

行政院原子能委員會
委託研究計畫研究報告

「核能安全及前瞻技術之強化研究」
期末報告(修正版)

委託單位：行政院原子能委員會

執行單位：國立清華大學

計畫主持人：潘欽

共同主持人：葉宗洸、許文勝、白寶實、梁正宏、施純寬、周懷樸、馮玉明、陳紹文、王美雅、李進得、王仲容、許政行、翁輝竹、許榮鈞、薛燕婉、歐陽汎怡、開執中、開物、黃爾文、林志宏

報告日期：中華民國 105 年 12 月

中文摘要

本「核能安全及前瞻技術之強化研究」計畫，係為四年期「核能技術及後端處置之安全強化研究」的第二年。本計畫之願景為：確保核能安全，提昇能源安全，減少二氧化碳排放，培育專業人才，並依據行政院原子能委員會之「核能安全及前瞻技術之強化研究」委託研究計畫勞務採購案招標規範，規劃為二個研究主軸，共有四個分項計畫。

主軸一「核能安全」，包含三個分項計畫，(1)輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發：前一年度(104 年)係針對進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發；本年度(105 年)則主要針對國內輕水式反應器建立多項強化安全的分析方法，包含五大部分。第一部分的研究模擬分析核三廠長期喪失電源事故，並探討斷然處置程序在面對事故發生時的緩和與能力。在本研究所假設之前提下，模擬結果顯示斷然處置程序應用於電廠長期喪失電源事故時，可成功防止核燃料裸露。第二部分為建立純熱流及中子熱流耦合之多重通道分析模式，驗證確認 BWR 的正常運轉點在外加垂直震動的影響下，並不會誘發的共振振盪。並建立空氣-水絕熱平行通道水平震動實驗系統，發現平行通道壓力動態震盪現象。第三部分的研究嘗試多種特徵萃取器及分類器後顯示「積分器與感測器類別投影法」結合「機率神經網路」能達到 88.39% 的辨識率，特徵數目則從 26 降至 11，相較於上一年的成果，不僅事故辨識效能提升，同時也降低儲存空間的需求。此外，本年度也加入「未訓事件類別辨識演算法」，使事故辨識功能更臻完善。第四部分的研究顯示在反應器啟動過程，氧化劑濃度雖然不是非常高，但過氧化氫與氧濃度都維持在 40 ppb 以下。而高溫對於 SCC 敏感性的影響最為明顯。第五部分的研究進行 T 型管之雙相流實驗分析，並討論氣泡流時的流動特性與其物理現象。並使用電導度計來量測截面平均空泡分率與高速攝影機記錄分離現象，分析不同表象速度比的情況下氣水分離之趨勢。(2)核電廠圍阻體嚴重事故安全分析：本分項計畫第一年(104 年)分析案例為核一廠(MARK I 型)，本年(105 年度)則針對核二廠(MARK III 型)分別進行圍阻體過濾及排氣之深度分析，以確認電廠圍阻體加裝排氣與過濾系統，於嚴重事故時避免圍阻體過壓失效與消弭氫氣累積之有效性，以提升嚴重事故時核電廠的防禦縱深。本研究顯示，核二廠若發生 SBO 嚴重事故，可採用斷然處置措施，防止爐心熔毀，避免產生氫氣。考慮深度防禦，圍阻體內設置 53 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，可將氫氣濃度抑制在燃燒範圍以下；若設置 424 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，亦可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下，但 FCVS 之氫氣抑制效果並不明顯。(3)用過燃料池冷卻能力安全分析精進：本分項計畫建立一套燃料池熱水流現象與燃料完整性之分析技術，評估對象第一年(104 年)為核一廠燃料池(各機組獨立)，本年(105 年度)為核二廠(共用燃料池)。本分項 TRACE 程式計算出在核二廠燃料池喪失冷卻水事故情況下，水位會在第四天降至燃料頂端，並於 5.3 天超過法規限制 1088.7K；FRAPTRAN 則以護套完整性計算出護套破損的保守時間 4.5 天。MELCOR 則因為護套氧化熱計算得出 4 天就超越法規限值的計算。

主軸二「前瞻核能安全技術與人才培育」：本年度(105 年)除延續前一年度(104

年)，包含前瞻中子物理安全技術、前瞻熱流實驗環路測試與安全分析及前瞻核能材料安全性評估分析等三項子計畫。除延續相關研究工作外，本年度亦加入探討嚴重事故發生後熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究。(1)在前瞻中子物理安全技術中，完成直角坐標及六角形的爐心節點程式及改進燃料束中子截面產生方法。(2)在前瞻熱流實驗環路測試與安全分析部分：完成環形管氣泡流實驗設施之設計與架設以及氣泡雙相流實驗之試運轉，並完成現有安全分析 CFD 程式中雙相流模式之適用性。(3)前瞻核能材料安全性評估分析子計畫部分分成四大項：第一為單射束 He^+ 離子於高溫 (800~1200°C) 輻照於(單晶/複合)碳化矽材料的微結構變化，結果顯示 SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽複合材料在單射束矽離子輻照 20dpa, 1200 °C 下有觀察到和單晶材料內相同之黑點缺陷和平面缺陷。然而，未觀察到單晶材料內可觀察到之空孔(void)。此外，單晶碳化矽與 SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽複合材料在單射束氦離子入射濃度 45000appm 下，於 1000 °C 與 1200 °C 下輻照後可明顯看出晶界對於抑制氦氣泡的影響。第二為探討三種熱交換管合金材料在 850°C 於不同氣氛下受高溫腐蝕之結構分析，及探討鎳基超合金對 304L 不銹鋼之異種銲接於模擬海水之應力腐蝕及在超臨界環境下高溫氧化行為。其結果顯示在本研究的選定條件下，Inconel 625、Hastelloy C4 在所有氧化條件下均有較佳之抗腐蝕表現，HR-224 則不適宜在含水氣的高溫環境中作為結構材料使用。此外，合金經銲接後產生的熱影響區，會有較快的氧化速率的值。第三為評估鍍 CrN 鈷-4 以及鍍鋁鉻鈦矽鈦氮化薄膜鈷-4 燃料護套在 850°C 高溫下於 100% 水氣以及 100% 空氣之氧化行為，結果顯示在水氣的環境下 CrN 薄膜可延長時間至 1.17 倍，高熵合金薄膜則無明顯效果呈約一倍；而在乾空氣環境中改善效果則最為明顯，CrN 薄膜延長時間至 3.47 倍，高熵合金也延長氧化至 17ECR% 的時間到 2.04 倍。第四為建立以超聲波設備測試與檢驗電廠相關材料。(4)在熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究以實驗的方式探討高溫熔融物質於去離子水及海水中的淬冷現象，以模擬反應爐發生爐心熔毀熔融物質掉落至爐心底部之殘餘冷卻水時之淬冷現象，以期有助於核能電廠嚴重事故之管理。海水在核能電廠斷然處置措施時，可能用來冷卻爐心。本研究以高速攝影機觀察高溫(1100°C)熔融銅於常壓不同次冷度的冷卻水或海水中淬冷的物理現象。研究的結果顯示，在去離子水中氣液介面的蒸氣膜較為完整且平滑，而在海水中的氣液介面的蒸氣膜層較不完整且波紋明顯。此外，熔體前緣在天然海水中的落下速度快於在去離子水中；海水次冷度越低，其熔體前緣速度落下越慢。值得注意的是，可能因銅的表面張力較大，故從影像中難以觀察到有銅顆粒從熔融流體撥離出來。此外，主軸二並與歐、美、亞洲等核能先進國家進行國際合作。本計畫派遣學生至美國普度大學與 Hibiki 教授進行短期研究，共同開發雙相流系統中氣液交互作用力模型。另外並舉辦反應器物理研討會邀請韓國學者及華裔美籍學者擔任講者，進行先進反應器物理計算方法的交流，進一步提升我國核能專業技術人才在核能安全技術的研發能力與國際觀。

英文摘要

This project of safety enhancement study in nuclear power and advanced technology is the second year of the entire four-year project. The perspective and goal of the overall project is to ensure nuclear safety, to enhance national energy security, to reduce the emission of CO₂ and to cultivate nuclear talent students, engineers and scientists.

The project involves two main core areas consisting of four sub-projects following the guidance of the project requirement of AEC. The outline for the project of this year (2016) is presented briefly as below:

1. **Core 1- Nuclear Safety:** includes three sub-projects, namely as:

- (1) *The Investigation of Effective Methods for Safety Enhancement of a light water Reactor under Normal Operations and Ultimate Conditions:* Different from the project last year focusing on the safety of advanced light water reactors, we focus on domestic light water reactor nuclear power plants under operation this year, i.e. the investigation of effective methods for safety enhancement of a light water reactor, including five sub-projects. The first sub-project focuses on the analysis of ELAP accident in Maanshan nuclear power plant and the mitigation capability of ELAP response strategy, so called the URG. The simulation results of ELAP accident with URG show that executing the URG during ELAP can keep the nuclear fuels covered with water and prevent fuel cladding from damage. In the second sub-project, numerical calculation of pure thermal hydraulic and neutron-coupled parallel channel model is carried out and the BWR normal operating conditions were examined. Experimental facility of double-channel air-water two-phase flow with horizontal vibration is constructed and tested, and the pressure oscillations are observed during the vibration tests. Several feature extraction and event classification algorithms are implemented in the third sub-project. The results indicate that the combinations of “integrator” or “sensor type-wise block projection” and “probabilistic neural network” achieved the best recognition rate of 88.39%. The required number of features was reduced to 11. Also, an untrained event isolation scheme is proposed to avoid falsely relating an untrained event to those in the event dataset. The fourth sub-project indicated the concentration of the oxidizing species is relatively low during the power startup condition, and the concentrations of both [H₂O₂] and [O₂] were lower than 40 ppb. Furthermore, the tested material exhibits higher stress corrosion cracking sensitivity due to a higher temperature. The T-pipe two phase flow with phase separation is conducted in the fifth sub-project. The fraction of average cross-sectional voids and separation flow have been recorded with the electrical conduction probe and high speed camera, respectively. The air-water separation

has been analyzed in difference superficial velocity ratio.

- (2) *The Safety Analysis of the Reactor Containment under Severe Accidents*: Different from the last-year project focusing on MARK-I containment in the Chinshan nuclear power plant, the containment of MARK-III type in Kuosheng nuclear power plant is the major object of the research this year. The production and distribution of hydrogen in the containment under a severe accident is analyzed. Moreover, the effectiveness of filtered venting and/or installing hydrogen re-combiners are evaluated. The analysis results indicate that core damage and hydrogen generation could be prevented if Ultimate Response Guideline was adopted during an SBO severe accident. Based on defense-in-depth measurements, hydrogen concentration could be lowered below the combustion and detonation limits if 53 and 424 PARs are installed, respectively; however, the effect for FCVS on hydrogen reduction is expected to be small.
- (3) *Methodology improvement of safety analysis for the heat removal in the spent fuel pool*: The cooling of the spent fuel pool in the Kuosheng nuclear power plant under hypothetical condition is investigated this year, while the research object last year is the analysis for the cooling of the spent fuel pool in the Chinshan nuclear power plant under a hypothetical accident. The calculated TRACE results show that the water level of Kuosheng spent fuel pool dropped to Top of Active Fuel at the 4th day and the cladding reached 1088.7K at the 5.3th day. However, FRAPTRAN gave a relatively conservative result, showing that the cladding failure time is 4.5 days with the combination of cladding performance simulations. MELCOR calculated the cladding temperature reached 1088.7K at the 4th day with extra oxidation heat.

Through the comprehensive investigations of above three sub-projects, it would enhance the operation safety of domestic nuclear reactors and ensure the ultimate safety of domestic nuclear power plants. In addition, some recommendations for reactor safety are provided, promoting nuclear safety regulations of light water reactors.

2. **Core 2- Advanced Nuclear Safety Technology and Cultivation of Talents:**

This part of “*The International Technical Collaboration for Advanced Nuclear Power Safety Technology*” includes four working items and the core 2 study this year continues the research last year and mainly focuses on the experimental researches for the materials, thermohydraulics and reactor safety, reactor core calculation and fuel design. Moreover, quenching of molten materials in de-ionized water or seawater is explored.

- (1) *Advanced Neutronics Technology* : The core nodal programs for the rectangular

and hexagonal geometry were established and the homogeneous fuel lattice cross section generation method were improved.

- (2) Advanced Thermal-hydraulics Experiments and Analyses: The test facility for studying the bubbly flow in an annular pipe is designed, constructed and pre-test performed. The present CFD two-phase models adopted for the nuclear safety analysis are also assessed.
- (3) Advanced Nuclear Materials Analysis and Evaluation: The sub-project is divided into four parts. Firstly, the high-temperature mono beam ion irradiation of Si^{2+} was conducted on SA-Tyrannohex at 1200 °C and the results show that SA-Tyrannohex exhibits similar point and planar defects as single crystal materials, but no voids were observed in SA-Tyrannohex when the irradiation concentration is 45000appm at 1000 and 1200 °C, indicating the presence of grain boundary can effectively suppress the nucleation of He bubble. Secondly, the corrosion behavior of three Ni-based superalloys was investigated at 850°C in different atmospheres. The corrosion behavior of three kinds of superalloys after welding with 304L under sea water and supercritical water environments were studied as well. The results show that Inconel 625 and Hastelloy C4 exhibited the best corrosion-resistance performance and HR-22 is not suitable to use as structure materials when moisture is present in the environment. In addition, the heat affected zone of alloys after welding demonstrates worse corrosion-resistance behavior than bare superalloy. Thirdly, the CrN and high entropy alloy(HEA) thin films were coated on zircalloys and their corresponding oxidation behavior was investigated at 850°C in pure air and pure moisture environments. The results shows that CrN- and HEA- coated sample can prolong failure time of cladding materials by a factor of 1.17 and 1 in pure moisture environments, respectively; whereas CrN- and HEA- coated sample can prolong lifetime of cladding materials by a factor of 3.47 and 2.04 in pure air environments, respectively. Fourthly, the capability to use ultrasonic to examine the mechanical properties of materials was established.
- (4) Simulated Study of the Quenching of Molten Materials: A high-speed video camera is employed to observe the quenching phenomena of high temperature, about 1100 °C, molten copper in de-ionized water or seawater at different subcoolings. The results reveal that a vapor film is formed on the high temperature molten droplet surface. The vapor-liquid interface is relatively complete and smooth in de-ionized water, while it is relatively incomplete and wavy in the seawater. In addition, the molten droplet falls faster in seawater than that in de-ionized water. Moreover, the lower the subcooling of seawater, the lower the falling speed of the molten droplet is. Notably, due to high surface

tension of copper melt, fragmentation effect is hardly observed in the present study.

In addition, the collaboration with Professor Hibiki in Purdue university was supported by this project. The new interfacial force model in two-phase system was developed in this collaboration. Besides, through this project, international experts were invited to the reactor physic workshop held in Taiwan, to enhanced the research capability of our scientists and students in nuclear safety technology.

目錄

中文摘要	2
英文摘要	4
目錄	8
一、計畫目的	10
二、計畫緣起	11
三、執行方法與進度說明	14
3.1 輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發	14
3.1.1 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究	14
3.1.2 地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究	14
3.1.3 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統	100
3.1.4 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	130
3.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	142
3.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析	161
3.2.1 氫氣擴散潛勢研究	161
3.2.2 主動式洩壓對圍阻體完整性及爐心燃料衝擊之研究	199
3.2.3 圍阻體過濾及排氣深度分析	215
3.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進	225
3.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作	284
3.4.1 前瞻中子物理安全技術	284
3.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析	326
3.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析	360
3.4.4 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究	394
四、結論與建議	407
4.1 輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發	407
4.1.1 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究	407
4.1.2 地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究	407
4.1.3 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統	409
4.1.4 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	409
4.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	409
4.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析	410
4.2.1 氫氣擴散潛勢研究	410
4.2.2 主動式洩壓對圍阻體完整性及爐心燃料衝擊之研究	410
4.2.3 圍阻體過濾及排氣深度分析	411
4.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進	411
4.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作	412

4.4.1 前瞻中子物理安全技術	412
4.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析	413
4.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析	414
4.4.4 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究	415
參考文獻	417
總計畫	417
5.1 輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發	417
5.1.1 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究	417
5.1.2 地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究	418
5.1.3 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統	419
5.1.4 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	420
5.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	421
5.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析	422
5.2.1 氫氣擴散潛勢研究	422
5.2.2 主動式洩壓對圍阻體完整性及爐心燃料衝擊之研究	422
5.2.3 圍阻體過濾及排氣深度分析	423
5.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進	423
5.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作	425
5.4.1 前瞻中子物理安全技術	425
5.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析	426
5.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析	428
5.4.4 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究	429
附錄	430
A. 105 年度工作項目達成情形	430
B. 主要指標佐證資料表	437
C. 「核能安全及前瞻技術之強化研究」期末報告審查意見回覆表	453

一、計畫目的

本計畫之整體目標係依循行政院原能會四年期(104-107年)「核能技術及後端處置之安全強化研究」延續性中程科技計畫，其整體計畫書中列有之總計畫目標；藉由本四年期(104-107年)計畫各分項計畫之執行，最終達到之下列之目的：(參考資料來源：104年核能技術及後端處置之安全強化研究-整體計畫書，<http://117.56.91.94/KMPublic/readdocument.aspx?documentId=236971>)

1. 強化輕水式反應器的安全及關鍵系統與組件的維護管理，並透過對斷然處置措施及嚴重事故舒緩決策應用於我國輕水式反應器的深入分析，有助於未來電廠管理階層制訂標準處理程序，亦有助於管制機關的核安管制。再者，透過本計畫的人才培育，可彌補嚴重的專業人員斷層現象。
2. 為國內運轉中之核能電廠相關安全設施改進提供具體建議，強化電廠工作人員事故處理教育，提升核安管制效率。
3. 進一步瞭解燃料池失水事故情況以及現行 NEI 06-12 冷卻對事故救援措施的合適性，加強用過燃料池的運轉安全。
4. 與歐、美、亞洲等核能先進國家進行國際合作，參與台日核安會議與台美民用核能合作會議，共同研究開發前瞻核能安全技術，提升我國在此一領域的研發能力與國際地位，同時培育核能安全專業技術人才。

本年度(105年)「核能安全及前瞻技術之強化研究」計畫，係為四年期「核能技術及後端處置之安全強化研究」的第二年。本年度透過各分項計畫之持續執行，預期達到之目標，如下列：

1. 因應福島核災後，原能會「國內核能電廠現有安全防護體制全面體檢方案」總檢討報告，針對國內運轉中與建造中核電廠之安全提昇有具體的管制要求，進行相關的研究，以強化管制能量，確保核安。
2. 針對核三廠壓水式反應器斷然處置措施的深入分析與再精進，以進一步提昇國內核電廠的防禦縱深與安全。
3. 福島核災的教訓彰顯嚴重事故分析、圍阻體過濾排氣與用過燃料池冷卻的重要性，本年度探討核二廠圍阻體加裝排氣與過濾系統，於嚴重事故時避免圍阻體過壓失效與消弭氫氣累積之有效性，並了解現行 NEI 06-12 冷卻對核二廠用過燃料池事故救援措施的合適性，據以提供核安管制之參考。
4. 國內核能人才面臨青黃不接與斷層的危機，因應未來核能專業人員的退休潮。透過適當的國際合作與研究前瞻核能安全科技，適時做好經驗傳承，並積極培育核能專業人才。

二、計畫緣起

本計畫之緣起係依循行政院原能會四年期(104-107 年)「核能技術及後端處置之安全強化研究」延續性中程科技計畫，其整體計畫書中列有之計畫說明並敘述如下：(參考資料來源：104 年核能技術及後端處置之安全強化研究-整體計劃書，<http://117.56.91.94/KMPublic/readdocument.aspx?documentId=236971>)

2011 年 3 月 11 日，日本宮城縣外海發生芮氏規模 9.0 的東日本史上最大地震，並伴隨日本史上最大規模海嘯席捲本州東部沿岸，造成日本史上死傷規模第二嚴重之海嘯災情。在大地震發生時，日本福島第一核電廠 4 至 6 號機正處於停機準備定期檢查狀態；當偵測到地震時，運轉中之 1、2、3 號機組立刻進入緊急停機程序。福島電廠當地雖然震度極大，但反應器安全停機且主要廠房結構並未受損，顯示電廠安全系統設計充分。但隨後地震造成之超大型海嘯襲擊福島第一電廠，推估高度達 15 公尺之海嘯，遠超過該電廠之設計基準。由於該廠防範海嘯設計不足，地震傷害加上海嘯之侵襲，最終導致 1、2、3 號機組相繼發生爐心熔毀的重大災害。

福島核災之後，各國皆重新檢視其核電廠安全設計，我國亦對運轉中及建造中的核能電廠之安全防護進行總體檢，台電並據以提出因應與強化的方案及針對地震、海嘯、水災等進行仿歐盟做法的壓力測試。此外，並提出斷然處置的措施，確保(超出設計基準)事故發生時，放射性物質不會釋放至廠外，以保障居民之生命與財產安全。

2016 年政府宣布「2025 非核家園」目標的四大主張：核四停建，現有 3 座核電廠不延役；落實核電廠安全監督、強化核災緊急應變機制；要求台電提出核電廠除役計畫及成本評估報告；尋求社會共識，持續找尋合適核廢最終處置場址。在未來「2025 非核家園」的政策之下，現有電廠不再延役，但仍必須確保核電廠除役前的運轉安全，而電廠除役的安全亦必須面對而妥善的因應。因應此情況，本計畫對於輕水式反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障、核電廠圍阻體嚴重事故安全分析、用過核燃料池冷卻安全分析以及前瞻核能安全技術研究暨國際合作等，必須進行妥善且完整之研究分析。

本四年期(104-107 年)計畫之願景為：確保核能安全，提昇能源安全，減少二氧化碳排放，培育專業人才。本年度「核能安全及前瞻技術之強化研究」計畫延續第一一年之研究，並依據政府相關重要施政方針與本案招標規範，規劃為二個研究主軸，共有四個分項計畫，如圖 2.1 所示：

1. 主軸一「核能安全」：包括輕水型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發、核電廠圍阻體嚴重事故安全分析及用過燃料池冷卻能力安全分析精進。
 - (1) 輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發：本年度持續針對國內輕水式反應器之運轉安全及事故緊急處置等，進行深入探討與完整分析，研擬了五個子項研究主題，包括輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究、地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究、輕水式反應器

嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統、輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究及反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進，期能提升國內輕水式反應器安全保障，並作為輕水式反應器核安管制與反應器安全諮詢之參考。

- (2) 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析：本年度針對核二廠進行圍阻體過濾及排氣之深度分析，確認電廠圍阻體加裝排氣與過濾系統，於嚴重事故時防制圍阻體過壓失效與消弭氫氣累積之有效性，及對事故後反應器安全性之影響，以提升嚴重事故時核電廠的防禦縱深及提供國內運轉中之核能電廠核安管制之參考。
 - (3) 用過燃料池冷卻能力安全分析精進：本年度針對核二廠(共用燃料池)建立一套可詳細探討燃料池熱水流現象與燃料完整性之分析技術，更進一步探討燃料池失水事故情況以及現行NEI 06-12冷卻對核二廠事故救援措施的合適性。
2. 主軸二「前瞻核能安全技術與人才培育」：包含前瞻中子物理安全技術、前瞻熱流實驗環路測試與安全分析、前瞻核能材料安全性評估分析與熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究等四個子計畫。

本分項計畫延續第一年之研究，探討爐心物理、熱流安全及結構材料三大領域之前瞻性基礎研究之年度新工作項目。本年度亦加入探討嚴重事故發生後熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究。並與歐、美或亞洲等核能先進國家進行國際合作，透過舉辦反應器物理研討會來邀請韓國與華裔美籍知名學者來台進行技術交流。除可共同研究開發前瞻核能安全技術，提升我國在此一領域的研發能力與國際地位，同時培育核能專業技術人才。

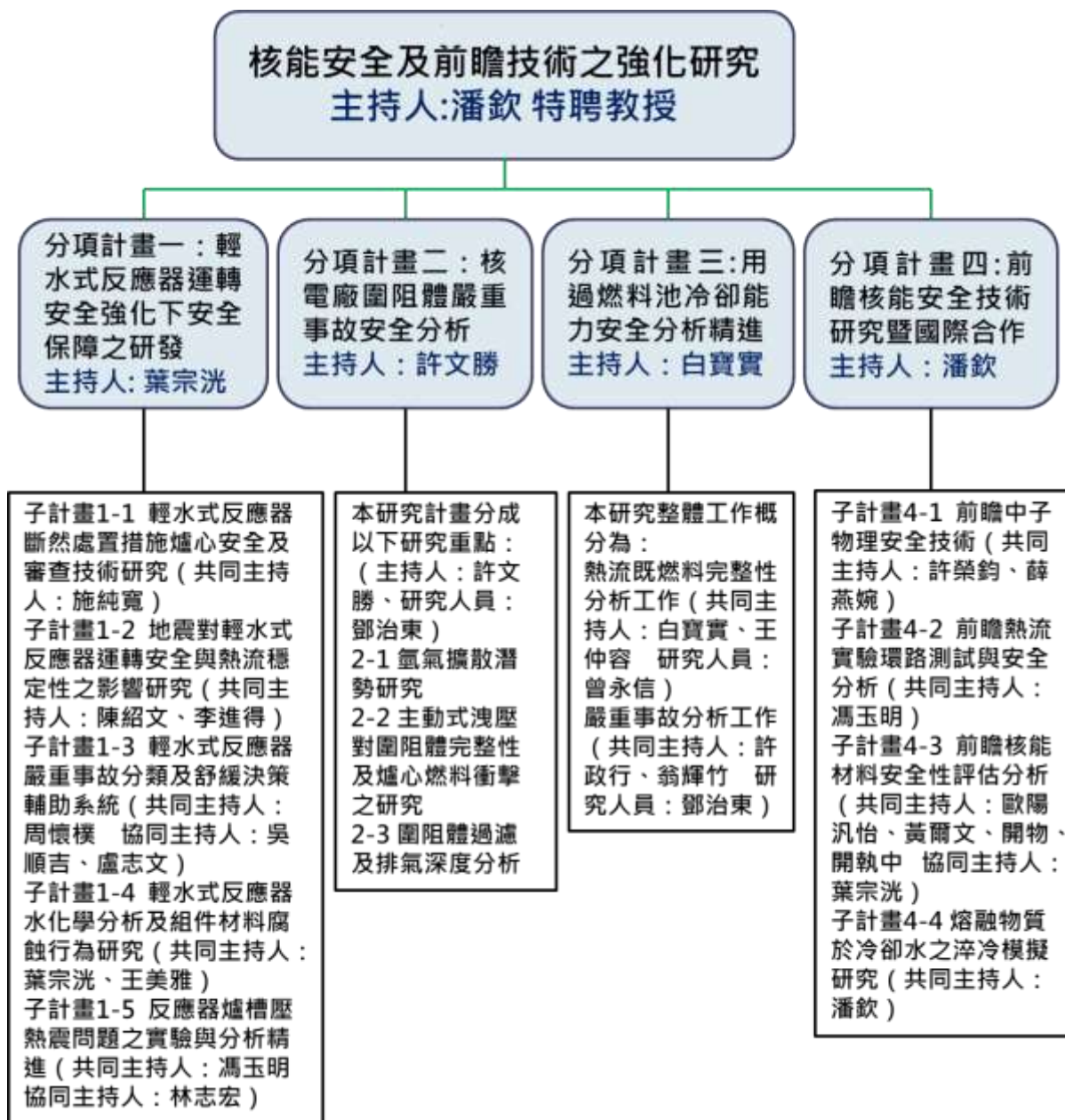


圖 2.1 本核能安全及前瞻技術之強化研究之架構圖。

三、執行方法與進度說明

3.1 輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發

3.1.1 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究

本子計畫為評估核電廠模擬長期喪失交流電事故下，救援措施執行之有效性探討，以及利用三種核能電廠常用系統安全分析程式 TRACE、RELAP5、MAAP 模擬電廠長期喪失交流電事故並針對系統程式差異性做比較。105 年計畫的工作要點陳列如下：

- (1) ELAP 事件時序擬定，建立 TRACE 分析模式與條件設定，模擬壓水式電廠長期喪失交流電事故，並進行資料分析與整理。
- (2) 建立 RELAP5 分析模式與條件設定，模擬壓水式電廠長期喪失交流電事故，並進行資料分析與整理。
- (3) 建立 MAAP 分析模式與條件設定，模擬壓水式電廠長期喪失交流電事故，並進行資料分析與整理。
- (4) TRACE、RELAP5、MAAP 三種系統程式分析結果彙整並差異比較。

2011 年 3 月 11 日，日本因遭遇複合型災變，東京電力公司所屬之福島第一核能電廠發生了嚴重核子事故，引起國際間關注。福島第一核能電廠的事故為超過設計基準的海嘯所造成的水災淹沒了廠內的緊急電源與電力輸送系統，海嘯所引起的長期喪失交流電源(Extended Loss of Alternating Current Power, ELAP)及喪失最終熱沉(Loss of Ultimate Heat Sink, LUHS)嚴重地傷害到爐心冷卻系統與圍阻體完整性的安全功能，最終導致三座反應爐的爐心受損。喪失電源亦會使得用過燃料池的冷卻功能受到傷害，用過燃料池須保持足夠的水量才能避免用過燃料因缺乏冷卻而損壞。福島事故發生後，原子能委員會即敦促台電公司對所屬核能電廠若遭遇類似災變時之電廠安全，進行全面的審視及檢討。原子能委員會要求台電公司完成所屬核能電廠之壓力測試及相關改善工程，用以因應類福島事故的發生，確保事故下電廠可安全停機。為因應類福島事故，台電公司完成所屬核能電廠之斷然處置措施的發展及制定，做為事故因應行動之依據及準則，保證電廠之持久安全，本計畫為延續型計畫，其斷然處置措施詳細介紹請參照 104 年期末報告書。

本子計畫將探討三種核能電廠常用系統安全分析程式 TRACE、RELAP5、MAAP 模擬長期喪失交流電事故下，不同模式評估結果與系統程式差異比較。分析長期喪失交流電事故下的成功準則是爐心不發生損毀，處理應變過程中需避免爐心受到損害，避免爐心損毀依據反應器型式有不同的準則，包含了不能使爐心處於在飽和狀態、維持護套尖峰溫度低於熔毀限值，避免護套破損(rupture)與維持水位高於有效燃料頂部(Top of Active Fuel, TAF)。電廠在長期喪失交流電情況下，緊急爐心冷卻系統無電源供應，反應爐冷卻能力亦會下降，爐心溫度雖可藉由主系統至二次側的熱傳現象進行冷

卻，但爐心冷卻水持續從反應器冷卻泵環封洩漏出去，造成爐心水位下降而使燃料裸露的風險產生。安全分析系統程式必須要有能力計算出電廠在發生長期喪失交流電事故下，爐心水位低於燃料高度並造成燃料裸露的時間，以期評估在長期喪失交流電事故發生之後，電廠需保有多少時間餘裕來復原電力設備或使用替代電源來恢復電廠情況，以確保電廠處於安全狀況之下。系統程式在模擬核電廠長期喪失交流電事故中，依照時序階段有不同的分析模式，例如：自然對流沸騰、雙相沸騰流、膜沸騰、池沸騰、雙向流、以及脆冷現象等模式，本子計畫將探討三種核能電廠常用系統安全分析程式 TRACE、RELAP5、MAAP 模擬長期喪失交流電事故下，不同模式評估結果與系統程式差異比較。

核三廠介紹

台灣電力公司馬鞍山電廠(核三廠) 位於台灣屏東縣恆春鎮，且為台灣第一座壓水式反應器(Pressurized water reactor, PWR)核能電廠。其反應爐與核蒸汽供應系統(Nuclear steam supply system, NSSS)是由美國西屋公司設計製造，現爐心熱功率現為 2822 MW。核三廠之核蒸汽供應系統分為一次側與二次側，一次側的部分稱為反應器冷卻水系統(Reactor coolant system, RCS)，其正常運轉壓力約為 15.5 MPa (2250 psia)，設備包含反應器壓力槽(Reactor pressure vessel, RPV)、熱端管路(Hot leg)、調壓槽(Pressurizer, PZR)、蒸汽產生器 U 形管、反應器冷卻水泵(RCP)以及冷端管路(Cold leg)等。一次側中共有三個相同的冷卻水迴路，但調壓槽及其調壓管路僅連接於第二迴路。二次側的正常運轉壓力約為 6.74 MPa (978 psia)，設備包含蒸汽產生器(Steam generator, SG)、主蒸汽管、主汽機、主冷凝器、飼水泵等等。

壓水式核能電廠發電流程為利用核燃料加熱一次側冷卻水，流經蒸汽產生器 U 形管與二次側進行熱交換後再度回到反應爐；二次側之飼水流進蒸汽產生器後接受熱能而沸騰產生蒸汽，蒸汽通過汽輪發電機產生電力後進入冷凝器冷凝，並再度回到蒸汽產生器二次側，形成兩個封閉的迴路。正常運轉時，一次側冷卻水在整個流程中均維持次冷狀態(Subcool)，僅有二次側有發生沸騰現象。當發生喪失冷卻水、主蒸汽管破裂等事故時，緊急爐心冷卻系統(Emergency core cooling system, ECCS)可提供爐心補水與冷卻，其系統包含高壓注水系統、蓄壓槽以及低壓注水系統。若發生喪失蒸汽產生器飼水事故時，輔助飼水系統可將冷卻水送入蒸汽產生器以維持蒸汽產生器水位。輔助飼水系統包含電力驅動之馬達驅動輔助飼水(Motor driven auxiliary feedwater, MDAFW)以及利用蒸汽驅動之汽機驅動輔助飼水系統(Turbine driven auxiliary feedwater, TDAFW)。

電廠長期喪失交流電源事故說明

電廠全黑(Station Blackout, SBO)在美國核管會聯邦法規 10 CFR 50.2 中之定義為核能電廠完全喪失供應至緊要(Essential)以及非緊要(Nonessential)電源匯流排之交流電源

(Alternating current electric power)，意即喪失廠外電源(Loss of offsite electric power)、汽機跳脫，同時廠內之緊急交流電源亦無法使用(Loss of onsite emergency AC power)。上述供應至緊要及非緊要匯流排之交流電源不包含由廠內直流電池經變流器(Inverter)轉換成之交流電力。當電廠全黑事故發生時，反應爐運轉員可依照機組狀況執行緊急操作程序書(EOP)之步驟，利用可用之系統將機組狀況帶至穩定狀態。若機組狀況持續惡化，則必須依照嚴重事故處理指引之程序(SAMG)進行事故緩和，且可能需要進行廠內員工及廠外民眾之疏散。

國際間經由現行的電廠全黑(SBO)事故分析，顯示各個電廠有能力來應付 SBO 事故發生後 4 至 16 小時內，依靠廠內現有設備及備用電源來解除危機，以確保能移除反應爐衰變熱及維持電廠處於安全之狀態。在 2011 年日本遭遇複合型災變而發生福島事故之後，根據 NRC 90 day 報告以及 INPO IER 11-4 的建議，有必要進行當事故超過應對時間時的分析與評估，也就是說電廠若延長全黑事故的時間超過目前的 4 至 16 小時，需評估電廠處理事故程序以及添購額外設備來因應電廠發生類似長期喪失交流電源(Extended Loss of AC Power ,ELAP)的事故。

電廠在長期喪失交流電情況下，緊急爐心冷卻系統無電源供應，反應爐冷卻能力亦會下降，爐心溫度雖可藉由主系統至二次側的熱傳現象進行冷卻，但爐心冷卻水持續從反應器冷卻泵環封洩漏出去，造成爐心水位下降而使燃料裸露的風險產生。在分析電廠長期喪失交流電事故下的成功準則是爐心不發生損毀，處理應變過程中需避免爐心受到損害，避免爐心損毀依據反應器型式有不同的準則，包含了不能使爐心處於再臨界、維持護套尖峰溫度低於熔毀限值，避免護套破損與維持水位高於有效燃料頂部(Top of Active Fuel, TAF)。安全分析系統程式必須要有能力計算出電廠在發生長期喪失交流電事故下，爐心水位低於燃料頂端高度並造成燃料裸露的時間，以期評估在長期喪失交流電事故發生之後，電廠需保有多少時間餘裕來復原電力設備或使用替代電源來恢復電廠情況，以確保電廠處於安全狀況之下。

西屋公司 WCAP-17601-P 報告說明

西屋公司(Westinghouse)針對 NEI 12-06 文獻提出了 WCAP-17601-P 報告並評估壓水式電廠在長期喪失交流電事故(ELAP)下的各種暫態反應，且參考了由福島事件引起的 INPO IER 11-4 建議與 NRC Bulletin 2011-01 中救援措施(Mitigating Actions)內容，對於壓水式電廠在 ELAP 下整體的緊急措施提供一個嚴謹、具發展與驗證策略的分析基礎。其目的是為了瞭解電廠有可能存在的各種議題(Issue)，須要業主透過程序書的修訂或是裝設額外的設備來解決，每個議題皆有量化的數據來評估因應需要的策略。另外也提供電廠在 ELAP 情境下，通用性電廠的 RCS 暫態分析，這些分析決定了當電廠處於 RCP 軸封洩漏下可維持爐心適當冷卻的時間。

WCAP-17601-P 中評估案例的成功準則如下：

- i. 避免爐心受到損毀: 在分析 ELAP 情境下的成功準則是爐心不發生損毀。避免爐心損毀在不同的電廠有不同的準則，包含了不能使爐心處於再臨界狀態、維持護套尖峰溫度低於熔毀限值，避免護套破損與維持水位高於 TAF。在本報告中以維持水位高於 TAF 為成功準則。
- ii. 不會發生再臨界: 喪失 AC 電源時，保持爐心不再臨界，確保電廠處於次臨界狀態。本報告參考中，針對爐心冷卻能力進行模擬與驗證，尋找在長期電廠喪失交流電事故中，以評估廠內現有之設備是否足以應對此類型事故。本報告在個廠評估分析中，針對兩階段的注水時機分析了 2 個案例，即二次側利用消防泵維持蒸汽產生器的熱沉能力，一次側在考慮軸封洩漏下利用高壓水壓測試泵注水至 RCS，以評估爐心水位是否可維持在 TAF 之上進行探討。

核三廠 TRACE 分析模式建立

TRACE 程式為美國核管會(US NRC)最新發展的核能電廠系統熱水流安全分析程式，使用福傳 90 (Fortran 90)做為程式語言，具有可讀性、可修補性、可擴充性及可攜性(在不同平台運作)等特色。TRACE 程式之發展，以 TRAC-P 程式為基礎，參酌 RELAP5、RAMONA、TRAC-B 三個程式的特性，以增強其功能，使之成為可普遍運用在所有輕水式核能電廠的熱水流分析程式。

TRACE 程式的特色之一為具備以三維幾何模型模擬反應器壓力槽的能力，對於核能電廠安全分析能具有更強的能力及更細部的模擬結果。在 TRACE 程式的使用上，發展有一套圖形化使用者介面程式 SNAP (Symbolic Nuclear Analysis Program)，使程式之運用能簡便化，讓使用者更容易上手。

TRACE 程式的發展是全面的、新穎的、功能強大的，其整合了中子動力程式 PARCS，圍阻體程式 CONTAN，以及燃料機械功能評估程式 FRAPCON/FRAPTRAN。目前之發展顯示，TRACE 程式將成為美國核管會主要的熱水流系統分析程式。美國核管會預期以 TRACE 程式為中心的整套程式集，將會完全取代其他熱水流系統安全分析程式，做為美國核管會審查的工具。

核三廠 TRACE 輸入模式中包含 133 個水力組件、672 個控制方塊(Control blocks)、34 個熱結構以及 2 個功率組件。輸入模式包含完整的核蒸汽產生系統，一次側的部分有 1 個反應器壓力槽、3 個反應器冷卻水系統迴路、1 個調壓槽及其附帶之調壓管路 (Surge line)與釋壓閥、3 個蓄壓槽及其附帶之止回閥。二次側的部分有 3 個蒸汽產生器、3 條主蒸汽管及其附帶之主蒸汽隔離閥與釋壓閥、以及蒸汽排放閥，汽輪機進口則以固定壓力之邊界條件模擬。一次側與二次側間無質量交換，僅由連接於蒸汽產生器 U 形管之熱結構模擬一次側與二次側之間之能量傳遞。一次側與二次側水力組件之輸入模式如圖 3.1.1.1 所示。

反應器壓力槽是用 VESSEL 組件模擬，VESSEL 為三維組件，本模式中將之分割成 2 個環、6 個方位角以及 12 個軸向層。第 1 環模擬爐心，即爐心筒(Core Barrel)內之區域；第 2 環模擬反應爐降流區(Reactor downcomer)；方位角區塊平均切割成六等

分，每一區塊均為 60°，核燃料以 6 個熱結構模擬並平均分配於 6 個方位角區塊中，燃料高度約為 3.65 公尺，位於軸向之第 3 至第 6 層；熱端管路(Hot-leg)連接於第 1 環的第 8 層，冷端管路(Cold-leg)則連接於第 2 環的第 8 層，VESSEL 組件分割如圖 3.1.1.2 所示。3 個反應器冷卻水迴路中包含熱端管路、蒸汽產生器 U 形管、反應器冷卻水泵 (RCP)以及冷端管路，管路的部份均以 PIPE 組件模擬，RCP 則以 PUMP 組件模擬。RCP 出口處管路上連接一個閥與 BREAK 組件，是用來模擬電廠全黑時可能發生的反應器冷卻水泵軸封洩漏事故。蓄壓槽(Accumulator, ACC)是由 PIPE 組建模擬，並在其頂端 Cell 中設定不可凝結氣體分壓，以模擬蓄壓槽內之高壓氮氣，蓄壓槽出口連接兩個止回閥(Check valve)，止回閥出口則連接至 RCS 冷端管路。止回閥為 VALVE 組件中的一種閥種類選項。調壓槽與調壓管路亦是由 PIPE 組建模擬，連接於 RCS 第二迴路之熱端管路上。調壓槽底部連接熱結構並依控制邏輯給予熱功率以模擬調壓槽電加熱器之功能。調壓槽頂端連接四個閥，其中三個為模擬調壓槽動力釋壓閥(Power operated relief valve, PORV)，另一個為模擬調壓槽安全閥(Safety valve)。蒸汽產生器二次側與主蒸汽管均以 PIPE 模擬，主蒸汽隔離閥之上游連接七個閥，其中五個為模擬主蒸汽管安全閥，另外兩個為模擬主蒸汽管動力釋壓閥。主蒸汽隔離閥之下游連接蒸汽排放閥以及 BREAK 組件以模擬汽機進口之壓力邊界。FILL 組件連接於蒸汽產生器降流區，用以模擬蒸汽產生器飼水、輔助飼水，消防水等蒸汽產生器水源。

輸入模式中所有之動力釋壓閥以及安全閥均進行過流量校正，其校正過的閥流面積在指定背壓下之排放流量與廠家數據相符，且閥出口處皆設定開啟 TRACE 內建預設之臨界流模式(Choked flow model)。電廠控制系統是由 Control block 組件建立，包含三元飼水控制系統、蒸汽排放系統、調壓槽壓力、水位及噴灑控制系統。核三廠重要系統參數與 TRACE 穩態計算結果列於表 3.1.1.1 中。

表 3.1.1.1 重要系統參數 TRACE 穩態計算結果與電廠數據之比較

	電廠資料	TRACE	相對誤差(%)
爐心熱功率 (MW)	2822	2822	0
反應器冷卻水系統壓力 (MPa)	15.513	15.52	0.05
反應器冷卻水系統總流量 (Mkg/hr)	49.59	49.57	0.04
調壓槽液體體積 (m ³)	23.79	23.77	0.084
熱端管路溫度 (K) (註 1)	599.75	601.7	0.33
冷端管路溫度 (K) (註 1)	565.35	566.57	0.22
蒸汽產生器壓力 (MPa) (註 2)	6.74	6.91	2.5
蒸汽溫度 (K) (註 2)	555.45	558.09	0.48
蒸汽產生器窄幅水位 (%) (註 2)	50	50	0

註 1：僅列出 RCS 第二迴路之資料

註 2：僅列出 SG #2 之資料

本輸入模式已成功模擬四個重要的電廠起動測試(Plant startup test)案例，包含 Large-load reduction at 100% power (PAT49)、Net-load trip at 100% power (PAT51)、Turbine trip test from 100% power (PAT50)以及 Net-load trip at 50% power (PAT-21)，並與電廠數據進行比較以測試以上之控制系統，本輸入模式亦分析過大破口喪失冷卻水事故(Large-break Loss of coolant accident, LBLOCA)並與終期安全分析報告(Final safety analysis report, FSAR)內之模擬結果進行比較。除此之外，為模擬電廠全黑等暫態事故，亦有反應爐跳脫、RCP 跳脫等邏輯，調壓槽以及主蒸汽管動力釋壓閥、安全閥之開關邏輯。

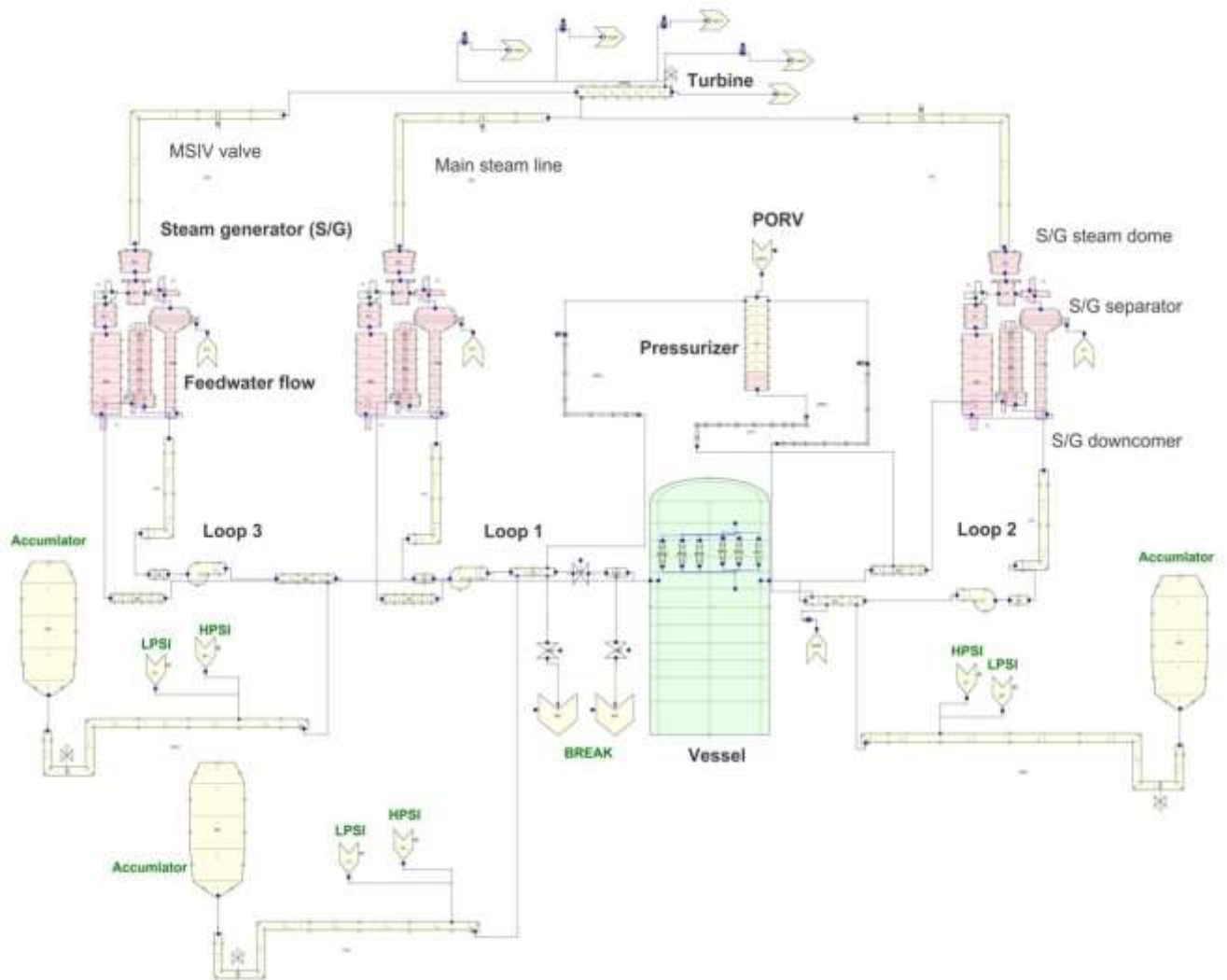


圖 3.1.1.1 馬鞍山電廠 TRACE 輸入模式之水力組件

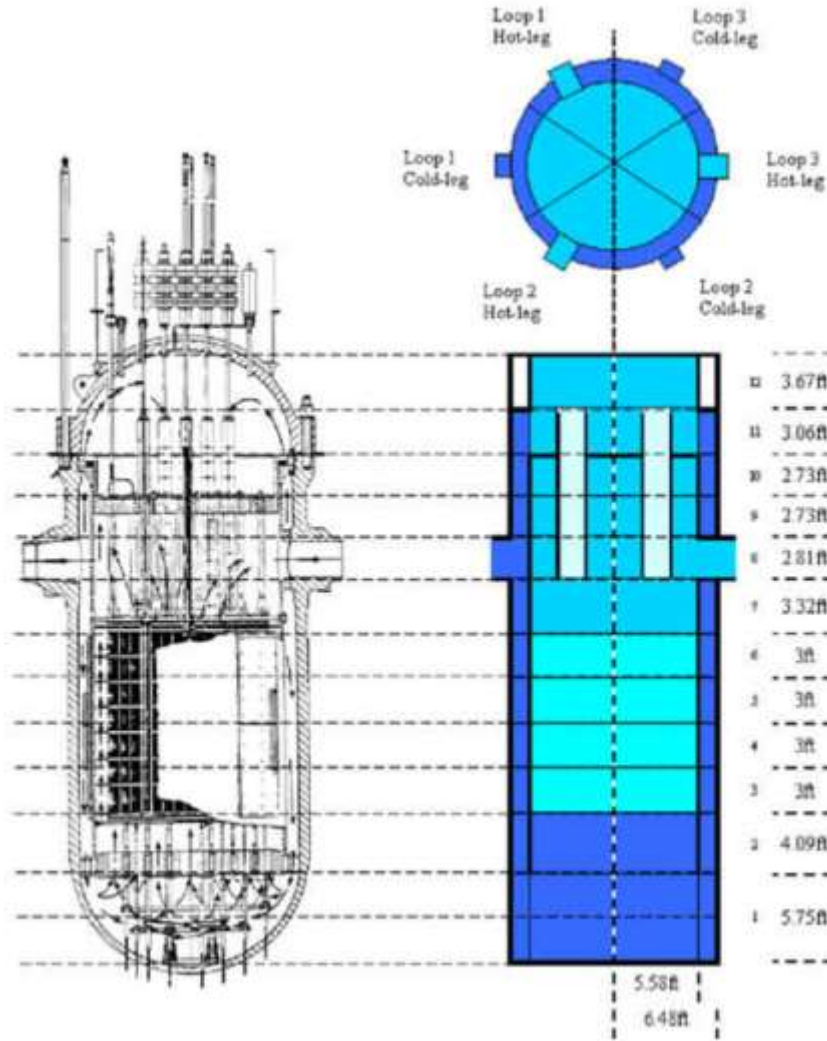


圖 3.1.1.2 馬鞍山電廠 TRACE 輸入模式 VESSEL 組件之分割方法

核三廠 MAAP 分析模式建立

MAAP(Modular Accident Analysis Program)為 1979 年美國發生三哩島事故後發展的一套工具，主要功能用於核能界研究爐心熔毀等嚴重事故分析。發展至今已經到達 5.3 版本，也是我們這次主要用來模擬的版本，MAAP 5.3 主要的發展為：

1. PWR 之 RCS 和 SG 模型的改進
2. 一維核動力模式(1-D Neutronics model)
3. 反應器圖示檔 (MAAP 5-GRAAPH)改進
4. 圍阻體模式改進
5. 劑量計算與梅普程式耦合計算(MAAP 5-DOSE)
6. 新增輔助廠房、燃料廠房、控制室等事故劑量評估
7. 精進輻射源項、Alternate Source Terms 之評估能力
8. Fission Product 模型改進
9. Benchmark 的運用

10. Lower Head 模型改進

MAAP 程式可應用於各方面，包括反應爐、圍阻體、反應爐廠房、安全系統、以風險為基礎的應用、系統模擬、嚴重事故管理評估、運轉員動作及暫態的模擬，而且允許使用者自定義函數，也具有快速運行的能力，可以選擇一階的 Euler method 運算，或是二階的 Runge-kutta 運算，以類穩態(Quasi-Steady State)的動量守恆方程式轉換成代數方程式，節省繁瑣的計算過程，使用極短時間模擬出長時間下的嚴重事故過程。

MAAP程式可計算RPV直接對外熱傳，其熱傳係數之計算分為兩個副程式，當RPV外部水溫未達臨界溫度時，利用HTSBWL程式計算；RPV外部之水溫度高於臨界溫度時，使用HTEXRV計算其熱傳係數(Heat Transfer Coefficient Between Water Pool and Walls)

HTSBWL副程式主要計算當外部水溫低於臨界溫度時，壁面與外部水池間以自然對流為主要熱傳機制，RPV直接對外熱傳之熱傳係數。

$$Nu = a(GrPr)^n$$

Nu、Gr 和 Pr分別為Nusselt number、Grashof number 和 Prandtl number，其定義分別如下：

$$Nu = \frac{hL}{k}$$

$$Gr = \frac{\rho_w \left| \frac{d\rho_w}{dT} (T_w - T_s) \right| g L^3}{\mu^2}$$

$$Pr = \frac{\mu c}{k}$$

核三廠 MAAP5 程式模型為 3 迴路模式，同時也將熱端管路破裂模式建立在主要參數檔內，如此更接近實際電廠結構，對於事故現象之模擬也更加精細。

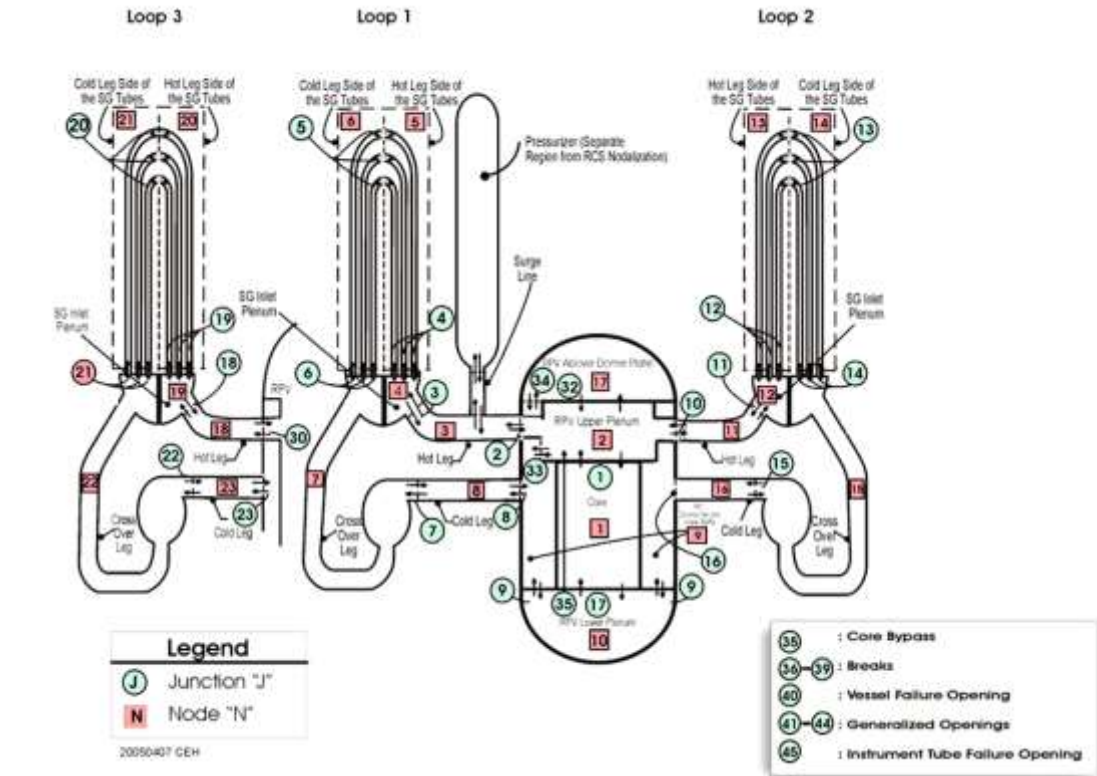


圖 3.1.1.3 核三廠之流動節點(flow nodalization)圖

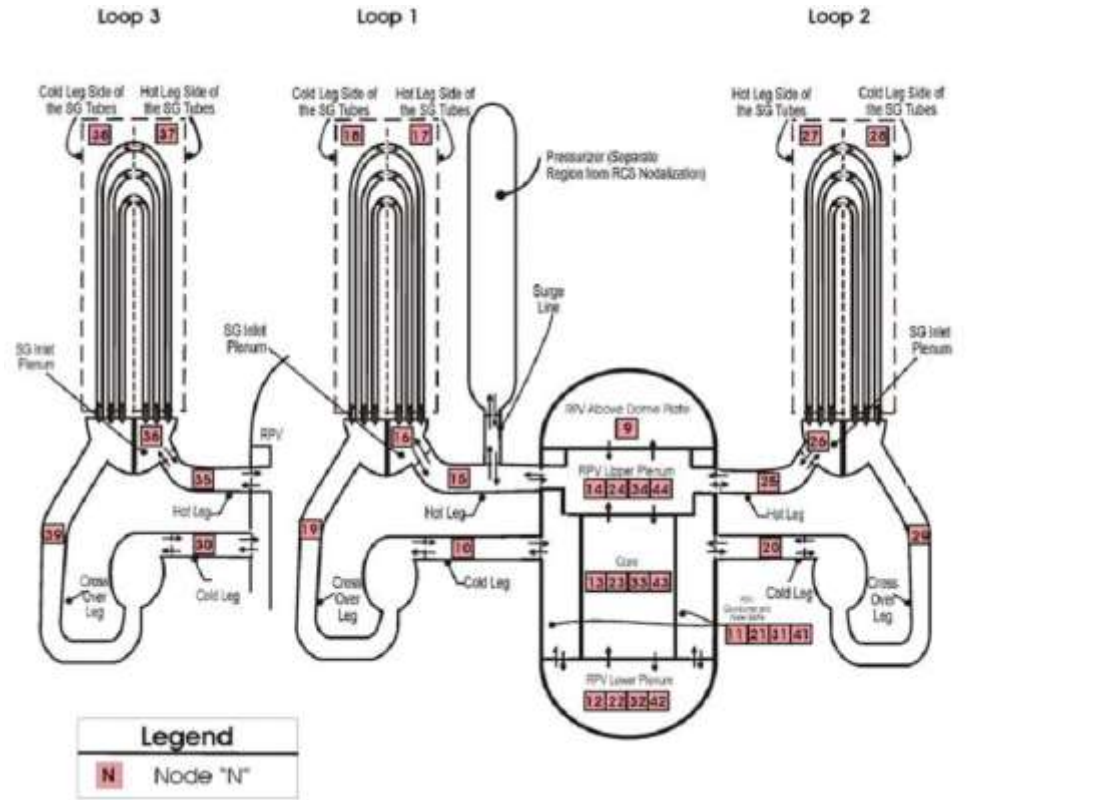


圖 3.1.1.3 核三廠之狀態(水)節點(water nodalization)圖

表 3.1.1.2 建築物控制區塊表

區塊編號	區塊名稱	建築物
#1	CAVITY	圍阻體
#2	Lower & SG,Pz room	
#3	Downcomer	
#4	Annular Compartment	
#5	Middle Compartment	
#6	Upper Compartment	
#7	Dome Compartment	
#8	Auxiliary Building	輔助廠房
#9	TURBINE BUILDING	汽機廠房
#10	CONTROL ROOM	控制廠房
#11	FUEL BUILDING	燃料廠房
#12	Environment	週遭環境

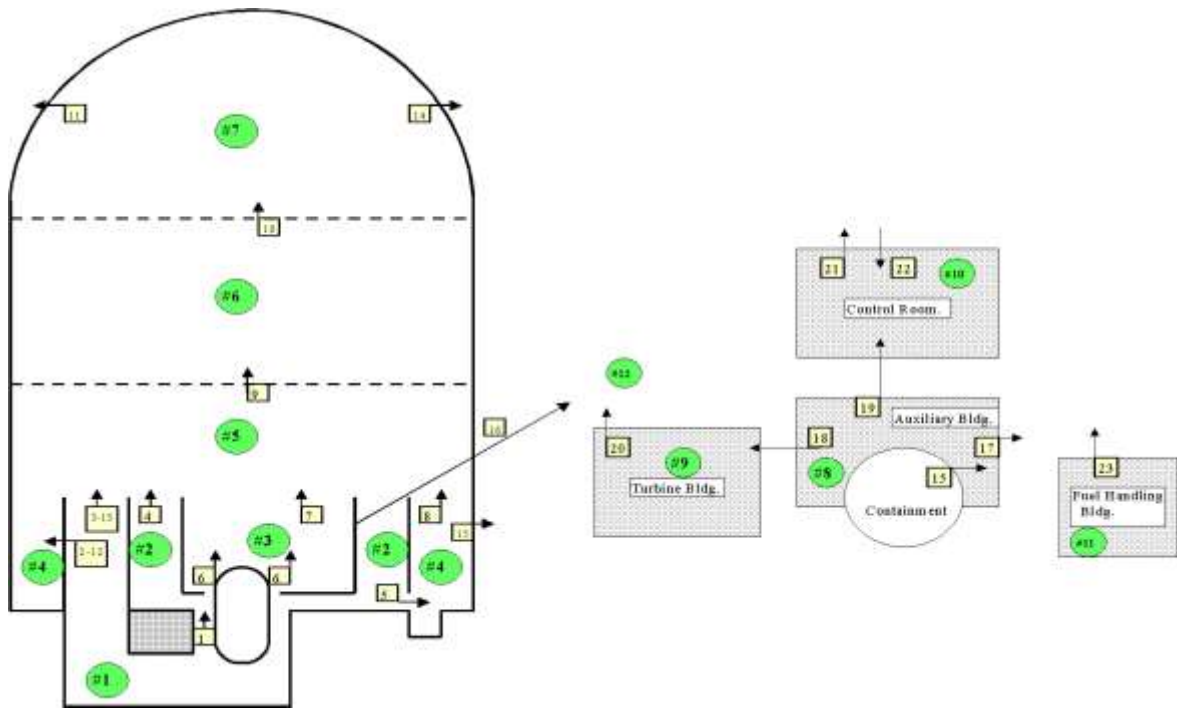


圖 3.1.1.4 核三廠 MAAP5 圍阻體與輔助廠房分割示意圖

表 3.1.1.3 路徑(JUNCTION)設定表

路徑編號	連接區間	說明
1	1-2	Cavity – Lower Compartment
2	1-4	Cavity –Annular
3	1-5	Cavity –Middle Compartment
4	2-5	Lower & SG,Pz room -Middle Compartment
5	2-4	Lower & SG,Pz room - Annular
6	2-3	Lower & SG,Pz room- Downcomer
7	3-5	Downcomer - Middle Compartment
8	4-5	Annular- Middle Compartment
9	5-6	Middle Compartment- Upper Compartment
10	6-7	Upper Compartment- Dome Compartment
11	7-12	Dome Compartment- Environment
12	1-4	Cavity –Annular
13	1-5	Cavity –Middle Compartment
14	7-12	Dome Compartment- Environment
15	4-12	Annular- Environment
16	2-12	Lower & SG,Pz room- Environment
17	8-12	Auxiliary Building- Environment
18	8-9	Auxiliary Building-Turbine Building
19	8-10	Auxiliary Building-Control Room
20	9-12	Turbine Building- Environment
21	10-12	Control Room- Environment
22	12-10	Environment- Control Room
23	9-13	Fuel Handing Bldg. -Environment

表 3.1.1.4 熱傳面(Heat Sink)設定表

熱傳面編號	連接區間	說明
#1	1--	Cavity Floor
#2	1--	Cavity Wall
#3	2--	Interior all vertical wall of Lower Compt.
#4	2--	Interior all horizontal wall of Lower Compt.
#5	2--	Lower Compt. Floor
#6	5-4	Operation plate between Middle Compt. And Annular Compt.
#7	3-2	Refueling Pool Floor
#8	3-2	Refueling Pool wall
#9	3-4	Wall between Lower Compt. And Annular Compt.
#10	4--	Operation deck in Annular
#11	4--	Annular Compt. Floor
#12	5--	Interior Structure with Middle Compt.
#13	7-12	Dome Region Wall
#14	6-12	Upper Compt. wall
#15	5-12	Middle Compt. Wall
#16	4-12	Annular Compt. Wall
#17	5-3	Middle Compt. And Lower Compt.
#18	8--	Auxiliary Building
#19	8--	Auxiliary Building wall
#20	9--	Turbine Building wall
#21	10--	Control Room Building
#22	11--	Fuel Handling Building

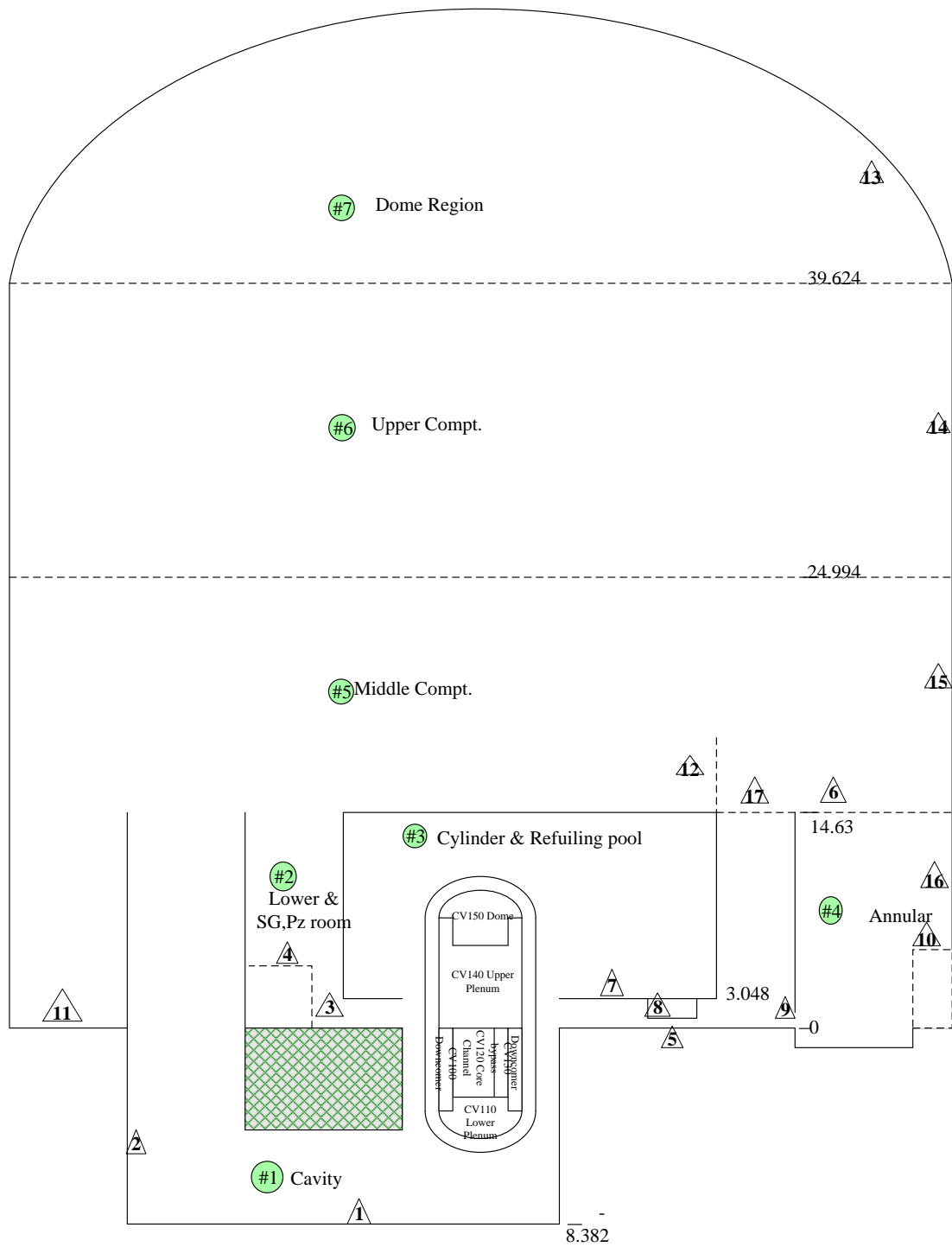


圖 3.1.1.8 核三廠 MAAP5 圍阻體之熱傳面示意圖

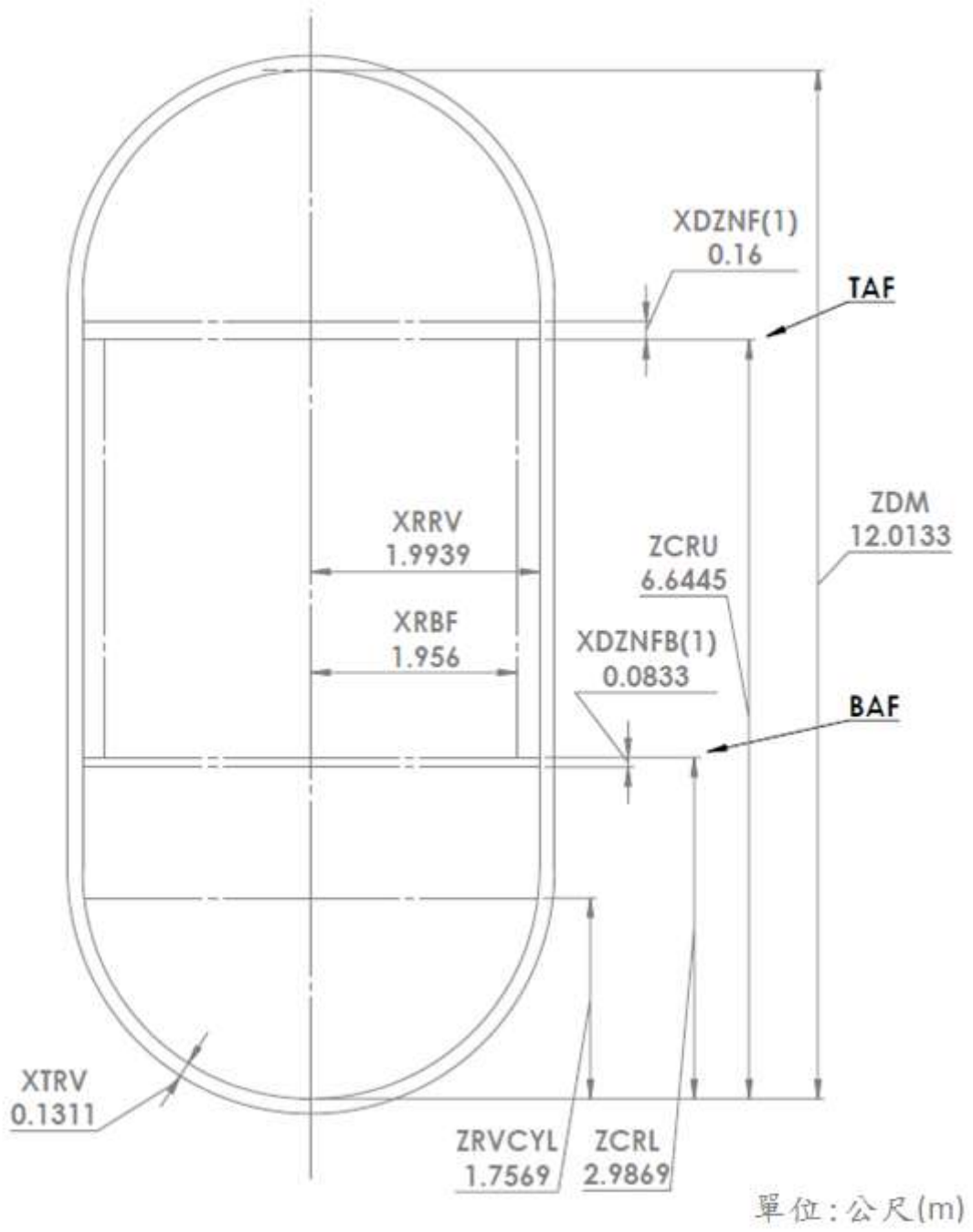


圖 3.1.1.9 反應爐壓力槽尺寸示意圖

燃料頂部(非燃料)	60	48	36	24	12	12	24	36	48	60	燃料頂部(非燃料)
燃料區	59	47	35	23	11	11	23	35	47	59	燃料區
燃料區	58	46	34	22	10	10	22	34	46	58	燃料區
燃料區	57	45	33	21	9	9	21	33	45	57	燃料區
燃料區	56	44	32	20	8	8	20	32	44	56	燃料區
燃料區	55	43	31	19	7	7	19	31	43	55	燃料區
燃料區	54	42	30	18	6	6	18	30	42	54	燃料區
燃料區	53	41	29	17	5	5	17	29	41	53	燃料區
燃料區	52	40	28	16	4	4	16	28	40	52	燃料區
燃料區	51	39	27	15	3	3	15	27	39	51	燃料區
燃料區	50	38	26	14	2	2	14	26	38	50	燃料區
燃料底部爐心支撐板	49	37	25	13	1	1	13	25	37	49	燃料底部爐心支撐板

圖 3.1.1.10 反應爐爐心燃料格點示意圖

核三廠 RELAP5 分析模式建立

RELAP5/MOD3.3 是專為輕水式核能電廠設計的熱水流分析程式，在美國核能管制委員會(Nuclear Regulatory Commission)資助下，由美國愛達荷國家實驗室 (Idaho National Laboratory) 進行開發，此程式係採用 FORTRAN 程式語言編寫而成，運算的模式包括雙相流(two fluids)、雙相非均勻態 (non-homogeneous)、雙相非平衡態 (non-equilibrium)三種狀態，最特別的是，此程式是使用最少經驗公式之最佳估算熱水流分析程式，可進行大量的靈敏度與不準度分析，可在較短的時間內產生精確的暫態分析結果。

不同於通用性的熱水流分析程式，RELAP5 中預設許多電廠會用到的熱水流組件，例如：管路(pipe)、閘門 (valve)、泵(pump)、汽機(turbine)、調壓槽 (pressurizer)、分離器(separator)、蓄壓槽(accumulator) 等...，除了具體的熱水流組件外，電廠內各區域的熱量傳遞用熱結構(heat structure)模組進行計算，熱結構的用途可分為三大類，分別是模擬燃料棒、熱水流組件鋼材以及電加熱裝置。在電廠控制系統方面，則採用 RELAP5 中控制系統模組的控制元件，例如：邏輯跳脫元件(Logical trip)、變數跳脫元件(Variable trip)、訊號元件 (Signal)、控制單元(Control variable)以及控制表格 (Table)，讓使用者自由組合出符合電廠控制邏輯的各個控制系統。

核三廠在正常運轉下，主系統的冷卻水會將燃料棒產生的熱能移除到蒸汽產生器端，二次側系統的飼水吸收這些熱能、蒸發並推動汽機以產生電力。根據能量守恆可知，推動汽機的蒸汽的內能會減少，然後經過冷凝器變成飼水，被送到蒸汽產生器。核三廠有三個循環迴路，每個迴路中各有一個反應器冷卻泵(RCP)及蒸汽反應器(S/G)。在第二迴路的熱端中，有一個配備噴霧閘與電子加熱器的調壓槽，可調整反應器冷卻系統(RCS)的壓力。

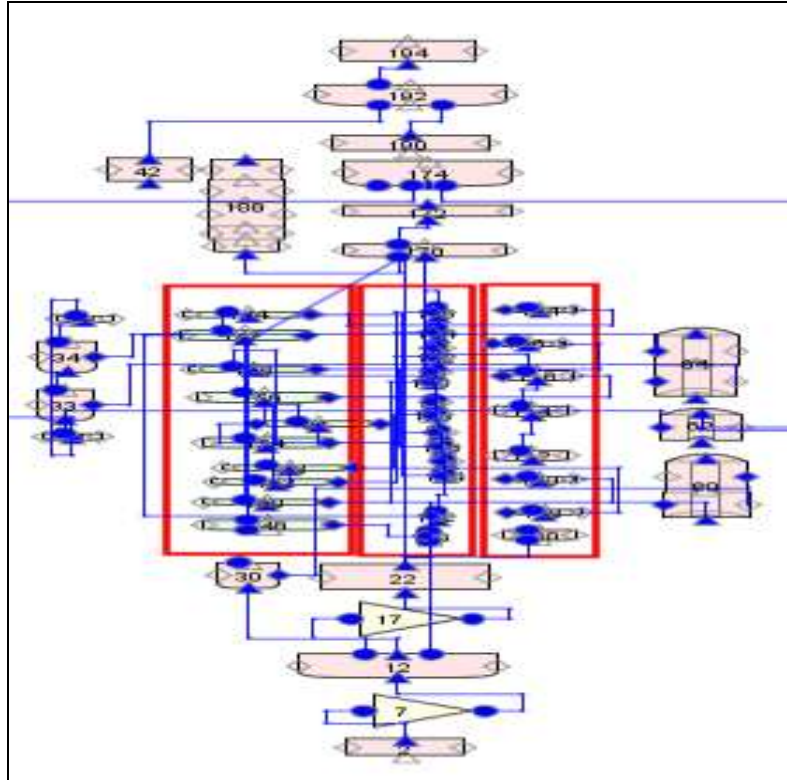


圖 3.1.1.11 SNAP 介面中核三廠爐心組件

如圖 3.1.1.11 所示，依據核心配置，140 到 156 號組件連在一起做為平均燃料通道，120 到 136 號組件連在一起做為最熱燃料通道，100 到 116 號組件連在一起做為旁通燃料通道，這些通道將連到熱結構組件以計算熱能並進行反應器動力學分析。

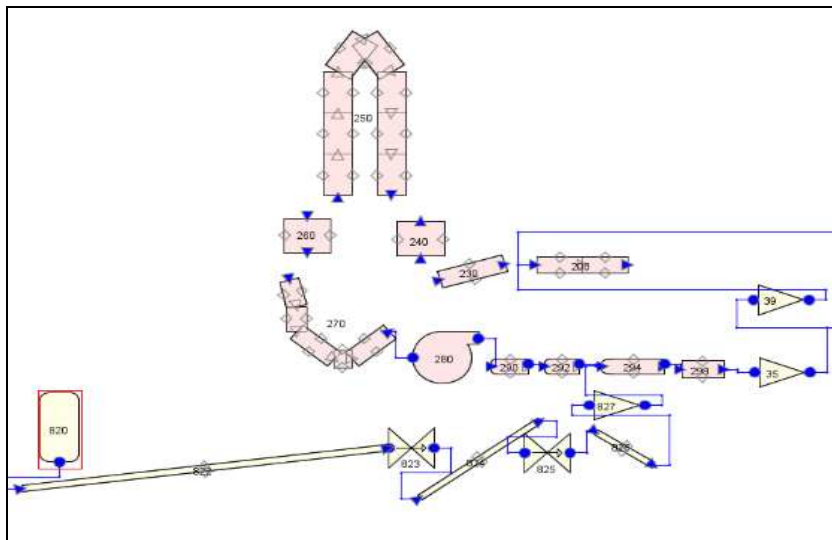


圖 3.1.1.12 SNAP 介面中核三廠一次側組件

一次測的三個迴路，如圖 3.1.1.12 所示，它們由管線、閥門、支管及單位體積所

發展。這些三位數命名的組件第一位數表示第幾迴路(「2」表示第一迴路,「3」表示第二迴路,「4」表示第三迴路),其他位數表示組件的類型。舉個例子,280表示第一迴路的循環泵;380表示第二迴路的循環泵。組件的命名可由使用者自行定義。

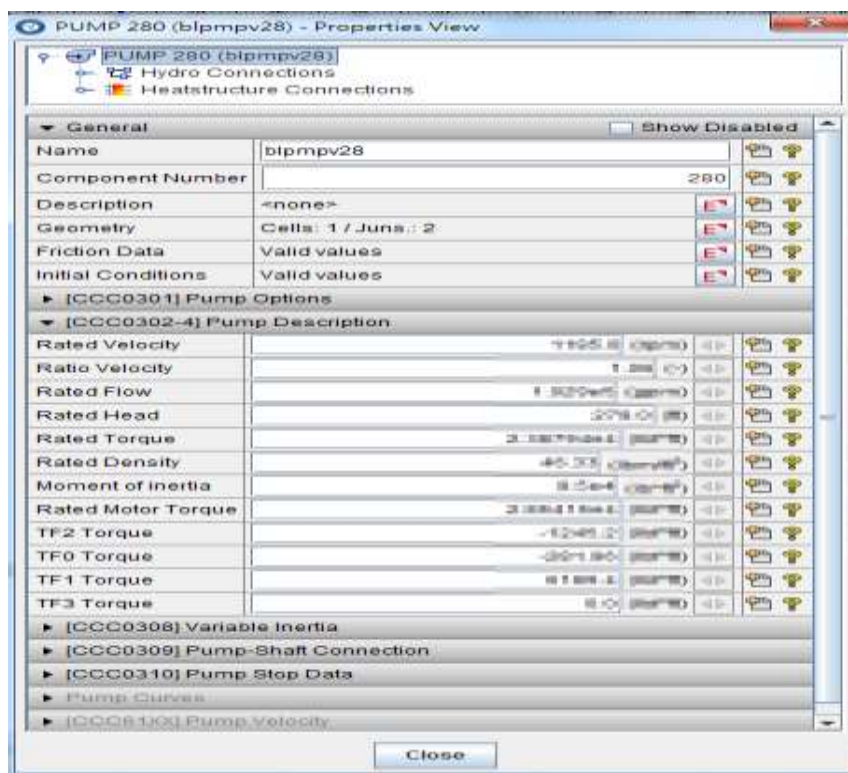


圖 3.1.1.13 SNAP 介面中核三廠在循環泵參數

如圖 3.1.1.13 所示,雖然 RELAP5 程式中的泵組件已經有預設西屋公司開發的泵參數選項,但根據台電的訓練教材與以往 RELAP5-3D 及 TRACE 的研究模型,此模型修改並輸入核三廠中的反應器冷卻泵特性及條件。

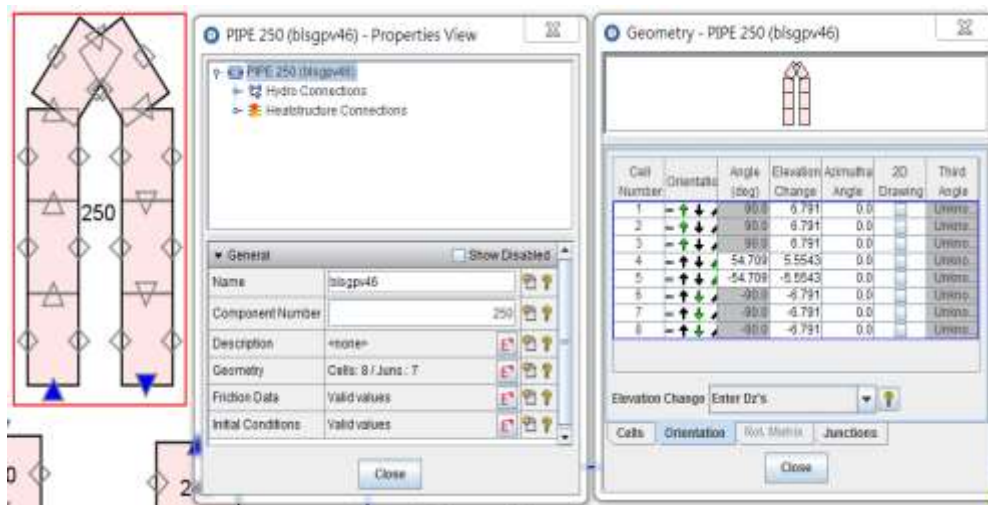


圖 3.1.1.14 SNAP 介面中核三廠熱交換器(組件 250)

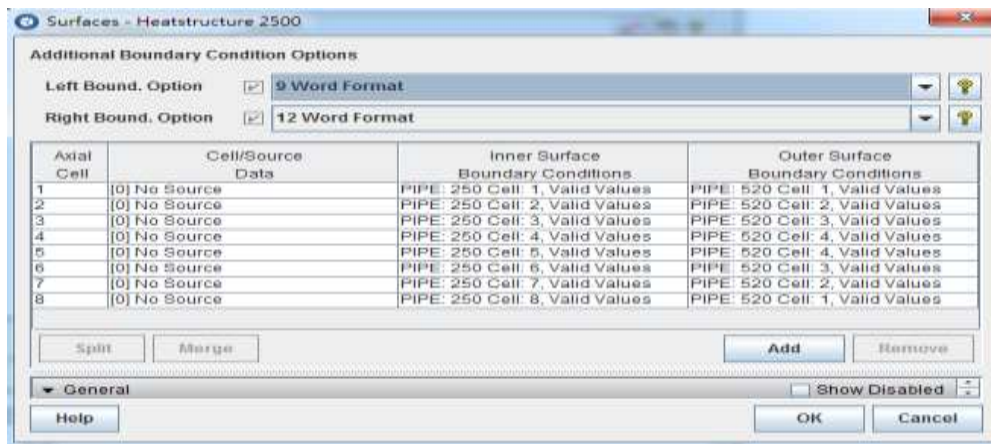


圖 3.1.1.15 SNAP 介面中熱結構 2500 的參數

除了反應器冷卻泵，熱交換器是一次測的另一個重要熱水流組件。發展第一迴路熱交換器的管組件 250 被分為 8 個節點，如圖 3.1.1.14 所示，根據這交換器的幾何構造，第四與第五區塊的結合點為 180 度。另外，若熱構造組件的兩邊都與熱水流組件相連，則可視為熱傳構造組件。所以，如圖 3.1.15 所示，管 250 與熱構造 2500 的左邊界相連；第二迴路中的管 350 與熱構造 3500 的左邊界相連；管 450 與熱構造 4500 的左邊界相連。

與一次側相似，發展核三廠的二次側系統由管線、閘門、支管及單位體積組件所建構。為了模擬其蒸汽產生器主飼水流率，模式使用時間相依組件結合來決定由系統回饋所決定的飼水、輔助飼水及蒸汽泵系統之流率。與一次側的規則一樣，二次側的組件號碼也是三位數，第一位數表示第幾迴路，其他位數表示組件的類型。舉個例子，520 是第一迴路的熱交換器，「5」表示第一迴路，「20」表示熱交換器。組件 520 和熱構造 2500 的右邊界相連，熱傳由一次側的組件 250 傳至二次側的組件 520，這些熱能使組件 520 內的水汽化並流入旁邊的組件 522，組件 522 是分離器，能使乾度達到 99.7%，這些乾燥蒸汽流入主要蒸汽隔離閘(組件 543)、汽機控制閘(組件 774)、汽機停止閘(組件 775)並推動汽機，如圖 3.1.1.16 所示。

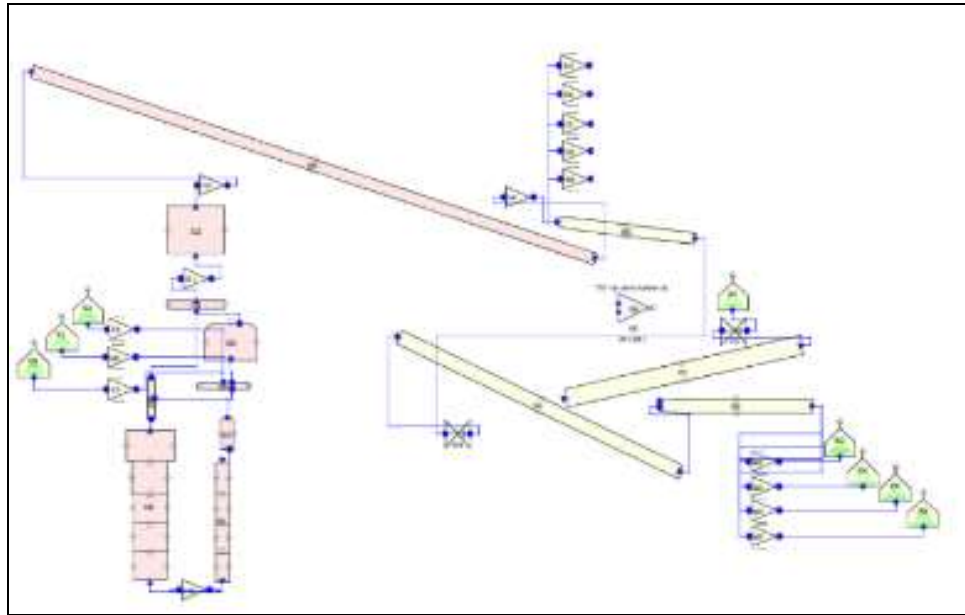


圖 3.1.1.16 SNAP 介面中核三廠二次側組件

蒸汽排放系統由 10 個蒸汽排放閥、6 個汽機旁通閥及幾個控制設備所組成。為了節省模擬計算時間，RELAP5 模型將 10 個蒸汽排放閥合併為 4 組。每組皆由時間相依結合組件，以操作條件為固定總蒸汽流率的限制下發展；同理，6 個汽機旁通閥由 2 個時間相依結合組件建構而成。

為了簡化飼水控制系統，飼水泵及閥門分別由時間相依體積及時間相依結合建構，對時間相依體積組件而言，流體的邊界條件端看飼水操作時的熱水流性質，所以控制系統只需要以窄幅水位、蒸汽流率及飼水流率的影响來決定飼水流率，一旦流率確定後，飼水控制系統裡與控制模塊相連的時間相依結合將注入充足的飼水流率給蒸汽產生器循環迴路。飼水控制系統的細節將在以下的章節討論。

在反應器運轉時，飼水水位控制系統的目的是確保蒸汽產生器內的水位能高於熱交換器，核三廠的飼水流率由三個因素決定，包括蒸汽產生器內的窄幅水位、蒸汽流率及飼水流率。當水位偏離設定值，控制系統會調整注水流率以維持蒸汽產生器的水位。另外，量測窄幅水位和寬幅水位之系統用壓力差來計算水位，和我們之前做的核三廠 TRACE 模型不同，RELAP5 沒有水位的訊號，所以水位由密度、壓力及容積的訊號編製而成，如圖 3.1.1.17 所示。

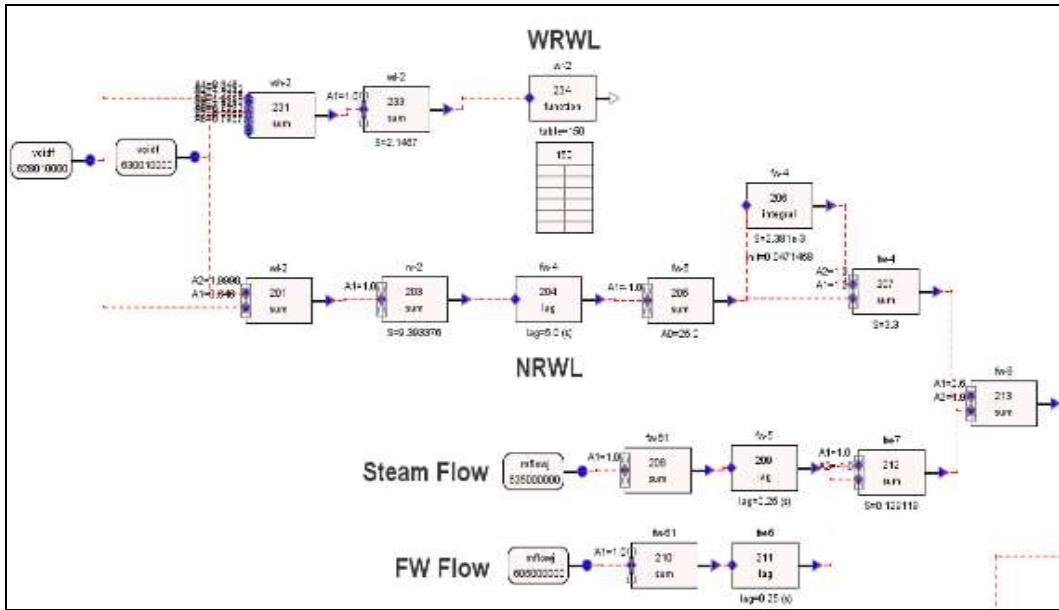


圖 3.1.1.17 SNAP 介面中飼水控制系統

除了飼水控制系統，蒸汽排放系統也是重要的機制。如前所說，核三廠的蒸汽排放系統可以被分成壓力控制模式與平均溫度(Tave)模式兩個部分。壓力模式在核心功率為 0% 到 10% 之間起動，但本研究不討論核心功率為 0% 到 10% 之間的情況，所以蒸汽排放系統的設定只和平均溫度(Tave)模式的回饋有關。

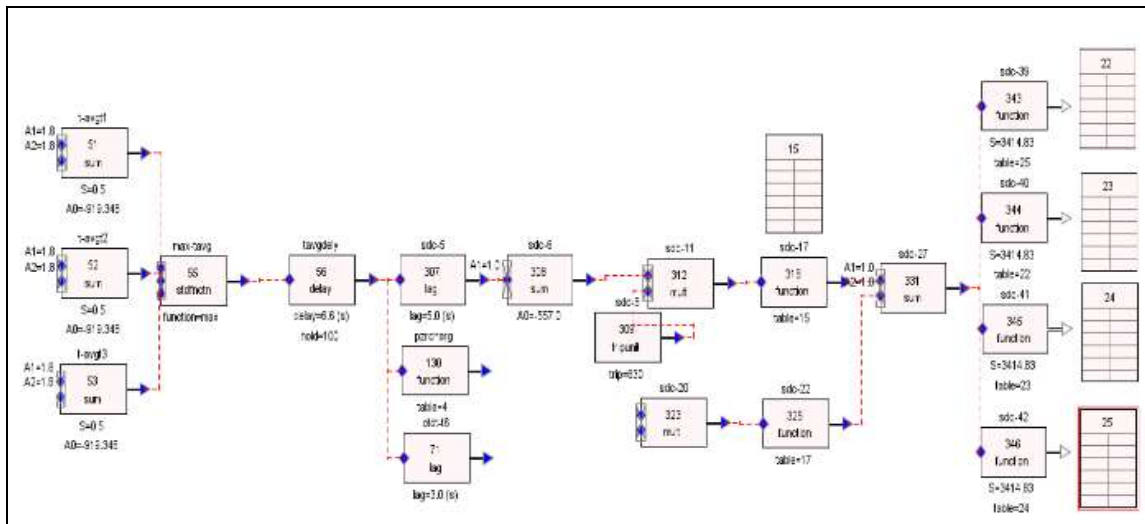


圖 3.1.1.18 SNAP 介面中蒸汽排放系統

如圖 3.1.1.18 示，三個控制模塊以「sum」計算三個迴路個別的溫度，模塊 308 以「max」的功能去比較迴路 1 到 3 的無負載溫度(Tno load, 核三廠為 564K)的平均核心溫度。控制模塊 318 可以把 Tave 和 Tno load 的差轉換成蒸汽排放系統流率，當溫度差超過 0% (0°F)，開啟第一組排放閥；當溫度差超過 16% (15.8°F)，第一組排放閥全開且第二組排放閥開始打開，以此類推。

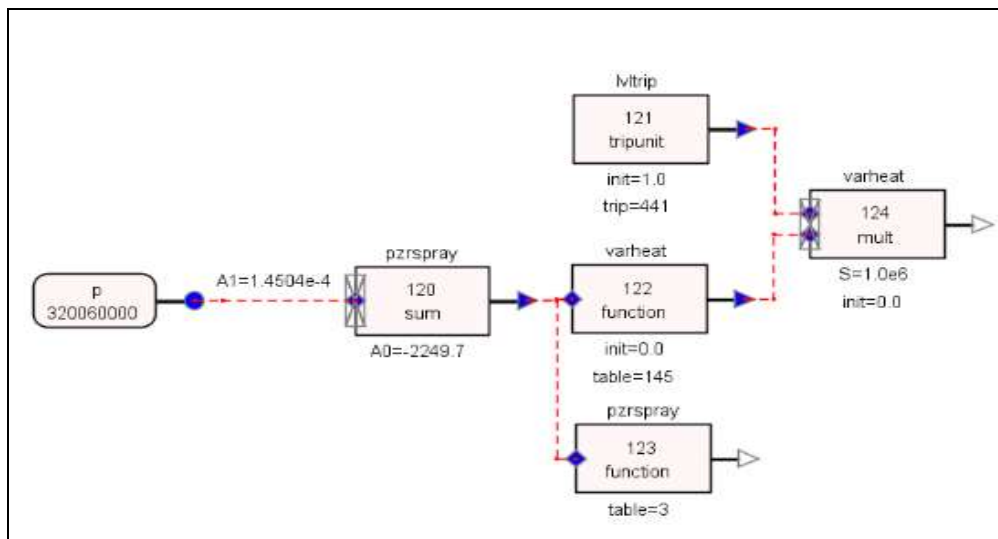


圖 3.1.1.19 SNAP 介面中調壓槽加熱器控制系統

調壓槽的壓力及水位控制系統包括加熱器和噴灑閥。加熱器有控制加熱器和輔助加熱器兩種，控制加熱器和噴灑閥用來調整調壓槽內的壓力，由圖 3.1.1.19 可知，調壓槽的壓力將與控制模塊 120 的額定壓力相比較，藉由比較兩個壓力值，壓力差可被轉換成噴灑閥的開度(控制模塊 123)和加熱器的功率(控制模塊 121 與熱結構組件 1212、1222)。然而控制加熱器也和加熱器的低水位(控制模塊 121)有關，當水位低於 14%，則控制加熱器的功率將變為零(控制模塊 124)，也就是所謂的加熱器跳脫。若是控制模塊 121 的跳機設定分配到其他跳脫訊號，則控制加熱器可以手動跳脫。

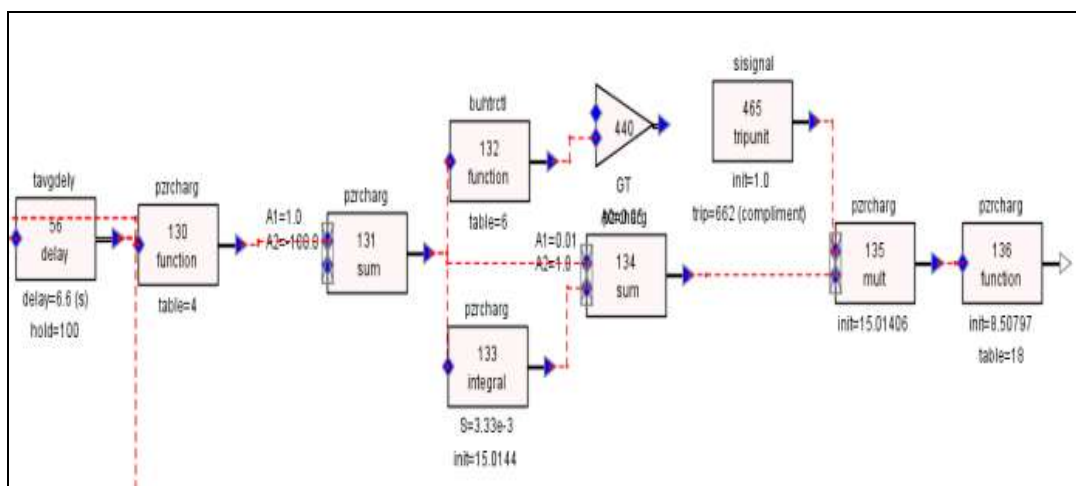


圖 3.1.1.20 SNAP 介面中調壓槽注水控制系統

輔助加熱機和調壓槽的充電控制系統有關，如圖 3.1.1.20 所示，藉由控制模塊 130，最高核心溫度可被轉換成程式計算水位，程式計算水位將與實際水位相減，如果

兩者水位差距超過 5%，則起動輔助加熱機(控制模塊 132)，另外，水位將被轉換成充電流率(控制模塊 136)以調整調壓槽內的水位，然而，只要安全注水訊號起動，充電流率將被強制歸零。

核三廠的 RELAP5 模型中有兩組熱結構(組件號碼為 1201 和 1601)，模擬熱燃料通道和平均燃料通道，這些熱結構的軸向被分成 16 個節點(圖 3.1.1.21)，徑向被分成 7 個節點(圖 3.1.1.22)。軸向的節點分別和反應爐核心的組件相連，至於徑向的節點，前 4 個節點代表燃料丸，第 5 個節點是充滿氫的燃料棒，第 6 和 7 個節點是燃料護套，每個節點的材料可以手動設定，這個模型中，材質 1 到 4 的熱性質(導熱係數和熱容量)參考二氧化鈾的性質。節點 5 的材質 2 參考氫的熱性質，節點 6 及 7 的材質 3 參考鋁合金的熱性質。

熱結構內建的熱源選項可以使用反應器的總功率或功率表設置，在這個模型評估的一開始，熱源以核三廠之起動測試數據的功率表來設置，以確保熱水流組件的可行性。熱結構的熱源以反應爐總功率設置，以確保點中子動力回饋的計算。點中子動力模式除了定義每個熱結構的功率比之外，反應度回饋的比例和位置也需要定義。反應度回饋由都普勒效應和緩和劑密度主導，前者與燃料棒的溫度有關，所以包含燃料溫度與反應度的資料要加到功率組件中。

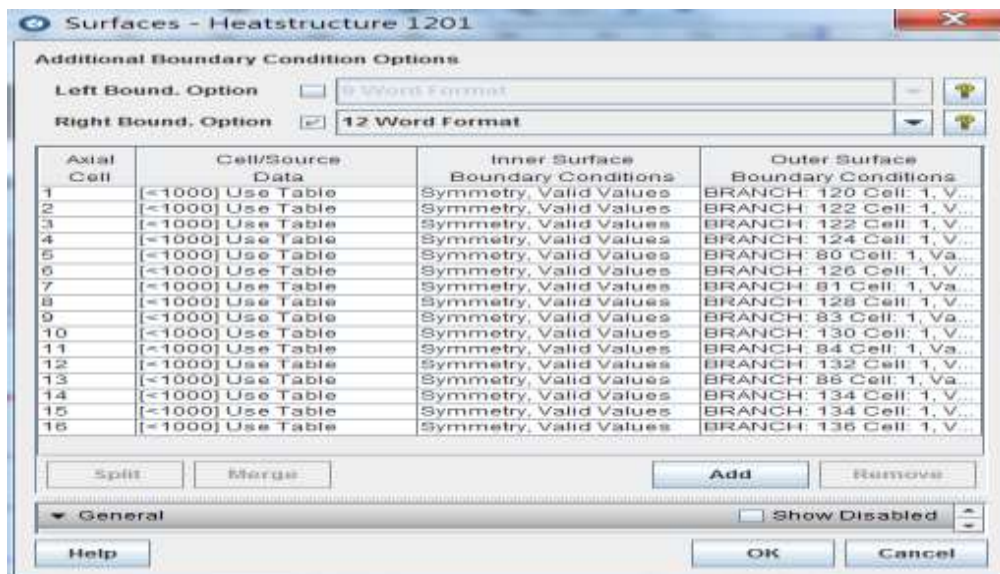


圖 3.1.1.21 SNAP 介面中熱結構 1201 軸方向參數

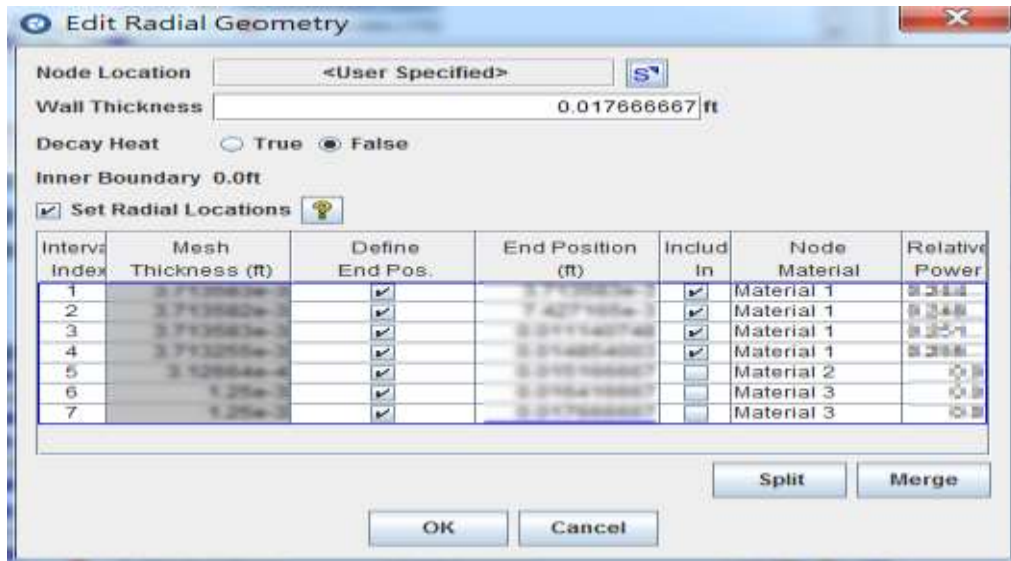


圖 3.1.1.22 SNAP 介面中熱結構 1201 徑方向參數

ELAP 分析案例說明

本報告分析條件與模擬假設主要是參考西屋公司 WCAP-17601-P 報告，探討電廠在長期喪失交流電(Extended loss of AC power, ELAP)的情況下，且假設第五台柴油發電機及兩台氣渦輪機均不可使用，其爐心水位是否能滿足成功準則。同時，在分析電廠 ELAP 情況下無處置措施及個廠救援措施評估時，將針對下列重要參數進行探討：

- (1) 爐心水位
- (2) 反應爐壓力
- (3) 蒸汽產生器水位
- (4) 蒸汽產生器壓力
- (5) 燃料護套最高溫度
- (6) 軸封洩漏率

而在分析爐心水位高度時，須了解 RPV 主要組件之關鍵水位高度(以爐底為基準)，如表 3.1.1.5 所示，為了滿足爐心水位成功準則，在暫態事故模擬期間爐心水位需高於 TAF(6.64m)之上，以確保燃料不發生裸露及避免護套破損危機。在本報告中，所有模擬案例的初始條件，皆為核電廠處於正常運轉狀態下。

表 3.1.1.5 關鍵水位高度

Position	Elevation(m)
PZR upper Level	23.10
SG-tube upper Level	18.60
RPV Dome Level	12.01
Hot Leg/Cold-Leg Bottom Level Seal Leakage position	7.73
TAF	6.64

BAF	2.98
RPV Bottom Level	0

此研究針對核三廠分析 ELAP 事故且無任何救援處置，及仿照 URG 程序利用廠內現有設備進行外部注水之案例 1、案例 2，其中，案例 1 在模擬時序 8 小時後進行外部注水；案例 2 則在模擬時序 24 小時後執行外部注水。表 3.1.1.6 為 2 個救援措施分析案例總覽，其中列出救援措施所使用的安全注水設備以及額定注水流量。

表 3.1.1.6 核三廠 URG 分析案例總覽

案例一	SG pressure(kg/cm ²)	SG water level	RCS water level
Phase I (0~8 hr)	20	TDAFWP	Accumulator
Phase II (8~80 hr)	<8	Fire Pump 800gpm(35.704 kg/s)	Hydro-Test pump 25gpm(1.14 kg/s)
案例二	SG pressure(kg/cm ²)	SG water level	RCS water level
Phase I (0~24 hr)	20	TDAFWP	Accumulator
Phase II (24~80 hr)	<8	Fire Pump 800gpm(35.704 kg/s)	Hydro-Test pump 25gpm(1.14 kg/s)

假想 ELAP 分析案例初始條件與假設

以下針對模擬核三廠 ELAP 事故有無救援處置措施案例之條件與假設做進一步的說明。

ELAP 事故無處置措施之案例假設條件:

1. 事故前開始為全功率運轉狀態，並維持穩態1分鐘。
2. 事故一開始，電廠發生全黑事故(station blackout, SBO)，電廠喪失所有廠外交流電源，反應爐急停、MSIV隔離、主飼水泵急停。
3. 衰變熱量採用各自程式設定值。
4. 假設TDAFW泵不會故障，注水源也不會缺水。
5. 事故起始一個RCP軸封洩漏量約為5gpm，並於事故後13分鐘提升為21gpm。
6. RCS在正常工作壓力下不明洩漏為1gpm，此部分將被計入RCS總質量的損失。
7. 電廠喪失交流電源後2小時，二次側開始進行控制性洩壓，RCS符合70°F/hr的降溫

率，二次側最後維持在300 psia(~21 kg/cm²)至模擬結束。

8. 蓄壓槽開啟閥門設定為開啟。
9. 儀表空氣供給控制裝置或其它裝置，假設為可用 (SG, PORVs, TDAFW泵控制, AFW流控制等等)。

救援措施案例一之初始假設條件:

1. 事故前開始為全功率運轉狀態，並維持穩態1分鐘。
2. 事故一開始，電廠發生全黑事故(station blackout, SBO)，電廠喪失所有廠外交流電源，反應爐急停、MSIV隔離、主飼水泵急停。
3. 衰變熱量採用各自程式設定值。
4. 假設TDAFW泵不會故障，注水源也不會缺水。
5. Phase1(0~8 hr)二次側由SG PORV執行緊急洩壓至20 kg/cm²，進入Phase2(8~72hr)後洩壓低於8 kg/cm²以利於低壓消防泵注水。
6. Phase1(0~8hr)二次側由TDAFW泵維持SG水位，Phase 2(8~72hr)由低壓消防泵維持SG水位。
7. 採取保守假設，事故起始一個RCP軸封洩漏量約為21 gpm。
8. RCS在正常工作壓力下不明洩漏為1gpm，此部分將被計入RCS總質量的損失。
9. 進入Phase2(8~72hr)後，高壓水壓測試泵可提供RCS注水(25 gpm~1.115 kg/sec)；消防水系統可提供SG注水(800 gpm~35.704 kg/s)。
10. 蓄壓槽開啟閥門設定為開啟。

救援措施案例二之初始假設條件:

1. 事故前開始為全功率運轉狀態，並維持穩態1分鐘。
2. 事故一開始，電廠發生全黑事故(station blackout, SBO)，電廠喪失所有廠外交流電源，反應爐急停、MSIV隔離、主飼水泵急停。
3. 衰變熱量採用各自程式設定值。
4. 假設TDAFW泵不會故障，注水源也不會缺水。
5. Phase1(0~24 hr)二次側由SG PORV執行緊急洩壓至20 kg/cm²，進入Phase2(24~72hr)後洩壓低於8 kg/cm²以利低壓消防泵注水。
6. Phase1(0~24 hr)二次側由TDAFW泵維持SG水位，Phase2(24~72hr)由低壓消防泵維持SG水位。
7. 採取保守假設，事故起始一個RCP軸封洩漏量約為21gpm。
8. RCS在正常工作壓力下不明洩漏為1gpm，此部分將被計入RCS總質量的損失。
9. 進入Phase2(24~72hr)後，高壓水壓測試泵可提供RCS注水(25 gpm~1.115 kg/sec)。消防水系統可提供SG注水(800 gpm~35.704 kg/s)。
10. 蓄壓槽開啟閥門設定為開啟。

ELAP 無處置措施案例分析結果

ELAP 案例事故假設電廠在維持1分鐘穩態運轉後，遭一強震侵襲廠區，電廠喪失所有廠外AC電源，且所有緊急柴油發電機啟動失敗，此時電廠發生長期全黑事故。事故發生當下，電廠即喪失所有廠外交流電源，且緊急柴油發電機皆無法啟動，反應爐安全停機，主系統飼水泵(MFWP)跳脫，主蒸氣管隔離閥(MSIV)關閉，馬達驅動輔助飼水泵(MDAFWP)因喪失電源無法啟動，然而汽機驅動輔助飼水泵(TDAFWP)仍維持運轉，持續補水至蒸汽產生器直到模擬結束。由於二次側水位因為TDAFWP持續補水而維持高水位，但因為一次側RCP軸封洩漏使RCS冷卻水質量持續流出系統，此案例評估若電廠無任何處置及其他安全注水系統補水進入RCS，則電廠在發生事故後多久會使爐心水位低於TAF，而使燃料發生裸露。

在本報告之案例假設中，RCP 每一迴路軸封洩漏量假設為 5 gpm，並在事故後 13 分鐘升至 21gpm，同時為考慮正常工作壓力下不明原因之洩漏，設定 RCP 管路總不明洩漏率 1gpm，因此在基本案例事故模擬中，RCP 假設之洩漏率最終達 64gpm，隨後之洩漏率將由 TRACE 程式判斷 RCP 軸封內外壓力差而計算之。

在事故兩小時後，根據 WCAP-17607-P 基本案例之設定，二次側 PORV 開啟執行降壓，並依程式不同分別在事故後 4.57(MAAP)、10.8(TRACE)、14.03(RELAP)小時，二次側壓力降至 300 psi($\sim 21 \text{ kg/cm}^2$)，如圖 3.1.1.23。洩壓過程中一次側壓力隨二次側降壓而降低，此時 RCS 須保持 70 F/hr 之降溫率，當一次側壓力低至 660 psig 時，即事故起始 2.75(MAAP)、3.3(RELAP)以及 3.69 小時(TRACE)，蓄壓槽啟動自動注水至 RCS，ACC 注水總量圖如圖 3.1.1.24 所示。

蒸汽產生器於事件發生後因汽機驅動輔助飼水泵(TDAFWP)持續補水而維持滿水位，如圖 3.1.1.25。而 RCS 水位部分由於 RCP 軸封洩漏的因素，導致水位會開始下降，RCP 每一迴路軸封洩漏量初始值事故開始為 5 gpm($\sim 0.3 \text{ kg/s}$)，並在事故後 13 分鐘軸封洩漏初始值升至 21gpm($\sim 0.98 \text{ kg/s}$)，之後軸封洩漏率由程式壓力差計算之，而由圖 3.1.1.26、圖 3.1.1.27 可以看到，軸封洩漏流率隨 RCS 水位有起伏有明顯變化，當 RCS 水位降至約冷管高度，即軸封破損位置之高度時，其洩漏流率開始有明顯振盪，此現象係由於 RCS 水位低於軸封破口高度時，壓力槽內透過熱管流至軸封之液態冷卻水流量便大幅降低，趨近於零，此時軸封洩漏之冷卻水主要來源為壓力槽內部蒸氣流至蒸汽產生器 U 型管冷凝，再流至軸封，因流量不固定，故軸封洩漏率會有振盪產生。圖 3.1.1.28 則為三個分析程式所計算軸封洩漏總量圖。由於 RCP 軸封洩漏持續發生，且除了蓄壓槽(Accumulator)以外無任何補水而導致爐心水位逐漸下降，雖在達熱管高度時因一次側迴路內冷卻水回流至爐心而長時間維持水位，待一次側迴路內冷卻水流乾後，爐心水位再次下降，此時可看出程式間之差異，由於 RELAP 計算軸封洩漏率較

MAAP 與 TRACE 保守，當爐心水位介於冷管破口時假設透過蒸汽產生器 U 型管熱交換凝之液態冷卻水流量較其它程式多，致使水位低於 TAF 的時間有所不同，RELAP 模擬結果約於事故後 49.5 小時，爐水水位低至 TAF(6.64 m)，而 MAAP 與 TRACE 水位則分別於約 57.04、61.89 小時低於 TAF。爐心水位低於 TAF，最終導致燃料護套溫度的上升，由圖 3.1.1.29 燃料護套溫度趨勢圖可以看出 RELAP 與 TRACE 於約 51.2、73.6 小時左右護套溫度開始上升，而 MAAP 程式計算至程式終止時(70 小時)燃料護套溫度還未上升。表 3.1.1.7 為整理並比較三個分析程式基本案例事件序列之時間表。

表 3.1.1.7 基本案例事件時序表

事件	TRACE(小時)	MAAP(小時)	RELAP(小時)
反應器急停，電廠發生 SBO，喪失所有廠外交流電源；MSIV 隔離；主飼水泵跳脫；軸封洩漏率 5gpm/loop	0.0167(1 分鐘)		
TDAFP 啟動	0.033(2 分鐘)		
軸封洩漏率上升為 21gpm/loop	0.216(13 分鐘)		
二次側開始進行控制性洩壓，RCS 符合 70°F/hr 的降溫率，二次側最後維持在 300 psia(~21 kg/cm ²)	2		
ACC 注水	3.69	2.75	3.3
爐心水位低於 TAF	61.89	57.04	49.5
燃料護套溫度開始上升	73.6	-	51.2

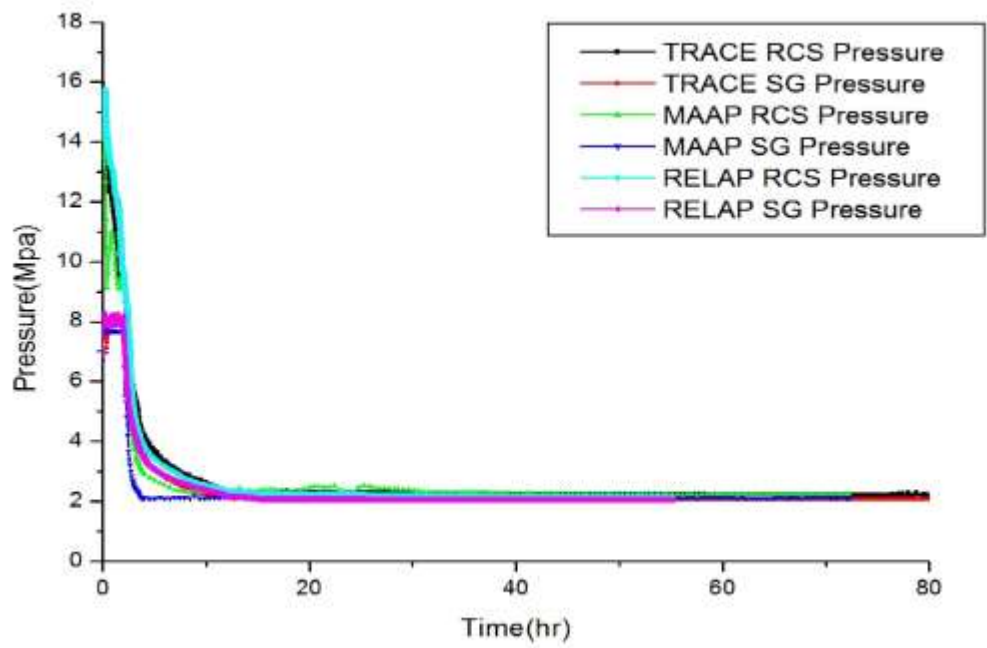


圖 3.1.1.23 基本案例壓力圖

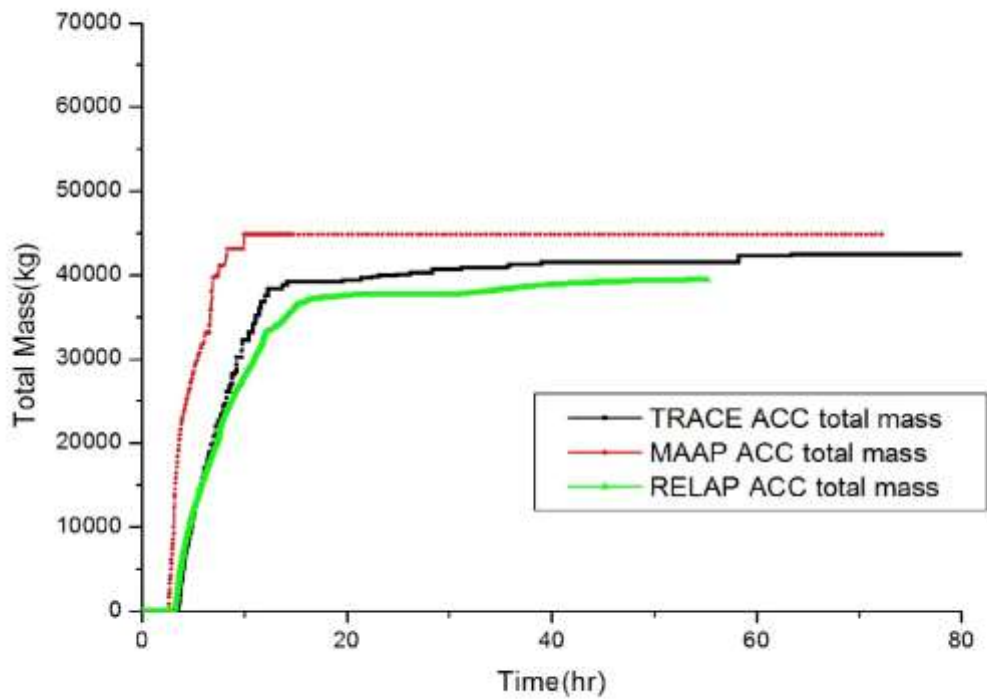


圖 3.1.1.24 基本案例 ACC 注水總量圖

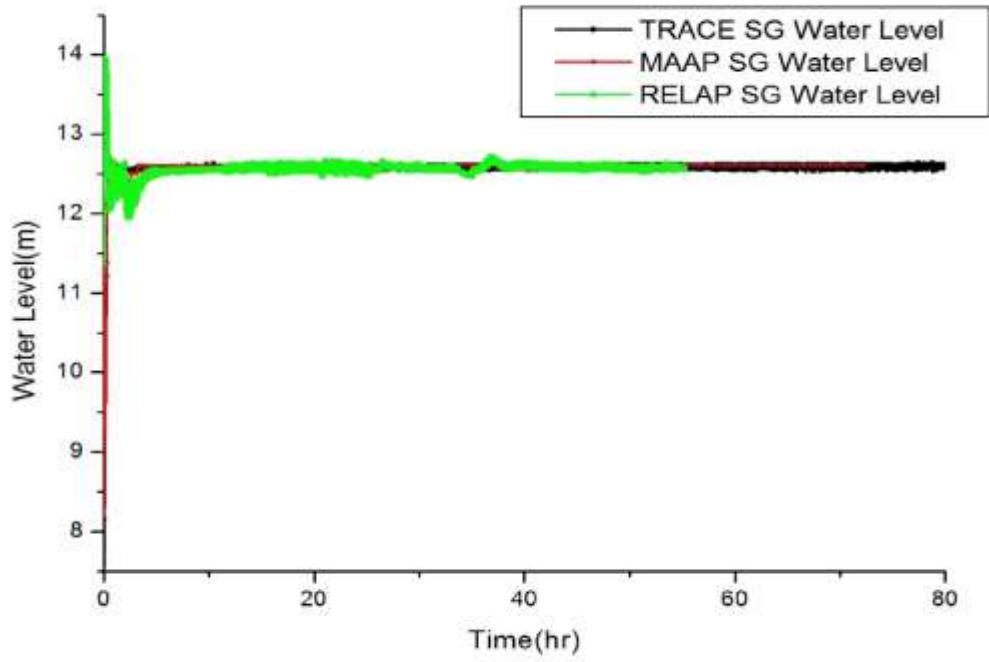


圖 3.1.1.25 基本案例 SG 水位圖

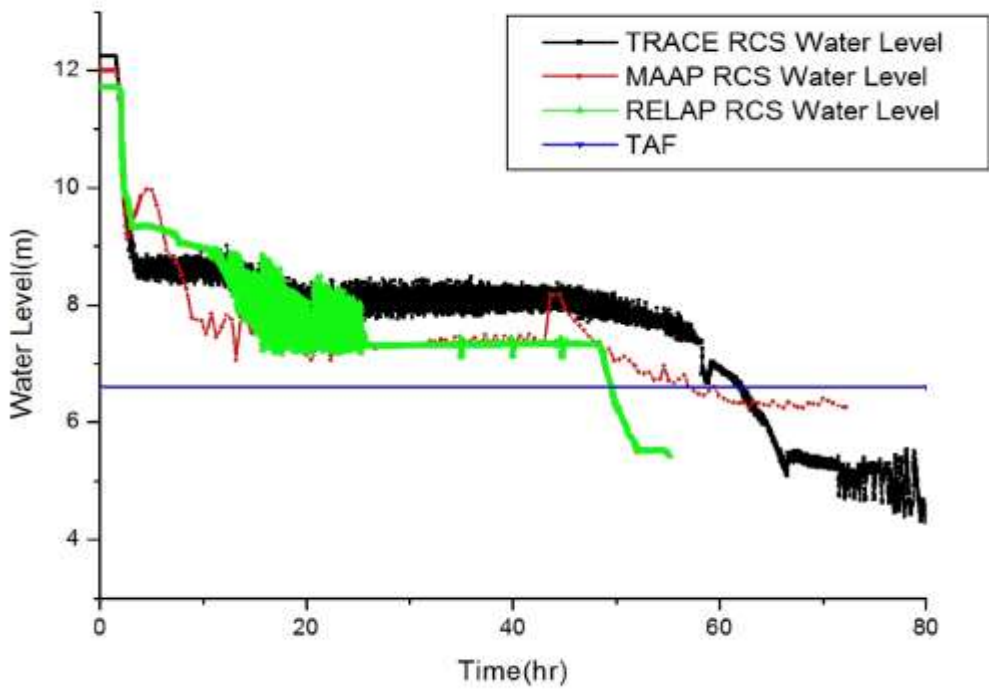


圖 3.1.1.26 基本案例爐心水位圖

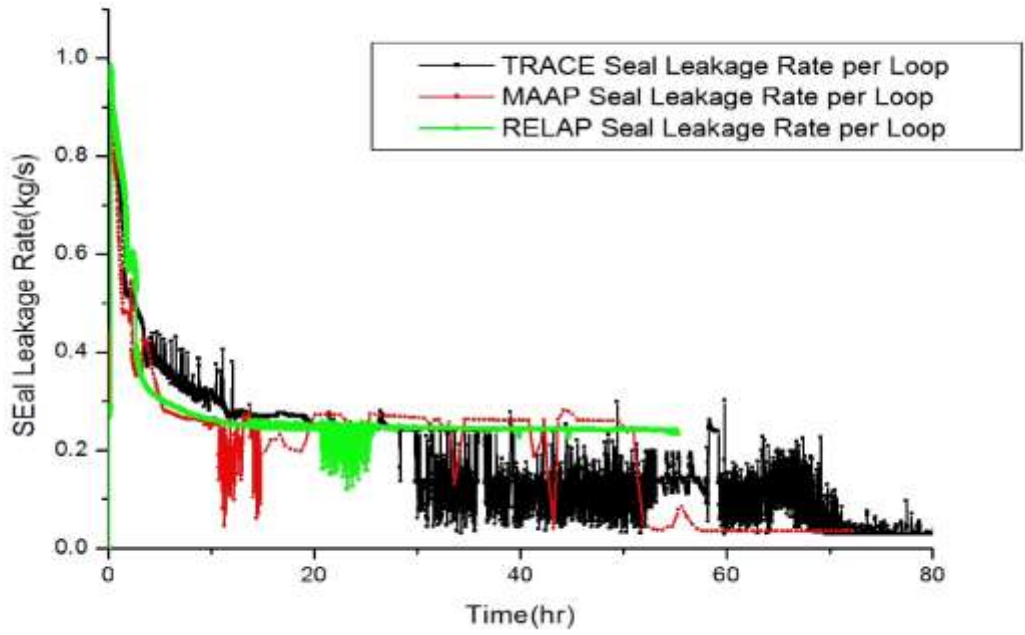


圖 3.1.1.27 基本案例軸封洩漏率圖

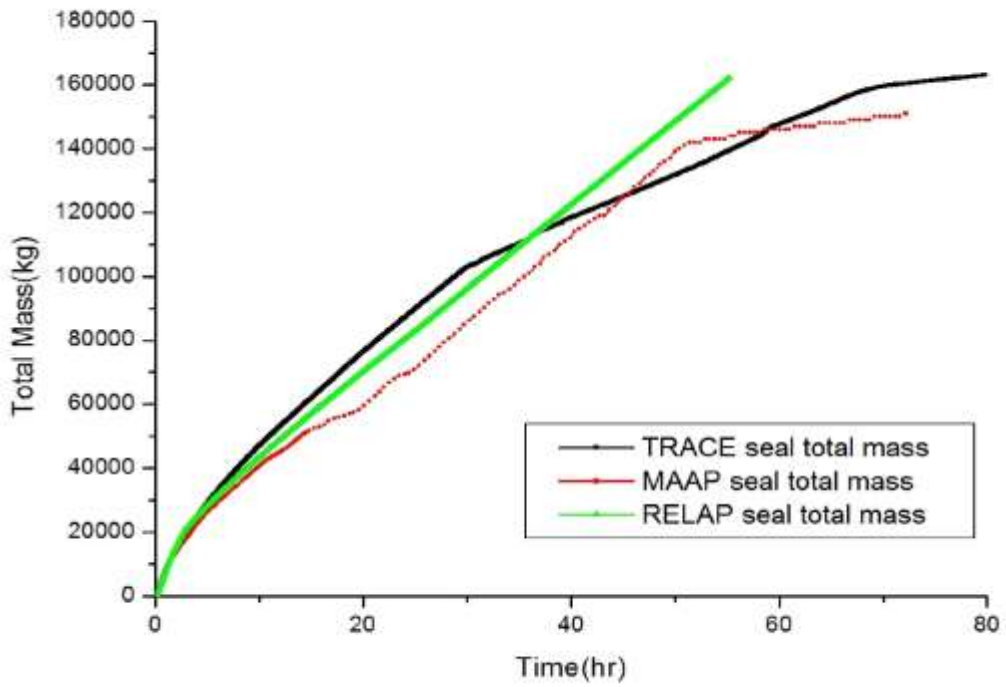


圖 3.1.1.28 基本案例軸封洩漏總量圖

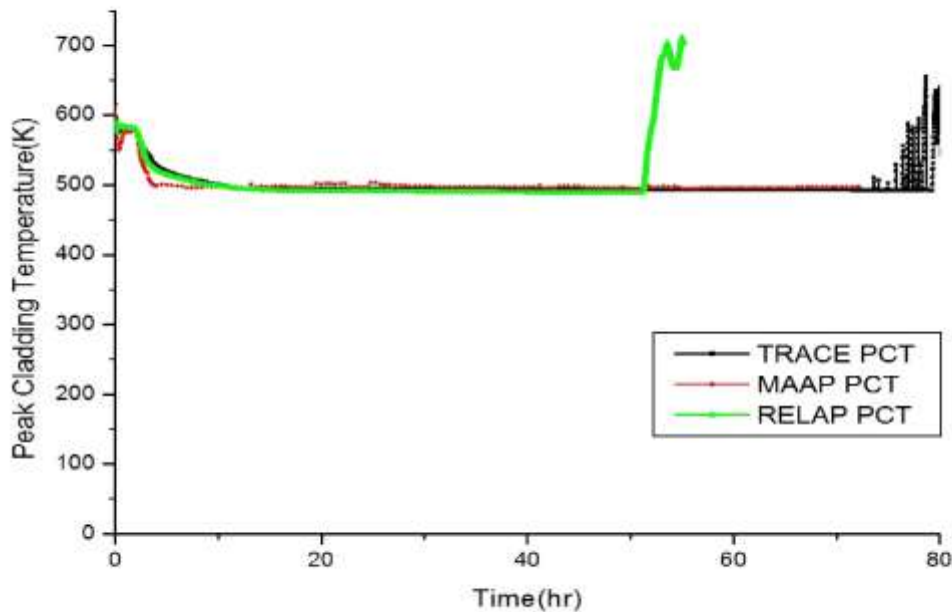


圖 3.1.1.29 基本案例燃料護套溫度圖

ELAP 救援措施案例一分析結果

本案例事故假設電廠在維持1分鐘穩態運轉後，遭一強震侵襲廠區，電廠喪失所有廠外AC電源，且所有緊急柴油發電機啟動失敗，此時電廠發生長期全黑事故。

本案例分成兩個階段(phase1 & 2)：

Phase 1: 0-8 小時，使用汽機驅動輔助飼水泵(TDAFWP)對二次側注水，蓄壓槽對一次側注水，以及二次側使用 3 個 PORV 洩壓

Phase 2: 8-80 小時，啟用臨時注水系統(現有廠內設備)，包含：

- i. 高壓水壓測試泵注水到 RCS (3,000 psig/ 25 gpm)
- ii. 低壓消防泵注水到 S/G (8 kg/cm²/ 800 gpm)

事故發生當下，電廠即喪失所有廠外交流電源，且緊急柴油發電機皆無法啟動，此時反應爐安全停機，主系統飼水泵跳脫，主蒸氣管隔離閥(MSIV)關閉，馬達驅動輔助飼水泵因喪電無法啟動。在救援措施分析案例中，採取保守假設使事故發生時 RCS 軸封洩漏一開始為每迴路 21gpm，且正常工作壓力下總不明洩漏率為 1gpm 列入考量，因此在此案例事故模擬中，RCP 假設之洩漏率最終達 64 gpm，隨後之洩漏率將由各程式判斷 RCP 軸封內外壓力差而計算之。

在 Phase1(0~8 小時)的階段，二次側 PORV 開啟將壓力降至 300psia (~21 kg/cm²)，圖 3.1.1.30 顯示一、二次側壓力趨勢，此時馬達驅動輔助飼水泵無法啟動，但汽機帶動之輔助飼水泵仍持續運作將蒸汽產生器水位維持在高水位，如圖 3.1.1.31。一次側壓力受到二次側壓力降低而降壓，當一次側壓力低至 660 psig 時，即事故起始約 0.218

(TRACE)、0.75 (RELAP)及 1.16 (MAAP)小時，蓄壓槽啟動自動注水至 RCS。

在 Phase2(8~80 小時)階段，二次側開始降壓至 8 kg/cm^2 以下以利消防泵注水，其中蒸汽產生器水位於 8hr 時因為洩壓的關係導致水位突然下降，而後的消防泵補水使蒸汽產生器水位上升並回復到高水位，消防泵注水流量為 1500gpm。同時，高壓水壓測試泵以 25 gpm 之注水流量補水至 RCS，並分別在事故後約 10.48 (RELAP)、13.73 (TRACE)及 25.7 (MAAP)小時，爐心恢復滿水位，如圖 3.1.1.32 所示。模擬過程中，爐心水位未曾低於 TAF (6.64m)，符合 WCAP-17601-P 之成功準則，表 3.1.1.8 為救援案例一事件時序表。

表 3.1.1.8 救援案例一事件時序表

事件	TRACE(小時)	MAAP(小時)	RELAP(小時)
反應器急停，電廠發生 SBO，喪失所有廠外交流電源；MSIV 隔離；主飼水泵跳脫；軸封洩漏率 21gpm/loop；二次側開始進行控制性洩壓，RCS 符合 70°F/hr 的降溫率	0.0167(1 分鐘)		
TDAFP 啟動	0.033(2 分鐘)		
ACC 注水	0.218	1.16	0.75
二次側執行緊急降壓 ($\sim 3\text{kg/cm}^2$)	8		
爐心水位回復滿水位	13.73	25.7	10.48
爐心水位低於 TAF	-		
燃料護套溫度開始上升	-		

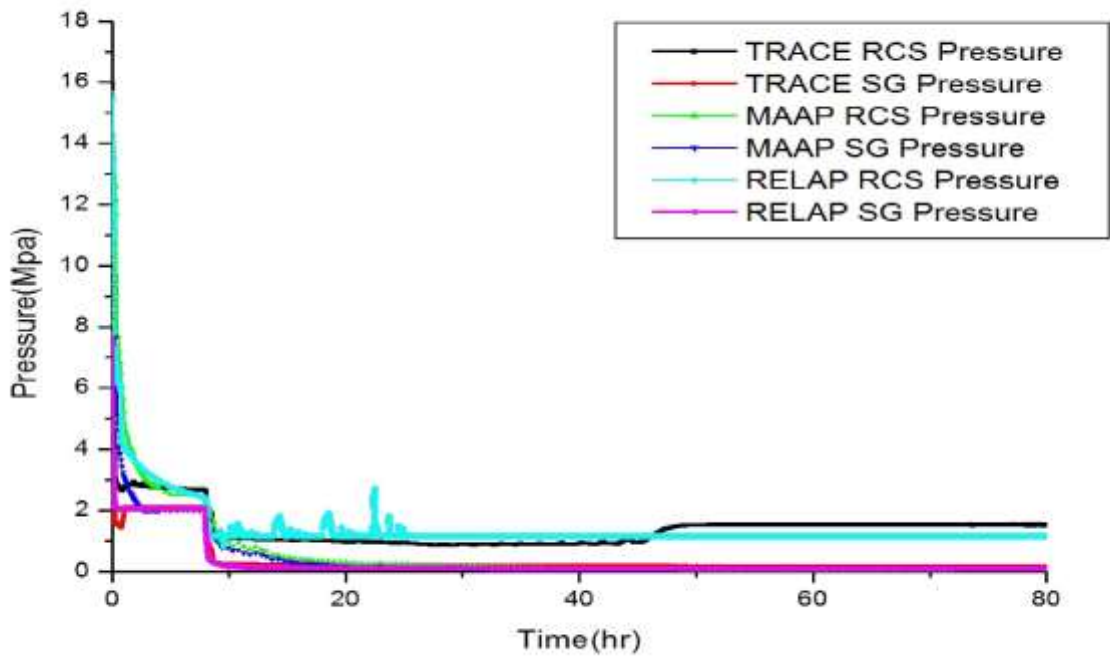


圖 3.1.1.30 救援案例一 壓力圖

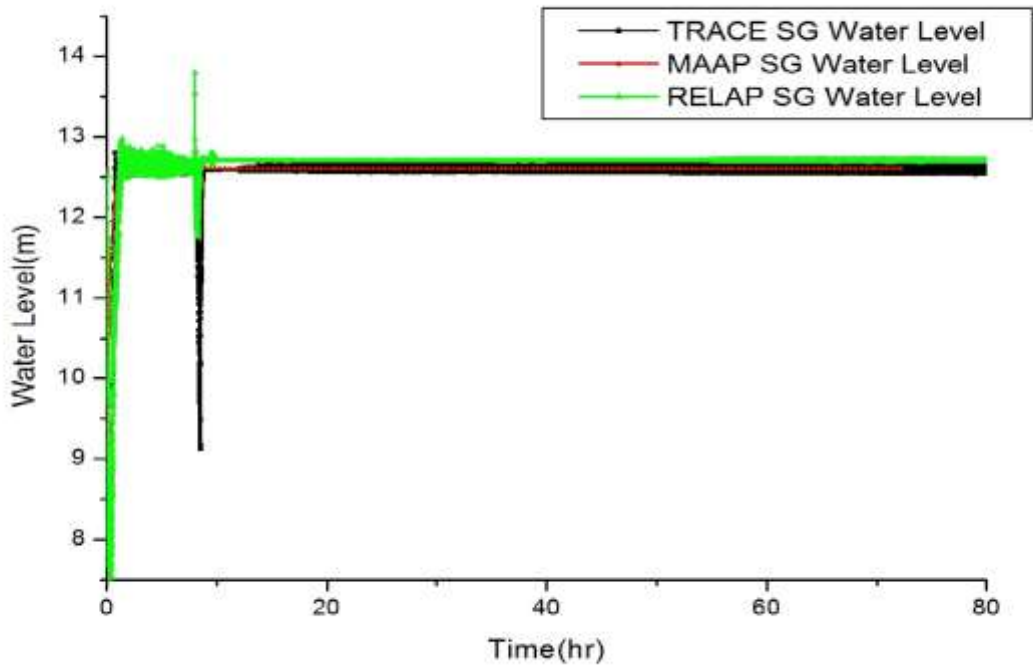


圖 3.1.1.31 救援案例一 SG 水位圖

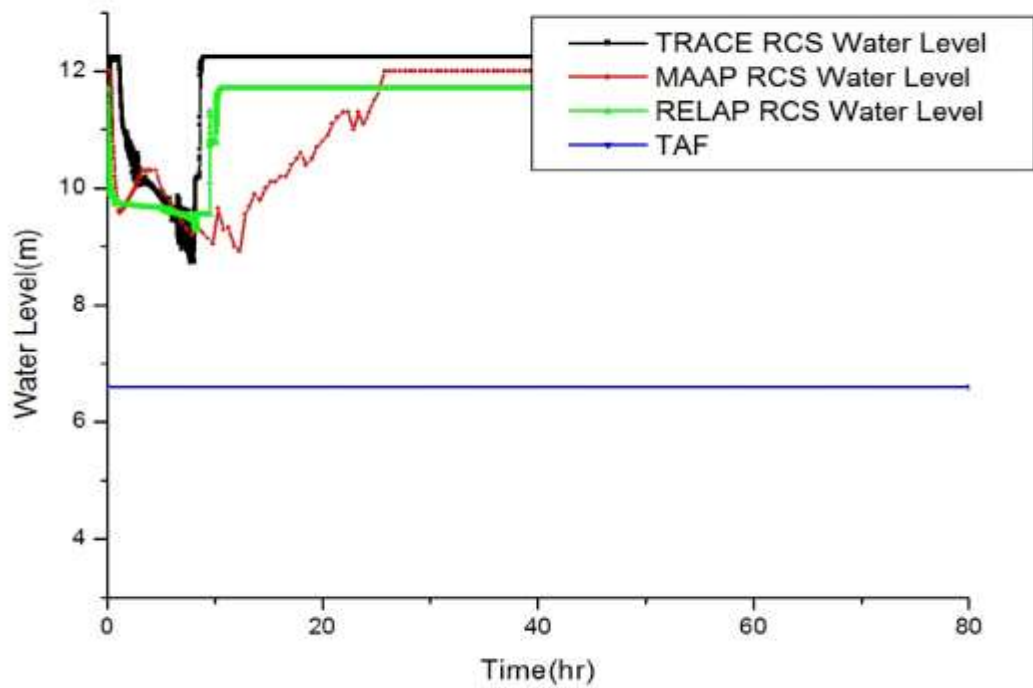


圖 3.1.1.32 救援案例一 RCS 水位圖

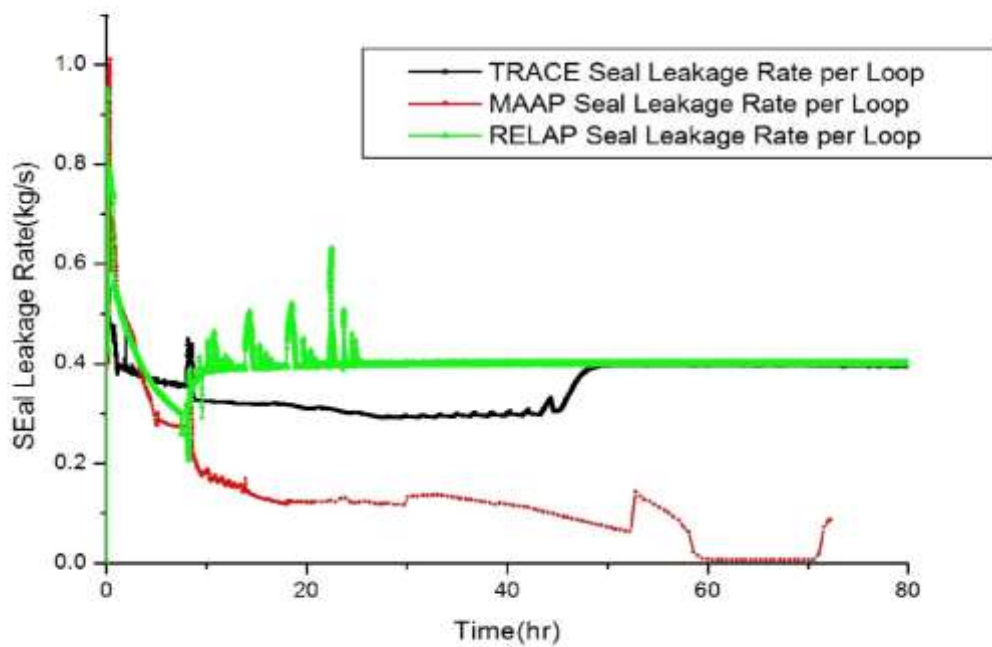


圖 3.1.1.33 救援案例一軸封洩漏率

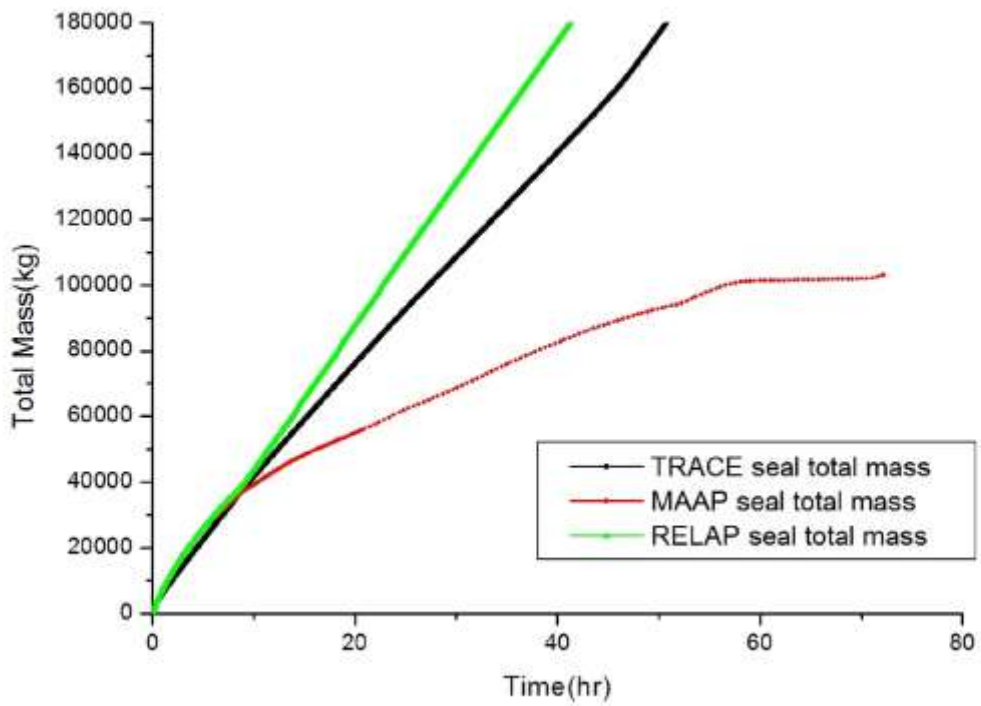


圖 3.1.1.34 救援案例一軸封洩漏總量圖

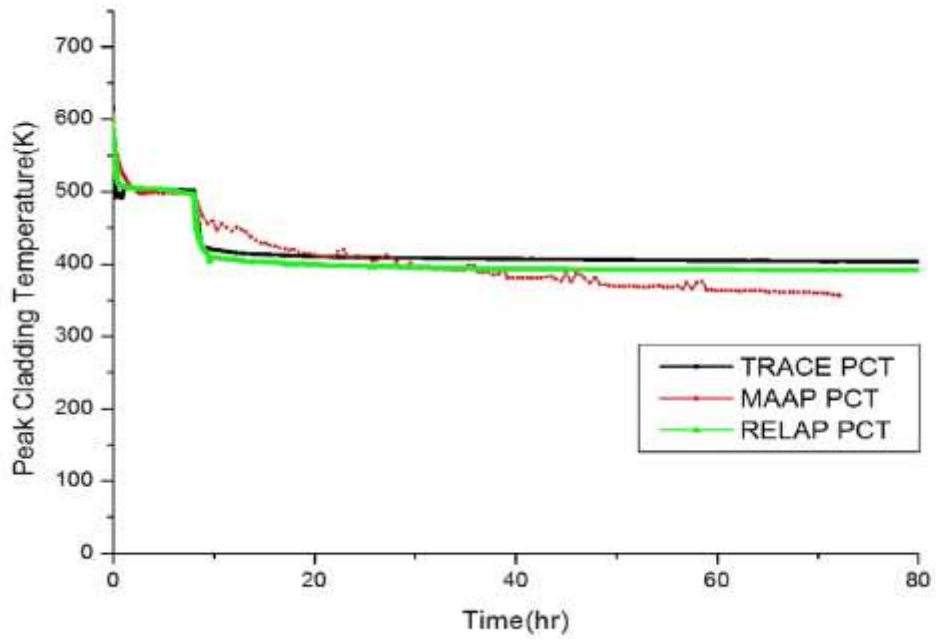


圖 3.1.1.35 救援案例一燃料護套溫度圖

ELAP 救援措施案例二分析結果

本案例事故假設電廠在維持1分鐘穩態運轉後，遭一強震侵襲廠區，電廠喪失所有廠外AC電源，且所有緊急柴油發電機啟動失敗，此時電廠發生長期全黑事故。

本案例分成兩個階段(phase1 & 2)：

Phase 1: 0-24 小時，使用汽機驅動輔助飼水泵(TDAFWP)對二次側注水，蓄壓槽對一次側注水，以及二次側使用 3 個 PORV 洩壓

Phase 2: 24-80 小時，啟用臨時注水系統(現有廠內設備)，包含：

- i. 高壓水壓測試泵注水到 RCS (3,000 psig/ 25gpm)
- ii. 低壓消防泵注水到 S/G (8 kg/cm²/ 800gpm)

事故發生當下，電廠即喪失所有廠外交流電源，且緊急柴油發電機皆無法啟動，此時反應爐安全停機，主系統飼水泵跳脫，主蒸氣管隔離閥(MSIV)關閉，馬達驅動輔助飼水泵因喪電無法啟動。在救援措施分析案例中，採取保守假設使事故發生時RCS軸封洩漏一開始為每迴路21gpm，且正常工作壓力下總不明洩漏率為1gpm列入考量，因此在此案例事故模擬中，RCP假設之洩漏率最終達64gpm，隨後之洩漏率將由各程式判斷RCP軸封內外壓力差而計算之。

在Phase1(0~24小時)的階段，馬達驅動輔助飼水泵無法啟動，但汽機帶動之輔助飼水泵仍持續運作將蒸汽產生器水位維持在高水位，同時二次側PORV開啟將壓力降至20 kg/cm²。此時一次側壓力受到二次側壓力降低而降壓，當一次側壓力低至660 psig時，蓄壓槽啟動自動注水至RCS，依序為0.217(TRACE)、0.75(RELAP)、1.16(MAAP)小時。

在Phase2(24~80小時)階段，二次側降壓至8 kg/cm²以下以利消防泵注水，其中蒸汽產生器水位於24hr時因為洩壓的關係導致水位突然下降，而後的消防泵補水使蒸汽產生器水位上升並回復到高水位，總注水流量為1500 gpm。同時，高壓水壓測試泵以25 gpm之注水流量補水至RCS。本案例中爐心水位明顯較晚回復水位，並在約11.6~44.2小時長期維持在較低水位且有較大幅震盪，其中主要差異在於TRACE模擬結果爐心水位仍高於燃料頂部(TAF)高度，但MAAP由於水位計算之震盪較大，於約27.6小時爐心水位一度低於TAF，但水位隨即回補，最後於事故後約46.36小時，爐心恢復滿水位，表3.1.1.9為救援案例二事件時序表。圖3.1.1.36~圖3.1.1.41為此案例中重要參數趨勢圖。

表 3.1.1.9 救援案例二事件時序表

事件	TRACE(小時)	MAAP(小時)	RELAP(小時)
反應器急停，電廠發生SBO，喪失所有廠外交流電源；MSIV 隔離；主飼水泵跳脫；軸封洩漏率21gpm/loop；二次側開始進		0.0167(1 分鐘)	

行控制性洩壓，RCS 符合 70°F/hr 的降溫率			
TDAFP 啟動	0.033(2 分鐘)		
ACC 注水	0.217	1.16	0.75
二次側執行緊急降壓 (~3kg/cm2)	24		
爐心水位低於 TAF	-	27.6	-
爐心水位回復滿水位	46.02	47.89	25.51
燃料護套溫度開始上升	-		

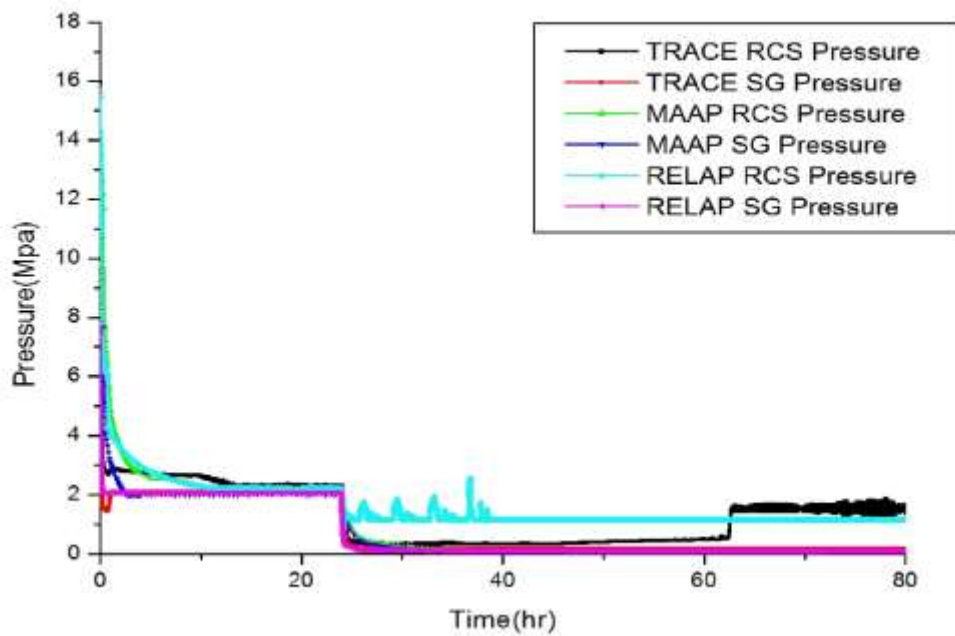


圖 3.1.1.36 救援案例二壓力圖

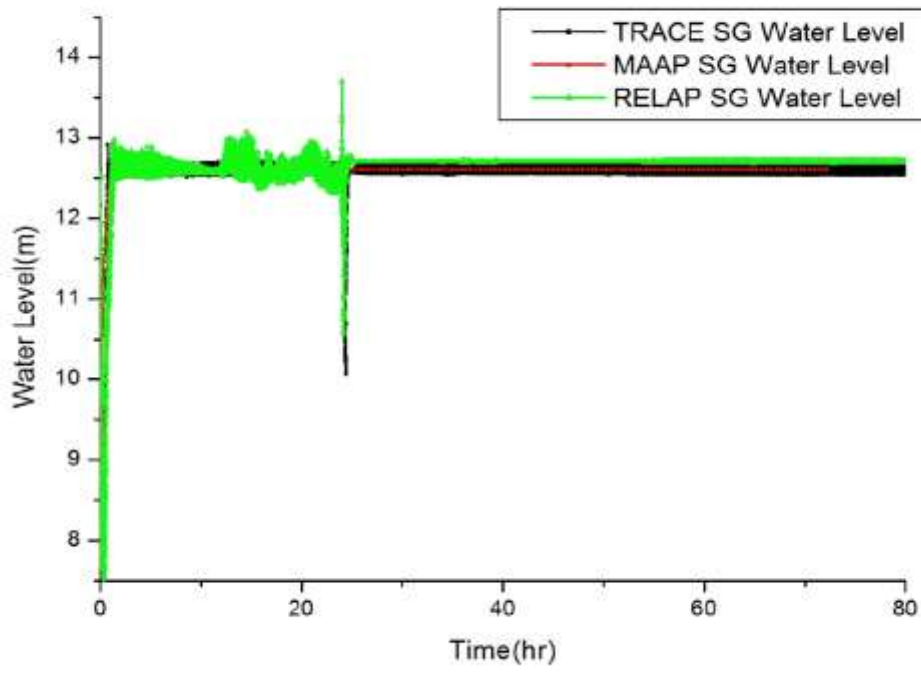


圖 3.1.1.37 救援案例二 SG 水位圖

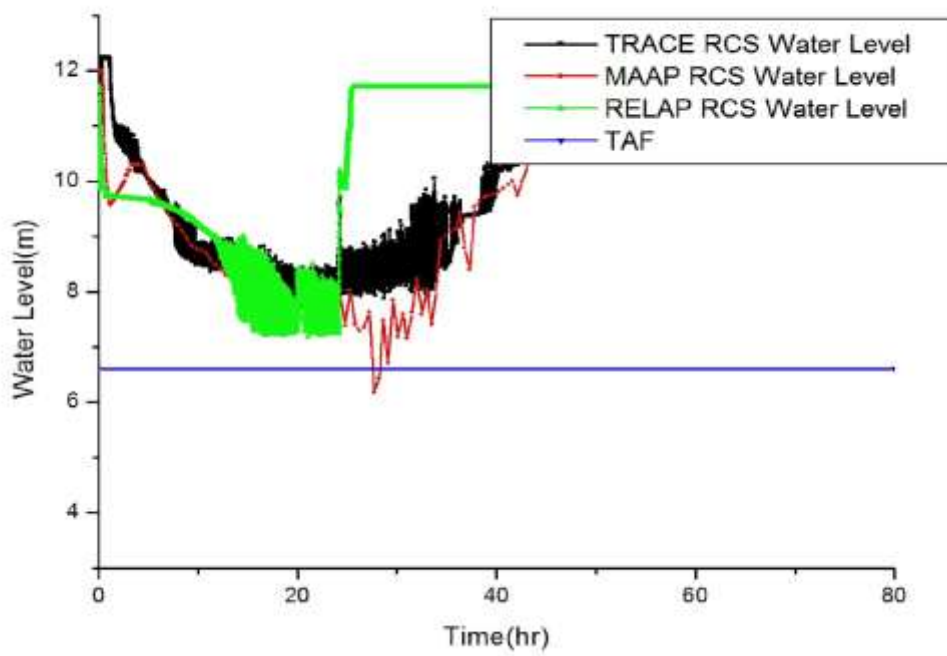


圖 3.1.1.38 救援案例二 RCS 水位圖

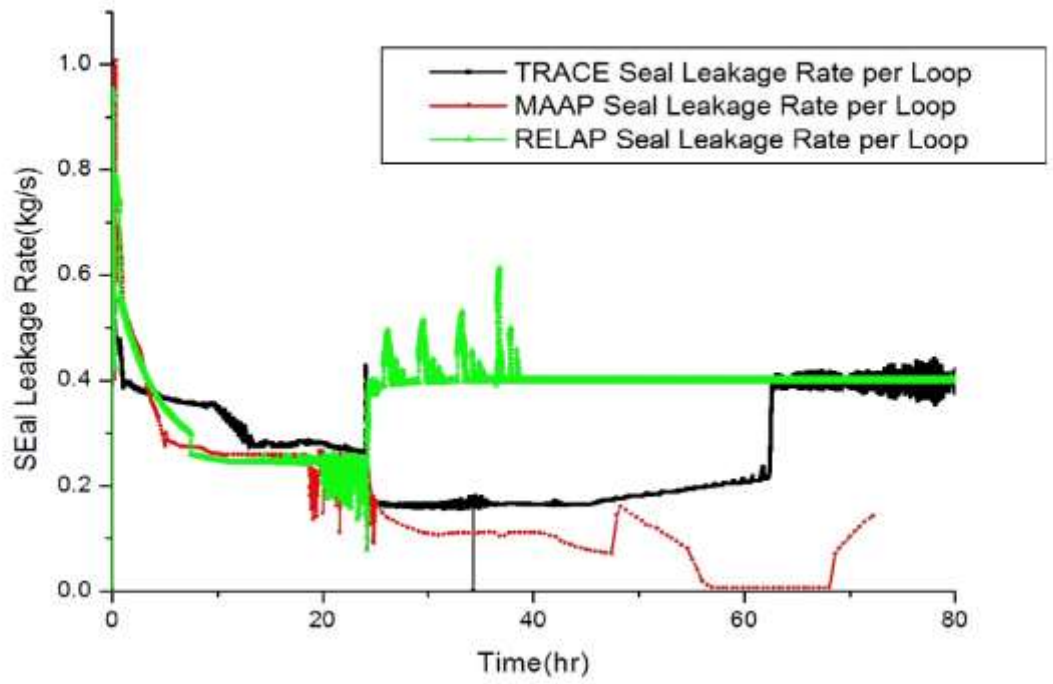


圖 3.1.1.39 救援案例二軸封洩漏圖

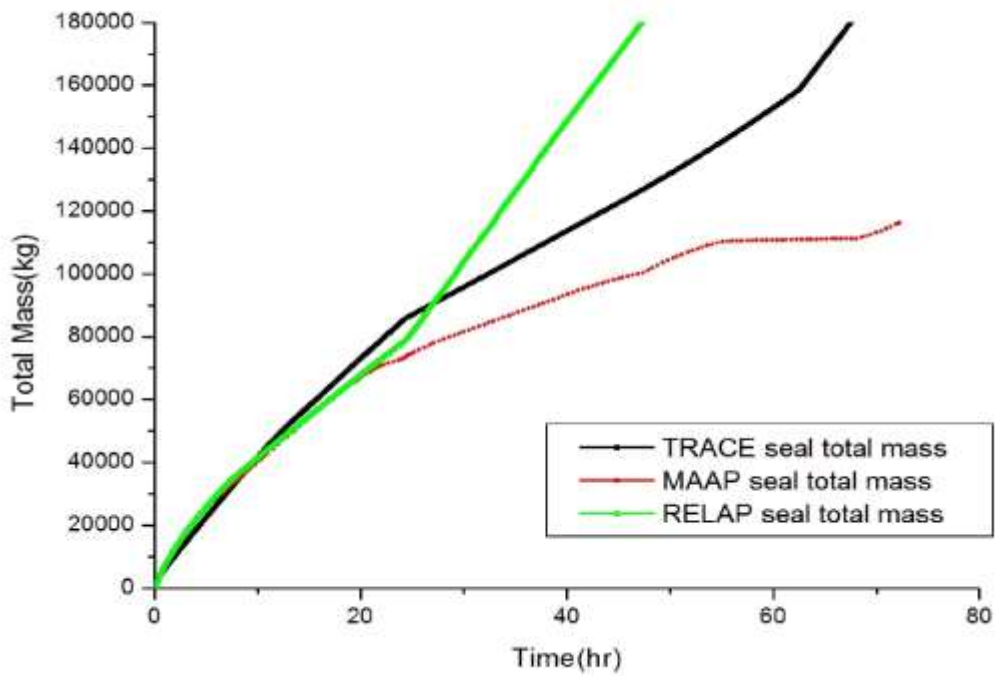


圖 3.1.1.40 救援案例二軸封洩漏總量圖

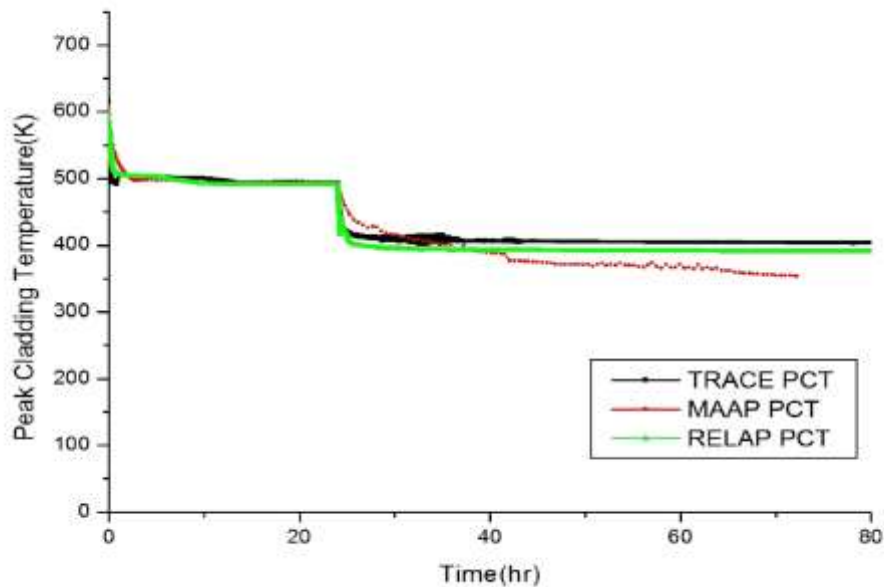


圖 3.1.1.41 救援案例二燃料護套溫度圖

TRACE、MAAP、RELAP5 程式差異比較

由各案例模擬結果而言，TRACE、MAAP 以及 RELAP 三種模擬軟體最大差異在於軸封洩漏率的計算以及執行降壓時的降壓率，進而導致計算結果上的些許差異。以軸封洩漏率而言，因基本案例暫態變動幅度較大，可明顯觀察程式洩漏量計算之差異，在基本案例中，爐心水位即將低於冷管高度時，其軸封洩漏率可看出明顯下降，此為程式計算上模擬冷管內僅餘些許液態冷卻水，液體洩漏率大幅下降，僅存部分蒸氣外洩，並通過與蒸汽產生器 U 型管進行熱交換，冷凝成液體由軸封漏出。此時由於 RELAP 計算軸封洩漏率較 MAAP 與 TRACE 保守，其計算熱交換冷凝之液態冷卻水流量明顯較其餘程式多，致使水位低於 TAF 的時間有所不同。此外，軸封破口位置高度對程式間水位計算會有很大的影響，因此各程式分析模式之一致性為一重要課題。

如以各程式模擬二次側執行降壓策略時其降壓率觀之，因降壓幅度依程式計算組件內外壓差，並代入各自計算公式而成，可看出程式間降壓速率有些許不同，由快而慢依序為 MAAP、RELAP、TRACE。儘管諸如降壓率、水位洩漏振盪幅度等可能因各程式計算方式有些許差異，但若由各案例其餘模擬數據觀之，大抵趨勢皆十分相同。

由程式運算時間觀察，以表 3.1.1.10 可知 MAAP 所運算所需時間較短，此為 MAAP 程式特性，MAAP 為嚴重事故模擬軟體，與 TRACE 和 RELAP 最大差異在於，其可運算爐心熔毀後續事件，如氫氣產生及燃燒等，且為求運算快速，以類穩態 (Quasi-Steady State) 的動量守恆方程式轉換成代數方程式，節省繁瑣的計算過程，使用極短時間模擬出長時間下的嚴重事故過程。而 TRACE 及 RELAP 則為熱水流模擬程式，適用於輕水式反應器各類暫態模擬，儘管其僅能運算爐心熔毀前之熱流現象，但其熱水流行為之模擬及組件細部數據精確度卻相較於 MAAP 來的高。

表 3.1.1.10 各程式案例 CPU 運算時間

	運算時間(s)		
	基本案例	救援案例一	救援案例二
TRACE	69488	76573	79724
MAAP	12339	13561	12205
RELAP	265377	50343	139658.8

3.1.2 地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究

受到福島事故之影響，地震震動對於核電廠營運與系統安全議題再度受到世人重視。過去研究地震震動對於核能電廠之影響，主要關注其對結構與設備完整性之影響；文獻上僅有甚少研究(Hirano and Tamakoshi, 1996； Satou et al., 2011； Watanabe, 2012； Misawa et al., 2012)關注地震震動對冷卻流體及雙相流穩定性的影響。因此，105 年度本計畫主要的工作項目如下所列：

- (1) 建立地震震動平行通道絕熱雙相流環路實驗平台。
- (2) 建立地震對平行通道雙相流影響之模擬分析程式。
- (3) 實驗數據與理論數值計算結果之分析與改善。

在輕水式電廠如沸水式反應器中，地震發生後可能造成流體振盪的加速度，此可能引發流體性質的擾動振盪，如流速、密度、空泡分率等，透過空泡-反應度回饋效應(Void-Reactivity feedback effect)，觸發反應器功率之振盪。Hirano and Tamakoshi (1996) 利用TRAC-BF1模擬分析地震震動垂直加速度對沸水式電廠(BWR)熱流穩定性之影響，他們發現地震造成之影響與系統原本初始運轉點與地震波之振幅高度相關，當地震波之頻率與流體之自然頻率相同時，會形成共振(resonance)造成不穩定之振盪。Satou et al. (2011)進一步利用TRAC-BF1/SKETCH-INS三維中子熱流分析程式，他們發現地震波垂直加速度對爐心功率振盪之影響比水平加速度大。垂直加速度造成爐心整體同相不穩定振盪(core-wide instability)；水平加速度較易造成區域反相不穩定振盪(regional instability)。另外，當地震加速度振盪頻率與爐心不穩定振盪頻率相近時，兩者會形成共振效應。Misawa et al. (2012) 改進的三維ACE-3D大型分析程式，來探討地震情況下BWR燃料組件內沸騰雙相流的流動特性。他們的分析結果顯示空泡的擺動週期與水平加速度或垂直加速度的振動週期一致。

針對地震對於雙相空泡分率可能產生影響，Nariai和Tanaka(1994)測試了震動對空泡分率影響，發現頻率大於10Hz時，空泡將明顯下降。Kawamura等(1996)量測熱中子(Thermal neutron)數量在震動實驗變化，中子上升約20%；而Kawamura等(1996b)亦發現氣泡動態並未受到明顯影響。Shioyama與Ohtomi(1990)測試震動頻率5—50Hz以產生對應的壓力波，以觀察雙相流於震動下的變化。Hibiki與Ishii(1998)測試流體引發震動對雙相流之影響，發現震動導致汽泡合併而介面面積濃度與空泡下降。Chen與Ishii等人(2010)模擬震動對單根燃料之空泡影響，然而實驗數據與條件有限，僅初步測試其可能之影響。目前外加震動如地震等，對流體及雙相流穩定性的影響研究仍相當侷限。

有鑑於此，本研究針對外加震動特性與輕水式反應器之可能雙相流條件，設計氣液雙相流之震動測試設備，產出雙相流震動之測試數據資料庫，同時將建立外加振動下之雙相流穩定性分析程式。第一年度(104年)已建立純熱流及中子熱流耦合之單一沸騰通道系統，其在強制對流及自然對流狀態下，遭受外部垂直震動加速度波時，對於系統動態特性影響之分析能力。本年度(105年)將過去單一管道之流動穩定性分析，擴展成為多平行管路系統，以分析地震震動對於純熱流及中子熱流耦合之多平行沸騰通道動態特性之影響。實驗部分主要建立平行通道汽液雙相流系統，搭配本計畫之震動模組與空泡量測技術，以建立平行通道雙相流震動實驗數據，將可提供數值模擬之參數輸入與結果驗證。

3.1.2.1 執行方法

(1) 地震震波特性

詳細地震波特性與分級已整理於104年度期末結案報告中，以下僅摘錄引用簡介。地震震波可依其特性分為體波(Body waves)、表面波(Surface waves)，依此並可再細分為縱波(P波)、橫波(S波)、LR波、LQ波等(Earthquake Lab, 2004)，其不同波特性可傳遞於不同介質、深度、距離且具有不同速度等(Sciscape, 2008)。而一般地震震動頻率約為 $f=0.1-20\text{Hz}$ (USGS, 2014)，少數地震亦可能到達100Hz。常見的地震震幅可能為mm至cm的等級，對不同建築物可能引起更大的擺幅，而對燃料束地震可起位移評估約為正負二公分左右。地震震動常用的定量量測單位可分為：規模(magnitude)及震度(intensity)，規模(magnitude)顯示地震的能量釋放等級；而震度(intensity)顯示不同局部區域的感受(如加速度)。例如當遭遇震度V之地震，代表震動的加速度約為0.03g-0.04g之感受(Hong, 2006; Ministry of Energy, 2006)。一般地震加速度多在0.6g以內，而歷史上亦曾發生震動加速度達2g之高震度地震。以核電廠為例，2011年3月11日在日本福島一號電廠(Fukushima Daiichi)曾量測到的震動加速度約為：水平最大震動強度約達0.55g，而各方向與垂直最大震動強度約達0.65g (TEPCO, 2011)，以上數值可供強制震動加速度之參考。

由於核能電廠內爐心內的雙相流體為向上流動，Satou et al. (2011)等人的研究發現BWR電廠在遭受地震震動時，垂直方向的地震加速度波會比水平方向的地震加速度波，明顯造成系統及流體振盪較大的影響。因此，本子計畫105年度的研究延續104年度的外加作用力分析分法(Watanabe, 2012; Misawa et al., 2012)，僅考慮垂直方向的地震加速度波效應。垂直地震加速度波可視為具有不同振幅、頻率與相位的正弦波之疊加耦合，因此，雙相流體遭受之垂直地震加速度($a(t)$)可描述如下：

$$a(t) = \sum_k -4\pi^2 f_k^2 A_k \sin(2\pi f_k t) + \phi_k = \sum_k a_{peak,k} \sin(2\pi f_k t) + \phi_k \quad (1)$$

其中， A_k 、 f_k 、 $a_{peak,k} = -4\pi^2 f_k^2 A_k = -a_{max,k} g$ 及 ϕ_k 分別為第 k 個垂直正弦波之振幅、振動頻率、尖峰加速度(peak acceleration)及相位(phase angle)。

(2)外加垂直震動下之多重平行沸騰通道熱流模式 (Multiple parallel boiling channel thermal hydraulics under external vertical vibration)

BWR的爐心包含許多的平行沸騰通道，本研究為模擬爐心熱流動態，假設分析的系統包含M根平行沸騰通道，如圖3.1.2.1(a)所示。由於垂直震動能促進雙相流體間的混合與熱傳，降低兩相間的差異，因此，本研究在評估地震發生後造成之垂直加速度波，對於平行沸騰通道的影響時，採用均質雙相流模式(homogeneous two-phase flow model)結合下列假設做模式推導，並建立相關分析模式：

假設

- 將平行沸騰通道系統視為一剛體(rigid body)
 - 雙相流體間之兩相等溫，且沒有速度差。
 - 不考慮通道流體之次冷態沸騰(subcooled boiling)。
 - 針對每一沸騰通道，假設其軸向熱通率為均勻分佈。
 - 系統的壓力視為固定。
 - 忽略黏滯耗散能(viscous dissipation)，動能、位能及流體對外所做的功。
- 每一沸騰通道具有相同且固定的進口次冷度。

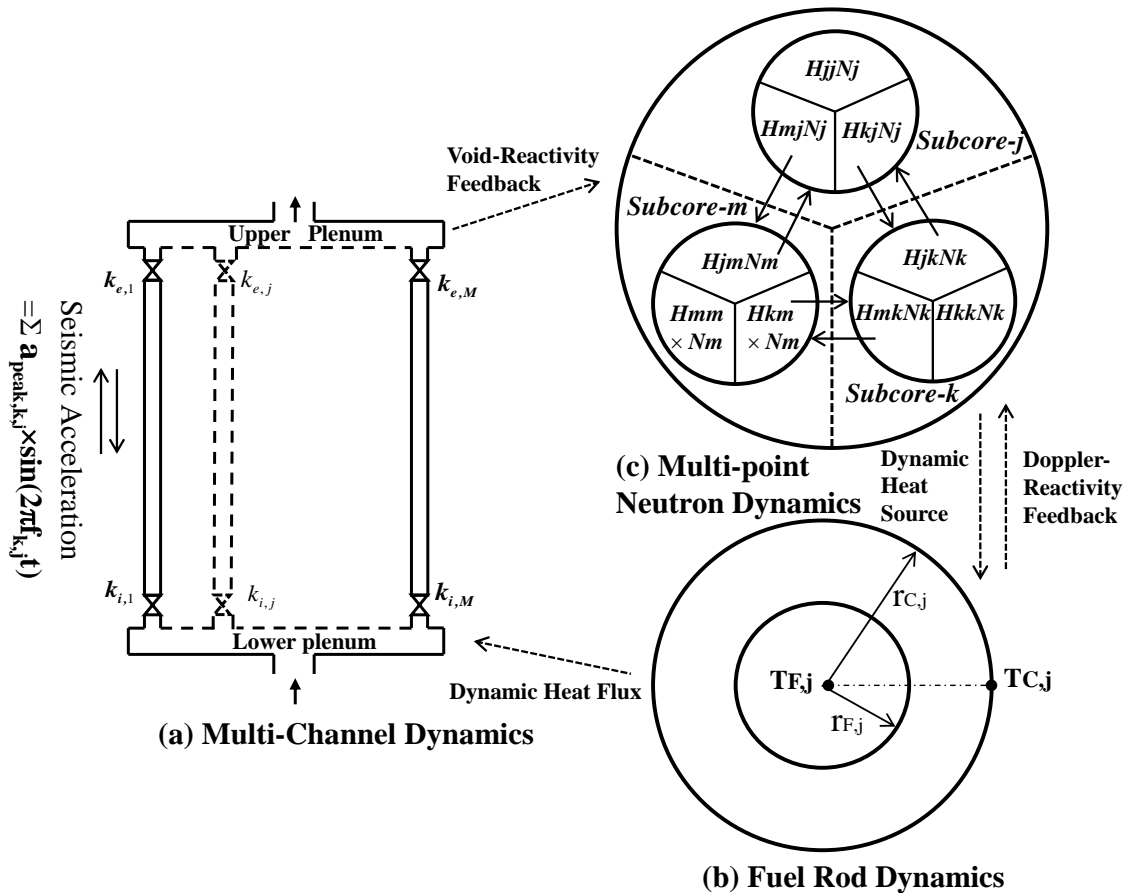


圖 3.1.2.1 地震發生後造成垂直方向的加速度波下，中子熱流耦合之平行沸騰通道系統中，(a)平行通道熱流動態、(b)燃料棒熱傳導動態及(c)多點中子動態，相互耦合形成多重複雜的交互作用與回饋效應。

圖3.1.2.1(a)說明平行沸騰通道系統遭受地震造成的垂直加速度波時，會造成平行通道熱流動態、燃料棒熱傳導動態及中子動態之間多重複雜的交互作用與回饋效應。本子計畫採用外加作用力分析分法(Watanabe, 2012; Misawa et al., 2012)評估地震垂直加速度波效應並基於上述假設，將104年度研究計畫所發展的外部垂直震動加速度波下之單一沸騰通道熱流模式，擴充為外加垂直震動加速度波下之平行沸騰通道熱流模式，並簡述如下：

在Lee and Pan (1999)所發展的平行沸騰通道模式之基礎上，將第j根加熱通道的單相區分成 N_s 個節點並假設相鄰節點間的流體熱焓為線性分佈，積分能量守恆式可得第j根加熱通道的單相區節點動態方程式(Clausse and Lahey, 1990):

$$\frac{dL_{n,j}^+}{dt^+} = 2u_{i,j}^+ - 2N_s \frac{N_{pch,j}}{N_{sub}} (L_{n,j}^+ - L_{n-1,j}^+) - \frac{dL_{n-1,j}^+}{dt^+}, \quad n=1,2,\dots,N_s; j=1,2,\dots,M \quad (2)$$

其中， $u_{i,j}^+$ 為第j根加熱通道的入口流速、 $N_{pch,j}$ 為第j根加熱通道的相變化數及 N_{sub} 為次冷度數，並分別定義如下：

$$N_{pch,j} = \frac{Q_{0,j}}{\rho_f A_H u_s} \frac{v_{fg}}{h_{fg} v_f}; \quad N_{sub} = \frac{h_f - h_i}{h_{fg}} \frac{v_{fg}}{v_f} \quad (3)$$

從第j根加熱通道入口至出口積分質量守恆方程式，可得第j根通道質量的動態方程式， $M_{ch,j}^+$ (Clausse and Lahey, 1990):

$$\frac{dM_{ch,j}^+}{dt^+} = u_{i,j}^+ - \rho_{e,j}^+ u_{e,j}^+, \quad j=1,2,\dots,M \quad (4)$$

$$M_{ch,j}^+ = \lambda_j^+ + (1 - \lambda_j^+) \frac{\rho_{e,j}^+ \ln(\rho_{e,j}^+)}{\rho_{e,j}^+ - 1} \quad (5)$$

此處， $u_{e,j}^+$ 為第j根加熱通道出口之雙相流體流速(Clausse and Lahey, 1990):

$$u_{e,j}^+ = u_{i,j}^+ + N_{pch,j} (1 - \lambda_j^+) \quad (6)$$

將式(5)代入式(4)中，可得第j根加熱通道出口雙相流密度的動態方程式， $\rho_{e,j}^+$:

$$\frac{d\rho_{e,j}^+}{dt^+} = \left\{ \left[1 + \frac{\rho_{e,j}^+ \ln(\rho_{e,j}^+)}{1 - \rho_{e,j}^+} \right] \frac{d\lambda_j^+}{dt^+} + \rho_{e,j}^+ u_{e,j}^+ - u_{i,j}^+ \right\} \times \frac{(1 - \rho_{e,j}^+)^2}{(1 - \lambda_j^+) [1 - \rho_{e,j}^+ + \ln(\rho_{e,j}^+)]} \quad (7)$$

從第j根加熱通道入口至出口積分動量守恆方程式，可得第j根加熱通道的動態壓降 (ΔP_j^+):

$$\Delta P_j^+ = M_{ch,j}^+ \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{H0,j}^+ \quad , j=1, 2, \dots, M \quad (8)$$

此處，

$$\begin{aligned} \Delta P_{H0,j}^+ = & \frac{(1-M_{ch,j}^+)}{\left(\frac{1}{\rho_{e,j}^+}\right)^{-1}-1} \left[(1-\lambda_j^+) \frac{dN_{pch,j}}{dt^+} - N_{pch,j} \frac{d\lambda_j^+}{dt^+} \right] \\ & + \frac{dM_{ch,j}^+}{dt^+} \left[u_{i,j}^+ - \frac{N_{pch,j}(1-\lambda_j^+)}{\left(\frac{1}{\rho_{e,j}^+}\right)^{-1}-1} \right] + \frac{d\rho_{e,j}^+}{dt^+} \left[\frac{N_{pch,j}(1-\lambda_j^+)}{(1-\rho_{e,j}^+)^2} (1-M_{ch,j}^+) \right] \\ & + \left\{ \frac{M_{ch,j}^+}{Fr} + \frac{N_{exp} N_{sub}}{Fr} \left[\lambda_j^+ - \frac{1}{2N_s} \sum_{n=1}^{N_s} (2n-1)(L_{n,j}^+ - L_{n-1,j}^+) \right] \right\} \times g_j^* \\ & + \left(1 + \frac{k_{e,j}}{2} \right) \rho_{e,j}^+ u_{e,j}^{+2} + \left(\frac{k_{i,j}}{2} - 1 \right) u_{i,j}^{+2} + \Lambda_{1\phi,j} \lambda_j^+ u_{i,j}^{+2} \\ & + \Lambda_{2\phi,j} \left\{ \frac{1-\lambda_j^+}{\frac{1}{\rho_{e,j}^+}-1} u_{i,j}^{+2} \ln \left(\frac{1}{\rho_{e,j}^+} \right) + \frac{2u_{i,j}^+ N_{pch,j} (1-\lambda_j^+) (1-M_{ch,j}^+)}{\frac{1}{\rho_{e,j}^+}-1} \right. \\ & \left. + \left(\frac{N_{pch,j}(1-\lambda_j^+)}{\frac{1}{\rho_{e,j}^+}-1} \right)^2 \left[\left(\frac{1}{\rho_{e,j}^+} - 3 \right) \frac{1-\lambda_j^+}{2} + M_{ch,j}^+ - \lambda_j^+ \right] \right\} \end{aligned} \quad (9)$$

其中 g_j^* 代表第j根沸騰通道之無因次垂直加速度項，包含來自重力加速度與地震垂直加速度之貢獻，可表示為：

$$g_j^* = \begin{cases} 1 + \sum_k a_{\max,k,j} \sin(2\pi f_{k,j}^+ t^+), & \text{under seismic motion} \\ 1, & \text{in normal condition} \end{cases} \quad (10)$$

在考慮地震垂直加速度效應的情況下，本研究考慮之平行沸騰通道，皆以上空乏區與下空乏區相連接，因此每一加熱通道具有相同的壓力降：

$$\Delta P_1^+ - \Delta P_j^+ = 0, \quad j=2,3,\dots,M \quad (11)$$

另外，系統的總質量流率和等於每一通道質量流率和，並對時間微分可得：

$$\sum_{j=1}^M A_{H,j}^+ \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = \frac{dW_{tot}^+}{dt^+} \quad (12)$$

結合式(11)與式(12)後，可得在外部垂直震動加速度波下，爐心平行沸騰通道中各通道入口流速之動態方程式，如下：

$$\frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = \frac{M_{ch,1}^+}{M_{ch,j}^+} \frac{du_{i,1}^+}{dt^+} + \frac{1}{M_{ch,j}^+} (\Delta P_{H0,1}^+ - \Delta P_{H0,j}^+) , j = 2,3,\dots,M \quad (13)$$

$$\frac{du_{i,1}^+}{dt^+} = \frac{\left[\frac{dW_{tot}^+}{dt^+} - \sum_{j=2}^M A_{H,j}^+ \frac{1}{M_{ch,j}^+} (\Delta P_{H0,1}^+ - \Delta P_{H0,j}^+) \right]}{1 + \sum_{j=2}^M A_{H,j}^+ \frac{M_{ch,1}^+}{M_{ch,j}^+}} \quad (14)$$

利用此節建立的相關無因次動態方程式組，可探討評估地震造成的垂直加速度波，對平行沸騰通道系統之穩定性與通道熱流現象的影響。

(3) 多燃料棒熱傳導動態 (Multiple Fuel rod dynamics)

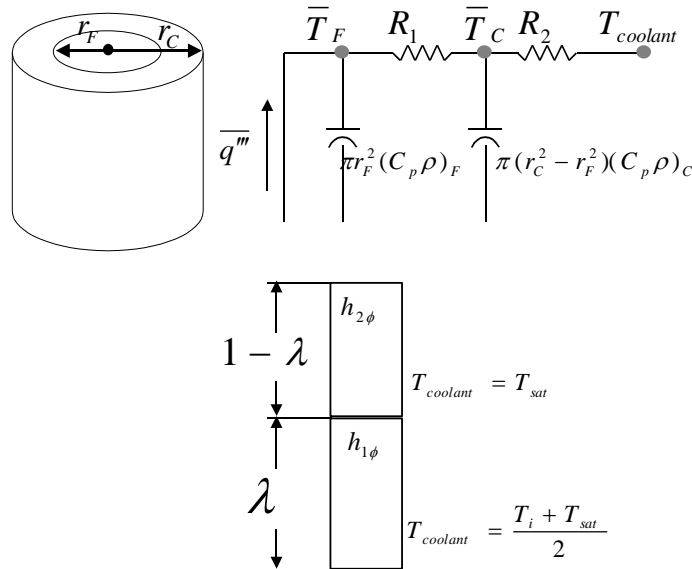


圖 3.1.2.2 燃料棒熱傳導與熱對流示意圖

本子計畫將104年度研究計畫所發展的單根燃料棒熱傳導動態，對應M根平行沸騰通道擴充為多燃料棒熱傳導動態。在圖3.1.2.2中本研究將第j根燃料棒區分成燃料丸與燃料護套兩個節點，並推導而得第j根燃料棒之燃料丸平均溫度($T_{F,j}^+$)與燃料護套平均

溫度($T_{C,j}^+$)的動態方程式(Lin et al., 1998):

$$\frac{dT_{F,j}^+}{dt^+} = \Psi_{q,j} N_j^+ - \Psi_{f,j} (T_{F,j}^+ - T_{C,j}^+) \quad (15)$$

$$\frac{dT_{C,j}^+}{dt^+} = \Psi_{g,j} (T_{F,j}^+ - T_{C,j}^+) - \Psi_{c,j} T_{C,j}^+ \quad (16)$$

其中，第j根燃料棒護套表面動態熱通率， q_j'' ，可表示為(Lin et al., 1998):

$$q_j'' = q_{0,j}'' + h_{c,j} T_{sat} T_{C,j}^+ \quad (17)$$

(4) 多點中子動態 (Multi-Point neutron kinetics)

本子計畫將104年度研究計畫所發展的點中子動態模式，對應M根平行沸騰通道擴充為多點中子動態模式。本研究所採用的多點中子模式是根據Uehiro等人(1996)所發展的多點中子模式(multi-point reactor model)修正得來。如同熱水流模型，圖3.1.2.1(c)將整個爐心分為M個次爐心(subcore)，使每一通道對應一個次爐心，而每一個次爐心則以一個點中子動態處理之。第j個次爐心的點中子(N_j^+)動態與單群遲延中子母核(C_j^+)的動態，可分別表示如下(Lee and Pan, 2005):

$$\frac{dN_j^+}{dt^+} = \frac{L_H}{u_s} \left[\frac{\rho_j + H_{jj} - \beta - 1}{\Lambda} N_j^+ + \frac{\beta}{\Lambda} C_j^+ + \frac{\rho_j + H_{jj} - 1}{\Lambda} + \sum_{m \neq j}^M \frac{N_{m0}}{N_{j0}} \frac{H_{jm}}{\Lambda} N_m^+ + \sum_{m \neq j}^M \frac{N_{m0}}{N_{j0}} \frac{H_{jm}}{\Lambda} \right] \quad (18)$$

$$\frac{dC_j^+}{dt^+} = \frac{L_H}{u_s} \lambda_c [N_j^+ - C_j^+] \quad (19)$$

此處， H_{jm} 為中子交互作用係數(neutron interaction coefficient)，是表示在第m個次爐心所產生的中子遷移到第j個次爐心的比例，定義如下:

$$H_{jm} = \frac{N_{j0} \exp(-\varepsilon_{jm})}{\sum_{k=1}^M N_{k0} \exp(-\varepsilon_{jk})}, \quad m \neq j \quad (20)$$

$$\varepsilon_{jm} = \frac{|r_j - r_m|}{L_n} \quad (21)$$

H_{jj} 則表示在第j個次爐心所產生的中子仍留在原次爐心的比例:

$$H_{jj} = 1 - \sum_{m \neq j}^M H_{jm} \frac{N_{m0}}{N_{j0}} \quad (22)$$

在不考慮都卜勒(Doppler)反應度回饋下，第 j 個次爐心的反應度(φ_j)的變化可由下式計算：

$$\varphi_{j,new} = \varphi_{j,old} + C_{\alpha,j}(\alpha_{j,new} - \alpha_{j,old}) \quad (23)$$

其中， $C_{\alpha,j}$ 為第 j 根沸騰通道之空泡反應度回饋係數(void-reactivity coefficient)。本研究在模擬分析時，假設其為一定值，即 $C_{\alpha,j} = -0.19 \text{ \$/\%}$ 。

(5) 數值求解

本研究擇選BWR的幾何尺寸與正常運轉下爐心水流相關之特性參數。本研究探討之三平行通道系統之徑向加熱通率比與對應之進口流阻係數，如表3.1.2.3所列：

Heat Flux Ratio (Ch.1:Ch.2:Ch.3)	Inlet loss coefficient (k_i)
1.1:1.0:0.9	23.27, 42.48, 68.25
1.2:1.0:0.8	8.75, 42.48, 105

本研究依據本節所建立之各動態分析模式並考慮地震垂直加速度效應，以探討地震發生後對於BWR爐心之平行沸騰通道，如在強制循環正常運轉點，其運轉安全與穩定性之影響。數值求解部分採用Kahaner等人(1989)所發展的數值副程式SNSQE與SDRIV2。SNSQE所使用的數值方法為Powell Hybrid，可用來求出平行沸騰通道系統之穩態解。而SDRIV2則採用Gear's multi-value方法，可用來求出平行沸騰通道熱流、多燃料棒熱傳導與多點中子動態，相互耦合的暫態解。時距為 1×10^{-4} 無因次化時間。

(6) 平行通道雙相流環路尺度效應原理

本研究採用之尺度效應(Scaling law)設計概念已詳述104年期末結案報告中，以下僅擇要引述簡介。一般實驗研究因經費有限，通常無法建立原尺寸之測試設備進行實驗研究，因此必須考慮尺度效應設計縮小化實驗系統。於過去Ishii團隊於1984年曾提出一套尺度效應設計理論與範例(Ishii and Kataoka, 1984、Kocamustafaogullari and Ishii, 1984)，首先須依據模擬電廠之爐心尺寸、溫度、壓力等熱流條件予以縮小化設計，過程中首先須考慮各種流體無因次參數之相似性，如雷諾數:Reynolds Number(Re)，及韋伯數:Weber Number (We)等，然而實際實驗系統並無法與實際模擬狀況完全相同，因此亦須對重要流體特性加以考量相似性。以絕熱汽液雙相流道為例，需考慮之相似性

設計包含：(1) 尺寸相似設計(Geometrical similarity)；(2) 流體動態效應相似設計(Hydrodynamic similarity)等，而其設計過程主要需考量氣泡半徑相似比值以及雙相流相對速度比值等。本計畫設計所使用之詳細公式與計算方法已詳列於104年期末結案報告中，本年度採用類似104年之計算方法，最主要差異為雙相流測試段改變為平行雙通道，因此計算出之尺寸數值將略有差異。根據上述尺度設計方法，即可設計出近似電廠爐心條件之雙相流平行流道並定義出尺度設計之偏差率。本研究將利用此平行通道，搭配空泡分率量測、平行通道壓降量測、加速度量測、及雙相流管路流量等量測系統，加上強制震動(利用震動馬達產生不同振動頻率)，以測試各種震動條件對於爐心雙相流可能的影響。

3.1.2.2 執行成果說明

本研究針對下列各種分析情境，探討平行沸騰通道系統在外部垂直加速度波下的非線性振盪現象與特性。包含(1) 第一個分析情境：系統遭受外部垂直震動下，系統總流量仍維持固定；(2) 第二個分析情境：外部垂直震動造成部分內部泵跳脫，系統總流量在外部震動期間，下降至某一較低流量值。(3) 第三個分析情境：外部垂直震動造成飼水泵浦的震盪，進而形成系統總流量的週期性振盪。(4) 第四個分析情境：外部垂直震動造成全部內部泵跳脫，造成系統處於自然循環狀態。在所有分析情境中均假設反應器未急停，以持續觀察外部垂直加速度波下，系統的非線性振盪現象與特性。相關執行成果說明如下：

(1) 分析情境一：固定系統總流量下，外部垂直地震加速度波對多重沸騰通道系統之影響分析

(1-1) 固定總流量下不同徑向功率比的三平行通道之熱流(T. H.)及中子熱流耦合之穩定性圖譜

考慮空泡反應度回饋係數為 $C\alpha$ ，其值如表3.1.2.3所列，及中子交互作用參數 $\epsilon_{jm} = 0.308$ 後，其代表強中子交互作用情況。影響多重沸騰通道的穩定性因素，主要有四個：(1) 系統慣性質量（對系統為穩定作用），(2) 通道之間熱流交互作用（對系統為不穩定的影響），(3) 空泡反應度回饋（對系統為不穩定的影響），(4) 次爐心之間中子交互作用，會減少徑向加熱功率比，對於三平行通道以上的系統是穩定的作用。當系統處於強制循環而總流量為固定下，即可忽略式(19)中系統總流量的動態變化，以表3.1.2.3 所列新型BWR的幾何尺寸與正常運轉相關之特性參數為基礎，經由非線性動態分析後，圖3.1.2.3以水平軸為通道平均相變化數(N_{pch})及垂直軸為次冷度數(N_{sub})展示三個次爐心的反應器，空泡反應度回饋與中子交互作用對不同徑向功率比的三平行通道穩定性的影響。當考慮 $\epsilon_{jm} = 0.308$ ，強中子交互作用下，結果顯示中子回饋與交互作用對系統穩定性的影響，與次冷度及徑向功率比有關。在低次冷度數時，中子

回饋的影響強於中子交互作用，因此會使系統不穩定區稍為增加；在較高次冷度數時，中子交互作用的影響則強於中子回饋，因此會使系統較為穩定。值得注意的是，徑向功率比的增加（如1.2:1.0:0.8）使通道熱流的變化增大，空泡反應度回饋機制導致中子回饋與交互作用增強，對穩定性邊界的影響較為明顯。圖中亦顯示BWR的正常運轉點（標示為S1）， $N_{sub}=0.665$ 及 $N_{pch}=5.518$ ，均離這兩種穩定性邊界均相當遠，顯示其為一非常穩定的操作點。另一方面，在弱中子交互作用下，不同徑向功率比的熱流(T. H.)及中子熱流耦合之穩定性邊界的差異會較明顯，但未在此予以討論。

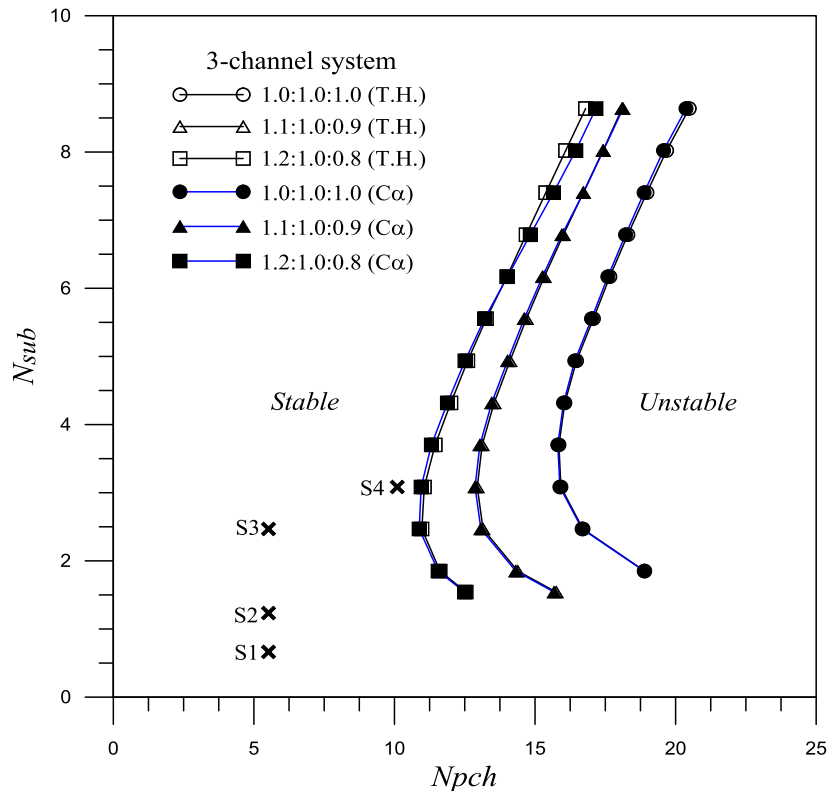


圖 3.1.2.3 空泡反應度回饋($C\alpha$)與中子交互作用($\epsilon_{jm} = 0.308$)，對不同徑向功率比的三平行通道穩定性的影響。

(1-2) 外部垂直加速度波之振幅強度與振盪頻率之影響

在系統遭受外部垂直震動下，系統總流量仍維持固定的分析情境中，評估外部垂直加速度波對強制對流多重沸騰通道系統動態行為的影響時，首先選擇BWR正常運轉點(S1)的操作條件做分析，標示在圖3.1.2.3中。本研究在分析時假定一組外部垂直加速度波，如圖 3.1.2.4(a)，前兩個間隔出現的相同垂直加速度波以尖峰加速度(a_{peak})與無因次振盪頻率(f^+)表示為(0.1g, 0.4)，最後則呈現這兩個加速度波的耦合波。當通道之間加熱功率比為1.2:1.0:0.8，圖 3.1.2.4(b)顯示在遭受此外部垂直加速度波下，強制對流多重沸騰通道系統的入口流速振幅(δu_i^+)之暫態振盪。由分析結果得知在BWR正常

運轉點(S1)的操作條件下，雖然通道之間存在彼此之交互作用，但外部垂直加速度波造成每一通道的振盪相當小。此結果可由外部垂直加速度波所致通道額外的壓降來解釋：當垂直地震波發生時，若所有內部泵均未跳脫、系統未發生急停、維持正常運轉的狀況，此時外部垂直加速度波所致通道額外的壓降，僅貢獻通道壓降的一小部份，因此僅造成通道入口流速小幅的振盪。另外，最低加熱通道(通道3)的振幅最大且與其他兩根通道的振盪呈現反相(out-of-phase)，以維持系統總流量固定。比較單一加速度波及兩個加速度波的耦合波所造成的系統振盪，圖 3.1.2.4(b)亦顯示耦合波所造成的振盪振幅大約為單一波造成的振盪振幅之兩倍，說明了本分析模式可合理預測系統在遭受外加垂直加速度波下，所造成系統的定性行為。

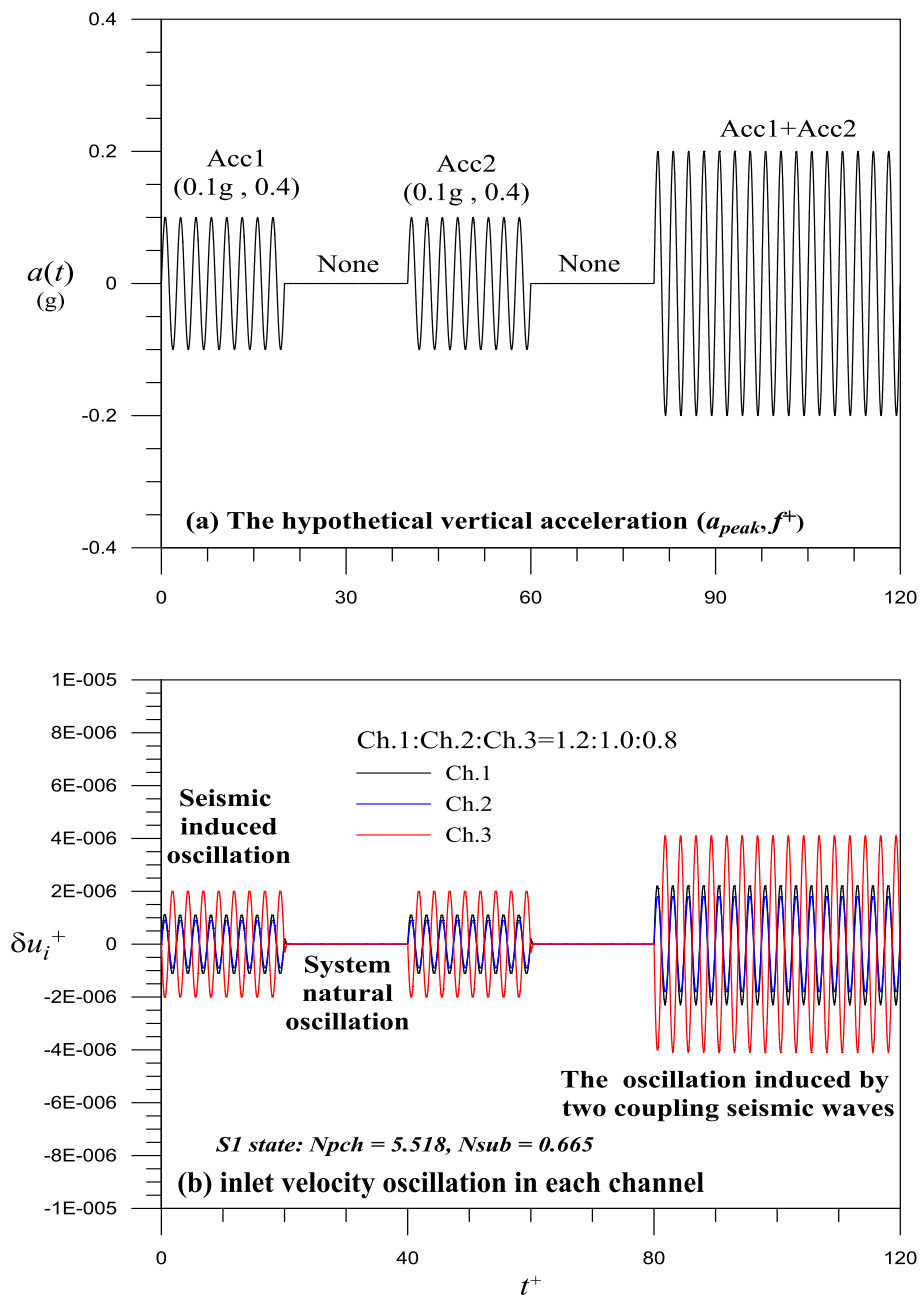


圖 3.1.2.4 在遭受外部垂直加速度波下，強制對流多重沸騰通道系統的暫態振盪：(a) 外部加速度波；(b)入口流速振盪。

以圖 3.1.2.4針對BWR強制循環的正常運轉點(S1)的分析為參考案例，在固定其他參數條件下，逐步改變垂直尖峰加速度從0.1g, 0.2g至0.3g，圖3.1.2.5顯示外部垂直加速度波之尖峰加速度大小對系統暫態的定性影響。由結果得知越大的垂直加速度施加在系統上，雖然會導致每一通道內流體更高的振盪，但其呈現的振幅仍相當小。在本分析中由於外部垂直加速度振盪所貢獻的額外壓降，在強制循環的正常運轉點條件下，可能只佔通道整體壓降的一小部分，因此造成系統振盪的振幅隨加速度峰值變大而呈現相對較小幅度的增加。然而，如果持續加大垂直尖峰加速度，系統振盪會變得越來越大，最終導致逆流的發生。

以BWR強制循環的正常運轉點(S1)為分析案例，圖 3.1.2.6顯示外部垂直加速度波的振盪頻率對強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響。在正常運轉點S1系統的自然頻率約 $f^+=1.0$ ，圖 3.1.2.6(a)為系統未產生共振的情況，因正常運轉點S1為一非常穩定的操作點，而由外部垂直加速度波主導系統的非線性行為，圖3.1.2.6(a.1)的外部垂直加速度波只引發系統微幅的振盪，如圖3.1.2.6(a.2)所示。圖 3.1.2.6(b)為系統產生共振的情況，圖3.1.2.6(b.1)的外部垂直加速度波中，第二個加速度波的振盪頻率設定為系統自然頻率。圖3.1.2.6(b.2)顯示在本研究分析中對於BWR強制循環的正常運轉點(S1)，因正常運轉點非常穩定，共振的效應只使系統振盪的振幅稍微增加，外部垂直加速度波並不會觸發不可控制的共振振盪。本研究另選擇圖3.1.2.3中的S4穩定點，進一步探討外部垂直加速度波對純熱流系統(T.H.)的不同初始穩定操作點，所引起共振振盪之比較。S4初始穩定操作點為 $N_{sub}=3.085$ 、 $N_{pch}=10.1$ ，與S1的正常操作點相較，其具有較高的進口次冷度且具約183%的高功率。然而當電廠運轉在此條件下，系統會產生急停，所以其並非一實際的穩定運轉點，此一運轉點系統的自然頻率約 $f^+=1.1$ 。圖3.1.2.7 (a)為假定的地震加速度波 (a_{peak}, f^+)，第一個出現的垂直加速度波 (0.1g, 0.4)，間隔一段非地震時間後，出現第二個的垂直加速度波 (0.1g, 1.1)，值得注意的是其振盪頻率設定等於系統的自然頻率，最後則為此兩個加速度波的耦合波。圖3.1.2.7 (b)-(d)為在此外部垂直加速度波效應下，對系統在S4運轉點三個不同功率通道的非線性振盪之影響。結果顯示對於非共振情況，即第一個垂直加速度波，其引起系統的振盪非常小；反之，在共振的情況，即第二個垂直加速度波，所引起的系統振盪明顯增強，相對於在正常運轉點(S1)的共振振盪(圖3.1.2.6(b.2))，其振盪顯著許多但仍為可控制的。因此，由以上分析結果可知，外部垂直加速度波所引發的共振振盪之強度，除與外部垂直加速度的振幅大小與頻率相關外，亦與初始運轉點的固有穩定性特性(inherent stability characteristics)相關。

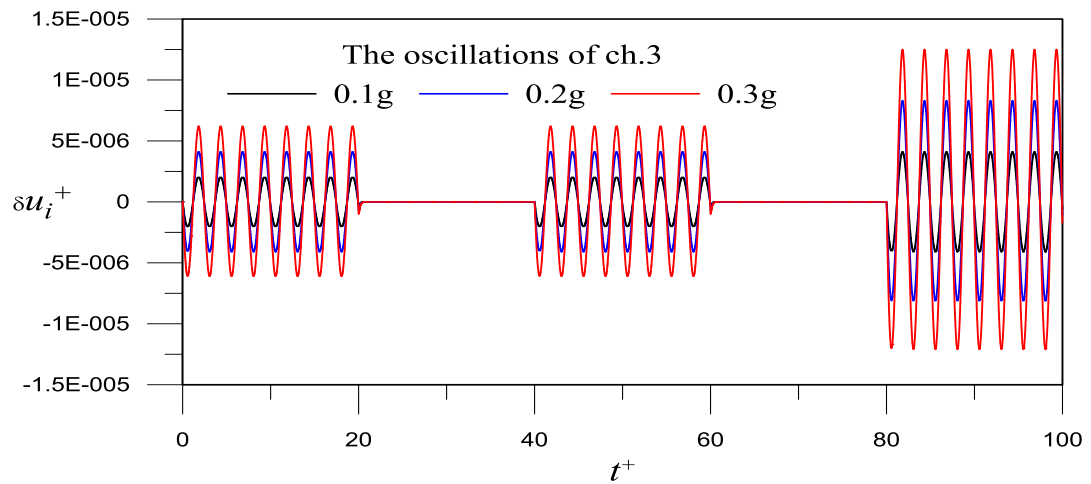
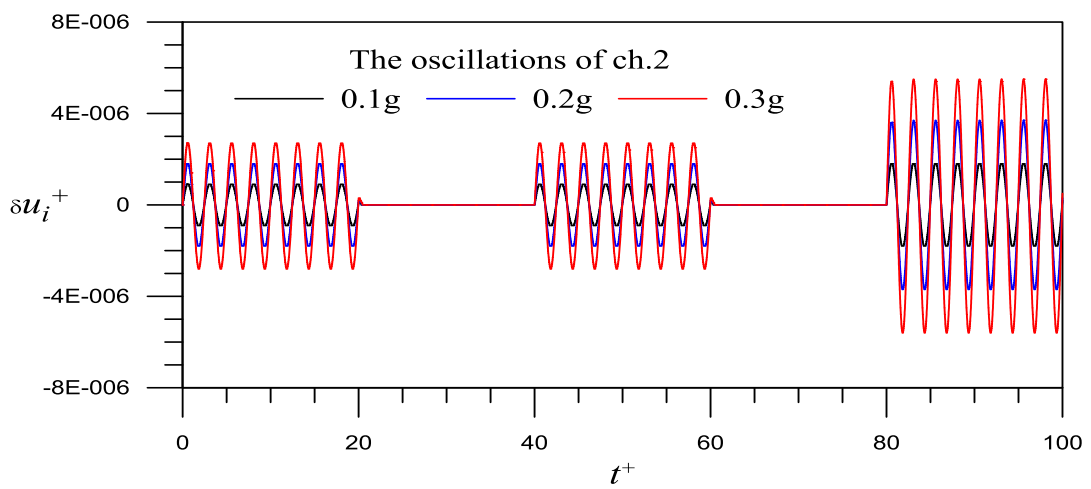
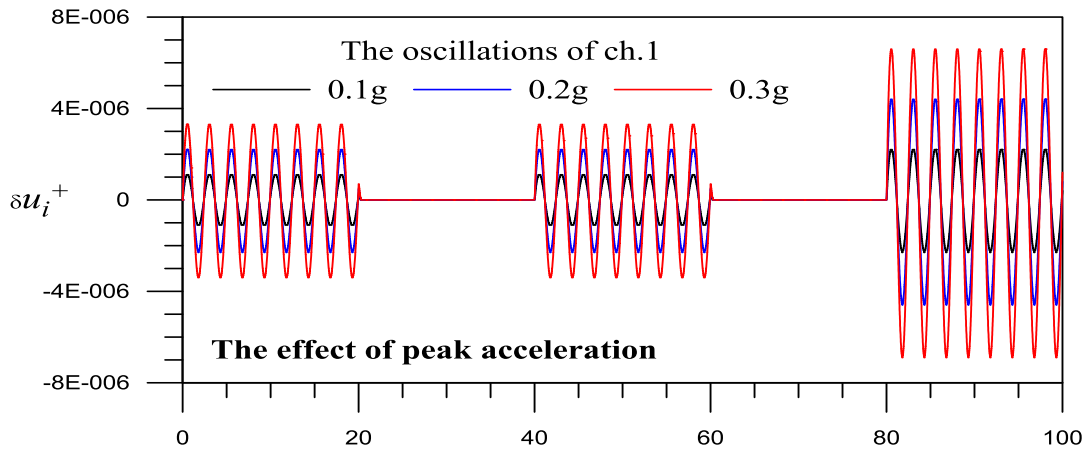


圖 3.1.2.5 外部垂直尖峰加速度大小對強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響。

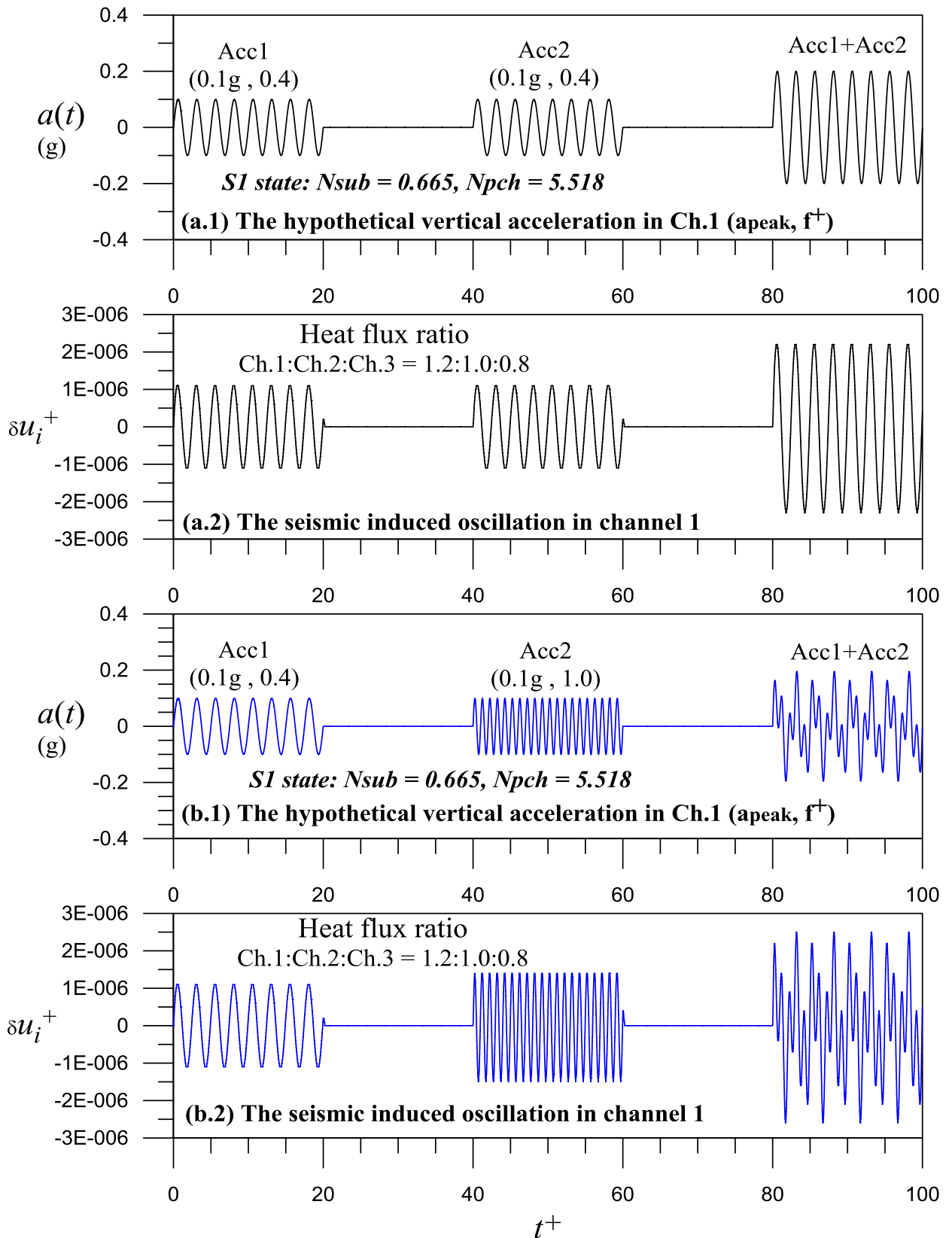


圖 3.1.2.6 在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，外部垂直加速度波的振盪頻率對強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響。

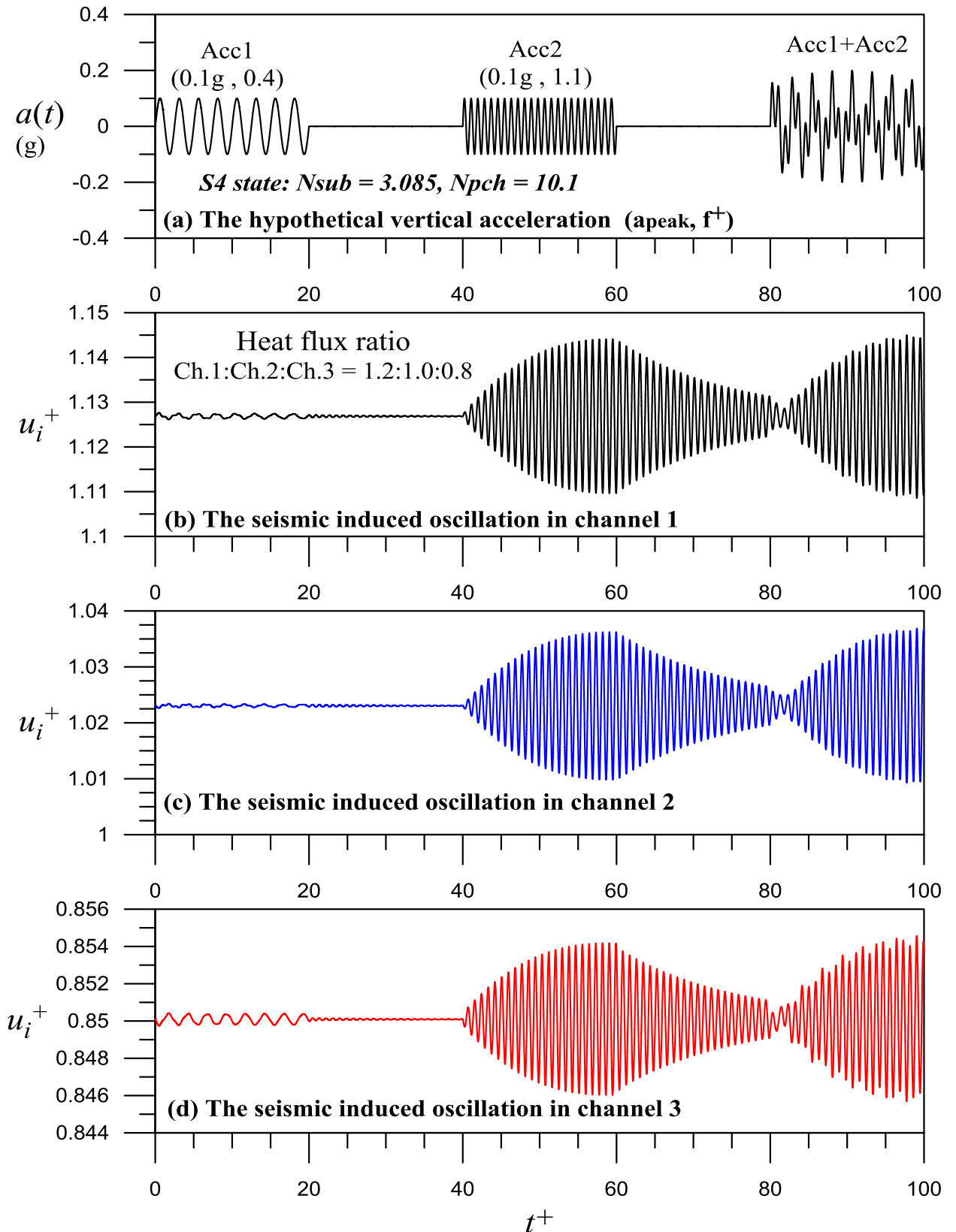


圖 3.1.2.7 外部垂直加速度波對強制對流多重沸騰通道系統的初始穩定操作點 $S4$ ， $N_{sub}=3.085$ 及 $N_{pch}=10.1$ ，所引起的共振振盪。

(1-3) 爐心通道特性參數對外部垂直加速度波下強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響

本研究假設在外部垂直加速度波振盪過程中，控制棒未有插入爐心產生急停的動作，以進行系統參數效應的影響分析並觀察外部垂直加速度對強制對流多重沸騰通道系統暫態行為的影響。本節特性參數效應之探討所考慮之三平行通道，其徑向之加熱功率比固定為1.2:1.0:0.8。為探討進口次冷度(inlet subcooling)對外部垂直加速度所致強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響，本研究選擇沿著100%功率線($N_{pch}=5.518$)的三個不同進口次冷度(inlet subcooling)之操作點，即圖3.1.2.3中的S1點(正常操作點、 $N_{sub}=0.665$)、S2點($N_{sub}=1.234$)及S3點($N_{sub}=2.468$)。在遭受如圖3.1.2.4(a)的外部垂直加速度波下，圖3.1.2.8探討爐心進口次冷度對外部垂直加速度所致三平行通道系統暫態行為的影響。由結果得知在相同的外部垂直加速度的影響下，若三平行通道具有較高的進口次冷度，相較於具有較低進口次冷度情況，將呈現較大的振盪。此種不穩定效應來自通道彼此不穩定的交互作用，在BWR強制循環的正常運轉點(S1)，各通道的功率流量比(power/flow ratio)相近，各通道之出口乾度約略相等。增加通道進口次冷度，將使通道彼此的差異變大，增強通道彼此的交互作用，而使系統更不穩定。

以如圖3.1.2.4中BWR強制循環的正常運轉點(S1)的分析結果做為參考案例，在遭受如圖3.1.2.4(a)的外部垂直加速度波下，圖3.1.2.9探討通道加熱長度(LH)對外部垂直加速度波所致三平行通道系統暫態的影響。圖中分析結果發現當系統的加熱通道越長，外部垂直加速度波引起的振盪會越劇烈，然而其振盪之振幅仍相當小。在本研究的分析中，通道長度效應係透過外部垂直加速度波造成的額外壓降(正比於通道長度)影響通道的壓降。通道長度愈長，外部垂直加速度波造成的額外壓降愈大，佔通道壓降的比例愈高，因此造成較大的系統振盪。然而在BWR強制循環的正常運轉點(S1)，在分析案例中其佔通道壓降的比例仍然很小，系統因此呈現小振幅的振盪。

對於多重平行通道的熱流分析，本研究針對BWR強制循環的正常運轉點(S1)，調整各通道的進口節流係數，以符合在電廠正常運轉狀況(S1)下，各通道之出口乾度約略相等的條件。由於各通道具有不同的加熱通率，進口節流係數的選擇基本上是使最高熱通率(如通道1)的通道具有最小的節流係數，使其具有最高的流量；最低熱通率之通道(如通道3)會有最大的節流係數，使其具有最低的質量流率，如表3.1.2.3所示。因此，每一通道會有約略相同的功率流量比(power/flow ratio)。針對BWR強制循環的正常運轉點(S1)，在固定其他參數條件及在遭受如圖3.1.2.4(a)的外部垂直加速度波下，圖3.1.2.10進一步探討增加通道1的進口流阻係數($k_{i,1}$)對外部垂直加速度波所致三平行通道系統暫態的影響。由圖中分析結果發現增加某一通道(如通道1)的入口流阻係數，將導致系統呈現較大的振盪，亦即可對系統動態產生不穩定的作用。這肇因於越增大通道1的入口流阻係數，會驅使通道間的功率流量比差異越大，進一步導致更不穩定的通道彼此交互作用而驅使系統更不穩定。

在BWR強制循環的正常運轉點(S1)，當遭受如圖3.1.2.4(a)的外部垂直加速度波下，圖3.1.2.11顯示爐心通道出口流阻(k_e)對外部垂直加速度波所致三平行通道系統暫態的影響。由圖中分析結果發現系統具有較大的出口流阻係數，將導致系統呈現較大

的振盪；亦即可對系統動態產生不穩定的效果。這樣的不穩定效應可能因增加爐心通道出口流阻(k_e)，其會增加通道的雙相壓降而驅使系統更不穩定。

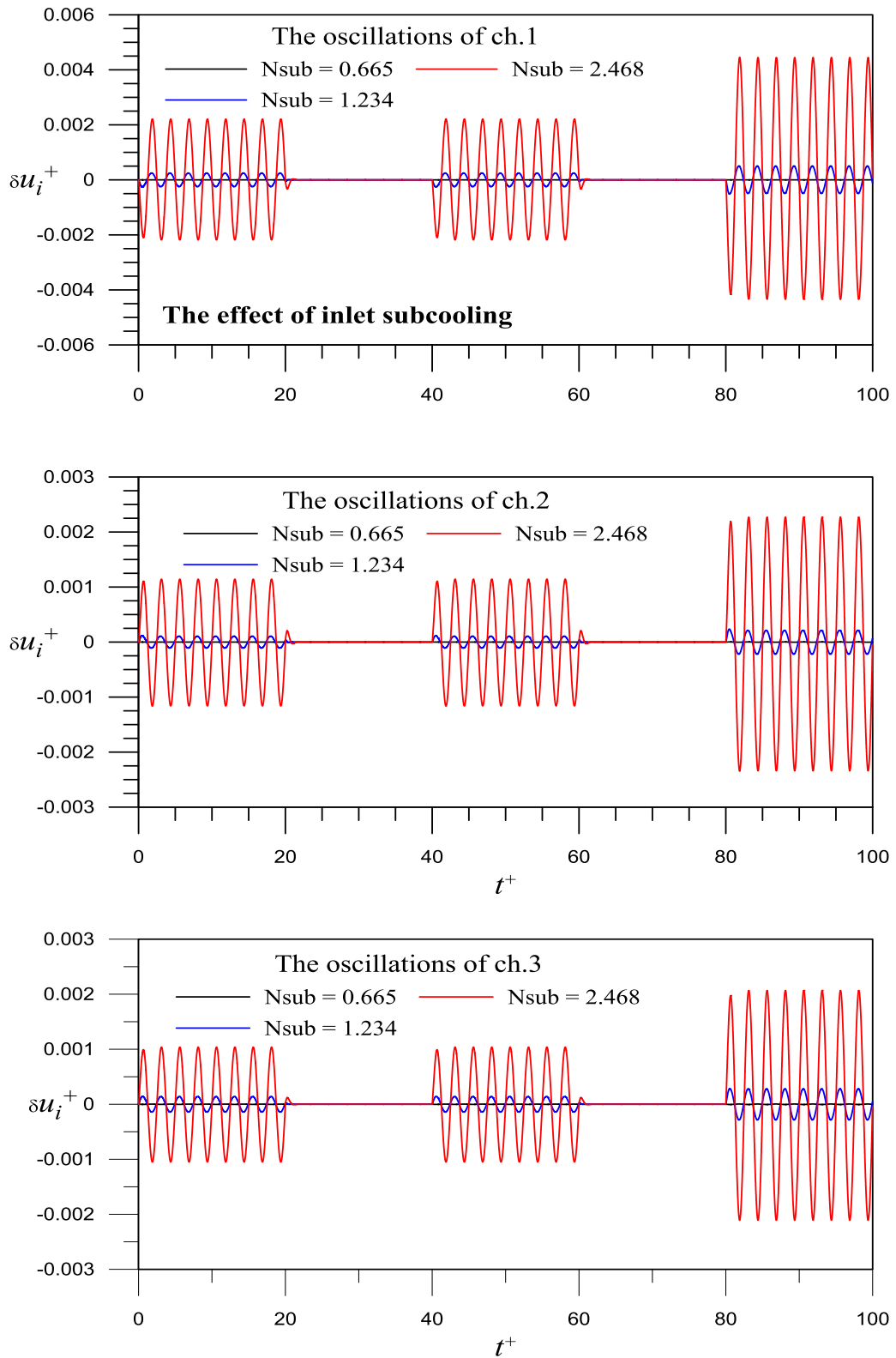


圖 3.1.2.8 進口次冷度效應對外部垂直加速度波所致強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響。

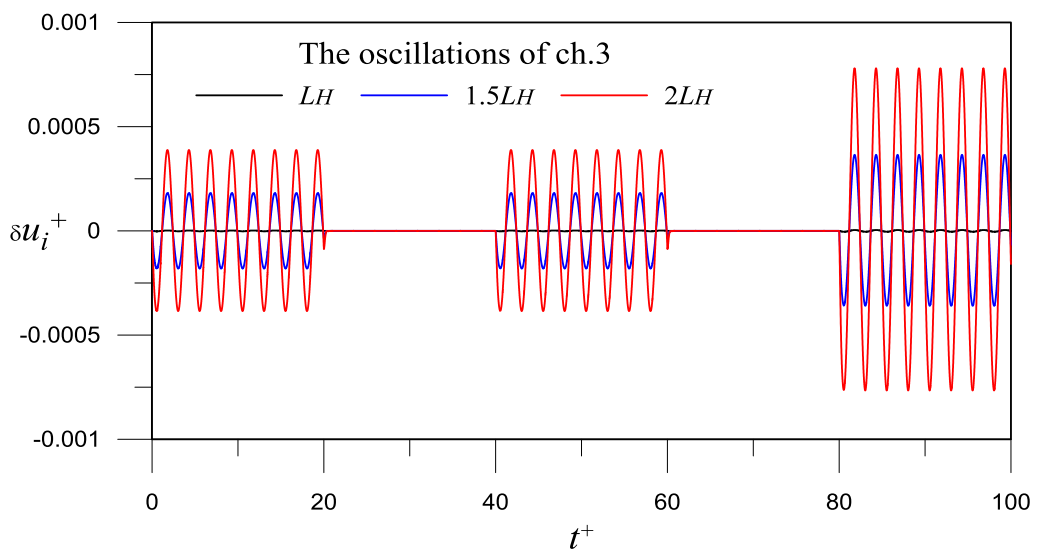
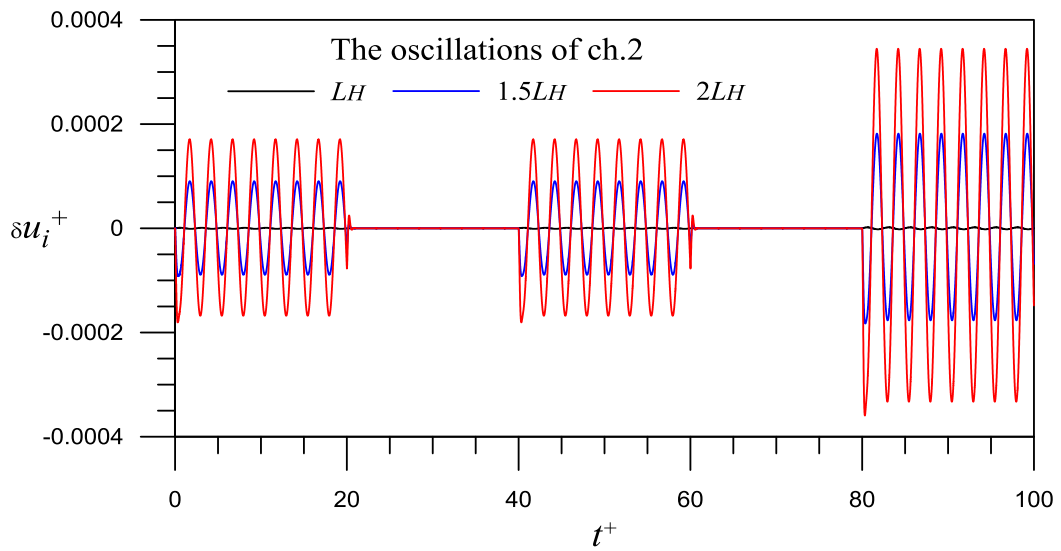
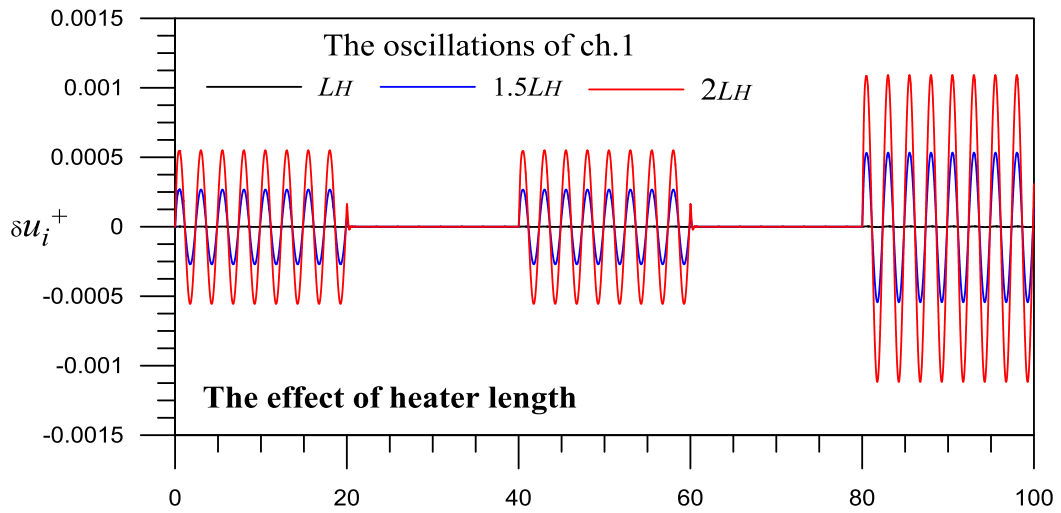


圖 3.1.2.9 通道加熱長度效應對外部垂直加速度波所致強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響。

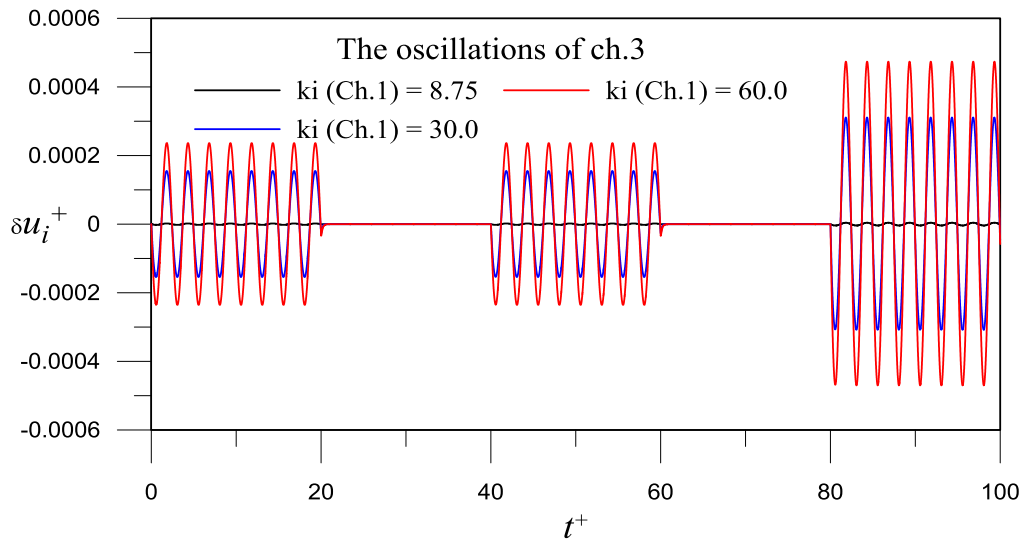
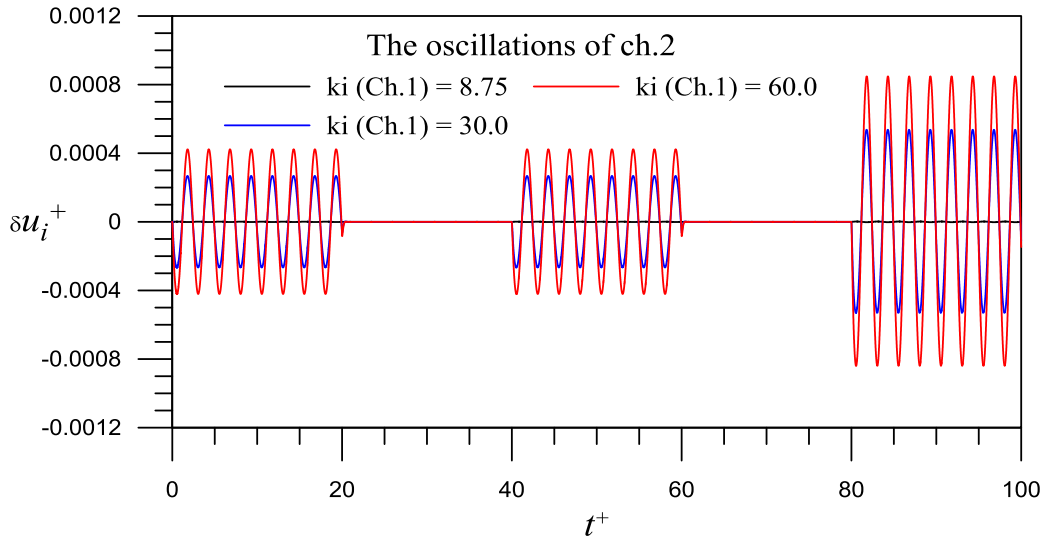
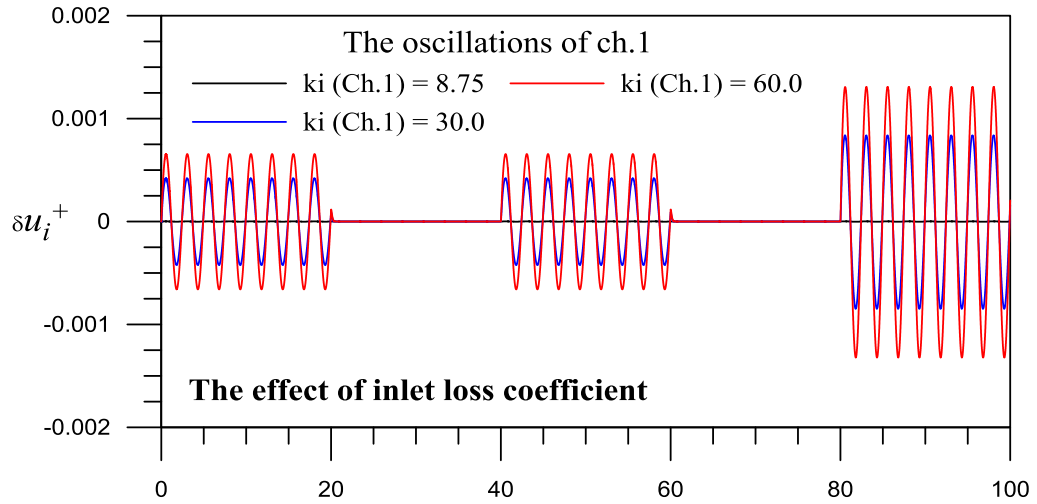


圖 3.1.2.10 最熱通道之進口流阻效應對外部垂直加速度波所致強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響。

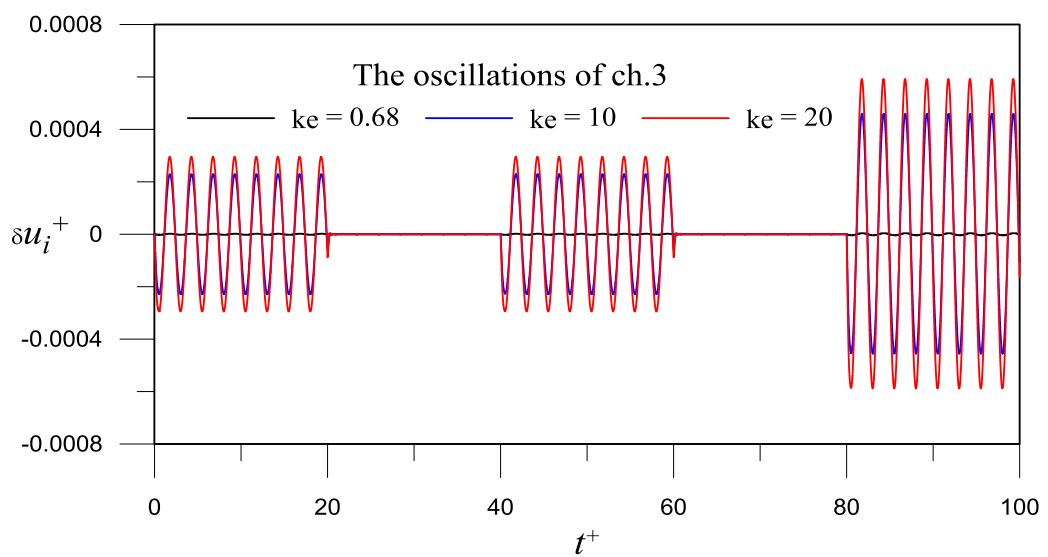
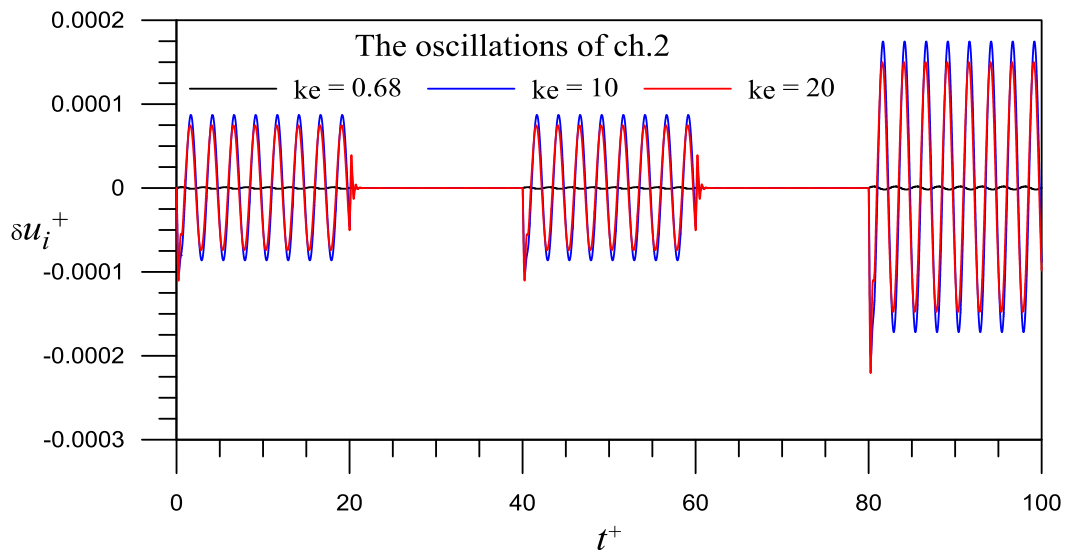
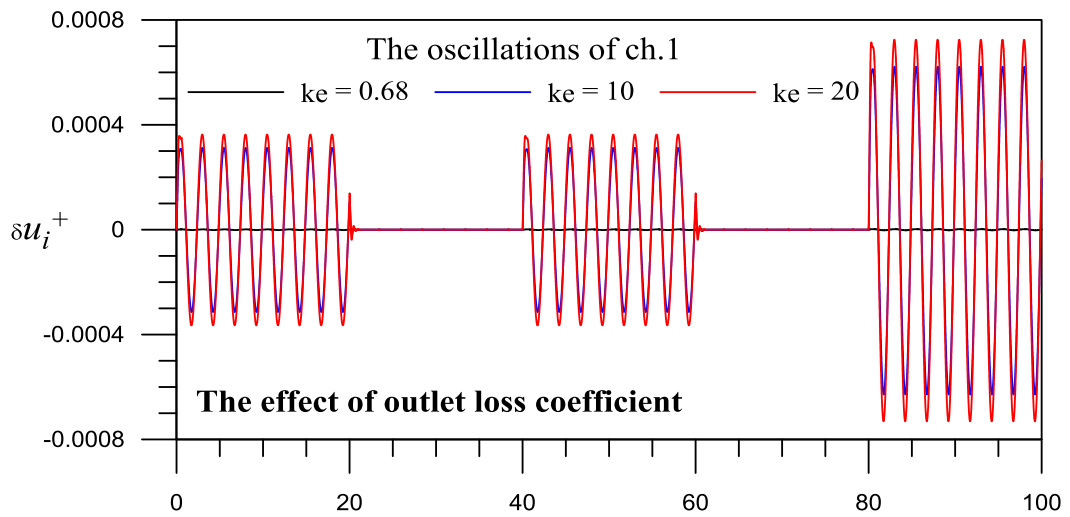


圖 3.1.2.11 爐心通道之出口流阻效應對外部垂直加速度波所致強制對流多重沸騰通道系統暫態振盪的影響。

(1-4) 地震垂直加速度波對固定系統總流量的多平行沸騰通道系統之影響分析

本研究將地震波視為具有不同相位差、振幅強度及振盪頻率之正弦波的耦合，如式(1)所示。為驗證式(1)模擬真實地震波的合適性，本研究根據中央氣象局強震紀錄資料(https://www.cwb.gov.tw/V7/earthquake/damage_eq.htm)，擷取在 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，台中氣象站實際紀錄之垂直加速度波資料，如圖 3.1.2.12 所示。本研究將此真實地震波區分成四個主要群組，並將每一資料群組利用快速傅立葉 FFT 分析，找出震波的主要振動頻率，四個資料群組合計共 30 個振動頻率。而經考慮不同正弦波之振幅與相位差(ϕ_k)後，利用式(1)將不同振幅和頻率的正弦波重新耦合後，模擬重建地震垂直加速度波，並與此真實地震波相互比較，如圖 3.1.2.12 所示。圖中的結果顯示模擬地震垂直加速度波已能近似實際地震垂直加速度波，能重現真實地震波的振盪特性，加速度振幅大部份介於 $-0.1g$ 與 $0.1g$ 之間。

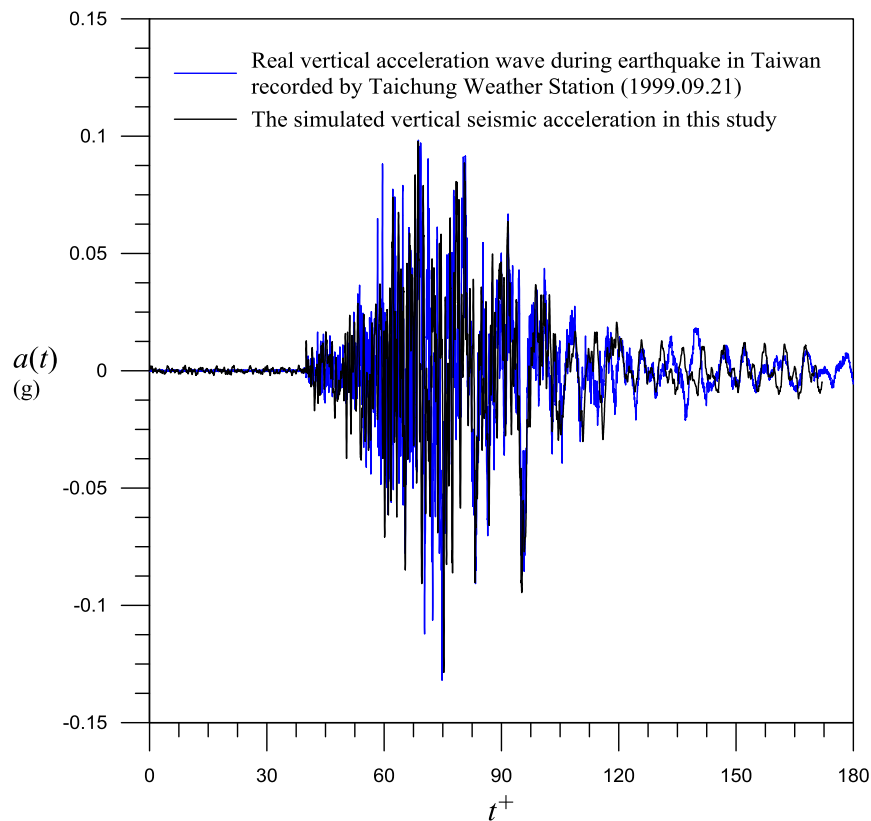


圖 3.1.2.12 台灣 921 集集地震真實垂直加速度波與模擬地震垂直加速度波之比較。

地震發生時若其強度未超過核電廠運轉基準地震設定值(核二廠為 $0.15g$)，此時電廠仍處在正常運轉狀態。因此，本研究在電廠的正常運轉點(如圖 3.1.2.3 中的 S1 點)評估模擬 921 地震垂直加速度波，對固定系統總流量的多平行沸騰通道系統之影響分析，藉以觀察地震加速度波造成其暫態的振盪行為。將圖 3.1.2.13(a)所模擬 921 地震垂直加速度波施加於加熱功率比 1.2:1.0:0.8 之中子熱流耦合三平行沸騰通道系統後，圖 3.1.2.13(b)-(d)分別顯示各通道入口流速(u_i^+)的動態振盪行為。由圖中分析結果得知，在 BWR 強制循環的正常運轉點(S1)中，由於此模擬地震垂直加速度波造成的額外壓降，仍佔通道壓降相當小的比例。因此，系統流體的振盪雖因地震震動而顯得非常雜亂，但

其震盪的振幅仍侷限在很小的範圍，表示固定總流量的系統在遭受此地震波下仍相當安全。

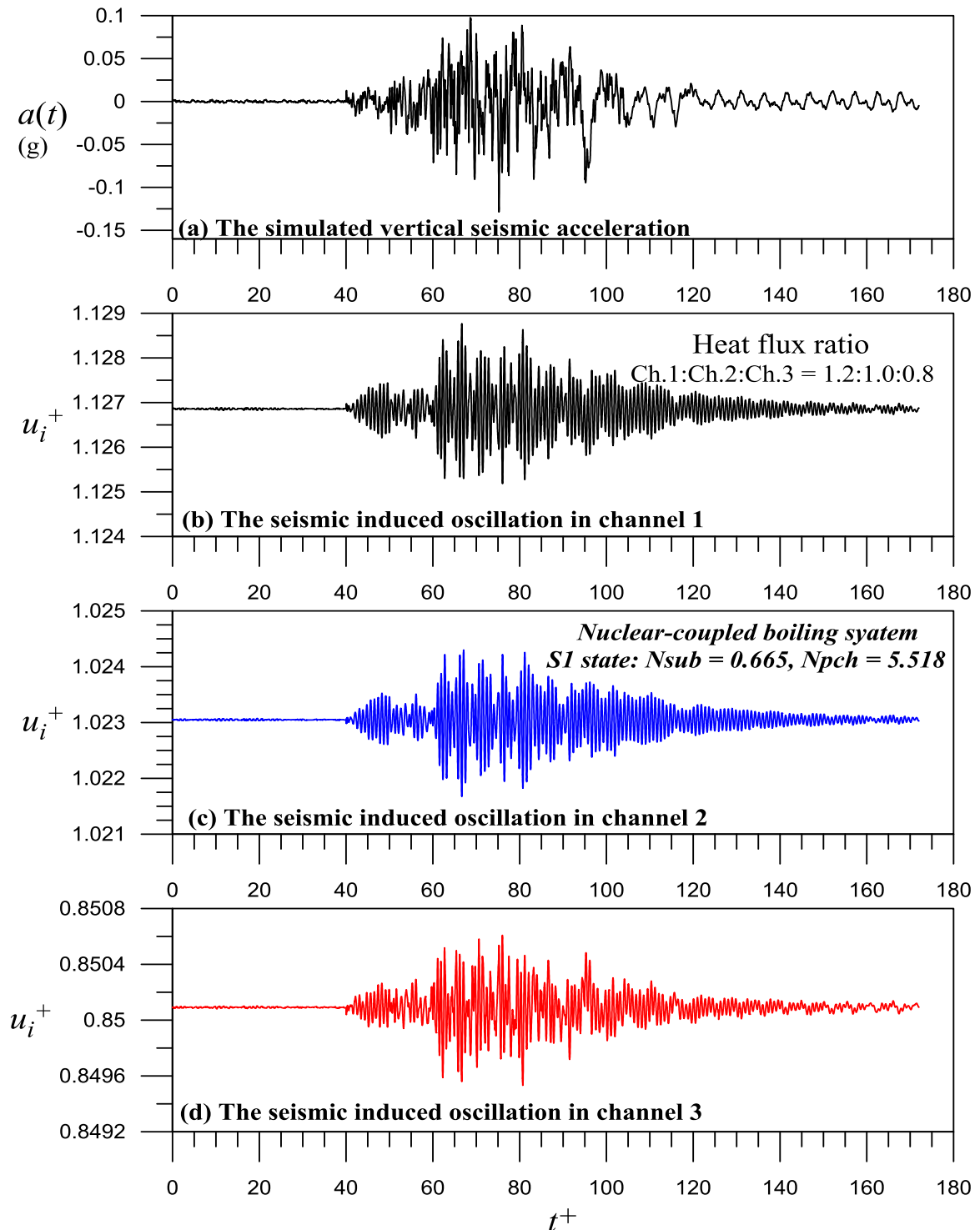


圖 3.1.2.13 在 BWR 的正常運轉點(S1)，模擬地震垂直加速度波對固定系統總流量的多平行沸騰通道系統之影響分析：(a)模擬 921 地震垂直加速度波；(b)地震波所致通道 1 的入口流速振盪；(c)地震波所致通道 2 的入口流速振盪；(d)地震波所致通道 3 的入口流速振盪。

(2) 分析情境二：外部垂直震動造成部分內部泵跳脫，系統總流量在外部震盪期間下降至某一較低流量值

考量地震運動發生時，外部垂直震動可能造成部分內部泵跳脫，系統總流量在遭受外部震動期間下降至某一較低流量值。在假設反應器未發生急停的情況下，系統總流量在遭受外部震動期間呈現線性下降：

$$W_{tot}^+ = W_{tot0}^+ (1 - bt^+) \quad (24)$$

本研究選擇沿著 100% 功率線 ($N_{pch}=5.518$) 的不同進口次冷度 (inlet subcooling) 之操作點，即圖 3.1.2.3 中的 S1 點 (正常操作點、 $N_{sub}=0.665$)、S2 點 ($N_{sub}=1.234$)，來探討系統總流量線性下降的影響。圖 3.1.2.14(a) 顯示假設之外部垂直加速度波，圖 3.1.2.14(b) 顯示系統在遭受此外部垂直加速度波下，系統總流量逐漸線性下降；在外部垂直加速度波消失後，系統維持在某一較低總流量值 (50% 或 45%)，圖 3.1.2.14(c) 進一步展示在不同穩定點 S1 點與 S2 點，若遭受如圖 3.1.2.14(b) 情況時，系統的暫態響應。當運轉功率 (100%) 不變時，其結果顯示當系統總流量在外部震盪期間線性下降至 50% 時，兩個操作點 S1 與 S2 在外部震盪消失後仍維持穩定，但在 S2 點的振盪會比 S1 點的振盪劇烈，顯示正常運轉點 S1 相較 S2 點較為穩定。因此當系統總流量在外部震盪期間線性下降至 45% 之情況時，S2 點將從穩定改變成不穩定的狀態，圖 3.1.2.14(c) 顯示當外部震盪消失後，在 S2 點通道 1 的入口流速開始出現振盪；且隨時間逐步擴大最後導致逆流的發生。亦即，當運轉功率不變下，系統總流量的下降會產生相較不穩定的效應。

另外，本研究亦擇選另一個較高功率 (約 142%， $N_{pch}=7.829$) 且較高次冷度 ($N_{sub}=2.468$) 的操作點 S5，當電廠運轉在此條件下系統會產生急停，所以其並非一實際的穩定運轉點。本研究假設反應器未發生急停的情況下，圖 3.1.2.15 顯示在 S5 點當系統總流量在外部震盪期間線性下降至 70% 時，加熱功率比 1.2:1.0:0.8 三平行沸騰通道之中子熱流耦合系統，在外部震盪消失後三根沸騰通道均開始出現不穩定的振盪，通道的功率越高，如通道 1，其振幅越大；最後導致系統逆流的發生，如圖 3.1.2.15(c) 所示。綜合圖 3.1.2.14 與圖 3.1.2.15 之分析結果，當系統在遭受外部垂直震動，導致系統流量降低時其造成的效應，會與操作點的狀態有關。當操作點離穩定性邊界越近，如 S5 點，系統總流量在下降至一相對較高流量時，不穩定的振盪就較早開始發生；而操作點離穩定性邊界越遠，如 S2 點，系統總流量要下降至一相對較低流量時，不穩定的振盪才會出現。正常運轉點 S1 因其離穩定性邊界相當遠，是一個相對非常穩定的操作點。

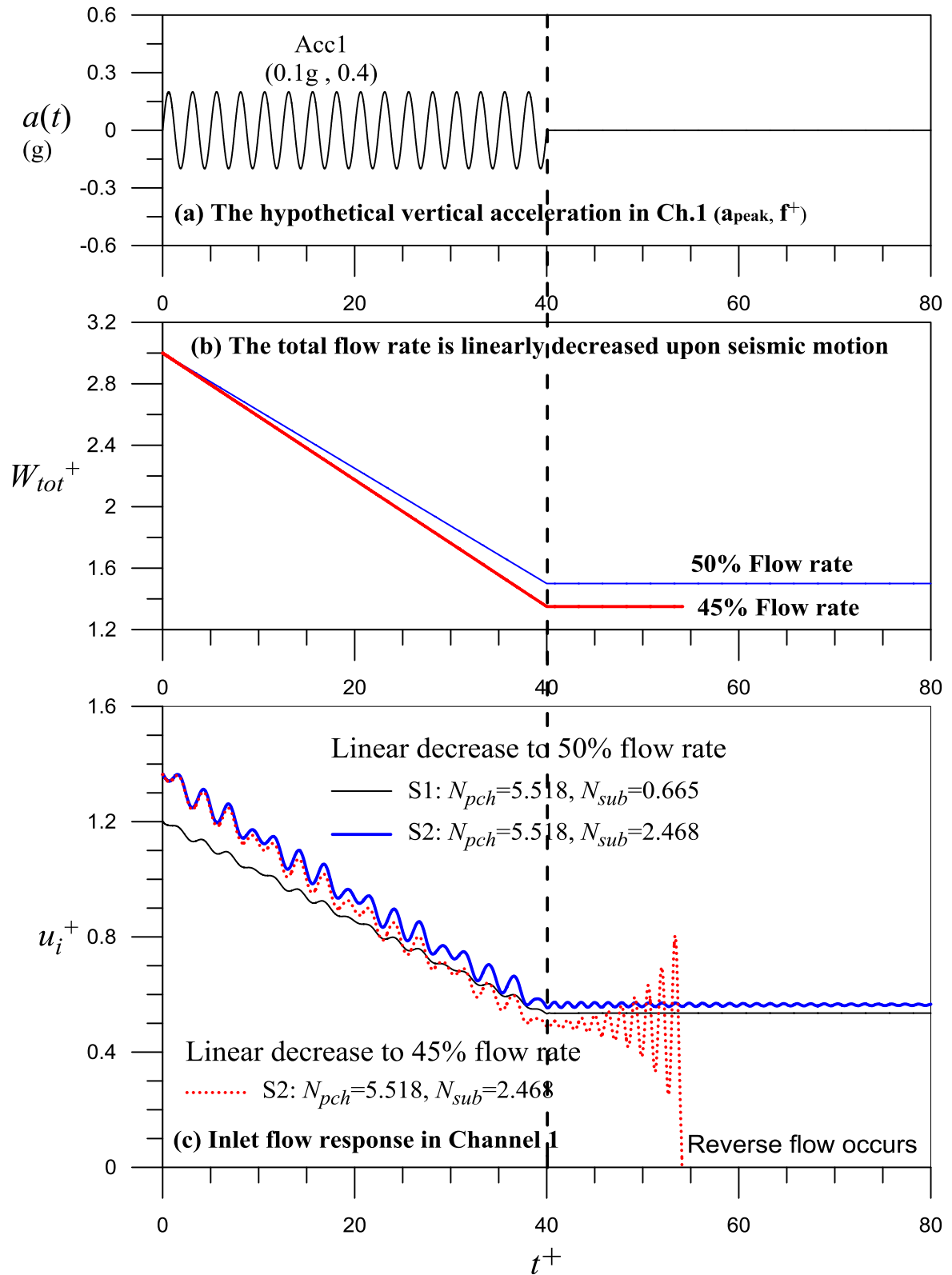


圖 3.1.2.14 在不同穩定操作點 S1 與 S2，系統在遭受外部垂直加速度波下，導致總流量線性下降至一低流量時，其相應的暫態振盪特性行為。

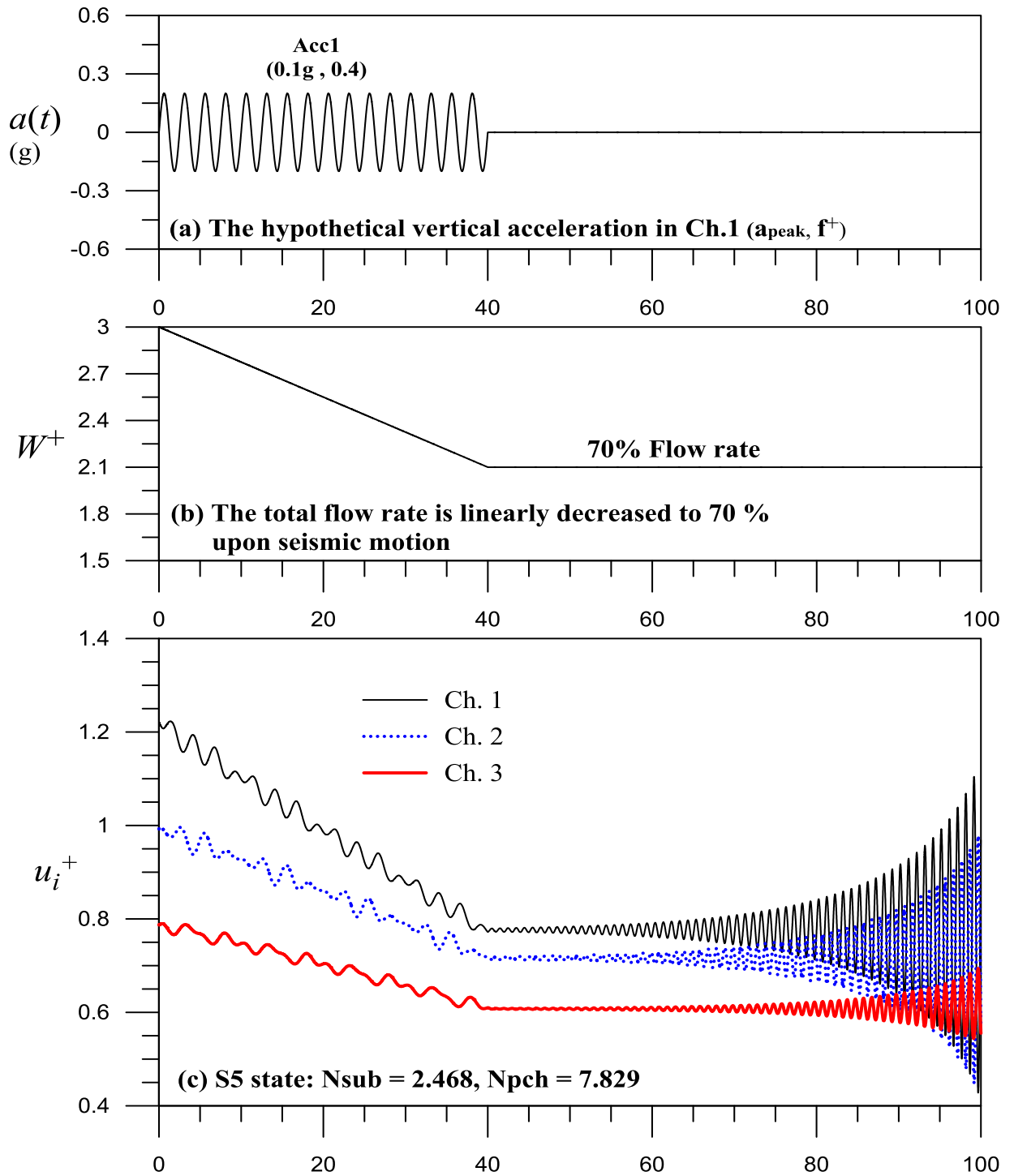


圖 3.1.2.15 在穩定操作點 S5，系統在遭受外部垂直加速度波下，導致總流量線性下降至一低流量時，其相應的暫態振盪特性行為。

(3) 分析情境三：外部垂直震動造成飼水泵浦的震盪，進而形成系統總流量的週期性振盪

考量地震運動發生時，外部垂直震動可能造成飼水泵浦的振盪，進而形成系統總流量的週期性振盪。在外部震動期間，系統總流量及其隨時間之變化率，可表示如下：

$$W_{tot}^+ = W_{tot0}^+ (1 + A_W \sin(2\pi f_W^+ t^+)) \quad (25)$$

$$\frac{dW_{tot}^+}{dt^+} = 2\pi f_W^+ A_W W_{tot0}^+ \cos(2\pi f_W^+ t^+) \quad (26)$$

此處， A_W 是系統總流量振盪之振幅； f_W^+ 則是其無因次振盪頻率。

將式(26)代入式(14)中，並利用本研究建立的相關無因次動態方程式組，可探討遭受地震造成的垂直加速度波，造成系統總流量的週期性振盪下，對多重平行沸騰通道系統之穩定性與通道熱流現象的影響。

首先考慮在遭受外加垂直震動下系統總流量維持固定的情況，圖 3.1.2.16 (a) 為假定的地震加速度波 (a_{peak}, f^+)，第一個出現的垂直加速度波 (0.2g, 0.8)，間隔一段非地震時間後，出現第二個的垂直加速度波 (0.1g, 1.0)，值得注意的是其振盪頻率設定大約等於系統的自然頻率，最後則為此兩個加速度波的耦合波。圖 3.1.2.16 (b) 顯示在此外部垂直加速度波效應下，系統總流量仍維持固定不變。圖 3.1.2.16 (c) 呈現系統在 S6 操作點 ($N_{sub}=3.702 \cdot N_{pch}=11.091$)，圖 3.1.2.16 (a) 之假定地震加速度波對三個不同功率 (1.2:1.0:0.8) 通道的非線性振盪之影響。結果顯示對於非共振情況，即第一個垂直加速度波，雖然其為相對較大的加速度波，但其引起系統的振盪卻相對較小；反之，在共振的情況，即第二個垂直加速度波，所引起的系統振盪明顯增強，振盪的振幅相對較大，但其共振振盪仍在一定範圍內。此外，分析結果亦顯示，通道功率越大外部垂直加速度波所引發振盪的振幅越大；反之，通道的功率越低則振盪的振幅越小。

在 S6 操作點 ($N_{sub}=3.702 \cdot N_{pch}=11.091$)，在遭受與圖 3.1.2.16 (a) 相同之假定地震加速度波，且考慮外部垂直震動造成系統總流量的週期性振盪，其振幅 $A^+=0.002$ ，頻率 $f^+=1.0$ ，如圖 3.1.2.17 (b) 所示。圖 3.1.2.17 (c) 呈現系統在承受此外加地震加速度波與總流量週期性振盪的情況下，對三個不同功率 (1.2:1.0:0.8) 通道的非線性振盪之影響。外部的垂直加速度波可能會與系統的自然振盪及系統總流量之振盪相互作用，進而形成複雜的非線性振盪型態，經由圖 3.1.2.16(c) (系統總流量仍維持固定) 與圖 3.1.2.17(c) (系統總流量週期性振盪) 相互比較，系統總流量的小幅震盪，會明顯增強外加地震加速度波所致系統的振盪。

此外，在 S6 操作點 ($N_{sub}=3.702 \cdot N_{pch}=11.091$)，當外部垂直震動造成系統總流量較大振幅的週期性振盪時，其振幅 $A^+=0.02$ ，頻率 $f^+=1.0$ ，如圖 3.1.2.18 (b) 所示。在同樣外加地震加速度波作用下 (圖 3.1.2.18 (a))，圖 3.1.2.18 (c) 呈現系統在承受此外加垂直加速度波與總流量較大幅度週期性振盪的情況下，對三個不同功率 (1.2:1.0:0.8) 通道的非線性振盪之影響。結果顯示系統總流量的震盪，除會明顯增強外加地震加速度波所致系統的振盪外，較大幅度的總流量振盪會主導系統的暫態行為。因此，系統總流量的週期性振盪效應對外部垂直震動下的多平行沸騰通道系統有明顯之影響，小幅度的總流量振盪，會與外部的垂直加速度波及系統的自然振盪相互作用，進而形成複雜的非線性振盪

型態；而較大幅度的總流量振盪之影響，會比外部垂直加速度波之作用及系統的自然振盪顯著，其會主導系統的暫態行為。

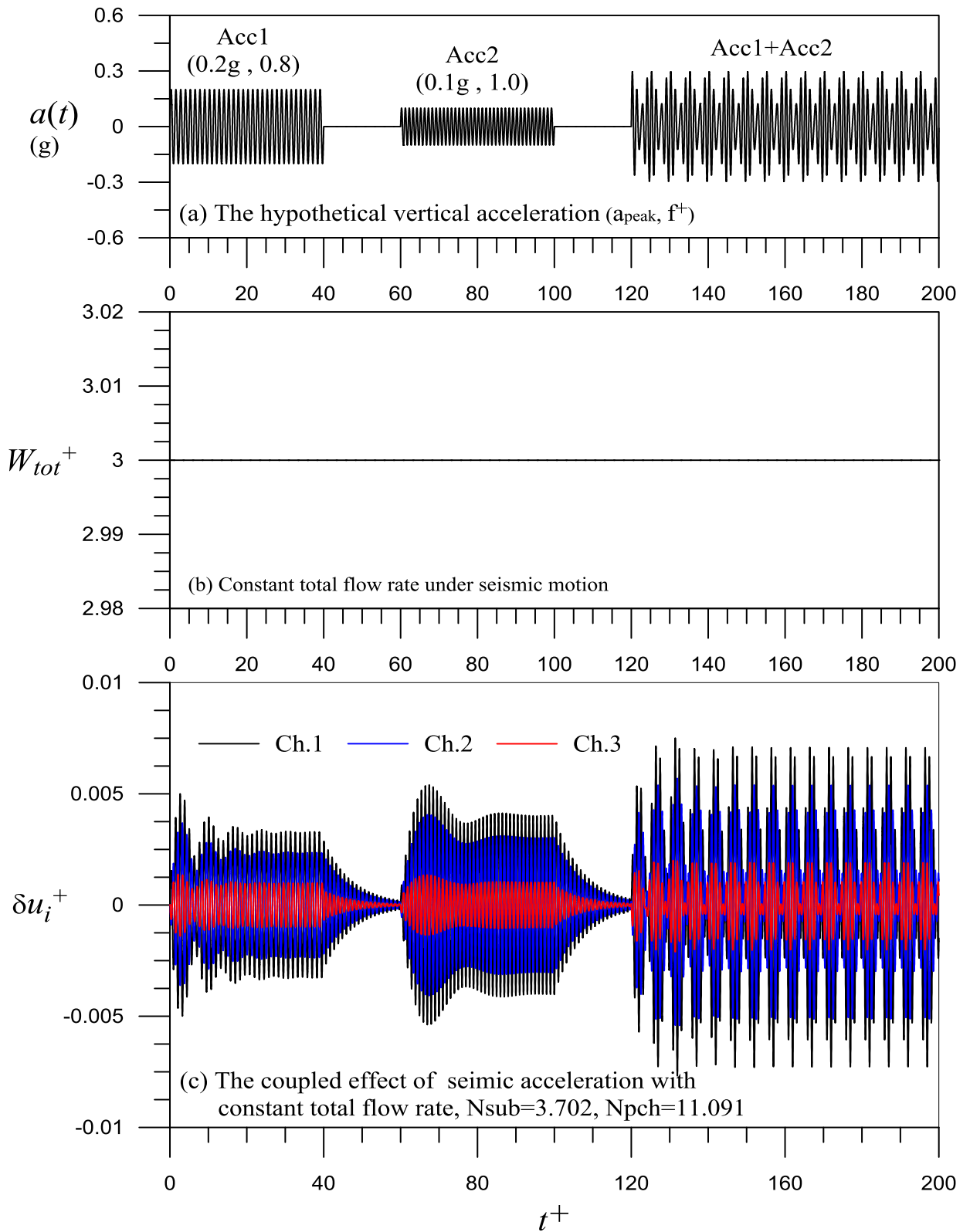


圖 3.1.2.16 在穩定操作點 $S6(N_{sub}=3.702、N_{pch}=11.091)$ ，系統在遭受外部垂直加速度波下，總流量仍維持固定時，其相應的暫態振盪特性行為。

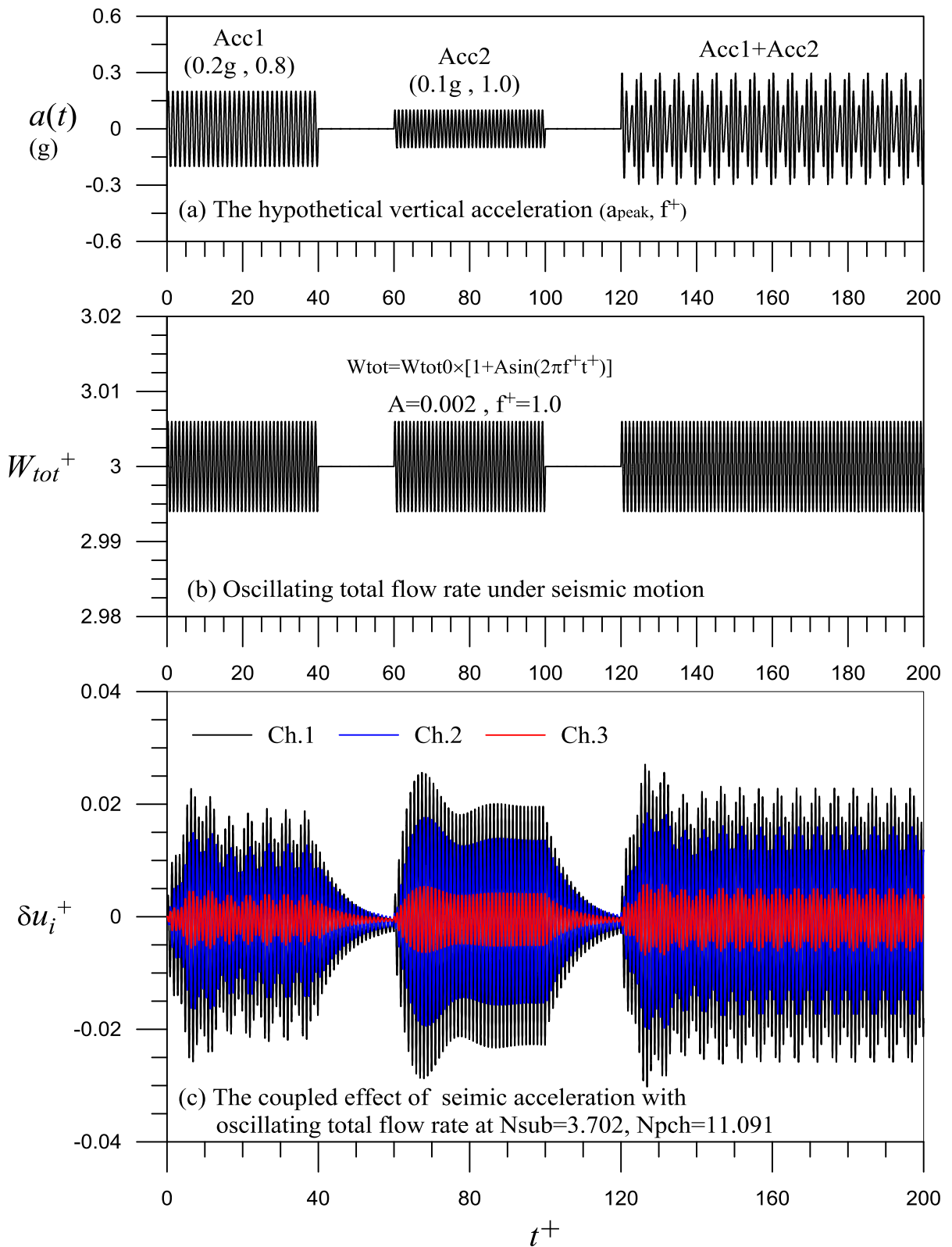


圖 3.1.2.17 在穩定操作點 $S6(N_{sub}=3.702, N_{pch}=11.091)$ ，系統在遭受外部垂直加速度波下，總流量較小幅度週期性振盪，其相應的暫態振盪特性行為。

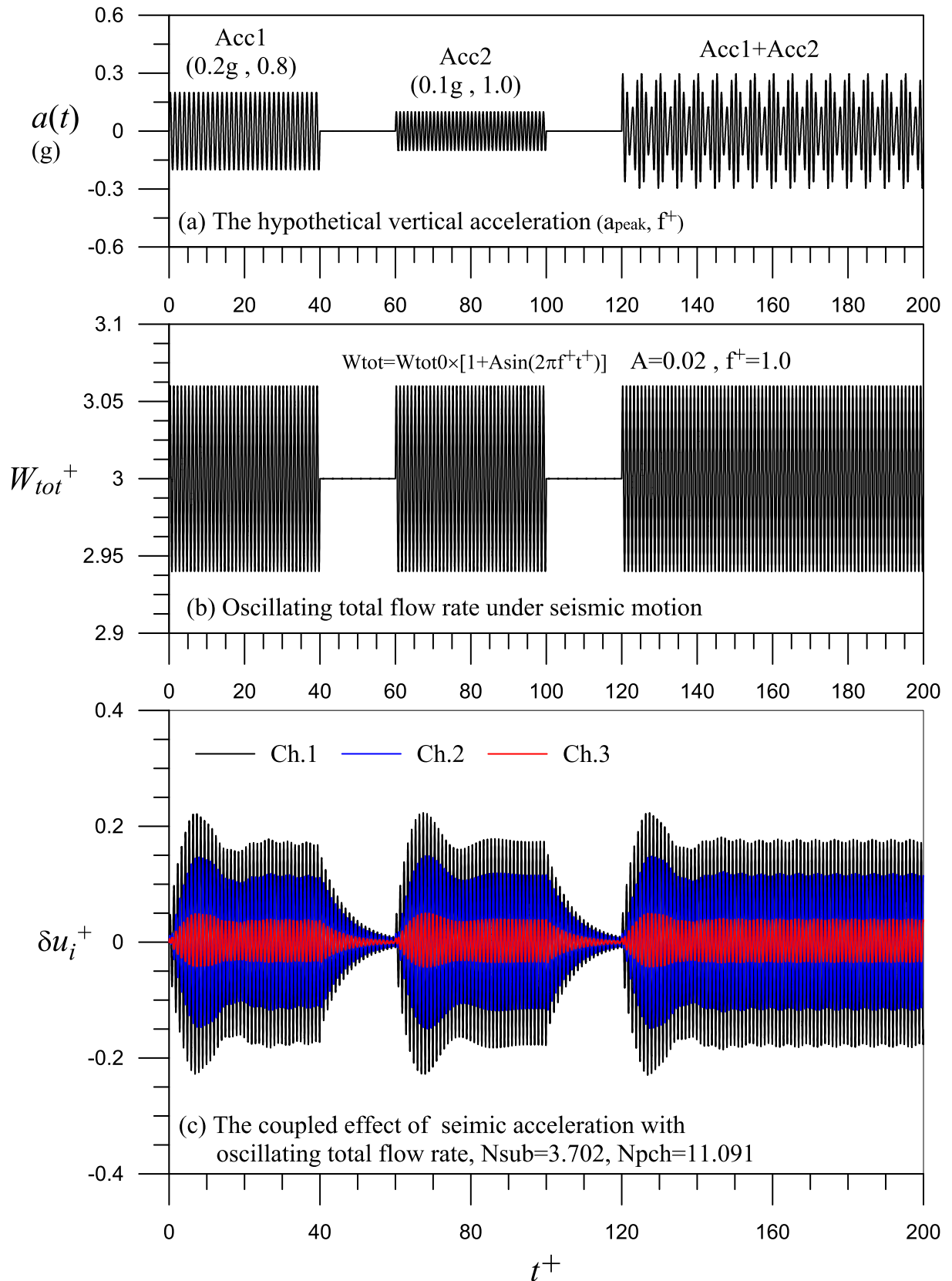


圖 3.1.2.18 在穩定操作點 $S6(N_{sub}=3.702, N_{pch}=11.091)$ ，系統在遭受外部垂直加速度波下，總流量較大幅度週期性振盪，其相應的暫態振盪特性行為。

(4) 分析情境四：外部垂直震動造成全部內部泵跳脫，造成系統處於自然循環狀態

當外部垂直震動造成反應器全部內部泵跳脫時，會造成系統處於自然循環狀態。在假設反應器未發生急停，以持續觀察外部垂直加速度波下，系統的非線性振盪現象與特性。在外部震動期間，自然循環系統內多平行通道的壓降，可表示如下：

$$\Delta P_1^+ = \Delta P_j^+ = \Delta P_0^+ g_j^*, \quad j=1,2,\dots,M \quad (27)$$

其中， ΔP_0^+ 表示自然循環多平行通道的穩態壓降； g_j^* 代表第 j 根沸騰通道之無因次垂直加速度項，包含來自重力加速度與外部地震垂直加速度之貢獻。

考量在外部震動期間，自然循環系統內多平行通道的壓降邊界條件式(27)後，將式(13)與式(14)修正可得在外部垂直振動加速度波下，自然循環多重沸騰通道入口流速之動態方程式，如下：

$$\frac{du_{i,1}^+}{dt^+} = (\Delta P_0^+ g_1^* - \Delta P_{H,1}^+) / FrM_{ch,1}^+ \quad (28)$$

$$\frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = \frac{M_{ch,1}^+}{M_{ch,j}^+} \frac{du_{i,1}^+}{dt^+} + (\Delta P_{H,1}^+ - \Delta P_{H,j}^+) / FrM_{ch,j}^+ \quad (29)$$

利用先前建立的相關無因次動態方程式組及式(28)與(29)，可探討遭受地震造成的垂直加速度波，對自然循環多平行沸騰通道系統之穩定性與通道熱流現象的影響。

圖 3.1.2.19 (a)為假定的外部垂直加速度波 (a_{peak}, f^+)，第一個出現的垂直加速度波 (0.05g, 0.6)，間隔一段非地震時間後，出現第二個相同的垂直加速度波 (0.05g, 0.6)，最後則為此兩個垂直加速度波的耦合波。圖 3.1.2.19 (b)則為在 BWR 自然循環穩定點 $N1(N_{sub}=0.665, N_{pch}=2.662)$ ，系統在遭受如圖 3.1.2.19 (a)之外部垂直加速度波下，中子熱流耦合三平行沸騰通道(1.2:1.0:0.8)的暫態振盪特性行為。由結果可知，中子熱流耦合三平行沸騰通道中，功率越高(如通道 1)，其自然循環流量越大，遭受外部垂直加速度波下，所引起的振盪越劇烈，亦即其振盪的振幅越大；反之，功率越小(如通道 3)，其自然循環流量越低，遭受外部垂直加速度波下，所引起振盪的振幅越小。自然對流中子熱流耦合三平行沸騰通道，在遭受外部垂直加速度波下，三平行沸騰通道的振盪頻率幾乎一致，通道之間彼此之振盪傾向呈現同相之振盪型態。與圖 3.1.2.4 強制循環狀態下，固定系統總流量的三平行沸騰通道系統，在 BWR 正常運轉點(S1)的分析結果相較，外部垂直加速度波對三平行沸騰通道暫態振盪行為之影響，在自然循環狀態(N1)下的影響會比強制循環狀態(S1)下的影響劇烈。

圖 3.1.2.20 進一步評估外部垂直加速度波所致自然對流中子熱流耦合三平行沸騰通道的共振振盪。因此，圖 3.1.2.20 (a)將圖 3.1.2.19 (a)所假定的外部垂直加速度波 (a_{peak}, f^+)，其中第二個垂直加速度波 (0.05g, 1.1)，其振盪頻率設定大約等於系統的自然頻率，最後則為此兩個加速度波的耦合波。圖 3.1.2.20 (b)則為在 BWR 自然循環穩定點 $N1(N_{sub}=0.665, N_{pch}=2.662)$ ，系統在遭受如圖 3.1.2.20 (a)之外部垂直加速度波下，中子熱流耦合三平行沸騰通道(1.2:1.0:0.8)的暫態振盪特性行為。其結果顯示第二個垂直加速度波引起相當劇烈的共振振盪，且功率越高其共振振盪的強度越強，尤其是在最高功率的通道(通道 1)。圖 3.1.2.20 (c)亦顯示自然對流中子熱流耦合三平行沸騰通道，在遭受

外部垂直加速度波下，三平行沸騰通道的振盪頻率幾乎一致，且通道之間彼此之振盪傾向呈現同相的振盪型態。

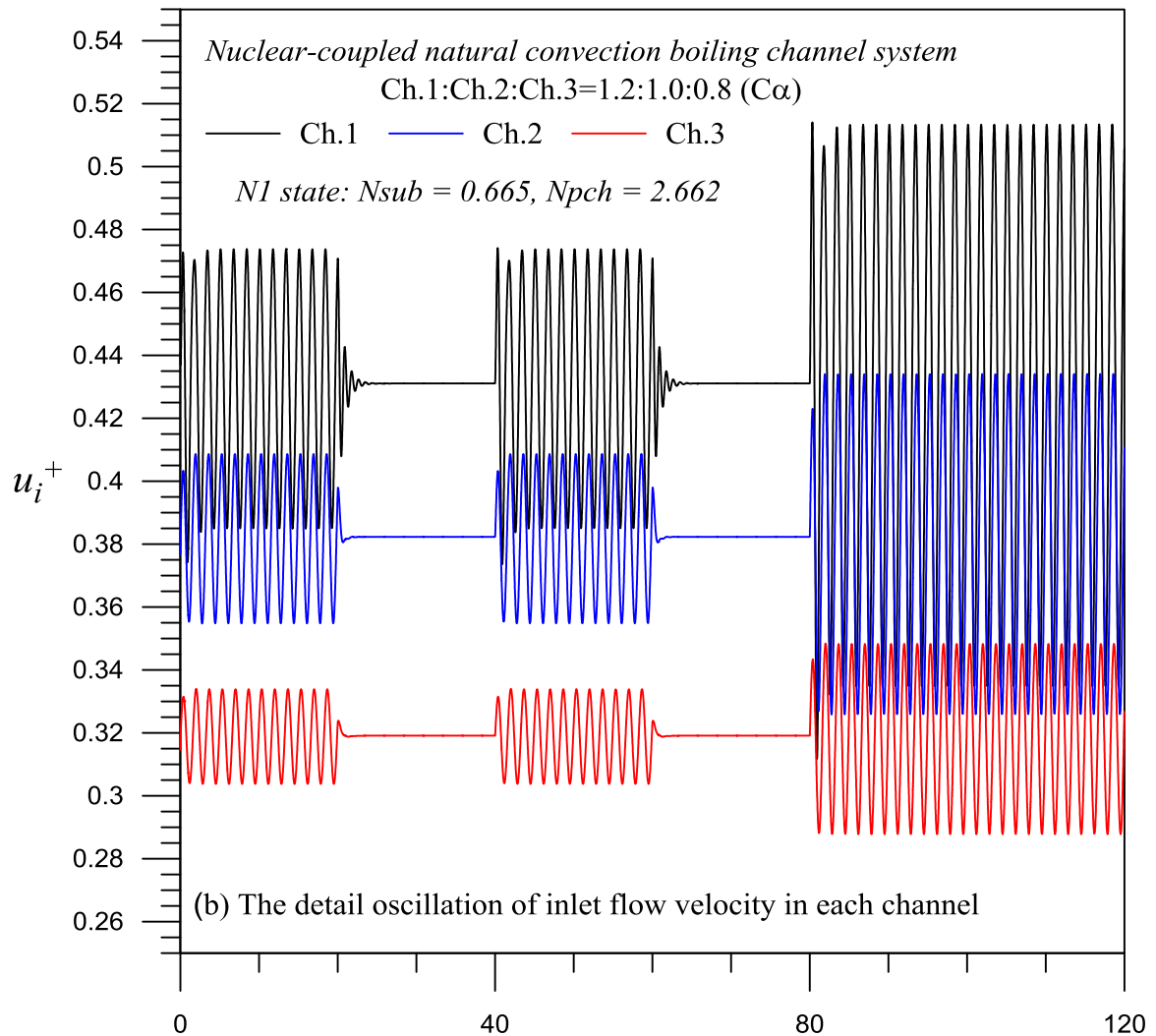
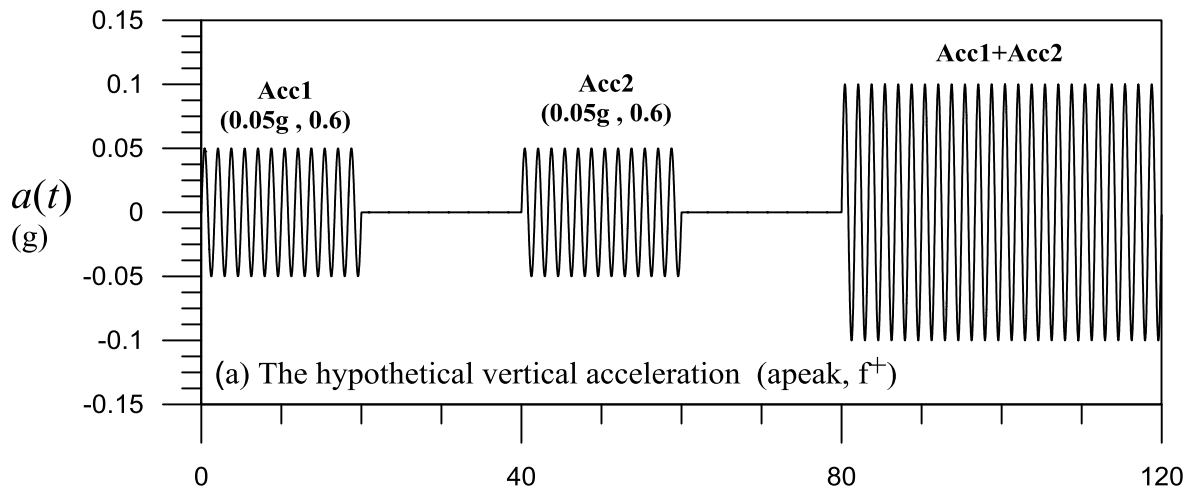


圖 3.1.2.19 在自然循環穩定點 N1($N_{sub}=0.665$ 、 $N_{pch}=2.662$)，系統在遭受外部垂直加速度波下，中子熱流耦合三平行沸騰通道(1.2:1.0:0.8)的暫態振盪特性行為。

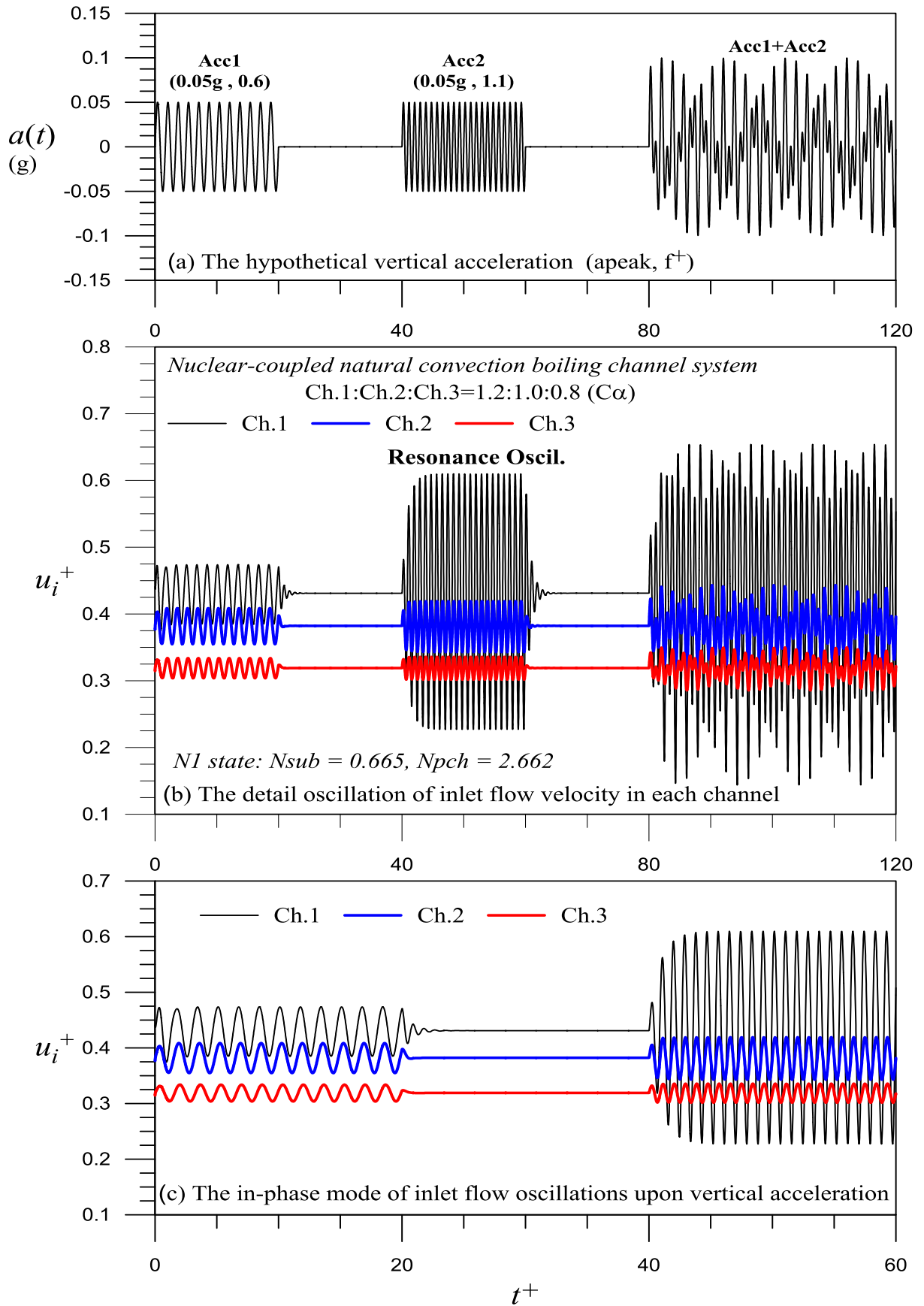


圖 3.1.2.20 在 BWR 自然循環穩定點 N1($N_{sub}=0.665$ 、 $N_{pch}=2.662$)，系統在遭受外部垂直加速度波下，中子熱流耦合三平行沸騰通道的共振暫態振盪行為。

本研究希冀模擬實際地震波對於自然循環中子熱流耦合雙相流系統動態特性的影響，因此在 BWR 電廠的自然循環穩定點 N1($N_{sub}=0.665$ 、 $N_{pch}=2.662$)，評估模擬 921 地震垂直加速度波，對自然對流中子熱流耦合三平行沸騰通道之影響，藉以觀察地震波造成其暫態的振盪行為。將圖 3.1.2.21(a)的模擬實際 921 地震垂直加速度波，加諸於加熱功率比 1.1:1.0:0.9 之中子熱流耦合三平行沸騰通道系統後，圖 3.1.2.21(b)-(d)分別顯示 921 地震垂直加速度波所致各通道入口流速(u_i^+)的動態振盪行為。由分析結果得知，雖然 921 地震垂直加速度波在 BWR 的自然循環穩定點(N1)造成的振盪，會比在圖 3.1.2.13 強制循環正常運轉點(S1)造成的振盪劇烈，但由於此模擬地震垂直加速度波造成的額外壓降，只佔通道壓降一定的比例，因此系統的振盪雖然非常雜亂，但其振幅仍侷限在一定的範圍，表示 BWR 電廠的自然循環穩定點(N1)在遭受此地震波下仍相當安全。

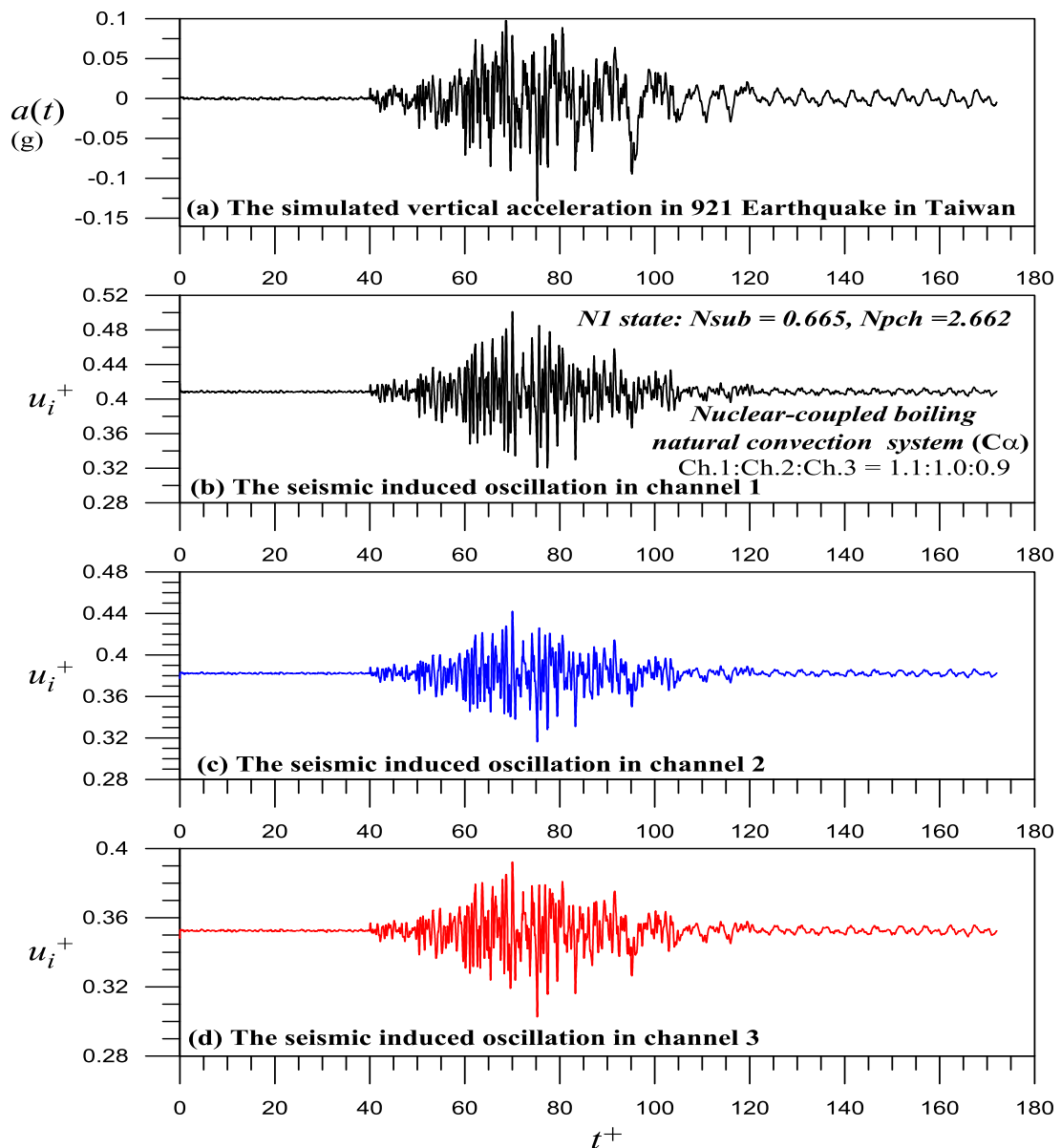


圖 3.1.2.21 在 BWR 自然循環穩定點 N1($N_{sub}=0.665$ 、 $N_{pch}=2.662$)，地震垂直加速度波對中子熱流耦合三平行沸騰通道(1.1:1.0:0.9)之影響分析: (a)模擬 921 地震垂直加速度波；(b)地震波所致通道 1 的入口流速振盪；(c)地震波所致通道 2 的入口流速振盪；(d)地震波所致通道 3 的入口流速振盪。

為探討進口次冷度(inlet subcooling)對 921 地震垂直加速度波所致自然對流中子熱流耦合三平行沸騰通道暫態振盪的影響，本研究選擇沿著 50% 功率線($N_{pch}=2.662$)的三個不同進口次冷度(inlet subcooling)之操作點，即 N1 點(自然循環點、 $N_{sub}=0.665$)、N2 點($N_{sub}=1.234$)及 N3 點($N_{sub}=2.468$)。在遭受如圖 3.1.2.22 (a)的模擬實際 921 地震垂直加速度波下，圖 3.1.2.22(b)探討爐心進口次冷度對 921 地震垂直加速度波所致自然對流三平行通道系統暫態行為的影響。由結果得知若三平行通道具有較高的進口次冷度，相較於具有較低進口次冷度情況，將呈現較大的振盪。此種不穩定效應來自操作點本身的穩定性特性及通道彼此不穩定的交互作用。從自然循環穩定點 N1，依次增加通道進口次冷度，將會使系統更接近自然循環穩定性邊界，亦即系統會相較更不穩定。因此，增強通道彼此的交互作用，而使系統更不穩定而呈現較為劇烈的振盪。

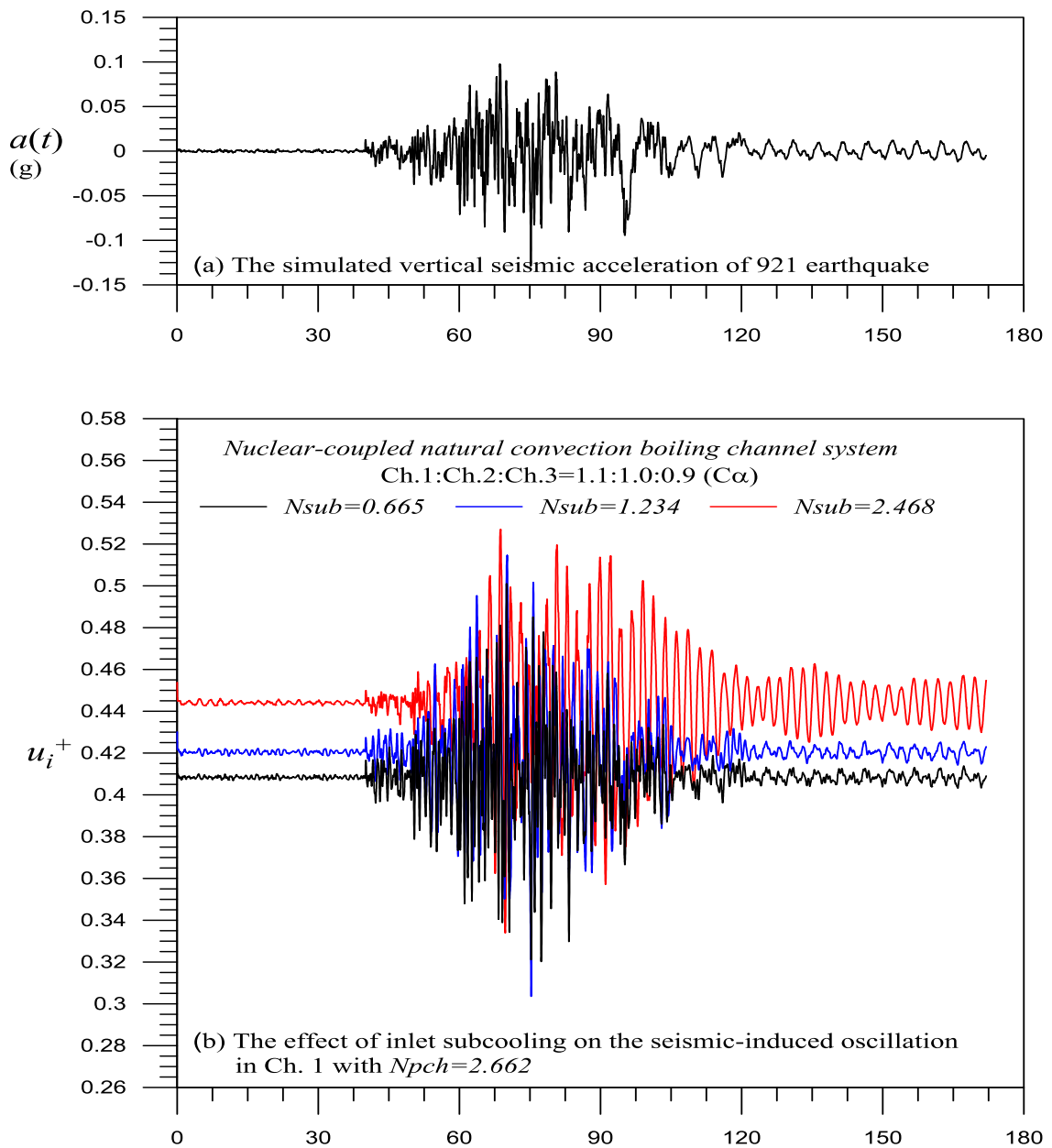


圖 3.1.2.22 在 50% 操作功率下 ($N_{pch}=2.662$)，地震垂直加速度波對具有不同進口次冷度之自然對流中子熱流耦合三平行沸騰通道(1.1:1.0:0.9)的暫態影響分析。

(5) 平行管雙相流道實驗設計

根據前述之尺度效應概念，本子計畫設計平行管雙相流震動實驗，以模擬爐心雙相流於平行通道絕熱狀態下受到不同地震震動之可能效應。

圖 3.1.2.23 顯示本子計畫之平行通道絕熱雙相流地震震動的實驗系統。模擬震動將針對常見頻率及震度條件(如 $f \leq 20\text{Hz}$ ， $a \leq 0.6g$ ，Intensity $\leq X$ 等)的常見條件測試。實驗系統包括：氣體管道、液體管道、測試段(矩形平行管流道)、震動模組、水槽、泵浦、流量計、旁通管，靜音空壓機、壓力槽(1300L)、氣體流量管路(三種)等(部分設備如水槽、空壓機、及部分管道、震動機構等，與 104 年計畫設備相同，沿續使用)。泵浦為三馬力之馬達，最高可提供 120 LPM 流量，而氣體流量可為 1~600 LPM，可由壓力調節閥。本實驗測試之氣/液流量計大小與精度規格如表 3.1.2.4 所示。

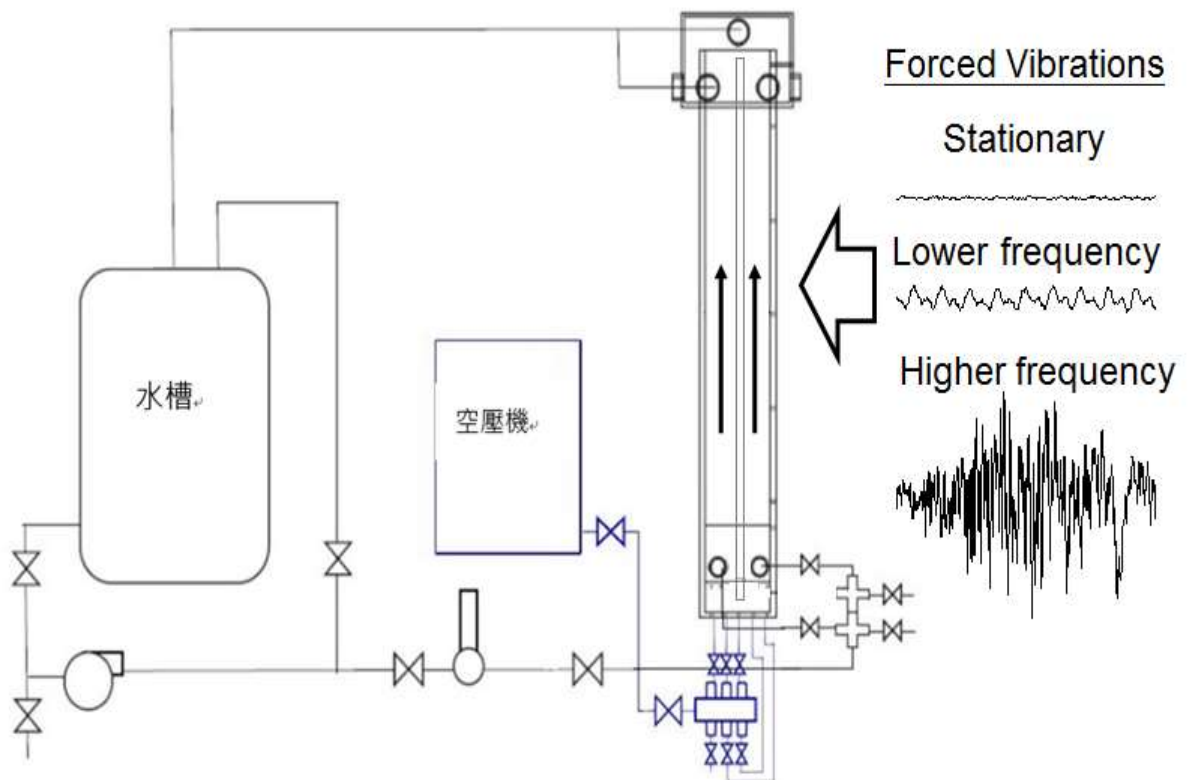


圖 3.1.2.23 平行通道汽液雙相流震動實驗架構。(部分設備如水槽、空壓機、部分管道、震動機構等，同 104 年計畫以沿續使用。)

表3.1.2.4 本實驗平行管道之單一通道流量與精度規格表

	平行管單一通道流量範圍 (L/minute)		量測精度 (%)
	最小	最大	
高流量空氣	30	300	± 1
中流量空氣	5.0	50	± 1
低流量空氣	0.5	10	± 1
高流量純水	9.5	95	± 3
低流量純水	1.9	19	± 3

圖 3.1.2.24 顯示平行通道汽液雙相流實驗段，在平行通道的底部有個進口空間 (Lower Plenum)，而在上方有個出口空間(Upper Plenum)，分別作為平行通道之進出口的壓力平衡區。而在實驗操作過程中，瞬時之雙相流參數及震動參數包括:空泡分率、平行通道壓差、壓降、氣體/液體流量、震動加速度、振動頻率等，都可即時記錄下來，以確保實驗之穩態與動態特性皆能確實呈現與分析。根據前章節之尺度效應計算與設計，本實驗平行通道之尺度效應設計結果如表 3.1.2.5 所示，根據與沸水式反應器爐心結構、流量、溫度等條件，本研究設計之實驗條件為常溫常壓之雙相流平行通道，水力直徑為 0.0191m，根據尺度分析理論，本測試實驗設備之雙相流特性將與沸水式反應器具有 74% 的尺寸相似度，但同時可能會造成 52% 的動態特性差異，然而在慣性力與表面張力的比值相似性，以無因次緯柏數(Weber number, We)分析，本實驗設備可以達到得跟沸水式反應器幾乎完全相似(沸水式反應器及本實驗設備之 We 分別為 3.9 及 4.0)。而雷諾數(Re)部分雖然目前尚有差異，但並不影響雙相流之流譜與流動特性比較，因此可留待未來實驗採購較高馬力之幫浦，提升流速即可達到完全相同雷諾數(Re)狀態。

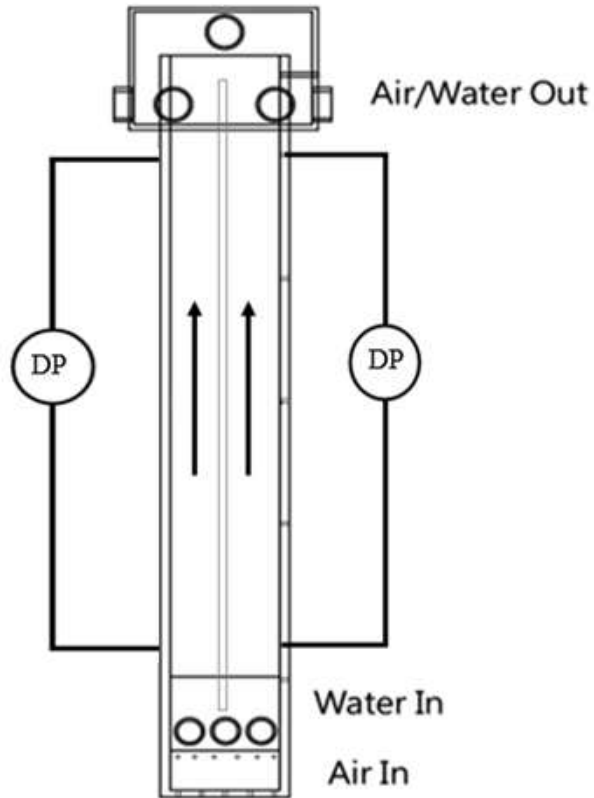


圖 3.1.2.24 平行通道汽液雙相流實驗段

表 3.1.2.5 平行通道尺度效應計算結果

Parameters	Target BWR	Test Facility
Pressure (Mpa)	7.17	0.101
Fluid temperature (°C)	287	25
Hydraulic diameter (m)	0.015	0.0191
Bubble size (mm)	3.18	5.46
D_b/D_H	0.212	0.286
Geo. Similarity Ratio	n/a	0.742
Geometry Distortion	n/a	25.8%
Bubble rise velocity (m/s)	0.172	0.231
Inlet fluid velocity (m/s)	1.93	0.04 - 1.24
v_r/v_f	0.089	0.186
Hydrodynamic Similarity Ratio	n/a	0.478
Hydrodynamic Distortion	n/a	52.2%
Reynolds number	2.24×10^5	3.15×10^4
Weber number	3.9	4.0

(6) 實驗結果與討論

圖 3.1.2.25 為平行通道汽液雙相流震動實驗平台運作時的狀況，圖中顯示為平行通道內雙相流流動之狀態(操作於氣泡流之流譜)，此外，主要儀器量測位置亦標示於圖中。實驗測試時，首先將平行通道內之雙相流操作於穩態，記錄下穩態之數值，包括空泡分率、壓差、加速度等，隨後再依實驗設計施以不同震動條件，並記錄下各項動態數據等。

在實驗測試中，動態空泡分率的量測來源共有六個位置，分別位於左側流道(channel 1~3)與右側流道(channel 4~6)等位置。圖 3.1.2.26 顯示為在流量 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$ 時，平行通道內之平均空泡分率與標準差，此流量下平行通道內為低空泡分率之氣泡流狀態，由圖可知在不同震動條件下，不同位置的平均空泡分率與標準差雖然有小幅變動但是並不明顯，其原因為低空泡分率時氣泡彼此碰撞機率較低，且實驗為絕熱雙相流條件，故此震動條件尚未能明顯影響流道平均空泡分布狀態。而圖 3.1.2.27 顯示流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.05\text{m/s}$ 時，平行通道內之平均空泡分率與標準差，本組實驗氣體流量略高($J_g=0.05\text{m/s}$)，故平均空泡分率亦較前組為高，仍為氣泡流狀態。由圖可見在不同震動條件下，左側流道之平均空泡分率隨著震動的施加，導致空泡分率由壁高值(wall-peak)改為中間高值(center-peak)分布，而標準差亦依此趨勢改變。然而，右側流道受到震動之影響相對於左側流道較不明顯，只有標準差略為變大的情況。如上所述，震動可能導致平行通道之兩側不同調之空泡變化，有可能引發兩側流道之流動壓降之差異，並可能導致流量變化或不穩定的狀況發生。

圖 3.1.2.28 與圖 3.1.2.29 分別為流量在 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$ 及 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.05\text{m/s}$ 條件時，平行通道之空泡分率量測值 PDF 分析圖。當上述兩個流量條件下加上震動時，分別比較可發現當在無震動狀況($f=0$)，各個空泡分率量測之 PDF 最高值、分佈位置等，左右高低皆略有差異；然而當震動發生時，隨著振動頻率的提升，各處的 PDF 值與分佈有趨向均勻化的趨勢，顯示振動頻率的提高亦可能讓雙相流的特性機率分佈較為均勻或同調化。

由於上述 PDF、平均值及標準差，皆為“時間平均”之參數，無法完全反映出動態變化的訊息，然而分析系統不穩定狀態通常為一個動態時變現象，因此動態空泡分佈與動態壓力必須再分析考慮。圖 3.1.2.30 顯示流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$ 時，平行通道之震動動態空泡分率數據(左流道:藍,右流道:紅);而圖 3.1.2.31 顯示為較高流量 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$ 時的動態空泡變化圖。初步發現不論在小流量與較大流量條件加上震動時，動態空泡分率的震幅皆有略降低的趨勢，且隨著頻率提高略加明顯。然而震動頻率並無

法在動態空泡訊號中顯現出。如前段所述，雖然震動可能影響空泡的位置與分佈或讓空泡分佈均勻化，但目前的震動條件尚無法引發相對應的空泡擾動或震盪。

圖 3.1.2.32 與圖 3.1.2.33 分別顯示流量在 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$ 及 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.05\text{m/s}$ 條件時，平行通道遭受強制震動的動態壓差量測結果。雖然如前述震動無法引發空泡的震盪，但是從壓差的動態數據來看，目前的各種震動條件幾乎皆能引起相對應的動態壓差震盪，不論在較低流量與較高流量的狀況下，皆能清楚發現震動引起的壓力波，且在較高頻時，如 1Hz 與 1.5Hz，震動在動態壓差的響應非常明顯。此外在平行通道彼此之間的動態壓差比較，可發現右側流道(紅色)皆產生較大的震幅，波形也較為明顯，此特性與空泡的震幅趨勢恰巧相反，如圖 3.1.2.31 所示，空泡分率的震幅是左測流道較高(藍色)，該現象可能源自於雙相流密度較高時(空泡較低)可能導致較高的動態壓差值，而詳細的原因仍有待更進一步的驗證。此外由動態壓差圖可發現，在震動時除了震波可能引發的壓差震盪之外，在平行流道兩側亦可能會引起類似循環式的動態壓差相位震盪，如圖 3.1.2.34 所示。圖 3.1.2.34 為流量在 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$ 時加上 $f=1.5\text{Hz}$ 震動之平行通道震動動態壓差變化，可清楚見到震動引起的平行管壓差相位差之震盪，首先由震動在右側通道產生一個高壓差，可能導致右側流量降低，而左側流量因此提升，隨後因流量提升而增加壓降，因而產左側流道的高壓差。此現象若發生在沸騰通道，可能引發雙相流不穩定性，未來需要進一步分析探討。

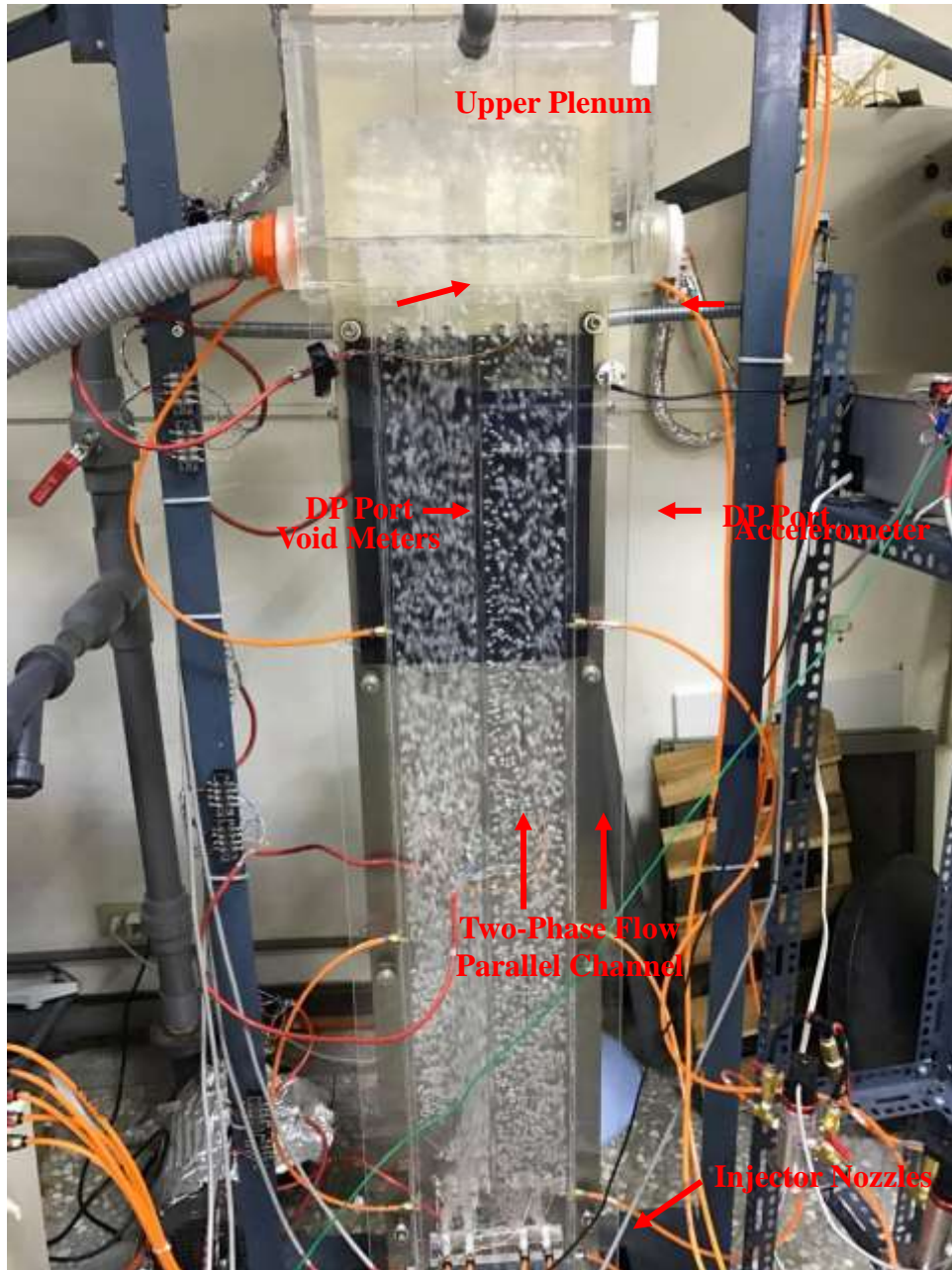
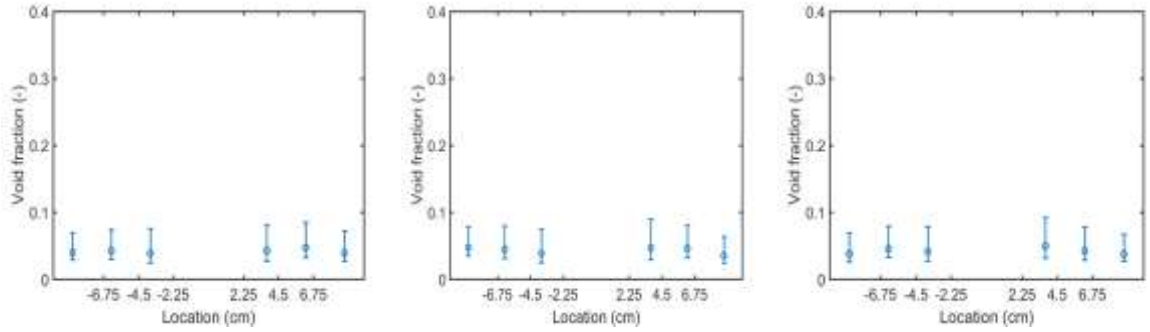


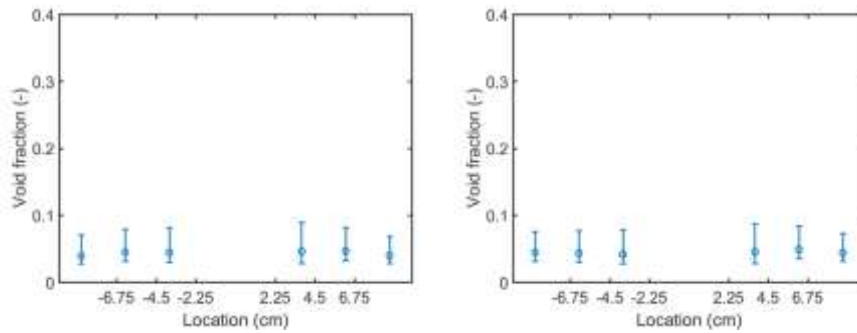
圖 3.1.2.25 平行通道汽液雙相流震動實驗架構



(a) $f=0$

(b) $f=0.5\text{Hz}$

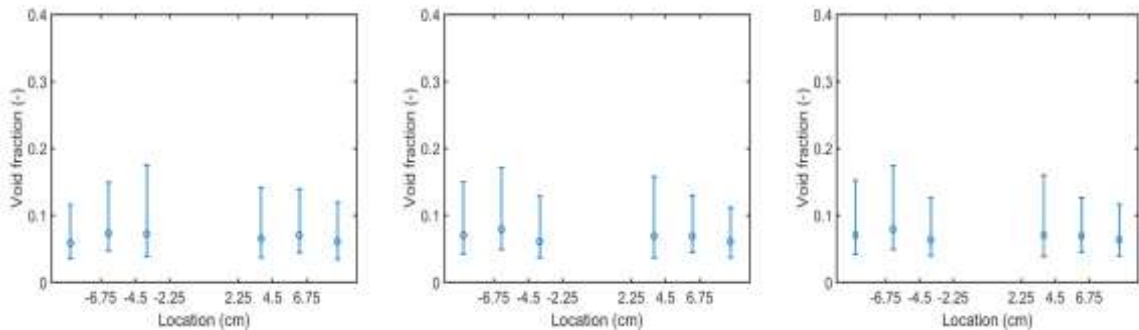
(c) $f=0.7\text{Hz}$



(d) $f=1.0\text{Hz}$

(e) $f=1.5\text{Hz}$

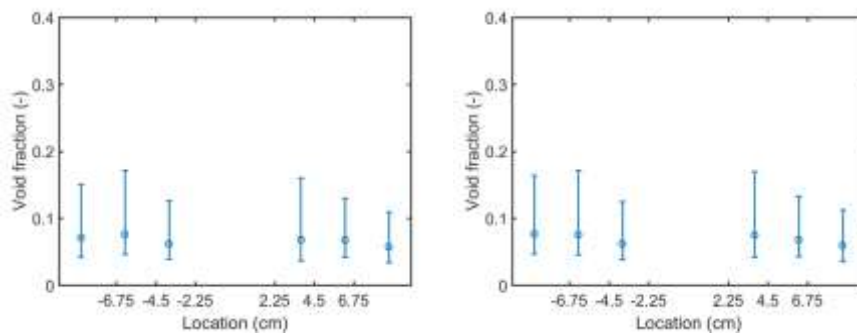
圖 3.1.2.26 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$ ，平行通道之平均空泡分率與標準差



(a) $f=0$

(b) $f=0.5\text{Hz}$

(c) $f=0.7\text{Hz}$



(d) $f=1.0\text{Hz}$

(e) $f=1.5\text{Hz}$

圖 3.1.2.27 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.05\text{m/s}$ ，平行通道之平均空泡分率與標準差。

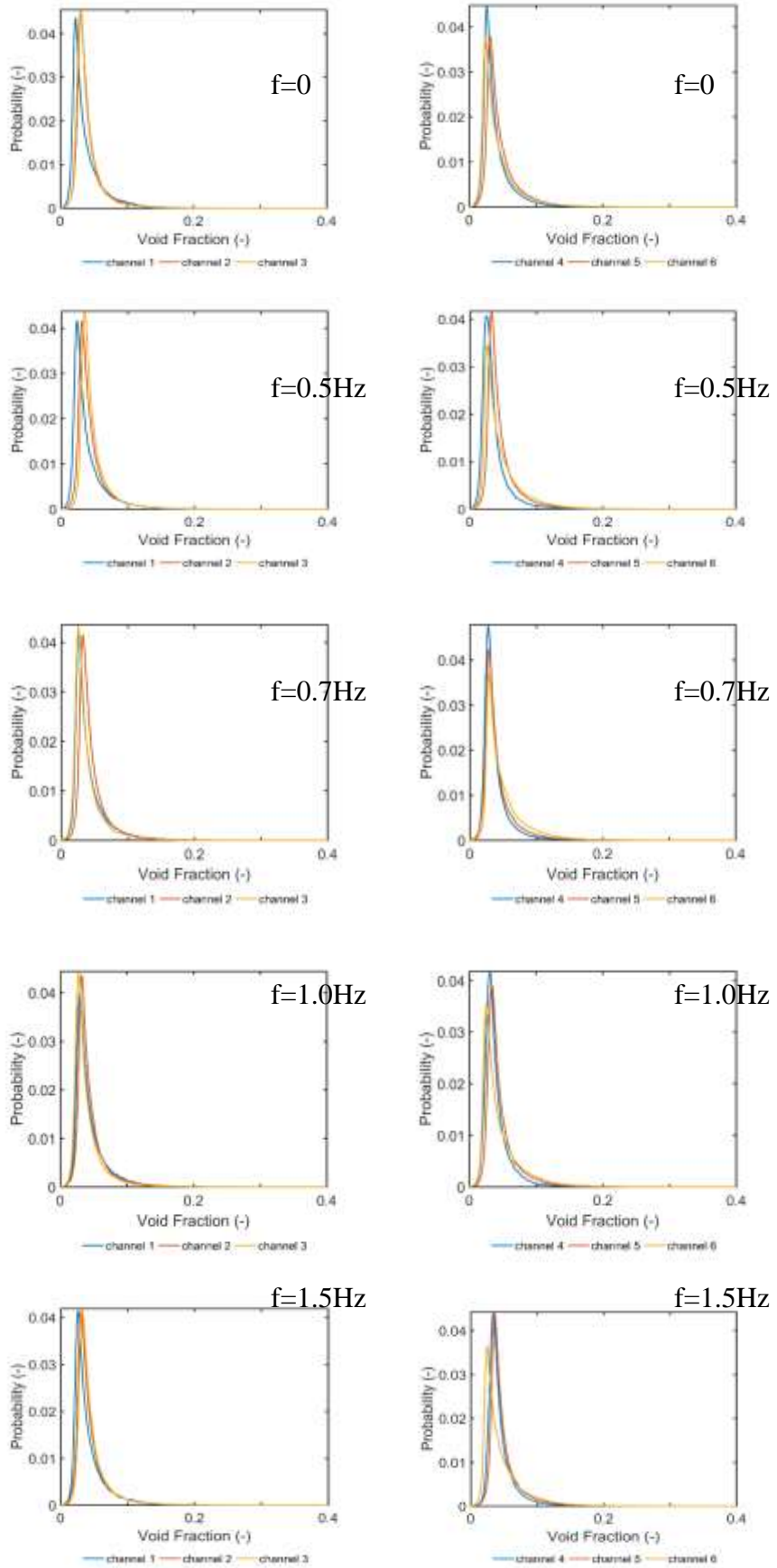


圖 3.1.2.28 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$ ，平行通道之空泡分率 PDF 圖

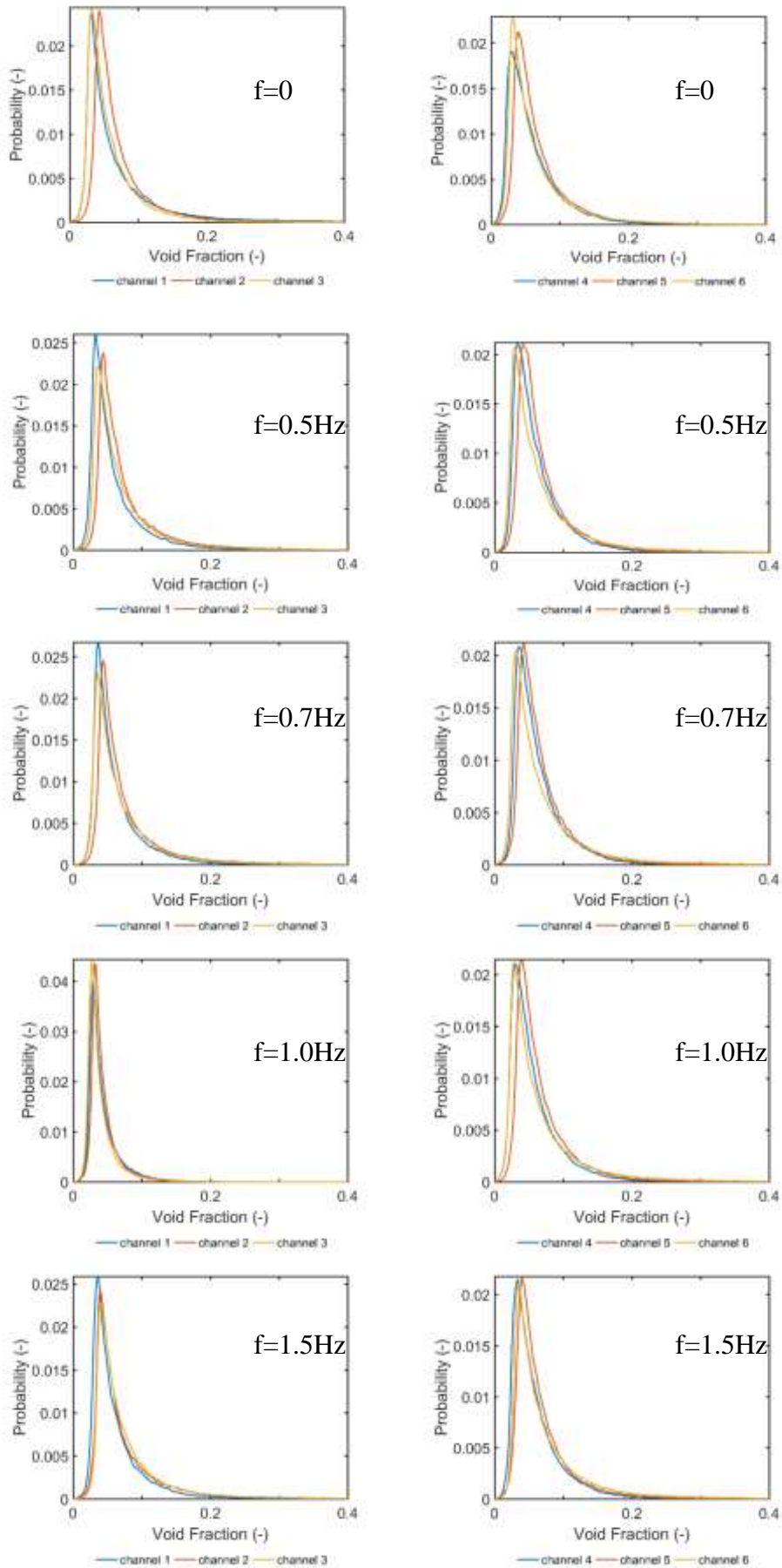
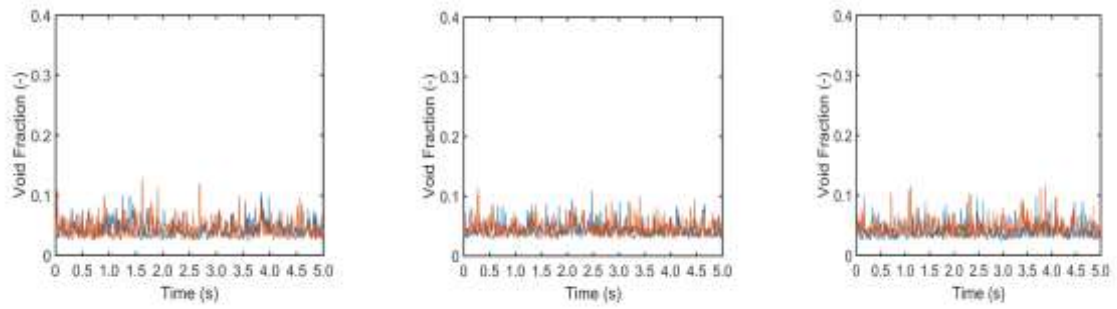


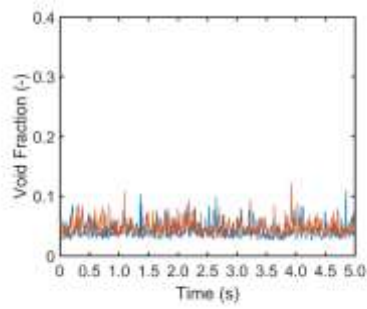
圖 3.1.2.29 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.05\text{m/s}$ ，平行通道之空泡分率 PDF 圖



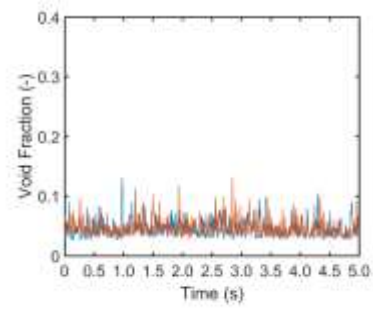
(a) $f=0$

(b) $f=0.5\text{Hz}$

(c) $f=0.7\text{Hz}$

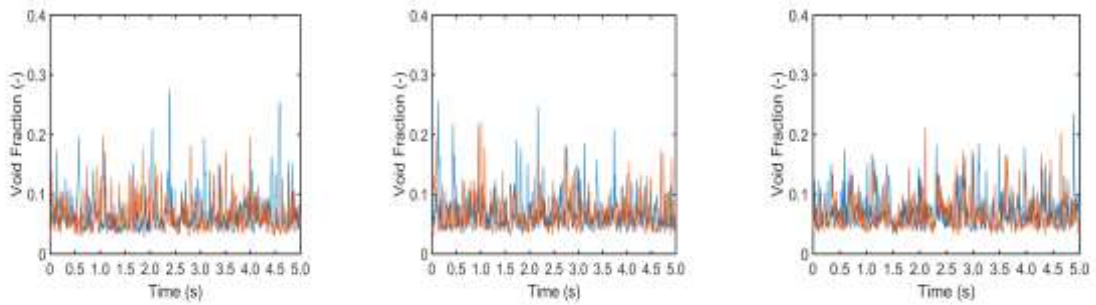


(d) $f=1.0\text{Hz}$



(e) $f=1.5\text{Hz}$

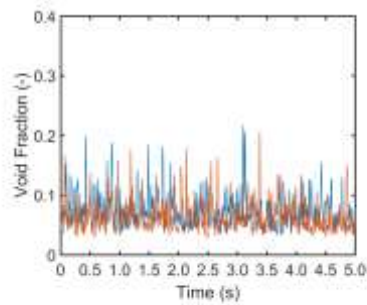
圖 3.1.2.30 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$, 平行通道之震動動態空泡分率圖(左:藍, 右:紅)



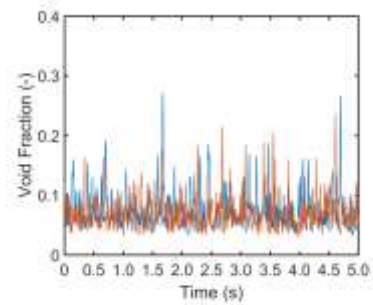
(a) $f=0$

(b) $f=0.5\text{Hz}$

(c) $f=0.7\text{Hz}$

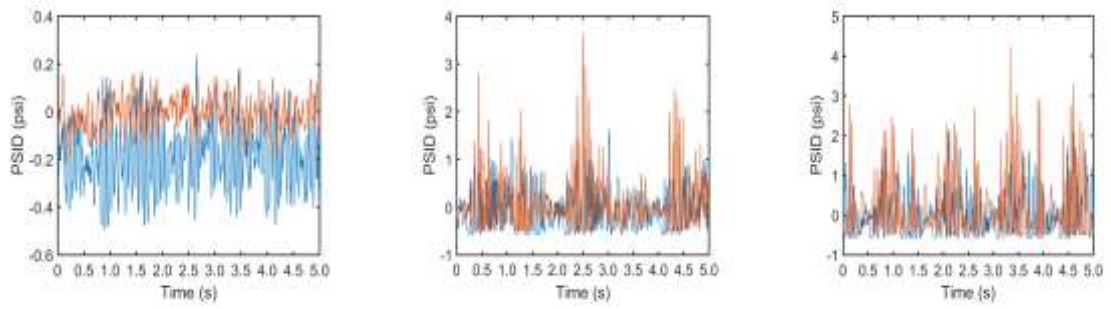


(d) $f=1.0\text{Hz}$



(e) $f=1.5\text{Hz}$

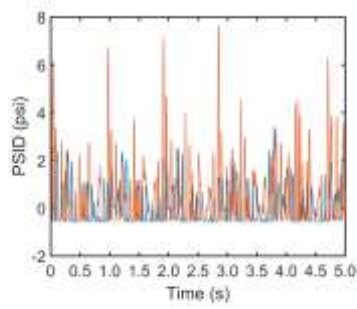
圖 3.1.2.31 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.05\text{m/s}$, 平行通道之震動動態空泡分率圖 (左:藍, 右:紅)



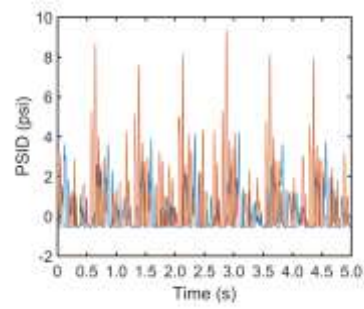
(a) $f=0$

(b) $f=0.5\text{Hz}$

(c) $f=0.7\text{Hz}$

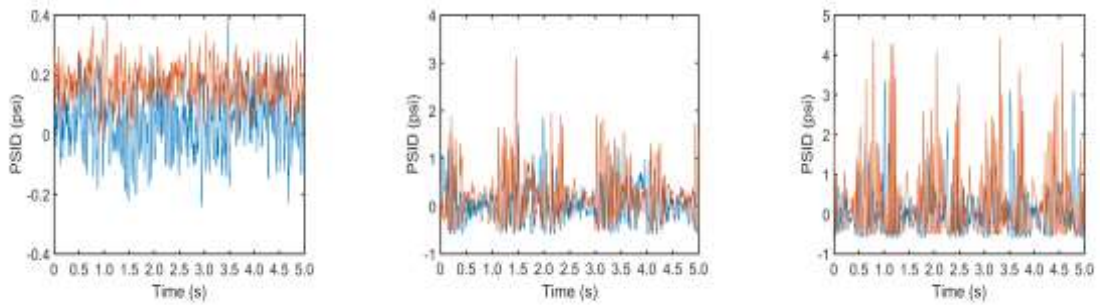


(d) $f=1.0\text{Hz}$



(e) $f=1.5\text{Hz}$

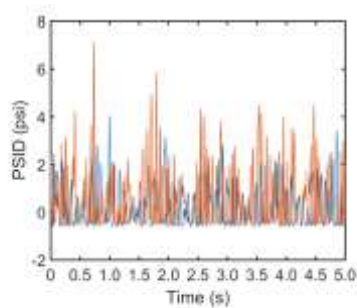
圖 3.1.2.32 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$, 平行通道之震動動態壓差圖 (左:藍, 右:紅)



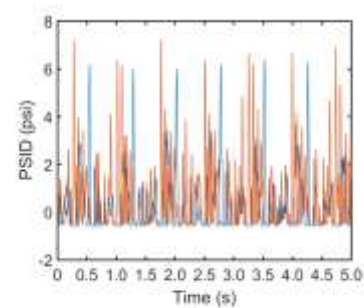
(a) $f=0$

(b) $f=0.5\text{Hz}$

(c) $f=0.7\text{Hz}$



(d) $f=1.0\text{Hz}$



(e) $f=1.5\text{Hz}$

圖 3.1.2.33 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.05\text{m/s}$, 平行通道之震動動態壓差圖 (左:藍, 右:紅)

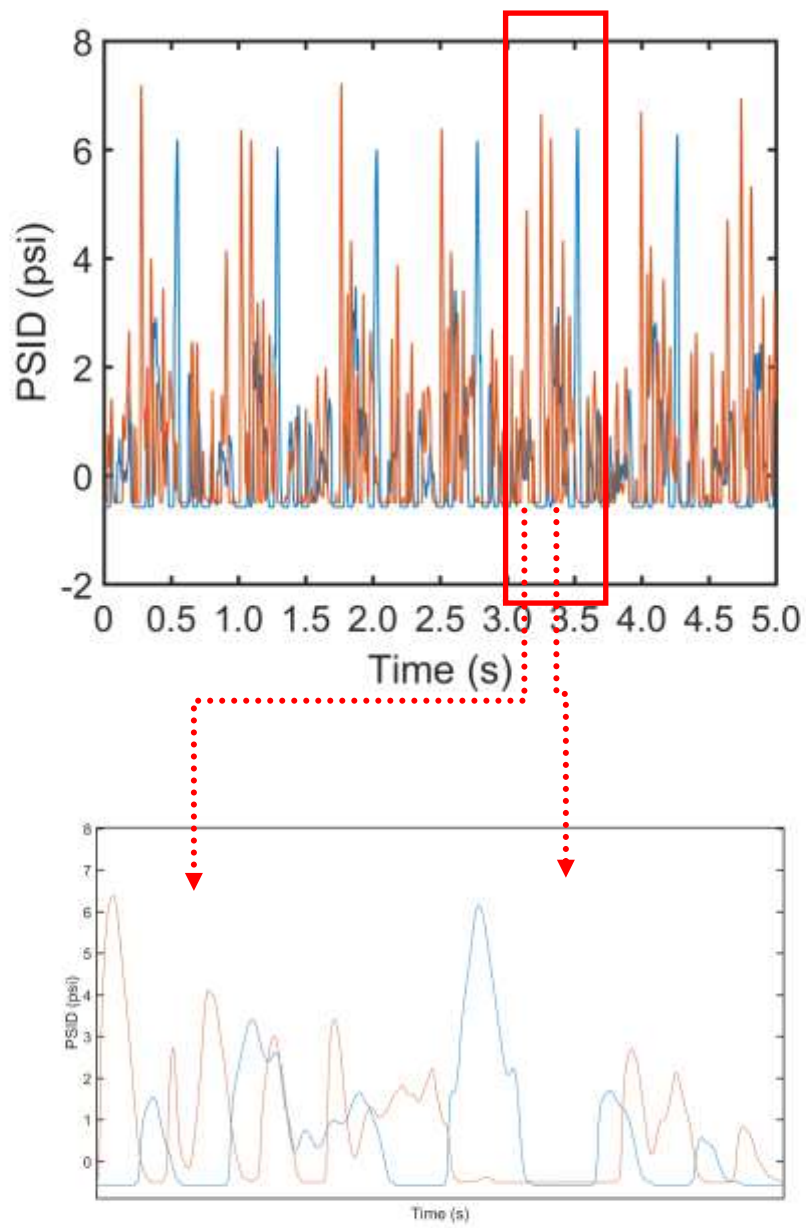


圖 3.1.2.34 流量為 $J_f=0.25\text{m/s}$, $J_g=0.025\text{m/s}$, $f=1.5\text{Hz}$ 之平行通道震動動態壓差，圖中可見震動波影響平行管壓差並具有明顯的相位差之震盪。

3.1.3 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統

為促使核電廠事故回復操作的進行，使反應器能快速回到安全狀態，以減低事故進一步加劇的可能性，本研究欲建立一輕水式反應器嚴重事故辨識及事故舒緩決策輔助系統，用以輔助運轉員。105 年計畫的工作要點陳列如下：

- (1) 他種分類器(kNN 及 SVM)於事故肇始事件辨識適用性之探討；
- (2) 未訓事件類別辨識演算法之發展與建置；
- (3) 哈爾小波與它類特徵萃取演算法(如 PCA)之建置及其適用性之探討；
- (4) 空時特徵萃取演算法之發展與建置；
- (5) 利用 PCTran 搭配 EOP 與斷然處置條件，決定處置程序、驗證處置程序及進行風險量化分析，以預測事故後果及時程預測；
- (6) 輕水式反應器嚴重事故之肇始事件信號分類適切性驗證。

以下將就每項工作的要點及具體成果進行說明。

簡介

為監測電廠的運轉狀態，操作盤面通常會顯現多種運轉參數。但肇始事件發生時，盤面上的參數通常在短時間內便有劇烈的變動，使得運轉員在判斷肇始事件種類的難度提高。一般而言，運轉員會依靠自身的知識與經驗，來判斷肇始事件的種類，之後再依照緊急操作程序書(Emergency Operating Procedure, EOP)的步驟，來進行事故排除。但因為事故發展的急迫及身處混亂與高壓的情境，使得運轉員誤動作的風險會相對地提升，是以一套自動化肇始事件辨識及事故舒緩決策之輔助系統變得不可或缺。

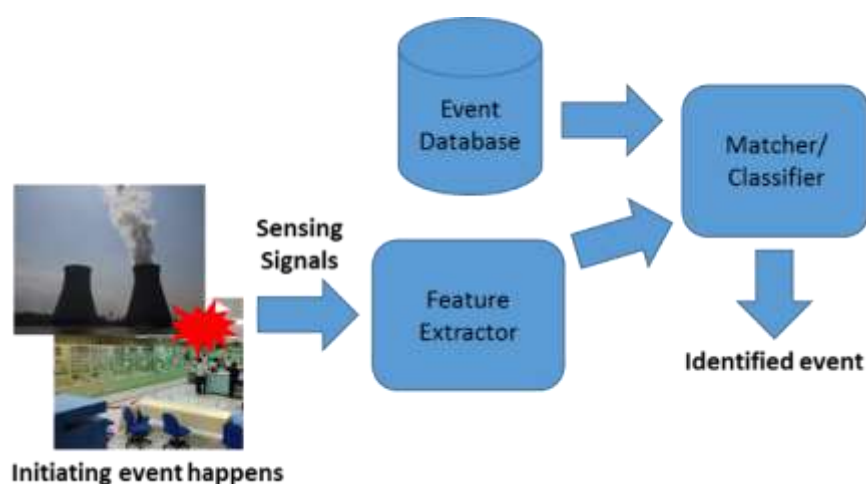


圖 3.1.3.1 肇始事件辨識流程圖。

肇始事件的辨識，可被視為一個圖形辨識(pattern recognition)的問題[1-5]。而一辨識系統的組成構件，可約略分為：感測裝置(與反應器連結)、特徵萃取器(feature

extractor)、匹配器/分類器(matcher/classifier)及系統資料庫。這些構件的交互關係如圖 3.1.3.1 所示。

系統資料庫建置

為求能與 104 年所發展的初步辨識系統進行成效比較，在肇始事件資料庫建置的細節，包含肇始事件選定、電廠參數選定、電廠模擬器的選定以及選用反應器跳機做為截取數據的依據，皆與 104 年計畫中的設定一致。肇始事件辨識系統的建置，首在建立一對應的系統資料庫，當未知肇始事件發生時，辨識系統會根據此資料庫內的資訊來對未知事件進行判別。一般而言，此資料庫內會儲存須被關注之肇始事件的相關資料(如：電廠設計基準事故等)。事件類別的選定，除參照核電廠最終安全分析報告中設計基準事故及嚴重事故等相關章節以及肇始事件辨識的相關文獻[5-7]外，美國核能管理委員會(Nuclear Regulatory Commission, NRC)所提出的 36 個合格運轉員必須能夠分辨設計基準之內的肇始事件[6, 8]，也是參考的重點。綜合上述文獻並考慮現有模擬器能否模擬出，列出欲關注之重要肇始事件表列於表 3.1.3.1，表 3.1.3.1 為壓水式反應器的重要肇始事件列表。當中某些事件類別，如：冷卻水流失事故、圍阻體內蒸氣管破裂等，會包含多種破口大小，盡可能地將所需的判別資訊模擬出，以期更能貼近日後實況。計畫所需的相關數據，由核電廠模擬器 PCTran 所產生。肇始事件數據的模擬，初始條件為 PCTran 表單中的 Initial Condition 2，電廠全功率運轉，數據取樣頻率為 1 Hz。另外，反應器的相關監測參數，則詳列於表 3.1.3.2，其中參數的選定，則以實際電廠的感測器能否量測到來當選定原則[9, 10]。

表 3.1.3.1 壓水式反應器重要肇始事件列表。

肇始事件名稱			
冷卻水流失事故-冷端管路破口		冷卻水流失事故-熱端管路破口	
破口尺寸 (cm ²)			
50	1000	50	1000
100	1100	100	1100
150	1200	150	1200
200	1300	200	1300
300	1400	300	1400
400	1500	400	1500
500	1600	500	1600
600	1700	600	1700
700	1800	700	1800
800	1900	800	1900
900	2000	900	2000

圍阻體內蒸氣管破裂		圍阻體外蒸氣管破裂	
破口尺寸 (cm ²)			
100	1100	300	1300
200	1200	400	1400
300	1300	500	1500
400	1400	600	1600
500	1500	700	1700
600	1600	800	1800
700	1700	900	1900
800	1800	1000	2000
900	1900	1100	
1000	2000	1200	
蒸汽產生器管破管			
破口尺寸 (cm ²)			
200			
300			
400			
500			
600			
700			
800			
900			
1000			
電廠全黑事件			
主蒸汽隔離閥關斷事件			
一只調壓槽安全閥意外開啟			
迴路 A 冷卻水泵失效			
喪失迴路 A 飼水 (關閉迴路 A 飼水閥)			
喪失所有正常飼水 (關閉迴路 AB 飼水閥)			
汽機跳脫旁通閥正常開啟			

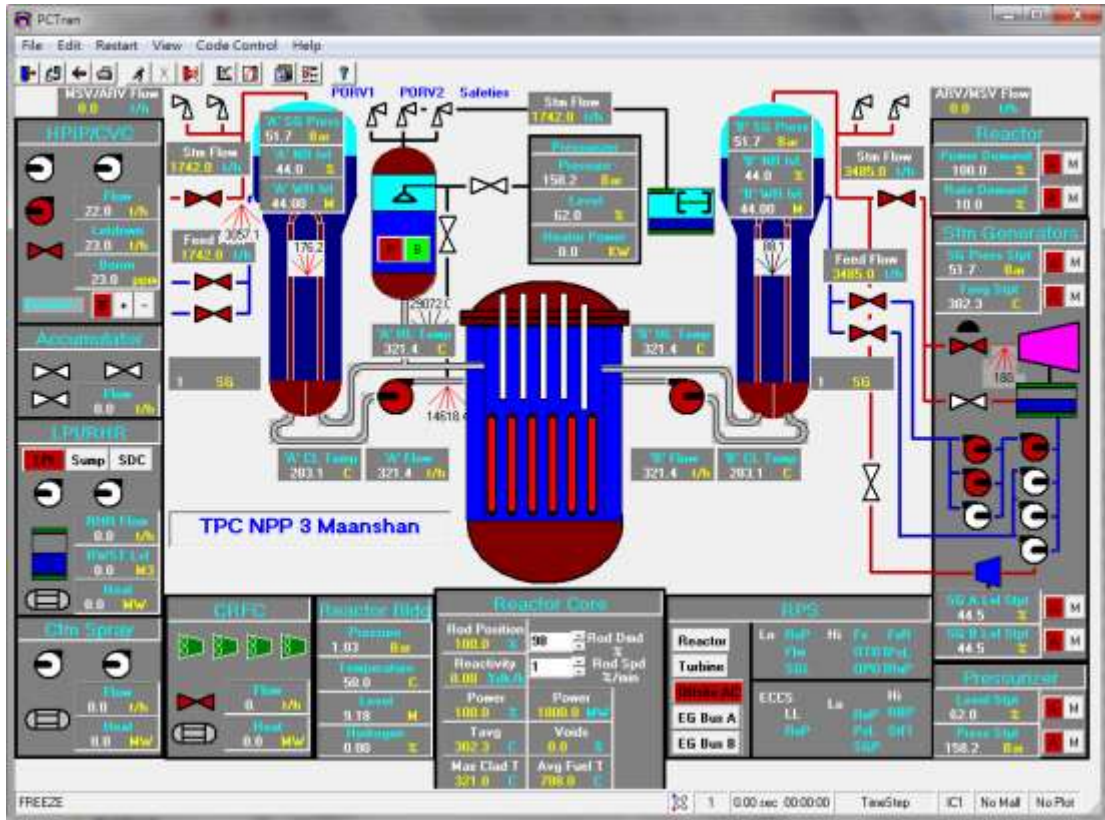


圖 3.1.3.2 核三廠 PCTran 圖形介面。

圖 3.1.3.3 及圖 3.1.3.4 為例舉核三廠 PCTran 模擬之結果。其中，圖 3.1.3.3 為調壓槽水位在不同肇始事件下的變化趨勢；圖 3.1.3.4 則代表著蒸汽產生器蒸氣流量於不同肇始事件下的變化。參照 Man Gyun Na 等人的做法[7]，兩圖中所示的數據皆從反應器跳機(reactor scram)當下開始擷取，並持續記錄 60 秒。電廠發生異常狀況時，運轉員通常只能獲得部份的電廠訊息，未必真能判定電廠已有異常，故 Man Gyun Na 等人建議以跳機為電廠已然異常之指標，而本研究也採納這種概念。

表 3.1.3.2 壓水式反應器選用電廠參數。

參數編號	電廠參數名稱	單位
V1	冷卻水迴路壓力	Bar
V2、V3	蒸汽產生器壓力 (A、B 迴路)	Bar
V4	圍阻體壓力	Bar
V5	冷卻水平均溫度	°C
V6、V7	冷卻水熱端溫度 (A、B 迴路)	°C
V8、V9	冷卻水冷端溫度 (A、B 迴路)	°C
V10	調壓槽溫度	°C
V11、V12	冷卻水迴路流量 (A、B 迴路)	t/hr

V13、V14	蒸汽產生器飼水流量 (A、B 迴路)	t/hr
V15、V16	蒸汽產生器蒸氣流量 (A、B 迴路)	t/hr
V17	調壓槽水位	%
V18、V19	蒸汽產生器窄幅水位 (A、B 迴路)	%
V20、V21	蒸汽產生器寬幅水位 (A、B 迴路)	M
V22	圍阻體集水區水位	M
V23	圍阻體輻射	mSv/h
V24	蒸氣管路輻射	mSv/h
V25	汽機廠房輻射	mSv/h
V26	中子通量	%
V27、V28	主蒸氣隔離閥狀態 (A、B 迴路)	開/關
V29	汽機控制閥狀態	開/關
V30	蒸氣旁通閥狀態	開/關

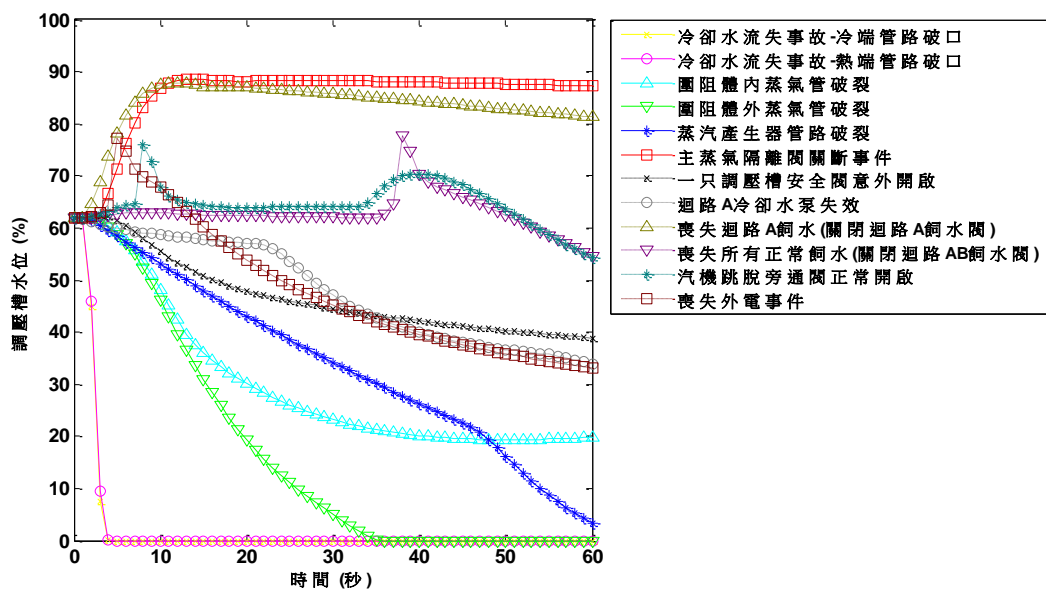


圖 3.1.3.3 PWR 調壓槽水位在不同肇始事件情況下的變化趨勢。

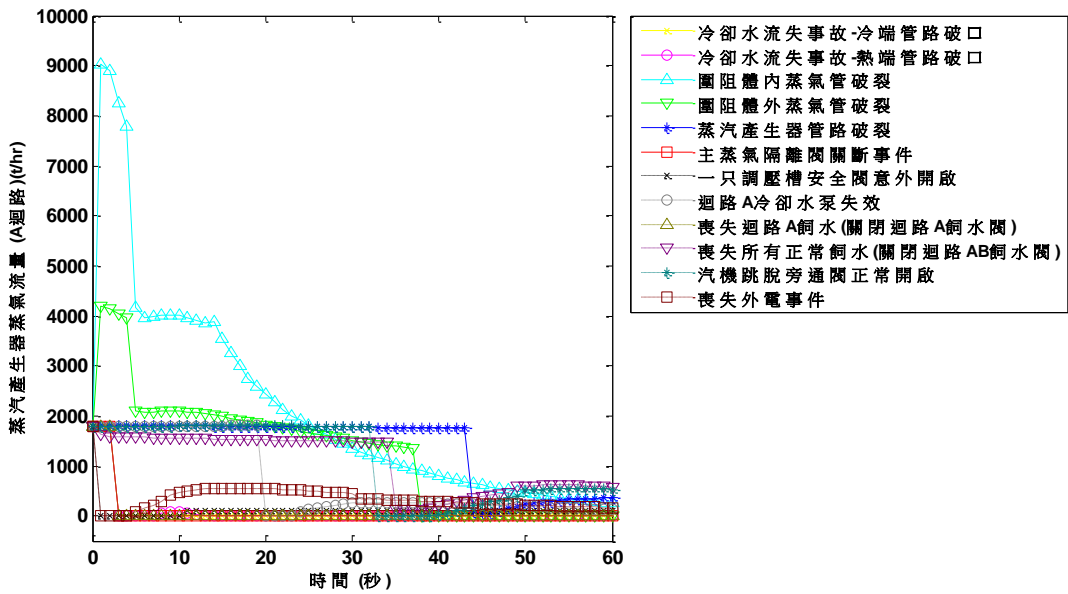


圖 3.1.3.4 PWR 蒸汽產生器蒸氣流量在不同肇始事件情況下的變化趨勢。

肇始事件之辨識：他種分類器

在 104 年度的計畫，我們採用機率神經網路(Probabilistic Neural Network, PNN)作為辨識系統的分類器標的。而在 105 年度的計畫，我們將再採用另外兩種分類器來進行事件辨識，用以探討不同分類器對辨識效果的影響，最後決定一種最適合肇始事件辨識系統建置使用的分類器。以下將就我們新選定的兩種分類器：最近鄰居法與支持向量分類法，進行介紹。

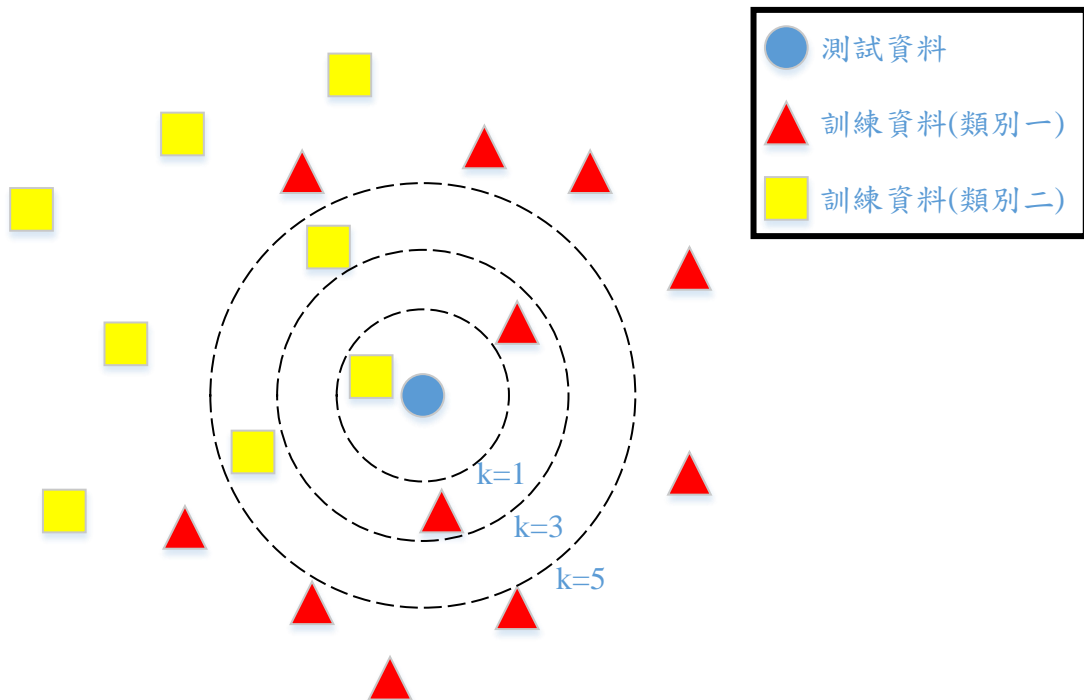


圖 3.1.3.5 最近鄰居法的示意圖。

1. 最近鄰居法

最近鄰居法(k-Nearest Neighbor, KNN)作為一個分類器[11]，會計算測試資料與所有已知類別的訓練資料之間的相似度，若是測試資料與訓練資料中某一個類別的相似度越高，則測試資料將被歸類於該類別。不同資料之間相似度的計算，一般採用歐基里德距離(Euclidean distance)作為度量[12]，其公式為：

$$d(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = \sqrt{(x_1 - y_1)^2 + (x_2 - y_2)^2 + \cdots + (x_n - y_n)^2} = \sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - y_i)^2}, \quad (1)$$

其中 $\mathbf{x} = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ 為 n 維空間中的一點， x_i 為 \mathbf{x} 在第 i 維方向的分量，而 \mathbf{y} 則是 n 維空間中的另一資料點。歐基里德距離越小，代表此兩筆資料在向量空間中的距離越小，相似度也越高。在計算測試資料與所有訓練資料的相似度後，分類器會根據先行定義的參數 k ，找出 k 個距離測試資料最近的訓練資料，而這 k 個訓練資料可分屬不同的類別，故要進行多數表決來決定測試資料最後的類別歸屬。如圖 3.1.3.5 所示，藍色圓圈代表待測試的資料，紅色三角形代表類別一的訓練資料，黃色正方形則為類別二。若我們將參數 k 定為 1，則最近鄰居法只會找尋一個距離最近的鄰居，並將測試資料會歸類為該鄰居所屬之類別(即類別二)；倘若將 k 定為 3，我們可發現三個鄰居並不都同屬一類，所以須進行多數表決。由於有兩個最近鄰居屬於類別一有兩個，而類別二卻只有一個，故將此測試資料歸屬於類別一；同理，當 k 定為 5 時，同樣要進行多數表決，但這次佔多數的鄰居變成類別二，故測試資料將被歸類於類別二。

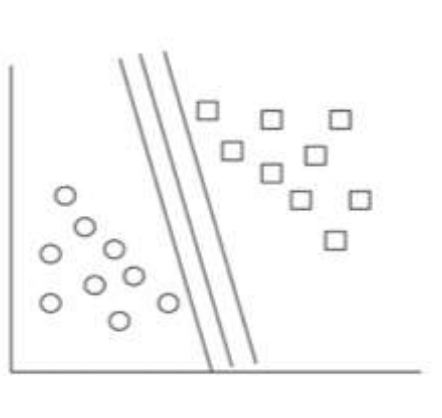


圖 3.1.3.6 支持向量分類法超平面。

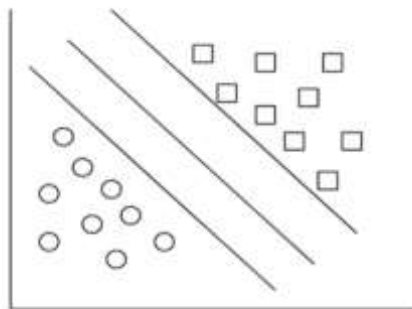


圖 3.1.3.7 最佳分類超平面示意圖。

2. 支持向量分類法

支持向量分類法(Support Vector Machine, SVM)是由 Vapnik 等根據統計學習理論提出的一種機器學習方法[13]，主要用在分類和回歸上，此種方法在機器學習領域中被歸類在監督式學習(supervised learning)。監督式學習是由訓練資料中學到或建立一個模型，並利用此建立好的模型給新的測試資料一個目標值，並用作為類別判斷的依據。訓練資料一般是由輸入物件或特徵(通常是向量)和預期輸出所組成(輸出若為連續的值，則此方法用來回歸分析；輸出若為類別標籤，則此方法用來分類)。支持向量分類法在解決小樣本、非線性及高維模式識別問題有許多特有的優勢。

(1) 線性分類

圖 3.1.3.6 說明了支持向量分類法的概念。若資料為二維且線性可分，則我們能找到一條分類線將資料分開。但在實際的情況，資料多為高維度，將分類依據稱作分類線並不恰當，故稱分類依據為超平面(hyper-plane)。且線性可分的資料會存有許多可成功分類資料的超平面(見圖 3.1.3.6 及圖 3.1.3.7)，但擁有使某資料群最佳分離的超平面卻只有一個(如圖 3.1.3.7 所示)，即擁最大距離餘裕(margin)的超平面。此超平面能明確地分辨訓練資料點所屬的類別，並降低之後測試資料於分類上誤差。

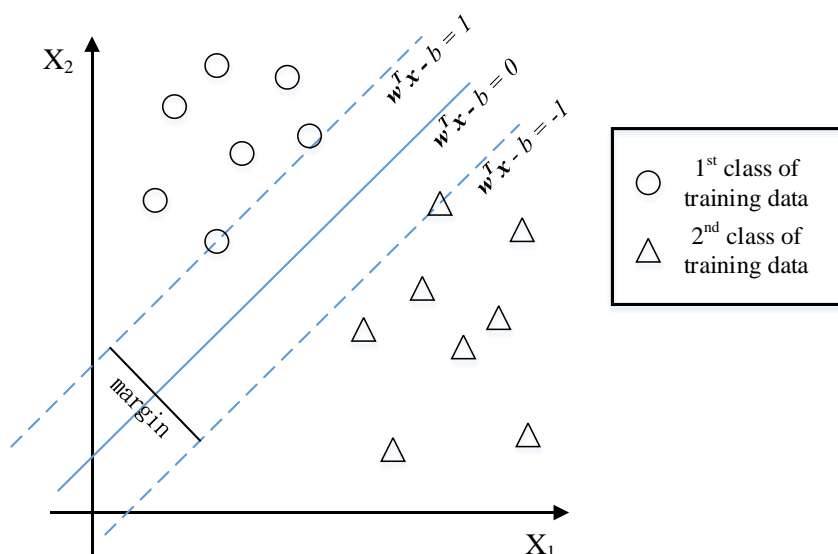


圖3.1.3.8 輔助超平面示意圖。

為求得此最佳超平面，假設有一訓練資料集合 $\mathbf{t} = \{(\mathbf{x}_i, y_i)\}_{i=1}^N$ ，其中 $\mathbf{x}_i \in R^m$

為第 i 筆資料的特徵值，而 $y_i \in \{+1, -1\}$ 為輸出值，代表該資料所屬的類別。我們希望能找到一條直線 $f(x) = \mathbf{w}^T \mathbf{x} - b$ ，使所有 $y_i = +1$ 落在 $f(x) \geq +1$ 的一側，而 $y_i = -1$ 落在 $f(x) \leq -1$ 的另一側。如此一來，之後的分類結果便能僅使用此標籤（正負號）來辨識測試資料點所屬之群別。

輔助超平面 (support hyper-plane) 指的是與最佳分類超平面平行且最靠近兩分類群

邊界的超平面，以圖3.1.3.8的二維分類為例，其上的兩條虛線即為輔助超平面，可以下面式子表示：

$$\mathbf{w}^T \mathbf{x} - b = 1, \quad (2)$$

$$\mathbf{w}^T \mathbf{x} - b = -1. \quad (3)$$

由於兩輔助超平面到原點之距離分別為 $\frac{|1-b|}{\|\mathbf{w}\|}$ 以及 $\frac{|-1-b|}{\|\mathbf{w}\|}$ ，因此期間的距離為 $\frac{|2|}{\|\mathbf{w}\|}$ 。是以，若 $\|\mathbf{w}\|$ 越小則兩輔助超平面距離越大也就是距離餘裕越大，越能明確地分辨訓練資料點所屬的類別，並降低之後測試資料於分類上誤差。訓練過程求得最大距離餘裕超平面即被稱為最佳分類超平面(optimal separating hyper-plane, OSH)。

(2) 非線性分類

上面我們討論了資料為線性可分的情況，倘若資料為非線性可分，則其解決的方法是將資料投射到更高維度的空間，以期能有一線性超平面將資料成功分類。以圖3.1.3.9及圖3.1.3.10為例，這兩筆資料皆無法簡單地使用一線性超平面將資料成功分類，但是透過映射函數 $\varphi(x)$ 將資料投影到更高維度的空間，便有機會找到一線性超平面成功的將資料分類。

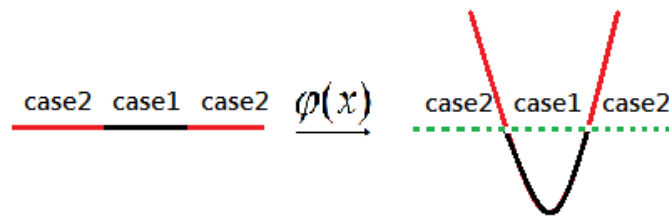


圖 3.1.3.9 核函數投射資料至特徵空間示意圖。

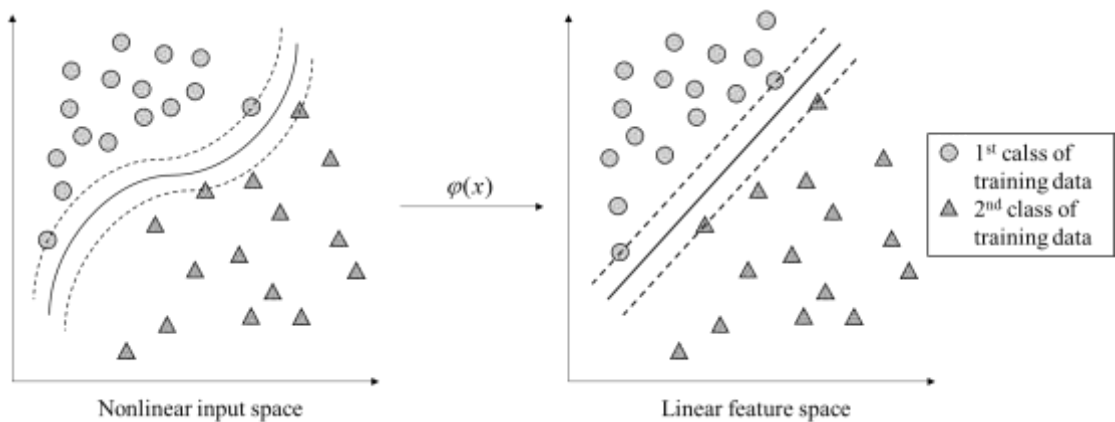


圖3.1.3.10 二維非線性不可分離資料以核函數轉換成線性可分。

未訓事件類別辨識演算法之發展與建置

一般來說，辨識系統的分類過程會根據已知類別的訓練資料，經過計算與比較，將測試資料歸類於訓練資料中某一個類別，即便此測試資料實際上並不屬於訓練資料中的任何一類，辨識系統依舊會將其判別為訓練資料中最相似的一類，是以會錯誤的造成。為避免未知類別所造成的錯誤辨識，在進行辨識前，必須先分辨出該測試資料是否並不屬於訓練資料中任何一類，即一離群值(outlier)。如圖 3.1.3.11 所示[14]，黑色菱形屬於未知類別的測試資料，比起其他類別，它與紅色三角形的群集距離最近，故極可能就被歸類於該類別，造成錯誤的辨識。離群值在資料探勘中是一個很常見的議題，指的是該資料有顯著別於其他資料的特徵。針對離群值的偵測，我們採用了一個相對簡單的方法，即利用四分位距(interquartile range, IQR)來幫助我們找出離群值[15]。

1. 四分位距與離群值

四分位距是統計學中研究資料中變量分散情形的一種方法，其定義是所有資料的第三四分位數(Q_3)與第一四分位數(Q_1)之間的差距，其中第一四分位數指的是所有數值由小到大排列後第 25% 的數字，而第三四分位數指的是所有數值由小到大排列後第 75% 的數字。如圖 3.1.3.12 所示，將所有數值分成四等分， Q_1 就是第一個四分之一， Q_3 是第三個四分之一。

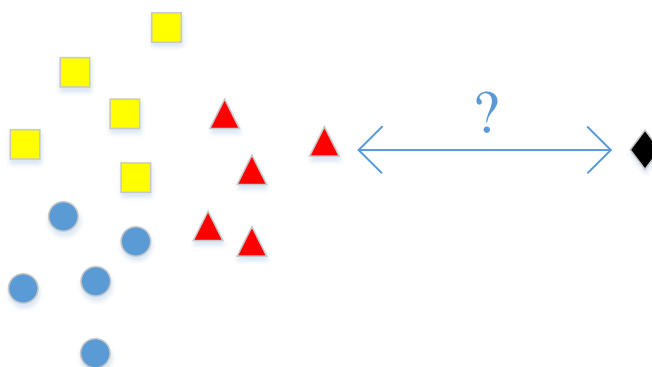


圖 3.1.3.11 離群值示意圖。

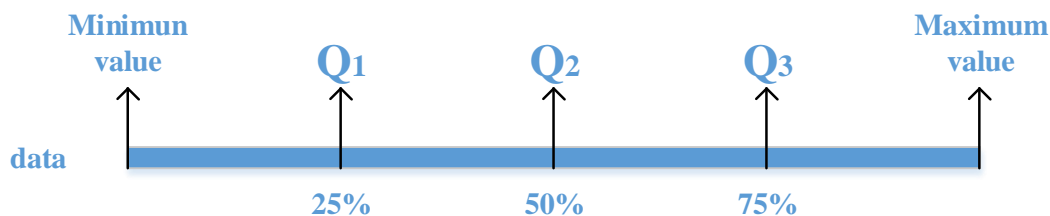


圖 3.1.3.12 四分位數的示意圖。

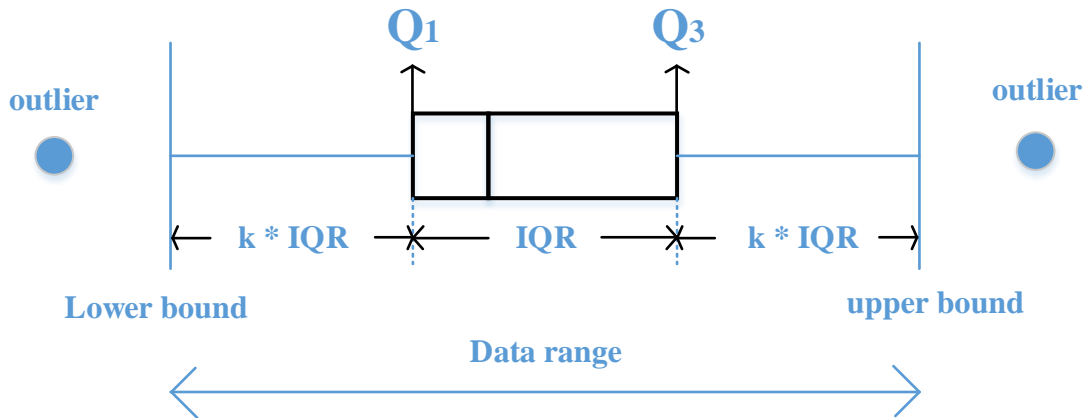


圖 3.1.3.13 離群值的邊界條件。

根據四分位距我們可以定義邊界條件來判定離群值：邊界條件的設定即距離第一四分位數與第三四分位數 k 倍的四分位距的數值，可用下式來表示：

$$\begin{cases} \text{upper bound} = Q_3 + k \times IQR \\ \text{lower bound} = Q_1 - k \times IQR \end{cases} \quad (4)$$

只要數值大於邊界條件上界或是小於邊界條件下界，就會被認定為離群體，而被判定為離群值。一般來說， k 的數值定為 1.5，但在極端的情況下， k 有時會被定為 3。此判斷機制可用箱型圖來表示，如圖 3.1.3.13 所示。

在我們肇始事件的辨識中，每一筆資料都不是簡單的一個數值，為了應用這個離群值偵測的方法到我們的資料上，我們參考機率神經網路的方法[16, 17]，計算每一筆資料屬於某一類別的機率，若是測試資料屬於未知類別，遠離訓練資料，則其屬於每一個類別的機率一定都很小，就可以判定其為離群值，而機率計算的細節將在下面進行介紹。

2. 機率計算

本計畫在 104 年度已發展以機率神經網路計算機率的方法，在找出給定某一筆測試資料時，其屬於某一類別的條件機率。當此條件機率的值越大，代表該測試資料越可能屬於該類別；相反，若是條件機率越小，則該資料越不可能屬於該類別。基於相似的觀念，今年度我們採用此機率計算(包含貝氏分類法則以及 Parzen window 法)方法，來判斷測試資料是否為離群值，相關數學模式雖與 104 相近，但使用目的卻大大不同。首先，此條件機率的計算可藉由貝式分類法則(Bayes classification rule)來進行運算[18]：

(1) 貝式分類法則

假設訓練資料有 k 個類別，分別為

$$C_1, C_2, \dots, C_k。$$

故未知資料 \mathbf{x} ，屬於訓練資料內第 i 個類別的機率為

$$p(C_i|\mathbf{x}) = \frac{p(\mathbf{x}|C_i)p(C_i)}{p(\mathbf{x})}. \quad (5)$$

其中

\mathbf{x} 為未知資料， $\mathbf{x} \in R^m$ ，

C_i 為訓練資料中的第 i 個類別， $i=1, \dots, k$ ，

$p(C_i|\mathbf{x})$ 為在 \mathbf{x} 出現時，其屬於 C_i 的條件機率，又稱為 posteriori probability，

$p(\mathbf{x}|C_i)$ 為 C_i 發生的條件下， \mathbf{x} 發生的條件機率，又稱為 likelihood，

$p(C_i)$ 為類別 C_i 出現的機率，又稱為 prior probability，

$p(\mathbf{x})$ 則為 \mathbf{x} 發生的機率。

根據貝式分類法則，posteriori probability 即是我們所要求得的條件機率，然而由於不會因為哪個類別而有所差異而且難以得知，所以用來進行離群值分析的，僅需是各類別的 likelihood 與其 prior probability 的乘積，因其與 posteriori probability 成正比，故可代表我們所要的條件機率。Prior probability 的計算，可簡單地將該類別的樣本數與總樣本數以獲得，但計算 likelihood 時，則必須先知道該類別 i 的機率密度函數 (probability density function, PDF)，但各類別的 PDF 實際上卻很難獲得。為解決此一問題，在機率神經網路中採用了 Parzen window 來解決這個問題[19, 20]。

(2) Parzen window 法

為計算未知資料在每一類別的 likelihood，Parzen window 法分別以每一類別中的所有樣本為中心，配以平滑參數 (smoothing parameter, σ)，來建立一以數個核函數 (kernel) 加總來估算未知資料在各類別的 likelihood 途徑。假設第 i 個類別中，有 N_i 個樣本，每個樣本為維度 m 的向量，則計算未知資料類別 i 的 likelihood 可被表示為

$$p(\mathbf{x}|C_i) = \frac{1}{\sigma^m} \left(\frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} K\left(\frac{\mathbf{x} - \mathbf{x}_j}{\sigma}\right) \right). \quad (6)$$

其中

\mathbf{x} 為未知資料， $\mathbf{x} \in R^m$ ，

\mathbf{x}_j 為訓練資料， $\mathbf{x}_j \in R^m$ ， $j=1 \sim N$ ，

σ 為平滑參數，

$K(\mathbf{x})$ 為核函數，為確保算出的 $p(\mathbf{x}|C_i)$ 為 PDF， $K(\mathbf{x})$ 必須滿足下列條件：

$$\begin{cases} K(\mathbf{x}) \geq 0 \\ \int_{-\infty}^{\infty} K(\mathbf{x}) d\mathbf{x} = 1 \end{cases}. \quad (7)$$

通常，PNN 會採用高斯分布(Gaussian distribution)作為核函數，在這種情況下，likelihood 可表示為

$$p(\mathbf{x}|C_i) = \frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} \frac{1}{(2\pi)^{\frac{m}{2}} \sigma^m} \exp\left(-\frac{(\mathbf{x}-\mathbf{x}_j)^T(\mathbf{x}-\mathbf{x}_j)}{2\sigma^2}\right). \quad (8)$$

圖 3.1.3.14 為運用 Parzen window 建構出 $p(\mathbf{x}|C_i)$ 之示意圖。

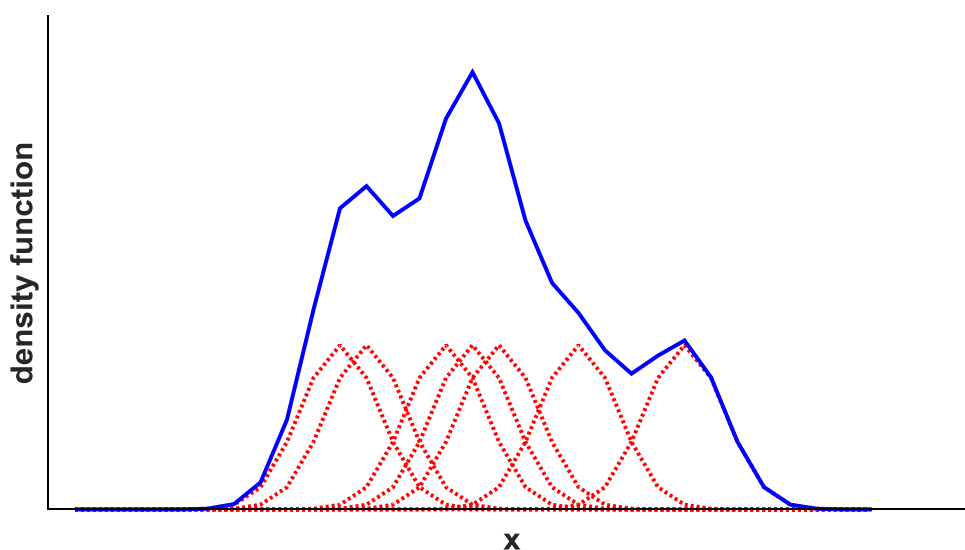


圖 3.1.3.14 Parzen window 建構 PDF 示意圖。藍色線為所求之 PDF。

(3) 邊界條件

在獲得條件機率後，我們就可以定義邊界條件來隔離離群值。首先，我們必須計算屬於某類別訓練資料，每一筆資料對應該類別的條件機率，再從這些條件機率由小到大找出 Q_1 以及 Q_3 ，以求得四分位距與邊界條件，當未知的測試資料屬於該類別的條件機率在邊界條件外時，我們就會將此測試資料當作離群值。若是未知的測試資料對應訓練資料中每一個類別的條件機率，都在邊界條件外，則我們可以判定此測試資料並不屬於任何一個已知類別，而是屬於未訓事件類別。

哈爾小波與它類特徵萃取演算法(如 PCA)之建置及其適用性之探討

一般電廠監控參數的原始數據中，除可能受量測雜訊的影響外，也包含諸多對肇始事件辨識不必要的資訊。若直接將其輸入分類器，這對於肇始事件辨識的準確性會造成影響，而特徵萃取(feature extraction)則是避免此問題的重要手段。本研究已於 104 年度計畫建構出初步的特徵萃取演算法 – 積分法(integrator)，然而積分法只對跳機後 60 秒的訊號做積分，萃取出來的資訊恐不足夠使肇始事件有高的辨識率。是以本年度，我們繼續尋找其他的特徵萃取演算法來進行探討，以下將針對哈爾小波及主成分

分析法進行解說。

1. 哈爾小波 (Haar wavelet transform)

離散小波變換 (Discrete Wavelet Transform) 可同時提供訊號在時域與頻域的解析資訊，並常被應用於影像壓縮與圖形辨識的問題上[21, 22]。若將感測器所量測的訊號表示為 $x(t)$ ，則透過離散小波轉換，可將其分解成下式：

$$x(t) = \sum_j \sum_k \alpha_{j,k} \psi_{j,k}(t), \quad (9)$$

其中， $\alpha_{j,k}$ 為離散小波係數， $\psi_{j,k}(t)$ 為離散小波的基底。欲建構出小波基底前，需要一個母小波 $\psi(t)$ ，接下來透過平移或拉伸來建置一組適合的小波基底。因基底可被拉伸，故當我們要分析訊號在低頻的資訊時，可採用較寬的基底來取得較多的時域訊息；相反若是要分析高頻時，則用較窄的基底，來取得頻域的訊息，故基底能彈性地分析時間與頻率的資訊。平移和拉伸的過程可用下列式子表示：

$$\psi_{j,k}(t) = 2^{j/2} \psi(2^j t - k) \quad (10)$$

其中 j 為拉伸係數， k 為平移係數。本研究採用的母小波為哈爾小波，其原因是哈爾小波為最基本常用的母小波，而且哈爾小波曾被應用於暫態辨識[4]。值得注意的是，離散小波的運算通常是透過一連串的高通濾波器 (high-pass filter) 與低通濾波器 (low-pass filter) 來完成，其流程如圖 3.1.3.15 所示，而這樣做的好處是可以針對訊號進行多次濾波，盡可能的分離出低頻與高頻的資訊，取出更多資訊以便我們進行辨識。

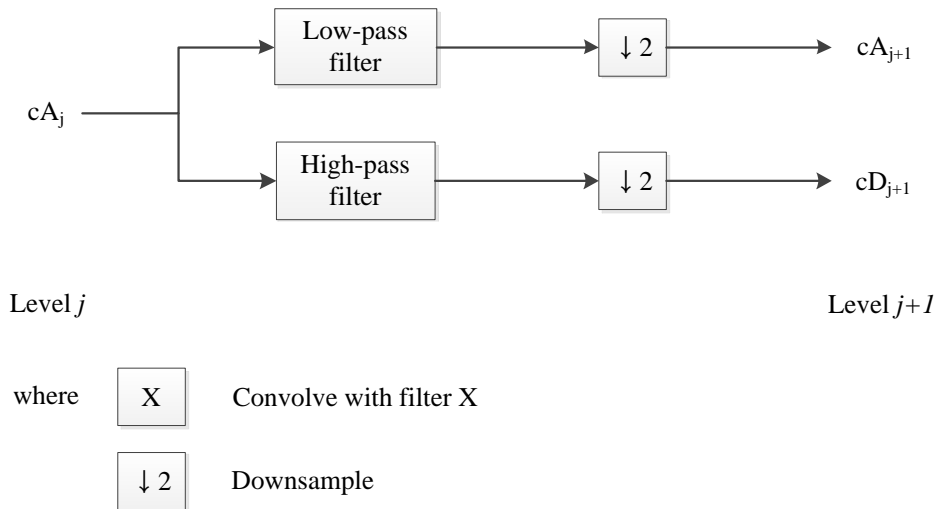


圖 3.1.3.15 離散小波轉換運作流程圖

2. 主成分分析 (Principle component analysis, PCA)

PCA 是一種分析及簡化數據的方法，也是常見的特徵萃取演算法，用於減少數據

維度。其主要的概念是透過保留數據資料中包含較大變異度(variance，暗指資訊多)的部分(一般稱作主成分)，並捨棄其餘成分以達到減少數據的資料量並保留住數據的最重要的資訊的目的。以圖 3.1.3.16 為例，當中的數據是在複數平面上隨機產生的一組數據，橫軸為實數軸，縱軸為虛數軸，PCA 的概念即是去尋找數據最分散的方向(即綠色軸)，並以數據在此方向的分量為代表，達到數據減量的目的。

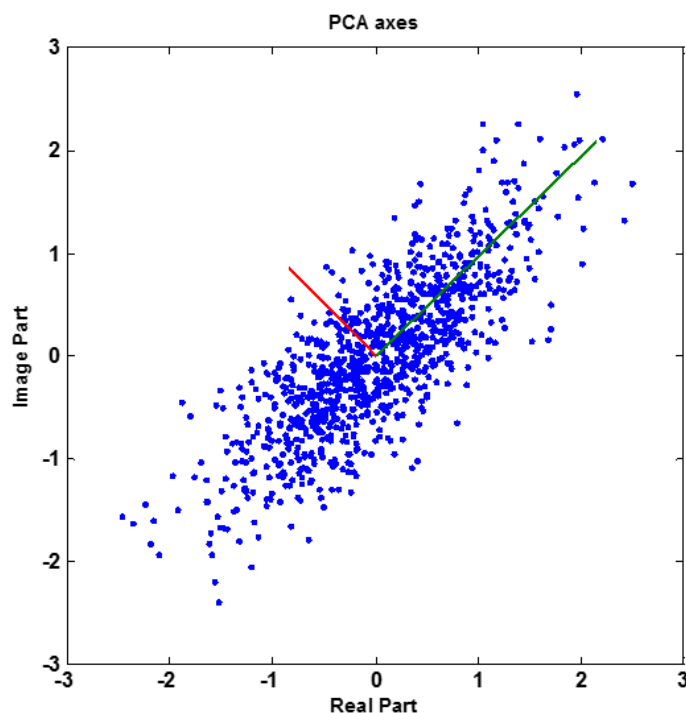


圖 3.1.3.16 主成分分析法示意圖

假設有一組訊號 \mathbf{x}_i ，是在不同肇始事件的情況下由某一個感測器所量測的數據，且每個訊號有 n 個取樣點，若要取出這組訊號的 PCA 特徵，須先從此組資料的特徵向量中找出前幾個具代表性的主成分。在找出主成分後，再將每組訊號的資料投影到這些主成分上，如(11)式所列，其中主成分的投影量，即為此訊號的特徵值：

$$\mathbf{c}_i = \mathbf{U}^T (\mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}}), \quad (11)$$

\mathbf{U} 為主成分向量的集合， \mathbf{x}_i 為每一筆資料的訊號， \mathbf{c}_i 即為訊號 \mathbf{x}_i 透過 PCA 取出的特徵值， $\bar{\mathbf{x}}$ 則為訓練資料的平均，假使有訓練資料中有 M 個肇始事件的話， $\bar{\mathbf{x}}$ 則可透過下式來計算：

$$\bar{\mathbf{x}} = \frac{1}{M} \sum_{i=1}^M \mathbf{x}_i, \quad (12)$$

至於要如何去找出主成分，第一步則是先算出共變異數矩陣(covariance matrix) \mathbf{G} ：

$$\mathbf{G} = \frac{1}{M} \sum_{i=1}^M (\mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}})(\mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}})^T \in \mathbb{R}^{n \times n}, \quad (13)$$

接著第二步我們再分解出 G 的特徵向量與特徵值(eigenvalue)：

$$\mathbf{G} = \mathbf{W}\mathbf{\Lambda}\mathbf{W}^T, \quad (14)$$

\mathbf{W} 為從 G 分離出的特徵向量矩陣， $\mathbf{\Lambda}$ 為從 G 分離出的特徵值矩陣。需要注意的是，此處的特徵值矩陣 $\mathbf{\Lambda}$ 並不是我們用於分類的特徵，而是從 \mathbf{W} 取出我們要的主成分後計算出來的 \mathbf{c}_i 才是分類所用的特徵值。

空時特徵萃取演算法之發展與建置

在 104 年度以及本年度所提出的特徵萃取演算法(積分法、離散小波轉換及主成分分析)裡，核電廠中每一感測器的特徵值，都是獨立地被萃取。此舉將忽略多重感應器間的空間關聯性，也就是核電廠內部結構幾何的資訊。為保存現行的特徵萃取法於每一感測器量測訊號中所獲得的時域資訊，並同採用多重感測器之間的空間資訊，本研究提出了一個感測器種類區塊投影(sensor type-wise block projection, stBP)的空時特徵萃取法，用以擷取資料的空時特徵。

在開始討論空時特徵萃取演算法之前，我們先將核電廠中眾多的感測器，依據其量測到的物理量(例如：壓力、溫度、流量.....等)進行分類，假設現有 m_p 個壓力感測器，每一感測器的量測訊號有 n 個取樣個數，則第 i 個肇始事件的壓力感測器訊號區塊可被表示成 $m_p \times n$ 的矩陣 \mathbf{X}_i^P 。若給定一維度為 n 的單位向量 $\mathbf{v}^P \in \mathbb{R}^{n \times 1}$ ，則壓力感測器訊號區塊 \mathbf{X}_i^P 的特徵在感測器種類區塊投影法裡，可透過下列轉換來擷取：

$$\mathbf{y}_i^P = (\mathbf{X}_i^P - \bar{\mathbf{X}}^P) \mathbf{v}^P, \quad (15)$$

其中 \mathbf{y}_i^P 為萃取出來的特徵向量(feature vector)，而 $\bar{\mathbf{X}}^P$ 則是 N 個訓練壓力感測器訊號區塊的平均值： $\bar{\mathbf{X}}^P = (1/N) \sum_{i=1}^N \mathbf{X}_i^P$ 。至於如何決定一個合適的向量 \mathbf{v}^P ，使得萃取出來的特徵向量 \mathbf{y}_i^P 可獲致最佳的辨識率呢？一個可行的方法[23]就是去尋找讓特徵值總散佈(total scatter)最大的向量(即使得特徵變異數最大)為我們所要的向量 \mathbf{v}^P ，其中特徵向量 \mathbf{y}_i^P 之總散佈的定義為：

$$J_i(\mathbf{v}) = \text{tr} \left[\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \mathbf{y}_i^P (\mathbf{y}_i^P)^T \right], \quad (16)$$

而最佳的向量 $\hat{\mathbf{v}}^P$ 可由下式求得：

$$\begin{aligned} \hat{\mathbf{v}}^P &= \arg \max_{\mathbf{v}^P} J_i(\mathbf{v}^P) = \arg \max_{\mathbf{v}^P} (\mathbf{v}^P)^T \mathbf{G}_i^P \mathbf{v}^P \\ &\text{s.t. } \|\mathbf{v}^P\| = 1, \end{aligned} \quad (17)$$

其中 \mathbf{G}_i^P 被稱為壓力感測器訊號區塊的共變異數矩陣(covariance matrix)，可將式(15)帶入式(16)來求得：

$$\mathbf{G}_i^P = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\mathbf{X}_i^P - \bar{\mathbf{X}}^P)^T (\mathbf{X}_i^P - \bar{\mathbf{X}}^P) \in \mathbb{R}^{n \times n}. \quad (18)$$

從式(18)我們可察覺， \mathbf{G}_i^P 是訓練壓力感測器訊號區塊行向量(row vector)的共變異數矩陣，著重於探索量測訊號時序與形狀的變異性或資訊。而 \mathbf{G}_i^P 的建構採用了多重感測器的量測訊號，故其能保有多重感測器量測訊號中隨時序變化的結構資訊。而式(17)中所求得的最佳向量 $\hat{\mathbf{v}}^P$ 實際代表著多重感測器量測訊號內的主導(dominant)結構，可透過選取 \mathbf{G}_i^P 中帶有最大特徵數值的特徵向量(注意此處的特徵數值與特徵向量，並不是我們用於分類的特徵值與特徵向量)來權充。一般，為有效地用低維度特徵向量來表述每個感測器訊號區塊，可能會需要一個以上的單位向量 \mathbf{v}^P ，而這些向量可透過選取 \mathbf{G}_i^P 中帶有最大 d_p 個特徵數值的特徵向量來獲得。而最後所萃取的 \mathbf{X}_i^P 的特徵向量 $\mathbf{y}_i^{P(d_p)} \in \mathbb{R}^{m_p d_p \times 1}$ 則可寫成：

$$\begin{aligned} \mathbf{y}_i^{P(d_p)} &= \text{vec} \left\{ (\mathbf{X}_i^P - \bar{\mathbf{X}}^P) [\hat{\mathbf{v}}_1^P \cdots \hat{\mathbf{v}}_{d_p}^P] \right\} \\ &= \text{vec} \left\{ (\mathbf{X}_i^P - \bar{\mathbf{X}}^P) \hat{\mathbf{V}}^P \right\}, \end{aligned} \quad (19)$$

其中 $\hat{\mathbf{v}}_j^P$ 是第 j 個單位向量， $\hat{\mathbf{V}}^P \in \mathbb{R}^{n \times d_p}$ 是由 $\hat{\mathbf{v}}_j^P$ 堆疊而成的矩陣。

特徵值縮減(feature reduction)之探討

訊號經過特徵萃取後，取出的特徵值仍然可能保有太多不必要的資訊，導致最後分類器受多餘的資訊影響而無法成功判斷正確。因此我們針對特徵值進行進一步的篩選，只留下對分類有幫助的特徵值，而把對分類無益的特徵值排除，藉此提高最後辨識的效果。在本計畫中將採用核主成分分析(kernel principal component analysis, KPCA)來縮減特徵值的數目[24-26]，KPCA與前述的PCA原理大致相同，最大的不同是，傳統PCA會將資料投影到一個線性的主成份上，然而全部投影到線性主成份上有時會造成不同資料的差異被忽略。為了改善這個問題，KPCA採用kernel的概念，將資料投影到不同形狀的kernel上，藉此凸顯出資料間的差異，如圖3.1.3.17所示。而在數學公式上也與PCA相似，只要將(11)及(13)中的 $(\mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}})$ 改為kernel的形式，若是測試資料為 \mathbf{x}_i ，則該測試資料的特徵值為：

$$\mathbf{c}_i = \mathbf{U}^T \sum_i K(\mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}}, \mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}}), \quad (20)$$

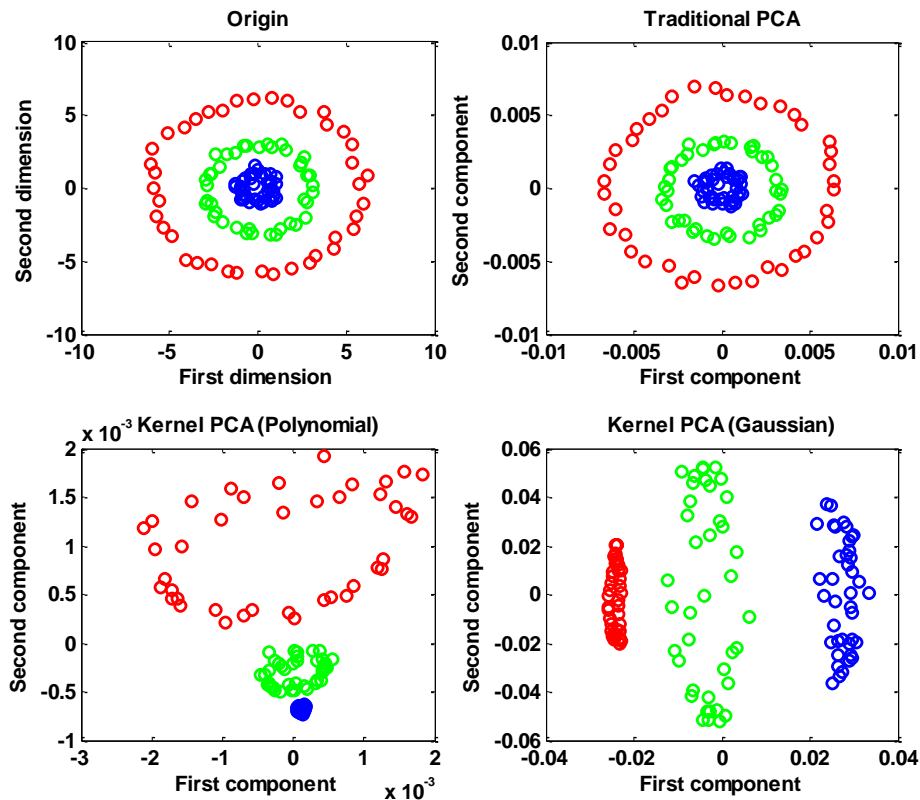


圖 3.1.3.17 投影到不同 kernel 上的結果。

常見的 kernel 有 linear、polynomial 及 Gaussian (也被稱為 radial basis function, RBF)，其公式為：

$$\text{Linear kernel} \quad K(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = \mathbf{x} \cdot \mathbf{y} \quad (21)$$

$$\text{Polynomial kernel} \quad K(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = [(\mathbf{x} \cdot \mathbf{y}) + 1]^p, \quad (22)$$

$$\text{RBF kernel} \quad K(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = \exp\left[-\frac{\|\mathbf{x} - \mathbf{y}\|^2}{\sigma^2}\right]. \quad (23)$$

經過實驗驗證，對於核電廠事故的特徵值來說，使用 polynomial kernel 當作 KPCA 的 kernel 能達到最佳的辨識率，故後面實驗結果將以 polynomial kernel 對各種特徵萃取器與分類器的組合進行驗證。

事故辨識系統之效能驗證

同樣地、為使今年的研究成果能與 104 的成果能有一致的比較基準，本計畫採用與 104 年度一致的訓練資料庫建置方法及辨識成效的驗證法(留一交叉驗證法)。

1. 訓練資料庫的建置

為避免不同種類感測器讀值數量級不同造成的負面影響，每個特徵值在進行辨識前，進行一標準化的動作，即對不同特徵去取其標準分數(standard score, 又稱 z-score)。作法簡述如下：針對某一個待標準化的特徵編號，將其在所有事件內的數值取出當作一母體，求取此特定特徵母體的平均值和標準差後，將每一事件的這一特徵數值過下

面的式子來標準化：

$$z_{ij} = \frac{x_{ij} - \mu_i}{\sigma_i}, \quad (24)$$

其中

x_{ij} 是需要被標準化的原始特徵數值，屬於第 i 個特徵編號及第 j 個事件，

μ_i 是第 i 個特徵編號母體的平均值，

σ_i 是第 i 個特徵編號母體的標準差，

z_{ij} 代表著第 i 個特徵編號及第 j 個事件標準化後的特徵數值。

透過標準化過程，特徵由於量測物理量間的數值過大或過小的問題可被消弭，使得每個感測器所得到的資訊可被平等的用於辨識。

另外，實際電廠感應器收到的訊號常伴有雜訊，為模擬這種情形，我們在 PCTran 模擬出的數據內再加入平均值為零且與乾淨訊號無相關之白雜訊(white noise)來模擬感應器接收到的背景雜訊。白雜訊的強度控制，則根據訊雜比(signal-to-noise ratio, SNR)來決定：

$$\text{SNR} = \frac{p_{\text{signal}}}{p_{\text{noise}}} = \frac{\sum_i (x_i - \bar{x})^2}{\sigma^2}, \quad (25)$$

其中 p_{signal} 和 p_{noise} 分別為訊號功率 (power of signal) 及雜訊的功率 (power of noise)，

$\sum_i (x_i - \bar{x})^2$ 為某一感測器 60 秒資料點(即 x_i)在去平均(即 \bar{x})後的強度平方和，可用以代

表訊號功率，而 σ^2 則為白雜訊的變異數(variance)。一般訊雜比所採用的單位為分貝，其值為十倍對數訊雜比：

$$\text{SNR (dB)} = 10 \log_{10} \left(\frac{p_{\text{signal}}}{p_{\text{noise}}} \right) = 20 \log_{10} \left(\frac{\|s\|}{\sigma} \right). \quad (26)$$

在給定某一訊雜比數值後，我們可以根據某一感測器之 p_{signal} 來訂定需加入此訊號白雜訊的變異數以做為隨機雜訊產生的依據

2. 辨識成效驗證方法

在辨識的驗證，我們採用了留一交叉驗證法(leave-one-out cross validation)來針對每一情形進行試驗，它是其中一種交叉驗證的方法[27-29]，參照 104 年計畫報告，我們簡述做法如下。

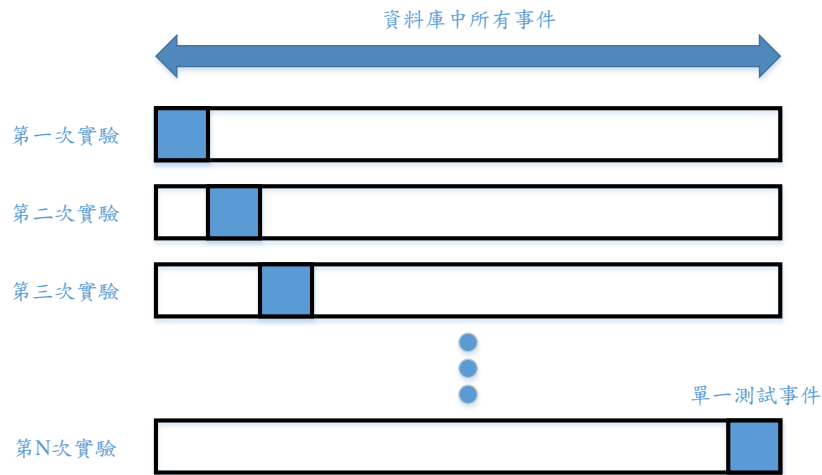


圖 3.1.3.18 交叉驗證示意圖。

每一事件輪流由訓練資料庫隔離出來作為測試資料(如圖 3.1.3.18 所示),而剩餘的事件全當作訓練資料,用以訓練辨識系統。若辨識結果正確,則給定結果數值為 1,若辨識失敗則給 0。若資料庫中有 N 個事件,那最後將有 N 次辨識結果,我們會將此 N 次辨識數值進行平均,取其百分比為辨識率為一次驗證結果。接著,重複同樣的步驟於先前產生的 10 組不同的模擬資料(已加入雜訊),再將 10 組辨識率平均作為最後辨識成效。值得注意的是,最後每一個最終辨識率,事實上都是透過辨識 1120 個事件的正確與否計算得出。

3. 結果與討論

我們針對壓水式反應器電廠模擬器所產的資料,根據四種不同的特徵值擷取法,並採用三種不同的分類器,進行多次交叉驗證後,以算出在不同組合下的事故辨識率,並將其結果列於表 3.1.3.3 至 3.1.3.5,而各特徵萃取器與分類器的運算時間則分別列於表 3.1.3.6 與表 3.1.3.7,表 3.1.3.8 為各特徵萃取器的特徵值數目。從表 3.1.3.3 至表 3.1.3.5 可看出, wavelet 搭配 SVM 能達到最高的辨識率 88.04%,然而從表 3.1.3.6 與表 3.1.3.7 可發現這兩者皆須花費最多時間,因此這個組合並不是最好的組合。為減少運算時間及增加事故辨識率,我們另外針對各特徵萃取後的特徵值,利用 KPCA 進行進一步的篩選與縮減,縮減後的結果如圖 3.1.3.19 至 3.1.3.23 所示。圖中縱軸為縮減後的特徵值數目,橫軸為在該特徵值數目下所達到的辨識率,從圖可知,當 Integrator 與 stBP 結合 PNN,在 σ 等於 0.04,特徵值數等於 11 時,將達到最高的辨識率 88.39%,其次為結合 k 等於 1 的 KNN,一樣在特徵值數等於 11 時,能達到差不多的辨識率 87.5%,而在這種只有少量的特徵數時, wavelet 與 SVM 的組合並不能達到很好的辨識率,說明 wavelet 與 SVM 需要多的特徵值才能很好的區分不同類別,這代表著需要大的資料儲存空間來儲存大的類別的資料。從以上結果可以發現, Integrator 與 stBP 的優點在於,比起 Wavelet 與 PCA,只需要少量的特徵值數量,即可達到很好的辨識效果,而且運算時間也比較少。在經過 KPCA 進一步篩選後, Integrator 與 stBP 的優勢被進一步的凸顯出來,只要使用 11 個特徵值進行分類,就能比原先特徵值全用於分類的情形,有著更好的辨識能力,而且每筆訓練資料只需要存取 11 個特徵值,降低了資料庫所需要的儲存空間。

表 3.1.3.3 分類器為 PNN 時,各特徵萃取器的辨識率

Extractor \ Sigma	0.04	0.08	0.12
Integrator	80.80	82.14	77.68
Wavelet(haar)	75.36	73.84	71.61
PCA	69.29	69.11	69.11
stBP	81.07	82.14	77.68

表 3.1.3.4 分類器 KNN 時，各特徵萃取器的辨識率

Extractor \ K	1	2	3
Integrator	82.59	82.59	75
Wavelet(haar)	75.89	75.89	75
PCA	70.54	70.54	62.59
stBP	82.86	82.86	75

表 3.1.3.5 分類器 SVM 時，各特徵萃取器的辨識率

Extractor \ Kernel	linear	RBF
Integrator	79.29	78.57
Wavelet(haar)	88.04	11.25
PCA	87.5	42.59
stBP	78.30	78.57

表 3.1.3.6 各特徵萃取器的運算時間

Extractor	Integrator	Wavelet(haar)	PCA	stBP
time(sec)	0.1394	2.1020	0.1864	0.1529

表 3.1.3.7 各分類器的運算時間

Classifier	PNN	KNN	SVM
time(sec)	0.0013	0.0003	0.1305

表 3.1.3.8 各特徵萃取器的特徵值數目

Extractor	Integrator	Wavelet(haar)	PCA	stBP
NO. feature	26	416	53	26

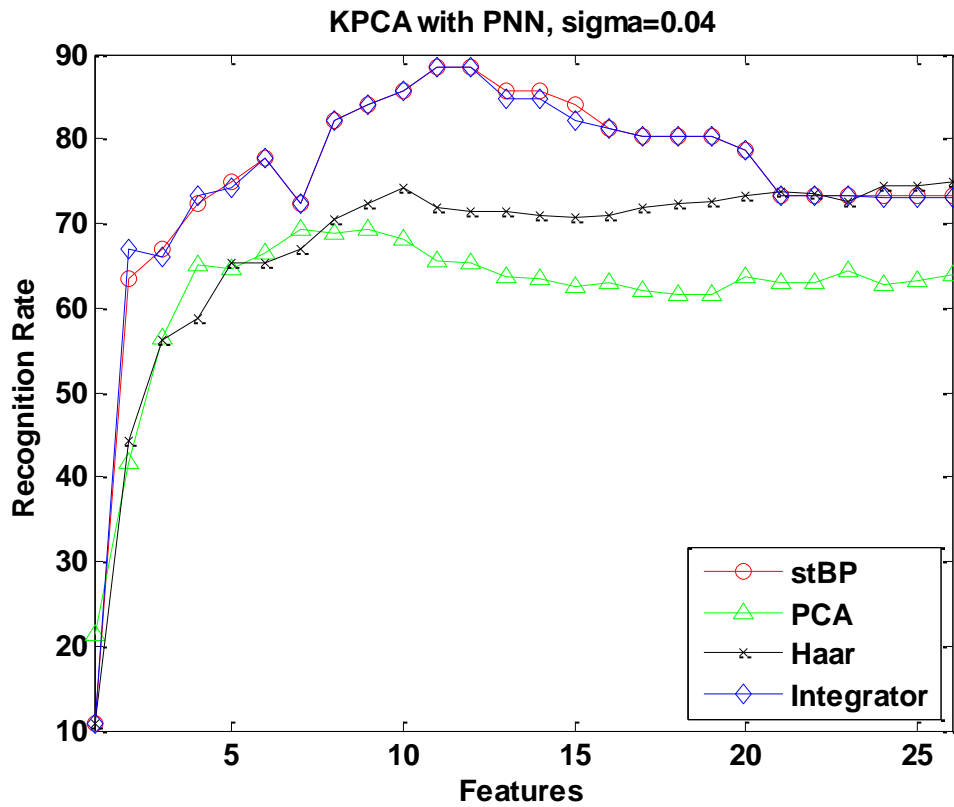


圖 3.1.3.19 sigma 為 0.04 時，PNN 搭配 KPCA 的辨識率。

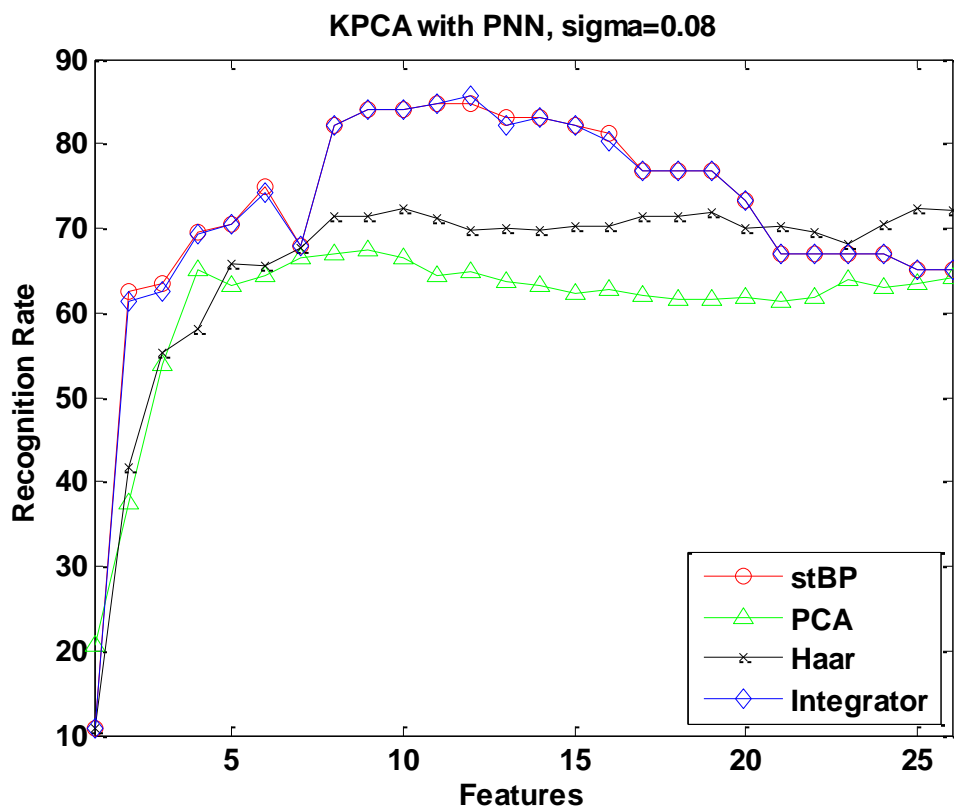


圖 3.1.3.20 sigma 為 0.08 時，PNN 搭配 KPCA 的辨識率。

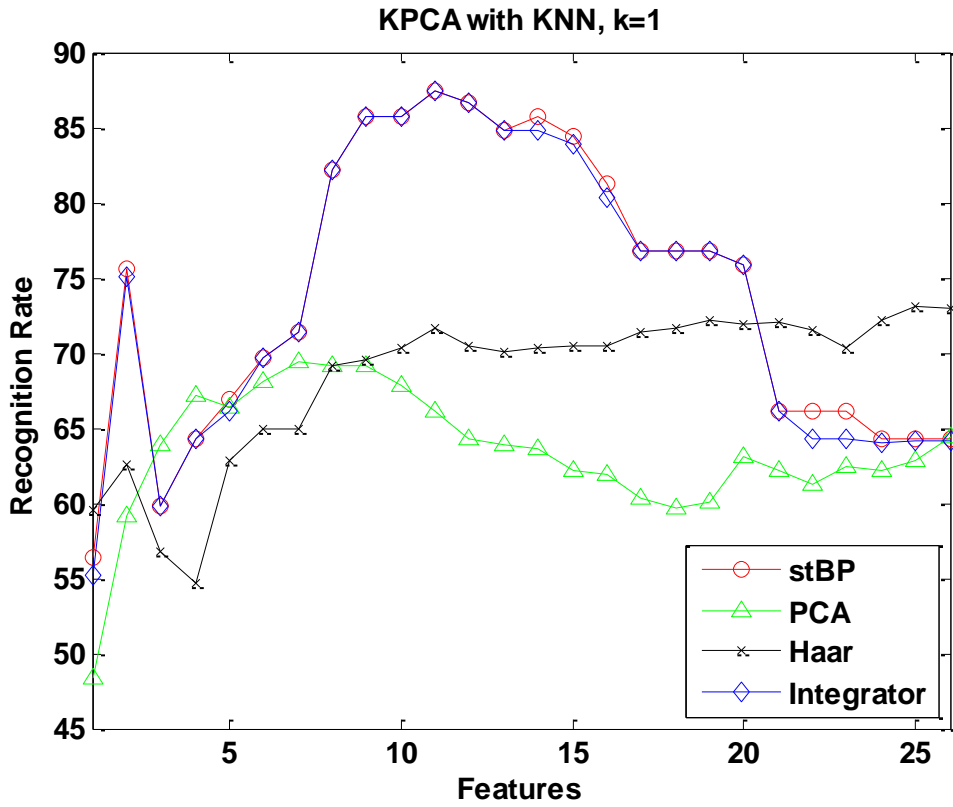


圖 3.1.3.21 k 為 1 時，KNN 搭配 KPCA 的辨識率。

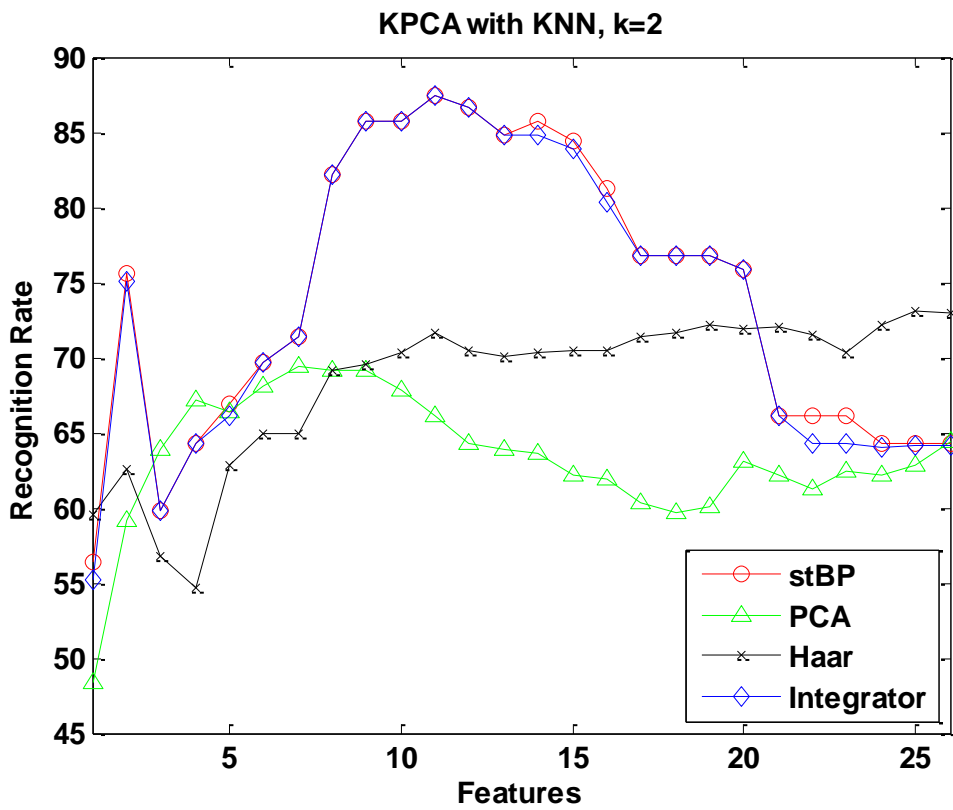


圖 3.1.3.22 k 為 2 時，KNN 搭配 KPCA 的辨識率。

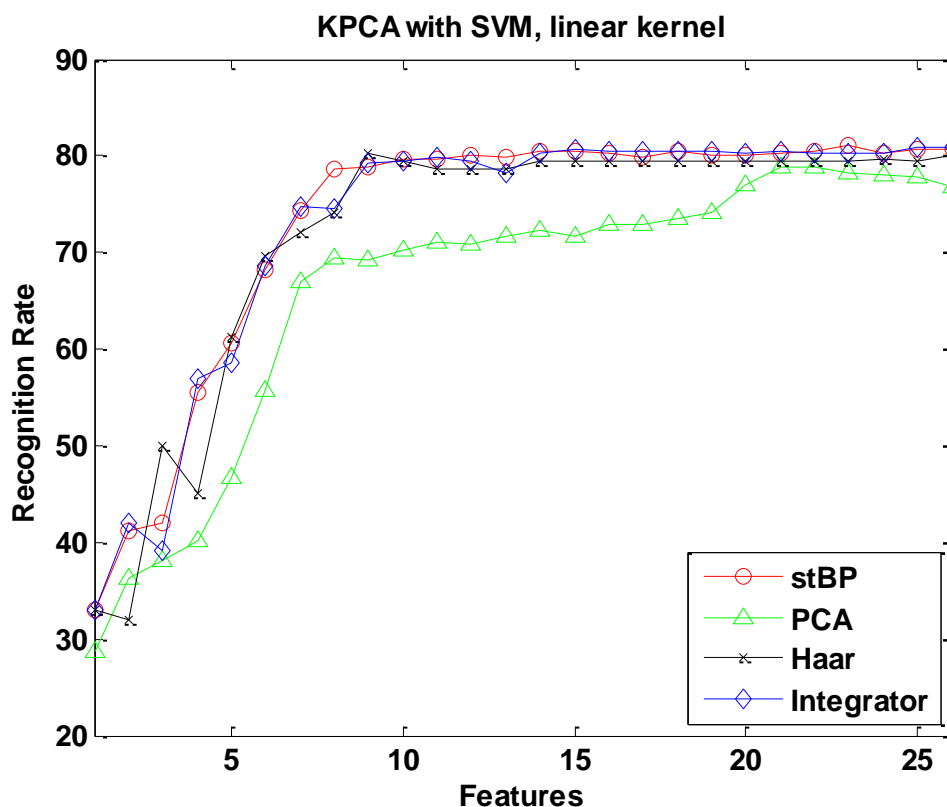


圖 3.1.3.23 kernel 為 linear 時，SVM 搭配 KPCA 的辨識率。

未訓類別辨識演算法之驗證

為驗證此辨識演算法是否可行，我們將壓水式反應器肇始事件列表中，圍阻體內蒸氣管破裂這類事件全部從訓練資料庫中隔離出來，此時對於訓練資料庫來說，圍阻體內蒸氣管破裂是個完全未知的事件。把所有 112 個事件逐一放入未訓類別辨識，若是該事件是不屬於訓練資料庫中任一事件，則該事件的條件機率就會遠低於邊界而被認為是離群值，辨識結果如圖 3.1.3.24 所示，屬於訓練資料庫中類別的事件，其條件機率不會超出邊界，而只有屬於圍阻體內蒸氣管破裂的第 45 至 64 事件會超出邊界，說明未訓類別的事件被明確的辨識出來，而不會被當作訓練資料庫中的類別，也驗證了未訓類別是可以被事先辨識出來的。

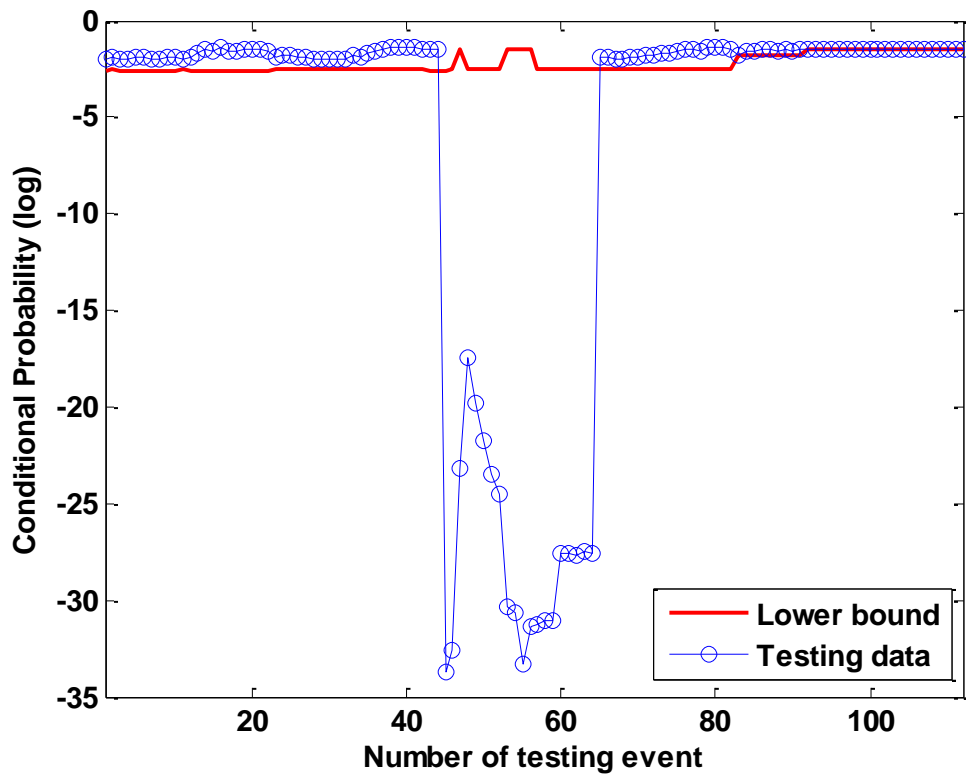


圖 3.1.3.24 未訓事件辨識。

利用 PCTran 搭配 EOP 與斷然處置條件，決定處置程序、驗證處置程序及進行風險量化分析，以預測事故後果及時程預測

透過辨識系統辨認出肇始事件後，下一個重要的課題即是如何利用 EOP 及核電廠安全度評估的技術(probabilistic risk assessment, PRA)，來給予運轉員合適的建議，使電廠可迅速回復到安全狀態。目前規劃的舒緩決策系統架構如圖 3.1.3.25。首先透過辨識系統辨識出肇始事件的類別後，即開始從資料庫中尋找相對應的事件樹。接著使用已電腦化的緊急運轉程序書來給予運轉員合適的操作建議，並同時判斷事件樹分支處的走向。事件樹與電腦化的緊急運轉程序書的相互配合可預測出事故發展之最終可能結果，以及爐心熔毀的機率。以下將就 EOP 及 PRA 在舒緩決策系統所扮演的角色，及舒緩決策系統的初步實現模型進行介紹。

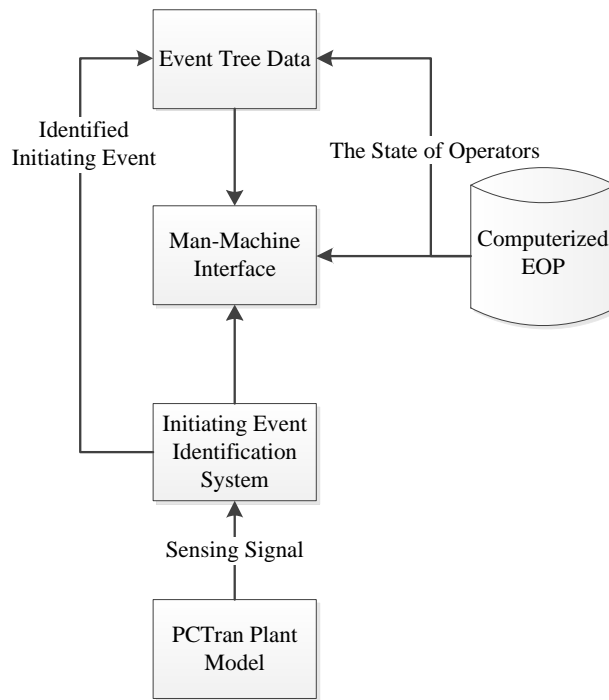


圖 3.1.3.25 舒緩決策系統之整體架構

1. 緊急運轉程序書

自三哩島(Three Mile Island, TMI)事故以來，核能業界除了開始重視運轉員的人為失誤問題之外，也發展了徵兆取向(symptom-based)的緊急運轉程序書來改善這些問題。然而這類傳統程序書仍不脫印刷文件或手冊的形式，若核電廠發生緊急事故，運轉員仍必須在事故當下翻閱厚重的程序書，並於短時間內找出合適的操作指示來排除事故，對運轉員來說依然還是非常重的負擔，如此高壓及負擔過重的狀況下，提高了運轉員在事故當下的誤判機率。故本研究為減輕運轉員的負擔，將傳統的程序書進行電腦化，轉變為可供運轉員操作的程式，並整合成舒緩決策系統的一部份。

電腦化緊急操作程序書之整體架構圖，如圖 3.1.3.26 所示。針對緊急運轉程序書進行電腦化之前，必須先降低程序書的複雜度，故我們會將傳統 EOP 文件中的流程圖轉變為分層架構(hierarchical structure)的流程圖以降低顯示在決策系統介面中的流程圖大小，並結合一些過於冗長的步驟。而在此架構之下，程序書中的任務被分為行動與確認兩種指令。一個確認指令可再被分解成許多基本指令，並結合成功邏輯樹(success logic tree)來簡化文本中的複雜邏輯。至於行動的部分，可由確認清單(check-list)來實作以達成程序監控的目的，此方法也常用於傳統紙類的程序書，但不同的是電腦可針對不同的指令過濾掉暫時用不到的清單，這樣便可省下運轉員翻閱尋找清單的時間。

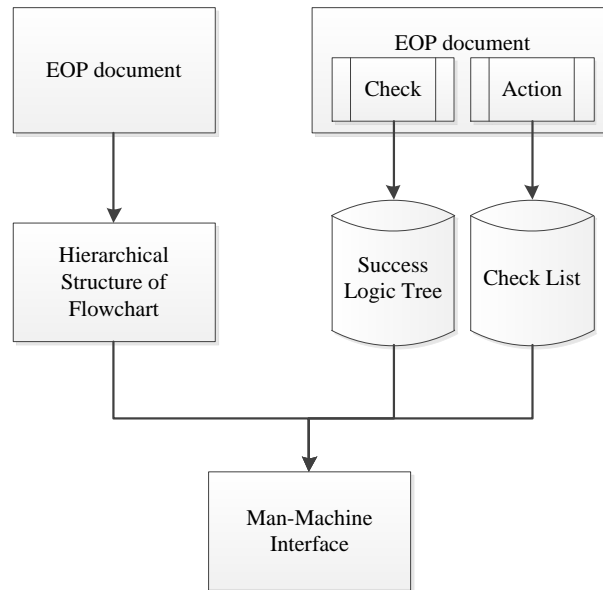


圖 3.1.3.26 電腦化緊急操作程序書之整體架構圖。

2. 事件樹分析

事件樹分析是電廠安全度評估方法中重要的一環，為了能使運轉員及時意識並預測事故的進展，本研究也將此分析方法整合進入舒緩決策系統。圖 3.1.3.27 即為一事件樹例子，最上列代表事件樹中的標題事件與標題代號，每個標題事件皆代表一個功能(例如：反應度及壓力控制、補水及熱移除)，各功能之成功則需要相關的系統成功方能完成，接著可以透過故障樹分析(fault tree analysis)，對各標題事件來評估其失效機率。而標題最左邊通常稱之為肇始事件，其為造成電廠偏離正常運轉且須自動或手動啟動救援系統以防止爐心狀況惡化並維持反應器安全功能之事件，且與其他標題不同的是肇始事件評估的不是「失效機率」而是「發生頻率」，單位為「次/反應器運轉年」，然後在下方會依發生的肇始事件以及接下來的標題事件來做分枝以發展事件樹，往上走代表成功，往下走代表失敗，除了肇始事件所使用的是發生頻率外，其餘分岔點向下分支皆會掛上對應該標題事件的失效機率。最後在最右邊兩列標題下方分別記錄事故發展序列代號、結果與其發生頻率，而結果通常有三種可能，分別是安全的停機狀態(OK)、爐心受損(CM)與轉至其他事件樹繼續分析，同時這些結果也被稱之為電廠損壞狀態(Plant Damage State, PDS)。

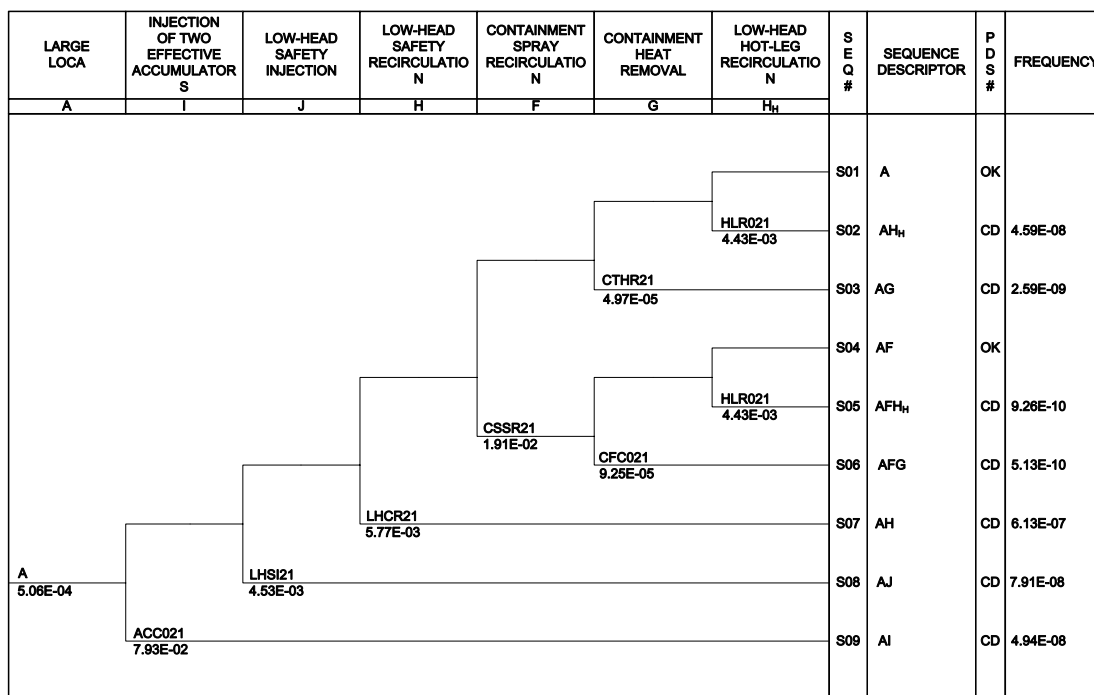


圖 3.1.3.27 大破口 LOCA 事件樹。

3. 舒緩決策系統之整合與實現

本研究於 104 年度實現肇始事件辨識系統的初步模型，今年度則接續 104 年的基礎，加入舒緩決策系統的使用者介面(user interface, UI)。除此之外也對事件辨識系統的 UI 進行更新，加入電廠訊號監控系統。相較於 104 年的介面(如圖 3.1.3.28 所示)只在 Detection Result 的欄位展示出辨識系統的辨認結果，我們在此欄位底下，讓新加入的兩個系統以分頁的形式來呈現，分別為「Monitor Plot」、「Event Tree」及「EOP」，如圖 3.1.3.29 及圖 3.1.3.30 所示。

首先 Monitor Plot 這個分頁為電廠訊號監控系統，運轉員可以透過此系統即時觀察電廠重要參數的訊號變化，如圖 3.1.3.29 所示。此訊號監控系統不僅讓運轉員進一步掌握核電廠當下的運轉狀況，還可以透過使用者介面右下角的選單，讓運轉員憑藉著自身的知識與經驗，選取其需要的電廠參數，顯示於監控畫面中，並再一次驗證辨識系統計算出來的結果。



圖 3.1.3.28 104 年度肇始事件辨識系統之使用者介面。

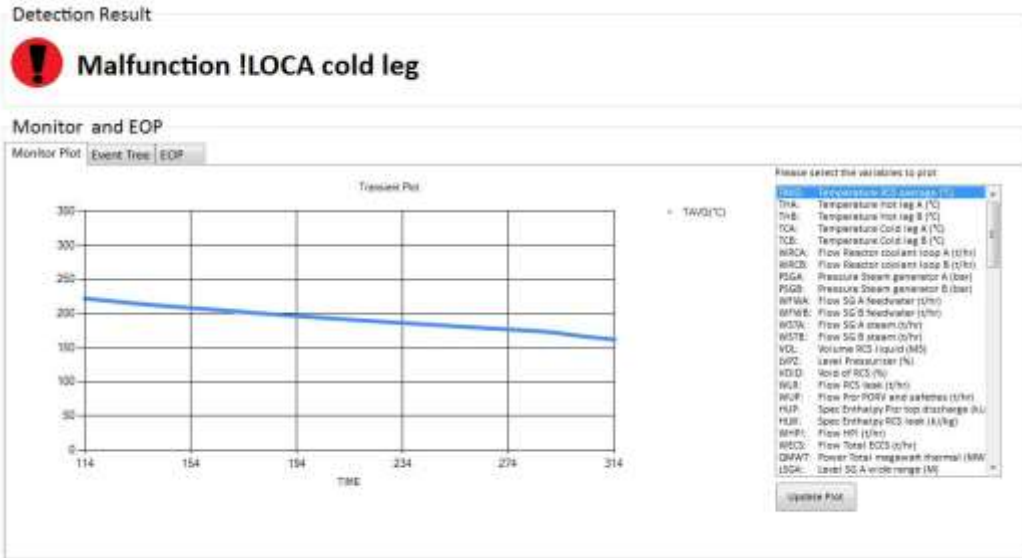
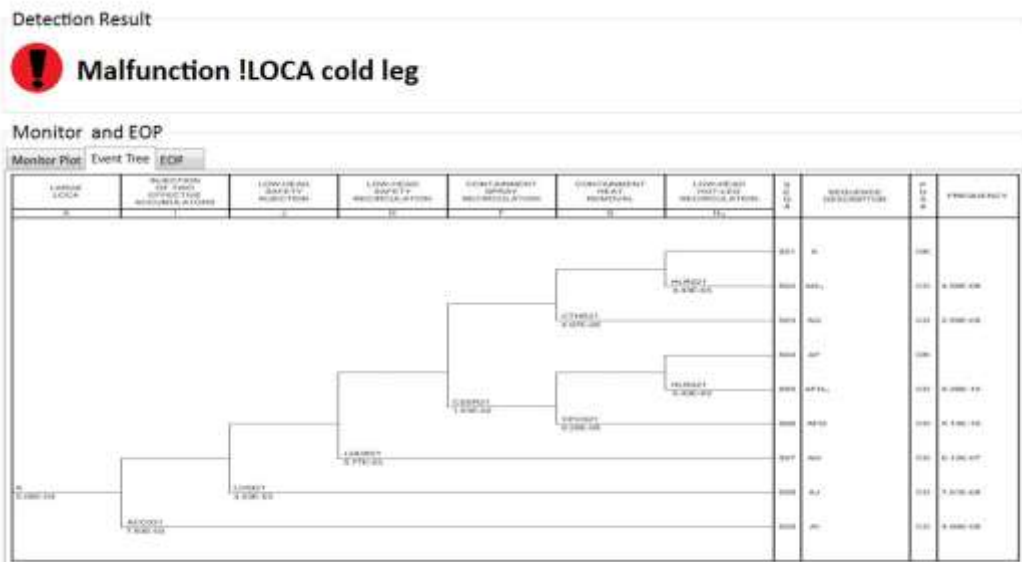
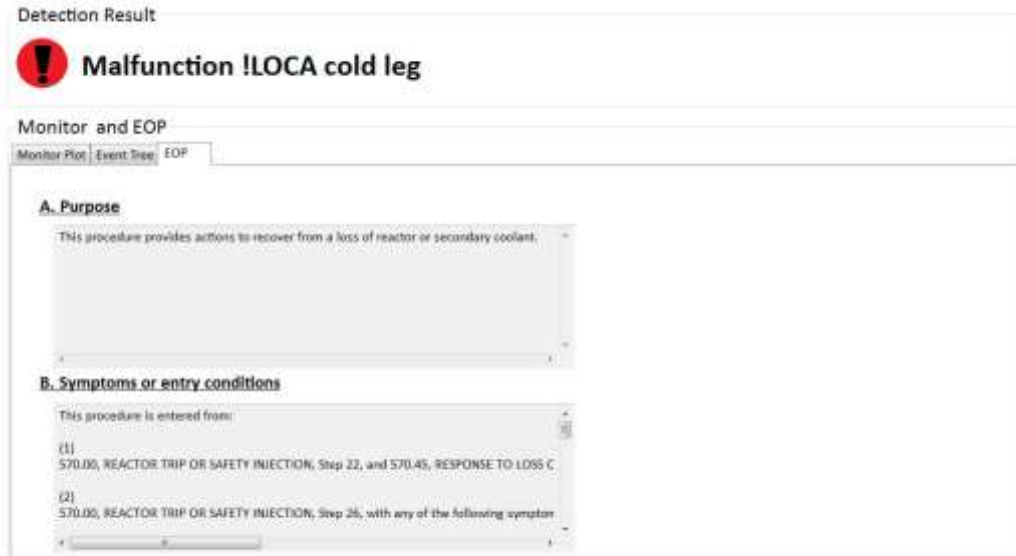


圖 3.1.3.29 肇始事件辨識系統之使用者介面。



(a)



(b)

圖 3.1.3.30 舒緩決策系統之使用者介面。

而舒緩決策系統的使用者介面，可透過點選 Event Tree 及 EOP 這兩個分頁來顯示，並獲取決策系統提供的資訊。以圖 3.1.3.30 為例，辨識系統辨認出電廠發生冷卻水流失事件的當下，決策系統馬上在 Event Tree 分頁顯示出相對應的事件樹，運轉員則可以利用事件樹讀取肇始事件後續可能發生的結果。接著切換至 EOP 分頁可以獲取面對 LOCA 時，EOP 所給予的操作建議，幫助運轉員操作電廠回復安全狀態。

結論與未來工作

在本年度計畫中，我們比較了各種特徵擷取與分類器的演算法，並建置未訓事件類別辨識演算法，使得核能電廠事故辨識系統的準確度提高，功能也更臻完善，除此之外延續 104 年度利用 Visual Basic 所建立的初步系統實現模型，新增了電廠訊號監控系統及舒緩決策系統，讓運轉員可以在發生事故當下，透過這套輔助系統，完整地執行事故排除流程。

在上個年度中，使用積分器當作特徵萃取器，搭配 PNN 作為分類器，最後辨識率達到 82.14%；而在今年計畫中，做完特徵萃取後，再對特徵值進行 feature reduction，經過交叉驗證後，辨識率可達到 88.39%，比起上年度增加了 6% 的辨識率，而且需要儲存的特徵數目從 26 降至 11，不但加強了辨識系統的效能，而且降低了需要的儲存空間。然而辨識系統發生辨識錯誤的事件，仍集中於冷卻水流失事故冷端破口與熱端破口這兩個事件類別，未來我們將會在 feature reduction 這方面尋找其他方法繼續嘗試，在特徵向量中找出真正有鑑別力的特徵進行辨識。

在現今核電廠裡，布有許多感測器來獲取大量數據，監控核電廠當下的運轉狀況；但另一方面，過多的數據與重複的訊息，卻也為資訊的萃取及應用帶來難題。故本研究接下來要探討監控訊號的偵選法則，在偵選監控訊號這個層面，進行重複資訊的刪

除。我們將採用最佳化演算法，來自動篩選出具鑑別力的監控訊號，而所選之訊號並須仍保有提供高準確事件辨識率的能力。至於最佳化演算法的選擇上，擬先採用基因演算法(genetic algorithm, GA)，因它已被廣泛地運用到其他核能相關的研究，如：爐心燃料布局、燃料管理及元件故障診斷等[30-32]。配合本研究所設定的目標，即於感測器正常運行的情況下，被選取的監控訊號數目越少越好與利用這些選取訊號所致使的辨識率越高越好，我們可以建構一多目標之目標函數，讓基因演算法去尋找最佳的監控訊號組合。另外，在感測器失能時，我們亦期能偵檢出失能的感測器，並於監控訊號的偵選前，將其資訊剔除。而感測器的失能對肇始事件辨識準確率的影響，亦為欲探討的一重點。

3.1.4 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究

現行輕水式反應器結構組件主要的劣化問題在於高氧化性水化學導致的應力腐蝕龜裂，為使結構組件的設計與材料的選擇能充分符合運轉安全的要求，必須充分瞭解反應器水化學的大致狀態。105 年計畫的工作項目如下所列：

- (1) 加氫防蝕效益之影響評估。
- (2) 透過理論數值模式分析方式，評估不同功率下的水化學狀態分析。
- (3) 透過 LWR 模擬迴路，針對 316L 不銹鋼試片進行慢應變速率拉伸實驗，探討在反應器啟動過程運轉的溫度下，在高氧化性的純水環境時，組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為。

輕水式反應器(Light Water Reactor, LWR)經多年運轉後，壓力槽內部組件產生應力腐蝕龜裂(Stress Corrosion Cracking, SCC)的問題。應力腐蝕龜裂包含了沿晶應力腐蝕龜裂(Intergranular Stress Corrosion Cracking, IGSCC)與輻射促進應力腐蝕龜裂(Irradiation-assisted Stress Corrosion Cracking, IASCC)，組件產生裂化不僅嚴重影響運轉安全，同時修復組件的工作也須耗費鉅資，挑戰核電廠是否能安全運轉達 40 年年限，甚至更長的運轉年限。為了解決壓力槽內部組件的劣化，各國研究機構無不投入極大心力來進行組件防蝕的研究。沸水式反應器(Boiling Water Reactor, BWR)的結構組件在建造之初，大量採用不鏽鋼組件，因不銹鋼具有良好的抗腐蝕能力。經多年運轉後，不少反應器的壓力槽內部組件產生應力腐蝕龜裂的問題，主要是敏化 304 不銹鋼的電化學腐蝕電位(Electrochemical Corrosion Potential, ECP)如高於 $-230 \text{ mV}_{\text{SHE}}$ 的臨界腐蝕電位，易產生 IGSCC。當組件 ECP 大於臨界腐蝕電位時，與裂縫成長速率(Crack Growth Rate, CGR)相關的因子包含電位、導電度、不鏽鋼敏化的程度、流速、機械負荷及裂縫長度。ECP 則與反應器爐水系統及水化學相關。對於在壓水式反應器(Pressurized Water Reactor, PWR)環境下的合金 600，IGSCC 發生的臨界電位為 $-835 \text{ mV}_{\text{SHE}}$ ，IGSCC 發生於比臨界電位更高的電位下，而其他形式的 SCC 發生於 $-500 \text{ mV}_{\text{SHE}}$ 左右的電位或是更正的值，意旨在 PWR 環境下的 ECP 如能維持於大於 $-835 \text{ mV}_{\text{SHE}}$ 且

小於-500 mV_{SHE} (350 °C)，即可減低組件材料因 SCC 而產生的劣化現象^[1-2]。

現行輕水式反應器結構組件主要的劣化問題在於高氧化性水化學導致的應力腐蝕龜裂，而 PWR 原先的水化學規範即已加入氫氣，防止氧化性環境，現有運轉中的 PWR，其加氫濃度約在 25 -50 cc (STP)/kg H₂O。BWR 正常運轉時，爐水的溶氧量約為 200 至 400 ppb，高溶氧量是造成 IGSCC 的主要環境因素，如採加氫水化學降低溶氧量，就可降低金屬組件的電化學腐蝕電位，降低發生 IGSCC 的機率。輕水式反應器因輻射分解效應的關係，同樣面臨組件材料的腐蝕問題。為使反應器結構組件的設計與材料的選擇能充分符合運轉安全的要求，設計者必須充分瞭解反應器水化學的大致狀態，方能協助其進行正確的設計與選擇判斷。有鑑於此，且在缺乏反應器實際水化學資訊的情況下，透過數值模擬的方式進行理論分析與預測，將是必要且可行的作法。LWR 水化學分析程式包含計算壓力槽內部輻射劑量率的 MCNP 程式、計算熱流狀態的 RETRAN 程式以及用以計算輻射分解效應下水化學變化的 DEMACE 程式，分析結果可涵蓋 LWR 主循環迴路的水化學變化以及結構材料的腐蝕行為預測。另外，針對 316L 不銹鋼可能發生的 SCC 問題，透過慢應變速率拉伸實驗測試在啟動期間運轉的高溫純水環境中應力腐蝕劣化的敏感性，探討其發生應力腐蝕龜裂的原因及機制，希望能更加強化電廠的安全性。

第一部分透過理論數值模式分析的方式，評估 LWR 在啟動過程功率上昇變化的過程中，主冷水迴路中的水化學概況及其氧化性。此一研究主題將涵蓋主冷卻水之輻射分解、熱流分析、以及反應器物理（主要為輻射劑量率）。在時程內完成 LWR 的水化學狀態分析，並透過 LWR 的水化學狀態分析結果，利用混合電位模式來進行後續主冷卻水迴路各個組件的電化學腐蝕電位的計算，預測結構材料的腐蝕行為，研擬適當的腐蝕防制技術並探討改善的成果，提供現在及未來 LWR 運轉參考。第二項重點工作為組件材料腐蝕行為，透過 LWR 模擬迴路中針對 316L 不銹鋼試片進行慢應變速率拉伸實驗(Slow Strain Rate Test, SSRT)分析，探討在反應器啟動過程運轉的溫度下，如在高氧化性的純水環境時，了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為，提早面對電廠未來可能面對的 SCC 問題，後續才能提供可行的解決方案。

本計畫建立的電腦模式「DEMACE」架構包含三大部分：輻射分解程式-WCHEM，計算爐水經過中子及加馬射線照射後，主冷卻水迴路各處的分解產物的化學成份濃度；電化學腐蝕電位-MPM，確定分解產物的化學成份濃度後，可利用混合電位模式計算電化學腐蝕電位。DEMACE 電腦程式將可預測第三代輕水式反應器的主冷卻水迴路中之爐水輻射分解產物濃度(特別是氧、氫、過氧化氫)、組件材料之電化學腐蝕電位。整個程式的基本架構圖，如圖 3.1.4.1 所示。

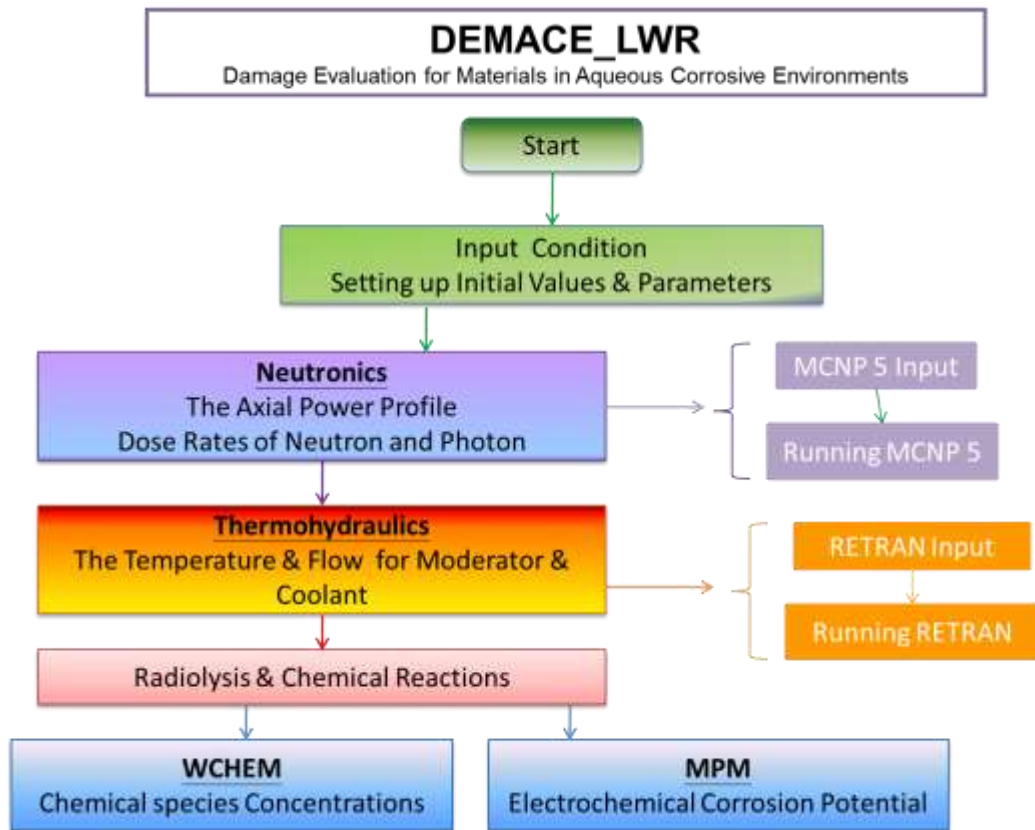
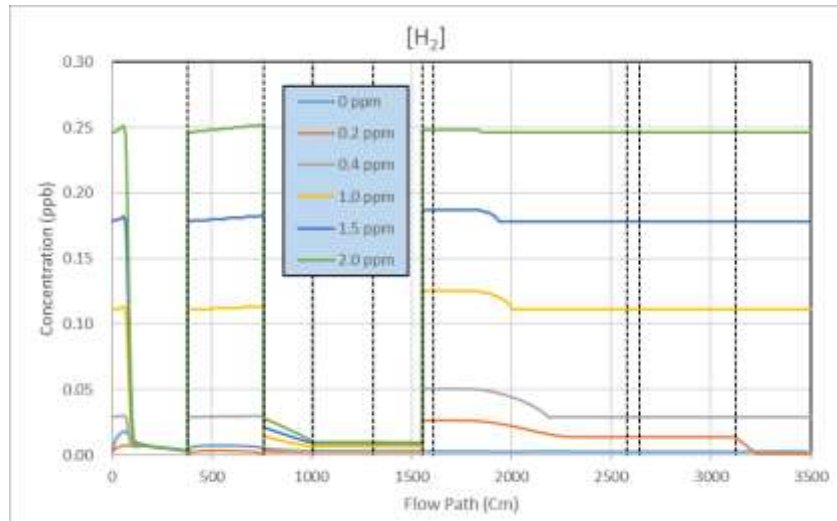


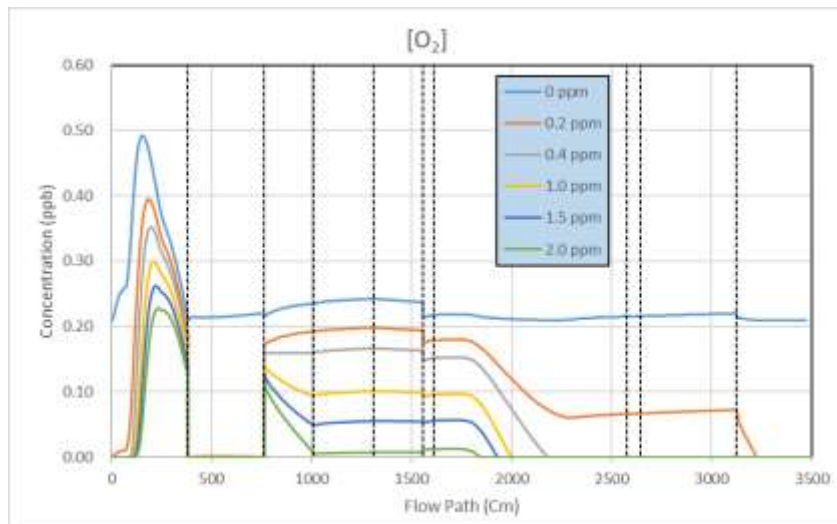
圖 3.1.4.1 LWR 程式的基本架構圖

本研究進行水化學模擬時，將整個主冷卻水迴路區分成十個區域，分別為：1—爐心燃料匣區 (Core Channel)、2—爐心旁通區 (Core Bypass)、3—爐心上方空間 (Upper Plenum)、4—立管區及蒸氣分離器 (Standpipe and Separator)、5—蒸氣分離器側通路 (Separator Sideway)、6—混合空間 (Mixing Plenum)、7—降流區 (Downcomer)、8—爐內泵 (Reactor Internal Pump)、9—爐心下方空間底部 (Bottom Lower Plenum)、10—頂爐心下方空間 (Top Lower Plenum)。

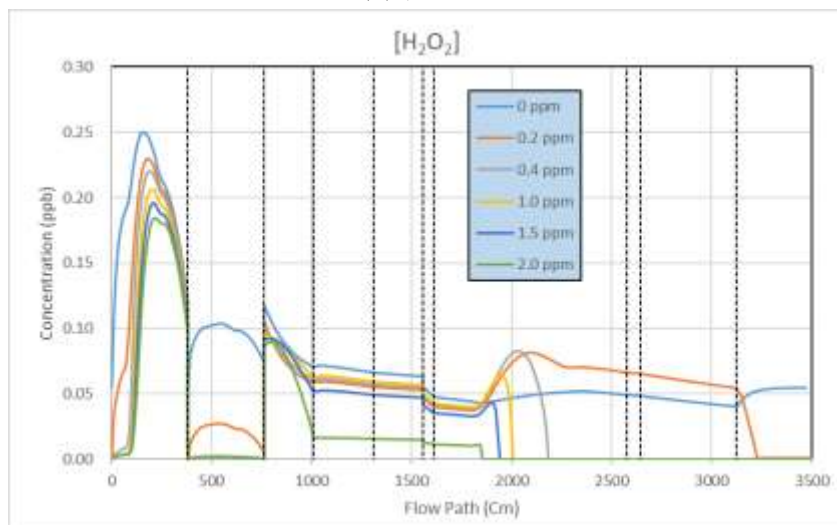
針對不同注氫對於水化學的分析可由圖 3.1.4.2 得知，在一般水化學的環境以及在不同的注氫濃度(0.2、0.4、1.0、1.5、2.0 ppm)下，可以發現在爐心附近的區域，氧化劑的濃度雖然隨著注氫濃度的增加而降低，但是在高到 2 ppm 注氫濃度下依然有少量的氧及過氧化氫存在而使得電化學腐蝕電位依然高於零以上。當水流經降流區之後，因再結合效應的影響，可以發現注氫可以有效降低組件的電化學腐蝕電位，尤其是注氫濃度大於等於 0.4 ppm 即可。圖 3.1.4.3 顯示在水循環迴路中特定區域的注氫效益分析，包含爐心上方空間、降流區上方位置(接近 RWCU)、降流區出口、爐內泵出口以及爐心下方空間底部出口區域。以分析結果來看，注氫效益隨著區域不同而有不同，以降流區出口、循環幫浦出口以及爐心下方空間底部出口區域等區域，所需的有效注氫量最少。



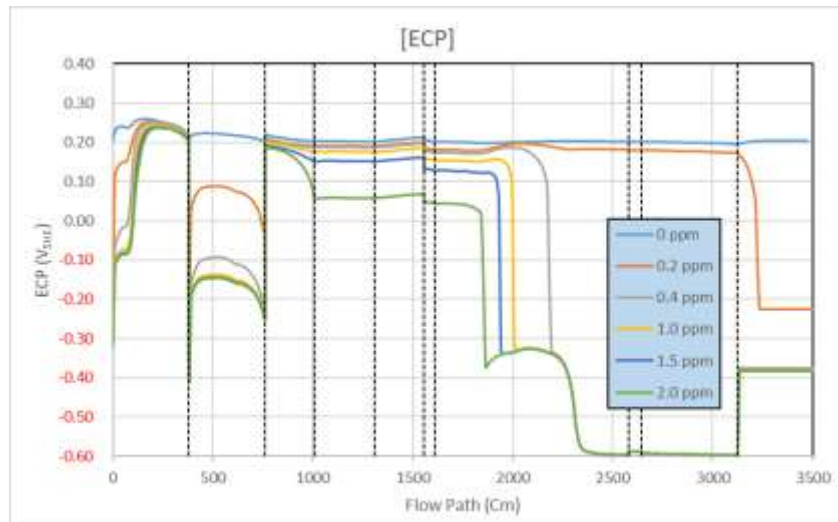
(a) 氫濃度



(b) 氧濃度



(c) 過氧化氫濃度



(d)電化學腐蝕電位

圖 3.1.4.2 在不同注氫濃度下，氫、氧、過氧化氫濃度以及組件腐蝕電位在主冷卻水迴路隨著流徑的變化分布

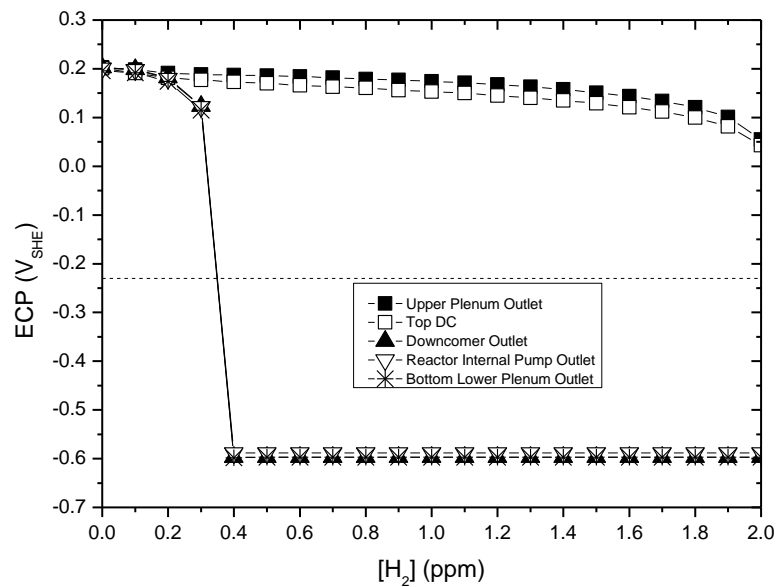
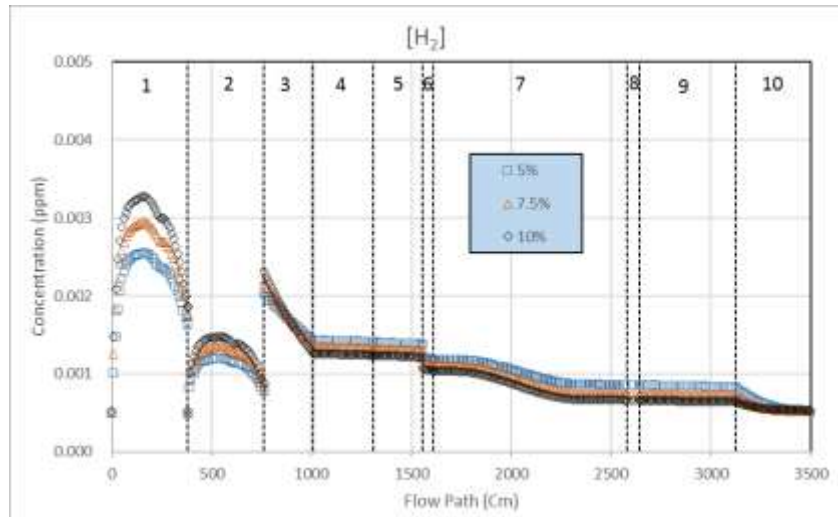
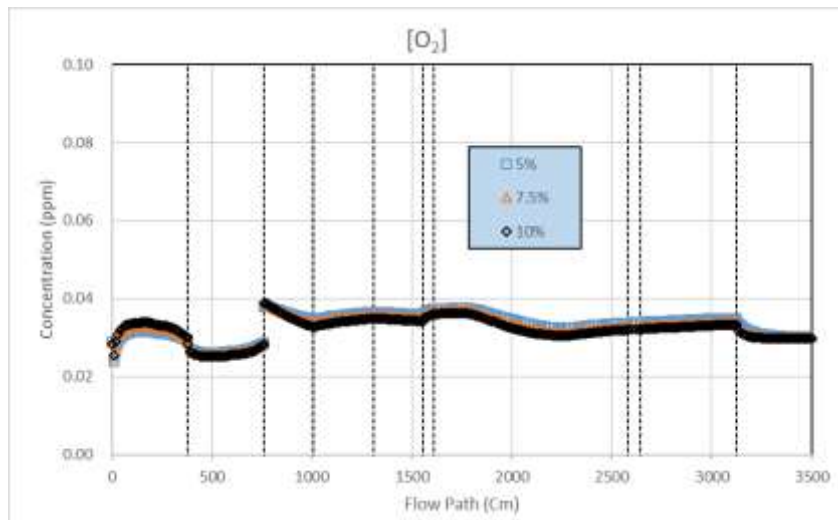


圖 3.1.4.3 水循環迴路中，不同位置的注氫效益分析

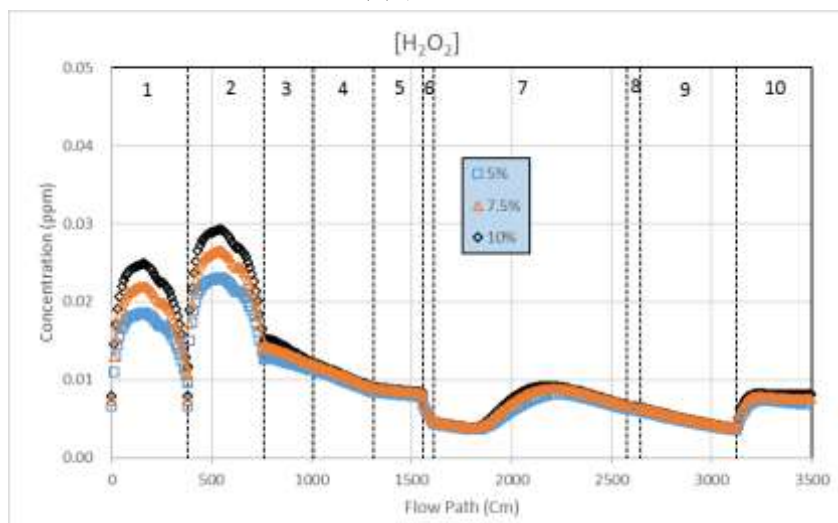
在不同低功率及 NWC 狀態下的分解產物的化學成份濃度分佈如圖 3.1.4.4 所示。可以發現在爐心附近的區域，過氧化氫的濃度約在 20~30 ppb 範圍，隨著功率增加而增加，其他區域的濃度則維持在 10 ppb 以下。而溶氧在整個主循環水迴路約在 20~40 ppb，在無注氫的環境下，溶氫濃度則小於 4 ppb 以下，顯示在反應器啟動過程中，氧化劑濃度雖然不是非常高的數值，但可使組件的電化學腐蝕電位維持在正電位的範圍內。



(a) 氫濃度



(b) 氧濃度



(c) 過氧化氫濃度

圖 3.1.4.4 在啟動過程中，氫、氧以及過氧化氫濃度在主冷卻水迴路隨著流徑的變化分布

組件材料腐蝕行為則是針對 316L 不銹鋼試片採用 LWR 模擬迴路與慢應變速率拉伸實驗(Slow Strain Rate Test, SSRT)分析配合，探討在反應器啟動過程運轉的溫度下，面對高氧化性的純水環境時，了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為，提早面對電廠未來可能面對的 SCC 問題，後續才能提供可行的解決方案。內容主要是在模擬 LWR 環境的水化學狀況(300 ppb 溶氧)及 SSRT 水循環迴路中，利用柱狀試片進行慢應變速率拉伸實驗。試片拉斷後採用 SEM 觀察組件材料的破斷面，估計斷面的 IGSCC、TGSCC 百分比，並測量試片伸長率與拉伸最大應力值，來評估組件經過處理後的 SCC 行為。

SSRT 量測實驗之水循環系統可控制實驗的水化學條件，利用 Parker 之氣體微調閥控制氧氣、氫氣及氮氣的流通量以達到實驗所要求的溶氧與溶氫值。實驗拉伸速率為 $3.7 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ ，水溫維持於 288°C ，壓力調至 1200 psi，循環水流速設定為 40 mL/min，利用位移量測儀來量測試片伸長量，相關設計如圖 3.1.4.5 所示。316L 不銹鋼試棒加工完成後，在進行試驗之前，會全部經過固溶熱處理，用以消除冷加工造成的影響，亦可消除潛在的析出物，改善試棒內的成分分佈。固溶熱處理之後，再進行敏化熱處理。敏化熱處理後的試片以碳化矽 (SiC) 砂紙研磨除去表面氧化層，研磨到 1200 號。之後將試棒置於含 300 ppb 溶氧之純水循環系統中進行 15 天以上的預長氧化膜處理 (pre-oxidizing treatment)，使其氧化膜結構穩定後方停止預氧化程序，後續再進行慢速拉伸試驗。

Double Loop Electrochemical Potentiokinetic Reactivation (DL-EPR)分析為一種非破壞性電化測試，其原理為將已鈍化的試片往活性區作電位掃描使其再活化，掃描得到的電流峰值與敏化程度有很大的關係，因此能用以量化敏化程度，做為試棒敏化程度的參考。此法的優點是對試片表面處理的要求不高，只要溶液組成、溫度和掃描速率控制得當，實驗具有很好的再現性。本實驗使用三電極系統來分析試棒敏化程度，三極系統分別包含工作電極、輔助電極和參考電極。以樣品為工作電極，白金網為輔助電極，銀/氯化銀電極為參考電極。掃描前溶液先以氫氣除氧。之後開始掃描循環極化法時，電位掃描由腐蝕電位開始至 $300\text{mV}_{\text{Ag}/\text{AgCl}}$ (此過程稱為 anodic scan)接著再往回掃描至 $-500\text{mV}_{\text{Ag}/\text{AgCl}}$ (此過程稱為 reverse scan)，掃描速率為 $100\text{mV}/\text{min}$ ，由負電位至正電位有第一個電流峰值 i_a ，為第一次氧化峰；由正電位至副電位會出現第二個峰值 i_r ，為第二次氧化峰。

敏化程度 (Degree of Sensitization)由以下公式表示:

$$\text{DOS}\% = (i_r/i_a) \times 100\% \quad (1)$$

而其量化指標為陽極正向掃描的最大電流密度值 (i_a) 與逆向掃描的最大電流密度值 (i_r) 的比值，如果試片敏化越嚴重， i_r 越大，則測試得到的再活化比值也越大。但是如果試片屬於重度敏化 ($i_r/i_a > 0.07$) 的話，則 EPR 測試的量化指標會達到飽和，而失去了鑑別性。

圖 3.1.4.6 為 DL-EPR 分析出的結果，透過表 3.1.4.1 可得知敏化分析結果。由於 316L 不鏽鋼碳含量不高，650°C 敏化之後碳化鉻析出的量亦不多。結果經過 650°C 敏化 24 小時的試棒其敏化程度只有 0.17%，幾乎未敏化。而 650°C 敏化 48 小時的試棒其敏化程度提升至 4.91%，提升的比例十分明顯。第三個 650°C 敏化 100 小時的試棒 DOS 值只有 6.35%。很明顯由 48 小時到 100 小時，提升的比例較小。低溫 550°C 敏化 48 小時的 DOS 值只有 0.19%，明顯比高溫 650°C 敏化 48 小時的 DOS 值 4.91% 還低許多。在短時間的敏化溫度區間下有較好的抗敏化情形，但在長時間的條件下仍容易產生晶界弱化的嚴重敏化現象。沃斯田鐵系不鏽鋼系列仍然對於晶界弱化有較高的敏感性。

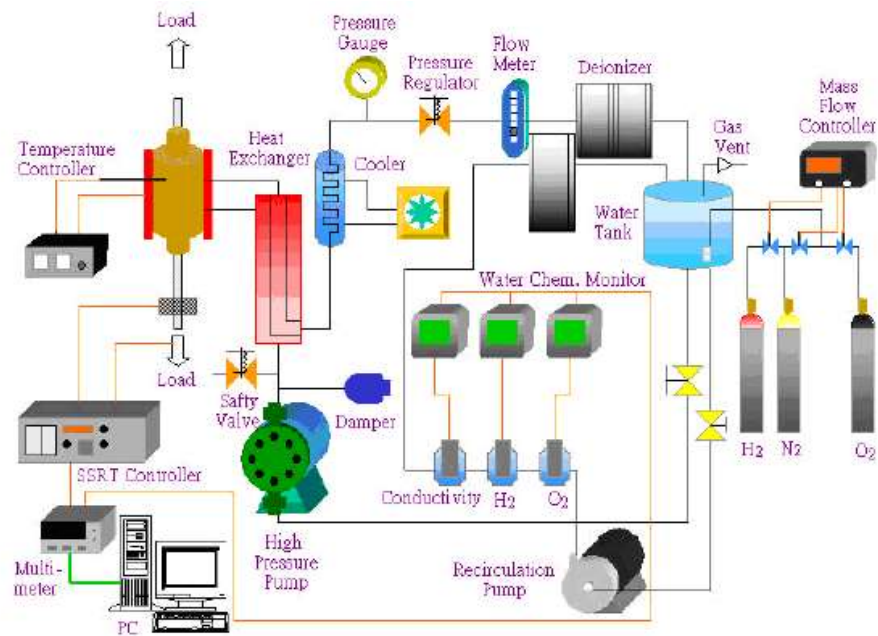


圖 3.1.4.5 SSRT 水循環系統裝置示意圖

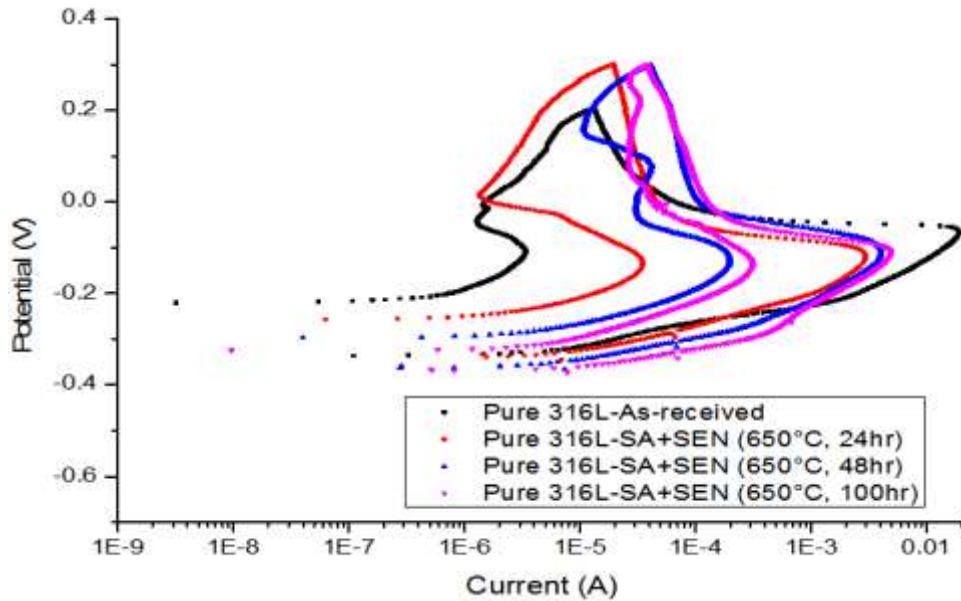


圖 3.1.4.6 DL-EPR 掃描結果

表3.1.4.1 DL-EPR 敏化程度分析結果

Condition	DOS(%)
無熱處理	0.0200
650 °C/24hr	0.1724
650 °C/48hr	4.9151
650 °C/100hr	6.3562
550 °C/48hr	0.1921

而 316L 不鏽鋼在慢應變速率拉伸後可得知敏化程度和水環境溫度對於材料的 SCC 誘發有很大的影響。如應力腐蝕若發生則材料機械性質會受影響，可能會有所下降。經過敏化處理的試棒在一般溶氧的水環境中，與經過固溶處理的試棒相比，機械性質表現較差(圖 3.1.4.7)。這顯示了經過固溶熱處理的試棒對於 SCC 具有很低的敏感性，甚至不會出現 SCC 的情況。經敏化過程的試棒，在 250 °C 時降伏強度為 65.5MPa、抗拉強度為 321.2 MPa，而應變量為 31.1%。溫度降至 200 °C 時，降伏強度為 89.7MPa、抗拉強度為 411.2 MPa，而應變量增加為 50.8%。

在經過嚴重敏化處理的試棒在三個不同溫度下都出現了大量 IGSCC 和 TGSCC 的破裂特徵(圖 3.1.4.8 & 3.1.4.9)，其中 288 °C 有一半以上的 SCC 破裂特徵，250 °C 則接近 50%左右，200 °C 雖然情況較為緩和，但仍有將近三分之一的 SCC 破裂特徵，且三個溫度下都出現了 IGSCC 的晶粒狀破裂特徵，而沿著晶粒進行破裂的破裂方式代表了晶界為較脆弱的區域，這也證明了嚴重敏化造成晶界弱化帶來的影響，敏化後的材料對於 SCC 的發生是具有高度敏感性的。此外，隨著溫度的上升，SCC 的發生也越趨嚴重，這代表了溫度也是材料對於 SCC 敏感性的重要影響因素，從結果來看，288 °C 有著最為嚴重的結果，接著是 250 °C 和 200 °C。意味著輕水式反應器在額定功率運轉

時，水化學控制需要特別的關注，以避免嚴重 SCC 的發生；同時，在起爐過程中，在 200°C 以上的水化學控制仍需要去注意和管控，以期能避免材料產生 SCC 起始或延伸的狀況發生。

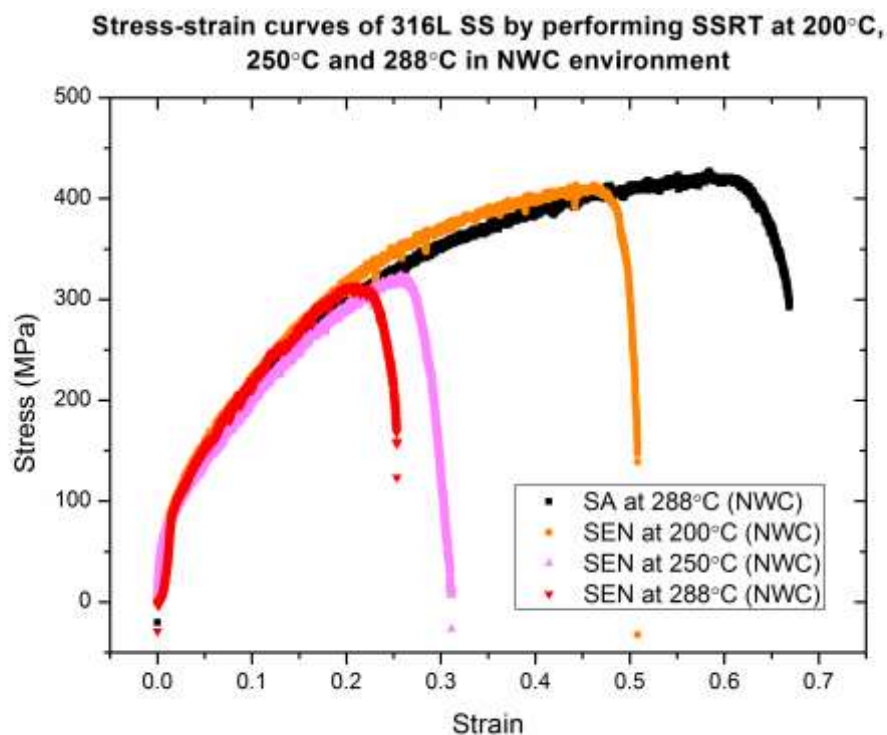


圖 3.1.4.7 316LSS 在不同測試條件下之試棒應力應變結果

表3.1.4.2 316L SS機械性質和斷面特徵結果比較

Codition	Yield stress (MPa)	Tensile stress (MPa)	Elongation (%)	Ductile (%)	TGSCC (%)	IGSCC (%)
SA at 288 °C	89	421	66.7%	100%	0%	0%
SEN at 200 °C	89.7	411.5	50.8%	75%	14%	11%
SEN at 250 °C	65.5	321.2	31.1%	55%	28%	17%
SEN at 288 °C	88.6	312	25.39%	44%	37%	19%

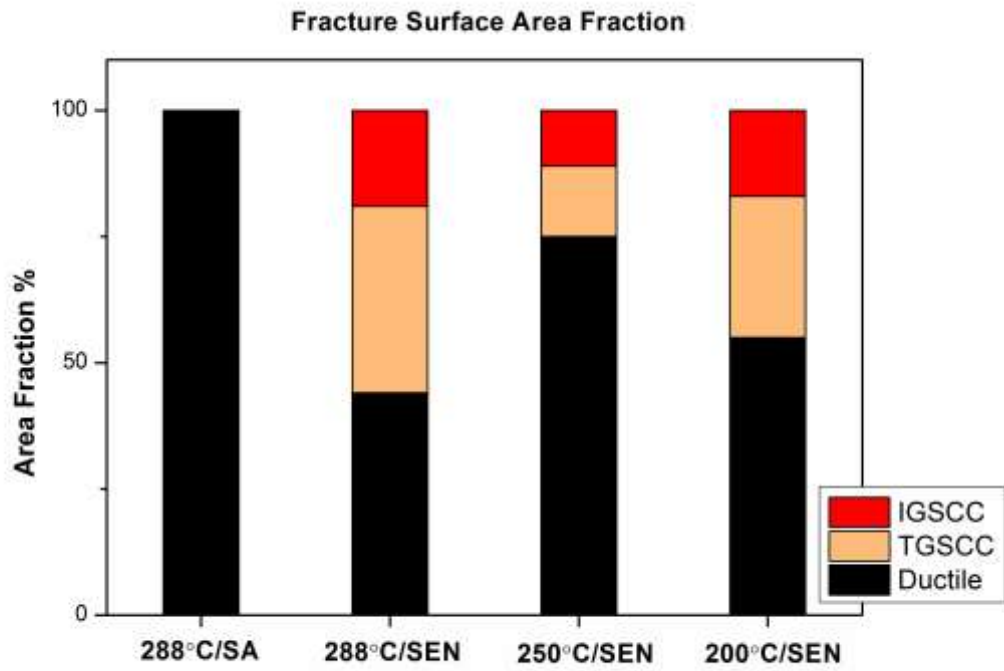
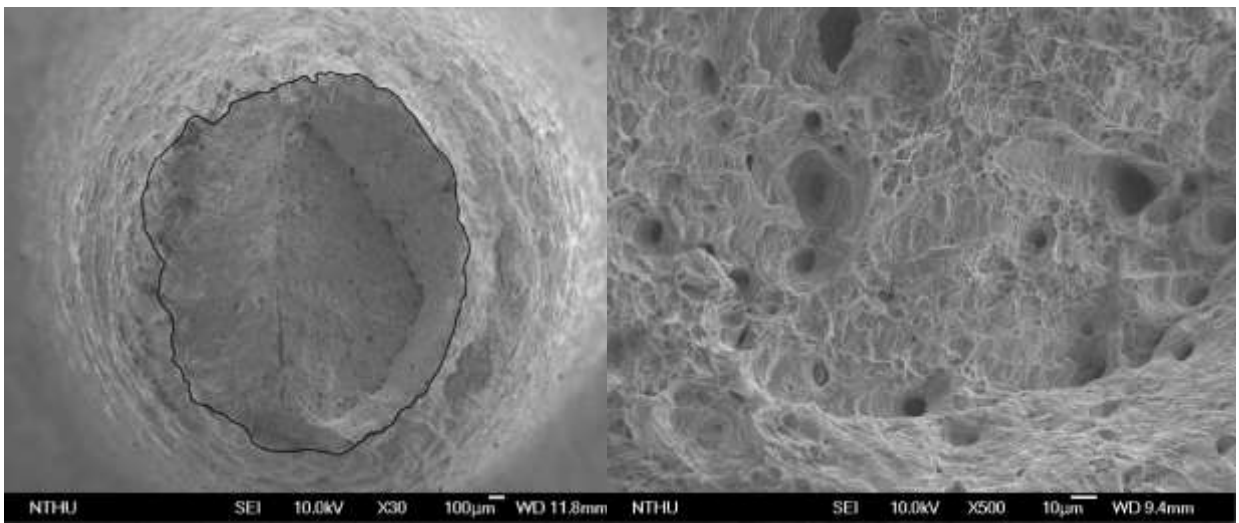
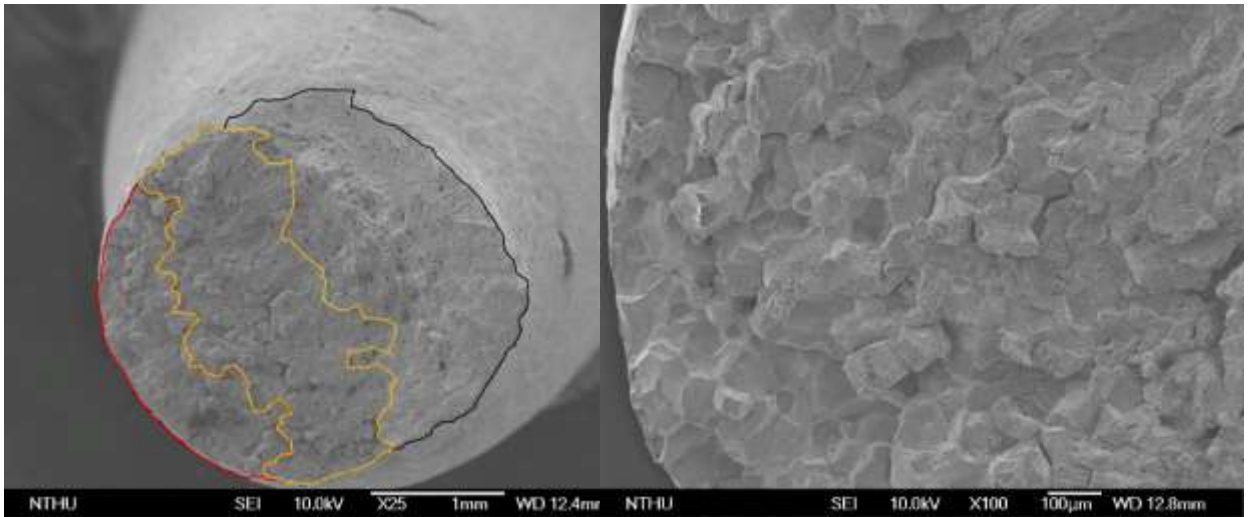


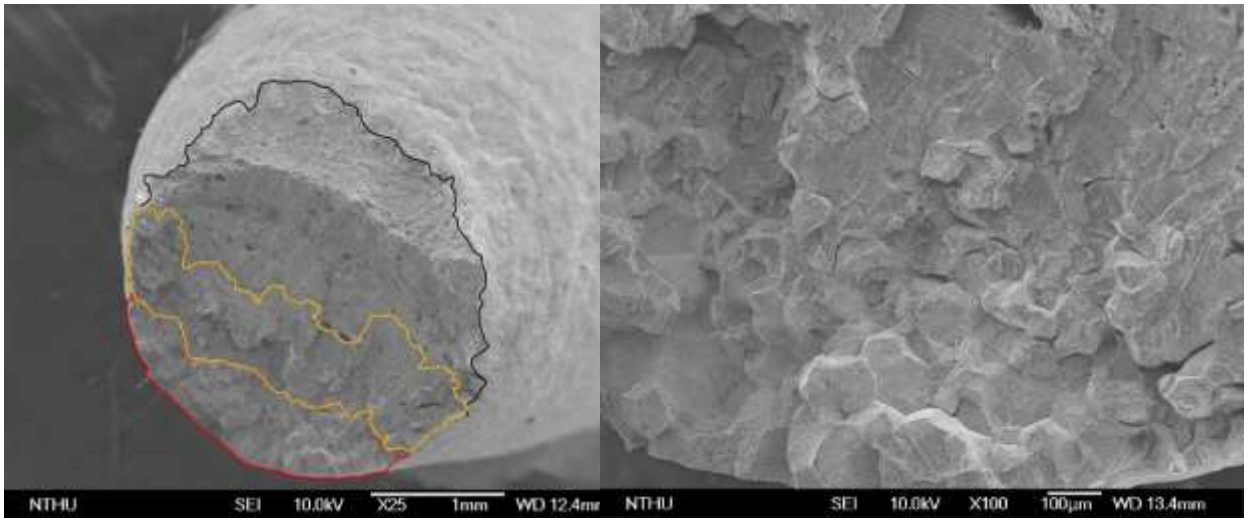
圖 3.1.4.8 316LSS 在不同測試條件下之試棒斷面各破裂特徵比例比較圖



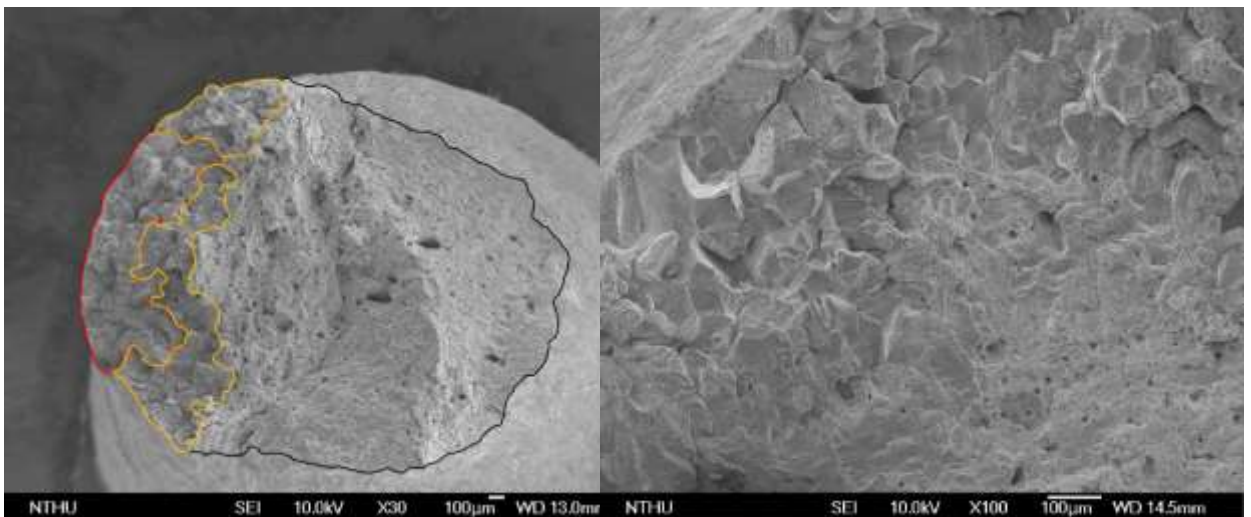
(a) 316L SA/288°C



(b) 316L SS SEN/288 °C



(c) 316L SS SEN/250 °C



(d) 316L SS SEN/200 °C

圖 3.1.4.9 316L SS 不同測試條件之試棒斷面 SEM 圖
(red line: IG, yellow line: TG, black line: Ductile)

3.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進

本年度計畫擬改建單相 T 型管之實驗環路與裝置，將其修改為雙相 T 型管實驗環路，並進行試運轉，以獲得良質實驗數據，實驗成果將可用以校驗 CFD 程式分析結果。

105 年計畫的工作要點陳列如下：

- (1) 廣泛蒐集國際針對 LOCA、PTS 及冷熱水混和現象之重要文獻與相關學術論著。
- (2) 蒐集彙整雙相流模式與應用相關之論文與研究報告。
- (3) 整體實驗環路規劃與相關元件、設備採購。
- (4) 執行單相流 T 型管路設計修改為雙相流 T 型管路，並完成施工配管與試運轉。
- (5) 執行雙相流 T 型管混合實驗，截取流體之溫度及速度場分布。

撰寫相關報告與期刊或國際會議論文。

由於為避免核燃料因為過高的空泡分率導致快中子的緩速效果減低，會藉由爐心冷卻系統(Reactor Cooling System, RCS)將流經爐心的高溫高壓流體或是蒸汽產生器降溫後的高壓一次側工作流體由冷端環路(Cold-Legs)注入反應器內，並流經反應器槽壁與爐心側板所形成的環形降流區後由爐心下方流經燃料，經過燃料的加熱後再由上內部阻件的底板經由熱端環路(Hot-Legs)流至蒸汽產生器而形成完整的一次側循環。然而，當發生如小破口冷卻水流失事故(Small Break Loss Of Coolant Accident, SBLOCA)時，反應器內因壓力的變化幅度較小而處於高壓狀態；然而，高壓注水系統(High Head Safety Injection, HHSI)從冷端環路導入緊急安全注水，以確保爐心具有充足的冷卻水。此時壓力槽的腹帶位置，將因緊急冷卻注水而出現大幅度的降溫。然而，該處爐槽材料因為長期高能中子的撞擊，而持續累積材料的損傷程度，致使材料出現中子脆化的現象。而在上述兩項機制的同時作用下，可能導致爐壁因為熱應力的作用而出現裂紋快速成長並而出現穿壁裂紋的狀況，並導致更為嚴重的冷卻水流失及壓力邊界無法維持的狀況。而上述現象即稱為壓熱震(Pressurized Thermal Shock, PTS)，此一現象的存在不僅影響反應器爐壁的完整性，在高性能管路與緊急冷卻系統的管路相連處，其為 T 型管路，亦有可能出現類似的問題。為了確保反應器壓力槽(Reactor Pressure Vessel, RPV)壓力邊界的完整性，並防止其於運轉或暫態事故下避免裂紋成長而導致裂穿之狀況，電廠依據 NRC 之 10CFR50.61[1]準則與相關研究成果，制定了 RCS 完整性之運轉限制區域[2, 3]、緊迫性壓熱震[4]與預期性壓熱震[5]之相關程序書，以防止出現系統發生壓熱震時對反應器造成損壞。除了依賴上述的壓熱震處置程序與運轉限制確保機組之安全外，為了更進一步地評估壓熱震對反應器壓力槽可能造成的破壞，以符合近年來逐步提升的核安要求，許多研究團隊亦針對此議題進行了相關分析能力的建立與現象研究。其中，ICAS (International Comparative Assessment Study)，曾於 1996 年[6]針對核電廠機組運轉狀況改變而產生的壓熱震問題，針對確性破壞機制、機率性破壞機制以及熱水流特性之影響進行研究，並指出機率破壞與熱流評估的精確性將嚴重影響壓熱震分析之準確度。因此，本計畫之目的係探討壓水式反應器(Pressurized Water Reactor, PWR)之核能電廠發生 LOCA 事故情況時，以實驗與模擬方式來驗證其減抑措施之有效性。

前期計畫主要是探討 T 型管路中之單相流溫度分布與混和特性，同時也進行不同支管角度的影響。而事故期間的冷端管路在施行補水作業時可能會有雙相流的情況產生，其是 RPV 的水位持續下降使得其水位低於冷端管路的高度，因而造成冷端管路內呈現非完全液態水的狀態，而是具有一定程度的蒸氣產生雙相分層流(Stratified flow)的情況。此時，緊急爐心冷卻水從 ECCS 端管路注入冷端環路後，將使得 RPV 與冷端管路的蒸汽有機會隨著補水作業而向 ECCS 流動，進而形成汽、液雙相流體以反方向流動(Counter Current Flow, CCF)；甚至造成 CCFL(Counter Current Flow Limit)的現象而無法令冷卻水流入冷端環路。此種現象的成因來自於雙相流中，液態流體和汽態流體的交界面有突發性的不穩定所造成。因此，在此情境中 ECCS 及冷端管路的流體冷熱混和區域之熱流特性將是主要探討的重要課題。

本研究今年度自主改建原先 T 型管之單相流實驗環路，並設計與修改為 T 型管之雙相流實驗環路，初步將以雙相氣泡流為研究起始，後續將會以雙相分層流動之現象做為研究之參考，而實驗環境條件係在研究經費許可範圍以及參考國際相關文獻的資料與條件下所建立。本實驗最主要的目的是提供組件完整之實驗環路並擷取良質實驗數據，於後續工作上將可提供 CFD 方法進行模擬分析以驗證自主性實驗成果，以期獲得國內本土化核能電廠事故安全分析之能力。

3.1.5.1 執行方法

1. 雙相流之實驗環路設計

本研究規劃一套垂直 T 型管雙相氣泡流實驗，現階段主要是以絕熱系統(Adiabatic System)為研究重點，環路系統包含：水質淨化系統、儲水槽、預熱水槽、高精度流量控制系統、T 型管實驗模組、空氣壓縮機、儲氣鋼桶，數據擷取器及其分析系統等設備，而實驗整體分為兩組迴路，如圖 3.1.5.1 所示。紅色部分為氣體迴路，空氣先經由自動穩壓空氣壓縮機(規格為 160SLPM)打入儲氣缸筒，待壓力達到一定程度之後，氣體再經由高精密氣體流量計流到 Mixing Chamber 與水混合，此氣體流量計搭配自動控制閥件，可自行偵測儲氣缸筒的壓力變化，來維持一定流量。其中，本實驗的純水系統設備組成為逆滲透(Reverse Osmosis)濾水器、離子交換樹脂、泵浦及水質偵檢器等設備，如下圖 3.1.5.2。由於實驗的供給水源為自來水，為去除水中的雜質與不必要的礦物質，以免影響實驗精準度，故所有的實驗用水都須經過濾水系統，再經過離子交換樹脂，固定水中電阻值為 3 MΩ-cm 以上，以維持實驗用水的穩定度。

圖 3.1.5.1 中藍色部分為水迴路，將實驗用水注入儲水桶之後，經除礦器、過濾系統後由加壓幫浦打入預熱水槽，並藉其恆溫控制功能，使水溫維持在 25 °C，以維持系統處於均溫狀態。當溫度達到實驗之初始條件後，使用加壓幫浦搭配精密閥件來調整進入 Mixing Chamber 的水流量。綠色部分為氣水混合的雙相混合流區，兩個出水口末端連接鐵法蘭，並安裝包線塑膠管，使流體流回預熱水槽循環使用。

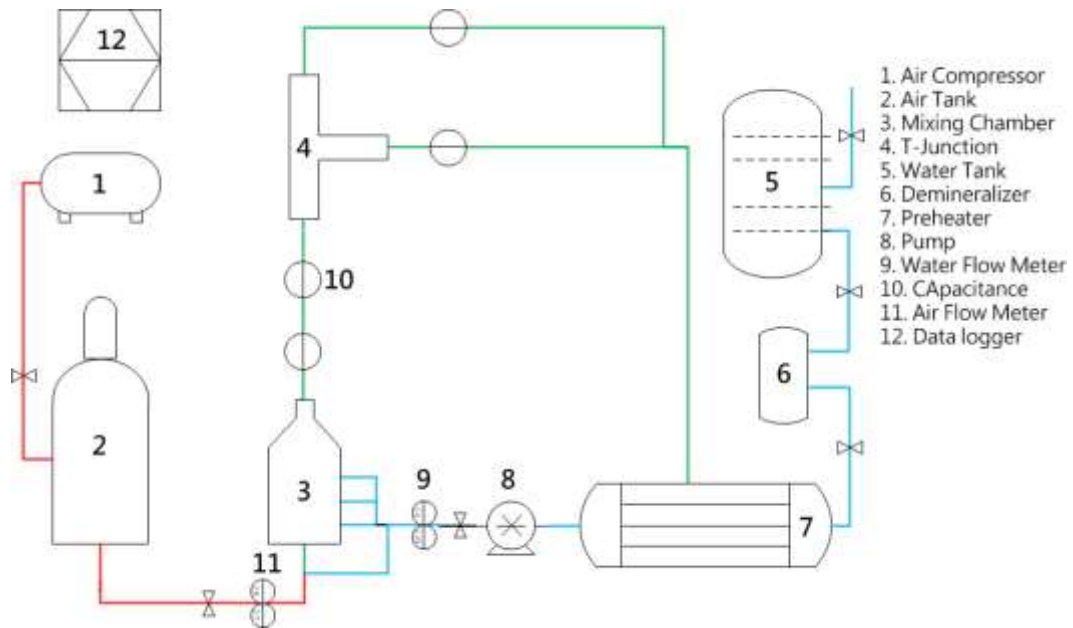


圖 3.1.5.1 實驗迴路



圖 3.1.5.2 實驗迴路純水系統

2. 測試端設計

考量研究經費許可範圍下，本研究將以 26 mm 管徑為研究重點。本實驗模組有兩種幾何形狀，分別為 T 型管與 Y 型管。其分為 5 個透明壓克力組件，如下圖 3.1.5.3，組件間以法蘭作為連接，每片法蘭上面有 6 個螺絲孔洞平均受力。在 T 型管與 Y 型管部分將會安裝 5 組電導度計與 2 支壓力傳送計。由進口端往上支電導計度位置分別為 0D、10D、30D 與 62D 處；壓力傳送器則安裝於兩端出口，其位於 T 型管分離端 26D 處；電導度計安裝於 T 型管氣水分離端 16D 的原因為流體的擾動情況較為緩和，穩定性較高，在測量上訊號雜訊會相對較低且更加準確。圖 3.1.5.4 所示為 T 型管氣水分離之實驗模組。

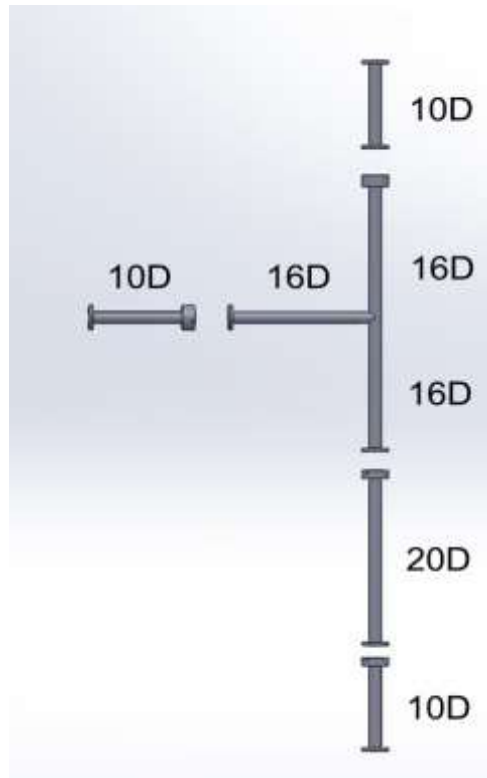


圖 3.1.5.3 壓克力測試段零件



圖 3.1.5.4 T 型管氣水分離之實驗模組

3. 電導計的安裝與設計

一般自來水在 25°C 時，阻抗值約為 25 毫歐姆·cm，利用管中截面的空泡分率變化來測量測電導率。圖 3.1.5.5 為壓克力加工後與安裝銅片後的實際圖。電導度計使用的銅片厚度為 0.6mm，請廠商加工為寬度 15 mm 的銅片條，之後再利用鐵管與尖嘴鉗加工成長 3.63 mm；且弧度為 160° 的圓弧銅片，接著使用雙導電銅膠帶來黏合導線與銅片，完成後再卡上壓克力的溝槽，使之緊密結合。另外壓克力於法蘭處銑出一個深度為 1.5 mm 的溝槽，目的為讓 O-ring 與法蘭可以互相密合，以降低滲水機率。圖 3.1.5.6 為利用 3-D 印表機所印出來的管件模型，中間為放置 O 型環的溝槽。此量測方法係假設管徑的平均電阻值為空泡分率之函數，當增加氣體體積通率時，管截面空泡分率將會隨之上升，增加電阻值。為量測管徑截面之電阻值。施工完成後則在外圍使用矽利康(Silicon)來填滿電線的縫隙。紅色電線為正極，黑色為負極，並與數據擷取器連結後開始測量其電阻值。圖 3.1.5.7 為加工完成後的壓克力法蘭。

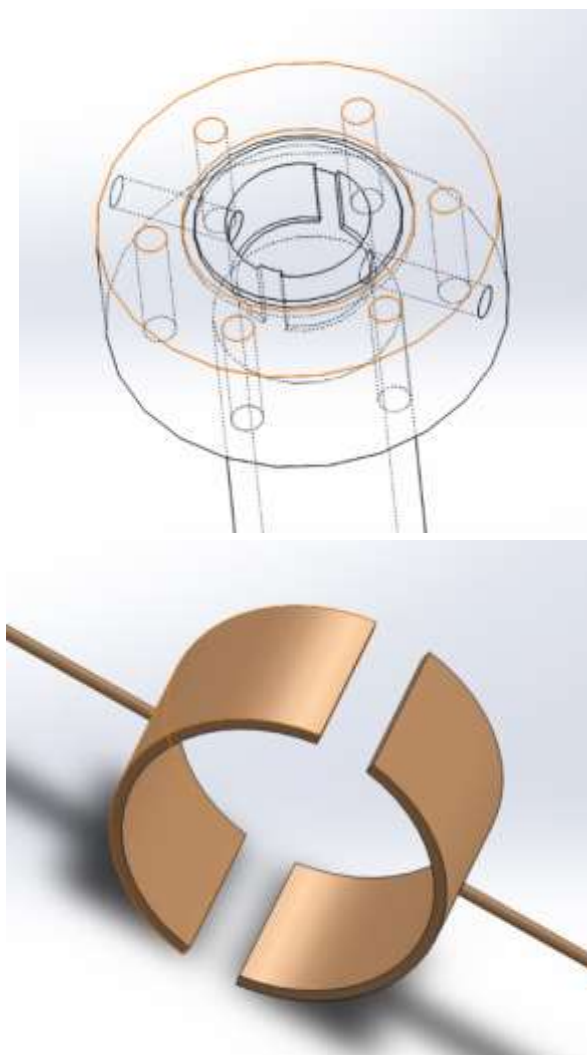


圖 3.1.5.5 法蘭透視圖與電導度計之銅片示意圖



圖 3.1.5.6 3-D 列印製作之模型



圖 3.1.5.7 特製法蘭加工完成圖

4. Mixing chamber 設計

Mixing Chamber 在材質上為不鏽鋼且分為內外兩層，如圖 3.1.5.8 所示。內層為氣水混合區，氣泡部分運用氣泡石將空氣以細小化直徑均勻排出，利用水的流動將氣泡往上帶，再通過上方的整流器固定器泡大小；外層則為三個進水口個夾角 120 度，先在不鏽鋼連接內牙接頭，再連接包線塑膠軟管。流體在上端混合完畢之後流到測試段做分離。下頁圖 3.1.5.9 為 Mixing Chamber 的製作完成圖。

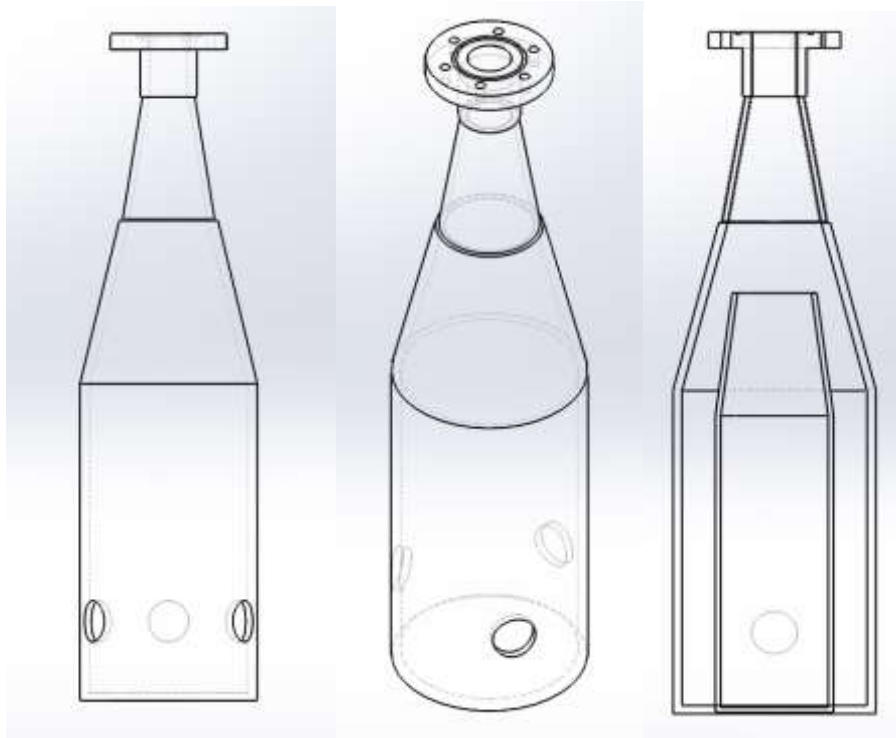


圖 3.1.5.8 Mixing Chamber 透視圖



圖 3.1.5.9 Mixing Chamber

5. 流量計及管件設計

本實驗的流譜主要設定在氣泡流(Bubbly flow)，若以氣泡流的空泡分率介於 0.1 ~ 0.25 之間來估算，水流量的範圍將設定在 8.55 ~ 96 L/min 之間，而氣體流量範圍則設定在 0.075 ~ 12 L/min 之間。由於水的流量使用範圍較大，為了降低流量計的誤差，將採用兩支不同規格的電子式液體流量計與一支可自動控制流量的電子式氣體流量計。液體流量計規格分別為 3.8 ~ 37.9 L/min 與 18.9 ~ 190 L/min，如圖 3.1.5.10，並搭配開

閥來控制流量。氣體流量計規格為 0 ~ 20 SLPM (Standard Liters Per Minute)，如圖 3.1.5.11 所示，可在顯示器上設定流量，在透過流量計本身的回饋機制自動調整閥門，以維持氣體流量。若實驗條件係為液體在大流量的操作下，可先調整大流量範圍，再藉由利用另一支流量計做小流量的微調。

在實驗管件部分，加壓幫浦到入測試端入水孔的管件選用內徑為一吋之不鏽鋼管，以增加耐久性以及穩定性(圖 3.1.5.12)，並選用不同長度的不鏽鋼管來組裝迴路，最後使用束條固定於實驗平台上，如圖 3.1.5.13 所示為完成的實驗設計圖。



圖 3.1.5.10 電子式液體流量計



圖 3.1.5.11 電子式氣體流量計



圖 3.1.5.12 電子式液體流量計



圖 3.1.5.13 電子式液體流量計

6. 壓力傳送器及溫度計

為了確保實驗的測試環境維持在一大氣壓與常溫狀態，在測試端下方安裝壓力傳送器來記錄壓力變化，此壓力傳送器可以連接至數據擷取器，以便得知進口條件對於壓力的影響情況，如圖 3.1.5.14。本實驗評估流體壓力變化的範圍約為 0.5 ~ 1.5 atm，故選用 CPT1 壓力計，其量測範圍為 0 ~ 4 atm，輸入電源為直流電 8 ~ 20 伏特，輸出為 4 ~ 20mA，並使用 2 分的外牙做為連接。CPT1 壓力傳送器的輸入與輸出條件皆在數據截取器的工作範圍內，且其外牙設計可以簡易的連接於實驗測試端。

在溫度部分，實驗的流體溫度設定在 25°C，測量的熱電偶選用細速型 K-type thermocouple，線徑為 1.6 mm，長度為 250 mm，其量測溫度範圍為 -40 ~ 500°C。K-type thermocouple 在 -40 ~ 375°C 之間的誤差為 1.5°C，可利用正補償來得到更精準的讀值，此熱電偶可連接專用的溫度導線，直接連接於數據截取器來紀錄實驗溫度，如圖 3.1.5.15。



圖 3.1.5.14 CPT1 壓力傳送器

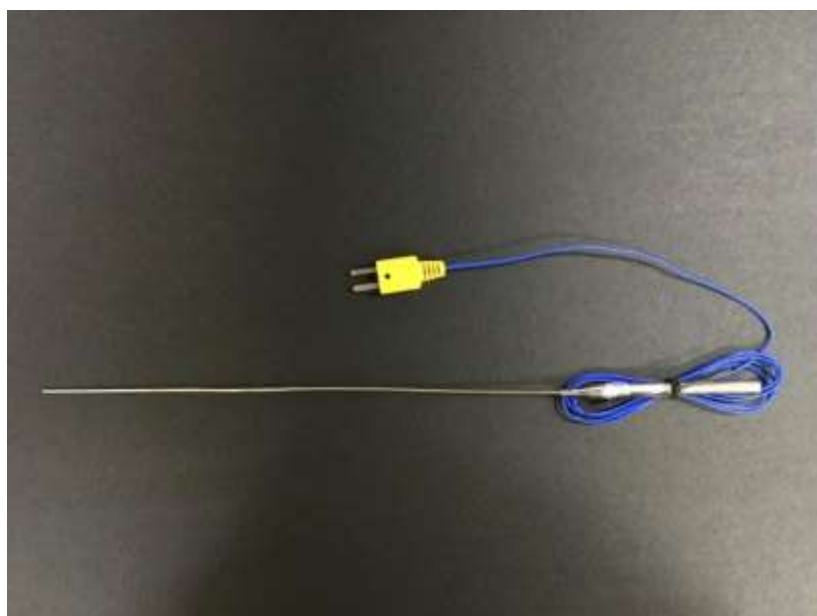


圖 3.1.5.15 K-type thermocouple

7. 數據擷取與分析系統

數據擷取與分析系統由下列設備所構成：實驗記錄之數據擷取系統(圖 3.1.5.16)、數據轉換之電腦資料處理軟體 Data Viewer，及後續電腦數據分析之分析程式。其中，數據擷取系統為日本大倉電氣株式會社開發之數據擷取器 VM7000A PAPERLESS RECORDER。熱電耦計將溫度梯度產生的電壓訊號差異經轉換成數位訊號，以攝氏溫度記錄，取樣頻率為每秒 10 點。



圖 3.1.5.16 數據擷取器

8. 實驗平台設計與組裝

測試端及流量計的固定採用鋁擠型 BPN-4040，長寬皆為 40 mm，如圖 3.1.5.17 所示。鋁擠型廣泛運用在工程結構與實驗平台，結構堅固且可以利用各種連接頭來調整角度，組裝簡單容易。測試端的鋁擠型會先建立一個底座，再往上及左右延伸 2 公尺，中間利用橫向及縱向的支柱來固定壓克力，如圖 3.1.5.18 所示。



圖 3.1.5.17 鋁擠型規格 4040



圖 3.1.5.18 鋁擠型固定角架

9. 實驗量測原理與方法

本實驗在測試端管內壁安裝一組銅片，量測單位體之平均電阻值，其電阻值大小會隨著空泡分率增加而上升，而實驗控制入口條件之氣水流量來改變其表象速度，其驗證目前使用 Zuber-Findlay Drift flux model 來做分析，探討氣泡在徑向分佈與氣/水的表象速度，以及滑動比對於空泡分率之影響。以下為漂移通率模式：

$$\omega_{vj} = 1.41 \left[\frac{\sigma g (\rho_\ell - \rho_v)}{\rho_\ell^2} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (3.1.5-1)$$

$$\langle \alpha \rangle = \frac{\langle j_v \rangle}{C_0 \langle j \rangle + \omega_{vj}} \quad (3.1.5-2)$$

上式中 ω_{vj} 為漂移通率，說明氣體相速度與混合體積通率差值及空泡分率在徑向

的影響，其與雙相流流譜有密切關係，而在氣泡流部分可藉由上述之半經驗公式作為本實驗之飄移通率。係數 C_0 為分佈參數，與空泡分率混合體體積通率在徑向的分布有關，如氣泡在管內分佈為 core peak, $C_0 < 1$; wall peak $C_0 \approx 1.2$; 氣泡均勻分布則 $C_0 = 1$ 。由於本實驗現階段主要是以建立實驗系統為主，因此在初估不分將先假設 $C_0 = 1$ ，待後續研究相關之計算完成後，將會進行分析飄移通率計算所得之空泡分率與電阻值作無因次分析，以建構出其函數關係。同時，後續研究將會輔以高速攝影機使用攝相法來捕捉氣泡實際移動速度，計算單位時間內的氣泡位移即可計算其速度，再取一段時間來作平均速度，以求得實際空泡分率之值。

10. 實驗條件

雙相流流譜因實際上需要考慮氣體與液體的各種交互性質，在不同流況間的區別並不明顯，諸如流體的密度、動量、能量轉移率與氣泡大小、幾何形狀等等。舉例而言，幾何形狀性質會直接影響到氣水間之介面張力與動量。因此，部分的雙相流流譜圖會結合氣體與液體的表面速度以及空泡分率，並與圖像的觀察來制定，所以流譜轉換的邊界為模糊地帶。

圖 3.1.5.19 為 Kytomaa 的實驗照片[7]，其測試管徑為 102 mm。文獻提及左圖為氣泡流，空泡分率設定在 1%，此時氣泡大部分緩慢地各自流動；中間的圖空泡分率上升至 4.5%，氣泡流速變快且開始有部分的氣泡產生結合與分離的情況；而右圖的空泡分率為 15% 以上，氣泡為破碎狀，結合與分離的情況極為複雜。本研究重點在雙相流的氣液分離機制，實驗條件參考管徑為 25mm 的垂直管雙相流流譜，如圖 3.1.5-20 所示，其選用表面速度來做為區分，實驗管徑為 25 mm。本實驗測試區域主要為氣泡流 (Bubbly flow) 部分，實驗設定在 1 大氣壓下，流體溫度固定為 25°C。

由流譜圖可以得知，氣泡流的氣體表向速度介於 0.02 ~ 0.30 m/s；液體表象速度為 0.2 ~ 3 m/s。本實驗管徑為 26 mm，計算 T 型管截面積約為 $5.3066 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ ，並估計氣泡流的空泡分率為 0.1 ~ 0.25。流量經過計算後，推估氣體流量約為 0.64 ~ 9.6 L/min，液體流量約為 6.4 ~ 96 L/min。實驗管徑為 26mm，預計在雙相流流譜圖氣泡流部分，取 14 的點做分析比較，如圖 3.1.5.21。

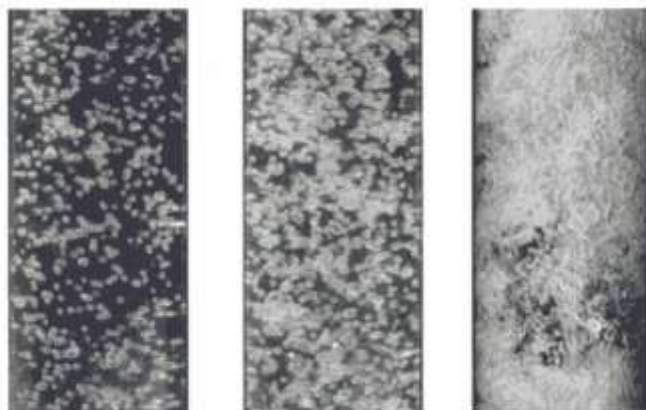


圖 3.1.5.19 Photographs of air/water flow in vertical pipe [7]

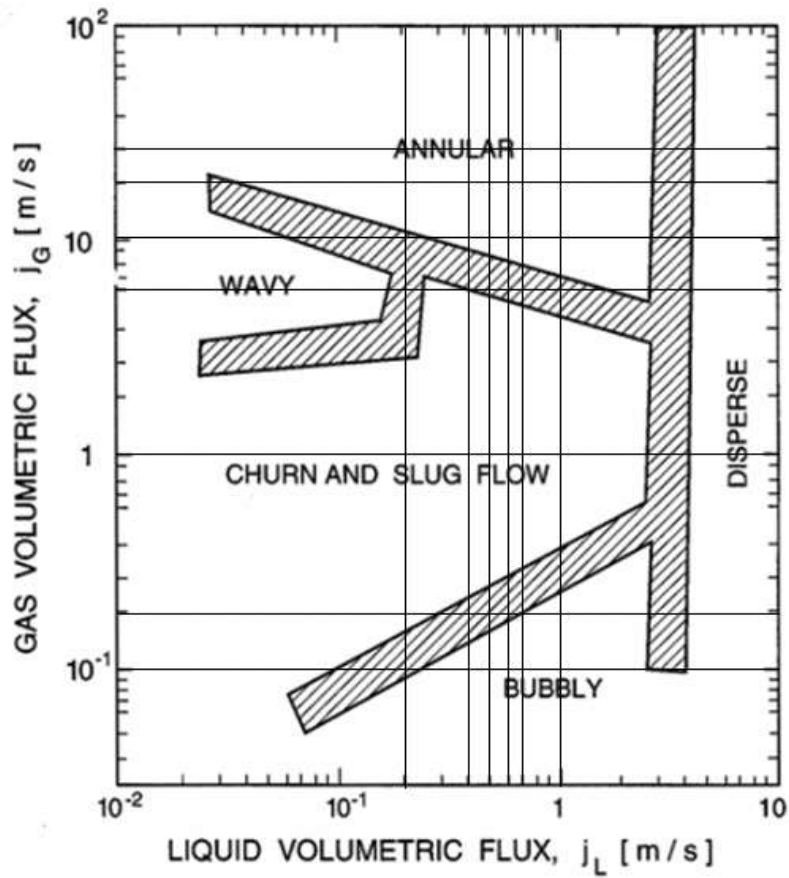


圖 3.1.5.20 雙相流譜 $D=26\text{mm}$

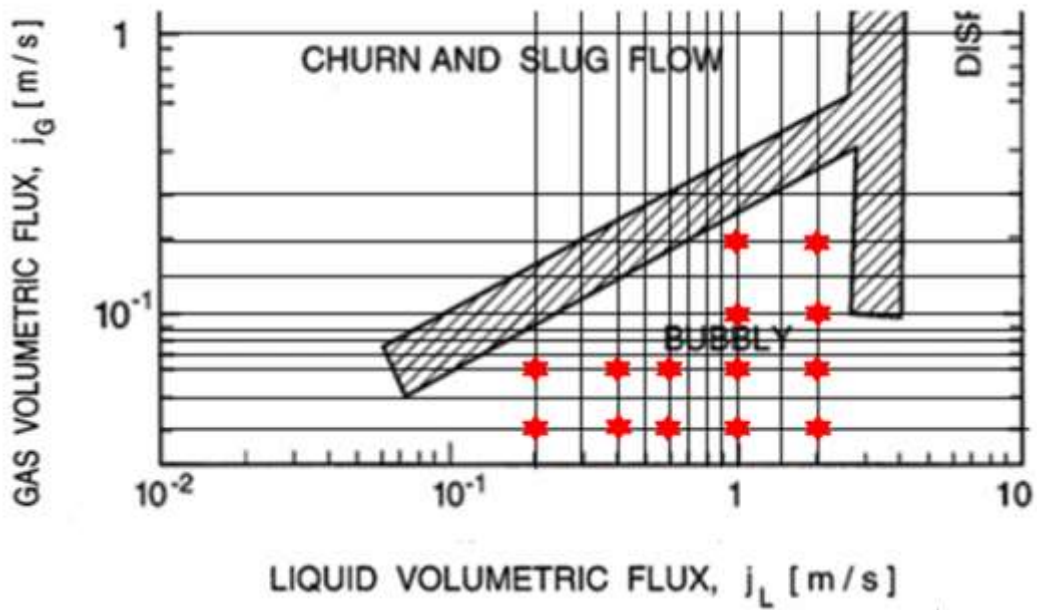


圖 3.1.5.21 實驗氣泡流之分析座標

11. 實驗流程

實驗初始先視察恆溫加熱水槽之水位與儲氣鋼瓶壓力值，如兩者皆正常則開始檢查各迴路閥門之開關，調整氣水迴路為正確路線。爾後注水入壓克力測試端使其滿管之後關閉閥門，並開始進行儀器功能檢查與校正，先量測水之截面電阻值與全空氣之截面電阻值。確認完成後開始設定實驗進口條件，待整個迴路穩態之後開始進行測試端錄影與數據記錄，實驗完成後先關閉氣體閥門再關閉幫浦，實驗結束。整個實驗流程如圖 3.1.5.22 所示。

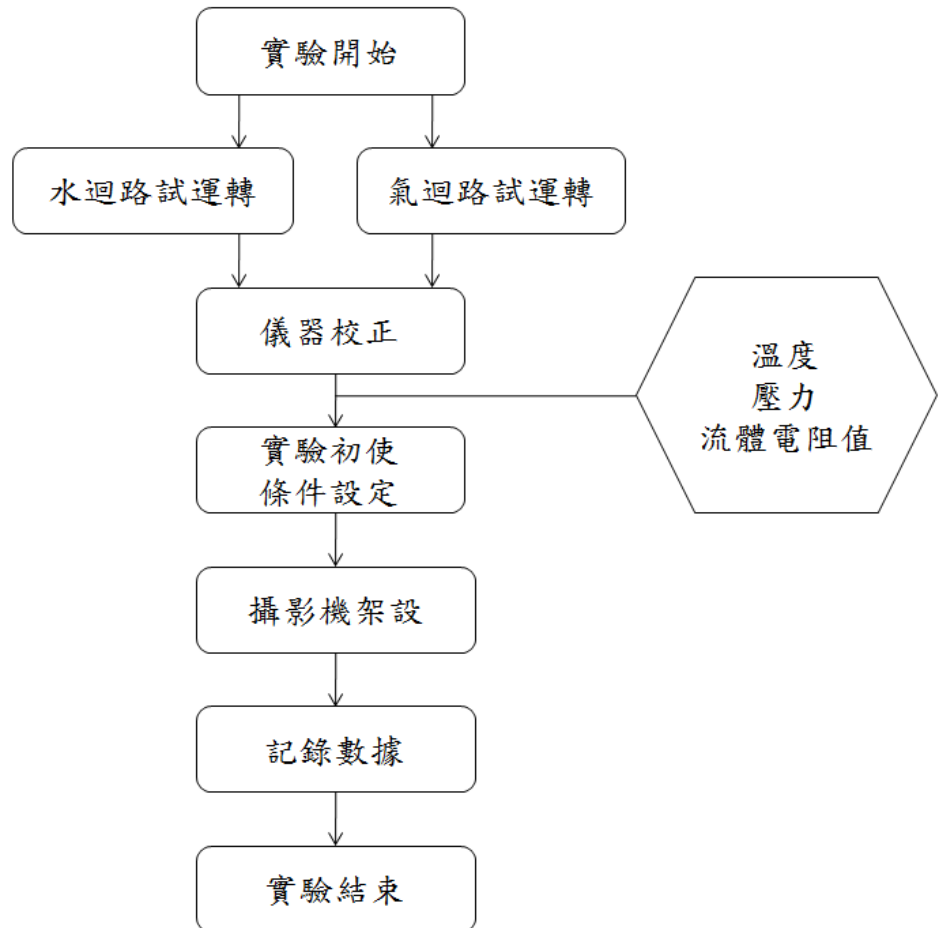


圖 3.1.5.22 實驗流程圖

12. 實驗結果與討論

現階段先取 3 個點來探討氣泡流動之特性，其氣/水表象速度 (m/s) 分別為 (0.02/0.2)；(0.02/1)；(0.2/1)，圖 3.1.5.23 由左至右分別為點 1、2、3 之氣水分離圖。點 1 為氣水流速較慢的情況，由圖中可觀察出氣泡彼此間獨立運動，約有一半的氣泡分離至側管，主管分離後氣泡之流速微幅降低；而側管之氣泡因浮力影響較大，故有明顯累積在上半部之現象。點 2 為水流速加大之情況，氣泡大部分往側管方向移動，推測其可能因為壓降之關係，導致氣泡在側管底部形成擾動流情況。點 3 為氣流量大幅增大之情況，可觀察出氣體的流量已達氣泡流臨界點，為氣泡流轉成擾動

流的過度情況，氣泡比間碰撞結合極為明顯，並在側管形成擾動流，而分離後之主管流速下降幅度較大。

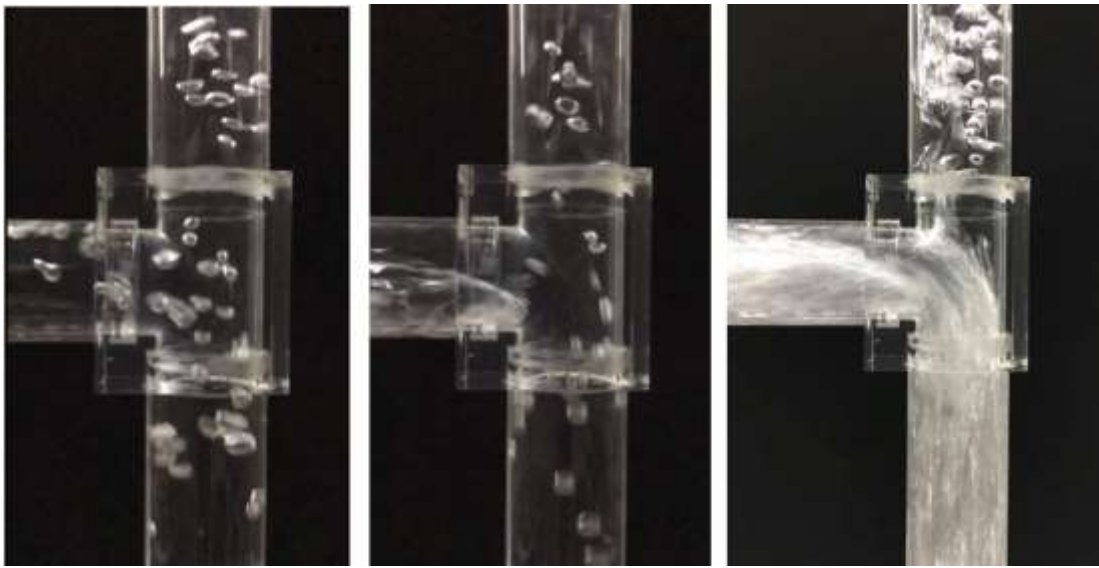


圖 3.1.5.23 T 型管氣水分離圖

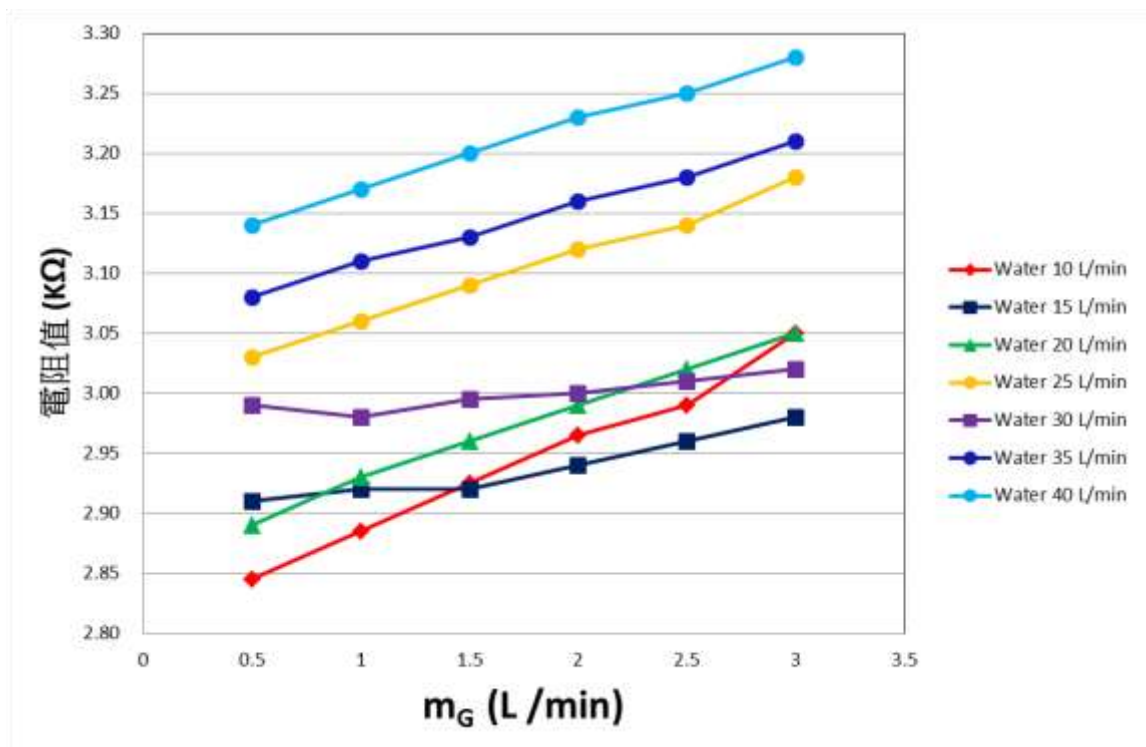


圖 3.1.5.24 流量與截面平均電阻值趨勢圖

初步的實驗數據分析如圖 3.1.5.24 所示，圖為管截面所量得之電阻值與氣、水流量之趨勢圖，可以觀察出水流量當固定時，氣流量增大會增加截面的氣體積通率，使空泡分率上升，流體平均電阻值將隨之上升。而誤差來源目前歸類於水質的穩定度尚未一致化，電導度量測儀器精度低，測試端水平校正誤差等等，導致數據部分失真的情況。未來的實驗條件將作無因次化之分析，以降低溫度與截面電阻絕對值之誤差。

「輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發」成果:

a. 期刊論文: 期刊論文 3 篇、會議論文 14 篇

- (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, 89,1-18,2016.
- (2) Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih, "Establishment of TRACE containment model and Maanshan ELAP analysis," The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-11), Gyeongju, Korea. (Oct. 9-13, 2016).
- (3) Y. T. Hsu, J. H. Yang, C. Shih," ANALYSIS OF ELAP AND MITIGATION STRATEGIES IN MAANSHAN PWR WITH PCTRAN," ANS Meeting, New Orleans, USA, 2016..
- (4) Kai-Chun Yang, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih," RELAP5/MOD3.3 Model Assessment of Maanshan Nuclear Power Plant with SNAP Interface," 33th CSME, Hsinchu, Taiwan, 2016.
- (5) Chun-fu Huang, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih," Application of TRACE/CFD Model for MSLB event in Maanshan Nuclear Power Plant," 33th CSME, Hsinchu, Taiwan, 2016.
- (6) Shang-Yu Lee, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih," Fuel Rod Behavior Analysis by FRAPTRAN/TRACE Code in Maanshan LBLOCA," 33th CSME, Hsinchu, Taiwan, 2016.
- (7) J. D. Lee*, C. Pan and S. W. Chen, 2016, "The Effect of Vertical Seismic Acceleration on the Nonlinear Dynamics of a Single Natural Circulation Nuclear-Coupled Boiling Channel," " The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-11), Gyeongju, Korea. (Oct. 9-13, 2016)
- (8) M.L. Chai, F.J. Kuo, S.W. Chen, J.R. Wang, J.D. Lee, C. Shih, 2016, "Experimental Study of Two-Phase Flow in a Rectangular Pipe Under Various Vibration Condition", The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-11), Gyeongju, Korea. (Oct. 9-13, 2016)
- (9) F.C. Liu, S.W. Chen, F.J. Kuo, M.L. Chai, J.R. Wang, W.K. Lin, C. Shih, J.D. Lee, 2016, "Experiment of ultrasonic effect on heat transfer in pool subcooled condition", The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-11), Gyeongju, Korea. (Oct. 9-13, 2016)

- (10) Jian-Lun Huang and Hwai-Pwu Chou, "Identification and early warning for NPP accident," International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, San Francisco, CA, USA, April 17-20, 2016.
- (11) Yen-Chun Chiu and Hwai-Pwu Chou, "Accident management based on computerized emergency operating procedures," International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, San Francisco, CA, USA, April. 17-20, 2016.
- (12) Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu, and Hwai-Pwu Chou, "A novel feature extraction scheme for NPP initiating event identification," International Conference of Nuclear Engineering, Charlotte, NC, USA, June 26-30, 2016.
- (13) Y.L. Chen, T.K. Yeh and M. Y. Wang, "Stress Corrosion Cracking of Welded Type 316L Stainless Steels in Simulated BWR Environments", International Cooperative Group on Environmentally- Assisted Cracking (ICG-EAC) Annual Meeting, Qingdao, China, May 15-20, 2016.
- (14) Mei-Ya Wang and Tsung-Kuang Yeh, "Assessing the SCC Mitigation by Hydrogen Water Chemistry in an Advanced Boiling Water Reactor," International Conference on Water Chemistry of Nuclear Reactor Systems, Brighton, United Kingdom, October 2-7, 2016.
- (15) C.H. Lin, Y.M. Ferng, "Investigating thermal mixing and reverse flow characteristics in a T-junction using CFD methodology," Applied Thermal Engineering, 102, 733-741, 2016.
- (16) C.H. Lin, M.S. Chen, Y.M. Ferng, Investigating thermal mixing and reverse flow characteristics in a T-junction by way of experiments, Applied Thermal Engineering, 99, 1171-1182, 2016.
- (17) C.H. Kang, P.C. Huang, Y.C. Hung, C.H. Lin, Y.S. Tseng, Y.M. Ferng, C.Y. Shih, "Methodology development of CFD/PFM for PTS analysis on nuclear reactor safety," CFD4NRS, MIT, USA, Sep. 13-15, 2016.

b. 人才培育：博士生 3 名、碩士生 18 名

姓名	博士生/碩士生	工作內容	在學/就業	學校系所/工作單位
葉璟賢	碩士生	核三廠 MAAP 建模與模擬分析	在學	清華大學核工所碩二
陳建廷	碩士生	核三廠 RELAP 建模與模擬分析	在學	清華大學核工所碩一
林明松	博士生	實驗設計	在學	清華大學核工所博士班
林郁格	碩士生	模擬分析	在學	清華大學核工所碩一
劉芳琴	碩士生	實驗設計	在學	清華大學核工所碩二
蔡明倫	碩士生	模擬分析	在學	清華大學工科所碩一

郭封均	碩士生	實驗設計	在學	清華大學工科所碩一
王亭懿	碩士生	模擬分析	在學	清華大學核工所碩一
張祐銜	碩士生	實驗設計	在學	清華大學核工所碩一
黃健倫	碩士生	核電廠事故預警及辨識之研究	在學	清華大學工科所碩二
邱彥鈞	碩士生	核電廠安全度評估方法研究	在學	清華大學工科所碩二
林廷翰	博士生	事故資料庫建置及特徵擷取演算法建置	在學	清華大學核工所博士班
陳光佑	碩士生	分類器研究及建置、未訓類別辨識演算法建置	在學	清華大學工科所碩一
謝明劭	碩士生	電廠模擬器與辨識系統整合	在學	清華大學工科所碩一
何泉漢	碩士生	執行 SSRT 實驗	在學	清華大學核工所碩二
楊靜茹	碩士生	水化學分析	在學	清華大學工科所碩一
李郁萱	碩士生	水化學分析	在學	清華大學核工所碩一
黃品鈞	博士生	執行T型管實驗設置	在學	清華大學核工所博一
熊韋茜	碩士生	執行T型管實驗量測	在學	清華大學工科所碩二
曾佩淇	碩士生	執行T型管CFD模擬	在學	清華大學工科所碩二
王俊仁	碩士生	執行 T 型管雙相流環路系統之建置組裝與運轉測試	在學	清華大學工科所碩二

- c. **5 個研究團隊養成**: 建立斷然處置措施研究團隊、熱水力與核能安全研究團隊、事故分類及舒緩決策輔助系統研究團隊、核電廠水化學暨材料腐蝕研究團隊及 CFD 模式與應用研究團隊
- d. **參與國內外相關研討會**: 5 次國際研討會(NUTHOS-11、ICAPP 2016、ICG-EAC Meeting 2016、2016 NPC)。

3.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

本分項計畫係針對國內核能電廠在發生類福島嚴重事故情況下，如造成爐心水位過低、燃料曝空現象，燃料會因冷卻不良，溫度飆升。當燃料護套溫度超過 1500°F，就會導致燃料棒護套與水蒸汽發生強烈氧化反應而大量釋放 H₂。H₂ 釋放出後，會由釋放點隨蒸汽帶離爐心，再由反應器壓力邊界破口散逸出來，進入圍阻體中。因 H₂ 較輕，浮力作用會向圍阻體上部擴散、遷移及累積，圍阻體上部有些特定區域，會隨時間較易積聚 H₂ 濃度，蓄積一段時間，會達到氫爆引發點，再經靜電或火花點燃，形成猛烈氫爆，將有造成圍阻體結構損壞之疑慮。圍阻體如遭受損壞洩漏，圍阻體中包含之大量氣體放射性物質，就會逸散到外界生物圈中，造成了核子危害之擴大化及嚴重化。因此本分項計畫將吸取日本 311 核災經驗，並以國內核二廠 MARK III 型圍阻體作為研究對象，探討氫氣爆炸對圍阻體完整性之衝擊危害程度分析，藉以提供國內核能電廠強化其圍阻體耐壓強度及評估氫氣爆炸之危害影響，並提升核能安全。此三項子計畫分列如下：

3.2.1 氫氣擴散潛勢研究

當發生核電廠嚴重事故時，事故處理的首要目標是防止爐心裸露，將放射性物質保留在燃料棒內，其次是設法防制壓力槽熔損，將爐心熔渣及放射性物質保留在壓力槽內；再來是設法防止圍阻體破裂，將爐心熔渣及放射性物質保留在圍阻體內。保持圍阻體的完整，其目的是設法降低放射性物質的外釋，減低對民眾的傷害。

電廠發生嚴重事故時，圍阻體內充滿蒸汽及各種氣體，壓力及溫度將會升高，因此必需執行圍阻體排氣以洩壓降溫，以避免圍阻體內壓力及溫度超過安全限值。本子項 105 年計畫的工作要點陳列如下：

- (1) 蒐集國內外圍阻體氫氣擴散、遷移的報告及氫氣爆炸案例
- (2) 蒐集國際間關於被動式氫氣再結合器文獻
- (3) 核二廠 MARK III 型反應器圍阻體資料蒐集
- (4) MELCOR 程式計算核二廠 MARK III 型反應器圍阻體參數檔建立與驗證
- (5) MELCOR 程式計算核二廠 MARK III 型反應器圍阻體個案及靈敏度分析
- (6) GOthic、FLACS 電腦模擬核二廠 MARK III 型圍阻體加裝被動式氫氣再結合器分析
- (7) 核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統評估

核能二廠採用奇異公司設計之 BWR 6 沸水式反應爐(Boiling Water Reactor, BWR)，及 Mark III 圍阻體。圍阻體為核能電廠之特殊安全設施((Engineered Safety Features, ESF)之一，其內部結構主要由鋼筋混凝土組成。主要設備包括乾井(Dry Well)、通洩環溝(Vent Annulus)、水平通洩管(Horizontal Vents)、抑壓池(Suppression Pool)、圍阻體(Containment)與乾井真空釋放系統(Drywell Vacuum Relief System)。

核能二廠之類福島事故之模擬與核一廠類似，在全黑事故發生後，若採取斷然處置，將可避免燃料棒熔損，而無氫氣爆炸及圍阻體損壞之情況。本研究保守假設核二廠不採取包括斷然處置在內的任何緩抑措施，而導致長期喪失爐心最終熱沉，爐心水位下降至燃料棒裸露，裸露之燃料棒銻合金護套溫度上升，致使護套表面銻合金材質與壓力槽內水蒸汽進行劇烈氧化反應產生大量氫氣與熱量。當大量之氫氣與蒸汽產生後，爐心內壓力過大，迫使 SRV 開啟將蒸汽與氫氣一起洩壓到濕井，MARK III 型圍阻體濕井上方空間為氣體聚積空間，而洩壓進入濕井之水蒸汽被冷凝。隨著事故演進，壓力槽熔損後，燃料熔渣進入乾井，使乾井的溫度及壓力驟升，乾井內的氫氣及蒸汽經由水平通洩管進入濕井，非凝結之氫氣將會聚集在濕井空間中。

基於上述保守假設，本研究係以 MELCOR 程式為事故分析工具，針對電廠全黑情形下不採取後續注水系統即消防水系統(fire water system)或其它備用供水系統(如山上供水池系統等)而引起之爐心效應進行評估，以瞭解圍阻體內的氫氣擴散的變化與趨勢，探討嚴重事故情況下救援措施對氫氣產生量與圍阻體安全性之影響。

為了有效執行後續相關的電腦模擬作業，本子項係採取下列方式逐步進行：

(1) 資料蒐集

計畫初期開始廣泛蒐集有關核二廠及 MARK III 型圍阻體的設計資料，所蒐集的資料包括核二廠 FSAR、訓練教材、反應器廠房設計圖說、電廠運轉程序書、MELCOR 之相關模擬情境，以及以 MELCOR 程式做為評估於嚴重事故情形下氫氣產生量的文獻[1-7]等，並藉此釐清相關條件及參數設定等問題，以進一步建立分析方法。另亦蒐集國際間關於被動式氫氣再結合器(Passive Autocatalytic Recombiner, PAR)的相關文獻，了解被動式氫氣再結合器在核電廠嚴重事故環境下(高溫、高濕度、低含氧量)之效能[8-9]。

(2) 氫氣產生量及產氫速率之計算

藉由前述電廠資料蒐集，採用 MELCOR 2.1 程式精確建立核二廠 MARK III 型反應器圍阻體之模型，進行其在類福島事故條件下之全程模擬，計算嚴重事故後爐心熔毀所產生之氫氣量及產氫率。本研究雖然均使用 MELCOR 程式建模，但 104 年度與 105 年度的研究對象分別為核一廠 MARK-I 及核二廠 MARK-III 圍阻體，其內部構造均不同。

本研究參考核二廠圍阻體之相關圖面及高程等幾何尺寸(如圖 3.2.1 所示)，建立 MELCOR 2.1 程式之電腦模型(如圖 3.2.2 所示)。首先必須估算各主要單元的容積，其中包括反應爐穴(Cavity)、乾井(drywell)、通洩環溝(vent ring)、抑壓池/溼井(suppression pool/wetwell)、上溼井(upper wetwell)、上池(upper pool)、下圓頂(lower dome)及上圓頂(upper dome)等，各單元幾何圖面及其對應的 MELCOR 模型如圖 3.2.3~圖 3.2.10 所示。

第一階段先假設核二廠發生電廠全黑事故(SBO)，在完全沒有任何注水及救援動作情況下，模擬時間設定為 86,400 秒，計算圍阻體內的溫度、壓力及氫氣產生量之變化，評估結果如圖 3.2.11~圖 3.2.16 所示。

其中，圖圖 3.2.12 顯示 TRACE 在護套溫度上升後的計算與 MELCOR 有較

大差異，這是原因為 MELCOR 可以計算銼水反應產生之化學熱，其熱功率比單純計算衰變熱的 TRACE 高上數倍，所以造成 MELCOR 護套溫度上升較為快速；而 MELCOR 也可模擬護套的熔化位移，故溫度會於失效熔化後下降至零，TRACE 則無此功能。

經 MELCOR 計算評估結果顯示，核二廠在電廠全黑事故時，完全不補水的情況下，RPV 約在 400 分鐘會失效(如圖 3.2.13 所示)，期間觀察到在反應器廠房及圍阻體有發生數次氫氣燃燒(如圖 3.2.16 所示)，這些氫氣分佈的數值後續將可提供 FLACS 程式，作為起始輸入參數，以進行更詳細的計算。

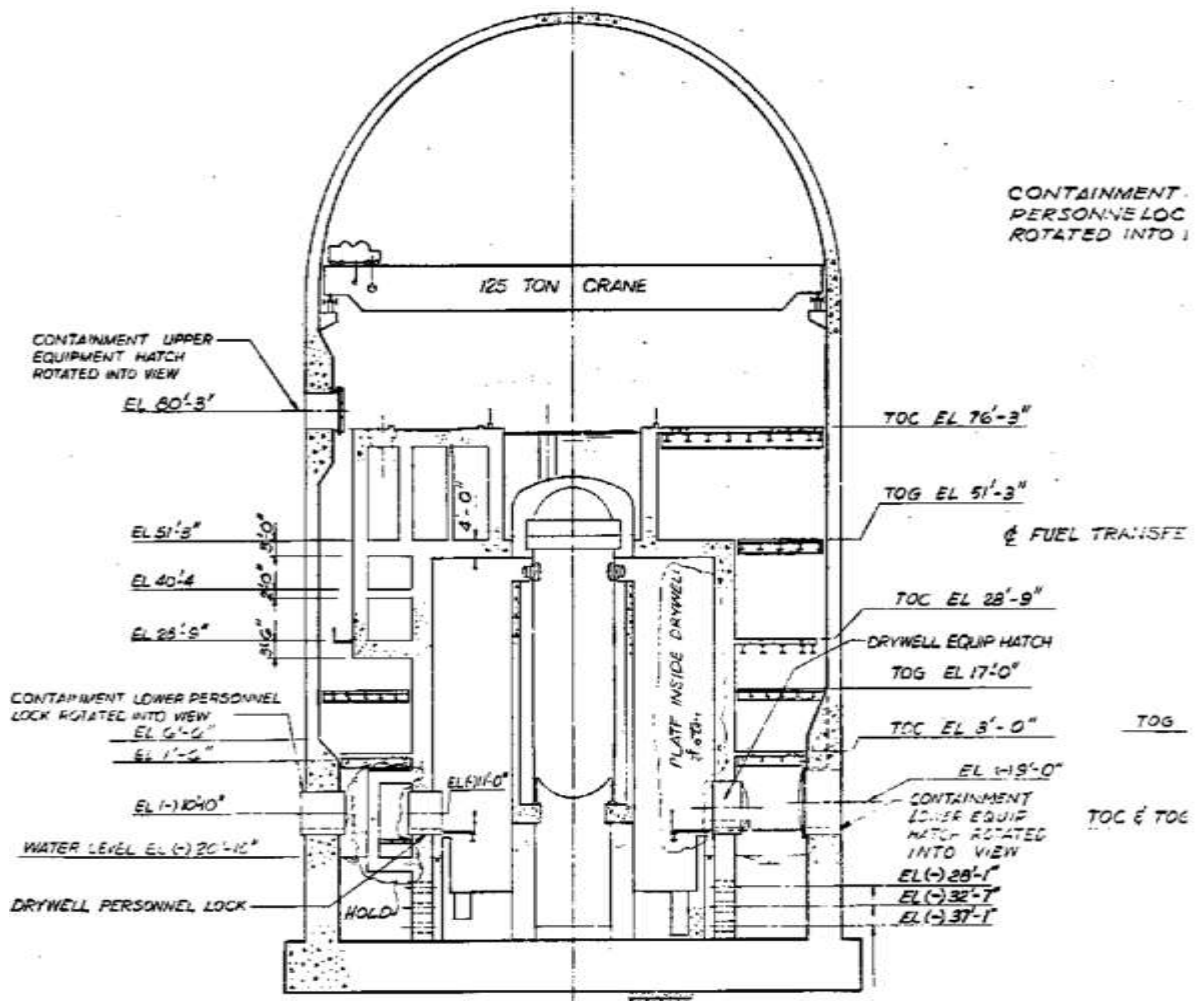


圖 3.2.1 核二廠圍阻體幾何尺寸

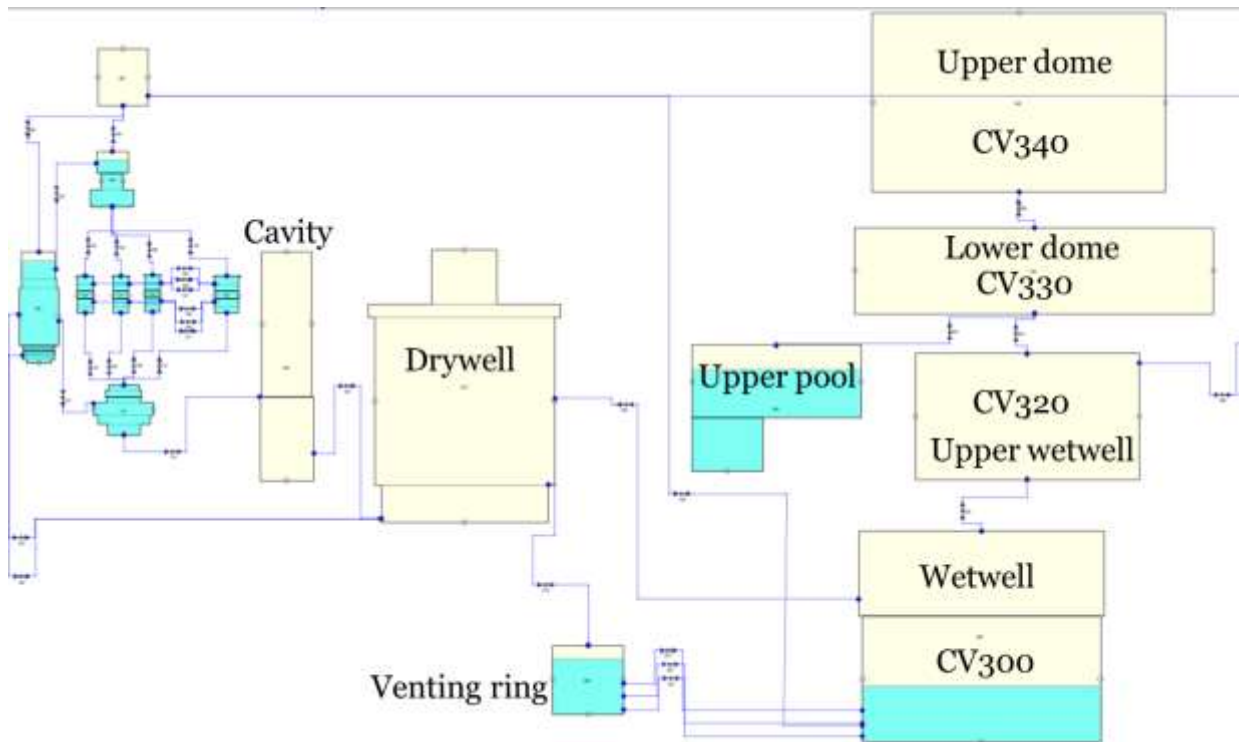


圖 3.2.2 核二廠圍阻體 MELCOR 電腦模型

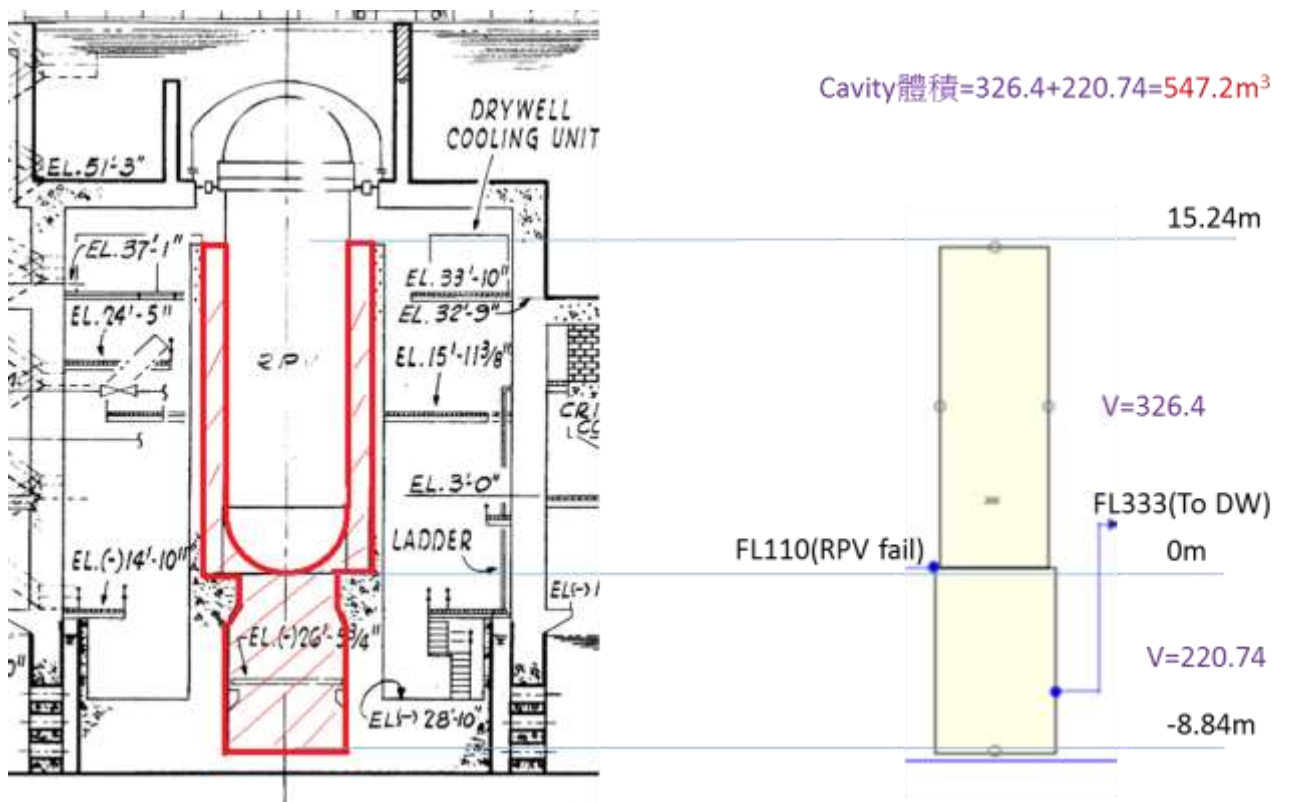


圖 3.2.3 反應爐穴幾何與 MELCOR 模型比對示意圖

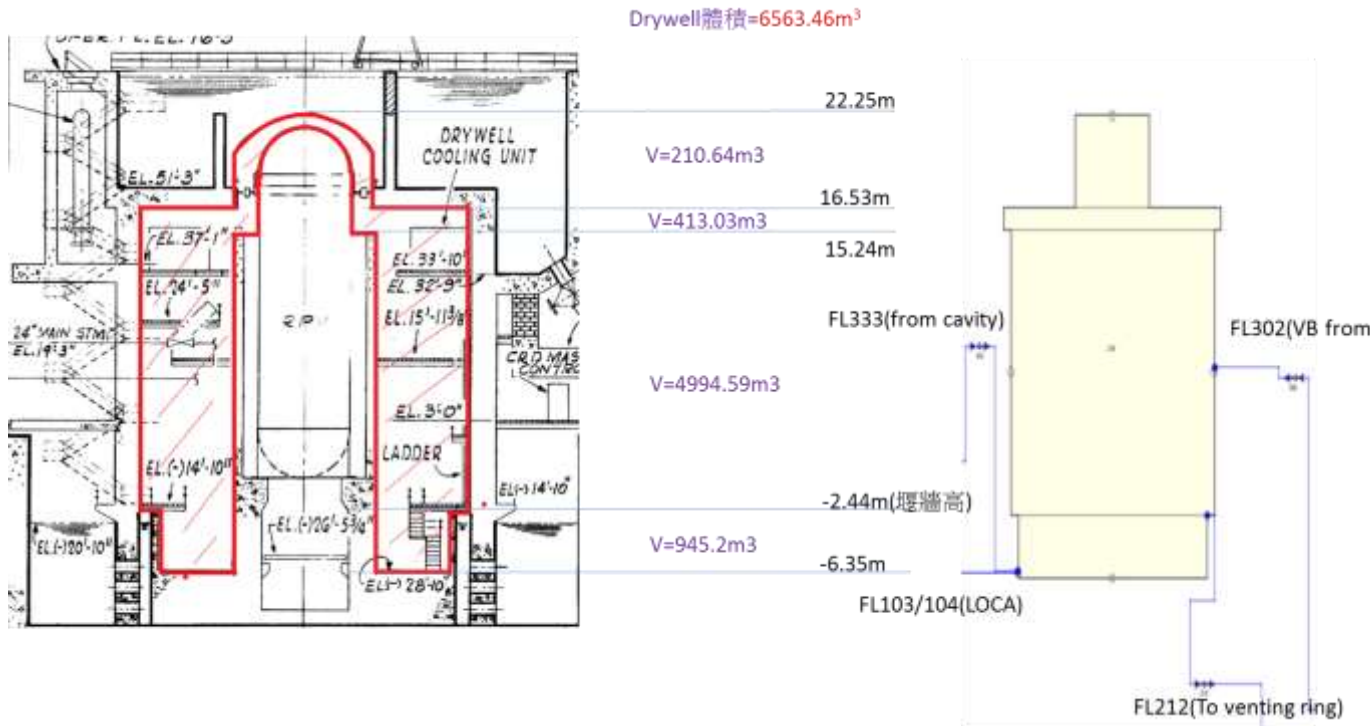


圖 3.2.4 乾井幾何與 MELCOR 模型比對示意圖

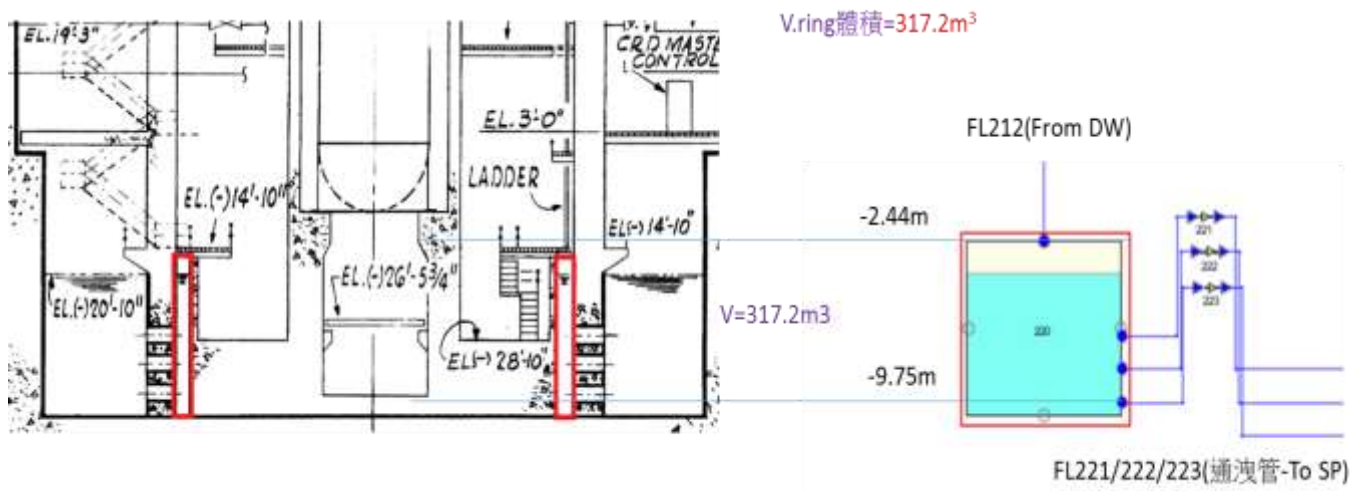


圖 3.2.5 通洩環溝幾何與 MELCOR 模型比對示意圖

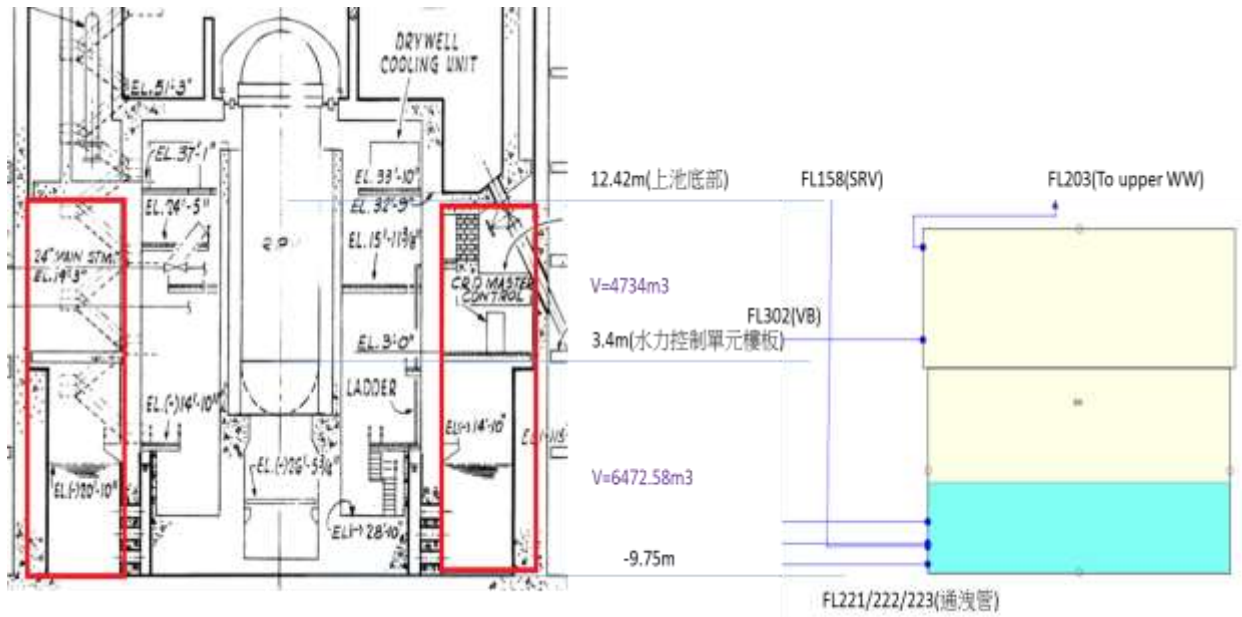


圖 3.2.6 抑壓池/溼井幾何與 MELCOR 模型比對示意圖

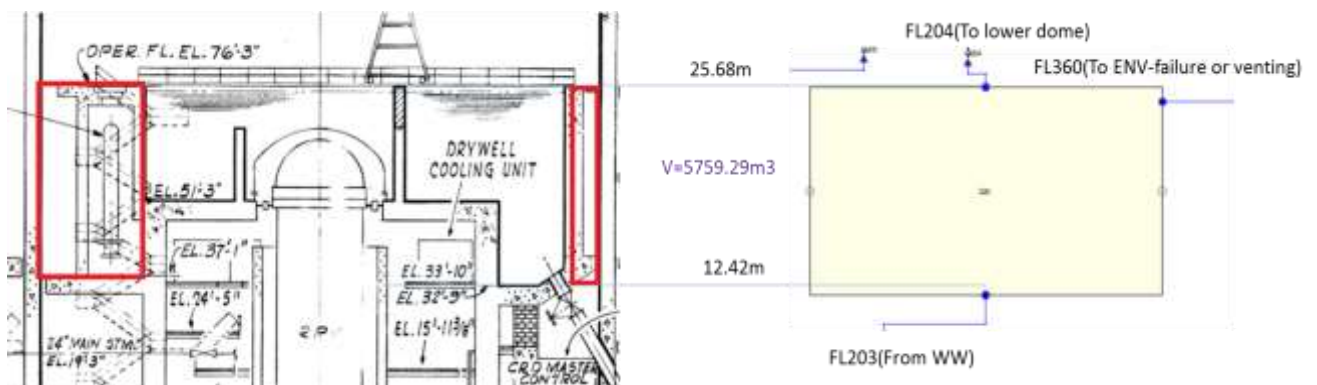


圖 3.2.7 上溼井幾何與 MELCOR 模型比對示意圖

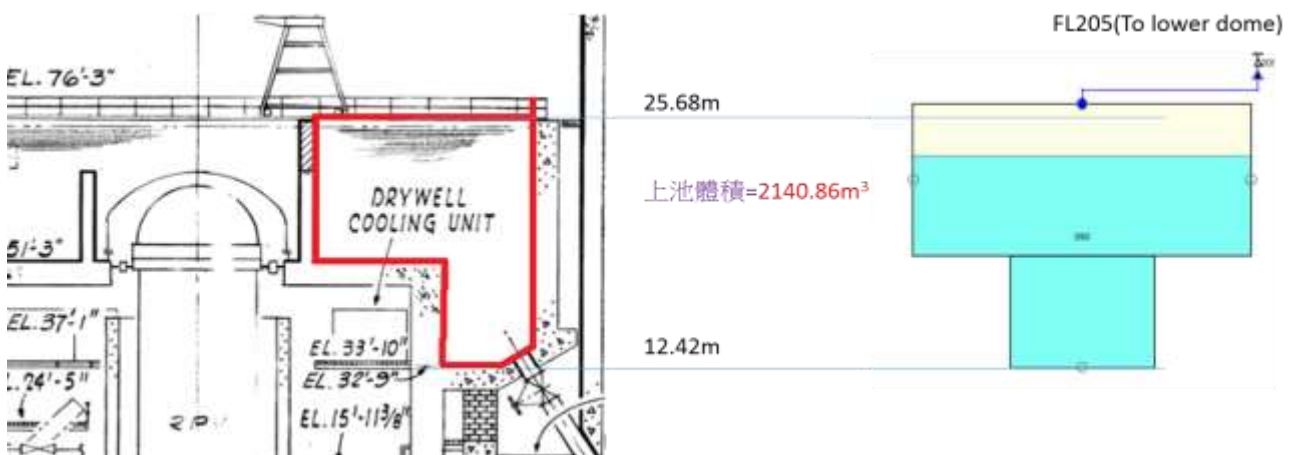


圖 3.2.8 上池幾何與 MELCOR 模型比對示意圖

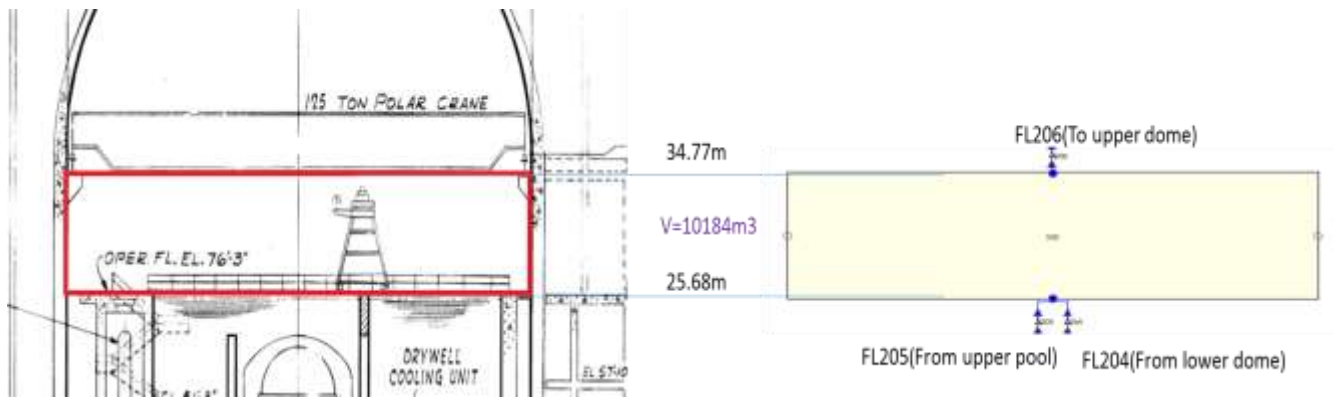


圖 3.2.9 下圓頂幾何與 MELCOR 模型比對示意圖



圖 3.2.10 上圓頂幾何與 MELCOR 模型比對示意圖

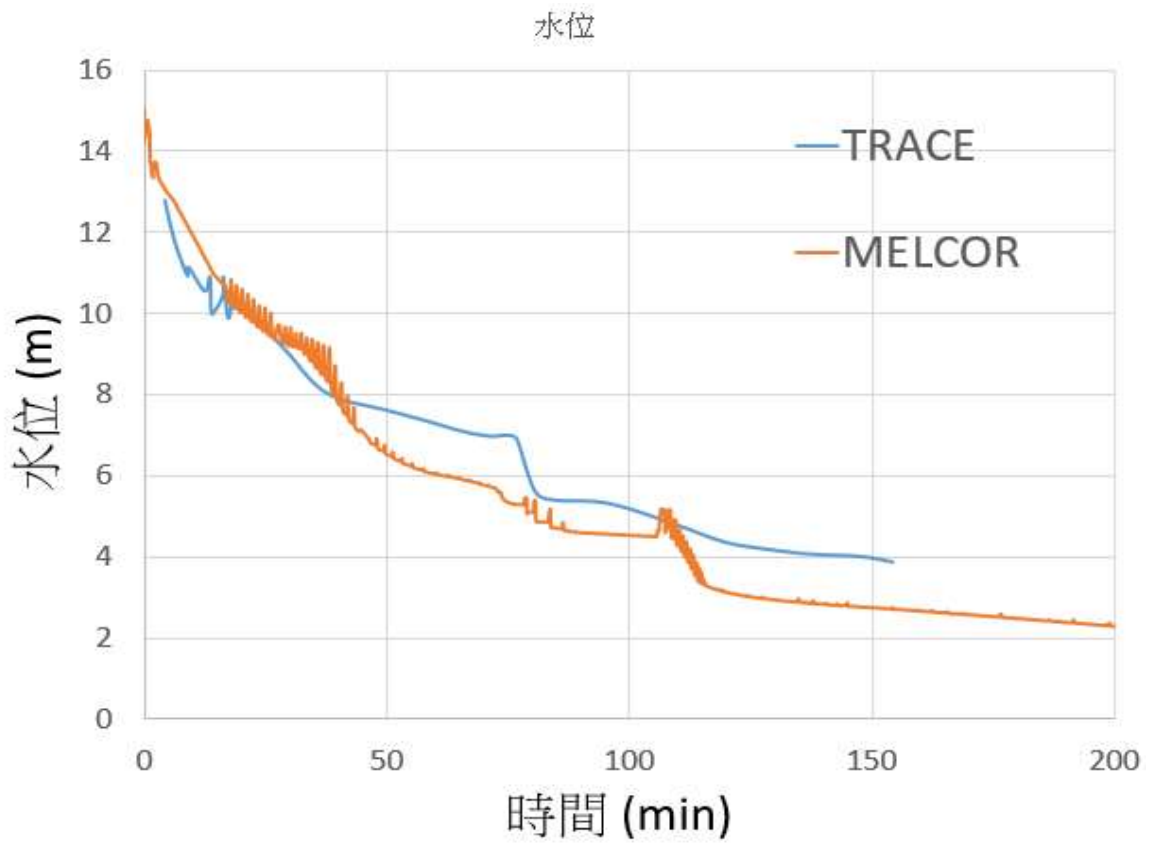


圖 3.2.11 爐心水位變化

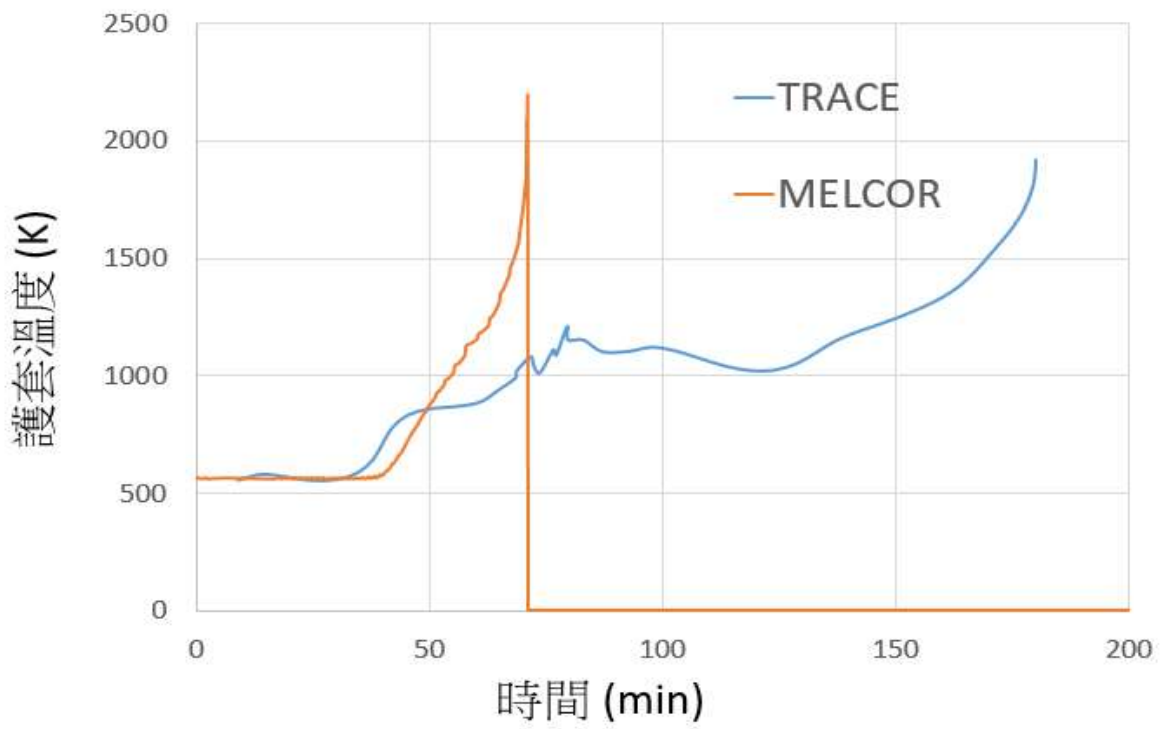


圖 3.2.12 燃料護套溫度變化

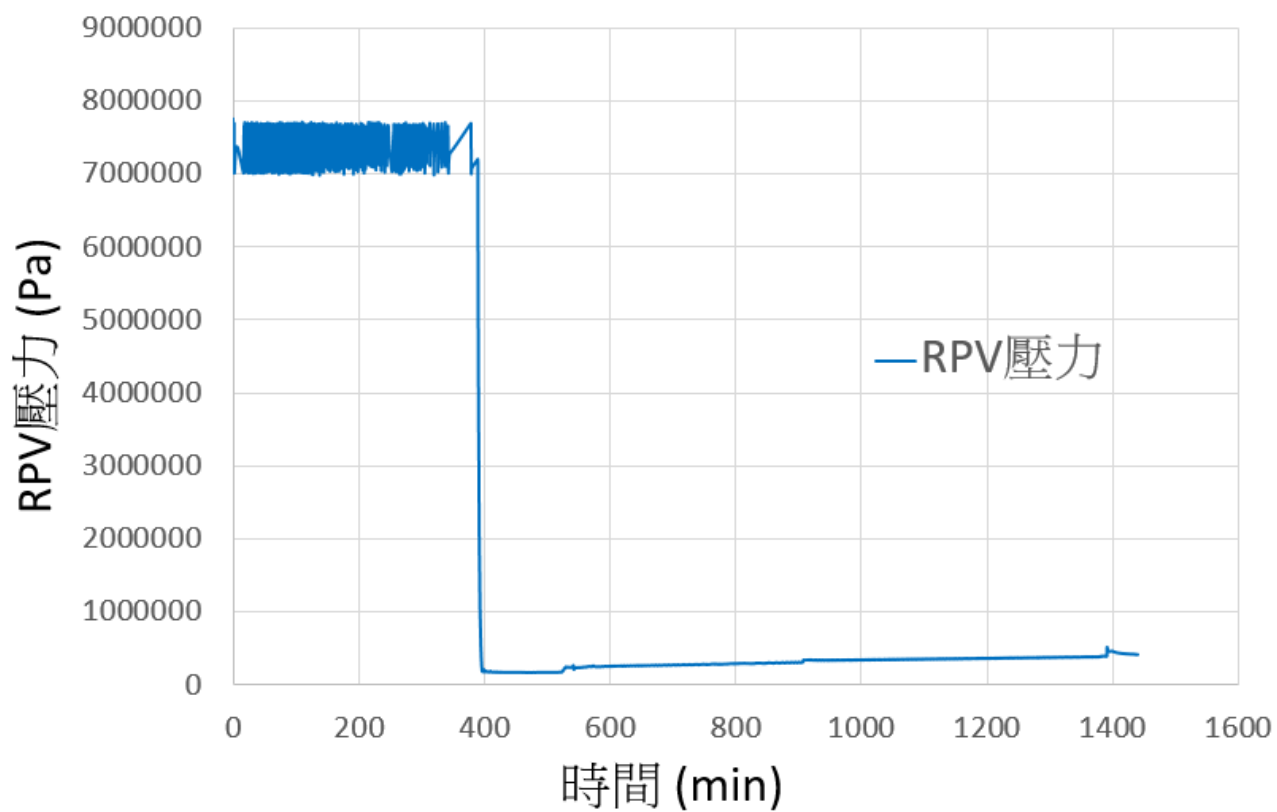


圖 3.2.13 RPV 壓力變化

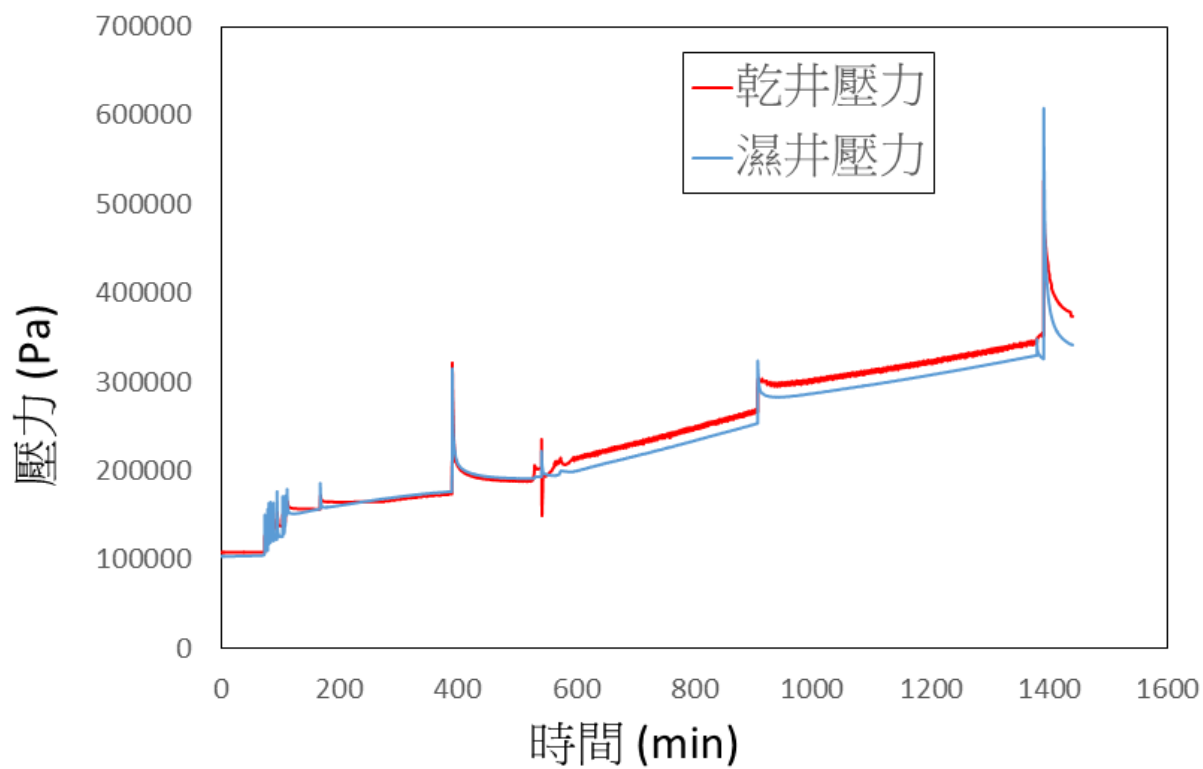


圖 3.2.14 乾井及溼井壓力變化

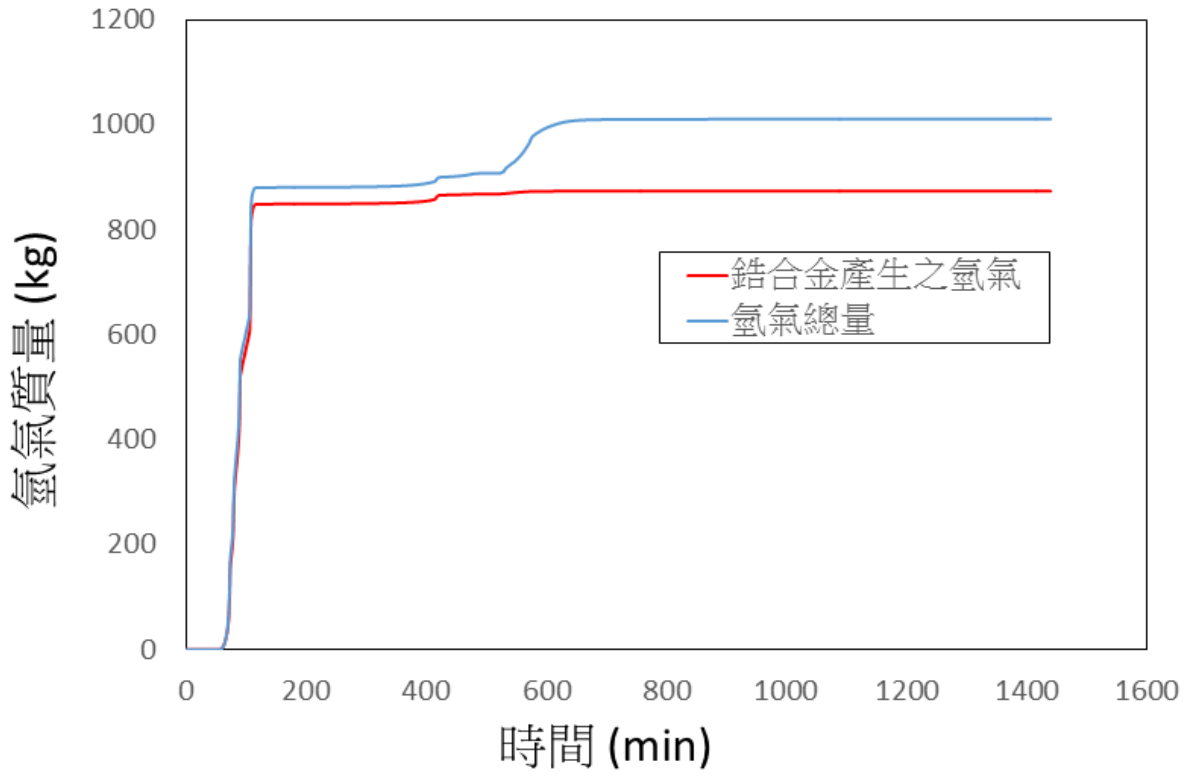


圖 3.2.15 氫氣產生量

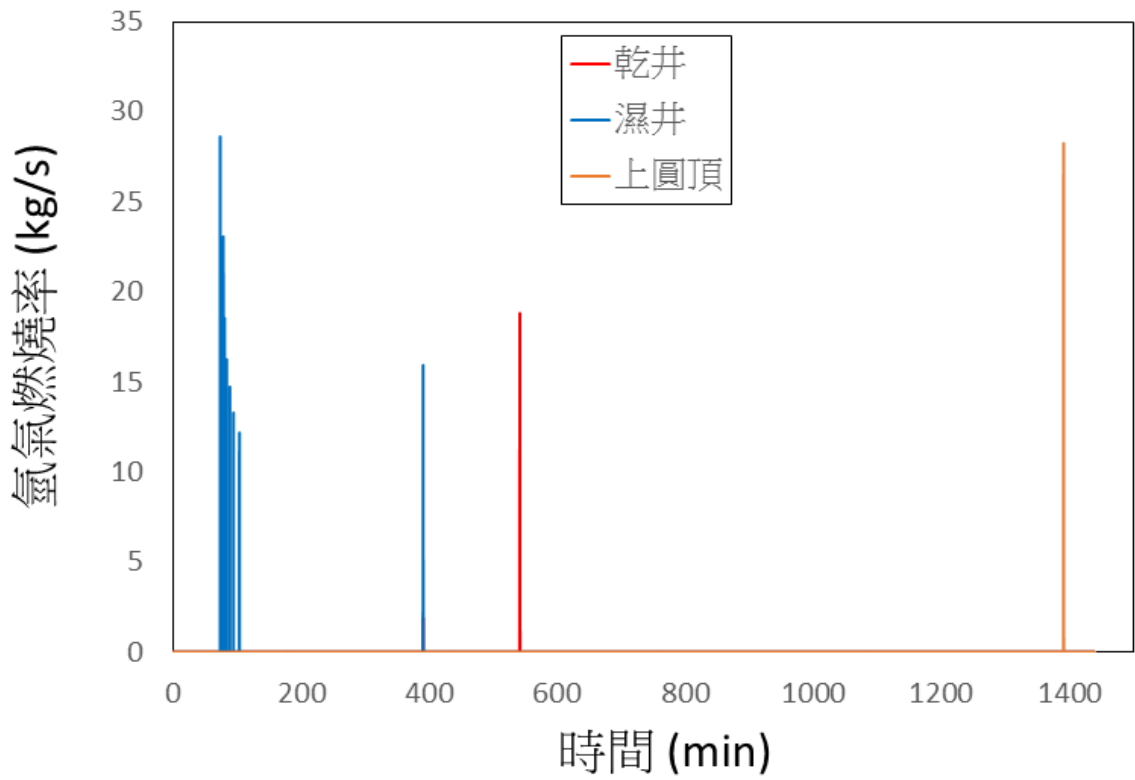


圖 3.2.16 圍阻體內氫氣燃燒率變化

(3) 注水流量與注水時間點之靈敏度分析

本階段以電廠全黑為基本個案，進一步納入核二廠圍阻體噴灑模式的相關參數，包括灑水噴頭的位置、流量與開啟噴灑的時間點，以 MELCOR 2.1 程式進行不同水量及注水時機的靈敏度分析。

根據核二廠的訓練教材記載，核二廠餘熱移除系統(Residual Heat Removal, RHR)有七種不同的運轉模式，其中，"包封容器噴水模式(Containment Spray Mode)"是當 LOCA 發生後，包封容器內充滿蒸汽，用包封容器噴水模式將此蒸汽冷凝，可降低包封容器內的溫度及壓力。其啟動信號為同時發生下列情況，而圍阻體噴灑是屬於 RHR-A 和 B 的支系統模式之一，每一支系統在圍阻體圓屋頂之下裝設有兩組環集管，每一系統的內環集管有 58 個噴嘴口，外環集管有 192 個噴嘴口，總共有 500 個噴嘴口在圍阻體圓屋頂之下，故將依此作為參數設定之依據：

- (a) LOCA 發生後 10 分鐘(B 迴路 11.5 分鐘)、
- (b) 乾井高壓力(1.74 psig, 0.122 kg/cm²)、
- (c) 包封容器高壓力(9 psig, 0.63 kg/cm²)。

其結果如圖 3.2.17 所示：

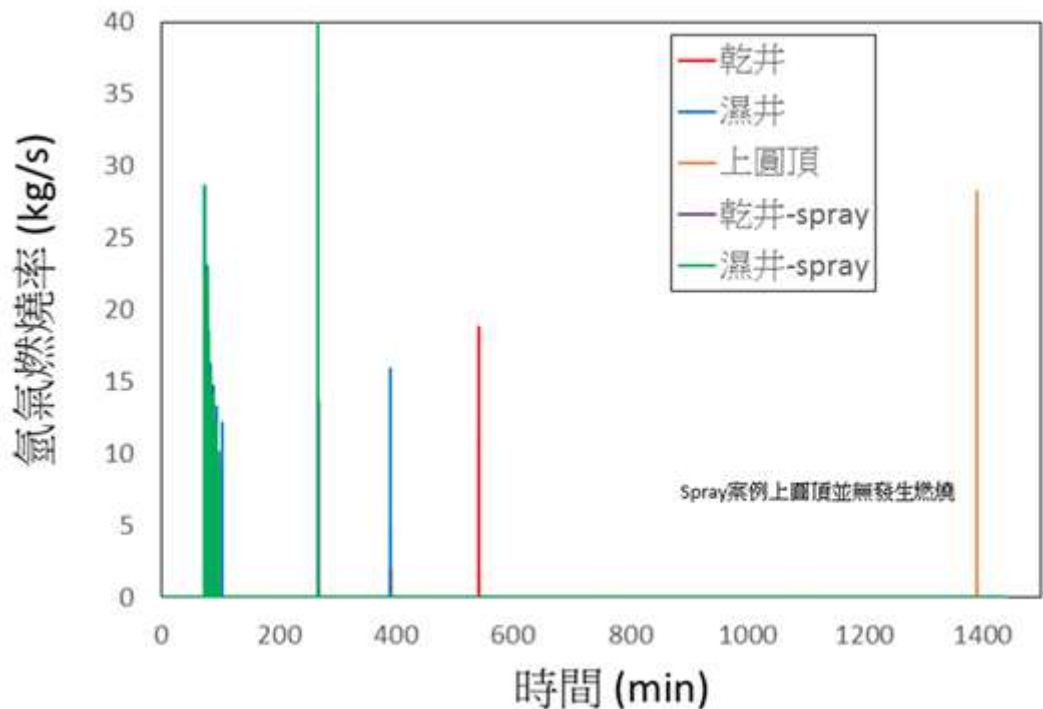


圖 3.2.17 核二廠 SBO 圍阻體噴灑模式評估結果

- (a) 核二廠圍阻體噴灑是為 LOCA 設計，作用為降低包封容器壓力。
- (b) 其注水進入抑壓池，並不接觸爐心融渣，不影響氫氣總產量。
- (c) 此噴灑會因產生水蒸氣造成各空間氫氣燃燒時間與未噴灑不同。
- (d) 噴灑後因水蒸氣比例增加，故包封容器上半部並未發生氫氣燃燒(如圖

3.2.18 所示)。

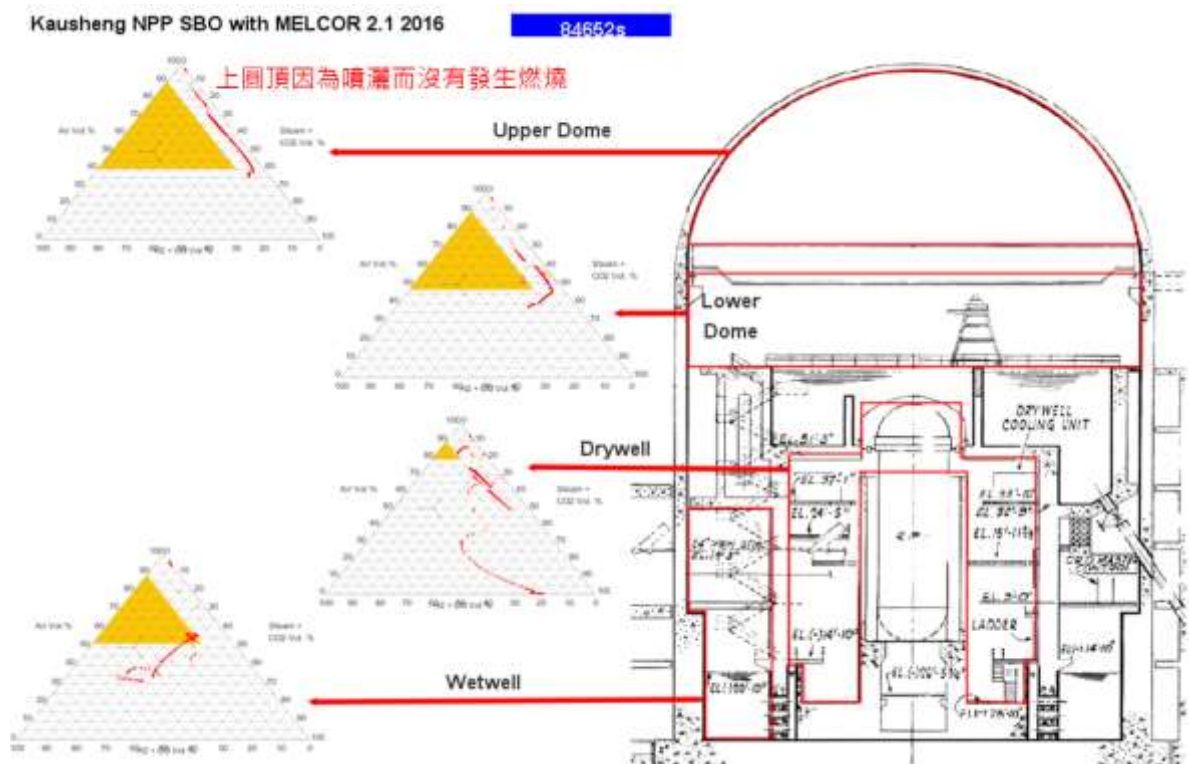


圖 3.2.18 核二廠 SBO 圍阻體噴灑案例燃燒三元圖

(4) 以 GOTHIC 程式評估氫氣擴散濃度[10]

利用 GOTHIC 程式建立核二廠圍阻體之電腦模式，進行氫氣擴散濃度分析評估，GOTHIC(Generation of Thermal Hydraulic Information for Containment) 係由 EPRI(Electric Power Research Institute)與 NAI 公司(Numerical Applications, Inc.)所共同開發，為一套具有通用性的核能電廠圍阻體熱水流分析程式，不受反應器或圍阻體型式之限制，舉凡國內常見的 BWR、PWR 與 ABWR 均適用，其功能不僅可分析熱水流現象，亦可計算氣體擴散。在國際核能電廠的應用實蹟上，包括 Kewaunee、Grand Gulf、Catawba、McGuire、Waterford 等多家核能電廠，在因應功率提升，替換圍阻體分析程式或進行 FSAR 與運轉技術規範之更新等應用上，均採用 GOTHIC 程式進行圍阻體完整性之安全分析。

由於國外之 GOTHIC 評估研究，多與 MAAP 程式組合進行[11]，為了方便比較分析結果，本研究在 GOTHIC 分析上，亦採用 MAAP5 程式作為氫氣產生率的計算工具。基於保守假設，在電廠全黑事故下，不採取斷然處置措施，而且假設所有補水系統完全失效，在事故發生後不進行任何補水動作，使事故後果更為嚴重來模擬類福島事故，所產生之氫氣產生率作為 GOTHIC 分析模式邊界條件，如圖 3.2.19 所示。

MARK-III 型圍阻體分析輸入模式如圖 3.2.20 所示，模型主要由單一控制體

積 1s、流動邊界條件加上流徑來處理，利用流動邊界條件 1F、2F、3F、4F 處理氫氣注入，流動邊界條件連接控制體積 1s 第二層的次體積，假設氫氣是均勻的注入。控制體積 1s 的內部空間幾何和 z 方向格線如下，灰色為障礙物模擬混凝土，利用障礙物建構出核能二廠的空間幾何，淡灰色為模型設置孔隙度的區域，利用孔隙度參數模擬圍阻體中各樓層不銹鋼柵欄。不同水平高度的模型幾何形狀和 xy 平面格線與簡易 MARK-III 型圍阻體工程示意圖，如圖 3.2.21~圖 3.2.29 所示。其中各系統組件之說明如表 3.2.1 所示。

核二廠氫氣擴散濃度分析圍阻體模式假設如下：

- 反應器廠房初始壓力為 14.69 psia
- 反應器廠房初始溫度為 95 °F
- 反應器廠房初始濕度 0%
- 反應器廠房內自由體積 100% 空氣

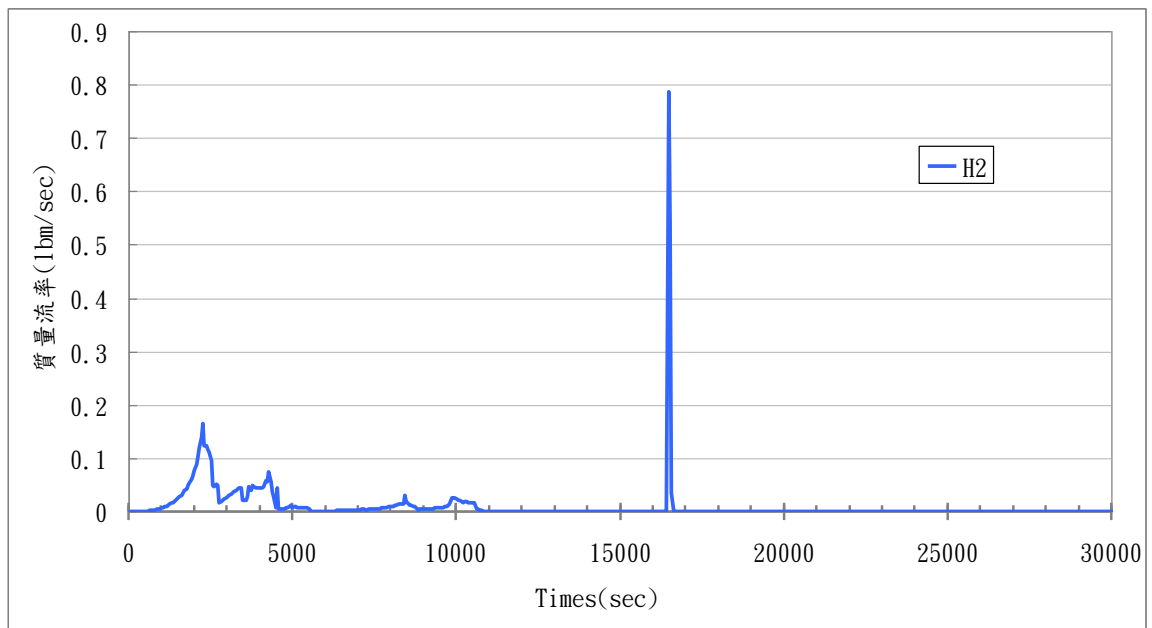


圖 3.2.19 MAAP5 程式所提供核二廠電廠全黑事故
(並假設所有補水動作全部失效)下氫氣產生速率

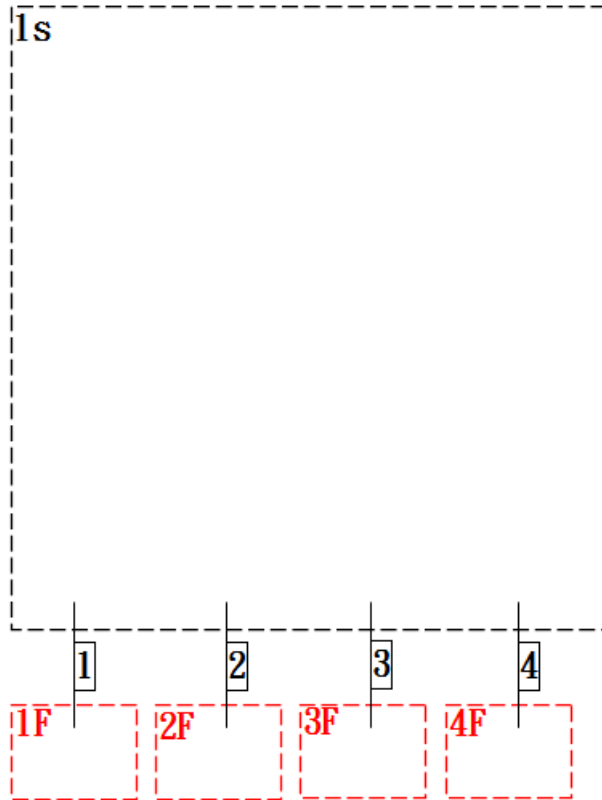


圖 3.2.20 核二廠 MARK-III 型圍阻體氫氣擴散分析輸入模式示意圖

表 3.2.1 MARK-III 型圍阻體分析輸入模式各分析組件說明

1s	控制體積(Control volume)
1F 2F 3F 4F	流動邊界條件(Flow boundary condition)
1 2 3 4	流徑(Flow path)

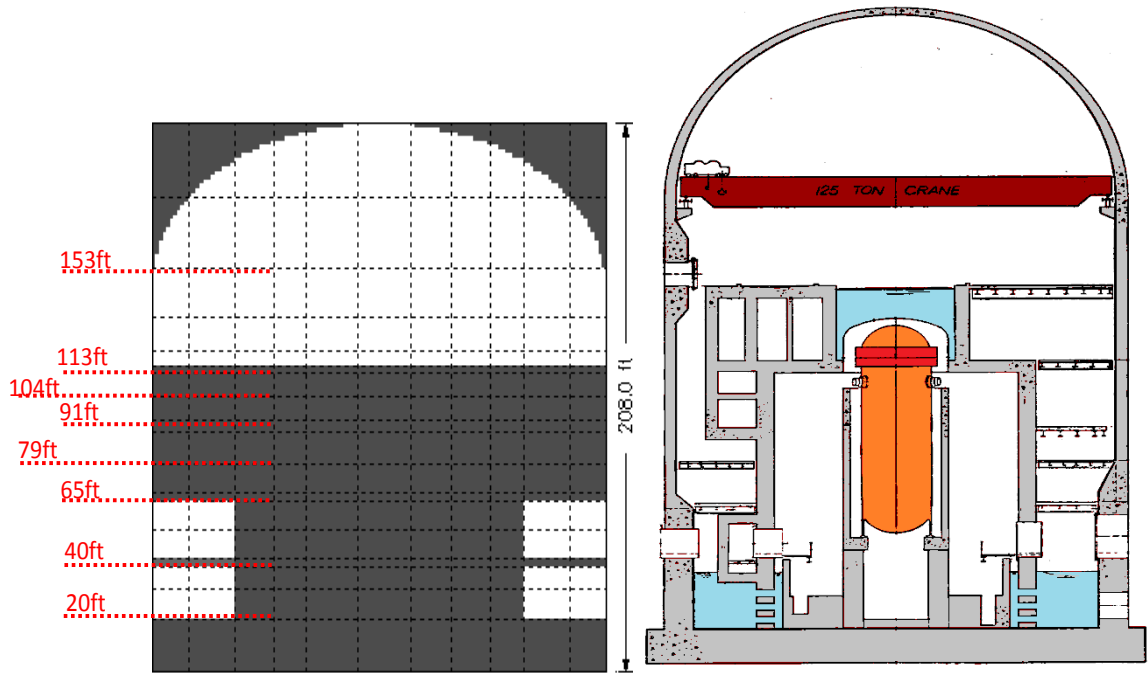


圖 3.2.21 MARK-III 型圍阻體側面剖視圖(右)

分析模式之控制體積 1s 側面剖視圖(左)

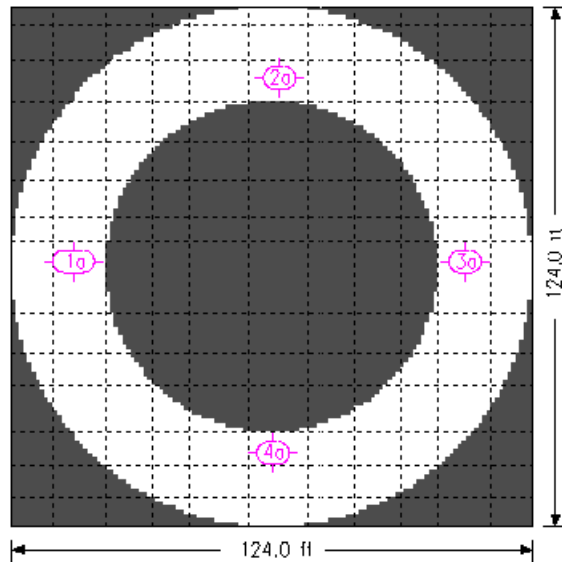


圖 3.2.22 分析模式之控制體積 1s 在水平高度 20ft 處俯視圖

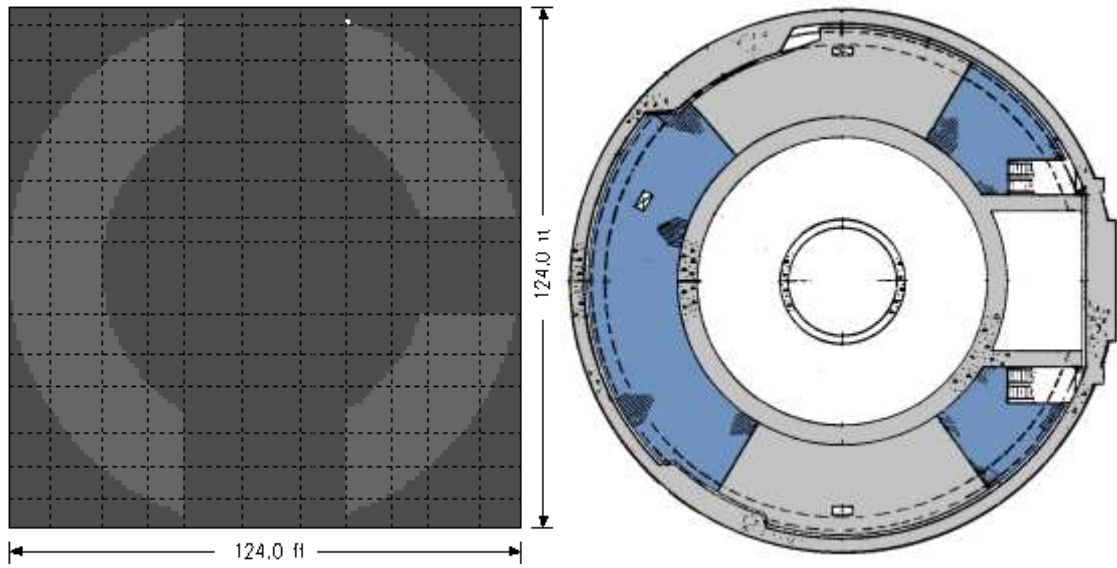


圖 3.2.23 MARK-III 型圍阻體在水平高度 40ft 處俯視圖(右)

分析模式之控制體積 1s 在水平高度 40ft 處俯視圖(左)

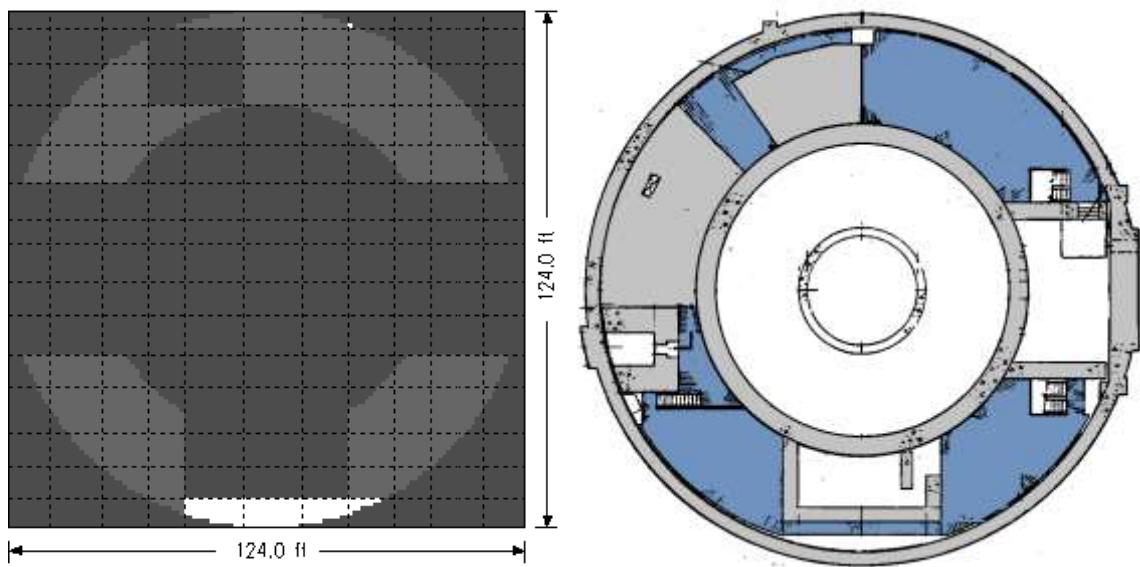


圖 3.2.24 MARK-III 型圍阻體在水平高度 65ft 處俯視圖(右)

分析模式之控制體積 1s 在水平高度 65ft 處俯視圖(左)

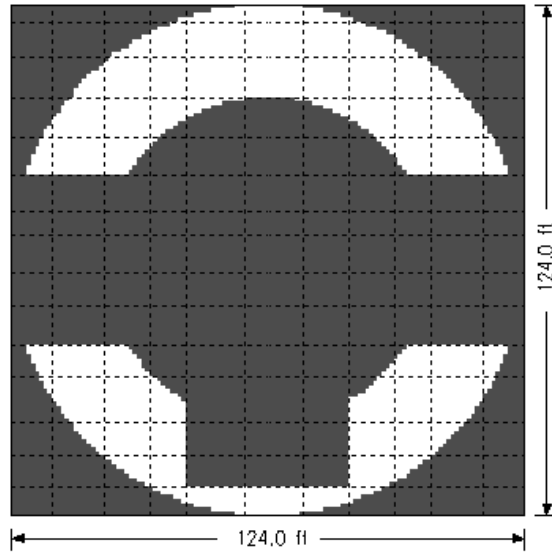


圖 3.2.25 分析模式之控制體積 1s 在水平高度 79ft 處俯視圖

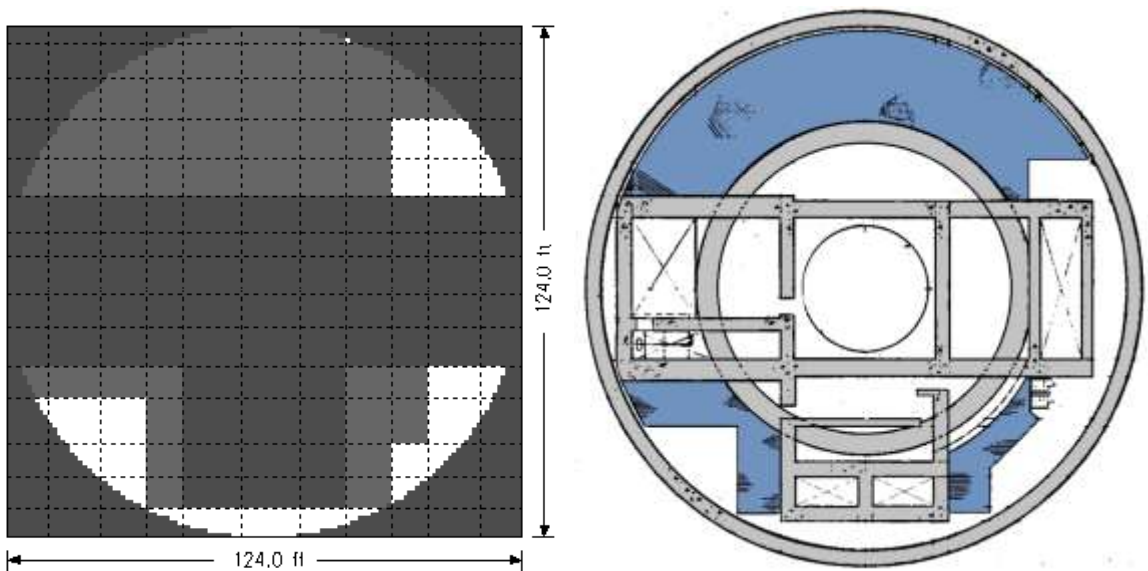


圖 3.2.26 MARK-III 型圍阻體在水平高度 91ft 處俯視圖(右)

分析模式之控制體積 1s 在水平高度 91ft 處俯視圖(左)

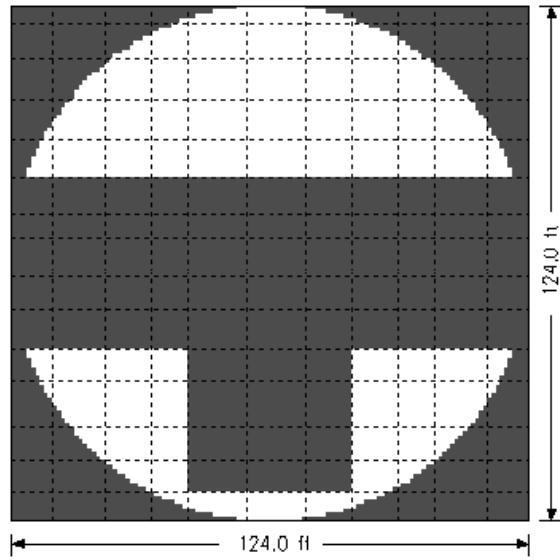


圖 3.2.27 分析模式之控制體積 1s 在水平高度 104ft 處俯視圖

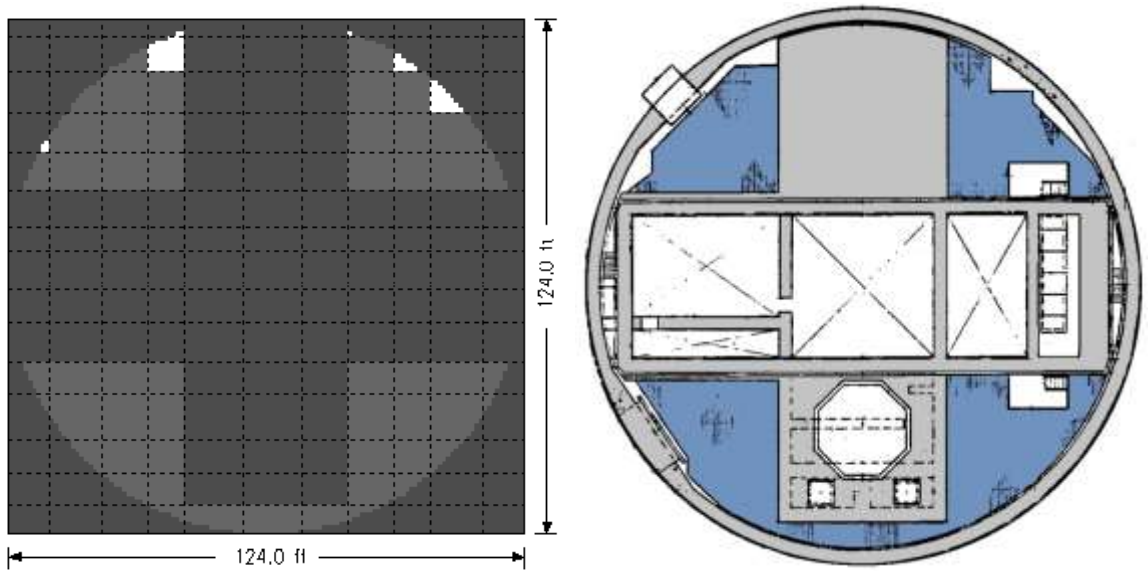


圖 3.2.28 MARK-III 型圍阻體在水平高度 113ft 處俯視圖(右)

分析模式之控制體積 1s 在水平高度 113ft 處俯視圖(左)

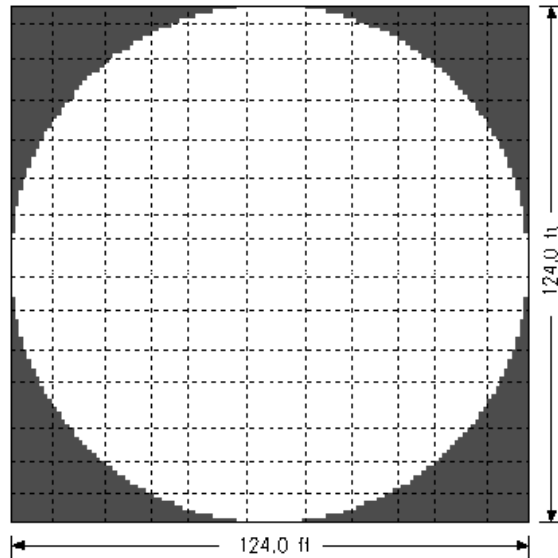


圖 3.2.29 分析模式之控制體積 1s 在水平高度 153ft 處俯視圖(左)

本研究採用 MAAP5 程式提供核二廠電廠全黑事故(SBO)後，並假設所有補水系統完全失效下之氫氣產生率作為分析之邊界條件，以評估電廠全黑事故後，所產生之氫氣在反應器廠房的分佈情況，及累積之氫氣濃度是否有發生燃爆的可能性，並探討不同水平高度下圍阻體內所累積的氫氣濃度是否符合物理意義。MARK-III 圍阻體內部體積架構如圖 3.2.30 所示，

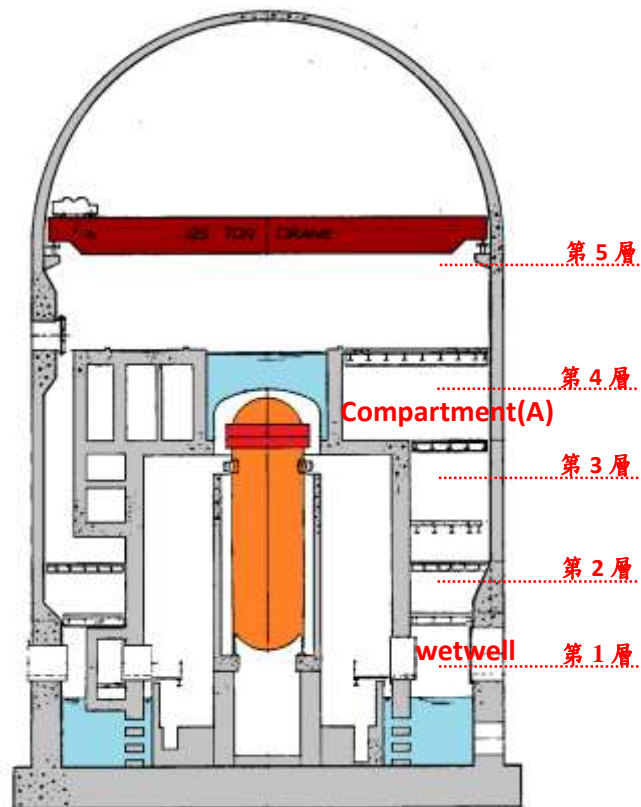


圖 3.2.30 MARK-III 圍阻體內部體積架構

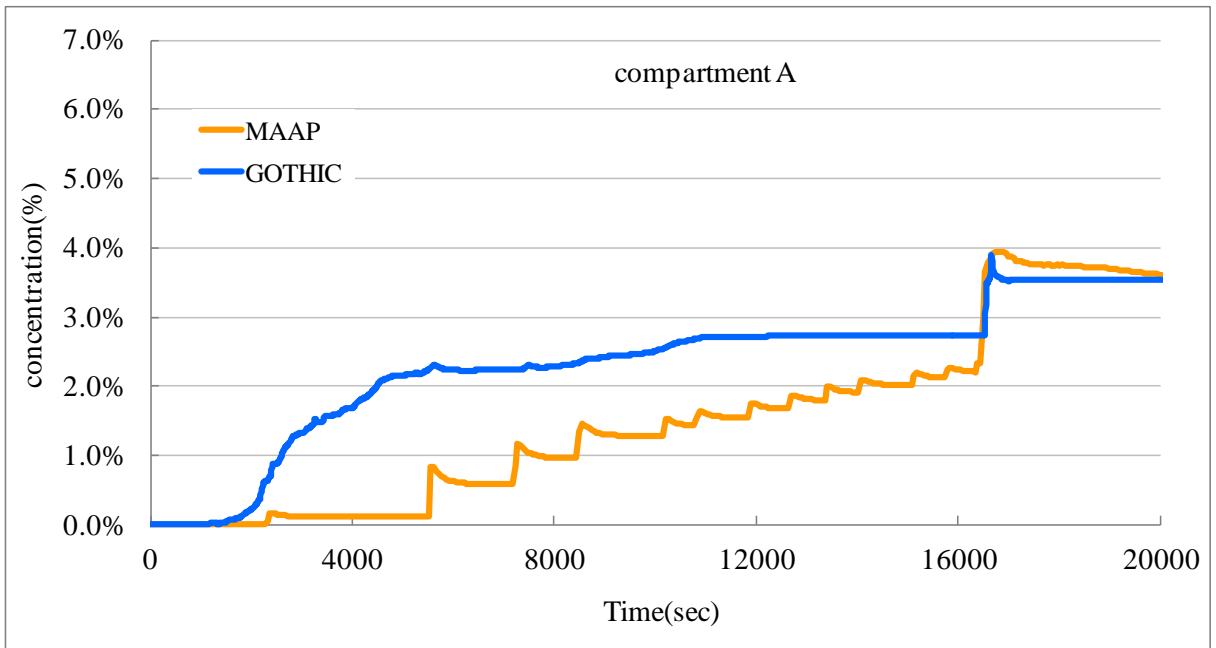


圖 3.2.31 compartment A 之氫氣濃度時變圖

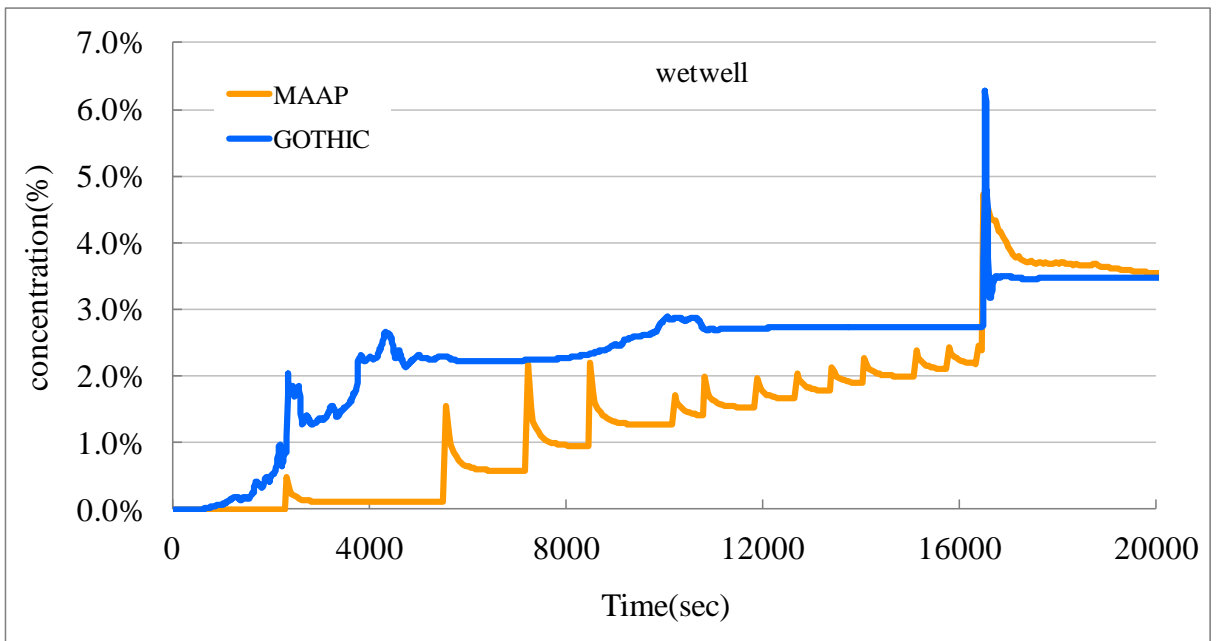


圖 3.2.32 wetwell 之氫氣濃度時變圖

根據 GOTHIC 分析結果顯示，GOTHIC 程式與 MAAP5 程式計算結果在趨勢上大致相同，關於結果曲線間的些微差距，推測第一是模型計算公式不同，MAAP 程式在計算公式上，主要求解質量與能量方程式，而 GOTHIC 程式除了計算質量與能量方程式外，再求解動量方程式與 k-e 紊流模式。第二，MAAP 程式以單一控制體積模擬各隔間，GOTHIC 程式對於空間結構的建立上較為細膩，並針對濃度變化劇烈區域採用較好的隔點分佈。

從 MAAP 程式所提供之氫氣產生速率做為邊界條件的曲線，可以發現在 17,000 秒氫氣大量注入，造成溼井和 Compartment(A)有一濃度的峰值，而氫氣往上擴散造成濃度快速下降，所以 Compartment(A)氫氣峰值濃度較溼井氫氣峰值濃度來得小。整體而言，雖然兩程式計算結果曲線有些許差別，但對於預測氫氣峰值發生的時間點是相同的。

藉由 GOTHIC 程式取出各層的濃度時變圖結果發現，圖 3.2.33 表示在樓層 1 的濃度時變圖，其顯示在模擬時間 17,000 秒左右(SBO 事故發生後的 35,000 秒，約 9.7 小時)，濃度峰值超過 4%，圍阻體會有燃燒現象，但濃度超過限值的時間很短，大約為幾百秒左右，濃度會再下降於限值以下。造成此峰值的原因是短時間內氫氣的釋放帶有大量動量，具速度的氫氣會迅速往高處遷移，而隨著動量的消耗，可發現愈往上的樓層峰值的效應愈小。

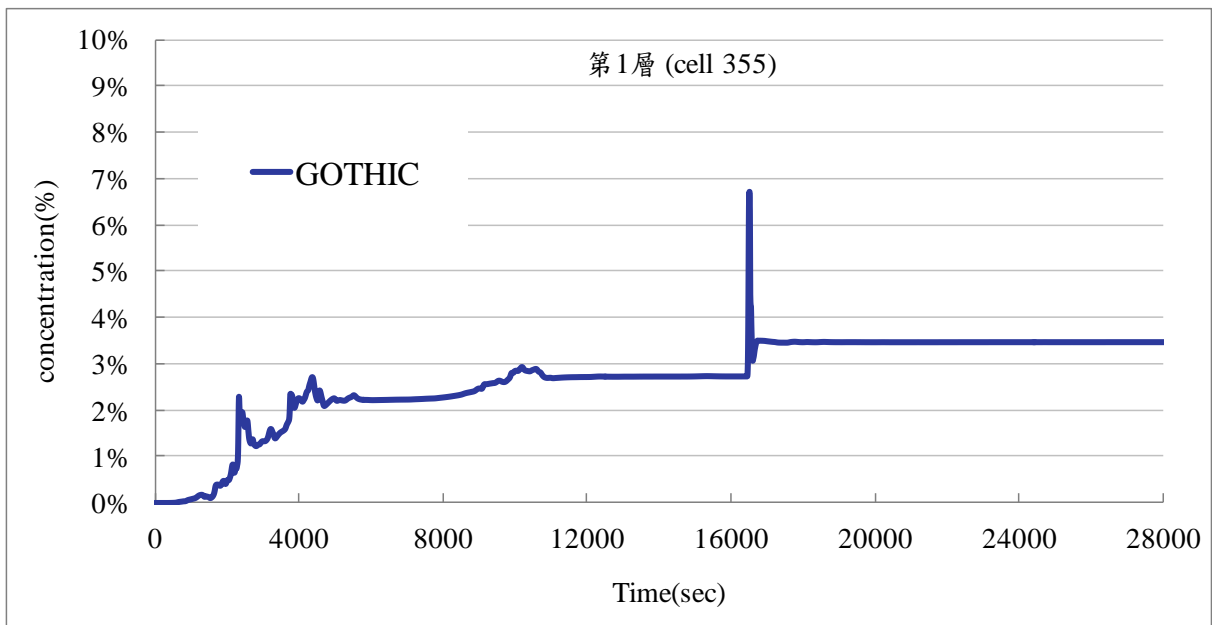


圖 3.2.33 圍阻體第 1 層氫氣濃度時變圖

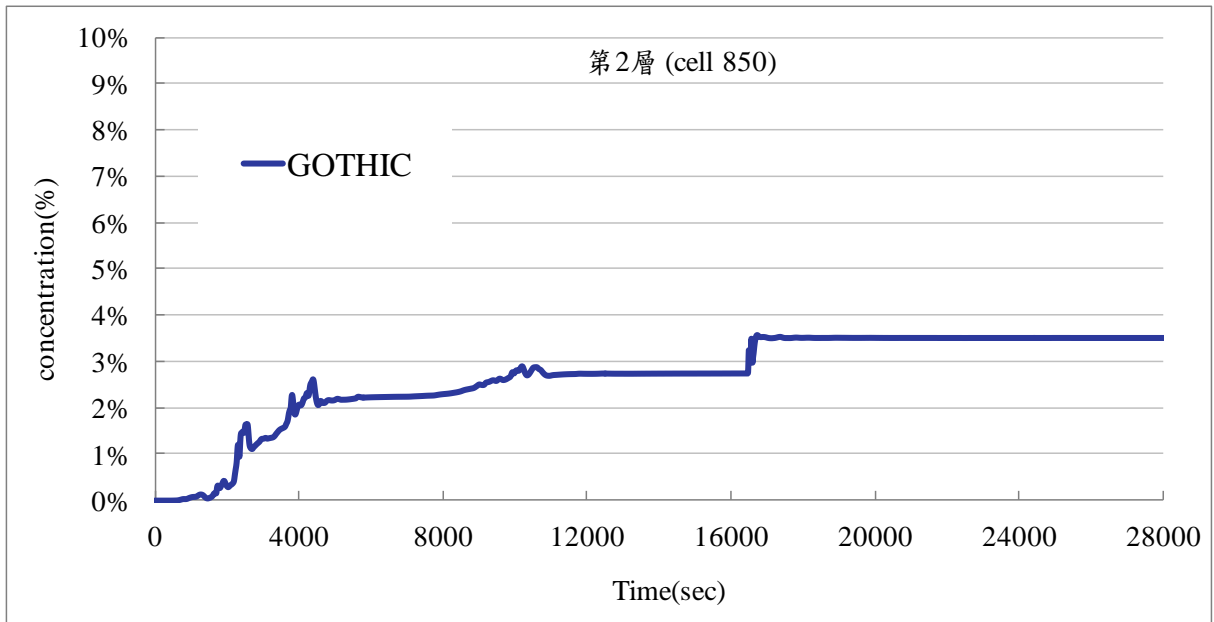


圖 3.2.34 圍阻體第 2 層氫氣濃度時變圖

圖 3.2.34~圖 3.2.36 分別為樓層 2 到樓層 4 的氫氣濃度時變圖，顯示氫氣濃度並未到達燃燒限值。整體而言，在事故發生後只有樓層 1 有燃燒現象，但超過燃燒限值的時間非常短，若能預先進行氫氣移除動作，適當處置下，應可大大降低燃燒現象。

在本研究中假設氫氣是由圍阻體最底層經由小洩漏口注入，而且反應爐產生的氫氣全部注入到反應器廠房，短時間內大量的質量流率，會使短時間內氫氣帶有極快的速度，此一現象在真實狀況中，是否存在值得考慮，但這會使本研究結果趨於保守，若反應爐產生的氫氣沒有迅速的注入到反應器廠房中，這會使反應器廠房氫氣濃度值下降，且氫氣洩漏至反應器廠房的速度將大幅降低，這都會使氫氣的濃度遠離燃燒限值。

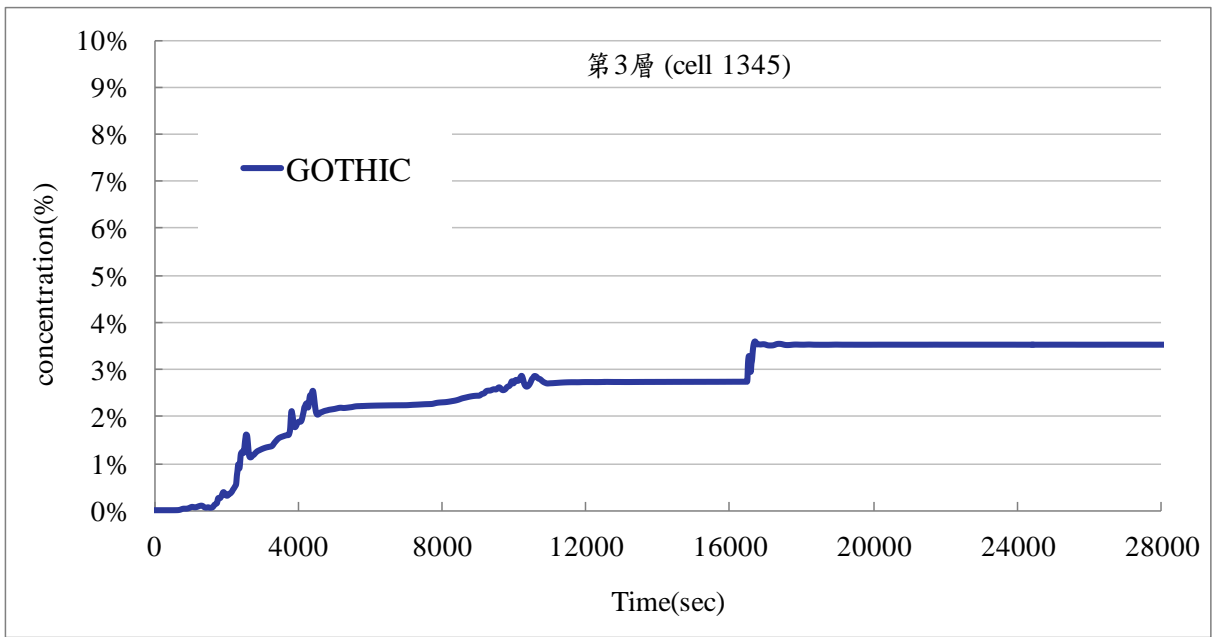


圖 3.2.35 圍阻體第 3 層氫氣濃度時變圖

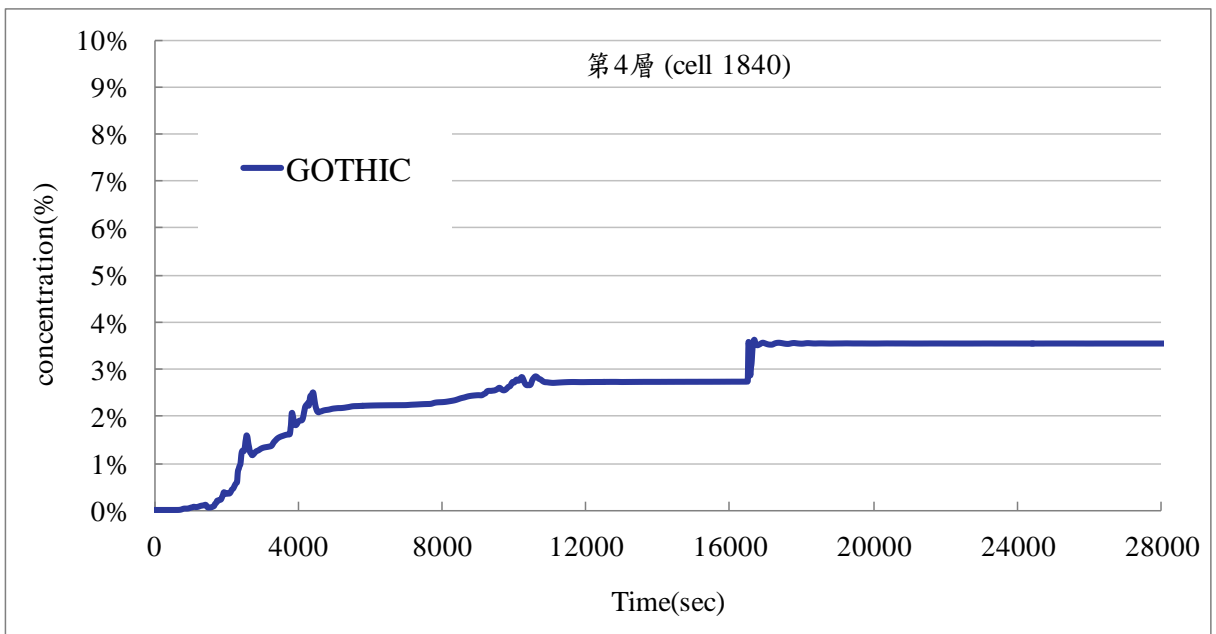


圖 3.2.36 圍阻體第 4 層氫氣濃度時變圖

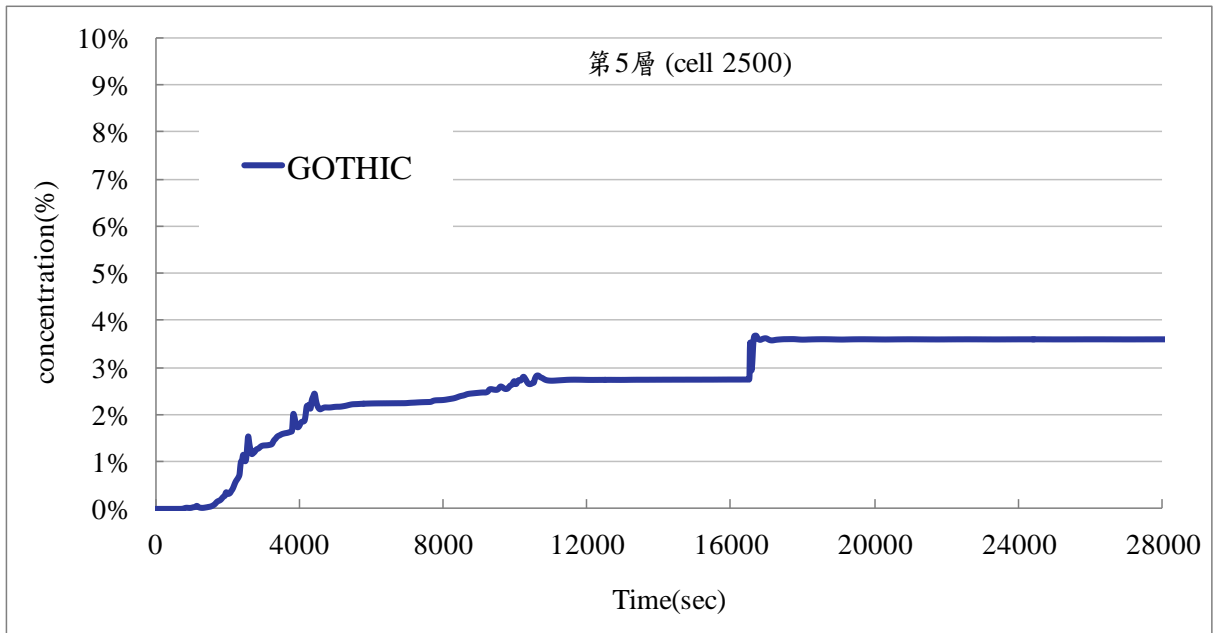


圖 3.2.37 圍阻體第 5 層氫氣濃度時變圖

本研究在各樓層不銹鋼柵欄隔板的建立上，由於無法完整且細膩的建立出不銹鋼柵欄隔板，於是使用孔隙度(porosity)取代，並分別設定孔隙度為 25%~75% 進行模擬。

圖 3.2.38~圖 3.2.42 顯示氫氣不容易通過孔隙度較小的模型，而在圖 3.2.19 中顯示，邊界條件在 16,500 秒左右有大量的氫氣產生，氫氣大量注入樓層 1。氫氣不容易通過孔隙度較小區域導致氫氣濃度累積在下層，而使較高的樓層濃度值較低。對於孔隙度較大的模型，氫氣遷移較不受影響，氫氣大量注入樓層 1 後，立即往高樓層遷移，導致高樓層中也有氫氣峰值效應。圖 3.2.39 顯示，75% 孔隙度情況下氫氣仍有峰值發生，而 25% 孔隙度情況顯示，峰值效應已大幅下降。整體而言 75% 的情況會使各樓層皆有燃燒現象，而 25% 的情況則燃燒現象發生在 1 樓。

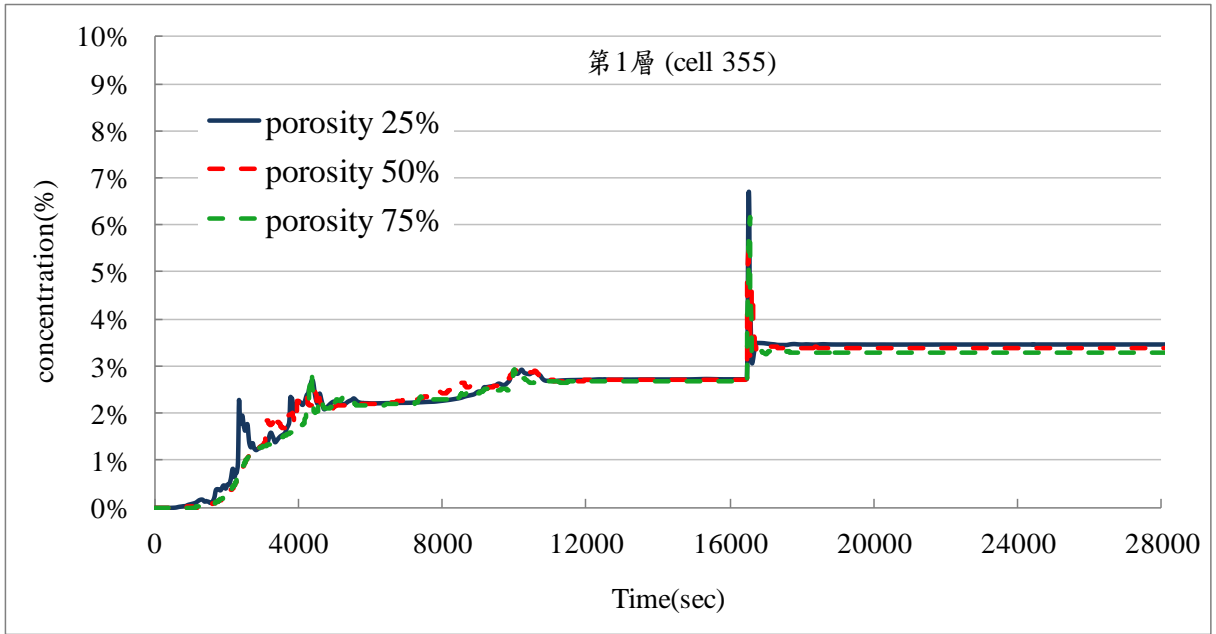


圖 3.2.38 圍阻體第 1 層之孔隙度靈敏度分析時變圖

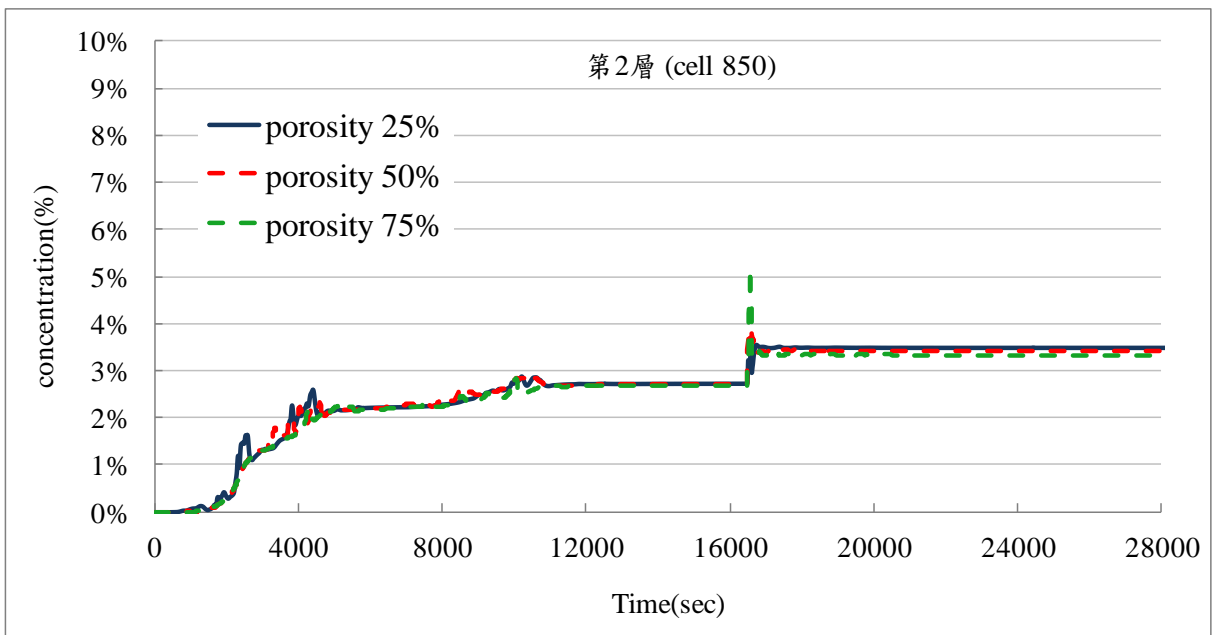


圖 3.2.39 圍阻體第 2 層之孔隙度靈敏度分析時變圖

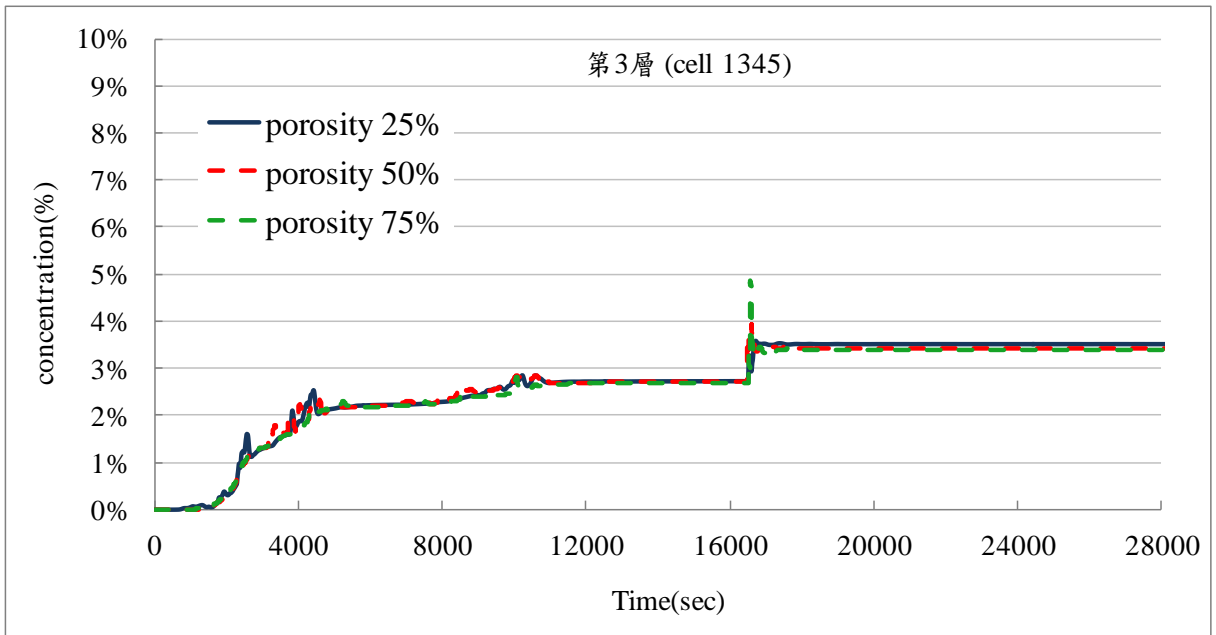


圖 3.2.40 圍阻體第 3 層之孔隙度靈敏度分析時變圖

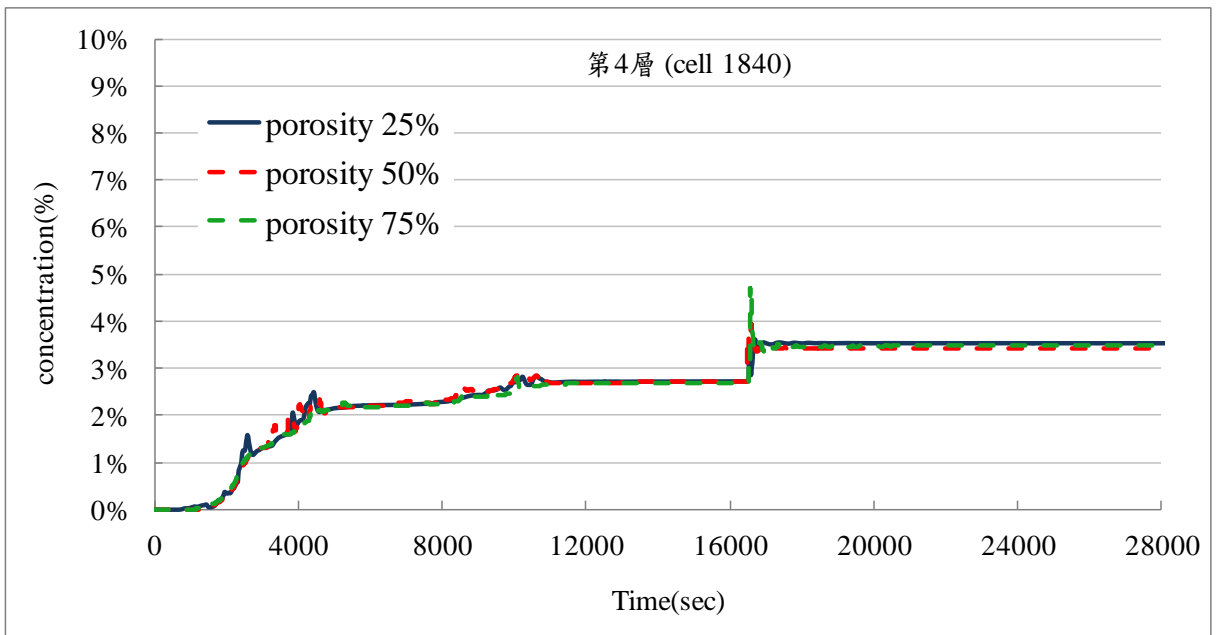


圖 3.2.41 圍阻體第 4 層之孔隙度靈敏度分析時變圖

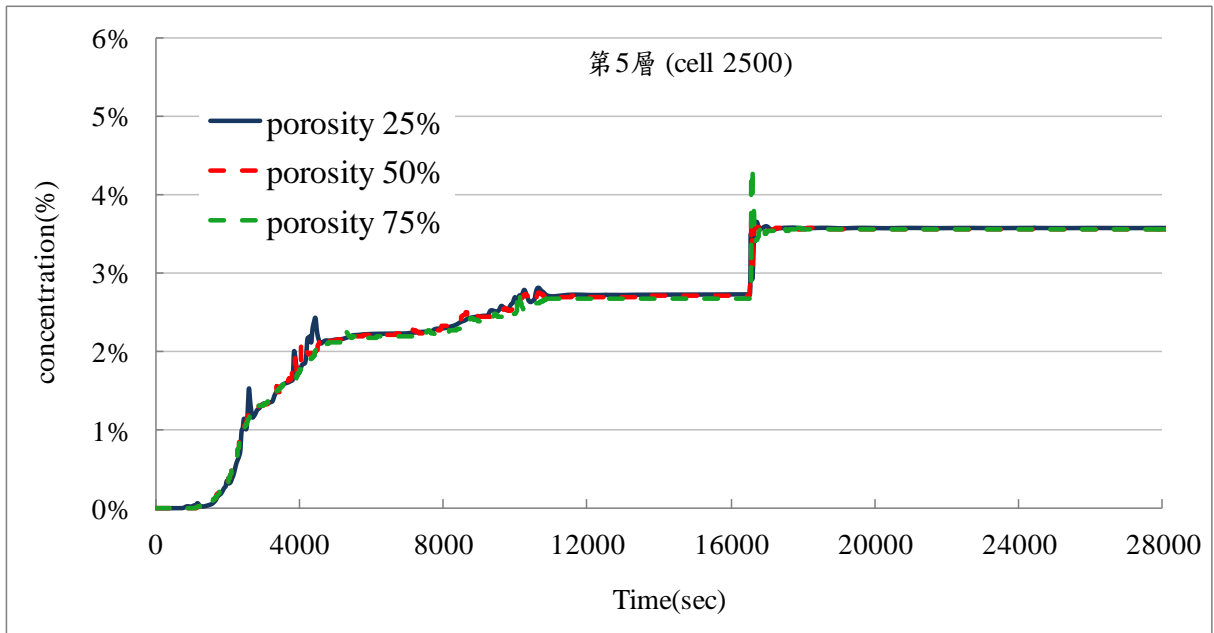


圖 3.2.42 圍阻體第 5 層之孔隙度靈敏度分析時變圖

核二廠 MARK-III 型圍阻體氫氣擴散濃度分析結果顯示，GOTHIC 程式預測在模擬時間 17,000 秒左右(嚴重事故發生後的 35,000 秒，約 9.7 小時)，樓層 1 的氫氣濃度峰值超過 4%，圍阻體會有燃燒現象，但濃度超過限值的時間很短，大約為幾百秒左右，濃度會再下降於限值以下。樓層 2 到樓層 4 氫氣濃度皆在燃燒限值以下。整體而言，若假設嚴重事故發生，對爐心不進行任何補水動作，將使樓層 1 有燃燒現象，必須在 9.7 小時內進行排除氫氣之手段。但因本研究假設事故發生後，對爐心沒有進行任何補救措施，此為極保守之假設。若事故發生後，操作人員有對爐心進行任何補水動作，或是反應器廠房預先設置氫氣再結合裝置(例如：Passive Autocatalytic Recombiner，簡稱 PAR)，即使反應器爐心產生氫氣，都將使電廠降低燃燒可能性。

(5) 以 FLACS 程式評估 PAR 效能(嚴重事故的氫氣產生量及產氫速率以 MELCOR 2.1 計算)

i. 情境設定

本研究採用 FLACS 程式，建立核二廠 MARK III 型圍阻體之電腦模型，在 PAR 效能評估部份，設定兩個情境：

- 情境一：未設置任何氫氣緩抑裝置
- 情境二：與情境一模擬條件相同，但新增 53 台 PAR
- 情境三：與情境一模擬條件相同，但新增 424(53*8)台 PAR

其中有關 PAR 的評估數量及位置，本研究參考 C. Serrano (2016)等人對 BWR MARK III 圍阻體所作之相關評估[11]，該文獻以 MAAP 4 計算 Cofrentes 電廠(BWR Mark III, 1092 MWe)在嚴重事故下的氫氣產生量作為起始輸入條件，後續採用 GOTHIC 8.0 深度評估圍阻體內的氫氣分佈，並針對 PAR 的設置

位置及數量進行多組靈敏度分析，進一步提出最適合 BWR MARK III 圍阻體的 PAR 安裝位置及數量，以降低嚴重事故時，氫氣外釋擴散至圍阻體的風險。

該文獻選用之 PAR 效能為 5.36 kg/h，經比對國外廠商型錄，確認其詳細規格如表 3.2.2 最右欄 FR1-1500T 所列；其所評估的 PAR 最佳配置數量共計 53 台，其中 47 台在圍阻體，6 台則位於乾井內。

表 3.2.2 PAR 規格(資料來源：AREVA 型錄)

	FR1-150	FR1-320	FR1-960	FR1-380T	FR1-750T	FR1-1500T
Length (in.)	7.8	14.5	39.7	16.9	31.5	61
Depth (in.)	6.5	6.5	6.5	12.8	12.8	12.8
Height (in.)	39.3	39.3	39.3	55	55	55
Approx. weight (lbs.)	39.6	57.3	132.3	110.2	176.3	286.6
No. of catalytic plates	15	32	96	38	75	150
Inlet flow rate at 14.5 psi and 140° F (ft ³ /min) up to	30	65	195	195	390	880
Depletion rate (lbs/h) at 21.8 psi and 4 vol-%	0.4	0.9	2.65	2.65	5.3	11.8

本研究比照前述文獻，選用 53 台 PAR 作為模擬數量，其中有 6 台分設於乾井頂部(如圖 3.2.44 所示)；在圍阻體內共有 47 台，其中 31 台在靠近濕井處、16 台在天車上方約 2 m 處，確切位置則是根據 FLACS 程式所模擬的氫氣流向來決定，受到圍阻體內建築構造配置所影響，氫氣由溼井向圍阻體上方擴散的路徑主要集中在 4 個區塊(如圖 3.2.43 所示)，故在位於天車上方各個區塊均配置 4 台 PAR(共計 16 台)，如圖 3.2.44 所示。

而在較低處接近溼井的位置，有 4 個平台下方會造成氫氣局部累積的現象，故在這些氫氣濃度較高的地方分別設置 6~9 台數量不等的 PAR，如圖 3.2.45~圖 3.2.48 所示。

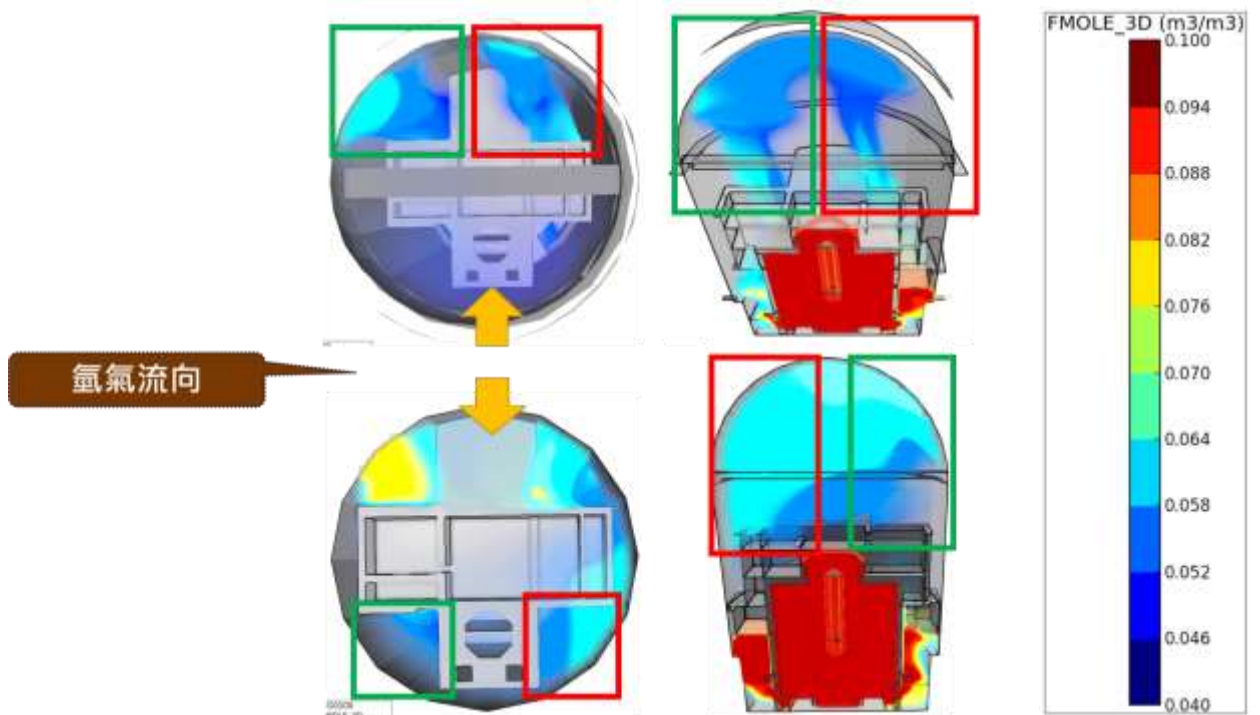


圖 3.2.43 圍阻體內氫氣流向示意圖

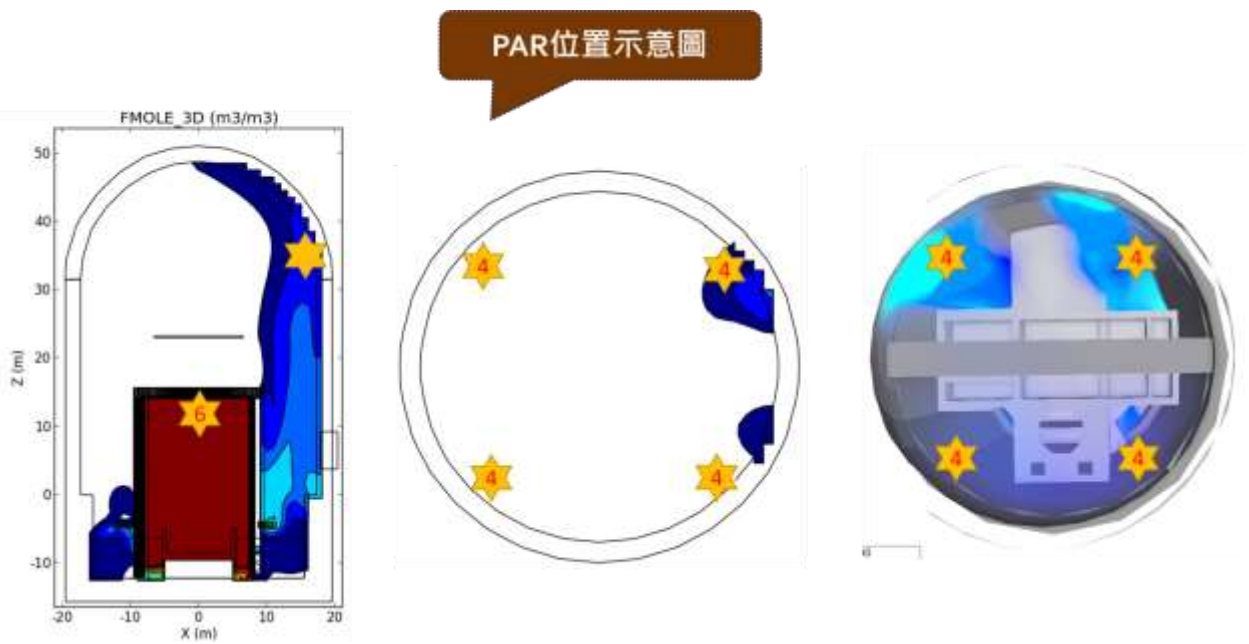


圖 3.2.44 乾井及圍阻體頂部 PAR 位置示意圖

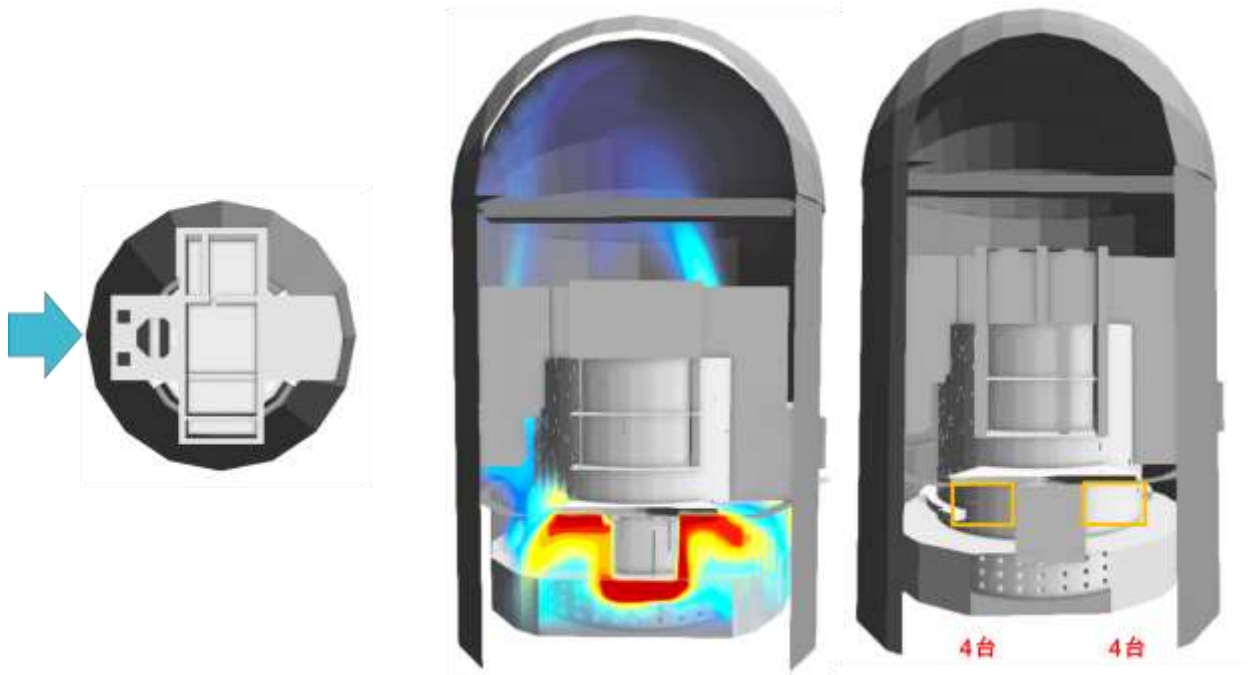


圖 3.2.45 溼井上方 PAR 位置示意圖(面一)

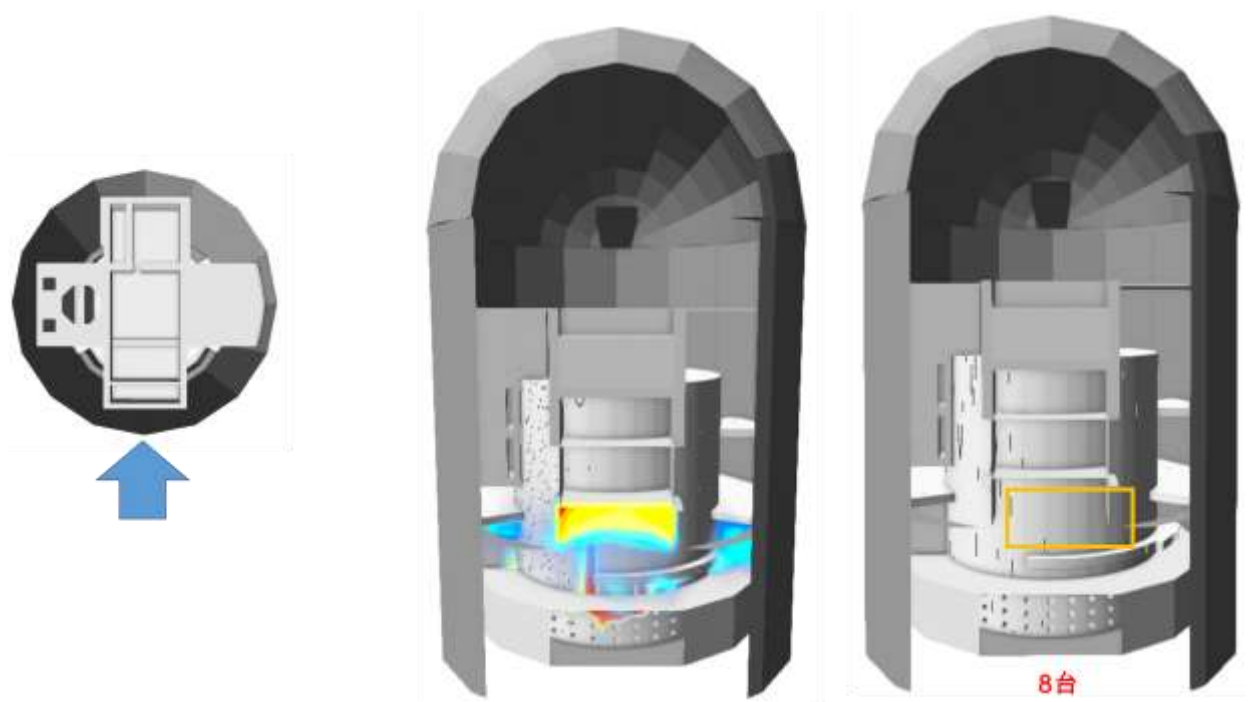


圖 3.2.46 溼井上方 PAR 位置示意圖(面二)

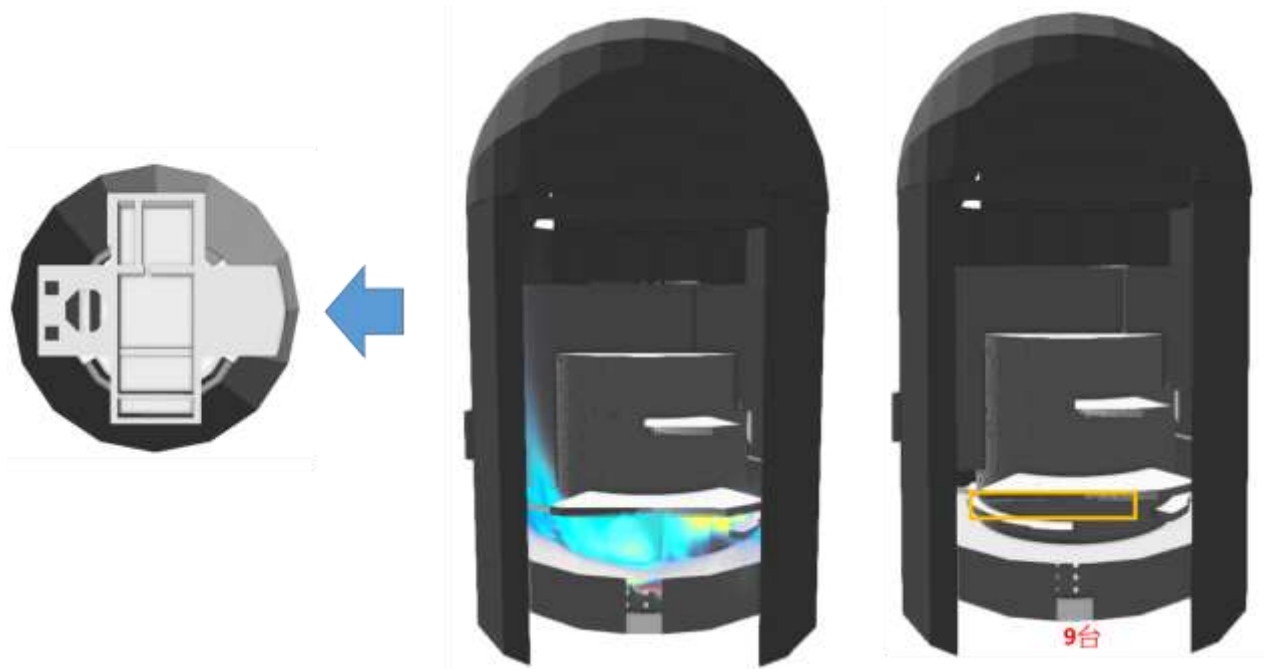


圖 3.2.47 溼井上方 PAR 位置示意圖(面三)

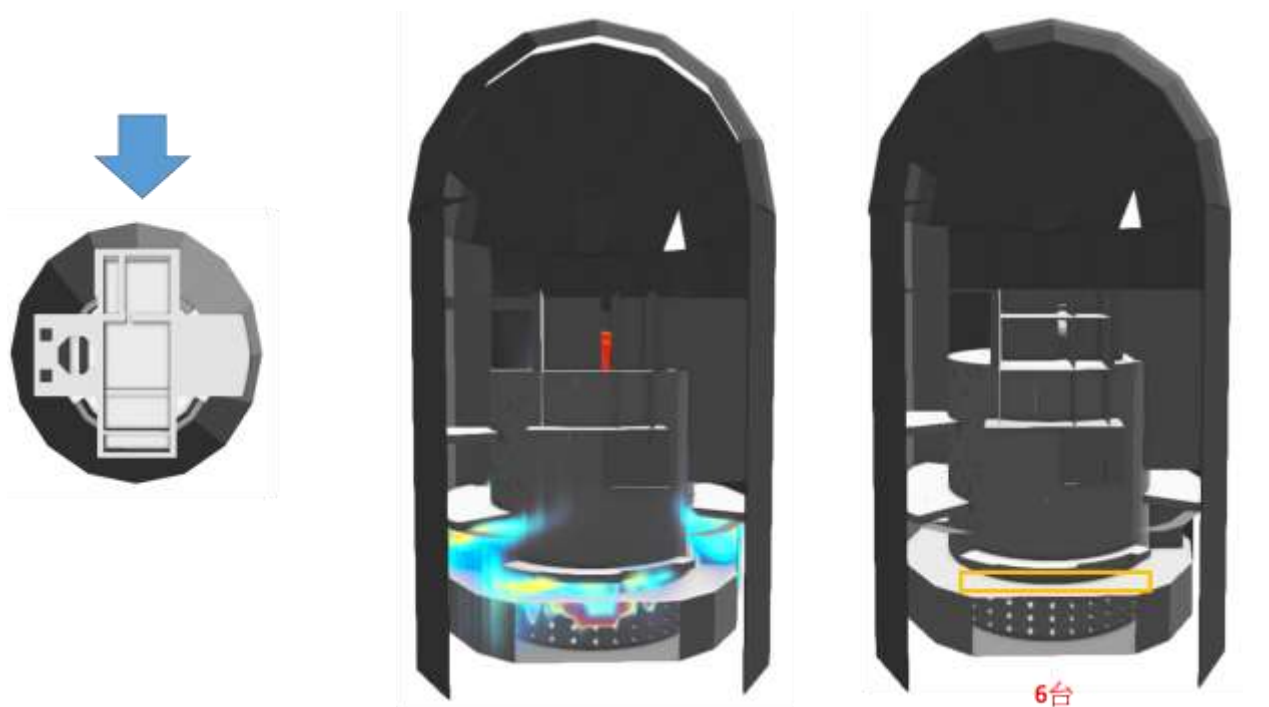


圖 3.2.48 溼井上方 PAR 位置示意圖(面四)

ii. 包封容器內氫氣總量

以前述 MELCOR 2.1 程式計算所得之嚴重事故的氫氣產生量及產氫速率作為輸入參數，其模擬的氫氣總量及模擬時間說明如第 3.2.2 節第(3)小節所述。

iii. PAR 數量及效能評估結果

基於研究之目的，本分項在電腦運算時間許可條件下，亦嘗試將情境二各處設定的 PAR 數量放大至 8 倍，其數量配置細節說明如下：

- 乾井：48 台
- 包封容器：376 台，其中靠近濕井處共計 248 台、天車上方約 2 m 處計有 128 台

圖 3.2.49~圖 3.2.55 分別顯示情境一~情境三在不同時間點的 FLACS 模擬結果比對。

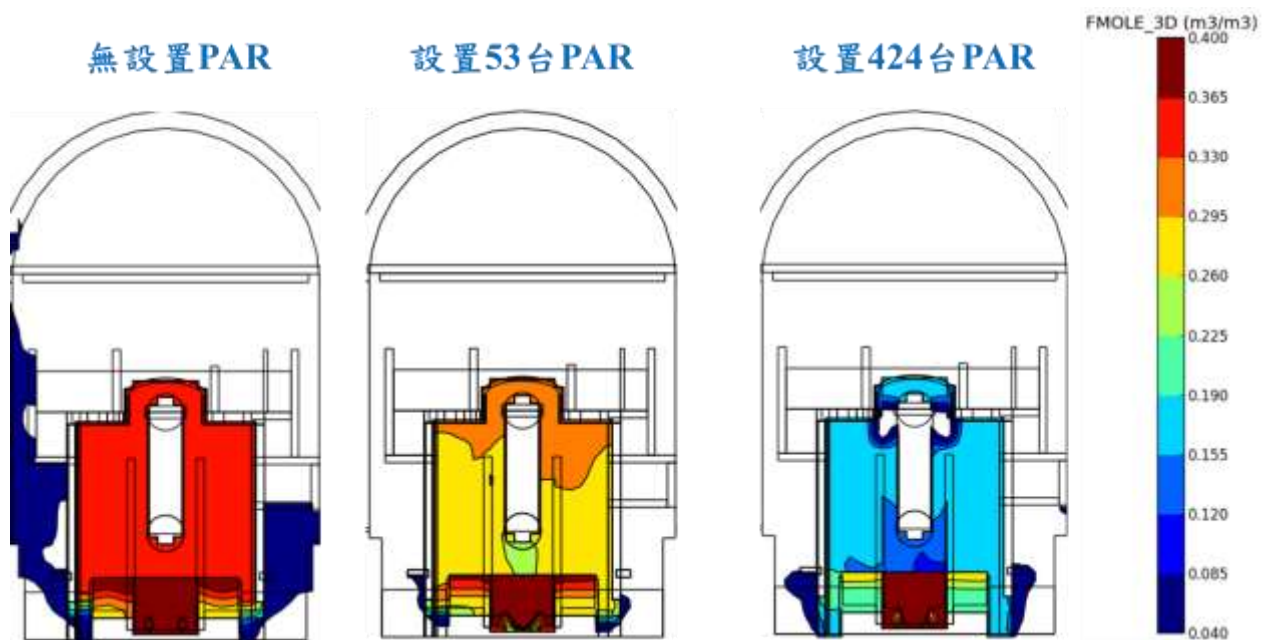


圖 3.2.49 以 FLACS 程式評估 PAR 效能(5,310 秒)

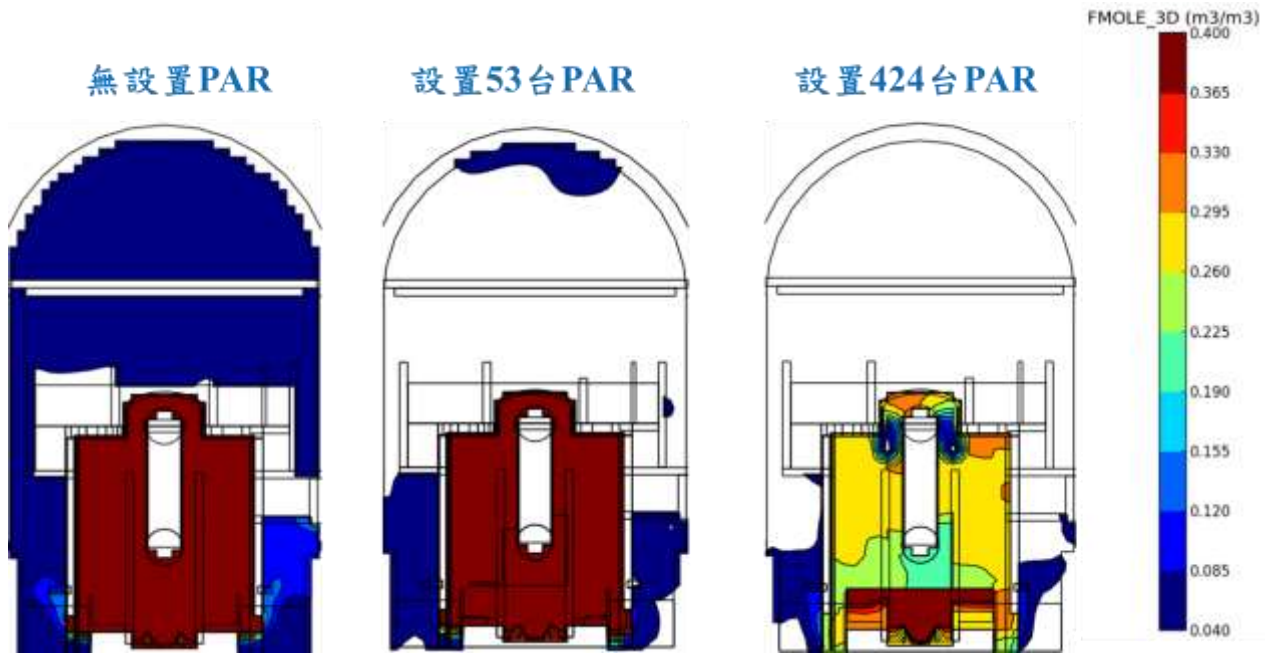


圖 3.2.50 以 FLACS 程式評估 PAR 效能(5,810 秒)

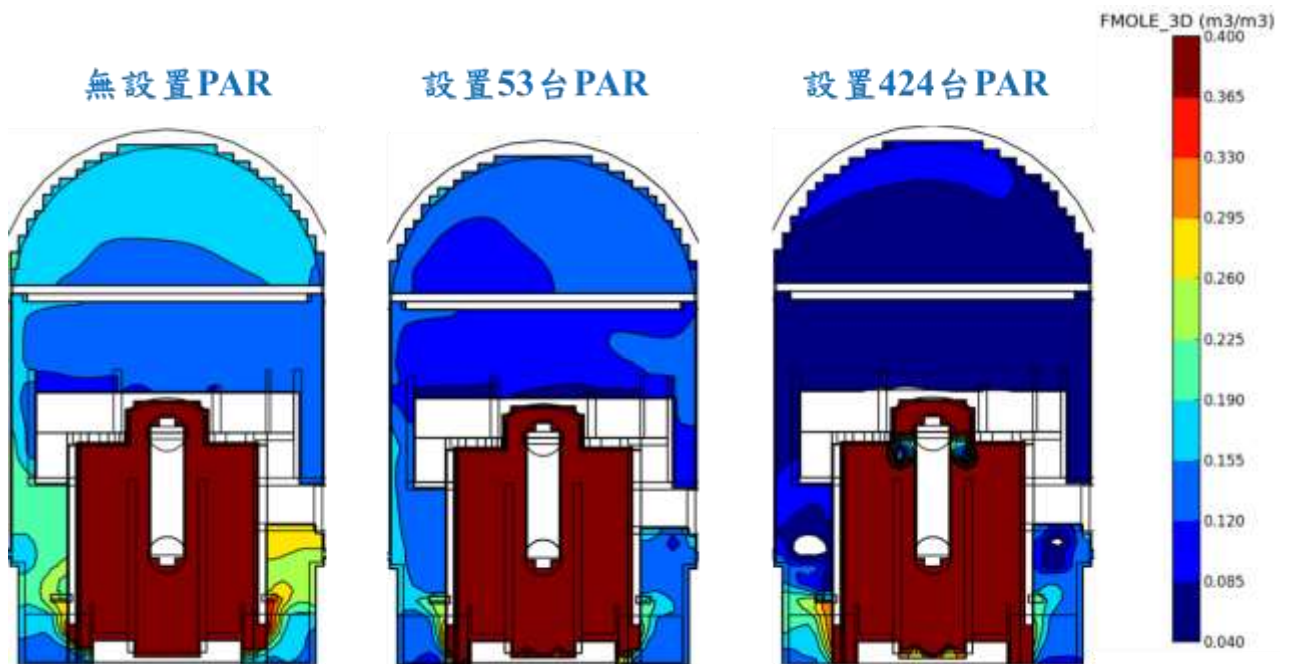


圖 3.2.51 以 FLACS 程式評估 PAR 效能(6,310 秒)

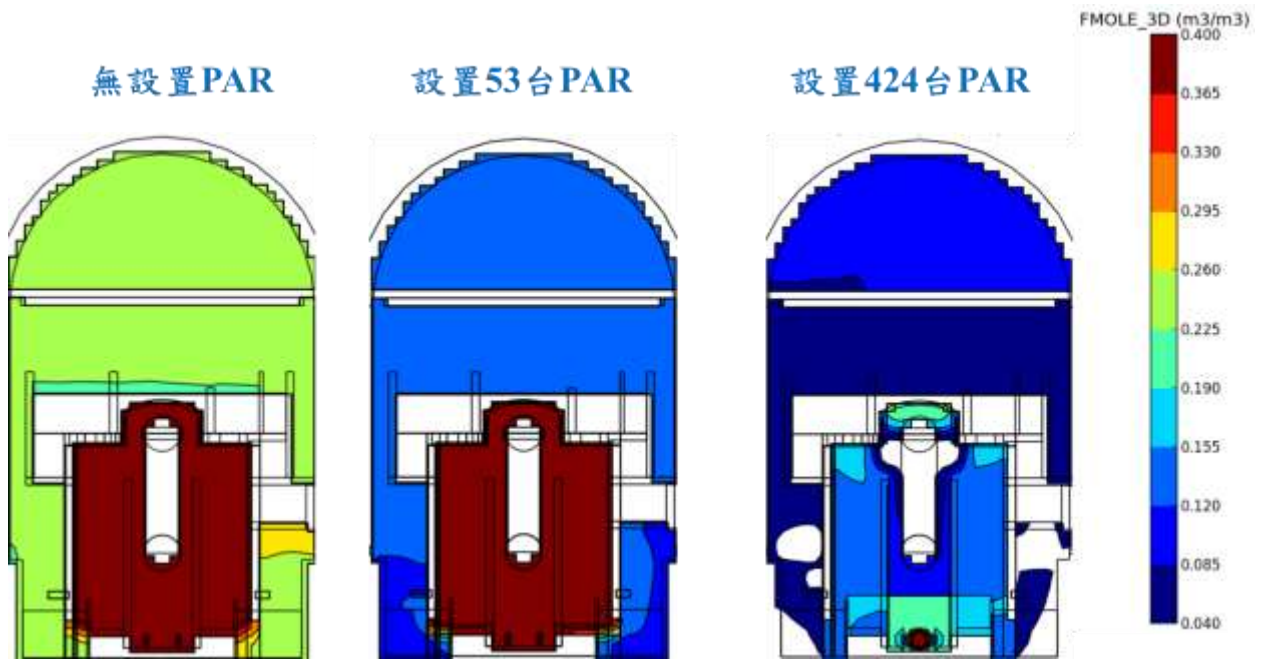


圖 3.2.52 以 FLACS 程式評估 PAR 效能(7,310 秒)

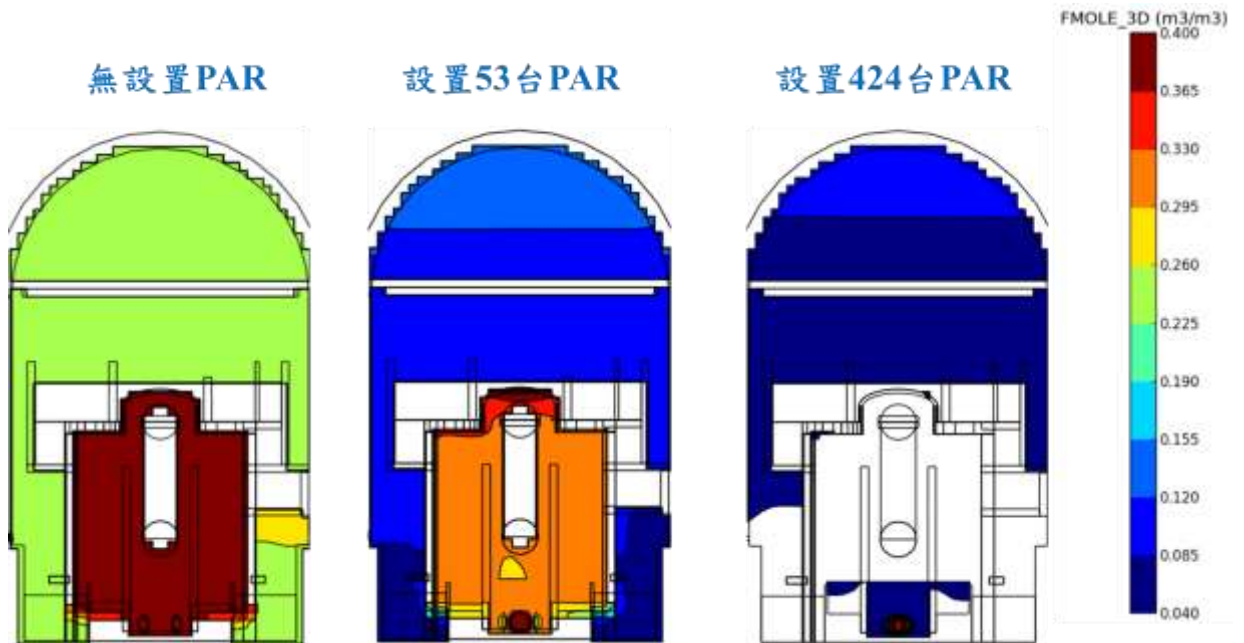


圖 3.2.53 以 FLACS 程式評估 PAR 效能(8,310 秒)

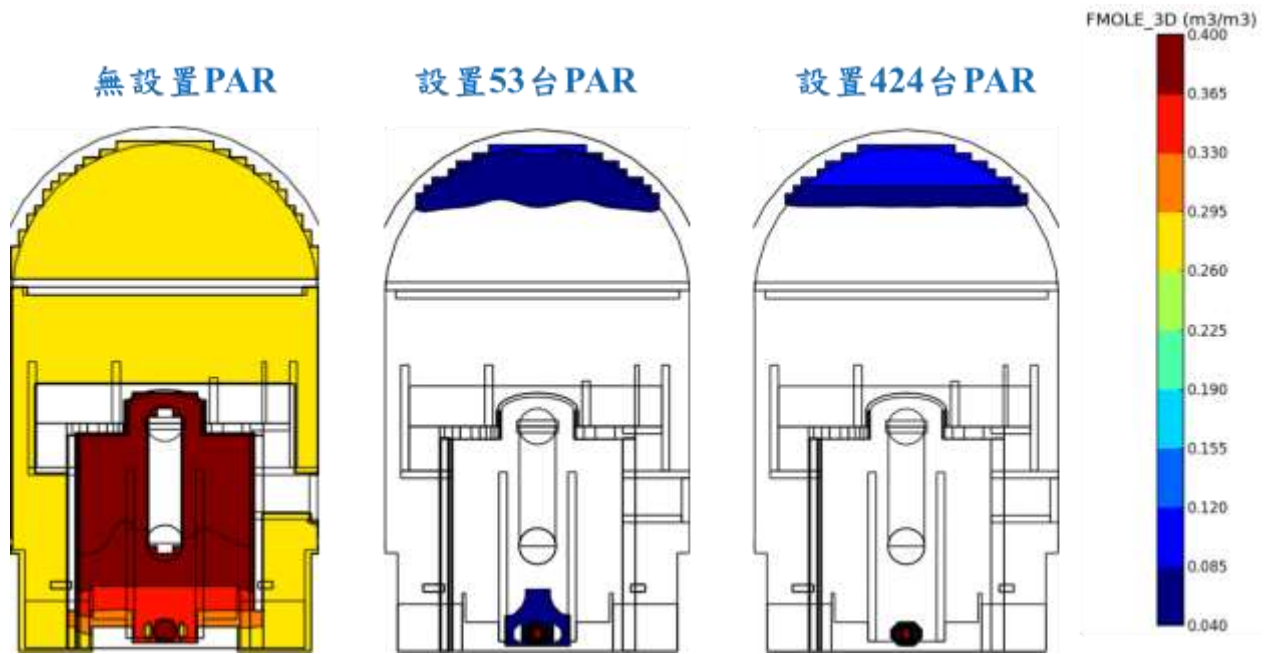


圖 3.2.54 以 FLACS 程式評估 PAR 效能(23,310 秒)

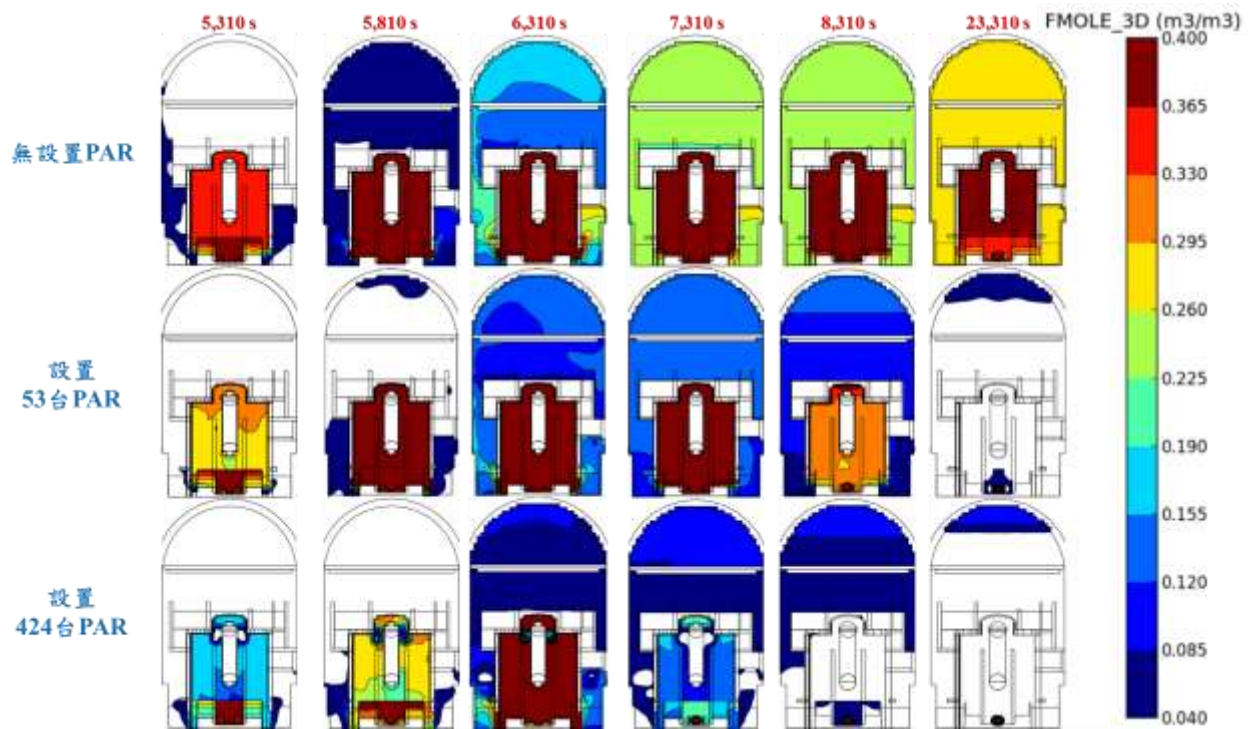


圖 3.2.55 情境一~三在不同時間的氫氣濃度變化

在乾井部份的模擬結果比對如

圖 3.2.56 所示。結果顯示，在設置 53 台 PAR (乾井內設置 6 台)及設置 424

台 PAR(乾井內設置 48 台)條件下，乾井內氫氣最高濃度分別為 75%及 54%，較無設置 PAR 之情境分別約減少 14%及 35%。由於乾井內水蒸汽濃度極高，情境一~三均未達燃燒範圍。

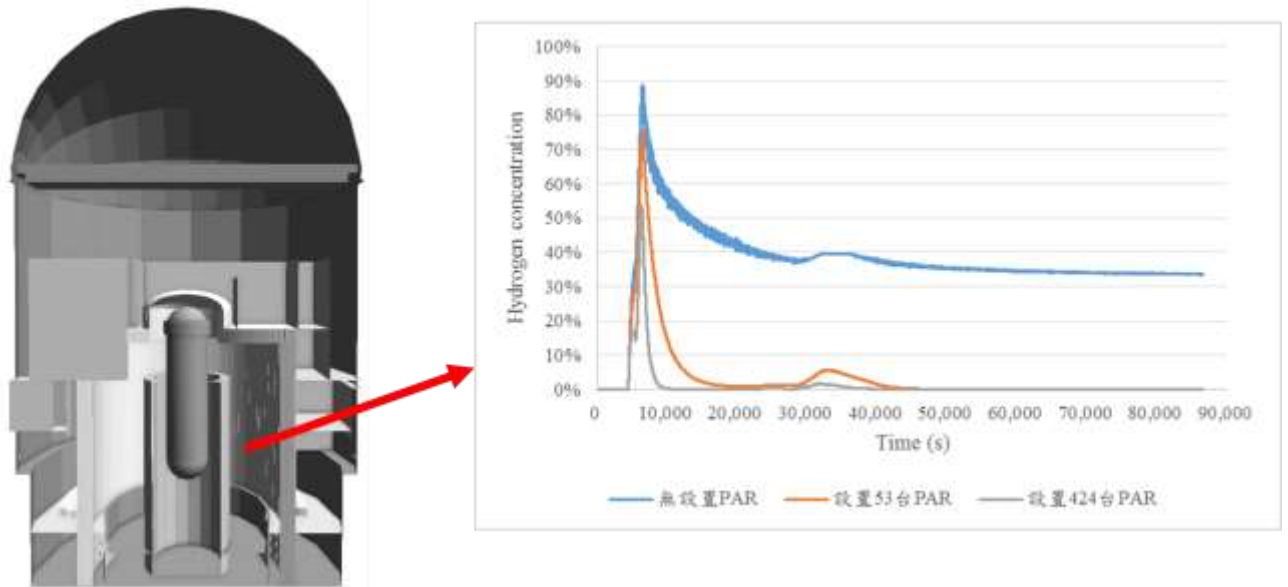


圖 3.2.56 情境一~情境三的氫氣濃度比對(乾井部份)

在包封容器頂部的模擬結果比對如圖 3.2.57 所示。

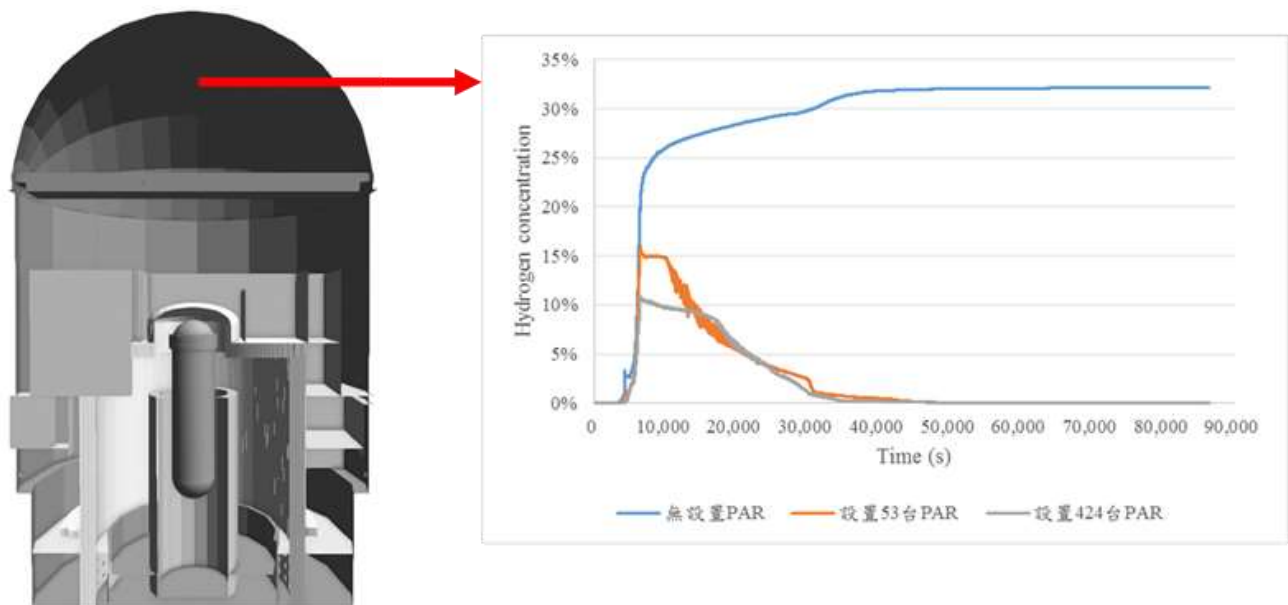


圖 3.2.57 情境一~情境三的氫氣濃度比對(包封容器頂部)

在包封容器下半部的模擬結果比對如圖 3.2.58 所示。

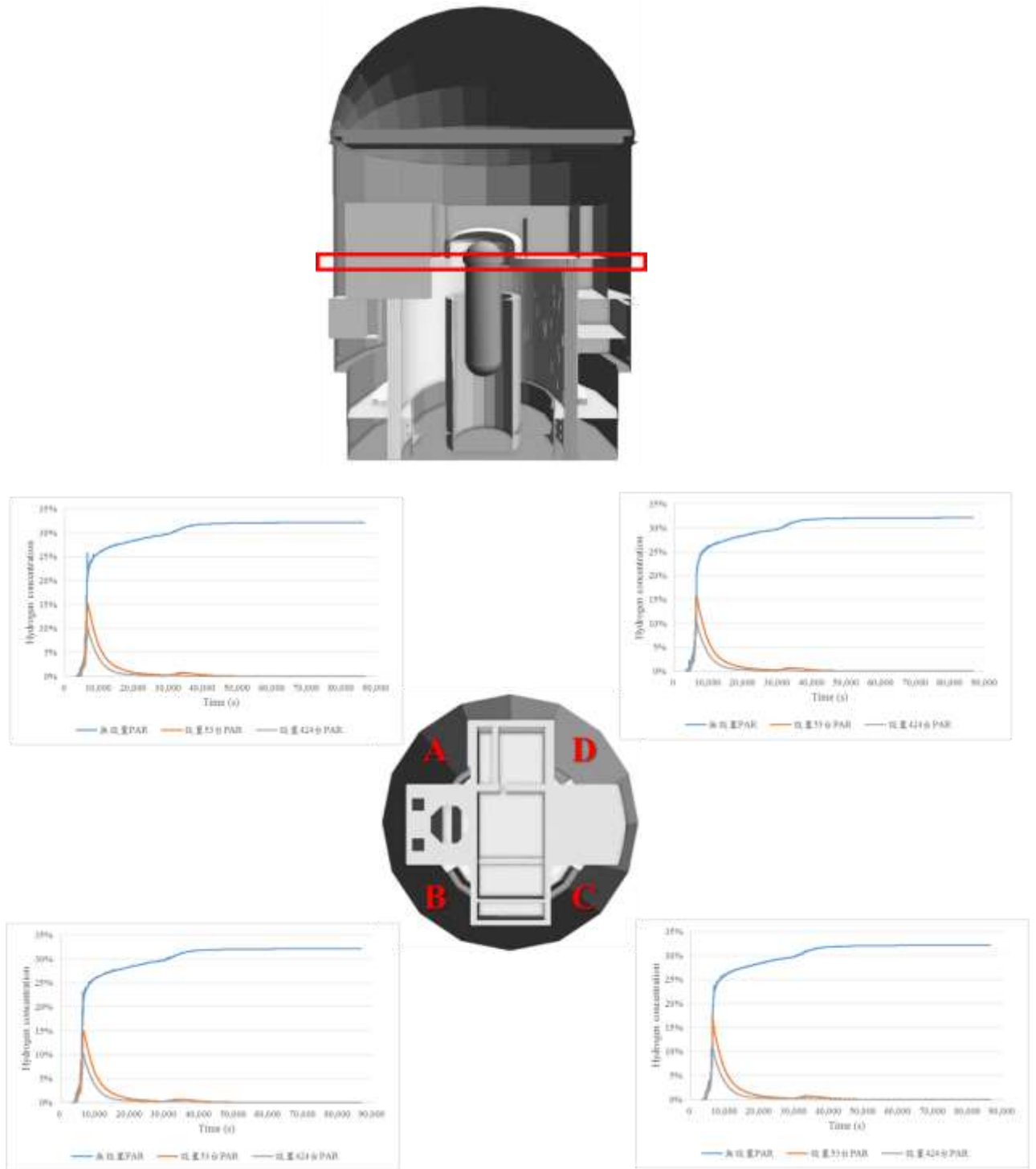


圖 3.2.58 情境一~情境三的氫氣濃度比對(包封容器下半部)

圖中顯示，模擬時間 6,700 秒前，設置在包封容器內的 PAR，其氫氣處理效果並不明顯，這是因為本分項計畫採用 MELCOR 2.1 計算 SBO 嚴重事故時的

氫氣產生率，其結果在模擬時間 6,360~6,485 秒時之氫氣產生量非常高，達 1.58 kg/s。在情境二設置 53 台 PAR 之模擬結果，氫氣最高濃度為 15%~18%，而當設置之 PAR 數量由 53 台增至 424 台(情境三)時，最高氫氣濃度雖然下降至 10%~13%，但仍在燃燒範圍內。

在 6,700 秒後，情境二及情境三的氫氣濃度開始明顯快速下降，並遠低於未設置 PAR 的情境，情境二的結果顯示，約於 11,500 秒時，氫氣濃度可降至燃燒下限 4% 以下，而情境三的氫氣濃度降至 4% 之時間則提前至 9,600 秒，雖然在包封容器內設置 PAR，其氫氣濃度仍會超過燃燒下限，但當 PAR 設置之數量增加時，包封容器內之氫氣濃度降至 4% 以下所需時間愈短，可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下；另一方面，根據 C. Serrano et al. 論文[11]，以 MAAP 4 計算 SBO 嚴重事故時，氫氣進入包封容器的平均速率最大值為 0.055 kg/s，放置 53 台 PAR 後(同本分項計畫之情境二)其氫氣濃度不會超過燃燒下限。

上述論文與本分項計畫最大差異在於使用不同的嚴重事故評估程式，而 MAAP(目前最新版本為 5.03)與 MELCOR(目前最新版本為 2.1)何者較能準確模擬嚴重事故時的氫氣產生量，目前尚無定論，有待進一步探討。

目前進度

工作項目	105 3	105 4	105 5	105 6	105 7	105 8	105 9	105 10	105 11	105 12
蒐集國內外圍阻體氫氣擴散、遷移的報告及氫氣爆炸案例										
蒐集國際間關於被動式氫氣再結合器文獻										
核二廠 MARK III 型反應器圍阻體資料蒐集										
MELCOR 程式計算核二廠 MARK III 型反應器圍阻體參數檔建立與驗證										
MELCOR 程式計算核二廠 MARK III 型反應器圍阻體個案及靈敏度分析										
GOTHIC、FLACS 電腦模擬核二廠 MARK III 型圍阻體加裝被動式氫氣再結合器分析										
核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統評估										
報告與論文撰寫										
完成累積百分比(%)	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100

3.2.2 主動式洩壓對圍阻體完整性及爐心燃料衝擊之研究

核二廠 MARK III 型圍阻體如發生類福島事故，當濕井壓力大於乾井壓力至規定數值時，真空破壞閥將會打開，以平衡乾井與濕井壓差，如此一來濕井內部之氫氣與放射物質將會進入乾井中，在模擬中將考慮圍阻體頂部釋壓閥開啟釋壓，使圍阻體內氣體適時適量透過 SGTS 系統過濾後排入外界大氣中，以評估如此作為能否有效達成圍阻體氫爆防制及釋壓之目的。

本研究針對嚴重事故中的各個不同時間點對圍阻體的主動排氣洩壓，使用 FLACS 評估圍阻體內氫氣濃度分佈的影響以及爆炸壓力對圍阻體結構及爐心所造成之衝擊，

具體分析透過不同排氣路徑(濕井排氣、乾井排氣)及不同排氣時間點，並且進行其 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之深入探討。105 年計畫的工作要點陳列如下：

- (1) 蒐集國內外圍阻體氫氣爆炸案例，探討分析爆炸壓力、輻射外釋量、影響範圍
- (2) FLACS 模擬國內核二廠 MARK III 型反應器圍阻體透過不同排氣路徑之氫氣爆炸威力
- (3) FLACS 模擬國內核二廠 MARK III 型反應器圍阻體不同排氣時間點之氫氣爆炸威力
- (4) 國內核能二廠 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之深入探討

本子項係採取下列方式逐步進行：

(1) 資料蒐集

FLACS 為挪威 GexCon 公司 (Christian Michelsen 研究院 (CMR) 之子公司) 整合十家國際油氣公司及三家相關法規單位，所開發出的一套計算流體力學 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 之後果模擬軟體，此軟體之主要功能是能針對可燃性氣雲洩漏所引起的火災爆炸進行動態後果模擬，危害物質洩漏後果模擬及防火防爆設計效能評估軟體[1]。

FLACS 用來模擬流場守恆之統馭方程式共有六組，分別為：質量方程式 (Conservation of mass)、動量方程式 (Momentum equation)、熱焓方程式 (Transport equation for enthalpy)、燃料質量分率與混和分率方程式 (Transport equation for the mixture fraction and Transport equation for fuel mass fraction)、紊流動量方程式 (Transport equation for turbulent kinetic energy)，以及紊流消散率方程式 (Transport equation for the dissipation rate of turbulent kinetic energy)，以計算每一格點中的物理量[1]。

該軟體也是目前 CFD 火災爆炸模擬軟體中，唯一經過眾多實場實驗測試與驗證的軟體[2-8]，不僅可模擬氣體或粉塵爆炸、自然或強制通風氣流動向、多種混和氣體之擴散、爆震波傳遞等現象，還可藉由調整大氣條件及重力方向等初始值以達到所需模擬的情境條件，同時具有撒水頭、洩壓閘門、惰性氣體等防火防爆系統設計之功能，因此可適用於各種複雜空間中危害氣體洩漏與火災爆炸之行為描述，以及防火防爆系統效能評估功能[1]。

其最初開發之目的為針對鑽油平台進行模擬評估，因此曾被應用在重建英國北海 Piper Alpha 鑽油平台事故之模擬上，由於氫氣在未來可能作為替代能源，因此後來便著重於驗證氫氣爆炸模擬的準確性，因此可適用於核電廠、化工廠、合成氣 (天然氣液化流程) 和微處理器廠之後果分析與損失控制模擬。然而，其應用除了可用於工業之危害後果模擬、風險分析、事故調查外，亦可作為緊急應變規劃、損失防阻設計之輔助工具。

由於 CFD model 本身能考量地形地物對於模擬後果之影響，因此在進行 FLACS 模擬前，需先建構目標建築或廠區之 3D 模型，且模型尺寸與模擬網格的精確度將會影響到模擬結果，故於模型建構前，需詳細搜集模擬範圍之幾何資料，使建構之 3D 模型能符合現場狀況。模擬結果之輸出可採用 3D 動畫的方式來呈現危害後果，並以

最直覺方式瞭解危害之發生位置與嚴重程度，以了解周圍區域之氣體傳輸/擴散現象或爆炸過壓傳遞情形，同時亦能提供 2D 動畫及物理量隨時間變化之趨勢圖。

為更深入瞭解爆炸模擬軟體 FLACS 的實用性及其預測可靠度，故蒐集國外以該軟體進行氫氣爆炸評估或驗證的相關案例，報告內容摘錄如下[9-11]：

- a. Prankul Middha, Olav R. Hansen, Idar E. Storvik, “Validation of CFD-model for hydrogen dispersion,” Journal of Loss Prevention in the Process Industries 22 (2009) 1034–1038.

該研究提出多個氫氣洩漏的模擬驗證結果，整體而言，在許多不同的氫氣釋放條件下，以 FLACS 模擬的結果均與實驗數據呈現合理且一致的趨勢，這些實驗包括次音速射流(Subsonic jets)、音速氣體釋放(sonic jets) (非侷限空間及侷限空間)以及液態氫氣釋放。

- 亞音速射流

未加壓的氫氣釋放後，因動量較低而可能發生次音速射流，FLACS 曾用來模擬法國國家工業環境暨風險研究院(INERIS)在其坑道設施所作的氣體擴散試驗(Venetsanos et al., 2009)，該實驗讓氫氣自一腔體(距地面 26 公分) 頂部 20mm 的小孔，以 1g/s 的速率向外釋放至一矩形空間，其體積為 78.4m³ 擴散時間為 1~2 小時，並只在其中一面牆接近地板處有 2 個通風口，在不同的位置均裝有氫氣濃度的感知器，以感知器編號 16 及 12 的結果來看，FLACS 模擬與實驗的數據有良好的關聯性(如圖 3.2.59 所示)，其它感知器的結果也都類似。

此外，該研究亦採用 FLACS 模擬法國原子能暨替代能源署 (CEA) 以氫氣進行的類似試驗(Gupta, Brinster, Studer, & Tkatschenko, 2009)，其結果如圖 3.2.60 所示。

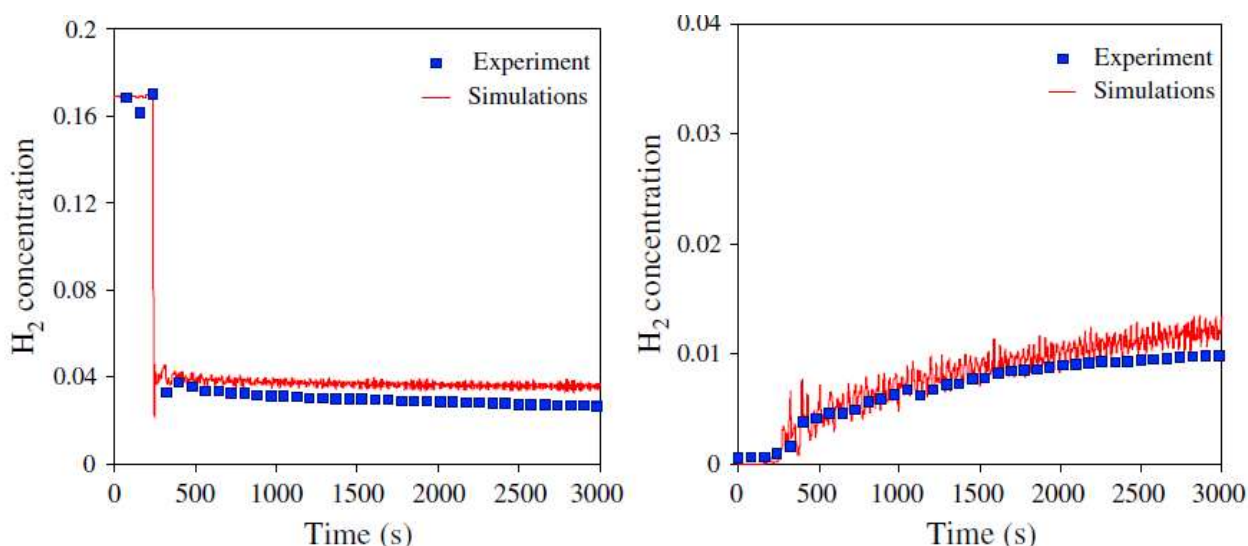


圖 3.2.59 以 FLACS 模擬結果比對 INERIS 坑道試驗數據(左側為感知器 16 號、右側為感知器 12 號)

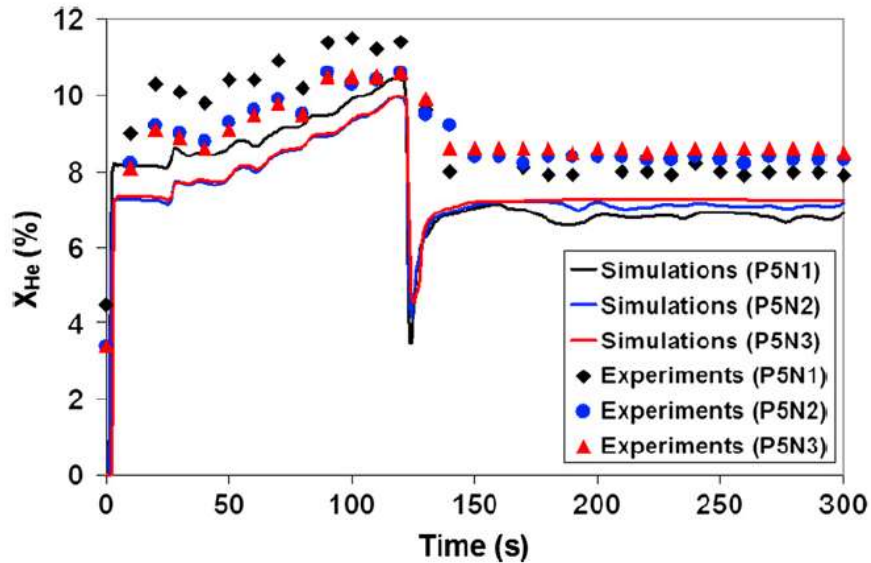


圖 3.2.60 FLACS 模擬結果與 CEA 試驗測得的氫氣體積濃度比對(時間:300 秒;位置:洩漏處正上方的測點)

- 音速射流

氫氣自高壓處洩漏則會發生音速射流，因動量增加而對所生成的氣雲產生較佳的混合效果，該研究亦嘗試模擬包含此現象的多組不同實驗，早期由 Chaineaux 在 INERIS(Chaineaux, 1999)所作的實驗，氫氣是從 200bar 加壓桶槽的 0.5mm 噴嘴往外洩漏，FLACS 的模擬結果比實驗量測的數據高約 50%，但後來由 HSL 所作的實驗(Shirvill, Roberts, Roberts, Butler, & Royle, 2006)則顯示實驗值與模擬結果間有良好的關聯性，其試驗 7 的結果顯示實驗與計算的濃度是距離的函數(氫氣是從 100bar 加壓桶槽的 0.3mm 噴嘴往外洩漏)，如圖 3.2.61 所示。

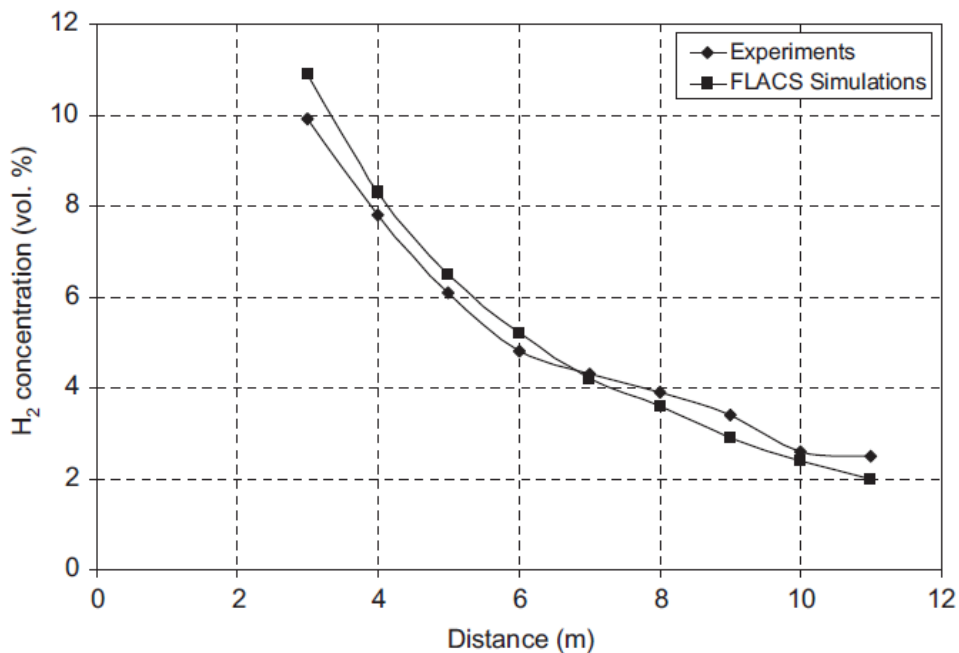


圖 3.2.61 比對 HSL 所作的實驗與 FLACS 計算的氫氣釋放濃度

- 衝擊射流(Impinging jets)

氫氣自高壓處洩漏則會發生音速射流，因動量增加而對所生成的氣雲產生較佳的混合效果，其研究 9 組在不同垂直位置的洩漏(改變噴嘴的尺寸、洩漏率及衝量)，衝擊 2 個不同幾何配置的平板，配置(1)是在噴頭上方 1.5m 放置正方形平板(邊長 1.0m)，配置(2)與配置(1)相似，但周圍多了四面高 0.5m 的牆，在噴嘴上方形成一個開口朝下、體積 500L 的罩子，結果顯示氣雲被點燃且在不同的位置都觀察到過壓現象，圖 3.2.62 係以紋影圖比對 FLACS 設定噴嘴尺寸 21mm、洩漏速率 3g/s 的評估結果，與實驗結果呈現良好的一致性。

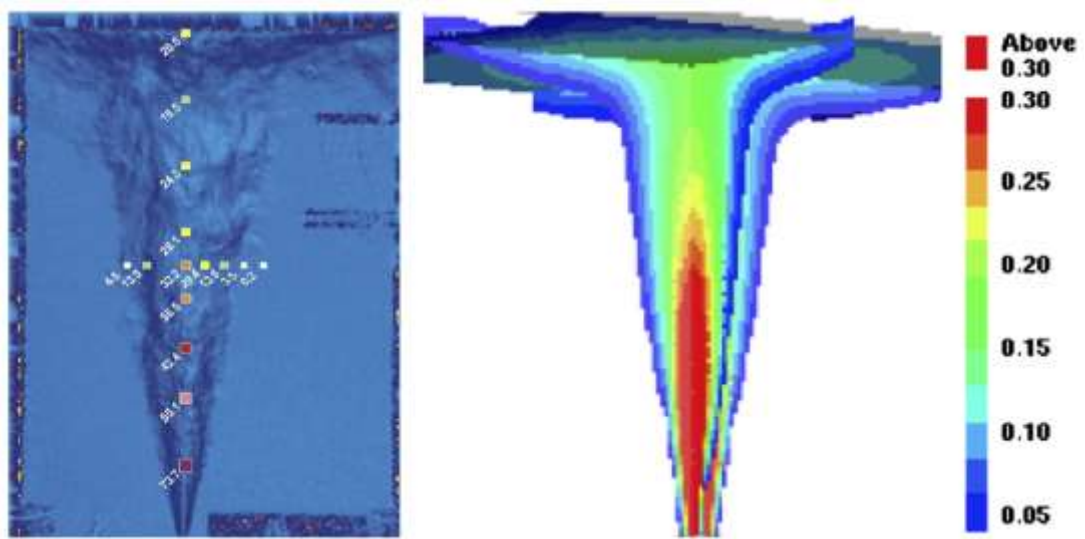


圖 3.2.62 以 FLACS 模擬噴嘴 21mm、氫氣洩漏率 3g/s 衝擊平板的紋影圖

- b. Prankul Middha and Olav R. Hansen, “Predicting Deflagration to Detonation Transition in Hydrogen Explosions,” Published online 27 December 2007 in Wiley InterScience.

由於電腦運算速度日益進步，石化業及製程工業以 CFD 軟體模擬作為預測事故後果的方式也被認為日益重要，其中 FLACS 已發展並經實驗驗證逾 25 年，因而成為精確分析與預測碳氫化合物氣體爆燃作用的評估工具，近年來則著重在氫氣爆炸方面的預測研究，最新的實驗驗證結果顯示，其相互間具有良好的一致性。

特別在涉及活性氣體的情境下，例如氫氣，由爆燃轉換到爆轟(DDT, Deflagration to Detonation Transition)的機制可能是顯著的威脅，在過去的研究中，FLACS 的功能被沿伸於評估已知情境下是否會發生 DDT，並進一步找出可能發生的區域，DDT 的發生機率是以火焰波前的空間壓力梯度來表示，DDT 模式藉由比對幾何尺寸與爆轟網格尺寸，現已發展成為評估 DDT 發生率的重要基準，本研究即探討新的 DDT 預測模式，並且與其它相關實驗結果作比對。

CFD 的 FLACS 已被證實具有良好的效能且證明能模擬氫氣爆炸，但目前的商用版本僅能模擬快速爆燃，尚缺乏爆轟模式，過去係以空間壓力梯度 (spatial pressure gradient) 來預測 DDT 的發生率以及發生的時間與位置，經由模擬與實驗數據的比對顯示，CFD 軟體能正確複製許多觀察所得的現象，目前該軟體仍在持續發展中，特別是撞擊點火模式將可用來代表爆轟波前的擴散並準確預測其速度。

- c. Jérôme Taveau, "Explosion hazards related to hydrogen releases in nuclear facilities," *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 24 (2011) 8-18.

IRSN 利用 FLACS 軟體評估核能電廠內典型空間發生氫氣外洩的爆炸風險，該空間假設內部氣體完全均勻混合且具有通風系統，模擬時設定最高的氫氣釋放流率，為了找出最保守的氫氣外洩組合，特別針對下列幾項參數進行深入探討，包括：空間尺寸、氫氣洩漏的位置和方向、每小時的氣流變化 (R) 以及通風系統的配置，模擬結果指出，特別在氫氣衝擊射流情況下，大型容積內的局部區域，氫氣濃度會燃燒下限之上 (Lower Flammability Limit, LFL)，進而產生爆炸。

(2) FLACS 程式建模

本研究以 FLACS 電腦模擬分析程式來評估氫氣之擴散與遷移行為，分析氫氣蓄積量及位置，評估氫爆對圍阻體完整性之影響，包括圍阻體內氫氣濃度分布的影響及爆炸壓力對圍阻體完整性及爐心燃料所造成的衝擊。

FLACS 模擬需考量模型對模擬後果的影響，故在進行模擬前，需在軟體內建構 3D 模型，且其尺寸的精確度將影響模擬結果，透過先前所蒐集的核二廠相關建築圖面資料及高程數據，得以建構符合現場狀況的電腦模型，如圖 3.2.63 所示。其中，抑壓池為 360°環狀水池，位於反應爐廠房底部與包封容器牆 (Containment Wall) 之間，各個與水的接觸面，如乾井、堰牆，及水平通洩口 (Horizontal Vents) 等，均以不鏽鋼作內襯，在空氣與池水界面另加保護塗層 (Protective Coating)，以防止腐蝕；水池為 18 呎 6 吋 (寬) × 23 呎 8 吋 (深牆高度)，正常水深 19 呎 2 吋 ± 3 吋 (容積 111,080 ~ 113,950 ft³)。

乾井下端部份，有三排水平通洩管貫穿乾井，每排 34 支管，每支管內徑 27.5 吋，總共 102 支水平通洩管，模型中亦呈現水平通洩口，如圖 3.2.64 所示，其功能為 LOCA 時，引導漏洩蒸汽排入抑壓池冷卻，所需克服的壓差如圖 3.2.65 ~ 圖 3.2.67 所示。

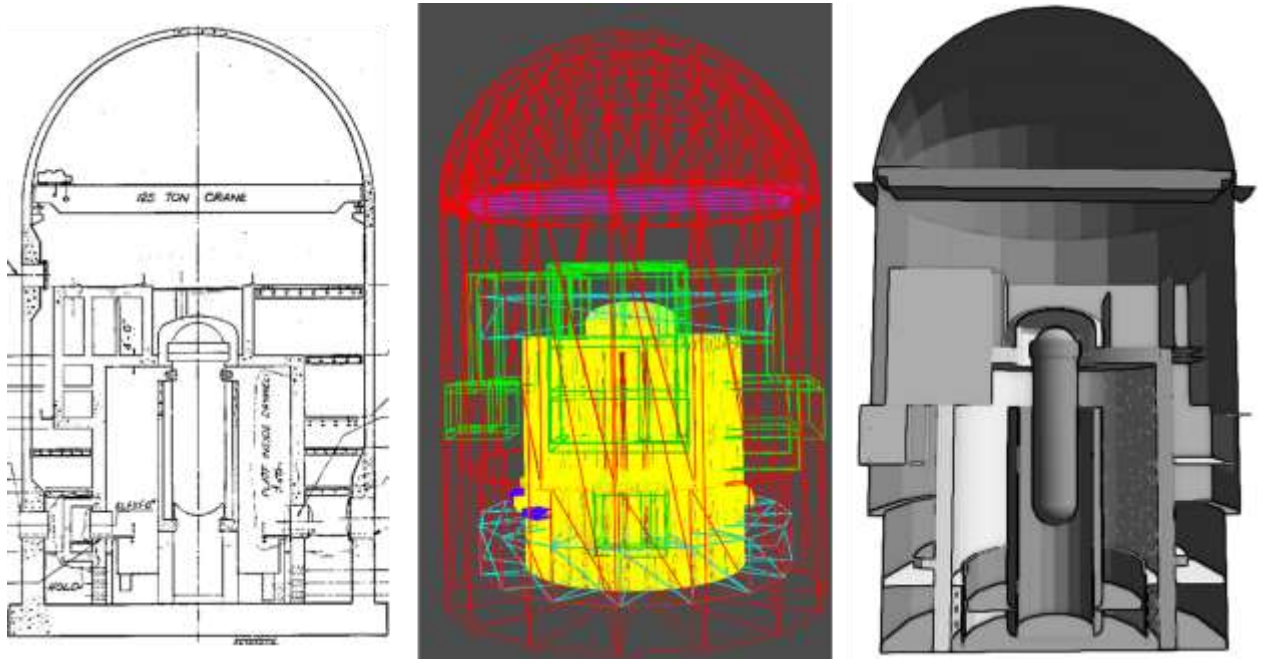


圖 3.2.63 核二廠 FLACS 模型示意圖-包封容器

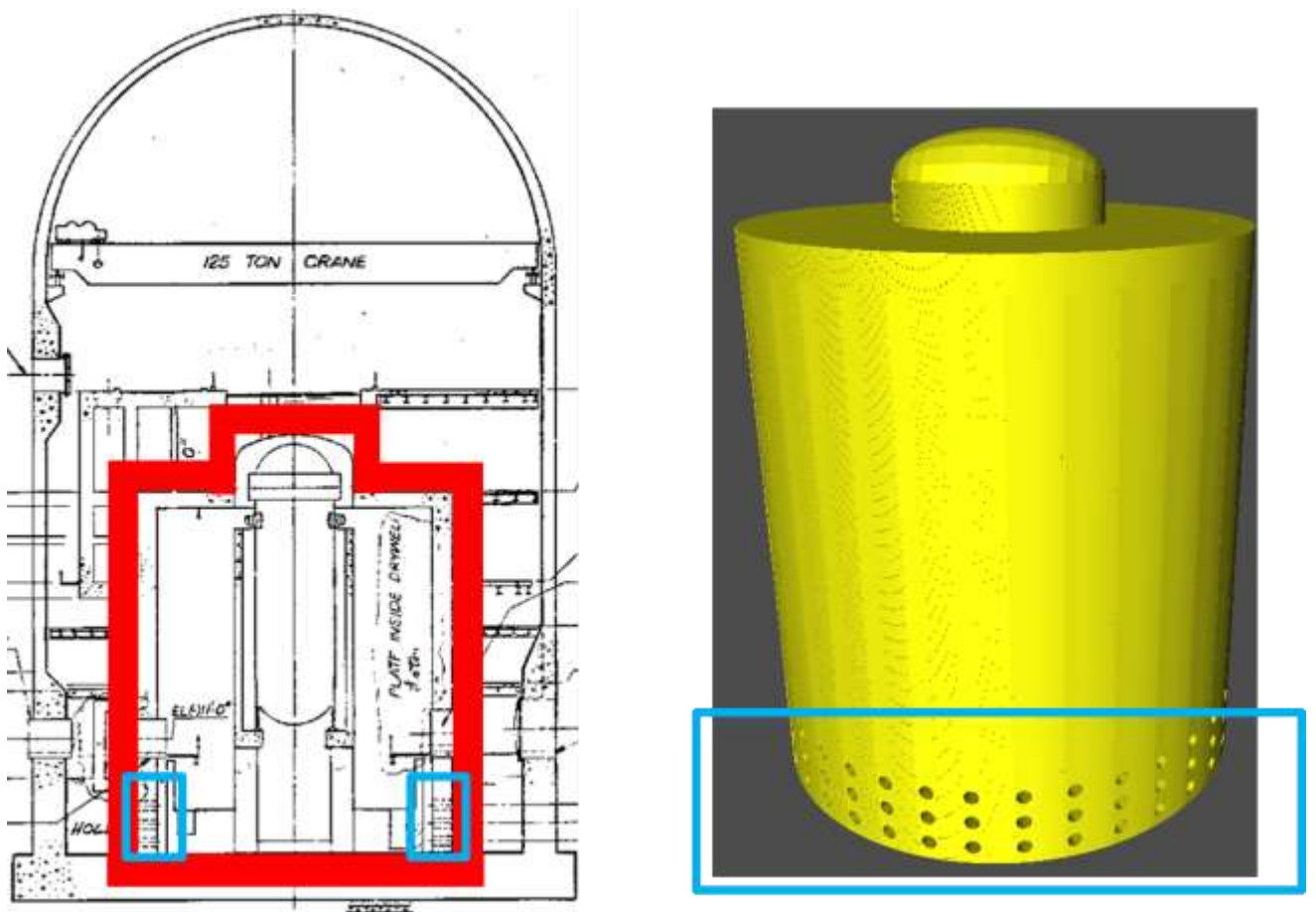


圖 3.2.64 核二廠 FLACS 模型示意圖-水平通洩口(34*3=102 個)

$$\Delta P_1 = (5.842 + 0.1788 - 3.28) \text{ mH}_2\text{O} \cdot \frac{1000 \text{ mmH}_2\text{O}}{1 \text{ mH}_2\text{O}} \cdot \frac{1 \text{ atm}}{10332.5 \text{ mmH}_2\text{O}} = 0.2653 \text{ atm} = 0.2688 \text{ barg}$$

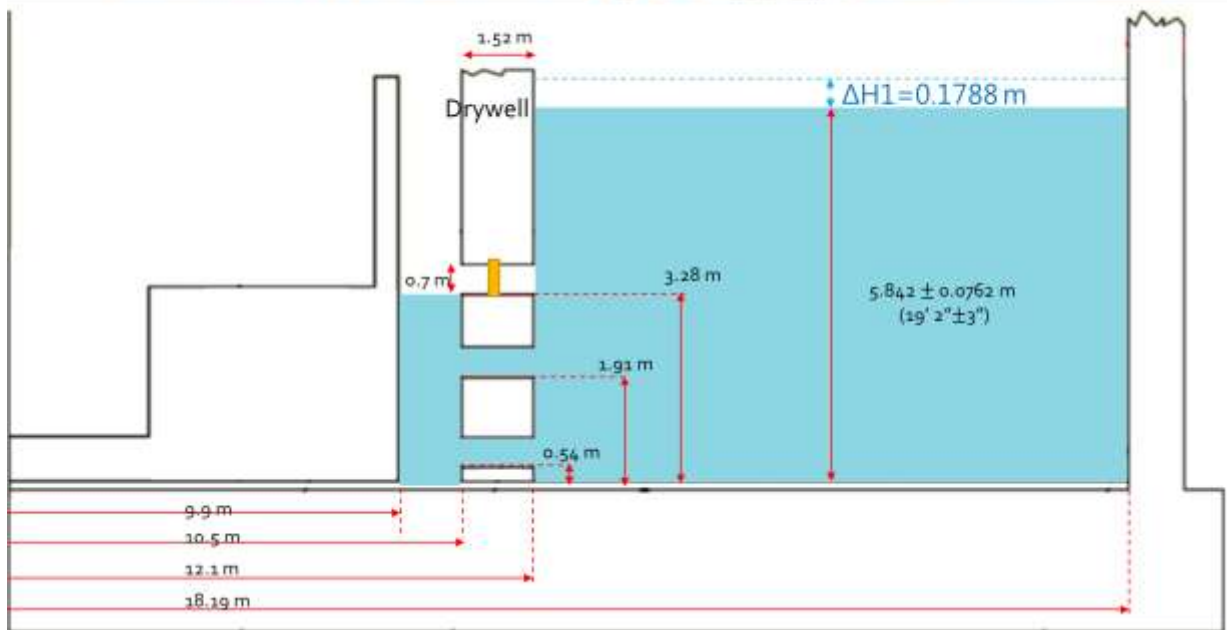


圖 3.2.65 漏洩蒸汽排入抑壓池所需之壓差(上層)

$$\Delta P_2 = (5.842 + 0.2884 - 1.91) \text{ mH}_2\text{O} \cdot \frac{1000 \text{ mmH}_2\text{O}}{1 \text{ mH}_2\text{O}} \cdot \frac{1 \text{ atm}}{10332.5 \text{ mmH}_2\text{O}} = 0.4085 \text{ atm} = 0.4139 \text{ barg}$$

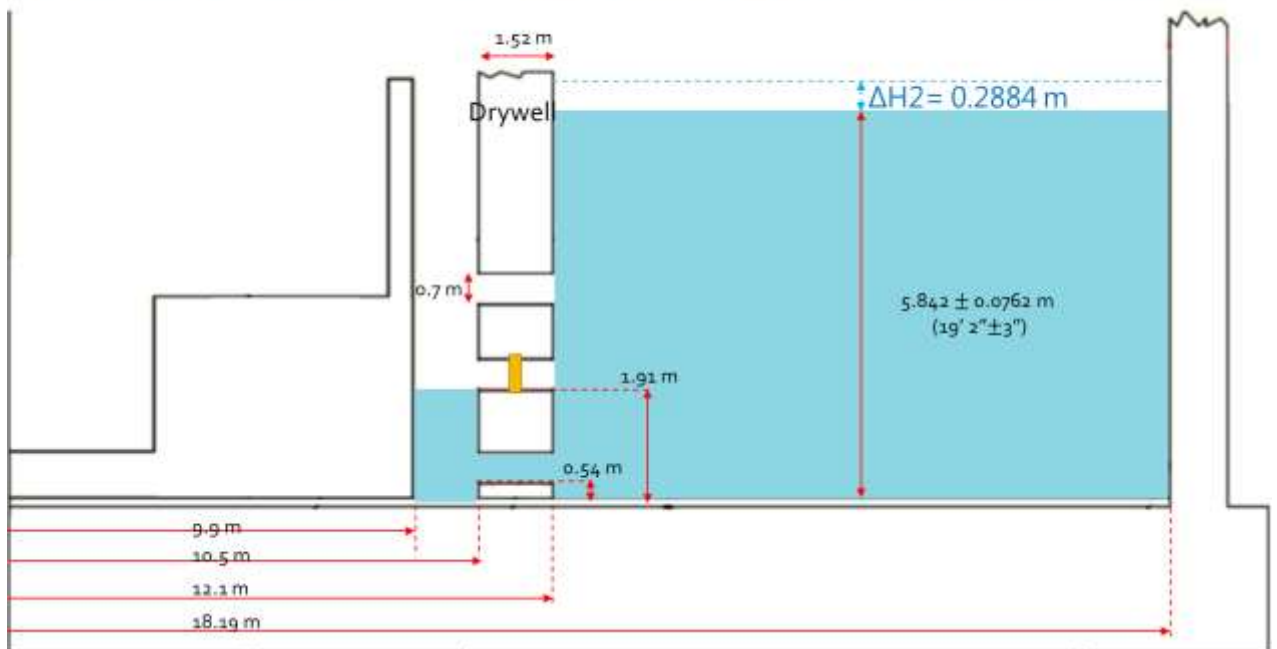


圖 3.2.66 漏洩蒸汽排入抑壓池所需之壓差(中層)

$$\Delta P_3 = (5.842 + 0.3979 - 0.54) \text{ mH}_2\text{O} \cdot \frac{1000 \text{ mmH}_2\text{O}}{1 \text{ mH}_2\text{O}} \cdot \frac{1 \text{ atm}}{10332.5 \text{ mmH}_2\text{O}} = 0.5517 \text{ atm} = 0.5590 \text{ barg}$$

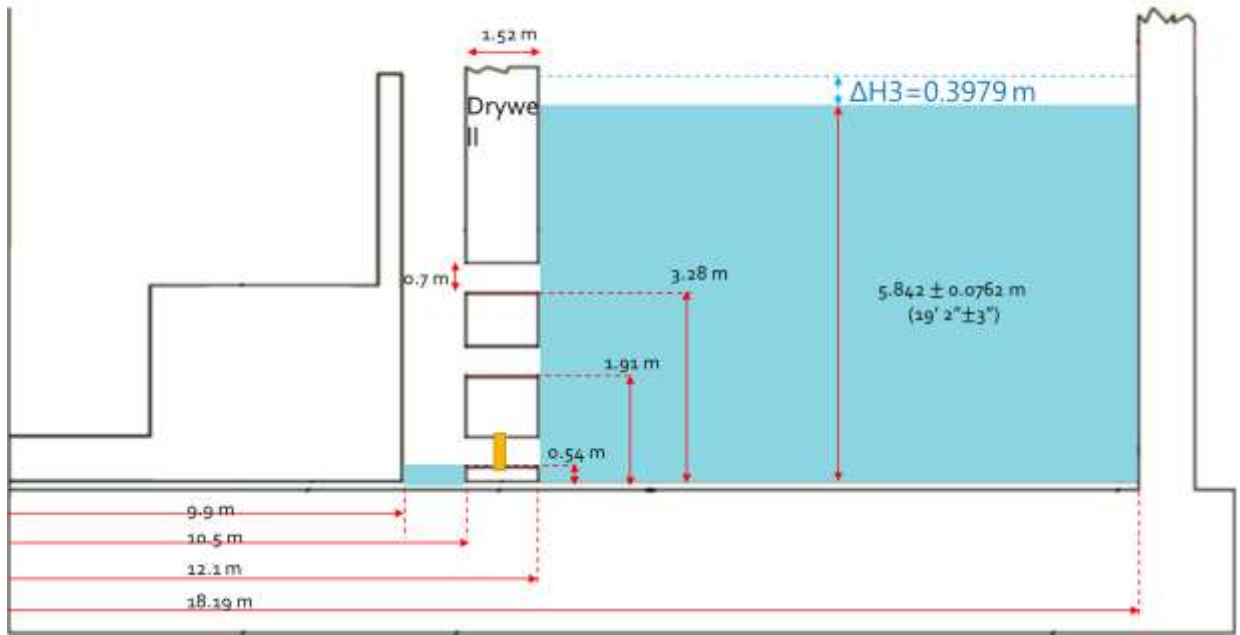


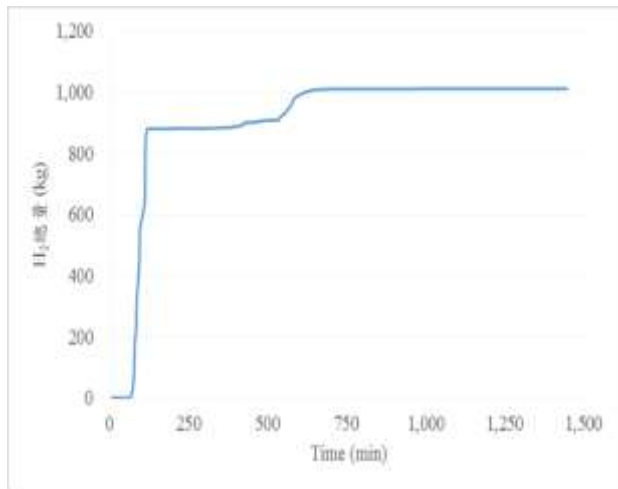
圖 3.2.67 漏洩蒸汽排入抑壓池所需之壓差(下層)

(3) FLACS 程式評估氫爆對圍阻體完整性之輸入條件

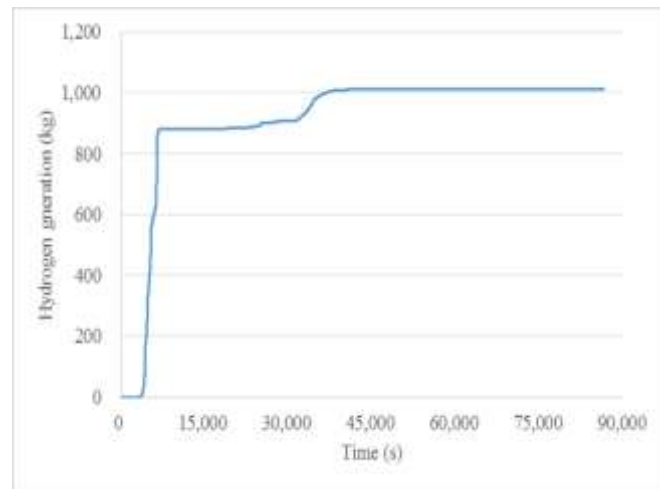
i. 包封容器內的氫氣產生量

依據 MELCOR 評估所得的氫氣產生曲線，如圖 3.2.68 所示，其中：

- ✓ 0~3,310 s：無氫氣產生
- ✓ 3,310~4,415 s (第一階段)：氫氣由爐心經 SRV 排至濕井
- ✓ 4,415~86,400 s (第二階段)：溼井及 Cavity 處產生氫氣 (爐心熔毀)



a. 時間軸以”分”表示



b. 時間軸以”秒”表示

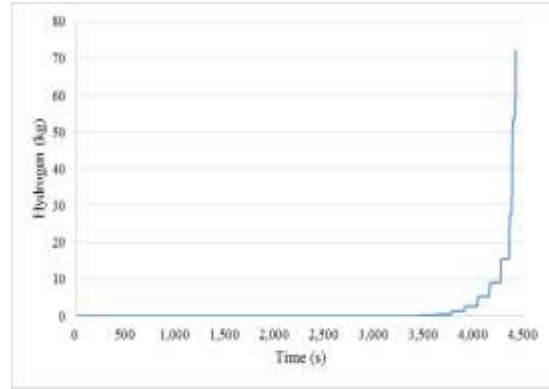
圖 3.2.68 氫氣產生量(MELCOR)

ii. FLACS 模擬第一階段

- ✓ 模擬時間為 0~4,415 sec
- ✓ 輸入資訊如下：



a. 氫氣產生位置示意圖



b. 氫氣產生量(0~4,415 s)

Time (s)	Leak rate (kg/s)
0~3,310	0
3,310~3,900	0.002718
3,900~4,200	0.025167
4,200~4,340	0.044989
4,340~4,415	0.74193

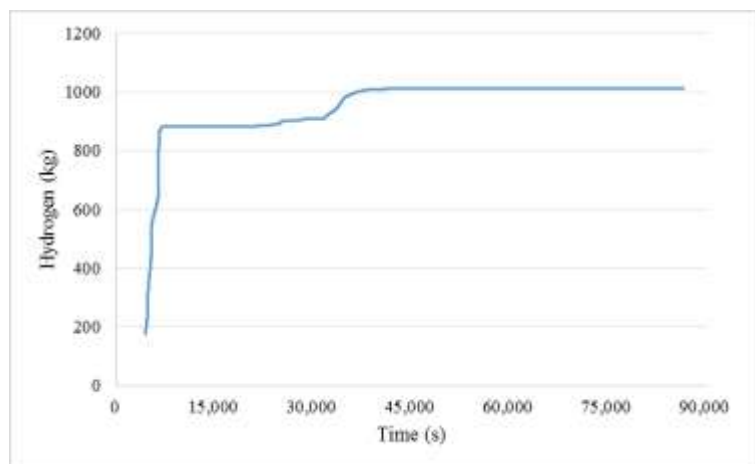
c. 各階段氫氣洩漏率

iii. FLACS 模擬第二階段

- ✓ 以乾井處產生氫氣 (爐心熔毀)的時間點(4,415 s)作為起始點
- ✓ 模擬時間為 4,415~ 86,400 sec
- ✓ 輸入資訊如下：



a. 氫氣產生位置示意圖



b. 氫氣產生量(0~4,415 s)

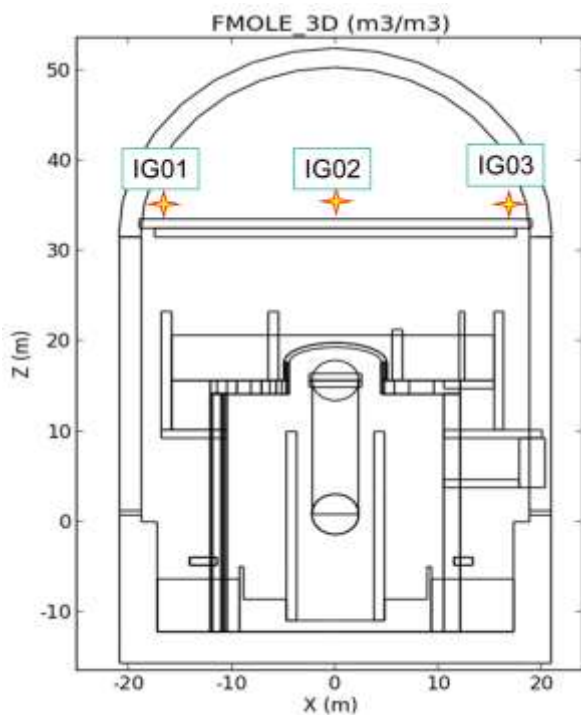
Time (s)	Leak rate (kg/s)
4,415~5,400	0.379697
5,400~6,360	0.103808
6,360~6,485	1.584504
6,485~6,600	0.160977
6,600~6,810	0.058817
6,810~21,620	0.000343
21,620~24,020	0.001946
24,020~27,620	0.004084
27,620~31,220	0.001354
31,220~35,120	0.019761
35,120~38,540	0.006534
38,540~38,720	0.002021
38,720~86,400	0.000075

c.各階段氫氣洩漏率

(4) 氫氣點燃位置設定

設定三個天車電氣設備引燃氫氣的位置，進行氫氣爆炸模擬，分別如下：

- ✓ IG01：天車左側
- ✓ IG02：天車中間
- ✓ IG03：天車右側
- ✓ 相關資訊如下：



a.氫氣點燃位置示意圖

引燃位置 \ 引燃時間	IG01	IG02	IG03
5,810 s	✓	✓	✓
6,310 s	✓	✓	✓
7,310 s	✓	✓	✓
8,310 s	✓	✓	✓
23,310 s	✓	✓	✓

b.各點火位置的引燃時間

(5) 氫氣爆炸計算分析

i. 不同時間點乾井與包封容器的氫氣濃度變化

當模擬時間於 5,650 秒時，天車位置可達氫氣燃燒下限 4%。隨著模擬時間增加，包封容器內之氫氣濃度亦上升，直至 23,310 秒時，天車位置之氫氣濃度可達 29.3%，已接近其當量濃度 29.5%。

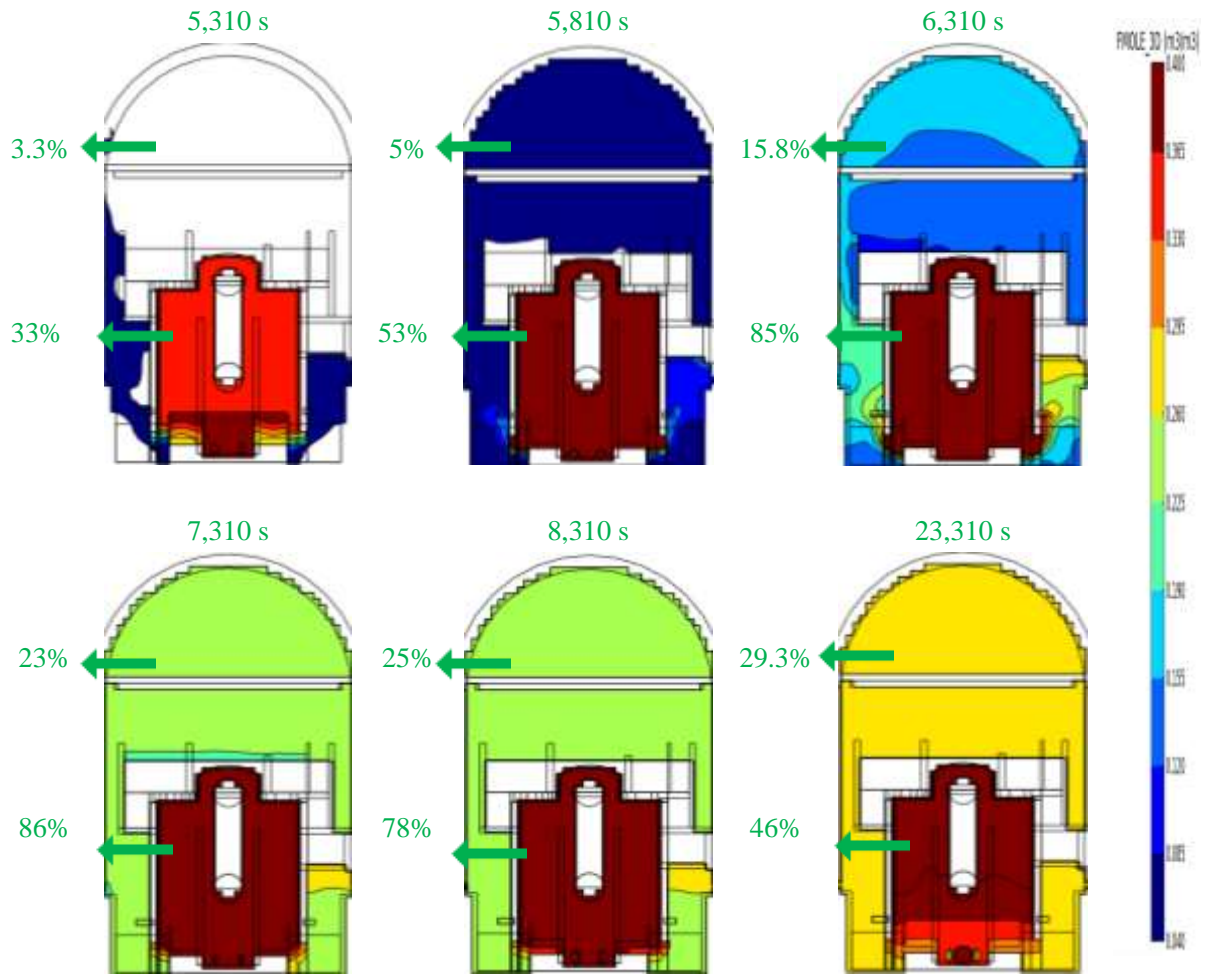


圖 3.2.69 不同時間點乾井與包封容器的氫氣濃度變化

ii. 不同點火位置的爆炸過壓模擬結果

本研究於 5,810 s、6,310 s、7,310 s、8,310 s 及 23,310 s 時，模擬氫氣被天車電氣設備引燃 (IG01、IG02、IG03)，當蓄積在天車附近的氫氣被引燃後，火焰會朝向下方濕井處延燒，可能進一步導致乾井內的氫氣被引燃，其結果如圖 3.2.70~圖 3.2.74 所示。

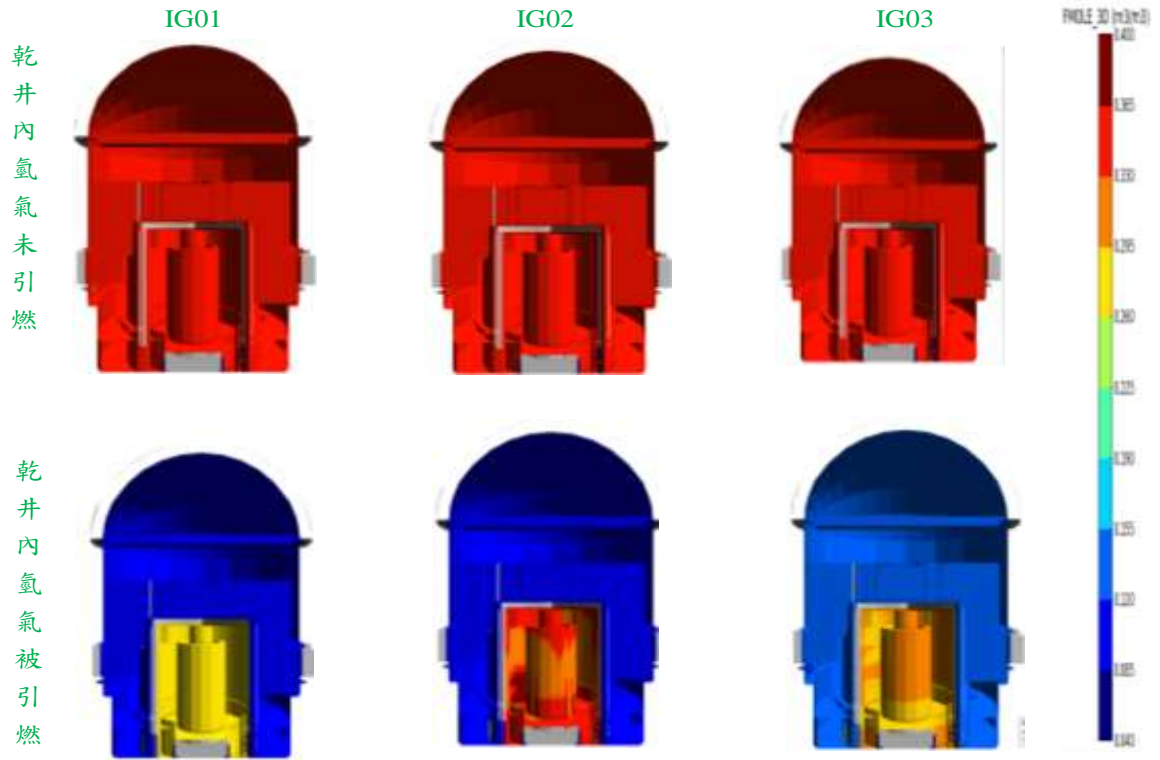


圖 3.2.70 5,810 s 氫氣燃燒結果

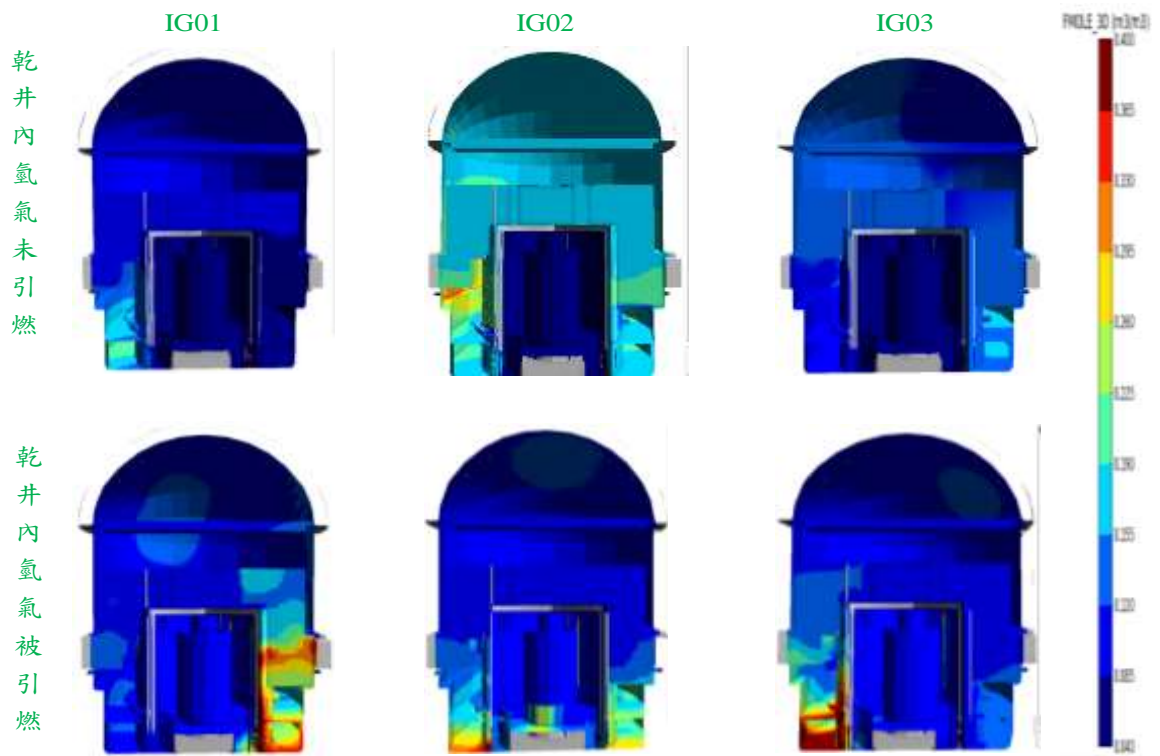


圖 3.2.71 6,310 s 氫氣燃燒結果

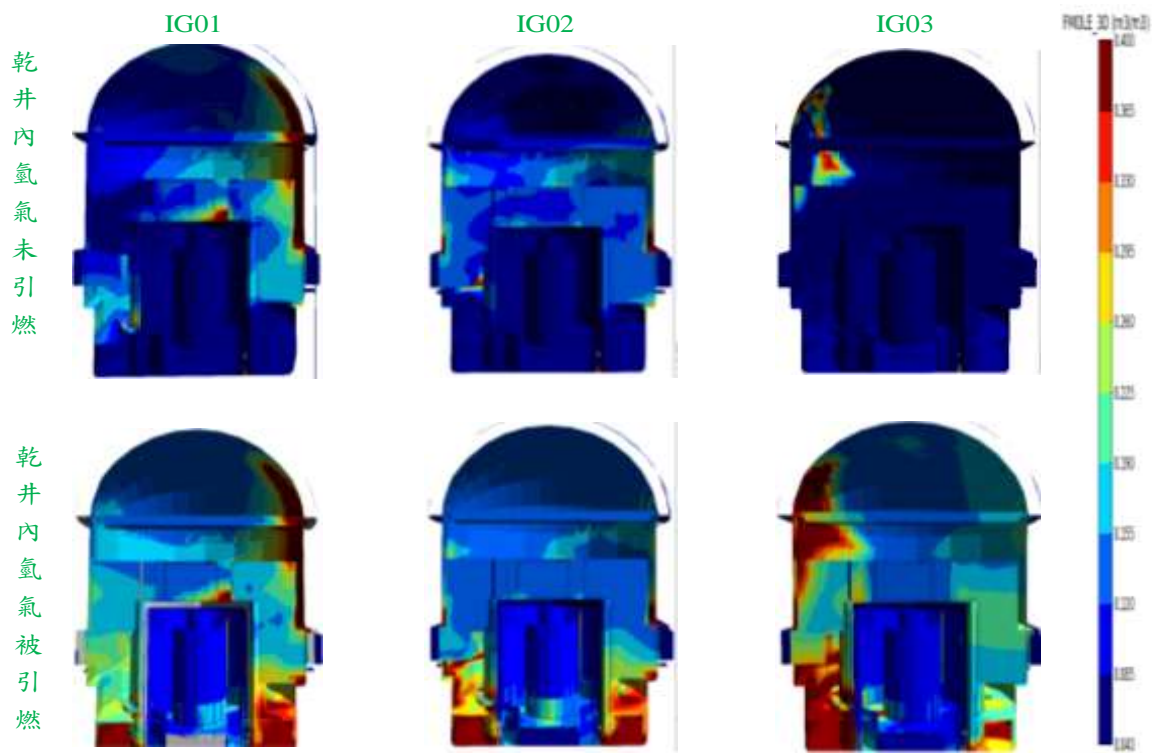


圖 3.2.72 7,310 s 氫氣燃燒結果

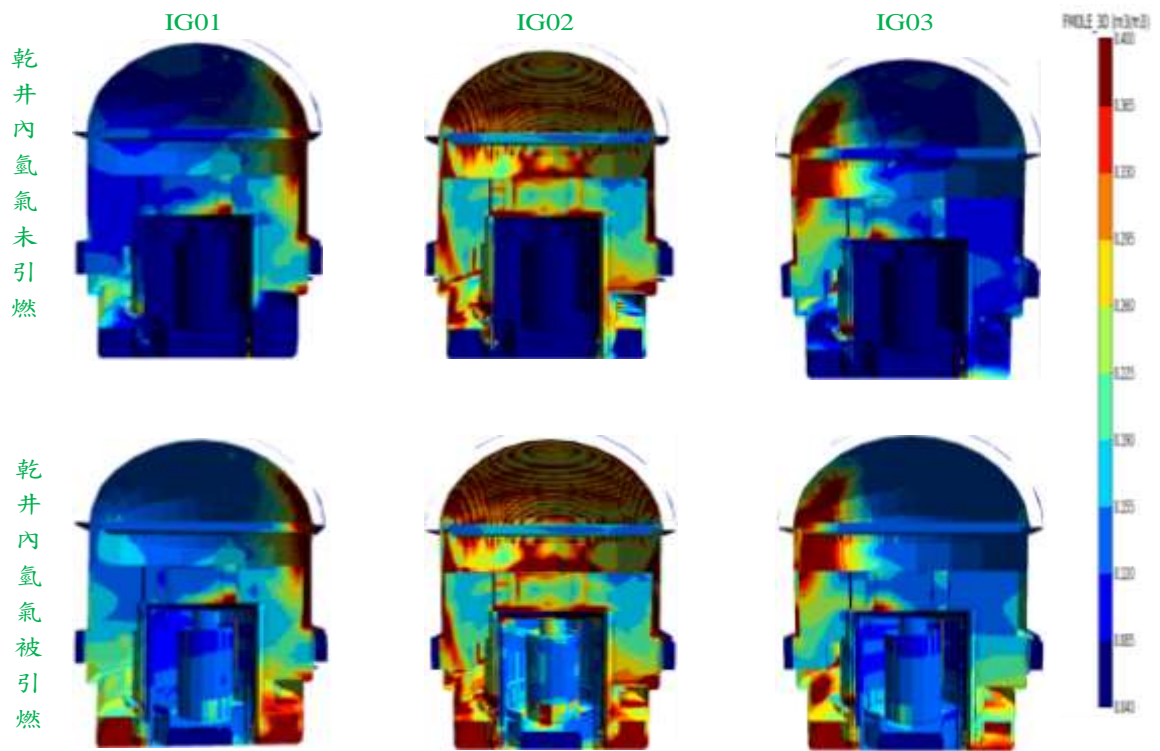


圖 3.2.73 8,310 s 氫氣燃燒結果

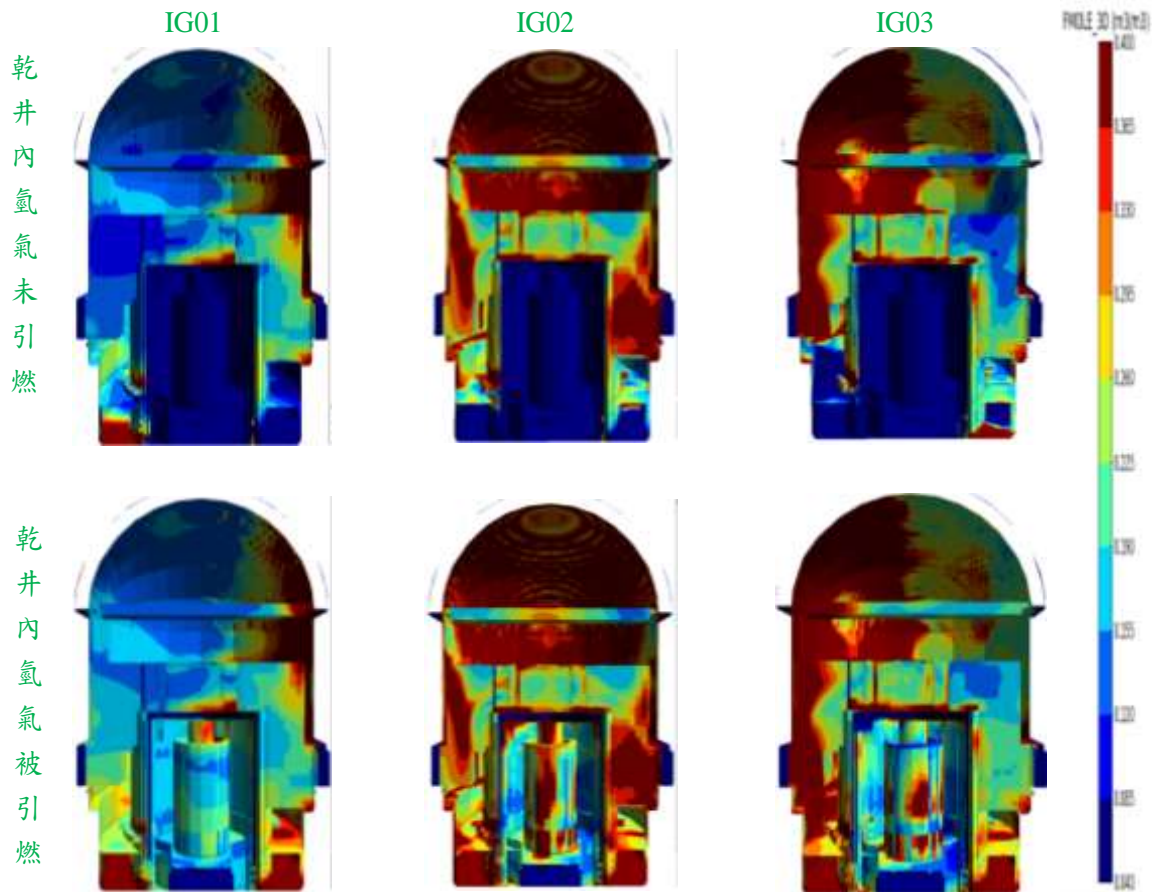


圖 3.2.74 23,310 s 氫氣燃燒結果

iii. 氫氣引燃前後的爆炸過壓模擬結果

在乾井內之氫氣被引燃前與引燃後，包封容器與乾井所承受最大爆炸過壓值模擬結果如表 3.2.3 所示。

模擬結果顯示，氫氣於 5,810 秒被引燃時，因包封容器之氫氣濃度接近燃燒下限，故乾井內的氫氣未被引燃前，並未發生燃燒，僅為包封容器內氫氣燃燒產生之熱膨脹；而當乾井內之氫氣被引燃後，乾井內則發生了氫氣燃燒。

若天車附近的氫氣在 6,310 秒被引燃，而當乾井內之氫氣被引燃後，包封容器顯示已有爆轟(Detonation)現象發生。天車附近的氫氣若在 7,310 秒後被引燃，則無論火焰是否將乾井內之氫氣引燃，包封容器顯示已有爆轟現象。

表 3.2.3 氫氣引燃前後的模擬結果

引燃時間 \ 引燃位置		IG01		IG02		IG03	
		包封容器	乾井	包封容器	乾井	包封容器	乾井
5,810 s	乾井內氫氣未引燃	燃燒	NA	燃燒	NA	燃燒	NA
	乾井內氫氣被引燃	燃燒	燃燒	燃燒	燃燒	燃燒	燃燒
6,310 s	乾井內氫氣未引燃	燃燒	NA	燃燒	NA	燃燒	NA
	乾井內氫氣被引燃	燃燒	燃燒	爆轟	燃燒	爆轟	燃燒
7,310 s	乾井內氫氣未引燃	爆轟	NA	爆轟	NA	爆轟	NA
	乾井內氫氣被引燃	爆轟	燃燒	爆轟	燃燒	爆轟	爆轟
8,310 s	乾井內氫氣未引燃	爆轟	NA	爆轟	NA	爆轟	NA
	乾井內氫氣被引燃	爆轟	燃燒	爆轟	燃燒	爆轟	燃燒
23,310 s	乾井內氫氣未引燃	爆轟	NA	爆轟	NA	爆轟	NA
	乾井內氫氣被引燃	爆轟	爆轟	爆轟	爆轟	爆轟	爆轟

● 目前進度

工作項目	年月	105	105	105	105	105	105	105	105	105	105
		3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
蒐集國內外圍阻體氫氣爆炸案例，探討分析爆炸壓力、輻射外釋量、影響範圍											
FLACS 模擬國內核二廠 MARK III 型反應器圍阻體透過不同排氣路徑之氫氣爆炸威力											
FLACS 模擬國內核二廠 MARK III 型反應器圍阻體不同排氣時間點之氫氣爆炸威力											
國內核能二廠 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之深入探討											
報告撰寫											
完成累積百分比(%)		24	32	41	50	59	68	76	84	92	100

3.2.3 圍阻體過濾及排氣深度分析

福島事故後，原能會與國內相關部會、機關協調合作，執行「國內核能電廠現有安全防護體制全面體檢方案」，此方案總檢討報告中列出 15 項核能管制案件實施說明，其中第 12 項要求台電公司須依據美國核能管制委員會近期專案小組(Near-Term Task Force, NTTTF)報告第 5.1 項次之建議，並參考日本、韓國或歐盟國家之圍阻體過濾排氣功能，進行「具備過濾功能之圍阻體強化排氣設計及可靠性」之規劃評估工作，後續並要求國內核電廠需完成增設圍阻體通風過濾排氣系統(Filtered containment venting systems, FCVS)設備之工作。然而，圍阻體過濾及排氣系統之投資金額甚鉅，必須考量能達到成效，且不會衍生對反應器的不良效應，才值得投資加裝，故有必要對加裝圍阻體過濾及排氣系統的效能及安全性進行深入研究，審慎評估其對圍阻體降壓與抑制氫爆之有效性及對反應器安全是否產生負面效應。105 年計畫的工作要點陳列如下：

- (1) 蒐集國外圍阻體排氣與過濾系統相關實驗研究論文與技術報告。
- (2) 核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統評估
- (3) 核二廠 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之深入探討分析
- (4) 評估排氣與過濾系統對圍阻體降壓與降低輻射物質外釋量之有效性

本子項係採取下列方式進行：

(1) 資料蒐集[1-4]

福島電廠發生氫氣爆炸的有 1、3、4 號機，其中 4 號機因為與 3 號機共用同一座排放煙囪，3 號機一次圍阻體排氣時，氫氣經由 SGTS 管線逆流至 4 號機反應器廠房五樓，造成 4 號機爆炸，故本子項蒐集國外針對圍阻體排氣過濾系統之探討及比較之相關技術報告，以瞭解其型式、效能及使用限制等。

目前的圍阻體排氣過濾會使用多種過濾材質，以水作為第一階段的過濾方式，稱之為溼式系統，並進一步與其它階段的過濾方式用來消除細微懸浮物質外釋，而另一種以深層過濾作為主要留存階段者，則稱之為乾式過濾，其使用金屬纖維、陶瓷或砂床等過濾材料，金屬纖維的乾式過濾器會與水滴分離器一同配置，有些則配有冷卻管及碘吸收階段。

其它有關過濾排氣的相關文獻內容摘錄如下：

- a. J. Hammer, ENSI, and A. Ritter, KKL, “Filtered Containment Venting Systems at Swiss NPPs and KKL in particular,” January 15, 2014, Ft. Lauderdale.

IAEA NS-G-1-10, 4.143 提到，設置圍阻體排氣系統，應能過濾將排出的氣體，以控制放射性物質外釋至環境中，典型的過濾系統包括砂、文氏管洗滌系統、HEPA、木炭或這些系統組合而成，若氣體是在水池中洗滌，則可不需經由 HEPA、砂或木炭過濾。由於 FCVS 可能在嚴重事故時需處理高溫氣體，故必須耐熱 160°C 以上及高蒸汽濃度，並能在 3~5 天內移除數個 MW 的熱量。

瑞士所有核電廠已在 20 多年前全數設置圍阻體內的過濾排氣系統，並在福島事故後成為安全評估上十分重要的一環，目前也在氫氣、耐震及輻射源項評估等關注議題上持續作精進。

- b. Bernd Eckardt, Norbert Losch, ” Filtered Containment Venting System Designs,” NRC Meeting on Containment Venting Systems Rockville, July 12th, 2012.

圍阻體過濾排氣的目的是避免圍阻體內壓力過大而造成其受損，藉由提供可靠的排氣功能來控制圍阻體內部壓力，以降低對環境所造成的衝擊並且避免長期的土地污染。對 BWR 圍阻體而言，溼井內細微的懸浮微粒將是考量的重點，因為其對粒徑較大的懸浮物有較好的清洗效率，對細微懸浮微粒的滯留作用則相對較低。

滯留效率取決於粒徑尺寸，每種過濾方式都有其盲點(即對某種特定尺寸的粒徑有較差的過濾性)，設計上應避免在製程中含有任何可燃燒性有機物，應使用金屬或陶製材料，並避免清洗器起泡或過濾器阻塞。

彙整目前的過濾系統包括：

- ✓ 乾式過濾系統-大氣壓力(Dry Filter Systems – Atmospheric Pressure)
- ✓ 圍阻體內乾式過濾系統-滑壓型(In Containment Dry Filter Systems Sliding Pressure Version)

- ✓ 乾式過濾系統-結合預先過濾器及沙床過濾器(Pre-Filter & Sand Bed Filter Combination)

(2) 排氣效應分析

利用前述子項 2 評估所得的排氣路徑結果，進一步探討其對圍阻體降壓及降低放射性物質外釋量之有效性，並分析是否對反應器造成安全上的負面影響。

BWR 圍阻體主要是仰賴大型抑壓池來凝結蒸汽並保持整體的壓力，其目前對嚴重事故的放射性物質外釋抑制措施與方法，取決於不同的圍阻體型式及各國的法規要求。

MARK I 及 MARK II 型圍阻體，因為其尺寸較小的關係，在嚴重事故時對於壓力所造成的破壞較為敏感，故必須在一次圍阻體壓力超過限值(Primary Containment Pressure Limit, PCPL)前就開始排氣，但 MARK III 型圍阻體的措施則明顯異於前述二種，以目前做法來看，各國的排氣策略各有不同，以西班牙為例，其圍阻體排氣是採用專屬硬管排氣系統，在抑壓池上並未裝有其它外部的過濾器，圖 3.2.75 為 MARK I 與 MARK III 型圍阻體排氣設計比較圖。

在嚴重事故初期，若不會對圍阻體完整性造成威脅，應盡可能延長並維持其封閉性，以便該放射性物質在圍阻體內沈澱，亦能讓廠外人員有更多的避難時間，這樣的策略需仰賴事故管理的長期外部行動(像是以移動式柴油發電機來啟動安全系統等)，由福島事故所記取之教訓，應考量將壓力限度納入自動啟動過濾排氣設備的要素。

若在事故初期即有啟動排氣設備的需求，因為放射性物質在圍阻體內的沈澱受限，意謂應考慮懸浮物的過濾量，在圍阻體內可能的位置，裝設某些能預先過濾的設備，則可限制內部既有的放射性物質的量(例如在 BWR 圍阻體的溼井排氣及預先排氣式或圍阻體內的乾井過濾排氣)，在這方面最重要的是確保 FCVS 的效能未被減損，像是過濾器阻塞，此外，在 FCVS 使用過後，過濾器內的懸浮物也必須持續監測。

而有些電廠為了降低爆炸的風險，會採取一些措施，例如在排氣管線內充氮(需提供惰性氣體)、加熱管線以避免蒸汽凝結(需提供電力)，或是另一個獨立的排氣管直到煙囪的開口，若圍阻體內有安裝氫氣再結合器，則可降低 FCVS 內的氫氣燃燒風險，此外，排氣系統也能減少氫氣遷移及擴散至反應器廠房或其它廠房的潛在可能性，而最好避免多部機組共用同一套 FCVS。

FCVS 應依其設計與操作目的方能達其功效，例如，排氣的時機與基準跟圍阻體的失效模式有重要的關聯性，在圍阻體高壓力情況下延後排氣，可能會增加貫穿部位失效的風險，對 BWR 電廠而言，也會增加頂蓋法蘭的洩漏量，並可能導致更嚴重的圍阻體失效；另一方面，在圍阻體低壓階段就進行早期排氣，可能因未及時實施適當防護措施，而導致未預期的放射性物質外釋，因此，惟有在圍阻體內的輻射劑量等級夠低時，且/或 FCVS 足以有效降低其外釋時，才應考慮進行早期排氣。

排氣口若無法關閉，則排氣會造成圍阻體內形成負壓，而導致結構變得不穩固或有空氣進入，此外，排氣還可能造成原先充氮的圍阻體內的氮氣被清除，而排除氮氣的圍阻體及蒸汽的凝結等因素結合起來，再加上排氣口開啟而有空氣流入，就可能促

成氫氣燃燒。

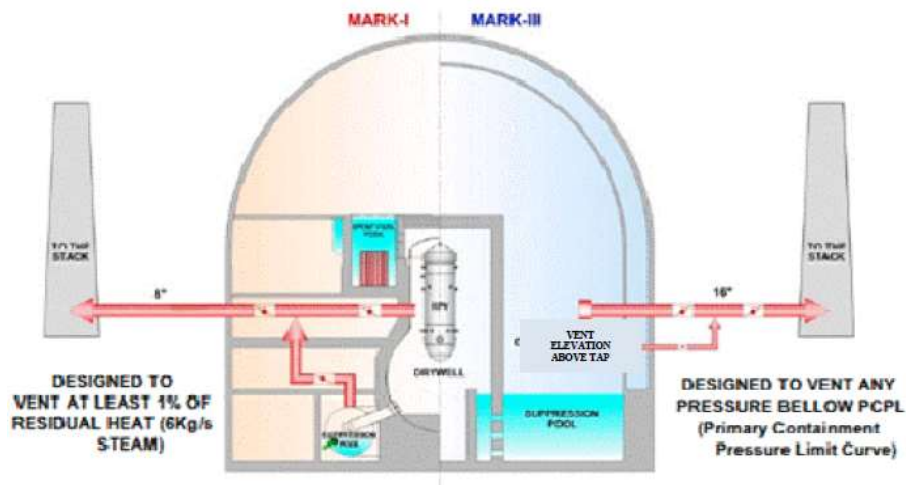


圖 3.2.75 MARK I 與 MARK III 型圍阻體排氣設計比較圖

(3) 蒐集核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統資料

經與核二廠機械設計組、核技組等相關單位溝通討論，確認核二廠目前將採用的 FCVS 相關資料，包括：

- a. 位置：輔機廠房(高程 76'-3")，如圖 3.2.76 所示
- b. 數量：每部機組各一台
- c. 流量：11 kg/s

故本研究於乾井處設置一組 FCVS，置於圖 3.2.76 藍色標示處，圖 3.2.77 為 FLACS 所建置之 FCVS 模型示意，其中 FCVS 之管徑設為 0.22 m，流量為 11 kg/s。本子項是以爐心熔毀作為模擬之事故情境，根據 MELCOR 計算之包封容器內氫氣總量曲線圖(如圖 3.2.78 所示)，設定乾井內之氫氣產生量，進而利用 FLACS 程式評估 FCVS 對包封容器內之氫氣排除效果。

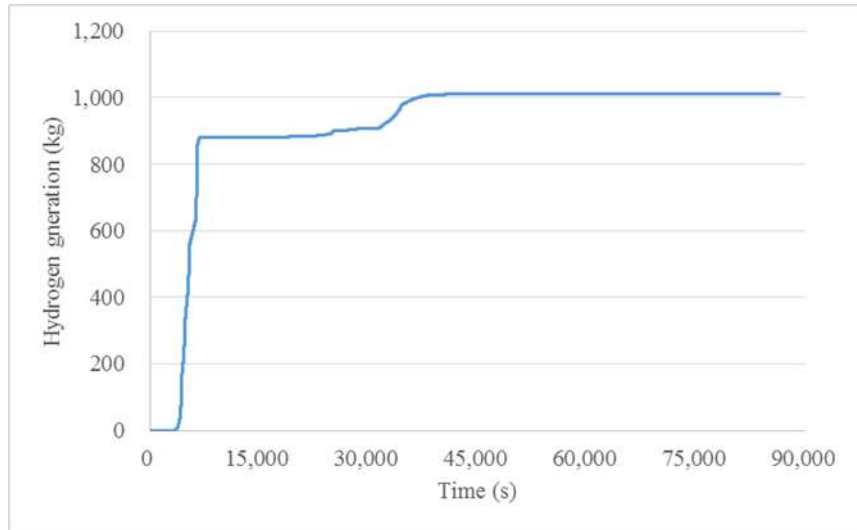


圖 3.2.78 MELCOR 計算之包封容器內氫氣總量曲線圖

(4) 核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統效能評估

包封容器氫氣濃度探測點位置如圖 3.2.79 所示，圖 3.2.80~圖 3.2.83 分別顯示包封容器內 A、B、C、D 位置之氫氣濃度模擬結果。在模擬時間 6,700 秒前，FCVS 的氫氣處理效果並不明顯，這是因為在模擬時間 6,360 秒~6,485 秒時的氫氣產生量非常高，達 1.58 kg/s。在未設置 FCVS 的模擬情境中，氫氣最高濃度可達 32%，若在包封容器設置 FCVS，最高氫氣濃度雖可降至 22%~25%，但仍在燃爆範圍內。而在模擬時間 6,700 秒後，設置 FCVS 之模擬情境，其氫氣濃度會開始下降，約在 41,300 秒時，氫氣濃度方始降至燃燒下限 4% 以下。

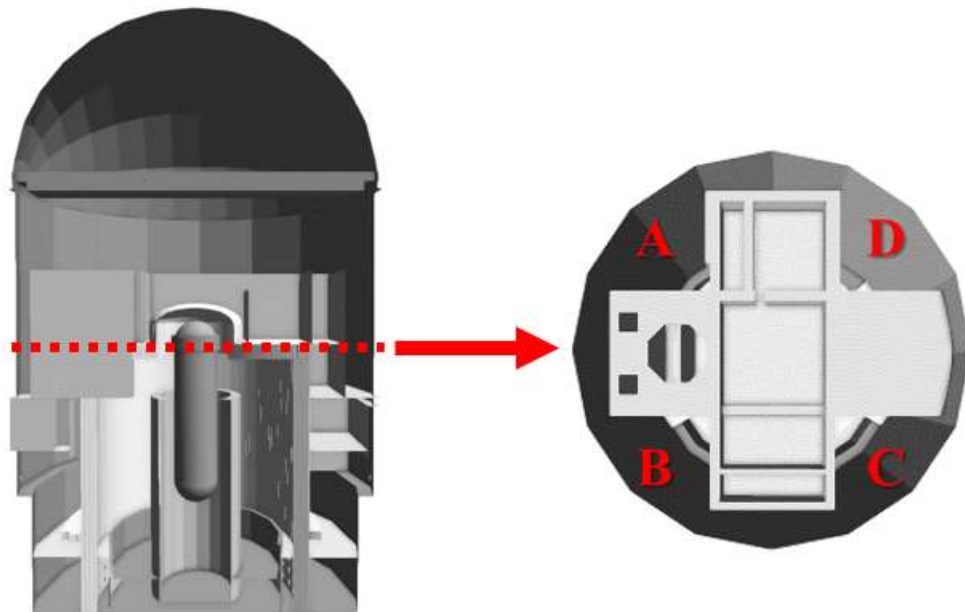


圖 3.2.79 包封容器氫氣濃度探測點位置

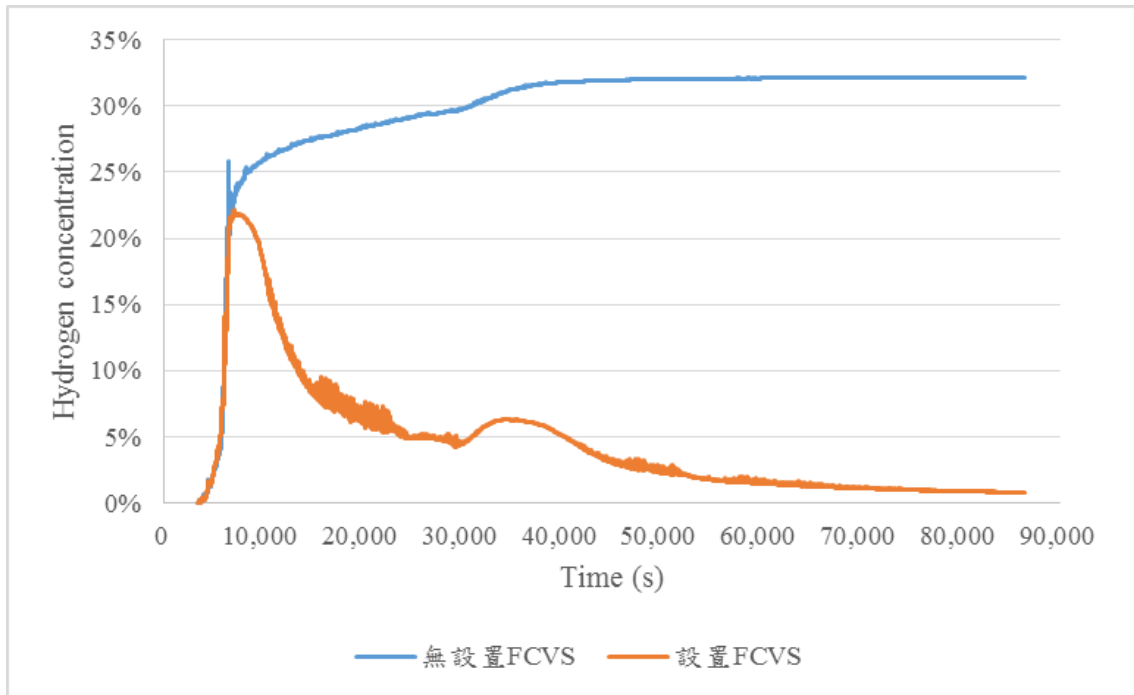


圖 3.2.80 封容器內之氫氣濃度 (圖 3.2.79 之 A 處位置)

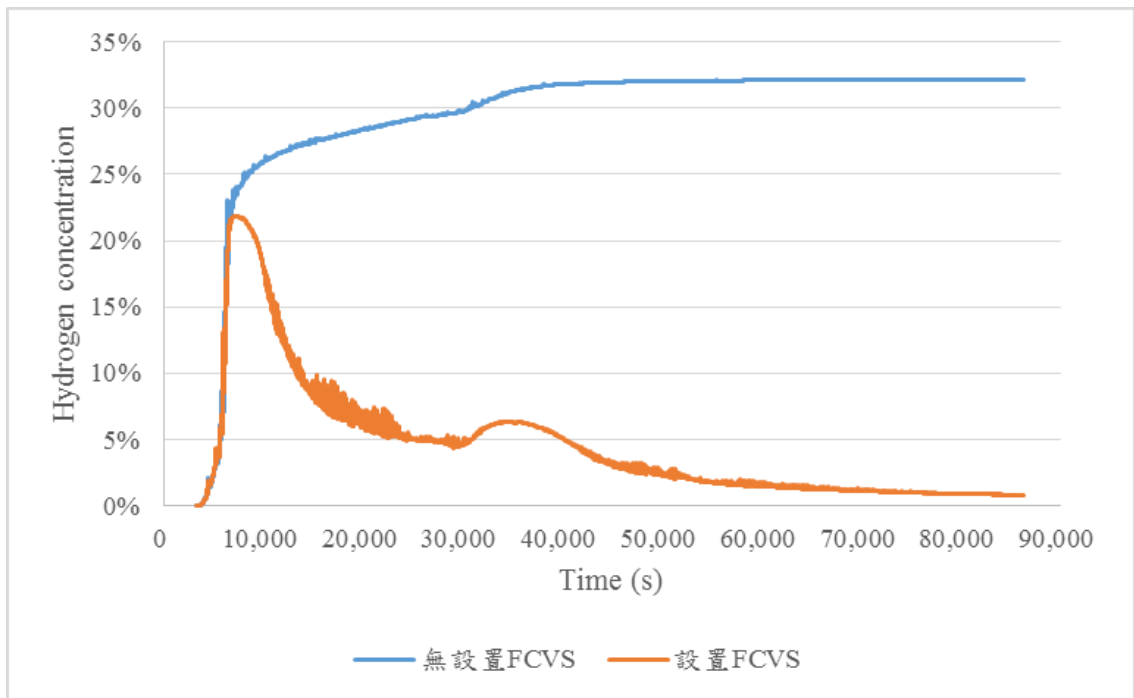


圖 3.2.81 包封容器內之氫氣濃度 (圖 3.2.79 之 B 處位置)

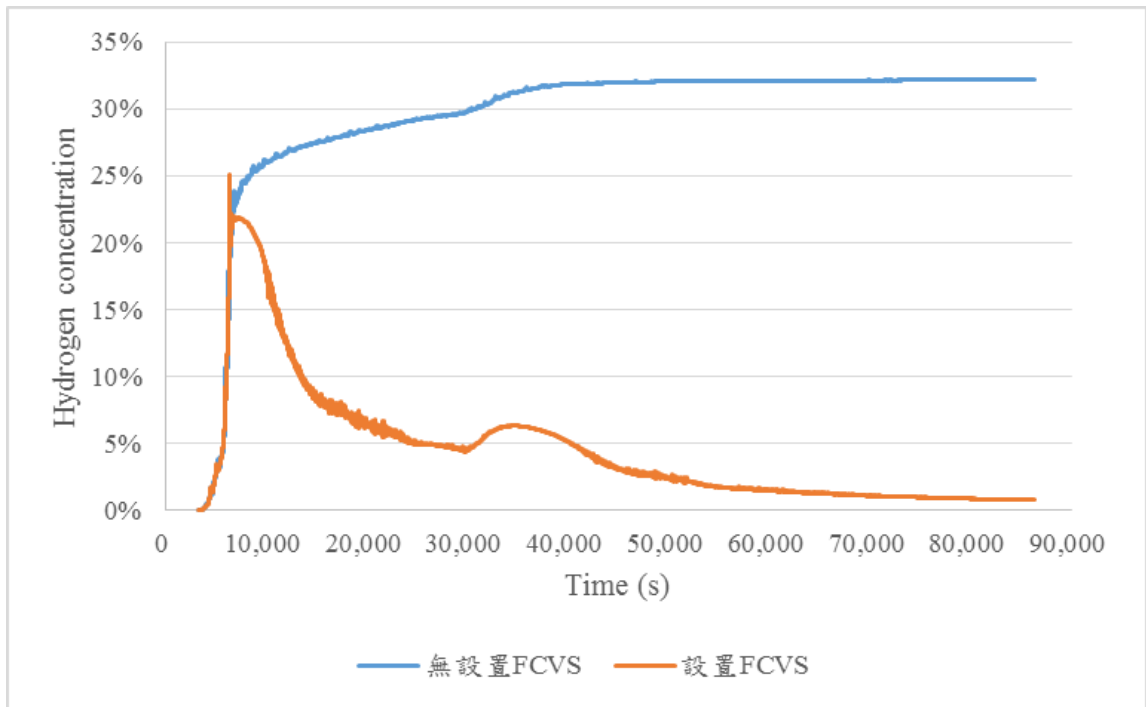


圖 3.2.82 包封容器內之氫氣濃度 (圖 3.2.79 之 C 處位置)

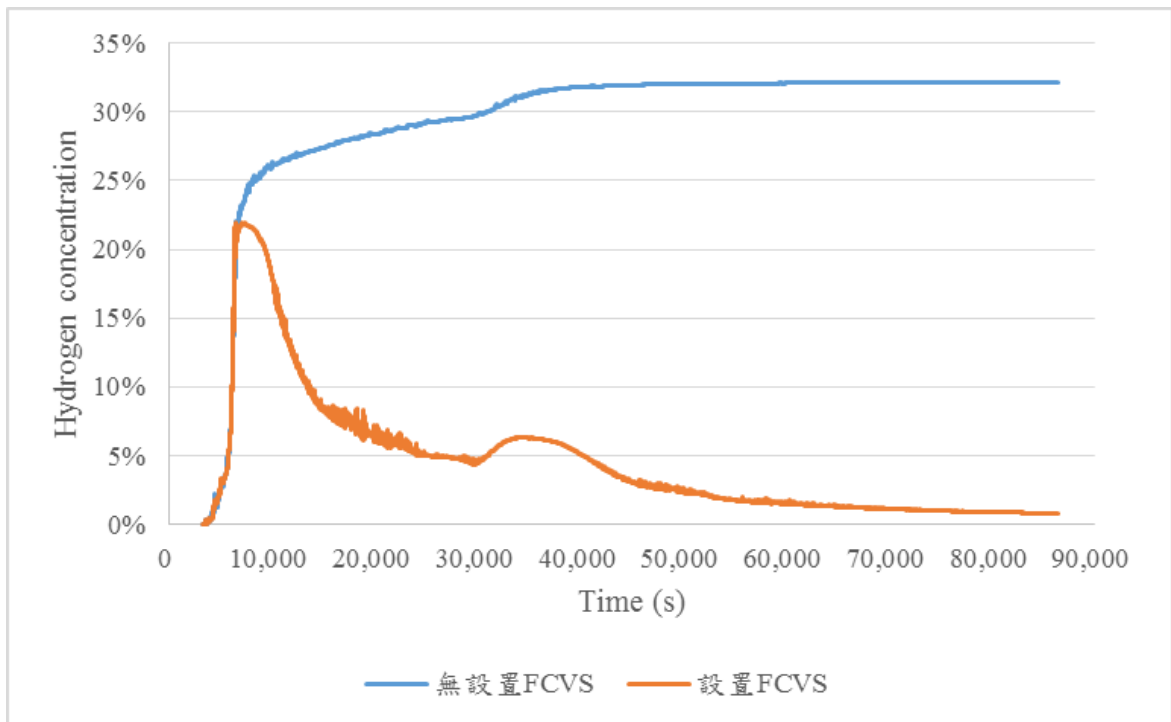


圖 3.2.83 包封容器內之氫氣濃度 (圖 3.2.79 之 D 處位置)

(5) 核二廠 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之深入探討分析

核二廠既有的包封容器內易燃氣體控制系統 CGCS(Combustible Gas Control System)，包括：

- H2 偵測系統
- H2 沖淡系統：空氣由乾井頂部送入，使不凝結氣體及蒸汽均勻地通過抑壓池通洩口，以稀釋乾井氫氣濃度
- H2 再結合系統
- H2 點火系統

上述系統均使用交流電源，在 SBO 情況下，需採 URG(斷然處置)，開啟一次及二次圍阻體隔離閥，將氫氣排出廠房外，若不考慮 URG，則可加裝 PAR 以降低包封容器及乾井內的氫氣。

● 目前進度

工作項目 \ 年月	105 3	105 4	105 5	105 6	105 7	105 8	105 9	105 10	105 11	105 12
蒐集國外圍阻體排氣與過濾系統相關實驗研究論文與技術報告。										
核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統評估										
核二廠 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之深入探討分析										
評估排氣與過濾系統對圍阻體降壓與降低輻射物質外釋量之有效性										
報告撰寫										
完成累積百分比(%)	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100

「核電廠圍阻體嚴重事故安全分析」成果：

a. 論文：期刊論文 2 篇、會議論文 3 篇

期刊論文

- (1) W. S. Hsu, Y. Chiang, Y. S. Tseng, J. R. Wang, C. Shih, S. W. Chen, “The Model Establishment and Analysis of TRACE/MELCOR for Kuosheng Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool, “ International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering Vol: 10, No: 10, Year: 2016.
- (2) W. S. Hsu, Y. Chiang, J. R. Wang, T.C. Wang, J. T. Teng, S. W. Chen and C. K. Shih, “The Establishment of MELCOR/SNAP Model of Chinshan Nuclear Power Plant for Ultimate Response Guideline” 已投稿 NED

會議論文

- (1) Y. Chiang, J. R. Wang, A. L. Ho, W. S. Hsu, J. T. Teng, J. Chang, S. W. Chen and C. K. Shih, "Extended Loss of AC Power (ELAP) Analysis of Kuosheng BWR/6 Using MELCOR2.1/SNAP -2016 PSAM-13/KOREA.
- (2) H. C. Chang, C. Shih, J. R. Wang, S. C. Chiang, T. Y. Yu, I. C. Lee, W. S. Hsu, "Fuel Rod Thermo-Mechanic Analysis of Kuosheng NPP in MSIVC TRANSIENT with RELAP5 MOD3.3/FRAPTRAN/PYTHON Code in SNAP Interface", ANS Winter Meeting 2016.
- (3) J. T. Teng, C. H. Hsu, H. C. Weng, Y. C. Huang, J. R. Wang, W. S. Hsu, T. C. Wang, "國聖核能電廠用過燃料池模型建立與分析", 中國機械工程學會 105 年度年會暨第 33 屆全國學術研討會

b. 人才培育：博士生 1 名、碩士生 6 名

姓名	博士生/碩士生/助理	工作內容	在學/就業	學校系所/工作單位
蔣宇	博士生	MELCOR 軟體模擬	在學	清華大學核工所博二
陳佑任	專任研究助理	FLACS 軟體模擬	就業	清華大學工科系
黃馨平	專任研究助理	FLACS 軟體模擬	就業	清華大學工科系
莊蘊哲	專任研究助理	CFD 軟體模擬	就業	清華大學工科系
李宜娟	專任研究助理	資料蒐集、報告撰寫	就業	清華大學工科系
楊雋之	專任研究助理	協助 CFD 軟體建模	就業	清華大學工科系
朱乙心	專任研究助理	CFD 軟體資料彙整	就業	清華大學工科系
楊岳強	專任研究助理	CFD 軟體資料彙整	就業	清華大學工科系

c. 2 個研究團隊養成：

- (1) 與中原大學成立建立圍阻體內氫氣擴散模式研究團隊，定期討論與技術分享。
- (2) 與長榮大學成立圍阻體內氫氣爆炸 FLACS 模式研究團隊，定期討論與技術分享。

d. 參與國內外相關研討會：

- (1) 赴韓國首爾參加 PSAM-13 研討會，與國際學者進行學術交流分享。
- (2) 赴大陸四川參加 ISSNP 2016 研討會，與國際學者進行學術交流分享。
- (3) 赴美國拉斯維加斯參加 ANS Winter2016 研討會，與國際學者進行學術交流分享。
- (4) 2016 Exchange Meeting of SFPE Asia-Oceania Chapters, Taipei.
- (5) 中國機械工程學會 105 年度年會暨第 33 屆全國學術研討會，新竹。

3.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

3.3.1 執行方法

本分項計畫之工作項目在於建立核二廠用過燃料池之相關分析模式與進行相關案例之模擬、研究與分析，主要有二個工作項目，可以分為”熱流及燃料完整性分析”與”嚴重事故分析”，且此二個工作項目各有其相關的分析工具。在”熱流及燃料完整性分析”方面，其所使用的分析工具為 TRACE、CFD、FRAPCON 與 FRAPTRAN。在”嚴重事故分析”方面，其所使用的分析工具為 MELCOR 與 MAAP。計畫的四年整體研究與分析流程則如圖 3.3.1 所示，作為延續型計畫的四年期背景說明；本節則將針對此二工作項目加以詳述，並集中探討於今年度核二廠之相關內容，如下所示：

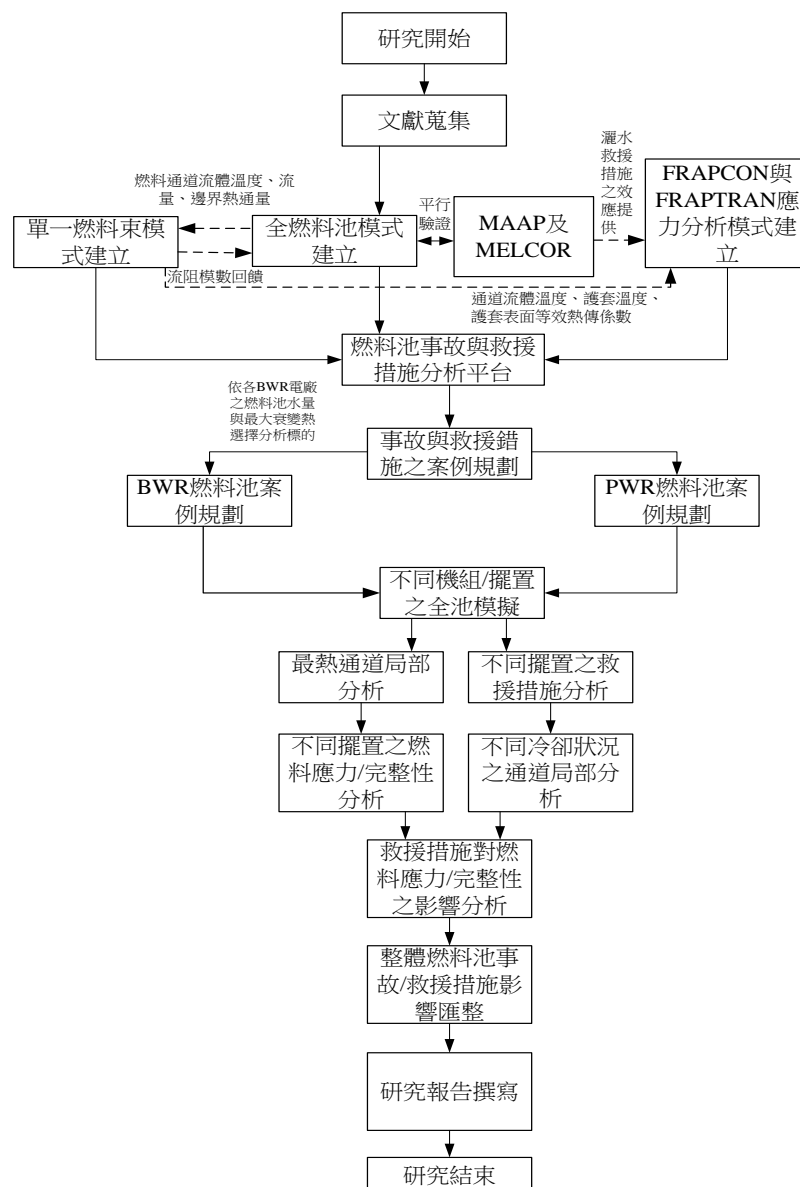


圖 3.3.1 整合研究總體流程示意圖(參照四年期計畫之第一年背景說明)。

(1) 熱流及燃料完整性分析工作

在過往的分析中，通常只使用一套分析軟體(如 TRACE、MELCOR、CFD 程式等)，但皆會受限於分析軟體的設計與特長，而無法兼顧相關研究之整體內容與細節；例如：使用系統分析軟體(如 TRACE)來進行燃料池的分析時，會受制於模式節點數目，而難以分析與研究燃料束內格架所造的效應與較細緻的熱點分佈；反之，若選用 CFD 程式來進行分析，會受制於整體計算資源龐大之故，而無法將整個燃料池納入計算中，且可能因為求解時，所需的時間步階太小，而難以分析與模擬長期暫態。

故為了改善上述之不足，本計畫於採用 TRACE 的多通道模式與複合模型的 CFD 程式來進行核二廠用過燃料池相關分析工作與研究。TRACE 程式為 U.S.NRC 開發之系統熱水流計算程式，可以有效分析用過燃料池於事故中水位壓力及溫度等熱水流現象，並透過控制元件輸入相關設定，模擬注水時對於燃料池冷卻能力的改善。

在完成 TRACE 熱流分析之相關工作後，本計畫將使用 U.S. NRC 核准之 FRAPCON[1,2]與 FRAPTRAN[3,4]程式，進行核二廠燃料池中相關燃料之護套的機械性質分析與研究，以瞭解核二廠之假想事故與救援作業對燃料護套之氧化、應力與應變的影響，如此方能確認核二廠燃料池中的燃料，是否在救援措施下保持其完整性，而不致於造成因為護套破損而衍生的幾何結構改變(臨界問題)或是放射性氣體外釋而致的人員劑量疑慮(輻射防護)。

選用 FRAPCON 與 FRAPTRAN 的原因係因為傳統的應力分析程式(如 ANSYS[5,6])，並無法完整掌握燃料應力與應變之機制，亦無法依據核二廠運轉之特性，將燃料之相關性質納入分析中。FRAPCON 將使用於評估核二廠的燃料於運轉期間、正常燃料池內貯存周期所受到的影響與及護套氧化之歷程，而 FRAPCON 的分析結果可作為 FRAPTRAN 分析相關假想事故之初始參數。

另外，本研究擬於計畫執行之時，藉由國際文獻之蒐集與研讀，以瞭解燃料池再臨界之關鍵參數與可能發生情境，並在整合本計畫執行 TRACE、CFD、FRAPTRAN 與 MAAP 等程式所得之分析結果後，依其可能之燃料損壞狀況，進行核二廠的燃料池之再臨界評估。再臨界評估主要採用 SCALE 下之 TRITON 程式，以方法論建立及模式分析的方式探討核二廠用過燃料池之再臨界之可能性。

(2) 嚴重事故分析

本計畫中將使用 MAAP5 及 MELCOR2.1 程式進行核二廠燃料池之相關模擬、分析與研究，前者為美國核能界所發展出的嚴重事故分析程式，後者為美國核能管制會提撥經費予桑迪亞(Sandia)國家實驗室所發展出之嚴重事故分析程式。在得到 MAAP5 及 MELCOR2.1 的分析結果後，將與 TRACE 的結果相互比較及探討。以下針對 MAAP 及 MELCOR 兩程式以手冊中之說明提供背景說明，強化了解嚴重事故分析程式之差異。

MAAP 程式概述：MAAP 程式是由許多各自獨立且簡化的模式組合而成，主要功能是模擬與分析輕水式反應器發生嚴重事故時的過程，同時可用來評估事故過程中，運轉員因應之救援措施的效能。MAAP 程式包含了反應器壓力槽、圍阻體等元件，可模擬大乾型與 Ice Condenser 等兩種型式圍阻體之 PWR 電廠及 Mark I、II、III、

及進步型沸水式反應器 (ABWR) 等四種不同型式圍阻體的 BWR 電廠。MAAP5 程式之功能如下：可進行整廠性能分析;提供最佳估算運轉分析能力;可加入核電廠之反應器廠房、控制室、汽機廠房模式，強化整廠之模擬功能;可加入 MAAP5-DOSE 程式，計算事故後之劑量，強化嚴重事故處理訓練與緊急計畫演習之功能;具有 Kinetics (包含 Point Kinetics and 1-D Kinetics) 模式。此外，MAAP5 程式的劑量估算功能，可與緊急計畫相結合:不論是早期外釋或是事故中發生外釋之時序，MAAP5 皆可進行相關之模擬與分析 [11](參照 MAAP 程式之手冊及說明)。

MELCOR 程式概述：自 1979 年美國三哩島事件發生以後，U.S. NRC 即與世界各國成立 CSARP (Cooperative Severe Accident Research Program) 國際合作計畫，針對嚴重事故發生時之可能的相關現象，進行國際性合作研究。另外委託 Sandia 國家實驗室之研究團隊，對核能電廠各類嚴重事故進展期間所發生之種種複雜物理現象進行了解與實驗，而發展出了 MELCOR 程式[12-14]。Sandia 國家實驗室於 1997 年 7 月釋出 MELCOR1.8.4 版本，並於隨後各項補強實驗測試所得結果來更新此程式，而釋出 MELCOR1.8.5 版本[15,16]，並於最近釋出 MELCOR 2.1 版本[17]。MELCOR 包含了熱水流 (thermal hydraulics)、熔融物變化 (melt progression)、分裂產物自燃料棒釋出、分裂產物於核反應爐系統及圍阻體內輸送 (radionuclide transport) 等模式。(參照 MELCOR 程式手冊說明及介紹)

MELCOR 對相關事故之分析結果，除可提供核電廠了解其事故情境 (accident scenarios) 之外，對於核電廠緊急程序導則 (emergency procedure guidelines EPG) [18,19]、嚴重事故處理導則 (severe accident management guidelines, SAMG) [20~22]、核電廠各廠評估 (individual plant evaluation, IPE) [23]、安全度評估 (probabilistic risk assessment, PRA) 等，可提供實質之貢獻。

本研究中所使用的 MELCOR 版本為最新之 2.1，其計算能力及嚴重事故模式相較於前述的 MELCOR1.8.5 又更為精進。

在核二廠用過燃料池的嚴重事故分析中，MELCOR 及 MAAP 可提供除熱水流分析外的其他現象，如：放射產物釋出、氫氣產生、鋳合金火災等嚴重事故，以假想事故之模擬，強化用過燃料池之應對措施。

本子計畫之研究方法與工作項目規劃如下：

工作項目與內容說明：

- (1) 熱流及燃料完整性分析工作
 - a. 蒐集核二廠燃料池之詳細資訊。
 - b. TRACE 核二燃料池之系統程式分析工作：
 - c. CFD 模式建立與局部分析：
 - d. 燃料護套之應力與完整性分析(FRAPTRAN)：
 - e. 熱流分析技術整合分析試跑與平行驗證；
 - f. 燃料池再臨界研析(SCALE)
 - g. 研究報告與論文撰寫與投稿。
- (2) 嚴重事故分組研究方法

核二廠案例分析之年度工作項目與內容說明：

- A. 蒐集及參數檔之建立：以蒐集資料並建立 MELCOR 與 MAAP 程式之參數檔為主。
- B. 事件之分析：全黑事故及注水補救措施；
- C. 所得結果之分析與討論：MELCOR 與 MELCOR 程式分析結過之比較；
- D. 參數靈敏度分析：鋳合金燃燒相關之靈敏度分析；
- E. 報告撰寫。

3.3.2 進度說明

預定進度如下表所示：

年 月 工作項目	105 3	105 4	105 5	105 6	105 7	105 8	105 9	105 10	105 11	105 12
核二廠 SFP 相關資料 與研究論文等蒐集與 彙整										
TRACE 全燃料池分析										
核二廠全池模式整備										
核二廠模式精進										
燃料池擺置規劃模式 設定										
核二廠燃料池穩態分析										
燃料池事故案例規劃										
核二燃料池事故案例 計算										
核二燃料池救援措施 案例計算										
擷取其它分析所需資料										
CFD 燃料束模擬										
核二燃料類型選定										
核二燃料束幾何模型 建立										
CFD 與 TRACE 整合技 分析										
CFD 與 FRAPTRON 及 FRAPTRAN 整合分析										
CFD 資料輸出與轉換										
燃料池再臨界研析										

燃料池再臨界資料蒐集與研讀											
事故情境研析與核二廠再臨界可性評估											
FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套應力分析											
核二燃料束歷史資料匯整											
核二燃料束應力分析模式建立											
核二燃料護套特性初始計算											
事故對護套應力與完整性影響分析											
冷卻救援對護套特性與完整性分析											
資料接收與邊界條件建立											
報告與論文撰寫											
工作進度估計百分比 (累積數%)	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100	

工作項目	年月										
	105 3	105 4	105 5	105 6	105 7	105 8	105 9	105 10	105 11	105 12	105 12
核二廠案例分析											
資料蒐集與參數檔建立											
事故分析											
所得結果分析與討論											
參數靈敏度分析											
報告撰寫											
工作進度估計百分比 (累積數%)	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100	

上述工作項目皆已完成，並完成下列技術報告：

- 核二廠用過燃料池之 TRACE 模式建立與研究
- 核二廠用過燃料池之 CFD 模式建立與研究
- 核二廠用過燃料池之 MELCOR 模式建立與研究
- 核二廠用過燃料池之 FRAPTRAN 模式建立與研究
- 核二廠用過燃料池之 MAAP 模式建立與研究
- 核二廠用過燃料池之再臨界研析

以下簡述各報告之重要內容(詳細的內容請參閱各技術報告):

TRACE

本研究利用 TRACE 建立國聖電廠(核二廠)之用過燃料池熱水流分析模式 [32][33][34]，用以分析燃料池事故之現象。TRACE 為美國 NRC 開發之核電廠安全分析系統程式，本研究以 TRACE 模式中的 Vessel 組件模擬水池，燃料組件 Cannel 模擬核二廠燃料池的 4856 束燃料，並以模擬電廠全黑並喪失補水，以此了解此事故下水位下降速度以及護套溫度超出限值的時間。基本假設與初始條件如下：

- 此模式假設目前 24 週期之燃料全爐退出至燃料池，此為一個保守假設(爐心燃料共 624 束)。
- 全爐退出之燃料共有 624 束，功率總和為 8.6359MW，其餘池中 4232 束功率總合為 1.6272MW，故相加後全燃料池總共 4856 束，總初始功率為 10.2631MW。
- 燃料池尺寸為 11.1583 公尺*11.0010 公尺。
- 用過燃料池之初始水位為 12.19 公尺。
- 用過燃料池之初始水溫為 311K，為運轉規範中的高水溫(BWRT9-1-10)。
- 壓力設定為一大氣壓 1.013e5 Pa。

圖 3.3.2 為核二廠用過燃料池 TRACE 模式圖，可看出燃料區域分成兩個 CHANNEL，其一為全爐退出之 624 束，較大的 CHANNEL 為剩餘之燃料束 4232 束。Fill 61 組件為提供補水用，分析全黑事故時，因喪失所有補水，此元件並未啟動。圖 3.3.3 為此模式使用之衰變熱數值，燃料池之燃料衰變以此線性衰變為一較保守設定，詳細模式幾何及細節設定請參考技術報告。

用過燃料池最重要的事故即為類福島事故的長時間喪失冷卻系統事故，也就是長時間全黑事故，在此設定之下，燃料池因長期失去冷卻水而造成水位因為蒸發而下降，並由於裸露的燃料太多，造成護套溫度上升，進而產生護套失效等事故，經由此分析可以探討燃料池在此類事故下的應變時間，並結合後續的燃料池補水救援措施，使得燃料池之安全性更加提升。

圖 3.3.4 為 TRACE 核二廠燃料池模式計算之全黑事故的分析結果，水位結果顯示在此事故下水位會於事故後第四天到達燃料頂端(TAF)，並持續下降使燃料裸露。圖 3.3.5 為護套溫度，分析結果顯示在 5.3 天左右護套溫度會上升至超過 1088K 之法規

限值。然而 TRACE 程式之分析與 CFD 相同，在此類安全分析計算上往往只單純計算熱水流，而本研究的重點為多重模式結合，故於此透過 FRAPTRAN 進行護套完整性分析以及 MELCOR/MAAP 進行嚴重事故分析，將用過燃料池安全分析的範疇擴展至不止於熱水流，更加強化用過燃料池安全分析之可靠性，其相關至結合與應用會於後面 MELCOR 及 FRAPTRAN 的章節提及。

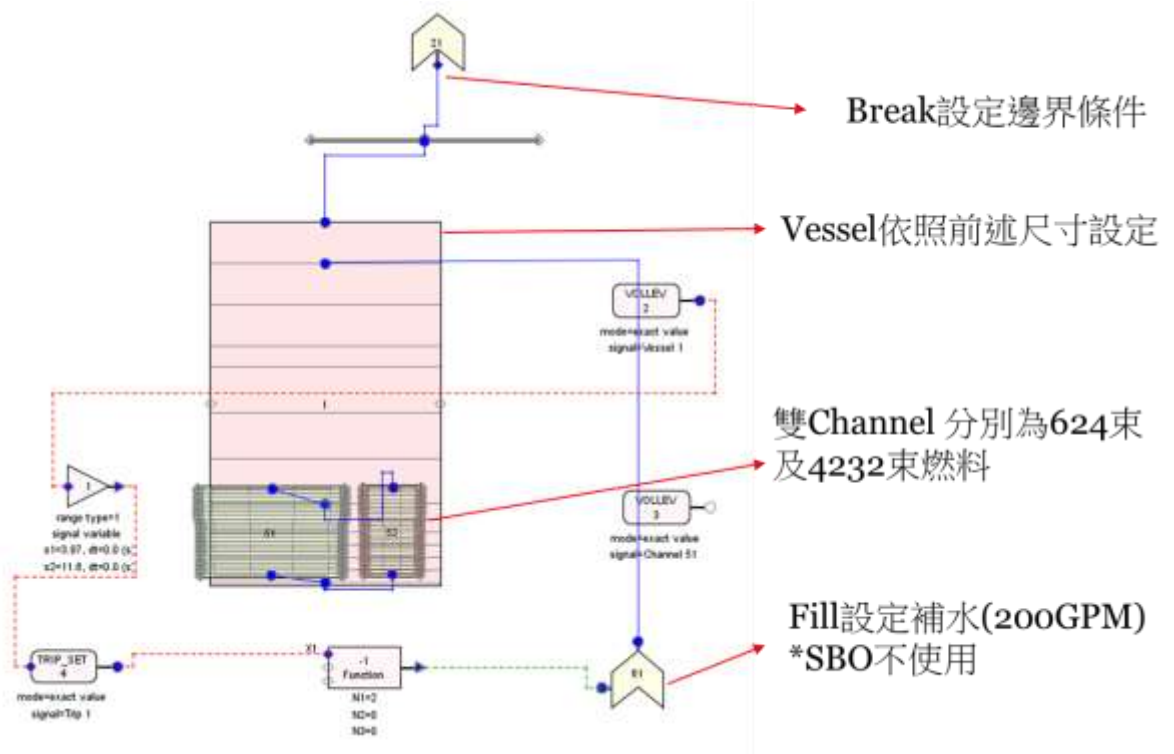


圖 3.3.2 TRACE 用過燃料池模式(核二廠)

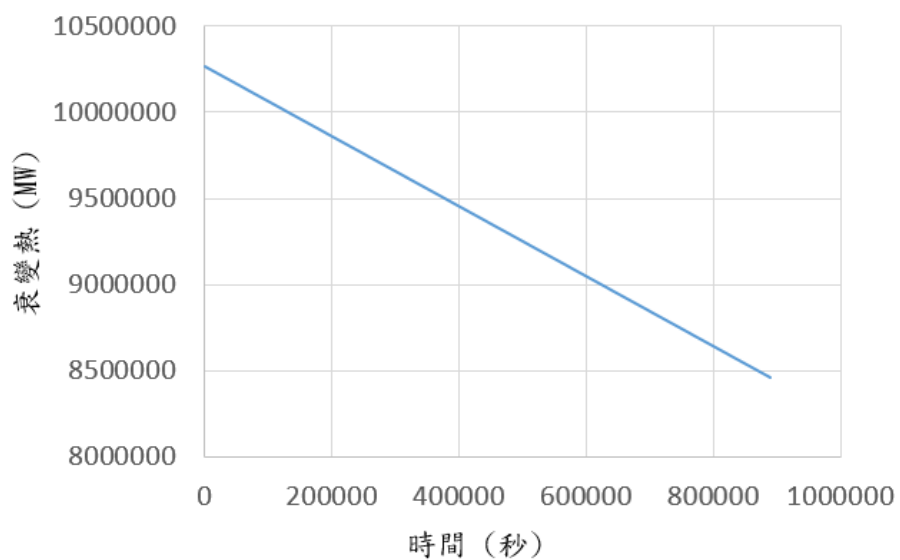


圖 3.3.3 衰變熱

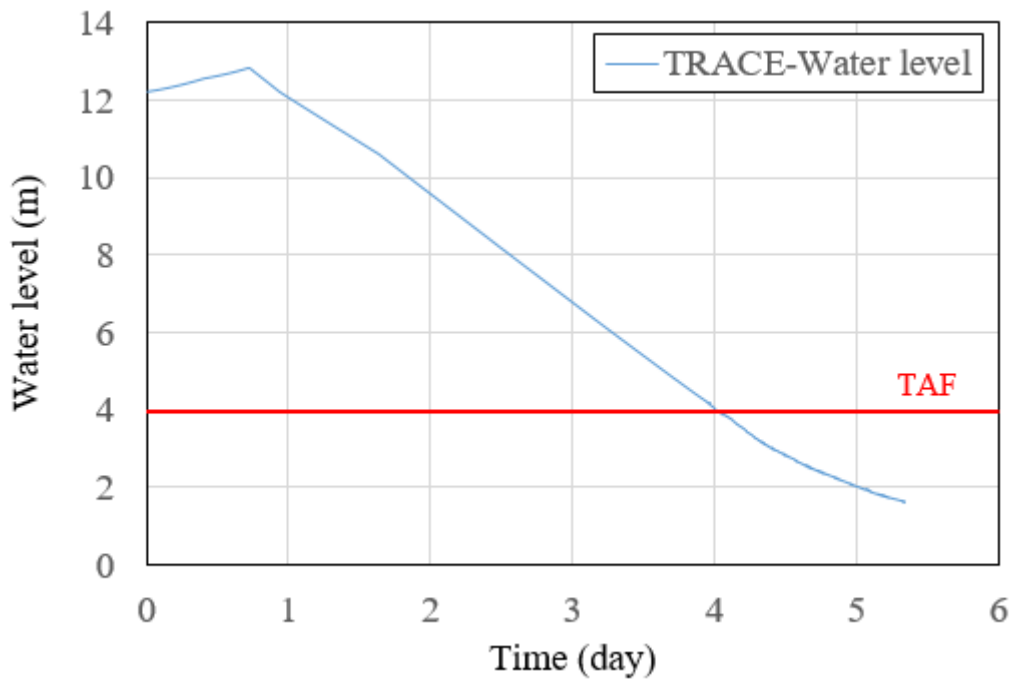


圖 3.3.4 TRACE 全黑事故分析結果(水位)

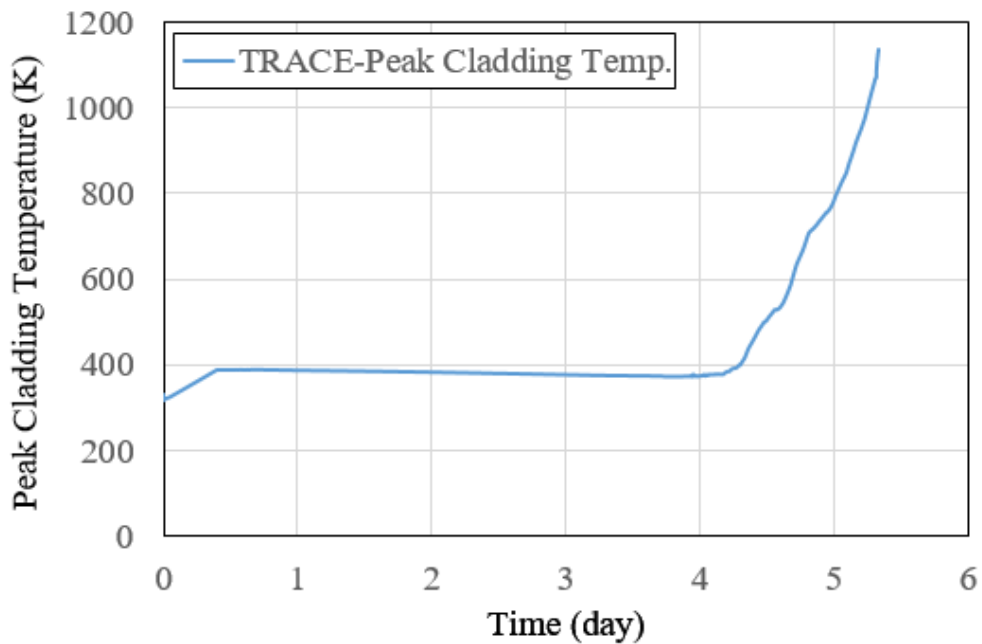


圖 3.3.5 TRACE 全黑事故分析結果(護套溫度)

TRACE 用過燃料池補救措施模擬

透過 TRACE 的核二廠全黑模擬，得知了水位抵達 TAF 的時間為 4 天，護套溫度超出法規限值之時間為 5.3 天，也就是透過 TRACE 分析顯示，核二廠的用過燃料池於全爐退出的極端保守條件下，還有 4~5.3 天的應對時間。而在應對措施方面，核二廠的用過燃料池位於廠外的燃料池廠房，若輻射劑量允許，可以將鐵門打開直接以消防水

柱噴灑降溫；若燃料池周邊輻射劑量較高，也可由廠房外的快接頭以消防車提供水源，以噴灑的方式進入燃料池廠房，將燃料降溫。故本研究以 TRACE 程式之核二廠燃料池模式模擬於事故下的噴灑對於護套溫度降溫之有效性進行分析，本研究在此以均質注水模擬噴灑的降溫，為一較保守結果，TRACE 之模式同於圖 3.3.2，此時將 FILL 組件之注水設定開啟，分別於水位到達 TAF、燃料 2/3、燃料 1/2 三個時間點啟動注水，測試其可行性。圖 3.3.5 為 NEI-06-12 文提供之用過燃料池事故應對措施流程圖，其內容提及電廠最低需提供 200GPM(12.61kg/s)之注水系統，用以應付用過燃料池事故，故本研究就以此注水量進行核二廠用過燃料池全黑事故補水措施之模擬，圖 3.3.6 為此三時間點補水之護套溫度圖，由圖可見當水位下降至 1/2 燃料棒時，護套溫度會上升至 800K，此時進行 200GPM 之注水可以有效降護套溫度，並阻止高溫鎔水反應等嚴重事故的發生，燃料池水位會於第五天到達 1/2 燃料棒的位置，故 TRACE 分析結果顯示，若以 NEI-06-12 要求之最小注水量 200GPM 進行補水，在第五天時進行注水即可將護套溫度降低並維持於安全的溫度，此分析結果除可提供給電廠於事故應對之時間參考外，也可證明用過燃料池就算處於全爐退出的保守情形下，在事故下仍有五天之餘裕以及相應之安全性。

在上面章節的 TRACE 分析中，本研究皆以產生鎔水反應之法規溫度 1088K 為護套安全性之參考依據，但其實溫度及壓力等其他因素可能同時影響到護套之完整及安全性，故接下來的內容將以 TRACE 計算之全黑事故以及注水補救措施下的計算結果當作邊界條件輸入進 FRAPTRAN，進行更精密的護套完整性分析，用來強化補水措施之可行性及燃料護套之安全性。

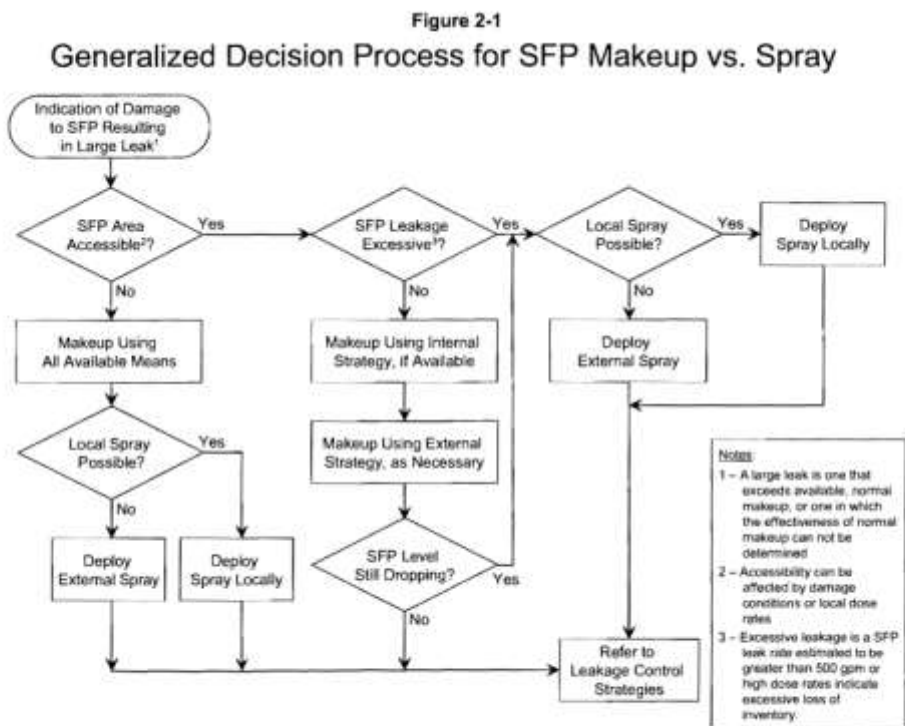


圖 3.3.5 NEI-06-12 用過燃料池補救措施流程圖

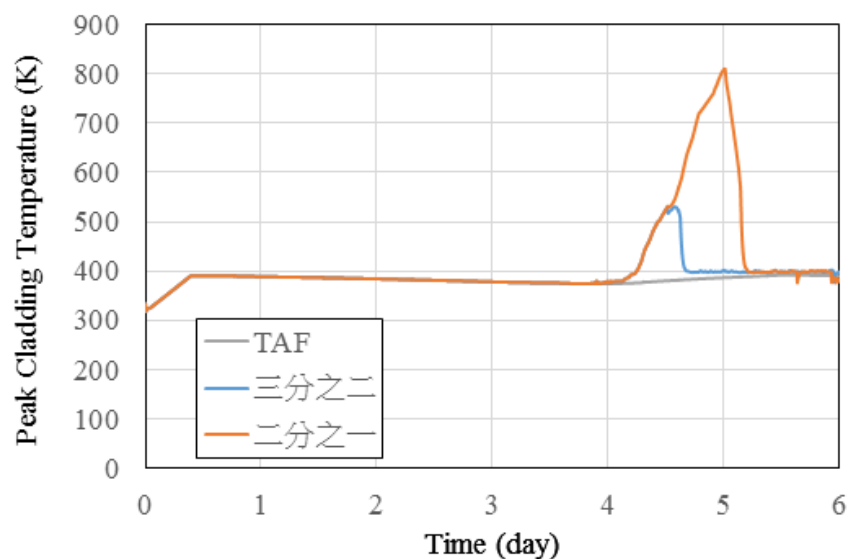


圖 3.3.6 TRACE 全黑事故補救注水模擬分析結果

FRAPTRAN

FRAPTRAN 之分析方法與模式建立已於本計畫內完成，詳細內容也請參照技術報告，下為 FRAPTRAN 相關內容簡述。如圖 3.3.7 所示，完成 TRACE 熱水流穩態分析後，將 TRACE 計算之穩態結果輸入 FRAPCON，此時會得到燃耗資訊(restart file)；另一方面，將 TRACE 算出之事故分析結果當成邊界條件，輸入 FRAPTRAN 得到結果後將護套溫度與 TRACE 暫態結果之溫度作比對，是否符合，若符合則輸出結果，反之，則返回輸入邊界條件的步驟，直到護套溫度符合。

前一章已經完成使用 TRACE 程式之進行國聖核電廠用過燃料池的冷卻系統失敗情況下的安全分析。TRACE 主要為熱水流分析程式，無法計算燃料護套的一些機械性質，而法規的規定護套氧化層厚度不能超過 17%，應變不能超過 0.1，鋁合金護套溫度不能超過 1088K。在安全分析中，燃料護套的損壞與否對整個核能電廠也有重要的影響。為了進一步了解護套在此情況下較詳細的數據和性能，使用了 FRAPTRAN 燃料程式來作為後續的分析。

在 FRAPTRAN 分析中，電廠全黑(Station Blackout)導致用過燃料池冷卻系統失效，即為暫態開始，燃料護套溫度升高的原因來自於燃料的衰變熱。此研究除討論全黑無補水狀況下燃料的分析結果，還以不同注水時間點進行燃料池救援補水措施之可行性分析，也就是以不同時間注水的案例來探討在暫態期間的護套性能的變化，案例一為水位降至燃料頂端時注水；案例二為水位降至燃料之 2/3 時注水；案例三為水位下降至 1/2 燃料棒時注水。結果發現，三種注水模式下之燃料皆處於安全狀態；若是都沒有注水，則燃料護套會在冷卻系統失效後第 4.5 天損壞，此結果也驗證 NEI-06-12 策略之可行性。圖 3.3.8 為 FRAPTRAN 之模式圖(示意)，表 3.3.1 則為燃料之輸入參數細節。因為核一核二廠之燃料幾何相似，造成 FRAPTRAN 模式在幾何上與去年核一

廠之分析沒有太大之差別，但本研究於護套完整性分析的重點乃是事故期間之功率及熱傳條件造成之結果，透過 TRACE 於事故分析或者補水措施中功率及冷卻條件的改變輸入至 FRAPTRAN，也造成了 FRAPTRAN 模式與核一廠的差異在結果分析顯現出來。

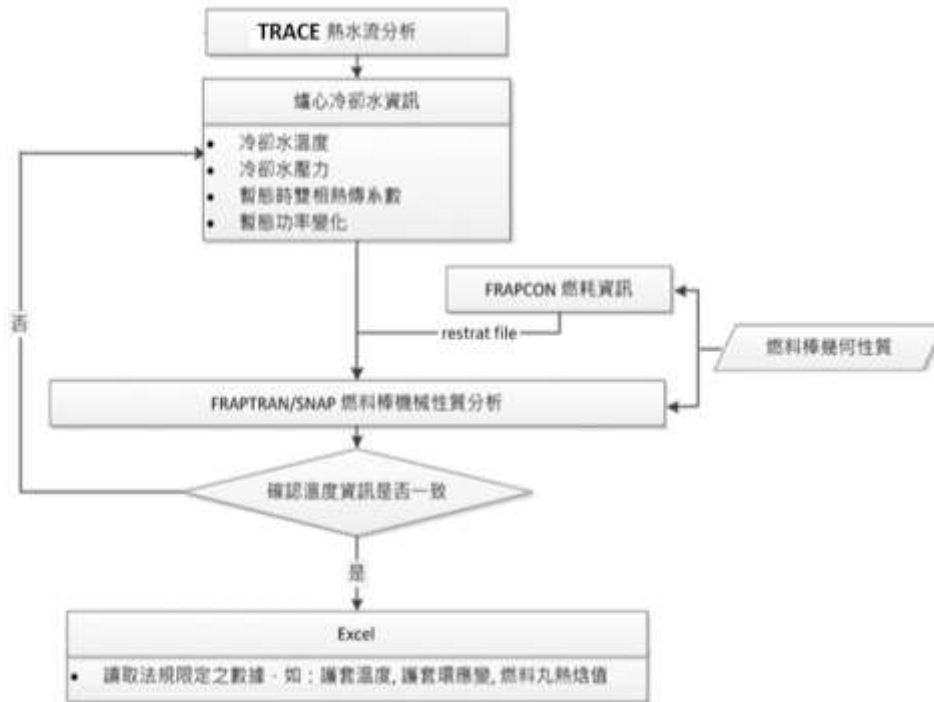


圖 3.3.7 分析流程

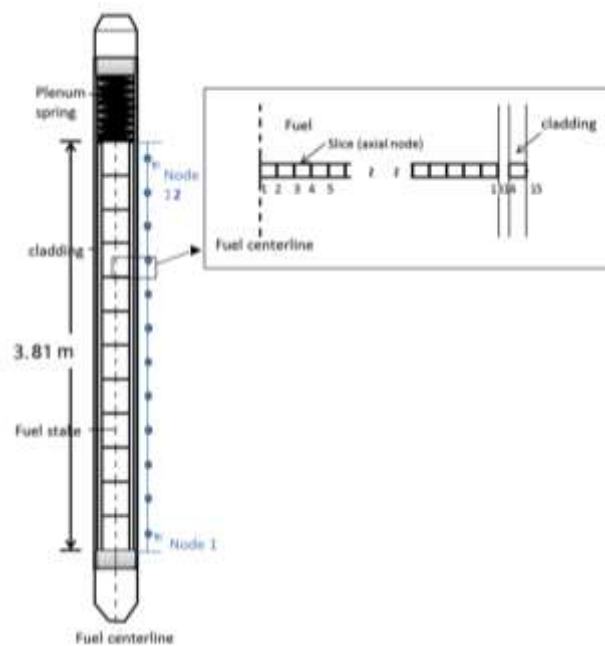


圖 3.3.8 FRAPTRAN 燃料棒之模型

表 3.3.1 ATRIUMTM-10 之燃料棒設計尺寸參數與在 FRAPTRAN 程式輸入中所代表的代碼

燃料棒幾何資訊	輸入檔代碼	數值	公制單位
長度	RodLength	3.795	公尺
直徑	RodDiameter	0.01	公尺
間隙厚度	gapthk	0.00008	公尺
上方彈簧圈數	ncs	59	無
彈簧長度	spl	0.326	公尺
彈簧外徑	scd	0.0079	公尺
彈簧線寬	swd	0.0013	公尺
冷加工比例	coldw	0.5	無
護套表面粗糙度	roughc	10^{-6}	公尺
填充氬氣比例	frac(1)	1	無
填充氣體壓力	gappr0	6.44	atm
燃料丸直徑	FuelPelDiam	0.0088	公尺
燃料丸高度	pelh	0.0103	公尺
燃料丸粗糙度	roughf	10^{-6}	公尺
燃料丸密度比例	frden	0.945	無
燃料丸燒結溫度	tsntrk	1773	K
燃料丸晶界大小	fgrns	10^{-5}	公尺

FRAPTRAN 長時間失去冷卻循環之全黑事故模擬

全黑事故的模擬中，假設無任何注水進入燃料池，TRACE 的模擬顯示在此相對保守的全爐退出衰變熱設定下，水位會於第四天下降至燃料頂端並使護套溫度開始上升，在 FRAPTRAN 之計算結果中護套溫度(圖 3.3.9)，節點 10 護套溫度在 0.04 天(約一小時)從 550K 上升到 1200K，超過了法規限制的 1088K。在 FRAPTRAN 的計算模式中，護套環變形量可再細分為護套環彈性變形量與護套環熱變形量；前者由護套環應力所主導，後者則是與護套溫度變化所產生的熱脹冷縮有關，而整體的護套變形量為這兩者的總和。由圖 3.3.10 中可看出，護套環應變在 4.5 天左右超過法規所規定之限值 0.01。護套環應力是由護套外部冷卻水壓力與護套內部填充氣體壓力計算得來，因此當冷卻水壓力大於內部填充壓力時，護套會感受到一個壓應力；反之，若護套內部填充壓力大於外部冷卻水壓力，則護套會感受到一拉應力。圖 3.3.11 護套環應力之結果可以看到在 4.5 左右，除了節點 10，所有節點之護套環應力降至 0，這是由於 FRAPTRAN 的計算模式中，若程式計算到其中一節點的有效應變超過不穩定應變(由子程式 MATPRO 計算而來)，此時程式中膨脹模型 Ballooning Model 開啟，其他節點不在計算，只計算”有效應變超過不穩定應變”之節點，直到損壞為止。在 4.51 天節點 10 環應力降至 0 表示了護套損壞。圖 3.3.12 顯示護套間隙，在護套與燃料丸之間隙

部分，由於上面所提到的 FRAPTRAN 機械作用中的膨脹模型(ballooning model)。在護套溫度開始上升時，間隙會因為燃料丸的膨脹而減少，在護套溫度接近 1088K 時，鋁合金和水產生大量氫氣以及分裂氣體產物，護套會像吹氣球似的膨脹，此時間隙增加，也代表了護套的破損。圖 28 中間隙在 4.5 天時快速增加，就是由於膨脹模型(ballooning model)。圖 3.3.13 為護套氧化層厚度之結果，法規上有規定護套氧化層厚度不得大於其 17%，在這個案例，護套厚度之 17% 約 0.1mm，在 4.5 天時氧化層厚度接近法規限制。透過此分析結果顯示單以護套溫度來看，在燃料池全黑事故有 4.5 天之應變時間，必須在 4.5 天以前提供足夠的水源及補救措施。

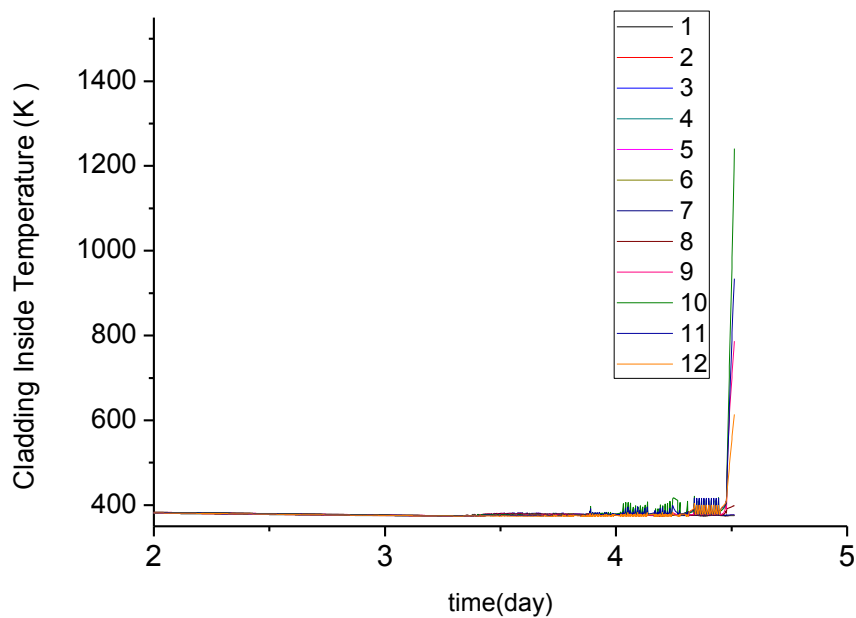


圖 3.3.9 未注水護套溫度

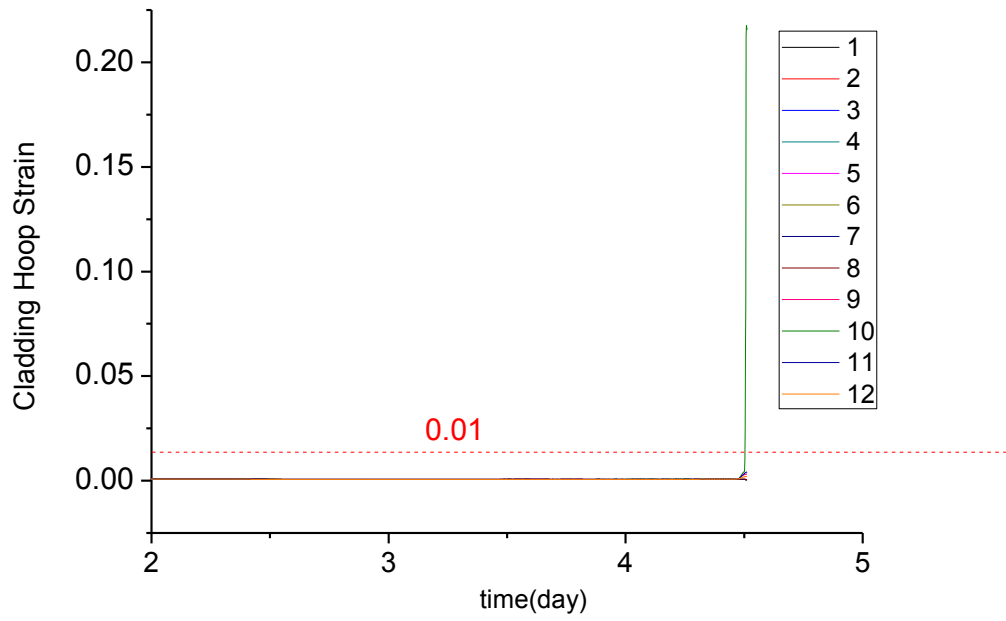


圖 3.3.10 未注水護套環應變

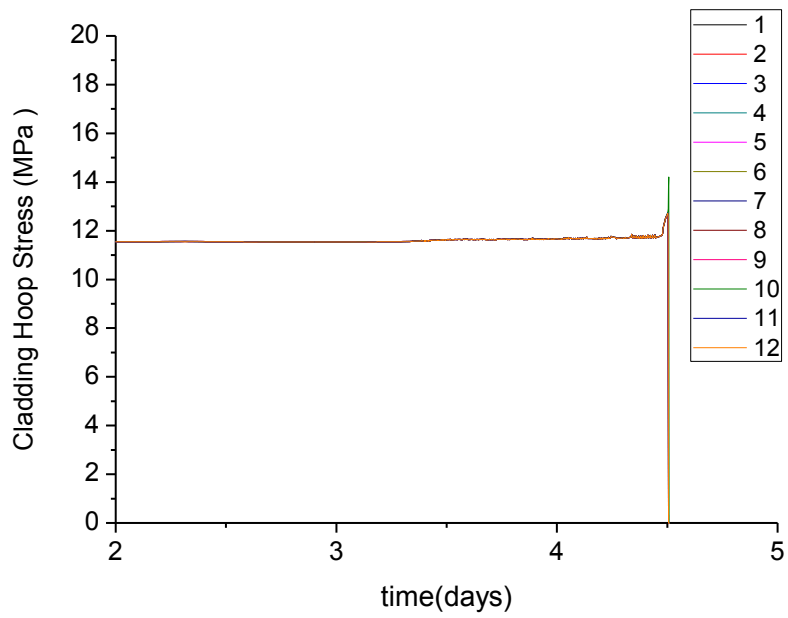


圖 3.3.11 未注水護套環應力

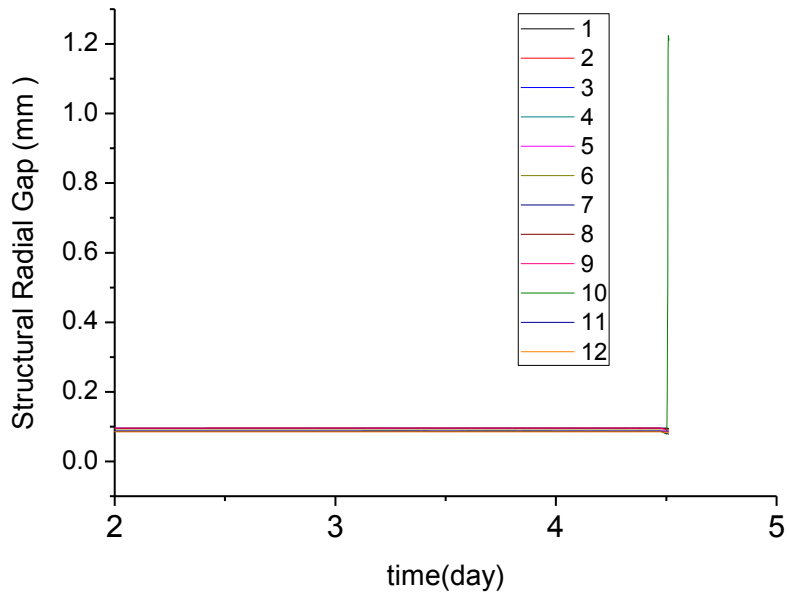


圖 3.3.12 未注水護套間隙

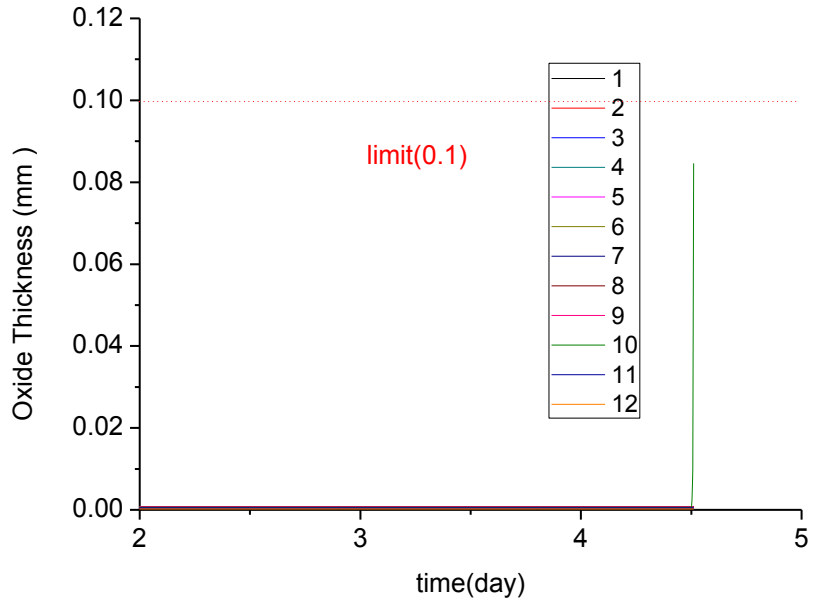


圖 3.3.13 未注水護套氧化層後度

FRAPTRAN 燃料池補救措施模擬

(i) 水位降至燃料頂端注水

案例一為水位下降至 TAF 時開始補水，圖 3.3.14 顯示了護套溫度，由圖中可以看

出在注水前護套溫度有些微上升，在注水之後護套溫度又恢復 380K 左右。護套環應
力是由護套外部冷卻水壓力與護套內部填充氣體壓力計算得來，因此當冷卻水壓力大
於內部填充壓力時，護套會感受到一個壓應力；反之，若護套內部填充壓力大於外部
冷卻水壓力，則護套會感受到一拉應力。圖 3.3.15 為護套環應力之結果在注水前有些
微上升，注水之後下降至 11.5MPa 左右。FRAPTRAN 的計算模式中，護套環變形量
可再細分為護套環彈性變形量與護套環熱變形量；前者由護套環應力所主導，後者則
是與護套溫度變化所產生的熱脹冷縮有關，而整體的護套變形量為這兩者的總和，圖
3.3.16 為護套環應變的結果，計算結果為 0.0007 遠小於法規限制值 0.01。圖 3.3.17 為
燃料棒間隙之壓力之結果。在燃料性能中，護套間隙與氧化層厚度也是一個重要的參
數，在此案例中，氧化層厚度與護套間隙幾乎沒有變化，因此沒有放在結果中。綜合
以上之計算結果，在燃料裸露到頂端注水時，護套仍保持完整性。

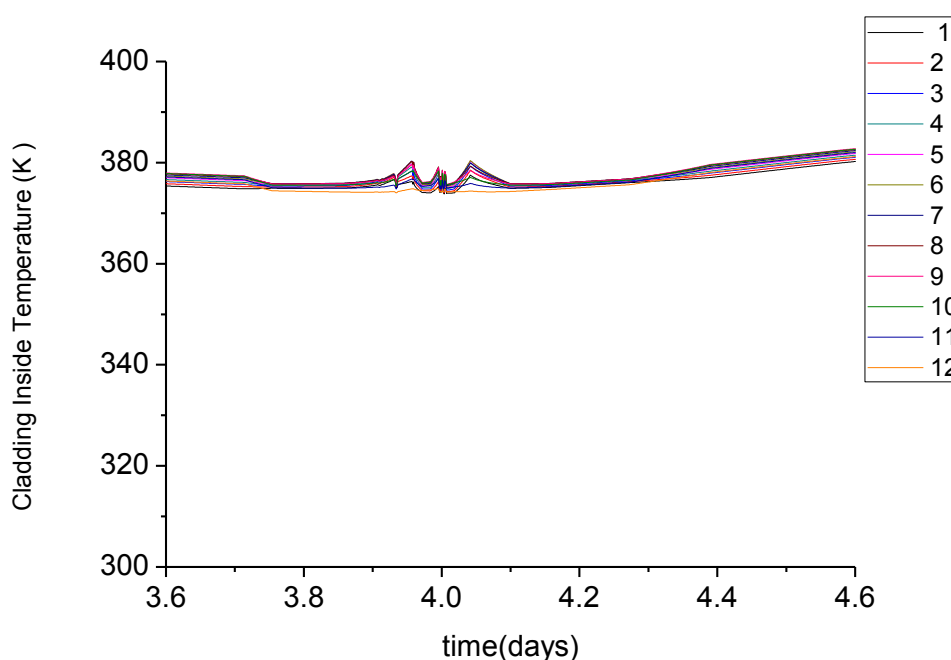


圖 3.3.14 水位降至燃料棒頂端注水之護套溫度

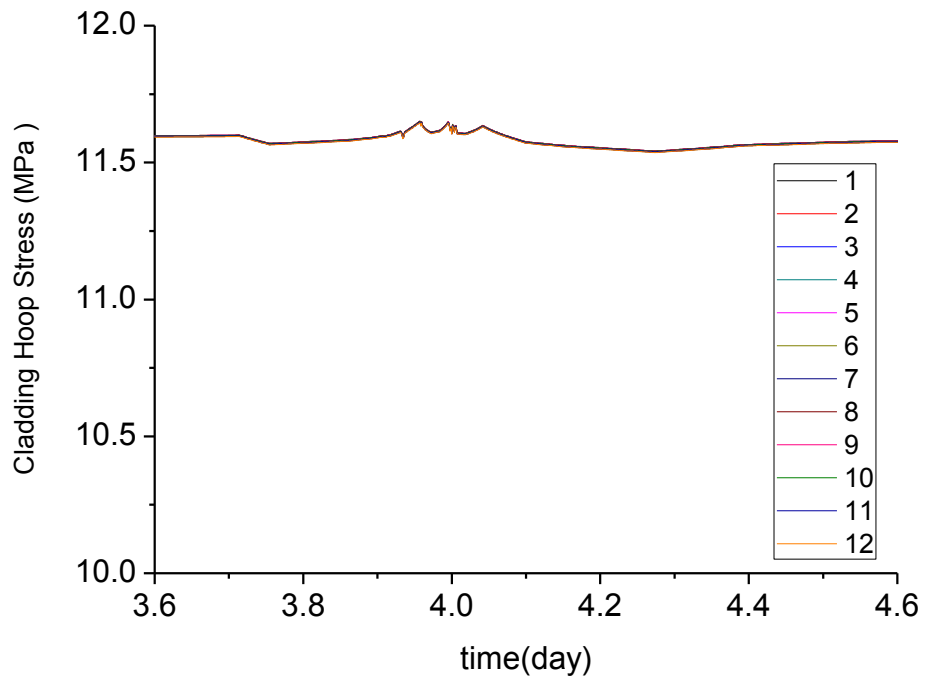


圖 3.3.15 水位降至燃料棒頂端注水之護套環應力

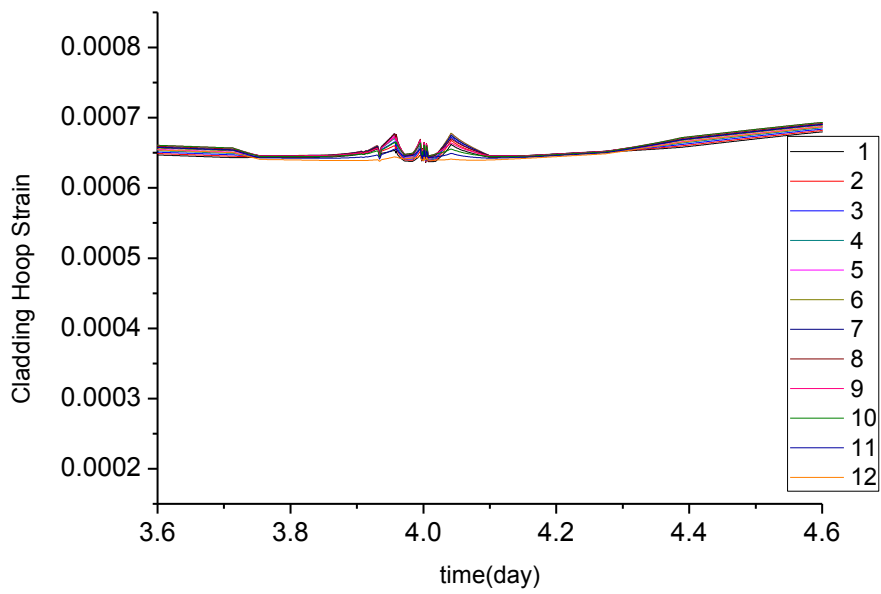


圖 3.3.16 水位降至燃料棒頂端注水之護套環應變

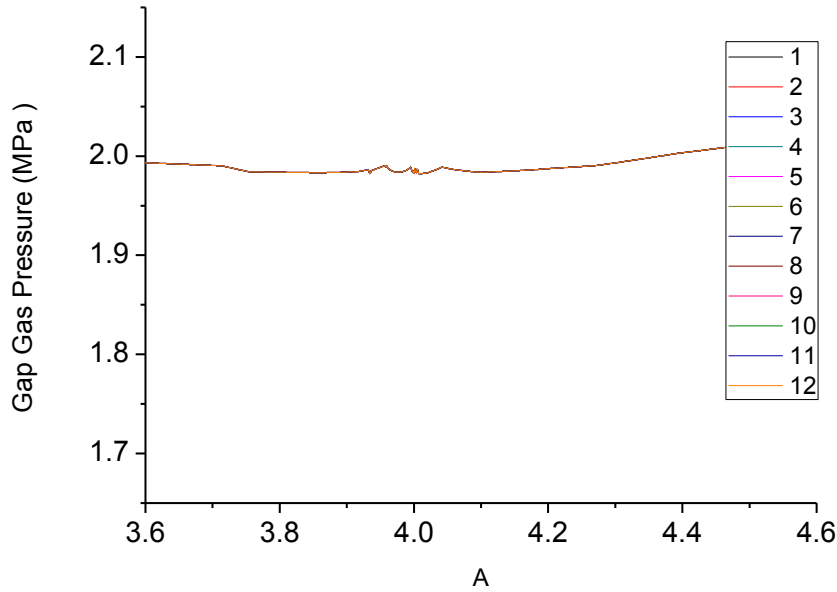


圖 3.3.17 水位降至燃料棒頂端注水之間隙壓力

(ii) 燃料棒裸露三分之一時注水

案例二為燃料棒裸露到 1/3(水位到達 2/3 燃料棒之高度)時進行注水，圖 3.3.18 顯示了護套溫度，由圖中可以看出在注水前護套溫度劇烈變化，護套溫度上升到 500K 左右，而在注水之後護套溫度又恢復 380K 左右。圖 3.3.19 為護套環應變的結果，在注水前環應變最高值為 0.0016 左右，注水之後環應變恢復至 0.0007 左右，在護套環應變最高值之 0.0016 仍小於法規限制值 0.01。圖 3.3.20 為燃料棒間隙之壓力之結果，在注水前。護套溫度上升時，護套間隙壓力也隨之上升，在注水之後護套間隙壓力也下降恢復定值。在此案例的護套間隙，之結果顯示在圖 3.3.21，在護套溫度上升期間護套間隙也下降，在注水之後護套溫度下降之後護套間隙也恢復定值，氧化層厚度之結果在暫態期間皆無變化，因此沒有放在結果中。綜合以上之計算結果，在燃料棒裸露到頂端注水時，護套仍保持完整性。

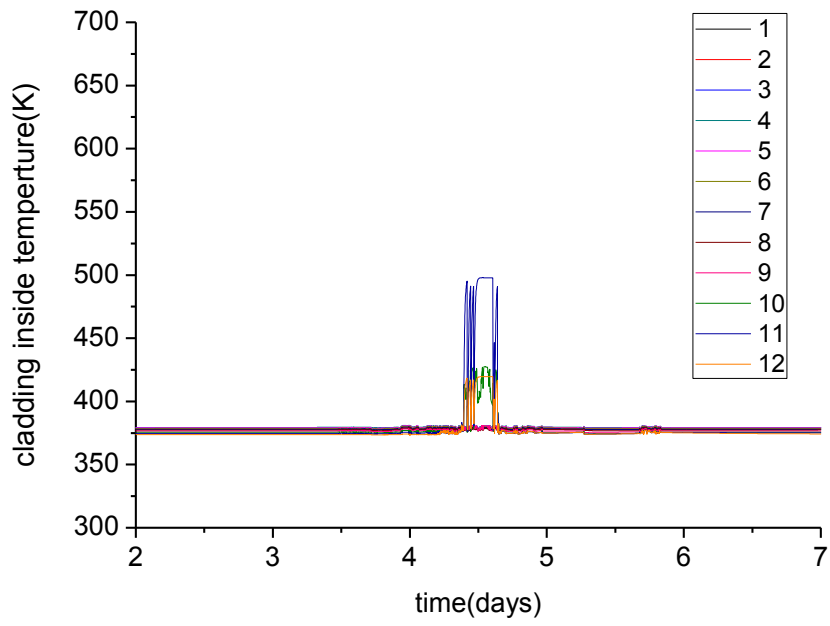


圖 3.3.18 燃料棒裸露三分之一之護套溫度

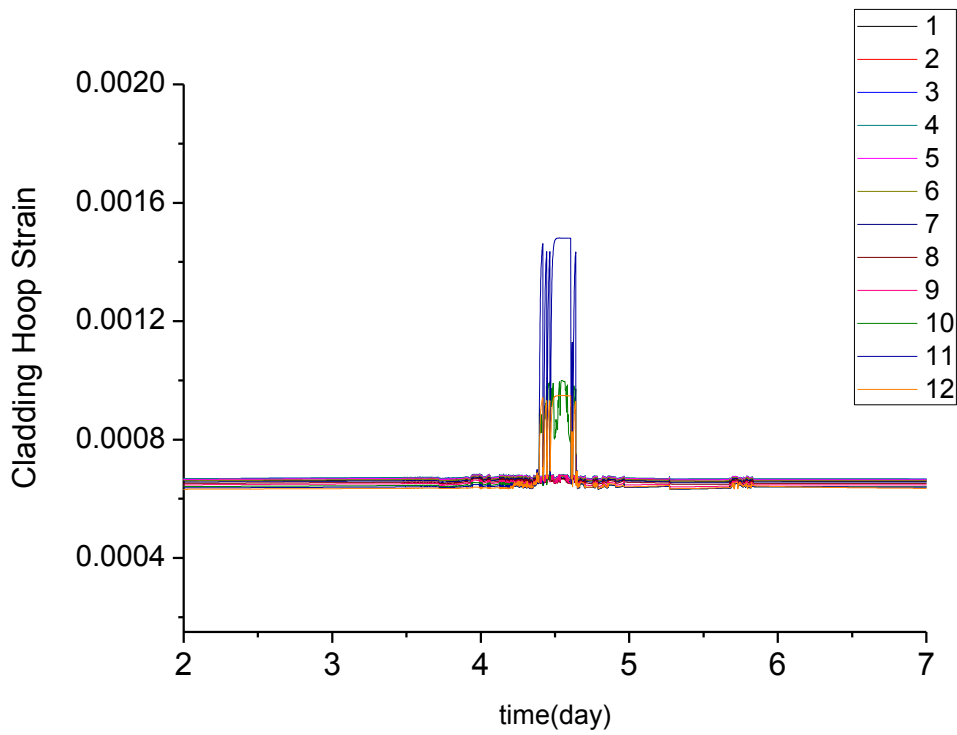


圖 3.3.19 燃料棒裸露三分之一之護套環應變

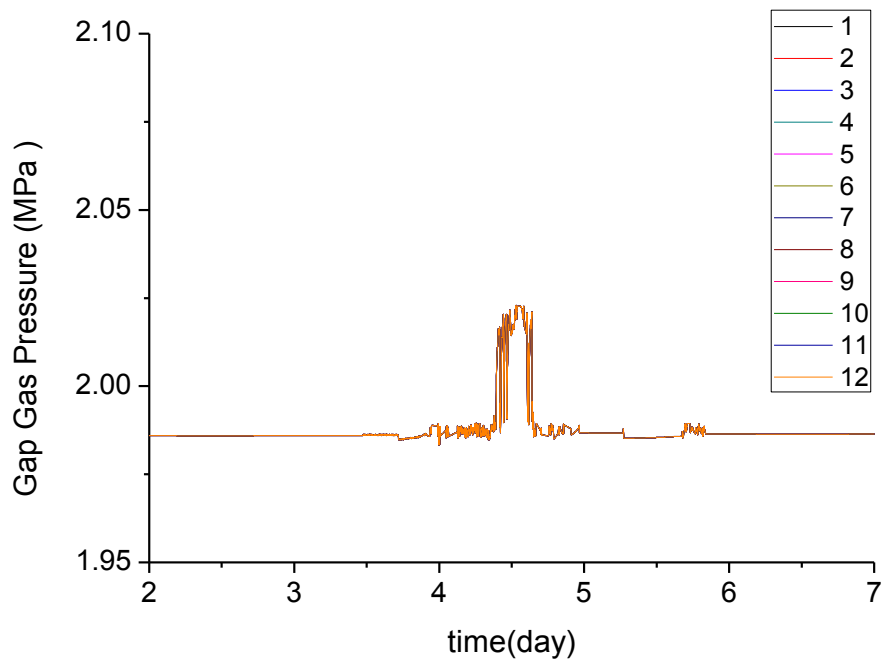


圖 3.3.20 燃料棒裸露三分之一之護套間隙壓力

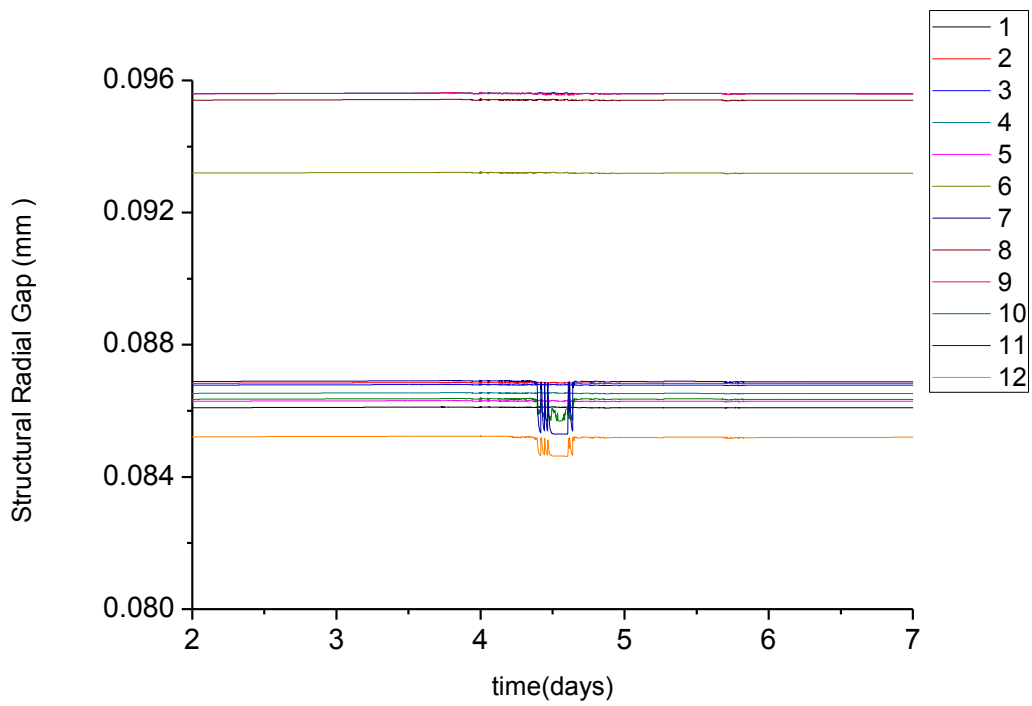


圖 3.3.21 燃料棒裸露三分之一之護套間隙

(iii) 燃料棒裸露二分之一時注水

圖 3.3.22 顯示了燃料棒裸露到 1/2 注水之計算結果之護套溫度，由圖 3.3.22 中可以看出在注水前護套溫度劇烈變化，護套溫度上升到 800K 左右，而在注水之後護套溫度震盪並快速下降。圖 3.3.23 為護套環應變的結果，在注水前環應變最高值為 0.004 左右，雖然這個在以往之燃料棒暫態計算中之護套環應變偏高，不過仍在法規限制值 (0.01) 之內，而注水之後環應變也快速下降，表示並無超過法規限制值之疑慮；圖 3.3.24 也顯示護套氧化層厚度在暫態期間也無任何變化，表示 FRAPTRAN 計算中，燃料棒裸露二分之一時注水，護套並無損壞之疑慮。

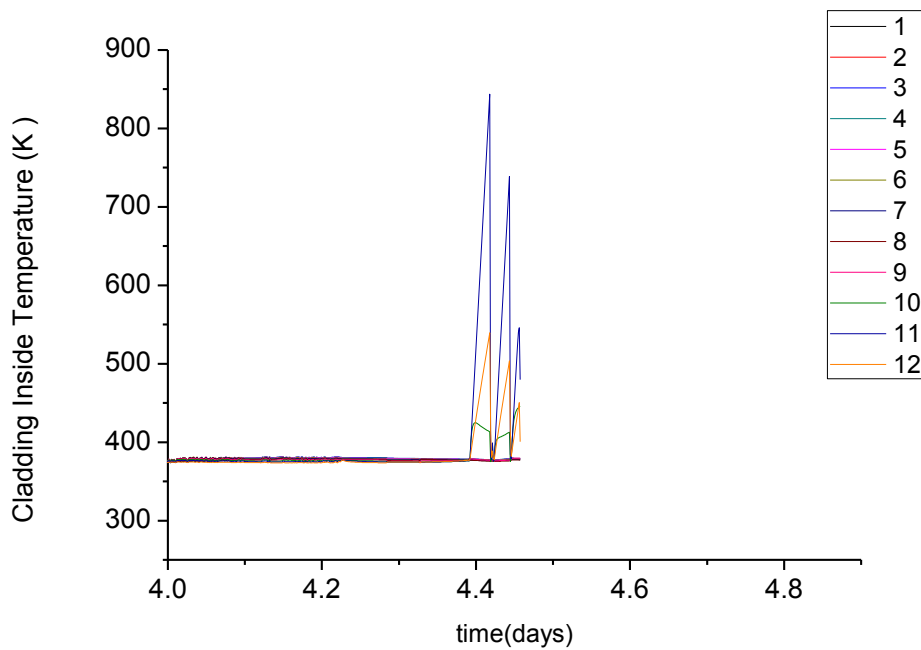


圖 3.3.22 燃料棒裸露二分之一之護套溫度

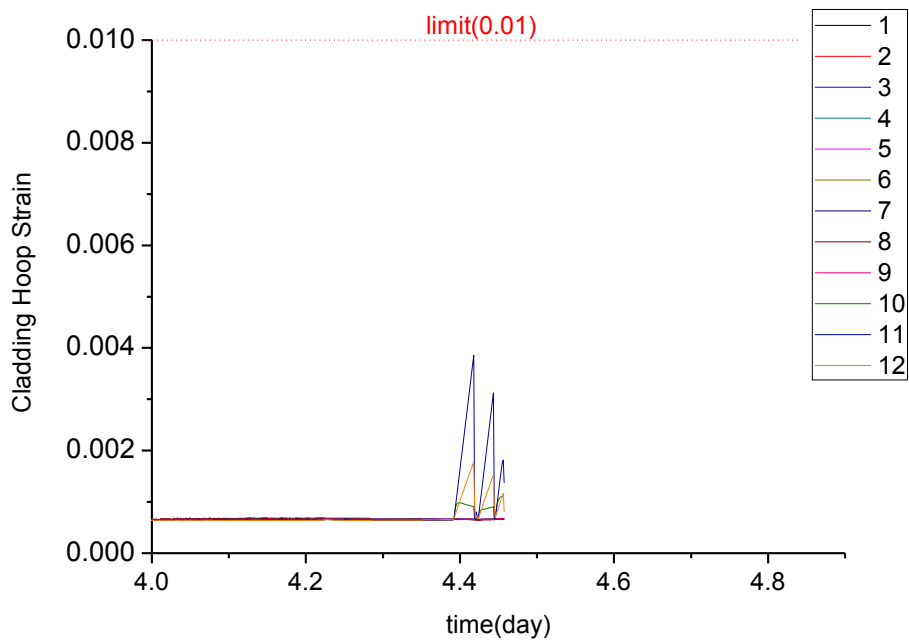


圖 3.3.23 燃料棒裸露二分之一護套環應變

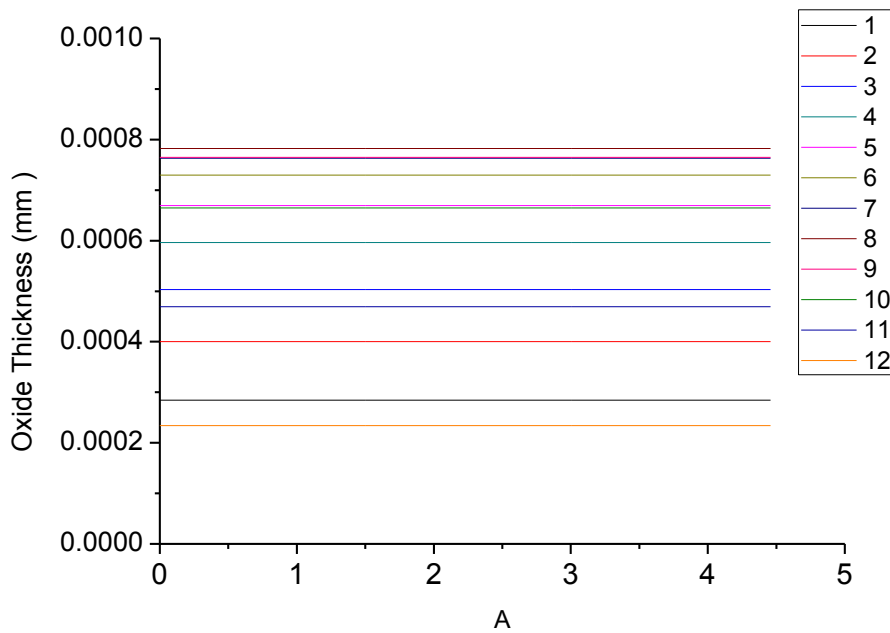


圖 3.3.24 燃料棒裸露二分之一護套氧化層厚度

本研究成功的發展了一套 FRAPTRAN 於用過燃料池之燃料棒的分析方法。此方法主要是利用熱流或系統程式的分析結果(如: TRACE、CFD 等), 將其數據輸入於

FRAPTRAN 的輸入檔中，然後使用 FRAPTRAN 來進行燃料棒之性質分析。在本報告中則是利用 TRACE 的分析結果(用過燃料池之喪失正常冷卻系統的分析與補水之時機點研究)，使用 FRAPTRAN，進行在上述狀態下的燃料棒之性質分析與研究。

此研究中之第一部分為長時間失去冷卻循環之全黑事故，在此事故下，燃料池水位因為沒有進行冷卻補水，燃料棒之節點 10 之護套溫度在 4.5 天達到 1088K；護套環應力在 4.51 天下降至 0 表示燃料棒內外之壓力相等，顯示燃料破損；護套環應變在 4.5 天超過法規限制(0.01)；而氧化層厚度也在 4.5 天接近法規限制。由以上參數可判斷護套在 4.5 天破損在節點 10。

在燃料池注水救援措施中之三個案例 i)水位降至燃料頂端注水中，在注水前護套溫度有輕微上升，在注水後恢復 370K。ii)燃料棒裸露三分之一時注水，在注水前護套溫度上升至 500K 左右，在注水後恢復 370K 左右，護套環應變，與氧化層厚度皆在法規限制內。iii) 燃料棒裸露二分之一時注水，在注水前第 4.4 天護套溫度上升至 800K 左右，在注水後恢復 370K 左右，護套環應變，與氧化層厚度皆在法規限制內。

MELCOR

完成 TRACE 及 FRAPTRAN 計算後，多重程式結合之用過燃料池安全分析完成了第一部份，TRACE 計算燃料池事故下之熱水流效應並提供數據給 FRAPTRAN 進行燃料安全分析。然而，在長時間失去冷卻系統的燃料池事故下，有氫氣產生之可能性，此時嚴重事故分析程式 MELCOR 就派上其用場。

本研究利用 MELCOR 建立國聖電廠(核二廠)之用過燃料池熱水流分析模式，用以分析燃料池事故之現象。MELCOR 為美國 NRC 開發之核電廠安全分析系統程式，其主要功能為嚴重事故之計算，在福島事故之後，用過燃料池的嚴重事故頓時成為熱門研究議題，透過 MELCOR 的計算，燃料池嚴重事故，如：護套破損、氫氣產生、鋁合金火災、氫氣燃燒、放射產物釋出等等現象都能展現出來。本研究以 MELCOR 模式中的燃料池模式來模擬用過燃料池，並模擬電廠全黑並喪失補水，以此了解此事故下水位下降速度以及護套溫度超出限值的時間還有氫氣產生等等現象。基本假設與初始條件如下：

- 此模式假設目前 24 週期之燃料全爐退出至燃料池，此為一個相對保守之假設(爐心燃料共 624 束)。
- 全爐退出之燃料共有 624 束，功率總和為 8.6359MW，其餘池中 4232 束功率總合為 1.6272MW，故相加後全燃料池總共 4856 束，總初始功率為 10.2631MW。
- 燃料池尺寸為 11.1583 公尺*11.0010 公尺。
- 用過燃料池之初始水位為 12.19 公尺。
- 用過燃料池之初始水溫為 311K，為運轉規範中的高水溫(BWRT9-1-10)。
- 壓力設定為一大氣壓 1.013e5 Pa。

圖 3.3.25 為核二廠用過燃料池 MELCOR 模式圖，可看出燃料區域分成三個 CHANNEL，其一為全爐退出之 624 束，第二圈為 23 週期之燃料，第三則為 23 週期以前的所有燃料。此模式也連接到大氣，用以計算放射產物之釋出。

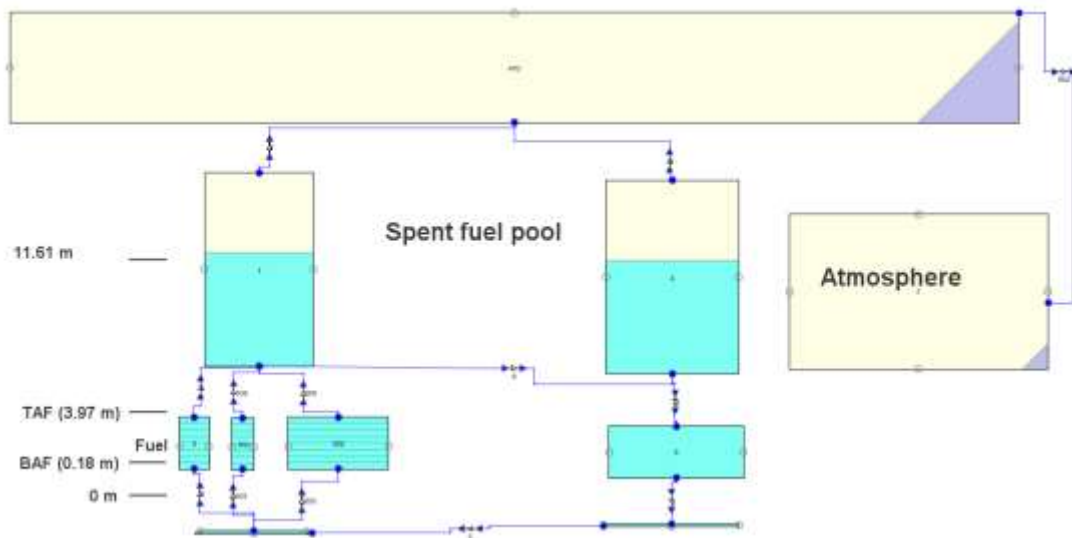


圖 3.3.25 MELCOR 用過燃料池模式

MELCOR 全黑事故模擬

在全黑事故的模擬中，注水設定為不啟動，假設無任何注水進入燃料池，圖 3.3.26 及 3.3.26 為 MELCOR 於此案例的分析結果，圖 3.3.26 為水位，可看到 MELCOR 的模擬顯示，在此相對保守的全爐退出衰變熱設定下，水位會於第四天下降至燃料頂端並使護套溫度開始上升，圖 3.3.27 為護套溫度，約在第四天護套溫度會上升至法規限值 1088K，圖 3.3.28 為氫氣產生及氧化熱，可看出在事故後第四天會開始因鋁水反應產生氫氣，護套開始氧化，透過此分析顯示，在燃料池全黑事故後電廠有四天之應變時間，可以準備噴灑之補救措施或回復電源，其時間餘裕是非常充足的。

MELCOR 補救注水措施模擬

透過 MELCOR 的核二廠全黑模擬，得知了水位抵達 TAF 的時間為三天，護套溫度上升並開始有氫氣產生的時間為四天，也就是核二廠的用過燃料池於全爐退出的極端保守條件下，還有四天的應對時間。在應對措施方面，核二廠的用過燃料池位於廠外的燃料池廠房，若輻射劑量允許，可以將鐵門打開直接以消防水柱噴灑降溫；若燃料池周邊輻射劑量較高，也可由廠房外的快接頭以消防車提供水源，以噴灑的方式進入燃料池廠房，將燃料降溫。故本研究以 MELCOR 程式之核二廠燃料池模式模擬於事故下的噴灑對於護套溫度降溫之有效性進行分析，分別於水位到達 TAF、燃料 2/3、燃料 1/2 三個時間點啟動注水，測試其可行性。本研究之模式與 TRACE 相同，利用均質注水取代噴灑，得到一個較為保守之結果。NEI-06-12 文提供之用過燃料池事故應對措施內容提及電廠最低需提供 200GPM(12.61kg/s)之注水系統，用以應付用過燃料池事故，故本研究就以此注水量進行核二廠用過燃料池全黑事故補水措施之模擬，圖 3.3.29 為此三時間點補水之水位圖，由圖可見當 200GPM 的注水能有效使燃料池水位回升，圖 3.3.30 為護套溫度，其結果顯示當水位下降至 1/2 燃料棒時，護套溫度會上升至 420K，此時進行 200GPM 之注水可以有效降護套溫度，並阻止高溫鋁水反應等嚴重事故的發

生，且在此溫度下並沒有氫氣產生的情形發生，故若以 NEI-06-12 要求之最小注水量 200GPM 進行補水，在第四天前進行補水即可將護套溫度降低並維持於安全的溫度，此分析結果除可提供給電廠於事故應對之時間參考外，也可證明用過燃料池就算處於全爐退出的保守情形下，在事故下仍有四天之餘裕以及相應之安全性。

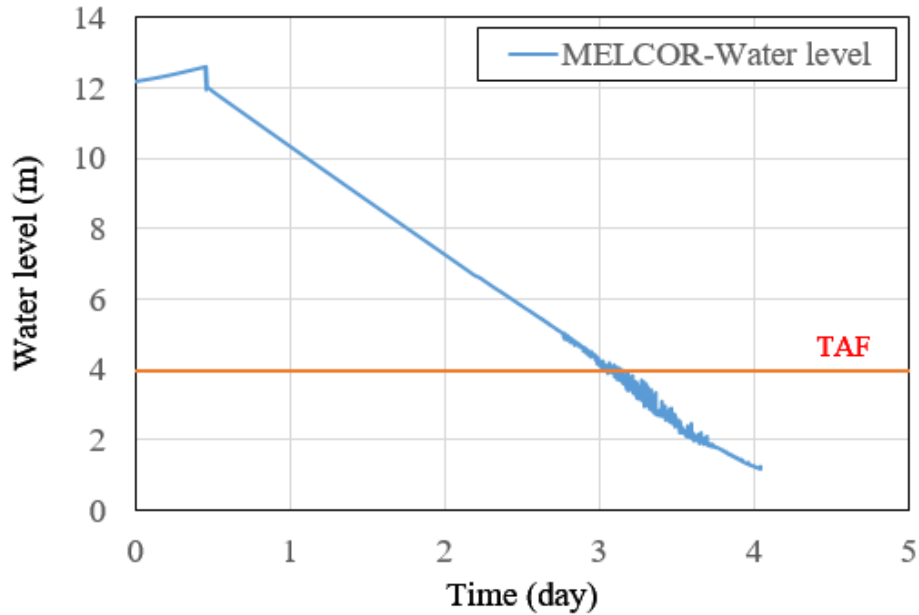


圖 3.3.26 全黑事故水位

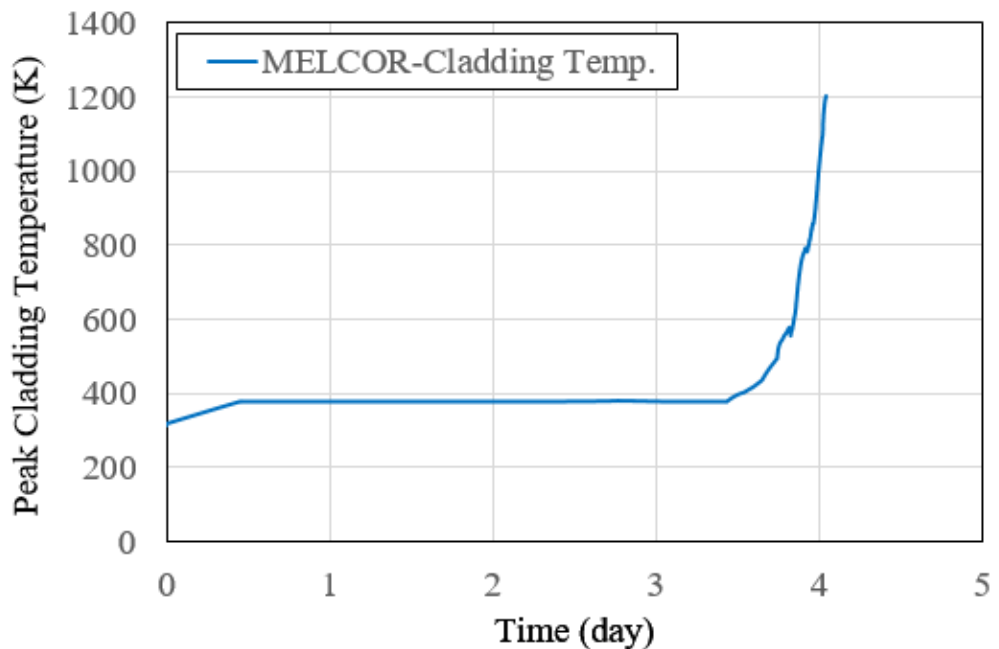


圖 3.3.27 全黑事故護套溫度

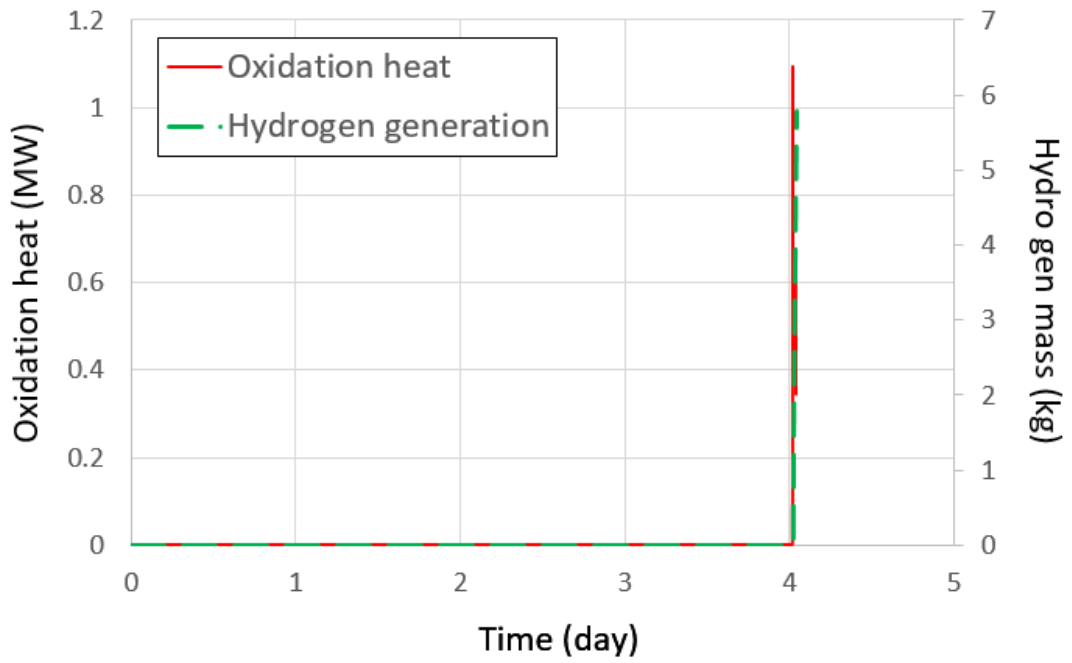


圖 3.3.28 全黑事故氫氣產生及氧化熱

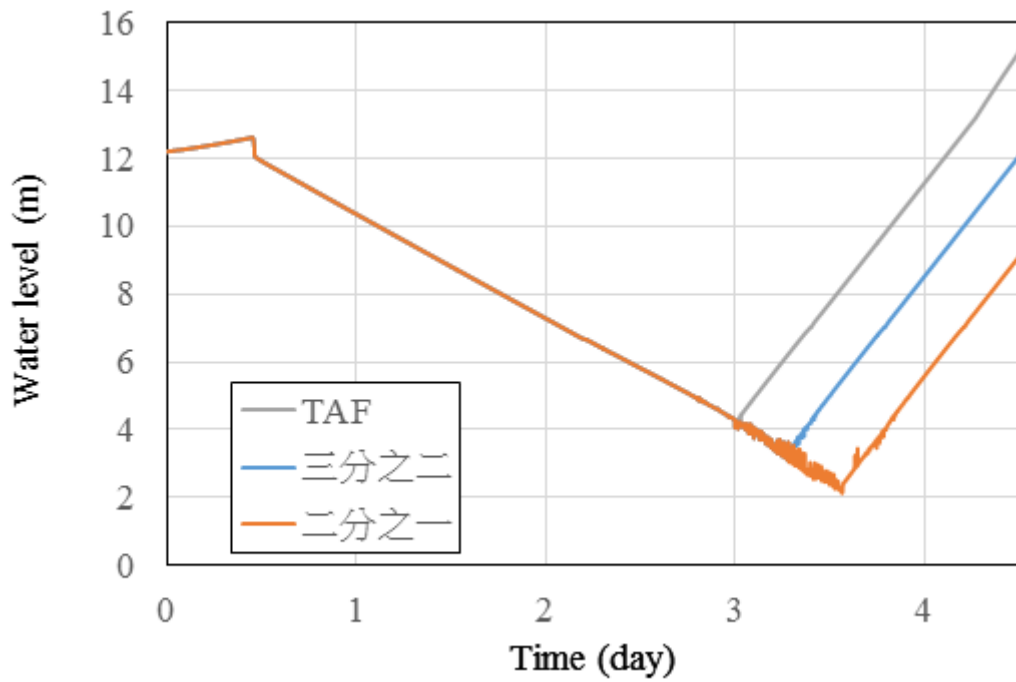


圖 3.3.29 不同救援措施下之水位

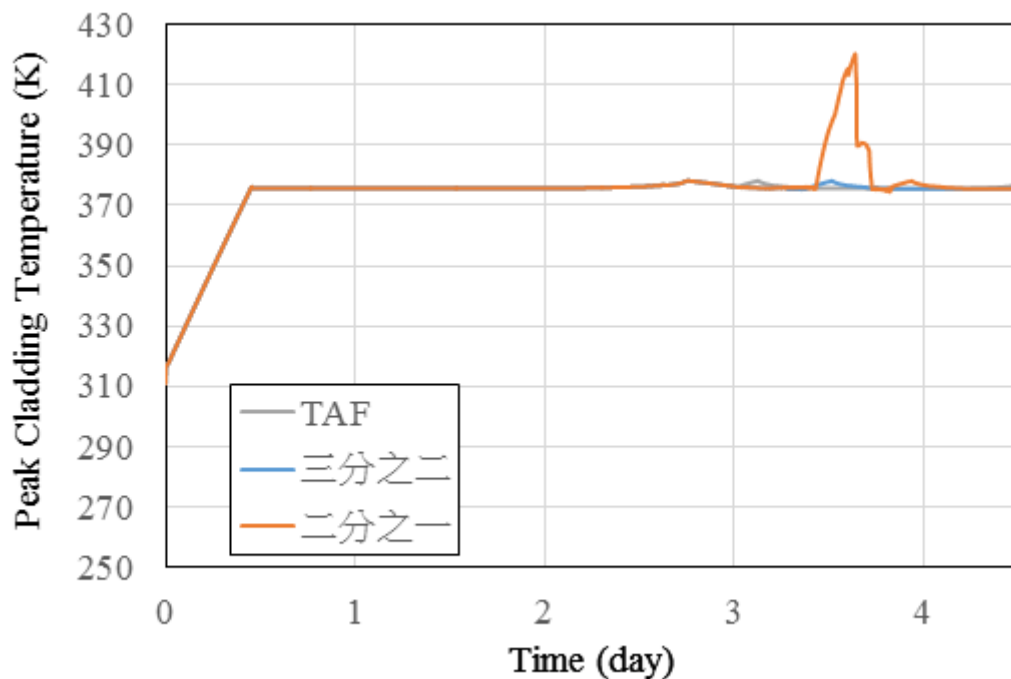


圖 3.3.30 不同救援措施之護套溫度

相較於 TRACE 的分析，MELCOR 程式更注重於嚴重事故相關之模擬，如氫氣產生、放射產物釋出等，同時熱水流分析也顯示 MELCOR 及 TRACE 的相關趨勢相同，並都驗證了 NEI-06-12 補水救援措施之有效性。

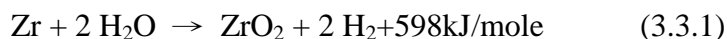
MELCOR 燃料池模式靈敏度分析

本文上方已進行了用過燃料池相關模擬，MELCOR 模式模擬用過燃料池是新版 MELCOR 新增之功能，故使用上還有許多待釐清之議題，本章節望透過相關靈敏度分析，強化燃料池模式建立方法的選用以及事故模擬下的結果判斷。

護套氧化熱及衰變熱(Oxidation heat)

嚴重事故中要面對的熱不全然只是衰變熱，當護套溫度上升並產生劇烈的氧化反應後，會產生所謂的鋳合金火災，方程式(3.3.1)為鋳水反應的方程式，其產生的熱量甚至為衰變熱的 10 倍以上，圖 3.3.31 為金山電廠類福島事故模擬中，爐穴的熔渣衰變熱和氧化熱的比較，可以看出其差距非常大。氧化熱會造成護套溫度快速上升，並帶來燃料熔化等其他嚴重事故現象，當溫度大於 1810K 後，氧化反應因為高熱變成自發反應，更加加速燃料的溶解。值得一提的是，當劇烈氧化已經發生，此時的注水行為則需要更加縝密的考量，當冷水注入並接觸高速氧化的燃料，會因為水源增加反而加速鋳水反應，進而使護套溫度有一個快速上升的現象，直到大量水持續進入才能將其冷卻，故水源不足的情況下不該貿然對於已經受損的爐心進行灌水。在 MELCOR 模擬方面，方程式(3.3.2)為 MELCOR 對於鋳水反應的氧化計算，W 為單位面積的氧化質量，

K 則為利用 Urbanic-Heidrich 常數計算出之數值，如方程式(3.3.3)和(3.3.4)；而在桑迪亞在鋳合金火災的實驗中，確認達到自發反應後的護套氧化速度有所不同，故在 1853K 上下分為(3.3.3)及(3.3.4)兩個公式。



$$\frac{d(W^2)}{dt} = K(T) \quad (3.3.2)$$

$$K(T) = 29.6 \exp\left(\frac{-16820}{T}\right) \text{ for } T < 1853\text{K} \quad (3.3.3)$$

$$K(T) = 87.9 \exp\left(\frac{-16610}{T}\right) \text{ for } T \geq 1873\text{K} \quad (3.3.4)$$

失水事故之鋳合金火災模擬

鋳合金火災為燃料池在高溫下與水蒸氣或氧氣進行高速氧化，看起來如同燃燒一般放出非常大量的氧化熱，其細節上節已做過介紹，本節將以金山電廠用過燃料池的喪失冷卻水事故(LOCA)，來探討失水狀況下用過燃料池之現象；本研究為簡化計算時間，選擇利用功率稍低，池子較小的金山電廠燃料池來進行模擬，雖非使用國聖電廠之燃料池模式，但在 MELCOR 燃料池模式方面，兩者只有幾何及功率之差異，並不影響所作之靈敏度分析。金山電廠池中衰變熱約為 8.9MWt，初始水位為 11.6m。本研究在池底打開 0.1m²之流道，模擬池底破損造成之冷卻水流失事故；圖 3.3.32 為金山電廠用過燃料池喪失冷卻水事故之 MELCOR 模擬的水位圖，池水因為破洞在 30 分鐘內全部流失，造成護套溫度急速上升，圖 3.3.33 為此模擬之護套溫度，最熱的爐心環區(Ring 1)之溫度於 3 小時內急速上升，並造成鋳合金火災。在燃料池失水事故中，因為沒有全黑事故中的大量水蒸氣，高溫護套會與氧氣進行鋳合金的氧化反應，造成鋳合金火災，下方方程式(3.3.5)及(3.3.6)為全黑事故下的鋳水反應及失水事故下的鋳合金氧化反應比較，可看出鋳合金與氧氣反應放出的氧化熱甚至接近鋳水反應的兩倍。桑迪亞國家實驗室在空氣中加熱鋳合金做過相關實驗，當鋳合金溫度高過 Break away 溫度後，會產生高速氧化並起火燃燒，桑迪亞也同時以此實驗的結果來設定 MELCOR 的鋳合金氧化模式，模擬鋳合金於特定高溫高速氧化之情形。在本節的模擬之中，燃料池失水事故共產生了 400kg 的氫氣，相對於全黑事故的 2500kg 相對稀少，也是因為鋳水反應與鋳氧反應之差異。



氫氣燃燒靈敏度分析

如前章之介紹，用過燃料池之 MELCOR 模式將燃料池分成三區，並以爐心組件的三環區來做模擬，三個環區各自連結到一個控制體積(CVH)，然而，MELCOR 程式的氫氣計算是以控制體積為單位，單控制體積並無法如實展現氫氣燃燒之情形，故本節將以

不同控制體積切割方式，來進行金山電廠用過燃料池失水事故之模擬。圖 3.3.34 為將燃料區的控制體積切割之 MELCOR 用過燃料池模式，所有小型控制體積的體積總和還是與原來相同，圖 3.3.35 至圖 3.3.38 為切割後控制體積與單一控制體積的比較圖，運行的案例同樣為為燃料池冷卻水流失事故；圖 3.3.35 為水位圖，因為總體積還是相同，故控制體積的切割不影響水位的結果；圖 3.3.36 為護套溫度，分割控制體積的模式護套溫度上升有較快的趨勢，其原因為控制體積的量增加可以使溫度變化更為靈敏，而非之前的單一控制體積造成燃料軸向的冷卻水(或空氣)為一均質化的情況；圖 3.3.37 為氫氣產生量比較圖，氫氣大約有 50kg 的差異；圖 3.3.38 則為燃料池上方空間的氫氣燃燒情形，在舊的單一控制體積下，此案例於廠房發生了一次氫氣燃燒，但分割控制體積後則無，但在 MELCOR 的燃燒紀錄裡顯示，氫氣在燃料區域就進行了多次的燃燒，也顯示氫氣在還未上升至廠房就在燃料區域進行燃燒，可以看出分割後的控制體積提供了燃料區較細節化的氫氣燃燒情形。透過此分析可看出分割控制體積後可以給出較細節及保守的燃料池計算，但計算時間則由本來單一控制體積幾個小時變成好幾天甚至一週，故在進行分割前應評估所需要之結果，來平衡計算上的時間花費。

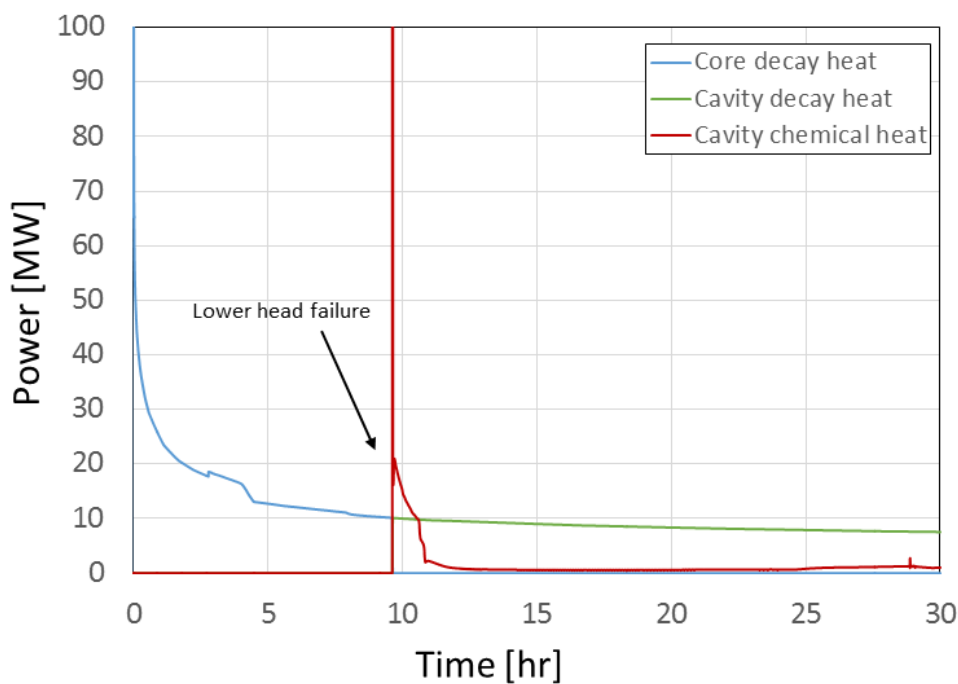


圖 3.3.31 衰變熱與氧化熱比較圖

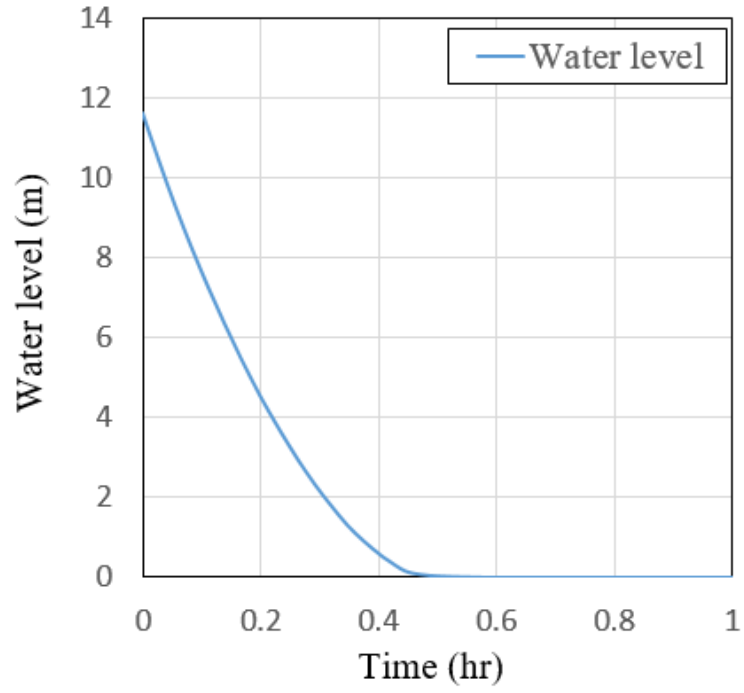


圖 3.3.32 燃料池失水事故-水位

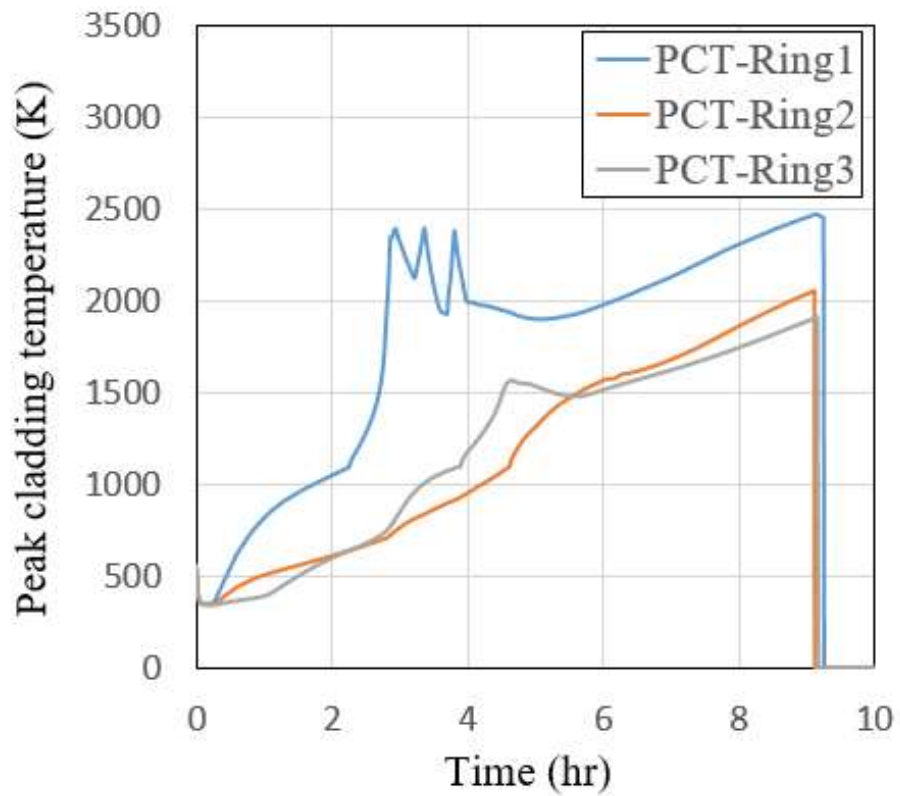


圖 3.3.33 燃料池失水事故-護套溫度

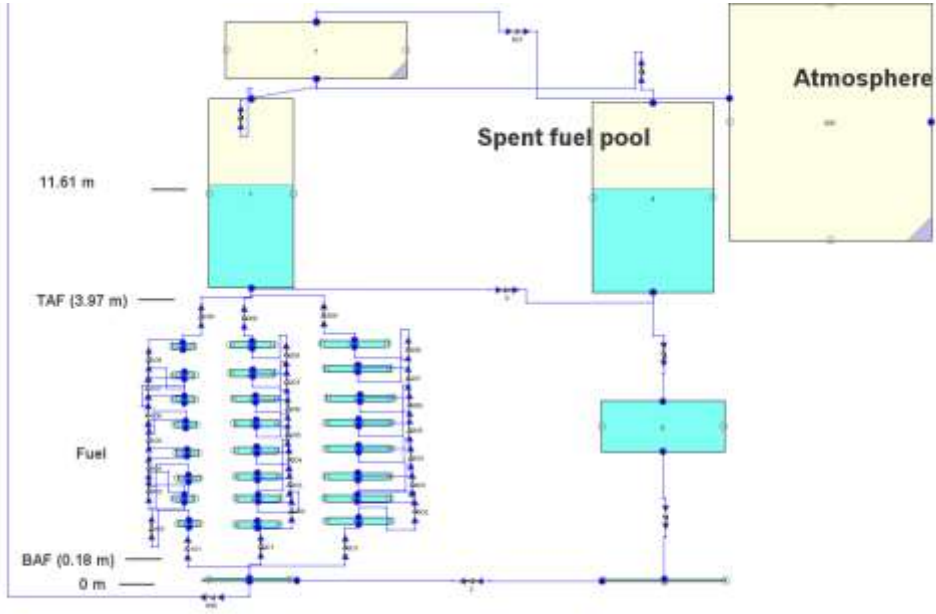


圖 3.3.34 金山電廠用過燃料池分割控制體積模式圖

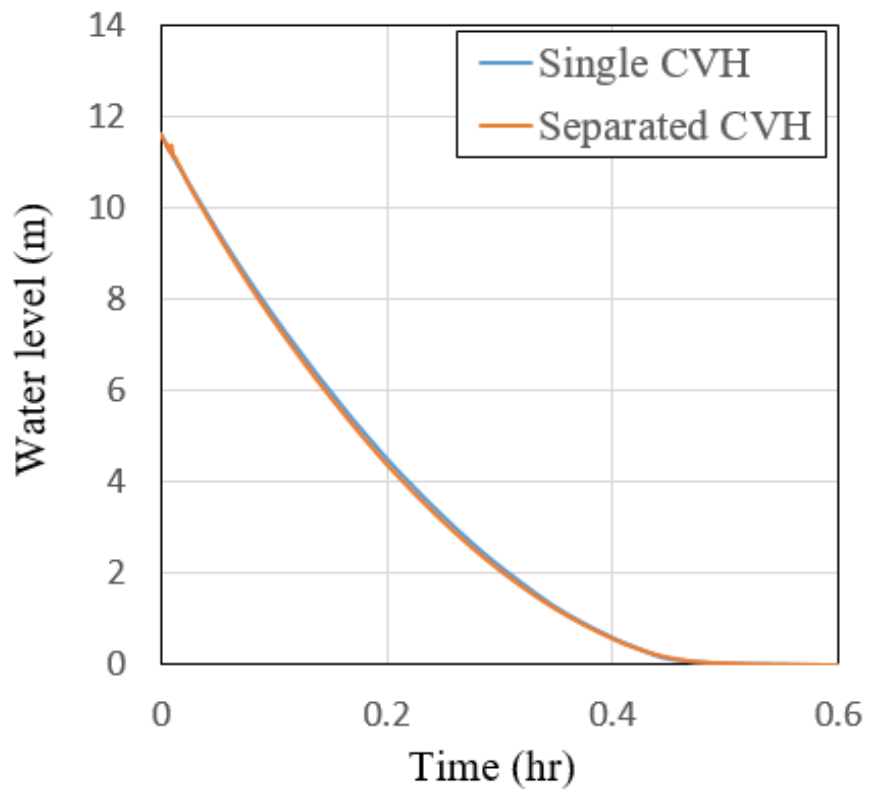


圖 3.3.35 燃料池失水事故控制體積切割比較-水位

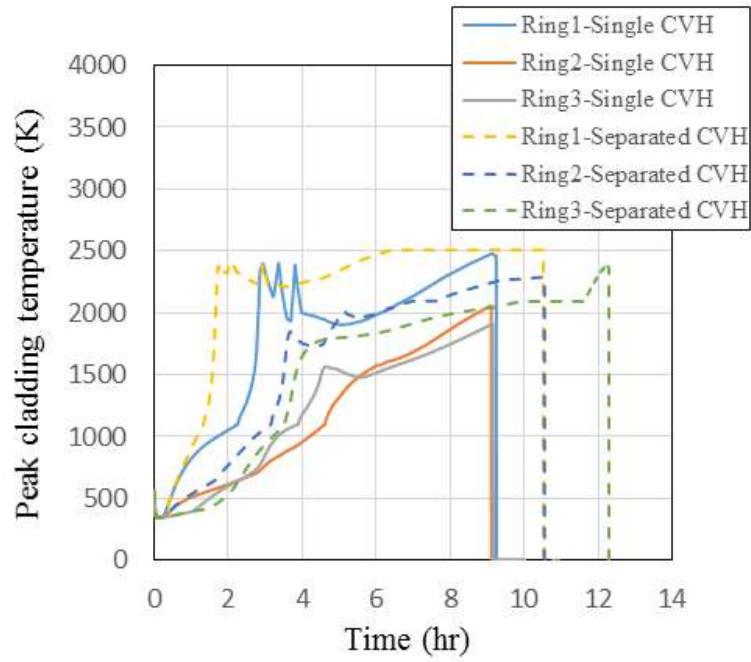


圖 3.3.36 燃料池失水事故控制體積切割比較-護套溫度

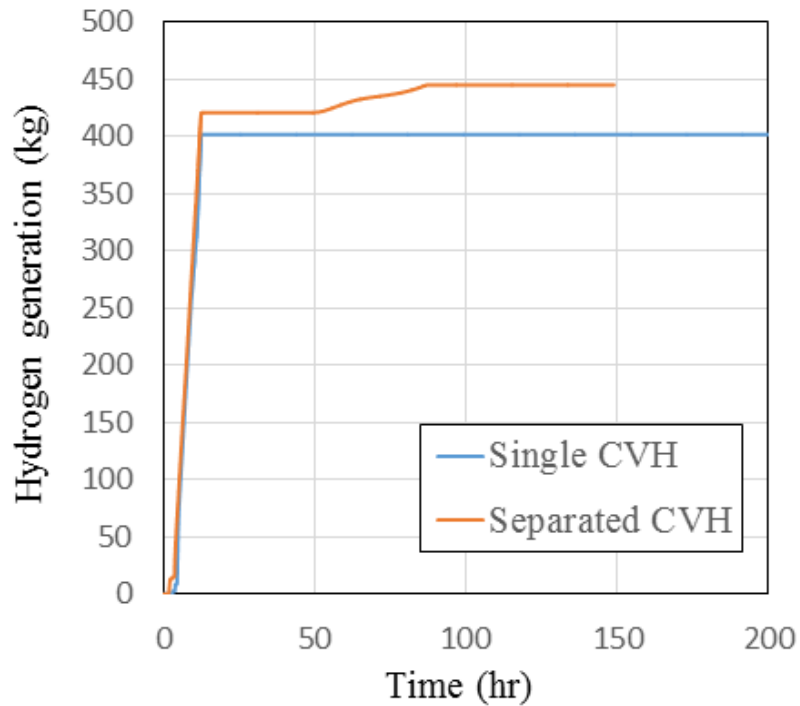


圖 3.3.37 燃料池失水事故控制體積切割比較-氫氣產量

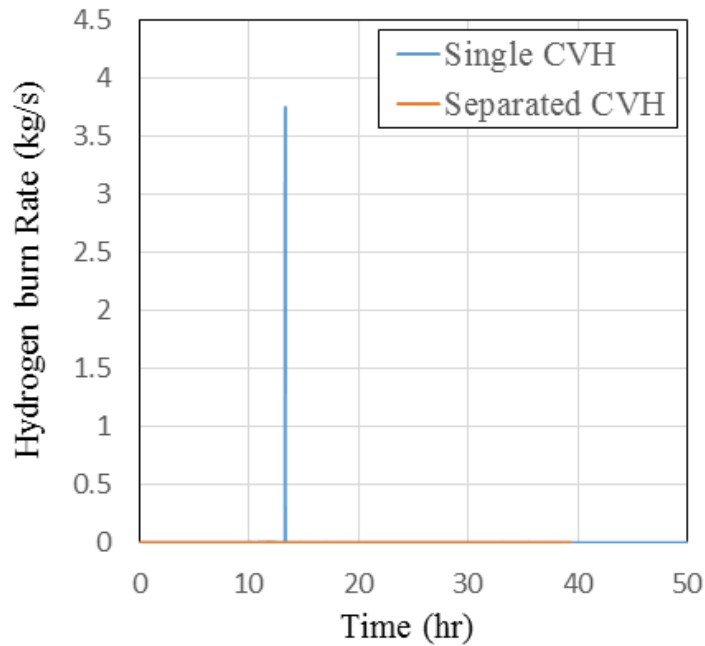


圖 3.3.38 燃料池失水事故控制體積切割比較-廠房氫氣燃燒

CFD

本工作項目之執行方法為使用 ANSYS FLUENT 建立核二廠之用過燃料池內燃料束熱水流分析三維模型，並用以模擬燃料池事故發生時分析其熱水流現象。本工作項目之執行時需使用前需先蒐集核二廠用過燃料池、燃料束以及其運轉之相關資料，用於建立三維幾何模型與邊界參數設定。

本研究進行核二燃料池之燃料束評估時，係以自由液面為介，將未裸露之燃料以能量守恆及質量守恆方程式來估算用過燃料池的整體溫升、水位變化。而當池水下降至低於燃料頂部，並導致燃料發熱段裸露時，局部的流場與溫度變化再採用詳細 CFD 模式進行求解，並以水位變化條件與燃料束軸向功率作為 CFD 分析模式中的進口水蒸汽流量計算基準。因此本章將對燃料為裸露前之估算模式與 CFD 分析模式分別進行介紹。

用過燃料池燃料裸露前之估算分析模式

核二廠用過燃料池區分為東西兩池，中間透過燃料傳送渠道來進行連接以進行燃料傳送作業，因此在進行評估時需同時考慮東西池與連接渠道，如圖 3.3.39 所示。

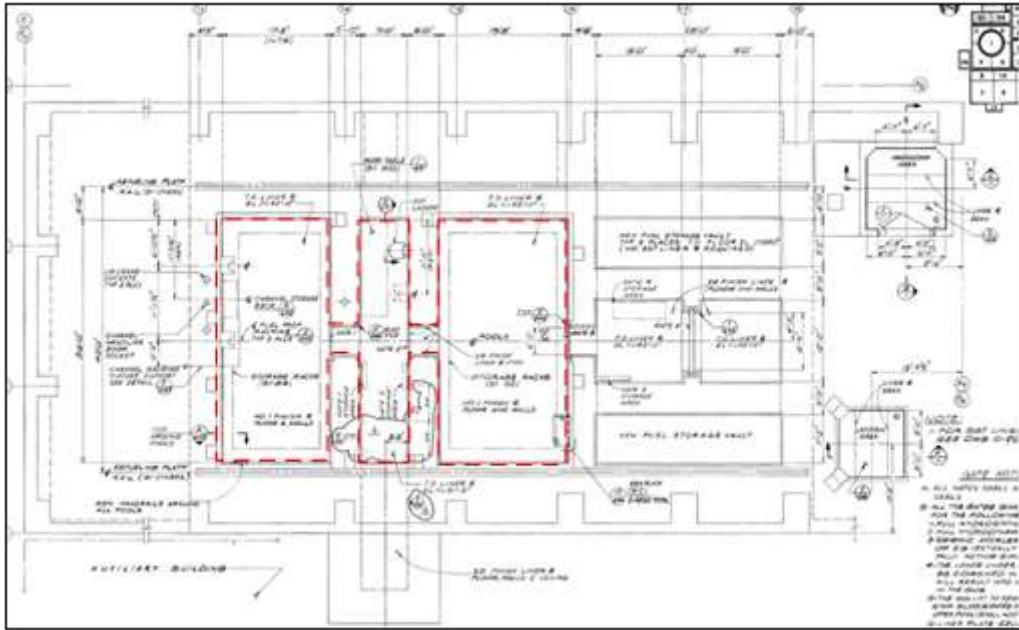


圖 3.3.39 核二廠用過燃料池設計與連接渠道示意圖

而在水量評估方面，需考慮內部已有之儲存格架與已儲存之燃料所占面積，因此空間將略為減少，格架頂端上方則無任何組件，因此計算區域可從格架燃料頂端區分成上下兩區，並由下列公式求得整體池水質量：

$$\rho(A_{upper} \times L_{upper} + A_{bottom} \times L_{bottom})$$

其中， A_{upper} 與 A_{bottom} 分別為燃料池於格架頂端與下方之有效池水面積，且兩者之關係可進一步寫為：

$$A_{bottom} = A_{upper} \times (\text{porosity of rack})$$

而 *porosity of rack* 則可藉由其體積來加以求得，因此可求得用過燃料池總水量約為 1620.8 m^3 。

上述水位之變化係與燃料池內所具有之有效發熱量有關，此一有效發熱量除與當前燃料之整體衰變熱相關外，更與燃料未裸露部分之軸向功率分佈之積分值有關，其式可表達為：

$$P_{eff} = P_{decay} \times \left(1 - \int_{\text{pool bottom}}^{\text{free surface}} f_{\text{axis power shape}}\right)$$

將上述公式寫入 Excel 後，即可求得事故發生後，燃料未裸露前的池水溫度與水位變化趨勢，如圖 3.3.40 與圖 3.3.41 所示。

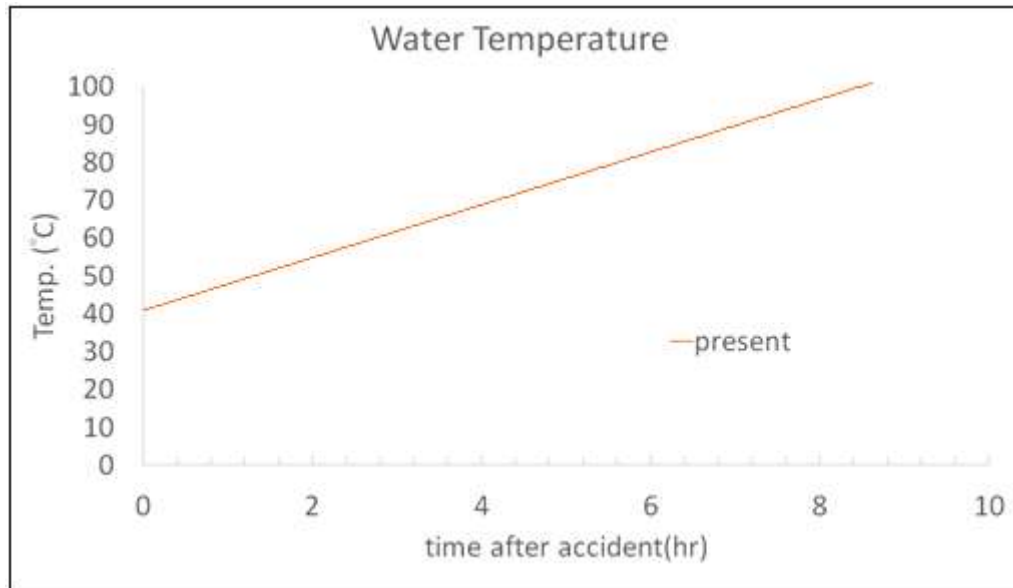


圖 3.3.40 核二廠用過燃料池之水溫變化趨勢

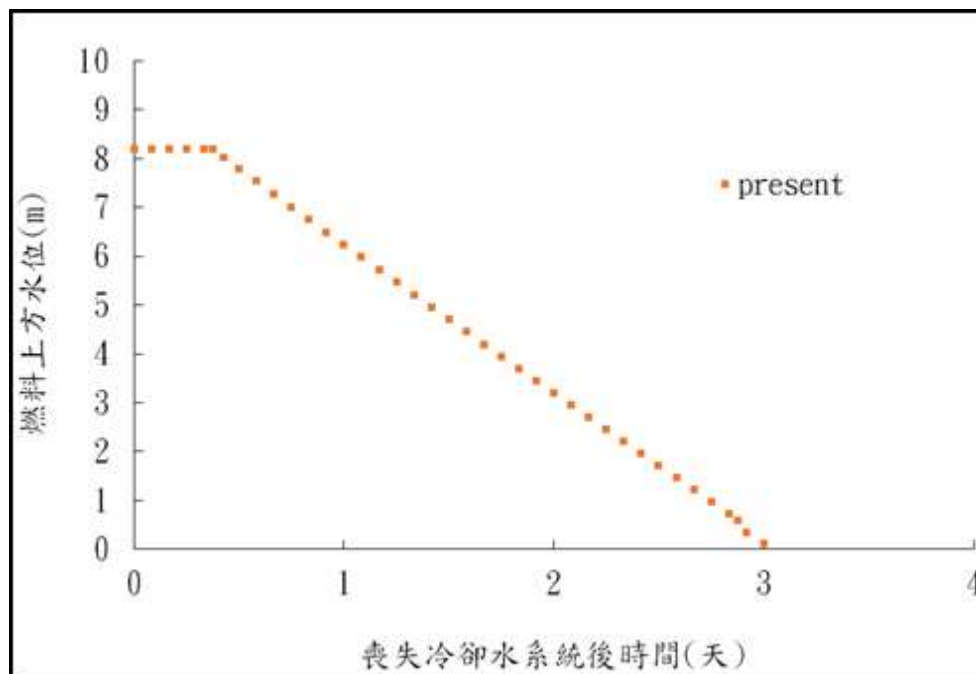


圖 3.3.41 核二廠用過燃料池之水位變化趨勢

用過燃料池燃料裸露後分析模式

本研究選擇以熱流效應最為保守的燃料設計進行模式建立，並藉由一連串的幾何模型、網格建立後，再利用相關運轉參數所求得的燃料衰變熱功率進行邊界條件設置計算，並假設燃料為貯滿狀態，利用全池模擬所獲得的燃料最高溫度必定小最小單元模組之計算結果。

燃料束幾何模型建立

目前燃料池內共存有數種不同功率之燃料束，有鑑於燃料在使用後的衰變熱約略與其體積及軸向濃縮度呈正相關係數，因此選擇具有最小燃料體積與最大濃縮度之 ATRIUM-10[40]燃料為基準進行模式建立，係為一合理且保守之假設。ATRIUM-10 燃料之燃料棒呈 10×10 配置方式，其中有 9 根燃料棒之空間為水棒，且為了提昇分析效率，本分析採用 $1/2$ 對稱模型，並將水棒位置填入燃料棒以期透過更為實際之幾何模型掌握此一問題之熱流現象。本研究基於以下假設：

忽略燃料束中的水棒，可略為增加分析結果之保守度；

忽略此單元模式與其它燃料束之間的側向熱傳能力。

經建立後之燃料束外型如 3.3.42 所示，模型中所詳細建構之燃料丸、燃料護套、燃料匣，可供燃料池中退出燃料密集擺置案例計算之用。

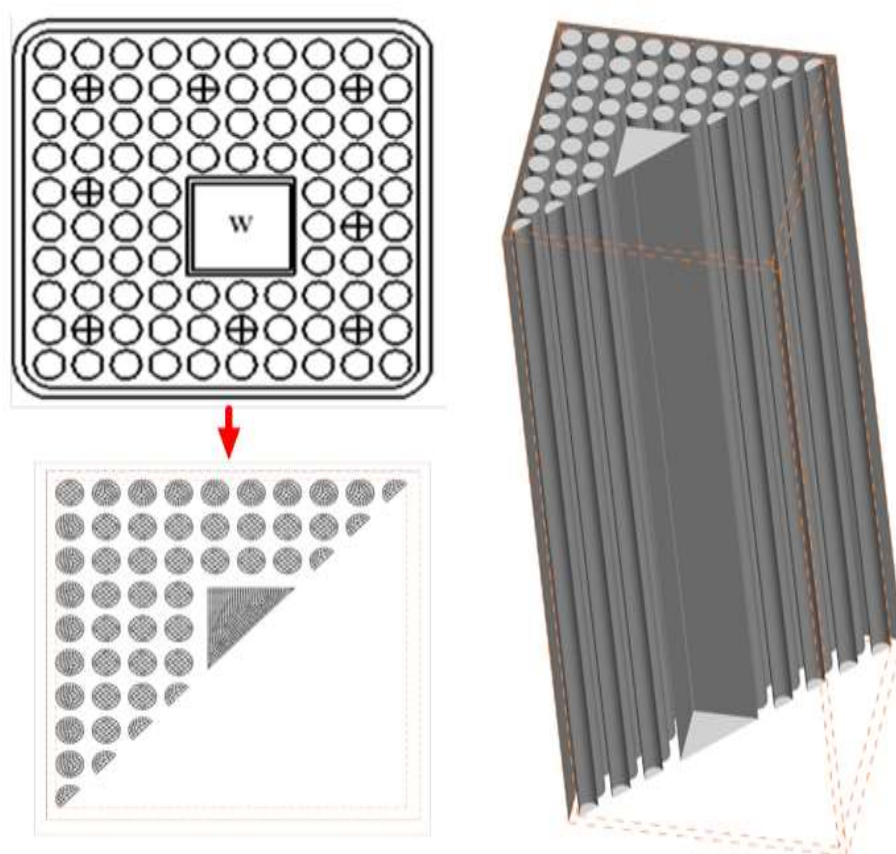


圖 3.3.42 ATRIUM-10 燃料之 $1/2$ 對稱模式

網格生成

整體之網格生成方式是採用六面體非結構式網格為主，並且依據以下條件進行設定：

最小網格之長度為 1mm，主要用以燃料棒表面；

最大網格之長度為 3mm，主要用於流道、燃料丸內部；

為確保網格變化不至過劇，網格之變化率控制在 1.02~1.05 左右。

根據上述條件繪製出模型網格如圖 3.3.43 所示。

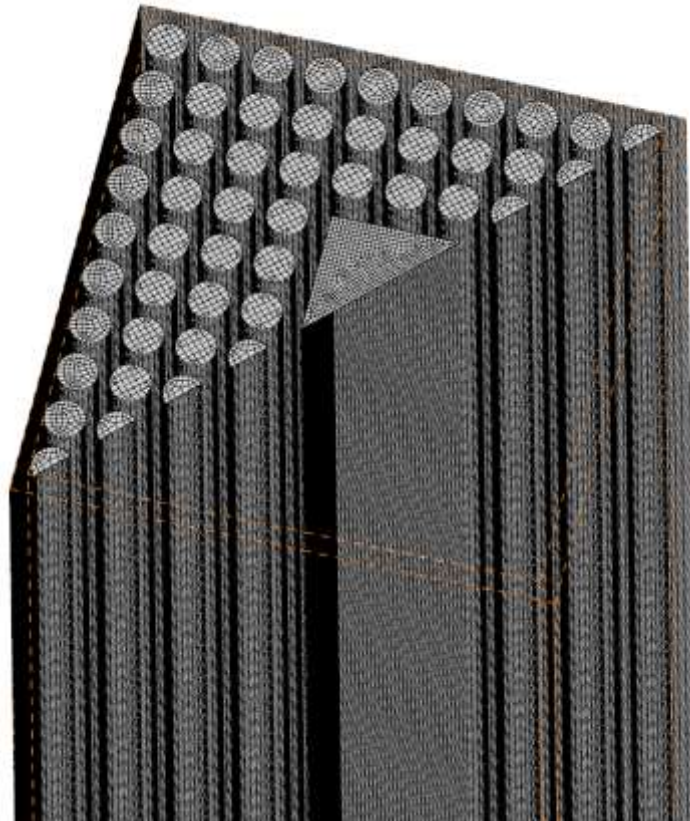


圖 3.3.43 ATRIUM-10 燃料之 1/2 對稱網格分布圖

衰變熱計算

雖然在用過燃料池中絕大多數之核燃料是視為被用過且無法使用的低燃耗核燃料，且其產生之衰變熱極小，但在其大量累加之前提下，仍需加以考慮。另外，由爐心剛退出之用過核子燃料，因為冷卻時間往往僅有數天，故其所具有之衰變熱將佔整個燃料池的大部分。而本研究中選用 ASB9-2 衰變熱模式，如表 3.3.2 所示，以確保所得之分析較為保守。

核二廠之衰變熱功率計算

本研究考量以往進行案例分析與事故假設時，皆假設其事故情境為停機大修 7 天之最保守狀況，因此在考量已全爐退出並假設性填滿燃料池後，所得分析結果將可涵蓋核二廠所退出燃料之所有周期，故無需隨周期之改變而重新計算。因此，本研究針對用過燃料池的衰變熱功率計算，將根據核二廠所提供之相關數據(表 3.3.3)進行估

算，並考慮近年該廠所執行之功率提昇後，燃料池於假設性事故前，從爐心挪移至用過燃料池之 624 束燃料(全爐退出)，其熱功率如下所示：

$$P = \frac{2943}{624} \times NOB \times \frac{P}{P_0}$$

其中，2943MWt 係為保守之停機前之爐心功率、624 為爐心內之燃料束總數、NOB 為從爐心挪移至燃料池之燃料束根數、 $\frac{P}{P_0}$ 為相對於運轉功率之衰變熱功率比率。

表 3.3.2 ASB9-2 模式所求得之衰變熱模式

Time after shutdown (second)	ASB 9-2
1.0E-1	0.0852
1.0E+0	0.07779
2.0E+0	0.07357
4.0E+0	0.06898
6.0E+0	0.06622
8.0E+0	0.06415
1.0E+01	0.06242
2.0E+01	0.05635
4.0E+01	0.05023
6.0E+01	0.04703
8.0E+01	0.04477
1.0E+02	0.04291
2.0E+02	0.03638
4.0E+02	0.03025
6.0E+02	0.02763
8.0E+02	0.02610
1.0E+03	0.02302
2.0E+03	0.01925
4.0E+03	0.01521
6.0E+03	0.01331
8.0E+03	0.01228
1.0E+04	0.01160
2.0E+04	0.00962
4.0E+04	0.00759
6.0E+04	0.00663
8.0E+04	0.00610
1.0E+05	0.00574
2.0E+05	0.00465

4.0E+05	0.00349
6.0E+05	0.00293
8.0E+05	0.00261
1.0E+06	0.00239

表 3.3.3 核二廠不同周期退出時間與退出燃料數量(含未來周期預估值)

Cycle No.	Discharge Date	No. of Assemblies Discharged	Total Assemblies in Spent Fuel Pool After Refueling
1	1983/07	212	212
2	1984/10	156	368
3	1985/10	216	584
4	1987/03	192	776
5	1988/04	192	968
6	1989/10	215	1183
7	1991/02	132	1315
8	1992/05	200	1515
9	1993/09	172	1687
10	1994/11	132	1819
11	1996/01	169	1988
12	1997/04	224	2212
13	1998/11	220	2432
14	2000/03	196	2628
15	2001/09	184	2812
16	2003/03	184	2996
17	2004/09	172	3168
18	2006/03	180	3348
19	2007/09	180	3528
20	2009/03	180	3708
21	2010/09	180	3888
22	2012/03	180	4068
23	2013/09	180	4248
24	2015/03	180	4428
25	2016/09	180	4608
26	2018/03	180	4788
27	2019/09	180	4968
28	2021/03	180	5148
29	2022/09	624	5772

CFD 分析案例設定

本研究之燃料池事故分析之程序係概分為：

1. 事故發生，燃料池喪失冷卻能力，燃料池水溫上升至發生沸騰，估算求解升溫速率；
2. 燃料池水位因沸騰蒸發而下降至燃料頂端，求取水位下降速率；
3. 燃料發生裸露並產生溫度上升加速。

考量沉浸於池水中的燃料棒不致有劇烈溫升，且其主要熱傳機制僅止於形成與衰變熱相應之蒸汽產生量，故 CFD 進行模擬時可將燃料棒以液面為界，分為裸露與非裸露部分，並且將非裸露部分所造成之蒸汽產生量以質量流率邊界條件進行設定。此一設定之優點在於可將半裸露期間處於雙相流場之問題，拆解為單相流之問題以利於求解，CFD 運算燃料裸露後之熱傳途徑如圖 3.3.44 所示。

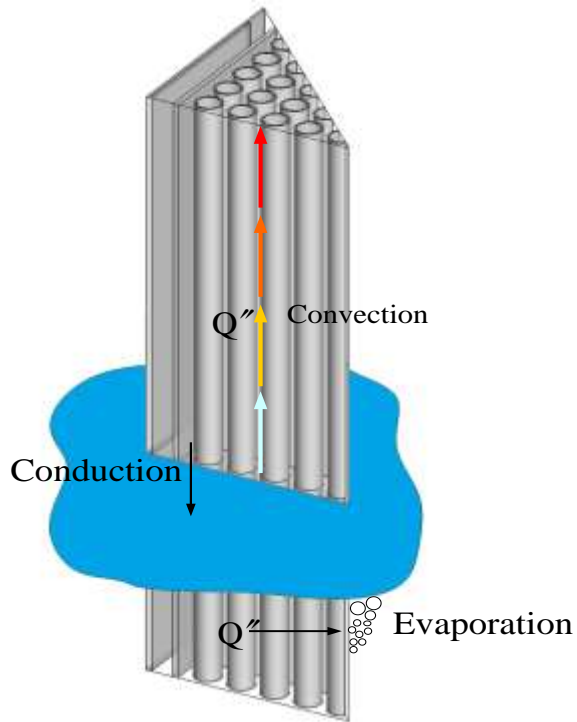


圖 3.3.44 燃料衰變熱在裸露後之熱傳途徑示意圖

本案例之用過燃料池燃料束擺放採用最保守之密集式擺置，將會對其沸騰時間、水位變化進行估算，並模擬池內燃料溫升趨勢。而本案例所使用之材料性質如表 3.3.4 至表 3.3.10 所示，為確保分析結果有其合理性與保守度，分析過程中所採用之材料性質皆以核電廠乾貯系統安全分析報告內之實際材料物理性質來設定。

表 3.3.4 蒸氣流體性質列表

	密度 (Kg/m ³)	比熱 (J/Kg-K)	熱傳導率 (W/m-K)	黏滯係數 (Kg/m-s)
蒸 汽	0.5542	2014	0.0261	1.34x.345

表 3.3.5 氬氣熱傳特性

熱傳特性	溫 度			
	26.7 °C	126.7 °C	226.7 °C	426.7 °C
熱傳導率 (W/m-K)	0.1560	0.1900	0.2218	0.2814

表 3.3.6 水熱傳特性

熱傳特性	溫 度		
	21.1 °C	93.3 °C	148.9 °C
熱傳導率 (W/m-K)	0.6023	0.6854	0.6854
密度 (kg/m ³)	996.5	968.8	913.4
比熱 (J/kg-K)	4,178	4,187	4,312

表 3.3.7 鋁合金(6061-T651)熱傳特性

熱傳特性	溫 度					
	93.3 °C	148.9 °C	204.4 °C	260.0 °C	315.6 °C	398.9 °C
熱傳導率 (W/m-K)	171.3	174.0	176.3	176.3	176.3	176.3
比熱 (J/kg-K)	963					
放射度	0.22					

表 3.3.8 不銹鋼(304 及 304L)熱傳特性

熱傳特性	溫 度				
	37.8 °C	93.3 °C	204.4 °C	287.8 °C	398.9 °C
熱傳導率(W/m-K)	15.06	16.10	18.00	19.21	20.77
密度 (kg/m ³)	8,016	7,994	7,950	7,908	7,858
比熱(J/kg-K)	484.0	503.3	533.4	550.1	567.3
放射度	0.36				

表 3.3.9 鋁合金熱傳特性

熱傳特性	溫 度			
	200 °C	300 °C	400 °C	500 °C
熱傳導率(W/m-K)	14.33	15.16	16.62	18.07
密度(kg/m ³)	6,560			
比熱(J/kg-K)	301.5	309.8	318.2	330.8
放射度	0.75			

表 3.3.10 燃料丸(UO₂)熱傳特性

熱傳特性	溫 度				
	37.8 °C	93.3 °C	204.4 °C	287.8 °C	398.9 °C
熱傳導率(W/m-K)	7.892	7.207	5.753	4.901	4.403
密度 (kg/m ³)	1,578	1,716	1,855	1,965	2,021
比熱(J/kg-K)	1658				
放射度	0.85				

核二廠用過燃料池沸騰時間預估

經前述章節計算，核二廠用過燃料池於事故發生前之總貯水量為1620m³(約為1572公噸)，假設反應器停機七天後完成全爐退出至用過燃料池的瞬間因事故發生而造成冷卻能力喪失，在執行全爐退出時之燃料將達624束，故其總衰變熱功率為達10.60MWt。依據本研究計算所得之水量與衰變熱，在忽略熱散失之前提下，計算所得之沸騰時間為事故發生後的10.25小時左右，其溫升趨勢接近線性而溫升率約為5.75°C/hr，計算所得之水位與燃料溫度變化如圖3.3.45所示。

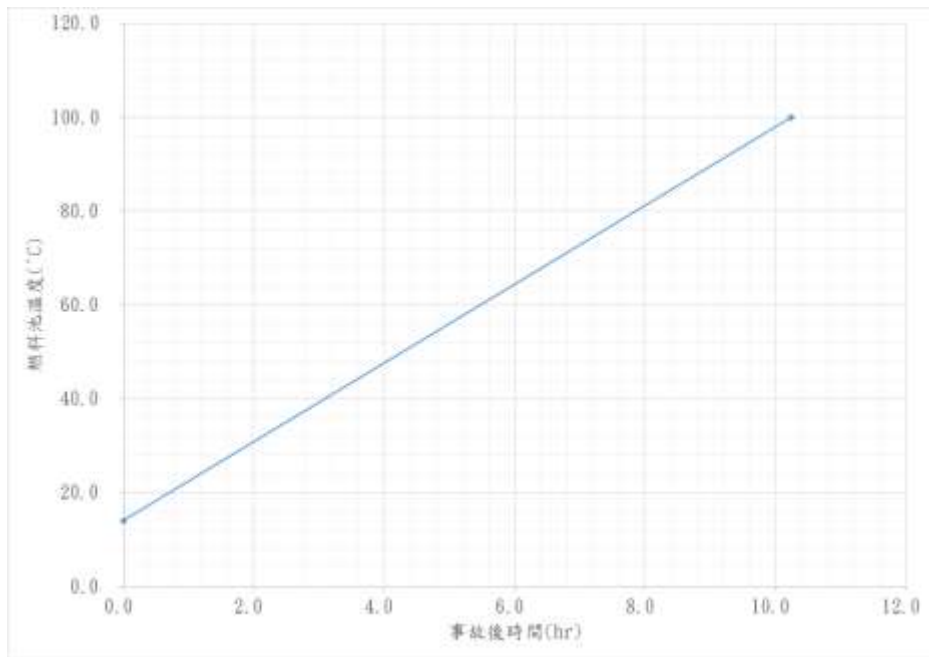


圖 3.3.45 核二廠用過燃料池於喪失冷卻後之水溫變化圖

核二廠用過燃料池水位分析

燃料裸露前

當燃料池的水溫接近飽和溫度(100°C)時,池水將因為具有充足的熱量而令池水的蒸發現象更為明顯,進而使水位開始出現明顯下降之狀況。但由於液態水在常壓下之汽化熱高達 2.26 MJ/kg-s,故就燃料池而言,少量的液態水即可為燃料池移除大量的衰變熱,也因此水溫達到飽和溫度至燃料發生裸露之間的時間將成為整體事故處置之關鍵時間。圖 3.3.46 為池內水位下降之趨勢圖,結果顯示,燃料池水位自池水達到飽和溫度後約需 75.75 小時才會下降至 TAF 之高度,亦即水位下降速率約為 0.108m/hr。因此,分析結果顯示,事故發生後的 75.75 小時方會令燃料提把裸露,而在此期間內亦無需擔心任何燃料束溫度過熱之問題。

燃料裸露後

若假設池水持續因為燃料的加熱而持續蒸發,並令水位下降至 TAF 以下,甚至造成燃料有效發熱段的裸露時,則可發現其水位變化趨勢將會呈現與先前線性分佈不同之狀況。這是因為燃料與格架所佔據的燃料池空間將導致燃料池可以貯存的水量減少,故在相同的衰變熱作用下,下降的速度將會明顯地增加。然而,由於裸露後燃料束所具有之衰變熱將無法有效地作用到池水之中,而僅能透過未裸露段的衰變熱所產生的蒸汽,以對流型式來加以移除。也因此,燃料裸露後的水位變化將因為裸露長度的增加而減緩外,因為蒸汽流量的減少與需藉由對流來移除之衰變熱比重增加之故,亦同步造成燃料溫度的迅速上升(圖 3.3.47 與圖 3.3.48)。

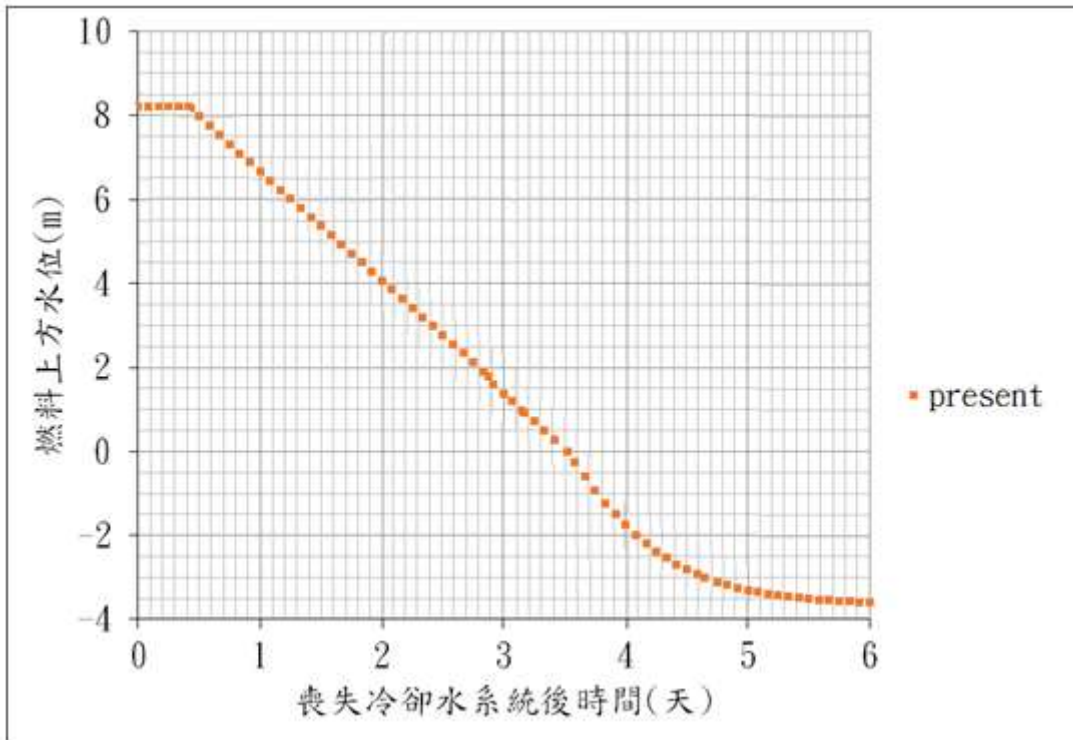


圖 3.3.46 核二廠用過燃料池於喪失冷卻後之水位變化圖

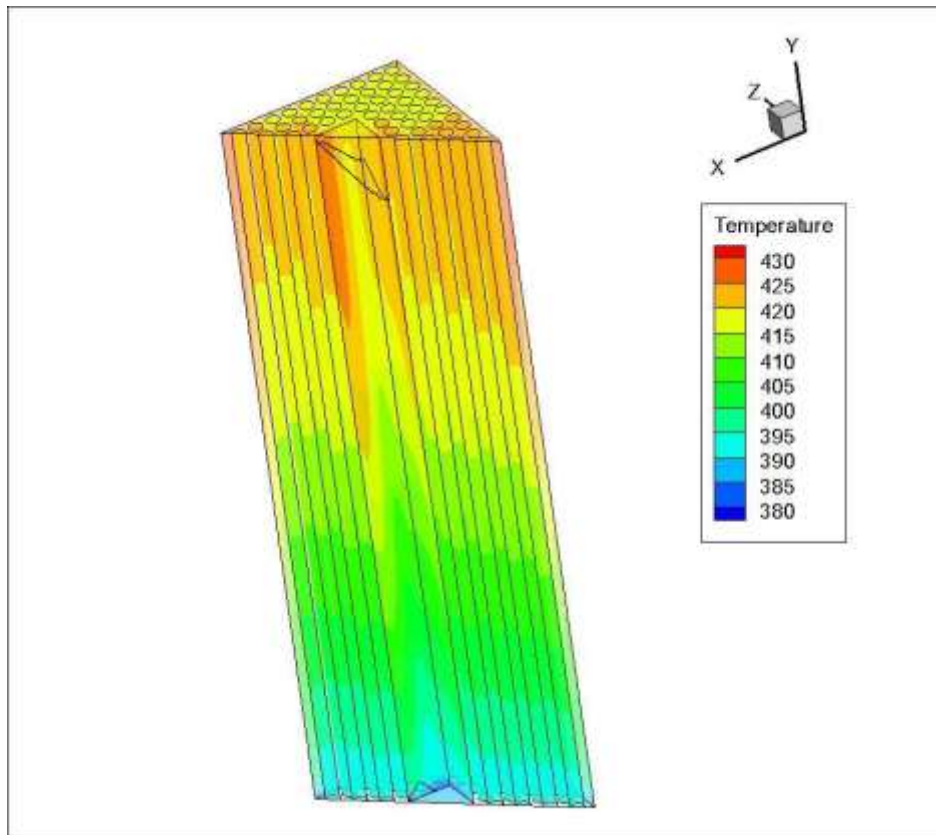


圖 3.3.47 CFD 計算 ATRIUM-10 燃料在裸露後之溫度分佈

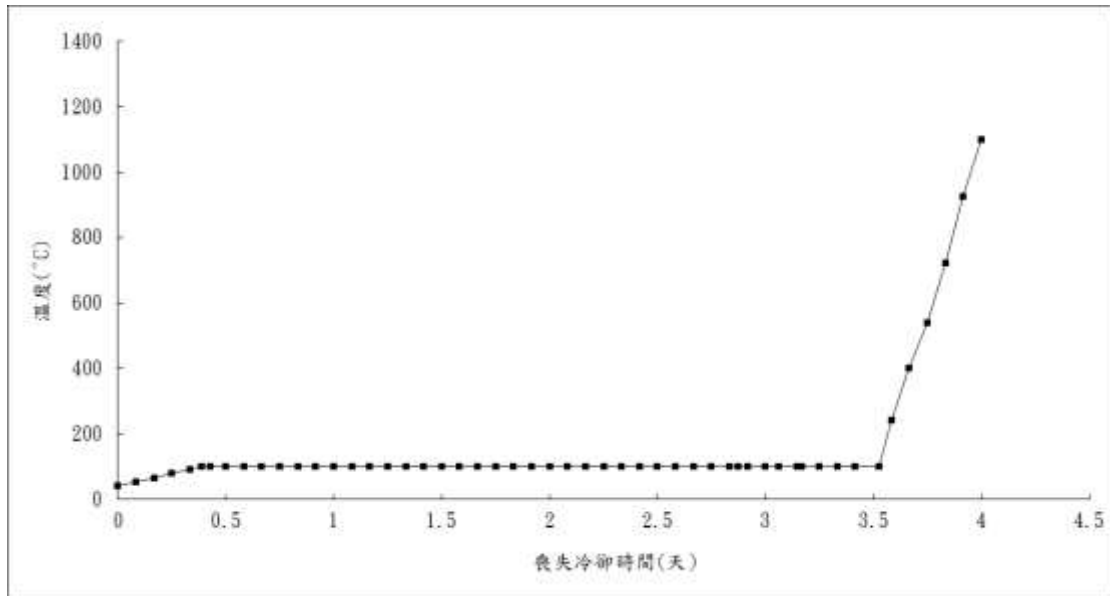


圖 3.3.48 核二廠燃料池於喪失冷卻後之燃料棒溫升圖

經由本研究對用過燃料池內燃料束之事故分析研究，CFD 分析之各項研究成果如下所述：

本研究成功建立核二廠用過燃料池之燃料束分析模式，並使用 ATRIUM-10 燃料進行建模並以密集型擺置計算，以獲得最保守之分析結果。

本研究成功估算用過燃料池在事故發生時，冷卻水升溫狀況、水位下降狀況進行評估，最後再根據上述估算資料進行燃料裸露之溫升評估。

預期本研究成果可提供台電評估，在密集式燃料擺置(最保守之設定)的狀況下，當發生緊急事故時，相關的緊急措施是否能在時間之內進行搶救。

MAAP

本工作項目之執行方法為使用 Fauske and Associates, Inc 依美國核能管制會(Nuclear Regulatory Commission, NRC)管制法規建立的 MAAP 程式來進行模擬分析。

執行 MAAP 程式進行模擬前，必需先準備電廠相關的參數檔(Parameter File)及設定發生事故的輸入檔(Input File)。參數檔與輸入檔為 MAAP 程式模擬時不可或缺的檔案。參數檔係用來定義所模擬電廠之相關數值，包括控制參數、爐心參數、主系統/安全系統參數、圍阻體/輔助廠房參數、特定的電廠特徵參數、事件代碼參數及 MAAP 程式 5.02 版本後新增之用過燃料池參數等。換言之，每一個核能電廠擁有各自的參數檔。每一個參數檔又可分為本廠參數檔與用過燃料參數檔，其中，本廠參數檔可獨立執行運跑，而用過燃料池參數檔雖為獨立之參數檔，但仍須依附在本廠參數檔下才可執行運跑。

本研究成功建立核二廠用過燃料池之 MAAP 模式，並完成一份完整之技術報告，然而核二廠 MAAP 模式之尺寸及模式細節過於繁複，故本報告只節錄相關分析內容，詳細

請參考技術報告。

MAAP 用過燃料池案例分析

本文以核二廠為模擬電廠，建立核二廠用過燃料池之分析模式，進行電廠全黑嚴重事故分析。

初始條件

用過燃料池區間之初始氣體溫度為 310.93 K (MAAP 程式參數 TGRB0(18))；

用過燃料池區間之初始壓力為 1.01325e5 Pa (MAAP 程式參數 PRB0(18))；

用過燃料池區間之初始相對濕度為 70% (MAAP 程式參數 FRHB0(18))；

用過燃料池區間之初始水位高度為 12.8016 M (MAAP 程式參數 XWRB0(18))；

用過燃料池區間之初始水溫為 327.59 K (MAAP 程式參數 TWRB0(18))；

SBO 結果分析

假設於時間 0 秒時，電廠發生電廠全黑事故，電廠喪失外部電源，冷卻水停止注入。隨後，用過燃料持續加熱池水，用過燃料池池水溫度逐漸上升，如圖 3.3.49 所示，池水水位亦開始下降，如圖 3.3.50 所示，池水水質亦開始減少，如圖 3.3.51 所示。於 2.6 天時，用過燃料池池水達到飽和溫度，池水逐漸沸騰，用過燃料池雙相水位也因此上升。於 12.5 天時，用過燃料池池水水位低於燃料元件頂部(4.4956 M)，燃料棒開始裸露，如圖 3.3.52 所示。MAAP 程式開始計算沸騰水位下的節點，在高溫情況下，鋁與不銹鋼可與水產生氫氣，並加速嚴重事故現象。於 16.7 天時，氫氣開始產生，如圖 3.3.53 所示。於 21 天時，燃料護套溫度超過 1500°F(1088 K)，燃料護套會開始損毀。於 23.2 天時，燃料護套溫度超過 2200°F(1478 K)，如圖 3.3.54 所示，鋁水反應 ($Zr + 2 H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2 H_2$) 速率開始以指數函數上升，氫氣因此開始遽增。最後當燃料元件材料熔毀後，掉落至殘餘的水中，因高熱瞬間產生大量蒸氣，導致剩餘之池水水溫有一明顯峰值，如圖 3.3.49 所示。隨後，因殘餘的水已極為稀少，鋁水反應幾近停止，氫氣產生量之曲線圖亦呈現趨緩，如圖 3.3.53 所示。本文假設事故模擬時間為 30 天。事故序列如表 3.3.11 所示。

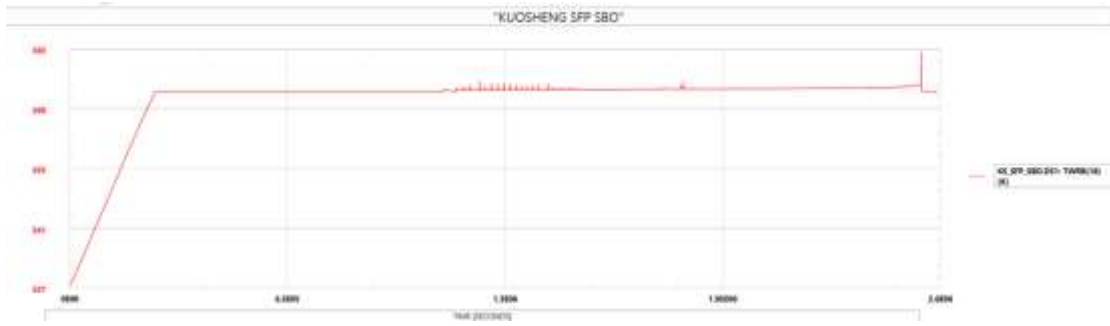


圖 3.3.49 核二廠用過燃料池池水溫度



圖 3.3.50 核二廠用過燃料池池水水位

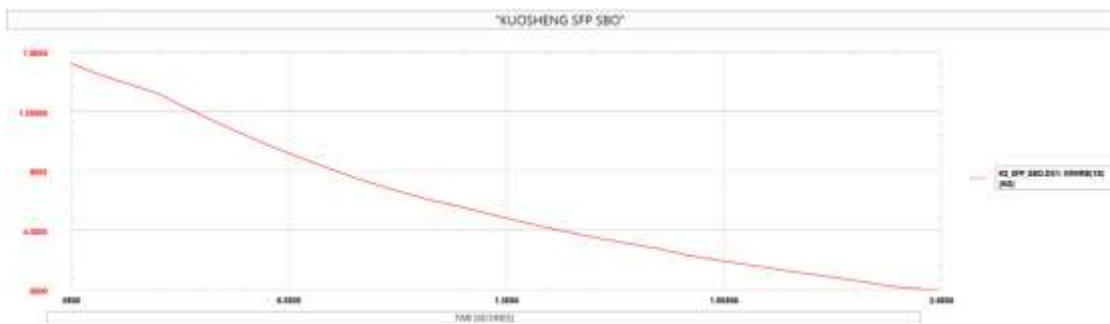


圖 3.3.51 核二廠用過燃料池池水質量

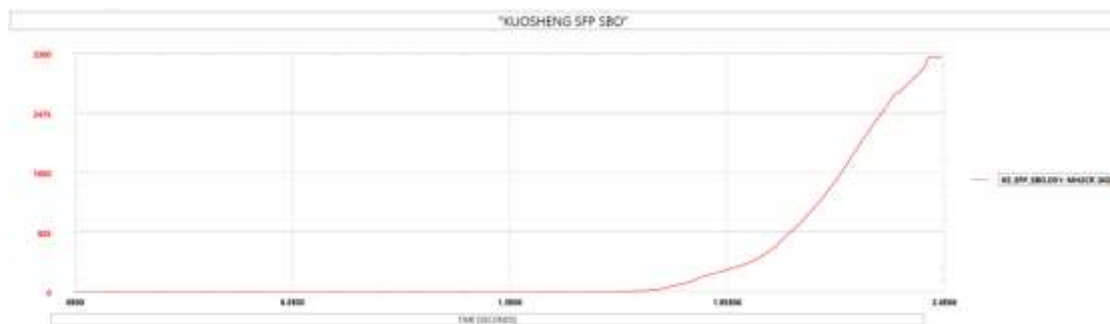


圖 3.3.52 核二廠用過燃料池氫氣產生量

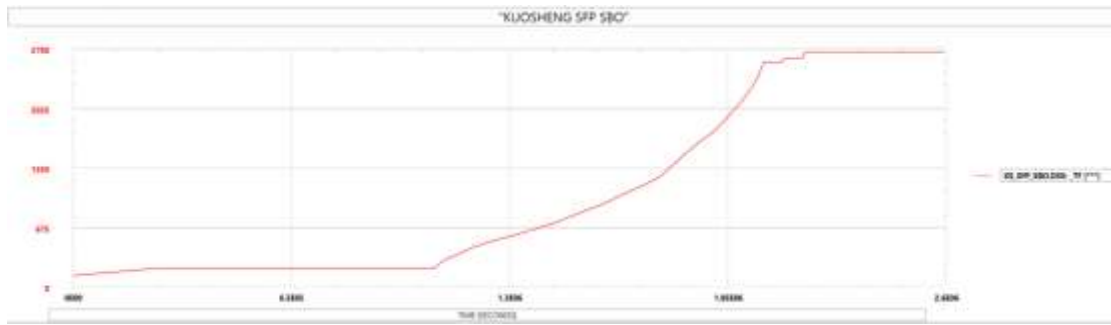


圖 3.3.53 核二廠用過燃料池最大燃料護套溫度

表 3.3.11 核二廠用過燃料池電廠全黑事故序列表

Event	Time
18 th Compartment Water Pool is Saturated	225,130 s (2.6 Days)
Fuel Uncovered	1,083,839 s (12.5 Days)
H2 Generated	1,439,280 s (16.7 Days)
Cladding Tempetature over 1500 F	1,818,358 s (21.0 Days)
Cladding Tempetature over 2200 F	2,007,478 s (23.2 Days)

MAAP 用過燃料池靈敏度分析

本文以核二廠為模擬電廠，建立核二廠用過燃料池之分析模式，進行電廠嚴重事故之靈敏度分析。假設電廠發生小破口冷卻水流失事故，事件一假設流失的水流量為 0.1 Kg/s，事件二假設流失的水流量為 0.5 Kg/s。

模擬結果顯示，事件二所有事故序列(如用過燃料池池水達到飽和溫度、氫氣產生、燃料護套溫度超過 1500°F(1088 K)及 2200°F(1478 K))等時間均較事故一為短，如表 5 所示。其原因係事故二之水流失速率較事故一為快，用過燃料池產生的熱量亦較大。

表 3.3.12 核二廠用過燃料池電廠全黑事故序列表

Event	Time	
	事件一(0.1 Kg/s)	事件二(0.5 Kg/s)
18 th Compartment Water Pool is Saturated	223,740 s (2.6 Days)	218,460 s (2.5 Days)
Fuel Uncovered	991,497 s (11.5 Days)	732,975 s (8.5 Days)
H2 Generated	1,306,106 (15.1 Days)	972,086 s (11.3 Days)
Cladding Temperature over 1500 F	1,649,342 s (19.1 Days)	1,222,286 s (14.2 Days)
Cladding Temperature over 2200 F	1,771,655 s (20.5 Days)	1,310,790 s (15.2 Days)

MAAP 電廠全黑事故模擬結果顯示，核二廠在電廠全黑的情況下，燃料棒於事故發生後 12.5 天開始裸露。在此期間，電廠有充足的時間修復或尋求電源及水源，避免用過燃料池水位持續降低，維持用過燃料池之完整性；靈敏度分析結果顯示，用過燃料池池水流失速率與事故序列發生時間亦呈正比關係。

核二用過燃料池再臨界分析

核二廠爐心含有 624 束燃料組件，在 96 年小幅度功率提昇後，反應爐額定熱功率輸出為 2943 MWt、反應爐出口額定蒸汽壓力為 1040 psia/537.5 °F。

燃料設計參數

核二用過燃料池所儲存之用過燃料包含，早期之舊型燃料 (8*8 及 9*9，燃料棒較粗、鈾濃縮度軸向分佈變化大、水棒截面積較小)，及後期之新型燃料 ATRIUM-10 (10*10)。本報告之分析結果使用新燃料 ATRIUM-10 進行用過燃料池臨界安全分析。ATRIUM-10 燃料束為 10*10 排列，如圖 3.3.54 所示。相較於舊型燃料，燃料棒變細、根數增加，降低燃料棒出力、延長燃耗；燃料棒濃縮度軸向分佈變化減少，降低燃料製作成本；水棒截面積變大，增加燃料頂部出力、降低空拋係數、增加停機餘裕。每一束燃料束均含有 91 根燃料棒、8 個格架、1 根四方形水棒、下部繫板與上部繫板。其中，91 根燃料棒中，83 根為全長棒、8 根為半長棒。全長棒在頂部與底部分別有 11.45 in 及 6 in 的天然鈾反射體(~0.72 %U-235)。

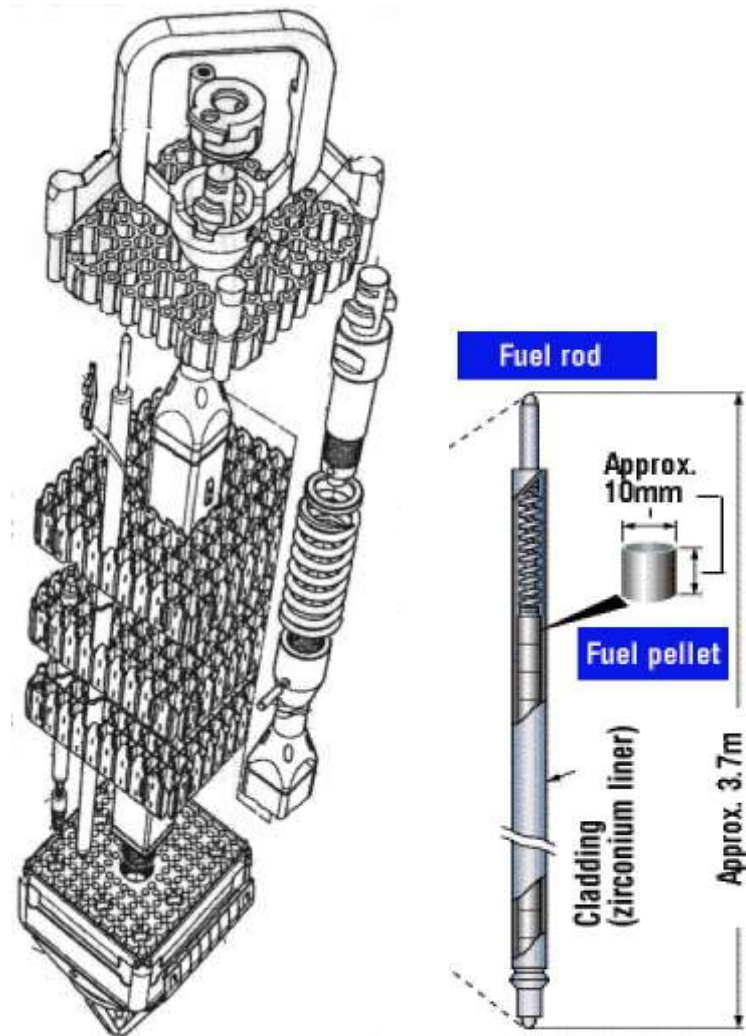


圖 3.3.54 核二廠 ATRIUM-10 燃料束示意圖。

儲存格架設計

核二廠用過燃料池在正常運轉下，池內為乾淨除礦水，水位最低保持在用過燃料及架構頂端**23m**以上；運轉一台燃料池泵、一台熱交換器，循環用過燃料池與上燃料池池水，維持水溫低於 **55 °C** (328.15 K)。若在異常運轉下，例如：燃料運送閘門(Fuel Transfer Gate)破損漏水時，用過燃料池最少尚可保持高於儲放燃料元件**8m**以上的水位；維持水溫低於 **65.56 °C** (338.71 K)。

圖 3.3.55 為核二廠用過燃料池設計與連接渠道示意圖。用過燃料池分為東西兩池，東池面積為**5.672 m × 11.018 m**；西池面積為 **5.832 m × 11.001 m**。東西池中間透過燃料傳送渠道來進行連接，面積為 **2.1336 m × 11.001 m**。連接燃料傳送渠道兩旁之閘道空間面積為 **2 × (1.524 m × 1.2192 m)**。用過燃料池之總水量估計為 **1620.8m³**。參考上述數據，本報告之用過燃料池臨界分析過程中假設，用過燃料池體積為 **11 m × 11.85 m × 12.43 m**。用過燃料池內，依據 FASR，設計容量可容納 3609 組燃料元件。但核二廠開始營運至今，總共進行過兩次隔架改裝工程，第一次在 1990 年由美商 Holtec 公司得標；第二次在 2003 年由西班牙 ENSA 公司得標。在經過兩次

隔架改裝工程後，用過燃料池之隔架空間縮小到幾乎與燃料組件面積相當。棋盤式之方形隔架為不銹鋼材質，內部含中子吸收物 BORAL，其 B10 濃度約為 24 wt%。

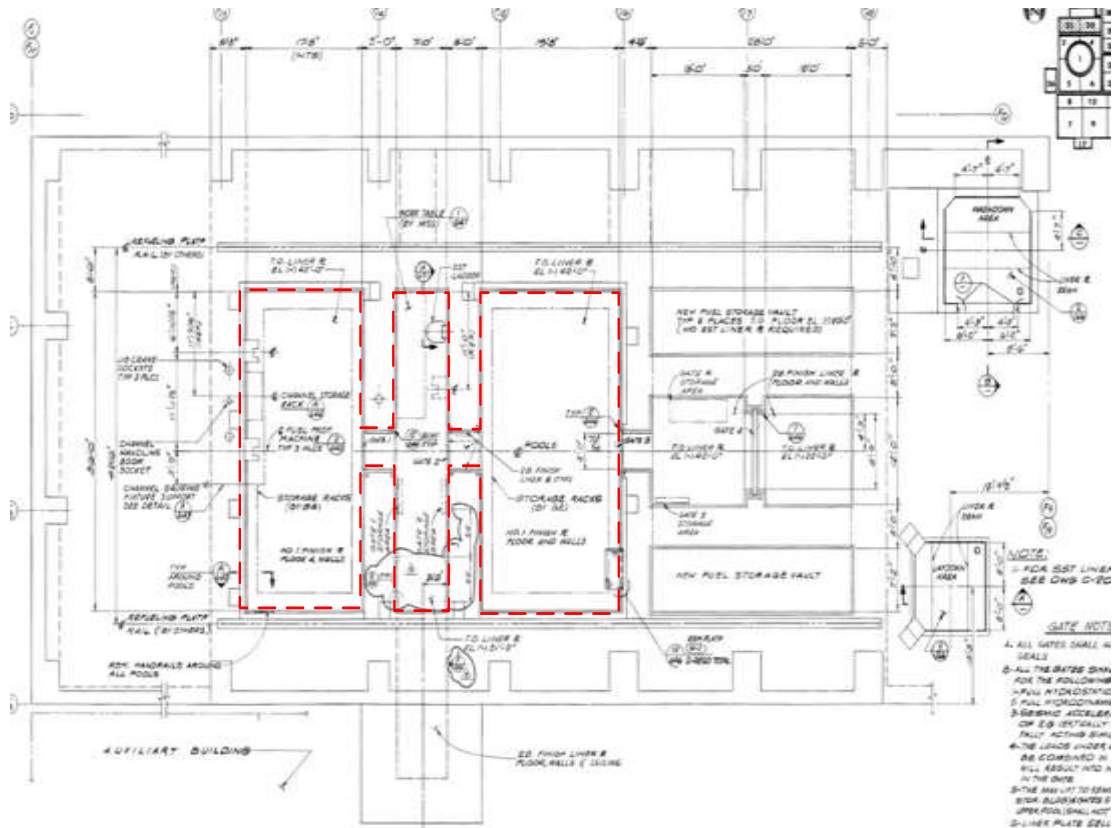


圖 3.3.55 核二用過燃料池設計與連接渠道示意圖。

接受準則

NUREG-0800(標準審查規範)及 10 CFR 50.68 中的建議，使用 5% 的不準度來處理，用過燃料池臨界分析時，可能會產生之燃料製造過程、燃耗過程核種組成、計算過程等之偏差及不準度 [43][44]。因此，本報告使用 $k_{eff} < 0.95$ 作為用過燃料池臨界分析結果之安全接受準則。

原子能委員會於民國 79 年 02 月 28 日發布「核能電廠用過燃料池貯存格架改裝安全分析報告審查規範」(會核字第 1710 號)中提到，決定反應度最大的燃料組合必須包括下列參數之評估：

1. 最大的初始可分裂燃料之裝填數量；
2. 燃料棒直徑；
3. 燃料棒護套材料及厚度；
4. 燃料丸密度；
5. 燃料棒間距及組合中燃料棒總數；
6. 無燃料棒存在之位置；

7. 考慮固定可燃耗毒素時之含量；
8. 燃料組合中可分裂物質（包括鈾）含量的分布；
9. 分裂產物含量。

；決定產生最高中子增殖因數之燃料組合安排必須考慮：

1. 燃料組合在格架中位置之偏心程度及燃料束之間距變化；
2. 尺寸之允許誤差範圍；
3. 結構材料之變化；
4. 燃料及緩和劑在正常及異常狀況下密度之變化；
5. 燃料中可燃毒物之存在；
6. 燃料組件之間的格架壁，其結構材料與固定中子吸收物質之存；
7. 格架壁內所含中子吸收物質之變化。

因此，與核二用過燃料池臨界分析過程相關之重要參數，會在「分析模式」中詳述。

分析方法

本報告中使用 SCALE 6.1 (Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation) 進行核二廠用過燃料池臨界分析。在國際上，SCALE 很廣泛被運用在用過燃料池分析。

TRITON (Transport Rigor Implemented for Transient Depletion with ORIGEN) 為 SCALE 下之子程式，可以用來計算中子束遷移、燃耗、靈敏度及不確定性分析 (transport, depletion, and sensitivity and uncertainty analysis)。其計算結果，可以提供與問題相關 1-D、2-D 及 3-D 結構計算之截面數據檔、分裂產物組成、衰變熱等。TRITON 在計算過程中需經過三個主要程式：BONAMI/CENTRM/PMC、NEWT、ORIGEN-S。BONAMI/CENTRM/PMC 執行共振屏蔽計算；NEWT (New Transport Algorithm) 執行 2-D 離散法中子遷移方程式計算；ORIGEN-S 執行燃料之燃耗及衰變計算。此外，在 TRITON 的所有計算過程中，皆使用 238-group ENDF/B-VII.0 中子截面數據資料庫 (238-group ENDF/B-VII.0 neutron cross section library)。

在 TRITON 完成中子束遷移及燃耗計算後，其輸出檔將會提供 CSAS6 所需之用過核燃料核種組成分佈檔，作為後續用過燃料池臨界計算之輸入檔依據，如圖 3.3.56 所示。

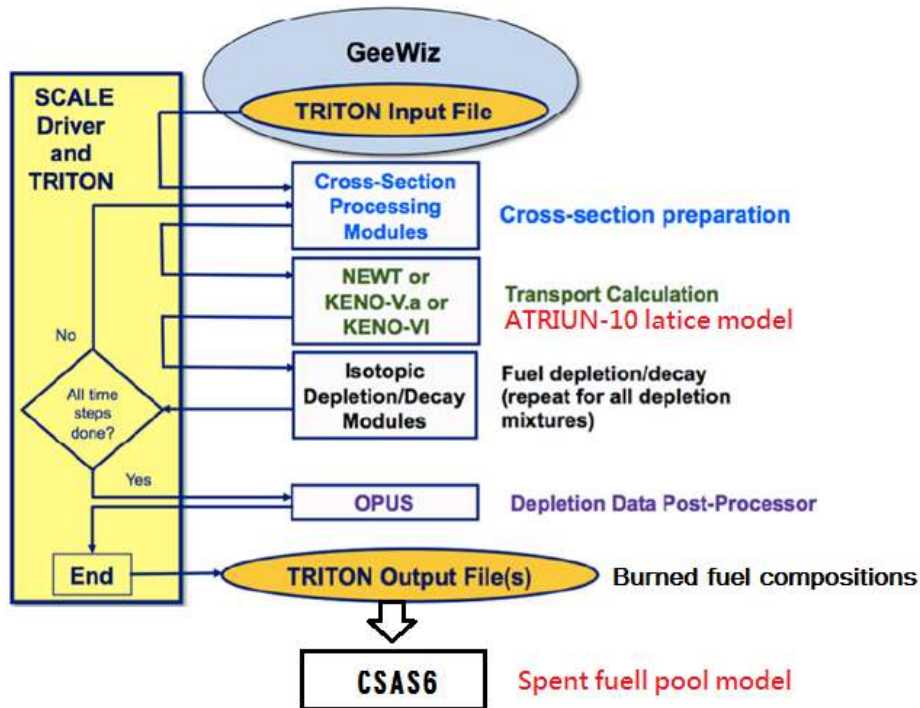


圖 3.3.56 TRITON 計算流程是意圖。

CSAS6 (Criticality Safety Analysis Sequence with KENO-VI) 亦為 SCALE 下之子程式，可以用來執行反應度計算 (reactivity calculation)。其計算結果，可以提供與問題相關 3-D 蒙地卡羅計算 (3-D multigroup Monte Carlo neutron transport calculations) 之 k_{eff} 計算結果。CSAS6 在計算過程中需經過兩個主要程式，如 3.3.57 所示：BONAMI/CENTRM/PMC、KENO-VI。BONAMI/CENTRM/PMC 執行共振屏蔽計算；KENO-VI 執行 2-D 中子遷移方程式計算。此外，在 CSAS/KENO 的所有計算過程中，亦皆使用 238-group ENDF/B-VII.0 中子截面數據資料庫 (238-group ENDF/B-VII.0 neutron cross section library)。

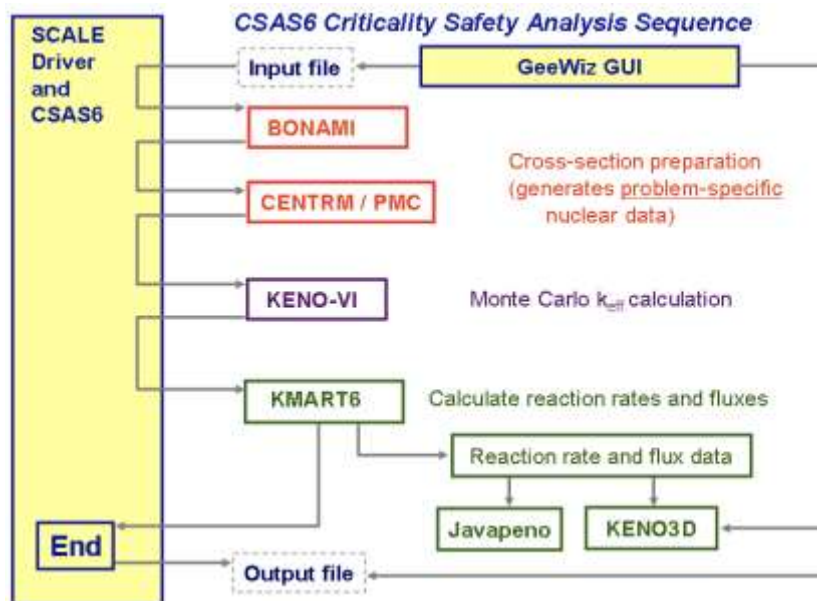


圖 3.3.57 CSAS6 計算流程是意圖。

TRITON 分析模式

本報告之分析結果，使用新燃料 ATRIUM-10，進行用過燃料池臨界安全分析。圖 3.3.58 為 TRITON 下，ATRIUM-10 燃料晶格模式示意圖。ATRIUM-10 燃料束為 10*10 排列，每一束燃料束均含有 91 根燃料棒、1 根四方形水棒（占 3×3 燃料棒空間）。為了計算上之保守度，核二用過燃料池臨界分析過程使用下列幾項保守假設：

1. 燃料棒鈾濃縮度軸向分佈均假設為軸向最高濃縮度 4.372w%；
2. 未模擬燃料棒的天然鈾反射體；
3. 未模擬燃料丸內部之中子毒物；
4. 所有燃料棒均假設為全長棒 149.45 in；
5. 未模擬燃料組件內部之隔架。

此外，表 3.3.13 列出用過燃料池臨界分析中，ATRIUM-10 燃料束之重要參數假設。

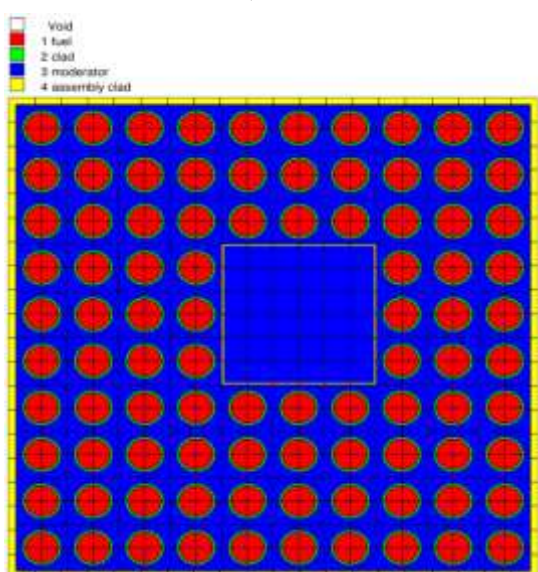


圖 3.3.58 TRITON 下，ATRIUM-10 燃料晶格模式示意圖。

表 3.3.13 ATRIUM-10 燃料束參數。

燃料棒參數	
燃料丸材料	UO ₂
燃料丸密度	95.85 %of TD
燃料丸軸向最高濃縮度	4.372 wt%
燃料丸外徑	0.3413 in
燃料丸空泡體積	1.2 %Enriched
燃料棒護套材料	Zr-2
燃料棒護套內/外徑	0.3480 in/ 0.3957 in
燃料束參數	
燃料棒排列	10*10
每根燃料束所含燃料棒數	91
有效燃料長度	149.45 in(全長棒)

燃料棒間距	0.510 in
每根燃料束所含水棒數	1 (占 3×3 燃料棒空間)
水棒材料	Zr-4
水棒內/外部長度	1.321 in / 1.378 in
燃料匣材料	Zr-4
燃料匣長度	176.4 in
燃料匣內/外部寬度	5.278 in / 5.438 in

CSAS6 分析模式

參考「儲存格架設計」之數據，本報告之用過燃料池臨界分析過程中假設：

1. 用過燃料池體積為 $11 \text{ m} \times 11.85 \text{ m} \times 12.43 \text{ m}$ ；
2. 池內為乾淨除礦水；
3. 池水溫度/壓力為 $40 \text{ }^\circ\text{C}$ (313.15 K) / $1.013 \times 10^5 \text{ Pa}$ ；
4. 方形隔架為不銹鋼材質，內部含中子吸收物 BORAL，其 B10 濃度為 24 wt%；
5. 池內用過燃料束數目為 4608 束，如表 3.3.14 所示。

此外，在經過 1990 年及 2003 年兩次隔架改裝工程後，用過燃料池之隔架空間縮小到幾乎與燃料組件面積相當。因此，在分析過程中假設，從爐心退出之用過燃料，皆在燃料池中採取棋盤式最密堆積，即方形隔架皆放滿用過燃料、無空位；隔架內部面積直接假設為燃料匣之面積 ($5.438 \text{ in} \times 5.438 \text{ in}$)；隔架厚度假設為 0.07 in，隔架外部面積假設為 $5.578 \text{ in} \times 5.578 \text{ in}$ 。

表 3.3.14 核二廠不同周期退出時間與退出燃料數量之估算表。

Cycle No.	Discharge Date	No. of Assemblies Discharged	Total Assemblies in Spent Fuel Pool After Refueling
1	1983/07	212	212
2	1984/10	156	368
3	1985/10	216	584
4	1987/03	192	776
5	1988/04	192	968
6	1989/10	215	1183
7	1991/02	132	1315
8	1992/05	200	1515
9	1993/09	172	1687
10	1994/11	132	1819
11	1996/01	169	1988
12	1997/04	224	2212
13	1998/11	220	2432
14	2000/03	196	2628
15	2001/09	184	2812
16	2003/03	184	2996
17	2004/09	172	3168
18	2006/03	180	3348
19	2007/09	180	3528
20	2009/03	180	3708
21	2010/09	180	3888
22	2012/03	180	4068
23	2013/09	180	4248
24	2015/03	180	4428
25	2016/09	180	4608

臨界計算時，CSAS6 主要有兩種輸入核種之模式：(1)主要鈾系元素 (major actinides only, 縮寫 AO); (2)主要、次要鈾系元素及主要分裂產物 (major and minor actinides and major fission products, 縮寫 AFP)。表 3.3.15 為根據 NUREG/CR-7109 所列出之臨界計算所需 AO 及 AFP 核種組成 [45]。本報告選擇採用 AFP 核種組成，作為 CSAS6 計算過程之核種組成輸入檔，來執行用過燃料池之 k_{eff} 計算。

表 3.3.15 臨界計算所需 AO 及 AFP 核種組成。

AO 核種組成									
^{234}U	^{235}U	^{238}U	^{238}Pu	^{239}Pu	^{240}Pu	^{241}Pu	^{242}Pu	^{241}Am	^{16}O
AFP 核種組成									
^{234}U	^{235}U	^{236}U	^{238}U	^{237}Np	^{238}Pu	^{239}Pu	^{240}Pu	^{241}Pu	^{242}Pu
^{241}Am	^{243}Am	^{95}Mo	^{99}Tc	^{101}Ru	^{103}Rh	^{109}Ag	^{133}Cs	^{147}Sm	^{149}Sm
^{150}Sm	^{151}Sm	^{152}Sm	^{143}Nd	^{145}Nd	^{151}Eu	^{153}Eu	^{155}Gd	^{16}O	

本報告成功針對核二廠建立用過燃料池臨界分析模式。表 3.3.16 為 TRITON 完成中子束遷移及燃耗計算後之用過核燃料核種組成分佈輸出檔。此輸出檔將採用 NUREG/CR-7109 之建議，以 AFP 核種組成作為提供 CSAS6 計算所需之用過核燃料核種組成分佈檔，作為後續用過燃料池臨界計算之輸入檔依據。CSAS6 之計算結果， $k_{eff} = 0.71327 \pm 0.00022$ 。其 k_{eff} 遠小於 NUREG-0800 中所建議之 0.95 安全接受準則。

表 3.3.16 TRITON 輸出檔，用過核燃料核種組成分佈。

裂變產物(g/tHM)		超鈾元素(g/tHM)	
^{133}Cs	7.11E+02	^{241}Am	8.18E+01
^{135}Cs	1.29E+03	^{242}Am	9.64E-01
^{154}Eu	2.30E+01	^{243}Am	6.49E+01
^{129}I	1.58E+02	^{242}Cm	1.26E+01
^{94}Nb	9.32E-04	^{243}Cm	2.47E-01
^{107}Pb	1.88E+02	^{244}Cm	1.56E+01
^{218}Po	1.51E-18	^{245}Cm	7.82E-01
^{226}Ra	4.26E-10	^{237}Np	4.47E+02
^{228}Ra	7.55E-13	^{238}Pu	1.42E+02
^{87}Rb	2.95E+02	^{239}Pu	5.85E+03
^{79}Se	5.47E+00	^{240}Pu	2.08E+03

^{147}Sm	1.59E+02	^{241}Pu	1.18E+03
^{151}Sm	1.21E+01	^{242}Pu	3.60E+02
^{126}Sn	1.99E+01	^{243}Pu	1.67E-14
^{90}Sr	6.19E+02	^{244}Pu	5.83E-03
^{99}Tc	8.82E+02	^{232}Th	4.92E-03
^{93}Zr	8.23E+02	^{232}U	5.03E-04
^{95}Zr	3.09E+01	^{233}U	1.30E-03
		^{234}U	3.65E+00
		^{235}U	1.48E+04
		^{238}U	9.32E+05

「用過燃料池冷卻能力安全分析精進」成果：

a. 期刊論文：期刊論文 3 篇、會議論文 1 篇、技術報告 6 篇

SCI paper:

Hao-Tzu Lin, Wan-Yun Li, Jong-Rong Wang, Yung-Shin Tseng, Hsiung-Chih Chen, Chunkuan Shih, Shao-Wen Chen, The Establishment of Safety Analysis Methodology for Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool under Fukushima-like Accident condition, Kerntechnik, 2016. (已投稿)

EI paper:

J. R. Wang, H. T. Lin, Y. S. Tseng, W. Y. Li, H. C. Chen, S. W. Chen, C. Shih, The Model Establishment and Analysis of TRACE/FRAPTRAN for Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool, World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering Vol:10, No:6, 2016.

W. S. Hsu, Y. Chiang, Y. S. Tseng, J. R. Wang, C. Shih, S. W. Chen, The Model Establishment and Analysis of TRACE/MELCOR for Kuosheng Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool, World Academy of Science, Engineering and Technology, 2016.

Conference paper:

Yu Chiang, Ai-Ling Ho, Jong-Rong Wang, Shao-Wen Chen, Wen-Sheng Hsu, Jyh-Tong Teng, Chunkuan Shih, MELCOR Analysis on Hydrogen Behaviors of Chinshan NPP Spent Fuel Pool, PSAM-13, Korea, 2016.

鄧治東、許政行、翁輝竹、黃雅娟、王仲容、許文勝、王德全，國聖核能電廠用過燃料池模型建立與分析，2016 機械年會，新竹。

技術報告:

核二廠用過燃料池之 TRACE 模式建立與研究

核二廠用過燃料池之 CFD 模式建立與研究

核二廠用過燃料池之 MELCOR 模式建立與研究

核二廠用過燃料池之 FRAPTRAN 模式建立與研究

核二廠用過燃料池之再臨界研析

核二廠用過燃料池之 MAAP 模式建立與研究

b. 人才培育：博士生 4 名、碩士生 2 名、專任助理 1 名

姓名	博士生/碩士生	工作內容	在學/就業	學校系所/工作單位
蔣宇	博士班二年級	負責 TRACE 與 MELCOR 研究之相關工作	在學	清華大學核工所
辜郁庭	博士班五年級	負責 CFD 模式建立與局部分析之相關工作	在學	清華大學工科所
李宛芸	博士班四年級	負責 FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套應力分析之相關工作	在學	清華大學核工所
何愛玲	博士班三年級	負責燃料池臨界分析研究之相關工作	在學	清華大學核工所
張靖	碩士一年級	負責 MELCOR 研究之相關工作	在學	清華大學核工所
袁暄期	碩士一年級	蒐集資料、建構程式輸入檔值、執行程式運跑、比較結果與作成建議	在學	中原大學機械工程學系/清華大學能源與環境研究中心
黃雅娟	專任助理	負責 MAAP 研究之相關工作	在職	中原大學機械工程學系/清華大學能源與環境研究中心

3.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作

3.4.1 前瞻中子物理安全技術

本研究計畫重點為發展與建立爐心中子物理安全分析的計算平台，並且透過國際合作，精進國內中子物理安全分析的能力。承續 104 年已建立通用型計算平台 TRITON/GenPMAX/PARCS 的使用能力，本年度將著重於自行開發多群節點擴散法相關程式，以利最終完成自有爐心中子物理計算程式分析平台的建立。105 年計劃的工作重點如下：

- (1) 自行開發爐心節點程式，完成直角坐標多群節點擴散法初階程式。
- (2) 研究改進現階段燃料束中子截面產生方式的缺點之方法。
- (3) 自行開發適用 VHTR 六角形燃料組件的爐心節點計算程式。
- (4) 針對爐心物理與核能安全議題進行國際合作或交流學習。

爐心中子物理在反應器設計、運轉安全上扮演著相當重要的角色。經過爐心中子物理的計算之後，可以得到反應器內部的中子分布，進一步可得知爐心功率的分布，基於此分布再經由熱水流程式的評估後，即可得到反應器的溫度分布，經由溫度分布，我們可以針對反應器安全設計進行深入的探討。爐心中子物理的模擬，一般可歸類為兩種，一種為決定論法(Deterministic method)，另一種則為隨機論法(Stochastic method)。前者用數值方法直接解中子遷移或擴散方程式，其計算速度相對來說較快，但無法處理較複雜的幾何。後者則用粒子追蹤的方式，利用大量追蹤粒子的行為，使用機率與統計的方式來進行求解，其好處是可以模擬較複雜的幾何，但較耗時。一般來說，在進行爐心設計與安全評估，我們會使用計算效率較高的決定論法。

反應爐心設計十分的複雜，小至數公分的燃料組件，大至數米寬的爐心，直接用決定論法解太過複雜，所以一般來說全爐心模擬會細分成數個步驟，將複雜的問題折成好幾個小單元進行計算，以達到較高的效率以及準確度。一個完整的決定論法計算流程如圖 3.4.1.1 所示。一開始先進行截面的處理，產生溫度相關的多群截面之後，再進行燃料晶格計算與燃料組件計算，在這一個步驟會將燃料單元均質化，並且產生符合問題相關的單元中子反應截面之後，最後會再送到全爐心物理計算程式中進行計算。由於爐心中子分布會影響到功率分布，而經過熱水流計算出來的溫度分布又會影響到中子截面，所以最後需要進行迭代以得到一個收斂的中子與熱水流分布。

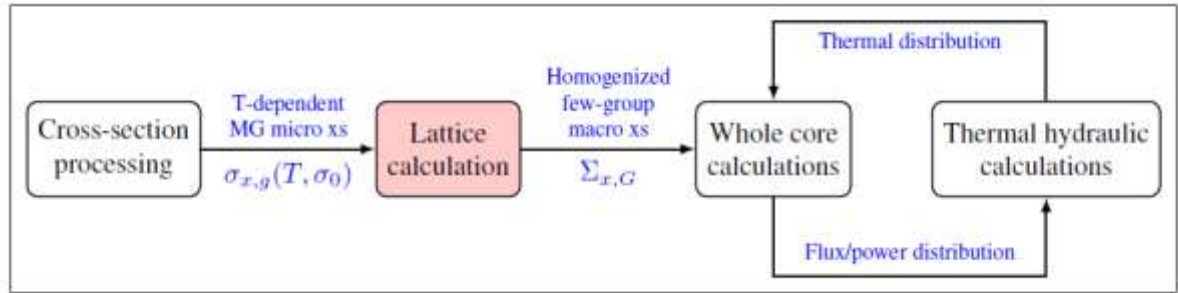


圖 3.4.1.1 決定論法爐心中子計算流程 [1]

根據上個年度的工作項目，我們對於建立通用的計算平台進行了一些探討與研究 [2]。針對燃料晶格計算、燃料組件，我們可以使用現有的通用型程式，如 SCALE6、DRAGON 來進行評估，而全爐心計算的部分，雖然有少部分程式，如：SCALE6、PARCS 可以使用，但是功能較受限，為了未來的設計與計算需求，自行開發全爐心計算的程式是必要的。

在本研究中，我們採用目前廣為被國際使用的節點法來處理中子擴散方程式，其精神是以一個燃料組件為一個節點，該節點使用均質化的截面，故全爐心計算所需要的節點數可以較少，計算上有較高的效率。只要確保前一個步驟(燃料組件計算)提供的均質化材料截面為正確的，節點法理論上可以達到跟蒙地卡羅方法一樣高的準確度，而且計算時間可大幅縮短。

節點法最早發展於 1970 年，根據方法的不同，有許多分支。本研究採用混合式節點格林函數法(Hybrid Nodal Green's Function Method, HNGFM)[3]與粗網格有線差分法(Coarse Mesh Finite Difference Method, CMFD)[4]來建立局部節點之解析解，並使用節點平均通率作為未知數來構成方程組。

本研究首先完成適用於任意能群之二維矩形節點問題的程式，並且進行數個驗證問題以測試程式的準確度，計算結果都與文獻中程式計算的結果一致。有了此成功的經驗之後，我們更把程式推廣成適用於六角形燃料組件的節點擴散程式，並且同樣進行了數個驗證計算，其計算結果與其他文獻程式計算的結果也一致。這些成果將於後續的章節進行討論。

3.4.1.1 二維矩形節點程式推導

整個程式的推導大致上可以分成下列幾個步驟：

1. 使用橫向積分產生一維的方程式組 – 施予部分積分，把其他方向的變數透過積分處理掉，以產生一維的方程組。
2. 使用 HNGFM 將一維的擴散微分方程式轉成局部積分式(Local Integral Equations) – 使用一維的格林函數解析解來重新整理一維的方程式，最後可將節點內的中子通率(Neutron Fluxes)表示為介面的淨中子流量(Net Neutron Currents)、節點內射源分布再乘上格林函數的加權式。
3. 空間上的近似 – 為了處理積分式，我們利用多項式來展開中子射源與中子通率。

4. 連結各個節點 – 利用與相鄰節點介面上的中子通率不連續與中子流量連續等物理性質，將各個節點連結在一起，最後施予邊界條件即可構成一個方程組，之後利用數值方法求解即可得到平均中子通率的分布情況。

中子平衡方程式

在正式推導程式之前，我們要先介紹中子平衡方程式(Neutron Balance Equation,NBE)，因為 NBE 是連結相鄰節點的一個關鍵點，後面會陸續作介紹。一個穩態的二維矩形多群中子擴散方程式可寫成：

$$-D_g^k \cdot \nabla^2 \phi_g^k(x, y) + \Sigma_g^{r,k} \phi_g^k(x, y) = \frac{\chi_g}{\lambda} \sum_{g'=1}^G \nu_{g'} \Sigma_{g'}^{f,k} \phi_{g'}^k(x, y) + \sum_{g' \neq g}^G \Sigma_{gg'}^{s,k} \phi_{g'}^k(x, y) = Q_g^k(x, y) \quad (3.4.1.1)$$

其中，

$D_g^k \equiv$ 第 k 個節點內，第 g 個能群的擴散係數，

$\phi_g^k \equiv$ 第 k 個節點內，第 g 個能群的中子通率，

$\Sigma_g^{r,k} \equiv$ 第 k 個節點內，第 g 個能群的巨觀移除截面(Macroscopic removal cross section)

，

$\chi_g \equiv$ 第 g 個能群的瞬發中子的分裂分率，

$\lambda \equiv$ 特徵值，亦為中子增殖因子(Neutron multiplication factor) ，

$\nu_{g'} \equiv$ 平均一次分裂，放出 g'能群的中子數，

$\Sigma_{g'}^{f,k} \equiv$ 第 k 個節點內，第 g'個能群的巨觀分裂截面，

$\Sigma_{g'g}^{s,k} \equiv$ 第 k 個節點內，從第 g'個能群散射到第 g 個能群的巨觀截面，

$Q_g^k(x, y) \equiv$ 第 k 個節點內，第 g 個能群的等效中子射源。

對方程式(3.4.1.1)的兩個方向積分，並且除上該節點的體積，便可以導出節點的中子通率方程式：

$$\sum_{u=x,y} \frac{1}{2a_u^k} [J_{gu}^k(+a_u^k) - J_{gu}^k(-a_u^k)] + \Sigma_g^{r,k} \overline{\phi}_g^k = \overline{Q}_g^k$$

(3.4.1.2)

其中，

$a_u^k \equiv$ 第 k 的節點， u 方向的半長，如圖 3.4.1.2 所示，

$J_{gu}^k \equiv$ 第 k 的節點， u 方向介面上的淨中子流率，

$\overline{\phi_g^k} \equiv$ 節點 k 的平均中子通率，

$\overline{Q_g^k} \equiv$ 節點 k 的平均等效射源。

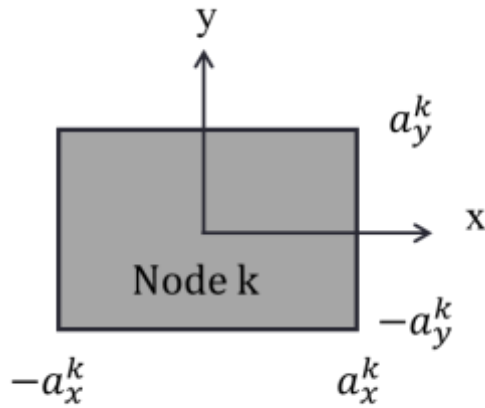


圖 3.4.1.2 二維矩形節點示意圖

橫向積分

橫向積分是把 n 維度的方程式透過對 $n-1$ 個方向積分，將其轉變成 n 個一維方程組的技巧。施予橫向積分於方程式(3.4.1.1)，即可得到：

$$-D_g^k \frac{\partial^2}{\partial u^2} \phi_{gu}^k(u) + \Sigma_g^{r,k} \phi_{gu}^k(u) = S_{gu}^k(u)$$

(3.4.1.3)

$$g = 1, 2, \dots, G; u = x, y; k = 1, 2, \dots, K;$$

其中，

$$\phi_{gu}^k(u) = \frac{1}{2a_v^k} \int_{-a_v^k}^{+a_v^k} dv \phi_g^k(u, v)$$

$$S_{gu}^k(u) = Q_{gu}^k(u) - L_{gu}^k(u)$$

$$Q_{gu}^k(u) \equiv \frac{\chi_g}{k} \sum_{g'=1}^G v_{g'} \Sigma_{g'}^{f,k} \phi_{g'u}^k(u) + \sum_{g' \neq g} \Sigma_{gg'}^{s,k} \phi_{g'u}^k(u)$$

$$L_{gu}^k(u) \equiv -\frac{1}{2a_u^k} \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} dv D_g^k \frac{\partial^2}{\partial v^2} \phi_g^k(u, v) = \frac{1}{2a_u^k} [\bar{J}_g^{k,v}(u, +a_u^k) - \bar{J}_g^{k,v}(u, -a_u^k)]$$

$L_{gu}^k(u)$ 是與 u 方向相關的橫向滲漏項(Transverse leakage term)，其代表的是由 v 方向流失的中子流量。如果對於方程式(3.4.1.3)作積分，即可得到中子平衡方程式：

$$\frac{1}{2a_u^k} [J_{gu}^k(+a_u^k) - J_{gu}^k(-a_u^k)] + \Sigma_g^{r,k} \bar{\phi}_g^k = \bar{S}_{gu}^k, g = 1, 2, \dots, G; k = 1, 2, \dots, K \quad (3.4.1.2.b)$$

$$\bar{S}_{gu}^k = \bar{Q}_{gu}^k - \bar{L}_{gu}^k$$

$$\bar{L}_{gu}^k \equiv \frac{1}{2a_u^k} [\bar{J}_{gv}^k(+a_u^k) - \bar{J}_{gv}^k(-a_u^k)]$$

把上式做代換與整理之後，可發現其與(3.4.1.2)式相同。

局部積分式

本研究使用第二類邊界條件(又稱 Neumann type 邊界條件)的節點格林函數法來對(3.1.4.3)式進行求解。在開始之前，我們需要先解一個輔助性的問題，其擁有無限平版射源位於 u_0 位置，其他的中子參數，如擴散係數、中子移除截面等都與待解的問題相同。此一狀況的式子可寫成：

$$-D_g^k \frac{d^2}{du^2} G_{gu}^k(u|u_0) + \Sigma_g^{r,k} G_{gu}^k(u|u_0) = \delta(u - u_0) \quad (3.4.1.4)$$

$$-a_u^k \leq u; u_0 \leq +a_u^k; u = x, y; g = 1, 2, \dots, G$$

第二類邊界條件可寫成：

$$\left[\frac{\partial}{\partial u} G_{gu}^k(u|u_0) \right]_{u=\pm a_u^k} = 0 \quad (3.4.1.5)$$

求解(3.4.1.4)式可得：

$$G_{gu}^k(u|u_0) = \begin{cases} \frac{\cosh(K_g^k(u_0+a_u^k))}{D_g^k K_g^k \sinh(2K_g^k a_u^k)} \cosh(K_g^k(u-a_u^k)); & u \geq u_0 \\ \frac{\cosh(K_g^k(u_0-a_u^k))}{D_g^k K_g^k \sinh(2K_g^k a_u^k)} \cosh(K_g^k(u+a_u^k)); & u \leq u_0 \end{cases}; \quad K_g^k = \sqrt{\frac{\Sigma_g^{r,k}}{D_g^k}} \quad (3.4.1.6)$$

$$\text{而 } G_{gu}^k(u|u_0) = G_{gu}^k(u_0|u)$$

接著我們可以對(3.4.1.3)式乘上 $G_{gu}^k(u|u_0)$ ，然後將(3.4.1.4)式乘上 $\phi_{gu}^k(u)$ ，再將兩個式

子相減後，對 u_0 做積分，接著即可得到

$$\begin{aligned} \phi_{gu}^k(u) &= \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} du_0 S_{gu}^k(u_0) G_{gu}^k(u|u_0) \\ &\quad + D_g^k G_{gu}^k(u|+a_u^k) \left[\frac{\partial}{\partial u_0} \phi_{gu}^k(u_0) \right]_{u_0=+a_u^k} - D_g^k G_{gu}^k(u|-a_u^k) \left[\frac{\partial}{\partial u_0} \phi_{gu}^k(u_0) \right]_{u_0=-a_u^k} \\ &\quad + D_g^k \phi_{gu}^k(+a_u^k) \left[\frac{\partial}{\partial u_0} G_{gu}^k(u|u_0) \right]_{u_0=+a_u^k} - D_g^k \phi_{gu}^k(-a_u^k) \left[\frac{\partial}{\partial u_0} G_{gu}^k(u|u_0) \right]_{u_0=-a_u^k} \end{aligned} \quad (3.4.1.7)$$

把(3.4.1.5)的邊界條件代入上式中，即可得到

$$\begin{aligned} \phi_{gu}^k(u) &= \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} du_0 S_{gu}^k(u_0) G_{gu}^k(u|u_0) \\ &\quad + D_g^k G_{gu}^k(u|+a_u^k) \left[\frac{\partial}{\partial u_0} \phi_{gu}^k(u_0) \right]_{u_0=+a_u^k} - D_g^k G_{gu}^k(u|-a_u^k) \left[\frac{\partial}{\partial u_0} \phi_{gu}^k(u_0) \right]_{u_0=-a_u^k} \end{aligned} \quad (3.4.1.8)$$

在二維矩形節點中，我們可以用菲克定律(Fick's law)將中子流量與中子通量作關聯，於是上式可改寫為：

$$\phi_{gu}^k(u) = \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} du_0 S_{gu}^k(u_0) G_{gu}^k(u|u_0)$$

$$-G_{gu}^k(u|+a_u^k)[J_g^k(+a_u^k)] + G_{gu}^k(u|-a_u^k)[J_g^k(-a_u^k)] \quad (3.4.1.9)$$

空間上的近似

我們利用多項式展開中子通率 $\phi_{gu}^k(u)$ 與射源分布 $S_{gu}^k(u_0)$ ，如此讓(3.4.1.9)式變得較好處理。在這邊我們使用的是 Legendre polynomial 來對中子通率與射源分布做展開，因為其擁有正交性等優異的性質，可以使推導出來的方程式較為簡單。在本研究中，使用二階的多項式展開，其可寫成：

$$\phi_{gu}^k(u) \cong \sum_{l=0}^2 \phi_{gul}^k P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) \quad (3.4.1.10)$$

$$Q_{gu}^k(u) \cong \sum_{l=0}^2 Q_{gul}^k P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) \quad (3.4.1.11)$$

$$L_{gu}^k(u) \cong \sum_{l=0}^2 L_{gul}^k P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) \quad (3.4.1.12)$$

其中，

$$P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) = \text{Legendre polynomial} = \begin{cases} 1; & l = 0 \\ \frac{u}{a_u^k}; & l = 1 \\ \left(3\left(\frac{u}{a_u^k}\right)^2 - 1\right)/2; & l = 2 \end{cases} \quad (3.4.1.13)$$

$$N'_{ll} = \int_{a_u^k}^{a_u^k} P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) P_{l'}\left(\frac{u}{a_u^k}\right) du = \frac{2}{2l+1} a_u^k \delta_{ll'} \quad (3.4.1.14)$$

展開系數 $\phi_{gul}^k, Q_{gul}^k, L_{gul}^k$ 為中子通率、射源與橫向滲漏項的矩(moments)。

由前面的定義，即(3.4.1.3)式中可知道等效射源為中子射源減去橫向滲漏項，故

$$S_{gu}^k(u) = Q_{gu}^k(u) - L_{gu}^k(u) \cong \sum_{l=0}^2 (Q_{gul}^k - L_{gul}^k) P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) = \sum_{l=0}^2 S_{gul}^k P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) \quad (3.4.1.15)$$

$$S_{gul}^k = Q_{gul}^k - L_{gul}^k, \quad l = 0, 1, 2 \quad (3.4.1.16)$$

把上式代回(3.4.1.9)式即可得到

$$\phi_{gu}^k(u) = \sum_{l=0}^2 S_{gul}^k G_{gul}^k(u) - G_{gu}^{k+}(u|+a_u^k) [J_g^k(+a_u^k)] + G_{gu}^{k-}(u|-a_u^k) [J_g^k(-a_u^k)] \quad (3.4.1.17)$$

其中，

$$G_{gul}^k(u) \equiv \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} du_0 P_l\left(\frac{u_0}{a_u^k}\right) G_{gu}^k(u|u_0) \quad (3.4.1.18)$$

對(3.4.1.17)式作 u 方向的積分，可以得到中子通率、等效射源與介面淨中子流率的關係式，即

$$\phi_{gul}^k = \frac{1}{N_{ll}} \left\{ \sum_{l'=0}^2 S_{gul'}^k G_{gul'l'}^k - G_{gul}^{k+} [J_g^k(+a_u^k)] + G_{gul}^{k-} [J_g^k(-a_u^k)] \right\} \quad (3.4.1.19)$$

其中，

$$G_{gul}^{k\pm} \equiv \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} du P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) G_{gu}^k(u|\pm a_u^k) \quad (3.4.1.20)$$

$$G_{gul'l'}^k \equiv \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} du P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) G_{gul'}^k(u) = \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} du P_l\left(\frac{u}{a_u^k}\right) \int_{-a_u^k}^{+a_u^k} du_0 P_{l'}\left(\frac{u_0}{a_u^k}\right) G_{gu}^k(u|u_0) \quad (3.4.1.21)$$

連結相鄰節點

由(3.4.1.17)式，我們得到了單一節點內部的中子分布，下一步要利用一些物理連續(或者不連續)的性質將相鄰節點連接起來，如此才能組成一個空間上的方程組並施加邊界條件來求解。

圖 3.4.1.3 表示三個連續的節點，在任兩個相鄰節點的介面處，其表面淨中子流率必須連續，其可寫成

$$\begin{aligned} J_{gu}^k(+a_u^k) &= J_{gu}^{k+1}(-a_u^{k+1}) \\ J_{gu}^k(-a_u^k) &= J_{gu}^{k-1}(+a_u^{k-1}) \end{aligned} \quad (3.4.1.22)$$

至於介面上的中子通率，由於均質化的所帶來的影響，其有可能不會連續，而此不連

續性可以透過不連續因子(Discontinuity Factor) f_{gu}^k 來進行修正，於是下面兩個關係式：

$$f_{gu}^k(a_u^k)\phi_{gu}^k(a_u^k) = f_{gu}^{k+1}(-a_u^{k+1})\phi_{gu}^{k+1}(-a_u^{k+1})$$

$$f_{gu}^k(-a_u^k)\phi_{gu}^k(-a_u^k) = f_{gu}^{k-1}(a_u^{k-1})\phi_{gu}^{k-1}(a_u^{k-1})$$

(3.4.1.23)

但在此研究中，我們暫時假設不連續因子為 1，換句話說，就是中子通率在相鄰節點的介面上連續：

$$\phi_{gu}^k(a_u^k) = \phi_{gu}^{k+1}(-a_u^{k+1})$$

$$\phi_{gu}^k(-a_u^k) = \phi_{gu}^{k-1}(a_u^{k-1})$$

(3.4.1.24)

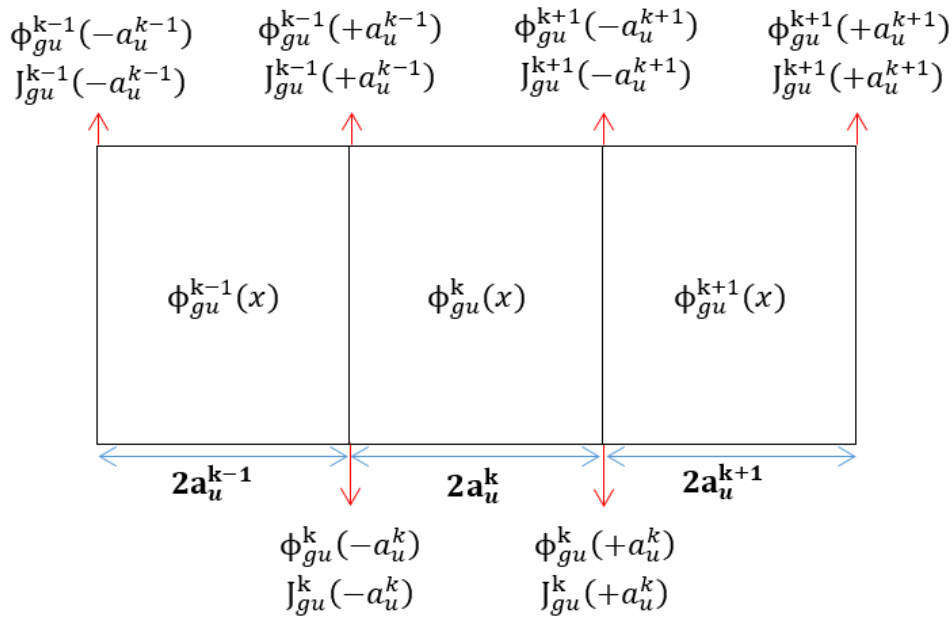


圖 3.4.1.3 包含三個節點的一維平板

利用中子平衡方程式(3.4.1.2b)、(3.4.1.22)式、(3.4.1.24)式與(3.4.1.17)式，經過一連串的代換之後，可得到

$$J_{gu}^k(a_u^k) = D_{gu}^{k,R}\overline{\phi_g^k} - D_{gu}^{k+1,L}\overline{\phi_g^{k+1}} + \frac{D_{gu}^{k+1,L}}{\Sigma_{gu}^{R,k+1}}S_{gu}^{k+1} - \frac{D_{gu}^{k,R}}{\Sigma_{gu}^{R,k}}S_{gu}^k \quad (3.4.1.25)$$

$$+ \frac{D_{gu}^{k,R}}{C_{f,k}^{k,R}}\sum_{l=0}^2 S_{gul}^k G_{gul}^k(a_u^k) - \frac{D_{gu}^{k+1,L}}{C_{f,k+1}^{k+1,L}}\sum_{l=0}^2 S_{gul}^{k+1} G_{gul}^{k+1}(-a_u^{k+1}), k = 1 \dots N - 1$$

$$J_{gu}^k(-a_u^k) = D_{gu}^{k-1,R} \overline{\phi_g^{k-1}} - D_{gu}^{k,L} \overline{\phi_g^k} + \frac{D_{gu}^{k,L}}{\Sigma_{gu}^{k,k}} \overline{S_{gu}^k} - \frac{D_{gu}^{k-1,R}}{\Sigma_{gu}^{k,k-1}} \overline{S_{gu}^{k-1}} \quad (3.4.1.26)$$

$$+ \frac{D_{gu}^{k-1,R}}{C_{gu}^{f,k-1}} \sum_{l=0}^2 S_{gul}^{k-1} G_{gul}^{k-1}(a_u^{k-1}) - \frac{D_{gu}^{k,L}}{C_{gu}^{f,k}} \sum_{l=0}^2 S_{gul}^k G_{gul}^k(-a_u^k), \quad k = 2 \dots N$$

其中，

$$D_{gu}^{k,R} = \frac{C_{gu}^{f,k}}{\frac{C_{gu}^{j,k}}{D_g^k} + \frac{C_{gu}^{j,k+1}}{D_g^{k+1}}}, \quad k = 1 \dots N-1; \quad D_{gu}^{k,L} = \frac{C_{gu}^{f,k}}{\frac{C_{gu}^{j,k}}{D_g^k} + \frac{C_{gu}^{j,k-1}}{D_g^{k-1}}}, \quad k = 2 \dots N$$

$$C_{gu}^{j,k} = \frac{\tanh(K_g^k a_u^k)}{K_g^k}, \quad C_{gu}^{f,k} = \frac{2a_u^k D_g^k}{\sinh(2K_g^k a_u^k)}$$

由(3.4.1.25)式及(3.4.1.26)式，中子流率可表示成相鄰節點的中子平均通率、等效中子射源的組合。再將這兩個式子代回(3.4.1.2b)式，即可得到

$$\begin{aligned} & D_{gu}^{k+1,L} \overline{\phi_g^{k+1}} + (D_{gu}^{k,R} + D_{gu}^{k,L} + 2a_u^k \Sigma_g^{r,k}) \overline{\phi_g^k} - D_{gu}^{k-1,R} \overline{\phi_g^{k-1}} \\ &= -\frac{D_{gu}^{k+1,L}}{\Sigma_{gu}^{r,k+1}} \overline{S_{gu}^{k+1}} + \left(\frac{D_{gu}^{k,R}}{\Sigma_{gu}^{r,k}} + \frac{D_{gu}^{k,L}}{\Sigma_{gu}^{r,k}} + 2a_u^k \right) \overline{S_{gu}^k} - \frac{D_{gu}^{k-1,R}}{\Sigma_{gu}^{r,k-1}} \overline{S_{gu}^{k-1}} \\ &+ \frac{D_{gu}^{k+1,L}}{C_{gu}^{f,k+1}} \sum_{l=0}^2 S_{gul}^{k+1} G_{gul}^{k+1}(-a_u^{k+1}) + \frac{D_{gu}^{k-1,R}}{C_{gu}^{f,k-1}} \sum_{l=0}^2 S_{gul}^{k-1} G_{gul}^{k-1}(a_u^{k-1}) \\ &+ \sum_{l=0}^2 S_{gul}^k \left[\frac{D_{gu}^{k,R}}{C_{gu}^{f,k}} G_{gul}^k(a_u^k) + \frac{D_{gu}^{k,L}}{C_{gu}^{f,k}} G_{gul}^k(-a_u^k) \right], \quad k = 2 \dots N-1 \end{aligned} \quad (3.4.1.27)$$

(3.4.1.27)式是針對內部的節點的方程式，靠近邊界的節點的方程式會略為不同，不過推導的過程與概念都是相當類似的。加上邊界節點的方程式之後，整個方程組可以寫成矩陣的形式：

$$\mathbf{B}_{gu} \overline{\phi_g} = \mathbf{R}_{gu} \quad (3.4.1.28)$$

其中，

$B_{gu} \equiv$ 對於能群 g 以及方向 u 的係數矩陣

$\bar{\phi}_g \equiv$ 節點平均通率，寫成向量的形式

$R_{gu} \equiv$ 等號右邊的部分，一樣寫成向量的形式

只要使用高斯消去法或者是 SOR 方法解上述的矩陣，即可得到各個節點的平均中子通率。

遞迴的策略

由上面的推導可發現，我們將二維的方程式透過橫向積分變成兩個互相關聯的一維方程組，並且將另一個方向的貢獻視為橫向洩漏，放進等效射源項中，此種做法需要進行方向上的掃描才能夠得到整個問題的中子分布狀況。並且由(3.4.1.1)式可發現，此問題中含有所謂的特徵值，也就是中子增殖因子，其也需要遞迴來進行逼近。故總和來說，這個問題需要兩層的遞迴，內層是所謂的空間與能量的遞迴，而外層則是增殖因子的遞迴。本研究中採用以下的算則來進行求解：

1. 給一個初始值的猜測，通常選用 $\phi_{g0}^k = 1$ 、 $\phi_{gul}^k (l = 1, 2) = 0$ ，且初始的介面中子流率為 0。並設置遞迴數 *iter* 為 0。
2. 讓遞迴數加 1，即 $iter = iter + 1$ ，計算分裂與散射中子射源 Q_{gul}^k 。此即為**外層與內層迴圈的起始點**。
3. 開始掃描 u 方向，並且計算該方向的橫向滲漏係數 L_{gul}^k 與等效中子射源係數 S_{gul}^k 。
4. 解 B 矩陣，即(3.4.1.28)式以求得沿著 u 方向的節點平均中子通率。
5. 利用(3.4.1.25)式及(3.4.1.26)式來更新介面上的中子流率 $J_{gu}^k (\pm a_u^k)$ ，並且利用(3.4.1.19)式來更新 $\phi_{gul}^k (l = 1, 2)$ 。回到第三步，直到解完空間中所有方向及所有能群的節點平均中子通率。**此步為內層迴圈的最後一步**。
6. 評估特徵值(即中子增殖因子)，根據

$$k_{\text{eff}}^{(iter)} = k_{\text{eff}}^{(iter-1)} \frac{\sum_{k=1}^K \sum_{g=1}^G \nu \Sigma_{f,g}^k \bar{\phi}_g^k \text{---}^{(iter)}}{\sum_{k=1}^K \sum_{g=1}^G \nu \Sigma_{f,g}^k \bar{\phi}_g^k \text{---}^{(iter-1)}}$$

(3.4.1.29)

7. 檢查分裂中子射源或者是特徵值是否符合設定的收斂規範。如果是，則停止迴圈，輸出答案，如果不是，則回到第二步。**此為外層迴圈的最後一步。**

收斂規範的定義為：

$$\sigma_k = \left| \frac{k_{eff}^{(iter)} - k_{eff}^{(iter-1)}}{k_{eff}^{(iter)}} \right| \leq 10^{-6}, \quad \varepsilon = \max_k \left| \frac{S_{fission}^{k,(iter)} - S_{fission}^{k,(iter-1)}}{S_{fission}^{k,(iter)}} \right| \leq 10^{-5}$$

(3.4.1.30)

為了方便理解，上述算則整理成如圖 3.4.1.4 的流程圖。

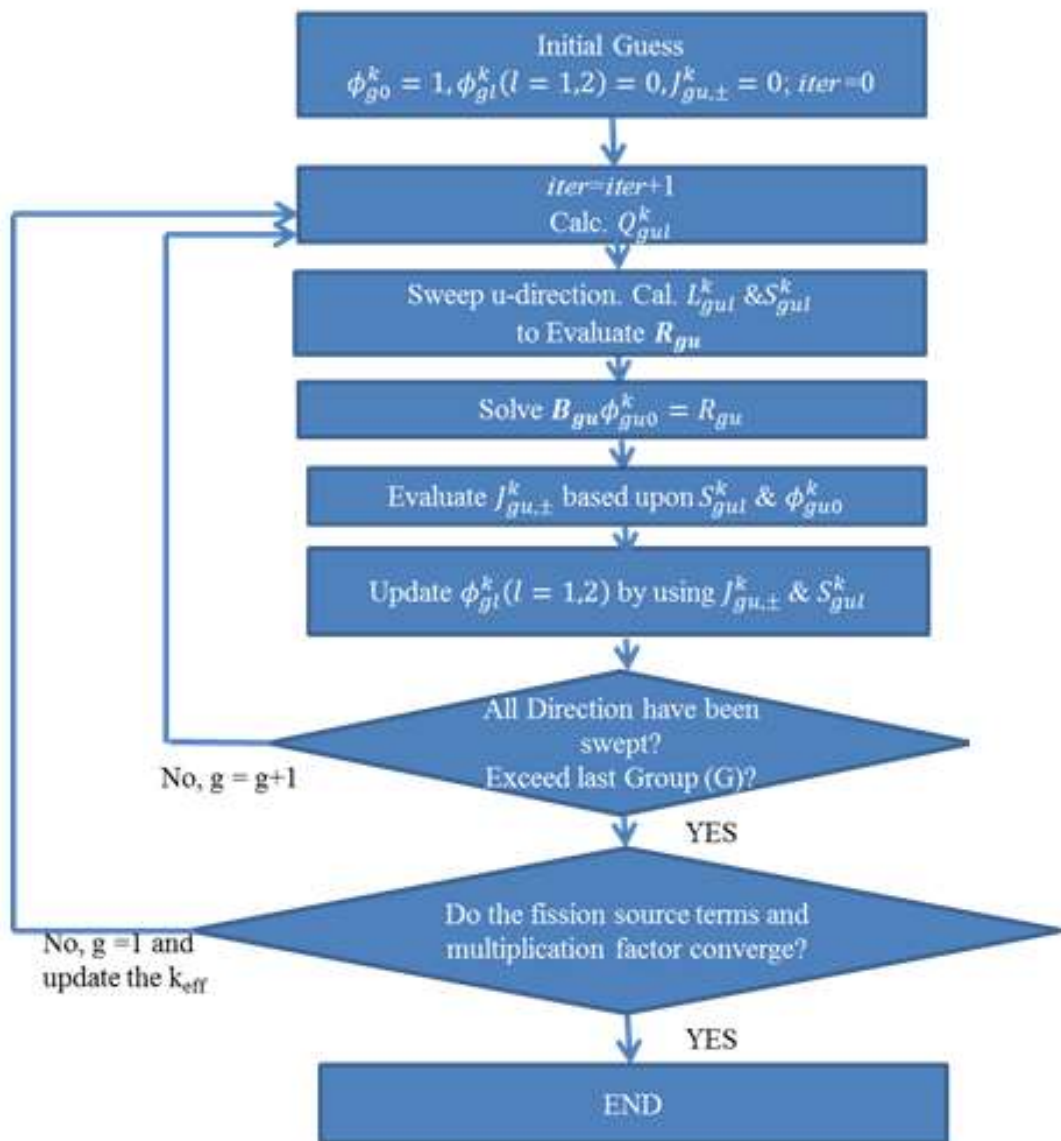


圖 3.4.1.4 二維節點程式計算流程圖

3.4.1.2 研究改進現階段燃料束中子截面產生方式的缺點之方法

對於節點爐心計算程式(如 PARCS)而言，由於均質化(homogenization)方法的關係，無法分辨真實的燃料結構，只能依劃分的區間得到每個節點的一組數據資料，唯有遷移計算程式(如 TRITON)能準確描述分辨爐心幾何結構，因此提供給節點程式的截面正確與否非常關鍵，必須盡量反映出原先燃料所處的狀態，其節點程式模擬結果上才能最貼近實際的情況。

為研究如何改進現階段燃料束中子截面產生方式的缺點，本研究先使用 TRITON 產生一接近真實之參考值，再利用已建立起之 TRITON / GenPMAXS / PARCS (TGP) 程式序列平台進行不同截面產生方式造成的結果差異探討，來求得較佳之改善方法，於前期計畫已探討過單純只使用二氧化鈾燃料為燃料之爐心計算，由於爐心內的燃料組成皆相同，使整個爐心內中子通量的分布較為平滑，因此模擬結果與參考值相比較為相近，但對於混合使用 UOX 與 MOX 燃料的爐心而言，其較複雜的爐心組成，要取得較為正確的燃料截面更不容易，因此本小節研究將著重於討論不同的節點截面產生模型之間的差異，進而獲得一較合適求得截面資料的方法，其截面產生模型包括：單一燃料束、全爐心和超晶格模型 (Supercell Model)。

文獻簡易爐心配置

本研究選擇的簡易爐心模型是參照「NEACRP-L-336 Benchmark Calculation of Power Distribution within Assemblies」報告[5]中的鈾鈾混合燃料爐心配置進行模擬計算，使用的工具為 TGP(TRITON/GenPMAXS/PARCS)程式計算序列，其鈾鈾混合燃料爐心的配置如圖 3.4.1.5 所示，其東面和南面是中子通量為零的邊界條件，西面和北面則是反射的邊界條件，因此為二維爐心結構，軸向假想為無限長，因此在三維節點爐心計算程式裡上、下兩面的邊界條件同樣是選擇反射，而整個爐心為 3×3 的配置，二氧化鈾燃料和鈾鈾混合燃料交錯排列，最外圍包裹著一層反射體。

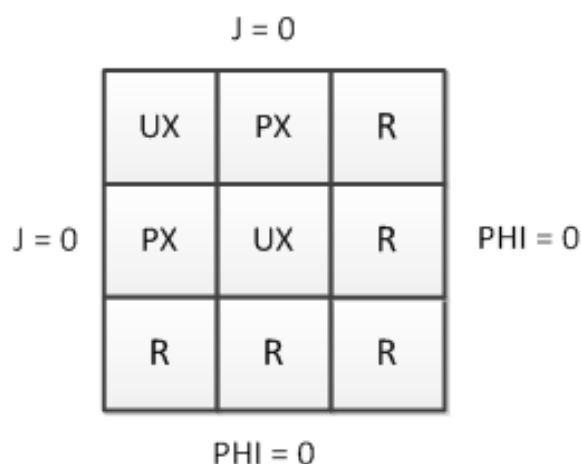


圖 3.4.1.5 鈾鈾混合燃料之簡易爐心[5]

文獻燃料元件規格

燃料元件的規格資料來自於「Benchmark Problem Suite for Reactor Physics Study of LWR Next Generation Fuels」報告[6]，包括三種不同的燃料幾何，分別有燃料棒單元 (Unit Pin Cell)、壓水式反應器的燃料組件(PWR Fuel Assembly)和沸水式反應器的燃

料組件(BWR Fuel Assembly)，同時也有兩種的燃料組成：二氧化鈾燃料和鈾鈷混合燃料，如圖 3.4.1.6 所示，由於 BWR 爐心的熱水流狀態複雜，因此目前只使用 PWR 燃料元件進行模擬。圖 3.4.1.7 分別為 PWR 二氧化鈾燃料元件和鈾鈷混合燃料組件的規格資訊，而圖 3.4.1.8 和圖 3.4.1.9 分別是二氧化鈾燃料和鈾鈷混合燃料的材料原子密度。



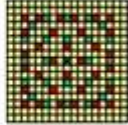
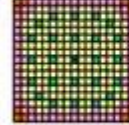
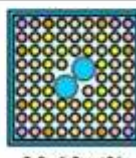
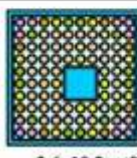
	UO ₂	MOX	Requested parameters
Unit Pin Cell	 6.5 wt% U-235	 11.0 wt% Pu-fiss.	k-infinity Reactivities Number densities Cross sections (1G)
PWR Fuel Assembly	 4.0(Gd rod)+6.5 wt%	 4.8-12.2 wt%	k-infinity Reactivities Pin power
BWR Fuel Assembly	 3.0-6.3 wt%	 2.6-10.2 wt%	k-infinity Reactivities Pin power

圖 3.4.1.6 燃料元件規格[6]

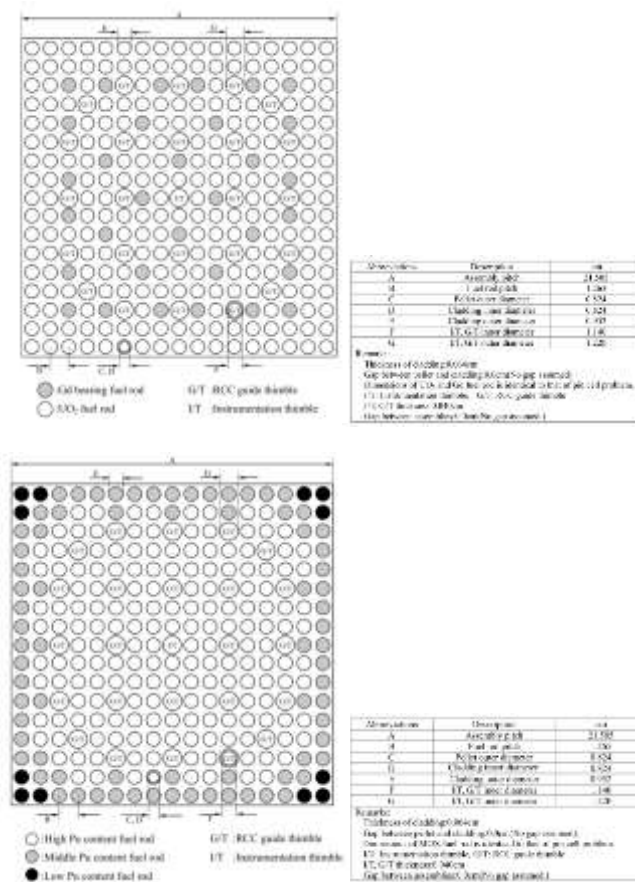


圖 3.4.1.7(左)PWR 二氧化鈾燃料組件的規格；(右)PWR 鈾鈷混合燃料組件的規格[6]

		Gd bearing fuel rod	
		Density	10.0 g/cc
		²³⁵ U enrichment	4.0 wt%
		Gd ₂ O ₃ concentration	10.0 wt%
		Atomic number density (#/barn/cm)	
		²³⁵ U	8.1312E-04
		²³⁸ U	1.9268E-02
		¹⁵⁴ Gd	7.1289E-05
		¹⁵⁵ Gd	4.8938E-04
		¹⁵⁶ Gd	6.8028E-04
		¹⁵⁷ Gd	5.2077E-04
		¹⁵⁸ Gd	8.2650E-04
		¹⁶⁰ Gd	7.2761E-04
		¹⁶ O	4.5130E-02
<hr/>			
		UO ₂ fuel rod	
²³⁵ U enrichment	6.5 wt%		
UO ₂ density	10.3 g/cc		
Atomic number density (#/barn/cm)			
²³⁵ U	1.5122E-03		
²³⁸ U	2.1477E-02		
¹⁶ O	4.5945E-02		

圖 3.4.1.8 二氧化鈾燃料的材料原子密度[6]

	Low Pu content	Middle Pu content	High Pu content
MOX density (g/cc)	10.4	10.4	10.4
²³⁵ U enrichment (wt%)	0.2	0.2	0.2
Pu _t concentration (wt%)	7.5	14.4	19.1
Pu _f concentration (wt%)	4.8	9.2	12.2
Atomic number density (#/barn/cm)			
²³⁵ U	4.3463E-05	4.0212E-05	3.8000E-05
²³⁸ U	2.1408E-02	1.9812E-02	1.8724E-02
²³⁸ Pu	3.6652E-05	7.0251E-05	9.3169E-05
²³⁹ Pu	9.4712E-04	1.8154E-03	2.4075E-03
²⁴⁰ Pu	4.3265E-04	8.2927E-04	1.0997E-03
²⁴¹ Pu	1.6026E-04	3.0720E-04	4.0739E-04
²⁴² Pu	1.0984E-04	2.1052E-04	2.7920E-04
²⁴¹ Am	4.6536E-05	8.9200E-05	1.1828E-04
¹⁶ O	4.6358E-02	4.6338E-02	4.6325E-02

Note 1: Plutonium isotopic composition is the same with that used in MOX pin cell problem.

Note 2: MOX density is derived by smearing dish and chamfer of fuel pellet and by assuming 95% theoretical density (TD).

圖 3.4.1.9 鈾鈾混合燃料的材料原子密度[6]

TRITON 程式之燃料棒單元(Pin)與燃料組件(Assembly)驗證計算

利用 TRITON 進行燃料晶格之計算結果與文獻報告[6]內參與者使用的各類程式作比較，用以確認 TRITON 的計算結果與其他程式並無過大的誤差。共四個案例：二氧化鈾和鈾鈾混合的燃料棒單元、二氧化鈾和鈾鈾混合的 PWR 燃料元件，其計算結果如圖 3.4.1.10 與圖 3.4.1.11 所示，圖中的紅線為 TRITON 使用 ENDF/B-V 238 群截面庫的計算結果，可得知使用 TRITON 的計算結果與使用其他程式的結果並無太大的差異，只有在計算鈾鈾混合的 PWR 燃料元件時，在起始點燃耗為零時，TRITON 的 k_{inf} 較高估，但隨著燃耗量越大，TRITON 計算的 k_{inf} 逐漸些微低估於其他計算結果的平均值。

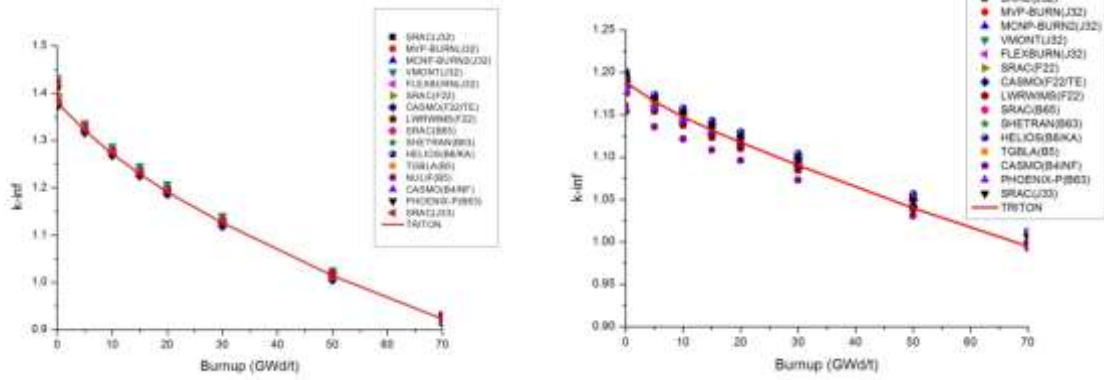


圖 3.4.1.10(左)二氧化鈾燃料棒單元計算結果；(右)鈾鉍混合燃料棒單元計算結果

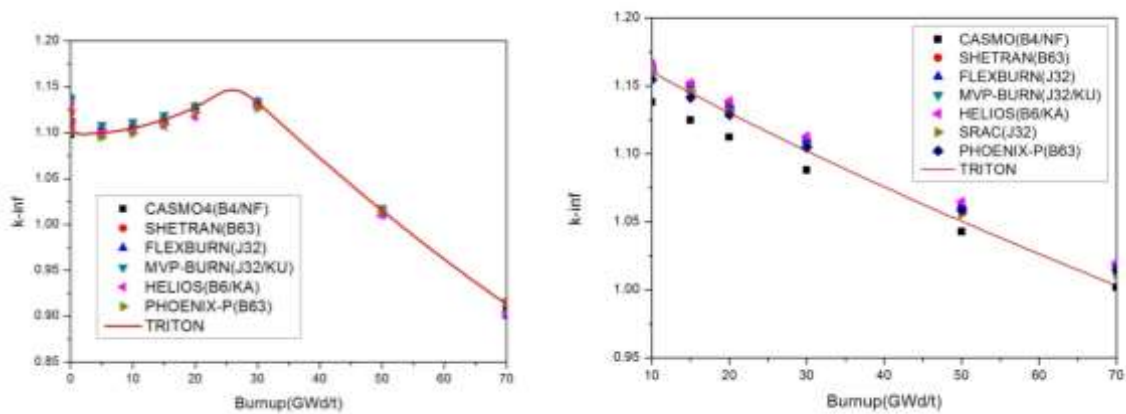


圖 3.4.1.11(左)二氧化鈾燃料組件計算結果；(右)鈾鉍混合燃料組件計算結果

簡易二維爐心模型的 TRITON 計算結果

透過前述燃料棒與燃料組件的驗證計算，顯示 TRITON 所得結果具有可靠度，以此結果為參考值作為 TRITON / GenPMAXS / PARCS (TGP) 程式序列進行的一系列相關計算的準確性分析比較，從中得到不同因素對此 TGP 計算序列之計算結果的影響。而圖 3.4.1.12 為 TRITON 圖像化的爐心模型樣貌，主要計算結果如表 3.4.1.1 為：(1) 全爐心狀態的有效增殖因數(k_{eff})、(2) 爐心燃料元件相對功率分布(relative fuel assembly power distribution)。

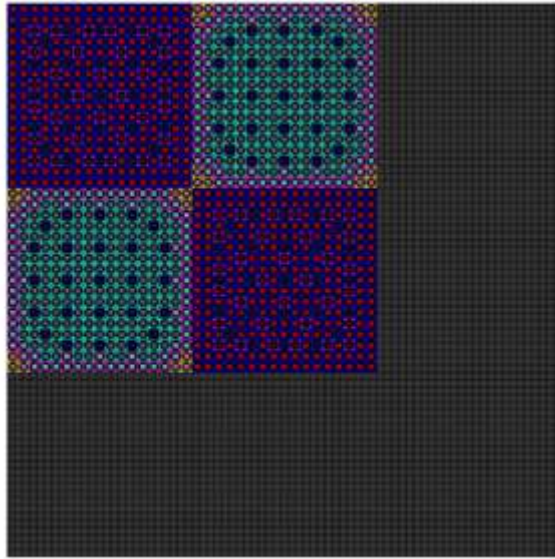


圖 3.4.1.12 TRITON 圖像化的爐心模型

表 3.4.1.1 簡易爐心模型計算結果

UOX+MOX	
Fiss. neutrons/thermal abs. (η)	1.53583
Thermal utilization (f)	0.81591
Resonance Escape probability (p)	0.50400
Fast-fission factor (ϵ)	1.72333
Fast non-leakage prob. (P_f)	0.98558
Thermal non-leakage prob. (P_t)	0.98203
k-eff	1.05344
Relative fuel assembly power distribution	1.2401
	1.0484
	0.6631

節點截面產生模型

(1) 單一燃料束截面產生模型

單純使用全部反射的邊界條件來分別獲取 UOX 燃料和 MOX 燃料的截面資料，如圖 3.4.1.13 的 PARCS 1，並按編號依序填入爐心對應位置，最終的爐心計算結果如表 3.4.1.2 所示，其模擬結果與參考值相去甚遠，把原先單一的燃料組件模型加上一反射體來考量其影響，如圖 3.4.1.13 裡的 PARCS 2，可是其模擬結果並不像單純 UOX 爐心的案例有大幅度的改善，因此可推斷除了燃料和反射體的相互作用外，UOX 燃料和 MOX 燃料二者間也會有相互的影響。

而 UOX 燃料與 MOX 燃料相鄰擺放時，模擬分析上的困難處為 MOX 燃料的中子能譜和原本 UOX 燃料的能譜相差甚鉅，特別是熱中子通量，MOX 燃料內的熱中子通量大約只有 UOX 燃料裡的一半到四分之一，因此在兩者的交界處，會造成一個空間上很大的熱中子梯度，如圖 3.4.1.15 所示，而目前的節點計算方法對此都難以準確模

擬，另外在截面的產生上，過去以來計算模式都是把相鄰晶格當成是一樣 (Infinite-Lattice) 來做計算，這方式不但沒考慮到邊界處很大的中子梯度，而且當多能群聚縮 (Collapse) 成兩群時，也是根據周遭是相同燃料的能譜下完成此動作的，因此在相關文獻[7,8]中依此問題提出了幾個修正模式，主要從中子通率的計算和中子截面修正這兩方面著手，由於一些限制，本研究將從最源頭截面的產生上做出一些改善，探討能否得到一個較佳的模擬結果。

表 3.4.1.2 單一燃料束的節點截面產生模型之模擬結果

PARCS	keff	Δk (pcm)	ΔP	
TRITON (reference)	1.05344	-	1.2401	1.0484
			1.0484	0.6631
< PARCS 1 > TRITON XS manual input: $\Sigma_a, \Sigma_s (P_0)$ without ADF	1.06647	1303	-0.05 %	1.4 %
			1.4 %	-4.5%
< PARCS 2 > TRITON XS manual input: $\Sigma_a, \Sigma_s (P_0)$ without ADF	1.07127	1783	-1 %	1 %
			1 %	-1.5 %

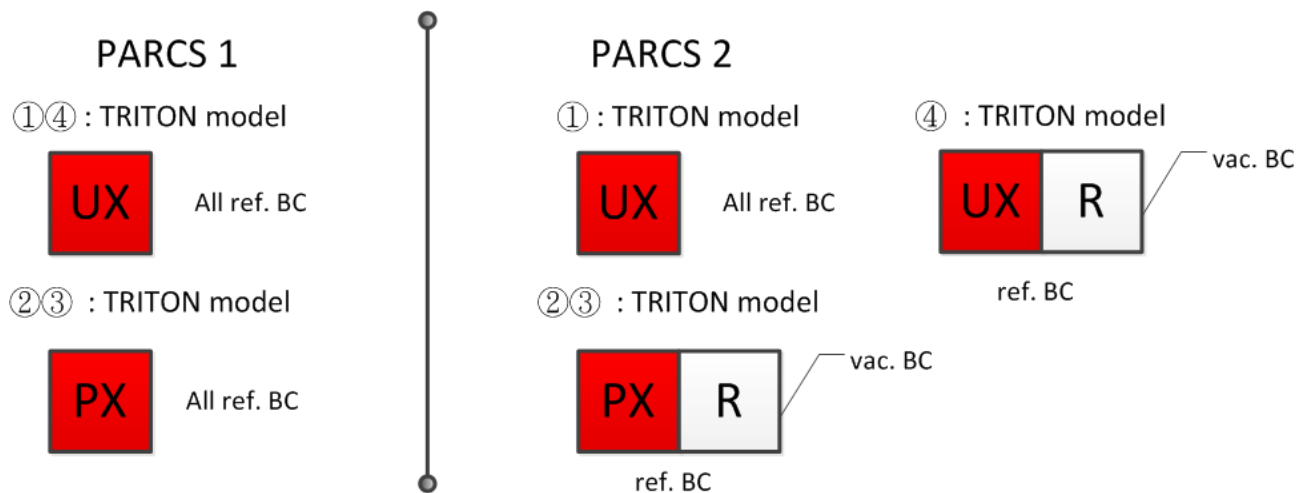


圖 3.4.1.13 單一燃料束的節點截面產生模型

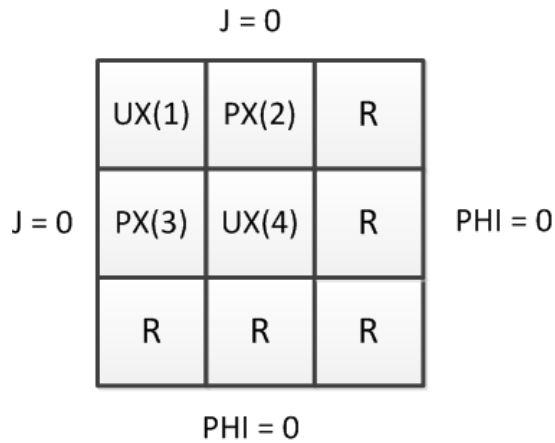


圖 3.4.1.14 爐心對應位置之編號

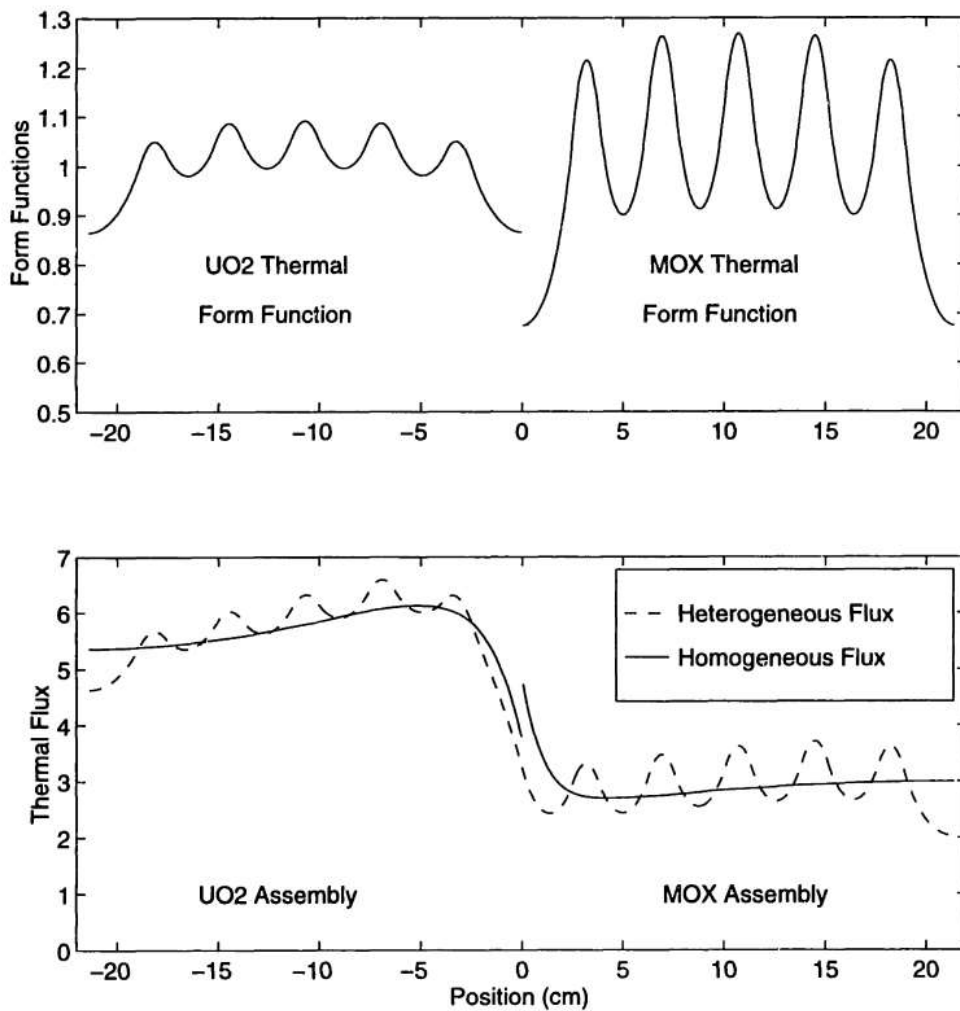


圖 3.4.1.15 一維 MOX/ UO2 燃料組件熱中子通率分佈[8]

(2)全爐心截面產生模型

於對產生截面的模型做改善前，嘗試直接將原先用來計算參考值的 TRITON 全爐心模型直接用來產生二群截面資料，如圖 3.4.1.16 所示，圖中紅、藍、綠三色分別代

表對此色塊進行均質化處理，以獲得該區域的二群均質化截面用來進行接下來的爐心計算。而最後計算的結果如表 3.4.1.3 所示，可見在不考慮其他因素下，單純以最貼近實際情況下產生的二群截面來說有著 70 pcm 的誤差，從這結果可推斷接下來對於各式改善後的截面產生模型，在其他條件相同下，其最佳的模擬結果至少也會有 70 pcm 以上的誤差，這個以全爐心模型得到之結果，雖然計算過程中步驟複雜、費時且占據大量電腦資源，但是給了未來接續的研究有了依據，用以判斷其結果的可信度。

另外全爐心模型所得到各個燃料位置的較佳截面資料，可以用來比較何種燃料的截面資料對於結果的影響較顯著，如圖 3.4.1.17，PARCS 3-1 的爐心計算，其 UOX 燃料截面用的是全爐心模型所得到的較佳截面資料，而 MOX 燃料則是輸入以全部反射的邊界條件所得的截面資料，而 PARCS 3-2 與 3-1 恰恰相反，這兩個案例下得到之結果如表 3.4.1.4 所示，從結果可得知兩案例相比之下，使用較恰當的 MOX 燃料截面比起使用較恰當的 UOX 燃料截面，前者的影響較大，因此在 MOX 燃料截面處理時須更為注意。

表 3.4.1.3 全爐心的節點截面產生模型之模擬結果

PARCS MOX+UOX	keff	Δk (pcm)	ΔP		Total CPU time
TRITON (reference)	1.05344	-	1.2401	1.0484	-
			1.0484	0.6631	
< PARCS 3 > TRITON XS manual input: Σ_a, Σ_s (P0) without ADF	1.05274	-70	1.8%	-1.3%	1x24.1 hr
			-1.3%	0.8%	

PARCS 3: full core model

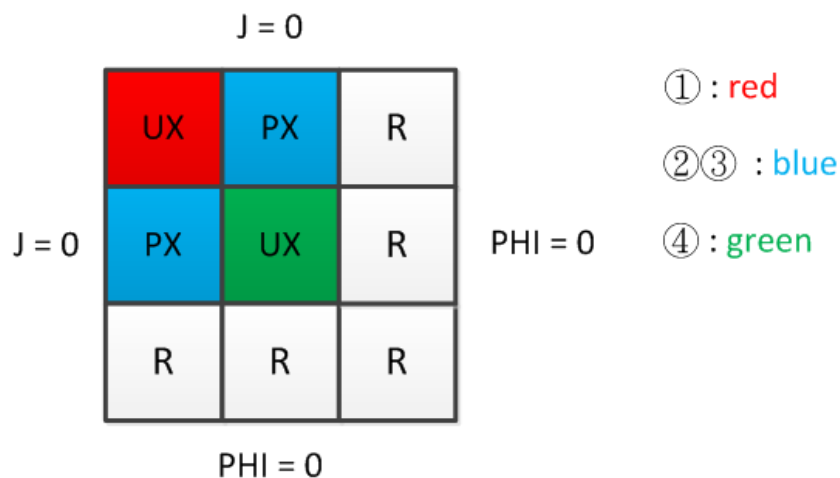


圖 3.4.1.16 全爐心的節點截面產生模型

表 3.4.1.4 比較何種燃料的截面對模擬結果之影響

PARCS	keff	Δk (pcm)	ΔP	
TRITON (reference)	1.05344	-	1.2401	1.0484
			1.0484	0.6631
< PARCS 3-1 > TRITON XS manual input: $\Sigma_a, \Sigma_s (P_0)$ without ADF	1.06291	947	-0.7 %	0.8 %
			0.8 %	-1.1 %
< PARCS 3-2 > TRITON XS manual input: $\Sigma_a, \Sigma_s (P_0)$ without ADF	1.05686	342	7.3 %	-2.9 %
			-2.9 %	-4.3 %

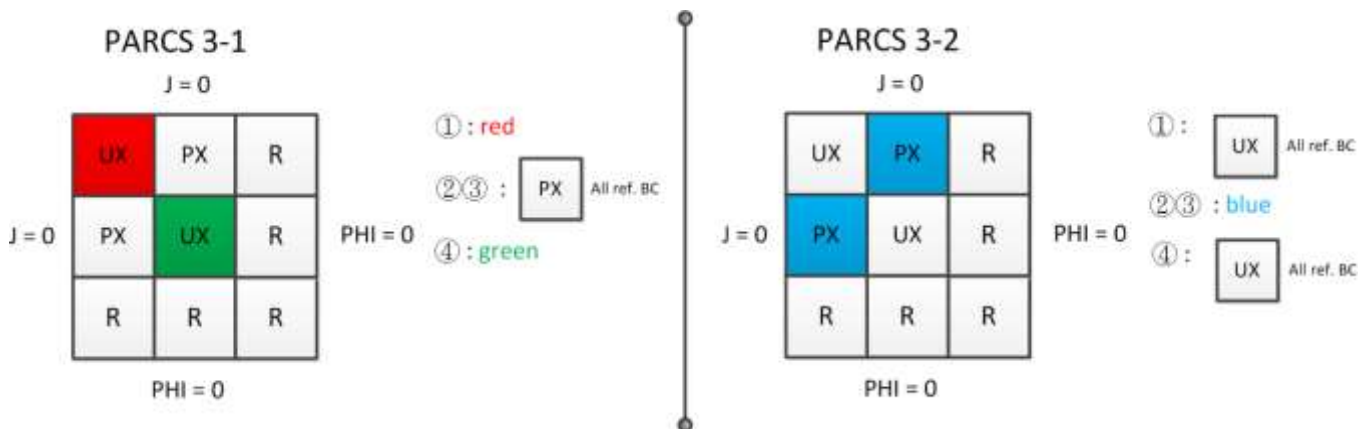


圖 3.4.1.17 比較何種燃料的截面對模擬結果影響所用之模型

(3)超晶格(Supercell)截面產生模型

雖然全爐心截面產生模型完全考慮了燃料在爐心內所處的環境，其結果比使用單一燃料束模型的結果大幅的改進，但其建立模型時的複雜程度與計算時間過長。而參考文獻「Burn-up Credit Criticality Benchmark Phase IV-B: Results and Analysis of MOX Fuel Depletion Calculation」[9]裡其中一種計算模型，如圖 3.4.1.18 所示，似乎在準確度和實用性上取得能接受的平衡點。此超晶格模型如圖 3.4.1.19 所示，不單只考慮四週均為反射邊界條件的單一燃料束模型，試圖在產生截面的同時加入所處環境的影響，其計算的結果如表 3.4.1.5 所示，可見當模擬考慮了 UOX、MOX 燃料相鄰擺放時的交互影響，其誤差就可大幅削減，只是位於反射體旁的 MOX 燃料，圖 3.4.1.14 上編號 2 和 3 的位置，由於相對兩面一面連接著 UOX 燃料，另一面卻是緊連反射體，一維的超晶格模型不足以完善的反映其情況，如圖 3.4.1.19 PARCS 4 案例 2 和 3 位置

所用之模型，並由前可知 MOX 燃料影響較為關鍵，因此在 PARCS 5 的該處就採用 2×2 的超晶格模型，其結果就優於 PARCS 4 案例且所費的計算時間也較少，另外相差的 106 pcm 也大於前面全爐心下的誤差，符合之前的預期。

雖然目前為止，對於混合 MOX 燃料的爐心做了種種改善，而誤差已縮小許多，但其爐心複雜的程度遠大於單純 UOX 燃料爐心，因此模擬結果仍是沒有像該爐心配置如此準確，而且在下一部份的混合 MOX 燃料爐心的燃料棒功率重建也會遇到一些問題，這使得對於這種複雜爐心須有一套更有效的模擬方法。

表 3.4.1.5 超晶格的節點截面產生模型之模擬結果

PARCS MOX+UOX	keff	Δk (pcm)	ΔP		Total CPU time
TRITON (reference)	1.05344	-	1.2401	1.0484	-
			1.0484	0.6631	
< PARCS 4 > TRITON XS manual input: $\Sigma_a, \Sigma_s (P_0)$ without ADF	1.04744	-600	-1.9%	1.1%	6.6 + 14.4 + 9 hr
			1.1%	0.01%	
< PARCS 5 > TRITON XS manual input: $\Sigma_a, \Sigma_s (P_0)$ without ADF	1.05238	-106	3.9%	-1.5%	6.6 + 9.6 + 14.4 hr
			-1.5%	-2.3%	

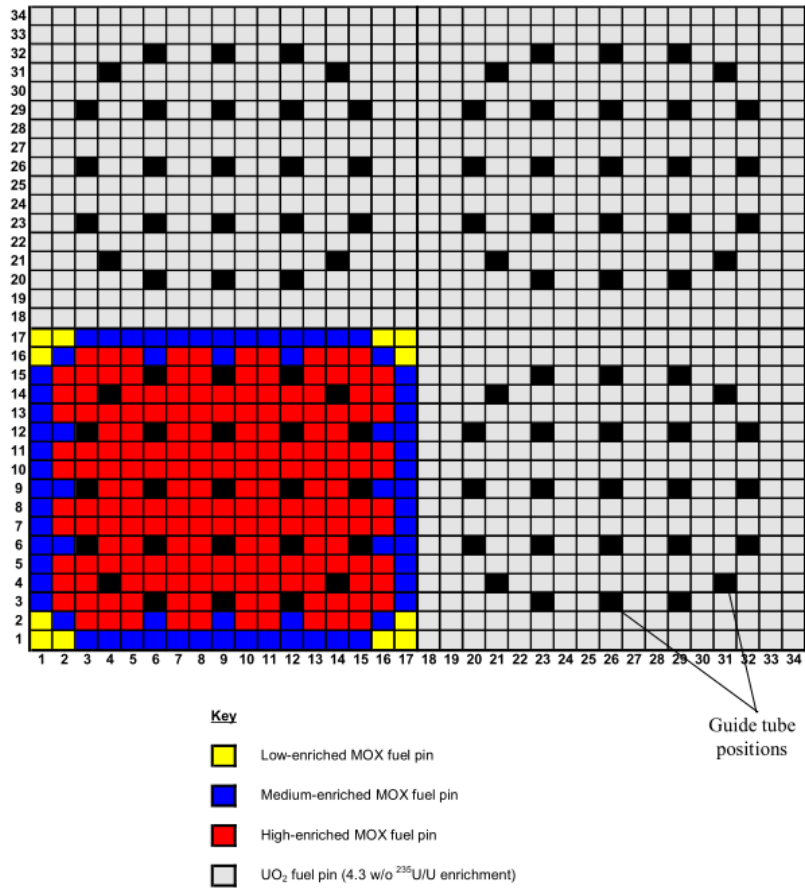


圖 3.4.1.18 Burn-up Credit Criticality Benchmark Phase IV-B 報告所用之模型[9]

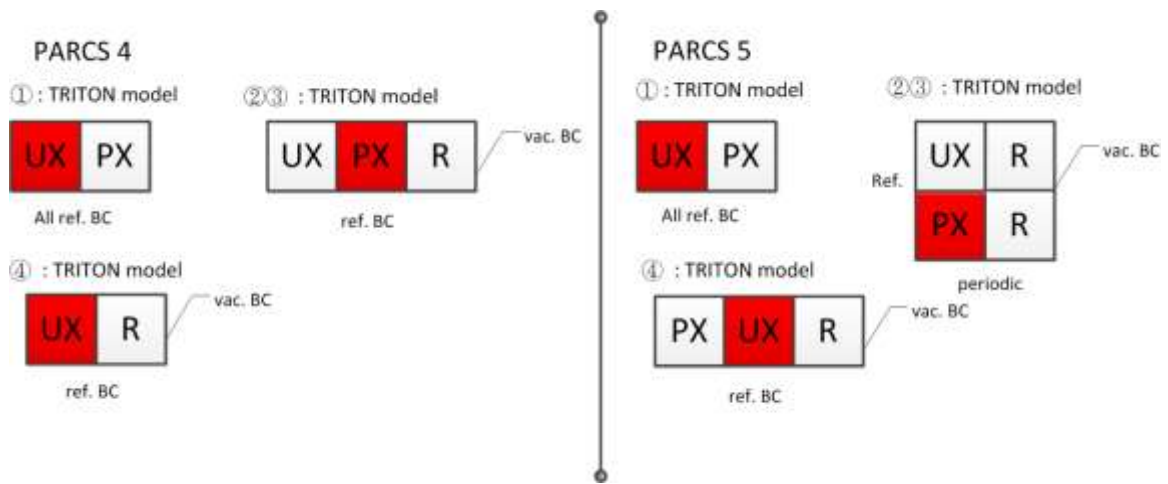


圖 3.4.1.19 超晶格的節點截面產生模型

3.4.1.3 二維六角形節點程式推導

六角形節點程式的大體架構與矩形節點程式的架構相同，推導的步驟也一樣。首先使用橫向積分以產生一維方程組，接著透過 HNGFM 產生局部積分式並透過多項式展開來處理積分的項，最後利用介面上物理性質的連續與不連續性來連接各個節點以得到一個完整的方程組。與矩形節點最大的不同是六角形節點的座標系統，如圖 3.4.1.20 所示。除了這點之外，其在使用橫向積分的時候，會產生非物理項，本研究

採用 Fitzpatrick 的近似法[10]來處理這個問題，詳細的推導與說明會在後續的章節進行介紹。

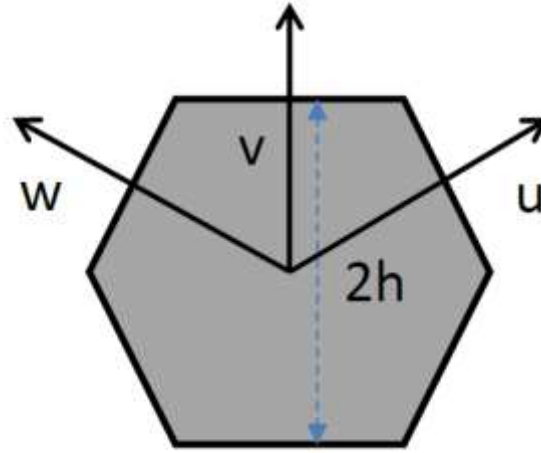


圖 3.4.1.20 六角形矩形節點示意圖

中子平衡方程式

正如 3.4.1.1 節所提到的，中子平衡方程式(NBE)是連結各個節點的一個關鍵，並且 NBE 在 Fitzpatrick 的近似中扮演著重要的角色，故這一部分會介紹如何推導六角形節點的 NBE。

一個穩態多群中子擴散通式可寫成：

$$-D_g^k \cdot \nabla^2 \phi_g^k(\vec{r}) + \Sigma_g^{r,k} \phi_g^k(\vec{r}) = \frac{\chi_g}{\lambda} \sum_{g'=1}^G \nu_{g'} \Sigma_{g'}^{f,k} \phi_{g'}^k(\vec{r}) + \sum_{g' \neq g}^G \Sigma_{gg'}^{s,k} \phi_{g'}^k(\vec{r}) = Q_g^k(\vec{r}) \quad (3.4.1.30)$$

其中，

\vec{r} ≡ 空間中的一個特定的點，在六角形幾何中，其為[u,v,w]，如圖 3.4.1.5 所示。

D_g^k ≡ 第 k 個節點內，第 g 個能群的擴散係數，

ϕ_g^k ≡ 第 k 個節點內，第 g 個能群的中子通率，

$\Sigma_g^{r,k}$ ≡ 第 k 個節點內，第 g 個能群的巨觀移除截面(Macroscopic removal cross section)

，

χ_g ≡ 第 g 個能群的瞬發中子的分裂分率，

λ ≡ 特徵值，亦為中子增殖因子(Neutron multiplication factor) ，

$\nu_{g'}$ \equiv 平均一次分裂，放出 g' 能群的中子數，

$\Sigma_{g'}^{f,k}$ \equiv 第 k 個節點內，第 g' 個能群的巨觀分裂截面，

$\Sigma_{g'g}^{s,k}$ \equiv 第 k 個節點內，從第 g' 個能群散射到第 g 個能群的巨觀截面，

$Q_g^k(\vec{r})$ \equiv 第 k 個節點內，第 g 個能群的等效中子射源。

對上式做空間積分，並且使用高斯散度定理，其會產生 NBE 的通式：

$$\frac{1}{V_k} \sum_{i \in S} \int_{r_s \in S_i} \hat{n}_i \cdot J_g^k(r_s) d^2 r_s + \Sigma_g^{r,k} \overline{\phi_g^k} = \overline{Q_g^k} \quad (3.4.1.31)$$

其中，

V_k \equiv 第 k 個節點的體積，

S \equiv 第 k 個節點的表面區域，

S_i \equiv 第 k 個節點的表面的部分區域，

r_s \equiv 面 S_i 上面的一個特定的點，

\hat{n}_i \equiv 面 S_i 上面的單位長度法向向量，

$J_g^k(r_s) \equiv -D_g^k \nabla \phi_g^k(r_s) \equiv$ 位於點 r_s 的中子流率，

$\overline{\phi_g^k} \equiv \frac{1}{V_k} \int \phi_g^k(\vec{r}) dV \equiv$ 節點 k 的平均中子通率，

$\overline{Q_g^k} \equiv \frac{1}{V_k} \int Q_g^k(\vec{r}) dV \equiv$ 節點 k 的平均中子射源。

利用(3.4.1.31)式即可推出二維六角形節點的 NBE：

$$\sum_{x=u,v,w} \frac{1}{3h} [J_{gx}^k(+h) - J_{gx}^k(-h)] + \Sigma_g^{r,k} \overline{\phi_g^k} = \overline{Q_g^k}$$

(3.4.1.32)

其中，

$h \equiv$ 六角形節點兩平行邊的間距的一半長度，

$J_{gx}^k \equiv$ 沿著 x 方向上特定位置的表面淨中子流率。

橫向積分

直接對六角形幾何進行橫向積分相對的複雜，經過文獻探討[11]，其指出透過對於一個 x 方向為薄殼、 y 方向為全高的控制體積取中子平衡方程式，經過此技巧較容易求出一維方程式。該控制體積如圖 3.4.1.21 所示，其定義如下：

$$D \equiv \partial V^k: \left[\begin{array}{l} (x, y); x \in [x, x + \Delta x], \\ y \in [-y_s(x), +y_s(x)]; x \neq 0 \end{array} \right]; y_s = \frac{2h - |x|}{\sqrt{3}}$$

$\partial D = \text{surface of volume } D$

首先，區域 D 的中子擴散方程式可以寫成：

$$\nabla \cdot J_g^k(x, y) + \Sigma_g^{r,k} \phi_g^k(x, y) = Q_g^k(x, y) \quad (3.4.1.33)$$

接著對區域 D 作空間積分，其可表示為：

$$\int_D [\nabla \cdot J_g^k(x, y) + \Sigma_g^{r,k} \phi_g^k(x, y) = Q_g^k(x, y)] dV \quad (3.4.1.34)$$

使用高斯散度定理，等號左邊第一項可寫成：

$$\begin{aligned} \int_D \nabla \cdot J_g^k(x, y) dV &= \oint_{\partial D} \hat{n}_i \cdot J_g^k(x, y) ds \\ &= \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} \hat{n}_x \cdot J_g^k(x + \Delta x, y) dy + \int \hat{n}_- \cdot J_g^k(x, -y_s(x)) dl \\ &\quad + \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} (-\hat{n}_x) \cdot J_g^k(x, y) dy + \int \hat{n}_+ \cdot J_g^k(x, y_s(x)) dl \end{aligned} \quad (3.4.1.35)$$

上述各項可以分別寫成：

$$\int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} \widehat{n}_x \cdot J_g^k(x + \Delta x, y) dy = J_{gx}^k(x + \Delta x) \cong J_{gx}^k(x) + \Delta x \frac{\partial}{\partial x} J_{gx}^k(x) \quad (3.4.1.36a)$$

$$\int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} -\widehat{n}_x \cdot J_g^k(x, y) dy = -J_{gx}^k(x) \quad (3.4.1.36b)$$

$$\int \widehat{n}_{\pm} \cdot J_g^k(x, \pm y_s(x)) dl = \frac{2}{\sqrt{3}} \int_x^{x+\Delta x} \pm \widehat{n}_{\pm} J_g^k(x, \pm y_s(x)) dx \cong \frac{2}{\sqrt{3}} J_g^k(x, \pm y_s(x)) \Delta x \quad (3.4.1.36c)$$

其中，

$$J_{gx}^k(x) = - \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} dy D_g^k \frac{\partial}{\partial x} \phi_g^k(x, y) \quad (3.4.1.36d)$$

$$J_g^k(x, \pm y_s(x)) = \widehat{n}_{\pm} \cdot \nabla \phi_g^k \Big|_{y=\pm y_s(x)}$$

$$\widehat{n}_{\pm} = \begin{cases} \widehat{n}_v & \text{for } -h \leq x < 0 \\ \widehat{n}_u & \text{for } 0 < x \leq h \end{cases} ; \widehat{n}_{\mp} = \begin{cases} -\widehat{n}_u & \text{for } -h \leq x < 0 \\ -\widehat{n}_v & \text{for } 0 < x \leq h \end{cases} \quad (3.4.1.36e)$$

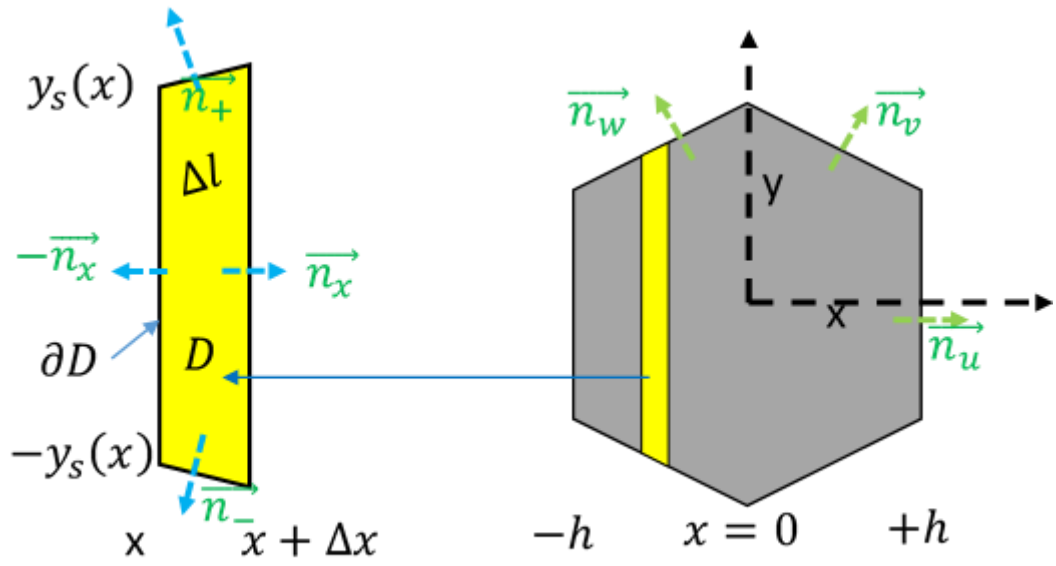


圖 3.4.1.21 六角形區域用於橫向積分推導使用的控制體積

剩餘的項可寫成：

$$\int_D \Sigma_g^{r,k} \phi_g^k(x, y) dV = \int_x^{x+\Delta x} \Sigma_g^{r,k} \phi_{gx}^k(x) dx \cong \Delta x \Sigma_g^{r,k} \phi_{gx}^k(x) \quad (3.4.1.37)$$

$$\int_D Q_g^k(x, y) dV = \int_x^{x+\Delta x} Q_{gx}^k(x) dx \cong \Delta x Q_{gx}^k(x) \quad (3.4.1.38)$$

其中，

$$\phi_{gx}^k(x) = \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} dy \phi_g^k(x, y) \quad (3.4.1.39)$$

$$Q_{gx}^k(x) = \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} dy Q_g^k(x, y) \quad (3.4.1.40)$$

把上面的所有結果代回(3.4.1.33)式，我們可以求得

$$\frac{\partial}{\partial x} J_{gx}^k(x) + \Sigma_g^{r,k} \phi_{gx}^k(x) = Q_{gx}^k(x) - \frac{2}{\sqrt{3}} [J_g^k(x, y_s(x)) + J_g^k(x, -y_s(x))] \quad (3.4.1.41)$$

上式不能直接求解，我需要類似於菲克定律(Fick's law)的關係式把部分積分的中子通率 $\phi_{gx}^k(x)$ 與淨中子通率 $J_{gx}^k(x)$ 關聯在一起。要推導這個關係式，首先我們會從

(3.4.1.39)式著手，對這個式子微分並且乘上負的擴散係數 $-D_g^k$ ：

$$-D_g^k \frac{d}{dx} \phi_{gx}^k(x) = -D_g^k \frac{d}{dx} \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} dy \phi_g^k(x, y) \quad (3.4.1.42)$$

利用萊布尼茲法則(Leibniz Rule)與(3.4.1.36d)式子，上式可以改寫為

$$J_{gx}^k(x) = -D_g^k \frac{d}{dx} \phi_{gx}^k(x) + D_g^k y_s'(x) [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x))] \quad (3.4.1.43)$$

為了得到(3.4.1.41)式等號左邊第一項，對上式進行偏微分：

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} J_{gx}^k(x) &= -D_g^k \frac{d^2}{dx^2} \phi_{gx}^k(x) + D_g^k y_s''(x) [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x))] \\ &\quad + D_g^k y_s'(x) \frac{\partial}{\partial x} [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x))] \end{aligned} \quad (3.4.1.44)$$

將(3.4.1.44)式代入(3.4.1.41)式，並且做一些整理可得到

$$-D_g^k \frac{d^2}{dx^2} \phi_{gx}^k(x) + \Sigma_g^{r,k} \phi_{gx}^k(x) = Q_{gx}^k(x) - L_{gx}^k(x) \quad (3.4.1.45a)$$

其中，

$$\begin{aligned} L_{gx}^k(x) &= \frac{2}{\sqrt{3}} [J_g^k(x, y_s(x)) + J_g^k(x, -y_s(x))] + D_g^k y_s'(x) \frac{\partial}{\partial x} [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x))] \\ &\quad + D_g^k y_s''(x) [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x))] \end{aligned} \quad (3.4.1.45b)$$

$$y_s(x) = \frac{2h-|x|}{\sqrt{3}}; y_s'(x) = -\frac{sgn(x)}{\sqrt{3}}; y_s'' = -\frac{2\delta(x)}{\sqrt{3}} \quad (3.4.1.45c)$$

一般我們較常使用橫向平均中子通量 $\overline{\phi_{gx}^k}(x)$ ，其定義為

$$\overline{\phi_{gx}^k}(x) = \frac{\phi_{gx}^k(x)}{2y_s(x)} = \frac{1}{2y_s(x)} \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} dy \phi_g^k(x, y) \quad (3.4.1.46)$$

根據上式，可將(3.4.1.45)式進行改寫，

$$-D_g^k \frac{d^2}{dx^2} \overline{\phi_{gx}^k}(x) + \Sigma_g^{r,k} \overline{\phi_{gx}^k}(x) = \overline{Q_{gx}^k}(x) - \overline{L_{gx}^k}(x) \quad (3.4.1.47a)$$

$$\overline{Q_{gx}^k}(x) = \frac{Q_{gx}^k(x)}{2y_s(x)} \quad (3.4.1.47b)$$

$$\begin{aligned} \overline{L_{gx}^k}(x) &= \frac{1}{\sqrt{3}y_s(x)} [J_g^k(x, y_s(x)) + J_g^k(x, -y_s(x))] \\ &\quad - D_g^k \frac{\text{sgn}(x)}{2y_s(x)\sqrt{3}} \frac{\partial}{\partial x} [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x)) - 4\overline{\phi_{gx}^k}(x)] \\ &\quad - D_g^k \frac{\delta(x)}{y_s(x)\sqrt{3}} [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x)) - 2\overline{\phi_{gx}^k}(x)] \end{aligned} \quad (3.4.1.47c)$$

把上式作積分，或者是把(3.4.1.32)式進行改寫，可以得到一維的中子平衡方程式：

$$\frac{1}{3h} [J_{gx}^k(+h) - J_{gx}^k(-h)] + \Sigma_g^{r,k} \overline{\phi_g^k} = \overline{Q_g^k} - \overline{L_{gx}^k} \quad (3.4.1.48a)$$

其中，

$$\overline{L_{gx}^k} \equiv \sum_{u=v,w} \frac{1}{3h} [J_{gu}^k(+h) - J_{gu}^k(-h)] \quad (3.4.1.48b)$$

在後續的探討中，我們會使用橫向平均中子通量為推導的主軸，不過為了方便起見，我們將會把平均的符號拿掉，以 $\phi_{gx}^k(x)$ 進行表示。

局部積分式

根據觀察，(3.4.1.47a)式的形式實際上與(3.4.1.3)式類似，故 3.4.1.1 節中的推導亦

可以套用在六角形的節點中，即(3.4.1.8)式在六角形節點中亦成立。然而，簡單的菲克定律(Fick's law)無法直接用於六角形節點中，因為六角形節點的橫向平均中子通量與橫向平均中子流率定義如下：

$$\phi_{gx}^k(x) = \frac{1}{2y_s(\square)} \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} dy \phi_g^k(x, y) \quad (3.4.1.49a)$$

$$J_{gx}^k(x) = -\frac{1}{2y_s(x)} \int_{-y_s(x)}^{y_s(x)} dy D_g^k \frac{\partial}{\partial x} \phi_g^k(x, y) \quad (3.4.1.49b)$$

所以我們必須找另外一個關係式來關聯 $\phi_{gx}^k(x)$ 與 $J_{gx}^k(x)$ ，首先對(3.4.1.49a)進行微分，並使用萊布尼茲法則：

$$-D_g^k \frac{\partial}{\partial x} \phi_{gx}^k(x) = J_{gx}^k(x) + D_g^k \frac{\text{sgn}(x)}{2y_s(x)\sqrt{3}} [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x)) - 2\phi_{gx}^k(x)] \quad (3.4.1.50)$$

把上式代入(3.4.1.3)式中，可以得到：

$$\begin{aligned} \phi_{gx}^k(x) = & \int_{-h}^{+h} dx_0 S_{gx}^k(x_0) G_{gx}^k(x|x_0) - G_{gx}^k(x|h) [J_{gx}^k(+h)] + G_{gx}^k(x|-h) [J_{gx}^k(-h)] \\ & - \frac{D_g^k}{2h} G_{gx}^k(x|h) [\phi_{g1}^k + \phi_{g2}^k - 2\phi_{gx}^k(h)] - \frac{D_g^k}{2h} G_{gx}^k(x|-h) [\phi_{g4}^k + \phi_{g5}^k - 2\phi_{gx}^k(-h)] \end{aligned} \quad (3.4.1.51a)$$

其中，

$$\begin{aligned} \phi_{g1}^k &= \phi_g^k(h, y_s(h)); \phi_{g2}^k = \phi_g^k(h, -y_s(h)); \phi_{g3}^k = \phi_g^k(0, -y_s(0)) \\ \phi_{g4}^k &= \phi_g^k(-h, y_s(-h)); \phi_{g5}^k = \phi_g^k(-h, -y_s(-h)); \phi_{g6}^k = \phi_g^k(0, y_s(0)); \end{aligned} \quad (3.4.1.51b)$$

觀察(3.4.1.47)式與(3.4.1.51)式，可以發現經過橫向積分之後，六角形節點會出現非物理項。Lawrence 的方法 [11]用方程式來近似這些非物理項，而 Wagner [12]與之後的 Fitzpatrick [10]直接忽略這些項，但是 Fitzpatrick 有透過嚴謹的中子平衡方程式在

後續的求解過程中彌補忽略這些項可能造成的中子損失。本研究採用 Fitzpatrick 的方法，故(3.4.1.51a)式可以簡化為

$$\begin{aligned}\phi_{gx}^k(x) &= \int_{-h}^{+h} dx_0 S_{gx}^k(x_0) G_{gx}^k(x|x_0) - G_{gx}^k(x|h) [\widetilde{J}_{gx}^k(+h)] + G_{gx}^k(x|-h) [\widetilde{J}_{gx}^k(-h)] \\ &\quad (3.4.1.52)\end{aligned}$$

其中，

$$\begin{aligned}\widetilde{J}_{gx}^k(\pm h) &\equiv -D_g^k \frac{\partial}{\partial x} \phi_{gx}^k(x) \Big|_{x=\pm h} \\ &= J_{gx}^k(\pm h) + \left\{ D_g^k \frac{\text{sgn}(x)}{2y_s(x)\sqrt{3}} [\phi_g^k(x, y_s(x)) + \phi_g^k(x, -y_s(x)) - 2\phi_{gx}^k(x)] \right\}_{x=\pm h}\end{aligned}$$

空間上的近似

與前面推導矩形節點程式的架構類似，我們需要利用多項式展開中子通率 $\phi_{gu}^k(u)$ 與射源分布 $S_{gu}^k(u_0)$ ，以便讓(3.4.1.52)式變得較好處理。本研究採用 Fitzpatrick [10]的做法，採用下面的方程式組做為展開式：

$$B_l(x) = l_{th} \text{ Special polynomial} = \begin{cases} 1; & l = 0 \\ 3\sqrt{\frac{2}{5}} \frac{x}{h}; & l = 1 \\ \sqrt{\frac{20}{127}} \left(-\frac{5}{2} + \frac{9x^2}{h^2} \right); & l = 2 \end{cases} \quad (3.4.1.53)$$

其滿足：

$$\frac{1}{2h^2\sqrt{3}} \int_{-h}^h 2y_s(x) B_l(x) B_{l'}(x) dx = \delta_{ll'} \quad (3.4.1.54)$$

接著利用上面的方程式來展開射源分布、橫向平均中子通率以及橫向滲漏率：

$$\phi_{gx}^k(x) \cong \sum_{l=0}^2 \phi_{gx1}^k B_l(x) \quad (3.4.1.55)$$

$$\phi_{gx}^k(x) \cong \sum_{l=0}^2 \phi_{gxl}^k B_l(x) \quad (3.4.1.56)$$

$$L_{gx}^k(x) \cong \sum_{l=0}^2 L_{gxl}^k B_l(x) \quad (3.4.1.57)$$

與前面推導類似，等效射源項可以寫成

$$S_{gx}^k(x) \cong \sum_{l=0}^2 S_{gxl}^k B_l(x) ; S_{gxl}^k = Q_{gxl}^k - L_{gxl}^k, l = 0,1,2 \quad (3.4.1.58)$$

把(3.4.1.58)式代入(3.4.1.52)式中：

$$\phi_{gx}^k(x) = \sum_{l=0}^2 S_{gxl}^k G_{glx}^k(x) - G_{gx}^k(x|h) [\widetilde{J}_{gx}^k(+h)] + G_{gx}^k(x|-h) [\widetilde{J}_{gx}^k(-h)] \quad (3.4.1.59)$$

其中，

$$G_{glx}^k(x) \equiv \int_{-h}^h B_l(x_0) G_{gx}^k(x|x_0) dx_0 \quad (3.4.1.60)$$

把(3.4.1.59)式對x積分，並且利用(3.4.1.54)式，可以得到中子通率、等效射源與介面淨中子流率的關係式：

$$\phi_{gx}^k = \sum_{l=0}^2 S_{gxl}^k G_{gxll'}^k - \langle G_{gx}^k(+h) \rangle [\widetilde{J}_{gx}^k(+h)] + \langle G_{gx}^k(-h) \rangle [\widetilde{J}_{gx}^k(-h)] \quad (3.4.1.61)$$

其中，

$$G_{gxll'}^k = \frac{1}{2\sqrt{3}h^2} \int_{-h}^h 2y_s(x) G_{glx}^k(x) B_{l'}(x) dx \quad (3.4.1.62)$$

$$\langle G_{gx}^k(\pm h) \rangle = \frac{1}{2\sqrt{3}h^2} \int_{-h}^h 2y_s(x) G_{gx}^k(x|\pm h) B_{l'}(x) dx \quad (3.4.1.63)$$

忽略掉在橫向積分過程中產生的非物理項會造成中子減少(或著是增加)，為了修正這個狀況，我們透過強制要求中子通率展開的第 0 moment 等於節點平均中子通率，即

$$\phi_{gx0}^k = \overline{\phi_g^k}$$

(3.4.1.64)

由於使用了上面的式子，我們必須要補償、或著是消去其他非正交的項[13]。於是，相對應的有效射源項之第 0 moment 需要做一些修正。從(3.4.1.61)式，有效射源項的第 0 moment 可寫成：

$$S_{gx0}^k G_{gx00}^k = \phi_{gx0}^k - \left[\sum_{l=1}^2 S_{gxl}^k G_{gxl0}^k - \langle G_{gx0,+}^k \rangle [\widetilde{J_{gx}^k}(+h)] + \langle G_{gx0,-}^k \rangle [\widetilde{J_{gx}^k}(-h)] \right]$$

$$S_{gx0}^k = \frac{\overline{\phi_g^k}}{G_{gx00}^k} - \frac{1}{G_{gx00}^k} \left[\sum_{l=1}^2 S_{gxl}^k G_{gxl0}^k - \langle G_{gx0,+}^k \rangle [\widetilde{J_{gx}^k}(+h)] + \langle G_{gx0,-}^k \rangle [\widetilde{J_{gx}^k}(-h)] \right]$$

(3.4.1.65)

連結相鄰節點

與矩形節點類似，我們透過介面上的中子流率連續性與中子通量不連續性來耦合相鄰的節點，用跟前面提到的相似流程，利用(3.4.1.22)式、(3.4.1.24)式、(3.4.1.48a)

式與(3.4.1.52)式，並強制 $\widetilde{J_{gx}^k}(\pm h) = J_{gx}^k(\pm h)$ ，即可得到

$$J_{gx}^k(h) = 1.5D_{gx}^{k,R} \overline{\phi_g^k} - 1.5D_{gx}^{k+1,L} \overline{\phi_g^{k+1}} + 1.5 \frac{D_{gx}^{k+1,L}}{\Sigma_{gx}^{k,k+1}} \overline{S_{gx}^{k+1}} - 1.5 \frac{D_{gx}^{k,R}}{\Sigma_{gx}^{k,R}} \overline{S_{gx}^k} \quad (3.4.1.66)$$

$$+ \frac{D_{gx}^{k,R}}{C_{gx}^{f,k}} \sum_{l=0}^2 S_{gxl}^k G_{gxl}^k(h) - \frac{D_{gx}^{k+1,L}}{C_{gx}^{f,k+1}} \sum_{l=0}^2 S_{gxl}^{k+1} G_{gxl}^{k+1}(-h), k = 1 \dots N-1$$

$$J_{gx}^k(-h) = 1.5D_{gx}^{k-1,R} \overline{\phi_g^{k-1}} - 1.5D_{gx}^{k,L} \overline{\phi_g^k} + 1.5 \frac{D_{gx}^{k,L}}{\Sigma_{gx}^{k,k}} \overline{S_{gx}^k} - 1.5 \frac{D_{gx}^{k-1,R}}{\Sigma_{gx}^{k-1,R}} \overline{S_{gx}^{k-1}} \quad (3.4.1.67)$$

$$+ \frac{D_{gx}^{k-1,R}}{C_{gx}^{f,k-1}} \sum_{l=0}^2 S_{gxl}^{k-1} G_{gxl}^{k-1}(h) - \frac{D_{gx}^{k,L}}{C_{gx}^{f,k}} \sum_{l=0}^2 S_{gxl}^k G_{gxl}^k(-h), k = 2 \dots N$$

其中的參數 $D_{gx}^{k,L}$, $C_{gx}^{f,k}$, $D_{gx}^{k,R}$ ，其定義與前面(3.4.1.25~26)式的定義相同。把上面兩個式子代回(3.4.1.52)式，即可求得類似於(3.4.1.27)式的方程組，同樣加上邊界條件之後，可以寫成下面的矩陣：

$$B_{gx} \bar{\phi}_g = R_{gx}$$

遞迴的策略

基本的流程與矩形節點一致，唯一不同的地方是矩形節點只需掃描[x,y]兩個方向，而六角形節點需要掃描[u,v,w]三個方向來求解。並且注意在計算等效射源的第0 moment 的時候，需要使用(3.4.1.65)式。

3.4.1.4 程式驗證

經過前面的推導之後，我們將前面的算則與式子寫成程式，並且透過計算驗證問題與跟文獻資料的計算結果做比較來確認程式的準確度。

一維測試問題

一維測試問題是簡化的 IAEA 2D PWR 驗證問題[3]。這個平板反應器中包含三組控制棒，還有 15 組的均質化燃料單元。爐心最外側有水作為反射體，此問題的幾何圖型如圖 3.4.1.22 所示，材料組成整理於表 3.4.1.6。

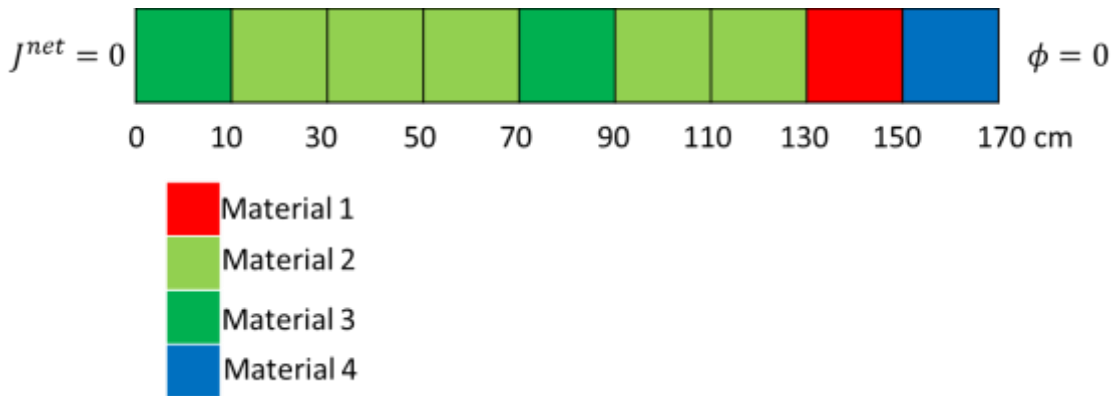


圖 3.4.1.22 一維測試問題的幾何配置

表 3.4.1.6 一維測試問題的材料相關截面值

Material	Group	$D_g (cm)$	$\Sigma_{ag} (cm^{-1})$	$\nu\Sigma_{fg} (cm^{-1})$	$\Sigma_{12} (cm^{-1})$
1	1	1.5000E+00	1.0000E-02	0.0000E+00	2.0000E-02
	2	4.0000E-01	8.0000E-02	1.3500E-01	0.0000E+00
2	1	1.5000E+00	1.0000E-02	0.0000E+00	2.0000E-02
	2	4.0000E-01	8.5000E-02	1.3500E-01	0.0000E+00
3	1	1.5000E+00	1.0000E-02	0.0000E+00	2.0000E-02
	2	4.0000E-01	1.3000E-01	1.3500E-01	0.0000E+00
4	1	2.0000E+00	0.0000E+00	0.0000E+00	4.0000E-02
	2	3.0000E-01	1.0000E-02	0.0000E+00	0.0000E+00

計算結果整理於表 3.4.1.7。由表中可以發現，與其他研究者³計算結果比起來，

k_{eff} 差異僅 6 pcm，相當的接近。值得一提的是，Lawrence 與 Ougouag 使用二階多項式展開來處理橫向洩漏項，而本研究只使用零階(即 flat)來近似橫向洩漏項。

表 3.4.1.7 一維測試問題的計算結果

	Ougouag[3] (Reference)	Lawrence[14]	This work
k_{eff}	1.0045	1.00451	1.00444
Mesh size	10 cm		
Iterations	461	609	235
Difference* (pcm)	-	-	-6

*Compared with Ougouag's result

二維 LRA BWR 驗證問題

原 LRA BWR 這個驗證問題討論的是三維暫態的反應爐，其中有 244 個燃料匣在爐心內，每個燃料組件 15 公分寬。在本研究中，只使用二維穩態的結果。此問題的幾何圖形如圖 3.4.1.23 所示，而材料的中子截面等參數整理於表 3.4.1.8 中。計算的結果如表 3.4.1.9 所示，本研究計算的結果與參考文獻的數據有相當好的一致性。

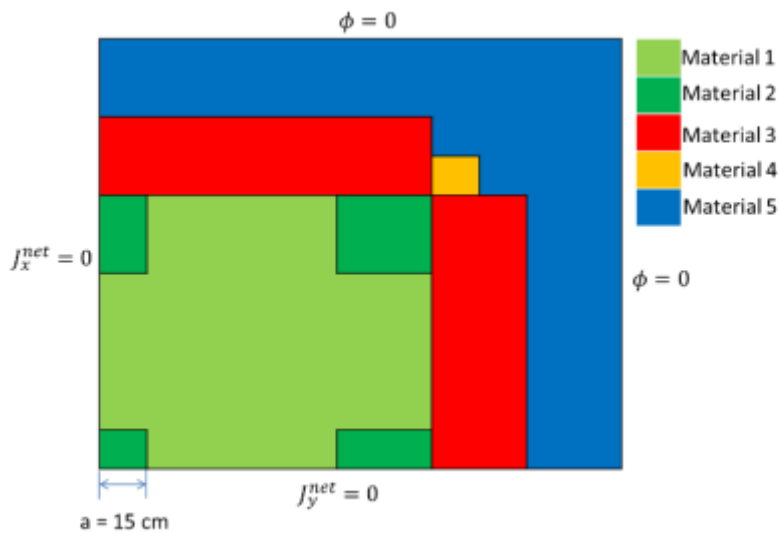


圖 3.4.1.23 二維 LRA BWR 驗證問題的幾何配置

表 3.4.1.8 二維 LRA BWR 驗證問題的材料相關截面值

Material 1	Group	$D_g (cm)$	$\Sigma_{ag} (cm^{-1})$	$\nu\Sigma_{fg} (cm^{-1})$	$\Sigma_{12} (cm^{-1})$
1	1	1.2550E+00	8.2520E-03	4.6020E-03	2.5330E-02
	2	2.1100E-01	1.0030E-01	1.0910E-01	0.0000E+00
2	1	1.2680E+00	7.1810E-03	4.6090E-03	2.7670E-02
	2	1.9020E-01	7.0470E-02	8.6750E-02	0.0000E+00
3	1	1.2590E+00	8.0020E-03	4.6630E-03	2.6170E-02
	2	2.9010E-01	8.3440E-02	1.0210E-01	0.0000E+00
4	1	1.2590E+00	8.0020E-03	4.6630E-03	2.6170E-02
	2	2.9010E-01	7.3324E-02	1.0210E-01	0.0000E+00
5	1	1.2570E+00	6.0340E-04	0.0000E+00	4.7540E-02
	2	1.5920E-01	1.9110E-02	0.0000E+00	0.0000E+00

$\chi_1 = 1.0, \chi_2 = 0.0$; Geometry Buckling in z - direction $B_z = 1.0 \times 10^{-4} cm^{-2}$

表 3.4.1.9 二維 LRA BWR 驗證問題的計算結果

	Rajic [15] (Reference)	Shober [16]	This work
k_{eff}	0.99635	0.99636	0.99621
Mesh Size	30 cm	3.75 cm	5 cm
Difference in k_{eff} (pcm)*	-	-	-14

*Compared with Rajic's result

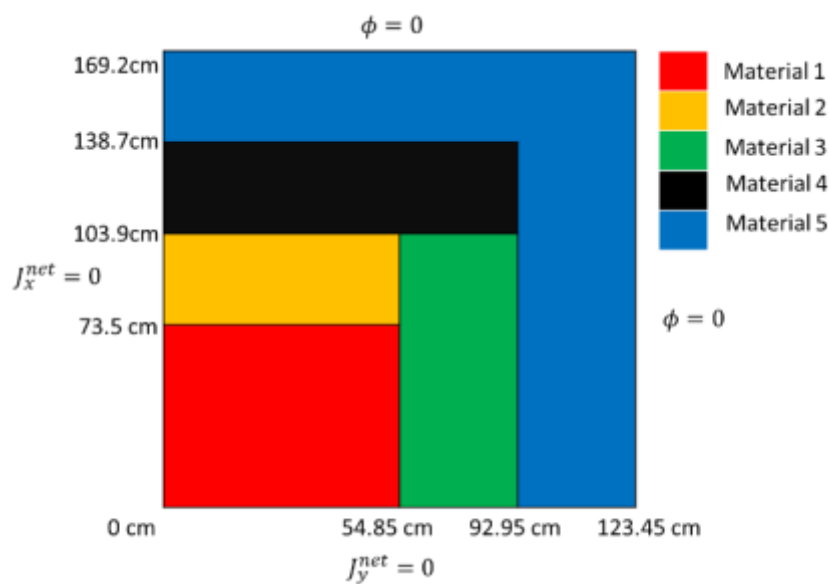


圖 3.4.1.24 二維四群能群 LMFBR 驗證問題之爐心配置

二維四群能群 LMFBR 驗證問題

為了確認程式在更多能群下的準確度，我們測試了一個四群能群的 Liquid Metal Fast Breeder Reactor(LMFBR)的驗證問題。這個驗證問題是一個二維、功率為 1000MWe 的反應爐，其爐心可劃分成兩個區域，外面圍繞著一圈襯套(blanket)，與 30.5 公分厚的反射體。爐心的幾何配置如圖 3.4.1.24 所示，相關的材料參數則整理於表 3.4.1.10 與表 3.4.1.11。

表 3.4.1.10 二維四群能群 LMFBR 驗證問題之材料參數 - I

Material	Group	$D_g (cm)$	$\Sigma_{ag} (cm^{-1})$	$\nu\Sigma_{fg} (cm^{-1})$
1	1	2.854941E+00	6.540394E-03	1.781057E-02
	2	1.501986E+00	3.412974E-03	4.776869E-03
	3	9.562632E-01	8.927813E-03	6.320160E-03
	4	9.497601E-01	2.838577E-02	2.447809E-02
2	1	2.856442E+00	7.032680E-03	1.950481E-02
	2	1.502986E+00	3.870178E-03	6.107673E-03
	3	9.554641E-01	9.653695E-03	8.089061E-03
	4	9.354614E-01	3.209386E-02	3.130574E-02
3	1	2.717089E+00	5.561251E-03	1.412598E-02
	2	1.423965E+00	2.133963E-03	8.382636E-04
	3	9.178666E-01	6.930529E-03	1.073452E-03
	4	9.655724E-01	1.617300E-02	4.204886E-03
4	1	2.514064E+00	6.715397E-03	1.730070E-02
	2	1.301935E+00	2.651526E-03	1.358361E-03
	3	8.614383E-01	8.362991E-03	1.767209E-03
	4	9.018909E-01	1.987416E-02	6.920408E-03
5	1	2.945422E+00	5.234634E-03	0.000000E+00
	2	1.876715E+00	2.300960E-03	0.000000E+00
	3	9.081416E-01	1.221307E-03	0.000000E+00
	4	8.099750E-01	4.502069E-02	0.000000E+00

表 3.4.1.11 二維四群能群 LMFBR 驗證問題之材料參數 - II 中子散射截面
 $\Sigma_{s,g \rightarrow g'} \text{ (cm}^{-1}\text{)}$

Material	g	g' = 1	g' = 2	g' = 3	g' = 4
1	1	0.000000E+00	3.767320E-02	1.908432E-04	1.310470E-08
	2	0.000000E+00	0.000000E+00	4.158163E-03	3.070836E-07
	3	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	1.800537E-03
	4	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
2	1	0.000000E+00	3.709379E-02	1.853462E-04	1.364754E-08
	2	0.000000E+00	0.000000E+00	4.150747E-03	3.081681E-07
	3	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	1.803035E-03
	4	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
3	1	0.000000E+00	4.196466E-02	2.210493E-04	0.000000E+00
	2	0.000000E+00	0.000000E+00	4.316963E-03	1.757795E-07
	3	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	1.793270E-03
	4	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
4	1	0.000000E+00	4.652245E-02	2.564734E-04	0.000000E+00
	2	0.000000E+00	0.000000E+00	4.694027E-03	2.086119E-07
	3	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	1.905179E-03
	4	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
5	1	0.000000E+00	3.028214E-02	7.204660E-05	0.000000E+00
	2	0.000000E+00	0.000000E+00	2.825185E-03	0.000000E+00
	3	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	1.629890E-03
	4	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00

計算結果之比較如下表所示，與參考值有相當好的一致性。由此可確認我們的程式在多能群的狀況下也能夠得到不錯的結果。

表 3.4.1.12 二維四群能群 LMFBR 驗證問題之計算結果比較

	Rajic [15] (Reference)	This work
k_{eff}	1.05694	1.05679
Difference (pcm)	-	-15

二維 IAEA 六角形驗證問題

這個驗證問題是六角形版本的知名 IAEA 驗證問題[10]，爐心為 1/12 反射對稱，裡面含有 13 組內含控制棒的燃料單元。燃料中心間距為 20 公分。這個問題有兩種不同的組態，一種有水反射體在爐心外部的 IAEA-WR，另外一種是沒有反射體的 IAEA-WOR。此驗證問題的幾何如圖 3.4.1.25 所示，其截面資料則整理於表表 3.4.1.13。

不同的中子反照率(albedo)用於這個驗證問題上。反照率 0.5 對應到真空邊界條件，而反照率 0.125 對應到實際情況。這邊的反照率的定義為表面平均淨中子流率比上表面平均中子通量。計算結果整理於表 3.4.1.14。

從表中可以發現，在 WOR(無反射體)情況本研究 k 值誤差約在 100 ~200pcm,與 HEXPEDITE [10]、ANC-HW[18]的結果類似，因為這些程式使用了 Wagner[10,12]的近似；也就是忽略掉橫向積分過程中產生的非物理項，然後再利用中子平衡方程式把失去的中子給補回來。不過在 WR(有反射體)情況本研究 k 值誤差則較小約 10pcm；DIF3D-N[11]使用的是 Lawrence 的近似，其用多項式展開非物理項。ANC-HM[17]使用 Conformal Mapping 法，其將六角形幾何透過方程式等角映射到矩形以避免非物理項的產生，結果較為準確。

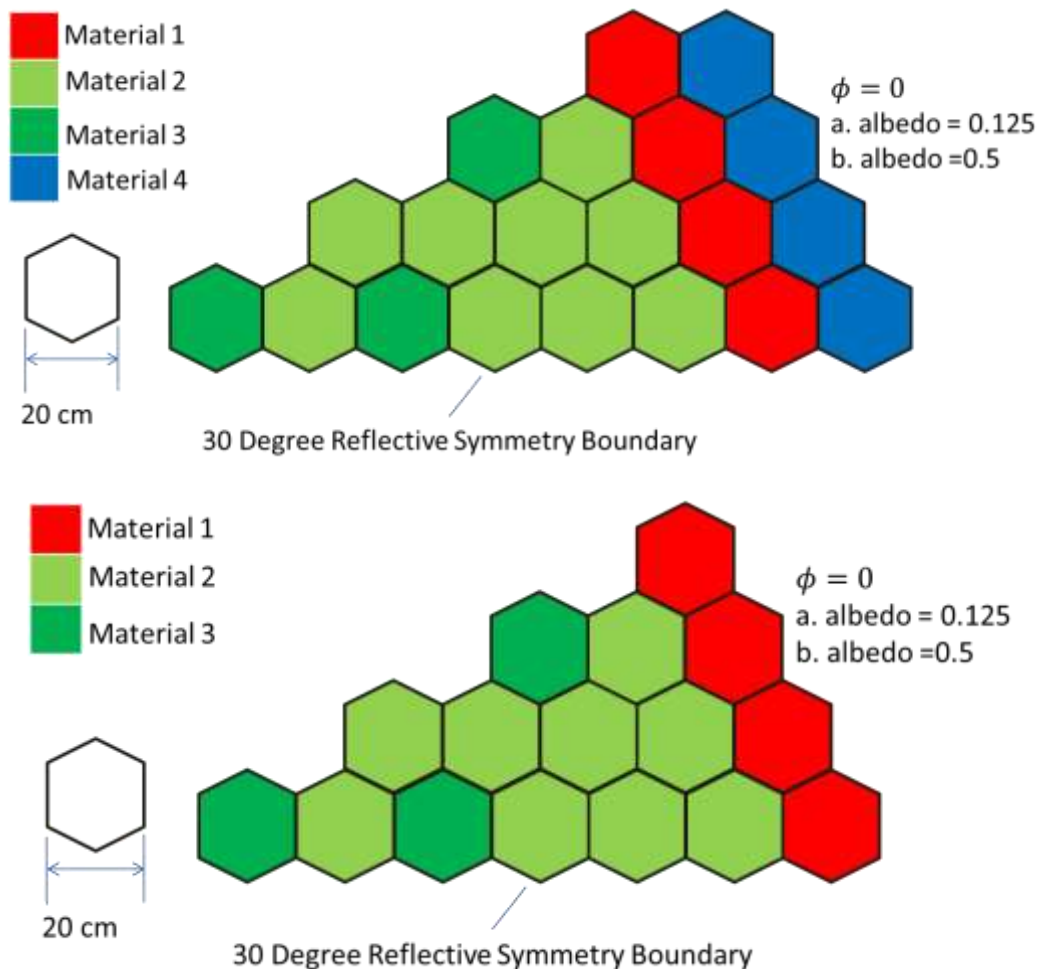


圖 3.4.1.25 (上)IAEA-WR 爐心配置圖；(下)IAEA-WOR 爐心配置圖

表 3.4.1.13 二維六角形 IAEA 驗證問題之材料參數

Material	Group	$D_g (cm)$	$\Sigma_{ag} (cm^{-1})$	$\nu\Sigma_{fg} (cm^{-1})$	$\Sigma_{12} (cm^{-1})$
1	1	1.500E+00	1.000E-02	0.000E+00	2.000E-02
	2	4.000E-01	8.000E-02	1.350E-01	0.000E+00
2	1	1.500E+00	1.000E-02	0.000E+00	2.000E-02
	2	4.000E-01	8.500E-02	1.350E-01	0.000E+00
3	1	1.500E+00	1.000E-02	0.000E+00	2.000E-02
	2	4.000E-01	1.300E-01	1.350E-01	0.000E+00
4	1	1.500E+00	0.000E+00	0.000E+00	4.000E-02
	2	4.000E-01	1.000E-02	0.000E+00	0.000E+00

表 3.4.1.14 二維六角形 IAEA 驗證問題之計算結果與比較

Code Option	0.125 Albedo		0.5 Albedo (Vacuum Boundary)	
	Node Power Maximum error (%)	k_{eff} Error (pcm)	Node Power Maximum error (%)	k_{eff} Error (pcm)
Hexagonal IAEA problem without water Reflector (IAEA-WOR)				
Reference Value* [18]	$k_{eff} = 0.991378$		$k_{eff} = 0.978077$	
DIF3D-N [18]	4.0	173.6	4.3	208.2
ANC-HW [18]	2.2	169.1	6.4	233.3
ANC-HM [18]	0.5	6.0	0.8	-7.3
HEXPEDITE[10]	-	-	5.24	166
This work ^a	1.75	136.6	1.44	217.0
Hexagonal IAEA problem with water Reflector (IAEA-WR)				
Reference Value* [18]	$k_{eff} = 1.006630$		$k_{eff} = 1.005507$	
DIF3D-N [18]	20.2	-409.5	18.1	-338.8
ANC-HW[18]	6.8	-87.0	7.2	-111.7
ANC-HM [18]	0.5	7.0	0.7	-1.7
HEXPEDITE [10]	-	-	6.48	100.5
This work ^a	4.3	11.4	4.78	11.6

* The finite difference version DIF3D-FD result

^a Using improved transverse leakage treatment

二維 VVER-1000 驗證問題

此驗證問題為 1/6 週期性對稱的爐心，其使用六角型燃料組件。在爐心的直徑方向有 15 個燃料組件，整個爐心中則有 25 組控制單元[18]。燃料組件的間距為 23.60 公分。詳細的幾何如圖 3.4.1.26 所式，截面資料則整理於表 3.4.1.15。與上一個驗證問題一樣，有兩種不同的反照率：0.5 及 0.125 用於此驗證問題上。

計算結果如表表 3.4.1.16 所示，本研究的結果與 ANC-HW[18]有著相當好的一致性，其同樣也使用 Wagner 的近似[12]來處理非物理項。

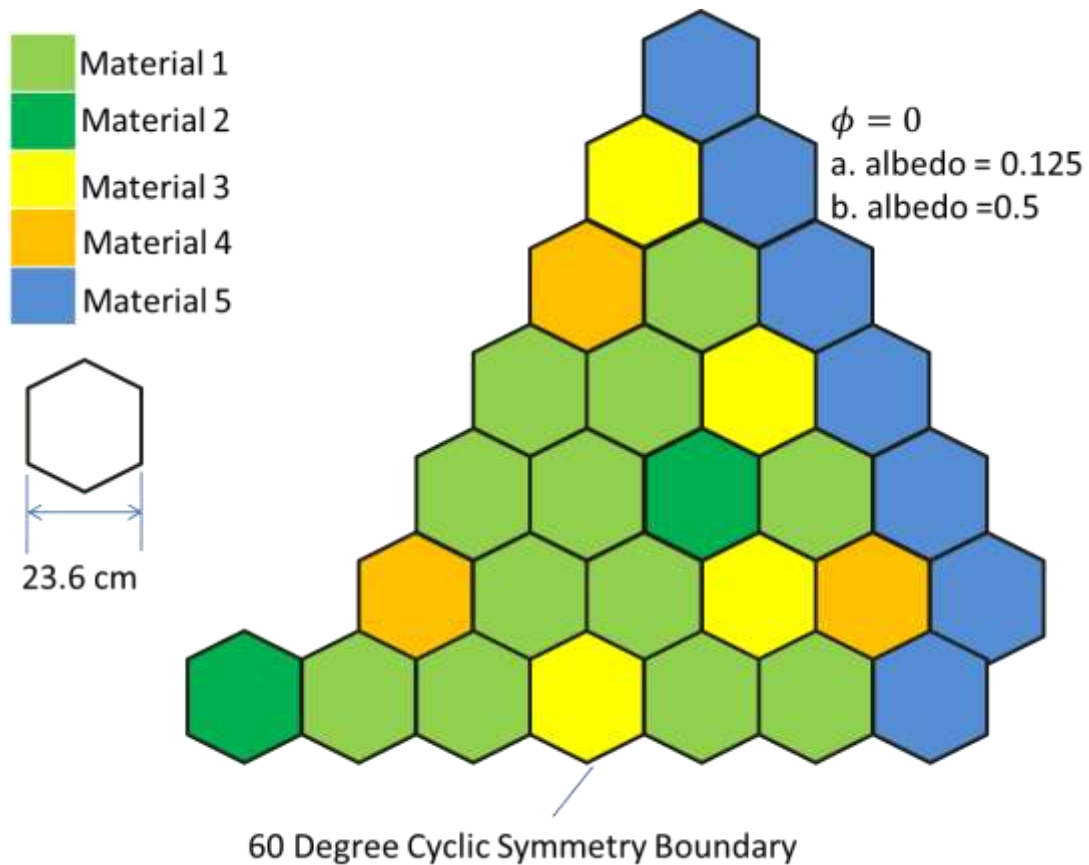


圖 3.4.1.26 二維 VVER-1000 驗證問題之爐心配置

表 3.4.1.15 二維 VVER-1000 驗證問題之材料參數

Material	Group	$D_g (cm)$	$\Sigma_{ag} (cm^{-1})$	$\nu\Sigma_{fg} (cm^{-1})$	$\Sigma_{12} (cm^{-1})$
1	1	1.38320E+00	8.38590E-03	4.81619E-03	1.64977E-02
	2	3.86277E-01	6.73049E-02	8.46154E-02	0.00000E+00
2	1	1.38299E+00	1.15550E-02	4.66953E-03	1.47315E-02
	2	3.89403E-01	8.10328E-02	8.52264E-02	0.00000E+00
3	1	1.39522E+00	8.94430E-03	6.04889E-03	1.56219E-02
	2	3.86225E-01	8.44801E-02	1.19428E-02	0.00000E+00
4	1	1.39446E+00	1.19932E-02	5.91507E-03	1.40185E-02
	2	3.87723E-01	9.89671E-02	1.20497E-02	0.00000E+00
5	1	1.39506E+00	9.11600E-03	6.40256E-03	1.54981E-02
	2	3.84492E-01	8.93878E-02	1.29281E-02	0.00000E+00

表 3.4.1.16 二維 VVER-1000 驗證問題之計算結果與比較

Code Option	0.125 Albedo		0.5 Albedo (Vacuum Boundary)	
	Node Power Maximum error (%)	k_{eff} Error (pcm)	Node Power Maximum error (%)	k_{eff} Error (pcm)
Reference value*[18]	$k_{eff} = 1.014407$		$k_{eff} = 1.006485$	
DIF3D-N[18]	4.7	32.9	5.0	23.7
ANC-HW [18]	9.2	192.3	19.7	161.5
ANC-HM[18]	0.7	16.0	0.7	7.2
This work	9.1	153.0	19.2	146.8

*The finite difference version DIF3D-FD result

3.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析

105 年度工作項目如下：

1. 蒐集國外環形管流相關實驗研究論文與技術報告
2. 廣泛蒐集國外 CFD 雙相流與沸騰熱傳、IATE 等模式之相關文獻
3. 實驗模組規劃、設計製作、設備採購及實驗環路架設
4. 實驗環路試運轉及初步擷取實驗數據
5. 進行既有之 CFD 分析軟體的適用性評估
6. 進行初步之 CFD 計算與實驗驗證分析
7. 將研究結果彙整進行國際期刊或國際研討會議論文投稿

現今國際各研究團隊為了加速發展計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)分析技術，並能準確且有效地應用在核能安全分析領域上，大部分研究團隊皆自行開發建立相關之實驗，以自身量測獲得之實驗數據與 CFD 分析模擬直接做比對驗證。為了提升研究能力與技術發展，本研究亦將自行組建雙相流之實驗環路，所獲得之數據成果可與 CFD 分析進行平行驗證，並藉由實驗成果來彌補 CFD 於雙相流分析能力之不足，進而探討改良理論模式之可行性。

現階段 CFD 之雙相流模式上，針對介面面積傳輸方程式(Interfacial Area Transport Equation, IATE)以及氣泡破裂與合併現象的模擬準確性較差，若要針對這些缺點進行修正，在實驗的規劃與設計上則必須與前期計畫的實驗設計有所調整。因此實驗上為了能準確且有效地發展 IATE 以及氣泡破裂與合併現象的模擬，本研究將適度的修正實驗設計之方向。實驗的規劃上將以垂直加熱棒沸騰池水，藉此觀察氣泡破裂及合併的現象，如 Ozar 的垂直環狀管實驗。但此實驗設計擬以低流速進水及池沸騰為主，低流速導致的低壓降可減輕汽泡膨脹所造成的 IAC 變化，進而確定結合與破裂的影響。而本實驗所觀察的汽泡破裂結合亦會導致流譜變化，這也是 IATE 理論上可以重現卻缺乏實驗佐證的模型。藉由實驗的流譜變化將可以驗證 IATE 對於流譜預測的可靠度，進而提升雙相流電腦模擬的準確度。測試段部分將採用環狀圓管的方式，中間部分可裝設加熱棒，主要設計理由係此設計方式可以避免熱損失而造成對表面熱通量的誤差，同時對 CFD 分析能提供較為可靠且簡單的邊界條件。在進行雙相流沸騰實驗之前，本計畫初步階段擬先以絕熱系統(Adiabatic system)之雙相環形氣泡流進行實驗，實驗環境條件係在研究經費許可範圍以及參考國際相關文獻的資料與條件下所建立。後續研究將以絕熱系統實驗之經驗與成果，延伸為加熱沸騰之實驗，並預期能改善目前 CFD 在雙相沸騰模擬理論模式之不足，以進一步驗證目前的汽泡破裂或結合模型甚至發展更精準的模型。

3.4.2.1 研究方法

1. 文獻回顧

本實驗應用在於核能工程內燃料棒周圍氣泡移熱分析，觀察其燃料棒周圍的氣泡形成和破裂情形為重要的熱流現象，為重要的雙相流現象，其中介面面積濃度(IAC, Interfacial Area Concentration)為觀察氣泡的重要因子之一，本實驗室為模擬計算流體力學程式(CFD, Computational Fluid Dynamics)，利用本實驗數據作為數據資料庫(Benchmark)，增進模擬的準確性。故設計此實驗參考眾多文獻，文獻內容可以依照幾何形狀，分成大尺寸和小尺寸管徑，依照物理結構分為垂直圓管和環形管，量測方式也可以分為光照法(Photographic method)、電容法(Multiple-Electrode Impedance Sensors)、雙擊探針法(Double sensor probe)和改良後的四探針法(Four sensor probe)等。以下段落為量測方式、混合槽(Mixing chamber)設計、後處理方式撰寫之。

觀察雙相流有許多方法，主要測量參數為空泡分率、氣泡速度、液體速度等，最後計算出介面面積濃度，以下討論幾種方法。Takamasa [1]、Zhao [2]、Mandal [3] 等人，到目前為止最常用、普遍的方法為光照法，利用攝影機拍攝、錄影亦是最簡單且

容易觀察雙相流中氣泡的合併、破裂情形。在 3D 圓管內需要藉由拍攝的手法和角度擺放，得到立體成像。且從圓管外部拍攝管內氣泡時，因為圓管壁厚度且內部亦有水的折射會造成影像中氣泡尺寸並非實際大小，在計算 IAC，必須要先加裝至外層方型壓克力透明管修正，使得管內氣泡折射回原本尺寸。此外光照法被限制在低的空泡分率，方法可以參照圖 3.4.2.2 光照法 [4]，光照法對於本實驗著重於氣泡流觀察微缺一不可的選擇。

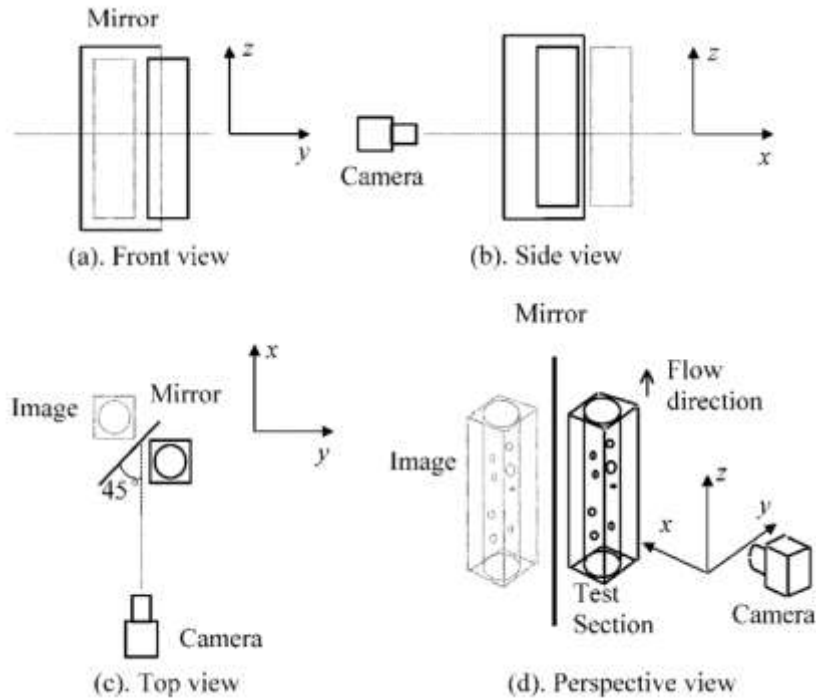


圖 3.4.2.2 光照法 [4]

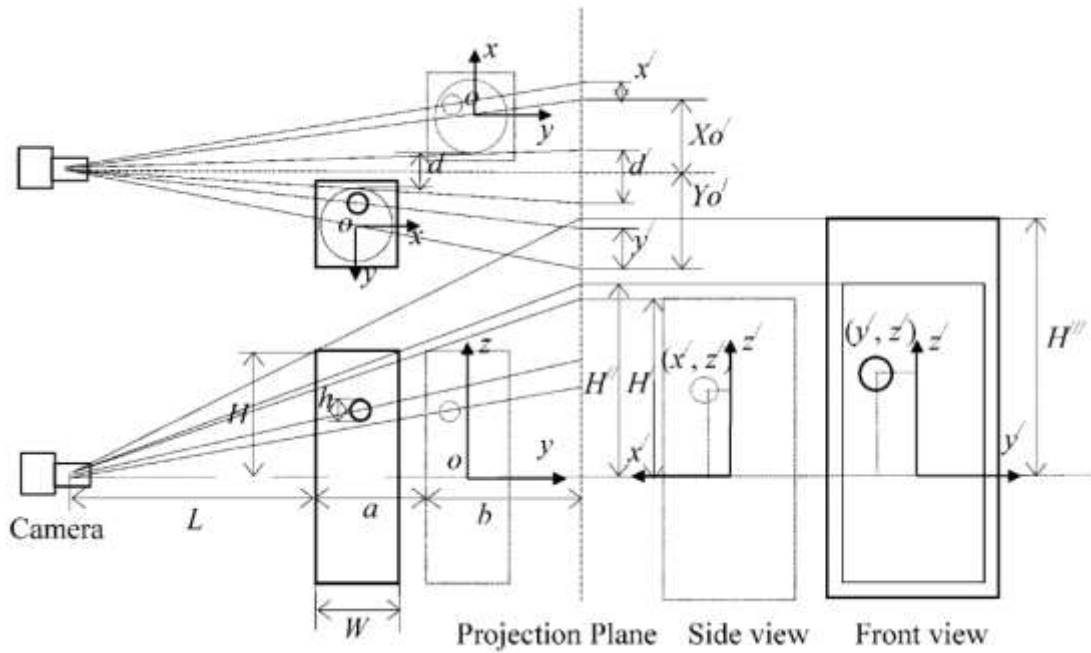


圖 3.4.2.3 光照法-2 [4]

在 Hazuku 等人之文獻[5]中觀察在垂直圓管中的環形流譜，水液面與空氣液面以及挾帶水滴的情況，並使用 Laser focus displacement meter 量測，此方法適合於分層流譜觀察。 Rocha 等人觀察 T 型管內氣泡分離的情形，採用環形銅片感測器[6]，如圖 3.4.2.3 所示。量得某一個截面的阻值，再利用全水和全空氣電阻值再用內差的方式計算出某截面下平均空泡分率，但本實驗著重在局部空泡分率(Local void fraction)，非截面平均空泡分率故不參考此方法。 Kataoka [7]、Hibiki [8]和 Bartel [9]等人研發出雙擊探針法(double sensor probe)如圖 3.4.2.4 所示，利用電源供應器給定電壓，因為空氣與水的電阻值不同，探針前雙鋼針尖端因觸碰到不同介質(水和空氣)而有不同電壓值回饋，記錄在數據處理器後再分析可量測氣泡的速度，計算該點時間的平均局部空泡分率，且使用雙擊探針法和光照法(Photographic method)做平行驗證，除了可以計算出氣泡速度， Hibiki 等人亦採用熱膜測速儀(Hot film anemometry method) [10]量測水流實際速度，然而不同的流譜有適合的量測儀器，針對本實驗著重在於氣泡流流譜區域，選擇雙擊探針法為量測局部空泡分率方法，因為此方法已施行許久且有持續性改良，後來的研究團隊[11,12]則研發出四探針法(Four sensor probe)，如圖 3.4.2.5 所示，其可以量到比雙擊探針法更確定氣泡瞬間流動方向以減少量測誤差，計算也更可更精準，在導線部分也做改良，一般採用的銅線或是鍍銀線， Tian 等人[13]採用光纖可以減少能量耗損，但是光纖成本極貴且難以製作需要專業設備，且因為本實驗為第一年試車，故先使用雙探針法作為基礎加以改良並參考其他研究團隊[14,15]在電路連接方式應用於本實驗系統上。

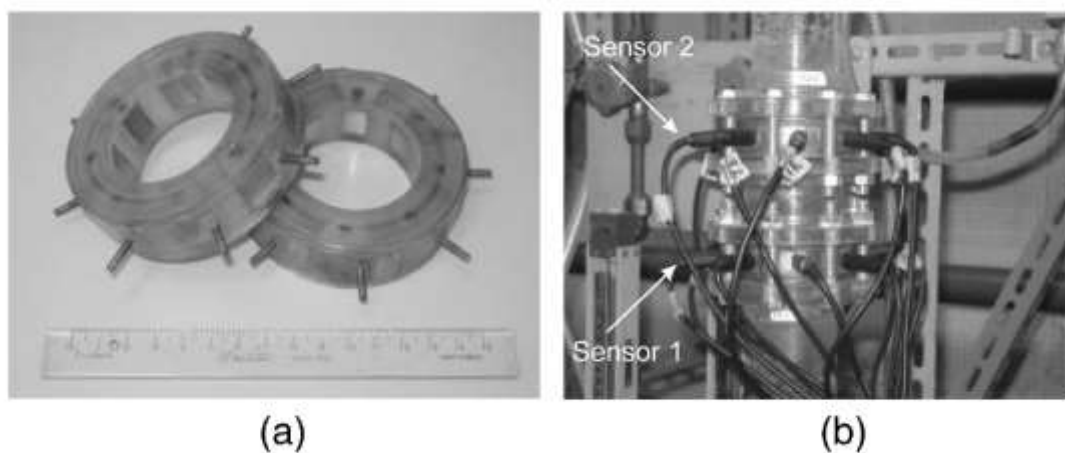


圖 3.4.2.4 環形銅片感測器 [6]

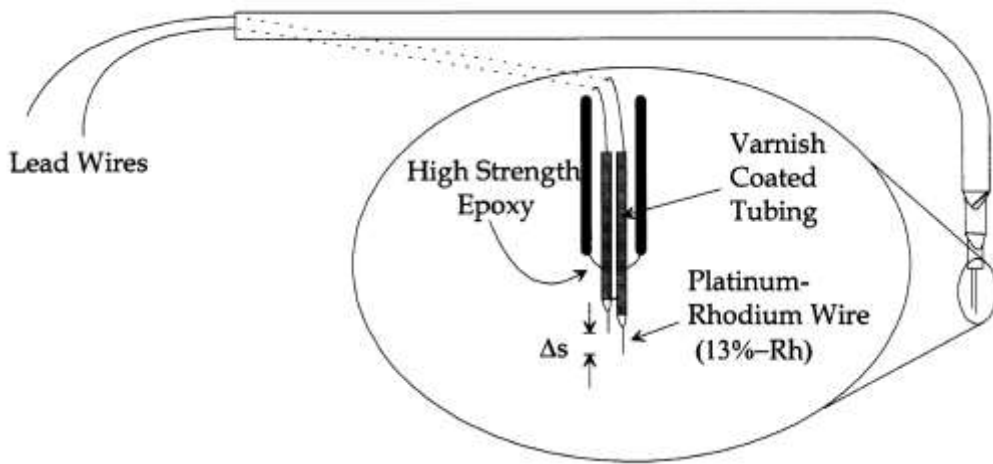


圖 3.4.2.4 雙擊探針 [8]

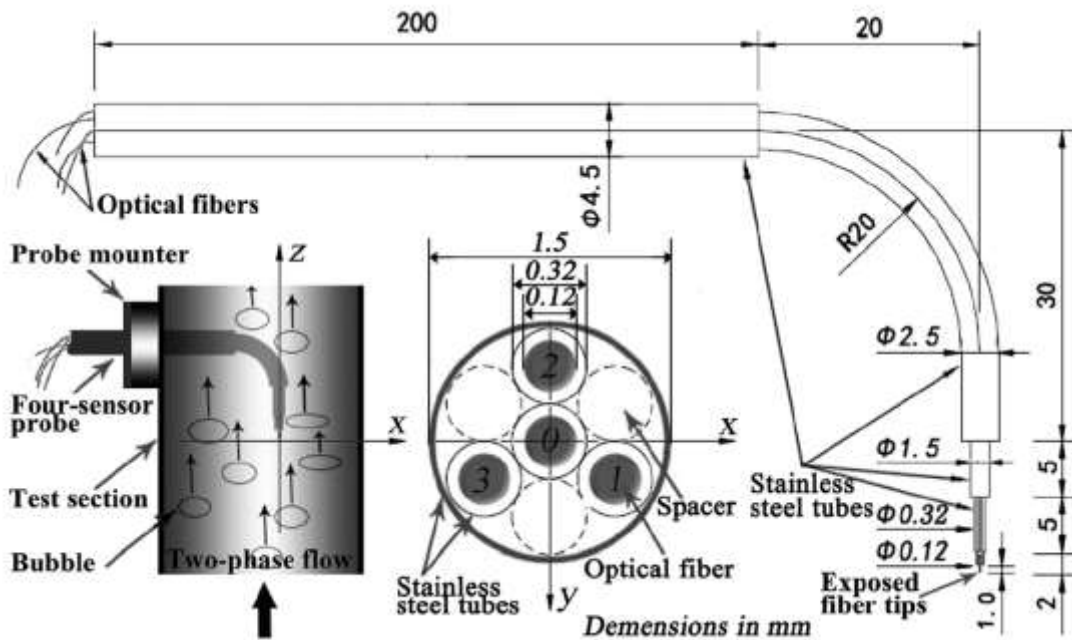


圖 3.4.2.5 四探針法 [12]

混合槽(Mixing chamber)顧名思義為氣液混合區的區域，外型為一容器，旁邊支管有氣進口端和水進口端，且進口端的設計會影響至測試段的氣泡混合均勻程度，混合槽還有一個重要功能必須要可以調整氣泡大小，因為氣泡大小會影響 IAC，圖 3.4.2.6 混合槽示意圖 [7]為 [7]曾使用過這些種類的混合槽，外型為一個噴嘴，下半部分連接器水進口端，內文提到像是 type C 無法控制氣泡大小，則 type B 非完全控制。圖 3.4.2.7 混合槽示意圖-2 [1]為 [16]文獻中提到使用內外雙層的混合槽，外層水不會干擾到內層以外內層的水亦可以微調氣泡大小，若有混合不均勻情形發生，可調整外層的水流量至均勻狀態。

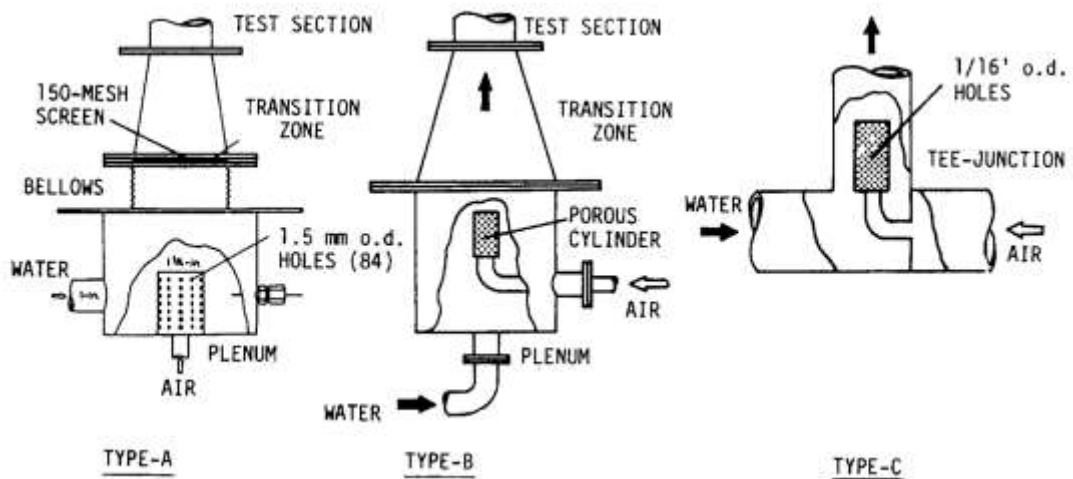


圖 3.4.2.6 混合槽示意圖 [7]

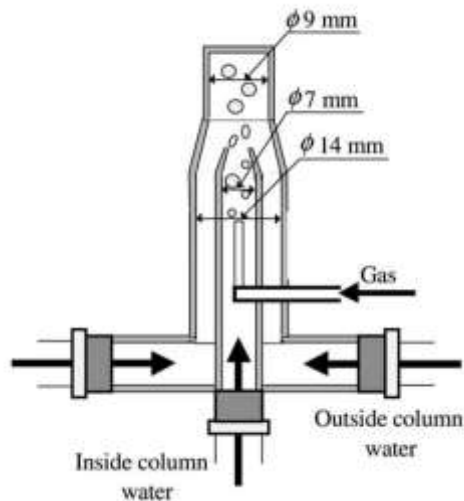


圖 3.4.2.7 混合槽示意圖-2 [1]

在 [2] 等人設計出 40mm 壓克力透明圓形管利用雙擊探針和高速攝影機採集數據觀察得到 IAC 數據和探針結果修正後與各種 IAC 計算式做比較(Kataoka's statistical model、Kalkach-Navarro's statistical model 等等)，測量結果發現都會有鞍型分布，雖然都是利用同樣的雙擊探針法量得的數據但是利用不同的 statistical 模式就有不同的 IAC 結果，利用 Kataoka model 與高速攝影機比較過後再與其他模組比較為最好的結果，主要為我們參考未來數據後處理可以選擇的 IAC 模式計算，便於以後未來計算。

2. 實驗環路總圖

實驗環路總圖可以分成水線、氣線以及混合線由三線組成。首先 Feed water 經過濾系統，調整至固定水電導度值、調整水溫、固定氣鋼桶的氣體壓力，最後利用水和氣閘閥微調至實驗預設值，氣水混合進入 Mixing chamber 再到透明壓克力測試區，並

利用探針及攝影機記錄觀察氣泡大小、速度結合情形。

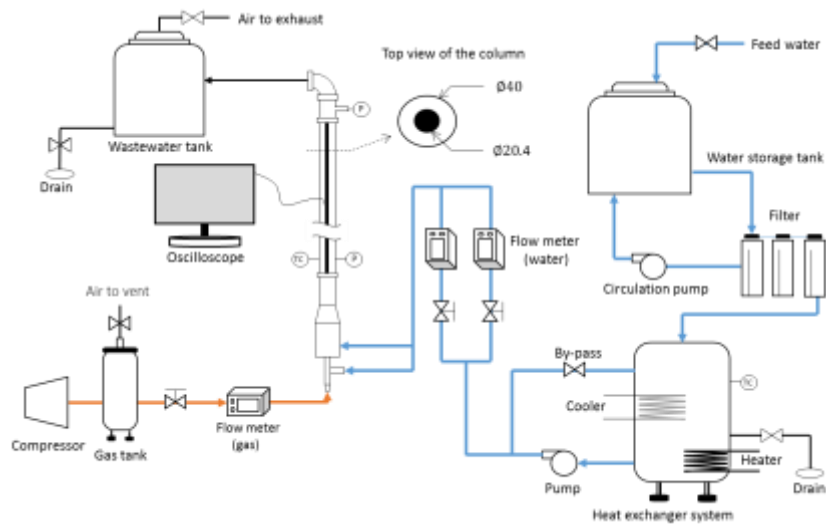


圖 3.4.2.8 實驗總設計圖

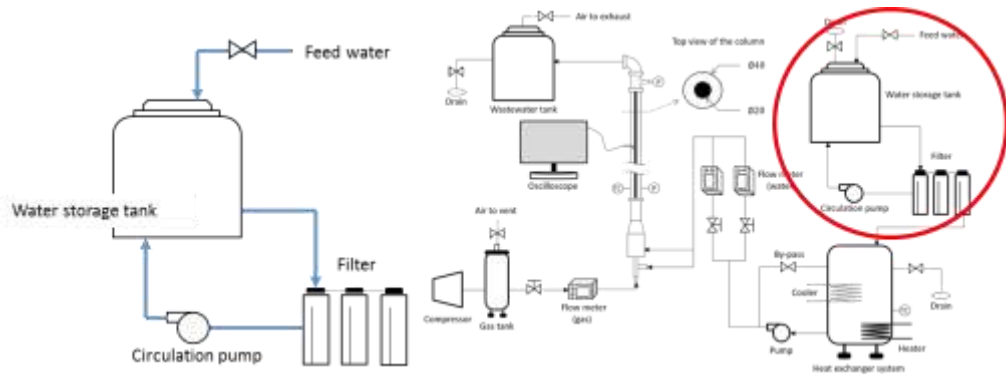


圖 3.4.2.9 水過濾內循環

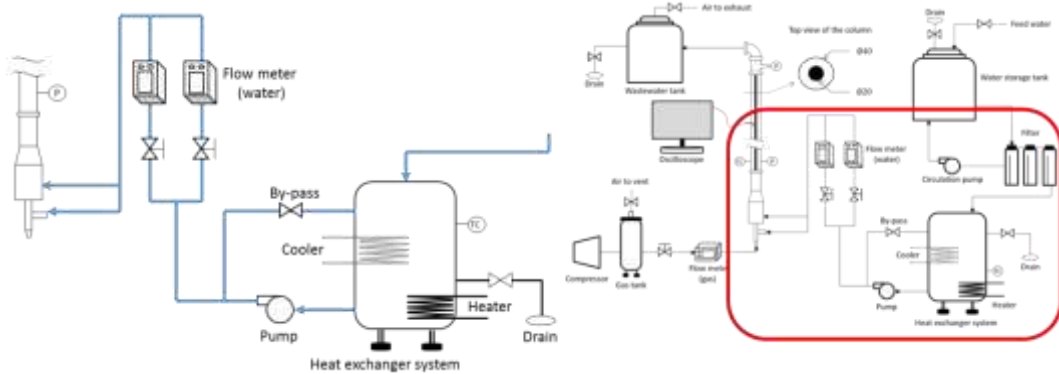


圖 3.4.2.10 水環路循環

首先開啟飼水安全閥，飼水(未過濾水)先暫存至儲水桶(Water storage tank)中，經過水過濾器再重新用循環幫浦(Circulation pump)將洗滌過第一次水再次加壓打回儲水桶再次循環，並持續監測電導度值，原本飼水電導值約為 12Ω ，將水循環至實驗定值 10Ω ，並停止循環幫浦，稱之為水過濾內循環，再經過水過濾器內建幫浦加壓並打入恆溫槽中，恆溫槽內建有 Heater 和 Cooler，並有自動控溫系統，可將溫度控制在實驗值 25°C ，將水貯存至恆溫槽內，待實驗操作。

在進入混合槽(Mixing chamber)前，預先經過水流量計，本實驗採用電子式流量計內部無自動控制流量系統，故使用流量計前面的閘閥可微調至實驗起始水進口流量，流量計分為兩個口徑，分別是 0.5 吋和 1 吋口，流量限制分別為 0 至 20L/min 和 20 至 100L/min。除了使用電子式流量計以外，亦可以用 By-pass，淨水在進入混合槽前會先經過 By-pass 球閥讓部分的水可以流回原本恆溫槽目的是減少流量而且可以一次進入測試管的水壓，流量計加上 By-pass 加總起來即為幫浦分流出去的總流量。

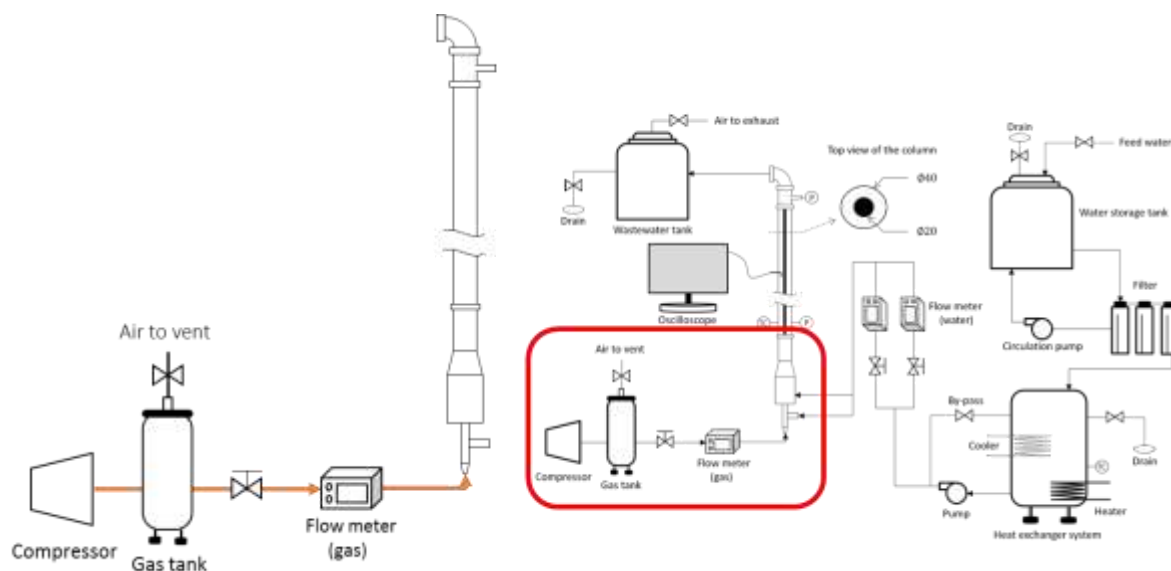


圖 3.4.2.11 氣過濾循環

外界空氣通過氣過濾器，經過壓縮機加壓，打入 0.105 儲氣鋼桶，隨時壓力計監測，並持續加壓至壓力表指示為 100 帕，鋼桶主要功能為不會因為直接受到壓縮機在加壓時的空氣震盪，讓空氣預留在更大的氣鋼桶(Gas tank)內，穩定輸出固定氣體流量。在開始實驗前，開啟 Mixing chamber 底部的氣線安全閥，再開啟鋼瓶安全閥，利用氣體閘閥微調至實驗要求氣體流量數據。

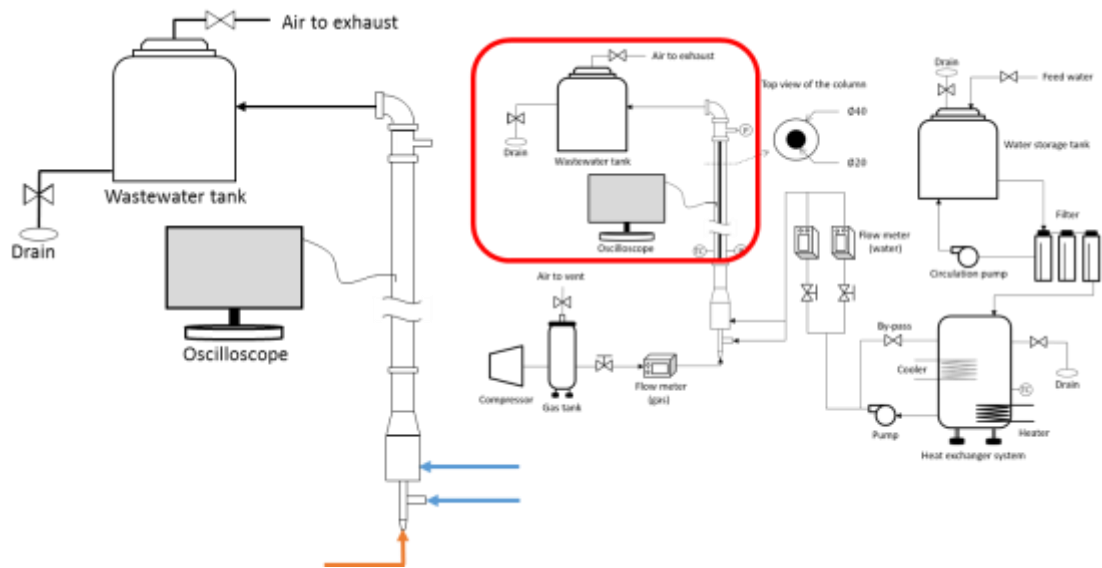


圖 3.4.2.12 氣液混合區域

壓縮好的空氣部分暫存在鋼瓶，水的部分暫存在熱交換系統的恆溫槽內，先將 By-pass 的球閥開啟，預防水壓太大、流量太強集中直接流入測試端，水先進入壓克力測試端後，沖洗測試管，洗滌壓克力壁內灰塵、水垢，過數分鐘後慢慢加大流量和調整 By-pass，至實驗所需要的水流量。再將氣體流量計的安全閥開啟，通過流量計檢查是否能正常，然後調至實驗所需值，最後混合在 Mixing chamber，由攝影機和探針記錄測試端數據貯存，輸出至電腦做後處理。經過量測完的氣水混合線，經由測試管上方的管線排放至廢水桶內，氣體部分隨之排入空氣中，而水的部分則是進入過濾水繼續循環使用，即為完成實驗循環。

3.4.2.2 重要設備之設計

1. 測試段構造

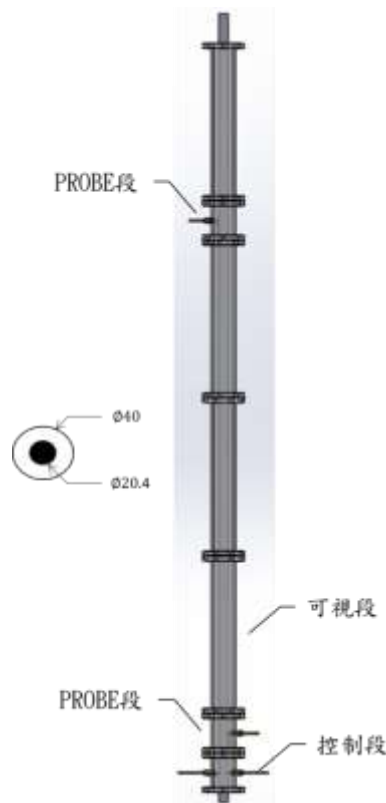


圖 3.4.2.13 測試管全長(76Dh)

管長約為 1500mm，為單層壓克力製成，以分段可拆式的方式製成中間採用法蘭和螺栓墊片互相連接，內徑為 40mm，圓棒直徑為 20.4mm，計算出的水力方直徑(Dh)為 19.6mm，因考慮到以下因素:加熱棒的加裝未來可以堆高的方式，加長測試管量測更高的位置，分段式容易清洗拆卸，且可降低探針成本。長的稱之可視段(16Dh)，短的稱之為 PROBE 段(4Dh)，顧名思義，探針會插入在 PROBE 段裡，圖 3.4.2.13 為一整根測試管的全貌。圖 14 利用 Solid Work 繪出的觀察段和 PROBE 段，利用兩片法蘭組合並用 M6 螺栓、螺帽、墊片緩衝固定兩端法蘭，中間再利用 O 型環(O-ring)封住，讓水不易洩出。



圖 14 測試端爆炸圖

設計法蘭時因為內部會有水和空氣的衝擊，故需要增加法蘭和管壁的強度，如圖 3.4.2.15 左，原來設計只有藍色虛線圓圈內塗壓克力黏著劑，但考慮到壓克力黏著面積強度不夠，在實驗中可能會龜裂，所以在圓管內溝槽銑 2mm 增加黏著面積(藍色部分)，如圖 3.4.2.15 右所示。

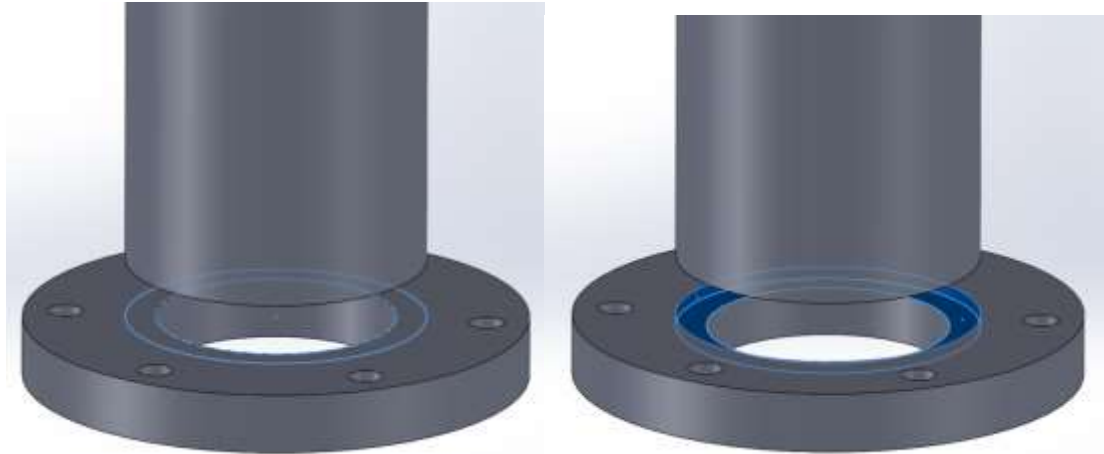


圖 3.4.2.15 改良前與改良後的法蘭設計端

圖 3.4.2.16 為出口固定區的構造圖由上而下詳細介紹，分別是白鐵製法蘭片加一半的 1.5 吋白鐵管，上端的 1.5 吋外牙匹配等徑三通，三通在新設計中佔了很重要的腳色，因為三通水平方向作為未來排廢水水線，三通上方的白鐵內牙管加裝上特製內牙固定夾，再加上經過改裝的 $\psi 20.4$ 的白鐵空心管，將其白鐵空心管上下兩端皆用鐵片封住上方的螺栓倒立，將螺栓頭焊接在白鐵管上，設計可以鎖緊至原來的通牙內並固定之。雖說上面鑽孔或是焊接可以連接到中央處，但是內牙與外牙之間的因為加工誤差原因，無法完全達到緊密配合，後來圓棒安裝一開始先不要鎖緊，牙與牙之間有一個餘裕空間，調整至中央處後，在利用最下端的輔助固定夾扶正。

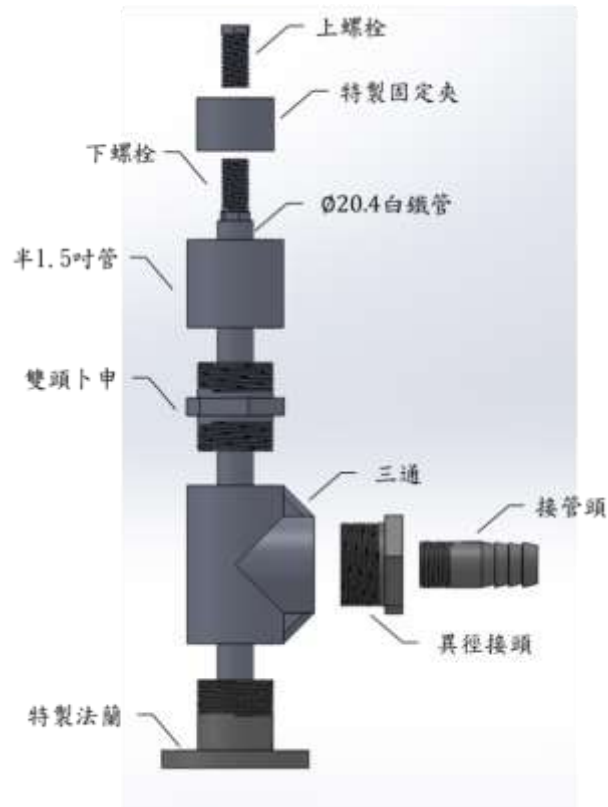


圖 3.4.2.16 出口固定區設計圖

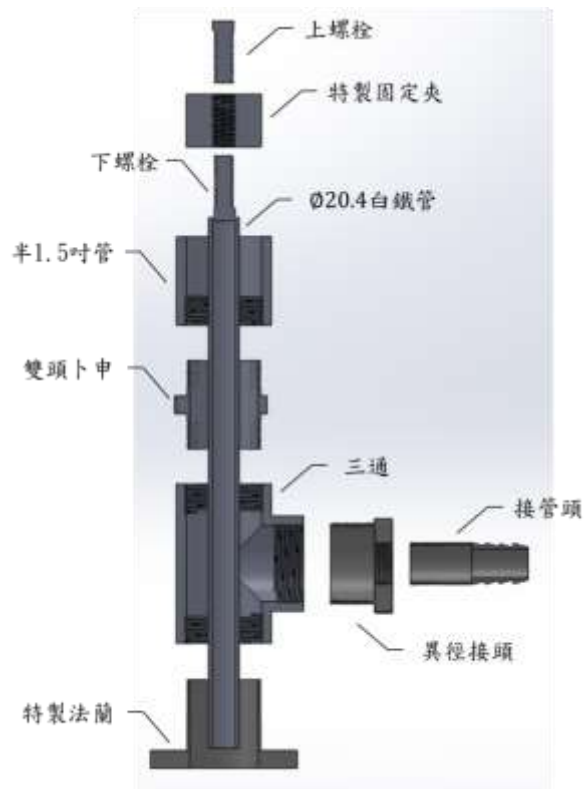


圖 3.4.2.17 出口固定區設計圖(剖面圖)

原設計想要放置在 Mixing chamber 出口處，在出口處鑽孔，利用油封和實心不銹鋼條插入鐵棒，可以調整固定在中央，但後來考慮到假設 Mixing chamber 未來在加工若損壞，維修不易而且製作成本稍貴；故重新設計一個固定段，由原本的 PROBE 段改造而成，在測試段三個 $\psi 10$ 鑽孔，亦是利用不銹鋼條和油封製成，固定並調整加熱圓棒置管中央，由圖 3.4.2.18 可示，在最靠近 Mixing chamber 上方多放入一個固定段，上方再加上原來 PROBE 段。

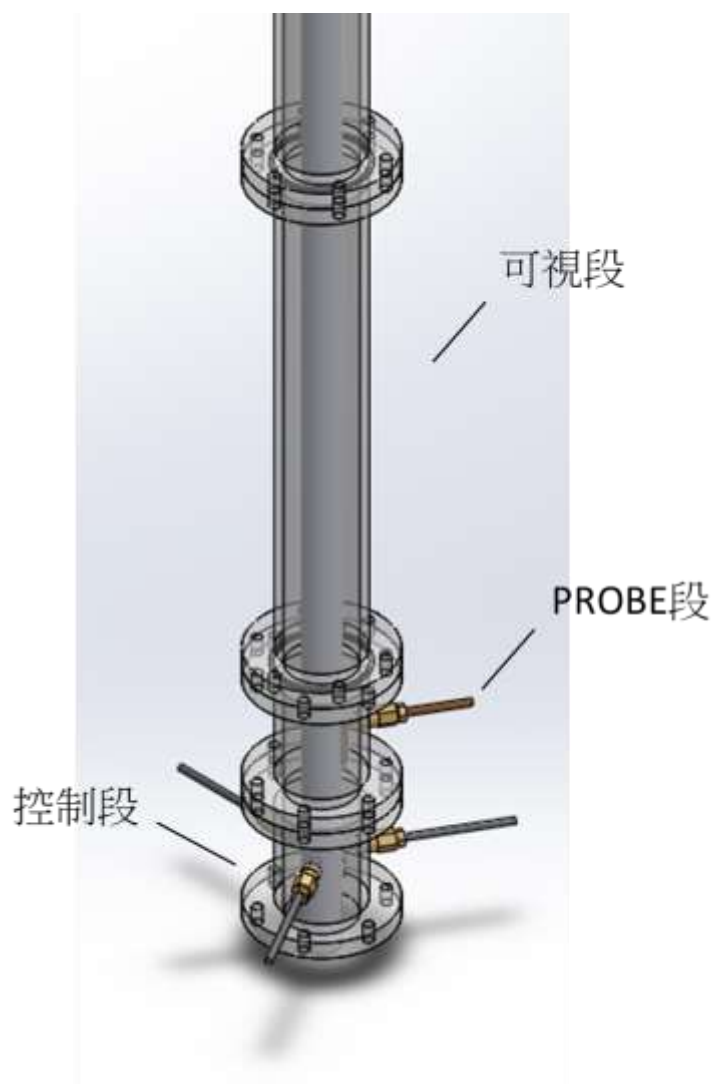


圖 3.4.2.18 輔助控制段示意圖

2. PROBE 段構造

PROBE 段外型為一個高為 80mm 圓形柱體，中間部分(約莫在 35mm 至 45mm)鑽穿一個直徑為 10mm 小圓洞，內牙車上螺紋與搭配好的油封匹配，且內圈在纏上防水貼布或利用缺氧膠固定防水。油封只要目的為可以防止管內氣水滲出管壁也可以同時固定探針進入測試管的剖面深度，由圖 3.4.2.19 可示，1 為測試端在中間 40mm 處鑽 10mm 孔裡面車上內牙，2 為直徑 4mm 銅管，前端為細鋼針，3 為油封分解圖。圖

3.4.2.20、圖 3.4.2.21 為組合圖和剖面圖。

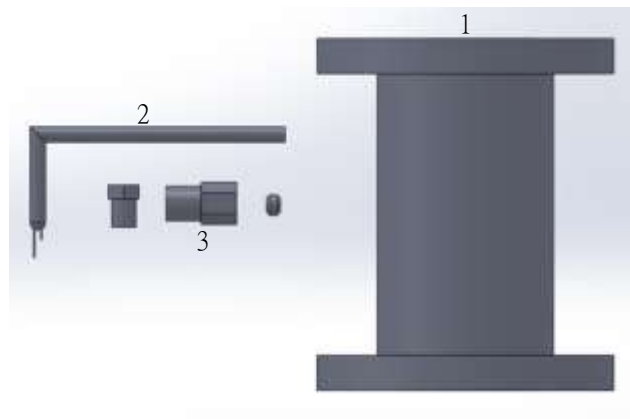


圖 3.4.2.19 PROBE 段各構造

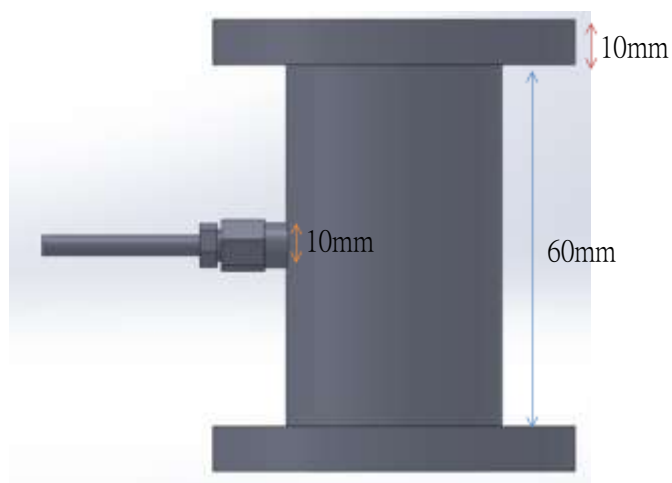


圖 3.4.2.20 PROBE 段組合圖

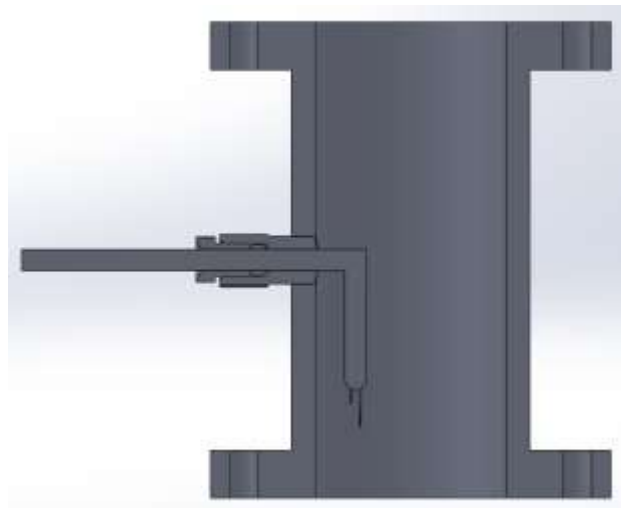


圖 3.4.2.21 測試段剖面圖

3.Mixing chamber

Mixing chamber 改善前幾代工法困難，及氣泡是否能均勻分布在管內，從外觀由下而上依序為底層、大圓柱鐵管、漸縮管、小圓柱鐵管再加上特製法蘭片，從底層利

用空壓機打出的空氣經過 Sponge 後，出現氣泡，並在內層有足夠空間能使氣泡均勻混合，並於可視段觀察、錄影、PROBE 段量測數據。圖 3.4.2.22、圖 3.4.2.23 為外觀構造圖，在外層圓柱鐵管部分，裁切三個一英吋圓洞，焊上一英吋內牙，未來如果流量需要加大，可以額外接幫浦與流量計，注入 Mixing chamber 中讓氣液混合更為均勻。

此設計最大特色為 Mixing chamber 會分成上下水線，上水線的部分水流直接流進內層的 Mixing chamber 藉由調節上水線的流量可以調整氣泡尺寸的大小，下水線的部分的設計，假設可視區的氣泡不均勻，利用三個浮球流量計作微調讓氣泡均勻分布在測試管內，解決混合不均勻情況。



圖 3.4.2.22 Mixing chamber 各部分外觀構造圖

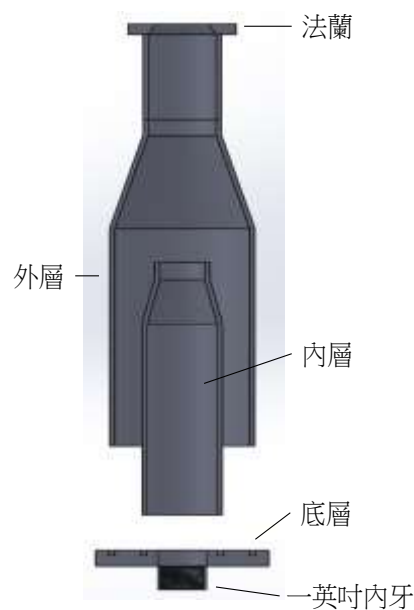


圖 3.4.2.23 Mixing chamber 剖面圖

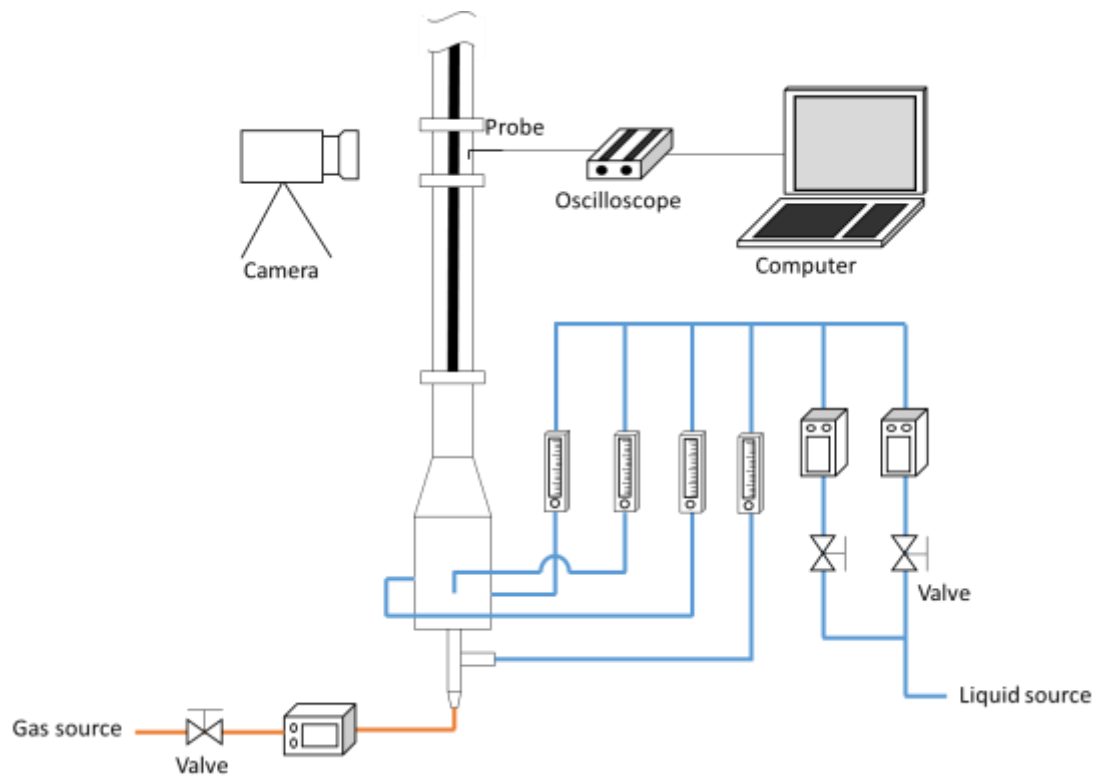


圖 3.4.2.24 細部水線流量計擺放

在 Mixing chamber 底層中間裁切一英吋洞口連接一英吋內牙，如圖 3.4.2.23 可示。此設計為氣水端共同進口端，未來亦能夠方便拆卸，尾部接著連結氣水混合裝置，依序連接一英吋雙外牙、T 頭三通，水平端連接水閥、垂直端連接雙外牙，雙內牙裡焊上特製固定氣管夾，固定氣管並防止水逆流至氣端，最後鎖上一英吋轉 0.5 吋異徑接頭，連接氣閥和快速接頭，如圖 3.4.2.25、圖 3.4.2.26。

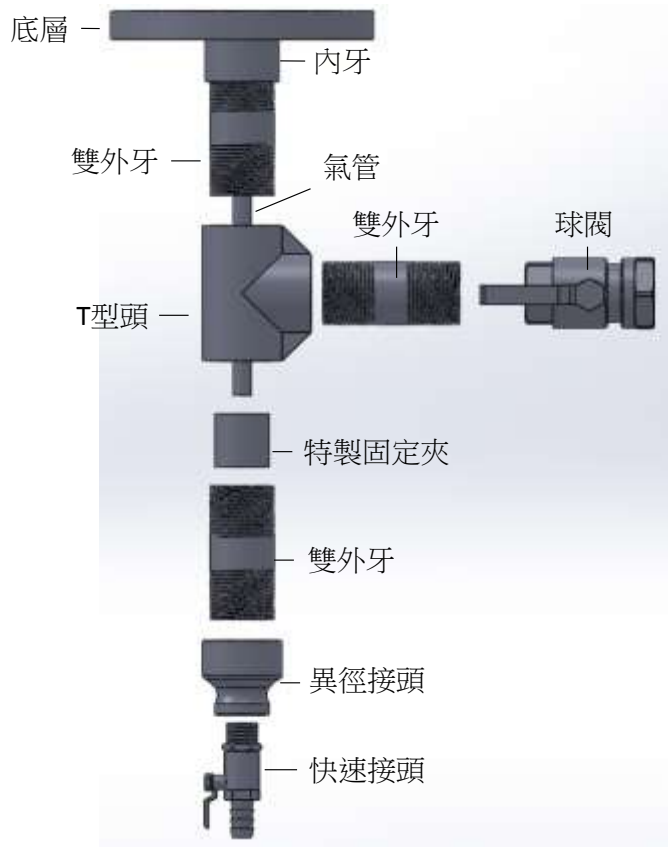


圖 3.4.2.25 底部外觀圖

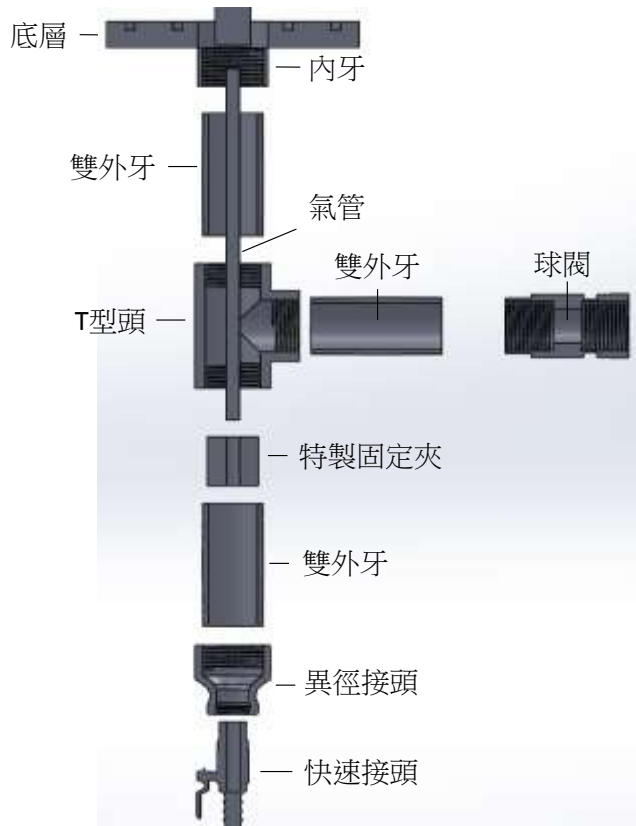
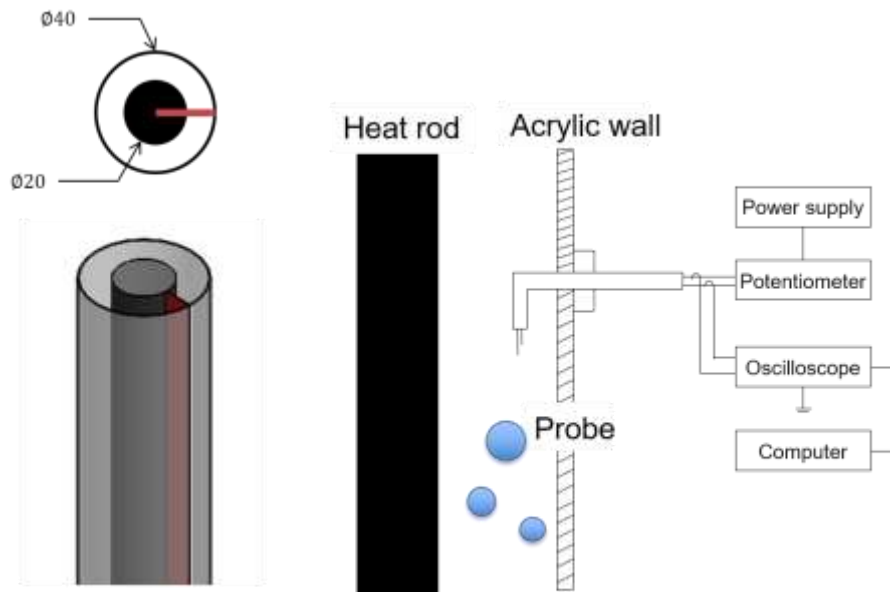


圖 3.4.2.26 底部剖面圖

4. Probe 設計及運作原理



Schematic of double sensor probe and measurement circuit

圖 3.4.2.27 測試區與探針連接示意圖

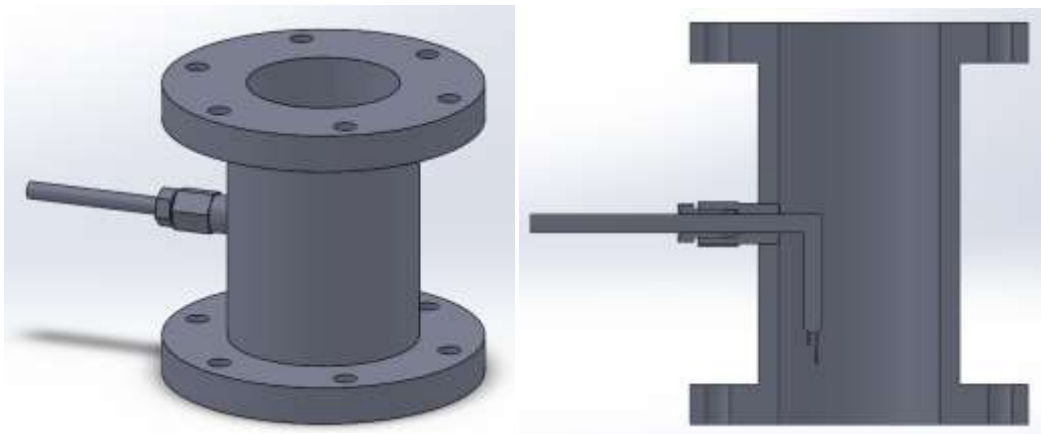


圖 3.4.2.28 探針擺放位置

測試區域由 $\psi 40$ ，厚 5mm 壓克力透明圓柱與 $\phi 20.4$ 的圓棒組成，藉由圓棒上下端皆有固定端而固定之，測量探針由壓克力側壁插入，利用車床在 Probe 段鑽出 $\phi 10$ 的孔徑，再利用攻牙器鑽出相對應的深度，油封表面纏止洩帶後置入內有雙極探針 $\phi 4$ 的銅管後，鎖在管壁並用工具將其固定之並測漏，以確保在實驗階段不會有氣水洩出，或是吸入額外的空氣，而增加無謂的實驗誤差，圖 3.4.2.27 為測試區與探針連接示意圖，左上圖解釋由上往下俯視環形管，左下圖則是由側邊觀察圓柱的 1/4 部分，從紅色的箭頭視角，中間為 1/4 的剖面圖，黑色區域為 1/2 圓柱約為 10.2mm，斜線部分為 5mm 壓克力管壁，探針可以移動的距離有 9.8mm 的距離。雙探針在後端連接電源供

應器和示波器，最後輸出數據由電腦處理之。

運作原理為利用水與空氣的不同電阻，輸入同一電壓，利用示波器藉由電阻的放大，量出在氣液不同的介面下有不同電流而計算出不同電壓值，在內徑 3mm 的鋼管裡放置四根細鋼針擺設固定高度差 Δs ，如圖 3.4.2.29、圖 3.4.2.30。在氣泡觸碰到上游(upstream)第一根鋼針(sensor 1)時，因觸碰到不同的介質，此時探針首先水碰到空氣介質，不同的電導值改變，而訊號跳起，時間點為 t_1 ，爾後，維持一段較高值，當氣泡最後脫離鋼針，介面則由空氣到水，訊號往下掉，時間點為 t_3 ， $t_1 \sim t_3$ 代表這段時間鋼針前面針頭(sensor 1)還在氣泡中。下游(downstream)的第二支鋼針(sensor 2)因為氣泡受浮力的影響，快速上升，第二根鋼針觸碰到氣泡表面訊號亦跳起(t_2)，訊號下降點(t_4)，我們可以量測到 $\Delta t = t_2 - t_1$ ， Δs 為兩個鋼針點的距離差，利用 $\Delta s / \Delta t$ 可得氣泡的上升速度。也可以由 $\Delta t = t_3 - t_1$ 得到一段短時間氣泡的長度大小而計算出瞬時空泡分率。

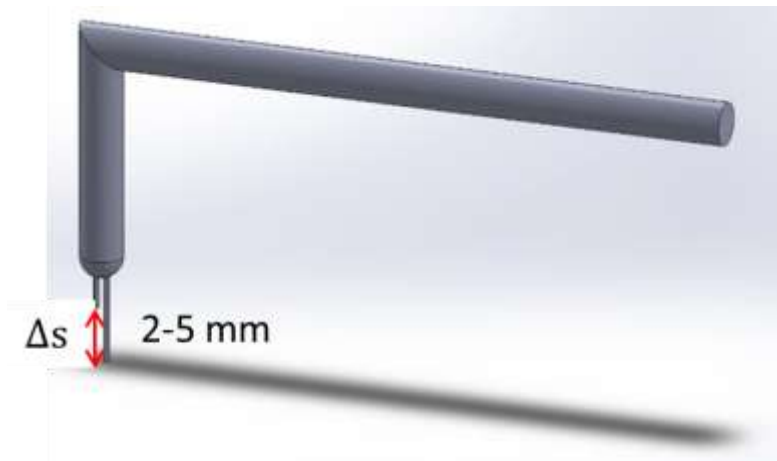


圖 3.4.2.29 探針簡單構造圖

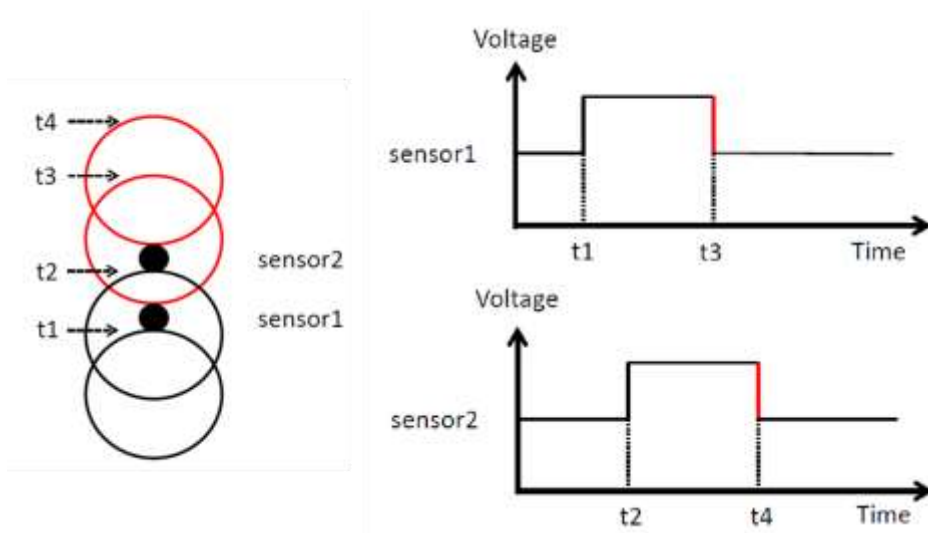


圖 3.4.2.30 訊號及氣泡的描述圖

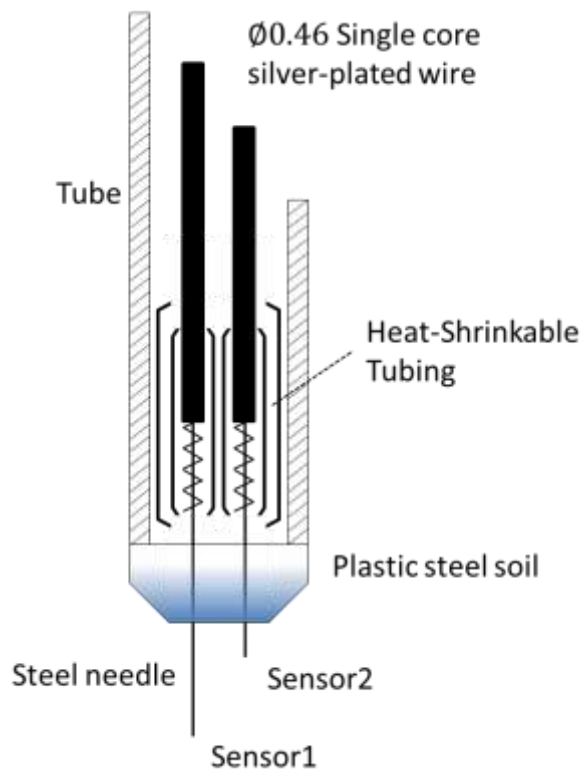


圖 3.4.2.31 探針概念圖



圖 3.4.2.32 探針實際圖



圖 3.4.2.33 探針製作圖

考慮到多芯鍍銀線過粗無法完全置入 $\phi 0.4$ 銅管內，所以採用單芯鍍銀線 $\phi 0.46$ 亦是利用纏繞的方式，但是因為線徑變細，所以可以使用更小尺寸的熱縮套管 $\phi 1.8$ ，兩根 Sensor(鋼針)放置在已經量好的位置上，然後在套入稍大尺寸熱縮套管 $\phi 2.6$ ，置入鋼針並加以固定，在進入銅管之前已經固定住 Sensor(鋼針)之間的距離(Δs)，不會因為 Sensor 移動而改變兩根 Sensor 之間距離(Δs)，解決前代無法固定距離的方式。在銅管前端依然用黏土固定，然後外層塗上 AB 膠防水。圖 3.4.2.33 為製作圖，左一二為雙探針放入尺寸稍大的熱縮套管中右為套入銅管中。

5. 結果及討論(實驗部分)

探針經過電路連接後，使用示波器擷取數據至 excel 作數據後處理，簡易探針原始數據圖為圖 3.4.2.27，圖 3.4.2.35 為探針實際建構圖較短鋼針尖端稱為 sensor 1、長之稱為 sensor 2，而將探針放入環形測試管的實際圖則列於圖 3.4.2.35。在原始數據圖中，橫軸為時間縱軸為電壓。從示波器擷取 2 秒的數據後可以得到以下的電壓(uV)和時間(s)作圖，當探針置入在水中時電壓呈現較低電位，當探針前端遇到空氣，會得到高電位值，得到的數據可能並非每個都是真實的訊號，需要做後處理來修正原本的波形。在下面的例子，以圖 3.4.2.36 展示 0.12 s~0.2 s 間第一個峰值(圖 3.4.2.33 中綠色圓圈)來作為我們探討的例子。

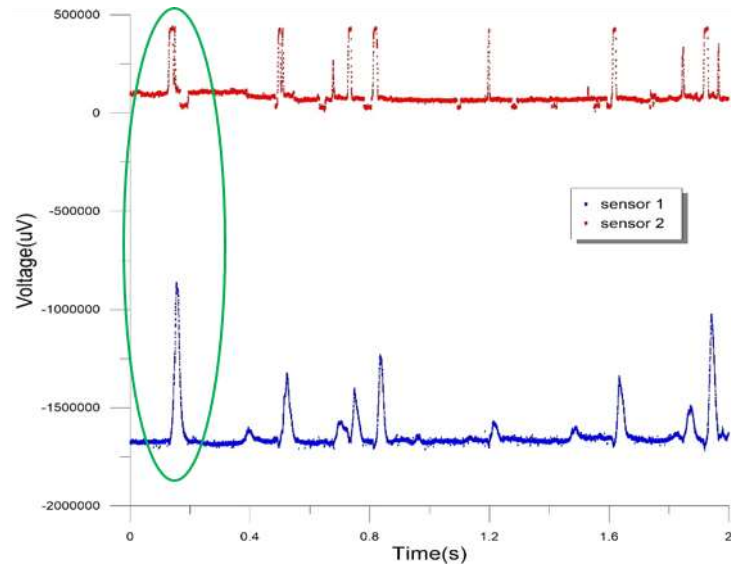


圖 3.4.2.34 在 2 秒內擷取數據

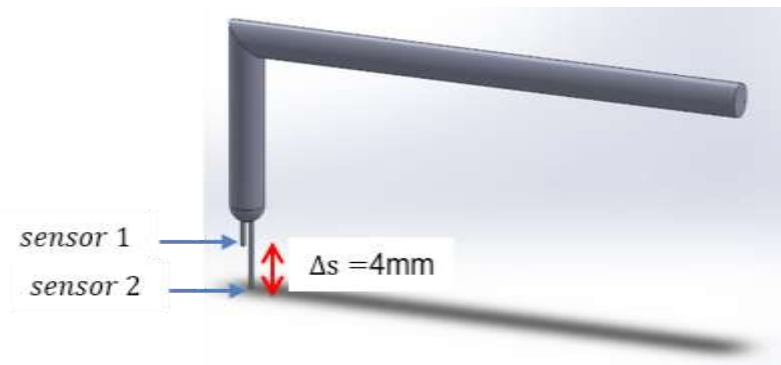


圖 3.4.2.35 探針結構示意圖



圖 3.4.2.36 測試端實際圖

圖 3.4.2.38 氣泡移動參考示意圖為第一個訊號進來電壓變化的波型數據，經過平

均、設定閾值，上下平移，作出圖 3.4.2.39 後處理量測圖，假設若符合預設之條件，結果值表示為“1”，解釋成探針當下置空氣中。表示為“0”，表示探針置水中。依照圖 3.4.2.36 所示，紅色線為 sensor 2、藍色線為 sensor 1。當“氣泡 1”從底部下因浮力而往上升起，會先碰觸到 sensor 2，電壓值升高而橘色線跳起，經過一段時間後，“氣泡 1”離開 sensor 2 尖端，上升碰觸到 sensor 1，電壓值下降，橘色線隨之降低，換成藍色線跳起。此時在“氣泡 1”尚未離開 sensor 1，另一“氣泡 2”以觸碰至 sensor 2，也隨之跳起，追趕“氣泡 1”，追上且“氣泡 1”與“氣泡 2”結合後，匯聚成更大的“氣泡 3”離開 sensor 1，電壓值降回原本水值，設定值變回“0”。可以參考圖 3.4.2.38。

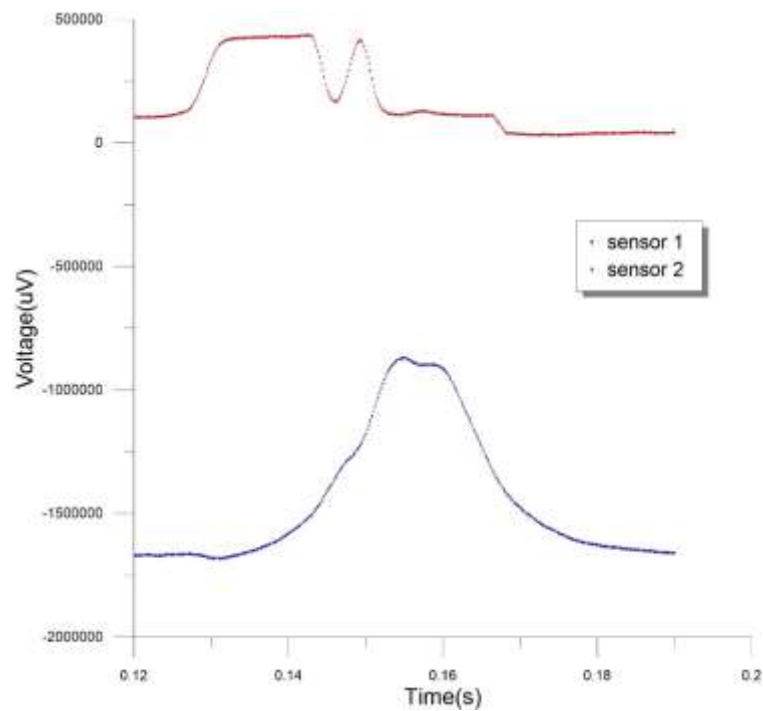


圖 3.4.2.37 實際量測圖

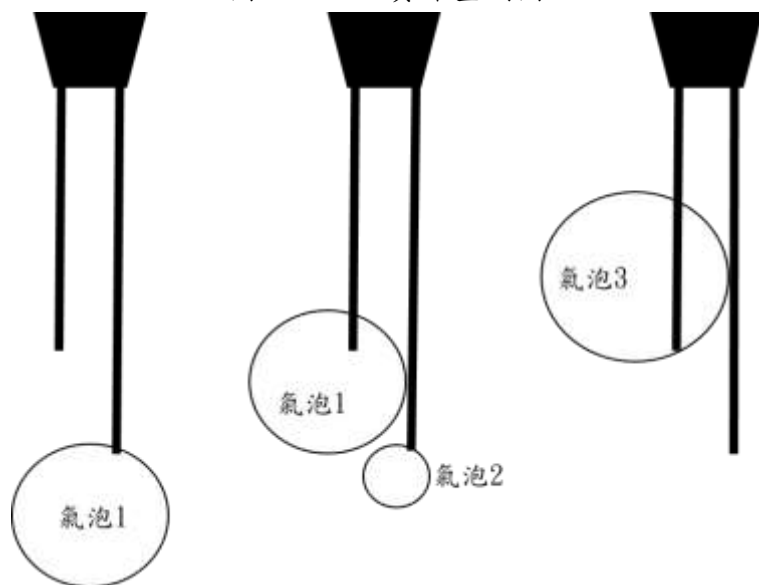


圖 3.4.2.38 氣泡移動參考示意圖

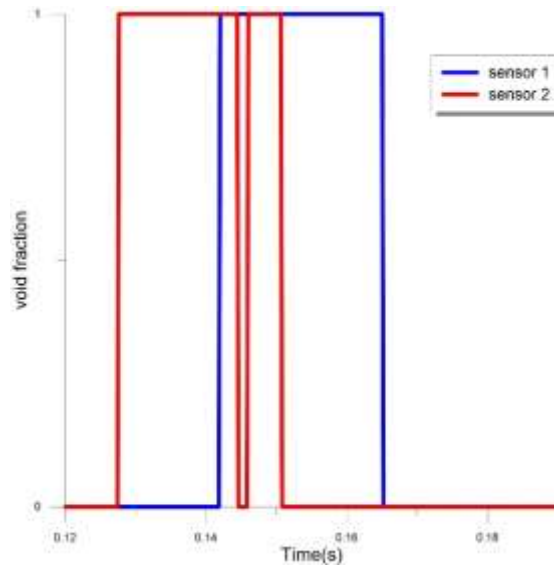


圖 3.4.2.39 後處理量測圖

從軟體中我們判讀出 T1 時間和 T2 時間，T2-T1 的時間差為氣泡從 sensor 2 移動到 sensor 1 距離所花的時間，我們已知 sensor 之距離 $\Delta s = 4\text{mm}$ ，代入以下公式，得到此氣泡速度約為 0.27777 m/s。因此，整體數據分析流程圖則簡單地列於圖 3.4.2.40 之中。

Interfacial velocity $V = \frac{1}{N_t} \sum_j^{N_t} \frac{\Delta S}{(t_2 - t_1)_j}$

$$V_j = \frac{\Delta S}{(t_2 - t_1)_j} = 0.27777 \text{ m/s}$$

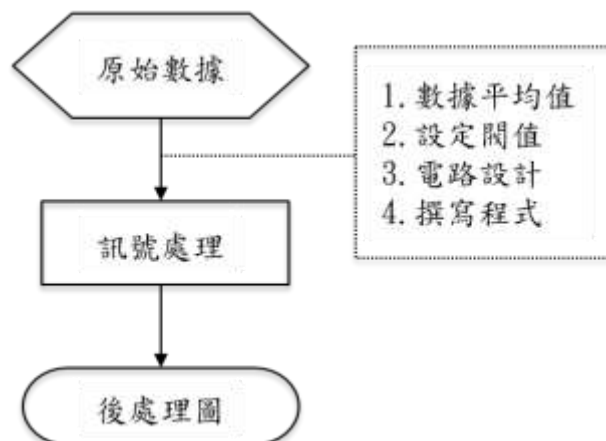


圖 3.4.2.41 簡易數據分析流程圖

3.4.2.3 模擬部分

1.既有 CFD 模型之評估

CFD 雙相流模型中，以雙流體模型(two fluid model)最具有適用性，能適用於不同雙相流流譜(flow regime)，其特色在於個別模擬雙相之速度場，並用介面面作用力模型，來模擬雙相之間的交互影響，如下列公式所示 [17]：

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k \mathbf{v}_k) = -\alpha_k \nabla p_k + \nabla \cdot \left[\alpha_k \left(\overline{\boldsymbol{\tau}^{\mu}} + \overline{\boldsymbol{\tau}^{\prime}} \right) \right] + \alpha_k \rho_k \mathbf{g} + \mathbf{M}_k,$$

其中

$$\mathbf{M}_k = \Gamma_k \mathbf{v}_{ki} - \nabla \alpha_k \cdot \overline{\boldsymbol{\tau}_{ki}} + (p_{ki} - p_k) \nabla \alpha_k + \mathbf{M}_{ik}$$

下標 k 分別代表氣或水相、i 代表介面傳輸、 \mathbf{M}_{ik} 代表介面作用力所帶來之動量變化，又可展開為下式

$$\mathbf{M}_{ik} = \frac{\alpha_k}{B_k} \sum \mathbf{F}$$

其中 \mathbf{F} 為介面作用力、 α_k 為氣或水之空泡分率(void fraction)、 B_k 為單顆氣泡之體積。

雙流體之物理模型模型分為四大類，分別對介面面積濃度(interfacial area concentration, IAC)、介面作用力(interfacial force)、雙相紊流模式(Two-phase turbulence model)以及壁面\全域沸騰及冷卻模式(Wall and bulk boiling & condensation model)，如圖 3.4.2.42 所示[18]。CFD 模式對於雙相流之適用性皆倚靠於這些模型各自的適用性，為了得到精確的模擬結果，必須對這些模型進行驗證。

在驗證這些物理模型時，需要注意這四類模型會互相影響。介面面積濃度會直接影響介面作用力的大小與適用的流譜(flow regime)，進而影響液、氣速度並雙相紊流，紊流又直接影響介面面積濃度方程式之源相(source term)。除壁面沸騰模型對壁面之條件有決定性影響外，其餘三者物理模型皆互相影響。因此在測試 CFD 模型時，應該分開測試，並加入實驗數據以簡化物理模型。

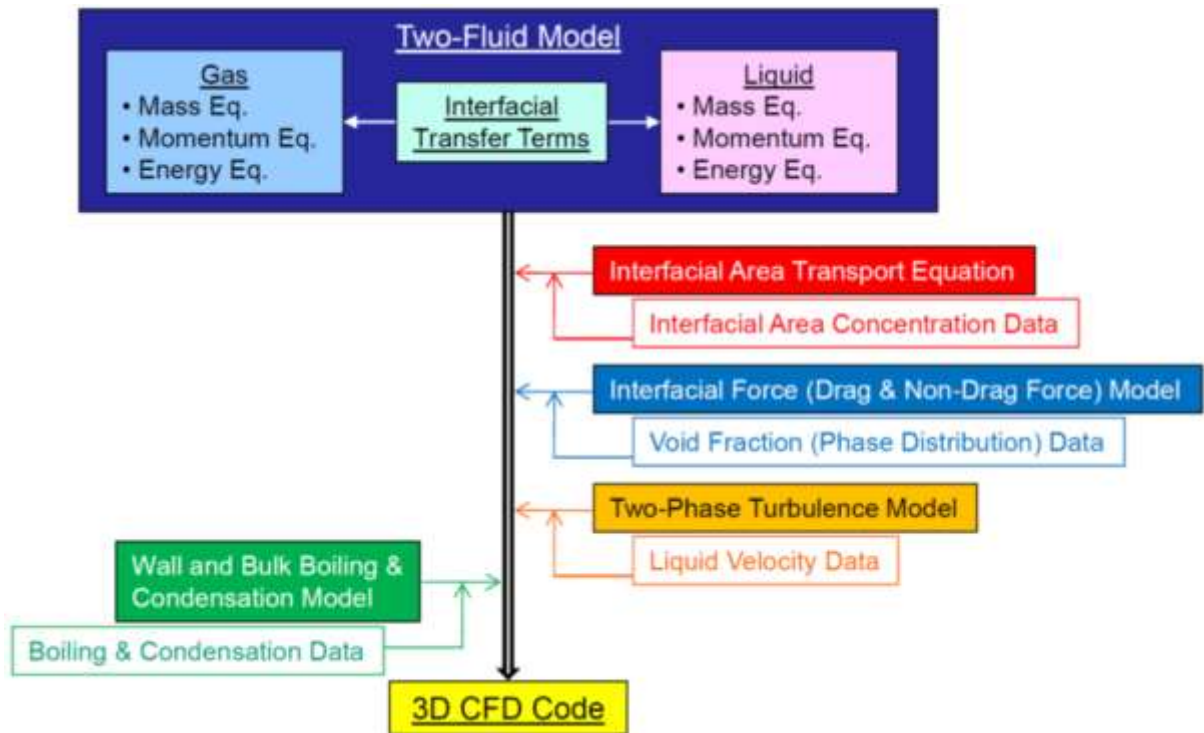


圖 3.4.2.42 CFD 雙相流物理模型

詳細分開各物理模型之驗證步驟如表 3.4.2.1 所示。第一步，先假設 IAC 為固定之常數、紊流只與連續流體有關，並更動介面作用力模型。並藉此獨立測試介面作用力模型，並與實驗數據的比較，獲得各模型在各條件之下的優缺點，並選取最佳的模型組合。第二步，代入由實驗獲得之 IAC 軸向及逕向數據，測試最佳介面作用力模型之組合能否反應由 IAC 變化所帶來之流譜改變，若無法反應由 IAC 的變化，則需改良既有之介面作用力模型。第三步，代入紊流的實驗資料，並用介面面積傳輸方程式 (interfacial area transport equation, IATE) 模擬 IAC，並驗證其氣泡分裂/合併模型。第四步則加入雙相流紊流模型，已進行完整之 CFD 雙相流之模擬。

表 3.4.2.1 模擬步驟

	Interfacial forces	IAC model	Turbulence model
Stage 1	既有模型之測試	常數	單相紊流模型
Stage 2	最佳組合	雙相流實驗數據	單相紊流模型
Stage 3	改進之最佳組合	IATE	雙相流實驗數據
Stage 4	改進之最佳組合	IATE	雙相紊流模型

在第一步中，需要對介面作用力進行測試。常見之介面作用力模型如表 3.4.2.2 所示。普遍來講，介面作用力分為阻力(Drag)、升力(Lift)、壁面潤滑力(Wall lubrication force)以及紊流消散力(Turbulence force)。在阻力模型中，選取了 Ishii and Zuber [19]與 Tomiyama [20] 所開發之阻力模型。Ishii and Zuber 引入了混合黏滯係數，以預測多氣泡系統中，氣泡受其他氣泡之尾流影響。Tomiyama 則藉由單氣泡系統的實驗數據，

對變形氣泡(distorted bubble)之阻力做出經驗公式。Tomiyama 也藉由相似的單氣泡實驗，提出升力係數之經驗公式 [21]。而 Hibiki and Ishii 假設單氣泡與多氣泡系統用有相似性(similarity)，並將升力係數之模型推展至多氣泡系統。壁面潤滑力由 Antal 等人假設氣泡靠近壁面時，與壁面之間有一層水層，會產生壓力以阻卻氣泡貼附在壁面上 [22]。依此假設壁面潤滑力作用之範圍應只在貼近壁面之區域。但 Tomiyama 在單氣泡之實驗中，發現氣泡在全區的管徑接受壁面力影響，並將實驗數據統合，提出經驗公式 [23]。而 Frank 等人改動 Tomiyama 之模型，使模型不在受管徑大小之影響 [24]。紊流消散力為 Lopez de Bertodano 最早提出，其假設紊流所形成之漩渦會將氣泡擴散至他處，形成較空泡分率分布較平均之流場 [25]。Burns 等人使用 Favre average 方法解出紊流消散力，並提出新的模型 [26]。

在初步之 CFD 計算中，先使用驗證過多次之模型，如 Ishii and Zuber 之阻力模型、Tomiyama 之升力模型、Antal 之壁面潤滑力模型以及 Lopez de Bertodano 之紊流消散模型，作為鄙見之基準。

表 3.4.2.2 常用之各種介面作用力模型

Interfacial forces	General form	Models	Remarks
Drag	$\mathbf{M}^D = -\frac{1}{8} C_D \rho_f a_i \mathbf{v}_r \mathbf{v}_r$	Ishii and Zuber (1979)	Introduce the mixture viscosity for including the effect of complex interaction on gas/liquid interface.
		Tomiyama et al. (1998)	Consider the Reynold number for small bubble and Evotos number for distorted bubble.
Lift	$\mathbf{M}^{LF} = -C_{LF} \rho_f \alpha \mathbf{v}_r \times (\nabla \times \mathbf{v}_f)$	Tomiyama et al. (2002)	Empirical correlation was proposed basing on single bubble experiment.
		Hibiki and Ishii (2007)	A model was proposed for single bubble and be validated with Tomiyama's experiment (2002). This model was extended to

			multi-bubble system by the similarity hypothesis.
Wall lubrication	$\mathbf{M}^w = \frac{\alpha \rho_l v_{ } ^2}{R_b} [f(y_0)] \mathbf{n}_w$	Antal et al. (1991)	The model was derived by the analytical solution of the velocity field of the near body in laminar flow.
		Tomiyama et al. (1995)	The Antal's model was modified and the correlations of coefficient were proposed basing on the experiment of single bubble in laminar flow
		Frank et al. (2008)	The Tomiyama's model was modified to geometry free.
Turbulence dispersion	$\mathbf{M}^{TD} = -C_{TD} \rho_l k_l \nabla \alpha_g$	Lopez de Bertodano (1991)	The coefficient could be a constant which the reliable range is from 0.1 to 0.5 for most case or be correlation of turbulence Stokes number.
		Favre average drag (Burns et al., 2004)	For the flow, this model could be simplified and be equivalent to Bertodano's model but the Stokes number dependency is different.

2.初步 CFD 計算與實驗驗證分析

初步 CFD 計算採用本研究之實驗，為內徑兩公分；外徑 4 公分；全長為 80 公分之垂直環形管路。因管路為軸對稱因此可將周向劃為僅有一個網格，並用對稱條件處

理周向，並在逕向劃分為均勻網格，如圖 3.4.2.43 所示。

在物理模型測試之前，數值網格的劃分必須先行測試。網格劃分在雙相流模擬中尤其重要，因雙流體模型對網格劃分較為敏感，在網格過小的情況下，會造成數值不穩定，而網格過大，則會影響準確性。因此選用四種大小之網格，如表 3.4.2.3 所示。邊界條件選用兩種不同的條件，分別能產生不同的空泡分率分佈圖型；條件一能產生壁面集中(wall peak)之分佈；條件二能產生中心集中之分佈(core peak)，如表 3.4.2.4 所示。

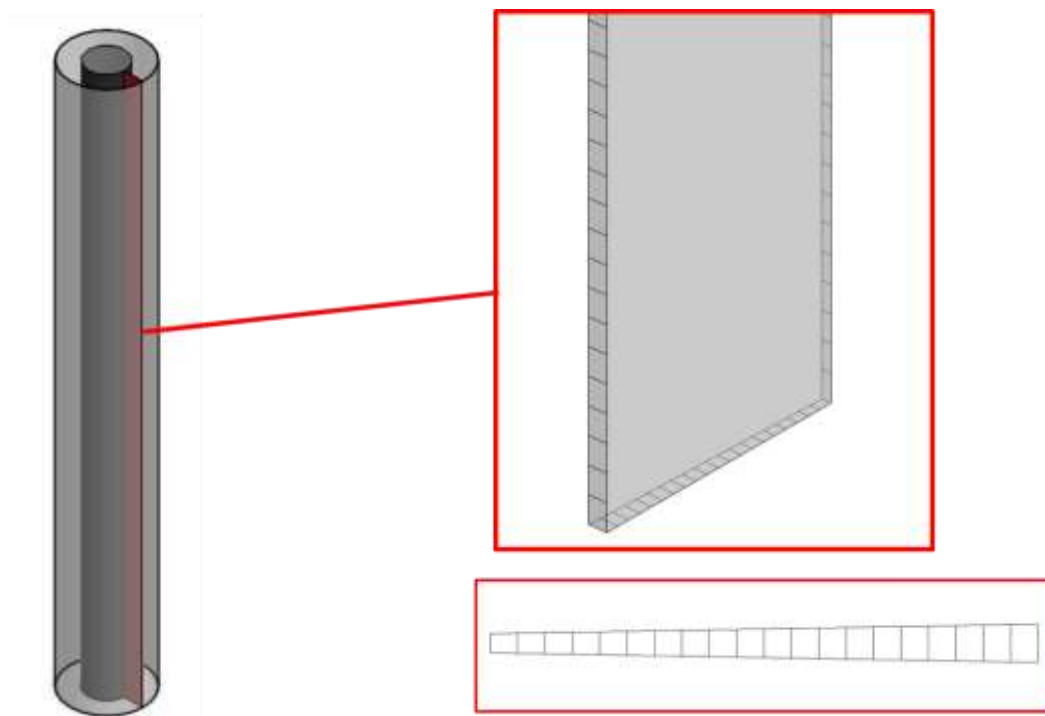


圖 3.4.2.43 CFD 計算之幾何模型

表 3.4.2.3 網格大小及數目

	u_g (m/s)	u_l (m/s)	α	a_i (1/m)
Condition 1 (Wall peak)	1.08	1.37	0.05	150
Condition 2 (Core peak)	0.645	0.675	0.2	352

表 3.4.2.4 邊界條件

	Mesh number in r direction	Mesh size (mm)	Mesh number in z direction	Total number
Mesh 1	20	0.5	2,000	40,000
Mesh 2	25	0.4	2,000	50,000
Mesh 3	28	0.35	2,000	56,000
Mesh 4	34	0.29	2,000	68,000

以條件一進行之網格測試結果如圖 3.4.2.44 所示，縱軸為各逕向結面之分佈因子 (distribution factor)，橫軸為軸相之長度。分佈因子 C_0 之定義如下

$$C_0 = \frac{\langle aj \rangle}{\langle a \rangle \langle j \rangle}$$

若 C_0 大於 1 則為中心集中；若 $C_0 < 1$ 則為壁面集中。由圖 3.4.2.44 觀察可知，在完全發展之區域 Mesh 2 及 Mesh 3 能得到相仿之分佈結果，而 Mesh 1 則太疏、Mesh 1 則太密而與 Mesh 2,3 有所誤差。因此選用 Mesh 3 作為往後計算之網格。

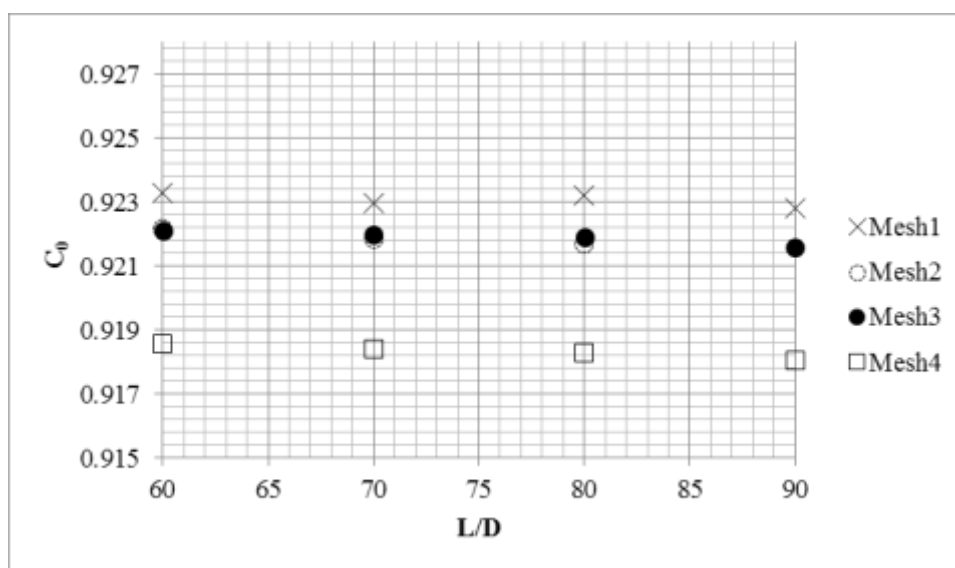


圖 3.4.2.44 網格測試

初步計算之結果如圖 3.4.2.45、圖 3.4.2.46 所示。可以看出，現有之 CFD 模型可以清楚將壁面集中與中心集中之情形，分別重現於數值之中。Condition 1 與 Condition 2 模擬之分佈因子分別為 0.922 與 1.02。由圖 3.4.2.47 顯示，CFD 之結果並無數值之震盪、發散之現象，為可靠之數值結果。但圖 3.4.2.45 中空泡分率最大值，非常貼近壁面的區域。此計算結果違反了 Antal 在壁面潤滑力模型之假設；氣泡與壁面中之水層可阻止氣泡貼近壁面。這顯示，壁面潤滑力模型還需要更進一步之研究與測試。而圖 3.4.2.46 雖然顯示中心集中之圖形，但其分佈因子為 1.02，而常見中心集中之分佈因子約為 1.2 左右，仍顯出不小差異，這部分可能來自於升力模型的不準度。因此介面作用力模型仍需要進一步研究。

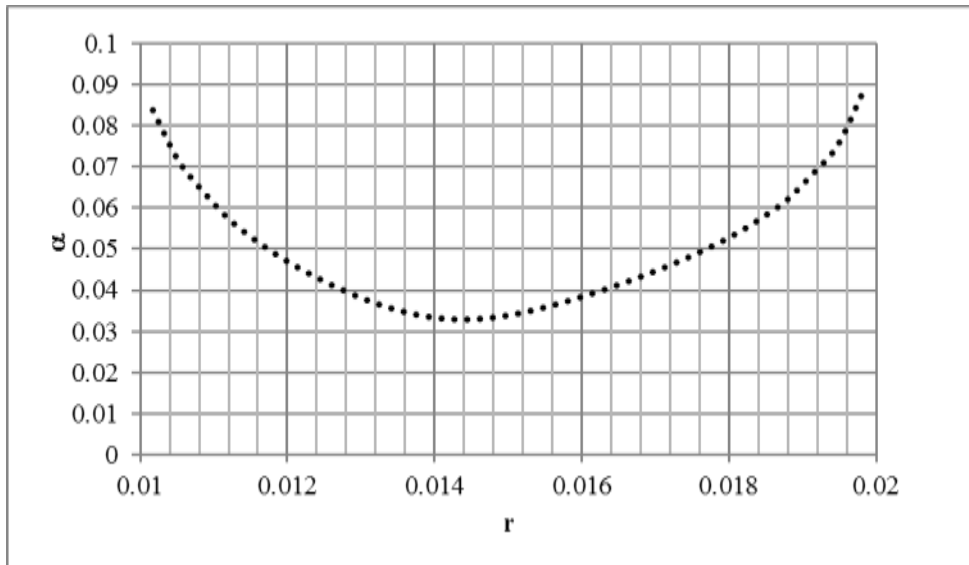


圖 3.4.2.45 Condition 1 之空泡分率於逕向分佈

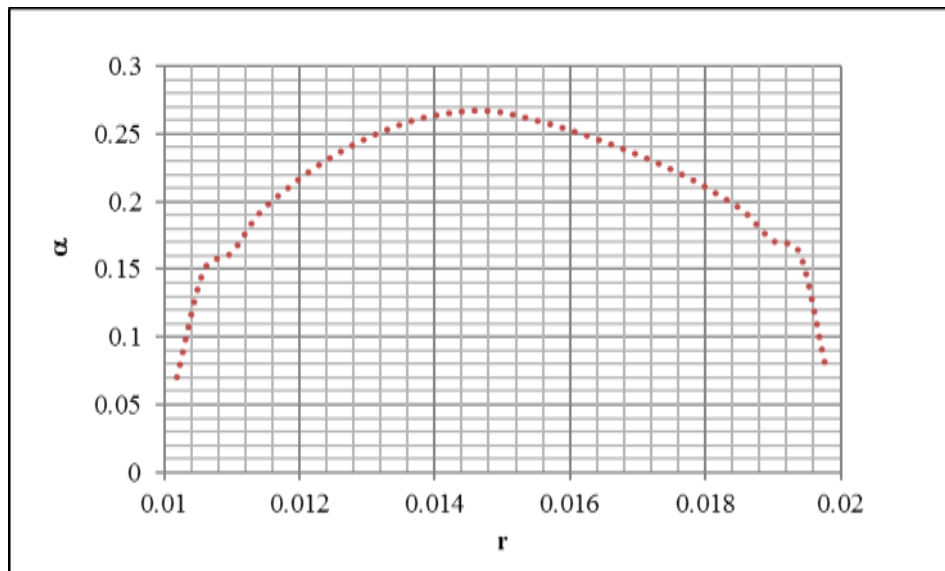


圖 3.4.2.46 Condition 2 之空泡分率於逕向分佈

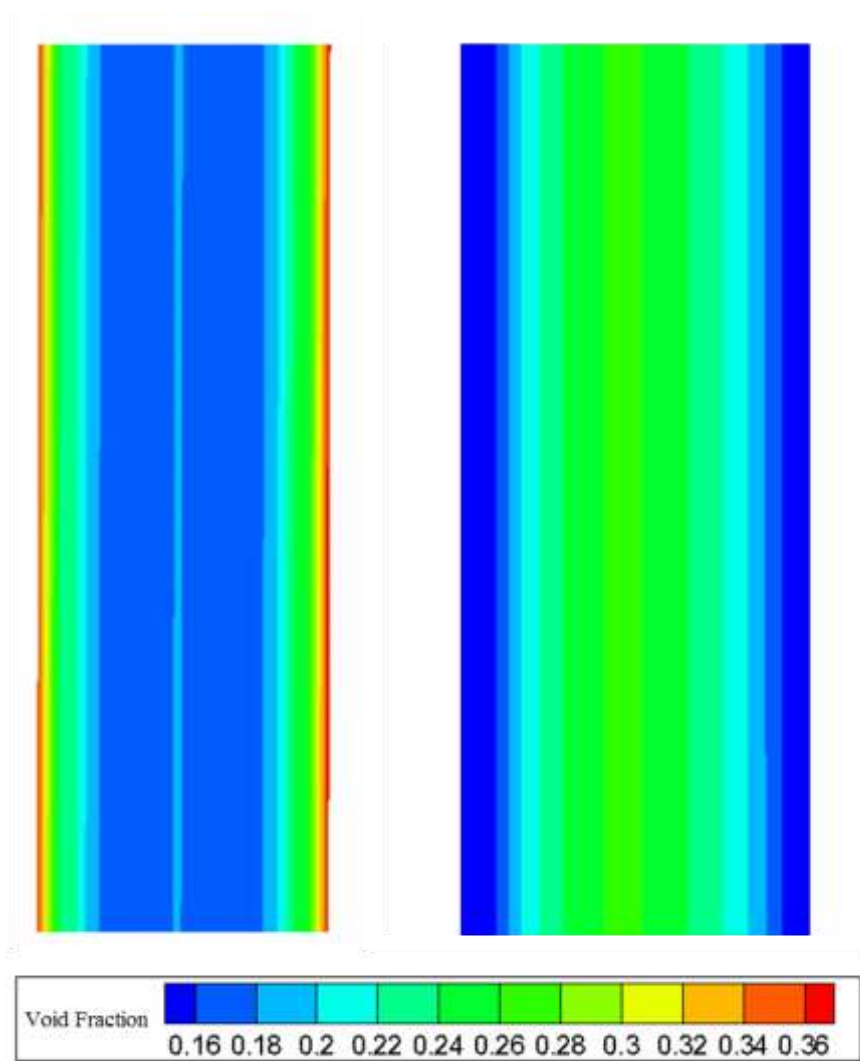


圖 3.4.2.47 Condition 1(左)與 Condition 2 (右)之軸向剖面

3. 國際交流合作

參訪經過

本計畫支持博士班學生莊天睿，於 2016 年 2 月前往普渡大學核工系，與 Hibiki 教授進行 5 個月之短期研究。普渡大學 Hibiki 教授在雙相流的數學模型上有卓越的研究成果。如昇力、壁面成核模型、氣泡破裂/聚合模型、介面面積濃度在低重力下的變化等。這次在 5 個月的短期研究中參與 Hibiki 教授對於雙相介面作用力的研究。傳統上雙相介面作用力分為阻力(Drag)、昇力(Lift)、壁面潤滑力(Wall lubrication)以及紊流消散力(turbulence dispersion)，這些介面作用力皆為雙相流模式中的 closure relation。雙相流的 closure relation 被美國 NRC 大型計畫 Advanced Simulation of Light Water Reactors (CASL)視為 10 個重大挑戰之一。

這次國際合作研究中提出新的雙相介面作用力的機制-氣泡碰撞力。氣泡與氣泡碰撞和氣泡與壁面的碰撞，皆會產生介面作用力，使得氣泡的速度與分布情形產生改變。由此發想，研究工作一開始考慮到氣泡在紊流之中的運動情形與空氣粒子在空中

的隨機運動相似，因而以空氣動力學為理論基礎，決定可能的碰撞情形，包括氣泡與氣泡碰撞的機率、氣泡與牆壁碰撞的機率、可能的碰撞角度、氣泡與氣泡碰撞後結合而非彈開等，如圖 3.4.2.48 所示。再結合古典力學中非彈性碰撞，估算氣泡/氣泡與氣泡/壁面的碰撞力與速度的關係，如圖 3.4.2.49 所示。最後再結合雙相紊流理論，估算氣泡在雙相紊流中的紊流速度，據此為依提出完整的氣泡碰撞力模式。

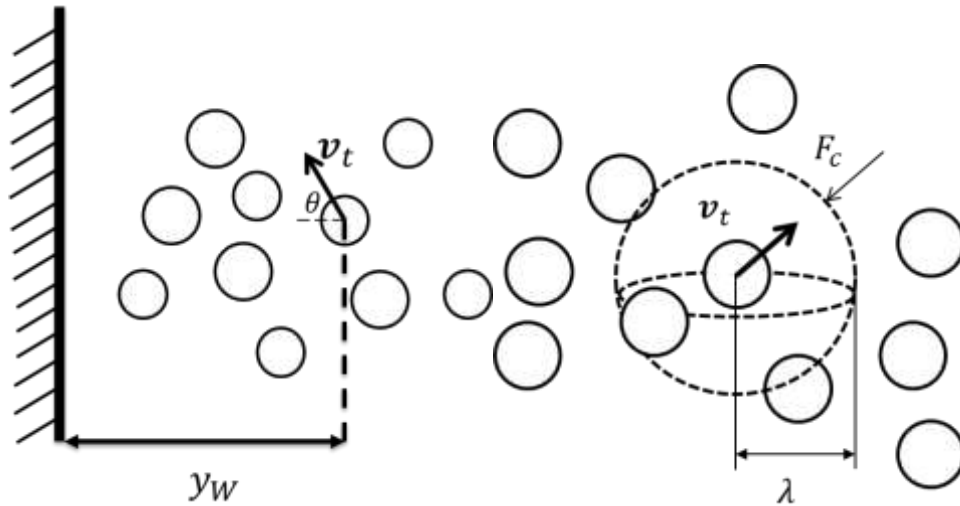


圖 3.4.2.48 以空氣動力學分析碰撞情形

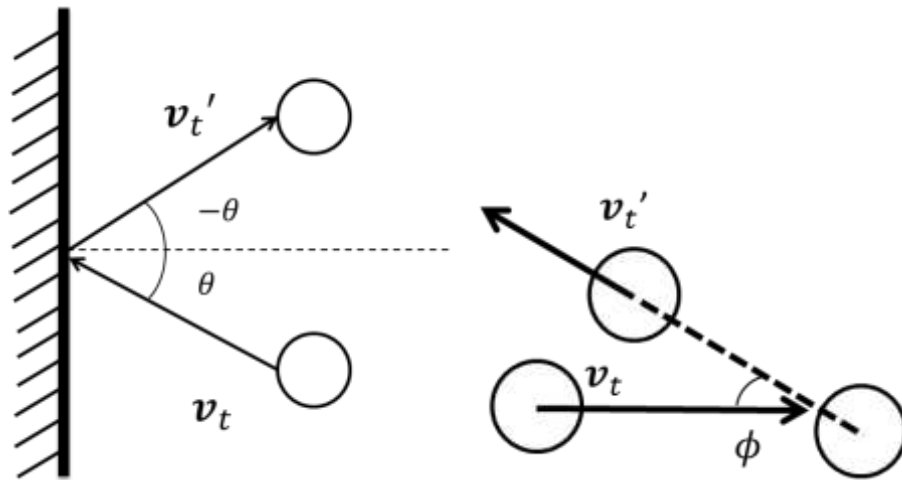


圖 3.4.2.49 以非彈行碰撞分析碰撞力

推導出適合的數學模型後，與現有相似的模型比較。壁面潤滑力是根據再層流條件下推導的結果，而這次研究的氣泡/壁面作用力恰好可以補足在紊流情況下的壁面作用力，提供目前壁面潤滑力欠缺的理論基礎。另外，氣泡/氣泡碰撞力的結果與紊流消散力類似，其數學模型皆有 $-\nabla\alpha$ 這一項，顯示此種力會使得空泡分率的分布更平均，類似於擴散的效應。這種擴散效應有助於穩定雙相流模型的數值穩定性。目前的研究成果可以放入三維算流體力學(CFD)，並與實驗驗證其可靠性。希冀由此模型可以提供計算流體力學(CFD)更可靠的模型基礎，以利預測雙相流的結構，進而使用 CFD 提升電廠安全性以及效率。

詳細工作事項表列如下：

2/27-2/28	啟程飛往美國。
2/29-3/06	與 Hibiki 教授討論、並擬定研究計畫。
3/07-4/03	回顧介面作用力、closure relation 相關之文獻。
4/04-4/17	以空氣動力學為基礎發想適合的氣泡碰撞模型。
4/18-5/01	以適合的紊流模式決定氣泡的紊流速度。
5/09-5/15	結合彈性/非彈性碰撞力學。
5/16-5/29	推導出完整模型，並以現有數據估計經驗常數可能的數值。
5/30-6/12	將新模型與過去類似之模型比較。
6/13-6/26	初稿完稿。
6/27-7/03	繪製預備放入期刊之圖、表。
7/04-7/17	與 Hibiki 教授修正初稿、並準備投稿。
7/18-7/20	資料整理、保存與移轉。
7/20-7/22	返程

研究成果

上述之研究成果於研究期間的最後一個月彙整為期刊文章，標題為：Interfacial forces used in two-phase flow computational fluid dynamics。初稿正交付 Progress in Nuclear Energy 期刊審核中。摘要如下：

與會心得

1. 數學模式、CFD 數值模擬與實驗的觀察是密不可分的，再新的模式推倒之前，必須有先有實驗的觀察作為基底。再融合數學去描述可能發生的現象，最後再用數值模擬去驗證數學模型在各個條件下的可靠性。
2. 隨著研究領域越來越專精，為了全面評估新的研究，不可避免的需要團隊合作。在美國跨實驗室、跨系的合作項目是很常見的。
3. 美國實驗室的研究步調非常的緊湊，研究的想法會被不斷的討論。指導教授與學生不僅只在固定的組會中討論，亦會利用電子郵件或面談等方式多次的討論。使得研究進度不斷往前。
4. 研究室中有來自不同文化的人，如印度、中國、美國。在看待同一個研究課題時，時有不同的想法。可以互相借鏡，互相學習。
5. 普度大學在雙相流領域中，除了有 Hibiki 教授，另外 Lopez de Bertodano 以及 Ishii 兩位教授亦是對雙相流有重大貢獻。在研究之餘也拜訪了 Lopez de Bertodano 以及 Ishii 的研究團隊。與其討論一些雙相流方面的最新研究。

建議事項

1. 氣泡/壁面以及氣泡/氣泡碰撞力模型的推導過程提供了相當強固的理論基礎。對於雙相項流模擬有突破性的發展。但是目前模型的經驗常數是未經驗證的。未來結合 CFD 模擬，可以用來測定經驗常數的敏感性 (sensitivity test)，再與實驗數據比較，可以決定適合的經驗常數。
2. 介面作用力可以與介面面積濃度傳輸方程式(interfacial area transport equation; IATE)結合計算。依此預測完整的雙相流之流場結構。若此方法能成功模擬，則為氣泡/壁面、氣泡/氣泡碰撞力模型以及 IATE 的可靠性提供了強固的證據。
3. CFD 模擬的研究與模型的開發是息息相關的，但二者都需要相當專精且並有豐富經驗。恰好本實驗室主持人馮玉明博士專精於 CFD 數值模擬而 Hibiki 博士在數學模型方面有相當多經驗。未來建議有更多的合作，可以為雙相流領域帶來更多前沿的研究。甚至擴大為清華核工系與普度核工系的合作。

3.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析

105 年計畫的工作要點陳列如下：

- (1) 利用穿透式電子顯微鏡觀察碳化矽材料受高溫單射束氬、矽離子輻照後之微結構變化。
- (2) 探討三種熱交換管合金材料(Inconel 625、Hastelloy C4、HR-224)於不同氣氛下受高溫腐蝕之結構分析。
- (3) 探討鎳基超合金對304L不銹鋼之異種銲接影響，並探討材料於模擬海水(3.5 wt% NaCl濃度)之應力腐蝕及在超臨界環境下高溫氧化實驗。
- (4) 探討三種材料(未鍍膜的鋁-4、鍍CrN鋁-4以及鍍鋁鉻鈮矽鈦氮化薄膜鋁-4)於不同氣氛下之氧化情形，並進行此材料應用於燃料護套的研究與評估。
- (5) 以超聲波設備測試與檢驗電廠相關材料，並使用澳洲 ANSTO 中子繞射，進一步統整多種測量結果。

3.4.3.1 爐心材料

碳化矽材料受高溫輻照後之微結構研究

A. 執行方法:

本項工作為延續 104 年度的研究，在試驗原理方法、實驗步驟和分析方法與之前一致的基礎上，本年度對單晶 3C-碳化矽以及 SA-Tyrannohex 全纖維複合材料兩種材料分別進行了不同條件的矽離子/氬離子單射束佈值實驗，本年度研究計劃執行方法中所涉及的儀器設備與 104 年度一致。

離子加速器之佈值與升溫系統

配合清華大學儀器組加速器館之高能離子佈植機(High Voltage Ion

implanter)、串級式加速器(9SDH-2 Tandem Accelerator)以及高真空離子佈植系統(圖 3.4.3.1、圖 3.4.3.2、圖 3.4.3.3)進行正離子佈植模擬碳化矽材料在核融合反應器中所受之輻射效應。實驗中為模擬核融合反應中高能量中子以及核轉化反應所生成之氦對材料微結構所引起之變化，以 Si^{2+} 離子照射模擬高能中子所造成之損傷，因較重的元素輻照可提高損傷速率縮短時間達到相同損傷程度，且以矽離子進行佈植可避免與碳化矽產生其他化學反應；而核轉化反應模擬將以 He^+ 離子照射^[1]。



圖 3.4.3.1 高能離子佈植機(High Voltage Ion implanter)



圖 3.4.3.2 串級式加速器(9SDH-2 Tandem Accelerator)

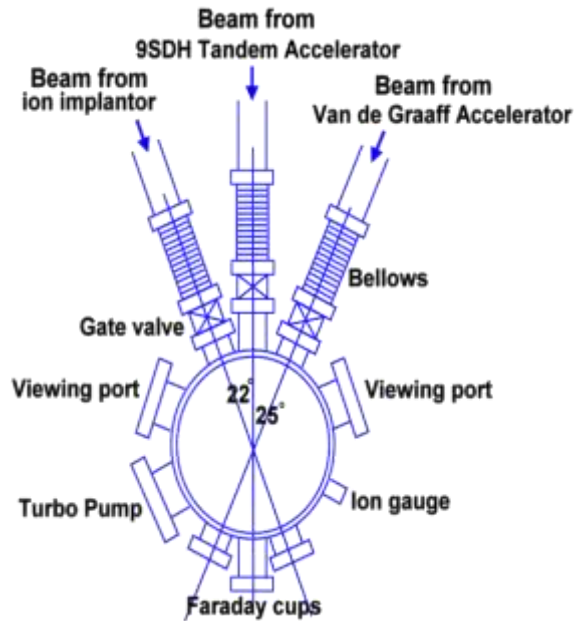


圖 3.4.3.3 高真空離子佈植系統

石英玻璃放置在連接銅導線的試片載台(圖 3.4.3.4)上，當離子束穿過管線經過四級磁鐵聚焦調整，將離子束打在石英玻璃上，此時石英玻璃將發出藍光，由此可確認離子束確實進入到我們的真空腔體，且可打在放置試片的載台上。為測試高溫加熱自動控溫系統與校正紅外線測溫槍(圖 3.4.3.5)，我們採買由三杰電熱公司經校正過後的 R-type 熱電偶，安裝在試片載台上，透過 feed-through 接至電源供應器(圖 3.4.3.6)，可做控溫與測溫，其後將溫度升到預計佈值實驗的溫度，校正紅外線測溫槍之發射率。



圖 3.4.3.4 試片載台與安裝於載台上之 R-type 電熱偶



圖 3.4.3.5 紅外線測溫槍



圖 3.4.3.6 電源供應器

穿透式電子顯微鏡(TEM)分析

本實驗所使用之掃描穿透式電子顯微鏡為日本 JOEL 公司所生產之 JEM 2010F(圖 3.4.3.7)，傳統光學顯微鏡受限於光之波長及像差等因素，放大極限約 2000 倍左右，且只能觀察表面型態，因而發展出以電子束作為射源之顯微鏡，稱為電子顯微鏡 (Electron Microscopy, EM)，電子顯微鏡通常分為掃描式電子顯微鏡(Scanning EM) 及穿透式電子顯微鏡(Transmission EM)，掃描式電子顯微鏡原理主要是利用電子與樣品作用後反射，收集反射電子成像，而穿透式電子顯微鏡則是電子經電磁透鏡聚焦後與樣品作用穿透樣品，再經電磁透鏡放大成像，並藉由電子與試片之交互作用來研究物質結構。

材料受輻照後之缺陷之大小與密度統計結果是依據 TEM 影像統計而來，每項統計數據至少取 5 張以上之 TEM 影像，以影像上看到的缺陷直徑直接作量測，並作算術平均；缺陷密度則統計一面積內之缺陷數量，再除以試片厚度得出(取得統計區之電子能量損失能譜(EELS)可計算出拍攝區之平均試片厚度^[2])。



圖 3.4.3.7 JEOL JEM 2010F 穿透式電子顯微鏡

B.進度說明:

碳化矽材料受高溫輻照後之微結構研究

單射束 Si^{2+} 離子輻照於(單晶/複合)碳化矽材料實驗

單晶碳化矽實驗以 2.9MeV 之 Si^{2+} 於 40 及 200°C 下進行劑量為 20 dpa 之佈植，40°C 之 TEM 明場像及特定區域之電子繞射點如圖 3.4.3.8 所示，約在距離試片表面 0.5 μm 處開始出現非晶化的現象，可由電子繞射圖形中發現交界處為具有結晶性的繞射點及非晶環共同組成之圖案，而之後區域的圖形皆由非晶環所組成。從 TEM 影像來看可發現約距離表面 0.5 μm 後，原本材料內因製造過程所產生的疊差等缺陷已無法被觀察到，此乃材料已被矽離子打亂成後，原子不再具有週期性的排列，且輻照後產生之缺陷(間隙原子與空位原子)缺少遷移能進行複合，故無法觀察到這些缺陷。而單晶碳化矽之非晶現象亦會降低材料強度。

200°C 之 TEM 明場像及特定區域之電子繞射點如圖 3.4.3.9 所示，可發現 200°C 時試片沒有非晶化的現象。在 L.L. Snead 等人的研究中指出^[3]碳化矽於矽離子輻照下的非晶化臨界溫度約為 150°C，與實驗數據相吻合，且可看到整片試片內都佈滿著小黑點缺陷(black spot defect)，此缺陷型態亦與 S. Kondo 等人於碳化矽在離子

或中子輻照下於此溫度下所出現的缺陷型態的研究^[4]相符。

圖 3.4.3.10 為未受到輻照前之 SA-Tyrannohex 全纖維複合材料晶粒，而輻照過後之 SA-Tyrannohex 晶粒圖 3.4.3.11 所示由兩圖差異可明顯分辨試片是否受到佈值，可看到經單射束矽離子佈值後之碳化矽產生明顯一點一點且粗糙的對比，而在距離表面 1.8 μm 以後深度之晶粒中，則此種輻照後產生之佈值過後的痕跡則消失，與 SRIM-code 模擬 2.9MeV 之矽離子堆積峰約在 1.6 μm 深度情況相比大致相符，而此種佈值過後的影像對比，應當為輻照過後產生之缺陷對對局部晶格產生形變所造成，由圖 3.4.3.12 中可明顯看到在佈值區域內(0.7 μm :20dpa)晶粒中分布著大小約 10nm 的小黑點團，將試片傾轉至正軸針對黑點團放大至高倍率時之影像如圖 3.4.3.13，可清楚看見黑點團中包覆著一條差排環平面缺陷。圖中為 TEM 拍攝之二維影像，因觀察角度的關係，所得之差排環影像為線狀而非環狀。(以十元硬幣為例，平放於桌面上之硬幣為環狀，若將硬幣直立且由上往下觀察，則為線狀。)在此小黑點區域拍攝高解析影像可清楚看到，材料本身之雙晶缺陷，另外可看到，輻照過後產生與雙晶缺陷比尺寸較小的差排環平面缺陷，此區之高解析影像與利用最小的擇區光圈，圈選此晶粒之繞射點圖形所得結果如圖 3.4.3.14，此繞射點圖形之方向結果可確定此差排環平面缺陷分布於{111}面上，此種差排環結構為當材料輻照時所產生之空位或矽/碳格隙原子在高溫下移動朝{111}方向移動回復而排列成 Frank 型式的差排環(Frank loop)，且可利用空位或是格隙原子聚集分成外置型(extrinsic)與內置型(intrinsic)，此種缺陷將在局部區域造成不同型式的疊差排列，故此種缺陷又稱疊差差排環(Stacking Faulted Loop)。而在矽單射束 1200 $^{\circ}\text{C}$ 試片中，在明場像(Bright field)遠離正軸且將調整至欠焦(under focus)之條件下，尋找是否有空孔(void)缺陷存在，然而在 20dpa 深度位置之晶界、雙晶上皆未發現空孔缺陷存在。

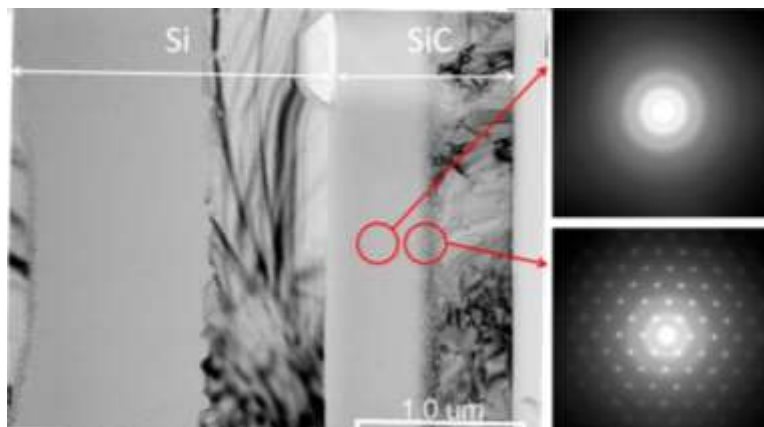


圖 3.4.3.8 40 $^{\circ}\text{C}$ 、20 dpa 矽離子輻照之 TEM 橫截面影像(30K)及不同區域之電子繞射圖形

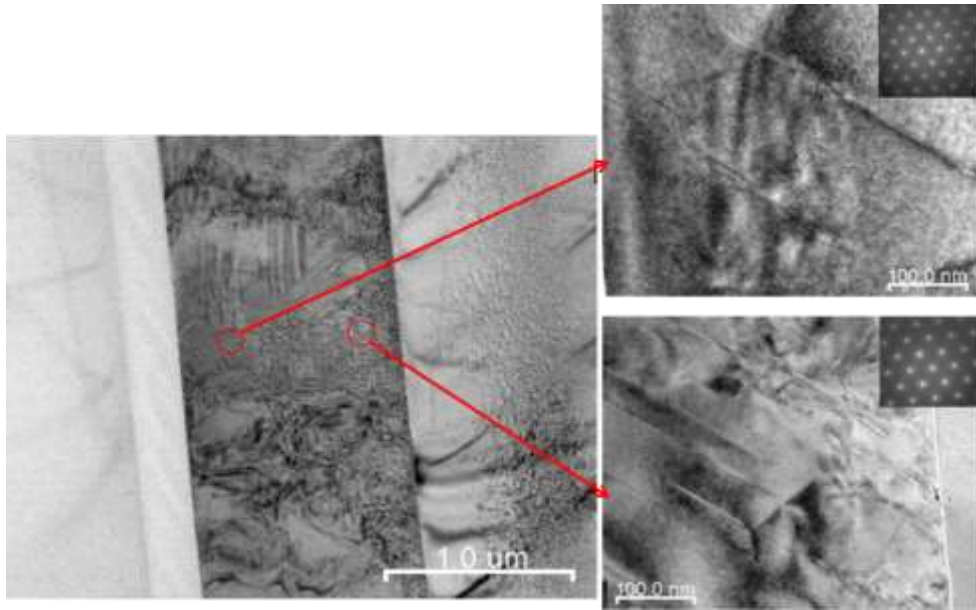


圖 3.4.3.9 200°C、20 dpa 矽離子輻照之 TEM 橫截面影像(30K)及不同區域之電子繞射圖形

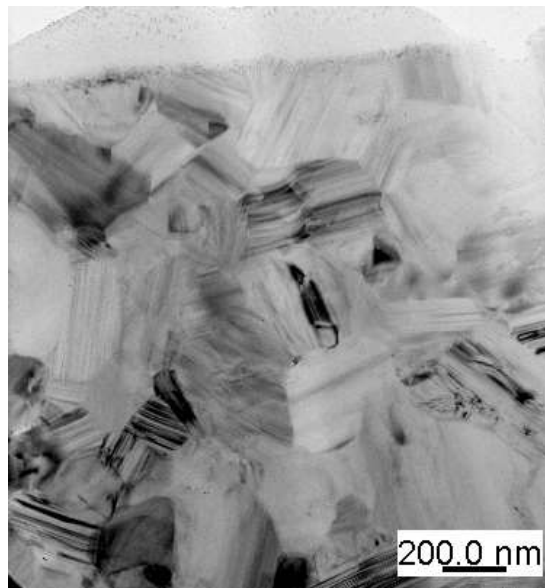


圖 3.4.3.10 未輻照之碳化矽晶粒

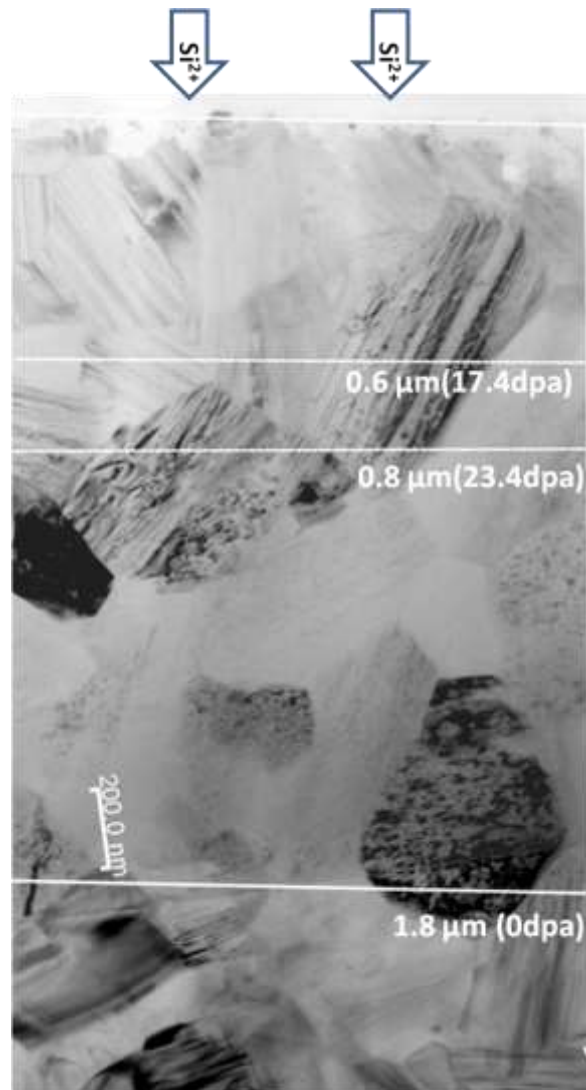


圖 3.4.3.11 輻照後之碳化矽晶粒

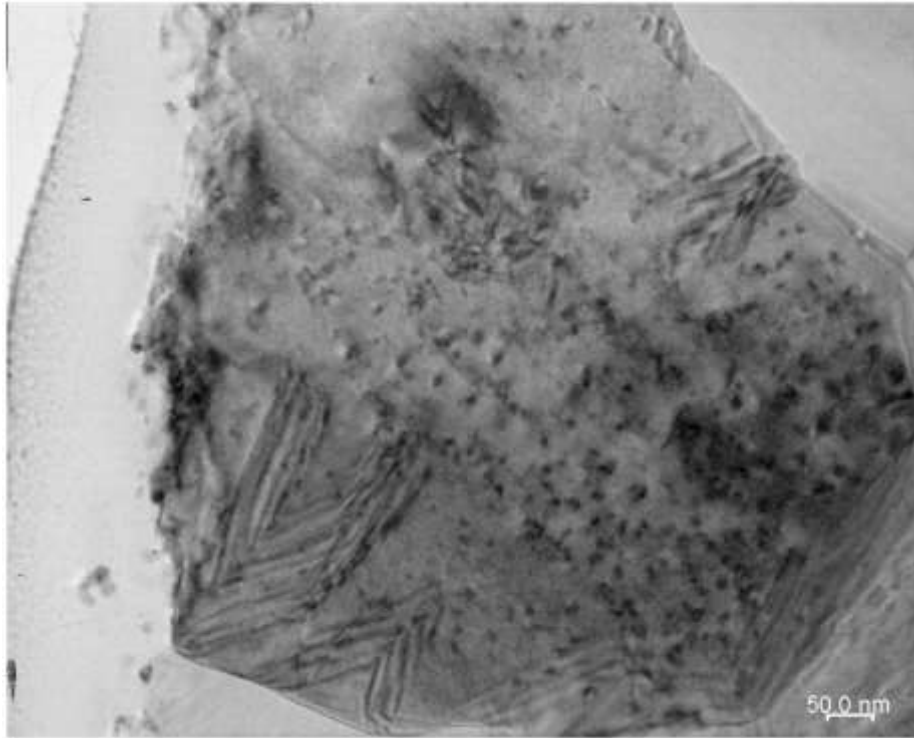


圖 3.4.3.12 矽單射束 1200°C 輻照之晶粒中觀察到黑點缺陷

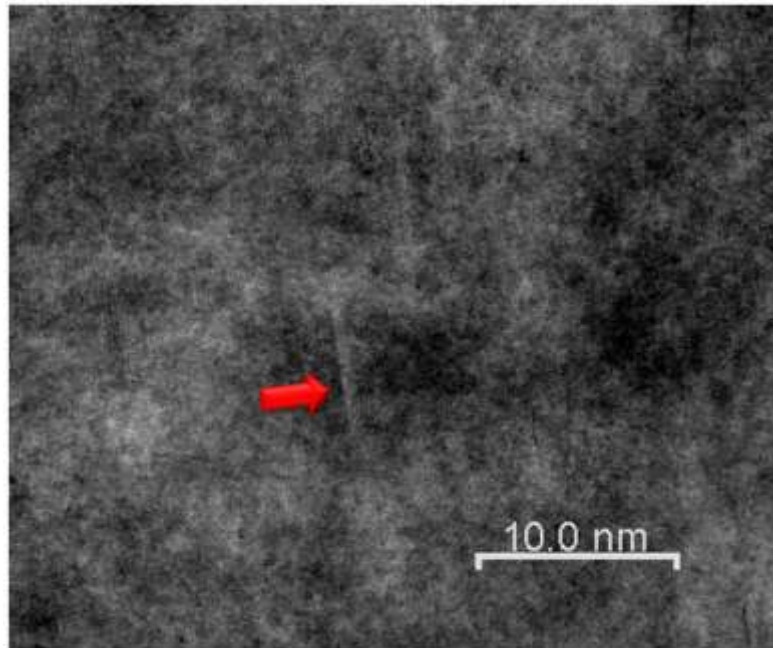


圖 3.4.3.13 高倍率下解析黑點缺陷，差排環平面缺陷包覆其中

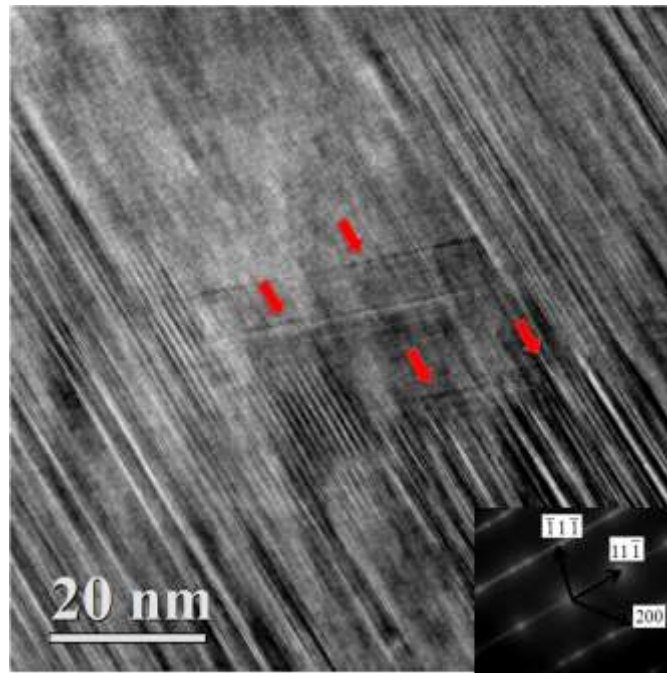


圖 3.4.3.14 矽單射束 1200°C 輻照後產生之{111}平面差排環缺陷

單射束 He⁺離子輻照於(單晶/複合)碳化矽材料實驗

氦離子 15000appm 濃度結果

單晶 3C-碳化矽在進行 800°C 輻照後的結果如圖 3.4.3.15。氦氣泡主要生成於材料中原有的疊差的位置上，只有極少數的氣泡生成於非疊差的位置上。圖中可明顯看到此種缺陷集中形成於材料中原本存在的<111>疊差或雙晶帶上，此現象的成因為疊差和雙晶帶皆為晶體中的缺陷，而此種缺陷所造成的應變場會吸引輻照所產生的間隙原子和空缺及氦原子在此區團聚，一部分的空缺與間隙原子複合，另一部分則合氦原子結合而析出形成氦氣泡。此外，氦原子擴散進入空缺團中能穩定空缺團的結構，使其能穩定的成長並形成具內部有高壓力的氦氣泡。

1000°C 的氦離子輻照後的結果如圖 3.4.3.16。可看到氣泡所形成的區域仍為疊差的附近，其直徑略大於 800°C 時的尺寸，但密度明顯增加，此乃在 1000°C 時碳化矽中的空缺已具有較強的移動能力所致，因此空缺除了容易受到應變場吸引而聚集於這些缺陷處外，一般的區域內也有可能形成空缺團，並捕獲氦原子形成氦氣泡。

1200°C 的結果如圖 3.4.3.17，在圖中除可看到沿疊差產生的氦氣泡，亦可觀察到許多氦氣泡生成於非疊差的位置。此時的氣泡直徑明顯大於 1000 及 800°C 時的尺寸，並可發現越接近佈植區，氣泡的直徑越大，而距離佈植區越遠處其直徑越小，由此可看出氦原子確實有擴散的情形發生。

單晶 3C 碳化矽及全纖維碳化矽/碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex 於不同溫度下進行 15000appm 的氦離子輻照之氣泡大小及密度整理如表 3.4.3.1，可發現氦氣泡的直徑有和溫度成正比的趨勢，這是由於越高溫時空缺的移動能力越強，因此越容易形成較

大的空缺團，進而形成較大的氦氣泡。

圖 3.4.3.18 顯示 SA-Tyrannohex 全纖維複合材料碳化矽試片在氦濃度 15000appm 劑量下 1200°C 佈值後之試片，可明顯看到 0.6~0.8 μm 佈值範圍的晶粒內部有佈值痕跡，可確認試片經過佈值。然而在 800、1000、1200°C 三組溫度 0.6~0.8 μm 的晶粒內，僅能觀察到佈值過後的痕跡，但在晶界、雙晶邊界及晶粒內部等區域皆未觀察到有氦氣泡生成。

氦離子 45000appm 濃度結果

1000、1200°C 的氦氣泡平均直徑與密度整理如表 3.4.3.1，可發現在此劑量下的氣泡密度及直徑皆大於 15000 appm 的實驗，1000°C 的實驗結果如圖 3.4.3.19 所示，氣泡所生成的位置仍主要以疊差及其周邊為主。1200°C 的實驗結果如圖 3.4.3.20 所示，氣泡所生成之區域亦遍佈於整個佈植區，此與 15000appm 下，1000°C 和 1200°C 兩組實驗做比較，可發現劑量對於氦氣泡的尺寸及密度有一定的影響，但氣泡的生成位置的機制主要與溫度有關。

SA-Tyrannohex 全纖維複合材料在 1000°C 之試片中觀察到之氦氣泡並未特別聚集在晶界上，晶界上之氣泡相比晶粒內部之氦氣泡尺寸並未有太大的差異，此外可觀察到氣泡沿特定平面生成，配合繞射圖案可確認氣泡大致生成於{111}如圖 3.4.3.21。在 1200°C 之試片中可觀察到氣泡尺寸較大而密度較低，此趨勢為氣泡在高溫下粗化效應，此外同樣可以觀察到氣泡沿{111}面生成的現象，在晶界上無觀察到氦氣泡聚集的現象

此外，由表 3.4.3.1 比較全纖維碳化矽/碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex45000 appm 之結果，可發現不論在 1000 或 1200°C 下，氣泡的密度皆小於單晶 3C 碳化矽之結果，此乃此複合材纖維中的晶界及純碳區為氦原子擴散較快之區域，P. Jung 的文章中指出，氦原子於碳中的擴散系數約為碳化矽的 10 倍^[5]，氦原子因熱擴散效應擴散至這些區域後會被分散掉，而留在晶粒內的氦原子相對於單晶 3C 碳化矽較少，因此晶粒內氦氣泡的尺寸及密度因而小於單晶 3C 碳化矽之結果。

表 3.4.3.1 單晶 3C-SiC 及全纖維碳化矽/碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex 在不同溫度下氬氣泡之數量與密度統計

T(°C)	Material	Dose(appm)	Diameter(nm)	Density(#/m ³)
800	Single crystal 3C-SiC	15000	0.9±0.02	(3.9±0.6)×10 ²²
1000			1.0±0.03	(1.7±0.4)×10 ²⁴
1200			3.7±0.09	(2.2±0.4)×10 ²²
1000		45000	1.7±0.06	(4.4±0.8)×10 ²³
1200			4.5±0.08	(1.8±0.3)×10 ²³
800		SA-Tyrannohex	15000	-
1000	-			-
1200	-			-
1000	45000		1.9±0.02	(5.2±0.9)×10 ²²
1200			3.2±0.08	(1.4±0.3)×10 ²²

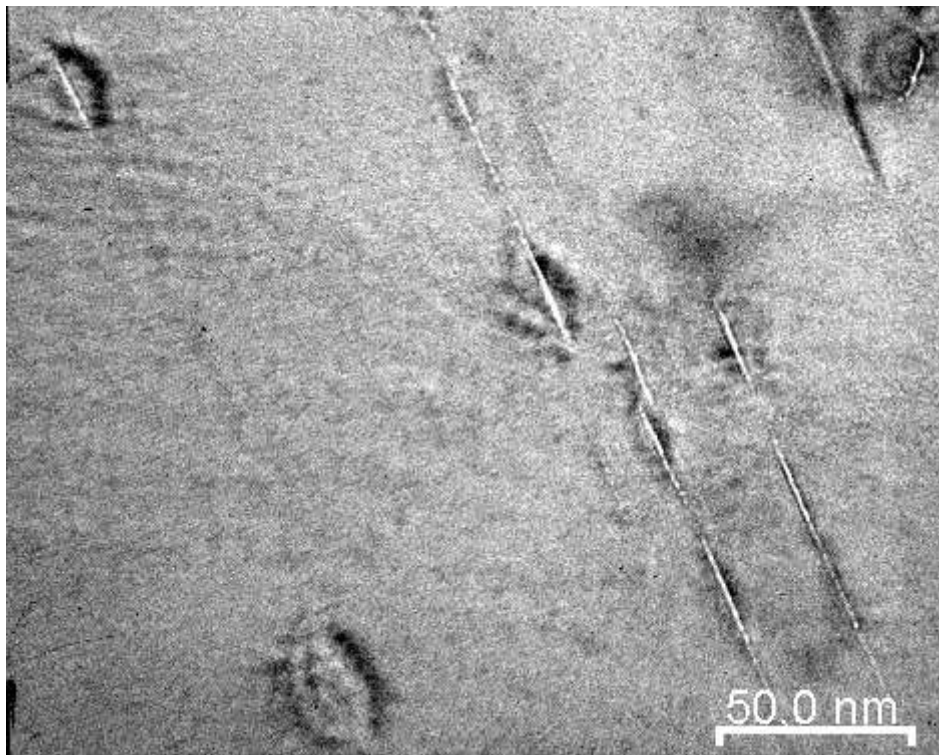


圖 3.4.3.15 800°C、15000appm 氬離子輻照之 TEM 橫截面影像(400K)

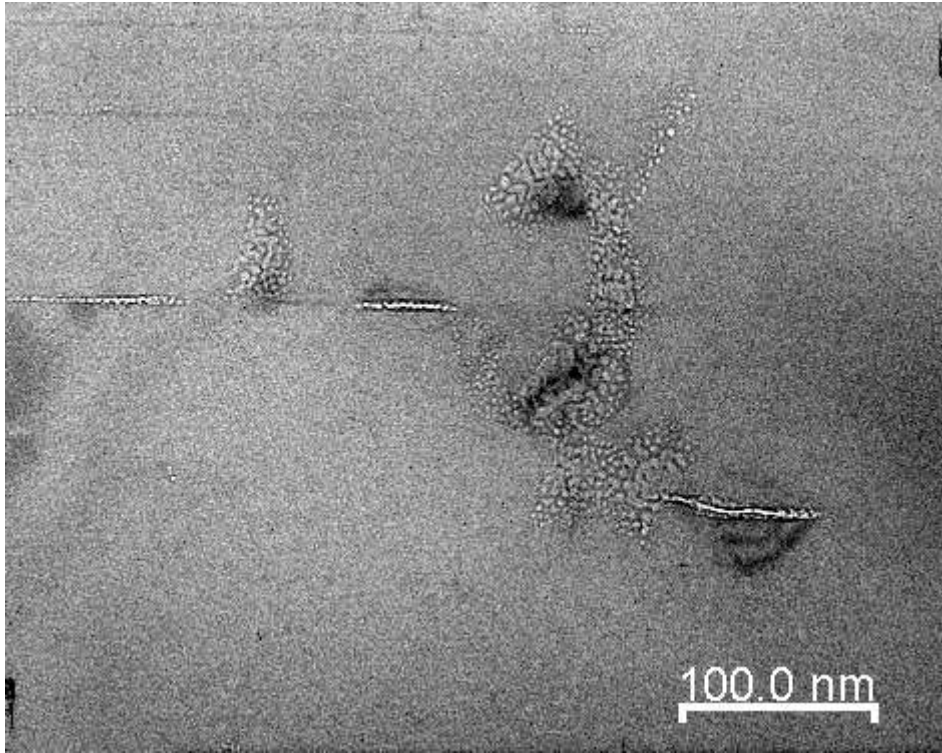


圖 3.4.3.16 1000°C、15000appm 氮離子輻照之 TEM 橫截面影像(200K)

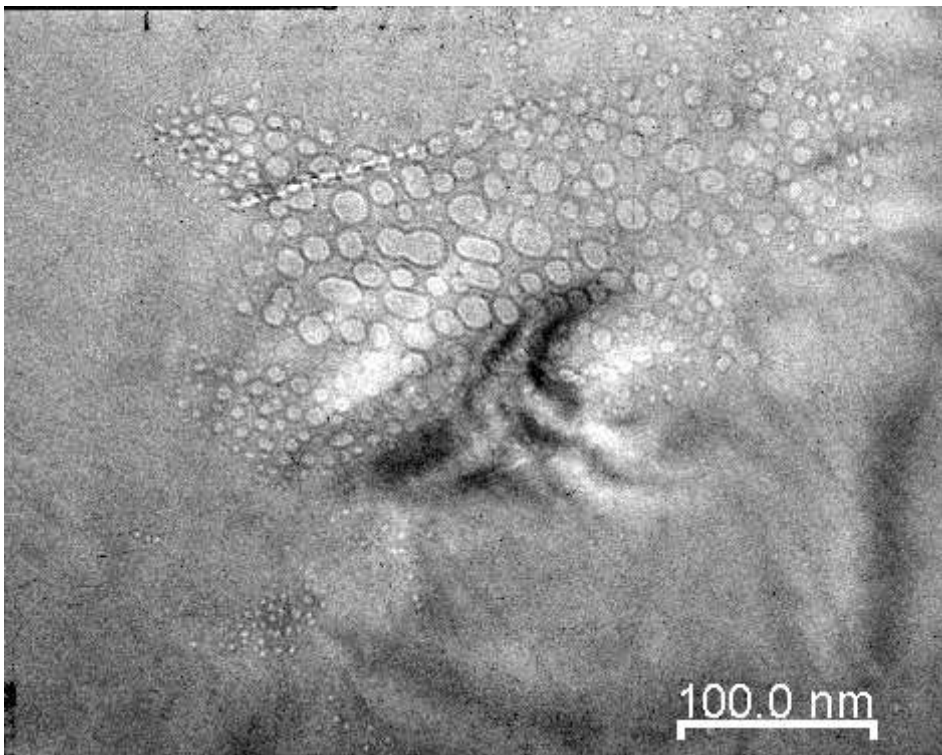


圖 3.4.3.17 1200°C、15000appm 氮離子輻照之 TEM 橫截面影像(200K)

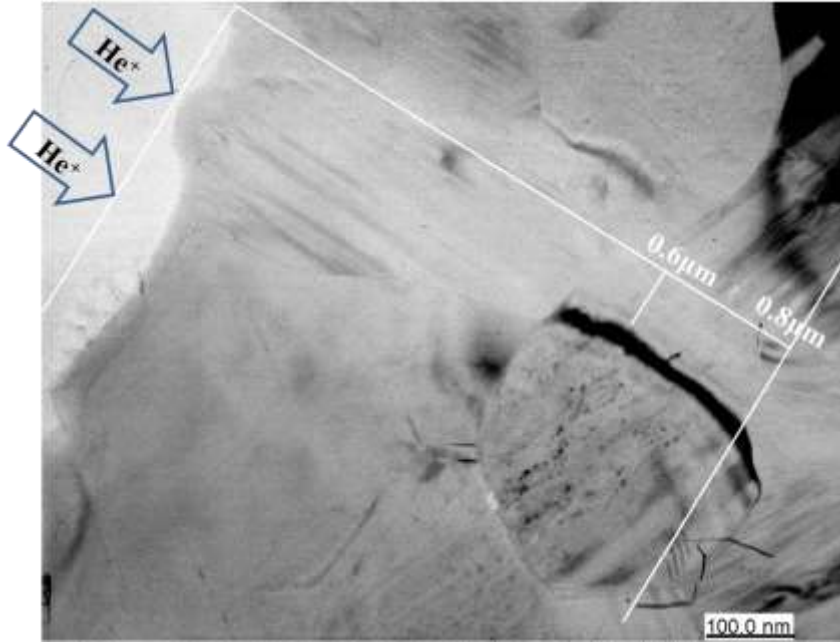


圖 3.4.3.18 氦濃度 15000appm, 1200°C 下佈值結果



圖 3.4.3.19 1000°C、45000appm 氦離子輻照之 TEM 橫截面影像(200K)

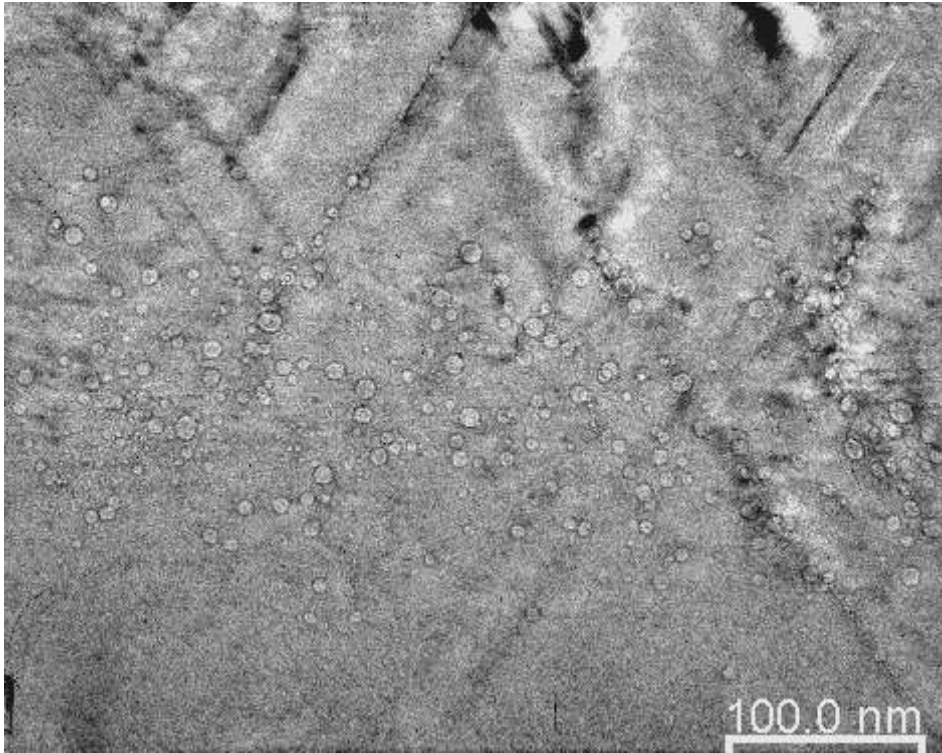


圖 3.4.3.20 1200°C、45000appm 氮離子輻照之 TEM 橫截面影像(200K)

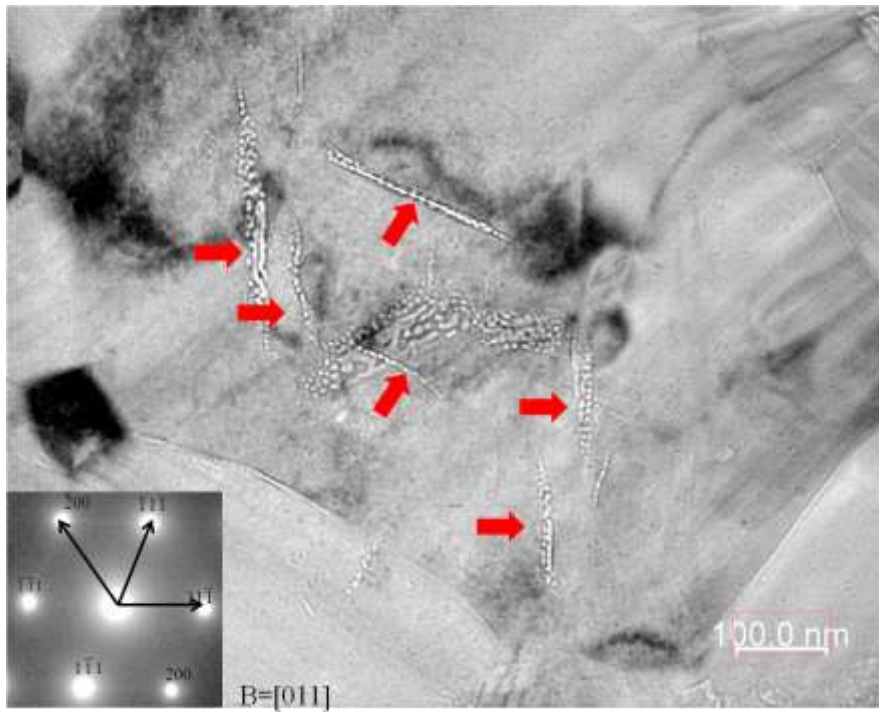


圖 3.4.3.21 氮氣泡沿{111}平面成長

3.4.3.2 熱交換管材料

熱交換管材料受高溫腐蝕之結構分析

A. 執行方法:

高溫動態腐蝕系統

高溫動態腐蝕系統(圖 3.4.3.22)進行特定條件的均勻腐蝕實驗，本設備與 104 年進行的設備為同一套。故測試腔體前中後段各有一控溫系統，可使腔體內之溫度較為均勻。爐管為耐溫可達 1100°C 之石英管。為模擬熱交換管發生事故時，在不同氣體環境下材料之腐蝕情形，本實驗選定不同氣氛條件、不同溫度下進行實驗。氣氛條件分別為：100% 氦氣、10% 氧氣（混合 90% 氦氣）、10% 和 50% 相對溼度，各氣氛條件在 850°C 進行均勻高溫腐蝕實驗。實驗持溫時間為 24 到 144 小時。氦氣由氣瓶流出後，先經兩個水氧收集器去除雜質，後以氣體流量器控制 10% 的氧氣與之混合，設定氣體流量為 250cc/min 流進腔體中。若為濕氣條件，氦氣流經可控溫之濕氣儀，水氣濃度以濕氣儀之不同溫度改變飽和蒸汽壓來控制。實驗完畢，皆以爐冷方式待溫度降至室溫才將試片取出^[6]。

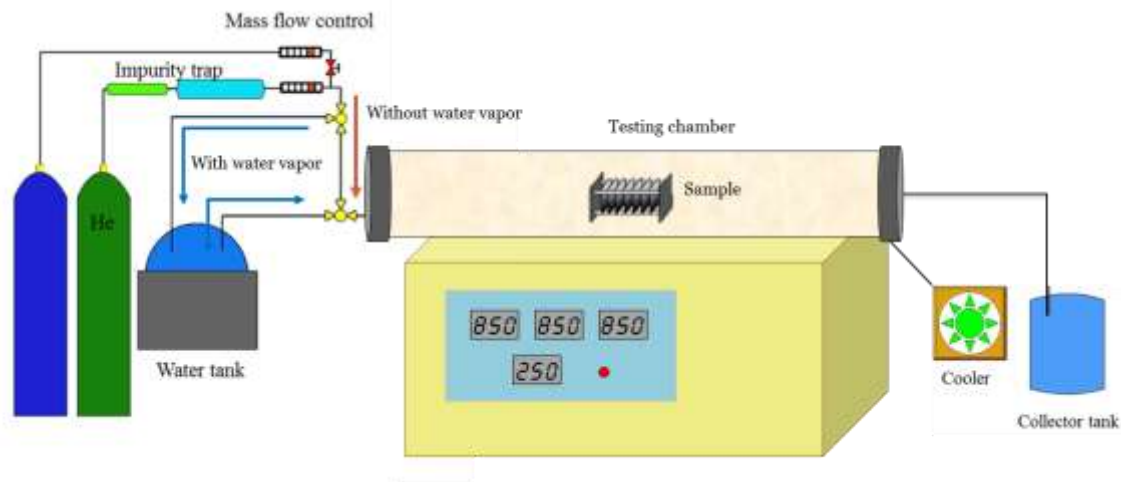


圖 3.4.3.22 高溫動態腐蝕系統

合金試片準備

本實驗所選用之三種鎳基合金之組成如表 3.4.3.2 所示。Inconel 625 是一主要由 γ' 相析出硬化之鎳基合金，具高強度與高韌性，從低溫至 1373K 均有優異之抗潛變強度及抗腐蝕能力^[7]。Hastelloy C4 成分中有較高之鉬含量，含鉬之鎳基合金被認為會有較佳之機械性質^[8]。HR-224 的鋁含量(3.86wt%)較其他兩合金更高，其表面生成的氧化鋁層具連續性、附著力強、生長緩慢等特性，且其有較氧化鉻層更佳之抗腐蝕能力^[9]。試片之尺寸為 20x20x1mm。試片表面在進行實驗之前由水砂紙研磨至 1200 號數，並分別以丙酮清洗並以微量天平(解析度為小數點下第五位)秤重。

表 3.4.3.2 合金之化學組成(wt%)

Alloy (wt%)	Ni	Fe	Cr	Al	Mo	Mn	Ti	C	Co	Cu	Si
Inconel 625	Bal.	3.8	22.5	.14	8.9	.12	.23	.03	12.5	-	.21
Hastelloy C4	Bal.	.3	15.7	-	15.5	.14	.1	.001	.1	.02	.03
HR-224	Bal.	27.62	20.5	3.86	.21	.33	.35	.051	.38	-	.31

掃描式電子顯微鏡(SEM)與能量散布能譜儀(EDS)分析

本實驗使用的掃描式電子顯微鏡為日本 JOEL 公司所生產的 JSM-7000F(圖 3.4.3.23)，此系統之電子槍為熱場發射式，工作溫度在 1800K，使用的電子槍材料為鎢絲。此掃描式電子顯微鏡亦搭配有能量散布能譜儀(EDS)(圖 3.4.3.24)，其利用掃描電子顯微鏡將電子束打於材料上，藉以蒐集材料放出的特徵 X 光，即可對材料進行元素的定性分析^[6]。



圖 3.4.3.23 JEOL JSM 7000F 掃描式電子顯微鏡



圖 3.4.3.24 配置在掃描電子顯微鏡之能量散布能譜儀

B.進度說明:

熱交換管材料受高溫腐蝕之結構分析

氣體環境對增重變化之分析

圖 3.4.3.25 為三種合金在 850°C 的氧化溫度下，在不同的氣體環境之增重差異。在四種氣氛下，三種合金大多隨著氧化時間增長，增重便相對增加。唯有 HR-224 在 50% 水氣環境中，96 至 144 小時之間，試片增重出現下降的趨勢。且在所有含水環境中，HR-224 之增重轉為三種合金中最低者，推測應是試片出現表面氧化層剝落的狀況所致，從後續的分析中也確實觀察到這樣的結果。從圖 3.4.3.26 則可看出合金處於四種不同氣氛下，其氧化程度的差異。經 144 小時的氧化後，相對於 100% 純氬氣環境，Inconel 625 與 Hastelloy C4 在添加 10% 氧氣雜質的環境中增重並未有太大差異，HR-224 合金卻出現增重明顯上升的情形，對氧雜質的出現較其他兩合金更為敏感。在含水氣的氣氛中，Inconel 625 與 Hastelloy C4 的增重顯著地高於不含水氣氣氛下的增重，而隨著含水氣比例的增加，兩合金的增重也隨之增大，表示合金被氧化的情況可能更為嚴重。HR-224 則有著不同的增重趨勢，其在 10% 水氣氣氛中雖較不含水氣環境有更大之增重，但當水氣提升至 50% 時，增重反而大幅下降。目前推測，在含水氣的氣氛中，HR-224 可能出現氧化層剝落的情形，並隨著水氣含量增加，氧化層剝落之情況變得更为嚴重。後續將以掃描式電子顯微鏡分析其氧化層之表面與截面，確定是否真有此情形發生。

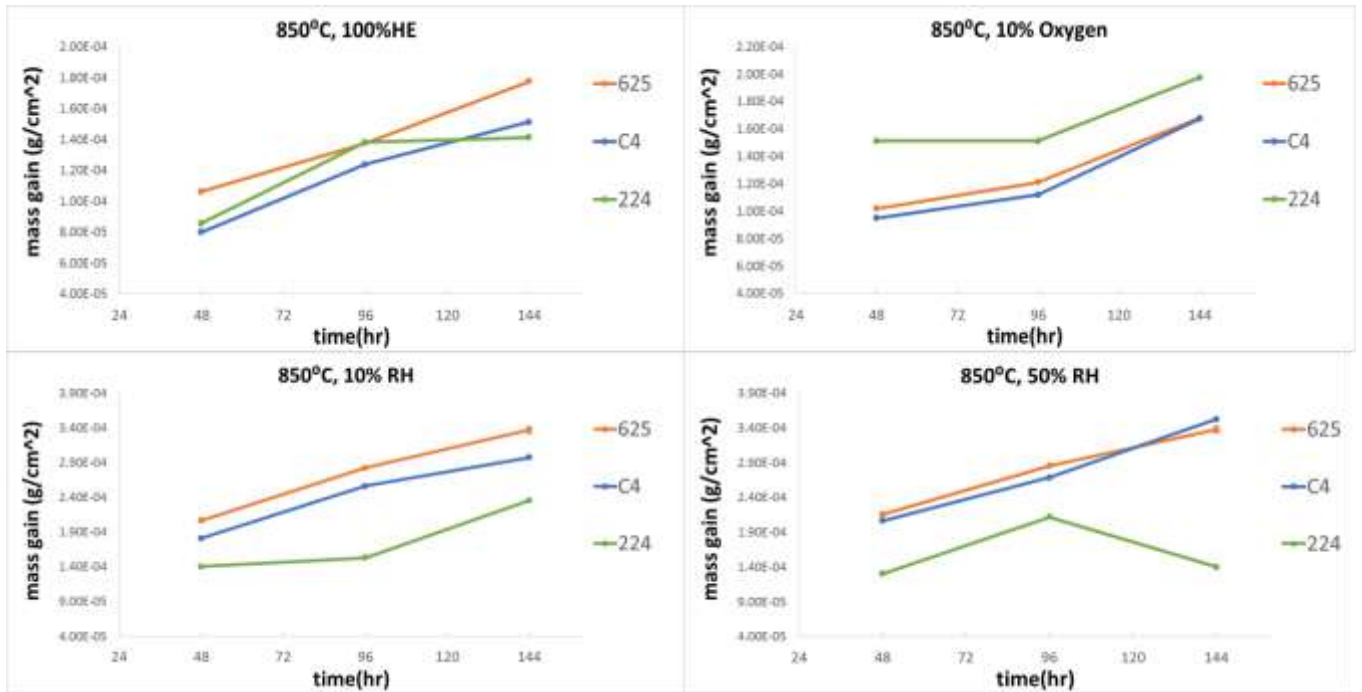


圖 3.4.3.25 Inconel 625、Hastelloy C4、HR-224 在 850°C、不同氣體環境下經 48-144 小時高溫氧化之增重



圖 3.4.3.26 Inconel 625、Hastelloy C4、HR-224 在 850°C、四種不同氣氛下經 144 小時高溫氧化之增重

氧化物之表面分析

經過 850°C 高溫氧化後，可由掃描式電子顯微鏡分析合金氧化後之表面形貌。Inconel 625 與 Hastelloy C4 是以形成氧化鉻層作為主要的抗腐蝕的機制，經 48-144 小時的高溫氧化後，發現兩者的氧化行為非常相似。在不含水氣的環境中 Inconel 625 與 Hastelloy C4 表面可見布滿了尖晶石結構的氧化物(圖 3.4.3.27 (a)、(c))，從能量散布能譜儀的分析可發現其表面主要是氧、鉻與錳的訊號，故推測其表面為錳與氧化鉻形成的尖晶石結構。錳在氧化鉻中藉由晶格擴散，擴散速率比鐵和鎳都來的快，且 $MnCr_2O_4$ 有較低的自由能，此可解釋錳聚集在氧化層之表面的原因。而在水氣環境下，

可以發現有片狀的氧化物出現在表面(圖 3.4.3.27 (b)、(d))，應是水氣的分解較氧氣更迅速所致。另從兩合金之截面圖可知，在所有的氧化條件下，Inconel 625 與 Hastelloy C4 均在合金表面形成了連續的氧化銻層，並有少許的氧化鋁內氧化出現在合金內部(圖 3.4.3.28) ，若此內氧化的深度過深可能會對材料造成結構性的影響，然而兩合金在歷經 144 小時的高溫氧化後，內氧化的範圍均不深，面積也較小。若比較耐蝕性之優劣，以目前實驗結果來看，兩者差異不大。

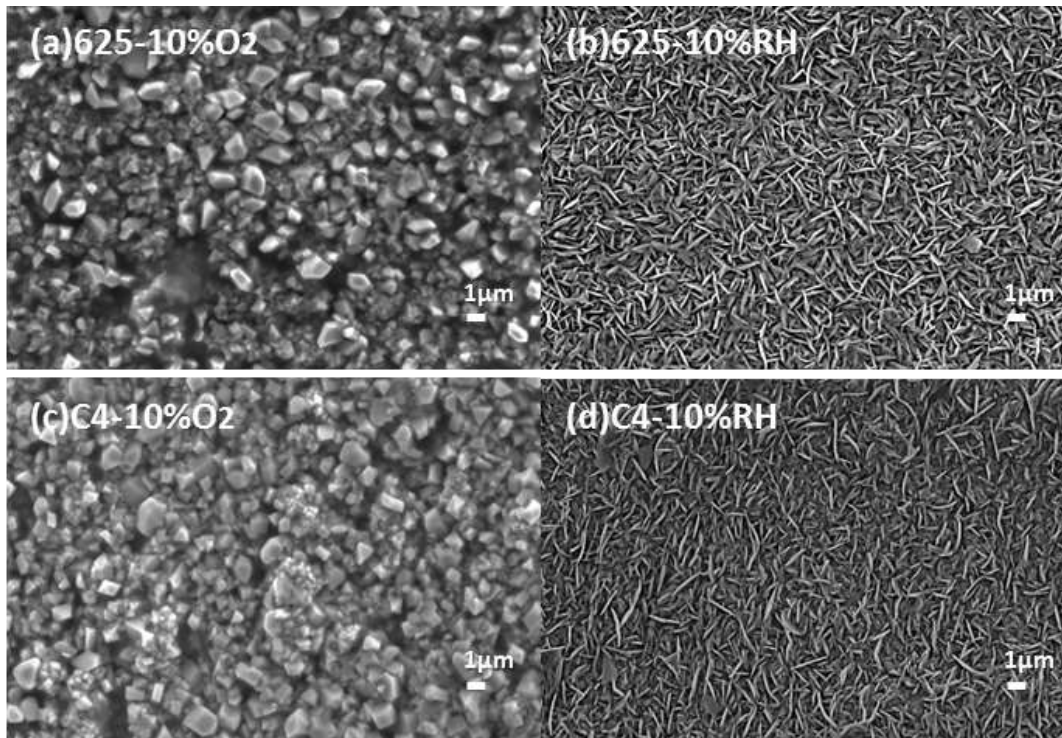


圖 3.4.3.27 Inconel 625、Hastelloy C4 在 850°C 10% 氧氣與 10% 水氣環境下經過 144 小時氧化後試片表面形貌

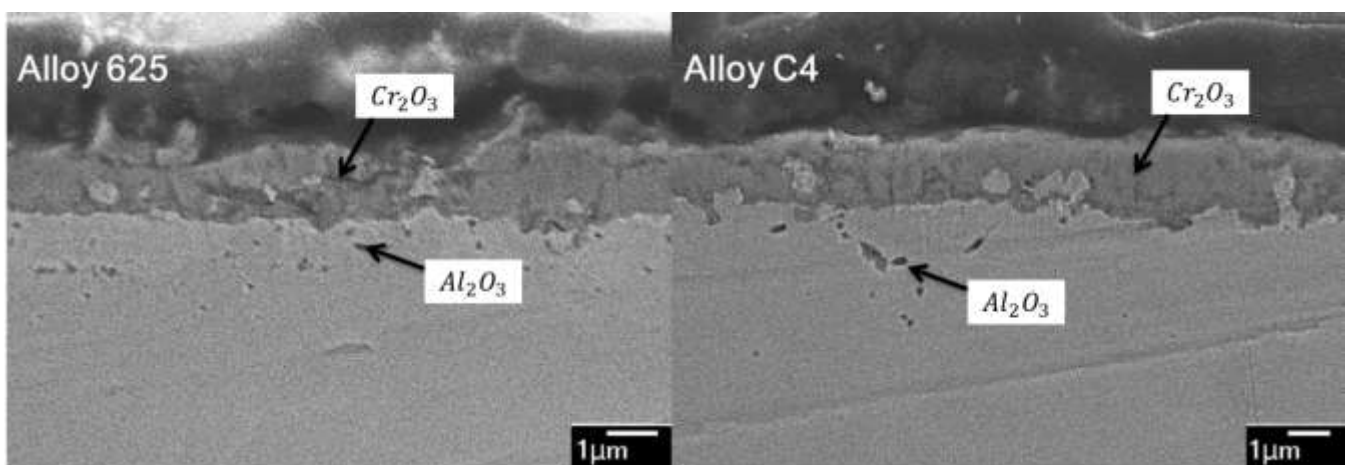


圖 3.4.3.28 Inconel 625、Hastelloy C4 在 850°C 10% 氧氣環境下經過 144 小時氧化後截面形貌

由於其較高的鋁元素含量，HR-224 合金的設計是以氧化鋁作為合金的主要保護層。而在本研究所選定的實驗條件中，歷經 48-144 小時的高溫氧化後，環境含水氣與否對於 HR-224 的表面氧化層形貌有較大的影響。在不含水氣的環境中，HR-224 符合合金最初的設計，在表面形成了連續的氧化鋁層。然而當水氣雜質出現，合金表面從 48-144 小時均有觀察到表面氧化層剝落的情形，而且在合金表面出現部分節瘤狀(nodule)的氧化物，此種氧化物被認為生成自氧化層的脆弱處，故此形貌的出現顯示合金的表面氧化層處在較不穩定的狀態下。而隨著氧化時間的增加(48-144 小時)，此種節瘤狀氧化物覆蓋合金表面的面積也隨之擴大(圖 3.4.3.29)。

而從能量散布能譜儀的分析下可得知，合金表面的節瘤狀氧化物主要是由氧化鈦與氧化鉻所構成。而與合金的截面圖相對照(圖 3.4.3.30)，則可發現在節瘤狀結構生成處，合金表面形成了雙層結構，外層是較厚的不連續鉻鈦氧化物，內層則是連續的氧化鋁層。而在此雙層結構下方，可見較大面積的氧化鋁內氧化。由結果可知，水氣的出現，對於 HR-224 氧化層的附著性與穩定性均有不佳的影響，且本實驗中可見其在 48 小時內即發生剝落的情形。故 HR-224 可能並不適合做為結構材料應用於 850 度下的長時間含水氣環境。

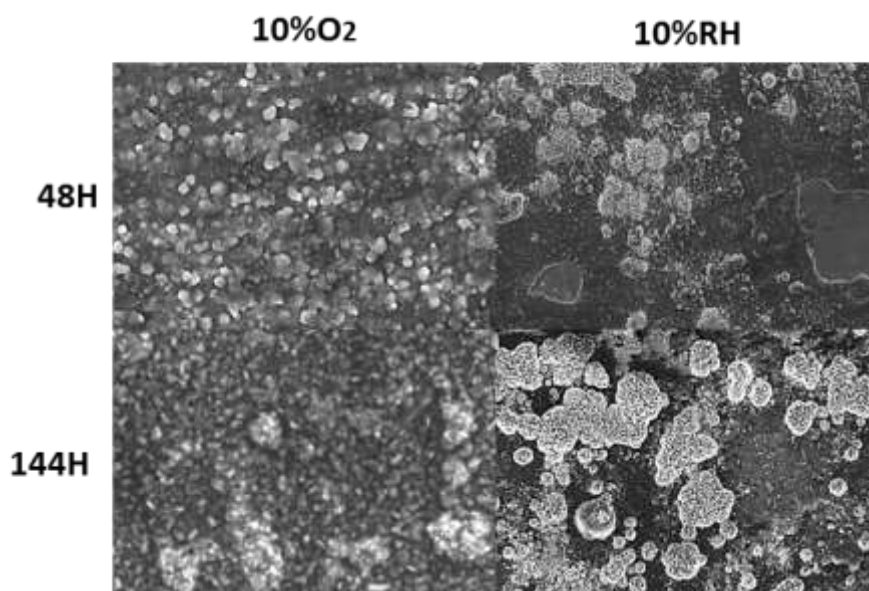


圖 3.4.3.29 HR-224 在 850°C 10% 氧氣與 10% 水氣環境下經過 48、144 小時氧化後試片表面形貌

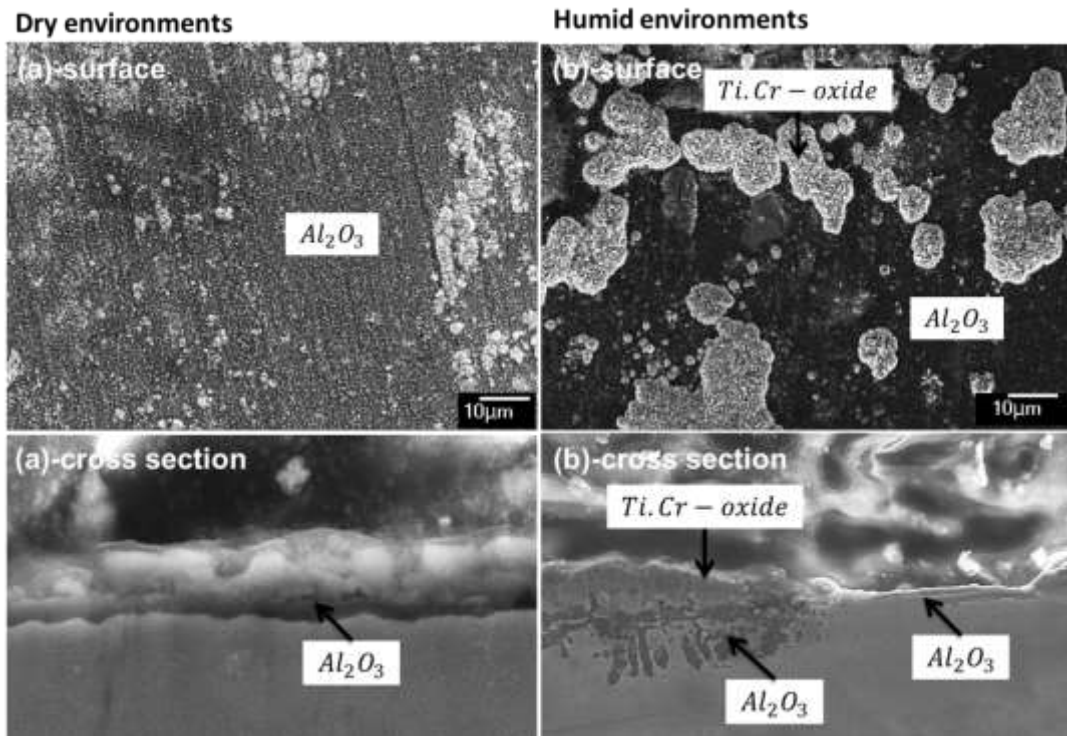


圖 3.4.3.30 HR-224 在 850°C (a)10% 氧氣與 (b)10% 水氣環境下經 144 小時氧化後表面截面圖

異種焊接鎳合金之腐蝕及氧化行為

本分項計畫大綱主要探討鎳基超合金對 304L 不銹鋼之異種銲接影響，並探討材料於模擬海水 (3.5 wt% NaCl 濃度) 之應力腐蝕及在超臨界環境下高溫氧化實驗。

執行方法:

A. 應力腐蝕實驗

應力腐蝕實驗主要是使用萬能試驗機，並模擬在 3.5 wt% NaCl 之海水環境中施加拉伸應力，(以 304L 不銹鋼的 90% 降伏應力 (yield stress) 為主)，於異種銲接試片中進行持拉試驗，待試片斷裂後觀察及分析其破斷面特徵，以探討材料銲接後的應力腐蝕行為。

B. 超臨界高溫氧化實驗

超臨界高溫氧化實驗是評估異種銲接後試片於超臨界環境中 (250 atm、650°C) 母材 (SUB) 與熱影響區 (HAZ) 之高溫氧化行為，氧化實驗結束後，將試片取出秤重，並進行顯微結構分析及相鑑定。

進度說明:

A. 應力腐蝕實驗

Inconel 617與304L不銹鋼異種銲接原始拉伸之試片(圖3.4.3.31-a所示)，經應力腐蝕測試後，試片巨觀上有明顯之塑性變形產生，且在斷裂處可看到試片因塑性變形亦有明顯的收縮現象(圖3.4.3.31-b所示)。另一方面在破斷面之微觀分析部分(圖3.4.3.32所顯示)，可觀察到破斷表面有非常多類似等軸狀之突出物，這現象主要為材料因為呈現延性破壞所產生成窩凹狀的dimple組織。

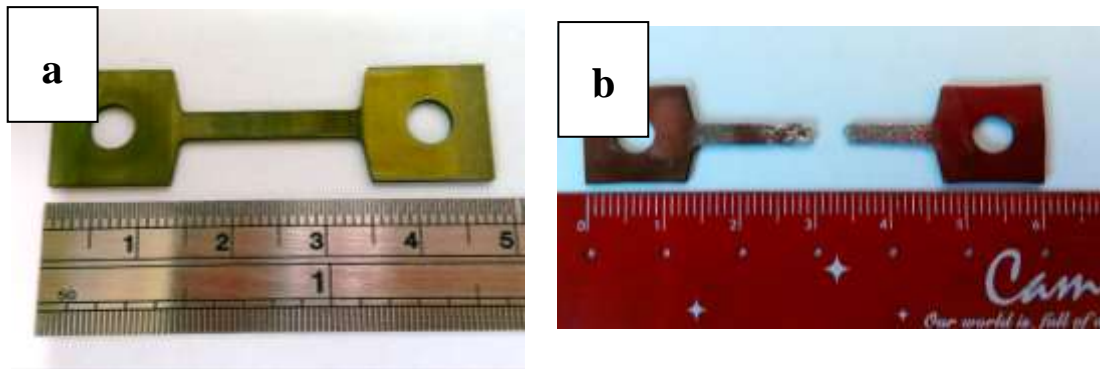


圖3.4.3.31 (a) 原始拉伸試 (b) 試片經應力腐蝕後之斷裂試片。

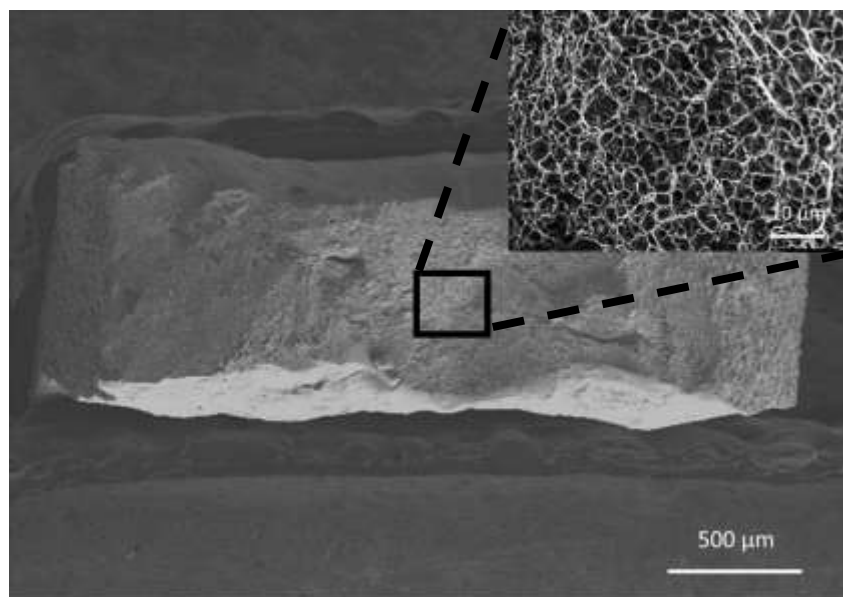


圖3.4.3.32 試片破斷面之微結構。

B. 超臨界高溫氧化實驗

Inconel 617、Incoloy 800H 與 304L 經異種銲接後，產生母材(SUB)及熱影響區(HAZ) 不同區域，因此分別將這兩種試片於超臨界環境下進行恆溫氧化試驗，其氧化動力學如圖 3.4.3.33 所顯示，經比較兩者的氧化動力學可知，HAZ 區的氧化速率快於 SUB 區，顯示合金經銲接後產生的熱影響區，會有較快的氧化速率的值。另一方面，SUB 及 HAZ 在 650°C 氧化 500 小時後可發現兩區域皆生成兩層氧化層(圖 3.4.3.34 所示)，但 HAZ 的氧化層厚度較 SUB 厚，此差異呼應氧化速率的

不同所造成的結果，且由 EDS 元素分析，發現 Inconel 617 氧化後，外層氧化層可能為 NiCr_2O_4 及 Cr_2O_3 的混合相(O-64.79%、Ni-16.69%、Cr-15.44%及 Co-3.07%)，而內層主要是 Cr_2O_3 的混合相(O-62.14%、Cr-29.94%、Ni-5.78%及 Co-2.13%)但有少量基材 Ni 及 Co 的溶入。此外，Incoloy 800H 的異種銲接(圖 3.4.3.35 所示)經氧化後外氧化層則是 FeCr_2O_4 (O-62.70%、Fe-28.53%Cr-8.78%)及內層的 Cr_2O_3 層(O-62.21%及 Cr-37.79%)

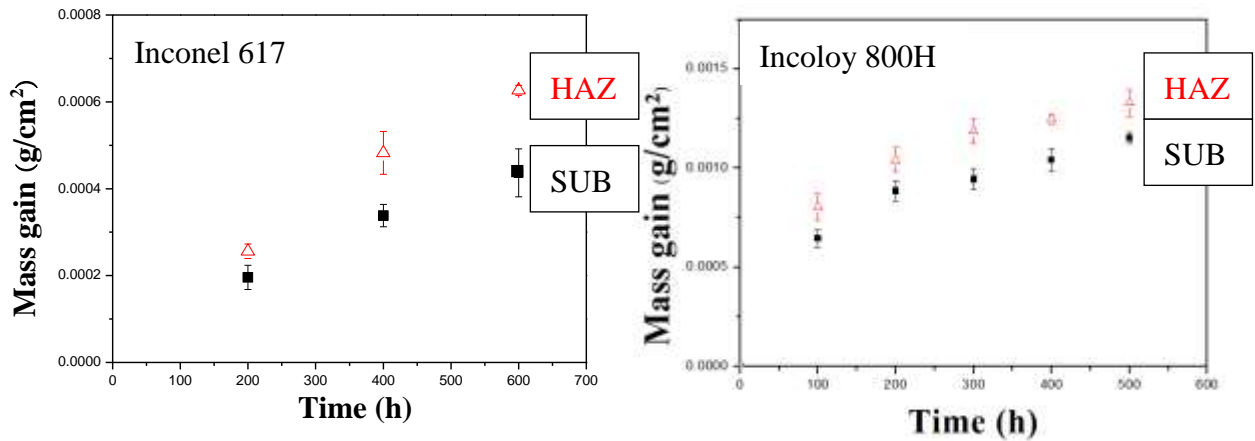


圖 3.4.3.33 Inconel 617 及 Incoloy 800H 在 650°C 超臨界環境下的動力學曲線圖

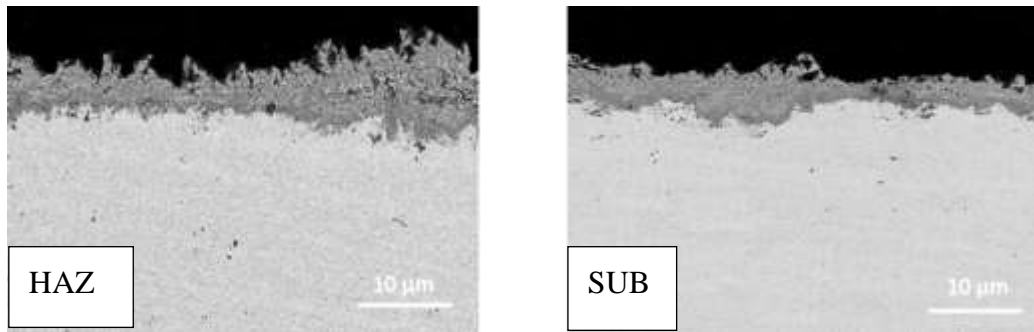


圖 3.4.3.34 Inconel 617 的 HAZ 及 SUB 在氧化 600 小時後的 BEI 橫截面

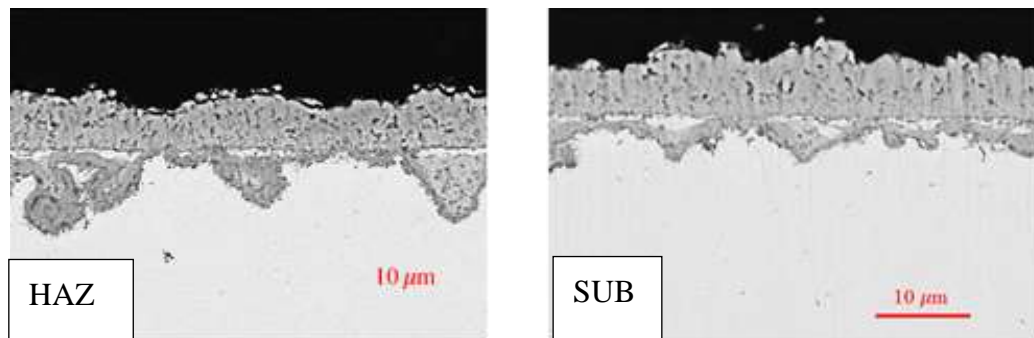


圖 3.4.3.35 Inconel 617 的 HAZ 及 SUB 在氧化 500 小時後的 BEI 橫截面

3.4.3.3 先進材料應用於燃料護套的研究與評估

燃料護套之研究與評估

文獻探討:

於 2011 年福島事件之後，世界各國對於核能安全方面的議題更加的重視，不僅是針對

Loss-of-coolant accident(LOCA)的應變措施上的精進，也更將更為嚴重事故發生的預防納入考量。在現今核電廠中，多半以鈾合金作為反應器中的燃料護套，其中更以鈾-2 及鈾-4 普遍的使用^[10,11]。雖然其物理性質、抗腐蝕能力以及低熱中子吸收截面的特性，可以使之在正常運作情況下穩定的使用。然而，一旦發生喪失冷卻系統的意外時，溫度隨著時間劇烈上升後，燃料護套的快速氧化以及機械性質的衰變，除了可能形成氫氧混合的爆炸氣體外，也會使得護套喪失其保護能力，有核燃料外洩的可能性。因此，研究其在不同氧化環境中的氧化行為，以及抑制其氧化速率成為核能安全的一大課題。在文獻探討中^[12]，氮化鉻薄膜不僅具有高硬度，抗磨耗以及抗氧化等良好性質，且在 700 度 C 以上，因轉化成緻密的氧化鉻結構，能繼續防止基材與外界氧化物反應。此外，同樣的效果也在鋁合金上發現^[13]，所以本次實驗選用氮化鉻薄膜以及與清華大學材料科學系葉均蔚教授合作的鋁鉻鈮矽鈦高合金燻薄膜，測試其在高溫 850°C 的氧化行為。此外也有文獻中^[14]提到在高溫有氫氣介入的情況下，會生成氮化鈾後轉為氧化鈾，因其莫耳體積差距達 46%造成的孔隙使氧化物直接進入基材中，加速其氧化速率。所以本次計畫中也針對在高溫 850°C 的空氣環境中研究其氧化速率以及破壞機制。為模擬核電廠真實情況，將來應替換成管狀試片進行實驗，然而，現在採用濺鍍方法難以均勻在管狀鈾合金內外壁上均勻鍍著薄膜，若須測試管狀試片則需更換鍍膜技術，如：3D laser coating，或在鈾管製成上做變更。

A. 執行方法:

(1.) 薄膜製備與性質分析：

實驗使用試片採用 20*20*0.8mm³ 的鈾-4 合金試片，由水砂紙研磨至 4000 號數後以氧化鋁粉拋光至 1μm，沿用 104 年度所找出的非平衡磁控濺鍍的最佳鍍膜參數如表 3.4.3.3 所示：

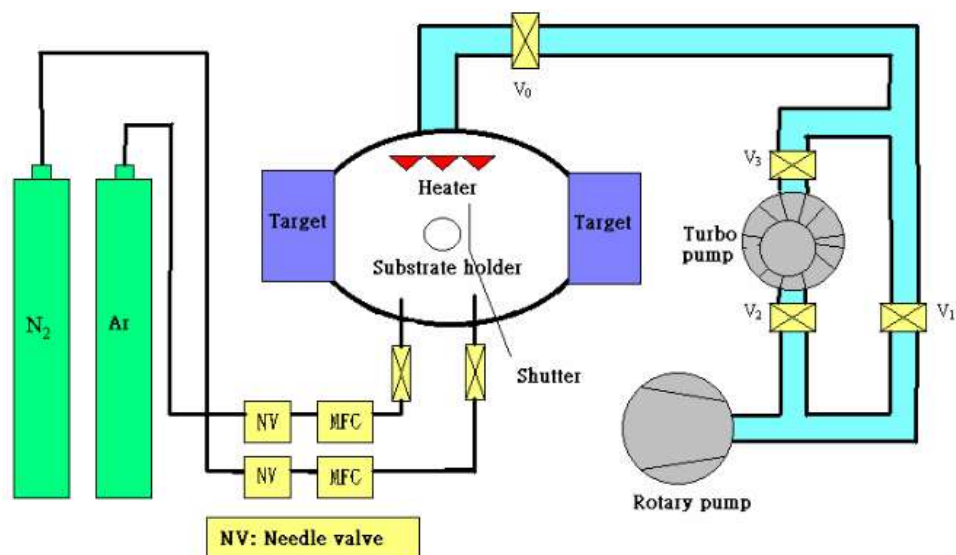


圖 3.4.3.36 非平衡磁控濺鍍示意圖

表 3.4.3.3 CrN 鍍膜最佳參數

Base pressure	6×10^{-6} torr
Target DC current	0.9 A
Total pressure	1 mtorr
Argon flow rate	10 sccm
Nitrogen flow rate	10 sccm
Temperature	300°C
Target-Substrate distance	20 cm
Substrate bias	-50V

以下為三種試片:未鍍膜的鋯-4，鍍 CrN 鋯-4 以及鍍鋁鉻鈮矽鈦氮化薄膜鋯-4，三種試片其初始試片數據，表面粗糙度皆小於 100nm、鍍膜厚度皆約為 1.67 μ m，且鍍膜情況良好並無孔洞發生在介層之間。

表 3.4.3.4 初始試片參數

sample	Zr-4 0h	CrN/Zr-4 0h Stress free at 300°C	HEA/Zr-4 0h Stress free at 200°C
Substrate thickness	0.79mm	0.79mm	0.87mm
Film thickness		1.68μm	1.67μm
Ra	49.9nm	55.2nm	80.0nm
Rms	64.0nm	72.2nm	100.5nm
Rmax	440.1nm	891.0nm	621.7nm
Hardness(GPa)	3.94	22.96	11.30
E 值(GPa)	133.9	290.7	191.9
CTE(文獻)	6μm/m°C	2.3μm/m°C (CrN)[1]	8.2μm/m°C (Al₂O₃)[3]
Thermal stresses(GPa) (850°C 時)		0.74	-0.35

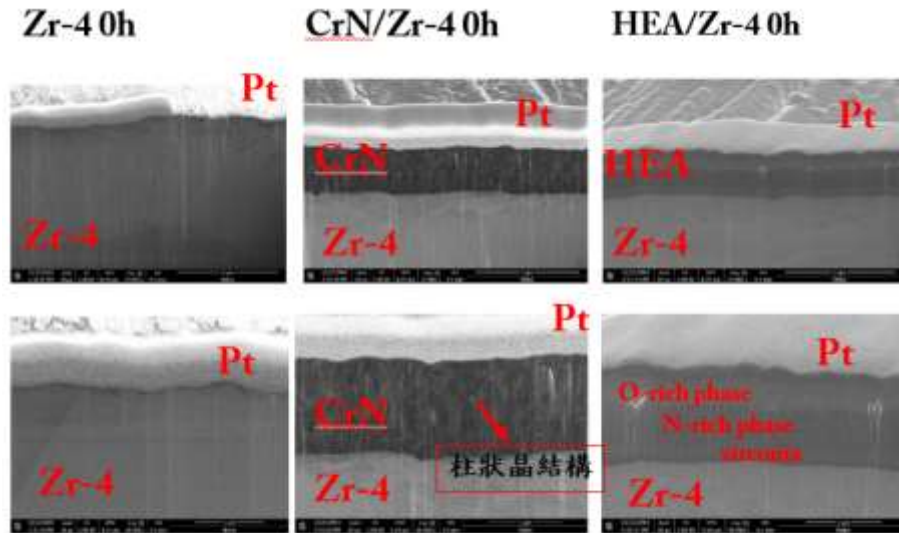


圖 3.4.3.37 初始試片橫截面圖

鍍膜後的CrN呈現奈米柱狀晶結構而高熵合金薄膜層狀分佈。而透過X-ray Diffraction pattern(XRD)檢視並對照JCPD(76-2494)其結構結果如圖3.4.3.38中，鋯-4基板呈現強烈(002)方向，CrN薄膜中則有強烈(111)、(200)方向且並無發現Cr₂N能譜，High Entropy Alloy(HEA)薄膜中則主要呈現Al_{1.64}O₄於(117)及(212)方向。

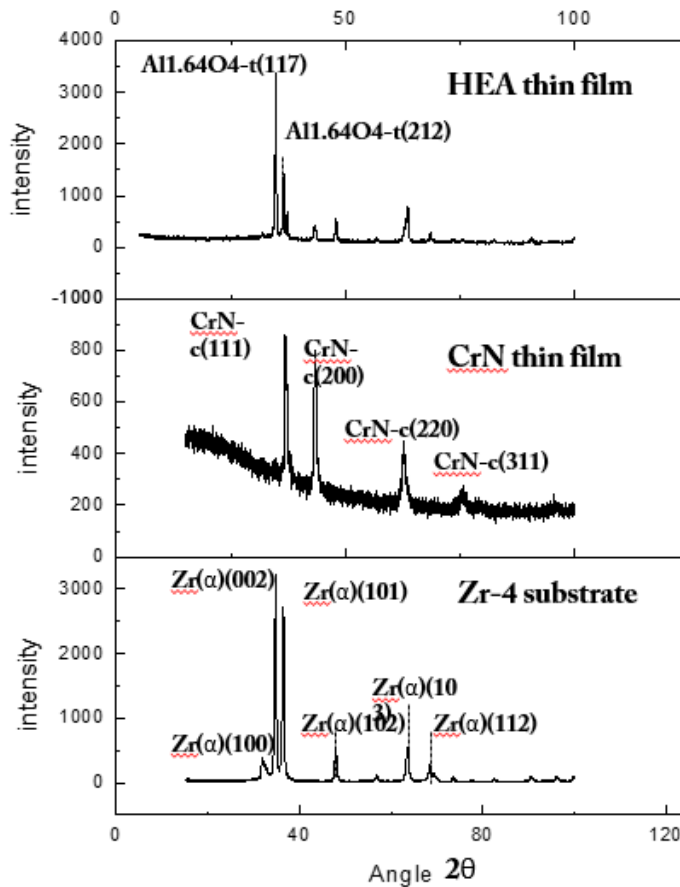


圖 3.4.3.38 初始試片 XRD 圖譜

(2) 高溫氧化實驗:

為模擬在事故情況下不同環境對試片氧化的影響，採用了 100% 水氣以及 100% 空氣分別在 850°C 進行高溫氧化實驗，並在升溫、降溫期間通入流量 250sccm 的氫氣以避免再非指定溫度期間對試片造成的氧化。在實驗後以丙酮、甲醇超音波震動清洗，最後用微量電子天平量測實驗前重量與實驗後重量改變。

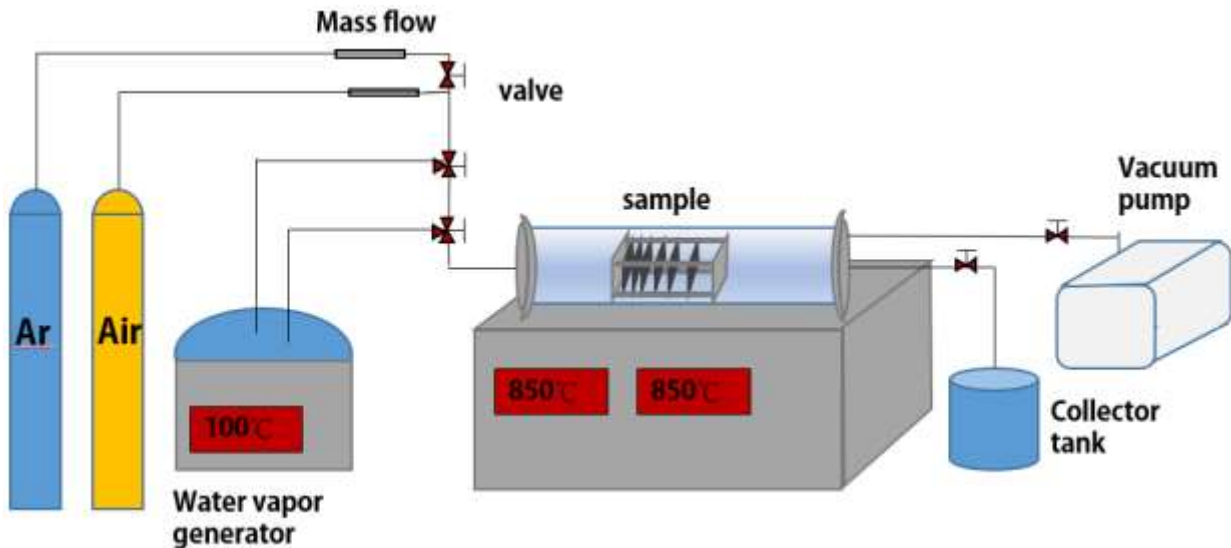


圖 3.4.3.39 高溫爐實驗裝置示意圖

B. 進度說明:

(1) 水氣環境高溫 850°C 氧化結果:

由圖 3.4.3.40 可看出三種試片隨時間增加，其氧化速率漸緩。而有鍍著薄膜之試片能降低其氧化速率，其中以氮化鉻薄膜表現較為優良，可以在氧化速率已緩前降低其氧化速率 15.24%，而高商合金薄膜試片則能降低達 12.02%。雖然兩者薄膜在高溫下相對穩定且氧化速率慢，得以用來作為阻障層，防止氧化性氣氛擴散至基材中，但是由於鋳水反應： $Zr+2H_2O=ZrO_2+2H_2$ ，產生之氫氣所引發的氫脆或氣泡產生於界層之間所導致的剝落，都會破壞薄膜結構並將低其保護效果。

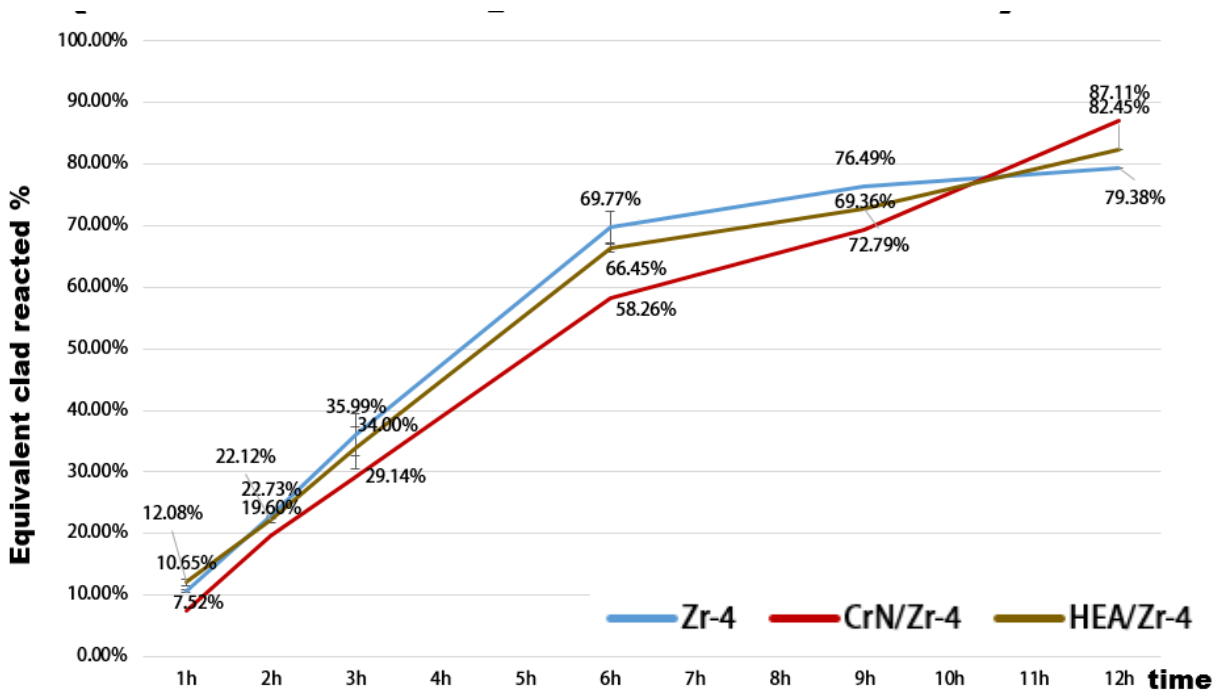


圖 3.4.3.40 水氣 850°C ECR% 對時間圖

(2) 空氣環境高溫 850°C 氧化結果

由圖 3.4.3.41 來看，氧化速率是三種環境中最為快速的，不論鍍膜與否得試片都在約三小時之內完全氧化。然而，由於環境中沒有水氣參與反應，薄膜並無受到氫氣所帶的影響受到嚴重的破壞。因此，已 1.25 小時前座比較，氮化鉻薄膜可以有效降低氧化速率達 71.46%，而高商合金薄膜也降低 49.2%。

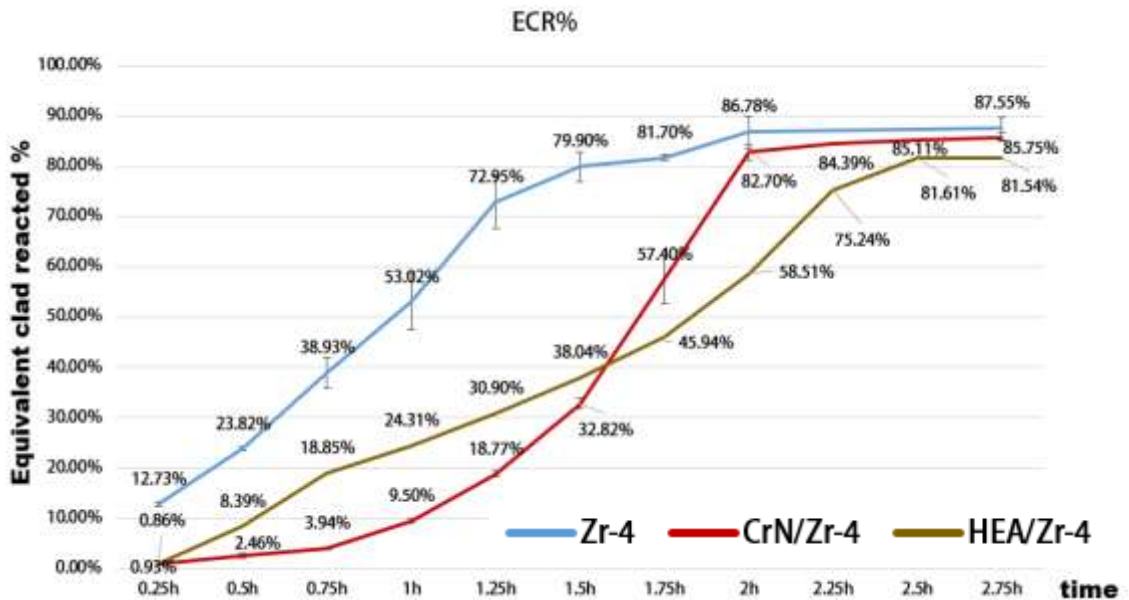
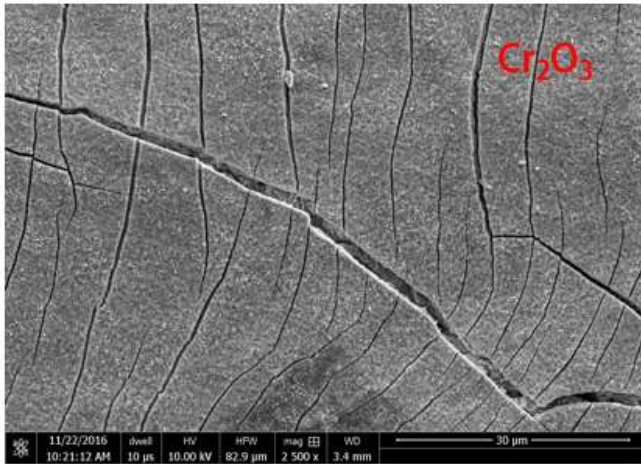
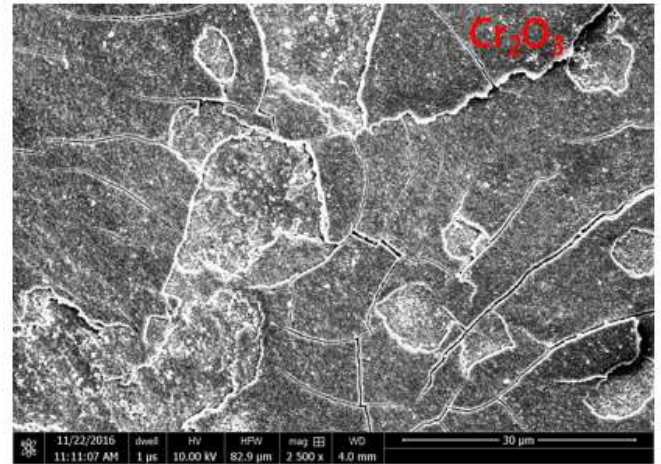


圖 3.4.3.41 空氣 850°C ECR% 對時間圖



Steam 1h 7.52ECR%



Steam 3h 29.14ECR%

圖 3.4.3.42 水氣 50% 空氣 50% 環境實驗後表面形貌圖

(4)不同環境高溫 850°C 氧化結果比較:

在空氣環境中，明顯比在水氣環境實驗的氧化速率快上好幾倍。主要因為鋁合金與空氣反應不僅比水氣放出更大量的反應熱之外，由於氮氣介入反應生成不穩定的氮化鋁，而後轉變為穩定的氧化鋁結構，所造成體積變化約 46% 導致孔隙的形成，使得氧化性氣氛得以更快得接觸尚未反應的基材。然而，對於薄膜保護效果來說，再乾燥空氣中反而是效果最顯著，原因來自於鋁水反應生成之氫氣會嚴重破壞薄膜。由圖 3.4.3.42 可清楚看出，薄膜表面有明顯的脆裂，主要來自於氫氣的介入，在氫氣吸收到一定程度時，造成薄膜脆裂並暴露基材。假使沒有水氣參與反應，則如圖 3.4.3.43，僅有因基材氧化所導致的應力以及薄膜與基材間的熱應力，薄膜可以維持至一定氧化鋁生成後才會有破裂情形發生。假使已 Loss of coolant accident 簡稱 LOCA 事故來做判定，其判定標準為：最高溫度低於 1200°C，總時間在 45 分鐘以內且 ECR% 不得高於 17%。Equilibrant cladding reacted (ECR)，是用以表示試片氧化程度的百分比表示方式。雖然在純水氣環境下，沒有鍍膜的鋁-4 合金都可以撐到 2700 秒，但在純空氣的環境中則很快就會氧化至 17 ECR%。而透過氮化鋁鍍膜方式的試片則可以延長氧化至 17 ECR% 時間至 1.17-3.47 倍，高商合金鍍膜也可延長至 1-2 倍。另外，若使用 TGA 量測可及時量測且較為精準，但有尺寸上限制且水氣實驗設備需額外改裝，尚須尋找可以配合合作的機構，以得到更為精準的分析量測。

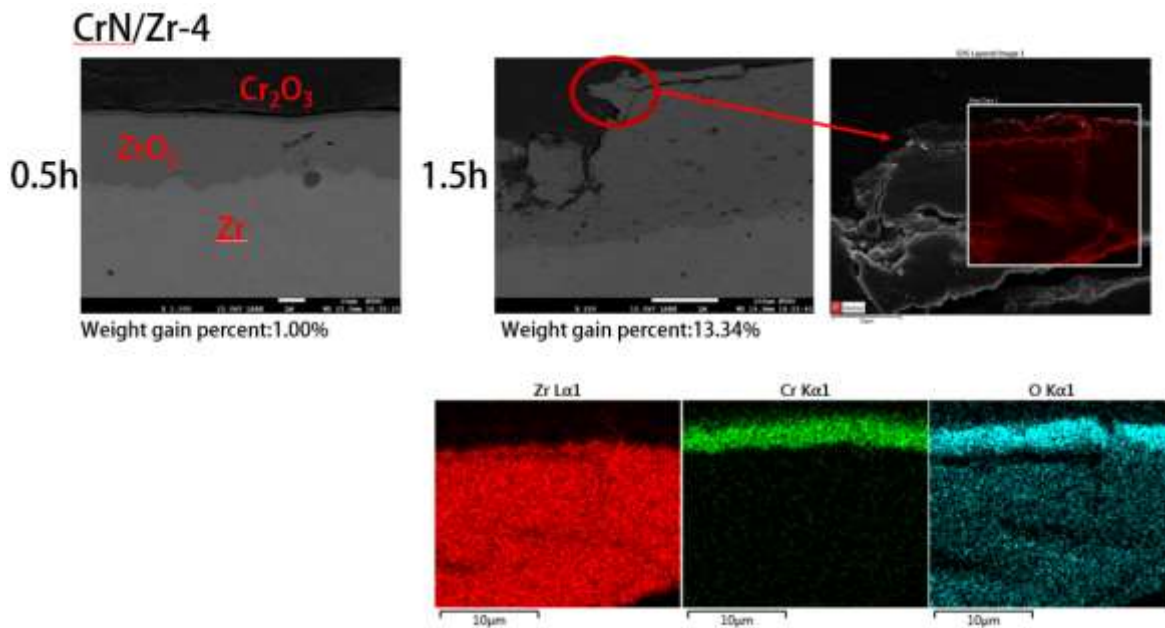


圖 3.4.3.43 空氣氧化實驗橫截面圖

表 3.4.3.5 試片氧化至 17ECR%所需時間表

	Zr-4	CrN/Zr-4		HEA/Zr-4	
Steam(100RH%)	5492s	6425s	1.17times	5364s	0.98times
Dry air	1247s	4328s	3.47times	2541s	2.04times

以超聲波設備測試與檢驗電廠相關材料

用於電廠使用的鑄件在操作使用過程中會產生內部殘餘應力，殘留應力除了會誘使鑄件變形，也會降低疲勞強度、耐斷裂性等機械性質，因此消除殘餘應力、和分析殘餘應力的方法非常重要。

本分項計畫使用超聲波掃描灰鑄鐵應力框，並使用澳洲 ANSTO 中子繞射比較。進一步統整互補的測量技術，期能建立起測量殘餘應力的能量。

超聲波是以超聲波波速來檢測殘餘應力，優點在於便於攜帶，台灣核電廠現場檢查也使用超聲波檢測。

中子繞射則藉由繞射訊號的偏移來推估殘餘應力，中子束除了高解析度，亦有很高的穿透性，因此可用來檢測工程構件，更能藉由調整穿透深度進行縱深分析，進一步解析材料內部三維的應力分布。中子繞射已成為先進國重要的分析方法，如石油焊接管與機翼皆能藉由中子繞射得到應力分布。

A. 執行方法:

(1) 超聲波檢測:

超聲波是一種常規非破壞性檢驗方法，在不破壞原材料狀態的前提下，對材料在表面之下的缺陷分布進行分析檢測。相對於頻率範圍在 20HZ 到 20,000HZ 的聲波，超聲波頻率大於 20,000HZ，超聲波能量大於聲波、在介質中能沿著直線傳播、有良好指向性。

超聲波為一種機械波，這種機械波在材料中以特定速度並沿著固定方向前進，當超聲波遇到不同聲阻抗的介面，如底層、或者工件內部的缺陷，由反射原理可知部分聲波會進行反射，收集分析這些因缺陷反射回來的聲波資訊，比對其位置與幅度，便能測定缺陷位置和缺陷可能大小。

本分項計畫，量測鑄造無退火處理、鑄造且退火處理與鑄造後經退火與機械震盪等，共三種系統，互相比較。鑄造無退火系統是對照組；鑄造且退火處理之系統是傳統工藝；鑄造後經退火與機械震盪則是最先進的比較組。退火條件為於 565 度持溫 2 小時；機械震盪參數則為 3,391rpm 並持續 30 分鐘。

三種不同處理的系統皆製成灰鑄鐵應力框(長 207mm 寬 107mm 高 25mm，如圖 3.4.3.44 所示)。我們將應力框區分為九個區塊，對這九個區域進行超聲波量測。圖 3.4.3.45 為超聲波實驗簡單示意圖，藉著 probe 打入超聲波，在試件中超聲波會有所衰減變化，這些資訊由 Receiver 接收，經由變頻器轉換。

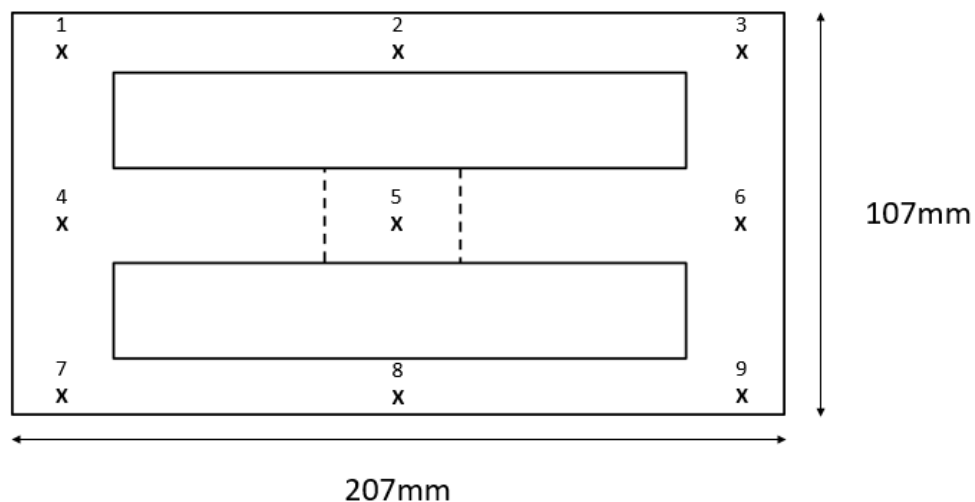


圖 3.4.3.44 灰鑄鐵應力框示意圖，其中 1~9 區(x)為進行超音波檢測區域

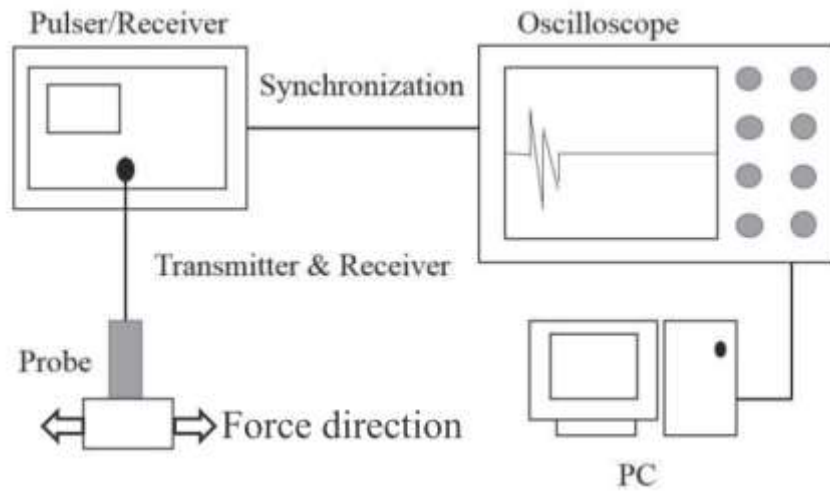


圖 3.4.3.45 超聲波實驗示意圖[15]

(2.) 中子繞射檢測：

因中子，相較於 X 光僅與原子核外的電子進行交互作用，擁有相當高的穿透性。且因中子具有極高原子解析度，能夠檢視原子結構變形產生的殘留應力，相關中子分析技術近年來受到高度重視，中子成像術(tomography)的迅速發展，同時配合 Bragg-edge diffraction，將可清楚呈現大尺寸構件內的結構分佈、殘留應力分佈等資訊[16]。

我們將三種應力框帶到澳洲 ANSTO 進行中子繞射實驗，量測的方向與區域如下圖所示：

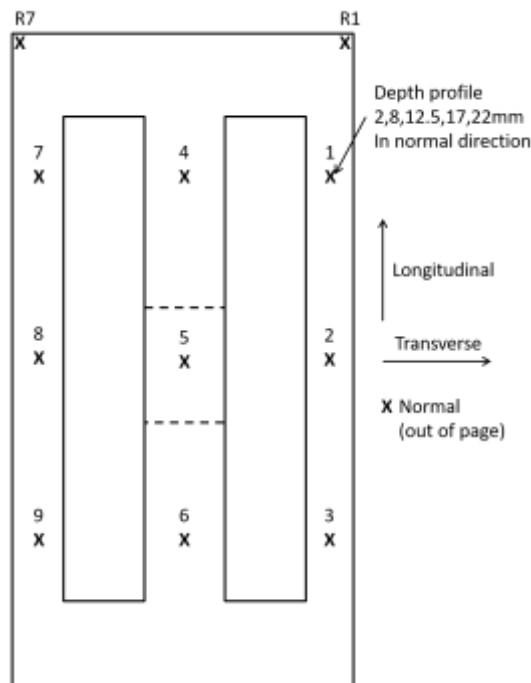


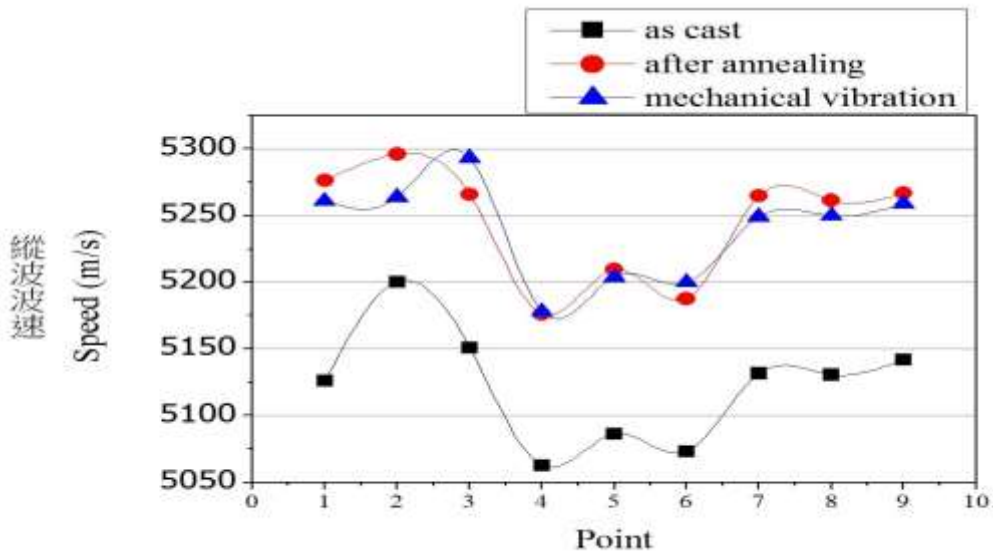
圖 3.4.3.46 中子繞射量測區域示意圖

對 1~9 區域進行中子繞射分析，每一區域分 Longitudinal、Transverse、Normal 三方向，其中 Normal 方向再分成 2mm、8mm、12.5mm、17mm、22mm 五種深度。

B. 進度說明：

(1.) 超聲波量測結果：

圖 3.4.3.47 為應力框於超聲波實驗的測量結果，實驗結果可見中間區域波速慢，且經過熱處理(●)和機械震盪的樣品(▲)穿透波速皆顯著比對照組(as cast ■)快，代表這兩種方法均能有效消除鑄件的平均殘餘應力。三種應力框都在 1~3 和 7~9 波速較快、4~6 標示處波速較慢。



應力框超聲波測量結果

圖 3.4.3.47 應力框於超聲波量測結果

(2.) 中子繞射量測結果：

圖 3.4.3.48 為灰鑄鐵應力框中子繞射檢測結果。鑄造無退火處理以 A1 表示；鑄造後進行熱處理以 B1 表示；鑄造後進行機械震盪與熱處理以 C1 表示。對應圖 3.4.3.46 的 Longitudinal 方向以 L 表示；Transverse 方向以 T 表示；Normal 方向以 N 表示。圖 3.4.3.48 顯示三種方向的結果，以 Longitudinal (L) 方向有較顯著的差別，其餘兩方向數值曲線則較為平坦，顯示其殘餘應力的影響較小。

Longitudinal 方向結果顯示在 4~6 點，也就是拉應力的區域沿著 Longitudinal 方向為正值，代表晶格受到拉長，1~3、7~9 則為負值，對應壓應力、晶格在該方向上為壓縮的情況，而僅經過熱處理後(▼)，應力框中間區域(4~6)其拉應力有顯著減少。再經機械震盪(◆)的樣品更加明顯。壓應力區域的殘餘應力消除則較不明顯。

我們將圖 3.4.3.47 的超聲波和圖 3.4.3.48 的中子結果互相比較，發現超聲波的平均波速結果，與中子量測在 Longitudinal 方向上的殘餘應力結果互相吻合，即在 4~6 拉應力區塊，超聲波穿過後平均波速較低、中子繞射計算出正值的拉應力。另外於 1~3、6~9，超聲波平均波速較高，中子繞射計算出偏向負值的壓應力。

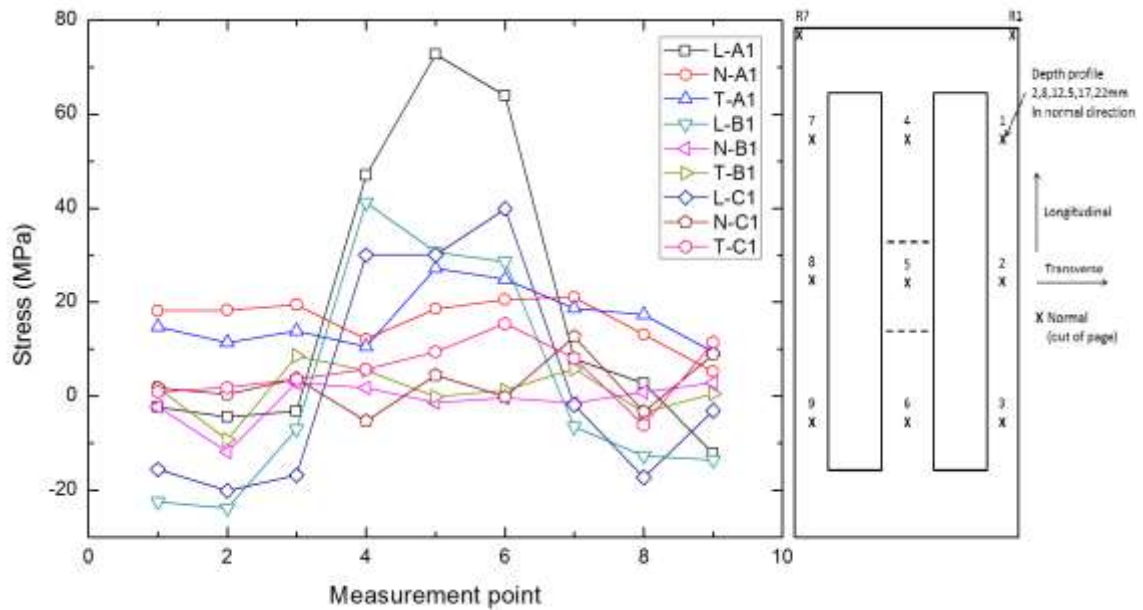


圖 3.4.3.48 灰鑄鐵應力框中子繞射檢測結果

3.4.4 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究

本研究建立一系統以模擬核電廠爐心熔毀後，其高溫熔融物質落於反應爐底部的殘餘冷卻水，高溫熔融物質與冷卻水有多相流的交互作用，以此實驗提供核電廠爐心熔毀後避免熔融物質熔穿爐底的緩解策略之方向。105 年計畫的工作要點陳列如下：

1. 國外有關高溫熔融物質淬冷的文獻蒐集及研析。
2. 選擇合適的高溫熔融物質及測試。
3. 實驗溫度量測儀器、光源儀器、影像擷取系統和高溫加熱爐的架設及測試。
4. 不同冷卻水及不同次冷度之淬冷紀錄及觀察。

本研究根據上期研究內容顯示以硝酸鹽 Hitec(53%KNO₃+40%NaNO₂+7%NaNO₃)作為熔融物質，但因熔融硝酸鹽會快速溶於水中，故本期改以選擇金屬來做為熔融材料。為了在熔融狀態下的金屬不會與水產生化學反應，本研究選擇了紅銅顆粒(熔點 1083°C)做為熔融材料，如圖 3.4.4.1 所示。本實驗的重要組件包括高溫加熱爐、作動氣缸、高亮度光源、冷卻水槽、高速攝影機、可拆式加熱管、塞軸，如圖 3.4.4.2 所示，塞軸為本研究所設計，其使熔體滴落的方式為:當置入於加熱管內的紅銅顆粒加熱到 1100°C 後熔成液態時，使用作動氣缸將塞軸拉起，液態銅液將會從直徑 12mm 出口注出，如圖 3.4.4.2 的局部放大圖所示。



圖 3.4.4.1 紅銅顆粒

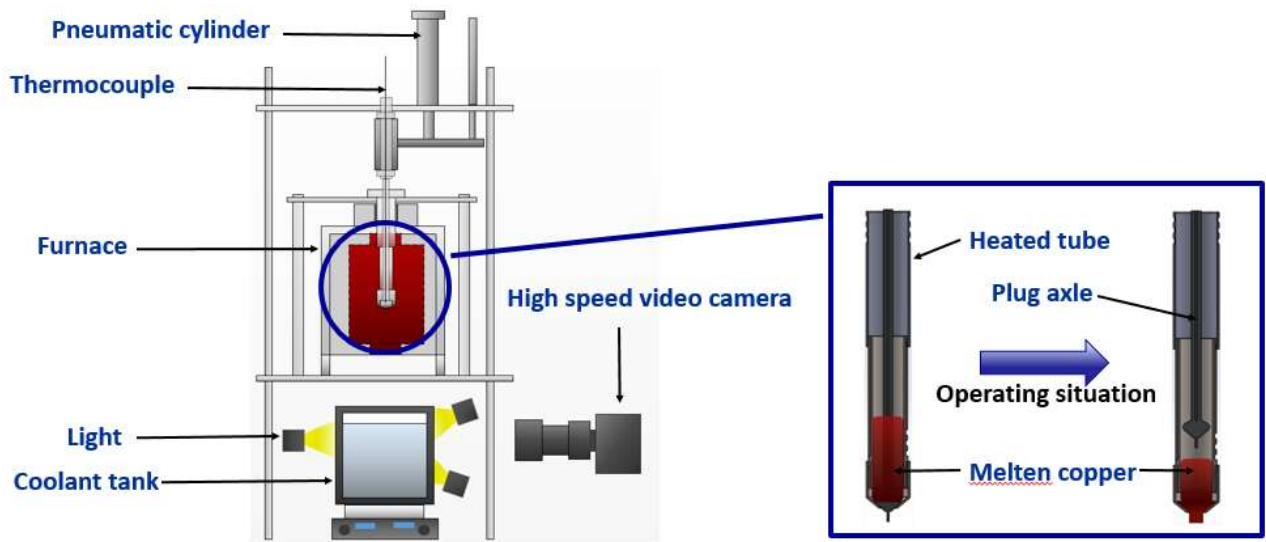


圖 3.4.4.2 實驗重要零組件及熔融物質滴落作動(紅色部分為熔融銅液)

本研究以不同冷卻水及不同冷度來進行高溫熔融銅淬冷實驗，冷卻水以去離子水及天然海水來進行比較；次冷度的部分則是以海水為冷卻水，其次冷度包括 75°C、50°C、20°C 熔融體於空氣中落下高度與水中落下高度均分別為 20 公分及 13 公分。本實驗的初始條件，如表 3.4.4.1 所示。當高溫熔融銅液落於冷卻水中，本研究以高速攝影機捕捉熔融銅液與冷卻水細部動態的相互作用的現象。此外，本研究方採用一般數位錄影機捕捉整體淬冷過程直至底部熔融銅液的劇烈膜沸騰消失。且本研究原先以一有刻度之對焦桿於實驗前調整較好的畫質及光場，在獲取影像後能有相對尺寸能進行分析，如圖 3.4.4.3，後續實驗改為在冷卻水槽內放置一刻度尺，以方便直接量測影像中所需尺寸或熔體等速度及進行對焦等定位準備。

表 3.4.4.1 實驗初始條件(表中編號 D 代表去離子水、編號 S 代表天然海水)

No.	Cooling water	Length of air (cm)	Length of water (cm)	coolant temperature (°C)	Mass (g)
S-75-70	Sea water	20	13	25	70
S-76-70	Sea water	-	-	24	70
S-74-50	Sea water	-	-	26	50
S-72-30	Sea water	-	-	28	30
S-50-50	Sea water	-	-	50	50
S-20-70	Sea water	-	-	80	70



圖 3.4.4.3 對焦桿拍攝之影像

(1) 不同冷卻水之淬冷比較:

本實驗以兩種冷卻水來比較當高溫熔融銅液落入時其不同的淬冷現象，由圖 3.4.4.4 能觀察到當熔融銅液落於去離子水時後會在銅液表面產生一蒸氣膜，當熔融銅液前緣接觸到冷卻水時，會於前端產生蒸汽泡，而蒸汽泡彼此會結合成大的蒸汽泡直至成為一蒸汽膜附於氣液通道上。圖 3.4.4.5 使用的冷卻水則為天然海水，由畫面可觀察到蒸汽膜的表面有許多明顯的波紋。這可能是氣液介面的赫爾霍茲不穩定性與介面上電荷分佈相互作用導致的。比較圖 3.4.4.4 及圖 3.4.4.5，可發現在第 64 毫秒時在海水中的蒸汽膜較早塌縮，且塌縮過程中有對其熔融流體施力導致其產生形變；反觀於去離子水中熔融流體仍於蒸汽膜裡並未與冷卻水接觸與形變。由高速攝影機所獲取到的影像數據可分析熔體前緣的移動速度。由圖 3.4.4.6 所示，熔體前緣於海水中的速度均大於於去離子水中的速度，由圖中可看到在落下距離 40 毫米處，各有一峰值，由影片中觀察因在熔體前緣後有後續熔體掉落，最後撞擊到熔體前緣，故此處速度均有上升趨勢，而後再逐漸下降。

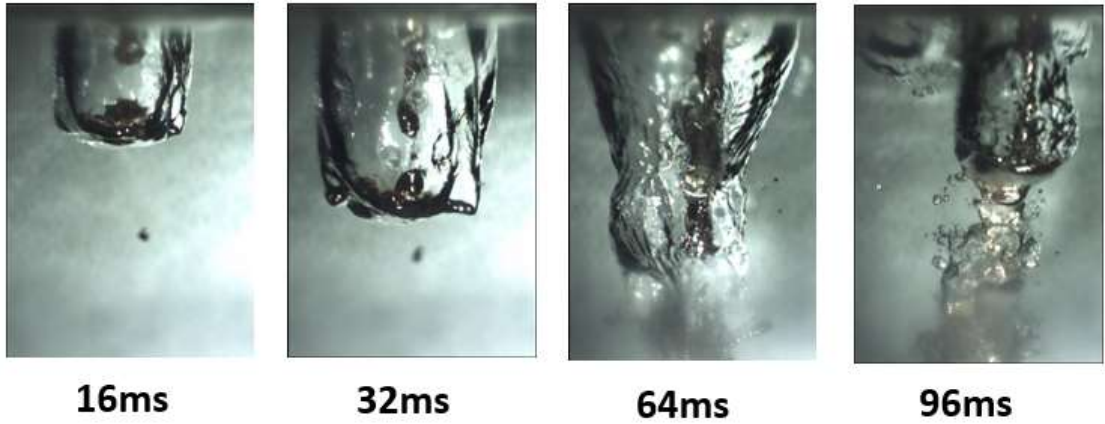


圖 3.4.4.4 由高速攝影機拍攝高溫熔融銅液於 25°C 去離子水之淬冷情況(時間由接觸到水面開始計時)。

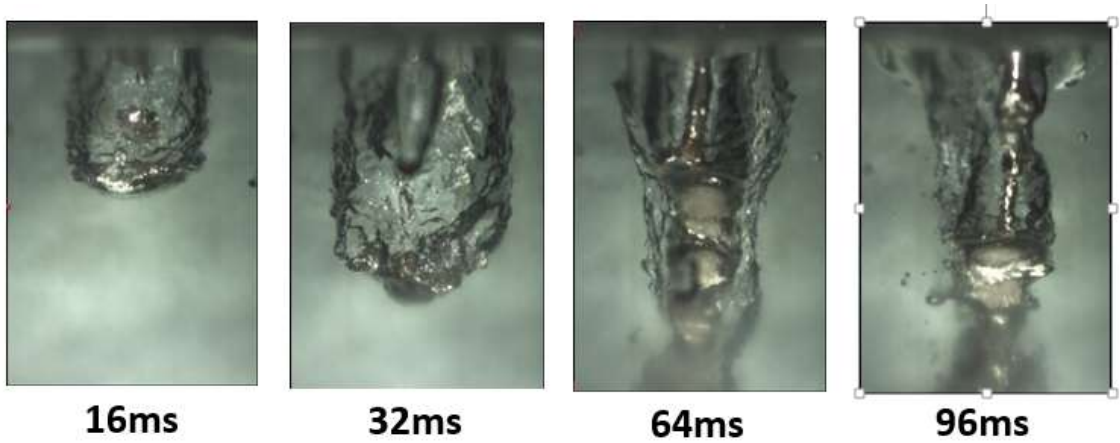


圖 3.4.4.5 由高速攝影機拍攝高溫熔融銅液於 25°C 天然海水之淬冷情況(時間由接觸到水面開始計時)。

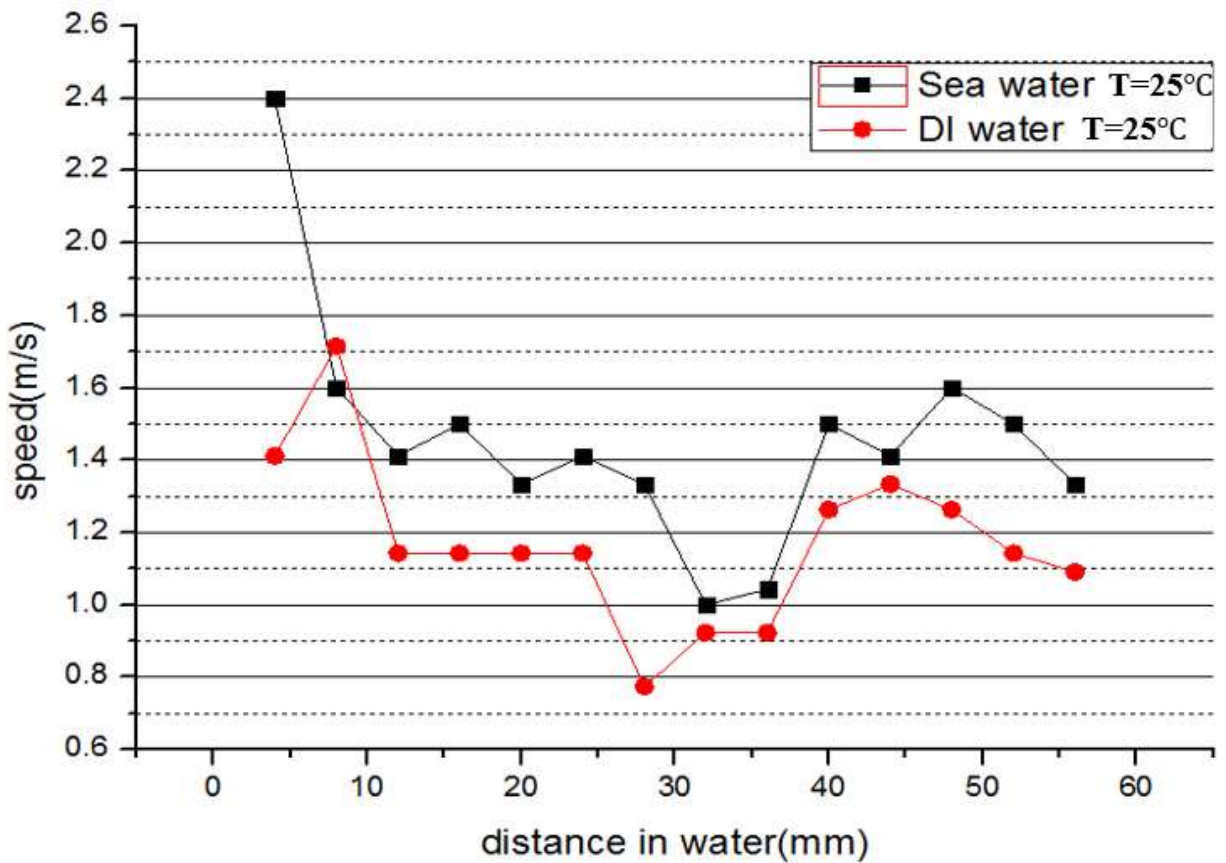


圖 3.4.4.6 熔體前緣於不同冷卻水溶液之速度分布比較(黑色曲線代表熔體於海水、紅色曲線代表融體於去離子水)

(2) 不同次冷度之淬冷比較:

本實驗以天然海水在不同的次冷度下進行淬冷的實驗。圖 3.4.4.7 為溫度 28°C 時不同時間的影像，在第 16 毫秒時，熔體前緣已產生波紋圍繞在氣液介面上。另一方面，圖 3.4.4.8 為水溫為 50°C 不同時間的影像。在相同時間後，其氣液介面上蒸汽膜仍十分光滑，甚至熔體已落出影片範圍外仍未觀察到波紋的產生。圖 3.4.4.9 展示海水溫度對熔體前緣速度的影響。由圖 9 可知水溫越高者，其前緣熔體速度會越慢。

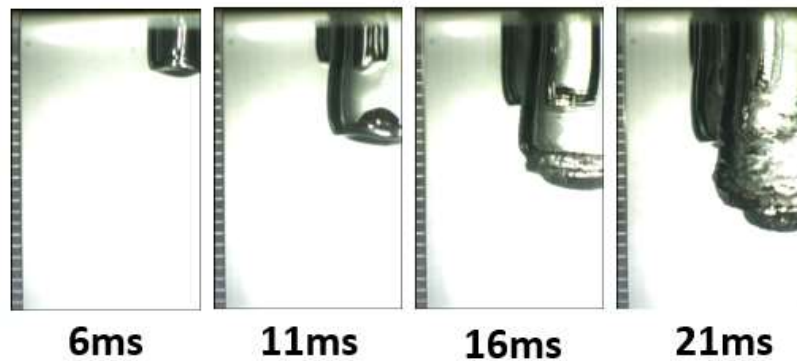


圖 3.4.4.7 高溫熔融銅液於溫度 72°C 的天然海水淬冷情況

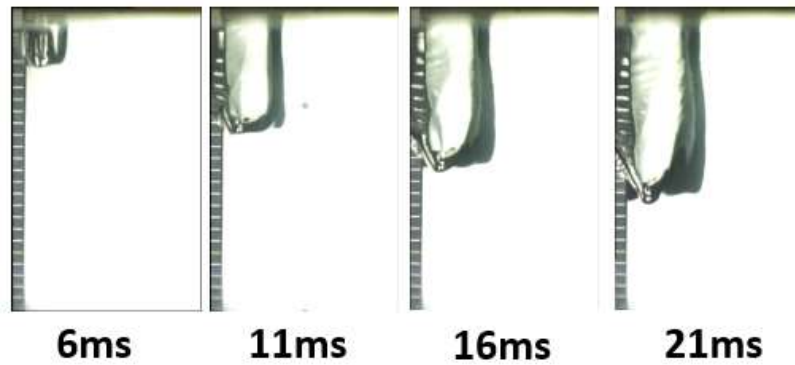


圖 3.4.4.8 高溫熔融銅液於溫度 50°C 的天然海水淬冷情況

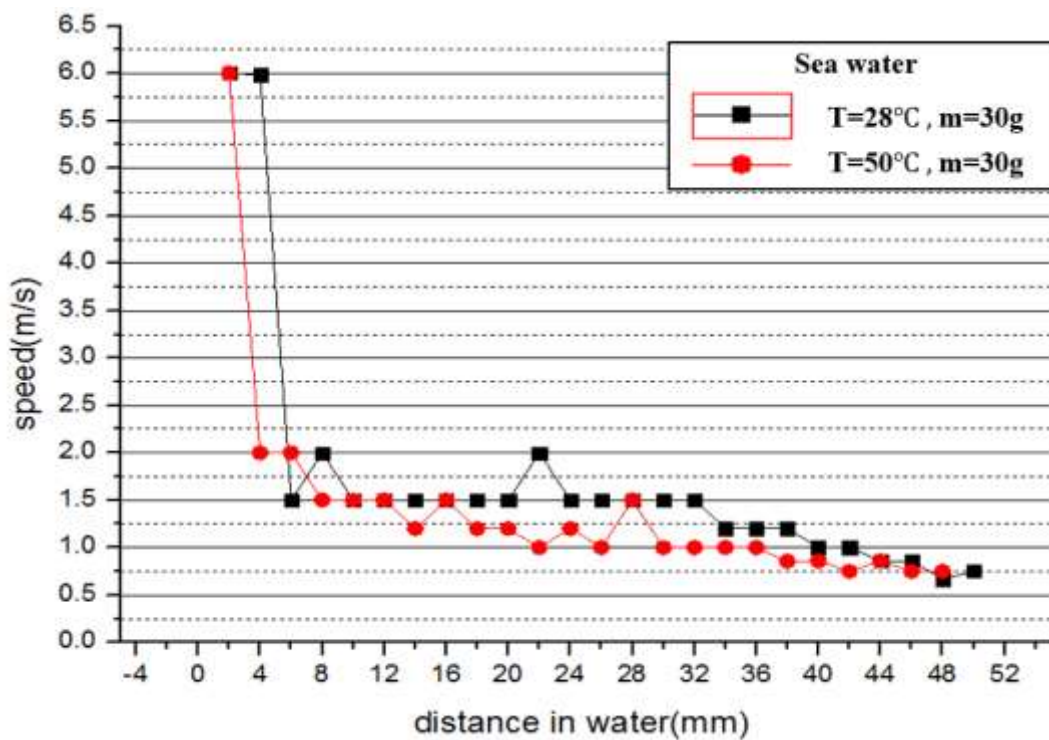


圖 3.4.4.9 熔體前緣於不同溫度海水之淬冷情況

本研究另使用一般數位攝影機或手機拍攝不同次冷度冷水淬冷實驗的巨觀情況，冷卻水溫度分別為 28°C、50°C、80°C 之實驗。由影片中可看到其落下的速度十分快速，且當高溫熔融銅液落於底盤仍然有膜沸騰的現象產生，溫度越高其膜沸騰持續的時間會越長。圖 3.4.4.10 為手機拍攝高溫熔融銅液落於去離子水中的影像，3.4.4.10(a) 為 0.5 秒落水瞬間，強烈白光部分為大量水蒸氣所造成的反光；由圖 3.4.4.10(b) 及 10(c) 的液面上方可清楚看到因加熱管管徑小 (5mm)，使銅液以液滴的形式快速滴落；圖 3.4.4.10(d) 為熔滴完全滴落至淬冷槽底部的影像，並且從圖 3.4.4.10(d)~10(g) 有明顯蒸汽膜於銅塊表面上形成；圖 3.4.4.10(h) 為蒸汽膜破裂大量蒸氣產生，為接近臨界熱通量 (CHF) 之瞬間。

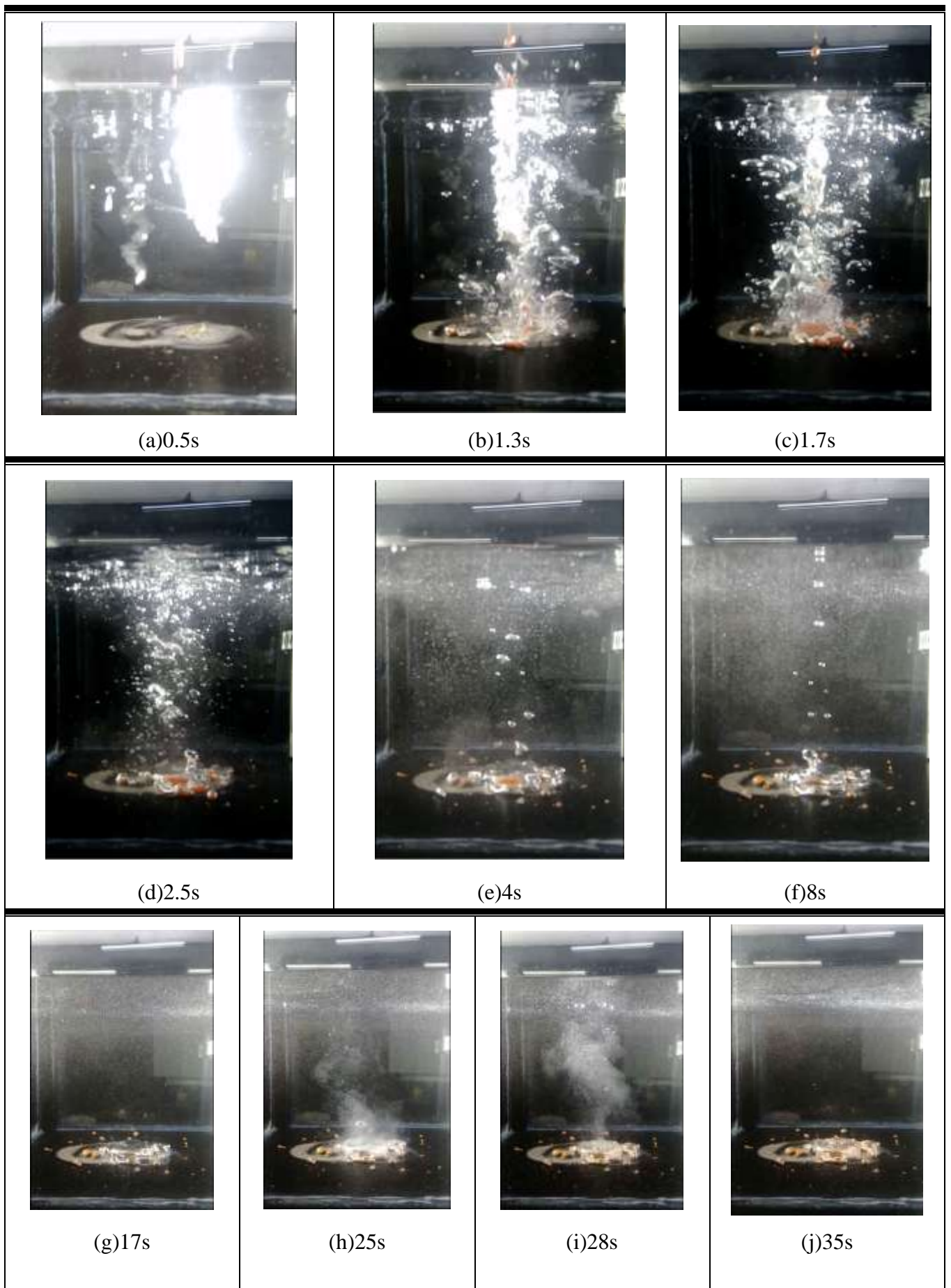


圖 3.4.4.10 由手機錄影之高溫熔融銅液於室溫下去離子水的淬冷過程影像

(3) 冷卻後銅料於底盤沉積之情況

在熔融銅液於底盤冷卻後觀察其碎片分佈及表面情況間接反映熔融體於冷卻液中淬冷及其沉積表面的冷卻過程，圖 3.4.4.11 為高溫熔融銅液於水溫 25°C 及水溫 80°C 的去離子水中淬冷後，其碎片形成及分佈的比較。由圖 3.4.4.11 可知水溫越高，其膜沸騰的時間越長，熔體被包覆於蒸氣膜內的時間就越長，最終將形成較為光滑的表面且類似於一球狀。圖 3.4.4.12 為重複水溫 80°C 的去離子水實驗，明確看出其碎片表面情況均十分類似。再由圖 3.4.4.13 高溫熔融銅液於水溫 28°C、50°C、80°C 的海水淬冷後，其碎片型態及分佈的情況觀察，同樣水溫越高，其表面會越光滑而類似形成球狀。



圖 3.4.4.11 高溫熔融銅液於不同水溫的去離子水中淬冷後情況(左圖為水溫為 25°C、右圖為水溫 80°C)

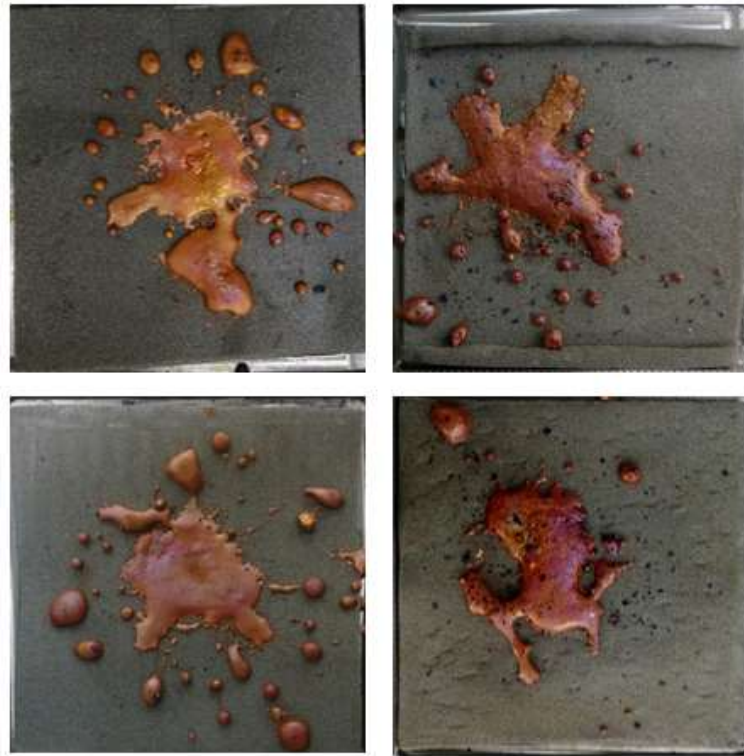


圖 3.4.4.12.重複水溫為 80°C 去離子水的淬冷情況



圖 3.4.4.13.高溫熔融銅液於不同溫度海水之淬冷後情況(由左至右溫度分別為 28°C、50°C、80°C)

「前瞻核能安全技術研究暨國際合作」成果：

a.論文：期刊論文 6 篇、會議論文 19 篇

期刊論文

1. T. J. Chung, J. W. Chen, Y. M. Ferng*, "Experimentally investigating heat transfer and boiling characteristics for the downward facing wall heating," *International Journal of Thermal Sciences*, 107, 96-104 (2016).

2. T. J. Chuang, Y. M. Ferng*, "Experimentally investigating boiling characteristics in the transition boiling for the downward facing heating," *Annals of Nuclear Energy*, 91, 148-155 (2016).
3. P. C. Huang, H.W. Chou, Y. M. Ferng, "The Influence of Chemistry Concentration on the Fracture Risk of a Reactor Pressure Vessel Subjected to Pressurized Thermal Shocks," *Nuclear Engineering and Design*, 97, 188-196 (2016)
4. E-Wen Huang*, Chung-Kai Chang, Peter K. Liaw, and Tsung-Ruei Sue (2016), "Fatigue induced deformation and thermodynamics evolution in a nano particle strengthened nickel base superalloy", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 39, pp. 675-685.
5. E-W. Huang, C.-S. Tsao, M.-H. Wen, T.-Y. Kuo, C.-J. Su, Y.-H. Liao, Structure and Hardness Characterizations for Phase Transformation Study of Al-Cu Alloys during Non-isothermal Precipitation, *金屬熱處理學刊* (accepted).
6. B. Chen, G. Wang, S. Chen, G. Muralidharan, D. Stalheim, A.-C. Sun, E.-W. Huang, P. K. Liaw, "Fatigue-Crack-Growth Behavior of Two Pipe-line Steels", *Advanced Engineering Materials* (2016).

會議論文

1. R.J. Sheu, C.H. Chang, Y.M. Ferng, O. Feynberg, "NEUTRONICS AND COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS ANALYSIS FOR A NATURAL CIRCULATION LOOP OF MOLTEN FUEL SALT", *Transactions of American Nuclear Society*, Vol. 115, Las Vegas, NV, November 6-10, 2016.
2. C.Y. Chang, C.H. Lin, Y.M. Ferng, "Investigation on the thermal-hydraulic characteristic and mixing effect of pressurized thermal shock for a T-junction piping system," *International Congress on Advances in Nuclear Power Plants*, San Francisco, CA, USA, April 17-20, 2016.
3. Ji-Jung Kai, 39th International Conference and Exposition on Advanced Ceramics and Composites, January 20-25, Florida, USA (invited speaker)
4. Yan-Ru. Lin, 17th International Conference on Fusion Reactor Materials, October 11-16, Aachen, Germany (invited speaker)
5. E-Wen Huang, TMS 2016 145th Annual Meeting & Exhibition, Nashville, USA, February 2016 (invited speaker)
6. E-Wen Huang, International Symposium on Plasticity and Its Current Applications, Kona, USA, January 2016 (invited speaker)
7. F.Y. Chuang, C.J. Tsai, T.K. Yeh, M.Y. Wang, Oxidation Behavior of Nickel- Based Superalloys in High-temperature Helium Environments, European Nuclear conference, October 2016, Warsaw, Poland.
8. 莊凡誼、葉宗洸、王美雅, 鎳基合金在含雜質氦氣環境下之高溫氧化行為研究, 海峽兩岸腐蝕與防護研討會, 2016年10月, 台北, 台灣.
9. Shih-Min Chen (陳仕珉)、Yu-Lun Jao (饒育綸)、Ke An (安軻)、E-Wen Huang (黃爾文), "Using In-situ Neutron Diffraction to Investigate the Lattice Deformation During Tensile Test for Additive Manufactured Stainless Steel", 國家同步輻射研究中心第二十二屆用戶年會暨討論會, 中華民國一百零五年九月二十、二十一日、二十二日。

10. Yi-Hung Chen (陳翊閔)、E-Wen Huang (黃爾文)、Jien-Wei Yeh (葉均蔚)、Chia-En Hsu (許嘉恩)、Chin-Ming Lin (林志明)、Ke An (安軻), “Using neutron measurements to study the Lattice moduli and thermal expansion coefficient of CoCrFeMnNi high-entropy Alloy”, 國家同步輻射研究中心第二十二屆用戶年會暨討論會, 中華民國一百零五年九月二十、二十一日、二十二日。
11. Tsung-Ruei Sui (隋宗叡), E-Wen Huang (黃爾文), Ka-Yu Ho (何家裕), Paolo Scardi, Albert Flor, Yu-Chieh Lo (羅友杰) and Wen-Jay Lee (李玟韻), “A Comparative Study of Strain Profiles between Dislocation Analysis (DXA) and Whole Powder Pattern Modeling (WPPM)”, 國家同步輻射研究中心第二十二屆用戶年會暨討論會, 中華民國一百零五年九月二十、二十一日、二十二日。”
12. Shih-Min Chen (陳仕珉), Yu-Lun Jao (饒育綸), Ke An (安軻), E-Wen Huang (黃爾文), “In-situ Neutron Diffraction measurements to Investigate Lattice Deformation for Additive Manufactured Stainless Steel”, 2016 中子散射研習營中華民國一百零五年十月二十一、二十二、二十三日。
13. Yi-Hung Chen (陳翊閔), E-Wen Huang (黃爾文), Jien-Wei Yeh (葉均蔚), Chia-En Hsu (許嘉恩)、Chin-Ming Lin (林志明)、Ke An (安軻), “Thermal expansion coefficients study of CoCrFeMnNi high-entropy alloy by using neutron measurements”, 2016 中子散射研習營中華民國一百零五年十月二十一、二十二、二十三日。
14. Tsung-Ruei Sui (隋宗叡), E-Wen Huang (黃爾文), Ka-Yu Ho (何家裕), Paolo Scardi, Albert Flor, Yu-Chieh Lo (羅友杰), Wen-Jay Lee (李玟韻), “Round-robin Test for Line Profile Analysis (LPA) Study”, 2016 中子散射研習營中華民國一百零五年十月二十一、二十二、二十三日。
15. Wei-Chieh Huang (黃威捷), E-Wen Huang (黃爾文), Hui-Tzu Yeh (葉蕙慈), Tsz-Fei Chan (陳子飛), Yu-Hsiang Hsu (許聿翔), Tsun-Hsu Chen (陳存勳), Chun-Chieh Wang (王俊杰), Chung-Kai Chang (張仲凱) and Ya-Wen Su (蘇雅雯), “Synchrotron X-ray structure-resolved study of Photovoltaic Titanium Oxide Phthalocyan”, 2016 中子散射研習營中華民國一百零五年十月二十一、二十二、二十三日。
16. Shih-Min Chen (陳仕珉)、Yu-Lun Jao (饒育綸)、An-Ke (安軻)、E-Wen Huang (黃爾文), “Investigate the Lattice Deformation during Tensile Test by In-situ Neutron Diffraction for Additive Manufactured Stainless Steel”, 105 年中國材料科學學會年會, 中華民國一百零五年十一月十九、二十日。
17. Yi-Hung Chen (陳翊閔), E-Wen Huang (黃爾文), Jien-Wei Yeh (葉均蔚), Chia-En Hsu (許嘉恩)、Chin-Ming Lin (林志明)、Ke An (安軻), “Using neutron measurements to study the thermal expansion coefficients at lattice level CoCrFeMnNi high-entropy alloy”, 105 年中國材料科學學會年會, 中華民國一百零五年十一月十九、二十日。
18. Tsung-Ruei Sui (隋宗叡), E-Wen Huang (黃爾文), Ka-Yu Ho (何家裕), Paolo Scardi, Albert Flor, Yu-Chieh Lo (羅友杰) and Wen-Jay Lee (李玟韻), “Round-robin Test for Line Profile

Analysis (LPA) Study”, 105 年中國材料科學學會年會，中華民國一百零五年十一月十九、二十日。

19. Tzu-Hsuan Huang(黃子軒)、Kun-Yen Liao (廖堃硯), E-Wen Huang(黃爾文), Chun-Chieh Wang (王俊杰), Yi-An Lai(賴羿安), Shou-Yi Chang(張守一), “Investigate the Lattice Deformation during Tensile Test by In-situ Neutron Diffraction for Additive Manufactured Stainless Steel”, 105 年中國材料科學學會年會，中華民國一百零五年十一月十九、二十日。

b. 人才培育：博士生 4 名、碩士生 22 名、大專學生 4 名

姓名	博士生/ 碩士生	工作內容	在學/ 就業	學校系所/工作單位
王瑞渝	碩士生	開發撰寫節點程式、協助計畫論文撰寫	畢業	清華大學核工所 研究助理
張仲翔	碩士生	協助程式運跑、協助計畫報告撰寫與整理	畢業	清華大學核工所 研究助理
蔡佳君	碩士生	六角形反應器爐心功率計算與溫度分佈熱流計算耦合模式之建立	畢業	今年 9 月於清華大學核工所畢業
孫如璟	碩士生	六角形反應器決定論法爐心計算方法建立	畢業	今年 9 月於清華大學核工所畢業
戴承楷	碩士生	反應器爐心溫度分佈與熱流計算耦合模式之分析	在學	清華大學核工所碩二
林鈺博	碩士生	文獻研讀探討	在學	清華大學核工所碩一
蘇冠宇	碩士生	程式學習與模擬分析	在學	清華大學核工所碩二
陳聖元	碩士生	TRITON/GenPMAXS/PARCS 程式計算序列建立與相關分析探討	畢業	今年 9 月於清華大學核工所畢業
王振安	碩士生	文獻研讀探討	在學	清華大學核工所碩一
Oparaji	博士生	文獻研讀、程式學習與模擬分析	在學	清華大學核工博士班
莊天睿	博士生	CFD 雙相流與沸騰熱傳推導建立與校驗	在學	清華大學工科所博三
徐仲彥	碩士生	執行環形管雙相流環路系統之架設、實驗與分析	在學	清華大學核工所碩二
賴科維	碩士生	執行環形管雙相流環路系統之建置組裝與運轉測試	在學	清華大學工科所碩二
洪郁荃	碩士生	進行雙相流與沸騰熱傳 CFD 分析模擬	在學	清華大學工科所碩二
張永漢	碩士生	協助執行執行環形管雙相流環路系統之架設、實驗與數據蒐集	在學	清華大學核工所碩一
鄭福本	博士生	異種焊接鎳合金之腐蝕及氧化行為	在學	海洋大學
陳偉昇	博士生	異種焊接鎳合金之腐蝕及氧化行為	在學	海洋大學

沈政緯	碩一	鍍膜改善高溫氧化實驗	在學	清華大學工科系碩一
張凱評	碩三	鍍膜改善高溫氧化實驗	在學	清華大學工科系碩三
蔡佳蓉	碩士生	高溫動態腐蝕	在學	清華大學工科系
莊凡誼	碩士生	高溫動態腐蝕	在學	清華大學工科系
隋宗叡	碩士生	X-RAY 量測	在學	國立交通大學
陳翊閣	碩士生	計畫成果編寫	在學	國立交通大學
陳仕珉	碩士生	拉伸機實驗	在學	國立交通大學
黃威捷	碩士生	實驗樣品準備	在學	國立交通大學
湯浩正	專題生	協助計畫進行	在學	國立交通大學
廖堃硯	專題生	協助計畫進行	在學	國立交通大學
劉馨霖	專題生	協助計畫進行	在學	國立交通大學
蔡舒琴	專題生	協助計畫進行	在學	國立交通大學
張宇祐	碩士生	高溫熔融物質淬冷之模擬研究	在學	清華大學工科所碩一

c. 3 個研究團隊養成:

藉由此計畫的資源，養成了前瞻中子物理安全技術研究團隊、CFD 雙相沸騰熱傳先進模式研究團隊、電子顯微鏡/鍍膜/離子輻照/金屬腐蝕/高溫氧化/材料機械性質量測之研究團隊

d. 參與國內外相關研討會:

7 次國際研討會(ANS、NuMat2016、ICACC-39、ICFRM-17、CFD4NRS 等)，12 次國內研討會。

四、結論與建議

4.1 輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發

4.1.1 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究

本子計畫探討三種核能電廠常用系統安全分析程式 TRACE、RELAP5、MAAP 模擬核三廠發生假想長期喪失交流電事故(ELAP)下，不同模式評估結果與系統程式差異比較。依據西屋公司 WCAP-17601-P 報告案例時序以及個廠案例評估，進行核三廠 ELAP 無處置措施與施行救援措施案例之模擬，並以爐心水位高於 TAF 作為成功準則，進行分析。核三廠假想 ELAP 無處置措施案例評估中，電廠在事故發生後，除二次側汽機驅動輔助飼水泵及一次側蓄壓槽補水外，無其餘外部補水措施，由模擬結果可知，由於冷卻水從 RCP 軸封持續洩漏，爐心水位持續下降，並在蓄壓槽補水量用盡後，最短時間可於約 49.5 小時左右爐心水位會低於 TAF，造成燃料裸露。也就是說，當核三廠發生 ELAP 事故時，電廠有約 49 個小時的時間來備妥緊急注水系統或替代電源，以維持電廠處於安全的狀態下。

於核三廠救援措施案例評估中，分別以不同注水設備及注水時機進行兩項案例分析，案例一與案例二為評估核三廠現有廠內設備於不同時機點(8/24 小時)執行救援措施處置，由模擬結果可知，兩種案例皆能成功維持爐心水位高於 TAF，惟於事故後 24 小時進行外部補水之案例，其爐心水位趨勢震盪明顯較事故後 8 小時執行外部注水之案例大，研判因其延遲注水時機，使 RCP 軸封洩漏出系統的冷卻水質量較多，且爐心水位低於熱端管路高度使一次側冷卻水回流，因此需要較長時間之補水才能使 RPV 滿水位。建議爐心水位低於熱端管路高度前盡速備妥救援設備即進行補水措施，使爐心水位穩定維持於 TAF 以上，亦即當廠內緊急注水設備以及安全注水水源備妥後，即刻執行救援措施有助於電廠較快回復到穩定安全的狀態。總結來說，當核三廠發生假想長期喪失交流電事故時，依照核三廠廠內現有的水源設備以及配合斷然處置程序救援措施，能有效地將電廠系統維持在安全的狀況下，並維持爐心燃料被冷卻水覆蓋以防止燃料裸露，確保核三廠電廠的安全與完整性。

本報告案例分別由 TRACE、MAAP 以及 RELAP 進行模擬，TRACE 與 RELAP 程式應用於輕水式反應器熱水流暫態模擬，主要模擬燃料護套熔毀前電廠各組件細部熱水流行為；而 MAAP 程式多應用在嚴重事故模擬，與 TRACE、RELAP 等熱水流模擬程式最大差異在於其可持續模擬燃料護套破損後爐心熔毀及氫氣產生量的評估。由模擬結果進行差異比較可知，三者於重要參數諸如壓力、水位等之模擬數據皆有近似趨勢，而其中 RELAP 相比於 MAAP 及 TRACE 在爐心水位於破口高度時洩漏率計算上較為保守，但如電廠實際發生重大事故，其洩漏率所得之數據仍具參考價值；此外，由 CPU 計算時間觀之，此類案例 TRACE 及 RELAP 計算耗時時間相仿，而 MAAP 計算則相對較快，惟其運算速度是以代數套用動量守恆方程取得，故其模擬精度較低，但依案例不同，三種程式可進行互補，相互補足運算速度及模擬精度之需求。

4.1.2 地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究

本研究已發展在外部垂直地震加速度波下，純熱流及中子熱流耦合之多重沸騰通道分析模式並建立分析能力，本研究針對下列各種分析情境，探討多重沸騰通道系統在外部垂直加速度波下的非

線性振盪現象與特性。包含(1) 第一個分析情境:系統遭受外部垂直震動下,系統總流量仍維持固定;(2)第二個分析情境:外部垂直震動造成部分內部泵跳脫,系統總流量在外部震動期間,下降至某一較低流量值。(3)第三個分析情境:外部垂直震動造成飼水泵浦的震盪,進而形成系統總流量的週期性振盪。(4)第四個分析情境:外部垂直震動造成全部內部泵跳脫,造成系統處於自然循環狀態。此外,在實驗部分,本研究成功建立了平行通道絕熱雙相流震動實驗系統,並進行了相關水平震動實驗,獲得數據進行分析。綜合以上所有分析結果,本研究之主要結論如下:

- (1) 根據平行通道熱流系統之分析,外部垂直加速度對系統暫態的影響取決於:外加震動的強度、振幅大小、頻率、及系統初始狀態的穩定度。而系統暫態的影響與多重通道間彼此之交互作用有關。
- (2) 當平行通道系統具有較長的加熱通道長度或較大的出口流阻係數時,會對多重通道系統產生不穩定的作用。對於電廠正常運轉點,改變某一通道的入口流阻係數或進口次冷度,會讓通道間的功率流量比差異變大,導致更不穩定的通道交互作用,而引發系統不穩定。
- (3) 當外部震動頻率與系統自然頻率相同或相近時,會引發系統共振振盪,而共振振盪的強度和系統初始狀態的穩定度相關。目前 BWR 的正常運轉點在外加垂直震動的影響下,並不會誘發強烈的共振振盪。
- (4) 當運轉功率不變,若外部垂直震動若造成系統總流量的下降,會產生不穩定的效應。
- (5) 外部垂直震動若造成系統總流量的週期性振盪,會對於平行沸騰通道系統的暫態振盪產生影響:小幅度的總流量振盪,會與外部加速度波及系統的自然振盪相互作用,形成複雜的非線性振盪型態;而大幅度的總流量振盪,將會主導系統的暫態震盪行為。
- (6) 考慮自然對流中子熱流耦合平行沸騰通道,在遭受外部震動加速度時,平行沸騰通道的振盪頻率幾乎一致,平行通道彼此之間呈現同相之振盪型態。此外,外部震動對自然循環狀態下的影響會比強制循環狀態下的影響更劇烈。
- (7) 模擬 921 地震垂直震動加速度的影響發現,其對 BWR 的自然循環點與強制循環正常運轉點造成的振盪雖然非常雜亂,但其振幅侷限在一定的範圍,表示電廠的正常運轉點與自然循環點在遭受此地震波下仍相當安全。
- (8) 在平行通道絕熱雙相流震動實驗中發現,外部震動導致平均空泡分率的分佈位置與標準差改變,亦使空泡機率分佈 PDF 之值較為均勻化。然而在觀察震動時的動態空泡結果發現,不論在較高流量與較低流量的狀況下,震動皆可能導致空泡峰值或震幅降低,且在較高振動頻率時較為明顯。
- (9) 根據動態數據分析得知,外部震動會引發動態壓差的震盪,而動態壓差震盪會隨著震動頻率提升而更加顯著。此外,在兩側平行通道內的壓差並不同步,且存在一個震盪相位差,如此可能導致平行通道間彼此的流量震盪,進而可能引發雙相流不穩定狀態發生。

根據本研究目前的模擬測試結果顯示,BWR 在正常運轉點遭受到外部震動並不會誘發強烈的共振振盪;即使在 921 地震震動條件,對 BWR 的自然循環點與強制循環正常運轉點造成的振盪振幅仍侷限在一定的範圍內,表示電廠的正常運轉點與自然循環點在此地震波下仍相當安全。未來須針對各種操作條件之自然頻率分析,以確保電廠不致受到地震震動引發之共振振盪與不穩定現象。

4.1.3 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統

本研究建立一輕水式反應器嚴重事故辨識及事故舒緩決策輔助系統，用以輔助運轉員。今年度子計畫中，我們比較了各種特徵擷取與分類器的演算法，並建置未訓事件類別辨識演算法，使得核能電廠事故辨識系統的準確度提高，功能也更臻完善，除此之外延續 104 年度利用 Visual Basic 所建立的初步系統實現模型，新增了電廠訊號監控系統及舒緩決策系統，讓運轉員可以在發生事故當下，透過這套輔助系統，完整地執行事故排除流程。在今年計畫中，做完特徵萃取後，再對特徵值進行 feature reduction，經過交叉驗證後，辨識率可達到 88.39%，比起上年度增加了 6% 的辨識率，而且需要儲存的特徵數目從 26 降至 11，不但加強了辨識系統的效能，而且降低了需要的儲存空間。然而辨識系統發生辨識錯誤的事件，仍集中於冷卻水流失事故冷端破口與熱端破口這兩個事件類別，未來我們將會在 feature reduction 這方面尋找其他方法繼續嘗試，在特徵向量中找出真正有鑑別力的特徵進行辨識。

在結合 PRA 和電腦化程序書的這個面向，未來會再尋求操作員的意見，以求貼近實際需求。在特徵值選取方面，除納入跳機前訊號外，未來也將著手進行事件偵測相關演算法的研究，以取代目前以跳機為指標的作法。

4.1.4 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究

本計畫均依原規劃進度順利完成，包含在不同的注氫濃度下，反應器主冷卻水迴路下每個區域溶氫、溶氧及過氧化氫濃度的分析，以及組件電化學腐蝕電位的分佈，並完成額定功率下注氫效益之分析。也已進行啟動期間，計算不同功率下的輻射分解效應下，主循環水迴路之水化學變化，顯示出在低功率運轉下，爐水呈現出氧化性的環境，後續可評估出主冷卻水迴路各個區域的組件材料的電化學腐蝕電位。關於材料測試的部分，完成試棒的敏化處理，並進行在不同操作溫度下，在主循環迴路系統進行 316L SS 慢應變速率拉伸實驗。結果顯示在經過嚴重敏化處理的試棒在三個不同溫度下都出現了大量 IGSCC 和 TGSCC 的破裂特徵。

4.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進

雙相流 T 型管實驗環路組裝與試運轉皆已完成，現階段正在進行實驗數據之蒐集與分析。本研究主要將進行 T 型管與 Y 型管之實驗分析，並討論氣泡流時的流動特性與其物理現象，實驗條件設定氣體表象速度在 0.01 ~ 0.2 m/s 之間；液體表象速度在 0.3 ~ 2 m/s 之間，並使用電導度計來量測截面平均空泡分率，分析不同表象速度比的情況下氣水分離之趨勢。本實驗所獲得之實驗數據對 CFD 模擬在邊界條件的設定與模擬驗證比對亦有相當程度的幫助，此外實驗上除了所測得之空泡分率外，其結果尚須輔以高速攝影機進行交互驗證，以增加實驗價值與可信度。

4.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

4.2.1 氫氣擴散潛勢研究

本子項採用 MELCOR 2.1 程式精確建立核二廠 MARK III 型反應器圍阻體之模型，進行其在類福島事故條件下之全程模擬，計算嚴重事故後爐心熔毀所產生之氫氣量及產氫率。

(1) 第一階段先假設核二廠發生電廠全黑事故(SBO)，在不採取斷然處置措施，完全沒有任何注水及救援動作情況下，RPV 約在 400 分鐘會失效，這些氫氣分佈的數值並提供 FLACS 程式，作為起始輸入參數，進行更詳細的計算。

(2) 第二階段納入核二廠圍阻體噴灑模式的相關參數，進行不同水量及注水時機的靈敏度分析。

以 GOTHIC 程式模擬核二廠 MARK III 型圍阻體加裝被動式氫氣再結合器的評估方面，由於國外之 GOTHIC 評估研究，多與 MAAP 程式組合進行，為了方便比較分析結果，本研究在 GOTHIC 分析上，亦採用 MAAP5 程式作為氫氣產生率的計算工具。基於保守假設，在電廠全黑事故下，不採取斷然處置措施，而且假設所有補水系統完全失效，在事故發生後不進行任何補水動作，使事故後果更為嚴重來模擬類福島事故。

分析結果顯示，GOTHIC 程式預測在模擬時間 17,000 秒左右(嚴重事故發生後的 35,000 秒，約 9.7 小時)，底層的氫氣濃度峰值超過 4%，圍阻體會有燃燒現象，故整體而言，若假設嚴重事故發生，對爐心不進行任何補水動作，必須採取 PAR 等方法，在 9.7 小時內進行排除氫氣之手段。

根據 C. Serrano et al.[11]以 MAAP 4 計算 SBO 嚴重事故時，氫氣進入包封容器的平均速率最大值為 0.055 kg/s，放置 PAR 後其氫氣濃度不會超過燃燒下限。

綜合上述結果，假設核二廠發生電廠全黑事故(SBO)，可採用斷然處置措施，防止爐心熔毀，避免產生氫氣。考慮深度防禦，若以 MAAP 4 計算 SBO 嚴重事故的氫氣產生率，於 BWR MARK III 圍阻體內設置 53 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，以 FLACS 程式評估 PAR 效能，可將氫氣濃度抑制在燃燒範圍以下；若以 MELCOR 2.1 計算 SBO 嚴重事故的氫氣產生率，於 BWR MARK III 圍阻體內設置 424 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，亦可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下。至於 MAAP(目前最新版本為 5.03)與 MELCOR(目前最新版本為 2.1)何者較能準確模擬嚴重事故時的氫氣產生量，目前尚無定論，有待進一步探討。

4.2.2 主動式洩壓對圍阻體完整性及爐心燃料衝擊之研究

經過相關文獻彙整指出，FLACS 爆炸模擬軟體的評估結果與實驗數據呈現良好的一致性，故採用該軟體進行圍阻體完整性的評估應為適當。

評估結果顯示，氫氣於 5,810 秒被引燃時，因包封容器之氫氣濃度接近燃燒下限，故乾井內的氫氣未被引燃前，並未發生燃燒，僅為包封容器氫氣燃燒產生之熱膨脹；而當乾井內之氫氣被引燃後，乾井內則發生了氫氣燃燒。

若天車附近的氫氣在 6,310 秒被引燃，且於乾井內之氫氣被引燃後，包封容器內已有爆轟(Detonation)現象發生。天車附近的氫氣若在 7,310 秒後被引燃，則無論火焰是否將乾井內之氫氣引燃，包封容器均有爆轟現象發生。

綜合上述結果，假設核二廠發生電廠全黑事故(SBO)，可採用斷然處置措施，防止爐心熔毀，

避免產生氫氣；若不採取斷然處置措施，且不安裝 PAR 等除氫設備，由於使用交流電源的包封容器內易燃氣體控制系統(CGCS)無法動作，而導致類似福島事件時，以 FLACS 程式評估上述事故，結果顯示：包封容器與乾井均可能發生爆轟現象。

4.2.3 圍阻體過濾及排氣深度分析

由於設置 FCVS 的目的在於降低圍阻體壓力，並非消除氫氣，因此正如預期：FCVS 之氫氣處理效果並不明顯。在模擬時間 6,700 秒前，雖然設置 FCVS 與未設置時相比較，可減少 10%之氫氣濃度，但濃度最高仍可達 22%。在 6,700 秒後，氫氣濃度雖然逐漸下降，但至模擬時間 40,000 秒時，氫氣濃度仍可達 5%，至 41,300 秒後才可降至 4%以下。

綜合分項計畫二的研究成果，假設核二廠發生電廠全黑事故(SBO)，可採用斷然處置措施，防止爐心熔毀，避免產生氫氣。考慮深度防禦，若以 MAAP 4 計算 SBO 嚴重事故的氫氣產生率，於 BWR MARK III 圍阻體內設置 53 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，可將氫氣濃度抑制在燃燒範圍以下；若以 MELCOR 2.1 計算 SBO 嚴重事故的氫氣產生率，於 BWR MARK III 圍阻體內設置 424 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，亦可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下。至於 MAAP(目前最新版本為 5.03)與 MELCOR (目前最新版本為 2.1)何者較能準確模擬嚴重事故時的氫氣產生量，目前尚無定論，有待進一步探討。

4.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

目前共完成 1 篇國際 SCI 期刊論文與 2 篇國際 EI 期刊論文、2 篇研討會論文、6 篇技術報告，成果豐碩。其計劃期間共培育 4 位博士生與 2 位碩士生以及 1 位研究助理，為國內核能產業提供優秀人力以及高級研究人才。

本計畫已完成之 TRACE、CFD、FRAPCON、FRAPTRAN、MAAP 與 MELCOR 的核二廠分析模式，可在方法論建立後，直接應用於其它暫態的分析及作為其他核電廠的模式建立之參考，不論是以管制層面探討燃料池救援措施之可行性，或者以學術層面探討嚴重事故之現象，都可以直街的應用。TRACE 以及 CFD 分析結果可提供熱水流計算給電廠，加強事故下救援措施之時間餘裕判定，以及護套溫度之預測，TRACE 分析結果顯示燃料池在全爐退出的保守情形下，水位會在第四天因為失去冷卻循環而下降至燃料頂端，故此時電廠有充足時間修復設備或者尋找替代電源及水源。

在熱水流分析完成後，透過與 FRAPTRAN 護套完整性分析結合，可以分析注水救援措施對於燃料護套之安全性是否有影響，更加提升救援措施之安全性。MELCOR 及 MAAP 程式可提供在嚴重事故下燃料池之氫氣產生及放射產物釋出等計算，若真有此極端現象發生，也可以提前做出應變。本計畫於再臨界分析部分使用 SCALE 6.1 進行核二廠用過燃料池臨界分析，建立了用過燃料池臨界分析模式。根據計算結果，其 k_{eff} 遠小於 NUREG-0800 中所建議之 0.95 安全接受準則。

用過燃料池為核電廠運轉之重要設施，在電廠除役後依然扮演重要角色，故其安全性也是非常重要之議題。未來透過程式之間的整合，多方面進行用過燃料池的安全分析整合，以各程式之間的互補性，使用過燃料的貯存更加安全。目前已完成四年期目標之核一及核二廠的用過燃料池安全分

析，故接下來會以分析核三廠燃料池為目標，將已經完成的分析方法擴展至其他電廠燃料池。

4.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作

培養國內人才方面

子計畫 4-1：培養碩士級專任助理王瑞渝獲美國北卡羅來納大學核工系博士班全額獎學金。有一位英國 Liverpool 大學雙聯博士生 Uchenna Oparaji 參與子計畫，專長為靈敏度與風險分析，有利國內學生跨領域國際合作交流。

子計畫 4-2：培養一位在學的博士生與四位在學的碩士生，其中博士生莊天睿赴美國普度大學進行國際合作交流，並完成一篇國外期刊論文。

子計畫 4-3：本年度計畫中共培育了 2 位博士生、8 位碩士生、4 位學士專題生。

子計畫 4-4：培養兩位在學碩士生，其中碩士生王予柔獲得教育部學海逐夢獎學金及本系核工所國際交流獎學金赴美國麻省理工學院(MIT)進行國際交流，碩士生張宇祐於 11 月時赴美國參加 2016 冬季會議暨博覽會進行壁報論文競賽。

核能安全助益方面

子計畫 4-1：架構爐心物理節點計算程式作為未來進一步與熱流計算耦合的基礎。可作為爐心安全設計的工具。

子計畫 4-2：利用環形管雙相流實驗之數據量測與實驗觀察，可以了解雙相汽泡流之流動與移熱特性，亦能校驗 CFD 雙相沸騰模式。此一校驗過的雙相沸騰模式，能有信心地應用於核能安全之分析上，對安全分析有很大的助益。

子計畫 4-3：

- (1) 爐心材料：碳化矽被認為是相當具有潛力發展於核融合反應器第一面牆(First Wall)的材料，因此藉由探討不同類型之碳化矽材料於各種輻照環境下的變化，並利用顯微鏡觀察其微結構，所得數據可做為未來電廠評估爐心材料之參考資料。
- (2) 熱交換管材料：藉由探討 Inconel 625、Hastelloy C4 與 HR-224 合金於不同氛圍下的氧化情形及 Inconel 617、Incoloy 800H 兩種合金與 304L 經異種銲接後熱影響區的變化，有利於未來材料上的選用，並針對選用材料的銲接處理進行修正與建立未來 VHTR 現場管件接合的技術。
- (3) 燃料護套材料：現今核電廠中，多半以鈳合金作為反應器中的燃料護套，因此合金在不同氣氛下的氧化行為與破壞機制可以有助於分析在意外事故情況下，護套材料可以承受的時間，以維護核能安全。

子計畫 4-4：以高溫熔融物質淬冷的實驗量測及觀察，以了解當燃料棒熔毀後，其熔融物質落於反應爐穴中殘餘冷卻水的多相流現象，並期望以此研究提供緩解高溫熔融物質於殘餘冷卻水中熔穿反應爐之策略。

4.4.1 前瞻中子物理安全技術

本研究透過混合式格林節點法與粗網格差分法做為理論基礎，推導求解二維中子擴散方程式。

在直角坐標矩形節點的推導中，空間上使用 Legendre 多項式展開中子通率項及射源項，然後利用介面上物理性質的連續/不連續性將相鄰的節點關聯在一起，推導出矩陣。建立了計算算則之後，利用 C 語言將理論實際上轉化成程式。透過一系列的驗證後確認了程式的準確性。

於改善中子截面產生方式上，使用全爐心截面產生模式結果可知，MOX 燃料截面比 UOX 燃料截面影響更為巨大，因此在 MOX 燃料截面處理時須更為注意。而使用超晶格截面產生模型的結果最佳，其不單只考慮四週均為反射邊界條件的單一燃料束模型，並試圖在產生截面的同時加入所處環境的影響，其中考慮的環境包括：主要燃料區域的 UOX、MOX 燃料相鄰擺放時的交互影響，與爐心邊緣之 UOX、MOX 燃料與反射體之影響等數種情況，對應產生更為正確之截面，使結果的誤差大幅地降低。雖然對於爐心截面產生方式做了種種改善，而誤差已縮小許多，但真實爐心的複雜的程度遠大於本研究之簡易爐心案例，因此於真實爐心之模擬上尚無法確實的配置如此準確，對此未來尚需一套更有效的截面產生的方法。

在成功的建立直角坐標多群節點擴散法初階程式後，對於程式的運作還有背後的中子物理理論有了更深的了解。接著基於先前的經驗，進一步完成了六角形燃料組件的爐心節點初階計算程式，在推導的過程中，六角形節點方程式經過橫向積分後會產生非物理項，本研究採用 Fitzpatrick 的方法，首先忽略這些非物理項，然後再透過嚴謹的中子平衡方程式來進行修正。六角形節點程式也經過了驗證與比較，確保其準確性。

未來建議

從六角形程式的比較與驗證中，我們發現使用 Conformal Mapping 的程式可以達到更高的準確度，未來建議可以從這方面著手，進一步改良我們的程式。此外，本研究所完成的程式皆為二維，將來應該推廣到三維，以可以得到更廣泛的應用。

4.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析

在實驗條件的規劃方面，主要是參考國際重要文獻之實驗經驗與成果，進氣端的流量範圍設定為 1.5 L/min 至 15 L/min，進水端的範圍設定為 15 L/min 至 115 L/min。由於設計的參數條件呈現出的為氣泡流，故可觀察到氣泡合併和破裂之情形。由於今年主要是將實驗環路建置完成，並進行初步測試，後續的研究所量測到的數據將會輔以攝影方式協助觀察實驗的正確性。

研究初期會先以較低流速進行，後續的工作則會依據不同的流譜所對應之氣體和液體速度來做測試。今年度主要是將實驗環路建立完成，並進行初步運轉測試。後續研究將會以高速攝影機的方式輔助，並將執行 CFD 程式計算之詳細驗證，以探討既有之雙相流模式適用性。本實驗利用 Double sensor probe 輔以攝影協助測量環形管內氣泡的空泡分率、尺寸、速度，並計算出 local interfacial area concentration、Sauter mean diameter 等重要參數，所獲得之實驗數據除了可以更加瞭解管內氣泡流動之真實情況外，對 CFD 模擬在邊界條件的設定與模擬驗證比對亦有相當程度的幫助。以下幾點為 CFD 計算分析之結論。

- (1) 目前現有的 CFD 數值模型可以粗略地預測兩種氣泡流的流場，壁面集中(wall peak)以及中心集中(Central peak)。
- (2) 在流場分佈為壁面集中的條件下。CFD 可以重現壁面集中的情形，並可找出最佳化的網格。在最佳化的網格中，CFD 預測分佈因子(distribution parameter, C_0)為 0.92，符合壁面集中的情況。但在 CFD 的預測中，空泡分率最大值皆發生在非常貼近壁面的區域。此預測違反了壁面潤滑力模型(Wall lubrication force model)中，假設氣泡與壁面中有一層 (sublayer)阻止氣泡貼近壁面。這方面還需要針對壁面潤滑力模型來進行測試分析。但大致上，CFD 可以重現壁面集中的情況。
- (3) 在中心集中的條件下， C_0 為 1.02，接近於平均分布。雖為中心集中之圖形，但與理想之分佈因

子仍有一點差距。

綜合而言，目前現有 CFD 模型可以粗略地重現實驗情況。但細部的情況，還需要針對介面作用力模型做進一步的研究，將於後續研究配合實驗將進行完整性分析計算。

4.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析

4.4.3.1 「爐心材料」結論與建議:

結論

- (1) SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽複合材料在單射束矽離子輻照 20dpa, 1200 °C 下有觀察到和單晶材料內相同之黑點缺陷和平面缺陷。然而，未觀察到單晶材料內可觀察到之空孔(void)。回顧過去文獻，比較 CVD 多晶碳化矽、CVI 多晶碳化矽材料與 Hi-Nicalon Types 纖維於本論文相符劑量下之空孔密度，可觀察到晶粒尺寸越小(晶界面積越大)在高溫情況下有抑制空孔生成的趨勢。
- (2) 單晶碳化矽與 SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽複合材料在單射束氬離子入射濃度 45000appm 下，於 1000 °C 與 1200 °C 下輻照後藉由統計 TEM 影像圖中之氣泡大小與密度，可發現於 1200 °C，碳化矽複合材料平均尺寸為 3.3nm 略小於單晶碳化矽之 4.5nm，且於兩種溫度下，可統計出碳化矽複合材料之氣泡密度較單晶碳化矽皆小了一個數量級。因此，由氣泡密度與尺寸之差異，可明顯看出晶界對於抑制氬氣泡的影響。

未來建議

- (1) SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽複合材料在高溫下離子輻照，主要觀察的為空泡缺陷，並利用單晶結果與多晶結果相比，全纖維複合材料在單射束氬、矽離子之輻照結果中空泡密度皆小一個數量級，可知晶界確實在高溫情況下有抗輻照引致空泡生成之功效，但未能有定量之成果，預估晶界面積與抗氣泡之關係為何，因此未來可往理論計算方面研究，探討點缺陷與核轉化物擴散情形，與晶界面積之分散作用，發展定量晶界尺寸抑制空泡的程度。
- (2) 清華大學加速器組之串級式加速器(9SDH)，用於重離子佈值，探討輻射損傷時多需仰賴 9SDH 佈值重離子方便達到損傷劑量，但 9SDH 重離子佈值設備中的 90 度磁鐵，其電源供應器中的溫度補償二極體損壞，但為軍規用品並未能在市面買到，因此使 90 度磁鐵不穩，使串級式加速器可使用的 beam time 降低，雖有解決辦法，但因需花不少經費，故過去一直無法進行維修，若未來計畫有必要用到 9SDH 的實驗時，計畫應當有更多補助用於維修保養此設備。注：由於缺少經費及人力資源，清華大學加速器組之串級式加速器(9SDH) 90 度磁鐵的問題在本年度仍未得到解決，故此條建議與 104 年度一致。

4.4.3.2 「熱交換管材料」結論與建議:

結論

- (1) 在所有條件下 Inconel 625、Hastelloy C4 的表面形成連續氧化鉻層作為主要保護層，合金內部則出現少部分的氧化鋁內氧化。
- (2) HR-224 在不含水環境下以氧化鋁為主要保護層。然而在含水環境中，不連續的鉻鈦氧化物出現於氧化鋁層上方，形成雙層結構。
- (3) 水氣對於 Inconel 625、Hastelloy C4、HR-224 的腐蝕抑制均有不良的效果，Inconel 625、Hastelloy C4 在含水氣環境下增重增加，而 HR-224 則在水氣環境下出現剝落情形。
- (4) 在本研究的選定條件下，Inconel 625、Hastelloy C4 在所有氧化條件下均有較佳之抗腐蝕表現，HR-224 則不適宜在含水氣的高溫環境中作為結構材料使用。
- (5) 比較氧化動力學可知，HAZ 區的氧化速率皆快於 SUB 區，顯示合金經銲接後產生的熱影響區，會有較快的氧化速率的值。

- (6) Inconel 617 氧化後，外層氧化層可能為 NiCr_2O_4 及 Cr_2O_3 的混合相，內層主要是 Cr_2O_3 ，Incoloy 800H 經氧化後外氧化層則是 FeCr_2O_4 及內層的 Cr_2O_3 層

未來建議

- (1) 由於反應器在運轉與停機中會有多次升降溫，可進行多次氧化循環之實驗，確定多次循環對於合金之影響。並可做更長時間之腐蝕實驗，確認長時間下各合金的表現是否與短時間有差異。

4.4.3.3 「先進材料應用於燃料護套的研究與評估」結論與建議:

結論

- (1) 成功以鍍膜方式有效降低高溫腐蝕環境下燃料護套的氧化速率。

以 Ralph Meyer 發表的 Loss of coolant accident(LOCA)的準則

- Equivalent cladding reacted(ECR)在總氧化不超過 17%。
- 總時間少於 2700 秒。
- 最高溫度低於華氏 2200 度。

透過鍍膜方式可成功延長鈾-4 合金到達 17ECR% 的時間，在純水氣環境中，CrN 薄膜可延長時間至 1.17 倍，高商合金薄膜則無明顯效果呈約一倍；而在乾空氣中則最為明顯，CrN 薄膜延長時間至 3.47 倍，高商合金也延長氧化至 17ECR% 的時間到 2.04 倍。

- (2) 假使意外事故情況下，有空氣滲入在高溫下與鈾-4 燃料護套反應，其鈾-4 燃料護套氧化速率是與水氣環境反應的數倍，且釋放大量的反應熱，容易導致嚴重塑性變形。透過鍍膜保護方法能有效延緩氧化氣氛擴散進入鈾-4 基材。然而，在鈾水反應： $\text{Zr} + 2\text{H}_2\text{O} = \text{ZrO}_2 + 2\text{H}_2$ ，過程中釋放氫氣外，加上氫脆效應等，導致薄膜破裂、剝落，大幅降低其保護效果使之氧化速率接近未鍍膜之試片。
- (3) 將超聲波與中子繞射的測量結果結合，發現超聲波的平均波速曲線，與中子繞射在 Longitudinal 方向上自算的殘餘應力曲線互相吻合，且兩者都證明熱處理與機械震盪能夠有效消除殘餘應力。
- (4) 藉由兩種非破壞性檢測，本計畫已成功進行超聲波與中子繞射的應力框量測，並建立一個測量殘餘應力的流程，未來有助於改善使用於核電廠的大型鑄件之安全性。
- (5) 本計畫與澳洲中子繞射 ANSTO 合作測量灰鑄鐵應變框，並與國內金屬中心的超聲波量測結果進行比對，為未來進行中子繞射殘餘應力分析的合作搭起一座橋樑。

未來建議

- (1) 之後將探討薄膜所受應力與試片氧化程度之關係，找出在氧化程度上升至多少時會對薄膜造成嚴重的破壞而導致氧化速率急遽上升。將透過 XRD 量測其殘餘應力，但因試片變形嚴重可能影響 XRD 機台校正時的誤差，因此也需將其他應力量測方式納入考量，找出最適當的量測方法。
- (2) 由於高商合金薄膜製程較不易，鍍膜品質與參數有待改善以減少部分區域因製程因素所導致局部腐蝕嚴重現象。
- (3) 由於水氣與空氣所造成影響不同，因此因透過改變空氣與水氣之比例，探討其不同分壓對於燃料護套腐蝕速率之影響。
- (4) 將學生送至南部學習超聲波設備使用與量測，培養超聲波量測技術人才。
- (5) 分析不同種鋼材的殘餘應力情形，尋找更能消除殘餘應力的處理方法。

4.4.4 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究

本研究以實驗的方式探討高溫熔融物質在去離子水中的淬冷現象，以模擬反應爐發生爐心熔毀

熔融物質掉落至爐心底部之殘餘冷卻水之淬冷現象，本研究以攝影機觀察高溫(1100°C)熔融銅於常壓不同溫度的淬冷槽內的物理現象。由研究的結果可以得到以下的結論：

- (1) 由高速攝影機取得不同冷卻水之淬冷情況，在去離子水中氣液介面的蒸氣膜較為完整且平滑，而在海水中的氣液介面的蒸氣膜層較為不完整且有很多明顯波紋。後者可能是赫爾霍茲不穩定性與氣液介面的離子分佈相互作用的結果。
- (2) 由實驗拍攝的影像觀察並分析，熔體前緣在天然海水中的落下速度快於在去離子水中，推測因在海水蒸汽泡不易結合成大蒸汽泡或蒸氣膜，故所受到的阻力較小。
- (3) 由實驗拍攝的影像觀察並分析，熔體前緣於不同次冷度的海水中；次冷度越低，其熔體前緣速度落下越慢，推測因水溫越高，蒸汽膜越厚，熔體前緣所受到的阻力即越大。
- (4) 觀察熔體淬冷結束後的表面情況，可發現水溫越高，落下的高溫熔融銅液被膜沸騰包覆的時間就會越久，其就有足夠的時間讓熔融銅液形成較為光滑的表面，其碎片也會形成類似球狀。

本研究可能是國內首次研究高溫熔融體於冷卻水中的淬冷現象，期間碰到許多的挑戰，研究的經驗產生下列的建議：

- (1) 因各類不鏽鋼加熱管件加熱到 1100 度以上均會產生嚴重的氧化，導致其表面氧化層會不斷剝落，同時在清理殘餘銅渣時會影響不銹鋼物件，使下次實驗產生誤差。同時剝落的不鏽鋼氧化層落於高溫爐內，對其也是一種損害，未來將尋找合適的加熱管件材料。
- (2) 目前模擬熔融物質所使用的金屬為銅，而初步判斷因銅的黏度較大，故從影像中難以觀察到有銅顆粒從熔融流體撥離出來，故未來的研究需再尋找更合適的模擬物質。
- (3) 目前的作動方式對於加熱管件有逐步損害的趨勢，未來將改善實驗作動方式，使高溫熔融物質落下的方式能更為精準。
- (4) 為確保爐心熔融物不再熔穿爐穴下方地基，未來將於冷卻水槽裝設一冷卻系統以利熱移除。

參考文獻

總計畫

1. 行政院原子能委員會，104 年核能技術及後端處置之安全強化研究-整體計劃書。
<http://117.56.91.94/KMPublic/readdocument.aspx?documentId=236971>)
2. 行政院原子能委員會，104 年核能技術及後端處置之安全強化研究期末報告。

5.1 輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發

5.1.1 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究

1. 台灣電力公司，“機組斷然處置程序指引”，程序書編號 1451，民國 102 年 10 月 7 日。
2. 台灣台電公司，「核能電廠機組斷然處置程序」指引(壓水式電廠)，修訂 5 版，106 年 09 月 12 日。
3. Hao-Tzu Lin, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih, 2012, “The development of Lungmen ABWR TRACE safety analysis model”, Applied Mechanics and Materials, Vols. 121-126 (2012) pp 4461-4465.
4. Taiwan Power Company, “Final Safety Analysis Report- Lungmen Nuclear Power Station Units 1&2.”
5. RELAP5 Code Development Team, “RELAP5 Code Manual,” INEEL-EXT-98-00834, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 1998.
6. MAAP 5 Code Manual,” Version 0.0 , Fauske and Associates Inc., 2008
7. Taiwan Power Company: Lungmen nuclear power plant ultimate response guideline, No. 1451, 2014.
8. Liang, K.S.; Chiang, S.C.; Hsu, Y.F.; Young, H.J.; Pei, B.S.; Wang, L.C.: The ultimate emergency measures to secure a NPP under an accidental condition with no designed power or water supply, Nuclear Engineering and Design, Vol. 253, pp. 259-268, 2012.
9. Liu, K.H.; Hwang, S.L.: Human performance evaluation: The procedures of ultimate response guideline for nuclear power plants, Nuclear Engineering and Design, Vol. 253, pp. 259-268, 2012.
10. U.S. NRC: TRACE V5.840 user’s manual, 2014.
11. U.S. NRC: TRACE V5.0 assessment manual, 2010.
12. Mascari, F.; Vella, G.; Woods, B.G.; Welter, K.; Pottorf, J.; Young, E.; Adorni, M.; D’auria, F.: Sensitivity analysis of the MASLWR helical coil steam generator using TRACE, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp.1137-1144, 2011.
13. Freixa, J.; Manera, A.: Verification of a TRACE EPRTM model on the basis of a scaling calculation of an SBLOCA ROSA test, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp. 888-896, 2011.
14. Nikitin, K.; Manera, A.: Analysis of an ADS spurious opening event at a BWR/6 by means of the TRACE code, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp. 2240-2247, 2011.
15. Berar, O.A.; Prošek, A.; Mavko, B.: RELAP5 and TRACE assessment of the Achilles natural reflood experiment, Nuclear Engineering and Design, Vol. 261, pp. 306-316, 2013.
16. Gajev, I.; Ma, W.; Kozłowski, T.: Sensitivity analysis of input uncertain parameters on BWR stability using TRACE/PARCS, Annals of Nuclear Energy, Vol. 67, pp. 49-58, 2014.
17. Jimenez, G.; Queral, C.; Rebollo-Mena, M.J.; Martinez-Murillo, J.C.; Lopez-Alonso, E.: Analysis of the operator action and the single failure criteria in a SGTR sequence using best estimate assumptions with TRACE 5.0, Annals of Nuclear Energy, Vol. 58, pp. 161-177, 2013.
18. Montero-Mayorga, J.; Queral, C.; Gonzalez-Cadelo, J.: Effects of delayed RCP trip during SBLOCA in PWR, Annals of Nuclear Energy, Vol. 63, pp. 107-125, 2014.
19. Geelhood, K.J.; Luscher, W.G.; Beyer, C.E.; Cuta, J.M.: FRAPTRAN 1.4: a computer code for the transient analysis of oxide fuel rods, NUREG/CR-7023, Vol. 1, 2011.
20. Taiwan Power Company: Final Safety Analysis Report for Lungmen Nuclear Power Station Units 1&2 (FSAR), 2007.
21. Wang, J.R.; Lin, H.T.; Cheng, Y.H.; Wang, W.C.; Shih, C.: TRACE modeling and its verification using Maanshan PWR start-up tests, Annals of Nuclear Energy, Vol. 36, pp. 527-536, 2009.

22. Chen, C.H.; Wang, J.R.; Lin, H.T.; Shih, C.: ATWS analysis for Maanshan PWR using TRACE/SNAP code, *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 72, pp. 1-10, 2014.
23. Lin, H.T.; Wang, J.R.; Shih, C.: The development and assessment of TRACE model for Lungmen ABWR, *Kerntechnik*, Vol. 76, pp. 205-215, 2011.
24. Lin, H.T.; Wang, J.R.; Chen H.C.; Shih, C.: The development and assessment of TRACE/PARCS model for Lungmen ABWR, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 273, pp. 241-250, 2014.
25. Kao, L.S.; Wang, J.R.; Yuann R.Y.; Tung, W.H.; Jing, J.A.; Lin, C.T.: Parallel calculations and verifications of limiting transient analyses for Lungmen nuclear power plant, INER report, INER-A1609R, Institute of Nuclear Energy Research Atomic Energy Council, R.O.C., 2008.
26. Taiwan Power Company: Lungmen nuclear power station startup test procedure- one RIP trip test, STP-28A-HP, 2008.
27. Taiwan Power Company: Lungmen nuclear power station startup test procedure- reactor full isolation, STP-32-HP, 2008.
28. Wang, J.R.; Feng, T.S.; Lin, H.T.; Shih, C.: Analysis of loss of feedwater heater transients for Lungmen ABWR by TRACE/PARCS, NUREG report, NUREG/IA-0429, 2013.
29. 台灣電力公司, “進步型沸水式反應器(ABWR)訓練教材。”
30. RELAP5/MOD3.3 CODE MANUAL VOLUME II: APPENDIX A INPUT REQUIREMENTS Nuclear Systems Analysis Operations
31. General Electric Company, “Reactor Weights and Volumes Design Requirements- Equipment Requirements Specification,” 31113-0A51-6006, 2003.

5.1.2 地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究

1. Y. N. Lin, J. D. Lee and C. Pan, “Nonlinear dynamics of a nuclear-coupled boiling channel with forced flows,” *Nucl. Eng. Des.* 179, pp. 31-49, 1998.
2. M. Hirano and T. Tamakoshi, “An analytical study on excitation of nuclear-coupled thermal hydraulic instability due to seismically induced resonance in BWR,” *Nuclear Engineering and Design*, 162, pp. 307–315, 1996.
3. Satou, T. Watanabe, Y. Maruyama and H. Nakamura, “Neutron-Coupled Thermal Hydraulic Calculation of BWR under Seismic Acceleration,” *Progress in Nuclear Science and Technology*, Vol. 2, pp.120-124, 2011.
4. T. Watanabe, “On the numerical approach for simulating reactor thermal hydraulics under seismic conditions,” *Annals of Nuclear Energy* 49, pp. 200–206, 2012.
5. Misawa, T., Yoshida, H., Takase, K., 2012. Development of an analytical method on water-vapor boiling two-phase flow characteristics in BWR fuel assemblies under earthquake condition, in: Mesquita, A. (Ed.), *Nuclear Reactors*. InTech, pp.157-174.
6. USGS, 2014. Earthquake facts. <http://earthquake.usgs.gov/learn/facts.php>.
7. Uehiro, M., Rao, Y. F., Fukuda, K., 1996. Linear stability analysis on instabilities of in-phase and out-of-phase modes in boiling water reactors. *J. Nucl. Sci. Technol.* 33, 628-635.
8. Lee, J. D., Pan, C., 1999. Dynamics of multiple parallel boiling channel systems with forced flows. *Nucl. Eng. Des.* 192, 31-44.
9. Lee, J. D., Pan, C., 2005. Dynamic Analysis of Multiple Nuclear-Coupled Boiling Channels Based on a Multi-Point Reactor Model. *Nucl. Eng. Des.* 235, 2358-2374.
10. J. D., Lee*, S. W., Chen and C., Pan, “The effect of external vertical acceleration on the dynamic behaviors of a single nuclear-coupled boiling channel,” *Nuclear Energy and Design*, Vol. 301, pp. 264–278, 2016. (SCI, EI)
11. Kahaner, C. Moler and S. Nash, “Numerical Methods and Software, Prentice Hall,” 1989.
12. Taiwan Power Company, “Preliminary safety analysis report. Lungmen Nuclear Power Station Units 1 & 2,” Taipei, Taiwan, 1997.

13. Chen, S.W., Hibiki, T., Ishii, M., Mori, M., Watanabe, F., 2010, "Experimental investigation of vibration effects on subcooled boiling two-phase flow in an annulus", 7th International Conference on Multiphase Flow, ICMF 2010, Tampa, Florida, USA, May 30-June 4, 2010.
14. Earthquake Lab, 2004, "Introduction to earthquake waves", <http://www.eq.ccu.edu.tw/~ccusgm/seismography.htm>.
15. Fukuda, K. and Kobori, T., 1979, "Classification of Two-Phase Flow Instability by Density Wave Oscillation Model," J. Nucl. Sci. Technol. 16, 95.
16. Hong, S. S., Institute of Environment and Resource, 2006, <http://www.ier.org.tw/html/newsletter/6/nl6-6.htm>.
17. IAEA, 2011, "Fukushima nuclear accident update log", <http://www.iaea.org/>.
18. Ministry of Energy, Mines and Petroleum Resources, "How big are earthquakes?", 2006.
19. NRC, 2011, "North Anna earthquake summary", <http://www.nrc.gov/about-nrc/emerg-preparedness/virginia-quake-info/va-quake-summary.pdf>
20. TEPCO, 2011, "Press release (Apr 01, 2011): The record of the earthquake intensity observed at Fukushima Daiichi nuclear power station and Fukushima Daini nuclear power station (interim report)", <http://www.tepco.co.jp/en/press/corp-com/release/11040103-e.html>.

5.1.3 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統

1. E. B. Bartlett and R. E. Uhrig, "Nuclear power plant status diagnostics using an artificial neural network," *Nucl. Technol.*, vol. 97, pp. 272-281, 1992.
2. Y. Ohga and H. Seki, "Abnormal event identification in nuclear power plants using a neural network and knowledge processing," *Nucl. Technol.*, vol. 101, pp. 159-167, 1993.
3. Y. Bartal, J. Lin, and R. E. Uhrig, "Nuclear power plant transient diagnostics using artificial neural networks that allow 'don't-know' classifications," *Nucl. Technol.*, vol. 110, pp. 436-449, 1995.
4. D. Roverso, "Soft computing tools for transient classification," *Inform. Sciences*, vol. 127, pp. 137-156, 2000.
5. 張鴻仁, 「使用圖樣比對法進行核能電廠暫態辨識」, 國立清華大學, 碩士論文, 2010
6. R. E. Uhrig, J. W. Hines, "Computational intelligence in nuclear engineering," *Nucl. Eng. Technol.*, vol. 37, pp. 127-138, 2005.
7. M. G. Na, S. H. Shin, S. M. Lee, D. W. Jung, S. P. Kim, J. H. Jeong and B. C. Lee, "Prediction of major transient scenarios for severe accidents of nuclear power plants," *IEEE Trans. Nucl. Sci.*, vol. 51, pp. 313-321, 2014.
8. I. K. Attieh, A. V. Gribok, J. W. Hines, and R. E. Uhrig, "Pattern recognition techniques for transient detection to enhance nuclear reactor's operational safety," *D. Nuclear Eng, U. Tennessee, Knoxville*, 1996.
9. 「沸水式核能電廠」, 台灣電力公司第二核能發電廠, 1979。
10. 「核能發電訓練基本教材-壓水式反應器系統介紹」, 台灣電力公司第三核能發電廠, 1983。
11. R. O. Duda, P. E. Hart, D. G. Stork, "Pattern Classification," 2nd, Edition, Wiley-Interscience, 2001.
12. M. M. Deza, E. Deza, "Encyclopedia of distances," Springer Berlin Heidelberg, 2009.
13. V. N. Vapnik, 1998, "Statistical Learning Theory," Wiley, New York.
14. J. Han, M. Kamber, J. Pei. "Data mining: concepts and techniques," Elsevier, 2011.

15. G. Upton and I. Cook, "Understanding statistics," Oxford University Press, 1996.
16. Donald F. Specht, "Probabilistic Neural Networks," *Neural Networks*, vol. 3, pp. 109-118, 1990.
17. S. Theodoridis, K. Koutroumbas, "Pattern Recognition," 4th edition., Elsevier Publishers, 2009.
18. De Veaux and D. Richard, "Stats: data and models," Pearson Canada, 2014.
19. E. Parzen, "On estimation of a probability density function and mode," *The annals of math. statistics*, vol. 33, pp. 1065-1076, 1962.
20. B. W. Silverman, "Density estimation for statistics and data analysis," vol. 26., CRC press, 1986.
21. P. Baraldi, N. Pedroni, and E. Zio, "Application of a niched Pareto genetic algorithm for selecting features for nuclear transients classification," *Int. J. Intell. Syst.*, vol. 24, pp. 118-151, 2009.
22. L. M. Bruce, C. H. Koger, and J. Li, "Dimensionality reduction of hyperspectral data using discrete wavelet transform feature extraction," *IEEE Trans. Geosci. Remote Sens.*, vol. 40, pp. 2331-2338, 2002.

5.1.4 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究

1. N. Totsuka and Z. Szklarska-Smialowska, "Effect of electrode potential on the hydrogen-induced IGSCC of Alloy 600 in an aqueous solution at 350C," *Corrosion*, vol. 43, pp. 734, 1987.
2. G. Furutani, N. Nakajima, T. Konishia, and M. Kodama, "Stress corrosion cracking on irradiated 316 stainless steel," *Journal of Nuclear Materials*, vol. 288, pp. 179, 2001.
3. S. Murai, K. Kinoshita, et al., "Hydrogen Water Chemistry Test in ABWR," 7th International Conference on Nuclear Engineering, Tokyo, Japan, April 19-23, 1999.
4. T.K. Yeh and M.Y Wang, "The Impact of Power Coastdown Operations on the Water Chemistry and Corrosion in Boiling Water Reactors," *Nuclear Science and Engineering*, v. 165, p. 210-223 (2010).
5. M.Y Wang, T.K. Yeh, F. Chu, and C. Chang, "Predicted Impact of Core Flow Rate on the Corrosion Mitigation Effectiveness of Hydrogen Water Chemistry for Kuosheng Boiling Water Reactor," *Nuclear Engineering and Design*, v. 239, p. 781-789 (2009).
6. T.K. Yeh and M.Y Wang, "The Impact of Core Flow Rate on the Hydrogen Water Chemistry Efficiency in Boiling Water Reactors," *Nuclear Science and Engineering*, v. 161, p. 235-244 (2009).
7. M.Y Wang, T.K. Yeh, and F. Chu, "Predicted Impact of Power Uprate on the Water Chemistry of Kuosheng Boiling Water Reactor," *Nuclear Engineering and Design*, v. 238, p. 2746-2753 (2008).
8. M.Y Wang and T.K. Yeh, "The Impact of Power Uprate on the Water Chemistry in the Primary Coolant Circuit of a Boiling Water Reactor under a Fixed Core Flow Rate," *Journal of Nuclear Science and Technology*, v. 45, p. 802-811 (2008).
9. T.K. Yeh and M.Y Wang, "The Impact of Power Uprate on the Corrosion Mitigation Effectiveness of Hydrogen Water Chemistry in Boiling Water Reactors," *Nuclear Science and Engineering*, v. 160, p. 98-107 (2008).
10. N. ICHIKAWA et al., "Precise Evaluation of Corrosion Environments of Structural Materials under Complex Water Flow Condition (I)," *J. Nuclear Science and Technology*, vol. 40, p. 583 (2003).
11. N. ICHIKAWA et al., "Precise Evaluation of Corrosion Environments of Structural Materials under Complex Water Flow Condition(II)," *J. Nuclear Science and Technology*, vol. 40, p. 941(2003).

12. Balachov et al., "Prediction of Materials Damage History From Stress Corrosion Cracking in boiling Water Reactors," J. Pressure Vessel Technology, vol. 122, p. 45 (2000).
13. D. D. Macdonald et al., "Electrochemistry of Water-Cooled Nuclear ReactorsP," Nuclear Energy Education Research Final Technical Progress Report, (2006).
14. S. E. Garcia, et al., "Effect of Hydrazine, Carbohydrazide and Hydrogen Injection on Noble Metal Treated Stainless Steel ECP and IGSCC Mitigation During BWR Startups," 2010 International Conference on Water Chemistry of Nuclear Reactor Systems, Quebec City, Canada, October 3-7, 3.09P (2010).
15. Tsung-Kuang Yeh, Ying-Chi Lin, and Chuen-Horng Tsai, "Intergranular Stress Corrosion Cracking of Platinum Coated Type 304 Stainless Steels in High Temperature Water," Proceedings of the 9th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, TMS, Newport Beach, California, U.S.A., August 1-5, p 511-516 (1999).
16. Tsung-Kuang Yeh, Kuo-Tai Lee, and Chuen-Horng Tsai, "Intergranular Stress Corrosion Cracking of Platinum Treated Type 304 Stainless Steels in High Temperature Water," Proceedings of the 10th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, NACE, Lake Tahoe, Nevada, U.S.A., August 5-9, 2001.
17. Tsung-Kuang Yeh, Ming-Yong Lee, and Chuen-Horng Tsai, " Intergranular Stress Corrosion Cracking of Type 304 Stainless Steels Treated with Inhibitive Chemical in Simulated Boiling Water Reactor Environments," Journal of Nuclear Science and Technology, vol. 39, p. 531-539 (2002).
18. D. D. Macdonald, "Calculation of Corrosion Potentials in Boiling Water Reactors," Proc. 5th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, ANS, Monterey, California, Aug. 25-29, p. 935 (1991).
19. J. Elliot, Rate Constants and G-Values for the Simulation of the Radiolysis of Light Water over the Range 0-300 oC, Atomic Energy of Canada Limited, AECL-11073, October, 1994.
20. Lin et al., Int. J. Chem. Kinet., Vol. 23, p. 971 (1991).

5.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進

1. Taiwan Power Company, "Final Safety Analysis Report- Lungmen Nuclear Power Station Units 1&2."
2. General Electric Company, "Project Design Manual," 31113-0A23-1000, 2010.
3. RELAP5 Code Development Team, "RELAP5 Code Manual," INEEL-EXT-98-00834, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 1998.
4. "MAAP 5 Code Manual," Version 0.0 , Fauske and Associates Inc., 2008
5. Bolt, Bruce A., 1993, "Earthquake intensity", http://www.eas.slu.edu/Earthquake_Center/mercalli.html.
6. Chen, S.W., Hibiki, T., Ishii, M., Mori, M., Watanabe, F., 2010, "Experimental investigation of vibration effects on subcooled boiling two-phase flow in an annulus", 7th International Conference on Multiphase Flow, ICMF 2010, Tampa, Florida, USA, May 30-June 4, 2010.
7. H.K.Kytömaa; C. E. Brennen, "Some Observations of Flow Patterns and Statistical Properties of Three Component Flows," J. Fluids Eng. 1988; 110(1):76-84.
8. Weisman, J., and S. Y. Kang. "Flow pattern transitions in vertical and upwardly inclined lines." International Journal of Multiphase Flow 7.3 (1981): 271-291.
9. Mak, C. Y., N. K. Omebere-Iyari, and B. J. Azzopardi. "The split of vertical two-phase flow at a small diameter T-junction." Chemical engineering science 61.19 (2006): 6261-6272.
10. Honan, Timothy J., and Richard T. Lahey. "The measurement of phase separation in wyes and tees." Nuclear Engineering and Design 64.1 (1981): 93-102.

5.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

5.2.1 氫氣擴散潛勢研究

1. Hsin Cheng, “Building MELCOR Input Deck of Chinshan Nuclear Power Station and Analyses of Station Blackout Sequence,” Institute of Nuclear Engineering and Science. (2014).
2. Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Te-Chuan Wang, Jung-Hua Yang, Hsiung-Chih Chen, Chunkuan Shih, “The similar Fukushima accident analysis of MELCOR/SNAP in Chinshan(BWR/4) nuclear power plant spent fuel pool,” FOTEL2014, (2014).
3. R.O. Gauntt, “Uncertainty Analyses Using the MELCOR Severe Accident Analysis Code,” Reference No. 39033929, INIS Vol. 39, Issue 14, International Atomic Energy Agency International Nuclear Information System (IAEA INIS), 2007.
4. S.B. Rodriguez, R.O. Gauntt, R. Cole, K. McFadden, F. Gelbard, T. Drennen, L. Malczynski, B. Martin, D.L. Y. Louie, L. Archuleta, M. El-Genk, J-M Tournier, F. Espinoza, K. Vierow, K. Hogan, S.T. Revankar, and S. Oh, “Development of Design and Simulation Model and Safety Study of Large-Scale Hydrogen Production Using Nuclear Power,” Sandia Report, SAND2007-6218, October 2007.
5. P. Groudev, A. Stefanova, and B. Atanasova, “MELCOR 1.8.5 Sensitivity Calculation for Hydrogen Generation at QUENCH 11, Test,” Science and Technology Journal of Bulgarian Nuclear Society, Vol. 12, No. 1, pp. 48-53, October 2008.
6. R.O. Gauntt, N.E. Bixier, and K.C. Wagner, “An Uncertainty Analysis of the Hydrogen Source Term for a Station Blackout Accident in Sequoyah Using MELCOR 1.8.5,” Sandia Report SAND2014-2210, March 2014.
7. A. Omoto, K. Moriya, and H. Karasawa, “Hydrogen Management and Overpressure Protection of the Containment for Future Boiling Water Reactors,” Nuclear Engineering and Design, Vol. 107, pp. 281-299, 2000.
8. CO-ORDINATOR: F. ARNOULD (TECHNICATOME, Aix-en-Provence (F)), “State of the Art on Passive AutoCatalytic Recombiner(PARSOAR)”
9. Bernd Eckardt, Norbert Losch, “Passive Autocatalytic Recombiner System to Mitigate Severe Accident Situations Design & Process Features and International Qualification & Implementation,” AREVA NP GmbH.
10. 黃郁凱, 「MARK-III 型圍阻體中氫氣擴散及濃度分佈之 GOTHIC 程式分析」, 國立清華大學核子工程與科學研究所, 碩士論文, 民國 102 年。
11. C. Serrano et al., “Proposed methodology for Passive Autocatalytic Recombiner sizing and location for a BWR Mark-III reactor containment building,” Annals of Nuclear Energy 94, p.589–602,2016.

5.2.2 主動式洩壓對圍阻體完整性及爐心燃料衝擊之研究

1. GexCon AS, (2013), FLACS v10.0 User’s Manual, Bergen, Norway.
2. Skippon SM. Large scale confined explosions in a twin compartment vessel. Unpublished research. British Gas Research and Development, 1985.
3. Hjertager BH, Bjørkhaug M, Fuhre K. Explosion propagation of nonhomogeneous methane-air clouds inside

an obstructed 50 m³ vented vessel. *J. Hazard. Mater.*, 1988; 19, 139–153.

4. Hjertager BH, Fuhre K, Bjørkhaug M. Gas explosion experiments in 1:33 and 1:5 scale offshore separator and compressor modules using stoichiometric homogeneous fuel/air clouds, *J. Loss Prev. Proc. Ind.*, 1988; 1, 197–205.
5. Catlin C, Gregory CAJ, Johnson DM, Walker DG, Explosion mitigation in offshore modules by general area deluge, *Trans. I. Chem. E.*, 1993; 71, Part B 12.
6. Hansen OR, Storvik I, van Wingerden K. Validation of CFD-models for gas explosions, where FLACS is used as example: model description and experiences and recommendations for model evaluation, in: *Proceedings European Meeting on Chemical Industry and Environment III, Krakow, Poland. 1999, 365–382.*
7. Hanna SR, Hansen OR, Dharmavaram S. FLACS air quality CFD model performance evaluation with Kit Fox, MUST, Prairie Grass, and EMU observations, *J. Atmos. Environ.*, 2004; 38, 4675–4687.
8. Pedersen HH, Tomlin G, Middha P, Phylaktou HN, Andrews GE, Modelling large-scale vented gas explosions in a twin-compartment enclosure. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2013; 26, 1604-1615.
9. Prankul Middha, Olav R. Hansen, “Using computational fluid dynamics as a tool for hydrogen safety studies,” *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 22 (2009) 295–302.
10. Prankul Middha, Olav R. Hansen, Idar E. Storvik, “Validation of CFD-model for hydrogen dispersion,” *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 22 (2009) 1034–1038.
11. Prankul Middha and Olav R. Hansen, “Predicting Deflagration to Detonation Transition in Hydrogen Explosions,” Published online 27 December 2007 in Wiley InterScience (www.interscience.wiley.com).

5.2.3 圍阻體過濾及排氣深度分析

1. 原能會核管處，”台灣核能電廠圍阻體排氣功能強化措施現況”，2014年12月1日。
2. J. Hammer, ENSI, and A. Ritter, KKL, “Filtered Containment Venting Systems at Swiss NPPs and KKL in particular,” January 15, 2014, Ft. Lauderdale.
3. Bernd Eckardt, Norbert Losch, ” Filtered Containment Venting System Designs,” NRC Meeting on Containment Venting Systems Rockville, July 12th, 2012.
4. NEA/CSNI/R(2014), “Status Report on Filtered Containment Venting,” 7 July 2014.

5.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

1. U.S.NRC, “FRAPCON-3.4: Integral Assessment,” NUREG/CR-7022, Vol.2, March 2011.
2. U.S.NRC, “FRAPCON-3.4: A computer Code for the Calculation of Steady-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup,” NUREG/CR-7022, Vol.1, March 2011.
3. U.S.NRC, “FRAPTRAN-1.4: Integral Assessment,” NUREG/CR-7023, Vol.2, March 2011.
4. U.S.NRC, “FRAPTRAN-1.4:A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods,” NUREG/CR-7023, Vol.1, March 2011.
5. ANSYS, “FLUENT User's Manual,” V 12.0, ANSYS INC, 2009.
6. ANSYS, “FLUENT V12 Theoretical Manual,” ANSYS Inc., 2009.
7. 美國 NRC 福島因應措施簡報，原子能委員會，101 年 7 月 2 日。
8. J.H. Schaperow, “More Realistic Analysis of Spent Fuel Pool Accident Progression,” Office Of Nuclear Regulatory Research, U.S. NRC, March 15, 2007

9. "Safety and Security of Commercial Spent Nuclear Fuel Storage," National Research Council, National Academy of Sciences, 2005
10. K.B. Lee, L.I. Nam, J.R. Park, and S.K. Lee, "Thermal-Hydraulic Analysis and Parametric Study on the Spent Fuel Pool Storage," *Journal of the Korean Nuclear Society*, Vol. 26, No. 1, March 1994.
11. 莊敏傑、蔣光聲、范勝淵、黃雅娟、仲金生、簡俊生, "核二廠 MAAP5 參數檔建立報告", 委託單位: 台灣電力股份有限公司, 執行單位: 核能研究所, 中華民國九十五年四月。
12. USNRC, "Integration Plan for Closure of Severe Accident Issues," SECY 88-147, May 25, 1988.
13. USNRC, "Status of the Integration Plans for Closure of Severe Accident Issues and the Status of Severe Accident Research," SECY 96-088, April 29, 1996.
14. Severe Accident Issue Closure Guidelines, NEI 91-04 Revision 1 (formally NUMARC 91-04), December 1994.
15. R.O. Gauntt, R.K. Cole, C.M. Erickson, R.G. Gido, R.D. Gasser, S.B. Rodriguez, and M.F. Young, "MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 1: Primer and User's Guide," Version 1.8.5, NUREG/CR-6119, Rev. 2, SAND2000-2417/1, Sandia National Laboratories, 2000.
16. R.O. Gauntt, R.K. Cole, C.M. Erickson, R.G. Gido, R.D. Gasser, S.B. Rodriguez, and M.F. Young, "MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 2: Reference Manuals," Version 1.8.5, NUREG/CR-6119, Rev. 2, SAND2000-2417/2, Sandia National Laboratories, 2000.
17. Powerpoint File of New MELCOR 2.1 Code Features, Presented by N. Mosunova, Nuclear Safety Institute of Russian Academy of Sciences (IBRAE RAN), Second European MELCOR User Group, Prague, Czech Republic, March 1-2, 2010.
18. BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.1, 1996.
19. BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.2, 1997-1998.
20. USNRC, "Staff Plans for Accident Management Regulatory and Research Programs," SECY 89-12, January 18, 1989.
21. EPRI Report TR-101869, Severe Accident Management Guidance Technical Basis Report, December 1992.
22. BWR Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines, OEI Document 9401-6, Draft Revision 1, February 3, 1995.
23. USNRC, "Individual Plant Examination for Severe Accident Vulnerabilities - 10CFR 50.54(f)," Generic Letter 88-20, November 23, 1988.
24. Shih-Jen Wang, Chun-Sheng Chien, and Te-Chuan Wang, "Simulation of Maanshan TMLB' Sequence with MELCOR," *Nuclear Technology*, Vol. 126, April 1999, pp. 1-9.
25. Te-Chung Wang, Shih-Jen Wang, and Chun-Sheng Chien, "Analysis of Kuosheng Large-Break Loss-Of-Coolant Accident with MELCOR 1.8.4," *Nuclear Technology*, Vol. 131, September 2000, pp. 319-331.
26. Shih-Jen Wang, Chun-Sheng Chien, Te-Chuan Wang, and Kwang-Sheng Chiang, "Analysis of Kuosheng Station Blackout Accident using MELCOR 1.8.4," *Nuclear Technology*, Vol. 132, November 2000, pp. 196-205.
27. Francisco Martin-Fuertes, Juan Manuel Martin-Valdepenas, Jose Mira, and Maria Jesus Sanchez, "A MELCOR Application to Two Light Water Reactor Nuclear Power Plant Core Melt Scenarios with Assumed Cavity Flooding Action," *Nuclear Technology*, Vol. 144, October 2003, pp. 34-48.
28. Te-Chung Wang, Shih-Jen Wang, and Jyh-tong Teng, "Comparison of Severe Accident Results among SCDAP/RELAP5, MAAP, and MELCOR Codes," *Nuclear Technology*, Vol. 150, May 2005, pp. 145-152.
29. Y. Liao and K. Vierow, "MELCOR Analysis of Steam Generator Tube Creep Rupture in Station Blackstone Severe Accident," *Nuclear Technology*, Vol. 152, December 2005, pp. 302-313.
30. Te-Chung Wang, Shih-Jen Wang, and Jyh-tong Teng, "Simulation of PWR Reactor Vessel Level Indicating System During Station Blackout with MELCOR 1.8.5," *Nuclear Technology*, Vol. 156, November 2006, pp. 133-139.
31. Bela Toth, Klaus Muller, Jon Birchley, Hozumi Wada, and Klaus Trambauer, "Benchmark Study on Fuel Bundle Degradation in the Phebus FPT3 Test Using the Severe Accident Codes ATHLET-CD, ICARE2, and MELCOR," *Nuclear Technology*, Vol. 157, February 2007, pp. 132-142.
32. 核二廠訓練教材電子檔, 2000。
33. 核二廠圖檔 C-0603。
34. 核二廠 Final Safety Analysis Report (FSAR)。
35. 核二廠 KS1_1031003 用過燃料棒布局圖。
36. 核二廠 K1r24sfp 評估報告。
37. NEI-06-12報告。

38. W. S. Hsu, Y. Chiang, Y. S. Tseng, J. R. Wang, C. Shih, S. W. Chen, The Model Establishment and Analysis of TRACE/MELCOR for Kuosheng Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool, World Academy of Science, Engineering and Technology, 2016.
39. J. R. Wang, H. T. Lin, Y. S. Tseng, W. Y. Li, H. C. Chen, S. W. Chen, C. Shih, The Model Establishment and Analysis of TRACE/FRAPTRAN for Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool, World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering Vol:10, No:6, 2016.
40. EMF-2577(P) Revision 0, Chinshan ATRIUMTM -10 Mechanical Design Evaluation Report and Chinshan Unit 2 Reload CS2-R18 ATRIUMTM -10 Mechanical and Thermal-Hydraulic Report, Framatome ANP Richland Inc., May 2001.
41. Robert Beaton, A.V.L., Abdelghani Zigh, Experiments on Ignition of Zirconium-Alloy in Prototypical Pressurized Water Reactor Fuel Assemblies in a Spent Fuel Pool with Complete Loss of Coolant. Sandia National Lab report.
42. Abdelghani Zigh, A.V.L., Experiments on Ignition of Zirconium-Alloy in a Prototypical Pressurized-Water Reactor Single Fuel Assembly in a Spent Fuel Pool during a Complete Draindown. U.S.NRC.
43. NUREG-0800, "Standard Review Plan for the Review of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants: LWR Edition," Section 9.1.1, "Criticality Safety of Fresh and Spent Fuel Storage and Handling," Revision 3, March 2007.
44. Title 10 of the Code of Federal Regulations (10 CFR) 50.68, Criticality Accident Requirements.
45. J. M. Scaglione, D. E. Mueller, J. C. Wagner, and W. J. Marshall, An Approach for Validating Actinide and Fission Product Burnup Credit Criticality Safety Analyses – Criticality (keff) Predictions, NUREG/CR-7109 (ORNL/TM-2011/514), prepared for the US Nuclear Regulatory Commission by Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, Tenn. (April 2012).

5.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作

5.4.1 前瞻中子物理安全技術

1. T.W. Lin, "The Establishment and Verification of Neutron Cross Section Processing Procedure for High Temperature Gas Cooled Reactor Core Calculation," Master Thesis, National Tsing Hua University, 2014.
2. 「核能技術及後端處置之安全強化研究 期中報告」, 行政院原子能委員會 委託研究計畫研究報告, 2015年11月。
3. A. M. Ougouag, "A Coarse-Mesh Nodal Method For Multi-Group Multi-dimensional Neutron Diffusion Computation," Master Thesis, University of Illinois, Urbana, 1981.
4. Y. A. Chao, "A Theoretical Analysis of the Coarse Mesh Finite Difference Representation In Advanced Nodal Methods," Proc. Int. Conf. Mathematics and Computation, Reactor Physics and Environmental Analysis in Nuclear Applications (M&C'99), Madrid, Spain, Sept. 1999, Vol. 1, p. 117 (1999).
5. Lefebvre, J.C. et al. "Benchmark Calculation of Power Distribution within Assemblies." NEACRP-L-336, Oct. 1991.
6. Kitada, T. et al. "Analysis of Benchmark Results for Reactor Physics of LWR Next Generation Fuels." PHYSOR 2004-The Physics of Fuel Cycles and Advanced Nuclear Systems: Global Developments, Global Developments Chicago, Illinois, April 25-29, 2004.
7. 林靖昇. "金山核一廠鈾鈾混合燃料設計與應用." 清華大學核子工程與科學研究所碩士學

位論文(2010): 4-14.

8. Palmtag, S. P. "Advanced Nodal Methods for MOX Fuel Analysis." MIT, Ph.D Dissertation, 1997.
9. O'Connor, G. J. "Burn-up Credit Criticality Benchmark Phase IV-B: Results and Analysis of MOX Fuel Depletion Calculation." ISBN 92-64-02124-8 (2003).
10. W. E. Fitzpatrick, "Developments in Nodal Reactor Analysis Tools for Hexagonal Geometry," Ph. D Thesis, University of Illinois, Urbana, 1995
11. R. D. Lawrence, "The DIF3D Nodal Neutronics Option For Two- and Three-Dimensional Diffusion-Theory Calculation in Hexagonal Geometry," ANL-83-1, Argonne National Laboratory, 1983
12. M. R. Wagner, "Three-Dimensional Nodal Diffusion and Transport Theory Methods For Hexagonal-Z Geometry," Nucl. Sci. Eng., Vol. 103, 377-391, 1989
13. A. M. Ougouag, R. M. Ferrer, "Nodal Diffusion Burnable Poison Treatment for Prismatic Reactor Cores," Proc. of HTR 2010, p. 95 (2010).
14. R. D. Lawrence, "A Nodal Green's Function Method for Multidimensional Neutron Diffusion Calculations," Ph.D. Thesis, University of Illinois, Urbana , 1979.
15. H. L. Rajic, "Development of Advanced Nodal Diffusion Methods For Modern Computer Architectures," Ph. D Thesis, University of Illinois, Urbana, 1988.
16. R. A. Shober, "A Nodal Method for Solving Transient Few-Group Neutron Diffusion Equations," ANL-78-51, Argonne National Laboratory, 1978.
17. Y. A. Chao, N. Tsoulfanidis, "Conformal Mapping and Hexagonal Nodal Methods – I: Mathematical Foundation," Nuclear Science and Engineering vol. 121, 202-209, 1995
18. Y. A. Chao, Y. A. Shatilla, "Conformal Mapping and Hexagonal Nodal Methods – II: Implementation in the ANC-H Code," Nuclear Science and Engineering vol. 121, 210-225, 1995

5.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析

1. T. Takamasa, T. Goto, T. Hibiki and M. Ishii, "Experimental study of interfacial area transport of bubbly flow in small-diameter tube," *International journal of multiphase flow*, 29(3), pp. 395-409, 2003.
2. D. Zhao, L. Guo, C. Lin and X. Zhang, "An experimental study on local interfacial area concentration using a double-sensor probe," *International journal of heat and mass transfer*, 48(10), pp. 1926-1935, 2005.
3. A. Mandal, "Characterization of gas-liquid parameters in a down-flow jet loop bubble column," *Brazilian Journal of Chemical Engineering*, 27(2), pp. 253-264, 2010.
4. R. Luo, Q. Song, X. Y. Yang and Z. Wang, "A three-dimensional photographic method for measurement of phase distribution in dilute bubble flow," *Experiments in fluids*, 32(1), pp. 116-120, 2002.
5. T. Hazuku, T. Takamasa, T. Hibiki and M. Ishii, "Interfacial area concentration in annular two-phase flow," *International journal of heat and mass transfer*, 50(15), pp. 2986-2995, 2007.
6. M. D. S. Rocha and J. R. Simões-Moreira, "Void fraction measurement and signal analysis from

- multiple-electrode impedance sensors," *Heat Transfer Engineering*, 29(11), pp. 924-935, 2008.
7. I. Kataoka and A. Serizawa, "Interfacial area concentration in bubbly flow," *Nuclear engineering and design*, 120(2), pp. 163-180, 1990.
 8. T. Hibiki, S. Hogsett and M. Ishii, "Local measurement of interfacial area, interfacial velocity and liquid turbulence in two-phase flow," *Nuclear Engineering and Design*, 184(2), pp. 287-304, 1998.
 9. M. D. Bartel, M. Ishii, T. Masukawa, Y. Mi and R. Situ, "Interfacial area measurements in subcooled flow boiling," *Nuclear Engineering and Design*, 210(1), pp. 135-155, 2001.
 10. P. G. Hubbard, "Operating Manual for the IIHR Hot-wire and Hot-film Anemometers," 1957.
 11. B. Ozar, C. S. Brooks, T. Hibiki and M. Ishii, "Interfacial area transport of vertical upward steam–water two-phase flow in an annular channel at elevated pressures," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 57(2), pp. 504-518, 2013.
 12. J. P. Schlegel and T. Hibiki, "A correlation for interfacial area concentration in high void fraction flows in large diameter channels," *Chemical Engineering Science*, 131, pp. 172-186, 2015.
 13. D. Tian, C. Yan and L. Sun, "Model of bubble velocity vector measurement in upward and downward bubbly two-phase flows using a four-sensor optical probe," *Progress in Nuclear Energy*, 78, pp. 110-120, 2015.
 14. 孙科霞, 张鸣远 且 陈学俊, "Local measurement of gas-liquid bubbly flow with a double-sensor probe," *中国化学工程学报: 英文版*, 8(1), pp. 33-40, 2000.
 15. G. Monrós-Andreu, R. Martínez-Cuenca, S. Torró, J. Escrig, B. Hewakandamby and S. Chiva, "Multi-needle capacitance probe for non-conductive two-phase flows," *Measurement Science and Technology*, 27(7), p. 074004, 2016.
 16. T. Takamasa, T. Goto, T. Hibiki and M. Ishii, "Experimental study of interfacial area transport of bubbly flow in small-diameter tube," *International journal of multiphase flow*, 29(3), pp. 395-409, 2003.
 17. M. Ishii and T. Hibiki, *Thermo-fluid dynamics of two-phase flow.*, Springer Science & Business Media, 2010.
 18. T. Chuang and T. Hibiki, "Vertical upward two-phase flow CFD using interfacial area transport equation," *Progress in Nuclear Energy*, vol. 85, pp. 415-427, 2015.
 19. M. Ishii and N. Zuber, "Drag Coefficient and Relative Velocity in Bubbly, Droplet or Particulate Flows," *AIChE Journal*, vol. 25, pp. 843-855, 1979.
 20. A. Tomiyama, I. Kataoka, I. Zun and T. Sakaguchi, "Drag Coefficients of Single Bubbles under Normal and Micro Gravity Conditions.," *JSME International Journal Series B Fluids and Thermal Engineering*, vol. 41.2, pp. 472-479, 1998.
 21. A. Tomiyama , H. Tamai, I. Zun and S. Hosokawa, "Transverse migration of single bubbles in simple shear flows.," *Chemical Engineering Science.*, no. 57(11), pp. 1849-1858., 2002.
 22. S. P. Antal, R. T. Lahey and J. E. Flaherty, ". Analysis of phase distribution in fully developed laminar

bubbly two-phase flow. *International Journal of Multiphase Flow*, , 635-652.," no. 17(5), 1991.

23. A. Tomiyama, A. Sou, I. Zun, N. Kanami and I. Saka, "Effects of Eötvös number and dimensionless liquid volumetric flux on lateral motion of a bubble in a laminar duct flow," *Advances in multiphase flow*, pp. 3-15, 1995.
24. T. Frank, . P. J. Zwart, E. Krepper, H. Prasser and D. Lucas, "Validation of CFD models for mono-and polydisperse air–water two-phase flows in pipes. *Nuclear Engineering and Design*," no. 238(3), pp. 647-659, 2008.
25. M. Lopez de Bertodano, *Turbulent bubbly two-phase flow in a triangular duct*, Ph. D. Thesis, New York, 1992.
26. A. D. Burns, T. Frank, I. Hamill and J. M. Shi , "The Favre averaged drag model for turbulent dispersion in Eulerian multi-phase flows.," in *5th international conference on multiphase flow, ICMF*, Yokohama, Japan, 2004.

5.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析

1. Research Plan for Moisture and Air Ingress Experiments, PLN-4086, Idaho National Lab, 2012.
2. ASTM, "Standard Test Method for Oxidation Mass Loss of Manufactured Carbon and Graphite", ASTM C1179-91, 2000. Materials in Air.
3. L.L. Snead et al. , *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research B*,141 123–132, 1998
4. S. Kondo, Y. Katoh, L.L. Snead, "Cavity swelling and dislocation evolution in SiC at very high temperatures", *Journal of Nuclear Materials*, vol. 386–388, pp. 222–226, 2009
5. P. Jung, *J. Nucl. Mater.* 191–194, 377, 1992
6. 蔡佳蓉,「鎳基及鐵基合金在高溫氣體環境中之腐蝕行為研究」, 國立清華大學工程與系統科學所, 碩士論文, 中華民國一零四年
7. Lalit Kumar, R. Venkataramani, M. Sundararaman, P. Mukhopadhyay, S. P. Garg, " Studies on the oxidation behavior of Inconel 625 between 873 and 1523 K", *Oxidation of Metals*, VOL 45, Nos. 1/2, 1996
8. S.W. Green, F.H. Stott, N.J. Wood, "The Influence Of Molybdenum On The Degradation Resistance Of Aluminized Iron-Nickel-Base Alloys In Sulfidizing Environments", *Materials At High Temperatures*, Vol 10, Pages 177-184, 1992
9. V.P. Deodeshmukh, S.J. Matthews, D.L. Klarstrom, "High-temperature oxidation performance of a new alumina-forming Ni–Fe–Cr–Al alloy in flowing air", *International Journal of Hydrogen Energy* , VOL 36, Issue 7, Pages 4580–4587, April 2011
10. M. Steinbruck, M. Bottcher, "Air oxidation of Zircaloy-4, M5 and ZIRLO cladding alloys at high temperatures", *Journal of Nuclear Materials* 414 (2011) 276–285
11. Hyung Hoon Kim, Jun Ho Kim, Jin Young Moon, Ho Seong Leey, Jeong Joo Kim and Young Suck Chai, "High-temperature Oxidation Behavior of Zircaloy-4 and Zirlo in Steam Ambient", *J. Mater. Sci. Technol.*, 2010, 26(9), 827-832.
12. K. Daub, R. Van Nieuwenhove, H. Nordin, Investigation of the impact of coatings on corrosion and hydrogen uptake of Zircaloy-4, *Journal of Nuclear Materials* (2015), doi:10.1016/j.jnucmat.2015.09.041.
13. W.R. Marcum, D.M. Wachs, A.B. Robinson, M.A. Lillo, "Aluminum cladding oxidation of prefilled in-pile fueled experiments", *Journal of Nuclear Materials* 471 (2016) 136e148
14. Jeong-Yong Park, I-Hyun Kim, Yang-I Jung, Hyun-Gil Kim, Dong-Jun Park, Byung-Kwon Choi, " High temperature steam oxidation of Al 3Ti-based alloys for the oxidation-resistant surface

layer on Zr fuel claddings”, *Journal of Nuclear Materials* 437 (2013) 75–80

15. Theng, J. H., Yang, C. H., & Chiu, S. M. (2015). 2P2-4 Acoustical Birefringence for Experimental stress Analysis in Casting Iron Using Ultrasonic Techniques. 超音波エレクトロニクスの基礎と応用に関するシンポジウム講演論文集, 36.
16. Kino, K., Yonemura, M., Kiyonagi, Y., Ishikawa, Y., Parker, J. D., Tanimori, T., & Kami-yama, T. (2015). First Imaging Experiment of a Lithium Ion Battery by a Pulsed Neutron Beam at J-PARC/MLF/BL09. *Physics Procedia*, 69, 612-618.

5.4.4 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究

1. A. Miassoedov, X. G. Liu, T. Cron, B. Fluhrer, “LIVE experiments on melt pool heat transfer in the reactor pressure vessel lower head”, *Proceeding of 10th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics*, 14-16 July, Orlando, Florida, 2014
2. P. Kudinov, A. Karbojian, C. T. Tran, W. Villanueva, “Agglomeration and size distribution of debris in DEFOR-A experiments with Bi₂O₃-WO₃ corium simulant melt”, *Nuclear Engineering and Design*, vol.263, pp.284-295, 2013
3. S. Nishimura, Z.-G. Zang, K.-I. Sugiyama, Izumi Kinoshita, “Transformation and fragmentation behavior of molten metal drop in sodium pool”, *Nuclear Engineering and Design*, vol.237, pp.2201-2209, 2007
4. B.R. Sehgal, A. Giri, U. Chikkanagoudar, A. Karbojian, “Experiments on in-vessel melt coolability in the EC-FOREVER Program”, *Nuclear Engineering and Design*, vol.236, pp.2199-2210, 2006
5. S. Thakre, L. Manickam, W. Ma, “A numerical simulation of jet breakup in melt coolant interactions” *Annals of Nuclear Energy*, vol.80, pp.467-475, 2015
6. H.O. Haraldsson, “Breakup of jet and drops during premixing phase of fuel coolant interactions”, Doctoral Thesis, Department of Energy Technology Division of Nuclear Power Safety The Royal Institute of Technology Stockholm, Sweden, 2000
7. C.C. Chu, “Ex-vessel melt-coolant interactions in deep water pool: studies and accident management for Swedish BWRs”, *Nuclear Engineering and Design*, Sweden, vol.155, pp.159-213, 1995

附錄

A. 105 年度工作項目達成情形

分項/ 子項	預定完成工作項目	達成情況說明
一/1	1. 完成核三廠資料彙集與整理	已完成核三廠資料彙集與整理
	2. 完成核三廠長期喪失交流電事故時序擬定	已完成核三廠長期喪失交流電事故時序擬定
	3. 完成核三廠 TRACE、RELAP5 以及 MAAP 模式建立以及資料輸入	已完成建立核三廠 TRACE、RELAP5、及 MAAP 分析模式
	4. 完成 TRACE、RELAP5 以及 MAAP 核三廠長期喪失交流電事故模擬	已完成三個程式模擬核三廠長期喪失交流電事故並彙整其分析結果
	5. 彙整 TRACE、RELAP5 以及 MAAP 分析結果並比較其差異性	完成三個程式分析結果彙整並比較其差異性
	6. 增進本子計畫參與人員之 TRACE、RELAP5 以及 MAAP 輸入模式建立及計算經驗	本子計畫培養在校學生對於系統分析程式之建立及計算經驗
	7. 增進本計畫參與人員對系統程式計算模式之瞭解	本子計畫之研究內容，將有助於參與人員對系統程式計算模式之瞭解
一/2	1. 建立地震震動平行通道絕熱雙相流環路實驗平台	執行進度：100% 1. 已完成模擬震動結構設計 2. 已完成平行通道初步加工 3. 已完成雙相流空氣源與水源管線 4. 已完成資料擷取電路建立 5. 已完成空泡訊號量測測試 6. 已完成震動加速度信號測試 7. 已完平行通道震動實驗數據
	2. 建立平行通道雙相流地震模擬分析程式	執行進度：100% 1. 已完成在外部垂直地震加速度波作用下，固定系統總流量之純熱流及中子熱流耦合之平行沸騰通道分析模式建立與分析。 2. 已完成系統總流量週期性振盪下，外部垂直地震加速度波對純熱流及中子熱流耦合之平行沸騰通道分析模式建立與分析。 3. 已完成系統總流量下降情況下，外部垂直地震加速度波對純熱流及中子熱流耦合之平行沸騰通道分析模式建立與分析。

		4. 已完成自然循環狀態下，外部垂直地震加速度波對純熱流及中子熱流耦合之平行沸騰通道分析模式建立與分析。
	3. 實驗數據與理論數值計算結果之分析與改善	執行進度：100% 已完成擷取與整理震動雙相流環路實驗數據資料，並擷取台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震，中央氣象局台中氣象站的實際紀錄資料，分析建立模擬地震垂直加速度波之能力。
一/3	1. 完成他種分類器(kNN 及 SVM)於事故肇始事件辨識適用性之探討	執行進度：100% 已完成 kNN 與 SVM 分類器演算法的建置。
	2. 完成未訓事件類別辨識演算法之發展與建置	執行進度：100% 已完成未訓事件類別辨識演算法之發展與建置。
	3. 完成哈爾小波與它類特徵萃取演算法(如 PCA)之建置及其適用性之探討	執行進度：100% 已完成哈爾小波與它類特徵萃取演算法之建置及其適用性之探討。
	4. 完成空時特徵萃取演算法之發展與建置	執行進度：100% 目前完成空時特徵萃取演算法的文獻蒐集與探討。
	5. 利用 PCTTRAN 預測事故後果及時程	執行進度：100% 完成 PCTTRAN 預測事故後果及時程。
	6. 配合 EOP 及斷然處置條件，決定處置程序及驗證處置程序及風險量化分析	執行進度：100% 完成處置程序及驗證處置程序及風險量化分析。
	7. 輕水式反應器事故之肇始事件信號分類適切性驗證	執行進度：100% 完成輕水式反應器事故之肇始事件信號分類適切性驗證。
一/4	1. 完成 LWR 加氫防蝕效益之影響評估	執行進度:100% 已完成加氫防蝕效益之評估。
	2. 完成不同功率下之各項化學成分計算	執行進度:100% 完成不同功率下的參數計算。
	3. 完成 316L 不銹鋼在中溫(200℃、250℃)及 NWC 之腐蝕行為研究	執行進度:100% 不銹鋼試片已完成前處理及預氧化過程、拉伸試驗。
一/5	1. 廣泛蒐集國際針對 LOCA、PTS 及冷熱水混和現象之重要文獻與相關學術論著	執行進度:100% 完成現階段已完成國際間 LOCA、PTS 及冷熱水混和相關的重要文獻蒐集與彙整，並持續進行與更新重要文獻。
	2. 蒐集彙整與比較核能界常用的泛用型 CFD 程式所採用的紊流模式	執行進度:100% 持續蒐集彙整與比較核能界常用的泛用型 CFD 程式所採用的紊流模式，包含各類型的 k-ε 與 k-ω turbulence models、RSM、V2f 等穩態紊流模式以及 LES、DES、URAN

		等暫態紊流模式。初步分析比對結果顯示，適用核能安全分析的穩態紊流模式可用 SST k- ω 、Low-Re k- ϵ 以及 V2f，分析結果已發表在 high ranking SCI 期刊。
	3. 整體實驗規劃與相關元件、設備採購	執行進度:100% 已完成整體實驗規劃與相關元件、設備採購。
	4. 完成雙相流 T 型管實驗之設計與修改	完成進度：100% 已完成雙相流 T 型管實驗之設計，並持續進行環路系統修改。
	5. 完成實驗測試及初步實驗數據截取	完成實驗測試及初步實驗數據截取。
	6. 撰寫相關報告與論文	執行進度:100% 完成 105 年期中報告與一篇 SCI 期刊論文
二/1	1. 蒐集國內外圍阻體氫氣擴散、遷移的報告，探討分析氫氣擴散、遷移及累積現象	執行進度：100% 已完成本項目工作
	2. 蒐集國際間關於被動式氫氣再結合器 (Passive Autocatalytic Recombiner, PAR)的相關文獻，了解被動式氫氣再結合器 (Passive Autocatalytic Recombiner, PAR)在核電廠嚴重事故環境下(高溫、高濕度、低含氧量)之效能	執行進度：100% 已蒐集有關 BWR MARK III 型圍阻體加裝 PAR 在核電廠嚴重事故環境下之效能的相關文獻，並於本報告中相互分析比對。
	3. 國內核二廠 MARK III 型反應器圍阻體資料蒐集及訪談，藉以了解國內核二廠 MARK III 型冷卻系統故障後氫氣產生最大量、圍阻體耐壓強度、氫氣產生機制等氫氣相關危害評估(輻射外釋量)，以作為建構模擬的參數之依據	執行進度：100% 赴國內核二廠蒐集及訪談有關 PAR 及 FCVS 的相關資料，以作為建構模擬參數之依據。
	4. 以核二廠為模擬電廠，蒐集 MELCOR 程式所需之相關資料	執行進度：100% 已完成本項目工作
	5. 以核二廠為模擬電廠，進行 MELCOR 程式參數檔建立與驗證	執行進度：100% 已完成本項目工作
	6. 以核二廠為模擬電廠，進行電廠全黑個案分析，了解電廠於嚴重事故情況下，氫氣產生量及其對圍阻體之影響	執行進度：100% 已利用 MELCOR 程式計算出核二廠 MARK III 型反應器圍阻體在電廠全黑情境下的最大氫氣量及對圍阻體之影響。
	7. 以核二廠為模擬電廠，電廠全黑為基本個案，進行注水流量與注水時間點之靈敏度分析，探討其相對應之氫氣產生量；此經參數分析而得之氫氣產生量係時間及空間(及其所處圍阻體內之節點位置)，將被使用為下端	執行進度：100% 完成以 MELCOR 程式評估核二廠 MARK III 型反應器圍阻體在電廠全黑情境下的注水流量及時間點，並作為 FLACS 輸入之起始條件，以評估氫氣產生量對圍阻體結構安全(structural integrity)之影響。

	程式 FLACS 之輸入值，然後藉 FLACS 之計算值以評估氫氣產生量對圍阻體結構安全(structural integrity)之影響	
	8. GOTHIC、FLACS 電腦模擬及氫氣爆炸計算分析，針對國內核二廠 MARK III 型反應器圍阻體針對 PAR 加裝位置、個數等變數進行多組 CFD 模擬計算，獲得圍阻體氫氣濃度時變值	執行進度：100% 完成核二廠 MARK III 型反應器圍阻體之 GOTHIC、FLACS 電腦模擬及氫氣爆炸計算分析，並針對 PAR 的效能模擬分析，獲得圍阻體氫氣濃度時變值
二/2	1. 蒐集國內外圍阻體氫氣爆炸案例，探討分析爆炸壓力、輻射外釋量、影響範圍，作為國內核能電廠參考	執行進度：100% 已完成本項目工作
	2. FLACS 電腦模擬氫氣爆炸計算分析，對國內核二廠 MARK III 型反應器圍阻體具體分析透過不同排氣路徑(濕井排氣、乾井排氣)及不同排氣時間點，量化氫氣爆炸威力對圍阻體結構結爐心燃料之衝擊	執行進度：100% <ul style="list-style-type: none"> • 蒐集爆炸模擬軟體 FLACS 於國際上的應用案例 • 蒐集核二廠 FCVS 的相關設計資料 • 完成 MARK III 型反應器圍阻體之 FLACS 模型建立
	3. 進行國內核能二廠 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之深入探討	執行進度：100% 完成核二廠 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之評估
二/3	1. 蒐集國外圍阻體排氣與過濾系統相關實驗研究論文與技術報告	執行進度：100% 已完成本項目工作
	2. 核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統評估	執行進度：100% 已完成本項目工作
	3. 核二廠 MARK III 型圍阻體排氣策略效應之深入探討分析	執行進度：100% 已完成本項目工作
	4. 評估排氣與過濾系統對圍阻體降壓與降低輻射物質外釋量之有效性及對反應器安全是否產生負面效應	執行進度：100% 已完成本項目工作
三/1	1. 蒐集核二電廠 SFP 詳細資訊、NRC 對燃料池之最新安全要求資訊、各國現今乏燃料池安全補強狀況，以及各大國家實驗室對相關燃料池之分析現況	已就各國對燃料池內之熱流、臨界、嚴重事故等案全分析與補強之資訊進行蒐集與匯整，目前完成度 100%。
	2. TRACE 核二燃料池之系統程式分析工作	已完成核二廠用過燃料池資料蒐集，及 TRACE 程式之用過燃料池幾何模型建立，並進行穩態與喪失冷卻系統之事故分析。事故減輕之補水措施靈敏度分析也已完成(完成進度 100%)
	3. CFD 模式建立與局部分析	已完成核二廠用過燃料池資料蒐集，並已建立 FLUENT 程式之用過燃料池幾何模型，完成穩態與喪失冷卻系統之事故分析。(完成進度 100%)

	4. 燃料護套之應力與完整性分析	已完成燃料束應力分析模式發展，與 TRACE 程式整合完成後，將 TRACE 之分析結果輸入，完成喪失冷卻系統事故以及不同補水救援措施下的燃料完整性分析(完成進度 100%)
	5. 熱流分析技術整合分析試跑與平行驗證	TRACE 程式已與 FRAPTRAN 程式整合完成，成功將 TRACE 分析結果放入 FRAPTRAN 進行分析，並比對護套溫度計算結果；TRACE 程式與 MELCOR 程式已完成平行驗證(完成進度 100%)
	6. 燃料池再臨界研析	已完成程式評估，並決定引進 SCALE 計算法，配合 SCALE 下之子程式 TRITON，使用 KENO-VI 及 NEWT 遷移計算程(完成進度 100%)
	7. 研究報告與論文撰寫與投稿	報告初稿撰寫完成
三/2	1. 蒐集及參數檔之建立：第一至第五個月；以蒐集資料並建立 MAAP 程式之參數檔為主。	已完成 MAAP 資料蒐集，並已建立 MAAP 程式之用過燃料池參數檔，MAAP 程式之核二廠燃料池以建立完成，並完成一份完整技術報告。(完成進度 100%)
	2. 事件之分析：第五至第七個月	已完成 SBO 之用過燃料池分析。(完成進度 100%)
	3. 所得結果之分析與討論：第七至第八個月	已完成 SBO 之用過燃料池分析，並已完成其結果分析與討論。(完成進度 100%)
	4. 參數靈敏度分析：第九至第十一個月	完成以 MELCOR 程式進行燃料池喪失冷卻水事故的控制體積及氫氣燃燒的靈敏度分析。此外也以 MELCOR 進行不同注水時間點的相關分析，完成燃料池事故護套溫度的安全評估。(完成進度 100%)
	5. 報告撰寫：第十二個月	報告初稿撰寫完成。(完成進度 100%)
四/1	1. 自行開發爐心節點程式，完成直角坐標多群節點擴散法初階程式	已完成程式撰寫及測試驗證。
	2. 研究改進現階段燃料束中子截面產生方式的缺點之方法	已完成中子截面產生方法之改善
	3. 自行開發適用 VHTR 六角形燃料組件的爐心節點初階計算程式	已完成程式撰寫及測試驗證。。
	4. 針對爐心物理與核能安全議題進行國際合作或交流學習	赴美國參加美國核能學會冬季會議暨 2016 HTR 會議進行國際交流。
四/2	1. 蒐集國外環形管流相關實驗研究論文與技術報告	完成環形管流相關實驗研究論文與技術報告之蒐集與彙整，並依據國外相關論文

		之蒐集資料，進行實驗環路之設計。
	2. 廣泛蒐集國外 CFD 雙相流與沸騰熱傳、IATE 等模式之相關文獻	現階段已完成國外 CFD 雙相流與沸騰熱傳、IATE 等模式之相關文獻蒐集與彙整。
	3. 實驗模組規劃、設計製作、設備採購及實驗環路架設	已完成實驗模組規劃、設計製作、設備採購以及實驗環路架設。
	4. 實驗環路試運轉及初步擷取實驗數據	完成實驗環路試運轉及初步擷取實驗數據。
	5. 進行既有之 CFD 分析軟體的適用性評估	利用核能界常用的 CFD 程式進行雙相流與沸騰熱傳模式評估，根據適用性與擴充性，選擇 CFX 與 FLUENT 程式進行計畫之 CFD 軟體。
	6. 進行初步之 CFD 計算與實驗驗證分析	完成 CFD 計算與實驗驗證初步分析
	7. 將研究結果彙整進行國際期刊或國際研討會議論文投稿	已發表多篇國際期刊與國際研討會議論文
四/3	1. 建立 X 光繞射(XRD)研究輻照引致體膨脹效應之方法	已完成
	2. 完成一系列的 3C 碳化矽及 SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽/碳化矽複合材料的氦離子佈植實驗	已完成
	3. 完成一系列的 3C 碳化矽及 SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽/碳化矽複合材料的氦離子佈植實驗	此項應為"氦"離子佈植(已完成)
	4. 動態腐蝕測試系統中，在固定溫度 850oC 及不同持溫時間 (1 day-6days)下，常壓氣氛(He/ H ₂ O/O ₂)成分下，48hrs 持溫時間下，三種鎳基合金(Alloy 625、Hastelloy C-4、Haynes 224)母材的腐蝕實驗	已完成動態腐蝕測試系統中，在固定溫度 850 °C 及常壓氣氛(He/ H ₂ O/O ₂)成分下，48hrs 持溫時間下，三種鎳基合金(Alloy 625、Hastelloy C-4、Haynes 224)母材的腐蝕實驗。
	5. 利用 SEM 以及 EDX 分析試片之表面成分、重量改變與氧化層結構分析與機制探討	已分析試片之表面氧化層成分與重量改變。
	6. 三種鎳基合金母材、熱影響區及鐳道於不同氣氛(He 及 O ₂)下之氧化腐蝕測試	已完成
	7. 利用 SEM 及 TEM 分析氧化腐蝕後試片之顯微結構	已完成
	8. 調整適當的鍍膜參數及性質分析	已完成
	9. 完成鍍膜前後對照組在高溫空氣下的實驗	已完成對照組:兩種薄膜在 850°C 水氣環境中氧化速率以及其破壞的趨勢。且在高溫空氣前期實驗已完成
	10. 使用各式儀器來分析實驗前後與	已完成 SEM 分析，未來將使用 EPMA 或

	鍍膜與否的材料變化	SIMs 準確分析其元素變化，以及 XRD 分析其內部應力對薄膜的影響趨勢。
	11. 探討鋁合金-4 基板，高商合金薄膜與氮化物薄膜在 800°C 空氣環境下鋁合金腐蝕與破裂機制	已完成探討破壞機制的的原因，待進一步數據分析。
	12. 測試與驗超聲波設備	已於金屬中心完成超聲波量測
	13. 同時執行本計畫之研究目的執行即時繞射實驗觀察微結構變化	已於同步輻射中心完成量測
四/4	1. 高溫熔融材料淬冷文獻的蒐集與研析	已完成探討破壞機制的的原因，待進一步數據分析。
	2. 評估適合之熔融材料	已於金屬中心完成超聲波量測
	3. 實驗量測元件校正及觀測系統的建立與測試	已於同步輻射中心完成量測
	4. 完成實驗平台的架設，建立實驗標準流程	已完成
	5. 完成不同冷卻水的淬冷實驗及研析	已完成，未來將持續尋找更為合適的材料
	6. 完成不同次冷度的淬冷實驗及研析	已完成
	7. 將實驗結果彙整進行國際期刊或國際研討會議論文投稿	已完成

B. 主要指標佐證資料表

105 年度 主要績效指標執行成果說明

績 效 指 標	KPI		
	目標值	目前達成情形	說明
論文發表(篇數)	16	51	105 年度本計畫之執行成果共發表論文國際 SCI 期刊 10 篇；其他期刊 3 篇；國內外研討會 38 篇，合計共 51 篇。顯示本研究質量俱精。
博碩士培育(人數)	20	53	本計畫之執行共有 53 名博碩士投入，鼓勵新秀將研究成果發表於國內外研討會與國內外著名期刊。並進行跨國合作，擇選優秀博碩士進行學術交流，為國內核能產業提供優秀人力以及高級研究人才。
研究報告	4	4	本計畫共產生 4 個分項研究報告，符合原訂目標。
研究團隊養成	10	11	本計畫之執行共組成 11 個研究團隊，其中跨國合作部份主要與美國普度大學合作，擇選優秀博碩士進行學術交流，故本研究對人才之培養與國際交流有實質的助益。
參與技術活動	10	16	105 年度本計畫之相關研究人員，共參與 16 場以上相關研討會。

出席相關國際學術會議、參訪、研訓活動對本計畫研究方面的效益

參加國際學術會議將研究成果發表於國際場合，除可增加國際能見度外，同時亦可獲得最新相關科學知識，並獲得國際學者對於研究的寶貴建議。如：本計畫多位團隊成員參加 ANS winter 會議及國際核安與運轉學術會議並發表論文，可提升研究成果的國際能見度及台灣的國際曝光度；另，分項計畫二許文勝博士、莊蘊哲與朱乙心研究助理赴大陸成都參加核反應堆系統設計技術重點實驗室參訪，考察核反應堆系統設計技術及核電系統，並藉由 8th International Symposium on Symbiotic Nuclear Power Systems for 21st Century (ISSNP2016) 之機會與中、日、韓等學者專家進行意見交流與討論，增進團隊成員對核領域知識的瞭解。

此外，尚有多位團隊成員赴國外相關單位進行參訪與交流，如馮玉明教授赴北京進行國核技術交流，及赴香港城市大學機械與醫學工程學系與美國洛杉磯 COOL—Tech CFD 公司參訪；周懷樸教授赴北京清華大學及香港城市大學進行計畫討論等。

在研訓的部份，參與本計畫之學生，計有一位博士生莊天睿赴美國普渡大學訪問研究；一位碩

士生王予柔獲得教育部學海築夢獎學金及本校工科系/核工 79 級國際交流獎學金赴美國麻省理工學院訪問研究；一位碩士生張宇祐參加美洲核能學會 2016 年冬季會議，並參加壁報論文比賽等。訪問研究或論文比賽對學生之國際視野與專業能力的提昇極有助益。

佐證資料表

【A 論文】

中文/英文題名	作者	發表年 度 (西元 年)	文 獻 類 別	重 要 期 刊 資 料 庫 簡 稱	引 用 情 形	獲 獎 情 形	獎 項 名 稱	論文出處	科研 設施 用戶 發表 論文	備 註
Station Blackout Mitigation Strategies Analysis for Maanshan PWR Plant Using TRACE	Hao-Tzu Lin, Jong-Rong Wang, Kai-Chun Huang, Chunkuan Shih, Show-Chyuan Chiang, Chia-Chuan Liu	2016	D	SCI	C	N		Annals of Nuclear Energy	N	
Establishment of TRACE containment model and Maanshan ELAP analysis	Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih	2016	F		A	N		NUTHOS-11	N	
ANALYSIS OF ELAP AND MITIGATION STRATEGIES IN MAANSHAN PWR WITH PCTRAN	Y. T. Hsu, J. H. Yang, C. Shih.	2016	F		A	N		ANS meeting	N	
RELAP5/MOD3.3 Model Assessment of Maanshan Nuclear Power Plant with SNAP Interface	Kai-Chun Yang, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih	2016	E		C	N		CSME 33th	N	
Application of TRACE/CFD Model for MSLB event in Maanshan Nuclear Power Plant	Chun-fu Huang, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih	2016	E		C	N		CSME 33th	N	

Fuel Rod Behavior Analysis by FRAPTRAN/TRACE Code in Maanshan LBLOCA	Shang-Yu Lee, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih	2016	E		C	N		CSME 33th	N	
The Effect of Vertical Seismic Acceleration on the Nonlinear Dynamics of a Single Natural Circulation Nuclear-Coupled Boiling Channel	J. D. Lee*, C. Pan and S. W. Chen	2016	F		C	N		The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-11)	N	
Experimental Study of Two-Phase Flow in a Rectangular Pipe Under Various Vibration Condition	M.L. Chai, F.J. Kuo, S.W. Chen, J.R. Wang, J.D. Lee, C. Shih	2016	F		C	N		The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-11)	N	
Experiment of ultrasonic effect on heat transfer in pool subcooled condition	F.C. Liu, S.W. Chen, F.J. Kuo, M.L. Chai, J.R. Wang, W.K. Lin, C. Shih, J.D. Lee	2016	F		C	N		The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-11)	N	
Identification and early warning for NPP accident	Jian-Lun Huang and Hwai-Pwu Chou	2016	F		C	N		International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, San Francisco, CA, USA (April 17-20, 2016).	N	
Accident management based on computerized emergency operating procedures	Yen-Chun Chiu and Hwai-Pwu Chou	2016	F		C	N		International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, San Francisco, CA, USA (April. 17-20, 2016).	N	
A novel feature extraction scheme for NPP initiating event identification	Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu, and Hwai-Pwu Chou	2016	F		C	N		International Conference of Nuclear Engineering, Charlotte, NC, USA (June 26-30, 2016).	N	
Feature Extraction and Sensor Selection for	Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu,	投稿中	D	SCI	C	N			N	

NPP Initiating Event Identification	Kuang-You Chen, and Hwai-Pwu Chou								
Stress Corrosion Cracking of Welded Type 316L Stainless Steels in Simulated BWR Environments	Y.L. Chen, T.K. Yeh and M. Y. Wang	2016	F		A	N		International Cooperative Group on Environmentally-Assisted Cracking (ICG-EAC) Annual Meeting	N
Assessing the SCC Mitigation by Hydrogen Water Chemistry in an Advanced Boiling Water Reactor	Mei-Ya Wang and Tsung-Kuang Yeh	2016	F		A	N		International Conference on Water Chemistry of Nuclear Reactor Systems	N
The Model Establishment and Analysis of TRACE/MELCOR for Kuosheng Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool	W. S. Hsu, Y. Chiang, Y. S. Tseng, J. R. Wang, C. Shih, S. W. Chen	2016	C		C	N		International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering Vol: 10, No: 10	N
The Establishment of MELCOR/SNAP Model of Chinshan Nuclear Power Plant for Ultimate Response Guideline	W. S. Hsu, Y. Chiang, J. R. Wang, T. Y. Wang, T. Y. Wang, T.C. Wang, J. T. Teng, S. W. Chen and C. K. Shih	投稿中	C		C	N		NED	N
Extended Loss of AC Power (ELAP) Analysis of Kuosheng BWR/6 Using MELCOR2.1/SNAP	Y. Chiang, J. R. Wang, A. L. Ho, W. S. Hsu, J. T. Teng, J. Chang, S. W. Chen and C. K. Shih	2016	F		C	N		PSAM-13/KOREA	N
Fuel Rod Thermo-Mechanic Analysis of Kuosheng NPP in MSIVC TRANSIENT with RELAP5 MOD3.3/FRAPTRAN/PYTHON Code in SNAP Interface	H. C. Chang, C. Shih, J. R. Wang, S. C. Chiang, T. Y. Yu, I. C. Lee, W. S. Hsu	2016	F		C	N		ANS Winter Meeting 2016	N

國聖核能電廠用過燃料池模型建立與分析	J. T. Teng, C. H. Hsu, H. C. Weng, Y. C. Huang, J. R. Wang, W. S. Hsu, T. C. Wang	2016	E		C	N		中國機械工程學會 105 年度年會暨第 33 屆全國學術研討會	N	
The Establishment of Safety Analysis Methodology for Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool under Fukushima-like Accident condition	Hao-Tzu Lin, Wan-Yun Li, Jong-Rong Wang, Yung-Shin Tseng, Hsiung-Chih Chen, Chunkuan Shih, Shao-Wen Chen	投稿中	D	SCI	C	N		Kerntechnik, 2016.	N	
The Model Establishment and Analysis of TRACE/FRAPTRAN for Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool	J. R. Wang, H. T. Lin, Y. S. Tseng, W. Y. Li, H. C. Chen, S. W. Chen, C. Shih	Vol:10, No:6, 2016.	D	EI	C	N		World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering	N	
The Model Establishment and Analysis of TRACE/MELCOR for Kuosheng Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool,	W. S. Hsu, Y. Chiang, Y. S. Tseng, J. R. Wang, C. Shih, S. W. Chen	2016	D	EI	C	N		World Academy of Science, Engineering and Technology	N	
MELCOR Analysis on Hydrogen Behaviors of Chinshan NPP Spent Fuel Pool	Yu Chiang, Ai-Ling Ho, Jong-Rong Wang, Shao-Wen Chen, Wen-Sheng Hsu, Jyh-Tong Teng, Chunkuan Shih	October 2-7, 2016.	F		C	N		PSAM-13, Korea, 2016.	N	
Investigating thermal mixing and reverse flow characteristics in a T-junction using	C.H. Lin, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	C	N		Applied Thermal Engineering	N	

CFD methodology										
Investigating thermal mixing and reverse flow characteristics in a T-junction by way of experiments	C.H. Lin, M.S. Chen, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	C	N		Applied Thermal Engineering	N	
Methodology development of CFD/PFM for PTS analysis on nuclear reactor safety	C.H. Kang, P.C. Huang, Y.C. Hung, C.H. Lin, Y.S. Tseng, Y.M. Ferng, C.Y. Shih	2016	F		C	N		CFD4NRS	N	
Experimentally investigating boiling characteristics in the transition boiling for the downward facing heating	T.J. Chuang, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	C	N		Annals of Nuclear Energy	N	
Experimentally investigating heat transfer and boiling characteristics for the downward facing wall heating	T.J. Chung, J.W. Chen, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	C	N		International Journal of Thermal Sciences	N	
The Influence of Chemistry Concentration on the Fracture Risk of a Reactor Pressure Vessel Subjected to Pressurized Thermal Shocks	P.C. Huang, H.W. Chou, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	C	N		Nuclear Engineering and Design	N	
Fatigue induced deformation and thermodynamics evolution in a nano particle strengthened nickel base superalloy	E-Wen Huang*, Chung-Kai Chang, Peter K. Liaw, and Tsung-Ruei Sue	2016	D	EI	C	N		Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures	N	
Structure and Hardness Characterizations for Phase Transformation Study of Al-Cu Alloys during Non-isothermal Precipitation	E-W. Huang, C.-S. Tsao, M.-H. Wen, T.-Y. Kuo, C.-J. Su, Y.-H. Liao	2016	B	EI	C	N		金屬熱處理學刊	N	

Fatigue-Crack-Growth Behavior of Two Pipe-line Steels	B. Chen, G. Wang, S. Chen, G. Muralidharan, D. Stalheim, A.-C. Sun, E.-W. Huang, P. K. Liaw	2016	D	SCI	C	N		Advanced Engineering Materials	N	
NEUTRONICS AND COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS ANALYSIS FOR A NATRUAL CIRCULATION LOOP OF MOLTEN FUEL SALT	R.J. Sheu, C.H. Chang, Y.M. Ferng, O. Feynberg	2016	D	EI	C	N		Transactions of American Nuclear Society	N	
Investigation on the thermal-hydraulic characteristic and mixing effect of pressurized thermal shock for a T-junction piping system	C.Y. Chang, C.H. Lin, Y.M. Ferng D	2016	F		C	N		International Congress on Advances in Nuclear Power Plants	N	
	Ji-Jung Kai	2016	F		C	N		39 th International Conference and Exposition on Advanced Ceramics and Composites	N	
	Yan-Ru. Lin	2016	F		C	N		17th International Conference on Fusion Reactor Materials	N	
	E-Wen Huang	2016	F		C	N		TMS 2016 145th Annual Meeting & Exhibition	N	
	E-Wen Huang	2016	F		C	N		International Symposium on Plasticity and Its Current Applications	N	
	F.Y. Chuang, C.J. Tsai, T.K. Yeh, M.Y. Wang	2016	F		C	N		Oxidation Behavior of Nickel- Based Superalloys in High-temperature Helium Environments	N	
	莊凡誼、葉宗洸、王美雅	2016	E		C	N		鎳基合金在含雜質氬氣環境下之高溫氧化行為研究,海峽兩岸腐蝕與防護研討會	N	

Using In-situ Neutron Diffraction to Investigate the Lattice Deformation During Tensile Test for Additive Manufactured Stainless Steel	Shih-Min Chen (陳仕珉)、Yu-Lun Jao (饒育綸)、Ke An (安軻)、E-Wen Huang (黃爾文)	2016	E		C	N		國家同步輻射研究中心第二十二屆用戶年會暨討論會	N	
Using neutron measurements to study the Lattice moduli and thermal expansion coefficient of CoCrFeMnNi high-entropy Alloy	Yi-Hung Chen (陳翊閔)、E-Wen Huang (黃爾文)、Jien-Wei Yeh (葉均蔚)、Chia-En Hsu (許嘉恩)、Chin-Ming Lin (林志明)、Ke An (安軻)	2016	E		C	N		國家同步輻射研究中心第二十二屆用戶年會暨討論會	N	
A Comparative Study of Strain Profiles between Dislocation Analysis (DXA) and Whole Powder Pattern Modeling (WPPM)	Tsung-Ruei Sui (隋宗叡)、E-Wen Huang (黃爾文)、Ka-Yu Ho (何家裕)、Paolo Scardi, Albert Flor, Yu-Chieh Lo (羅友杰) and Wen-Jay Lee (李玟韻)	2016	E		C	N		國家同步輻射研究中心第二十二屆用戶年會暨討論會	N	
In-situ Neutron Diffraction measurements to Investigate Lattice Deformation for Additive Manufactured Stainless Steel	Shih-Min Chen (陳仕珉)、Yu-Lun Jao (饒育綸)、Ke An (安軻)、E-Wen Huang (黃爾文)	2016	E		C	N		2016 中子散射研習營	N	
Thermal expansion coefficients study of CoCrFeMnNi high-entropy alloy by using neutron measurements	Yi-Hung Chen (陳翊閔)、E-Wen Huang (黃爾文)、Jien-Wei Yeh (葉均蔚)、Chia-En Hsu (許嘉恩)、Chin-Ming Lin (林志明)、Ke An (安軻)	2016	E		C	N		2016 中子散射研習營	N	
Round-robin Test for Line Profile Analysis	Tsung-Ruei Sui (隋宗叡)、E-Wen Huang	2016	E		C	N		2016 中子散射研習營	N	

(LPA) Study	(黃爾文), Ka-Yu Ho (何家裕), Paolo Scardi, Albert Flor, Yu-Chieh Lo (羅友杰), Wen-Jay Lee (李玟韻)									
Synchrotron X-ray structure-resolved study of Photovoltaic Titanium Oxide Phthalocyan	Wei-Chieh Huang (黃威捷), E-Wen Huang (黃爾文), Hui-Tzu Yeh (葉蕙慈), Tsz-Fei Chan (陳子飛), Yu-Hsiang Hsu (許聿翔), Tsun-Hsu Chen (陳存勳), Chun-Chieh Wang(王俊杰), Chung-Kai Chang (張仲凱) and Ya-Wen Su(蘇雅雯)	2016	E		C	N		105 年中國材料科學學會年會	N	
Investigate the Lattice Deformation during Tensile Test by In-situ Neutron Diffraction for Additive Manufactured Stainless Steel	Shih-Min Chen (陳仕珉)、Yu-Lun Jao (饒育綸)、An-Ke (安軻)、E-Wen Huang (黃爾文)	2016	E		C	N		105 年中國材料科學學會年會	N	
Using neutron measurements to study the thermal expansion coefficients at lattice level CoCrFeMnNi high-entropy alloy	Yi-Hung Chen (陳翊閔), E-Wen Huang (黃爾文), Jien-Wei Yeh (葉均蔚), Chia-En Hsu (許嘉恩)、Chin-Ming Lin (林志明)、Ke An (安軻)	2016	E		C	N		105 年中國材料科學學會年會	N	
Round-robin Test for Line Profile Analysis (LPA) Study	Tsung-Ruei Sui (隋宗叡), E-Wen Huang (黃爾文), Ka-Yu Ho (何家裕), Paolo	2016	E		C	N		105 年中國材料科學學會年會	N	

	Scardi, Albert Flor, Yu-Chieh Lo (羅友杰) and Wen-Jay Lee (李玟韻)								
Investigate the Lattice Deformation during Tensile Test by In-situ Neutron Diffraction for Additive Manufactured Stainless Steel	Tzu-Hsuan Huang(黃子 軒)、Kun-Yen Liao (廖堃硯), E-Wen Huang(黃爾 文),Chun-Chie h Wang (王俊 杰),Yi-An Lai(賴羿安), Shou-Yi Chang(張守一)	2016	E		C	N		105 年中國材料科學 學會年會	N

註：

1. 如已投稿尚未發表，請於發表年填寫「投稿中」。
2. 文獻類別：A 國內一般期刊論文、B 國內重要期刊論文、C 國外一般期刊論文、D 國外重要期刊論文、E 國內研討會論文、F 國際研討會論文、G 國內專書論文、H 國外專書論文。
3. 重要期刊資料庫簡稱：如「文獻類別」選 B、D，則本欄位必填，例如 SCI、SSCI、EI、AHCI、TSSCI 等。
4. 引用情形：A 被論文引用、B 被專利引用、C 未被引用。
5. 獲獎情形：Y 有獲獎、N 否。
6. 獎項名稱：如「獲獎情形」為 Y，則本欄位必填。
7. 科研設施用戶發表論文：Y 是、N 否。

【B 合作團隊(計畫)養成】

團隊/計畫、研究中心、實驗室、協議名稱	團隊所屬機構	合作 模式	團隊 性質	成立時間 (西元年)	合作 國家	合作 對象	合作 內容	備註
斷然處置措施研究團隊	清華大學	A	A	N	N	N	N	
熱水力與核能安全研究團隊	清華大學	A	A	N	N	N	N	
事故分類及舒緩決策輔助系統研究團隊	清華大學	A	A	N	N	N	N	
核電廠水化學暨材料腐蝕研究團隊	清華大學	A	A	N	N	N	N	
CFD 模式與應用研究團隊	清華大學	A	A	N	N	N	N	

核電廠圍阻體安全研究團隊	清華大學	B	A	N	N	N	N	
圍阻體內氫氣擴散模式研究團隊	中原大學	B	A	N	N	N	N	
圍阻體內氫氣爆炸 FLACS 模式研究團隊	長榮大學	B	A	N	N	N	N	
燃料池安全與嚴重事故分析團隊	清華大學	B	A	N	N	N	N	
前瞻中子物理安全技術研究團隊	清華大學	A	A	N	N	N	N	
CFD 雙相沸騰熱傳先進模式研究團隊	清華大學	C	A	N	N	N	N	
電子顯微鏡/鍍膜/離子輻照/金屬腐蝕/高溫氧化/材料機械性質量測之研究團隊	清華大學	B	A	N	N	N	N	

註：

1. 合作模式：A 機構內跨領域合作、B 跨機構合作、C 跨國合作。
2. 團隊性質：A 合作團隊或合作計畫、B 研究中心、C 實驗室、D 簽訂協議。
3. 合作國家：如「合作模式」為 C，則本欄位必填。

【C 培育及延攬人才】

姓名	學歷	參與性質	機構名稱	指導教授	參與培訓課程名稱	取得證照	證照名稱	國際交換國家	備註
楊融華	A	A	清華大學	施純寬	N	N	N	N	核三廠 TRACE 建模與模擬分析
葉璟賢	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	核三廠 MAAP 建模與模擬分析
黃文樞	C	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	核三廠 RELAP 建模與模擬分析
陳建廷	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	核三廠 RELAP 建模與模擬分析
林明松	A	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	實驗設計

林郁格	B	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	模擬分析
劉芳霖	B	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	實驗設計
蔡明倫	B	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	模擬分析
郭封均	B	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	實驗設計
王亭懿	B	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	模擬分析
張祐銜	B	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	實驗設計
林廷翰	A	A	清華大學	吳順吉	N	N	N	N	事故資料庫建置 及特徵擷取演算法建置
黃健倫	B	A	清華大學	周懷樸	N	N	N	N	核電廠事故預警 及辨識之研究
邱彥鈞	B	A	清華大學	周懷樸	N	N	N	N	核電廠安全度評 估方法研究
陳光佑	B	A	清華大學	吳順吉	N	N	N	N	分類器研究及建 置、未訓類別辨識 演算法建置
謝明劭	B	A	清華大學	吳順吉	N	N	N	N	電廠模擬器與辨 識系統整合
何泉漢	B	A	清華大學	葉宗洸	N	N	N	N	執行 SSRT 實驗
楊靜茹	B	A	清華大學	葉宗洸	N	N	N	N	執行水化學分析

李郁萱	B	A	清華大學	葉宗洸	N	N	N	N	執行水化學分析
李宛芸	A	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	負責 FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套應力分析之相關工作
辜郁庭	A	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	負責 CFD 模式建立與局部分析之相關工作
蔣宇	A	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	嚴重事故分組研究之相關工作
何愛玲	A	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	負責燃料池臨界分析研究之相關工作
張靖	B	A	清華大學	陳紹文	N	N	N	N	嚴重事故分組研究之相關工作
袁暄期	A	A	中原大學	許政行	N	N	N	N	負責用過燃料池資料蒐集、參數建構、程式模擬分析、分析結果討論與報告撰寫等相關工作
黃雅娟	專任助理	A	中原大學		N	N	N	N	負責 MAAP 研究之相關工作
黃品鈞	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	執行 T 型管環路系統之運轉與實驗
熊韋茜	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	執行 T 型管環路系統之運轉與實驗數據分析

曾颯淇	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	協助執行 T 型管系統之架設、實驗與數據蒐集
王俊仁	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	協助執行 T 型管實驗數據處理與分析比對
張仲翔	B	A	清華大學	薛燕婉	N	N	N	N	研究分析
王瑞渝	B	A	清華大學	薛燕婉	N	N	N	N	研究分析
蔡佳君	B	A	清華大學	薛燕婉	N	N	N	N	研究分析
孫如璟	B	A	清華大學	薛燕婉	N	N	N	N	研究分析
陳聖元	B	A	清華大學	許榮鈞	N	N	N	N	研究分析
蘇冠宇	B	A	清華大學	許榮鈞	N	N	N	N	研究分析
林鈺博	B	A	清華大學	許榮鈞	N	N	N	N	研究分析
戴承楷	B	A	清華大學	薛燕婉	N	N	N	N	研究分析
王振安	C	A	清華大學	許榮鈞	N	N	N	N	研究分析
伯毆吉	A	D	清華大學	許榮鈞	N	N	N	N	研究分析
莊天睿	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	執行環形管雙相流 CFD 之模式建立與計算分析
徐仲彥	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	執行環形管雙相流實驗系統之運轉與實驗數據分析
賴科維	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	協助執行環形管雙相流實驗系統數據處理
洪郁荃	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	協助執行環形管雙相流實驗系統之分析比對
張永漢	B	A	清華大學	馮玉明	N	N	N	N	協助執行環形管雙相流實驗系統數據紀錄

王予柔	B	A	清華大學	潘欽	N	N	N	N	燃料棒熔毀前的後乾化熱流分析
張宇祐	B	A	清華大學	潘欽	N	N	N	N	熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究
何明析	A	A	清華大學	潘欽	N	N	N	N	熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究
張凱評	B	A	清大工料系	歐陽汎怡	N	N	N	N	研究分析
沈政緯	B	A	清大工料系	歐陽汎怡	N	N	N	N	研究分析
鄭福本	A	A	海大材料系	開物	N	N	N	N	研究分析
陳偉昇	A	A	海大材料系	開物	N	N	N	N	研究分析
蔡佳蓉	B	A	清大工料系	葉宗洸	N	N	N	N	研究分析
莊凡誼	B	A	清大工料系	葉宗洸	N	N	N	N	研究分析
隋宗歡	B	A	交大材料系	黃爾文	N	N	N	N	學習製備高熵合金，並使用同步輻射光源進行XRD繞射研究，主要使用在測量熱膨脹係數
陳翊閎	B	A	交大材料系	黃爾文	N	N	N	N	煉製高熵合金進行研究、測量熱膨脹，使用同步輻射光源進行實驗。另外也協助本計畫招標小型拉伸機，並學習拉伸機的使用，以在本計畫的研究發揮功用
陳仕珉	B	A	交大材料系	黃爾文	N	N	N	N	研究鐵基合金之材料性質，運用萬能拉伸機測量其 Strain、UTS、YS 等機械性質，並使用同步輻射

									光源得繞射圖譜，藉由 CMWP 等軟體分析微結構
黃威捷	B	A	交大材料系	黃爾文	N	N	N	N	研究分析
湯浩正	C	A	交大材料系	黃爾文	N	N	N	N	研究分析
廖堃硯	C	A	交大材料系	黃爾文	N	N	N	N	研究分析
劉馨霖	C	A	交大材料系	黃爾文	N	N	N	N	研究分析
蔡舒琴	C	A	交大材料系	黃爾文	N	N	N	N	研究分析

註：

1. 學歷：A 博士(含博士生)、B 碩士(含碩士生)、C 學士(含學士生)。
2. 參與性質：A 參與計畫、B 學程通過、C 培訓課程通過、D 國際學生/學者交換、E 延攬人才。
3. 指導教授：如「參與性質」為 A、B，則本欄位必填。
4. 參與培訓課程名稱：如「參與性質」為 B、C，則本欄位必填。
5. 取得證照：如「參與性質」為 C，則本欄位必填，Y 是、N 否。
6. 證照名稱：如「取得證照」為 Y，則本欄位必填。

國際交換國家：如「參與性質」為 D，則本欄位必填，A 美國、B 歐洲、C 其他。

C. 「核能安全及前瞻技術之強化研究」 期末報告審查意見回覆表

期末報告審查意見回覆表

編號	頁碼	審查意見	意見回覆
1	130	<p>請標示[在 PWR 環境下的 ECP 如能維持於大於-835 mV_{SHE} 且小於-500 mV_{SHE} (350 °C)，即可減低組件材料因 SCC 而產生的劣化現象。]內容之文獻出處，俾利讀者閱讀研究。</p>	<p>p.132 & p.428 已修正。 [1] N. Totsuka and Z. Szklarska-Smialowska, "Effect of electrode potential on the hydrogen-induced IGSCC of Alloy 600 in an aqueous solution at 350C," Corrosion, vol. 43, pp. 734, 1987. [2] G. Furutani, N. Nakajima, T. Konishia, and M. Kodama, "Stress corrosion cracking on irradiated 316 stainless steel," Journal of Nuclear Materials, vol. 288, pp. 179, 2001.</p>
2	137	<p>NWC 反應器啟動過程中，對應不同低功率，(5%，7.5%，10%)時的爐水溫度是否列入 ECP 高低之考量? 功率、溫度、溶氧與 ECP 之關係如何? 啟動過程暫態之 ECP 相對於運轉中穩定之 ECP，所佔時間比例極短，是否足以影響 SCC 發生?</p>	<p>1. 功率 5% 以上，爐水溫度已達 270°C 以上，故溫度變異不大。 2. 四者之間並無直接關係，但以現在的分析結果顯示功率增加會使得氧化劑濃度隨之增加。 3. 以美國 BWR 為例，曾進行 crack extension 分析，起動時(大於 200 °F)的前 60 小時所產生的 crack extension 約為整個燃料週</p>

			期的 6%，是以在啟動過程中是有可能影響 SCC 的發生。
3	143	圖 3.1.4.11 左圖請標示 IG 或 TGSCC 區域，並標示右圖為左圖何處之放大，便於讀者閱讀。	已修正 (p.144)。
4	379	單晶碳化矽實驗以 2.9MeV 之 Si ²⁺ 於 40 下進行劑量為 20 dpa 之佈植，產生非晶化的現象，對單晶碳化矽有何影響及應用？	謝謝委員的意見，於常溫下輻照會造成非晶現象(長程無序排列)，乃因輻照後產生之缺陷(間隙原子與空位原子)缺少遷移能進行複合，而單晶碳化矽之非晶現象亦會降低材料強度。(p.373)
5	382 -383	請說明圖 3.4.3.13 與 14 差排環為何不是環的形態出現，而是線條型態？	謝謝委員的意見，圖中為 TEM 拍攝之二維影像，以十元硬幣舉例，平放於桌面上之硬幣為環狀，若將硬幣直立且由上往下觀察，則為線狀。(p.374)
6	392	Inconel 625、Hastelloy C4 在 850°C 10% 氧氣與 10% 水氣環境下經過 144 小時氧化後試片表面形貌分別呈尖晶金石及片狀，何者耐蝕性較佳?為何?如何證實?	以目前實驗結果來看，兩者差異不大。(p.388)
7	396	圖 3.4.3.32 試片破斷面之微結構，所列之放大區域錯置，請更正	謝謝委員的意見，已修正報告。(p.391)
8	397	圖 3.4.3.34 Inconel 617 的 HAZ 及 SUB 在氧化 600 小時後的 BEI 橫截面與圖 3.4.3.35 Inconel 617 的 HAZ 及 SUB 在氧化 500 小時後的 BEI 橫截面所列照片相同，請查證。	謝謝委員的意見，已修正報告。(p.392)
9	401	圖 3.4.3.40 水氣 850°C ECR% 對時間圖，所列不同顏色代表何意?請在圖例中表示。高溫氧化實驗是否考慮以 TGA 測試較為精確?	謝謝委員的意見，已於圖 3.4.3.40 及圖 3.4.3.41 補上 TGA 量測可及時量測且較為精準，但有尺寸上限制且水氣實驗設備需額外改裝，尚須尋找可以配合合作的機構，以得到更為精準的分析量測。(p.398)
10	398	所鍍試片為平板狀，如考慮 Zr 管材，執行上是否可行?如何克服?	謝謝委員的意見，為模擬核電廠真實情況，將來應替換

			成管狀試片進行實驗，然而，現在採用濺鍍方法難以均勻在管狀鋁合金內外壁上均勻鍍著薄膜，若須測試管狀試片則需更換鍍膜技術如：3D laser coating，或在鋁管製成上做變更。 (p.393)
11	403	以超聲波設備測試與檢驗電廠相關材料，建議以示意圖表示量測試片之幾何形狀，俾利讀者閱讀。鑄造後進行熱處理、鑄造後進行機械震盪，其熱處理條件及震盪條件為何？請標示。圖 3.4.3.49 灰鑄鐵應力框中子繞射檢測結果之應力單位為何？	謝謝委員的意見。 1. 已修改示意圖以利讀者閱讀。(p.400) 2. 已加註退火條件為於 565 度持溫 2 小時；機械震盪參數則為 3,391rpm 並持續 30 分鐘。(p.400) 3. 圖 3.4.3.49 應力單位為 MPa，已於圖上標註。 (p.403)
12	407	熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究是否考慮水中溶氧？	謝謝委員的意見， 實驗時，以去離子水為冷卻水並未完全除氧，溶氧的效應尚有部分隱含在裡面。以海水作為冷卻水並無進行除氧的動作，所以溶氧的影響有包含在內。
13	419	輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究 請補充說明 TRACE、MAAP 以及 RELAP 各自之應用領域	謝謝評審們的建議，補充說明內容如下：TRACE 與 RELAP 程式應用於輕水式反應器熱水流暫態模擬，主要模擬燃料護套熔毀前電廠各組件細部熱水流行為；而 MAAP 程式多應用在嚴重事故模擬，與 TRACE、RELAP 等熱水流模擬程式最大差異在於其可持續模擬燃料護套破損後爐心熔毀及氫氣產生量的評估。(p. 415)

14	420	<p>地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究</p> <p>所列之 10 主要結論皆是發現而已 看不出有什結論</p>	<p>謝謝委員的指教。已依據委員的建議重新修改結論部分。(p.416)</p>
15	421	<p>輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統</p> <p>冷卻水流失事故冷端破口與熱端破口這兩個事件類別 事故初期特性很清楚 不懂為何無法找出真正有鑑別力的特徵進行辨識</p>	<p>感謝委員的提問。圖 3.1.3.3 及圖 3.1.3.4 為各肇始事件於跳機後 60 秒的訊號，由此二圖可發現冷卻水流失事故冷端破口與熱端破口兩事件的訊號波形非常相近，可供區別的差異已有限。一般，不同事件剛發生時，預期會有較大的差異性存在，但由於本研究是以反應器跳機(reactor scram)作為肇始事件發生與否的指標(肇始事件的發生，需在某個指標被拉起後方可得知，而通常此指標被拉起的時間點會晚於事件發生的時間點，故實際被用來進行辨識的數據會是指標拉起後 60 秒，非事件發生後 60 秒)，對這兩事件而言，跳機時間在事件發生後 3 秒，使得被用來進行辨識的兩波形之差異性會再被削減，進而造成目前辨識系統無法將這兩事件有效區別而有誤判發生。為減少具鑑別性資訊的流失，我們將在接下來的研究找尋其他事件發生指標來替換反應器跳機，期能保留較多的鑑別資訊以提升辨識的正確率。</p>
16	整體	<p>本計畫有與歐、美、亞洲等核能先進國進行國際合作，請簡要說明各項出席相關國際學術會議、參訪、研訓活動對本計畫研究方面的效益。</p>	<p>謝謝委員的意見。(p.445-446)</p> <p>參加國際學術會議將研究成果發表於國際場合，除可</p>

			<p>增加國際能見度外，同時亦可獲得最新相關科學知識，並獲得國際學者對於研究的寶貴建議。如：本計畫多位團隊成員參加 ANS winter 會議及國際核安與運轉學術會議並發表論文，可提升研究成果的國際能見度及台灣的國際曝光度；另，分項計畫二許文勝博士、莊蘊哲與朱乙心研究助理赴大陸成都參加核反應堆系統設計技術重點實驗室參訪，考察核反應堆系統設計技術及核電系統，並藉由 8th International Symposium on Symbiotic Nuclear Power Systems for 21st Century (ISSNP2016) 之機會與中、日、韓等學者專家進行意見交流與討論，增進團隊成員對核領域知識的瞭解。</p> <p>此外，尚有多位團隊成員赴國外相關單位進行參訪與交流，如馮玉明教授赴北京進行國核技術交流，及赴香港城市大學機械與醫學工程學系與美國洛杉磯 COOL—Tech CFD 公司參訪；周懷樸教授赴北京清華大學及香港城市大學進行計畫討論等。</p> <p>在研訓的部份，參與本計畫之學生，計有一位博士生莊天睿赴美國普渡大學訪問研究；一位碩士生王予柔獲得教育部學海築夢獎學金及本校工科系/核工 79 級</p>
--	--	--	---

			國際交流獎學金赴美國麻省理工學院訪問研究；一位碩士生張宇祐參加美洲核能學會 2016 年冬季會議，並參加壁報論文比賽等。訪問研究或論文比賽對學生之國際視野與專業能力的提昇極有助益。
17	整體	本計畫有四個分項計畫，而分項計畫尚有子計畫，建議每個子計畫可參考 P.100 3.1.3 撰寫方式，於各章節開始處先說明 105 年該子計畫的工作項目，讓讀者可快速掌握每項子計畫的工作重點。	謝謝委員的意見，已遵照辦理。
18	P.465	請於 P.465 彙整本計畫各項主要指標數量，如：完成論文、合作團隊養成、博碩士培育…等。	謝謝委員的意見，已遵照辦理。本計畫共發表 51 篇論文，培育 53 位碩博士生，養成 11 個合作團隊，並參與 16 場以上之技術活動。並已將上述內容增列於 p.445
19		<p>整體意見：</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 本計畫「前瞻核能安全技術與人才培育」在核能安全及前瞻核能安全技術與人才培育，成果豐碩，不只有許多的研究成果，也建立了研究團隊，對於學生的培育，在多方面看出其成果。 2. 如核能安全部分：共三個分項計畫(1)進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發(2)核電廠圍阻體嚴重事故安全分析(3)用過燃料池冷卻能力安全分析精進，皆建立了許多的研究能力，成果多發表在知名期刊。 3. 報告內容多樣，但整理完整，編號及排版易於閱讀，使使用者可輕易了解。 	謝謝委員的肯定。
20	p.300	本研究首先完成適用於任意能群之二維矩形節點問題的程式，並且進行數個驗證問題以測試程式的準確度，計算結果都與文獻中程式計算的結果一致。有了此成功的經驗之後，我們更把程式推廣成適用於六角形燃料組件的節點擴散程式，並且同樣進行了數個驗證計算，其計算結果與其他文獻程式計算的結果	謝謝委員的意見，已將換行部分修正。(p.295)

		也一致。這些成果將於後續的章節進行討論。 筆誤: 應該不用跳行。																					
21	p.314-315	圖 3.4.1.10(左)二氧化鈾燃料棒單元計算結果; (右)鈾鈷混合燃料棒單元計算結果 圖 3.4.1.11(左)二氧化鈾燃料組件計算結果; (右)鈾鈷混合燃料組件計算結果 但文中圖是上下 建議: 可以標示 a, b 如此如果位置不對,也可以了解	謝謝委員的意見,已將圖些微縮小,將圖正確並排。(p.309)																				
22	p.335	相關的材料參數則整理於表 3.4.1.10 與表 3.4.1.11。 筆誤: 去掉多的字	謝謝委員的意見,已將筆誤修正。(p.331)																				
23	p.334	表 3.4.1.7 一維測試問題的計算結果 <table border="1" data-bbox="365 840 1082 1200"> <thead> <tr> <th></th> <th>This work</th> <th>Ougouag[3]</th> <th>Lawrence[14]</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>k_{eff}</td> <td>1.00444</td> <td>1.0045</td> <td>1.00451</td> </tr> <tr> <td>Mesh size</td> <td colspan="3">10 cm</td> </tr> <tr> <td>Iterations</td> <td>235</td> <td>461</td> <td>609</td> </tr> <tr> <td>Difference (pcm)</td> <td>-6</td> <td>0</td> <td>0</td> </tr> </tbody> </table> 此寫法,有些奇怪,應該是 this work 與 Ougouag[3] 及 Lawrence[14]之比較 因此 Difference (pcm) 是指 this work 與 Ougouag[3] 及 Lawrence[14]之差異,但此表似乎是 this work 與 Ougouag[3] 及 Lawrence[14]與另外一個數值之比較。如是與其他的數值比較,請註明。		This work	Ougouag[3]	Lawrence[14]	k_{eff}	1.00444	1.0045	1.00451	Mesh size	10 cm			Iterations	235	461	609	Difference (pcm)	-6	0	0	謝謝委員的意見,已將表格做調整與說明。(p.329)
	This work	Ougouag[3]	Lawrence[14]																				
k_{eff}	1.00444	1.0045	1.00451																				
Mesh size	10 cm																						
Iterations	235	461	609																				
Difference (pcm)	-6	0	0																				
24	p.335	表 3.4.1.9 二維 LRA BWR 驗證問題的計算結果 <table border="1" data-bbox="392 1581 1054 1850"> <thead> <tr> <th></th> <th>This work</th> <th>Rajic [15]</th> <th>Shober [16]</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>k_{eff}</td> <td>0.99621</td> <td>0.99635</td> <td>0.99636</td> </tr> <tr> <td>Mesh Size</td> <td>5 cm</td> <td>30 cm</td> <td>3.75 cm</td> </tr> <tr> <td>Difference in k_{eff} (pcm)</td> <td>-14</td> <td>0</td> <td>0</td> </tr> </tbody> </table> 此寫法,有些奇怪,應該是 this work 與 Rajic [15] 及 Shober [16]之比較 但此表似乎是 this work 與 Rajic [15] 及 Shober [16]與另外一個數值之比較。如是與其他的數值比較,請註明。		This work	Rajic [15]	Shober [16]	k_{eff}	0.99621	0.99635	0.99636	Mesh Size	5 cm	30 cm	3.75 cm	Difference in k_{eff} (pcm)	-14	0	0	謝謝委員的意見,已將表格做調整與說明。(p.330)				
	This work	Rajic [15]	Shober [16]																				
k_{eff}	0.99621	0.99635	0.99636																				
Mesh Size	5 cm	30 cm	3.75 cm																				
Difference in k_{eff} (pcm)	-14	0	0																				

25	p.337	<p>表 3.4.1.12 二維四群能群LMFBR 驗證問題之計算結果比較</p> <table border="1" data-bbox="384 282 1066 490"> <tr> <td></td> <td>This work</td> <td>Rajic [15]</td> </tr> <tr> <td>k_{eff}</td> <td>1.05679</td> <td>1.05694</td> </tr> <tr> <td>Difference (pcm)</td> <td>-15</td> <td>0</td> </tr> </table> <p>此寫法，有些奇怪，應該是 this work 與 Rajic [15]之比較 因此 Difference (pcm) 是指 this work 與 Rajic [15]之差異，但此表似乎是 this work 與 Rajic [15]與另外一個數值之比較。如是與其他的數值比較，請註明。</p>		This work	Rajic [15]	k_{eff}	1.05679	1.05694	Difference (pcm)	-15	0	<p>謝謝委員的意見，已將表格做調整與說明。(p.332)</p>																										
	This work	Rajic [15]																																				
k_{eff}	1.05679	1.05694																																				
Difference (pcm)	-15	0																																				
26	p.338	<p>返照率 0.125 對應到實際情況</p> <p>筆誤: 反照率</p>	<p>謝謝委員的意見，已將筆誤修正。(p.333)</p>																																			
27	p.339	<p>從表中可以發現，本研究所得結果與.....ANC-HW[18]的結果類似</p> <table border="1" data-bbox="360 1070 1099 1420"> <tr> <td colspan="5">Hexagonal IAEA problem with water Reflector (IAEA-WR)</td> </tr> <tr> <td>Reference Value [18]</td> <td colspan="2">$k_{eff} = 1.006630$</td> <td colspan="2">$k_{eff} = 1.005507$</td> </tr> <tr> <td>DIF3D-N [18]</td> <td>20.2</td> <td>-409.5</td> <td>18.1</td> <td>-338.8</td> </tr> <tr> <td>ANC-HW[18]</td> <td>6.8</td> <td>-87.0</td> <td>7.2</td> <td><u>-111.7</u></td> </tr> <tr> <td>ANC-HM [18]</td> <td>0.5</td> <td>7.0</td> <td>0.7</td> <td>-1.7</td> </tr> <tr> <td>HEXPEDITE [10]</td> <td>-</td> <td>-</td> <td>6.48</td> <td>100.5</td> </tr> <tr> <td>This work</td> <td>4.9</td> <td>-95.3</td> <td>1.66</td> <td><u>11.6</u></td> </tr> </table> <p>似乎沒有一致？但我看其他結果，似乎都有一致，是數據有問題？如沒，是否能特別解釋？ 此外參考值是甚麼？可否說明？實驗值？</p>	Hexagonal IAEA problem with water Reflector (IAEA-WR)					Reference Value [18]	$k_{eff} = 1.006630$		$k_{eff} = 1.005507$		DIF3D-N [18]	20.2	-409.5	18.1	-338.8	ANC-HW[18]	6.8	-87.0	7.2	<u>-111.7</u>	ANC-HM [18]	0.5	7.0	0.7	-1.7	HEXPEDITE [10]	-	-	6.48	100.5	This work	4.9	-95.3	1.66	<u>11.6</u>	<p>謝謝委員的意見，已於表中將參考值來源說明。</p> <p>另外，更正表中誤植數值；其中 WOR(無反射體)情況本研究 k 值誤差約在 100~200pcm, WR(有反射體)情況本研究 k 值誤差較小約 10pcm。(p.334)</p>
Hexagonal IAEA problem with water Reflector (IAEA-WR)																																						
Reference Value [18]	$k_{eff} = 1.006630$		$k_{eff} = 1.005507$																																			
DIF3D-N [18]	20.2	-409.5	18.1	-338.8																																		
ANC-HW[18]	6.8	-87.0	7.2	<u>-111.7</u>																																		
ANC-HM [18]	0.5	7.0	0.7	-1.7																																		
HEXPEDITE [10]	-	-	6.48	100.5																																		
This work	4.9	-95.3	1.66	<u>11.6</u>																																		

工作項目	1053	1054	1055	1056	1057	1058	1059	10510	10511	10512
	蒐集國外管流相關研究文與技術報告									
廣泛蒐集CFD雙相沸騰、IATE等模式相關文獻										
進行既有CFD分析軟體的適用性評估										
進行初步CFD計算與實驗分析										
實驗模組設計、製作、採購及實驗路架設										
實驗路轉步實										

28

p.342

感謝委員指正，此甘特圖為誤植，修正報告內已刪除 (p.337)

		<table border="1"> <tr> <td>據</td> <td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td> </tr> <tr> <td>撰寫相關報告與論文</td> <td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td> </tr> <tr> <td>完成累積百分比(%)</td> <td>24</td><td>33</td><td>41</td><td>50</td><td>59</td><td>67</td><td>75</td><td>84</td><td>92</td><td>100</td> </tr> </table> <p>為何有兩種顏色？請說明意義！此外此甘特圖的意義？文中並未說明！</p>	據											撰寫相關報告與論文											完成累積百分比(%)	24	33	41	50	59	67	75	84	92	100	
據																																				
撰寫相關報告與論文																																				
完成累積百分比(%)	24	33	41	50	59	67	75	84	92	100																										
29	p.281 p.361 p.363	<p>依照錯誤！找不到參照來源。</p> <p>原始數據圖為錯誤！找不到參照來源。</p> <p>依照錯誤！找不到參照來源。</p> <p>筆誤：請修正</p>	<p>謝謝委員的意見，已修正。(p.361)</p>																																	
30	p.405- p.407	<p>圖 3.4.3.46 超聲波實驗示意圖[15]</p> <p>圖 3.4.3.48 應力框於超聲波量測結果</p> <p>圖 3.4.3.49 灰鑄鐵應力框中子繞射檢測結果</p> <p>文中並未說明這些圖</p> <p>A1、B1、C1 對應未做處理、鑄造後進行熱處理、鑄造後進行機械震盪與熱處理三種灰鑄鐵應力框，L、N、T 則對應 Longitudinal、Transverse、Normal 三種方向，如圖 5 示意。</p> <p>筆誤：請修正</p>	<p>1.已修改 p.400-p.402 描述。</p> <p>2 已在段落內加註說明圖的意義。(p.400,p.402)</p> <p>3.筆誤部分已進行修正。(p.402)</p>																																	
31	P.4	<p>目錄少計畫目的</p>	<p>謝謝委員的意見，已在目錄中增加計畫目的。(p.4)</p>																																	
32	P.36	<p>Phase1(0~8hr)二次側由 SG PORV 執行緊急洩壓至 20kg/cm²(根據 EOP570.20...)既然是 SBO 符合 URG 進入條件，為何不是採用 1451 程序書？</p>	<p>本次研究時序設定係參考西屋公司 WCAP-17601-P 報告之時序條件與動作，建議電廠於 ELAP 事故發生後 2 小時進行降壓至 20kg/cm²，此部分與 1451 程序書有所不同，後續研究</p>																																	

			會將 1451 程序書納入考量，並比較斷然處置與 FLEX 救援措施之差異性。為避免混淆，已修訂內容，謝謝委員的意見。 (p.35)
33	P.37	報告原文如下： TRACE 程式在計算上，具有計算凝結液體的模式，... 因此 TRACE 程式在事故發生後其估算軸封洩漏率會相對於 MAAP 及 RELAP 程式則較為保守，因其在爐心水位於冷管高度震盪時仍然有液態冷卻水會由軸封破口洩漏 請澄清：RELAP5 有無計算凝結液體的模式。	謝謝委員的意見，RELAP5 /MOD3.3 內部具 ECCMIX 元件設定，以此建立一、二次側 U 型管熱交換、SG 回流冷凝等模式之模擬。因此 RELAP5 有計算凝結液體的模式。此段內容已根據分析結果更新而刪除此敘述。
34	P.41	<u>ELAP 救援措施案例一分析結果</u> 報告原文如下： 二次側使用 3 個 PORV...洩壓當一次側壓力低至 660psig 時，即事故起始約 0.1(RELAP)、0.218(TRACE)及 0.5(MAAP)小時，蓄壓槽啟動自動注水至 RCS。 建議：依報告情節，蓄壓槽很早啟動。在 SBO 情況下，蓄壓槽無法於控制室進行隔離，蓄壓槽太早啟動注水，將大幅壓縮運轉員應變時間。二次側使用 3 個 PORV 之作法有討論空間。	謝謝委員的意見，後續會考慮使用低於 3 個 PORV 開啟之作法，評估運轉員之可應變時間。 此部分數據內容更新如下： 即事故起始約 0.217(TRACE)、0.75(RELAP)及 1.16(MAAP)小時，蓄壓槽啟動自動注水至 RCS。 (p.46)
35	P.126	事故分類子計畫結合 PRA 和電腦化程序書之作法，建議與使用者多聯繫，以了解用戶需求。在特徵選取方面，建議將跳機前之訊號納入。	謝謝委員的建議。在結合 PRA 和電腦化程序書的這個面向，我們會再尋求操作員的意見，以求貼近實際需求。在特徵值選取方面，除納入跳機前訊號外，我們也將著手進行事件偵測相關演算法的研究，以取代目前以跳機為指標之作法。 (p.417)
36	P.171	圖 3-2-12.TRACE 和 MELCOR 之護套溫度明顯不同，請解釋。	TRACE 在護套溫度上升後的計算與 MELCOR 有較大差異，原因為 MELCOR 可以計算銦水反應產生之化

			<p>學熱，其熱功率比單純計算衰變熱的 TRACE 高上數倍，所以造成 MELCOR 護套溫度上升較為快速；而 MELCOR 也可模擬護套的熔化位移，故溫度會於失效熔化後下降至零，TRACE 則無此功能。並已將上述內容補充在 p.165~166</p>
37	P.201	<p>在結論部份提到：雖然在包封容器內放置 PAR，其氫氣濃度仍會超過燃燒下限。上述觀察和氫氣進入包封容器之速率關係密切，此速率之估計值得未來進一步探討。</p>	<p>根據 C. Serrano et al., “Proposed methodology for Passive Autocatalytic Recombiner sizing and location for a BWR Mark-III reactor containment building,” Annals of Nuclear Energy 94, p.589–602,2016.以 MAAP4 計算 SBO 嚴重事故時，氫氣進入包封容器的平均速率最大值為 0.055 kg/s，放置 PAR 後其氫氣濃度不會超過燃燒下限；本分項計畫以 MELCOR 2.1 計算氫氣平均速率最大值為 1.58 kg/s，放置 PAR 後可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下。上述論文與本分項計畫最大差異在於使用不同的嚴重事故評估程式，而 MAAP(目前最新版本為 5.03)與 MELCOR(目前最新版本為 2.1)何者較能準確模擬嚴重事故時的氫氣產生量，目前尚無定論，有待進一步探討。並已將上述內容補充在 p.201、p.418</p>

38	P.423	<p>4.2.3 圍阻體過濾及排氣深度分析</p> <p>1.第 2 段敘述，建議重新修正。</p> <p>2.FCVS 要求設置的目的，非防止圍阻體內氫氣的燃燒，請再進一步了解。</p>	<p>謝謝委員的意見。</p> <p>1. 已修改在 p.419</p> <p>2. 已修改在 p.419</p>
39	整體	<p>用過燃料池冷卻能力安全分析精進</p> <p>報告內容中常提到噴灑和注水兩用詞，其兩用詞的現象是不一樣，但是在報告中常交錯混合使用，建議報告內容用詞一致。</p>	<p>感謝委員的意見，本計畫採用均質注水的方式模擬一個較保守之結果，已修改報告並做出清楚說明，在事故案例中解說真實電廠應對措施為噴灑，而 TRACE 及 MELCOR 則以較保守的注水模擬。(3.3 全文皆修正)</p>
40	P.8	<p>核電廠圍阻體嚴重事故安全分析</p> <p>本分項計畫分別為第一年為核一廠.....</p> <p>建議：寫到第二年即可。</p>	<p>謝謝委員的意見，已修改在 p.2、p.8。</p>
41	P242 P243	<p>請說明核二廠燃料束 4856 束之評估依據。</p> <p>以及 4232 束總合為 1.6272，其中 4232 是包含哪些燃料，1.6272 是指何者。</p>	<p>4232 束為池內固有燃料，功率共 1.6272MWt；624 束為爐內燃料，全爐退出後總共 4856 束，已於報告作出說明。(p. 240, 258)</p>
42	P422 P423	<p>設置 FCVS 氫氣處理效果並不明顯，無法防止 MARK III containment 內氫氣燃燒，考量避免氫氣燃燒情形下設置足夠的 PAR，何謂足夠 PAR 數量。</p>	<p>1. 由於設置 FCVS 的目的在於降低圍阻體壓力，並非消除氫氣，因此正如預期，FCVS 之氫氣處理效果並不明顯。</p> <p>2. 若以 MAAP4 計算 SBO 嚴重事故的氫氣產生率，於 BWR MARK III 圍阻體內設置 53 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，可將氫氣濃度抑制在燃燒範圍以下；若以 MELCOR 2.1 計算 SBO 嚴重事故的氫氣產生率，於 BWR MARK III 圍阻體內設置 424 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，亦可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下。</p> <p>並已將上述內容補充在</p>

			p.418
43	第四章	結論與建議中部分子計畫並未提出對未來電廠安全運轉之建議或未敘述假設條件，建議補強。	<p>謝謝委員的意見，已修正報告。(p.420-421)</p> <p>補強之部分同 44 點之核能安全助益。</p>
44	第四章	前瞻核能安全技術暨國際合作，所獲得之成果對於培養國內人才或是核能安全之助益，請再明確敘明。	<p>謝謝委員的意見，已修正報告。(p.420-421)</p> <p>培養國內人才方面</p> <p>子計畫 4-1：培養碩士級專任助理王瑞渝獲美國北卡羅來納大學核工系博士班全額獎學金。有一位英國 Liverpool 大學雙聯博士生 Uchenna Oparaji 參與子計畫，專長為靈敏度與風險分析，有利國內學生跨領域國際合作交流。</p> <p>子計畫 4-2：培養一位在學的博士生與四位在學的碩士生，其中博士生莊天睿赴美國普度大學進行國際合作交流，並完成一篇國外期刊論文。</p> <p>子計畫 4-3：於 105 年度計畫中共培育了 2 位博士生、8 位碩士生、4 位學士專題生。</p> <p>子計畫 4-4：培養兩位在學碩士生，其中碩士生王子柔獲得教育部學海逐夢獎學金及本系核工所國際交流獎學金赴美國麻省理工學院(MIT)進行國際交流，碩士生張宇祐於 11 月時赴美國參加 2016 冬季會議暨博覽會進行壁報論文競賽。</p>

			<p>核能安全助益方面</p> <p>子計畫 4-1：架構爐心物理節點計算程式作為未來進一步與熱流計算耦合的基礎。可作為爐心安全設計的工具。</p> <p>子計畫 4-2：利用環形管雙相流實驗之數據量測與實驗觀察，可以了解雙相汽泡流之流動與移熱特性，亦能校驗 CFD 雙相沸騰模式。此一校驗過的雙相沸騰模式，能有信心地應用於核能安全之分析上，對安全分析有很大的助益。</p> <p>子計畫 4-3：</p> <p>(1) 爐心材料：碳化矽被認為是相當具有潛力發展於核融合反應器第一面牆 (First Wall) 的材料，因此藉由探討不同類型之碳化矽材料於各種輻照環境下的變化，並利用顯微鏡觀察其微結構，所得數據可做為未來電廠評估爐心材料之參考資料。</p> <p>(2) 熱交換管材料：藉由探討 Inconel 625、Hastelloy C4 與 HR-224 合金於不同氛圍下的氧化情形及 Inconel 617、Incoloy 800H 兩種合金與 304L 經異種銲接後熱影響區的變化，有利於未來材料上的選用，並針對選用材料的銲接處理進行修正與建立未來 VHTR 現場管件接合的技術。</p> <p>(3) 燃料護套材料：現今核</p>
--	--	--	---

			<p>電廠中，多半以鋳合金作為反應器中的燃料護套，因此合金在不同氣氛下的氧化行為與破壞機制可以有助於分析在意外事故情況下，護套材料可以承受的時間，以維護核能安全。</p> <p>子計畫 4-4：以高溫熔融物質淬冷的實驗量測及觀察，以了解當燃料棒熔毀後，其熔融物質落於反應爐穴中殘餘冷卻水的多相流現象，並期望以此研究提供緩解高溫熔融物質於殘餘冷卻水中熔穿反應爐之策略。</p>
--	--	--	---