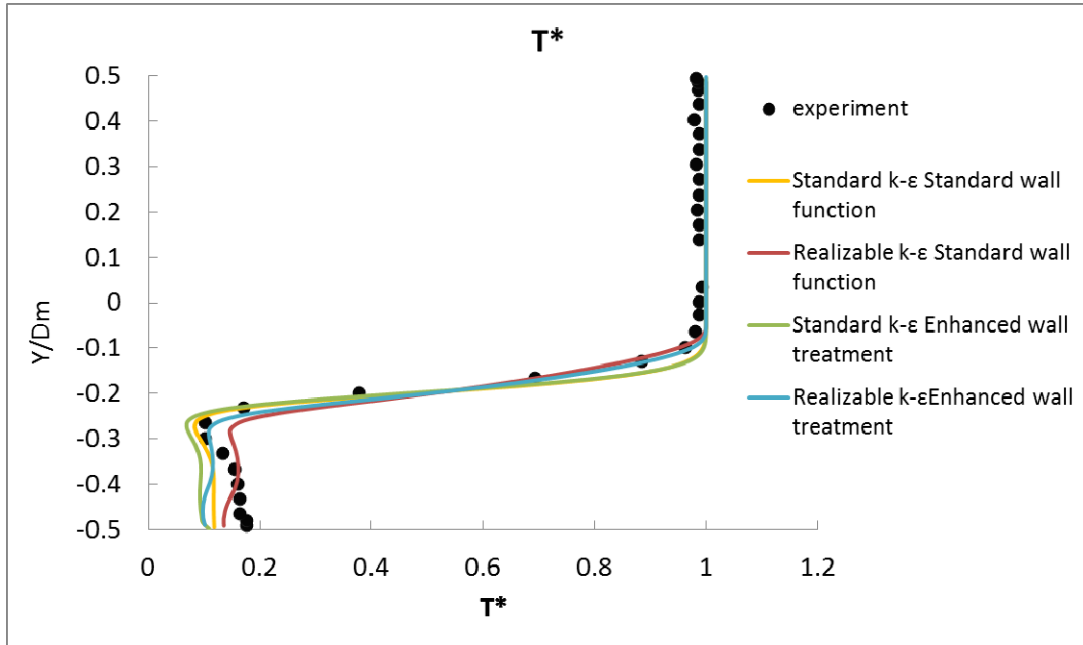


圖 3-9 $z/D_m=0.5$ 處 y 軸之溫度分佈

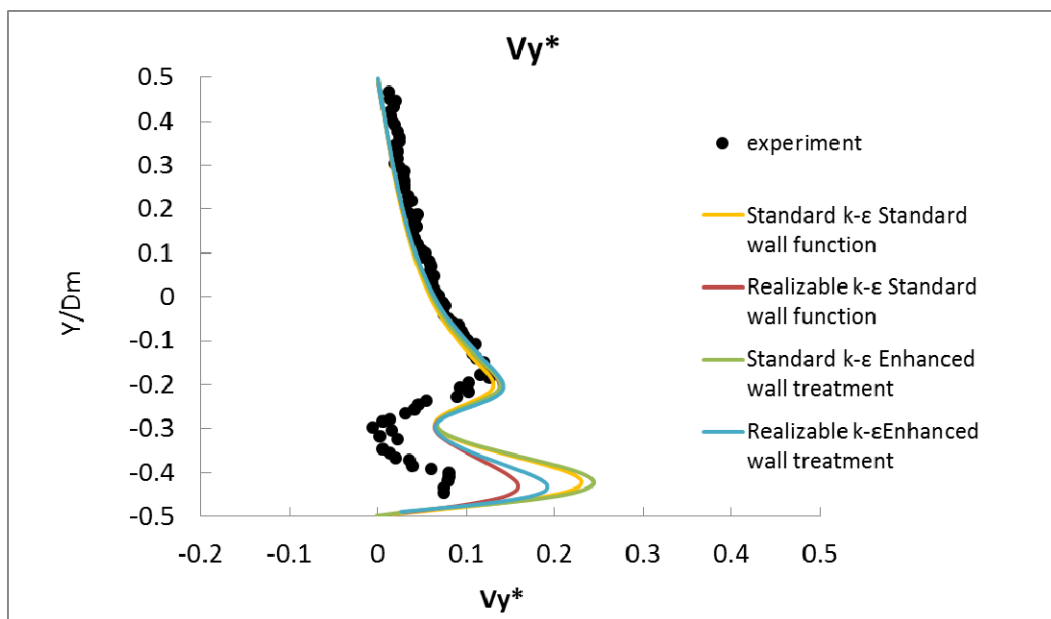


圖 3-10 $z/D_m=0.5$ 處 y 軸之 z 方向速度分佈

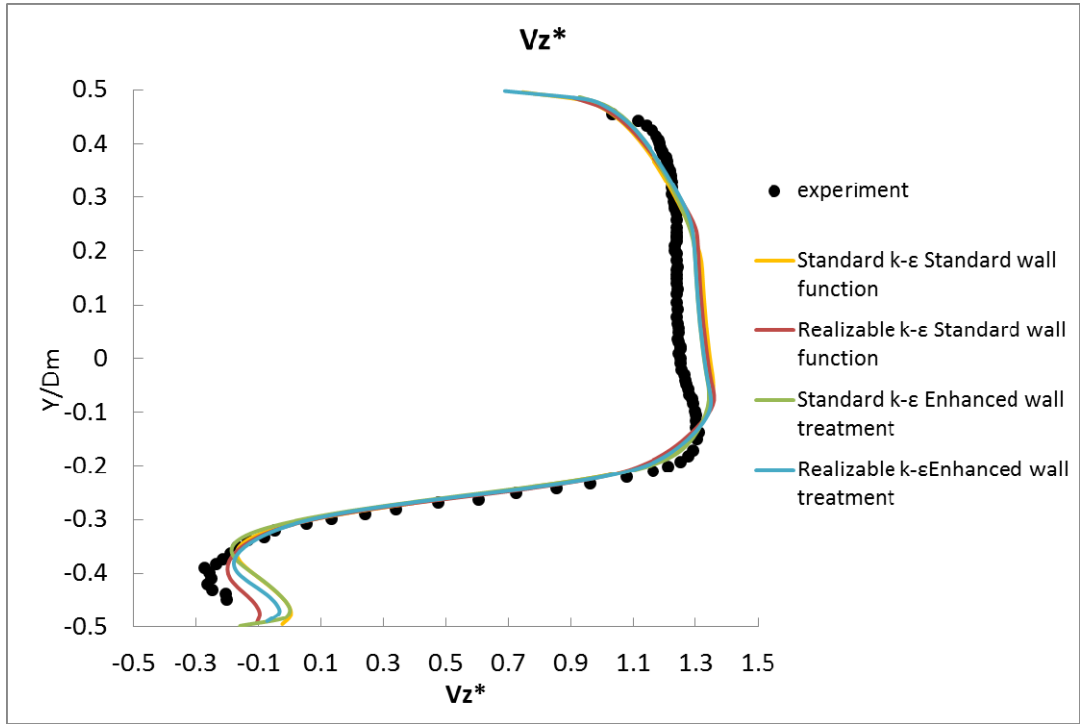


圖 3-11 $z/D_m=0.5$ 處 y 軸之 y 方向速度分佈

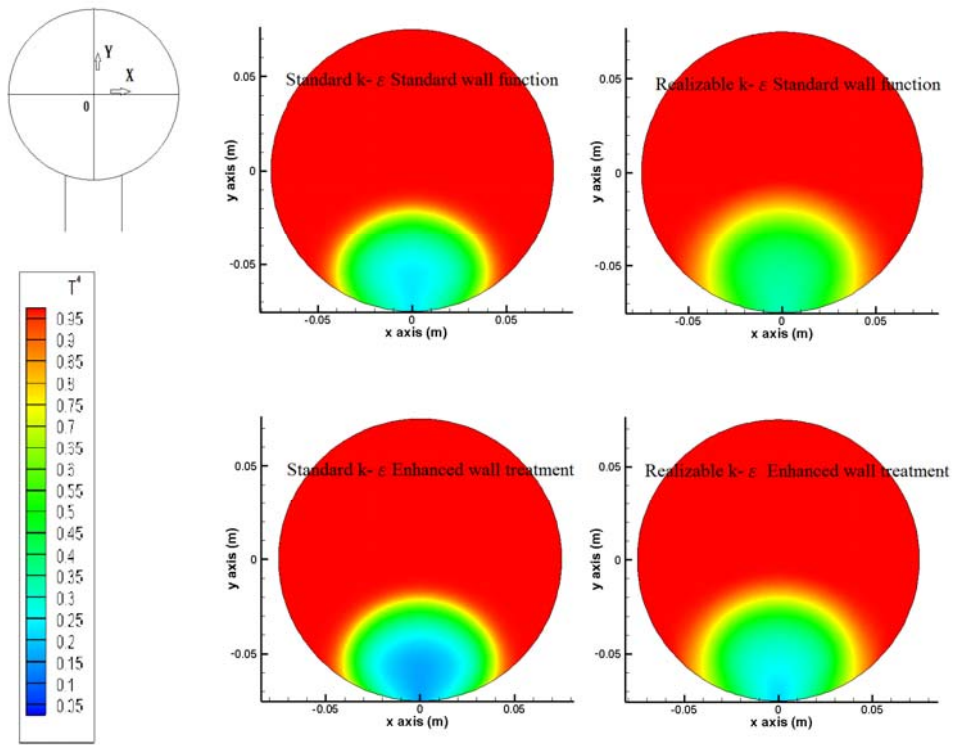


圖 3-12 $z/D_m=1.0$ 處 xy 截面之溫度分佈

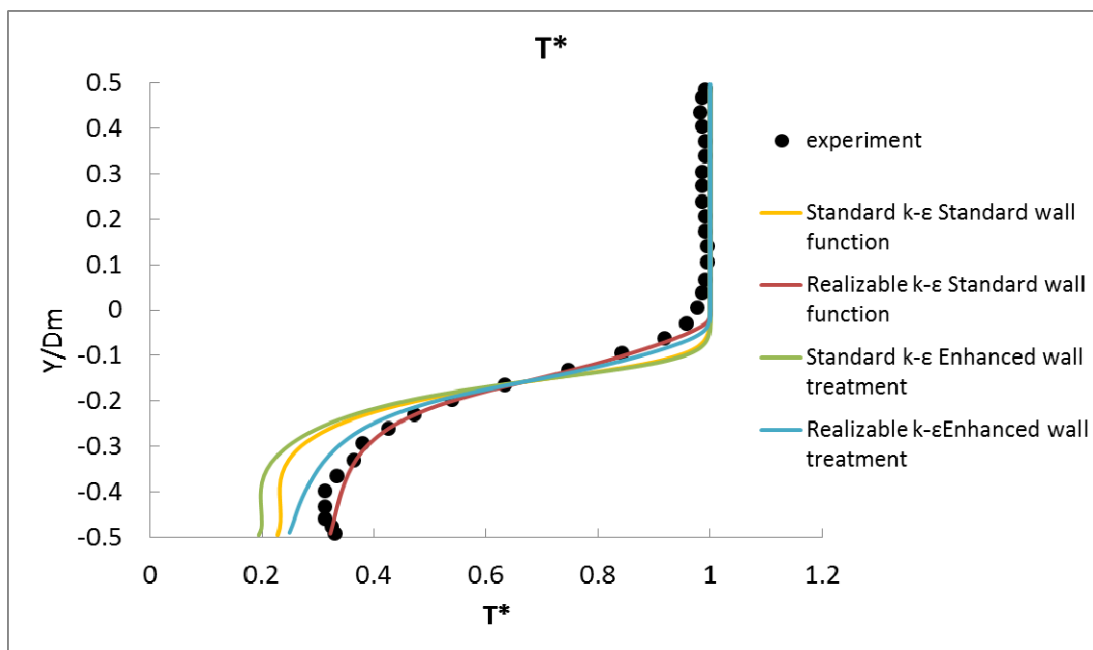


圖 3-13 $z/D_m=1.0$ 處 y 軸之溫度分佈

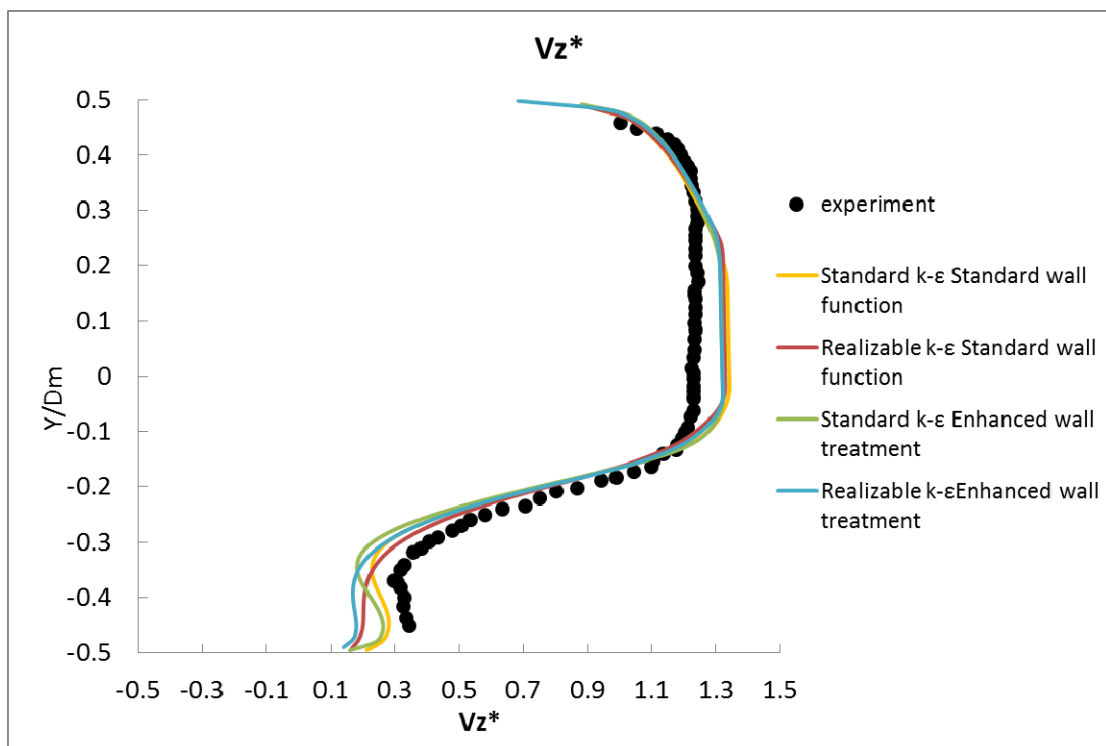


圖 3-14 $z/D_m=1.0$ 處 y 軸之 z 方向速度分佈

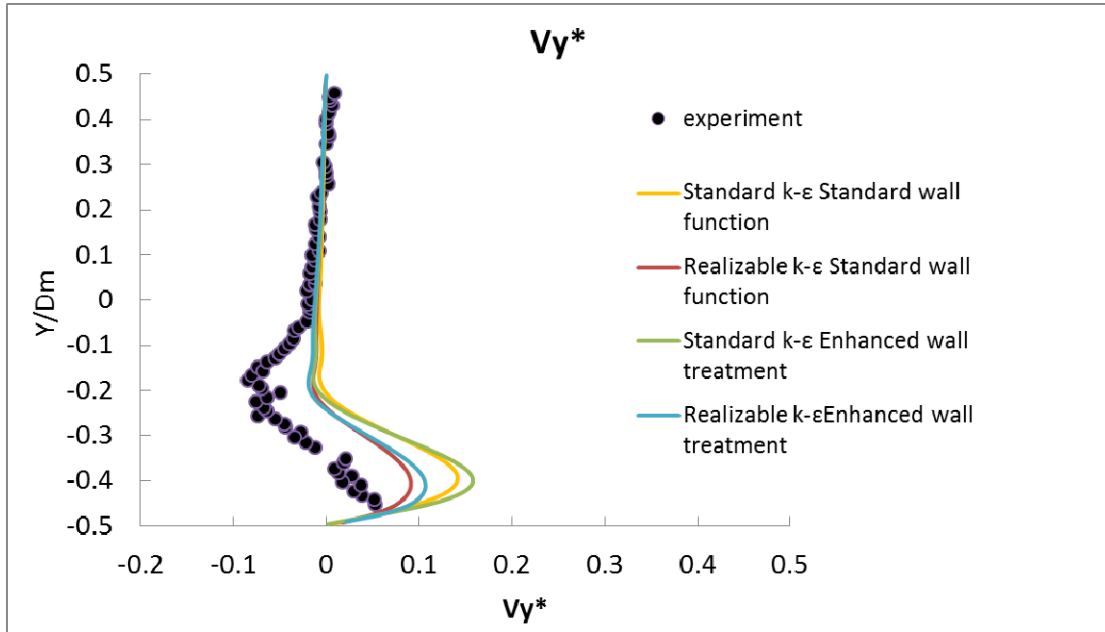


圖 3-15 $z/D_m=1.0$ 處 y 軸之 y 方向速度分佈

3. 小結

本研究是使用計算流體力學方式，以不同的紊流模型進行 T 型管內混合情形模擬分析。經計算結果與實驗數據比對後，可發現於 T 型混合處附近($z/D_m=0.5$)，實驗的溫度分佈與 Realizable k- ϵ EWT 模式較為相似，其中四種模型中，Realizable k- ϵ SWF 模式與其他三種差異最大。而在 T 型混合較遠處($z/D_m=1.0$)，實驗的溫度分佈則與 Realizable k- ϵ SWF 模式最為相似，混合情形較像。而不論何處， z 方向速度分佈彼此差距很小。而實驗中 y 方向速度於 T 型混合處附近($z/D_m=0.5$)，皆為正值，與 z 方向速度相比，並不會對整體混合有明顯影響，而在 T 型混合較遠處($z/D_m=1.0$)，有負值的產生，幫助下方靠近管壁處流體的混合，使混合效果提升，溫度分佈近似 Realizable k- ϵ SWF 模似。本研究發現，實驗在 T 型混合

處附近($z/D_m=0.5$)，與 Realizable $k-\varepsilon$ EWT 模式進行溫度和速度分佈預測結果相近；而在 T 型混合較遠處($z/D_m=1.0$)，實驗則與 Realizable $k-\varepsilon$ SWF 模式預測結果相近。

(二) T 型管模擬驗證之案例二

本案例在 T 型管的幾何形狀上與案例一不同，其主管與支管的直徑相差較大，以電廠內部設計來看，在 PWR 中之冷端環路與緊急爐心冷卻系統(ECCS)間的管路系統，即為此類之 T 型管幾何形狀。因此，案例二以不同之 RANS-based 紊流模式(Standard $k-\varepsilon$ 、Realizable $k-\varepsilon$ 、SST $k-\omega$ 、 v^2f)進行 T 型管之冷熱水流與混合之流動特性分析，並藉由探討不同紊流模式下所模擬之混合流動與溫度分布的差異性，以及分析不同紊流模式下之動能與耗散能量計算，對於 T 型管中不同溫度量測位置的影響程度，並與實驗所得之溫度分布進行驗證分析，藉由分析來比較在 RANS 紊流模式中的不同紊流模型，與較接近符合實驗值之紊流模型作細部分析及探討，以便之後可利於在相同尺寸下的 T 型管可使用此紊流模型做先行測試並找出趨勢，而有利於更深入之研究。

1. 幾何形狀與邊界條件

本研究所採用之幾何模型係以Chen等人[54]自行開發設計之T型管作為CFD模擬分析之模型依據，其垂直軸為直徑2.1公分、長度為120公分之圓柱。水平軸為直徑20.8公分、長度300公分之圓柱，如圖3-16所示為實驗設置與

模擬之幾何形狀，表1所示為T型管尺寸與邊界條件。圖3-16(a)與2-16(b)分別為實驗測試T型管的照片與CFD計算域之幾何形狀，熱水是在水平主管內流動，而冷水則是從垂直支管上方注入。在模擬的邊界條件設定方面，主管與支管的入口則係以均勻分布之速度與溫度進入T型管，而主管出口則是以壓力為邊界條件。此外，假設壁面為光滑平面、無滑移(No-slip)之邊界條件。

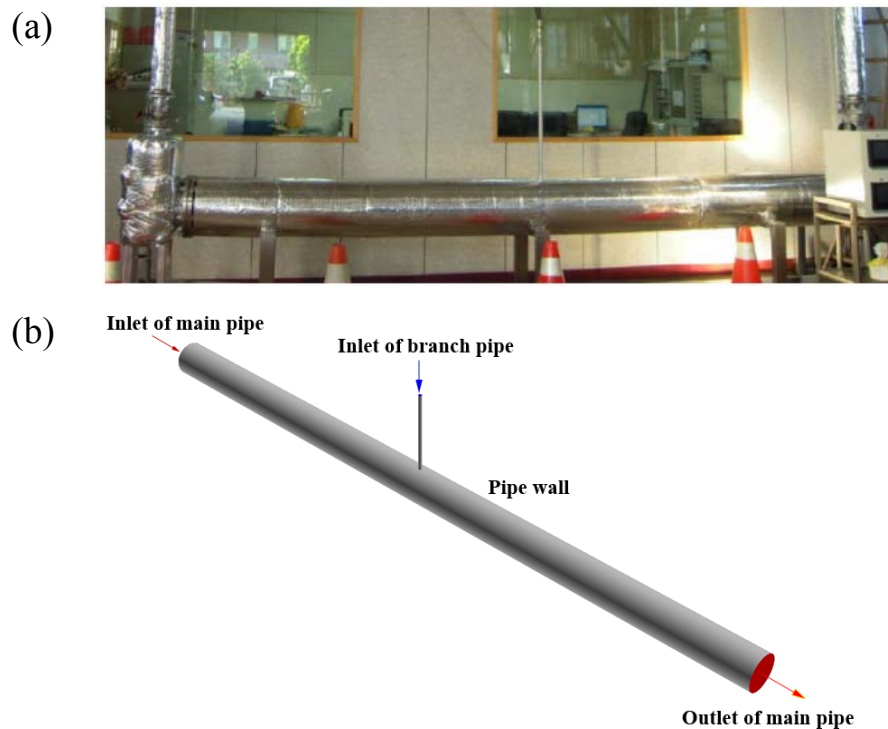


圖 3-16 幾何模型

表 3-1 T 型管之幾何形狀與邊界條件

d(cm)	D(cm)	Q_b (L/min)	Q_m (L/min)	T_b (°C)	T_m (°C)
2.1	20.8	30	200/400	20	90

統御方程式係為非線性之偏微分方程式，其必須以有

限差分形式離散成代數方程組進行計算求解。此案例是以二階上風法(second-order upwind scheme)來處理偏微分方程組的對流項，並以SIMPLE法求解速度壓力耦合項，並以多重網格法(Algebraic MultiGrid, AMG)來求解有限微分之聯立方程組。圖3-17為網格設計圖，其是從3D視圖、支管垂直方向俯視圖以及主管水平方向之截面。在靠近冷熱水混和交界處，其流動現象較為複雜且於底部有回流現象，且因為支管與主管間有相當比例的管徑差異，因此計算之溫度、速度以及梯度的變化需要更為細緻的網格進行準確地計算模擬。在遠離混和複雜之交界區域，如接近入口與出口處，因其二次流動現象與變動情形影響較小，為節省計算成本則採用較為粗糙之網格，所以總網格數為2,350,000。

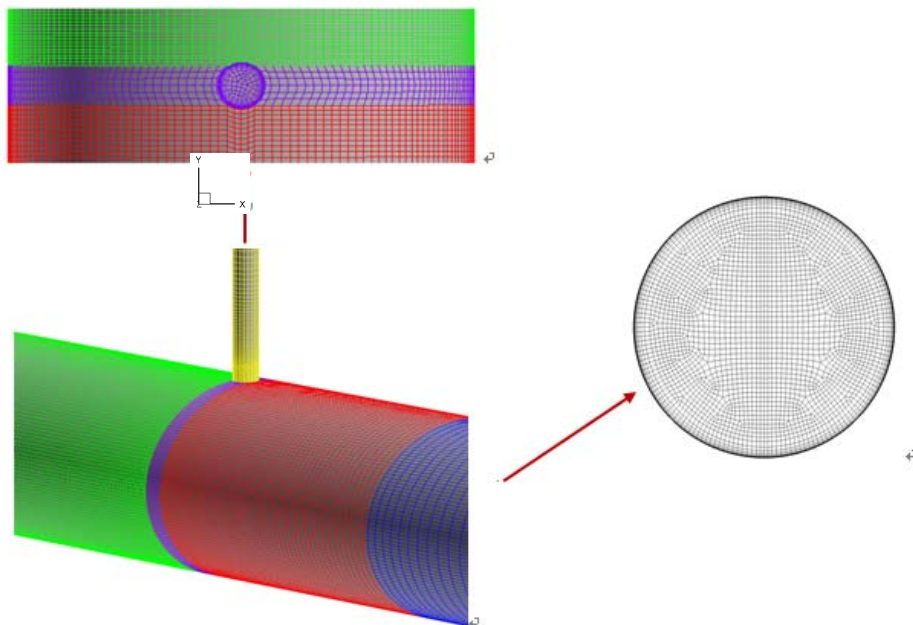


圖 3-17 網格分析

2. 數值處理

依據BPGs的規範[6]，本研究以SST k-w之紊流模式針對不同網格尺寸[1.8 (coarse), 2.35 (standard), and 3.1 (fine) million cells]進行網格不準度分析評估。ASME V&V [23]在網格不準度規範指出，網格誤差的判斷係以有效網格精細比為主，其比例值約為1.3，本研究在網格設計上亦遵循此規範。經計算驗證，在網格收斂指標方面，局部最大流速與溫度分別為1.2%與1.7%，皆在允許之範圍值(1.4%與2.0%)內。因此，後續的網格分布即以此為基礎進行計算分析。此外，迭代計算的殘差值設定在 10^{-6} 以上，因此在誤差判斷上是可接受的範圍，並是以BPGs規範所執行。

3. 結果與討論

在計算過程中之殘差值(residual values)分布情形及收斂情況，可以發現 RANS 的紊流模式之計算較快達到收斂，亦為 T 型管內流動與溫度分部已趨於穩態情況。質量流率(mass flow rate)隨計算的迭代次數而變化，其可判斷計算是否達到收斂，當收斂時在其入口與出口間的質量流率能達成質量守恆的條件。因此，本研究在進行不同紊流模式計算模擬時，除了根據殘差值的大小之外，皆以出入口的質量流率變化作為佐證與判斷整體計算結果是否已達收斂。當此殘差值與質量流率變化達到收斂後，各物理變化值如速度、溫度等已呈現穩定狀態；亦或出入口間之質量流率變化振盪幅度降低至一定的程度，其溫度分布的變化

趨勢亦較為準確與結果收斂。

以下係採用無因次的流量比與溫度比來探討不同紊流模式間混合情況及冷熱水的流動現象，並探討在支管與主管交接位置附近-0.5D、0D、1D、2D 之不同距離下溫度分布情形及冷熱水混合後的流線走向。以下為採用無因次的流量比與溫度比之定義。

$$U^* = \frac{U - U_{\min}}{U_{\max} - U_{\min}} \quad (3-1)$$

其中，

U 為 local flow rate from branch pipe

U_{max} 為 flow rate at entrance of branch pipe

U_{min} 為 flow rate at entrance of main pipe

$$T^* = \frac{T - T_{bi}}{T_{mi} - T_{bi}} \quad (3-2)$$

T 為 local temperature

T_{bi} 為 temperature of inlet of branch pipe

T_{mi} 為 temperature of inlet of main pipe

圖3-18是利用不同紊流模式，在支管/主管流量比為30 (L/min)/200 (L/min)時，其冷熱水混合後的流線趨勢。圖中可清楚發現在T型管混合處的上游部分，所有的紊流模式皆會有回流的情形。此回流的範圍根據不同的紊流模式有些微的差異，其對於T型管混合區的上游段可能會影響溫度分布，尤其是主管之底部近壁處。

由圖3-18中 3D的冷熱水流動的方式，從軸向觀察可明

顯看出不同模型中產生二次流的密度或強度，在此圖發現在Standard k- ϵ 中的流動多集中於遠離管壁有一定距離的位置，接近管壁處溫度較低混合效果較差，可能是因Standard k- ϵ model是使用wall function來計算，對於近壁區中的模擬效果較差而導致此現象。

此外，在圖中亦顯示冷熱水混合範圍及主管之下游段，不同的紊流模式其流線與溫度分布之差異性。此外，從圖中的結果可發現，採用v2f紊流模式的混合範圍相較於其他紊流模式要來得大。

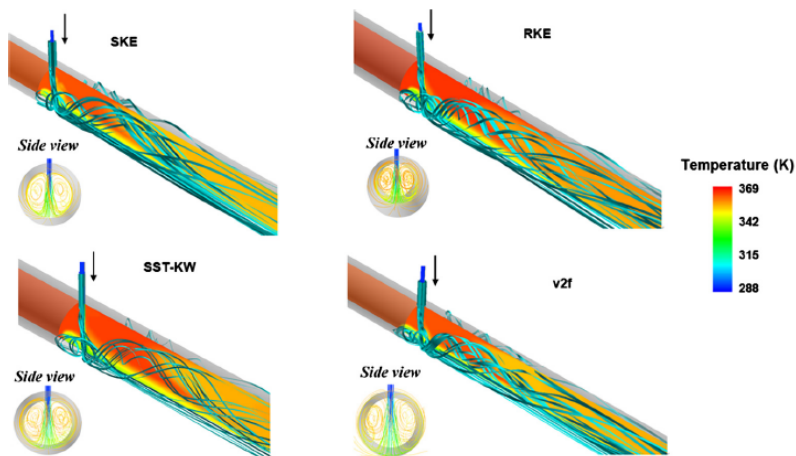


圖 3-18 不同紊流模式之流線分布

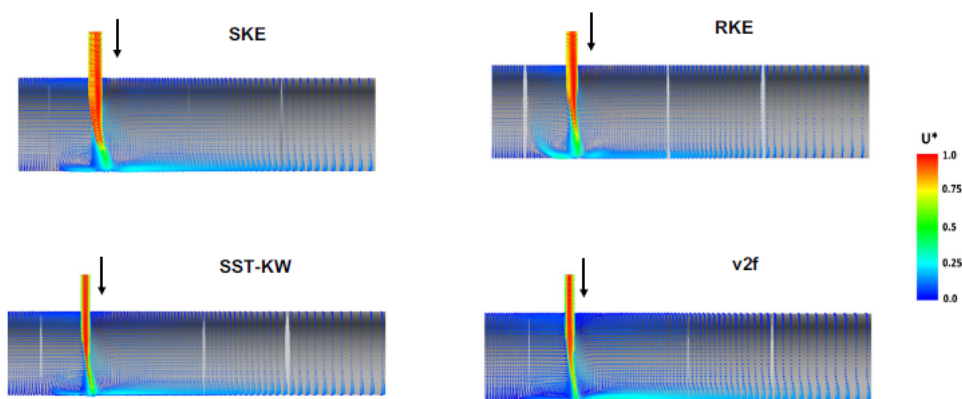


圖 3-19 不同紊流模式之速度分布

圖3-19是流體無因次化之流速 U^* 於管側之2D平面分

布，圖中明顯可發現由支管注入至冷熱水混合區域的冷水，會有部分回流至主管之上游區域，其他部分的水則沿著主管底部往下游處流動。且僅有v2f紊流模式因回流範圍較大，則影響了 $x=-5D$ 管壁底部的溫度。從圖3-20至圖3-23則可以發現，在 $x=-5d$ 時，僅v2f紊流模式所計算的溫度分布是有影響的，且與實驗數據比對時較為符合。

圖 3-20~23 為不同紊流模式下，無因次溫度 T^* 於管側之 2D 平面分布。其中，上半部的圖為從管側視角觀測之溫度分度，下半度的圖則為在不同主管之截面溫度分布， $x=-0.5d, 0d, 10d, 20d$ 。此外，下半部圖的左側為在主管截面之實驗量測點位置，而右側則為主管在實驗量測之截面位置。從圖中可知，除了 v2f 紊流模式計算得之回流位置範圍較大外，二次流(secondary flow) 現象在熱混合方面扮演相當重要的角色，尤其是當 $x=10d$ 和 $20d$ 的位置時，可以發現其分布顯示為綠色。亦即表示其混合的情況較佳，且從圖 3-18 的流線分布亦可發現其混合狀態。從 T 型管混合區的下游處可以發現冷熱水的層化現象，其主要是因為較低密度的熱水會累積在主管的上半部區域，而較高密度的冷水則會集中在主管的底側。然而，於位置 8 之熱電耦溫度，CFD 計算結果與實驗量測值有所不同，可以發現計算所得之冷水會集中於主管底部近壁處，不同的紊流模式皆有同樣的特性，如圖 3-21~3-23 所示。

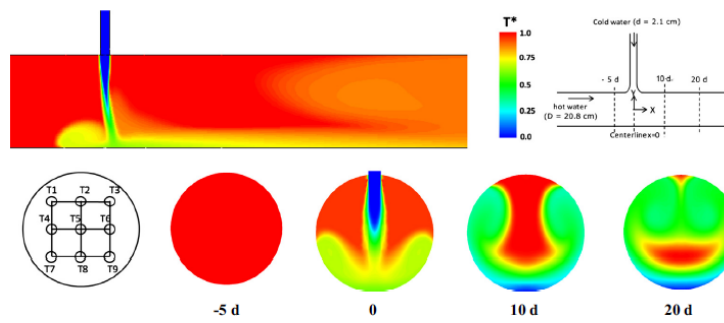


圖 3-20 STK 紊流模式之溫度分布

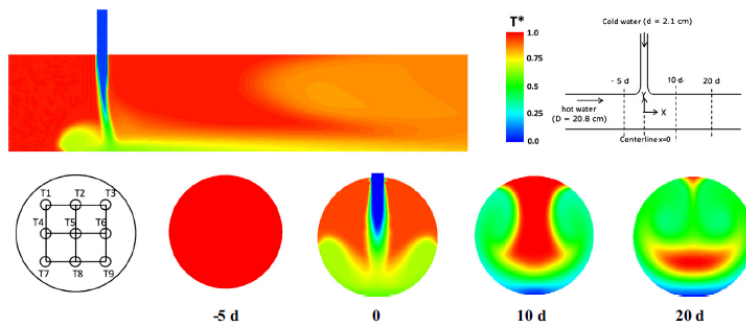


圖 3-21 RKE 紊流模式之溫度分布

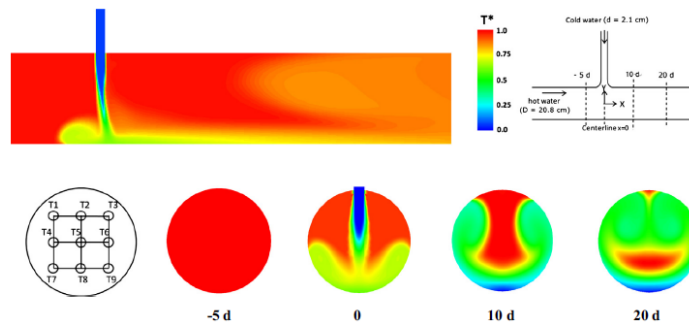


圖 3-22 RSM 紊流模式之溫度分布

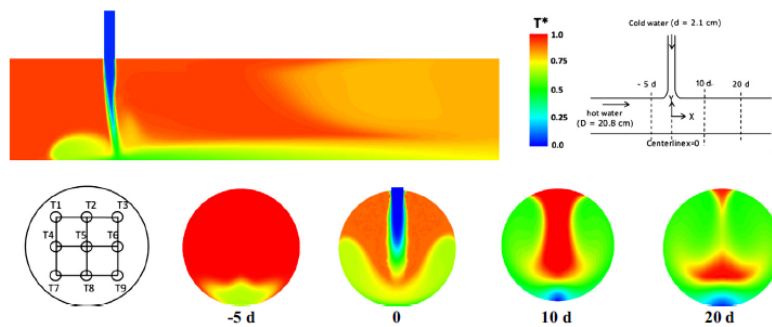


圖 3-23 v2f 紊流模式之溫度分布

從不同紊流模式的角度並細部來看，由圖 3-19~圖 3-23 對照可看出不同紊流模型中冷水注入主管中回流之效果及範圍。使用 Standard $k-\varepsilon$ 從圖 3-19 中可觀察到有回流現象發生，沿主管下部區域流動其影響範圍至 $-0.4D$ 左右，也可在圖 3-20 中從溫度變化中看出此現象。使用 Realizable $k-\varepsilon$ 從圖 3-19 中可看出冷水由支管進入主管並衝至主管底部，在回流部分有反彈現象發生，碰觸到管壁後慢慢地回流有向上流動的趨勢，冷水影響範圍約到 $-0.4D$ 附近但高度較廣，搭配圖 3-21 觀察溫度變化，可推斷此模型回流現象之強度較明顯。使用 SST $k-\omega$ 可從圖 3-19 中得出也有回流現象發生，但相較於其他紊流模式也有相同趨勢發生，而影響範圍也約至 $-0.4D$ 左右。

接著來觀察從支管進入主管中未與熱水混合之冷水之流向，在使用 Standard $k-\varepsilon$ 從圖 3-19 中可觀察距離主管下管壁 $0.5D$ 左右，從支管進來的脈衝流有明顯的偏折現象發生，此現象符合物理意義。使用 Realizable $k-\varepsilon$ 從圖 3-19 中發現有相同的偏折現象出現，但偏折角度較圖 STK 小，其偏折不明顯；使用 SST $k-\omega$ 可從圖 3-19 中得知其偏折率更小，僅有微幅改變。此外，圖 3-19 從截面中觀察可發現不同模型中對於在底層達質傳平衡中距離不同，使用 Standard $k-\varepsilon$ 距離較長，但影響高度有些微差距；而 Realizable $k-\varepsilon$ 、SST $k-\omega$ 距離較短，可藉此看出不同模型在最底層中欲達到完全混合所需距離也不同。從圖 3-20~圖 3-23 來看，比較在管徑中上半部分混合效果較佳，而

比較不同紊流模型可發現於此部分之混合，能達到幾乎完全混合及為溫度變化不大之區域，其差異性不明顯。

圖 3-24 為在 $x=0d$ 處，支管與主管流量比(Q_b/Q_m)為 30/200 時，模擬計算之結果與實驗數據比對。虛線為模擬計算所得之結果，其是延著 T1/4/7 三點(實驗量測點)形成的線；而實線亦為模擬計算所得之結果，其是沿著主管中間所形成的線，包含了實驗量測點 T2/5/8。根據圖 3-20~2-23 在 $x=0$ 處時所計算之溫度分布，冷水注入至 T 型管之混合區時並未與熱水混合，直到冷水注入至主管直徑高度的一半才會有混合的現象。其結果顯示，在主管上半部所計算之水溫會低於實驗量測值。然而，從 T2/5/8 的實驗數據顯示在靠近 T5(管路中心的位置)的地方會有冷熱水混合現象，其會導致近 T5 位置計算的溫度值較實驗數據來得低。而所有紊流模式的計算結果皆會有此類的趨勢。此外，冷水注入至主管底部時，會與主管的熱水混合，並環繞至主管的兩側位置，從圖 3-18 的流線趨勢即可證明此現象。因此，會導致沿著主管左側 T1/4/7 垂直線的溫度分布更均勻。目前這些紊流模式皆會在此區域高估溫度的變化，不過採用 v2f 的紊流模式相較之下，其溫差值 12°C 會更接近於實驗數據 8°C ，SKE、RKE、SST-kW 的溫差值分別為 16°C 、 21°C 、 18°C 。

圖 3-25 為在 $x=20d$ 處，支管與主管流量比(Q_b/Q_m)為 30/200 時，模擬計算之結果與實驗數據比對。從圖 3-19 不同紊流模式計算所得之流體向量趨勢來看，混合後的流體

會沿著主管的底部區域流向下游，而有部分流體會沿著主管上側區域有回流的現象。因此，在主管截面的垂直方向的溫度變化是呈現搖擺的情形。這樣的溫度變化情形無法在實驗數據上呈現，因此藉由 CFD 的計算分析則可以清楚發現這樣的流況。此外，CFD 計算從主管底部向上約 1/4 直徑高度附近的熱區域時，其實質上屬於未混合之熱水。同樣的在主管底部的冷區域，由支管來的冷水在此區域時並未與熱水充分混合。這些模擬的流動現象對於實驗在描述熱混合時的現象會有正面的幫助。

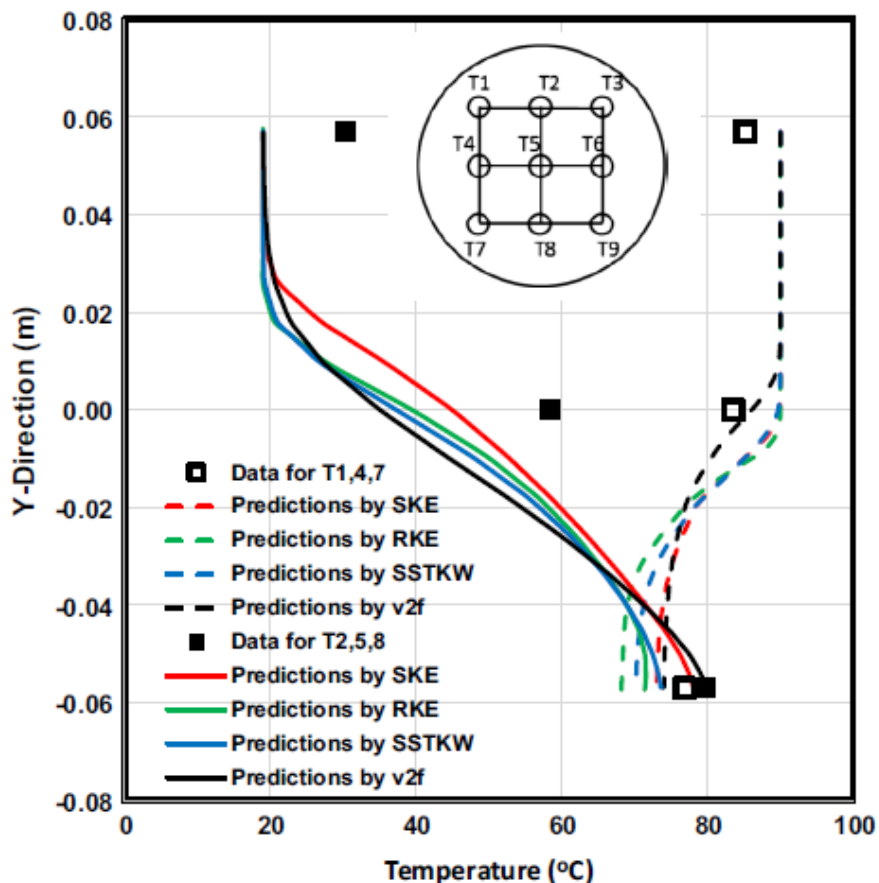


圖 3-24 在 $x=0d$ 時實驗與計算之溫度分布比較

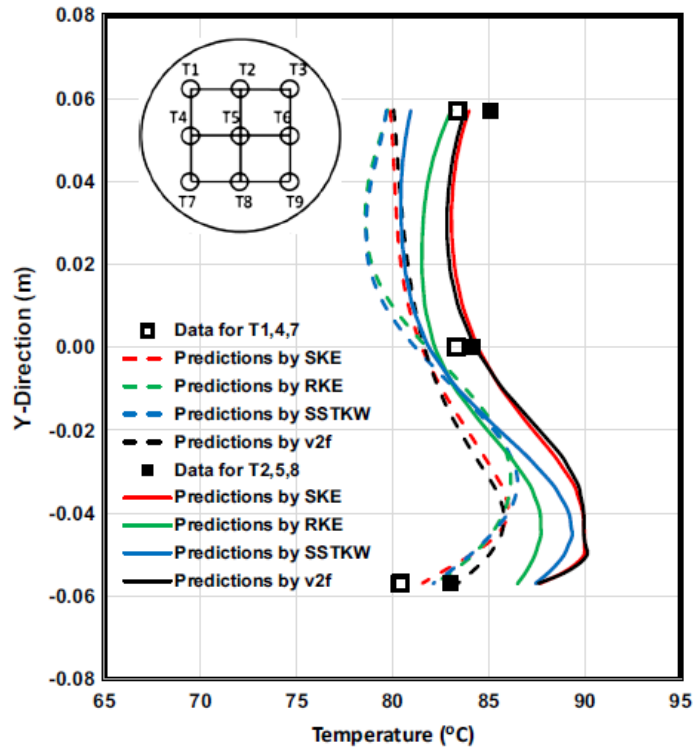


圖 3-25 在 $x=20d$ 時實驗與計算之溫度分布比較

如上述之實驗與模擬驗證是基於冷熱水流量比在 $Q_b/Q_m = 30/200$ 下所執行，若僅增加主管的流量則等於相對的降低支管流量，其回流的特性與現象亦會降低。圖 3-26 則是熱水流量提升，使其冷熱水流量比設定在 $Q_b/Q_m = 30/400$ 時進行 CFD 之驗證。由於這部分是觀察熱水量提升的影響，因此僅就 RKE 紊流模式進行分析探討。藉由圖 3-17、3-19 與 3-26 相互比較來看，回流的現象因熱水流量的提高而變小。圖 3-27 為在 $x=0d$ 處，支管與主管流量比 (Q_b/Q_m) 為 $30/400$ 時，模擬計算之結果與實驗數據比對。

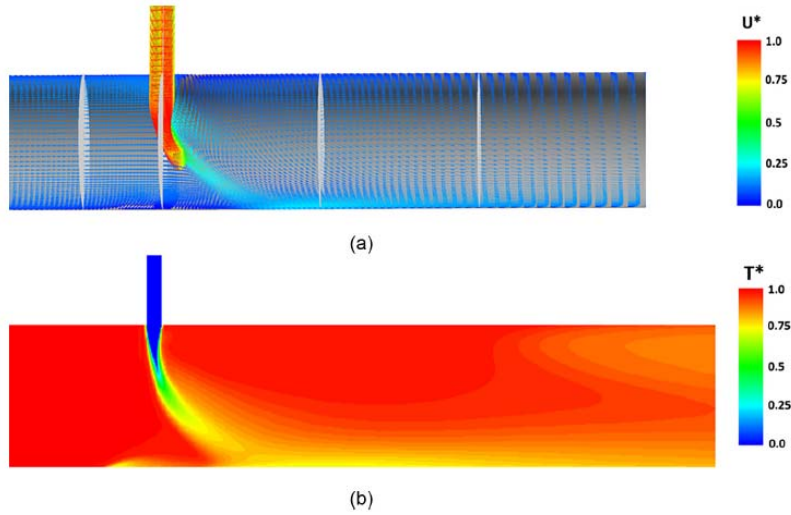


圖 3-26 RKE 紊流模式之速度與溫度圖

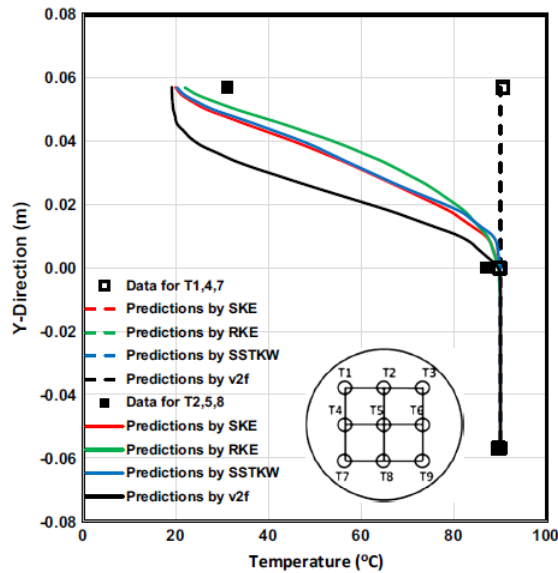


圖 3-27 在 $x=0d$ 時實驗與計算之溫度分布比較

圖 3-28 為在 $x=20d$ 處，支管與主管流量比(Q_b/Q_m)為 30/400 時，模擬計算之結果與實驗數據比對。提高主管的熱水流量，其在主管內會從支管來的冷水往下游帶走，並減少會在主管上方有回流的流體量。因此，在流量比為 30/400 時，量測點 T1 和 T2 所呈現的溫度值會高於流量比

為 30/200 時的條件。這流動特性與冷熱混合的現象可藉由圖 3-26 所模擬的趨勢來了解。此外，經由實驗數據與模擬分析比對，可以發現到採用 RKE 紊流模式在流量比為 30/400 時，其結果趨勢會與實驗結果符合，與實驗間的最大誤差約為 10%，而其他紊流模式則約為 35%，如圖 3-29 所示。

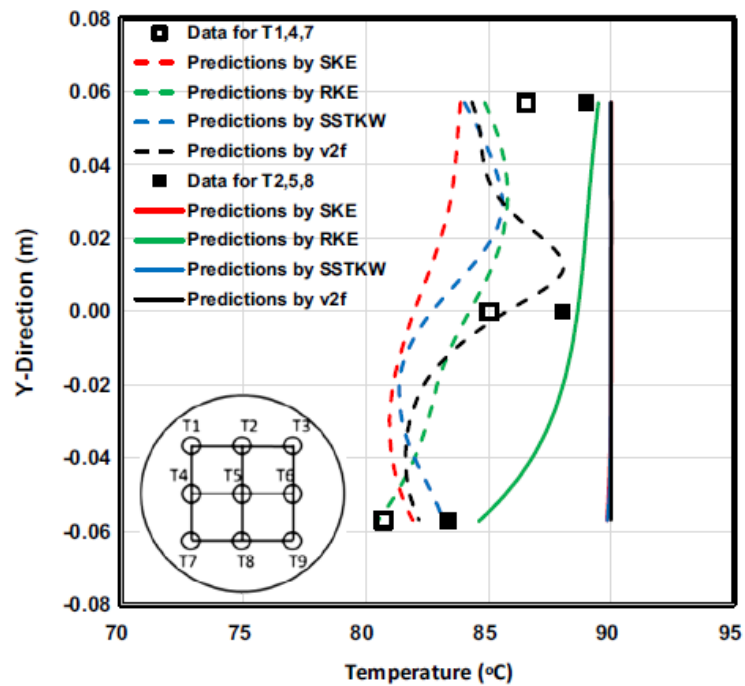


圖 3-28 在 $x=20d$ 時實驗與計算之溫度分布比較

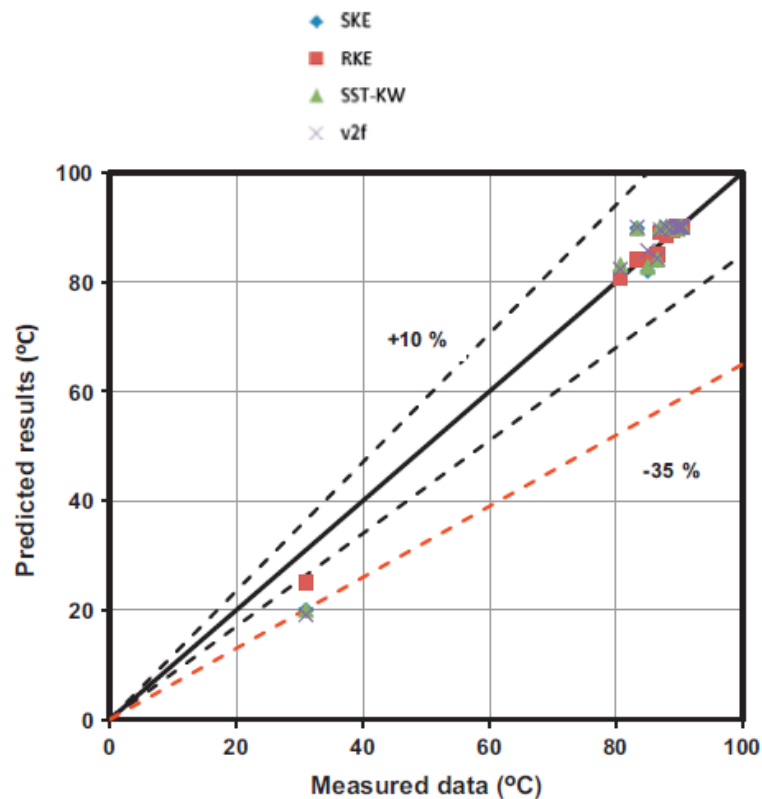


圖 3-29 不同紊流模式下溫度於實驗與模擬之比對

4. 小結

然而 T 型管中雖為簡單的幾何配置但在其中之熱水冷水混合流現象事實上已超過基本紊流理論模式的適用範圍，對於複雜的二次流動、分離流、近壁變化梯度的特性等較難以準確預測其實際之現象與趨勢，若想了解細節必須使用複雜的 CFD 模型，而本研究想使用 RANS 之紊流模型找出趨勢極適用性分析。在本次分析中可發現：

- ✓ Standard k- ϵ model 由於計算方式較簡單，但仍可看出大範圍的溫度分布，但在有二次流或渦流等處效果明顯不佳。
- ✓ RKE model 基本上 SST k- ω model 在此次研究中十分相

近，在管壁及混合區效果皆比 Standard k- ϵ model 佳。

- ✓ 在本次研究中，實驗數據在 1D、4D、9D 不同位置且不同高度下，不同紊流模型各有其優缺點，RKE 在支管較低速流下與實驗值有較好的趨勢，v2f 則在支管較高速流下與實驗值有較好的趨勢，且混合範圍較廣。

因此，在 steady state 下，以 RANS-based 的紊流模式所計算得的結果仍會有一定準確度，而 RKE model 相較下有較符合實驗數據的表現，並與實驗數據比對後可得知，雖無法完整精準模擬但有相當程度上的可靠度於分析溫度分布之趨勢。

二、 壓熱震(Pressurized Thermal Shock, PTS)

於正常運轉情況下，壓水式反應器 (Pressurized Water Reactor, PWR)是會依據 10 CFR 50 Appendix G 及 ASME Section III Appendix G，並參考 NRC 之溫-壓限值[57]準則，考慮不同之升溫率與降溫率(最大為 100°F/hr)，訂定壓力-溫度限制曲線，並納入運轉技術規範中，正常運轉時，須在運轉技術規範要求之壓力-溫度限制曲線範圍內運轉，以維持反應爐壓力槽之完整性。以核三廠為例，正常運轉時之冷端進口壓力約為 15.2Mpa，而冷卻水溫度則約為 290°C 左右，於此運轉條件下，考慮升溫率與降溫率(最大為 100°F/hr)過程，壓力槽壁所承受之合應力(包括壓力張應力、殘留應力與熱應力)是低於設計限值，且所造成的壓力槽變形量亦未超過該材料於此運轉溫度下之彈性變形限值內。然而，當事故、暫態發生而造成 RCS 的快速降溫或是面臨快速加壓暫態時，皆會對壓力槽壁形成應力超出材料限值的壓熱震或因系統溫度過低產生冷過壓現象。其中，二次側破管事件(MSLB)或是 RPV 降流區的冷安全注水機制，皆會造成冷端環路至降流區爐壁溫度迅速下降而形成冷過壓；反之，事故發生後爐心高壓注水系統啟動時，對壓力槽所造成的快速張應力變化則會形成上述提及壓震效應[58]。

為了確保壓力槽運轉時承受的應力(包含 RCS 張應力、元件殘留應力與運轉時的熱應力)低於設計限值，反應器原始設計廠家如西屋公司等，導入了許多嚴謹的美國機械工程師學會的相關設計準則(ASME Code)，如引用 ASME N-588[59]，

N-640[60]，N-641[61]來評估壓力槽之運轉限值，以確保壓力槽具有充足的安全係數。如此，有助於運轉員於緊急狀況下進行系統調控與事故的排除時，即可避免因需要迅速地判斷事件類型並施行相關緊急作業程序(EOP)時，不致忽略了 EOP 對於壓力槽所造成的影響，而導致更嚴重的事故發生的可能性。

近年，由於計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)分析技術的進步，有部分的專家亦採用 CFD 分析技術進行 PTS 事件之分析，以期瞭解事故所造成的熱水流現象對於爐壁所造成的壓熱震效應。其中，Toppila[64]更指出要成功的利用 CFD 模擬 PTS 現象，除了必需妥善的選用商用軟體並配合適當的紊流模式，以掌握事故暫態期間的流場、結構的熱傳現象、流道內的溫度層化(Temperature Stratification)及混合效應外，嚴謹的選用合適的收斂條件亦有助於增進模擬的精確度。

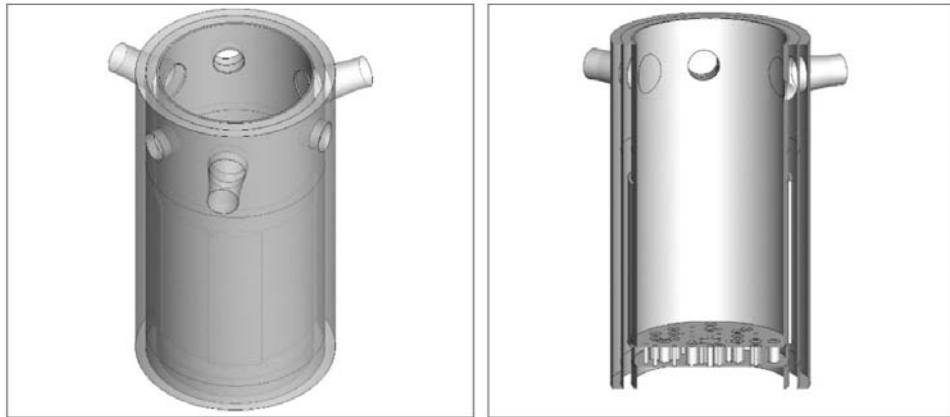
(一) 模型之保守性假設

為確保本研究所建立之 PWR 模型能掌握關鍵之熱水流現象，故於建構模型時即依據 ROCOM 模型中所獲得之經驗來加以建構。此外，為能有效地利用計算資源與提昇分析技術的應用性，本階段的模型建立過程，除了完整考慮了底部繫板等幾何形狀之模式外，亦以快速分析且維持計算保守與準確性，建立了一個省略底部鍛件與爐心底板兩部分之模型進行分析，如圖 3-30。由於省略了部分組件，導致模擬之模型流場狀態和實際可能會有所差異，故

本研究藉由設定適當之流阻值使其出入口壓差達到與實際完整模型相同之流阻現象，而後再進行模擬計算。此外，為了進一步的節省計算資源，上述兩個模式於爐心燃料部分，採用多孔性模式來處置，忽略了其組件之詳細結構並利用流阻設定來表現簡化元件之熱水力特性。而出入口壓差係引用 TRACE 與 RETRAN 等系統程式之分析結果，以藉此計算出合理的流阻係數。

在網格總數量部分，省略爐心燃料組件和底部繫板零件之模型約為 300 萬格點數，僅省略爐心燃料組件之模型約為 950 萬格點數，主要差異區域為底部零件繫板部分。由於格點數和省略部分不同，經過初步的分析後並評估計算資源問題，擇一模型進行後續模擬分析。如圖 3-31 所示，在流速比較方面，整體的流場分布皆具相似。以計算保守性之觀點來看，在圖 3-31 中未具底部焊件之模型所涵蓋之極值上較大，可同時具有保守性與減少計算時間。因此，後續的計算研究主要以未具有底部焊件之模型作為計算基礎。

(a)



(b)

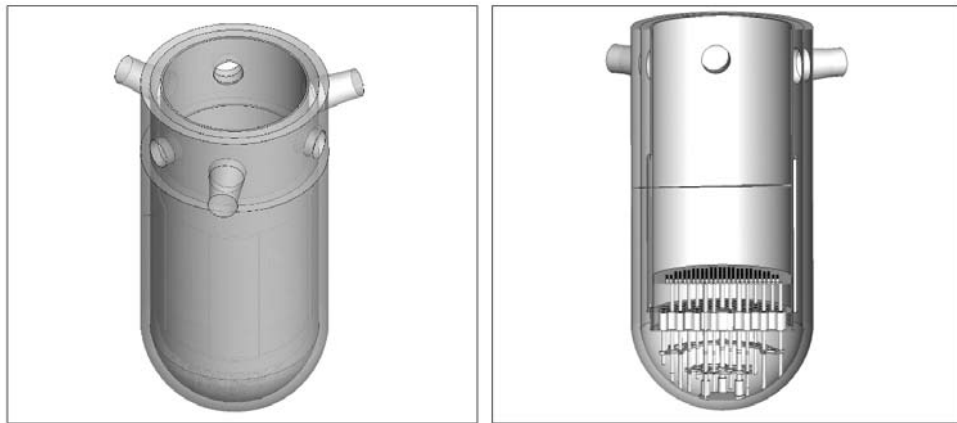


圖 3-30 (a)省略爐心燃料組件和底部繫板零件之模型、(b) 僅省略爐心燃料組件之模型

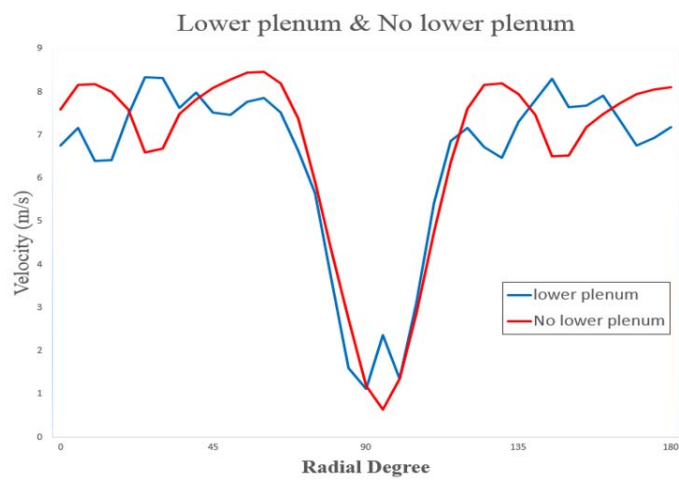


圖 3-31 具有底部焊件與省略底部焊件之模型比較

(二) 幾何模型與網格分布

反應爐槽係一直立圓柱形，焊以半球形底蓋和可移動之頂蓋，爐槽包含爐心支持組件、控制棒、中子屏蔽板、以及其它相關元件。入口和出口管嘴與爐槽連接，冷卻水先經由入口管嘴進入爐槽，向下流經槽壁、中子屏蔽板 (Neutron Shielding Panel)、爐心筒 (Core Barrel) 所構成的環形空間，如圖 3-32 所示。由於整體反應器壓力槽幾何模型較複雜，則在含有結構性格點 (Structured Grids) 與部分的非結構性格點 (Unstructured Grids)，整體網格數為 4,452,608，如圖 3-33 所示。

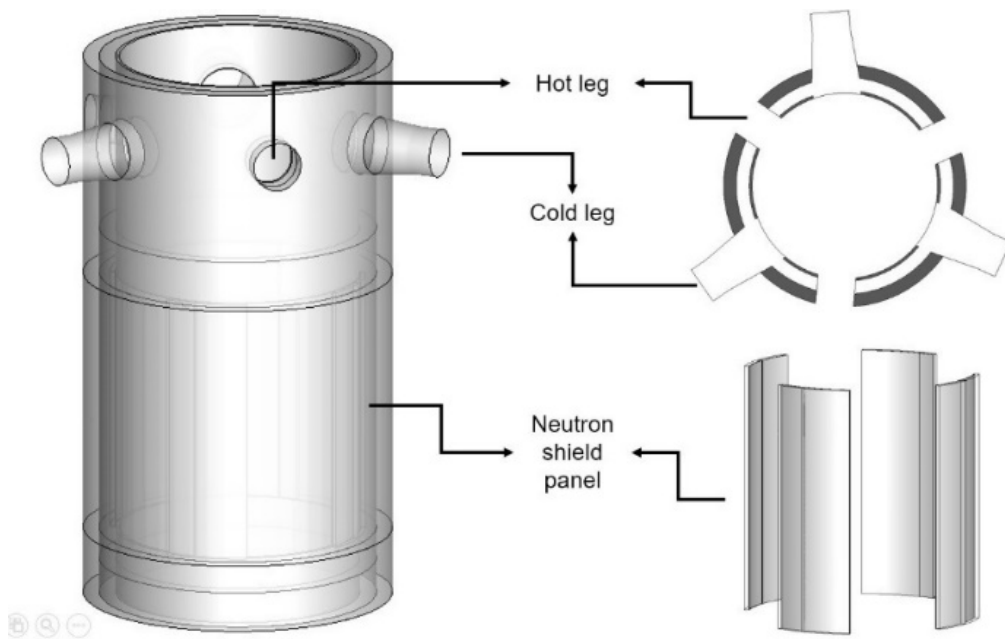


圖 3-32 核三廠反應器壓力槽模型

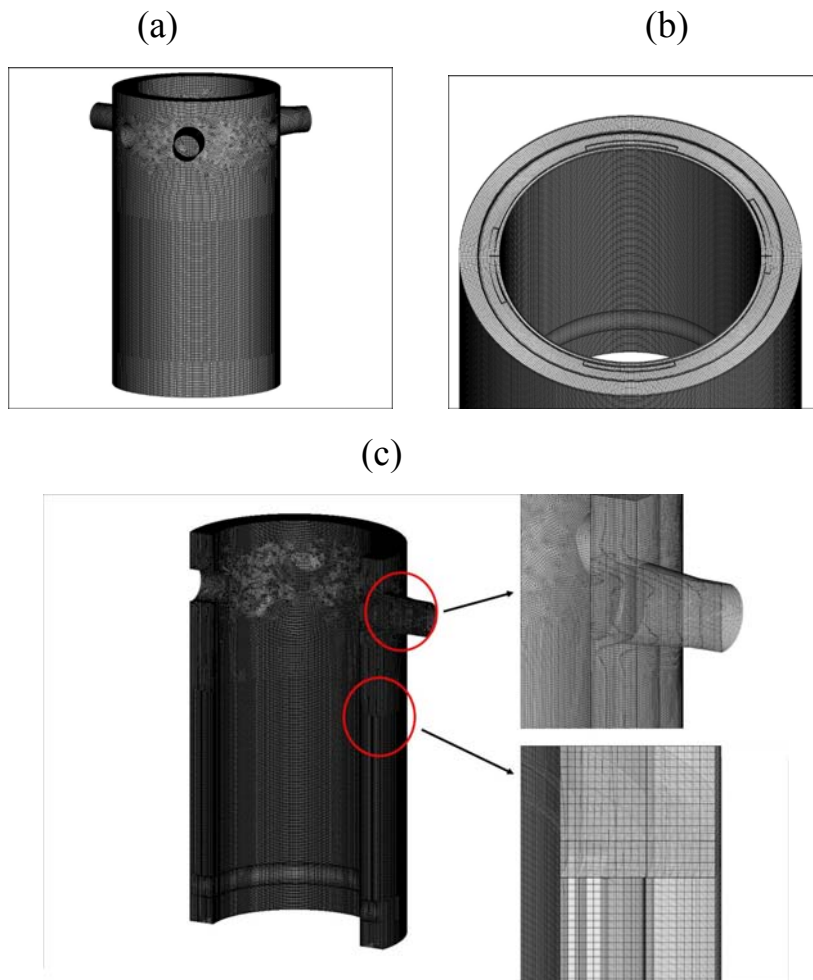


圖 3-33 (a)整體網格分佈 (b)降流區斷面網格分佈狀況 (c)其它關鍵區域網格分佈

(三) 網格靈敏度分析

一般而言，所有分析工作皆會因所採用的分析模式、幾何模型與邊界條件而造成不同程度之分析不準度。本研究中所採用之 CFD 分析技術不準度是依據 ASME V&V 20-2009 報告中所建議誤差計算方式來進行評估。本研究所建立之反應器壓力槽模型，依照流、固體特性不同而劃分不同粗細之網格，且皆由結構性格點 (Structured Grids) 建構而成。根據 ASME V&V 20-2009 之建議至少使

用三種不同粗細的格點以利判斷格點數量所產生之數值誤差。三種不同尺寸的格點其加密因子必須超過 1.3，其 1.3 為實驗所歸納出之限值，適用於大部分的問題中。另外，x, y, z 軸方向分別加密的程度必須有所不同。圖 3-34 即是反應器壓力槽降流區之截面通道模型的格點分布，表 3-2 為反應器壓力槽降流區之截面通道模型三種格點的格點數以及其代表格點大小 (Representative Mesh Size)。

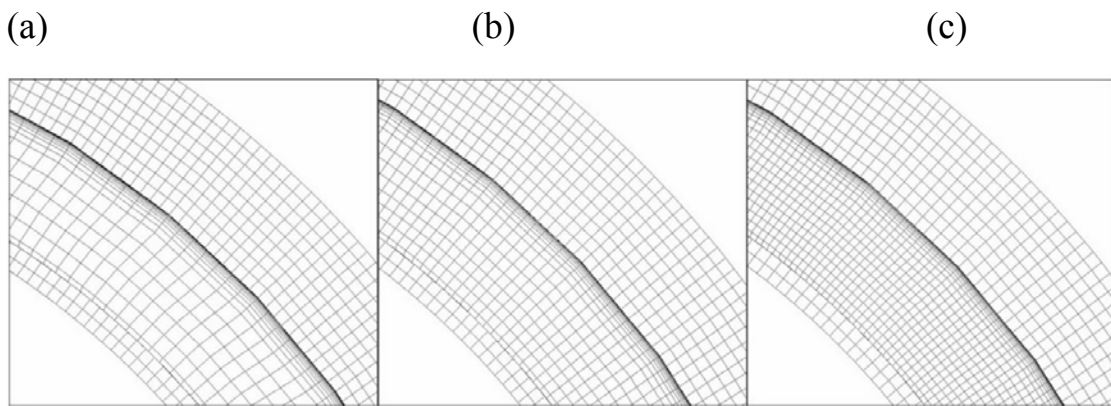


圖 3-34 反應器壓力槽降流區之截面通道模型 (a) 粗格點 (b) 標準格點 (c) 細格點

表 3-2 反應器壓力槽降流區之截面通道模型各格點數與代表格點

	Coarse	Standard	Fine
網格總數	2,925,718	4,452,608	7,538,839
格點大小(h)	0.021874	0.016584	0.01233

(四) 邊界條件與數值模擬設定

於反應器冷端環路邊界條件的設定方面，主要是參考核三廠最終安全分析報告(Final Safety Analysis Report, FSAR)在反應器設計與穩態條件下之系統限值，為在正常

運轉下之邊界條件。另外設定所有壁面包括冷端環路、反應器上端、降流區皆為無滑移邊界條件。表 3-3 即列出穩態條件下所計算之基本邊界條件設定，如圖 3-35 所示。本研究主要是探討反應器壓力槽在暫態事故下，流體對壓力槽所造成之影響性，故並未加入爐心內部組件和省略反應器底部焊件，使整體模型較為簡單，如圖 3-36 所示。

表 3-3 穩態邊界條件設定

	邊界條件
溫度	Vessel 溫度 $T=582.34$ (K) Coolant 溫度 $T=564$ (K)
入口	流速 $v=15.8$ (m/s)
出口	錶壓力 Gauge Pressure=0(Pa)
冷卻水總水量	49.59 Mkg/hr
單一冷端管路水量	4591.67 kg/s

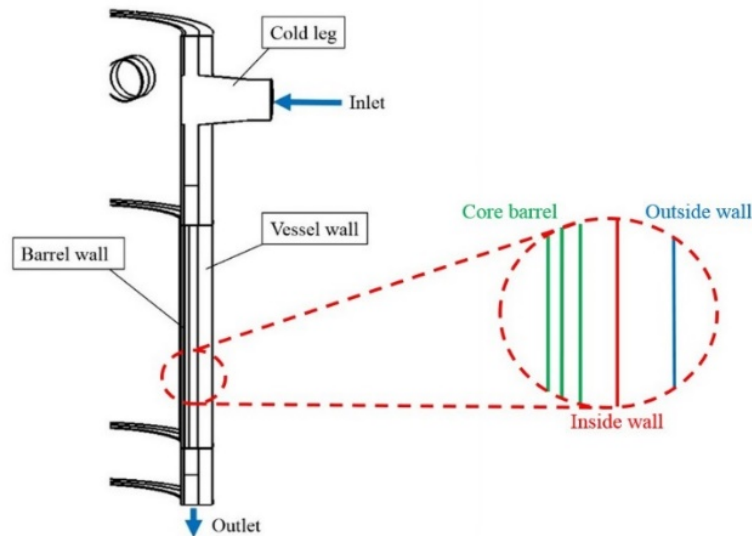


圖 3-35 反應器通道邊界條件設定示意圖

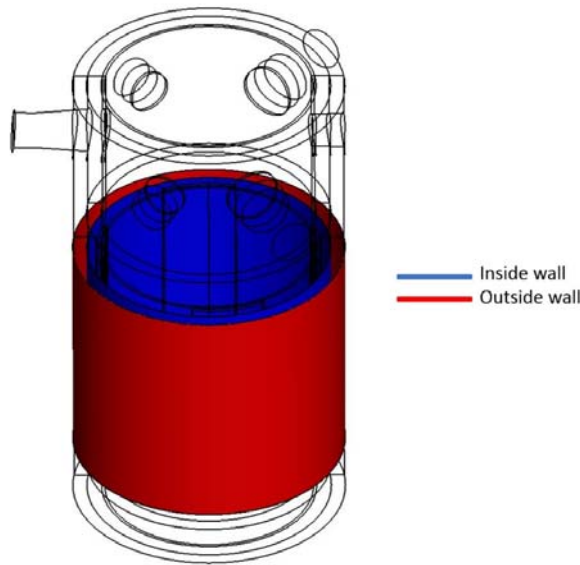


圖 3-36 反應器壓力槽內、外壁示意圖

(五) 網格靈敏度測試結果

冷卻水進入到反應器後，因為反應器壓力槽與冷端環路之結構方向垂直，故冷卻水撞擊到爐心筒後主要會往兩旁向下擴散流動。由於反應器壓力槽幾何關係，冷卻水進入到反應器壓力槽後容易於熱端管路下匯集而形成一合向量，也導致此區域流速與流量增加，如圖 3-37 所示，也是整個反應槽內溫度最低點之中點區域。

如圖 3-38 所示，當冷卻水進入到反應器腹帶區時，受中子屏蔽板之影響，造成流體流道縮減，導致在結構改變的地方有流體停滯的狀況，造成流體有向外集中的現象，而在中子屏蔽板區的流體速度也略微提升。

圖 3-39 為反應器壓力槽之降流區中段之周向速度分布圖，由此圖可以發現流速最高區位於兩個冷端管路中間，可以發現。可看到三種格點位於實驗段整體速度分布

差異微小，為可接受結果。圖 3-40 則可檢視流道橫截面之徑向速度分布圖，其截面位置和反應器壓力槽之降流區中段之周向速度分布圖一致；由圖中可以看出速度分布差異是可接受，唯流道中心部分差異隨著網格密度不同而稍大。另把軸向速度更正為徑向速度分布，即：

$$\text{Radial Velocity} = \sqrt{u^2 + w^2}$$

其中未加入計算的即是軸向速度 v (y 方向速度)。則可發現細格點於流道中心處的徑向速度比其他兩種格點稍高，但從數量級可以看出差異亦非顯著。

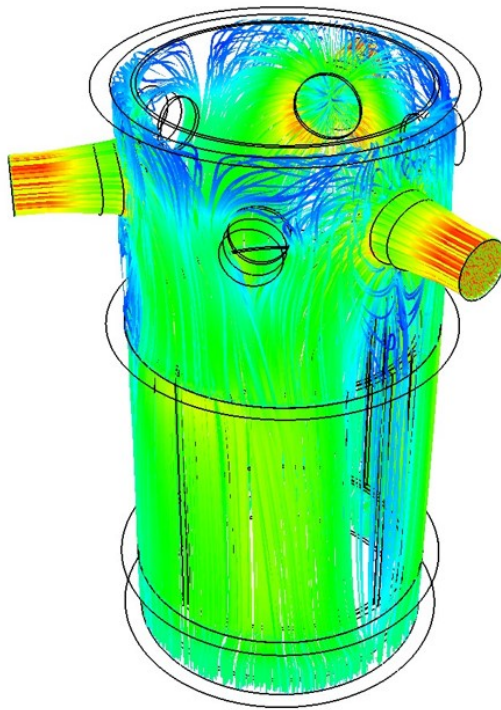


圖 3-37 流體於壓力槽內之流線圖

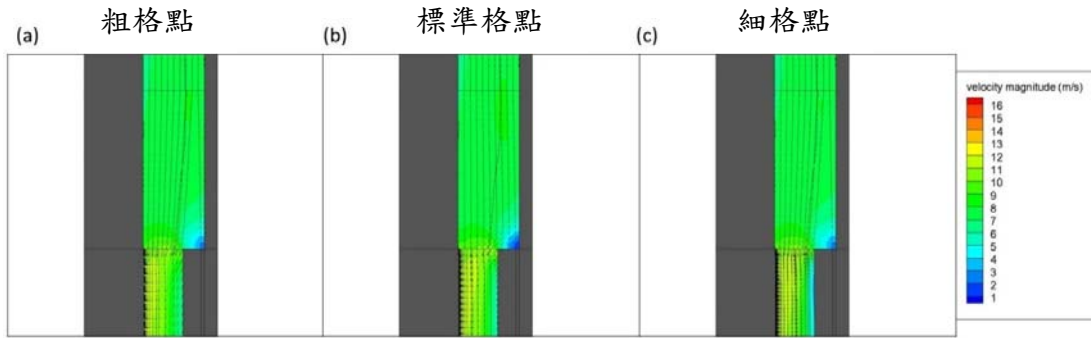


圖 3-38 不同格點之軸向速度分布圖

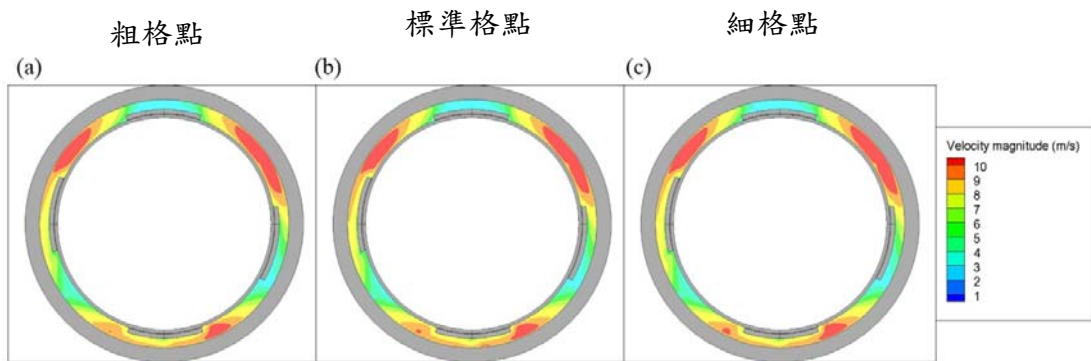


圖 3-39 不同格點之周向速度分布圖

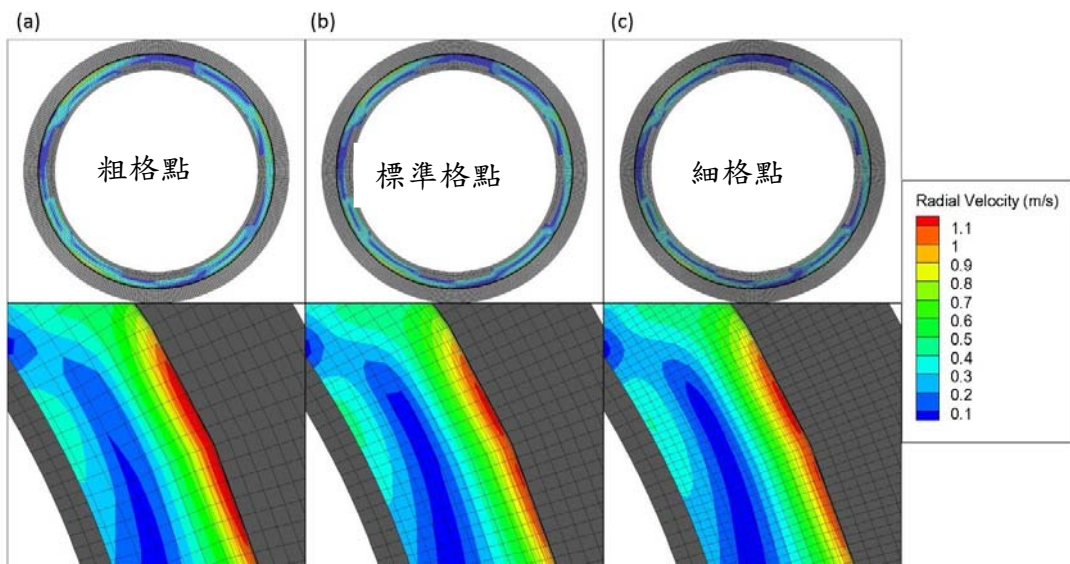


圖 3-40 不同格點之徑向速度分布圖

(六) 紊流模式測試 - Phase 1

當流體進入到反應器壓力槽後，由於方向和結構的改變，導致反應器壓力槽之流體較不一，如圖 3-41 所示。故反應器壓力槽內紊流之發展相當重要，圖 3-42 是根據 ROCOM 實驗比對的結果，使用 SST k- ω 具有較相似的結果為依據，再利用 Realizable k-epsilon、RNG k-epsilon、RSM stress- ω 、RSM linear pressure-strain、RSM quadratic pressure strain、SST k- ω 、Standard k-epsilon、Standard k- ω 之紊流模式擷取壓力槽之降流區中間區域做討論。此外，流體進入到反應器後，因為結構改變使得流體進入壓力槽後之方向也跟著改變，造成流體像熱端環路擴散導致合向量的產生，導致壓力槽降流區在熱端環路下方之速度較快，而冷端環路較為低速。另外，也可以發現各個紊流模式之發展趨勢皆類同，其中又以 RNG k-epsilon、RSM linear pressure strain、RSM stress-omega 所呈現之峰值較大較 standard k-omega 保守。



圖 3-41 反應器壓力槽流線圖

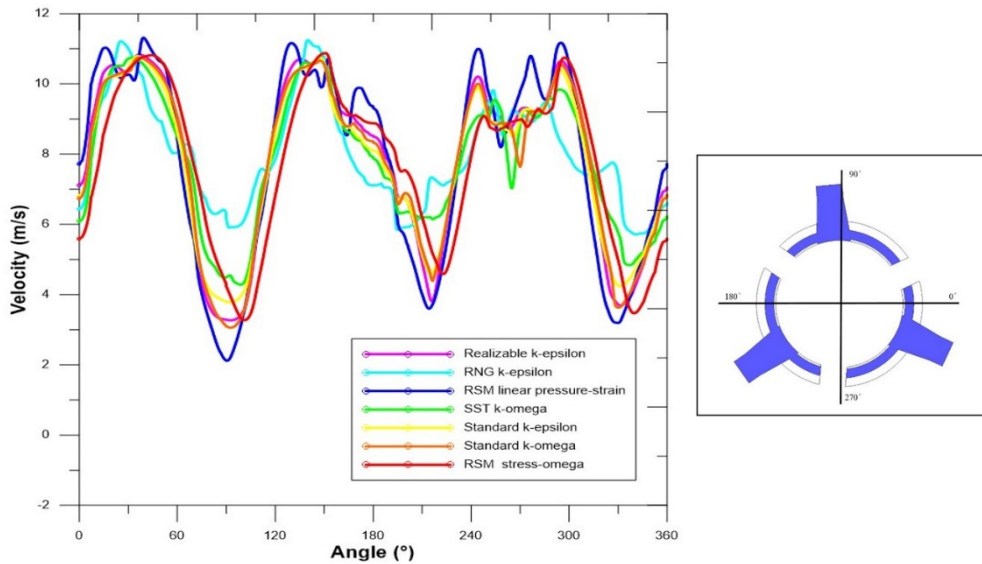


圖 3-42 反應器壓力槽之降流區紊流測試

(七) 紊流模式測試 - Phase 2

雖然目前已經開發多種不同之紊流模型，不過並無通用且適用於各種流動現象之紊流模型，因此必須透過比較與探討。紊流模型的選擇取決於流動所包含之物理問題、精確性要求、計算資源的限制、模擬求解時間的限制。由上述所探討並選擇之紊流模型 RNG k-epsilon、RSM linear

pressure strain、RSM stress-omega 與 standard k-omega 作一說明。

台灣核三廠所使用之 PWR 反應器機組，主要是透過三個冷端環路把冷卻水注入反應器壓力槽內以移除爐心經核分裂而產生的熱量。由於冷卻水進入到反應器壓力槽後因為流道的變化而使流動方向發生改變，導致冷卻水接觸到反應器燃料爐心筒(core barrel)後向四周擴散。故為進一步確保所使用的分析模式足以涵蓋研究所需考量之範圍，故本節係透過三種不同流速 15.8m/s、10.8m/s、5.8m/s(如表 3-4 所示)，進行冷端環路軸向流速之靈敏度分析，而其示意圖則如圖 3-43 所示。

表 3-4 三種不同注水流速之設定

Case	1	2	3
Velocity (m/s)	15.8	10.8	5.8

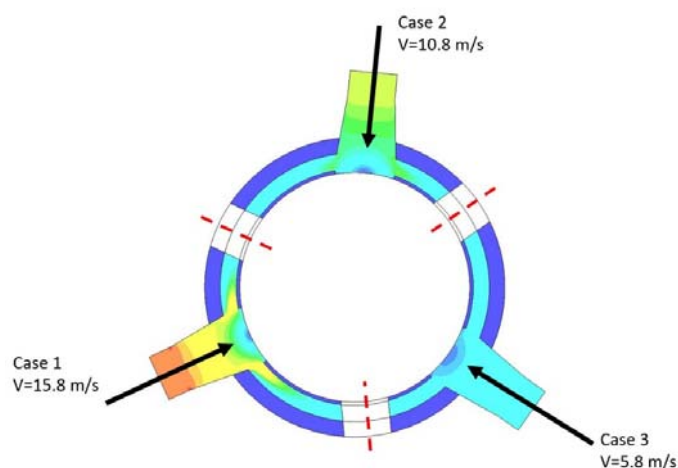


圖 3-43 三種不同注水流速之示意圖

流體快速的進入到反應器壓力槽後，受到反應器壓力槽結構之影響，流體會先撞擊至反應器燃料爐心筒後向四周擴散，因此在反應器燃料爐心筒之區域會有停滯的現象產生。在圖 3-44 中可觀察得，冷卻水進入到反應器壓力槽後撞擊到反應器燃料爐心筒側，使得此區域具有一停滯點，而流體碰觸到反應器燃料爐心筒側後開始向四周擴散，其中又以向下流動最為主要。隨著流速的下降，流體於冷端環路下之影響現象較為明顯，流體進入反應槽後主要往壓力槽降流去流動，而受到反應器壓力槽結構之影響，流體在此區域之發展較為複雜，由圖 3-45 所示的 Case 2: Velocity 10.8 m/s 結果；在冷端環路下方之區域，並造成靠近反應器燃料爐心筒側之流速較快，而靠近反應器壓力槽爐壁之流速有較慢之現象，而不同紊流模型也在靠近反應器壓力槽爐壁之側所發展之回流現象也有不同之詮釋。最後，如圖 3-46 之低速注水之情況下，standard k-omega、RSM linear pressure strain 在靠反應器燃料爐心筒側所造成的速度分布，RSM linear pressure strain 所展現之流場情況較 standard k-omega 來的明顯，由於 RSM 更加嚴格的考慮流線型彎曲、渦流、旋轉與張力快速變化，因此對於複雜流動之流場有更高的預測能力。另外，比較 RSM stress-omega 與 RNG k-epsilon 可以發現，在靠近反應器壓力槽爐壁之區域，RNG k-epsilon 對於近壁區渦流現象更為明顯。

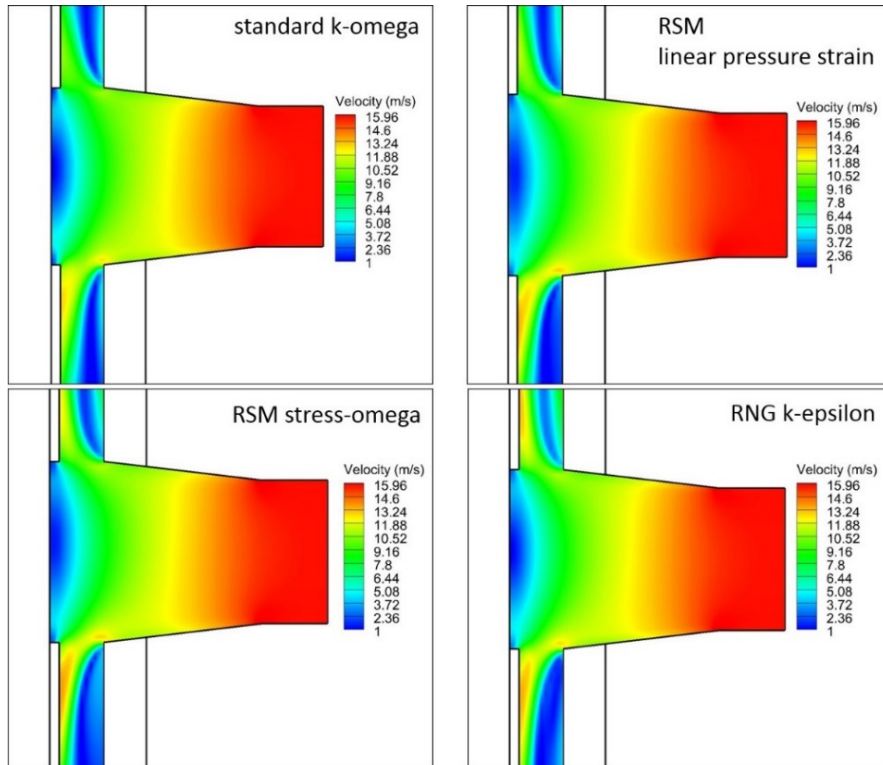


圖 3-44 Case 1 : Velocity 15.8 m/s

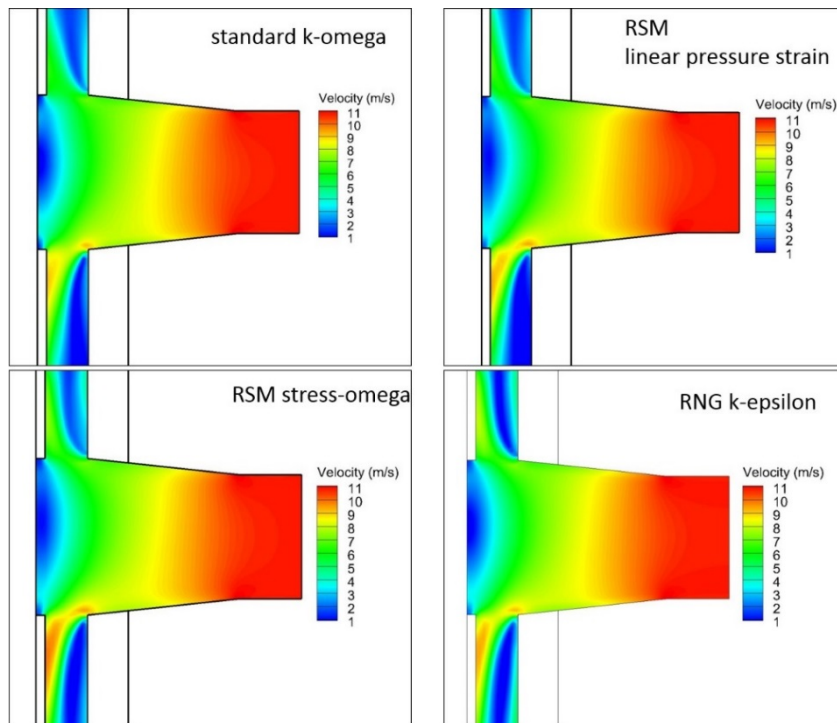


圖 3-45 Case 2 : Velocity 10.8 m/s

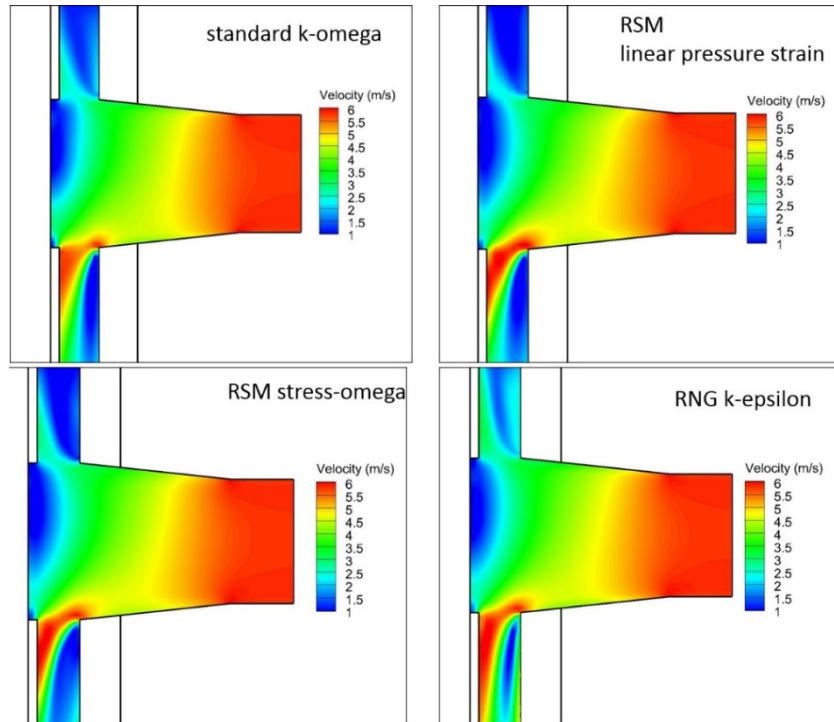


圖 3-46 Case 3 : Velocity 5.8 m/s

在不同紊流模型測試下之量化分析方面，RNG k-epsilon 可有效模擬流體在結構內被受撞擊、渦流、二次流之發展。由圖 3-47 為 RNG k-epsilon 做為不同流速之注水對反應器之影響，圖中可以看出，水流進入至反應器壓力槽後造成靠近反應器燃料爐心筒側產生速度較高之現象，而靠近反應器壓力槽爐壁側因流體於通道內的不均勻性而產生渦流影響，因此於此側之速度有略微提升之現象。最後，比較四種紊流模型，如圖 3-48 為三種不同流速下之 RNG k-epsilon、RSM linear pressure strain、RSM stress-omega、standard k-omega 於反應器壓力槽之速度分佈皆可發現，反應器燃料爐心筒側之高速端部分四種模式所求得的趨勢相似；僅在靠近反應器壓力槽爐壁側之低速

區，因為不同紊流模型之特性，而造成計算所得的迴流區大小有所不同。

本研究利用 CFD 針對核三廠之反應器壓力槽進行分析，由於 standard k- ω 在複雜流場上具有一定之限制，故本研究分析不同紊流模式，如 RKE、RNG k-epsilon、RSM stress- ω 、RSM linear pressure-strain、RSM quadratic pressure strain、SST k- ω 、Standard k-epsilon 進行周向分布上比對，進而選擇 RNG k-epsilon、RSM linear pressure strain、RSM stress- ω 、standard k- ω 紊流模型做更細微之軸向速度分布之探討。由結果顯示，流體進入至反應器壓力槽後，會先接觸至反應器燃料爐心筒造成此流場產生停滯之效過，而流體進而向四周擴散。而從冷端環路下之流場變化，可以發現四種不同紊流模型所產生之結果趨近，故更能確定當初所使用之 standard k- ω 尚具一定之保守度與可行性。

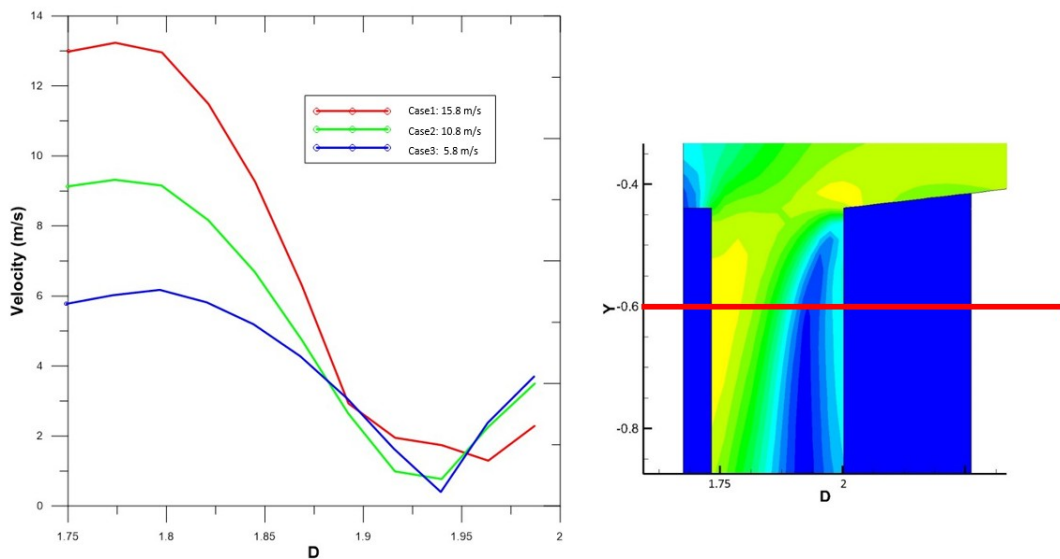


圖 3-47 不同流速下 RNG k-epsilon 之發展

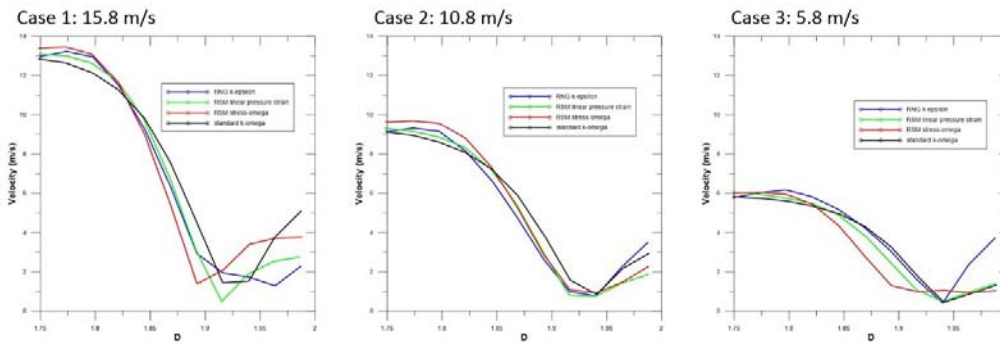


圖 3-48 三種不同流速下之 RNG k-epsilon、RSM linear pressure strain、RSM stress-omega、standard k-omega 於反應器壓力槽之發展

(八) 小結

本研究建立一 PWR 全模型的建立，遵循 ASME V&V 20-2009 中所規範的不準度評估方式，完成了三種不同反應器壓力槽之格點靈敏度測試，並完成了格點不準度之量化評估，以提供不同紊流模式計算分析，並使得因格點所導致之影響得以降至最低。

藉由 CFD 方法進行事故的熱水流分析後可得知，壓熱震事故分析結果顯示在事故初期至事故所造成的溫度降至最低溫度前，冷卻水所造成的移熱能力並不足以立即把爐壁的溫度完整地下降，此遲滯反應效應使得爐壁的表面溫度與爐壁內層呈現明顯的溫度差異。這意味著以往採用系統分析之暫態溫度甚至以冷端環路之溫度逕行作為命定式破壞力學分析之作業時，會因為分析模式所具有的簡化與假設而出現一定程度的保守度。此一發現證實可藉分析模式之再精進；例如，加入時變流體溫度邊界條件並細部計模擬爐壁內層熱傳導現象等，提供詳細溫度場以便計算得

到較為實際之應力分強度分析結果，進而對反應爐壓力槽壁材料龜裂啟始線邊界予以放寬。

不同紊流模式在穩態流場下，其速度、溫度等模擬結果差異性不高，但若觀察近壁處時的梯度變化，如剪應力，其因網格設計息息相關。此外，當流場屬於強烈的二次流流場時，RSM 計算所得之結果會較其他雙方程式要能掌握正確的流場分布。

肆、 結論

本研究在進行計算分析時，採用 ASME V&V 20-2009 中所規範的不準度評估方式，並參考 Holloway 實驗中燃料束次通道模型、Chen 實驗所進行之 T 型管實驗以及 PTS 計算，完成格點不準度之量化分析技術以及不同紊流模式分析。歸納分析結果，可以得到以下的幾項結論：

1. 進行網格靈敏度測試時，選用同一種數值條件、紊流模式 (Turbulence model) 以及近壁面處理 (Near-wall treatment) 方式等可以避免模式誤差 (Model error) 影響離散化誤差 (Discretization error)。
2. 根據 ASME V&V 20-2009，在進行格點靈敏度測試時建議必須至少建立三種不同粗細的格點，且必須有系統的加密，否則必須給予較高的不準度加權。
3. 量化分析及計算不準度前必須確認不同格點之結果趨勢為一致。
4. 根據不同網格尺寸之 CFD 分析結果比對可知，在絕對數值上 (Velocity, temperature, etc.)，三者相差不大。不過對於梯度 (Gradient) 的比較 (剪應力、熱通量等)，不同格點的分析結果就會有明顯的差異。
5. 不同方程式 (動量方程式、能量方程式等) 所求得數值 (壁面剪應力、Nusselt 值) 之格點收斂指標趨勢不盡相同，在觀察不同現象時 (如流場、能量場等) 必須分開檢視計算，不可以單一值之網格收斂指標概括全部。

本年度計畫是延續前期計畫之初期研究，並以核能安全分析之 BPGs 規範為準則，針對不同紊流模式及其近壁處理模式進行計算分

析，所得之成果與經驗可作為後續研究針對紊流模式選用之根基。目前全球核能研究單位在進行 CFD 之驗證分析時，大多皆是自行建立相關之實驗，並以自主實驗之數據與 CFD 作一結合與比對驗證，相輔相成將實驗與 CFD 模擬同時建立與改善，並建立紊流模式不準度之評估，以及現階段尚未有定論之紊流模式不準度評估。紊流模式不準度評估目前主要是以統計方法來建立，主要目的在於若研究的案例並無實驗數據可驗證時，其不準度評估則可以判斷所選用的紊流模式是否合適及可行性評估。由於國內在核能應用之熱流方面實驗並不多，因此在戮力加強 CFD 之研究技術與提升分析能力外，若能自主建立 CFD 所需驗證之實驗，對國內之核能安全研究會有相當大之助益，其可藉由實驗與模擬平行驗證與比對分析，相信對於國內核能安全研究將會有所貢獻。

伍、 参考文献

1. RELAP5/MOD 3 code manual – code structure, system models and solution methods, Vol. I., The Thermal Hydraulics Group, SCIENTECH Inc., Idaho, June 1999
2. TRACE V5.0 theory manual – field equations, solution methods and physical models, Office of Nuclear Regulatory Research. US NRC, 2007
3. D. Bestion, F. Barre, B. Faydide, “Methodology, status and plans for development and assessment of the CATHARE code”, Proc. OECD/CSNI Int. Conf., Annapolis, USA, 5-8 Nov. 1999.
4. GOTHIC Containment Analysis Program, Version 7.2a(QA), EPRI, Palo Alto, CA, Jan. 2006.
5. International Atomic Energy Agency, “Use of computational fluid dynamics codes for safety analysis of nuclear reactor systems,” IAEA-TECDOC- 1379, 2003.
6. Nuclear Energy Agency, “Assessment of Computational Fluid Dynamics (CFD) for Nuclear Reactor Safety Problems,” NEA/CSNI/R(2014)12, January 2008.
7. Nuclear Energy Agency, “ Best Practice Guidelines for the use of CFD in nuclear Reactor Safety Applications,” NEA/CSNI/R(2014)11, May 2007.
8. S.K. Choi, S.O. Kim, “Turbulence modeling of natural convection in enclosures: A review,” Journal of Mechanical Science and Technology, 26, 283-297(2012).
9. Smith, B.L., “The Establishment of a Web Portal for the Assessment of CFD in Reactor Safety Analysis,” The 13th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-13), Kanazawa City, Ishikawa Prefecture, Japan, September 27-October

- 2, 2009.
10. Smith B. et al, .Assessment of CFD Codes for Nuclear Reactor Safety Problem's., OECD Nuclear Energy Agency Report NEA/SEN/SIN/AMA(2005)3, January 2005.
 11. Sha, W.T., Domanus, H.M., Schmidt, R.C., Oras, J.J., Lin, E.I.H., "COMMIX-1: A Three-Dimensional Transient Single-Phase Computer Program for Thermal-Hydraulic Analysis", NUREG/CR-0785, Argonne National Laboratory Report ANL-77-96, September, 1978.
 12. Sha, W.T., Chao, B.T., and Soo, S.L., "Porous-Media Formulation for Multiphase Flow With Heat Transfer", Nuclear Engineering and Design, Vol. 82, pp 93-106, 1984.
 13. Rivard, W.C, and Torrey, W.C., "K-FIX: A computer program for transient, two-dimensional, two-fluid flow", Los Alamos Scientific Laboratory report LA-NUREG-6623, April 1977.
 14. Boyd, C.F., Kiger, K., and Gavelli. F., "CFD Predictions and Experimental Data for Downcomer Mixing of an Infinite Slug in a Rapid Boron Dilution Transient," Proc. 8th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-8), ICONE-8224, Baltimore, USA, April 2-6, 2000.
 15. Boyd, C.F., "Predictions of Spent Fuel Heatup After a Complete Loss of Spent Fuel Pool Coolant," U.S. Nuclear Regulatory Commission Report, NUREG-1726, June 2000.
 16. Boyd, C.F., Helton, D.M., Hardesty, K., "CFD Analysis of Full-Scale Steam Generator Inlet Plenum Mixing During a PWR Severe Accident," U.S. Nuclear Regulatory Commission Report, NUREG-1788, May 2004.
 17. Martin A., F. Lestang, S. Bellet, C. Vit, S. Cornille, A. Barbier, F.

- Huvelin, CFD use in PTS safety analysis. State of art and challenges for industrial applications, NURETH 13, September 27-October 2, 2009, Kanazawa City, Japan, 2009.
18. Caruso, A., A. Martin, A. Leal de Sousa, S. Bellet, E. Martino, G. Mignot, “Numerical study of the flow into the upper plenum and the hot legs of a 1300 PWR : assessment of experimental model”, NURETH 9, San Francisco, October 3-8, 1999.
 19. Martinez Ph., Alvarez D., Hydraulic validation of the EPR RPV Internals design : ROMEO and JULIETTE mock-ups and CFD calculations, Utilisation de la CFD pour la conception et la sûreté des réacteurs SFEN, 29 April 2009, Chatou, France, 2009.
 20. Smith B. et al., “Assessment of CFD Codes for Nuclear Reactor Safety Problems”, OECD Nuclear Energy Agency Report NEA/SEN/SIN/AMA(2005)3, January 2005.
 21. Payen T., Chapuliot S., Gourdin C., Magnaud J.P. and Monavon A , “Hydro-thermal-mechanical Analysis of Thermal Fatigue in a Mixing Tee”, Third International Conference on Fatigue of Reactor Components, Seville, Spain, October 3-6, 2004.
 22. Zigh, G., Solis, J., “Computational Fluid Dynamics Best Practice Guidelines for Dry Cask Applications,” U.S. Nuclear Regulatory Commission Report, NUREG-1788, May 2004.
 23. The American Society of Mechanical Engineers, “Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer”, ASME V&V 20-2009, 2009.
 24. Y.M. Ferng, B.H. Lin, “Predicting the wall thinning engendered by erosion- corrosion using CFD methodology,” Nuclear Engineering and Design, 240, 2836-2841 (2010).
 25. C. J. Liu and Y.M. Ferng, “Numerically simulating the

- thermal-hydraulic characteristics within the fuel rod bundle using CFD methodology,” Nuclear Engineering and Design, 240, 3078-3086 (2010).
26. Yuh-Ming Ferng, Chen-Wei Chi, " CFD investigating the air ingress accident occurred in a HTGR_simulation of thermal-hydraulic characteristics," Nuclear Engineering and Design, 245, 28-38(2012).
 27. Yuh-Ming Ferng, Kun-Yueh Lin, Chen-Wei Chi, " CFD investigating thermal- hydraulic characteristics of FLiNaK salt as a heat exchange fluid," Applied Thermal Engineering, 37, 235-240 (2012).
 28. Y. M. Ferng, W.C. Lin, C.C. Chieng, "Numerically investigated effects of different Dean number and pitch size on flow and heat transfer characteristics in a helically coil-tube heat exchanger," Applied Thermal Engineering, 36, 378-385 (2012).
 29. Y .M. Ferng, C.H. Liu, “Numerically investigating fire suppression mechanisms for the water mist with various droplet sizes through FDS code,” Nuclear Engineering and Design, 241, 3142-3148 (2011).
 30. C.Y. Wu, Y.M. Ferng, C.C. Chieng, C.C. Liu, “Investigating the advantages and disadvantages of realistic approach and porous approach for closely packed pebbles in CFD simulation,” Nuclear Engineering and Design, 240, 1151-1159 (2010).
 31. H. Ayhan and C. N. Sokmen, “CFD modeling of thermal mixing in a T-junction geometry using LES model,” Nuclear Engineering and Design, 253, pp. 183-191, 2012.
 32. P. Spalart, S. Allmaras, “A one-equation turbulence model for aerodynamic flows,” Technical Report AIAA-92-0439 (1992).
 33. B. E. Launder, D. B. Spalding, “The Numerical Computation of

- Turbulent Flows,” Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 3, 269-289 (1974).
34. V. Yakhot, S.A. Orszag, S. Thangam, T.B. Gatski, C.G. Speziale, "Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique", Physics of Fluids A, 4(7), 510-1520 (1992).
 35. T.H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, J. Zhu., "A new $k-\varepsilon$ eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows," Comput Fluids, 24, 227–38(1995).
 36. D.C. Wilcox, "Reassessment of the scale determining equation for advanced turbulence models," AIAA J. 26 (11), 1299 (1988).
 37. F.R. Menter, "Zonal Two Equation $k-\omega$ Turbulence Models for Aerodynamic Flows", AIAA Paper 92- 2906 (1993).
 38. Launder, B. E., Reece, G. J. and Rodi, W., "Progress in the Development of a Reynolds-Stress Turbulent Closure", Journal of Fluid Mechanics, 68(3), 537-566 (1975).
 39. L. Hu, M Kazimi, LES benchmark study of high cycle temperature fluctuations caused by thermal striping in a mixing tee, Int. J. Heat Fluid Flow 27 (2006) 54.
 40. S.J. Wang, A.S. Mujumdar, Flow and mixing characteristics of multiple and multi-set opposing jets, Chem. Eng. Process 46 (2007) 703.
 41. M. Le, I. Hassan, DSMC simulation of gas mixing in T-shape micromixer, Appl. Therm. Eng. 27 (2007) 2370.
 42. W. Vicente, M. Salinas-Vazquez, C. Chavez, E. Carrizosa, Different numerical methods in the study of passive scalar transport in a pipeline x-junction, Appl. Math. Model 33 (2009) 1248.
 43. J.I. Lee, L. Hu, P. Saha, M.S. Kazimi, Numerical analysis of thermal striping induced high cycle thermal fatigue in a mixing tee, Nucl.

- Eng. Des. 239 (2009) 833.
44. Th. Frank, C. Lifante, H.M. Prasser, F. Menter, Simulation of turbulent and thermal mixing in T-junctions using URANS and scale-resolving turbulence models in ANSYS CFX, Nucl. Eng. Des. 240 (2010) 2313.
 45. C. Walker, A. Manera, B. Niceno, M. Simiano, H.M. Prasser, Steady-state RANS-simulations of the mixing in a T-junction, Nucl. Eng. Des. 240 (2010) 2107.
 46. V.S. Naik-Nimbalkar, A.W. Patwardhan, I. Banerjee, G. Padmakumar, G. Vaidyanathan, Thermal mixing in T-junctions, Chem. Eng. Sci. 65 (2010) 5901
 47. F. Aulerya, A. Toutanta, R. Monod, G. Brillant, F. Bataille, Numerical simulations of sodium mixing in a T-junction, Appl. Therm. Eng. 37 (2012) 38.
 48. H. Ayhan, C.N. Sökmen, CFD modeling of thermal mixing in a T-junction geometry using LES model, Nucl. Eng. Des. 253 (2012) 183.
 49. A. Sakowitz, M. Mihaescu, L. Fuchs, Effects of velocity ratio and inflow pulsations on the flow in a T-junction by Large Eddy Simulation, Comp. Fluids 88(2013) 374.
 50. B.L. Smith, J.H. Mahaffy, K. Angele, A CFD benchmarking exercise based on flow mixing in a T-junction, Nucl. Eng. Des. 264 (2013) 80.
 51. A. Sakowitz, M. Mihaescu, L. Fuchs, Turbulent flow mechanisms in mixing T-junctions by large eddy simulations, Int. J Heat Fluid Flow, 45 (2014) 135.
 52. M.S. Gritskevich, A.V. Garbaruk, Th. Frank, F.R. Menter, Investigation of the thermal mixing in a T-junction flow with

- different SRS approaches, Nucl. Eng. Des. 279 (2014) 83.
53. Kimura, N., Ogawa, H., Kamide, H., 2010. Experimental study on fluid mixing phenomena in T-pipe junction with upstream elbow. Nucl. Eng. Des. 240, 3061, Fig.12.
 54. Chen, M.S., Hsieh, H.E., Ferng, Y.M, Pei, B.S, “Experimental observations of thermal mixing characteristics in T-junction piping,” Nuclear Engineering & Design, Vol. 276, 2003, 107-114.
 55. M.V. Holloway, D.E. Beasley, M.E. Conner, “Single-phase convective heat transfer in rod bundles,” Nuclear Engineering and Design, 238, 848–858(2008).
 56. Y.S. Tsing, Y.M. Ferng, C.H. Lin, “Investigating flow and heat transfer characteristics in a fuel bundle with split-vane pair grids by CFD methodology”, Annals of Nuclear Energy, 64, 93-99 (2014).
 57. NRC, “Use of code cases N-588, N-640 and N-641 in developing pressure-temperature operating limits,” NRC regulatory issue summary, 2004-04.
 58. 台灣電力公司, “馬鞍山電廠運轉程序書-RCS完整性狀態圖基礎說明 ” 301.37 Rev. 0, 中華民國100年3月16日。
 59. ASME, “EN-N-588 Alternative to Reference Flaw Orientation of Appendix G for Circumferential Welds in Reactor Vessels Section XI Division 1,” 2004.
 60. ASME, “EN-N-640 Alternative Reference Fracture Toughness for Development of P-T Limit Curves Section XI Division 1; ANNULLED SUPP 4,”2004.
 61. ASME, “EN-N-641 Alternative Pressure-Temperature Relationship and Low Temperature Overpressure Protection System Requirements Section XI Division 1,” 2004.

62. B.R. Bass, C.E. Pugh, J. Sievers, and H. Schulz, “Overview of the International Comparative Assessment Study of Pressurized Thermal-Shock in Reactor Pressure Vessels,” *Int. J. Pressure Vessels and Piping*, vol 78, p.p. 197-211, 2001.
63. I. Jeong, C. Jang, J.H. Park, S.Y. Yull, T.E. Jin, H.G. Yuem, and S.G. Jeong, “Lessons learned from the plant-specific pressure thermal shock integrity analysis on an embrittled reactor pressure vessel,” *Int. J. Pressure Vessel and Piping*, Vol. 78, p.p. 99-109, 2001.
64. Timo Toppila, “CFD simulation of Fortum PTS experiment,” *Int. J. Nuclear Engineering and Design*, Vol. 238, p.p. 514-521, 2008.

D 分項

核電廠系統安全分析應用程式
TRACE 之模式建立與驗證

目 錄

目 錄.....	1
圖目錄.....	5
中文摘要.....	9
英文摘要.....	10
壹、計畫緣起與目的.....	11
貳、研究方法與過程.....	13
參、主要發現與結論.....	15
一、2016 CAMP 春季會議與程式改版說明.....	15
(一) 2016 CAMP 春季會議說明.....	15
(二) 程式發展與動態.....	17
1. NRC 程式發展動態(Status of NRC Code Development).....	17
2. TRACE 程式發展動態(TRACE Code Development Status) .	21
3. PARCS 程式更新動態(PARCS Updates and Status).....	23
4. SNAP 程式發展動態(SNAP Development Overview).....	25
(三) 各國研究發展動態與技術報告.....	28
二、國內核電廠 TRACE 圍阻體模式.....	33
(一) TRACE 圍阻體模式說明.....	33

(二) 國內核電廠 TRACE 圍阻體模式之精進	37
三、TRACE 動畫模式說明	42
(一) 建立新的動畫模型	43
(二) 動畫組件	43
(三) 資料來源	43
(四) 連續資料來源 (Sequenced Data Sources)	45
(五) The Python Data Source	46
(六) Color Maps	47
(七) 錄放動畫	50
(八) 表現圖示	52
四、國內核電廠 TRACE 動畫模式之建立	55
(一) 動畫檔基本組件建立	55
1. 核三廠動畫檔基本組件建立	55
2. 組件與分析輸出檔連結	58
3. 加入分析圖示	59
4. 加入爐心 2-D 示意圖	61
5. 加入時間軸	62
6. 背景設計	63

(二) 國內核電廠動畫模式	64
1. 核一廠動畫模式	64
2. 核二廠動畫模式	65
3. 核三廠動畫模式	66
4. 核四廠動畫模式	67
五、暫態模擬與分析案例	68
(一) 暫態分析案例說明	68
(二) 分析分法論	69
(三) 分析結果	74
(四) 結果與討論	82
六、嚴重事故處理訓練課程	84
(一) 2016 輻射安全與程式應用研討會(RAMP WORKSHOP)	87
1. 研討會籌備	88
2. 研討會參與狀況	88
3. 結論	89
(二) ADVANCES IN AIR DISPERSION MODELING AND APPLICATIONS WORKSHOP	90
1. 研討會籌備	91
2. 研討會當日參與狀況	92

3. 結論.....	92
(三) 參與國際會議資料收集.....	94
1. CSARP_MACCS 訓練課程—參與者：施純寬 教授.....	94
2. CSARP_MELCOR 會議—參與者：蔣宇 博士候選人...	101
七、結論.....	106
八、論文發表與人才培育.....	110
肆、參考資料.....	114

圖目錄

圖1-1	NUREG/IA各會員國累積發表量	16
圖1-2	TRACE程式發展動態(1).....	18
圖1-3	TRACE程式發展動態(2).....	18
圖1-4	NRC對TRACE程式之應用	19
圖1-5	PARCS程式發展動態.....	19
圖1-6	SNAP程式發展動態	20
圖1-7	RELAP5程式發展動態.....	20
圖1-8	TRACE程式發展時程	21
圖1-9	程式未來發展計畫(1).....	22
圖1-10	程式未來發展計畫(2).....	22
圖1-11	程式未來發展計畫(3).....	23
圖1-12	PARCS程式未來發展計畫(1).....	24
圖1-13	PARCS程式未來發展計畫(2)	25
圖1-14	程式未來發展計畫	25
圖1-15	SNAP程式未來發展計畫(1)	26
圖1-16	SNAP程式未來發展計畫(2)	27
圖1-17	SNAP程式未來發展計畫(3)	27

圖2-1	典型的BWR圍阻體.....	33
圖2-2	範例佈局示意圖(不按比例).....	37
圖2-3	核一廠之TRACE/SNAP熱水流安全分析模式.....	38
圖2-4	核二廠之TRACE/SNAP熱水流安全分析模式.....	39
圖2-5	核三廠之TRACE/SNAP熱水流安全分析模式.....	40
圖2-6	龍門核電廠之TRACE/SNAP熱水流安全分析模式.....	41
圖3-1	Example Animation Mask.....	42
圖3-2	Example New Model Dialog.....	43
圖3-3	Select Data Source Dialog.....	44
圖3-4	Data Source Properties.....	45
圖3-5	Python Data Source Editor.....	47
圖3-6	Generic Range.....	48
圖3-7	Range Segments.....	49
圖3-8	Playback Control No Data Source Connection.....	50
圖3-9	Playback Controls, Connected to a Data Source.....	50
圖3-10	Display Beans Example.....	52
圖3-11	Single Volume Properties.....	53
圖3-12	Channel Selection Dialog.....	54

圖4-1	核三廠動畫控制棒模擬過程.....	56
圖4-2	核三廠動畫其他組件製作過程(1).....	57
圖4-3	核三廠動畫其他組件製作過程(2).....	57
圖4-4	核三廠動畫其他組件製作過程(3).....	58
圖4-5	核三廠動畫其他組件製作過程(4).....	59
圖4-6	核三廠動畫趨勢圖製作過程(1).....	59
圖4-7	核三廠動畫趨勢圖製作過程(2).....	60
圖4-8	核三廠動畫爐心溫度分佈製作過程.....	61
圖4-9	核三廠動畫時間軸製作過程.....	62
圖4-10	核三廠動畫背景製作過程.....	63
圖4-11	核一廠動畫示意圖.....	64
圖4-12	核二廠示意圖.....	65
圖4-13	核二廠動畫示意圖.....	66
圖4-14	核三廠動畫示意圖.....	66
圖4-15	核四廠動畫示意圖.....	67
圖5-1	結合TRACE與FRAPTRAN的流程圖.....	70
圖5-2	核三廠之TRACE/SNAP熱水流安全分析模式.....	71
圖5-3	在FRAPTRAN中核燃料的幾何結構.....	73

圖5-4	在TRACE中的反應爐模式.....	73
圖5-5	功率曲線	75
圖5-6	壓力曲線.....	75
圖5-7	破口的質量流率	76
圖5-8	蓄壓槽的質量流率	76
圖5-9	流入爐心的質量流率	77
圖5-10	流出爐心的質量流率	77
圖5-11	燃料丸和燃料護套之間の間隙寬度.....	79
圖5-12	壓力隨時間的變化	79
圖5-13	暫態時的環向應力	80
圖5-14	節點1、4、7、10、12的的中心溫度.....	80
圖5-15	SNAP介面的動畫呈現.....	82
圖6-1	2016輻射防護與程式應用研討會之議程(1).....	87
圖6-2	2016輻射防護與程式應用研討會之議程(2).....	90
圖6-3	CSARP會員國分布	101

中文摘要

美國核管會正在發展一套全新且先進的核電廠熱水流安全分析程式 TRACE，此程式以舊有的 TRAC 程式為基礎 (TRAC-P 與 TRAC-B)，整合 RELAP5 及其他程式。未來美國核管會將以 TRACE 作為主要熱水流分析程式，同時正在研發先進圖形化使用者介面程式 SNAP，使程式運用簡單化，使用者更容易上手。TRACE 之特色之一為具有以三維立體模型模擬核反應器壓力槽之能力，對於核電廠安全分析會具有更強的能力與更細部的模擬結果。我國與美國已簽訂一項合作協定 CAMP，內容包括共同維護與發展 TRACE，工作內容為應用 TRACE 進行熱水流分析，提供程式使用經驗與程式改進建議。本計畫配合 U. S. NRC 之 TRACE 與 SNAP 程式的改版，結合國內核電廠最新之系統與運轉資料，精進國內核電廠之 TRACE 熱水流安全分析模式。經由本計畫，已完成國內核電廠 TRACE 分析模式之精進，可提升國內核電廠的安全分析能力，及完成 NUREG/IA 報告，提供給 NRC 參考，來完成我國參與 NRC 國際合作 CAMP 計畫中之責任與義務。

關鍵字： TRACE，CAMP，安全分析。

英文摘要

U.S. NRC is developing an advanced thermal hydraulic code named TRACE for nuclear power plant safety analysis. The development of TRACE is based on TRAC and combines the capability of RELAP5. U.S. NRC has declared that TRACE is the main code for thermal hydraulic safety analysis, without any further development for other thermal hydraulic codes like RELAP5 and TRAC. A graphic user interface program, SNAP, which serves as input and output processors for TRACE is also under development. One of the features of TRACE is the capability to model the reactor vessel with 3-D geometry. It could perform more powerful and detailed safety analysis of nuclear power plants. The authorities of Taiwan and USA have signed an agreement on CAMP which includes the development and maintenance of TRACE. INER is the responsible organization for Taiwan to apply TRACE for thermal hydraulic safety analysis in order to provide user experiences and development suggestions. Based on the above goals, this project modified the TRACE safety analysis models of Taiwan nuclear power plants according to the revision of TRACE and SNAP. The results of TRACE were presented in the NUREG/IA reports. These NUREG/IA reports will be sent to U.S. NRC as the references.

Keywords: TRACE, CAMP, Safety analysis.

壹、計畫緣起與目的

美國核管會（NRC）過去依靠四種不同的熱水流系統分析程式作為審查工具，分別是應用在壓水式電廠的 RELAP5 與 TRAC-P 以及應用在沸水式電廠的 RAMONA 與 TRAC-B，這些都是在 1970 年代開始發展的程式，時至今日，硬體設備已有長足進步，作業平台亦已多樣化，老舊程式語言不容易擷取今日硬體發展之優勢，且四個程式在其演變過程中在功能上彼此產生交集。考慮分別發展四個程式，人力與資源被分散之缺點，數年前美國核管會決定集中力量整合四個程式的功能發展一個新的程式 TRACE（TRAC/RELAP Advanced Computational Engine），新程式使用福傳 90（Fortran 90）作為程式語言，希望程式具有可讀性、可修補性、可擴充性與可攜性（在不同平台運作）等特色。TRACE 發展之初，經過考量，選擇 TRAC-P 為基礎，再參酌其他三個程式特性而增強其功能，使 TRACE 成為可以普遍運用在所有輕水式核能電廠的熱水流分析程式。TRACE 特色之一為具備使用三維幾何模式模擬核反應器壓力槽之能力，對於核電廠安全分析會具有更強的能力與更細部的模擬結果。在程式使用方面，計畫發展出一套圖形化使用者介面程式 SNAP（Symbolic Nuclear Analysis Program），使程式運用簡單化，

使用者更容易上手。這個發展計畫顯示 TRACE 將成為美國核管會未來主要的熱水流系統分析程式，而 TRACE 的發展是全面的、新穎的、功能強大的，經過數年的研發，美國核管會不久前已經開始應用 TRACE 作為審查工具，預期未來會完全取代其他熱水流安全分析程式。

台灣與美國於 2004 年簽訂 CAMP (Code Applications and Maintenance Program) 協定相互交流核電廠熱水流安全分析程式研究與應用，合約中所針對的程式為 RELAP5 及 TRACE，真正的重心實為 TRACE 與其相關程式的發展。我方負責的職責為應用 TRACE 程式，提供使用者經驗與程式評估報告，要達成這個目標，必須實際運用 TRACE 進行模式建立與校驗工作，如此才能獲得經驗，有機會瞭解程式發展階段之可能問題與錯誤，同時藉由校驗工作來驗證程式計算之準確度。

本計畫配合 U.S. NRC 之 TRACE 與 SNAP 程式的改版，精進國內核電廠之 TRACE 熱水流安全分析模式。經由本計畫，已完成精進國內核電廠之 TRACE 熱水流安全分析模式，可加強國內核電廠之安全分析的能力，並完成 NUREG/IA 報告，提供給 U.S. NRC 參考，來完成我國參與 CAMP 國際合作計畫之責任與義務。

貳、研究方法與過程

根據 U.S. NRC 最新釋出的 TRACE 程式版本為 2014 年 4 月釋出的 V5.0 Patch 4，而 2016 年 CAMP 秋季會議的 NRC 簡報中，說明 TRACE V5.0 Patch 5 已經在製備中，預計於 2017 年 7 月釋出。而 SNAP 程式則於 2016 年釋出了四個版本，分別為 2.4.2、2.4.3、2.4.5、2.5.1 版，故本計畫配合 U.S. NRC 之 TRACE 與 SNAP 程式的改版，精進原先國內核電廠之 TRACE 熱流分析模式，加入圍阻體的模擬，使得國內核電廠之 TRACE 模式除了可進行熱流分析外，也可同時進行圍阻體的分析。

執行方法及進行步驟如下：

1. 蒐集與整理國內核電廠最新之系統與運轉資料、程序書及功率提升之相關資料。
2. 蒐集與研究 CAMP 國際會議之相關資料，摘錄出會議之重點內容，以瞭解國際上的研究趨勢與 TRACE/SNAP 之最新發展。
3. 配合 TRACE 或 SNAP 程式的改版，結合國內核電廠最新之系統與運轉資料，精進國內核電廠之 TRACE 分析模式。同時也加入圍阻體與相關設備的模擬，使得 TRACE 模式除了可進行熱流分析外，也可同時進行圍阻體的分析。

4. 將相關研究結果，撰寫成美國核管會的NUREG-IA報告，提供給美國核管會參考，來完成我國參與國際合作CAMP計畫中之責任與義務。

5. 結合TRACE的分析結果，使用SNAP的動畫功能，精進國內核電廠之TRACE/SNAP動畫模式，來展現相關暫態的分析結果之動態效果。

6. 聘請國外教授進行有關嚴重事故現象與緩解措施有效性探討之遠端諮詢，並在國內舉辦嚴重事故現象與緩解措施的訓練課程。

7. 整理相關的研究成果與產生，完成結案報告。

參、主要發現與結論

一、2016 CAMP 春季會議與程式改版說明

(一) 2016 CAMP 春季會議說明

台灣與美國於 2004 年簽訂 CAMP (Code Applications and Maintenance Program) 協定相互交流核電廠熱水流安全分析程式研究與應用，合約中所針對的程式為 RELAP5 及 TRACE，真正的重心為 TRACE 與其相關程式的發展。CAMP 國際合作計畫之內容包括共同維護與發展 TRACE、應用 TRACE 進行熱水流分析、提供程式使用經驗與程式改進建議等。CAMP 國際合作計畫為每年於春季與秋季均會召開一個討論會議，提供各會員國及參與組織一個溝通平台，分享目前 TRACE、PARCS、SNAP 等程式的研究成果及分析技術討論。每一次的 CAMP 會議，清華大學幾乎都會派人出席，介紹台灣對於這三個程式的使用現況，並發表相關技術文件與出版 (NUREG/IA)。跟美國簽訂協議的國家有十幾個，除了歐美洲方面如瑞典、德國、捷克、比利時、瑞士、義大利、西班牙、克羅愛西亞、斯洛維亞、加拿大等等，亞洲方面有台灣、日本、韓國、中國、阿拉伯聯合大公國等。對於核能電廠系統的安全分析程式的精進發展與驗證應用，是能夠達成專家意見的詳細討論與經驗交流，徹底

可以澄清及改進程式的各項功能。

2016 年 CAMP 春季會議於阿布達比(Abu Dhabi)舉行，為期三天(4/26~4/28)，本研究團隊派人參與會議並簡報台灣在 TRACE 程式使用上的經驗與成果。

在最後的技術委員會會議中，除了問題與討論之外，另追認一些會員參與事項，以及 NUREG/IA 投稿現況。截至 2016 年底，台灣發表 NUREG/IA 技術報告累計 24 篇，列名第二(不包含尚未取得編號 4 篇)，西班牙有 26 篇，顯示我國在 CAMP 上的積極度與貢獻。明年(2017 年)CAMP 春季會議地點將於波蘭華沙城市舉辦。

**NUREG/IA's published (2009-2016)-Total
of
110**

- Spain – 26
- Slovenia – 13
- Finland – 6
- Germany – 9
- Korea – 6
- Czech Republic – 6
- Republic of China – 24
- Sweden – 5
- Argentina – 1
- Canada – 4
- Italy - 3
- People's Republic of China -2
- Poland - 4
- United Kingdom – 1
- Switzerland – 1



圖 1-1 NUREG/IA 各會員國累積發表量

(二) 程式發展與動態

1. NRC 程式發展動態(Status of NRC Code Development)

CAMP 國際合作計畫注重於 TRACE、SNAP、PARCS、RELAP5 程式的發展或維護。在 TRACE 的部分，針對部分的 equation 或熱傳 model，加入了新的 correlation 或 model，並預定於 2016 年秋季釋出 TRACE 的新版本 Patch 5(2016 年 CAMP 秋季會議的 NRC 簡報中，日期改為 2017 年 7 月釋出)。NRC 已將 TRACE 使用於相關的審查工作，並且希望 CAMP 各會員國能於 fuel rod、spacer grid、droplet 等領域投入較多的研究與人力，而相關的成果則可能用於提升 TRACE 的功能。在 PARCS 的部分，在 TRACE 的 V5 patch4 中的版本為 v32m11co，而目前已更新到 v32m17co 版。PARCS 目前專注於與 TRACE/SNAP 的連結路徑之發展。在 SNAP 的部分，目前的版本為 2.5.1，此版本改良或新增部分項目，如：不準度分析或 droplet 等。



TRACE Development – A Peek Under the Hood

- New Correlations for Research and Test Reactors (TRIGA and plate fuel)
- Spacer Grid Heat Transfer Enhancement Models (Droplets and Breakup of Droplets)
- Improved Stratified Flow Interfacial Drag Model

TRACE – Recently Added Features Available for Testing

- Implicit Coupling of Wall Heat Transfer to the Fluid
- Making Water Density and Viscosity a Function of Boron Concentration.
- Enthalpy-based and Fully Conservative Energy Equation for TRACE (semi-implicit only)
- Interfacial Area Transport Implementation into TRACE (Low Void Fraction, Subcooled Boiling Flows)

5

圖 1-2 TRACE 程式發展動態(1)



• More on TRACE Development

- TRACE Patch 5
 - Target release for Fall 2016
- Status of CANDU modeling update
 - Upgrade existing CANCHAN update from 2005
 - ~50% complete
 - Should be in an official code version by late summer
- Filing bug reports
 - Use Bugzilla to file a trouble report at www.nrccodes.com
 - Send email to trace.bugs@nrc.gov
- TRACE training
 - Taking feedback on the desire for training

圖 1-3 TRACE 程式發展動態(2)



TRACE Use at NRC

TRACE is used in licensing support and design certification activities:

- APR-1400
- SMR
- ESBWR
- US-EPR
- US-APWR
- AP1000
- ABWR
- Power & research/test reactor licensing actions
- Generic Safety Issue (GSI) and Rulemaking support

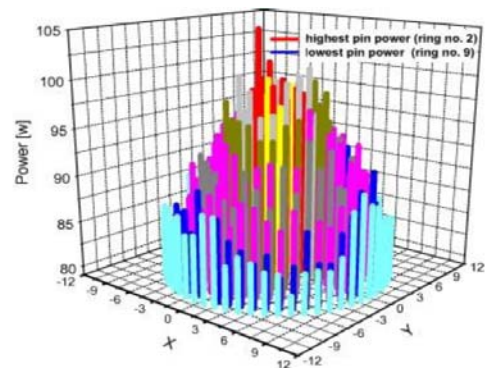
10

圖 1-4 NRC 對 TRACE 程式之應用



PARCS / PATHS / GENPMAXS Development

- Current PARCS Official Standalone version is v32m17co
Current version of PARCS in TRACE-V5P4 is v32m11co
- PATHS development to provide thermal-hydraulic (TH) feedback during depletion for modern fuel and reactor designs
- PARCS multi-cycle capability has been tested successfully
- PARCS/PATHS SNAP Plug-in
- TRITON-GENPMAXS Test Suite



7

圖 1-5 PARCS 程式發展動態



SNAP Development – Enhanced User Productivity

- Current SNAP Version is SNAP 2.4.3
- Supports all TRACE versions through patch 4
- Automated PARCS CR Search.
- PARCS Multi-Cycle Depletion.
- Improved Uncertainty Quantification Plug-in
- Droplet Field input added to TRACE Plug-in
- See <https://www.snaphome.com/snap/> for more information.

8

圖 1-6 SNAP 程式發展動態

RELAP5 Status and Use at NRC

Maintenance Mode:

- RELAP5 Patch 5
 - Release planned for May/June 2016
- Korean Reflood Model
- Support for Uncertainty Quantification
- Bug fixes are prioritized by the user community.

NRC use:

- Used in a supporting role in licensing

9

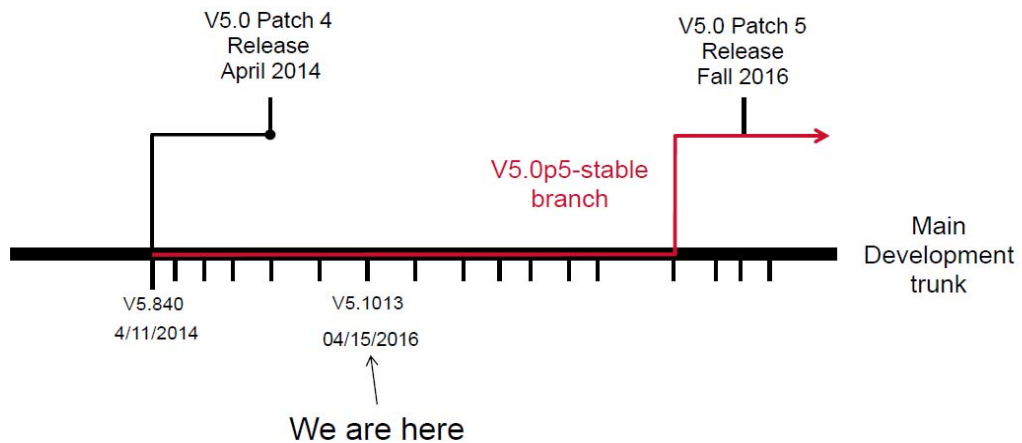
圖 1-7 RELAP5 程式發展動態

2. TRACE 程式發展動態(TRACE Code Development Status)

TRACE V5 patch4(即為 V5.840)已於 2014 年 4 月釋出，TRACE V5 patch5 預定於 2016 年秋季釋出(2016 年 CAMP 秋季會議的 NRC 簡報中，日期改為 2017 年 7 月釋出)，目前的版本為 V5.1013。在 TRACE 的 V5.840~V5.1013 版本中，較重要的更新為 fuel rod model、TRACE 與 PARCS 之連結、CONTAN 等，而 NRC 目前將注重於 TRACE 的 fuel rod、uncertainty、robustness 等的更新。



TRACE Roadmap



3

圖 1-8 TRACE 程式發展時程

Future Plans

Short Term Goals

- Additional fuel rod model improvements
 - More 50.46c specific features
- Component-specific uncertainty parameters
- CHF model improvements
 - Test reactor correlations
 - Update to 2006 Groeneveld look-up tables
- CANDU modifications
- Grid spacer model improvements

圖 1-9 程式未來發展計畫(1)

V5.970 & V5.980 – Fuel Rod Model Updates

- 6 new features added
 - Axially varying creepdown, fuel swelling, & fuel densification
 - Let user define an ECRP threshold to be a function of the hydrogen concentration in the clad
 - Place a limit on the maximum allowed cladding strain consistent with FRAPTRAN
 - FRAPCON 3.5 Zr/ZrO₂ emissivity model
 - New XTV plot variables & improved output formatting
 - Account for crud impact on clad thermal conductivity
- Introduces a new namelist option called “detailedFRM”
 - Use either legacyFRM or detailedFRM, but not both

圖 1-10 程式未來發展計畫(2)

- Maximum allowed cladding strain is now calculated and imposed on expansion of the cladding

- Uses FRAPTRAN approach

$$\epsilon_{cmax} = \frac{\left(\frac{P}{2} - r_{cmid}\right)}{r_{cmid}}$$

- Will not prevent clad rupture

- Burst strain is a function of T_{clad}
- Not a function of gap width

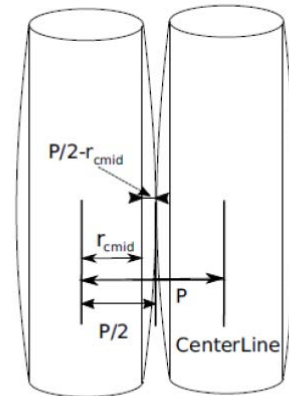


圖 1-11 程式未來發展計畫(3)

3. PARCS 程式更新動態(PARCS Updates and Status)

PARCS 目前專注於與熱流分析程式(如: TRACE)之連結路徑的研發與測試，包含相關卡號、debug、model 更新等，而 PARCS V32m18 版本即將釋出。

- PARCS has been restructured in coordination with interface to other thermal-hydraulic (TH) codes (TRACE/PARCS, PATHS)
- PARCS v32m18 close to release
 - Being beta tested against an expanded test suite (many test problems developed with CAMP member input)
 - Irregular detector response calculations in v32m17
 - Coupled failure (PBTT2) with V5.880 (+ v32m17) in debug mode that has been resolved with changes to GenEdit module (with respect to how the nodal power was being normalized)
 - Reworking REFL_TH card implementation within PARCS – manner of branching on TH states in reflector
 - All history, state, Xe/Sm, and exposures will be written to dep file for fuel and reflector nodes

圖 1-12 PARCS 程式未來發展計畫(1)

- Array indexing bounds (kth, lth) when PARCS is coupled with PATHS and internal TH (mass energy balance) is being upgraded and improved to allow more transparent branching of state variables across fuel and reflector
 - Will allow radial mesh refinement with NEUTMESH_X,_Y
 - Relevance to future assessment for high leakage cores
 - Will mimic the TRACE/PARCS interface
- When Vessel and Heat Structure coupled to PARCS, only axial plane thickness of vessel is passed to PARCS (cell length(s) of Heat Structures assumed)
 - Fixing with re-write of coupling initialization
- Improvements to PARCS Doppler Model
 - Currently - LINC (linear) & AVG (volume) average of T_{clad}, T_{surface}
 - GDTL option (conservative) – T(r) volume weighed with 1/√T(r)
 - Update will go in after v32m18 is patched to TRACE

圖 1-13 PARCS 程式未來發展計畫(2)



PARCS Development (3)

- Research on PARCS control rod history (HCR) and other state variable history weighting techniques
- Nonlinear history model implemented into test version
 - Weighting parameters for most recent state (2.0 to 2.5) input
 - Exponential treatment as ratios of controlled to uncontrolled history, as a function of control rod fraction in node
 - TMI1-C2 keff bias goes down several hundred pcm with these changes
- Fractional BPRA approach being tested specifically to model BPRA-controlled nodes (interpolating on fraction of exposure time that BPRA is present within cycle)
 - Also aligned BPRA nodes with mesh boundaries to avoid accumulation of HCR in rod-cusped nodes (partially inserted BPRAs)
 - Accumulated changes drives down C2A keff bias by ~200 pcm

圖 1-14 程式未來發展計畫

4. SNAP 程式發展動態(SNAP Development Overview)

SNAP 目前專注於 TRACE、PARCS、SCALE 的介面及相關路徑、檔案的更新，2.4.3 版已於 2016 年 4 月釋出，DOCX 及 ODT 的文件格式也已加入 SNAP 中。

- SNAP updates and status
 - Job-stream Improvements
- SNAP Plug-in Updates
 - UQ Analysis
 - TRACE
 - PARCS
 - SCALE
- On-going development Work

圖 1-15 SNAP 程式未來發展計畫(1)

SNAP “core” updates and status

- Current Version: 2.4.3 Released 4/11/2016
- DOCX File format for model notebook export
- Advanced Job Stream Development
- Job Stream Templates
- Uncertainty Quantification at Multiple Time Values

圖 1-16 SNAP 程式未來發展計畫(2)

Ongoing Development Work

- TRACE Updates
 - Vessel vent valve FRIC/K-Factor conversion.
 - TPR Import logic of Fill types 10 and 13 when INPVEL is set to Velocity
 - Address MAPTAB parsing and creation issue reported by Raimon Pericas
 - Update TRACE Job Step to distinguish XTV from Demuxed XTV
 - Implement Validation Display Framework from SCALE
- Update FRAPCON & FRAPTRAN Plug-ins to support version 4.0.
- SCALE Plug-in Development.
- Multi-Channel Component Updates
 - Import FRAPCON Data.
 - Mapping ¼ & ½ core PARCS data to full core TRACE.
 - Generate MAPTAB coupling data.
- Dakota Job Step – Optimization Job Streams
- Job Stream Improvements
 - Post-Execution Task Evaluation Logic
 - Task Failure Handling

圖 1-17 SNAP 程式未來發展計畫(3)

(三) 各國研究發展動態與技術報告

1. Presentation of Advanced Code Development Activities in

TRACE:

此篇簡報說明 TRACE 的主要更新內容，包含 matrix solver 的植入、droplet field 的更新、vessel 的壓降研究等。

2. Member country status report on CAMP activities in the Czech

Republic:

此篇簡報為捷克的 CAMP 相關工作報告，捷克負責進行 CAMP 計畫之相關單位為 SUJB、UJV、CVR、TES、UAM、VUT 等，主要使用 TRACE、RELAP、PARCS 建立了 VVER 電廠及相關實驗設備(如:BC V-213)的分析模式，以及進行相關暫態的模擬與分析。

3. CAMP-related activities in Belgium:

此篇簡報為比利時的 CAMP 相關工作報告，主要使用 RELAP 進行 licensing 相關計算及 ATLAS(實驗裝置)、PKL(實驗裝置)、PREMIUM(不準度研究)等計畫中的模式建立及進行相關暫態分析。

4. Status of CAMP Activities in Canada:

此篇簡報為加拿大的 CAMP 相關工作報告，主要是使用 TRACE 建立 CANDU6 電廠的分析模式，以及進行 LOCA 的分析與研究。

5. PARCS/Subchanflow/Transuranus Internal Coupling:

此篇簡報為 KIT 的 CAMP 相關工作報告，主要是將 PARCS(負責中子計算)與 SCF(負責熱流計算)結合在一起，進行穩態與暫態的分析研究，如: LOCA、RIA 等。

6. Internal Coupling of TRACE with DYN3D-MG (TRADYN):

Current Status :

此篇簡報為 KIT 的 CAMP 相關工作報告，主要是發展一個連結程式 TRADYN，來結合 TRACE(負責熱流)與 PARCS 或 DYN3D(負責中子)，進行相關分析與計算。

7. On the Development of Multi-Dimensional RELAP5 with Conservative Convective Terms:

此篇簡報主要是針對 RELAP5 的動量 equation(只適用於 1D)，進行相關的研究、分析、更新，其更新後的動量 equation 可使 RELAP5 適用於 3D 的分析研究。

8. Activity of NRC codes for LVR-15 Research reactor:

此篇簡報為 NRC 的 CAMP 相關工作報告，針對 LVR-15 研究用反應器，使用 TRACE 來建立其模式，並進行穩態的模擬，來驗證其模式的準確性。此外，目前尚在蒐集暫態的相關資料，以便未來進行相關的模擬與分析。

9. Natural Circulation Benchmark:

此篇簡報為 TRACTEBEL 的 CAMP 相關工作報告，使用 RELAP5 及相關的實驗資料(如: PWR PACTEL 實驗設施、ROSA 計畫、PKL 計畫)，進行 reactor coolant pump 跳脫暫態的模擬，來研究自然循環對流的相關現象，其結果顯示 RELAP5 能有效的模擬自然循環對流。

10. Comparison between TRACE and RELAP5 calculation of SB

LOCA in PWR:

此篇簡報為 Joef Stefan Institute(位於斯洛維尼亞)的 CAMP 相關工作報告，使用 RELAP5 與 TRACE，進行 PWR SBLOCA 的模擬，包含破口大小的靈敏度分析。其分析結果顯示，TRACE 與 RELAP5 在破口流量的預測上有較大的差異性，需要進一步的檢查其模式與輸入資料。

11. New AP1000 studies with TRACE5 patch2 and ATLAS test A5.1

SBLOCA benchmark:

此篇簡報為 Technical University of Madrid (位於西班牙)的 CAMP 相關工作報告，使用 TRACE 進行 AP1000 及 ATLAS 實驗設備之模式建立與 LOCA 暫態的模擬。

12. Validation and application of Almaraz NPP model. Power uprate and TRACE5 Patch1 to Patch4 transition:

此篇簡報為 Technical University of Madrid (位於西班牙)的 CAMP 相關工作報告，針對 Almaraz 電廠的功率提升，而更新了 TRACE 分析模式，並進行 load rejection、LOCA、ATWS 等暫態之模擬與分析。

13. BWR-4 ATWS modeling with RELAP-S3K coupled code:

此篇簡報為 BKW Engineering (位於瑞士)的 CAMP 相關工作報告，針對 Kernkraftwerk 電廠(BWR/4)，使用 RELAP5(負責熱流)與 S3K(負責中子)，建立了其分析模式，並進行 ATWS 等暫態之模擬與分析。

14. Validation of Bubble Condenser Model in RELAP5/MELCOR:

此篇簡報為 TES(位於捷克)的 CAMP 相關工作報告，針對 VVER 電廠及 BC V-213 實驗設備，使用 RELAP5、MELCOR、TRACE 建立了其分析模式，並進行 LOCA 等相關暫態之模擬與分析，其分析結果與實驗資料相似。

15. Preliminary Post-Test Analysis of Cold Leg Small Break 4.1 % at PSB VVER Facility Using TRACE V5.0:

此篇簡報為 TES(位於捷克)的 CAMP 相關工作報告，針對 PSB-VVER 實驗設備，使用 TRACE 建立了其分析模式，並進行 LOCA 暫態之模擬與分析，其分析結果大致與實驗資料相似。

16. Coupling of RELAP5 and Darlington NGS controllers in MOOSE:

此篇簡報為 Amec foster wheeler 的 CAMP 相關工作報告，針對 Darlington 電廠之控制器程式 MOOSE，嘗試與 RELAP5 進行連結，在未來將會進行相關的測試與模擬。

17. TRACE Analysis Activities at STARS:

此篇簡報為 PSI 的 CAMP 相關工作報告，針對 ROSA/LSTF、PKL 等實驗設備，建立了 TRACE 分析模式，進行 LOCA、SBO 相關暫態之模擬與分析。此外，也嘗試將 TRACE 與 S3K、ADS、CAD 等工具結合，進行 ATWS、穩定性、SBO 等分析與測試。

18. Code Validation against Boiling Two-Phase Flow Experiments in Rod Bundle:

此篇簡報為 CRIEPI 的 CAMP 相關工作報告，針對 SIRIUS-F 實驗設備及日本福島事故，建立了 TRACE 分析模式，進行穩定性、快速暫態等分析與模擬，包含 flashing model、friction factor 等參數之研究。

二、國內核電廠 TRACE 圍阻體模式

(一) TRACE 圍阻體模式說明

在 SNAP 程式中，CONTAN 組件是用來模擬電廠圍阻體，典型的 BWR 圍阻體結構如圖 2-1 所示。圍阻體包含了乾井、乾井通洩管、抑壓池或濕井。真空排除器連接乾井的空氣空間及抑壓池，通常都是關閉狀態。安裝餘熱移除系統來替抑壓池之液體降溫，並提供當冷卻劑從主冷卻環路洩漏到圍阻體事故發生時的乾井噴灑。在正常運轉下乾井冷卻由圍阻體冷卻系統提供。

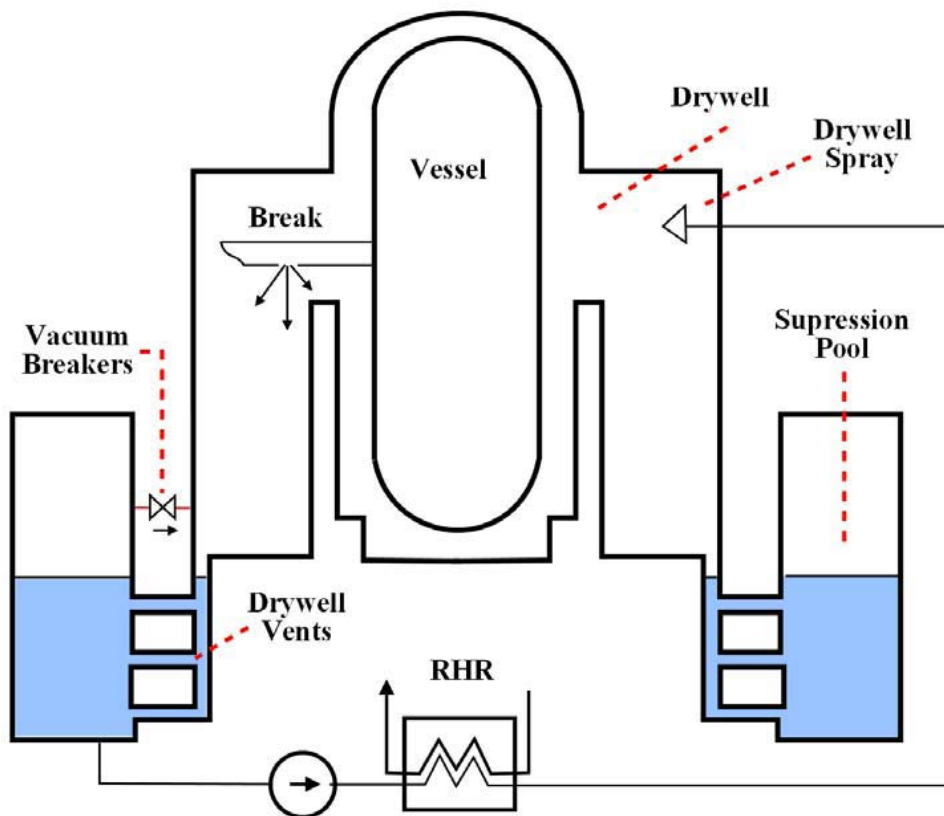


圖 2-1 典型的 BWR 圍阻體

反應器正常運轉時，圍阻體和主冷卻環路的流體隔離，當假設冷卻劑流失事故發生時，主冷卻環路的高能量流體沖放進乾井，造成乾井的溫度和壓力上升，導致不可凝結氣體和蒸汽混合物經由乾井通洩管流到抑壓池。為了保持乾井通洩管暢通，乾井和濕井之間的壓力差必須克服乾井通洩管中水位之淨壓。當蒸汽和不可凝結氣體從乾井流到抑壓池，部分蒸氣會凝結，而不可凝結氣體會累積在抑壓池上方空間。在後沖放狀態，運轉員可開啟餘熱移除系統和乾井噴灑來降低乾井壓力。由此產生在真空排除器的負壓差，會使閥門開啟來均衡乾井和濕井的壓力。

當主冷卻環路的壓力降至低於維持破口處臨界流量的設定點，圍阻體壓力會影響主冷卻環路的降壓。在緊急爐心冷卻系統注入及後沖放期間，主冷卻環路的壓力有可能低於圍阻體壓力，並導致不可凝結氣體從圍阻體流進主環路。

在 TRACE 中，圍阻體被模擬為分隔室的集合，每個分隔室都有充分混合的蒸汽和液體區。液體水、蒸汽和不可凝結氣體之庫存質量以及蒸汽和液體之總能量庫存以時間的函數做計算。

為了模擬在冷卻水流失事故時圍阻體和主冷卻環路系統交互作用，必須模擬質量及能量在圍阻體及主冷卻環路內的傳遞。下列物理過程由 CONTAN 組件模擬：

- (1)因高壓和高溫流體的沖放造成大體積(乾井及濕井)的壓力上升；
- (2)在圍阻體中大體積壓力造成的流動；
- (3)圍阻體體積和固體表面(即反應器壓力槽的牆、乾井殼表面、餘熱移除系統的熱交換器)間的對流熱傳；
- (4)抑壓池和蒸氣區域之間自然對流的介面熱及質量傳遞；
- (5)主冷卻環路及圍阻體間的交互作用。

CONTAN 組件採用下列六種基本組件單元來模擬圍阻體計算：

- (1)分隔室；
- (2)熱結構；
- (3)冷卻器；
- (4)被動流動連接；
- (5)強制流動連接；
- (6)源/沉流動連接。

CONTAN 分隔室模擬了任何體積，特別是乾井及濕井。熱結構模擬所有使用者希望模擬之熱結構。冷卻器模擬在圍阻體分隔室中簡單對流熱源/沉之影響。被動流動連接模擬兩分隔室間因壓力引起的流動。強制流動連接模擬主動式的圍阻體系統，從一個分隔室傳送液體或蒸氣到另一個分隔室的。源/沉流動連接模擬從圍阻體注入或抽出之外來液體水的源/沉。

圖 2-1 的模型中，CONTAN 組件可預測乾井中和時間相關的壓力和溫度及空氣/蒸汽混合物。CONTAN 計算的資料被當作邊界條件，提供 TRACE 組件模擬在一次側系統的破口沖放主冷卻環路的高能量流體到乾井。除此之外，乾井的環境溫度可代表反應器壓力槽牆之熱結構外表面熱沉的溫度。

目前為止，TRACE 反應器壓力槽熱結構的外表面熱沉溫度不會受 CONTAN 計算的影響，即使如此，經由 TRACE 反應器壓力槽熱結構的熱損失可包含在 CONTAN 能量平衡。

經由 CONTAN 資料輸入檔的說明，組件佈局示意圖如圖 2-2 所示。此範例包含兩個分隔室，一個熱結構、一個冷卻器、一個被動流動連接、一個強制流動連接以及一個源/沉流動連接。

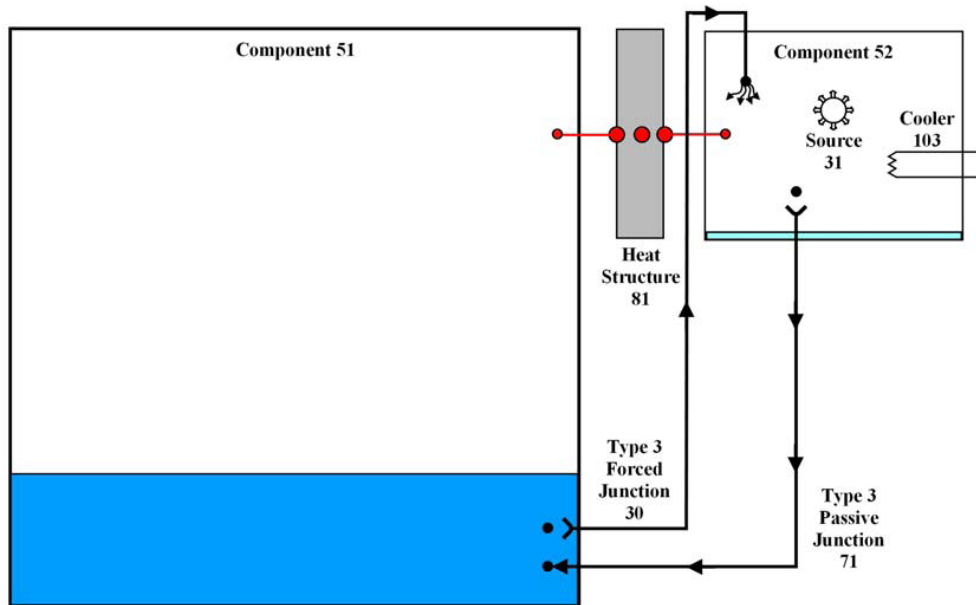


圖 2-2 範例佈局示意圖(不按比例)

(二) 國內核電廠 TRACE 圍阻體模式之精進

配合 TRACE 與 SNAP 程式的改版，在原有的國內核電廠之 TRACE 熱水流安全分析模式中，加入圍阻體的模擬(如乾井、濕井與抑壓池等)，精進國內核電廠之 TRACE 熱水流安全分析模式，使得國內核電廠之 TRACE 模式除了可進行熱流分析外，也可同時進行圍阻體的分析，如圖 2-3~2-6 所示。以下展現國內四座電廠之 TRACE 熱水流安全分析模式(含圍阻體模式)：

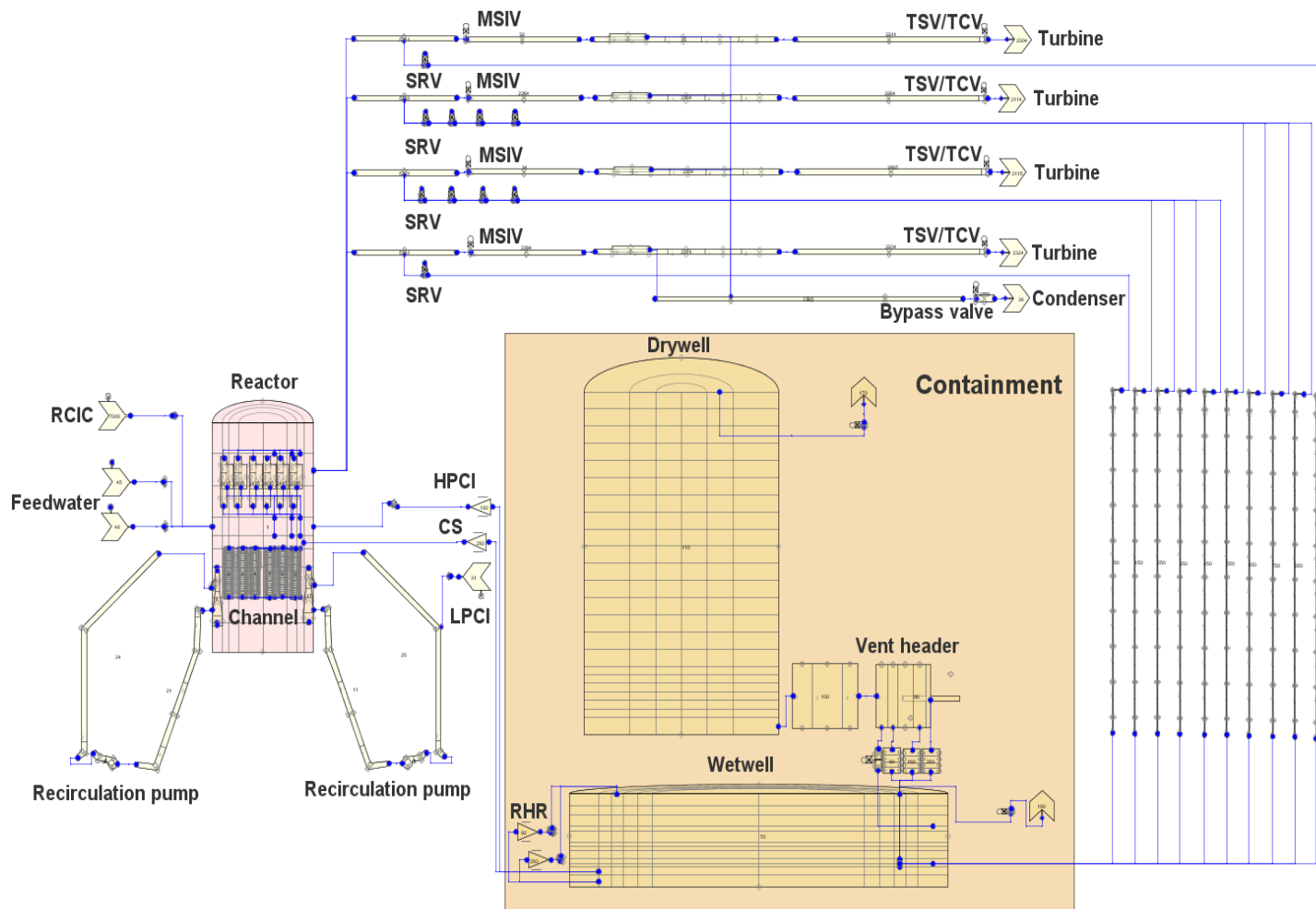


圖 2-3 核一廠之 TRACE/SNAP 熱水流安全分析模式

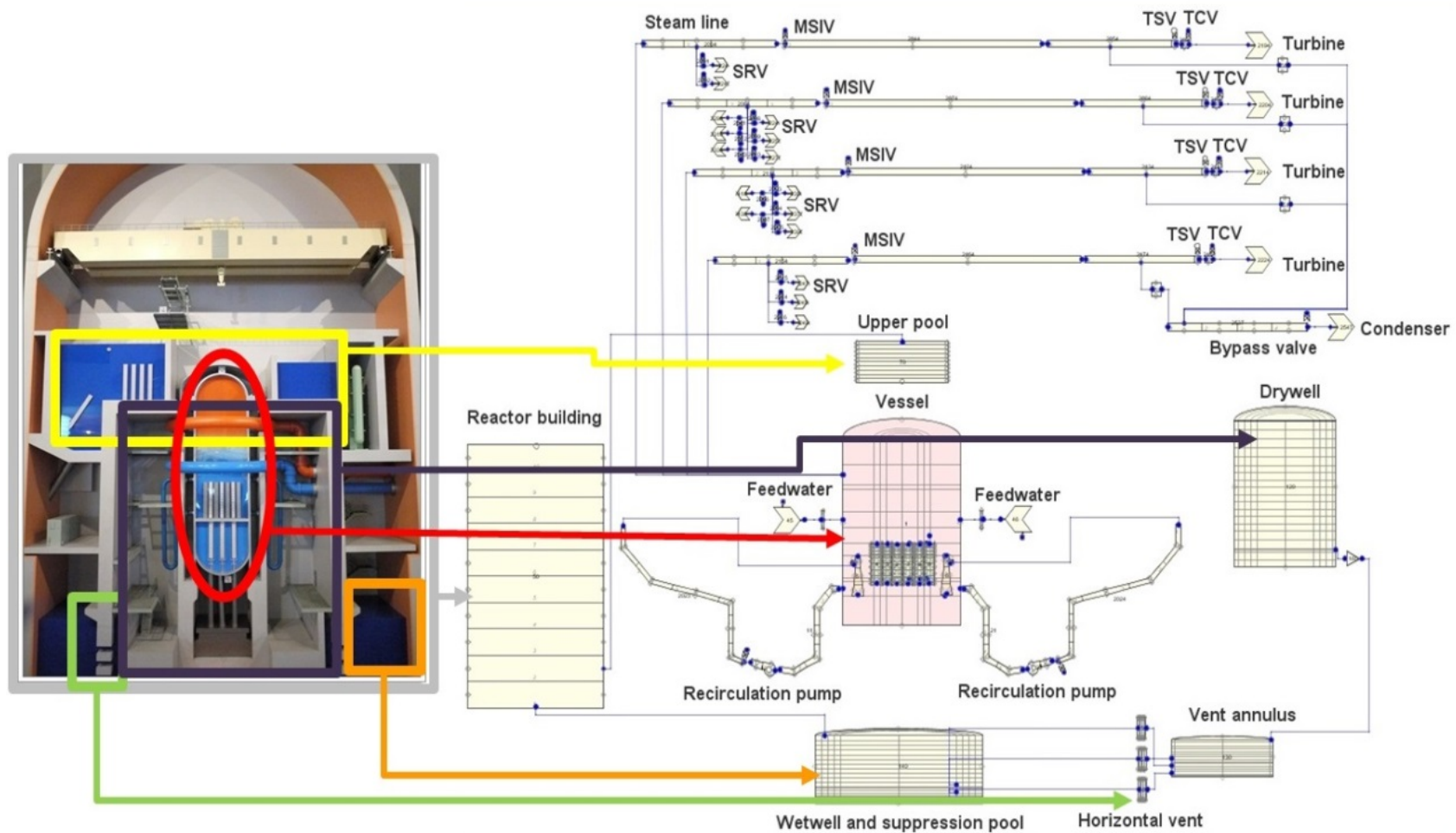


圖 2-4 核二廠之 TRACE/SNAP 熱水流安全分析模式

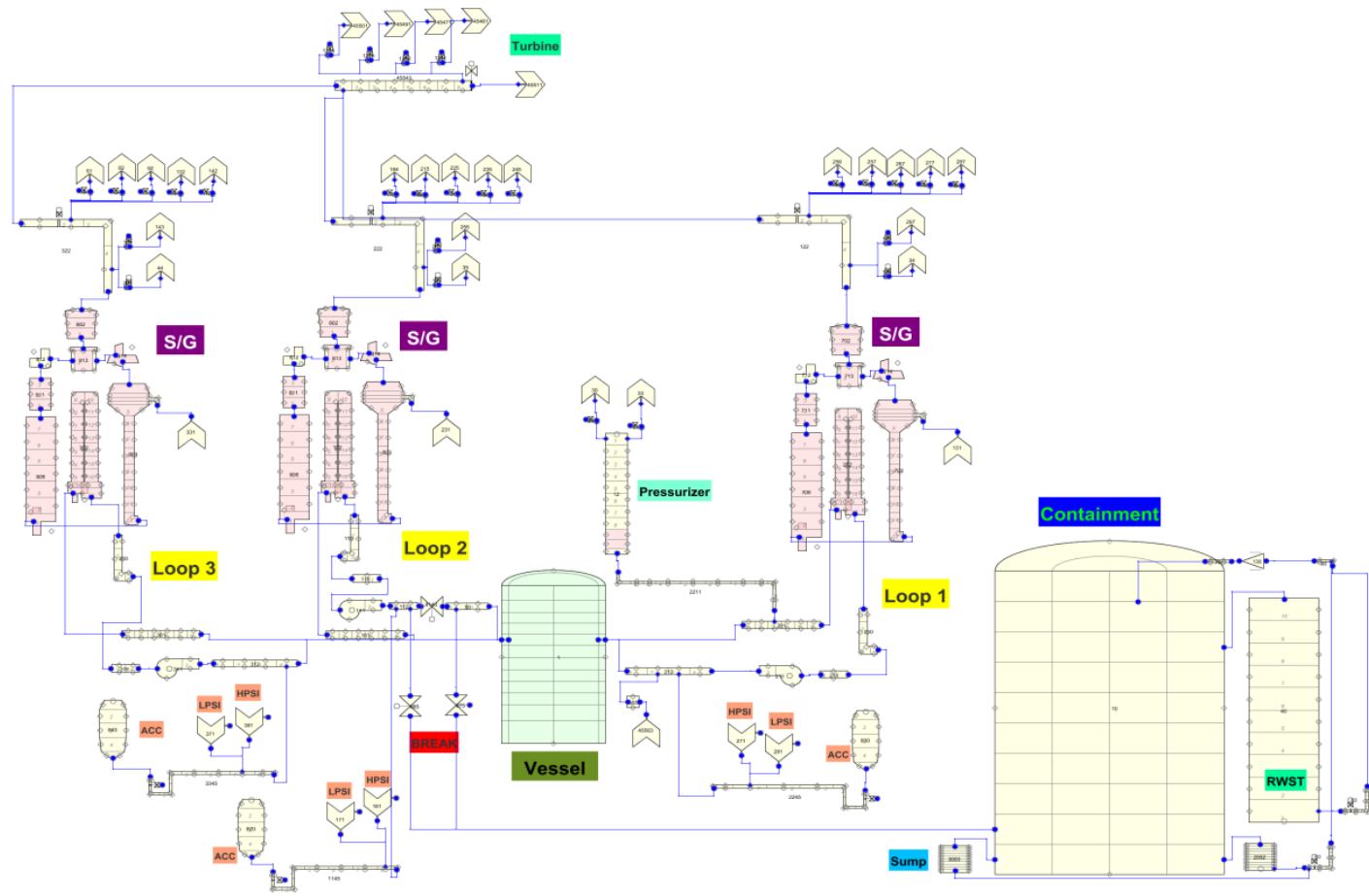


圖 2-5 核三廠之 TRACE/SNAP 熱水流安全分析模式

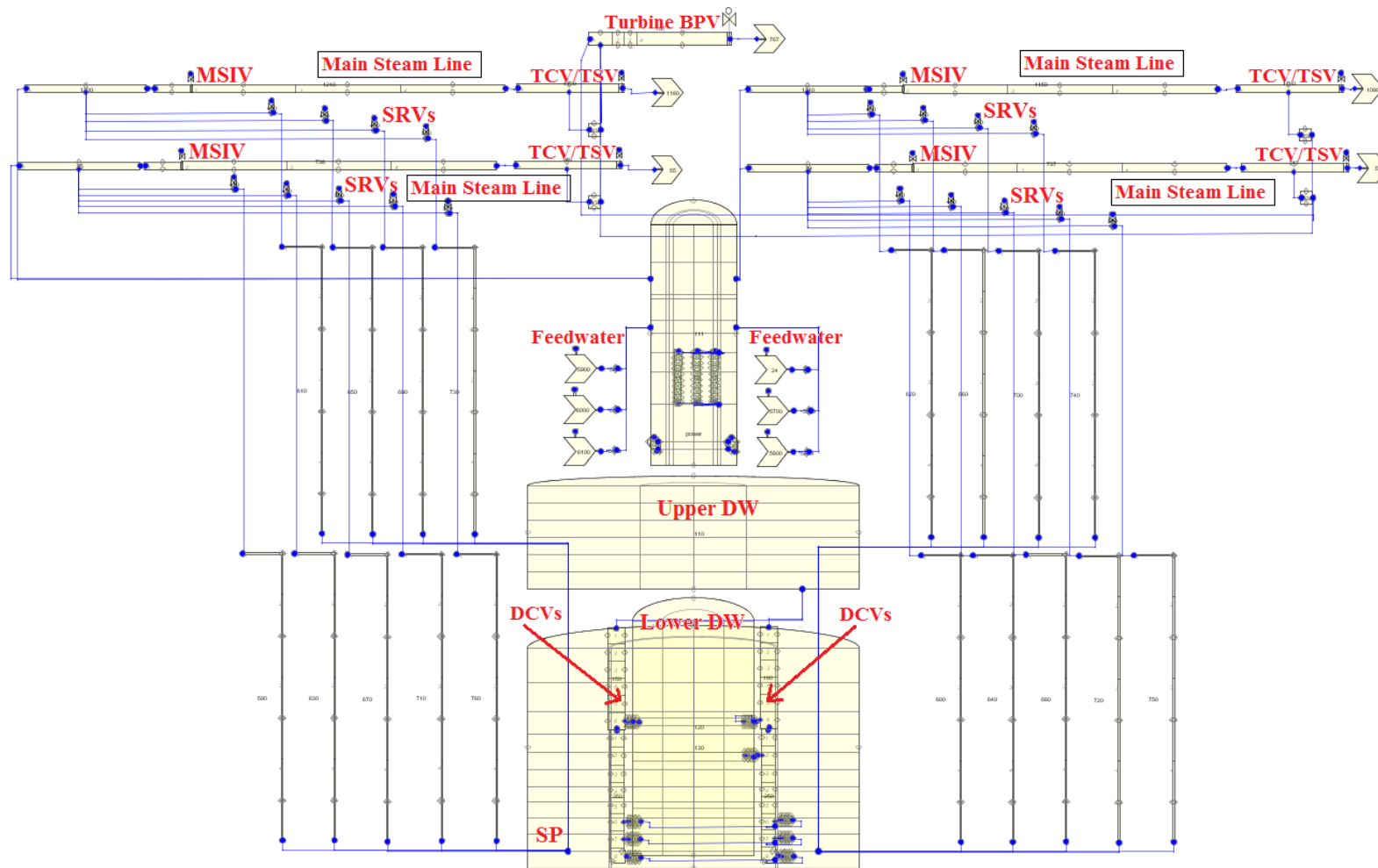


圖 2-6 龍門核電廠之 TRACE/SNAP 熱水流安全分析模式

三、TRACE 動畫模式說明

互動及後處理能力可由 SNAP 介面的動畫模式呈現，部分計算結果可以由多種不同的動畫方式來表現。

動畫呈現的方式與建模模式極度相似。它們是由 SNAP 視窗下的物件所組成，且部分物件的特性可於 Main Property View 所編輯。然而，動畫模式並非交付任務給計算器，而是讀取計算器所算之數據並在動畫檔中以不同的表現方式呈現。這些數據可以是正在運算的結果、完整計算的結果或是輸入的 EXTData 等等。

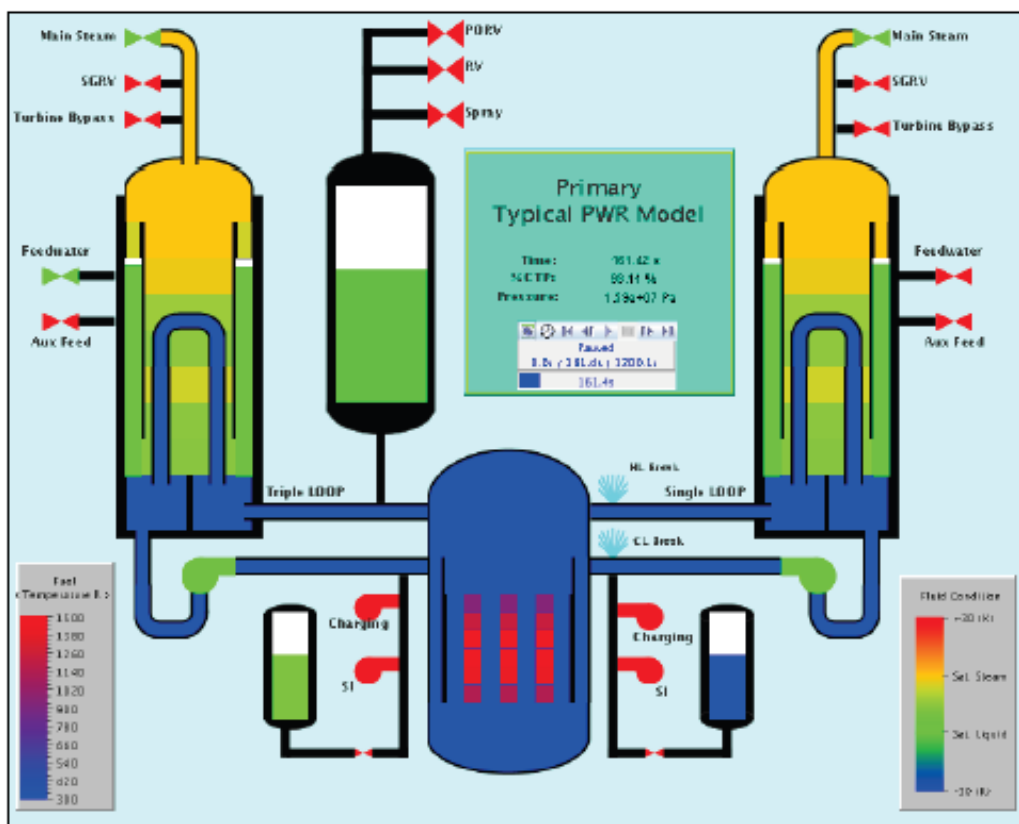


圖 3-3 Example Animation Mask

(一) 建立新的動畫模型

在主要工具列上點擊“開新檔案”，即會跳出“選擇模式型式”視窗，如圖 3-2。選擇動畫模式選項，按 OK 關閉。右方導覽欄位即會有一個新的檔案，右方視窗中也會有一個空的視窗被建立。

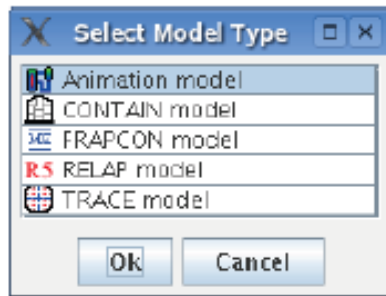


圖 3-4 Example New Model Dialog

(二) 動畫組件

動畫模型僅由以下組件組成：數據來源、數值範圍和視窗。欲建立和編輯這些組件和其他組件一樣皆由 Model Editor 下編輯。動畫模式內大部份的組件，皆為二維的圖示和自訂的註解。

(三) 資料來源

動畫需要一至多個數據來源來當作將模式動畫化的資料。資料來源通常是參考交付給計算伺服器的任務。當動畫開始，Model Editor 會將計算伺服器所算之數據匯入並由視覺方式去呈現數據。此步驟會一直重複直至資料完結或是使用者強制中斷。

每個動畫模式需要一個主數據來源，並可能需要數個子數據源。

子數據來源是來自計算伺服器的其他資料來源，這些資料將會內插於對應的主數據。

為了指定任務給資料來源，首先要從右方導覽欄位中，選取數據資料欄內選擇資料來源。然後在 Main Property View 內找出 Source Run URL 和點選 **E** 鈕，使 Select Data Source 視窗跳出(請見圖 3-3)。

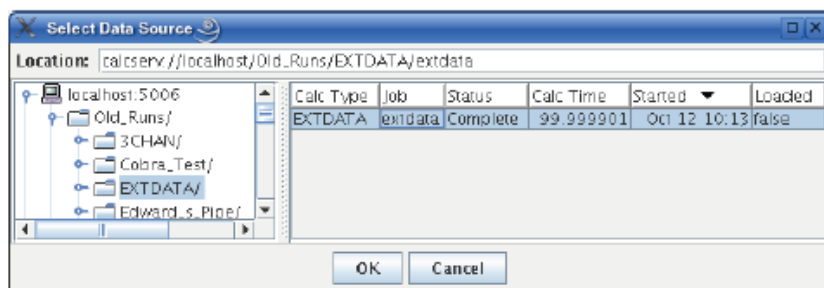


圖 3-5 Select Data Source Dialog

展開左側工作樹，將會顯示計算伺服器的根資料夾，展開每個資料夾將會顯示之子資料夾和其任務。選擇一個資料夾會顯示出資料夾內的工作清單(在右側)。在工作樹內，選擇一個任務，右側將會在顯示此工作的細節。注意: Location 資料夾會在選擇任務時會被更新。這 URL 作業，將會用於資料來源。以圖 3-3 為例，顯示所選擇的工作是由 EXTDATA plug-in 所組織的外部資料。

(四) 連續資料來源 (Sequenced Data Sources)

動畫模式的資料來源組成由許多的 Source Run URLs 指定作為序列。為了啟動此功能，設定 Number of Source Runs(選擇來源數量，最多 4 個)，然後選擇序列中的任務交付給第一、第二、第三和第四次運行 URL。

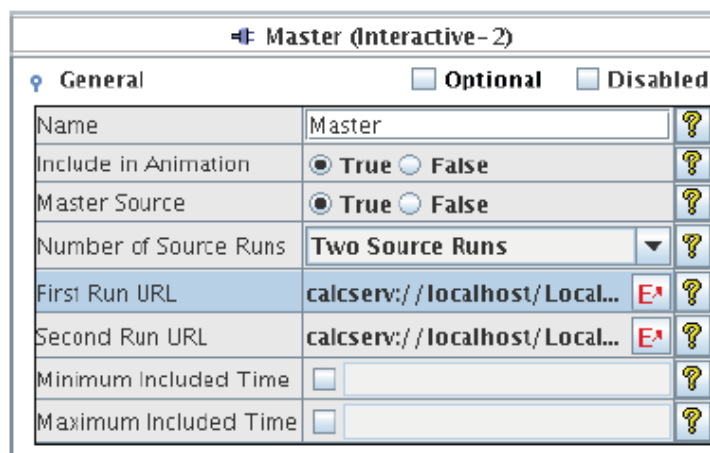


圖 3-6 Data Source Properties

當使用序列任務時，播放時間會於第一個任務的時間開始。當播放時間達下一項任務的啟始時間時，它會變成當下的任務重新初始化所有動畫中小圖示的數據。以此類推，當下一個工作的啟始時間開始，又會再次重複此步驟。

(五) The Python Data Source

Python 數據來源是由一個或多個數據來源所計算後使用於製作動畫的數據。初始化來源是在執行 Python 來源下的 Python code 視窗。

其中必須包含:

- 由其他資料來源所設定的必要通道。
- 在 Python Data Source 中，設定虛擬資料通道(Virtual Data Channels)的初始值。
- 在動畫檔中，定義暫態來源中的方法和整體變數。暫態來源是當 Python 來源執行喚回主要資料來源時的時間間格的視窗。其中必須包含:
 - 在其他資料來源中，所抓取必須資料來源的資料值。
 - 為虛擬資料通道所設的新值。

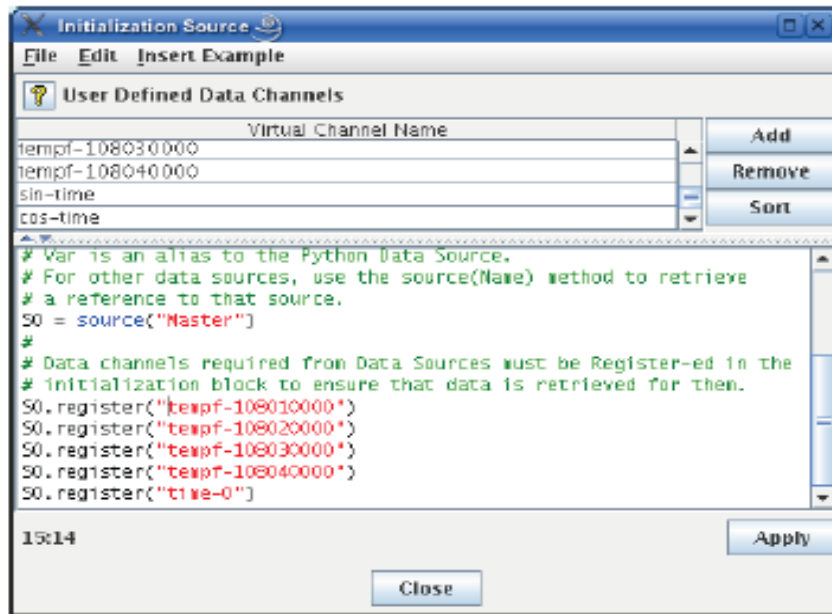


圖 3-7 Python Data Source Editor

此兩段資料藉由使用 source editor 編輯(圖 3-5)，“Python Data Source Source Editor”。此資料編輯器提供為編輯 Python code 主文重點編輯語法。

此資料編輯器的頂端為虛擬數據通道的列表。任一數據通道經由 python source 加入此表單將會成為有效用的。

(六) Color Maps

Color Maps 是使用者定義的顏色範圍或是使用者定義的小圖示動畫所在值域。在動畫時，典型的圖示行為會依數據通道之值不同而改變顏色。舉例來說，單一元件的圖示為一個矩形。若將它設定在某一通用範圍上，此範圍為 0 到 1，顏色分別為紅色和藍色，假若動畫所讀得的值為 0.75，則會顯示出深紅色。相反的，若所讀得的

值為 0.25，則顯示出深藍色。假如超出範圍的極小值和極大值的數值將由極小值和極大值定義所顯示的顏色。

Color Maps 為自身的物件，任何數值可以在 2D 範圍內被建造和選擇。(見圖 3-6)

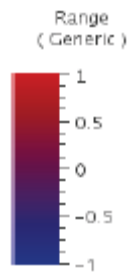


圖 3-8 Generic Range

範圍內可用性質是依當時的範圍形式(Range type)所決定。每一個類型的可用性質是與其他類型的特性是完全不同的。舉例來說，溫度型態與液溫型態的分段是互相獨立的。這表示範圍型態可用來活化對於一系列不同特性的小圖示。範圍區段內為連續區域，其增加範圍的值也會有不同的開始與結束的顏色。這也代表整體範圍區間內的不同區域中，有不一樣的顏色值。圖 3-7 表示編輯 Color Maps 時的對話視窗。

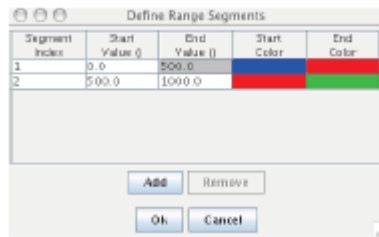


圖 3-9 Range Segments

Temp / Pressure / Quality / Void Fraction

這些範圍型式和 Volume ID 或數據通道來喚入動畫數據。這些是運用一整套最大/最小的值和顏色來決定每個小圖示所展現的顏色。展現的通道是決定於使用者管理輸入的數據源。(例如: TRACE, RELAP5,etc)

Generic

這些範圍型式允許最大/最小的數值(及顏色)以公制或英制呈現。Generic 是運用範圍最廣的範圍類型。當小圖示用 Generic 形式展示時，將會依使用者指定的模式來決定哪個數據通道會被動畫化。利用彈出的幫助視窗 Channel Name Patterns 以得到更多語法的訊息。

Fluid Condition

此範圍類型展現出以一特定體積當時的流體條件為一組顏色範圍 (By Volume ID only)。色彩範圍有分次冷態、飽和及過熱的液體。

在此範圍型式內，過熱和次冷態的值皆依飽和溫度被指定為一個數字。

(七) 錄放動畫



圖 3-10 Playback Control No Data Source Connection

當開啟錄製動畫，動畫錄製將可在主要工具軸上控制。此錄放軸是以很多按鈕所組成以用來操作動畫。以圖 3-8“Playback Controls, No Data Source Connection”和圖 3-9 “Playback Controls, Connected to a Data Source”所呈現。

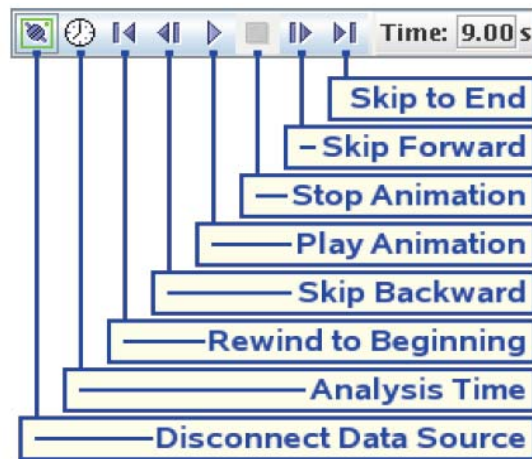


圖 3-11 Playback Controls, Connected to a Data Source

- Connect Data Source – 將動畫檔連結至定義的數據來源。當連結開始，此按鈕會變成 Disconnect Data Source 鈕，同一時間內，只可連結一個動畫模型。

- Disconnect Data Source – 解除所連結的資料

- Analysis Time – 開啟時間分析軸。此對話框可以用來選擇任意時間以尋找以及分配各種時間相關的動畫。

- Rewind to Beginning – 移動動畫至第一個時間點

- Skip Backward – 使動畫倒轉到特定時間點。這些時間點可藉由 Analysis Time 對話框內 Skip Forward/Back Steps 來控制。

- Play Animation – 播放動畫。這個按鈕一旦被啟動，會自動變成暫停鈕。

- Stop Animation – 停止當下動畫。停止鈕只可用在工作正在執行和播放最後一個時間點時。

- Skip Forward – 使動畫快轉到特定時間點。這些時間點可藉由 Analysis Time 對話框內 Skip Forward/Back Steps 來控制。

- Skip to End – 將動畫跳至最後一個時間點。

- 注意 Skip Forward 和 Skip Backward 不被 plug-ins 所支援。

(八) 表現圖示

圖示為一個物件，此物件可在 2D 中顯示出數值，這些數值是由計算器或外部資料來源得到。這些圖示可藉由 Insertion Tool 所創。展示圖示也可以重新改變大小、形狀以及其他類似的方式去註解它。

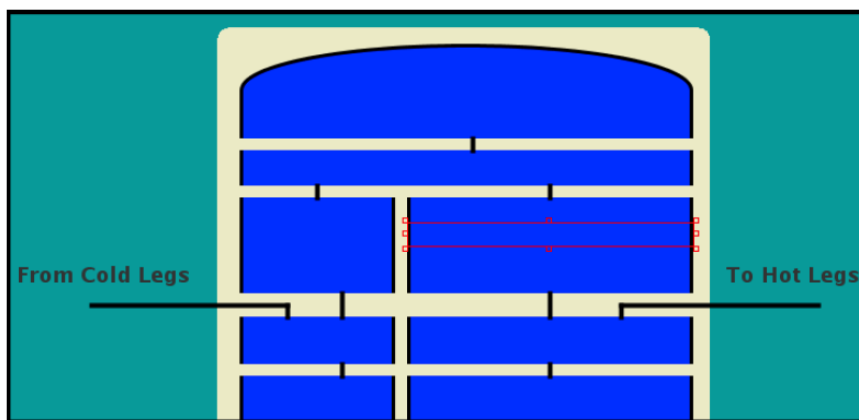


圖 3-12 Display Beans Example

每一個圖示以不同的方式顯示它的數據。以下是一個支援展示圖示的功能列表(圖 3-11)。萬一圖示不支持其中一項功能，這將被記錄在圖示的描述中。

● Single Volume	
<input checked="" type="checkbox"/> General	<input type="checkbox"/> Optional <input type="checkbox"/> Disabled <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
Data Source	Master (Typpwr-2) <input type="button" value="S"/> <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
Range	Fluid Condition Range <input type="button" value="S"/> <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
Volume ID	350020000 <input type="button" value="S"/> <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
Command Menu	- not set- <input type="button" value="E"/> <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
Foreground Color	0,0,0 <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
Orientation	Vertical <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
Outline Width	3 <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
Volume Shape	Rectangle <input style="float: right;" type="button" value="?"/>
ToolTip Text	volume-350020000 <input style="float: right;" type="button" value="?"/>

圖 3-13 Single Volume Properties

● Data Source - 所有圖示至少連接一個數據源(或者更多)。這些圖示使用多個數據來源，其中也包含彈出的解釋，每個資料源將會被哪些圖示所用。

● Range -範圍是將一個或多個數據指定到特定色塊中。這有利於表達計算器整體過程。

● Channel Name - 數據通道的名稱將會以圖示的方式表達動畫化。使用單一數據通道的圖示最常運用通道選擇器(如圖 3-12 所示)。運用多個數據來源的圖示(例如 Axial Plot bean)包含更多訂制的圖示型式選擇器。

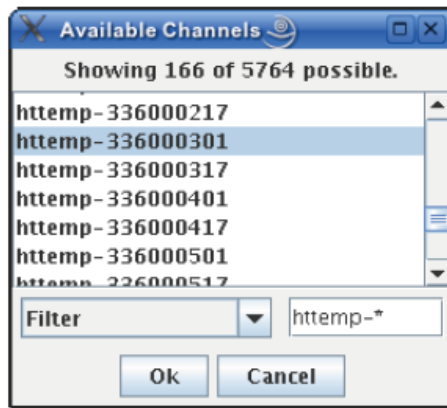


圖 3-14 Channel Selection Dialog

- Volume ID - Volume ID 被圖示用來活化選定範圍型式中的數據通道。這最常運用在空泡率、液體溫度以及流體條件等特性中。基於 Volume ID 和範圍型式，數據通道名稱可隱含在內。

- Tooltip Text - 當滑鼠停在圖示上時會顯示出提示。提示器可以是一個有效的 HTML 文件，但它必須包含的 <html> 和 </HTML> 標籤。

四、國內核電廠 TRACE 動畫模式之建立

(一) 動畫檔基本組件建立

本章節利用 SNAP 程式中的動畫組件功能，來建立國內四座核電廠 TRACE 動畫分析模式。以下動畫模式的組件建立，由核三廠 TRACE 動畫模式建立來說明。

1. 核三廠動畫檔基本組件建立

核三廠電廠主要裝置包含反應器壓力爐、調壓槽、蒸氣產生器、及爐心冷卻系統等等，在核三動畫裡就必須顯示相關主要元件的參數值，且配合分析不同的事故案例，建立所對應的參數分析示意圖，讓使用者輕易的了解發生事故後，電廠的各項分析參數值(包含功率、系統壓力、系統溫度、以及流率值等等)。

在建立核三廠電廠動畫模式圖時，為了完整展現實際電廠的運作，利用管路及相關組件來架構動畫檔模型，能使得讀者更了解電廠的分析情形。因此在動畫檔模型中，各項裝置及管路的設計就必須費一番工夫。

首先，先建立整個電廠最重要的裝置，反應爐。在反應爐的模型中，我們可以使用 Plenum 組件來建立反應爐雛形，再使用 polygon 組件

來畫出爐心內部情況，並使用 ControlRod 組件來模擬核三廠控制棒動作情形(如圖 4-1 所示)。

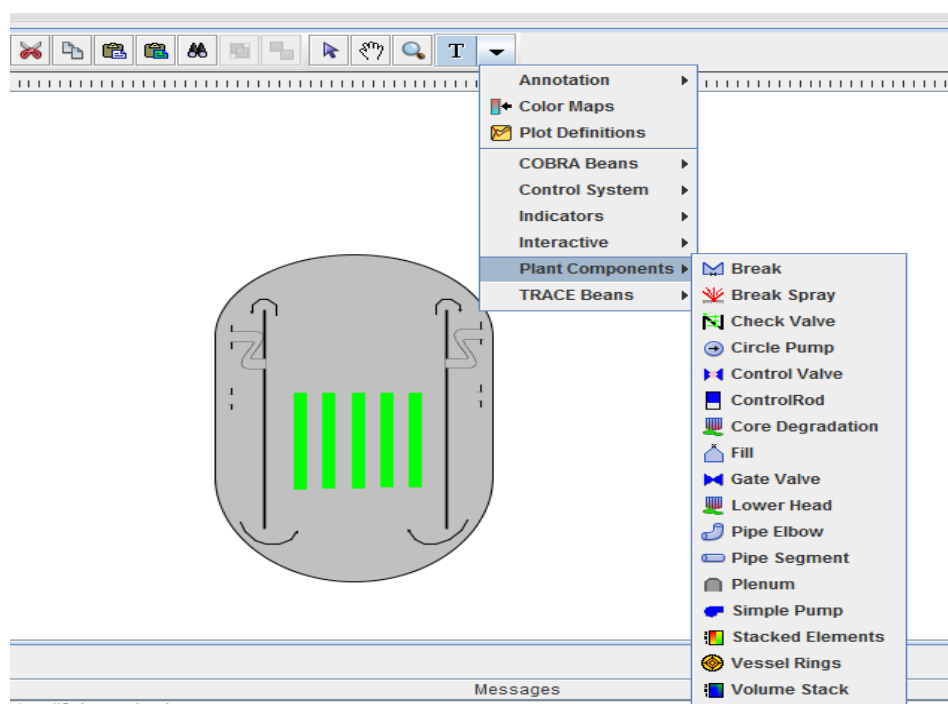


圖 4-2 核三廠動畫控制棒模擬過程

接著依序利用 Pipe 等組件建立蒸氣產生器模型，以及調壓槽模型(如圖 4-2 所示)。

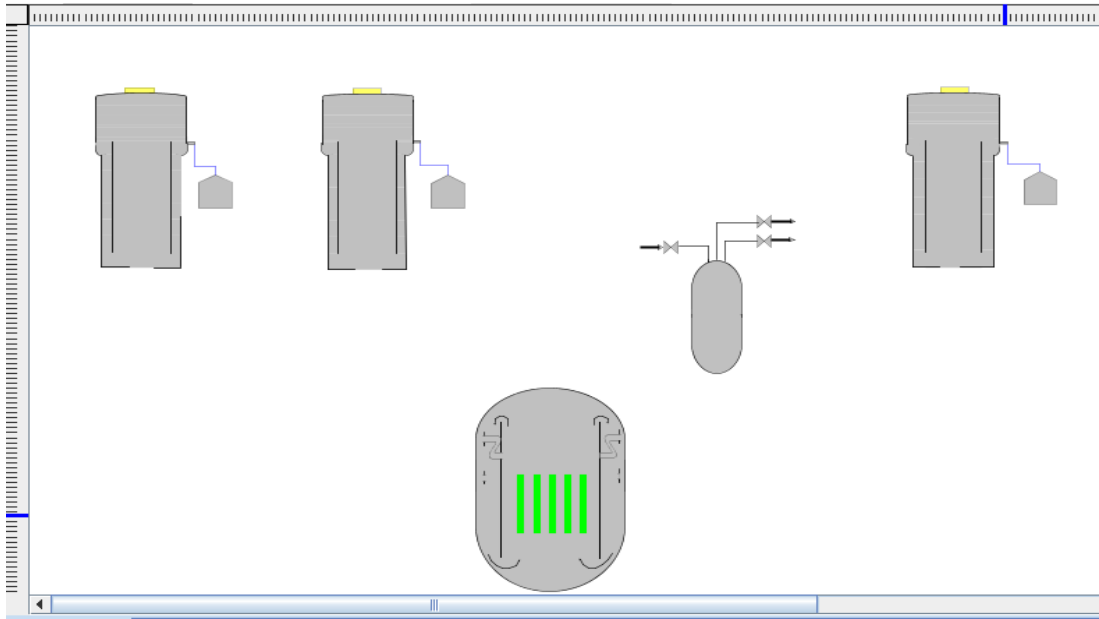


圖 4-3 核三廠動畫其他組件製作過程(1)

接著利用 Pipe 組件及 Pump 組件來建立爐心冷卻系統管路。約略完成主要元件的建立(如圖 4-3)。

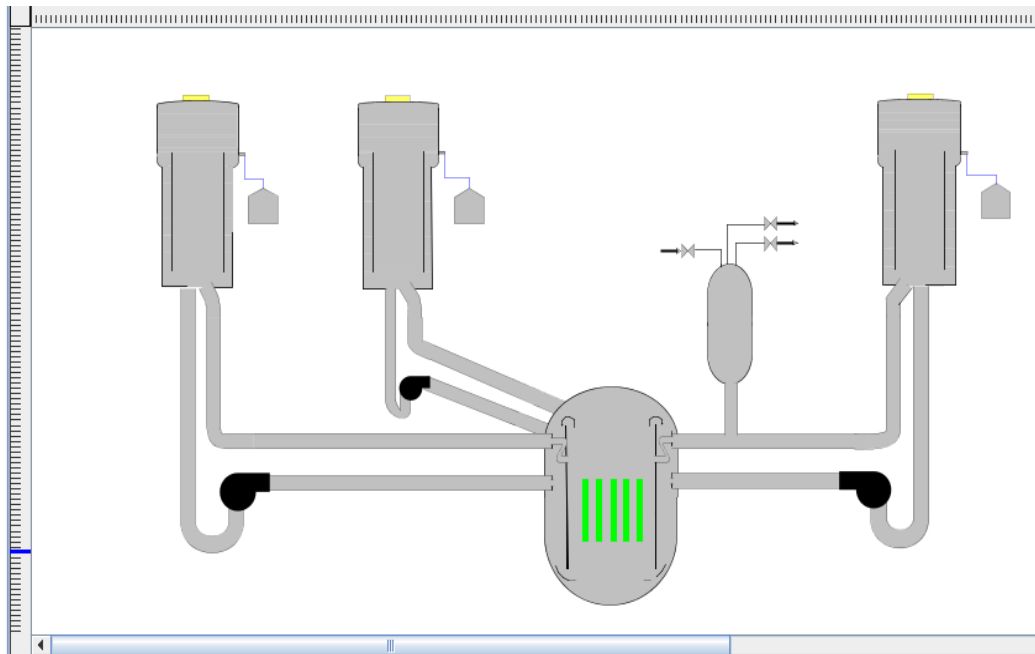


圖 4-4 核三廠動畫其他組件製作過程(2)

2. 組件與分析輸出檔連結

在完成模型元件的建立之後，接下來我們必須將元件與分析結果做個連結，以顯示動畫在案例分析中應有的變化。

點選所建立的元件，在性質欄中輸入所要連結的對應分析資料，逐一完成每個元件的連結。

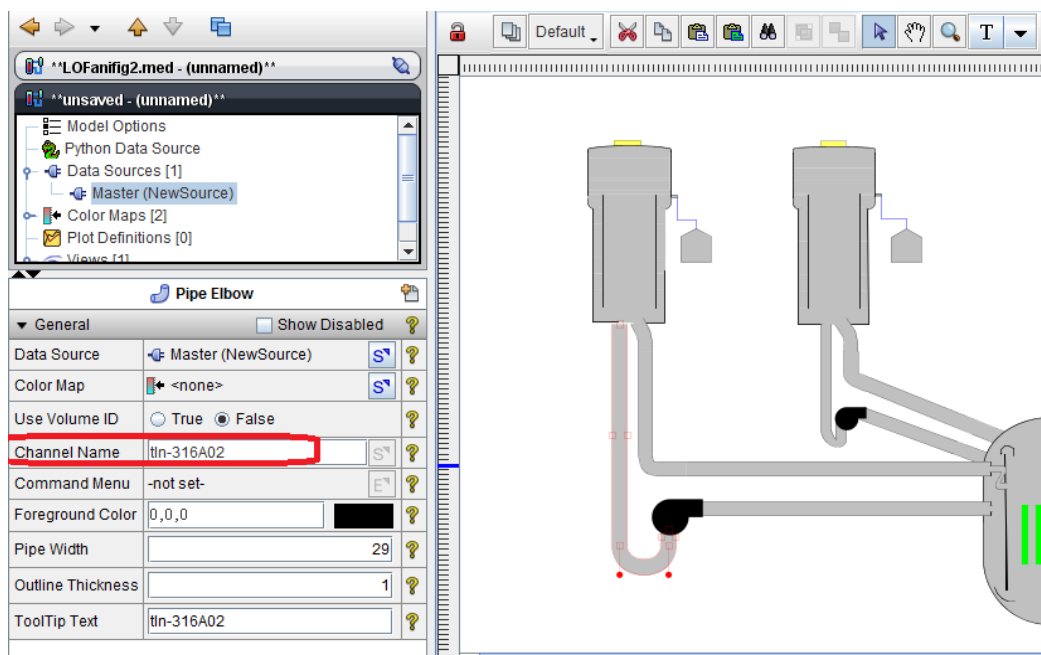


圖 4-5 核三廠動畫其他組件製作過程(3)

完成連結之後，點選上方的連結紐，之前所連結成功的元件會變色顯示。

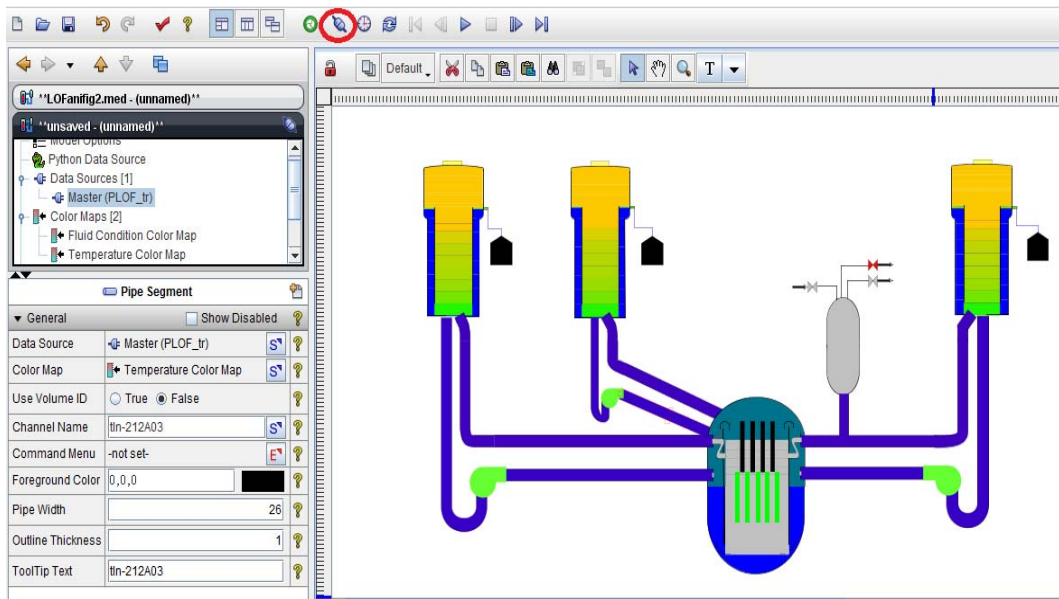


圖 4-6 核三廠動畫其他組件製作過程(4)

3. 加入分析圖示

為了使動畫顯示更多的參數結果，例如趨勢圖等等，可以藉由加入事故案例分析圖來使動畫資料更豐富。使用 Strip Plot 組件，建立趨勢圖。重要元件包含功率趨勢、系統壓力、系統溫度、以及爐心進口流率等等。

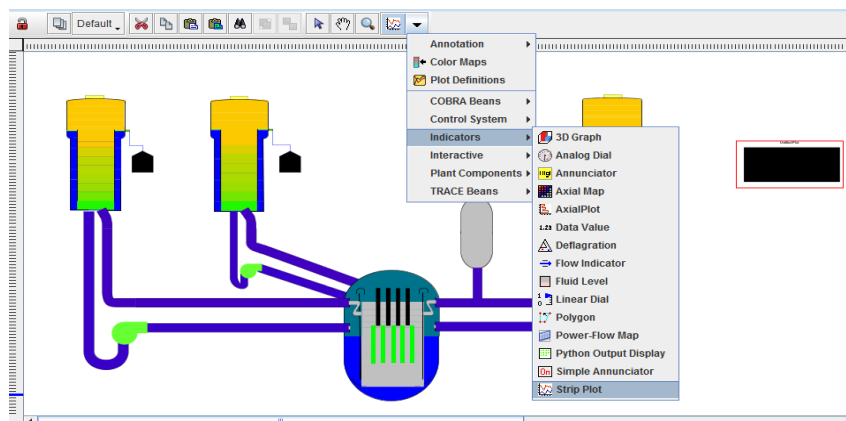


圖 4-7 核三廠動畫趨勢圖製作過程(1)

接著將所建立的元件連結所要顯示的對應數據資料，才能表現出該數據的趨勢曲線圖。

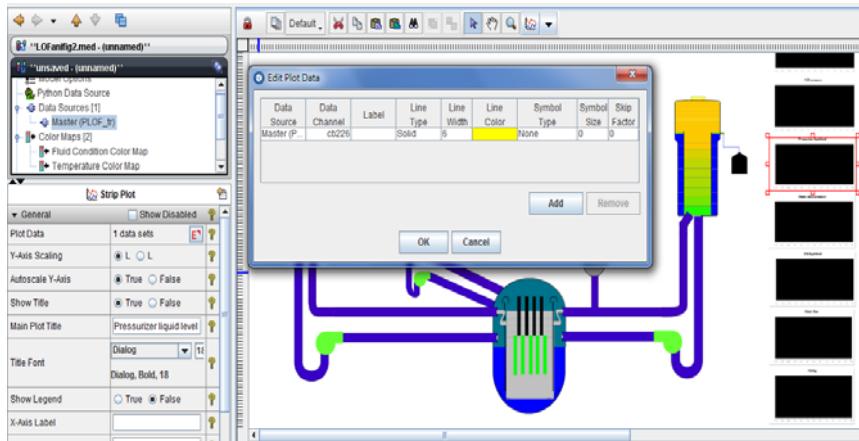


圖 4-8 核三廠動畫趨勢圖製作過程(2)

4. 加入爐心 2-D 示意圖

電廠安全分析中最重要莫過於爐心的資訊。在核三廠動畫圖中，我們加入 3D graph 元件來讀取爐心溫度分佈數據，讓讀者輕易了解不同高度下的爐心溫度變化，並顯示反應爐燃料棒在事故發生時的溫度變化(如圖 4-8 所示)。

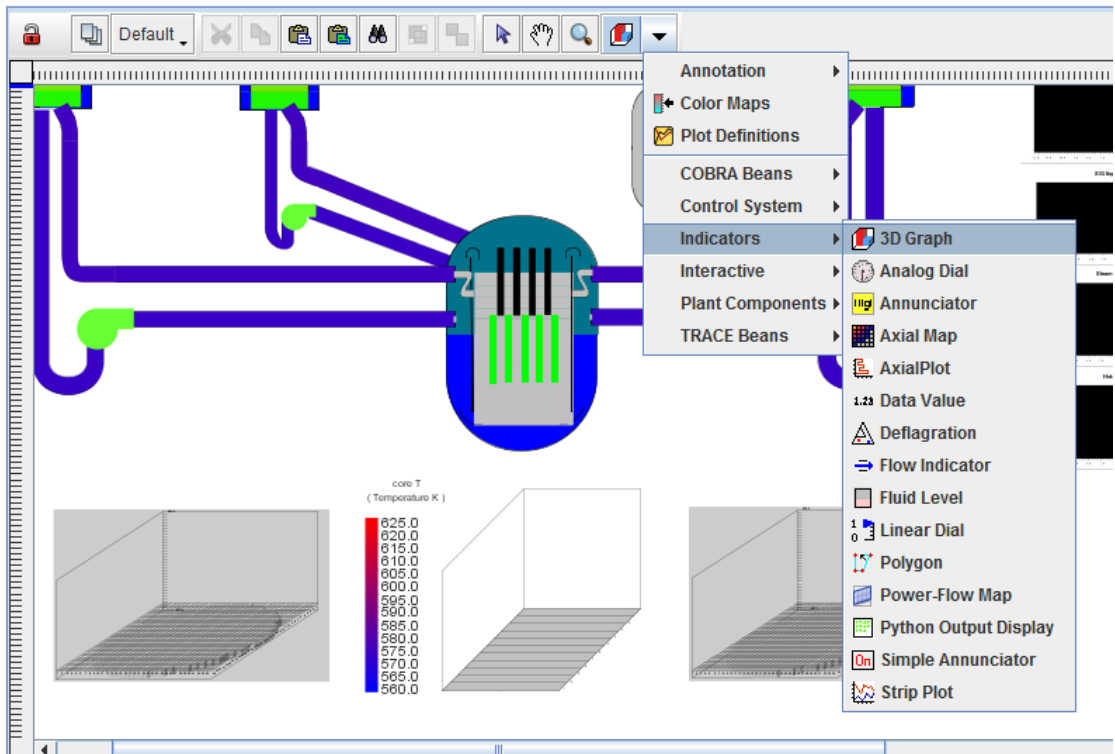


圖 4-9 核三廠動畫爐心溫度分佈製作過程

5. 加入時間軸

為了讓讀者能清楚了解此分析事故時間與暫態的變化，藉由 Playback Time Slider 元件我們加入了時間顯示軸(圖 4-9)。

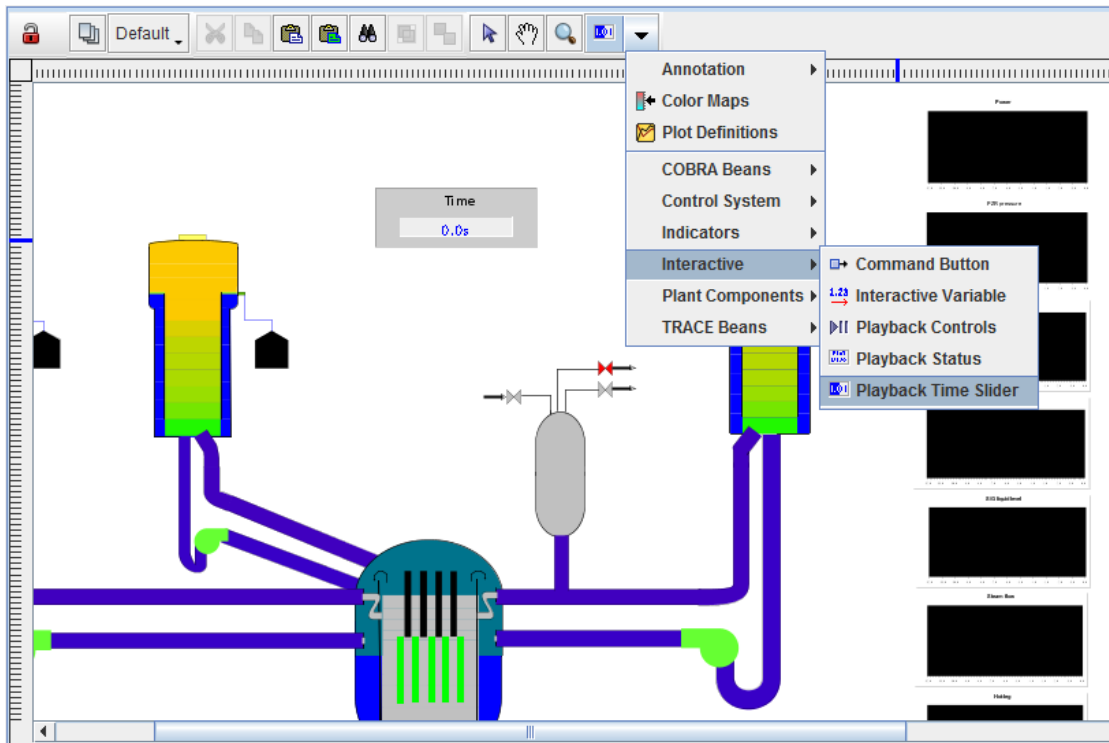


圖 4-10 核三廠動畫時間軸製作過程

6. 背景設計

完成了主要元件的建立，最後為了讓動畫檔有較美觀的設計以及更多的資料顯示，我們可以使用 Text Annotation、Rectangle 等元件來設計動畫圖，在不同建立者下有不同創意的顯示。下圖為完整核三廠在喪失水流事故(LOCA)下的動畫分析模式：

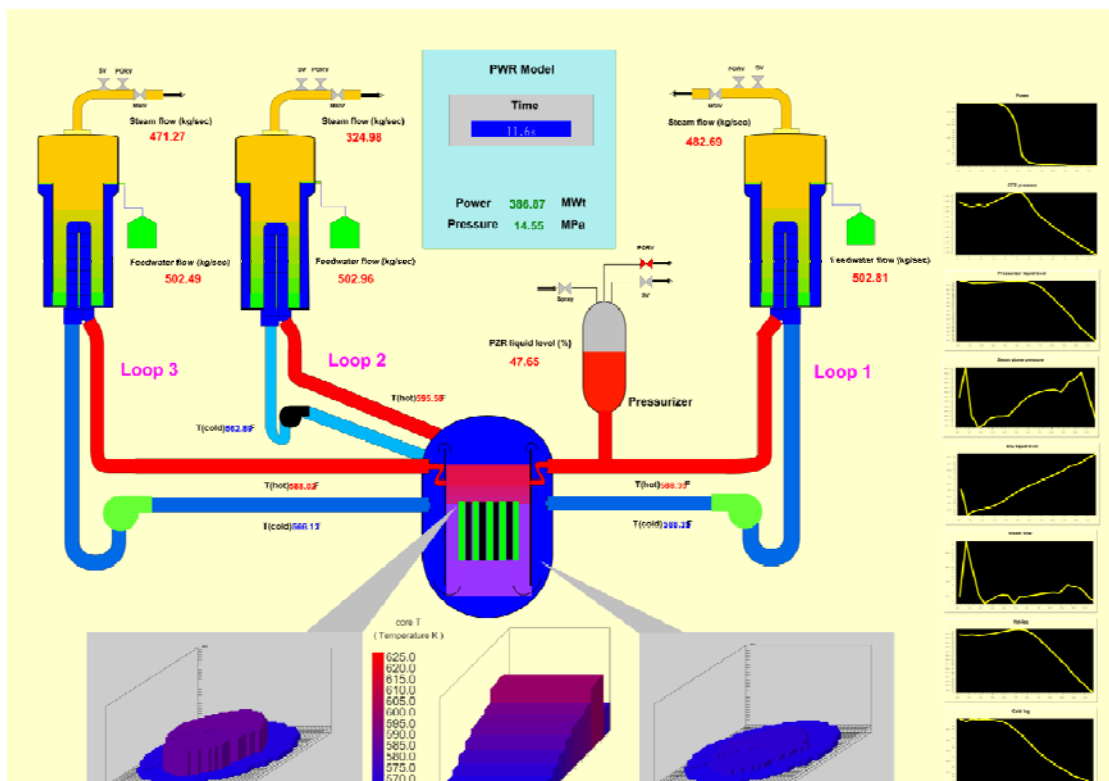


圖 4-11 核三廠動畫背景製作過程

(二) 國內核電廠動畫模式

1. 核一廠動畫模式

金山電廠 TRACE 動畫模式，如圖 4-11。核一廠與核二廠同屬 BWR 類型反應爐，爐心部位動畫設計也上大致相似，同樣維持暫態動作的開關訊號與時間顯示，另外加入了多組柱狀圖，並建立 SRV 至抑壓池的排放路徑，加強爐心區域與圍阻體組件之間連結的效果。核一廠 TRACE 圍阻體模式設計較為簡單，僅加入了乾、濕井，使整體動畫呈現也略有不同，依照模擬案例所需，不足的地方則以線條或圖案替代，如上池、廠房等，維持整體性。

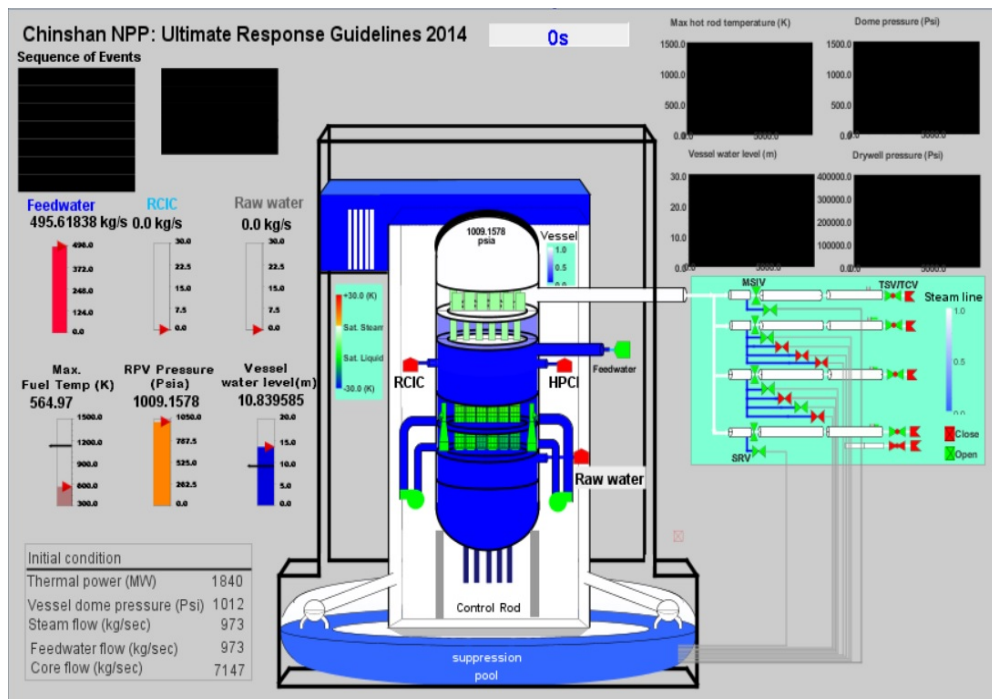


圖 4-12 核一廠動畫示意圖

2. 核二廠動畫模式

國聖電廠 TRACE 整廠模式設計參考了核二廠模式圖，如圖 4-12。核二廠的動畫模式中，如圖 4-13，亦完整呈現各個重要組件，除使用空泡反應度表示爐心水位高低變化，適合用於變化較大的案例，如 SBO、LOCA 或 URG 等之外，也同時使用”Plenum”來呈現 TRACE 模式中圍阻體組件的模擬結果，不同顏色代表壓力的改變。為了瞭解爐心與圍阻體之間變化的關聯，此動畫模式也製作了抑壓池、通洩環溝，甚至是廠房等組件。圖 4-13 中，左側上方長框區域用以顯示暫態動作訊號，並利用數值變化，顯示出動作的開關與時間；下方則以柱狀圖表示爐心水位和燃料溫度；右側的初始條件數值與曲線圖則會隨暫態進程跳動改變。

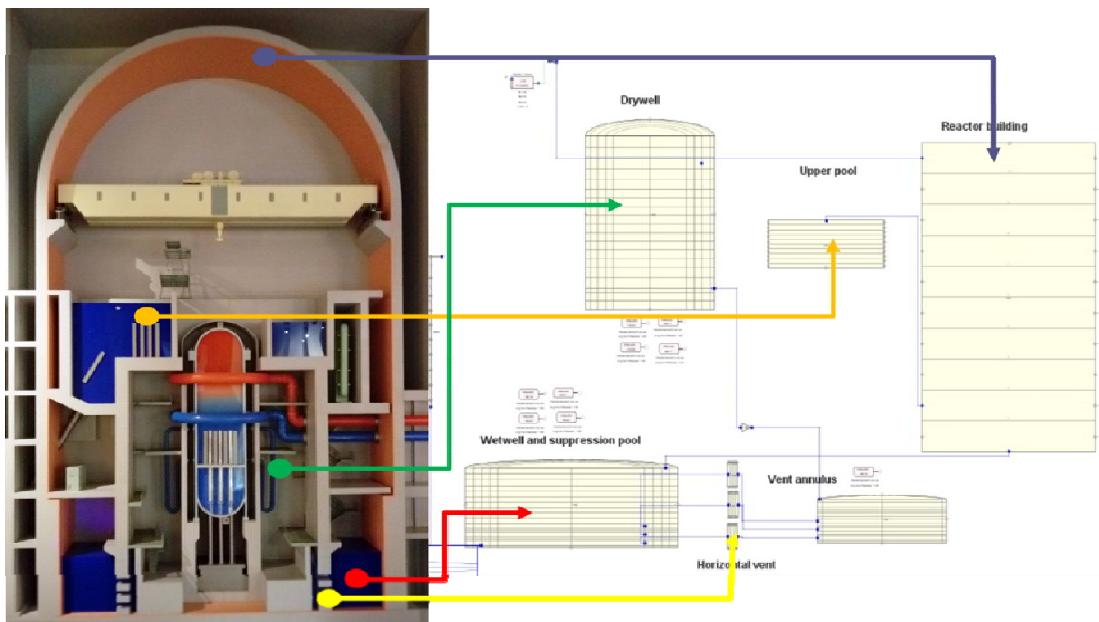


圖 4-13 核二廠示意圖

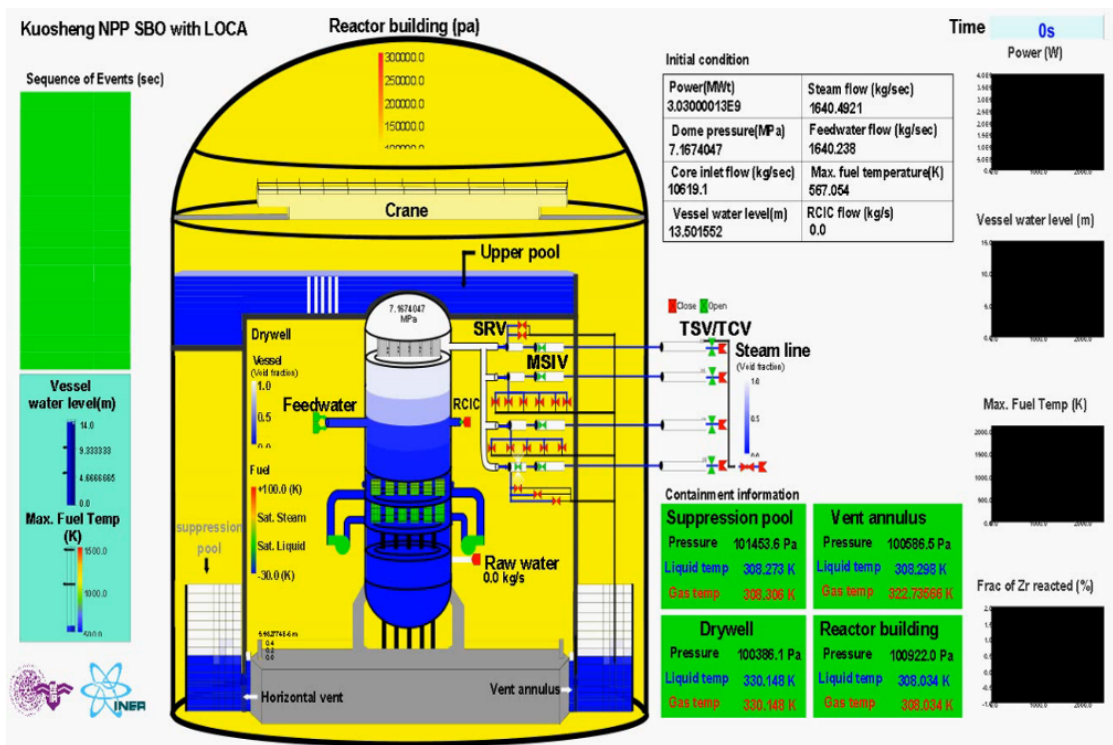


圖 4-14 核二廠動畫示意圖

3. 核三廠動畫模式

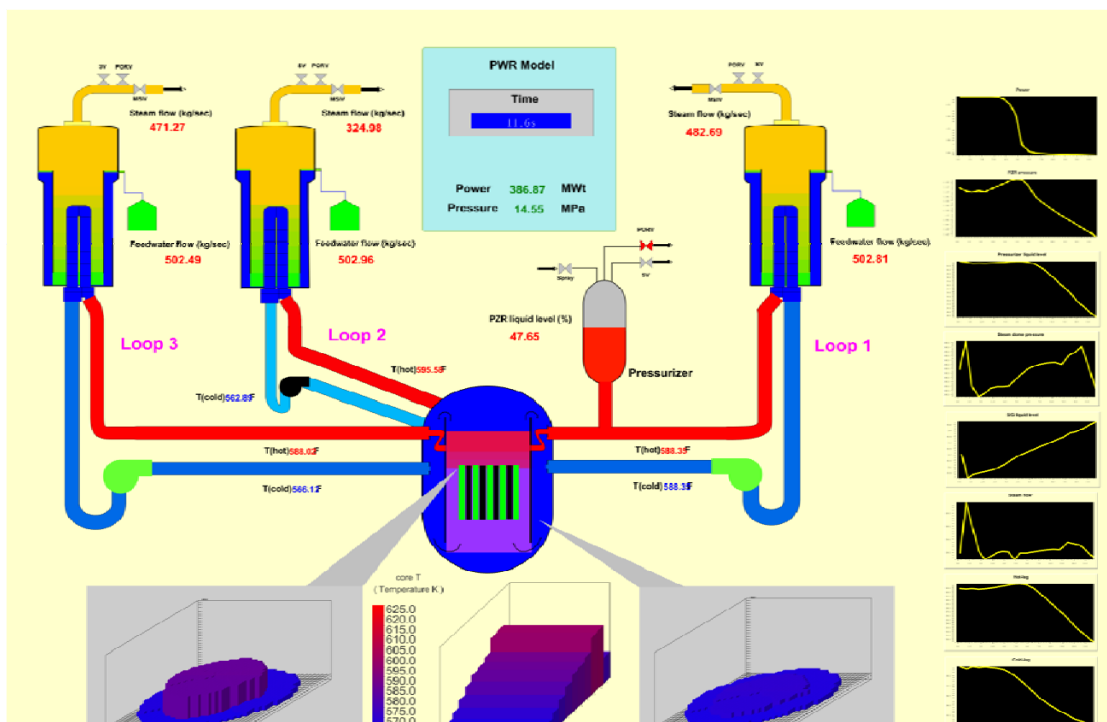


圖 4-15 核三廠動畫示意圖

4. 核四廠動畫模式

龍門電廠 TRACE 動畫整場模式如圖 4-15。核四廠的動畫模式中，除了用 3D 圖表示爐心不同截點溫度和爐心流量外，同時也使用”範圍”表示不同溫度的代表顏色，或是不同流量範圍所代表的顏色。

為了瞭解爐心底部和頂部的溫度分佈，此模式也用了壓力槽環以及連結相關信號來表示第 1 層和第 11 層爐心內每個分格的溫度，並利用數值的功能顯示出轉速和每個 MSIV 的流率，壓力槽中的箭頭即為流向指標，流向指標會隨著流體流向改變而變化。

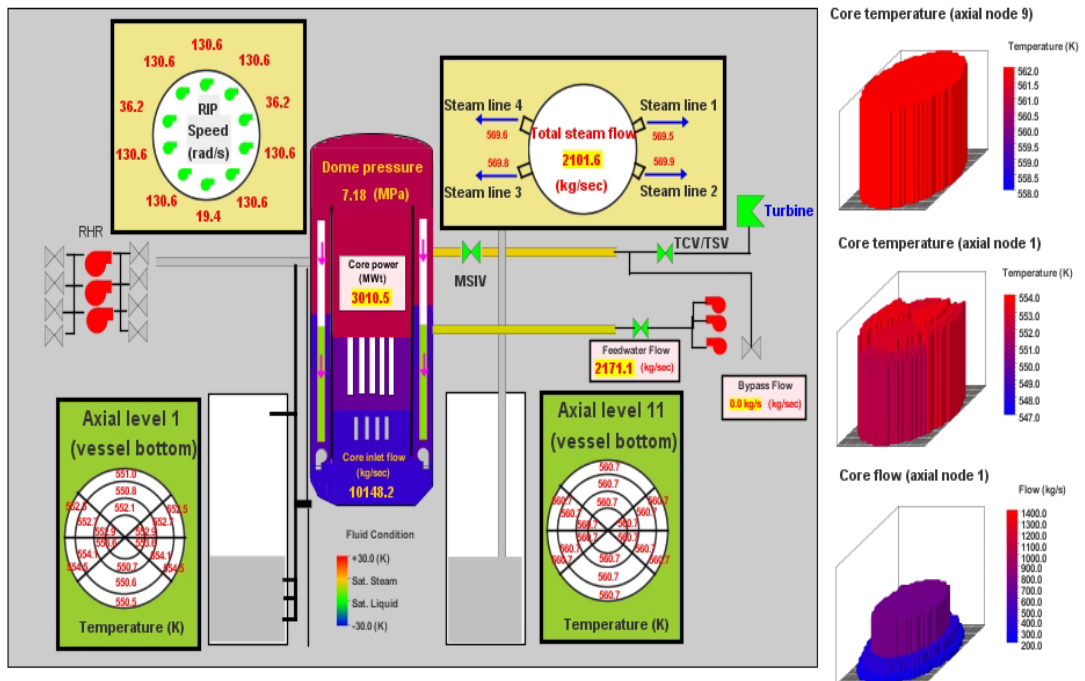


圖 4-16 核四廠動畫示意圖

五、暫態模擬與分析案例

(一) 暫態分析案例說明

暫態分析中，利用結合 FRAPTRAN 及 TRACE 兩個程式來分析核三廠(3-loops PWR)在發生大破口流失冷卻水事故(Large Break Loss of Coolant Accident, LBLOCA)之核燃料行為。在輕水式反應器中爐心冷卻水流失事故(Loss of Coolant Accident, LOCA)是設計基準事故中(Design Basis Accidents, DBAs)重要項目之一，而大破口爐心冷卻水流失事故是最嚴重的事故。在這個研究中，LBLOCA 的定義是在核三廠的冷端管路發生總面積 200%之破口，破口設定在沒有連接調壓槽的環路一。參考法規 10CFR50.46，現今的 LOCA 事故法規要求與限制簡單介紹如下幾點：

- 1)燃料護套最高溫度不能超過 1477.6 K；
- 2)最大燃料護套氧化厚度不能超過全部厚度的 17%；
- 3)燃料護套氧化層產生的氫氣濃度不能超過 1%；
- 4)維持冷卻結構；
- 5)維持長期的冷卻。

在此研究中，利用 TRACE 程式分析核三廠 LBLOCA 案例之熱水流趨勢，並將 TRACE 的計算結果輸入於 FRAPTRAN 程式之邊界條

件，透過結合 FRAPTRAN 程式的計算，可以得到更局部的單根核燃料棒的暫態行為。因此，在核三廠發生 LBLOCA 時，藉由結合 TRACE 熱水流分析程式以及 FRAPTRAN 核燃料分析程式，可以知道核電廠更全面的熱水流趨勢以及核燃料的行為。

(二)分析分法論

在此研究中，FRAPTRAN 和 TRACE 是被用在分析核三廠 LBLOCA 時的核燃料暫態行為，圖 5-1 是結合 FRAPTRAN 和 TRACE 程式的流程圖。首先，核三廠的 TRACE 模式用來分析 LBLOCA，而這個分析的結果與核三廠的最終安全分析報告(FSAR)的數據來比較與驗證其可信度。而 FRAPTRAN 的輸入檔案主要由三個部分來定義暫態條件：1.核燃料的幾何結構 2.功率資料 3.冷卻水的邊界條件。我們可以先用 TRACE 程式來分析核電廠的熱水流數據(例如：核燃料功率、冷卻水壓力還有熱傳係數)，再將這些數據輸入 FRAPTRAN 來分析核燃料的行為。

用 FRAPTRAN 可以得到核燃料的機械性質(例如：燃料護套溫度、環向應力與應變、護套間隙壓力、燃料護套氧化厚度)。燃料護套最高溫度(PCT)是 LOCA 中確保燃料組件完整性的安全標準。

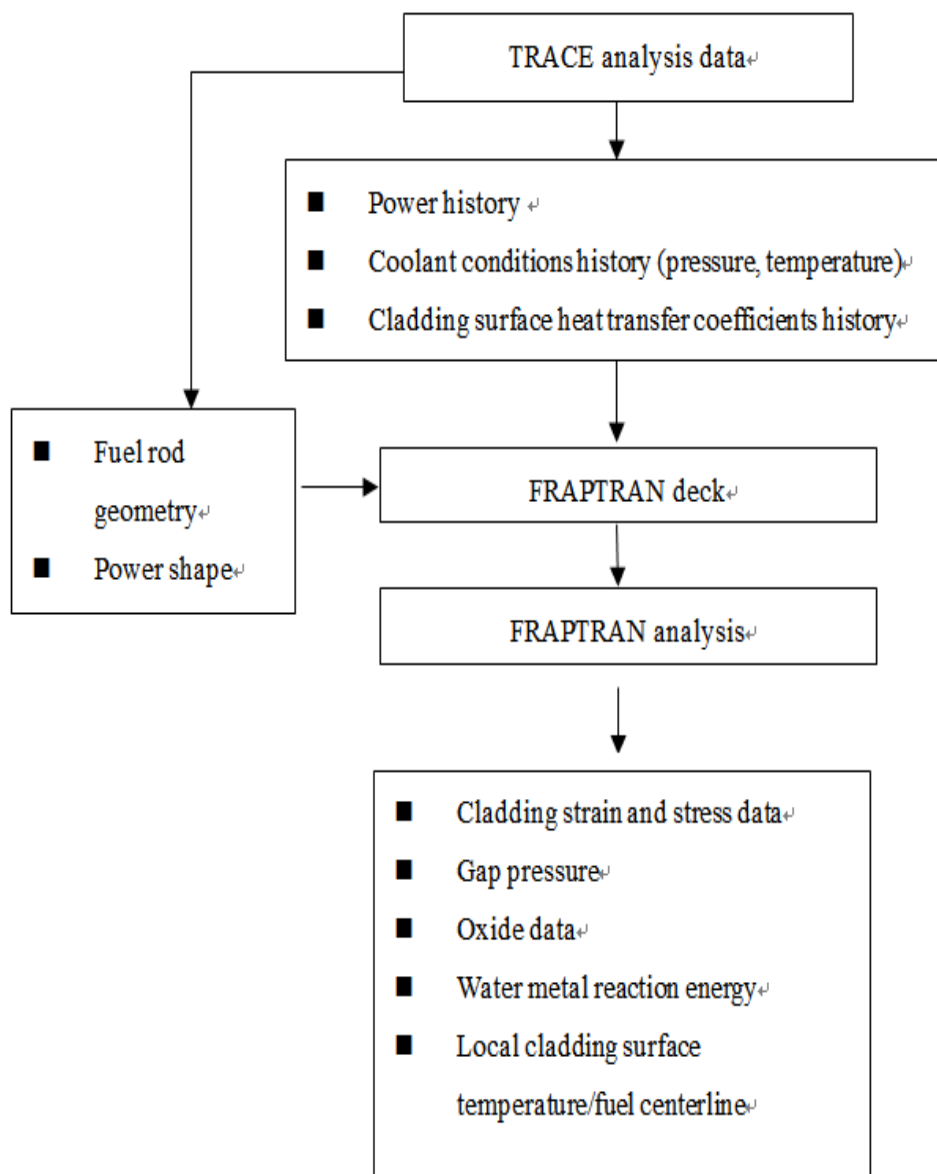


圖 5-1 結合 TRACE 與 FRAPTRAN 的流程圖

圖 5-2 是核三廠的 TRACE 模式。核三廠 TRACE 分析模式有三個環路，每個環路都有一個飼水控制系統。在核三廠 TRACE 模式中主要元件有壓力槽、調壓槽、蒸汽產生器、蒸氣管路以及緊急爐心冷卻系統(ECCS)等安全設備。因為壓力槽是圓柱形，所以用柱座標來描述。

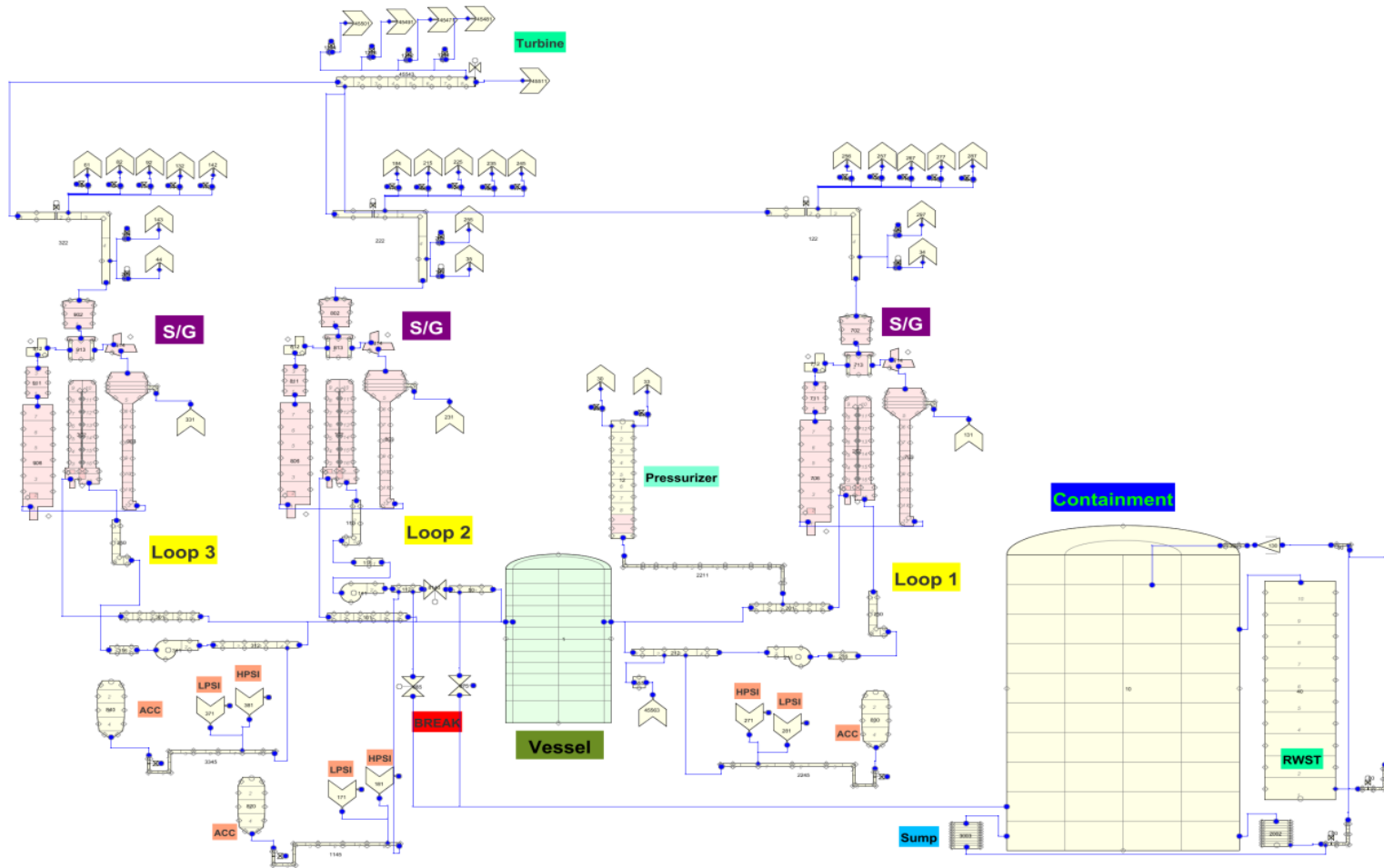


圖 5-2 核三廠之 TRACE/SNAP 熱水流安全分析模式

核燃料的設計參數是依據使用目前核三廠的來設定，假設為新的核燃料。圖 5-3 說明了在 FRAPTRAN 中核燃料的幾何結構。在軸的方向，從底部到頂部的燃料長度有 12 個節點，而在徑向方向，被分成 17 個節點，而這 17 個節點中有 15 個模擬核燃料，2 個節點模擬護套。

圖 5-4 是核三廠的反應爐模式，壓力槽在徑向方向有兩個環，在 θ 方向分為六個部分，在軸的方向，從底部到頂部的燃料長度分成 12 層。在第三到第六層中，有六個加熱結構分別放在 θ 方向在第一個環。此外，可以從六個加熱結構提供的必要數據和熱傳係數來得到結果。

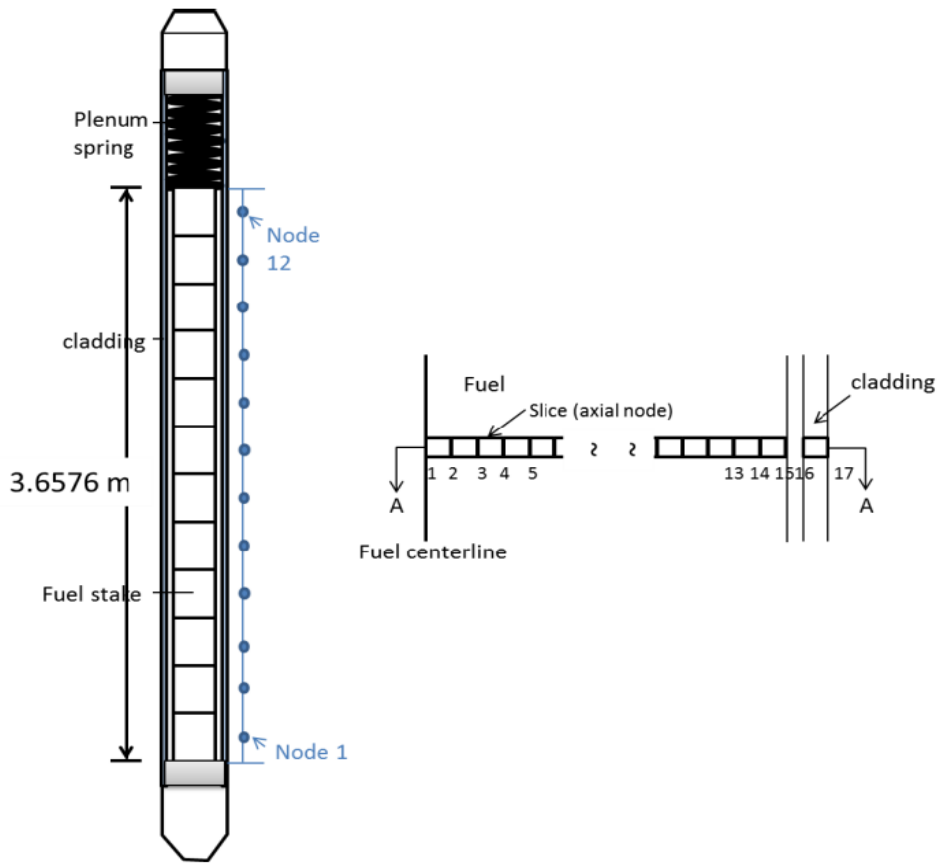


圖 5-3 在 FRAPTRAN 中核燃料的幾何結構

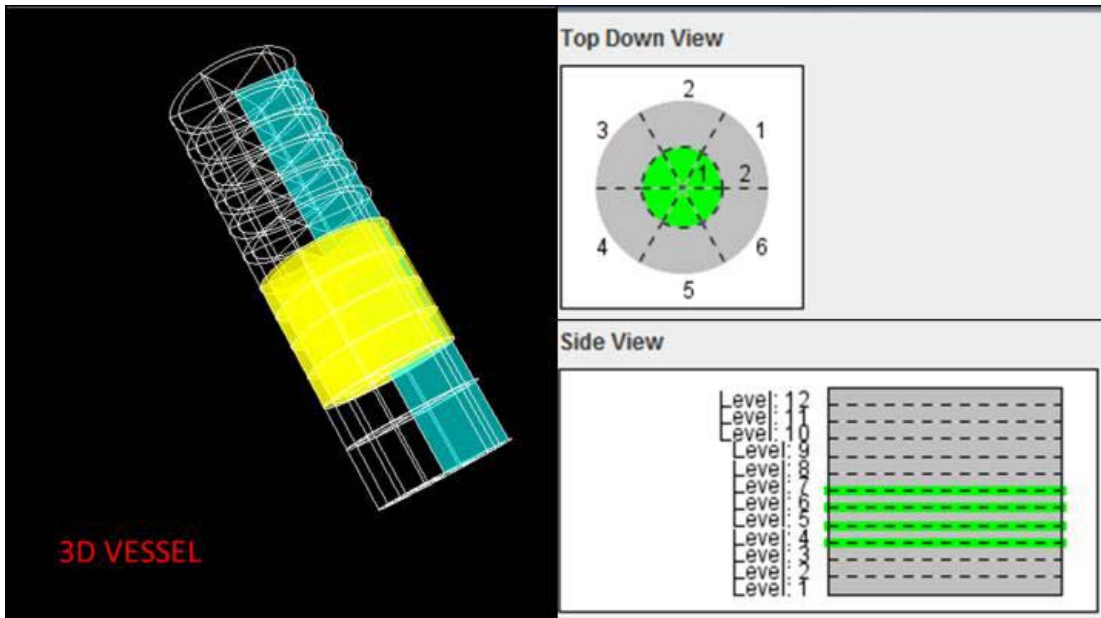


圖 5-4 在 TRACE 中的反應爐模式

(三) 分析結果

圖 5-5 是 TRACE 模擬核三廠發生 LBLOCA 時的分析結果，把功率對時間作出的曲線，然後再和 FSAR 的數據做比對。在 TRACE 中，可以用點中子動態模式計算出爐心功率還有衰變熱，而 TRACE 所計算的功率趨勢幾乎和 FSAR 的數據一樣。圖 5-6 是將 TRACE 計算出來的系統壓力和 FSAR 的數據來比較，而這個結果與 FSAR 的數據是相似的。圖 5-7 是將冷管破口的質量流率作圖，可以發現結果是也與 FSAR 數據接近。圖 5-8 是將蓄壓槽的質量流率對時間作圖，結果顯示 TRACE 安全注水時間點與 FSAR 數據相同，但注水流率趨勢稍微不同。圖 5-9 是將流入爐心質量流率對時間作圖，可以看出 TRACE 計算的流率和 FSAR 的數據除了第六秒到第十八秒之外都還滿符合的，而 TRACE 在第六秒到第十八秒之間的流率是低於 FSAR 的數據的。圖 5-10 是將流出爐心的質量流率對時間作圖，而不同的是在 TRACE 分析的數據在第六秒前有考慮自然循環的流率。分析的結果表示核三廠的 TRACE 模式具有模擬電廠暫態熱水流分析能力，其分析結果具有可信度。

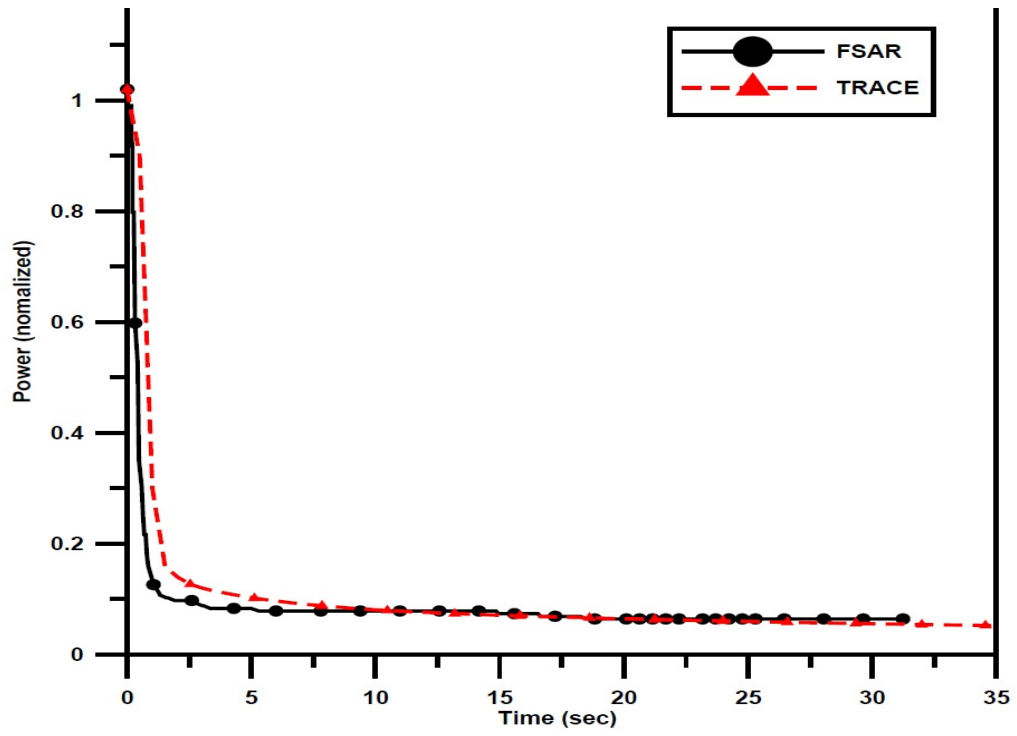


圖 5-5 功率曲線

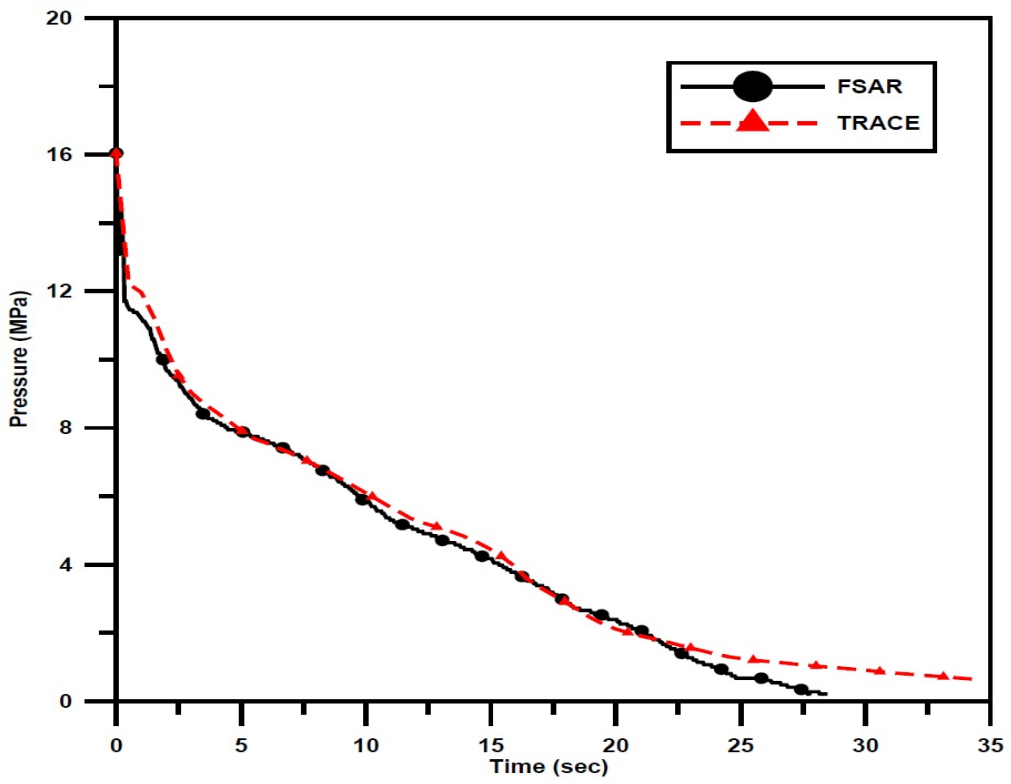


圖 5-6 壓力曲線

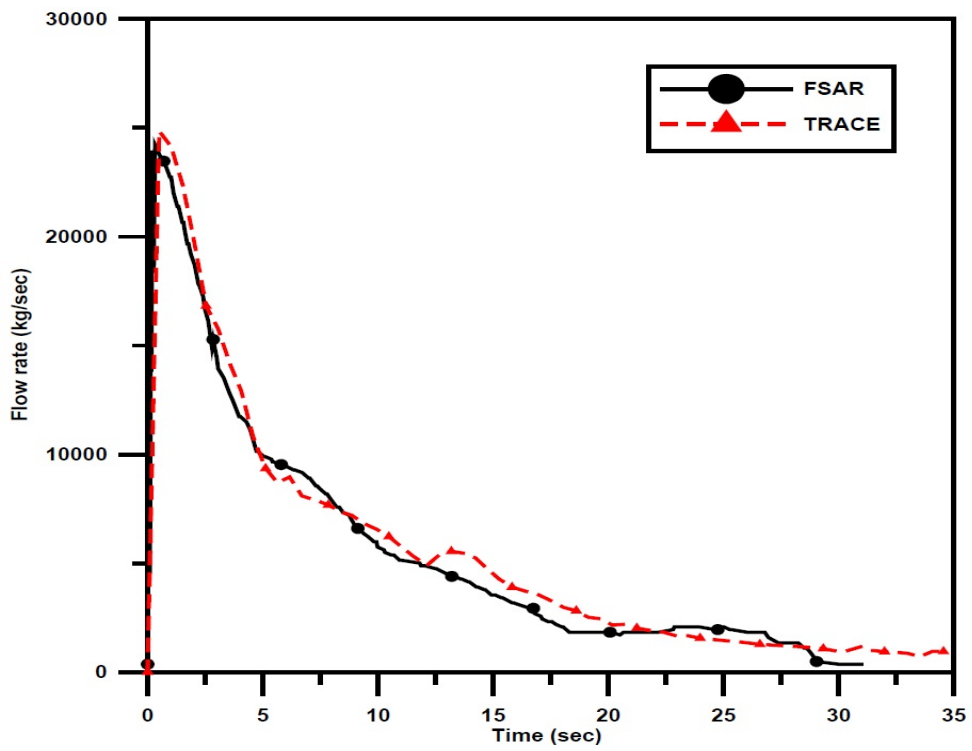


圖 5-7 破口的質量流率

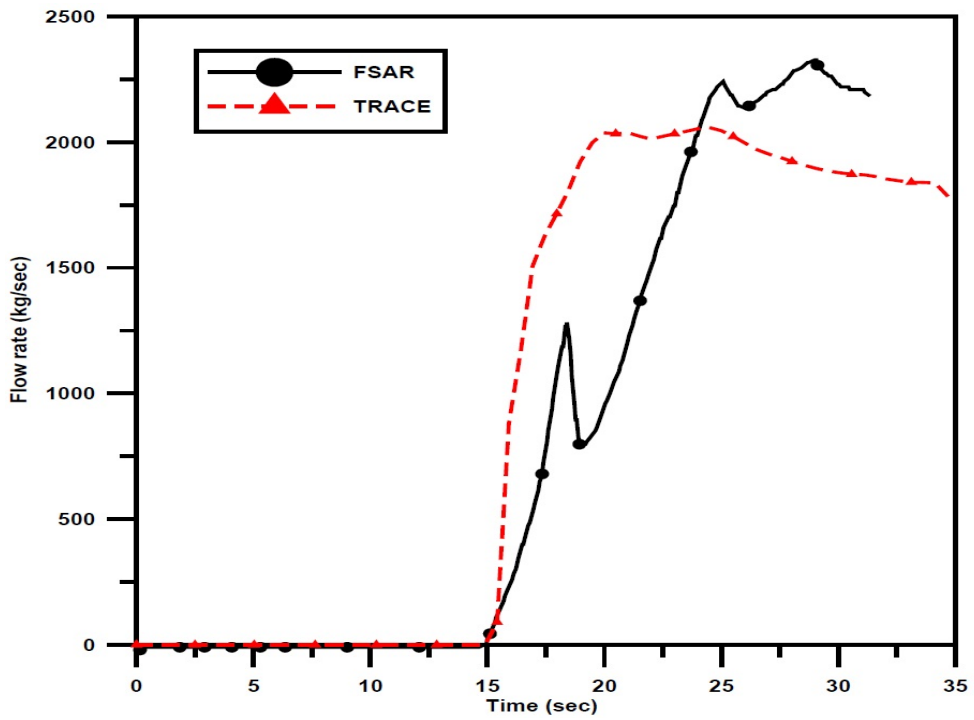


圖 5-8 蓄壓槽的質量流率

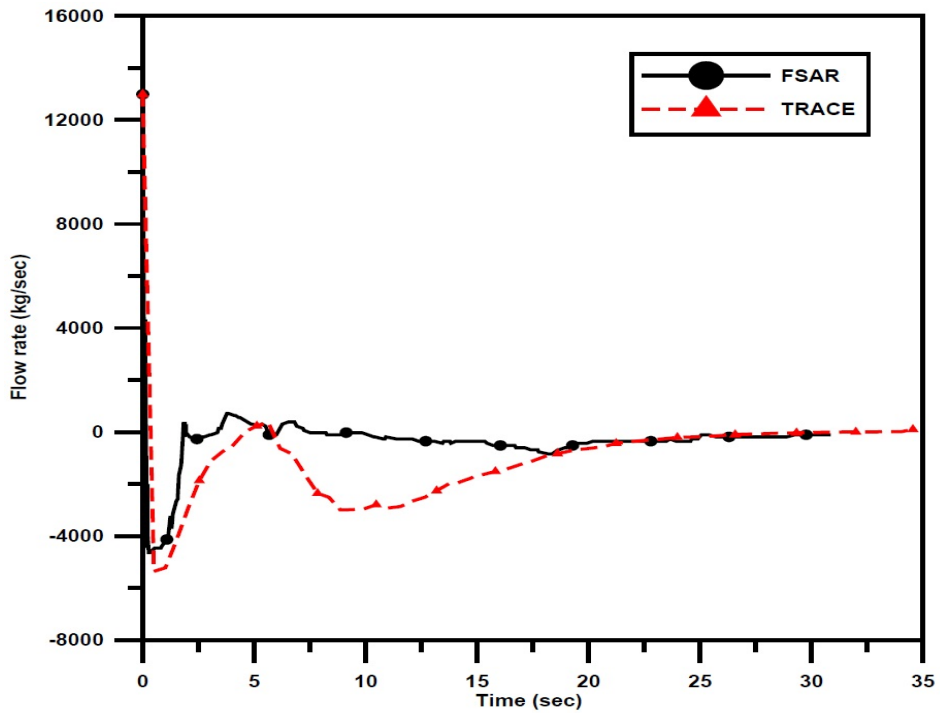


圖 5-9 流入爐心的質量流率

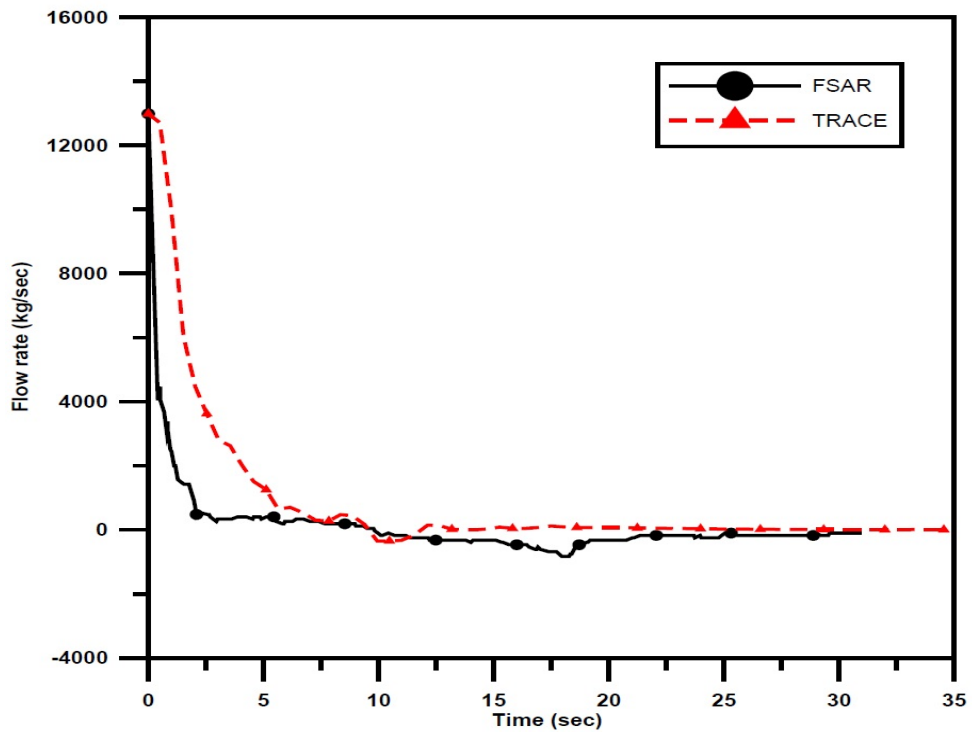


圖 5-10 流出爐心的質量流率

圖 5-11 是燃料丸和燃料護套之間の間隙寬度對時間作圖，結果顯示此暫態中燃料丸和護套間沒有交互作用。圖 5-12 是壓力的變化對時間作圖，因為在不同的高度結果都一樣，所以在不同的節點中的間隙壓力就沒有畫出來。壓力在暫態期間從 4.31 MPa 降到 2.2 MPa，沒有出現核燃料的破損事故。根據以上的結果間隙寬度和間隙壓力的變化，可以得出一個結論就是核燃料沒有出現膨脹現象。此外，圖 5-13 是環向應力的模擬結果，不同節點的環向應力結果非常接近，而每個區塊的環向應力大約是 18 MPa，都還在材料性質的極限之下。然而，也要確保燃料護套的負載是否還在安全的範圍內。

在前面的章節有提到，核反應器 LOCA 的安全標準是採用 10CFR50.46，ECCS 要設計燃料護套最高溫度不能超過 1477.6 K，在 LBLOCA 時，會來討論燃料中心溫度和燃料護套溫度。

圖 5-14 表示節點 1、4、7、10、12 的燃料中心溫度，而燃料中心溫度大約比燃料護套外的溫度高了 10K，明顯可以看出燃料尖峰溫度和燃料中心溫度都在標準以下。根據安全標準，最大燃料護套氧化厚度不能超過全部厚度的 17%，在這裡是 0.57531 mm，模擬結果出來的氧化厚度是 0.006 mm。即使考慮在暫態的燃料護套厚度的變化，有效燃料護套反應也只有大約 1%。

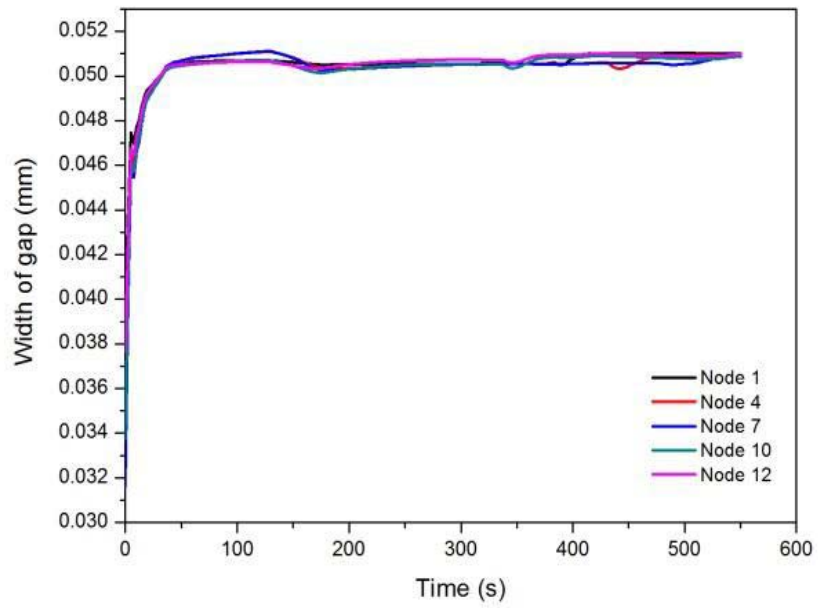


圖 5-11 燃料丸和燃料護套之間の間隙寬度

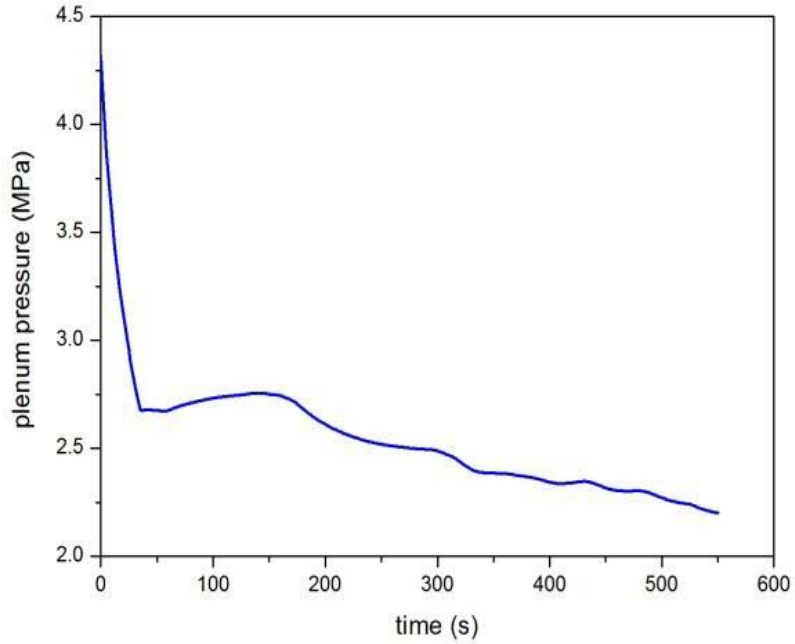


圖 5-12 壓力隨時間的變化

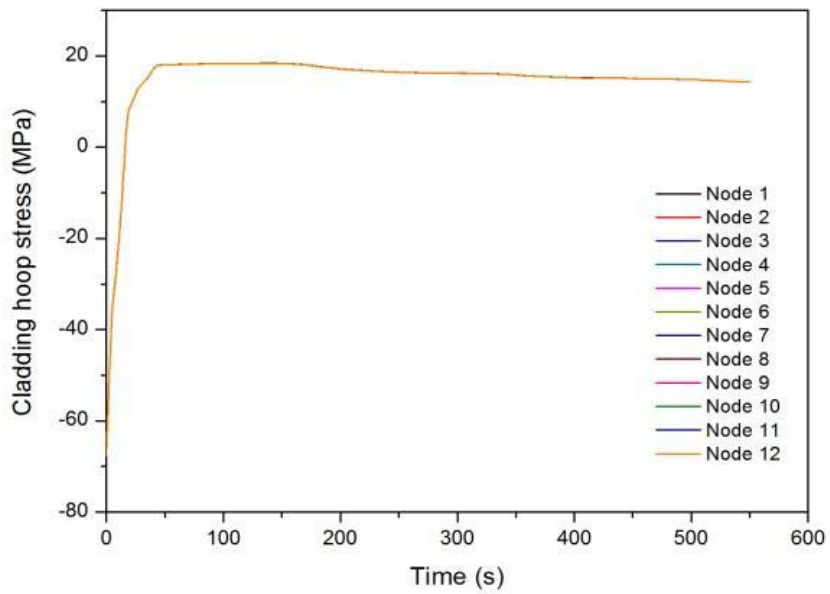


圖 5-13 暫態時的環向應力

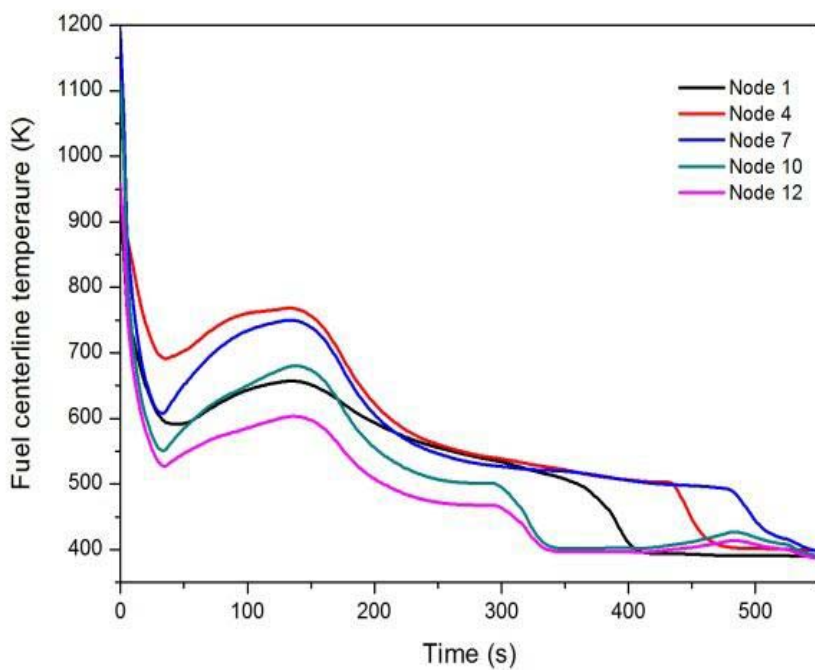


圖 5-14 節點 1、4、7、10、12 的的中心溫度

SNAP 程式提供 FRAPTRAN 分析的動畫，在這個動畫模式中，暫態時核燃料的表現可以用軸方向橫截面圖來表示，每個時序在不同節點的軸向和徑向溫度以及將有用的參數作 X-Y 圖畫出。也可以算出每個徑向節點的半徑，當膨脹現象發生時，可以觀察的到改變。

圖 5-15 說明了動畫在第 100 秒、第 300 秒和第 500 秒時(由左到右)，燃料中心的溫度記錄也在每個核燃料的下方。可以注意到的是，在 LBLOCA 時，最高溫出現在第 100 秒時的第四節點，而溫度的變化也明顯地表示第 300 秒時從燃料的頂部開始冷卻再來是底部。

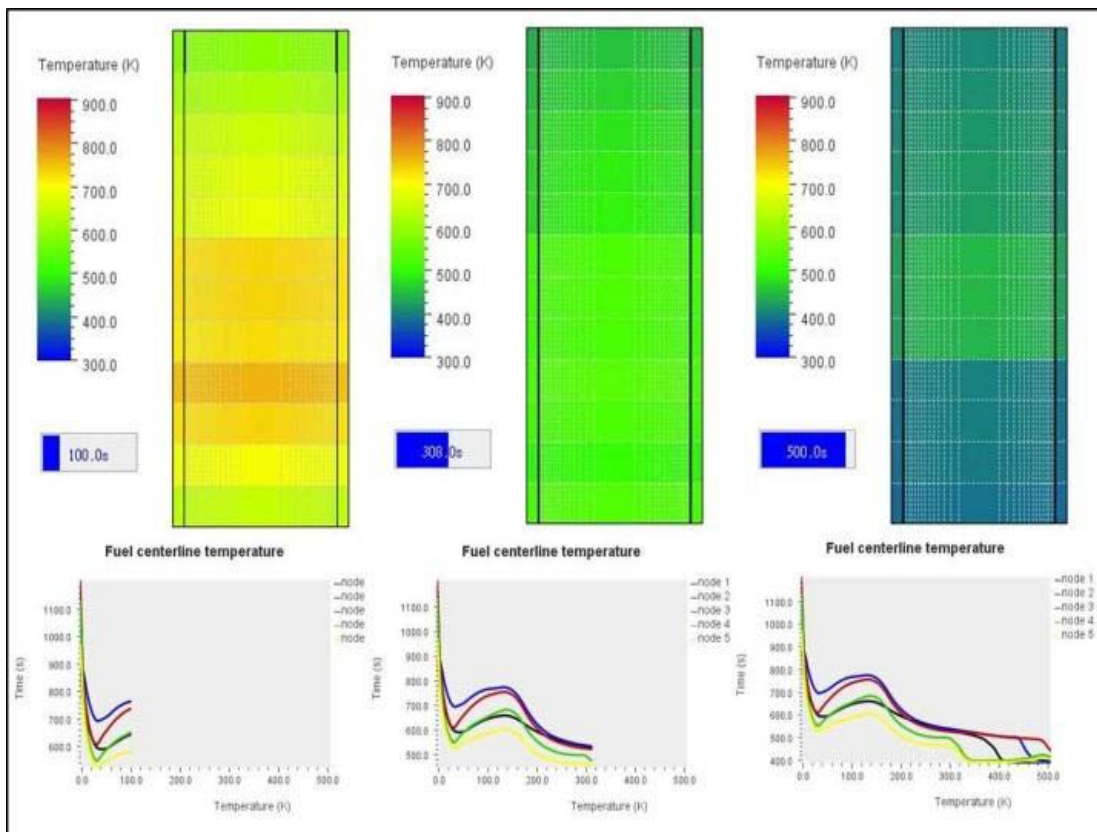


圖 5-15 SNAP 介面的動畫呈現

(四) 結果與討論：

在此研究中，核三廠在發生 LBLOCA 時，用 TRACE 和 FRAPTRAN 程式分析之下，可以將重點整理成以下幾點：

1. 電廠熱流分析結果顯示核三廠 TRACE 模式預測電廠重要熱水流行為參數趨向於 FSAR 數據，驗證 TRACE 程式有能力模擬電廠暫態事故且結果具有可信度。

2. TRACE 分析結果顯示，核三廠在發生大破口喪失冷卻水事件時，電廠緊急爐心冷卻系統可以有效的救援反應爐，並使冷卻水覆蓋於燃料棒避免燃料裸露。

3. 本研究成功的結合 FRAPTRAN 和 TRACE 的程式並分析 LBLOCA 核燃料機械行為與暫態表現。

4. 在 FRAPTRAN 分析中，壓力從 4.31 MPa 降到暫態結束的 2.2 MPa，結果顯示核燃料並無發生破損現象。

5. 環向應力在不同節點基本上是相同的，環向應力約 18MPa，低於材料性質的極限，因此確保了燃料護套的負載也還在安全範圍內。

6.法規限制事故下最大燃料護套氧化厚度不能超過全部厚度的 17%，基於充氣壓和間隙厚度的計算結果，在此案例沒有發生燃料護套膨脹或是破裂的情況。

7.根據 FRAPTRAN 模擬，結果顯示燃料最高溫度是在第四節點。

8.SNAP 程式提供的動畫可以讓燃料在暫態行為變得簡單明瞭。

六、嚴重事故處理訓練課程

自從311福島事故發生以來，國際間針對嚴重事故處置與預防做了一系列的研究，電廠嚴重事故開端時，藉由了解電廠管制與運行以掌握事故發展，電廠嚴重事故發生後，悉知如何進行事故緩解，避免廠外輻射污染。因此嚴重事故處理應變能力以及教育訓練實屬重要之一環，本計畫中藉由聘請國外教授進行有關嚴重事故現象與緩解措施有效性探討之遠端諮詢，並在國內舉辦嚴重事故現象與緩解措施的訓練課程，邀請國內外著名學者前來講授嚴重事故的現象，以及分析緩解的方法，確保國內的研究學者、學生、管制人員、運轉員能對此有深入的了解，確保環境不受輻射污染的威脅。另一方面有同仁參與國際會議，更新世界各國對嚴重事故的分析與處理方法的最新資訊。

105年分別於7月與9月舉辦兩場研討會，以及9月時參與兩場國際會議並收集嚴重事故處置相關資料。

I. 研討會名稱：2016 輻射防護與程式應用研討會(RAMP Workshop)

研討會地點：清華大學 NE69 演講廳

研討會時間：2016年7月14日

II. 研討會名稱：Advances In Air Dispersion Modeling And Applications Workshop

研討會地點：清華大學 NE69 演講廳

研討會時間：2016 年 9 月 7 日

Radiation Protection Computer Code Analysis and Maintenance Program，簡稱 RAMP，包含許多與電廠輻射防護工作相關的模擬計算軟體便能為電廠嚴重事故與緩解措施提供必要的評估依據。因此，於 2016 年 7 月 14 日舉辦「2016 輻射防護與程式應用研討會」，並邀請對這些程式已有使用心得的研究生、專家學者到場演講。

2016 年 9 月 7 日，舉辦第二場研討會「Advances In Air Dispersion Modeling And Applications Workshop」，旨在探討物質在大氣中擴散之模擬計算與程式應用，特別邀請加拿大滑鐵盧大學機械與機電工程系的連復桑教授發表其研究：化學、生物、輻射與核媒介在都市中的散佈預測計算模式。

III. 會議名稱：2016 Cooperative Severe Accident Research Program (SCARP)_MACCS 訓練課程以及 IMUG 使用者論壇

會議地點：美國華府貝賽斯達

會議時間：2016 年 9 月 12 日至 9 月 16 日

出差人員：施純寬 教授

IV. 會議名稱：2016 SCARP_MELCOR 會議

會議地點：美國華府貝賽斯達

會議時間：2016 年 9 月 12 日至 9 月 16 日

出差人員：蔣宇 博士生

在台美民用核能合作項目下有一項是核電廠嚴重事故分析工具研究發展計畫，Cooperative Severe Accident Research Program (CSARP)，是一個國際級的技術合作經驗交流的計畫。每年都會舉行年度會議，今年在美國華府地區，貝賽斯達，Residence Inn, Marriot 舉行。CSARP 的內容，主要包含有 Sandia National Lab 主導的嚴重事故安全分析程式，MELCOR，以及廠外劑量及長短期效應評估程式，MELCOR Accident Consequence Code System (MACCS)。該會包含了兩個程式的工作會議，訓練課程，以及使用者論壇，分成兩個會場同時進行。MELCOR 部分約有七、八十人參加，MACCS 則約有五十人參加。對核能電廠嚴重事故現象以及緊急計畫內容的了解，對各種事故緩解措施，都有十分重要的貢獻。

(一) 2016 輻射安全與程式應用研討會(RAMP WORKSHOP)



國立清華大學
NATIONAL TSING HUA UNIVERSITY

July 14, 2016 | NE69, ESS, NTHU



2016輻射防護與程式應用 (RAMP) 研討會

Radiation Protection Computer Code Analysis and Maintenance Program Workshop

時間	議程	演講者
08:30 - 09:00	報到與註冊	
09:00 - 09:20	大會開幕式、來賓致詞	許榮鈞 教授
09:20 - 09:40	反應器氣體及液體放射性物質排放評估 (GALE)	黃文樞
09:40 - 10:00	生物圈之輻射劑量及風險評估 (GENII)	何愛玲
10:00 - 10:20	皮膚污染劑量評估 (VARSKIN)	楊融華 博士
10:20 - 10:50	茶 敘	
10:50 - 11:10	放射性核種遷移、移除與劑量評估 (RADTRAD)	陳雄智
11:10 - 11:30	電廠人員與民眾的即時劑量評估 (Radiological Toolbox)	張文杰
11:30 - 11:50	電廠除役後場址內殘留輻射評估 (DandD)	王亨懿
11:50 - 13:10	午 餐	
13:10 - 13:30	電廠與相關設備輻射外洩後果評估 (RASCAL)	陳韶萱
13:30 - 13:50	人體器官輻射劑量估算工具 (PIMAL)	蔣 宇
13:50 - 14:10	控制室適居性評估程式HABIT之介紹與應用	王仲容 副教授
14:10 - 14:40	綜 合 討 論	
14:40	閉 幕	

會議地點: 清華大學工科館NE69

主辦單位：財團法人核能與新能源教育研究協進會
 協辦單位：清華大學工程與系統科學系、核子工程與科學研究所



圖 6-1 2016 輻射防護與程式應用研討會之議程(1)

1. 研討會籌備

會議相關籌備事宜約在會議開始前一個半月開始進行初步規劃。包含擬定邀請函樣式與內容、議程初步安排規劃、報名方式、海報製作...等。以下展示期間成果。

► 邀請函:

敬啟者：

2016 輻射防護與程式應用研討會 (Radiation Protection Computer Code Analysis and Maintenance Program, RAMP Conference) 由財團法人核能與新能源教育研究協進會主辦，清華大學工程與系統科學系和核子工程與科學研究所共同協辦，謹訂於 7/14 (四) 09:00AM，於清華大學工程與系統科學系館舉行。

研討會發表論文跨及輻射防護與相關保健物理領域，並針對 RAMP 相關程式進行交流與經驗分享。敬邀貴單位參與，蒞臨指導。於此，也誠摯邀請貴單位在此會議發表成果，如有意投稿，請最晚於 7/5 (二) 前將發表標題、摘要與演講者姓名寄至以下聯絡人信箱。

2. 研討會參與狀況

至截止日當天已有 44 人報名參與此會議，而研討會當日總計為 48 人，分別是：台灣電力公司 15 人；原子委員會 3 人；清華大學

29 人；大葉大學 1 人。

3. 結論

本次研討會於七月十四日下午二時三十分左右順利落幕，其演講內容包含：生物圈輻射劑量與風險評估之程式 GENII；計算核能電廠排出的氣體及液體放射性物質的活性含量之程式 GALE；應管制作業上對於皮膚劑量計算評估之工具 VARSKIN；放射性物質遷移、移除及劑量評估簡算程式 RADTRAD；用於民眾與輻射從業人員所接受到輻射對健康風險評估工具 Radiological Toolbox；用於廠址除役，對重要群體的外釋輻射劑量、廠內殘留輻射劑量評估工具 DandD；快速預測及評估發生放射性緊急事故時可能造成的大氣排放劑量之軟體 RASCAL；用於人體內器官輻射劑量評估 PIMAL；協助評估輕水式反應器控制室適居性之程式 HABIT。

核能與新能源教育研究協進會與清華大學工科系、核工所共同合辦下，處理各項行政庶務，舉凡研討會預備與公告、演講內容規劃與邀請、場地與設備安排借用等。會議當日與會者共 48 人包含產、官、學三方，經過九位講者的程式使用經驗與分享報告，大家對程式有更進一步的了解，也同時提供類似程式使用經驗分享。而此會議，同時也證明清大於這些程式研究中表現出一定的水準。綜

合討論時，大家參與狀況熱烈，除了達到研討會學術交流的目的外，也提供不同機構間一個合作平台。

(二)ADVANCES IN AIR DISPERSION MODELING AND APPLICATIONS WORKSHOP



國立清華大學
NATIONAL TSING HUA UNIVERSITY

Sept. 07, 2016 | NE69, ESS, NTHU



ADVANCES IN AIR DISPERSION MODELING AND APPLICATIONS WORKSHOP

主持人：Emeritus Prof. Ching-Chang Chieng 錢景常 教授
清華大學 核子工程與科學研究所

日期：105年09月07日 (三)
地點：清華大學 NE69

TIME	TITLE	SPEAKER
09:30 - 10:15	Physically-Based Numerical Models for Prediction of Dispersion of Chemical, Biological, Radiological, or Nuclear (CBRN) Agents in the Urban Environment	Prof. Fue-Sang Lien 連復桑 教授 加拿大滑鐵盧大學 機械與機電工程系
10:15 - 10:30	<i>COFFEE BREAK</i>	
10:30 - 11:00	Dose Calculation of MELCOR Accident Consequence Code System Version 2 (MACCS2)	PhD Candidate, Yu Chiang 蔣宇 博士候選人 清華大學 核子工程與科學研究所
11:00 - 11:30	EPZDose: Dose Consequence Evaluation on Radioactive Material Release Accidents	Emeritus Prof. Chunkuan Shih 施純寬 教授 清華大學 核子工程與科學研究所
11:30 - 12:00	Discussion	

主辦單位：財團法人核能與新能源教育研究協進會
國立清華大學原子科學技術發展中心



圖 6-2 2016 輻射防護與程式應用研討會之議程(2)

1. 研討會籌備

會議相關籌備事宜約在會議開始前一個半月開始進行初步規劃。包含擬定邀請函樣式與內容、議程初步安排規劃、報名方式、海報製作...等。以下展示期間成果。

► 邀請函:

敬啟者：

Advances in Air Dispersion Modeling and Application Workshop
由財團法人核能與新能源教育研究協進會與清華大學原子科學技術發展中心共同主辦，謹訂於 9/7 (三) 09:30AM，於清華大學工程與系統科學系館舉行。

本研討會旨在探討物質在大氣中擴散之模擬計算與程式應用，並且特別邀請加拿大滑鐵盧大學機械與機電工程系的連復桑教授發表其研究：化學、生物、輻射與核媒介在都市中的散佈預測計算模型。於此，敬邀貴單位參與交流，蒞臨指導。報名方式如下：

個人線上會議報名方式：<https://goo.gl/JIFGKR>

團體報名請下載報名表：如附檔或 <https://goo.gl/H5b4n7>，填寫後請

寄至連絡人信箱：kay1003@gmail.com

如有任何疑問也歡迎來信賜教。

2. 研討會當日參與狀況

至截止日當天已有 37 人報名參與此會議，而研討會當日總計與會人數為 35 人，分別是：台灣電力公司 8 人；原子委員會 3 人；核能研究所 1 人；景丰科技股份有限公司 1 人；清華大學 22 人。

3. 結論

本研討會順利於 2016 年 9 月 7 日 12 時左右順利落幕。此次特邀加拿大滑鐵盧大學連復桑教授講授最新的研究報告內容是以數值模型預測介質在都市環境中的擴散 Physically-Based Numerical Models for Prediction of Dispersion of Chemical, Biological, Radiological, or Nuclear (CBRN) Agents in the Urban Environment。另外，還有兩場小型專題講座，是模擬電廠發生事故時之輻射劑量計算之程式應用 MACCS 和 EPZDose：Dose Calculation of MELCOR Accident Consequence Code System Version 2 (MACCS2)；EPZDose: Dose Consequence Evaluation on Radioactive Material Release Accidents。各場次演講後的問題與討論時間，氣氛相當熱烈，乃因各類程式能將大氣擴散模型應用在模擬電廠事故上在台灣目前的研究上正如火如荼地展開。而此次研討會，特聘專題演講連石教授對流體、擴散模擬領域有著 20 年的研究成果，連教授於演說中也分享許多國外研究現況。會後的中午用餐時間，仍可見大家持續分享交

流研究經驗。這些都實為此次研討會辦理之獲益。

(三)參與國際會議資料收集

2016年九月，美國 NRC 共舉辦了一項國際訓練課程與國際合作會議年會—CSARP。其參與 MACCS 訓練課程與 MELCOR 會議之內容和與會者心得將在以下子章節詳述。

1. CSARP_MACCS 訓練課程—參與者：施純寬 教授

整個會議旅程於台灣時間九月十日開始出發，同時於當天到達華府當地，並進宿旅館。九月十一日報到，十二日開始三天的 MACCS 課程訓練，內容如下。

2016 MACCS Users' Workshop

Monday, September 12, 2016

•.....	M
ACCS Model Overview	9:00 am
•.....	B
reak	10:30 am
•.....	A
tmospheric Transport Modeling	11:00 am
•.....	L
unch	11:45 pm
•.....	A
tmospheric Transport Exercises	12:45 pm
•.....	E
ARLY Basics.....	2:15 pm

•.....	B
reak	2:45 pm
•.....	E
ARLY Basics Exercises	3:00 pm
•.....	A
djournal.....	5:00 pm

Tuesday, September 13, 2016

•.....	C
ohort Modeling	9:00 am
•.....	C
ohort Exercises (including break).....	10:00 am
•.....	L
unch	12:00 pm
•.....	D
ose and Health Effect Modeling in EARLY	1:00 pm
•.....	D
ose and Health Effect Exercises (including break).....	2:00 pm
•.....	A
djournal.....	5:00 pm

Wednesday, September 14, 2016

•.....	C
onsequence Modeling in CHRONC	9:00 am

•.....	B
reak.....	10:00 am
•.....	C
onsequence Modeling Exercises.....	10:15 am
•.....	L
unch.....	12:00 pm
•.....	S
ecPop.....	1:00 pm
•.....	M
ultiple Source Terms	1:30 pm
•.....	M
elMACCS	2:00 pm
•.....	B
reak	2:30 pm
•.....	A
dditional Exercises.....	3:00 pm
•.....	A
djournal.....	5:00 pm

訓練課程主要介紹各個 GUI 畫面，依序定義了一個事故分析的各項條件。第一天早上是先談輻射源項以及氣象的輸入，這些結果可以得到廠外吸收劑量的大小。其次，便需要獲得可供第三階 PRA 的資訊，例如廠外不同距離的短期(約是七天或四十天至一年)急性

照射致死機率，以及導致癌病致死機率。第二天則建立各種不同族群疏散行為的影響，一樣求得總急性照射致死人數，以及癌症致死人數。第三天則將分析著重在長期(五十年或一百年以上)的經濟影響。第三天也帶領全體進行例題的練習，感受輸入的內容及難易度。講員也提供各練習的標準答案，供自行在家演練。

九月十五日開始兩天則是 MACCS 使用者論壇，有各項報告，內容如下。

2016 International MACCS User Group (IMUG) Meeting

Thursday, September 15, 2016

-R
egistration.....8:00 am
-I
ntroductory Remarks, by Mike Weber, NRC8:30 am
-M
ACCS Overview, by Nate Bixler, SNL9:00 am
-B
reak10:00 am
-H
ybrid Single Particle Lagrangian Integrated Trajectory Model,10:15 am
By Ariel Stein, NOAA
-T
ransport and Dispersion Model Options, by Steve Hanna, Hanna10:45 am

•.....	L
unch	11:45 am
•.....	M
ulti-Unit Accident Contributions to US Nuclear Regulatory	1:00 pm
Commission Quantitative Health Objectives: A Safety Goal Analysis	
Using Models from State-of-the-art Reactor Consequence Analyses,	
By Dan Hudson, NRC	
•.....	B
enchmark Study of the Accident at Fukushima (BSAF) Overview, ...	1:45 pm
By Randy Gaunt, SNL	
•.....	B
reak	2:30 pm
•.....	B
SAF HYSPLIT Analysis, by Nate Bixler	2:45 pm
•.....	I
mplementation of the HYSPLIT Atmospheric Transport Model in,...	3:30 pm
MACCS, by Dan Clayton, SNL	
•.....	Q
uestions	4:30 pm

Friday, September 16, 2016

•.....	R
egional Disruption Economic Impact Model, by Sasha Outkin, SNL...	8:30 am
•.....	T
EPCO’s Current Activity and Future Plans for Level 3 PRA,	9:30 am

By Takashi Takiguchi, TEPCO Holdings	
•.....	B
reak	10:00 am
•.....	A
pplications of Consequence Assessment at Canadian Nuclear	10:15 am
Facilities, by Tim Mahilrajan, ISR Canada	
•.....	L
evel 3 PRA	10:45 am
•.....	S
evere Accident Mitigation Alternatives and Severe Accident	11:15 am
Mitigation Design Alternatives, by Don Palmrose, NRC	
•.....	B
reak for Lunch.....	12:00 pm
•.....	D
etails of MACCS Models for Dosimetry and Health Effects,	1:00 pm
By Rick Haaker, AQ Safety Inc	
•.....	B
reak.....	2:00 pm
•.....	S
ARCA Surry Uncertainty Analysis, by Tina Ghosh, NRC	2:15 pm
•.....	Q
uestions and Concluding Remarks.....	3:00 pm

論壇裡面的報告都是講 MACCS 裡面的模式細節，以及應用分

析現況。主要的有包含大氣擴散的模式，多機組事故的輻射源處理方式，福島事故的驗證分析，以及第三階的 PRA。日本東京電力公司也有報告他們目前第三階 PRA 之現況。最後還有劑量模式，健康效應，及經濟模式的介紹。

這次的 MACCS 訓練課程以及使用者論壇是在美國華府核能管制會(NRC)的主持下舉行。技術支援方面則由 Sandia 國家實驗室承擔。由於 MACCS 當初定位就是一個能進行第三階 PRA 分析的廠外事故後果程式，所以 MACCS 涵蓋的內容十分廣泛，事故前期則有輻射源釋放的時間，核種，釋放的活性，跟廠址特性有關的則有供取樣分析的長年氣象資料庫，以及大氣擴散模式的選擇。接著，就是藉由劑量轉換因子，將單位體積內的活性分布轉換成吸收劑量。事故中期便可以依據吸收劑量大小，參與不同疏散行為的族群，估計不同距離內的急性死亡機率，以及癌症致命機率。遠期中則加入土地利用或廢棄以及經濟活動的金錢損失。由於 MACCS 的分析是可以接受前段電廠事故的情節，利用 MELCOR 所預測的輻射核種釋放結果當作輸入。因此，SNL 也推出兩者的介面程式 MELMACCS，讓 MACCS 使用者得到電腦自動整理 MELCOR 的分析的結果。這樣的程式功能十分龐大，得到的資訊很多，使用者要

能多多利用，方能正確判讀程式輸出內所代表的含意。使用者越多，將越有助於大家經驗交流，也更能發揮程式的終極目的。

2. CSARP_MELCOR 會議—參與者：蔣宇 博士候選人

本次會議為 2016CSARP 會議以及緊接在後的 MELCOR 程式驗證及應用會議 MCAP，在美國華盛頓 DC 近郊貝賽斯達舉辦，CSARP 為 U.S.NRC 每年固定召開之國際合作會議年會，主要議題為全世界嚴重事故分析的近況分享，內容主要集中於管制單位的嚴重事故分析程式 MELCOR，當然亦包含嚴重事故相關之實驗或其他程式分析，透過參與此會議，可吸收國際上嚴重事故分析方面的趨勢以及得到許多新想法。CSARP 目前有超過 20 個會員國，會員國分布如下(圖 6-3):



圖 6-3 CSARP 會員國分布

MELCOR 程式的開發單位 Sandia National Lab 每年固定也會有程式開發者參加，並發表年度的 MELCOR 模式更新，透過對 MELCOR 模式的進度更新，MELCOR 使用者可以更有效的利用 MELCOR 程式，並對各國的模式進行精進。

接下來本報告將挑取本次會議中與台灣 MELCOR 分析相關之內容，望用以強化國內的 MELCOR 計算能力及進行模式精進。

PSI 的 Jackel 簡報 NUGENIA + Air-SFP Project: Code to Code Comparison for SFP Accident Scenarios，結合世界上 15 個燃料池分析單位，進行 MELCOR2.1、MELCOR1.8.6、ASTEC2.1、SCDAPSIM 等程式對於福島電廠四號機用過燃料池的分析，透過統一基本的邊界條件去對用過燃料池模式進行比較。其結果顯示各國的用過燃料池模式存在不少差距，就算將邊界條件統一了(皆為福島四號機)，其分析結果還是五花八門，PSI 建議 Sandia 提供用過燃料池模式建立的 SOP，透過固定的程序來進行模式建立，減少各國分析的差異性。

KINS 的 Lim 簡報韓國 High-power reactor 用 MAAP 及 MELCOR 分析的計算結果，台灣國內的嚴重事故分析程式主要就為 MELCOR 及 MAAP，故 Lim 的研究提及的兩程式於氫氣產生、燃料位移、熱

傳等差異，對於我們國內 MELCOR 分析程式的精進非常有幫助。

HGU 的 Park 簡報 Sensitivity Analysis of Air Oxidation Breakaway Phenomenon using MELCOR 1.8.6 SFP version，在燃料池嚴重事故之中，因為燃料數量比爐心更多，護套氧化熱的問題更為重要，Park 以 MELCOR1.8.6 進行護套氧化 Break away 效應的探討，Break away 效應為護套於高溫時的快速氧化，Park 指出可以從分析的氧氣濃度驟降及護套溫度驟升來判斷已經達到鋁合金火災，也更確信了 1965 年 Sandia 的鋁合金火災實驗後對 MELCOR 氧化模式更新的成果，可以對嚴重事故分析的討論更加精細並有信心，同時也看出實驗對於模擬分析的重要性，若有能力台灣應該發展屬於自己的研究設施，並進行分析模式的再驗證。

NRSC 的 Shi 簡報了 Analysis of The Core Melt Progression under Severe Accident in CAP1400 NPP，對於中國的 CAP1000 壓水式反應爐進行爐心位移的探討，其結果明顯顯示了事故下爐心的位移情形，細節性高出國內的研究許多，顯示了爐心分割還是有其重要性，目前國內的 MELCOR 模擬，傾向於 3 到 4 圈的爐心分割，但若要有細節的分析結果，其實分割到達 10 圈也是可行的，此精進可放於將來的模式精進環節，用以強化國內 MELCOR 分析能力。

IRSN 的 Luze 簡報了 Interpretation of the OECD Sandia Fuel Project (SFP) with the DRACCAR code，內容為用過燃料事故分析的實驗與程式開發，透過燃料束的加熱實驗，給出了點燃、高速氧化等等的時間點，以及熱及火焰傳遞的方式及型態，本研究的細節可使我們更加理解 MELCOR 計算的過程，各節點將護套溫度、氧化速率等等轉化為較為實際的觀念。

S/NRA/R 的 Hoshi 簡報了 MELCOR 於福島事故的分析，結果顯示 MELCOR 分析結果與福島事故測量值非常接近，透過參考此文獻，可強化 MELCOR 計算能力的可信度，在未來進行分析時也能參考其比對的重要參數。

Sandia 的 Gauntt 簡報了 MELCOR 於福島事故分析的不準度探討，其給出了 MELCOR 氫氣分析採用的不準度參數，此些參數對於我們進行不準度分析有非常大的幫助，去年 104 年之核一廠用過燃料池分析，台灣就透過了 DAKOTA 結合 MELCOR 進行了核一廠用過燃料池事故下之氫氣產量不準度分析，透過 Gauntt 提供的靈敏度參數，能將此研究更加深入，有更值得參考的結果。

NRC 的 Esmaili 利用 MELCOR 進行氫氣控制及排氣策略的探討，討論了 MK-III 圍阻體點燃器的重要性，及何種狀況下可能危及

圍阻體的完整性。

IRSN 的 Martin 簡報了 Overview of the IRSN DENOPI project on Spent Fuel Pool in loss-of-cooling and loss-of-coolant accident conditions，內容為一個大型的用過燃料池實驗，透過被水包覆的單束燃料進行用過燃料池喪失冷卻及喪失冷卻水事故的實驗。從福島事件以來，可以看出世界各國增加了非常多專注於用過燃料池的安全分析及研究計畫，同時可以看出用過燃料池的重要性。

參加 CSARP 的會議，可以看出嚴重事故分析在世界各國的重要性，同時也學到了非常多可以帶回台灣的內容，並用以強化國內相關的分析；雖然嚴重事故發生的機率微乎其微，但是跟隨著世界的潮流，相信此類的研究在之後的日子裡，也還是佔有相當重要的地位。

其實台灣國內的嚴重事故用過燃料池相關分析，並不輸給國際，用過燃料池的分析是近幾年新起的內容，2014 年的 CSARP 會議台灣簡報的用過燃料池分析，當時也得到許多國際上的認同。然而，台灣相對於國際上缺少此方面的實驗研究，雖然嚴重事故分析存在許多不準度，但是若透過國內自己建立的相關實驗，不管是護套氧化、冷卻、熱傳等，定能大大強化國內分析模式的可信度及可行性，減少一味遵從國外的模式建立方法，使台灣繼續走在國際的前端。

七、結論

本計畫已配合 U.S. NRC 之 TRACE 與 SNAP 程式的改版，精進國內核電廠之 TRACE 熱水流安全分析模式，並加強國內核電廠之安全分析的能力。根據 U.S. NRC 最新釋出的 TRACE 程式版本為 2014 年 6 月釋出的 V5.0 Patch 4，而 2016 年 CAMP 秋季會議的 NRC 簡報中，說明 TRACE V5.0 Patch 5 已經在製備中，預計於 2017 年 7 月釋出。SNAP 程式則於 2016 年釋出了四個版本，分別為 2.4.2、2.4.3、2.4.5、2.5.1 版，故本計畫配合 U.S. NRC 之 TRACE 與 SNAP 程式的改版，精進原先國內核電廠之 TRACE 熱流分析模式，並加入圍阻體的模擬，使得國內核電廠之 TRACE 分析模式除了可進行熱流分析外，也可同時進行圍阻體的熱流分析。本計畫已完成國內四座核電廠圍阻體分析模式的建立，並隨著 TRACE、SNAP 程式的改版而精進。

CAMP 國際合作計畫為每年於春季與秋季均會召開一個討論會議，提供各會員國及參與組織一個溝通平台，分享目前 TRACE、PARCS、SNAP 等程式的研究成果及分析技術討論。今年度 CAMP 春季會議於 Abu Dhabi 舉行，為期三天(4/26~4/28)，本研究團隊派人參與會議並簡報台灣在 TRACE 程式使用上的經驗與成果，並收

集 CAMP 各會員國簡報以及會議資料，彙整成重點摘要報告，以便讓國內單位了解目前最新國際間發展趨勢與進度。

針對 SNAP 程式中的動畫模式，本計畫已完成國內四座核電廠之 TRACE 動畫模式建立，並且應用於電廠暫態模擬與分析。在此計畫中，暫態模擬案例為假設核三廠發生設計基準事故中的大破口喪失冷卻水事件(LBLOCA)，並使用 TRACE 程式結合 FRAPTRAN 程式來評估暫態事件下，電廠之熱流參數趨勢以及燃料棒行為表現。TRACE 與 FRAPTRAN 程式分析結果，整理成以下重點：

1. 電廠熱流分析結果顯示核三廠 TRACE 模式預測電廠重要熱水流行為參數趨向於 FSAR 數據，驗證 TRACE 程式有能力模擬電廠暫態事故且結果具有可信度。
2. TRACE 分析結果顯示，核三廠在發生大破口喪失冷卻水事件時，電廠緊急爐心冷卻系統可以有效的救援反應爐，並使冷卻水覆蓋於燃料棒避免燃料裸露。
3. 本研究成功的結合 FRAPTRAN 和 TRACE 的程式並分析 LBLOCA 核燃料機械行為與暫態表現。
4. 在 FRAPTRAN 分析中，壓力從 4.31 MPa 降到暫態結束的 2.2 MPa，結果顯示核燃料並無發生破損現象。

5. 環向應力在不同節點基本上是相同的，環向應力約 18MPa，低於材料性質的極限，因此確保了燃料護套的負載也還在安全範圍內。
6. 法規限制事故下最大燃料護套氧化厚度不能超過全部厚度的 17%，基於充氣壓和間隙厚度的計算結果，在此案例沒有發生燃料護套膨脹或是破裂的情況。
7. 根據 FRAPTRAN 模擬，結果顯示燃料最高溫度是在第四節點。

總結來說，此研究成功的結合 TRACE 程式以及 FRAPTRAN 程式並分析核三廠在發生 LBLOCA 時核燃料的機械行為，分析結果也顯示核三廠在發生設計基準事故下(LBLOCA)，電廠也能維持在安全規範之下，保持電廠以及核燃料的安全，以防止輻射物質外釋。

在嚴重事故處理訓練課程安排，總共辦理兩場研討會「2016 輻射防護與程式應用研討會」與「Advances in Air Dispersion Modeling and Applications Workshop」。兩場會議總計共 12 場專題演講，每場次與會者皆有產、官、學之三方，演講內容範圍相當廣泛，從針對電廠發生事故時對人體器官之影響至生物圈輻射劑量風險評估之計算，每場研討會的綜合討論環節之氣氛都相當熱烈。除舉辦研討會提供各單位交流平台，九月時，更主動參與 U.S.NRC 年度國際會議

MACCS 和 MELCOR 帶回世界各國最新資訊。得知儘管嚴重事故發生機率極低但其事故分析與燃料池分析皆已然逐漸成為被重視之研究項目。

本計畫已完成兩篇 NUREG/IA 報告並送 NRC 審查中，完成我國參與 CAMP 國際合作計畫之責任與義務。台灣發表之 NUREG-IA 技術報告歷年來通過審查共 24 篇(累積至 2016 年底)，在參與 CAMP 國際計畫之所有國家中排名第二，台灣明年將超越西班牙國家成為排名第一之會員國，NUREG/IA 技術報告皆可於 U. S. NRC 的網站上

查 詢 : <http://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/nuregs/agreement/>。

透過本計畫的執行，不僅精進了國內四座核電廠的分析模式，藉由圍阻體模式以及動畫模式之建立，擴展核電廠熱流分析之領域；研究技術報告也送至 NRC 審查，顯示台灣在技術發展上的能力；相關研究成果也發表於國際會議中，展現台灣研究之能力與技術；此計畫也培育了許多核工領域之人才，包含兩位博士生、三位碩士生、以及三位研究助理，成果豐碩。

八、論文發表與人才培育

- 本研究發表一篇國際 SCI 期刊：

- 1.Hao-Tzu Lin, Jong-Rong Wang, Kai-Chun Huang, Chunkuan Shih, Show-Chyuan Chiang, Chia-Chuan Liu. Station blackout mitigation strategies analysis for Maanshan PWR plant using TRACE. Annals of Nuclear Energy. olume 89, Pages 1–18. 2016.

- 本研究完成 7 篇國內外研討會論文發表：

- 1.Jung-Hua Yang, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih, Shao-Wen Chen, Yu Chiang. EVALUATION OF EXTENDED LOSS OF AC POWER EVENT AND MITIGATION STRATEGY IN MAANSHAN PWR USING TRACE CODE, ICAPP 2016, San Francisco, CA, April 17-20, 2016

- 2.HUANG Chun-Fu, CHANG Ching, YANG Jung- Hua, WANG Jong-Rong, SHIH Chunkuan, CHEN Shao-Wen, Analysis of a Exercise Script of Ultimate Response Guideline in Maanshan NPP by TRACE Code, 2016 Pacific Nuclear Basin Conference(PBNC) April 5-9,2016, Beijing,China.

- 3.Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih, Establishment of TRACE containment model and Maanshan ELAP analysis, 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NUTHOS-11), October 9-13,2016, Gyeongju,Korea.

4. 陳雄智, 王仲容, 陳紹文, 施純寬, 核二廠 TRACE/SNAP 斷然處置措施模擬與分析, 中國機械工程年會暨第 33 屆全國學術研討會(CSME 2016), Dec 3-4, 新竹工業技術研究院.

5. 黃文樞, 楊融華, 王仲容, 施純寬, 陳紹文, 江授全, 游子堯, 應用龍門電廠 SNAP/RELAP5 模式進行 URG 斷然處置案例分析, 中國機械工程年會暨第 33 屆全國學術研討會(CSME 2016), Dec 3-4, 新竹工業技術研究院.

6. 黃俊富, 楊鎧駿, 楊融華, 王仲容, 施純寬, 陳紹文, 江授全, 游子堯, 應用於核三廠 MSLB 案例分析之 TRACE/CFD 程式結合與發展, 中國機械工程年會暨第 33 屆全國學術研討會(CSME 2016), Dec 3-4, 新竹工業技術研究院.

7. 李尚諭, 楊融華, 王仲容, 陳紹文, 施純寬, 江授全, 游子堯, 結合 TRACE 程式與 FRAPTRAN 程式分析核三廠破口事故之核燃料行為, 中國機械工程年會暨第 33 屆全國學術研討會(CSME 2016), Dec 3-4, 新竹工業技術研究院.

● NUREG-IA 技術報告 2 篇:

1. Fuel Rod Behaviour and Uncertainty Analysis by FRAPTRAN/TRACE/DAKOTA Code in Maanshan LBLOCA, NUREG/IA-0471, 2016.

2. RELAP5/MOD3.3 Model Assessment of Maanshan Nuclear Power Plant with SNAP Interface, NUREG/IA-xxxx, 2016. (審查中)

● 人才培育部分、共培育了兩位博士生、三位碩士生、以及三

位專任助理：

姓名	職稱	研究工作	研究發表
何愛玲	博士生	TRACE/PARCS 程式 結合與案例分析	MELCOR2.1/SNAP Analysis of Fukushima like Accident for Chinshan BWR/4 NPP
李宛芸	博士生	TRACE/FRAPTRAN 程式結合與分析	IEVALUATION OF ELAP EVENT AND MITIGATION STRATEGY IN MAANSHAN PWR USING TRACE
李尚諭	碩士生	TRACE 程式建模與 案例分析	結合 TRACE 程式與 FRAPTRAN 程式分析核三廠破口事故之核燃料行為
楊鎧駿	碩士生	TRACE 動畫模式建 立與案例分析	應用於核三廠 MSLB 案例分析之 TRACE CFD 程式結合與發展

黃俊富	碩士生	TRACE 程式建模與 案例分析	Analysis of a Exercise Script of Ultimate Response Guideline in Maanshan NPP by TRACE Code
陳雄智	專任助理	TRACE 動畫設計製 作與案例分析	核二廠 TRACE/SNAP 斷然處 置措施模擬與分析
黃文樞	專任助理	TRACE 動畫模式建 立與案例分析	應用龍門電廠 SNAP/RELAP5 模式進行 URG 斷然處置案例 分析
陳璋	專任助理	研究模擬彙整與行 政庶務	舉辦兩場訓練課程與會議

肆、參考資料

- [1] TRACE V5.0 USER'S MANUAL, U. S. Nuclear Regulatory Commission
- [2] MELCOR Computer Code Manuals Vol.1: Primer and Users' Guide, Sandia National Laboratories
- [3] J. Freixa, A. Manera, "Analysis of an RPV upper head SBLOCA at the ROSA facility using TRACE", Nuclear Engineering and Design, Volume 240, Issue 7, July 2010, Pages 1779-1788
- [4] J. Freixa, Tae-Wan Kim, A. Manera, "Thermal-hydraulic analysis of an intermediate LOCA test at the ROSA facility including uncertainty evaluation", Nuclear Engineering and Design, Volume 249, August 2012, Pages 97-103
- [5] J. Freixa, A. Manera, "Verification of a TRACE EPRTM model on the basis of a scaling calculation of an SBLOCA ROSA test", Nuclear Engineering and Design, Volume 241, Issue 3, March 2011, Pages 888-896
- [6] Konstantin Nikitin, Annalisa Manera, "Analysis of an ADS spurious opening event at a BWR/6 by means of the TRACE code", Nuclear Engineering and Design, Volume 241, Issue 6, June 2011, Pages 2240-2247
- [7] RELAP5/MOD 3 code manual – code structure, system models and solution methods, Vol. I., The Thermal Hydraulics Group, SCIENTECH Inc., Idaho, June 1999
- [8] TRACE V5.0 theory manual – field equations, solution methods and

- physical models, Office of Nuclear Regulatory Research. US NRC, 2007
- [9] GOTHIC Containment Analysis Program, Version 7.2a(QA), EPRI, Palo Alto, CA, Jan. 2006.
- [10] Y. H. Cheng, C. Shih, J. R. Wang, H. T. Lin, “An investigation of steam–water countercurrent flow model in TRACE”, *Annals of Nuclear Energy*, Volume 37, Issue 10, October 2010, Pages 1378-1383
- [11] J. R. Wang, H. T. Lin, Y. H. Cheng, W. C. Wang, C. Shih, “TRACE modeling and its verification using Maanshan PWR start-up tests”, *Annals of Nuclear Energy*, Volume 36, Issue 4, 1 May 2009, Pages 527-536
- [12] Y. H. Cheng, J. R. Wang, H. T. Lin, C. Shih, “Benchmark calculations of pressurizer model for Maanshan nuclear power plant using TRACE code”, *Nuclear Engineering and Design*, Volume 239, Issue 11, November 2009, Pages 2343-2348
- [13] J. H. Yang, J. R. Wang, H. T. Lin, C. Shih, “LBLOCA analysis for the Maanshan PWR nuclear power plant using TRACE”, *Energy Procedia*, Volume 14, 2012, Pages 292-297
- [14] K. Vierowa, Y. Liao, J. Johnson, M. Kenton, R. Gauntt, “Severe accident analysis of a PWR station blackout with the MELCOR, MAAP4 and SCDAP/RELAP5 codes”, *Nuclear Engineering and Design*, Volume 234, Issues 1–3, December 2004, Pages 129-1