

行政院原子能委員會  
委託研究計畫研究報告

「核能技術及安全分析之強化研究」  
期末報告

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、吳順吉、盧志文、王美雅、李進得、何三平、周源卿、王仲容、許政行、翁輝竹、許榮鈞、薛燕婉、歐陽汎怡、開執中、開物

報告日期：中華民國 106 年 12 月

## 中文摘要

本核能技術及安全分析之強化研究計畫為四年期計畫之第三年。計畫之願景為：確保核能安全、提升能源安全、減少二氧化碳排放、強化國際合作與培育專業人才。本年度(第三年)計畫依據行政院原子能委員會 105 年 12 月 11 日公告之「核能技術及安全分析之強化研究」委託研究計畫勞務採購案及政府相關重要施政方針，延續前兩年的研究，規劃二個研究主軸，共有四個分項計畫。主軸一「核能安全」：包含輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發、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等共三個分項計畫，主要的分析案例為核三廠。主軸二「核能安全技術研究暨國際合作」：主要針對先進核能安全之整體技術進行前瞻性研究評估，涵蓋爐心物理、熱流安全及結構材料三大領域之研究。本計畫亦與歐、美或亞洲等核能先進國家進行國際合作，共同研究開發前瞻核能安全技術，同時培育核能專業技術人才。

輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發針對國內輕水式反應器在正常運轉與基準事故下的安全強化研究。第一部分的研究模擬分析核三廠假想長期喪失電源事故，並探討 FLEX 救援措施在面對事故發生時的緩和能力及與斷然處置措施進行比較。分析結果顯示 URG 救援策略以及 FLEX 救援策略皆能有效維持爐心水位覆蓋燃料棒，確保反應器安全。第二部分的研究建立在外部垂直震動下中子熱流耦合多平行沸騰通道雙相流循環迴路分析模式，計算 BWR 的自然循環點條件並確認其安全性。並建立單一通道沸騰雙相流震動實驗系統，發現空泡與壓差之動態震盪現象。第三部分的研究建立「感測器偵選法則」，並調整「數據擷取情狀」以包含跳機前 30 秒的數據，最終特徵萃取法及感測器偵選法，分別選擇「主成分分析」搭配「可縮減循序向前選擇法」，可得到 98.48% 的辨識率，相較於 105 年的成果又增加了 10% 的辨識成功率。第四部分的研究顯示組件的電化學腐蝕電位在啟動過程並未隨著功率增加而變高。且裂縫成長速率的變化趨勢與電化學腐蝕電位類似。改變水化學的狀態，由氧化性轉為還原性環境，316L 不鏽鋼材料的抗腐蝕能力增加。第五部分的研究透過進行實驗驗證並成功以 CFD 軟體模擬分析 T 型管內雙相流體流動特性與氣水分離特性。可以了解在下降區(down comer)前，流場的情況，並提供在事故發生時，下降區可能之進口情形。

本計畫評估核三廠圍阻體加裝被動式觸媒氫氣再結合器及排氣過濾系統，於事故時防止圍阻體過壓失效與消弭氫氣累積之有效性，本研究顯示，LBLOCA 嚴重事故引起的氫氣燃燒，並未損壞電廠圍阻體的完整性，故未造成輻射外洩。加裝 PAR 可進一步減少氫氣蓄積量及降低燃燒壓力；而加裝 FCVS，有助於降低燃燒前的圍阻體壓力，但對於減少氫氣蓄積量的效果較不明顯。本計畫亦建立一套可詳細探討核三廠用過燃料池熱水流現象、燃料完整性之分析技術，加強用過燃料池的運轉安全。其中 TRACE 分析結果顯示核三廠燃料池護套溫度會在全黑事故後 4.3 天到達法規限制值，但 NEI-06-12 提供之 200GPM 注水可以有效阻止事故更加嚴重。FRAPTRAN 透過護套完整性分析給出 4.2 天護套破損時間，相對於 TRACE 只能參考法規限值的計算更加有意義；MELCOR 程式則計算 4 天即到達 1088.7K，為程式中最保守之結果。核三廠燃料池之總水量與核二廠相近，但因為較高的衰變熱而有較短的應對時間。

此外，本計畫對於前瞻核能安全技術延續過去兩年的研究，進行年度新項目之研究。在爐心物理方面，結合爐心中子物理與熱水流計算為主要研究工作，並邀請在此領域上知名的中國大陸學者及華裔美籍學者來台，透過研討會與教授及學生進行技術交流。在熱流實驗環路測試與安全分析部分：本年度完成雙探針法量測雙相環狀流之氣泡尺寸與速度，並利用高速攝影機觀察氣泡流動與擾

動等特性，而這些良質之數據未來可供適合核安分析之 IATE 模式建立與校驗。在核能材料安全性評估分析部分：首先進行碳化矽材料受高溫雙射  $\text{Si}^{2+}\text{He}^+$  離子輻照後之微結構研究，結果顯示氦、矽雙射束中的氦原子具有幫助空孔成核之效果，使其能形成氦氣泡並均勻分布於材料中，相較於矽單射束的結果有氣泡密度增加、平均直徑下降的現象，且亦會因高溫下氦原子的移動能力增加，部分氦原子會擴散至晶界上，使晶粒內可幫助空缺形成空缺團的氦原子減少，造成氣泡大小及密度下降。第二為評估鍍著氮化鉻薄膜的鈾-4 合金燃料護套在  $850^\circ\text{C}$  進行空氣混和不同水氣含量之高溫氧化行為與微結構分析，結果顯示氮化鉻鍍膜對於鈾-4 合金在高溫水氣與空氣混和的環境下都具有延緩鈾-4 合金氧化的能力，在純水氣的環境下保護能力較不明顯，約可以延長 1.17 倍的時間達到 LOCA 事故 criteria，在空氣混入 50% 水氣的環境下具有較佳的保護能力，可以延長到 1.68 倍的時間達到 LOCA 事故 criteria，而乾燥空氣的環境則具有最佳的保護效果，可以延長 3.47 倍的時間達到 LOCA 事故 criteria。第三為評估三種鎳基超合金與 304L 之基材異種銲接後，於  $950^\circ\text{C}$  超純度氦氣添加不同水汽之高溫氧化行為。結果顯示合金在高純度氦氣環境下之高溫氧化由快到慢之順序為： $304\text{L} > \text{Iny-800H} > \text{In-617} > \text{Has-X}$ ，且在含水汽的環境下 304L 與 Iny-800H 同樣有剝落的現象發生，且剝落時間提前。

在熔融物質於外部有冷卻之淬冷槽淬冷模擬研究方面，本研究探討以 27% 莫耳分率的三氧化二鈹及 73% 莫耳分率的三氧化鎢之混合粉末之熔融體模擬爐心熔融燃料物質落於去離子水或海水時的淬冷現象。本研究選擇之熔融材料是由瑞典皇家科技大學的研究所提出認為合適作為核燃料熔融時的模擬材料。本研究採用之混合粉末的熔點約為攝氏  $870$  度，在此溫度下兩種材料會產生共晶現象 (Eutectic)。本研究以高速攝影機記錄淬冷的多相流現象，並以一組篩網分析熔體破碎凝固的顆粒尺寸分布，再以場發射掃描式電子顯微鏡 (SEM) 分析顆粒的表面，了解其碎片凝固時可能的機制。研究的結果顯示熔融體於冷卻水中淬冷時會有蒸汽膜產生並呈現劇烈的碎裂現象。相對於去離子水，以海水為冷卻水時，大顆粒碎片質量比率將會增加。由 SEM 觀察的影像間接顯示，以海水淬冷時，海水與熔體間可能有劇烈的接觸現象，而去離子水中的淬冷則可能因產生完整的蒸氣膜，包覆碎片表面而相對以較緩慢的速度散熱再固化。研究結果亦顯示外部冷卻系統對於熔體淬冷的影響並不顯著。

主軸二除了與核能先進國家進行國際交流合作外，同時亦結合主軸一的研究，培育與充實我國核能安全所需之專業人才。

## 英文摘要

The project of safety enhancement study in nuclear technology and safety analysis is the third year of the entire four-year project. The overall perspective and goal of this four-year safety enhancement research on nuclear technology and safety analysis is to ensure nuclear safety, to enhance national energy security, to reduce the CO<sub>2</sub> emission, to promote international cooperation and to cultivate nuclear engineers, scientists and talent students.

After the successful researches in the previous two years, this project primarily involves two main core subjects consisting of four sub-projects following the project guideline and national energy policy. The first main core subject focuses on “Nuclear Safety”, including three sub-projects of “The Investigation of Effective Methods for Safety Enhancement of a Light Water Reactor under Normal Operations and Ultimate Conditions”, “The Safety Analysis of the Reactor Containment under Severe Accidents” and “Methodology Improvement of Safety Analysis for the Heat Removal in the Spent Fuel Pool”. Through in-depth investigations of the related nuclear safety enhancement projects, it would enhance the operation safety of domestic nuclear power plants. Moreover, it could provide valuable recommendations for nuclear regulation and eventually promote nuclear safety.

“The Investigation of Effective Methods for Safety Enhancement of a Light Water Reactor under Normal Operations and Ultimate Conditions” focuses on nuclear safety of a light water reactor under normal operations and ultimate conditions. Firstly, the postulated ELAP event in Maanshan nuclear power plant was evaluated and the effectiveness of FLEX is evaluated this year. The results of FLEX are also compared with URG. According to the results of simulation, it can be found that all cases with mitigation strategy in this postulated ELAP event can keep RCS water level above TAF, ensuring the safety function of reactor. Secondly, an analytical model is developed to investigate the impact of vertical seismic acceleration on the thermal hydraulic-neutronic coupled parallel channel loop system. The results examine the safety of the BWR natural circulation conditions. A single boiling channel test loop with vertical vibration is constructed and tested, and the periodical oscillations of void and pressure were found during the tests. Thirdly, to elicit the discriminant information in the data obtained from various NPP sensors, a sensor selection method called deflatable sequential forward selection (dSFS) is proposed. Along with a new data segmentation scheme, the algorithm combination of principal component analysis and dSFS lead to an identification rate of 98.48%. Compared to what was achieved last year, a 10% increase in the identification rate is attained. Fourthly, the ECPs of the structural components did not increase with increasing power levels during reactor startup. It is found the changes in CGR along the flow path basically followed the trend of ECP changes. The corrosion-resistance performance of 316L SS in a reducing water environment is better than in a oxidizing one. Fifthly, computational fluid dynamics and experiment of T pipe two phase flow was conducted. The flow conditions of down comer while accident could be realized with the results of CFD and experiment.

“The Safety Analysis of the Reactor Containment under Severe Accidents” evaluates the



effectiveness of Passive Auto Catalytic Recombiners (PARs) and Filtered Containment Venting Systems (FCVS) on the reduction of overpressure and hydrogen accumulation for the large dry containment system at the Maanshan Nuclear Power Plant. The analysis results indicate that containment integrity is not damaged during an LBLOCA severe accident; hydrogen accumulates less and thus the resultant pressure due to ignition is dropped if PARs are installed. While the containment could be vented by FCVS before ignition, little effect was found on hydrogen reduction.

The sub-project of “Methodology Improvement of Safety Analysis for the Heat Removal in the Spent Fuel Pool” is focused on Maansahn spent fuel pool this year. The TRACE results showed that the cladding temperature reached 1088.7K after 4.3 days. The mitigation strategy called NEI-06-12 can lower the water level rise and secure the spent fuel pool in a safe condition. Compare to the cladding temperature calculation of TRACE and FRAPTRAN, FRAPTRAN can simulate the cladding performance which failure time is 4.2 days in the case of Maanshan spent fuel pool. MELCOR calculated a failure time of 4 days which was the most conservative results. The total water mass of Maanshan spent fuel pool was very close to Kuosheng, but the higher decay power in Maanshan makes the water drop faster than Kuosheng.

The second part is “Nuclear Safety Technology and International Cooperation”. Following the studies in the previous two years, this sub-project has four working items, namely, “Neutronics Technology”, “Thermal-hydraulics Experiments and Analysis”, “Nuclear Materials Analysis and Evaluation” and “Simulated Study of the Quenching of Molten Materials under External Cooling Condition”. This sub-project explores yearly new items of advanced nuclear safety technologies in neutronics, thermohydraulics and materials, such as the coupling of the neutronic and thermalhydraulic calculations. International experts on reactor physics were invited as speakers of a workshop held at Taiwan to advance the knowledge of domestic scholars and students.

Using two-sensor method, the research item of thermal-hydraulics experiments and analysis measures the bubble diameter and velocity for the bubbly annular flow. The bubble flow and disturbance characteristics are observed via the high-speed camera. These measurements and observations can provide useful information for the development and assessment of IATE (Interfacial area transport equation) model. For the evaluation of safety of nuclear materials, firstly the high-temperature dual beam ion irradiation of  $\text{Si}^{2+}$  and  $\text{He}^+$  was conducted on SiC materials and results show that as compared to mono-beam ion irradiation, dual-beam ion irradiation can effectively enhance the density of voids and decrease the average size of voids. Then, the CrN thin films was sputtered on zircalloys to examine the corrosion behavior at high temperature in terms of different ratios of mixture between air and steams and the results show that coated zircalloys provide better corrosion resistance than bare zircalloys at 850°C in all environments. The fracture time of thin film would shorten with increasing steam ratio. However, a higher oxidation rate of coated samples was found when a higher air ratio was introduced. Thus, the longest time for coated sample to reach 17ECR% is under 50% steam/50% air environment. Thirdly, three kinds of superalloys welded with 304L substrate were tested at 950°C in pure He and He with moisture environments, respectively, and the results show that the value of Kp from high to low is 304L > Iny-800H > In-617 > Has-X. In addition, the introduction of moisture would cause delamination of alloys,

leading to the occurrence of earlier failure. In the sub-project of Simulated Study of the Quenching of Molten Materials under External Cooling Condition, the quenching of high temperature molten eutectic mixture powder of bismuth trioxide and tungsten trioxide ( 27% mole  $\text{Bi}_2\text{O}_3$ +73% mole  $\text{WO}_3$ , BTOP) in de-ionized water or seawater was investigated. BTOP is chosen based on a study of Royal Institute of Technology of Sweden that it is suitable to simulate the fuel oxide in a nuclear reactor as the typical morphologies of the fragmented debris are quite similar to those from corium experiments and other high melting temperature ceramic type melts. The melting temperature of BTOP is 870 °C and the mixture presents eutectic at this temperature. A high-speed video camera was also utilized to observe the multiphase flow phenomena during quenching, a set of filter nets to analyze the size distribution of the debris and a field emission scanning electron microcopy (SEM) to observe the surface of the debris particle enabling the identification of mechanism. The results reveal the appearance of vapor film on the surface of high temperature molten BTOP and violent fragmentation effect during the falling and quenching process. Comparing to that in de-ionized water, the quenching in seawater results in a larger mass fraction of larger debris particles. The SEM images of debris particles suggest indirectly that during the quenching process there is violent interaction between molten droplet and seawater, while during quenching in de-ionized water, the interaction is mild and the molten droplets is covered by the vapor film and solidified slowly. The results of the present study also indicate the external cooling for the quench pool has little effects on the quenching process.

## 目錄

中文摘要.....	2
英文摘要.....	4
一、計畫目的.....	9
二、計畫緣起.....	9
三、執行方法與成果說明.....	12
3.1 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.....	12
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.....	12
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.....	28
3.1.3 輕水式反應器設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統.....	70
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.....	103
3.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進.....	116
3.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析.....	150
3.2.1 氫氣擴散潛勢研究.....	150
3.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析.....	176
3.2.3 圍阻體過濾及排氣之深度分析.....	185
3.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進.....	192
3.4 核能安全技術研究暨國際合作.....	225
3.4.1 中子物理安全技術.....	225
3.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析.....	250
3.4.3 核能材料安全性評估分析.....	264
3.4.4 熔融物質於外部有冷卻之淬冷槽淬冷模擬研究.....	285
四、結論與建議.....	304
4.1 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.....	304
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.....	304
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.....	304
4.1.3 輕水式反應器設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統.....	305
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.....	306
4.1.5 反應器爐槽高壓熱震問題之實驗與分析精進.....	306
4.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析.....	307
4.2.1 氫氣擴散潛勢研究.....	307
4.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析.....	308
4.2.3 圍阻體過濾及排氣之深度分析.....	309
4.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進.....	309
4.4 核能安全技術研究暨國際合作.....	310
4.4.1 中子物理安全技術.....	310
4.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析.....	310

4.4.3 核能材料安全性評估分析.....	311
4.4.4 熔融物質於外部有冷卻之淬冷槽淬冷模擬研究.....	312
參考文獻.....	313
總計畫.....	313
5.1 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.....	313
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.....	313
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.....	314
5.1.3 輕水式反應器設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統.....	316
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.....	317
5.1.5 反應器爐槽高壓熱震問題之實驗與分析精進.....	317
5.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析.....	318
5.2.1 氫氣擴散潛勢研究.....	318
5.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析.....	320
5.2.3 圍阻體過濾及排氣之深度分析.....	320
5.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進.....	321
5.4 核能安全技術研究暨國際合作.....	324
附錄.....	328
A. 106 年度工作項目達成情形(106 年 12 月).....	328
B. 106 年本計畫主要績效指標之初級產出量化值.....	334
C. 主要指標佐證資料表.....	335
D. 期末報告審查意見回覆.....	348

## 一、計畫目的

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，其整體計畫書中明訂本計畫之總目標，希冀藉由本四年期(104-107 年)計畫各分項計畫之執行，最終達到以下之目標：(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基準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(106 年)「核能技術及安全分析之強化研究」計畫，係為四年期計畫之第三年。本年度持續深入執行各分項計畫，本年度希冀達到下列之目標：

1. 進行評估國內核三廠壓水式反應器之斷然處置措施與國際間 FLEX 策略準則之整合性研究，評估核三廠 FLEX 策略之有效性。執行核三廠壓水式反應器的運轉安全強化的深入分析，有助於電廠管理階層制訂標準處理程序及管制機關的核安管制。
2. 深入探討核三廠乾式圍阻體排氣策略之效應，保護圍阻體完整性，以防止嚴重事故時放射性物質外洩。
3. 建立一套可詳細探討核三廠用過燃料池熱水流現象、燃料完整性之分析技術，加強核三廠用過燃料池的運轉安全。
4. 持續進行前瞻核能技術基礎研究，除與核能先進國家進行國際交流合作外，同時培育與充實我國核能安全專業所需人才。

## 二、計畫緣起

本計畫之緣起係主要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背景說明並敘述如下：(參考資料來源:104 年核能技術及後端處置之安全強化研究-整體計畫書，<http://117.56.91.94/KMPublic/readdocument.aspx?documentId=236971>)

全球溫室效應及氣候變遷的議題在國際間日趨受到重視，「如何減碳」已成為世界各國對抗全球暖化的共同目標。許多國家均已明訂未來減碳目標，歐盟目標到 2050 年將溫室氣體的排放量，相較 1990 年的水平降低 80% 至 95%；美國目標在 2025 年碳排放量相較 2005 年基準，削減 26% 到 28%；中國首度承諾 2030 年以後將不再增加碳排放量。日本擬定在 2030 年相較 2013 年基準減少碳排 20%；南韓也承諾在 2020 年前，將溫室氣體排放減量 30%。我國 104 年 7 月 1 日正式公告施行之「溫室氣體減量與管理法」，擬定二氧化碳減量目標為 2050 年較 2005 年基準降低 50% 以下。因此，各國為達到減碳目標，無碳或低碳能源已成為全球能源政策未來發展之主軸。依據國際能源署(International Energy Agency, IEA)出版的世界能源展望(World Energy Outlook 2014, WEO-2014)報告：核能是在水力發電之後，全世界第二大的低碳電力來源。尤其，我國缺乏自產能源，人口密度又高，發展低碳能源對於能源安全與環境永續發展實屬重要。核能具有能量密度高、供應來源穩定、運輸儲存便利及安全存量高等優點，國際能源署(IEA)在進行能源統計時皆將其視為準自產之能源。2016 年核能發電約提供我國約 13% 的電力，對於達成減碳目標、提昇能源安全及輔助國內經濟發展具有重要之貢獻。因此，我國如要兼顧經濟發展及二氧化碳減量，勢必要跟隨國際趨勢與強化核能安全，並正視核能發電在低碳能源的貢獻。

2011 年 3 月 11 日日本發生東北大地震合併引發海嘯襲擊，複合式的災害進而釀成福島電廠核子事故，最終導致福島一廠 1、2、3 號機組相繼發生爐心熔毀的重大災害。日本福島核災之後，國際間皆重新檢視其核能電廠的安全設計，我國亦對運轉中及建造中的四座核能電廠進行安全防護總體檢，台電公司並據以提出因應與強化方案，對所屬的核能電廠擬定了斷然處置措施，做為嚴重事故的舒緩決策。然而政府於 2011 年 11 月 3 日宣佈「確保核安、穩健減核、打造綠能低碳環境、逐步邁向非核家園」的能源政策。又於 2016 年宣布「2025 非核家園」目標的四大主張，其中核四停建，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。因此，在目前「2025 非核家園」的政策之下，現有電廠不再延役，但必須確保核電廠除役前的運轉安全，進行因應福島事故後的核安強化研究。本年度計畫延續前兩年之研究，依據政府相關重要施政方針及原能會 106 年度「核能技術及安全分析之強化研究」委託研究計畫招標規範，規劃為二個研究主軸，共有四個分項計畫，如下圖 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，主要的分析案例為核三廠。透過對核三廠壓水式反應器之斷然處置措施與國際間 FLEX 策略準則之整合性研究，有助於電廠管理階層制訂標準處理程序與管制機關的核安管制。對於核三廠乾式圍阻體排氣策略之效應進行深入探討，以期保護圍阻體完整性並防止嚴重事故時放射性物質的外洩。本計畫亦建立一套核三廠用過燃料池熱水流現象、燃料完整性之分析技術，提升用過燃料池的安全。
2. **主軸二「核能安全技術研究暨國際合作」**：包括中子物理安全技術、熱流實驗環路測試與安全分析、核能材料安全性評估分析與熔融物質於外部有冷卻之淬冷槽淬冷模擬研究等四個子計畫，進行前瞻核能安全技術基礎研究之年度新研究項目，並與核能先進國家進行國際交流合作。邀請在反應器物理計算領域上的知名華裔美籍學者及中國大陸學者來台，透過舉辦之研討會，與教授及學生進行技術交流，來培育與充實我國核能安全所需之專業人才，為提升國家核能安全而努力。

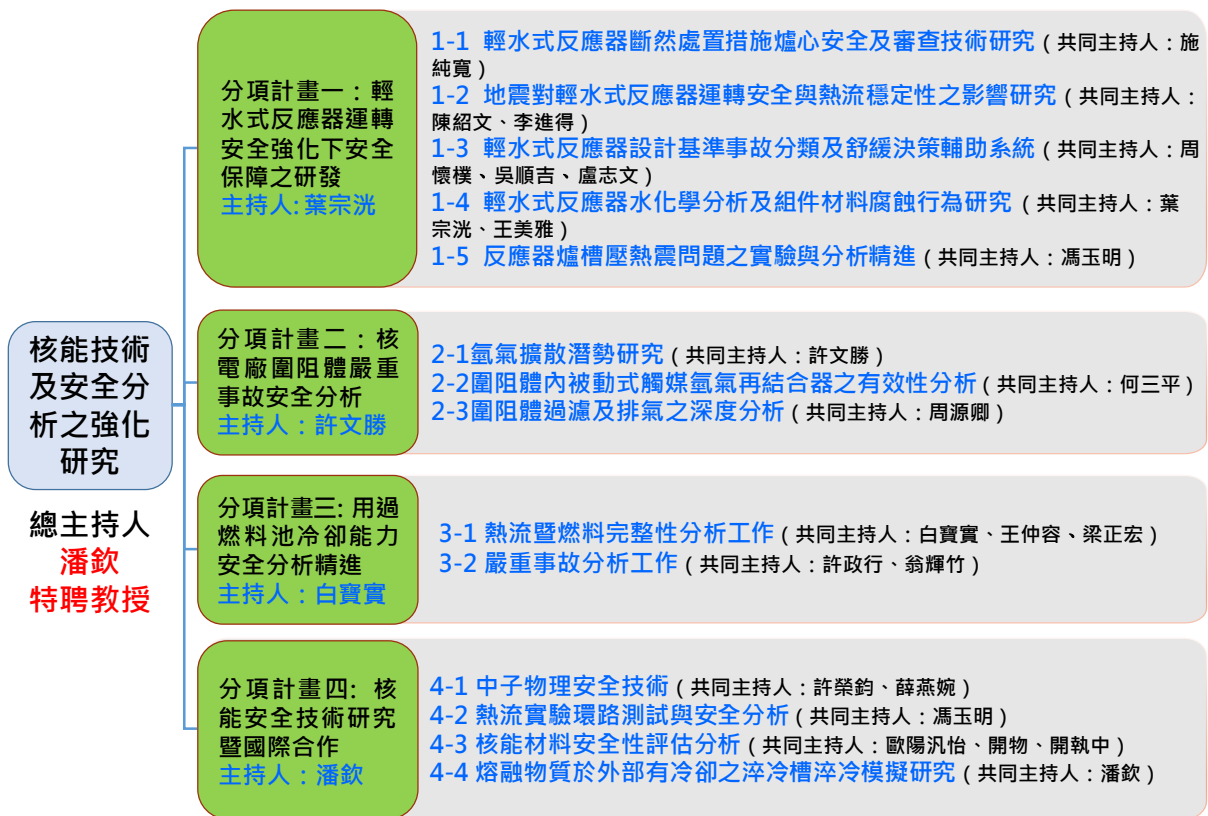


圖 2.1 本核能技術及安全分析之強化研究之架構圖。

本核能技術及安全分析之強化研究之願景為：確保核能安全，提升能源安全，減少二氧化碳排放，強化國際合作，培育專業人才。

### 三、執行方法與成果說明

#### 3.1 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

##### 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

2011年3月11日，日本東京電力公司所屬之福島第一核能電廠因同時遭遇地震、海嘯等災害發生了嚴重核子事故，引起全球對核電廠安全極度關注。福島311事故為超過設計基準的海嘯所造成的大量海水，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。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並維持核電廠之安全。

##### 3.1.1.1 執行方法

本子計畫將延續上年度計畫持續探討兩種核能電廠常用系統安全分析程式 TRACE、RELAP5 模擬在長期喪失交流電事故及使用 FLEX 注水救援措施下，與既有救援措施做一個評估結果與系統程式差異比較。在此類福島模式下的成功準則是爐心不發生損毀，也就是在整個處理應變過程中需避免爐心受到損害，及避免進一步爐心損毀。依據反應器型式有不同的應對程序，但是成功準則是相同的。其中包含了不能使爐心處於再臨界狀態、維持護套尖峰溫度(PCT)低於熔毀限值(1088.7K)，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)。本子計畫利用 TRACE、RELAP5 常用核能電廠系統安全分析程式，模擬壓水式反應器電廠在長期喪失交流電事故暫態及使用 FLEX 注水救援措施下，與既有救援措施做一個評估結果與系統程式差異比較。電廠在長期喪失交流電情況下，緊急爐心冷卻系統因無電源供應，反應爐冷卻能力下降，爐心溫度雖可藉由主系統至二次側的熱交換進行冷卻，但卻因反應器冷卻泵軸封洩漏，爐心冷卻水持續從反應器冷卻泵環封洩漏出去，造成爐心水位下降進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。

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，NRC 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。RELAP5 程式是美國愛達荷國家實驗室(Idaho National Laboratory, INL)所開發之先進最佳估算(best estimate)程式，其採用非均質(non-homogeneous)、非平衡(non-equilibrium)計算方式，模擬雙相系統之熱水流現象。RELAP5 程式主要應用在輕水式反應器(Light Water Reactor, LWR)暫態事件(transient events)及喪失冷卻水事故(loss of coolant accident)等之計算與分析上，目前亦可運用於 SNAP 圖形介面環境下使用。

### 3.1.1.2 核三廠 TRACE、RELAP5 模式建立:

本計畫為延續型計畫，其研究過程中所使用的分析程式介紹章節與模式建立，請參照105年期末報告書。

### 3.1.1.3 模擬時序與策略說明

#### 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。表 3.1.1.2 為 WCAP-17601-P 報告中不同型式電廠當發生 ELAP 事故時，其爐心水位低於 TAF 計算時間點，可以看出不管是四環路、三環路、還是兩環路之壓水式電廠發生 ELAP 並無任何救援措施時，其爐心水位大約 50~60 小時左右會低於 TAF。而表 3.1.1.3 為整理 105 年計畫分析結果與 WCAP-17601-P 報告中爐心水位低於 TAF 之時間點，其中 TRACE、RELAP 計算核三廠若發生 ELAP 並無任何救援措施時，其爐心水位分別於 60 小時及 50 小時左右會低於 TAF，而 WCAP-17601-P 報告中計算三環路壓水式電廠約於 55.1 小時左右會低於 TAF。

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 WCAP-17601-P 中的模擬時序，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，評估 FLEX 注水救援策略及設備是否足以應對此類型事故，並維持爐心水位在 TAF 之上以避免燃料裸露之發生。

表 3.1.1.2 WCAP-17601-P 報告中不同型式電廠其爐心水位低於 TAF 計算時間點

	RCP Type	Hand Calculated Core Uncovery Time (hr)	NOTRUMP Calculated Core Uncovery Time (hr)
4-Loop 12 ft core	Model 93A	52.8	54.7 <sup>(1)</sup>
4-Loop 12 ft core	Model 93	237.2 (9.9 days)	N/A
4-Loop 14ft core	Model 100A	60.3	70.9
3-Loop 12 ft core	Model 93A	55.1	N/A
3-Loop 12 ft core	Model 93	234.5 (9.8 days)	258.5 (10.8 days)(2)
2-Loop 12 ft core	Model 93A	56.0	N/A

Notes:

(1) From Task 1.

(2) Results extrapolated from the end of 7 day NOTRUMP run.

表 3.1.1.3 TRACE、RELAP 與 WCAP-17601-P 報告中其爐心水位低於 TAF 計算時間點比較

	WCAP-17601-P	TRACE	RELAP
水位低於 TAF 時間點 (小時)	55.1	60	50

### **FLEX 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 FLEX 情況下電廠救援措施評估時，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 3.1.1.4 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 3.1.1.4 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	7.73
Seal Leakage position	
TAF	6.64
BAF	2.98
RPV Bottom Level	0

表 3.1.1.5 核三廠 FLEX 分析案例總覽

案例一	SG pressure( kg/cm <sup>2</sup> )	SG water level	RCS water level
Phase I (0~8 hr)	20	TDAFWP	Accumulator
Phase II (8~80 hr)	20	215gpm(9.595kg/s) @800 psig	40gpm(1.79 kg/s) @1500 psig
案例二	SG pressure( kg/cm <sup>2</sup> )	SG water level	RCS water level
Phase I (0~24 hr)	20	TDAFWP	Accumulator
Phase II (24~80 hr)	20	215gpm(9.595kg/s) @800 psig	40gpm(1.79 kg/s) @1500 psig

此研究針對核三廠分析 ELAP 事故使用 FLEX 救援處置，及仿照 WCAP-17601-P 程序進行外部注水之案例一、案例二，其中，案例一在模擬時序 8 小時後進行外部注水；案例二則在模擬時序 24

小時後執行外部注水。表 3.1.1.5 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。

### **FLEX 分析案例初始條件與假設**

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

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執行控制將壓至 $20 \text{ kg/cm}^2$ ，進入Phase2(8~80hr)後持續維持壓力在 $20 \text{ kg/cm}^2$ 。
6. Phase1(0~8hr)二次側由TDAFW泵維持SG水位，Phase 2(8~80hr)由中壓注水設備維持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(8~80hr)後，高壓注水設備可提供RCS注水(40gpm~1.7852kg/sec)，中壓注水設備可提供SG注水(215gpm~9.595 kg/sec)
10. 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)。
11. 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 $20 \text{ kg/cm}^2$ ，進入Phase2(24~80hr)後持續維持壓力在 $20 \text{ kg/cm}^2$ 。
6. Phase1(0~24 hr)二次側由TDAFW泵維持SG水位，Phase 2(24~80hr)由中壓注水設備維持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(24~80hr)後，高壓注水設備可提供RCS注水(40gpm~1.7852Kg/sec)，中壓注水設備可提供SG注水(215gpm~9.595 Kg/sec)
10. 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)。
11. 蓄壓槽開啟閥門設定為開啟。

### 3.1.1.4 模擬結果與程式差異性探討

由於本計畫為延續型計畫，105 年度與 106 年度有所關連，105 年研究主題為核三廠斷然處置 (URG) 評估，106 年度為評估國際 FLEX 策略用在核三廠救援措施下，並且與 105 年 URG 分析結果進行比較。在分析中初始條件與事件時序需相同才能進行比較，因此，有些部份必須使用同一個時序表來呈現分析結果，然而除了事件發生初期時序一樣之外，後續不同救援措施所計算的分析結果，各年度均有所差異。

#### FLEX 案例一(8 小時執行救援)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(中、高壓注水設備)，包含：

- i. FLEX 高壓泵注水到 RCS (1500 psig/ 40gpm)
- ii. FLEX 中壓注水到 S/G (800 psig / 215gpm)

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 TRACE 程式判斷 RCP 軸封內外壓力差而計算之(如圖 3.1.1.21)。

在 Phase1(0-8 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(如圖 3.1.1.20)，同時二次側 PORV 開啟將壓力降至 20 kg/cm<sup>2</sup>。此時一次側壓力受到二次側壓力降低而降壓(如圖 3.1.1.17~圖 3.1.1.18)，當一次側壓力低至 660 psig 時，即事故起始約 0.218 (TRACE) 及 0.64 (RELAP)小時，蓄壓槽啟動自動注水至 RCS。

在 Phase2(8-80 小時)的階段，二次側壓力維持在 20 kg/cm<sup>2</sup>，依據 FLEX 策略啟動中壓注水泵注水至蒸汽產生器，並維持二次側水位於高水位；同時，FLEX 增設之高壓注水泵開始注水至 RCS，流量為 40gpm。事故後 14.01 (RELAP)及 14.78(TRACE)小時，爐心恢復滿水位(如圖 3.1.1.19)。事故起始至模擬結束，爐心水位皆為高於燃料頂部(TAF)高度(6.64m)，燃料護套溫度不超過法規限值(如圖 3.1.1.23)，符合 WCAP-17601-P 之成功準則。表 3.1.1.6 為整理兩個不同分析程式所模擬之結果。

表 3.1.1.6 救援案例一事件時序表

事件	TRACE(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；二次側開始進行緊急降壓，RCS 符合	0.0167(1 分鐘)	

70°F/hr 的降溫率		
TDAFP 啟動	0.033(2 分鐘)	
ACC 注水	0.218	0.64
二次側維持壓力(~20kg/cm <sup>2</sup> )	8	
爐心水位回復滿水位	14.78	14.01
爐心水位低於 TAF	N/A	
燃料護套溫度開始上升	N/A	

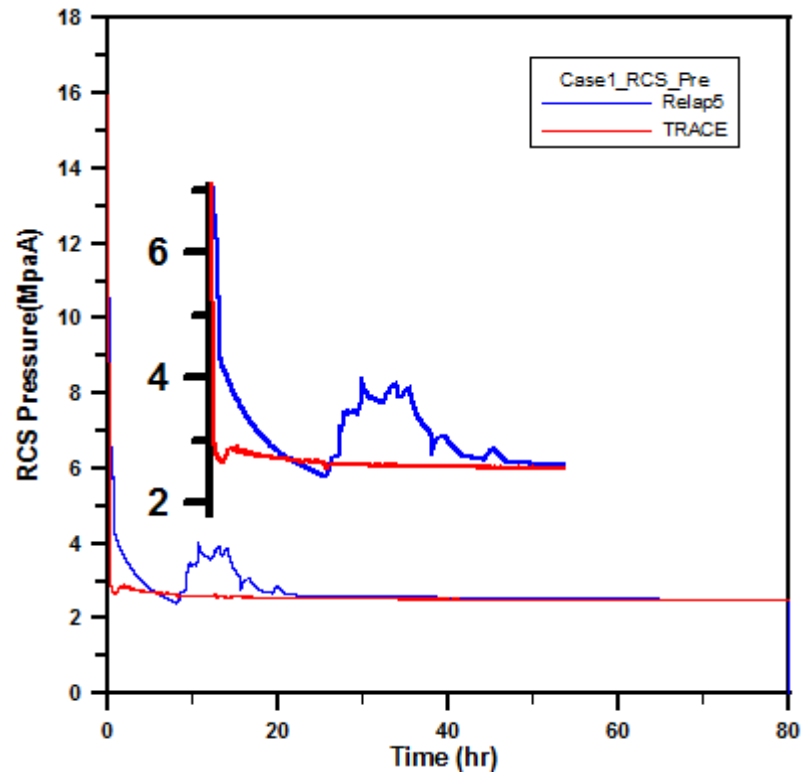


圖 3.1.1.17 FLEX 案例一\_RCS 壓力圖

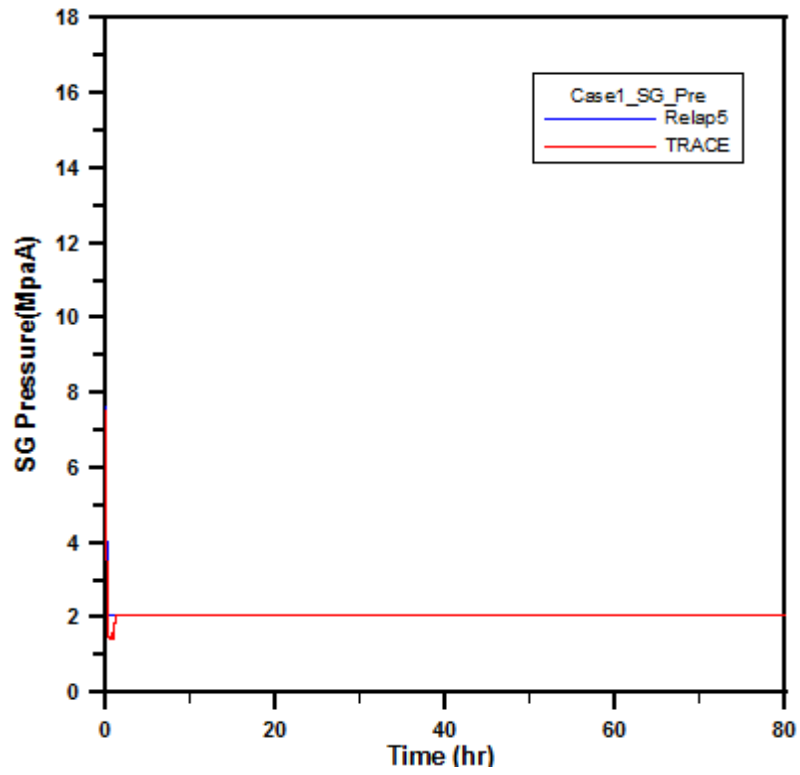


圖3.1.1.18 FLEX案例一\_SG壓力圖

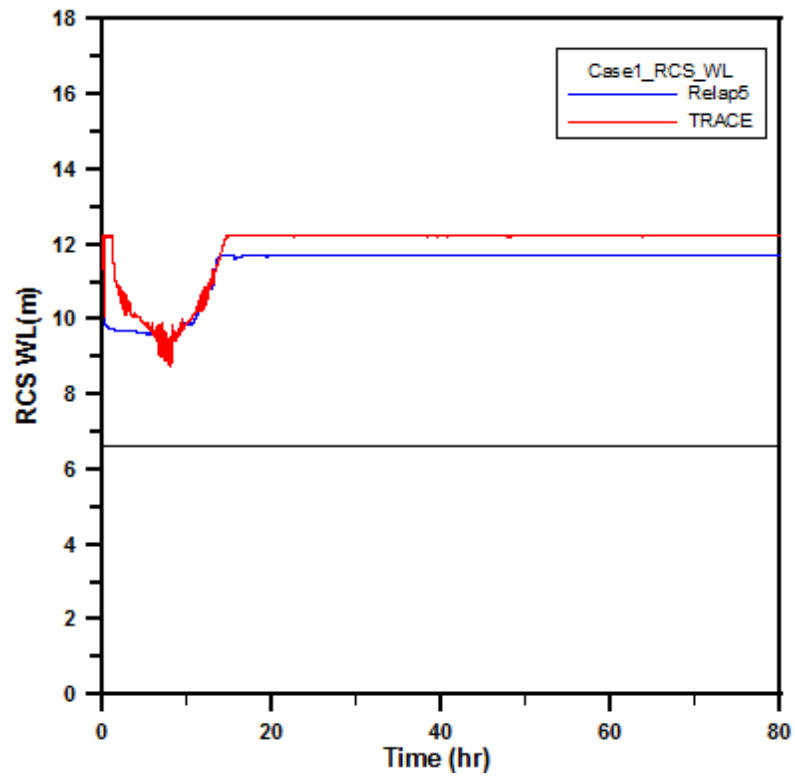


圖3.1.1.19 FLEX案例一\_RCS水位圖

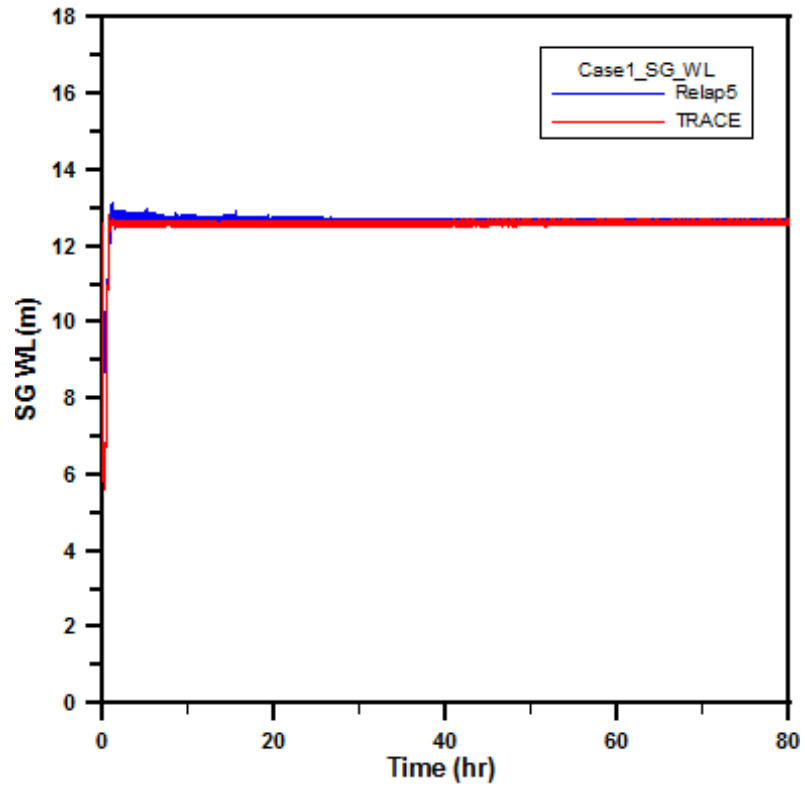


圖3.1.1.20 FLEX案例一\_SG水位圖

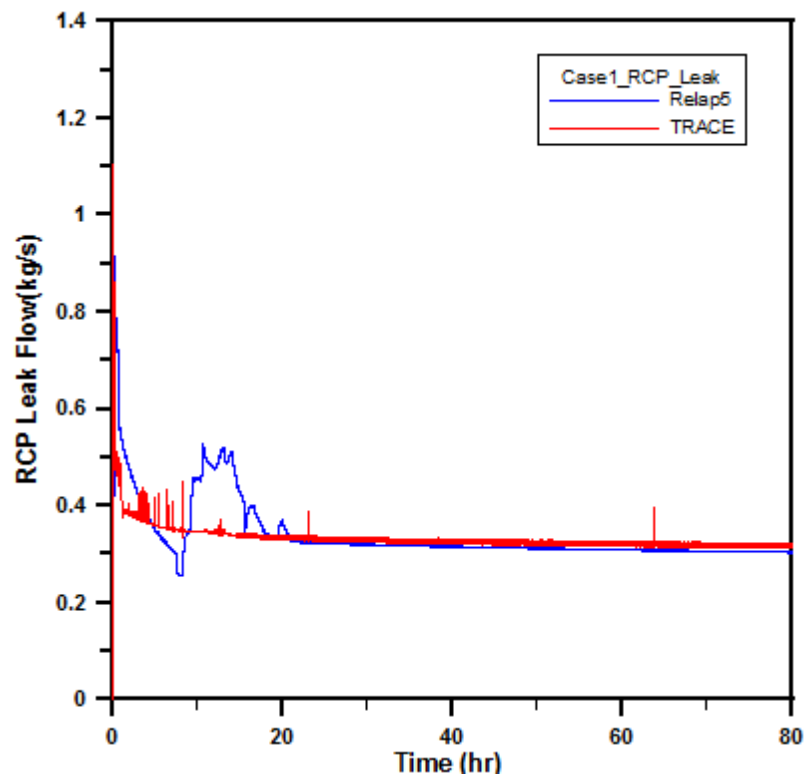


圖3.1.1.21 FLEX案例一\_RCP軸封洩漏流量圖



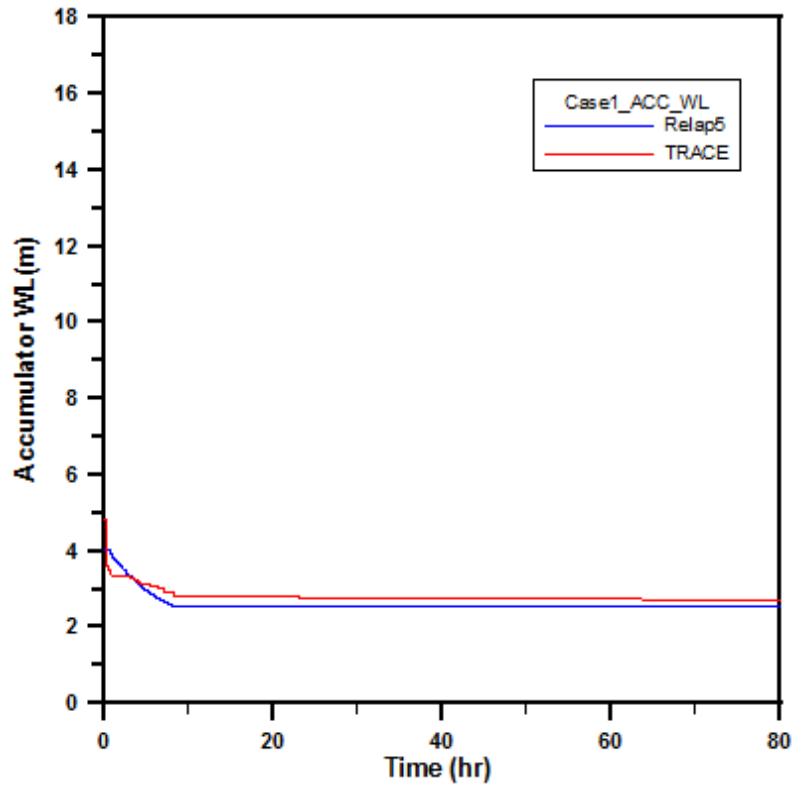


圖3.1.1.22 FLEX 案例一\_蓄壓槽水位圖

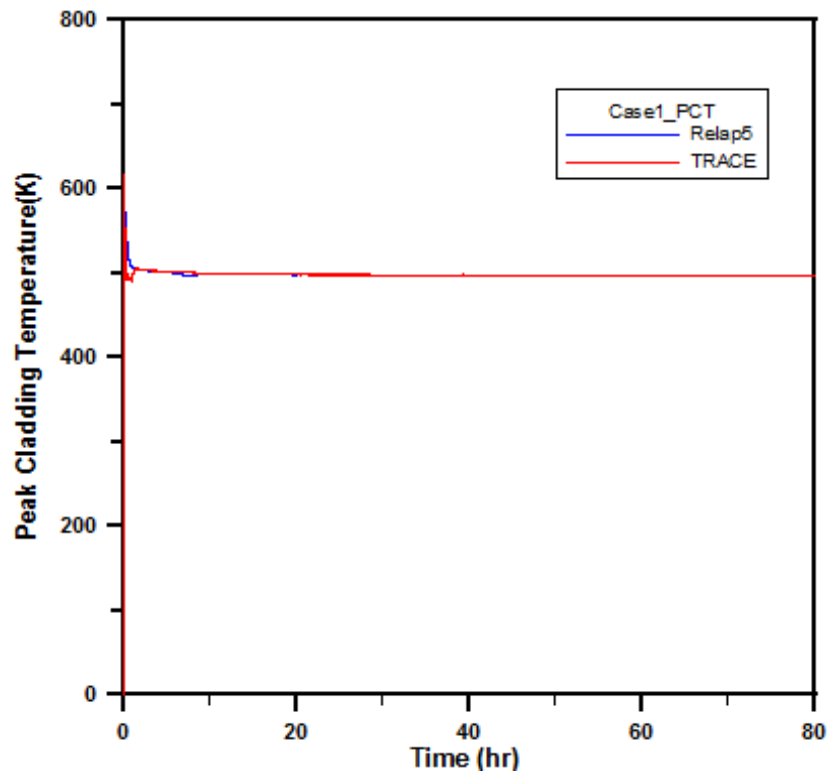


圖 3.1.1.23 FLEX 案例一\_燃料護套最高溫度圖

FLEX 案例二(24 小時執行救援)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(中、高壓注水設備)，包含：

- i. FLEX 高壓泵注水到 RCS (1500 psig/ 40 gpm)
- ii. FLEX 中壓注水到 S/G (800 psig / 215 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 TRACE 程式判斷 RCP 軸封內外壓力差而計算之(如圖 3.1.1.28)。

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(如圖 3.1.1.27)，同時二次側 PORV 開啟將壓力降至 20 kg/cm<sup>2</sup>。此時一次側壓力受到二次側壓力降低而降壓(如圖 3.1.1.24~圖 3.1.1.25)，當一次側壓力低至 660 psig 時，即事故起始約 0.217 (TRACE)及 0.643 (RELAP)小時，蓄壓槽啟動自動注水至 RCS。

在 Phase2(25~80 小時)的階段，二次側壓力維持在 20 kg/cm<sup>2</sup>，依據 FLEX 策略啟動中壓注水泵注水至蒸汽產生器，並維持二次側水位於高水位；同時，FLEX 增設之高壓注水泵開始注水至 RCS，流量為 40gpm。事故後 34.44 (RELAP)及 51.56 (TRACE)小時，爐心恢復滿水位(如圖 3.1.1.26)。事故起始至模擬結束，爐心水位皆為高於燃料頂部(TAF)高度(6.64m)，燃料護套溫度不超過法規限值(如圖 3.1.1.30)，符合 WCAP-17601-P 之成功準則。表 3.1.1.7 為整理兩個不同分析程式所模擬之結果。

表 3.1.1.7 救援案例二事件時序表

事件	TRACE(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；二次側開始進行緊急降壓，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	0.643
二次側維持壓力(~20kg/cm <sup>2</sup> )	24	
爐心水位回復滿水位	51.56	34.44
爐心水位低於 TAF	-NA	
燃料護套溫度開始上升	NA-	

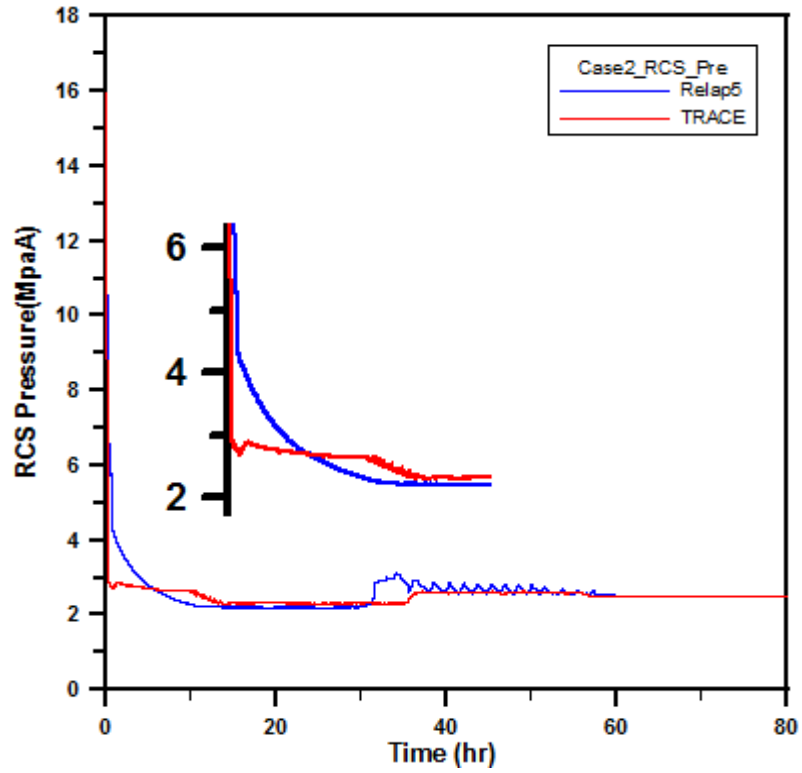


圖3.1.1.24 FLEX案例二\_RCS壓力圖

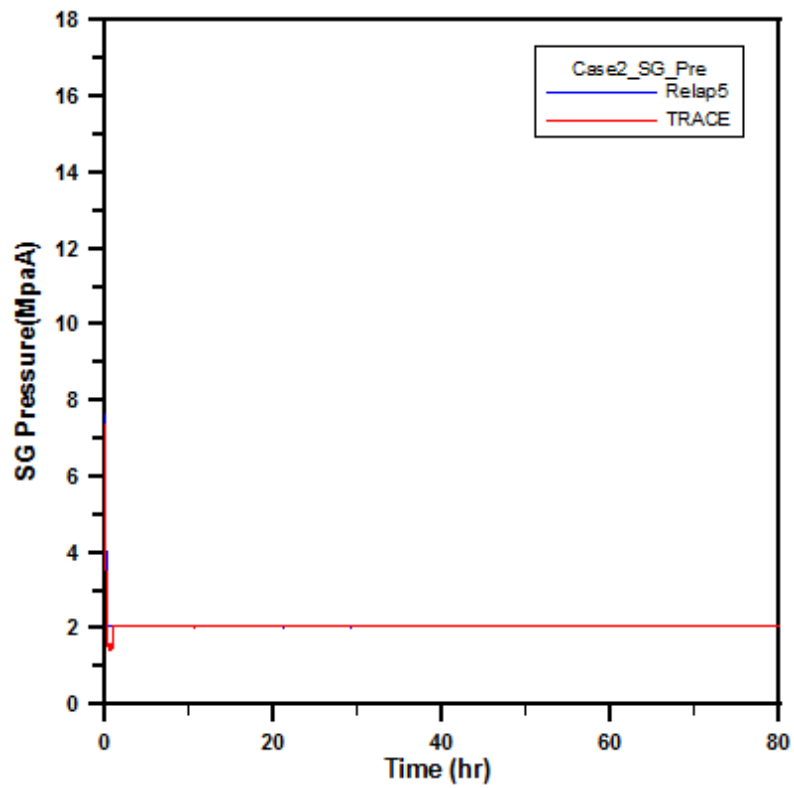


圖3.1.1.25 FLEX案例二\_SG壓力圖

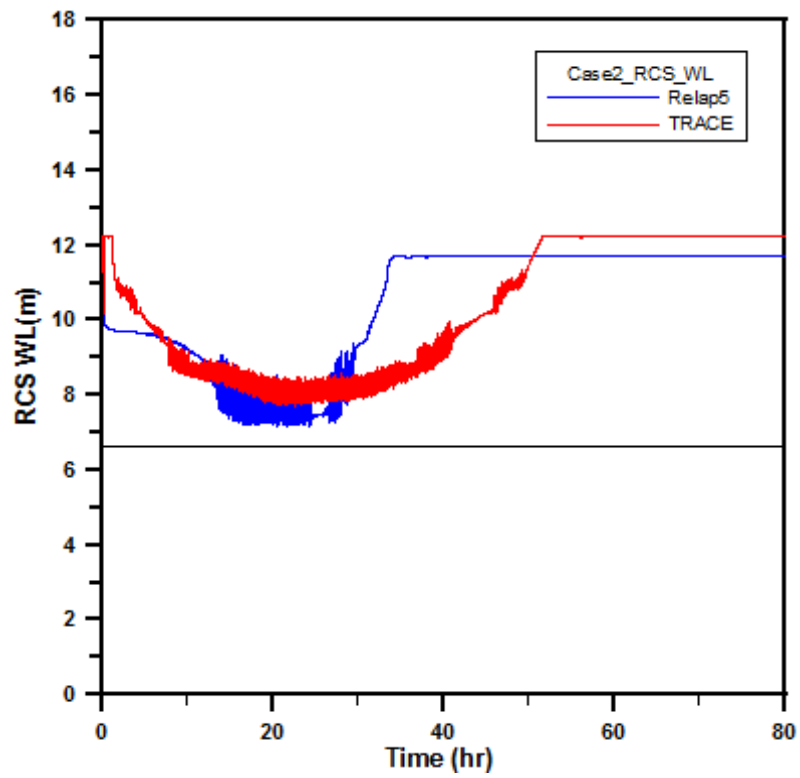


圖3.1.1.26 FLEX 案例二\_ RCS水位圖

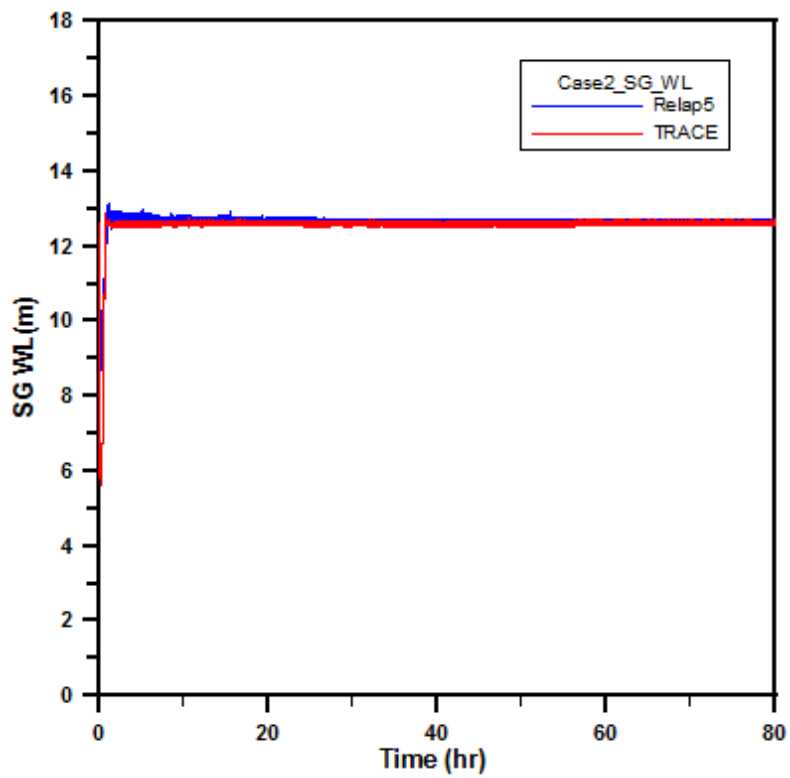


圖3.1.1.27 FLEX 案例二\_ SG水位圖

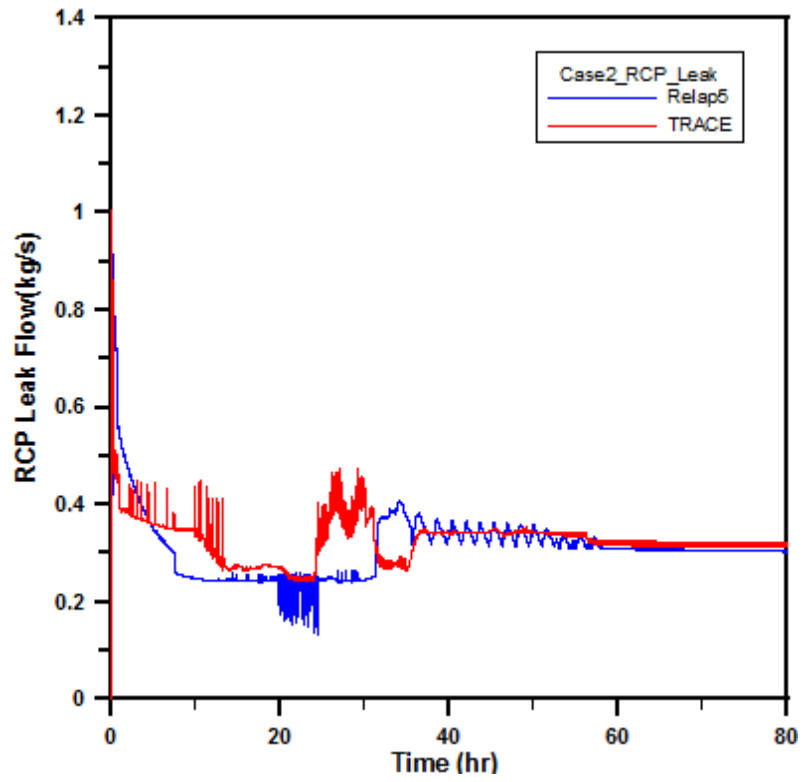


圖3.1.1.28 FLEX案例二\_RCP軸封洩漏流量圖

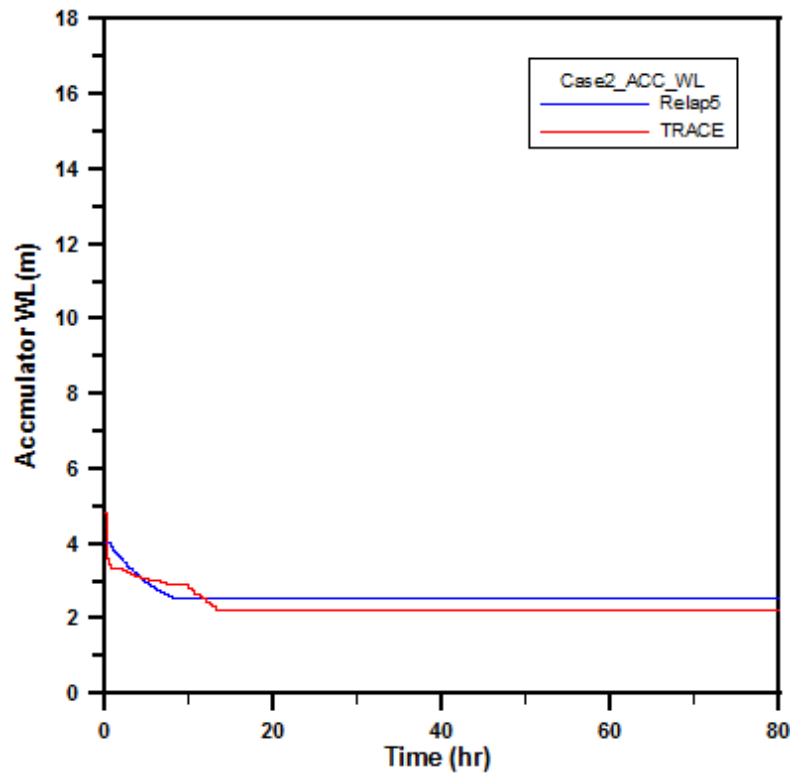


圖3.1.1.29 FLEX案例二\_RCP蓄壓槽水位圖

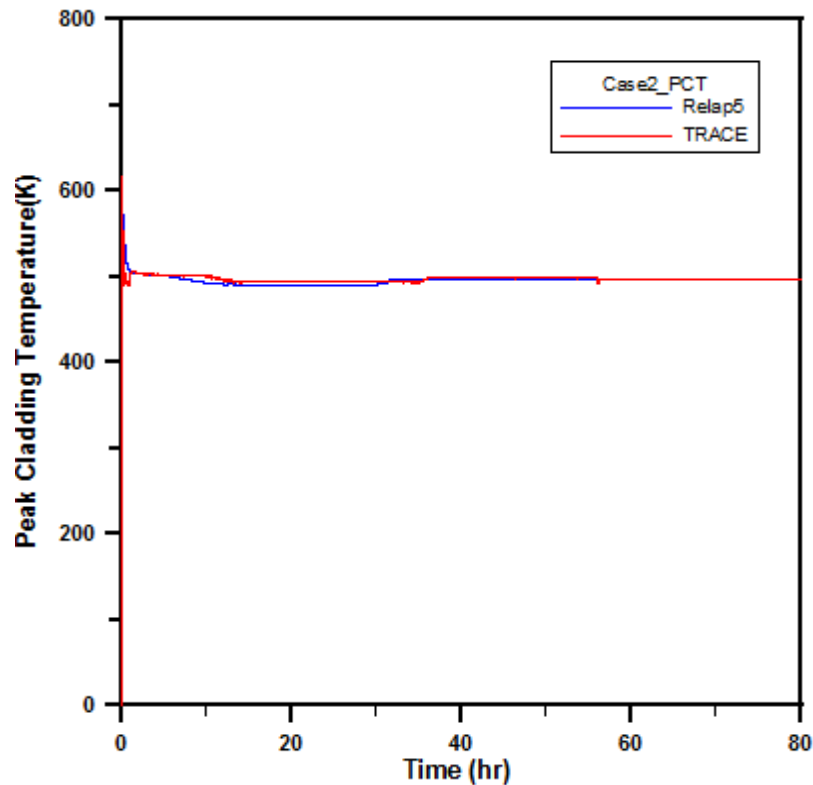


圖 3.1.1.30 FLEX 案例二\_RCP 燃料護套最高溫度圖

#### **TRACE、RELAP5 程式模擬結果討論:**

由兩個程式模擬結果來論，不論案例一、二 RCS 水位皆未低於 TAF，符合 WCAP 17601-P 報告所訂標準，在案例二延遲 24 小時進行安全注水，水位雖較低約在 7-8 米間，但仍高於 TAF(6.64 米)之上，而略低於熱端管路高度(7.73 米)。案例二在兩個程式模擬結果，其爐心水位趨勢震盪明顯較案例一事故後 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(7.73 米)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。

由各案例模擬結果來比較兩個程式的差異性，TRACE 以及 RELAP 兩種模擬軟體最大差異在於軸封洩漏流量的計算以及執行降壓時的降壓速率差別，因而導致計算結果上的些許差異。以軸封洩漏流量而言，在案例一因壓力差所以軸封洩漏量有差異，但因為較短時間內(8hr)開始補水，反應爐因軸封洩漏的水量較少，所以水位回到滿水位的時間差別不大。而案例二則因較晚補水(24hr)，軸封洩漏的水量較多可以明顯看出整個模擬運算的結果包含最低反應爐水位及水位補滿的時間都有明顯的差別。

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，由慢而快依序為 RELAP、TRACE。儘管諸如壓力變化、軸封洩漏及水位振盪幅度等可能因各程式計算方式有些許差異，但若由各案例其他的模擬數據觀察比較，其趨勢走向皆大致相同。

由程式運算時間觀察，以表 3.1.1.8 可知，TRACE 及 RELAP 皆為熱流分析程式，電腦計算時間取決於其系統組件數量及節點數，節點數區分越多，程式所需計算時間越長，其中有時也會因為計算 time step 的因素，而在某個時間點花費較長時間去達到數值收斂。

表 3.1.1.8 各程式案例 CPU 運算時間

	運算時間(s)	
	救援案例三	救援案例四
TRACE	70226	69682
RELAP	50956	234121

**核三廠研析 URG 與 FLEX 策略之差異性:**

在本年度計畫中模擬核三廠長期喪失交流電源事故，假設電廠穩態運轉下，遭一強震侵襲廠區，電廠喪失所有廠內、外AC電源，且所有緊急柴油發電機啟動失敗，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(MDAFP)因喪失電源無法啟動，而汽機驅動輔助飼水泵(TDAFP)仍維持運轉，進行FLEX安全注水策略可行性之評估。與105年度計畫研究之差異是在於救援措施的不同(105年為評估URG之有效性，106年為評估FLEX之有效性)，FLEX注水設備使用的是中、高壓注水設備，而非電廠既有消防車 (URG措施)來作為備援補水。於核三廠假設ELAP事故救援措施案例評估中，不論實施URG救援措施或是FLEX救援措施，皆能成功維持核三廠爐心水位高於TAF，避免燃料裸露，圖3.1.1.31為整理URG以及FLEX爐心水位分析結果，其中可以得知不論採用URG還是FLEX救援措施(救援時間為8小時、24小時)，皆能夠維持核三廠爐心水位高於TAF，差異在於不同救援措施以及救援時間點，會造成核三廠爐心水位回到滿水位的時間點有所差異。

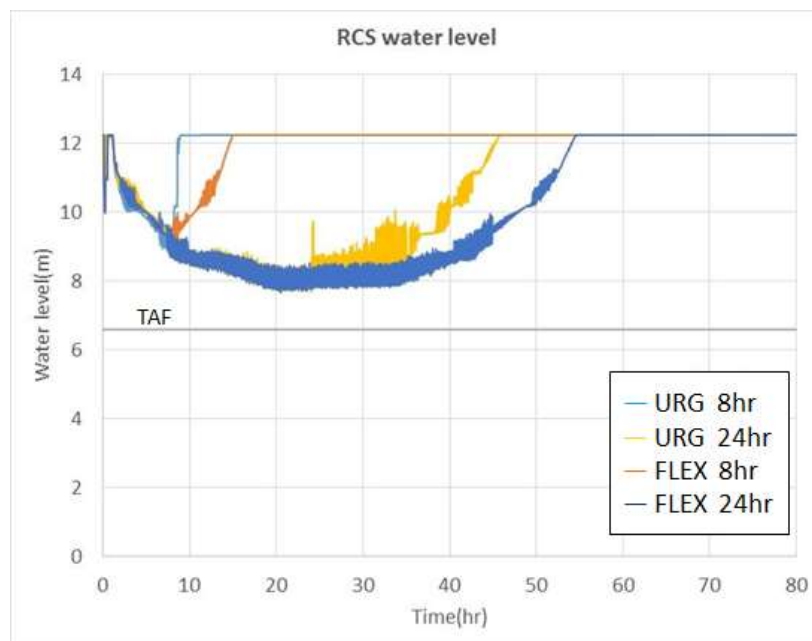


圖3.1.1.31 FLEX與URG救援策略之爐心水位比較圖

本計畫模擬核三廠ELAP分析以及參照WCAP-17601-P時序整理出兩種策略之間的異同處，如表3.1.1.9。

表 3.1.1.9 URG 策略與 FLEX 策略之模擬差異

項目	URG	FLEX
起始一個RCP軸封洩漏量（保守假設）	21gpm	21gpm
控制性降壓	有	有
緊急性降壓至大氣壓力	有	無
二次側注水設備	使用消防車泵	使用中壓水泵
一次側注水量	RCS注水25GPM	RCS注水40GPM
事故後期軸封洩漏量（依據系統壓力計算）	低 (~0.15kg/s)	高 (~0.3kg/s)
注水策略維持爐心水位高於TAF之上	是	是

於核三廠假設ELAP事故救援措施案例評估中，URG救援措施(105年計畫)以及FLEX救援措施皆能成功維持爐心水位高於TAF，避免燃料裸露。在維持爐心冷卻能力之前提下，斷然處置兩階段降壓之措施使一次側之低壓環境可更有效降低由反應器系統冷卻水泵軸封洩漏之流量，延長反應器冷卻系統水位低於燃料頂端之時間。相較於利用廠內現有設備進行外部補水，參照FLEX程序添購中高壓注水設備在事故發生時無須進行二階段緊急降壓即可進行補水措施，可預防事故中釋壓閥因不明原因無法正常運作，無法以消防管路進行補水之情況，於事故應對相對較為彈性，降低釋壓閥失效所造成的風險，但同時因為RCS壓力較高造成RCP軸封洩漏量後期洩漏較大，一次側注水量所需相對較多，除此外尚需配備額外的移動式發電機作為驅動中壓水泵之用。核三廠目前應對類福島事故為使用斷然處置措施，經過本計畫的分析與評估，可確認核三廠現有廠內設備與斷然處置措施能確保核三廠爐心燃料被冷卻水覆蓋，無燃料裸露危險，確保核三廠安全。未來核三廠若提送FLEX審查案時(包含添溝中、高壓注水設備)，本計畫研究成果可供管制單位參考。

### 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

目前針對地震運動對於冷卻流體及雙相流穩定性的影響研究仍相當有限，文獻上的研究大致分為理論分析(Hirano and Tamakoshi, 1996; Satou et al., 2011; Misawa et al., 2012)與實驗探討(Nariai and Tanaka, 1994; Kawamura et al., 1996a, 1996b; Shioyama and Ohtomi, 1990; Hibiki and Ishii, 1998; Chen et al., 2010)兩部份。實驗的結果顯示外加的震動可能引發流體性質的擾動振盪，如流速、密度、空泡分率與流譜的變化等，Kawamura et al. (1996a)發現當模擬震動發生於實驗燃料束時，中子數量提升了大約20%。在理論分析部份，Hirano and Tamakoshi (1996)發現地震造成之影響與系統原本初始運轉點與地震波之強度相關，當地震波之振動頻率與流體之自然頻率相同時，會形成共振(resonance)的不穩定振盪。Satou et al. (2011)發現垂直方向加速度波對爐心功率振盪之影響比水平方向加速度波大。垂直加速度傾向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)。

地震震動會造成系統結構與冷卻流體的震盪，並可能相互耦合形成複雜的震盪型態，進而影響核能電廠運轉的穩定性。在2011年8月23日，美國維吉尼亞州North Anna 核電廠附近發生規模 5.8 級地震造成兩部機組自動緊急停機。根據事後的肇因調查報告(North Anna Power Station, 2011)發現：1號機組在急停前，地震造成功率震盪平均下降13%。其中，core barrel及偵檢儀器的移動造成約5%下降幅度；其餘推測是地震造成hot channel中的bubble burst (void reactivity)結合fuel assembly 之間water-gap variation 所造成，而water-gap variation可能是主因。然而，North Anna 核電廠兩座機組是壓水式電廠(PWR)，爐心內的空泡比率很低，void reactivity不顯著是本質使然。本研究案例為沸水式電廠(BWR)，流體會在爐心產生沸騰，空泡比率遠較在PWR爐心高，因而地震造成的void reactivity相對較為顯著，上述基於PWR的推論需進一步探討釐清。

本研究針對地震震動特性與輕水式反應器之各種可能雙相流條件，設計汽液雙相流與沸騰雙相流之各種方向震動測試設備，產出震動雙相流之測試數據資料庫，同時將建立外加振動下的雙相流穩定性分析程式。本年度為四年期延續性計畫的第三年，第一年(104年)為單一通道汽液雙相流地震水平震動實驗環路及地震對單一通道雙相流環路影響之模擬分析。第二年(105年)為地震水平震動平行通道汽液雙相流環路實驗平台及平行沸騰通道雙相流地震影響模擬分析。本年度(106年)擴展為平行沸騰通道迴路系統，以分析地震震動對於純熱流及中子熱流耦合之平行沸騰通道迴路動態特性之影響。實驗部分將主要針對單一管路沸騰雙相流系統，建立沸騰雙相流通道等爐心流道模擬系統。搭配本計畫研發之強制震動產生模組與空泡量測技術，將可建立沸騰雙相流震動系統參數，提供數值模擬計算之輸入參數與結果驗證。

### 3.1.2.1 執行方法

#### (1) 外加作用力方法 (External force method)

目前文獻上 Hirano&Tamakoshi (1996) 及 Satou et al. (2011)研究發現垂直方向的地震運動(vertical seismic motion)比水平方向之地震運動(horizontal seismic motion)，對於系統及流體振盪有明顯較大的影響。因此，為簡化理論分析工作，本研究僅考慮垂直方向的地震效應。本子計畫繼續延用過去兩年度(104-105 年)研究所採用的外加作用力分析分法(Watanabe, 2012; Misawa et al., 2012)，以評估地震垂直加速度波效應。並將反應器爐心多平行沸騰通道及整體循環迴路視為一剛體(rigid body)，即垂直方向之地震振動未導致所有內部結構的形變(deformation)，亦即所有分析的結點(nodes)會承受相同的震動速度並隨時間改變。因此，地震所造成之垂直振盪，會造成系統遭受額外的垂直加速度，其可視為具有不同振幅和頻率的正弦波之耦合。可描述如下：

$$a(t) = \sum_k a_{peak,k} \sin(2\pi f_k t + \phi_k) \quad (3.1.2.1)$$

此處， $a_{peak,k} = -a_{max,k} g$  (“-”表示重力加速度方向)是第  $k$  個正弦波的振幅， $f_k$  第  $k$  個正弦波的振動頻率及  $\phi_k$  第  $k$  個正弦波的相位角(phase angle)。

在 105 年的期末成果報告中，已驗證利用式(3.1.2.1)模擬地震垂直加速度波能近似實際地震垂

直加速度波，並能重現真實地震波的振盪特性。

## (2) 外加垂直加速度下多平行沸騰通道循環迴路熱流模式

沸水式反應器(BWR)的雙相流循環迴路中，可主要分為下空乏區、反應器爐心、上空乏區、升流段、蒸汽分離段、上降流區與飼水混合區及下降流區，如圖 3.1.2.1 所示。在反應器爐心中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。本研究在評估地震發生後造成之垂直加速度波，對於多重平行沸騰通道迴路系統的影響時，採用均質雙相流模式(homogeneous equilibrium model)結合外加作用力方法做模式推導，並建立相關分析模式。因此，垂直方向的無因次加速度項  $g^*$ ，除了來自重力加速度外，尚需納入外部地震垂直加速度之貢獻，並可表示為：

$$g^* = \begin{cases} 1 + \sum_k a_{\max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+), & \text{under seismic motion} \\ 1, & \text{in normal condition} \end{cases} \quad (3.1.2.2)$$

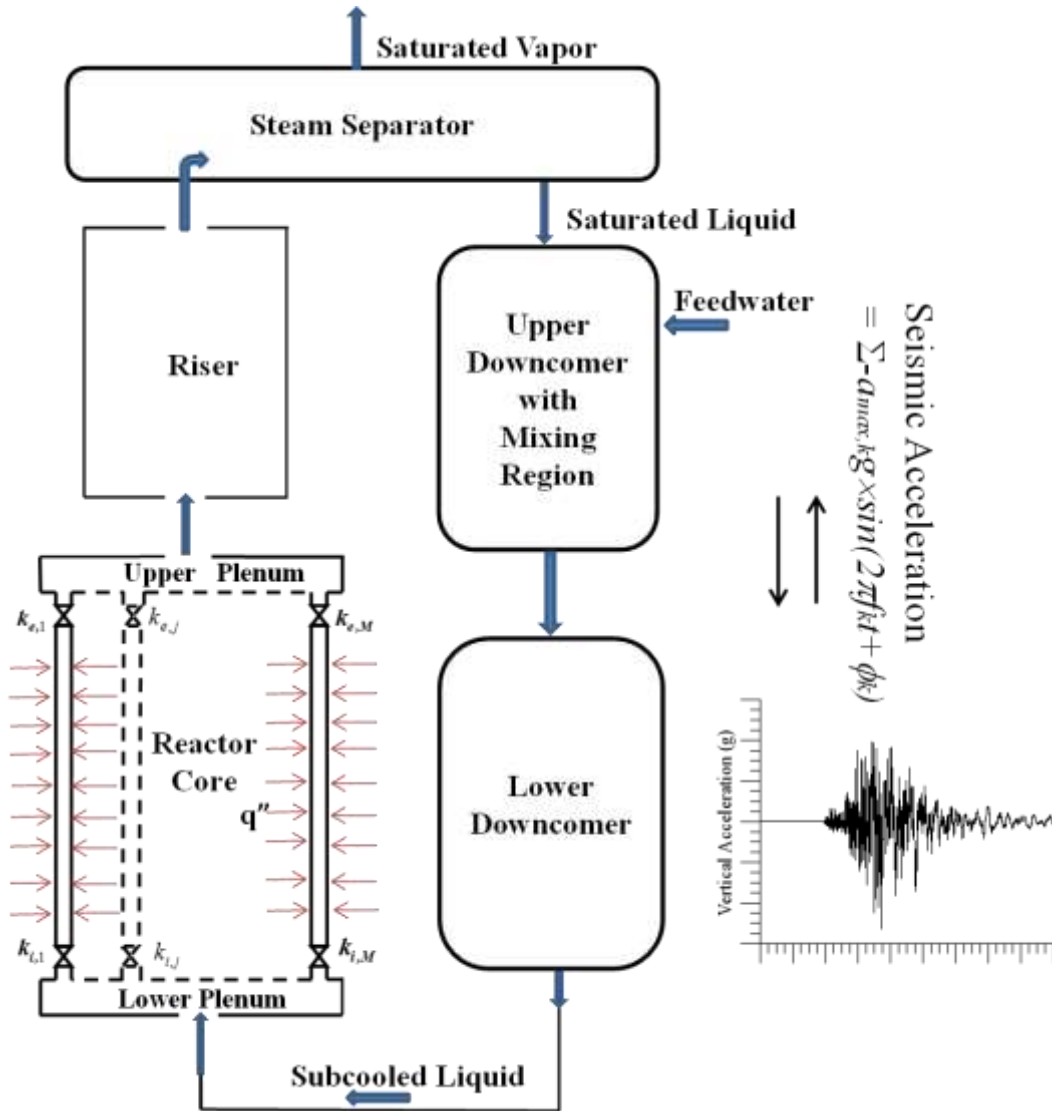


圖 3.1.2.1 地震發生後造成垂直方向的加速度波下，多平行沸騰通道循環迴路熱流模式示意圖。

基於相關無因次守恆式及相關假設，在遭受地震造成的垂直加速度波下，圖 3.1.2.1 之多平行沸騰通道循環迴路系統須滿足兩個邊界條件，並據以推導而得迴路熱流動態模式。其一為本研究考慮之平行沸騰通道，每一加熱通道具有相同的壓力降：

$$\Delta P_1^+ - \Delta P_j^+ = 0, \quad j = 2, 3, \dots, M \quad (3.1.2.3)$$

另一為，系統循環迴路之壓降和等於零：

$$\Delta P_{ch,1}^+ + \Delta P_{up}^+ + \Delta P_R^+ + \Delta P_{sep}^+ + \Delta P_{ud}^+ + \Delta P_{ld}^+ + \Delta P_{lp}^+ = 0 \quad (3.1.2.4)$$

此處， $\Delta P_{ch,j}^+$  為第  $j$  根沸騰通道在地震垂直加速度波下的無因次動態壓降，可表示為：

$$\Delta P_{ch,j}^+ = Fr M_{ch,j}^+ \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{H0,j}^+, \quad j = 1, 2, \dots, M \quad (3.1.2.5)$$

$\Delta P_{up}^+$  為上空乏區(upper plenum)內雙相流體在地震垂直加速度波下之無因次動態壓降：

$$\Delta P_{up}^+ = Fr \frac{V_{up}}{V_{up,in}} \frac{L_{up,in}^+ \rho_{up,ex}^+}{\rho_{up,in}^+ A_{up,in}} \sum_{j=1}^M \rho_{e,j}^+ A_{H,j} \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{up0}^+ \quad (3.1.2.6)$$

$\Delta P_R^+$  表示升流段(riser)內雙相流體在地震垂直加速度波下之無因次動態壓降：

$$\Delta P_R^+ = Fr \frac{A_H}{A_R^2} \frac{M_R^+}{\rho_{up,ex}^+} \sum_{j=1}^M \rho_{e,j}^+ A_{H,j} \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{R0}^+ \quad (3.1.2.7)$$

$\Delta P_{sep}^+$  表示蒸汽分離器內(steam separator)飽和液體在地震垂直加速度波下之無因次動態壓降：

$$\Delta P_{sep}^+ = Fr \frac{L_{sep}^+}{A_{sep} \rho_{NR}^+} \frac{v_g \rho_{NR}^+ - v_f}{v_{fg}} \sum_{j=1}^M \rho_{e,j}^+ A_{H,j} \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{sep0}^+ \quad (3.1.2.8)$$

在上升流段(upper downcomer)，經蒸汽分離器分離的飽和態液體會和飼水(feedwater)混和， $\Delta P_{ud}^+$  表示上升流段內混和單相流體在地震垂直加速度波下之無因次動態壓降：

$$\Delta P_{ud}^+ = Fr \frac{L_{ud}^+}{A_{ud}} \sum_{j=1}^M A_{H,j} \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{ud0}^+ \quad (3.1.2.9)$$

在下降流段(lower downcomer)包含兩個外部再循環迴路組件， $\Delta P_{ld}^+$  表示下降流段內單相流體在地震垂直加速度波下之無因次動態壓降：

$$\Delta P_{ld}^+ = Fr \frac{L_{ld}^+}{A_{ld}} \sum_{j=1}^M A_{H,j} \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{ld0}^+ \quad (3.1.2.10)$$

最後循環流體經由下空乏區(lower plenum)進入爐心完成循環， $\Delta P_{lp}^+$  表示在地震垂直加速度波下單相流體經過下空乏區所造成的無因次動態壓降，可表示為：

$$\Delta P_{lp}^+ = Fr \frac{L_{lp}^+}{A_{lp}} \sum_{j=1}^M A_{H,j} \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{lp0}^+ \quad (3.1.2.11)$$

將式(3.1.2.5)-( 3.1.2.11)代入式(3.1.2.4)並進一步結合式(3.1.2.3)，可推導而得沸水式反應器水流循環迴路在遭受外部地震垂直加速度波下，爐心多平行沸騰通道之入口流速( $u_{i,j}^+$ )無因次動態方程式：

$$\frac{du_{i,1}^+}{dt^+} = Y_{loop} / X_{loop} \quad (3.1.2.12)$$

$$\frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = \frac{M_{ch,1}^+}{M_{ch,j}^+} \frac{du_{i,1}^+}{dt^+} + (\Delta P_{H0,1}^+ - \Delta P_{H0,j}^+) / Fr M_{ch,j}^+, \quad j = 2,3,\dots,M \quad (3.1.2.13)$$

此處， $Y_{loop}$  及  $X_{loop}$  之定義如下：

$$Y_{loop} = -(\Delta P_{H0,1}^+ + \Delta P_{up0}^+ + \Delta P_{R0}^+ + \Delta P_{sep0}^+ + \Delta P_{ud0}^+ + \Delta P_{ld0}^+ + \Delta P_{lp0}^+) \\ - \left[ \frac{V_{up}}{V_{up,in}} L_{up,in}^+ \frac{\rho_{up,ex}^+}{\rho_{up,in}^+ A_{up,in}} + \frac{A_H}{A_R^2} \frac{M_R^+}{\rho_{up,ex}^+} + \frac{L_{sep}^+}{A_{sep} \rho_{NR}^+} \frac{v_g \rho_{NR}^+ - v_f}{v_{fg}} \right] \sum_{j=1}^M \rho_{e,j}^+ A_{H,j} \frac{(\Delta P_{H0,1}^+ - \Delta P_{H0,j}^+)}{M_{ch,j}^+} \\ - \left( \frac{L_{ud}^+}{A_{ud}} + \frac{L_{ld}^+}{A_{ld}} + \frac{L_{lp}^+}{A_{lp}} \right) \sum_{j=1}^M A_{H,j} \frac{(\Delta P_{H0,1}^+ - \Delta P_{H0,j}^+)}{M_{ch,j}^+} \quad (3.1.2.14)$$

$$X_{loop} = Fr \left\{ M_{ch,1}^+ + \left[ \frac{A_H}{A_R^2} \frac{M_R^+}{\rho_{up,ex}^+} + \frac{L_{sep}^+}{A_{sep} \rho_{NR}^+} \frac{v_g \rho_{NR}^+ - v_f}{v_{fg}} + \frac{V_{up}}{V_{up,in}} L_{up,in}^+ \frac{\rho_{up,ex}^+}{\rho_{up,in}^+} \right] \sum_{j=1}^M \rho_{e,j}^+ A_{H,j} \frac{M_{ch,1}^+}{M_{ch,j}^+} \right. \\ \left. + \left( \frac{L_{ud}^+}{A_{ud}} + \frac{L_{ld}^+}{A_{ld}} + \frac{L_{lp}^+}{A_{lp}} \right) \sum_{j=1}^M A_{H,j} \frac{M_{ch,1}^+}{M_{ch,j}^+} \right\} \quad (3.1.2.15)$$

此外，對於中子熱流耦合之平行沸騰通道迴路系統，尚須納入多燃料棒動態模式與多點中子動態模式，其相關分析模式詳見於 105 年度期末成果報告中。

### (3) 沸騰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 與 105 年結案報告中，以下僅節錄引

用簡介。為模擬電廠爐心之沸騰雙相流條件，本實驗設備必須予以縮小化設計，因此首先採用尺度效應(Scaling Law)來規劃設計本計畫之雙相流測試環路。根據文獻回顧，對於高溫高壓之爐心沸騰雙相流狀態，首先須考慮各種流動現象之無因次參數，例如雷諾數(Re, Reynolds number)和緯伯數(We, Weber number)等(Ishii and Kataoka, 1984, and Kocamustafaogullari and Ishii, 1984)，此外，本研究亦須考量模擬電廠爐心燃料與流道之尺寸、壓力、溫度等熱流條件予以結構縮小化設計，測試結果才得以代表爐心內沸騰雙相流之特徵，尺度效應之詳細敘述請見 104-105 年之結案報告及上述 Ishii 等人之文獻。本年度之實驗目標設定為單一通道沸騰雙相流測試，略異於以往 104 與 105 年採用氣液雙相流絕熱系統之假設，今年度計劃需增加考量沸騰熱傳與相變化等效應，因此設計結果與 104-105 年採用之尺度效應計算有些許差異。本年度之沸騰雙相流系統尺度效應計算須考量：(1)結構尺寸(Geometry similarity)相似性、(2)流動效應(Hydrodynamic similarity)相似性、(3)熱效應(Thermal similarity)相似性設計等。其中(1)-(2)項之結構尺寸相似性與流動效應相似性等，計算方式與使用之公式大致相同於 104-105 年之方式，詳細內容請參閱 104-105 年結案報告，在此不再重複。而第(3)項之熱效應相似性設計採用無因次參數簡述如下：(Ishii and Kataoka, 1984, and Kocamustafaogullari and Ishii, 1984)

$$N_{sub} = \frac{\Delta h_{sub} \Delta \rho}{h_{fg} \rho_g} \quad (3.1.2.16)$$

$$N_{Zu} = \frac{4qL_H}{D_H v_{f,in} h_{fg} \rho_f \rho_g} \Delta \rho \quad (3.1.2.17)$$

上述方程式顯示為沸騰實驗與分析常用之無因次參數，分別為次冷數(Subcooling number, 即 Eq. 3.1.2.16)及朱柏數(Zuber number, 即 Eq. 3.1.2.17)。以上參數與實驗操作條件及熱通量直接相關，故為實驗可控制條件。依據以上之尺度效應方法，即可設計出符合條件之沸騰通道。

### 3.1.2.2 執行成果說明

#### (1) 目前執行進度說明

工作項目	年月	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
單一通道沸騰雙相流地震實驗環路建立試驗													
外部正弦加速度波對多平行沸騰通道雙相流自然循環迴路影響之模擬分析													
地震垂直加速度波對多平行沸騰通道雙相流自然循環迴路影響之模擬分析													

外部正弦加速度波對多平行沸騰通道雙相流強制循環迴路影響之模擬分析												
地震垂直加速度波對多平行沸騰通道雙相流強制循環迴路影響之模擬分析												
撰寫相關報告與論文												
完成累積百分比(%)	5	10	18	25	35	45	55	65	75	84	93	100

(2) 外部正弦加速度波對多平行沸騰通道雙相流自然循環迴路影響之模擬分析

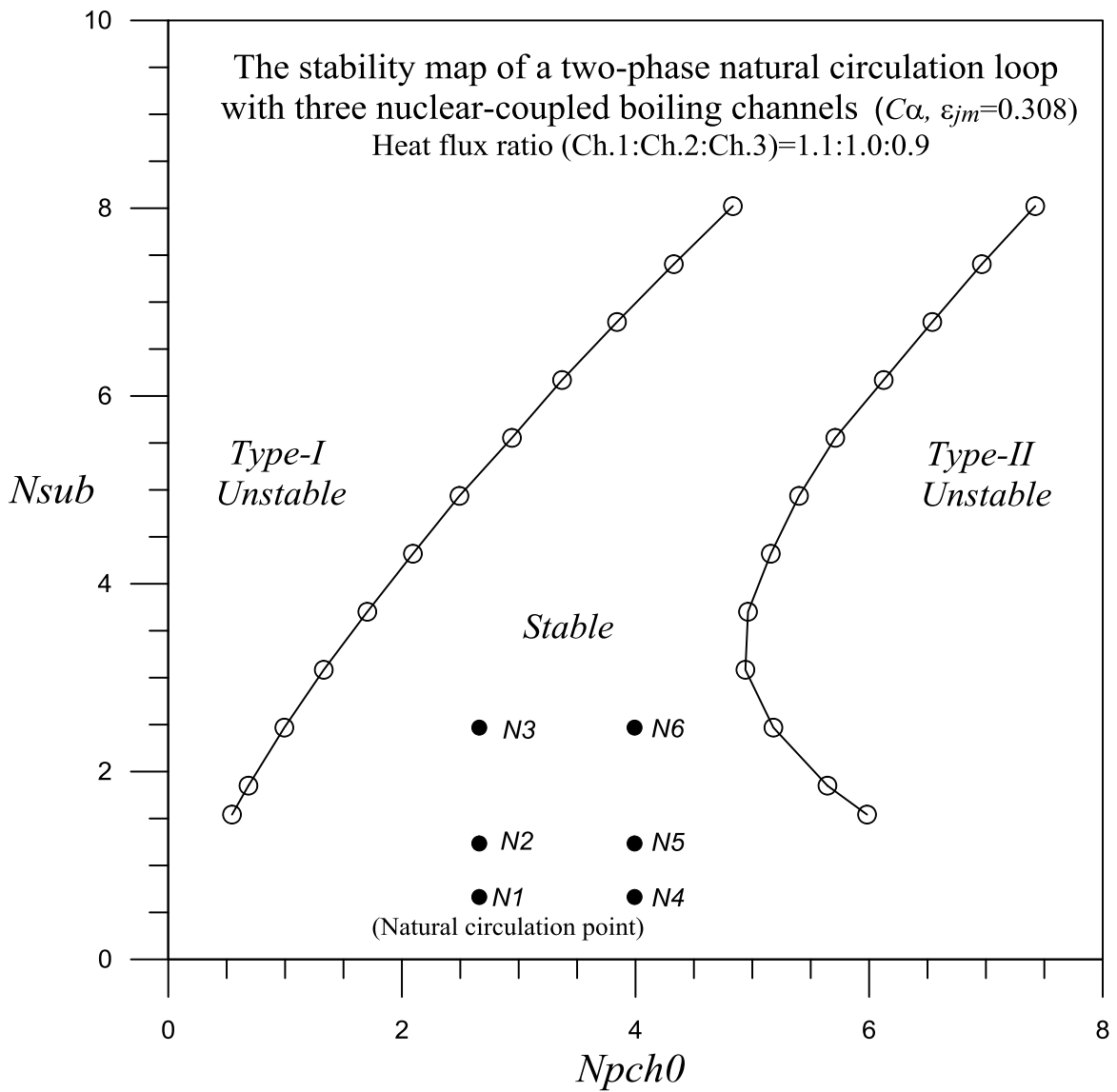


圖 3.1.2.2 加熱功率比為 1.1:1.0:0.9 的三平行沸騰通道之中子熱流耦合自然循環迴路的穩定性圖譜。

當沸水式核能電廠遭受外部垂直震動時，如地震運動，可能造成所有外部再循環泵跳脫，此時 BWR 反應器內之熱水流循環迴路將處於自然循環狀態。針對此情境：系統遭受外部垂直震動下，形成 BWR 反應器內多重平行沸騰通道自然循環迴路的狀況下，考慮爐心分成三不等功率平行通道，對應三個點中子次爐心及三根代表性燃料棒動態；通道間的加熱功率比為 Ch.1:Ch.2:Ch.3=1.1:1.0:0.9，並考慮空泡反應度係數  $C\alpha = -0.19\%/%$  及中子交互作用參數  $\epsilon_{jm} = 0.308$ 。經由本研究所發展的非線性動態模式分析後，圖 3.1.2.2 以水平軸為通道平均相變化數 ( $N_{pch0}$ ) 及垂直軸為次冷度數 ( $N_{sub}$ )，展示三平行沸騰通道雙相流自然循環迴路的穩定性圖譜。結果顯示此系統存在兩個不穩定區，如同文獻上所報導 (Fukuda and Kobori, 1979)：一是在低功率區由重力壓降主導的 type-I 不穩定性；另一位在高功率區由雙相摩擦壓降主導的 type-II 不穩定性。圖中亦顯示 BWR 的自然循環運轉點 (標示為 N1)， $N_{sub} = 0.665$  及  $N_{pch0} = 2.662$  (50% 功率)，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。本研究將以圖 3.1.2.2 三平行沸騰通道雙相流自然循環迴路的穩定性圖譜中，擇選穩定區內的不同運轉點，如 N1~N6 穩定點，進行外加垂直震動下對中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路的動態影響分析。

外加垂直震動所造成系統的振盪，可視為外加垂直震動的效應 (本研究為系統承受外部垂直加速度波) 與系統運轉點本身的自然振盪相互作用耦合形成之結果。本研究首先選擇 BWR 自然循環運轉點 (N1) 的操作條件做分析，標示在圖 3.1.2.2 中。本研究在分析時假定一組外部垂直正弦加速度波，如圖 3.1.2.3(a)，前兩個間隔出現的相同垂直正弦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, 0.3)，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 Ch.1:Ch.2:Ch.3=1.1:1.0:0.9，圖 3.1.2.3(b) 顯示在遭受此外部垂直加速度波下，中子熱流耦合自然循環迴路中爐心三平行沸騰通道的入口流速振幅 ( $u_i^+$ ) 之暫態振盪。由分析結果得知在 BWR 自然循環運轉點 (N1) 的操作條件下，外部垂直正弦加速度波所導致的振盪，最高加熱功率的通道其具有最高的流量且具有最大的振幅；反之，最低加熱功率的通道其具有最低的流量且具有最小的振幅。這不等功率的三平行沸騰通道，具有相同的振盪週期，並與外部垂直正弦加速度波的振盪週期一致，顯示外部垂直正弦加速度波的振盪主導系統的非線性振盪行為。此外，圖 3.1.2.3(b) 亦顯示垂直方向的外部加速度波，會驅使三平行沸騰通道間呈現同相 (in-phase) 的振盪。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 3.1.2.3(b) 亦顯示耦合波所造成振盪之主要振幅大約為單一波造成振盪的振幅之兩倍，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。

以 BWR 自然循環運轉點 (N1) 為分析案例，圖 3.1.2.3(c) 顯示外部垂直加速度波的振盪頻率對中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路的動態影響。在自然循環運轉點 (N1)，系統的自然頻率 (Natural frequency) 約  $f^+ = 0.71$ 。為探討外部垂直振盪引發系統共振之影響，圖 3.1.2.3(a) 中第二個垂直正弦加速度波之振盪頻率重新設定為此系統自然循環運轉點 (N1) 的自然頻率；圖 3.1.2.3(c) 則顯示在此外部垂直正弦加速度波所引發的振盪。以最高加熱通道 (Ch.1) 為例，結果顯示第一個垂直正弦加速度波未產生共振的情況，通道入口流速 ( $u_i^+$ ) 的振盪振幅大約 5%；第二個垂直正弦加速度波是共振的情況，所引發通道入口流速 ( $u_i^+$ ) 的振盪大約 17%。因此，自然循環運轉點 (N1) 相對較為穩定，外部垂直正弦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 3.1.2.2 中的 N6 穩定點，進一步探討外部垂直正弦加速度波，對中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路的不同初始穩定操作點，所引發共振振盪之比較。N6 初始穩定點為  $N_{sub} = 2.468$ 、 $N_{pch0} = 3.992$ ，此一穩定

點系統的自然頻率約  $f^+=0.63$ ，與 N1 自然循環運轉點相較，其具有較高的進口次冷度且具約 75% 的功率；且相較更為接近 type-II 穩定性邊界。若將圖 3.1.2.3(a) 中第二個垂直正弦加速度波之振盪頻率重新設定為 N6 初始穩定點的自然頻率，以最高加熱通道(Ch.1)為例，圖 3.1.2.3(d) 顯示在此外部垂直加速度波效應下，對系統在 N6 穩定點最高加熱通道(Ch.1)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，其引起系統的振盪之最大振幅約 16%；反之，在共振的情況，即第二個垂直加速度波，所引起的系統振盪非常劇烈，最高加熱通道(Ch.1)的振盪持續擴大，共振振盪的結果最後導致逆流的情況(reversed flow)。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。



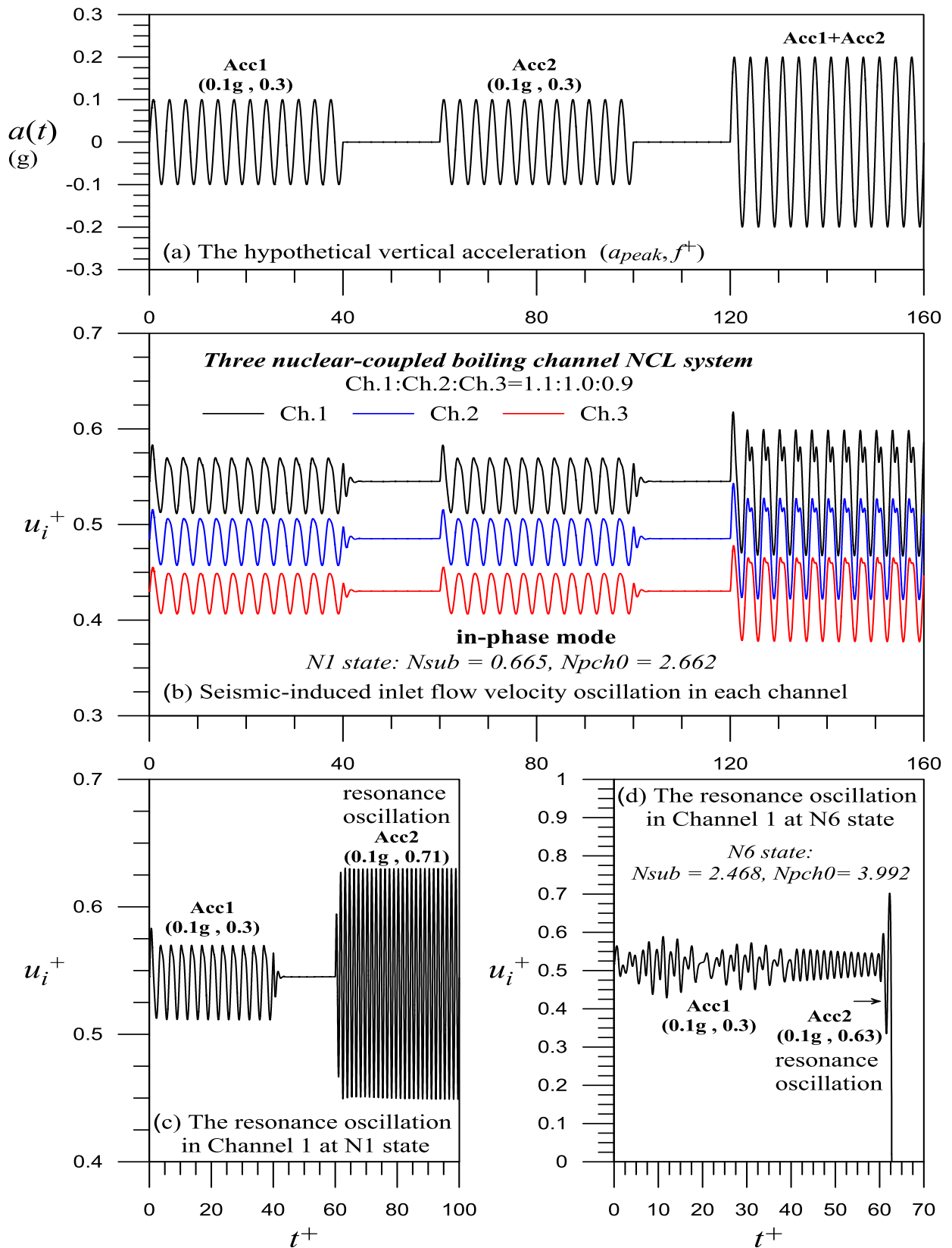


圖 3.1.2.3 外部垂直正弦加速度波對中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路動態的影響：(a)外部垂直正弦加速度波；(b)三平行沸騰通道入口流速之振盪；(c)自然循環運轉點(N1)的共振效應；(d) N6 穩定點的共振效應。

### (3) 地震垂直加速度波對多平行沸騰通道雙相流自然循環迴路影響之模擬分析

#### A. 地震加速度波的解析與重組

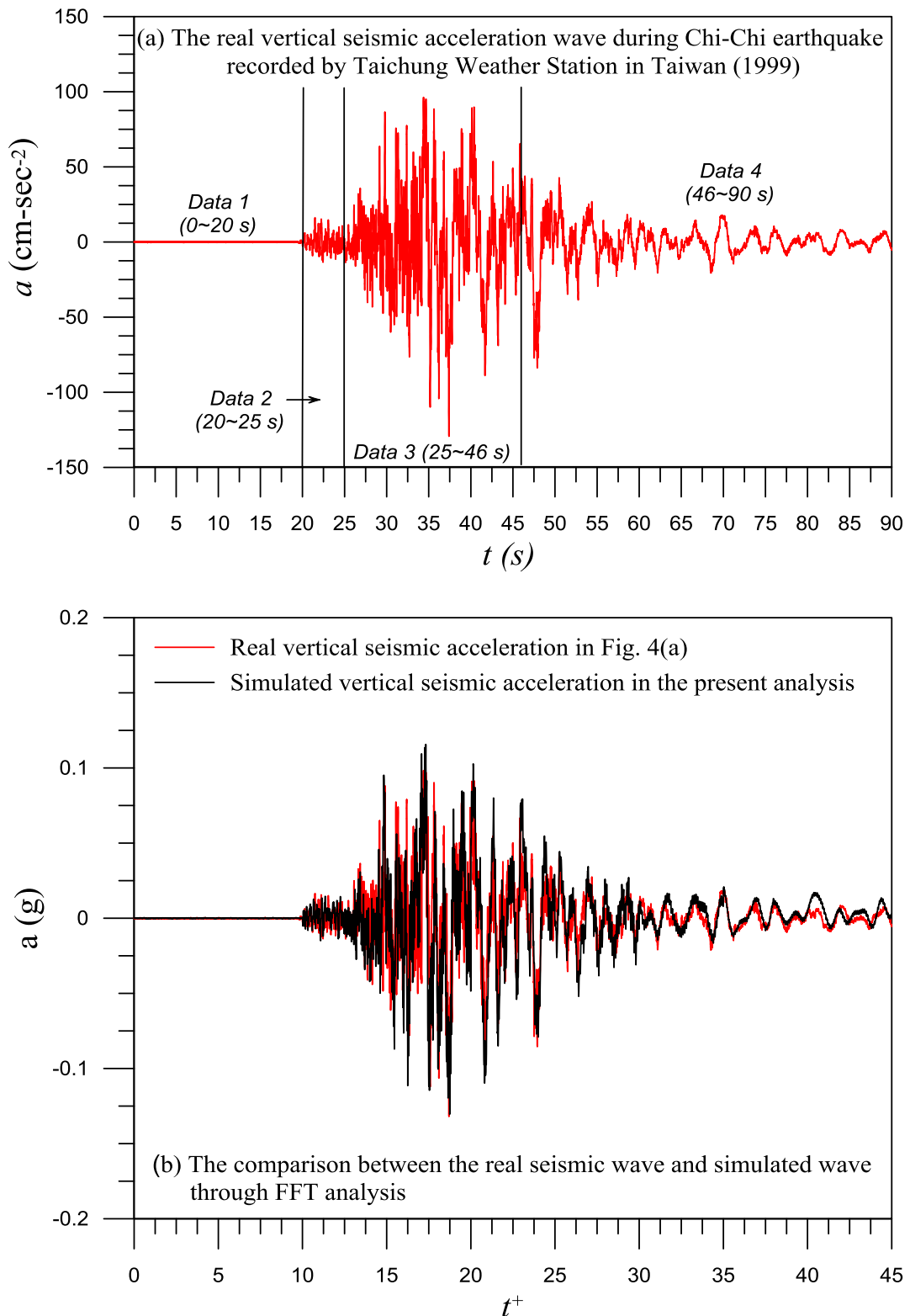


圖 3.1.2.4 地震加速度波的解析與重組，以 1999 年台灣 921 集集地震垂直加速度波為例：(a)中央氣象局台中氣象站紀錄之實際地震垂直加速度波；(b)實際地震垂直加速度波與模擬重組地震垂直加速度波之比較。

本研究希冀模擬地震加速度波對於雙相流系統動態特性的影響，因此盡可能以實際地震所導致的垂直加速度波作為輸入的資料，藉以觀察地震造成雙相流暫態的振盪行為。自然界的地震波可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(3.1.2.1)所示。本研究擷取台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，中央氣象局台中氣象站的實際紀錄之垂直加速度波資料，如圖 3.1.2.4(a)所示。本研究將其分成四個主要資料群組，並將每一資料群組進行快速傅立葉(Fast Fourier Transfer, FFT)分析，找出各區間震波的主要振動頻率，四個資料群組共約 40 個主要振動頻率，如圖 3.1.2.5 所示。而經考慮不同正弦波之相位差( $\phi_k$ )後，本研究將不同振幅和頻率的正弦波耦合後，模擬重建 921 地震垂直加速度波，如圖 3.1.2.4(b)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，兩者基本振盪型態相似，加速度波之振幅大部份介於-0.1g 與 0.1g 之間。

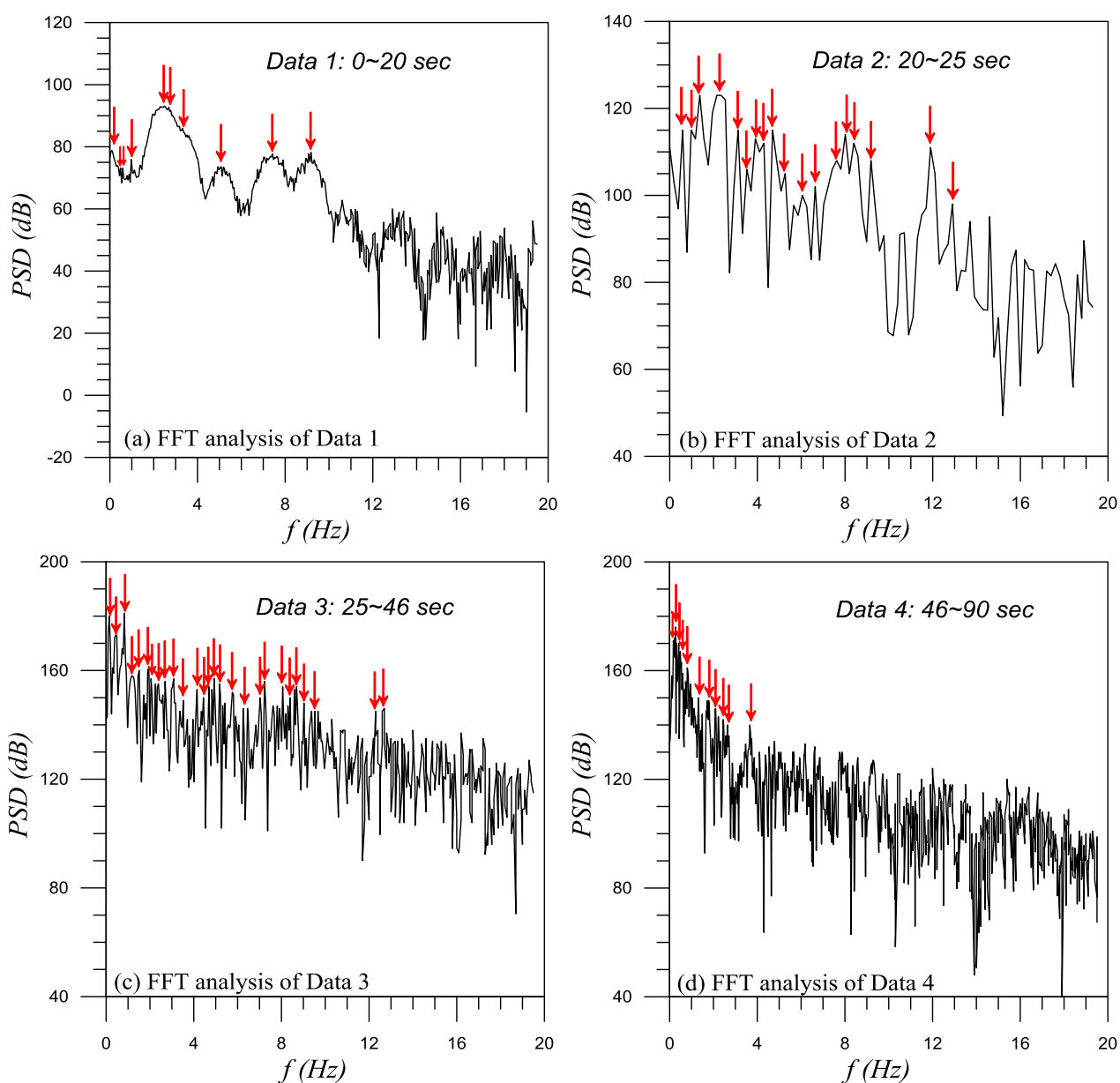


圖 3.1.2.5 圖 3.1.2.6(a)實際地震垂直加速度波的四個資料群組，經過快速傅立葉(FFT)分析的結果：(a) data 1 (0~20 sec), (b) data 2 (20~25 sec), (c) data 3 (25~46 sec), (d) data 4 (46~90 sec)。

B. 真實地震加速度波與模擬地震加速度波所導致系統非線性震盪的比較

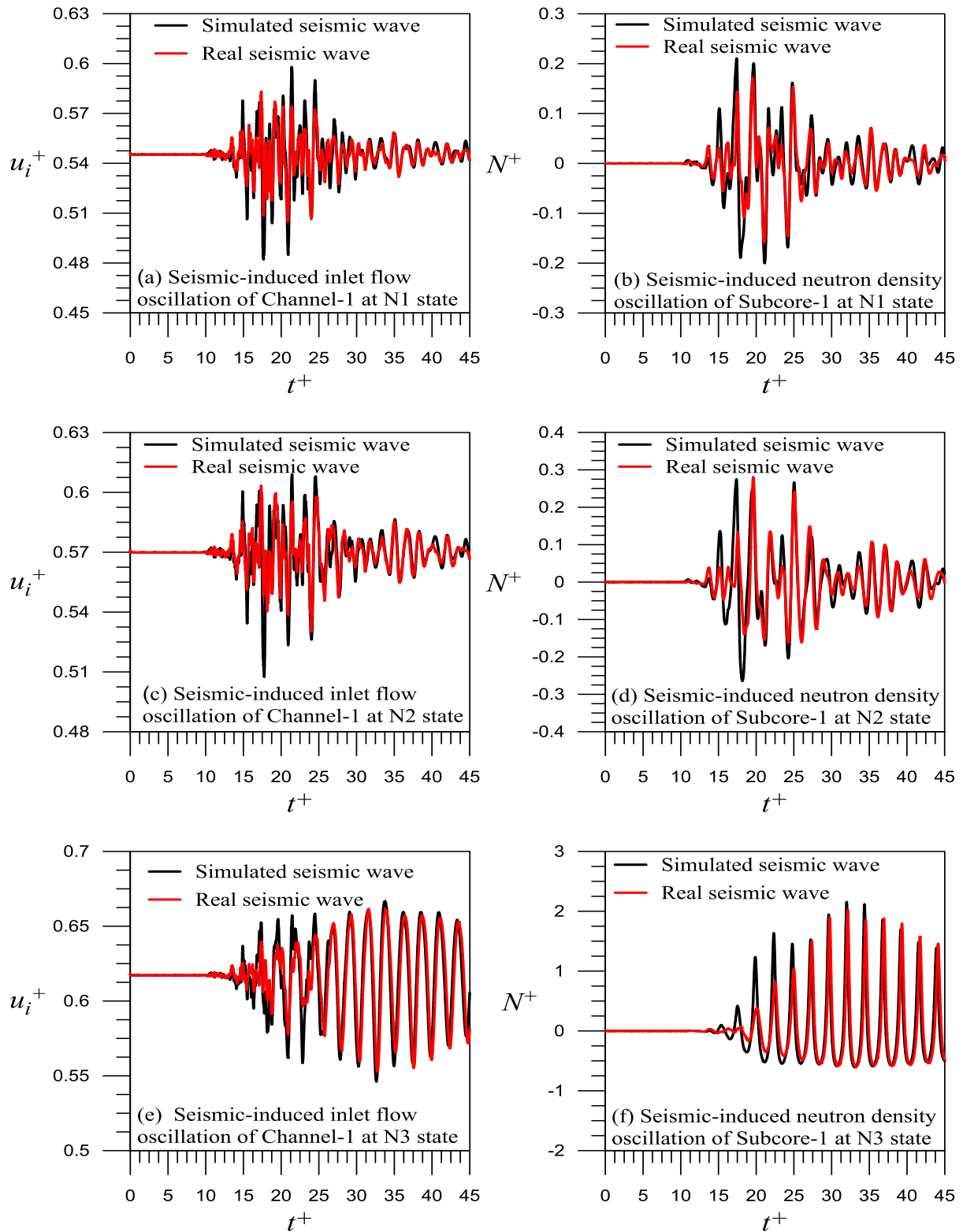


圖 3.1.2.6 在圖 3.1.2.2 中沿 50% 功率線 ( $N_{pch0}=2.662$ ) 的不同穩定點 N1~N3，真實地震垂直加速度波與模擬地震波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路之通道入口流速 ( $u_i^+$ ) 與中子濃度 ( $N^+$ ) 暫態振盪的比較。

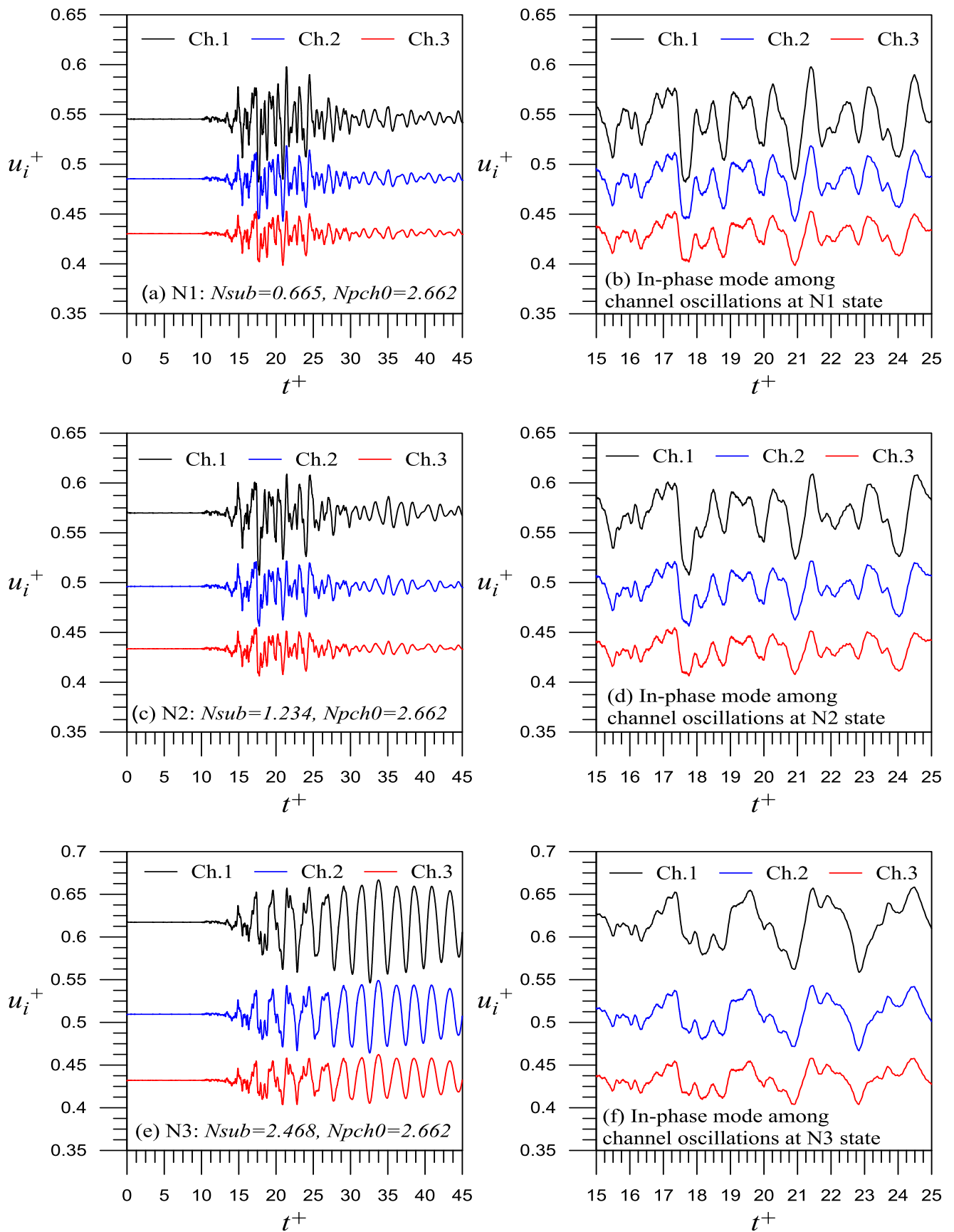


圖 3.1.2.7 在不同穩定點 N1~N3，地震垂直加速度波所致三平行通道間的同相振盪。

為驗證本研究所發展的地震加速度波的解析與重組方法，是否能適切模擬真實地震波及其所致系統的非線性振盪。本研究在圖 3.1.2.2 中沿 50% 功率線( $N_{pch0}=2.662$ )擇選不同的穩定點 N1~N3，各穩定點的自然頻率分別是 N1 點的  $f^+=0.71$ 、N2 點的  $f^+=0.56$  及 N3 點的  $f^+=0.43$ 。本研究假設在外部地震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，以探討真實地震垂直加速度波與模擬地震波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路之通道入口流速( $u_i^+$ )與中子濃度( $N^+$ )暫態振盪的比較，如圖 3.1.2.6 所示。在中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路中，以最高加熱通道(Ch.1)與其對應之次爐心(subcore-1)為例，結果顯示在不同的穩定點 N1~N3，真實地震垂直加速度波與模擬地震波所致之最熱通道入口流速( $u_i^+$ )與其對應之中子濃度( $N^+$ )暫態振盪，兩者均相當吻合。顯示以模擬地震加速度波作為輸入波，能適切描述真實地震波所導致系統的非線性振盪。圖 3.1.2.6 亦顯示地震波所導致系統的非線性振盪，與各穩定點的共振效應密切相關。圖 3.1.2.8 中最熱通道入口流速( $u_i^+$ )與其對應之中子濃度( $N^+$ )的非線性振盪，在 N1 點最後的振盪頻率約  $f^+=0.71$ ，如圖 3.1.2.6(a)與(b)所示；在 N2 點最後的振盪頻率約  $f^+=0.59$ ，如圖 3.1.2.6(c)與(d)所示，及在 N3 點最後的振盪頻率約  $f^+=0.43$ ，如圖 3.1.2.6(e)與(f)所示。這些結果顯示在不同的穩定點 N1~N3，系統最後的振盪頻率與其對應穩定點的自然頻率相近，地震波的共振部份將主導系統呈現的非線性振盪型態。此外，圖 3.1.2.6 中亦顯示沿著 50% 功率線( $N_{pch0}=2.662$ )，提高進口次冷度從  $N_{sub}=0.665$ (穩定點 N1)、 $N_{sub}=1.234$ (穩定點 N2)至  $N_{sub}=2.468$ (穩定點 N3)，會驅使系統更接近穩定性邊界而使地震加速度波引發更明顯的共振效應。因此，在穩定點 N3 相較其他兩個穩定點 N1 及 N2，由於共振效應地震加速度波能引發更為顯著的非線性振盪。

圖 3.1.2.7 顯示在與圖 3.1.2.6 相同案例中，中子熱流耦合自然循環迴路在不同的穩定點 N1~N3，遭受外部地震垂直加速度波下，爐心三平行沸騰通道的入口流速( $u_i^+$ )振幅之暫態與細部振盪。由圖 3.1.2.7(a) N1 點的分析結果、圖 3.1.2.7(c) N2 點的分析結果及圖 3.1.2.7(e) N3 點的分析結果，均顯示在外部地震垂直加速度波的作用下，最高加熱功率的通道其具有最高的流量且具有最大的振幅；反之，最低加熱功率的通道其具有最低的流量且具有最小的振幅。由圖 3.1.2.7(b) N1 點的細部振盪、圖 3.1.2.7(d) N2 點的細部振盪及圖 3.1.2.7(f) N3 點的細部振盪，皆顯示這不等功率的三平行沸騰通道，具有相同的振動週期，且沸騰通道間入口流速呈現同相(in-phase)的振盪。這樣的分析結果與 Satou et al. (2011)一致，他們發現外部地震垂直加速度波傾向驅使自然循環 BWR 爐心功率呈現同相的不穩定振盪。

### C. 爐心通道與循環迴路特性參數對地震加速度波所致系統暫態振盪的影響

反應器熱水流循環迴路中，爐心通道與循環迴路之幾何尺寸與特性參數可能影響地震加速度波所致系統的暫態振盪。對於沸水式反應器爐心內的平行沸騰通道而言，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，以符合在電廠正常運轉狀況下，各通道之出口乾度約略相等的條件。因此，每一通道會有約略相同的功率流量比(power/flow ratio)。針對 BWR 自然循環運轉點(N1)的操作條件，在固定其他參數條件及在遭受如圖 3.1.2.4 的地震垂直加速度波下，圖 3.1.2.8(a)及(b)進一步探討增加最大功率通道(通道 1)的進口流阻係數( $k_{i,1}$ )對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態的影響。由圖中分析結果發現增加最熱通道的入口節流係數，將增加通道的單相(single-phase)壓降，導致系統具有較低的自然循環流量。通道內流阻的增加會對地震加速度波所致系統的暫態振盪有壓抑的作用，加上文獻上已知增加單相的壓降對於系統會有穩定的影響。因此，增加最大功率通道(通道 1)的入口節流係數，對地震加速度波所致系統的暫態振盪會有穩定的作用，而驅使系統呈現較弱的非線性振盪。

沸水式反應器爐心內的冷卻流體，受到燃料棒的加熱後流體會產生沸騰。因此，平行沸騰通道的出口流體處於雙相的狀態。針對 BWR 自然循環運轉點(N1)的操作條件，在固定其他參數條件及在遭受如圖 3.1.2.4 的地震垂直加速度波下，圖 3.1.2.8(c)及(d)顯示爐心平行沸騰通道出口節流係數( $k_e$ )對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態的影響。由圖中分析結果發現平行沸騰通道具有較大的出口節流係數，會增加通道的雙相壓降，導致系統具有較低的自然循環流量。雖然增加通道內的流阻對地震加速度波所致系統的暫態振盪有壓抑的作用，然而文獻上已知增加通道的雙相壓降會驅使系統更不穩定。因此，圖 3.1.2.8(c)及(d)顯示增加爐心通道出口流阻( $k_e$ )，會驅使系統呈現較大的振盪；亦即，增加雙相壓降對地震加速度波所致系統的暫態振盪會產生不穩定的影響。

針對 BWR 自然循環運轉點(N1)的操作條件，在固定其他參數條件及在遭受如圖 3.1.2.4 的地震垂直加速度波下，圖 3.1.2.9(a)及(b)探討通道加熱長度( $L_H$ )對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態的影響。自然循環的流量大小取決於降流區的壓力頭(pressure head)與循環迴路中壓降的平衡，當固定降流區提供的壓力頭情況下，圖中的分析結果發現當系統的加熱通道越長，會增加通道的壓降，而使系統具有較低的自然循環流量，地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態的振盪會越劇烈。這樣的不穩定效應可能來自增加通道的長度會延長雙相區而增加雙相壓降，對系統產生不穩定的影響。同時，在本研究的分析中，地震垂直加速度波所造成的額外壓降係正比於加熱通道長度。加熱通道長度愈長，地震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。

降流區是沸水式反應器熱水流自然循環迴路非常重要的組件，提供自然循環流體的主要推動力，自然循環的流量大小取決於降流區的壓力頭與循環迴路中壓降的平衡。圖 3.1.2.9(c)及(d)探討下降流區長度( $L_{ld}$ )對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態的影響。圖中的分析結果發現增加下降流區長度( $L_{ld}$ )，會增加迴路中的單相壓降且同時增加降流區的壓力頭，而使系統具有較高的自然循環流量；然而，下降流區的長度效應對地震垂直加速度波所致中

子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態振盪的影響並不明顯。增加下降流區長度( $L_{ld}$ )，會增加迴路中的單相壓降，對系統會有穩定的作用；同時，在本研究的分析中，地震垂直加速度波所造成的額外壓降係正比於下降流區的長度。下降流區的長度愈長，地震垂直加速度波造成的額外壓降愈大，佔迴路壓降的比例愈高，可能造成較大的系統振盪。因此，這兩種穩定與不穩定作用會相互抵銷，增加下降流區的長度會稍微增強地震垂直加速度波所致自然循環迴路的暫態振盪。

對於本研究探討的中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路，圖 3.1.2.6 中已顯示沿著 50% 功率線( $N_{pch0}=2.662$ )，提高進口次冷度從  $N_{sub}=0.665$ (穩定點 N1)、 $N_{sub}=1.234$ (穩定點 N2)至  $N_{sub}=2.468$ (穩定點 N3)，會驅使系統更接近穩定性邊界而使地震加速度波引發更明顯的共振效應。因此，提高爐心進口次冷度，地震加速度波能引發更為顯著的非線性振盪。為進一步探討爐心進口次冷度(inlet subcooling)對地震垂直加速度波所致自然循環迴路暫態的影響，本研究選擇沿著 75% 功率線( $N_{pch0}=3.992$ )的三個不同進口次冷度之操作點，即圖 3.1.2.2 中的 N4 點( $N_{sub}=0.665$ )、N5 點( $N_{sub}=1.234$ )及 N6 點( $N_{sub}=2.468$ )，這些穩定點的自然頻率分別是 N4 點的  $f^+=0.98$ 、N5 點的  $f^+=0.81$  及 N6 點的  $f^+=0.63$ 。在固定其他參數條件及在遭受如圖 3.1.2.4 的地震垂直加速度波下，圖 3.1.2.10 探討爐心進口次冷度對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態的影響。由結果得知在相同的地震垂直加速度波的影響下，地震波所導致系統的非線性振盪，與各穩定點的共振效應密切相關。圖 3.1.2.10 中最熱通道入口流速( $u_i^+$ )的非線性振盪，在 N4 點最後的振盪頻率約  $f^+=1.01$ ；在 N5 點最後的振盪頻率約  $f^+=0.85$  及在 N6 點最後的振盪頻率約  $f^+=0.63$ 。這些結果顯示在這些穩定點 N4~N6，系統最後的振盪頻率與其對應穩定點的自然頻率相近，可合理推測地震波的共振部份將主導系統呈現的非線性振盪型態。此外，圖 3.1.2.10 中亦顯示沿著 75% 功率線( $N_{pch0}=3.992$ )，提高進口次冷度從  $N_{sub}=0.665$ (穩定點 N4)、 $N_{sub}=1.234$ (穩定點 N5)至  $N_{sub}=2.468$ (穩定點 N6)，會驅使系統更接近穩定性邊界而使地震加速度波引發更明顯的共振效應。因此，在穩定點 N6 相較其他兩個穩定點 N4 及 N5，由於共振效應地震加速度波能引發更為顯著的非線性振盪。



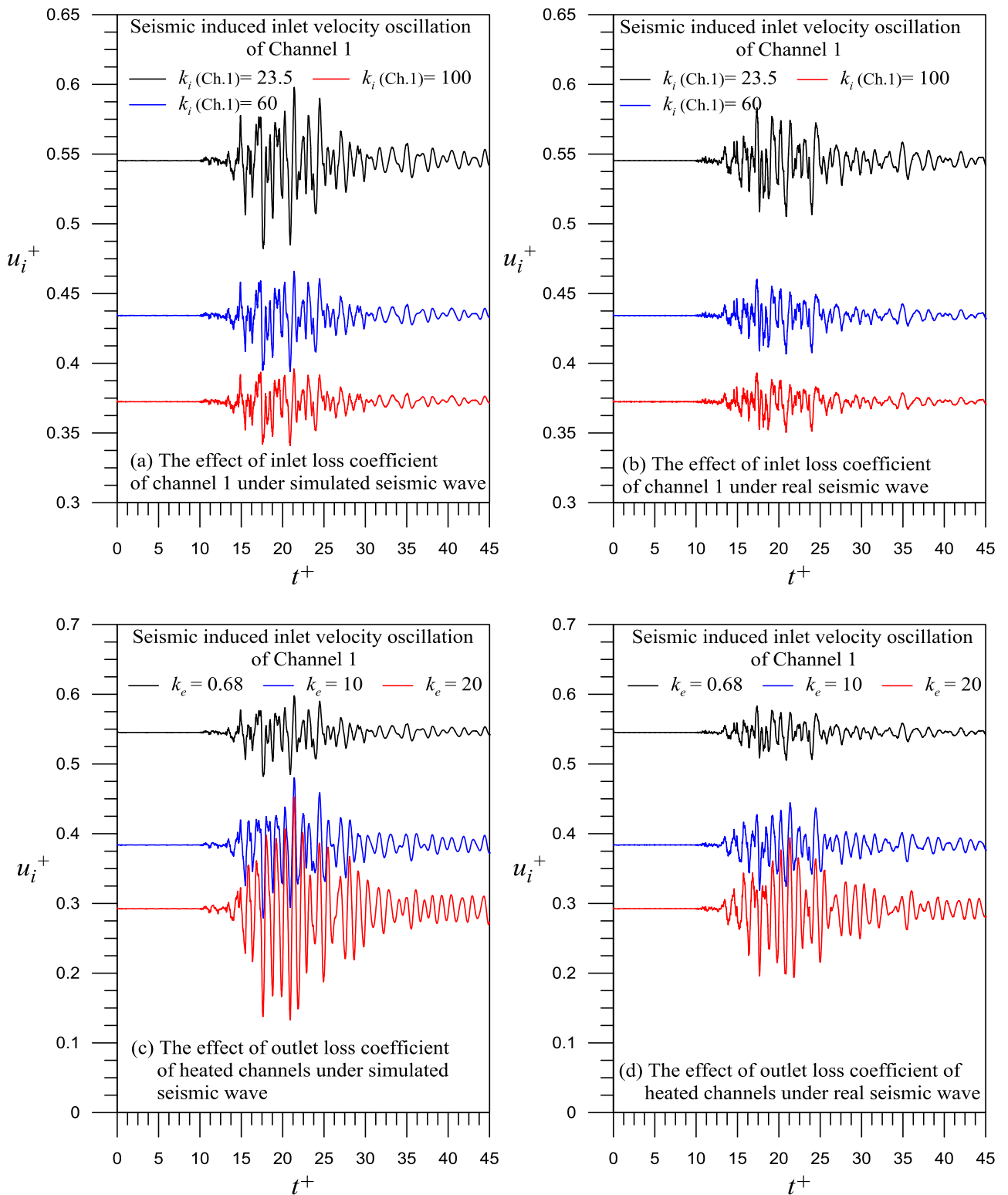


圖 3.1.2.8 在 BWR 自然循環運轉點(N1)，參數效應對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態的影響：最熱通道進口節流係數( $k_{i,1}$ )的影響，(a)遭受模擬地震加速度波，(b)遭受真實地震加速度波；平行沸騰通道出口節流係數( $k_e$ )的影響，(c)遭受模擬地震加速度波，(d) 遭受真實地震加速度波。

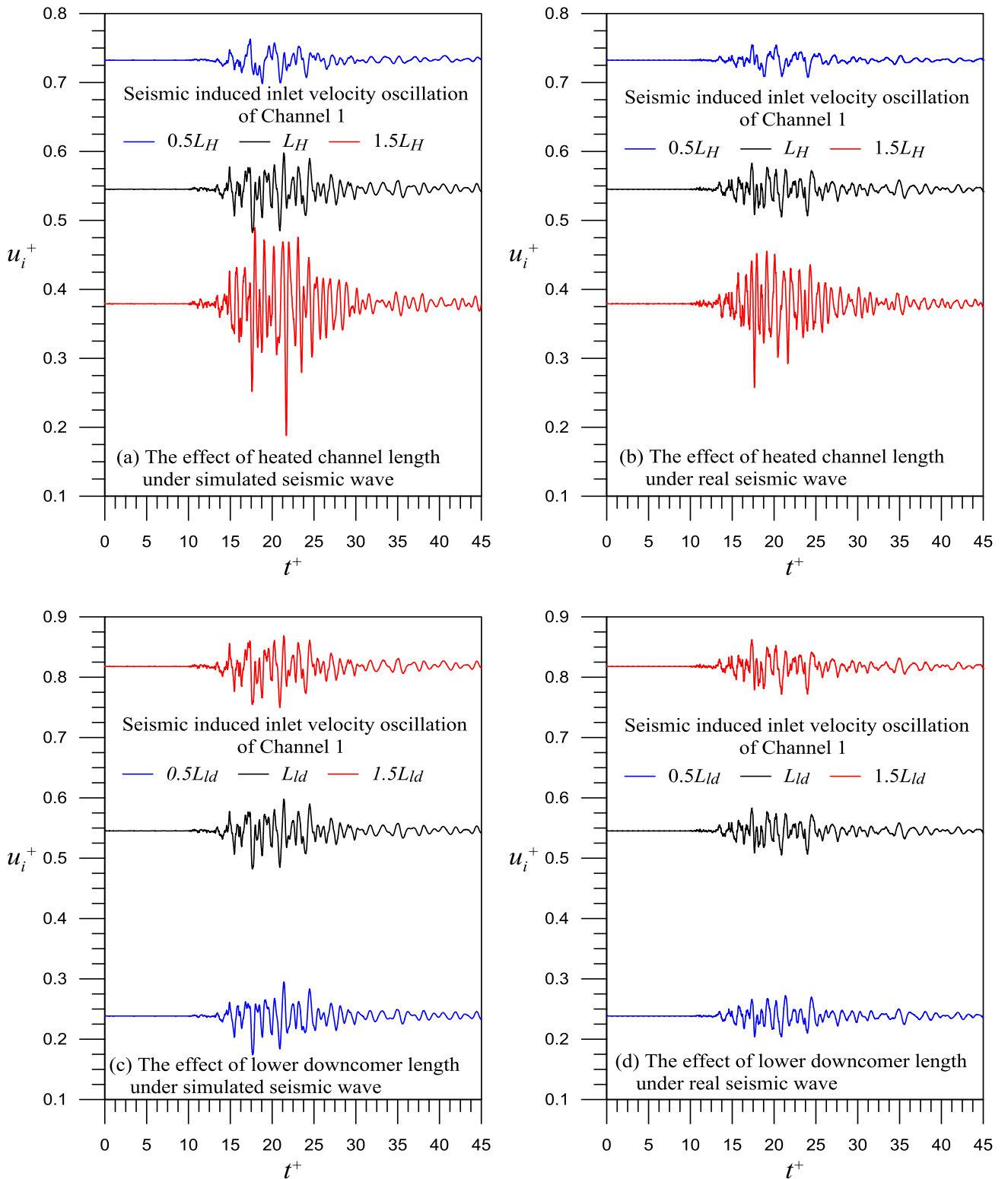


圖 3.1.2.9 在 BWR 自然循環運轉點(N1)，參數效應對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態的影響：沸騰通道加熱長度( $L_H$ )的影響，(a)遭受模擬地震加速度波，(b) 遭受真實地震加速度波；下降流區長度的( $L_{ld}$ )的影響，(c)遭受模擬地震加速度波，(d)遭受真實地震加速度波。

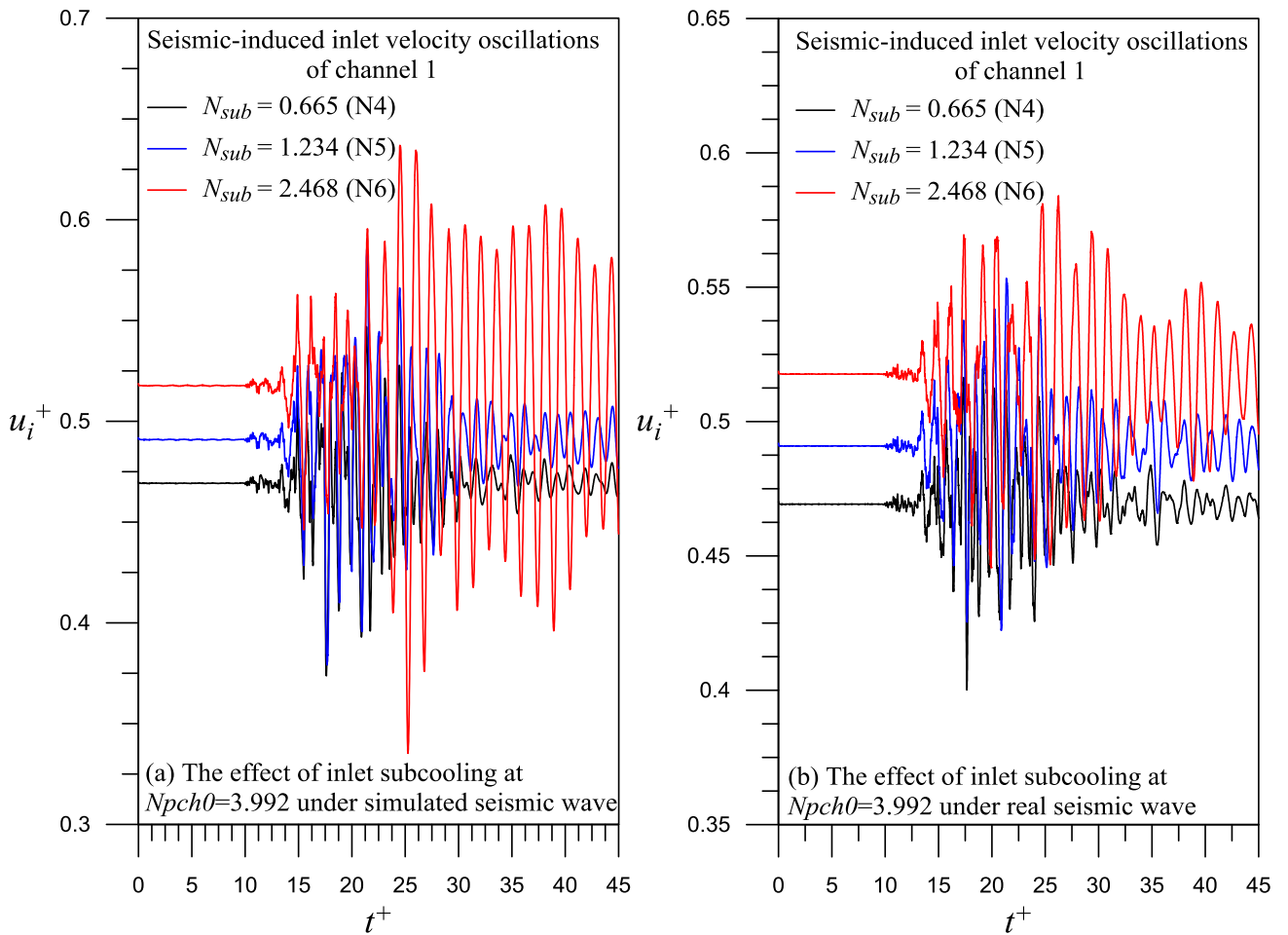


圖 3.1.2.10 進口次冷度效應對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路暫態振盪的影響，以圖 3.1.2.4 中沿 75% 功率線 ( $N_{pch0}=3.992$ ) 的不同穩定點 N4~N6 為例：(a) 遭受模擬地震加速度波；(b) 遭受真實地震加速度波。

#### D. 核二廠附近實際紀錄之地震垂直加速度波對系統暫態振盪的影響

本研究為探討模擬地震垂直加速度波對於多平行沸騰通道雙相流自然循環迴路之影響，已於前節擷取台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，中央氣象局台中氣象站的實際紀錄之垂直加速度波資料作為分析案例，並比較模擬地震垂直加速度波與實際地震垂直加速度波所導致系統的非線性振盪，藉以觀察地震造成雙相流暫態的特性行為。本節進一步擷取鄰近核二廠廠址附近地震垂直加速度波紀錄，如 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料；以及 2002 年 3 月 31 日花蓮外海地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料，針對 BWR 自然循環運轉點(N1)的操作條件，將實際地震垂直加速度波輸入分析模式，以進一步探討不同的地震垂直加速度波，對於多平行沸騰通道雙相流自然循環迴路之影響。圖 3.1.2.11(a)為 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料，圖 3.1.2.11(b)則為輸入此實際地震垂直加速度波所導致最熱通道(Ch.1)入口流速的非線性振盪；圖 3.1.2.11(c)為 2002 年 3 月 31 日花蓮外海地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料，圖 3.1.2.11(d) 則為輸入此實際地震垂直加速度波所導致最熱通道(Ch.1)入口流速的非線性振盪。由圖 3.1.2.11(b)與圖 3.1.2.11(d)的分析結果發現，這兩個地震垂直加

速度波對 BWR 的自然循環點造成的振盪雖然非常雜亂，但其振幅仍侷限在一定的範圍，表示電廠的自然循環點在遭受這些地震波下仍相當安全。

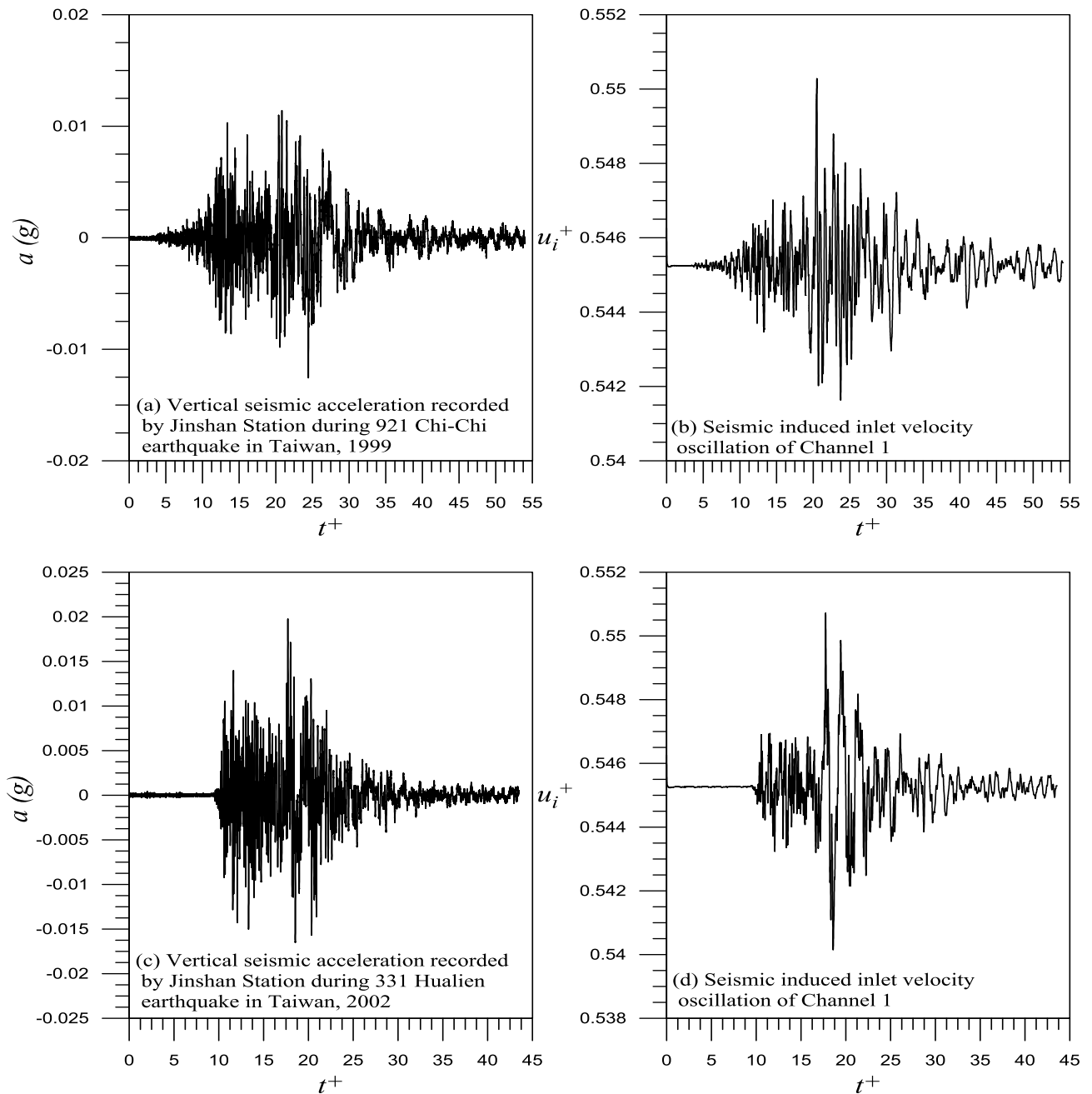


圖 3.1.2.11 以核二廠附近之實際紀錄資料作為輸入地震垂直加速度波對自然循環系統暫態振盪的影響：(a) 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料及(b) 921 地震金山國小紀錄之垂直加速度波，所導致最熱通道(Ch.1)入口流速的非線性振盪；(c) 2002 年 3 月 31 日花蓮外海地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料及(d) 331 地震金山國小紀錄之垂直加速度波，所導致最熱通道(Ch.1)入口流速的非線性振盪。

(4) 外部正弦加速度波對多平行沸騰通道雙相流強制循環迴路影響之模擬分析

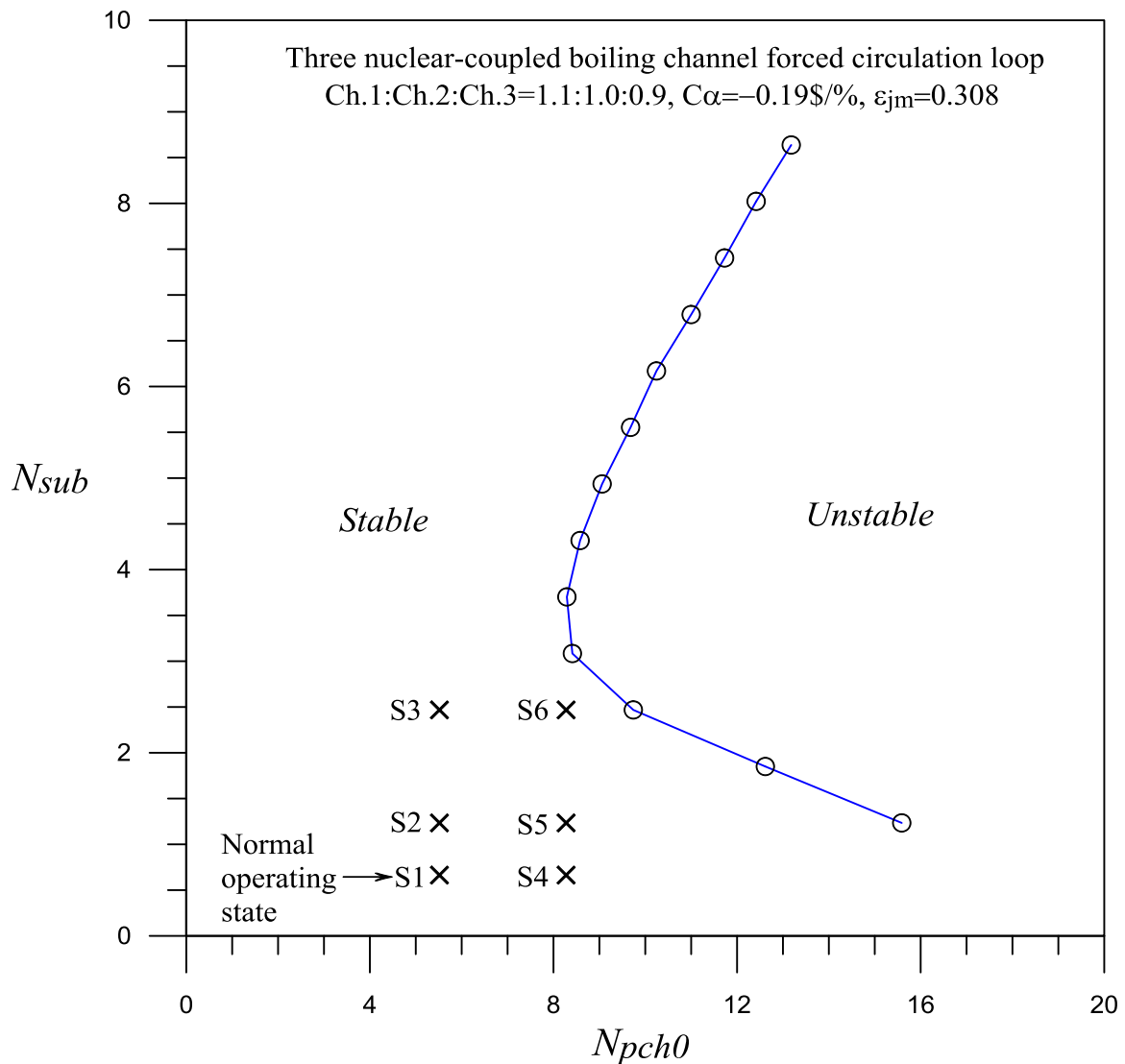


圖 3.1.2.12 加熱功率比為 1.1:1.0:0.9 的三平行沸騰通道間之中子熱流耦合強制循環迴路的穩定性圖譜。

國內核能二廠運轉基準地震設定值(OBE, Operating Basis Earthquake)為 0.15g，當地震加速度超過此設定值時即送出信號至核能機組安全保護系統以跳脫反應器，確保強震時機組可處於安全停機狀態。然而，若地震加速度小於此設定值，沸水式核能電廠在遭受地震下可能仍維持正常運轉，BWR 反應器內之熱水流循環迴路將處於正常強制循環狀態。外加垂直震動所造成系統的振盪，可視為外加垂直震動的效應與系統運轉點本身的自然振盪相互作用耦合形成之結果。為了解系統運轉點本身的自然振盪與固有的穩定性特性，須先建立 BWR 雙相流強制循環迴路的穩定性圖譜。本研究考慮爐心分成三不等功率平行通道，對應三個點中子次爐心及三根代表性燃料棒動態；通道間的加熱功率比為 Ch.1:Ch.2:Ch.3=1.1:1.0:0.9，並考慮空泡反應度係數  $C\alpha=-0.19\%$  及中子交互作用參數  $\epsilon_{jm}=0.308$ 。經由本研究所發展的非線性動態分析後，圖 3.1.2.12 以水平軸為通道平均相變化數 ( $N_{pch0}$ ) 及垂直軸為次冷度數 ( $N_{sub}$ )，展示中子熱流耦合三平行沸騰通道雙相流強制循環迴路的穩定性

圖譜。結果顯示此系統存在高功率的密度波(density-wave oscillations, DWOs)不穩定區，主要由雙相摩擦壓降主導系統的不穩定特性。圖 3.1.2.12 中顯示 BWR 的強制循環運轉點(標示為 S1)， $N_{sub}=0.665$  及  $N_{pch0}=5.518$  (100% 功率)，離穩定性邊界相當遠，顯示其為一非常穩定的操作點。圖 3.1.2.12 中，亦標示穩定區內的不同穩定點，如 S1~S6 穩定點。穩定點離穩定性邊界之距離可顯示其固有穩定性特性，S1 點離穩定性邊界最遠代表其相對最為穩定；S6 點離穩定性邊界最近代表其相對最不穩定。

本研究首先選擇圖 3.1.2.12 中 BWR 正常運轉點(S1)的操作條件做分析，在分析時假定一組外部垂直正弦加速度波，如圖 3.1.2.13(a)，前兩個間隔出現的相同垂直正弦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, 0.3)，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 Ch.1:Ch.2:Ch.3=1.1:1.0:0.9，圖 3.1.2.13(b)顯示在遭受此外部垂直加速度波下，中子熱流耦合強制循環迴路中爐心三平行沸騰通道的入口流速 ( $u_i^+$ )之暫態振盪。由分析結果得知在 BWR 的正常運轉點(S1)，此外部垂直正弦加速度波作用下，所有加熱通道僅呈現小振幅之振盪，顯示 BWR 正常運轉點(S1)在此外部垂直正弦加速度波作用下仍相當穩定。圖中結果顯示最高加熱功率的通道其具有最高的流量且具有最大的振幅；反之，最低加熱功率的通道其具有最低的流量且具有最小的振幅。此外，圖 3.1.2.13(b)亦顯示垂直方向的外部加速度波，會驅使三平行沸騰通道間呈現同相(in-phase)的振盪。這不等功率的三平行沸騰通道，具有相同的振動週期，並與外部垂直正弦加速度波的振盪週期一致，顯示外部垂直正弦加速度波的振盪主導系統的非線性振盪行為。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 3.1.2.13(b)亦顯示耦合波所造成振盪之振幅大約為單一波造成振盪的振幅之兩倍，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。

在正常運轉點(S1)，系統的自然頻率約  $f^+=1.25$ 。為探討外部垂直振盪所引發系統之共振效應，圖 3.1.2.13(a)中第二個垂直正弦加速度波之振盪頻率重新設定為正常運轉點(S1)的自然頻率，圖 3.1.2.13(c) 以最高加熱通道(Ch.1)為例顯示在此外部垂直正弦加速度波所引發的共振振盪。圖中結果顯示第一個非共振垂直正弦加速度波，造成通道入口流速( $u_i^+$ )的振盪振幅大約 3%；第二個共振垂直正弦加速度波，所引發通道入口流速( $u_i^+$ )的振盪振幅大約 6.4%。因此，在非常穩定的正常運轉點(S1)此外部垂直正弦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 3.1.2.12 中的不同初始穩定點 S6，進一步探討系統固有穩定性特性，對中子熱流耦合三平行沸騰通道強制循環迴路共振效應之影響。S6 初始穩定點為  $N_{sub}=2.468$ 、 $N_{pch0}=8.277$ ，此穩定點系統的自然頻率約  $f^+=0.91$ ，與 S1 正常運轉點相較，其具有較高的進口次冷度且具有約 150% 的功率；相較更為接近系統的穩定性邊界。若將圖 3.1.2.13(a)中第二個垂直正弦加速度波之振盪頻率重新設定為 S6 穩定點的自然頻率，以最高加熱通道(Ch.1)為例，圖 3.1.2.13(d)顯示在此外部垂直加速度波作用下，對系統在 S6 穩定點非線性振盪之影響。結果顯示對於非共振情況，即第一個垂直加速度波，其引起系統的振盪之最大振幅約 2.5%；反之，在共振的情況，即第二個垂直加速度波，所引起的系統振盪非常劇烈，最高加熱通道(Ch.1)的振盪持續擴大，共振振盪的結果最後導致逆流的情況(reversed flow)。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相關。

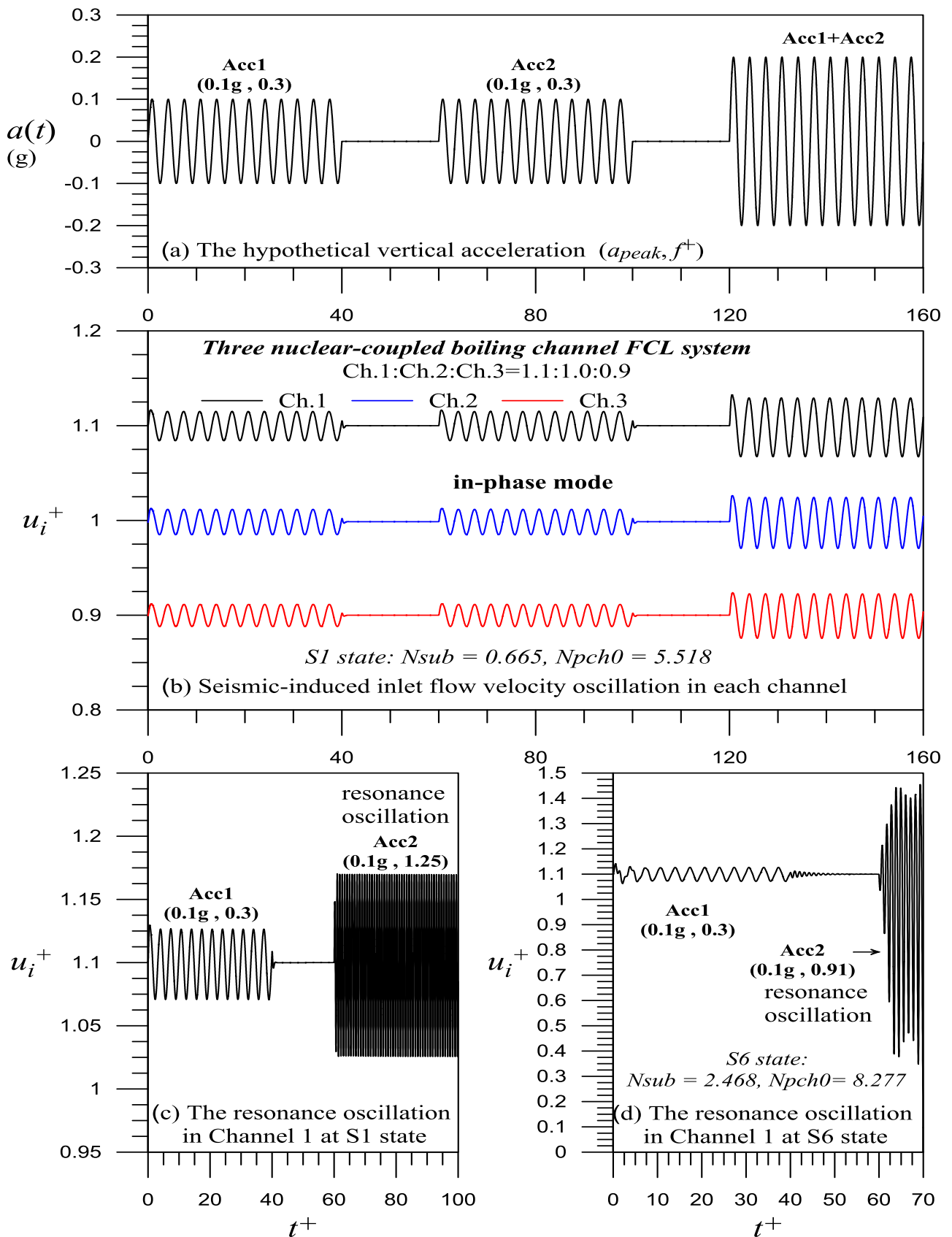


圖 3.1.2.13 外部垂直正弦加速度波對中子熱流耦合三平行沸騰通道強制循環迴路動態的影響：(a) 外部垂直正弦加速度波；(b) 三平行沸騰通道入口流速之振盪；(c) 正常運轉點  $S1$  的共振效應；(d)  $S6$  穩定點的共振效應。



### (5) 地震垂直加速度波對多平行沸騰通道雙相流強制循環迴路影響之模擬分析

本研究已建立地震加速度波的解析與重組方法，並能適切模擬真實地震波及其所致系統的非線性振盪。本研究在圖 3.1.2.12 中沿 100% 功率線( $N_{pch0}=5.518$ ) 擇選不同的穩定點 S1~S3，正常運轉點 S1 具有最小的爐心進口次冷度(inlet subcooling)、依次為 S2 點，S3 點則相對具有最大之爐心進口次冷度；各穩定點的自然頻率分別是 S1 點的  $f^+=1.25$ 、S2 點的  $f^+=0.95$  及 S3 點的  $f^+=0.68$ 。本研究假設圖 3.1.2.4 之真實地震垂直加速度波與模擬垂直地震波分別加諸於中子熱流耦合三平行沸騰通道強制循環迴路後，其引起最熱通道(Ch.1)之入口流速( $u_i^+$ )與其對應次爐心(Subcore-1)之中子濃度( $N^+$ )暫態振盪的比較，如圖 3.1.2.14 所示。圖中結果顯示在中子熱流耦合三平行沸騰通道強制循環迴路中，在不同的穩定點 S1~S3，真實地震垂直加速度波與模擬地震波所致之最熱通道入口流速( $u_i^+$ )與其對應之中子濃度( $N^+$ )暫態振盪，兩者均相當吻合，顯示以模擬地震加速度波能適切描述真實地震波所導致系統的非線性振盪。沿著 100% 功率線依次提高進口次冷度從  $N_{sub}=0.665$ (穩定點 S1)、 $N_{sub}=1.234$ (穩定點 S2)至  $N_{sub}=2.468$ (穩定點 S3)，會對系統穩定性產生兩個競爭之效應，提高進口次冷度會增加系統之慣性質量，對遭受地震波的系統是一個穩定的效應。另外，提高進口次冷度會驅使系統更接近穩定性邊界，如圖 3.1.2.12 所示，對遭受地震波的系統是相對較不穩定的效應。這兩個因素耦合的結果，圖 3.1.2.14 顯示在穩定點 S3 相較其他兩個穩定點 S1 及 S2，具有相對較小的入口流速( $u_i^+$ )與然而相對較大之中子濃度( $N^+$ )暫態振盪。此外，在這三個穩定點皆呈現小振幅的振盪，共振效應並不明顯。

為進一步探討爐心進口次冷度對地震垂直加速度波所致強制循環迴路暫態的影響，本研究選擇沿著 150% 功率線( $N_{pch0}=8.277$ )的三個不同進口次冷度之穩定點，即圖 3.1.2.12 中的 S4 點( $N_{sub}=0.665$ )、S5 點( $N_{sub}=1.234$ )及 S6 點( $N_{sub}=2.468$ )，這些穩定點的自然頻率分別是 S4 點的  $f^+=1.95$ 、S5 點的  $f^+=1.52$  及 S6 點的  $f^+=0.91$ 。在固定其他參數條件及分別遭受圖 3.1.2.4 之真實地震垂直加速度波與模擬垂直地震波後，圖 3.1.2.15 探討爐心進口次冷度對地震垂直加速度波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道強制循環迴路暫態的影響。由結果得知在相同的地震垂直加速度波的影響下，地震波所導致系統的非線性振盪，與各穩定點的共振效應密切相關。沿著 150% 功率線( $N_{pch0}=8.277$ )，提高進口次冷度從  $N_{sub}=0.665$ (穩定點 S4)、 $N_{sub}=1.234$ (穩定點 S5)至  $N_{sub}=2.468$ (穩定點 S6)，會驅使系統更接近穩定性邊界而使地震加速度波引發更明顯的共振效應。因此，在穩定點 S6 相較其他兩個穩定點 S4 及 S5，由於共振效應使地震加速度波能引發更為顯著的非線性振盪。

本研究進一步擷取鄰近核二廠廠址附近地震垂直加速度波紀錄，如 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料，以及 2002 年 3 月 31 日花蓮外海地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料。針對 BWR 強制循環迴路正常運轉點 S1 的操作條件，將這兩個實際地震垂直加速度波分別輸入分析模式，以探討不同的地震垂直加速度波所導致多平行沸騰通道強制循環迴路之暫態振盪。圖 3.1.2.16(a)為 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料，圖 3.1.2.16(b)則為輸入此實際地震垂直加速度波所導致最熱通道(Ch.1)入口流速的非線性振盪；圖 3.1.2.16(c)為 2002 年 3 月 31 日花蓮外海地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料，圖 3.1.2.16(d) 則為輸入此實際地震垂直加速度波所導致最熱通道(Ch.1)入口流速的非線性振盪。由圖 3.1.2.16(b)與圖 3.1.2.16(d)的分析結果發現，這兩個地震垂直加速度波對 BWR 的正常運轉點(S1)造成的振盪雖然非常雜亂，但其振幅相當小，表示 BWR 的正常運轉點在遭受這些地震波下仍相當安全。



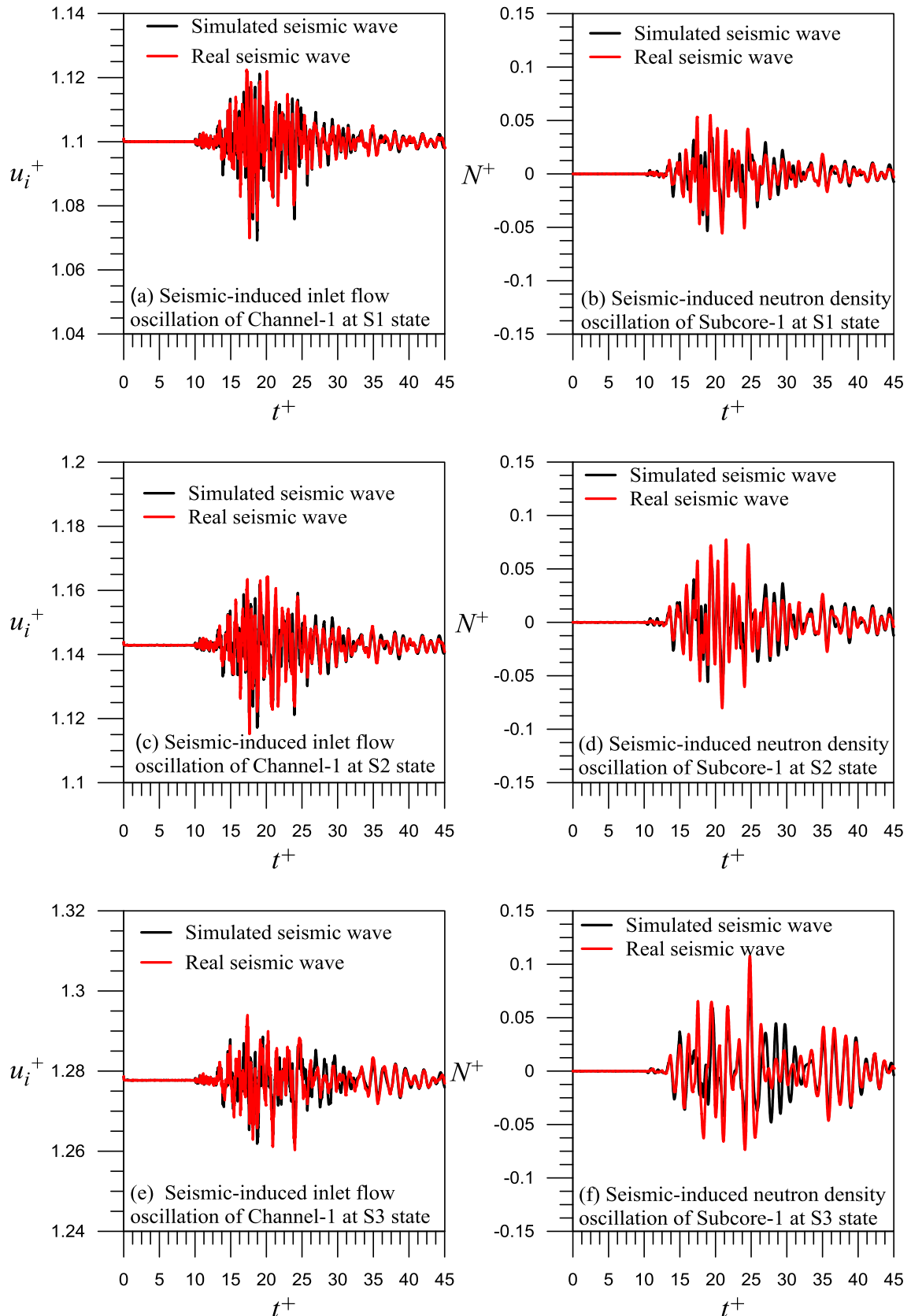


圖 3.1.2.14 在圖 3.1.2.12 中沿 100% 功率線 ( $N_{pch0}=5.518$ ) 的不同穩定點 S1~S3，真實地震垂直加速度波與模擬地震波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道強制循環迴路之通道入口流速 ( $u_i^+$ ) 與中子濃度 ( $N^+$ ) 暫態振盪的比較。

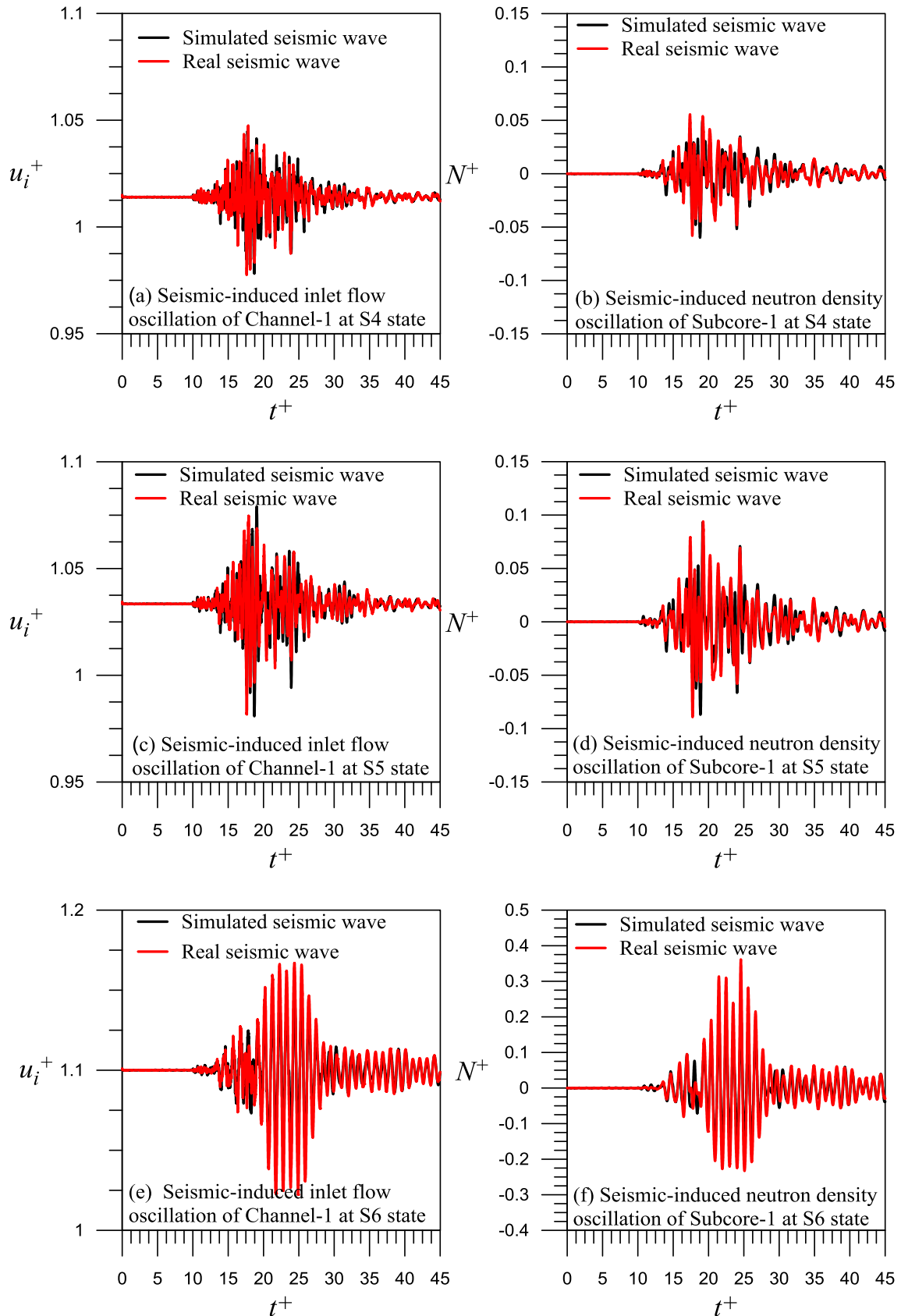
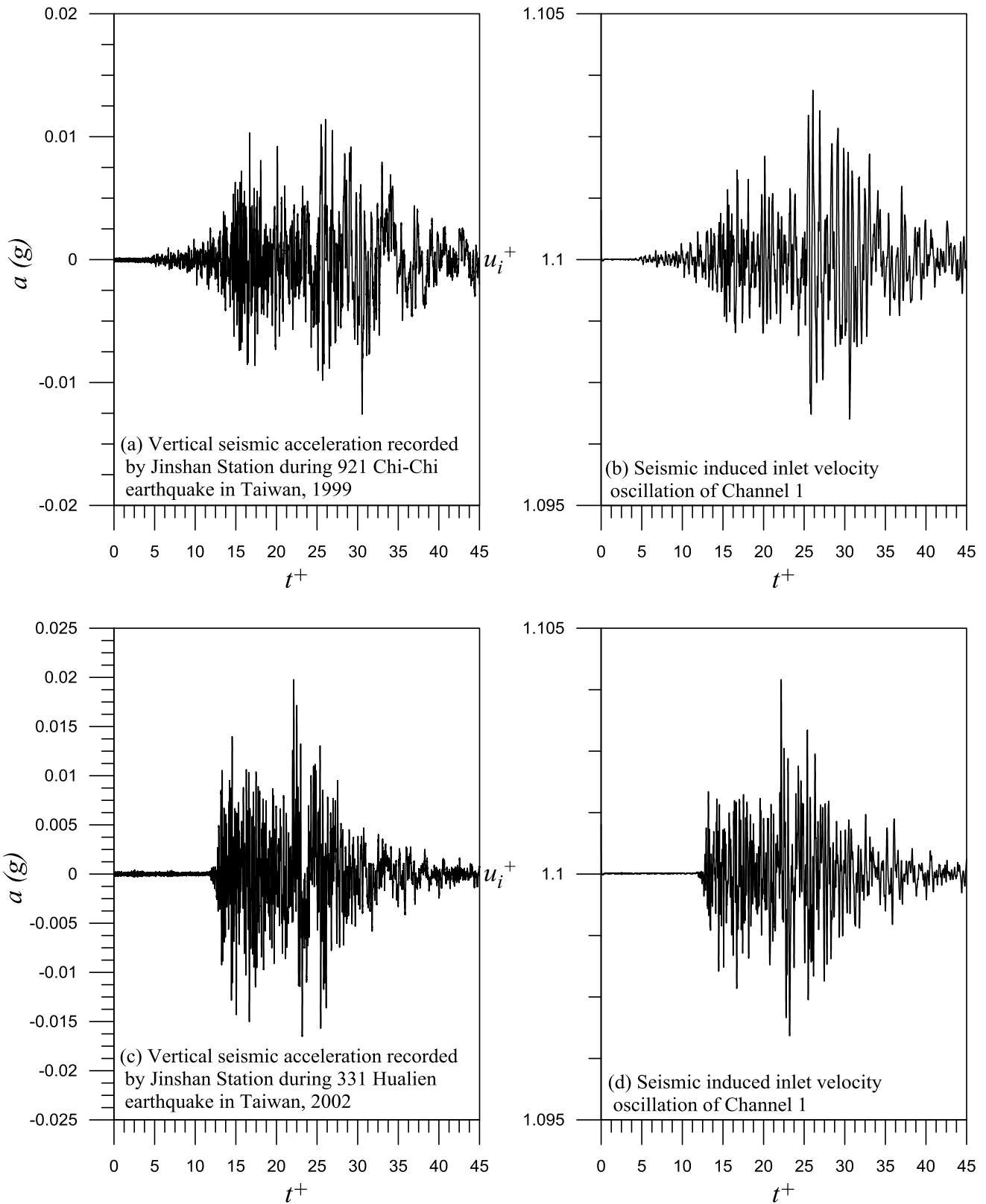


圖 3.1.2.15 在圖 3.1.2.14 中沿 150% 功率線 ( $N_{pch0}=8.277$ ) 的不同穩定點 S4~S6，真實地震垂直加速度波與模擬地震波所致中子熱流耦合三平行沸騰通道強制循環迴路之通道入口流速 ( $u_i^+$ ) 與中子濃度 ( $N^+$ ) 暫態振盪的比較。



圖

3.1.2.16 以核二廠附近之實際紀錄資料作為輸入地震垂直加速度波對強制循環系統暫態振盪的影響：(a) 1999年9月21日集集地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資料及(b) 921地震金山國小紀錄之垂直加速度波，所導致最熱通道(Ch.1)入口流速的非線性振盪；(c) 2002年3月31日花蓮外海地震發生期間，中央氣象局金山國小實際紀錄之地震垂直加速度波資

料及(d)331 地震金山國小紀錄之垂直加速度波，所導致最熱通道(Ch.1)入口流速的非線性振盪。

### (6) 單一通道沸騰雙相流實驗系統設計

圖 3.1.2.17 為本子計畫之今年度之單一通道沸騰雙相流地震震動的實驗系統。根據 104 與 105 年測試與模擬計算結果，本年度實驗設定模擬地震震動針對最系統可能受影響之低頻振動頻率  $f \leq 2\text{Hz}$ ，而模擬震動強度仍設定為震度  $\leq X$  之加速度條件  $a \leq 0.6g$  等。本年度實驗系統主要分為沸騰測試環路、量測設備及震動模組等。沸騰測試環路包含加熱水槽、冷卻槽、幫浦、旁通管、流量計，泵浦設計可提供最高  $2\text{m/s}$  的平均液體流速，流量計採用 GPI TM SERIES，依照實驗流量目標搭配旁通管使用。圖 3.1.2.18 顯示為本計畫之沸騰雙相流實驗測試段示意圖，測試段最底部為發展區，供次冷流體發展用；往上為加熱區，長度約為  $120\text{cm}$ ，加熱區分別於進口、出口、中間設置壓力量測管道與溫度計，如右側 P/T 量測管線分布截面所示。流經加熱區之後，管內沸騰流體將流入空泡量測區以及觀測區等，在這兩區分別利用空泡量測電極以及玻璃通道以量測時變空泡分率並觀察即時的流譜分布。本研究之沸騰雙相流通道內徑設計為  $11.9\text{mm}$ ，得以在設計操作條件下能達到沸騰之效果。本實驗設備根據前述之尺度效應設計，主要參數之設計結果列於下表 3.1.2.1。依表所示，本研究設備之尺度幾何差異性保守預估為  $49.7\%$ ，而流體動態差異性約為  $50.1\%$ 。雷諾數的設定條件低於 BWR，是為了使震動的效應較為顯著，此亦為較保守的實驗條件；而次冷數與朱柏數為可調整之流體參數，分別代表實驗操作的次冷度及熱通量等條件。

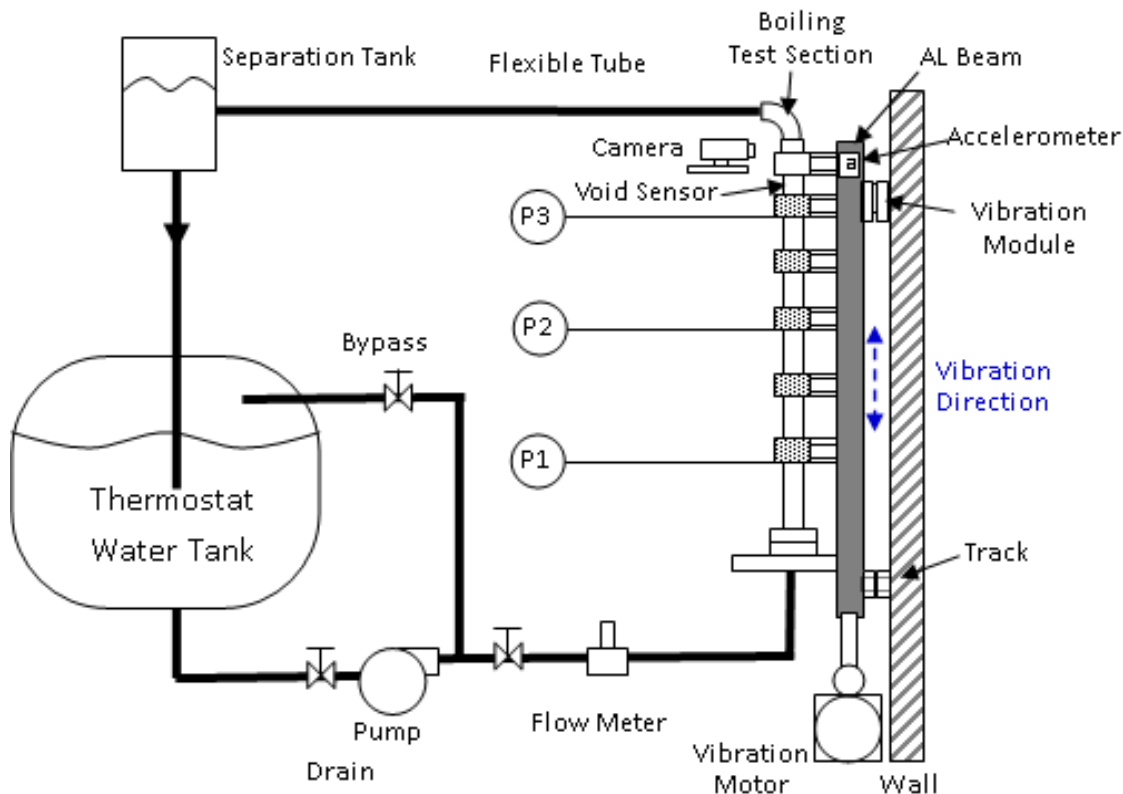


圖 3.1.2.17 單一通道沸騰雙相流實驗架構簡圖

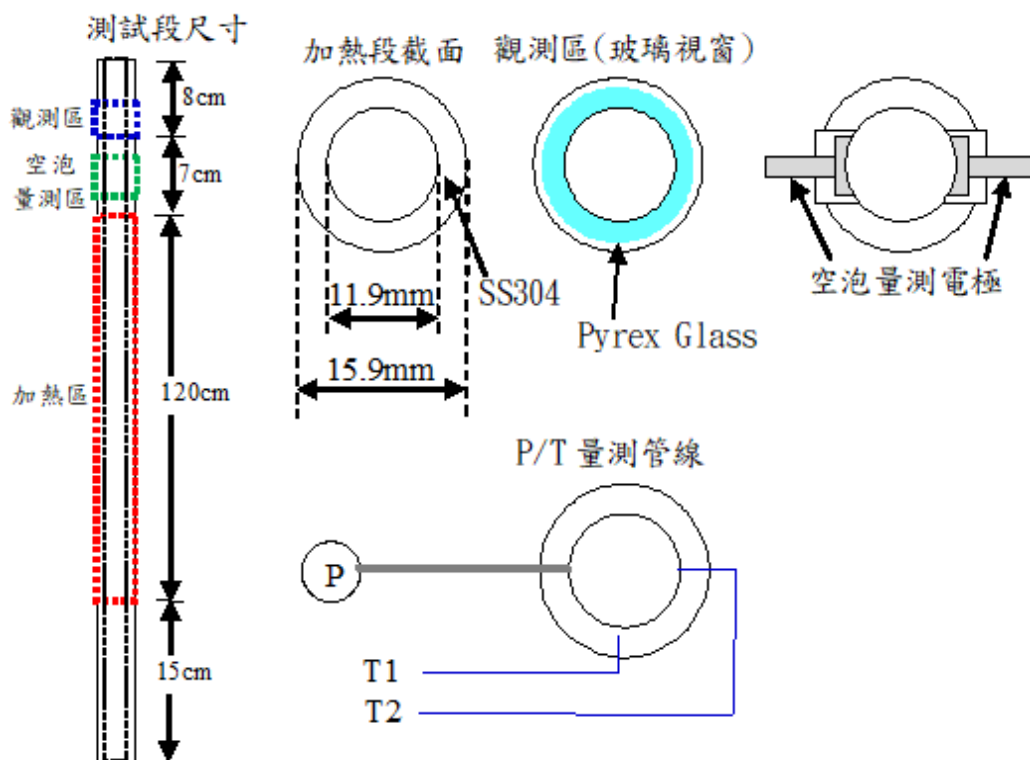


圖 3.1.2.18 單一通道沸騰雙相流實驗測試段設計圖

表3.1.2.1 單一通道沸騰雙相流道之尺度效應設計結果

Quantity	Designed Test Section
Pressure (Mpa)	0.101
Fluid temperature (°C)	100
Hydraulic diameter (m)	0.0119
Bubble size (mm)	5.01
$D_b/D_H$	0.421
Geo. Similarity Ratio	0.503
Geometry Distortion	49.7%
Bubble rise velocity (m/s)	0.221
Inlet fluid velocity (m/s)	0.04 - 1.24
$v_r/v_f$	0.179
Hydrodynamic Similarity Ratio	0.499
Hydrodynamic Distortion	50.1%
Subcooling number	5.5-27.6
Zuber number	7.1-12.7
Reynolds number	$3.15 \times 10^4$
Weber number	4.0

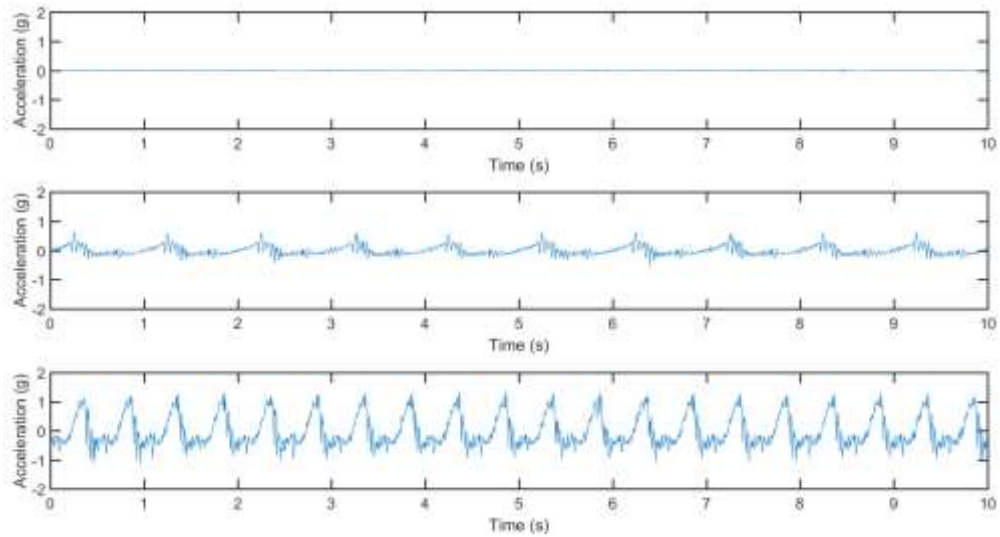


圖 3.1.2.19 加速度量測訊號初步測試結果

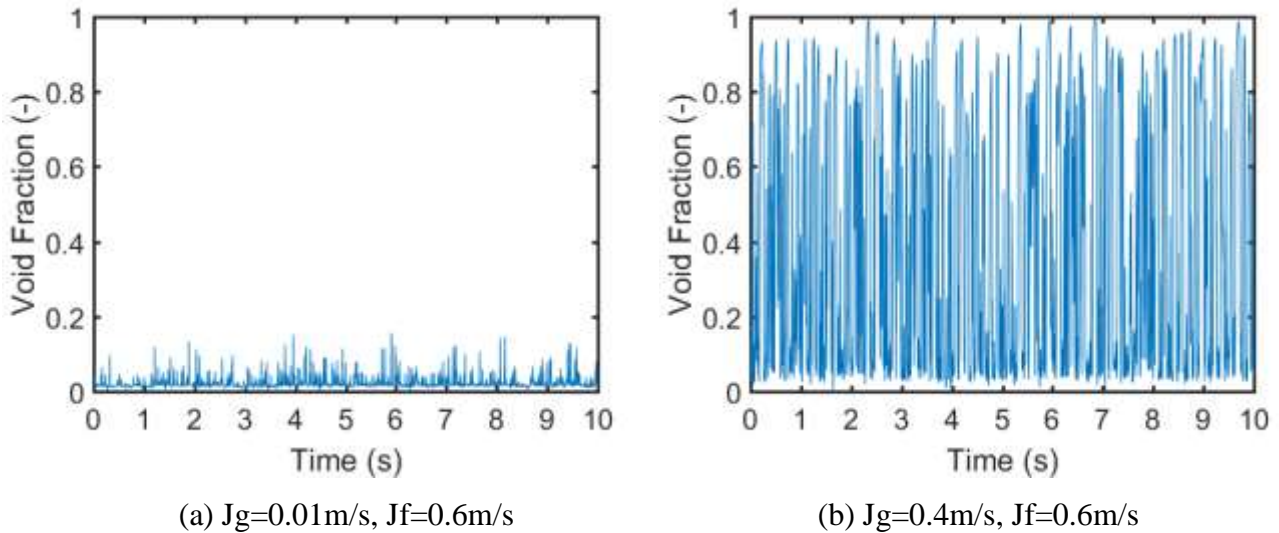


圖 3.1.2.20 空泡電路與訊號初步測試結果

本實驗系統主要分為四個子系統，分別為加熱系統、冷卻系統、訊號量測系統與震動系統，用以模擬沸水式反應器在地震情況下的雙相流動態模式，相關測試結果如圖 3.1.2.19 及圖 3.1.2.20 所示。加熱系統主要可以分成兩個部分，一為提供穩定進口熱水流的恆溫水槽，二為加熱管使熱水流沸騰。冷卻系統安裝在沸騰雙相流的後端，用以冷卻水蒸汽，並回收再利用。實驗中，溫度空泡分率壓力皆是重要的資訊，訊號量測系統提供完整的監測。而震動系統亦是本實驗的核心，運用偏心輪的原理，提供不同的高度差，因而達到垂直震動的效果。完整系統照片如圖 3.1.2.21 所示。



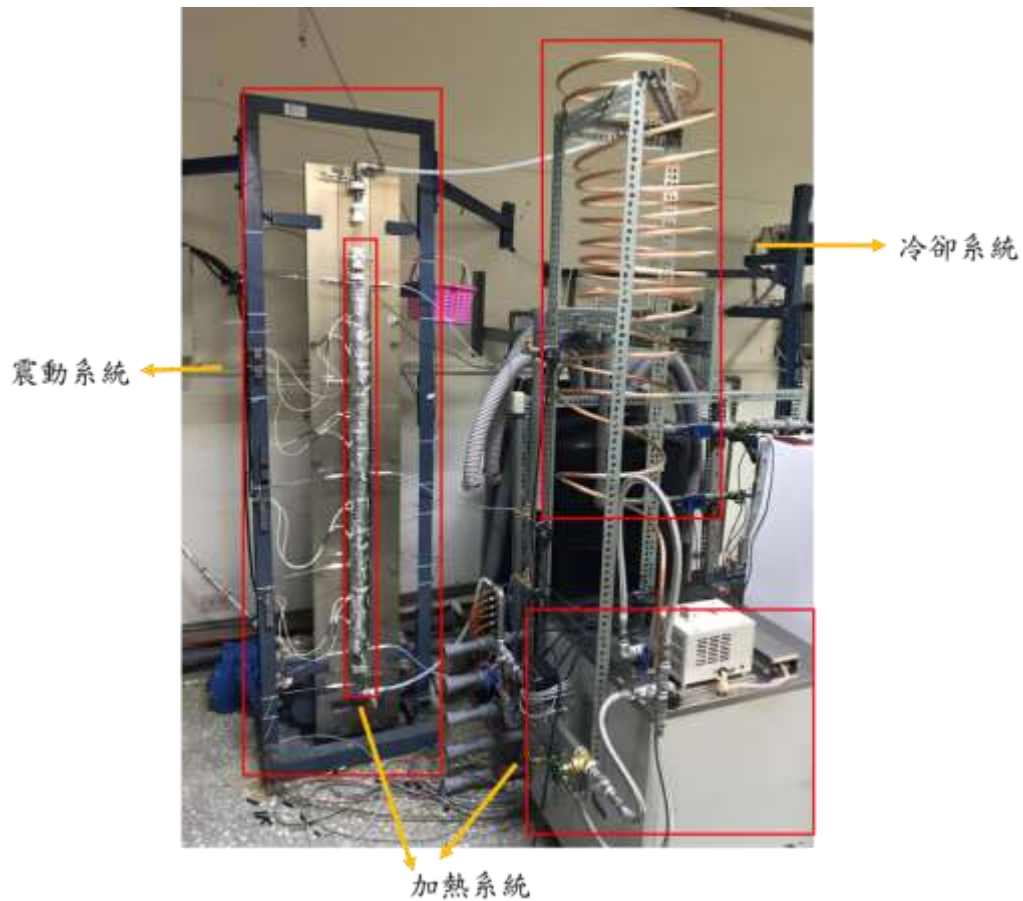


圖 3.1.2.21 單一通道沸騰雙相流震動實驗系統

### (7) 沸騰雙相流實驗測試條件

實驗初步測試於低水流速與低熱通率條件，並且分別操作在靜止狀態及 3 種不同震動頻率。如表 3.1.2.2，入口次冷度約為  $10^{\circ}\text{C}$ ，水流量控制在 1.4 (LPM)，換算成流速約為 0.24 (m/s)，加熱功率為  $6203 \text{ (W/m}^2\text{)}$  與  $11029 \text{ (W/m}^2\text{)}$ ，分別為 7% 與 13% 最大熱功率。上述流動與加熱條件分別在振動頻率 0(靜態)、0.51(Hz)、1.06(Hz) 與 1.62(Hz) 條件下進行測試。

表 3.1.2.2 沸騰雙相流測試條件

進口溫度( $^{\circ}\text{C}$ )	流量(LPM)	熱通量( $\text{W/m}^2$ )	振動頻率(Hz)
90 $^{\circ}\text{C}$	1.4 (=0.24 m/s)	6203	0(靜態)/0.51/1.06/1.62
90 $^{\circ}\text{C}$	1.4 (=0.24 m/s)	11029	0(靜態)/0.51/1.06/1.62

### (8) 震動加速度量測結果

一般地震振動頻率通常少於 20Hz，而且根據先前的模擬結果可知，爐心雙相流穩定性的自然頻率約為 2Hz 以下，因此本實驗首先針對較低頻的震動條件測試。圖 3.1.2.22 與圖 3.1.2.23 所顯示分別為熱通量  $6203 \text{ (W/m}^2\text{)}$  與  $11029 \text{ (W/m}^2\text{)}$  狀態下，不同震動頻率之加速度暫態圖。從圖

中結果可以知，本震動系統能提供穩定的周期性震波，且當頻率的提升，加速度的峰值也會因而上升。由於本實驗震動是週期性訊號，藉由傅立葉轉換就能得到震動系統所提供的實際震動頻率。圖 3.1.2.24 與 3.1.2.25 為經過傅立葉轉換後之振動頻率響應圖，如圖所示，在經傅立葉轉換後的加速度曲線呈現出幾個明顯的高峰，其峰值所對應的就是系統提供的振動頻率以及倍頻等。顯示本實驗之震動結構設計與震動條件控制得宜，並無複雜的環境振動影響，也無明顯的背景干擾或雜訊。

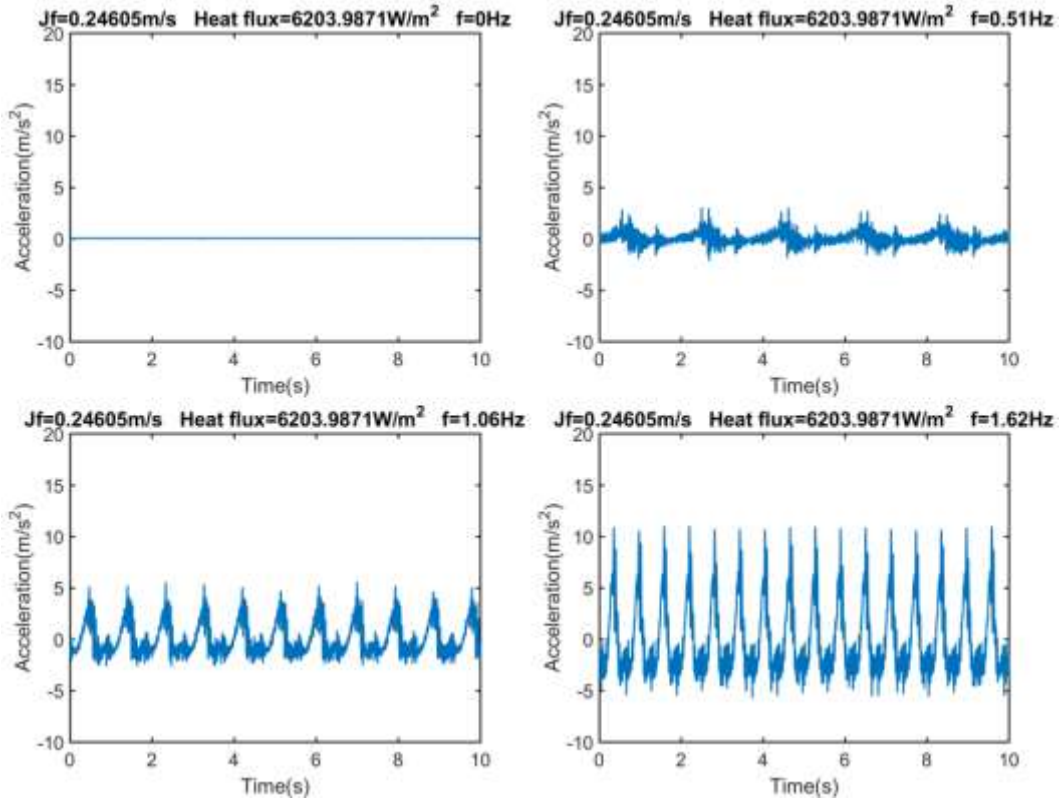


圖 3.1.2.22 熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$  之震動加速度暫態圖  
(左上:0 Hz(靜態)，右上:0.51Hz，左下:1.06Hz，右下:1.62Hz)



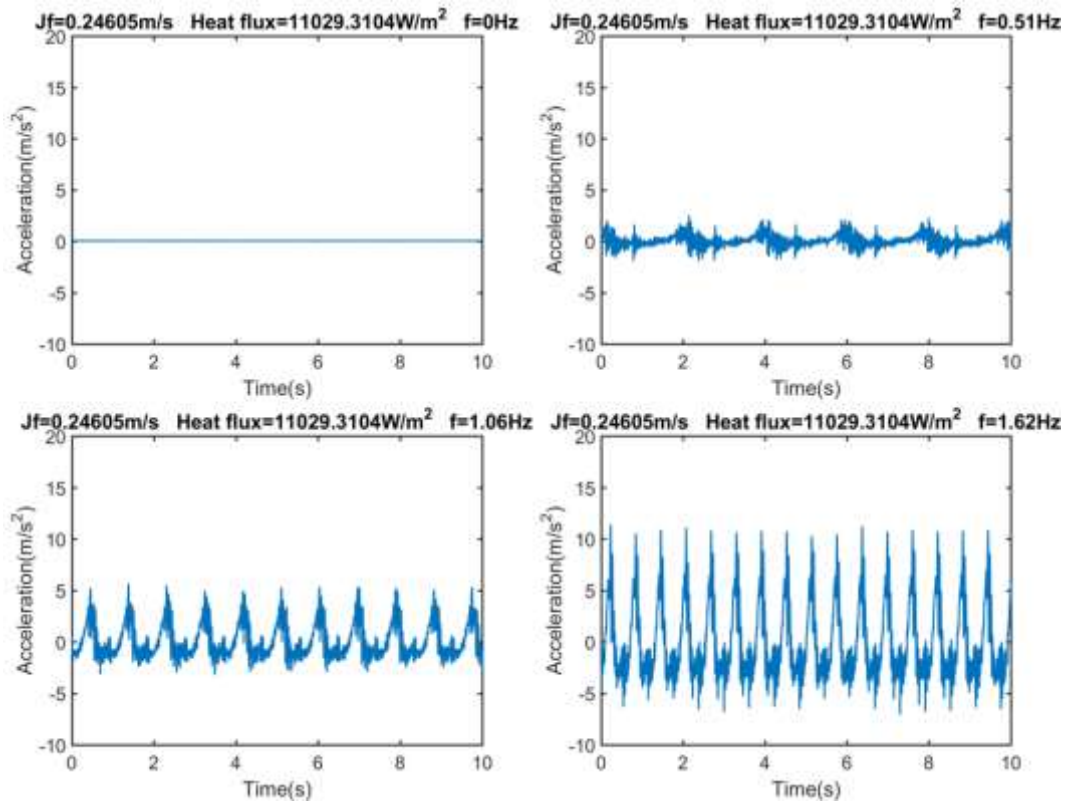


圖 3.1.2.23 熱通量 11029 W/m<sup>2</sup>之震動加速度暫態圖

(左上:0 Hz(靜態)，右上:0.51Hz，左下:1.06Hz，右下:1.62Hz)

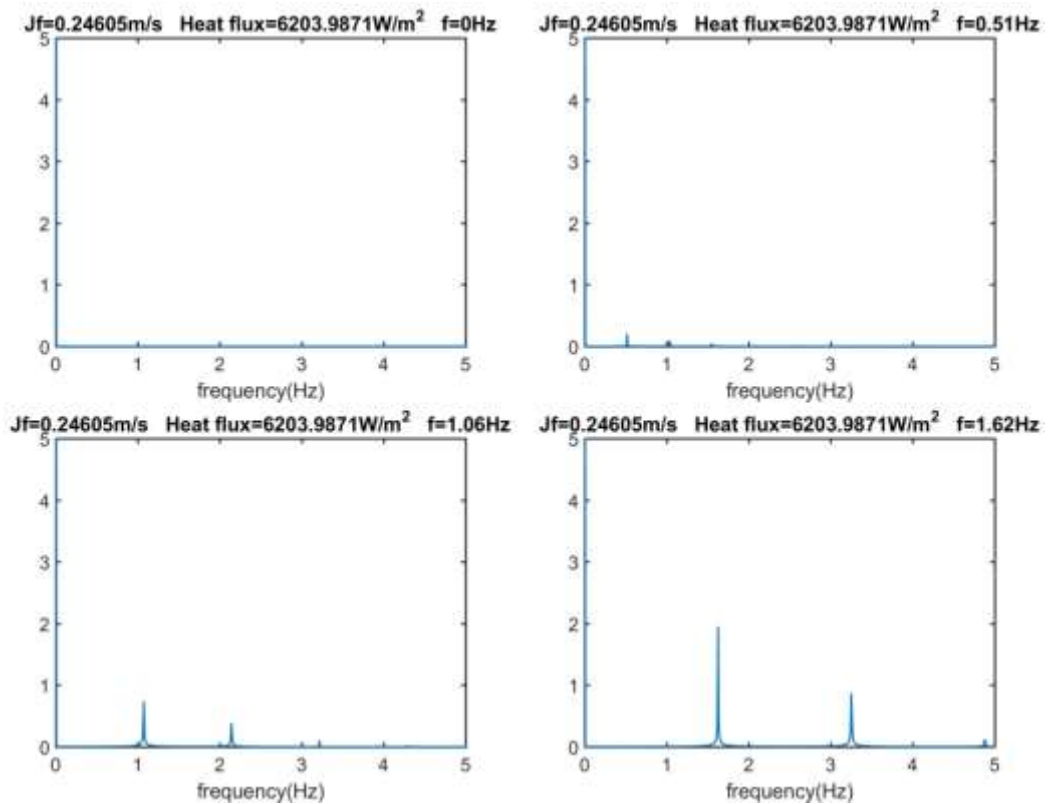


圖 3.1.2.24 熱通量 6203 W/m<sup>2</sup>之震動加速度頻域分析圖

(左上:0 Hz(靜態)，右上:0.51Hz，左下:1.06Hz，右下:1.62Hz)

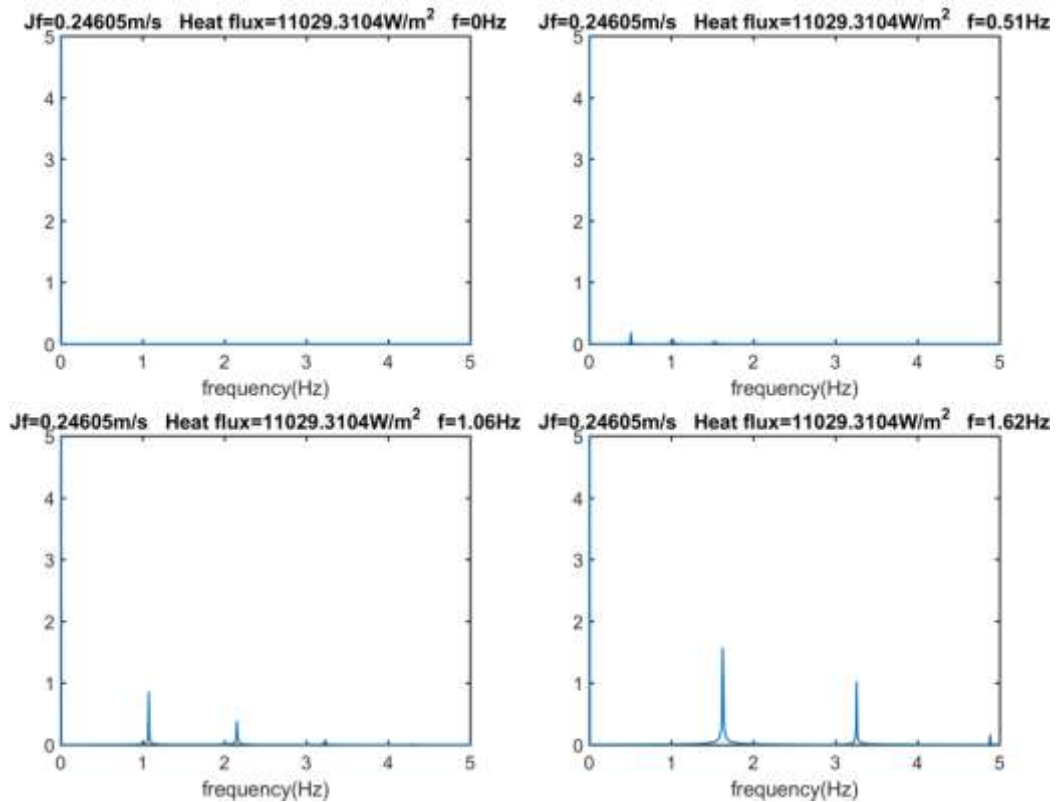


圖 3.1.2.25 熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$  之震動加速度頻域分析圖

(左上:0 Hz(靜態)，右上:0.51Hz，左下:1.06Hz，右下:1.62Hz)

### (9) 沸騰雙相流空泡分率量測結果

圖 3.1.2.26 與圖 3.1.2.27 為震動實驗量測之平均空泡分率，圖中橫軸為振動頻率，縱軸為空泡分率，紅點是平均空泡分率值，而空泡震盪幅度標準差以誤差幅度表達。如圖 3.1.2.26 所示，平均空泡分率在無震動的情況下是最大的，而空泡震盪幅度標準差亦為最大。當外部給予不同頻率的垂直震動時，空泡分率隨之下降，空泡震盪的標準差亦下降，推斷其原因可能為在較低空泡時的操作條件下(如:熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$ )，管內主要為次冷態雙相流，且其管內溫度分布是較為不均勻的，而外部震動促進了次冷流體與接近壁面的過熱流體混合，因此整體溫度分布變得較平均，而壁面附近的氣泡因此容易冷凝成為液態，故空泡值明顯下降。而當熱功率的提升後(如:熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$ )，平均空泡分率提升至約 0.2，管內次冷流體占比相對偏低，大部分流體可能為飽和態或過熱態，整體的流體溫度分布是較先前略高且均勻，故外部震動造成流體混合降溫的效果就非常有限，如圖 3.1.2.27 顯示，因此平均空泡分率與標準差並沒有明顯的改變，可得知在較高熱通量操作條件下，外部垂直震動的對空泡分率的影響是相對有限的。

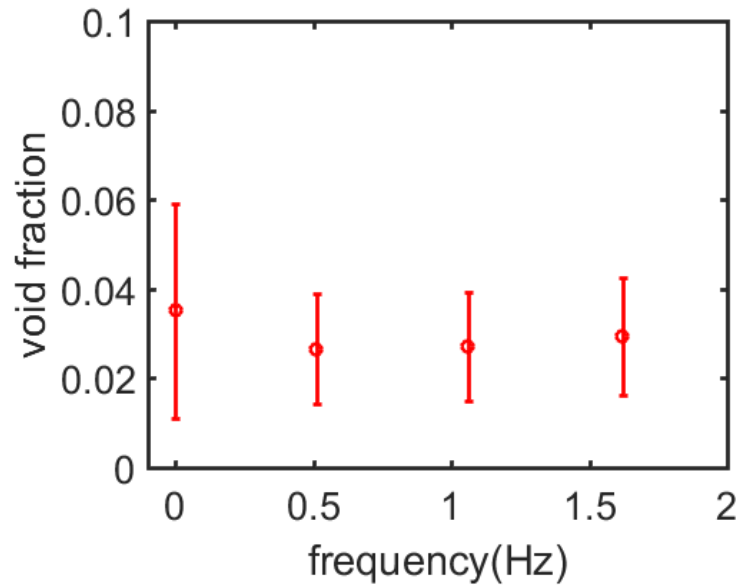


圖 3.1.2.26 熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$  震動實驗之平均空泡分率變化關係

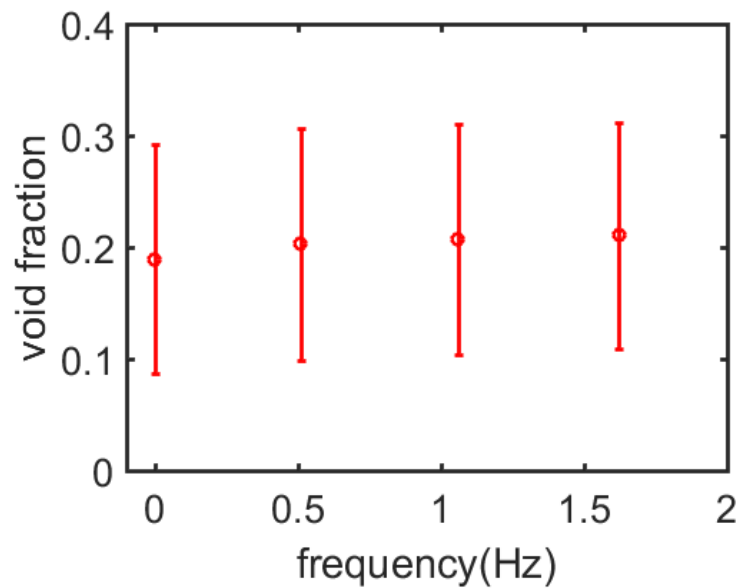


圖 3.1.2.27 熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$  震動實驗之平均空泡分率變化關係

圖 3.1.2.28 與圖 3.1.2.29 為各操作條件下對空泡暫態訊號進行快速傅立葉轉換(FFT)的結果，如圖所示在較小的操作功率下，空泡分率相較低且流動模式為次冷沸騰，因此外部垂震動的施加，導致空泡訊號呈現與振動頻率相符合的震盪。若此現象發生在電廠爐心中，根據空泡-反應度回饋機制，此空泡震盪效應可能導致反應爐功率的震盪。而在較大的熱功率下，空泡分率大，雙相流接近飽和沸騰狀態，而流動模式因受到氣泡流動影響亦可能較為複雜，故震動對流體影響相對較有限，因此空泡暫態訊號之 FFT 不一定能找到與振動頻率相符合的震盪頻率。

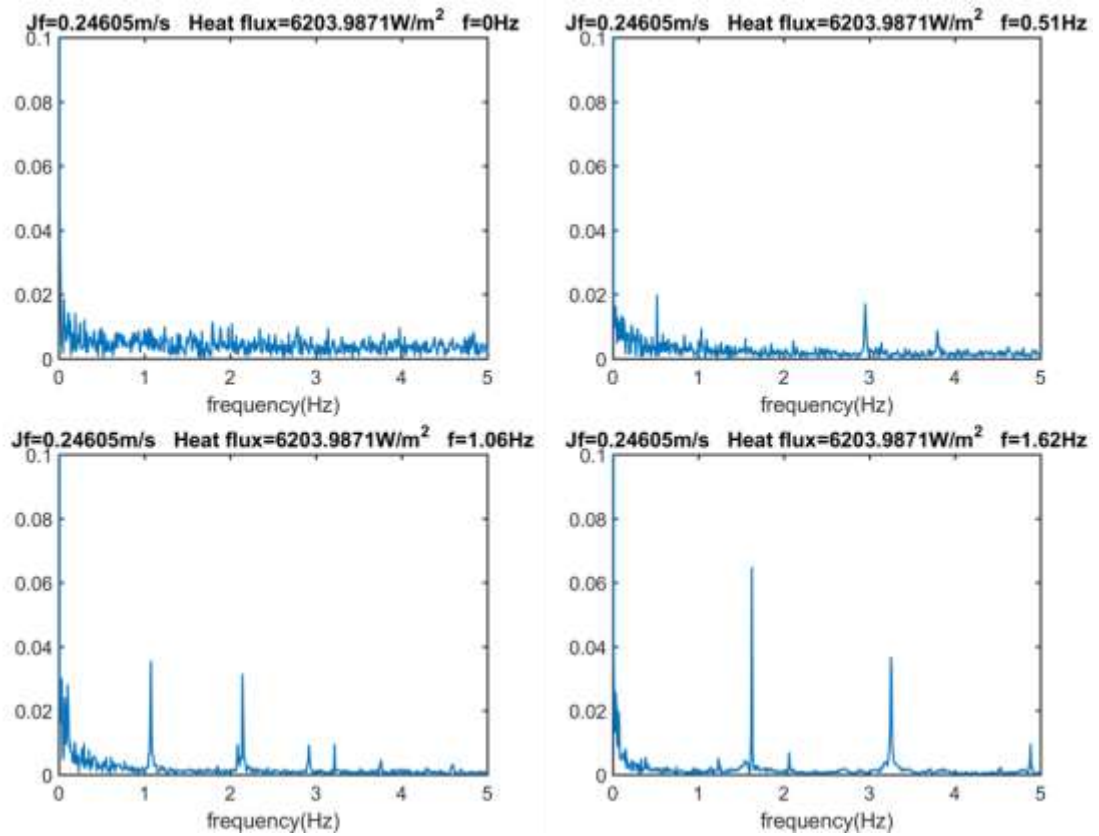


圖 3.1.2.28 熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$  震動實驗之空泡暫態 FFT 圖

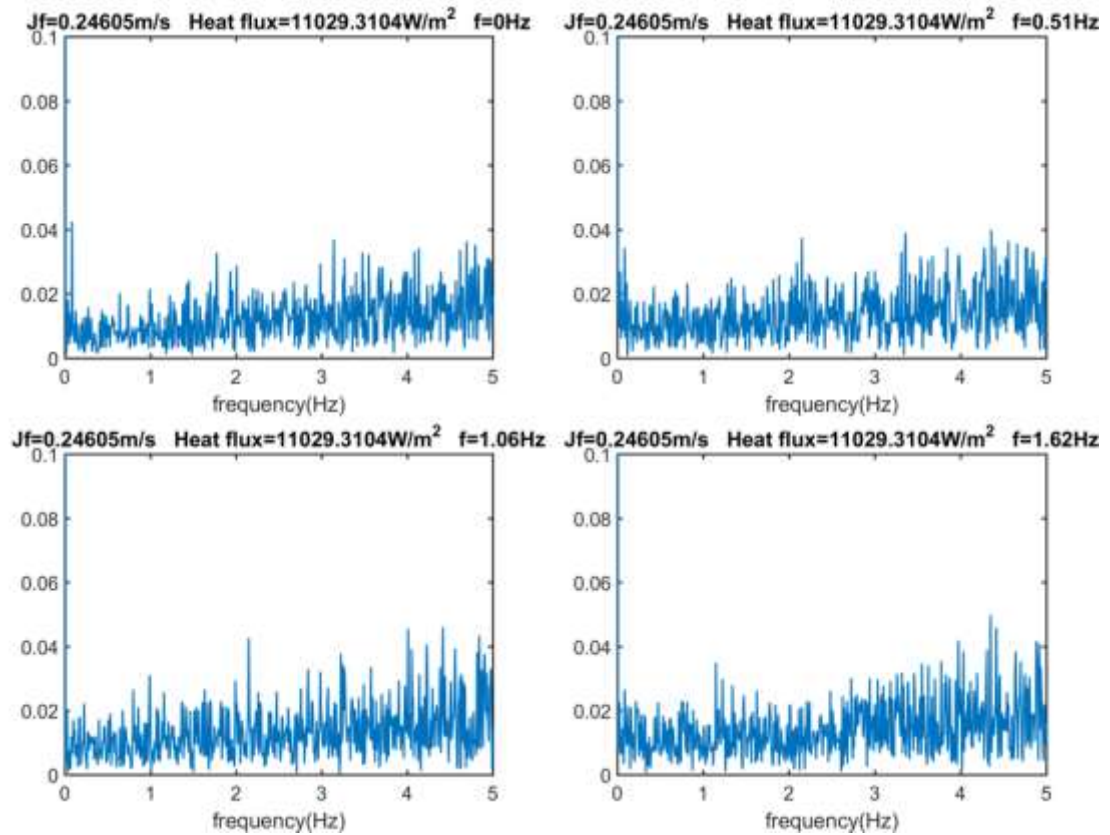


圖 3.1.2.29 熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$  震動實驗之空泡暫態 FFT 圖

### (10) 壓力差訊號量測結果

圖 3.1.2.30 與圖 3.1.2.31 顯示在不同垂直振動頻率下壓力差暫態訊號的疊圖。在無震動狀況下，壓力差是很小的，其主要是由高度差與氣泡流動摩擦的貢獻，在震動啟動之後，可發現當垂直振動頻率提升時，壓力差訊號的跳動也隨之提升，甚至在頻率為 1.06Hz 與 1.62Hz 的條件之下，壓力差值甚至會出現負壓，此現象可能導致雙相流管道系統的不穩定。此外，因壓力差之暫態訊號呈現周期性，因此可對其進行傅立葉轉換以找出壓力震盪頻率。如圖 3.1.2.32 與圖 3.1.2.33 所示，壓力差訊號之 FFT 曲線在其操作的振動頻率與倍頻處呈現峰值，這代表此外部垂直震動主導了壓力差的變化。若為電廠爐心之沸騰通道遭受地震等強制震動條件，該震動可能會導致爐心壓力的震盪，假設操作條件接近雙相流穩定性邊界或接近系統的自然頻率，亦有可能會引起爐心系統的不穩定性。

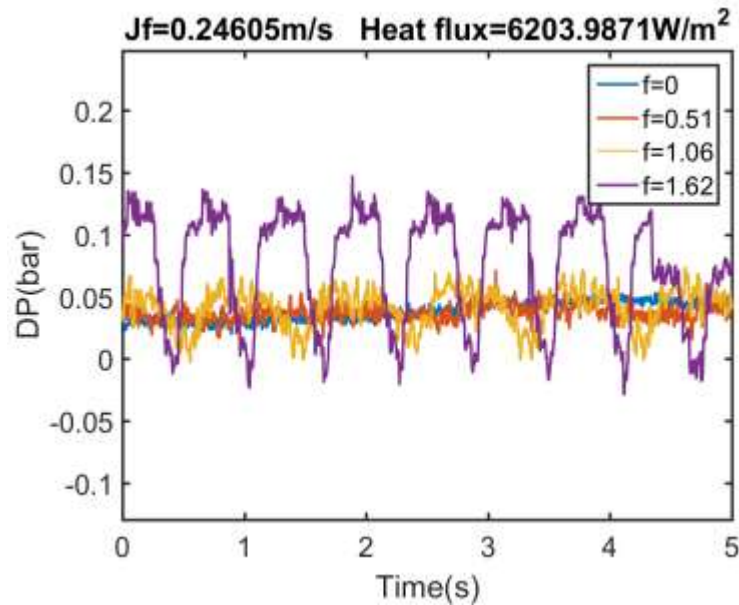


圖 3.1.2.30 熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$  之不同垂直振動頻率下壓力差暫態訊號疊圖

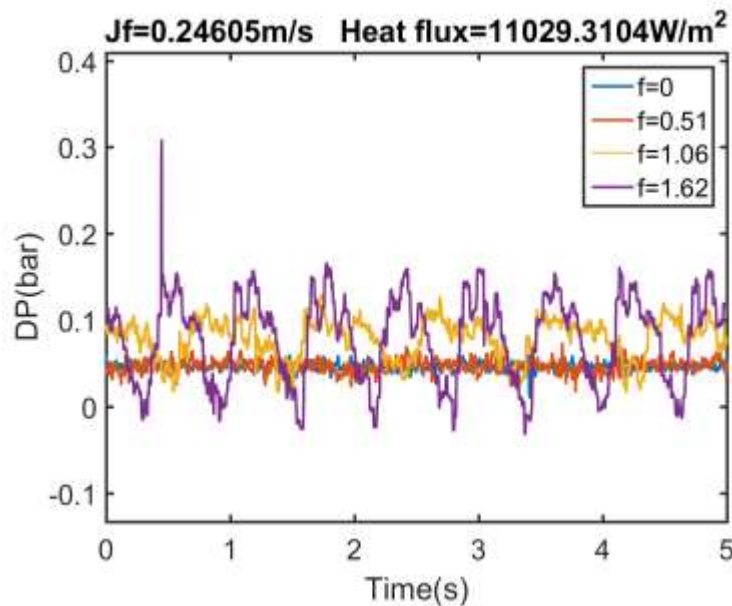


圖 3.1.2.31 熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$  之不同垂直振動頻率下壓力差暫態訊號疊圖



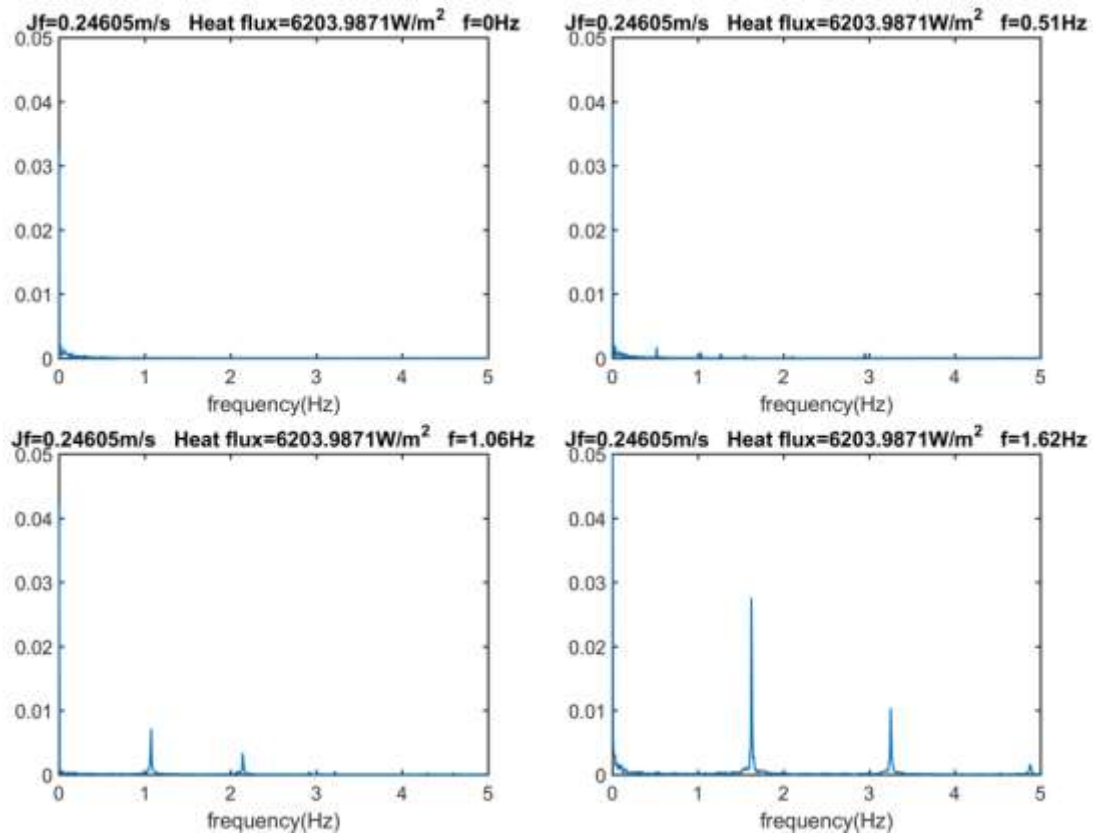


圖 3.1.2.32 熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$  震動實驗之壓力差暫態訊號 FFT 圖

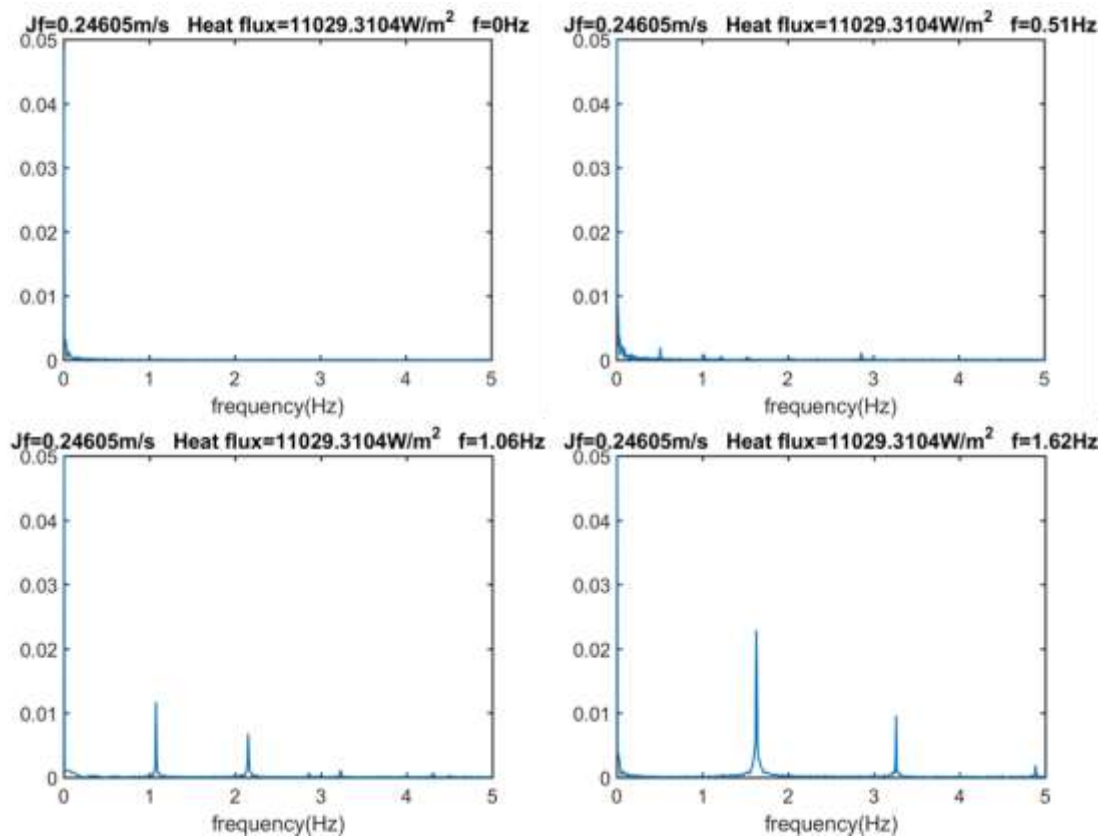


圖 3.1.2.33 熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$  震動實驗之壓力差暫態訊號 FFT 圖

## (11) 溫度訊號量測結果

圖 3.1.2.34 為溫度量測位置示意圖，藍色代表雙相流實驗測試管道，兩條紅色虛線之間的部分為加熱段，T1~T7 代表著不同位置所量測的流體溫度，T8~T12 則是不同位置的管壁溫度。本研究主要針對加熱段的流體溫度(T3、T4、T5)來討論。由於次冷態熱水是由實驗管下方進入由下而上，因此可以預期在加熱段的地方，隨著高度的增加，流體的溫度也會隨之增加，直到飽和溫度後就不會再上升。

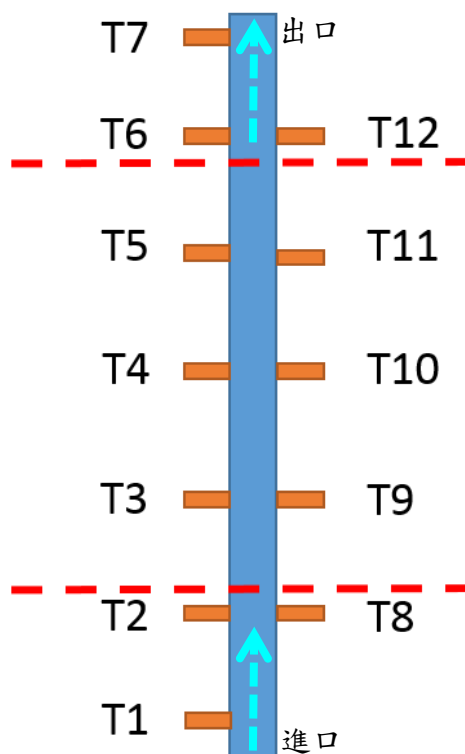


圖 3.1.2.34 溫度量測示意圖

圖 3.1.2.35~圖 3.1.2.37 顯示著流量 1.4 LPM，熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$  操作點下，T3~T5 流體溫度暫態在不同振動頻率之疊圖，此結果符合先前空泡分率的分析結果。流體溫度測量點由於接近管壁(加熱表面)，因此溫度比較高，而管中央尚為次冷態，離加熱表面最遠，溫度最低，在此操作條件下，流體溫度有明顯的分布，而外部震動提供大量的攪拌能力，使得當振動頻率的提升，流體的溫度反而下降。如圖所示，當頻率到達到 1.62Hz 時，流體溫度能下降約  $2^\circ\text{C}$ 。

圖 3.1.2.38~圖 3.1.2.40 顯示著流量 1.4 LPM，熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$  操作點下，T3~T5 流體溫度暫態在不同振動頻率之疊圖，如同在先前空泡數據提到，在此實驗條件，空泡分率值相對較大，而管內可能接近或屬於飽和沸騰狀態，此時震動對於空泡影響不再顯著，且流體溫度在此條件下較為均勻。如圖顯示，流體溫度不再隨著震動的施加而有所改變，呈現較為穩定的溫度值。

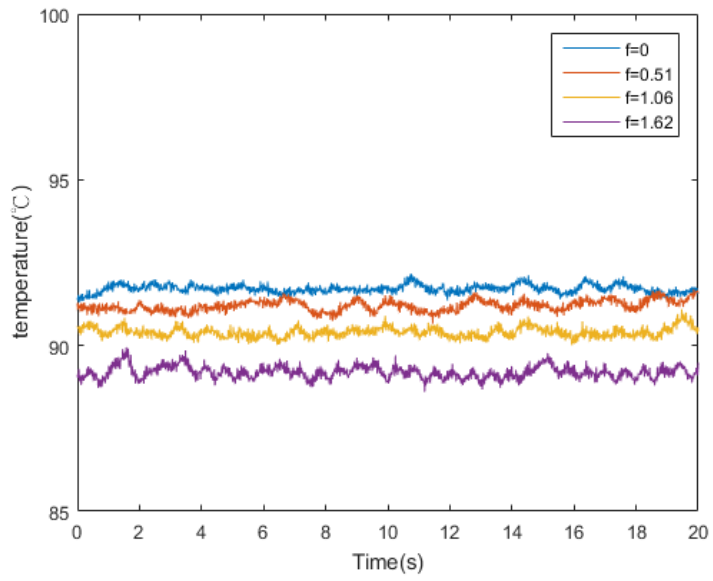


圖 3.1.2.35 熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$  震動實驗之 T3 溫度

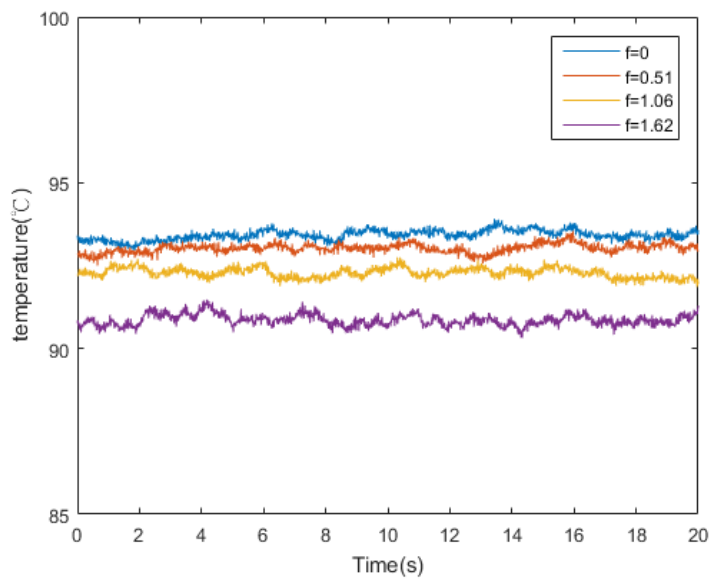


圖 3.1.2.36 熱通量  $6203 \text{ W/m}^2$  震動實驗之 T4 溫度



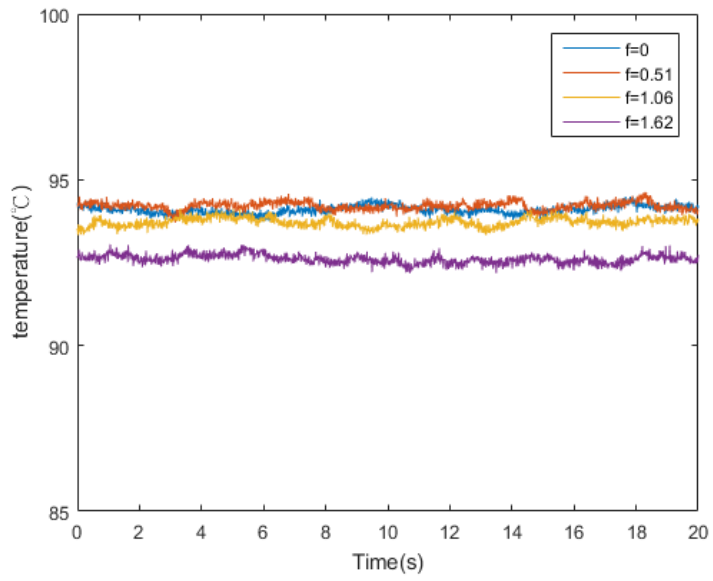


圖 3.1.2.37 熱通量 6203 W/m<sup>2</sup> 震動實驗之 T5 溫度

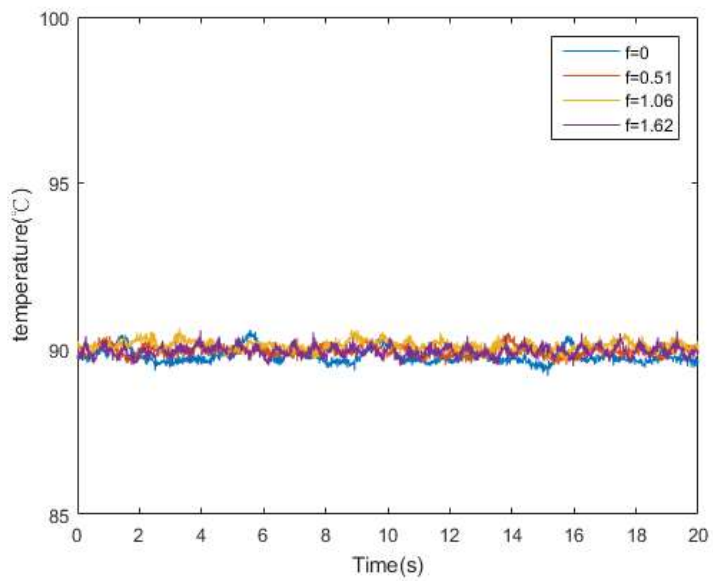


圖 3.1.2.38 熱通量 11029 W/m<sup>2</sup> 震動實驗之 T3 溫度

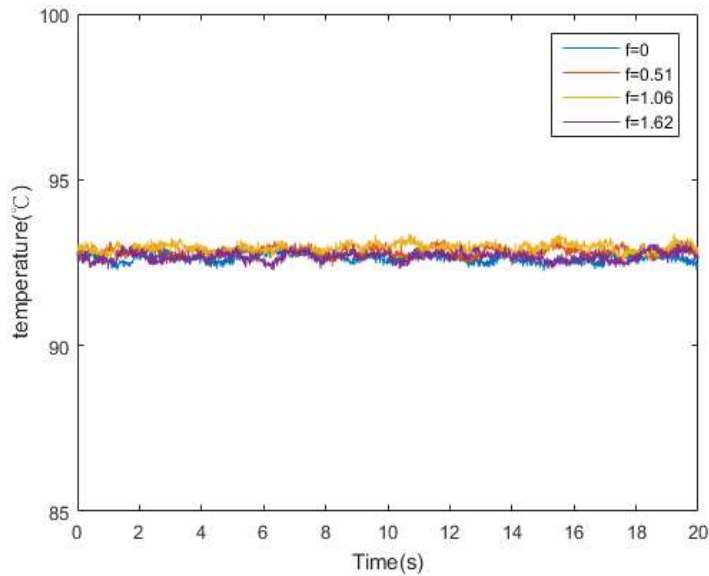


圖 3.1.2.39 熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$  震動實驗之 T4 溫度

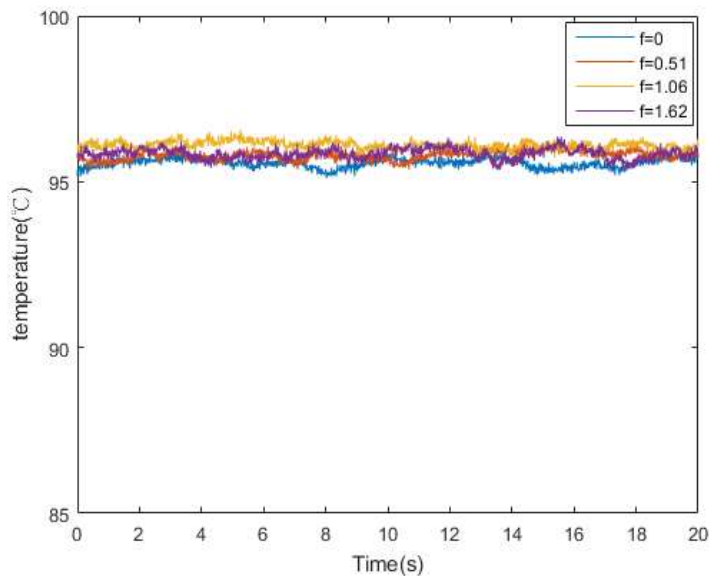


圖 3.1.2.40 熱通量  $11029 \text{ W/m}^2$  震動實驗之 T5 溫度

### 3.1.3 輕水式反應器設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統

為輔助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設計基準事故辨識及事故舒緩決策輔助系統，用以輔助運轉員。106 年計畫的工作要點陳列如下：

- (1) 全域最佳化感測器選定演算法之建置；
- (2) 次全域最佳化演算法(如：SFS)於感測器選定之探討及精進法則之研究；
- (3) 失能感測器偵檢演算法之發展；

(4) 感測器的失能對肇始事件辨識準確率影響之探討。  
 以下將就研究背景、各項工作要點及具體成果進行說明。

年月	106 1	106 2	106 3	106 4	106 5	106 6	106 7	106 8	106 9	106 10	106 11	106 12
工作項目												
最佳化演算法與失能感測器偵檢演算法相關文獻之蒐集												
全域最佳化感測器選定演算法之建置												
次全域最佳化演算法(如：SFS)於感測器選定適用性之探討及精進法則研究												
失能感測器偵檢演算法之發展												
感測器的失能對肇始事件辨識準確率影響之探討												
報告撰寫												
完成累積百分比(%)	8	16	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100

### 3.1.3.1 簡介

維持核電廠的安全運轉，需諸多感測器(sensor)置放於反應器系統上不同的位置，用以量測及監控其運轉狀態(如：冷卻水壓力與溫度等)；而控制室盤面上則會顯示多種感測器所測量的運轉參數，供運轉員斷定電廠狀態。肇始事件發生時，盤面上的眾多參數在短時間內會有劇烈的變動，運轉員需透過檢視這些參數的時序變化，並搭配上自身的知識與經驗，方可斷定當下發生何事，並依照緊急操作程序書(Emergency Operating Procedure, EOP)的步驟，來進行事故排除。但事故發展急迫的高張力情境，及欲同時兼顧變動參數並於短時間內辨識出事件類別，運轉員發生錯誤操作的機率將會相對提升。為協助運轉員在事故發生時，可使核電廠回復到安全狀態，開發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。

由於各個感測器的量測訊號在不同肇始事件下的差異(見圖 3.1.3.1 的冷卻水迴路壓力)，使得我們可將肇始事件辨識視為一個圖形辨識(pattern recognition)的問題[1-5]。一般辨識系統的組成構件，可約略分為：感測裝置(sensor)、特徵萃取器(feature extractor)、匹配器/分類器(matcher/classifier)及系統資料庫。為了最佳化辨識的效果，本計畫的系統增加了感測器選定(sensor selection)這個構件。由於過多的數據與重複的訊息會為資訊的萃取及應用帶來困難，是以本研究探討的感測器的偵選法則，將著重在自動篩選出具鑑別力的監控訊號並用於肇始事件辨識的辨識上。上述這些構件的交互關係可見圖 3.1.3.2。本計畫的另一個探討要點是感測器失能對於肇始事件辨識的影響。感測器是

我們了解電廠參數的重要依據，然而感測器可能會受環境影響而損壞或是隨著時間老化，使得感測器錯誤量測的訊號對電廠監控存有負面衝擊。針對感測器失能的這個議題，本計畫訂了兩個目標，其一是能感測器之偵檢；另一個則是探討失能感測器對於後續肇始事件辨識的影響。

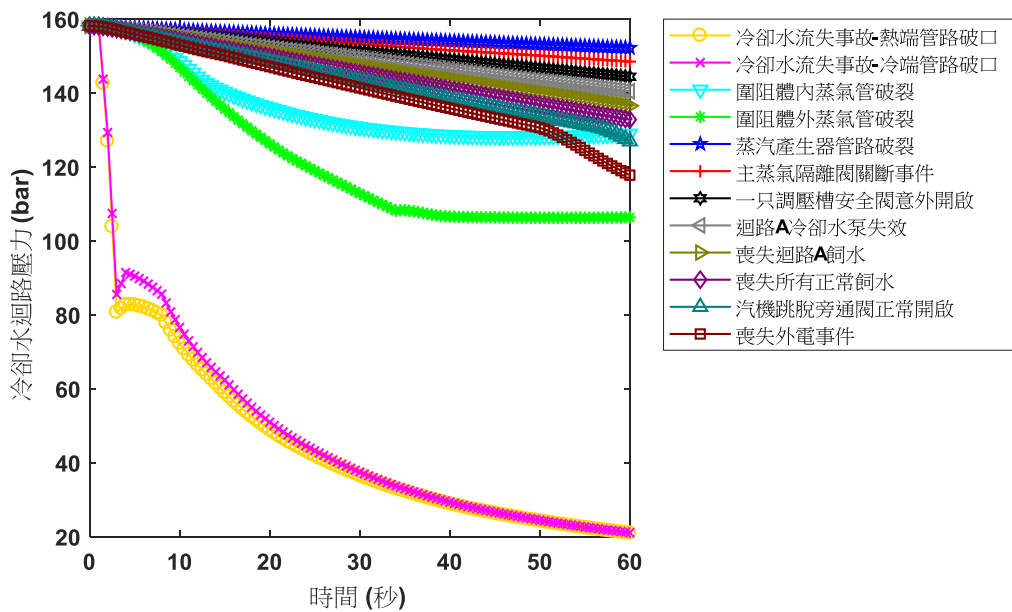


圖 3.1.3.1、壓水式反應器冷卻水迴路壓力於不同肇始事件下的變化趨勢。(此圖的模擬訊號皆以肇始事件的發生作為起點開始記錄)

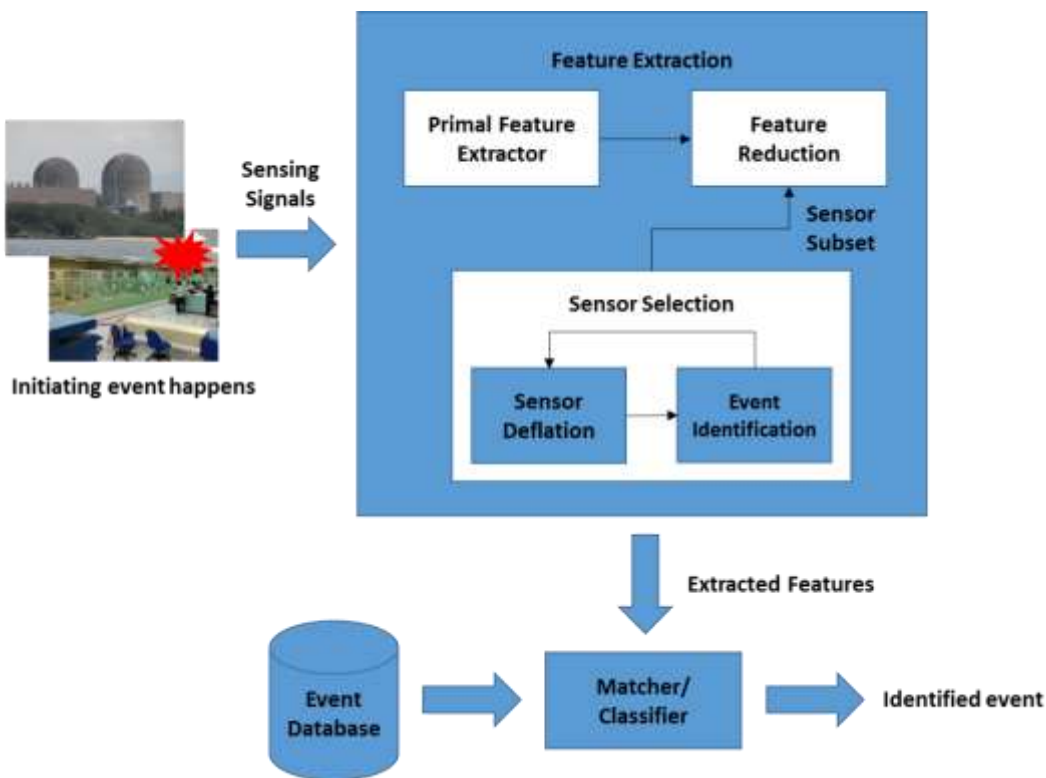


圖 3.1.3.2、肇始事件辨識系統運作流程圖。

### 3.1.3.2 系統資料庫建置

本計畫新增感測器偵選法則以及改變數據擷取情狀來改善肇始事件辨識的成功率。為確定改善效能與往年成果有一致的比較基準，肇始事件資料庫的建置(包含肇始事件選定、電廠參數選定、電廠模擬器的選定)，皆與往年一致。系統資料庫為肇始事件辨識系統的重要構件之一。參照核電廠最終安全分析報告(Final Safety Analysis Report, FSAR)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]與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]，並考慮電廠模擬器能模擬與否，我們將須被關注的肇始事件整理於表 3.1.3.1。當中某些事件類別，如：冷卻水流失事故(Loss of Coolant Accident, LOCA)、蒸汽產生器管路破管(Steam Generator Tube Rupture, SGTR)等，會包含多種破口大小，盡可能將所需的判別資訊模擬出，以期能貼近日後實際情況。如此一來當未知肇始事件發生時，辨識系統會將未知事件的資訊與資料庫中的資訊進行比對，並對未知事件進行判定。

同樣的，本計畫所需的相關數據，皆由核電廠模擬器 PCTran 所產生(如圖 3.1.3.3 所示)。肇始事件數據的模擬，其初始條件皆選用 PCTran 表單中的 Initial Condition 2，電廠全功率運轉，數據取樣頻率為 2 Hz。另外，反應器的相關監測參數，則詳列於表 3.1.3.2，當中參數的選定，則以實際電廠的感測器能否量測到來當選定原則[9]。

肇始事件發生的當下，必須要有一個明確的電廠異常指標，讓辨識系統知道是否該去擷取數據，以進行事件辨識的工作。Man Gyun Na 等人的做法[7]，是以跳機事件做為電廠已然異常之指標，用跳機當下的時間點，作為參考基準點，並持續擷取 60 秒的數據。但是仍有些影響較輕微的肇始事件，會經過較長一段時間才會引發跳機，這使得隱含在事件初期數據中最能區別該事件的關鍵訊號變化或特徵被忽略掉，對辨識工作恐有不利的影響。故本研究針對此情況額外提出兩種做法：(1)擷取跳機前 30 秒之數據；(2)發展異常偵測演算法(詳細內容於第四章說明)，用以自動偵測肇始事件的發生，並以演算法偵測到肇始事件當下的時間點做為基準，持續擷取 60 秒的數據。接下來將會參照文獻及本研究提出的數據擷取情狀進行辨識系統數據資料的建置，並在後面的章節討論不同數據擷取情狀對辨識的影響。

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 <sup>2</sup> )			
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 <sup>2</sup> )			
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	
蒸汽產生器管路破管			
破口尺寸 (cm <sup>2</sup> )			
200			
300			
400			
500			
600			
700			
800			
900			

1000
喪失外電事件
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

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	%



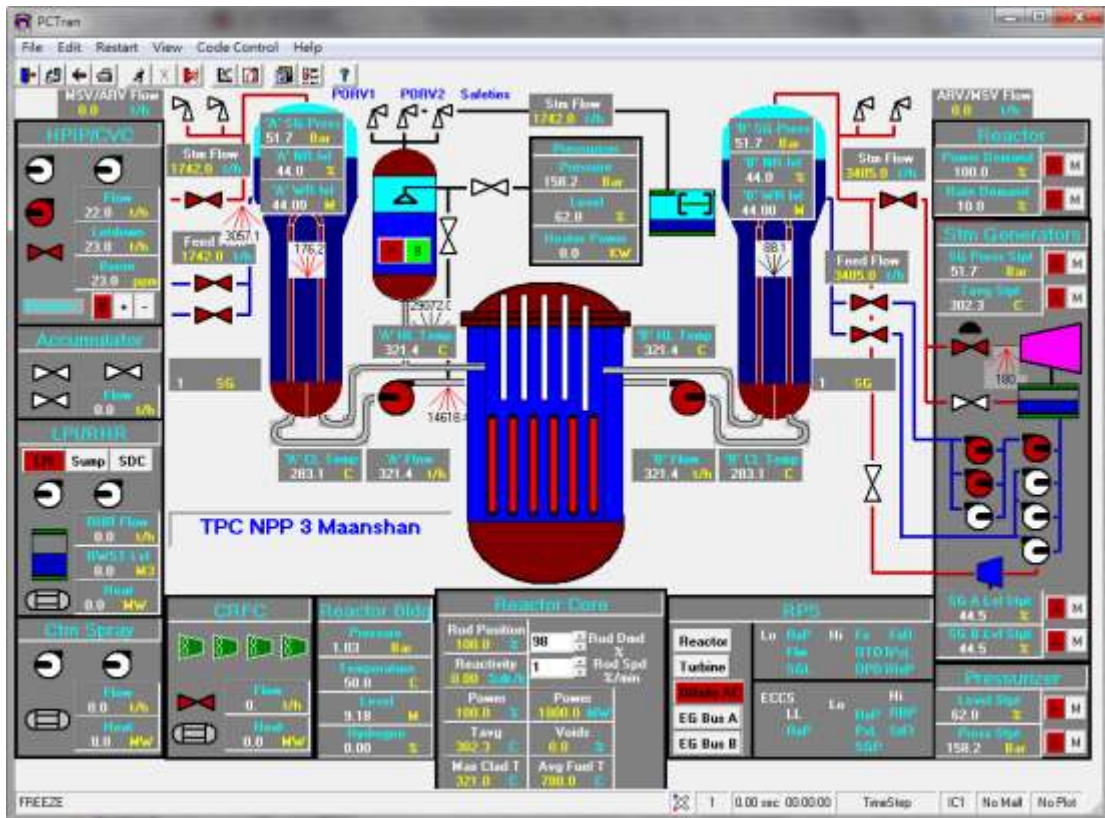


圖 3.1.3.3、核三廠 PCTran 圖形介面。

### 3.1.3.3 感測器偵選法則之建置

本子計畫於 105 年發展了四個特徵萃取演算法：積分器(integrator)、離散小波轉換(discrete wavelet transform, DWT)、主成分分析(principal component analysis, PCA)及感測器種類區塊投影(sensor type-wise block projection, stBP)。然而面對眾多感測器所產生的大量數據，縱使有上述四個演算法，欲有效率地擷取出高鑑別力的資訊仍深具挑戰，而多餘不必要的資訊，將對分類器的辨識效能造成負面的影響。為因應此課題，本研究提有「感測器偵選法則」，嘗試從電廠的感測器中預先挑選出數個對辨識有幫助的感測器，接著在辨識系統實際運作時，直接使用被挑選感測器量測訊號所萃取的特徵值進行辨識，以期獲得較好的辨識效果。實際上，感測器偵選是一個「組合最佳化」(combinatorial optimization)的議題，須透過最佳化演算法來挑選合適的感測器組合。為因應此需求，本研究採用基因演算法(genetic algorithm, GA)及量子啟發式演算法(quantum evolutionary algorithm, QEA)來處理此議題，以上兩個演算法皆為「全域最佳化演算法」。由於全域最佳化演算法需相當大的運算量，且其機率搜尋的特性，使得真實最佳感測器組合恐有被遺漏的可能，故我們也嘗試他類方法。次全域最佳化演算法一般均能快速收斂至其最佳解，故在感測器偵選這部分的研究，我們也將探討循序向前選擇法(sequential forward selection, SFS)、可縮減循序向前選擇法(deflatable sequential forward selection, dSFS)及循序向後選擇法(sequential backward selection, SBS)的適用性。以下將針對這些最佳化演算法進行介紹。

#### 1. 全域最佳化演算法



### 基因演算法(genetic algorithm, GA)

基因演算法曾被廣泛地運用在其他核能相關的研究上，如：爐心燃料布局、燃料管理及元件故障診斷等[10-12]。該演算法為模仿自然界生物進化機制所發展出的隨機全域搜索最佳化演算法，借鑑達爾文的進化論和孟德爾的遺傳學說中「適者生存，不適者淘汰」的觀念，利用「選擇」、「複製」、「交配」及「突變」等步驟，去尋找最適合環境生存的基因，以作為問題之最佳解。GA 的優點在於其能隨機變動找到全域的最佳解，而不易被侷限在區域的最佳解；缺點在於計算上較為耗時。配合本計畫所設定的目標，即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的目標函數，讓基因演算法去找尋最佳的監控訊號組合。

GA 的做法如下：首先將  $n_s$  個感測器編譯成一串染色體(chromosome)，該染色體有  $n_s$  個位元，每一個位元以 0 或 1 表示，對應每個感測器的使用與否。位元為 1 則選用對應的感測器，反之則不用。起始演算法會隨機生成一個母體(population)擁有  $n_c$  條染色體，在每一個世代(generation)所有染色體會放入目標函數計算適應值(fitness value)，適應值越小代表該染色體越符合最佳解。針對本研究的目標，目標函數可被寫為：

$$F = w_1(1 - r_{recog}) + w_2 \frac{n_{sel} - n_{tgt}}{n_s}, \quad (3.1.3.1)$$

其中  $r_{recog}$  代表染色體中  $n_{sel}$  個被選用的感測器(也就是染色體中對應位元為 1)用於肇始事件辨識的辨識率，辨識率越高代表該感應器組合對辨識的效果越好。 $n_{tgt}$  代表我們期望的選用感測器數量，而  $w_1$  和  $w_2$  為可以調整的權重，用以調整要追求錯誤率越低或是追求選用的感測器數量。

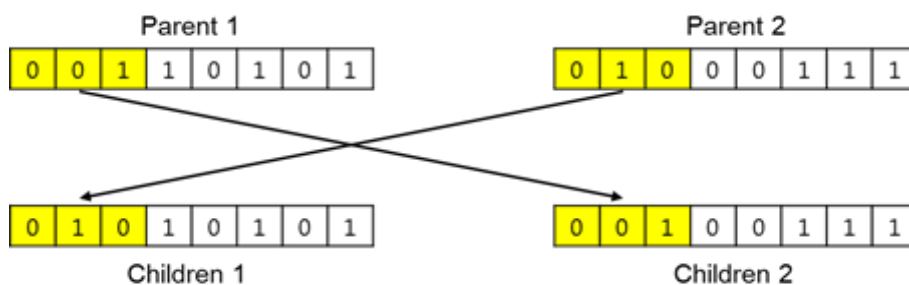


圖 3.1.3.4、基因演算法之「交配」步驟示意圖。

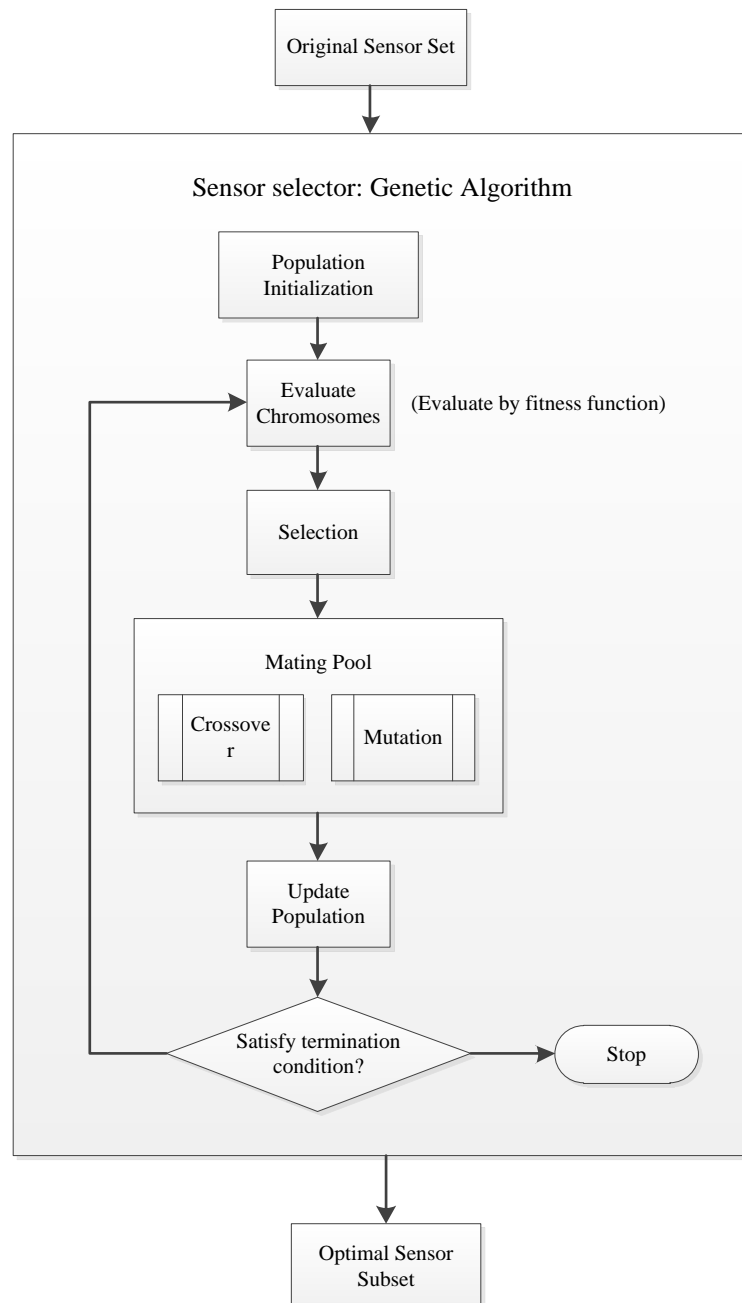


圖 3.1.3.5、基因演算法之運作流程。

當該世代所有  $n_c$  個染色體都被評分後，GA 會借由交配和突變去產生新的子世代，交配會交換一對母世代的染色體來產生一組新的染色體，而突變則是給定突變機率，讓每個染色體的位元隨機改變，藉由這兩個動作來不斷調整染色體的組成。演算法會重複上述的動作不斷產生新的世代，直到疊代的世代到達上限或是找到符合目標合適值的染色體。基因演算法的流程詳列如圖 3.1.3.5。

### 量子啟發式演算法(quantum evolutionary algorithm, QEA)

量子啟發式演算法是種演化式演算法(evolutionary algorithm)，建立在量子計算原理上的量子位元(quantum bit, Q-bit)與疊加態概念的運用[13]。此演算法定義最小的資訊單位 Q-bit，不同於二位元、數值或符號的表示法，Q-bit 的狀態可以是 1 或 0，或者是這兩個狀態的線性疊加：

$$|\Psi\rangle = \alpha|0\rangle + \beta|1\rangle \quad (3.1.3.2)$$

其中  $\alpha$  與  $\beta$  代表著各自對應態的機率幅度。 $\alpha^2$  代表 Q-bit 為 0 的機率， $\beta^2$  則為 1 的機率，其優點在於以機率方式決定搜尋空間裡的不同態(二位元解)。接著可以將之歸一化為

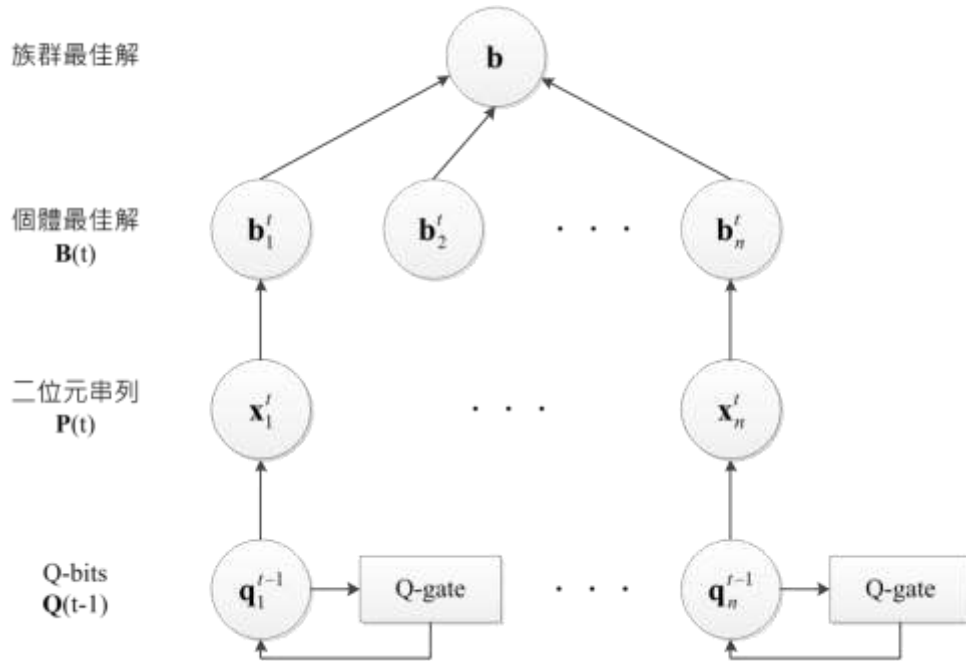


圖 3.1.3.6、量子啟發式演算法之整體流程。

$$\alpha^2 + \beta^2 = 1 \quad (3.1.3.3)$$

此量子位元的機率數值  $\alpha^2$  及  $\beta^2$ ，可藉由旋轉閘(rotation gate)[13]來改變。若一個系統可以用  $m$  個位元來表示，則此系統在同個時間下便擁有  $2^m$  種狀態，但在觀察時，這個量子態會以其中一種狀態來呈現。量子啟發式演算法的計算流程如圖 3.1.3.6 所示，圖中的細節將分別以以下幾點來進行說明：

- A. 量子啟發式演算法中，Q-bit 族群為許多 Q-bit 個體的集合，即  $\mathbf{Q}(t) = \{\mathbf{q}'_1, \mathbf{q}'_2, \dots, \mathbf{q}'_n\}$ ，其中  $t$  表世代、 $n$  表族群有  $n$  個個體，而  $\mathbf{q}'_i$  代表 Q-bit 的第  $i$  個體， $i=1, 2, \dots, n$ 。須注意的是每個 Q-bit 個體是由  $m$  個位元所組成，定義如下：

$$\mathbf{q}'_i = \begin{bmatrix} \alpha'_{i1} & \alpha'_{i2} & \dots & \alpha'_{im} \\ \beta'_{i1} & \beta'_{i2} & \dots & \beta'_{im} \end{bmatrix}, \quad (3.1.3.4)$$

在世代為 0 時，須先把  $\mathbf{Q}(t)$  初始化，將  $\alpha'_{ij}$  及  $\beta'_{ij}$  的值設定為  $1/\sqrt{2}$ ， $j=1, 2, \dots, m$ 。

- B. 透過觀察每個 Q-bit 個體  $\mathbf{q}'_i$  來產生  $\mathbf{x}'_i$ ，並形成集合  $\mathbf{P}(t) = \{\mathbf{x}'_1, \mathbf{x}'_2, \dots, \mathbf{x}'_n\}$ ， $\mathbf{x}'_i$  是一串長度為  $m$  的二位元串列，即  $\mathbf{x}'_i = [x'_{i1} \ x'_{i2} \ \dots \ x'_{im}]$ ，每個位元都依據  $\mathbf{q}'_i$  上的機率  $\alpha^2$  或  $\beta^2$  來決定值為”0”

或”1”。做法為根據均勻分布(uniform distribution)在 0 到 1 之間取一個亂數，當此亂數大於 $(\beta_{ij}^t)^2$ 則給 $x_{ij}^t$ 的值为 0，反之為”1”。

- C. 每組二位元解可以由定義的目標函數來計算合適值，最後在 $\mathbf{P}(t)$ 中每個 $\mathbf{x}_i^t$ 疊代出來的合適值與先前疊代產生的個體最佳解 $\mathbf{b}_i^{t-1}$ 的合適值做比較，將較佳的二位元串列儲存至 $\mathbf{b}_i^t \in \mathbf{B}(t)$ ， $\mathbf{B}(t) = \{\mathbf{b}_1^t, \mathbf{b}_2^t, \dots, \mathbf{b}_n^t\}$ 。
- D. 旋轉閘可以更新每個 Q-bit 個體，而旋轉閘的定義如下：

$$\mathbf{U}(\Delta\theta_{ij}) = \begin{bmatrix} \cos \Delta\theta_{ij} & -\sin \Delta\theta_{ij} \\ \sin \Delta\theta_{ij} & \cos \Delta\theta_{ij} \end{bmatrix} \quad (3.1.3.5)$$

其中 $\Delta\theta_{ij}$ 為 Q-bit 中每個位元朝 0 或 1 旋轉的角度。定義出旋轉閘以後，即可更新 Q-bit 中每個位元的 $\alpha$ 及 $\beta$ (分別為 0 及 1 的機率幅度)，其操作如下：

$$\begin{bmatrix} \alpha_{ij}^t \\ \beta_{ij}^t \end{bmatrix} = \mathbf{U}(\Delta\theta_{ij}) \begin{bmatrix} \alpha_{ij}^{t-1} \\ \beta_{ij}^{t-1} \end{bmatrix} \quad (3.1.3.6)$$

其中， $\Delta\theta_{ij}$ 的決定會依據 $\mathbf{x}_i^t$ 及個體最佳解 $\mathbf{b}_i^t$ 的合適值大小來決定[13, 14]，假使 $\mathbf{x}_i^t$ 的適應值比 $\mathbf{b}_i^t$ 的適應值還要小，若 $\mathbf{x}_i^t$ 中的某個位元 $x_{ij}^t$ 和個體最佳解 $\mathbf{b}_i^t$ 同位置的位元 $b_{ij}^t$ 不同，則此差異則可能為當前疊代合適值較差的原因，故調整 Q-bit 使其趨向最佳解。

- E. 接著再將 $\mathbf{B}(t)$ 中的個體最佳解挑選出來做為「族群最佳解」，若下一次疊代的結果中發現有個體最佳解又優於族群最佳解，則將此個體最佳解代入族群最佳解做更新的動作。

為運用量子啟發式演算法於「感測器偵選法則」上，電廠中 26 個感測器，每個感測器都給予數個量子位元(本研究中設定為 5 個量子位元)，故可形成長度擁有 130 個位元的 Q-bit 個體。透過上述演算法流程中第 B 步驟的做法，將 Q-bit 個體轉換成一個二位元串列，也就是每個感測器所對應的量子位元皆轉換成一串二位元數值，接著二位元數值再轉成十位元數值，依此十位元數值來決定感測器是否要被挑選到，若數值越高則該感測器則越容易被挑選，以上做法可見圖 3.1.3.7。

## 2. 次全域最佳化演算法

### 循序向前選擇法(sequential forward selection, SFS)

循序向前選擇法是一概念相當簡單的演算法，首先先令一個空集合 $I_0$ (下標的數字為該集合中所包含的感測器數目)，接著個別使用每一個感測器去進行辨識流程，找出能使辨識率為最高的感測器以後，將高辨識率的感測器放入 $I_0$ 。接著繼續從剩餘的感測器中，讓每個感測器都與先前放入集合 $I_1$ 的感測器一起進行辨識，挑出第二個可以使辨識率為最高的感測器後，再將其放入集合 $I_1$ ，直到集合中的感測器達到所要求的數目以後則停止。以圖 3.1.3.8 為例，演算法從 9 個感測器中，先行挑選出第 6 號感測器可獲得最高辨識率。接著再從 8 個感測器中在挑選一個感測器與 6 號感測器做搭配，挑出第 9 號感測器可獲得最高辨識率，以此類推直到挑選出來的感測器達到要求的數目。

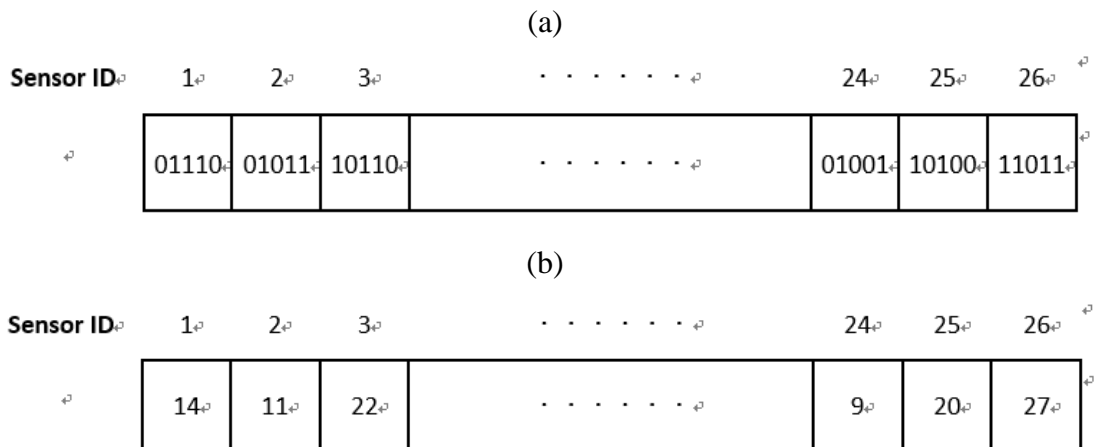


圖 3.1.3.7、量子啟發式演算法於感測器偵選法則之應用，(a)每個感測器擁有 5 個量子位元，(b)將每個感測器的二進位數值轉換成十進位數值，十進位數值越高，則該感測器越容易被挑選用來進行辨識。

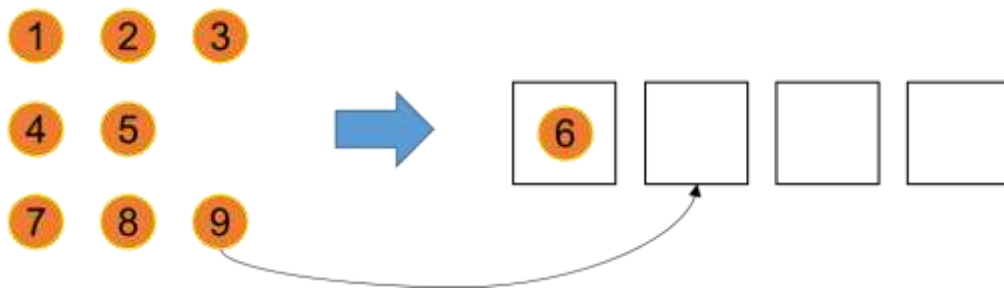


圖 3.1.3.8、循序向前選擇法示意圖。

### 循序向前選擇法(sequential forward selection, SFS)

由於有些真正具有辨識力的感測器，在個別使用單一感測器進行辨識的情況下，並沒有得到較高的辨識率，須再搭配其餘合適的感測器，才能顯現出較高的辨識率。這種情況在循序向前選擇法的選擇法則之下，則容易被忽略掉，最後選擇出次佳的感測器組合。為解決循序向前選擇法的缺點，我們提出了可縮減循序向前選擇法則，嘗試去尋找修正與精進出已選出的感測器組合。

此演算法的概念如圖 3.1.3.9 所示，圖 3.1.3.9 中已有四個感測器被循序向前選擇法挑選出來，首先對第一個位置上的第 6 號感測器與沒被挑選到的感測器進行替換，若其餘感測器中(例如第 4 號感測器)與第 6 號感測器替換過後，可以使辨識率有所提升，則會留下該感測器，並把第 6 號感測器移出。接著繼續對第二個位置上的感測器進行替換，直到每個位置上的感測器都進行過替換過程以後，則稱此流程為該演算法已進行了一次「迭代」。直到感測器組合無法被改變，辨識率也無法提升，則停止迭代。

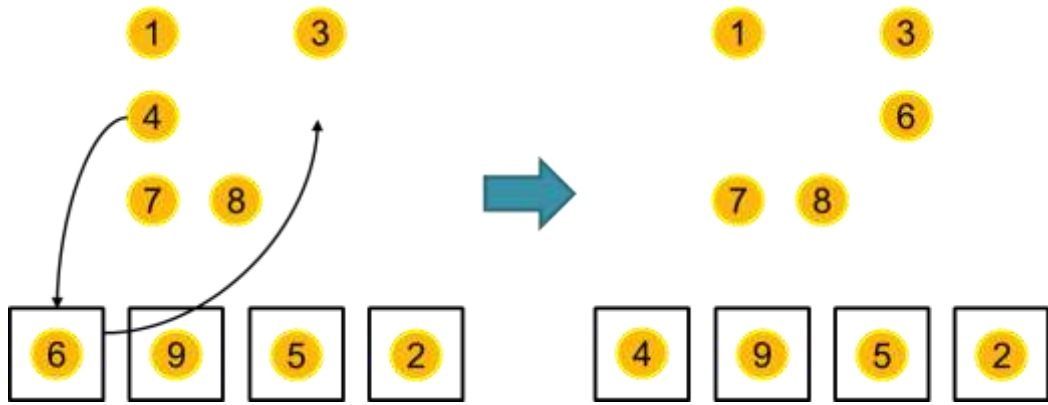


圖 3.1.3.9、可縮減循序向前選擇法示意圖。

### 循序向後選擇法(sequential backward selection, SBS)

循序向後選擇法的概念，則與循序向前選擇法相反，一開始是用所有的感測器進行辨識，接著透過不斷的移除對辨識不必要的感測器，進而去精簡拿來辨識的感測器組合，也同時提升辨識率。

故首先輪流測試每一個感測器移除後，將剩餘感測器拿去進行辨識流程，找出測試過程中哪一個感測器被移除過後，使得剩餘感測器的辨識率為最高，則該感測器則會真正地被移除。如同圖 3.1.3.10 所示，第 6 號感測器移除過後，使得剩餘感測器組合有較高的辨識率，接著對剩餘感測器進行同樣的流程，下一個被移除的感測器為第 3 號感測器，以此類推直到剩餘的感測器達到要求的數目。

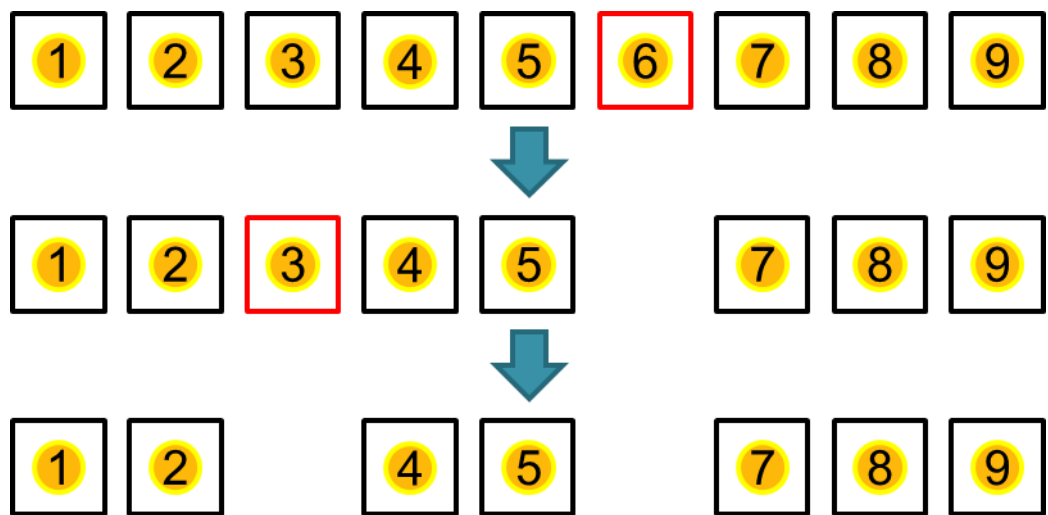


圖 3.1.3.10、循序向後選擇法示意圖。

### 3.1.3.4 異常偵測演算法之發展

在開始辨識肇始事件之前，系統必須有辦法先知道有事件的發生，才會開始擷取數據以用來辨識。在第二章提到，本研究參照 Man Gyun Na 等人的做法，以跳機當下的時間點，作為參考基準點，

也就是事件發生的起點。然而有些較不嚴重的事件需經過一段長時間才會引起跳機，跳機前可能有很多資訊都會被忽略，因此跳機可能不是最好的指標。為了解決這個問題，本研究藉由假設檢定 Hotelling's  $T^2$  的方法，設定一個客觀的閾值(threshold)，用以偵測出有別於穩定運轉狀態的異常時間點。

令  $\mathbf{x}_0[t]$  及  $\mathbf{x}_1[t]$  皆為時間點  $t$  之下  $n_s$  個感測器的讀值，對於肇始事件的資料，假設檢定目的在於測試以下的假設(hypotheses)：

$$\begin{aligned} H_0 : \mathbf{x}_0[t] &= \mathbf{s}_n[t] + \mathbf{w}_0[t] \\ H_1 : \mathbf{x}_1[t] &= \mathbf{s}_n[t] + \mathbf{s}_{ie}[t] + \mathbf{w}_1[t] \end{aligned} \quad (3.1.3.7)$$

$H_0$  的假設就是穩定運轉下的訊號，只由電廠訊號  $\mathbf{s}_n[t]$  與背景雜訊  $\mathbf{w}_0[t]$  所組成；而  $H_1$  的假設代表有肇始事件發生， $\mathbf{s}_{ie}[t]$  代表肇始事件所帶來的變化。 $\mathbf{w}_0[t]$  與  $\mathbf{w}_1[t]$  有著相同的統計特性。偵測的方法就是去測試當下的訊號是否屬於  $H_0$ ，若屬於  $H_0$  代表電廠處於穩定運轉；若否，則說明有肇始事件的發生。

為了檢定訊號是否為  $H_0$ ，首先對穩定運轉當下的感測器訊號進行採樣並連續收集  $n$  個採樣點，並計算此  $n$  個樣本的共變異矩陣：

$$\mathbf{G}_0 = \frac{1}{n} \sum_{t=1}^n (\mathbf{x}_0[t] - \bar{\mathbf{x}}_0)(\mathbf{x}_0[t] - \bar{\mathbf{x}}_0)^T \in \mathbf{R}^{n_s \times n_s}, \quad (3.1.3.8)$$

其中  $\bar{\mathbf{x}}_0 = 1/n \sum_{t=1}^n \mathbf{x}_0[t]$  為收集樣本的平均值。接著分解  $\mathbf{G}_0$  得到其特徵向量(eigenvector)及特徵值(eigenvalue)：

$$\mathbf{G}_0 = \mathbf{U}_0 \mathbf{\Lambda}_0 (\mathbf{U}_0)^T, \quad (3.1.3.9)$$

$\mathbf{U}_0$  為  $\mathbf{G}_0$  的 eigenvector， $\mathbf{\Lambda}_0$  對角線上每一個元素則是對應的 eigenvalue。

對於任一待測樣本  $\mathbf{x}[t]$ ，可以是  $\mathbf{x}_0[t]$  或  $\mathbf{x}_1[t]$ ，定義  $\mathbf{z}$  為：

$$\mathbf{z} = (\mathbf{\Lambda}_0)^{-1/2} (\mathbf{U}_0)^T (\mathbf{x}^p[t] - \bar{\mathbf{x}}_0) \in \mathbf{R}^{n_s \times 1}, \quad (3.1.3.10)$$

則 Hotelling's  $T^2$  的統計可以下面形式表示[15]：

$$T^2 = \mathbf{z}^T \mathbf{z}. \quad (3.1.3.11)$$

若是待測樣本屬於  $H_0$ ，則  $\mathbf{z}$  每一個變數將互不相關並且其變異數會是單位差異(unit variance)，而 Hotelling's  $T^2$  的統計會遵從自由度為  $n_s$  的  $\chi^2$  分布。

最後是設定閾值，由於實際的共變異矩陣未知，而是從收集樣本並根據公式(4)計算出來的，因此假設檢定的閾值  $T_\alpha^2$  設定需藉由  $F$  分布來達成：

$$T_\alpha^2 = \frac{n_s(n-1)(n+1)}{n(n-n_s)} F_\alpha(n_s, n-n_s), \quad (3.1.3.12)$$

其中  $F_\alpha$  是自由度為  $n_s$  和  $n-n_s$  的狀況下，上層  $100\alpha\%$  分布範圍的  $F$  數值，其值可由查表得知。而  $\alpha$  為顯著水準(level of significance)，需被事先決定好，用以控制閾值的嚴格程度。在實際偵測的方面，系統會監控每秒感測器的訊號，並帶入 Hotelling's  $T^2$  統計計算  $T^2$  的數值，若是  $T^2$  超過閾值  $T_\alpha^2$ ，則

說明不是  $H_0$ ，代表有肇始事件發生，系統就會開始記錄一段時間的感測器訊號，以供後續辨識分析。比起文獻中的方法，這種根據假設檢定去設定閾值的做法會相對客觀，且這種多變量分析方法可將不同感測器之間的關聯性納入偵測考量。

另外，由於實際電廠訊號包含著隨機雜訊，穩定運轉下也有可能突然有一個時間點超出閾值，是以造成假警報的產生，為了避免假警報的問題，在實際偵測時多加了一個限制條件：連續 4 個時間點都超過閾值才判斷有肇始事件發生。若是沒有連續 4 個時間點上都超出閾值，代表只是雜訊觸發了假警報。而顯著水準  $\alpha$  在本研究中設定為 0.05。

### 3.1.3.5 感測器選定於事故辨識效能之驗證

下述所提到的訓練資料庫的建置與辨識成效驗證方法，皆引用與 104 年和 105 年一致的方法。如此一來，方可公平地在相同的肇始事件資料庫及驗證方法之下，檢視這三年辨識系統的效能改善。

#### 1. 訓練資料庫的建置

辨識系統數據資料的建置因擷取情狀的不同在本研究中有三種模式：(1)如第二章提到的，參照 Man Gyun Na 等人的做法，以跳機當下的時間點，作為參考基準點，並持續量測 60 秒，(2)同樣以跳機為基準，但儲存的量測數據改為跳機前 30 秒的數據。(3)根據第四章的偵測法，偵測肇始事件發生後，以其為基準並持續量測 60 秒的數據。根據這三種數據擷取情狀所建置的資料庫將有所不同，後續將針對不同數據擷取情狀下進行驗證與比較。

為模擬感應器所伴隨的雜訊，我們在 PCTran 模擬出的數據內加入了白雜訊(white noise)。白雜訊強度由訊雜比(signal-to-noise ratio, SNR)來決定：

$$\text{SNR} = \frac{p_{\text{signal}}}{p_{\text{noise}}} = \frac{\sum_i (x_i - \bar{x})^2}{\sigma^2}, \quad (3.1.3.13)$$

其中  $p_{\text{signal}}$  和  $p_{\text{noise}}$  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  $\sigma^2$  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：

$$\text{SNR (dB)} = 10 \log_{10} \left( \frac{p_{\text{signal}}}{p_{\text{noise}}} \right) = 20 \log_{10} \left( \frac{\|s\|}{\sigma} \right). \quad (3.1.3.14)$$

在給定某一訊雜比數值後，我們可以根據某一感測器之  $p_{\text{signal}}$  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。最後，為驗證系統穩健性(robustness)，我們分別產生 10 組訊雜比為 40 dB 的資料，再分別採用各組資料來進行驗證，而最終呈現的辨識結果則將是十次試驗結果的平均值。

由於不同種類感測器所量測物理量的不同，使得感應器接收到的訊號數值本身及其變異的範圍會有相當大的差異，流量的數量級可達到十的四次方，然而水位的數量級通常只有十的一次方，極有可能使得數值過大的訊號會掩蓋數值小者，使得每一個感應器所獲得的資訊不能有效地被運用。



為避免此問題，每個特徵值在進行辨識前，還會進行一標準化的動作，即針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：

$$z_{ij} = \frac{f_{ij} - \mu_i}{\sigma_i}, \quad (3.1.3.15)$$

其中

$f_{ij}$  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，

$\mu_i$  是第  $i$  個特徵編號母體的平均值，

$\sigma_i$  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。

## 2. 辨識系統構件及成效驗證方法

為驗證感測器偵選法則的成效，特徵萃取器的部份我們採用 105 年計畫所發展的四個特徵萃取演算法：積分器、離散小波轉換、主成分分析及感測器種類區塊投影，分類器則選用最近鄰居法 (k-Nearest Neighbor, KNN)[16]。

辨識成效的驗證採用留一交叉驗證法(leave-one-out cross validation) [17]，其流程如圖 3.1.3.11 所示。在每次試驗，我們分別將  $N$  各事件逐一隔離出來作為測試資料，並將剩下的事件當作訓練資料用以訓練我們的辨識系統，若辨識結果正確，即給定一數值 1，若失敗則給 0，最後將所有  $N$  次辨識結果進行平均，以得到一次試驗的成功率。我們重複同樣的步驟 10 次於先前產生的 10 組不同的模擬資料(已加入雜訊)，再將 10 組辨識率平均來作為為最後辨識成效，故每一個最終辨識率，都是透過辨識 1120 個事件計算得出。

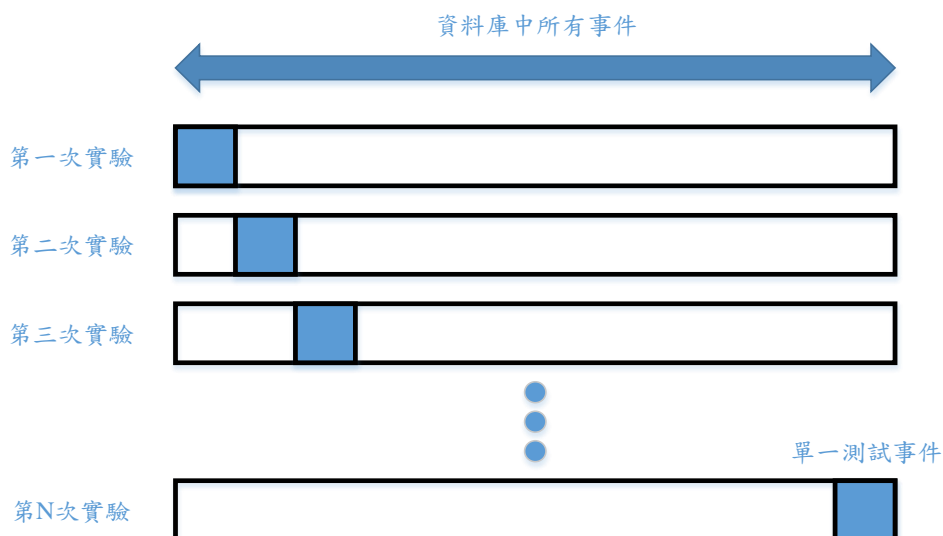


圖 3.1.3.11、交叉驗證示意圖。

### 3. 不同最佳化演算法實現感測器偵選法則之驗證比較

首先，針對跳機後記錄 60 秒的數據擷取情狀，使用了四個特徵萃取器搭配五種感測器選定進行辨識率的驗證，其結果依序表示在圖 3.1.3.12 至圖 3.1.3.16。圖中橫軸代表限制選取的感測器數量，在此研究中考慮了只選兩個到選十個感測器的情形，縱軸代表著根據選取的感測器進行辨識而得到的辨識率，以百分比的形式表示，數字越高代表辨識越為準確，而不同顏色的線則分別代表不同特徵萃取器的情況。從這五張圖可以發現，除了 SBS 之外，其餘四種感測器選定總體的效果差不多，都在 stBP 當作特徵萃取器，只用三個感測器的情況下，都能達到較高的辨識率。其中 stBP 與 SFS 的組合，有最高辨識率 95.54%，dSFS、GA 及 QEA 搭配 stBP 也分別獲得 95.36%、93.93% 及 94.29% 的辨識率。而 SBS 在挑選感測器的過程中，可能把對辨識有貢獻的感測器給剔除掉，導致最高辨識率不超過 90%。從 SFS、dSFS、GA 及 QEA 的挑選結果中也可以發現當感測器數量不多時，stBP 最能擷取出對辨識有用的資訊；此外，尚未應用感測器偵選法則之前，使用 stBP 對表 3.1.3.2 中所有的感測器量測訊號會萃取出 94 個特徵值，若使用 SFS 挑選出 3 個感測器後，運用挑選出來的感測器量測訊號可萃取出 10 個特徵值，相比之下減少了 84 個特徵值，這可大幅減少分類器的運算負擔，同時也降低事件資料庫的儲存空間。其餘如 integrator 在感測器數量下降到一定的程度後，會無法有效的擷取資訊而使辨識率驟降；PCA 與 stBP 在感測器數量較少時較能凸顯出其效果，當感測器數量增加時只會多擷取多餘的資訊，使得辨識率不太會上升，甚至於對辨識率產生負面影響；DWT 明顯對於感測器的數目不敏感，不論感測器挑選數量增加或減少，擷取資訊的效果都差不多，辨識率或高或低皆都低於其他特徵萃取器。

五種感測器偵選法則的平均計算時間(挑選出合適的感測器組合所花費的時間)列於表 3.1.3.3，可以發現全域最佳化(GA、QEA)所花費的時間遠大於次全域最佳化的演算法(SFS、dSFS、SBS)。由於全域最佳化會隨機變到不相關的組合，用以確保不會陷入區域最佳解，因此要花費較多時間搜尋較多的可能性。相反次全域最佳化演算法不會搜尋全域，而是不斷趨近最好的組合，因此花費的時間就相對少上許多。須特別提到的是 SBS 的部分，因演算法挑選感測器的機制與 SFS 相反，故可以發現若挑選的感測器數目越少，則平均計算時間反而會越長。

表 3.1.3.3、不同感測器數量下，各種感測器選定的平均計算時間(秒)。  
結果以搭配 stBP 來進行計算。

Number of sensors	Selection Method				
	GA	QEA	SFS	dSFS	SBS
2	122.95	34.20	1.62	2.98	13.66
3	130.53	35.97	2.35	6.74	10.48
4	118.77	36.44	2.97	6.35	12.99
5	138.33	36.99	3.61	6.93	10.16
6	130.27	35.83	4.16	9.38	10.22
7	157.50	35.84	4.69	10.85	9.96
8	152.53	36.09	5.35	8.77	9.92
9	151.33	36.36	5.70	13.79	9.67
10	146.08	37.07	6.55	11.92	9.30

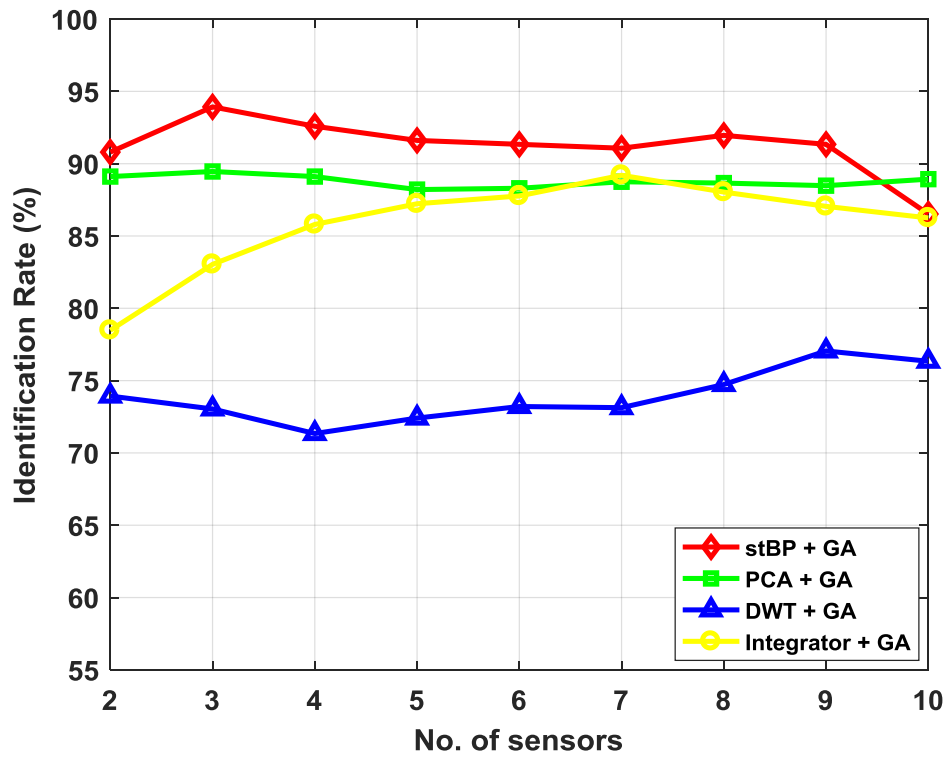


圖 3.1.3.12、根據不同挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 GA 的辨識率變化。

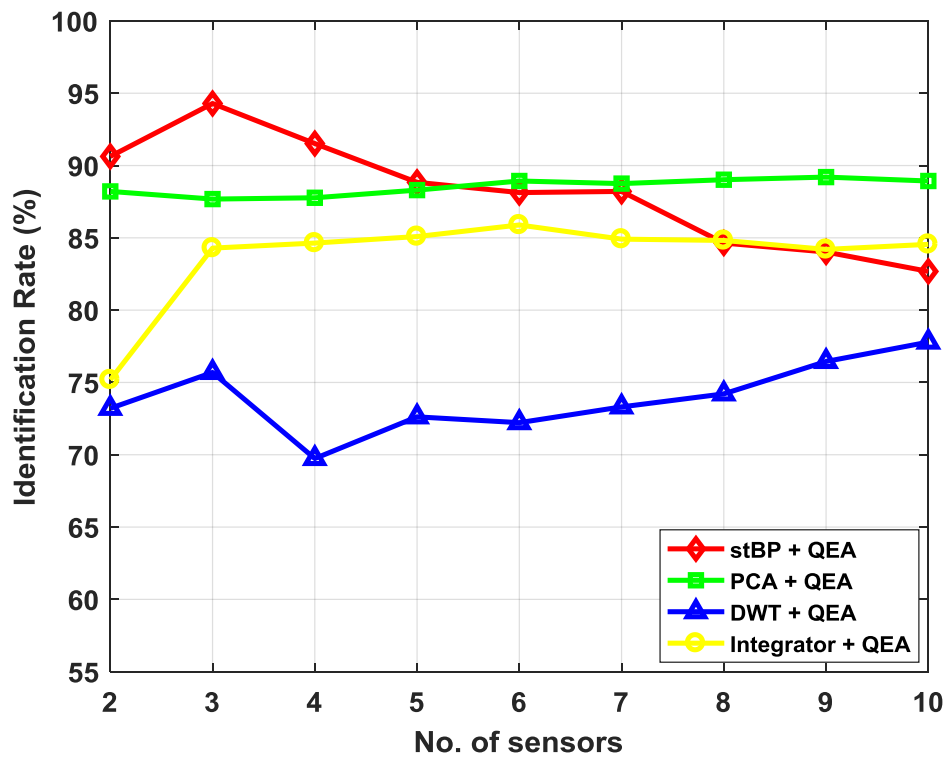


圖 3.1.3.13、根據不同挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 QEA 的辨識率變化。

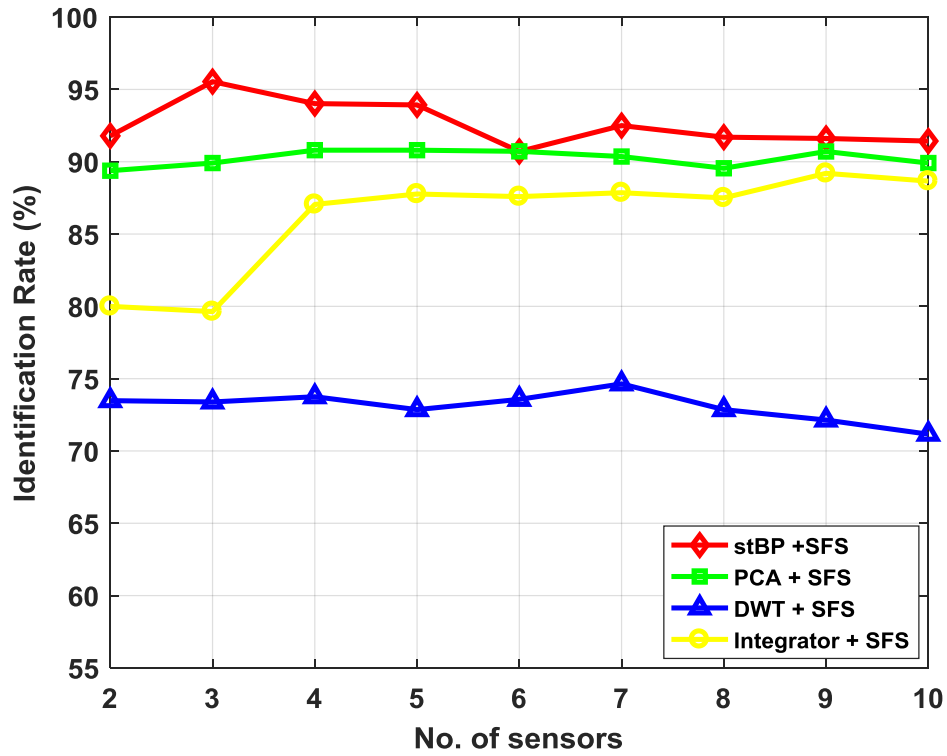


圖 3.1.3.14、根據不同挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 SFS 的辨識率變化。

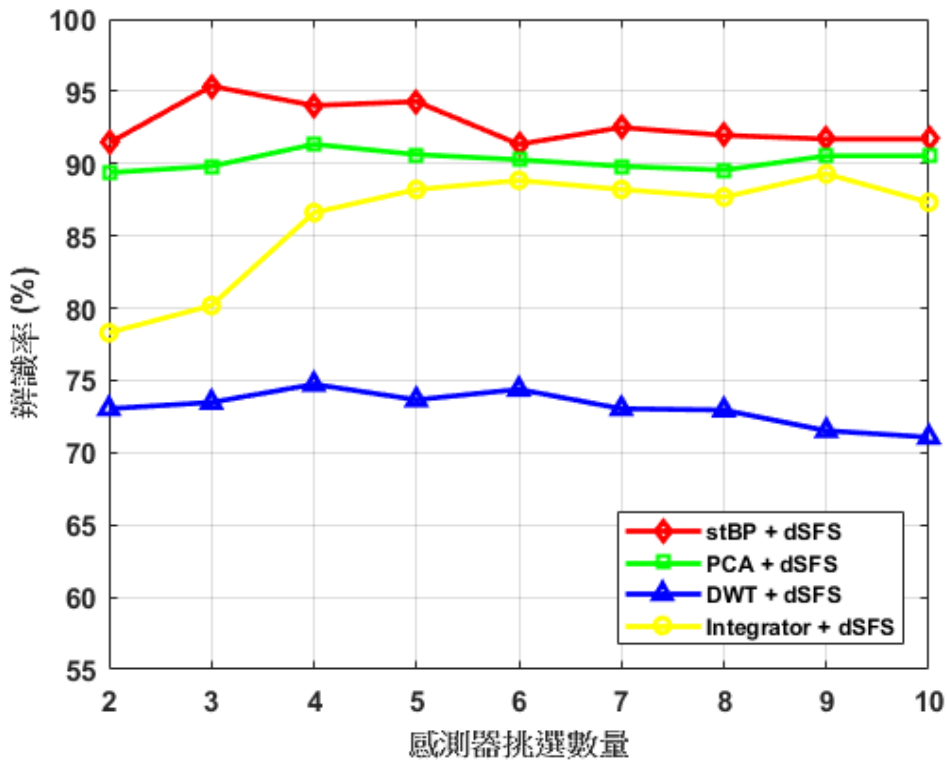


圖 3.1.3.15、根據不同挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 dSFS 的辨識率變化。

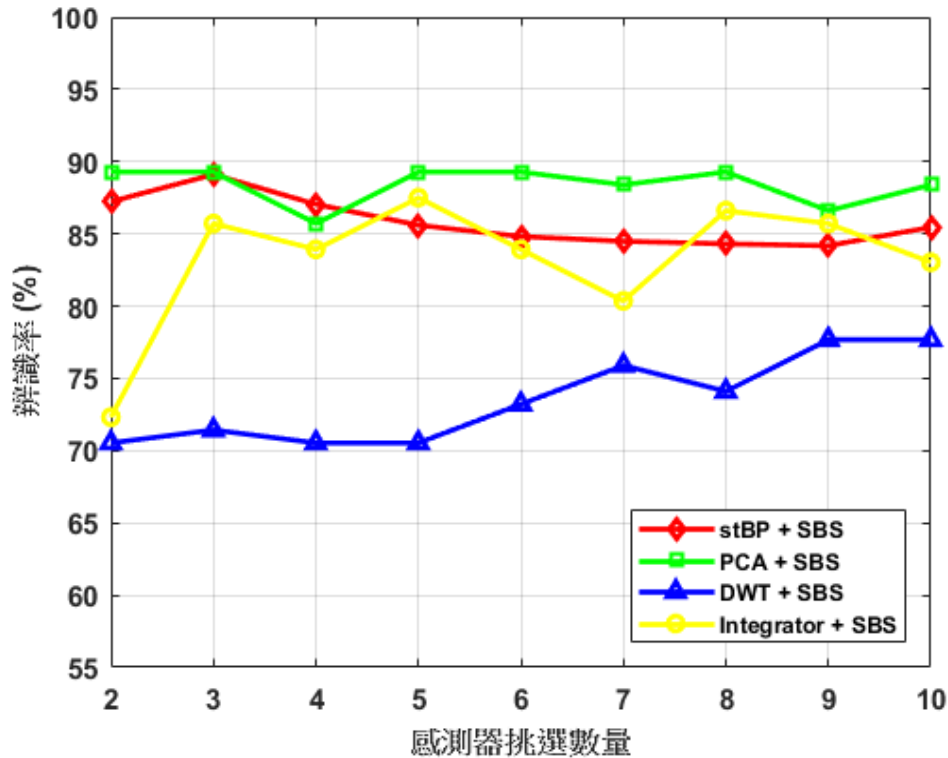


圖 3.1.3.16、根據不同挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 SBS 的辨識率變化。

#### 4. 不同數據擷取情狀的驗證比較

由於 SFS、dSFS 能找出對肇始事件辨識有影響力的感測器，使得最終辨識率能達到最高，並且能以花費較少的運算時間進行感測器的選定，因此接下來將使用 SFS、dSFS 來對前面提到的三種不同的數據擷取情狀來進行驗證；另外也使用 SBS 加入驗證與比較，因計算時間也同樣相較於 GA、QEA 少很多。第一種擷取情狀的結果已展示於圖 3.1.3.12 至圖 3.1.3.16，而第二種擷取情狀(跳機前 30 秒)與第三種擷取情狀(運用異常偵測演算法，偵測到事件後 60 秒)的結果則分別展示於圖 3.1.3.17 與圖 3.1.3.22。第一種擷取情狀已於先前提到最高辨識率可達 95.54% (搭配 stBP 並使用 SFS 挑選 3 個感測器)，第二種擷取情狀則達到 98.48% (搭配 PCA 並使用 dSFS 挑選 10 個感測器)，第三種擷取情狀則只有 88.39% (搭配 stBP 並使用 dSFS 挑選 2 個感測器)。

從圖 3.1.3.17 至圖 3.1.3.22 的結果可得知，不管是在哪一種數據擷取情狀之下，SFS 與 dSFS 這兩者的應用結果，其表現皆非常相似，而 SBS 相較於 SFS 與 dSFS，在挑選感測器的效能上仍不理想。在第二種擷取情狀之下，無論是用何種特徵萃取器來萃取特徵值，在使用 SFS 或 dSFS 挑選 4 至 13 個感測器之後，辨識率皆在 95% 以上，若挑選 4 個感測器以下，則會因為用於辨識的資訊不足，辨識率有下降的趨勢，尤以 integrator 下降得最多。相較於先前兩種擷取情狀，第三種擷取情狀在辨識上較為不理想，無論在何種實驗條件下，其辨識率皆不超過 90%，stBP 仍能在少量感測器的情況下凸顯其效果，PCA 則對感測器數目的變化較不敏感，DWT 與 integrator 在挑選超過 4 個感測器之後，其辨識率因含有太多對辨識不必要的資訊而有明顯下降的趨勢。

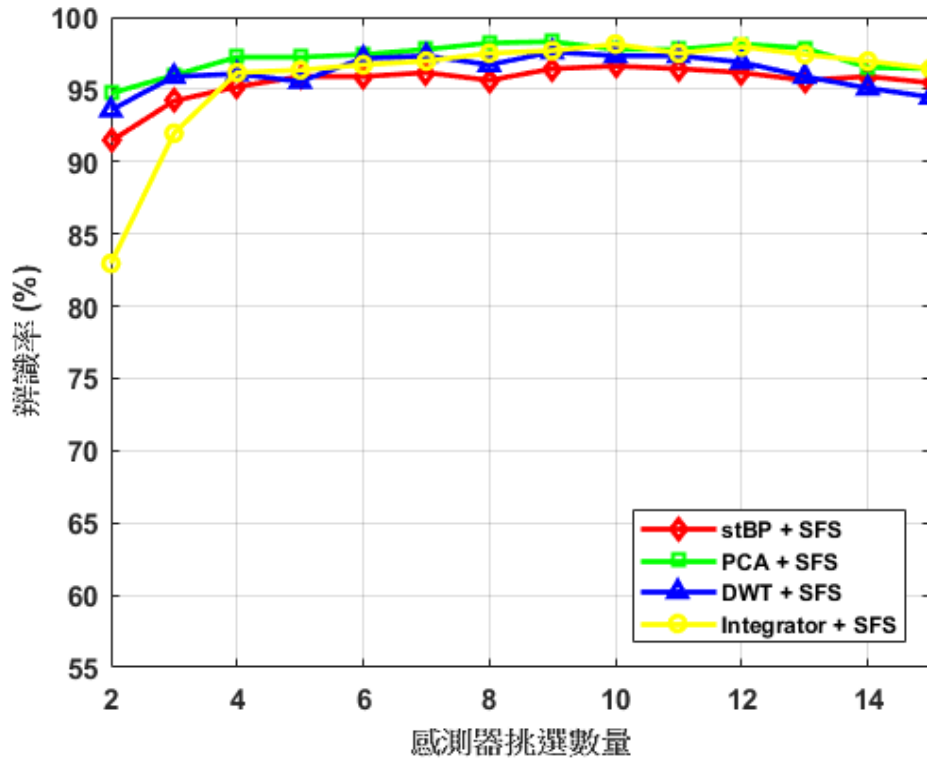


圖 3.1.3.17、擷取跳機前 30 秒的訊號進行辨識，隨著挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 SFS 的辨識率變化。

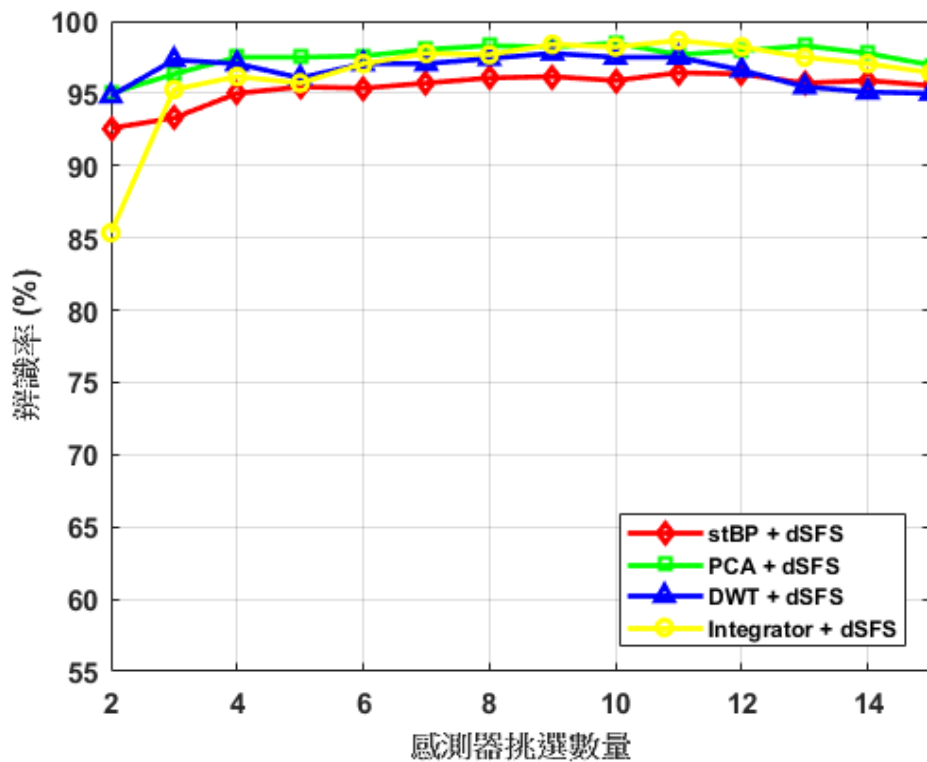


圖 3.1.3.18、擷取跳機前 30 秒的訊號進行辨識，隨著挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 dSFS 的辨識率變化。

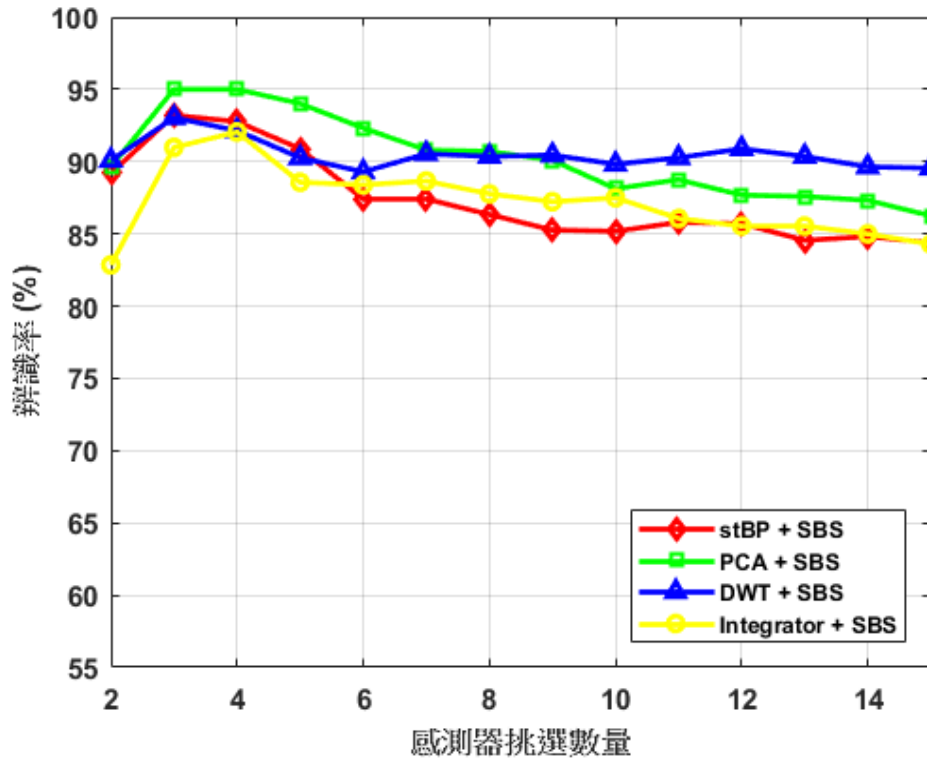


圖 3.1.3.19、擷取跳機前 30 秒的訊號進行辨識，隨著挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 SBS 的辨識率變化。

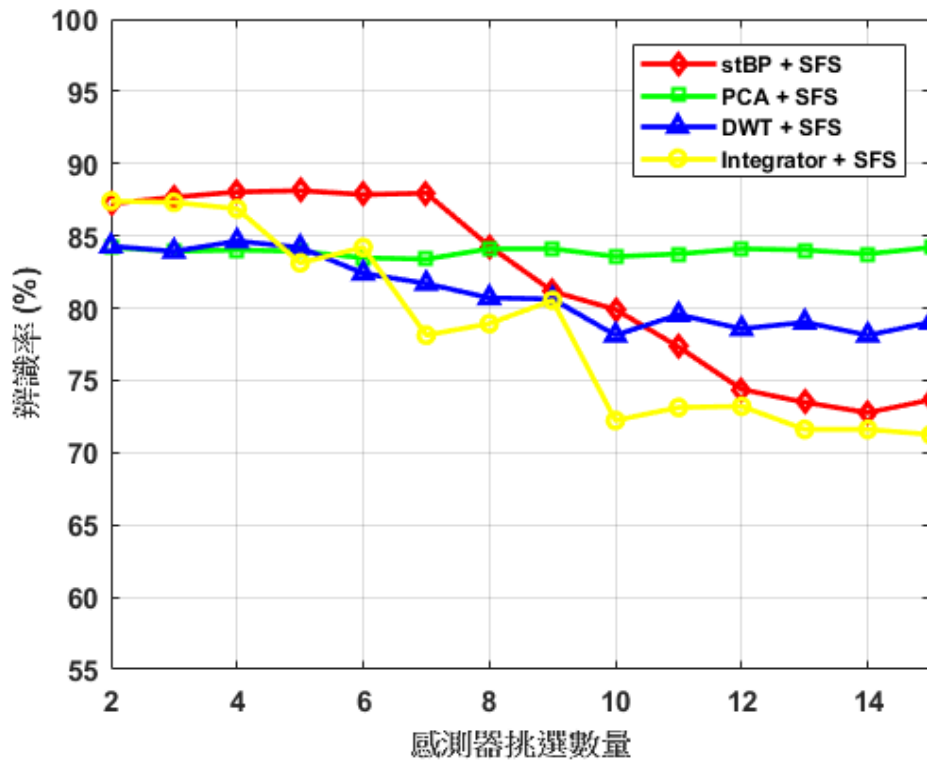


圖 3.1.3.20、以異常偵測演算法所偵測到時間點為起點，連續擷取 60 秒的數據進行辨識，隨著挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 SFS 的辨識率變化。

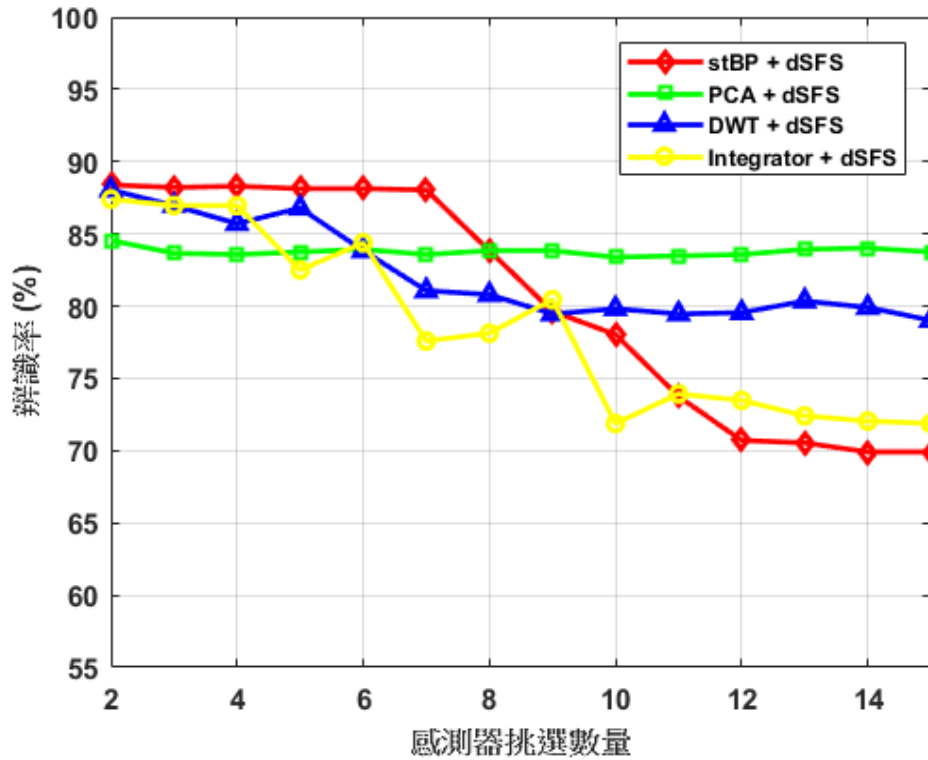


圖 3.1.3.21、以異常偵測演算法所偵測到時間點為起點，連續擷取 60 秒的數據進行辨識，隨著挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 dSFS 的辨識率變化。

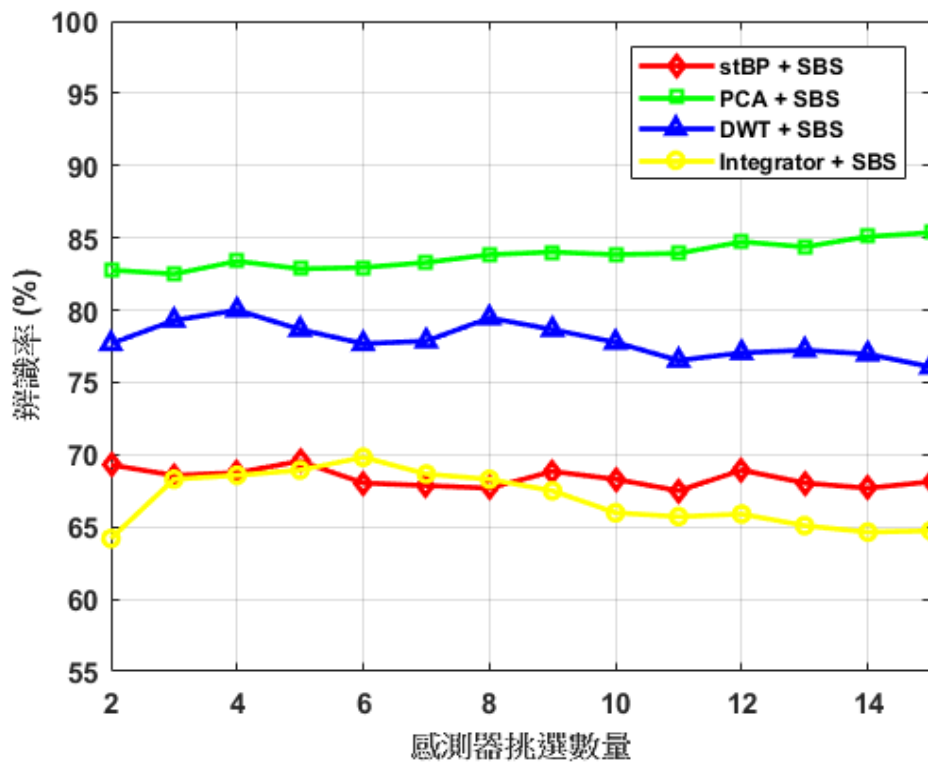


圖 3.1.3.22、以異常偵測演算法所偵測到時間點為起點，連續擷取 60 秒的數據進行辨識，隨著挑選感測器的數量，各個特徵萃取器搭配 SBS 的辨識率變化。



接著進一步分析本研究額外提出的訊號擷取情狀(第二種及第三種擷取情狀)與事件辨識率相對應的關係，圖 3.1.3.23 及圖 3.1.3.24 分別為第二種及第三種數據擷取情狀之下冷卻水流失事件冷端及熱端破口(破口面積為 50、100、150、200 cm<sup>2</sup>)的中子通量變化，因不管在哪個數據擷取情狀之下，容易發生辨識錯誤的事件皆為冷卻水流失事件小面積破口的冷熱端互相辨識錯誤，故辨識率的高低將與該事件的辨識成敗有關係。選擇中子通量訊號用於比較，則是因為透過感測器偵選法則的分析，發現該感測器對於辨識有重要的貢獻，也就是含有較多辨識資訊在裏頭。透過圖 3.1.3.23，可以發現訊號第 20 秒至第 30 秒的部分，冷端破口及熱端破口的訊號已明顯分成兩群，這段訊號對於辨識來說非常有利；相較之下如圖 3.1.3.24 沒有像圖 3.1.3.23 擁有明顯分辨冷熱端訊號的資訊，且同樣破口面積大小的冷熱端訊號非常貼近，這在留一交叉驗證法的驗證之下，對辨識工作會更加不利。以「LOCA 熱端破口、破口面積為 50 cm<sup>2</sup>」做為測試事件為例，圖 3.1.3.24 中可以發現因「LOCA 冷端破口、破口面積為 50 cm<sup>2</sup>」的訊號與測試事件非常貼近，「LOCA 熱端破口、破口面積為 100 cm<sup>2</sup>」反而是訊號第二貼近的事件，故辨識系統會將該測試事件辨識為冷端破口，也是辨識錯誤的主因。但是第三種擷取情狀仍有其優點，因異常偵測演算法偵測到事件的時間點幾乎在事件發生後的三秒之內，以 LOCA 為例因為這個擷取訊號的情狀，使得訊號保留下明顯的破口大小資訊，因 LOCA 破口越小，電廠訊號發生劇烈震盪的時間拖得越長，這現象在圖 3.1.3.24 同樣也有出現，若辨識目標改為判斷破口大小則可以期望有不錯的效果。

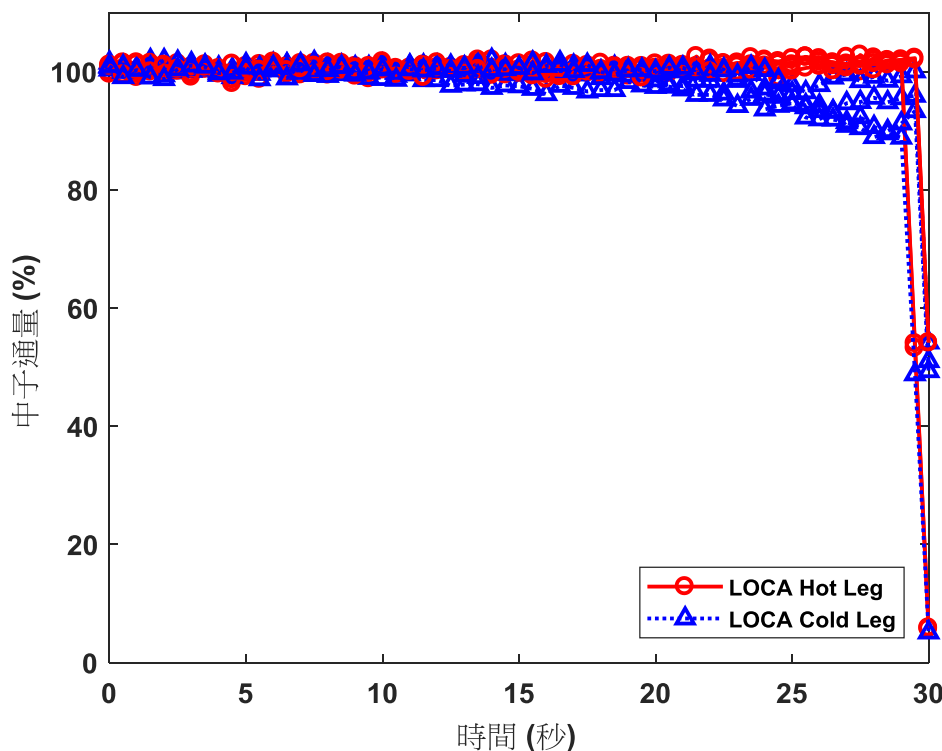


圖 3.1.3.23、冷卻水流失事件冷端及熱端小破口，跳機前 30 秒的訊號變化。

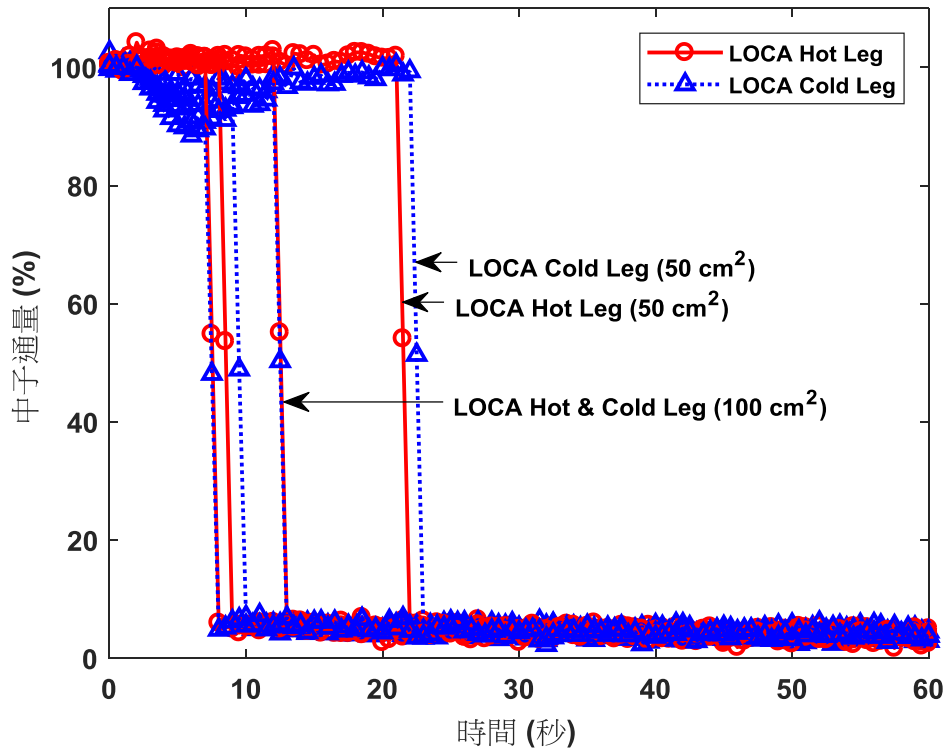


圖 3.1.3.24、運用異常偵測演算法偵測到冷卻水流失事件冷端及熱端小破口事件後 60 秒的訊號變化。

### 3.1.3.6 感測器失能模式與定位失能感測器

電廠中的感測器可能受到環境影響而損壞或者隨著時間老化，導致其讀值有所偏差，將使電廠狀態難確切地被掌握。為避免此問題，現行策略多在特定期間對感測器進行全面的校正，但此法一方面有未能即時因應失能感測器的疑慮；另一方面，大規模的校正工作，須耗大量的人力及資源得以完成。故本研究發展一自動化失能感測器偵檢演算法，透過線上監測眾多感測器的讀值，以即時偵檢並定位出失能的標的。

#### 1. 感測器失能模式

感測器於失能的情況下，其訊號讀值可由下式來表示：

$$x[t] = s[t] + s_{\text{abnormal}}[t] + w[t], \quad (3.1.3.16)$$

感測器在正常模式下，其讀值  $x[t]$  是由電廠真實訊號  $s[t]$  與背景雜訊  $w[t]$  所組成。 $s_{\text{abnormal}}[t]$  則是因感測器受到老化或者是其他環境因素所帶來的影響，也是導致感測器失能的主因。根據文獻中的研究[18, 19]，感測器的失效模式主要有三種：偏差(sensor bias)、飄移(sensor drift)及感測器損壞，各失效模式相關說明如下。

- (1) 偏差：「偏差」是感測器讀值在短時間內產生較大的偏移量(variation)，且偏移量正負皆有可能，若感測器循此模式發生失效，則也容易被偵測到。偏差之模擬訊號如圖 3.1.3.25 所示，此模擬情境為第 5000 秒時發生偏差。
- (2) 飄移：因感測器持續老化，其數值發生漂移(drift)的趨勢，數值隨著時間以一定的比例呈線性上升或下降。飄移之模擬訊號如圖 3.1.3.26 所示，此模擬情境為第 1000 秒時開始發生飄移，且飄移現象已作用了 10000 秒。

(3) 感測器損壞：若感測器遇此情況，其數值直接歸零。

## 2. 失能感測器定位

失能的感測器如同肇始事件一般，訊號會脫離穩定運轉的情形，因此同樣以第四章的方法，判定當下的訊號是否屬於穩定運轉  $H_0$ ，否則說明有異常發生，就可以判定有感測器失能。然而演算法偵測到異常以後，只能說明在多個感測器中已有感測器失效，仍需要進一步去尋找真正的失能感測器。故本研究因應此議題所提出的做法如下：(1)首先偵測出有異常發生，接著逐一剔除感測器，並重複偵測是否仍有異常，直到沒有異常發生就可確保剩餘的感測器沒有失能，代表失能的感測器藏在前面剔除的感測器之中。(2)針對之前剔除的偵測器再重複前述

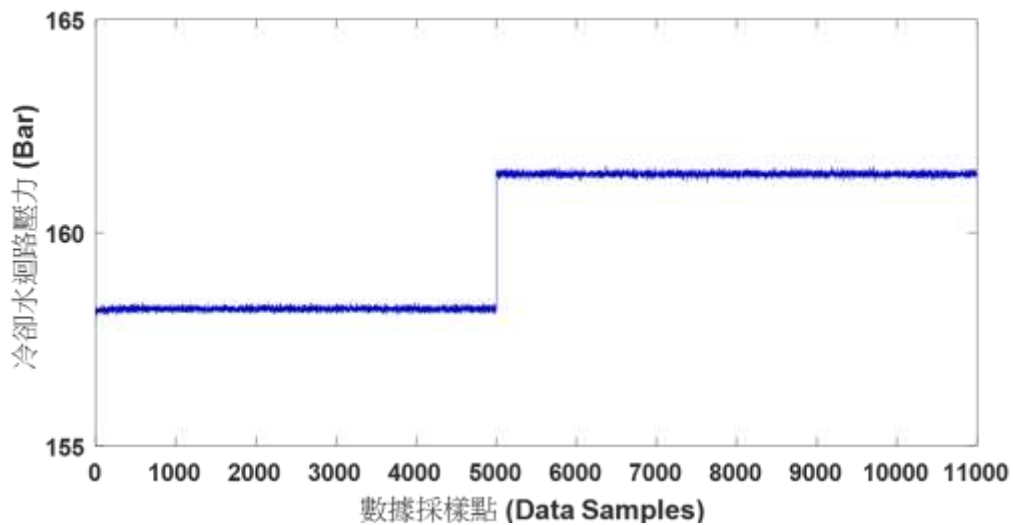


圖 3.1.3.25、感測器偏差(sensor bias)之模擬訊號。

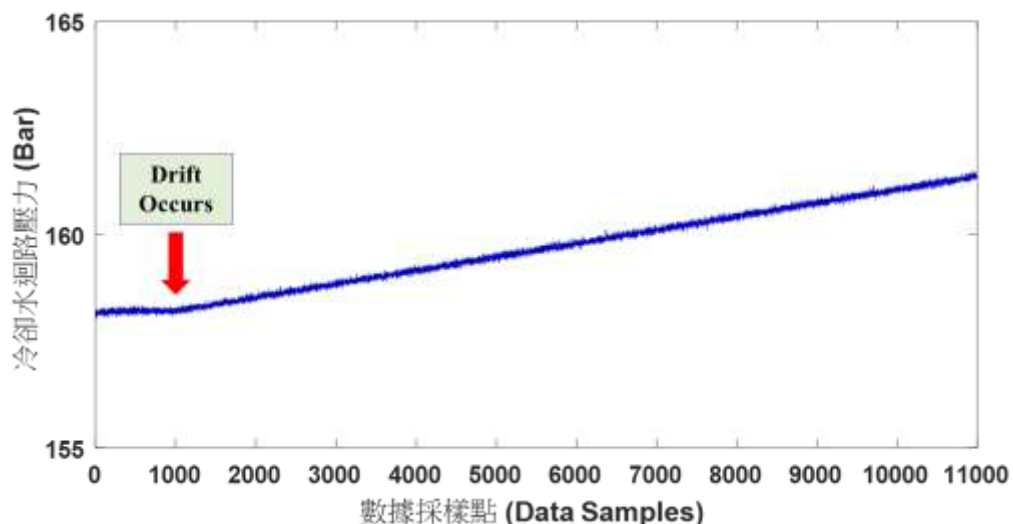


圖 3.1.3.26、感測器飄移(sensor drift)之模擬訊號。

(1)的步驟。重複(1)與(2)的步驟直到(1)剩下一個感測器或是剔除任一感測器都偵測出異常。根據上面的流程就可以找出失能的感測器，而且當多個感測器失能時一樣找出所有失能感測器。

### 3.1.3.7 失能感測器偵檢演算法之效能驗證

這部份的驗證方式為隨機決定固定數目的感測器發生第六章所提到的三種感測器失效模式，若演算法皆能準確抓到失能感測器，才判定為成功，並重複此驗證過程 100 次。首先模擬 10000 秒穩定運轉狀態下的訊號，接著針對三種失能模式分別驗證：

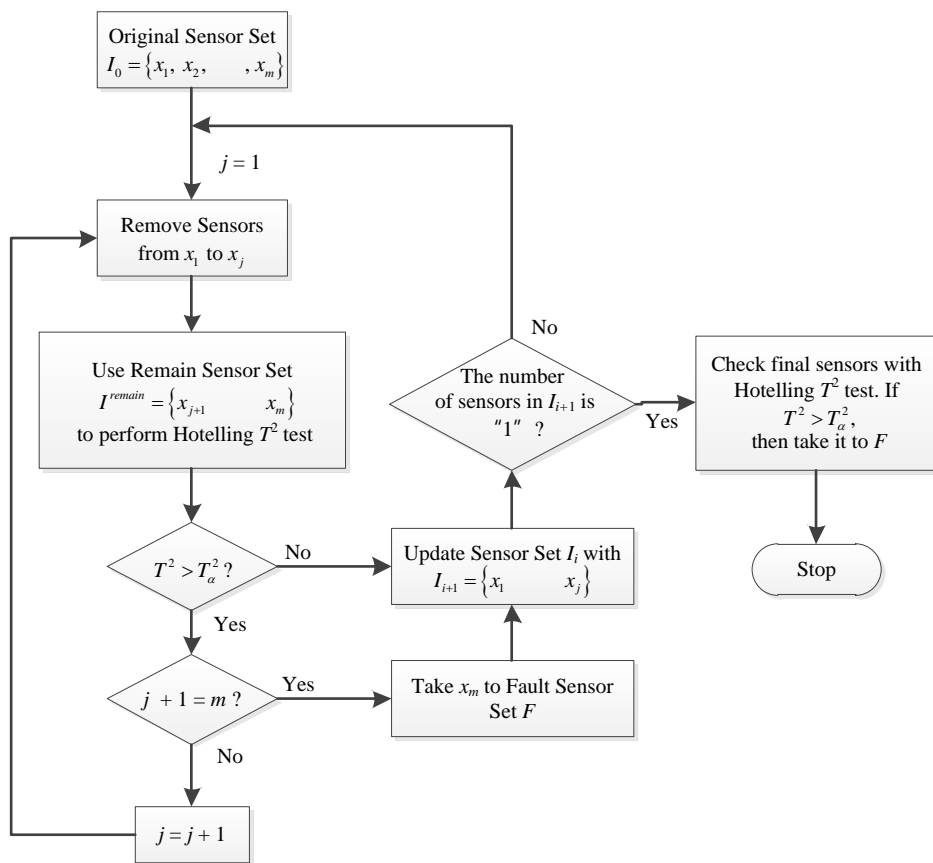


圖 3.1.3.27、定位失能感測器演算法運算流程圖。

- (1) 於穩態訊號  $x[t]$  中第 5000 秒加入偏差訊號，分別設定偏差幅度(bias amplitude)為  $\pm 2\%$  至  $\pm 5\%$ ，以作為實驗條件，偏差幅度的定義如下：

$$\text{Bias Amplitude (\%)} = \frac{\hat{x}[t] - x[t]}{x[t]} \times 100,$$

$\hat{x}[t]$  為受到偏差影響的訊號，其驗證結果列於表 3.1.3.4。

- (2) 於穩態訊號  $x[t]$  中一開始即加入飄移訊號，並持續作用 10000 秒，最後分別設定飄移幅度(drift amplitude)在訊號尾端為  $\pm 2\%$  至  $\pm 5\%$ ，以作為實驗條件，而飄移幅度的定義如下：

$$\text{Drift Amplitude (\%)} = \frac{\hat{x}[t] - x[t]}{x[t]} \times 100,$$

$\hat{x}[t]$  為受到飄移影響的訊號，其驗證結果列於表 3.1.3.5。

(3) 直接令感測器於第 5000 秒直接損壞，讀值歸零。其驗證結果列於表 3.1.3.6。

表 3.1.3.4、感測器隨機發生偏差之偵檢成功率。

No. of fault sensors				No. of fault sensors			
	1	2	3		1	2	3
Drift Amplitude				Drift Amplitude			
+ 2 %	100	100	100	- 2 %	100	99	99
+ 3 %	100	100	100	- 3 %	100	100	100
+ 4 %	100	100	99	- 4 %	100	100	99
+ 5 %	100	100	100	- 5 %	100	100	99

表 3.1.3.5、感測器發生老化的偵檢成功率。

No. of fault sensors				No. of fault sensors			
	1	2	3		1	2	3
Drift Amplitude				Drift Amplitude			
+ 2 %	78	73	68	- 2 %	83	75	57
+ 3 %	100	100	98	- 3 %	100	100	98
+ 4 %	100	100	98	- 4 %	100	100	99
+ 5 %	100	100	100	- 5 %	100	100	100

表 3.1.3.6、感測器直接損壞的偵檢成功率。

Number of fault sensors	1	2	3
Success Rate (%)	100	100	100

從表 3.1.3.4 至表 3.1.3.6 的結果中，可以發現最容易被偵檢出來的感測器失能模式，依序為直接損壞、偏差及飄移，其中直接損壞及偏差的情況下，幾乎都能 100% 被偵檢到。對於飄移的驗證結果中，飄移幅度 2% 的情況下，偵檢成功率則有明顯的下降，由此可知演算法大約會在訊號飄移幅度 2% 左右才會判定感測器有異常，若低於 2% 則較難去偵測到；且失能感測器越多，偵檢成功率也同樣也有下降的趨勢。

另外，本研究再設計一驗證情境，來確認演算法會在多少飄移幅度才會偵測到感測器已發生異常。首先令單一感測器發生訊號飄移，模擬訊號飄移的情境同樣為穩態訊號中一開始即加入飄移訊號，並持續作用 10000 秒，接著進行偵測實驗並記錄演算法偵測到感測器發生異常的時間點，透過

偵測到的時間點即可推估訊號在被偵測到異常當下的飄移幅度，相同實驗條件的實驗重複執行五次。

表 3.1.3.7、偵測到感測器失能(drift)的時間點。

Sensor Type	Pressure	Temperature	Flow Rate
Drift Amplitude			
3 %	5304 ~ 6082 (sec) 1.6 ~ 1.8 (%)	6142 ~ 7055 (sec) 1.8 ~ 2.1 (%)	4473 ~ 7255 (sec) 1.3 ~ 2.2 (%)
4 %	3782 ~ 4457 (sec) 1.5 ~ 1.8 (%)	4487 ~ 5548 (sec) 1.8 ~ 2.2 (%)	4860 ~ 5281 (sec) 1.9 ~ 2.1 (%)
5 %	3182 ~ 3664 (sec) 1.6 ~ 1.8 (%)	3651 ~ 4651 (sec) 1.8 ~ 2.3 (%)	3618 ~ 4294 (sec) 1.8 ~ 2.1 (%)
Sensor Type	Water Level	Radiation	Neutron Flux
Drift Amplitude			
3 %	6053 ~ 6815 (sec) 1.8 ~ 2 (%)	5863 ~ 6378 (sec) 1.8 ~ 1.9 (%)	4937 (sec) 1.5
4 %	3878 ~ 5513 (sec) 1.6 ~ 2.2 (%)	4281 ~ 4451 (sec) 1.7 ~ 1.8 (%)	4892 (sec) 2 (%)
5 %	3858 ~ 4330 (sec) 1.9 ~ 2.2 (%)	2721 ~ 3688 (sec) 1.4 ~ 1.8 (%)	3318 (sec) 1.7 (%)

本研究中所使用到的感測器皆須進行偵測實驗，也設定不同飄移幅度進行測試，其測試結果列於表 3.1.3.7，表 3.1.3.7 中已將相同物理量的感測器相關結果整合在一起。可以發現偵檢演算法偵測到感測器發生異常當下的飄移幅度大部分皆落在 1.8 至 2.2% 之間；物理量為壓力與輻射劑量的感測器，相較於其他感測器則較早被偵測到。透過這些結果可以也再次驗證表 3.1.3.5 的結果，因偵檢演算法可能須等到訊號飄移幅度超過 2% 才會被偵測到失能感測器，故在訊號尾端為 2% 的飄移幅度的情況下，容易偵測不到感測器有失能的現象，導致偵檢成功率下降。

### 3.1.3.8 感測器的失能對肇始事件辨識準確率影響之探討

除了偵測失能感測器外，另外要探討的是失能感測器對於肇始事件辨識的影響。驗證情境為發生肇始事件之前，已有單一感測器發生失能的情況，並運用已包含到失能感測器的訊號，令辨識系統進行辨識，驗證辨識效能的方法同樣使用留一交叉驗證法以計算辨識率。須特別說明的是失能訊號的模擬，飄移的部分將會連續作用 10000 秒，並在 10000 秒時已有 4% 的飄移幅度，而肇始事件於第 5000 秒發生，相當於感測器訊號已飄移了 2%；偏差的部分也同樣設定於肇始事件發生前，訊號已有 2% 偏差幅度。設定發生事件當下的訊號已有 2% 的飄移或偏差幅度的原因，為第七章已提到

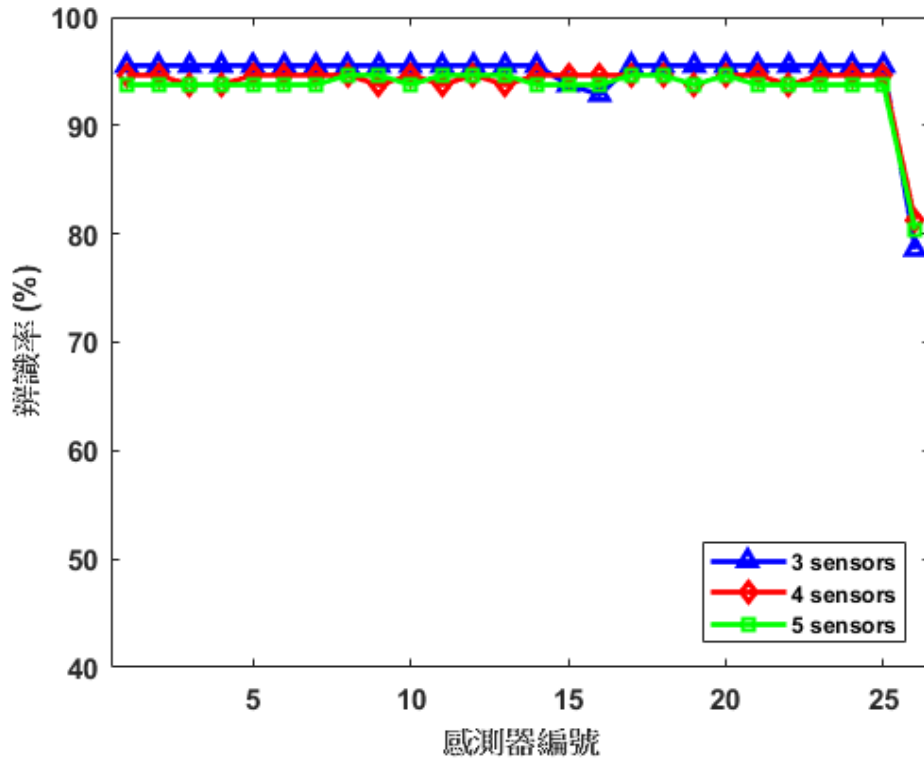


圖 3.1.3.28、感測器訊號發生飄移對肇始事件辨識率的影響。

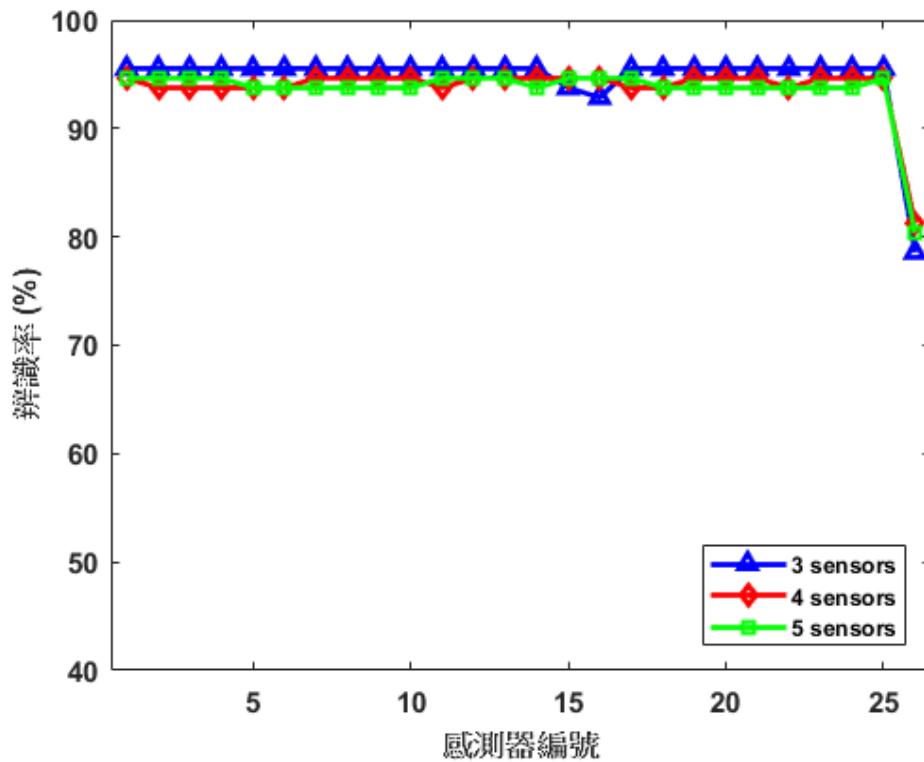


圖 3.1.3.29、感測器訊號發生偏差對肇始事件辨識率的影響。

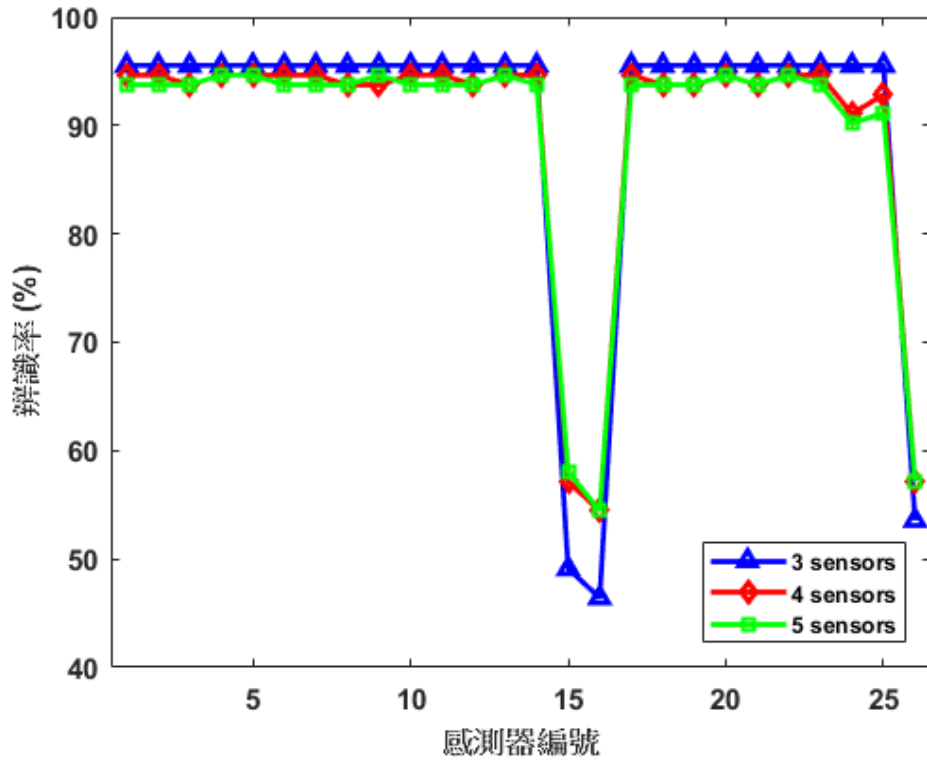


圖 3.1.3.30、感測器直接損壞對肇始事件辨識率的影響。

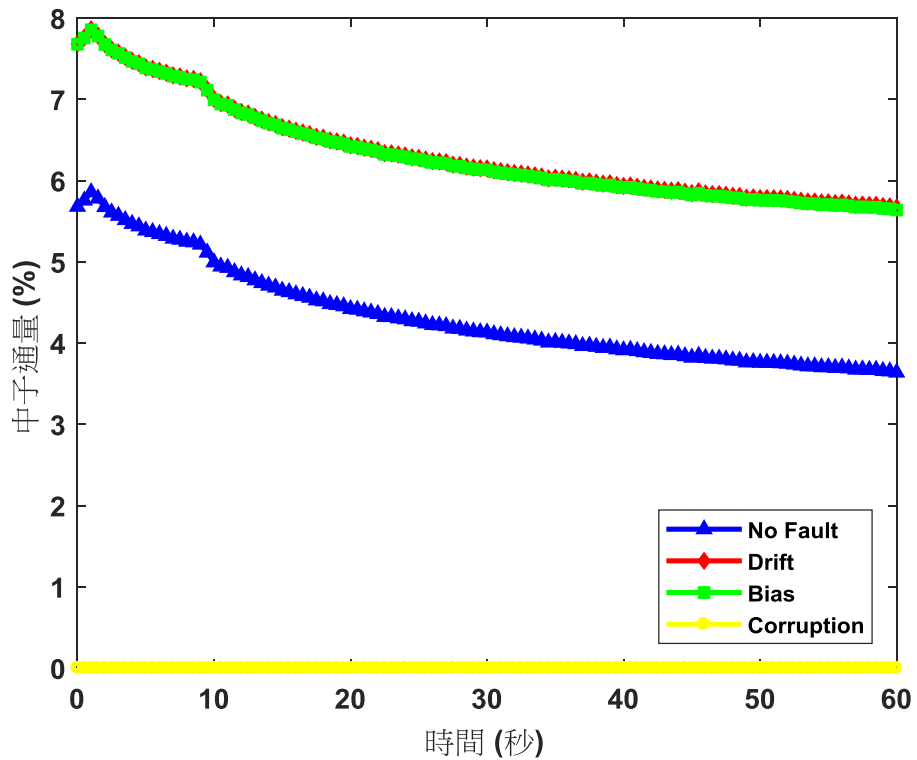


圖 3.1.3.31、受到不同感測器失效模式的影響，中子通量於冷卻水流失事件熱端破口事件之下的訊號變化。



失能感測器偵檢演算法大約會在訊號有 2% 的飄移或偏差幅度會偵檢到異常，故本研究進一步設想在這兩個感測器失效模式之下，若失能感測器未被發現，會對辨識肇始事件帶來多少影響。

實驗條件的部分，將會輪流設定每一個感測器依循三個失能模式讓感測器訊號發生異常。驗證用的辨識系統會採用「感測器種類區塊投影法」、「循序向前選擇法」及「最近鄰居分類法」分別作為特徵萃取器、感測器偵選法以及分類器，並設定感測器的偵選數量為三個至五個做為實驗條件，用以觀察辨識率的變化。而事件訊號的擷取情狀則採用「跳機後 60 秒」的訊號。所有實驗結果皆顯示於圖 3.1.3.28 至圖 3.1.3.30，橫軸為失能感測器的編號，縱軸代表著該感測器在失能狀態下進行辨識而得到的辨識率，以百分比的形式表示。

根據上述實驗結果，感測器的失能對肇始事件辨識能造成的影響的因素主要有二：

- 甲、感測器失效的模式：在三種感測器失能模式之中，感測器損壞讀值歸零對辨識的影響最大，其次是「偏差」及「飄移」，而偏差及飄移這兩者對辨識的影響幾乎一樣，因飄移模式在這 60 秒只多了約 0.024% 的飄移幅度。如圖 3.1.3.31 所示，可以發現偏差及飄移的訊號幾乎重疊在一起，訊號波形也未有任何的破壞，而感測器直接損壞的話則已經喪失原有的波形。在喪失訊號波形的情形下，相較於未喪失訊號波形的情形，對辨識肇始事件會有更多負面的衝擊。
- 乙、感測器偵選法則：因辨識系統是抓取挑選過後的感測器量測訊號進行辨識，若辨識系統並未挑選到失能感測器，則不會影響到系統的辨識效能。以圖 3.1.3.30 為例，在偵選三個感測器的情況下，因循序向前選擇法在留一交叉驗證法的驗證之下，每次皆挑選第 15、16、26 號感測器，故只有在這三個感測器發生失能的情況下，才會嚴重影響到辨識率。若挑選三個以上的感測器，則因驗證過程中會挑選到第 15、16、26 號以外的感測器進行辨識，所以可以看到其餘感測器失能已對辨識有微幅影響。

### 3.1.3.9 運轉員經驗回饋

為讓肇始事件辨識系統能夠更貼近運轉員的需求，研究團隊於八月份及九月份分別前往核二廠及核三廠，與運轉員進行交流，首先透過簡報的方式來介紹本計畫所開發的系統，運轉員聽取簡報後給予適當的建議，包含電廠所關注的肇始事件、電廠中是否仍有其他可以輔助辨識的感測器以及運轉員實際的需求等，以下將分別列出核二廠及核三廠運轉員所給的建議：

#### 核二廠運轉員提供之建議

1. 建議除了原先設置好的感測器外，使用其他輔助的感測器，如乾井溫度、集水坑水位、輻射劑量這三種感測器(核二廠運轉規範 3.4 節、3.6 節)，借此來降低辨識錯誤的可能性。
2. 當有事故發生時，運轉員須憑其熟練度及借助自身的紀錄來從運轉規範中找到對應的措施，目前尚未有一個系統化的方法來輔助運轉員迅速找到對應的頁面，這對新人運轉員來說會是一大挑戰。
3. 辨認肇始事件對於運轉員來說確實過於艱澀，這也顯示事件辨識系統對於運轉員來說有一定的必要性。
4. 須與運轉員有密切的合作，了解運轉員所關注的肇始事件，發展出適合該電廠的辨識系統。
5. 感測器的管理不會等到感測器壞掉才修，而是會提早進行更換(核二廠運轉規範 3.3 節)，另外如何確認感測器損壞會有一套管理方法。

### 核三廠運轉員提供之建議

1. 現行運轉員面對肇始事件的發生，若在大量警報都被啟動的狀況下，對他們來說確實難以在短時間內透過這些警報，來找出造成警報大響的根源。故現行的做法以緊急救援設施能啟動為首要目標，解決電廠當下所表現的徵狀為主，此種做法是「徵狀導向 (symptom-oriented)」的解決辦法。另一方面，若是導入本研究所開發的肇始事件辨識系統，抓出電廠發生異常的根源，並針對根源採取相對應的緊急措施，這種「事件導向 (event-oriented)」的做法可更精確地去解決問題。
2. 對於運轉員來說，辨識系統能判斷出 LOCA 事件的破口大小，比判斷 LOCA 破口位置，所帶來的幫助要來得多。因運轉員面對 LOCA 冷端及熱端破口當下，需要做的救援措施是一樣的，相較之下因破口大小的不同，運轉員則須衡量冷卻水洩漏量以及緊急注水系統的供水能力，而採取不同的救援措施，令電廠受到的損害降到最低。

#### 3.1.3.10 結論與未來工作

本計畫於今年度主要有兩個主軸，一是「辨識系統的再精進」，透過建立「感測器偵選法則」，令全域(GA, QEA)及次全域(SFS, dSFS, SBS)最佳化演算法，挑選出最具鑑別力的感測器訊號。除此之外因跳機之前的訊號可能含有豐富的辨識資訊，故也嘗試擷取跳機前 30 秒的訊號進行辨識，並也引進「異常偵測演算法」來偵測肇始事件的發生，以偵測到異常當下的時間點做為新的指標，連續擷取 60 秒的訊號用來辨識，並與其他兩種訊號擷取情狀進行比較。另外一個主軸為「失能感測器的偵檢」，因感測器是運轉員了解電廠當下情況的重要途徑，若感測器發生失能之情事，勢必會對電廠監控帶來負面的衝擊，同樣的也會對肇始事件辨識的工作帶來影響，故本研究開發一自動化失能感測器偵檢與定位演算法以解決此議題，並探討感測器失能對肇始事件辨識的影響。

在上個年度中，比較了各種特徵擷取與分類器的演算法，並額外對萃取出來的特徵值進行特徵縮減(feature reduction)，使辨識系統的辨識率來到 **88.39%**；而今年計畫在既有的特徵萃取演算法的情況下，使用感測器偵選法則以取代特徵縮減法，以「感測器種類區塊投影法」萃取特徵值並搭配「循序向前選擇法」挑選感測器，經過交叉驗證後，已來到 **95.54%**的辨識率。接著改變使用「跳機前 30 秒」這個擷取情狀，以「主成分分析」萃取特徵值搭配「可縮減循序向前選擇法」挑選感測器，最後達到 **98.48%**的高辨識率，比起上年度的成果又再增加了 **10%**的辨識率。

失能感測器偵檢與定位的部分，透過本研究所開發的演算法，已能準確偵檢及定位失能的感測器，偵檢成功率已接近 100%；另外也已證明感測器的失能對肇始事件的辨識會帶來負面的衝擊，若感測器直接損壞的情況下(以「蒸汽產生器蒸氣流量」感測器失效為例)，會使辨識率低於 50%。未來本計畫將會把發展完善的肇始事件辨識系統布建於可程式邏輯陣列(field programmable gate array, FPGA)上，現今核三廠的核能機組仍配置類比式儀控設施，並已營運超過 30 年的歷史。類比式儀控設施通常是一個封閉性的迴路及操作環境，長期運轉及使用後常因零組件停產而導致維修困難；在不久的未來，核三廠將逐漸面臨儀控設施更新及核能電廠延壽的議題。由於大量電腦化作業及數位化技術進步，儀控設施數位化早已成為必然趨勢，然而目前國際上已通過認證、請照程序的全數位化、分散式控制、多工網路技術的儀控設施所採用的微處理器及軟體工程技術都是大約 20 年前的產品及水準，同時若套用此數位式儀控設施，須投入大量人力來因應軟體共因失效的對策。

若採用無作業系統及操作軟體的 FPGA 建構核電廠內安全、非安全相關系統的數位儀控設施，則可避免因微處理器軟體所造成不確定因素的缺失、當機、與軟體共因失效，強化核電廠的安全性。憑藉著 FPGA 建置軟體的便利性及硬體速度優勢，可以令本研究所發展的演算法可以被即時(real time)執行。最後，所建立之事故辨識系統，將連結至電廠模擬系統，來實際驗證事件辨識的正確性。

### 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

輕水式反應器(Light Water Reactor, LWR)經長期高溫運轉下，壓力槽內部組件會產生沿晶應力腐蝕龜裂(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，為了讓核電廠安全運轉達到執照所給的 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，爭相研究組件防蝕的防制技術。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，主要是因不鏽鋼具有良好的抗腐蝕能力，較新的電廠則會採用添加鉬或是含碳量低的不鏽鋼。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 不鏽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。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。而起動(Startup)時的核能電廠爐心組件因爐水溫度開始升高而維持高電化學腐蝕電位(ECP)，文獻數據顯示，在 BWR 的純水環境中，低合金鋼、不鏽鋼及鎳基合金等組件材料在  $200\text{ }^{\circ}\text{C}$  左右的溫度條件下，反而會出現相對於  $288\text{ }^{\circ}\text{C}$  環境中更高的裂縫成長速率，國外的研究單位及 BWR 電廠也開始進行反應器啟動期間實施加氫水化學技術的研究。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，而 PWR 原先的水化學規範即已加入氫氣，防止氧化性環境。為使輕水式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。在缺乏輕水式反應器實際水化學資訊的情況下，可以透過數值模擬的方式進行理論分析與預測。開發 LWR 水化學分析程式，延續之前研究執行的內容，以計算輻射分解效應下水化學變化的 DEMACE 程式，分析 LWR 主循環迴路的水化學變化以及預測結構材料的腐蝕行為。另外，現役電廠採用 304 不鏽鋼或是 316 不鏽鋼的組件，因劣化而須更新組件，像是 Instrument dry tubes、Control rod absorber tubes、Core shroud、Fuel bundle cap screws、Various springs 等，更新後的組件可能是採用 316L 不鏽鋼，因此針對 316L 不鏽鋼可能發生的 SCC 問題，透過慢應變速率拉伸實驗測試在啟動期間及額定功率運轉的高溫純水環境中鉀件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。希望能更加強化現役電廠的安全性。

目前本計畫的執行進度如下所示：

工作項目	年月	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
LWR水化學與材料腐蝕測試相關之文獻資料蒐集與分析													
不同功率下之主循環水迴路電化學腐蝕電位計算													
不同功率下之主循環水迴路裂縫成長速率計算													
製備 SSRT 實驗專用之 316L 不銹鋼試片－熱敏化與預長氧化膜處理													
中溫 250 °C 溶氫環境中之 316L 不銹鋼試片之 SSRT 實驗													
中溫 200 °C 溶氫環境中之 316L 不銹鋼試片之 SSRT 實驗													
試驗後試片之表面與破斷面分析 (SEM或AES)													
報告撰寫													
完成累積百分比(%)		8	16	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100

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。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，透過適當的腐蝕防制技術並探討防蝕效益，提供現在及未來 LWR 運轉之參考。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，為了避免高氧化性的純水環境而開始實施加氫水化學技術時，了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為，以及加氫之後的效益分析，面對電廠可能面對的 SCC 問題，提供可行的解決方案。本計畫建立的電腦模式「DEMACE」來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，並利用混合電位模式計算組件的電化學腐蝕電位。DEMACE 電腦程式可預測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。

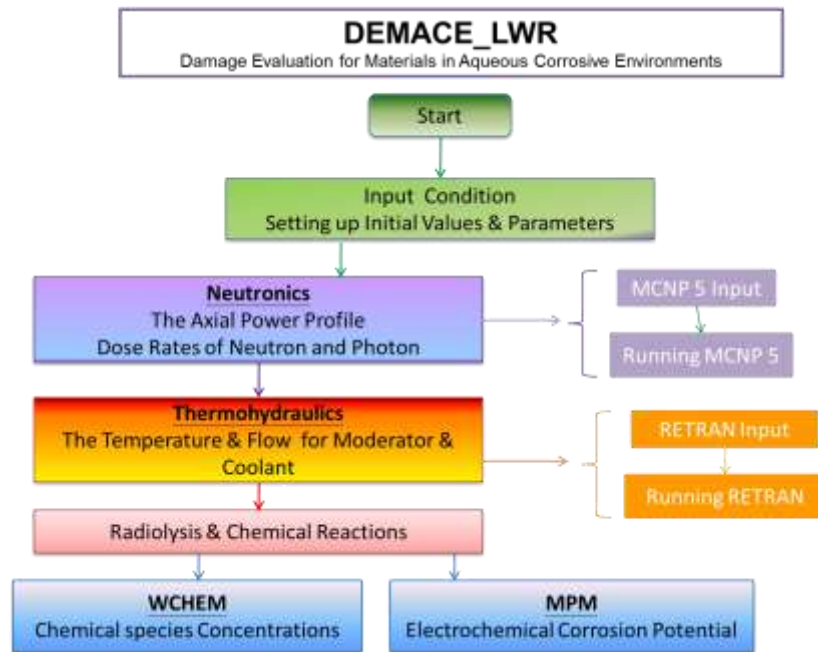


圖 3.1.4.1 LWR 程式的基本架構圖

本研究將整個主冷卻水迴路區分成十二個區域，如圖 3.1.4.2 所示。整個迴路劃分為十二個區域，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—上降流區 (Upper Downcomer)、8—下降流區 (Lower Downcomer)、9—再循環系統 (Recirculation System)、10—噴射泵 (Jet Pump)、11—爐心下方空間底部 (Bottom Lower Plenum)、12—頂爐心下方空間 (Top Lower Plenum)。圖 3.1.4.3 顯示爐水流向與分流狀況。

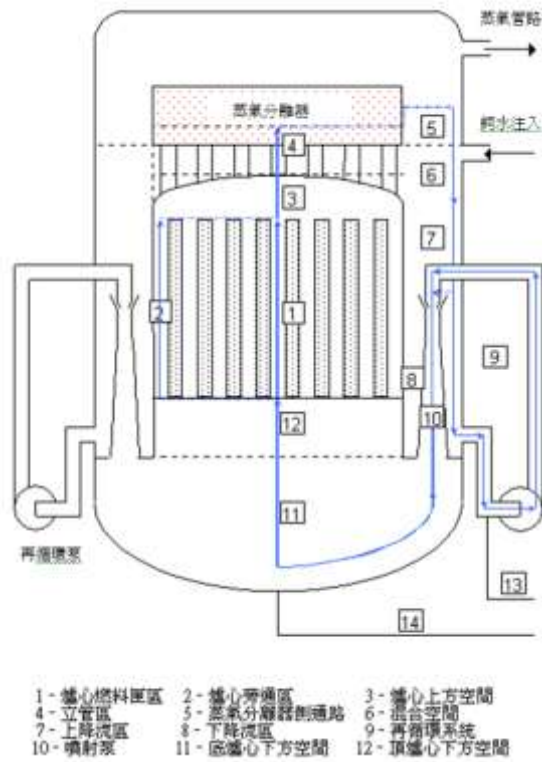


圖 3.1.4.2 LWR 主冷卻水迴路壓力槽內部組件幾何位置示意圖

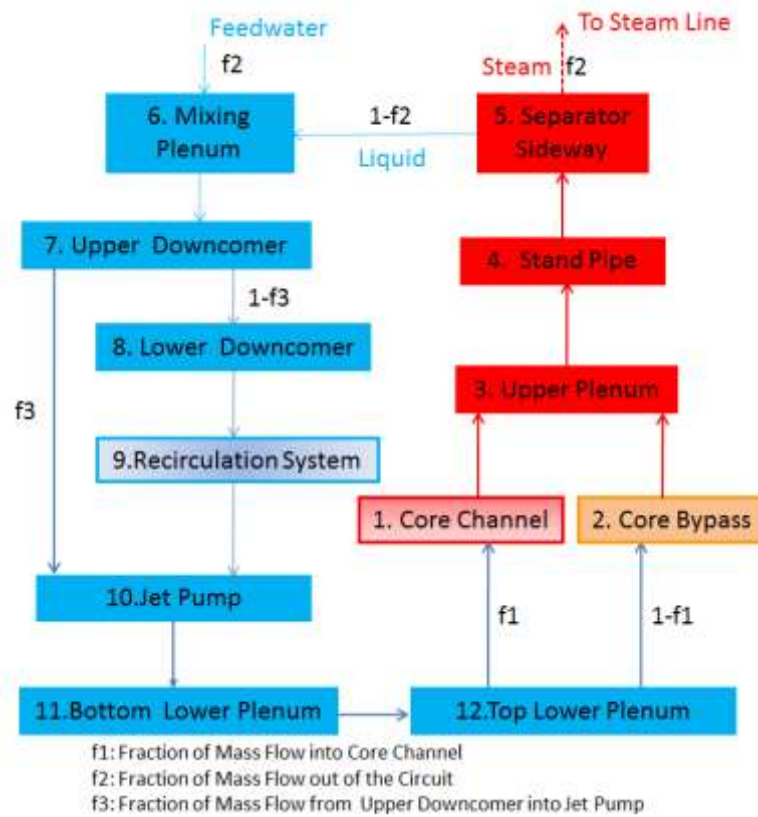


圖 3.1.4.3 核電廠主冷卻水迴路爐水流徑與分路圖



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，去年已計算出結果，將這些濃度帶入 MPM 模式進行 ECP 的計算，結果如圖 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 40~80ppb 範圍，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 0.2~0.6 ppm，溶氫濃度則小於 50 ppb 以下。在反應器啟動過程中，氧化劑濃度屬於較高的數值，透過 MPM 模式所計算出來的組件的電化學腐蝕電位都維持在正電位的範圍內，在爐心區域及爐心旁通區域的 ECP 隨著功率增加而變高後，因再結合效應變快而使 ECP 下降，而降流區與頂爐心下方空間也呈現相同的趨勢。另外，在不同低功率狀態下，進行組件 CGR 的計算，在無注氫的情況下進行分析，其結果如圖 3.1.4.5 所示，CGR 隨著流徑的變化，與組件 ECP 的趨勢類似，較高的數值也是出現在爐心區域附近高氧化性的環境下，在極低功率下，CGR 的數值較小，當功率增加時，同一區域的 CGR 也會增加。當功率增加至再結合效應變為顯著時，CGR 的數值呈現下降的趨勢。

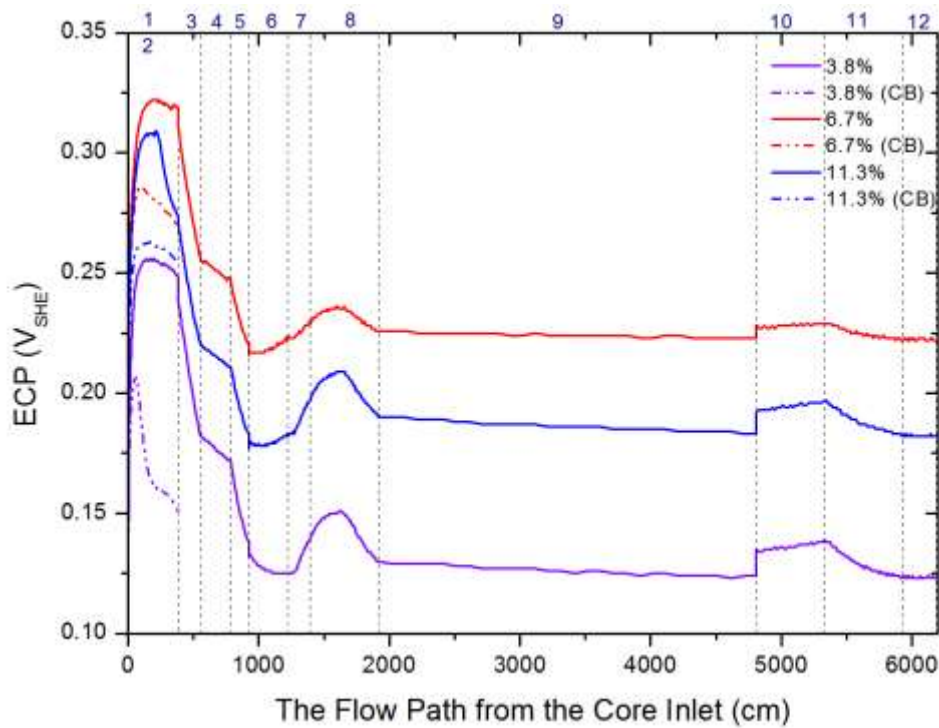


圖 3.1.4.4 在啟動過程中，316L 組件 ECP 在主冷卻水迴路隨著流徑的變化分布

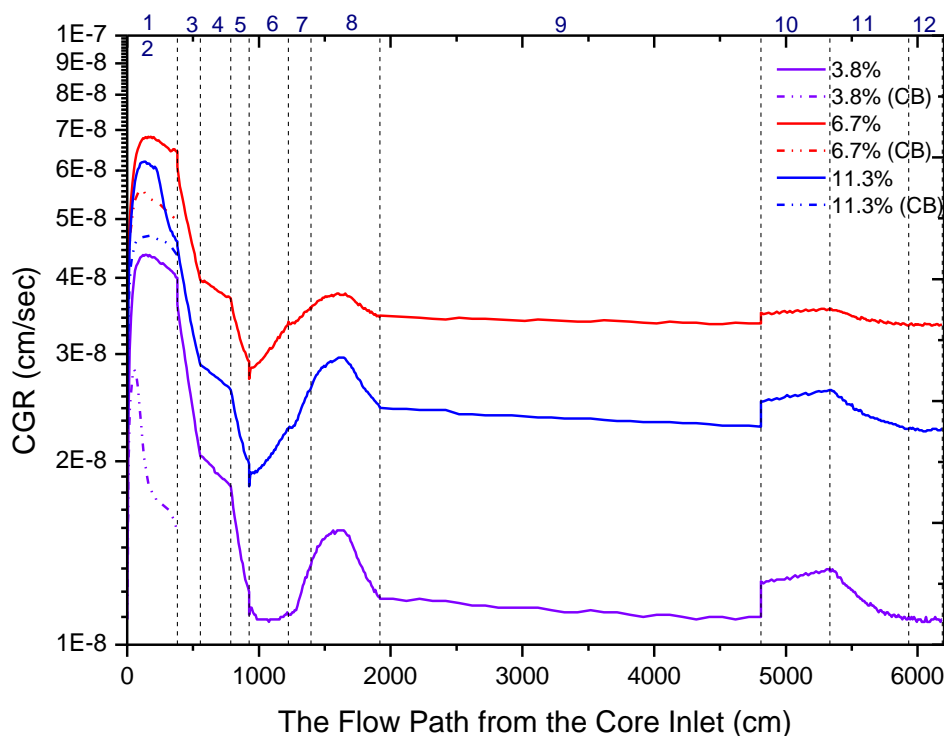


圖 3.1.4.5 在啟動過程中，316L 組件 CGR 在主冷卻水迴路隨著流徑的變化分布

組件材料腐蝕行為部分，則是透過 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，為了避免高氧化性的純水環境而開始實施加氫水化學技術時，了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為，以及加氫之後的效益分析，面對電廠可能面對的 SCC 問題，提供可行的解決方案。在模擬 LWR 環境的水化學狀況(100 ppb 溶氫)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 觀察鉀件材料的破斷面，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，來評估組件經過加氫後的 SCC 行為。

SSRT 量測實驗拉伸速率設定為  $3.7 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ ，水溫維持在 200-288 °C，壓力為 1200 psi，循環水流速設定為 40 mL/min，使用位移量測儀量測試片伸長量，相關設計如圖 3.1.4.6 所示。試棒在加工完成後，進行拉伸試驗之前，316L 不銹鋼試棒會經由固溶熱處理，消除因加工造成的影響，並且消除潛在的析出物，改善 316L 不銹鋼試棒的成分分佈。固溶熱處理之後，再進行敏化熱處理。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。後續將 316L 不銹鋼試棒置於含 300 ppb 溶氫之純水循環系統中進行 15 以上預長氧化膜處理 (pre-oxidizing treatment)，讓試棒的氧化膜結構穩定，後續再進行慢速拉伸試驗。



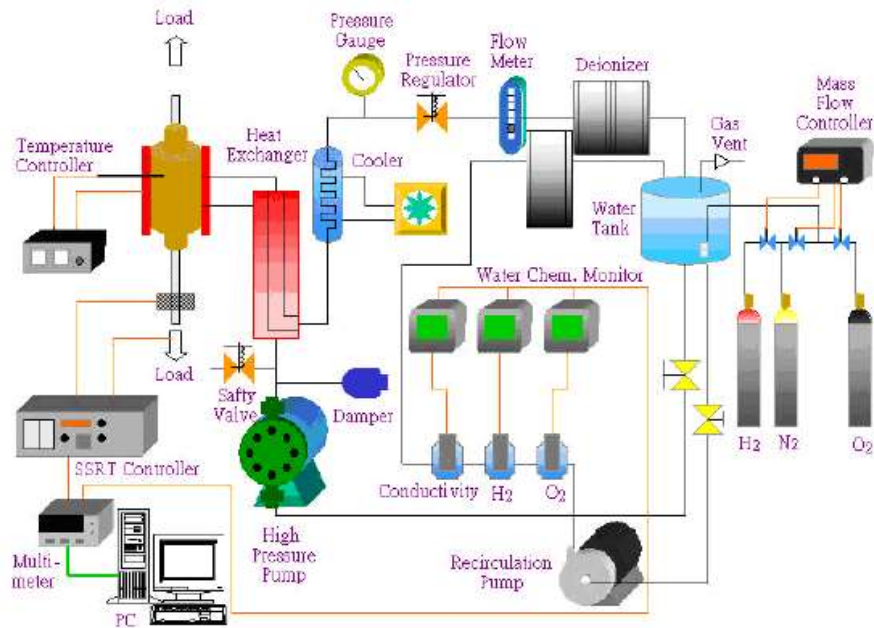
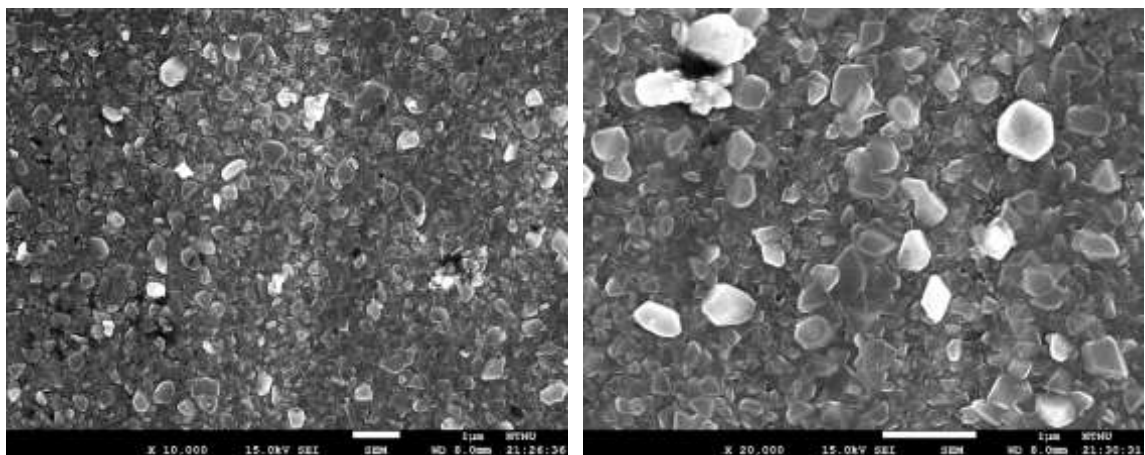


圖 3.1.4.6 SSRT 水循環系統裝置示意圖

316L 不銹鋼試片經過高溫敏化處理(650 °C/24 hrs)，其敏化程度約為 2.4% 左右。當敏化時間增加至 100 小時，敏化程度增加至 21% 左右，已屬重度敏化。316L 不銹鋼試片在高溫溶氧環境下之氧化膜表面型貌如圖 3.1.4.7，氧化膜顆粒的粒徑大小約 0.5  $\mu\text{m}$  到 1  $\mu\text{m}$  間，可以觀察到內層的氧化層，圖 3.1.4.8 為拉曼散射光譜分析結果，表面結構主要是  $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$  和  $\gamma\text{-Fe}_3\text{O}_4$ 。當試片處在溶氫的環境下，氧化膜明顯變為更細小且緻密的氧化膜，如圖 3.1.4.9 所示。透過圖 3.1.4.10 的拉曼分析結果，可知氧化膜結構主要為  $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$  和  $\gamma\text{-Fe}_3\text{O}_4$ ，但是  $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$  的訊號非常微小。



(a) 10kX

(b) 2kX

圖 3.1.4.7 溶氧環境下 316L 不銹鋼平板試片 SEM 圖

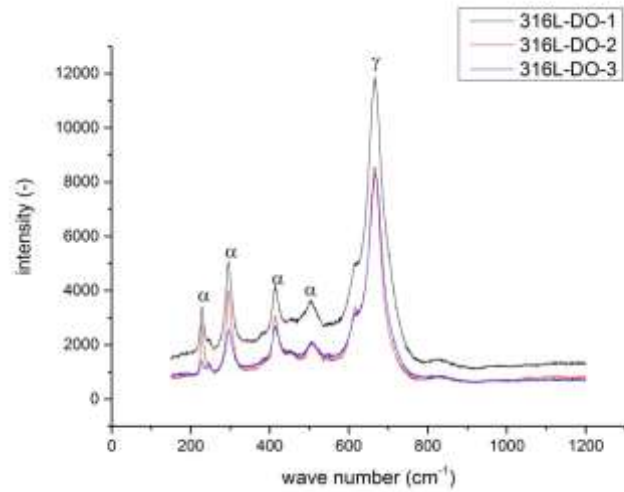
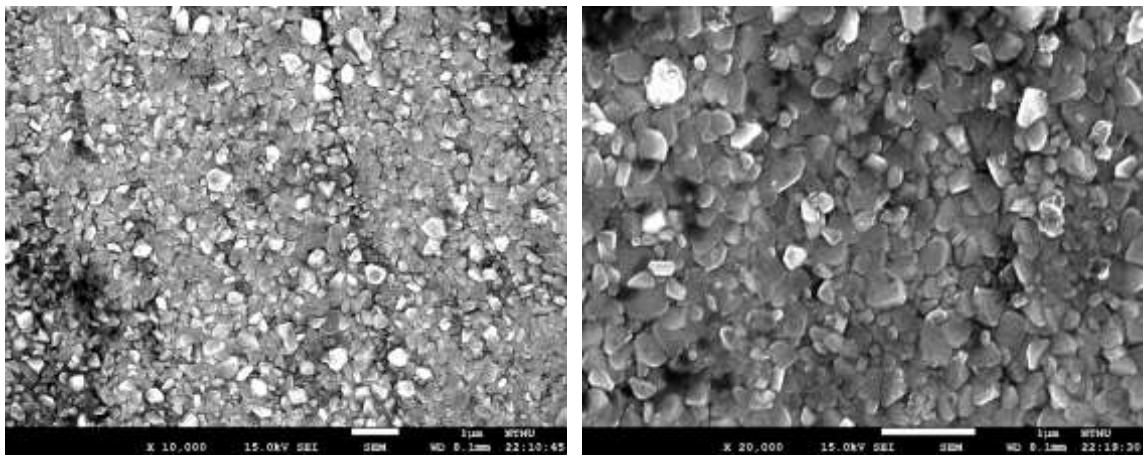


圖 3.1.4.8 溶氧環境下 316L 不銹鋼平板試片拉曼散射光譜分析



(a) 10kX

(b)2kX

圖 3.1.4.9 溶氫環境下 316L 不銹鋼平板試片 SEM 圖

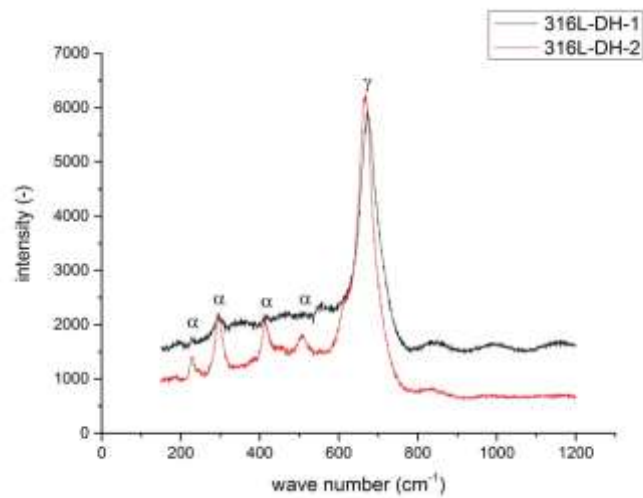


圖 3.1.4.10 溶氫環境下 316L 不銹鋼平板試片拉曼散射光譜分析

慢應變速率拉伸實驗測試結果顯示 316L 不鏽鋼的敏化程度和水環境溫度對於材料的 SCC 有很強烈的影響。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。經過固溶處理的試棒在一般溶氧 288°C 的水環境中，相對於其他經過敏化處理的試棒都有著較好的機械性質表現(圖 3.1.4.11 及表 3.1.4.1)，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 與 288 °C 時，其降伏強度、抗拉強度以及應變量都較 200 °C 時小。

依據 105 年在溶氧下的實驗結果，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 3.1.4.12, 3.1.4.13, 3.1.4.14)，在側面的部分，在 250°C 溫度時無論於 NWC 或是 HWC 下都可以發現數量不少的二次裂口出現，相較於在 HWC 下的結果，在 NWC 環境下的二次裂口較為長且寬。而在其他溫度下，側面都沒有看見明顯的二次裂口出現。試棒斷裂面的部份，250°C 有接近一半的 SCC 破裂特徵，且在斷面邊緣的 IGSCC 起始區域較長；288°C 則接近 40% 左右的 SCC 形貌，沿著邊緣的 IGSCC 的起始點看起來較為集中。200°C 較其他兩個高溫結果較好，但仍有將近三分之一的 SCC 破裂特徵。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，值得注意的是，SCC 的嚴重程度並非和溫度呈正相關，250°C 的斷面上呈現最嚴重的 SCC，在機械性質的表現上也最差，同時在側面呈現了大量的二次裂口出現。從結果來看，250°C 有著最為嚴重的結果，且可能有多重裂口起始之傾向，接著是 288°C 和 200°C。

在採用 HWC 後，可以明顯的發現對於所有溫度的試片，機械性質表現有著大量的進步，對於 288°C、250°C 和 200°C 分別延長了約 17%、31% 以及 14%；而對於斷面形貌，SCC 形貌的特徵大量下降。在 288°C 時，由 NWC 轉為 HWC 後 SCC 斷面特徵由將近 50% 下降至 15%，250°C 則降至 5% 以內，在 200°C 的條件下則完全看不到任何 SCC 出現的跡象。這代表 HWC 的採用對於抑制 SCC 的發生有著非常顯著的效果，且和施行 HWC 時的環境溫度有關，可以發現在 288°C 和 250°C 下施行 HWC 仍無法完全抑制 SCC 的出現，但對於 250°C 來說，採用 HWC 有著最高的效益。

這意味著在，在核電廠起動過程中，儘管溫度尚未達到最高的 288°C，在 NWC 環境下都會出現嚴重的 SCC，因此在 200°C 以上的水化學控制仍需要去注意和管控。而採用 HWC 能大幅度延長材料壽命並一定程度的避免產生 SCC 起始或延伸的狀況，尤其在 250°C 的環境下有著最大的效益，200°C 時則能完全避免 SCC 的發生。

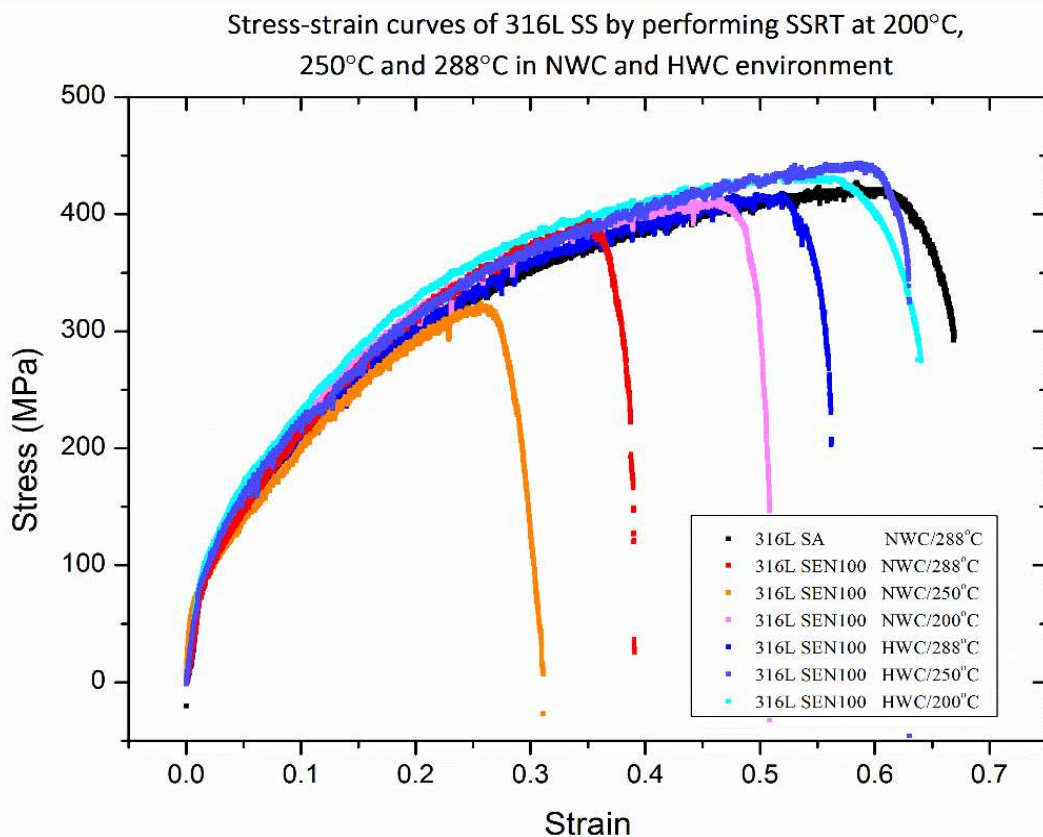


圖 3.1.4.11 316LSS 在不同測試條件下之試棒應力應變結果

表3.1.4.1 316L SS機械性質和斷面特徵結果比較

Material	Water environment	Yield Stress (MPa)	UTS (MPa)	Strain (%)
316L	SA at 288°C (NWC)	89	421	66.7%
	SEN at 288°C (NWC)	87	388	39.0%
	SEN at 288°C (HWC)	101	416	56.2%
	SEN at 250°C (NWC)	66	321	31.1%
	SEN at 250°C (HWC)	81	441	62.0%
	SEN at 200°C (NWC)	90	411	50.8%
	SEN at 200°C (HWC)	88	430	64.0%

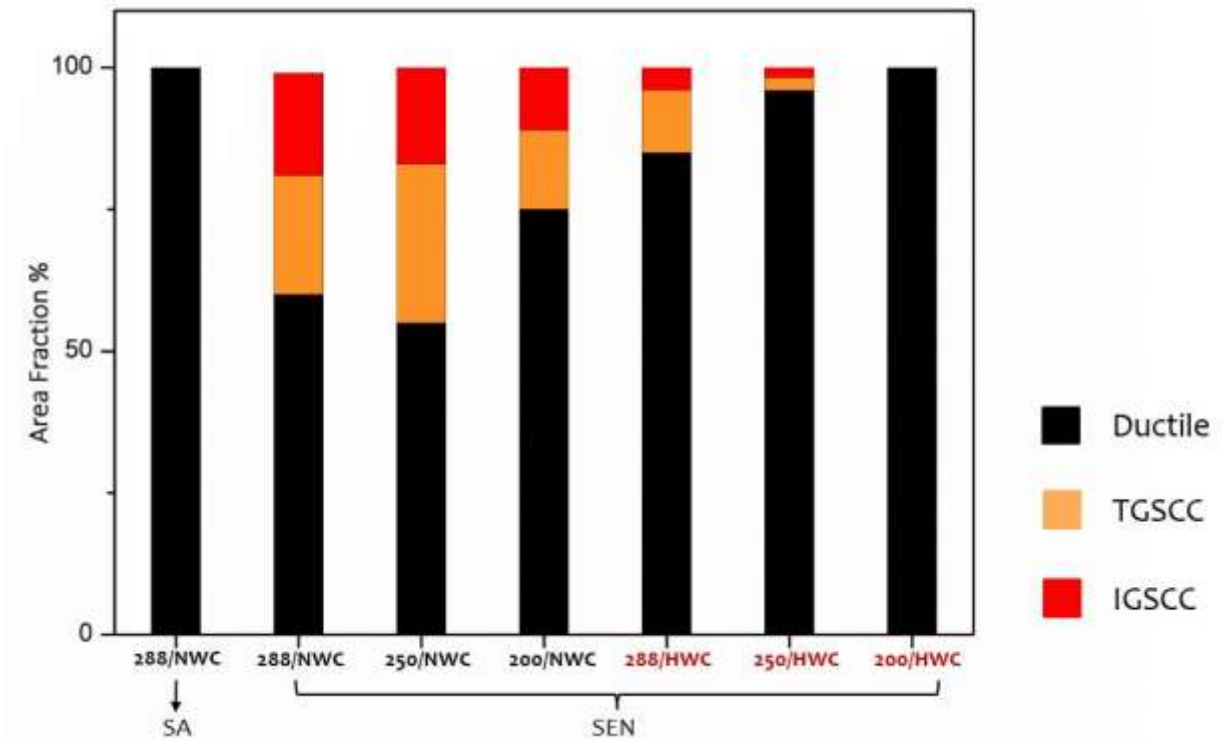


圖 3.1.4.12 316LSS 在不同測試條件下之試棒斷面各破裂特徵比例比較圖

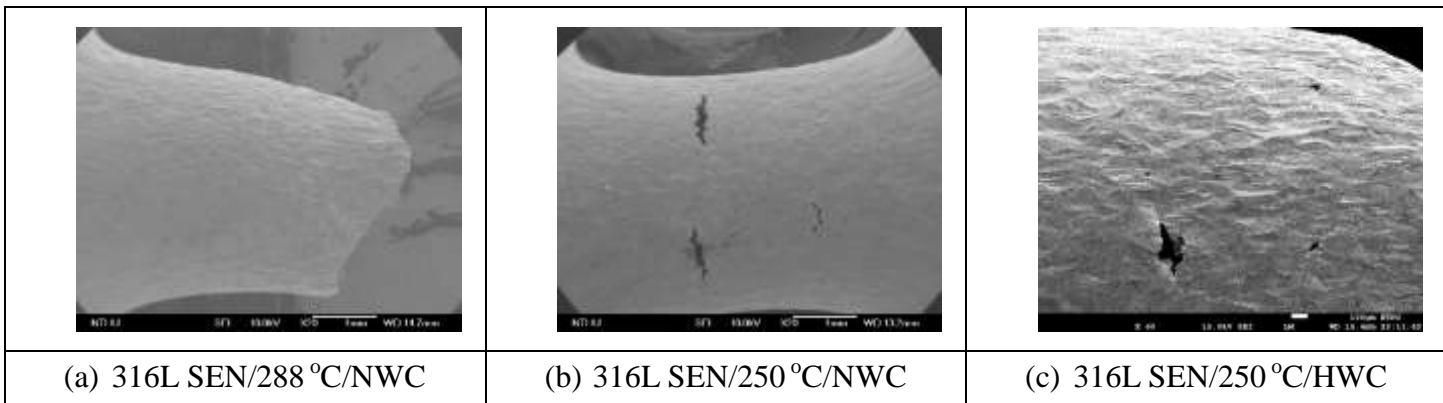
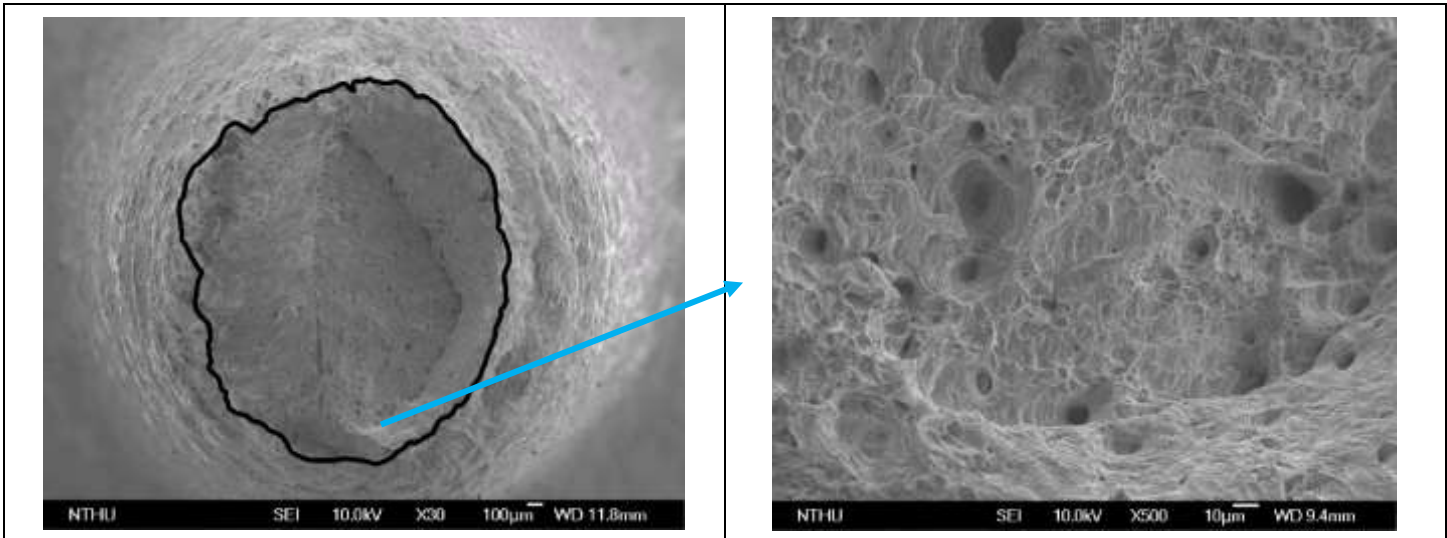
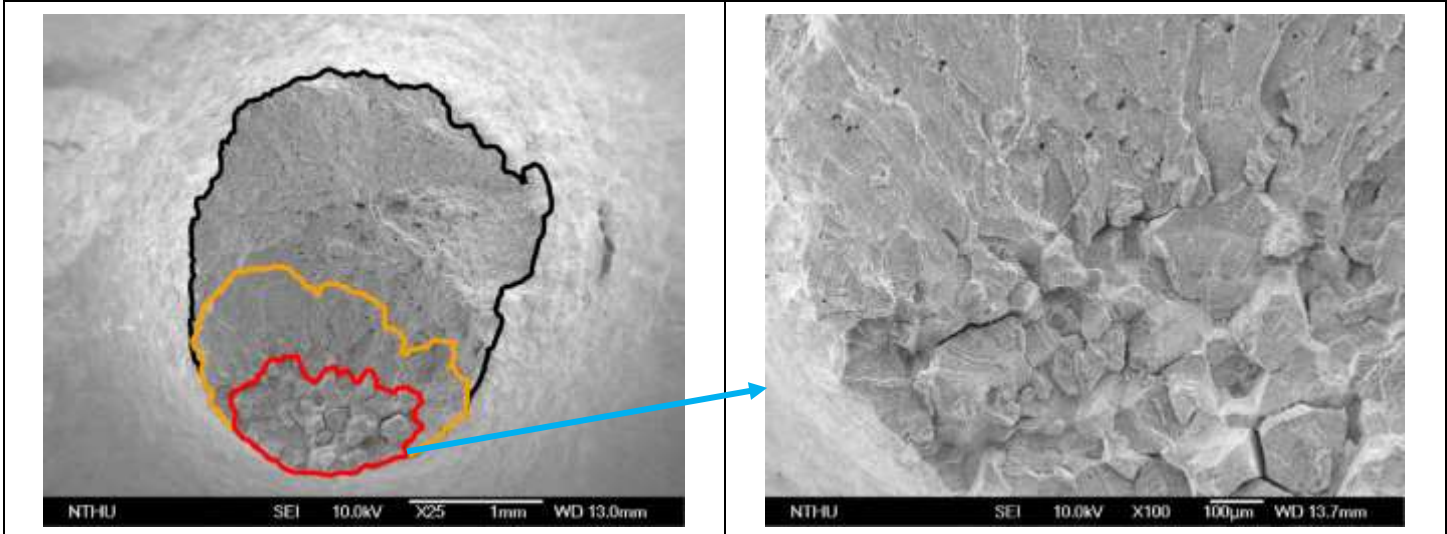


圖 3.1.4.13 316LSS 不同測試條件之試棒側面 SEM 圖

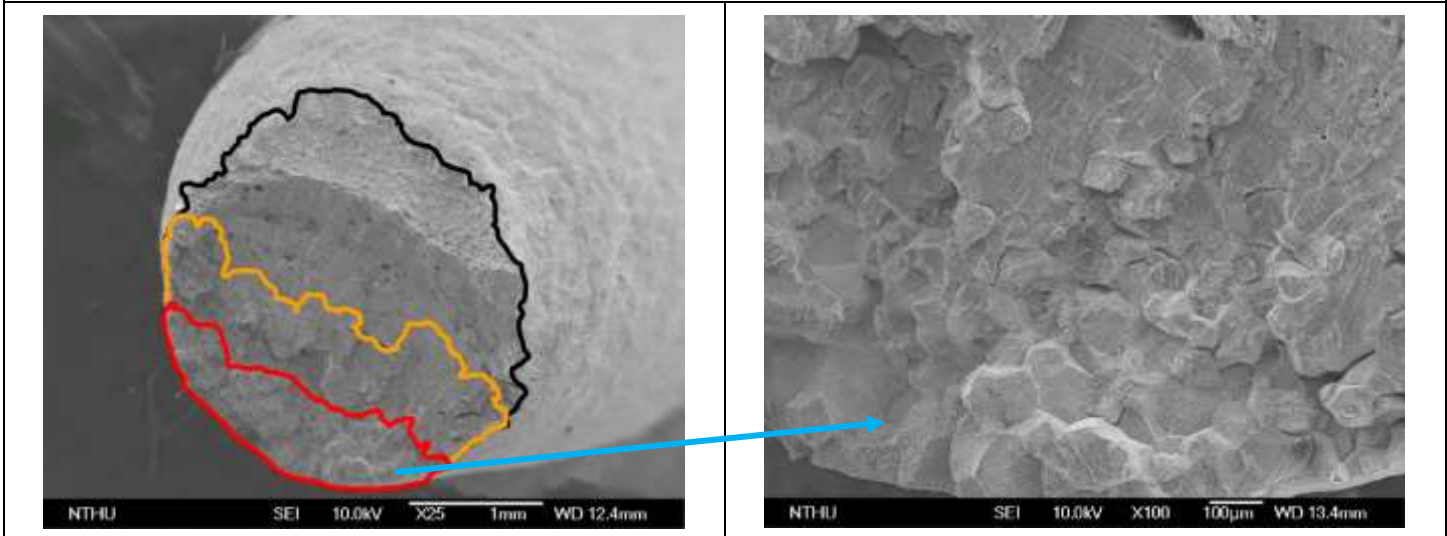




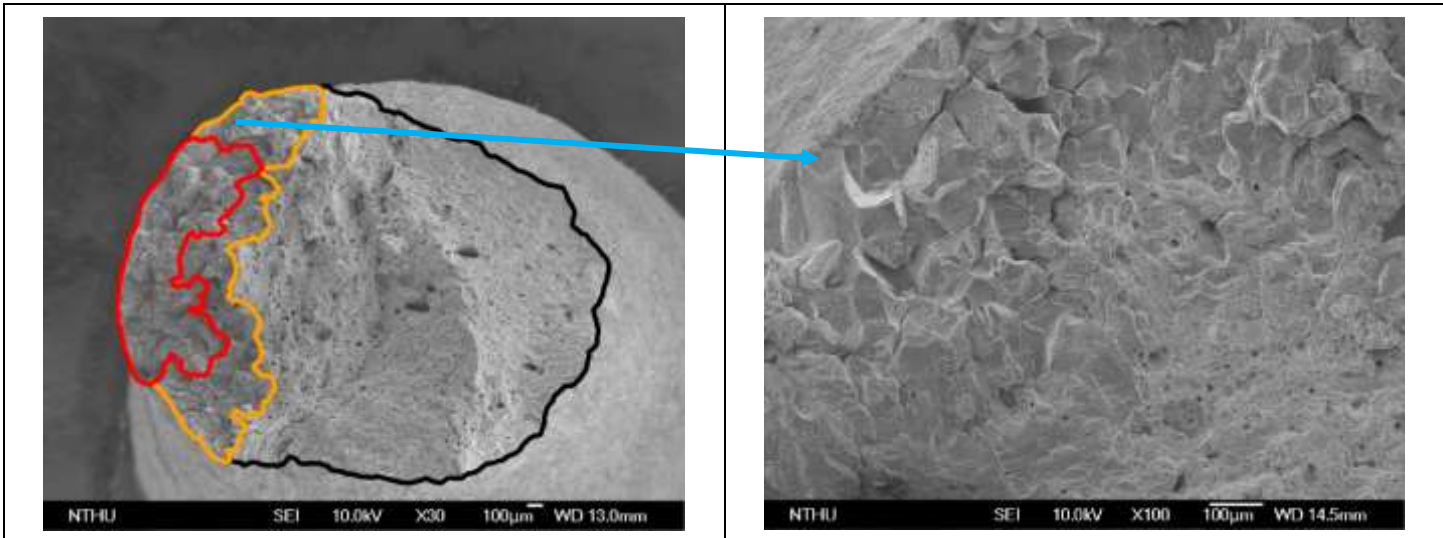
(a) 316L SA/288°C/NWC



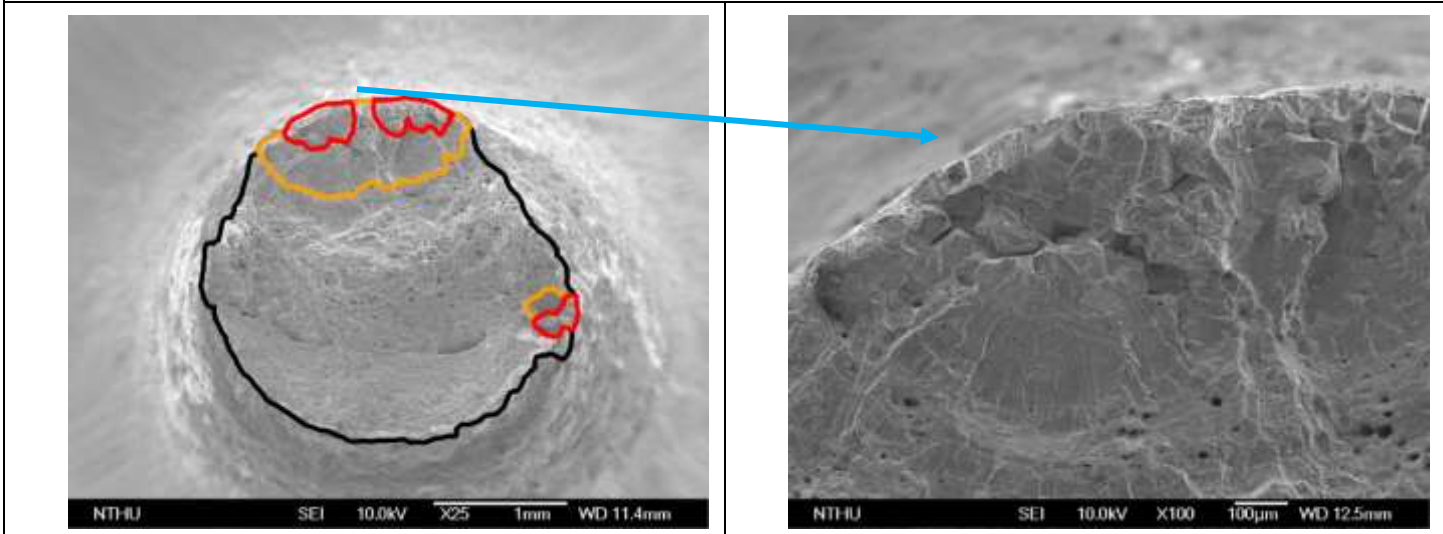
(b) 316L SS SEN/288°C/NWC



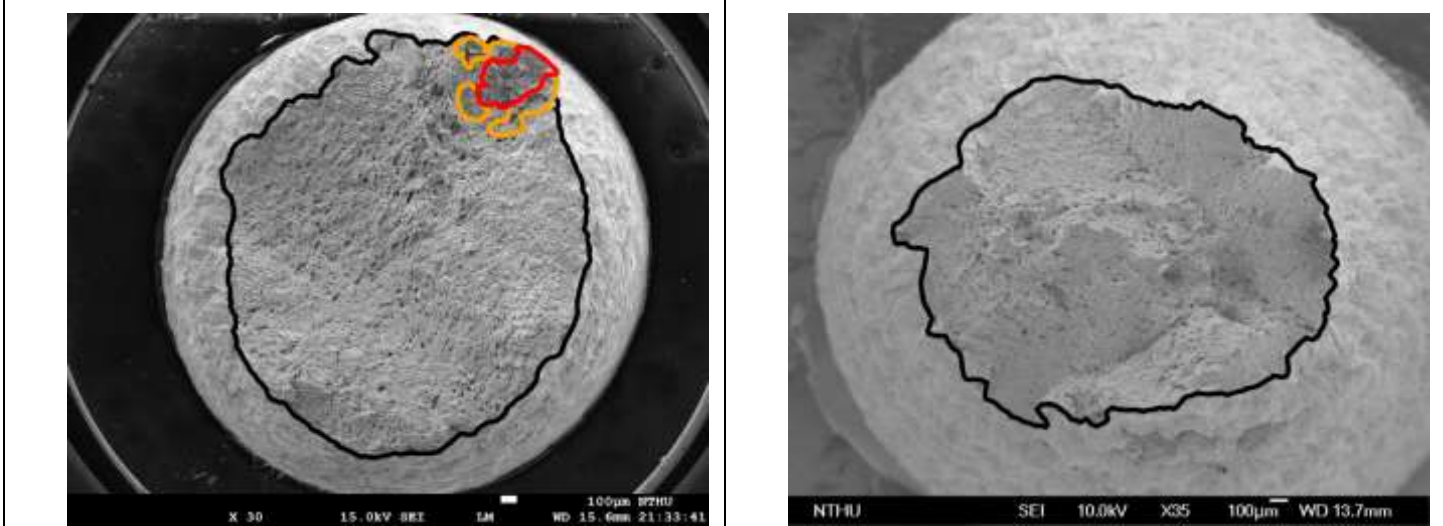
(c) 316L SS SEN/250°C/NWC



(d) 316L SS SEN/200 °C/NWC



(e) 316L SS SEN/288 °C/HWC



(f) 316L SS SEN/250 °C/HWC

(g) 316L SS SEN/200 °C/HWC

圖 3.1.4.14 316L SS 不同測試條件之試棒斷面 SEM 圖

### 3.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進

本年度計畫為延續型計畫的第三年，專注於反應器爐槽壓熱震問題。其發生之原由已於上年度(105年)之期末成果報告中詳細描述，為求報告完整，研究背景與壓熱震背景摘錄如下：

不論是壓水式反應器(Pressurized Water Reactor, PWR)、沸水式反應器(Boiling Water Reactor, BWR)或是進步型沸水式反應器(Advantaged Boiling Water Reactor, ABWR)，維持壓力邊界的完整性將是關係到反應器安全性的重要關係。為了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，在管線與緊急冷卻系統的管線相連處，其為 T 型管線，亦有可能出現類似的問題。也因此 PTS 對各式反應器於事故或暫態期間的完整性有著顯著的影響，並可能誘發更嚴重的冷卻水流失與後續救援的問題。因此，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 PWR 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。

在核電廠運轉期間，RPV 與其主要冷卻水流動的高能管線是核能安全一級設備，具有密封放射性、防止分裂產物逸散的重要功能。而相較於高能管線，RPV 除了承受相同高溫、高壓、腐蝕等作用影響外，還比高能管線更多了中子輻射的影響。根據以往的研究指出，引起 RPV 材料老化之機制主要有 6 個方面：輻照脆化、熱老化、回火脆化、疲勞、腐蝕及磨損，其中輻射脆化之影響更將隨著反應器的運轉年份增加而更形顯著。而當緊急事故導致爐心水位降低，電廠之緊急爐心冷卻系統將會自動進行補水，而在此之前運轉員亦可介入其中，以手動補水方式



來確保爐心水位正常，並保護反應爐內燃料避免裸露而產生過熱現象。

然而，電廠發生 LOCA 事故時由於其破管口較小，系統壓力無法降低，而使反應器維持在高壓狀態；同時，ECCS 補充的低溫冷卻水，沿著冷端環路進入反應爐降流區(Downcomer)內，並導致不同呈度的混合與降溫效應。此 ECCS 注水以及冷端管路之區域係屬 T 型管，其冷熱水未完全混合之區域，溫度分層現象極為明顯，此溫度分層會導致管件內部熱應力，誘發熱震進而破壞管道，並危害到 RPV 結構的完整性。此溫度層化的壓熱震現象，與其內部流體之混合以及流體-固體間的共軛熱傳機制有關，需透過嚴謹的實驗或數值模擬來探討流道內冷熱流體的混合現象，進而研發預防熱震發生之方法及作為。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。

過去許多研究在 PTS 現象時，大多僅利用 RETRAN、RELAP5 等系統程式進行熱流分析；但由於系統分析程式並無法詳細模擬預測實際熱流現象，因而可能導致計算所得之流場分析會有較大的誤差。計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)則提供一種可詳細模擬計算實際熱流現象之分析方法，且至今 CFD 已逐漸廣泛應用於核能安全領域上。Martina Scheuerer[7]等人使用 ANSYS CFD 分析軟體進行事故後之暫態模擬，並使用兩種紊流模式，SST(Shear stress transport)及 RSM(Reynolds stress model)進行計算，數值計算上網格大小與誤差分析皆遵照 OECD 最佳實行指導方針(Best Practice Guidelines)為之，模擬結果與實驗數據大致吻合。Westin [8]於 Alvkärlaby 實驗室裝設了一組 T 型管，在此實驗中為了能夠觀測到流體混合現象，選用了透明 PVC 材質之測試管段，以及在流體中加入染料以觀測到動態流譜及冷熱流混合現象。此外，在實驗方面過去亦有相當多的研究，而國外 Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf (HZDR)研究單位為了進行 CFD 的驗證分析，根據 EDF CPY 900 MWe PWR 電廠，於 2011 年以縮減 1:2.5 尺寸比例著手進行實驗設置，將獲得之實驗模型、邊界條件、結果數據等提供給 CFD 進行平行驗證 [9]。

因此，本計畫係探討在核能電廠發生事故及緊急冷卻水注入時，注水管路(為 T 型管設計)及反應爐槽皆有可能發生壓力熱震效應，透過進行實驗驗證及計算流體力學(CFD)軟體模擬分析，建立國內本土化核能電廠嚴重事故安全分析能力。上一年度係將原先 T 型管之單相流實驗環路，修改為 T 型管之雙相流實驗環路，以及進行相關雙相流實驗規劃與元件/設備之採購。本年度則是進行 T 型管雙相氣泡流實驗與優質數據擷取，包含流體之流速與空泡分率數據，以研究 T 型管內雙相流體流動特性與氣水分離特性，並建立建立 CFD 雙相流模式進行實驗模擬與驗證分析，以期獲得國內本土化核能電廠事故安全分析之能力。

工作項目 \ 年 月	106 1	106 2	106 3	106 4	106 5	106 6	106 7	106 8	106 9	106 10	106 11	106 12
蒐集彙整雙相氣水分離 相關實驗與 CFD 模式學 術論著												
進行 T 型管雙相氣泡流實 驗與優質數據擷取												
利用透明管與高速攝 影，觀察 T 型管氣水分離 之特性												
建立 CFD 雙相流模式												
進行雙相模式之校驗與 修改												
撰寫相關報告與論文												
完成累積百分比(%)	5	10	15	20	30	40	50	60	70	80	90	100

### 3.1.5.1 執行方法

#### 1. 雙相流之量測方法與優化

本實驗雙相流的空泡分率數值採用阻抗法來進行量測，阻抗法藉由正負兩片電極來量測雙相流體之阻抗，量測值為單位體積之平均空泡分率。量測靈敏度取決於感測片的導電性值、幾何形狀與流體的物裡特性。對感測片而言，流體為一電容會隨時間而改變其性質，需注意訊號的變化及感測片氧化程度。本實驗沿用上年度(105年)所設計之電導度計，採用厚度為 0.6mm 的紅銅片來做為電導片。阻抗法之優點設計與訊號分析較為簡單快速，但其缺點為銅片直接與流體接觸，較易造成銅片表面氧化，進而影響訊號準確度。

本實驗阻抗法設計參考 Caniere 等人之文獻[9]，其分析圓管電極導片角度與訊號靈敏度的關係，如圖 3.1.5.1 所示，圖(a)為導片弧度 160°在氣泡流、環狀流與分層流的訊號圖，而(b)為 160°與 120°之比較，可得知 160°之導片相對於 120°訊號鑑別度較高，故本實驗的電極導片採用 160°的銅片。故於 105 年度設計多組 160°銅片並安裝於測試端管內壁，如圖 3.1.5.2 所示，量測單位體積之平均電阻值，管截面之電阻值會隨著管內氣體流量增大而上升，所測得的電阻值會介於純水 ( $\alpha=0$ ) 與純空氣 ( $\alpha=1$ ) 之間，但因空氣的電阻值過大難以測量，故本實驗將電阻訊號經由電路板轉換為電壓訊號，量測方式如圖 3.1.5.3 所示。本實驗設定管截面之電阻值為  $R_x$ ，並與一個電阻值相近的固定電阻 (1K 歐姆~10K 歐姆) 串聯，此電路連接上電源供應器之後，設定電壓  $V_{in}$  為 30 伏特以直流電輸出，伏特計量得值為  $V_x$ ，可由下式計算出  $V_x$  值：

$$V_x = \frac{R_x}{R_x + R_{in}} V_{in} \quad (3.1.5.1)$$

假設管內全部皆為空氣時，可將電阻  $R_x$  視為無限大，那麼正負極之間就會相電容一般， $V_x$  之值近似於 30V；相反的，當管內皆為純水時， $V_x$  為最低電壓  $V_0$ ，但最低電壓會隨電阻水質、環境溫度等而有所改變，故以此方式來測量空泡分率時需用無因次化電壓值， $V^*$ ，其定義如 (3.1.5.2) 所示：

$$V^* = \frac{V_x - V_0}{V_{in} - V_0} \quad (3.1.5.2)$$

實驗所量得之電壓  $V_x$  經過類比訊號轉換後做初步過濾，將電壓訊號轉換為輸出電流 4~20mA 到數據截取器來做紀錄，在將資料取出至個人電腦結合實驗之  $V_{in}$  與  $V_{in}$  即可得到  $V^*$ 。

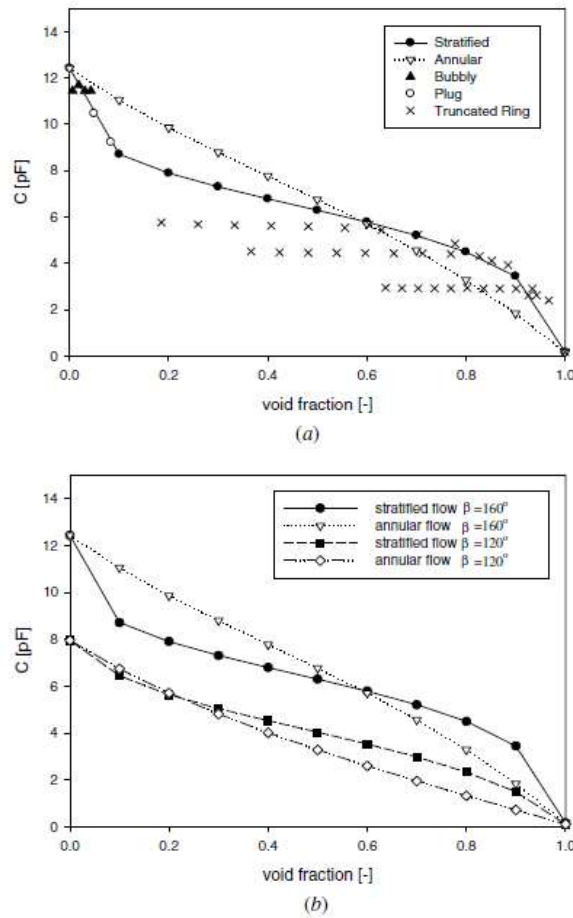


圖 3.1.5.1 電導度計之角度對空泡分率之靈敏度

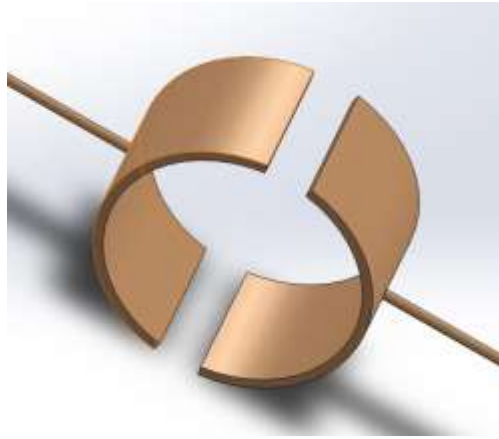


圖 3.1.5.2 電導度計之銅片示意圖

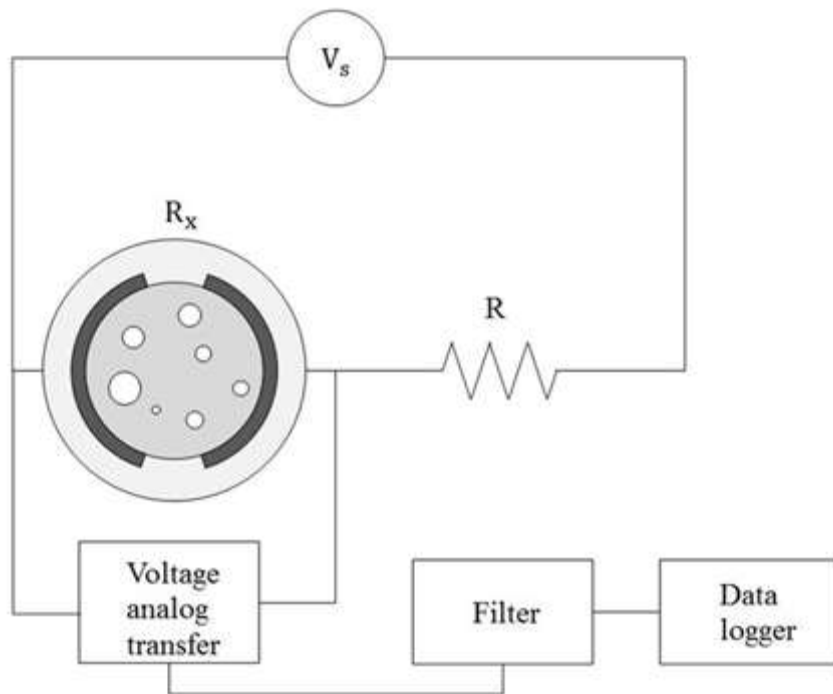


圖 3.1.5.3 空泡分率量測電路圖

實驗所量到之無因次化電壓  $V^*$  與空泡分率  $\alpha$  的關係，雖有 Rocha and Simoes-Moreira 研究提出關係式[10]，但為求謹慎，本實驗所設計量測儀將與快速截止閥方法(quick valve method)驗證，如圖 3.1.5.4 所示。快速截止閥量測法為同時迅速關閉一組閥門，量測被截斷的雙相流體之氣-液體積比例，求得平均體積空泡分率。量測靈敏度取決於閥門關閉速度與兩閥門之時間差，因為需瞬間截斷管路之流體，故無法運用在實際管路的空泡分率測量，但此方法可普遍適合作為其他量測方法的驗證基準。本實驗使用快速截止閥量測系統與電壓訊號之驗證如圖 3.1.5.5 所示，可得無因次化電壓與空泡分率之關係

$$\alpha = -0.015 + 6.65V^* \quad (3.1.5.3)$$

其中斜率之誤差僅為 1%，故依(3.1.5.3)即可得到優質之空泡分率測值。由(3.1.5.3)即可將訊號轉換為空泡分率，如圖 3.1.5.5 所示。在圖 3.1.5.5 中，橫軸為以電壓量測值配合(3.1.5.3)式所量測之空泡分率，縱軸為快速截止閥所量測之空泡分率，每個藍點為五次測量之平均，紅色之誤差線 (error bar) 為一個標準差。由圖 3.1.5.6 可以看出本實驗所設計的量測器有良好的表現。



圖 3.1.5.4 快速截止閥量測系統

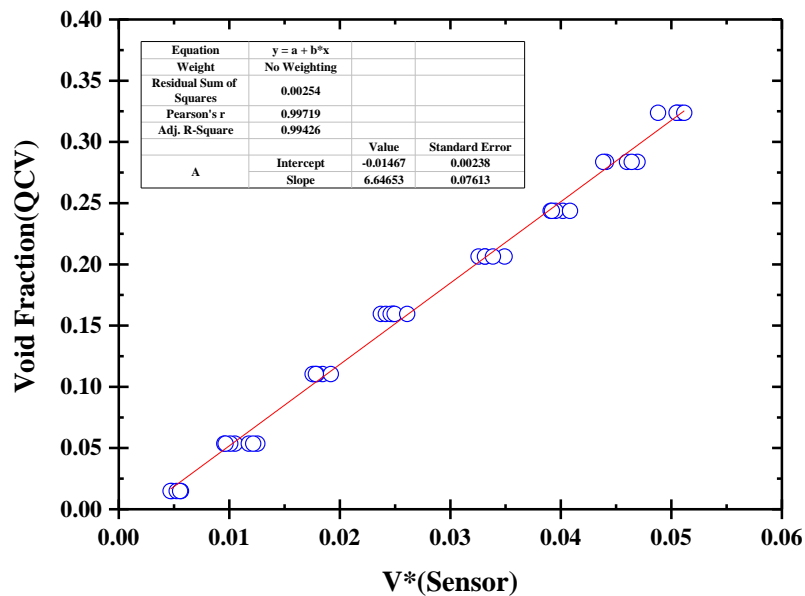


圖 3.1.5.5 電壓訊號與空泡分率之關係圖

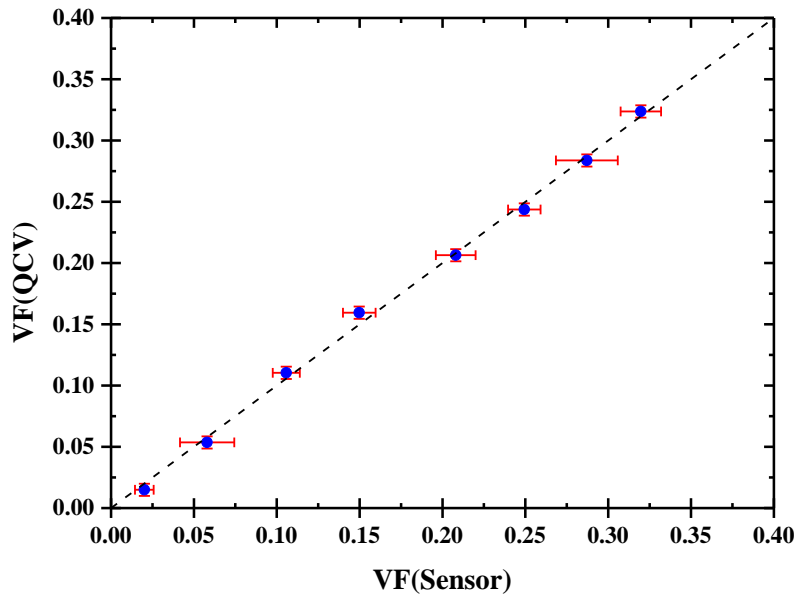
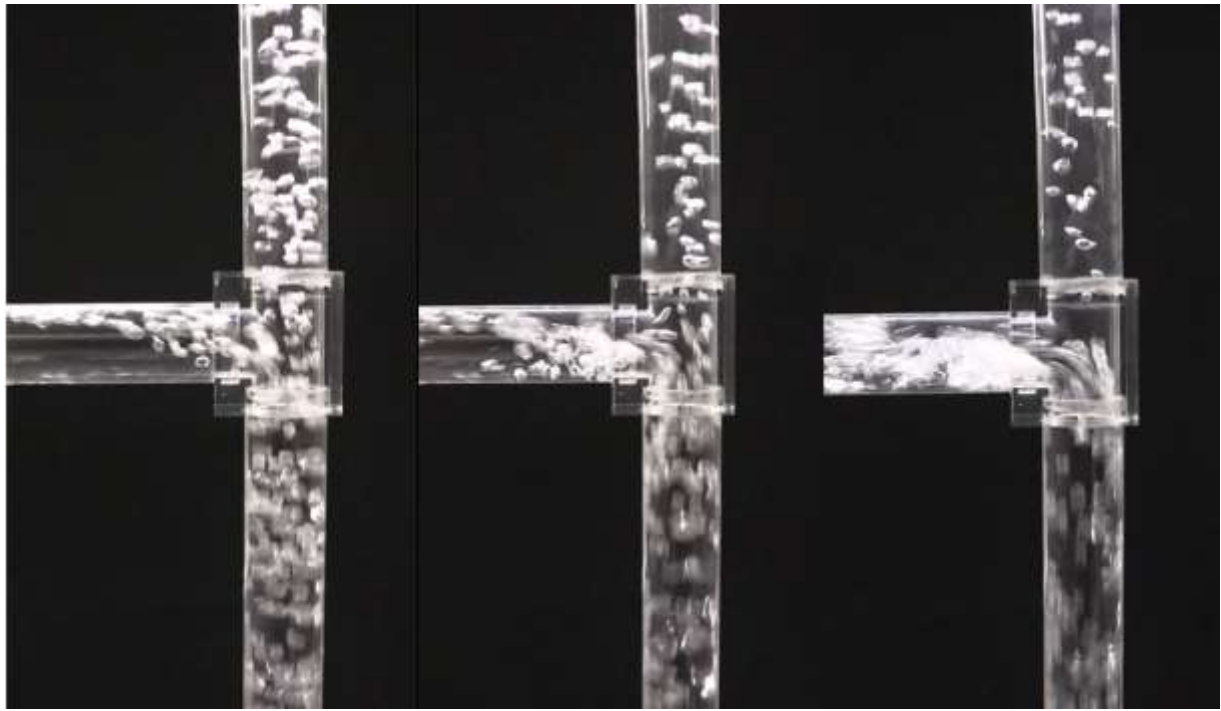


圖 3.1.5.6 電壓訊號轉換值與空泡分率之關係圖

## 2. 利用攝影機觀察 T 型管汽水分離之特性

本研究以實驗方法闡明雙相流的特性，藉由調整進口氣-水流量與兩側出口之壓差來討論 T 型管分流情形，與管內空泡分率的變化。現階段進行氣泡流的相分離影相如圖 3.1.5.7 與圖 3.1.5.8 所示。圖 3.1.5.7 之進口氣體表象速度  $j_g$  為 0.05 m/s，由左至右之液體體體的表象速度  $j_l$  分別為 0.3、0.6 與 1 m/s。由圖 3.1.5.7 可觀察到增加液體的表象速度會有較多的氣泡往支管流動，且主管在 T 管處相分離之後氣泡數量明顯減少且氣泡流速大幅下降。於圖 3.1.5.7(a)，可觀察到約有一半的氣泡往側管流動，在側管的氣泡則因浮力的緣故，大部分累積在側管的上半部。而圖 3.1.5.7 (c)則顯示出因水流速上升，而導致其在分離處產生強烈的紊流，在側管的底部產生明顯的漩渦(vortex)。而漩渦所產生的低壓區，會使得較多的氣泡往測管移動。側管的雙相流譜在經 T 管分離後，初為攪拌流而後逐漸趨向穩定，最終在出口處變為分層流。圖 3.1.5.8 之進口氣體表象速度  $j_g$  為 0.1 m/s，由左至右之液體體體的表象速度  $j_l$  分別為 0.3、0.6 與 1 m/s。由圖 3.1.5.8 (a) 與圖 3.1.5.8 (b)的比較可看出，在相同條件下的水流量，提高氣體流量會使氣泡更加密集，但值得注意的是，側管的氣泡密度並無顯著的改變，且兩者皆沒有觀察到漩渦的產生。而圖 3.1.5.8 (b)、(c)皆可以觀察到，氣泡密度在經過 T 管分離區後，有顯著地減少，與圖 3.1.5.7 有一致的結果。另外，由圖 3.1.5.7 可以觀察到，當氣體表象速度增加後，累積在側管上層的氣泡會變多，而更早形成分層流。



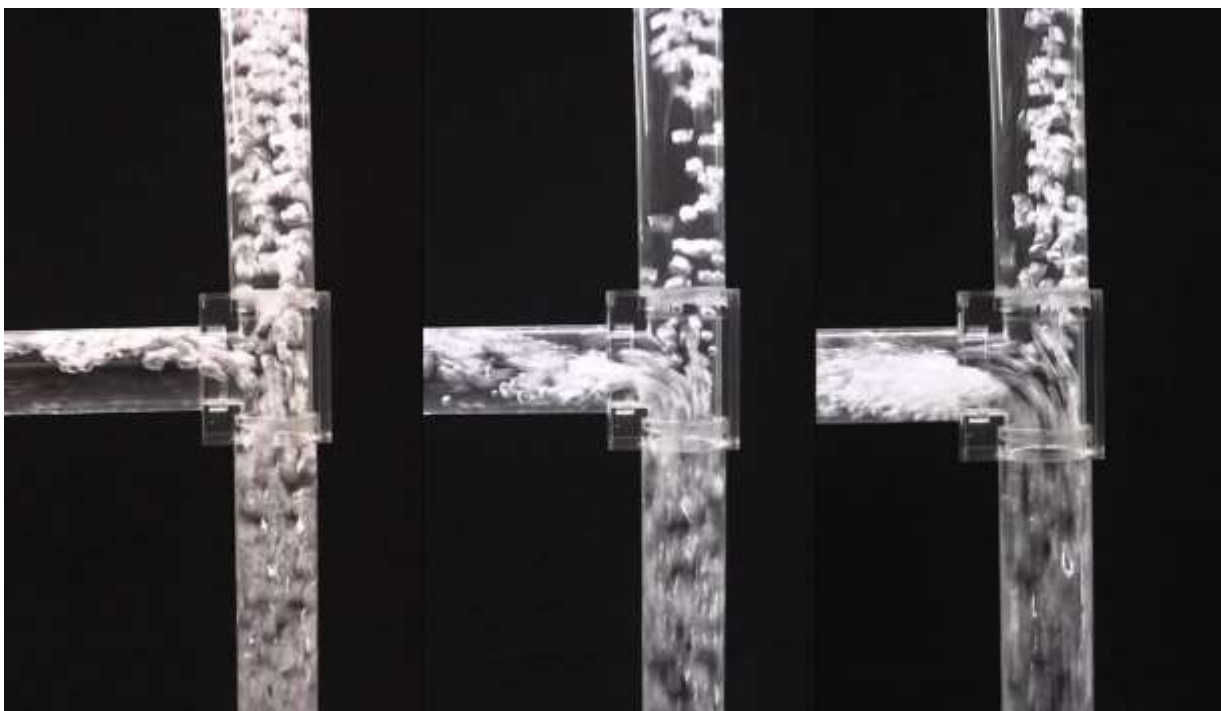


(a)

(b)

(c)

圖 3.1.5.7 T 型管測試段相分離情形  $j_g = 0.05 \text{ m/s}$  ,  $j_l =$  (a)  $0.3 \text{ m/s}$  (b)  $0.6 \text{ m/s}$  (c)  $1 \text{ m/s}$



(a)

(b)

(c)

圖 3.1.5.8 T 型管測試段相分離情形  $j_g = 0.1 \text{ m/s}$  ,  $j_l =$  (a)  $0.3 \text{ m/s}$  (b)  $0.6 \text{ m/s}$  (c)  $1 \text{ m/s}$

### 3. 相分離之量化研究

本研究的空泡分率電阻量測器安裝於入口處 0D、10D、30D 與兩出口 62D 的位置，T 型管氣水分離處位於 46D 處，直管與側管的電阻感測器安裝距離分離處 16D 處，如圖 3.1.5.9 所示。本就共有 9 個進口條件的氣泡流，每種進口條件搭配對應的四種不同程度的相分離情況之影像截圖來加以佐證。以圖 6.4-1 為例，座標 X 軸為  $L/D$ ，表示入口至各感測器的長度除以管直徑 ( $D=26$  mm) 之值；座標 Y 軸為空泡分率量測值。T 型管主管的雙相流體氣水分離後，在水平側管可看出兩相間的密度差造成所受的重力不同，液體在側管下部流動而氣體往上集中而形成分層流；直管部分氣水分離後兩者流量皆下降，大致上維持氣泡流型態。如圖 3.1.5.11 照片 1 紅圈處所示，垂直 T 型管的雙相流體受到重力的影響較大，且在分流比較小時，因氣泡在分離處破碎後流速大幅降低，氣體累積在側管上半部形成一個凹陷，此現象會造成側管分層流的空泡分率普遍大於直管。此外，雙相流體於 T 型管分離時，由於側管壓力較小會導致流體往側管偏移，部分流體流往直管，另一部分流體撞擊側管與直管接觸(撞擊處受流體應力影響易損壞)，且在主管與側管連接處的流速差會在側管產生渦流(Vortex)的現象。

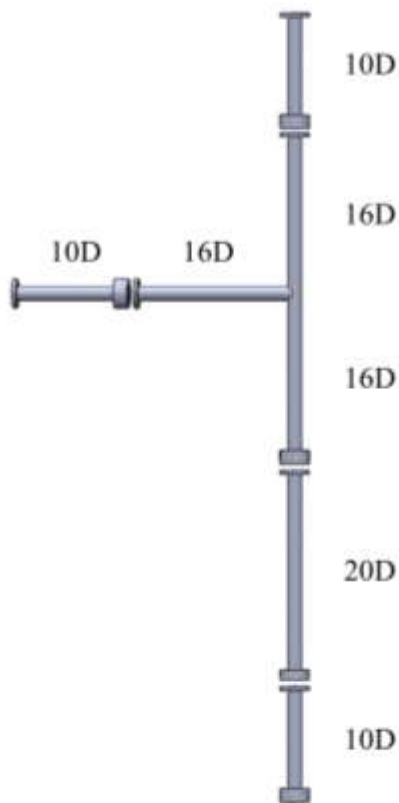


圖 3.1.5.9 實驗模型示意圖

在不同氣水分離比的情況下，側管的空泡分率集中於上部；直管變化較小其數值集中於下部，而不同的進出口壓差與兩相間的滑動比及蒸氣乾度皆會影響空泡分率的數值，致使各情況下的空泡分率並不會呈一定順序排列。圖 3.1.5.10 和圖 3.1.5.11 分別為  $J_L=0.2$  與  $J_G=0.03$  m/s 情況下空泡分率的變化與 T 型處氣水分離的渦流之影像。圖 3.1.5.10 顯示在氣水都為小流速時，入



口處的空泡分率約為 0.05；側管的空泡分率變化較明顯，其空泡分率分布在 0.2~0.3 之間；分離後的主管空泡分率皆小於 0.05。圖 3.1.5.11 的照片 1 可顯示側管出撞擊後的水流往側管底部流動並在左方水流產生一個 Vortex，此 Vortex 在水流比提高後逐漸消失。圖 3.1.5.11 的照片 2~4 顯示往側管的水流漸大時，水流動量增大提升水流撞擊位置的面積，使凹陷處逐漸變小使氣泡得以集中由側管上半部流出，且直管的水流速度與氣泡數量逐漸下降。圖 3.1.5.12 與圖 3.1.5.13 中，提升  $J_L$  至 0.3 m/s 側管的空泡分率分佈上升為 0.25~0.35，直管空泡分率上升且更為集中，圖 3.1.5.13 的照片 1 因水流速上升使 Vortex 較  $J_L=0.2$  m/s 明顯，且照片 4 往側管流動的氣體比例較高。圖 3.1.5.14 與圖 3.1.5.15 在為  $J_L=0.4$  m/s 的分流情況，水流量增大使氣體分離效率提高，直管與側管空泡分率數值皆小於 0.1，可發現在分流處的氣泡脫離水流而破碎的現象顯著。

圖 3.1.5.16 至圖 3.1.5.17 為  $J_G=0.06$  m/s 的情況下提升  $J_L$  對於氣水分離的影響，由各圖照片 1 的比較，在  $J_G=0.06$  m/s 時提高  $J_L$  使水流撞擊角落的長度增加，使側管形成分層流的混合區變長，可由圖 3.1.5.17、圖 3.1.5.19 與圖 3.1.5.21 的照片 4 比較可看出水流量增大可大幅提高氣體分離效率。圖 3.1.5.22 至圖 3.1.5.27 表示在高氣流量( $J_G=0.1$  m/s)時的分流況可發現在氣流量大時 Vortex 的凹陷不明顯，可看出高水流量的氣水分離效果皆優於其他條件，且主管被側管水流挾帶離開的氣泡數目上升，氣泡在分離處的擾動現象最為明顯。

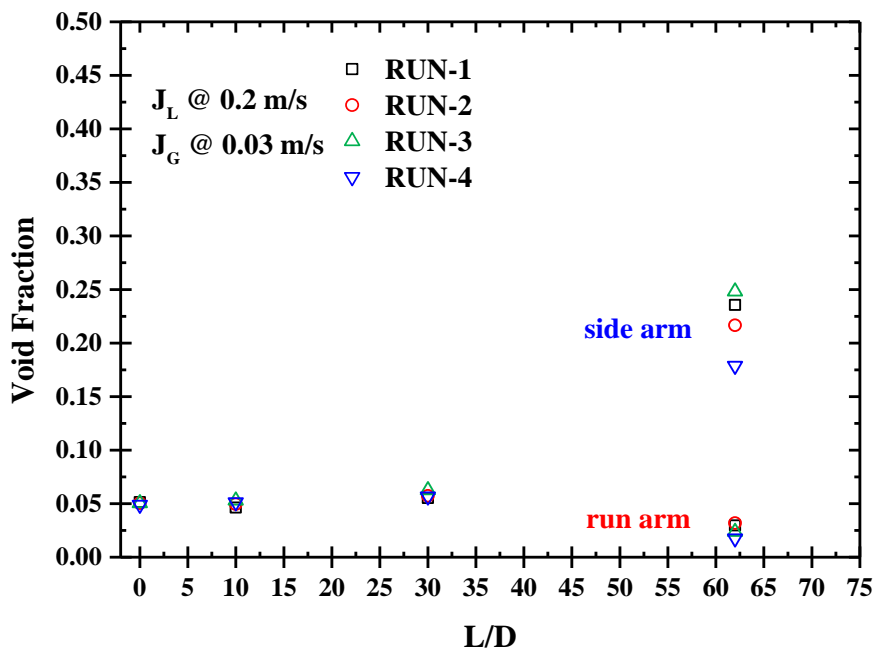


圖 3.1.5.10  $J_L=0.2/ J_G=0.03$  m/s 空泡分率隨長度之變化

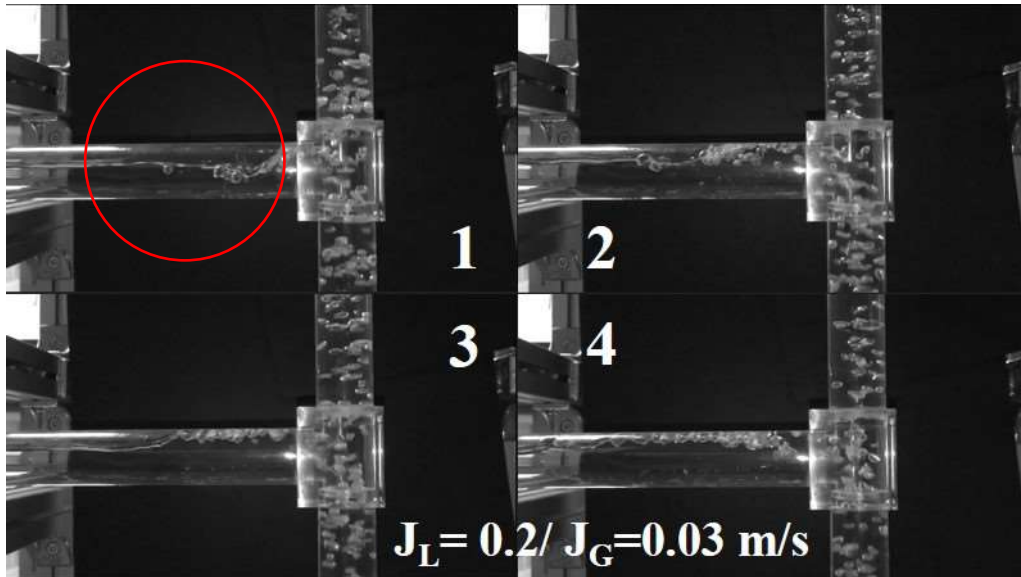


圖 3.1.5.11  $J_L = 0.2 / J_G = 0.03 \text{ m/s}$  T 型管相分離變化

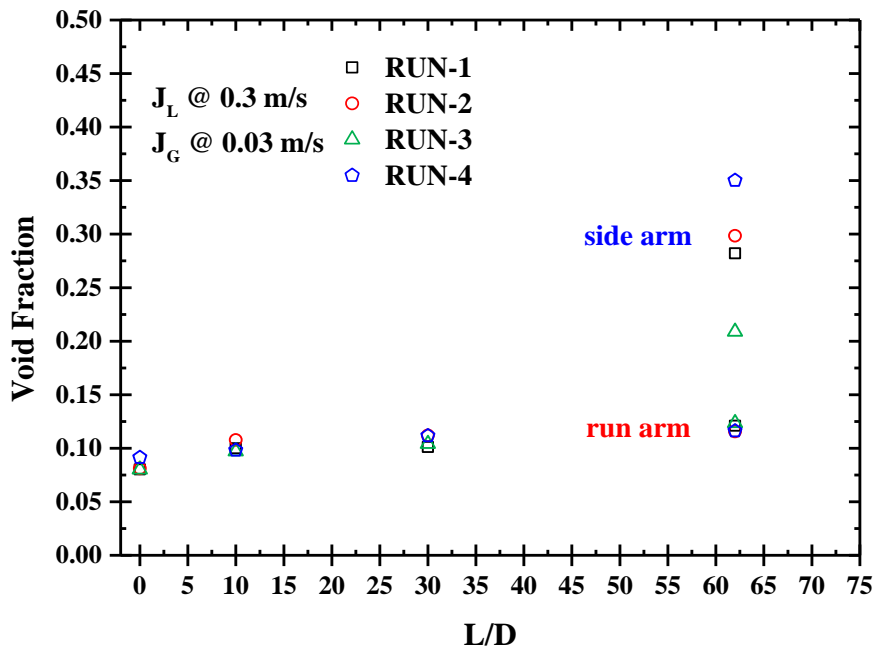


圖 3.1.5.12  $J_L = 0.3 / J_G = 0.03 \text{ m/s}$  空泡分率隨長度之變化

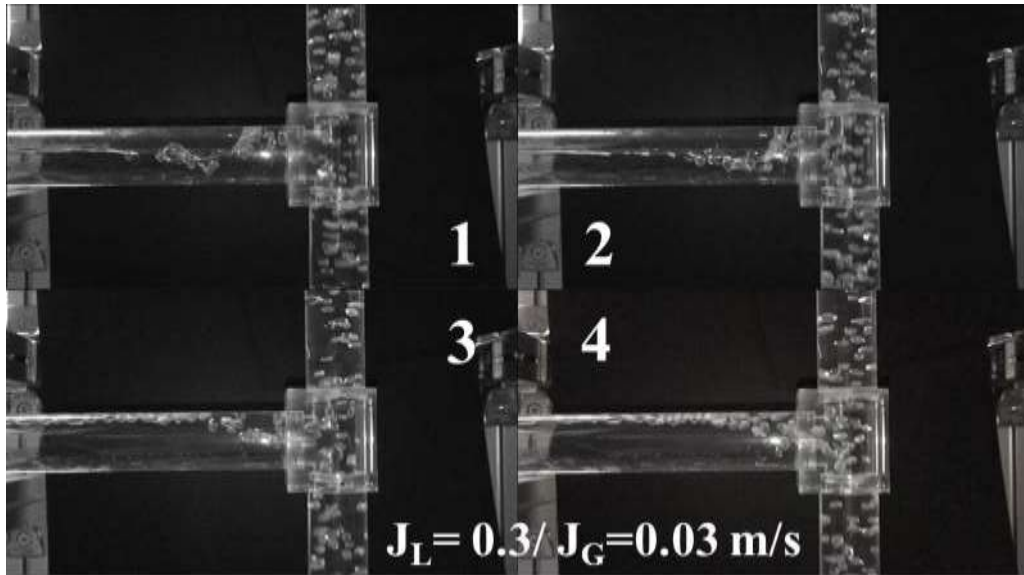


圖 3.1.5.13  $J_L = 0.3 / J_G = 0.03 \text{ m/s}$  T 型管相分離變化

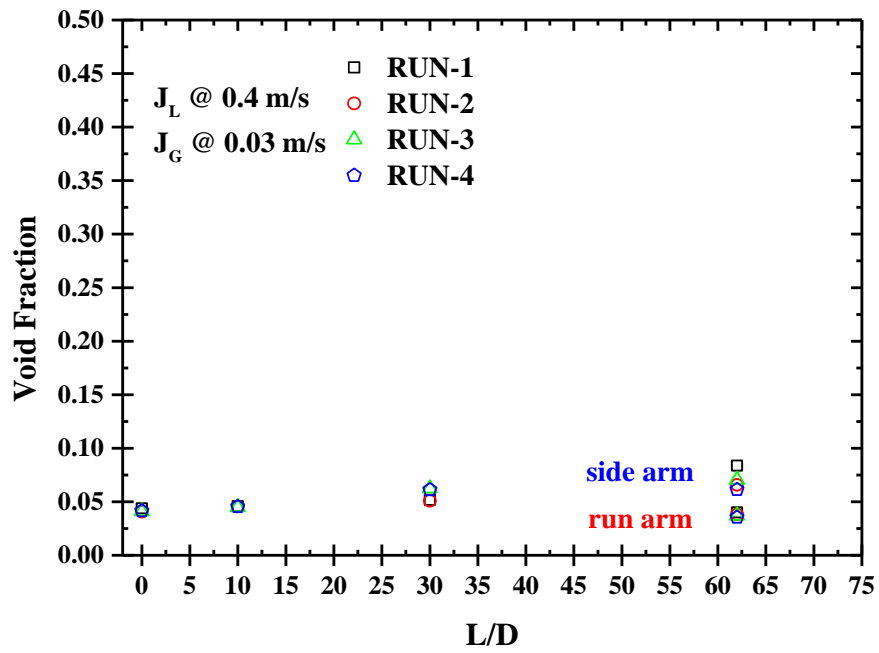


圖 3.1.5.14  $J_L = 0.4 / J_G = 0.03 \text{ m/s}$  空泡分率隨長度之變化

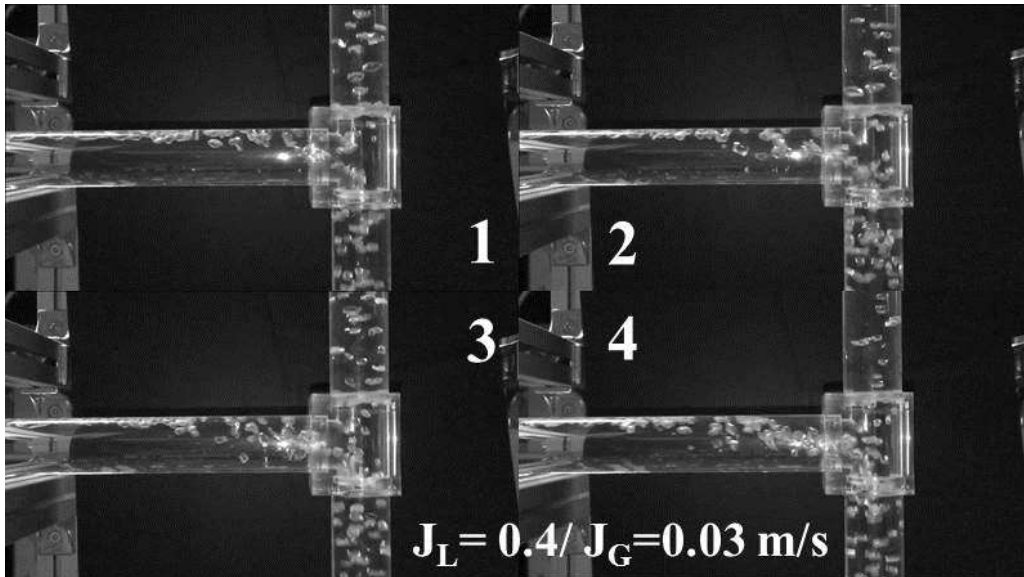


圖 3.1.5.15  $J_L = 0.4 / J_G = 0.03$  m/s T 型管相分離變化

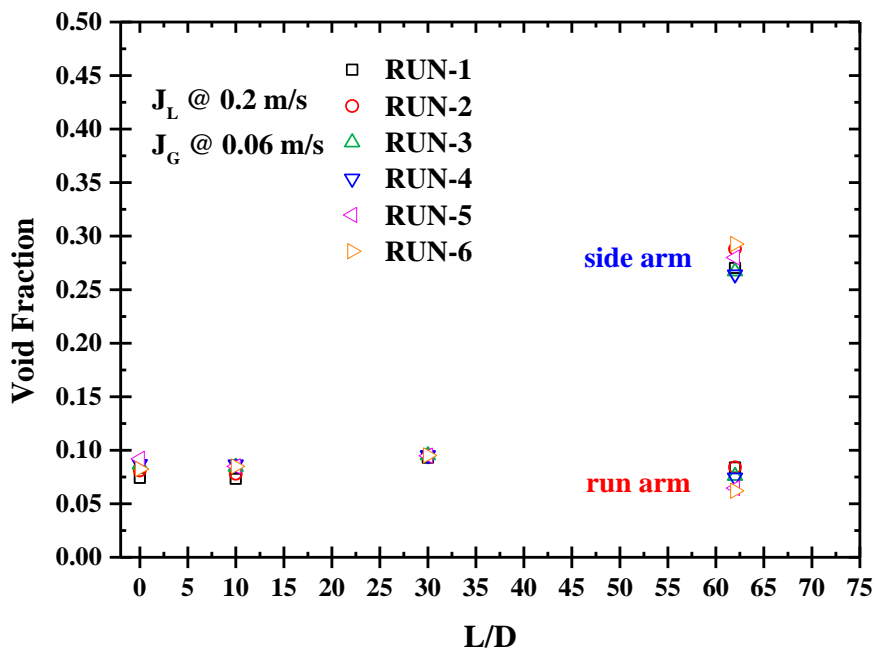


圖 3.1.5.16  $J_L = 0.2 / J_G = 0.06$  m/s 空泡分率隨長度之變化

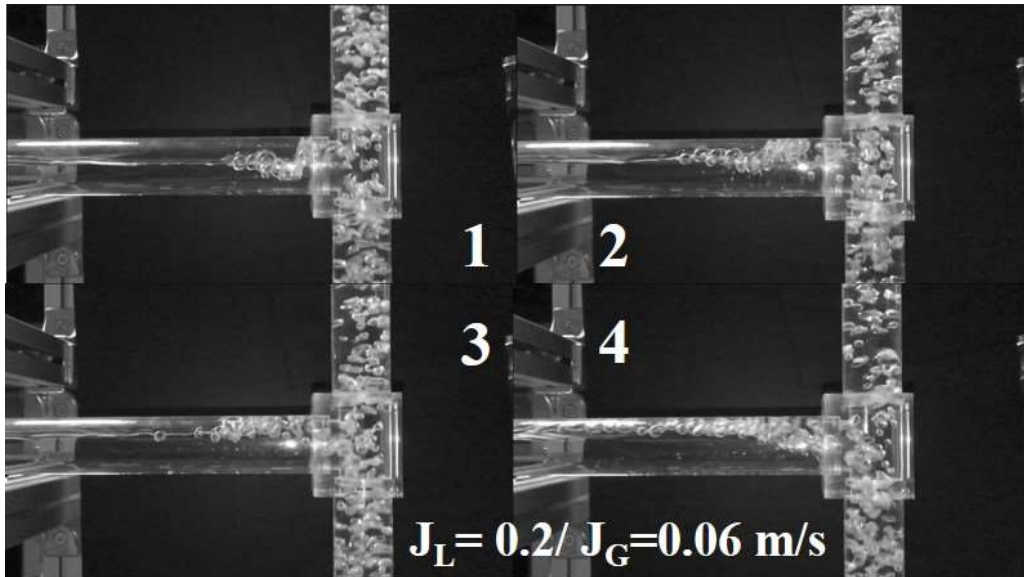


圖 3.1.5.17  $J_L = 0.2 / J_G = 0.06 \text{ m/s}$  T 型管相分離變化

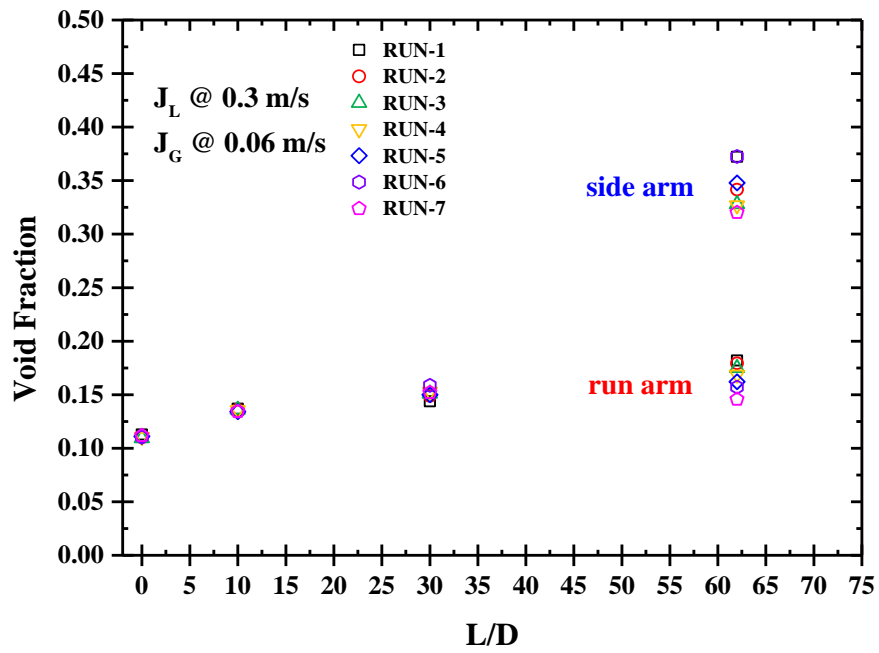


圖 3.1.5.18  $J_L = 0.3 / J_G = 0.06 \text{ m/s}$  空泡分率隨長度之變化

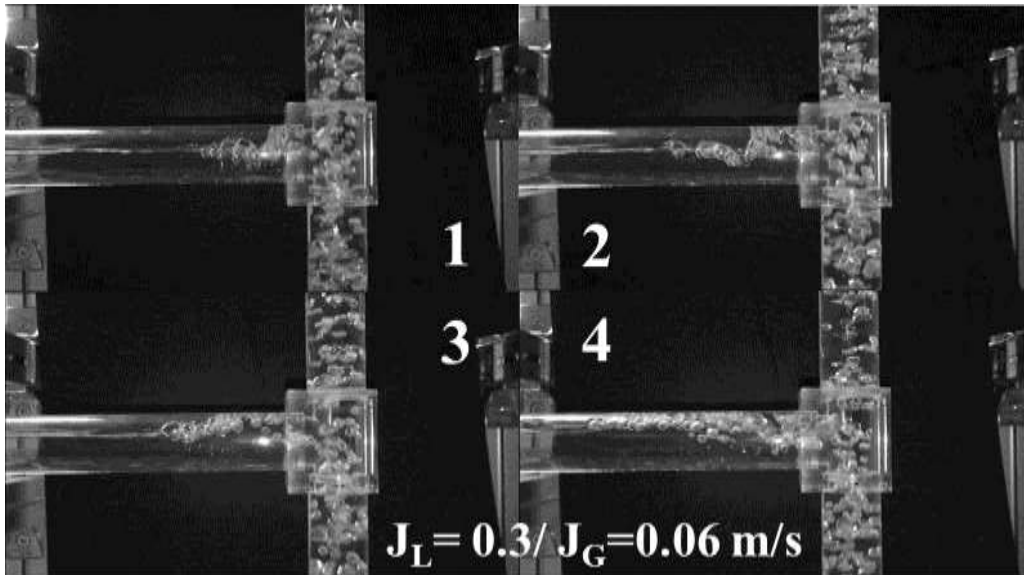


圖 3.1.5.19  $J_L = 0.3 / J_G = 0.06$  m/s T 型管相分離變化

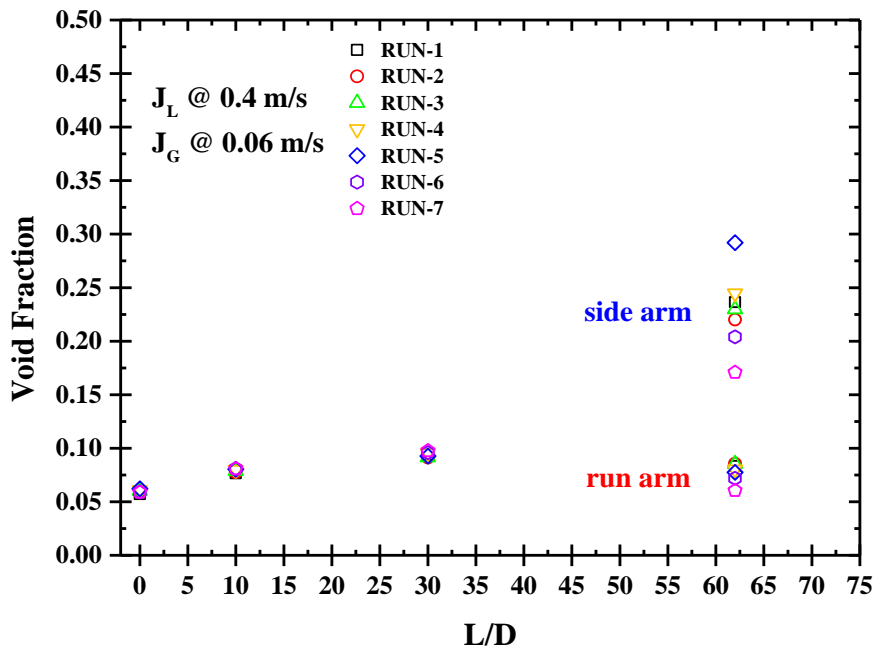


圖 3.1.5.20  $J_L = 0.4 / J_G = 0.06$  m/s 空泡分率隨長度之變化

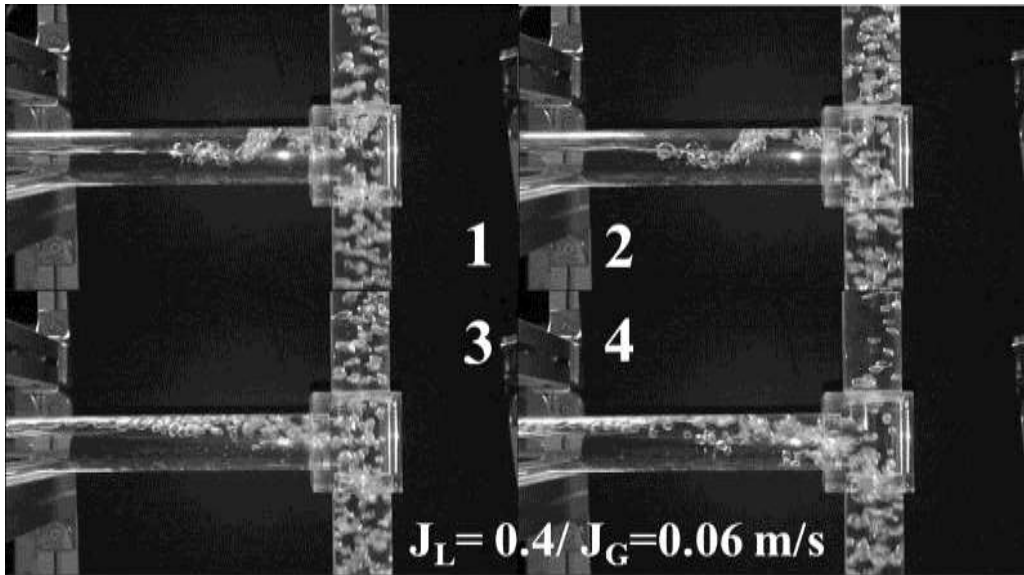


圖 3.1.5.21  $J_L = 0.4 / J_G = 0.06 \text{ m/s}$  T 型管相分離變化

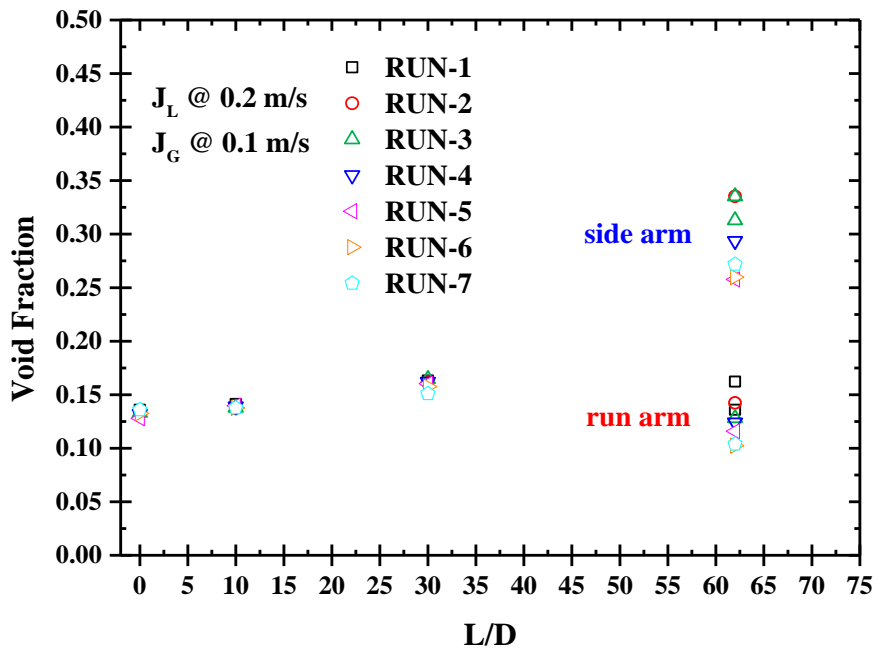


圖 3.1.5.22  $J_L = 0.2 / J_G = 0.1 \text{ m/s}$  空泡分率隨長度之變化



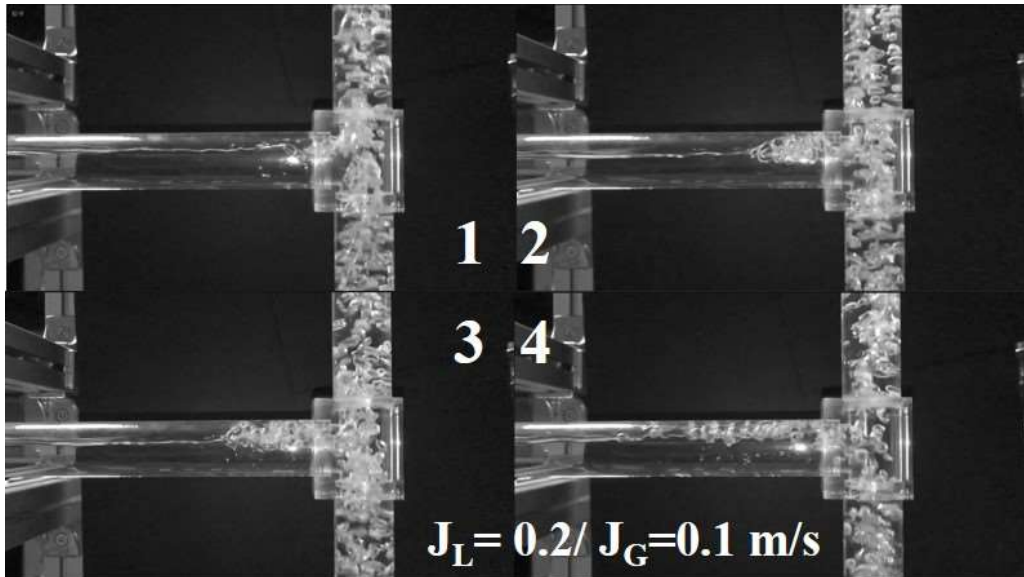


圖 3.1.5.23  $J_L = 0.2 / J_G = 0.1 \text{ m/s}$  T 型管相分離變化

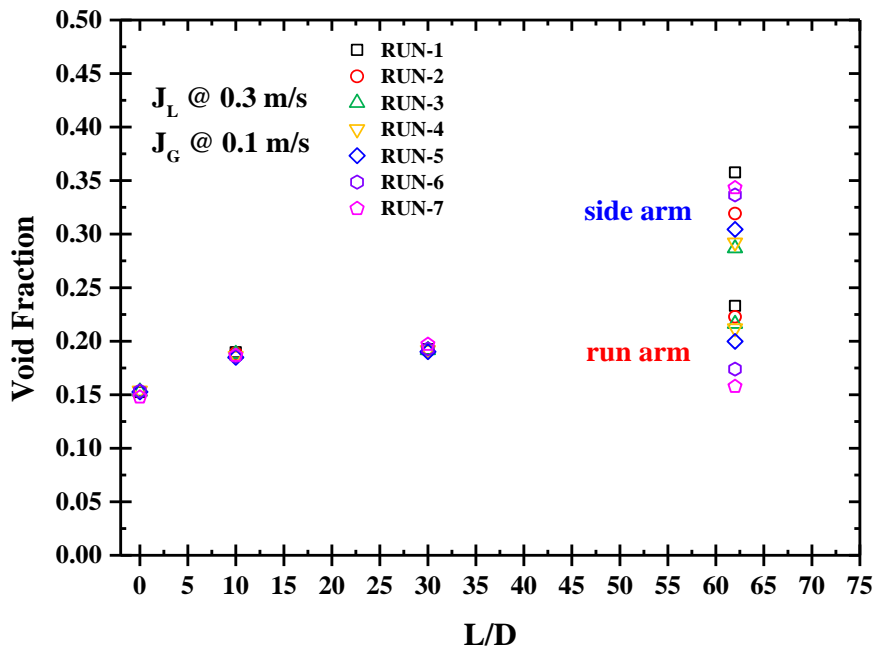


圖 3.1.5.24  $J_L = 0.3 / J_G = 0.1 \text{ m/s}$  空泡分率隨長度之變化



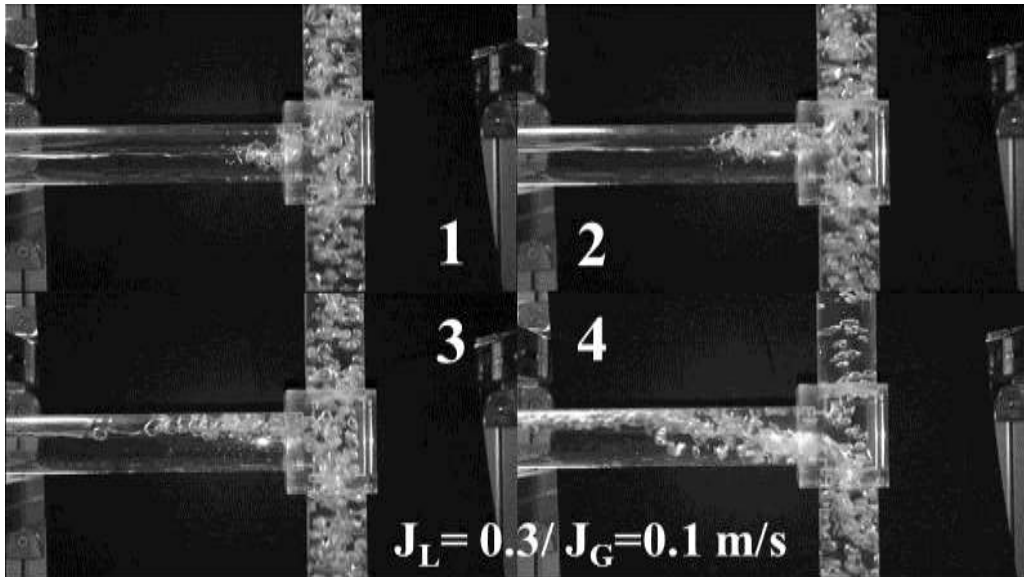


圖 3.1.5.25  $J_L = 0.3 / J_G = 0.1 \text{ m/s}$  T 型管相分離變化

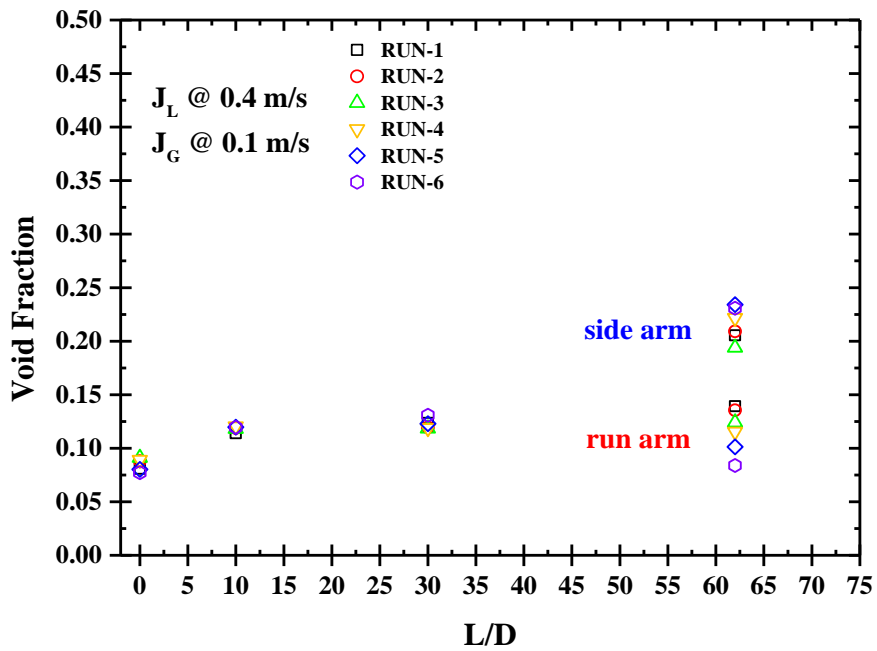


圖 3.1.5.26  $J_L = 0.4 / J_G = 0.1 \text{ m/s}$  空泡分率隨長度之變化

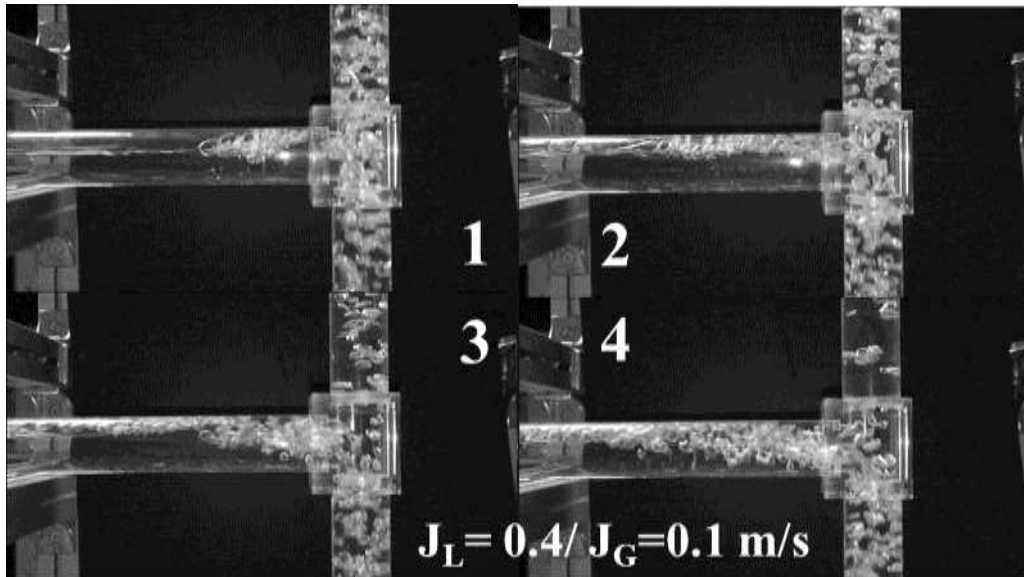


圖 3.1.5.27  $J_L=0.4/J_G=0.1$  m/s T 型管相分離變化

#### 4. 壓力對相分離之變化研究

在垂直管向分離的過程中，因主管的水流要往直管流出需一個側管的壓力閾值，故在不考慮側管壓力的情況下，主管的水會全部流往側管，此時可看出不同水流速下的液體挾帶氣體的能力。圖 6.2-1 為主管的水全部往側管流動的情況下，進行水流大小對於氣體分流效率的關係圖，圖中 X 軸為  $J_G$  的速度值，Y 軸為 Gas Separation Efficiency，也就是主管氣體流到側管的氣體分離效率。由圖 3.1.5.28 可以發現在同樣的  $J_L$  條件下，因水流的挾帶能力有限，故在  $J_G$  增大時，氣體流至側管的比例逐漸降低；相反地，在同樣的  $J_G$  情況下，由  $J_L=0.2$  上升至  $0.5$  m/s 會產生較大的氣體挾帶能力，能把越多的氣體往側管帶入，故圖 6.2-1 可以顯示出水流流量為氣體的分流效率的一個重要參數。

圖 3.1.5.29、圖 3.1.5.30 與圖 3.1.5.31 為  $J_G=0.03$ 、 $0.06$  與  $0.1$  m/s 時氣水分離的情況，紅、綠、藍線分別代表  $J_L=0.2$ 、 $0.3$  與  $0.4$  m/s。X 軸為  $W_{L3}/W_{L1}$ ，表示水流由主管流到側管的比例；Y 軸為  $W_{G3}/W_{G1}$ ，代表氣體由主管分離至側管的比例，圖中間為斜率等於 1 的虛線，虛線上半部表示液體挾帶氣體較多；虛線下半部則為水分流比例高，故越接近虛線代表氣水分離比例越接近 1:1。由這三張圖可以看出同樣的  $J_G$  情況下， $J_L$  上升可以增加氣體的挾帶量。圖 6.2-2 為  $J_G=0.03$  m/s 的情況下，可以看出在低氣體流量的時候，需要水流量流到側管比例大於 40% 時才能夠挾帶氣體進入側管，且這個閾值會隨著水流量上升而降低。從  $J_G=0.03$  到  $J_G=0.1$  m/s，可以看出水流量的分離比閾值逐漸降低，且分離比例越接近 1:1，而在  $J_G=0.1$  m/s 時  $J_L$  對於氣水分離的差異變得較不顯著。另外，圖 6.2-5 為  $J_L=0.2$  m/s 時  $J_G$  對於氣水分離影響，可看出  $J_G=0.03$  m/s 的分離斜率最高； $J_G=0.1$  m/s 的分離斜率則趨於平緩，可得之在  $J_G=0.03$  m/s 情況下，需要約 70% 的水流比才能夠將氣體帶入側管，且氣體進入側管後氣流量比快速上升；而在  $J_G=0.1$  m/s 時因氣體流量較大而較容易分流至側管，其氣體分流比由 0.4 緩慢上升至分流極限值 0.7。

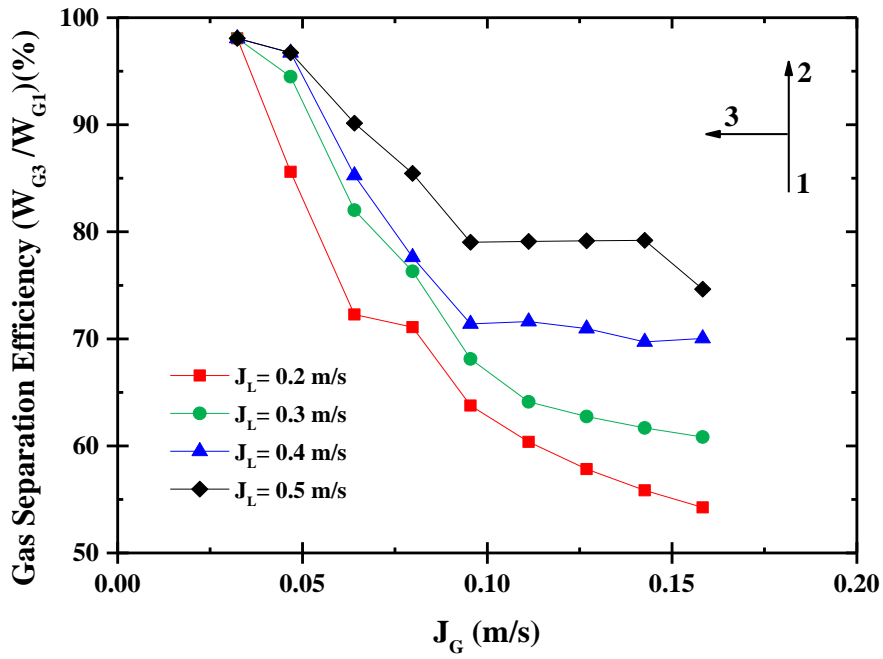


圖 3.1.5.28 不同  $J_L$  下  $J_G$  對於 T 型管之氣水分離效率

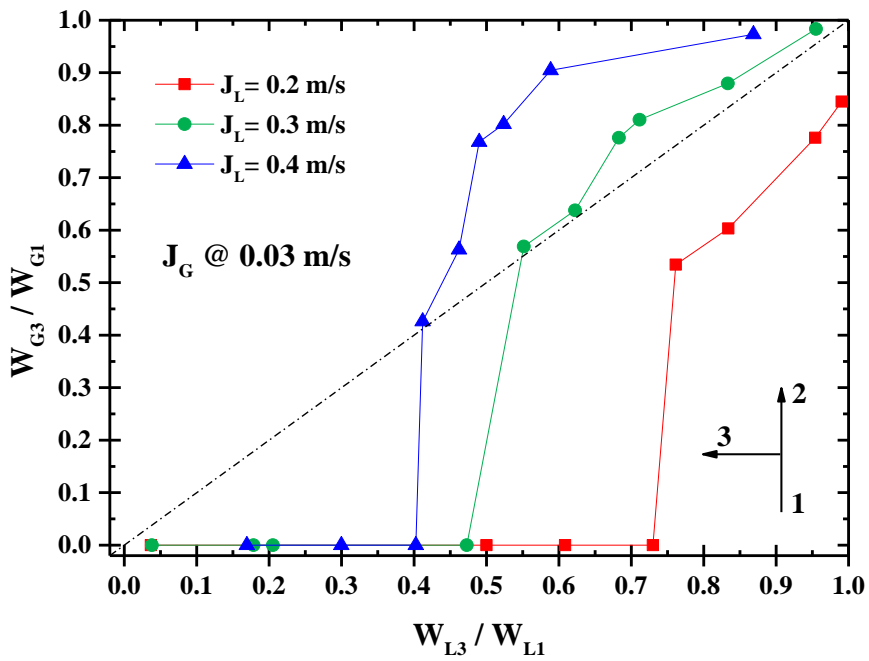


圖 3.1.5.29  $J_G = 0.03$  m/s 之情況下  $J_L$  對於氣水分離之關係

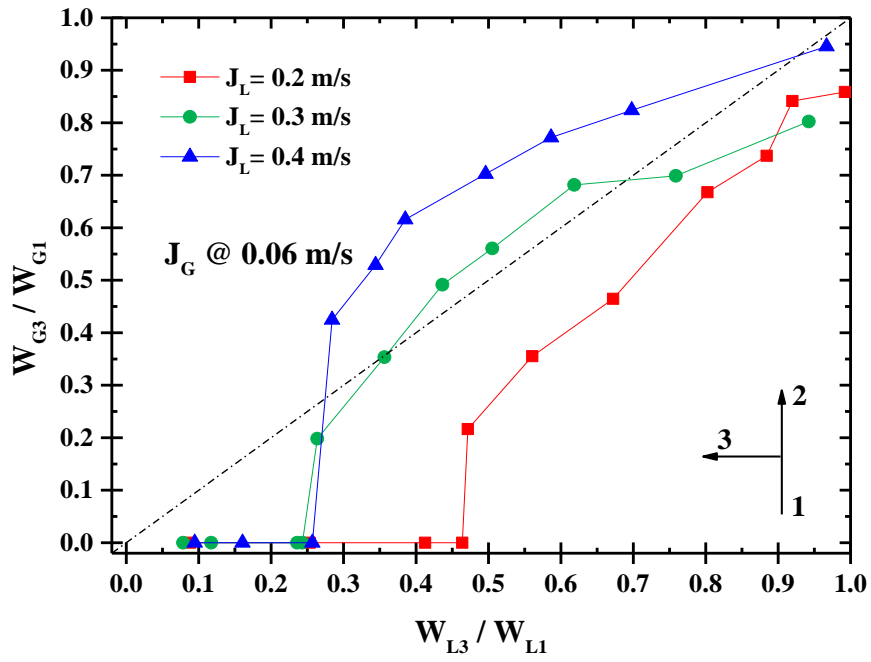


圖 3.1.5.30  $J_G = 0.06$  m/s 之情況下  $J_L$  對於氣水分離之關係

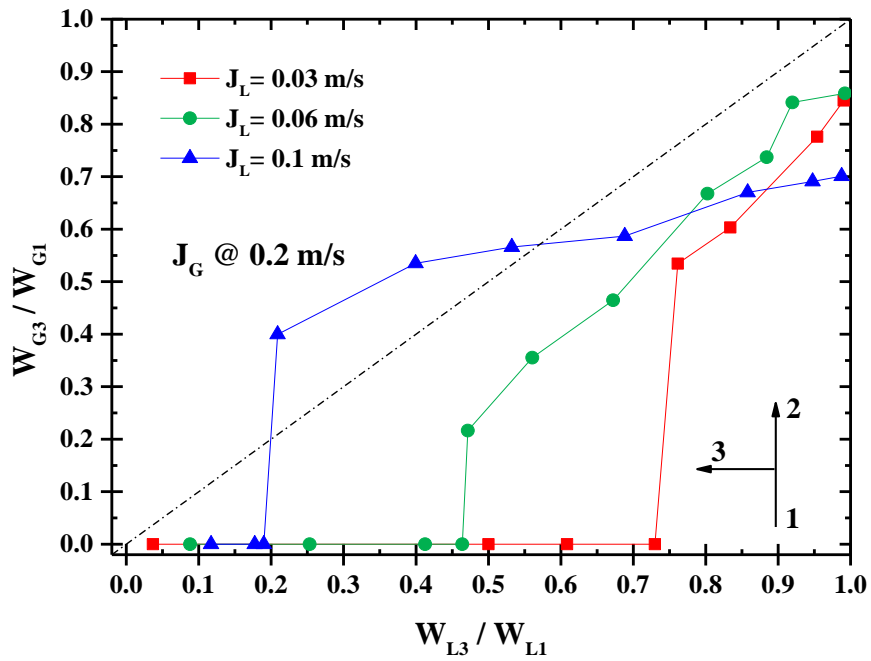


圖 3.1.5.31  $J_L = 0.2$  m/s 之情況下  $J_G$  對於氣水分離之關係

## CFD 雙相流模式與校驗

### 統御方程式

為了描述雙相流體在兩相介面之間的交互作用，Delhaye 等人[11、12]提出雙相流體的固定控制體積方法，體積中包含了氣相與液相。兩相由氣液介面所隔開，而氣液介面是一個時間的函數，參照單相流各項守恆式的推導方式，其提出了雙相流的局部瞬間守恆式如下。

質量守恆式：

$$\frac{\partial \alpha_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_k \mathbf{v}_k) = 0 \quad (3.1.5.4)$$

其中  $k$  代表液相或氣相。

動量守恆式：

$$\frac{\partial \rho_k \mathbf{v}_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_k \mathbf{v}_k \mathbf{v}_k) - \nabla \cdot \overline{\overline{\boldsymbol{\tau}^\mu}} - \rho_k \mathbf{g} = 0 \quad (3.1.5.5)$$

其中  $\overline{\overline{\boldsymbol{\tau}^\mu}}$  為黏滯應力張量。

然而局部瞬間守恆式的應用範圍較有限，由於氣液介面會隨時間改變，同樣位置在這一刻為氣相，卻會在下一刻由液相取代之，故對時間、空間等平均的過程，是雙相流體流場經常需要面對的問題。基於這樣的概念，可將局部瞬間守恆式修正為

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k) = \Gamma_k \quad (3.1.5.6)$$

$$\frac{\partial \alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k \mathbf{v}_k \mathbf{v}_k) = -\alpha_k \nabla p_k + \nabla \cdot \left[ \alpha_k \left( \overline{\overline{\boldsymbol{\tau}^\mu}} + \overline{\overline{\boldsymbol{\tau}^t}} \right) \right] + \alpha_k \rho_k \mathbf{g} + \mathbf{M}_k \quad (3.1.5.7)$$

其中  $\alpha$  為局部時間平均之空泡分率(local time average void fraction)而  $\mathbf{M}_k$  為雷諾氏應力，其為單位體積內兩相之間的動量傳遞率，可表示為[13]：

$$\mathbf{M}_k = \Gamma_k \mathbf{v}_{ki} - \nabla \alpha_k \cdot \overline{\overline{\boldsymbol{\tau}_{ki}}} + (p_{ki} - p_k) \nabla \alpha_k + \mathbf{M}_{ik} \quad (3.1.5.8)$$

雙流體模型被應用於模擬 T 型管中雙相流的 Issa 等人[14]在 1994 年時採用有限體積法的方式，對 T 型管道中的雙相流體進行數值模擬的預測分析，而模擬與驗證對象則為 Popp 等人於 1983 年所進行的單相與雙相流於 T 型管中的實驗[8]，在該實驗中，主管與支管的管道截面皆為矩形 ( $W \times D = 25 \times 100$ )，管長則分別為  $L_1 = 5W$ 、 $L_2 = 10W$ 、 $L_3 = 10W$ 。由於該實驗研究並未給入口條件，所以 Issa 等人則自己給定其平均氣相速度為 1.6m/s，液相速度為 1.53m/s，空泡分率為 0.0208。除了計算出數值模擬結果，給出阻力對流場的影響及氣泡大小的討論之外，該研究也提出，當雙相流體抵達 T 型管路的交界處時會發生相分離的現象，密度較小的流體容易進入側管，密度較大的流體則較容易由主管流出，因此相較於主管，側管會佔有較高比例的氣相流體。T 型管中的流體在發生相分離現象後的壓力變化等線圖、空泡分率也在文中提出。

### 格點建立

計算流體力學(CFD)的技術是考慮如何將連續流體在計算機上利用離散的方式進行運算，將使

用者的物理模型或是空間區域切割成若干區間，形成多個立體網格及格點，最後再依據流場性質選用適合的運算法來解運動方程式。格點的大小會影響計算結果的準確度，越細緻的網格通常誤差較小，然則其所需的計算成本較大，故需在計算準確與運算時間之間做取捨。

在流場分析中，對於流場較為複雜的區域通常會對網格進行加密，像是在雙相流中若流場產生相分離或是空泡分率產生變化的區域，壓力等其他參數也會接連受到影響，此一區域的網格便會做更細緻的處理。本研究所採用之幾何模型係以本實驗室自行開發設計之 T 型管作為 CFD 模擬分析之模型依據，其實驗台架設置如下圖 3.1.5.32 所示，管道設計為一垂直 T 型管，側管部分與主管垂直 90 度，氣液雙相流由管道下方注入，主管及側管流出。在本研究中主管與側管的交界處由於管道內的流體產生分流，流體流動方向的改變造成流場明顯變化，甚至有回流的現象發生，便是上述所提到的流場變化較為明顯的區域，因此在交界處的網格做加密處理，如圖 3.1.5.33 所示管道交界處的網格加密情形，可以由圖中看到原模型的網格較為粗糙，而交界處的網格則做了加密處理，加密範圍由交界處中心沿主管上下延伸各 0.052m，沿側管部分延伸 0.039m。

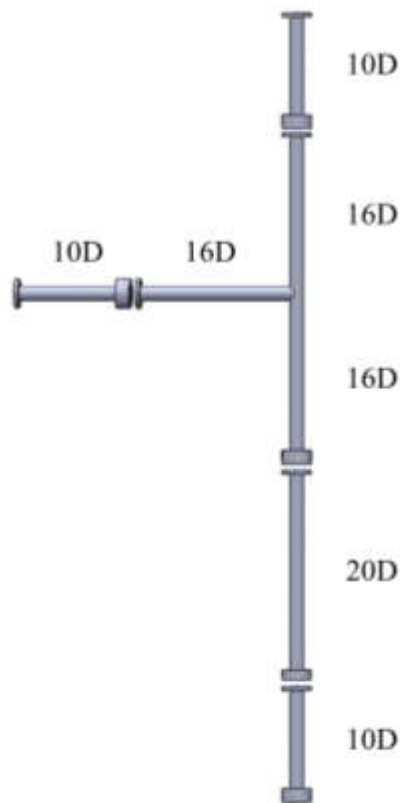


圖 3.1.5.32 實驗模型示意圖

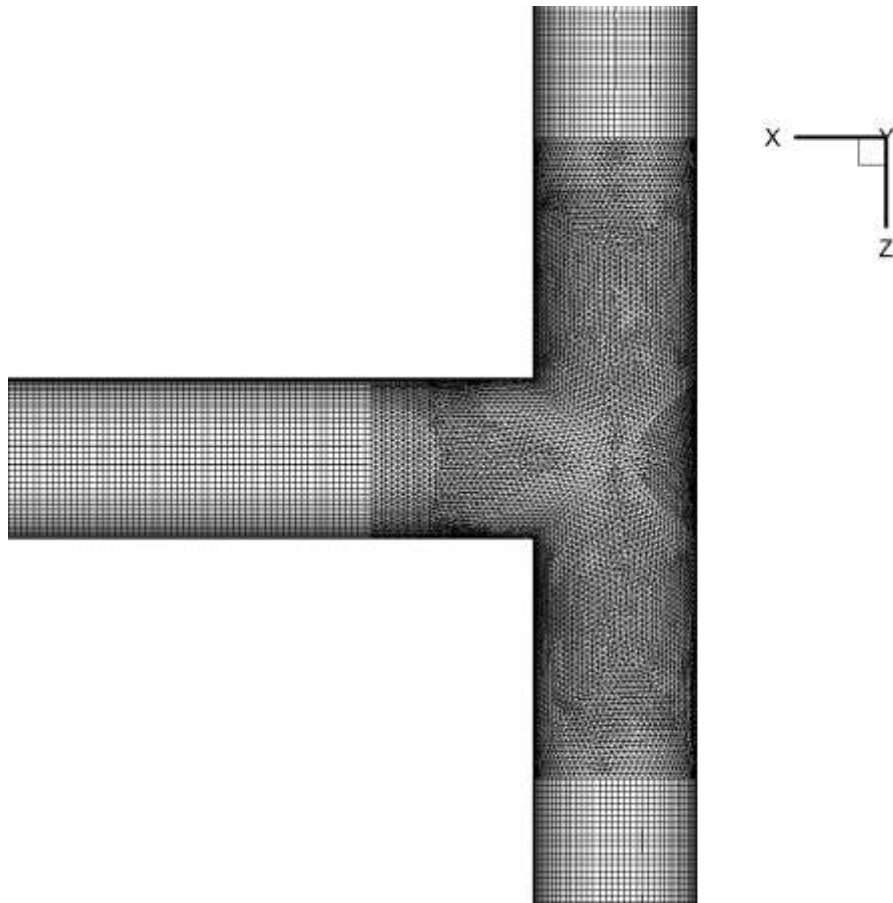


圖 3.1.5.33 管道交界處部分網格示意圖

本研究所使用的模型網格總數共為 2694554，可以大致區分成未加密部分及中心加密處，圖 3.1.5.34 所示為水平側管出口部分的網格，為了節省運算成本，採用較粗糙的網格進行運算。

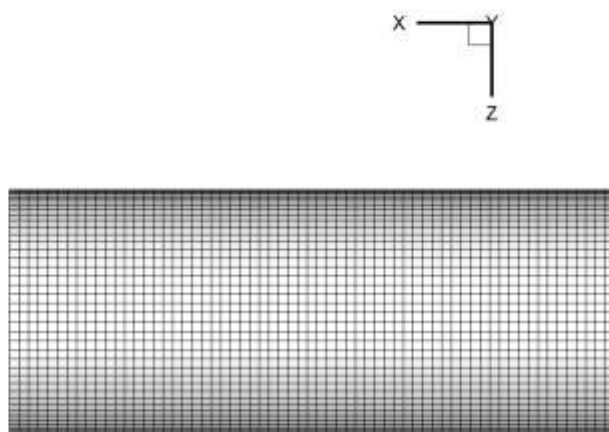


圖 3.1.5.34 側管出口部分網格示意圖



### 邊界條件

本研究全管均為非滑移壁面條件，數值模擬運算採用多相流模式中的歐拉方法，工作流體共分為兩相，主要流體為水，次要流體為空氣，由於管道流體的溫度變化並不在本研究的討論範圍中，故並未開啟能量參數。

本研究模型為一 T 型管，採用一進口二出口的條件。在邊界條件的設定方面，主管下方為速度進口(velocity inlet)，垂直主管上方及水平側管處均為壓力出口(pressure outlet)，其示意圖如圖 3.1.5.35 所示。

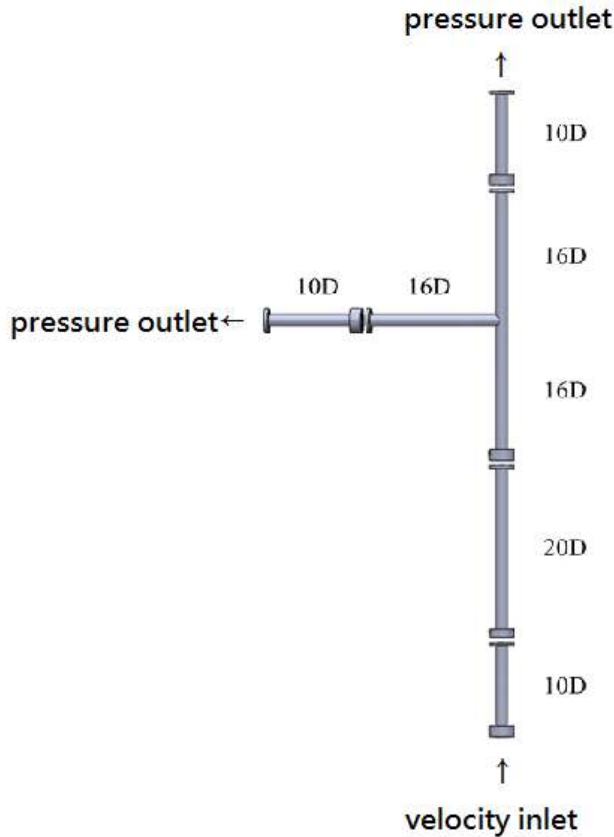


圖 3.1.5.35 邊界條件設置

本研究所選用的邊界條件皆依據實驗及其參考文獻，根據文獻給予的氣液雙相流體的表象速度對照圖，期望對流型為氣泡流的流場狀況進行分析[13]。模擬之邊界條件如表 3.1.5.1 所示。

### 模擬結果

T 管處氣水分離的情形如圖 3.1.5.36 所示，其中等高線代表的是空氣的空泡分率，箭號代表混合速度之(mixture velocity)的大小與方向。可以觀察到在流體進入左方側管後，會形成一個小回流的現象，如圖 3.1.5.36，使得雙相流體在進入側管時產生一個明顯的逆時針方向渦旋，並使氣體由測管的上半部進入側管，這與實驗的觀察相符，如圖 3.1.5.8。

當雙相流體進入側管時，靠近側管上方則因為雙相流的進入而逐漸提高空泡分率，呈現層狀分布。而主管中的混合速度會因為流量的減少而大幅降低，另外，主管的截面空泡分率會因為有部分氣泡由側管移動而下降，亦於實驗中觀察到類似的現象。

表 3.1.5.1 邊界條件設定

案例	進口空泡分率	進口表相速度	進口真實速度
案例一	0.05	氣相：0.03 m/s 液相：0.2 m/s	氣相：0.6 m/s 液相：0.21 m/s
案例二	0.075	氣相：0.06 m/s 液相：0.2 m/s	氣相：0.8 m/s 液相：0.22 m/s
案例三	0.14	氣相：0.1 m/s 液相：0.2 m/s	氣相：0.71 m/s 液相：0.23 m/s

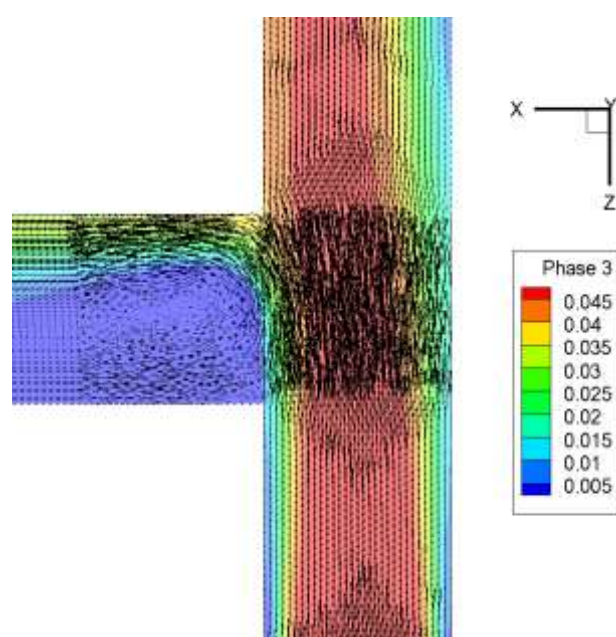


圖 3.1.5.36 空泡分率與混和速度向量圖

圖3.1.5.37(a)是在案例一的邊界條件下，雙相流體在T型管道交界處的空泡分率分布圖及流線圖，由圖中的分布趨勢可以發現當雙相流體在沿著主管道流動時，靠近主管道中心部分的空泡分率較高，靠近兩側管壁的空泡分率較低，其原因為靠近壁面處的流體會受到液體黏性阻力和壁面摩擦力的影響，導致近壁處的流體流速較慢，而靠近管道中央的流體所受到的阻力較小，其液層流速較快，此一速度分布趨勢可以參照圖3.1.5.36的速度分布圖以及圖3.1.5.38之垂直方向混合速度圖。而氣體的黏滯力較低，相對於液體其在管道中的流動性較佳，故會集中於管道中心移動。相同邊界條件的實驗照片呈現於圖圖3.1.5.37 (b)，同樣可以看到沿著主管道行進方向的流體中，氣體集中於管道中央的現象，此一趨勢和模擬情形相合。

而在雙相流體進入側管段後，可以由模擬結果圖看到雙相流體會在側管段入口處形成一個明顯的渦流，部分流體會在這裡呈現逆時針的流動趨勢，部分流體則沿著側管上方管壁流動，此一渦旋現象與流動趨勢同樣可以由圖 3.1.5.37 (b)的實驗照片中觀測而得。當流體流入側管後，側管會逐漸形成一個明顯的分層流，分層流的上方空泡分率較大，遞減至側管壁下方空泡分率最小，對應至實驗照片圖可以觀

測到當雙相流體流入側管後，氣泡會沿著上方管壁流動，水則集中在側管下幫管壁，和模擬出的空泡分率分布結果相合。

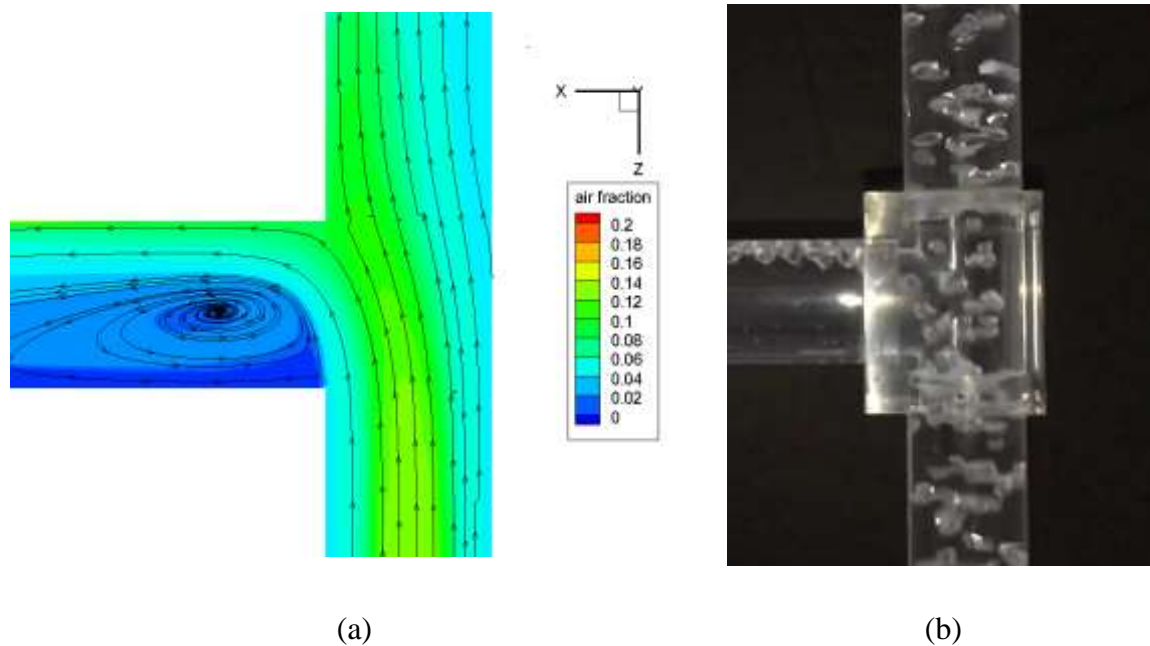


圖 3.1.5.37 案例一：(a)空泡分率分布圖(b)實驗對應照片

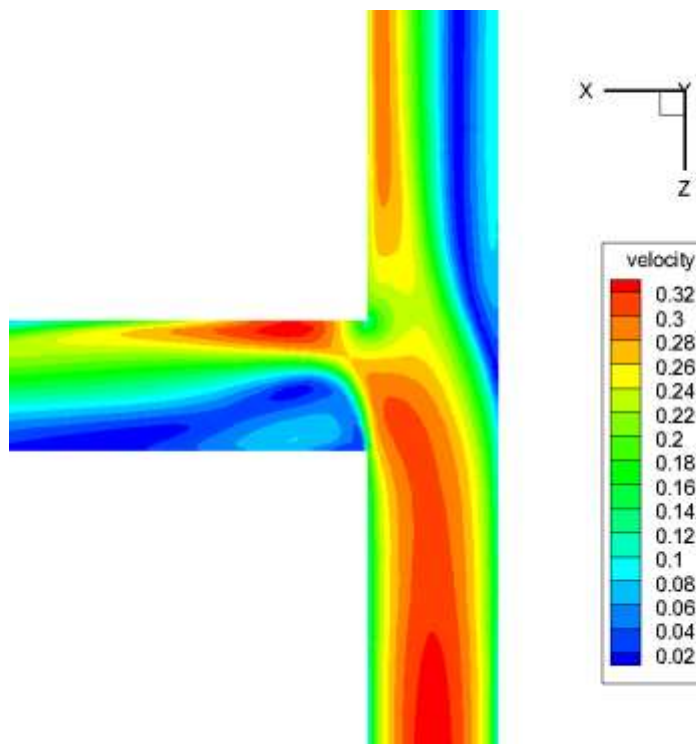
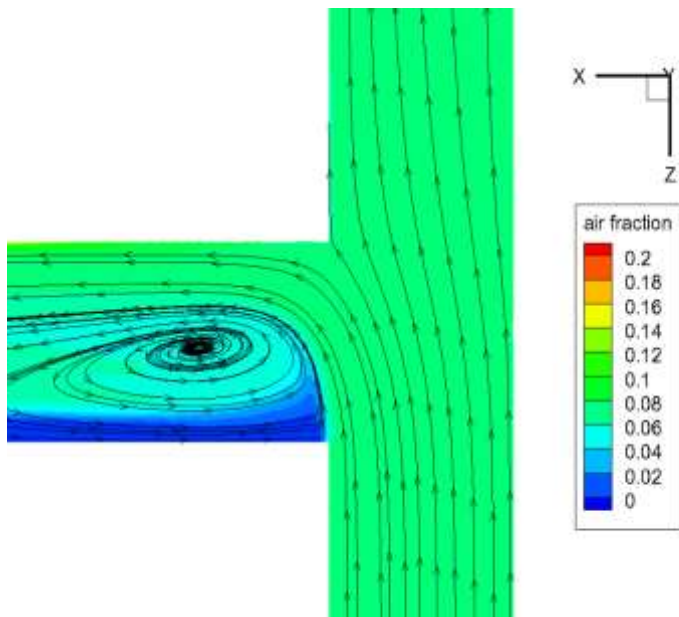
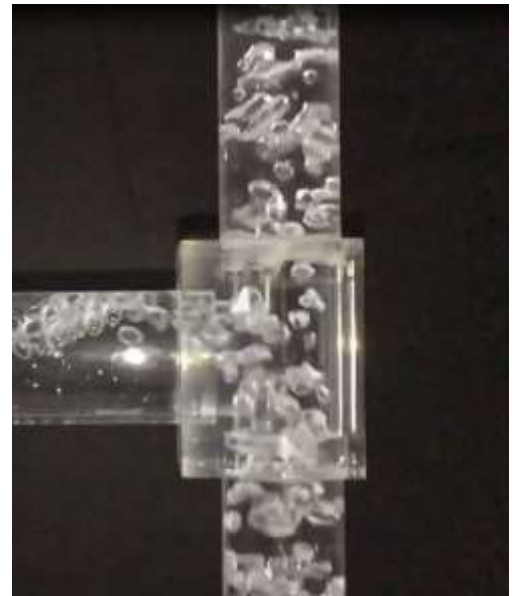


圖 3.1.5.38 案例一：兩相混和速度分布圖

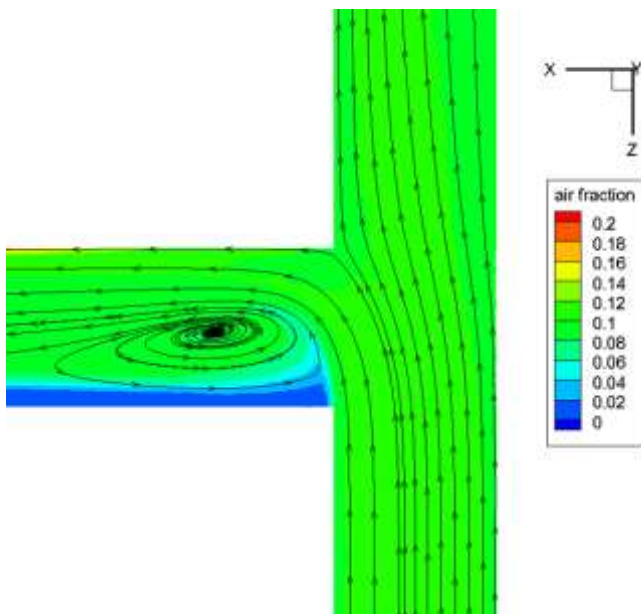


(a)



(b)

圖 3.1.5.39 案例二：(a)空泡分率分布圖(b)實驗對應照片



(a)



(b)

圖 3.1.5.40 案例三：(a)空泡分率分布圖(b)實驗對應照片

在案例二條件下的空泡分率分布圖如圖3.1.5.39(a)所示，可以由流線圖看到雖然進口條件改變，但是與案例一相同的是當流體在流經分岔處後仍然會在側管段形成一個明顯的渦旋，模擬與實驗結果都呈現氣泡會在經過小窩旋的管段後，沿著側管上方管壁流動，圖3.1.5.39(b)為相同條件下的實驗照片，同樣可以做為此一模擬結果的比對。在案例二中，主管管段與進入側管的空泡分率值都比案例一來的

大，是因為本案力的進口空泡分率數值為0.075，其值略大於案例一的0.05。而從渦旋的空泡分率分布圖也可以發現渦旋處的空泡分率數值也較高，除了流入側管的氣泡量增加之外，也有更多的氣泡被夾帶進入渦旋中，此一模擬結果可以由實驗照片再一次得證氣泡在分岔處與渦旋的流動情形。

圖 3.1.5.49(a)為案例三條件下的空泡分率分布圖，由於本案例的進口邊界條件中，空泡分率的數值提升為 0.14，其值為案例二的兩倍，所以可以更明顯地看到主管段的平均空泡分率數值較高，此部分同樣可由圖 3.1.5.40(b)的實驗照片可以看到大量的氣泡在主管內移動。除了主管管段，進入側管的空泡分率值也提升，而分布圖中也可以看到渦旋位置的空泡分率值也較前兩個案例大，更多的氣泡被夾帶進入渦旋中，氣泡的夾帶現象可以由實驗照片驗證。

由不同案例間的空泡分率分布與照片比較，可以明顯的發現當進口的空泡分率數值提升後，氣體流量在管道中的占比也會增加，主管管段、側管形成的渦旋、側管上方管壁等三處的空泡分率數值也都明顯的提升。由不同進口條件所產生的渦旋比較，可以看到案例一中渦旋的平均空泡分率數值落在 0.02 - 0.04，案例二渦旋處的平均空泡分率數值約為 0.04 - 0.06，而案例三渦旋處的平均空泡分率值則是 0.06-0.1 之間，隨著進口空泡分率的提升，渦旋處的平均空泡分率也明顯上升。此外，由對應的實驗照片也可以看到隨著空泡分率的上升，進入側管的氣泡數目增加，側管段的分層流型上半部的氣體比例也越來越大，與模擬分布圖中呈現管壁上方較大的空泡分率數值層越來越厚的趨勢相合；而側管管壁下方空泡分率為 0，也就是純液相的區域則是隨著進口空泡分率的增加而變薄，因為越來越多的氣泡會受到渦旋的影響而向側管下方管壁移動，進而影響了側管段的流場分布。

兩側出口壓差的調控除了是起始邊界條件的重要因子外，在雙相流體流過 T 型管道後所造成的兩側出口壓差變化也是在進行分析時需要著重的地方。本章節所要討論的壓差值為側管出口、主管出口與下方進口的壓差，下文提及的 P1、P2 等壓差值定義如表 3.1.5.2 所示。在本研究中，三種案例的起始兩側出口壓差皆為 5000 Pa，隨著模擬運算至收斂後，壓差會開始因為空泡分率與速度進口的起始條件不同而有變化。

表 3.1.5.2 壓差值定義

壓差值	定義
P1	水平側管出口與進口壓差
P2	上方支管出口與進口壓差

圖 3.1.5.41 為案例三的數值模擬與實驗壓差比對圖，縱軸為壓力數值，橫軸為壓差代號，藍色是模擬結果，橙色則是實驗壓力計的量測結果，實驗的誤差影響包含了電阻、數據擷取器和電壓計，其誤差區間為 1.22%，已經在圖表中以誤差線呈現。由計算結果可以得知模擬結果與實驗結果的壓差值相當接近，模擬結果的側管出口截面壓差為 10466.7512 Pa，支管出口截面壓差為 16719.32646 Pa，實驗結果的側管出口壓差為 11530.63 Pa，支管出口壓差為 17566 Pa，模擬結果與實驗數據於水平側管之壓差誤差為 9.2%；而上方支管出口之壓差誤差為 4.82%，模擬數值皆略低於實驗結果。

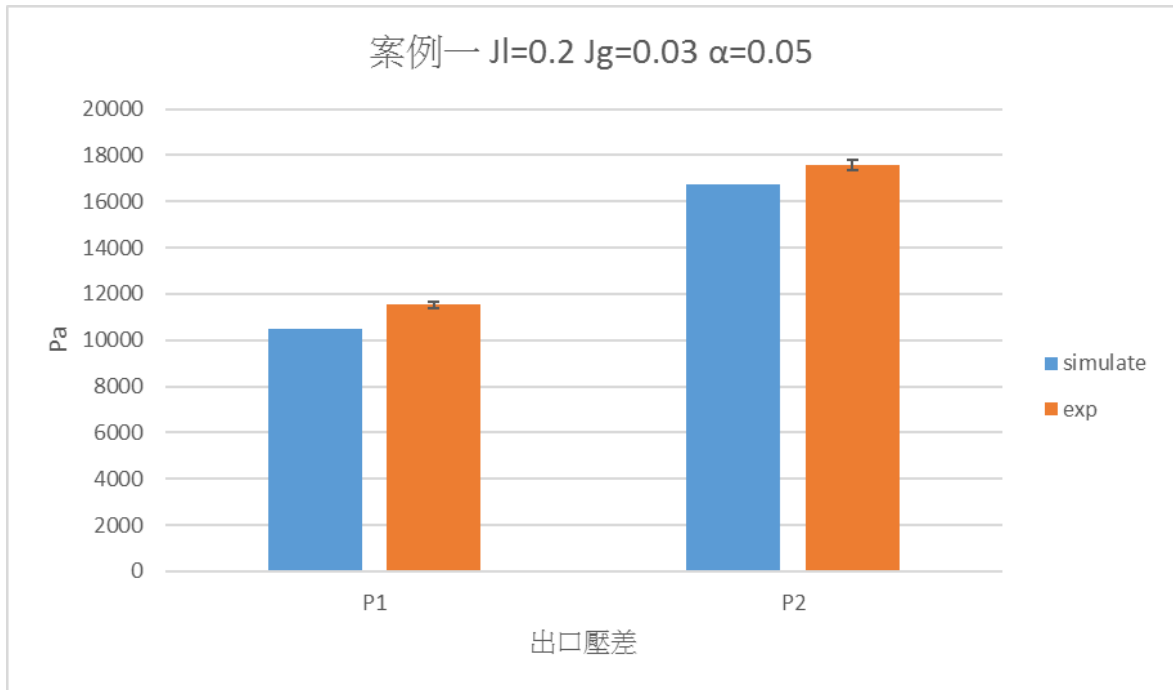


圖 3.1.5.41 案例一：數值模擬與實驗壓差比對圖

案例二模擬結果與實驗數據的壓差比對由下圖 3.1.5.42 所示，模擬運算結果所獲得之側管出口截面壓差為 10103.2668 Pa，支管出口截面壓差為 16189.54442 Pa，實驗結果的側管出口壓差為 10074.37 Pa，支管出口壓差為 16063.14 Pa，實驗的誤差線同樣標示於圖表中。在本案例中，模擬結果與實驗數據於水平側管之壓差誤差為 0.287%；而上方支管出口之壓差誤差為 0.787%，兩側出口與主管進口的壓差數值比起案例一而言，本次模擬運算與實驗量測值更為接近。

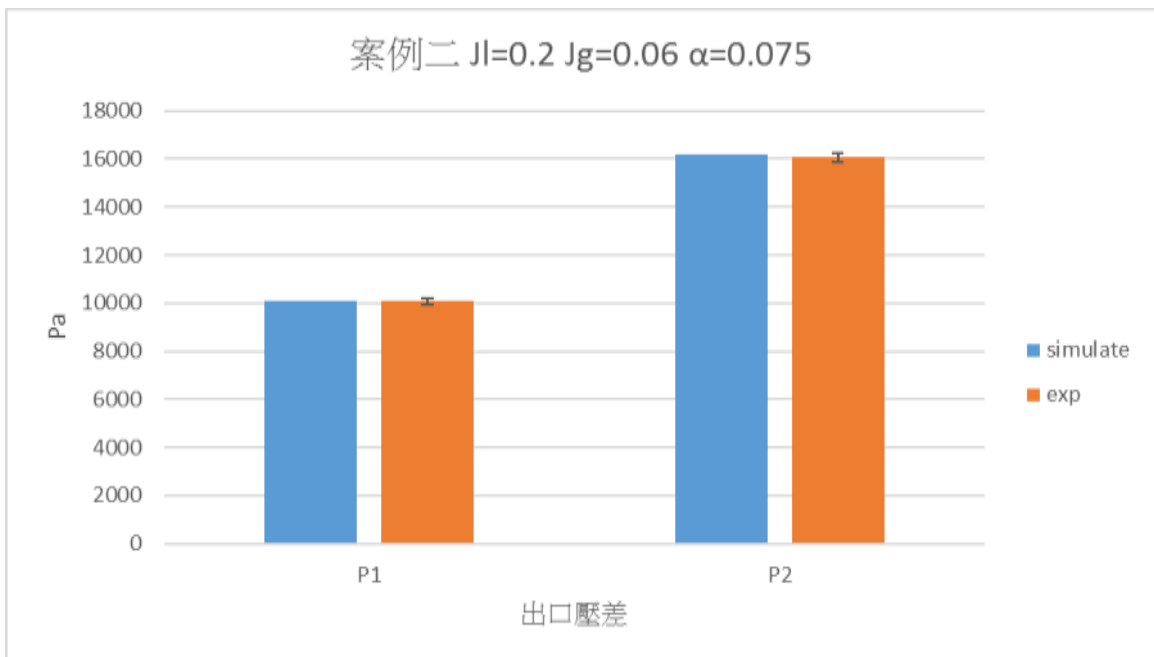


圖 3.1.5.42 案例二：數值模擬與實驗壓差比對圖



圖 3.1.5.43 為案例三條件下的模擬結果與實驗數據的壓差比對圖，模擬運算結果所獲得之側管出口截面壓差為 9348.6678 Pa，支管出口截面壓差為 15264.13251 Pa，實驗結果的側管出口壓差為 9648.3034 Pa，支管出口壓差為 14985.5915 Pa，實驗所得數據的誤差線標示於圖表中。在本案例中模擬結果與實驗數據於水平側管之壓差誤差為 3.1%；而上方支管出口之壓差誤差為 1.86%，模擬結果所得之誤差值與實驗量測值結果相近。

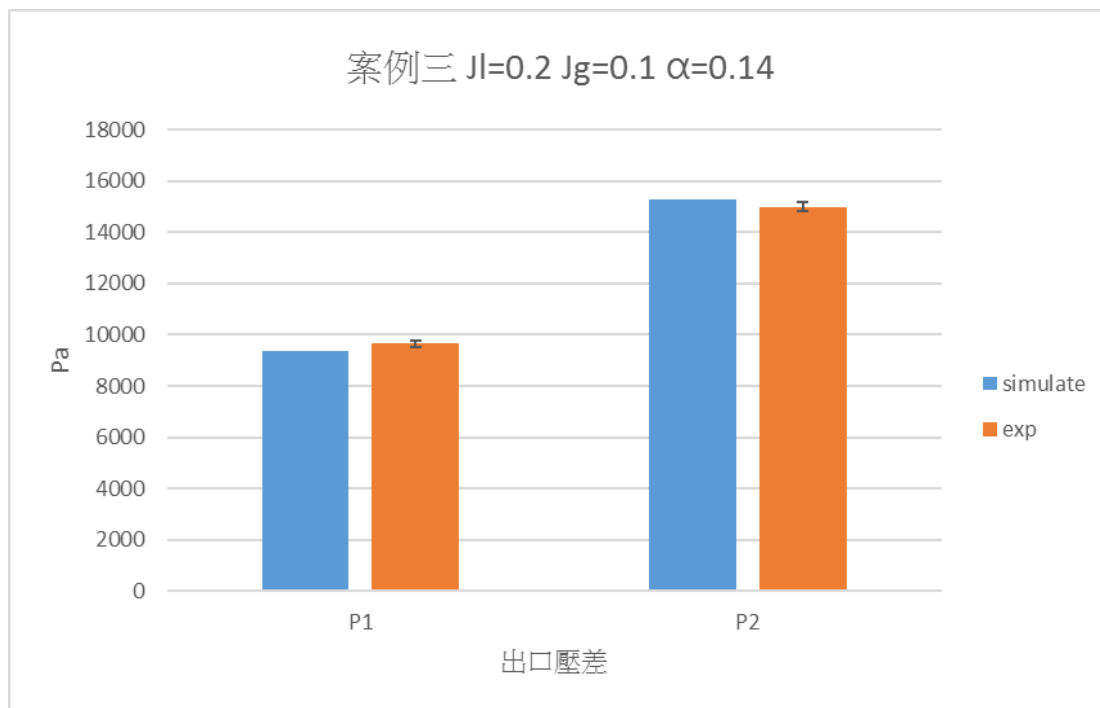


圖 3.1.5.43 案例三：數值模擬與實驗壓差長條圖

三個案例於水平側管出口、上方支管出口與主管進口的壓差模擬結果及實驗數據對應於表 3.1.5.3，於壓力誤差表所呈現，P1、P2 所代表之物理意義參照表 3.1.5.2 壓差值定義。由表中可以看到不同案例中各出口與進口的壓差值比較，以及模擬結果與實驗量測數據的差異及誤差大小。將各案例之誤差值進行平均後可以發現水平側管之平均壓差誤差為 4.196%，而上方支管出口之平均壓差誤差為 2.489%，由表中數據可以發現無論邊界條件如何改變，模擬計算皆能與實驗量測數值有相當接近的結果，此一結果可以說明本研究所建立的數值模擬模式的可行性與準確度。

3.1.5.3 壓力誤差表

	案例一	案例二	案例三	平均誤差
P1 模擬值(Pa)	10466.7512	10103.2668	9348.6678	
P1 實驗值(Pa)	16719.32646	10074.37	9648.3034	



P1 誤差	9.2%	0.287%	3.1%	4.196%
P2 模擬值(Pa)	16719.32646	16189.54442	15264.13251	
P2 實驗值(Pa)	17566	16063.14	14985.5915	
P2 誤差	4.82%	0.787%	1.86%	2.489%

**「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」成果：**

**a. 期刊論文：期刊論文 4 篇、會議論文 10 篇**

- (1) J. R. Wang, J. H. Yang, Y. Chiang, H. C. Chen, C. Shih, S. W. Chen, S. C. Chiang, T. Y. Yu, “The Study of Ultimate Response Guideline of Kuosheng BWR/6 Nuclear Power Plant Using TRACE and SNAP”, World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering Vol:11, No:4, 2017.(EI)
- (2) Chun-Fu Huang, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih, “Analysis of A Postulated ELAP Event in Maanshan NPP Using TRACE Code”, TopSafe2017, 12 - 16 February 2017 in Vienna, Austria.
- (3) Chun-Fu Huang, Wei-Yuan Cheng, Jung- Hua Yang, Jong-Rong Wang, Shao- Wen Chen, Chunkuan Shih, “Analysis of postulated ELAP event and mitigation capability of URG in Maanshan NPP using TRACE code”, CSME, 2017
- (4) Y. G. Lin, J. D. Lee\*, S. W. Chen and J. J. Peir, “The Resonance Effect of External Vertical Vibration on a Nuclear-coupled Boiling Channel System with Forced Flows,” The 25th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 25), Shanghai, China, 2017. (EI)
- (5) M.L. Chai, Y.H. Chang, Y.S. Cheng, H.J. Lin, S.W. Chen, J.D. Lee, J.R. Wang, C. Shih, “Experimental investigation of low-flow rate two-phase flow under vertical vibration,” 17th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-17), Xi’an, Shaanxi, China, 2017.
- (6) J. D. Lee\*, Y. G. Lin, S. W. Chen and C. Pan, “A methodology to investigate the effect of vertical seismic acceleration on the qualitative dynamic behaviors of a natural circulation loop with parallel nuclear-coupled boiling channels,” Annals of Nuclear Energy, Vol. 112, pp. 289-306, 2018. (SCI, EI)
- (7) Yu-Hsien Chang, Shao-Wen Chen, Min-Lun Chai, Hsiao-Jou Lin, Jin-Der Lee, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih,” The Transient Analysis of Two-Phase Flow in a Parallel Rectangular Channel under Vibration Conditions,” 14<sup>th</sup> International Conference on Flow Dynamics, Sendai, Japan, 2017.

- (8) Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu\* and Hwai-Pwu Chou, “Kernel PCA Based Feature Reduction for NPP Initiating Event Identification,” 2017 ANS Winter Meeting, Washington, DC, USA (Oct. 29-Nov. 2, 2017)
- (9) Shun-Chi Wu\*, Kuang-You Chen, Ting-Han Lin, Hwai-Pwu Chou, “Multivariate algorithms for initiating event detection and identification in nuclear power plants,” *Annals of Nuclear Energy*, vol. 111, pp. 127-135, 2018.
- (10) C.H. Ho, T.K. Yeh and M. Y. Wang, “Stress corrosion cracking of 316L in simulated BWRs water chemistry environments under start-up conditions”, International Cooperative Group on Environmentally- Assisted Cracking (ICG-EAC) Annual Meeting, Chester, UK, May 7-12, 2017.
- (11) 何泉漢、葉宗洸、王美雅、吳盈智,”316L、304L SS 在模擬 BWR 起爐水環境下對於 SCC 敏感性之研究,” 106 年度防蝕工程年會, 台中, 台灣, 2017
- (12) G.Y. Chuang, Y.M. Ferng\*, “Experimentally investigating the thermal mixing and thermal stripping characteristics in a T-junction,” *Applied Thermal Engineering*, 113, 1585-1595, 2017.
- (13) Jiun-Ren Wang, Chung-Yen Hsu, Yuh-Ming Ferng “The Separation of Two-Phase Flow Through a Vertical T-junction,” 2017 American Nuclear Society Annual Meeting, San Francisco, CA, USA, June 11-15, 2017.
- (14) Tseng, P. C., YU, J. Y., ZHANG, X. L., Ferng, Y. M., Hsu, C. Y., & Lai, K. W. Flow Characteristics of Intermediate Heat Exchanger with CFD Methodology on Nuclear Safety Application. 2017 American Nuclear Society Annual Meeting, San Francisco, CA, USA, June 11-15, 2017.

**b. 人才培育：博士生 2 名、碩士生 13 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
黃俊富	碩士生	核三廠 TRACE 建模與模擬分析	就業	(清大核工所畢業) 服役中
葉璟賢	碩士生	核三廠 MAAP5 建模與模擬分析	在學	清華大學核工所碩一
陳建廷	碩士生	核三廠 RELAP5 建模與模擬分析	在學	清華大學核工所碩一
林郁格	碩士生	模擬程式運算	就業	(清大核工所畢業) 服役中
張祐銜	碩士生	實驗設備建立與測試	在學	清大核工所
林廷翰	博士生	感測器偵選法則之建置、報告撰寫	在學	清華大學核工所博二
陳光佑	碩士生	失能感測器偵檢演算法之建置、報告撰寫	畢業 106/08	清華大學工科所
彭修成	碩士生	感測器偵選法則及失能感測器偵檢演算法	在學	清華大學工科所碩一

		之相關文獻研讀與探討		
李威儒	碩士生	協助計畫進行與蒐集計畫所需相關文獻	在學	清華大學工科所碩一
何泉漢	碩士生	執行 SSRT 實驗	在學	清華大學核工所碩三
莊凡誼	碩士生	水化學分析	在學	清華大學工科所碩三
蕭佑陸	碩士生	表面分析	在學	清華大學工科所碩三
王俊仁	碩士生	反應爐槽之壓熱震實驗之進行	在學	工科所
熊瑋茜	碩士生	反應爐槽之壓熱震模擬之進行	在學	工科所
黃品鈞	博士生	反應爐槽之壓熱震之應力分析	在學	核工所

**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:** 7 次國際研討會(ANS Annual Meeting, ANS Winter Meeting, ICG-EAC Meeting 2017, TopSafe2017, ICON25, NURETH 17, ICFD14 )，0 次國際合作交流。

## 3.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

本分項計畫針對核能三廠(乾式圍阻體)圍阻體系統，分別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，於事故時防止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影響，能提供國內運轉中核能電廠，核安管制之參考。

### 3.2.1 氫氣擴散潛勢研究

本子項以 MELCOR 程式為熱流分析工具，針對核三廠發生大破口喪失冷卻水事故(LBLOCA)，且不考慮斷然處置情況下之爐心效應進行評估，探討此類嚴重事故下之氫氣產生量及對圍阻體安全性之影響。MELCOR 程式可分析 PWR 之嚴重核子事故之各種物理現象，其分析結果可進一步作為爆炸分析程式 FLACS 之輸入參數，以評估氫氣之擴散與遷移行為、氫氣蓄積量及位置，以及氫爆對圍阻體之影響。

美國核管會(Nuclear Regulatory Commission, NRC)自 1979 年三哩島事件發生後，即與日本、法國、蘇俄等核能先進國家成立國際嚴重核子事故合作研究計畫 CSARP (Cooperative Severe Accident Research Program)，並委託美國能源部所屬聖地亞 (Sandia) 國家實驗室，發展出名為 MELCOR 的大型熱流分析電腦程式，以數值方法模擬核電廠在各類嚴重事故期間，所發生之複雜物理現象及進展情境。

MELCOR 程式可分析 BWR 及 PWR 之嚴重核子事故，並能模擬試驗及就嚴重核子事故之物理現象，如反應爐爐穴灌水及 SG 管路高壓及高溫下之潛變破裂分析等，其分析結果與其他相關程式如 MAAP 等之結果近似，但 MELCOR 係由國家實驗室所發展，對於核管單位之立場而言，是更具公信力之熱流分析模組。

本研究採用之 MELCOR 版本為 MELCOR2.1，相較於台灣先前使用之 MELCOR1.8.5，擁有更高的準確性及較先進的嚴重事故分析模式，故本研究之 MELCOR 版本皆為 MELCOR2.1。在福島事故之後，電廠之氫氣燃燒風險分析成為一相對重要之議題，在先前的核一、核二廠分析中，展現了 MK-I 及 MK-III 圍阻體在氫氣事故下的不同結果：MK-I 圍阻體為惰化空間；而 MK-III 圍阻體無惰化處理，卻擁有較大之圍阻體，其結果之不同性顯示建立 MELCOR 模式並進行氫氣分析之重要性。

#### 3.2.1.1 模式說明

本研究主要分析核三廠之一次側大破口事故(LBLOCA)，不同於全黑事故(SBO)，大破口事故會使一次側冷卻水快速流失，在此極端情況下若無安全系統之注水，爐心即會因為護套溫度上升至銦水反應之溫度而產生氫氣，氫氣透過破口進入圍阻體並開始有圍阻體燃燒之風險，損害圍阻體之完整性。

#### 3.2.1.2 MELCOR 核三廠模式介紹

本研究 MELCOR 模式冷熱端破管路徑如圖 3.2.1.1、圖 3.2.1.2 所示，紅色線為熱端管路破管之路徑，除圍阻體外本模式將三個環路的一、二次側結合成一組蒸汽產生器及冷熱端管路，以簡化分析模式之複雜性，雖然 MELCOR 模式之圍阻體較為簡化，但不影響其於氫氣產率的計算，而此氫氣產率將會於後續研究輸入於 CFD 相關程式，並擁有較細節的圍阻體分析。本研究之破口大小為  $0.38 \text{ m}^2$ (不管破口位於冷端或熱端，皆假設為此數值)。

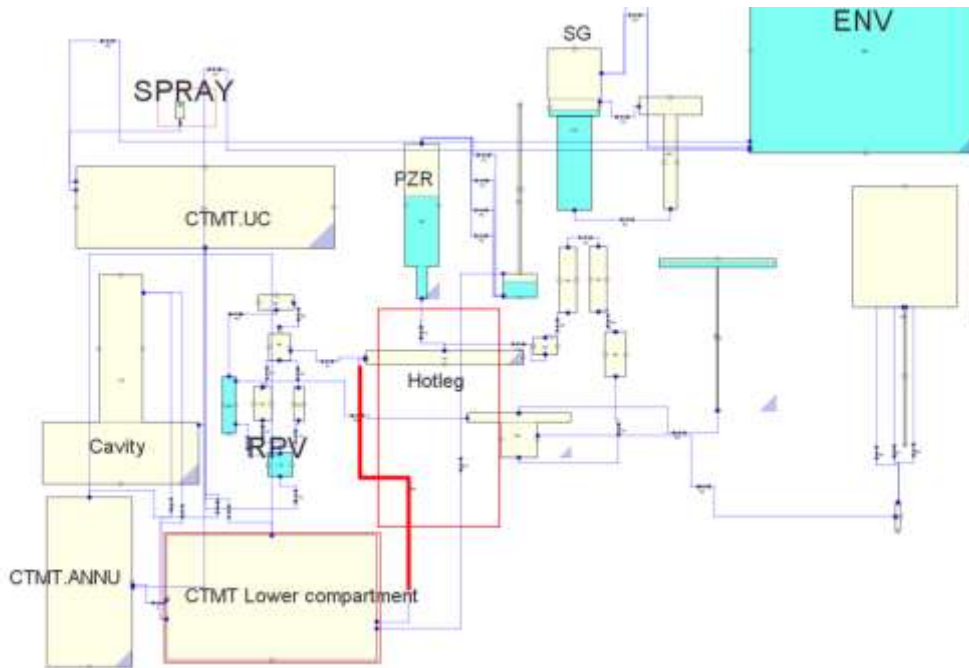


圖 3.2.1.1 熱端破管路徑

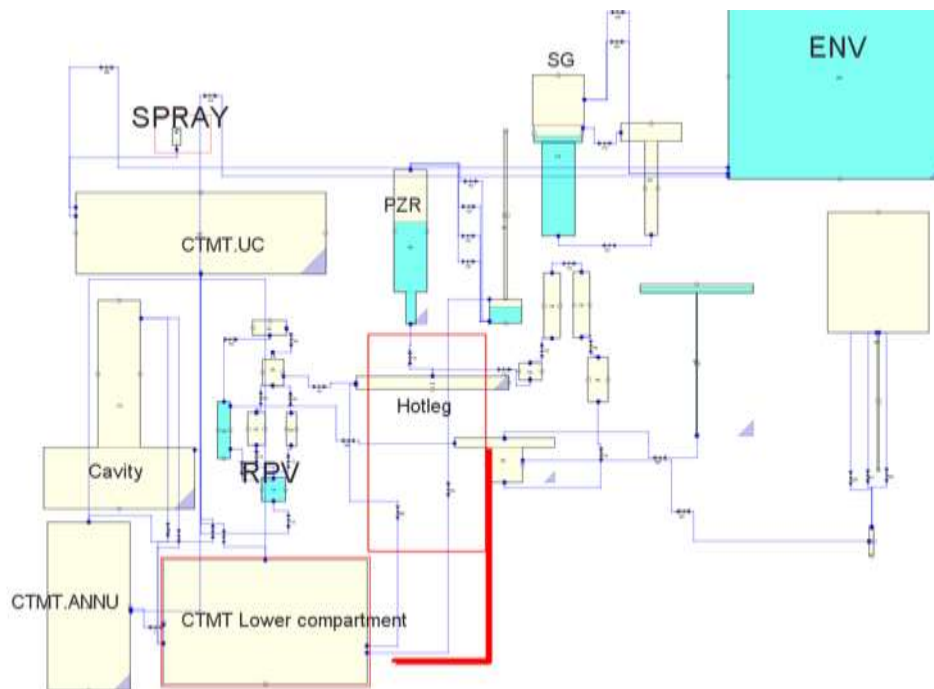


圖 3.2.1.2 冷端破管路徑

### 3.2.1.3 穩態測試

在 MELCOR 核三廠模式建立完成後，會先在 0 秒前進行數百秒的穩態測試，用以檢查模式在各重要數值的合理性，同時檢查其是否收斂。

圖 3.2.1.5 為穩態測試之結果。圖 3.2.1.3 為冷卻水流率，顯示系統流率在 0 秒前收斂至與訓練教材相同之數值，而冷卻水流率之穩態數值顯示爐心功率、爐心流道幾何及一二次側熱交換等等之設定為正確的。

圖 3.2.1.4 為冷熱端溫度，此處同樣顯示此模式之穩態收斂，並證明將三管路整合簡化成一個並

無影響模式之輸出結果。

圖 3.2.1.5 為調壓槽壓力，同樣在 0 秒前收斂並達到穩態。

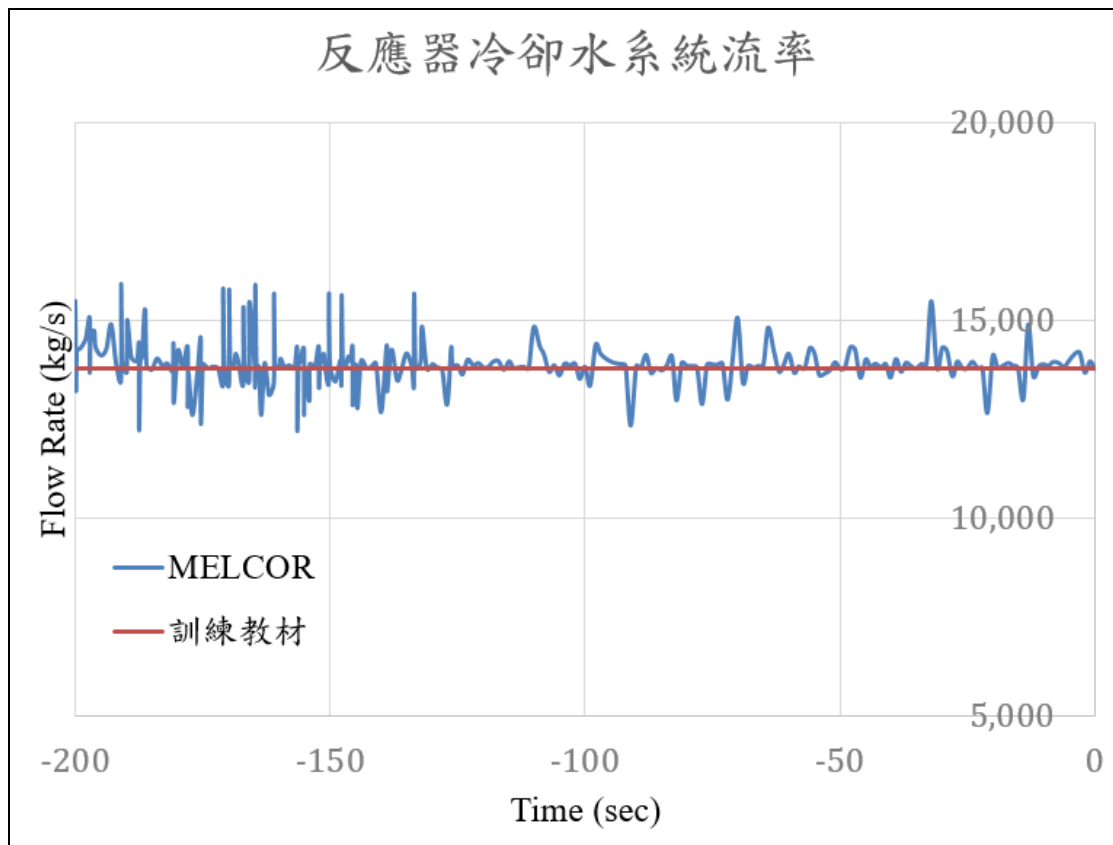


圖 3.2.1.3 穩態測試(冷卻水流率)

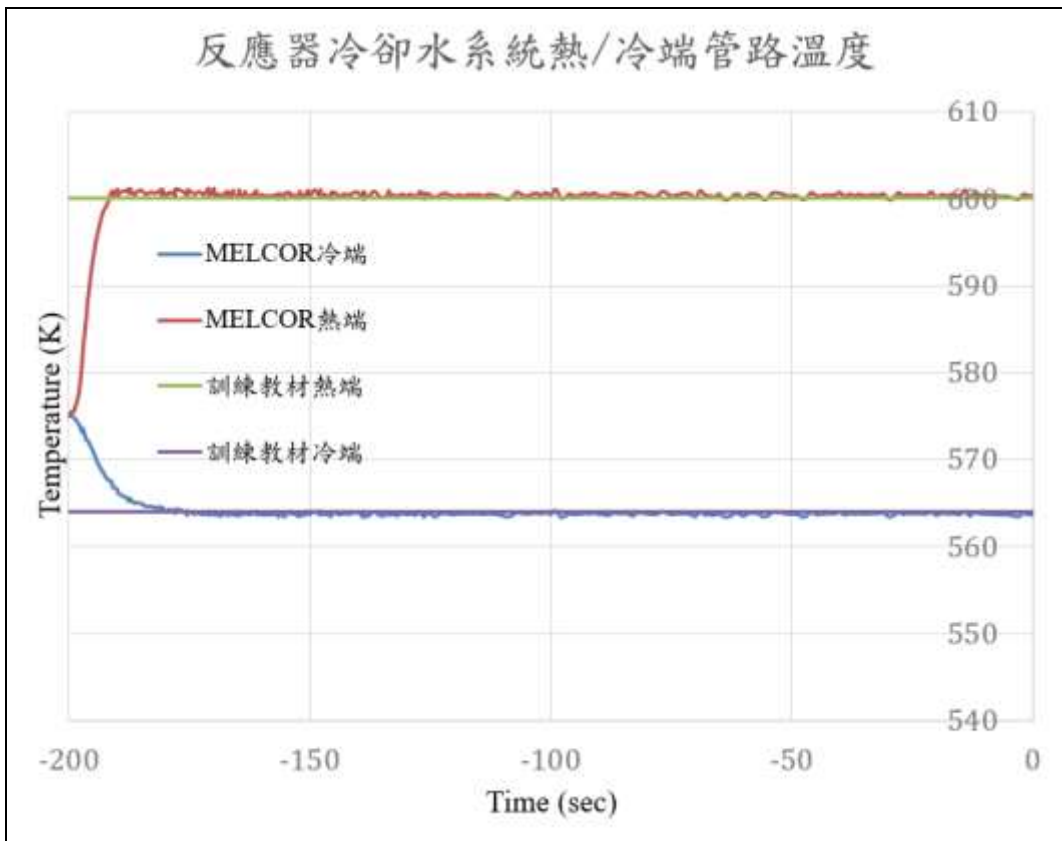


圖 3.2.1.4 穩態測試(冷熱端溫度)

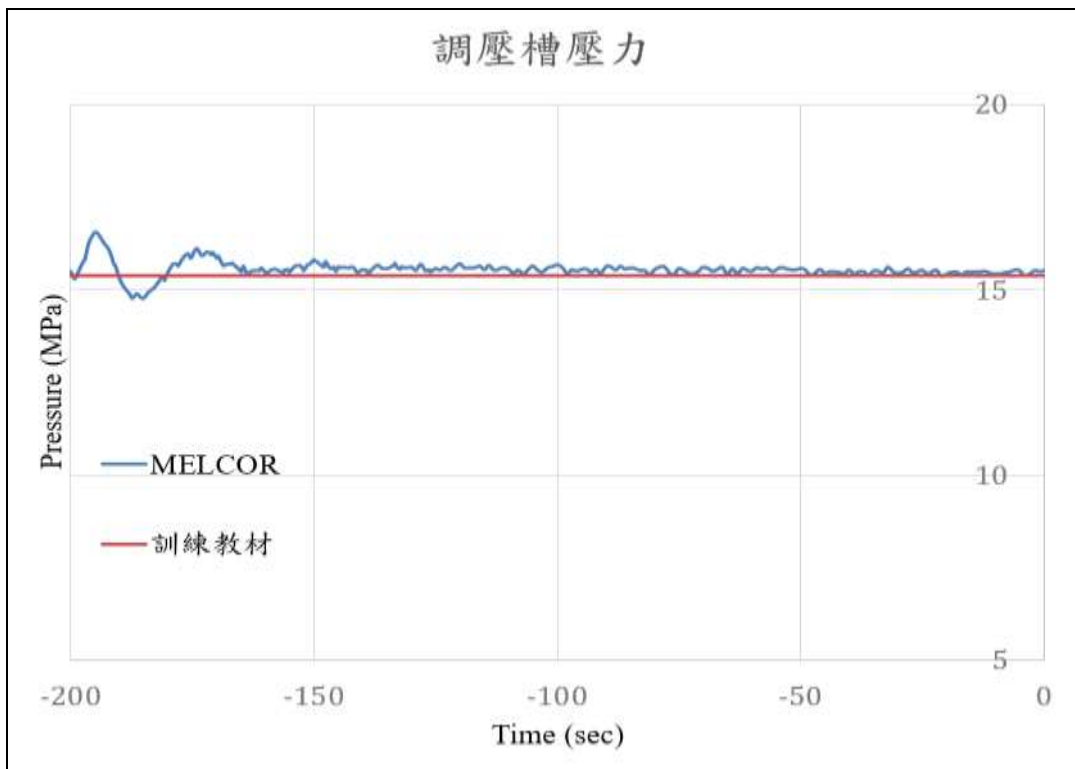


圖 3.2.1.5 穩態測試(調壓槽壓力)



### 3.2.1.4 事故分析

(1) LBLOCA — 除蓄壓槽以外，喪失所有注水

本研究之目的為探討嚴重事故下之氫氣產生，首先以日本女川電廠在評估嚴重事故氫氣產生量之假設為評估條件，即 LBLOCA 並喪失蓄壓槽以外之所有注水。表 3.2.1.1 為此分析之時序，此分析分為兩部分，分別為冷端及熱端破管，冷端破管通常結果較為嚴重，因為蓄壓槽之安全注水會由破口流出，無法進入爐心。本研究唯一動作之安全系統即為蓄壓槽自動注水(ACC)。

圖 3.2.1.6~圖 3.2.1.9 為 ACC 有效下之 LOCA 分析，圖 3.2.1.6 為系統壓力，可以看出 0 秒 LOCA 發生後爐心壓力瞬間下降。圖 3.2.1.7 為護套溫度，LOCA 發生後，護套溫度因為冷卻水流失而短暫上升，由圖可以看出冷端破口下護套溫度上升較高，但也未到達產生氫氣之溫度。圖 3.2.1.8 為爐心水位，由蓄壓槽進入爐心的水量在破口發生後補回水位。圖 3.2.1.9 為破口流量，初期有大量水及蒸汽由破口流出，在壓力下降後減少。本研究結果顯示在蓄壓槽可用情況下，初期爐心並不會產生氫氣。

表 3.2.1.1 LOCA 時序(設計基準)

-200s	穩態計算開始
0s	SCRAM/LOCA
壓力自動控制(615psi)啟動	蓄壓槽注水啟動
護套溫度下降後結束	計算結束

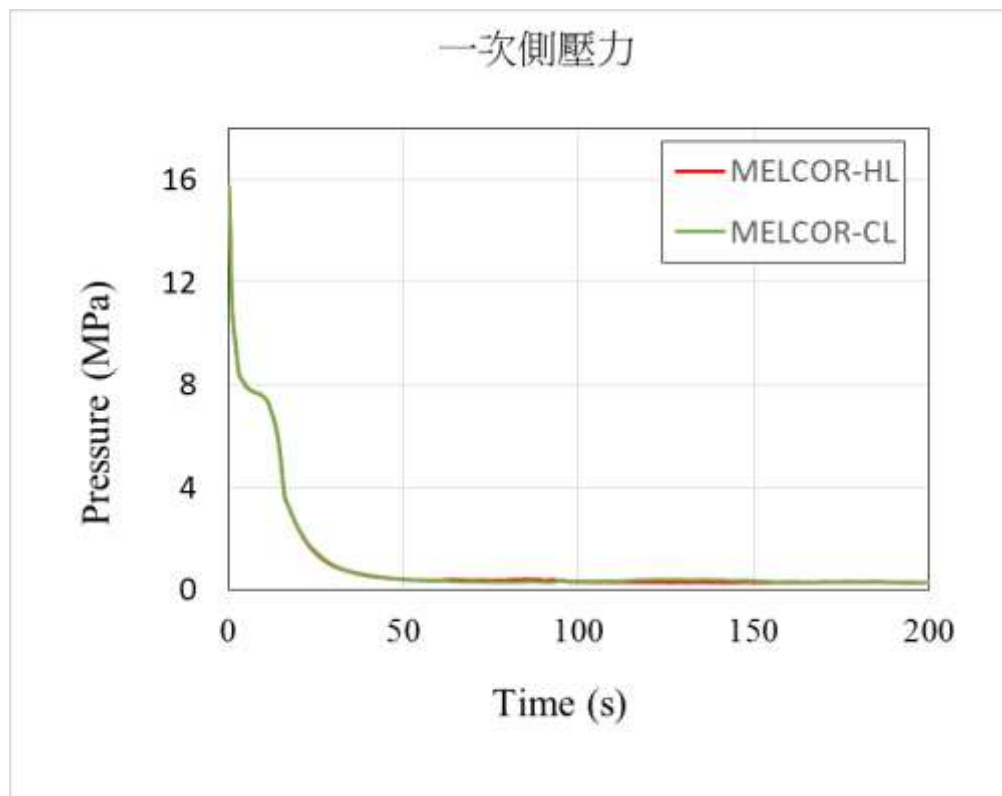


圖 3.2.1.6 一次側壓力

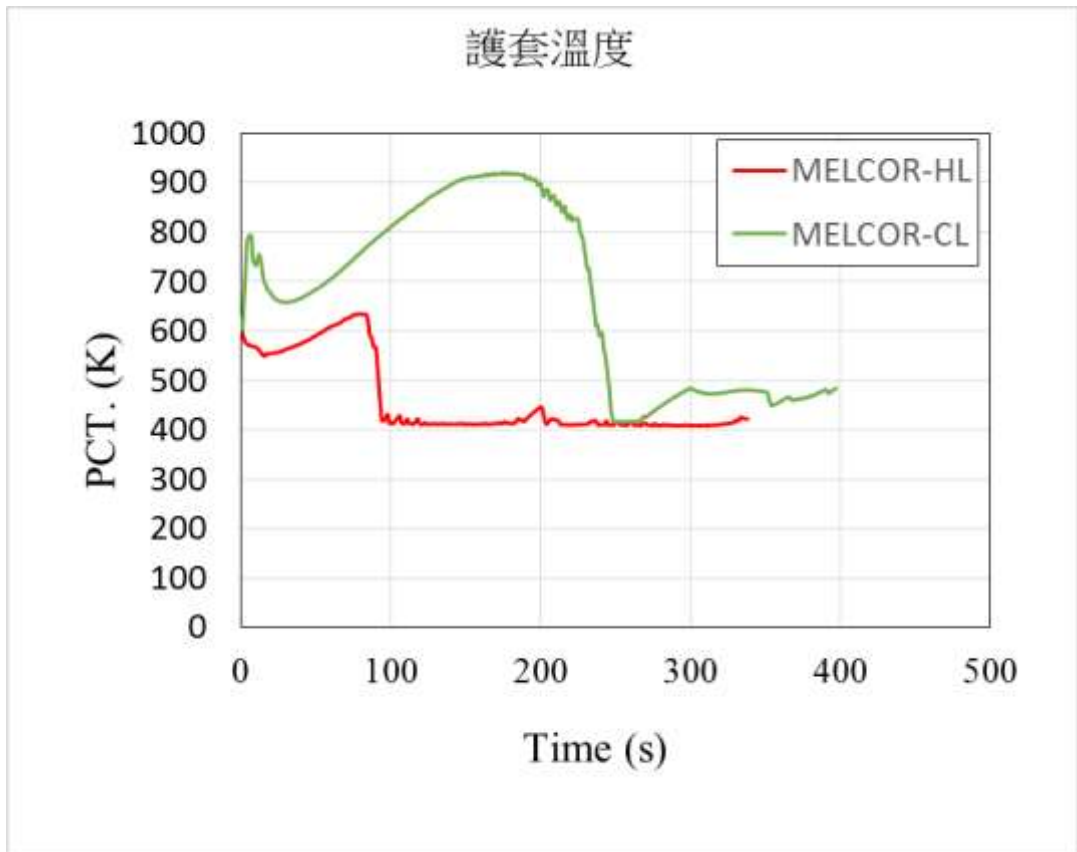


圖 3.2.1.7 護套溫度

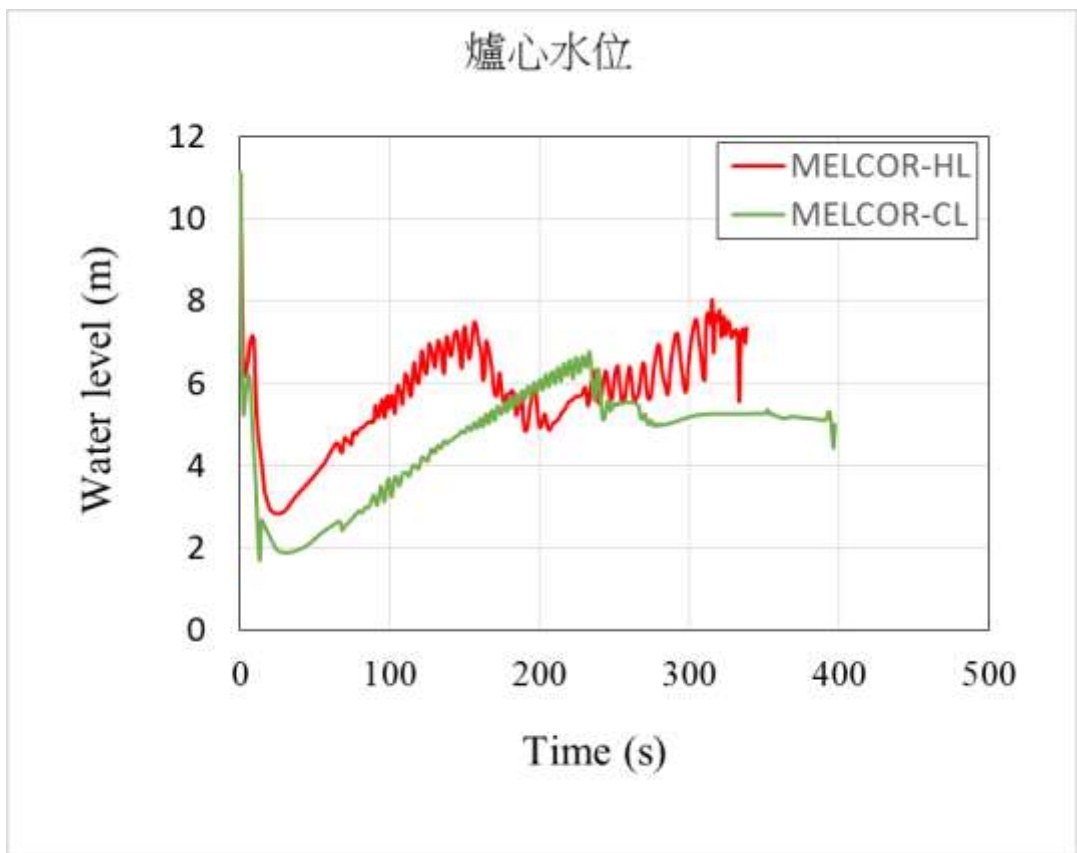


圖 3.2.1.8 爐心水位

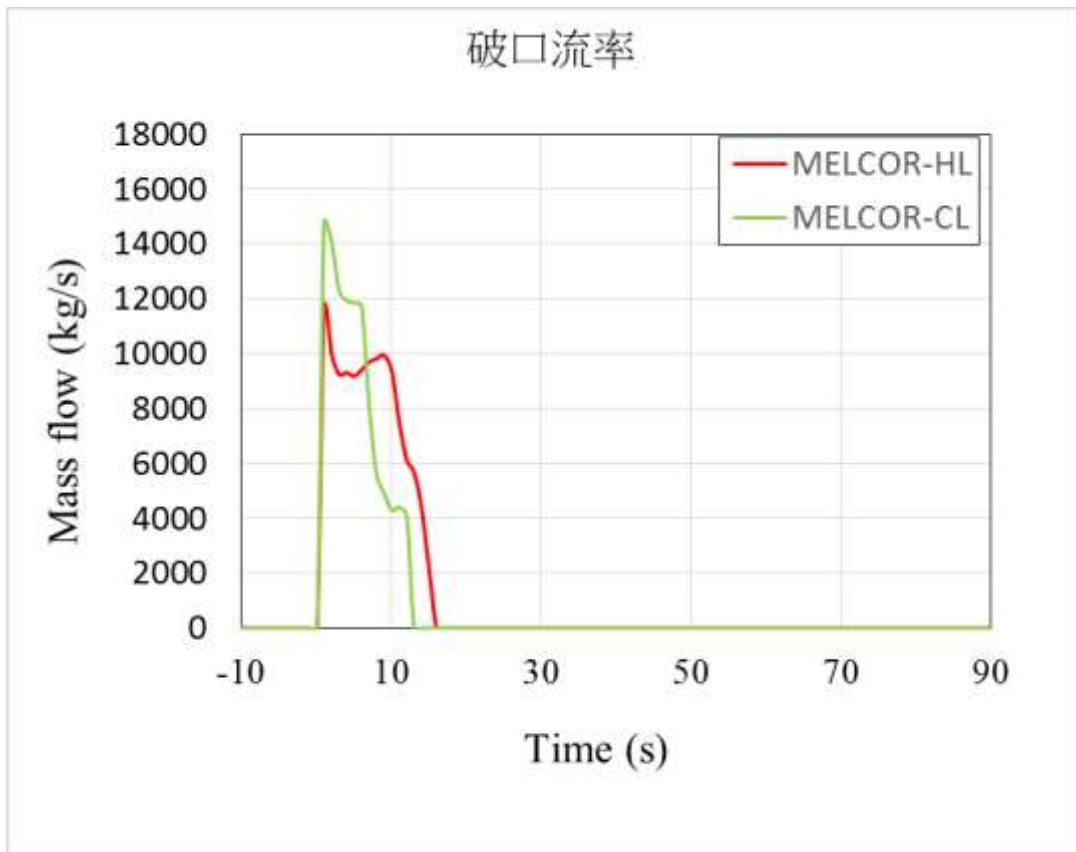


圖 3.2.1.9 破口流率

## (2) LBLOCA — 喪失所有注水

前述假設條件下，顯示電廠於初期階段並未產生氫氣，因此本研究採用更嚴重之假設：無任何注水之破口事故，連蓄壓槽也假設不啟動。其餘假設與前述條件相同。

圖 3.2.1.10~圖 3.2.1.16 為 LBLOCA 事故無注水之分析結果，圖 3.2.1.10 為爐心水位，爐心水位因為破口而快速下降，在 1300 秒左右會因為衰變熱及破口降至爐心底部，造成爐底破損，而由於 ACC 未啟動，故冷熱端水位差異小。

圖 3.2.1.11 為護套最高溫度，700 秒左右熱端破管的護套就因為高溫失效，放射產物經由破口進入圍阻體，在非常短的時間就造成壓力容器失效。

圖 3.2.1.12 為爐內氫氣產量，氫氣因為高溫鋁水反應而在 200 至 750 秒持續產生，在 750 秒之後因鋁合金表面氧化而使產量達到平穩，總氫氣產量在 3000 秒後無明顯變化，爐內金屬皆已經氧化。然而，冷端和熱端破口的差異不大。

如圖 3.2.1.13~圖 3.2.1.14 所示，爐穴會因為 MCCI 產生額外氫氣，但其數值較低。圖 3.2.1.15~圖 3.2.1.16 分別為由熱端及冷端破口流至圍阻體的氫氣流率。

### 爐心水位

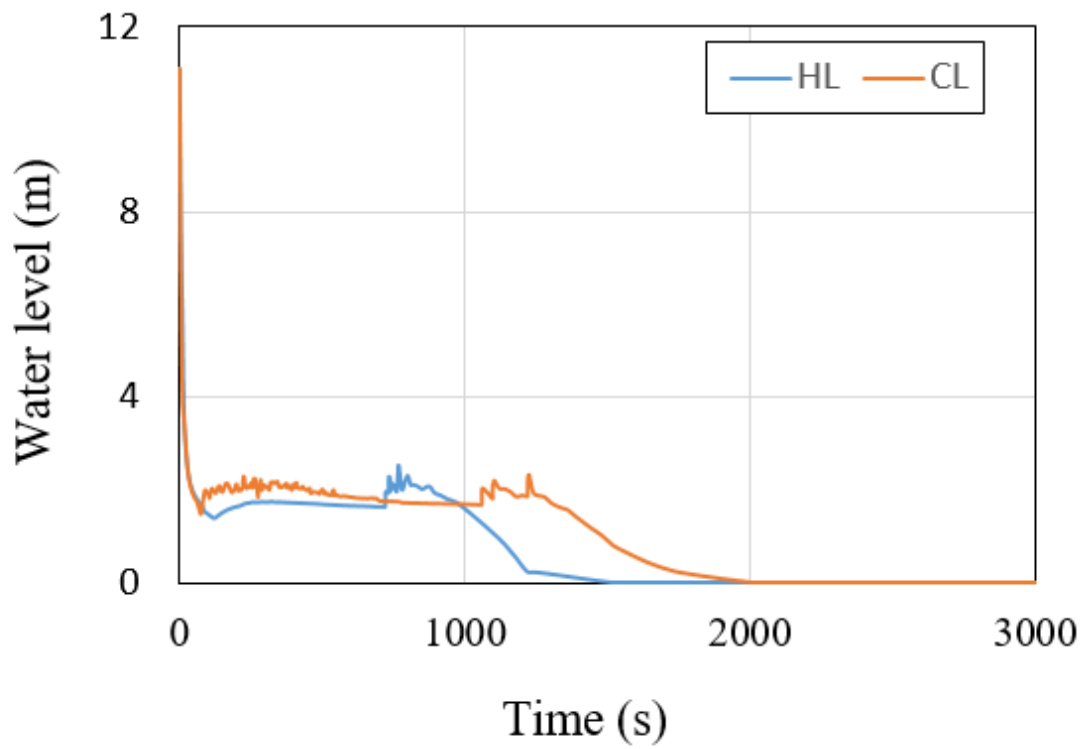


圖 3.2.1.10 爐心水位

### 護套溫度

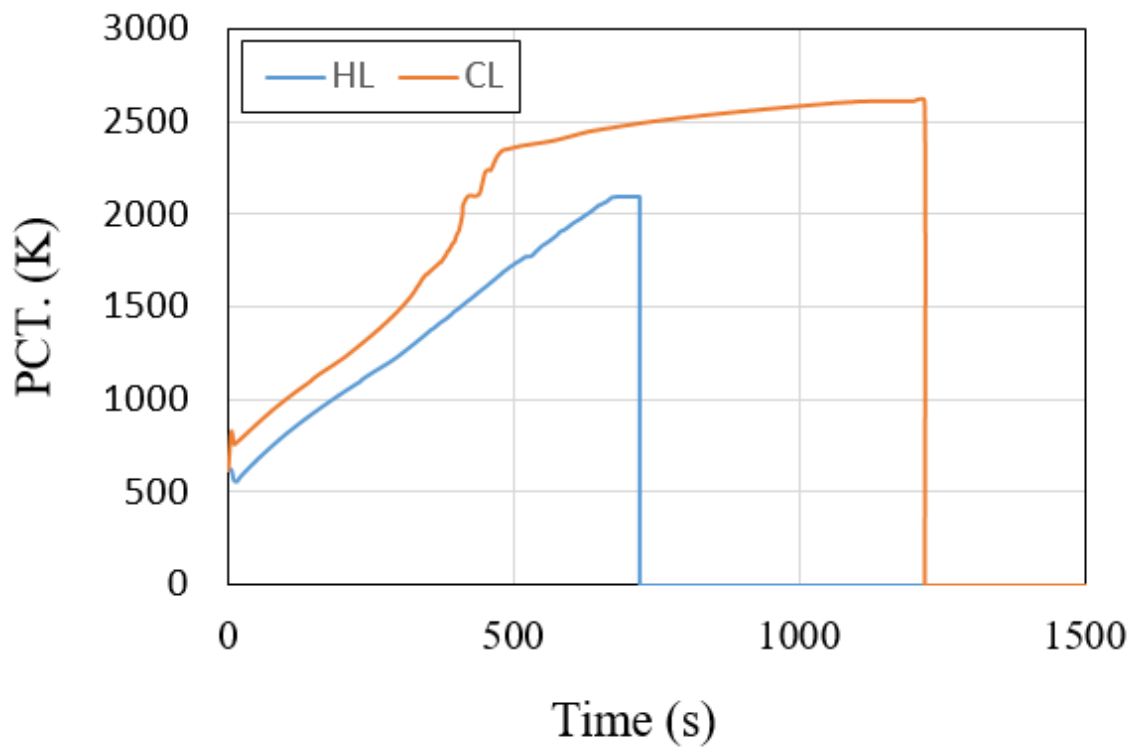


圖 3.2.1.11 護套最高溫度

### 氫氣產量

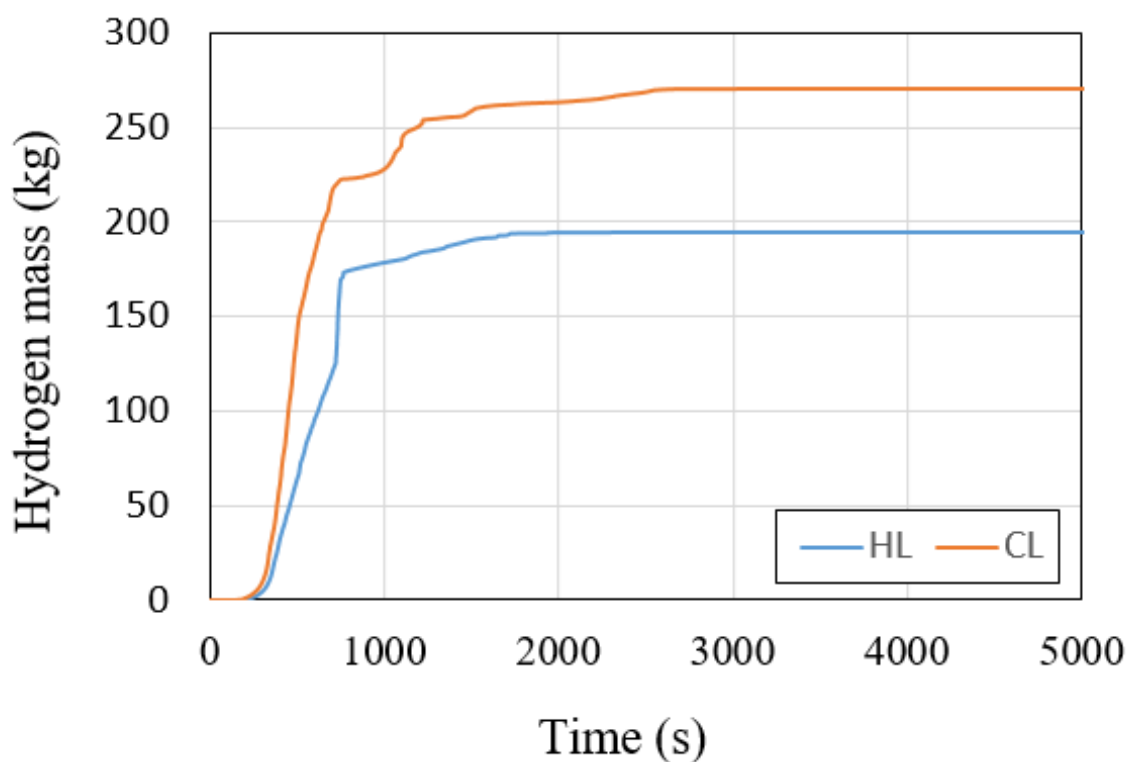


圖 3.2.1.12 氫氣產量

### 下圍阻體及爐穴氫氣-HL

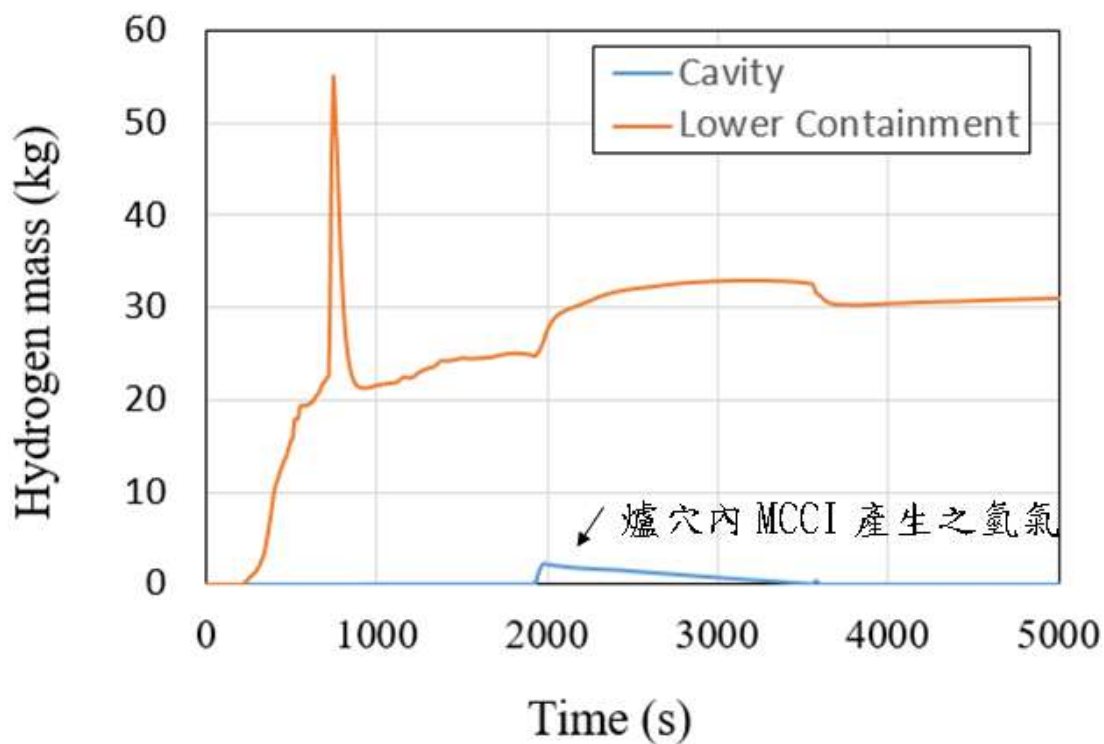


圖 3.2.1.13 下圍阻體及爐穴氫氣-HL

### 下圍阻體及爐穴氫氣-CL

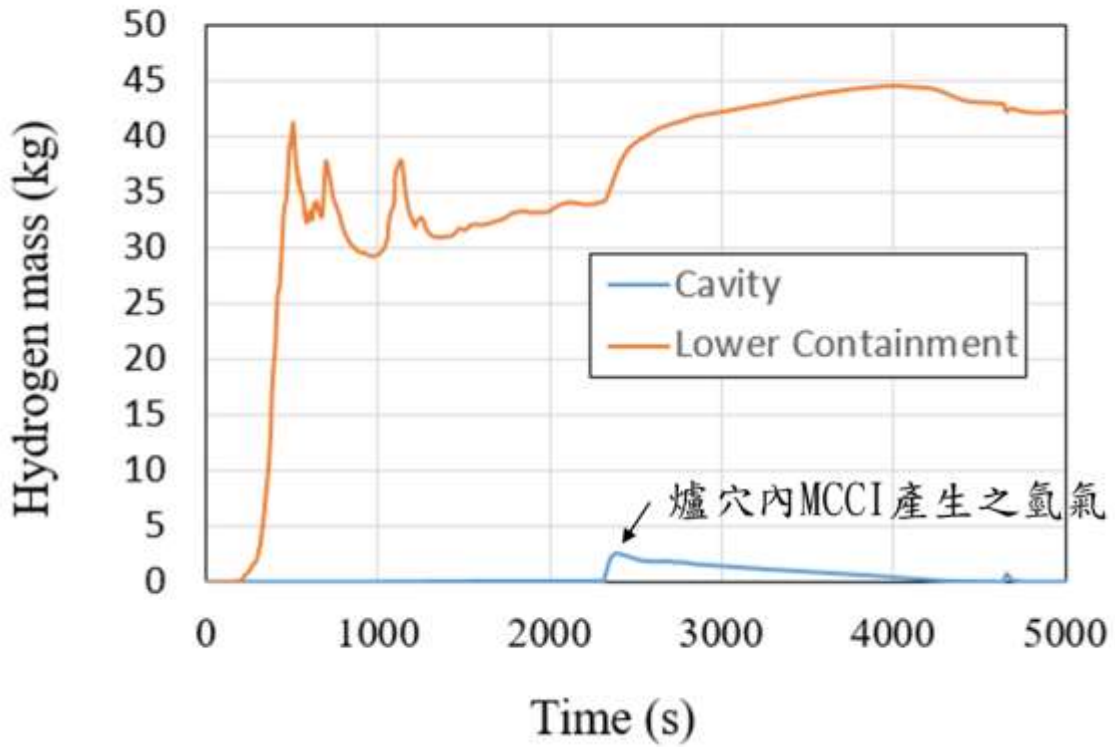


圖 3.2.1.14 下圍阻體及爐穴氫氣-CL

### HL-Break H flow

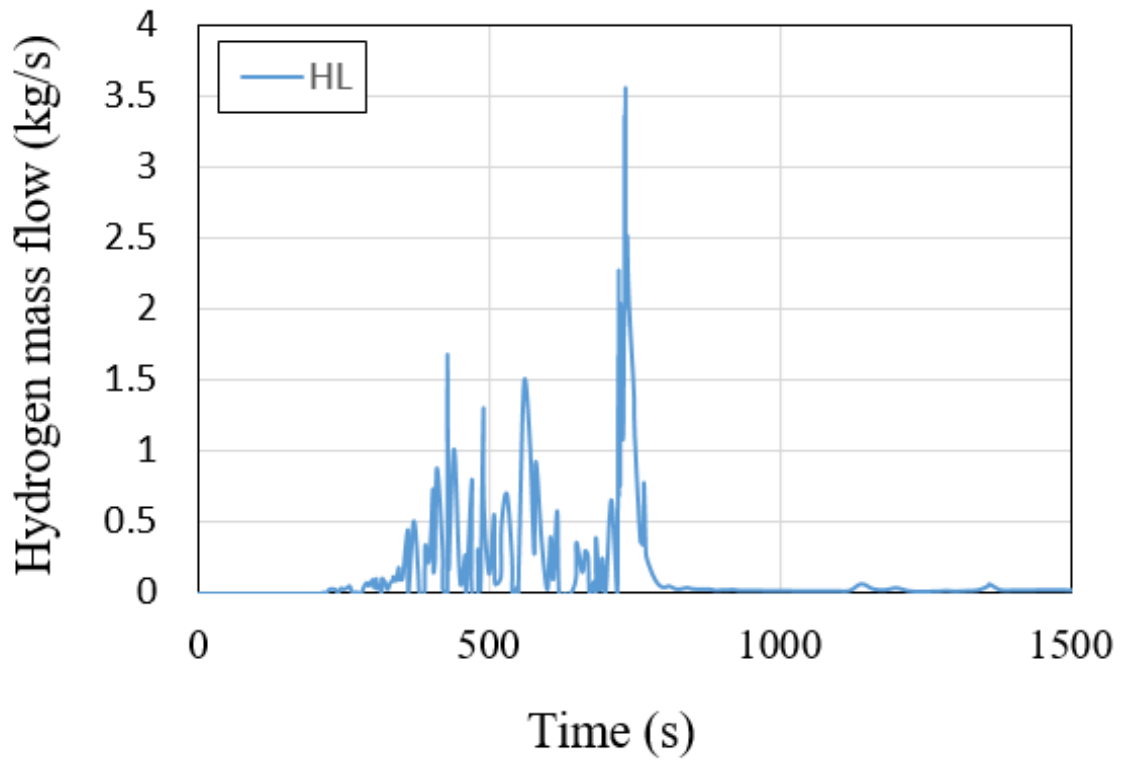


圖 3.2.1.15 熱端破口至圍阻體的氫氣流率

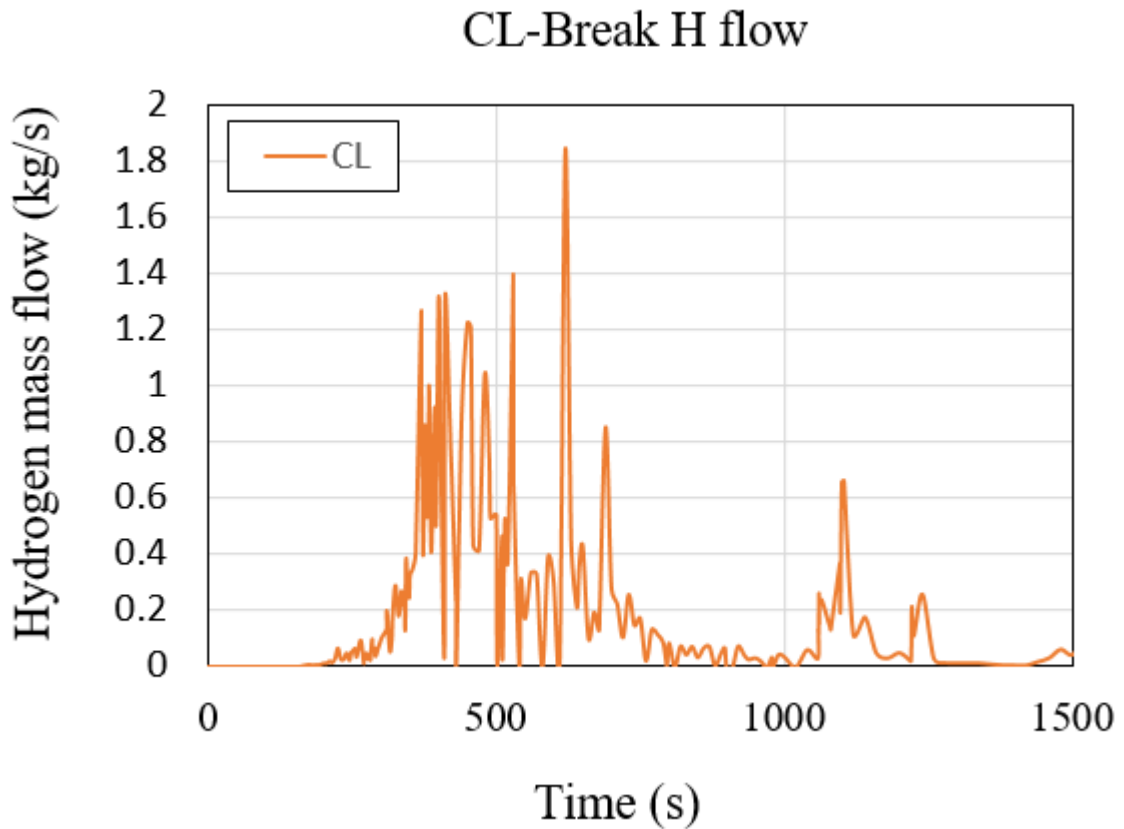


圖 3.2.1.16 冷端破口至圍阻體的氫氣流率

### 3.2.1.5 圍阻體噴灑與否之靈敏度分析

本研究亦以核三廠為模擬電廠，LBLOCA 為基本個案，採用 MELCOR 程式進行圍阻體噴灑成功與否之靈敏度分析，探討其相對應之氫氣產生量，圍阻體噴灑之靈敏度分析共分為以下三組情境：

#### (1) LOCA/ACC 自動注水/SPRAY 未啟動

SPRAY 未啟動之模擬結果如圖 3.2.1.17~圖 3.2.1.21 所示，其中，熱端破口由於 ACC 的注水尚能進入爐心，故在事故前期未如冷端破口嚴重，冷端破口的護套失效時間早於熱端破口，但整體評估結果顯示，氫氣產生量並未因破口位置而有太大之差異，而壓力容器失效後，進入圍阻體以及後期由 MCCI 產生的氫氣也無太大差異。



### 爐心水位

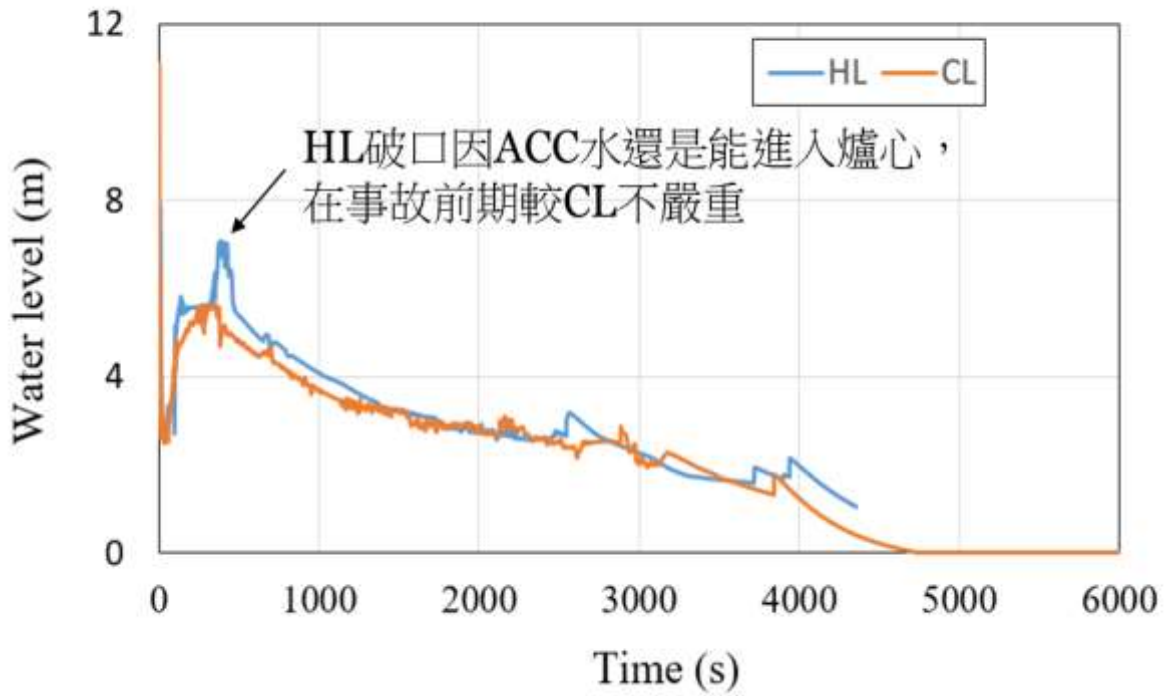


圖 3.2.1.17 圍阻體未噴灑之爐心水位

### 護套溫度

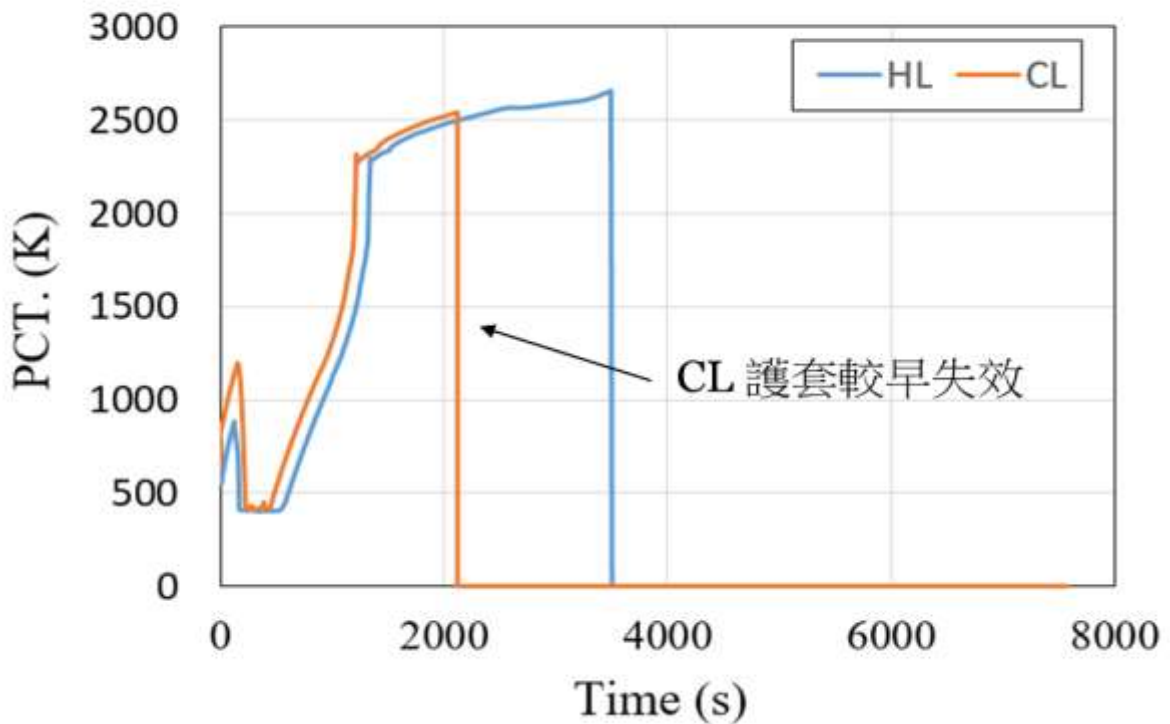


圖 3.2.1.18 圍阻體未噴灑之護套溫度

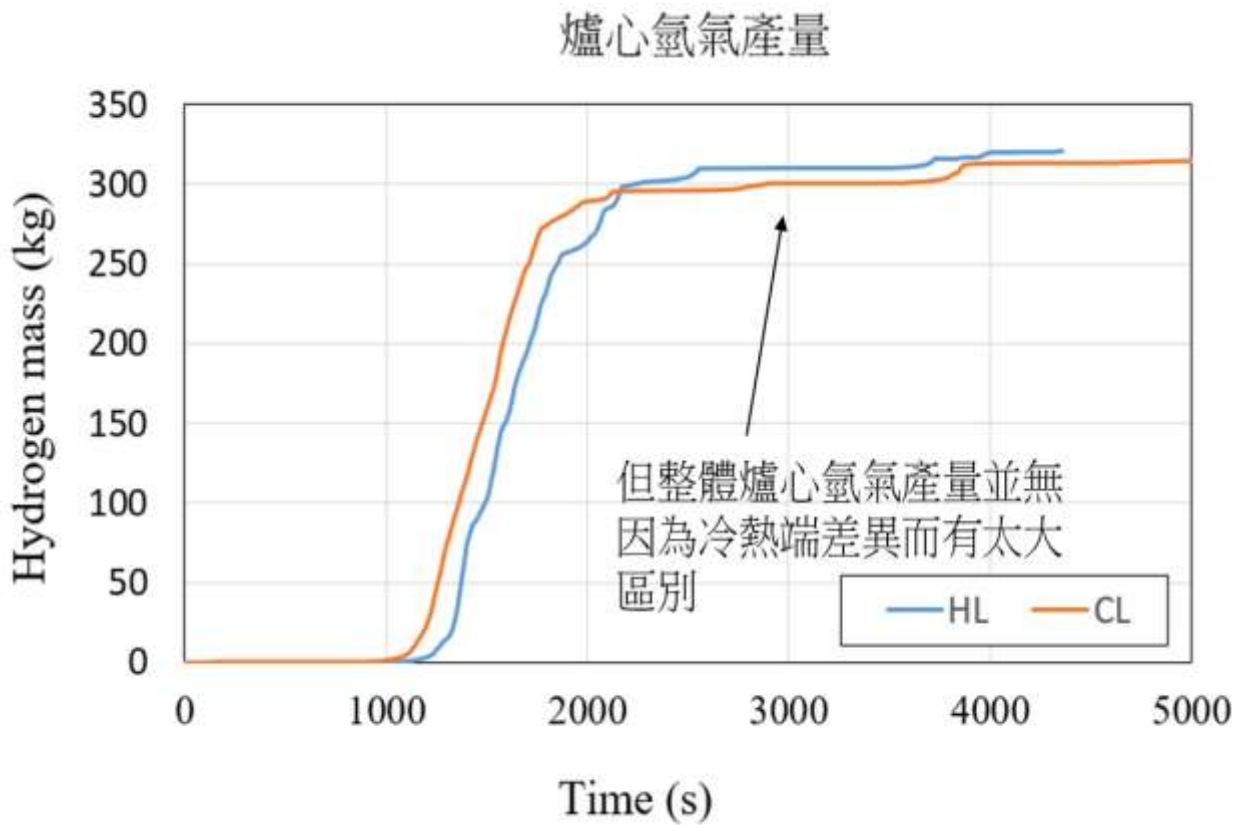


圖 3.2.1.19 圍阻體未噴灑之爐心氫氣產生量

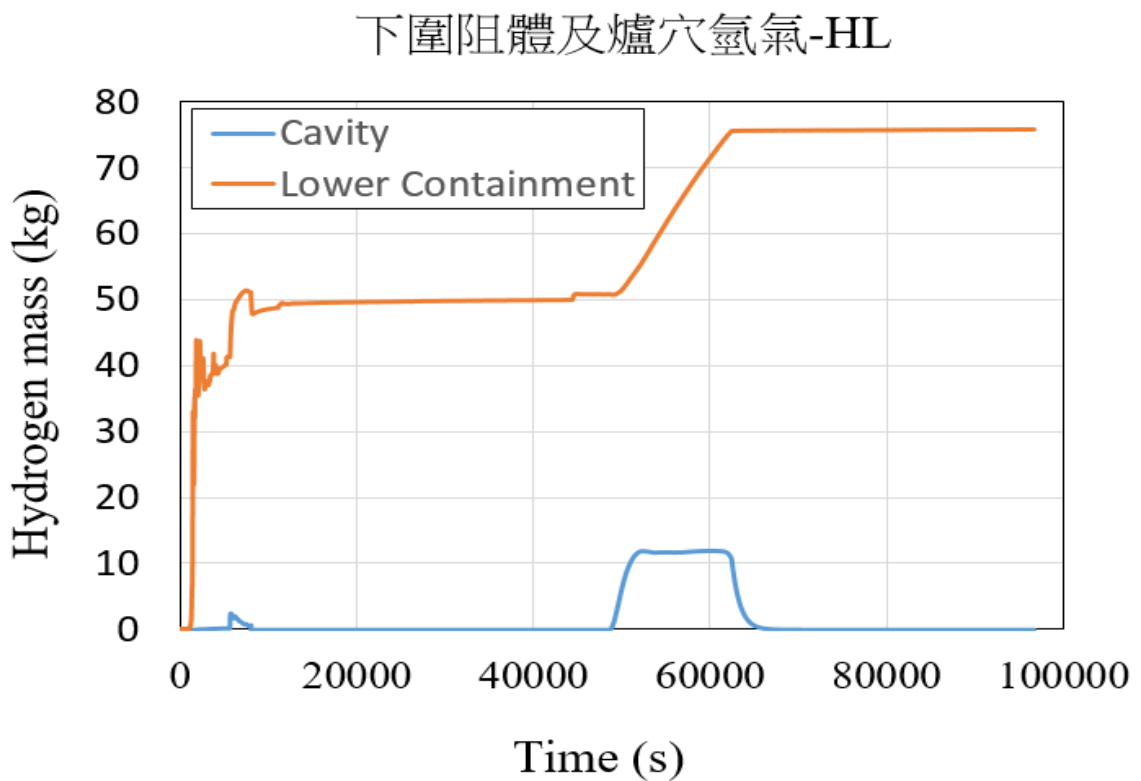


圖 3.2.1.20 下圍阻體及爐穴氫氣產生量(熱端破口)

## 下圍阻體及爐穴氫氣-CL

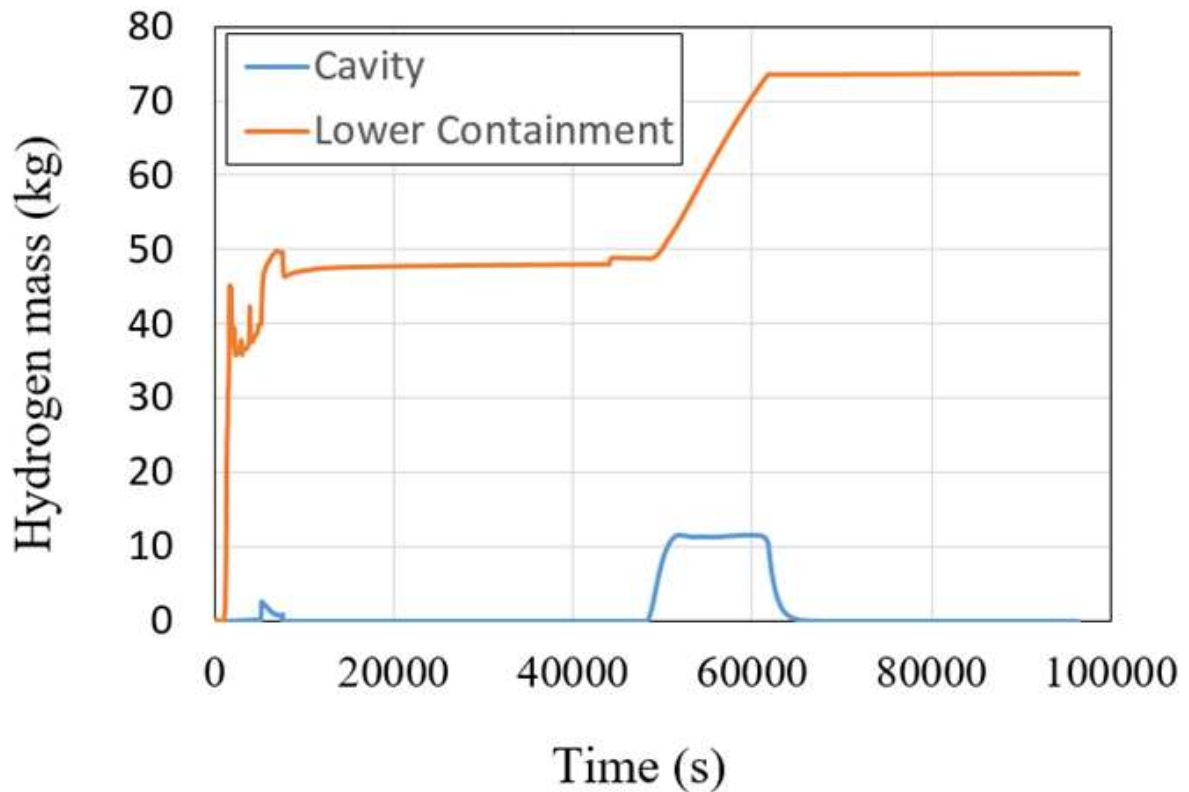


圖 3.2.1.21 下圍阻體及爐穴氫氣產生量(冷端破口)

### (2) LOCA/ACC 自動注水/SPRAY 依照設定自動啟動

在日本方面的相關研究分析認為，冷端破口加上圍阻體噴灑會使氫氣之產量較高，另考量本研究在未使用噴灑系統的比較下，認定冷、熱端破口造成之氫氣產量於事故後期無太大差異，故後續噴灑分析係採用冷端破口為主，以簡化比較內容。

核三廠圍阻體噴灑設定說明如下：

- 噴灑位置：圍阻體頂端(上圓頂)
- 噴灑流量：注水階段為 3000GPM(187.5 L/s)
- 噴灑水源：RWST，RWST 有 47 萬加侖的水，其中約 14 萬加侖可供 CS 使用(54 萬公升)

圖 3.2.1.23~圖 3.2.1.27 為圍阻體有無噴灑(冷端破口)之結果比較，LOCA 事故若啟動噴灑系統，會快速降低圍阻體內的壓力及溫度。



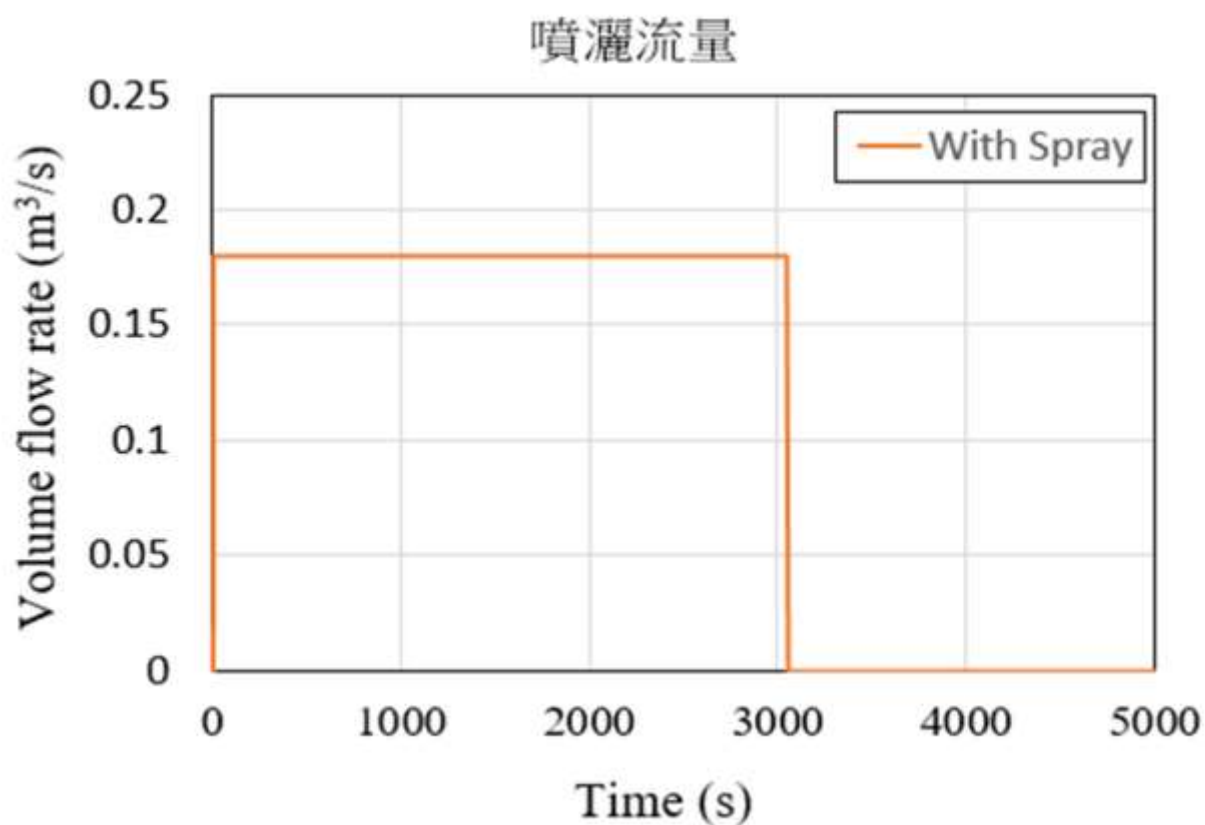


圖 3.2.1.24 圍阻體噴灑流量

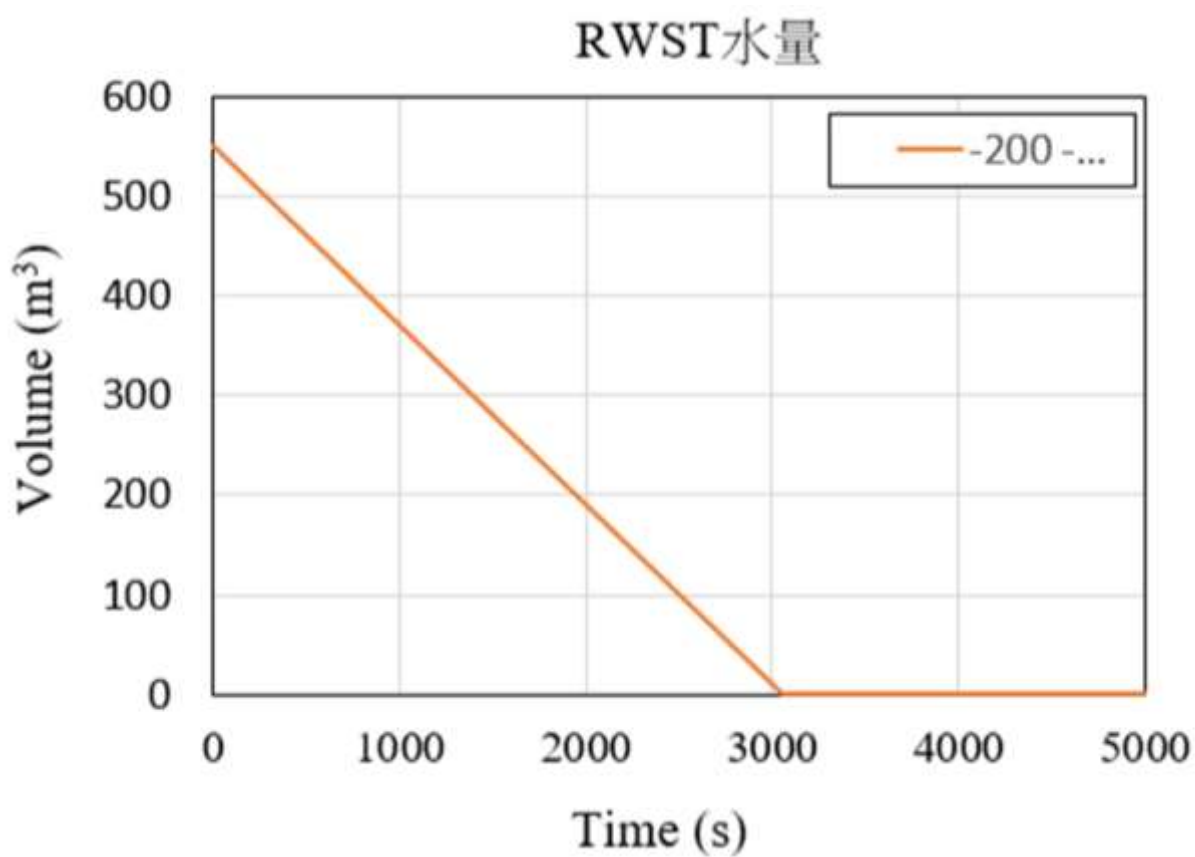


圖 3.2.1.25 RWST 水量

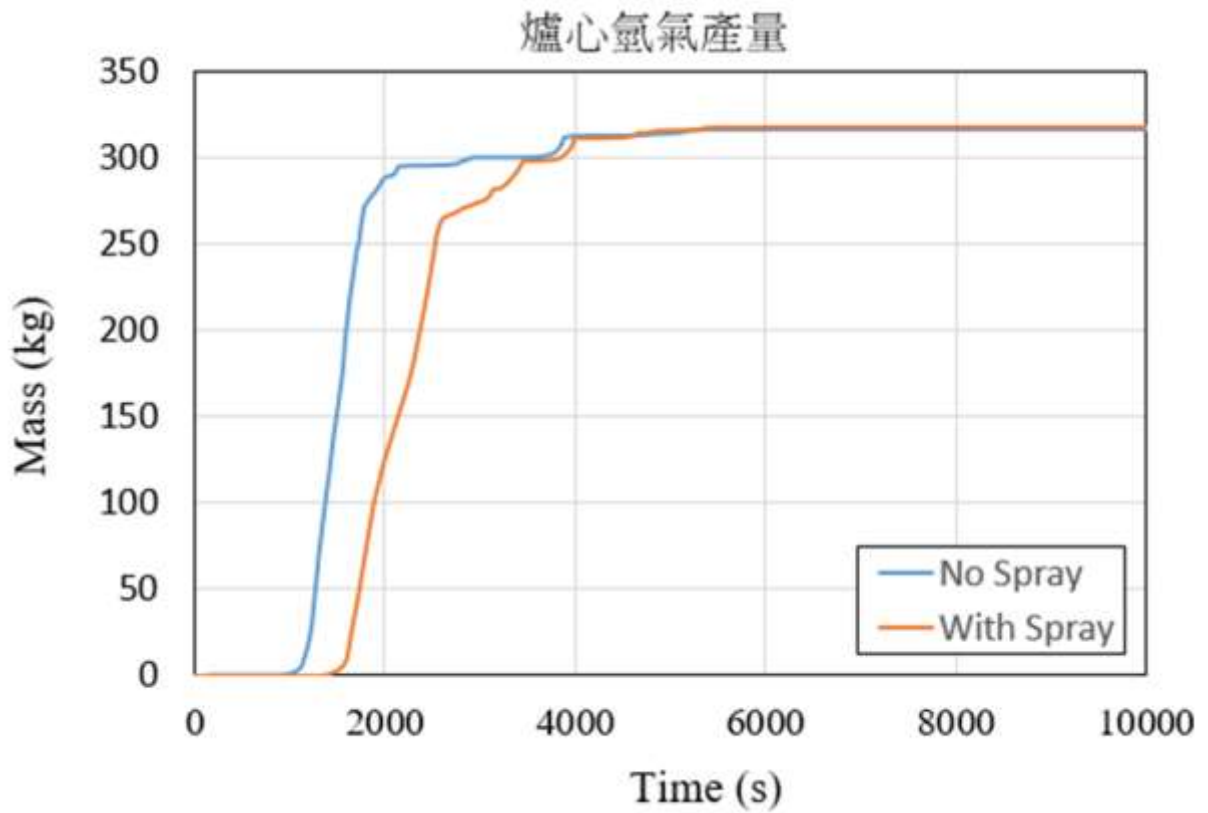


圖 3.2.1.26 爐心氫氣產生量比較

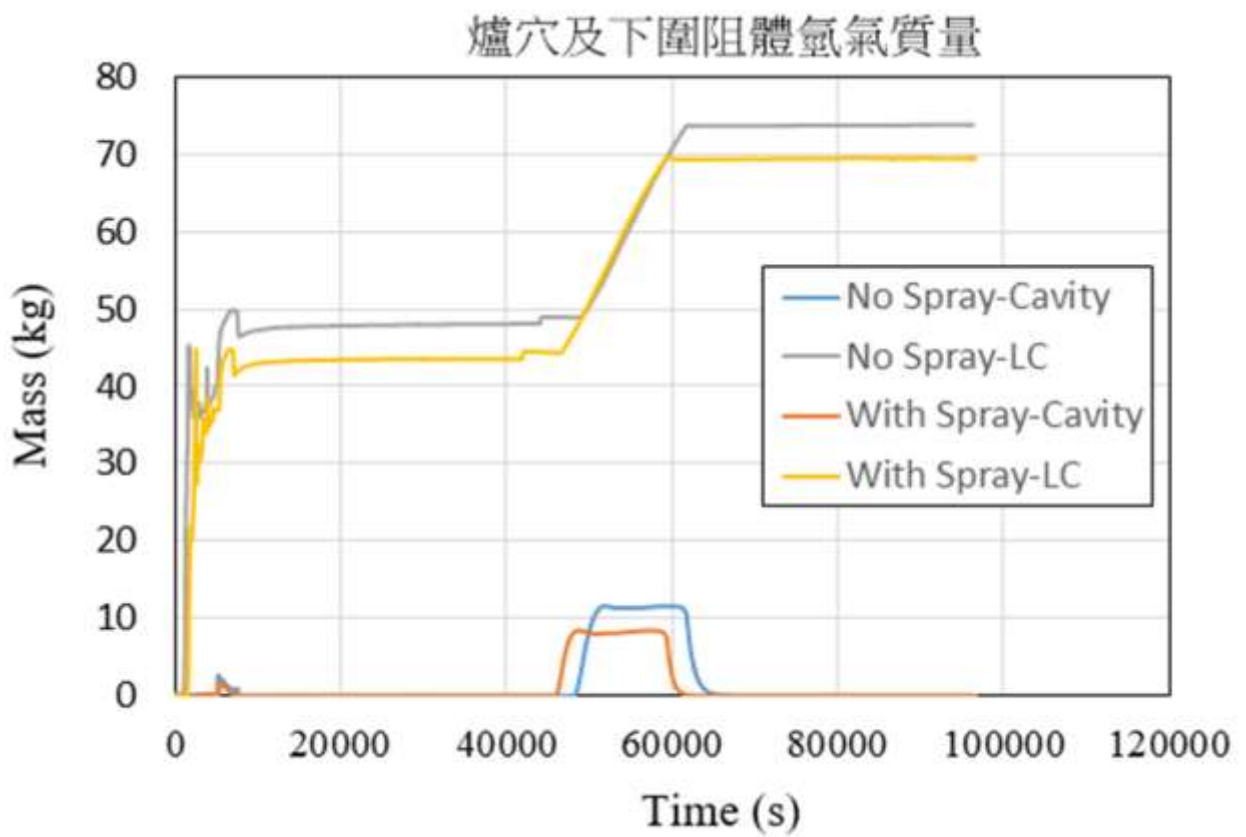


圖 3.2.1.27 爐穴及下圍阻體氫氣質量比較

(3) LOCA/ACC 自動注水/SPRAY 參考 SAMG 於後期持續進入

本情境假持續以消防車進入噴灑水頭注水，消防車供水量設定為 200 GPM，於 10,000 秒爐心有失效可能後，開始持續噴灑直到計算結束，過程中 ACC 依照原設定啟動，模擬時間設定為 10 萬秒。圖 3.2.1.28~圖 3.2.1.31 為 10,000 秒爐心開始注水與完全未進行圍阻體噴灑的比較結果。

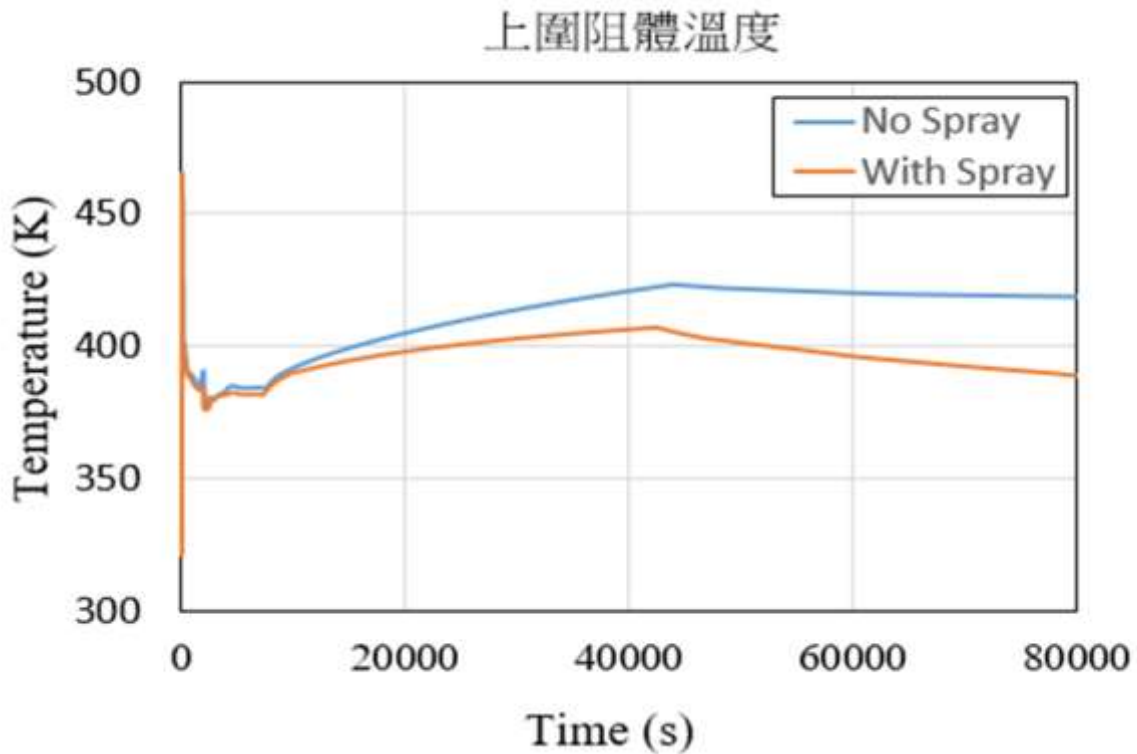


圖 3.2.1.28 上圍阻體氣體溫度比較

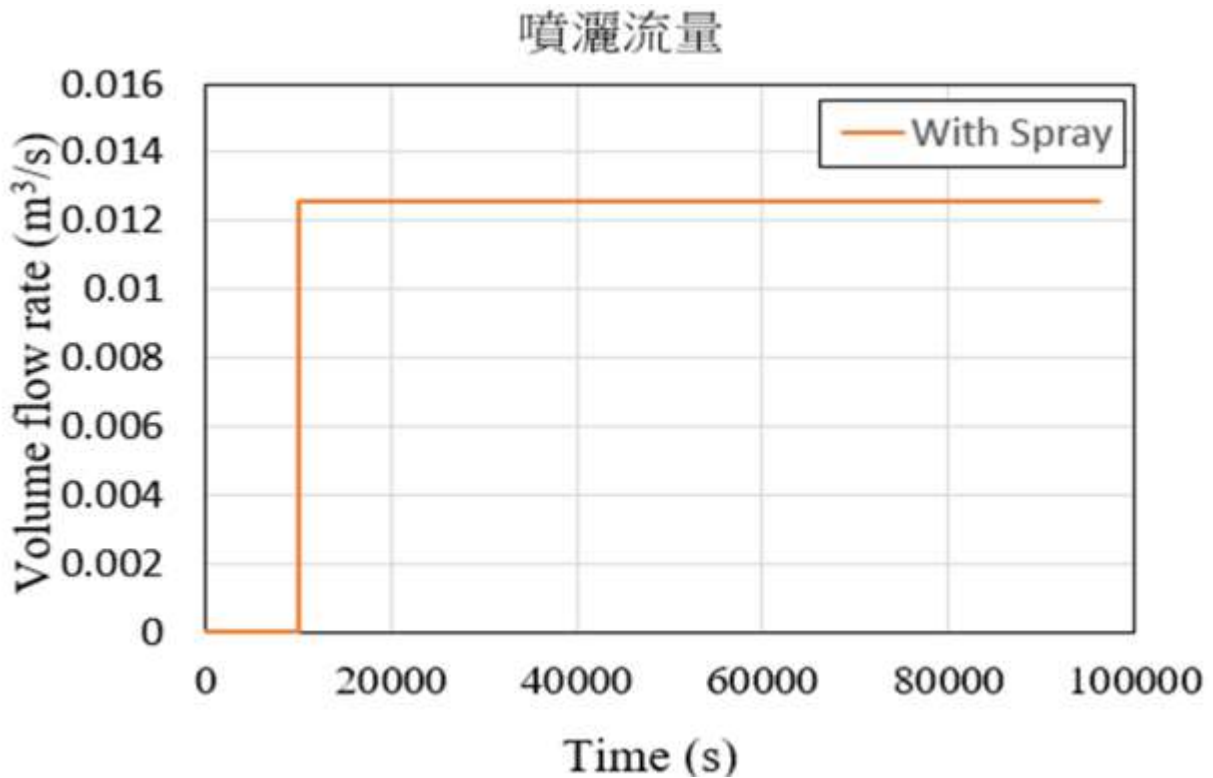


圖 3.2.1.29 10,000 秒開始噴灑流量圖



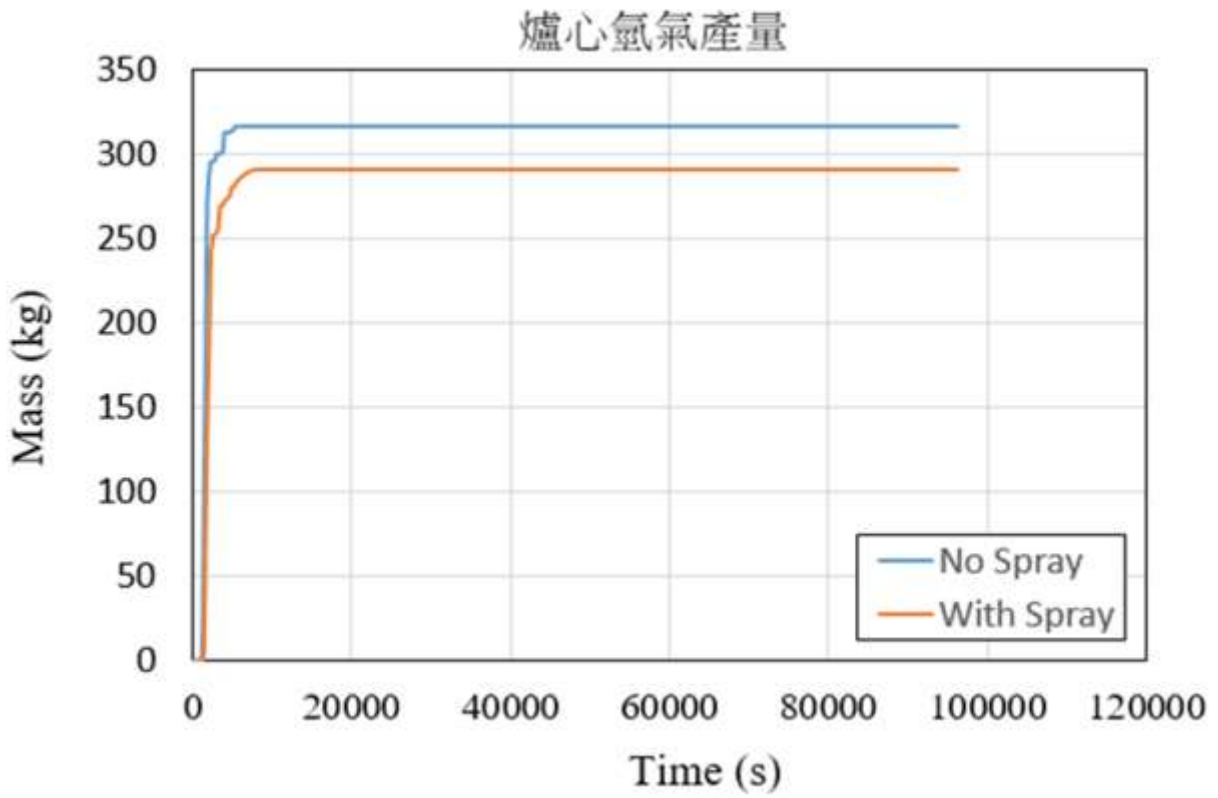


圖 3.2.1.30 爐心氫氣產生量比較

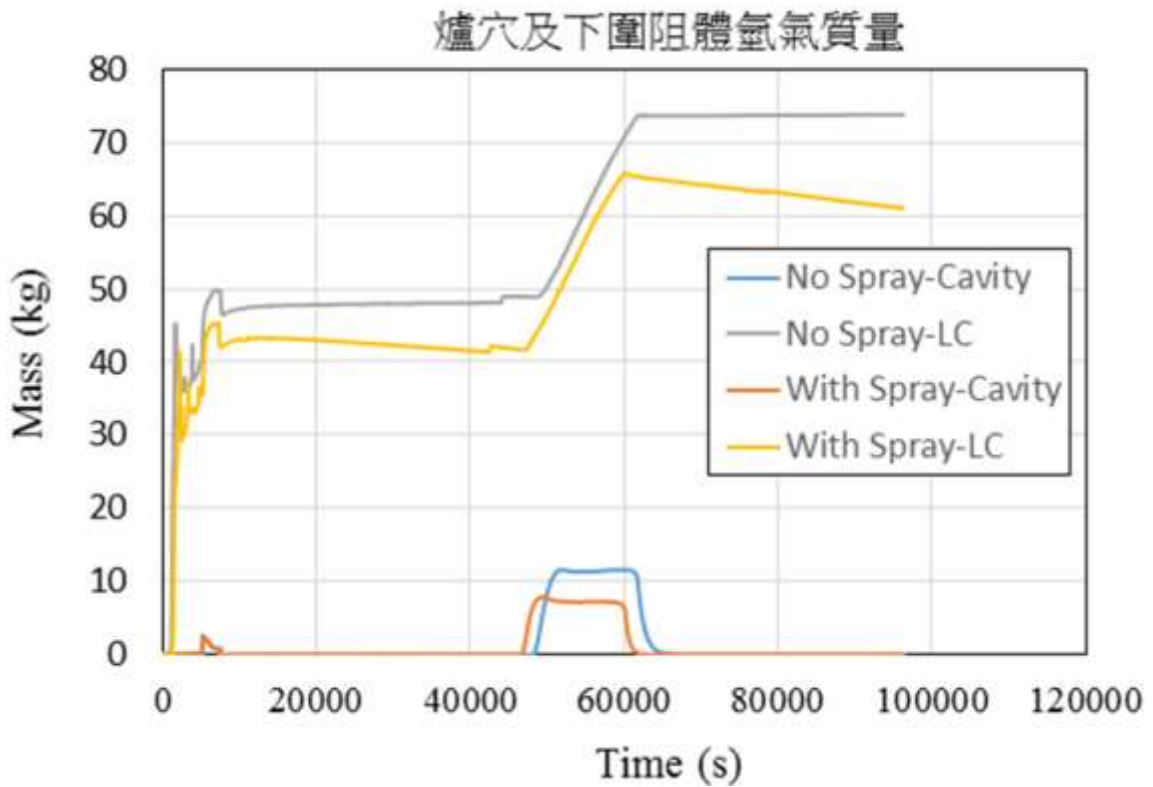


圖 3.2.1.31 爐穴及下圍阻體氫氣質量比較

### 3.2.1.6 以 FLACS 程式評估氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響

綜合前述各情境之評估結果，本研究採用無任何注水、連蓄壓槽也假設不啟動之 LBLOCA 事故(較嚴重之結果)所造成的氫氣產生率，作為下端程式 FLACS 之輸入值，以進一步分析核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣遷移。

#### (1) FLACS 起始參數設定說明

- 氫氣洩漏率：採用 MELCOR 計算結果(如圖 3.2.1.32 所示)
- 0 秒：發生 LBLOCA(MELCOR)
- 990 秒：爐心熔毀開始產生氫氣
- 7,630 秒之後：氫氣不再產生
- 99,000 秒：FLACS 總模擬時間

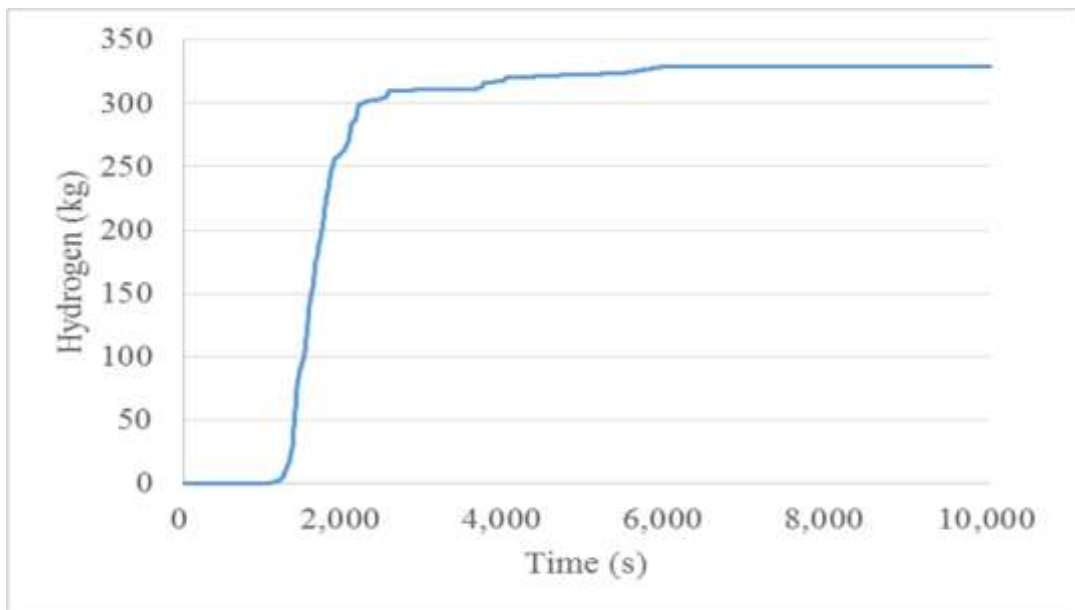


圖 3.2.1.32 氫氣洩漏率(彙整 MELCOR 計算結果)

#### (2) 圍阻體模型建立

根據核三廠所提供的圍阻體相關圖面及設計參數等資料，以 FLACS 軟體建立核三廠圍阻體之 3D 模型，如圖 3.2.1.33、圖 3.2.1.34 所示，並假設在其中一迴路的熱端發生 LBLOCA，如圖 3.2.1.35 所示。

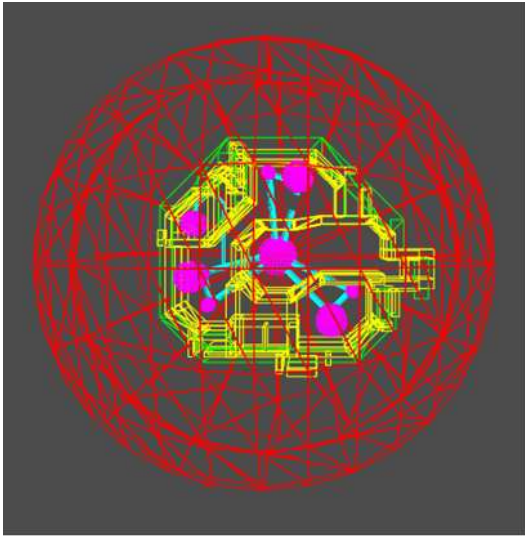


圖 3.2.1.33 核三廠圍阻體 FLACS 模型(上視圖)

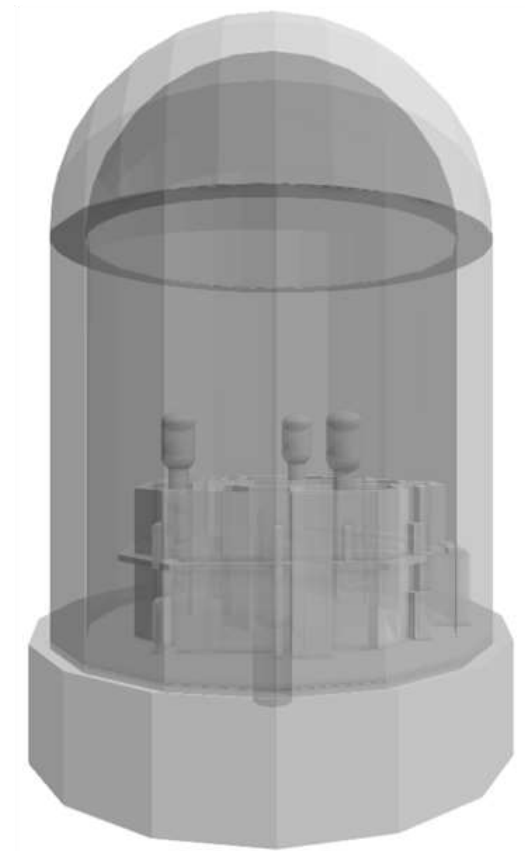
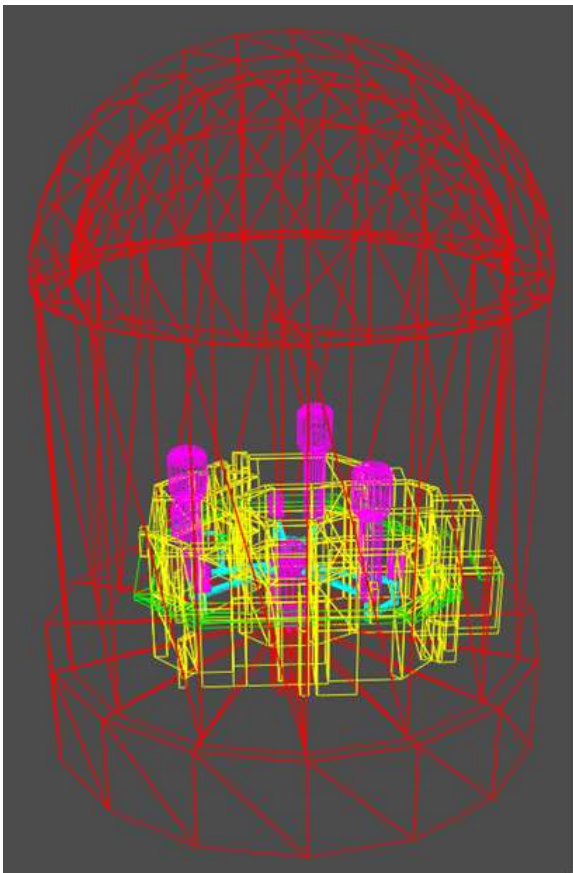


圖 3.2.1.34 核三廠圍阻體 FLACS 模型(前視圖)

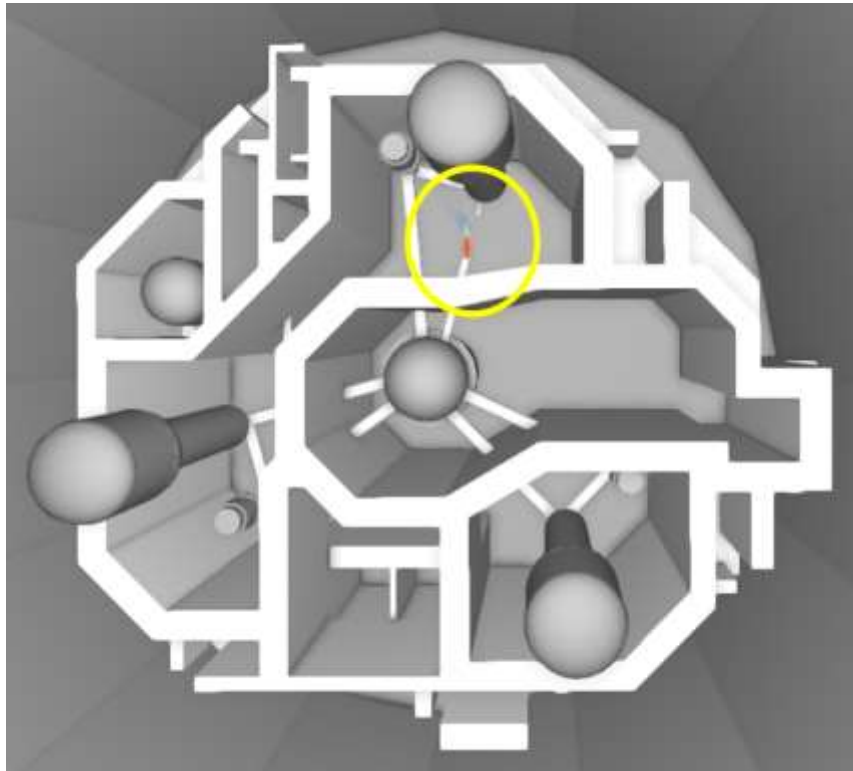


圖 3.2.1.35 核三廠圍阻體 FLACS 模型破管位置示意圖

### (3) 氫氣濃度分佈評估結果

圖 3.2.1.36 顯示不同時間下的氫氣濃度分佈，圖 3.2.1.37 顯示在圍阻體內不同高度的氫氣濃度變化。另外，特別說明 105 年度及 106 年度的評估對象分別為核二廠及核三廠，其圍阻體型式不同，雖然外觀近似，但其內部構造均不同。

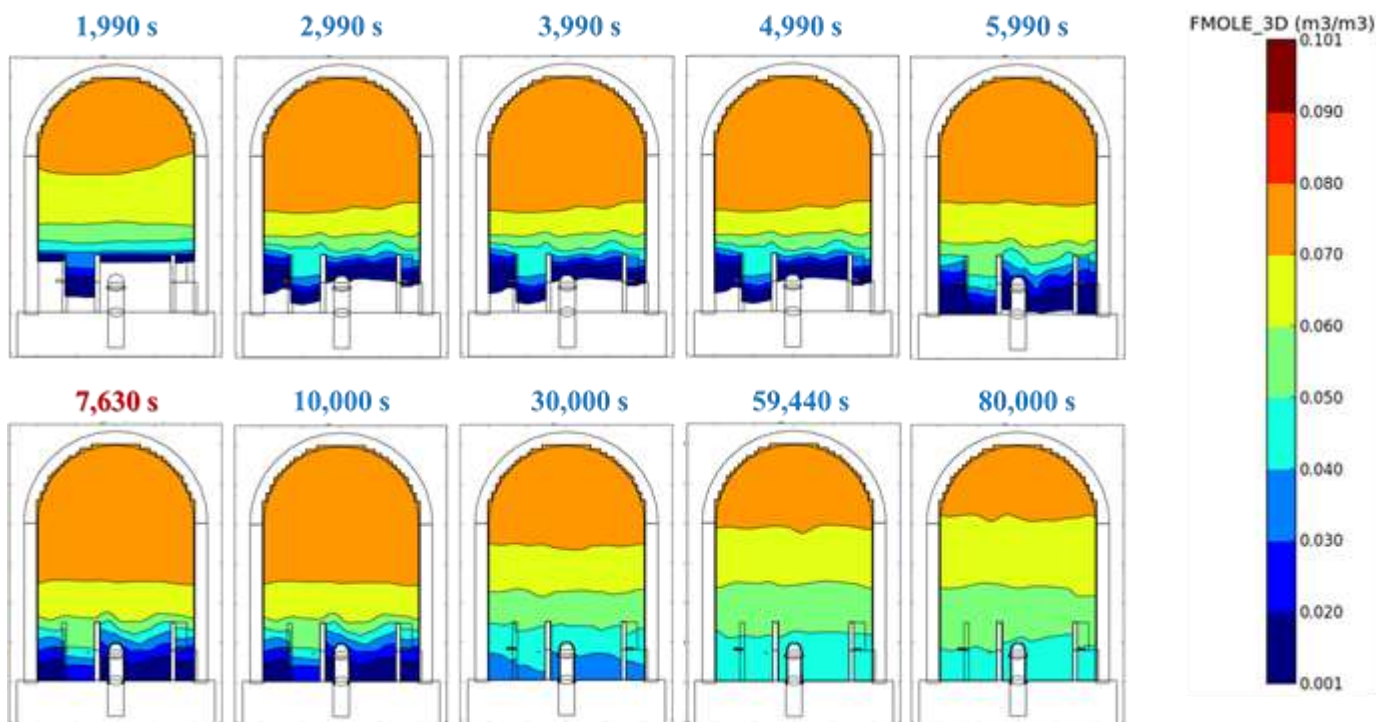


圖 3.2.1.36 不同時間下的氫氣濃度分佈

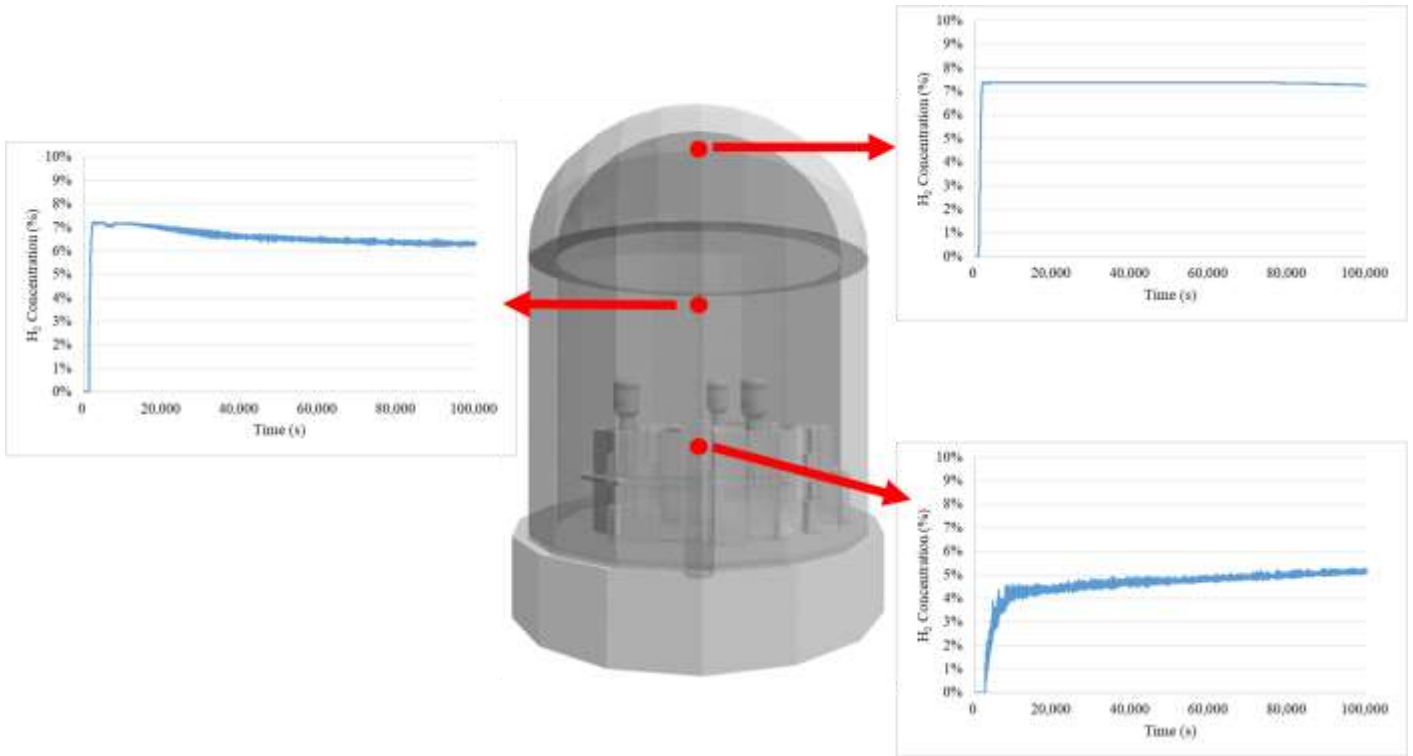


圖 3.2.1.37 圍阻體內不同高度的氫氣濃度變化

(4) 氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響評估結果

在 50,000 秒未點燃氫氣時，圍阻體內壓力為 0.214 barg，如所圖 3.2.1.38 示；在 50,000 秒時，分別於圍阻體內 H(高)、M(中)、L(低)處點燃氫氣，各點火處及其氫氣濃度分佈如圖 3.2.1.39 所示。

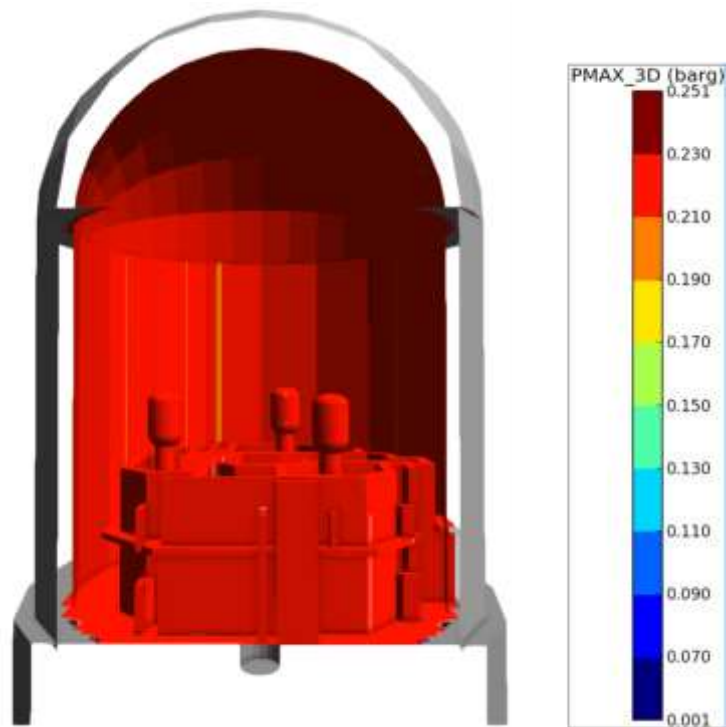




圖 3.2.1.38 圍阻體內壓力分佈(50,000 秒未點燃氫氣時)

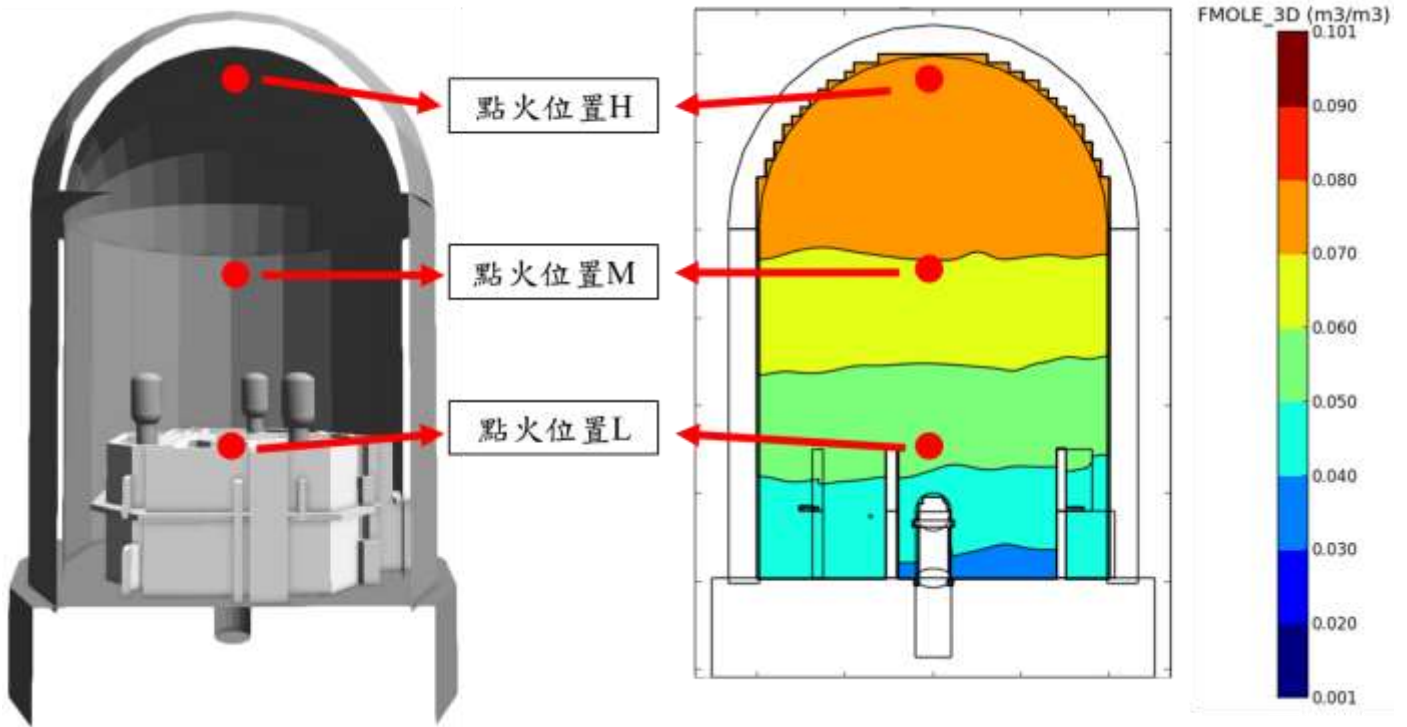


圖 3.2.1.39 各點火處及其氫氣濃度分佈

評估結果顯示，在點火位置 L 的地方，因氫氣濃度於 50,000 秒時僅約為 4.7%，故無法引燃，如圖 3.2.1.40 所示，而點火位置 M 及 H 點火後的圍阻體內最大壓力如圖 3.2.1.41 所示。在 50,000 秒於 H、M 處點燃氫氣後，火焰燃燒情況如圖 3.2.1.42 所示。

點火位置L

無法引燃

50,000 sec

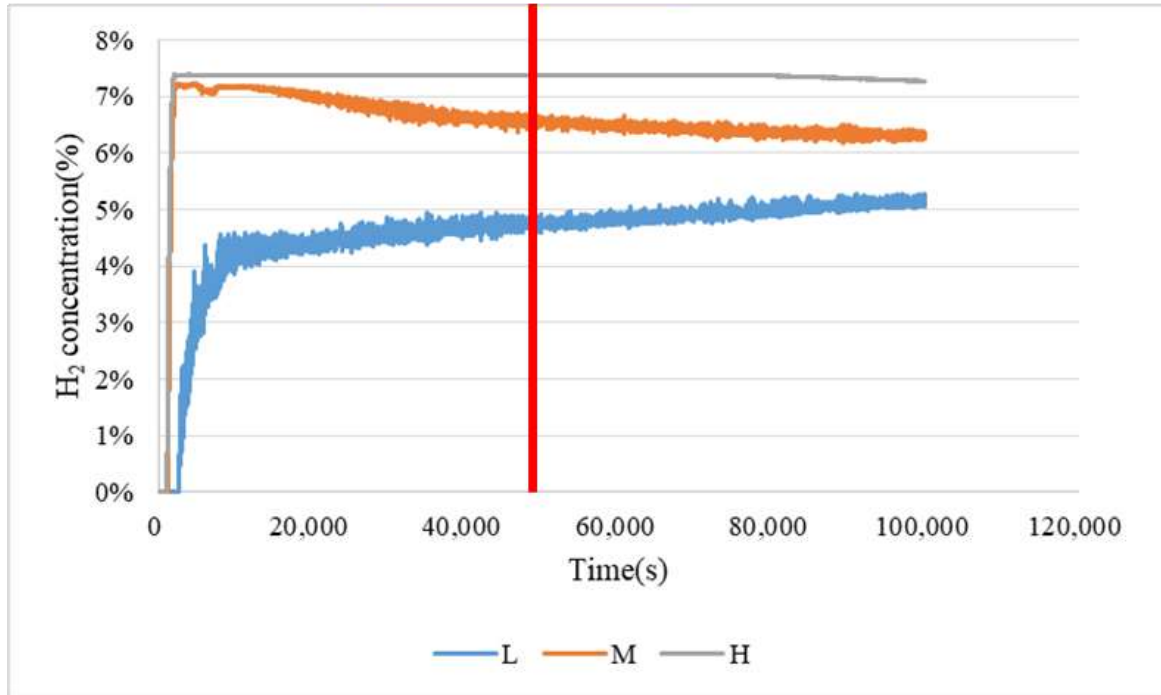


圖 3.2.1.40 各位置氫氣濃度分佈圖



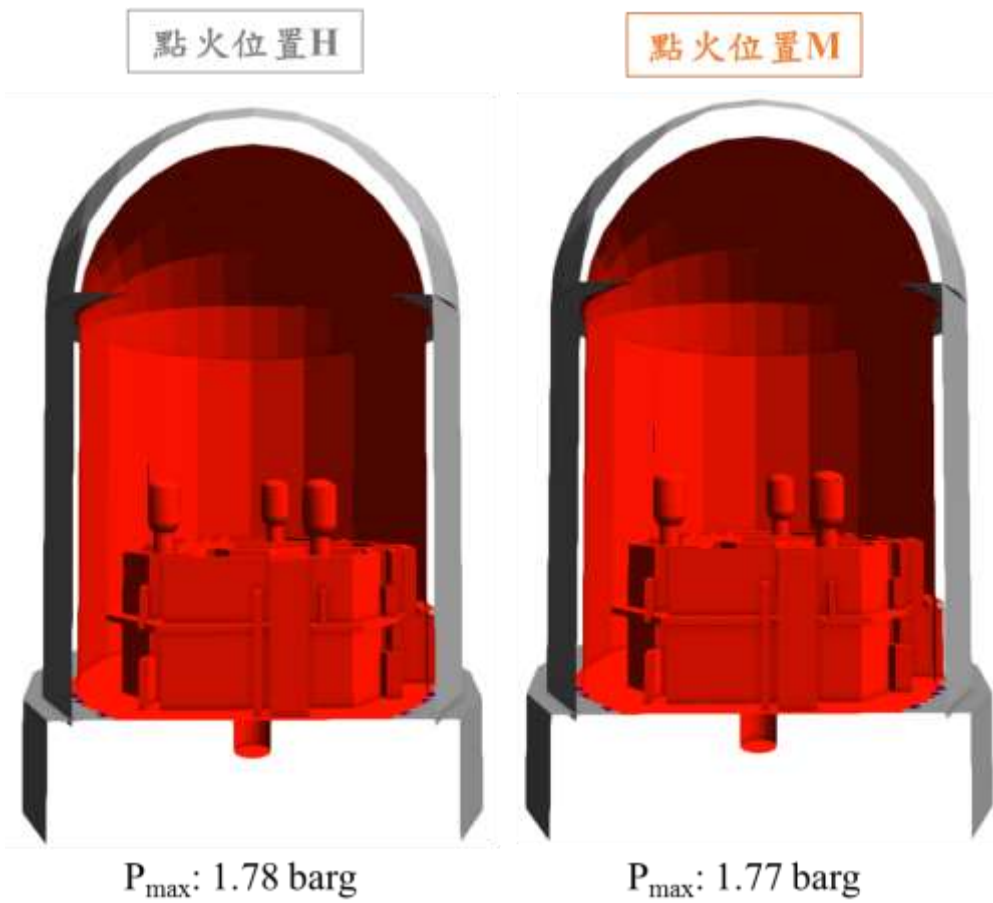


圖 3.2.1.41 點火後之圍阻體最大壓力(點火位置 M 及 H)

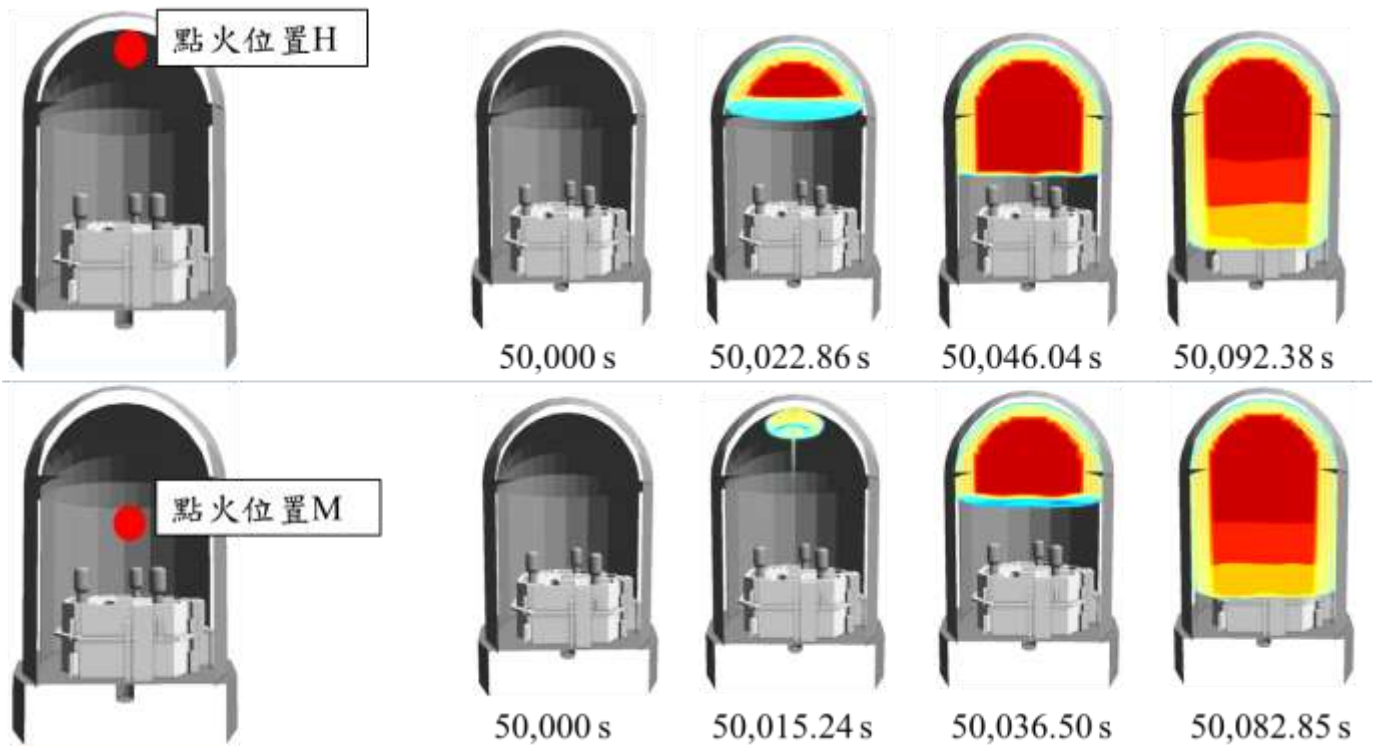


圖 3.2.1.42 火焰燃燒情況(點火位置 M 及 L)

### 3.2.1.7 目前進度

工作項目	年月												
	106 1	106 2	106 3	106 4	106 5	106 6	106 7	106 8	106 9	106 10	106 11	106 12	
國內核三廠 PWR 圍阻體資料蒐集及訪談													
以核三廠為模擬電廠，採用 MELCOR 程式進行 LBLOCA 分析，評估核三廠 PWR 圍阻體於類福島事故下之氫氣產生率													
以 MELCOR 程式計算所得之氫氣產生率，作為下端程式 FLACS 之輸入值，分析核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣遷移													
以核三廠為模擬電廠，LBLOCA 為基本個案，採用 MELCOR 程式進行圍阻體噴灑成功與否之靈敏度分析，探討其相對應之氫氣產生量，並以較嚴重之結果作為 FLACS 之輸入值，以評估氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響													
報告與論文撰寫													
完成累積百分比(%)	8	16	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100	

### 3.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析

本子項規劃以 FLACS 進一步對核三廠圍阻體模擬被動式氫氣再結合器(PAR)之加裝位置、個數等變數進行多組 CFD 計算，獲得圍阻體氫氣濃度時變值，並判定是否會發生氫爆，以及發生氫爆之時間與所在位置，對圍阻體所造成的影響。

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，所開發出之危害物質洩漏後果模擬及消防設計軟體，初版在 1986 年發佈，並不斷更新，2012 年已更新至第 9 版。其主要功能是經過預先對製程之診斷，找出各種可能發生之原因及後果，並透過消防撤水及緊急洩壓開門的設計，來降低各種火災爆炸及毒性氣體洩漏可能對製程設備及人員所造成之危害。FLACS 具有圖形化介面、複雜結構輸入和再現能力、易用性、及良好的物理模型，使得 FLACS 應用在通風、氣體擴散、燃燒壓力波傳播等領域有良好的成效。對複雜模型的導入和處理能力、強大的分析功能、準確的計算精度、分析流程的完整性等特

點，是國際上危險氣體安全領域最權威的模擬分析工具。

相關執行方法及進度說明如下：

### 3.2.2.1 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 [[11]、[12]]

日本九州川內核電廠為 PWR 電廠，位於鹿兒島縣薩摩川內市久見崎町，共有 2 個機組，分別在 1984 年 7 月及 1985 年 11 月核定正式運轉。川內核電廠因具有大型圍阻體，當爐心發生嚴重損傷時，會因鋁水反應而在短時間內產生氫氣，故針對可能影響圍阻體完整性的氫爆濃度進行評估。

被動式氫氣再結合器(Passive Autocatalytic Recombiner, PAR)能夠持續減低圍阻體內的氫氣濃度，包括爐心損傷導致鋁水反應產生的氫氣，以及因輻射分解水等長期而緩慢產生的氫氣。該研究將確認 PRA 的能力是否能夠減低圍阻體內的氫氣濃度（包括爐心損傷導致鋁水反應短時間內產生的氫氣以及因輻射分解水等長期而緩慢產生的氫氣）。

由於圍阻體上方圓頂部能使圍阻體內產生的氫氣經由自然循環達到均勻混和，故於圍阻體上部空間以分散配置方式裝設 4 台 PAR，以提昇除氫效率；此外，考量圍阻體底部輻射分解水產生的氫氣，於圍阻體底部裝設 1 台，其配置及構造如圖 3.2.2.1 ~圖 3.2.2.22 所示。

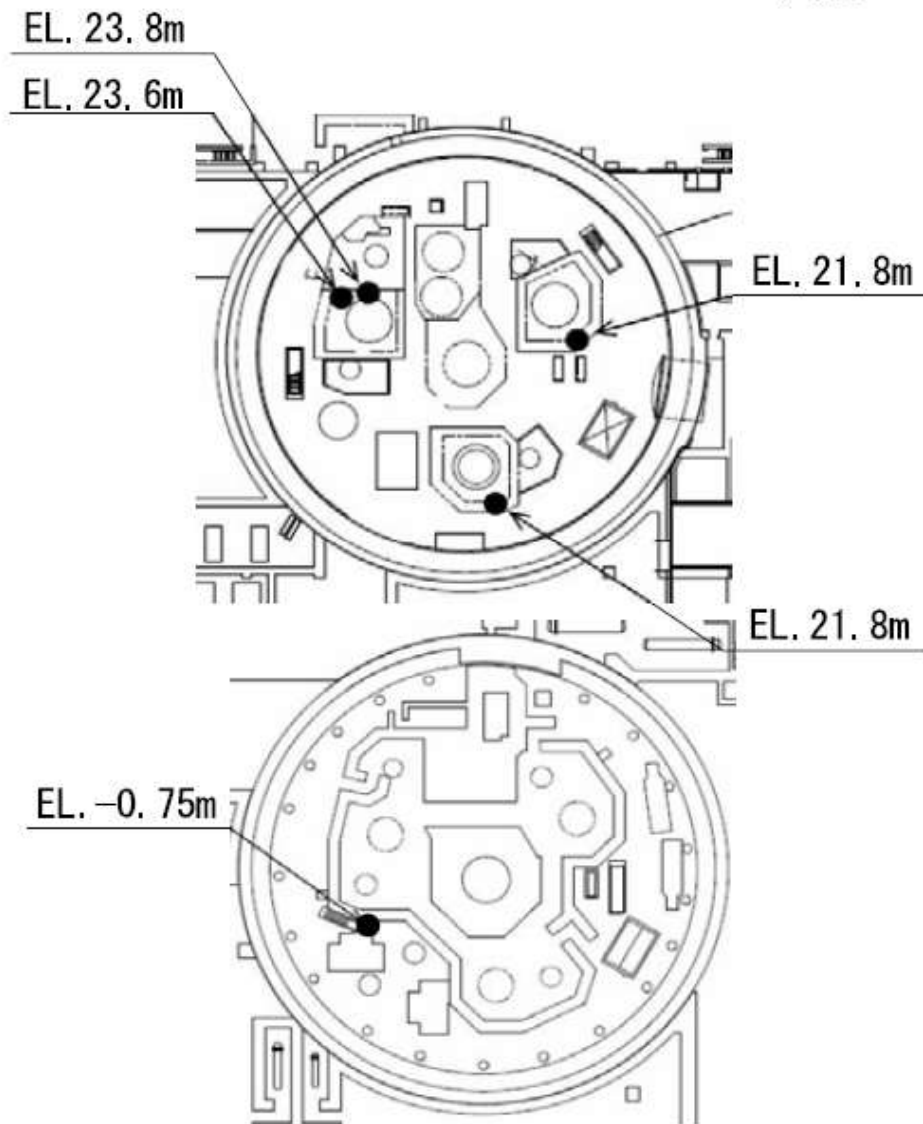


圖 3.2.2.1 川內核電廠 1 號機 PAR 安裝位置平面示意圖

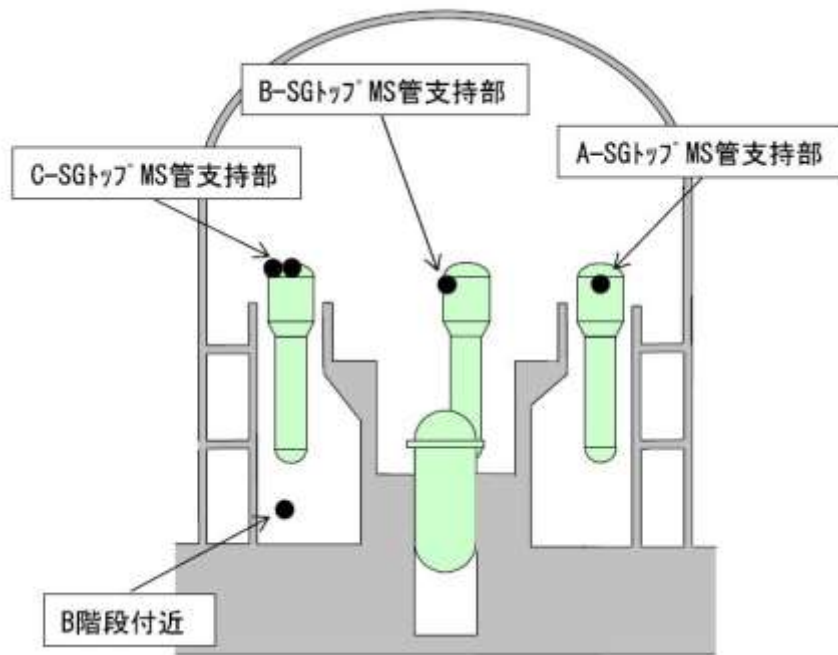


圖 3.2.2.2 川內核電廠 1 號機 PAR 安裝位置高度示意圖

該 PAR 之基本規格為—在氫氣濃度 4 %vol，絕對壓力 0.15 MPa 的濕空氣條件下，每個裝置具有 1.2kg/h 的再結合效率(除氫能力)，PAR 的再結合效率將依據氫氣濃度等的條件而變化(氫氣濃度越高則再結合效率越好)，以下為被動式氫氣再結合器裝置的性能評估公式 (由製造商提供)。圍阻體內氫氣濃度的 GOTHIC 分析即是使用該評估公式。

$$\gamma = \eta \cdot \min(XH_2, 2 \cdot XO_2, 8.0) \cdot (A \cdot P + B) \cdot \tanh(XH_2 - 0.5)$$

$\gamma$  : 再結合效率 (g/s)

$\eta$  : 1.0 ( $XO_2 > XH_2$ )

$XH_2$  : 氫氣體積比 (%)

$XO_2$  : 氧氣體積比 (%)

$P$  : 壓力 (MPa)

$A, B$  : 係數

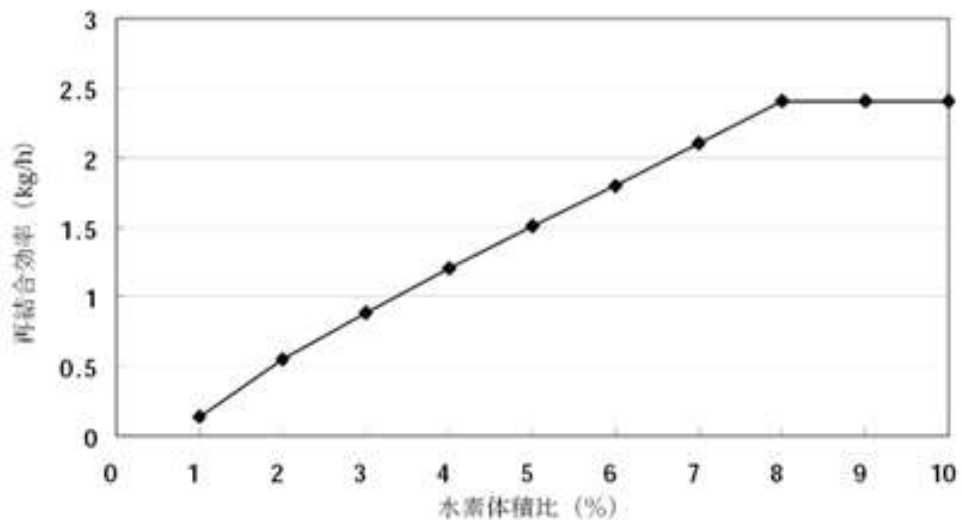


圖 3.2.2.3 川內電廠被動式氫氣再結合器裝置的再結合效率(壓力 0.15MPa)

### 3.2.2.2 建立核三廠 PWR 圍阻體內 PAR 的 FLACS 電腦模型

藉由核三廠圍阻體相關圖面(平面圖及剖面圖)的比對，並且蒐集訓練教材所提供的圍阻體內重要設備及尺寸說明，例如壓力槽、蒸汽產生器、調壓槽及反應器冷卻水泵等，均有助於建立核三廠 PWR 圍阻體之電腦模型，透過 FLACS 程式以 3-D 方式呈現更能貼近真實配置情況(如圖 3.2.2.4~圖 3.2.2.6 所示)。

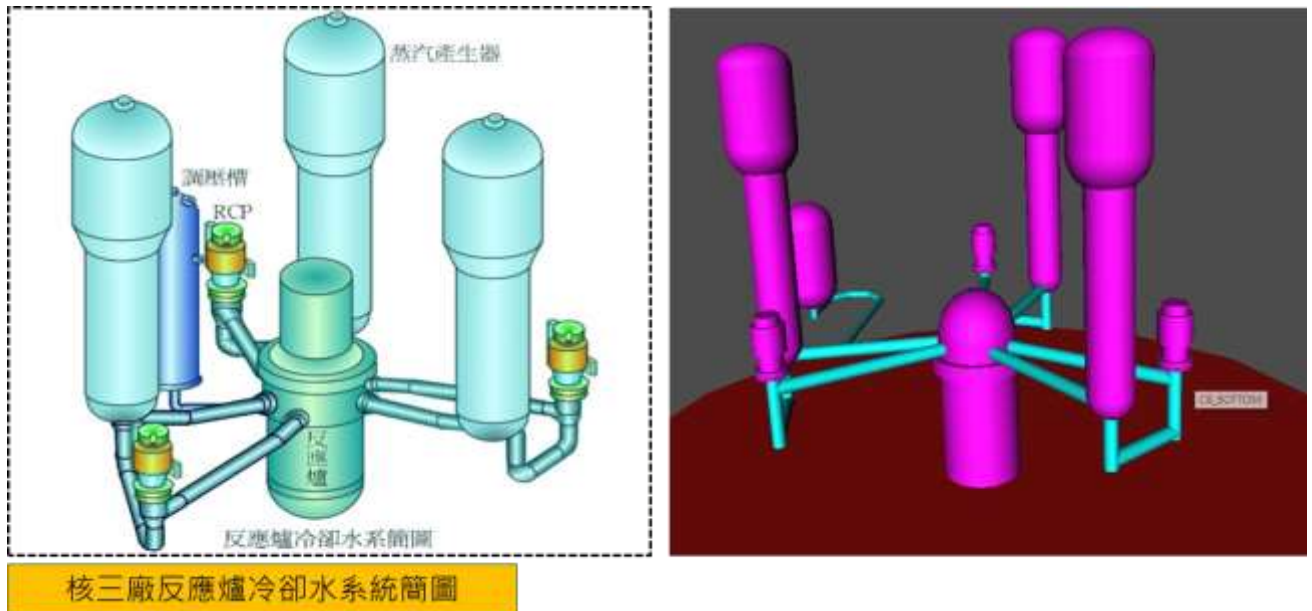


圖 3.2.2.4 核三廠 PWR 圍阻體之 FLACS 電腦模型(1)

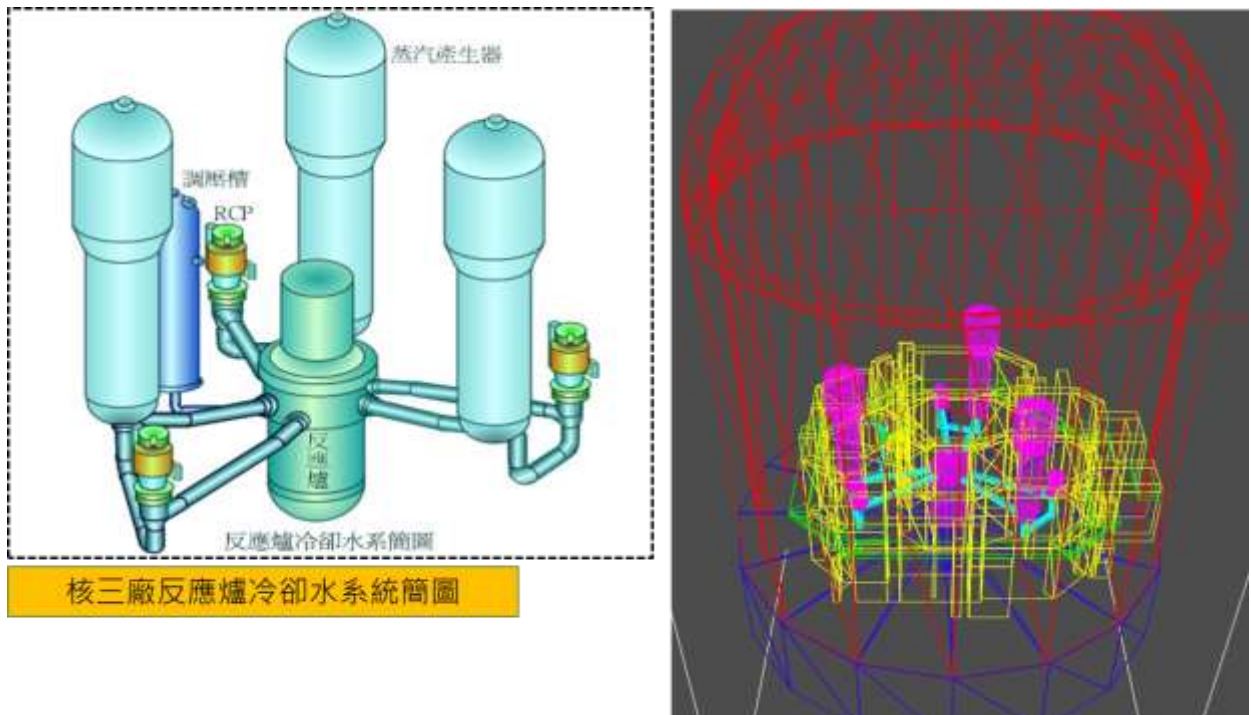


圖 3.2.2.5 核三廠 PWR 圍阻體之 FLACS 電腦模型(2)



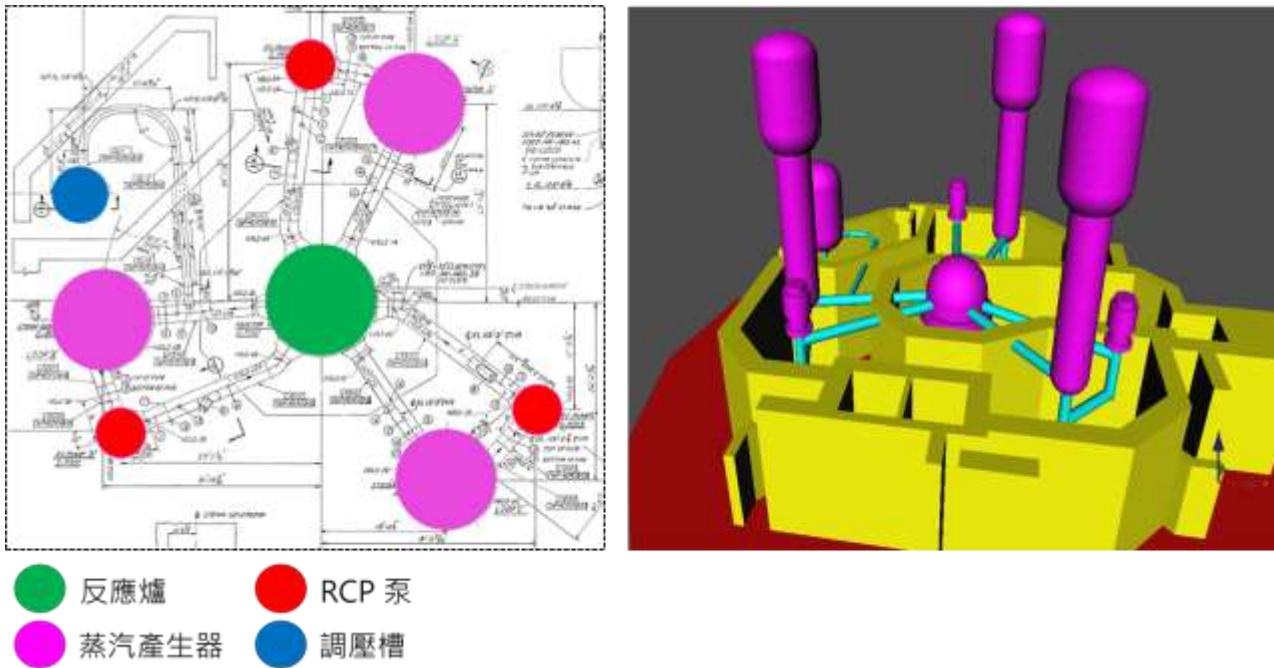


圖 3.2.2.6 核三廠 PWR 圍阻體之 FLACS 電腦模型(3)

### 3.2.2.3 PAR 分析之情境設定

本研究首先將前述蒐集的川內核電廠 PAR 資訊納入，據以作為核三廠 PWR 圍阻體內 PAR 除氫效能分析的重要輸入參數(如圖 3.2.2.77 所示)，此外，為了瞭解 PAR 的位置及數量對圍阻體內除氫效果之影響，亦針對其位置及數量作進一步的靈敏度分析，故總體共設定為 3 個情境，並說明如下：

(1) Scenario A – 完全比照川內核電廠 PAR 的設置規格、數量及位置(如圖 3.2.2.7 所示)

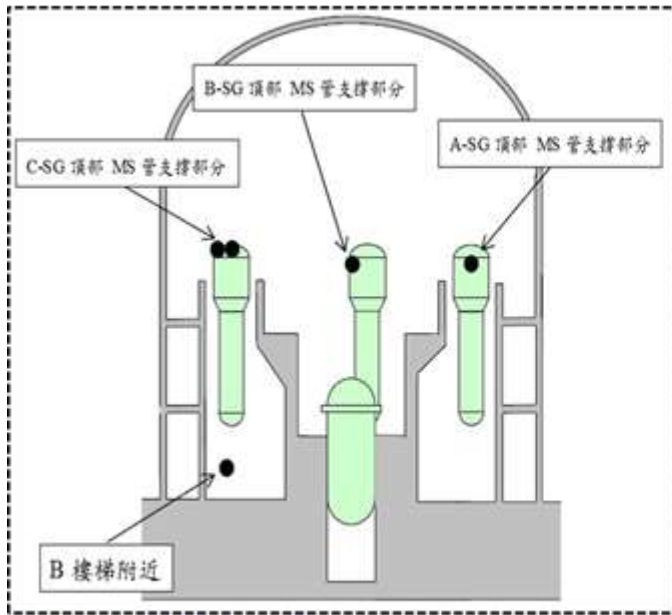
- 規格：1.2 kg/h
- 數量：5 台
- 位置：
  - 3 個蒸汽產生器頂部各設 1 台
  - 其中 1 個蒸汽產生器頂部再增設 1 台
  - 圍阻體底部設置 1 台

(2) Scenario B – 比照川內核電廠 PAR 的設置規格及位置，但數量加為 10 台

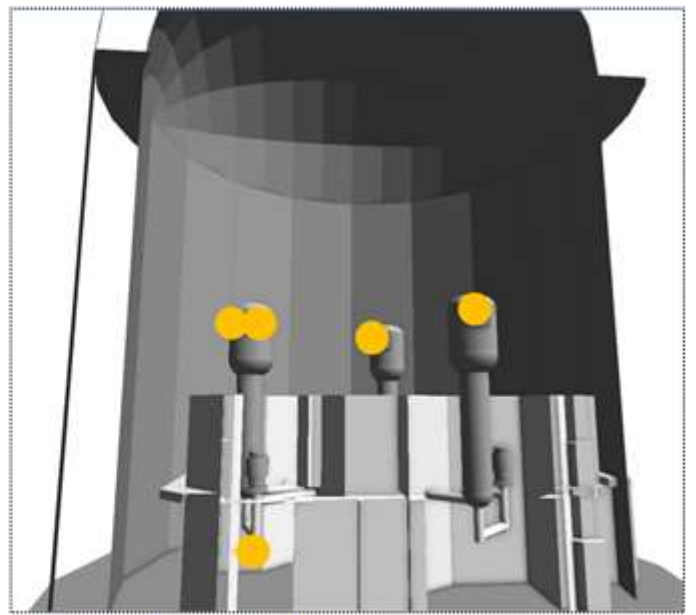
- 規格：與 Scenario A 相同
- 數量：10 台
- 位置：與 Scenario A 相同

(3) Scenario C – 比照川內核電廠 PAR 的設置規格，但將位置調高至圍阻體最上方且數量加至 10 台(如圖 3.2.2.8 所示)

- 規格：與 Scenario A 相同
- 數量：10 台
- 位置：圍阻體最上方



川内電廠PAR位置



核三廠PAR位置

圖 3.2.2.7 PAR 位置示意圖(情境 A 及情境 B)

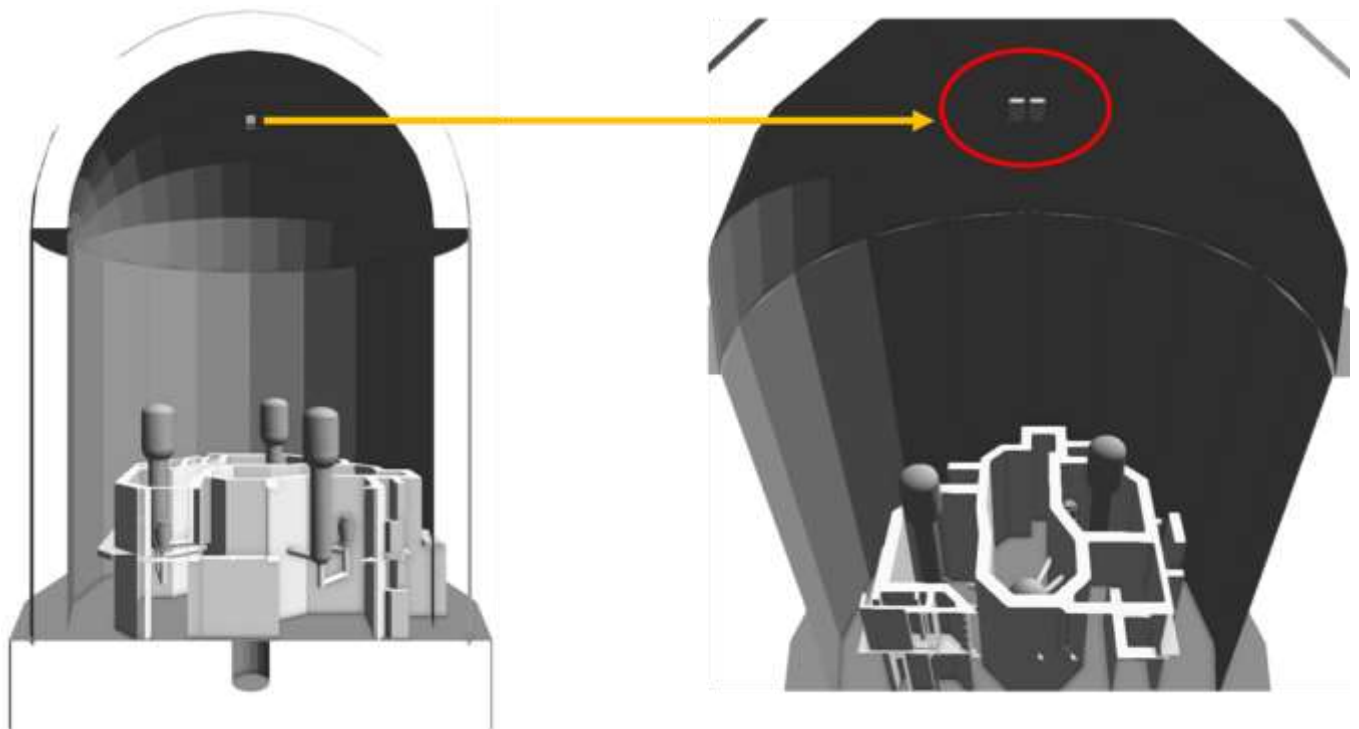


圖 3.2.2.8 PAR 位置示意圖(情境 C)



### 3.2.2.4 PAR 之有效性分析結果

各情境在不同時間的氫氣濃度分佈結果比對如圖 3.2.2.9~圖 3.2.2.10 所示。

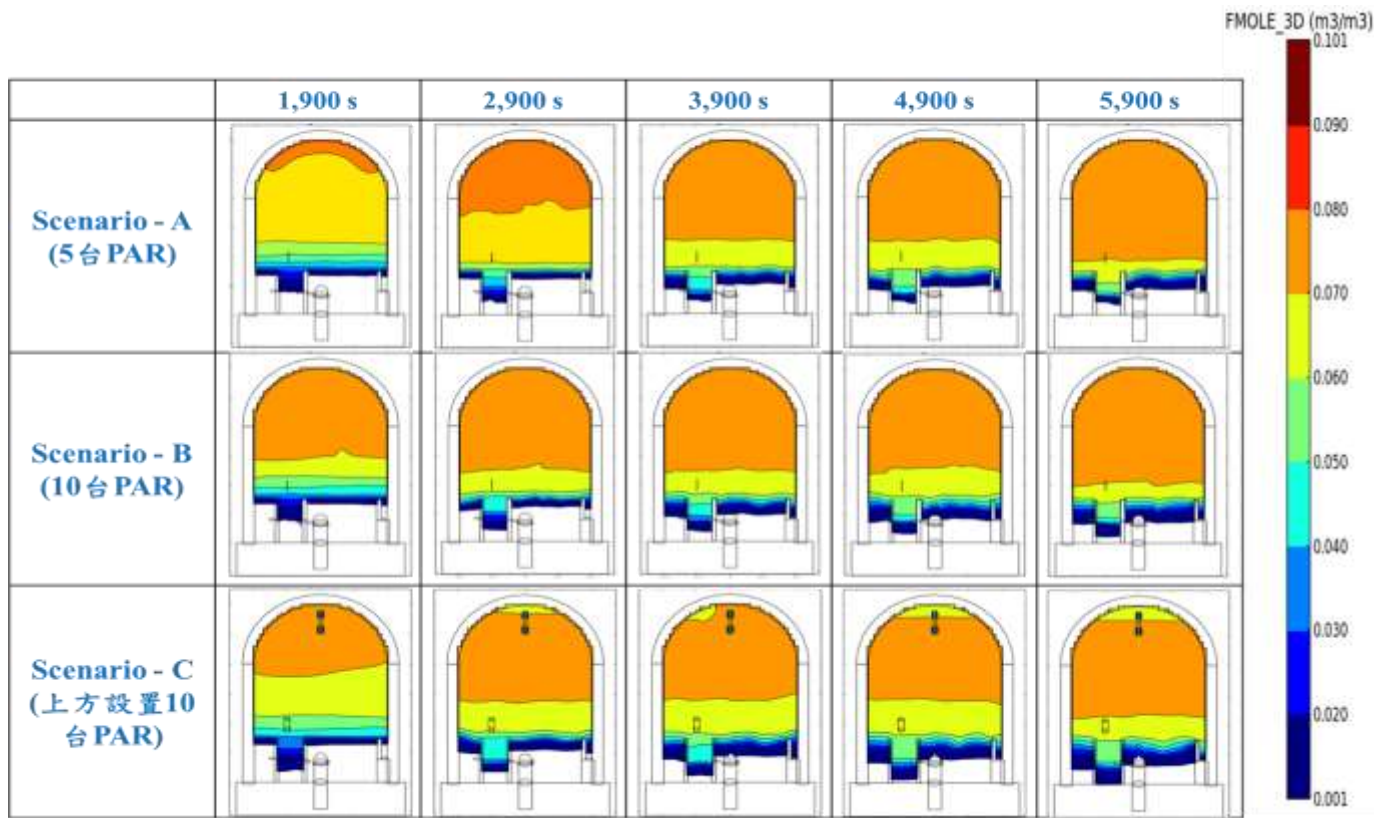


圖 3.2.2.9 氫氣濃度分佈結果比對(1,900 s~5,900 s)

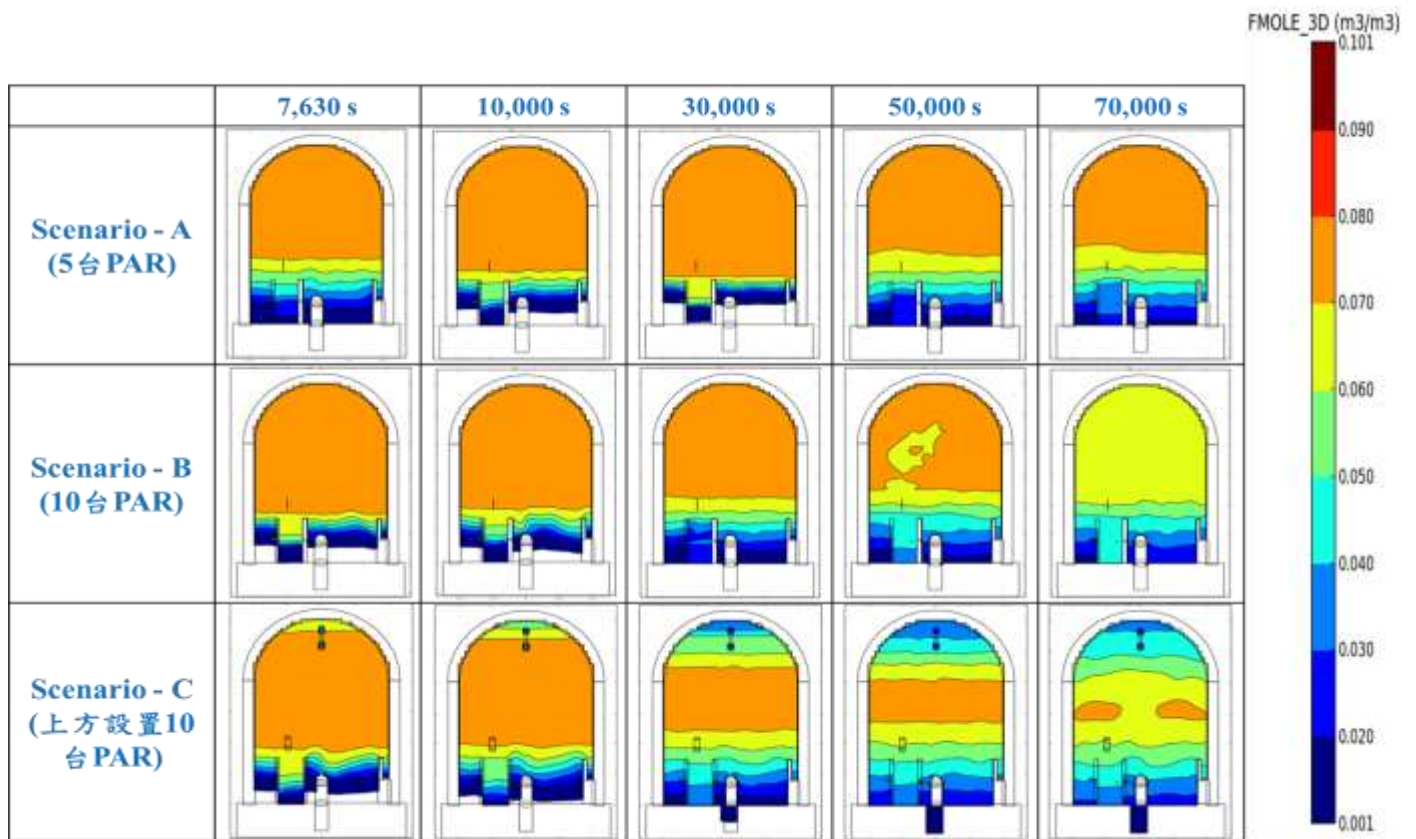


圖 3.2.2.10 氫氣濃度分佈結果比對(7,630 s~70,000 s)

1. Scenario A 設置 5 台處理能力為 1.2 kg/hr 之 PAR，可有效減緩圍阻體靠近底部之區域氫氣量，但對於圍阻體頂部之氫氣減緩則較差。
2. Scenario B 中，PAR 位置與 Scenario A 相同，但設置數量增加一倍(共 10 台)，顯示氫氣處理能力較好。
3. Scenario C 中，將 10 台 PAR 設於圍阻體頂部時，可有效減緩圍阻體上方氫氣濃度。同時因空氣比重較氫氣大，因此上方 PAR 排出之空氣會往下部沉降，中間區域之空氣繼續往下部沉降，使得下方氫氣濃度降低，而形成氫氣濃度於圍阻體中間區域較圍阻體上、下部區域高之現象。

### 3.2.2.5 氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響評估結果(已安裝 PAR)

為瞭解安裝 PAR 後，氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響程度如何變化，故以除氫氣效率最佳之 Scenario C(10 台 PAR 設於圍阻體頂部)為評估案例，在 50,000 秒未點燃氫氣時，圍阻體內壓力為 0.214 barg，如所圖 3.2.1.38 示；同樣在 50,000 秒時，分別於圍阻體內 H(高)、M(中)、L(低)處點燃氫氣。

評估結果顯示，在點火位置 L 及 H 的位置，因氫氣濃度於 50,000 秒時僅在燃燒界限範圍以外，故無法引燃，如圖 3.2.2.11 所示，而點火位置 M 點火後的圍阻體內壓力分佈如圖 3.2.2.12 所示，最大值為 1.55 barg。在 50,000 秒於 M 處點燃氫氣後，火焰燃燒情況如圖 3.2.2.13 所示。

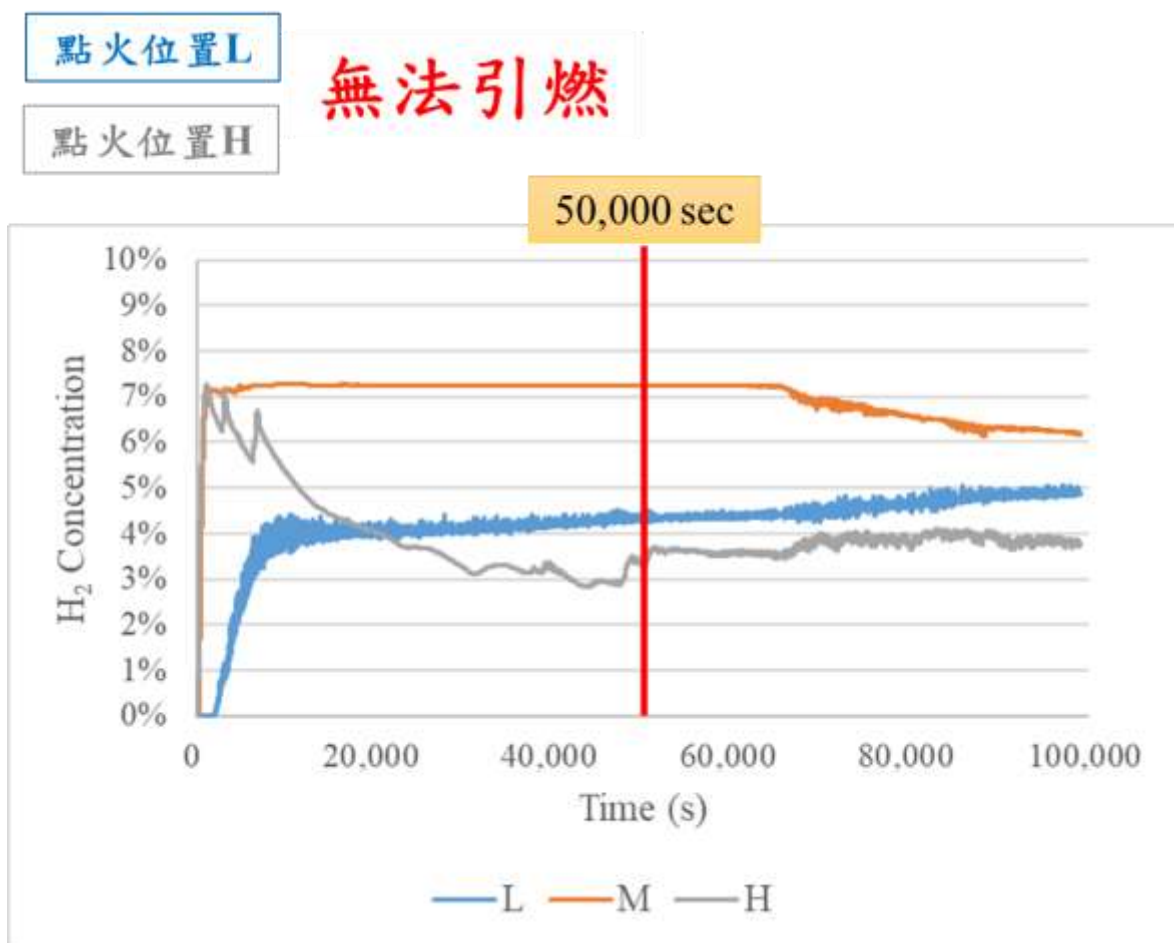


圖 3.2.2.11 各位置氫氣濃度分佈圖

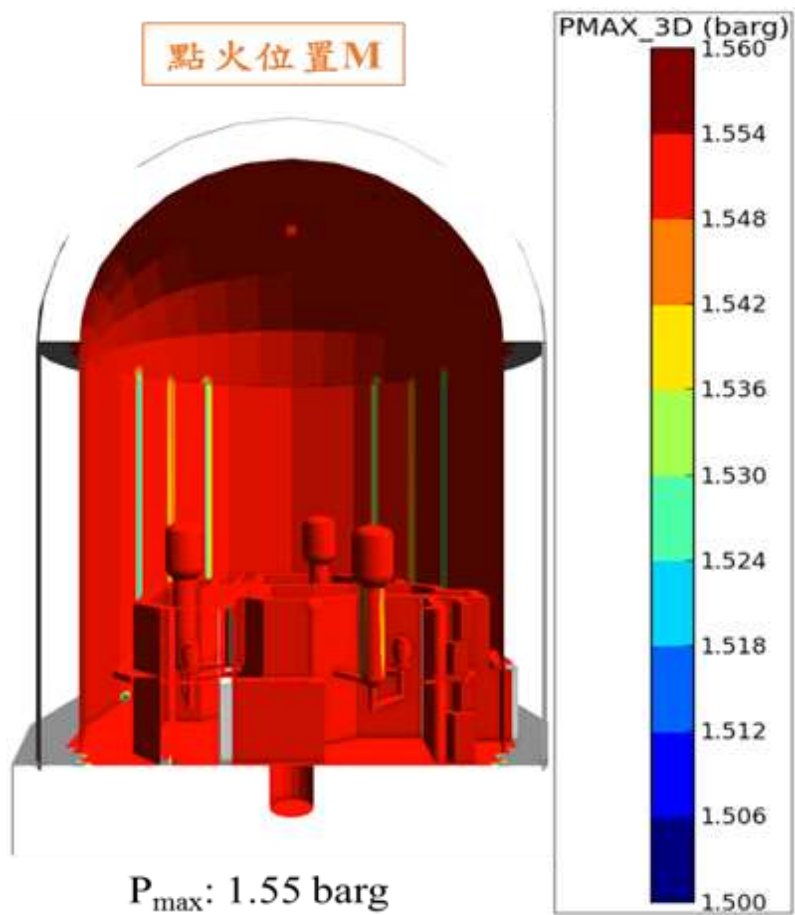


圖 3.2.2.12 點火位置 M 之壓力分佈

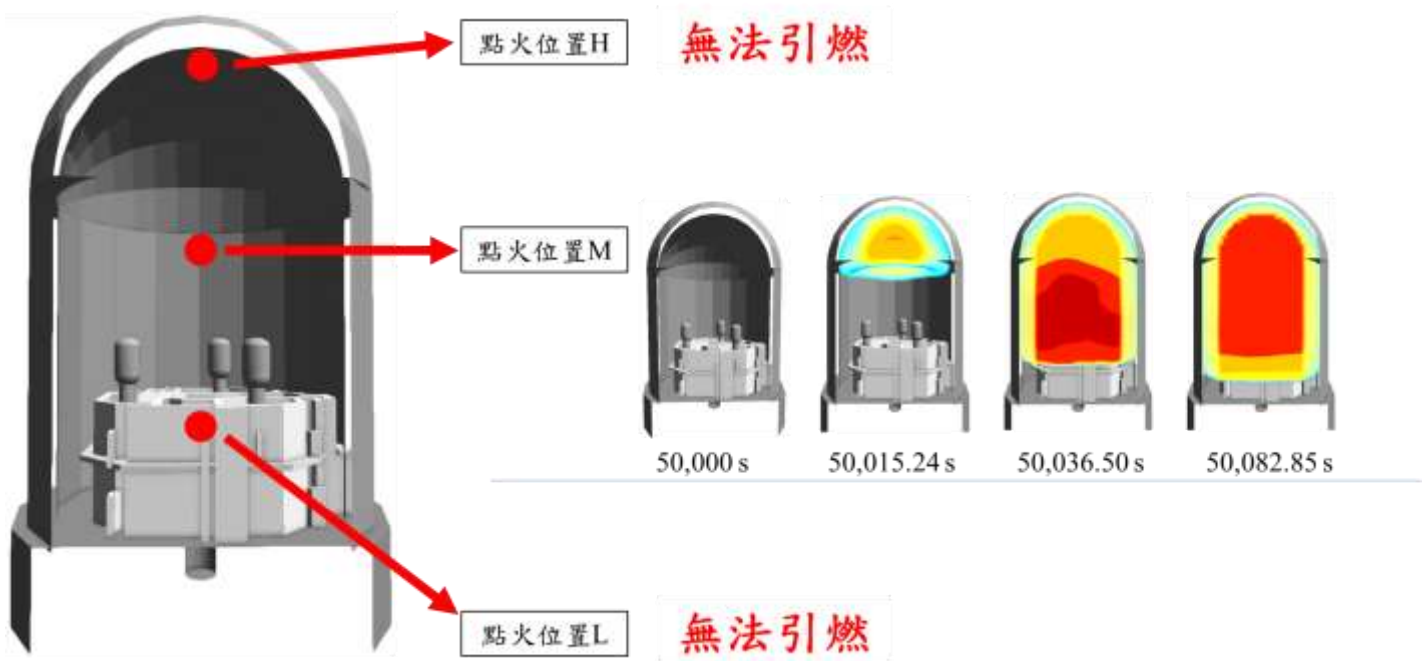


圖 3.2.2.13 火焰燃燒情況(點火位置 M)

### 3.2.2.6 目前進度

工作項目 \ 年月	106 1	106 2	106 3	106 4	106 5	106 6	106 7	106 8	106 9	106 10	106 11	106 12
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												
建立核三廠 PWR 圍阻體內 PAR 的 FLACS 電腦模型												
參考國外文獻有關 PAR 在乾式圍阻體內的最適裝置位置，利用 FLACS 模擬核三廠 PWR 圍阻體內於相似 PAR 的裝置情況下之除氫效能分析												
針對 PAR 的位置及數量作靈敏度分析，利用 FLACS 模擬軟體評估除氫效能，以完成被動式觸媒氫氣再結合器之分析驗證												
報告撰寫												
完成累積百分比(%)	8	16	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100

### 3.2.3 圍阻體過濾及排氣之深度分析

本子項相關執行方法及進度說明如下：

#### 3.2.3.1 蒐集國外有關 PWR 圍阻體排氣與過濾系統之文獻資料

- NEA/CSNI/R(2014), “Status Report on Filtered Containment Venting,” 7 July 2014. - 提供國際上部份核電廠目前安裝 FCVS 的現況：
  - ✓ 比利時：有 2 座核電廠共 7 部機組(PWR)，原先沒有安裝任何 FCVS，但目前正對其中 5 個機組進行研究分析，設計上考慮採用液體過濾系統(Liquid filtration systems)。
  - ✓ 德國：有 8 座核電廠共 9 部機組(7 部 PWR、2 部 BWR)，所有運轉中的機組均設有 FCVS，最普遍使用的系統是文氏洗滌器結合下游具有金屬纖維羊毛過濾器。
  - ✓ 日本：有 16 座核電廠共 48 部機組(24BWR、24PWR)，正計畫全數改裝具有應付嚴重事故能力的 FCVS，部份 BWR 電廠打算安裝能從乾井及溼井排氣的系統，目前是假設 PWR 機組會安裝乾式過濾系統或高速壓力文氏管系統(High Speed Pressure Venturi type)，而 BWR 機組則設定會安裝高速壓力文氏管系統或其它具金屬纖維過濾器的溼式洗滌系統。
  - ✓ 南韓：有 4 座核電廠共 23 部機組(19 部 PWR、4 部 PHWR)，韓國月城 (Wolsong)



電廠的 1 部 PHWR 機組在 2012 年底完成第一個 FCVS 的裝置(HSSPV type)，其餘的 28 個機組則預計會在 2018 年完成。

### 3.2.3.2 與核三廠專業人員討論圍阻體排氣與過濾系統(FCVS)及氫氣排放措施

經與核三廠相關人員確認，目前核三廠的 FCVS 係由核技處統一規劃處理，相關資料蒐集如下，包括：

- (1) 圍阻體過壓失效值為 101.7 psig
- (2) 核三廠原規劃 FCVS 有乾式及濕式二種系統供選用
- (3) 乾式系統分為 Aerosol filter(圍阻體)及 Fiber metal filter(輔助廠房)
- (4) 濕式系統採用 Venturi Scrubber，擬安裝於燃料廠房，一、二號機各一套
- (5) 開啟時機：5.15 bar (abs.) (60 psig)
- (6) 流率：6.5 kg/s

### 3.2.3.3 建立核三廠 PWR 圍阻體排氣與過濾系統的 FLACS 電腦模型

同樣藉由核三廠圍阻體相關圖面(平面圖及剖面圖)的比對，並且蒐集訓練教材所提供的圍阻體內重要設備及尺寸說明，例如壓力槽、蒸汽產生器、調壓槽及反應器冷卻水泵等，建立核三廠 PWR 圍阻體排氣與過濾系統之 FLACS 電腦模型(如圖 3.2.3.1 所示)，並將前述所列圍阻體過壓失效值、開啟時機及流率等參數作為 FLACS 評估 FCVS 的邊界條件。

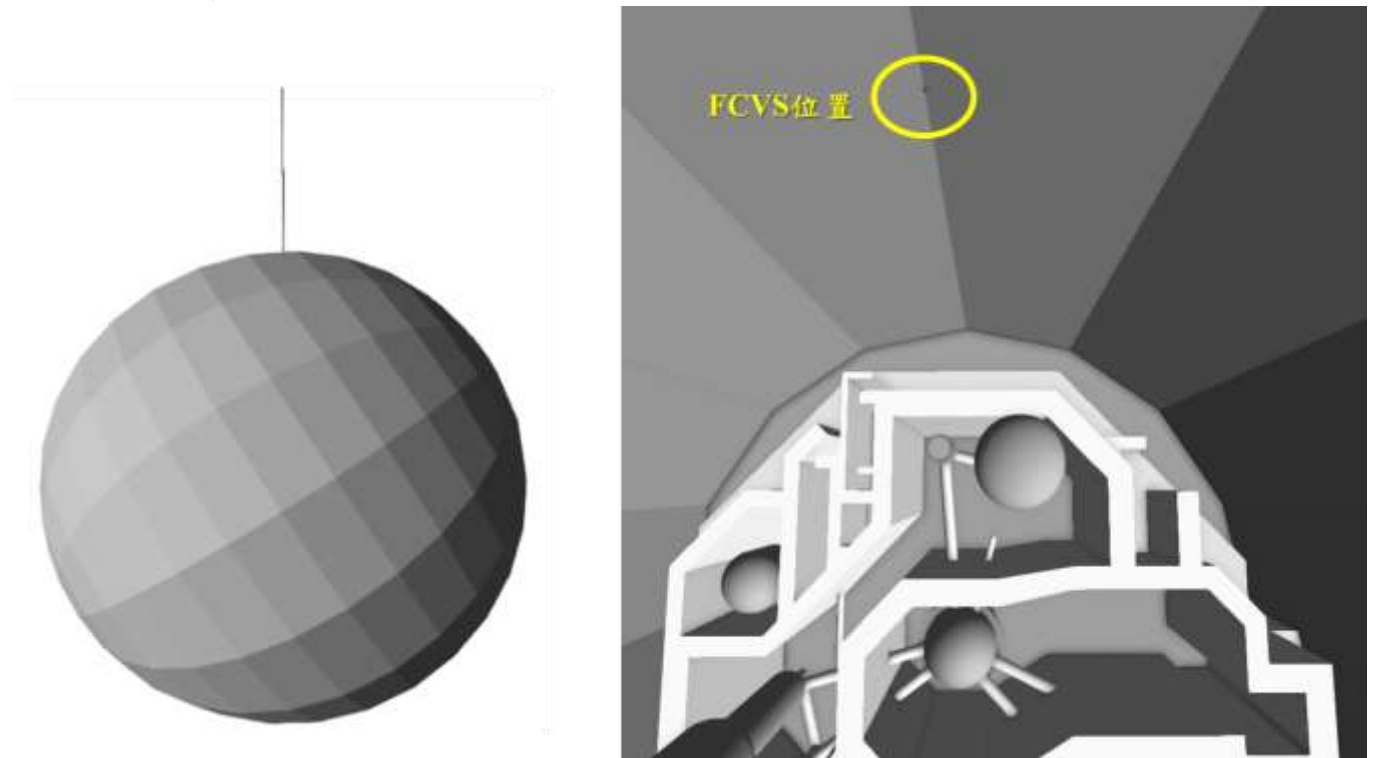


圖 3.2.3.1 FCVS 之 FLACS 電腦模型

### 3.2.3.4 FCVS 分析情境設定

根據核三廠提供之圍阻體相關設計資料，確認圍阻體過壓失效值為 101.7 psig，FCVS 開啟壓力為 5.15 bar(abs.)，以此開啟壓力對照 MELCOR 評估未安裝 FCVS 時之下圍阻體壓力變化，得到開啟時間約為 30,900 秒，如圖 3.2.3.2 所示。

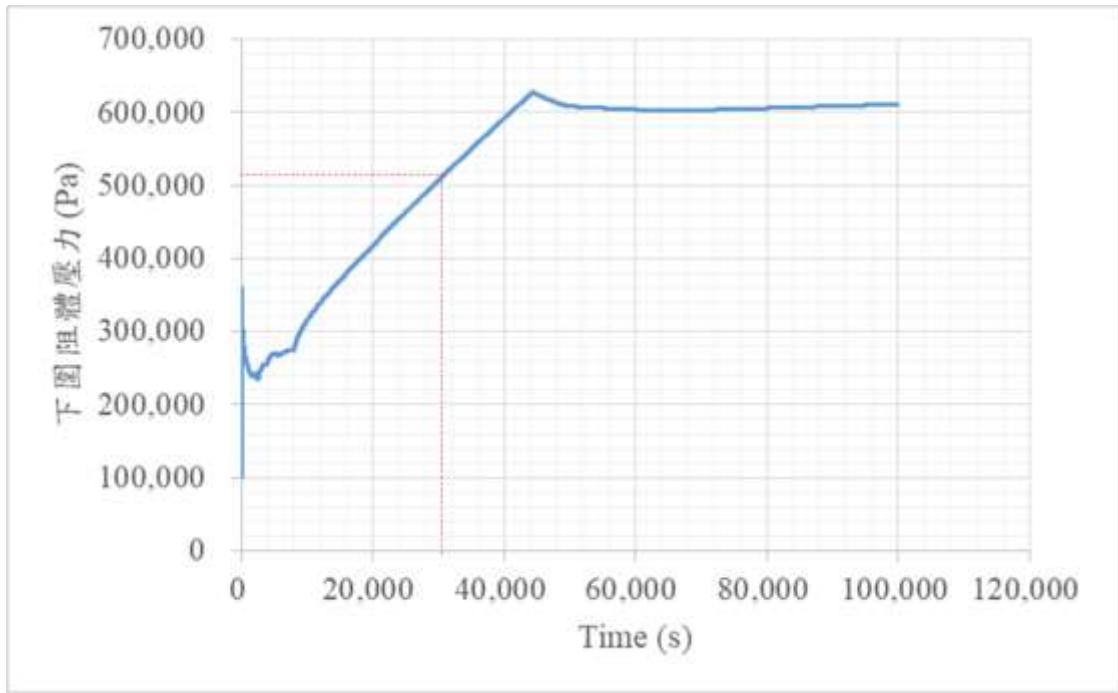


圖 3.2.3.2 FCVS 開啟壓力及時間

### 3.2.3.5 FCVS 效能評估結果

安裝 FCVS 後，圍阻體在不同時間的氫氣濃度分佈結果如圖 3.2.3.3 所示。

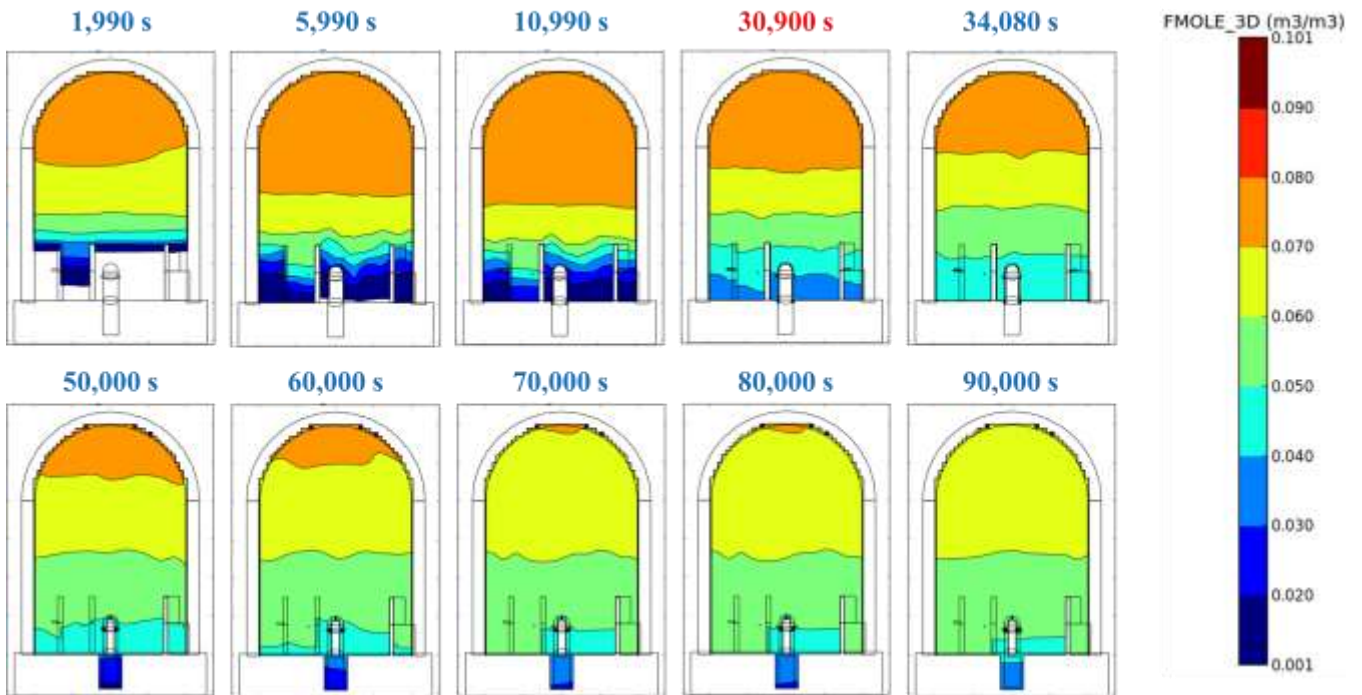


圖 3.2.3.3 氫氣濃度分佈結果比對(已安裝 FCVS)

### 3.2.3.6 氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響評估結果(已安裝 FCVS)

為瞭解安裝 FCVS 後，氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響程度如何變化，在 50,000 秒未點燃氫氣時，圍阻體內壓力為 0.214 barg，如所圖 3.2.1.38 示；同樣在 50,000 秒時，分別於圍阻體內 H(高)、

M(中)、L(低)處點燃氫氣。

評估結果顯示，在點火位置 L 的位置，因氫氣濃度於 50,000 秒時僅在燃燒界限範圍以外，故無法引燃，如圖 3.2.3.4 所示，而點火位置 H 及 M 點火後的圍阻體內最大壓力均為 1.75 barg，如圖 3.2.3.5 所示。在 50,000 秒於 H 及 M 點燃氫氣後，火焰燃燒情況如圖 3.2.3.6 所示。

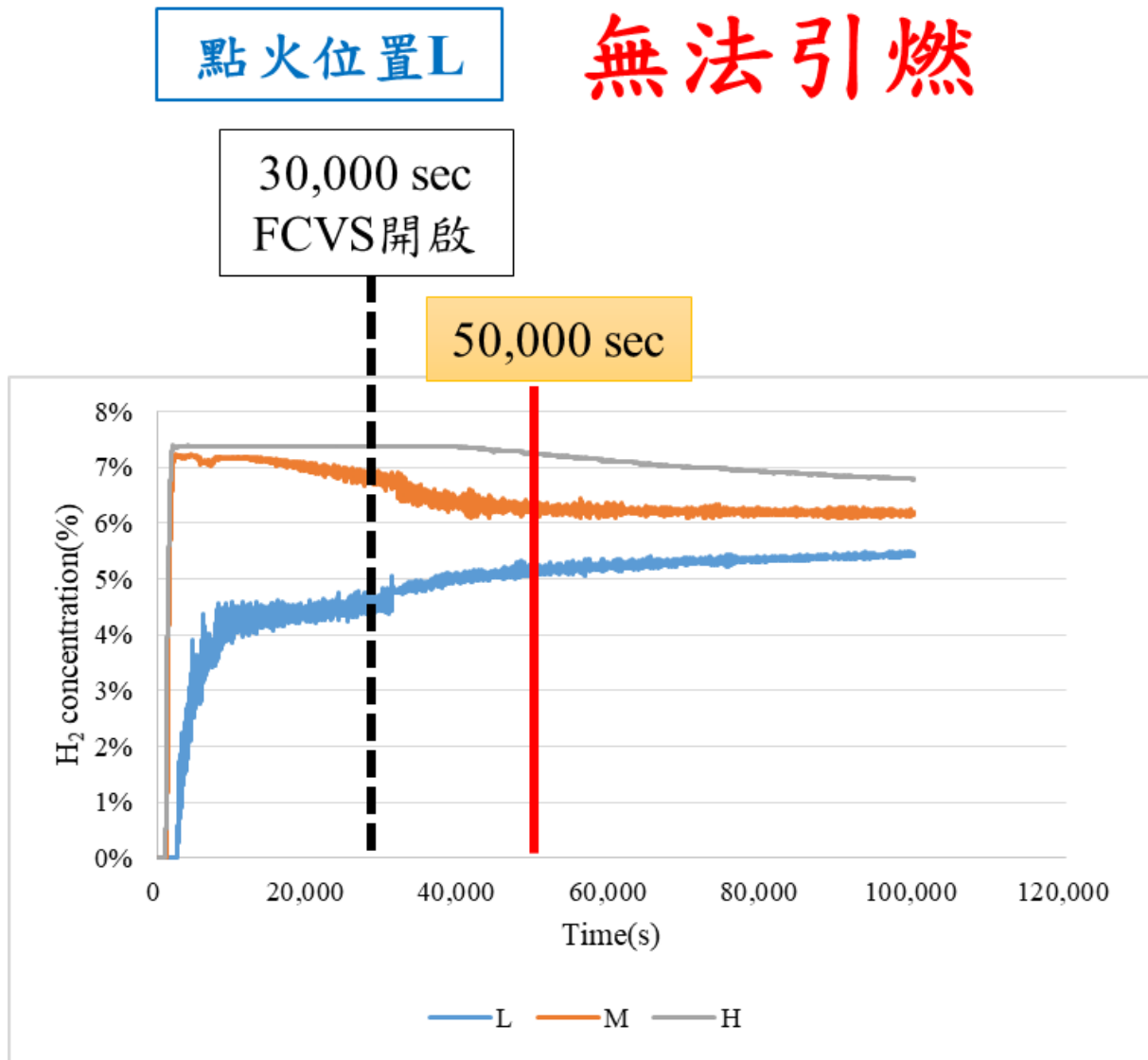


圖 3.2.3.4 各位置氫氣濃度分佈圖



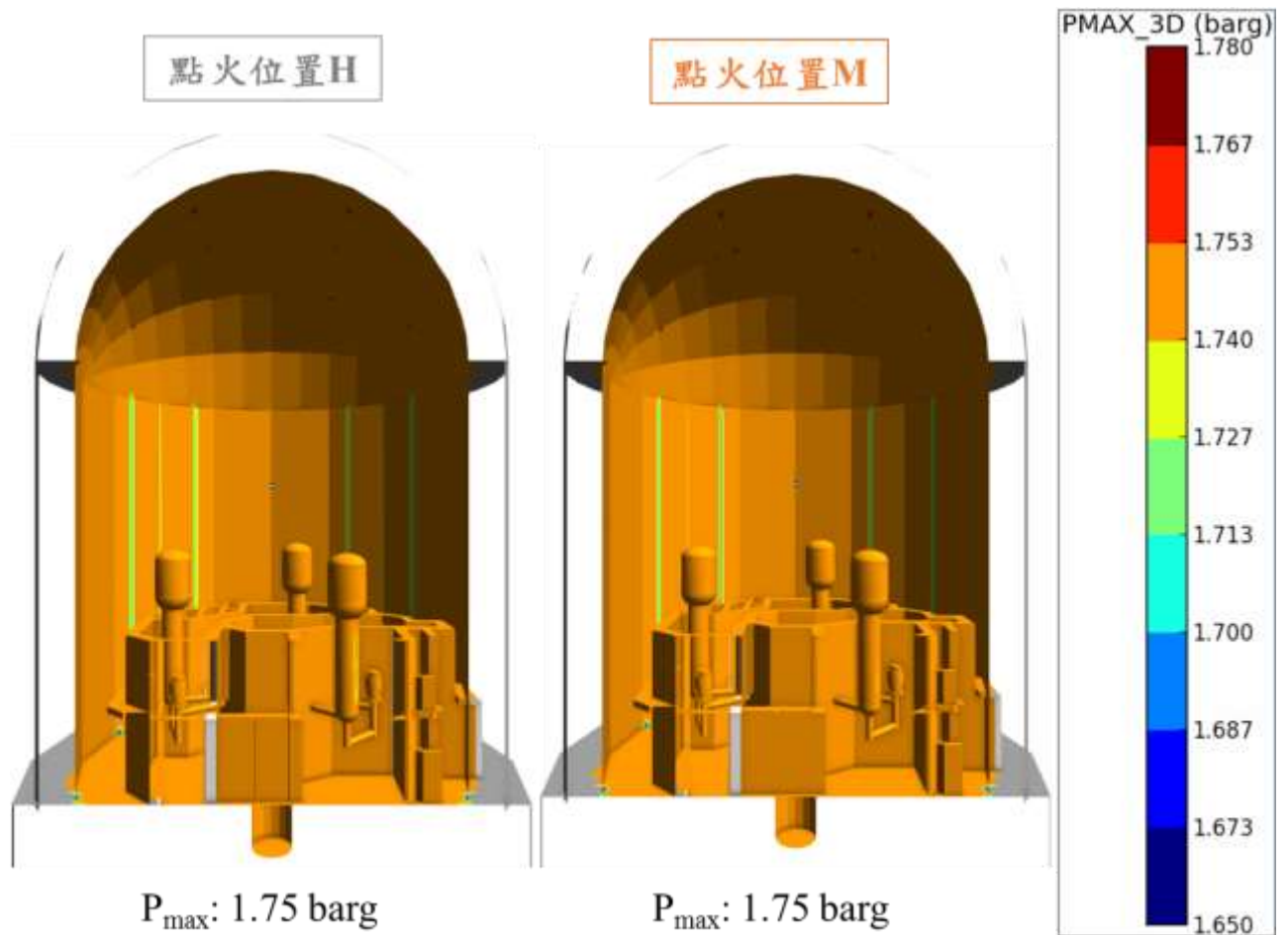


圖 3.2.3.5 點火位置 H 及 M 之壓力分佈

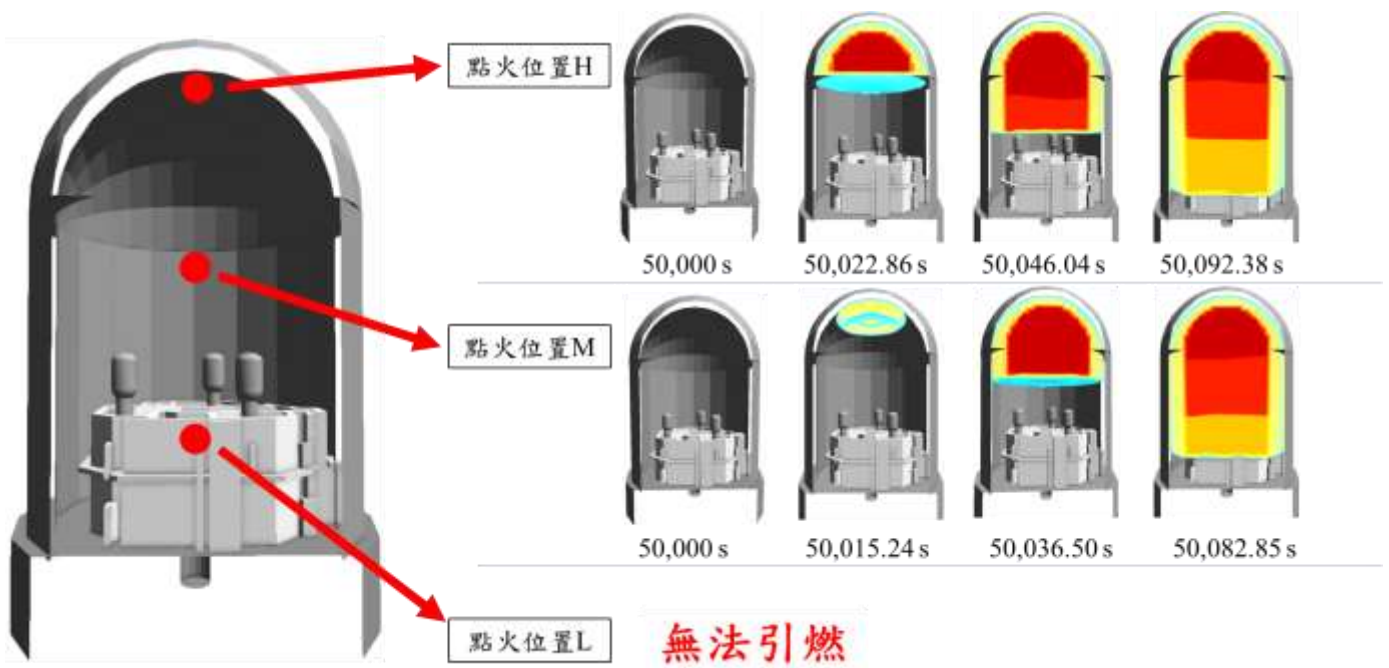


圖 3.2.3.6 火焰燃燒情況(點火位置 H 及 M)

### 3.2.3.7 目前進度

工作項目	年 月	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106	106
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
蒐集國外有關 PWR 圍阻體排氣與過濾系統之文獻資料													
與核三廠專業人員討論圍阻體排氣與過濾系統及氫氣排放措施													
建立核三廠 PWR 圍阻體排氣與過濾系統的 FLACS 電腦模型													
利用 FLACS 程式進行核三廠 PWR 圍阻體排氣過濾系統之分析驗證													
報告撰寫													
完成累積百分比(%)		8	16	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 1 篇、會議論文 4 篇

##### 期刊論文

- (1) Yu Chiang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Ting-Yi Wang, Hsiung-Chih Chen, Wen-Sheng Hsu, Show-Chyuan Chiang and Chunkuan Shih, “Code Crosswalk of Fukushima-like Simulations for Chinshan BWR/4 NPP Using MELCOR2.1/SNAP, TRACE/SNAP, PCTRAN and MAAP5.03” Nuclear Engineering and Design, 355 (2017), p.12-24.

##### 會議論文

- (1) J. R. Wang, S. W. Chen, Y. Chiang, W. S. Hsu, J. H. Yang, Y. S. Tseng, C. Shih, “Using HABIT to Establish the Chemicals Analysis Methodology for Maanshan Nuclear Power Plant” ICENE, Venice, 2017.
- (2) Y. Chiang, W. Y. Li, J. R. Wang, S. W. Chen, W. S. Hsu, J. H. Yang, Y. S. Tseng, C. Shih, “Using HABIT to Estimate the Concentration of CO<sub>2</sub> and H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> for Kuosheng Nuclear Power Plant” ICNQE, Tokyo, 2017.
- (3) W. S. Hsu, Y. C. Chung, Y. H. Chu, and I. C. Lee, “Fire Risk Assessment of the Main Control Room in a Nuclear Power Plant” NURETH 17, Xi’an, 2017.
- (4) 蔣宇、王仲容、陳紹文、施純寬，MELCOR2.1/SNAP 程式於馬鞍山電廠全黑事故之氫氣行為評估及動畫設計，中國機械工程學會第三十四屆全國學術研討會，國立勤益科技大學台中市 2017

##### b.人才培育：博士生 1 名、碩士生 0 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	清華大學核工所博三
陳佑任	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

**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 次國際研討會(NURETH 17，西安)，1 次國際合作交流(日本金澤)。

### 3.3 用過燃料池冷卻能力分析精進

#### 3.3.1 執行方法

**背景說明：**藉由三哩島事故所引發的安全議題，經過核能界多年的努力，已令核能電廠具備上述之相關之安全需求。然而，2011年3月11日本福島核能發電廠因為地震伴隨海嘯所造成的複合式災害而導致事故，反應器機組更因為長時間喪失外電、柴油發電機而引發的廠內全黑事故，並導致機組圍阻體發生氫爆。但由於發生氫爆的第四機組的反應爐處於大修全爐退出之狀態，故無任何燃料束置於反應爐中。而此機組的氫爆事故遂引發燃料池於事故中裸露並導致燃料過熱而引發鋳水反應，並從而導致氫爆之推測。據當時推估福島核電廠當時所有退爐之燃料束與用過的燃料棒共計為 1331 束(assemblys)，其中所具之衰變熱，於池水沸騰後，每天可蒸發約 70 公噸的冷卻水(即每分鐘約 12 加侖或 45 公升)。因此當燃料池水位降至燃料棒頂部之下時，暴露於水面的燃料棒若無法獲得足夠的蒸氣冷卻作用，將因過熱而導到鋳-水反應作用點(約 1500° F 或 816° C)，並依其溫度造成不同氫氣通量的釋出[1]，進而導致二次圍阻體因為氫氣濃度過高所引發的氫爆而損壞。雖然隨著福島事故的處理與相關資訊的解密與發布，後續調查傾向福島四號機之氫爆係因三號機產生氫氣溢至四號機並導致氫爆。但由於此事故下四號機之經歷，以及美國 911 事件之影響，進而引發世界各地學者及專家對用過燃料池過熱現象及事故分析的注意。

其中國內外都不乏使用相關程式模擬用過燃料池之報告，然而因此計畫為四年期計畫之的三年，相關文獻已於先前做出蒐集，本計畫就不對背景描述及文獻做太多說明。

雖然經過上述文獻研究工作的努力，但以往的分析工作僅考慮單一技術並僅針對燃料池事故下的溫升進行評估，而忽略了事故期間，因為圍阻體空間內的溫昇與對流限值，而造成分析結果的誤差；本研究則擬以分組方式同時導入 SANDIA 所開發之 MELCOR 與 U.S.NRC 發展的 TRACE 分析程式，進行核三廠用過燃料池事故狀態下全池事故之安全分析。除了分別求取事故發展期間燃料池整體與最熱通道等燃料池熱流特性外，並希望藉由多套分析程式的交互印證，加強分析結果的可信度與實用性。然而兩程式各有所長，TRACE 為計算快速之熱水流模式；MELCOR 則可以分析事故後期的氧化放熱等現象，透過兩程式平行運跑，可比較兩者重疊之內容，同時取用各自之長處，達到本研究程式整合及多面向的目的。

然而，除了燃料池全池之分析之外，本研究為了更進一步精進系統程式於局部燃料之熱流模擬精確度，同時考量全池與詳細單一燃料束之模擬方式，用以掌握整體與局部之熱水流特性，以期更精確地回饋事故狀況下之燃料壓降、熱傳導係數以及自然對流效應等數據，進行了 CFD 單燃料束模式之建立，期許與全池模擬做出區隔，並整合強化其細節性，增強程式使用上之分化，以利後續多面向整合之工作。

最後，本計畫擬將 TRACE 計算所得之最熱通道之燃料棒表面溫度、對流係數以及護套氧化層厚度等參數轉換為可供 FRAPCRON[9,10]與 FRAPTRAN[11,12]分析軟體之輸入參數，以完成燃料池事故期間與救援冷卻作業下燃料護套之應力、氧化與完整性分析。如上所述，TRACE 程式負責全池事故模擬之熱水流分析；MELCOR 為全池事故之嚴重事故分析；CFD 為單燃料束局部細節畫結果模擬；FRAPTRAN 則為燃料護套完整性評估之程式，四個程式皆有自己特殊應用之領域，在燃料池事故安全分析下卻又息息相關，在此多管齊下的分析下，用過燃料池安全分析可上升至另一個階段。

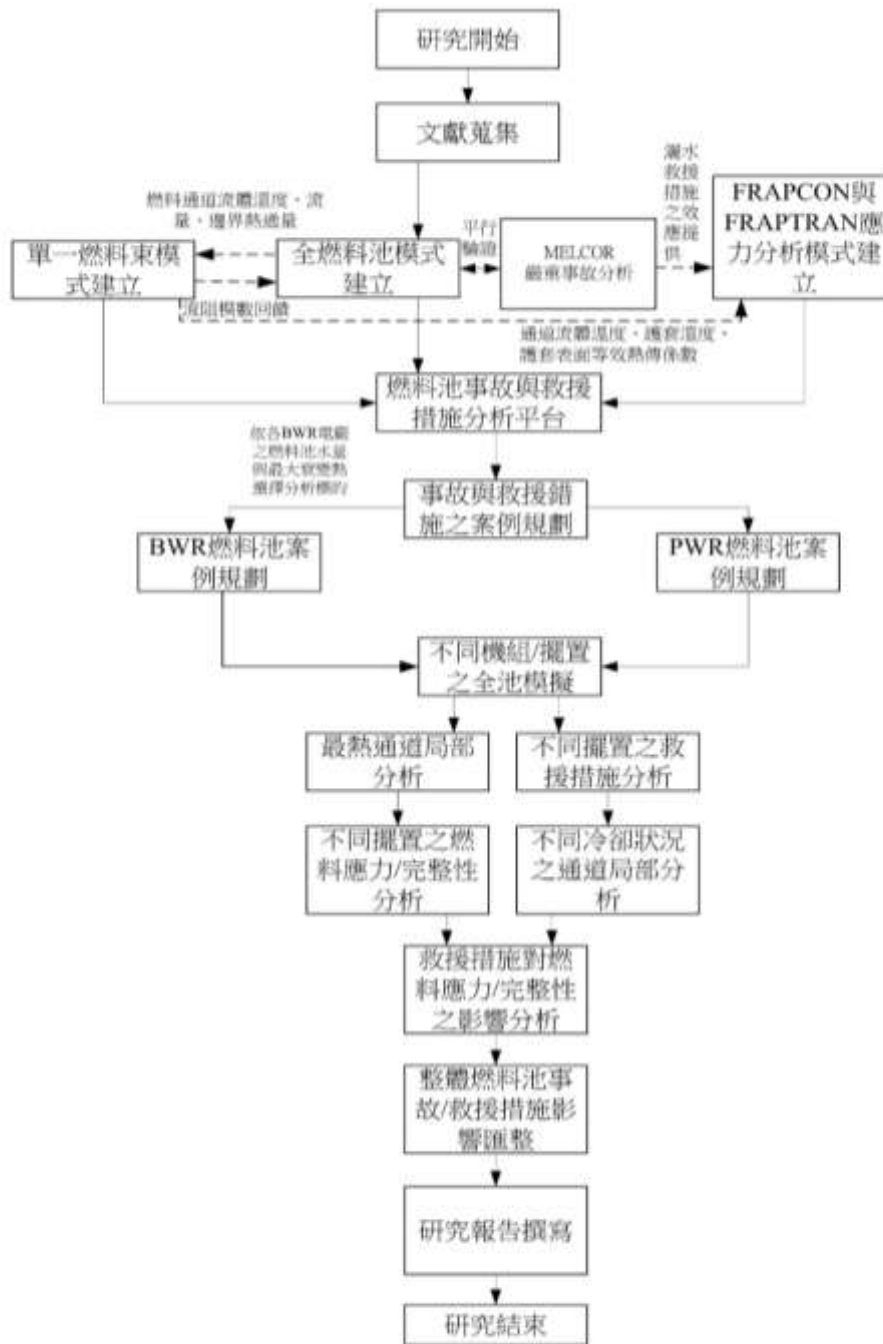


圖 3.3.1 整合研究總體流程示意圖。

### 研究方法與工作規劃

本計畫之工作項目在於建立核三廠用過燃料池之分析模式與進行假想案例與救援措施之模擬、分析與研究。圖 3.3.1 顯示了四年期計畫的整體研究與分析流程，當作背景資料之參考，而以下將分別針對此工作流程分別說明：

### **熱流及燃料完整性分析(TRACE/FRAPCON/FRAPTRAN/CFD)**

本研究於使用 TRACE 建立一雙通道之簡易燃料池模式並與使用 CFD 建立一複合單一燃料束模型。U.S. NRC 持續推動與發展 TRACE 程式，且本團隊已使用 TRACE 與進行相關研究與分析多年，故於此研究中選用 TRACE 程式當作全池熱水流分析之基本程式。透過複合模式概念的導入，本研究使用 CFD 程式同時發展與建立全燃料池及單一燃料束之模式，並將此兩個模式加以整合在一起。最後，TRACE 之分析結果將與 CFD 所分析的結果進行比對，利用 CFD 之功能來補足 TRACE 程式所缺乏之細部模擬的部分。而在 CFD 單燃料束模擬方面，因為核三燃料組件與核一二有較大差異，與去年及前年之研究有較大的差異。

在完成前述的相關工作後，本研究使用 U.S. NRC 核准之燃料棒性能分析程式-FRAPCON[9,10] 與 FRAPTRAN[11,12]，進行核三廠用過燃料池中相關燃料之護套性能分析與研究；FRAPCON 可將核三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納入分析中，而 FRAPCON 的分析結果則可作為 FRAPTRAN 之初始參數，進行分析與研究相關的假想事故。此些能力即為本研究選用 FRAPCON 與 FRAPTRAN 進行核三廠燃料棒性能分析之原因。

### **嚴重事故分析(MELCOR)**

本計畫中將使用新版的 MELCOR2.1 程式進行核三廠越過燃料池之相關研究、模擬與分析，MELCOR 程式為 U.S. NRC 提撥經費給聖地亞國家實驗室，由此實驗室所發展與建立的嚴重事故分析軟體。MELCOR 程式的概述：從美國三哩島事件發生之後，U.S. NRC 與世界各國的相關核能研究單位或組織，成立了 CSARP (Cooperative Severe Accident Research Program) 國際合作計畫，針對核電廠嚴重事故發生時，可能產生的相關現象，進行國際性的研究與合作。另外委託聖地亞國家實驗室，針對核電廠嚴重事故之各種複雜物理現象，進行相關的實驗與解析，而建立與發展出了 MELCOR 程式[20-22]。MELCOR 包含了熔融物變化 (melt progression)、分裂產物自燃料棒釋出、熱水流 (thermal hydraulics)、分裂產物於核反應爐系統及圍阻體內輸送 (radionuclide transport) 等模式。於 1997 年 7 月時，聖地亞國家實驗室釋出了 MELCOR1.8.4 版本，並根據後續的各項補強實驗，來更新 MELCOR 程式(1.8.5 版本)[23,24]，而目前最新的版本為 MELCOR 2.1 [25](參照 MELCOR 使用者手冊)。

本研究同時將台灣普遍使用之 MELCOR1.8.5 改版成 MELCOR2.1，SANDIA 國家實驗室多次強調 MELCOR2.1 版本更新之必要性，其於嚴重事故分析之模式有許多強化，也新增獨立的用過燃料池選項，如此 MELCOR2.1 更能利用其管制單位程式之定位，強化分析結果之可信度。

此外，燃料池事故之護套高溫氧化現象與爐心有許多差異，爐心在事故情況下主要為水蒸氣作為鋳合金的氧化反應來源，而燃料池則是空氣，從鋳水反應變成了鋳氧反應，本研究也將討論其差異性，強化將以往使用於電廠安全分析之 MELCOR 程式用於用過燃料池依然有相對的可行性，並讓後續使用者更加了解相關模擬結果。最後，在本研究中，完成了 MELCOR2.1 的相關分析後，將使用 MELCOR2.1 與 TRACE 的分析結果，進行互相比較及討論。

### **3.3.2 進度說明**

#### **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**

- (1) 蒐集核三廠用過燃料池之詳細資料(包含燃料束等相關資料)、U.S. NRC 對核電廠用過燃料池之最新安全要求資料、各國核電廠用過燃料池安全補強的資料，以及各國之國家實驗室對核電廠用過燃料池之相關研究與分析資料。
- (2) 探討並蒐集 PWR/BWR 燃料池差異性之資料

- (3) TRACE 核三燃料池之系統程式分析工作：
- (4) CFD 模式建立與局部分析：
- (5) FRAPTRAN 燃料護套之應力與完整性分析：
- (6) 熱流分析技術整合分析試跑與平行驗證：
- (7) 研究報告與論文撰寫與投稿。

2. 嚴重事故分組研究方法

核三廠案例分析之年度工作項目與內容說明：

- (1) 蒐集及參數檔之建立
- (2) 事件之分析：以全黑事故的模擬展現嚴重事故程式之獨特性
- (3) 所得結果之分析與討論：將所得結果以特定面向與熱水流分析進行探討，如：淬冷造成之高溫氧化放熱等。
- (4) 報告撰寫

用過燃料池冷卻能力安全分析精進執行進度甘特圖

工作項目 \ 年月	106 1	106 2	106 3	106 4	106 5	106 6	106 7	106 8	106 9	106 10	106 11	106 12
核三廠 SFP 相關資料與研究論文等蒐集與彙整	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■		
TRACE 全燃料池分析												
核三廠全池模式整備	■	■										
核三廠模式精進		■	■									
燃料池擺置規劃模式設定			■	■	■							
核三廠燃料池穩態分析				■	■	■						
燃料池事故案例規劃						■	■					
核三燃料池事故案例計算							■	■	■			
核三燃料池灑水案例計算										■	■	■
擷取其它分析所需資料					■	■		■	■		■	■



CFD 燃料束模擬												
核三燃料類型選定												
核三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												
FRAPTRAN 燃料護套應力分析												
核三燃料束歷史資料匯整												
核三燃料束應力分析模式建立												
核三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%)	6	15	24	30	39	48	54	63	72	81	90	100

### 嚴重事故分組進度

工作項目 \ 年月	106 1	106 2	106 3	106 4	106 5	106 6	106 7	106 8	106 9	106 10	106 11	106 12
核三廠燃料池嚴重事故分析												
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%)	6	15	24	30	40	50	58	63	72	81	90	100

### 3.3.3 研究結果

#### 模式說明

##### (1) TRACE 核三用過燃料池模式(全池熱水流相關分析)

本研究首先使用 NRC 開發之熱水流分析程式進行核三廠用過燃料池之安全分析，並將 TRACE 分析結果及幾何設定分享給其他程式：FRAPTRAN、MELCOR、CFD，以多重程式結合用以強化用過燃料池事故下之安全性。

圖 3.3.2 為核三廠用過燃料池之幾何模型，本研究假設用過燃料於停機後七天全爐退出至燃料池(大修下之保守情形)，此時第一區(R

egion 1)代表較熱的燃料，共有 157 束燃料，功率總和為 8.5356MWt，而第二區較大的範圍則屬於較舊之燃料，總共 1252 束，功率為 2.0055MWt，故核三廠之燃料池在此假設下的總初始功率為 10.5411MWt。圖 3.3.3 為簡化後之分區及燃料池幾何，可看出水池之長寬及水池總面積約為 144m<sup>2</sup>。圖 3.3.4 為軸向幾何說明，有效燃料長約為 4 公尺，格架下方留有 1.79 公尺之水流循環空間，有效燃料高度(TAF)離池底約為 5.8 公尺，水池中水位的初始高度則為 13.77 公尺，也代表正常情況下，燃料位於水池面下方約 8 公尺處。下為核三燃料池 TRACE 模式的初始條件，包含壓力、溫度及幾何設定：

- 此模式假設目前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 157 束)。
- 全燃料池總初始功率為 10.5411MWt (如前段所述，第一區(Region 1)為 8.5356MWt；第二區(Region 2)則為 2.0055MWt)。
- 燃料池尺寸為 16.56 公尺\*8.73 公尺，水池面積約為 144m<sup>2</sup> (圖 3.3.3)。
- 用過燃料池之初始水位為 13.77 公尺(圖 3.3.4)。

- 用過燃料池之初始水溫為 311K。
- 壓力設定為一大氣壓 1.013e5 Pa。

圖 3.3.5 為 TRACE 燃料模式圖，由 VESSEL 組件模擬尺寸 16.56 公尺\*8.73 公尺之水池，並分別由兩組 CHANNEL 組件模擬第一區及第二區的燃料，功率分別為 8.5356MWt 及 2.0055MWt，連接至 BREAK 組件控制邊界條件(壓力)為一大氣壓。下方的 FILL 組件則是進行噴灑補救措施的模擬時用的組件。衰變熱、功率分布、軸向功率則由 POWER 組件設定。

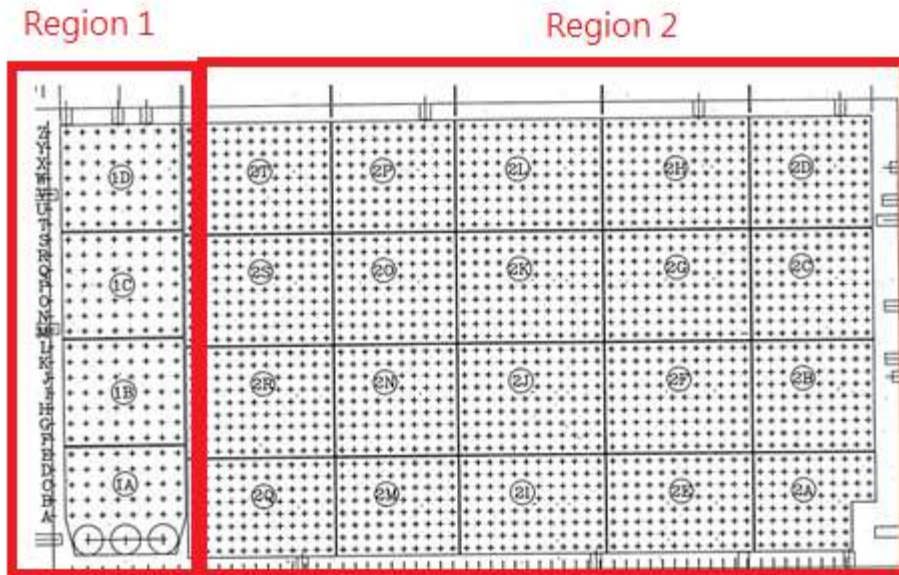
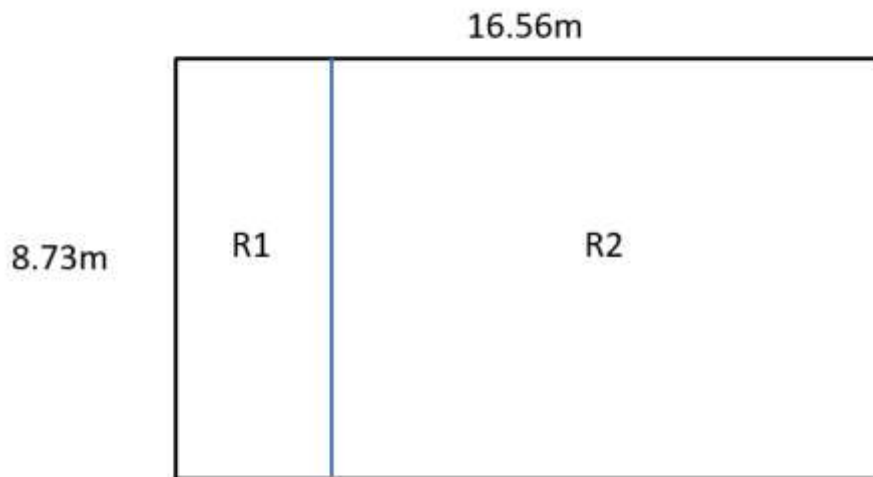


圖 3.3.2 核三用過燃料池幾何及分區



$$\text{水池面積} = 16.56 * 8.73 = 144.56 \text{m}^2$$

圖 3.3.3 核三用過燃料池尺寸(A)

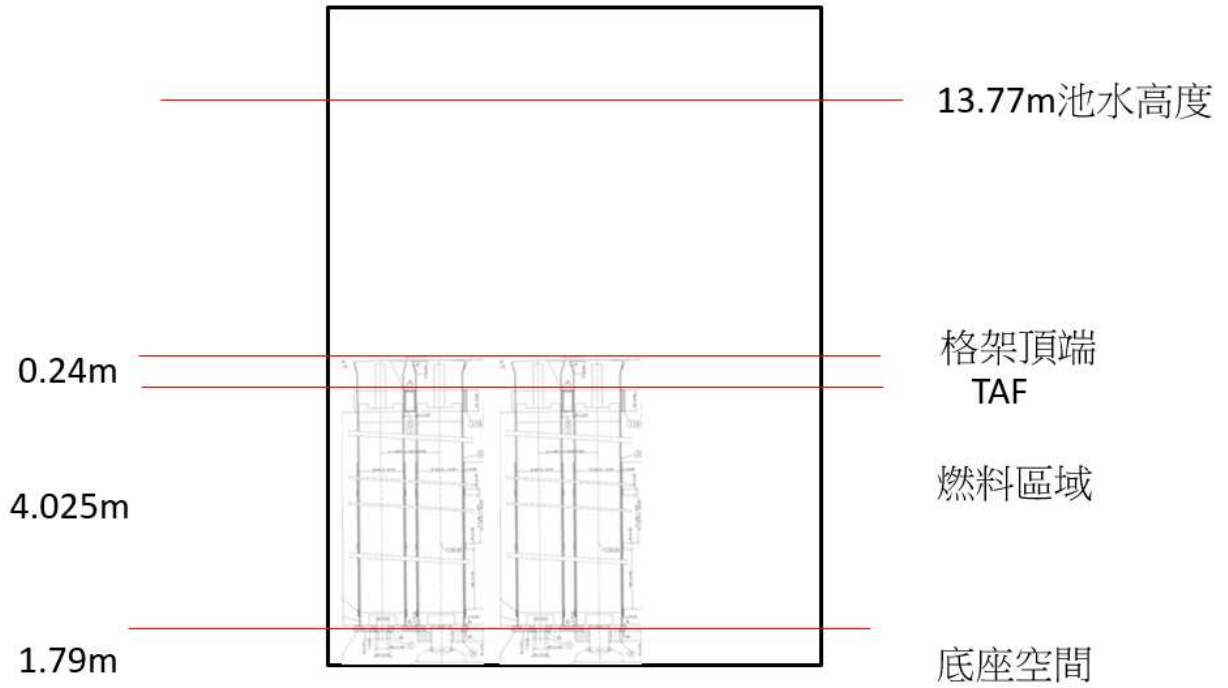


圖 3.3.4 核三用過燃料池尺寸(B)

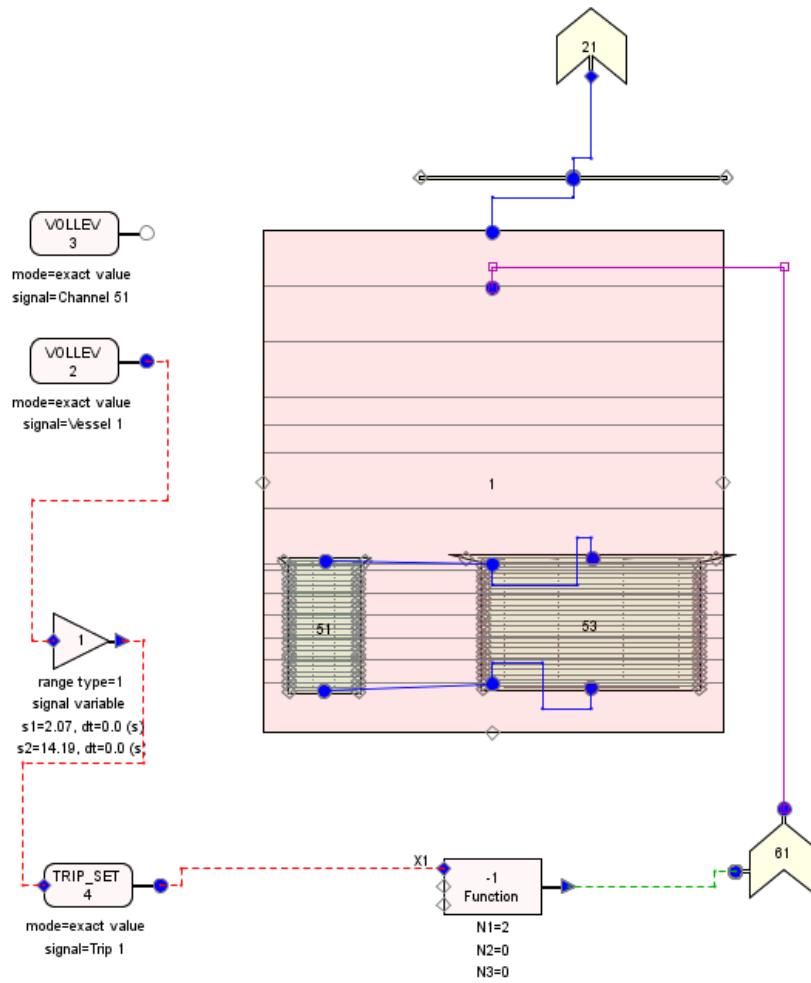


圖 3.3.5 TRACE 核三用過燃料池模式

## VESSEL 組件

VESSEL 組件為 TRACE 程式中一特殊之組件，其可模擬 3D 之熱水流分布，以往在進行爐心事故模擬時，VESSEL 組件為圓柱形，在燃料池模式中則改為長方體，然而燃料池儲存燃料之空間存在格架，故必須經由計算將格架體積扣除，在設定入 VESSEL 組件，圖 3.3.6 為 TRACE 核三燃料池之 VESSEL 組件設定(部分)。公式 3.3.1 為固體體積之計算，固體體積包含燃料體積以及第一區及第二區之燃料池格架，在加入格架體積後算出固體總體積為  $204.02\text{m}^3$ ，代表此體積需在 VESSEL 組件下方燃料區域做出扣除，才能模擬固體排開流體之情形。

$$(\text{燃料之固體體積} + \text{第一區格架體積} + \text{第二區格架體積}) = 171.84 + 4.72 + 27.46 = 204.02\text{m}^3 \quad (3.3.1)$$

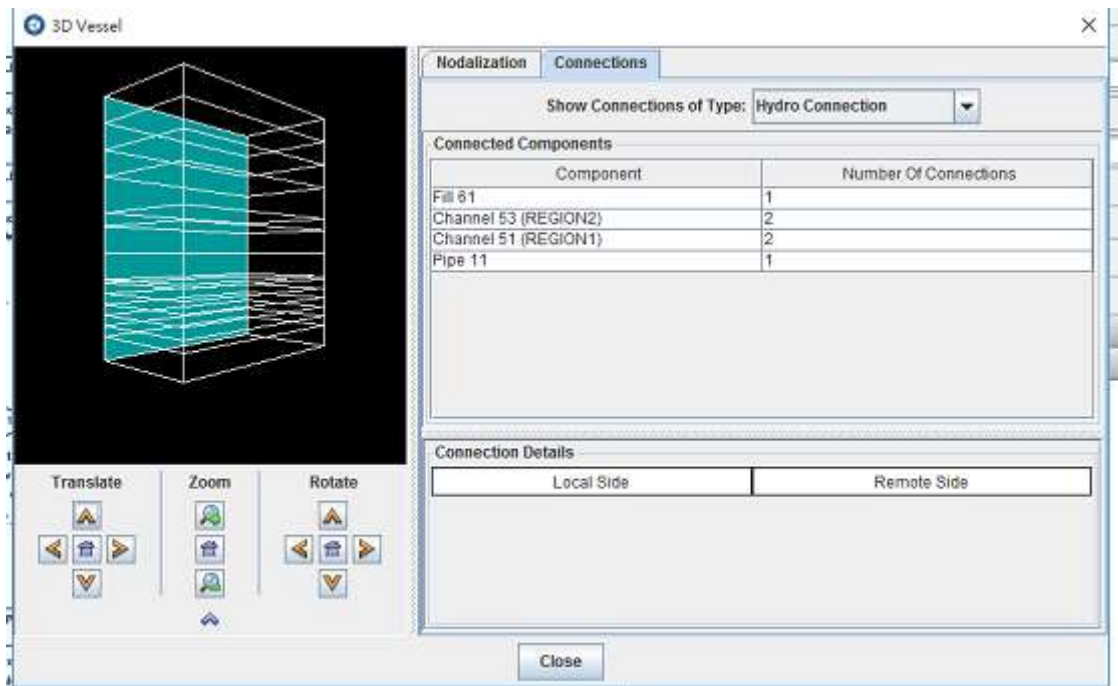


圖 3.3.6 VESSEL 組件

## CHANNEL 組件

CHANNEL 組件用來模擬燃料及格架內流道之幾何及熱水流條件，如圖 3.3.7，在 TRACE 核三燃料池中，燃料組件被區分為 25 個節點，其中 24 個包含燃料棒，剩下一個則為上方格架，如圖 3.3.8。與 VESSEL 組件一樣，必須計算流道截面積，此時必須由燃料棒體積加上格架及燃料外框架相加，本研究假設所有區塊之固體體積皆相同，採用此保守設定下，第一區之燃料格架有 208 組，第二區則為 1952 組，燃料與外框架相加後乘以格架總數得出燃料區域體積共為  $21.267\text{m}^3$ ，將  $21.267$  除以燃料總長 4.025 公尺，可以得出單位長度之燃料組件之固體積為  $5.283\text{m}^3$ ，用以輸入於 CHANNEL 組件。

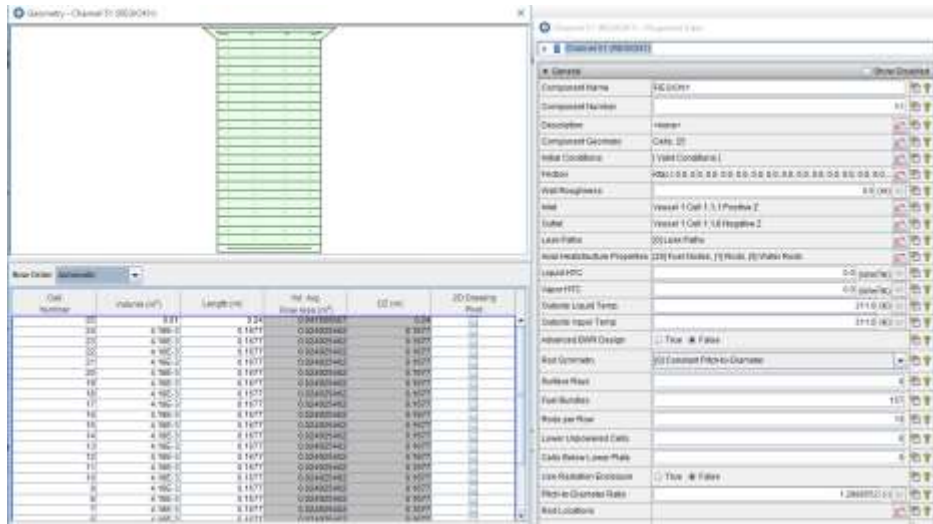


圖 3.3.7 CHANNEL 組件設定

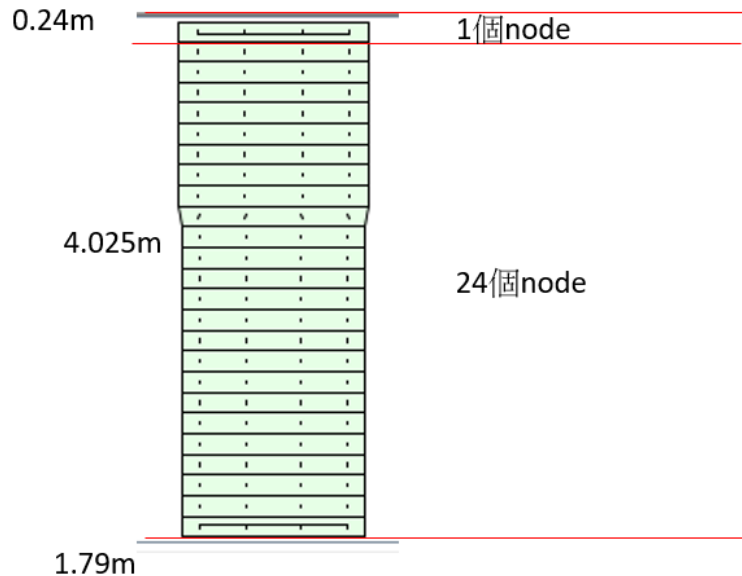


圖 3.3.8 CHANNEL 組件設定(節點)

### POWER 組件

POWER 組件用來模擬燃料衰變熱及功率分布，圖 3.3.9 為 POWER 組件主畫面，可看出將初始總功率依照百分比分配給第一區及第二區。圖 3.3.10 及 3.3.11 為軸向功率分布及設定，其中 3.3.10 為燃料棒功率分布，橫軸為燃料棒從底部向上之長度位置(無因次化，0 為底部，1 為頂端)，縱軸為功率倍率，如：1 為平均值，1.4 則代表為平均功率之 1.4 倍；而燃料放出之熱量隨時間變化之衰變熱則如圖 3.3.12，其計算及功率分布來源為 Westinghouse 公司的報告：“Thermal-Hydraulic Design Procedure Manual” (2009).及 NRC 之報告：“Residual Decay Energy for Light-Water Reactors for Long-Term Cooling,” (NUREG-0800), Rev.2, Section 9.2.5, Branch Technical Position ASB 9-2, July 1981。



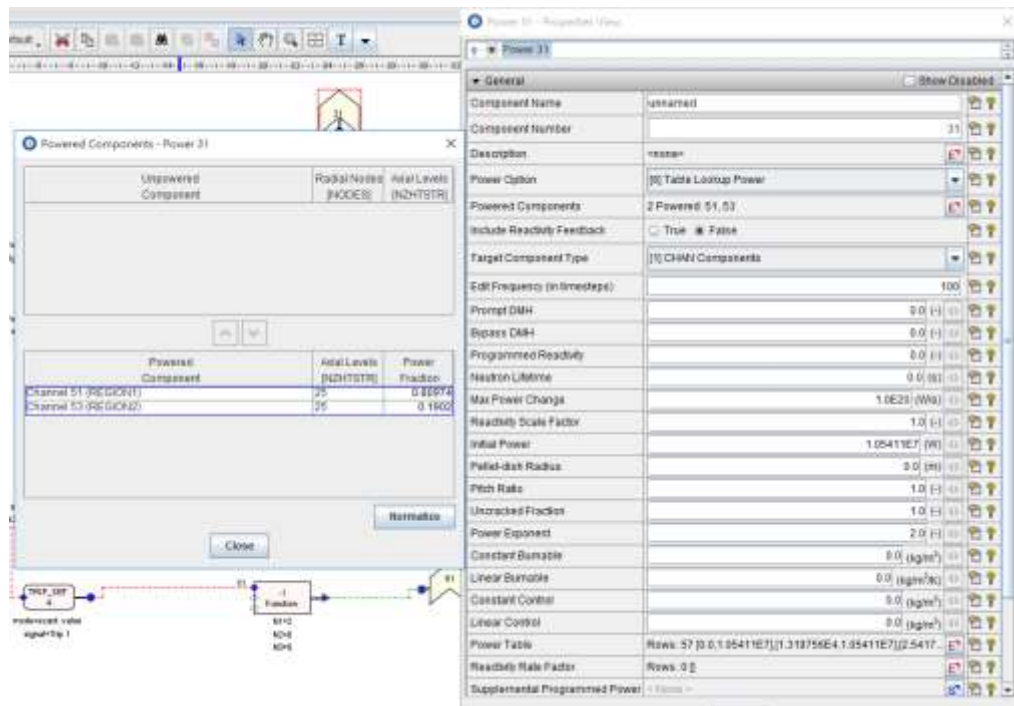


圖 3.3.9 POWER 組件設定

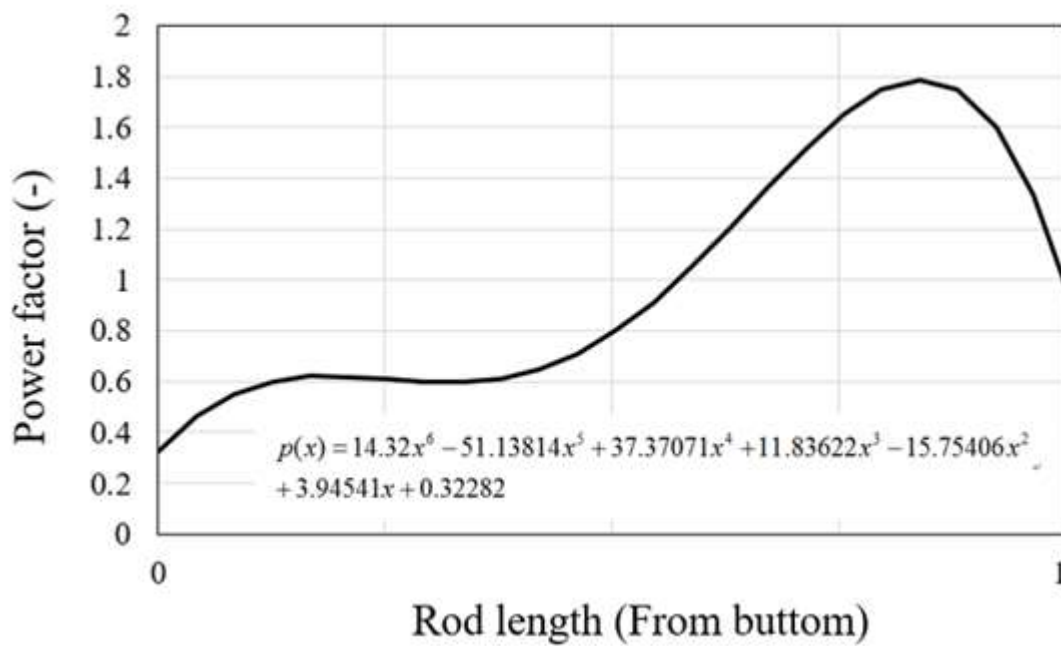


圖 3.3.10 核三廠燃料棒功率分布



Abscissa-Coordinate Value

Axial	Location (m)	1
1	0.0	0.32282
2	0.1677	0.46082378
3	0.3354	0.55065213
4	0.5031	0.6005744
5	0.6708	0.62013882
6	0.8385	0.61953668
7	1.0062	0.60902053
8	1.1739	0.59837626
9	1.3416	0.59644919
10	1.5093	0.61072405
11	1.677	0.64695897
12	1.8447	0.7088734
13	2.0124	0.79789
14	2.1801	0.91293041
15	2.3478	1.0502651
16	2.5155	1.203417
17	2.6832	1.3631192
18	2.8509	1.5173269
19	3.0186	1.6512823
20	3.1863	1.7476348
21	3.354	1.7866143
22	3.5217	1.7462584
23	3.6894	1.602694
24	3.8571	1.3304727
25	4.0248	0.90296

OK Cancel

圖 3.3.11 TRACE 軸向功率輸入表格

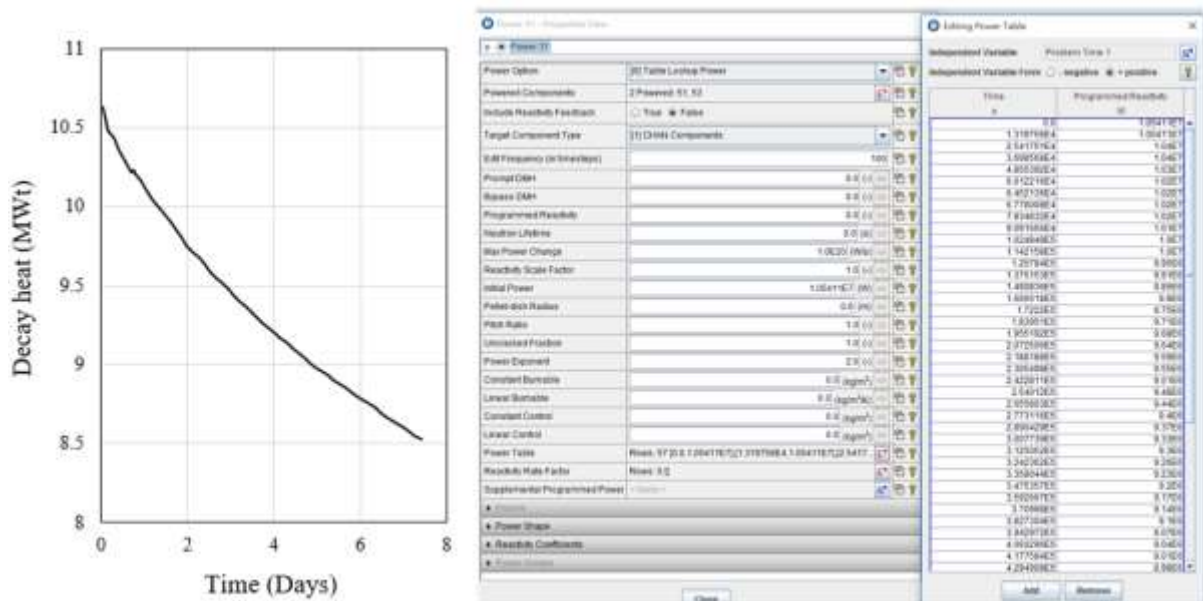


圖 3.3.12 TRACE 衰變熱輸入值

**(2) FRAPTRAN 核三用過燃料池單燃料棒模式(護套完整性相關分析)**

表 3.3.1 為核三廠燃料幾何資料，圖 3.3.13 為 FRAPTRAN 燃料模型(示意圖)。雖示意圖與前年度相似，但幾何已從核一二的燃料棒改為核三廠 17X17 燃料棒之尺寸，可參考表 3.3.1。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。故本研究結合 TRACE 程式計算之結果，將分析之熱交換條件等資料輸入進 FRAPTRAN 燃料棒模式，FRAPTRAN 即可進行事故下之護套完整性分析，在全黑事故(SBO)可以分析護套失效之時間點，在事故補救措施分析中可以分析護套在特定注水模式下是否有超出法規安全限值。圖 3.3.14 為核三 FRAPTRAN 模式之輸入介面圖。

FRAPTRAN 之分析方法與模式建立如圖 3.3.15 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。

表 3.3.1 核三燃料棒資料

Number of Instrumentation	Fuel Tube Material	Zircaloy-4
	Fuel Rod Clad OD	0.36 in
	Fuel Rod Clad Thickness	0.0225 in
	Pellet/Clad Gap	0.0062 in
	Fuel Pellet Diameter	0.3088 in
Assembly and Rod Parameters	Fuel Assembly Length	160.1 in
	Fuel Rod Length	152.25 in
	Assembly Envelop	8.426 in

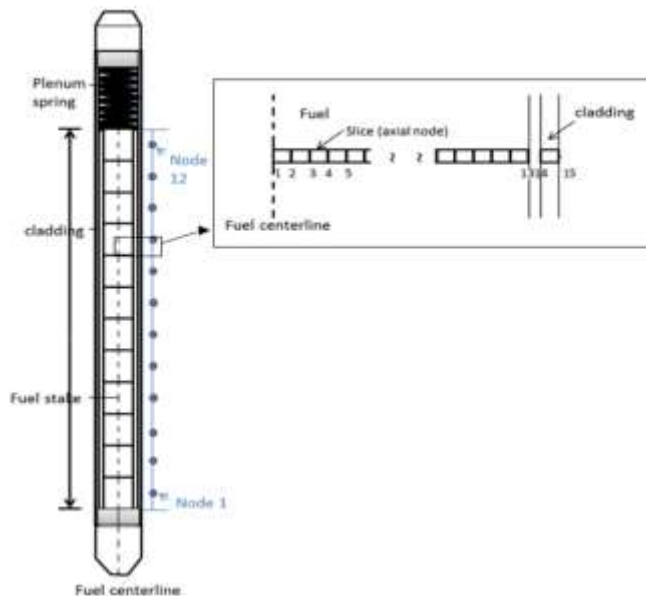


圖 3.3.13 FRAPTRAN 模式圖

```

*****
* FrapTran, transient fuel rod analysis code
*-----
* Input generated by SNAP (Symbolic Nuclear Analysis Package)
*
* UNIT      FILE DESCRIPTION
*-----
* 5         scratch input file from ECHO1
* --      Output :
* 6         staandard printer output
* 66        ASCII plot file
*
* Input:   FrapTran INPUT FILE
*-----
* GOESINS:
FILE05='nullfile', STATUS='scratch', FORM='FORMATTED',
        CARRIAGE CONTROL='LIST'
FILE15='sth2xt', STATUS='old', FORM='UNFORMATTED'
*
* GOESOUTS:
FILE06='fraptran.out', STATUS='UNKNOWN', CARRIAGE CONTROL='LIST'
FILE66='fraptran1107.plt', STATUS='UNKNOWN', FORM='FORMATTED'
*/
*****
LOCA rod MT1 British Units Input and SI Units Output
$begin
  ProblemStartTime=0.0,
  ProblemEndTime=22544.41
$end
$iodata
  unitin=0, unitout=1, dtpos=10.0, dtplta=1.0
$end
$solution
  dtmaxa(1)= 10, 0, 10, 14000, 1, 17000, 1, 17300, 1, 17800, 1, 18000, 1, 22544.41,
  dtss=1.0E5, prsacc=0.001, tpacl=1.0E-3,
  maxit=100, nolter=100, epshtl=2.5,
  naxa=12, nfmesh=15, ncmesh=2
$end
$designa
  RodLength=12.008, RodDiameter=0.03, gapthk=2.46E-4, vplen=4.81E-4,
  ncs=59, spl=0.7513, scd=0.02583, swd=4.2494E-3,
  CladType=4, coldw=0.5, roughc=1.0, cfluxa=1.6e14, tflux=200.0,
  cidwdc=0.04, gfrac(1)=1.0, gapr0=225.0,
  rgas0=80.33, FfuelPelDiam=0.025733,
  pelh=0.04225, rshd=0.01125, dishd=1.1E-3,
  dishv0=4.3868E-7, fotmtl=2.0, gadola=0.0,
  roughf=2.0, frden=0.95, bup=0.0,
  tsatrk=1773.0, fgasa=10.0, pitch=0.041339

```

圖 3.3.14 FRAPTRAN 模式圖

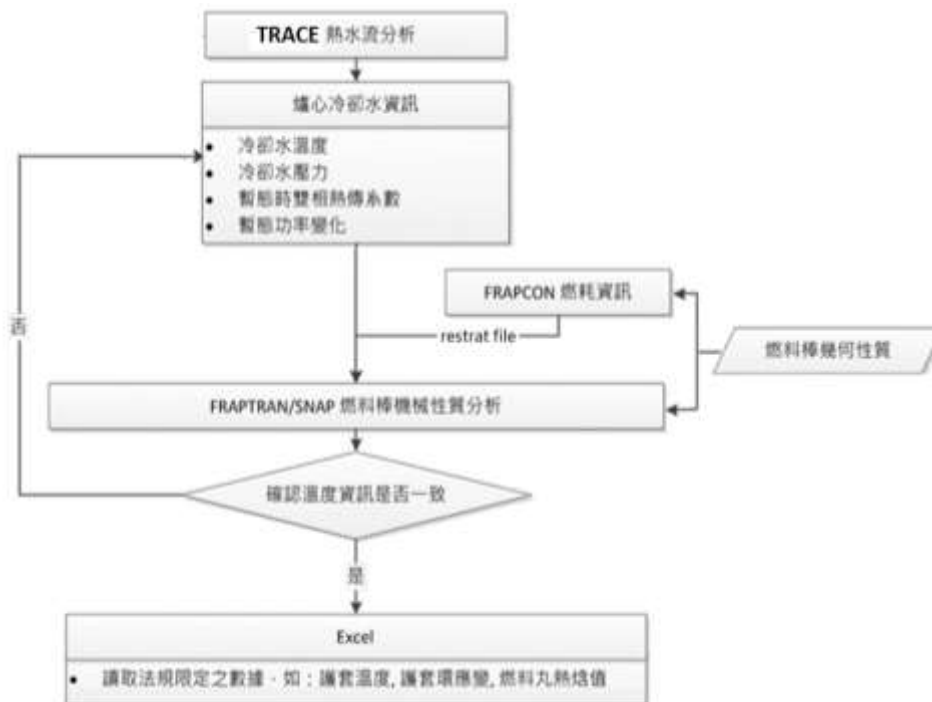


圖 3.3.15 FRAPTRAN 分析流程(可參照四年期計畫之背景描述)

### (3) CFD 核三用過燃料池單燃料束模式(單燃料束熱水流相關分析)

#### PWR 燃料束

核三廠燃料池中目前共存有兩種燃料束，核三廠自 2 號機週期 13 與 1 號機週期 14 由原先使用之 OFA 燃料改為 Vantage+燃料，本研究則採用 Vantage+做為分析對象，其燃料束本身包含  $17 \times 17$  之規格，共有 264 支燃料棒，另外的 25 格位置分別為 24 支控制棒導管以及 1 支中心的儀器導管，由於 Vantage+燃料束所含燃料棒較 ATRIUM-10 多，所以在核三廠燃料束建立時採用 1/4 模型(如圖 3.3.16)，並且將儀器與控制棒套管位置一併考量進去，建立方式是根據套管尺寸建立一壁面，內部則為純流體空間，網格部份由於燃料棒為圓柱形，所以在流體空間部份需在建立網格時使用三角形網格，並在燃料週圍加密網格，燃料本身則使用 pave 六面體網格生成，相關模型如圖 3.3.17 所示。

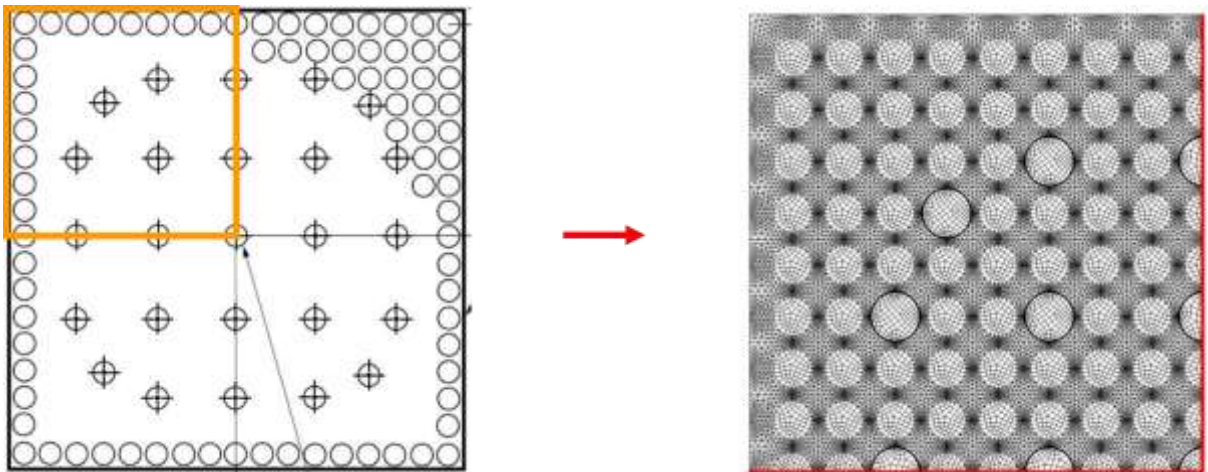


圖 3.3.16 Vantage Plus 燃料截面與簡化後示意圖

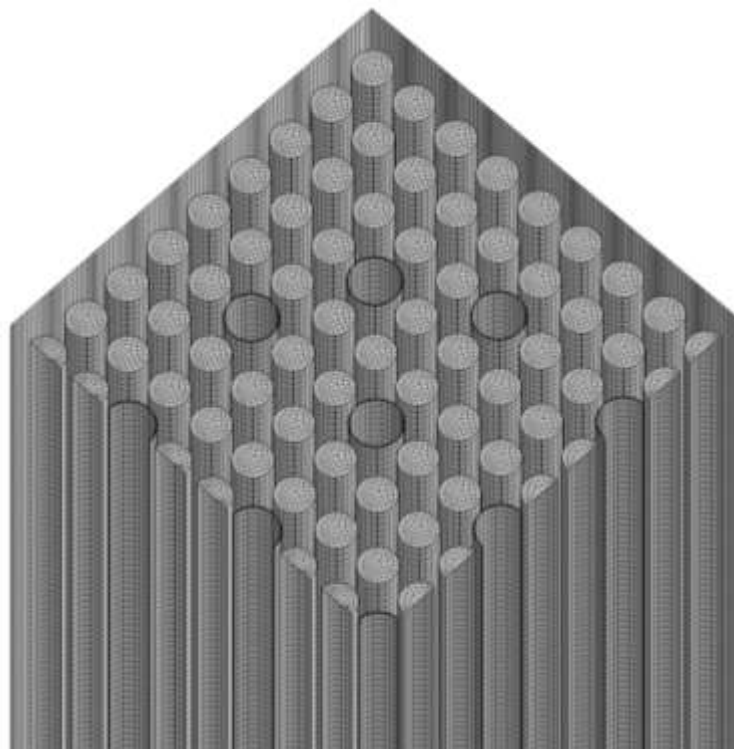


圖 3.3.17 Vantage Plus 燃料網格模型

### 燃料軸向分布

在本研究中核三廠皆有根據運轉週期進行功率假設，共同的假設為最新一週期皆為全爐退出 7 天後之燃料，而在後續章節單束燃料模式中，燃料之軸向分佈也將對燃料熱流行為以及升溫時間有所影響，在保守設定的前提之下，將以擁有最高衰變熱之燃料最為分析之假設，而相關模式中需要利用軸向分佈來計算蒸氣流量，燃料棒軸向功率並非均勻分布，核三廠用過燃料 Vantage + 為依照設計基準功率分布中，取功率在燃料頂部較高之一組數據做為設計，利用最小平方法做曲線近似如下所示：

$$p(x) = 14.32 x^6 - 51.13814 x^5 + 37.37071 x^4 + 11.83622 x^3 - 15.75406 x^2 + 3.94541 x + 0.32282 \quad (3.3.2)$$

以上軸向功率為無因次化之結果，且在橫 x 座標軸中 1 為燃料頂端 0 為燃料底端，但是本研究後續模式中將計算燃料功率因子做為計算之用，因此再將此軸向功率曲線做修正，將其行式變更成 0 為燃料頂端、1 為燃料底端，並由 Powershape 修正為累積之 Power factor，修正後之功率曲線 Vantage Plus 表示為：

$$p(x) = 1.395 x^6 + 10.664 x^5 + 22.701 x^4 - 19.799 x^3 + 6.463 x^2 + 0.899 x + 0.005 \quad (3.3.3)$$

相關軸向功率圖示核二廠如圖 3.3.18(功率分布(Power shape)示意圖，非 3.3.2 式，3.3.3 式後續於圖 3.3.19 會提及(Power factor)。

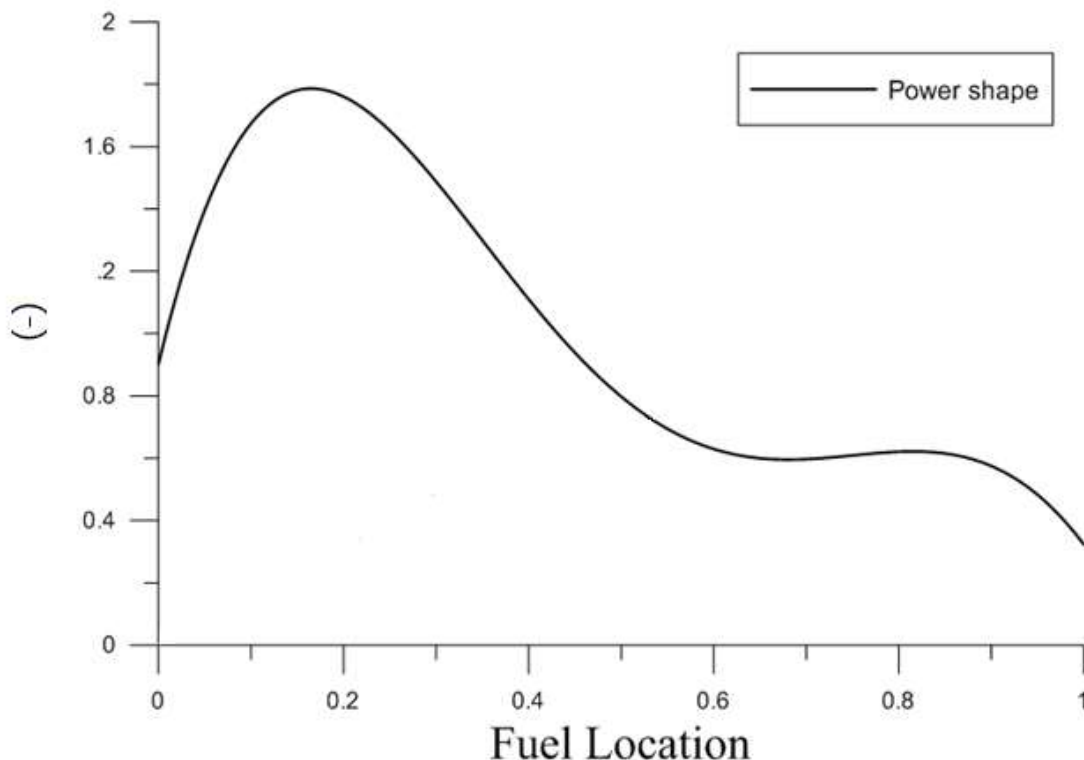


圖 3.3.18 核三廠燃料功率分佈(Power shape) (0 為頂端)



## PWR 單束燃料模式

不同於析全池升溫之沸騰現象，本研究單燃料束模式將假設因為沸騰蒸發，導致水位下降至燃料頂端，燃料開始裸露後的升溫狀況，由於池水已經為雙相沸騰狀態，如直接求解將耗費大量計算資源，分析其熱傳機制主要為裸露段藉由蒸氣熱對流加上熱輻射移除衰變熱，另外裸露段將因為蒸氣移熱能力較水差，所以溫度比起水中燃料段將會大幅升高，而藉由此溫差將導致少部分的熱藉由傳導到水中的燃料段，傳導到水中的熱將和衰變熱一起提供水的蒸發熱，於是可以透過能量守恆，將水面下的總熱量換算出蒸氣流量，並取得燃料裸露段底部的蒸氣入口速度，如此一來，將可把原本的雙相問題化簡為單相問題。

## 固體邊界條件

### A. 絕熱壁面

$$\frac{\partial T}{\partial N} = 0 \quad (3.3.4)$$

其中， $T$  為溫度， $N$  指的是此邊界之垂直方向；此模式當中將壁面設為絕熱為一保守假設，因為在真實事故中熱可藉由輻射傳到附近燃料束，升溫將不會有本模式中來的高，但做為事故分析此模式之結果可涵蓋所有狀況。

### B. 定溫邊界

考量裸露後之燃料，池水仍在沸騰蒸發階段，固可視為液面處於飽和溫度狀態，假設其為一定溫邊界，其式可表示為：

$$T_{\text{wall}} = 373.15 \text{ (K)} ; \quad (3.3.5)$$

經評估後發現，此一假設將使向下熱傳之能力略為增加，故有必要利用解析解先行針對此問題進行評估：

$$T_c - T = \left( \frac{q''' r}{4k} \right) \quad (3.3.6)$$

其中， $T_c$  為燃料丸中心溫度； $T$  為燃料丸於不同半徑位置  $r$  之溫度； $k$  為燃料丸之熱傳導率；而  $q'''$  則為燃料丸之體積熱產生率 ( $\text{W}/\text{m}^3$ )。

經計算後，在爐心時燃料丸表面與中心的溫度差約為  $500^\circ\text{C}$  故若在高熱衰變熱之條件下此假設的確會造成誤差，但若在停爐後，此一差異值將因為衰變熱的大幅下降而減低至 2 若在左右，且由於燃料最高溫將出現在遠離自由液面最遠之處，故此假設仍將可符合分析之所需，故亦無需進行修訂。

## 流體邊界條件

### A. 壓力出口

此類型邊界主要用於燃料束出口邊界條件設定，其式可寫為：

$$P_{\text{out}} = P_{\text{atm}} \quad (3.3.7)$$

$$T_{out} = T_{atm} \quad (3.3.8)$$

### B. 質量進口

此一邊界條件主要用於計算部分裸露後之燃料束因受未裸露之燃料持續汽化池水而提供的蒸汽流量影響，而此邊界將利用一開始假設之燃料功率分佈，將功率分佈做積分平均化，並且將其無因次化，於是可得圖 3.3.19 中橘線部分稱之為功率係數(power factor)，並透過曲線近似為：

$$p(x) = 1.39451 x^6 - 10.66368 x^5 + 22.70092 x^4 - 19.79922 x^3 + 6.46325 x^2 + 0.89865 x + 0.00504$$

其中， $x$  為裸露燃料長度與燃料全長之比值； $p(x)$  為燃料功率係數；

而求出之功率係數值代表裸露段燃料的功率佔比，可得到水中燃料段的總功率，並換算成蒸汽流量，表示為：

$$\dot{m} = \frac{p(1-f)V_f}{h_{fg}} \quad (3.3.9)$$

其中  $P$  為功率密度； $f$  為功率係數； $V_f$  為燃料體積； $h_{fg}$  為水的汽化熱； $\dot{m}$  為蒸汽流量，最後再利用蒸汽流量求出底部入口速度，換算式為：

$$v = \frac{\dot{m}}{\rho A} \quad (3.3.10)$$

其中  $v$  為蒸汽入口速度； $\rho$  為蒸汽之密度； $A$  為蒸汽入口面積

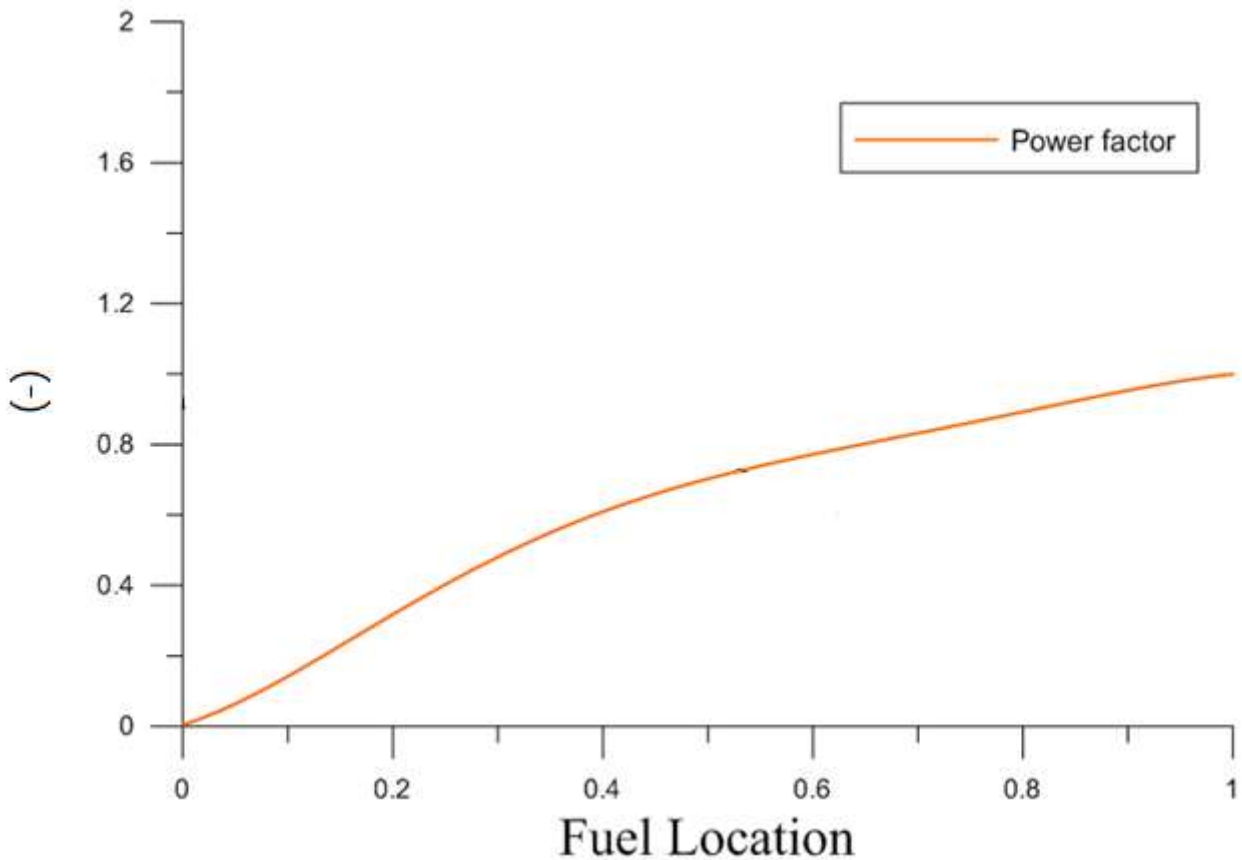


圖 3.3.19 燃料功率係數(Power factor)



#### (4) MELCOR 燃料池模式(嚴重事故全池分析相關)

本研究之主旨為全方位提升用過燃料池之安全性，故在 TRACE 熱水流分析、FRAPTRAN 護套完整性分析後，建立了核三廠燃料池之 MELCOR 模式，相對於 TRACE，MELCOR 可以得出更多燃料事故下的現象，如氫氣產生、鋁合金火災現象、護套破損位移，並藉由輸入與 TRACE 相同的邊界條件，進程式平行驗證，並將 MELCOR 方面的資料與 TRACE 結果整合，使燃料池安全分析的面相更加廣闊。圖 3.3.20 為 MELCOR 核三廠燃料池模式，燃料功率及壓力水溫等等初始條件與 TRACE 也利用相同設定：

此模式假設目前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 157 束)。

- 全燃料池總初始功率為 10.5411MWt (如前段所述，第一區(Region 1)為 8.5356MWt；第二區(Region 2)則為 2.0055MWt)。
- 燃料池尺寸為 16.56 公尺\*8.73 公尺，水池面積約為 144m<sup>2</sup>。
- 用過燃料池之初始水位為 13.77 公尺。
- 用過燃料池之初始水溫為 311K。
- 壓力設定為一大氣壓 1.013e5 Pa。

在 MELCOR 模式中，將燃料池分成 ABC 三塊，依照燃料池功率分布設定其於內容，如圖 3.3.21，至於固體體積、流道截面積、功率分布、衰變熱等皆與 TRACE 採用相同設定，故不額外描述。

然而本計畫主旨為多面向的強化用過燃料池事故下應對措施之安全分析，MELCOR 相比於 TRACE，其主要能力為嚴重事故之計算，故本研究除了以單純的全黑事故來對比 TRACE 的熱水流分析，更將集中探討在事故補水措施下，對於鋁合金高溫氧化效應產生的影響。

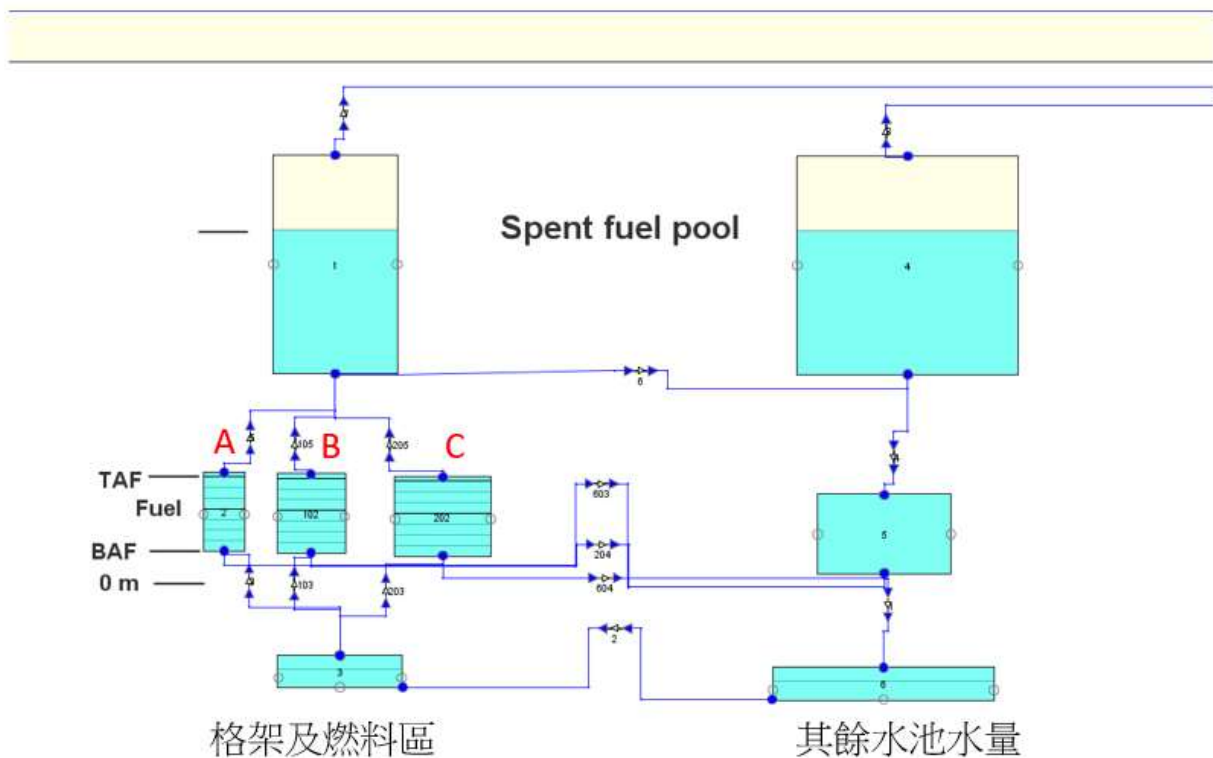
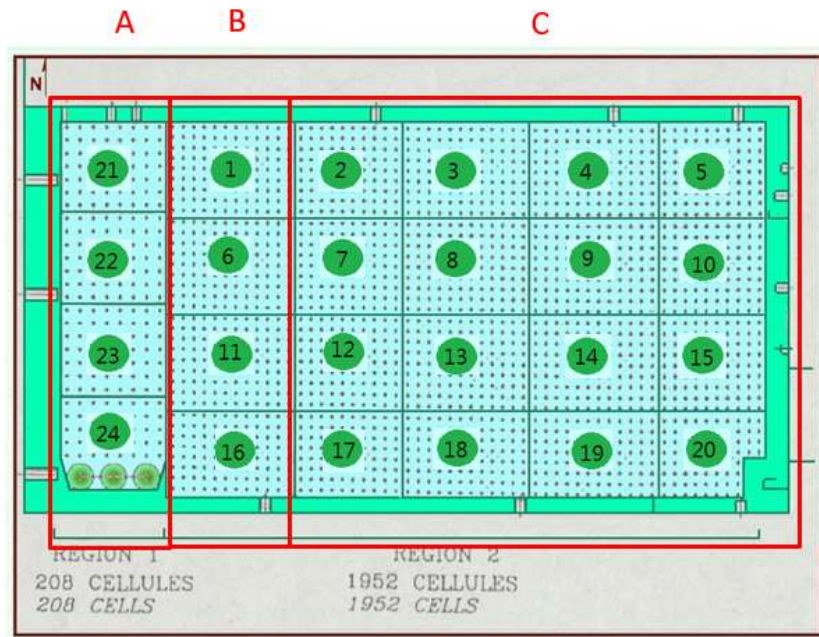


圖 3.3.20 MELCOR2.1 核三廠燃料池模式



中間用HS連接

圖 3.3.21 MELCOR2.1 核三廠燃料池分區設定

### MELCOR 鋁合金氧化速率公式

在燃料池事故的後期，因燃料護套溫度上升，造成鋁合金與水蒸氣或氧氣產生氧化放熱反應，此時產生的氧化熱甚至高於衰變熱，故一直以來都是國外非常熱門的議題，本研究透過注水補救措施的靈敏度分析來探討補水時間點鹽池造成之氧化速率變化，可以分析得出出注水時間提早之重要性。而以下是在進行本研究分析前，說明 MELCOR 對於護套氧化的相關設定：

(3.3.11)式為 MELCOR 計算鋁合金氧化速率之公式(水蒸氣)[24]，而氧化速率與氧化熱成正比關係，護套氧化速率越高，會放出大量的熱，使情況更加危急。而由(3.3.11)式可以看出，在 MELCOR 程式中，當燃料溫度越高，氧化速率越快，而在 1853K 有一個氧化速率的改變，通常稱此為”Break-away”溫度，當護套溫度上升至此，氧化速率的斜率會突然驟升，使鋁合金高速氧化產生火焰，也是鋁合金燃燒。故本研究將模擬在不同護套溫度下進行注水，因注水帶來的水蒸氣將與護套反應產生額外的氧化熱，使護套溫度上升，由此分析 MELCOR 可以透過數次靈敏度計算，給出安全的注水溫度，使燃料回歸於安全的狀態，不至於產生鋁合金火災。

$$\frac{d(W^2)}{dt} = K(T) \quad (3.3.11)$$

其中 W 代表單位表面積下的氧化金屬；

$$K(T) = 29.6 \exp\left(\frac{-16820.0}{T}\right) \text{ for } T < 1853.0 \text{ K}$$

$$K(T) = 87.9 \exp\left(\frac{-16610.0}{T}\right) \text{ for } T \geq 1873.0 \text{ K}$$

## 分析結果

### (1) TRACE/FRAPTRAN 全黑事故模擬

本研究首先以 TRACE 程式模擬喪失補水之全黑事故，燃料池水位會因為衰變熱持續下降，直至護套失效，然而全黑事故之分析可以提供護套失效之參考時間點，提供電廠安全單位之燃料池安全餘裕參考，進而進行替代注水之安排。燃料池之初始條件如上所述，並假設 0 秒即開始全黑事故，燃料池喪失基本冷卻循環，且假設並無其於安全注水，圖 3.3.22 及 3.3.23 為 TRACE 於全黑事故之分析結果，並由衰變熱及蒸發量之估算用來確認 TRACE 模式之可用性(Simple calculation：單純之蒸發水量及衰變熱之熱平衡，因未考量熱膨脹，故數值稍低於 TRACE 計算之結果)。圖 3.3.22 為水位分析結果並顯示若無任何注水，核三燃料池水位會在全黑事故發生後 3.5 天下降至燃料頂端(TAF)；圖 3.3.23 為護套溫度，護套溫度在水位下降至 TAF 後開始上升，並在 4.3 天超過鋁水反應之溫度限制 1088.7K，故 TRACE 分析顯示核三燃料池在全爐退出的極端條件下仍擁有 4.3 天的安全餘裕可以準備替代注水，阻止護套溫度超於限制。

然而，1088.7K 只是法規之限制，護套真實之安全性則須仰賴 FRAPTRAN 護套安全分析程式，圖 3.3.24 到 3.3.27 為 FRAPTRAN 與 TRACE 全黑事故分析結合後計算出之護套重要數值，圖 3.3.24 為護套還應變，可看到在 4.2 天急速上升，顯示護套於此時間點已經開始膨脹，圖 3.3.25 為護套環應力，護套還應力變為零也顯示了護套失效之時間點，圖 3.3.26 及 3.3.27 則為護套間隙及溫度，也可看出燃料在全黑事故後期發生的溫度上升及膨脹的現象。

結合 TRACE 及 FRAPTRAN 的分析結果，提供了燃料池安全餘裕之時間，並在此時間內由電廠準備相應的注水措施。

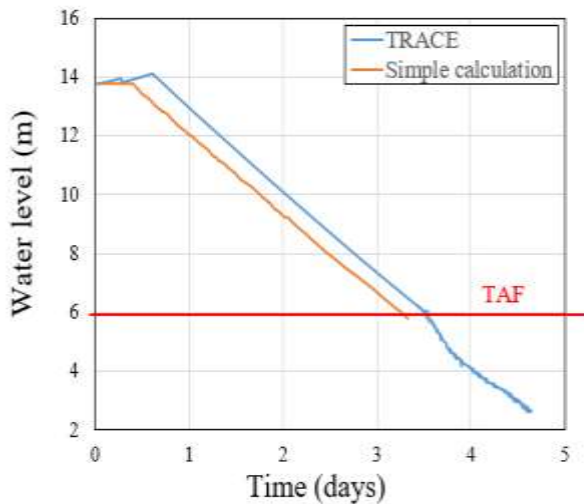


圖 3.3.22 TRACE 全黑事故水位結果

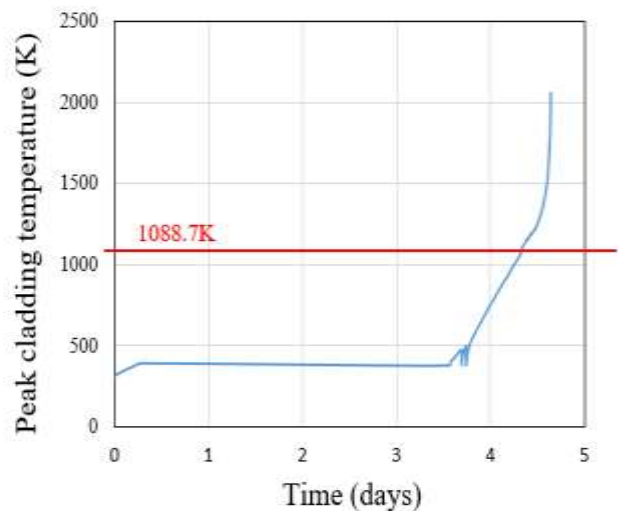


圖 3.3.23 TRACR 全黑事故護套溫度

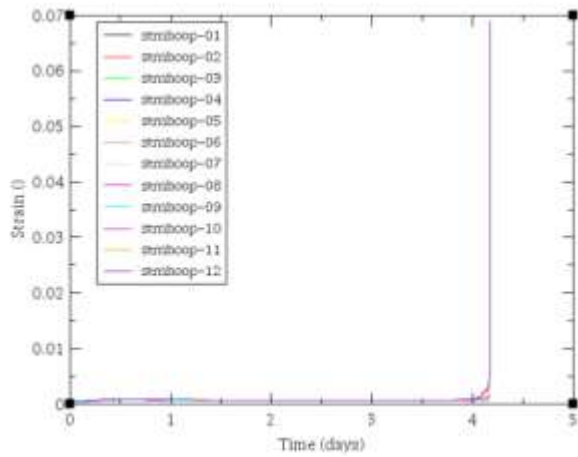


圖 3.3.24 FRAPTRAN 全黑事故環應變

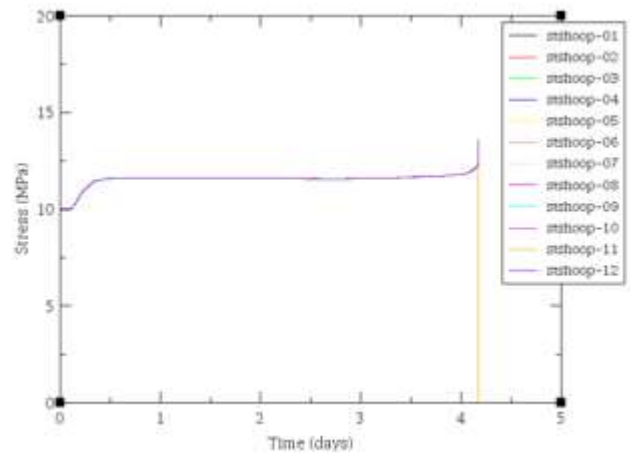


圖 3.3.25 FRAPTRAN 全黑事故環應力

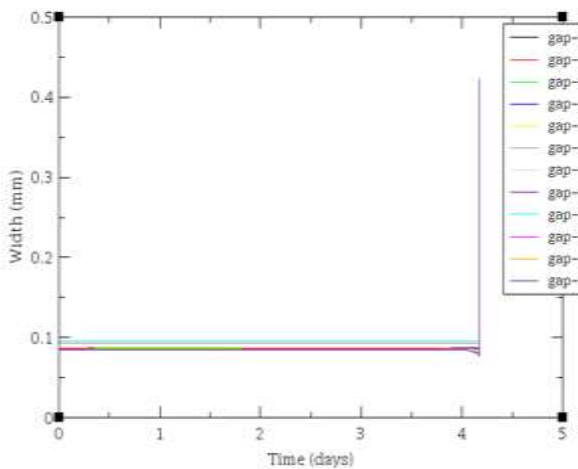


圖 3.3.26 FRAPTRAN 全黑事故護套間隙

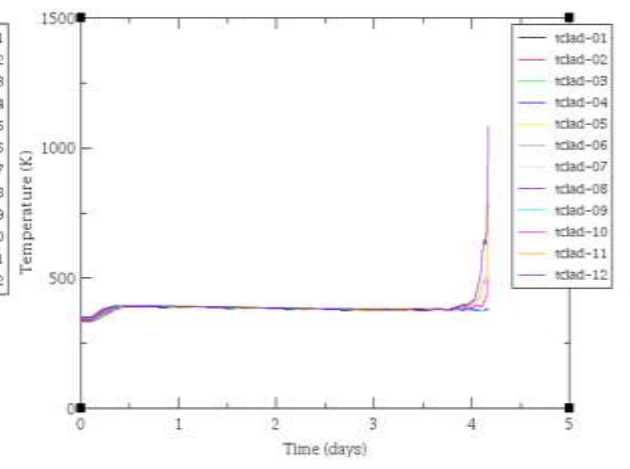


圖 3.3.27 FRAPTRAN 全黑事故護套溫度

## (2) TRACE/FRAPTRAN 噴灑補救措施模擬

在全黑事故計算完成後，用過燃料池之噴灑補救措施也非常重要，本研究以 NEI06-12 報告中提到之補救措施來探討核三廠燃料池補救措施之可行性，NEI06-12 建議電廠燃料池需擁有 200GPM 之噴灑冷卻系統，故本研究以 TRACE 核三廠燃料池模式模擬燃料池水位下降至 TAF、2/3、1/2 等三個位置進行 200GPM 的注水(本研究以均質注水取代噴灑注水，為一較保守情況)，同時在 TRACE 計算完成後輸入進 FRAPTRAN，進行細部的護套安全性分析。圖 3.3.28 及 3.3.29 為 TRACE 於噴灑補救措施模擬之計算結果，圖 3.3.28 為水位，可以看出在全黑事故下，200GPM 之注水可以有效將水位提高至 TAF 以上，圖 3.3.29 為護套溫度，在 1/2 燃料高度時進行注水，護套溫度會上升至 900K，使燃料池處於安全之狀況，並不會進入產生氫氣及護套失效的嚴重事故情形，也證明 NEI06-12 之可行性。



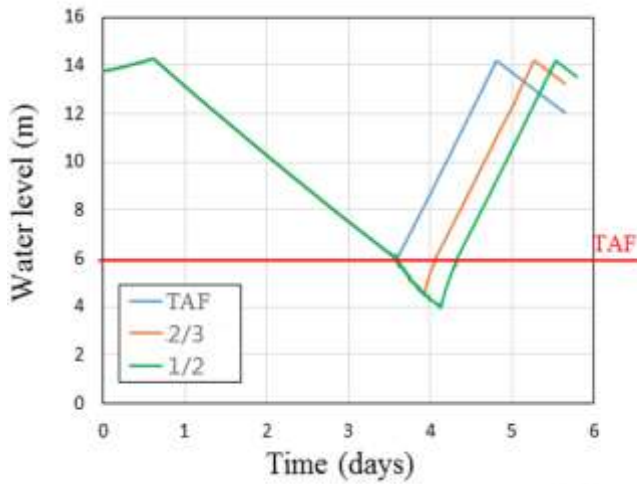


圖 3.3.28 TRACE 補救措施水位結果

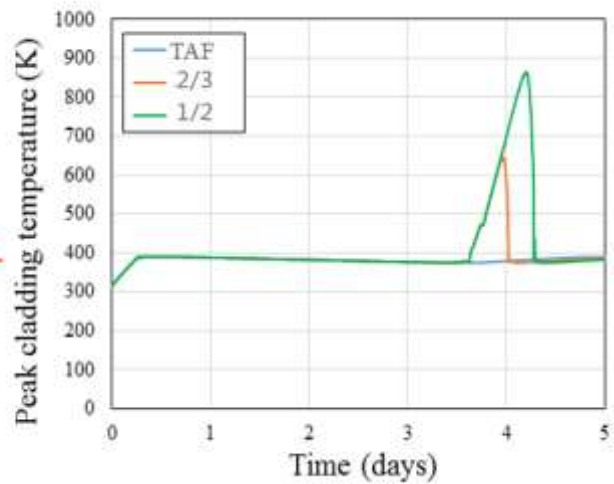


圖 3.3.29 TRACE 補救措施分析護套溫度

同上方之分析，注水補救措施之 TRACE 分析也輸入進 FRAPTRAN 模式中，圖 3.3.30 及 3.3.31 為 FRAPTRAN 在 TAF 時補水的護套還應變及應力，由於水位並無低於 TAF，所以結果也顯示護套處於正常及安全之情況。圖 3.3.32 至 3.3.33 為水位下降至 2/3 燃料後補水之 FRAPTRAN 結果，圖 3.3.34 為護套還應變，應變於此狀況下上升至 0.0028，並由於之後冷卻水進入而回復，而護套還應變也並無超過法規限制 0.01；圖 3.3.35 為護套氧化層厚度，氧化層在此案例並無變化，處於安全之狀況。圖 3.3.36 至 3.3.37 為 1/2 水位補水之結果，圖 3.3.36 及 3.3.37 為護套環應變及應力，可以看到期數值高於 2/3 補水之狀況，但仍舊低於法規限制值，圖 3.3.39 為氧化層厚度，在 1/2 水位補水的情況下，FRAPTRAN 依舊計算氧化層厚度無變化，就算護套溫度已上升至 900K，所以護套仍處於安全之情形。

透過 FRAPTRAN 及 TRACE 的分析，可由全黑事故計算出補水準備時間之限制，並由噴灑補救措施提供注水量及時間之參考，提升用過燃料池之熱水流分析，並強化事故下之燃料池安全性。

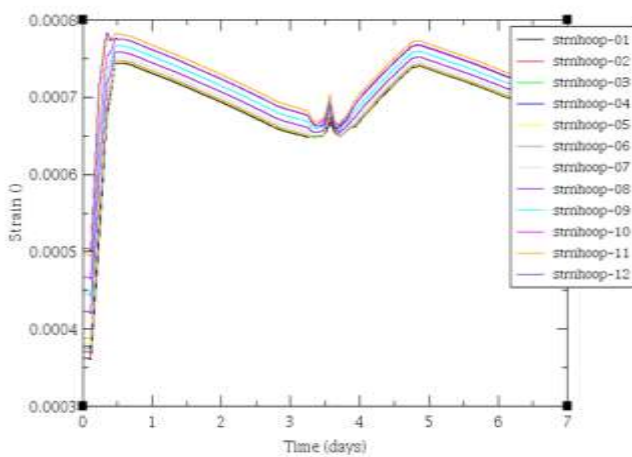


圖 3.3.30 FRAPTRAN 補救措施環應變(TAF)

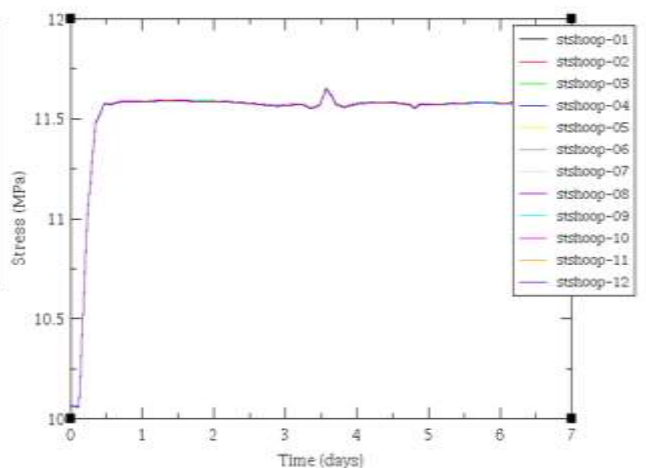


圖 3.3.31 FRAPTRAN 補救措施環應力(TAF)

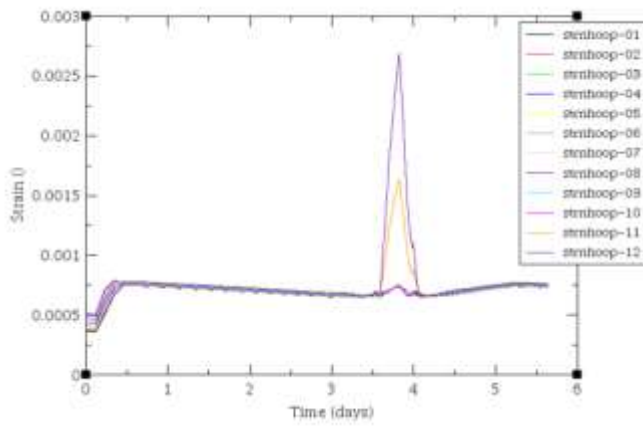


圖 3.3.32 FRAPTRAN 補救措施環應變(2/3)

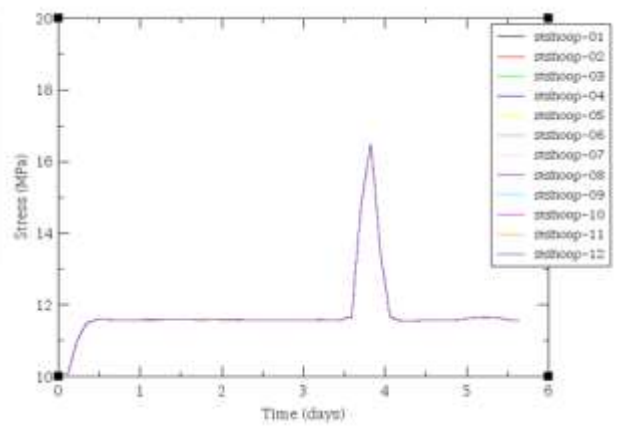


圖 3.3.33 FRAPTRAN 補救措施環應力(2/3)

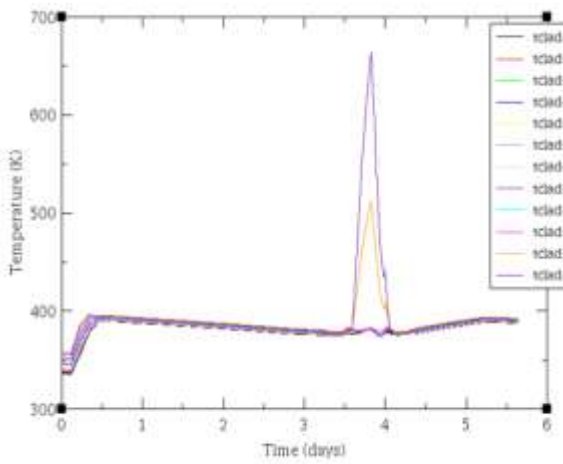


圖 3.3.34 FRAPTRAN 補救措施護套溫度(2/3)

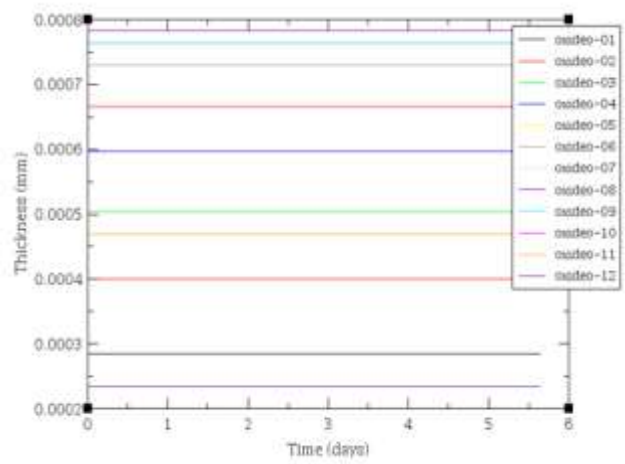


圖 3.3.35 FRAPTRAN 補救措施氧化層厚度(2/3)

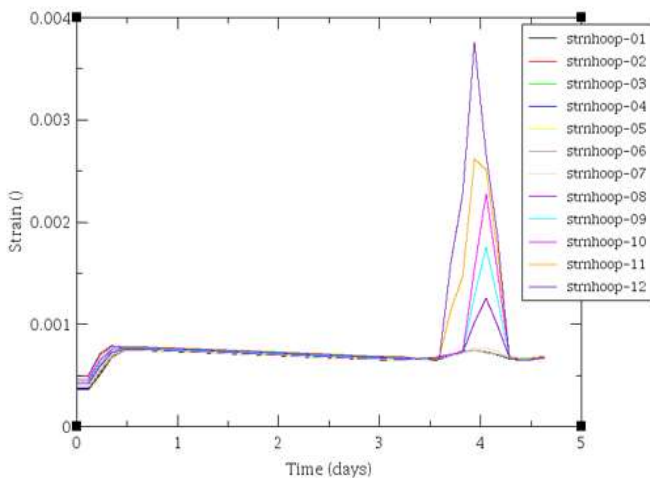


圖 3.3.36 FRAPTRAN 補救措施環應變(1/2)

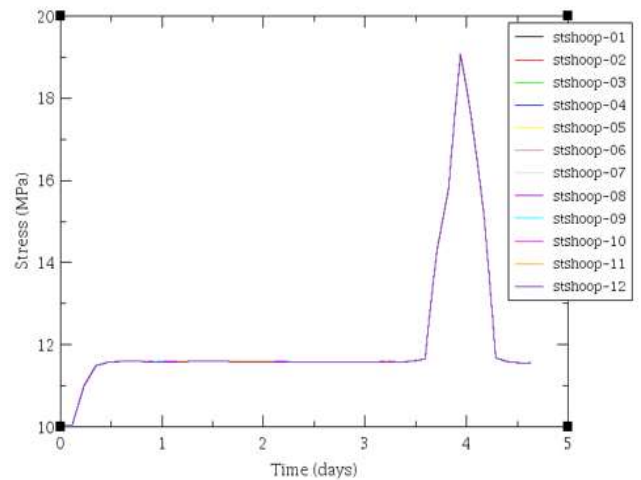


圖 3.3.37 FRAPTRAN 補救措施環應力(1/2)

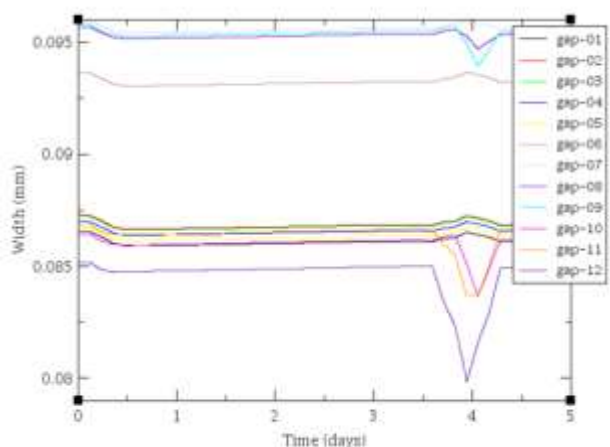


圖 3.3.38 FRAPTRAN 補救措施護套間隙(1/2)

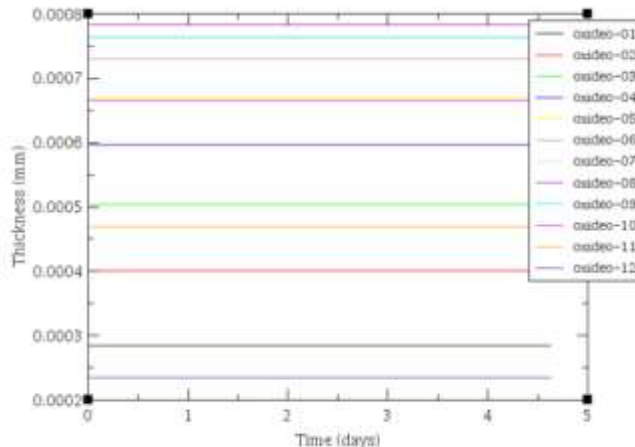


圖 3.3.39 FRAPTRAN 補救措施氧化層厚度(1/2)

### (3) CFD-FLUENT 單燃料束模擬

FLUENT 程式不同於 MELCOR 及 TRACE 等系統分析程式，CFD 程式擁有計算時間常但計算之熱水流細節豐富之特性，本研究則利用 CFD 程式建立核三廠燃料池之單燃料束安全分析，用以探討事故下燃料束的細節熱水流現象，解決 TRACE 程式節點不夠細之問題。

#### 燃料池水位下降趨勢

當水溫上升至飽和溫度之後，將會因為沸騰蒸發而使得水位下降，最終如果使燃料裸露將會造成更嚴重後果，所以水位下降預估以及燃料裸露時間將是救援程序的重要依據，在本研究中以能量守恆方式預估水位下降時間，由於此計算為長達幾天之分析，衰變熱之下降將會影響結果較明顯，其中如前述分析週期 21 占全池 8 成以上燃料衰變熱，其餘週期燃料在幾天之內之衰變熱減少量不足以造成巨大影響，因此全池衰變熱之變化量將以 21 週期燃料為主要計算對象。

計算之水位變化量如圖，在燃料池一開始之升溫過程中隨著溫度的增加水的密度也隨之減小，在質量不變的情況下體積會增加，也因此升溫到飽和溫度前水位會由 12.04 m 略為增加到 12.426 m，接下來到達飽和溫度後開始大量沸騰蒸發，水位開始下降後約 5.14 天可到達燃料頂端，分析其水位變化率為 -0.10983 m/hr。

在燃料裸露之後，由於燃料會佔有部分空間，所以在燃料區水存量本身較少，依據所採用的 Vantage Plus 燃料，水所佔有之面積剩下原來之 0.569 倍，所以水位一開始將大量減少，再來隨著水位降低，沉浸在水中之燃料長度越來越短，所能吸收之衰變熱將減少，所以水位下降則會趨緩，而裸露部分無法讓水有效帶走的衰變熱，則會造成燃料本身之溫度升高；根據此章節結果，事故起始之後第 5.14 天時水位將會降到燃料頂端，如果從到達飽和溫度開始算起降至燃料頂端需 4.69 天時間，在這些期限前只要能夠確保水位，就可確保不會進一步造成燃料熔毀、輻射外洩事故。



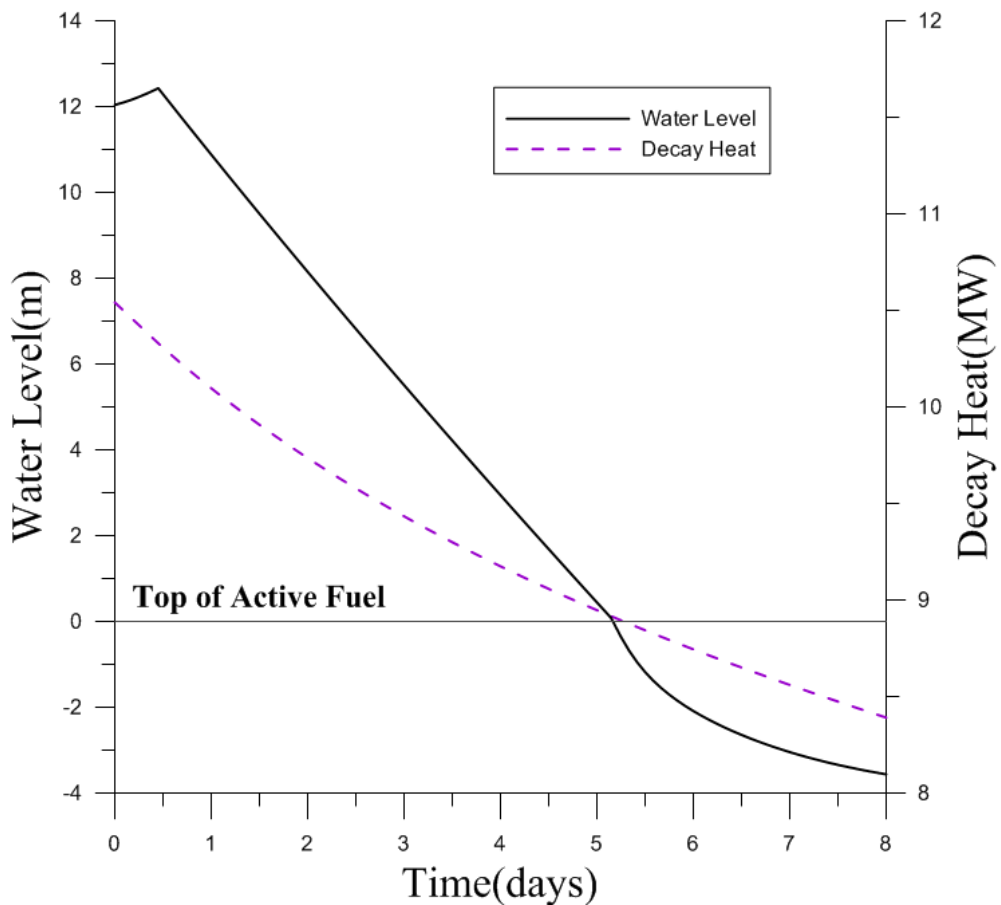


圖 3.3.40 水位下降預測

### 燃料裸露後趨勢

燃料裸露後的單束燃料模式，經 CFD 模式計算後所得結果如圖 3.3.41 所示。如先前模式說明，燃料裸露部分之燃料，將藉由蒸汽對流作用、熱輻射效應將其之衰變熱移除，而這些熱移除能力遠比水的效果差，所以裸露之後的燃料束將會迅速升溫，而本模式僅考慮池中最熱週期之單燃料束，並且將其設定為絕熱壁面，意即不考慮其對周圍燃料的熱傳，因此計算結果應會比真實情況溫度較高，但由於燃料裸露將構成嚴重事故後果，所以此假設在此模式中視為保守且合理之假設，從計算結果可得到開始裸露之後 7 小時溫度將上升到 768.7 °C，而在 12 小時後將上升到 1526.4 °C，將超過燃料限值導致熔毀或鋇水反應等後果。

從詳細升溫圖來看，底部為蒸氣入口，由於蒸氣設定為向上流動，因此最高溫將會出現在蒸氣出口處，由本模式來說底部蒸氣入口是由水面底下熱量來換算蒸氣流量，隨著燃料裸露水中燃料越短，所以蒸氣流量也隨之降低入口速度降低，加上蒸氣流經的加熱段越長，因此溫度將會升高更快，而不會呈等比例升溫情況，而在燃料束模型中因為建立了套管模型，從圖 3.3.41 可以看到明顯在套管位置溫度屬於偏低的情況，在圖 3.3.42 燃料溫度分佈中可以看到與沸水式 Atrium-10 燃料相比，因為其中央具有水棒空間，Vantage Plus 僅有部份套管空格，所以造成高溫較為集中在中央處，詳細分析不同裸露段的溫度後，計算其裸露後升溫率約為 118.87°C/hr。圖 3.3.43 為 CFD 計算燃料升溫估算。總結以上結果，透過水位估算，CFD 可計算不同事故階段下的護套溫度分布之細節，相較於 TRACE 程式擁有更高的精細度，如此整合有效強化用過燃料池之安全性。

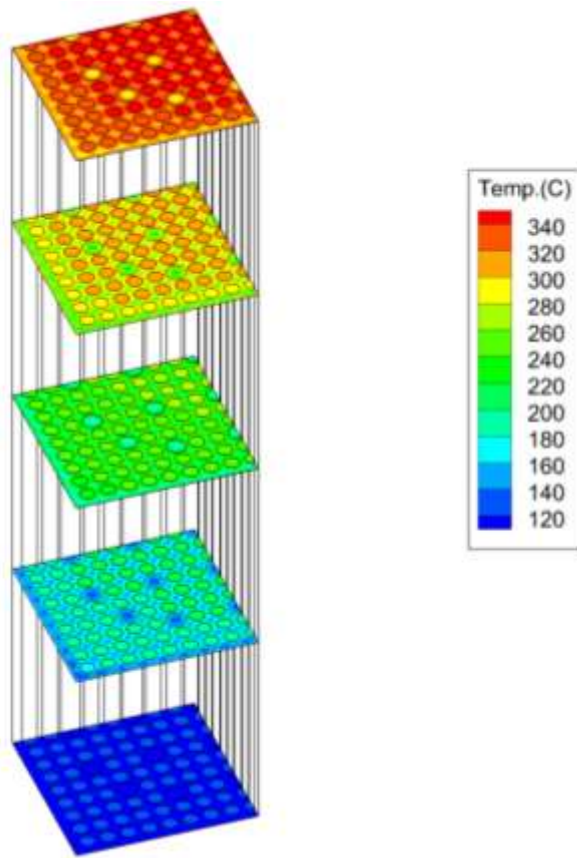


圖 3.3.41 裸露後蒸氣溫度示意圖(裸露 0.5 m)

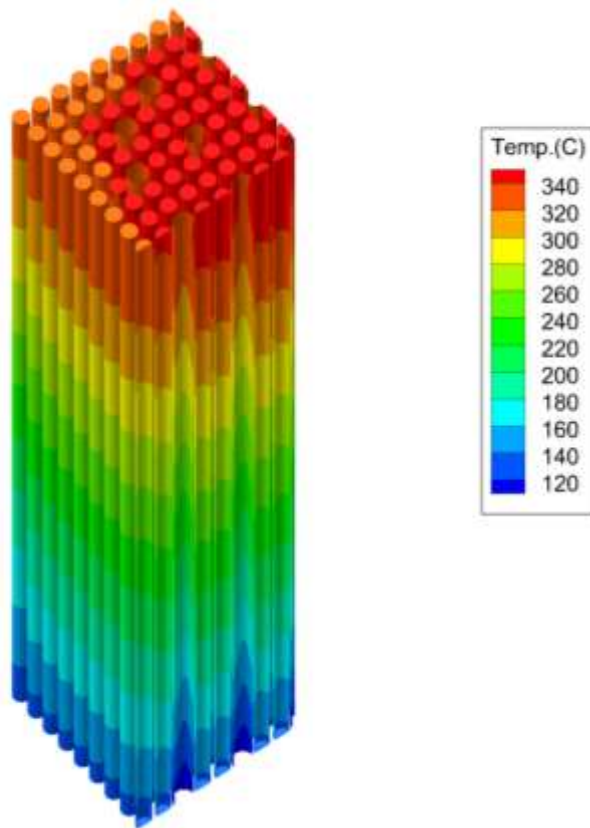


圖 3.3.42 裸露後燃料溫度分佈(裸露 0.5 m)

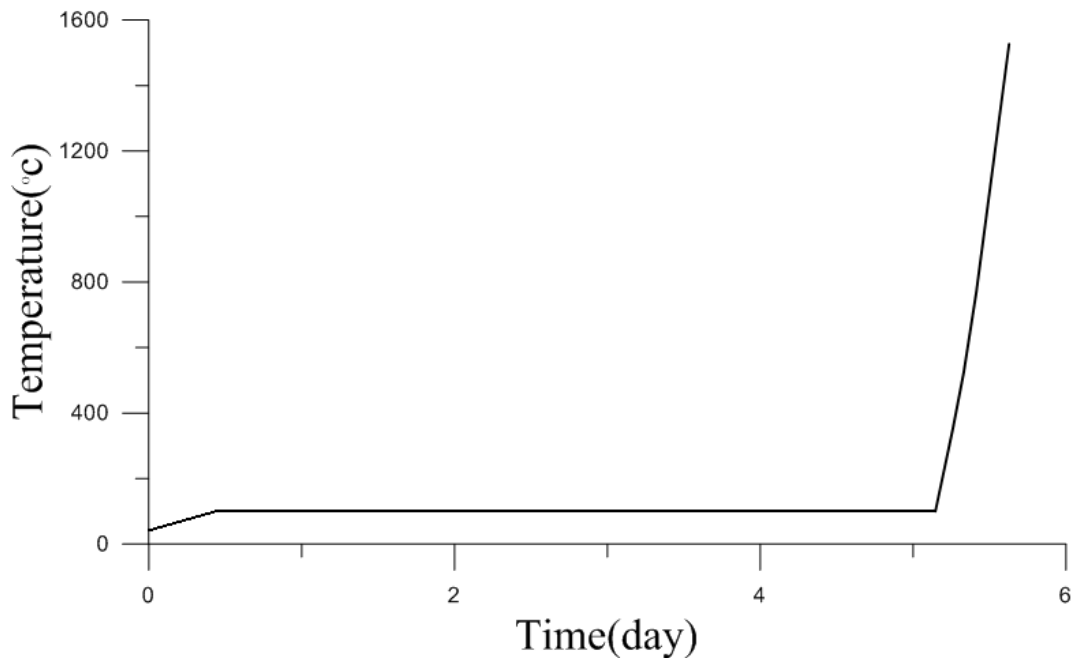


圖 3.3.43 燃料升溫圖

#### (4) MELCOR 全池全黑事故模擬

在嚴重事故分組部分，MELCOR 程式的全池模式採用與 TRACE 全池模式相同的邊界條件及幾何，並進行全黑事故的模擬，如此可以凸顯 MELCOR 程式於事故後續在銻合金氧化的計算能力不同於熱水流程式。圖 3.3.44 為 MELCOR 全黑事故模擬的水位結果，並與 TRACE 分析結果做比較，由圖 3.3.44 可以看出，TRACE 及 MELCOR 的水位在燃料裸露前非常接近，可以證明雖然 MELCOR 程式於熱水流的控制體積設計較為簡單，於燃料池依然有相當好的計算成果(水位)；MELCOR 分析結果顯示，在與 TRACE 相同的保守假設下，燃料會在全黑事故後 3.5 天裸露，與 TRACE 計算出相同的結果。在護套裸露之後，因護套溫度的上升造成護套開始氧化並放出額外的氧化熱，也因為多了此氧化熱的計算，使得在燃料裸露後 MELCOR 的水位下降快於 TRACE；另外，MELCOR 利用燃料組件的分區有自動計算燃料間的輻射熱傳，而 TRACE 的輻射熱傳輸入相對複雜，所以在本研究中被忽略，也影響了 TRACE 在燃料裸露後的水位下降速度較慢。TRACE 的輻射熱傳設定預計新增於後續的模式精進當中。

圖 3.3.45 為兩程式的護套溫度比較，TRACE 計算護套會在 4.3 天到達 1088.7K，而 MELCOR 計算結果則是大約 4 天。由圖 3.3.45 可以發現，MELCOR 在護套升溫前期斜率就大於 TRACE 非常多，這也是銻合金氧化放熱造成的結果，燃料護套氧化熱大約是衰變熱的 10 到 20 倍，也是事故後期真正重要的因素。而在護套溫度繼續上升後出現的溫度震盪即是 MELCOR 計算燃料池因為高速氧化造成銻合金火災，也是燃料池事故後期最嚴重之狀況，會造成放射產物的釋出等結果，不過在此之前燃料池依然有非常多天的安全餘裕可以準備替代注水。

結合 MELCOR 及 TRACE 的全池分析結果，全黑事故下的燃料池水位會在全爐退出的保守情況下於 3.5 天到達燃料頂端，於 4 天左右到達護套失效的時間點(MELCOR 之保守結果)。

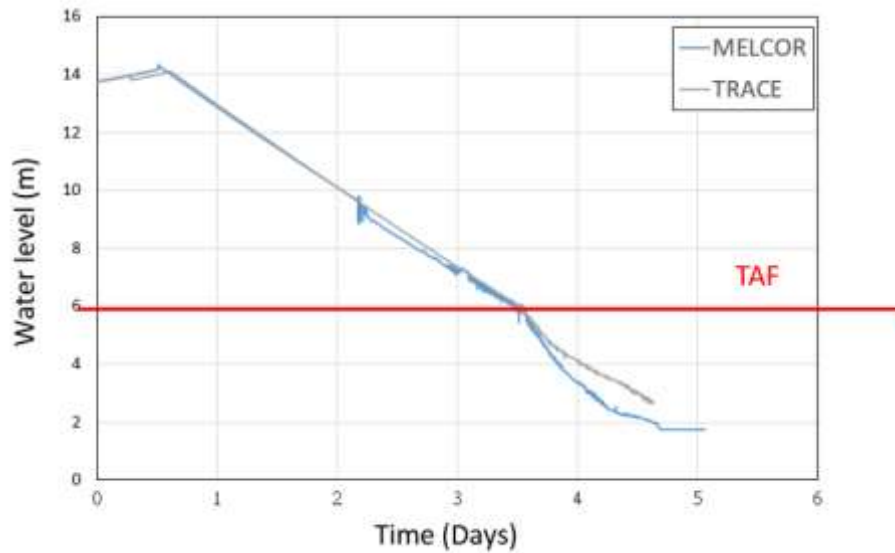
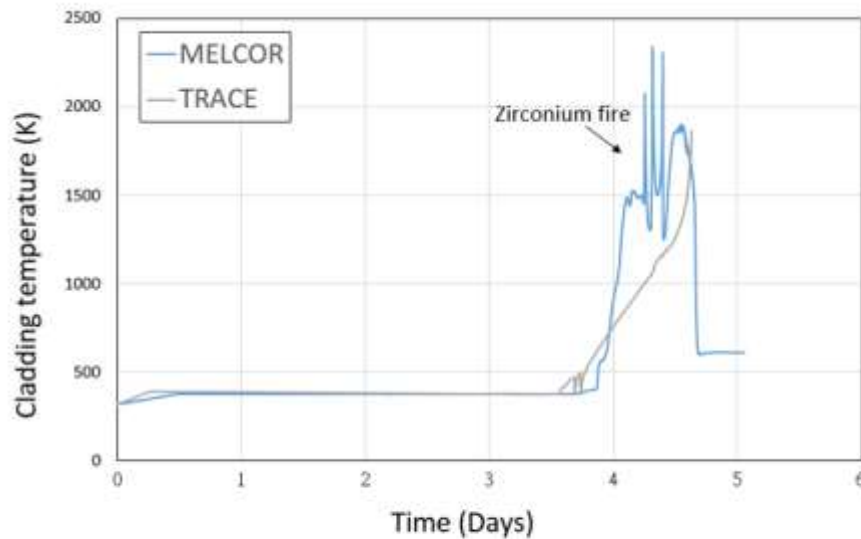


圖 3.3.44 MELCOR 及 TRACE 水位



TRACE並不會計算高速產生的護套氧化熱

圖 3.3.45 MELCOR 及 TRACE 護套升溫計算

##### (5) MELCOR 全池噴灑補救措施靈敏度分析

在本研究的前半部，TRACE 全池模擬驗證了 NEI-0612 的補水措施在 200GPM 的注水量下，就算水位下降至燃料一半的位置才進行補水，依然可使燃料溫度低於法規限值 1088.7K。然而 MELCOR 可以更進一步分析補水在溫度超過法規限值後才進入造成的現象，當護套溫度超過 1000K 時，注水帶來的大量水蒸氣會造成護套放出氧化熱，此氧化熱造成溫度升高，而前述(3.3.11)式也討論過氧化速率與溫度有一個關聯性，故會造成一個連鎖的溫度上升，有可能無法阻止燃料的熔融及形變，若燃料溫度持續上升，甚至有可能因為掉落至水池底部與水泥反應產生氫氣，並帶來額外的風險。

故本節將模擬在護套溫度上升至 1200K 以後進行 200GPM 的補水，並改變注水進入的溫度來決定如何減低事故造成的傷害。圖 3.3.46 為補水靈敏度分析水位分析的結果，可以看到注水時間點因為注水啟動是由溫度決定而有一些差異。1600K 以上的溫度，注水時間非常接近；因為此時護套溫度的上升非常的快，造成注水時間點幾乎重疊。由圖可見，不管護套溫度上升至多少，200GPM 的注水皆可以使燃料池水位回升。

圖 3.3.47 為護套溫度，可以看出從 1600K 開始出現非線性震盪，代表有相對多的氧化熱產生，使護套溫度上下擺動顯示鋁合金火災的情況；圖 3.3.48 為各溫度下注水之氧化產熱的結果，相對於抽象的護套溫度更可以看出注水產生的影響。各曲線的第一個山丘為注水產生的氧化熱，因注水帶來水蒸氣造成氧化熱瞬間上升，而其時間點差異為注水時間點差異造成，但在 1600K 之後，除了注水產生的氧化熱外，後續有一個產熱高出許多的山丘，證明鋁合金所災的發生，故此分析可以顯示在 1500K 以前注水，可以阻止護套的大量放熱，避免後續更嚴重的形變等問題，護套溫度上升至 1500K 的時間大約是 4.3 天。

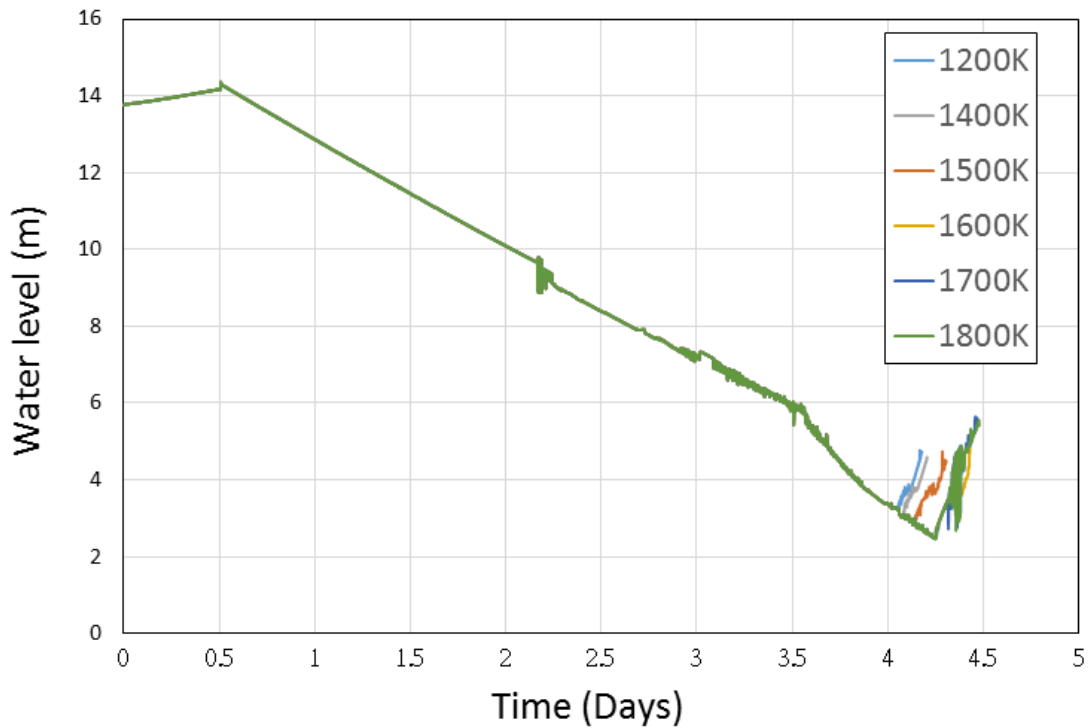


圖 3.3.46 MELCOR 靈敏度分析水位計算

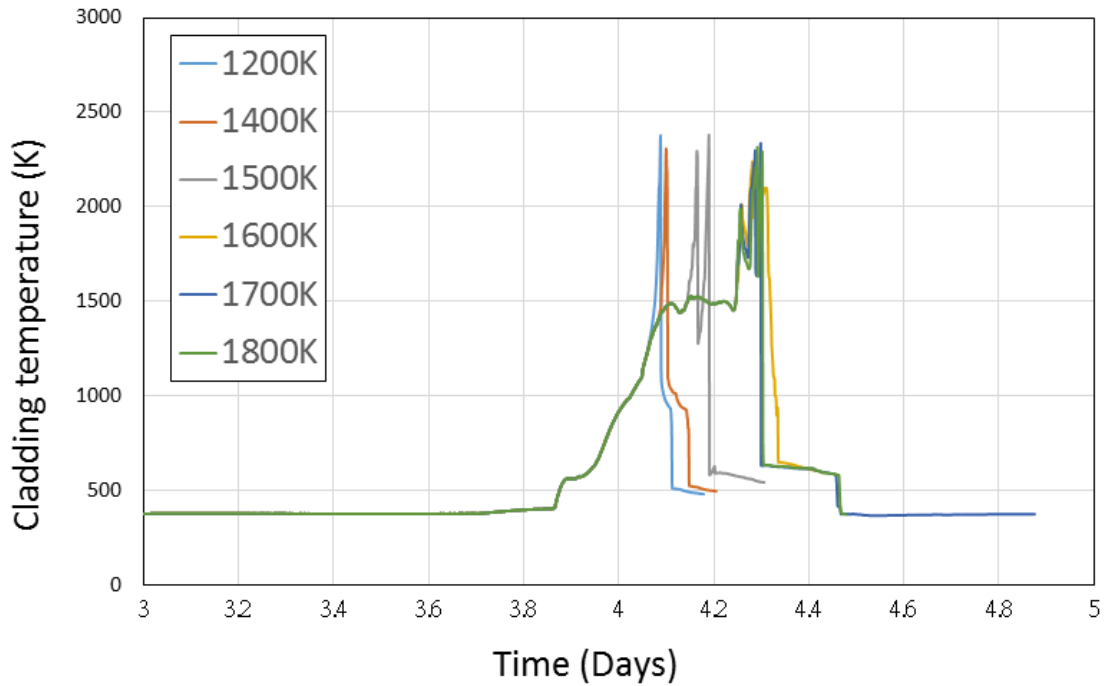


圖 3.3.47 MELCOR 靈敏度分析護套溫度計算

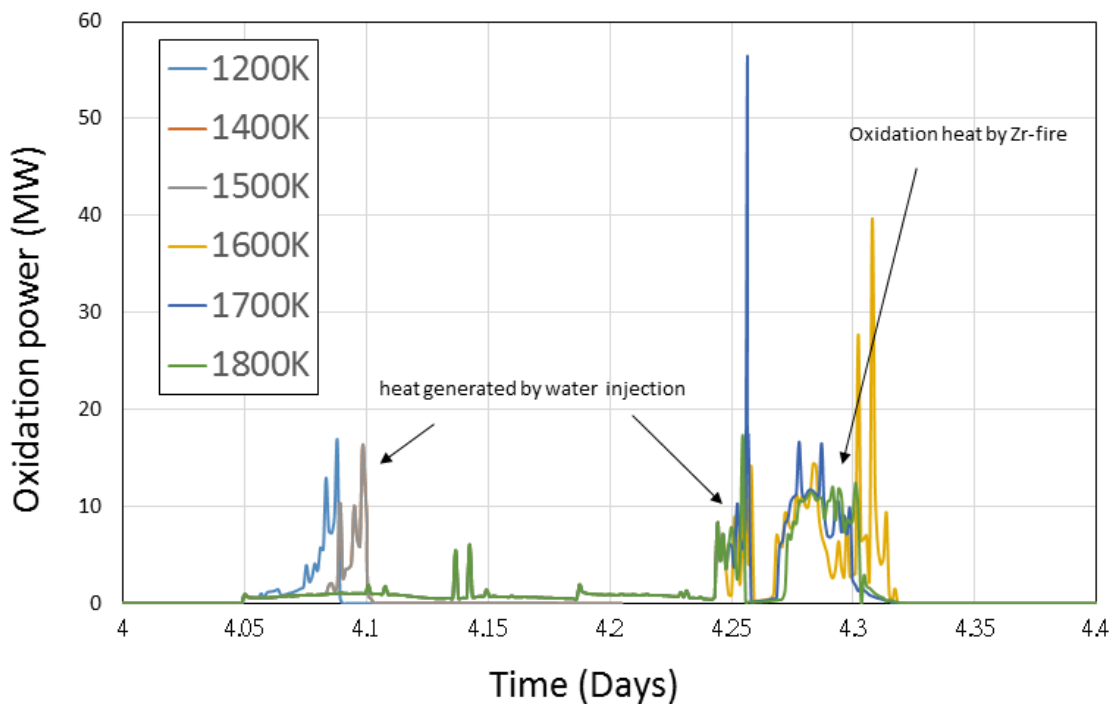


圖 3.3.48 MELCOR 靈敏度分析氧化產熱

(6) 各程式之整合討論

本研究透過多面向的串聯程式，有效強化了用過燃料池事故下之安全性：熱水流分析程式 TRACE 以簡單全池模式算出全黑事故下電廠的安全餘裕，並由 FRAPTRAN 程式在此些條件下透過護套完整性分析，將安全餘裕的時間點計算更加保守化；CFD 程式透過簡單的水位估算，使裸露後燃料的升溫更加細節化，如此可以模擬出事故下燃料束的高溫點，也由此來強化應對措施；嚴重事故分析方面，雖然燃料池的安全層級使安全餘裕有數天之多，但在長時間全黑事故下仍有放射

產物釋出的疑慮，透過 MELCOR 的分析可以計算出最晚阻止鋳合金火災的注水時間點，而此概念類似 SAMG，用以阻止事故惡化產生的更嚴重後果。表 3.3.2 為各程式算出之重要時間點及說明。由本研究得出的結果可以有效強化事故下燃料池應變措施及冷卻能力的精進，於不同情況下選用不同程式，並了解各自的考量，便能有效強化用過燃料池之安全。

表 3.3.2 各程式重要時間點比較

程式	計算出之重要時間點	意義	說明
TRACE	3.5 天	水位到達 TAF	
TRACE	4.3 天	護套溫度達 1088.7K 法規限值	
FRAPTRAN	4.2 天	護套因氧化及高溫破損	考量氧化層應力應變後，稍早於 TRACE 計算結果
MELCOR	3.5 天	水位到達 TAF	時間與 TRACE 相同
MELCOR	4 天	護套溫度達 1088.7K 法規限值	因多考慮氧化熱，早於 TRACE
MELCOR	4.2 天	護套溫度達 1500K	1500K 後 200GPM 注水無法阻止鋳合金火災

### 「用過燃料池冷卻能力安全分析精進」成果：

#### a. 論文：期刊論文 2 篇、會議論文 2 篇

##### 期刊論文

1. Wan-Yun Li, Jong-Rong Wang, Wen-Shu Huang, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih, Show-Chyuan Chiang, Tzu-Yao Yu, "The study of the mitigation strategy of Lungmen ABWR nuclear power plant using RELAP5 and FRAPTRAN with the interface SNAP," Annals of Nuclear Energy 112 (2018) 655-665
2. Y. Chiang, J. R. Wang, J. H. Yang, Y. S. Tseng, C. Shih, S. W. Chen, "The Mitigation Strategy Analysis of Kuosheng Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool Using MELCOR2.1/SNAP," World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering Vol:11, No:4, 2017.

##### 會議論文

1. Wan-Yun Li, Yu Chiang, Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Shao-Wen Chen and Chunkuan Shih, "The Analysis of Kuosheng Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool By Using FRAPTRAN-2.0," ICAPP 2017 April 24-28, 2017 - Fukui and Kyoto (Japan).
2. Y. Chiang, W. Y. Li, J. H. Yang, S. W. Chen, R. J. Sheu, J. R. Wang, C. Shih, "The Mitigation Strategy Analysis of Maanshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool Using TRACE/FRAPTRAN/SNAP," 12th SDEWES conference held 4-8 October 2017 in Dubrovnik, Croatia.

#### b. 人才培育：博士生 3 名、研究助理 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
李宛芸	博士生	負責 FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套應力分析之相關工	在學	清華大學



		作		
辜郁庭	博士生	負責 CFD 模式建立與局部分析之相關工作	在學	清華大學
蔣宇	博士生	TRACE 模式建立及嚴重事故分組研究之相關工作	在學	清華大學
黃雅娟	研究助理	負責嚴重事故研究之相關工作	就業	中原大學

c. **1 個研究團隊養成:**

養成清華大學與中學合作之用過燃料池分析研究團隊。

d. **參與國內外相關研討會:** 2 次國際研討會，0 次國際合作交流。

(1) ICAPP 2017 April 24-28, 2017 - Fukui and Kyoto (Japan).

(2) 12th SDEWES conference held 4-8 October 2017 in Dubrovnik, Croatia.

### 3.4 核能安全技術研究暨國際合作

#### 3.4.1 中子物理安全技術

本項工作共有三個工作項目，原預計 106 年 8 月舉辦的研討會改至 12 月舉辦，各項工作項目進度已達 100%。以下依各工作項目說明研究成果。

工作項目	年月												
	106 1	106 2	106 3	106 4	106 5	106 6	106 7	106 8	106 9	106 10	106 11	106 12	
進行通用型燃料束截面計算程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結													
探討可取得之熱水流分析程式與爐心物理程式連結的可能問題，特別著重在爐心物理計算程序連結的可能性與其優缺點													
針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習													
報告撰寫													
完成累積百分比(%)	5	10	20	35	45	58	68	83	88	93	96	100	

##### 3.4.1.1 進行通用型燃料束截面計算程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結

###### (1) 輕水式反應器

此工作項目對於輕水式反應器驗證問題 OECD L336 C5G7[1,2]及 KAIST[3]的連結方法，所採用的通用型燃料束截面計算程式為 SCALE 6.1 中的 NEWT[4]程式，流程圖如圖 3.4.1.1。此兩個驗證問題均提供七群中子截面數據，利用 newtmgxs 程式將中子截面數據轉成 NEWT 程式所使用的中子截面庫檔案格式。之後使用 NEWT 進行單一燃料束(single assembly)計算，用以產生燃料內各燃料棒節點(pin cell)的均勻化中子截面數據、中子通率及中子流率，最後使用 newtlatcout 程式讀取 NEWT 輸出檔內以上數據後，將其轉換為 NuCoT 計算程式所需要的中子截面數據格式。由於燃料棒節點的中子流率不為零，因此尚需使用 nucotdscf 程式呼叫 NuCoT 程式中的中子通率不連續因子(discontinuity factor)計算功能，並整合中子通率不連續因子計算結果至 NuCoT 中子截面數據檔中，

之後即可利用 NuCoT 進行全爐心計算。

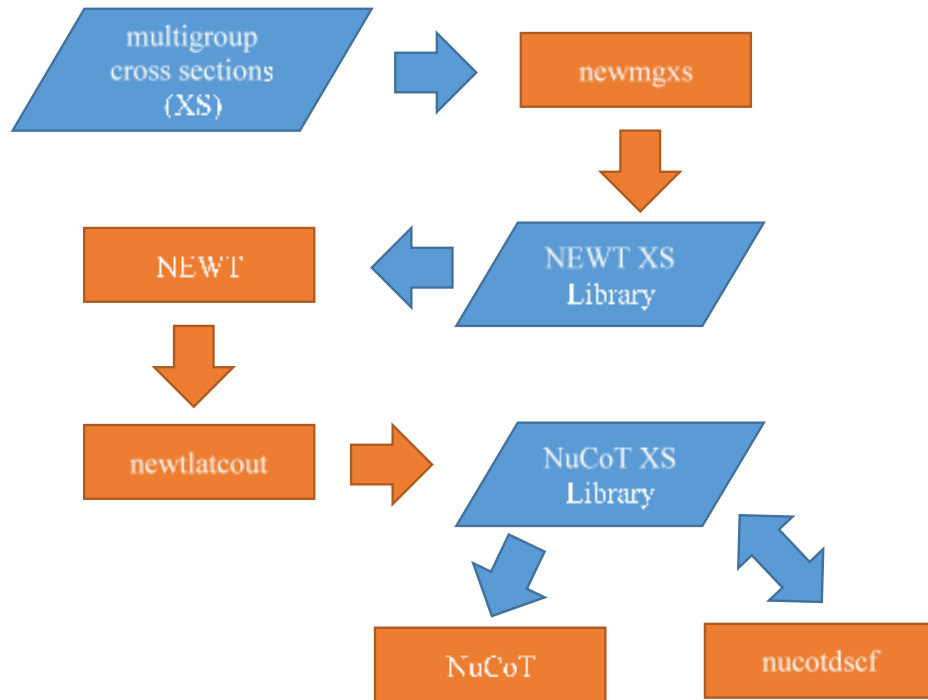


圖 3.4.1.1 輕水式反應器爐心計算流程圖

#### A. OECD L336 C5G7 驗證問題

OECD L336 C5G7 的燃料及爐心配置如圖 3.4.1.2，此驗證問題包含二維及三種三維狀態，爐心包含  $\text{UO}_2$  及 MOX 燃料，以 checkerboard 方式排列，圖 3.4.1.2 顯示四分之一爐心，為鏡向對稱，爐心外圍為一圈反射體，三維狀態則顯示爐心中間鏡向對稱，燃料外層為反射體，反射體外邊界條件為真空，由於原本驗證問題中燃料上層反射體包含控制棒管道，此研究簡化其反射體改為無管道的純反射體。三維問題包含三種控制棒插入位置(Unrodded、RoddedA 及 RoddedB)。全爐心參考數據為 MCNP5[5] 計算結果，MCNP  $k_{\text{eff}}$  統計誤差小於 7 pcm，燃料棒節點功率(nodal pin power)統計誤差小於 1%。NuCoT 全爐心計算收斂條件均為  $10^{-5}$ 。

C5G7 二維問題的 NuCoT 計算結果與參考計算結果比較列於表 1，顯示  $\text{SP}_3$  計算方法可得到比 Diffusion 方法更準確的燃料棒功率。三維問題(表 3.4.1.2)也得到相同的結論，燃料棒節點功率最大誤差小於 2.5%，RMS 小於 1%， $k_{\text{eff}}$  誤差小於 160 pcm。



表 3.4.1.2 OECD L336 C5G7 三維問題 NuCoT 與參考計算結果之比較

Case	Reference $k_{eff}$	Method	$k_{eff}$ Error (pcm)	Power Error(%)	
				Nodal Pin <sup>c</sup>	Whole Pin <sup>d</sup>
Unrodded	1.14474	Diffusion	-172.3	1.17 <sup>a</sup> / 6.86 <sup>b</sup>	1.43 / 6.39
		SP <sub>3</sub>	63.1	0.51 / 2.47	0.59 / 2.24
RoddedA	1.12871	Diffusion	-125.9	1.08 / 6.32	0.98 / 6.17
		SP <sub>3</sub>	116.0	0.54 / -2.39	0.41 / -2.28
RoddedB	1.07806	Diffusion	-129.4	1.12 / 6.43	1.02 / 5.94
		SP <sub>3</sub>	156.3	0.86 / -2.22	0.46 / -2.10

<sup>a</sup>Root-Mean-Square

<sup>b</sup>Maximum Error

<sup>c</sup>the pin in the node

<sup>d</sup>nodal pin is axially integrated

### B. KAIST 驗證問題

KAIST 的燃料及爐心配置如圖 3.4.1.3，爐心較 OECD L336 C5G7 大，且反射體內包含一圈 baffle，共有兩種爐心狀態，分別為控制棒全出(ARO)及全入(ARI)。全爐心參考數據為 NEWT 計算結果，角分格採用 S<sub>16</sub>，收斂條件均為 10<sup>-5</sup>。NuCoT 全爐心計算收斂條件均為 10<sup>-5</sup>。

KAIST 問題的 NuCoT 計算結果與參考計算結果比較列於表 3，顯示 SP<sub>3</sub> 計算方法可得到比 Diffusion 方法更小的燃料棒功率 RMS。燃料棒節點功率最大誤差小於 5.6%，RMS 小於 1.1%， $k_{eff}$  誤差小於 130 pcm。

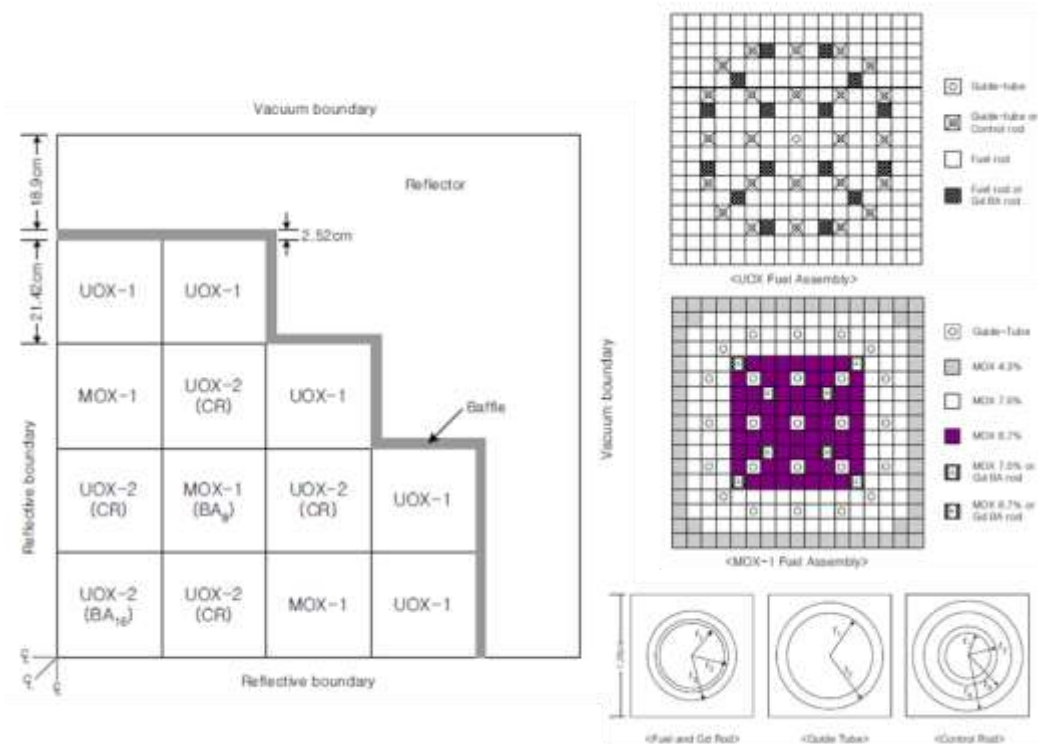


圖 3.4.1.3 KAIST 驗證問題

表 3.4.1.3 KAIST 問題 NuCoT 與參考計算結果之比較

Case	ARO Reference $k_{eff}=1.136577$		ARI Reference $k_{eff}=0.983737$	
	$k_{eff}$ Error (pcm)	Pin Power Error(%) RMS / Max	$k_{eff}$ Error (pcm)	Pin Power Error(%) RMS / Max
Diffusion	-196.0	0.97 / 5.07	-229.2	1.73 / 4.34
SP3	-129.8	0.78 / 5.46	-67.8	1.10 / 5.56

(2) 簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器

此工作項目對於簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器 Simplified HTTR[6]的連結方法，所採用的通用型燃料束截面計算程式為 MCNP 程式，流程圖如圖 3.4.1.4。此驗證問題均提供六群中子截面數據，利用 mcnpmgxs 程式將中子截面數據轉成 MCNP 程式所使用的中子截面庫檔案格式。之後使用 MCNP 進行單一燃料束(single assembly)或 supercell[7]計算，用以產生燃料內均勻化中子截面數據、中子通率及中子流率，最後使用 mcnpplacout 程式讀取 MCNP 輸出檔內以上數據後，將其轉換為 NuCoT 計算程式所需要的中子截面數據格式。若是採用 supercell 計算，由於燃料節點的中子流率不為零，因此尚需使用 nucotdscf 程式呼叫 NuCoT 程式中的中子通率不連續因子(discontinuity factor)計算功能，並整合中子通率不連續因子計算結果至 NuCoT 中子截面數據檔中，之後即可利用 NuCoT 進行全爐心計算。

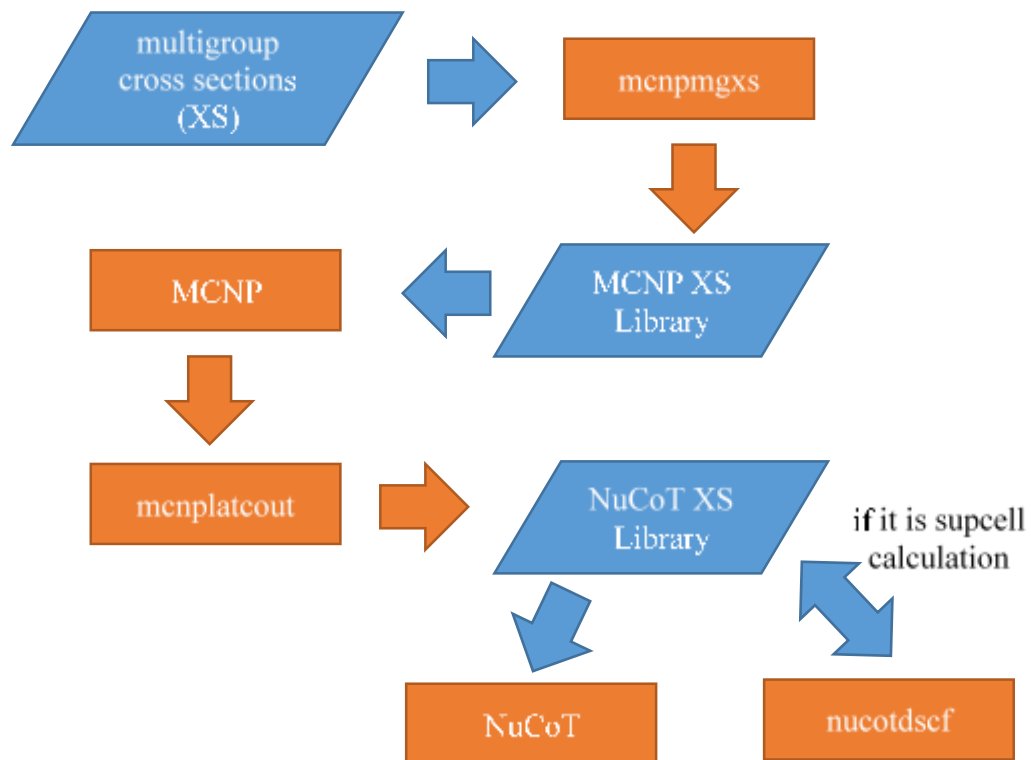


圖 3.4.1.4 簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器爐心計算流程圖



Simplified HTTR 將原先 HTTR 的不對稱燃料及爐心設計修改為六分之一鏡像對稱(如圖 3.4.1.5)，使其較容易模擬及提供其他程式進行驗證。由於 Simplified HTTR 的爐心配置為燃料與控制棒交錯分布，因此若採用單一燃料計算方法，有可能會失去周圍控制棒對燃料造成的影響，因此為獲得較合理的燃料均勻化中子截面數據，本研究採用 supercell 方法來獲取燃料與控制棒之間的影響，其幾何模擬如圖 3.4.1.6。

Simplified HTTR 二維問題共有三種爐心狀態(表 3.4.1.5)，分別為控制棒全出(ARO)、全入(ARI)及部分插入(PCRD)。全爐心參考數據為 MCNP 計算結果，MCNP  $k_{eff}$  統計誤差小於 10 pcm，燃料節點功率統計誤差小於 0.1 %。NuCoT 全爐心計算收斂條件均為  $10^{-5}$ 。

此驗證問題分別使用 NuCoT 及 PARCS[8]計算，與參考計算結果的比較列於表 3.4.1.6。依據 NuCoT 計算結果，supercell 方法所產生的中子截面數據獲得較穩定的  $k_{eff}$  偏差(約 400~500 pcm)，兩者的最大燃料功率差異不大(小於 2%)。若以 single cell 方法產生中子截面數據，除了 ARI 狀態外，PARCS 與 NuCoT 計算差異不大。對於 supercell 方法產生的中子截面數據，在 ARO 狀態下，PARCS 表現較 NuCoT 好，但其他兩個狀態則較差，其原因可能在於中子通率不連續因子，由於此參數係依據節點內中子通率分布形狀假設的均勻化中子通率，因此 PARCS 需產生自己的中子通率不連續因子才較為合理，尤其是控制棒插入的情形會造成中子通率分布更為傾斜而影響此因子，使得 PARCS 計算結果較 NuCoT 差。

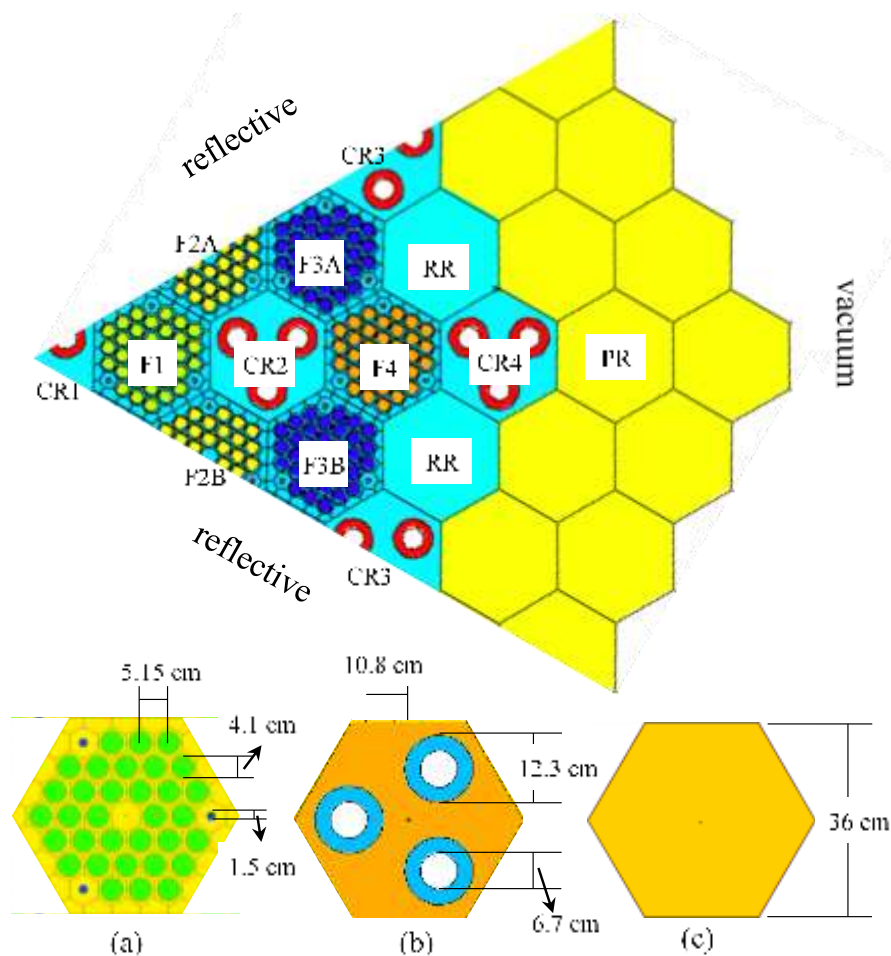


圖 3.4.1.5 簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器驗證問題



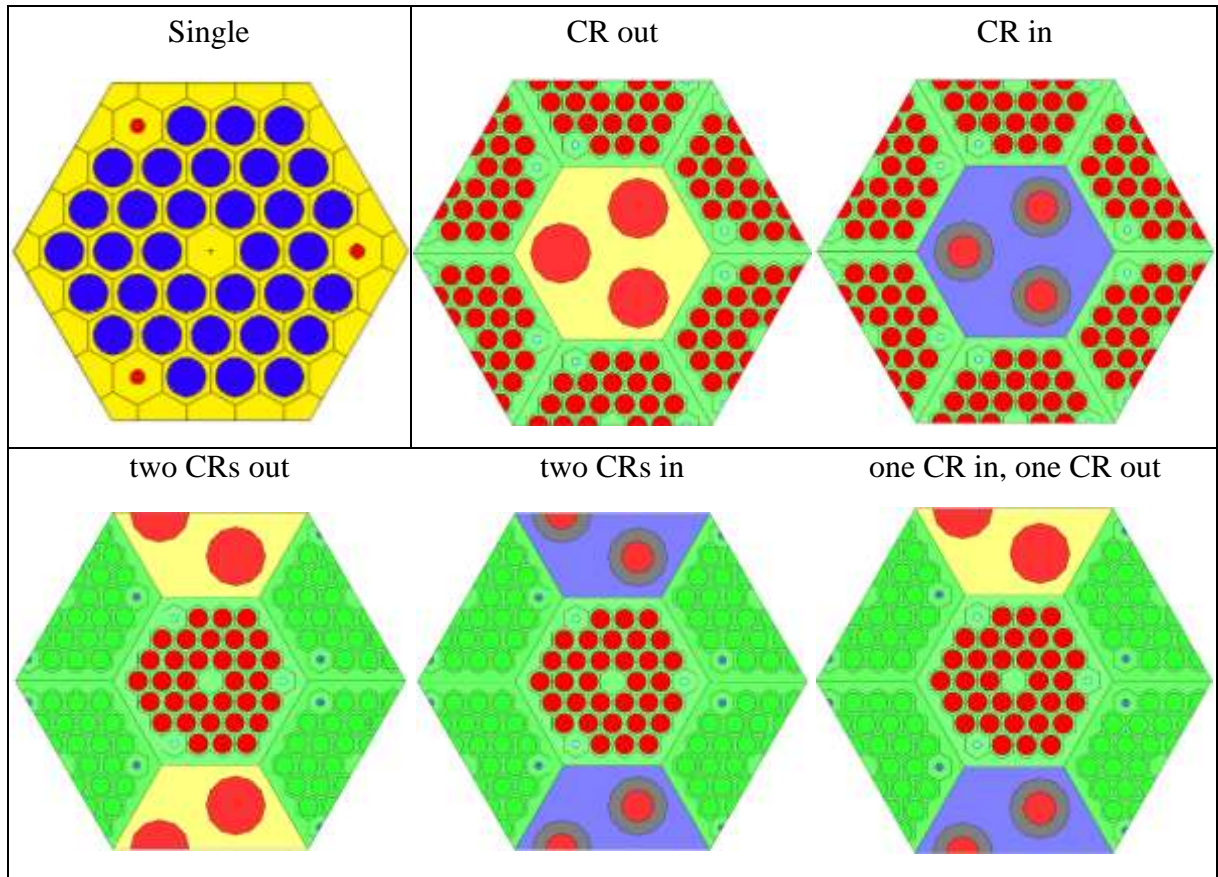


圖 3.4.1.6 簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器燃料計算模型

表 3.4.1.5 Simplified HTTR 二維問題三種爐心狀態的控制棒位置(0 為全出，1 為全入)

Case	CR1	CR2	CR3	CR4
ARO	0	0	0	0
ARI	1	1	1	1
PCRD	0	0	1	1

表 3.4.1.6 Simplified HTTR 問題 NuCoT、PARCS 計算結果與參考值之比較

		ARO		ARI		PCRD	
		$k_{\text{eff}}$ error (pcm)	Maximum power error (%)	$k_{\text{eff}}$ error (pcm)	Maximum power error (%)	$k_{\text{eff}}$ error (pcm)	Maximum power error (%)
Reference $k_{\text{eff}}$		1.13672		0.61146		1.01180	
NuCoT	Single	1006	0.48	-463	-1.04	1177	-1.86
	Supercell	399	0.64	492	1.09	382	-1.33
PARCS	Single	910	0.78	379	-1.13	1588	-1.26
	Supercell	309	0.29	1751	-1.67	1433	2.01

### 3.4.1.2 探討可取得之熱水流分析程式與爐心物理程式連結的可能問題，特別著重在爐心物理計算程序連結的可能性與其優缺點

由於中子與核種的反應截面與溫度有關，因此反應爐內的功率分布會受到溫度的回饋效應而改變。本研究為了呈現此效應對功率分布的影響，因此將熱流分析結合中子計算以觀察前後的變化。研究方法如圖 3.4.1.7 所示：

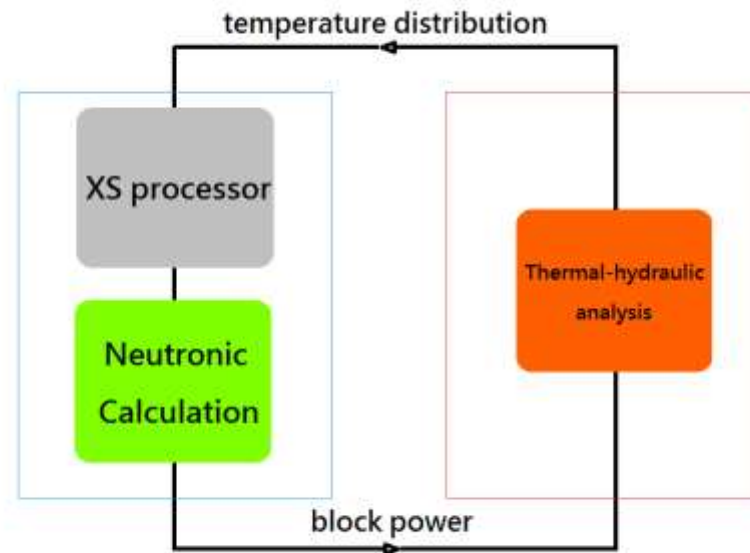


圖 3.4.1.7 中子計算與熱流分析耦合流程圖

中子計算與熱流分析兩部分組合成一個計算環路，並以疊代的方式不斷更新中子截面與溫度分布。中子計算部分(如圖 3.4.1.7 藍框內)包含截面產生器(XS processor)與下游計算程式(Neutronic Calculation)，其將計算出的功率分布傳給熱流分析部分(Thermal-hydraulic analysis)當作輸入條件。熱流分析部分會依照所得到的功率分布計算出反應爐內部各部位(燃料、緩速體、冷卻劑)的溫度分布。這份溫度分布再回送到中子部分用以產生新一組的截面製作供接下來的疊代計算使用，如此完成一次計算環路。

計算工具方面，由 MCNP5-以蒙地卡羅方法為基礎的中子遷移計算程式-負責臨界計算、燃料塊功率的估計。中子截面產生器使用 NJOY[9]產生 continuous energy 和  $S(\alpha, \beta)$  class 的截面資料庫給 MCNP5 使用。熱流分析分別採用簡易熱傳模型及 CFD[10](數值方法)計算爐內溫度分布。簡易熱傳模型利用熱阻(thermal resistance)及能量守恆概念，自冷卻劑溫度向內推算燃料各部位的溫度。CFD 計算可求解更詳細的溫度與流場分布，其結果將會與簡易熱傳模型互相比較並作為往後調整的依據。

本研究以稜柱型(prismatic type)高溫氣冷式反應器(High Temperature Gas-cooled Reactor, HTGR)為研究對象，選擇 JAEA 的 GTHTTR300[11] (Gas Turbine High Temperature Reactor 300)，以氦氣為冷卻劑、石墨為緩速體，易裂材料(fissile material)則是以 TRISO 粒子的方式呈現。此反應爐設計改良自先前的 HTTR，簡化其燃料幾何設計以及鈾濃縮度分布，如圖 3.4.1.8。表 3.4.1.7 則列出 GTHTTR300 的主要爐心參數，而 JAEA 報告則提供了計算出的溫度分佈(圖 3.4.1.9)。為了減少 MCNP 全爐心計算時間，本研究依其對稱性選取六分之一爐心作為計算空間(圖 3.4.1.10)。

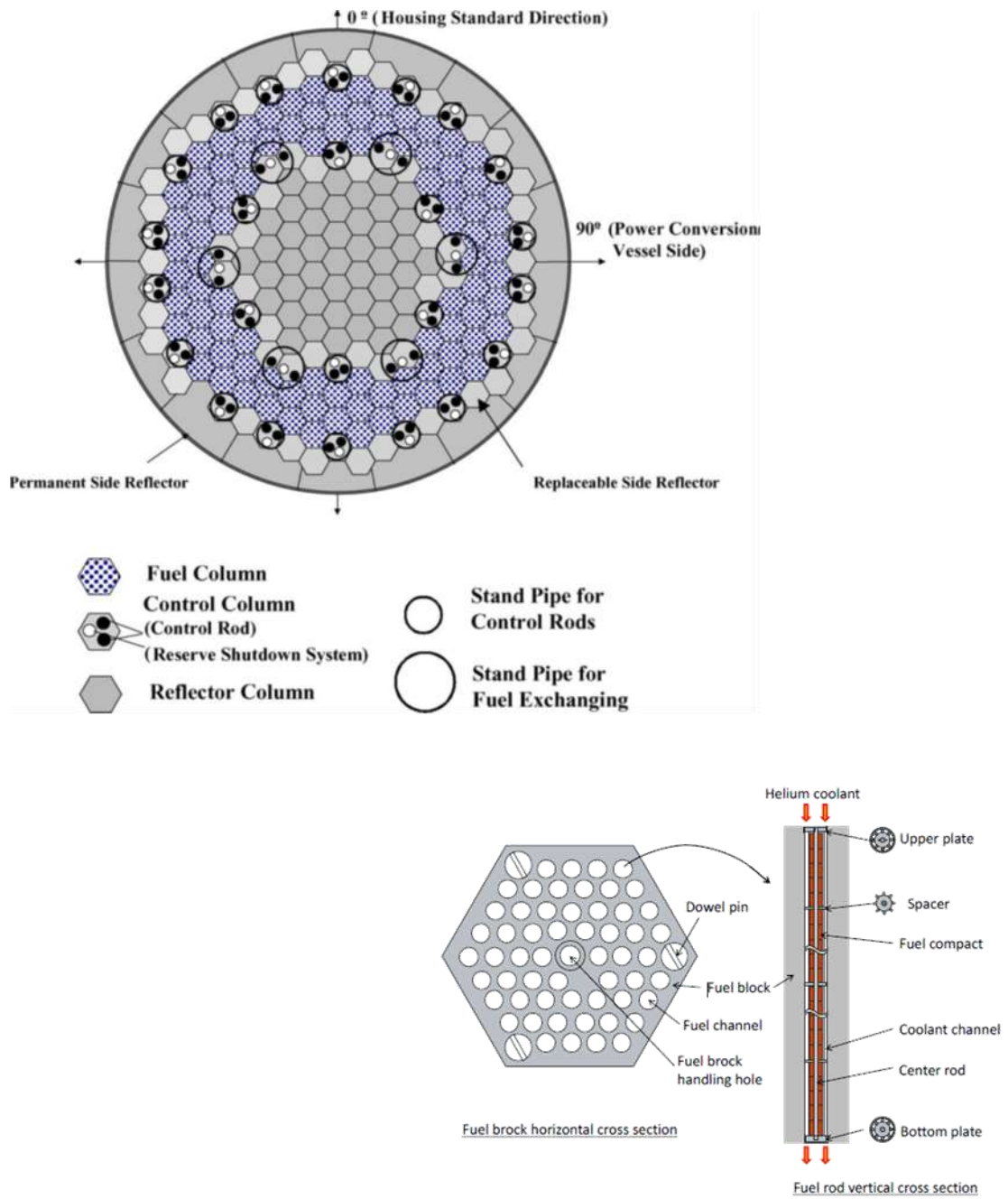


圖 3.4.1.8 GTHTR300 爐心設計[11]

表 3.4.1.7 GTHTR300 主要爐心參數

GTHTTR300 major specifications	
Coolant	Helium
Moderator	IG-110 graphite
Operating pressure (T/B)	7 MPa
Core thermal power	600 MW <sub>th</sub>
Thermal efficiency	45.80%
Fuel type	Pin-in-block, TRISO in compacts
UO2 enrichment	14 wt. %
He inlet/outlet temperature	860 K, 1123 K
He flow properties	439 kg/s (T/B inlet)
Effective core height	8 m , 1 m for each layer

	Inner Reflector	Reflector Column with CR	Fuel Column Number															Reflector	Reflector Column with CR	Fixed Reflector			
			1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15						
Reflector	155	190	166 Tm=900K															170		180			
Layer 1	156	Tm=1000K		201	202	203	204	205	206	207	208	209	210	211	212	213	214	215	171	Tm=1000K		181	
Layer 2	157	192	Tm=1173K, Tm=1000K		241	242	243	244	245	246	247	248	249	250	251	252	253	254	255	172	Tm=1000K		182
Layer 3	158	193	Tm=1100K		281	282	283	284	285	286	287	288	289	290	291	292	293	294	295	173	Tm=1100K		183
Layer 4	159	194	Tm=1423K, Tm=1150K		321	322	323	324	325	326	327	328	329	330	331	332	333	334	335	174	Tm=1100K		184
Layer 5	160	195	Tm=1200K		361	362	363	364	365	366	367	368	369	370	371	372	373	374	375	175	Tm=1000K		185
Layer 6	161	196	Tm=1423K, Tm=1300K		401	402	403	404	405	406	407	408	409	410	411	412	413	414	415	176	Tm=1200K		186
Layer 7	162	197	Tm=1000K		441	442	443	444	445	446	447	448	449	450	451	452	453	454	455	177	Tm=1000K		187
Layer 8	163	198	Tm=1300K		481	482	483	484	485	486	487	488	489	490	491	492	493	494	495	178	Tm=1000K		188
Reflector	164	199	Tm=1300K		168 Tm=1300K															179	153	189	

Ⓢ : Axial Mesh Number , Tf : Fuel Temp. , Tm : Moderator Temp. , 201-515 : Burnup Region Number

圖 3.4.1.9 JAEA 報告提供之 GTHTTR300 運轉溫度估算



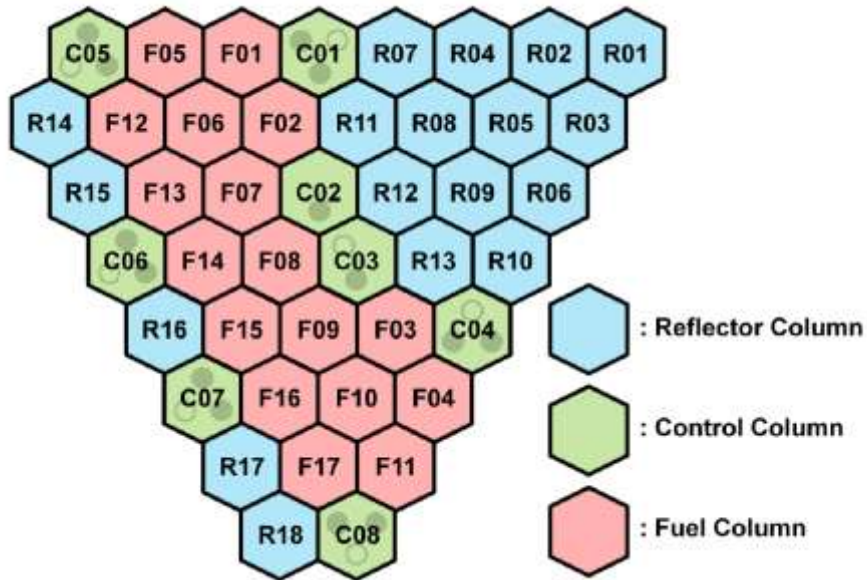


圖 3.4.1.10 GTHTR300 爐心計算模型

(1) 簡易熱傳模型

GTHT300 的簡易熱傳模型[12]以其燃料單元為對象，利用熱阻之概念自氦氣溫度向內推算燃料內部各個位置的溫度分佈。圖 3.4.1.11 及圖 3.4.1.12 為模型之示意圖：

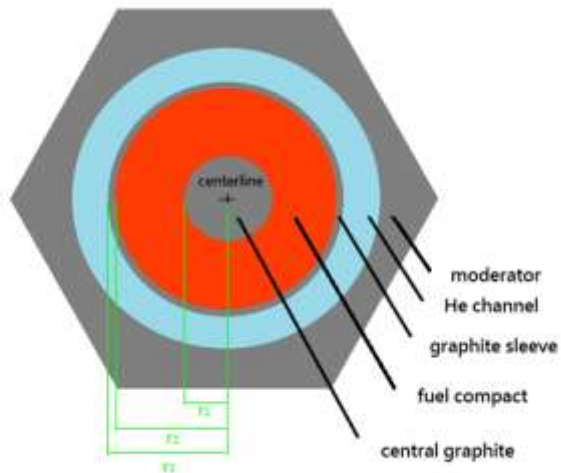


圖 3.4.4.11 GTHTR300 之燃料單元[12]

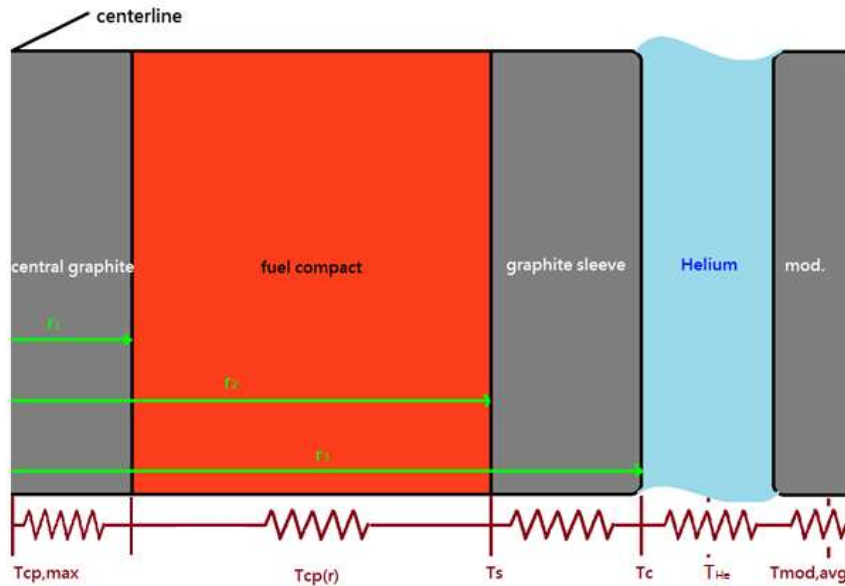


圖 3.4.1.12 GTHTR300 一維熱阻模型示意圖

一根燃料棒在軸向上被分為 24 段，取各段為控制體積(control volume)，其形式如圖 3.4.1.12。由於進出控制體積的只有氦氣，假設位能與動能變化很小可忽略，依照能量守恆可得

$$q'''V_{\text{fuel}} = \dot{m}(h_{\text{out}} - h_{\text{in}}) \quad (3.4.1.1)$$

其中

$q'''$ ：單位體積的熱功率產生 ( $\text{W}/\text{m}^3$ )

$h$ ：氦氣之熱焓 ( $\text{J}/\text{kg}$ )

$V_{\text{fuel}}$ ：控制體積內 Fuel compact 的體積

計算出氦氣出口熱焓後，則可以透過氦氣蒸汽表內插算出該控制體積內的氦氣平均溫度。接著利用氦氣溫度作為起始點，配合一維熱阻模型推算燃料內部溫度分佈。因此氦氣 $T_{\text{He}}$ 與燃料護套外層 $T_c$ 溫度的關係式為：

$$T_c = T_{\text{He}} + \frac{q}{2\pi r_s H \cdot h_{\text{He}}} \quad (3.4.1.2)$$

其中

$q$ ：熱流率 ( $\text{W}$ )

$$h_{\text{He}} = C \left( \frac{k_{\text{He}}}{D_h} \right) Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

$H$ ：控制體積內燃料高度( $\text{m}$ )

$h_{He}$  : 氦氣熱對流係數 ( $\frac{W}{m^2K}$ )

燃料護套外層 $T_c$ 與內層表面 $T_s$ 溫度的關係式為：

$$T_s = T_c + \frac{q \ln\left(\frac{r_3}{r_2}\right)}{2\pi H k_{graphite}} \quad (3.4.1.3)$$

其中

$k_{graphite}$  : 石墨護套的熱導度 ( $\frac{W}{mK}$ )

燃料內部 $T_{cp}(r)$ 與燃料護套內層內層表面 $T_s$ 溫度的關係式為：

$$T_{cp}(r) = T_s + \frac{q r_1^2}{4\pi H k_{fuel}(r_2^2 - r_1^2)} \left[ \left(\frac{r_2}{r_1}\right)^2 - 2 \ln\left(\frac{r_2}{r}\right) - \left(\frac{r}{r_1}\right)^2 \right] \quad (3.4.1.4a)$$

$$T_{cp,max} = T_{cp}(r_1) = T_{central\ graphite} \quad (3.4.1.4b)$$

其中

$k_{fuel}$  : Fuel compact 的等效熱導度 ( $\frac{W}{mK}$ )

$T_{central\ graphite}$  : 燃料棒中心石墨棒溫度(K)

Fuel compact 內部由於封含許多 TRISO 燃料丸，因此其對熱導度造成的改變不可忽視。藉由 Maxwell's equation，則 $k_{fuel}$ 可以表達為：

$$k_{fuel} = k_{graphite} \left(1 + 2 \frac{\kappa - 1}{\kappa + 2} \Phi\right) \left(1 - \frac{\kappa - 1}{\kappa + 2} \Phi\right)^{-1} \quad (3.4.1.5)$$

其中

$$\kappa = \frac{k_{TRISO}}{k_{graphite}}$$

$k_{TRISO}$  [13]為 TRISO 燃料丸的熱導度 ( $\frac{W}{mK}$ ):



$$k_{\text{TRISO}} = \left[ \frac{r_1^2}{2} + \sum_{n=1}^5 r_n^3 \left( \frac{1}{r_n} - \frac{1}{r_{n+1}} \right) \right] \left[ \frac{r_1^2}{2k_1} + \sum_{n=1}^5 \frac{r_n^3}{k_{n+1}} \left( \frac{1}{r_n} - \frac{1}{r_{n+1}} \right) \right]^{-1}$$

$\Phi$  為 TRISO 燃料丸在 Fuel compact 內部的體積分率。

得到 Fuel compact 的溫度分佈後，同理可以利用熱阻模型推算 TRISO particles 內部  $\text{UO}_2$  核仁的溫度，其示意圖如圖 3.4.1.13。

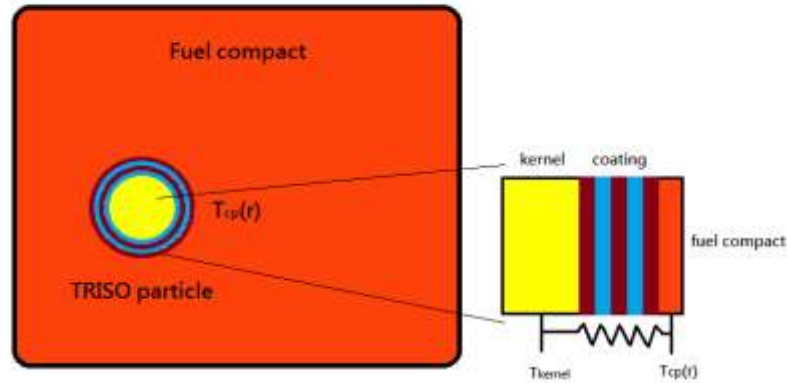


圖 3.4.1.13 TRISO particle 熱阻模型

核仁內溫度分佈可以表示為：

$$T_{\text{kernel}}(r) = T_{cp}(r) + q''' \left[ \frac{r_1^2}{6k_1} + \sum_{n=1}^5 \frac{r_n^3}{k_{n+1}} \left( \frac{1}{r_n} - \frac{1}{r_{n+1}} \right) \right] \quad (3.4.1.6)$$

上式的總和項表示 TRISO 燃料丸外部的五層 coating 之熱阻。

氦氣外部的石墨緩速體也可以用一樣的方法推得，首先將原先六角形的燃料單元依質量等效化為圓形，如圖 3.4.1.14：

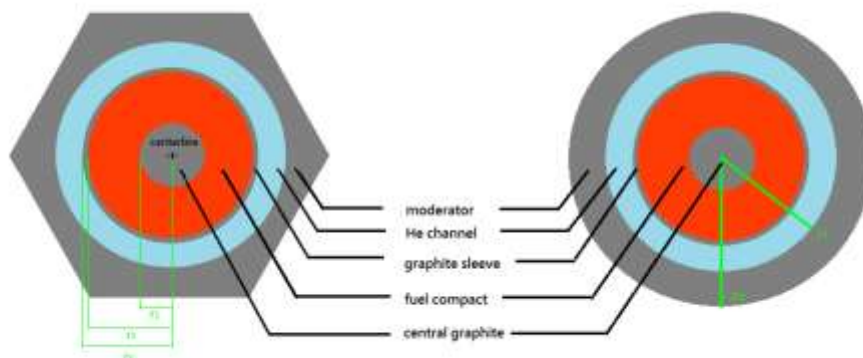


圖 3.4.1.14 GTHTR300 等效燃料單元示意圖

則燃料單元緩速體的溫度分佈可以表示為：

$$T_{mod,i} = T_{helium}(z) + \frac{q}{2\pi r_i H h_{H\epsilon}} \quad (3.4.1.7a)$$

$$T_{mod,o} = T_{mod,i} + \frac{q'''}{4k_{graphite}} \left[ \left( \frac{r_i}{r_o} \right)^2 - 2 \ln \left( \frac{r_i}{r_o} \right) - 1 \right] \quad (3.4.1.7b)$$

最後軸向上將每兩層平均，徑向上做以下平均而作為產生截面的代表溫度：

$$T_{graphite\ sleeve} = \frac{T_c + T_s}{2} \quad (3.4.1.8a)$$

$$T_{fuel\ compact} = \frac{T_s + T_{cp,max}}{2} \quad (3.4.1.8b)$$

$$T_{central\ graphite} = T_{cp,max} \quad (3.4.1.8c)$$

$$T_{kernel} = \frac{T_{kernel,max} + T_{kernel,min}}{2} \quad (3.4.1.8d)$$

## (2) 簡易熱傳模型測試結果與討論

此次疊代計算共進行了 7 次直至判定收斂。圖 3.4.1.15 為  $k_{eff}$  疊代計算的趨勢圖。

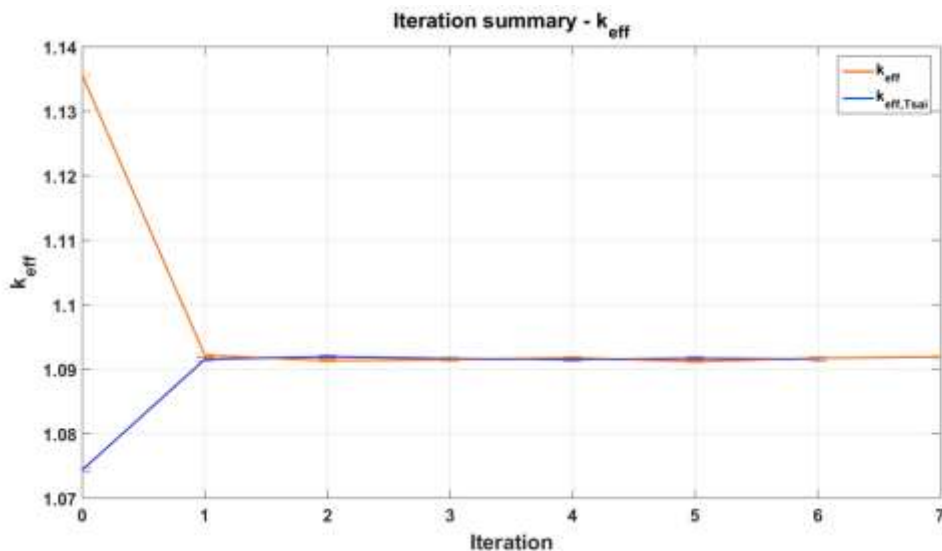


圖 3.4.1.15  $k_{eff}$  疊代計算結果

圖 3.4.1.15 中的藍色趨勢線為先前蔡佳君碩士論文[12]的疊代結果。可以觀察到兩者的最大差

異主要在首次計算結果，而此次計算的首次 $k_{eff}$  相較之下高出許多。其原因為燃料截面的都卜勒效應造成的負反應度溫度係數，本研究使用均勻300 K 的初始溫度分佈相較於蔡佳君使用接近運轉情況下的溫度分佈低，也因此造成其 $k_{eff}$ 有明顯的差異。然兩次疊代計算在首次計算之後的 $k_{eff}$ 並沒有明顯之差異，其吻合度相當高。

圖 3.4.1.16 為七次疊代層平均功率分布的變化圖。層平均功率於疊代過程中的變化並不大，最明顯的變化出現在首次功率計算，爾後大約維持在相同的功率附近來回變化，推測是因為蒙地卡羅方法的統計誤差所造成。

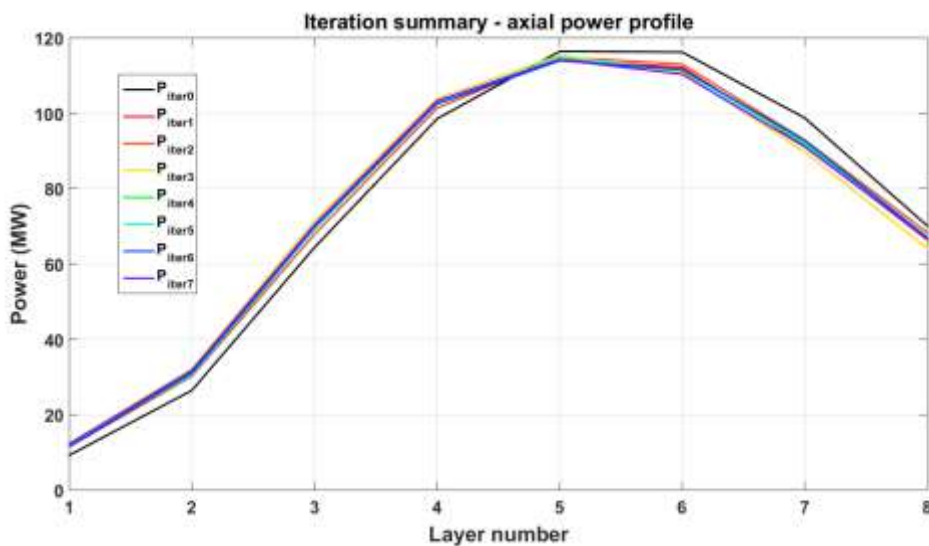


圖 3.4.1.16 GTHTR300 層平均功率疊代結果

圖 3.4.1.17 為最高溫度燃料丸在七次疊代計算中的變化，圖 3.4.1.18 為第七次疊代計算結束之後燃料單元的溫度分佈，兩者皆和蔡佳君碩士論文[12]的計算結果相當接近。

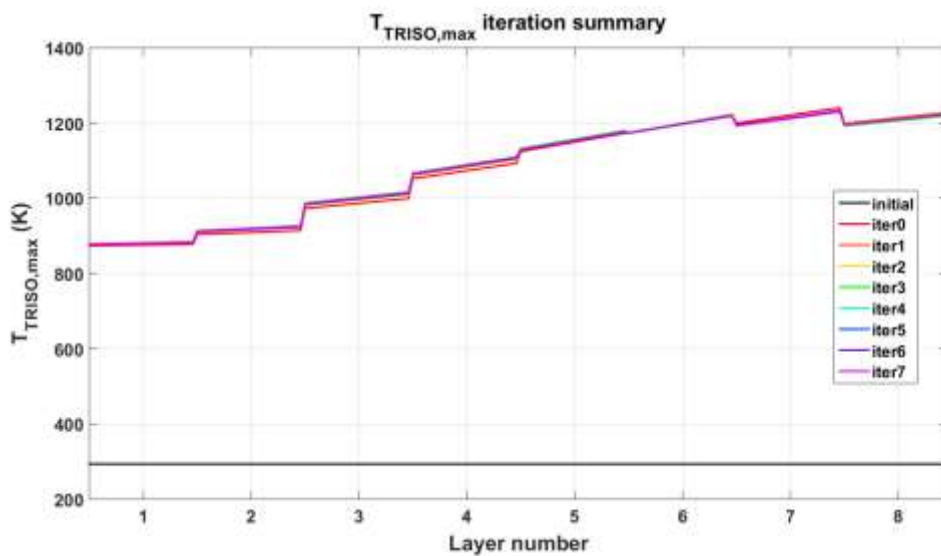


圖 3.4.1.17 最高溫度燃料丸溫度計算結果

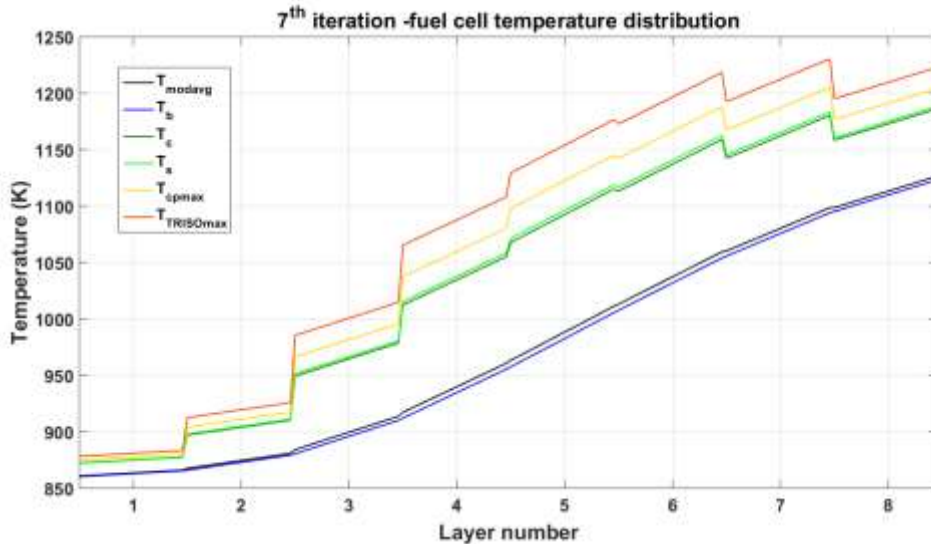


圖 3.4.1.18 第七次疊代後燃料單元溫度分佈

在圖 3.4.1.17~18 裡可以觀察到燃料單元的溫度分佈在層與層之間有相當大的梯度。此現象源自於每層燃料各自填入該層之平均功率，又因為燃料單元的溫度分佈受到該源項影響，因此層與層之間熱功率不同，會造成向內推算出的溫度有相當大的差異。燃料丸溫度分佈同樣在首次計算後即快速收斂，最高溫出現在第七層末端，大約 1220 K。

在此次疊代計算中，層功率、燃料柱功率與  $k_{eff}$  的收斂行為相當快速。主要推測原因有二：第一是稜柱型高溫氣冷式反應器的組成簡單，其反應度溫度係數由燃料的截面都卜勒效應主宰。影響因素不如輕水式反應器複雜(水的中子緩速能力受到沸騰現象影響等等...)。第二是此反應爐內只有三圈燃料且濃縮度相同，因此功率分布較平坦。

溫度分佈的行為上，在每層之間因為功率不連續因此有相當大的溫度梯度出現，並且最終計算出的燃料溫度雖然和蔡佳君所得結果幾近相同，但仍然和 JAEA 報告所提供的溫度分佈有數百度的差距。目前推測可能由模型邊界條件與材料熱性質造成，未來會再做進一步的調整。

### (3) 流體力學模型

此部分研究中引入了數值方法求解反應爐內溫度分佈，乃為了得到更詳細的溫度以及流場資訊，同時也能和簡易熱傳模型互相比較，驗證其可用性。

為了儘可能地節省數值模擬的計算資源，在 CFD 軟體內只模擬 GTHTR300 的 1/12 爐心(考慮功率分布的最小重複單元)。圖 3.4.1.19 為 GTHTR300 爐心模型之示意圖，此模型總共包含九個燃料柱，分別為 F01、F02、F05、F06、F07、F08、F12、F13 以及 F14。每根燃料柱由八層燃料塊組成，共計 72 燃料塊：

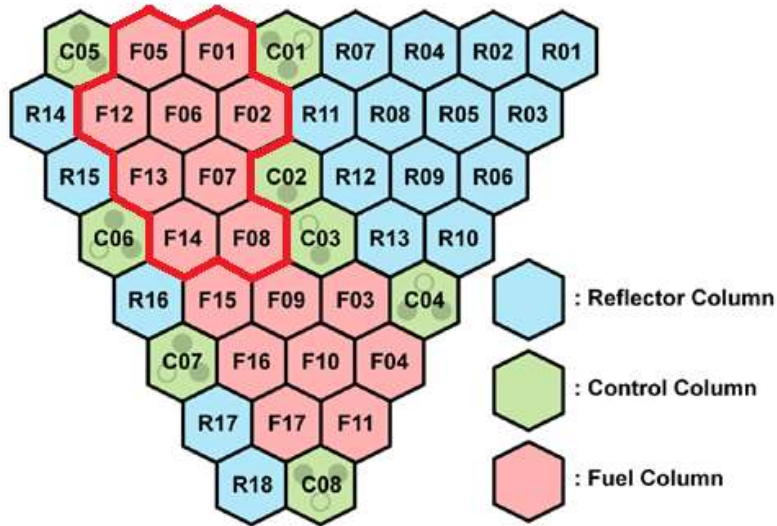


圖 3.4.1.19 GTHT300 CFD 模型模擬範圍

#### (4) 流體力學 CFD 模型測試結果

此處利用簡易熱傳模型疊代後最終的功率分布測試 CFD 模型的溫度。模擬條件如下：

1. 假設氦氣有效冷卻流量為原本總入口流量之 82%
2. 運轉壓力為 7 MPa
3. 燃料塊均勻熱功率產生

表 3.4.1.8 為簡易熱傳模型、CFD 模型與 JAEA 報告內的溫度分布整理表。表 3.4.1.8 內第一欄為 JAEA 報告[11]所提供的溫度分布，第二欄為簡易熱傳模型的溫度計算結果。第三欄至第五欄皆為 CFD 模型之計算結果。Channel model 為單一流道模型，column model 為單一燃料柱(八層)模型，最後一欄 1/12 core model 即爐心模型。單一流道與單一燃料柱模型在模擬時的功率使用層平均功率；爐心模型則是將各燃料塊的功率依照 MCNP5 所得結果一一填入。模型示意如圖 3.4.1.20。

表 3.4.1.8 GTHTR300 不同熱傳模型溫度分布比較

Fuel Temperature (Vol. ave)									
layer	Ref.	simplified model		channel model		column model		1/12 core model	
			diff(K)		diff(K)		diff(K)		diff(K)
1	1173	880	-293	879	-294	879	-294	880	-293
2	1173	919	-254	914	-259	914	-259	916	-257
3	1423	1000	-423	991	-432	991	-432	994	-429
4	1423	1092	-331	1080	-343	1080	-343	1086	-337
5	1423	1167	-256	1153	-270	1153	-270	1161	-262
6	1423	1220	-203	1208	-215	1208	-215	1215	-208
7	1423	1248	-175	1237	-186	1237	-186	1243	-180
8	1423	1256	-167	1248	-175	1247	-176	1253	-170
Moderator Temperature (Vol. ave)									
layer	Ref.	simplified model		channel model		column model		1/12 core model	
			diff(K)		diff(K)		diff(K)		diff(K)
1	1000	864	-136	N/A	N/A	862	-138	862	-138
2	1000	877	-123	N/A	N/A	871	-129	871	-129
3	1150	907	-243	N/A	N/A	893	-257	893	-257
4	1150	955	-195	N/A	N/A	934	-216	935	-215
5	1300	1014	-286	N/A	N/A	990	-310	991	-309
6	1300	1074	-226	N/A	N/A	1050	-250	1052	-248
7	1300	1126	-174	N/A	N/A	1106	-194	1109	-191
8	1300	1167	-133	N/A	N/A	1153	-147	1155	-145

\*Diff =  $T_{\text{model}} - T_{\text{ref}}$

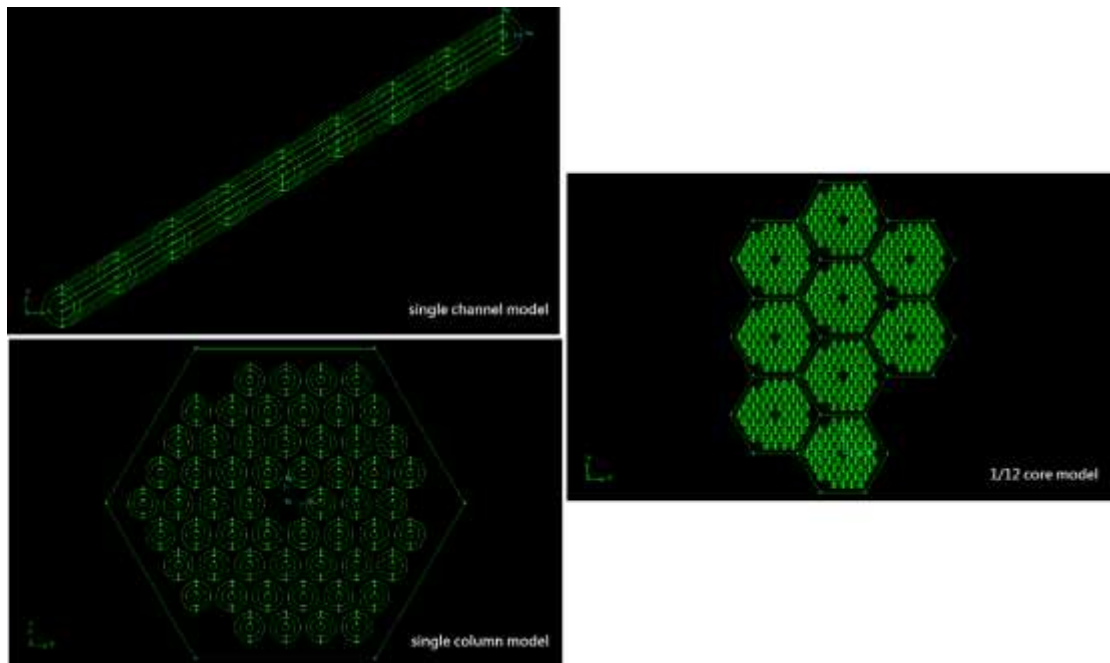


圖 3.4.1.20 GTHTR300 單一流道、燃料柱與 1/12 爐心的 CFD 模型



表 3.4.1.8 內數據顯示，簡化熱傳模型與計算流體力學方法所得到的結果彼此之間非常接近，燃料溫度差異最大的地方在第六層，大約 **10 K**，緩速體大約 **20 K**，這顯示了在穩定運轉時的熱流分析可以用簡易熱傳模型分析溫度分布。而不論簡易熱傳模型或是 CFD 的結果與 JAEA 報告中所提供的溫度分布均有 **100 至 250 K** 的差距，與簡化熱傳模型的結果相似。因此目前暫且確認兩種模型的可行性，而模擬條件如氬氣進口溫度或是材料熱導度等條件需再確認。

(5) 更新入口冷卻劑溫度

在前述的計算結果中顯示爐心第一層的緩速體溫度即相差近 140K，由於蔡佳君碩士論文[12]的計算是設定入口溫度為 RPV 的溫度 860K，若改用文獻中的 1000K 作為入口溫度後，其計算結果如表 3.4.1.9。其結果顯示與文獻的溫度數據差異縮小，緩速體溫度最大差異約為 -150K，燃料溫度最大差異約為 -300K，但區域平均溫度差異則分別約為 -80K 及 -140K。由於文獻所提供的溫度分布相當粗略，軸向溫度分布只顯示二至三個區域的溫度，因此實質上的計算差異不容易比較，目前只能確認本研究建立之熱傳模型大致上正確，但可能有細部的參數會與文獻所使用的參數有差異。

表 3.4.1.9 更新入口溫度後的 GTHTR300 不同熱傳模型溫度分布比較

GTHTR300 Fuel Temperature comparison					
layer	Reference	SimpHx		1/3 Core	
			diff(K)		diff(K)
1	1173	1019	-154	1019	-154
2		1056	-117	1054	-119
3	1423	1131	-292	1129	-294
4		1219	-204	1217	-206
5		1291	-132	1290	-133
6		1347	-76	1346	-77
7		1378	-45	1377	-46
8		1389	-34	1388	-35
GTHTR300 Moderator Temperature comparison					
layer	Reference	SimpHx		1/3 Core	
			diff(K)		diff(K)
1	1000	1004	4	1004	4
2		1017	17	1016	16
3	1150	1047	-103	1045	-105
4		1095	-55	1094	-56
5	1300	1154	-146	1154	-146
6		1214	-86	1216	-84
7		1267	-33	1271	-29
8		1308	8	1314	14



### 3.4.1.3 針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習

#### (1) M&C 2017 國際研討會

今年四月 16 至 20 日於韓國濟州舉辦 M&C 2017 國際研討會。此研討會為核反應器物理領域內重要的國際會議之一。此次會議共有 412 篇會議論文，博士生林宗逸發表一篇壁報論文 Hybrid Nodal Greens Function Method with  $SP_3$  for Pin-by-pin Calculation。



圖 3.4.1.21a M&C 2017 會場，韓國濟州



圖 3.4.1.21b 發表之壁報論文

#### (2) 2017 Workshop on Advances in Reactor Physics

今年 12/19 日預計於清華大學李存敏館舉辦 2017 Workshop on Advances in Reactor Physics，邀請講者為西安交通大學李云召教授，以及上海交通大學趙榮安教授(已退休)。講題分別為 Variational Nodal Method for solving the neutron transport equation 及 The GSPn Theory。此次研討會共有約 30 位參與者，分別來自校內、核研所及台電等單位。



圖 3.4.1.22a 2017 Workshop on Advances in Reactor Physics 海報



圖 3.4.1.22b 2017 Workshop on Advances in Reactor Physics 參與者合照

### 3.4.1.4 利用 MCNP 及 NJOY 產生多群中子截面庫

此項工作屬於 3.4.1.1 節中的一部分。由於實際應用於爐心計算過程裡，仍以 MCNP 使用連續能量的中子截面計算結果為多數機構所採用的參考數據，本研究發展利用 MCNP 產生多群中子截面庫的方法。然而在建立多群中子截面庫時，MCNP 無法計數(tally)出多群的散射截面矩陣(g->g') 以及分裂中子能譜( $\chi_g$ )，因此參考多個利用 MCNP 產生多群中子截面庫的研究[13-15]後，建立一處理程式 NJOYmgxs 結合 MCNP 及 NJOY 程式，利用 MCNP 計數出均勻材料內的多群中子通率作為 NJOY 的 GROUPT 所需的多群權重通率 C(E)，依此透過 Bondarenko model[16]所產生的不同背景截面(background cross section,  $\sigma_0$ )下的中子截面數據，如(3.4.1.9)式。本研究中假設 $\sigma_{pg}^i$ 為彈性散射截面。在此均勻材料內的各核種 i 所需的背景截面  $\sigma_0$  會受到其他核種總截面的影響，因此需透過疊代計算方式找出背景截面，之後依此背景截面 log-linear 內插出其他截面數據。

$$\sigma_{tg}^i(\sigma_{0g}^i, T) = \frac{\int_g \frac{\sigma_t^i(E, T) C(E) dE}{\sigma_{0g}^i + \sigma_t^i(E, T)}}{\int_g \frac{1}{\sigma_{0g}^i + \sigma_t^i(E, T)} C(E) dE} \dots\dots\dots (3.4.1.9a)$$

$$\sigma_{0g}^i = \frac{1}{N^i} \sum_{j=i} N^j \sigma_{tg}^j(\sigma_{0g}^i, T) + \sigma_{pg}^i \dots\dots\dots (3.4.1.9b)$$

本研究設計兩個簡單立方體的測試問題，分別為均質及異質材料，此測試問題設定溫度為 600K，採用 ENDF 7.1 截面庫，共有三種核種(C、U<sub>235</sub> 及 U<sub>238</sub>)，原子密度如下表。均質簡單立方體的尺寸為 4x4x4 cm<sup>3</sup>，邊界條件為反射邊界。異質簡單立方體的尺寸為 4x4x4 cm<sup>3</sup>，中心為 2x2x2 cm<sup>3</sup> 的燃料(U<sub>235</sub> 及 U<sub>238</sub>)，以外的區域為緩速體(C)，邊界條件為反射邊界。

表 3.4.1.10 測試問題中的核種原子密度

Isotope	Atom density
6000.81c	8.7804E-02
92235.81c	7.9888E-04
92238.81c	2.2405E-02

#### (1) 均質簡單立方體(cube\_homo)

利用 MCNP 進行此測試問題的計算，採用 epri-cpm 69-group 的能群結構，但最高能群邊界從 10 MeV 調整至 20 MeV。MCNP 計算 1100 個 cycle(跳過前 100 個)，每個 cycle 計算 5x10<sup>5</sup> 粒子，在條件下計數出的 69 群中子通率在低於 0.05eV 的統計誤差為 5%~28%，能量越低誤差愈大，其 k<sub>eff</sub> 為 0.66896±0.00001。同時也可利用 MCNP 計數各核種的總截面，與 NJOYmgxs 所產生的數據比較，並且與只考量 infinite dilution 狀態下的各核種總截面比較，比較結果如圖 3.4.1.23，顯示對於 U<sub>238</sub>(92238)核種在 infinite dilution 狀態下的共振區域數據差異最大。

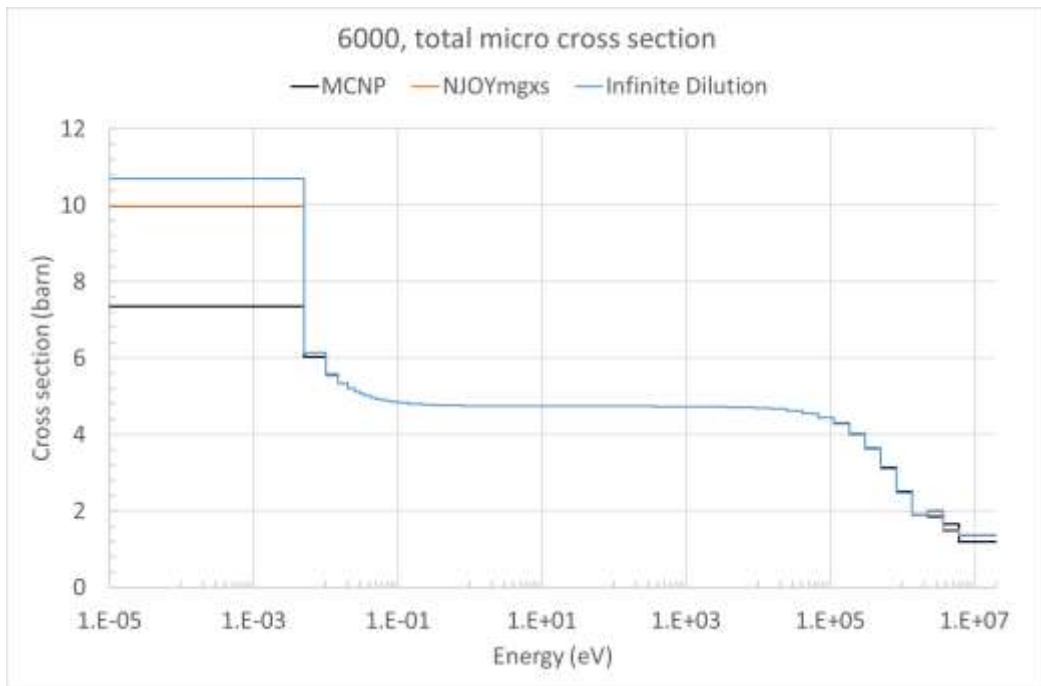


圖 3.4.1.23a 均質簡單立方體的 C 核種(6000)總微觀截面比較

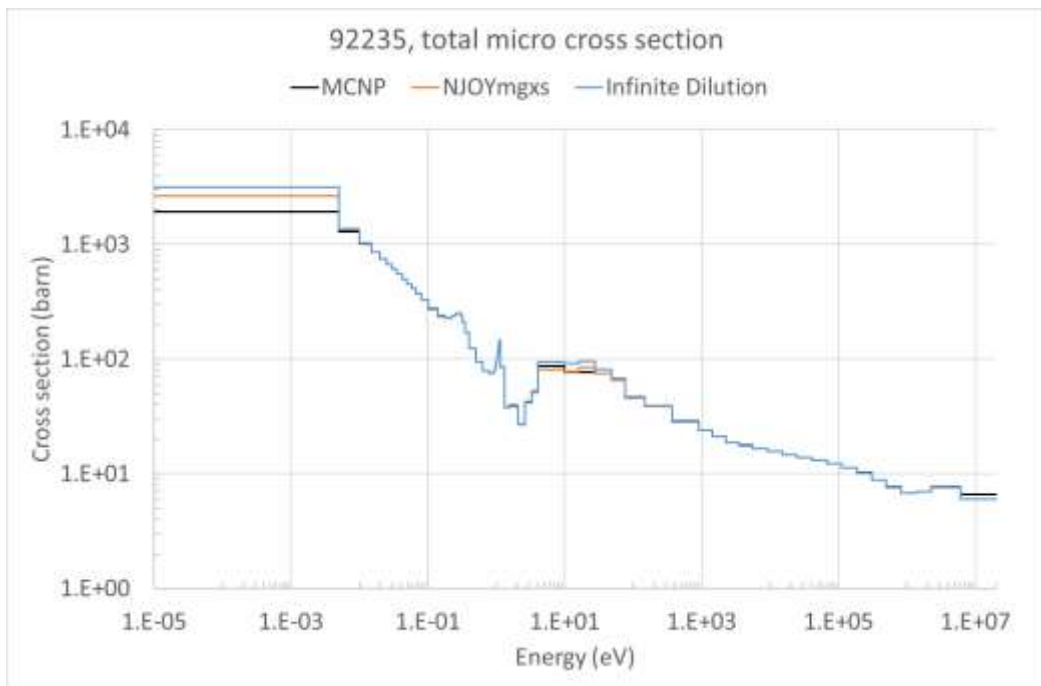


圖 3.4.1.23b 均質簡單立方體的 U<sub>235</sub> 核種(92235)總微觀截面比較

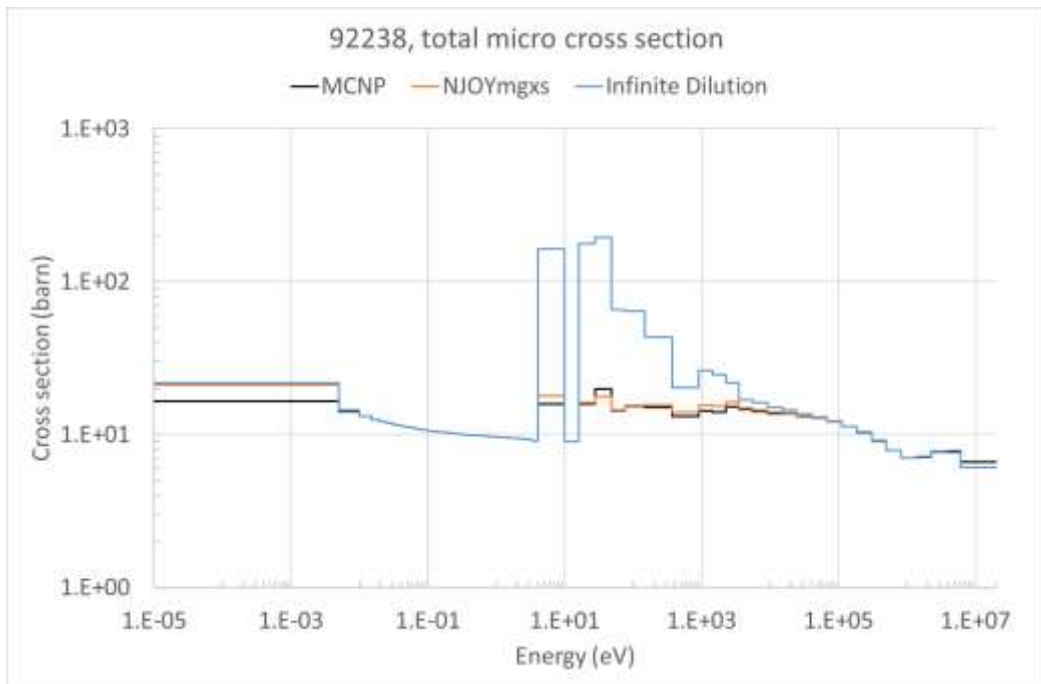


圖 3.4.1.23c 均質簡單立方體的  $U_{238}$  核種(92238)總微觀截面比較

透過 NJOYmgxs 所產生的 69 群中子截面庫，經整理後產生 NuCoT 程式的輸入格式，其  $k_{\text{eff}}$  數據與 MCNP 結果相差為 82 pcm，顯示其 NJOYmgxs 建立之中子截面庫準確度相當好。

## (2) 異質簡單立方體(cube\_hete)

與均質簡單立方體的 MCNP 參數相同，其 69 群中子通率在所有能群所有區域的統計誤差均小於 0.1%，其  $k_{\text{eff}}$  為  $0.93237 \pm 0.00003$ ，各核種的總微觀截面比較如圖 3.4.1.24，同樣顯示 infinite dilution 狀態對  $U_{238}$ (92238)核種造成共振區域的極大差異，但 NJOYmgxs 所建立的  $U_{235}$ (92235)及  $U_{238}$ (92238)核種總截面在共振區域也有部分差異，其原因應來自於燃料逃脫機率(escape probability)的影響，因此 NJOYmgxs 提供另一功能，可讀入 MCNP 的各核種總微觀截面及彈性散射截面作為背景截面的計算依據，並將 MCNP 的總微觀截面與利用此背景截面所算出的總微觀截面，兩者相除所產生各群的調整因子來調整核種的各項截面數據，使得 NJOYmgxs 的各核種總微觀截面與 MCNP 數據相同，之後將 NJOYmgxs 所產生的 69 群中子截面庫，經整理後產生 NuCoT 程式的輸入格式，其  $k_{\text{eff}}$  數據與 MCNP 結果相差為 -94 pcm，若不納入此調整因子則會相差 5259 pcm。

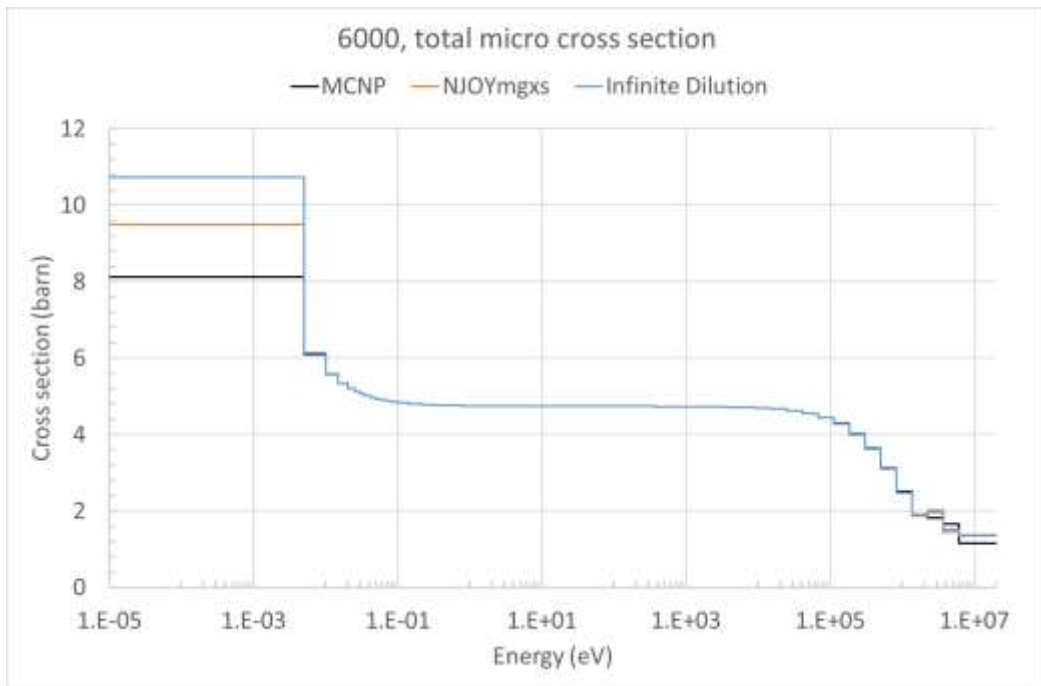


圖 3.4.1.24a 異質簡單立方體的 C 核種(6000)總微觀截面比較

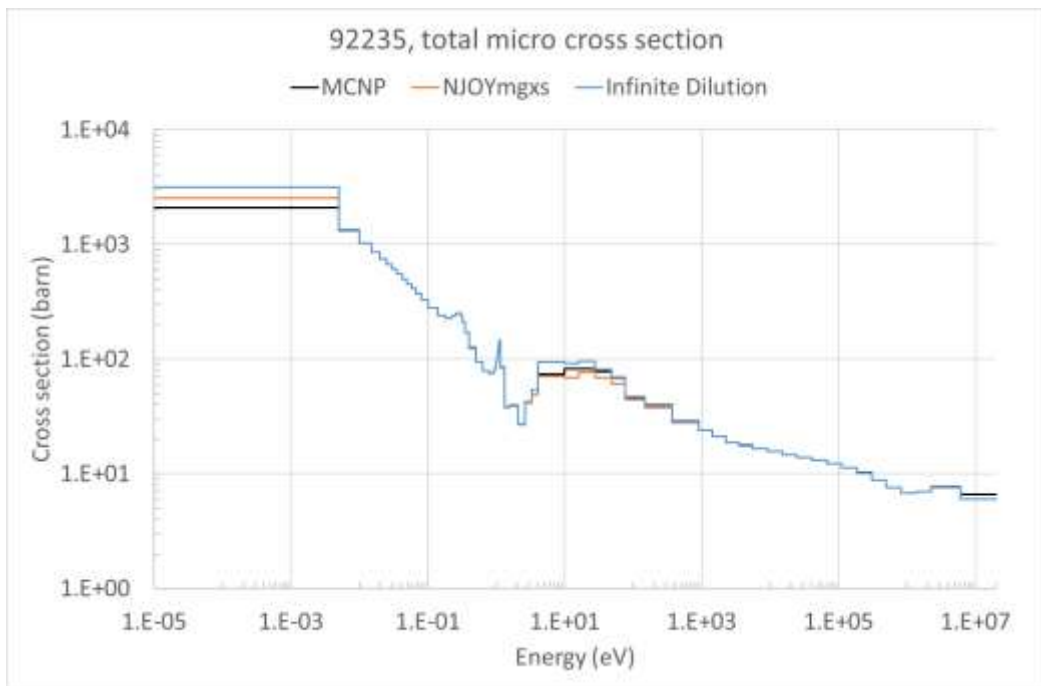


圖 3.4.1.24b 異質簡單立方體的 U<sub>235</sub> 核種(92235)總微觀截面比較



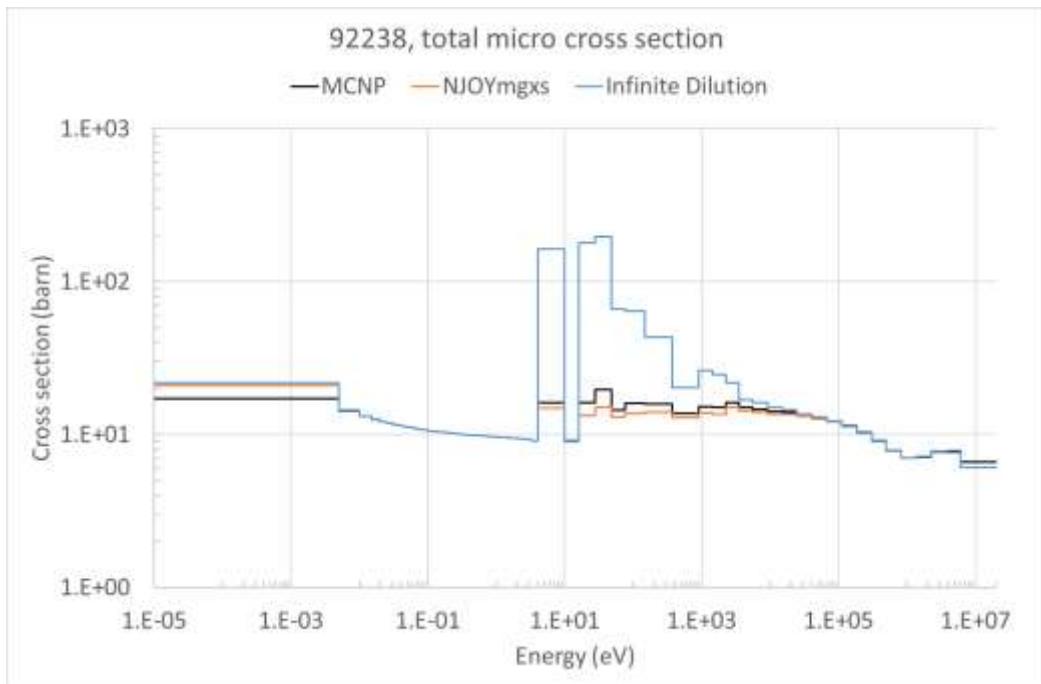


圖 3.4.1.24c 異質簡單立方體的  $U_{238}$  核種(92238)總微觀截面比較

### 3.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析

回顧全球歷史上所發生最重大之核電廠嚴重事故分別有 1979 年美國三哩島事件、1986 年蘇聯車諾比核能災變及 2011 年日本福島第一核電廠事故，三次事故皆對於整體核能產業帶來莫大之衝擊與影響。而車諾比事故及福島事故更對核電廠周遭居民之健康與財物造成相當大之傷害。因此，當核電廠發生嚴重事故時，能提供有效之緩解措施是有急迫性及必要性。目前針對輕水式核能電廠爐心熔毀事故，現有技術所提供之緩解措施除施予反應爐槽內緊急爐心冷卻注水系統(Emergency Core Coolant System; ECCS)以提供移熱之熱沉外，另外尚有反應爐槽外部冷卻(External Reactor Vessel Cooling ; ERVC)，運用反應爐槽外部冷卻流道引進冷卻水，並透過高強度不鏽鋼反應爐槽之熱傳達到移熱之作用，其目的為將掉落反應爐槽底部之爐心熔融物質保存在反應爐槽內(In Vessel Retention ; IVR)，最終不致使爐心熔融放射物質外洩於外在環境中。一般而言，為了能了解 IVR 的特性，最有效且直接的方式係進行實驗來驗證。然而，實驗上當發熱源表面之過熱度及氣泡產生速率已遠大於冷卻水接觸熱傳表面之機率時，汽膜內僅存的冷卻水會逐漸沸騰，並導致該處表面會產生局部空燒的現象，最終導致燒毀，此現象稱為表面熱傳達到臨界熱通率(Critical Heat Flux ; CHF)。在實驗方面事實上會耗費相當多的經費，因此計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)方法可藉由數值模擬的方式來預測，亦可成為實驗執行前之設計最佳化之工具。

CFD 主要是利用質量、動量與能量守恆方程式(Conservation Equations)以及適當的紊流模式、化學反應、雙相流與沸騰熱傳模式等來模擬局部熱水流特性。CFD 應用在核能領域上將可改善系統分析程式之不足，以更有彈性的方式來提昇核電廠安全分析之準確性與其應用範圍。近年來 CFD 在核能領域的應用上，大多著重於單相流的計算，如燃料束通道之流況分析、乾貯系統的移熱分析等。現階段全世界核能安全分析界藉由國際學術交流及合作，如著名之 CFD4NRS 國際研討會，在研究進度上已正式邁入新的階段，CFD 程式應用於核電廠雙相流現象模擬分析，並進一步研究可行的雙相流沸騰模式。由於雙相沸騰特性蘊藏著複雜的物理現象，且汽液介面亦隨時間與位置而改變。對於核電廠而言，雙相流與沸騰熱傳存在於沸水式反應器(Boiling Water Reactor, BWR)的爐心與壓水式反應器(Pressurized Water Reactor, PWR)的蒸汽產生器，以及二者處於假想之核能安全事故內。沸騰熱傳與雙相流現象主要係因熱能導致液體受熱蒸發而產生汽泡，其物理現象包含汽泡生

成、成長與遷移、汽泡組合與分裂、雙相紊流擾動與熱傳增益、流譜變化、沸騰與冷凝等相變化以及雙相不穩定等等。故沸騰熱傳之雙相流物理現象在進行模式分析與計算有相當程度的複雜性，不僅增加了模擬模式的困難度，亦增加了數值計算的複雜度、準確性及收斂的穩定性。因此，如何利用 CFD 分析方法合理地模擬預測雙相沸騰特性，並實際應用於核能安全分析，係為本研究重要的課題。現今國際各研究團隊為了加速發展 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，並與全球核能界在 CFD 的發展上能達到並駕齊驅的水準，故本研究亦將自行組建雙相沸騰基礎實驗，與 CFD 分析成果進行平行驗證，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。所改善之 CFD 雙相沸騰模式，將可更廣泛且有效地應用於核能安全分析上，進而提供電廠人員與核管單位相當之助益。

改善 CFD 對雙相流與沸騰熱傳模擬的準確度，將可由三類重要的物理現象做為研究的起點：介面作用力(Interfacial Force)、介面面積濃度(Interfacial Area Concentration, IAC)以及雙相導致的紊流效應(Two-phase turbulence)，其中 IAC 提供了能夠評估介面作用力以及紊流對流場的特性長度。因此，IAC 模型亦會影響其他兩項模型的精確度。在模擬 IAC 的模式中，以介面面積傳輸方程式(Interfacial Area Transport Equation, IATE)為適用性最廣泛且計算資源相對較少的理論模型。經近幾年的發展，IATE 對於一維的氣泡流(Bubbly flow)已有可靠的模擬成果，然而應用於三維的 CFD 模式至今仍在發展中。現階段三維之 IATE 模式有所不足的地方，大致可以分為以下幾個方面。

#### 1. 完全發展流

目前 IATE 在模擬氣泡流方面有一定的可靠性，在 Cap bubble flow 的模擬結果亦是有其可參考的價值。理論上 IATE 應是有潛力與能力可以模擬流譜係由 bubbly flow 發展成 beyond bubbly flow 的過程。然而，尚未發現有實驗係針對發展流之區域進行量測，因此對於 IATE 的模式發展上，在發展流區域仍是需要以實驗及其數據作進一步地驗證。

#### 2. 三維參數的修正

目前大部分研究所修正的 IATE 模式，其參數絕大部分係由一維模式所推導而得，而這些參數若導引至三維 CFD 模式時則必須要進行適當的修正。至今僅只 Ishii 等人的模式有進行過修正，但其修正的基準係根據實驗數據作最佳化處理，並沒有對其模式有進一步地修正。

#### 3. 紊流對於介面面積的影響

紊流效應對氣泡的結合與破裂有很大的影響，在一維 IATE 中氣泡的破裂與結合模型是與紊流消散率(turbulence dissipation rate)的截面平均有關，但紊流消散率對徑向確有很大的變化。因此，對於三維 CFD 模式能直接採用原有的模式，必須對徑向的分布作進一步修正。

#### 4. 氣泡結合破裂模型

目前既有的量測設備只能量測 IAC 的總體變化，並不能準確的決定膨脹、破裂、結合等各個機制。然而在低壓的狀況之中，氣泡因為壓降的膨脹會是介面面積濃度變化的主因，縱使氣泡結合、破裂的模式有較大的誤差，並不會反映在結果之中。

由前期計畫的成果以及國際上許多向下加熱及多種角度變化的實驗中，皆顯示加熱面向下之角度越接近水平角度時，將會有較多的汽泡分裂與合併的現象[8、9]。這是因為汽泡在較垂直的加熱面下並不受到限制影響，而有較快的速度進而導致汽泡因互相碰撞而結合的機率增加，而速度較快的汽泡也會產生更強勁的紊流使得原本的較大的氣泡破裂。這些汽泡頻繁破裂與合併的區域正是目前 IATE 的弱點。本研究最終目的係以實驗獲取優質數據提供 CFD 進行驗證，並進而改善 CFD 對



雙相流與沸騰熱傳模擬的準確度。現階段 CFD 之雙相流模式上，針對 IATE 以及氣泡破裂與合併現象的模擬準確性較差，若要針對上述提及的缺點進行修正，在實驗的規劃與設計上則必須有所調整。過去的向下加熱實驗可發現，其氣泡在破裂與合併的機制並無較明顯的發現，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。故本研究將修正既有之雙相沸騰基礎實驗，新的實驗裝置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。實驗環路系統主要的組件係由水泵、儲水槽、預熱器、冷凝器等組成，如圖 3.4.2.1 所示。此雙相流與沸騰熱傳實驗可以重現沸騰情況下的內部流場、沸騰現象、空泡分率、流譜等，另外除了能應用於 IVR 之外，亦可應用於爐心以及蒸氣產生器。在 CFD 分析程式的模擬計算部分，藉由實驗操作條件與數據成果來改善目前 CFD 在雙相沸騰模擬理論模式之不足。而在流場結構方面，實驗成果將先以既有之 IATE 模式來模擬實驗，並改善現有模型的不足。而在低流速的條件下之沸騰實驗除了可以驗證目前 IATE 的沸騰、冷卻模型是否適用，更可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。本研究最終目的為建立與精進本土自主雙相沸騰實驗建立與 CFD 分析驗證之能力，進而加強核能電廠機組之運轉安全，讓民眾人身與財物獲得最大的保障。

上一年度，本研究已設計規劃雙相沸騰實驗，並廣泛蒐集彙整 CFD 之雙相沸騰模式與 IATE 相關之重要文獻。本年度則是

- 蒐集彙整雙相流譜鑑定與 CFD 雙相沸騰模式之學術論著。
- 進行雙相沸騰環形管流實驗並設計利用不同高度之探針(如圖 3.4.2.2 所示)，量測雙相環狀流內氣泡之尺寸與速度。
- 利用透明管與高速攝影，觀察氣泡膨脹、破裂、結合以及流動與擾動等特性。
- 利用量測與觀察之氣泡流動特性，進行新 IATE 模式之建立與其校驗。
- 撰寫相關報告與期刊或國際會議論文。

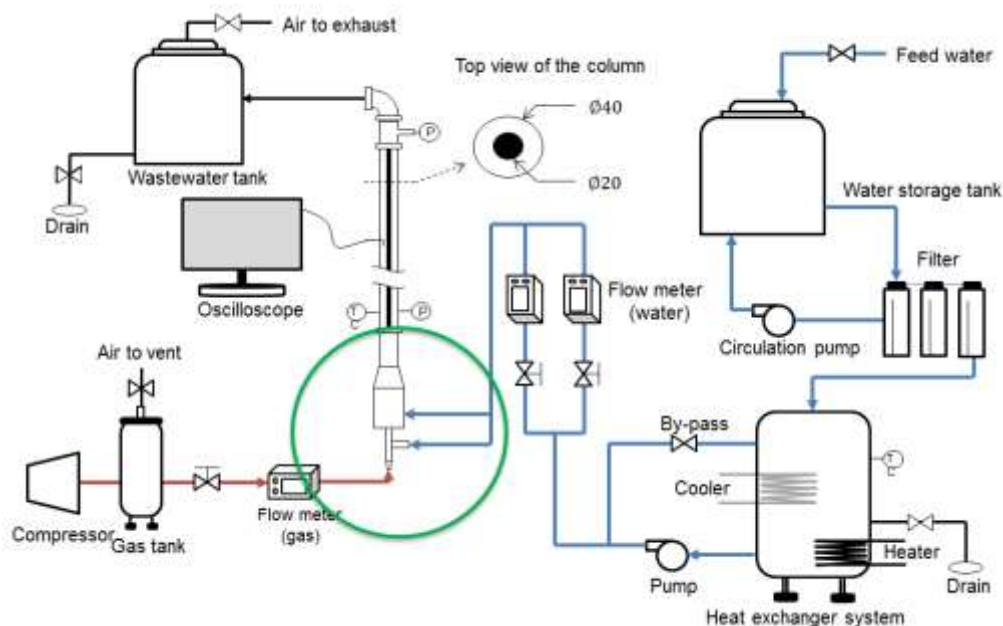


圖 3.4.2.1 雙相沸騰實驗環路示意圖

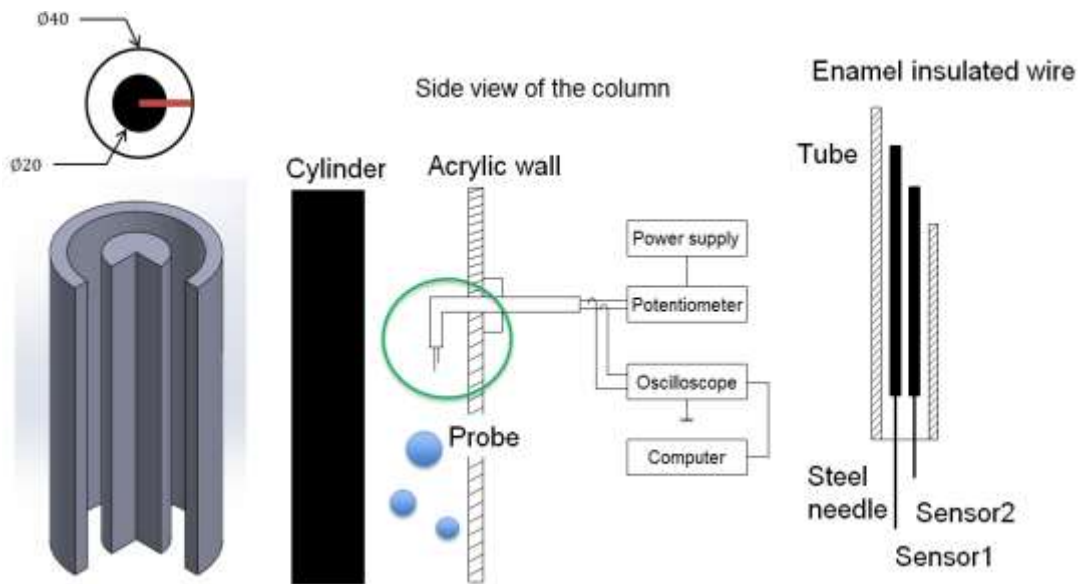


圖 3.4.2.2 偵測氣泡尺寸與速度所設計之探針示意圖

工作項目 \ 年月	106 1	106 2	106 3	106 4	106 5	106 6	106 7	106 8	106 9	106 10	106 11	106 12
蒐集彙整雙相流譜鑑定與 CFD 雙相沸騰模式之學術論著												
量測雙相環狀流內氣泡之尺寸與速度												
觀察氣泡膨脹、破裂、結合以及流動與擾動等特性												
進行新 IATE 模式之建立與校驗分析												
撰寫相關報告與論文												
完成累積百分比(%)	8	16	24	33	41	50	59	67	75	84	92	100

### 3.4.3.1 執行方法

#### 1. 量測雙相環狀流內氣泡

為了得到局部的空泡分率(local void fraction)與介面面積濃度(interfacial area concentration, IAC), Kataoka、Hibiki 和 Bartel 等人研發出雙探針法。雙探針運作原理為利用水與空氣的不同電阻值, 藉由探針量測阻值來界定探針所在位置為水或氣泡。從外觀觀察探針發現在探針前端觸發位置點(Sensor)為兩個不同的高度, 彼此相差  $\Delta s$ , 以流體流動方向區分探針, 由下至上可以分為上游探針(Upstream sensor)與下游探針(Downstream sensor), 如圖 3.4.2.3 所示。藉由上、下游探針量到氣泡時的時間, 即可以推算到氣泡的速度, 如圖 3.4-2.4 所示, 其中氣泡速度  $v_{gj}$  為

$$v_{gj} = \frac{\Delta s}{\Delta t_j} \quad (3.4.2.1)$$

其中  $\Delta s$  為探針之間的距離,  $\Delta t_j$  為第  $j$  個氣泡通過的時間。

得知每個氣泡速度  $v_{gj}$ ，即可以統計得到該時間內氣泡之平均速度  $|\overline{v_{gj}}|$  與速度之標準差  $\sigma_z$ ，如 (3.4.2.2) 所示。藉由量測氣泡速度即可以依 (3.4.2.3) 計算得出 IAC，其中， $N_t$  為該時間內總共氣泡數量， $\alpha_0$  為氣泡與探針最有可能之交角，可由統計推得得，如 (3.4.2.4) 所示。

$$\sigma_z = \sqrt{\frac{1}{N_t} \sum_{j=1}^{N_t} (v_{gj} - |\overline{v_{gj}}|)^2} \quad (3.4.2.2)$$

$$\overline{a'_t(x_0, y_0, z_0)} = \frac{4N_t \left\{ \sum_j \frac{1}{|v_{gj}|} / \left( \sum_j \right) \right\}}{1 - \cot \frac{1}{2} \alpha_0 \ln \left( \cos \frac{1}{2} \alpha_0 \right) - \tan \frac{1}{2} \alpha_0 \ln \left( \sin \frac{1}{2} \alpha_0 \right)} \quad (3.4.2.3)$$

$$\frac{\sin 2\alpha_0}{2\alpha_0} = \frac{1 - \left( \sigma_z^2 / |\overline{v_{gj}}|^2 \right)}{1 + 3 \left( \sigma_z^2 / |\overline{v_{gj}}|^2 \right)} \quad (3.4.2.4)$$

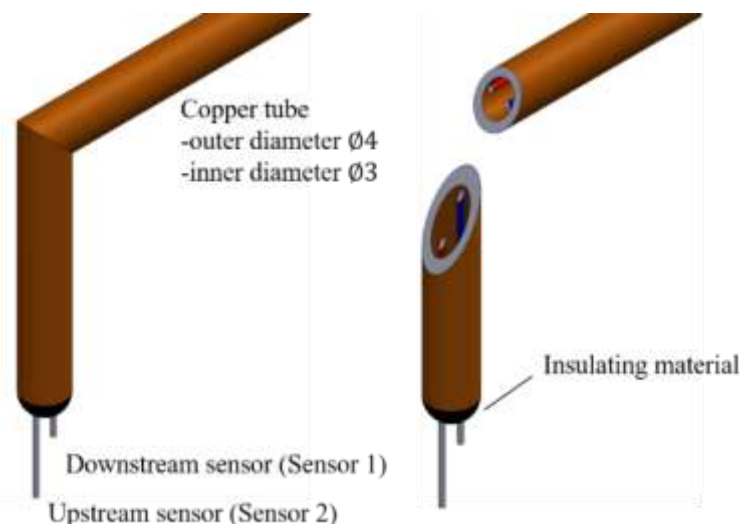


圖 3.4.2.3 探針簡單構造圖

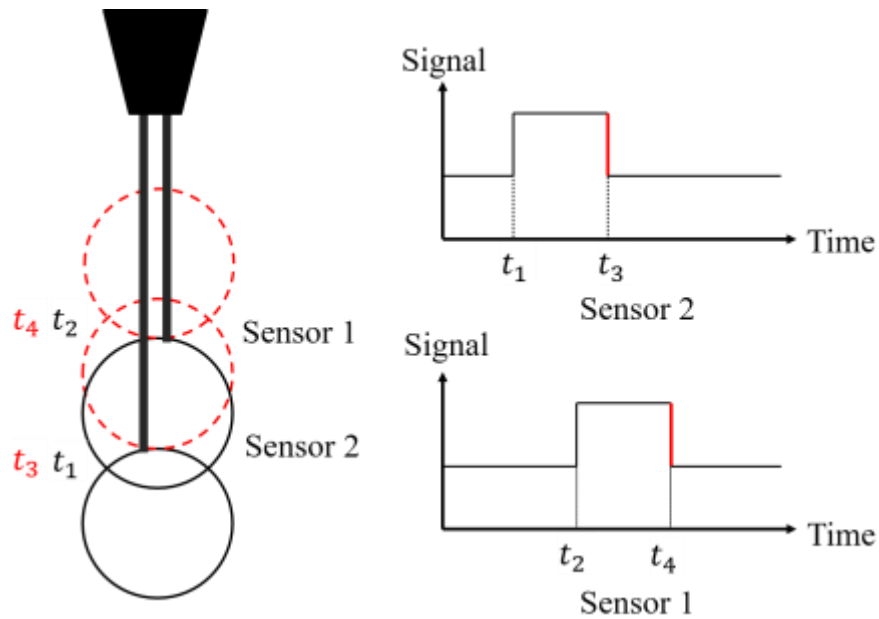


圖 3.4.2.4 訊號及氣泡的描述圖

但實際測量時，因為外在訊號侵入(馬達、冷氣、電腦等電子設備)，量測到的原始數據(Raw data)為一條不穩定、顫動的曲線，夾雜多餘的雜訊，如圖 3.4.2.5 所示。在圖 3.4.2.5 中，灰線所代表的原始數據包含許多快速的震盪，影響訊號的判定，因此需要低通濾波器(Low-pass filter)，容許低頻訊號通過，但減弱(或減少)高頻率之雜訊。本實驗中，對三種濾波法進行測試，分別為移動式濾波法(Simple Moving Average Filter, SMA)、中值濾波法(Median Filter)，以及高斯移動平均法(Gaussian Average Filter)。各濾波方式之說明如下：

#### Simple Moving Average Filter, SMA

SMA 利用雜訊紊動之平均為零的特性，取一段間格的原始訊號進行平均，即可濾掉高頻之雜訊，如(3.4.2.5)式所示

$$\langle S \rangle_i = \frac{1}{2N} \sum_{j=i-N}^{i+N} S_j \quad (3.4.2.5)$$

其中  $N$  為取樣數， $S_j$  為第  $j$  個訊號，圖 3.4-2.5 中  $N$  為 15。由圖 3.4-2.5 可以觀察到 SMA 雖然有效地過濾雜訊，但與原始數據相比，其訊號升高及降低的時間點均有顯著地位移，會影響到量測之結果。

#### Median Filter

中值濾波法將訊號分為若干區域，分別對區間取中間值，以此減少雜訊之震盪，本實驗以 3 個訊號點為一個區間，如(3.4.2.5)式所示

$$S_{3i-1} = S_{3i+1} = S_{3i} = \text{Mid}[S_{3i-1}, S_{3i}, S_{3i+1}] \quad (3.4.2.5)$$

其中  $\text{Mid}$  為取中位數之函式。由圖 3.4-2.5 可以觀察到，中值濾波法能有效地過濾雜訊，也對訊號升高及降低的時間點沒有顯著的位移，只有在峰值有些微可接受的微小偏差。

#### Gaussian Average Filter

高斯濾波法之原理與 SMA 皆為利用雜訊紊動之平均為零的特性，取一段間格的原始訊號進行平均，但高斯濾波法會對每個訊號點進行加權，加權因子的大小為一個高斯分布，如(3.4.2.6)式所示

$$\langle S \rangle_i = \frac{1}{s\sqrt{2\pi}} \sum_{j=i-3s}^{i+3s} S_j e^{-\frac{(S_j - S_i)^2}{2s^2}} \quad (3.4.2.6)$$

其中  $s$  為標準差，若  $s$  越大則截止頻率越小，本實驗中  $s$  為 10。如圖 3.4.2.5 高斯濾波法能有效地過濾雜訊，與原始數據比較後也可發現，高斯濾波法對於訊號升高及降低的時間點沒有顯著的位移，亦不會對峰值造成影響，因此本實驗選用高斯濾波法作為本次實驗之濾波方法。

但光由原始數據濾波後所得的平滑曲線，還無法判斷氣泡觸碰、脫離探針的時間點，必須假設由氣泡所輸入的訊號為方波，而因電路之阻尼變為緩慢上升/下降，必須引入 10%-90% 法則，才能還原由氣泡之輸入方波，如圖 3.4-2.6 所示。圖 3.4.2.6 紅線為一氣泡通過探針時所量測到的原始數據，黑線為經過高斯濾波過後的數據，藍線為套入 10%-90% 法則後所還原的方波。由圖 3.4-2.6 即可以明確的看出氣泡觸碰/脫離探針的時間點。並藉由氣泡觸碰/脫離的時間即可以推得區域點的空泡分率(local time average void fraction)，如式(3.4.2.7)所示

$$\bar{a} = \frac{1}{W} \sum_{j=1}^N Dt_j \quad (3.4.2.7)$$

其中  $Dt_j$  為第  $j$  個氣泡通過探針的時間， $W$  為量測時的擷取時間(Data acquisition time)， $N$  為在  $W$  時間內所量到的氣泡數目。

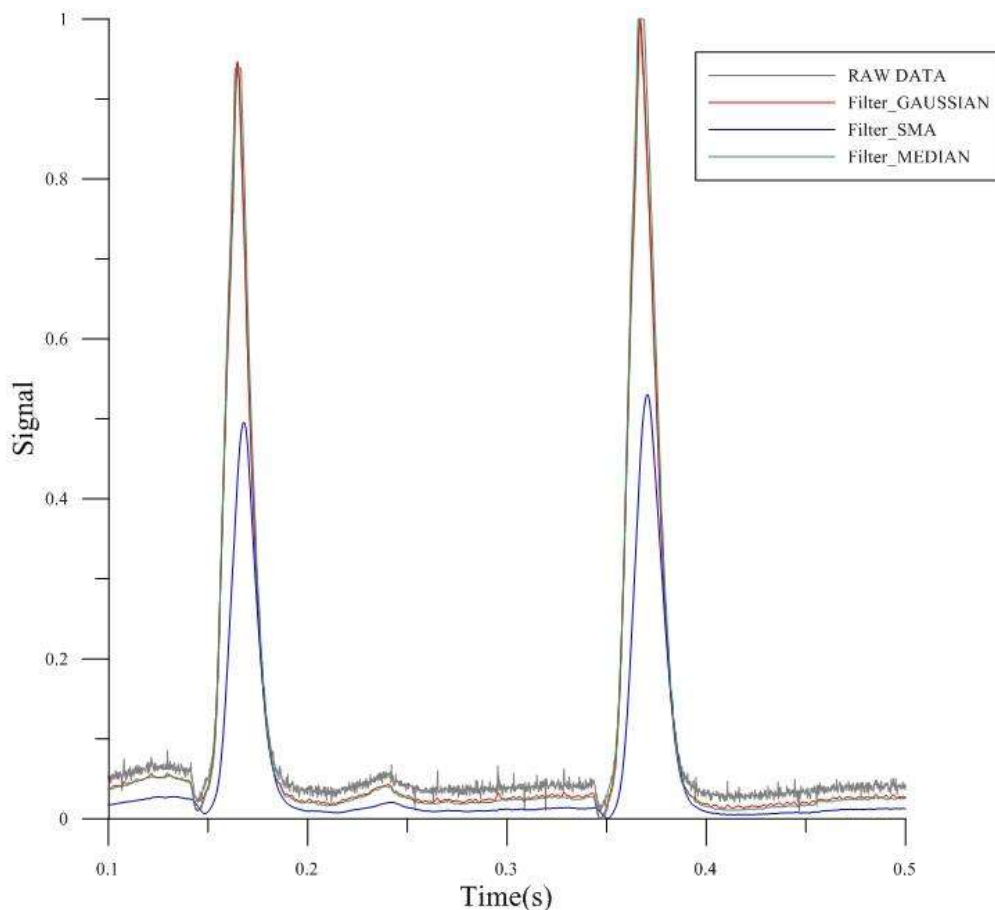


圖 3.4.2.5 原始數據與濾波法之比較



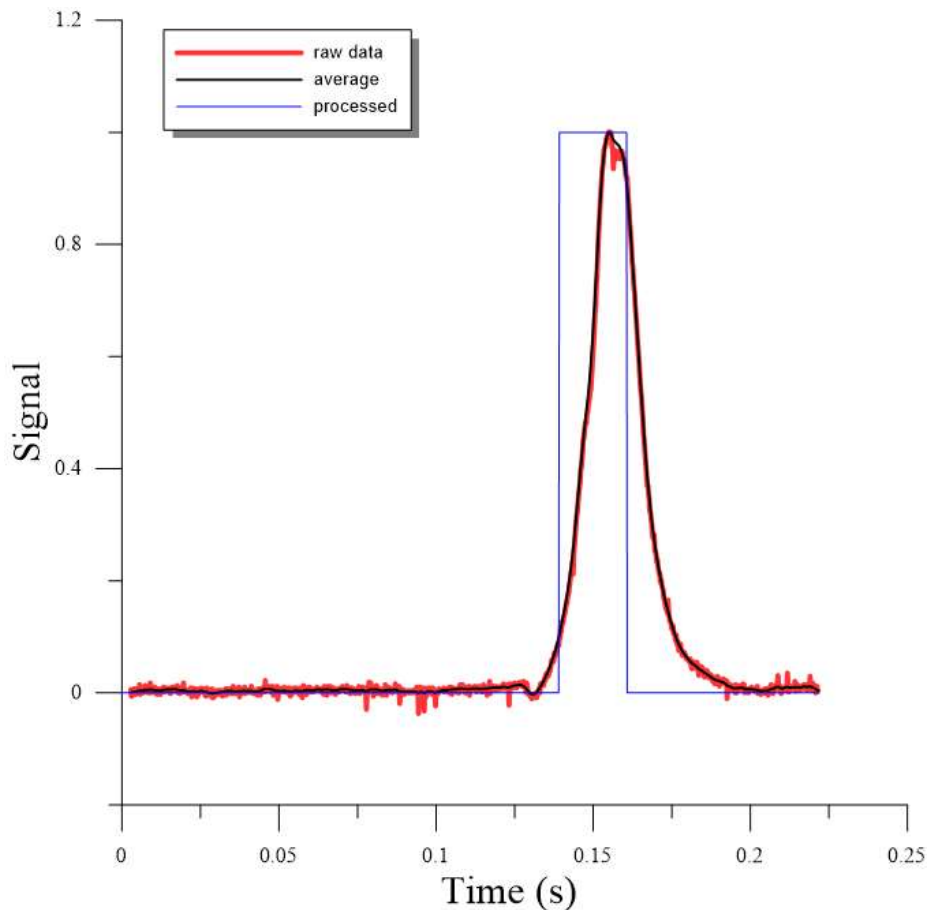


圖 3.4.2.6 原始數據與後處理比較圖(經過一個小氣泡)

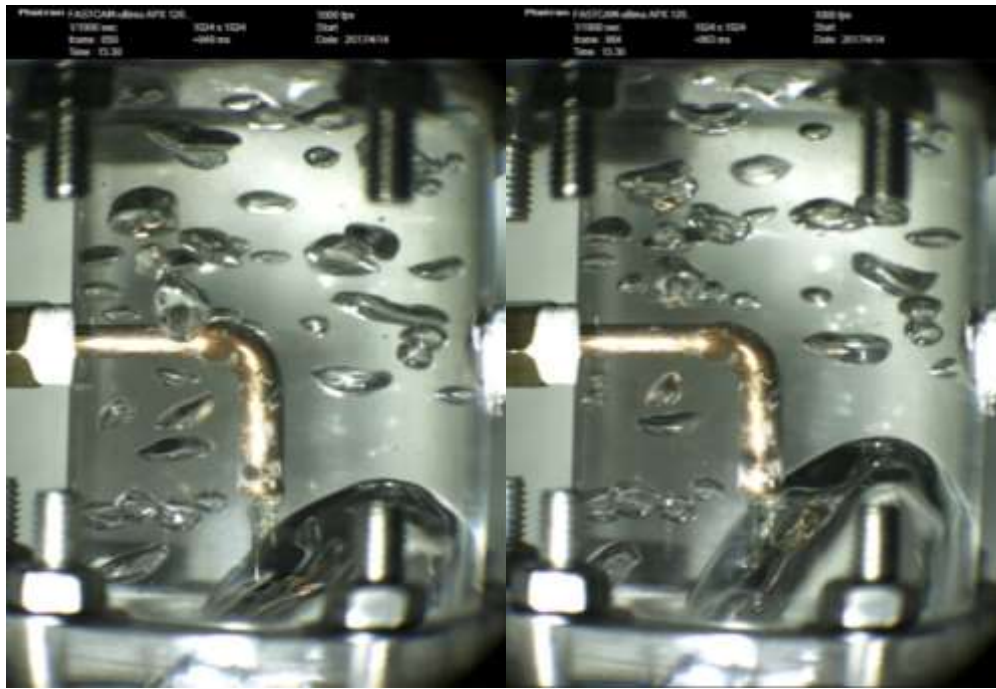
表 3.4.2.1 實驗條件

Run number	Superficial velocities(m/s)		Data acquisition time(s)
	Water	Air	
1	0.26	0.05	300
2	0.31	0.13	300
3	0.31	0.05	300
4	0.31	0.21	300
5	0.30	0.02	300
6	0.30	0.03	300
7	0.30	0.05	300

氣泡於流場中的移動與變化的時間尺度(time scale)，約略落毫秒等級，因此需要利用高速攝影機才能捕捉氣泡液面的變化。圖 3.4.2.7 即為用高速攝影機捕捉氣液介面經過探針情形，其中圖 3.4.2.7(a)可觀察到氣液介面剛好觸碰到下游探針，而圖 3.4-2.7(b)則觀察到氣液介面剛好出碰到下游探針。依據圖 3.4.2.7 (a) (b)的時間點則可以驗證探針量測的準確性。

## 2. 空泡分率之量測

依上節所描述雙探針之工作原理，可以發現雙探針之誤差來自於(1)電路之延遲時間(2) 10%-90%法則可能造成之誤差。為估算誤差可以同時由探針與攝影機記錄氣泡的移動速度，如圖 3.4.2.8 所示，其中橫軸為使用探針所量測到的氣泡速度，縱軸為使用高速攝影機所量測的氣泡分布，由圖可觀察到誤差範圍在正負 7%左右，顯示本研究之探針量測方法擁有極高的可信度。



(a) (b)

圖 3.4.2.7 氣泡碰觸探針表面

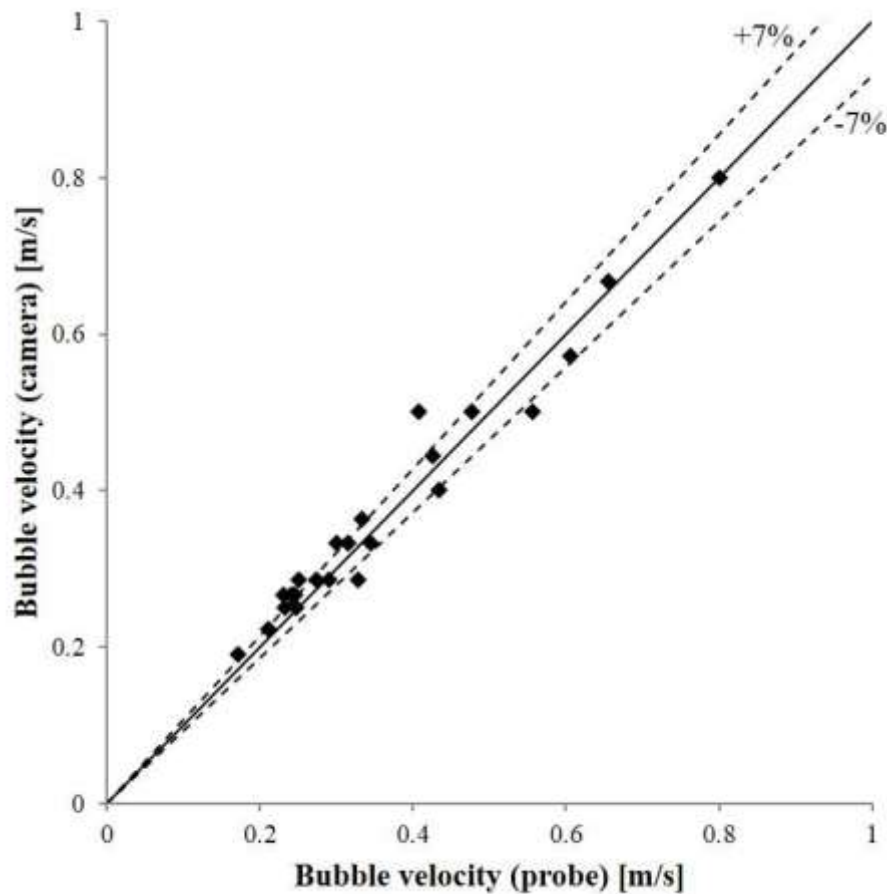


圖 3.4.2.8 比較探針量測與高速攝影機量測氣泡速度

依此量測方法，即可得到空泡分率於徑向的分佈圖，如圖 3.4.2.9 所示。其中橫軸為無因次化半徑，縱軸為空泡分率，紅點為  $z/D_h=52$  時的量測，黑色為  $z/D_h=5$  時的量測值。量測之進口條件 3.4.2.1 所示，其中所有的實驗皆控制在氣泡流(bubbly flow)下。由圖可看出在兩個條件下，空泡分



率會向中間集中(core peak)，與流譜相符。黑色實線為在  $5D_h$  所量測得到的空泡分率值可以觀察到分布明顯混亂，紅色實線為經過一段長度與時間後到達  $52D_h$ ，曲線中間變得較為平滑，代表經過一段時間後流場漸漸接近穩定。

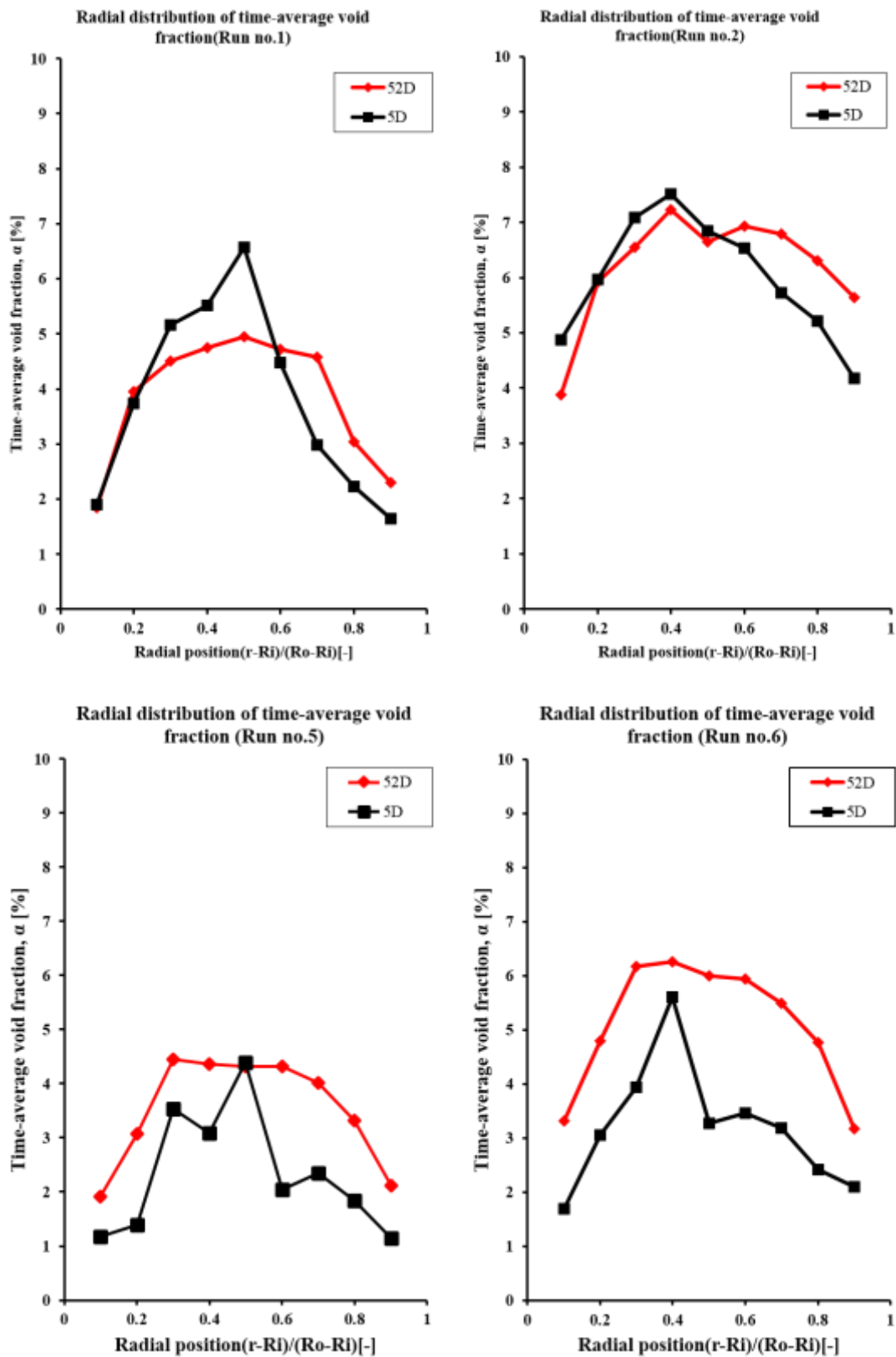


圖 3.4.2.9 於  $z/D = 54$  之空泡分率分布

圖亦比較相同  $J_G$  與不同  $J_L$  下互相比較，可以發現線條幾乎可以為類似，代表  $J_L$  不影響空泡分率，反之  $J_G$  可能為主要影響因素之一，如圖 3.4.2.11 所示， $J_G$  越大空泡分率值越大。

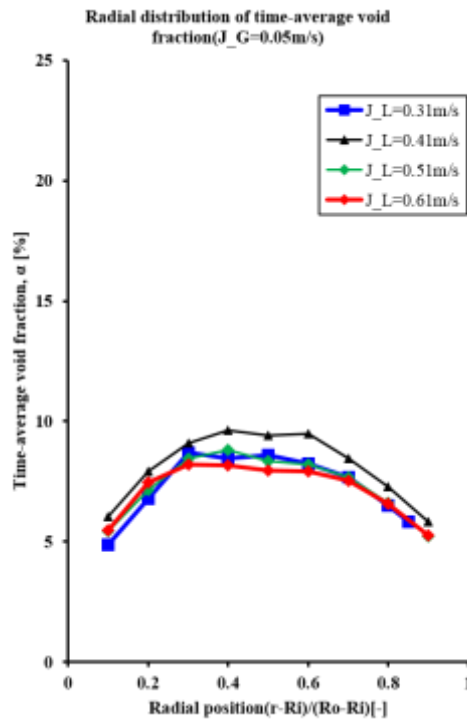


圖 3.4.2.10 不同液體表像速度下空泡分率分布

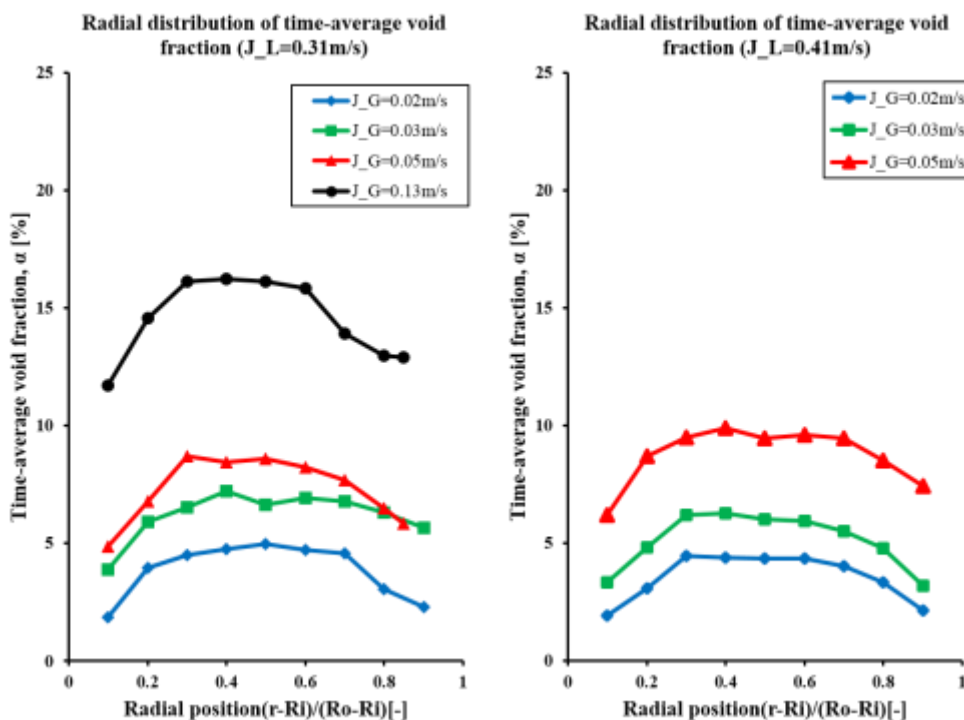


圖 3.4.2.11 不同氣體表像速度下空泡分率分布

### 3. 介面面積濃度之量測

圖顯示出縱向 IAC 值徑向分布，若假設徑向分布  $D_{sm}$  為相同，可以發現 IAC 值分布趨勢與空泡分率累同，IAC 隨著空泡分率而變大。但實際情形  $D_{sm}$  不會相同，氣泡會因為直徑大小和 IAC 值

造成氣泡結合情形不同，且在  $5D_h$  處量得 IAC 中間值比  $52D_h$  處還要高，代表在此區域為小氣泡再重新排列，但在  $52D_h$  處 IAC 數據為中間突起平滑曲線 core-peak 曲線，圖 3.4.2.14 得知  $J_G = 0.05m/s$  固定，不同  $J_L$  趨勢皆類似，且平均之 IAC 約莫累同分別為 53.899、49.846、50.939  $m^{-1}$ ，反之固定  $J_L = 0.31m/s$ ， $J_G$  值越大，平均 IAC 值依序為 33.453、47.295、49.485  $m^{-1}$ ，另一個條件，固定  $J_L = 0.41m/s$ ， $J_G$  值越大，平均 IAC 值依序為 29.415、38.829、52.66  $m^{-1}$ ，且皆為 core-peak 分布，如圖 3.4.2.14 所示。

#### 4. 校驗介面面積濃度之模式

Hibiki 與 Ishii 藉由量測圓管雙相流支流場結構，提出了介面面積濃度變化之機制，包括壓力膨脹  $\Phi_P$ 、紊流衝擊  $\Phi_{TI}$  以及氣泡合併  $\Phi_{BC}$ ，如下所示

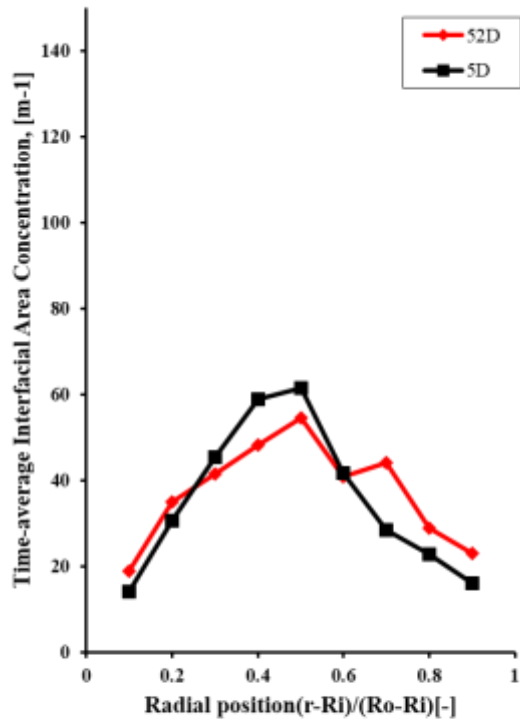
$$\begin{aligned}\Phi_P &= \frac{2}{3} \left( \frac{a_i}{\alpha} \right) \left\{ \frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla g (\alpha v_g) \right\} \\ \Phi_{TI} &= \left( \frac{a_i}{\alpha} \right)^2 \frac{\Gamma_B \alpha (1-\alpha) \varepsilon^{1/3}}{D_b^{11/3} (\alpha_{\max} - \alpha)} \exp \left( - \frac{K_B \sigma}{\rho_f D_b^{5/3} \varepsilon^{2/3}} \right) \\ \Phi_{BC} &= \left( \frac{a_i}{\alpha} \right)^2 \frac{\Gamma_C \alpha^2 \varepsilon^{1/3}}{D_b^{11/3} (\alpha_{\max} - \alpha)} \exp \left( - K_C \sqrt{\frac{D_b^5 \rho_f^3 \varepsilon^2}{\sigma}} \right)\end{aligned}\quad (3.4.2.8)$$

但未有研究對環狀管之雙相流提出類似的介面面積濃度變化之模型，因此本研究預計將實驗量測的介面面積資料與式(3.4.2.8)互相比對，並驗證之。因為圓管與環形管之幾何差異，預期氣泡會在環形管中有較小的移動空間，使得氣泡結合更為容易，進而使得環形管量得的介面面積濃度會略低於式(3.4.2.8)所預測之值。其中壓力膨脹  $\Phi_P$  又可以使用裡相氣體之假設，展開為

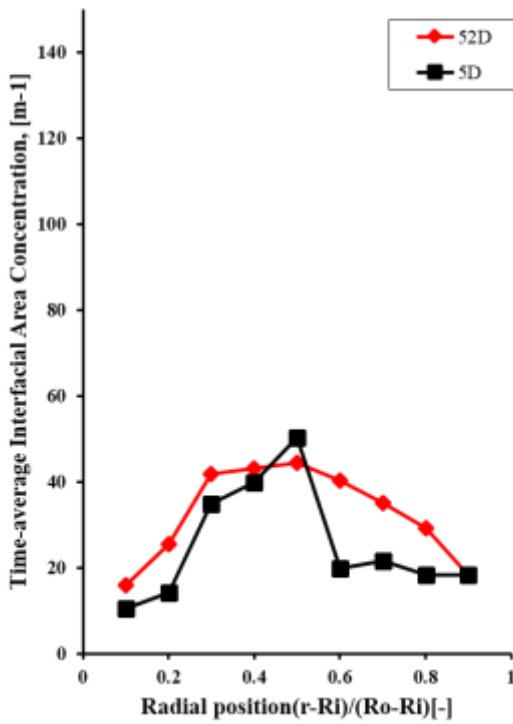
$$\Phi_P = \frac{2}{3} \left( \frac{a_i}{\alpha} \right) \left( \frac{P - P_{ref}}{P} \right) \quad (3.4.2.9)$$

其中， $P$  與  $P_{ref}$  分別代表壓力與某一參考壓力，如進口壓力或某一截面上之壓力。比較加入壓力膨脹模型之預測與實驗之比較如圖 3.4.2.15 所示，其中黑色方點為實驗量測值，白色圓圈為加入壓力膨脹模型之預測值。可以看出在氣體表象速度較小時，單純使用壓力膨脹模型即可以很好的預測 IAC 之變化，但在氣體表面速度較高時，因氣體帶來的紊流效應較大，可產生更多的紊流衝擊效應，因而使得預測之 IAC 較實驗量測低。

Radial distribution of time-average IAC  
(Run no.1)



Radial distribution of time-average IAC  
(Run no.5)



Radial distribution of time-average IAC  
(Run no.6)

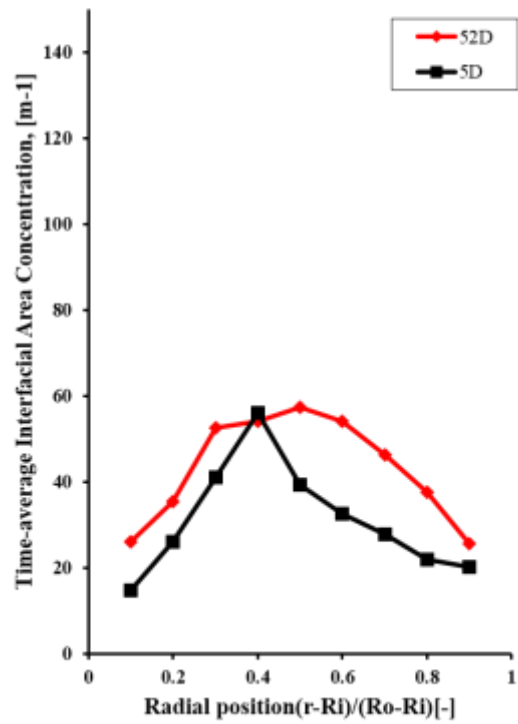


圖 3.4.2.12 不同高度下 IAC 分布(Run no.1,5&6)

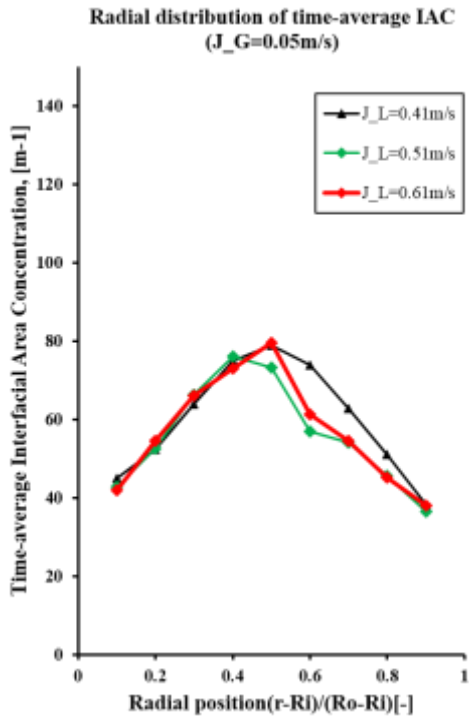


圖 3.4.2.13 不同液體表像速度下 IAC 分布

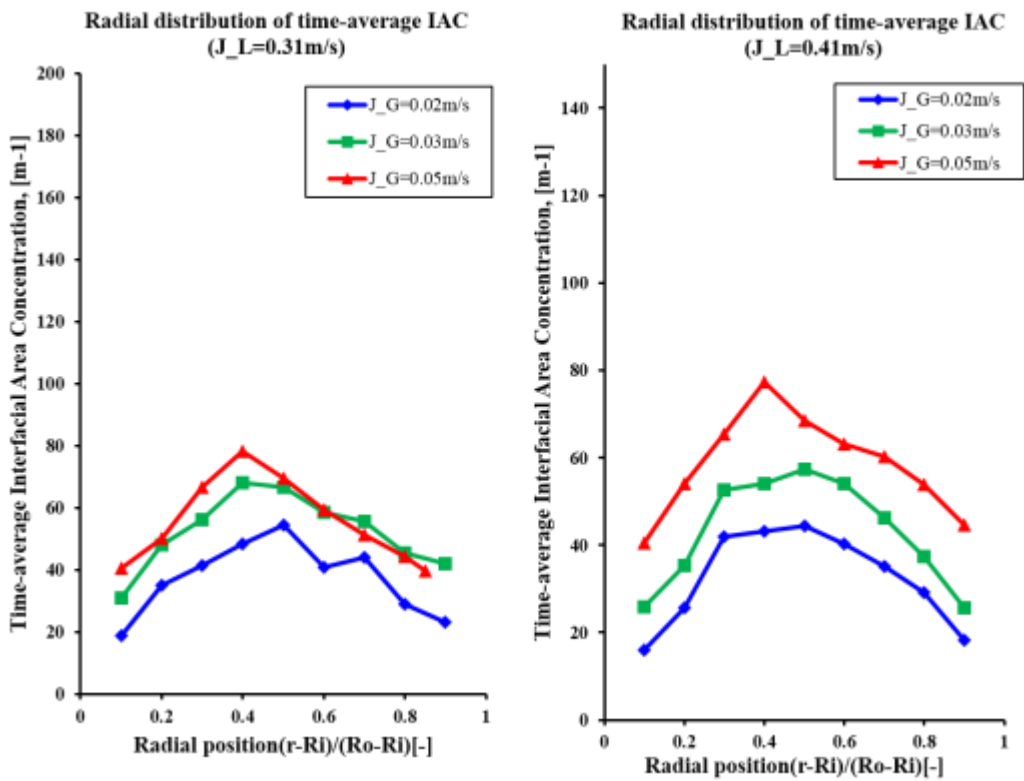


圖 3.4.2.14 不同氣體表像速度下 IAC 分布

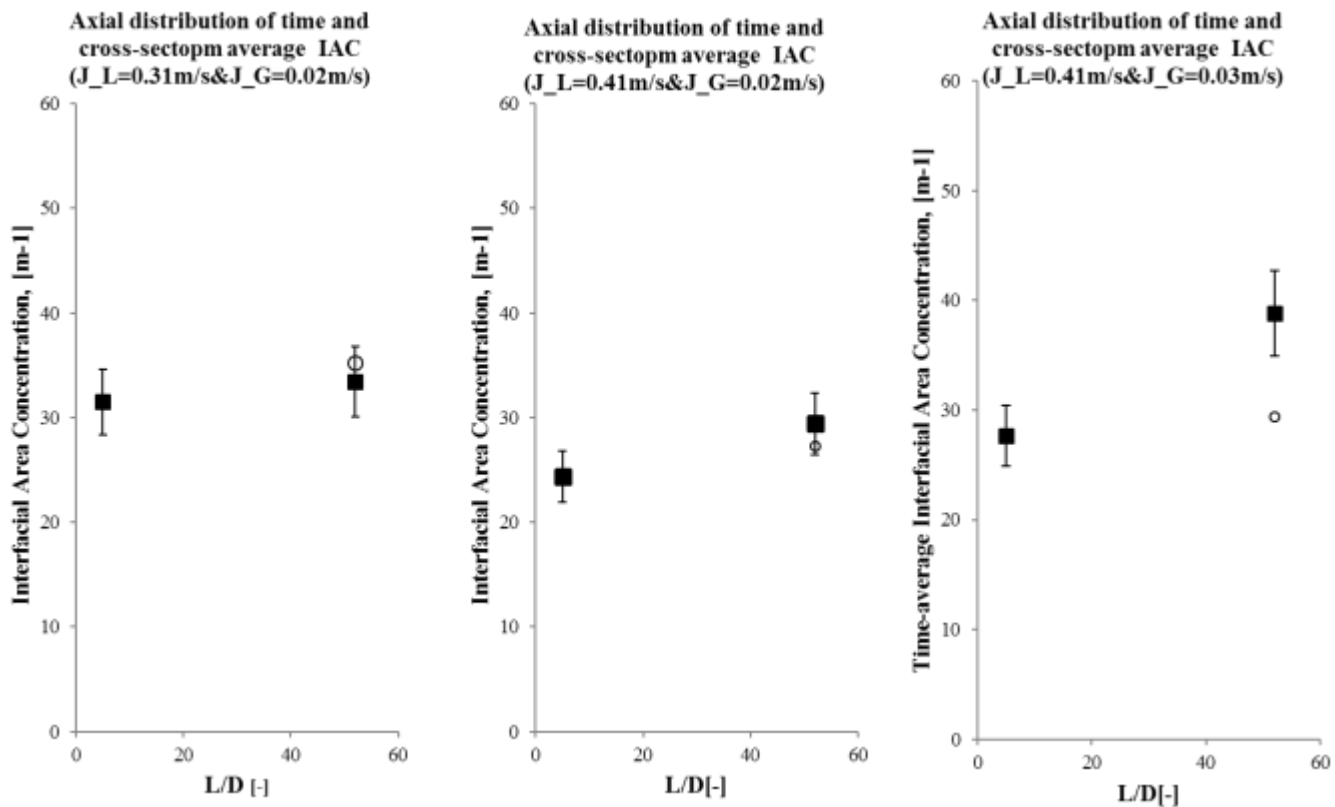


圖 3.4.2.15 壓力膨脹模型與實驗數據比對

### 3.4.3 核能材料安全性評估分析

106 年計畫的工作項目與執行進度如下：

工作項目	年	106/	106/	106/	106/	106/	106/	106/	106/	106/	106/	106/	106/
	月	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12
<b>爐心材料：</b>													
加速器氬、矽雙離子佈值實驗													
試片製作													
以穿透式電子顯微鏡，觀察受輻照材料內晶體缺陷													
數據彙整、分析及報告撰寫													
熱交換管材料													

文獻收集與果彙整													
試片製備													
高溫爐與氣氛系統維護													
各式氧化與熱腐蝕實驗及動力學數據計算													
金相與 SEM/TEM/XRD 之顯微組織觀察及分析鑑定													
研究成果彙整													
期末報告撰寫與論文投稿													
<b>先進材料應用於燃料護套的研究與評估：</b>													
高溫純水氣氧化實驗													
高溫乾空氣氧化實驗													
改變空氣水氣比例氧化實驗													
探討薄膜與基材在各個環境的破壞機制													
工作進度估計百分比 ( 累積數 )	20%	25%	30%	40%	45%	50%	60%	70%	75%	80%	90%	100%	

### 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、105 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、氦離子雙射束佈值實驗，因此本年度研究計劃執行方法中所涉及的儀器設備與 104 年度、105 年度有部分相同。

##### 離子加速器之佈值與升溫系統

配合日本京都大學之高能離子佈植機(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  $\text{Si}^{2+}$  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  $\text{He}^+$  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)

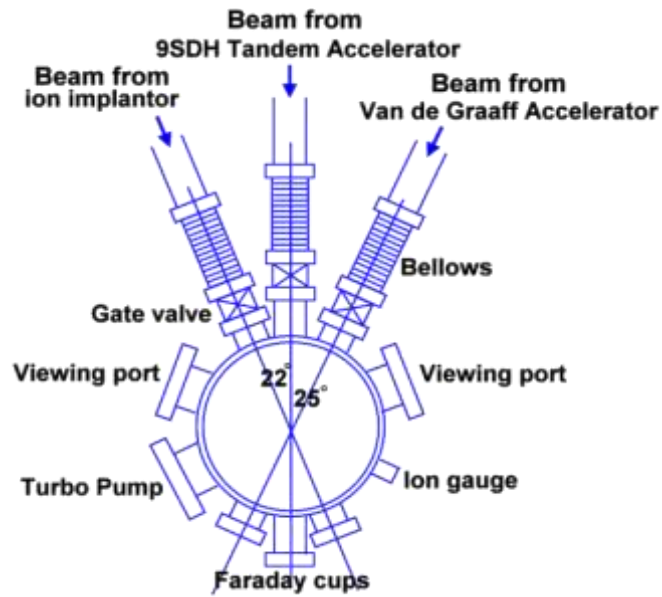


圖 3.4.3.3 高真空離子佈植系統

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

氦、矽雙射束實驗是用以模擬核融合反應器中較真實環境下損傷及核轉化物氦的共伴效應，而雙射束實驗則是委託日本京都大學利用 DuET 設備進行佈值。日本京都大學先進能源所之 DuET(Dual-Beam Accelerator Facility)雙加速器射源設施[2]，如圖 3.4.3.7，系由 Tandetron Model 4117 和 Singletron 兩台離子加速器組成，其終端高壓分別為 1.7 MeV 與 1 MeV。其中 Tandetron Model 4117 為一串級式加速器，主要提供高能矽離子之輻照，本實驗即利用此加速器以  $\text{Si}^{2+}$  離子在終端電壓 1.7 MeV 下，於能量【(2+1) x 1.5】，即 5 MeV 進行佈植實驗。Singletron 則提供 1 MeV 的氦離子射源。這兩台加速器的離子射源交叉在同一個腔體位置，提供雙射束(矽離子與氦離子)同時佈植的實驗。

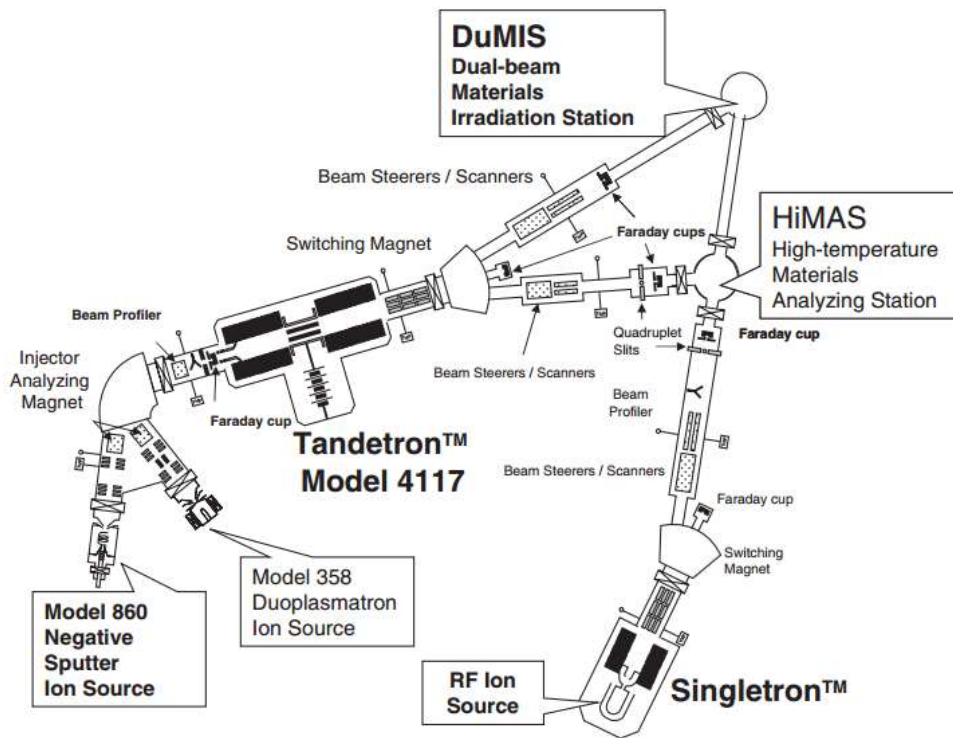


圖 3.4.3.7 日本 DuET(Dual-Beam Accelerator Facility)雙加速器射源系統[2]

### 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 3.4.3.8)，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[3])。





圖 3.4.3.8 JEOL JEM 2010F 穿透式電子顯微鏡

#### B.進度說明:

##### 碳化矽材料受高溫 $\text{Si}^{2+}$ ， $\text{He}^+$ 離子輻照後之微結構研究

碳化矽有良好的熱性與電性。其擁有寬能隙(Band Gap 2.3-3.4 eV)，電性(Electronic Property)穩定、高崩潰電場( $30 \times 10^5$  V/cm)、高熱導率( $3.2-4.9$  W/cm · K)、和高飽和速率( $2 \times 10^7$  cm/s)，可應用在高頻、高功率和高速之固態電子元件[4]。碳化矽被認為是極具潛力與吸引力的核能結構材料。其性質符合核能結構材料需承受高溫、高應力和高輻射劑量的要求。近幾年來先進核能級碳化矽/碳化矽複合材料於高溫中子輻照後的實驗結果相繼發表，目前碳化矽/碳化矽複合材料已被選定為新一代核能材料用以取代部分合金材料，並預期能應用於輕水式反應器(LWR)、高溫氣冷式反應器(HTGR)、高溫氣冷式反應器(FHR)、氣冷式快中子反應器(GFR)和核融合反應器[5-10]。

氦、矽雙射束實驗是用以模擬核融合反應器中較真實環境下損傷及核轉化物氦的共伴效應，雙射束  $\text{Si}^{2+}$ ， $\text{He}^+$  離子輻照於單晶碳化矽 (3C-SiC) 材料實驗於日本京都大學先進能源所 DUET 加速器完成，實驗溫度為 1000、1200°C，使用的離子為 5.1MeV 之矽離子及 201、467、737 及 1000KeV 之氦離子，其實驗之氦離子濃度及損傷程度縱深分佈之 SRIM 模擬圖如錯誤! 找不到參照來源。所示，其於佈植區的氦原子濃度與損傷的平均比值約為 100 appm / 1 dpa。而觀察區域則是  $0.5 \mu\text{m}$  對應

20dpa, 1  $\mu\text{m}$  對應 40dpa, 1.6  $\mu\text{m}$  對應 100dpa 取三組數據觀察, 劑量對缺陷尺寸與密度的影響, 以及討論 1000、1200 $^{\circ}\text{C}$  兩組溫度下, 溫度對缺陷尺寸與密度的影響。因單晶碳化矽 (3C-SiC) 材料只有 1.1  $\mu\text{m}$  厚, 因此只能觀察 201 及 467KeV 這兩個能量峰值的區域(約為 0.5 及 0.9  $\mu\text{m}$  處), 對應到的劑量約為 20dpa、2000 appm 及 40 dpa、4000 appm。

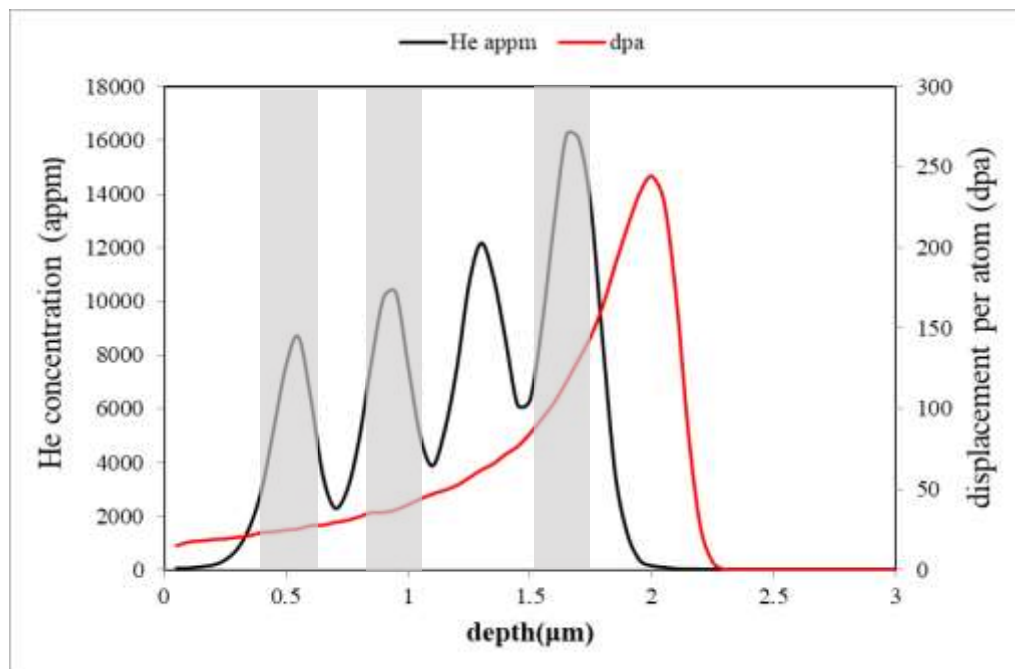


圖 3.4.3.9 氦、矽離子雙射束之氦離子濃度及損傷程度縱深分佈圖

### 雙射束 $\text{Si}^{2+}$ , $\text{He}^{+}$ 離子輻照於單晶碳化矽 (3C-SiC) 材料實驗

本實驗使用之碳化矽薄膜材料由法國 NOVASiC 公司所製造, 其製程方法為低壓化學氣相沉積法(LPCVD), 使碳化矽薄膜成長於單晶矽基材上, 其成長碳化矽薄膜的時間會與薄膜厚度成正比。受輻照材料為 1.17  $\mu\text{m}$  厚的單晶 3C-碳化矽, 其 TEM 橫截面影像如錯誤! 找不到參照來源。所示。圖上方為成長碳化矽薄膜的單晶矽基板, 中間為碳化矽薄膜, 最下層為試片製備時所對貼的矽晶片, 其與碳化矽薄膜間以 G1 膠黏貼。由照片中可發現於矽基板與碳化矽薄膜間有許多的疊差 (stacking fault) 或雙晶帶 (twin band), 其中有些甚至由薄膜底部延伸至表面, 此缺陷形成的原因為矽基板及碳化矽之間的晶格常數不匹配 (mismatch) 所致, 在高溫磊晶碳化矽薄膜時產生沿 {111} 方向的缺陷, 以釋放基板對薄膜造成的應力。除此種缺陷外, 並無觀察到其它型態的缺陷。此種缺陷的大小平均在 200nm 以上, 有些甚至長達 1  $\mu\text{m}$ , 而輻照所產生的缺陷的大小為數個奈米, 因此極容易與材料中原有的缺陷區別。

氦、矽雙射束 20 dpa、2000 appm 之 1000、1200 $^{\circ}\text{C}$  之 TEM 橫截面照片如圖 所示, 根據 SRIM 模擬之結果, 20 dpa、2000 appm 之區域為距離試片表面 0.5  $\mu\text{m}$  處。其平均直徑及氣泡密度如

表所示, 可發現氣泡的平均直徑隨著溫度上升而上升, 而密度則有下降的趨勢, 於此系列之照片亦可觀察出此趨勢。

氦、矽雙射束 40 dpa、4000 appm 之 1000、1200 $^{\circ}\text{C}$  之 TEM 橫截面照片如錯誤! 找不到參照來源。所示, 根據 SRIM 模擬之結果, 40 dpa、4000 appm 之區域為距離試片表面 0.9  $\mu\text{m}$  處。其平均直徑及氣泡密度如

表所示，其氣泡平均直徑及密度與溫度之變化趨勢與 20 dpa、2000 appm 之實驗相同，但其值較 20 dpa、2000 appm 之實驗有略為增加的現象，此與於氦單射束 15000 及 45000 appm 之 1000°C 後之實驗中所觀察到的現象相同，平均半徑皆隨溫度上升而上升，而密度隨溫度上升而下降，且密度及半徑皆隨劑量增加而增加。

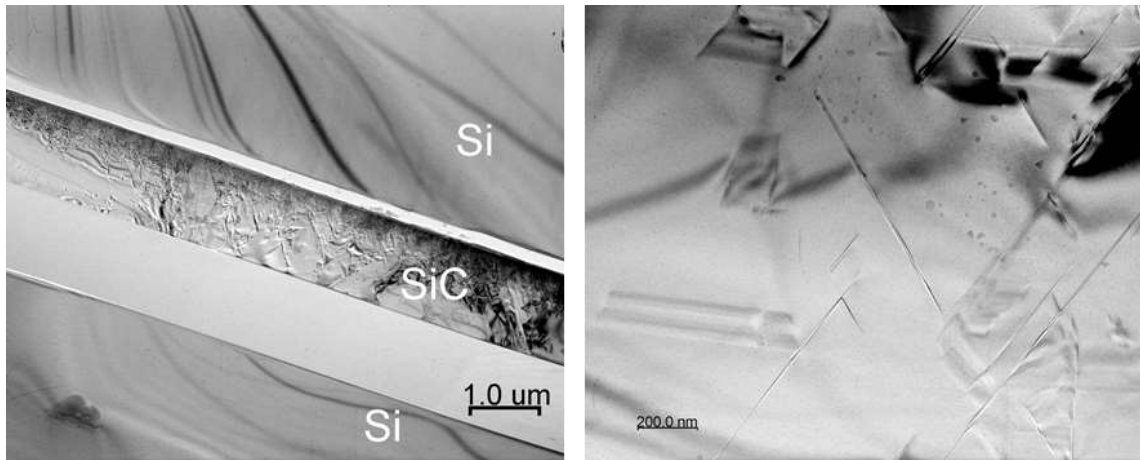


圖 3.4.3.10 未輻照之單晶 3C-碳化矽 TEM 橫截面影像 (左)，未輻照之單晶 3C-碳化矽中的疊差與雙晶帶 (右)

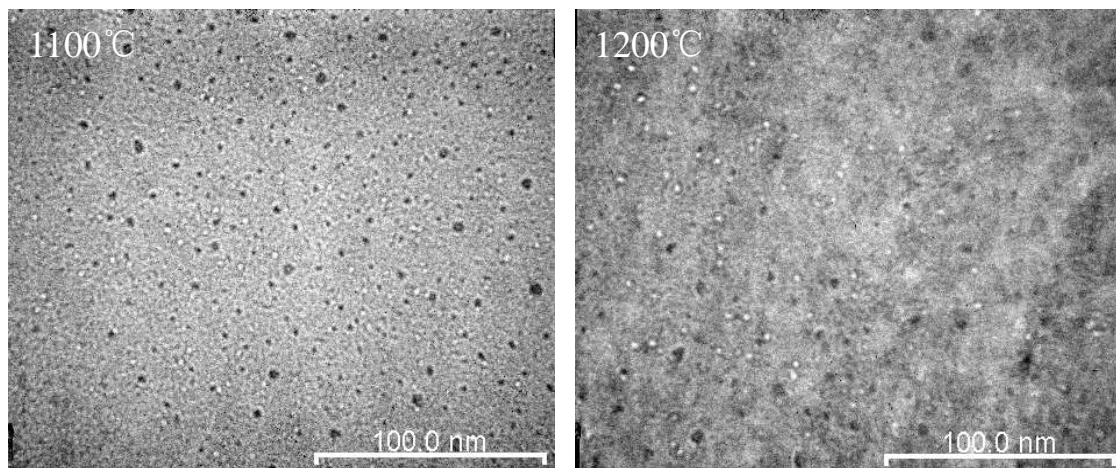


圖 3.4.3.11 單晶碳化矽 20 dpa, 1000°C、1200°C 氦、矽離子雙射束 TEM 橫截面影像

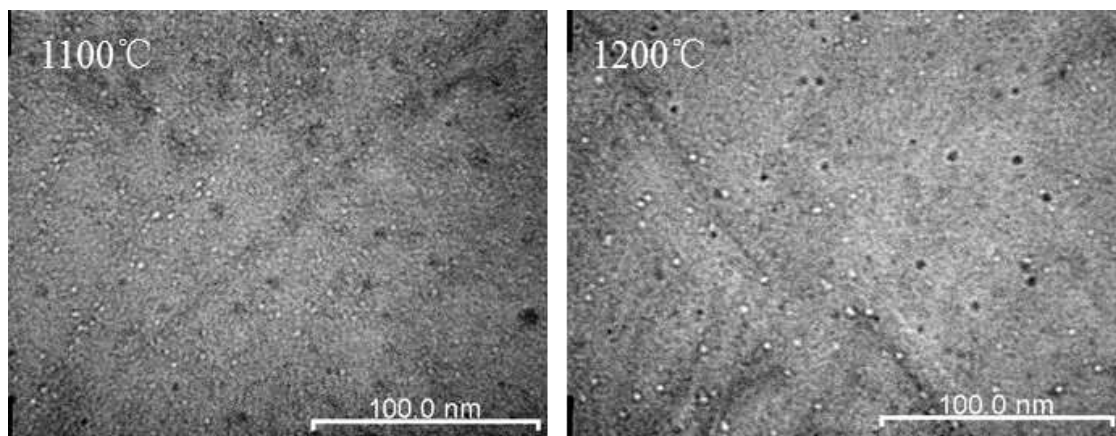


圖 3.4.3.12 單晶碳化矽 40 dpa, 1000°C、1200°C 氦、矽離子雙射束 TEM 橫截面影像



從兩組實驗的照片中可發現氣泡的分佈是均勻的，幾乎沒有發現如同氬單射束實驗中氣泡沿著 $\langle 111 \rangle$ 的疊差生成的現象，推測因其損傷程度較高，因此空缺不需於疊差處聚集即有足夠之濃度能與氬原子成核，析出能在 TEM 底下觀測到之氣泡，因此氣泡才呈均勻分佈。然而，比較 3C 單晶碳化矽於矽離子單射束 20 dpa, 1000、1200 及 1350°C 之結果[12]，可發現其空孔之密度為 $\langle 1.0 \times 10^{20}$ 、 $2.4 \times 10^{22}$  及  $4.6 \times 10^{22}$  #/m<sup>3</sup>，平均直徑為 1.62、3.41 及 4.05 nm，兩者皆隨溫度上升而上升。造成此現象應與高溫時空缺的移動能力增加有關，因空缺約於 1000°C 時才開始具有夠大的移動能力[13]，因此越高溫則越容易聚集形成 TEM 能觀察的到之空孔。但其趨勢與氬、矽離子雙射束實驗有所不同推測應與氬原子所造成之效應有關，如前所述，氬原子可幫助空缺成核而形成氬氣泡，因此於氬、矽雙射束之實驗條件下，其所生成之氣泡數目較矽單射束多，但平均直徑則會小於單射束之情況。

### 雙射束 Si<sup>2+</sup>，He<sup>+</sup>離子輻照於全纖維碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex 實驗

輻照前全纖維碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex 之微結構借助 TEM 與 EDS 成分分析，可清楚了解材料輻照前之微結構與成分。由圖 3.4.3.13 TEM 低倍(6000 倍)之照片中可清楚看到，Si-Al-C-O 圓柱狀的纖維束，經高溫熱壓燒結後產生六角化的  $\beta$ -SiC 纖維束，而每條纖維束的寬度約為 8~10  $\mu$ m。可看到對比較白處約為 50nm 寬度，透過 EDS 成份分析，此區域碳占總原子比例的 91.2%，矽占 8.8%，可確認此區域為纖維束與纖維束之間的介面碳層，此薄的介面層有利於分散纖維所受之應力與黏著纖維束，並藉由將裂縫分散的機制，避免局部破壞。照片顯示纖維束內部碳化矽為多晶結構，而碳化矽纖維束晶粒之尺寸分佈從 50~800nm 不等，由纖維束之外圍至內部，有晶粒尺寸越小的趨勢；而纖維內部晶粒尺寸約為 100nm 以下，而維纖外部之晶粒尺寸大多為 500~600nm，整體纖維束晶粒尺寸平均約為 300nm。

在雙射束實驗中 20、40、100dpa，1000、1200°C 結果如圖 3.4.3.14、3.4.3.15、3.4.3.16 所示，可明顯看到氣泡分布於材料中，且晶界上之氣泡較比晶粒中之氣泡來的大，故在統計氣泡尺寸時分成晶粒中與晶界上兩組做討論。在 20dpa 的劑量下即可看到氣泡形成，且隨溫度上升氣泡尺寸明顯變大密度下降，且氣泡傾向在晶界位置上析出，因此可觀察到在晶界上有一連串的氣泡。此現象亦在 40、100dpa 下觀察到，此種在晶界上一連串的氣泡，很有可能在成材料的沿晶脆性破裂，使材料機械性質下降。此外可明顯看到隨劑量上升氣泡密度大增，在 100dpa 的劑量下，小而密的氣泡遍布材料，而晶界上的氣泡尺寸更是明顯大於晶粒中的氣泡尺寸。統計氣泡尺寸與密度之結果如表 3.4.3.1，統計結果可看到，氣泡密度明顯隨著劑量上升而增加的趨勢，在兩組溫度下 20dpa 至 40dpa 的劑量可看到氣泡尺寸上升，當劑量達到 100dpa 時氣泡尺寸則下降，原因在於當 100dpa 劑量下時材料中出現大量的氣泡於材料中，此時許多尺寸小的氣泡生成，遍佈材料中使密度大增，雖有尺寸較大的氣泡生成於晶粒中，但因為小尺寸的氣泡數量遠高於尺寸較大之氣泡，故看到 100dpa 下統計之氣泡尺寸下降的結果。

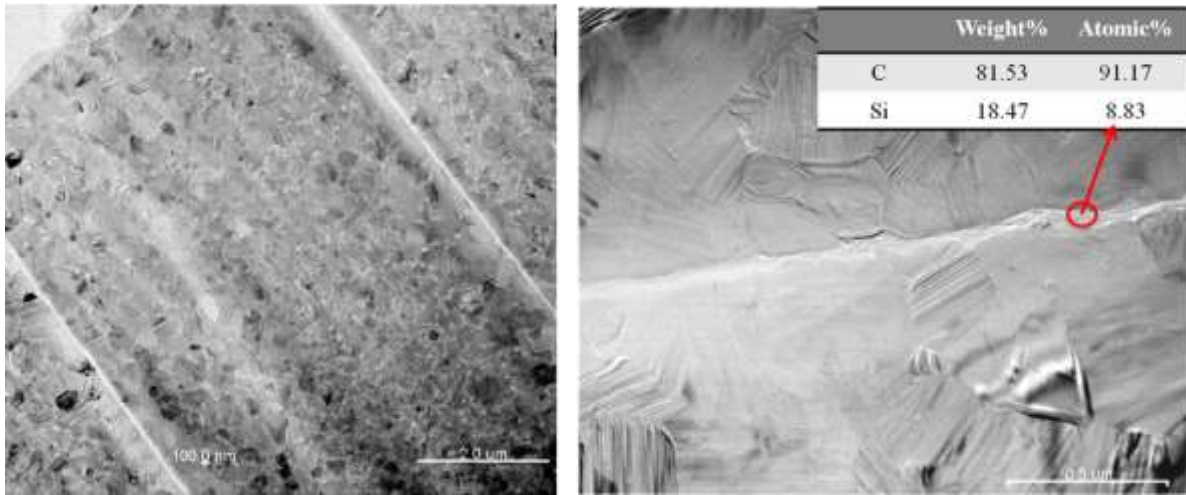


圖 3.4.3.13 全纖維碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex TEM 影像：纖維束低倍影像橫截面方向（左），纖維束之間的介面層與 EDS 成份分析元素比例（右）

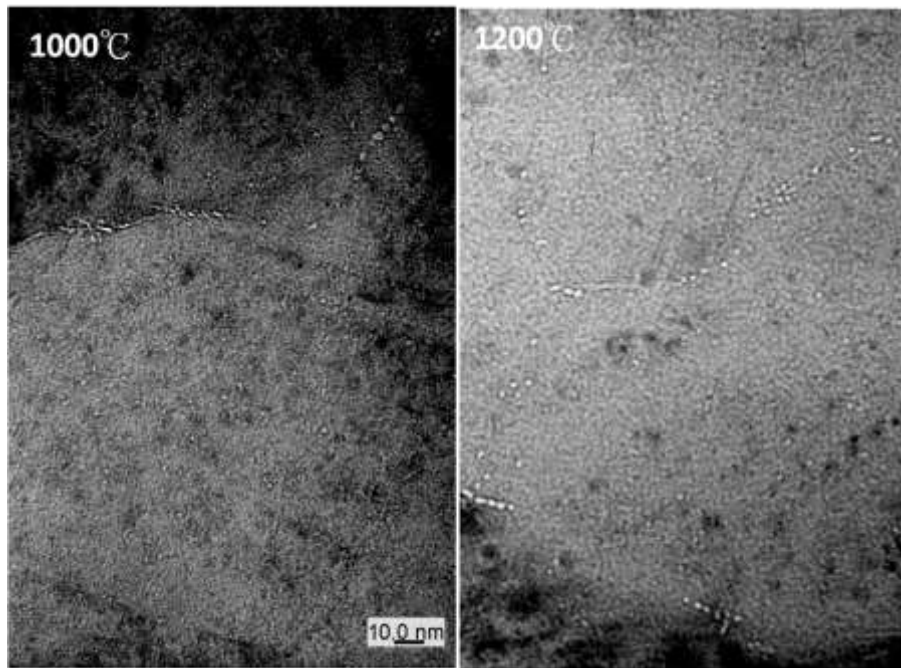


圖 3.4.3.14 全纖維碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex 20 dpa，1000°C、1200°C 氦、矽離子雙射束 TEM 橫截面影像

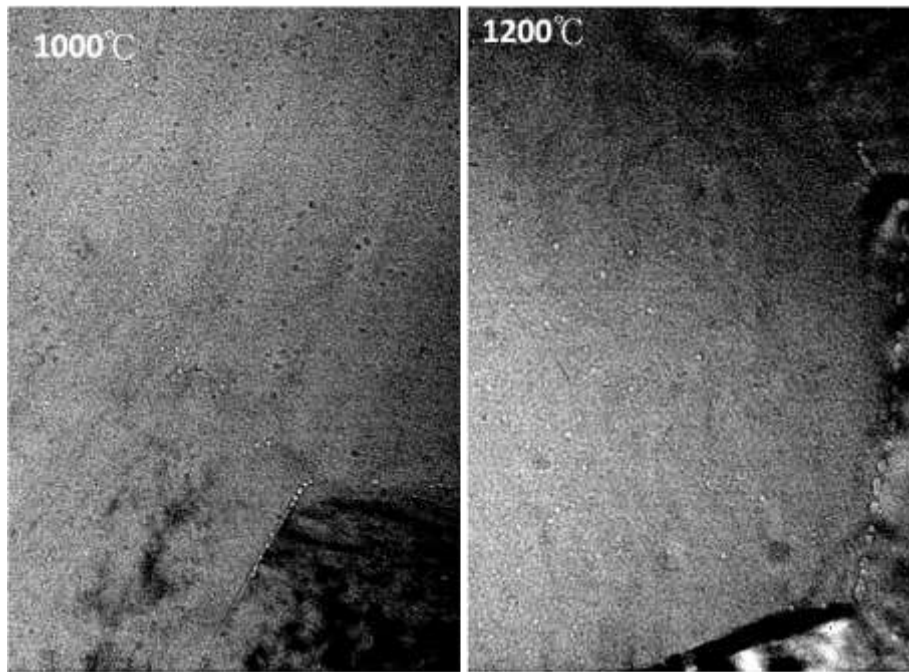


圖 3.4.3.15 全纖維碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex 40 dpa，1000°C、1200°C 氦、矽離子雙射束 TEM 橫截面影像

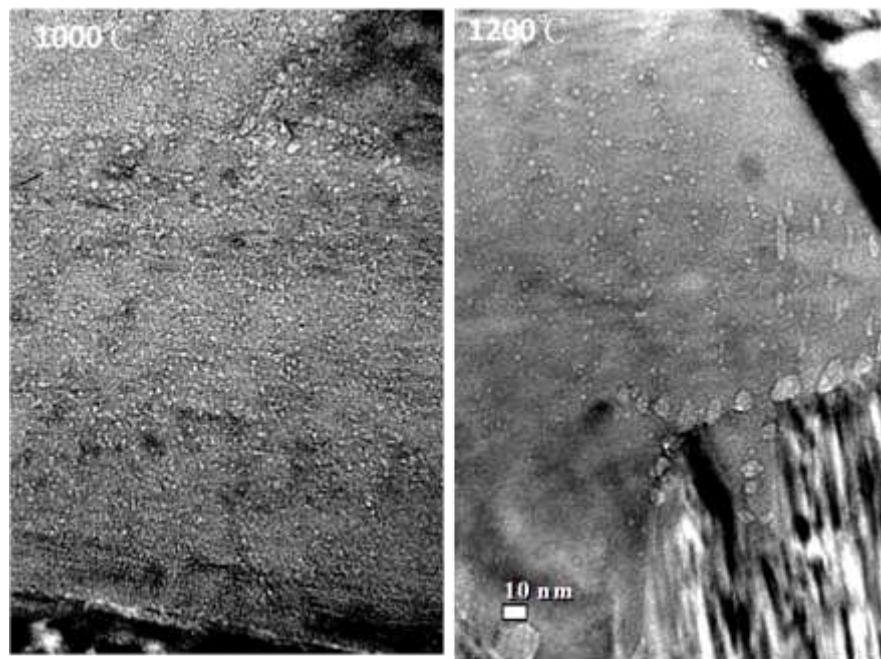


圖 3.4.3.16 全纖維碳化矽複合材料 SA-Tyrannohex 100 dpa，1000°C、1200°C 氦、矽離子雙射束 TEM 橫截面影像

#### 單晶碳化矽與全纖維碳化矽複合材料於雙射束情況下的比較

比較單晶碳化矽與全纖維碳化矽複合材料於 40dpa，1000、1200°C 雙射束情況下的照射情形，可看到單晶碳化矽之氣泡尺寸與複合材料晶粒中之氣泡相比略大，而氣泡密度也大了一個數量級，此結果再次證實晶界在高溫時，對於抑制氣泡生成的能力。高溫時晶界抑制氣泡密度的原因應當為，在高溫時空缺與格隙原子具有移動能力，而格隙原子的移動能力遠大於空缺席原子，若是格隙原子在沒有晶界、差排或是半整合界面存在於材料中的情況下，應當往濃度梯度差之方向(及自由表

面)擴散，格隙原子在高溫下擴散至自由表面，而空缺原子則留在材料中，在高溫下(700~1000°C 根據正子互毀實驗)形成較大的空缺團，雜質氣體進入而形成氣泡。此原因可，利用 Weber 團隊之模擬計算加以佐證[14]，碳與矽之格隙原子之移動能障(migration energy)分別為 0.74 與 1.53eV 而碳與矽空位的移動能障(migration energy)則為 2.35eV 與 4.1eV，若根據此篇文獻中所得之碳、矽格隙原子之  $D_0$  帶入  $D=D_0 \exp(-E_m/KT)$  並利用  $L=(DT)^{1/2}$ ，T 利用總實驗的退火時間 330 分鐘帶入，計算碳、矽格隙原子之擴散距離可得：

$$D_c(m^2/s)=1.23 \times 10^{-7} \exp(-0.74/8.617 \times 10^{-5} \times 1273)=1.44 \times 10^{-10}, L=(DT)^{1/2}=1692 \mu m$$

$$D_{Si}(m^2/s)=3.3 \times 10^{-7} \exp(-1.53/8.617 \times 10^{-5} \times 1273)=2.89 \times 10^{-13}, L=(DT)^{1/2}=75.7 \mu m$$

由此計算可知，格隙原子在高溫下(>1000°C)之移動能力極高，可擴散至自由表面，而使 PKA 撞擊產生的 i-v pair 不能同時消失，空位殘留材料中，在高溫下聚集成空缺團成長為氣泡。而晶粒尺寸較小的多晶材料中，因界面(grain boundary)較多，可使格隙原子被晶界困住(trap)而與空位複合之機會提升，進而提升材料承受輻照之能力，抑制空泡產生。

總體而言，氦、矽雙射束中的氦原子具有幫助空孔成核之效果，使其能形成氦氣泡並均勻分布於材料中，相較於矽單射束的結果有氣泡密度增加、平均直徑下降的現象，且亦會因高溫下氦原子的移動能力增加，部分氦原子會擴散至晶界上，使晶粒內可幫助空缺形成空缺團的氦原子減少，造成氣泡大小及密度下降。

表 3.4.3.1 氦、矽離子雙射束實驗氣泡密度及平均直徑統計及比較表

Dose	Temperature (°C)	Average diameter (nm)	Density (#/m <sup>3</sup> )
<b>CVD Single Crystal 3C-SiC, Si<sup>2+</sup>, He<sup>+</sup></b>			
20dpa, 2000appm	1000	1.9±0.01	(2.3±0.5)×10 <sup>23</sup>
	1200	2.1±0.02	(2.0±0.3)×10 <sup>23</sup>
40dpa, 4000appm	1000	2.0±0.03	(2.6±0.4)×10 <sup>23</sup>
	1200	2.5±0.02	(2.3±0.4)×10 <sup>23</sup>
<b>SA-Tyrannohex all fiber composite, Si<sup>2+</sup>, He<sup>+</sup></b>			
20dpa, 2000appm	1000	0.9±0.03	(3.9±0.6)×10 <sup>22</sup>
	1200	1.7±0.07	(1.2±0.3)×10 <sup>22</sup>
40dpa, 4000appm	1000	1.2±0.03	(4.4±0.8)×10 <sup>22</sup>
	1200	1.8±0.07	(4±0.7)×10 <sup>22</sup>
100dpa, 10000appm	1000	1.2±0.02	(5.3±0.7)×10 <sup>23</sup>
	1200	1.4±0.03	(3.9±0.6)×10 <sup>23</sup>

### 3.4.3.2 「先進材料應用於燃料護套的研究與評估」：

#### A 研究方法:

##### 空氣混和不同水氣含量之高溫氧化實驗:

高溫實驗將會在空氣混和水氣(分別空氣中混入 0%, 25%, 50%, 75% 的水氣, 以及純水氣) 850°C 環境下進行, 樣品分別為裸材的鈳-4 合金以及鍍著氮化鉻薄膜的鈳-4 合金。在經過高溫氧化實驗後, 觀察其氧化增重情形以及微結構變化。

#### B 成果說明:

1. **850°C 乾燥空氣的環境下:**如圖 3.4.3.17, 氮化鉻薄膜有延緩鈳-4 合金氧化增重的情形, 然而在薄膜破裂之後圖 3.4.3.18, 氮化鉻失去保護的作用, 氧化速率上升。由橫截面圖可以看出, 在高溫的環境下再經過 0.75 小時後, 薄膜也開始氧化在表面形成氧化相氧化鉻。

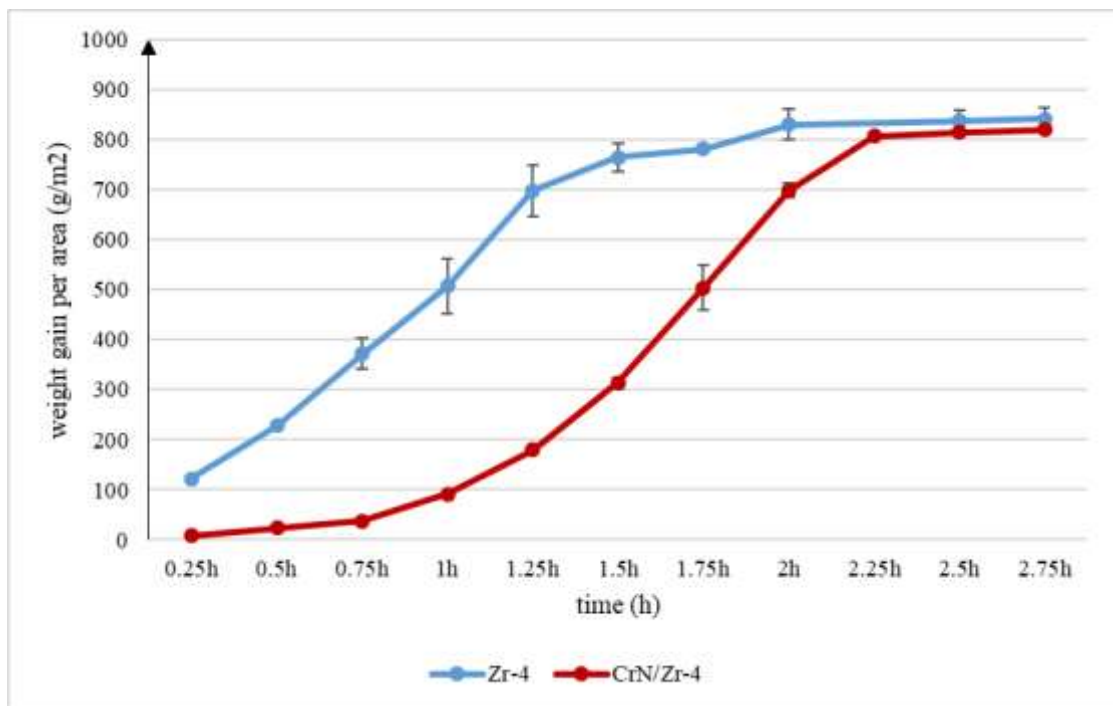
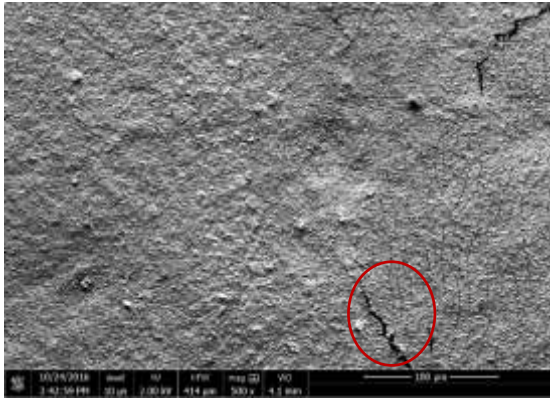
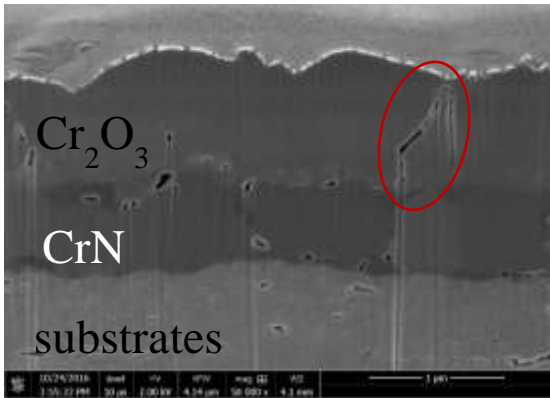


圖 3.4.3.17. 850°C 乾燥空氣的環境下氧化增重曲線





- A.Plane view of oxidation in dry air after 0.75h



- B.Cross-section of oxidation in dry air after 0.75h

圖 3.4.3.17. 850°C 乾燥空氣的環境下:試片 A 表面,B 截面 SEM 圖

## 2. 850°C 純水氣的環境下:

如圖三，鍍著氮化鉻對於延緩鋁四合金氧化的情形不明顯，主要是因為在經過 0.25 小時，氮化鉻薄膜破裂以及脫膜的現象(如圖四)失去保護作用，由試片表面可以看出明顯的裂痕，再由試片截面可以看出裂縫延伸至薄膜和基材的介面。

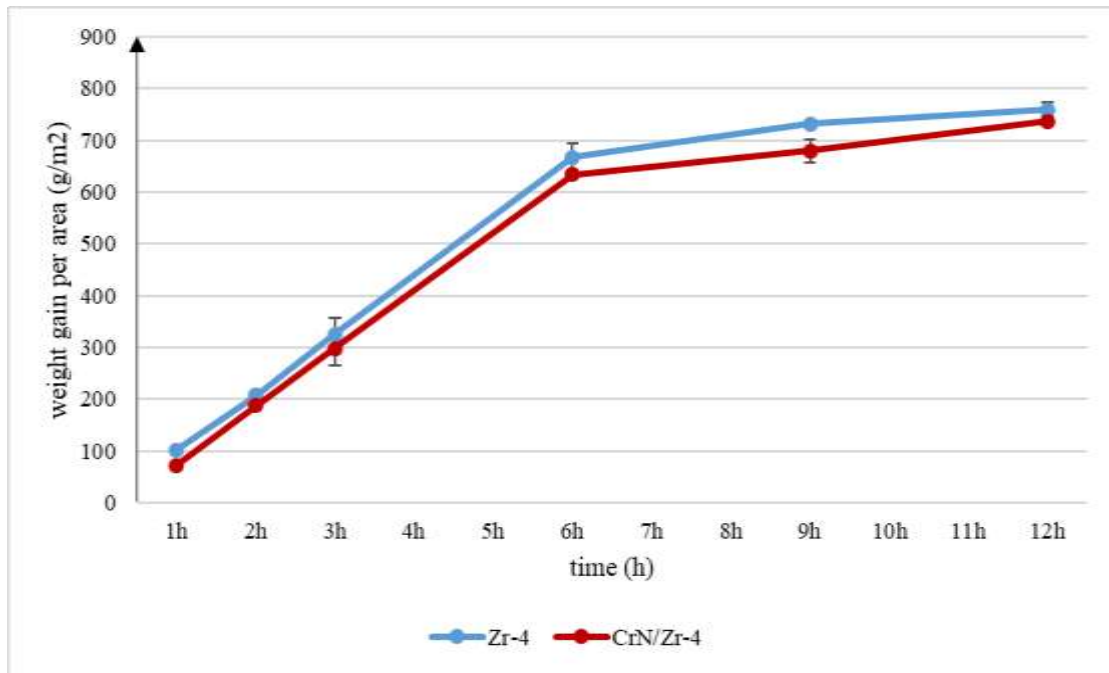
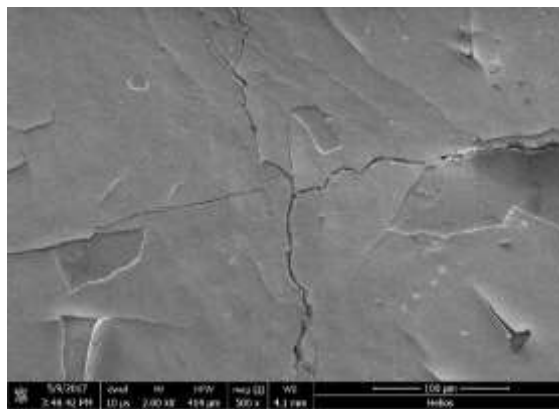
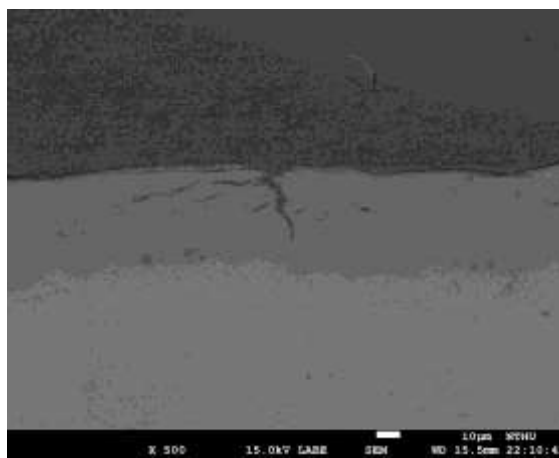


圖 3.4.3.18. 850°C 純水氣的環境下氧化增重曲線



A

substrates



B

圖 3.4.3.19. 850°C 純水氣的環境下:試片 A 表面 B 截面 SEM 圖



### 3. 850°C 空氣混和水氣的環境下:

如圖 3.4.3.20，氮化鉻薄膜具有保護效果，但較純空氣環境下的保護效果差，原因是水氣的加入導致薄膜快速破裂(如圖 3.4.3.21)，在試片表面可以看出有裂縫及空泡的產生，空泡的產生主要是因為水氣與 Zr 反應產生 H<sub>2</sub>(式一)聚集在表面而產生空泡，而這些空泡會使氮化鉻膜脫離基板，失去保護效果。

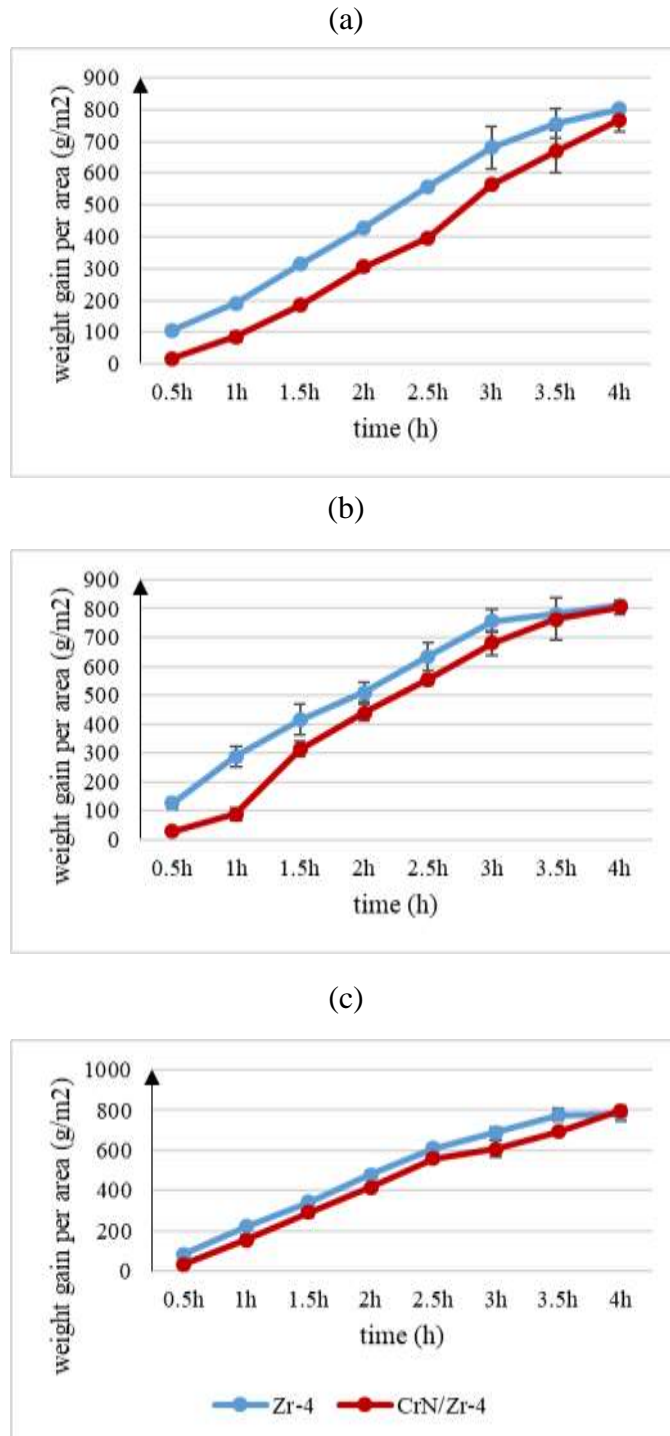
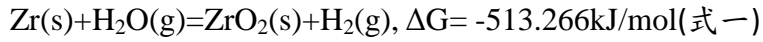
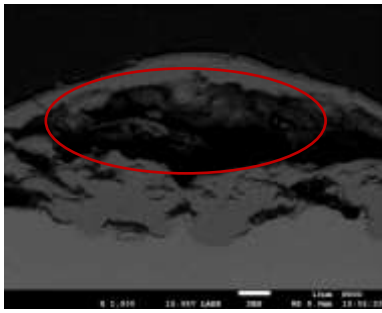


圖 3.4.3.20. 850°C 空氣混和水氣的環境下氧化增重曲線:a.25%水氣混和 b.50%水氣混和 c.75%水氣混和



1h

A



2h

B

圖 3.4.3.21. 850°C 空氣混和水氣的環境下:試片 A 截面 B 表面 SEM 圖

#### 4. 850°C 空氣混和水氣的環境下氧化行為分析與整理:

如表 3.4.3.2, 隨著水氣比例的增加氮化鉻薄膜破裂的時間會提早, 使得氮化鉻的失去保護效果, 而在空氣比例提高得情形下, 則是會提高氧化速率, 氧化速率主要是呈現線性的趨勢, 由( $X = kt$ ,  $X$ :氧化層厚度  $k$ : 氧化速率常數,  $t$ :時間)表示。

如表 3.4.3.3, 在滿足 LOCA 事故 criteria,  $ECR = 17\%$  的情況下, 氮化鉻鍍膜對於鈾-4 合金在高溫水氣與空氣混和的環境下都具有延緩鈾-4 合金氧化的能力, 在純水氣的環境下保護能力較不明顯, 約可以延長 1.17 倍的時間達到 LOCA 事故 criteria, 在空氣混入 50% 水氣的環境下具有較佳的保護能力, 可以延長到 1.68 倍的時間達到 LOCA 事故 criteria, 而乾燥空氣的環境則具有最佳的保護效果, 可以延長 3.47 倍的時間達到 LOCA 事故 criteria。

表 3.4.3.2 在不同空氣與水氣比例下的氧化機制整理

Atmosphere Condition	Thin film breaking time(h)	Equivalent cladding reacted(%)	Rate constant ( $\mu\text{m}/\text{s}^n$ )
Dry Air	1.25h	18.77 ECR%	$8 \times 10^{-2}$
Air75%Steam25%	1.5h	32.82 ECR%	$5.2 \times 10^{-2}$
Air50%Steam50%	1h	8.98 ECR%	$2.5 \times 10^{-2}$
Air25%Steam75%	0.5h	3.77 ECR%	$1 \times 10^{-2}$
Pure Steam	0.25h	1.88 ECR%	$4.9 \times 10^{-3}$

表 3.4.3.3 在不同環境下氮化鉻的保護能力評估

	Pure steam	75% Steam 25% Air	50% Steam 50% Air	25% Steam 75% Air	Dry air
Zr-4	5492s	2828s	2986s	2207s	1247s
CrN/Zr-4	6425s	3708s	5005s	3678s	4328s
Protection capability	1.17	1.31	1.68	1.67	3.47

「異種焊接影響研究」

執行方法：

超純度氮氣添加不同水汽含量之高溫氧化實驗

超純度氮氣添加不同水汽之高溫氧化實驗是評估異種銲接後試片於950°C高純度氮氣(5N)環境下(SUB)與熱影響區(HAZ)之高溫氧化行為，待氧化實驗結束後，將試片取出秤重，並進行顯微結構分析及氧化物之相組成鑑定。

進度說明：

- (1) 三種鎳基超合金與 304L 之基材及熱影響區在 950°C 氮氣及混合不同水氣含量之氧化動力學如圖七~九所示，由圖可知，所有合金在 950°C 下的氧化動力學皆符合增重式拋物線律，顯示它們的氧化機制是由固態離子擴散所主導。合金之氧化速率常數( $k_p$  值)，係由圖之曲線回歸而得，並彙整於表三及表四。由表三得知，合金在高純度氮氣環境下之  $k_p$  值由快到慢之順序為：304L > Iny-800H > In-617 > Has-X。合金的  $k_p$  值皆隨著水氣含量增加而加快，其中，又以 304L 的  $k_p$  值增快最為明顯
- (2) 三種鎳基超合金與 304L 在 950°C 純氮氣下氧化 144h 後生成氧化物 BEI 橫截面及分析如圖七及表五所示；所有合金皆生成兩層氧化層，且內層氧化層皆是  $Cr_2O_3$ ，但外層則有不同；其 Has-X 與 In-617 是生成  $MnCr_2O_4$ ，304L 則生成  $MnCr_2O_4$  與  $Fe_3O_4$  的混合層，此外，Iny-800H 與 304L 在氧化的過程中其氧化層有剝落的現象，Iny-800H 在氧化 96h 後有輕微剝落的情況，而 304L 在更早的 72h 就開始剝落，可能是因為外層生成的  $Fe_3O_4$  與內層  $Cr_2O_3$  之間因熱應力差異，使附著性不佳而嚴重剝落，且氧化速率最高。此外，Iny-800、In-617 及 304L 在氧化層與基材界面下會有內氧化粒子生成，經 EDS 分析後 Iny-800H 主要為  $Al_2O_3$  及  $SiO_2$  的內氧化物，In-617 為  $Al_2O_3$ ，而 304L 的內氧化物則為  $SiO_2$ 。

四種合金之基材及熱影響區在950°C 氦氣混合50%水汽環境下氧化48h後BEI橫截面如圖十一及圖十二所示，此時所有合金亦皆生成兩層的氧化層；而三種鎳基超合金在內層仍是Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>，而Iny-800H外層主要為Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>與Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>，Has-X與In-617則在外層生成MnCr<sub>2</sub>O<sub>4</sub>。另一方面，304L內層會生成FeCr<sub>2</sub>O<sub>4</sub>的氧化層，而在外層則生成Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>與Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub>。在含水汽的環境下304L與Iny-800H的氧化層亦有剝落的現象發生，304L約在24~36h剝落，而Iny-800H則在36~48h。

表3.4.3.4 三種鎳基超合金與304L基材之氧化動力學k<sub>p</sub>值( unit: g<sup>2</sup>/cm<sup>4</sup>-s)

		Iny-800H	In-617	X	304L
Pure He	950 °C	4.69 x 10 <sup>-12</sup>	2.45 x 10 <sup>-12</sup>	8.00 x 10 <sup>-13</sup>	7.26 x 10 <sup>-12</sup>
He-10% <sub>(g)</sub> water vapor		7.15 x 10 <sup>-12</sup>	4.99 x 10 <sup>-12</sup>	8.95 x 10 <sup>-13</sup>	2.01 x 10 <sup>-9</sup>
He-50% <sub>(g)</sub> water vapor		9.97 x 10 <sup>-12</sup>	6.66 x 10 <sup>-12</sup>	1.07 x 10 <sup>-12</sup>	1.15 10 <sup>-8</sup>

表3.4.3.5 三種鎳基超合金與304L熱影響區之氧化動力學k<sub>p</sub>值( unit: g<sup>2</sup>/cm<sup>4</sup>-s)

		Iny-800H	In-617	Has-X	304L
Pure He	950°C	6.57 x 10 <sup>-12</sup>	2.81 x 10 <sup>-12</sup>	1.24 x 10 <sup>-12</sup>	8.93 x 10 <sup>-12</sup>
He-50% <sub>(g)</sub> water vapor		1.34 x 10 <sup>-11</sup>	7.89 x 10 <sup>-12</sup>	1.29 x 10 <sup>-12</sup>	1.23 x 10 <sup>-8</sup>

表3.4.3.6 彙整氧化生成物

	800H		617		Has-X		304L	
	內層	外層	內層	外層	內層	外層	內層	外層
Pure He	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	(Mn,Fe,Cr) <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub> , Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>
He-10% <sub>(g)</sub> water vapor	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	α-Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub>	FeCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub>	α-Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>
He-50% <sub>(g)</sub> water vapor	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	α-Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub>	Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub>	FeCr <sub>2</sub> O <sub>4</sub>	α-Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> , Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>

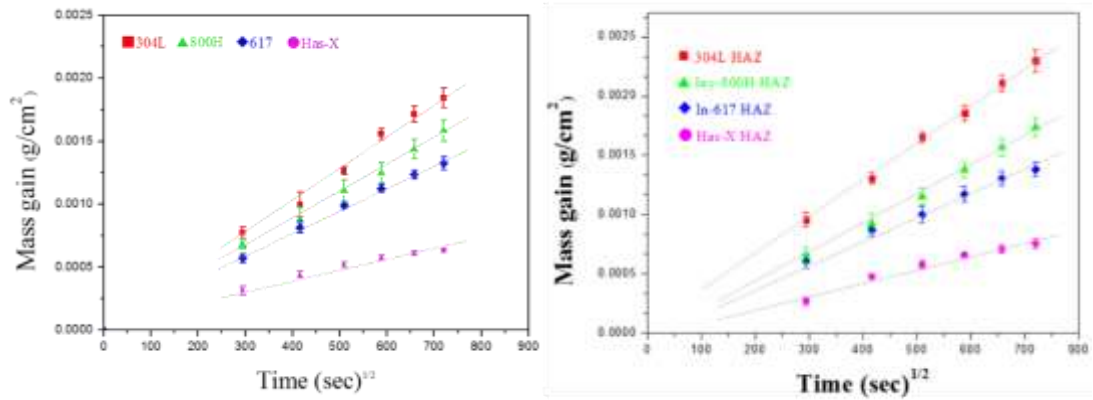


圖3.4.3.22. 三種鎳基超合金與304L之異種銲接試片在950°C高純度氬氣環境下之氧化動力學圖。

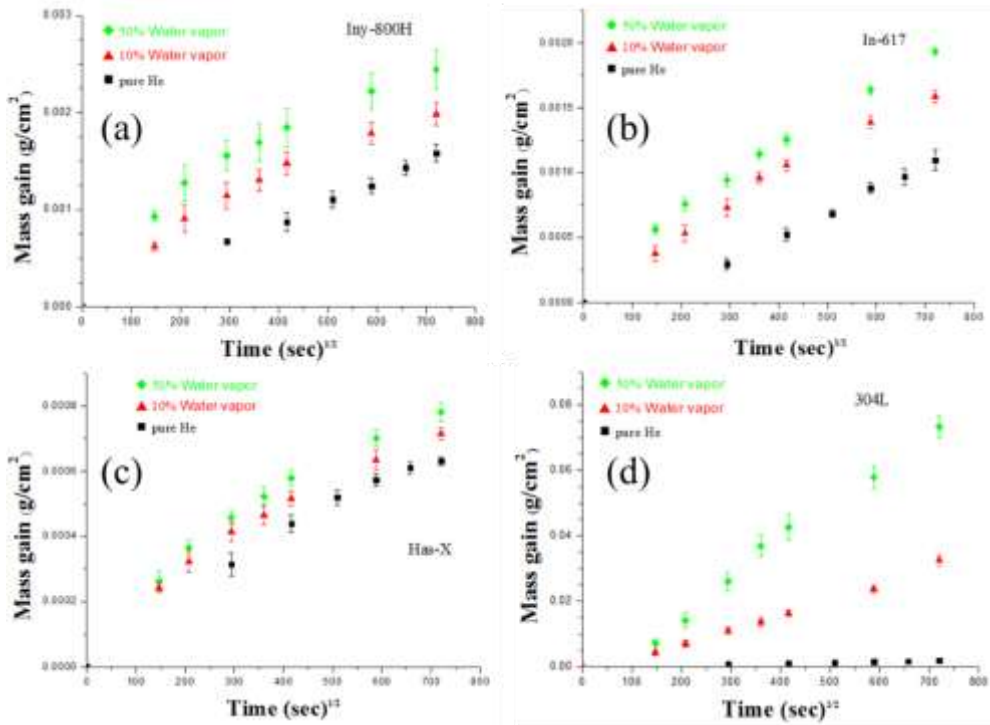


圖 3.4.3.23. (a)800H, (b)617, (c)X 與 (d)304L 在 950°C 氬氣添加不同水汽環境下之氧化動力學曲線圖。

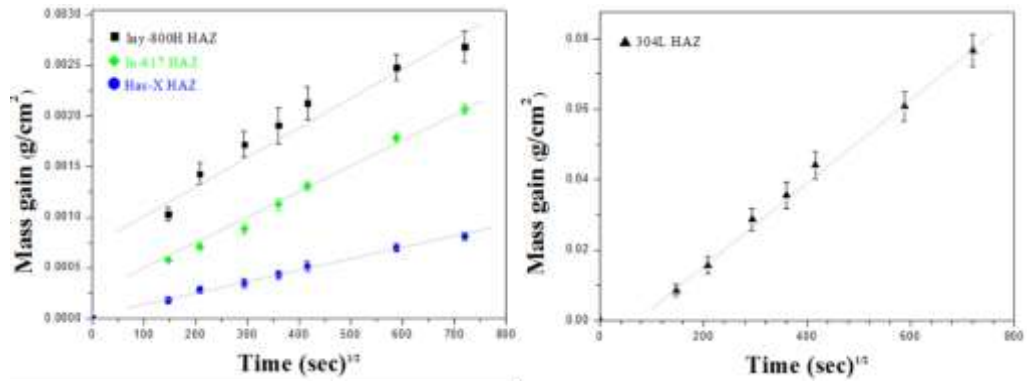


圖 3.4.3.24. 三種鎳基超合金與 304L 之熱影響區在 950°C 氮氣添加 50% 水汽環境下之氧化動力學曲線圖。

### 3.4.4 熔融物質於外部有冷卻之淬冷槽淬冷模擬研究

106 年度工作項目與執行進度如下：

工作項目	年月	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
	高溫熔融材料淬冷文獻的蒐集與研析												
評估適合之熔融材料													
實驗觀測冷卻系統的改良與測試													
完成改良的實驗平台，並建立標準流程													
完成不同落差的淬冷實驗													
完成不同冷卻水深度的淬冷實驗													
將實驗結果彙整進行國際期刊或國際研討會議論文													



投稿												
完成累積百分比(%)	5	10	15	20	30	40	50	60	70	80	90	100

### 3.4.4.1 材料的選擇

本研究在選擇熔融材料上參考重要相關文獻所使用的材料作為選擇。該材料是由瑞典皇家科技大學的研究[51]所提出認為合適作為熔融物質模擬的材料。因此，本研究採用其為模擬材料 27% 莫耳分率的三氧化二鉍及 73% 莫耳分率的三氧化鎢之混合粉末，如圖 3.4.4.1 所示。此混合粉末的熔點約為攝氏 870 度，在此溫度下兩種材料會產生共晶現象(Eutectic)。同時，此熔融物質的黏度、表面張力皆較純金屬物質低，且在測試此物質的淬冷情況，並無發現與不銹鋼金屬或水有明顯化學反應。本材料熔融於去離子水淬冷後的情況如圖 3.4.4.2 所示。



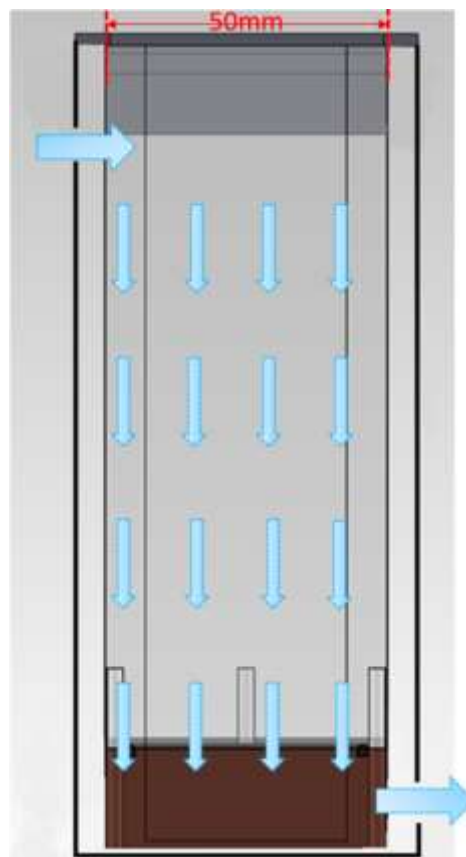
圖 3.4.4.1 27% 莫耳分率的三氧化二鉍及 73% 莫耳分率的三氧化鎢的混合粉末



圖 3.4.4.2 27mol%  $Bi_2O_3$ +73mol%  $WO_3$  混合熔體於去離子水中淬冷後熔體固化碎片

### 3.4.4.2 實驗架設

本研究目的之一是在探討外部冷卻對熔融物質淬冷的影響，因此實驗架設需設計一有外部冷卻系統之淬冷槽，同時此淬冷水槽需有可視化的視窗以利觀察熔融物質淬冷情況，故本水槽以壓克力製成。為了使外部冷卻能達到良好的效果，內部淬冷槽底部以銅做為盛熔融物質的底盤，使熱量能盡快傳至外部冷卻水。內部淬冷槽底部將置於一外部循環水槽內。外部循環水槽的水將對盛有熔融物質的銅製底盤進行散熱。外部冷卻系統藉由蠕動泵浦做循環冷卻(流速皆為 100ml/min)，入水方式將從外部冷卻水槽上方入水孔注入，以外部水槽的形式包覆住內部冷卻水槽，最後再由底部出水孔流出，如圖 3.4.4.3(a),(b)所示。此外，為了能進行不同水位及不同落下高度實驗，新的實驗載台及加熱管內部組件如圖 3.4.4.4(a),(b),(c)所示，重要組件分別有高溫加熱熔爐、汽缸、升降夾、不鏽鋼活塞軸、對焦桿、不鏽鋼加熱管、淬冷水槽、高速攝影機、高亮度光源、升降軸。

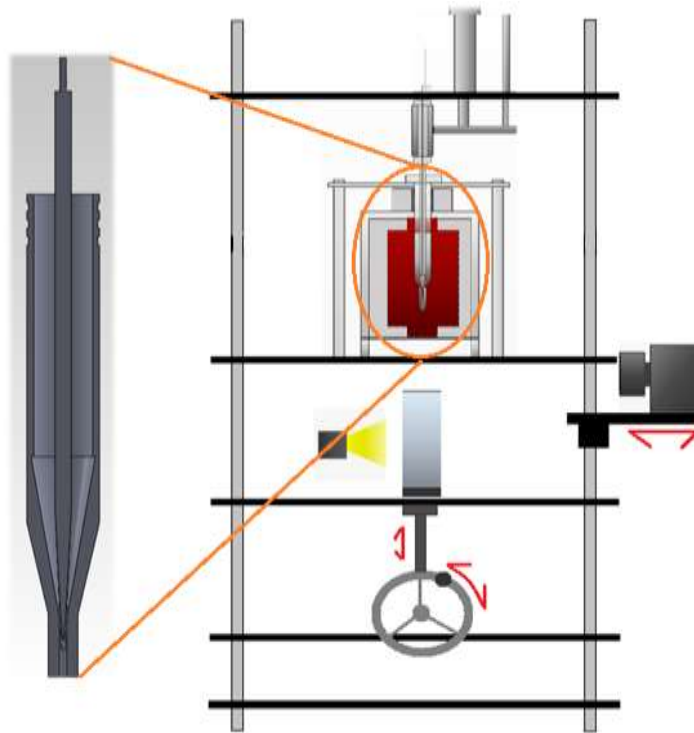


(a)

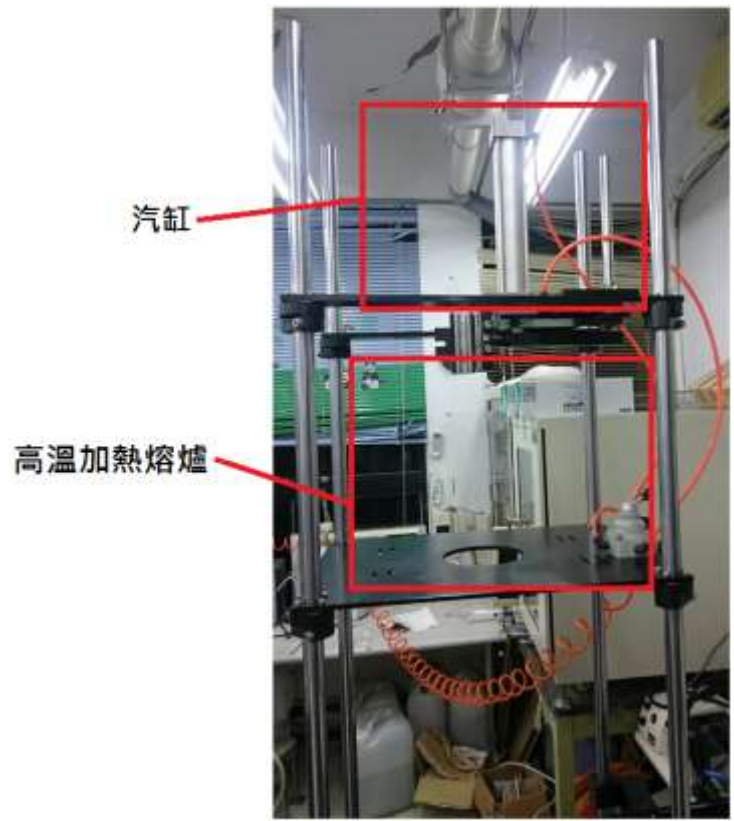


(b)

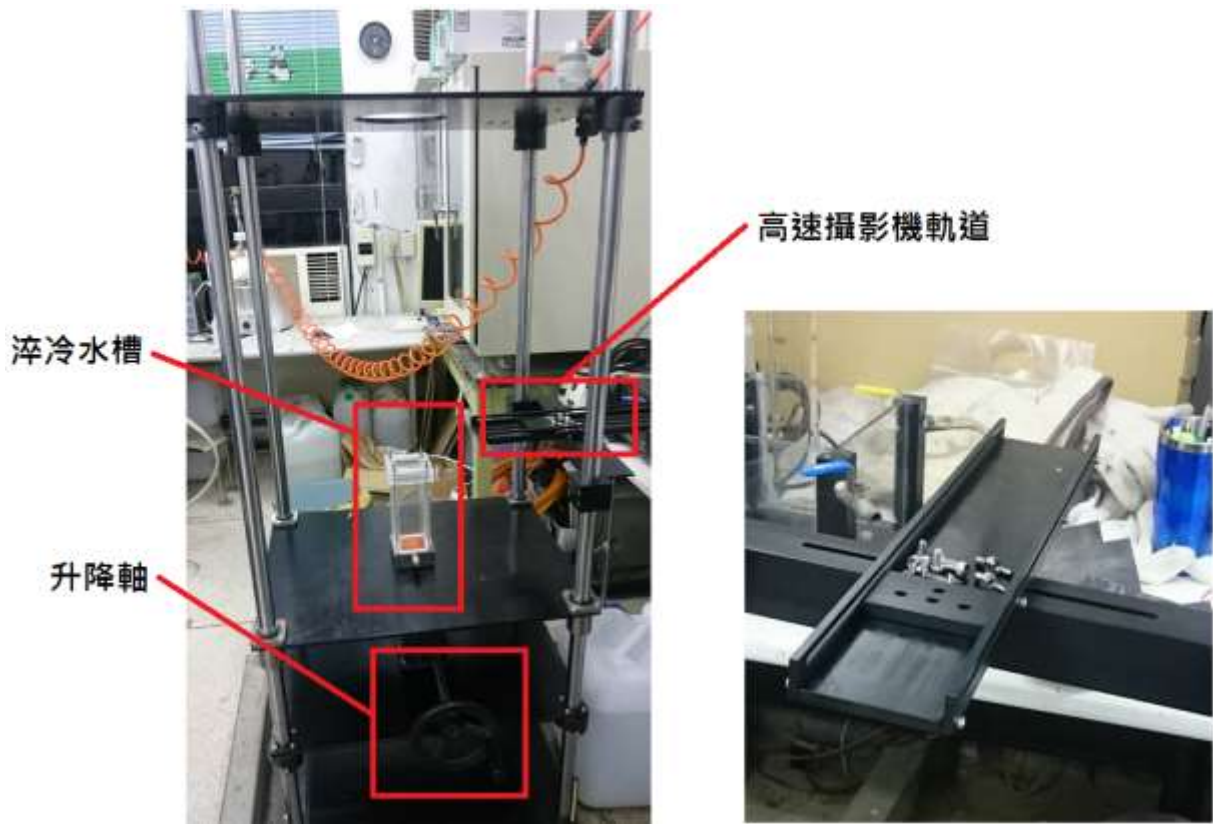
圖 3.4.4.3 外部冷卻系統之水槽(a)外部冷卻系統之設計概念(b)外部冷卻系統實際架設



(a)



(b)



(c)

圖 3.4.4.4 實驗架設圖(a)實驗架設之概念圖與加熱管組件放大圖(b)(c)實驗架設圖

### 3.4.4.3 熔融物質初步實驗

本實驗為了瞭解所選擇的高溫熔融物質的淬冷行為及特性，故先以舊有實驗平台進行初步實驗，其高溫熔融物質出口位置距離冷卻水槽水面為 290mm，其冷卻水槽的水深為 140mm。冷卻水以去離子水及海水進行實驗比較，並以不同溫度的高溫熔融物質亦即 890°C 及 1000°C 進行淬冷，其熔體的質量為 40g，噴嘴口徑為 8mm。在實驗之前，我們先以對焦桿對焦，如圖 3.4.4.5，使高速攝影機在熔體落下時能清楚拍到淬冷情況。



圖 3.4.4.5 以對焦桿進行對焦

經過實驗後發現，淬冷下來的碎片十分的脆，本實驗製作一手動式定量篩網平台，如圖 3.4.4.6，以決定碎片尺寸的分布並減少碎片進一步的破碎。篩網網徑分別為 4mm、3.36mm、2mm、1mm、0.5mm、0.25mm，以此篩出來的顆粒來繪製不同尺寸下的顆粒質量秤重並計算其累積分率。





圖 3.4.4.6 定量篩網平台

#### 3.4.4.4 不同冷卻水質量累積分率比較

本研究採用之冷卻水為去離子水及海水，將其淬冷後的碎片進行不同尺寸的篩選並進行稱重。另外，為了確定實驗結果之重複性，相同實驗條件均進行 4 到 6 次實驗來進行比較。圖 3.4.4.7 是以去離子水為冷卻水的質量累積分率，由圖中可看出大顆粒(>1mm)的比例均十分的少，細小的顆粒佔極大的部分。圖 3.4.4.8 是由 Manickam 等人[48]所進行實驗後的碎片質量得積分率，此圖為不同次冷度冷卻水下的碎片質量累積分率，故與本研究接近之次冷度約為圖中深藍色曲線及淺藍色曲線，相比圖 3.4.4.7，其趨勢較為接近。圖 3.4.4.9 是以海水為冷卻水的質量累積分率，由圖中可看出相對於去離子水大顆粒的比例明顯較多。圖 3.4.4.10 是去離子水及海水兩者平均的比較圖，由圖可以看出以海水為冷卻水的將產生較多的大顆粒，大於 1mm 顆粒之比率約 38%，遠大於去離子水之 5%。

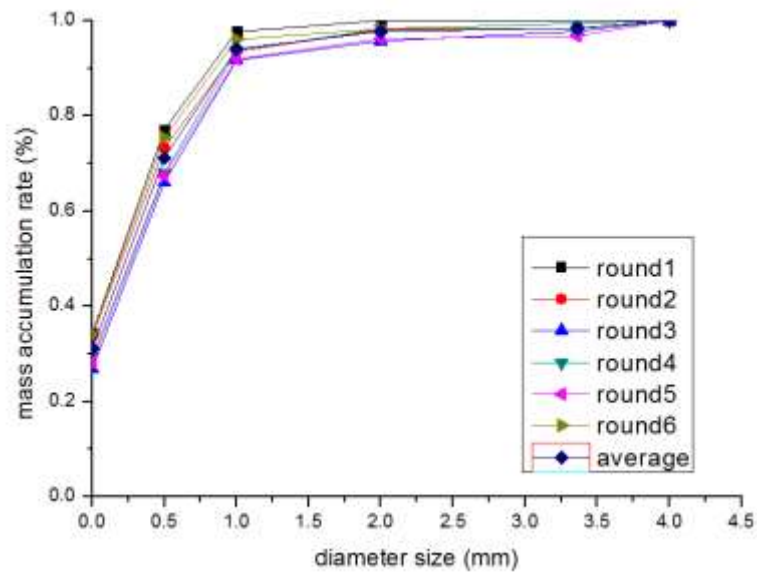


圖 3.4.4.7 去離子水為冷卻水的顆粒質量累積分率

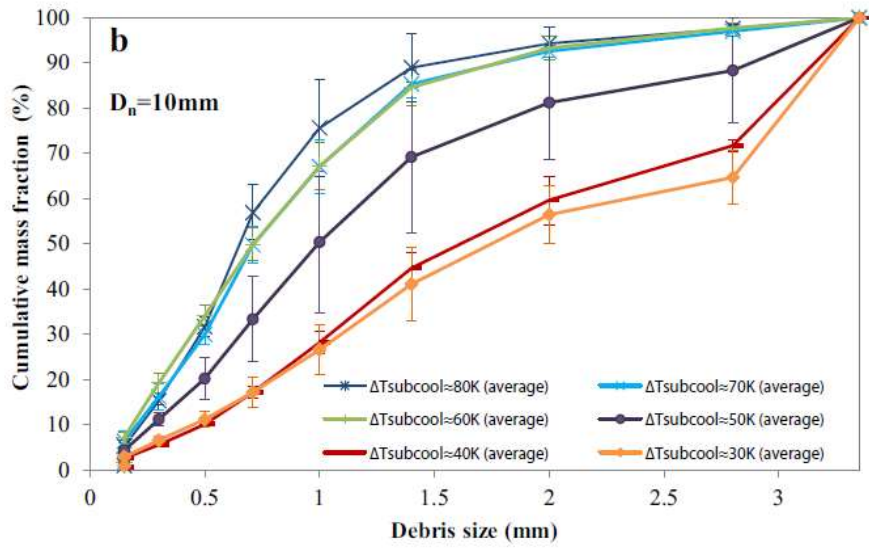


Fig. 7. Debris size distribution for  $\text{WO}_3\text{-Bi}_2\text{O}_3$  as a function of water subcooling.

圖 3.4.4.8 Manickam[48] 淬冷實驗之質量累積分率

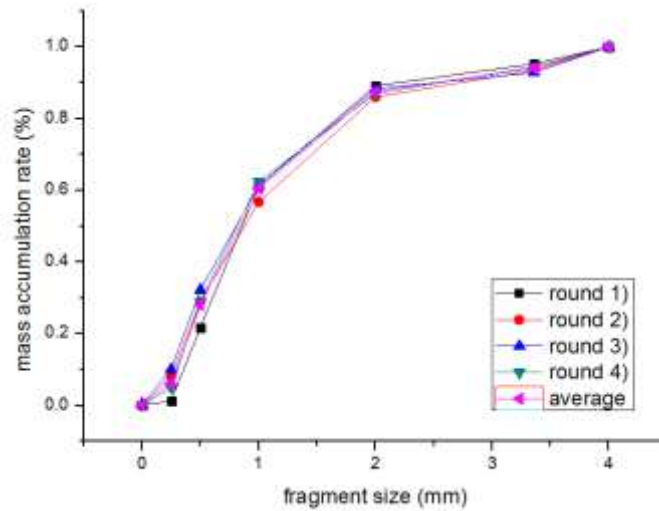


圖 3.4.4.9 海水為冷卻水的顆粒質量累積分率



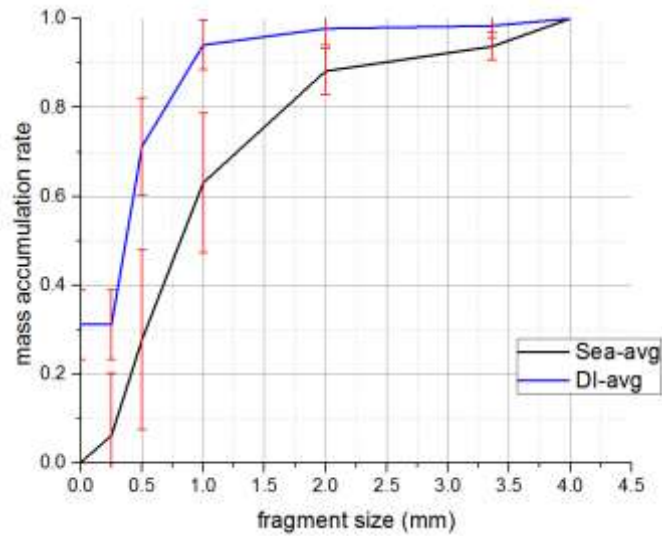
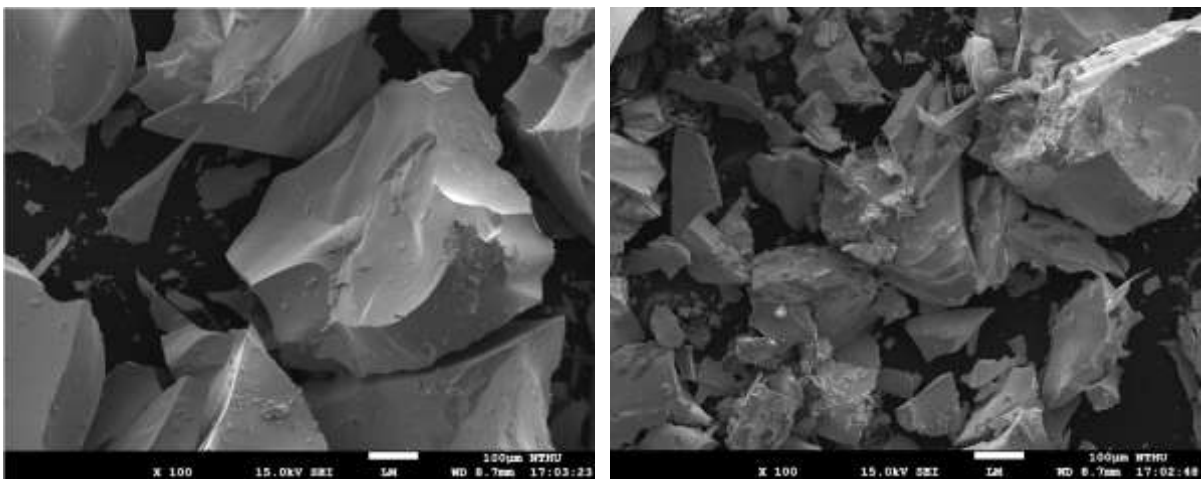


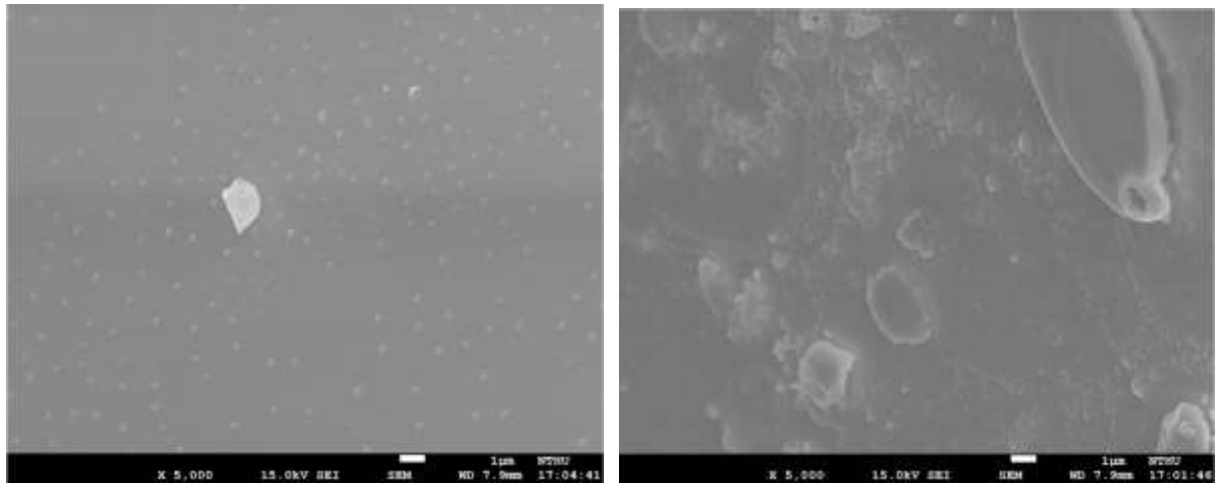
圖 3.4.4.10 去離子水及海水兩者顆粒質量累積分率比較圖

### 3.4.4.5 SEM 觀察不同冷卻水的碎片表面

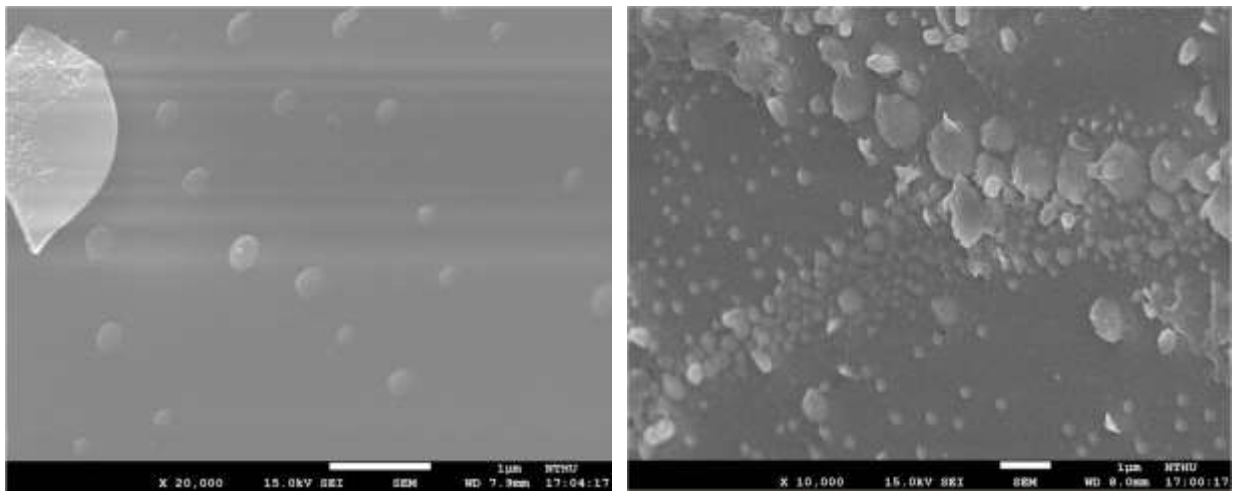
為了比較去離子水及海水淬冷後熔體碎片的不同，本實驗將淬冷後的碎片進行 SEM 的觀察，其影像之比較，如圖 3.4.4.11。由圖 3.4.4.11(b),(c)中可以看出以去離子水為冷卻水其表面僅有少許突出白色顆粒，其表面顏色均為一致，表示其碎片表面較為光滑；反觀，以海水做為冷卻水時，碎片的表面有許多不規則的突起，在更近距離觀察下有許多不同大小的白色顆粒附著於表面上，代表此表面較為粗糙。其粗糙的表面可能是熔體表面與海水直接的接觸所導致的，海水中的離子可能使海水更容易與熔體表面接觸。



(a)



(b)



(c)

圖 3.4.4.11 SEM 比較圖(右邊為海水，左邊為去離子水)

### 3.4.4.6 不同溫度之熔體淬冷

為了瞭解不同熔體溫度對於淬冷行為的影響，本實驗以高溫爐加熱熔體分別至  $890^{\circ}\text{C}$  及  $1000^{\circ}\text{C}$  時進行淬冷並比較。本實驗所選擇的熔融物質熔點約為  $870^{\circ}\text{C}$ ，故加熱到攝氏 890 度的熔體淬冷將會較快固化。圖 3.4.4.12 為  $890^{\circ}\text{C}$ ，10g 的熔體於去離子水中，由影像中可以看到當熔體落下約 40mm 左右處便開始破碎，淬冷途中持續碎裂成更細小的顆粒。圖 3.4.4.13 為  $1000^{\circ}\text{C}$ ，40g 的熔融物質落於去離子水中，圖中每一方型網格長度為 8mm，時間由第一顆熔體入水面瞬間開始計時。從(a)可看到一開始是由一熔滴穿透水面，後面並無連接熔體流柱；而由(b)可看到約在 40mm~48mm 處，熔融物質開始破碎成較大碎片。且後續熔滴在無接觸冷卻水的情況下衝擊到第一熔體前緣，導致其破碎情況更為加劇。此外，從圖中可發現在前緣熔滴落下後就有碎片散出；當高溫熔滴接觸到冷卻水時將瞬間產生蒸氣，因慣性力及浮力因素蒸氣將不斷從熔滴前緣滑至周邊，蒸氣將合併並形成蒸氣膜，由(a),(b),(c)皆可看出一蒸氣袋。後續熔體流柱將由此蒸氣袋注入，故此高溫熔柱並無進行冷卻

即達到水面 40mm 以下，將熔體前緣完全擊碎。當熔柱前緣接觸到冷卻水其熱量由前緣快速散失，而後續連續熔柱再擊碎熔柱前緣產生碎片，以此現象不斷重複。由(e),(f)皆可看出已有許多碎片散落於四周。

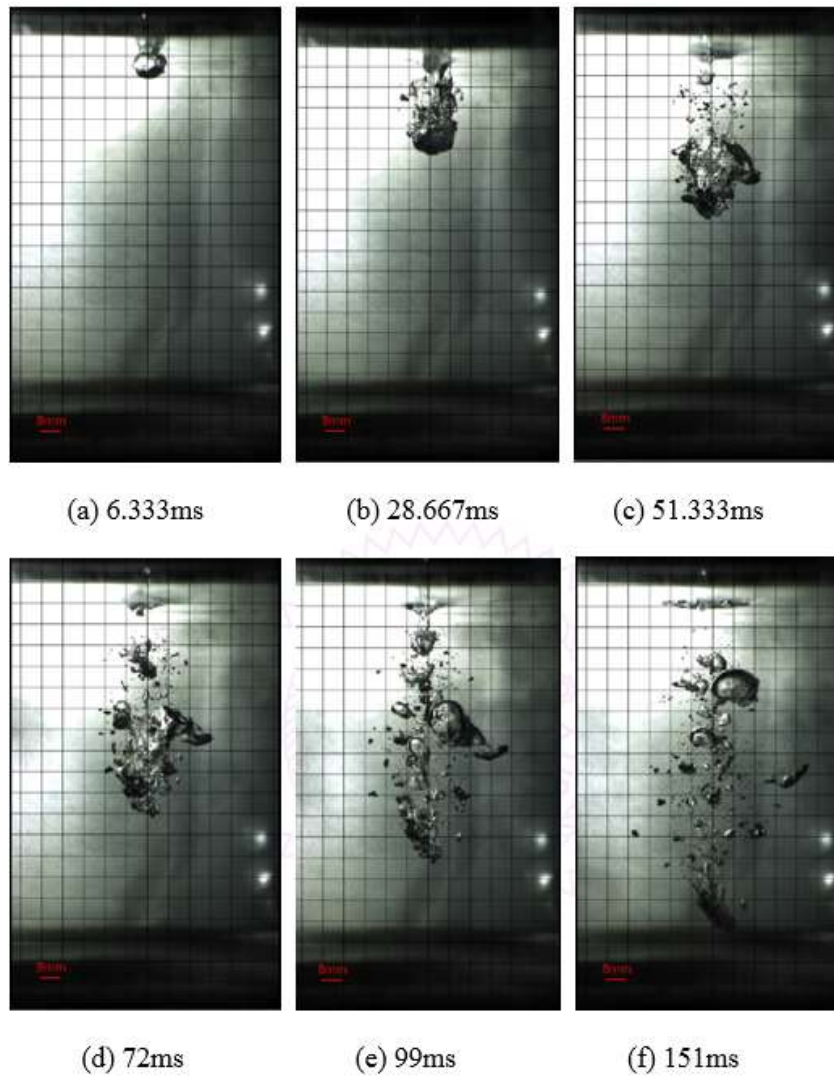


圖 3.4.4.12 攝氏 890 度 10g 熔體淬冷於去離子水入水面瞬間影像(t=0 代表熔融體接觸水面的時間)

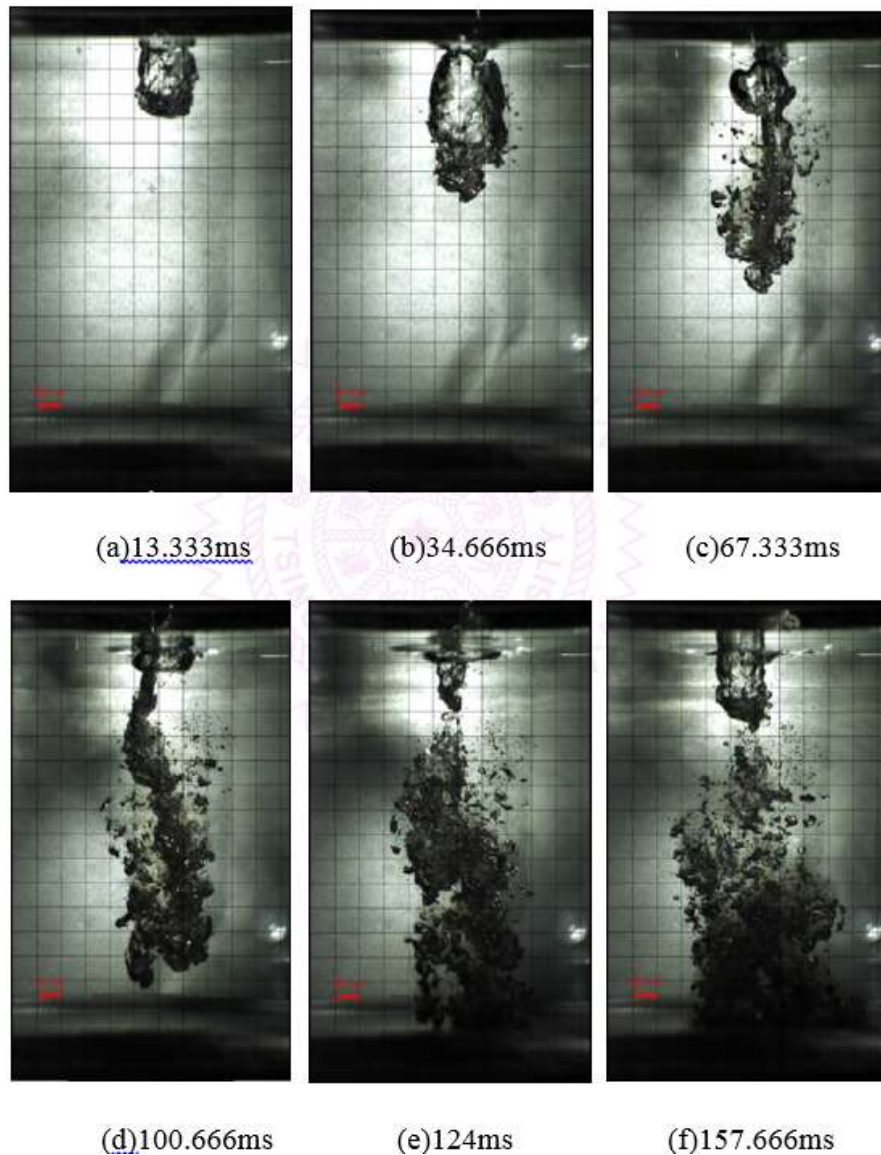


圖 3.4.4.13 1000°C, 40g 熔體淬冷於去離子水入水面瞬間影像(t=0 代表熔融體接觸水面的時間)

### 3.4.4.7 不同落差之熔體淬冷

本研究後續探討不同落差高度下熔體淬冷行為，同樣以 40 公克的進料量加熱至 1000°C，並於有外部冷卻系統下分別以 400mm、450mm、500mm、550mm 不同的落差淬冷至去離子水並比較之。為了確定實驗之重現性，相同條件皆進行 3 至 6 次實驗(後續討論 425mm 落差高度淬冷實驗只進行 2 次實驗，並且無外部冷卻系統，因而不列入此比較)，再將其淬冷後的碎片進行尺寸篩選，再取其平均值做比較。圖 3.4.4.14 為不同落差高度下淬冷碎片之質量累積率，由圖可看出隨著落下高度的增加，小質量碎片的比例也會逐漸提升。更高的落下距離因重力使熔體入水初速更快時，由於凱文-赫爾霍茲不穩定性，當熔體與去離子水的相對速度差更大時又將進一步使熔體流柱剝離更多的小碎片。

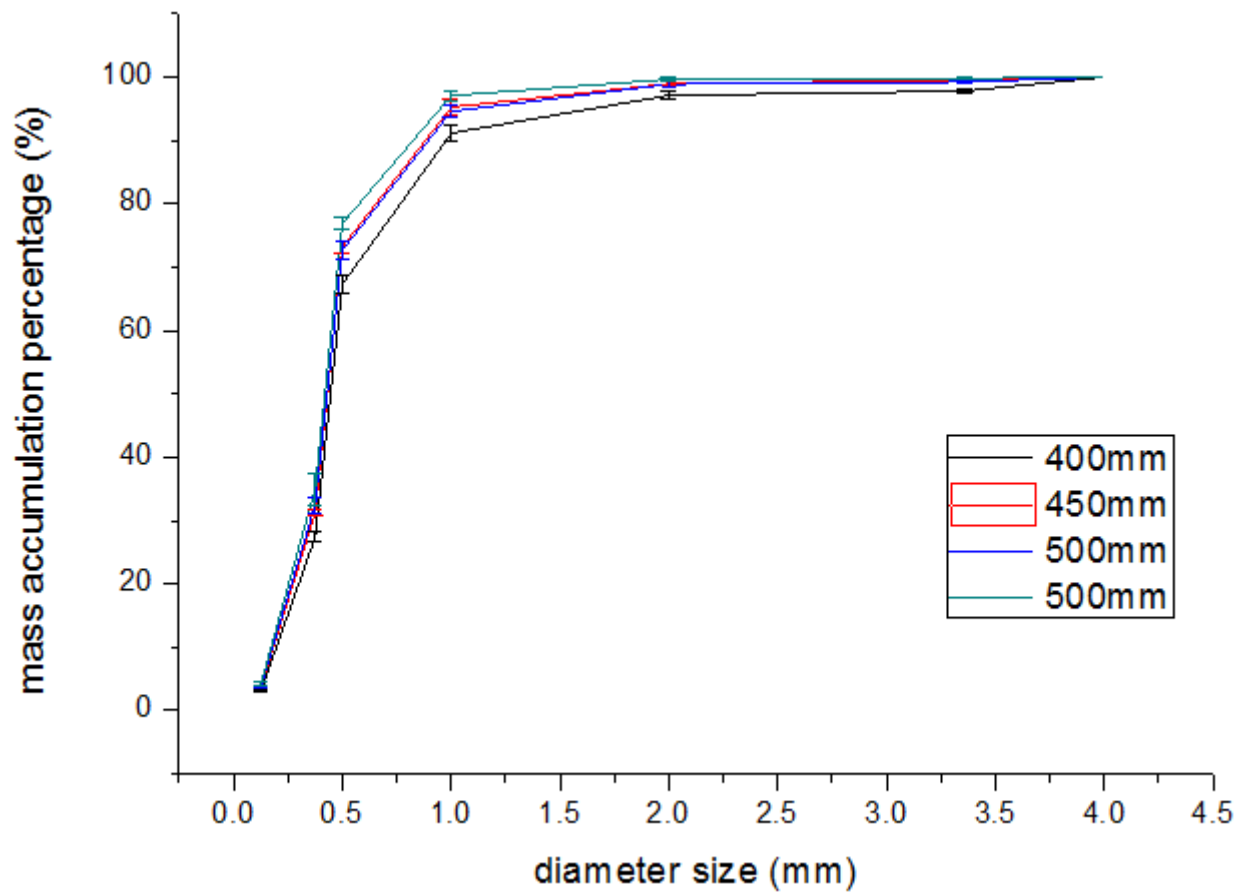


圖 3.4.4.14 不同落差高度下碎片質量累積率比較

#### 3.4.4.8 不同水位高度之熔體淬冷

在針對不同水位高度的淬冷模擬，同樣在無外部冷卻系統時以 40 公克的進料量加熱至 1000°C 並從 290mm 高度分別落下至 100mm 與 170mm 去離子水中，從圖 3.4.4.15 可觀察出近似的時間差，兩者熔體流柱的破碎行為也近似，僅為觀察範圍的不同，水位差別在本實驗結果上來說並無顯著差別。



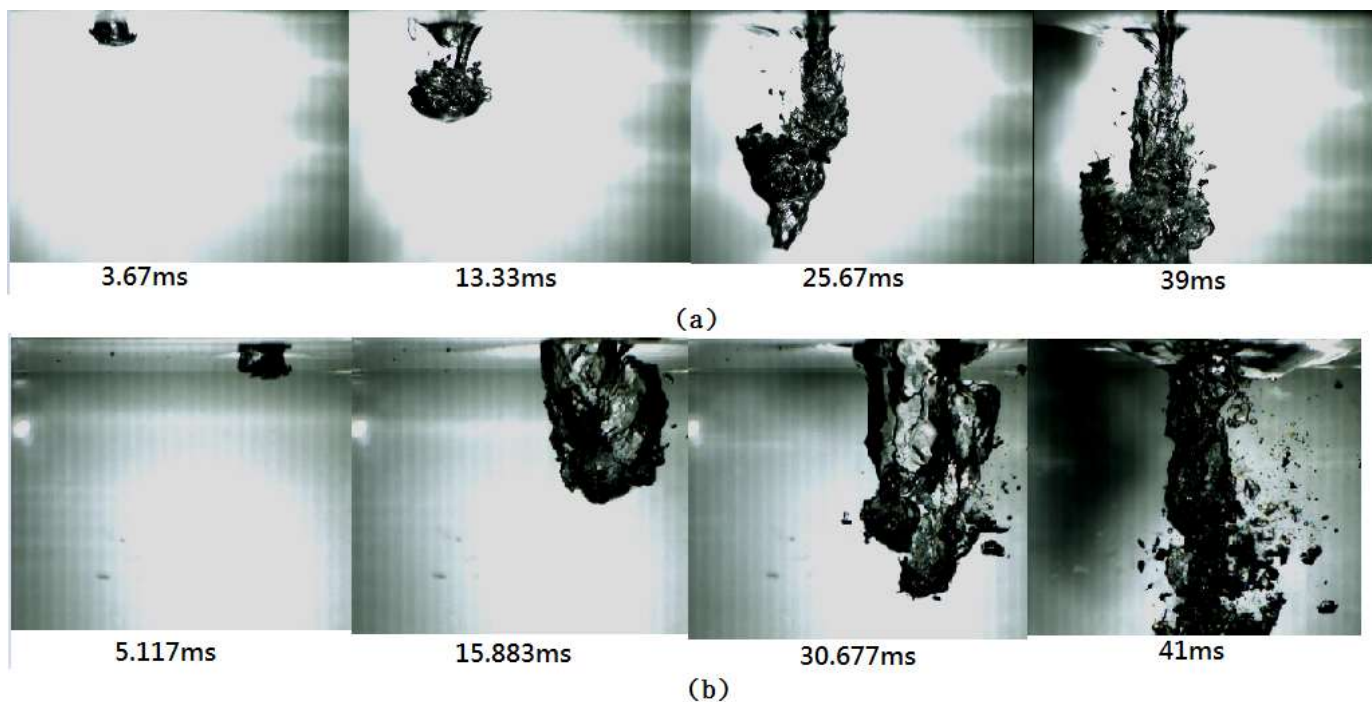


圖 3.4.4.15 不同水位高度熔體淬冷圖(a)100mm 水深(b)170mm 水深(t=0 代表熔融體接觸水面的時間)

### 3.4.4.9 外部冷卻系統

本研究裝設的外部冷卻系統，裝設前後對於熔體淬冷的效果並不明顯。如圖 3.4.4.16 所示，在進行外部冷卻系統的比較時，同樣將 40 公克的進料量在  $1000^{\circ}\text{C}$  下從 500mm 高度落至去離子水中，並以有無外部冷卻系統為變因分別做 5 次實驗所取的平均值，結果數據很相似，推測是目前淬冷槽與外部冷卻系統之間熱交換影響並不大，推測其確切原因可能是熔融體與冷卻水之間的熱傳速率遠快於外部冷卻液體與淬冷槽之間的熱傳。

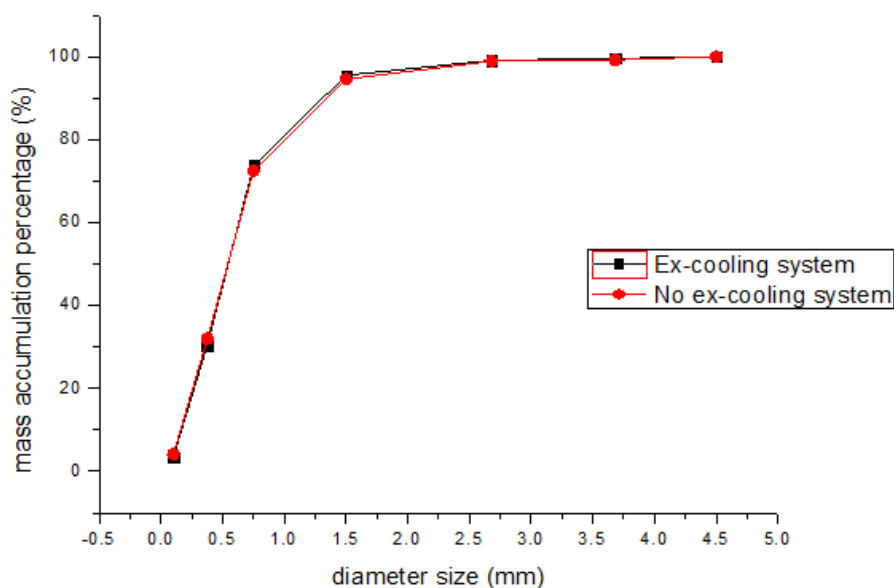


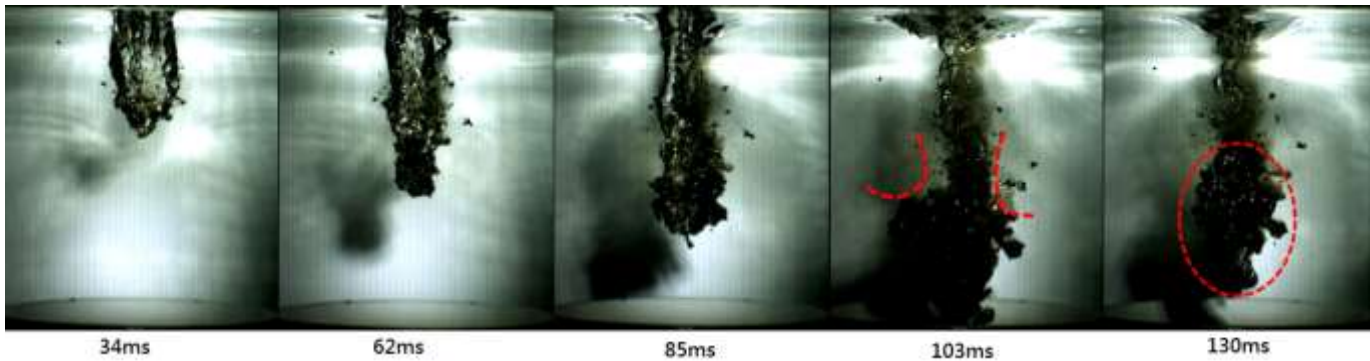
圖 3.4.4.16 外部冷卻系統淬冷實驗碎片質量累積率比較



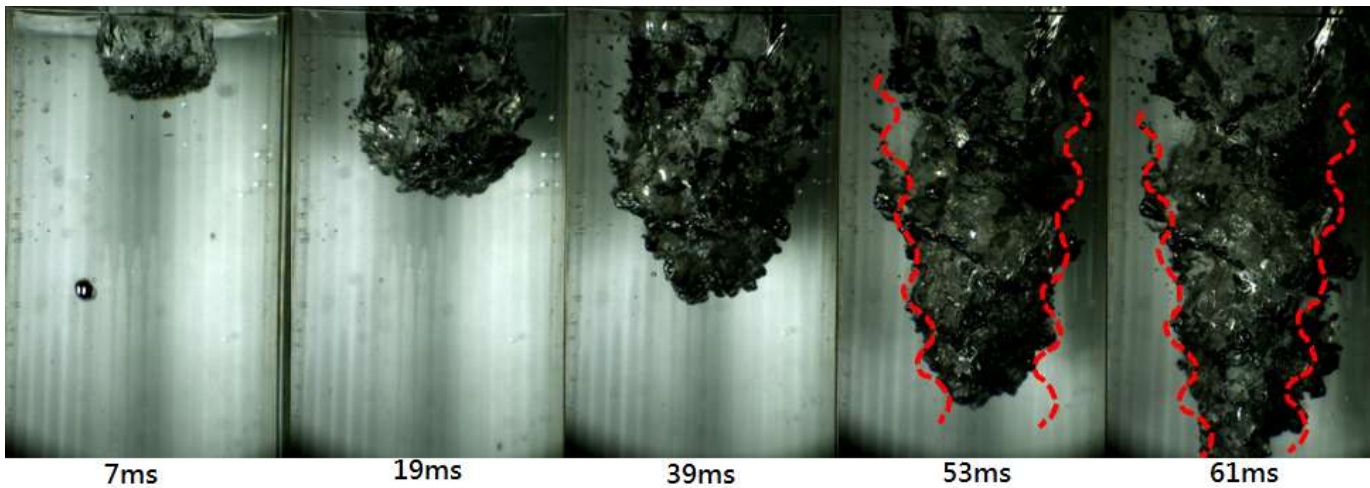
### 3.4.4.10 熔體破碎行為

由圖 3.4.4.17 (a),(b)為不同落下高度的淬冷實驗，分別為 290mm 與 425mm，且同樣是以 40 公克進料量於 1000°C時落入去離子水中。從時間軸可以明顯看出後者熔體流柱的落下速度較前者快，且穿透水面的力量較強。從(a)可以觀察出在較低的初速下，流柱速度驟減明顯，出現上下層密度不同的流體間界面的不穩定性，是為瑞利-泰勒不穩定性，將使流柱破碎於尖端；而從(b)可以觀察出，在較高的初速下，與側邊流體相對速度差造成的凱文-赫爾霍茲不穩定性使流柱破碎於側邊。這些觀察與文獻中報導[52]一致。

而由圖 3.4.4.18 (a),(b)中可以明顯看出，在入水面下方熔體與水之接觸介面產生波動，此即為凱文-赫爾霍茲不穩定性所造成的表現。因熔體快速落下與靜止的冷卻水產生相對速度，其接觸面即產生不穩定性，若速度越大不穩定性即越劇烈，此在熔體表面所表現出來的波動將會更劇烈。並由圖(e),(f),(g)中可以看到白色虛線所框的蒸氣泡逐漸變大，並從主熔體流柱拖曳出一小片熔體出來，判斷因蒸氣附著於突出熔體處，同時蒸氣的浮力以及冷卻水的相對速度衝擊導致小片熔體從熔柱本體剝離出來，此可能為一熔體破碎原因之一。

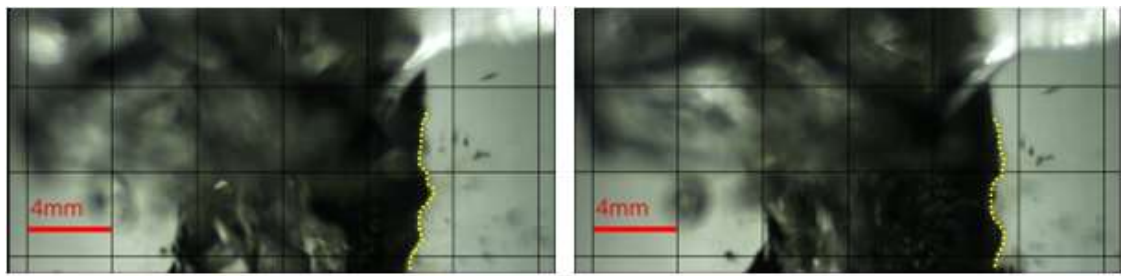


(a)



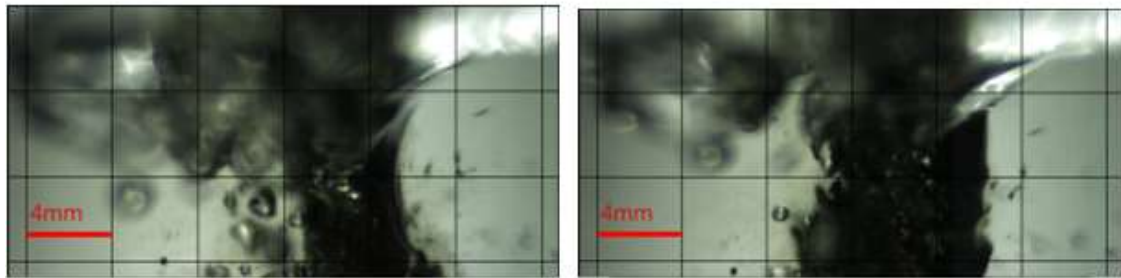
(b)

圖 3.4.4.17 不同落下高度時流柱破碎現象(a)290mm 落差(b)425mm 落差(t=0 代表熔融體接觸水面的時間)



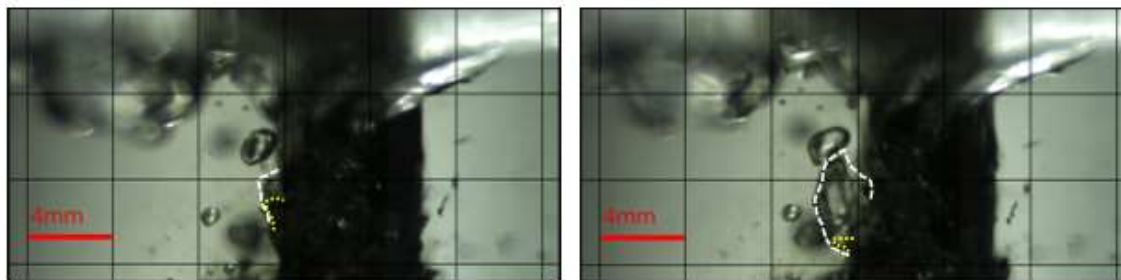
(a) 78.88ms

(b) 82.16ms



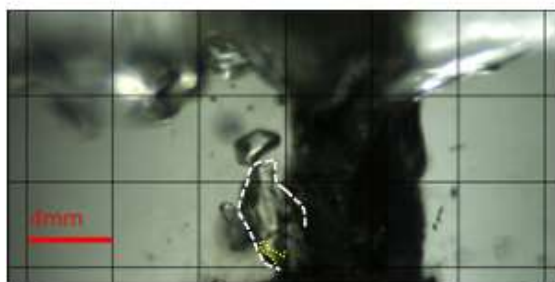
(c) 86.4ms

(d) 91.6ms



(e) 94.48ms

(f) 95.76ms



(g) 96.72ms

圖 3.4.4.18 高溫熔融物質淬冷時入水面瞬間(各圖秒數為第一顆熔體入水後所經歷秒數，黑色部分為熔體流柱，但有些許蒸氣附著於流柱。白色虛線為蒸氣泡、黃色虛線為熔體。)

## 「核能安全技術研究暨國際合作」成果:

### a. 論文發表: 期刊論文 4 篇、會議論文 6 篇

#### 期刊論文

- (1) Yu-Jou Wang and Chin Pan, "A one-dimensional semi-empirical model considering transition boiling effect for dispersed flow film boiling," Nuclear Engineering and Design, 316, 99-111, 2017.
- (2) T.J. Chuang, J.W. Chen, Y.M. Ferng\*, "Observing investigation of boiling characteristics around CHF for the downward facing heating surface," Applied Thermal Engineering, 112, 793-800, 2017.
- (3) Cheng-Wei Shen, Kai-Ping Chang, Fan-yi Ouyang\*, "Comparison of Oxidation Behavior of CrN<sub>x</sub>-coated and Bare Zircaloy-4 Cladding Material under Different Oxidative Atmospheres at 850°C," Journal of Nuclear Materials (投稿中)
- (4) Y.R. Lin, L.G. Chen, C.Y. Hsieh, M.T. Chang, K.Y. Fung, A. Hu, S.C. Lo, F.R. Chen, J.J. Kai, "Atomic Configuration of Point Defect Clusters in Ion-Irradiated Silicon Carbide", Scientific Reports, 2017.

#### 會議論文

- (1) Tzung-Yi Lin and Yen-Wan Hsueh Liu, "Hybrid Nodal Greens Function Method with SP3 for Pin-by-pin Calculation," M&C 2017 - International Conference on Mathematics & Computational Methods Applied to Nuclear Science & Engineering, Jeju, Korea, April 16-20, 2017, on USB, 2017.
- (2) Chung-Yen Hsu, Jiun-Ren Wang, Tien-Juei Chuang, Yuh-Ming Ferng "Processing Methodology for Double Sensor Probe in a Bubbly Flow," 2017 American Nuclear Society Annual Meeting, San Francisco, CA, USA, June 11-15, 2017
- (3) Tzu Chen Huang, Chin Pan, "Pool Boiling Study in Sea Water," 2017 American Nuclear Society, Annual Meeting San Francisco, CA, USA, June 11-15, 2017.
- (4) F.P. Cheng, W. Kai, "Effect of water vapor on the cyclic oxidation behavior of welded Incoloy 800H alloy," 15<sup>th</sup> International Union of Materials Research Societies -International Conference on Advanced Material, 2017.
- (5) Ji-Jung Kai, "Atomic Configuration of Point Defect Clusters in Ion-Irradiated Silicon Carbide," 18<sup>th</sup> International Conference on Fusion Reactor Materials (ICFRM-18), 2017.
- (6) F.P. Cheng, W. Kai, "Effect of water vapor on the oxidation behavior of 304L and 800H alloys in high-pure He atmospheres at 950°C," 20<sup>th</sup> International Corrosion Congress, 2017.

### b. 人才培育: 博士生 5 名、碩士生 15 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
----	---------	------	-------	-----------

張仲翔	碩士生	分項 4-1 燃料束截面計算程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結	畢業	清華大學核工所
林宗逸	博士生	分項 4-1 燃料束截面計算程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結	在學	清華大學核工所
戴承楷	碩士生	分項 4-1 探討可取得之熱水流分析程式與爐心物理程式連結的可能問題	畢業	清華大學核工所
林鈺博	碩士生	分項 4-1 燃料束截面計算程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結	在學	清華大學核工所
莊天睿	博士生	分項 4-2 協助熱流環路之實驗、分析與設計	在學	清華大學工科系
曾颯淇	碩士生	分項 4-2 協助熱流環路之模擬工作	就業	清華大學工科系
徐仲彥	碩士生	分項 4-2 進行熱流環路之實驗	就業	清華大學工科系
張永漢	碩士生	分項 4-2 進行熱流環路之實驗	在學	清華大學工科系
黃正太	碩士生	分項 4-2 進行熱流環路之分析	在學	清華大學核工所
張凱評	碩士生	分項 4-3 燃料護套評估研究	在學	清華大學工科系
沈政緯	碩士生	分項 4-3 燃料護套評估研究	畢業	清華大學工科系
王建傑	碩士生	分項 4-3 燃料護套評估研究	在學	清華大學工科系
鄭福本	博士生	分項 4-3 異種焊接影響研究	在學	海洋大學材料工程所
陳偉昇	博士生	分項 4-3 燃料護套評估研究	在學	清華大學工科系
蔡佳蓉	碩士生	分項 4-3 燃料護套評	在學	清華大學工科系

		估研究		
何明析	博士生	分項 4-4 熔融物質淬冷研究	在學	清華大學工科系
張宇祐	碩士生	分項 4-4 熔融物質淬冷研究	畢業	清華大學核工所
黃子振	碩士生	分項 4-4 池沸騰雙相流研究	畢業	清華大學核工所，目前任職於台電公司
王予柔	碩士生	分項 4-4 後乾化理論研究	畢業	清華大學核工所，目前就讀於美國麻省理工學院核工系博士班
林彥谷	碩士生	分項 4-4 熔融物質淬冷研究	在學	清華大學核工所

c. **4 個研究團隊養成：**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、熔融物質淬冷模擬研究團隊。

d. **參與國內外相關研討會：**4 次國際研討會，1 次國際合作交流。

## 四、結論與建議

### 4.1 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

#### 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

本子計畫依據 WCAP-17601-P 案例時序，進行核三廠假想 ELAP 事故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。URG 救援措施(105 年計畫)以及 FLEX 救援措施皆能成功維持爐心水位高於 TAF，避免燃料裸露。在救援策略比較中，FLEX 策略因為備有中高壓注水設備在事故發生時無須進行二階段緊急降壓即可進行補水措施，可預防事故中釋壓閥因不明原因無法正常運作，無法以消防管路進行補水之情況，於事故應對相對較為彈性，降低釋壓閥失效所造成的風險，但同時因為 RCS 壓力較高造成 RCP 軸封洩漏量後期洩漏較大，一次側注水量所需相對較多，除此外尚需配備額外的移動式發電機作為驅動中壓水泵之用。建議當核三廠發生假想 ELAP 事故時，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。

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，由慢而快依序為 RELAP、TRACE。儘管諸如壓力變化、軸封洩漏及水位振盪幅度等可能因各程式計算方式有些許差異，但若由各案例其他的模擬數據觀察比較，其趨勢走向皆大致相同。TRACE 及 RELAP 則為熱水流分析程式，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都相似。

#### 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，中子熱流耦合多平行沸騰通道雙相流循環迴路分析模式並建立分析能力，並分別探討外部垂直正弦加速度波與地震垂直加速度波，對多平行沸騰通道雙相流自然循環迴路與強制循環迴路影響之模擬分析，相關結論如下：

1. 針對中子熱流耦合三平行沸騰通道自然循環迴路與強制循環迴路之分析結果，當外部垂直加速度的振盪頻率與系統自然頻率相近時，系統會引發共振振盪。共振振盪的強度和系統初始狀態的穩定度相關。相對於強制循環迴路，外部垂直加速度波對自然循環迴路會造成較大之影響。
2. 本研究發展之解析與重組地震波之分析方法，能適當模擬實際地震加速度波。模擬地震波與實際地震波所導致自然循環迴路與強制循環迴路之暫態振盪，兩者之趨勢相當吻合。顯示模擬地震波能適當探討實際地震波所導致自然循環迴路與強制循環迴路之非線性振盪行為。
3. 在中子熱流耦合多平行沸騰通道自然循環迴路的不同穩定點，經由比較模擬地震波與實際地震垂直加速波所導致系統之暫態振盪。分析結果發現地震波所致系統之非線性振盪，與各穩定點的共振效應相關。在相同功率下，改變爐心進口次冷度，會使系統較接近穩定性邊界，因而產



生較明顯的共振振盪。

4. 在中子熱流耦合多平行沸騰通道自然循環迴路與強制循環迴路，地震垂直加速度波傾向造成爐心同相(in-phase)不穩定振盪，這和 Satou et al. (2011)針對自然循環 BWR 的分析結果一致。
5. 在 BWR 的自然循環點，從參數效應對於地震垂直速度波所致系統暫態的影響分析發現，當中子熱流耦合多平行沸騰通道自然循環迴路系統，具有較長的加熱通道長度、下降流區長度或較大的加熱通道出口流阻係數，會對地震垂直速度波所致系統暫態產生不穩定的作用。另一方面，增加加熱通道的入口流阻係數，則會對地震垂直速度波所致系統暫態產生穩定的作用。
6. 針對 BWR 自然循環運轉點與強制循環正常運轉點的操作條件，探討核二廠附近實際紀錄之地震垂直加速度波對系統暫態振盪影響的分析發現，地震垂直加速度波對 BWR 的自然循環點與正常運轉點造成的振盪雖然非常雜亂，但其振幅仍侷限在一定的範圍，表示電廠的自然循環點與正常運轉點，在遭受這些地震波下仍相當安全。
7. 在熱功率較低( $6203 \text{ W/m}^2$ )之測試條件下，加熱通道內屬於次冷沸騰狀態，空泡分率較低且流體具較大的溫度差，而當外部垂直震動提升流體的混合效果，使管內流體溫度分佈較為均勻且降低，壁面上的空泡受到次冷流體影響而冷凝，導致空泡分率下降。
8. 當較高的熱功率測試條件( $11029 \text{ W/m}^2$ )時，管內空泡分率較高，可能接近或屬於飽和沸騰狀態，管內流體溫度差異較小且分佈較為均勻，因此外部垂直震動可提升的混合效果有限，空泡與溫度變化皆不明顯，整體系統較為穩定。
9. 於空泡分析結果中，低空泡分率之流動空泡現象與訊號皆較為單純，因此當外部垂直震動施加於系統時，會造成明顯空泡震盪，其震盪頻率符合振動頻率。若發生在實際電廠時，可能造成功率震盪。而較高的空泡分率時，其流動沸騰現象與訊號皆較為複雜，因此震動對流體震盪效應相對較有限。
10. 在壓力差訊號分析中，在無震動(靜態)測試時，壓力差貢獻由高度與空泡提供。而當震動施加在系統上，其壓力差會變成由震動主導，呈現週期性震盪，震盪頻率與外部垂直震動頻率相符合；隨著頻率的上升，壓力差震盪也越大，甚至在  $f=1.06\text{Hz}$  與  $1.62\text{Hz}$  的振動頻率下，壓力差出現了負值，此可能對系統造成不穩定性。

### 4.1.3 輕水式反應器設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統

本計畫於今年度主要有兩個主軸，一是「辨識系統的再精進」，透過建立「感測器偵選法則」，令全域(GA, QEA)及次全域(SFS, dSFS, SBS)最佳化演算法，挑選出最具鑑別力的感測器訊號。除此之外因跳機之前的訊號可能含有豐富的辨識資訊，故也嘗試擷取跳機前 30 秒的訊號進行辨識，並也引進「異常偵測演算法」來偵測肇始事件的發生，以偵測到異常當下的時間點做為新的指標，連續擷取 60 秒的訊號用來辨識，並與其他兩種訊號擷取情狀進行比較。另外一個主軸為「失能感測器的偵檢」，因感測器是運轉員了解電廠當下情況的重要途徑，若感測器發生失能之情事，勢必會對電廠監控帶來負面的衝擊，同樣的也會對肇始事件辨識的工作帶來影響，故本研究開發一自動化失能感測器偵檢與定位演算法以解決此議題，並探討感測器失能對肇始事件辨識的影響。

在上個年度中，比較了各種特徵擷取與分類器的演算法，並額外對萃取出來的特徵值進行特徵縮減(feature reduction)，使辨識系統的辨識率來到 **88.39%**；而今年計畫在既有的特徵萃取演算法的

情況下，使用感測器偵選法則以取代特徵縮減法，以「感測器種類區塊投影法」萃取特徵值並搭配「循序向前選擇法」挑選感測器，經過交叉驗證後，已來到 **95.54%** 的辨識率。接著改變使用「跳機前 30 秒」這個擷取情狀，以「主成分分析」萃取特徵值搭配「可縮減循序向前選擇法」挑選感測器，最後達到 **98.48%** 的高辨識率，比起上年度的成果又再增加了 **10%** 的辨識率。

失能感測器偵檢與定位的部分，透過本研究所開發的演算法，已能準確偵檢及定位失能的感測器，偵檢成功率已接近 100%；另外也已證明感測器的失能對肇始事件的辨識會帶來負面的衝擊，若感測器直接損壞的情況下(以「蒸汽產生器蒸氣流量」感測器失效為例)，會使辨識率低於 50%。

#### 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，透過 MPM 模式的修正以及不同功率下的輻射分解效應下溶氫、溶氧及過氧化氫濃度分布，進行反應器主冷卻水迴路下每個區域組件電化學腐蝕電位的計算，並完成在啟動過程下不同功率之組件電化學腐蝕電位分析。顯示在低功率運轉下，爐水呈現出氧化性的環境，造成主冷卻水迴路各個區域的組件材料的電化學腐蝕電位都維持在正電位。另外，在不同低功率狀態下，進行組件 CGR 的計算，在無注氫的情況下進行分析，結果顯示 CGR 隨著流徑的變化，與組件 ECP 的趨勢類似，較高的數值也是出現在爐心區域附近高氧化性的環境下，在極低功率下，CGR 的數值較小，當功率增加時，同一區域的 CGR 也會增加。當功率增加至再結合效應變為顯著時，CGR 的數值呈現下降的趨勢。關於材料測試的部分，已完成在不同操作溫度下，在溶氫環境下進行 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，原本在溶氧環境下產生的大量 IGSCC 和 TGSCC，如轉為還原性環境下，已大幅降低 316L SS 材料產生 SCC 的比例。在採用 HWC 後，可以明顯的發現對於所有溫度的試片，機械性質表現有著大量的進步，對於 288°C、250°C 和 200°C 分別延長了約 17%、31% 以及 14%。對於斷面形貌的分析，SCC 大量下降，在 288°C 時，由 NWC 轉為 HWC 後 SCC 斷面特徵由將近 50% 下降至 15%，250°C 則降至 5% 以內，在 200°C 的條件下則完全看不到任何 SCC 出現的跡象。在核電廠起動過程中，儘管溫度尚未達到最高的 288°C，在 NWC 環境下都會出現嚴重的 SCC，因此在 200°C 以上的水化學控制仍需要去注意和管控。而採用 HWC 能大幅度延長材料壽命並一定程度的避免產生 SCC 起始或延伸的狀況，尤其在 250°C 的環境下有著最大的效益，200°C 時則能完全避免 SCC 的發生。

#### 4.1.5 反應器爐槽高壓熱震問題之實驗與分析精進

本研究透過進行實驗驗證及計算流體力學(CFD)軟體模擬分析 T 型管內雙相流體流動特性與氣水分離特性，以研究注水管路(為 T 型管設計)及反應爐槽皆可能發生之壓力熱震效應，並建立國內本土化核能電廠嚴重事故安全分析能力。本年度進行 T 型管雙相氣泡流實驗與優質數據擷取，包含流體之流速與空泡分率數據，並建立建立 CFD 雙相流模式進行實驗模擬與驗證分析。實驗中可以觀察到許多有趣的現象，包括氣水分離之比例、氣泡於 T 型管的分布情形、側管入口所產生的渦流以及經過分離後混合速度和截面空泡分率之下降皆為 T 型管雙相流重要的現象。本研究獲得之實驗數據與物理現象分析可提供 CFD 進口初始條件之設定，諸如進口空泡分率與氣水流量及進出

口壓差數值等等，有助於 CFD 雙相流模式的修正與校驗。綜合實驗結果及雙相流場的觀察，本研究得出以下結論：

1. 本研究經由實驗設計規劃、管路組裝與不斷地測試，建立一套完整的 T 型管雙相流實驗迴路。
2. 在電阻感測器與快速截止閥量測法的驗證中，因空泡分率為電阻的函數，故可利用電阻量測法來證實此方法之可行性，並於垂直管與水平側管皆獲得優良的空泡分率(error)量測值。
3. 經由實驗結果可以得知提升主管進口水量或主管流經側管的水流比例，能提升氣體的分流效率，水流的挾帶能力為氣水分離的一個重要參數。
4. 在壓力分析部分，提高 $\Delta P_{12}$  與 $\Delta P_{13}$  可以提高主管往側管的水流量，氣體表像速度會增加減少主管與直管的壓差。
5. 雙相氣泡流在 T 型管分離處上游 16D 的空泡分率值無明顯差異，推測此處流場並無被影響。
6. 本研究建立一套實用與準確的數據分析系統與數據庫及影像庫，有助於 CFD 雙相氣泡流模式校驗與修正，希望此模式於日後能引用於核能電廠 LOCA 安全分析上。

本研究亦使用計算流體力學方法針對氣液雙相混和流體在 T 型管道中的流動進行模擬分析，進口邊界條件皆由實驗量測值所提供。根據模擬之結果與實驗數據進行比對，可以做出以下結論。

1. 雙相流體在主管位置流動時，由於雙相流體黏滯力的差異會造成管道中心處會有較高的空泡分率數值，靠近壁面的空泡分率則較低，比對實驗結果也可以觀測出靠近管道中心的氣泡較多。
2. 隨著進口條件中空泡分率與雙相流體速率的提升，主管進口處的壓力數值會隨之下降，然而上方支管出口的壓力值在不同案例中皆幾乎近為 0Pa，故主管與支管出口的壓差值會減少。
3. T 型管分岔處的壓力數值會因為進口空泡分率與雙相流體速度的提升而下降。
4. 雙相流體進入側管時，會在交界處附近形成明顯的渦旋，氣泡會沿著側管上方管壁流動，液體則集中於側管下方管壁，形成一明顯的分層流，此一流動趨勢比對實驗會有相同的結果。
5. 模擬計算皆能與實驗量測數值有相當接近的結果，此一結果可以說明本研究所建立的數值模擬模式的可行性與準確度。

至此，可由本研究了解 T 型管雙相流內部分流之流場情況，並成功以 CFD 模擬分流之情況。可以了解在下降區(down comer)前，流場的情況，並提供在事故發生時，下降區可能之進口情形。且在未來可以由本研究之成果，模擬下降區之情況，提供事故時更完整的分析。

## 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 程式建立核三廠 PWR 圍阻體之模型，第一階段先根據日本女川電廠計算嚴重事故氫氣產生量的假設進行分析，即 LBLOCA 並喪失蓄壓槽以外之所有注水，但計算結果顯示事故初期並未產生氫氣。因此，本研究於第二階段設定更保守的假設條件，無任何注水之 LBLOCA 事故，連蓄壓槽也假設不啟動，以便使反應器於事故初期產生氫氣，評估結果顯示，在此設定情境下之氫氣產生量約為 329.1 kg，而日本方面以 MAAP 軟體評估 PWR 電廠在類似條件下的

氫氣產量約為 260 kg，此外，推測 PWR 爐內金屬比 BWR 少(因 BWR 下方有大量控制棒導管)，可能也是影響氫氣產量之重要原因。

本研究亦以核三廠為模擬電廠，LBLOCA 為基本個案，採用 MELCOR 程式進一步執行圍阻體噴灑成功與否之靈敏度分析，探討其相對應之氫氣產生量。根據日本方面的相關研究分析認為，冷端破口加上圍阻體噴灑會使氫氣之產量較高，而本研究在未使用噴灑系統的比較下，認定冷、熱端破口造成之氫氣產量於事故後期無太大差異，故後續噴灑分析係採用冷端破口為主，整體評估結果顯示，氫氣產生量並未因破口位置而有太大之差異，圍阻體噴灑情境下的氫氣產生量約為 317.7 kg，較未噴灑時(329.1 kg)之氫氣產生量少，故本研究最終採用無任何注水、連蓄壓槽也不啟動之 LBLOCA 事故(較嚴重之結果)，作為下端程式 FLACS 之輸入值，進一步分析核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣遷移。

以 FLACS 模擬結果顯示，在 7,630 秒時(氫氣停止洩漏)，靠近圍阻體頂部之氫氣濃度最高，約 7.5%，在爐心上方位置之氫氣濃度已達燃燒界線範圍；後續氫氣開始平衡，使圍阻體內下層氫氣濃度逐漸增加，而上層氫氣濃度逐漸降低。於 59,400 秒後，圍阻體內部空間之氫氣濃度皆高於 4%。

在 50,000 秒未點燃氫氣時，圍阻體內壓力為 0.214 barg，隨後分別在圍阻體內 H(高)、M(中)、L(低)處點燃氫氣，圍阻體所承受之最大壓力約為 1.78 barg，此壓力於圍阻體可承受之耐壓範圍，而 L 處氫氣濃度低於下限臨界值，故無法引燃，其結果如表 4.2.1.1 所示。

表 4.2.1.1 氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響結果

		點火時間：50,000 秒					
點火位置		H		M		L	
爆炸評估		最大壓力	氫氣濃度	最大壓力	氫氣濃度	最大壓力	氫氣濃度
結果		1.78 barg	7.4 %	1.77 barg	6.6 %	無法引燃	4.7 %

#### 4.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析

本子項蒐集日本九州川內核電廠有關 PAR 的安裝位置及除氫效率等相關資料，由於川內電廠與核三廠同屬 PWR 電廠，且有針對可能影響圍阻體完整性的氫爆濃度進行相關評估，文獻中並提出 PAR 分析結果的最佳設置位置，故首先比照川內電廠的設計規格與配置，完成核三廠圍阻體內 PAR 的 FLACS 電腦模型。而為了進一步瞭解 PAR 的位置及數量對圍阻體內除氫效果之影響，亦針對其位置與數量作靈敏度分析。

以 FLACS 進行 PAR 之有效性分析結果顯示，將 10 台 PAR 設於圍阻體頂部時，可有效減緩圍阻體上方氫氣濃度。同時因空氣比重較氫氣大，因此上方 PAR 排出之空氣會往下部沉降，中間區域之空氣繼續往下部沈降，使得下方氫氣濃度降低，而形成氫氣濃度於圍阻體中間區域較圍阻體上、下部區域高之現象。

在圍阻體頂部安裝 10 台 PAR 的情境下，於 50,000 秒時分別在圍阻體內 H(高)、M(中)、L(低)

處點燃氫氣，圍阻體所承受之最大壓力約為 1.55 barg，此壓力於圍阻體可承受之耐壓範圍，而 H 及 L 處氫氣濃度低於下限臨界值，故無法引燃，其結果如表 4.2.2.1 所示。

表 4.2.2.1 氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響結果(已安裝 10 台 PAR 於圍阻體頂部)

		點火時間：50,000 秒				
點火位置	H		M		L	
爆炸評估	最大壓力	氫氣濃度	最大壓力	氫氣濃度	最大壓力	氫氣濃度
結果	無法引燃	3.3 %	1.55 barg	7.3 %	無法引燃	4.3 %

### 4.2.3 圍阻體過濾及排氣之深度分析

本子項除了蒐集國外有關 PWR 圍阻體排氣與過濾系統的相關資料，並與核三廠相關人員確認核三廠圍阻體過壓失效值、開啟時機及流率等參數，作為 FLACS 評估 FCVS 的邊界條件。

以 FLACS 進行 FCVS 之有效性分析結果顯示，FCVS 於 30,900 秒開啟後，對於氫氣減緩效果並不明顯，且於 34,080 秒時，圍阻體內部空間之氫氣濃度皆處於燃燒範圍。

在圍阻體安裝 FCVS 的情境下，於 50,000 秒時分別在圍阻體內 H(高)、M(中)、L(低)處點燃氫氣，圍阻體所承受之最大壓力為 1.75 barg，此壓力於圍阻體可承受之耐壓範圍。另因於 L 處氫氣濃度低於下限臨界值，故無法引燃，其結果如表 4.2.2.1 所示。

表 4.2.3.1 氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響結果(已安裝 FCVS)

		點火時間：50,000 秒				
點火位置	H		M		L	
爆炸評估	最大壓力	氫氣濃度	最大壓力	氫氣濃度	最大壓力	氫氣濃度
結果	1.75 barg	7.2 %	1.75 barg	6.3 %	無法引燃	5.2 %

### 4.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

本研究共完成 1 篇國際 SCI 期刊論文與 1 篇國際 EI 期刊論文、2 篇研討會論文，培育 3 位博士生以及 1 位研究助理。藉由本計畫對用過燃料池之模擬分析，可瞭解燃料池失水事故情況及熱流現象，並進一步分析整理冷卻對事故救援措施的合適性，用以提供給核能電廠參考，加強用過燃料池的運轉安全。TRACE 分析結果顯示燃料池在全爐退出的極端保守情形下，水位會在第 3.5 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。而 TRACE 計算到達法規限值 1088.7K 的時間為 4.3 天。FRAPTRAN 計算在結合了氧化層厚度及護套環應變應力等效應後，核三燃料池有 4.2 天的安全餘裕可以準備替代注水，可看出結合了燃料相關運算後，結果相對於只有熱水流的 TRACE 程式稍稍提前。

MELCOR 注水靈敏度分析顯示，在護套溫度超過 1500K 後，200GPM 的注水無法阻止鋳合金放出額外的氧化熱，但透過持續注水或提升水量，仍然可以減低事故造成的影響。

## 4.4 核能安全技術研究暨國際合作

### 4.4.1 中子物理安全技術

1. 已完成輕水式反應器及簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器驗證問題的計算方法，透過連結通用型燃料計算程式 NEWT 或 MCNP 與全爐心計算程式 NuCoT，與全爐心參考計算結果均在理想的誤差範圍內。輕水式反應器的  $k_{eff}$  計算誤差小於 160 pcm，燃料棒功率 RMS 誤差小於 1.1%。簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器的  $k_{eff}$  計算誤差小於 500 pcm，燃料塊最大功率誤差小於 2%。
2. 完成中子計算程式 MCNP 與熱水流計算程式之耦合，針對 GTHTR300 的全功率狀態下，簡化熱傳模型與 CFD 計算模型的溫度分布差異不大，經調整入口溫度後，則與文獻提供的溫度數據相近，燃料溫度區域差異約為-140K，緩速體溫度區域差異約為-80K。
3. 今年參加於韓國濟州舉辦 M&C 2017 國際研討會，發表一篇壁報論文，此次會議內容多著墨於高精確度的爐心計算，透過 3D MOC 以及 CFD 來獲取爐心內真實行為，本子項的工作內容也與此趨勢相近。
4. 今年 12/19 日預計於清華大學李存敏館舉辦 2017 Workshop on Advances in Reactor Physics，邀請講者為西安交通大學李云召教授，以及上海交通大學趙榮安教授(已退休)。講題分別為 Variational Nodal Method for solving the neutron transport equation 及 The GSPn Theory。
5. 為了提高全爐心計算程式 NuCoT 準確度，需改善所使用的中子截面庫來源，由於所有中子遷移計算程式中，仍以 MCNP 採用連續能群截面庫的準確度最高，然而 MCNP 計數方法無法提供多群的中子散射截面矩陣( $g \rightarrow g'$ )以及分裂中子能譜( $\chi_g$ )，因此建立利用 MCNP 計數的多群中子通率提供給 NJOY 的 GROUPT 計算出多群中子截面組的方法。在一簡單立方體均值材料問題中，其  $k_{eff}$  差異為 82 pcm；一簡單立方體異質材料問題中，其  $k_{eff}$  差異為-94 pcm。

### 4.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析

本計畫利用雙探針法觀察在環型管流下之氣泡流場，其他量測方法下只能得到平均空泡分率、平均速度，但使用雙探針法除了得到平均空泡分率以外，可以得到局部空泡分率與其他氣泡參數，藉由局部參數值了解到氣泡在管內徑向情況。本計畫均依原規劃進度完成量測儀器之誤差分析、對不同進口條件下的雙相流流場進行量測、高速攝影機觀察氣泡流場的狀況並可得到以下結論。

1. 建立完整的雙探針量測法，從自製探針，電路板設計，選用量測儀器到一次、二次後處理程式，最終量測到局部氣泡參數在氣泡流流場，並以高速攝影法佐證。
2. 建立部分氣泡流流譜數據點。



3. 從本研究中了解  $\beta$  與  $\alpha$  在氣泡流影響，在不同進口條件  $\beta$  值下會影響眾多參數包括：當  $\beta$  值越大，空泡分率、IAC 值亦會越大，代表氣體表象速度增大會加速氣泡在管內重新排列的情形，則  $\beta$  大小會影響氣泡速度，當  $\beta$  越大氣泡速度也隨之變大，氣泡隨著水流速度加速向上流動。
4. 目前汽泡膨脹模型於低氣體表象速度的條件下，可以預測 IAC 之變化。但於高氣體表象速度的條件仍需要考慮紊流之行為。於為未來之工作，可以對於雙相流紊流的行為做更進一步之探討。
5. 本計畫所發展之雙向流量測方法，提供完整雙相流流場結構。可於未來在 CFD 分析程式的模擬計算部分，藉由實驗操作條件與數據成果來改善目前 CFD 在雙相模擬理論模式之不足，進而可以重現電廠組件的內部流場、空泡分率、流譜、汽泡運動型況等，可精進未來核能安全之技術。

### 4.4.3 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. 在氦、矽雙射束之實驗中，氣泡平均直徑隨溫度及劑量上升而上升，而密度則隨溫度上升而下降，隨劑量增加而上升之趨勢。而在雙射束的情況中氣泡幾乎是均勻分佈於佈植區，幾乎沒有觀察到氦氣泡有較易析出於疊差處之現象。SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽複合材料在雙射束氦、矽離子輻照之結果中可觀察到，1000°C 下 20dpa/He:2000appm 即可觀察到氣泡生成，且晶界為氣泡傾向析出之位置。而與同劑量下之單晶 40dpa/He:4000appm 輻照下結果比較可觀察到，單晶材料之氣泡尺寸大於同劑量下多晶材料之氣泡尺寸，且單晶材料中之氣泡密度大多晶材料之氣泡密度一個數量級。
2. 氦、矽雙射束中的氦原子具有幫助空孔成核之效果，使其能形成氦氣泡並均勻分布於材料中，相較於矽單射束的結果有氣泡密度增加、平均直徑下降的現象，且亦會因高溫下氦原子的移動能力增加，部分氦原子會擴散至晶界上，使晶粒內可幫助空缺形成空缺團的氦原子減少，造成氣泡大小及密度下降。

##### 未來建議

1. 本實驗中僅利用雙射束(Si+He)實驗模擬核融合環境，而在實際情形時，氦亦為主要的核轉化物，在每 dpa 的損傷中約佔有 40appm 的氦，故三射束實驗(Si+He+H)模擬為較貼近實際環境故考慮氦之作用也是一未來研究的方向。於 800 至 1200°C 進行單晶 3C 碳化矽與 SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽複合材料的矽、氦、氫三射束實驗，模擬核融合反應器之環境。
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、105 年度一致。

#### 4.4.3.2 「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. 在 850°C 空氣混和水氣的環境下，滿足 LOCA 事故 critria， $ECR = 17\%$  的情況下，氮化鉻鍍膜對於鈾-4 合金在高溫水氣與空氣混和的環境下都具有延緩鈾-4 合金氧化的能力，在純水氣的環境下保護能力較不明顯，約可以延長 1.17 倍的時間達到 LOCA 事故 critria，在空氣混入 50% 水氣

的環境下具有較佳的保護能力，可以延長到 1.68 倍的時間達到 LOCA 事故 criteria，而乾燥空氣的環境則具有最佳的保護效果，可以延長 3.47 倍的時間達到 LOCA 事故 criteria。

2. 導致氮化鉻保護能力下降的主要原因是薄膜的破裂。
3. 水氣的加入，會使薄膜的破裂時間提早，導致氮化鉻保護能力下降。

#### 未來建議:

在意外事故 LOCA 發生時，氮化鉻薄膜具有延緩鉛-4 合金氧化的效果，但在作為燃料護套時，仍需要考慮到薄膜在輻射下損傷的情形，以及對於熱傳導影響和中子吸收等問題。

#### 4.4.3.3 「異種焊接影響研究」結論與建議:

##### 結論:

1. 四種合金在高純度氬氣環境下之  $k_p$  值由快到慢之順序為：304L > Iny-800H > In-617 > Has-X。
2. Iny-800、In-617 及 304L 在氧化層與基材界面下會有內氧化粒子生成，經 EDX 分析後 Iny-800H 其主要為  $Al_2O_3$  及  $SiO_2$  的內氧化物，In-617 其主要的內氧化物為  $Al_2O_3$ ，而 304L 的內氧化物則為  $SiO_2$ 。
3. 在含水汽的環境下 304L 與 Iny-800H 同樣有剝落的現象發生，且剝落時間提前。

##### 未來建議:

由於反應器為長期運轉，擬進行更長時間之氧化實驗，以滿足材料在實際環境的運轉需求。

#### 4.4.4 熔融物質於外部有冷卻之淬冷槽淬冷模擬研究

本研究探討以模擬爐心熔融燃料物質之高溫熔體落於冷卻水(去離子水或海水)時的淬冷現象，以高速攝影機記錄淬冷的多相流現象，分析熔體破碎凝固的顆粒尺寸，再以場發射電子顯微鏡分析顆粒的表面，了解其破碎凝固時可能的機制。實驗的結果可以得到下列初步的結論及建議：

1. 由高速攝影機取得之影像顯示，高溫熔融體於冷卻水時淬冷時會形成蒸氣膜。在去離子水中的蒸氣膜之汽液介面較為完整且平滑，而在海水中的介面則較為不完整且有很多明顯波紋。
2. 以去離子水及海水做為不同冷卻水的淬冷時的效應，分析顆粒尺寸大小及其各尺寸之質量分率，由此發現以海水為冷卻水時，大顆粒碎片質量比率將會增加，此效應未來將再持續深入探討其原因。
3. 由場發射電子顯微鏡(SEM)觀察下，以海水為冷卻水的碎片表面極為粗糙，並有不規則不同大小的凸出微粒；以去離子水為冷卻水的碎片表面十分光滑，僅有極少量的凸出微粒。此證明，海水淬冷時，海水與熔體間可能有劇烈的接觸現象，而去離子水中的淬冷則可能因產生完整的蒸氣膜包覆住碎片表面而相對以較緩慢的速度散熱再固化。
4. 不同落差高度下熔體於去離子水淬冷實驗，發現在低落下高度時，較低的初速入水造成瑞利-泰勒不穩定性，使流柱破碎於尖端；而在高落下高度時，較高的入水速度引起凱文-赫爾霍茲不穩定性使流柱破碎於側邊，並有較多的小質量碎塊。

由於水位深度與落差高度對於反應爐內熔融體之淬冷具有重要的影響，但研究仍未完整，未來宜再深入探討，並比較高溫熔體於去離子水與海水時淬冷的多相流現象。

## 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-整體計畫書。  
<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。

[3] 行政院原子能委員會，105 年核能安全及前瞻技術之強化研究期末報告。

### 5.1 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

#### 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] “Diverse and Flexible Coping Strategies (FLEX) Implementation Guide,” NEI 12-06, August 2012.
- [2] “TRACE V5.0 USER’S MANUAL, U. S. Nuclear Regulatory Commission”.
- [3] J. R. Wang, H. T. Lin, Y. H. Cheng, W. C. Wang , C. Shih, “ “TRACE modeling and its verification using Maanshan PWR start-up tests,” Annals of Nuclear Energy, Volume 36, Issue 4, pp. 527-536, May 2009.
- [4] Y. H. Cheng, J. R. Wang, H. T. Lin, C. Shih, “Benchmark calculations of pressurizer model for Maanshan nuclear power plant using TRACE code,” Nuclear Engineering and Design, Volume 239, Issue 11, pp. Pages 2343-2348, November 2009.
- [5] J. H. Yang, J. R. Wang, H. T. Lin, C. Shih, “LBLOCA analysis for the Maanshan PWR nuclear power plant using TRACE,” Energy Procedia, Volume 14, pp. Pages 292-297, 2012.
- [6] K. C. Huang, C. Shih, J. R. Wang, “Analysis of Maanshan Station Blackout Accident and Ultimate Response Guideline using TRACE Code,” National Tsing Hua University, Institute of Nuclear Science and Engineering, 2012.
- [7] Taiwan Power Company, “Final Safety Analysis Report- Lungmen Nuclear Power Station Units 1&2.”
- [8] RELAP5 Code Development Team, “RELAP5 Code Manual,” INEEL-EXT-98-00834, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 1998.
- [9] “MAAP 5 Code Manual,” Version 0.0 , Fauske and Associates Inc., 2008
- [10] “Near-term actions to address the effect of an extended loss of all AC power in response to the Fukushima Daiichi Event,” Institute of Nuclear Power Operations, INPO IER11-4, August 2011.
- [11] “Reactor Coolant System Response to the Extended Loss of AC Power Event for Westinghouse, Combustion Engineering and Babcock & Wilcox NSSS Designs,” WCAP-17601-P, 2012.
- [12] “Technical Evaluation Report Related to Order Modifying Licenses with Regard to Requirements for Mitigation Strategies for Beyond-Design-Basis External Events,” NRC EA-12-049, December 2013.

[13] L. Hill, J. Lyter, J. Stringfellow, S. Pierson, D. Yo, “Emergency Response Procedures and Guidelines for Beyond Design Basis Events and Severe Accidents,” NEI 14-01, September 2014.

### 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] Earthquake Lab, 2004, “Introduction to earthquake waves”, <http://www.eq.ccu.edu.tw/~ccusgm/seismography.htm>.
- [2] Sciscape, 2008, [http://www.sciscape.org/news\\_detail.php?news\\_id=2331](http://www.sciscape.org/news_detail.php?news_id=2331).
- [3] USGS, “Earthquake facts,” <http://earthquake.usgs.gov/learn/facts.php>, 2014.
- [4] Mitsubishi Heavy Industries, “FINDS: Mitsubishi PWR Fuel Assemblies Seismic Analysis Code,” pp. 5-11-5-14, Japan, 2008.
- [5] Boure, J.A., Bergles, A.E., Tong, L.S., “Review of two-phase flow instability,” Nucl. Eng. Des. 25, 165–192, 1973.
- [6] Fukuda, K. and Kobori, T., “Classification of two-phase flow instability by density wave oscillation model,” J. Nucl. Sci. Technol. 16, 95, 1979.
- [7] Satou, A., Watanabe, T., Maruyama, Y., Nakamura, H., “Neutron-coupled thermal hydraulic calculation of BWR under seismic acceleration,” Progress in Nuclear Science and Technology 2, 120-124, 2011.
- [8] Chen, S.W., Hibiki, T., Ishii, M., Mori, M., Watanabe, F., “Experimental investigation of vibration effects on subcooled boiling two-phase flow in an annulus,” Proceedings of the 7th International Conference on Multiphase Flow, Tampa, FL, USA, 2010.
- [9] Wang, G., Xiao, X., Zhu, Q., Yang, X., Chen, S.W., Ishii, M., “Local measurement of adiabatic two-phase flow in an annulus under low-frequency vibration,” 2015 ANS Winter Meeting and Nuclear Technology Expo, Washington, DC, USA, 2015.
- [10] Chen, S.W., Hibiki, T., Ishii, M., Mori, M., Watanabe, F., “Experimental study of adiabatic two-phase flow in an annular channel under low-frequency vibration,” J. Eng. Gas Turbines Power 136(3), 032501:1-10, 2014.
- [11] Ishii, M., and Kataoka, I., “Scaling laws for thermal-hydraulic system under single phase and two-phase natural circulation”, Nuclear Engineering and Design, 81, pp. 411-425, 1984.
- [12] Takano, J., Monji, H., Kaneko, A., Abe, Y., Yoshida, H., Takase, K., “Bubble behavior in horizontal two-phase flow under flow rate fluctuation,” Mechanical Engineering Journal 1(4), 1-10, 2014.
- [13] Hirano, M., Tamakoshi, T., “An analytical study on excitation of nuclear-coupled thermal hydraulic instability due to seismically induced resonance in BWR,” Nucl. Eng. Des. 162, 307–315, 1996.
- [14] Watanabe, T., “On the numerical approach for simulating reactor thermal hydraulics under seismic

- conditions,” *Annals of Nuclear Energy* 49, 200–206, 2012.
- [15] Misawa, T., Yoshida, H., Takase, K., “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, 2012.
- [16] Kahaner, D., Moler, C., Nash, S., “*Numerical Methods and Software*,” Prentice Hall, 1989.
- [17] Kocamustafaogullari, G., and Ishii, M., “Scaling criteria for two-phase flow loop and their application to conceptual  $2 \times 4$  simulation loop design,” *Nuclear Technology*, 65, pp. 146-160, 1984.
- [18] Lee, J.D., Pan, C., “Dynamic analysis of multiple nuclear-coupled boiling channels based on a multi-point reactor model,” *Nucl. Eng. Des.* 235, 2358–2374, 2005.
- [19] Lin, Y. N., Lee, J. D., Pan, C., “Nonlinear dynamics of a nuclear-coupled boiling channel with forced flow,” *Nucl. Eng. Des.* 179, 31-49, 1998.
- [20] Nariai H., and Tanaka, T., “Void fraction of subcooled flow boiling around oscillating heater rod”, 1994 Annual Spring Meeting of Atomic Energy Society of Japan, No. J36, Univ. of Tsukuba, Japan, 1994.
- [21] Kawamura, S., Koshi, Y., Hattori, K., Katayama, H., Fujimoto, S., and Kudo, Y., “A study on neutron flux transient in oscillating fuel assembly”, 1996 Annual Spring Meeting of Atomic Energy Society of Japan, No. A44, Osaka Univ., Japan, 1996a.
- [22] Kawamura, S., Orii, A., Karasawa, H., Nishida, K., and Soneda, H., “Effect of horizontal excitation on bubble behavior at subcooled temperature”, 1996 Annual Spring Meeting of Atomic Energy Society of Japan, No. C49, Osaka Univ., Japan., 1996b.
- [23] Shioyama, T., and Ohtomi, K., “Pressure fluctuation and behavior of vapor bubbles for a one-component two-phase flow in a vertical tube, induced by longitudinal excitation”, H0977AA, Vol. 99, 1990.
- [24] Central Weather Bureau, Taiwan, <http://www.cwb.gov.tw/V7e/earthquake/chichi.htm>.
- [25] Summary of Excerpted Portions Root Cause Evaluation RCEO01061 Rev I Dual Unit Trip Following Magnitude 5.8 Earthquake North Anna Power Station, 2011, <https://www.nrc.gov/docs/ML1129/ML11290A170.pdf>.
- [26] Uehiro, M., Rao, Y.F., Fukuda, K., “Linear stability analysis on instabilities of inphase and out-of-phase modes in boiling water reactors,” *J. Nucl. Sci. Technol.* 33, 628–635, 1996.
- [27] Yong Ho Lee, Dae Hun Kim, Soon Heung Chang, “An experimental investigation on the critical heat flux enhancement by mechanical vibration in vertical round tube” *Nuclear Engineering and Design*, 229(2004), 47-58.
- [28] Rajashekhar Pendyala, Sreenivas Jayanti, A.R. BalaKrishnan, “Flow and pressure drop fluctuations

in vertical tube subject to low frequency oscillations” Nuclear Engineering and Design, 238(2008),178-187.

- [29] S.W. Chen, T. Hibiki, M. Ishii, M. Mori, F. Watanabe, “Experimental Investigation of Vibration Effects on Subcooled Boiling Two-Phase Flow in an Annulus” 7th International Conference on Multiphase Flow, ICMF 2010, Tampa, FL USA, May 30-June 4, 2010.

### 5.1.3 輕水式反應器設計基準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. Barta, 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 and 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. Attieh, A. Gribok, J. Hines, and R. Uhrig, "Pattern recognition techniques for transient detection to enhance nuclear reactor's operational safety," in *Proc. 25th CNS/CNA Annu. Student Conf*, 2000.
- [9] 「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。
- [10] Y. Kobayashi, E. Aiyoshi, “Optimization of a boiling water reactor loading pattern using an improved genetic algorithm,” *Nucl. Technol.*, vol. 143, pp. 144-151, 2003.
- [11] M. D. DeChaine, M. A. Feltus, “Nuclear fuel management optimization using genetic algorithms,” *Nucl. Technol.*, vol. 111, pp. 109-114, 1995.
- [12] Y. Zhou, B. Zhao, and D. Wu, “Application of genetic algorithms to fault diagnosis in nuclear power plants,” *Reliab. Eng. Syst. Safe.*, vol. 67, pp. 153-160, 2000.
- [13] K. H. Han, J. H. Kim, “Quantum-inspired evolutionary algorithm for a class of combinatorial optimization,” *IEEE Trans. Evol. Comput.*, vol. 6, pp. 580-593, 2002.
- [14] A. D. S. Nicolau, R. Schirru, A. M. M. D. Lima, “Nuclear reactor reload using quantum inspired algorithm,” *Prog. Nucl. Energy*, vol. 55, pp. 40-48, 2012.
- [15] L. H. Chiang, E. L. Russell, R. D. Braatz, *Fault detection and diagnosis in industrial systems*, Springer Science & Business Media, 2000.



- [16] R. O. Duda, P. E. Hart, and D. G. Stork, *Pattern classification*: John Wiley & Sons, 2012.
- [17] M. Mohri, *Foundations of machine learning*: MIT press, 2012.
- [18] J. Ma and J. Jiang, “Applications of fault detection and diagnosis methods in nuclear power plants: A review,” *Prog. Nucl. Energy*, vol. 53, pp. 255-266, 2011.
- [19] S. Cho and J. Jiang, “Detection and estimation of sensor drifts using Kalman filters with a demonstration on a pressurizer,” *Nucl. Eng. Des.* vol. 242, pp. 389-398, 2012.

#### **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] 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).
- [2] 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).
- [3] 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).
- [4] 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).
- [5] 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).
- [6] D. D. Macdonald et al., “Electrochemistry of Water-Cooled Nuclear ReactorsP,” *Nuclear Energy Education Research Final Technical Progress Report*, (2006).
- [7] 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).
- [8] 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).
- [9] 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.
- [10] C. Lin et al., *Int. J. Chem. Kinet.*, Vol. 23, p. 971 (1991).

#### **5.1.5 反應器爐槽高壓熱震問題之實驗與分析精進**

- [1] Martina Scheuerer, Johannes Weis, “Transient computational fluid dynamics analysis of emergency core cooling injection at natural circulation conditions”, *Nuclear Engineering and Design*, Volume

253, December 2012, Pages 343–350.

- [2] J. Westin, “Thermal Mixing in a T-Junction. Model Tests at Vattenfall research and Development AB 2006. Boundary Conditions and List of Available Data for CFD Validation,” Report Memo U 07-26, Vattenfall R&D AB, Älvkarleby, Sweden, pp.1-17 (2007).
- [3] Canière, H., T'Joel, C., Willockx, A., De Paepe, M., Christians, M., Van Rooyen, E., ... & Meyer, J. P. (2007). Horizontal two-phase flow characterization for small diameter tubes with a capacitance sensor. *Measurement Science and Technology*, 18(9), 2898.
- [4] Rocha, M. D. S., & Simões-Moreira, J. R. (2008). Void fraction measurement and signal analysis from multiple-electrode impedance sensors. *Heat Transfer Engineering*, 29(11), 924-935
- [5] Dalhaye, J.M., 1981a, “Local Instantaneous Equations,” ch.5, *Thermo-hydraulics of Two-phase Systems for Industrial Design and Nuclear Engineering*, “ Ed. Delhyaye, J.M., Gio, M., and Riethmuller, M.L., Hemisphere Publishing Co., Washington.
- [6] Dalhaye, J.M., 1981b, “Instantaneous Space-averaged Equations,” ch.7, *Thermo-hydraulics of Two-phase Systems for Industrial Design and Nuclear Engineering*, “ Ed. Delhyaye, J.M., Gio, M., and Riethmuller, M.L., Hemisphere Publishing Co., Washington.
- [7] Ishii, M ” *Thermo-fluid dynamics Theory of two-phase flow*,” Eyrolles, Paris, 1975
- [8] Issa, R.I., Oliveria, P.J., “Numerical prediction of phase separation in two-phase flow through T-junctions”, *Computers & Fluids*, 1994, 23(2):347-372.
- [9] H. Canière *et al.*, "Horizontal two-phase flow characterization for small diameter tubes with a capacitance sensor," *Measurement Science and Technology*, vol. 18, no. 9, p. 2898, 2007
- [10] M. S. Rocha, E. L. Cabral, and J. R. Simões-Moreira, "Capacitance sensor for void fraction measurement in a natural circulation refrigeration circuit," in *Proceedings of the International Nuclear Atlantic Conference (INAC'09)*, 2009.

## 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] H. Cheng, “Building MELCOR Input Deck of Chinshan Nuclear Power Station and Analyses of Station Blackout Sequence,” Institute of Nuclear Engineering and Science, 2014.
- [2] J.R. Wang, H.T. Lin, T.C. Wang, J.H. Yang, H.C. Chen, C.k. 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] GexCon AS, FLACS v10.0 User's Manual, Bergen, Norway, 2013.
- [9] O.R. Hansen, I. Storvik, K. van Wingerden, "Validation of CFD-models for gas explosions, where FLACS is used as example; model description and experiences and recommendations for model evaluation", Proceedings European Meeting on Chemical Industry and Environment III, Krakow, Poland, 365-382, 1999.
- [10] M. Prankul, R.H. Olav, "Using computational fluid dynamics as a tool for hydrogen safety studies", Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 22, 295-302, 2009.
- [11] M. Prankul, O. R. Hansen, J. Grune and A. Kotchourko (2010). CFD calculations of gas leak dispersion and subsequent gas explosions: Validation against ignited impinging hydrogen jet experiments. Journal of Hazardous Materials
- [12] O.R. Hansen, O.Talberg, and J.R. Bakke, "CFD-Based Methodology for Quantitative Gas Explosion Risk Assessment in Congested Process Areas:188 Examples and Validation Status", International Conference and Workshop on Modeling the Consequence of Accidental Releases of Hazardous Materials, pp.457-477. CCPS/AIChE, 1999.
- [13] P. Middha, O.R. Hansen, "Using computational fluid dynamics as a tool for hydrogen safety studies," Journal of Loss Prevention in the Process Industries 22, 295-302, 2009.
- [14] P. Middha, O.R. Hansen, I.E. Storvik, "Validation of CFD-model for hydrogen dispersion", Journal of Loss Prevention in the Process Industries 22, 1034-1038, 2009.
- [15] P. Middha and O.R. Hansen, "Predicting Deflagration to Detonation Transition in Hydrogen Explosions," Published online 27 December 2007 in Wiley InterScience ([www.interscience.wiley.com](http://www.interscience.wiley.com)), 2007.

### 5.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析

- [1] CO-ORDINATOR: F. ARNOULD (TECHNICATOME, Aix-en-Provence (F), “State of the Art on Passive AutoCatalytic Recombiner(PARSOAR)”
- [2] B. Eckardt, N. Losch, “Passive Autocatalytic Recombiner System to Mitigate Severe Accident Situations Design & Process Features and International Qualification & Implementation,” AREVA NP GmbH.
- [3] AS GexCon, FLACS v10.0 User’s Manual, Bergen, Norway, 2013.
- [4] O.R. Hansen, I. Storvik, K. van Wingerden, “Validation of CFD-models for gas explosions, where FLACS is used as example; model description and experiences and recommendations for model evaluation”, Proceedings European Meeting on Chemical Industry and Environment III, Krakow, Poland, 365-382, 1999.
- [5] M. Prankul, R.H. Olav, “Using computational fluid fluid dynamics as a tool for hydrogen safety studies”, Journal of Loss Prevention in the Process Industries. 22, 295–302, 2009.
- [6] M. Prankul, O. R. Hansen, J. Grune and A. Kotchourko, “CFD calculations of gas leak dispersion and subsequent gas explosions: Validation against ignited impinging hydrogen jet experiments”, Journal of Hazardous Materials, 2010.
- [7] O.R. Hansen, O. Talberg, and J.R. Bakke, “CFD-Based Methodology for Quantitative Gas Explosion Risk Assessment in Congested Process Areas: 188 Examples and Validation Status”, International Conference and Workshop on Modeling the Consequence of Accidental Releases of Hazardous Materials, pp.457-477. CCPS/AIChE, 1999.
- [8] P. Middha, O.R. Hansen, “Using computational fluid dynamics as a tool for hydrogen safety studies,” Journal of Loss Prevention in the Process Industries 22, 295-302, 2009.
- [9] P. Middha, O.R. Hansen, I.E. Storvik, “Validation of CFD-model for hydrogen dispersion, “Journal of Loss Prevention in the Process Industries 22, 1034-1038, 2009.
- [10] P. Middha and O.R. Hansen, “Predicting Deflagration to Detonation Transition in Hydrogen Explosions,” Published online 27 December 2007 in Wiley InterScience ([www.interscience.wiley.com](http://www.interscience.wiley.com)), 2007.
- [11] 000034457-九州電力公司『川內核電廠 1 號機及 2 號機 嚴重事故等對策的有效性評估成立性確認』平成 25 年(西元 2013 年)9 月 5 日
- [12] 000034458-九州電力公司『川內核電廠 1 號機及 2 號機 嚴重事故等對策的有效性評估成立性確認補充說明』平成 25 年(西元 2013 年)9 月 5 日

### 5.2.3 圍阻體過濾及排氣之深度分析

- [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] B. Eckardt, N. 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] AS GexCon, FLACS v10.0 User's Manual, Bergen, Norway, 2013.
- [6] O.R. Hansen, I. Storvik, K. van Wingerden, "Validation of CFD-models for gas explosions, where FLACS is used as example; model description and experiences and recommendations for model evaluation", Proceedings European Meeting on Chemical Industry and Environment III, Krakow, Poland, 365-382, 1999.
- [7] M. Prankul, R.H. Olav, "Using computational fluid dynamics as a tool for hydrogen safety studies", Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 22, 295-302, 2009.
- [8] Prankul M., Olav R. Hansen, Joachim Grune and Alexei Kotchourko, "CFD calculations of gas leak dispersion and subsequent gas explosions: Validation against ignited impinging hydrogen jet experiments", Journal of Hazardous Materials, 2010.
- [9] O.R. Hansen, O. Talberg, and J.R. Bakke, "CFD-Based Methodology for Quantitative Gas Explosion Risk Assessment in Congested Process Areas:188 Examples and Validation Status", International Conference and Workshop on Modeling the Consequence of Accidental Releases of Hazardous Materials, pp.457-477. CCPS/AIChE, 1999.
- [10] P. Middha, O.R. Hansen, "Using computational fluid dynamics as a tool for hydrogen safety studies", Journal of Loss Prevention in the Process Industries 22, 295-302, 2009.
- [11] P. Middha, O. R. Hansen, I. E. Storvik, "Validation of CFD-model for hydrogen dispersion, " Journal of Loss Prevention in the Process Industries 22, 1034-1038, 2009.
- [12] 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), 2007.

### 5.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

- [1] R. A. Causey, D. F. Cowgill, and B.H. Nilson," Review of the Oxidation Rate of Zirconium Alloys," Engineered Materials Department and Nanoscale Science and Technology Department, Sandia National Laboratories, 2005.
- [2] Nuclear Energy Institute, " B.5.b Phase 2&3 Submittal guideline," NEI 06-12, Rev. 2.0 Dec. 2006.

- [3] K.C. Wagner, R.O. Cauntt, "Analysis of Emergency Spray Mitigation of Spent Fuel Pool Loss-of-Coolant Inventory Accidents Rev.2," SANDIA National Laboratories, Jan., 2008.
- [4] Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Yung-Shin Tseng, and Chunkuan Shih, "Application of TRACE and CFD in the spent fuel pool of Chinshan nuclear power plant," Vol. 145, Applied Mechanics and Materials, 2012, pp. 78-82.
- [5] 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.
- [6] Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Yung-Shin Tseng, Chunkuan Shih, 2012, "Application of TRACE and CFD in the spent fuel pool of Chinshan nuclear power plant", Applied Mechanics and Materials, Vol. 145 (2012) pp 78-82.
- [7] Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Won-Win Li, Hsiung-Chih Chen, Chunkuan Shih, 2013, "The Spent Fuel Pool Analysis of Chinshan Nuclear Power Plant by Using TRACE/FRAPCON-3.4", Advanced Materials Research, Vols. 690-693 (2013) pp 2947-2950.
- [8] F. Sanchez-Saez, S. Carlos, J. F. Villanueva, S. Martorell, "SPENT FUEL POOL ANALYSIS USING TRACE CODE," PHYSOR 2012, Tennessee, USA, April 15-20, 2012.
- [9] U.S.NRC, "FRAPCON-3.4: Integral Assessment," NUREG/CR-7022, Vol.2, Mach 2011.
- [10] 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, Mach 2011.
- [11] U.S.NRC, "FRAPTRAN-1.4: Integral Assessment," NUREG/CR-7023, Vol.2, Mach 2011.
- [12] U.S.NRC, "FRAPTRAN-1.4:A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods," NUREG/CR-7023, Vol.1, Mach 2011.
- [13] ANSYS, "FLUENT User's Manual," V 12.0, ANSYS INC, 2009.
- [14] ANSYS, "FLUENT V12 Theoretical Manual," ANSYS Inc., 2009.
- [15] 美國 NRC 福島因應措施簡報，原子能委員會，101 年 7 月 2 日。
- [16] J.H. Schaperow, "More Realistic Analysis of Spent Fuel Pool Accident Progression," Office Of Nuclear Regulatory Research, U.S. NRC, March 15, 2007
- [17] "Safety and Security of Commercial Spent Nuclear Fuel Storage," National Research Council, National Academy of Sciences, 2005
- [18] 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.
- [19] 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。
- [20] USNRC, "Integration Plan for Closure of Severe Accident Issues," SECY 88-147, May 25, 1988.
- [21] 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.



- [22] Severe Accident Issue Closure Guidelines, NEI 91-04 Revision 1 (formally NUMARC 91-04), December 1994.
- [23] 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.
- [24] 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.
- [25] 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.
- [26] BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.1, 1996.
- [27] BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.2, 1997-1998.
- [28] USNRC, "Staff Plans for Accident Management Regulatory and Research Programs," SECY 89-12, January 18, 1989.
- [29] EPRI Report TR-101869, Severe Accident Management Guidance Technical Basis Report, December 1992.
- [30] BWR Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines, OEI Document 9401-6, Draft Revision 1, February 3, 1995.
- [31] USNRC, "Individual Plant Examination for Severe Accident Vulnerabilities - 10CFR 50.54(f)," Generic Letter 88-20, November 23, 1988.
- [32] 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.
- [33] 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.
- [34] 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.
- [35] 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.
- [36] 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.

- [37] 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.
- [38] 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.
- [39] 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.

#### 5.4 核能安全技術研究暨國際合作

- [1] “Benchmark on Deterministic Transport Calculations Without Spatial Homogenisation: A 2-D/3-D MOX Fuel Assembly Benchmark,” NEA/NSC/DOC(2003)16.
- [2] “Benchmark on Deterministic Transport Calculations Without Spatial Homogenisation: MOX Fuel Assembly 3-D Extension Case,” NEA/NSC/DOC(2005)16.
- [3] “Benchmark Problems in Reactor and Particle Transport Physics,” <http://nurapt.kaist.ac.kr/benchmark/> (2000).
- [4] “Scale: A Comprehensive Modeling and Simulation Suite for Nuclear Safety Analysis and Design,” ORNL/TM-2005/39, Version 6.1 (2011). Available from Radiation Safety Information Computational Center at Oak Ridge National Laboratory as CCC-785.
- [5] “MCNP — A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 5,” LA-UR-03-1987 (2008).
- [6] Z. Zhang, F. Rahnama, D. Zhang, J.M. Pounders, A.M. Ougouag, “Simplified two and three dimensional HTTR benchmark problems,” *Annals of Nuclear Energy*, Volume 38, Issue 5, Pages 1172–1185, May 2011.
- [7] J. Ortensi, “Supercell Depletion Studies for Prismatic High Temperature Reactors,” *Proceedings of the HTR 2012*, Tokyo, Japan, October 28- November 1, 2012.
- [8] T. Downar, etc., “PARCS v2.6 U.S. NRC Core Neutronics Simulator.”
- [9] “NJOY Nuclear Data Processing System, Version 99.396, “T-2 Nuclear Information Service, Los Alamos National Laboratory, Tech. Rep., Aug. 2013.
- [10] ANSYS Inc., “Fluent R12 User Guide,” 2009.
- [11] K. Kunitomi, S. Katanishi, S. Takada, X. Yan, and N. Tsuji, “Reactor Core Design of Gas Turbine High Temperature Reactor 300”, *Nuclear Engineering and Design* 230, 349-366, 2004.
- [12] C. C. Tsai, “Establishment of Coupling Model between Core Calculations and Thermal-Hydraulic Calculations for Prismatic-Type High Temperature Gas-Cooled Reactor”, Master thesis, National Tsing-Hua University, 2016.
- [13] Everett Lee RedmondII, “Multigroup Cross Section Generation Via Monte Carlo Methods”, Ph.D. dissertation, Jun. 1997.
- [14] Justin M. Pounders, “Stochastically Generated Multigroup Diffusion Coefficients,” Master’s thesis,

Dec. 2006.

- [15] J. Eduard Hoogenboom, Vladimir A. Khotylev and John M. Tholammakkil, "Generation of Multi-group Cross Sections and Scattering Matrices with the Monte Carlo Code MCNP5," M&C, California, April 15-19, 2007.
- [16] I. I. Bondarenko, Ed., "Group Constants for Nuclear Reactor Calculations" Consultants Bureau, New York, 1964.
- [17] C. Tsai, "Establishment of Coupling Model between Core Calculations and Thermal-Hydraulic Calculations for Prismatic-Type High Temperature Gas-Cooled Reactor", Master thesis, National Tsing-Hua University, 2016.
- [18] Everett Lee RedmondII, "Multigroup Cross Section Generation Via Monte Carlo Methods", Ph.D. dissertation, Jun. 1997.
- [19] Justin M. Pounders, "Stochastically Generated Multigroup Diffusion Coefficients," Master's thesis, Dec. 2006.
- [20] J. Eduard Hoogenboom, Vladimir A. Khotylev and John M. Tholammakkil, "Generation of Multi-group Cross Sections and Scattering Matrices with the Monte Carlo Code MCNP5," M&C, California, April 15-19, 2007.
- [21] I. Bondarenko, Ed., "Group Constants for Nuclear Reactor Calculations" Consultants Bureau, New York, 1964.
- [22] Chuang, T. J. and Hibiki, T. (2015). Vertical upward two-phase flow CFD using interfacial area transport equation. *Progress in Nuclear Energy*, 85, 415-427.
- [23] Hibiki, T., and Ishii, M. (2000). One-group interfacial area transport of bubbly flows in vertical round tubes. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 43(15), 2711-2726.
- [24] Lee, D. Y., Liu, Y., Hibiki, T., Ishii, M., Buchanan, J. R. (2013). A study of adiabatic two-phase flows using the two-group interfacial area transport equations with a modified two-fluid model. *International Journal of Multiphase Flow*, 57, 115-130.
- [25] Lin, C. H., and Hibiki, T. (2014). Databases of interfacial area concentration in gas-liquid two-phase flow. *Progress in Nuclear Energy*, 74, 91-102.
- [26] Ozar, B., Brooks, C. S., Hibiki, T., Ishii, M. (2013). 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), 504-518.
- [27] Wang, X., and Sun, X. (2010). Three-dimensional simulations of air-water bubbly flows. *International Journal of Multiphase Flow*, 36(11), 882-890.
- [28] Wang, X., and Sun, X. (2014). Numerical simulations of air-water cap-bubbly flows using two-group interfacial area transport equation. *Annals of Nuclear Energy*, 71, 399-410.
- [29] Kim, Y. H., Kim, S. J., Kim, J. J., Noh, S. W., Suh, K. Y., Rempe, J. L., Rempe, Kim, S. B. (2005). Visualization of boiling phenomena in inclined rectangular gap. *International journal of multiphase flow*, 31(5), 618-642.
- [30] Cheung, F. B., Haddad, K. H., & Liu, Y. C. (1999). Boundary-layer-boiling and critical-heat-flux

- phenomena on a downward-facing hemispherical surface. *Nuclear technology*, 126(3), 243-264.
- [31] Kataoka, I. and Serizawa, A., "Interfacial area concentration in bubbly flow," *Nuclear engineering and design*, 120(2), pp. 163-180, 1990.
- [32] Hibiki, T, Hogsett, S., and Ishii, M., "Local measurement of interfacial area, interfacial velocity and liquid turbulence in two-phase flow," *Nuclear Engineering and Design*, 184(2), pp. 287-304, 1998.
- [33] Bartel, M. D., Ishii, M., Masukawa, T., Mi, Y. and Situ, R., "Interfacial area measurements in subcooled flow boiling," *Nuclear Engineering and Design*, 210(1), pp. 135-155, 2001.
- [34] Hibiki, T., Situ, R., Mi, Y., Ishii, M. (2003). Experimental study on interfacial area transport in vertical upward bubbly two-phase flow in an annulus. *International journal of heat and mass transfer*, 46(3), 427-441.
- [35] Hibiki, T., and M. Ishii. "One-group interfacial area transport of bubbly flows in vertical round tubes." *International Journal of Heat and Mass Transfer* 43.15 (2000): 2711-2726.
- [36] 陳建宏，「核融合反應器環境下 Hi-Nicalon Type-S 碳化矽複合材料之輻射效應研究」，國立清華大學工程與系統科學所，碩士論文，中華民國九十七年
- [37] 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
- [38] 何宗融，「單晶碳化矽在高溫矽離子輻照下之微結構變化」，國立清華大學工程與系統科學所，碩士論文，中華民國九十七年
- [39] M. Mehregany, C.A. Zorman, "SiC MEMS: opportunities and challenges for applications in harsh environments", *Thin Solid Films*, pp. 518-524, 1999
- [40] K.L. Murty, I. Charit, "Structural materials for Gen-IV nuclear reactors: Challenges and opportunities", *Journal of Nuclear Materials*, vol. 383, pp. 189-195, 2008
- [41] W. Corwin, "U.S. Generation IV reactor integrated materials technology program", *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 38, pp. 591, 2006
- [42] Next Generation Nuclear Plant Licensing Strategy, NGNP, 2008.
- [43] PHYSOR 2012 Advanced Reactor Concepts Workshop, ORNL, Knoxville TN, 2012
- [44] Next Generation Nuclear Plant Licensing Strategy, NGNP, 2009
- [45] FY 2007 Ten-Year Program Plan - Appendix 1.0 ,NGNP , 2007
- [46] 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
- [47] 林彥儒，「輻照引致單晶 3C 碳化矽材料的微結構變化與膨脹效應之研究」，國立清華大學先進光源科技學位學程，碩士論文，中華民國一〇三年
- [48] A. Hasegawa et al., *Journal of Nuclear Materials*, pp. 283–287, 2000
- [49] Fei Gao ,William J. Weber, M. Posselt, V. Belko "Atomistic study of intrinsic defect migration in 3C-SiC" , *PHYSICAL REVIEW B* 69, 245205 ,2004
- [50] P. Kudinov, A. Karbojian, W. Ma, and T.-N. Dinh, "An Experimental Study on Debris Formation with Corium Simulant Materials" ,*Proceedings of ICAPP 08, Anaheim, CCA USA, June 8-12, 2008, Paper 8390*

- [51] P. Kudinov, A. Karbojian, C.-T. Tran, W. Villanueva, “Agglomeration and size distribution of debris in EFOR-A experiments with  $Bi_2O_3-WO_3$  corium simulant melt”, Nuclear Engineering and Design vol. 263, pp.284-295, 2013
- [52] L. Manickam, P. Kudinov, W. Ma, S. Behta, D. Grishchenko, “On the influence of water subcooling and melt jet parameters in debris formation”, Nuclear Engineering and Design vol. 309, pp.265-276, 2016
- [53] H. O. Haraldsson, “Break of jet and drops during premixing phase of fuel coolant interactions”, Stockholm, Sweden, 2000
- [54] Q. Lu, D. Chen, C. Li, “Visual investigation on the breakup of high superheated molten metal during FCI process”, Applied Thermal Engineering, vol. 98, pp. 962-975, 2016
- [55] **PLINIUS FP6**, Transnational Access to the Prototypic Corium Platform PLINIUS
- [56] L. Manickam, S. Behta, W. Ma, “On the fragmentation characteristics of melt jets quenched in water”, International Journal of Multiphase Flow vol. 91, pp.262-275, 2017 .

## 附錄

### A. 106 年度工作項目達成情形(106 年 12 月)

分項/ 子項	預定完成工作項目	目前(106 年 12 月)達成情況說明
一/1	1. 完成核三廠資料彙集與整理。	執行進度：100% 已完成核三廠資料彙集與整理
	2. 完成核三廠 TRACE、RELAP5 模式建立以及資料輸入。	執行進度：100% 已完成建立核三廠 TRACE、RELAP5 分析模式
	3. 完成 TRACE、RELAP5 核三廠暫態事故模擬及評估 FLEX 策略之有效性。	執行進度：100% 已完成三個程式模擬核三廠長期喪失交流電事故並使用 FLEX 設備注水
	4. 彙整 TRACE、RELAP5 分析結果並比較其差異性。	執行進度：100% 已完成三個程式模擬核三廠 FLEX 事故，並進行分析結果彙整及比較其差異性
	5. 增進本子計畫參與人員之 TRACE、RELAP5 輸入模式建立及計算經驗。	執行進度：100% 本子計畫培養三位在校學生對於系統分析程式之建立及計算經驗
	6. 完成核三廠 TRACE、RELAP5 模式建立以及資料輸入。	執行進度：100% 已完成建立核三廠 TRACE、RELAP5 分析模式
	7. 增進本計畫參與人員對系統程式計算模式之瞭解。	執行進度：100% 本子計畫之研究內容，有助於參與人員對系統程式計算模式之瞭解
一/2	1. 建立單一通道沸騰雙相流環路震動實驗平台	執行進度：100% 1. 已完成模擬震動結構設計 2. 已完成加熱通道設計 3. 已完成資料擷取電路測試 4. 已完成空泡訊號量測測試 5. 已完成震動加速度信號測試
	2. 建立多重通道迴路(Loop)雙相流地震模擬分析程式	執行進度：100% 1. 已完成外部垂直正弦波加速度波作用下，中子熱流耦合多平行沸騰通道自然循環迴路模式建立與結果分析 2. 已完成外部垂直地震加速度波作用下，中子熱流耦合多平行沸騰通道自然循環迴路模式建立與結果分析。 3. 已完成外部垂直正弦波作用下，多平行中子熱流耦合沸騰通道強制循環迴路模式建立與結果分析。

		4. 已完成外部垂直地震加速度波作用下，多平行中子熱流耦合沸騰通道強制循環迴路模式建立與結果分析。
	5. 理論數值計算結果之比較、分析與改善	執行進度：100% 擷取與整理地震震動雙相流環路實驗數據資料，並擷取中央氣象局實際紀錄之地震垂直加速度波資料，分析建立模擬地震垂直加速度波之能力
一/3	1. 全域最佳化感測器選定演算法之建置；	執行進度：100% 已完成基因演算法與量子啟發式演算法的建置及效能驗證。
	2. 次全域最佳化演算法(如：SFS)於感測器選定適用性之探討及精進法則研究；	執行進度：100% 已完成循序向前選擇法、可縮減循序向前選擇法及循序向後選擇法的建置及效能驗證。
	3. 失能感測器偵檢演算法之發展；	執行進度：100% 已完成失能感測器偵檢演算法的建置及效能驗證。
	4. 感測器的失能對肇始事件辨識準確率影響之探討。	執行進度：100% 完成感測器的失能對肇始事件辨識準確率影響之探討。
一/4	1. 完成不同功率下之電化學腐蝕電位計算。	執行進度：100% 完成MPM模式修正及不同功率下的組件ECP計算。
	2. 完成不同功率下之裂縫成長速率計算。	執行進度：100% 完成CGR模式修正及不同功率下的組件CGR計算。
	3. 完成316L不銹鋼在中溫(200°C、250°C)及HWC之腐蝕行為研究。	執行進度：100% 已完成316L SS在不同溫度及HWC下的慢應變速率拉伸實驗，並完成破斷面SEM分析。
一/5	1. 完成雙相氣水分離相關實驗與CFD模式之學術論著之蒐集與彙整。	執行進度：100% 已蒐集並彙整大量實驗與CFD模式之學術著作並持續關注最新之相關研究。
	2. 完成T型管雙相氣泡流實驗與優質數據擷取。	執行進度：100% T型管雙相氣泡流實驗平台已建立完成，相關數據擷取之儀器亦已調校完畢，目前已完成不同入口條件之實驗，並有將成果分喜討論。
	3. 利用透明管與高速攝影，完成T型管氣水分離特性之定性觀察。	執行進度：100% 已完成不同進口條件下之觀察，並有將成果討論分、析。
	4. 完成CFD雙相流模式之建立與校驗。	執行進度：100% CFD雙相流模式已建立完成，並將CFD分析結果與實驗互相比較。



	5. 完成相關報告與論文之撰寫。	執行進度：100% 完成期中、期末報告之撰寫
二/1	1. 國內核三廠 PWR 圍阻體資料蒐集及訪談，藉以了解國內核三廠於嚴重事故時之應變措施、圍阻體的圖面資料及相關設計參數，以作為建構模型的參數依據。	執行進度：100% 已完成核三廠圍阻體相關圖面及設計參數等資料之蒐集
	2. 以核三廠為模擬電廠，採用 MELCOR 程式進行 LBLOCA 分析，評估核三廠 PWR 圍阻體於類福島事故下之氫氣產生率。	執行進度：100% 已採用 MELCOR 程式進行 LBLOCA 事故分析，完成核三廠 PWR 圍阻體於未噴撒條件下之氫氣產生率評估
	3. 以 MELCOR 程式計算所得之氫氣產生率，作為下端程式 FLACS 之輸入值，分析核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣遷移。	執行進度：100% 以前一階段 LBLOCA 事故下，評估所得之冷端氫氣產生率(圍阻體未噴撒)，作為 FLACS 程式之輸入值，完成核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣遷移分析
	4. 以核三廠為模擬電廠，LBLOCA 為基本個案，採用 MELCOR 程式進行圍阻體噴灑成功與否之靈敏度分析，探討其相對應之氫氣產生量，並以較嚴重之結果作為 FLACS 之輸入值，以評估氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響。	執行進度：100% 完成 MELCOR 程式進行圍阻體噴灑成功與否之靈敏度分析，評估結果顯示，圍阻體未噴灑相對應之氫氣產生量大於噴灑的情況，故以圍阻體未噴撒的結果進行 FLACS 程式評估氫氣燃燒或爆炸對圍阻體之影響
二/2	1. 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之效能。	執行進度：100% 已完成國際間關於被動式氫氣再結合器的相關文獻資料蒐集
	2. 建立核三廠 PWR 圍阻體內 PAR 的 FLACS 電腦模型。	執行進度：100% 根據所蒐集的核三廠圍阻體相關圖面資料，完成核三廠 PWR 圍阻體內 PAR 的 FLACS 電腦模型建立
	3. 參考國外文獻有關 PAR 在乾式圍阻體內的最適裝置位置，利用 FLACS 模擬核三廠 PWR 圍阻體內於相似 PAR 的裝置情況下之除氫效能分析。	執行進度：100% (1)參考日本九州川內核電廠有關 PAR 在乾式圍阻體內的最適裝置位置 (2)完成以 FLACS 模擬核三廠 PWR 圍阻體內，於相似 PAR 的裝置情況下之除氫效能分析
	4. 針對 PAR 的位置及數量作靈敏度分析，利用 FLACS 模擬軟體評估除氫效	執行進度：100% 分別於蒸汽產生器及圍阻體頂部進行 PAR 數

	能，以完成被動式觸媒氫氣再結合器之分析驗證。	量的靈敏度分析，利用 FLACS 模擬軟體完成除氫效能的評估驗證
二/3	1. 蒐集國外有關 PWR 圍阻體排氣與過濾系統之文獻資料。	執行進度：100% 已蒐集歐亞多國有關 PWR 圍阻體排氣與過濾系統之相關文獻資料
	2. 與核三廠專業人員討論圍阻體排氣與過濾系統及氫氣排放措施。	執行進度：100% 與核三廠相關單位討論，並取得有關圍阻體排氣與過濾系統及氫氣排放措施
	3. 建立核三廠 PWR 圍阻體排氣與過濾系統的 FLACS 電腦模型。	執行進度：100% 完成以 FLACS 程式建立核三廠 PWR 圍阻體排氣與過濾系統
	4. 利用 FLACS 程式進行核三廠 PWR 圍阻體排氣過濾系統之分析驗證。	執行進度：100% 完成以 FLACS 程式分析驗證核三廠 PWR 圍阻體排氣與過濾系統，模擬結果顯示，氫氣於濃度最高處被點燃後，圍阻體所承受之最大壓力仍在其結構可承受之耐壓範圍內
	5. 綜合上述分析結果，完成核三廠 PWR 圍阻體內氫氣排放策略研究。	執行進度：100% 整合子項 2-1~2-3 之成果，提出核三廠 PWR 圍阻體內氫氣排放策略
三	1. 完成核三廠全燃料池灑水冷卻分析。	執行進度：100% 核三廠燃料池之灑水冷卻分析資料已蒐集完成(NEI 06-12)，並由 TRACE 完成相關分析，其結果後續將輸入至 FRAPTRAN 進行護套完整性分析。
	2. 完成核三廠單燃料束熱流分析。	執行進度：100% 已完成核三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，進行穩態與喪失冷卻系統之事故分析並完成細節化單燃料束模倣。(完成進度 100%)
	3. 完成冷卻措施對護套特性與完整性分析。	執行進度：100% 藉由 TRACE 之冷卻措施分析結果，FRAPTRAN 已完成相關護套完整性分析，並回頭與 TRACE 結果進行探討。
	4. 完成核三廠 MELCOR2.1 用過燃料池全黑事故以及灑水參數靈敏度分析。	執行進度：100% MELCOR2.1 核三廠用過燃料池模式已建立完成，後續將由全黑事故進行用過燃料池嚴重事故相關分析，重點將集中於氫氣產生、鋳合金火災、護套破損、淬冷現象等 TRACE 等熱水流程式無法計算之內容，用以平行強化燃料池分析。
	5. 完成與假想事故之既有分析結果之比較。	執行進度：100% 本研究之主旨為多程式多面向強化用過燃料池之安全分析，熱水流(TRACE)及護套完整性(FRAPTRAN)分析；局部燃料束分析(CFD)；嚴

		重事故(MELCOR)分析等完成後，將進行整合及比對，深入探討各程式之差異及其應用之領域，並探討未來於燃料池安全分析下之程式整合應用，強化後續之相關研究。
四/1	1. 進行通用型燃料束截面計算程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結。	執行進度: 100% 1. 已完成與 NEWT 或 MCNP 多群截面庫計算結果的連結程式，可分別應用於輕水式反應器與簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器驗證問題。 2. 已完成 MCNP 連續能群截面庫計算結果的連結程式，此程式所產生的中子截面庫可提供給全爐心計算程式 NuCoT。
	2. 探討可取得之熱水流分析程式與爐心物理程式連結的可能問題，特別著重在爐心物理計算程序連結的可能性與其優缺點。	執行進度: 100% 已分別利用簡化熱傳模型及 CFD 計算程式進行與中子計算程式 MCNP 的耦合計算，經過入口溫度的修正後，兩者差異不大，且與文獻數據相當。
	3. 針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習。	執行進度: 100% 1. 於 4 月 16~20 日赴韓國濟州參加 M&C 2017 國際研討會，並發表一篇壁報論文。 2. 將於 12 月 19 日舉辦 2017 Workshop on Advances in Reactor Physics，邀請西安交通大學李云召教授及上海交通大學退休教授趙榮安演講。
四/2	1. 完成雙相流譜鑑定與 CFD 雙相沸騰模式之相關學術論著之蒐集與彙整。	執行進度：100% 完成雙相流譜鑑定與 CFD 雙相沸騰模式之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研究成果，進行氣泡相關之量測與 IATE 模式之建立。
	2. 完成雙相環狀流內氣泡之尺寸與速度之量測。	執行進度：100% 已完成在不同液/氣流速下，氣泡之尺寸與速度之逕向分布特性
	3. 觀察氣泡膨脹、破裂、結合以及流動與擾動等特性。	執行進度：100% 透過高速攝影機，已完成氣泡膨脹、破裂、結合以及流動與擾動等特性之觀察。
	4. 建立與校驗新的 IATE 模式。	執行進度：100% 完成新 IATE 模式之建立與校驗分析。
	5. 完成相關報告與期刊或國際會議論文之撰寫。	執行進度：100% 已完成計畫報告與發表國際期刊與國際研討會議論文
四/3	1. 完成一系列 3C 碳化矽及 SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽/碳化矽複合材料氦、矽雙離子佈植實驗。	執行進度：100% 已完成 1000、1200、1350°C 矽離子佈植實驗，已完成氦離子佈植實驗。
	2. 探討 3C 碳化矽及 SA-Tyrannohex 全纖	執行進度：100% 已完成矽離子佈植後之輻照缺陷分析，已完成

	維碳化矽/碳化矽複合材料於離子佈植後之缺陷分析。	執行進度：100% 氦離子佈植後之輻照缺陷分析。
	3. 鋁-4 護套材料在高溫 850°C 不同氧化氣氛下的氧化速率與機制。	執行進度：100% 實驗部分已完成；理論分析已完成。
	4. 透過鍍膜技術改善結果與薄膜在不同環境下的破壞機制。	執行進度：100% CrN 薄膜部分實驗已完成；HEA 薄膜部分實驗完成。
	5. 進行 3 種鎳基超合金(Inconel 617, Haselloy X, Incoloy 800H)對 304L 之異種銲接。	執行進度：100% 三種鎳基超合金及 304L 不銹鋼基材已完成實驗
	6. 探討其基材、熱影響區及銲道在氦氣含不同比例的水氣環境下之高溫氧化行為。	執行進度：100% 鎳基超合金與 304L 不銹鋼的熱影響區氧化完成
四/4	1. 高溫熔融材料淬冷文獻的蒐集與研析。	執行進度：100% 已完成
	2. 評估適合之熔融材料。	執行進度：100% 已完成
	3. 實驗觀測冷卻系統的改良與測試。	執行進度：100% 已完成
	4. 完成改良的實驗平台，並建立標準流程。	執行進度：100% 已完成
	5. 完成不同落差的淬冷實驗。	執行進度：100% 已完成
	6. 完成不同冷卻水深度的淬冷實驗。	執行進度：100% 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。	執行進度：100% 已彙整將進行投稿

## B. 106 年本計畫主要績效指標之初級產出量化值

屬性	績效指標類別	績效指標項目		106 年度		效益說明 (每項以 500 字為限)
				原訂目標值	實際達成值	
學術成就 (科技基礎研究)	A. 論文	期刊論文	國內(篇)	0	0	本計畫之執行成果至 106 年 12 月止，SCI 國際期刊 9 篇、EI 國際期刊 2 篇，國外研討會論文 19 篇、國內研討會論文 3 篇，合計共發表 33 篇。本計畫之執行成果達到本指標目標值。
			國外(篇)	4	11	
		研討會論文	國內(篇)	0	3	
			國外(篇)	12	19	
		專書論文	國內(篇)	0	0	
			國外(篇)	0	0	
科技基礎研究	B. 合作團隊(計畫)養成	機構內跨領域合作團隊(計畫)數		7	7	本計畫之執行共組成 12 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。
		跨機構合作團隊(計畫)數		2	4	
		跨國合作團隊(計畫)數		1	1	
		簽訂合作協議數				
		形成研究中心數				
		形成實驗室數				
學術成就 (科技基礎研究)	C. 培育及延攬人才	博士培育/訓人數		4	10	本計畫之執行共有 38 名博碩士投入，已遠超原訂 20 名之目標。本計畫鼓勵研究新秀加入，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。
		碩士培育/訓人數		16	28	
		學士培育/訓人數				
		學程或課程培訓人數				
		延攬科研人才數				
		國際學生/學者交換人數				
		培育/訓後取得證照人數				
科技基礎研究	D1. 研究報告	研究報告篇數		4	4	本計畫共產生 4 份分項研究報告。
	I1. 辦理技術活動	辦理技術研討會場次		1	1	辦理 2017 Workshop on Advances in Reactor Physics
		辦理技術說明會或推廣活動場次				
辦理競賽活動場次						
科技基礎研究	I2. 參與技術活動	發表於國內外技術活動(包含技術研討會、技術說明會、競賽活動等)場次		10	14	本計畫之相關研究人員至 106 年 12 月止，共參與 14 場以上相關研討會。本計畫之執行成果達到本指標目標值。

### C. 主要指標佐證資料表

#### 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
The Study of Ultimate Response Guideline of Kuosheng BWR/6 Nuclear Power Plant Using TRACE and SNAP	J. R. Wang, J. H. Yang, Y. Chiang, H. C. Chen, C. Shih, S. W. Chen, S. C. Chiang, T. Y. Yu	2017	D	EI				World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering		
Analysis of A Postulated ELAP Event in Maanshan NPP Using TRACE Code	Chun-Fu Huang, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih	2017	F					TopSafe2017		
Analysis of postulated ELAP event and mitigation capability of URG in Maanshan NPP using TRACE code	Chun-Fu Huang, Wei-Yuan CHENG, Jung-Hua YANG, Jong-Rong WANG, Shao-Wen CHEN, Chunkuan SHIH	2017	E					CSME		
Kernel PCA based feature reduction for NPP initiating event identification	Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu, and Hwai-Pwu Chou	2017	F			N		2017ANS Winter Meeting, Washington, DC, USA (Oct 29-Nov 2, 2017)		
The Resonance Effect of External Vertical Vibration on a Nuclear-coupled Boiling Channel	Y. G. Lin, J. D. Lee*, S. W. Chen and J. J. Peir	2017	F					The 25th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 25)		

System with Forced Flows									
Experimental investigation of low-flow rate two-phase flow under vertical vibration	M.L. Chai, Y.H. Chang, Y.S. Cheng, H.J. Lin, S.W. Chen, J.D. Lee, J.R. Wang C. Shih	2017	F					17th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-17)	
A methodology to investigate the effect of vertical seismic acceleration on the qualitative dynamic behaviors of a natural circulation loop with parallel nuclear-coupled boiling channels	J. D. Lee*, Y. G. Lin, S. W. Chen and C. Pan	2018	D	SCI				Annals of Nuclear Energy	
The Transient Analysis of Two-Phase Flow in a Parallel Rectangular Channel under Vibration Conditions	Yu-Hsien Chang, Shao-Wen Chen, Min-Lun Chai, Hsiao-Jou Lin, Jin-Der Lee, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih	2017	F					14th International Conference on Flow Dynamics	
Multivariate algorithms for initiating event detection and identification in nuclear power plants	Shun-Chi Wu, Kuang-You Chen, Ting-Han Lin, Hwai-Pwu Chou	2018	D	SCI				Annals of Nuclear Energy	
Stress corrosion cracking of 316L in simulated BWRs water chemistry environments under start-up conditions	C.H. Ho, T.K. Yeh and M. Y. Wang	2017	F					International Cooperative Group on Environmentally-Assisted Cracking (ICG-EAC) Annual Meeting	
316L、304L SS 在模擬 BWR 起爐水環境下對於 SCC 敏感性之研究	何泉漢、葉宗洸、王美雅、吳盈智	2017	E					106 年度防蝕工程年會	
Experimentally investigating the	G.Y. Chuang, Y.M. Ferng	2017	D	SCI				Applied Thermal Engineering	



thermal mixing and thermal stripping characteristics in a T-junction										
The Separation of Two-Phase Flow Through a Vertical T-junction	Jiun-Ren Wang, Chung-Yen Hsu, Yuh-Ming Ferng	2017	F					2017 American Nuclear Society Annual Meeting		
Flow Characteristics of Intermediate Heat Exchanger with CFD Methodology on Nuclear Safety Application	Tseng, P. C., YU, J. Y., ZHANG, X. L., Ferng, Y. M., Hsu, C. Y., & Lai, K. W.	2017	F					2017 American Nuclear Society Annual Meeting		
Code Crosswalk of Fukushima-like Simulations for Chinshan BWR/4 NPP Using MELCOR2.1/SNAP, TRACE/SNAP, PCTAN and MAAP5.03”	Yu Chiang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Ting-Yi Wang, Hsiung-Chih Chen, Wen-Sheng Hsu, Show-Chyuan Chiang and Chunkuan Shih	2017	D	SCI						
Using HABIT to Establish the Chemicals Analysis Methodology for Maanshan Nuclear Power Plant	J. R. Wang, S. W. Chen, Y. Chiang, W. S. Hsu, J. H. Yang, Y. S. Tseng, C. Shih	2017	F							
Using HABIT to Estimate the Concentration of CO2 and H2SO4 for Kuosheng Nuclear Power Plant	Y. Chiang, W. Y. Li, J. R. Wang, S. W. Chen, W. S. Hsu, J. H. Yang, Y. S. Tseng, C. Shih	2017	F							
Fire Risk Assessment of the Main Control Room in a Nuclear Power Plant	W. S. Hsu, Y. C. Chung, Y. H. Chu, and I. C. Lee	2017	F							
MELCOR2.1/SNAP 程式於馬鞍山電廠全黑	蔣宇、王仲容、陳紹文、施純寬	2017	F							

事故之氫氣行為評估及動畫設計										
The study of the mitigation strategy of Lungmen ABWR nuclear power plant using RELAP5 and FRAPTRAN with the interface SNAP	Wan-Yun Li, Jong-Rong Wang, Wen-Shu Huang, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih, Show-Chyuan Chiang, Tzu-Yao Yu	2018	D	SCI				Annals of Nuclear Energy		
The Mitigation Strategy Analysis of Kuosheng Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool Using MELCOR2.1/SNAP	Y. Chiang, J. R. Wang, J. H. Yang, Y. S. Tseng, C. Shih, S. W. Chen	2017	D	EI				World Academy of Science, Engineering and Technology, International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering		
The Analysis of KUOSHENG Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool by Using FRAPTRAN-2.0	Wan-Yun Li, Yu Chiang, Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Shao-Wen Chen and Chunkuan Shih	2017	F					ICAPP 2017		
The Mitigation Strategy Analysis of Maanshan Nuclear Power Plant SpentFuel Pool Using TRACE/FRAPTRAN/SNAP	Y. Chiang, W. Y. Li, J. H. Yang, S. W. Chen, R. J. Sheu, J. R. Wang, C. Shih	2017	F					12th SDEWES Conference 2017		
Hybrid Nodal Greens Function Method with SP3 for Pin-by-pin Calculation	Tzung-Yi Lin and Yen-Wan Hsueh Liu	2017	F		C	N		M&C 2017 - International Conference on Mathematics & Computational Methods Applied to Nuclear Science & Engineering	N	
Observing investigation of boiling	T.J. Chuang, J.W. Chen, Y.M. Ferng	2017	D	SCI				Applied Thermal Engineering,		

characteristics around CHF for the downward facing heating surface									
Processing Methodology for Double Sensor Probe in a Bubbly Flow	Chung-Yen Hsu, Jiun-Ren Wang, Tien-Juei Chuang, Yuh-Ming Ferng	2017	F					2017 American Nuclear Society Annual Meeting	
Effect of water vapor on the cyclic oxidation behavior of welded Incoloy 800H alloy	F.P.Cheng, W.Kai	2017	F				N	15 <sup>th</sup> International Union of Materials Research Societies -International Conference on Advanced Material	
Atomic Configuration of Point Defect Clusters in Ion-Irradiated Silicon Carbide	Ji-Jung Kai	2017	F				N	18 <sup>th</sup> International Conference on Fusion Reactor Materials (ICFRM-18)	
Effect of water vapor on the oxidation behavior of 304L and 800H alloys in high-pure He atmospheres at 950°C	F.P.Cheng, W.Kai	2017	F				N	20 <sup>th</sup> International Corrosion Congress	
Comparison of Oxidation Behavior of CrNx-coated and Bare Zircaloy-4 Cladding Material under Different Oxidative Atmospheres at 850°C	Cheng-Wei Shen, Kai-Ping Chang, Fan-yi Ouyang*	投稿中	D	SCI				Journal of Nuclear Materials	
Atomic Configuration of Point Defect Clusters in Ion-Irradiated Silicon Carbide	Y.R. Lin, L.G. Chen, C.Y. Hsieh, M.T. Chang, K.Y. Fung, A. Hu, S.C. Lo, F.R. Chen, J.J. Kai,	2017	D	SCI				Scientific Reports	
A one-dimensional mechanistic model	Y. J. Wang and Chin Pan	2017	D	SCI				Nuclear Engineering and Design	

considering transition boiling effect for dispersed flow film boiling										
Steady-state Pool Boiling in Sea Water	T.-C. Huang and Chin Pan	2017	D					ANS 2017 Annual Meeting		

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					
熱水力與核能安全研究團隊	清華大學	A	A					
事故分類及舒緩決策輔助系統研究團隊	清華大學	A	A					
核電廠水化學暨材料腐蝕研究團隊	清華大學	A	A					
CFD 模式與應用研究團隊	清華大學	A	A					
圍阻體內氫氣擴散模式研究團隊	清華大學	B	A					
圍阻體內氫氣爆炸 FLACS 模式研究團隊	長榮大學	B	A					
燃料池安全與嚴重事故分析團隊	清華大學	B	A					

中子物理安全技術研究團隊	清華大學	A	A					
CFD 雙相沸騰熱傳先進模式研究團隊	清華大學	C	A					
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					
熔融物質淬冷模擬研究團隊	清華大學	A	A					

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
葉璟賢	B	A	清華大學	馮玉明					核三廠 RELAP 建模與模擬分析
黃俊富	B	A	清華大學	陳紹文					核三廠 RELAP 建模與模擬分析
陳建廷	B	A	清華大學	馮玉明					核三廠 RELAP 建模與模擬分析
林郁格	B	A	清華大學	陳紹文					模擬分析
張祐銜	B	A	清華大學	陳紹文					實驗設計
林廷翰	A	A	清華大學	吳順吉					感測器偵選法則之建置
陳光佑	B	A	清華大學	吳順吉					失能感測器偵檢演算法之建置

彭修成	B	A	清華大學	吳順吉					感測器偵選法則及失能感測器偵檢演算法之相關文獻研讀與探討
李威儒	B	A	清華大學	吳順吉					協助計畫進行與蒐集計畫所需相關文獻
何泉漢	B	A	清華大學	葉宗洸					執行 SSRT 實驗
莊凡誼	B	A	清華大學	葉宗洸					執行水化學分析
蕭佑陸	B	A	清華大學	葉宗洸					執行表面分析
王俊仁	B	A	清華大學	馮玉明					反應爐槽之壓熱震實驗之進行
熊瑋茜	B	A	清華大學	馮玉明					反應爐槽之壓熱震模擬之進行
黃品鈞	A	A	清華大學	馮玉明					反應爐槽之壓熱震之應力分析
李宛芸	A	A	清華大學	陳紹文					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					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					嚴重事故分組研究之相關工作及 TRACE 程式分析
張仲翔	B	A	清華大學	薛燕婉					燃料束截面計算

									程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結
林鈺博	B	A	清華大學	薛燕婉					燃料束截面計算程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結
戴承楷	B	A	清華大學	薛燕婉					探討可取得之熱水流分析程式與爐心物理程式連結的可能問題
林宗逸	A	A	清華大學	薛燕婉					燃料束截面計算程式與自行開發之爐心節點擴散法程式之連結
曾嫻淇	B	A	清華大學	馮玉明					執行 T 型管環路系統之運轉與實驗
徐仲彥	B	A	清華大學	馮玉明					執行 T 型管環路系統之運轉與實驗數據分析
張永漢	B	A	清華大學	馮玉明					協助執行 T 型管系統之架設、實驗與數據蒐集
黃正太	B	A	清華大學	馮玉明					協助執行 T 型管實驗數據處理與分析比對
莊天睿	A	A	清華大學	馮玉明					協助執行 T 型管實驗數據處理與分析比對
張凱評	B	A	清大工科系	歐陽汎怡					研究在不同氧化氣氛下，鉛-4 燃料護套與薄膜的氧化與破壞機制



沈政緯	B	A	清大工科系	歐陽汎怡					研究在不同氧化氣氛下,鈾-4 燃料護套與薄膜的氧化與破壞機制
王建傑	B	A	清大工科系	歐陽汎怡					研究在不同氧化氣氛下,鈾-4 燃料護套與薄膜的氧化與破壞機制
鄭福本	A	A	海大材料系	開物					探討四種不同鎳基合金之異種銲接試片於 950°C 在高純度氬氣及水氣探討熱影響區顯微結構變化對氧化之影響
陳偉昇	A	A	海大材料系	開物					燃料護套評估研究
蔡佳蓉	B	A	清大工科系	葉宗洸					燃料護套評估研究
何明析	A	A	清華大學工科系	潘欽					熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究
張宇祐	B	A	清華大學核工所	潘欽					熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究
黃子振	B	A	清華大學核工所	潘欽					熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究
王子柔	B	A	清華大學核工所	潘欽					燃料棒熔毀前的後乾化熱流分析/美國麻省理工學院核工所博士班
林彥谷	B	A	清華大學核工所	潘欽					熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究

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。
7. 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。

### 【D1 研究報告】

報告名稱	作者姓名	出版年 (西元年)	出版單位	採納 代碼	備註

註：採納代碼:A 院級採納、B 部會署級採納、C 單位內採納、D 存參。

### 【I1 辦理技術活動】

技術/競賽活動名稱	性質	屬性	舉辦日期 (起)	舉辦日期 (迄)	主辦單位	舉辦地 點	備註
2017 Workshop on Advances in Reactor Physics	A	A	2017/12/19	2017/12/19	清華大學	李存敏 館 204 室	

註：

1. 性質：A 技術研討會、B 競賽活動、技術說明會或推廣活動、D 其他。
2. 屬性：A 國內活動、B 國際活動。

### 【I2 參與技術活動】

參與活動項目名稱	性質	屬性	舉辦日期 (起)	舉辦日期 (迄)	主辦單位	是否獲 獎	
2017 American Nuclear Society Annual Meeting	A	B	2017/6/11	2017/6/15	American Nuclear Society	N	
2017 ANS Winter Meeting	A	B	2017/10/29	2017/11/2	American Nuclear	N	

					Society		
The 25th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 25)	A	B	2017/6/22	2017/6/26	The American Society of Mechanical Engineers	N	
TopSafe2017	A	B	2017/2/12	2017/2/16	IAEA	N	
International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-17)	A	B	2017/9/3	2017/9/8	American Nuclear Society	N	
International Cooperative Group on Environmentally-Assisted Cracking (ICG-EAC)	A	B	2017/5/7	2017/5/12	Union of International Associations	N	
ICENE 2017: 19th International Conference on Electrical and Nuclear Engineering	A	B	2017/6/21	2017/6/22	World Academy of Science, Engineering and Technology	N	
ICNQE 2017: 19th International Conference on Nuclear and Quantum Engineering	A	B	2017/11/13	2017/11/14	World Academy of Science, Engineering and Technology	N	
2017 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP)	A	B	2017/4/24	2017/4/28	ICAPP 2017	N	
12th SDEWES conference	A	B	2017/10/4	2017/10/8	SDEWES 2017	N	
Hybrid Nodal Greens Function Method with SP3 for Pin-by-pin Calculation	A	B	2017/4/16	2017/4/20	M&C 2017	N	
15th International Conference on Advanced Material	A	B	2017/8/27	2017/9/1	International Union of Materials	N	

					Research Societies		
18th International Conference on Fusion Reactor Materials (ICFRM-18)	A	B	2017/11/5	2017/11/10	ICFRM-18	N	
20th International Corrosion Congress	A	B	2017/9/3	2017/9/7	International Corrosion Council	N	

註：

1. 參與活動項目名稱：參與技術研討會之技術論文名稱、參賽之作品名稱、參與技術說明會或推廣活動之產品/技術項目名稱。
2. 性質：A 技術研討會、B 競賽活動、技術說明會或推廣活動、D 其他。
3. 屬性：A 國內技術活動、B 國際技術活動。

是否獲獎：Y 是、N 否。

## D. 期末報告審查意見回覆

### 「核能技術及安全分析之強化研究」 期末報告\_審查意見表

編號	頁碼	審查意見	意見回覆
1	10	<p>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</p> <p>意見: 有些是電廠資料,不應該是 TRACE 穩態計算結果? 如果是電廠的基本資料,而非計算結果,為何有誤差? 如:反應器冷卻水系統總流量 (Mkg/hr)</p>	<p>遵照委員意見辦理,修訂表 3.1.1.1,並加註說明那項參數為電廠數據。(p.10)</p> <p>分析程式在模擬時,會有計算數值誤差、模型誤差、物理誤差等,電廠運轉時也會有量測誤差與溫度壓力震盪現象。程式在分析電廠暫態事故前,會先進行穩態初始化計算,即輸入電廠運轉額定值當作邊界條件,程式跑完穩態計算後,需與電廠值做比對,誤差值在合理的範圍內,才可進行暫態運算。而表 3.1.1.1 中,爐心熱功率是給定電廠值(已註明於表中)。</p>
2	21	<p>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</p> <p>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,建議核三廠分析結果應該與 WCAP-17601-P 之結果進行比較。</p>	<p>謝謝委員的建議,西屋公司 WCAP-17601-P 報告(Reactor Coolant System Response to the Extended Loss of AC Power Event for Westinghouse, Combustion Engineering and Babcock &amp; Wilcox NSSS Designs)主要是評估 ELAP 事故下,各廠系統與熱流現象的探討,105 年已依據 WCAP-17601-P 報告之 ELAP 時序,進行基本 ELAP 無救援措施之比較。遵照委員的建議,本文中增加 WCAP-17601-P 報告評估 3-loop 電廠之分析爐心水位低於 TAF 之時間點(55.1 小時),與核三廠分析結果(TRACE, 60 小時,RELAP, 50 小時)做比較。並彙整成表 3.1.1.3。(p. 21-22)</p>
3	34	<p>報告中有一段描述:”FLEX 注水設備使用的是中、高壓注水設備”,建議說明核三廠目前與未來是否會有 FLEX 中、高壓注水設備以免誤導讀者。</p>	<p>謝謝委員的建議,文中增加說明核三廠目前應對類福島事故是使用斷然處置(URG)措施,經過本計畫的分析與評估,可確認核三廠現有廠內設備與斷然處置措施能確保核三廠爐心</p>

		報告中有一段描述:”在救援策略比較中,儘管斷然處置措施兩階段降壓之處置會使壓力槽冷卻水閃化為水蒸氣並經由釋壓閥排出,導致水位短時間內大幅降低,但仍可使核燃料覆蓋於水面下。”請確認其正確性。	燃料被冷卻水覆蓋,無燃料裸露危險,能確保核三廠安全。未來核三廠若提送 FLEX 審查案時(包含添溝中、高壓注水設備),本計畫研究成果可供管制單位參考。(p. 36)  謝謝委員的意見,已修訂為”在維持爐心冷卻能力之前提下,斷然處置兩階段降壓之措施使一次側之低壓環境可更有效降低由反應器系統冷卻水泵軸封洩漏之流量,延長反應器冷卻系統水位低於燃料頂端之時間。”(p. 36)
4	34	本期為期末報告 應將無 105 年執行 URG 及今年 106 年 FLEX 分析結果進行比較,若要描述 2 個不同比對時,建議結論中需描述。	謝謝委員的建議,文中加入 URG 及 FLEX 分析結果比較,以及爐心水位比教圖。圖 3.1.1.31 為整理 URG 以及 FLEX 爐心水位分析結果,其中可以得知不論採用 URG 或是 FLEX 救援措施(救援時間為 8 小時、24 小時),皆能夠維持核三廠爐心水位高於 TAF,差異在於不同救援措施以及救援時間點,會造成核三廠爐心水位回到滿水位的時間點有所差異。(p. 36)
5	43,67	沸騰實驗分析時常用的無因次參數為次冷數(subcooling number)及相變化數或朱柏數(Zuber number)建議表 3.1.2.1 增列此二無因次參數	感謝委員的建議。次冷數及朱柏數參數值已補列於表3.1.2.1 中。(p. 69)
6	67	表 3.1.2.1 Target BWR 與 Present Facility 之 Reynolds number 相差一個數量級,請說明其影響。	謝謝委員意見。本實驗中採用較低的雷諾數條件,事實上是較為保守的設定。因流體的流動動量較低時,對同樣的震動條件將較為敏感,因此可使震動對沸騰通道的影響較為顯著,從安全管理角度而言,較保守的設定可確保足夠的安全餘裕。(p. 68)
7	83	第三段 肇始事件發生的當下,運轉員於控制室中只能接收到部分的電廠訊息,未必真能判斷電廠已有異常?本會運轉員皆經過嚴格訓練及監督電廠狀況,請重新描述以免誤會。	感謝委員的建議。 期末報告原句「肇始事件發生的當下,運轉員於控制室中只能接收到部分的電廠訊息,未必真能判定電廠已有異常。是以,必須要有一個電廠異常指標,讓辨識系統知道是否該去

			擷取數據，以進行事件辨識的工作。」已修改為「肇始事件發生的當下，必須要有一個明確的電廠異常指標，讓辨識系統知道是否該去擷取數據，以進行事件辨識的工作。」。(p. 85)
8	220	<p>VESSEL 組件</p> <p>VESSEL 組件為 TRACE 程式中一特殊之組件，其可模擬 3D 之熱水流分布，以往在進行爐心事故模擬時，VESSEL 組件為圓柱形，在燃料池模式中則改為長方體，然而燃料池儲存燃料之空間存在格架，故必須經由計算將格架體積扣除，在設定入 VESSEL 組件，圖 3.3.6 為 TRACE 核三燃料池之 VESSEL 組件設定(部分)。公式 3.3.1 為固體體積之計算，在加入框架體積後算出固體總體積為 204.02m<sup>3</sup>，代表此體積需在 VESSEL 組件下方燃料區域做出扣除，才能模擬固體排開流體之情形。..... (3.3.2)式為燃料棒體積計算，(3.3.3)式則為格架體積，與外框架相加後承以格架總數得出燃料區域體積共為 21.267m<sup>3</sup>，將 21.267 除以燃料總長 4.025 公尺，可以得出單位長度之燃料組件之固體積為 5.283m<sup>3</sup>，用以輸入於 CHANNEL 組件。</p> <p>意見: 數據使用的說明更清楚</p> <ol style="list-style-type: none"> <li>1. 內文中的攻勢取用數據，不清楚..如 3.3.1 Fuel, Region 1, Region 2 的說明為何?</li> <li>2. 內文使用: 燃料總長 4.025 公尺 但公式 3.3.2 又使用 <math>160.1 * 0.0254 = 4.064</math> 公尺 不一致，格架總數為多少?</li> </ol>	<p>謝謝委員的意見，已於報告中增加計算內容之說明，至於表達不清之公式也已刪除以免混淆計算。</p> <p>本研究於 TRACE 程式輸入之燃料總長為 4.025m，格架總數第一區為 208 組，第二區則有 1952 組。(p. 222)</p>
9	222	圖 3.3.10 圖橫坐標單位? 縱坐標 (-) 是什麼意思?	<p>謝謝委員的意見，(-)為無單位，用來表示無因次之結果，已於報告中做出說明：1 為功率之平均值，如為 1.4 則代表該點的功率為燃料棒平均值之 1.4 倍。(p. 223)</p>



10	227	<p>圖 3.3.18 與內文中的公式不合，縱坐標 PEAK 是何意思？橫坐標 Fuel Location 好像是燃料的位置</p> $p(x) = 1.395 x^6 + 10.664 x^5 + 22.701 x^4 - 19.799 x^3 + 6.463 x^2 + 0.899 x + 0.005 \quad (3.3.5)$ <p>，但是本研究後續模式中將計算燃料功率因子做為計算之用，因此再將此軸向功率曲線做修正，</p> <p>意見：</p> <ol style="list-style-type: none"> <li>1. 請稍微檢查及修正，其他類似圖，請自行檢查</li> <li>2. 軸向功率曲線做修正，修正原因為何？不明確！</li> </ol>	<p>謝謝委員的意見，圖 3.3.18 之 PEAK 為誤植，已修正，應為無因次之單位(-)，至於圖與方程式不統一為描述上之失誤並已修正，圖 3.3.19 有黑色及橘色兩條線，分別代表 power shape 及 power factor，已將此圖分為圖 3.3.18 及 3.3.19 分開描述，避免混淆。</p> <p>軸向功率修正則只是將燃料棒之頂點及底部 0 和 1 置換，方程式並無於報告中說明，此部分的描述也增加於報告中。(p. 228)</p>
11	231	<p>安全的<u>佳</u>水溫度，使燃料回歸於安全的狀態，不至於產生銦合金火災。</p> <p>字誤</p>	<p>謝謝委員的意見，已修正報告。(p. 233)</p>
12	229	<p>因次化，於是可得圖3.3.19 中橘線部分稱之為功率係數(power factor)，並透過曲線近似為：</p> $p(x) = 1.39451 x^6 - 10.66368 x^5 + 22.70092 x^4 - 19.79922 x^3 + 6.46325 x^2 + 0.89865 x + 0.00504$ <p><math>x^6 \rightarrow x^6</math></p>	<p>謝謝委員的意見，已修正為上標。(p. 230)</p>
13	232	<p>圖3.3.22 及3.3.23 為TRACE 於全黑事故之分析結果，並由衰變熱及蒸發量之估算用來確認TRACE 模式之可用性。圖3.3.22 為水位分析結果並顯示若無任何注水，核三燃料池水位會在全黑事故發生後3.5 天下降至燃料頂端(TAF)；</p> <p>圖3.3.22 標註Simple calculation</p> <p>意見：內文中無說明，此易誤導，應該是僅使用何者假設所做的計算</p>	<p>謝謝委員的意見，已於內文增加simple calculation的說明。(p. 234)</p>
14	344~349	<p>部分子項未註明執行進度是否100%？</p>	<p>謝謝委員的意見。已重新比對，並確認二/3第五點執行進度</p>

		另二/3 第五點 執行進度為:0%? 請重新整理確實比對。	已達100%。(p. 351-356)
15	350	KPI與佐證資料有誤差，請重新整理確實比對。	謝謝委員的意見。已重新比對KPI與佐證資料，並已確認修正。(p. 357)
16	簡報 P31	核二廠分析氫氣擴散，其假設尚須某種程度描述，另外報告結論與建議內容中，建議其邊界條件與假設條件須清楚敘述標示，避免本報告上網供審閱時誤會或斷章取義。	謝謝委員的意見。有關核二廠的氫氣擴散評估內容，已在105年度的期末報告中清楚描述邊界條件與假設條件，並無容易誤會之敘述。由於本年度(106年)評估對象為核三廠，為避免因採用簡報31頁之表格比對方式過於簡化，使外界誤解或有斷章取義之疑慮，故將刪除簡報31頁。此外，本年度結案報告並無核一、二廠有關之內容。
17	整體	計畫規範內之工作，均有詳細之說明，其研究部分有許多發表的論文，並且有許多創新的卓見，對於核能技術及安全分析的能力，增建許多，更培養多位優秀的學生與國際間的交流合作，在潔淨能源的需求下，是奠立了許多的基礎人才。	謝謝委員肯定。
18	整體	有許多公式，印製後不清楚，請自行檢查，也許採用自行編輯而非複製貼上。且前後不一，請確實比對。	謝謝委員的意見。各分項計畫已將所有公式重新編排，應不會有模糊之情形。
19	整體	報告內容其內容重複、編排格式、科學符號、單位及錯誤連結部分等內容，請重新整理敘述並統一格式。	謝謝委員的意見，已遵照辦理。