

行政院原子能委員會
委託研究計畫研究報告

「核能電廠安全技術強化研究及國際合作」
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：梁正宏

共同主持人：葉宗洸、許文勝、白寶實、潘 欽、周懷樸、施純寬、馮
玉明、陳紹文、吳順吉、王美雅、李進得、鄧治東、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 107 年 12 月

中文摘要

本「核能電廠安全技術強化研究及國際合作」計畫，係為四年期「核能技術及後端處置之安全強化研究」的第四年。依據行政院原子能委員會公告之本委託研究計畫勞務採購案招標規範，本計畫之願景為：配合政府既定目標，確保現有運轉中核電廠安全，強化核電廠除役技術之研究發展及國際合作，培育專業人才。並規劃為二個研究主軸，共有四個分項計畫。主軸一為核能安全，包含三個分項計畫，(1) 輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發；(2) 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析及(3) 用過燃料池冷卻能力安全分析精進。另一方面，主軸二為分項計畫四：核能安全技術研究暨國際合作，包含四個子項計畫。

分項計畫一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。第一部分的研究已完成建立核三廠 TRACE 蒸汽產生器塞管率分析模型，並探討核三廠蒸汽產生器塞管率對於斷然處置措施之影響性的深入分析。第二部分的研究已完成外部垂直加速度波對同相與反相振盪模式影響之模擬分析、驗證單一管路沸騰雙相流垂直振盪系統之實驗數據與理論分析結果及完成平行通道沸騰雙相流震動測試實驗，並發現在高功率不對稱加熱情況下，將強化平行通道不穩定性，使雙通道呈現反相震盪。第三部分研究已成功將先前我們所提出之肇始事件偵測與辨識演算法佈建於現場可程式邏輯閘陣列(field programmable gate array, FPGA)上，並完成此系統與核電廠模擬器之整合與相關測試。驗證結果顯示，我們所建立的系統不僅能即時偵測到肇始事件的發生和辨別未知肇始事件的類別，在該事件為未訓事件的情況下，也可被區隔開來。另外，平均花費 3.0824 秒即可得到辨識結果。第四部分為建立模擬壓水式反應器一次側水迴路的系統，並已完成 X-750 合金應力腐蝕龜裂起始與電化學分析實驗，X750 顯現出良好的抗蝕性。第五部分的研究則回顧目前有關反向流極限(counter current flow limitation, CCFL)之實驗研究，從中研究並設計 CCFL 之實驗架構。各參數與組件之工作皆詳盡考慮，以重現可能發生之 CCFL 情況。並且以 CFD (Computational fluid dynamics)數值模擬 CCFL 之實驗，用以驗證現有之模型對 CCFL 情況的預測能力。

分項計畫二以 MELCOR 程式評估核三廠 PWR 圍阻體於 SBO 嚴重事故下之氫氣產生率，並利用 FLUENT 程式評估核三廠圍阻體加裝被動式觸媒氫氣再結合器(Passive Autocatalytic Recombiner, PAR)及排氣過濾系統(Filtered Containment Venting Systems, FCVS)故時防止圍阻體過壓失效與消弭氫氣累積之有效性。研究結果顯示，核三廠於電廠全黑事故下，即使未安裝 PAR 亦能確保圍阻體不致破損，然而考量深度防禦，建議裝設足夠的 PAR，經本研究結果確認核三廠實際安裝數量，能夠提供較佳的安全餘裕；由於 FCVS 抽氣口高度與排出之氫氣濃度有關，建議在不影響圍阻體結構及流量設計的情況下，適當提高抽氣口，以兼顧其減壓及排氫之效能。

分項計畫三利用多程式多面向來探討用過燃料池之安全性，並以補水救援措施探討冷卻能力精進的相關議題。本研究分成兩個部分：第一部分為 TRACE 及 FRAPTRAN 程式的熱水流及護套完整性分析，延續去年(106 年)建立之核三廠用過燃料池模式，本計畫今年以五區細部分區之 TRACE 用過燃料池模式取代舊有的兩區模式，在精進的分析模式中，不同燃料區域或者無儲存燃料區域的流道面積被詳細計算，而非舊有之精簡化模式(燃料冷卻水流通區域被假設為平均分布)。燃料之間的熱傳順序也重新在精進模式中被規畫、計算。在模式建立完成後，

本計畫以此精進模式進行電廠全黑事故及補水冷卻措施之模擬，並在 TRACE 熱水流分析結束後，以護套完整性分析程式 FRAPTRAN 以應力應變等細節參數，進行護套完整性之計算，改善 TRACE 程式只能以護套溫度判讀是否破損的缺點，並獲得一個更符合真實情況之模擬結果。另一部分則為嚴重事故分組，本計畫同樣對 MELCOR 程式之用過燃料池模式進行精進，將燃料區塊的控制體積節點加密，以此模擬更細部的銦氧/銦水反應在燃料不同節點之升溫效應，其餘熱傳路徑及分區也依照 TRACE 程式細分，並進行時間步階靈敏度分析以確認此精進模式擁有可以接受的 CPU 計算時間以及足夠反映細微變化之計算結果，最後透過全黑事故探討精進後造成之差異。根據結果比較後顯示，在模式做出偏向真實性的精進後，事故分析所獲得之各項結果皆比舊有模式具備更多安全餘裕，證明用過燃料池實際上擁有非常高之安全性，然而精進模式所增加之計算量亦使 CPU 時間大幅增加，故管制單位若需要保守性較高的分析結果，可採用舊版模式；若需要趨近真實情況之研究則可使用精進模式。

分項計畫四的核能安全技術研究係基於前三期的研究成果持續精進及強化我國核能安全管理技術及培育專業人才。在爐心物理部份，已建立爐心中子物理計算與熱水流分析程式計算的連結、完成爐心中子物理計算程式系列的建立及應用在先天安全的新型 VHTR 爐心的初步設計工作，並針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習。在熱流實驗環路測試與安全分析上，為分析氣泡流沸騰熱傳之機制與現象，高精度熱電偶被加裝於銅製加熱塊中，以測量壁面熱通量與壁面過熱度。並使用高速攝影機，捕捉沸騰時氣泡的動向。並依據實驗結果，驗證現有之沸騰模型。在燃料護套的部分探討透過射頻磁控濺鍍，鍍著高熵氮化薄膜在矽基板上，觀察高熵薄膜的微結構以及在高溫環境中的腐蝕行為。研究結果顯示，鍍著在矽基板上的高熵氮化膜呈現柱狀晶的結構，且薄膜成分的部分與我們的設計大致上相同。在經過高溫 850°C 空氣下的 1 小時氧化測試後，薄膜氧化層的厚度大約是 234~289nm，相較於 106 年度計畫鍍著的氮化鉻薄膜在經過 1 小時高溫氧化測試後，氧化層厚度大約是 945nm~1150nm，高熵氮化膜具有較佳的抗氧化性，進一步鍍著高熵氮化薄膜於銦-4 基板上以評估其在高溫環境中的腐蝕行為，研究指出薄膜本身具有極佳的抗氧化性，然而在 850°C 的嚴苛條件下，基板的劇烈膨脹會導致薄膜保護性下降。在熱交換管材料部分，本研究主要延續前一年度計劃，主要探討鎳基合金(Inconel 625)與 304L 不鏽鋼異種銲接處理後之基材(SUB)、熱影響區(HAZ)及銲道(MZ)三種區域在 950°C 氬氣下含水氣的恆溫氧化行為。研究結果顯示，合金再純氬氣下經恆溫之氧化增重由快而慢之順序為 MZ > SUB > HAZ 且氧化速率隨著水氣增加而增加。爐心材料部分延續前三年的研究，本年度對開展了單晶碳化矽和全纖維碳化矽複合材料在更高溫度(1350°C)的氬、矽雙離子佈植實驗。分析結果顯示，20dpa 即可觀察到氣泡生成，且晶界為氣泡傾向析出之位置。與同劑量下之單晶 40dpa 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。在熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究方面，以實驗的方式，模擬當反應爐發生爐心熔毀時，高溫熔融物質落下，與爐壁接觸及滑落於下空乏區域殘餘冷卻水接觸之多相流沸騰現象。實驗結果顯示，熔體沿傾斜板滑落使碎片呈片狀結構，其結構較為脆弱而易碎裂成細小碎塊，導致此小尺寸碎片較自然淬冷的比例高。

英文摘要

The project of enhancement study of nuclear safety technology and international cooperation is the last year of the overall four-year project. Following the project guideline of AEC, the objective of this year project is to achieve no-nuke energy policy by 2025, ensure nuclear safety of current nuclear power plants, enhance the research development in decommission technology of nuclear power plants, promote international cooperation and cultivate nuclear engineers, scientists and talent students.

The main outline of this project is the same as that of the last three years, involving two main core subjects consists of four sub-projects. The first part of “Nuclear Safety” has 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”. The second part is “Nuclear Safety Technology and International Cooperation”, which including four working items, i.e. “Neutronics Technology”, “Thermal-hydraulics Experiments and Analysis”, “Nuclear Materials Analysis and Evaluation” and “Simulated Study of the Quenching of Molten Materials along with the Vessel Wall”.

The sub-project 1 mainly focuses on nuclear safety of a light water reactor under normal operations and ultimate conditions in this study. The first study has developed the Maanshan steam generator tube plugging TRACE model. It will evaluate the influence of tube plugging rate for URG strategy. In the second study, the impacts on the oscillation modes of in-phase and out-of-phase under vertical forced vibrations are investigated. The validation and benchmark of the model simulation against single boiling channel experimental data are performed. Moreover, parallel boiling channel vertical vibration experimental tests have been completed and found that high power asymmetric heating condition would enhance parallel channel instability to present out-of-phase oscillation between channels. In this third study, we successfully deployed our previous developed initiating event detection and identification algorithms onto a field programmable gate array (FPGA) and integrated this resulting system with the PCTran simulator of Maanshan nuclear power plant for a series of validation tests. The experimental results indicated that our system could timely detect and identify most of the events of interest. Even when an unknown event was an untrained one, the system could also correctly isolate it to avoid falsely linking it to someone else in the event database. Finally, the average time required to determine an unknown event was 3.0824 s. The fourth study finished the high temperature water circulation loop to simulate the primary water circuit of a pressurized water reactor. The corrosion behavior of X-750 alloy in a simulated PWR environments were investigated via the SCC initiation tests and the electrochemical polarization analysis. X-750 alloy exhibits high resistance to stress corrosion cracking. In the fifth study, the experiment of counter current flow limitation has been reviewed extensively. According the previous studies, the counter current two phase flow in vertical round pipe was designed carefully for reproducing the

possible CCFL phenomena in down comer. In next step, the CFD simulation of CCFL will be conducted within schedule. The result of CFD simulation could demonstrate the reliability of current physical model.

The sub-project 2 evaluates the effectiveness of Passive Auto Catalytic Recombiners (PARs) and Filtered Containment Venting Systems (FCVS) for the large dry containment system at the Maanshan Nuclear Power Plant by FLUENT. The rate of hydrogen generation during an SBO severe accident is evaluated primarily. The following FLUENT model of the Maanshan Nuclear Power Plant containment with/without PAR and FCVS is established for the analysis associated with the filtered venting of the containment.

The results show that the integrity of the containment will be maintained although no PARs are installed during an SBO severe accident. However, considering the concept of defense in depth, the more the PARs are, the higher safety the containment at Maanshan nuclear power plant can provide. Regarding FCVS, which is expected for both pressure reducing and hydrogen venting, it is recommended to arrange its outlet as high as possible on the premise that no structural damage to the containment and adverse effect of its flowrate are occurred.

The sub-project 3 performs the SFP safety analysis by using several different codes combined with the mitigation strategy to make improvement of the SFP cooling ability. There are two parts in this research: First is the thermal-hydraulic and cladding performance analysis using TRACE and FRAPTRAN. Following the model of SFP analysis last year, the fuel zones is added from two to five for a more detail calculations. Also, the flow area of each fuel zone or non-storage fuel zone is calculated separately to replace the homogenous flow area last year for a more reasonable convection in the area. The heat transfer between fuel zones is also re-calculated. A Station Blackout (SBO) case and a case with mitigation strategy are simulated using the improved model and combined with FRAPTRAN for the fuel cladding analysis. Second part is the server accident simulations using MELCOR code. In this study, the fuel zone is rearranged, the number of node in control volume of fuels is increased and the heat transfer path is reset by following the TRACE assumptions. With these improvements, MELCOR could give a more detail and actuality calculation of the zirconium/air oxidation at different fuel nodes. Moreover, a time-step sensitivity analysis is performed to confirm that the CPU time is acceptable and calculation result is sufficient to reflect subtle changes. Through the simulation of SBO case, the difference caused by the improvement is discussed. According to the comparison of the results, it shows that the safety margin of results is increased after the model improvement, and the safety of SFP is confirmed indirectly. However, increased CPU time accompanies raised calculated loading by model improvement. Therefore, the old model provides a more conservative result, and the simulation approached the real situation is obtained by the improved model but takes more CPU time.

Based on the research work of the previous three years, this year in the subproject 4: Nuclear Safety Technology and International Cooperation, focus is on the advancement in the nuclear safety technology and cultivation of more professionals and students for supporting the reactor safety in

Taiwan. In the subject of reactor physics, the coupling of neutronic and thermohydraulic analysis is established. A sequence program of reactor core calculation is established, and used for the VHTR core design. The reactor physics workshop is held on December 17th. In subproject 4-2, the boiling heat transfer for bubbly flow is experimentally studied. High accurate thermal couple is inserted in the cooper heating block for measuring the wall heat flux and wall temperature. High-speed camera is used for recording the bubble dynamics. With the experiment result, the current boiling model will be validated. In subproject 4-3, for the cladding materials, high entropy nitride thin film (HEAN) was deposited on Si(100) by radio frequency magnetron sputtering system (RF sputter) . The microstructure and the high temperature oxidation behavior of high entropy nitride thin film was discussed. The results showed that HEAN has columnar structure and the chemical composition was as same as our design. After high temperature oxidation test in the dry air for 1 h, the thickness of oxidation layer on the HEAN was about 234~289nm , comparing with the oxidation layer on CrN thin film was 948nm ~1150nm, indicating that HEAN has better oxidation resistance than CrN thin film. Next, the high entropy nitride thin film will be deposited on Zr-4 substrate to evaluate their high temperature oxidation behavior. Our research when HEAN deposited Zr-4alloy, HEAN itself also showed good oxidation resistance. However, at 850°C such a serious oxidation environment , the large volume swelling of Zr-4alloy would degrade the protective of the HEAN. For the heat exchange materials, this studies mainly extended the plan for the previous year; the isothermal oxidation behaviors of three different zones of dissimilar welded Ni-based alloys(Inconel 625) and 304L stainless steel, containing the substrate (SUB), the heat-affected zone (HAZ) and the melt zone (MZ) were studied at 950°C in pure He gas mix water vapor. Currently, the experiment has been finished for substrate in pure He gas mix water vapor. The results showed that the oxidation-resistant ability of the alloys after the isothermal followed by the rank from fast to slow of MZ > SUB > HAZ and the k_p oxidation rate increased with increasing water-vapor content. In the future, the isothermal oxidation behaviors of the experiments on the further studies HAZ and MZ at 950°C in pure He gas mix water vapor will be studied. For the core structure materials applied in advanced reactors, the subproject 4-3 continues the research on the radiation damage of 3C-SiC and SA-Tyrannohex SiC, this year a higher temperature (1350°C) irradiation experiment was conducted with He⁺ and Si²⁺. Their microstructural evolutions were investigated through transmission electron microscopy (TEM). The results suggest that helium bubbles could be observed for both materials at the 20 dpa damage level, where the grain boundaries are the favored nucleated region. Comparing at the same dose of 40 dpa, we found that the helium bubbles in 3C-SiC have a larger size, while their number density is also much larger than that of SA-Tyrannohex SiC. In subproject 4-4, following the studies in the previous years, the objective of this subproject is to investigate the multiphase flow phenomena during quenching of the high temperature simulant melt falling, contacting and sliding along the vessel wall in the lower plenum. The results shows that the molten materials just quenched may roll over the plate and resulting in thin slice. Thin slice structure debris is more fragile and brittle which is more likely to be broken into finer pieces.

目錄

中文摘要.....	2
英文摘要.....	4
目錄.....	7
一、計畫目的.....	9
二、計畫緣起.....	10
三、執行方法與成果說明.....	13
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.....	13
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.....	13
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.....	35
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之實作.....	67
3.1.4 壓水式反應器組件材料腐蝕行為研究.....	104
3.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之相關實驗與分析精進.....	114
3.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析.....	143
3.2.1 氫氣擴散潛勢研究.....	143
3.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析.....	156
3.2.3 圍阻體排氣之深度分析.....	163
3.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進.....	169
3.4 核能安全技術研究暨國際合作.....	198
3.4.1 中子物理安全技術.....	198
3.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析.....	221
3.4.3 核能材料安全性評估分析.....	245
3.4.4 熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究.....	260
四、104-107 年度計畫重要成果說明.....	271
4.1 各年度之研究重點與成果說明.....	271
4.2 本計畫主要績效指標之初級產出量化值.....	286
4.3 各年度之主要成就及成果之價值與貢獻度說明.....	287
4.3.1 核安管制之面向.....	287
4.3.2 核電安全之面向.....	296
4.3.3 前瞻核安技術之面向.....	301
4.3.4 人才培育之面向.....	305
五、結論與建議.....	309
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.....	309
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.....	309
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.....	309
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之實作.....	311
5.1.4 壓水式反應器組件材料腐蝕行為研究.....	312

5.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之相關實驗與分析精進.....	313
5.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析.....	314
5.2.1 氫氣擴散潛勢研究.....	314
5.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析.....	314
5.2.3 圍阻體排氣之深度分析.....	314
5.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進.....	315
5.4 核能安全技術研究暨國際合作.....	316
5.4.1 中子物理安全技術.....	316
5.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析.....	317
5.4.3 核能材料安全性評估分析.....	317
5.4.4 熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究.....	319
參考文獻.....	322
總計畫.....	322
6.1 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.....	322
6.1.1 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究.....	322
6.1.2 地震對輕水式反應器運轉安全與熱流穩定性之影響研究.....	323
6.1.3 輕水式反應器設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統之實作.....	325
6.1.4 壓水式反應器組件材料腐蝕行為研究.....	326
6.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之相關實驗與分析精進.....	327
6.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析.....	328
6.2.1 氫氣擴散潛勢研究.....	328
6.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析.....	329
6.2.3 圍阻體排氣之深度分析.....	330
6.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進.....	330
6.4 核能安全技術研究暨國際合作.....	333
6.4.1 中子物理安全技術.....	333
6.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析.....	334
6.4.3 核能材料安全性評估分析.....	334
6.4.4 熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究.....	335
附錄.....	336
A. 整體計畫預定完成工作項目達成情形(107年12月).....	336
B. 主要指標佐證資料表.....	342
C. 期末報告審查意見回覆.....	352

一、計畫目的

本四年期(104-107年)計畫之整體目的如下:

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(107年)「核能電廠安全技術強化研究及國際合作」計畫，係為四年期計畫之第四年。本年度持續深入執行各分項計畫，以期達到下列之目標：

1. 完成探討核三廠 2%、5%、10%之蒸汽產生器塞管率對於斷然處置措施之影響性的深入分析，有助於協助核安管制的參考依據。完成垂直震動實驗數據與理論分析結果相互驗證，評估外部垂直加速度波對平行通道振盪模式之影響。建立一基於可程式邏輯閘陣列(field programmable gate array, FPGA)平台之設計基準事故辨識及事故舒緩決策輔助系統，達到無作業系統與操作軟體之目標，來避免因微處理器或軟體共因失效所造成的衝擊，藉此再強化電廠的安全性。評估水化學狀態對於現有 PWR 電廠使用的 X750 鎳基合金腐蝕行為的影響，提供合適的水化學環境來改善組件的應力腐蝕龜裂行為，減緩殘留應力導致的影響。以及評估 Downcomer 發生 PTS 時的熱水流特性，進行分層流(Stratified Flow)進行反向極限流限制(CCFL)之研究，規劃 CCFL 實驗之設計並進行可行性評估，並加入 CFD 模擬，期望結合實驗與 CFD 評估現有模型之優缺點，藉此提升國內本土化核能電廠事故安全分析之能力。
2. 以 MELCOR 程式進行 SBO 分析，評估核三廠 PWR 圍阻體於類福島事故下之氫氣產生率，後續搭配 FLUENT 程式，進一步分析核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣擴散與遷移行為，並以 FLUENT 軟體分別評估電廠圍阻體加裝被動式氫氣再結合器之除氫效能，以及加裝排氣系統對於防制圍阻體過壓失效與消弭氫氣累積之有效性，提供核三廠 SBO 事故後對反應器安全性之影響，確認圍阻體完整性，並防止嚴重事故時放射性物質的外洩，提供國內運轉中之核能電廠，核安管制之參考。
3. 建立核三廠用過燃料池之分區精進模式，並透過熱水流(TRACE)、護套完整性(FRAPTRAN)及嚴重事故計算(MELCOR)等三個面向進行分析，評估用過燃料池之全黑事故的安全餘裕及補水救援措施 NEI06-12 之可行性，以期此模式之分析應用於後續年度之電廠演習、除役階段評估等用過燃料池安全相關之內容，強化其分析方法之面向及提升用過燃料池之安

全。

4. 持續進行前瞻性核能安全技術基礎研究，基於前三年累積的研究成果，期能完成(1)建立爐心中子物理計算與熱水流分析程式計算的連結、完成爐心中子物理計算程式系列的建立、以用於具有先天安全之新型 VHTR 爐心的初步設計，並針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習；(2)本計畫已建立沸騰熱傳之實驗架構，並完成水平加熱之實驗。於下期工作中，將測量不同角度時，壁面熱通量以及壁面過熱度變化，以及氣泡在不同情況下的，生成、合併、脫離等現象。並使用現有的沸騰模型預測實驗之結果，並藉此驗證現有沸騰熱傳模型的可靠性；(3)模擬核電廠意外事故發生時，核燃料護套材料的氧化機制，並延續上年度透過鍍膜方式降低高溫環境下的氧化速率，以及研究在高溫氧化氣氛下，高熵薄膜披覆鈾-4 燃料護套的氧化與破壞機制；(4)以實驗的方式，模擬當反應爐發生爐心熔毀時，高溫熔融物質落下，與爐壁接觸及滑落於下空乏區域殘餘冷卻水接觸之多相流沸騰現象。目前已完成大部分實驗設備之修改，並完成部分不同落差之進一步實驗，但結果仍有待分析確認。未來再了解熔體噴流分離原因後，將繼續完成不同水深之進一步淬冷實驗；也將進行熔體與爐壁接觸及滑落於下空乏區域與殘餘冷卻水（去離子水或海水）淬冷之研究。

二、計畫緣起

自福島事故發生後，不論國內、外對於核能安全的意識均日漸增長，面對類福島事故，除了電廠本身設備的強化之外，也需要一套基本、明確且快速的處理方式。因此，台電公司針對類似福島事故之複合型災害，設計了一套斷然處置(URG)措施。斷然處置程序的目的為在事故初期便進行蒸汽產生器和反應爐的降溫與降壓，並預備替代注水設備來進行注水，來因應發生類福島事故時，即便是最差的情況下都能將冷卻水注入爐心，以確保爐心的完整性以及防止類福島事故之發生。本研究使用美國核管會 NRC 所研發的最佳估算熱水流程式 TRACE (TRAC/RELAP Advanced Computational Engine) 來進行核三廠分析模式建立與模擬計算。核三廠熱水流系統分為一次側迴路和二次側迴路，而這兩組迴路則是藉由蒸汽產生器來傳遞熱量，而熱交換管在機組運轉的過程中，難以避免地會出現磨損、老化的情形，因此核三廠在每次的大修期間，都會檢測三個環路之蒸汽產生器管束，若有管壁變薄或老化等情形，皆須以塞管處理，以避免洩漏之可能性。因此本研究將針對蒸汽產生器內部的塞管模擬，以及對於不同的阻塞程度（假設為 2%、5%、10%）進行電廠全黑事故與斷然處置措施的模擬，並評估其蒸汽產生器塞管率對斷然處置措施執行之熱交換是否有影響。

因應福島事故之影響，核電廠營運與系統安全議題再度受到世人重視。除了地震震動對結構與設備完整性之影響外，地震運動亦會造成流體的震盪，對反應器的運轉安全可能造成影響。在輕水式電廠如沸水式反應器或壓水式反應器的最熱通道群中，地震發生後可能造成流體振盪的額外加速度，進而引發流體性質的擾動振盪，如流速、密度、空泡分率等，這些流體性質的變化可能透過空泡-反應度回饋作用(Void-Reactivity feedback effect)，觸發反應器功率之振盪，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，觸發反應器中子通率及功率之振盪造成兩部機組自動緊急停機事件，即是一例。因此，本研究針對

地震震波特性和最可能發生之震動頻率與震度範圍分析，以模擬地震震動之特性。利用此震動特性範圍，再分別以震動實驗與數值計算方式研究地震震動對於雙相流特性、流譜與穩定性之影響。

為維持核電廠的安全運轉，需有諸多感測器(sensor)被佈署來監控其運轉。透過控制室盤面的顯示，運轉員可藉以了解電廠的狀態。肇始事件(initiating event)發生時，因事故發展的急迫及盤面參數的劇烈變動，使得正確辨識出事件類別的這項任務變得非常挑戰。是以，開發一套自動化肇始事件偵測與辨識系統，來協助運轉員在事故發生時迅速知道電廠變異的緣由，進而執行對應的緊急處理程序，對即時將核電廠回復到安全狀態是不可或缺的。

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，必須充分瞭解反應器水化學對於組件材料的影響，才能進行正確的設計與選擇判斷。早期建造的壓水式反應器大都採用合金 600 作為組件材料，可能會有 IGSCC 的腐蝕問題，而其他高硬度的鎳基合金，如合金 X750 或 718 等，也曾出現類似的問題。因此，本研究針對壓水式反應器一次側系統採用的高強度鎳基合金 X750 組件的材料可能發生的 SCC 問題，透過 U-Bend 應力腐蝕試驗，在額定運轉期間的高溫水環境中組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。希望更加強化電廠運轉的安全性。

電廠在發生 PTS 情況的事故(LOCA 等)中，冷端補水可能會分層流情況。此時，若冷端或 downcomer 發生 CCFL 現象，會造成 PTS 分析所需熱水流特性變成不穩定與過於複雜，亦能使部分冷卻水無法順利流入爐心。為研究此時之熱水流特性，進行實驗之規劃，並驗證現有數值模擬模型對 CCFL 之能力，以期未來提供準確之熱水特性來評估 PTS 之危害。

日本福島第一電廠機組圍阻體設計雖符合 IAEA 規範(該規範並未要求安裝 PAR 及 FCVS)，但由於圍阻體內壓力過高，使乾井頂蓋產生空隙，導致氫氣從空隙洩露至反應器廠房頂部位置，而引起氫氣爆炸。因此本計畫逐年針對國內核電廠分別進行圍阻體氫氣處理及排氣系統之深度分析，確認電廠圍阻體加裝被動式氫氣再結合器與排氣系統，於事故時防制圍阻體過壓失效與消弭氫氣累積之有效性，及對事故後反應器安全性之影響，能提供國內運轉中之核能電廠，核安管制之參考。

在福島事故之後，用過燃料池之安全性受到更多全面性的檢視，且正式成為電廠安全分析中密不可分的一部分。在以往的分析中，往往侷限在單一程式之討論，使得總有些特殊的計算內容成為缺憾，不同程式、不同團隊的分析結果又因為條件之差異，並沒有太多比較的意義；本計畫整合數個工作團隊及程式，同時包含熱水流計算、護套完整性計算、嚴重事故計算等面向，且三者分享同樣之邊界條件，如此可以比較出程式間於特定參數之分析差異，並提供後續使用同一套分析方法的團隊參考。同時，台灣電廠正邁向除役，用過燃料池更是此階段中不可缺少的一部分，可透過本計畫研究之方法論，用於後續其他用過燃料池相關的分析，強化核燃料儲存之安全性。

為增進本國核能安全及達到技術與世界接軌，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。在爐心中子物理方面需有自主的爐心計算工具，除可用於我國核電廠反應器爐心計算安全驗證，以進一步提升及強化核能安全，更可用於更先進的具先天安全性的核反應器爐心設計，以培養核能專業人才在爐心計算及設計的能力；透過熱流實驗環路測試與安全分析，建立自有沸騰實驗以模擬核電廠內之沸騰熱

流現象，利用優質量測與高速攝影機之觀察，探討汽泡的動力特性。並以實驗之結果，提升現有分析之物理模式可靠性；在核能材料安全性評估分析中，主要是強化輕水式反應器的安全及關鍵系統與組件；透過熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究計畫，自行設計一套熔融物質淬冷實驗平台，模擬當反應爐發生爐心熔毀時，高溫熔融物質落下，與爐壁接觸及滑落於下空乏區域殘餘冷卻水接觸之多相流沸騰現象。

本計畫依據「核能電廠安全技術強化研究及國際合作」委託研究計畫招標規範及相關重要施政方針，規劃為二個研究主軸，共有四個分項計畫，如下圖 2.1 所示。主軸一為核能安全：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。主軸二為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沿爐壁之淬冷模擬研究等四個子計畫。

本核能電廠安全技術強化研究及國際合作之願景為：配合政府既定目標，確保現有運轉中核電廠安全，強化核電廠除役技術之研究發展及國際合作與培育專業人才。

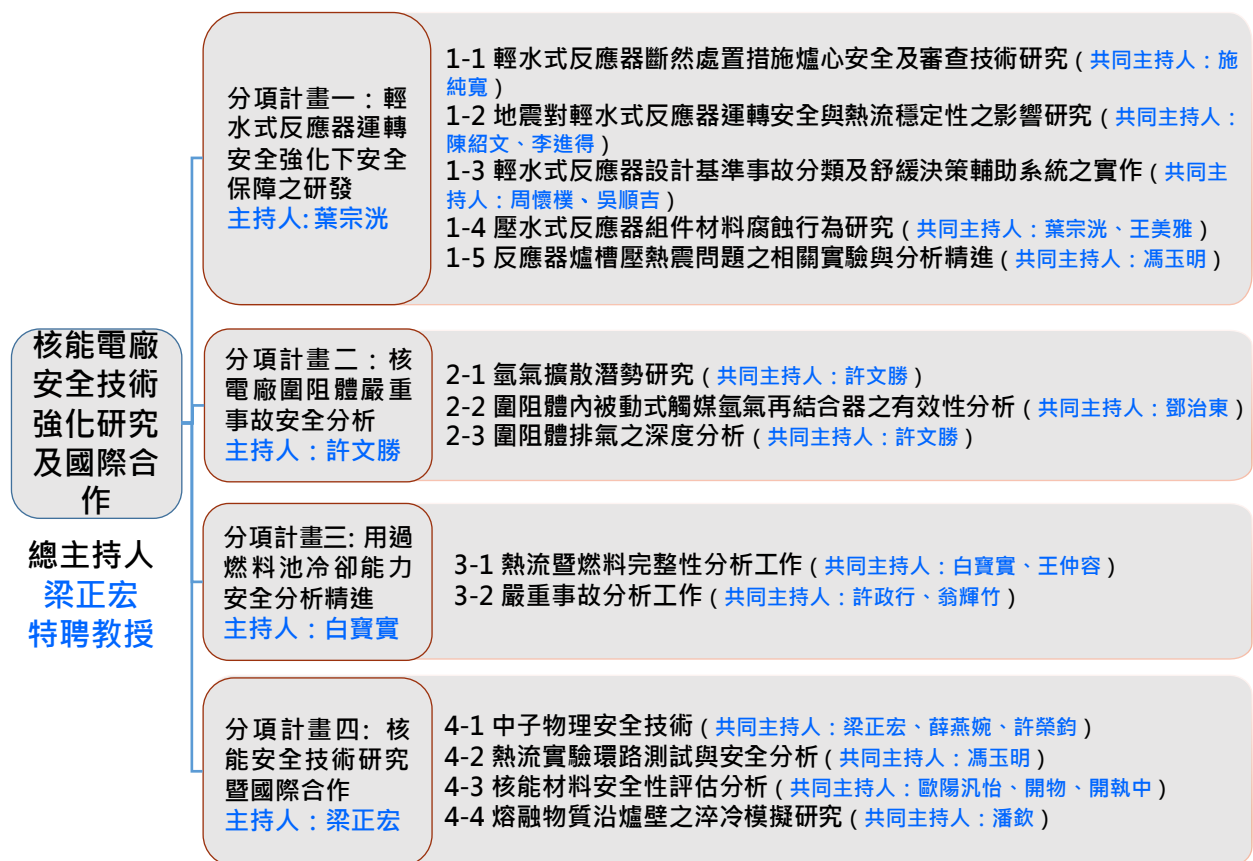


圖 2.1 本核能電廠安全技術強化研究及國際合作之架構圖

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

3.1.1.1 執行方法

為因應類福島事故，台電公司發展及制定所屬核能電廠之斷然處置措施，以做為事故因應行動之依據及準則，確保核電廠之安全與完整性。斷然處置程序的目的為在事故初期便進行蒸汽產生器和反應爐的降溫與降壓，並預備了替代注水設備來進行注水，來因應發生類福島事故時，即便是最差的情況下都能將冷卻水注入爐心，以確保爐心的完整性以及防止類似福島事故之發生。而在壓水式核電廠系統中，蒸汽產生器主要功能是藉由熱交換將一次側反應爐冷卻水熱量傳遞至二次側飼水以產生蒸汽進而推動汽機發電，其熱交換管束為一、二次側之邊界，必須確保其完整性，因此為了防止蒸汽產生器管束運轉期間發生破裂，必須定期於大修中對管束進行檢測，若檢測後發現管壁有任何劣化或老舊的現象，在保守的篩選原則下將其進行塞管並隔離之處置，預防因缺陷持續惡化而發生破裂並對電廠造成影響。由於核電廠蒸汽產生器管束在塞管後會降低一、二次側之間的熱交換效果，因此本研究利用美國核管會所認可之管制工具 TRACE 程式來評估當核三廠遭遇類福島事故並執行斷然處置措施時，蒸汽產生器塞管率對消防水注入之有效性影響研究，確認斷然處置措施的實用性與驗證。

(1) 模擬程式建立與假設說明

為評估核三廠蒸汽產生器塞管率是否對斷然處置策略之執行有影響，本計畫延續使用 105 年度與 106 年度所建立之核三廠分析模式，並且依據不同蒸汽產生器塞管率假設來進行分析模式設定。

本計畫所使用之分析程式為美國核管會所研發之先進型最佳估算熱水流程式 (Trac/Relap Advanced Computational Engine, TRACE)，TRACE 程式一共結合了四套熱水流系統分析程式的重要功能，包含 TRAC-P、TRAC-B、RELAP5 和 RAMONA。美國核管會利用 TRACE 程式來模擬輕水式反應爐並進行相關審查與發照，其中包含應用於沸水式或壓水式反應爐以及熱水流實驗設施之喪失冷卻水事故 (Loss of coolant accident, LOCA) 或是運轉暫態 (Operating transient) 等情節。而 TRACE 程式最重要的特色之一為其可以建立三維的反應爐壓力槽模型，故其對於電廠之安全分析方面具有更強的模擬能力。透過圖形化介面程式 SNAP (Symbolic Nuclear Analysis Package)，可以很輕易地建立出電廠系統組件模型，並且透過程式介面直接設定所需參數與控制邏輯，如圖 3.1.1.1、圖 3.1.1.2 為在 SNAP 程式介面下所顯示之核三廠系統組件示意圖。核三廠之 TRACE 模型一共包含了 372 個控制方塊 (control block)、133 個水力組件 (Hydra component)、34 個熱結構 (heat structure) 與 2 個功率組件 (power component)。模型包含完整的核蒸氣產生系統，電廠一次側的部分有反應器壓力槽、三個反應器冷卻水迴路、調壓槽及調壓管路與釋壓槽、三個蓄壓槽和止回閥。二次側的部分則有三個蒸汽產生器、

主蒸氣管及主蒸氣隔離閥、釋壓閥和蒸氣排放閥。一次側和二次側之間的能量交換藉由連接於蒸汽產生器的熱結構來模擬。反應器壓力槽的部分藉由 VESSEL 組件來模擬，如圖 3.1.1.3 所示。VESSEL 為一三維組件，在此模型中我們將其分割為 2 個環、6 個方位角與 12 層軸向層。第一環用來模擬爐心筒 (core barrel)，也就是爐心。第二層則用於模擬反應器降流區 (Reactor downcomer)。方位角的部分則平均分割為六等分，並將核燃料以 6 個熱結構模擬再平均分布於每個方位角區塊中。燃料之高度約為 3.65 公尺，位於軸向層之 3-6 層。熱端管路 (hot-leg) 連在第 1 環第 8 層，冷端管路 (cold-leg) 第 2 環第 8 層。VESSEL 組件之分割情況如圖所示。反應爐冷卻水迴路則包含熱端管路、冷端管路、反應器冷卻水泵 (RCP) 和蒸汽產生器 U 型管。RCP 之出口處管路上連有一個閥與 BREAK 組件，用以模擬電廠全黑時可能發生的軸封洩漏事故。用 PIPE 組件模擬的蓄壓槽 (Accumulator)，其頂端 cell 上設定了不可凝結氣體分壓以模擬槽內之高壓氮氣。蓄壓槽之出口連結到兩個止回閥再接到 RCS 冷端管路。調壓槽與調壓管路亦以 PIPE 組件建立，其底部以熱結構連接並依照控制邏輯給其熱功率以模擬其電加熱器功能。調壓槽頂段連接了三個動力釋壓閥 (Power operated relief valve) 和一個調壓槽安全閥 (Safety valve)。蒸汽產生器二次側及主蒸氣管也以 PIPE 模擬，主蒸器隔離閥 (Main steam isolated valve) 連接了五個主蒸汽安全閥和兩個動力釋壓閥。而主蒸器隔離閥之下游則連接蒸汽排放閥及模擬汽機進口之邊界壓力的 BREAK 組件。另外，也有 FILL 組件連接於蒸汽產生器降流區以模擬其飼水、輔助飼水和消防水等水源。

根據核三廠 TRACE 分析模型，可以很簡單地透過輸入暫態案例的邊界條件，來達到模擬目的。由核三廠的電廠大修資料可知，截至 EOC-23 大修為止，一號機迴路 A(S/G-A) 總計已塞管數 143 支 (塞管率 2.45%)，迴路 B(S/G-B) 總計已塞管數 111 支 (塞管率 1.97%)，迴路 C(S/G-C) 總計已塞管數 71 支 (塞管率 1.26%)；二號機迴路 A(S/G-A) 總計已塞管數 107 支 (塞管率 1.90%)，迴路 B(S/G-B) 總計已塞管數 60 支 (塞管率 1.07%)，迴路 C(S/G-C) 總計已塞管數 39 支 (塞管率 0.69%)，因此核三廠之蒸汽產生器塞管率約為 1-2%，作為保守的假設，本計畫分別模擬 2%、5% 以及 10% 的塞管率，在 TRACE 程式的模式內設定，將蒸汽產生器的水流面積依照塞管率的增加而減少其水流面積，如圖 3.1.1.4-圖 3.1.1.7 所示。同時，核三廠蒸汽產生器 U 型管交換器中有 5624 根管束，因此在程式設定中分別於 2%、5%、10% 的塞管率情形下輸入 5512、5343 及 5062 根管束可用，而這項初始條件在 TRACE 模式中的設定，是從 heat structure 中的 surface multiplier 來做設定，如圖 3.1.1.8-圖 3.1.1.11 所示。

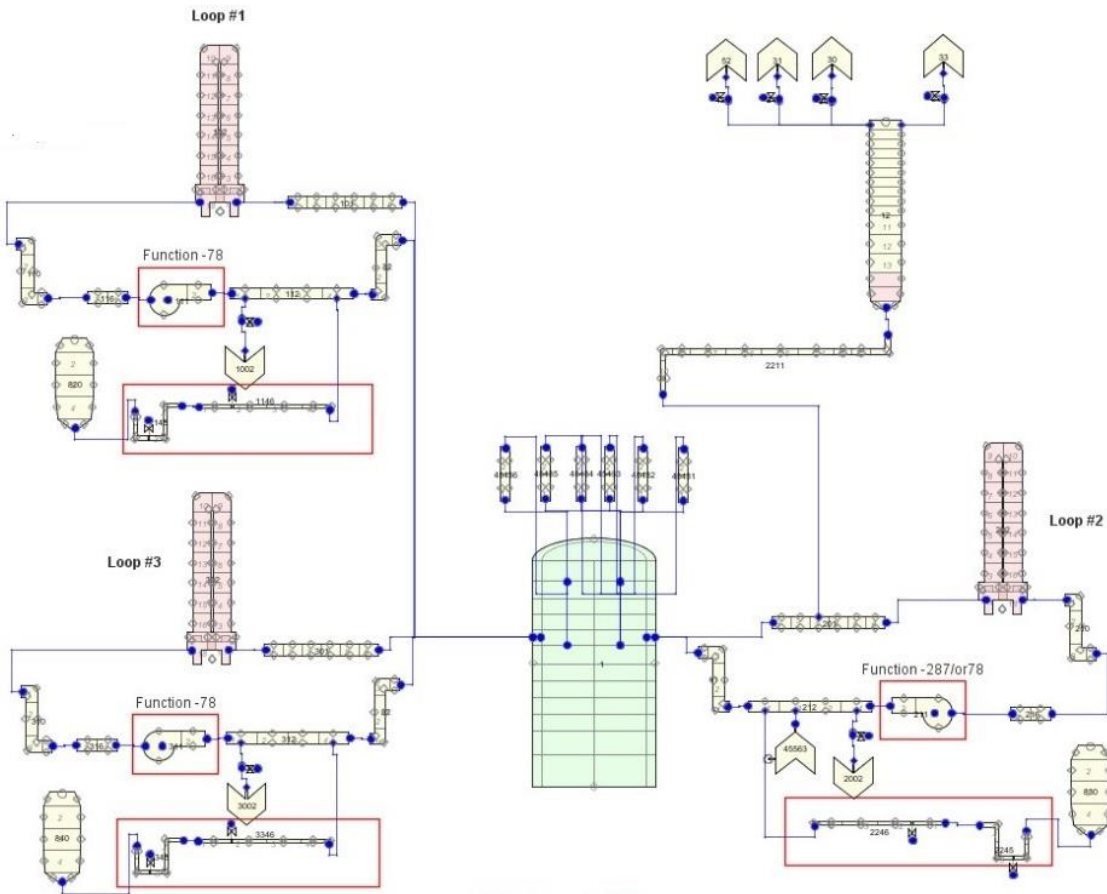


圖 3.1.1.1 核三廠 TRACE 程式一次側系統模型

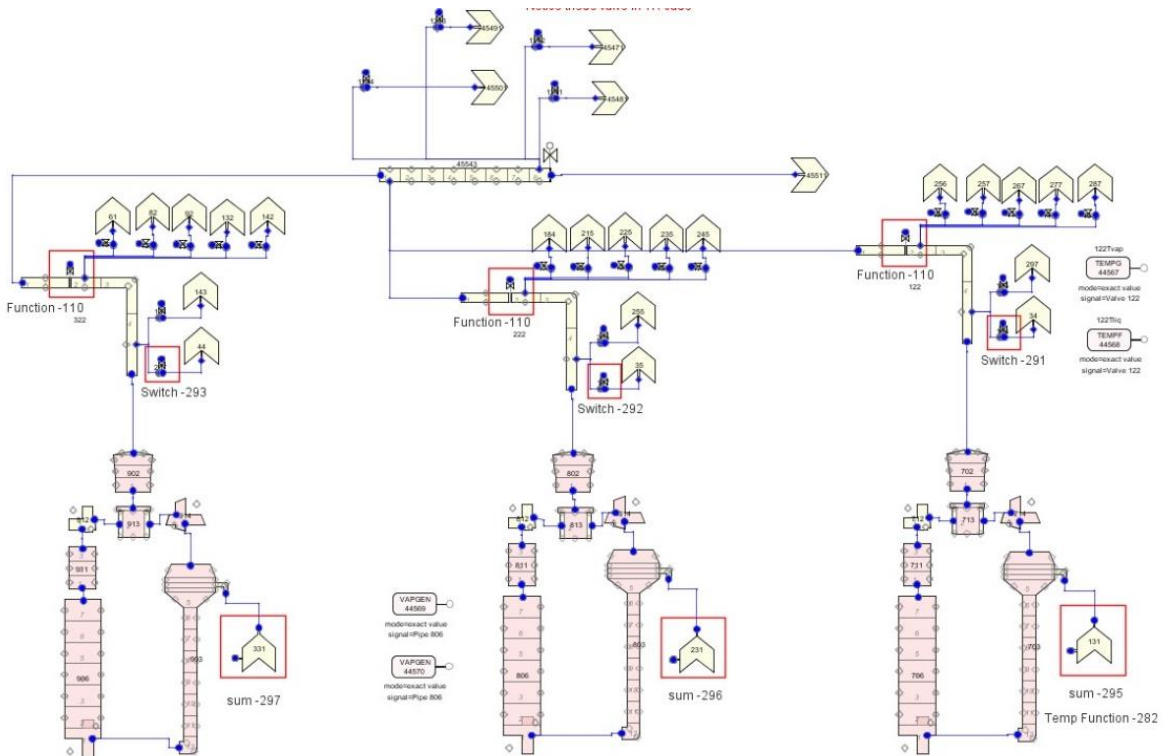


圖 3.1.1.2 核三廠 TRACE 程式二次側系統模型

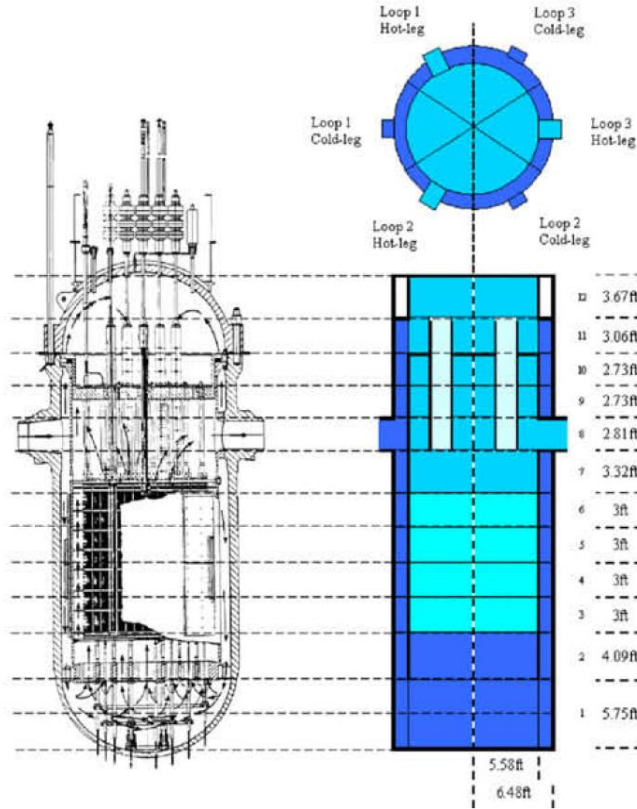


圖 3.1.1.3 核三廠 TRACE 模型之爐心分割方法

Geometry - Pipe 102 (U tube)

Row Order: Automatic

Cell Number	Volume (m ³)	Length (m)	Vol. Avg. Flow Area (m ²)	DZ (m)	2D Drawing Pivot
1	2.7848038	1.063752	2.617907	0.531876	<input type="checkbox"/>
2	1.3963916	0.5334	2.617907	0.5334	<input type="checkbox"/>
3	1.325646	1.2583973	1.05344	1.2583973	<input type="checkbox"/>
4	1.325646	1.2583973	1.05344	1.2583973	<input type="checkbox"/>
5	1.325646	1.2583973	1.05344	1.2583973	<input type="checkbox"/>
6	1.325646	1.2583973	1.05344	1.2583973	<input type="checkbox"/>
7	1.325646	1.2583973	1.05344	1.2583973	<input type="checkbox"/>
8	1.325646	1.2583973	1.05344	1.2583973	<input type="checkbox"/>
9	1.325646	1.2583973	1.05344	0.62919864	<input type="checkbox"/>
10	1.325646	1.2583973	1.05344	-0.62919864	<input type="checkbox"/>
11	1.325646	1.2583973	1.05344	-1.2583973	<input type="checkbox"/>
12	1.325646	1.2583973	1.05344	-1.2583973	<input type="checkbox"/>

Calculate
 Volume Length Area

Cells Edges Orientation

Close

圖 3.1.1.4 蒸汽產生器幾何條件設定方塊_0%塞管率

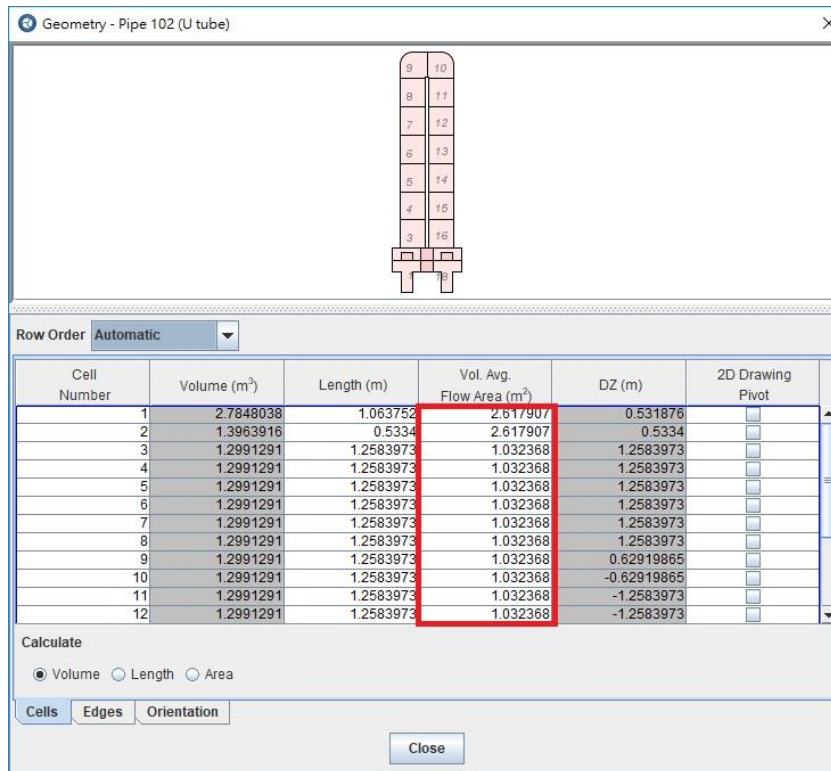


圖 3.1.1.5 蒸汽產生器幾何條件設定方塊_2%塞管率

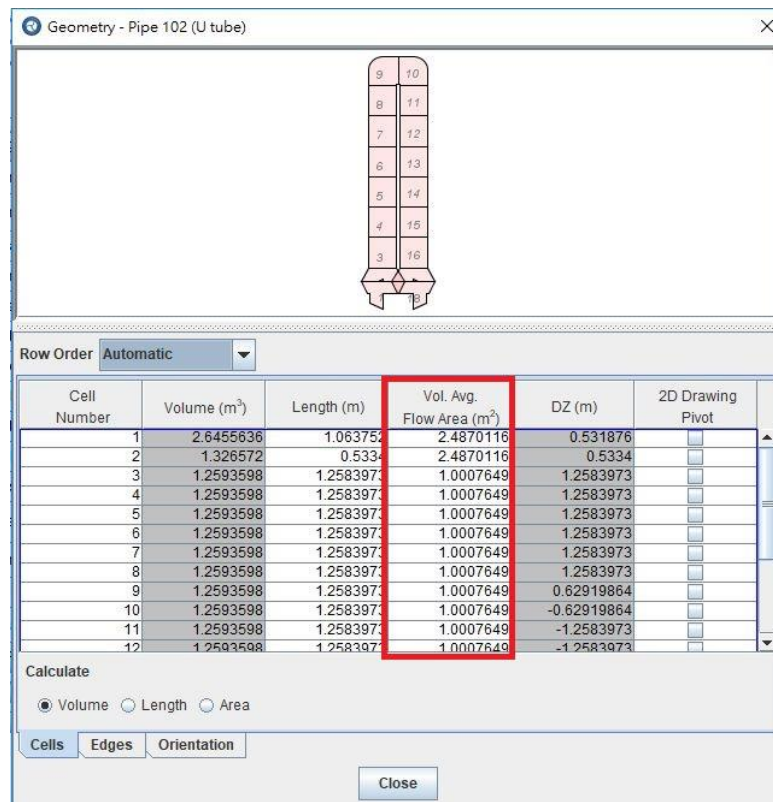


圖 3.1.1.6 蒸汽產生器幾何條件設定方塊_5%塞管率

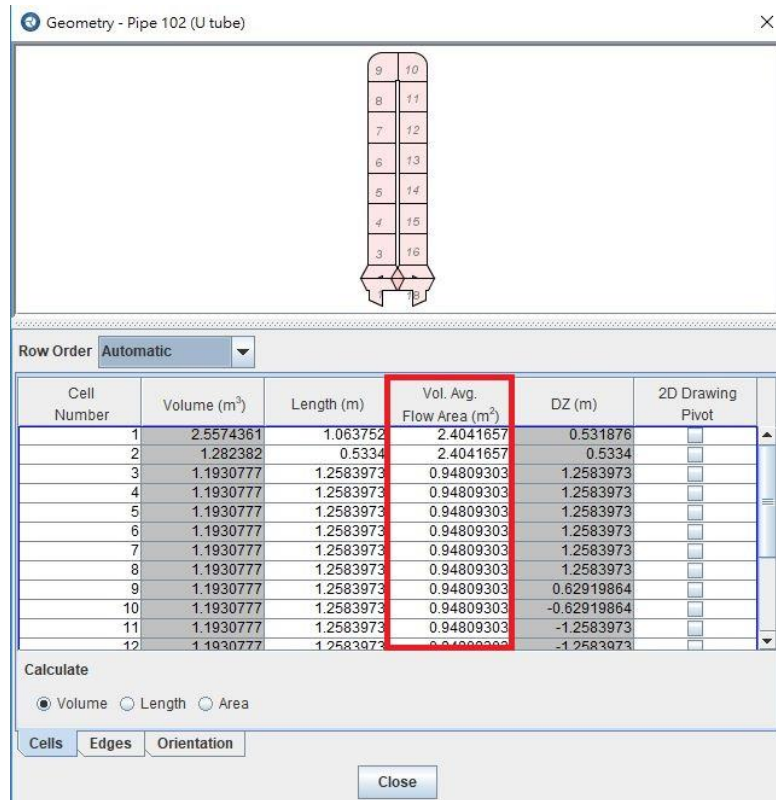


圖 3.1.1.7 蒸汽產生器幾何條件設定方塊_10%塞管率

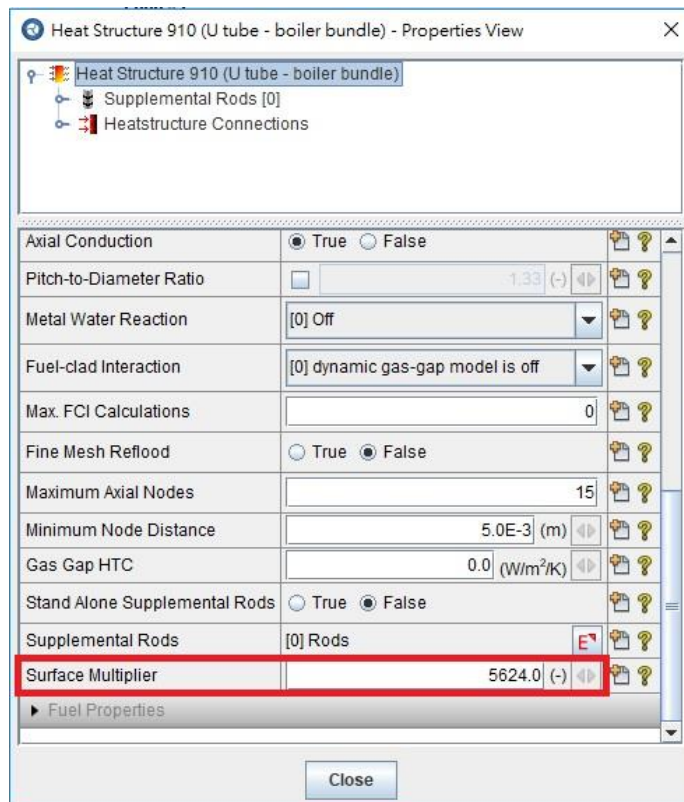


圖 3.1.1.8 核三廠單迴路下之蒸汽產生器 U 型管數量_0%塞管率

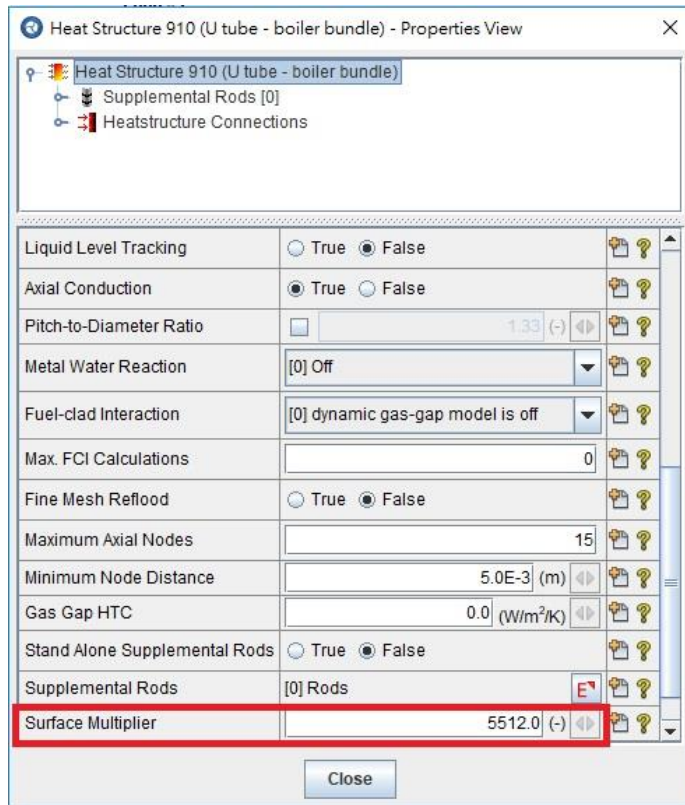


圖 3.1.1.9 核三廠單迴路下之蒸汽產生器 U 型管數量_2%塞管率

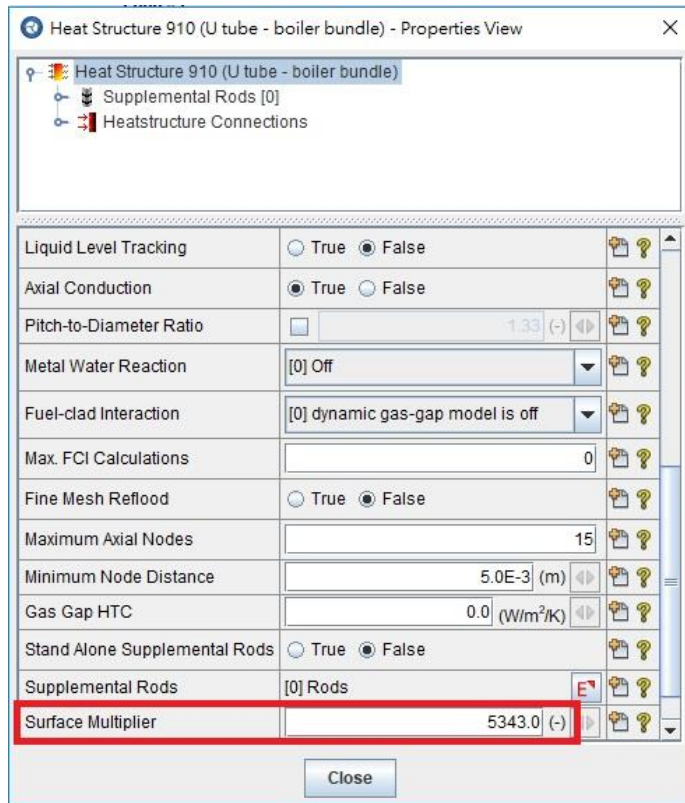


圖 3.1.1.10 核三廠單迴路下之蒸汽產生器 U 型管數量_5%塞管率

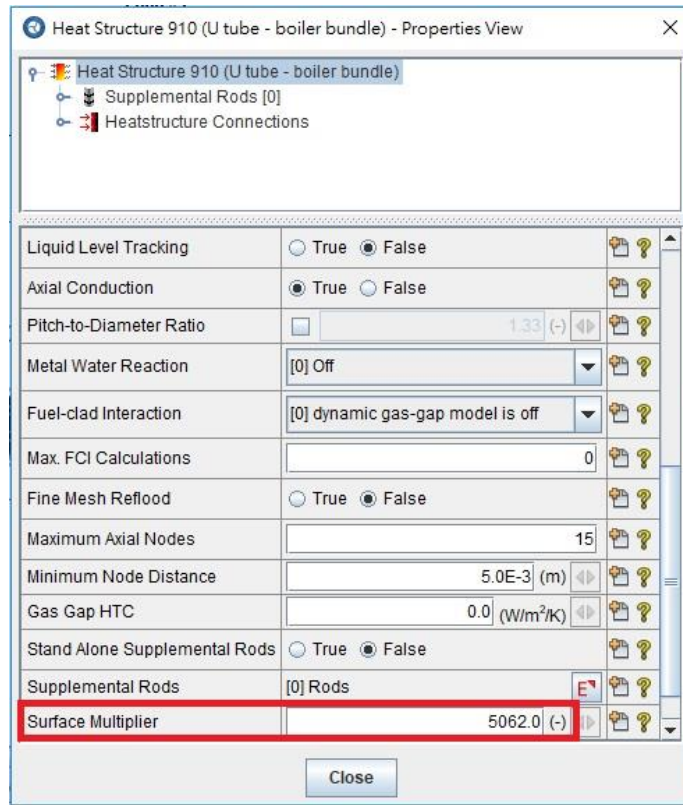


圖 3.1.1.11 核三廠單迴路下之蒸汽產生器 U 型管數量_10%塞管率

(2) 暫態模擬時序與假設說明

本計畫為了模擬類似福島之災害，假設核三廠遭受地震以及海嘯侵襲廠區，模擬電廠全黑事故以及斷然處置措施，表 3.1.1.1 為電廠全黑事件與斷然處置之時序表。分析案例假設核三廠運轉期間遇到強震，事件發生初始為程式模擬時序 0 秒時受到強震影響，地震導致外電喪失，且觸發強震急停訊號使反應爐跳機。由於地震所造成的喪失外電，汽機、主飼水泵與反應汽冷卻水泵跳脫，於此同時，緊急柴油發電機啟動，並帶動馬達驅動輔助飼水系統以維持蒸汽產生器水位。地震發生後 20 分鐘(1200 秒)，假設巨大海嘯來襲，使電力設備受損，電廠全黑事故發生，由於失去交流電源，馬達驅動輔助飼水泵跳脫無法使用，緊急柴油發電機亦無法使用。電廠轉為使用汽機驅動輔助飼水系統 (TDAFW) 提供飼水。在全黑事故發生後，反應爐操作員依照斷然處置程序，開始進行蒸汽產生器之控制降壓，並開啟動力釋壓閥。同時，現場人員也開始引導可用之替代注水設備以及水源，準備蒸汽產生器之替代注水。在海嘯來襲後的一小時也就是 3600 秒之後，運轉員將替代注水列置完成，開始執行蒸汽產生器之緊急洩壓及注水。因此本研究針對蒸汽產生器內部的塞管模擬，以及對於不同的塞管程度（假設為 2%、5%、10%）進行電廠全黑事故與斷然處置措施的模擬，並評估其蒸汽產生器塞管率對斷然處置措施執行之熱交換是否有影響。

表 3.1.1.1 電廠全黑事件與斷然處置模擬時序表

時間	事件
0s	地震發生、 反應爐跳機、 主飼水泵與反應汽冷卻水泵跳脫、 反應器冷卻水泵之軸封洩漏開始
10s	主飼水流量下降至零
20s	馬達驅動輔助飼水系統啟動
200s	反應器冷卻水泵轉速下降之零
1200s	海嘯來襲、電廠全黑 馬達驅動輔助飼水系統跳脫無法使用 開始蒸汽產生器之控制降壓
4800s	蒸汽產生器替代注水準備完成 蒸汽產生器緊急洩壓開始

3.1.2.2 執行成果說明

(1) 目前執行進度說明

工作項目	年	107	107	107	107	107	107	107	107	107	107	107	
	月	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
核三廠資料蒐集與彙整		■	■										
核三廠假想類福島複合型 災變事件時序擬定				■									
建立核三廠 TRACE 分析 模式				■	■	■							
評估蒸汽產生器塞管率對 斷然處置措施之影響性							■	■	■	■	■	■	
報告撰寫												■	■
工作進度估計百分比 (累積數)		8	16	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100

(2) 分析結果

首先，在核三廠全黑事件模擬中，假設一開始發生地震並且反應爐於 0 秒跳機，控制棒插入反應爐，連鎖反應終止，反應器冷卻水泵跳脫且轉速逐漸下降，於此時，馬達驅動輔助飼水系統（MDAFW）啟動，注入常溫的輔助飼水。而當海嘯發生並且造成核電廠喪失所有廠外交流電源、且假設緊急柴油發電機無法啟動，此時進入電廠全黑事故情境，此時馬達驅動輔助飼水系統無法啟動，而蒸汽驅動輔助飼水系統（TDAFW）接受到跳電訊號自動啟動，幫助蒸汽

產生器的補水。根據核電廠程序書，電廠全黑發生後首先進行蒸汽產生器控制降壓，接著運轉員進行替代注水的準備，並於電廠全黑一小時後完成替代注水的準備。當電廠人員列置完畢替代水源時，即開啟蒸汽產生器動力釋壓閥進行緊急洩壓，將壓力降至低於 6kg/cm^2 以利蒸汽產生器之低壓替代注水運作，完成整個斷然處置程序。壓水式核電廠的蒸汽產生器 U 型管束若執行塞管，不但會影響一、二次側系統之間熱交換，也會影響電廠在運轉階段之熱水流參數值，例如冷卻水流率、冷卻水溫度值等，表 3.1.1.2 為 TRACE 程式進行核三廠於不同蒸汽產生器塞管率下(0%、2%、5%、10%)之系統穩態模擬，可以發現蒸汽產生器塞管確實會對冷卻水流率造成影響，但以最大的塞管率 10%與無塞管的影響性來看，其影響程度約只有 0.3%左右，因此蒸汽產生器塞管率對核電廠運轉階段不會有太大之影響。而爐心進出口溫度來看，最大的塞管率 10%與無塞管的溫度差異約不到 1 度，影響程度也不到 1%，因此可以知道蒸汽產生器塞管率雖然會影響一、二次側系統之間熱交換，且隨著塞管率的增加，經過 U 型管的冷卻水溫度會稍高，代表移出系統的熱量減少(熱傳效果降低)，無塞管時爐心進口水溫約 566.64K，而 10%塞管率下爐心進口水溫約 567.51K，差異約 0.8K，其影響程度幾乎是微乎其微。

在模擬暫態案例中，假想核三廠發生全黑事件並且執行斷然處置之控制降壓與緊急洩壓，藉由 TRACE 程式模擬，來評估核三廠蒸汽產生器不同塞管率對於斷然處置階段電廠熱流參數趨勢差異情形。模擬結果主要挑選在此暫態案例分析下具有重要性與指標意義之熱流參數，例如燃料護套溫度、蒸汽產生器壓力、蒸汽產生器水位、U 型管溫度等趨勢，並比較其 0%、2%、5%、10%塞管率之結果差異性。圖 3.1.1.12 為蒸汽產生器水位趨勢圖，暫態事件一開始水位會震盪，隨著蒸汽驅動輔助飼水系統啟動而水位回覆到高水位，其中可以注意到儘管模擬四種不同蒸汽產生器塞管率下，其不影響蒸汽產生器之水位趨勢。圖 3.1.1.13 為蒸汽產生器壓力趨勢圖，暫態事件發生後 1200 秒開始進行控制降壓，而在第 4800 秒時由於替代注水假設列置完成，因此進行緊急洩壓程序，圖中也可發現不同蒸汽產生器塞管率下，其壓力趨勢變化差異不大。圖 3.1.1.14 與圖 3.1.1.15 為蒸汽產生器一、二次側之溫度趨勢圖，主要是藉由 U 型管之溫度變化來分析蒸汽產生器塞管率是否會嚴重影響一、二次側間的熱交換效果，由兩張的趨勢圖來看，可以看出不同蒸汽產生器塞管率下，其溫度趨勢變化差異還是不大，因此佐證儘管核三廠蒸汽產生器塞管率高達 10%的情況下，電廠發生事故並且進行斷然處置程序，蒸汽產生器塞管率並不會對救援策略與程序有任何之影響。圖 3.1.1.16 為整個暫態事故下的燃料護套溫度趨勢圖，斷然處置程序能將電廠帶入安全的情況下並且維持燃料護套溫度低於法規限值。

而為了量化核三廠蒸汽產生器塞管率對整個斷然處置程序過程中的影響性，本研究取三個重要時間點來比較其差異性，分別為控制降壓前(1000 秒)、控制降壓後(4000 秒)、以及緊急洩壓後(8000 秒)；並且分別針對燃料護套溫度、一次側溫度、二次側溫度、蒸汽產生器壓力、以及蒸汽產生器水位等重要熱流參數來進行彙整與比較，表 3.1.1.3 為不同塞管率下之模擬數值，可以看出不同蒸汽產生器塞管率下，對電廠熱流參數影響不到 1 的百分點；值得注意的是，不同蒸汽產生器塞管率對於控制降壓前熱流參數值相對差異大了一些，而在進行控制降壓與緊急洩壓後，基本上不同蒸汽產生器塞管率下的熱流參數差異性不到 0.5 個百分點。

表 3.1.1.2 程式穩態分析之熱流參數值比較

蒸汽產生器塞管率	0% (無塞管)	2%	5%	10%
一次側系統冷卻水流率 (kg/s)	4551.55	4548.40	4543.28	4533.83
爐心出口溫度 (K)	601.72	601.89	602.16	602.65
爐心進口溫度 (K)	566.64	566.82	567.10	567.51

表 3.1.1.3 不同塞管率下之模擬數值

蒸汽產生器塞管率	0%	2%	5%	10%
燃料護套溫度(K)				
控制降壓前 (1000 秒)	527.681	527.568	527.324	527.013
控制降壓後 (4000 秒)	460.626	460.675	460.53	460.65542
緊急洩壓後 (8000 秒)	433.525	433.458	433.529	433.416
二次側溫度(K)				
控制降壓前 (1000 秒)	525.161	525.134	524.95	524.623
控制降壓後 (4000 秒)	459.618	459.588	459.51	459.421
緊急洩壓後 (8000 秒)	430.885	430.831	430.875	430.782
一次側溫度(K)				
控制降壓前 (1000 秒)	527.412	527.421	527.12	526.826
控制降壓後 (4000 秒)	460.446	460.516	460.351	460.21
緊急洩壓後 (8000 秒)	433.381	433.326	433.382	433.284
SG 壓力(MPa)				
控制降壓前 (1000 秒)	4.084	4.082	4.062	4.05
控制降壓後 (4000 秒)	1.114	1.113	1.11	1.11
緊急洩壓後 (8000 秒)	0.532	0.532	0.532	0.53
SG 水位(m)				
控制降壓前 (1000 秒)	13.12	13.12	13.12	13.12
控制降壓後 (4000 秒)	14.05	14.05	14.05	14.05
緊急洩壓後 (8000 秒)	14.05	14.05	14.05	14.05

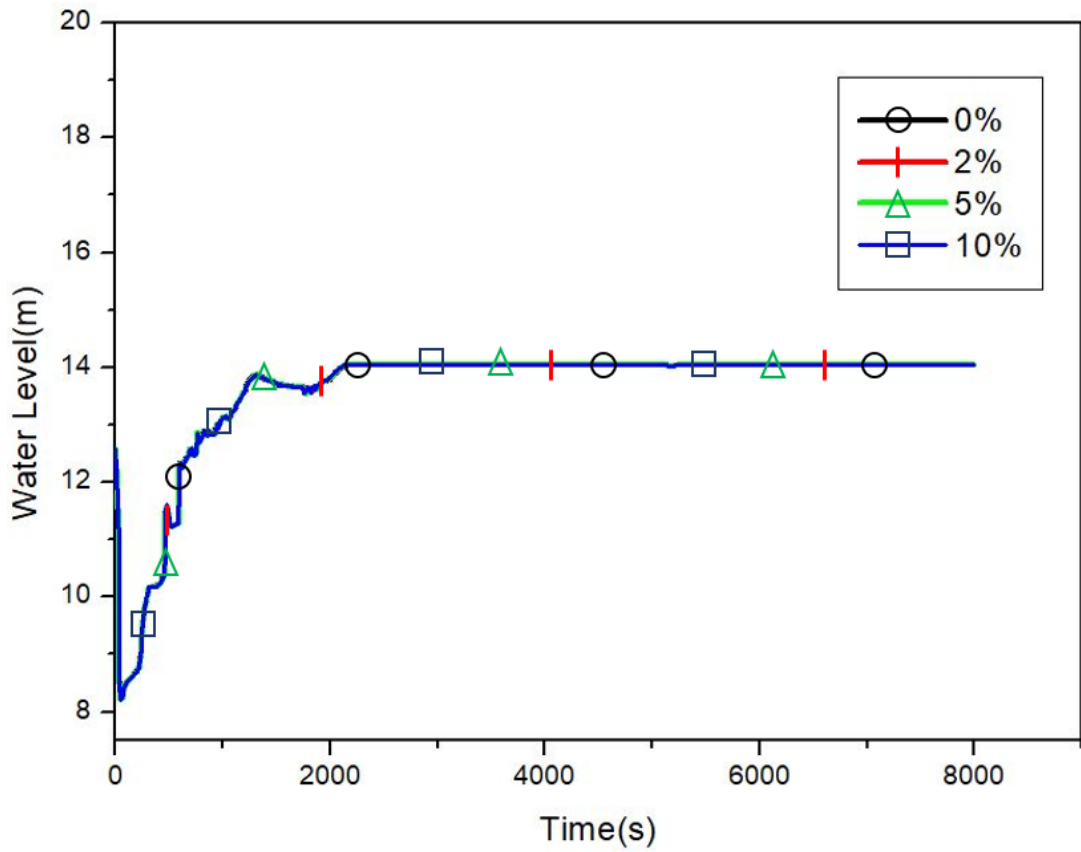


圖 3.1.1.12 蒸汽產生器水位

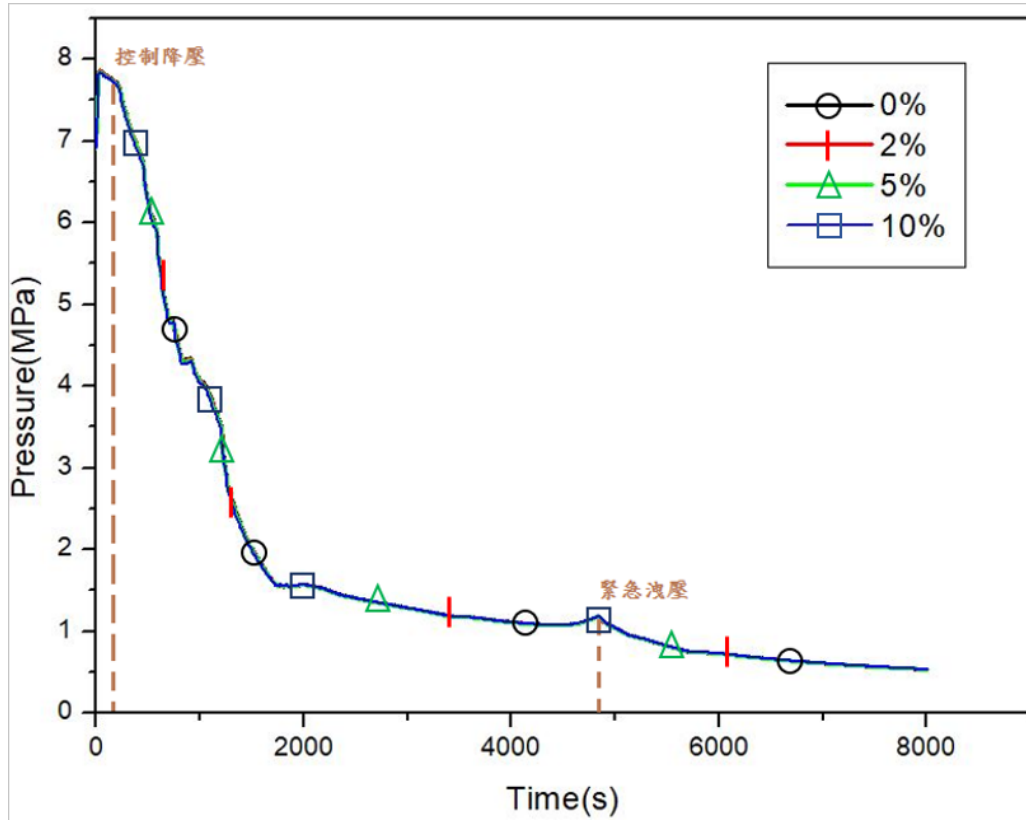


圖 3.1.1.13 蒸汽產生器壓力

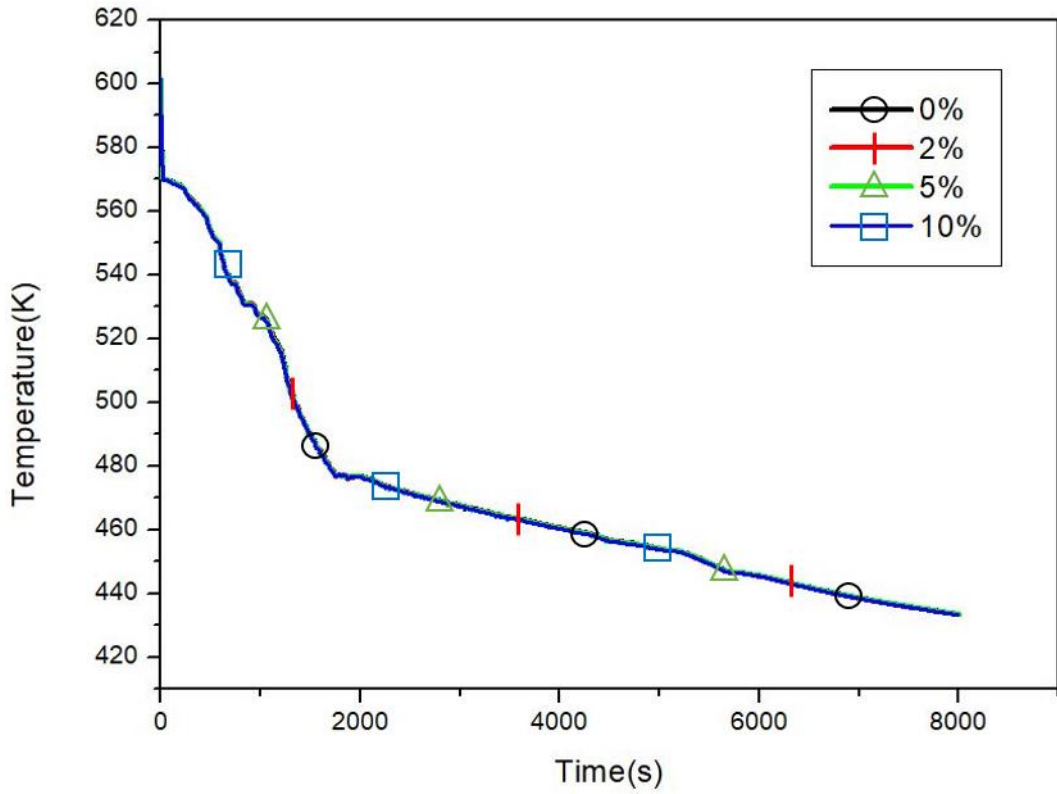


圖 3.1.1.14 U 型管水溫

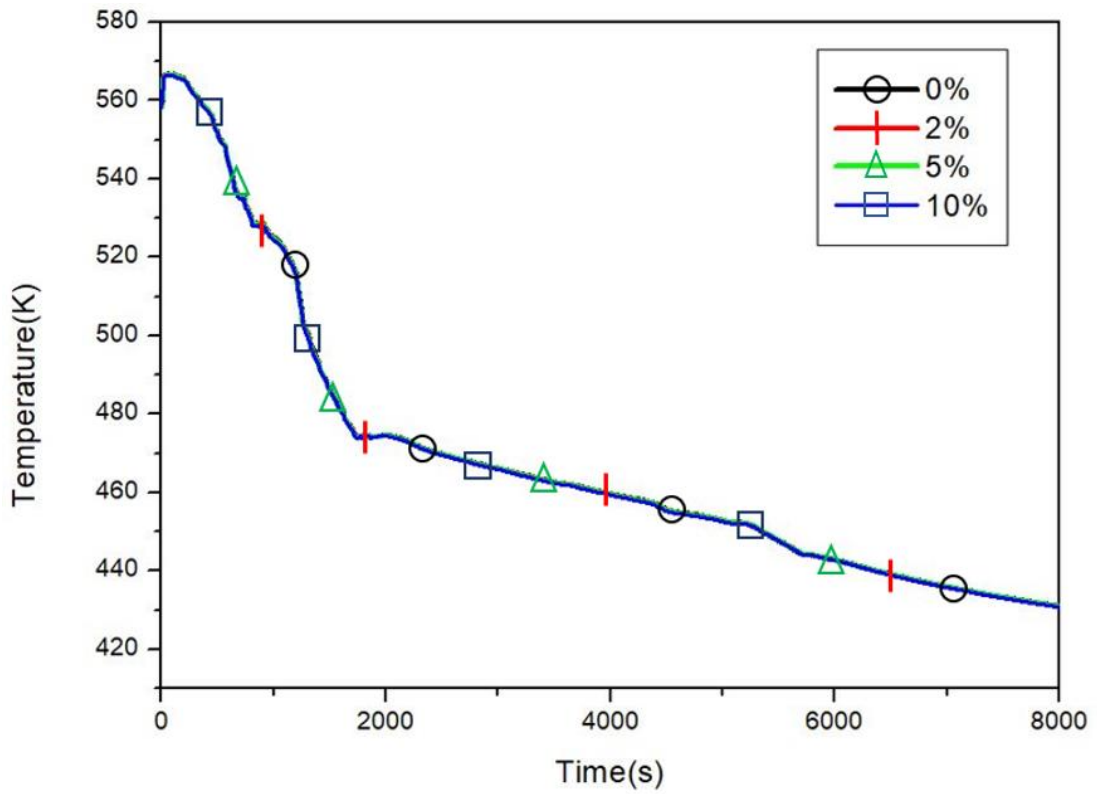


圖 3.1.1.15 蒸汽產生器二次側溫度

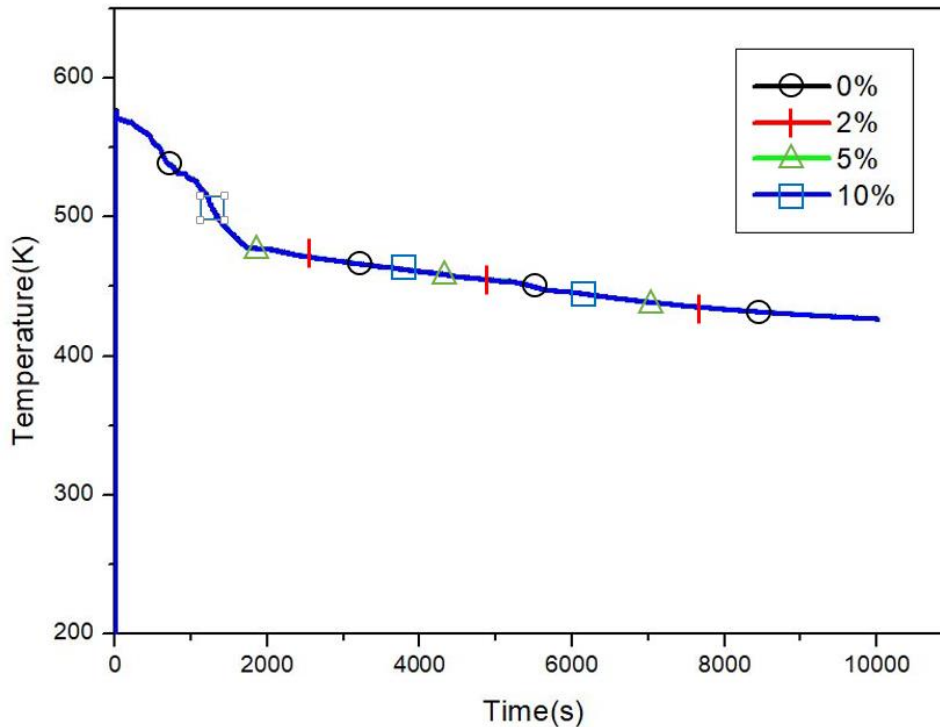


圖 3.1.1.16 燃料護套溫度

(3) 靈敏度分析與探討

在本章節，針對蒸汽產生器 2%、5% 以及 10% 塞管率的案例，進行斷然處置程序中緊急洩壓僅開啟兩個迴路和一个迴路之 PORV 做靈敏度分析，也就是僅有一或兩個蒸汽產生器有做緊急洩壓的案例模擬，評估蒸汽產生器塞管率是否會對爐心移熱效果有顯著之影響。

在緊急洩壓階段開啟兩個迴路之 PORV 分析結果中，首先最重要的依然是必須確認爐心的冷卻，由圖 3.1.1.17 可以看出在爐心的冷卻上沒有太大的變化，依然能夠成功地將溫度降低，以維持燃料護套溫度於安全限值下。接著，針對蒸汽產生器的壓力與水位部分，在 4800 秒也就是緊急洩壓的時間點，由圖 3.1.1.18、3.1.1.19、3.1.1.20 可以看出未進行緊急洩壓的蒸汽產生器壓力大約比進行緊急洩壓之蒸汽產生器高了約 0.8Mpa 左右，但整體來說仍然可以成功地降壓。而在水位的部分，由圖 3.1.1.21、3.1.1.22 和 3.1.1.23 可以看出，PORV 的開啟與否對蒸汽產生器水位之影響甚微，在 TDAFW 開始啟動之後，SG 的水位始終維持在高水位。

而在開啟一個迴路之 PORV 分析結果中，一樣先確認燃料護套溫度是否被及時降低，由圖 3.1.1.24 可以看出，無論 2%、5% 或是 10% 的案例，斷然處置措施皆能維持降低爐心溫度。而針對各個蒸汽產生器的水位與壓力部分，由圖 3.1.1.25、3.1.1.26、3.1.1.27 可看出無進行緊急洩壓之迴路壓力會稍微上升，但一次側的壓力仍是持續下降的。而在水位的部分，由圖 3.1.1.28、3.1.1.29 和 3.1.1.30 可知未無進行緊急洩壓之迴路對蒸汽產生器水位不造成影響，依然可藉由補水回到正常水位，維持蒸汽產生器的水位。而在不同蒸汽產生器塞管率的影響部分，可以清楚地發現即使核三廠蒸汽產生器塞管率高達 10%，對於斷然

處置程序並無太大的影響性。

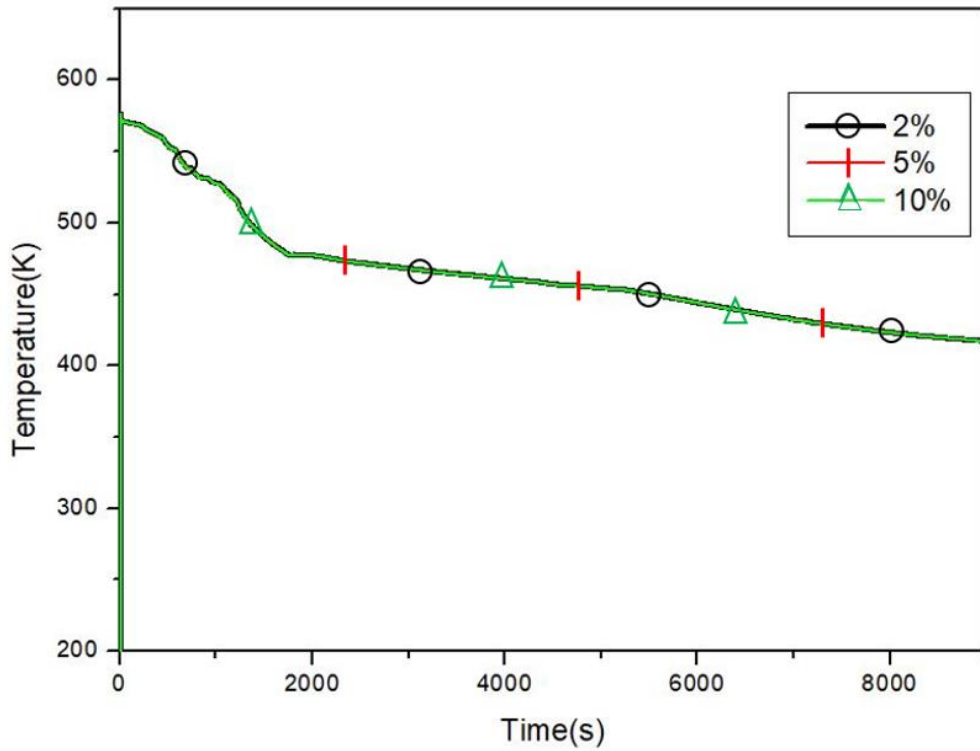


圖 3.1.1.17 開啟兩個迴路 PORV 之燃料護套溫度

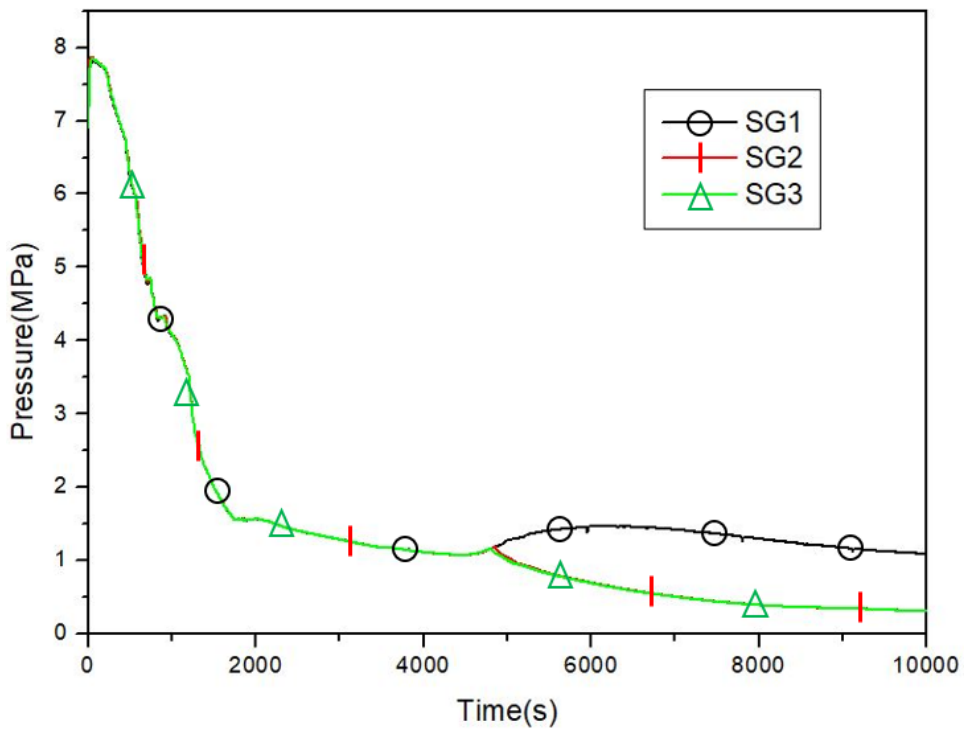


圖 3.1.1.18 2%塞管開啟兩個迴路 PORV 之 SG 壓力

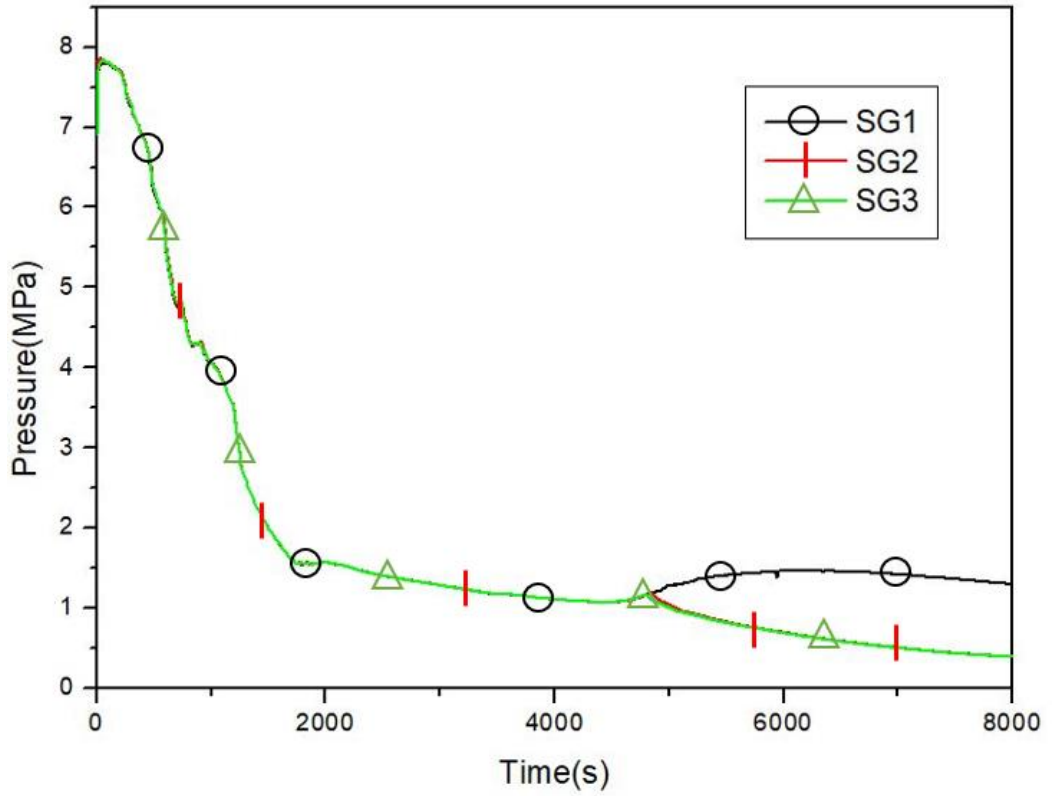


圖 3.1.1.19 5%塞管開啟兩個迴路 PORV 之 SG 壓力

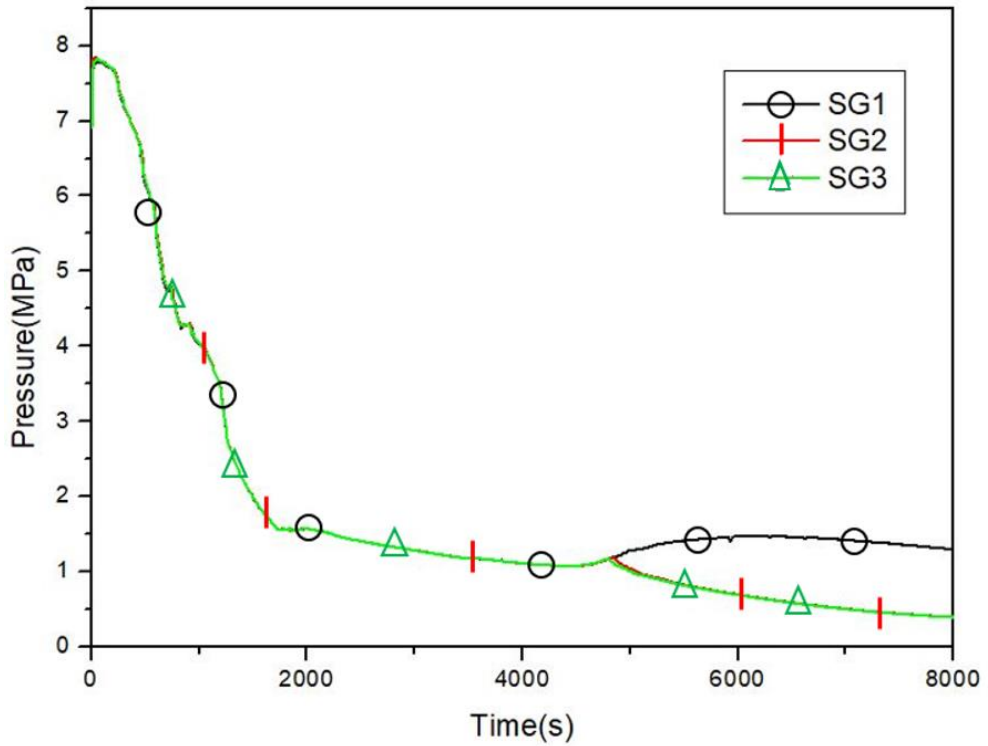


圖 3.1.1.20 10%塞管開啟兩個迴路 PORV 之 SG 壓力

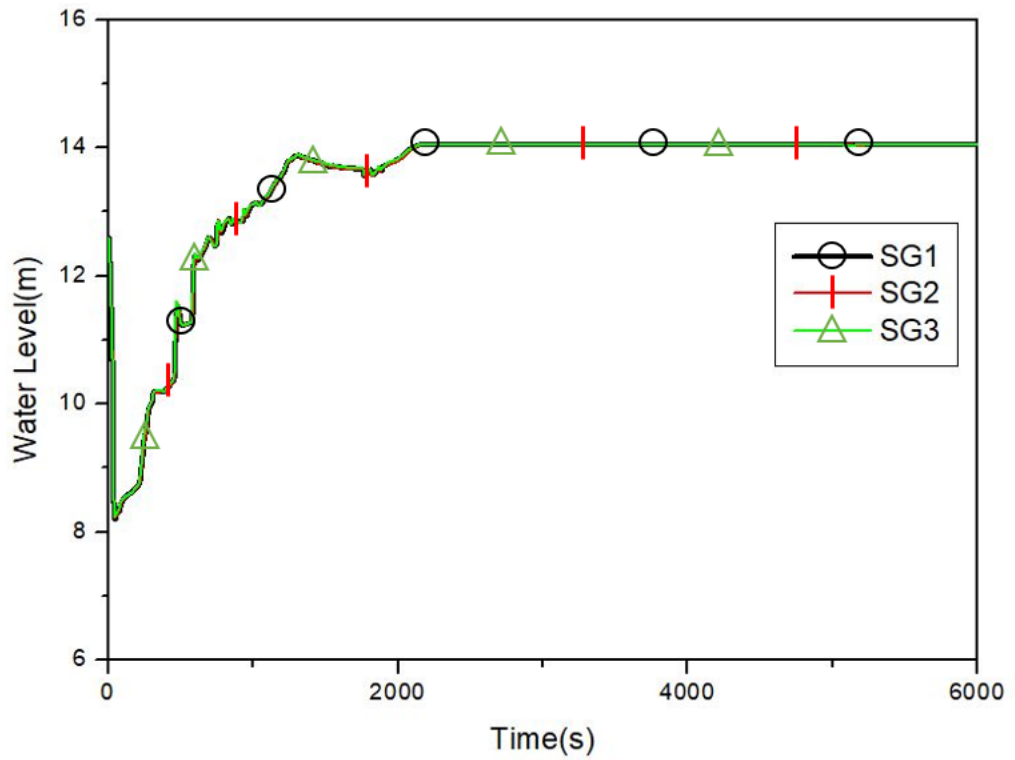


圖 3.1.1.21 2%塞管開啟兩個迴路 PORV 之 SG 水位

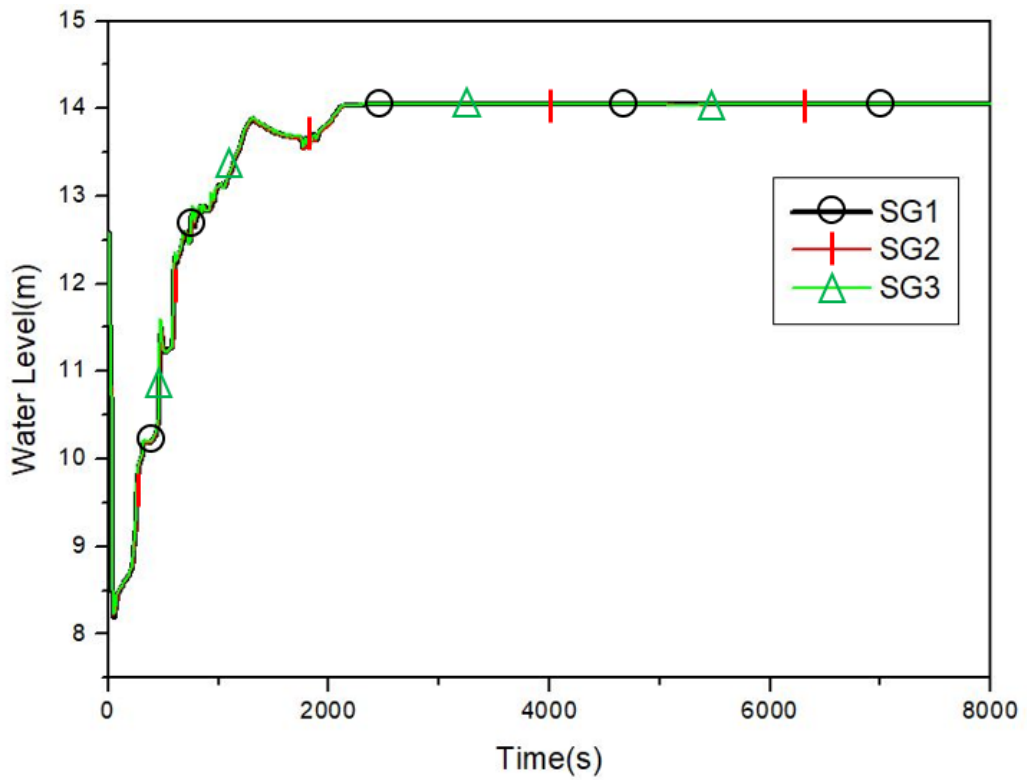


圖 3.1.1.22 5%塞管開啟兩個迴路 PORV 之 SG 水位

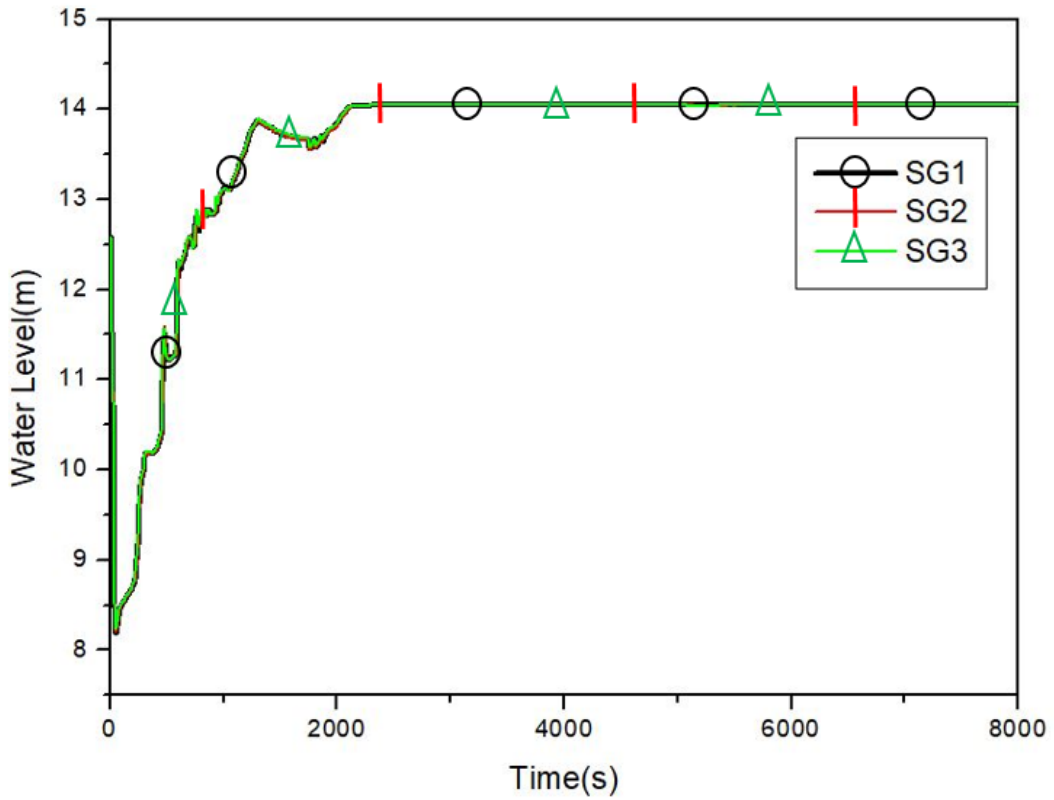


圖 3.1.1.23 10%塞管開啟兩個迴路 PORV 之 SG 水位

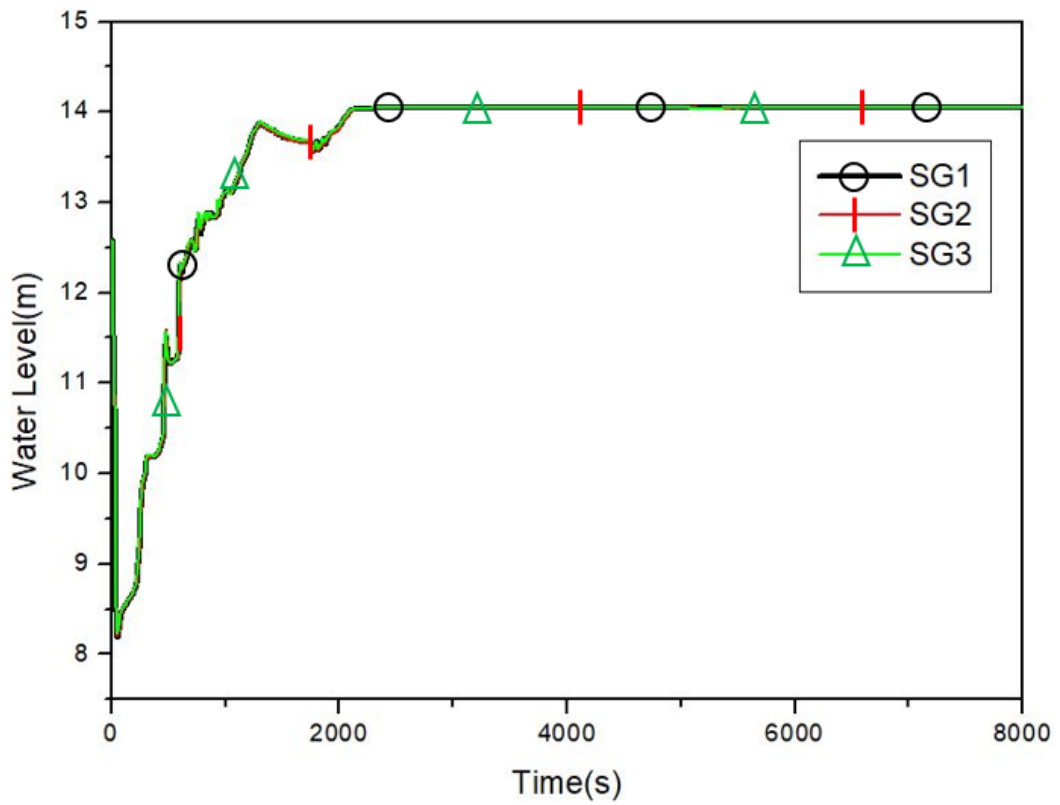


圖 3.1.1.24 開啟一個迴路 PORV 之燃料護套溫度

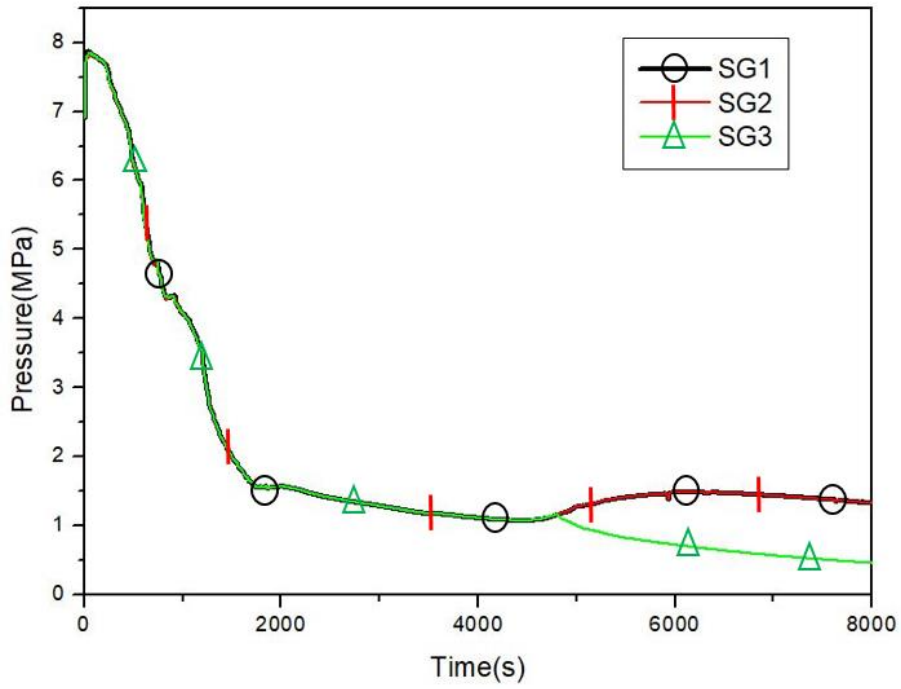


圖 3.1.1.25 2% 塞管開啟一個迴路 PORV 之 SG 壓力

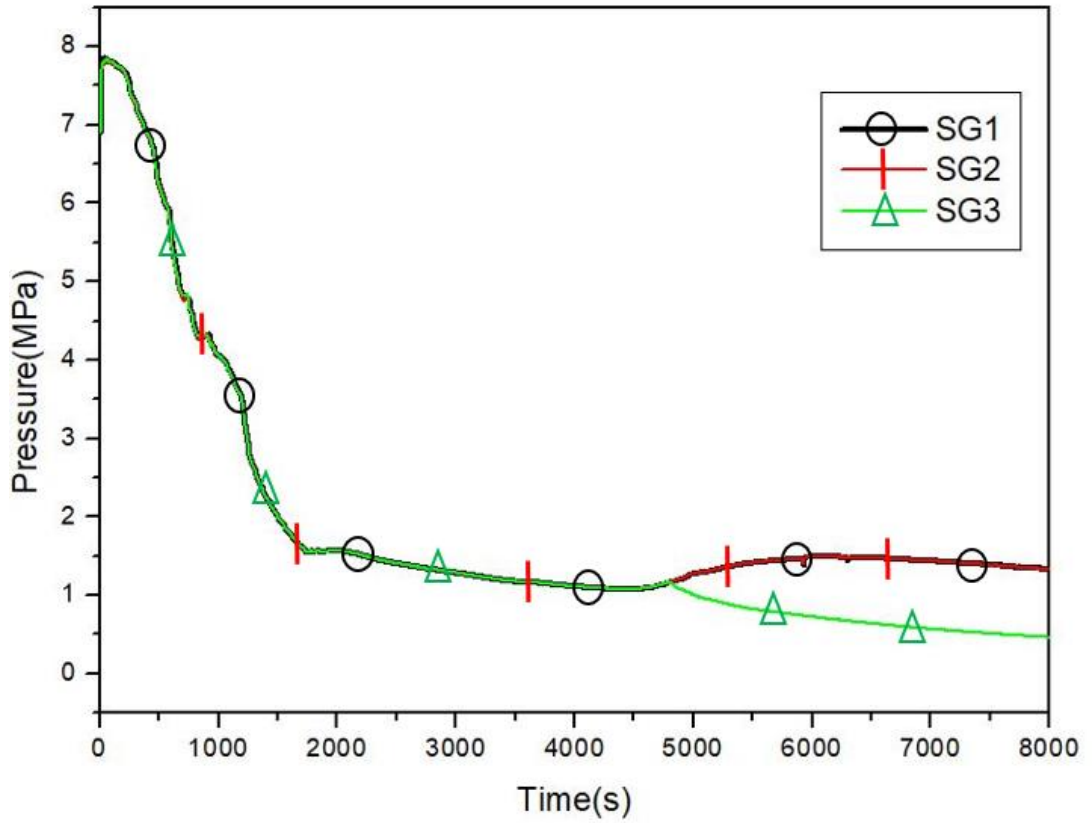


圖 3.1.1.26 5% 塞管開啟一個迴路 PORV 之 SG 壓力

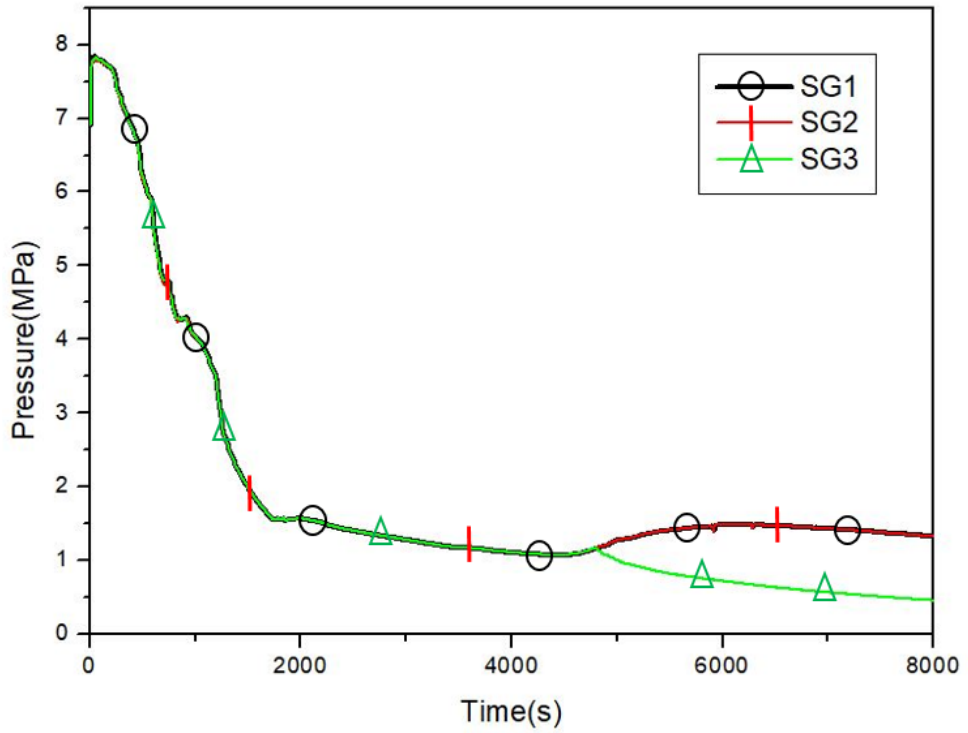


圖 3.1.1.27 10%塞管開啟一個迴路 PORV 之 SG 壓力

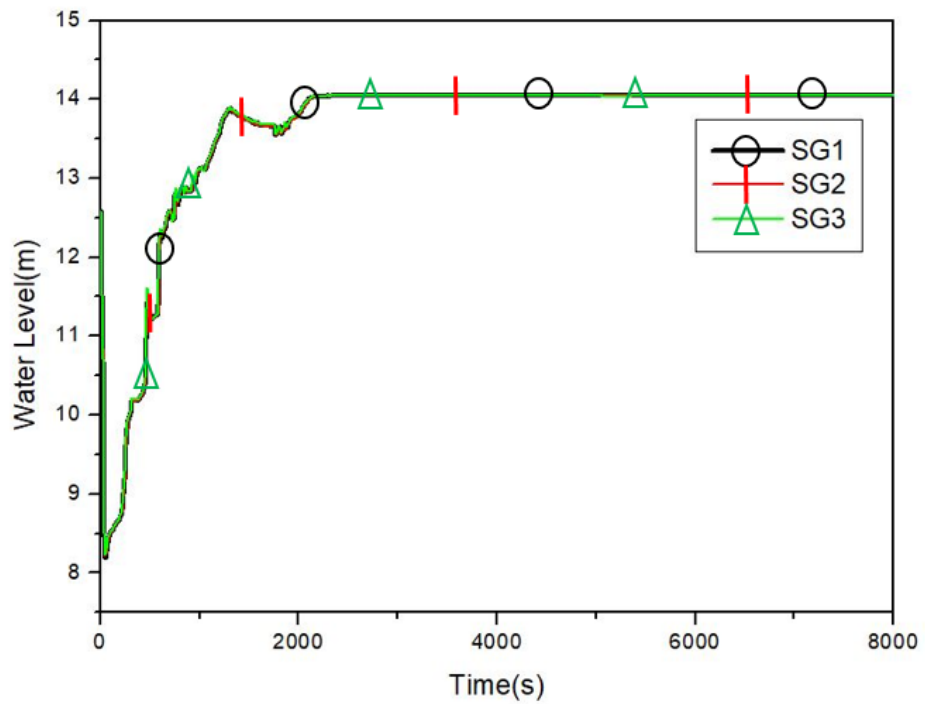


圖 3.1.1.28 2%塞管開啟一個迴路 PORV 之 SG 水位

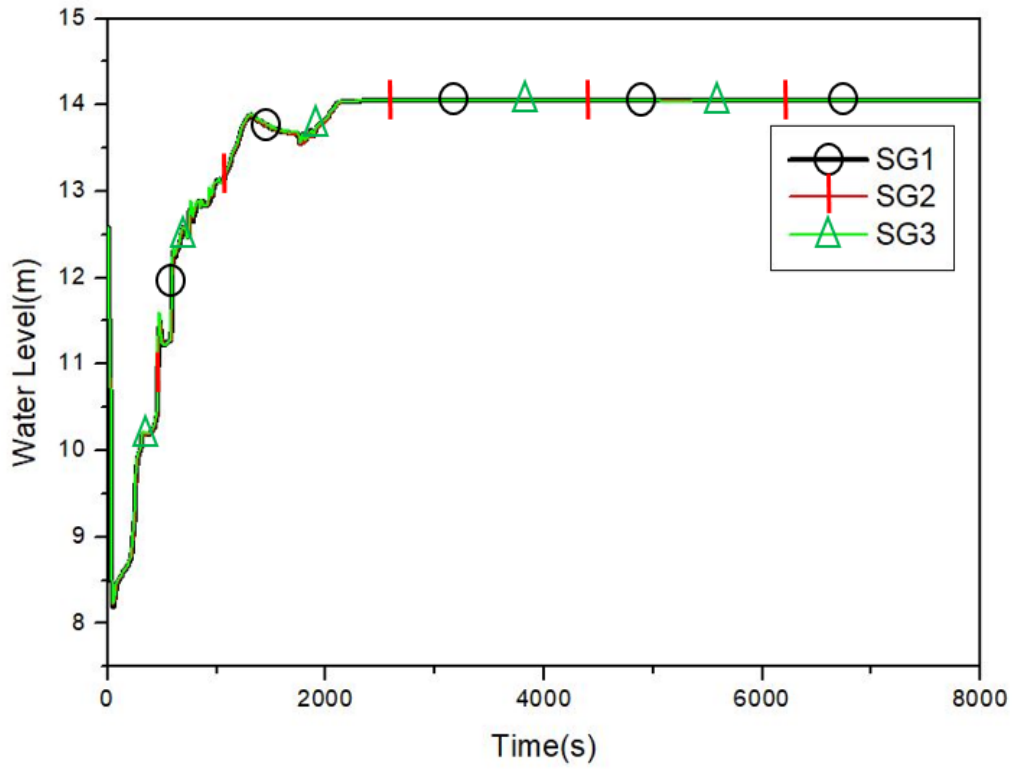


圖 3.1.1.29 5%塞管開啟一個迴路 PORV 之 SG 水位

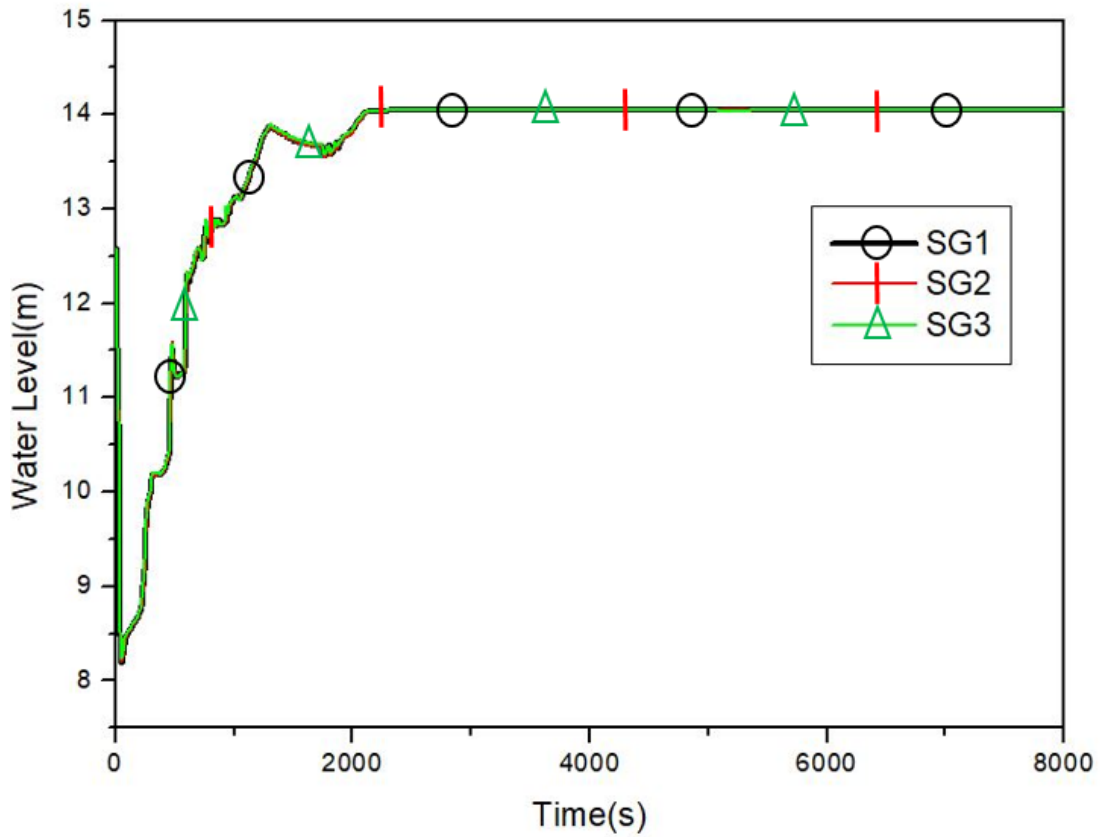


圖 3.1.1.30 10%塞管開啟一個迴路 PORV 之 SG 水位

(3)國際研究報告與佐證

本計畫也研析國際間針對壓水式核電廠蒸汽產生器塞管率對於運轉階段與相關處置程序時，是否會有熱流相關的影響性。F.Reventós, M. Martin Ramos, I. Sol 等人針對西班牙 ASCÓ-2 電廠模擬了在塞管情況下進行緊急操作程序書(Emergency Operation Procedure,EOP)操作的案例(Analysis of steam generator tube plugging in a PWR. Influence in the emergency operating procedures)。其研究分析工具使用 RELAP5/mod3.3 patch03 來模擬蒸汽產生器管路斷裂 (Steam Generator Tube Rupture, SGTR) 以及小破口冷卻水喪失事故(SBLOCA)在 0%與 12%塞管率下的電廠模式。並針對其緊急操作程序作探討，另外也做了其他的模擬以進行靈敏度分析。結論上來講，做塞管處理時所喪失的能力，例如蒸汽壓力下降、反應爐冷卻流率減少、冷卻水溫度上升等等，但其影響的幅度不大。且對於這兩個暫態事故來說，蒸汽產生器塞管率並沒有對運轉員進行 EOP 時的動作時序有顯著影響，而事故發生時運轉員擁有的處置時間也是一樣的。唯一的影響只有蒸汽產生器塞管率有大約 10-15%的限制，若是塞管率再往上提升則會影響到電廠的額定功率。

在 1987 年，P.Robertson, M.Emery 及 P.Huang 等人使用 THINC-IV 程式針對 GINNA 核電廠，進行了最高 15%塞管率的模擬(Steam generator tube plugging increase licensing report for GINNA nuclear power station)。模擬的案例包括了小破口、大破口冷卻水喪失事故 (SBLOCA、LBLOCA)、蒸汽管斷裂(Rupture of steam pipe)、SG 管路斷裂以及控制系統故障(Control system malfunction) 等一共 15 個事故。在結論上，他們認為 15%的塞管率不會造成任何對安全法規的衝突。因此在他們的終期安全分析報告 (Updated Final Safety Analysis Report) 和安全評估報告 (Reload Safety Evaluation Report) 裡的結論仍然有效，也就是電廠在 15%的塞管率下依然保持安全。最後，在西屋公司本身提出的 AP1000 型反應爐之設計控制文件 (Design control document) 中，他們也針對了一些熱水流參數做了在無塞管以及 10%塞管率下的比較。平均來說這些參數大概差了不到 1%，是非常細小的差距，這與本研究的分析結果與趨勢相符合。

因此總結以上分析結果與評估，可以得知核三廠假設蒸汽產生器不同塞管率下，對於電廠進行斷然處置程序時，並不會有熱流趨勢差異的影響，且相關重要時序與救援關鍵也無差異，對於運轉員執行相關程序時，遵照斷然處置程序操作即可，無須考量當下蒸汽產生器塞管率之影響。而僅開啟 1-2 個 PORV 進行緊急洩壓之靈敏度分析中，發現雖然開啟 PORV 這個行動會造成蒸汽產生器在該時序上有些許震盪，但仍不影響電廠的安全狀態，護套溫度仍成功冷卻、蒸汽產生器的水位與壓力也會隨之回復至正常數值。然而須注意的是，國外的文獻顯示當塞管率達到 12%或以上的時候，電廠可能無法發出 100%之額定功率，也就是電廠功率會因為塞管率過高而下降，並且相關法規也有要求當電廠蒸汽產生器塞管率達到一定比例時(15%~18%)，需要進行蒸汽產生器之汰換與更新，以維持電廠發電運作。

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

本年度(107 年)將上一年度(106 年)所建立的單一管路沸騰雙相流通道垂直振盪實驗系統，擴充為平行沸騰通道垂直振盪實驗環路，如圖 3.1.2.1 所示，並建立相對應沸騰通道垂直振盪影響分析程式，探討地震垂直震動下平行沸騰通道內之雙相流特性，如溫度、流量、壓

降、空泡分佈及流譜等，藉以評估垂直地震對輕水式反應器運轉安全與穩定性之影響，並進行實驗結果與理論分析結果之相互比較驗證。根據紀載，在日本 Onagawa 電廠(1994)及美國 North Anna 電廠(2011)都曾經發生過地震時功率震盪的現象，雖然官方報告認定結構震動及熱邊界層擾動是可能原因，但若在地震時爐心熱流參數發生震盪或流動不穩定狀況，亦可能因為空泡-反應度效應而引發功率震盪，故本研究針對外加振盪對系統熱流參數與流動穩定性影響進行實驗研究。

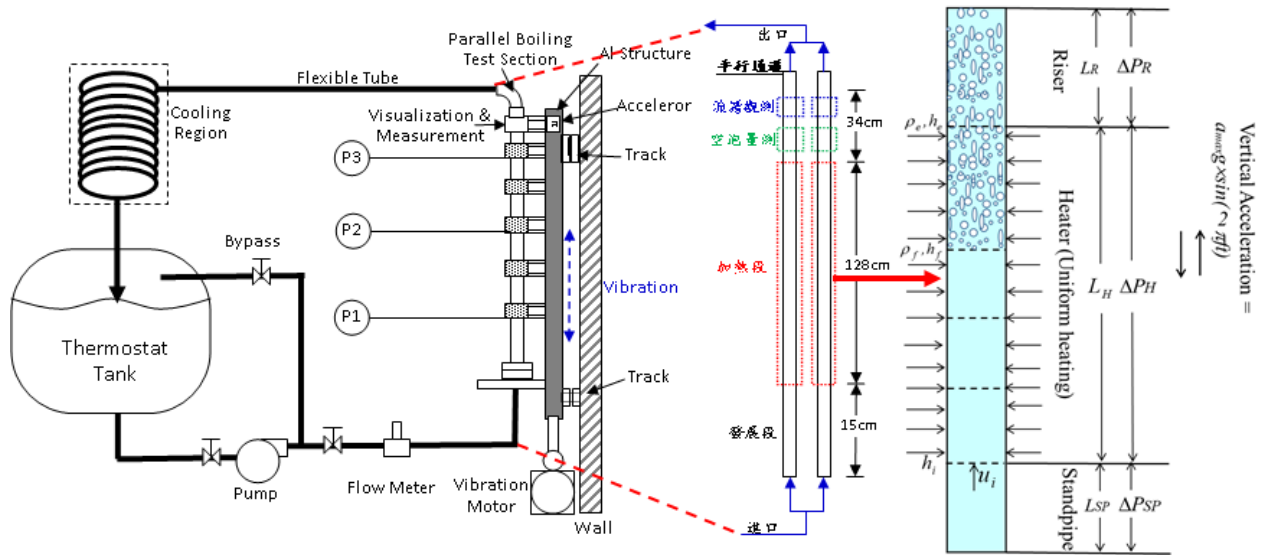


圖 3.1.2.1 沸騰通道垂直振盪實驗環路示意圖與建立相對應沸騰通道垂直振盪模擬程式

(1) 執行進度說明

年月	107 1	107 2	107 3	107 4	107 5	107 6	107 7	107 8	107 9	107 10	107 11	107 12
工作項目												
平行通道沸騰雙相流震動 實驗環路建立試驗												
地震加速度波對反相振盪 模式之影響												
地震加速度波對同相振盪 模式之影響												
地震加速度波對通道熱流 振盪模式之影響												
實驗數據與理論分析結果 之相互比較與驗證精進												
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) 地震對平行沸騰通道振盪模式影響之理論建立與模擬分析

A. 外部垂直加速度作用對反相振盪模式影響之探討

本四年期研究計畫在探討外加震盪對雙相流造成之影響時，係採用外加作用力法，並延伸過去年度所建立的外加垂直加速度波下的穩定性分析模式，探討垂直地震對平行沸騰通道振盪模式之影響。輕水式反應器爐心內的平行沸騰通道，可能具有不同之熱流情況，如加熱功率、進出口流速及進出口流阻等，其在遭逢外部垂直振盪下，外部垂直振盪運動所造成的垂直振盪加速度，可視為不同正弦波的耦合並表示為 $a_v = -\sum_k a_{\max,k} g \sin(2\pi f_k t)$ (“-”表示重力加速度之方向)。因此，每一通道所受到之垂直方向加速度應包含重力加速度與外加垂直振盪加速度的耦合，即為 $a(t^+) = g(1 + \sum_k a_{\max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+))$ 。假設系統包含 M 根平行沸騰通道，在外加垂直加速度波作用下，第 j 根加熱通道之無因次動態壓降 ($\Delta P_{ch,j}^+$)，表示為下式。

$$\Delta P_{ch,j}^+ = M_{ch,j}^+ \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} + \Delta P_{H0,j}^+ \quad (3.1.2.1)$$

此處， $\Delta P_{H0,j}^+$ 定義為：

$$\begin{aligned} \Delta P_{H0,j}^+ = & \frac{(1 - M_{ch,j}^+)}{1/\rho_{e,j}^+ - 1} \left[(1 - \lambda_j^+) \frac{dN_{pch,j}}{dt^+} - N_{pch,j} \frac{d\lambda_j^+}{dt^+} \right] \\ & + \frac{dM_{ch,j}^+}{dt^+} \left[u_{i,j}^+ - \frac{N_{pch,j}(1 - \lambda_j^+)}{1/\rho_{e,j}^+ - 1} \right] + \frac{d\rho_{e,j}^+}{dt^+} \left[\frac{N_{pch,j}(1 - \lambda_j^+)}{(1 - \rho_{e,j}^+)^2} (1 - M_{ch,j}^+) \right] \\ & + \left(1 + \frac{k_{e,j}}{2} \right) \rho_{e,j}^+ u_{e,j}^{+2} + \left(\frac{k_{i,j}}{2} - 1 \right) u_{i,j}^{+2} + \Lambda_{1\phi,j} \lambda_j^+ u_{i,j}^{+2} \\ & + \Lambda_{2\phi,j} \left[\frac{1 - \lambda_j^+}{1/\rho_{e,j}^+ - 1} u_{i,j}^{+2} \ln(1/\rho_{e,j}^+) + \frac{2u_{i,j}^+ N_{pch,j} (1 - \lambda_j^+) (1 - M_{ch,j}^+)}{1/\rho_{e,j}^+ - 1} \right. \\ & \left. + \left(\frac{N_{pch,j} (1 - \lambda_j^+)}{1/\rho_{e,j}^+ - 1} \right)^2 \left((1/\rho_{e,j}^+ - 3) \frac{(1 - \lambda_j^+)}{2} + M_{ch,j}^+ - \lambda_j^+ \right) \right] \\ & + \left\{ M_{ch,j}^+ + N_{exp} N_{sub} \left[\lambda_j^+ - \frac{1}{2N_s} \sum_{n=1}^{N_s} (2n-1) (L_{n,j}^+ - L_{n-1,j}^+) \right] \right\} \frac{a_v^+}{Fr} \end{aligned} \quad (3.1.2.2)$$

而 a_v^+ 則為每一通道所受到之無因次垂直方向加速度，表示如下：

$$a_v^+ = \begin{cases} 1 + \sum_k a_{\max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+ + \varphi_k), & \text{外加垂直加速度波作用下} \\ 1, & \text{正常運轉情況} \end{cases} \quad (3.1.2.3)$$

當爐心的一半通道與另一半在相反的相位振盪的現象為反相振盪模式。反相之振盪中，不同加熱通道之振盪振幅，隨著彼此之間壓降相等的條件而改變，但整體流量仍為定值。因此，平行加熱通道，在反相振盪時之邊界條件如下：

$$\Delta P_{ch,1}^+ = \Delta P_{ch,2}^+ = \Delta P_{ch,j}^+ \dots = \Delta P_{ch,M}^+ \quad (3.1.2.4)$$

假設每一根加熱通道具有相同的長度與直徑，而系統的總質量流率須等於每一通道的質量流率和，將其對時間微分並經無因次化處理後可得：

$$\sum_{j=1}^M \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = \frac{dW_{tot}^+}{dt^+} \quad (3.1.2.5)$$

結合式(3.1.2.4)與(3.1.2.5)可得在外部垂直加速度波作用下，爐心平行加熱通道入口流速之動態方程式，如下：

$$\frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = A_j \frac{du_{i,1}^+}{dt^+} + B_j, \quad j = 2, 3, \dots, M \quad (3.1.2.6)$$

$$\frac{du_{i,1}^+}{dt^+} = \frac{\frac{dW_{tot}^+}{dt^+} - \sum_{j=2}^M B_j}{1 + \sum_{j=2}^M A_j} \quad (3.1.2.7)$$

若考慮反相之振盪中整體系統流量仍為定值，即爐心入口總流量固定之條件，則式(3.1.2.7)可進一步簡化為：

$$\frac{du_{i,1}^+}{dt^+} = \frac{-\sum_{j=2}^M B_j}{1 + \sum_{j=2}^M A_j} \quad (3.1.2.8)$$

其中，

$$A_j = M_{ch,1}^+ / M_{ch,j}^+ \quad (3.1.2.9)$$

$$B_j = [\Delta P_{H0,1}^+ - \Delta P_{H0,j}^+] / M_{ch,j}^+ \quad (3.1.2.10)$$

利用式(3.1.2.6)與(3.1.2.8)及配合相關無因次方程式，可探討在外部垂直加速度波之作用下，對平行沸騰通道系統之雙相流反相振盪模式穩定性與通道熱流現象的影響。

在平行沸騰通道系統中，當某一通道遭受外界擾動時，如地震運動，不同加熱通道會因循彼此之間壓降相等的條件而振盪，且每一加熱通道可能會有不同的流量與振盪振幅。地震運動發生後，若系統總流量不受影響仍維持定值，則平行加熱通道之間彼此會呈現反相的振盪，因此，本節探討外部垂直加速度波作用對反相振盪模式之影響。

本節選擇二平行沸騰通道作為分析之案例，通道之間的加熱功率比為 1.1:0.9，並選擇一個在穩定性邊界上的操作點， $N_{sub}=2.468$ 及 $N_{pch}=17.55$ ，評估外加垂直震動的振幅與頻率對系統振盪的影響。在固定外加垂直震動的頻率為 $f^+=0.3$ 下，圖 3.1.2.2 顯示外加垂直震動的振幅對二平行沸騰通道(加熱功率比為 1.1:0.9)之反相振盪模式的影響。圖 3.1.2.2(a)為未遭受外加垂直震動時，即靜態系統呈現的自然振盪。圖上顯示在 $N_{sub}=2.468$ 及 $N_{pch}=17.55$ 的穩定性邊界點上，兩根加熱通道皆呈現非常小振幅的極限循環振盪(limit cycle oscillations)；且通道間彼此的振盪呈現反相，以維持系統總流量為定值的條件。當二平行沸騰通道系統遭受外部垂直正弦加速度波下，即 $a_v = a_{peak} \sin(2\pi f^+ t^+)$ ，圖 3.1.2.2(b)-(d)顯示在固定外加垂直震動的頻率為 $f^+=0.3$ 時，逐步增加外加垂直震動的振幅(a_{peak})從 0.1g、0.2g 至 0.3g，對二平行沸騰通道反相振盪模式之影響。結果顯示在系統總流量不受影響仍維持定值下，外部垂直正弦加速度波將主導系統的振盪型態與行為，增加外部垂直震動的振幅並未改變二平行沸騰通道的振盪型態，即通道彼此間仍維持反相的振盪模式；然而二平行沸騰通道的振盪幅度，會因為外部垂直震動的振幅增加而變大。

另一方面，在固定外加正弦加速度波的振幅為 $a_{peak}=0.1g$ 下，圖 3.1.2.3 探討外部垂直震動的頻率對二平行沸騰通道反相振盪模式之影響。圖中的結果顯示改變外加正弦加速度波的振盪頻率，會影響二平行沸騰通道的振盪幅度與振盪型態。在 $N_{sub}=2.468$ 及 $N_{pch}=17.55$ 的穩定性邊界點，系統的自然頻率約 $f^+=2.0$ 。當外加正弦加速度波的振盪頻率，從 $f^+=0.3$ 朝向 $f^+=2.0$ 逐步增加，二平行沸騰通道的振盪型態會因而改變，然而通道彼此間仍維持反相的振盪模式；同時二平行沸騰通道的振盪幅度，會因應外加正弦加速度波的振盪頻率增加而變大，並在外加正弦加速度波的振盪頻率等於系統的自然頻率($f^+=2.0$)時，呈現共振的振盪型態。

從上述分析結果中可得知，當地震運動發生後，外部垂直加速度波將主導系統的振盪型態與行為。雖然二平行沸騰通道的振盪幅度與振盪型態會因而改變，然而若系統總流量不受影響仍維持定值，則平行加熱通道彼此之間仍會呈現反相的振盪模式。

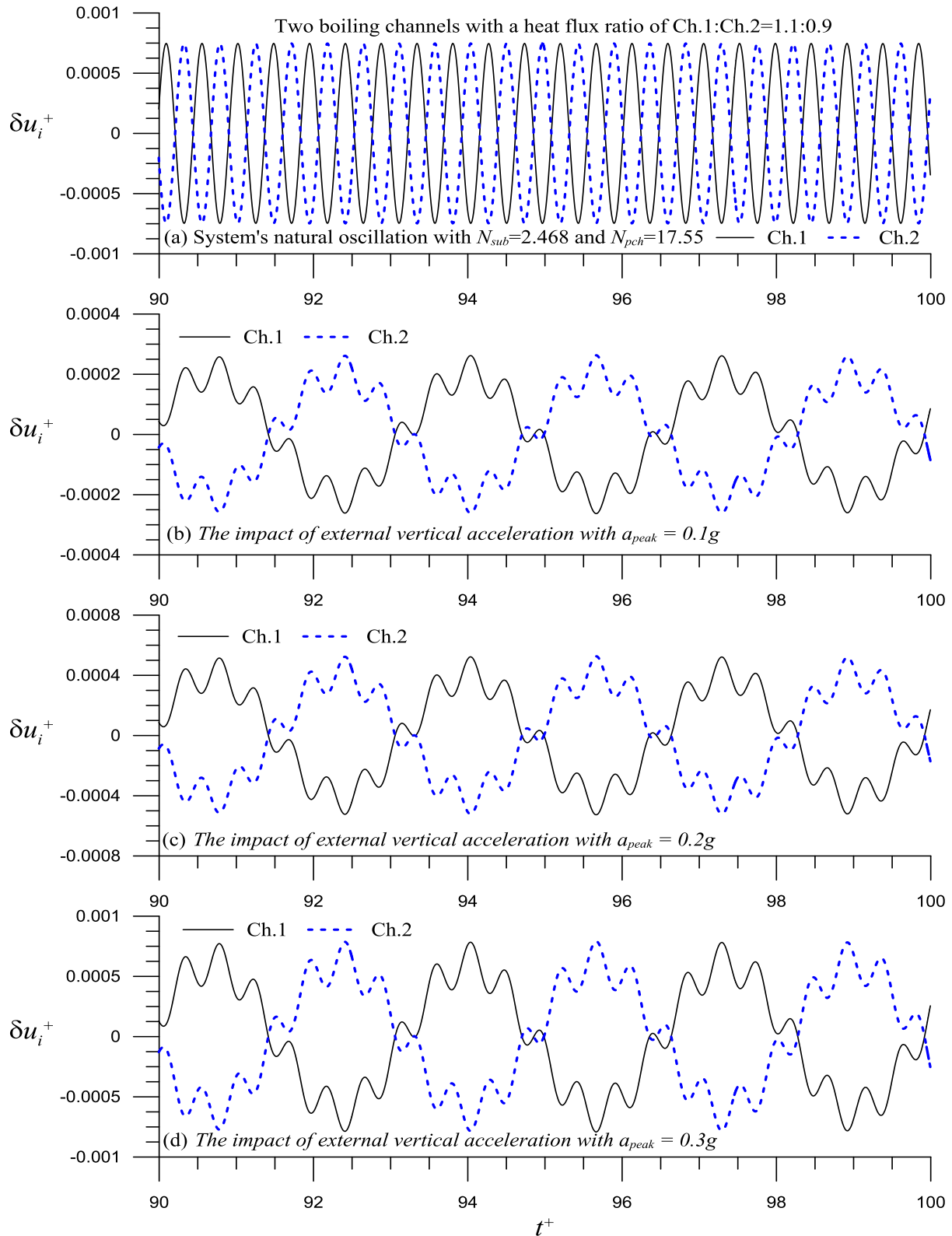


圖 3.1.2.2 外加垂直震動的振幅對二平行沸騰通道(加熱功率比為 1.1:0.9)之反相振盪模式的影響。

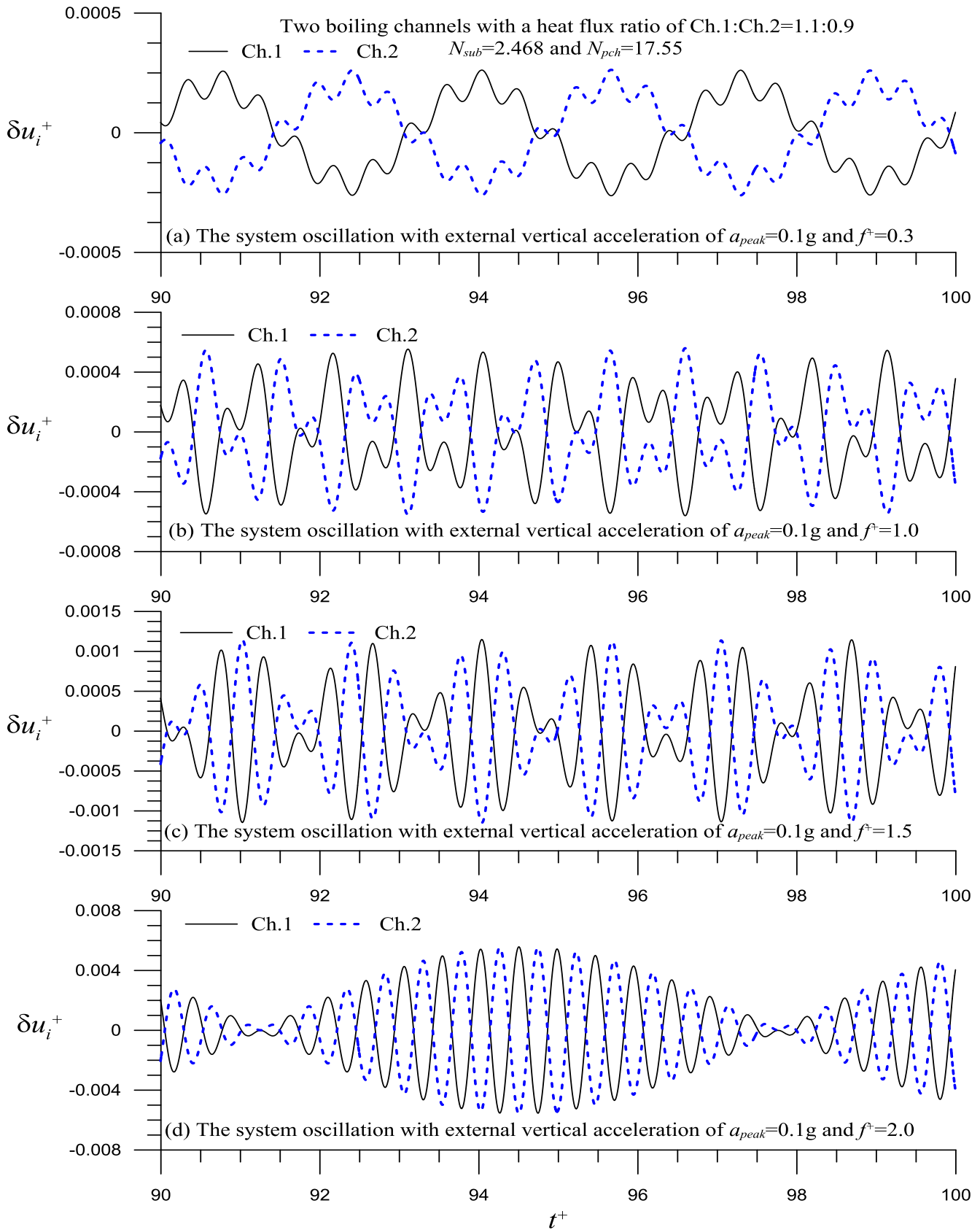


圖 3.1.2.3 外加垂直震動的頻率對二平行沸騰通道(加熱功率比為 1.1:0.9)之反相振盪模式的影響。

B. 外部垂直加速度作用對同相振盪模式影響之探討

當所有通道為同相振盪時，系統之邊界條件為可變壓降，其大小相當於再循環迴路之壓降與再循環泵提供之壓升的和。因此，在考慮外部垂直加速度波之作用下，通道之動態壓降可視為通道的穩態壓降($\Delta P_{ch,0}^+$)加上外部垂直加速度波貢獻之額外壓降($\Delta P_{add}^+(t)$)，如下式：

$$\Delta P_{ch,j}^+(t) = \Delta P_{ch,0}^+ + \Delta P_{add}^+(t) \quad (3.1.2.11)$$

其中， $\Delta P_{add}^+(t)$ 可表示為：

$$\Delta P_{add}^+(t^+) = \sum_k a_{\max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+ + \varphi_k) / Fr \quad (3.1.2.12)$$

此平行沸騰通道系統，每一通道會有相同的壓力降(式 3.1.2.4)，代入式(3.1.2.11)，可得在外部垂直加速度波作用下，平行沸騰通道系統通道入口流速之動態方程式，如下：

$$\frac{du_{i,1}^+}{dt^+} = \frac{(\Delta P_{ch,0}^+ - \Delta P_{H0,1}^+)}{M_{ch,1}^+} + \frac{a_{\max} \sin(2\pi f^+ t^+)}{M_{ch,1}^+ Fr} \quad (3.1.2.13)$$

$$\frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = \frac{M_{ch,1}^+}{M_{ch,j}^+} \frac{du_{i,1}^+}{dt^+} + \frac{(\Delta P_{H0,1}^+ - \Delta P_{H0,j}^+)}{M_{ch,j}^+}, \quad j = 2, 3, \dots, M \quad (3.1.2.14)$$

利用式(3.1.2.13)與(3.1.2.14)及配合相關無因次方程式，可探討在外部垂直加速度波之作用下，對平行沸騰通道系統之同相振盪模式穩定性與通道熱流現象的影響。

當平行沸騰通道系統遭受外部垂直振盪下，會遭受一外部垂直加速度作用力，不同加熱通道之間會依循彼此壓降相等的條件而振盪，且每一加熱通道可能會有不同的流量與振盪振幅。另外，平行沸騰通道亦會與迴路熱流產生交互作用，此時若所有通道皆在同一個相位振盪的現象稱為同相振盪模式。因此，本節探討外部垂直加速度波作用對同相振盪模式之影響。

本節同樣選擇加熱功率比為 1.1:0.9 的二平行沸騰通道作為分析之案例，並選擇一個在穩定區內的操作點， $N_{sub}=2.468$ 及 $N_{pch}=10.438$ ，藉以評估外加垂直加速度波的振幅與頻率對系統同相振盪模式的影響。本研究直接輸入一個假想的外部垂直正弦加速度波，其型式為

$$a_v = a_{peak} \sin(2\pi f^+ t^+)。 \text{在非共振且固定外加垂直震動的頻率為 } f^+=0.3 \text{ 的情況下，圖 3.1.2.4 探}$$

討外加垂直震動的振幅對二平行沸騰通道(加熱功率比為 1.1:0.9)之同相振盪模式的影響。圖 3.1.2.4(a)-(d)分別顯示在逐步增加外加垂直震動的振幅(a_{peak})從 0.1g、0.2g、0.3g 至 0.4g，對二平行沸騰通道同相振盪模式之影響。圖中結果顯示在非共振的情況下，外部垂直正弦加速度波將主導系統的振盪型態與行為，增加外部垂直震動的振幅並未改變二平行沸騰通道的振盪型態，即通道彼此間仍維持同相的振盪模式；然而二平行沸騰通道的振盪幅度，會因為外部垂直震動的振幅增加而變大。

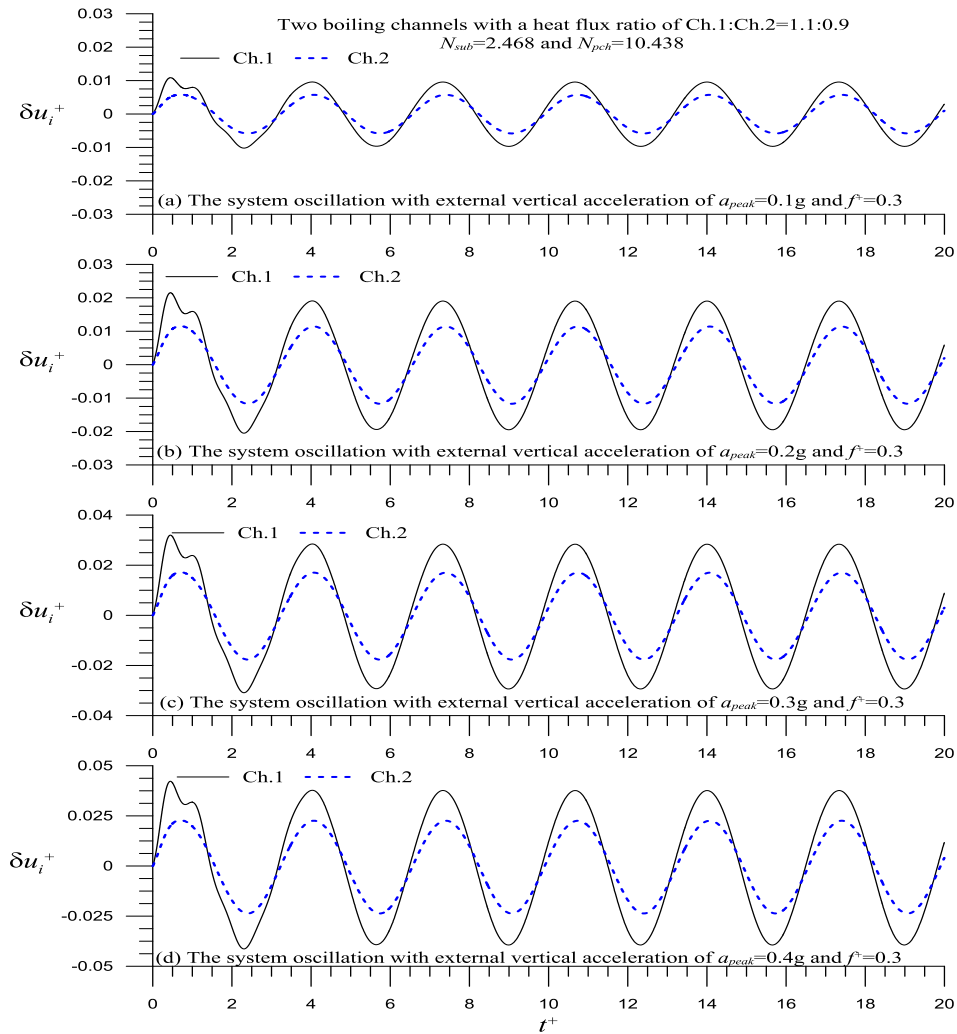


圖 3.1.2.4 外加垂直震動的振幅對二平行沸騰通道(加熱功率比為 1.1:0.9)之同相振盪模式的影響。

在固定外加正弦加速度波的振幅為 $a_{peak}=0.1g$ 下，擇選四個振盪頻率 $f^+=0.3$ 、 $f^+=0.8$ 、 $f^+=1.33$ 及 $f^+=2.0$ ，做為輸入的外部垂直正弦加速度波，圖 3.1.2.5 藉此探討外部垂直震動的頻率對二平行沸騰通道同相振盪模式之影響。圖中的結果顯示改變外加正弦加速度波的振盪頻率，會影響二平行沸騰通道的振盪幅度與振盪型態，且與系統的自然頻率相關。在 $N_{sub}=2.468$ 及 $N_{pch}=10.438$ 的穩定點，其對應的系統自然頻率約 $f^+=1.33$ 。當外加正弦加速度波的振盪頻率離系統自然頻率越遠，二平行沸騰通道的振盪幅度越小，如在振盪頻率 $f^+=0.3$ 時系統的振幅最小；而外加正弦加速度波的振盪頻率等於系統的自然頻率 $f^+=1.33$ 時，系統會產生共振效應使其振幅最大，尤其是高熱通率的通道(如 Ch.1)。另一方面，二平行沸騰通道之間的振盪相位，會因應外加正弦加速度波的振盪頻率而改變，雖然通道彼此的振盪基本上仍維持同相，然而在不同的外加振盪頻率下，二平行沸騰通道的振盪會存在不同的相位差。

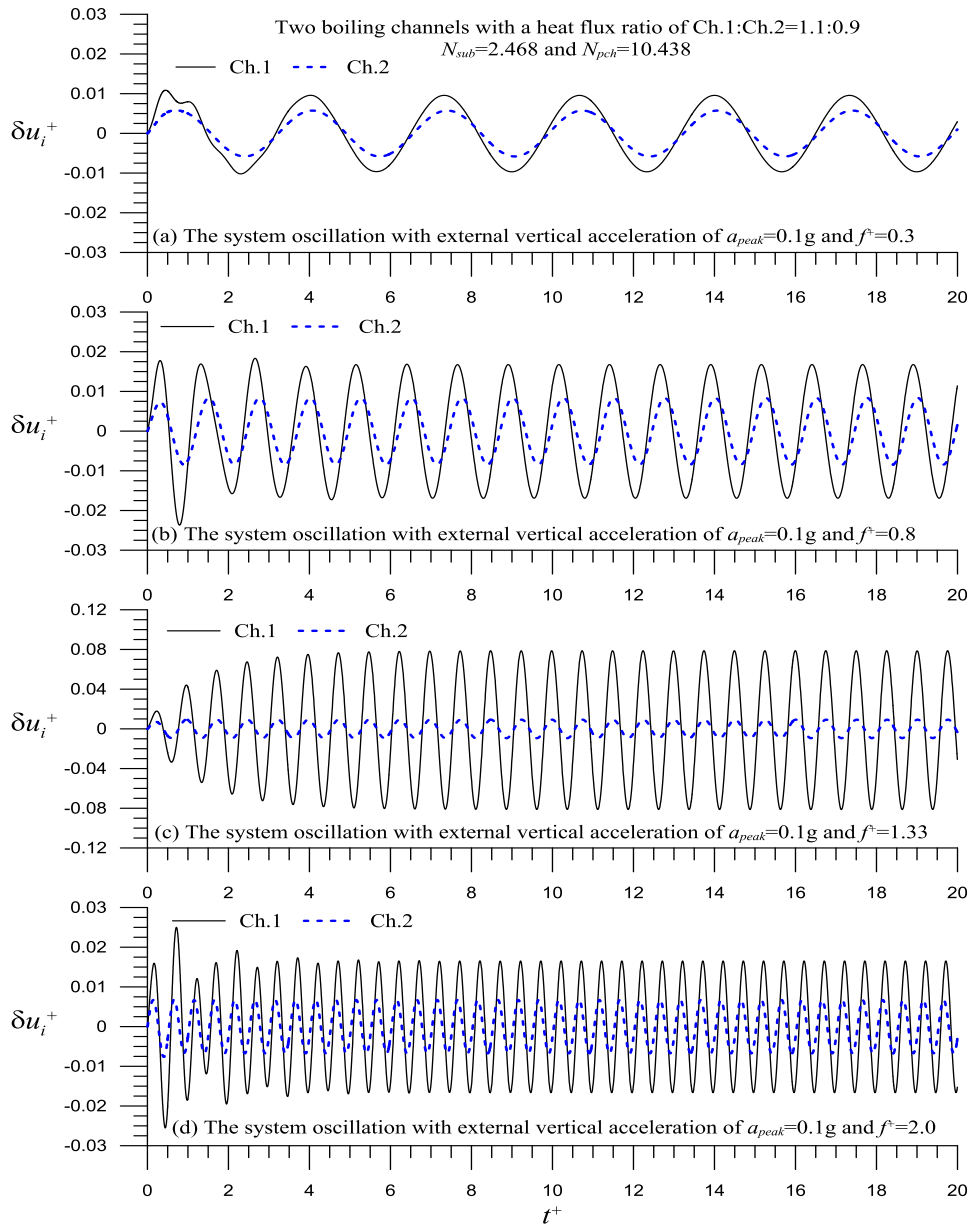


圖 3.1.2.5 外加垂直震動的頻率對二平行沸騰通道(加熱功率比為 1.1:0.9)之同相振盪模式的影響。

C. 外部垂直加速度作用對通道熱流振盪模式影響之探討

若系統包含許多數目的平行加熱通道，當特定最熱通道發生不穩定振盪時，爐心平行加熱通道的壓降並不受其影響，仍維持定值。因此，其對應之固定壓降的邊界條件如下：

$$\Delta P_{ch,1}^+ = \Delta P_{ch,2}^+ \dots = \Delta P_{ch,M}^+ = \Delta P_{ch,0}^+ \quad (3.1.2.15)$$

可得爐心平行加熱通道入口流速之動態方程式，如下：

$$\frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = \frac{1}{M_{ch,j}^+} \left[\Delta P_{ch,0}^+ - \Delta P_{H0,j}^+ \right] \quad , j=1, 2, \dots, M \quad (3.1.2.16)$$

利用式(3.1.2.16)及配合相關無因次方程式，可探討外部垂直加速度波之作用下，對平行沸騰通道系統之通道熱流振盪模式穩定性與通道熱流現象的影響。

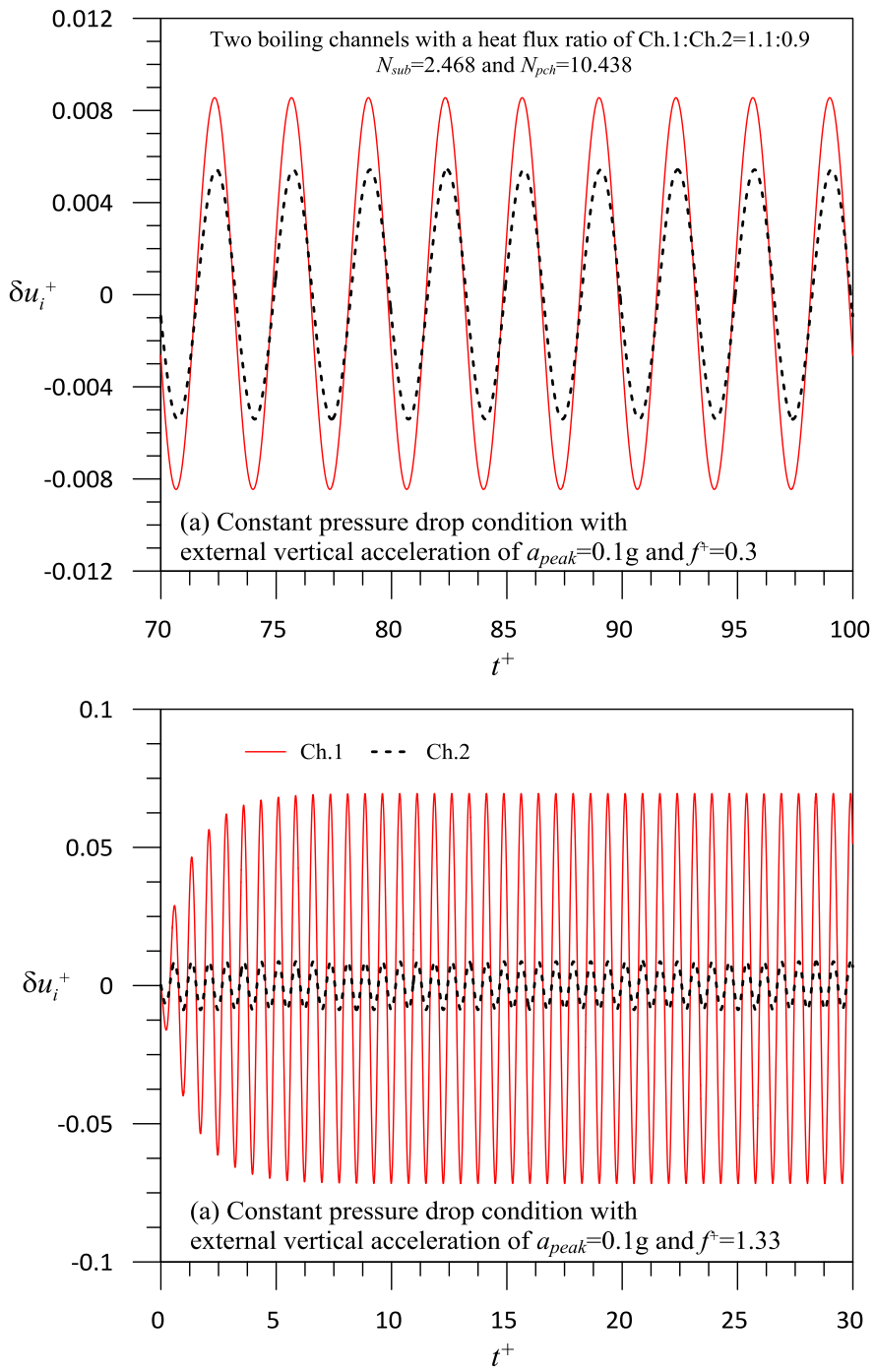


圖 3.1.2.6 外加垂直震動的頻率對二平行沸騰通道(加熱功率比為 1.1:0.9)之通道熱流振盪模式的影響。

圖 3.1.2.6 展示外部垂直震動對二平行沸騰通道之通道熱流振盪模式的影響。在施加振幅為 $a_{peak}=0.1g$ 及振盪頻率分別 $f^+=0.3$ 及 $f^+=1.33$ 的外部垂直正弦加速度波下，圖中的結果顯示通道

入口流速彼此的振盪基本上呈現同相，然而在不同的外加振盪頻率下，二平行沸騰通道的振盪與系統的自然頻率相關。在 $N_{sub}=2.468$ 及 $N_{pch}=10.438$ 的穩定點，其對應的系統自然頻率約 $f^+=1.33$ ，當外加正弦加速度波的振盪頻率等於系統的自然頻率時，系統會產生較大振幅的共振振盪，尤其是發生於高熱通率的通道(如 Ch.1)。

(3) 單一管路沸騰雙相流通道垂直振盪實驗之驗證分析

圖 3.1.2.1 說明本子計畫所建立的沸騰通道垂直振盪實驗環路。整個垂直振盪實驗環路可視為一個開放式迴路(open loop)，主要的構成組件包含垂直單相流的未加熱段(single-phase stand pipe)、加熱段(heated section)及絕熱雙相升流段(two-phase riser)；其中，加熱段又可區分為單一沸騰通道與雙平行沸騰通道兩種實驗情況。針對單一管路沸騰雙相流通道垂直振盪實驗系統，每一組件在垂直振盪作用下之壓降，可表示如下列各式：

垂直單相流的未加熱段在垂直振盪作用下的動態壓降：

$$\Delta P_{SP}^+ = \frac{A_H}{A_{SP}} L_{SP}^+ \frac{du_i^+}{dt^+} + \Delta P_{SP0}^+ \quad (3.1.2.17)$$

$$\Delta P_{SP0}^+ = \Lambda_{SP} u_{SP}^{+2} + 0.5k_{SP} u_{SP}^{+2} + L_{SP}^+ a_V^+ / Fr \quad (3.1.2.18)$$

單一沸騰通道在垂直振盪作用下的動態壓降：

$$\Delta P_{ch}^+ = M_{ch}^+ \frac{du_i^+}{dt^+} + \Delta P_{H0}^+ \quad (3.1.2.19)$$

$$\begin{aligned} \Delta P_{H0}^+ = & \frac{(1-M_{ch}^+)}{(1/\rho_e^+) - 1} \left[(1-\lambda^+) \frac{dN_{pch}}{dt^+} - N_{pch} \frac{d\lambda^+}{dt^+} \right] \\ & + \frac{dM_{ch}^+}{dt^+} \left[u_i^+ - \frac{N_{pch}(1-\lambda^+)}{(1/\rho_e^+) - 1} \right] + \frac{d\rho_e^+}{dt^+} \left[\frac{N_{pch}(1-\lambda^+)}{(1-\rho_e^+)^2} (1-M_{ch}^+) \right] \\ & + \left\{ \frac{M_{ch}^+}{Fr} + \frac{N_{exp} N_{sub}}{Fr} \left[\lambda^+ - \frac{1}{2N_s} \sum_{n=1}^{N_s} (2n-1)(L_n^+ - L_{n-1}^+) \right] \right\} \times a_V^+ \\ & + \left(1 + \frac{k_e}{2} \right) \rho_e^+ u_e^{+2} + \left(\frac{k_i}{2} - 1 \right) u_i^{+2} + \Lambda_{1\phi} \lambda^+ u_i^+ \\ & + \Lambda_{2\phi} \left\{ \frac{1-\lambda^+}{1/\rho_e^+ - 1} u_i^{+2} \ln(1/\rho_e^+) + \frac{2u_i^+ N_{pch} (1-\lambda^+) (1-M_{ch}^+)}{1/\rho_e^+ - 1} \right. \\ & \left. + \left(\frac{N_{pch} (1-\lambda^+)}{1/\rho_e^+ - 1} \right)^2 \left[(1/\rho_e^+ - 3) \frac{1-\lambda^+}{2} + M_{ch}^+ - \lambda^+ \right] \right\} \end{aligned} \quad (3.1.2.20)$$

雙相流升流段在垂直振盪作用下的動態壓降：

$$\Delta P_R^+ = M_R^+ \left(\frac{A_H}{A_R} \right)^2 \frac{du_i^+}{dt^+} + \Delta P_{R0}^+ \quad (3.1.2.21)$$

$$\Delta P_{R0}^+ = -M_R^+ \left(\frac{A_H}{A_R} \right)^2 N_{pch} \frac{d\lambda^+}{dt^+} + \frac{1}{2} k_{R,ex} \rho_e^+ u_R^{+2} + \Lambda_R \frac{V_H}{V_R} M_R^+ u_R^{+2} + \frac{A_H}{A_R} M_R^+ a_V^+ \quad (3.1.2.22)$$

此處， $a_V^+ = a_V / g$ 代表無因次垂直方向之加速度，包含重力加速度與垂直振盪加速度之貢獻，可表示為：

$$a_V^+ = \begin{cases} 1 + a_{\max} \sin(2\pi f^+ t^+), & \text{垂直振盪情況} \\ 1, & \text{靜態系統} \end{cases} \quad (3.1.2.23)$$

本研究在考慮外部垂直振盪加速度之作用下，系統之動態壓降可視為系統的穩態壓降加上外部垂直振盪加速度貢獻之額外壓降，如下式：

$$\Delta P_{SP}^+ + \Delta P_{ch}^+ + \Delta P_R^+ = \Delta P_{ch,S}^+ + \Delta P_{ch,S}^+ + \Delta P_{R,S}^+ + \Delta P_{VIB}^+ \quad (3.1.2.24)$$

其中，外部垂直振盪加速度貢獻之額外壓降， ΔP_{VIB}^+ ，可表示為：

$$\Delta P_{VIB}^+ = [(1 + \rho_e^+) / 2 + \rho_e^+ L_R^+ + L_{SP}^+] \times a_{\max} \sin(2\pi f^+ t^+) / Fr \quad (3.1.2.25)$$

因此，由邊界條件，式(3.1.2.24)，將式(3.1.2.17)、(3.1.2.19)及(3.1.2.21)代入可得單一管路沸騰雙相流通道垂直振盪實驗系統之加熱段入口流速動態方程式，如下：

$$\frac{du_i^+}{dt^+} = \left[\Delta P_{ch,S}^+ + \Delta P_{ch,S}^+ + \Delta P_{R,S}^+ + \Delta P_{VIB}^+ - \Delta P_{SP0}^+ - \Delta P_{H0}^+ + \Delta P_{R0}^+ \right] / \left[\frac{A_H}{A_{SP}} L_{SP}^+ + M_{ch}^+ + M_R^+ \left(\frac{A_H}{A_R} \right)^2 \right] \quad (3.1.2.26)$$

表 3.1.2.1 展示單一管路沸騰雙相流垂直振盪系統之實驗條件與外部垂直振盪所致的額外壓降之實驗數據與理論分析結果之比較。外部垂直振盪所致的額外壓降，可由系統量測到壓降減掉系統的平均壓降，並經無因次化為：

$$\Delta P_{VIB}^+(Exp.) = [\Delta P(Exp.) - \Delta P_{ave}] / \rho_f u_i^2 \quad (3.1.2.31)$$

因此，在不同的實驗條件下，改變熱通率(q'')、振盪頻率(f)與尖峰加速度(a_{peak})下，每一外部垂直振盪所致的 $\Delta P_{VIB}^+(Exp.)$ 之實驗平均值，列於表 3.1.2.1。每一實驗條件下，外部垂直振盪所致的額外壓降之理論預測， $\Delta P_{VIB}^+(Model)$ ，則可由式(3.1.2.25)評估，相關理論分析結果亦列於表 3.1.2.1 中。

表 3.1.2.1 單一管路沸騰雙相流通道垂直振盪系統之實驗數據與理論分析結果之比較

Case	T_i (°C)	u_i (m/s)	q'' (W/m ²)	f (Hz)	a_{peak} (g)	ΔP_{ave} (Pa)	ΔP_{VIB}^+ (Exp.)	ΔP_{VIB}^+ (Model)	Relative error (%)
1	90	0.298	8444	0	0	8589.901	-	-	-
2	90	0.298	8444	0.5	0.249	8590.925	30.4	26.04	14.34
3	90	0.298	8444	1	0.638	8601.231	58.93	66.76	13.29
4	90	0.298	8444	1.5	0.981	8616.709	140.65	102.4	27.19
5	90	0.298	11029	0	0	8628.164	-	-	-
6	90	0.298	11029	0.5	0.263	8598.704	36.74	26.3	28.41
7	90	0.298	11029	1	0.652	8615.263	70.88	65.58	7.48
8	90	0.298	11029	1.5	1.012	8630.122	150.36	101.23	32.67
9	90	0.298	13959	0	0	8721.676	-	-	-
10	90	0.298	13959	0.5	0.274	8720.259	45.29	27.17	40.01
11	90	0.298	13959	1	0.682	8714.45	74.35	67.11	9.74
12	90	0.298	13959	1.5	1.042	8717.81	161.06	102.41	36.42

在單一管路沸騰雙相流垂直振盪系統中，以熱通率 $q''=8444$ W/m² 為例，圖 3.1.2.7 比較外部垂直振盪所致的額外壓降之實驗數據平均值 (ΔP_{VIB}^+ (Exp.)) 與理論預測值 (ΔP_{VIB}^+ (Model))。圖中的結果顯示本研究所採用外加作用力法，可適當合理的評估外部垂直振盪所致的額外壓降。當外部振盪頻率為 $f=0.5$ Hz 與尖峰加速度為 $a_{peak}=0.249$ g 的實驗條件下 (case 2)，理論預測值 ΔP_{VIB}^+ (Model) = ±26.04，圖 3.1.2.7(a) 顯示實驗數據值， ΔP_{VIB}^+ (Exp.)，大部分落於此區間。當實驗條件改變為 $f=1.0$ Hz 與 $a_{peak}=0.638$ g (case 3)，相對應的理論預測值為 ΔP_{VIB}^+ (Model) = ±66.76，圖 3.1.2.7(b) 顯示除少部份尖峰雜訊外，理論預測值能涵蓋大部分的實驗數據 (ΔP_{VIB}^+ (Exp.)) 區間。若實驗條件進一步改變為 $f=1.5$ Hz 與 $a_{peak}=0.981$ g (case 4)，相對應的理論預測值為 ΔP_{VIB}^+ (Model) = ±102.4，圖 3.1.2.7(c) 顯示除少部份尖峰雜訊外，理論預測值亦能涵蓋大部分的實驗數據值 (ΔP_{VIB}^+ (Exp.))。圖 3.1.2.7 也顯示增加外部振盪頻率與尖峰加速度，亦會增加外部垂直振盪所致的額外壓降。

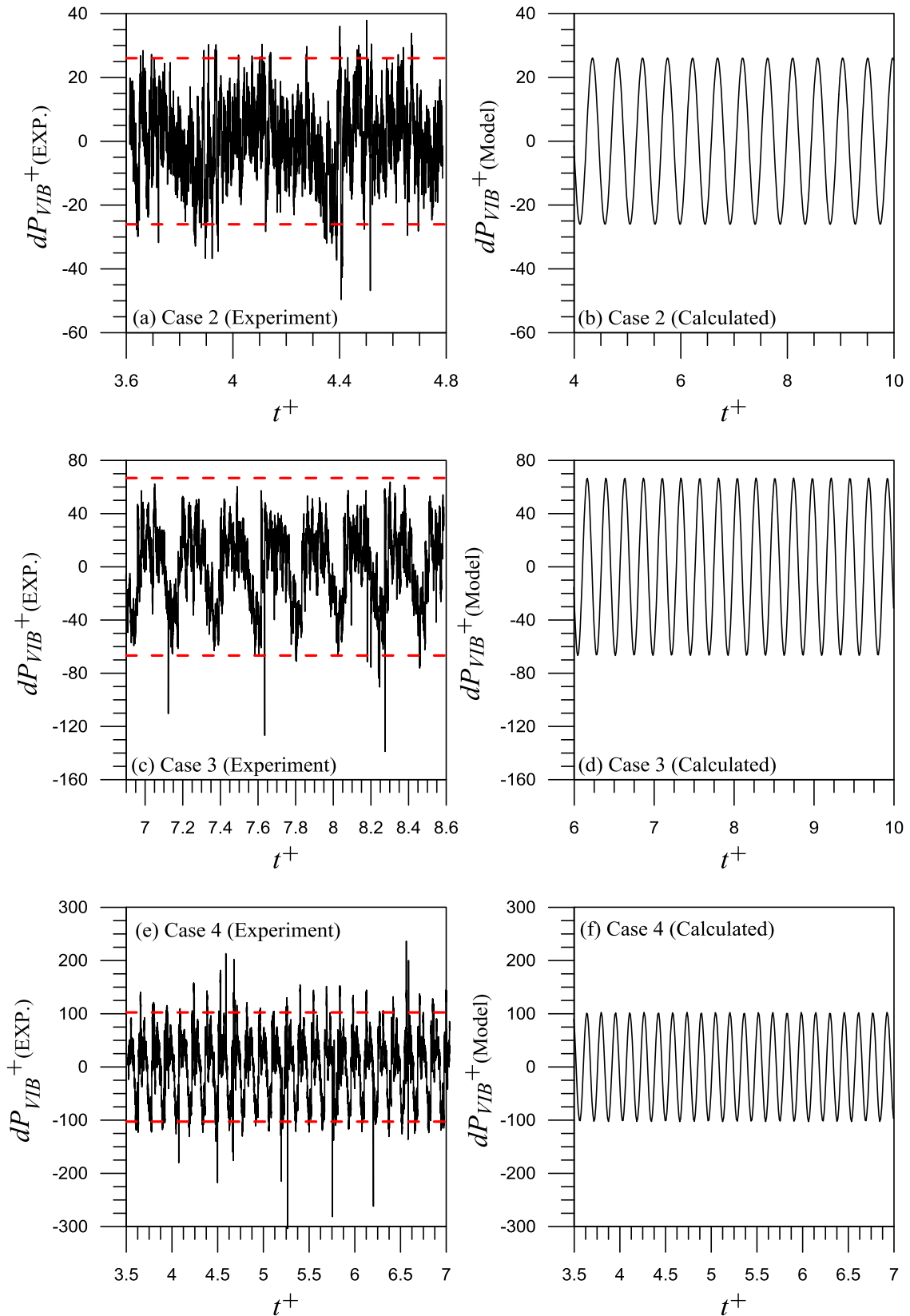


圖 3.1.2.7 單一管路沸騰雙相流垂直振盪系統，在熱通率 $q''=8444 \text{ W/m}^2$ 下，外部垂直振盪所致的額外壓降之實驗數據平均值($\Delta P_{VIB}^+(Exp.)$)與理論分析結果($\Delta P_{VIB}^+(Model)$)之比較。

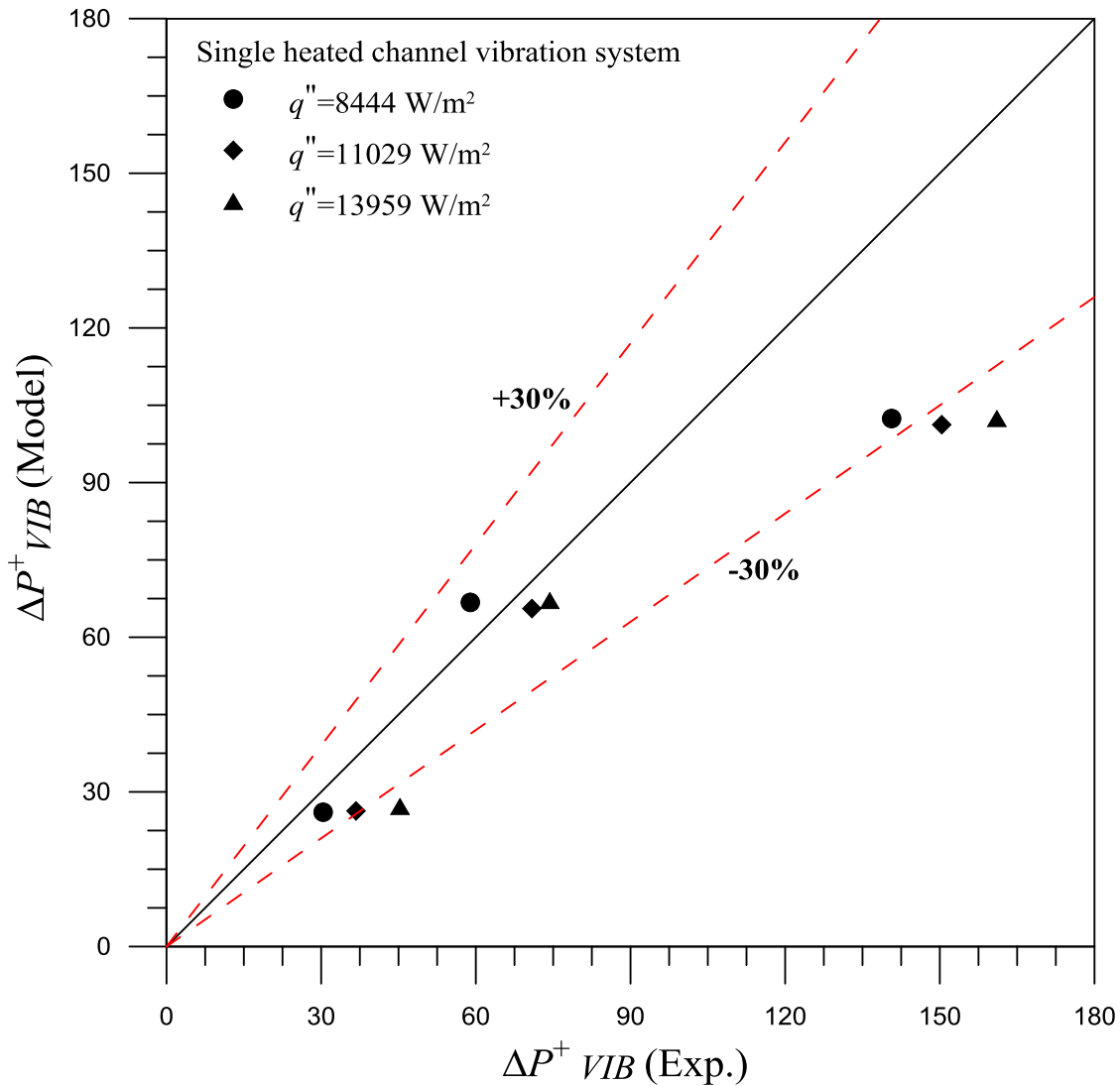


圖 3.1.2.8 不同熱通率下，表 3.1.2.1 所列單一沸騰雙相流通道垂直振盪系統之實驗數據與理論分析結果之比較。

圖 3.1.2.8 進一步比較表 3.1.2.1 所列單一沸騰雙相流通道垂直振盪系統之實驗數據與理論分析結果。其中，相對誤差定義為：

$$\text{Relative error} = \left| \frac{[\Delta P_{VIB}^+ (Model) - \Delta P_{VIB}^+ (Exp.)] \times 100\%}{\Delta P_{VIB}^+ (Exp.)} \right| \quad (3.1.2.32)$$

圖中結果顯示本研究之理論預測結果($\Delta P_{VIB}^+ (Model)$)與實驗數據值($\Delta P_{VIB}^+ (Exp.)$)相較，大部分的相對誤差落於 30% 內。這也說明本研究所採用外加作用力方法，可適當合理的評估外部垂直振盪所致的額外壓降。

(4) 平行通道沸騰雙相流環路震動實驗平台建立試驗

A. 實驗設備設計參數

本研究實驗設備之設計概念乃根據雙相流之尺度效應相似性，主要考慮了下列幾種相似

性設計參數，包括幾何相似性、動態特性相似性、及熱相似性等。設計所引用之理論關係式顯示於下表 3.1.2.2。

表 3.1.2.2 尺度效應相似性之重要關係式列表

幾何相似性:	熱相似性:
$\left[\frac{D_b}{D_H} \right]_R = 1$	$N_{sub} = \frac{\Delta h_{sub}}{h_{fg}} \left(\frac{\Delta \rho}{\rho_g} \right)$
動態相似性:	
$\left[\frac{v_r}{v_f} \right]_R = 1$	$N_{Zu} = \frac{4q L_h}{D_H v_{f,in} h_{fg} \rho_f} \left(\frac{\Delta \rho}{\rho_g} \right)$

如表 3.1.2.2 之方程式所示，尺寸效應乃考量流道內氣泡生成之尺寸對於流道通道尺寸之比值；而流體動態相似性則為雙相流相對速度與液態平均速度之比值；而流體熱效應相似性可以次冷數(N_{sub})與相變化數或朱伯數(N_{Zu})來描述測試雙相流條件之進口次冷度與相變化程度之相似性等。此部分設計於去年度單管沸騰通道實驗時曾經計算過，今年由於計畫要求須將單管擴充為平行通道，為了延續去年的實驗成果，因此本年度將沸騰流道擴充為相同直徑之雙管平行通道。雖然最大加熱功率可能受限於實驗大樓電源安全供應之安培數限制，然而根據先前的測試結果顯示，目前的設計熱通量已足以達到平行通道雙管皆沸騰之條件，因此本實驗將可順利達到規畫之平行通道沸騰條件以進行實驗。本年度除了沸騰雙相流平行通道之設計之外，實驗環路修改為平行沸騰通道系統仍需搭配相對應的強制震動與通道內熱流參數等量測，因此必須增加相關設備如壓力計、熱電偶溫度計、流量計、電導度空泡計、加速度計、及其他震動、分流、導流、散熱、安全支撐等結構等，亦須加以考量重新設計或修改，以確保重要參數順利量測與實驗測試安全之目的。

依循上述之尺度設計參數與概念，本研究今年將實驗設備擴充為平行通道沸騰雙相流環路系統，實驗平台之重要參數如表 3.1.2.3 所示。本列表中上半部為雙相流沸騰平行通道之相似性設計參數與系統條件及重要無因次參數等，下半部為實驗平台之設計極限值。因考量設備成本與設計條件限制等因素，本實驗尺度效應設計之相關參數已限縮至約 50%左右之可能誤差比例，其實相對於一般文獻上雙相流系統之實驗數據常見誤差範圍約為 30~50%或甚至可能更高之狀況，本研究在有限的經費條件下已經達到近似於實驗誤差之尺度設計偏差範圍，已屬一般實驗設計之可接受範圍內。另外，表列之本設備最大功率與最大熱通量部分屬於設備之最大輸出能力，實際操作實驗條件將依平行通道沸騰需求供應及電路安全操作條件限制。根據過去的測試條件顯示，平行通道發生沸騰所需之熱通量約為本極限值之 1/10~1/8 左右，因此本設備設計參數已符合實驗所需之要求。

表 3.1.2.3 平行通道沸騰雙相流環路震動實驗平台重要參數列表

系統參數	參考電廠	實驗平台	操作條件	參考電廠	實驗平台
壓力 (Bar)	72	1.0	流速比 (ε)	0.089	0.18

進口溫度 (°C)	287.2	80-100	直徑比 (ε)	0.21	0.42
等效管徑 (mm)	15	11.9	最大功率 (W)	n/a	2200
氣泡直徑 (mm)	3.2	5.0	最大熱通量 (W/m ²)	n/a	83300
雷諾數 (ε)	2.24x10 ⁵	3.15x10 ⁴	最大流量 (L/min)	n/a	11
次冷數 (ε)	0.65	1.37-55.1	最大流速 (m/s)	~ 2.0	1.93
緯伯數 (ε)	3.9	4.0	最大加速度 (g)	0	± 2.0
朱伯數 (ε)	4.72	3.46-23.1	振動頻率 (Hz)	0	0-2.0
			震幅 (mm)	0	40

B. 實驗設備建立與訊號校正

為延續上期計畫單管震動研究，本年度之平行沸騰通道震動實驗設備已經建立完成，平行通道系統之壓力、空泡、與溫度之訊號測試與校正也已進行完畢，平行沸騰通道之實驗測試將能更接近實際爐心燃料區之平行通道條件，將用以探討平行沸騰通道在給予不同的熱功率條件下，是否會有交互影響或引起系統流動之不穩定性。而強制震動所引發的影響也會持續追蹤觀察。以下將首先說明平行沸騰通道之設備及訊號校正狀況。

本年度實驗之加熱系統與散熱系統因沿續去年度計畫之設計概念予以擴建，故平行沸騰通道之總加熱量與散熱量同時須擴充約為兩倍。圖 3.1.2.9 顯示為散熱與溫度控制系統，上方為回流散熱管，是將沸騰通道加熱完之雙相流體散熱並藉由重力分離，將冷凝之單相液態流體導流至下方之恆溫水槽。而恆溫水槽可將回流之冷凝純水控制在設定之溫度，隨後再利用幫浦將其打入平行沸騰通道內進行加熱循環。

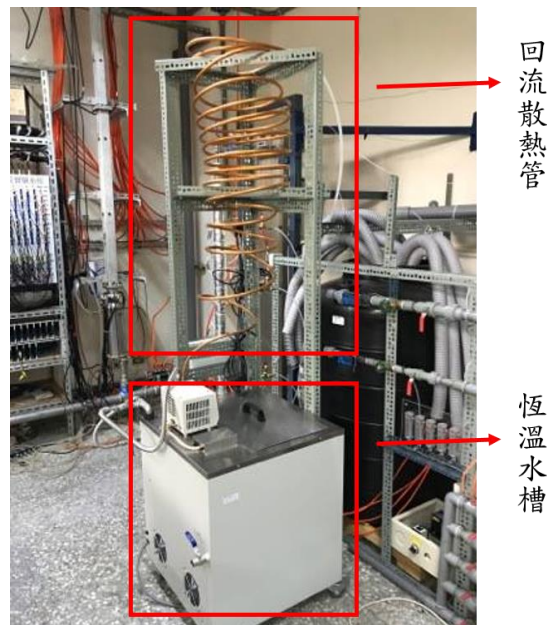


圖 3.1.2.9 恆溫水槽與回流系統之系統圖。

平行沸騰通道所需之電源控制板如圖 3.1.2.10 所示。因考慮到實驗室之電源限流與安全問題及局部加熱功率限制等需求，本計畫將加熱電源分成四個部分以分別獨立控制。如圖 3.1.2.10

所示，每一部分都有一個電源控制旋鈕，在操作實驗時可以控制輸入之電壓與電流並分別獨立量測於顯示器上，隨後可由電壓與電流推算出平行通道之加熱功率。

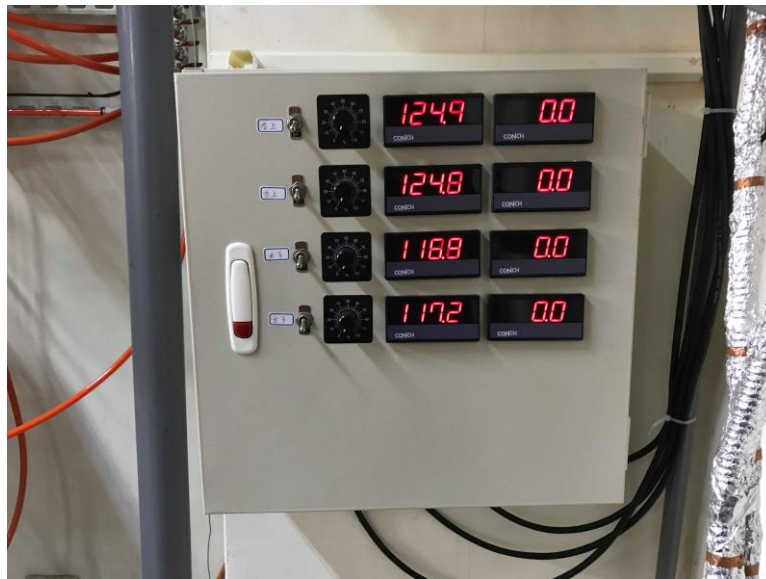


圖 3.1.2.10 加熱系統控制面板。

圖 3.1.2.11 左側為平行沸騰通道實驗設備圖。如圖所示可以看到各種管道與訊號探針的安裝皆已完成，訊號量測的部分包含 1 組加速度計、2 組空泡計、6 組壓力計及 14 組熱電偶，除了加速度計安裝在平行通道背後的震動平台上，其餘皆平均分配於兩通道上。由圖 3.1.2.12 所示，平行通道之間保持約 37cm 而總長為 190cm、管徑為 1.19cm，其中包含 128cm 的加熱區及約 34cm 的觀測區。

訊號探針的安裝位置可以看到 3 組壓力計分別安裝於加熱區的入口、中段及出口，而在壓力計同樣高度的位置上也有對應的溫度計。在平行通道之測試段軸方向上各有 7 組溫度計，因溫度計的數據量大，因此後面的分析僅選定加熱區入口、中段及出口等作為主要的分析位置，另外於平行通道的入水口也設置一組溫度計來量測進口溫度。空泡計位在觀測區，可觀測汽泡大小並比較空泡訊號即時比對，確認量測訊號品質。

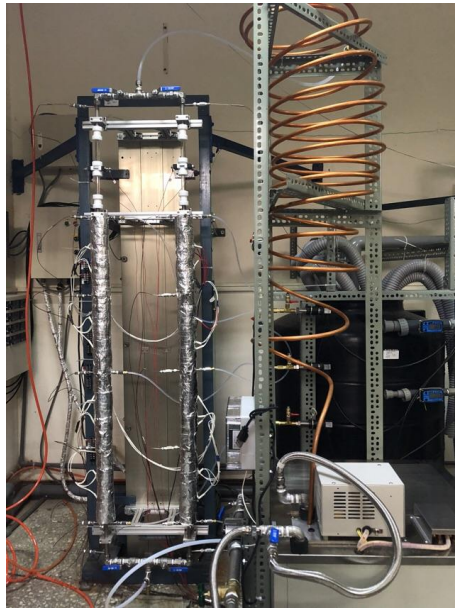


圖 3.1.2.11 平行沸騰通道系統圖。

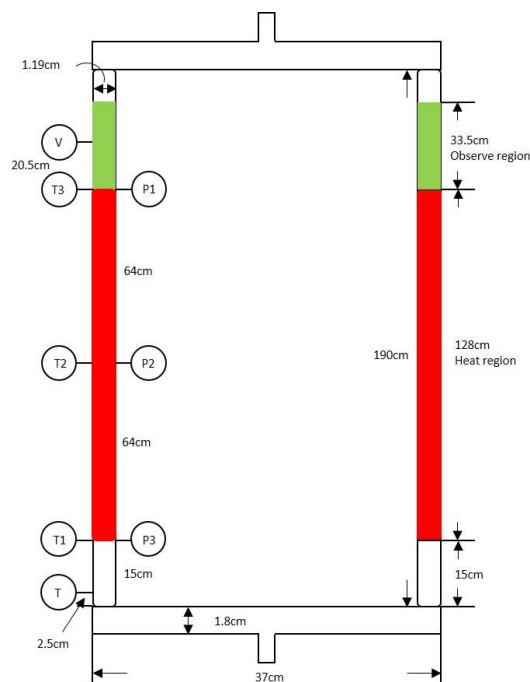


圖 3.1.2.12 平行沸騰通道結構尺寸簡圖。

圖 3.1.2.14 為壓力計訊號校正示意圖。當壓力控制在一大氣壓條件時，左圖顯示壓力計在校正前所顯示的壓力讀數皆不相同，然而實際壓力值應皆為 1 大氣壓。為了將壓力計之訊號以公式轉換成實際壓力，首先紀錄在 1 大氣壓下與在一固定水位高度下的壓力計之讀數可以得到在兩個已知情況下之實際壓力與壓力計顯示值，若以實際壓力為 y 值而壓力計顯示為 x 值可得到在二維平面上的兩個點，並以這兩點定義出一個線性轉換公式，因此各組壓力計之校正公式皆有些微差異，各壓力計之校正公式如表 3.1.2.4 所示。圖 3.1.2.13 之右圖為校正後之壓力計讀

數，結果顯示全部 6 組壓力計在校正後皆能較接近實際壓力，平均誤差可控制於±1%左右。

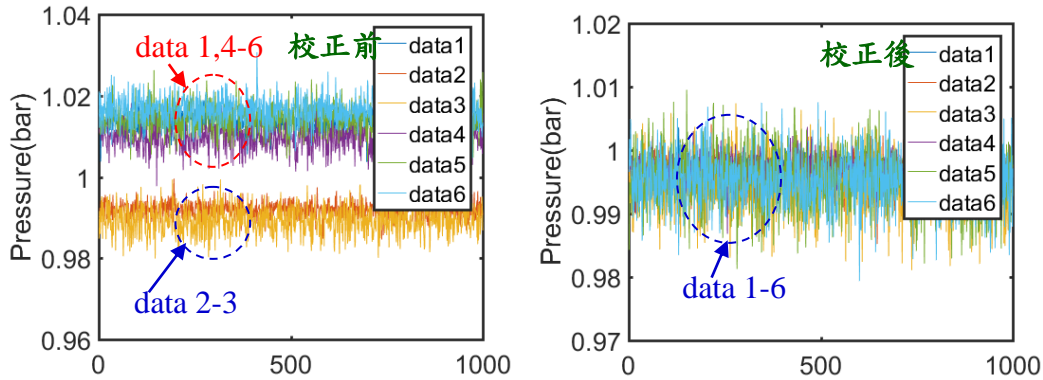


圖 3.1.2.13 壓力計訊號於校正前(左)與校正後(右)之壓力讀數。

表 3.1.2.4 壓力計校正公式

壓力計 1	$Y=0.5681X+2.1099$
壓力計 2	$Y=1.1406X-0.6719$
壓力計 3	$Y=1.2565X-1.2415$
壓力計 4	$Y=0.7553X+1.1741$
壓力計 5	$Y=1.2208X-1.2167$
壓力計 6	$Y=1.2153X-1.1951$

C. 實驗條件與結果分析

本實驗之測試條件如表 3.1.2.5 所示，共有 12 種不同的測試條件，Case 1-6 組為不等功率加熱條件，控制右管熱通量皆大於左管，此六組測試亦可再分為低功率(Case 1-3)及高功率(Case 4-6)加熱條件，每批可再細分出 3 種不同振動情況(振動頻率: 0-1.6Hz)；而 Case 7-12 組則是等功率加熱條件，類似前六組的控制條件，本批測試條件也包含高低功率以及 3 種不同振動情況；Case 13-15 組為不等功率加熱且產生了系統不穩定的情況。實驗進行方式為開啟加熱器後待流體發展至穩態再以電腦持續記錄 120 秒，紀錄的流體特性包含其壓差、溫度及空泡分率，而壓差指的是在加熱區入口及出口的壓力差，而溫度則是針對加熱區出口流體溫度記錄，此外，測試系統在有無振動條件下的加速度值也全都記錄下來提供後續分析。

表 3.1.2.5 平行通道沸騰雙相流震動實驗測試條件

Case	進口水量(LPM)	進口水溫(°C)	左管熱通量(W/m ²)	右管熱通量(W/m ²)	振動頻率(Hz)
1	3	88	6645.39	7523.08	0
2	3	88	6645.39	7523.08	1.05
3	3	88	6645.39	7523.08	1.6
4	3	88	8923.21	9947.18	0
5	3	88	8923.21	9947.18	1.05
6	3	88	8923.21	9947.18	1.6
7	3	87.5	7108.73	7108.73	0
8	3	87.5	7108.73	7108.73	1.05
9	3	87.5	7108.73	7108.73	1.61
10	3	87.5	12712.1	12712.1	0
11	3	87.5	12712.1	12712.1	1.05
12	3	87.5	12712.1	12712.1	1.61
13	2.2	90	9558.0	10454.0	0
14	2.2	90	9558.0	10454.0	1.06
15	2.2	90	9558.0	10454.0	1.62

圖 3.1.2.14 至圖 3.1.2.28 為各組實驗 0 到 10 秒間各特性之暫態圖。圖 3.1.2.14 至圖 3.1.2.16 為 Case 1-3 的實驗數據，實驗條件僅差異在震頻率而其他條件皆相同，首先在壓差方面，Case1 在無振動(頻率=0)條件下壓差大致保持在 0.1bar 且並無明顯振盪，而 Case2 及 Case3 的壓差在有強制振動條件下明顯產生振盪，且在頻率越高時振盪也越劇烈，由此可見壓差與強制振動有很高的關聯性，此外，兩管壓差之變化也呈現同相的震盪的情況。溫度部分由於右管熱通量較大故右管皆較左管高 1°C 左右，當在振動條件不同的情況下，暫態圖並無法直接顯示出溫度受強制振動影響而產生振盪。在空泡方面，Case3 之兩管空泡明顯呈現同相的振盪的情況，在 Case2 上亦看得出有些微的振盪，說明空泡也受到強制振動的影響，但對比於壓差的狀況，關聯性較為低些。

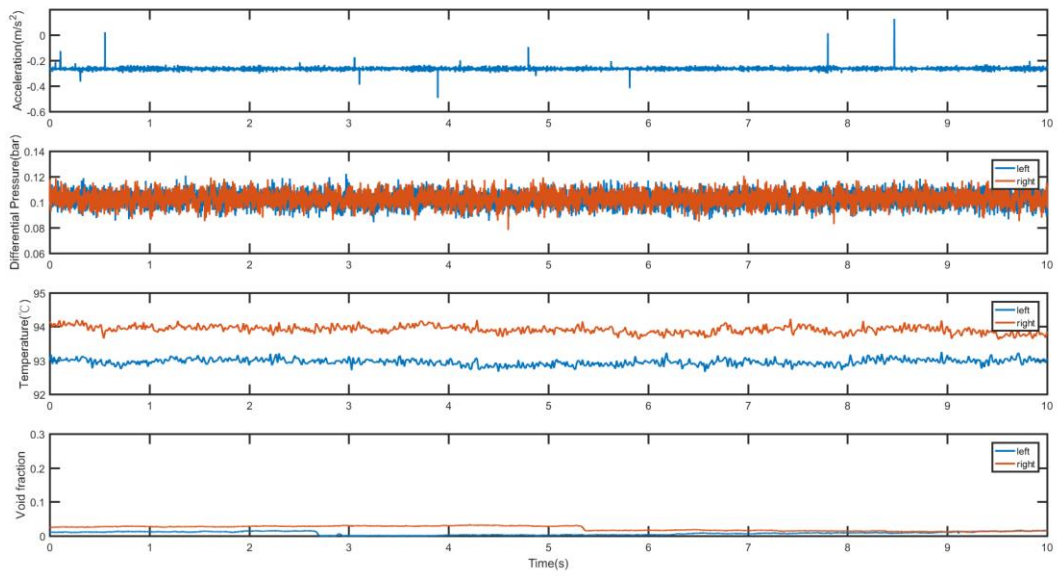


圖 3.1.2.14 Case 1 實驗結果之暫態圖

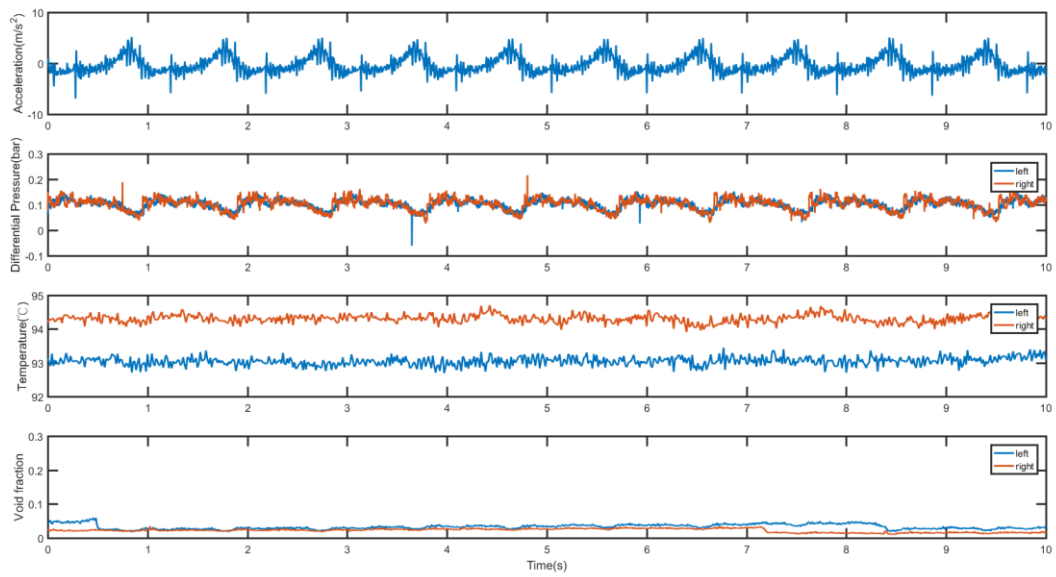


圖 3.1.2.15 Case 2 實驗結果之暫態圖

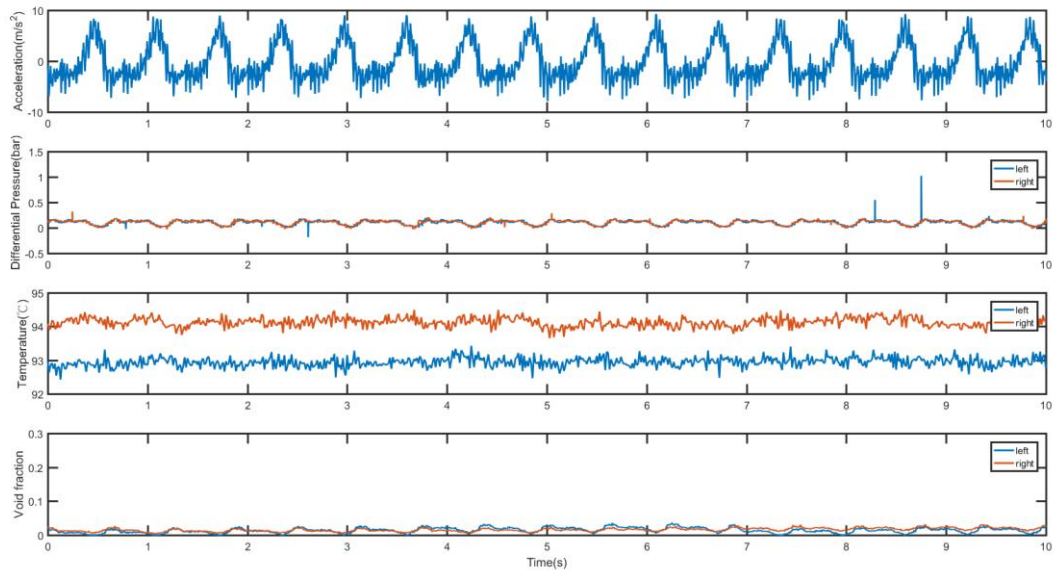


圖 3.1.2.16 Case 3 實驗結果之暫態圖

圖 3.1.2.17 至圖 3.1.2.19 為 Case 4-6 之暫態圖，與前面三組相比熱通量相對較高，不過空泡並沒有大幅提高的情況，推測此熱通量尚未使流體達到沸騰點，故汽泡並不多，不過由 Case 6 可以看到空泡結果與 Case 3 相似，兩管空泡呈現同相振盪的情況，但有強制振動條件的 Case 5 並沒有明顯振盪，進一步推論可能強制振動頻率越高會使空泡振盪越明顯，抑或是 1.6Hz 的頻率與整個系統頻率較為相近等兩種可能。此外，在壓差與溫度方面測試結果與前三組相似，壓差明顯隨著強制振動變化，而溫度的變化較多高頻小幅震盪，可能須進一步利用頻譜或統計分析來判斷溫度與強制振動的關聯性。

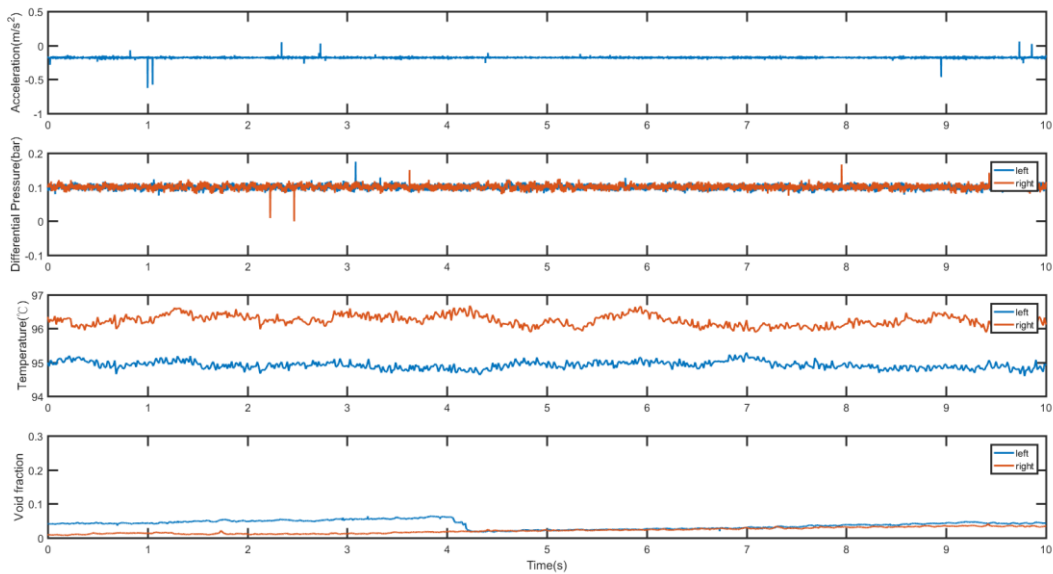


圖 3.1.2.17 Case 4 實驗結果之暫態圖

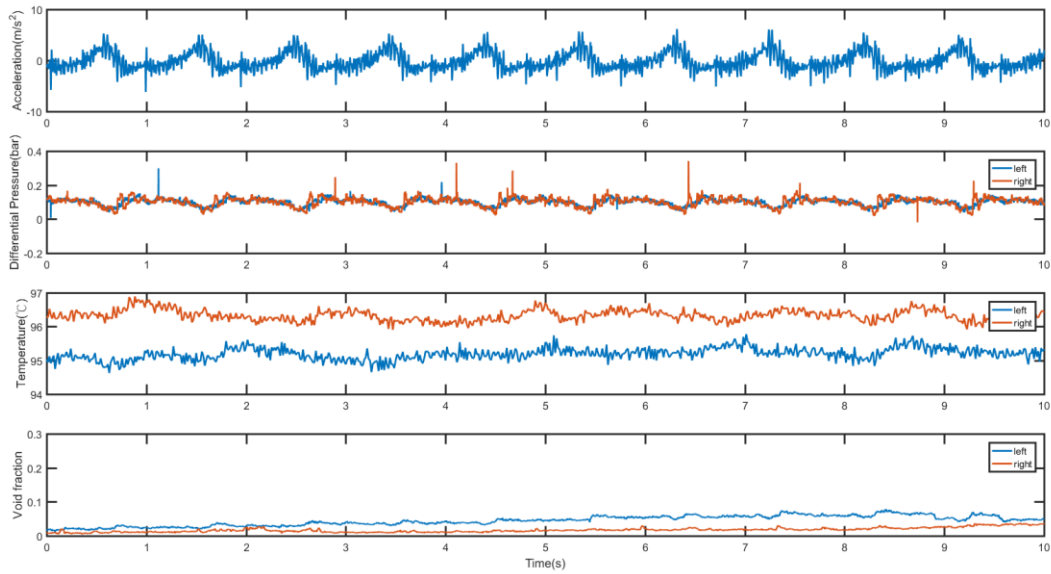


圖 3.1.2.18 Case 5 實驗結果之暫態圖

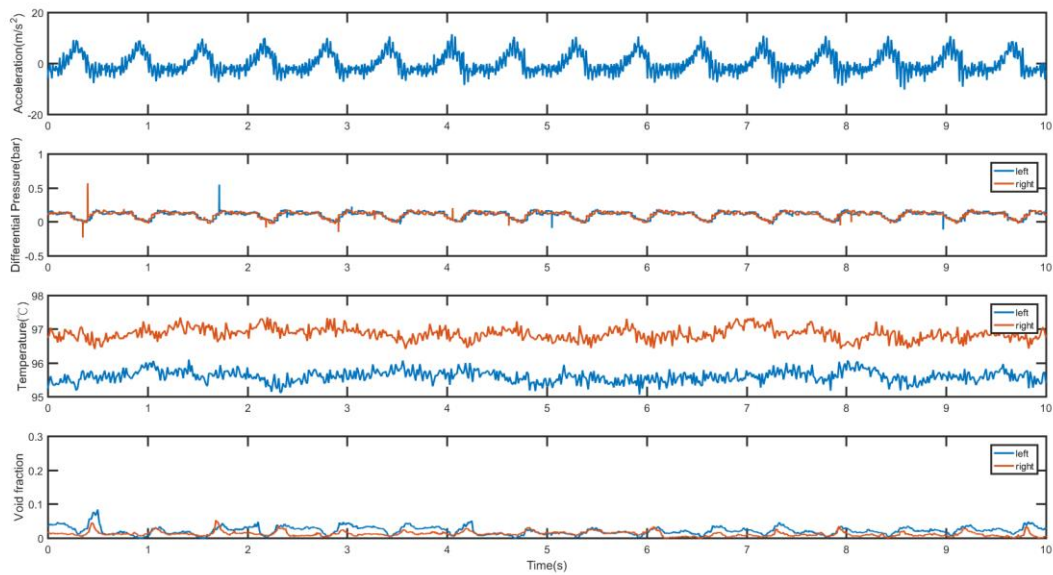


圖 3.1.2.19 Case 6 實驗結果之暫態圖

圖 3.1.2.20 至圖 3.1.2.22 為 Case 7-9 的實驗結果，與前六組測試條件不同的地方是左右兩管熱通量相同，為等功率加熱條件。在壓差方面，兩管壓差隨著強制振動而有同相振盪的情況；在溫度方面，雖然為等功率加熱，但兩管流體溫度平均差值仍然些微差距；而從溫度暫態圖來看亦無法明顯看出溫度受強制振動之影響，僅發現兩管溫度差異隨著振動頻率增加而有接近的趨勢；在空泡方面，由此三組數據顯示振動頻率在 1.6Hz 的情況下，兩管有明顯的同相空泡振盪情形。

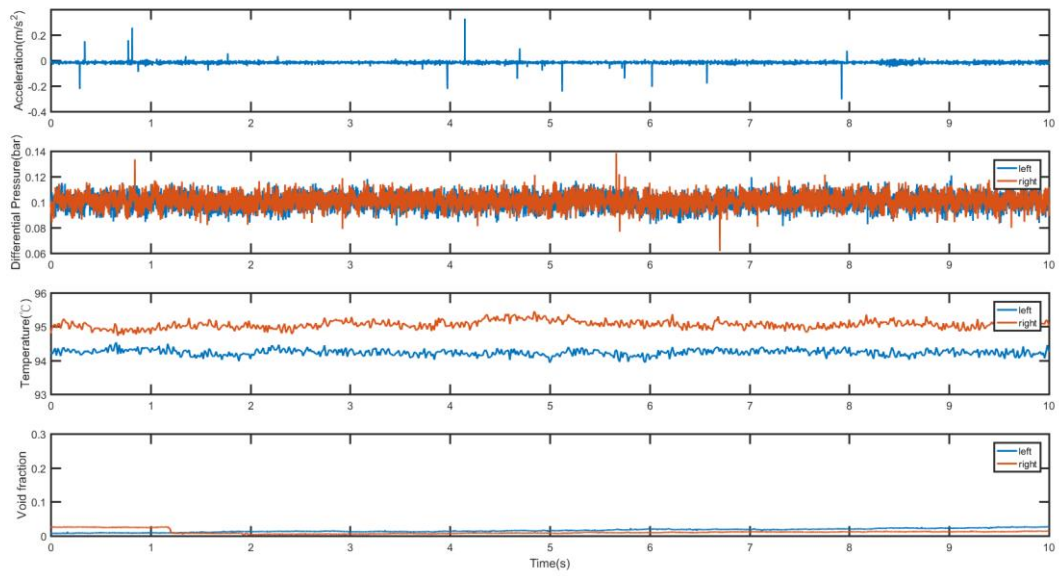


圖 3.1.2.20 Case 7 實驗結果之暫態圖

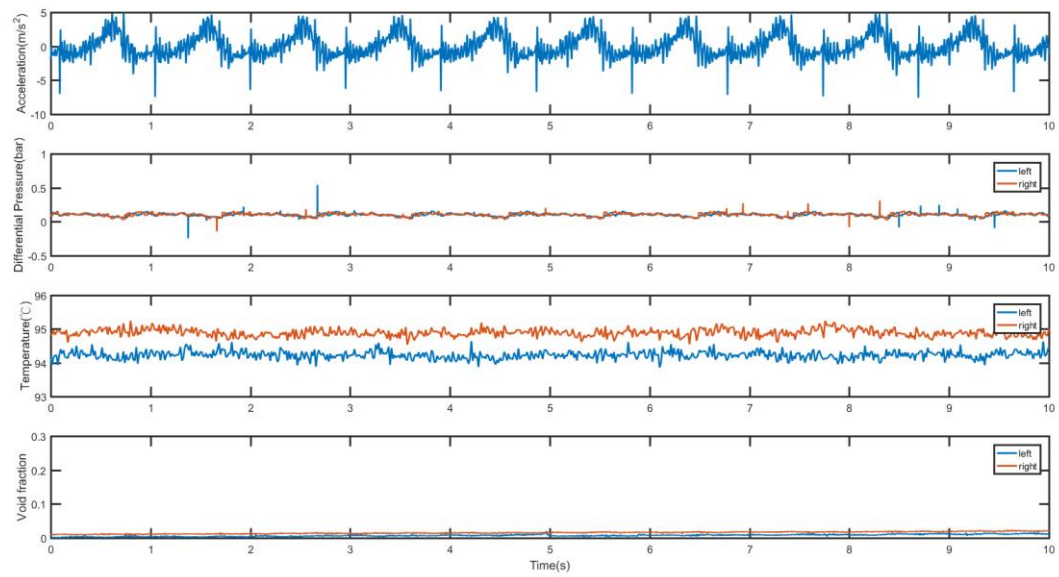


圖 3.1.2.21 Case 8 實驗結果之暫態圖

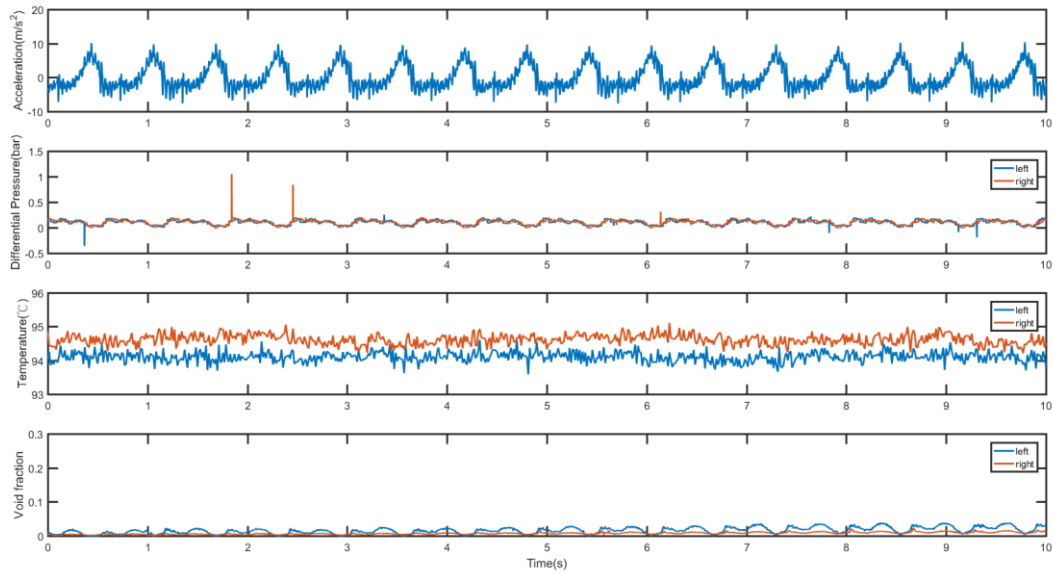


圖 3.1.2.22 Case 9 實驗結果之暫態圖

圖 3.1.2.23 至圖 3.1.2.25 為 Case 10-12 的實驗結果，實驗條件為等功率加熱且為高功率的條件，壓差隨強制振動作同相振盪，溫度亦能看出隨著振動頻率增加，兩管溫度差異逐漸縮小；在空泡方面，在 Case 12 的暫態圖上有較明顯的同相振盪，與前面幾組實驗數據的結果都非常類似。

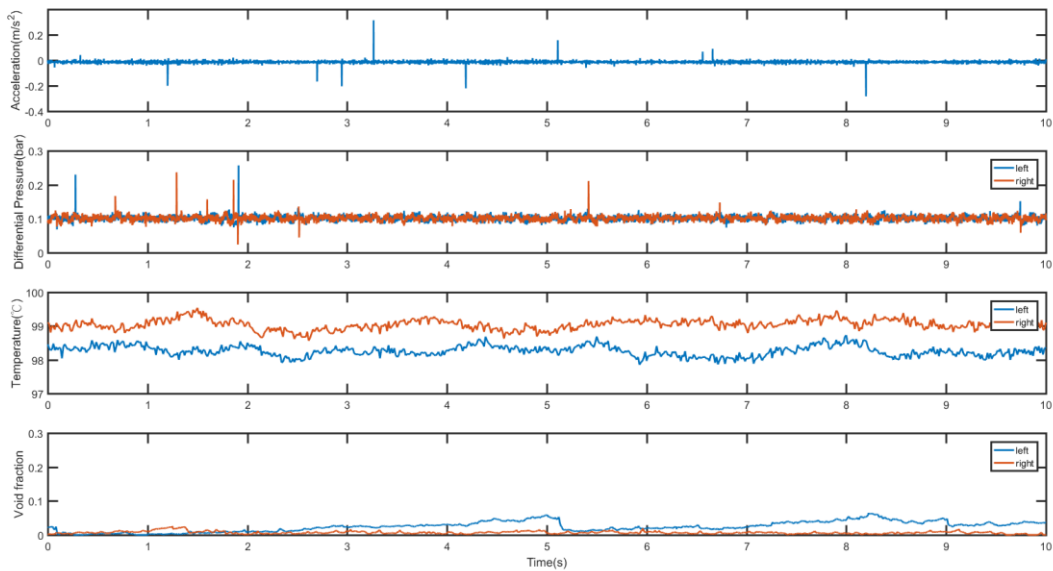


圖 3.1.2.23 Case 10 實驗結果之暫態圖

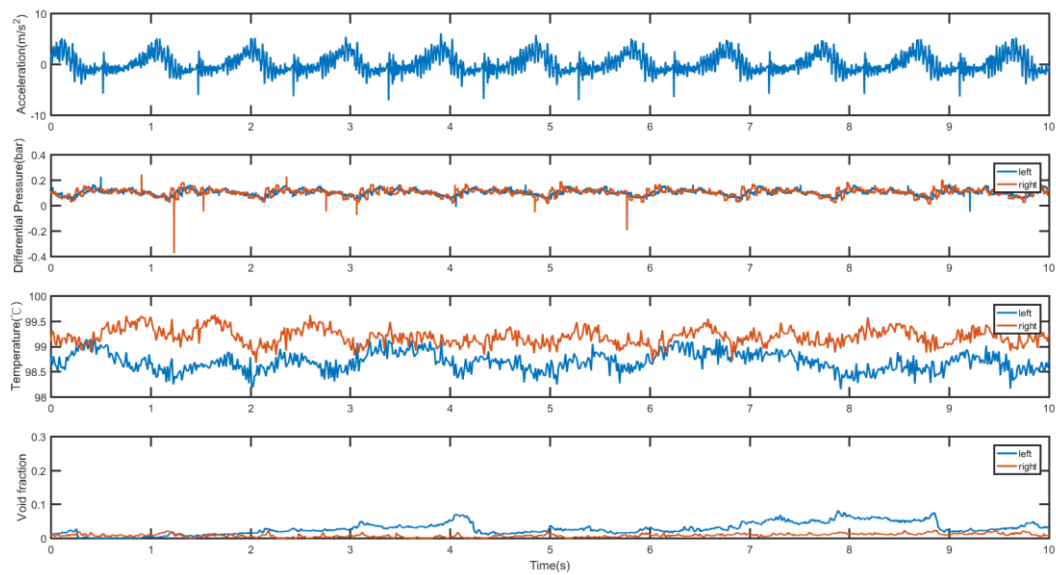


圖 3.1.2.24 Case 11 實驗結果之暫態圖

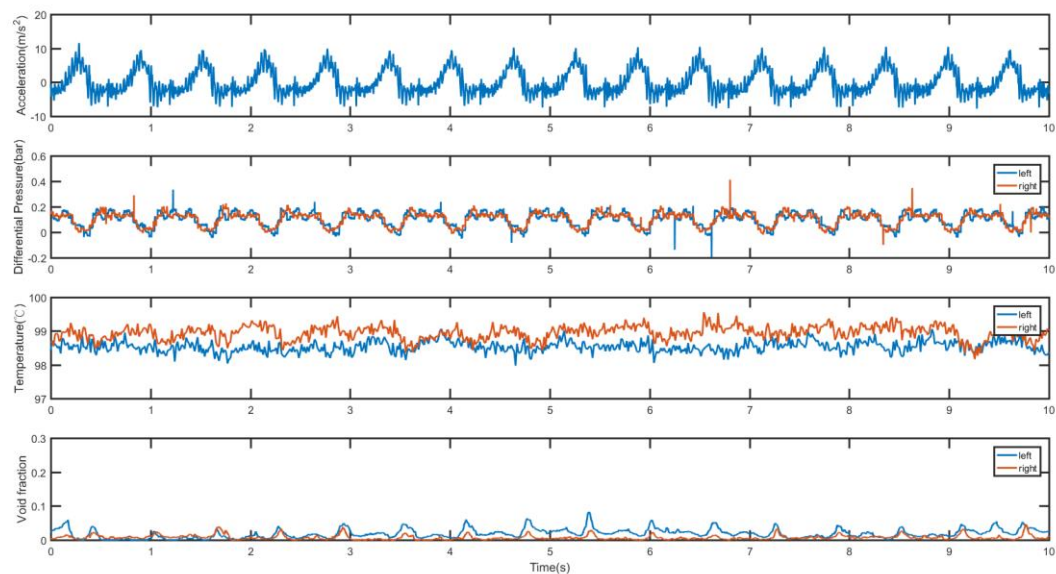


圖 3.1.2.25 Case 12 實驗結果之暫態圖

圖 3.1.2.26 至圖 3.1.2.28 為 Case 13-15 的實驗結果，由暫態圖可見加速度與壓差與前幾組實驗結果並無太大的差異，然而溫度與空泡發展卻有極大的不同。由於不穩定的發生導致汽泡會先產生在其中一管，使此管空泡大量增加，此時因雙相流壓降增加導致另一管的次冷液態流量增加與空泡降低，因此水溫出現一高一低的情況，然而流量增加又會導致流阻上升，因此流速再降低因而空泡分率再次上升，此等不穩定現象隨著時間經過兩管的空泡及溫度會相互震盪且具固定頻率。因不穩定性的現象相對強烈，強制震動對壓降的可顯示於暫態圖上，而空泡與溫度影響在暫態圖上將對較不明顯，需進一步分析以確定強制震動效應。

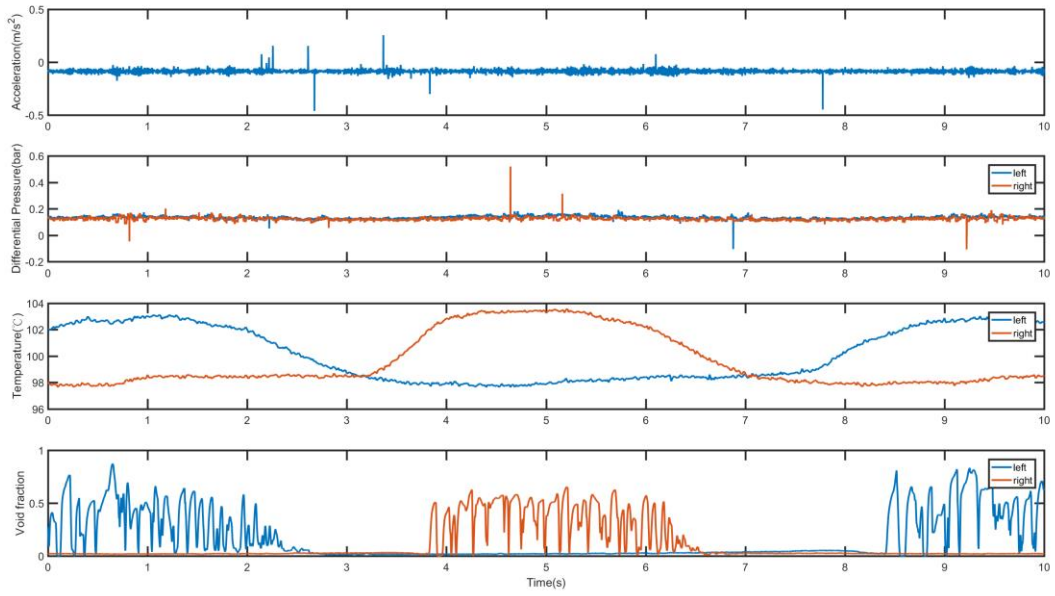


圖 3.1.2.26 Case 13 實驗結果之暫態圖

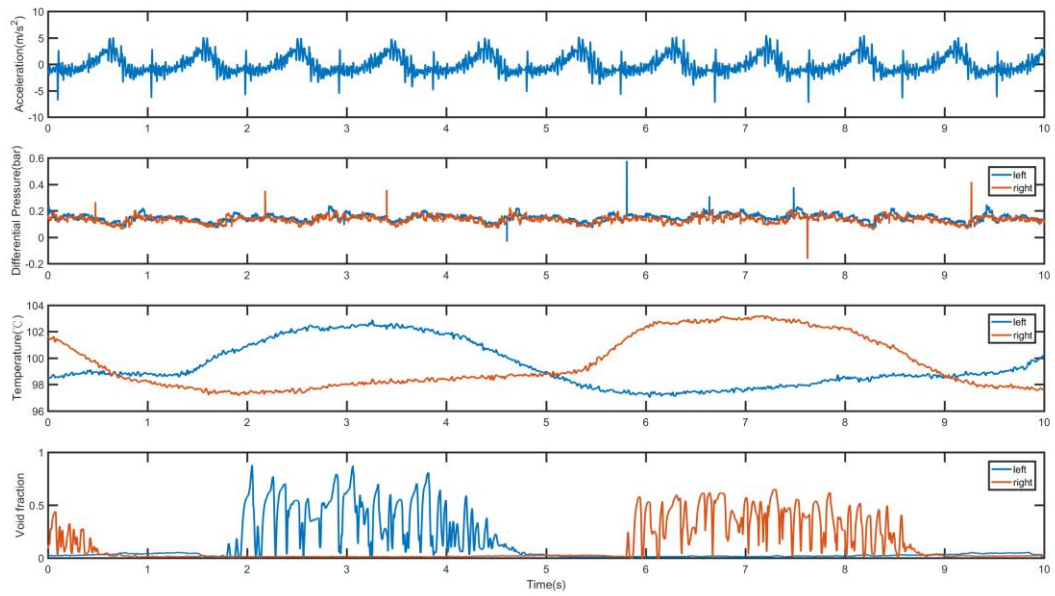


圖 3.1.2.27 Case14 實驗結果之暫態圖

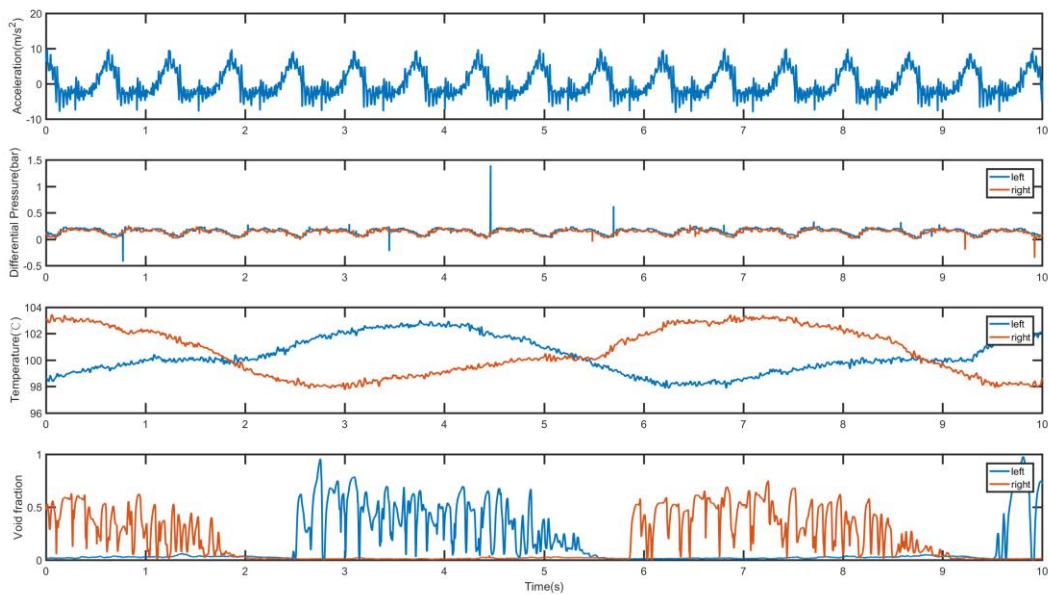


圖 3.1.2.28 Case15 實驗結果之暫態圖

圖 3.1.2.29 至圖 3.1.2.33 為流體壓差、溫度、空泡分率之平均值(average)及標準差(standard deviations)與振動頻率(frequency)之關係圖，振動條件主要分為三種：無振動(0Hz)、1Hz 及 1.6Hz，故平均值與標準差皆為三組實驗結果一起比較，而標準差可用來代表參數之振盪幅度的統計大小。

圖 3.1.2.29 與圖 3.1.2.30 分別為 Case 1-3 與 Case 4-6 的關係圖，此 6 組皆為不等功率的加熱條件，首先平均壓差不論有無振動皆保持在 0.1，但因振盪幅度隨著加速度變化故標準差隨之增加，顯示強制震動直接影響壓差的現象。在溫度部分，平均溫度在受到強制振動的條件下有微幅增加的趨勢，但並不顯著，但在標準差上就有明顯隨著頻率增加而上升，顯示溫度震盪幅度明顯受到強制振動影響。而在空泡部分，平均值並沒有因強制振動而有明顯的變化，但標準差卻在有強制振動時的情況下有下降的趨勢，不過其變動範圍僅在 0.01 左右，因其大小與誤差範圍相當，尚難以證明空泡振盪幅度因強制振動而縮小，不過由圖 3.1.2.16 與圖 3.1.2.19 之空泡暫態圖可以顯示在 1.6Hz 振動下，空泡的振盪受垂直震動影響而具有明顯規律性。

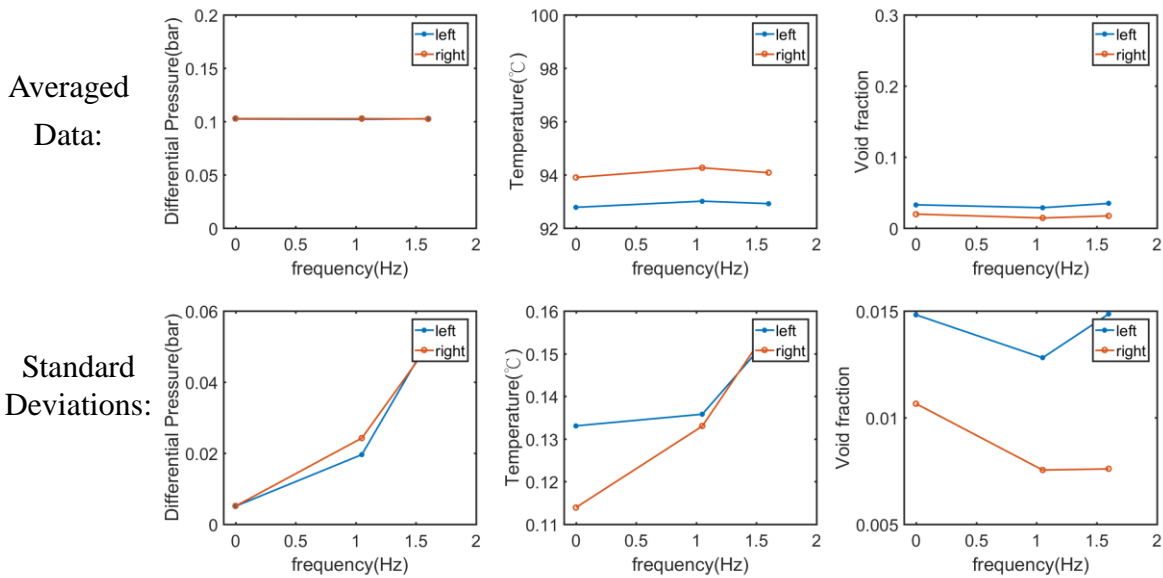


圖 3.1.2.29 Case 1-3 實驗結果平均值(上)與標準差(下)

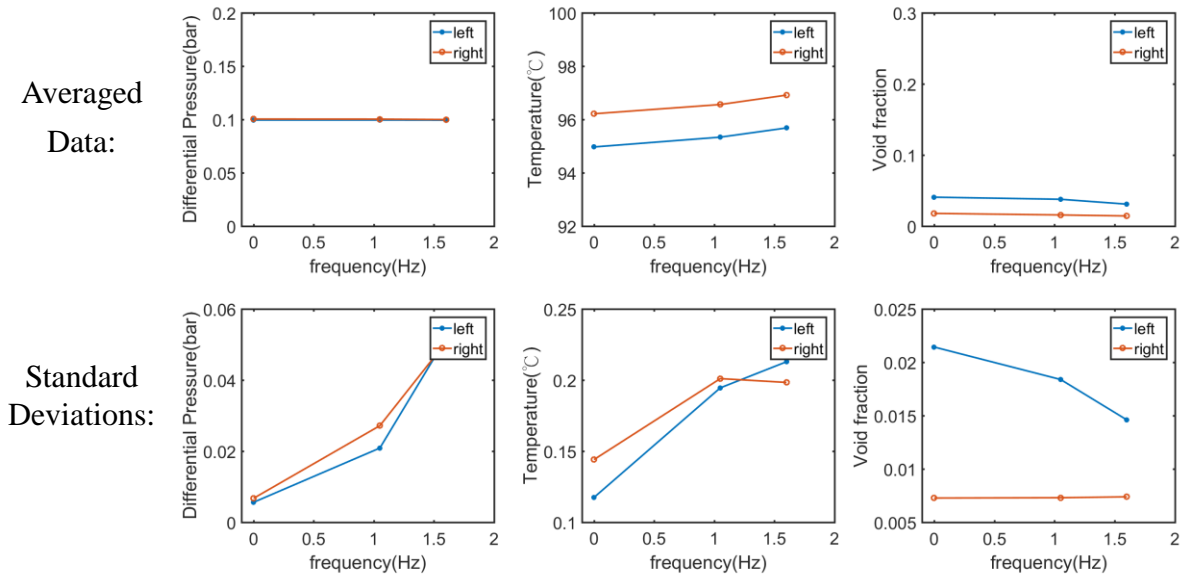


圖 3.1.2.30 Case 4-6 實驗結果平均值(上)與標準差(下)

圖 3.1.2.31 與圖 3.1.2.32 分別為 Case 7-9 與 Case 10-12 的結果圖，此六組則屬於等功率加熱條件。在壓差部分，與前六組相似，平均值不受振動頻率影響，而標準差隨頻率上升而提高；在溫度部分，平均溫度與前六組不同的是在受到強制振動下略為下降，然下降幅度相對小，尚在可能誤差範圍內；而溫度之標準差在受到強制振動的情況下有明顯提高，說明溫度振盪幅度因強制振動而增加；在空泡部分，平均值沒有明顯的變化，標準差則隨著振動頻率增加有些微上升，不過其變化幅度僅約為 0.01，故如前六組結果相似，此變化仍在可能誤差範圍內。此外，暫態圖的部分也顯示在頻率 1.6Hz 時，空泡受到垂直振盪而較有規律。

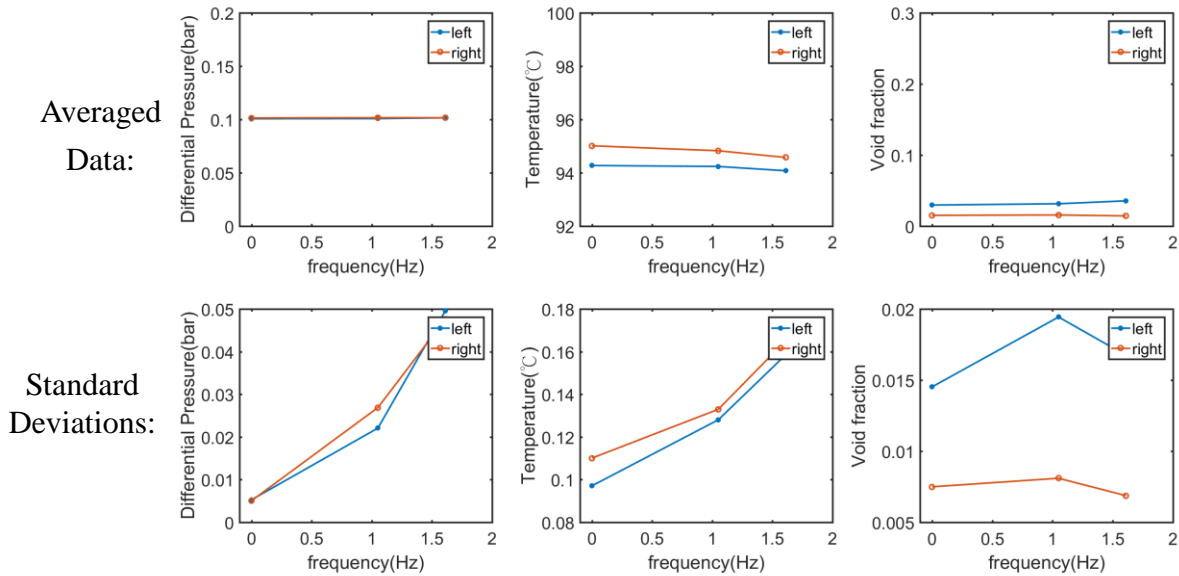


圖 3.1.2.31 Case 7-9 實驗結果平均值(上)與標準差(下)

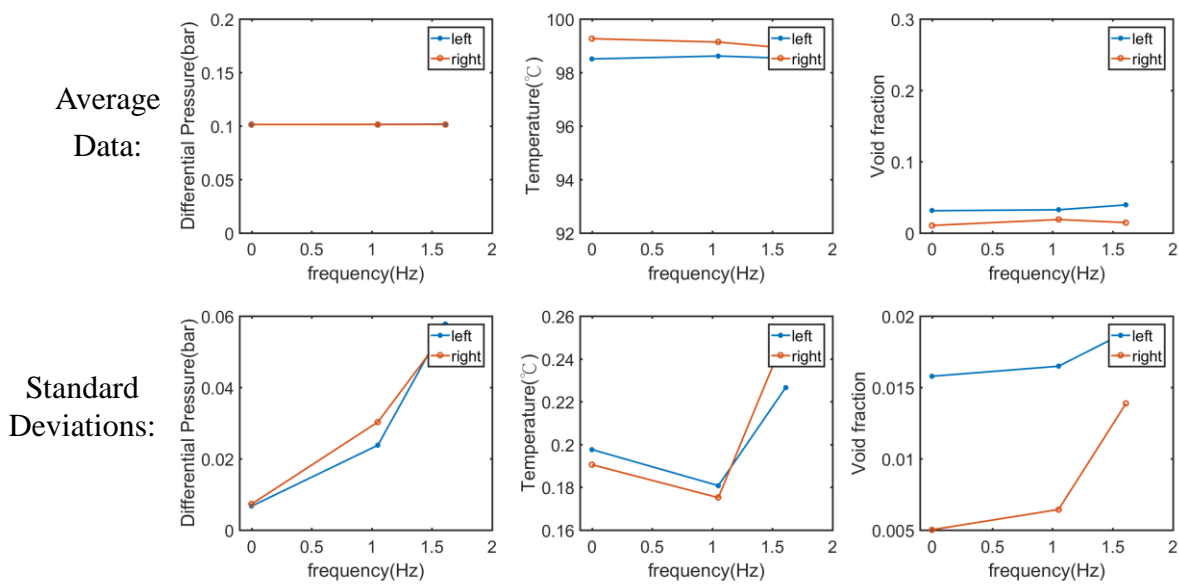


圖 3.1.2.32 Case 10-12 實驗結果平均值(上)與標準差(下)

圖 3.1.2.33 為 Case 13-15 的關係圖，當平行沸騰通道發生不穩定狀況受到外部強制震動時，首先在兩管壓差、溫度與空泡的平均值方面，隨著震動頻率增加皆略有上升的趨勢。而在震盪幅度方面，壓差與空泡分率的標準差值皆隨著震動頻率增加而上升；然而溫度的標準差卻隨著振動頻率增加下降。以上溫度與空泡之震盪標準差隨著外加振動而上升或下降皆因不穩定性狀態而較前幾組實驗數據大了一個級距(order)左右。

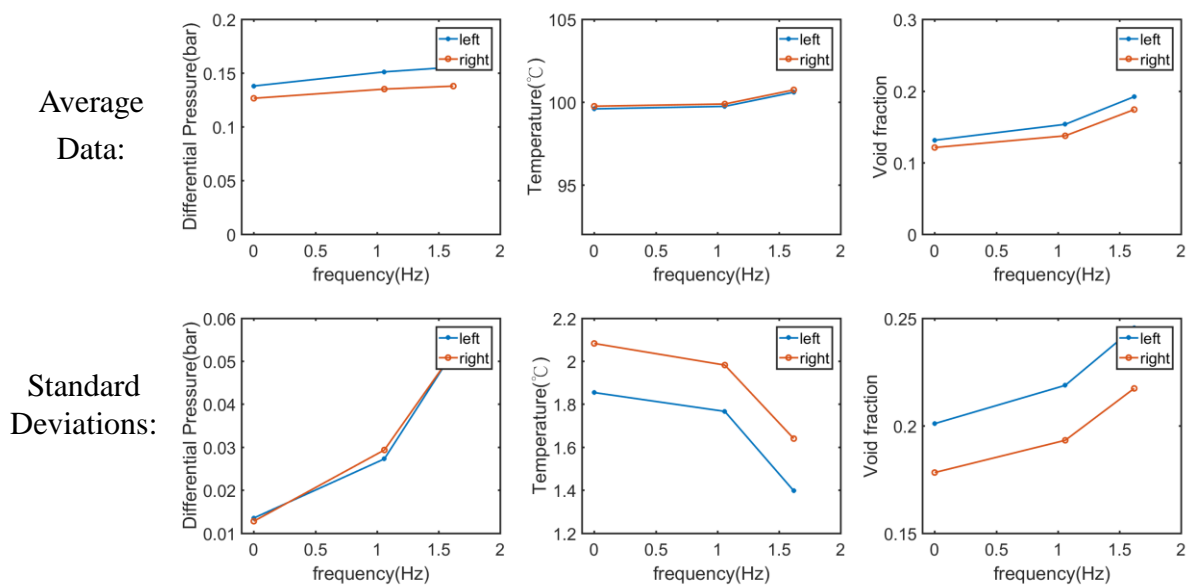


圖 3.1.2.33 Case 13-15 實驗結果平均圖(上)與標準差(下)

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之實作

本計畫於 106 年引進感測器偵選法則的概念，並修正了數據擷取情狀，使得設計基準事故分類及決策輔助系統的辨識成功率進一步提升至 98.48%。今年的計畫目標是將此系統布建於現場可程式邏輯閘陣列(field programmable gate array, FPGA)平台上，並與核三廠 PCTran 電廠模擬程式整合，以實現一無作業系統與操作軟體之輔助系統，來避免因微處理器或軟體共因失效所造成的衝擊，提升辨識系統安全性。另外，為因應核三廠運轉員給予本計畫之建議，我們修正了關於冷卻水流失事件的辨識目標，從以往的辨識破口位置(冷端或熱端)轉為辨識事件的破口面積大小之等級(小破口、中破口或大破口)，使辨識系統更加貼近運轉員的需求。由驗證結果顯示，此一基於 FPGA 平台之辨識系統，不僅能即時偵測肇始事件的發生，辨識出未知肇始事件的類別，即便是遭遇未訓的未知事件，也能正確地將其區隔開來。另外，平均花費 3.0824 秒可得到辨識結果。以下為 107 年度計畫的工作要點：

- (1) 國外 FPGA 相關技術應用於核能領域之文獻收集與研讀；
- (2) 運用 FPGA 布建事故辨識及舒緩決策輔助系統；
- (3) 事故辨識及舒緩決策輔助系統與電廠模擬系統整合；
- (4) 事故辨識及舒緩決策輔助系統之功能驗證及系統性能評估。

上述工作項目皆已按時完成。在接下來的報告，我們將就研究背景、各項工作要點及具體成果進行說明。

3.1.3.1 背景簡介

肇始事件發生時，電廠內感測器量測的讀值會發生劇烈的變動並觸發警報，透過警報，運

轉員可察知電廠正處於異常狀態，並啟動緊急處置措施。現行的異常處置方式，以啟動緊急救援設施為主，目的在於解決電廠當下所呈現的異常徵狀(symptom)為主，故又被稱為「徵狀導向 (symptom-oriented)」解決法。另一方面，若能有一輔助系統，協助找出造成警報作響的根源(例如：肇始事件)，並針對此根源採取對應的措施，則可更確切地排除問題，此作法被稱作為「事件導向 (event-oriented)」法。一般而言，不同類別的肇始事件發生時，電廠內各感測器的量測訊號會有不同的「圖樣」呈現，故使用圖形辨識(pattern recognition)技術為基礎的肇始事件辨識系統變得可行[1]。基於此技術之辨識系統，以特徵萃取器(feature extractor)及匹配器/分類器(matcher/classifier)為核心，當中的特徵萃取相關演算法，為本計畫前幾年的一個工作要項，並有多種演算法被提出。另外，為讓辨識系統可更有效地區分出所有可能的肇始事件，我們盡可能地從 PCTran 模擬程式中揀取合適的感測參數來使用，揀定的原則，則以其在電廠中的感測器所測量的數值為主。但大量的感測器，會造成過多的數據量及重複的訊息，使得偵測與辨識的工作變得困難，故在原先以圖形辨識技術為基礎的系統架構上，我們在 106 年提出了感測器選定(sensor selection)的這個構件，用以自動篩選出具鑑別力的監控訊號，並實際用於肇始事件辨識的應用上。一般，在開始進行肇始事件辨識前，須讓辨識系統知道電廠已有異常事件發生，它才會開始擷取量測數據並進行辨識。本計畫先前依文獻建議的跳機(reactor scram)作為事件偵測的指標[2]，但某些對於電廠影響較輕微的事件，會需要相當長的時間才會引起跳機，使得跳機前存有諸多對辨識有助益之資訊將被嚴重忽略，故以跳機作為偵測指標，並不是一個最佳的選擇。為解決這個問題，我們發展出一肇始事件偵測演算法，藉由假設檢定 Hotelling's T^2 法來偵測異常事件的發生，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事件。這些要件，組成了一個完整的辨識系統架構，其交互關係可見圖 3.1.3.1。

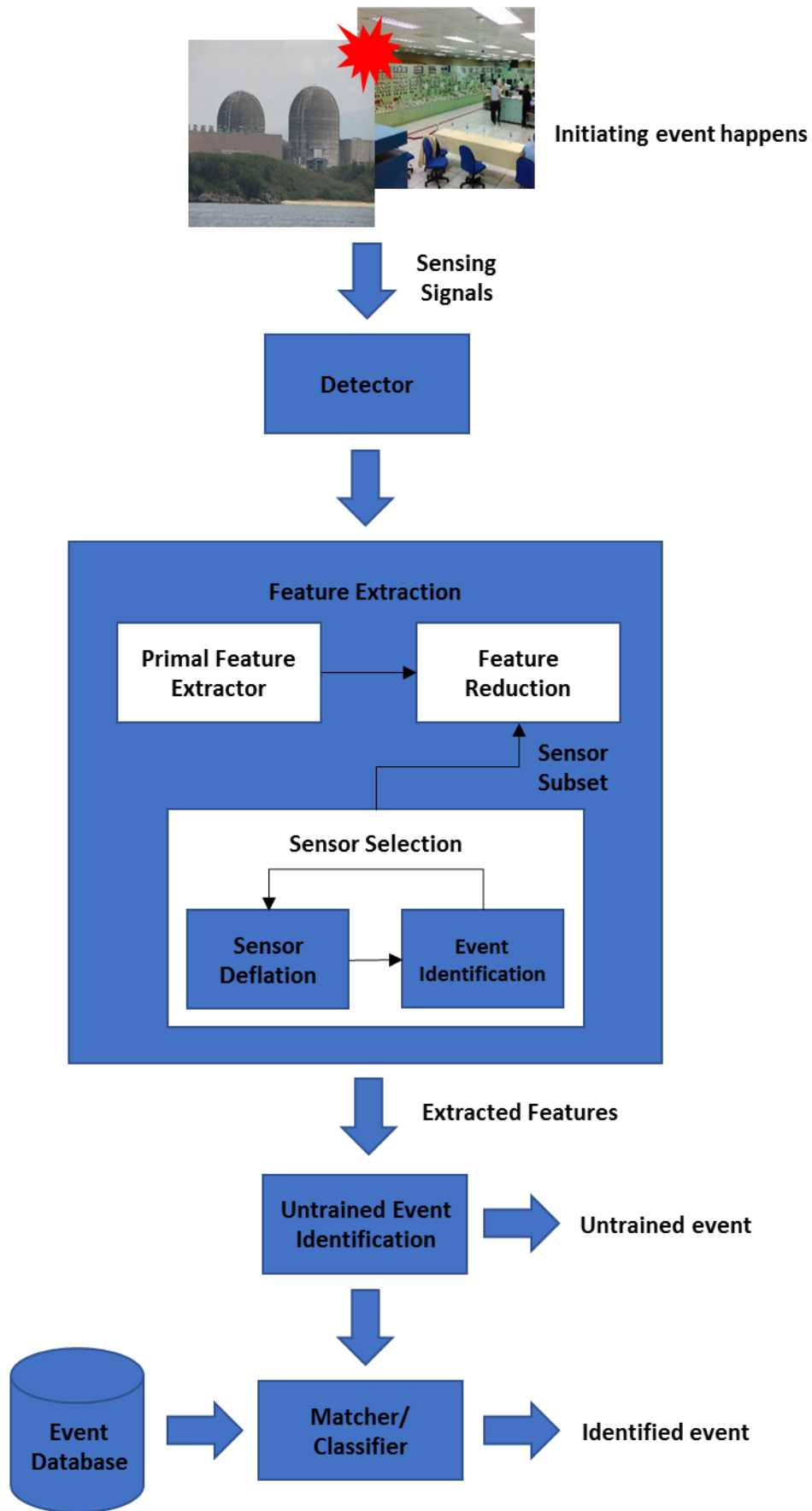


圖 3.1.3.1、肇始事件辨識系統運作流程圖。

今年計畫的要點，是將功能已發展完善的自動化肇始事件偵測及辨識系統相關演算法，布建於 FPGA 平台上。大量電腦化作業及數位化技術進步，核電儀控設施數位化早已是必然趨勢，然而目前國際上已通過認證與請照程序的全數位化、分散式控制與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，卻都是約是 20 年前的產品及水準，套用此類數位式儀控設施，須投入大量人力來因應軟體共因失效的問題。而採用無作業系統及操作軟體的 FPGA 建構核電廠內安全與非安全相關系統的數位儀控設施，可避免因微處理器及軟體所造成不確定因素的缺失、當機與軟體共因失效，並強化核電廠的安全性[3]。憑藉著 FPGA 建置軟體的便利性及硬體速度優勢，本計畫前幾年所發展的演算法被即時(real time)執行變為可能。為實際驗證基於 FPGA 之事件辨識系統的實行性，我們也將所完成之系統與電廠模擬系統進行整合並進行一連串測試。

接下來的章節，我們將針對過去幾年所發展之事件辨識系統中的每個構件所需的相關演算法，進行簡單的介紹。第三章針對 FPGA 做簡要性說明，並在第四章對如何將各演算法佈建於 FPGA 進行詳述。為因應運轉員去年對事件辨識系統所提的精進建議，我們亦更改了辨識想定，並徹底地進行所需驗證，其結果呈現於第五章。以 FPGA 為執行平台的自動化肇始事件偵測及辨識系統之整體性能測試結果及 FPGA 上運行的程式碼，則分別列於第六章及第七章，並在最後進行研究結論。

3.1.3.2 肇始事件辨識系統說明與相關演算法簡述

本計畫欲開發的自動化肇始事件偵測及辨識系統，經這幾年的發展，已臻完善與全面。我們於 104 年建構出初步系統架構，105 年開始嘗試了各種「特徵萃取器」及「分類器」，尋找最有利於辨識的「特徵萃取器」與「分類器」的組合。106 則更進一步加入「感測器偵選法則」及「偵測器」的概念，使辨識系統的辨識成功率獲得進一步的改善，而偵測器的部分則採用異常偵測演算法偵測到電廠異常的時間點來取代跳機(reactor scram)做為肇始事件已然發生的指標，最後再建置「未訓事件類別辨識演算法」，讓系統有能力判斷測試事件是否屬於系統資料庫內所存有的類別。根據前幾年的研究結果，若辨識系統以「感測器種類區塊投影法 (sensor type-wise block projection, stBP)」萃取訊號特徵並搭配「循序向前選擇法 (sequential forward selection, SFS)」挑選具辨識力的感測器，經過留一交叉驗證法(leave-one-out cross-validation)後，可達到 95.54% 的辨識率。若採用「跳機前後 30 秒」這個數據擷取情狀，以「主成分分析 (principal component analysis, PCA)」萃取特徵值搭配「可縮減循序向前選擇法 (deflatable sequential forward selection, dSFS)」挑選感測器，可達到 98.48% 的高辨識率。因今年計畫的要點工作是將相關的演算法建置於 FPGA，故在此章節我們會先對上面所提及的演算法進行扼要的說明，使得讀者能有一個清楚的概念，至於每個構件的細節，則請參閱我們歷年計畫的結案報告[4-6]。

1. 系統資料庫建置 (Event Database)

針對電廠模擬情境訂定與電廠參數選定，我們仍舊沿用 104 年之規劃，其目的為能與過去三年一致的標準下進行系統驗證。電廠參數的細項，可參閱 104 年計畫期末報告的表 3.1.3.2。電廠設定在在燃料周期(fuel cycle)運作至中期的情況下，且維持全功率運轉。至於資料庫的建

置，本計畫研究團隊曾於 106 年 9 月赴核三廠與運轉員討論肇始事件偵測及辨識系統相關議題，並獲其建議，當中有關於資料庫所需的肇始事件的選定，他們認為若辨識系統能判斷出冷卻水流失事件(Loss of Coolant Accident, LOCA)的破口面積大小，會比判斷 LOCA 的破口位置(例：冷端或熱端)所帶來的

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 (小破口)			
破口位置	破口面積 (cm ²)	破口位置	破口面積 (cm ²)
冷端(Cold Leg)	20	熱端(Hot Leg)	20
	40		40
	60		60
	80		80
冷卻水流失事故 (中破口)			
破口位置	破口面積 (cm ²)	破口位置	破口面積 (cm ²)
冷端(Cold Leg)	100	熱端(Hot Leg)	100
	200		200
	300		300
	400		400
	500		500
	600		600
	700		700
冷卻水流失事故 (大破口)			
破口位置	破口面積 (cm ²)	破口位置	破口面積 (cm ²)
冷端(Cold Leg)	800	熱端(Hot Leg)	800
	900		900
	1000		1000
	1100		1100
	1200		1200
	1300		1300
	1400		1400
	1500		1500
	1600		1600
	1700		1700
	1800		1800
	1900		1900
2000	2000		
圍阻體內蒸氣管破裂		圍阻體外蒸氣管破裂	

破口面積 (cm ²)			
100	1100	100	1100
200	1200	200	1200
300	1300	300	1300
400	1400	400	1400
500	1500	500	1500
600	1600	600	1600
700	1700	700	1700
800	1800	800	1800
900	1900	900	1900
1000	2000	1000	2000
蒸汽產生器管束破裂(迴路 A)			
破口面積 (%)			
100			
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 AB 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			

幫助要來得多。原因在於，目前運轉員面對 LOCA 冷端或熱端破口事件，所採取的緊急措施是相似的，但對於破口面積大小的不同，則須依據冷卻水的流失量來決定緊急注水系統的注水量，方可使電廠所受到的損害降到最低。故別於以往，今年我們更改了冷卻水流失事故的辨識項目，使辨識系統有能力分辨出 LOCA 的破口面積大小等級。我們採用安全度評估(probabilistic risk assessment, PRA)的相關文獻[7]中，LOCA 小破口、中破口及大破口的破口面積範圍的定義，並模擬出所需數據來建置事件資料庫。破口面積的定義一般以圓形面積來計算，並以直徑

為 3/8 吋、2 吋及 6 吋的圓作為區分小破口、中破口及大破口的分界。若破口面積小於 3/8 吋的直徑圓，則該事件僅被視為管路洩漏事件，不被視為 LOCA；若破口面積介於 3/8 吋及 2 吋的直徑圓，則為 LOCA 的小破口事件；破口面積介於 2 吋及 6 吋的直徑圓，為 LOCA 的中破口事件；而破口面積大於 6 吋的直徑圓，則被視為 LOCA 的大破口事件。本研究將直徑為 3/8 吋、2 吋及 6 吋的圓的面積單位轉換成平方公分，分別為 0.71、81.07、729.66 平方公分。再依據上文所敘述肇始事件的選定標準及 LOCA 的破口定義，利用核電廠模擬程式 PCTran 來模擬出所需要的肇始事件數據，這些肇始事件詳列於表 3.1.3.1。其中，事件類別一至事件類別六，會包含多種破口大小的事件(當中類別五的破口面積單位為”%”，其意義在 PCTran 內被定義為一根完整的蒸汽產生器熱交換管發生完全破管，此情況為破口面積為 100 %)，以期能貼近日後實際情況。

2. 偵測器及數據擷取作法 (Detector and Data Collection Scheme)

肇始事件發生的當下，須有一個異常指標，讓辨識系統知道該去擷取數據，來開始事件辨識的工作。本計畫過去曾採用跳機做為指標[2]，但對某些較為輕微的肇始事件，須經過一長段時間才會引起跳機，這便衍生出一個問題，即事件實際發生的時間點至引發跳機的時間點，這段時間最能辨別該事件的關鍵訊號變化或特徵會被上述的數據擷取作法給忽略。為解決此問題，我們提出了兩種作法：(1)擷取跳機前 30 秒之數據與(2)發展異常偵測演算法，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 秒的數據來供事件辨識。

異常偵測演算法的部分，我們採用一多變量假設檢定法。 H_0 假設為穩定運轉下的訊號，僅由電廠訊號 $\mathbf{s}_n[t]$ 與背景雜訊 $\mathbf{w}_0[t]$ 所組成；而 H_1 假設則含有肇始事件發生時所帶來的變化 $\mathbf{s}_{ie}[t]$ 。令 $\mathbf{x}[t]$ 為時間為 t 時，電廠中 n_s 個感測器的讀值，則檢定的目的在於試驗它是屬於下面的哪一種假設：

$$\begin{aligned} H_0 : \mathbf{x}_0[t] &= \mathbf{s}_n[t] + \mathbf{w}_0[t] \\ H_1 : \mathbf{x}_1[t] &= \mathbf{s}_n[t] + \mathbf{s}_{ie}[t] + \mathbf{w}_1[t] \end{aligned} \quad (3.1.3.1)$$

當中的 $\mathbf{w}_0[t]$ 與 $\mathbf{w}_1[t]$ 有著相同的統計特性，代表感測器之量測雜訊。偵測要點在於測試某個時間點 t 的當下，系統所量測到的訊號是否屬於 H_0 (以假設檢定中的 Hotelling's T^2 方法為基礎，利用 T^2 值是否超過我們所設定的閾值(threshold))。若是，即代表電廠處於穩定運轉；若否，則說明有肇始事件的發生。異常偵測演算法的應用，其詳細演算流程與數學推衍可參考本計畫先前的研究成果[8]。

3. 特徵萃取器 (Feature Extractor)

特徵萃取器是肇始事件辨識系統的核心構件之一，主要目的在去除電廠監控參數的原始數據中所包含的量測雜訊以及多餘資訊所帶來的影響。我們在過去曾針對積分法(integrator)、離散小波變換(discrete wavelet transform, DWT)、主成分分析等方式進行探討，並提出感測器種類區塊投影法來萃取量測訊號的特徵值。以下將針對今年度我們欲布建到 FPGA 上的特徵萃取演

算法：主成分分析及感測器種類區塊投影法來進行說明。

3.1 主成分分析 (Principle component analysis, PCA)

PCA 是機器學習領域裡常見的特徵萃取演算法，常被用於數據降維(dimension reduction)。此方法希望能在空間中找到一個或數個投影軸(向量)，在將某組數據投影上這些軸所構成的子空間，可以保留此組數據的最大變異量，而這些投影軸，一般被稱作主成分(principal component)。為了要找出電廠某一個感測器感測數據的主成分，須先收集不同肇始事件下，其所量測的數據 \mathbf{x}_i (每個訊號有 n 個取樣點)，接著透過(3.1.3.2)式算出共變異數矩陣(covariance matrix) \mathbf{G} ，並對該矩陣進行特徵值分解(eigenvalue decomposition)可得：

$$\begin{aligned}\mathbf{G} &= \frac{1}{M} \sum_{i=1}^M (\mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}})(\mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}})^T \in \square^{n \times n}, \\ &= \mathbf{W}\mathbf{\Lambda}\mathbf{W}^T\end{aligned}\quad (3.1.3.2)$$

其中 $\bar{\mathbf{x}}$ 是為訓練資料 ($\mathbf{x}_i, i=1, 2, \dots, M$ ，假設有 M 筆肇始事件) 的算術平均數， \mathbf{W} 包含從 \mathbf{G} 分解出來的特徵向量(eigenvector)， $\mathbf{\Lambda}$ 為對角線矩陣，其對角線上的元素為每個特徵向量所對應到的特徵值(eigenvalue)。透過取出 \mathbf{G} 中對應到最大特徵值的幾個特徵向量，我們可獲得此筆數據的主成分向量。接著，將此感測器所擷取的數據投影至主成分上，即可得到 PCA 特徵，用以作為辨識的特徵值(feature) \mathbf{c}_i ：

$$\mathbf{c}_i = \mathbf{U}^T (\mathbf{x}_i - \bar{\mathbf{x}}), \quad (3.1.3.3)$$

其中 \mathbf{U} 是由主成分向量所堆疊成的一個矩陣[9]。

3.2 感測器種類區塊投影法 (sensor type-wise Block Projection, stBP)

多重感測器間的空間關聯性，也就是核電廠內部感測器分布的幾何資訊，可用來作為事件辨識的依據。但現存文獻中所使用到的特徵萃取演算法，如：積分法、離散小波轉換和主成分分析等，每一感測器的特徵值都是獨立地被萃取的，此舉忽略此一重要資訊。為了能擷取出多重感測器之間的空間資訊，並保有現存特徵萃取法於每一感測器量測訊號中所獲得的時域資訊，我們發展出了感測器種類區塊投影法[9]。此方法在進行特徵萃取前，會先將電廠眾多的感測器，依據其量測的物理量(例如：壓力、溫度、流量...等)進行分群。假設有 m_p 個壓力感測器，每一感測器的量測訊號有 n 個取樣個數，則第 i 個肇始事件的壓力感測器訊號區塊可被表示成 $m_p \times n$ 的矩陣 \mathbf{X}_i^P 。假設，現存有一維度為 n 的單位向量 $\mathbf{v}^P \in \square^{n \times 1}$ ，則壓力感測器訊號區塊 \mathbf{X}_i^P 的特徵值(feature)在感測器種類區塊投影法裡，可透過下列轉換來擷取：

$$\mathbf{y}_i^P = (\mathbf{X}_i^P - \bar{\mathbf{X}}^P) \mathbf{v}^P, \quad (3.1.3.4)$$

其中 \mathbf{y}_i^P 為萃取出來的特徵向量(feature vector)，而 $\bar{\mathbf{X}}^P$ 則是 M 個訓練壓力感測器訊號區塊

(pressure sensor data block)的平均值：

$$\bar{\mathbf{X}}^P = \frac{1}{M} \sum_{i=1}^M \mathbf{X}_i^P. \quad (3.1.3.5)$$

至於一個合適的向量 \mathbf{v}^P 的決定，則可透過最大化所擷取出特徵值的總散射矩陣(total-scatter matrix)來達成，其詳細作法可參閱我們的研究成果[9]。

4. 分類器 (Classifier)

本系統所採用最近鄰居法(k-Nearest Neighbor, KNN)最為事件分類器。其主要概念為計算測試資料與所有已知類別訓練資料之間的相似度(本研究採用歐基里德距離(Euclidean distance)[10])，並找尋前 k 筆相似度最高的訓練資料(也就是歐基里德距離最短的前 k 筆訓練資料)，再根據這些相似度較高的訓練資料的類別來判斷測試資料的最後的種類為何。舉例來說，若 k 設定為 3，且我們有紅與藍兩類數據，若三筆中有兩筆資料是紅色，則測試資料就會被歸類成紅色。最近鄰居法最大的優勢在於其計算量相小，可節省運算資源。

5. 感測器偵選法則 (Sensor Selection)

面對核電廠眾多感測器所產生的大量數據，縱使經過特徵萃取法，已可初步擷取數據中具鑑別力的特徵，但為再去除不必要的資訊，以減少分類器辨識時的負擔，我們於 106 年計畫中又進一步發展出感測器偵選法則，來預先挑選出對辨識最有幫助的感測器。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選取合適的感測器組合。在我們的研究中「循序向前選擇法」及「可縮減循序向前選擇法」已被驗證能找出最具辨識力的感測器，而其詳細說明可參照我們的成果[9]。在佈建辨識系統於 FPGA 上時，我們可直接使用上述最佳化演算法預先所挑選之感測器的數據來進行辨識。

6. 未訓事件類別判別演算法

辨識系統一般會依據事件資料庫內的資訊，將每一未知待測事件歸類於其中的某一類別。即使此待測事件實際上並不屬於資料庫內的任一類，也會被強迫歸類到與當中事件最相似的一類，導致有連結的情況發生。這個可由圖 3.1.3.2 的例子來解釋，當中有三類數據分布於二維平面上，分別用圓形、菱形及正方形來代表。因為星號標記在特徵空間的歐基里德距離與正方形最近，使得分類器最終會將其判定為類別三，也就是正方形。為防止此類誤判情形發生，進而造成運轉員的誤動作，在辨識工作前，我們須先判斷此待測事件是否屬於在訓練資料中的某一類別。不屬於資料庫當中的任何一類的事件，可被視為離群值(outlier)，而針對離群值的區分，我們採用了文獻中常見的四分位距法(interquartile range, IQR)來達成[11]。四分位距是統計學研究資料中變量分散情形的一種方法，其定義是所有資料的第三四分位數(Q_3)與第一四分位數(Q_1)之間的差距，其中第一四分位數指的是所有數值由小到大排列後第 25% 的數字，而第三四分位數指的是所有數值由小到大排列後第 75% 的數字。但因為，本研究中的每一筆肇始事件都是以一向量來描述，而非簡單的數值，所以要將為離群值偵測的方法帶進我們的應用，我們

參照了機率神經網路方法[12, 13]，計算了每一筆資料屬於某一事件類別的機率，若待測資料屬於未知類別，則其屬於資料庫內各類別的機率一定都的，我們便可接藉此來判定其為未訓事件，詳細做法及推導可參考[5, 8]。

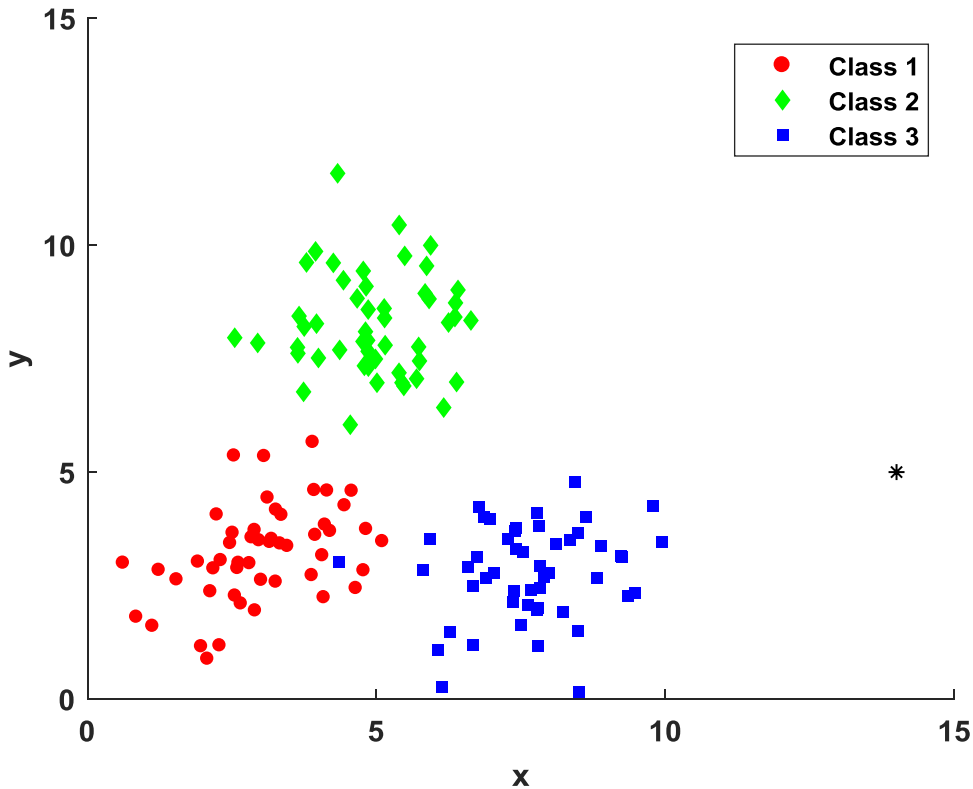


圖 3.1.3.2、離群值示意圖。

3.1.3.3 FPGA 簡介及其在核能領域上的應用

1. FPGA 簡介

FPGA 是在 PAL[14]、GAL[15]與 CPLD[16]等可程式邏輯裝置的基礎上進一步發展的產物。它同時也是特殊應用積體電路(application-specific integrated circuit, ASIC)領域中的一種半訂製(semi-custom)電路，既解決了全訂製(full-custom)電路的不足，也克服了原有可程式邏輯裝置電路數有限的缺點。而全訂製電路的劣勢在於晶片完成後，用戶已無法自行變更線路與邏輯配置，而相較於全訂製電路，半訂製電路有著用戶能夠自行配置部分線路與邏輯的優點。故 IC 設計工程師可以根據需求，把 FPGA 內部的邏輯塊(logic block)依據需求連接起來，這就好像一個電路試驗板被放在了一個晶片裡。一個出廠後的 FPGA 成品，其邏輯塊和連接可以按照設計者的需要而改變，所以 FPGA 可以用來實現所需要的功能。

本研究中所使用的開發平台為 Zedboard(見圖 3.1.3.3)，搭載了 Xilinx Zynq™-7000 晶片。圖 3.1.3.4 為 Zynq 晶片的簡化架構圖，主要由兩大部分所組成：

- (1) 處理系統(processing system, PS)：由雙核 ARM Cortex-A9 處理器所構成，支援軟體程式 (software routine)或作業系統；
- (2) 可程式邏輯(programmable logic, PL)：等同於 FPGA，用來實現高速邏輯、算術和資料流子

系統(data flow subsystem)。

此外，它還具備了記憶體(memory)、各種周邊裝置(peripheral devices)和高速通訊介面(high-speed communication interfaces)。再者，PL 和 PS 之間的連結，採用了工業標準的進階可擴展介面(Advanced eXtensible Interface, AXI)連接方式來連結。

根據上述提到的概念，我們可以進一步將 Zynq 的架構用圖 3.1.3.5 來表示。圖 3.1.3.5 中 PS 內含有 ARM Cortex-A9 處理器及記憶體，其中處理器可以被視作是硬體系統的核心；軟體系統(software system)可以在處理器上運行，一般這個軟體系統是由應用程式和能與硬體系統打交道的硬體介面(hardware interfacing)所組成。晶片內每個物件之間的通信，主要是透過互連(interconnection)來進行。互連的方式可以是直接連結、點對點連結，又或者是連結多個物件的匯流排，其中的匯流排就需要透過傳輸協定(communication protocol)來管理。晶片的互連方式，是使用進級可擴展介面來實現，其優點在於實現高頻寬與低延遲的互連，這意味著 PS 和 PL 都能各自發揮最佳的用途，也讓 PS 及 PL 有機會整合成單一晶片。周邊裝置是處理器之外的功能物件，一般來說會有三種功能：(一)輔助處理器—輔助主處理器的物件，往往是作為強化主處理器不足的地方；(二)與外部介面溝通的核心，如：連接到 LED 和開關、轉碼器等及(三)額外的記憶體。

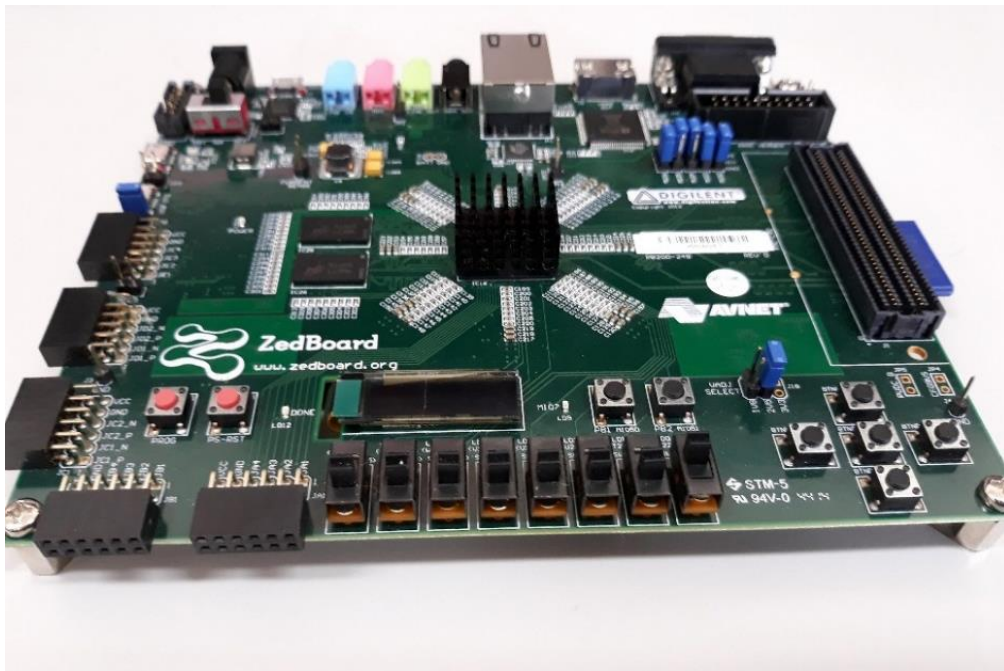


圖 3.1.3.3、Zedboard 示意圖。

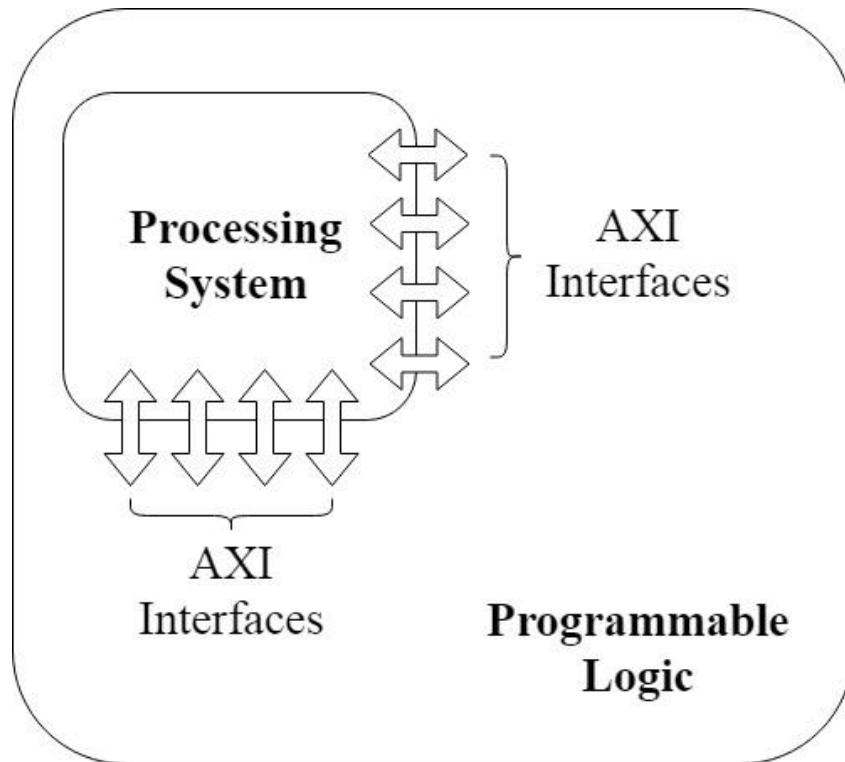


圖 3.1.3.4、Zynq 晶片之簡化架構圖。

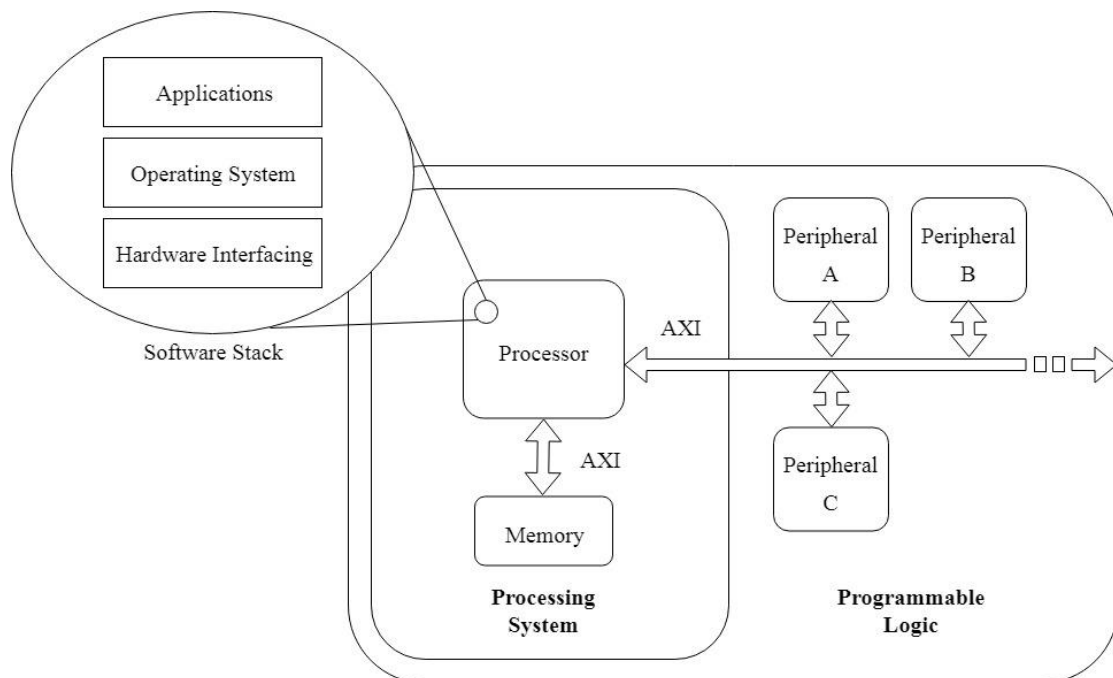


圖 3.1.3.5、軟體、作業系統與硬體介面記錄在處理器中，透過 AXI 相互溝通。

開發一個完整的嵌入式系統是一個複雜的設計任務，在一個像 Zynq 這樣的平臺上從事設計具有特別的優勢，因其讓設計的過程更為直接且容易。底層 PL 硬體結構化，性能特性是被熟知的，且已被整合進發展軟體(software development tool)中。另外，也有設計好並提供給使用者的智慧財產(Intellectual Property, IP)功能模組(指用於 FPGA 的邏輯塊)，使得設計者可以方

便得在發展軟體內調用 IP 來完成系統設計，這些 IP 可由 Xilinx 的文庫(Xilinx Library)、協力廠商或是從開源文庫來獲得[17]。

2. FPGA 於核能電廠的應用

FPGA 於核電廠儀控系統的應用，大致於 2002 年開始[3]。在 2009 已經有頻繁的討論，並對此擁有高度的期望。在當年的 NPIC & HMIT 國際研討會中，Rossnyev 等人[18]提到相較以微處理器及軟體為基礎的儀控系統，FPGA 硬體電路具有不少額外的優勢，如：較快的反應及處理速度、高度平行化設計與免除作業系統及軟體監控。也就是說，FPGA 更能以較快速且經濟的方式，將過時的儀控系統進行更新。甚至 Patrick Salaun 等人[19]也提及，法國電力公司(Électricité de France, EDF)將過去到未來的核能儀控系統分成三代：第一代為傳統硬接線的類比式儀控系統，第二代為以微處理器及軟體技術為基礎的數位式儀控系統，未來第三代則可以使用以 FPGA 為基礎的硬體數位式儀控系統。

實際案例的回顧，以日本東芝公司為例，他們投入以 Non-rewritable FPGA 為基礎的核能安全相關設施的研發及驗證[20]，其成果為沸水式反應器功率階段的中子監控系統(Power Range Neutron Monitor, PRM)，並強調 FPGA 只執行特定的控制邏輯，可同時解決傳統類比式儀控系統及數位式儀控系統所面臨的問題。保加利亞的核電廠 Kozloduy-5 與 Kozloduy-6 機組從 2008 年至 2011 年正在進行 ESFAS (Engineering Safety Feature Actuation System)系統的更新計畫[21]，此計畫發展出一名為「RADIY」的儀控系統，期能達到 IAEA 的要求。She Jingke 等人在 2009 NPIC & HMIT 國際研討會發表以 FPGA 技術設計加拿大重水鈾反應器(CANadian Deuterium Uranium Reactor, CANDU Reactor)的關機系統[22]，成功地將 FPGA 技術應用於核能電廠安全相關的儀控系統。美國的洛克希德馬丁公司(Lockheed Martin Corporation)與中國大陸國家核電技術公司旗下的子公司合作發展一個以 FPGA 為基礎的核能保護與控制平台(Nuclear Protection and Control Platform, NuPAC)[23]，而此平台也會被整合於先進第三代核電廠(Advanced Generation III Nuclear Power Plant)的反應器保護系統(Reactor Protection System, RPS)。台灣的部分則有研究團隊以 FPGA 為基礎，設計三種核電廠儀控設施，如：預期暫態未急停緩和系統致動線路(ATWS Mitigation System Actuation Circuitry, AMSAC)、反應器保護系統(Reactor Protection System, RPS)[24]及規則化階層式模糊邏輯飼水控制器(Ruled-based Hierarchical Fuzzy Logic Controller) [25]，並以電廠模擬器為平台來完成測試及驗證工作[3]。

3.1.3.4 運用 FPGA 布建自動化肇始事件偵測與辨識系統

1. 系統於 FPGA 平台上之建置

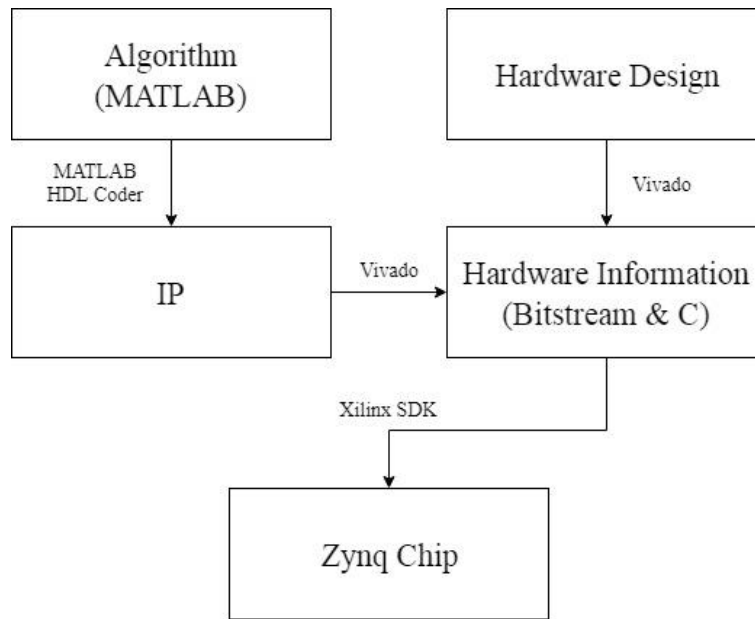
本研究先前撰寫的自動化肇始事件偵測與辨識程式，主要以 MATLAB 語言來完成。為了方便能將此程式轉譯成 Verilog/VHDL 語言，並包裝成 FPGA 能讀取的 IP，首先必須將此程式在 MATLAB 中設計為一個有輸入(input)與輸出(output)的函式(function)，並由 MATLAB HDL Coder 來完成轉譯。另外為配合我們所設計出來的肇始事件辨識 IP，需使用 Vivado 這個發展軟體來針對硬體資源進行適當的分配。在 Vivado 軟體中，選定我們所採用的開發板 Zedboard，並在 IP Integrator 中加入 Zynq Processing System 與本研究的 IP，再使用 Designer Assistance 將硬體配置分配完畢，生成對應的 HDL 語言及 Bitstream，並將分配完成的硬體配置輸出成 C 語

言。上述關於把辨識系統的程式放入 Zynq 晶片的各項工作流程可見圖八(a)。最後，使用支援 C/C++語言的 Xilinx SDK 軟體編譯在處理器中驅動 FPGA 與接收來自 PC 端資料的主程式為二進制檔，再使用 JTAG 或是 SD 卡來使板子開始運作。

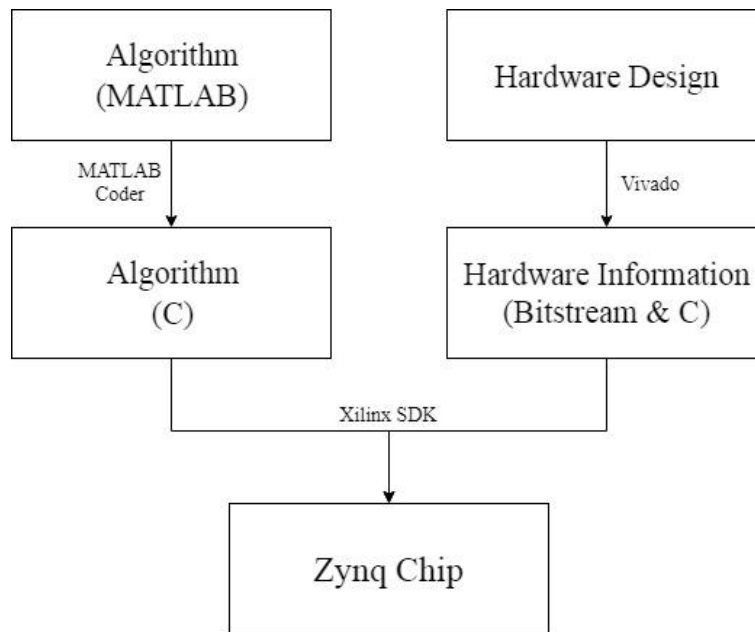
除了圖 3.1.3.6(a)的做法外，我們也採用了另一個方法把辨識系統的相關程式放入 Zynq 晶片，其流程可見圖 3.1.3.6(b)。圖 3.1.3.6(a)與圖 3.1.3.6(b)的不同之處在於，先使用 MATLAB Coder 將程式由 MATLAB 語言轉換成 C/C++語言，選定好輸入與輸出參數的資料型態後開始轉換。硬體資源分配的步驟大體上與圖 3.1.3.6(a)一樣，同樣使用 Vivado 來完成，選定好 Zedboard 開發板，IP Integrator 只須加入 Zynq Processing System，爾後使用 Designer Assistance 將硬體配置分配完畢，生成對應的 HDL 語言及 Bitstream，接著也將分配完成的硬體配置輸出成 C 語言。最後使用支援 C/C++語言的 Xilinx SDK 編譯在處理器中驅動 FPGA 與接收來自 PC 端資料的主程式成為二進制檔，再使用 JTAG 或是 SD 卡來使板子開始運作。

2. 以 FPGA 為基礎的系統與電廠模擬器的整合

我們先以圖 3.1.3.7 這個大架構圖來說明以 FPGA 為基礎的系統與電廠模擬器之間的相互關係。如圖 3.1.3.7 所示，整個架構可分成電腦端及 FPGA 端。為模擬實際電廠發生肇始事件的情境，電廠模擬系統 PCTran 將置於電腦端進行事件模擬。為讓模擬器的輸出數據能順利地傳送至 FPGA，並收取 FPGA 內的程式運算結果，我們需要一個終端程式(terminal program)來作為 PC 端及 FPGA 端的橋樑。此終端程式由 Visual C#語言撰寫，我們也設計了一個使用者介面如圖 3.1.3.8 所示。它可隨時更新模擬器的輸出資料，並作圖供使用者參考，也可即時讀取資料提供 FPGA 處理，此終端程式主要透過 UART 協定與 Zynq 晶片溝通。實際運行時，PCTran 會進行事件設定，並開始執行肇始事件模擬並且即時記錄當下核電廠各感測器所讀取到的參數，輸出成.mdb 檔案格式的資料庫。終端程式則開始讀取.mdb 的輸出資料送入 Zynq 晶片中。Zynq 晶片在收集到足以進行運算的資料以後，開始進行事件辨識。完成辨識工作後，將事件類別回傳到終端程式，令終端程式顯示測試事件的判別結果。



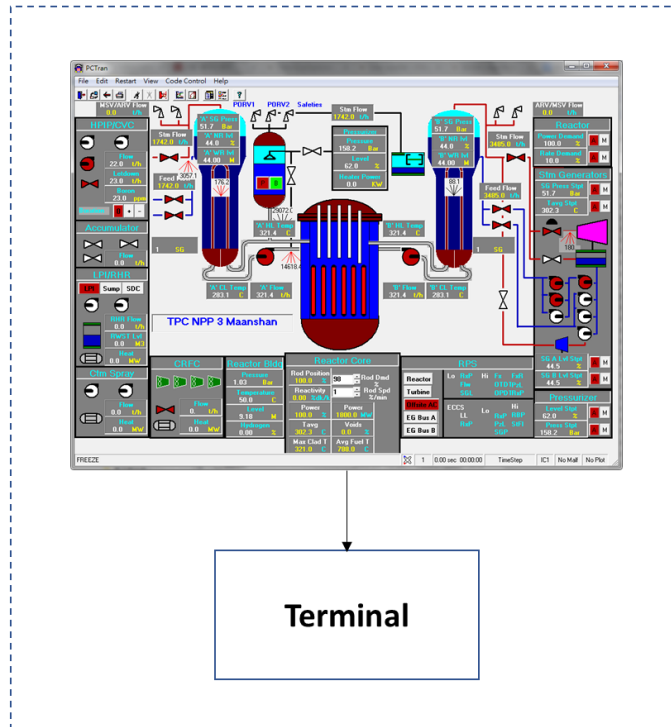
(a)



(b)

圖 3.1.3.6、辨識系統程式放入 Zynq 晶片之各項工作流程，(a)程式經由 MATLAB HDL Coder 轉換成 IP 後與硬體設計透過 Vivado 生成 Bitstream 與對應的 C 語言程式碼，藉由 Xilinx SDK 編譯並放入 Zynq 晶片中。(b)程式經由 MATLAB Coder 轉換成 C 語言程式碼，硬體設計透過 Vivado 生成 Bitstream 與對應的 C 語言程式碼，一起藉由 Xilinx SDK 編譯並放入 Zynq 晶片中。

Personal Computer



Data Transmitted
via UART

Result Transmitted
via UART



FPGA Chip

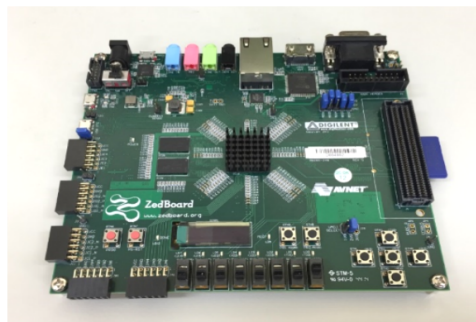


圖 3.1.3.7、電腦與 Zynq 晶片之交互關係圖。

為了確認上述的整合工作是可行的做法，我們將此整合工作分成兩階段進行。第一階段主要以採用簡單的特徵萃取器及分類器(分別為「主成分分析法」及「最近鄰居分類法」)來組成初步系統，數據擷取情狀以「跳機後 60 秒」的數據作為系統進行辨識所需的數據。此外，我

們也根據 106 年所採用「循序向前選擇法」實現感測器偵選法則所得到的研究成果，挑選 104 年計畫結案報告的表 3.1.3.2 中 V15、V16 及 V26 這三個最具辨識力的電廠參數所產生的數據用於辨識肇始事件的工作。此外，為順利收集跳機後 60 秒的數據，我們讓我們所撰寫的辨識程式—Identification Function 這個函式於系統發現電廠已然異常時，會持續將數據逐秒輸入至這個函式中做為區域變數(local variable)。如圖 3.1.3.9 所示，在未收集滿 60 秒的數據之前，此函式的輸出為零；一旦儲存的數據足以開始進行事件辨識之時，此函式即可開始進行運算，並將最終的辨識結果輸出，相關程式可見第七章。而第二階段的工作與第一階段不同的是加入「事件偵測演算法」與「未訓事件類別辨識演算法」，讓建置於 FPGA 上的系統功能更臻完善。在 FPGA 內的事件偵測演算法可不斷地監測從電廠模擬器所得到的量測數據，若此過程中發現感測器訊號開始偏離了原先正常運轉的平均讀值，則開始收集 60 秒的數據以進行肇始事件辨識。未訓事件辨識演算法可以在確定未知事件發生過後，對該未知事件先進行判斷，若不屬於訓練資料庫中任何一類事件，則會被先行隔離並宣告為未知事件。另外，根據運轉員建議(見 3.1.3.2 節)，我們已將事件資料庫中關於 LOCA 的部分做了調整。總而言之，我們以「異常偵測演算法」作為肇始事件偵測器，「感測器種類區塊投影法」及「主成分分析法」作為特徵萃取器的兩個選項，「循序向前選擇法」及「可縮減循序向前選擇法」作為實現感測器偵選法則的方式，最後以「最近鄰居分類法」作為分類器，來實現一完整的事件偵測與辨識系統。

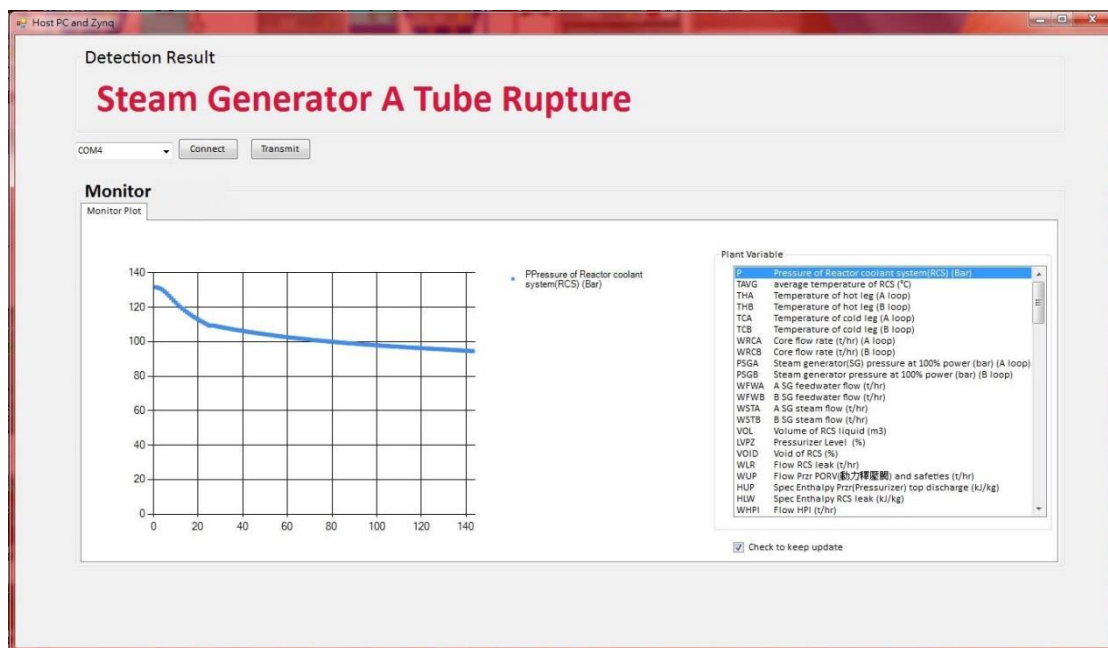


圖 3.1.3.8、終端程式之使用者介面。

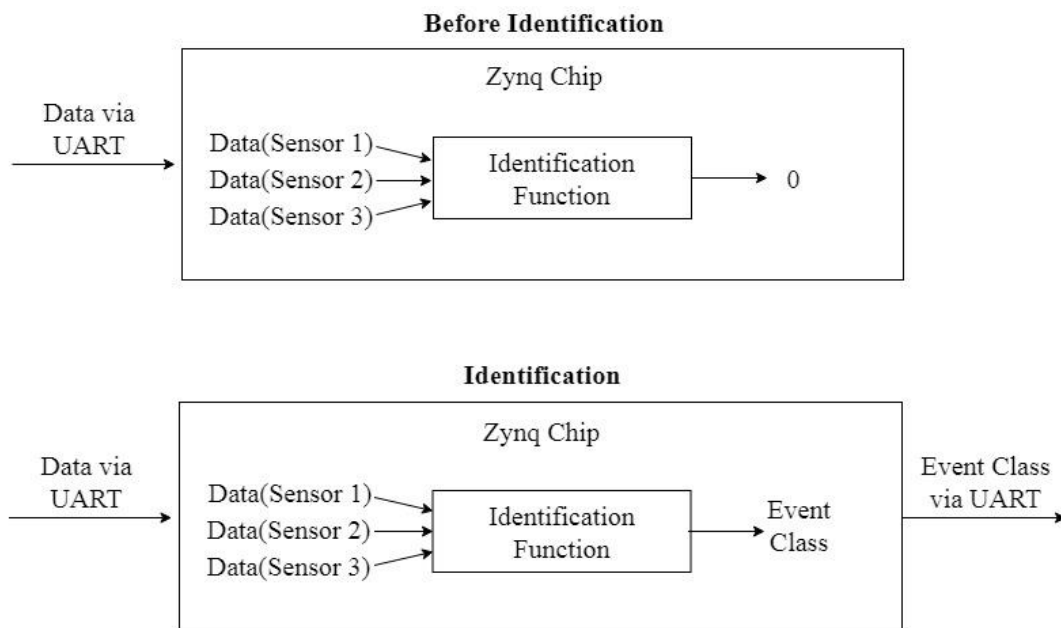


圖 3.1.3.9、辨識工作示意圖，在結果產生前輸出為零，待收集完足以辨識的資料後，即可進行辨識工作並透過 UART 輸出運算結果。

3.1.3.5 肇始事件偵測與辨識演算法之效能驗證

為因應運轉員所給的精進建議，使辨識系統不再判別 LOCA 冷熱端事件，改使其有能力判別 LOCA 小破口、中破口及大破口事件，我們調整了辨識系統內的構件所使用的演算法，偵測器及分類器仍使用「異常偵測演算法」及「最近鄰居分類法」，而特徵萃取器及感測器偵選法則採用第四章所提到的演算法，針對這些演算法組合(兩種特徵萃取演算法搭配兩種感測器偵選演算法)進行成效驗證，嘗試找出最合適的演算法組合。驗證方法則使用機器學習領域常用的「留一交叉驗證法(leave-one-out cross validation)」，關於該驗證方法的詳情，可參閱我們 106 年的結案報告[6]，而驗證結果則整理於圖 3.1.3.10。

圖 3.1.3.10 中橫軸代表選取的感測器數量，有兩個到十個感測器；縱軸代表運用所選取的感測器進行辨識所獲得的辨識率，不同顏色的線代表不同演算法的組合(特徵萃取器+感測器偵選演算法)。從圖中可發現，感測器種類區塊投影法搭配兩種感測器偵選的方法，從挑選 3 至 10 個感測器皆有 98% 以上的辨識率。其中在挑選感測器為 8 時，感測器種類區塊投影法搭配循序向前選擇法可擁有 99.44% 的高辨識率。只挑選 2 個感測器時，因帶入分類器的辨識資訊過少的關係，使辨識率有微幅下降的狀況發生。另一方面，主成分分析法搭配兩種感測器偵選演算法，除了感測器數量在 2 個、3 個及 6 個外，其辨識率皆略低於感測器種類區塊投影法相關的演算法組合，且辨識率的高低未明顯受感測器數量多寡的影響。我們進一步找出發生辨識錯誤的肇始事件，並發現主要錯誤仍集中於冷卻水流失事件。當破口面積接近小破口與中破口分界的事件時，例如：破口位置在冷端且破口面積為 80 cm² 的 LOCA，容易被誤判為 LOCA 中破口事件。根據這些試驗結果，我們將擁有最高辨識率的演算法組合建置於 FPGA 上。

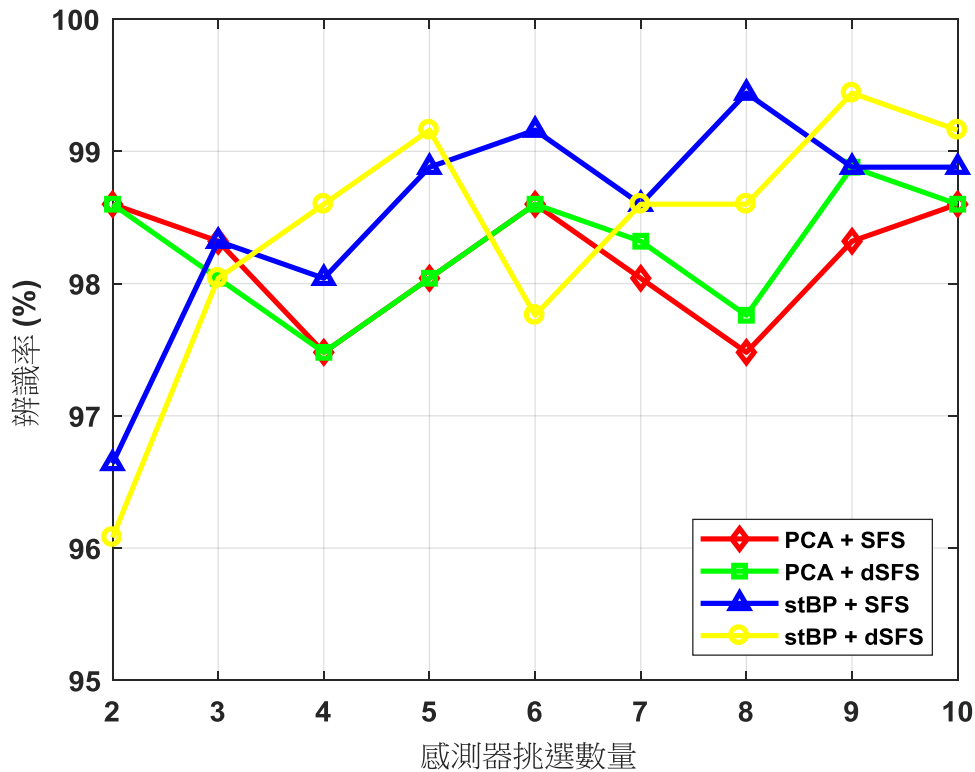


圖 3.1.3.10、隨著挑選感測器的數量，兩個特徵萃取器搭配兩種感測器偵選演算法的辨識率變化。

3.1.3.6 針對建置於 FPGA 平台上的辨識系統進行功能驗證及系統性能評估

1. 初步系統之功能驗證及系統性能評估

此節首先驗證第 3.1.3.4 節所提到的初步系統，以「主成分分析法」作為特徵萃取器，「最近鄰居分類法」作為分類器，數據擷取情狀以「跳機後 60 秒」的數據作為系統進行辨識所需的數據。驗證所需之肇始事件境，仍沿用 106 年計畫所使用的情境，使電廠模擬器 PCTran 直接模擬 104 年結案報告中的表 3.1.3.1 裡每個肇始事件類別[4]，並檢視 FPGA 內的辨識系統，在收到數據進行辨識以後，是否能給出正確的結果。關於模擬事件，由於該表格中類別一至類別五的事件，會有破口大小的差異，故我們使用 MATLAB 的亂數產生器，產生亂數作為破口尺寸。值得注意的是，類別一至類別四的破口亂數範圍要在 100 cm^2 至 2000 cm^2 ，而類別五則是在 100 % 至 1000 %，類別六至類別十二則直接按照 PCTran 的設定，直接模擬該事件。表 3.1.3.2 則是依據上述驗證方式，進行測試並統整的驗證結果。由表 3.1.3.2 可知，大部分的肇始事件皆能辨識正確，少數辨識錯誤的事件案例，集中在冷卻水流失事件的冷端及熱端破口，因冷端破口的訊號與熱端破口的訊號相似，導致這兩類事件容易有互相辨識錯誤的情況，此性質也已於先前計畫成果中被證明。

2. 完整系統之功能驗證及系統性能評估

由 3.1.3.5 節的驗證結果得知，辨識系統的特徵萃取器使用感測器種類投影法，並搭配循序向前選擇法來挑選合適的感測器組合，可獲得最高的辨識率，故我們將此版本的辨識系統建

置於 FPGA 平台。驗證所需之肇始事件情境，則是令 PCTran 直接模擬本報告 3.1.3.2 節中表 3.1.3.1 裡的肇始事件，並測試 FPGA 內的程式收到數據進行辨識後，能否給出正確的辨識結果。關於肇始事件的模擬，表 3.1.3.1 中的事件類別一至類別六，因有破口大小的差異，故也仍使用 MATLAB 的亂數產生器所產生的亂數做為破口面積。值得注意，類別一至三的破口亂數範圍分別要在 20 cm² 至 80 cm²、100 cm² 至 700 cm² 及 800 cm² 至 2000 cm²，以避免亂數集中於特定的破口範圍，破口位置於冷端及熱端的情況也皆有模擬；類別四及類別五是在 100 cm² 至 2000 cm² 之間；類別六則是在 100 % 至 1000 % 之間；類別七至類別十三則直接依照 PCTran 的設定，直接模擬該事件。表 3.1.3.3 是依據上述驗證方式，進行測試所獲得的驗證結果。

表 3.1.3.2、佈建於 FPGA 上的初步辨識系統之辨識效能驗證。

測試事件	破口大小 (cm ²)	辨識結果	測試事件	破口大小 (cm ²)	辨識結果
LOCA Hot Leg	57	O	Steam Line Break Inside Containment	375	O
	98	X		540	O
	194	O		616	O
	445	O		690	O
	692	O		782	O
	846	O		837	O
	1535	O		1139	O
	1797	O		1640	O
	1848	X		1735	O
1995	O	1738	O		
LOCA Cold Leg	165	O	Steam Line Break Outside Containment	350	O
	385	O		555	O
	394	O		656	O
	747	X		668	O
	914	X		712	O
	938	O		853	O
	1318	O		967	O
	1376	O		992	O
	1652	O		1091	O
1695	O	1385	O		
Steam Generator A Tube Rupture	257	O			
	436	O			
	444	O			
	451	O			

	666	O	
	708	O	
	835	O	
	911	O	
	962	O	
	984	O	
測試事件			辨識結果
喪失外電事件			O
一只調壓槽安全閥意外開啟			O
迴路 AB 冷卻水泵失效			O
喪失迴路 A 飼水 (關閉迴路 A 飼水閥)			O
喪失所有正常飼水 (關閉迴路 AB 飼水閥)			O
主蒸汽隔離閥關斷事件			O
汽機跳脫旁通閥正常開啟			O

由表 3.1.3.3 的結果顯示，所有的測試事件，皆能被基於 FPGA 的事件偵測與辨識系統偵測與辨識。相較於初步系統，完整版的系統其辨識成功率已有顯著的改善。我們也提供了偵測與辨識某一事件所需的運算的時間。值得注意的，除了 FPGA 內的程式執行時間以外，這個時間也包含電廠模擬程式所產生的事件數據(由 26 個感測器的量測訊號所組成)傳輸至 FPGA 以及回傳結果至 PC 端的終端程式所花費的時間。針對表 3.1.3.3 中所有的運算時間進行平均，可得平均時間為 3.0824 秒，其中資料傳輸所花費的時間約占 2.94 秒，FPGA 實際執行程式的時間只有 0.14 秒。另外，由第 3.1.3.5 節的驗證結果中，我們發現辨識系統對於冷卻水流失事件的破口面積介於「小破口與中破口之間」及「中破口及大破口之間」會有辨識錯誤的情況(為表格中辨識結果有被打叉字標記的部分)，故我們繼續針對「小破口與中破口」及「中破口與大破口」之間的破口面積過渡區域進行了辨識測試，其測試結果可見表 3.1.3.4。從表 3.1.3.4 的結果，我們可以看到小破口與中破口之間的破口面積範圍，僅有 LOCA 破口面積為 85 cm² 且破口位置在冷端及熱端的測試事件，發生辨識錯誤的情況，並被辨識系統判斷為 LOCA 小破口事件(該事件之破口面積大於 81.07 cm²，應屬於 LOCA 中破口事件)。然而在辨識系統的訓練資料庫中，與測試事件最相似的事件為 LOCA 破口面積為 80 cm² 的事件。資料庫中屬於 LOCA 中破口事件類別的事件，其破口面積最小的事件為破口面積為 100 cm² 的事件，與破口面積為 80 cm² 的相似程度相比仍有一段差距，我們將 LOCA 熱端破口且破口面積為 80 cm²、85 cm² 及 100 cm² 的事件數據繪製於圖 3.1.3.11，而選擇電廠參數 V1 及 V20 的原因在於這些電廠參數經常被感測器偵選法則挑選出來，為最具有鑑別力的電廠參數。由圖中確實可見 LOCA 破口面積為 85 cm² 的訊號與破口面積為 80 cm² 的訊號比較相近。中破口與大破口之間的破口面積範圍也有類似的情形，LOCA 破口面積為 730 cm² 至 750 cm² 且破口位置在冷端以及 LOCA 破口面積為 730 cm² 至 740 cm² 且破口位置在熱端的測試事件，也發生辨識錯誤的情況，被程式判斷為 LOCA 中破口事件(這些事件的破口面積大於 729.66 cm²，應屬於 LOCA 大破口事件)。這些被誤判的事件都與訓練資料庫中，LOCA 破口面積為 700 cm² 的事件最為相似。如圖

3.1.3.12 所示，我們繪製了 LOCA 熱端破口且破口面積為 700 cm²、730 cm² 及 800 cm² 的事件數據，這也再次證明上述的現象。若要降低此誤判情形，未來可以在這些破口面積過渡區域多模擬幾筆事件，例如：破口面積範圍在 80 cm² 至 100 cm² 中，以每隔 10 cm² 的方式來模擬事件並放入資料庫，或可解決此問題。

表 3.1.3.3、佈建於 FPGA 上的完整辨識系統之效能驗證。

測試事件	破口大小 (cm ²)	辨識結果	運算時間 (sec)	測試事件	破口大小 (cm ²)	辨識結果	運算時間 (sec)
LOCA Hot Leg (小破口)	24	O	2.8148	LOCA Cold Leg (小破口)	23	O	2.5847
	32	O	2.6034		27	O	3.9467
	36	O	2.6391		34	O	2.6009
	44	O	4.0283		41	O	3.5689
	50	O	3.7219		58	O	3.0511
	55	O	3.0851		62	O	2.6017
	56	O	2.8307		63	O	3.6342
	59	O	2.5785		64	O	3.1230
	60	O	2.7697		73	O	3.6220
	71	O	2.5676		75	O	3.0172
LOCA Hot Leg (中破口)	200	O	3.2991	LOCA Cold Leg (中破口)	230	O	2.6222
	212	O	3.1087		263	O	3.8931
	216	O	3.2530		273	O	2.8084
	222	O	3.2902		359	O	3.1206
	254	O	3.3078		372	O	3.2882
	304	O	3.7017		443	O	3.3910
	418	O	2.6613		531	O	2.6421
	478	O	2.8028		546	O	3.5521
	568	O	3.5813		552	O	2.8238
	672	O	3.2290		599	O	3.0032
LOCA Hot Leg (大破口)	1095	O	3.2157	LOCA Cold Leg (大破口)	986	O	3.0308
	1227	O	2.6453		1045	O	3.0322
	1279	O	2.8940		1102	O	2.4546
	1429	O	2.7699		1146	O	3.4007
	1461	O	3.3241		1190	O	2.4557
	1503	O	3.7869		1213	O	3.5130
	1505	O	2.9483		1302	O	2.5839
	1665	O	2.4704		1444	O	2.4417
	1678	O	2.9696		1577	O	2.9509

	1908	O	2.5942		1598	O	2.5969
Steam Line Break Inside Containment	125	O	4.0046	Steam Line Break Outside Containment	506	O	2.7294
	303	O	3.9976		683	O	3.9908
	315	O	2.9047		910	O	2.9865
	469	O	2.7814		1027	O	2.6621
	485	O	3.9749		1236	O	3.0166
	546	O	3.8634		1322	O	2.6966
	665	O	3.3551		1445	O	3.0006
	812	O	2.5681		1640	O	3.7087
	867	O	2.4690		1804	O	2.5444
	1740	O	2.4564		1941	O	2.7333
	測試事件	破口 大小 (%)	辨識 結果		運算 時間 (sec)		
Steam Generator A Tube Rupture	132	O	3.7872				
	157	O	2.6804				
	165	O	4.0430				
	273	O	2.7373				
	549	O	2.6650				
	637	O	2.8563				
	695	O	3.0458				
	776	O	3.0480				
	878	O	3.6514				
	890	O	3.7317				
測試事件				辨識結果		運算時間	
喪失外電事件				O		4.2703	
一只調壓槽安全閥意外開啟				O		2.6676	
迴路 AB 冷卻水泵失效				O		2.6753	
喪失迴路 A 飼水(關閉迴路 A 飼水閥)				O		3.5568	
喪失所有正常飼水(關閉迴路 AB 飼水閥)				O		2.5354	
主蒸汽隔離閥關斷事件				O		2.6848	
汽機跳脫旁通閥正常開啟				O		3.0619	

表 3.1.3.4、利用 PCTran 模擬 LOCA 「小破口與中破口」及「中破口與大破口」之間的破口面積過渡區域進行邊緣測試而得的驗證結果。

測試事件	破口 大小	辨識 結果	運算 時間	測試事件	破口 大小	辨識 結果	運算 時間
------	----------	----------	----------	------	----------	----------	----------

LOCA Hot Leg (小破口)	60	O	2.8359	LOCA Cold Leg (小破口)	60	O	2.7035
	65	O	2.5802		65	O	2.7009
	70	O	3.6310		70	O	3.4581
	75	O	3.3255		75	O	3.3322
	80	O	2.5629		80	O	3.3257
LOCA Hot Leg (中破口)	85	X	2.8192	LOCA Cold Leg (中破口)	85	X	2.9197
	90	O	4.0020		90	O	2.5689
	95	O	4.0065		95	O	2.7577
	100	O	2.5632		100	O	2.9219
LOCA Hot Leg (中破口)	650	O	3.8415	LOCA Cold Leg (中破口)	650	O	2.6197
	660	O	2.4962		660	O	3.6530
	670	O	2.6236		670	O	2.6231
	680	O	3.8675		680	O	3.8580
	690	O	2.7439		690	O	2.6206
	700	O	2.4826		700	O	2.5536
	710	O	2.7389		710	O	2.4909
	720	O	3.8317		720	O	2.4844
LOCA Hot Leg (大破口)	730	X	2.4810	LOCA Cold Leg (大破口)	730	X	2.5532
	740	X	2.7351		740	X	3.4252
	750	X	2.6112		750	O	3.6599

表 3.1.3.5、佈建於 FPGA 上的完整辨識系統之未訓事件辨識效能驗證。

測試事件	辨識結果	運算時間
預期暫態未急停	未訓事件	2.8712
汽機跳脫	未訓事件	2.6804
蒸汽產生器管路破管(迴路 B)	未訓事件	2.6440
負載棄載	未訓事件	2.9929

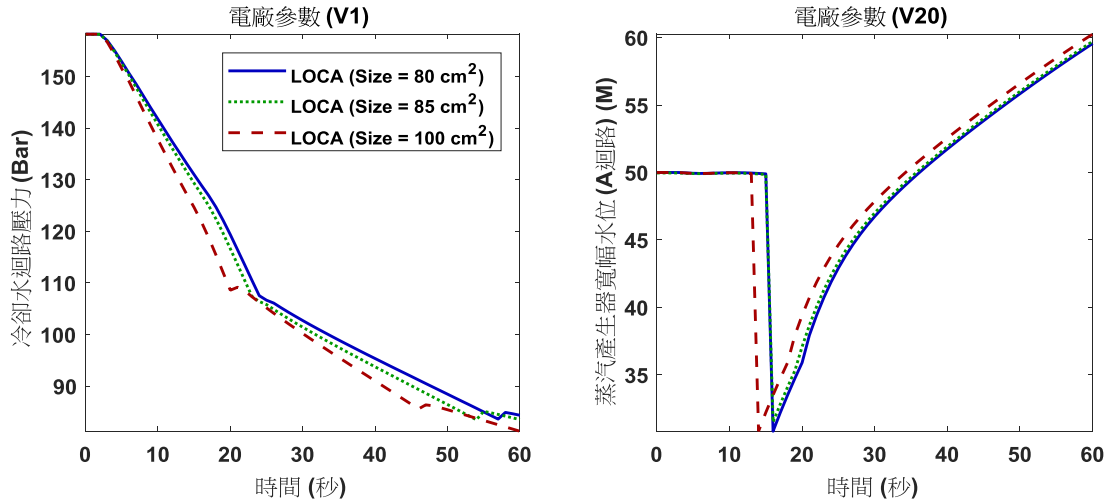


圖 3.1.3.11、左圖為 LOCA 熱端破口，其破口面積為 80 cm^2 、 85 cm^2 及 100 cm^2 的事件當下的冷卻水迴路壓力變化，右圖則為蒸汽產生器寬幅水位變化。

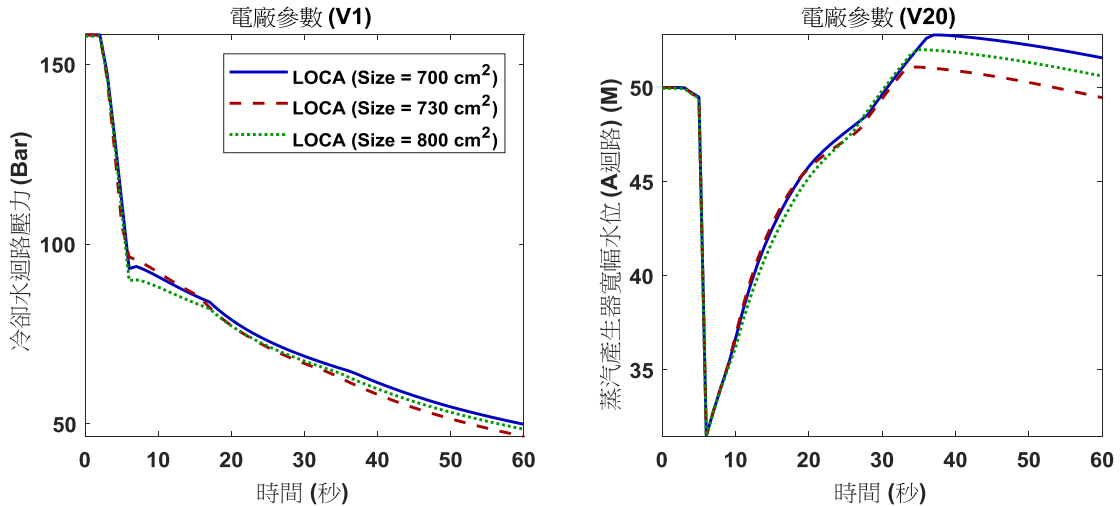


圖 3.1.3.12、左圖為 LOCA 熱端破口，其破口面積為 700 cm^2 、 730 cm^2 及 800 cm^2 的事件當下的冷卻水迴路壓力變化，右圖則為蒸汽產生器寬幅水位變化。

最後，我們也讓 PCTran 模擬事件資料庫中不存在的事件，藉以測試此辨識系統是否有能力把不屬於訓練資料庫中任何一類事件的測試事件做出判定，並宣告此事件為未訓事件。而相關的測試結果已列於表 3.1.3.5，由結果可知，我們所模擬的未訓事件，皆可成功地被判定成未訓事件。

3.1.3.7 本研究所撰寫之肇始事件偵測與辨識系統程式碼

本研究所撰寫的肇始事件辨識程式(MATLAB 語言及 C 語言)列於此章節。第一部份表格中所列的 REvent.m 及 DetectEvent.m 的程式是分別負責肇始事件偵測與辨識的 MATLAB 函式，系統主要的功能都在這些函式執行。untrainReg.m 是未訓事件辨識程式，因這部分的程式碼過長，故額外寫成函式供 REvent.m 來讀取。REventb.m 及 Detecttb.m 主要負責載入測試資

料，方便驗證 REvent.m 及 DetectEvent.m，這兩支負責偵測與辨識的函式是否辨識正確。接著第二部分的程式碼則是透過 MATLAB coder 將上述的程式轉譯成 C 語言以後的程式碼。

1. 以 MATLAB 語言撰寫之肇始事件偵測與辨識程式

REvent.m (肇始事件辨識系統程式碼)

```
function reportevent = REvent(sensorA,sensorB,sensorC,sensorD,sensorE,sensorF,
    sensorG,sensorH,sensorI)

persistent B;
persistent counter;
persistent eventdata;
persistent eventsensor;

if isempty(B)
    B = coder.load('TrainInfo.mat');
    counter = 1;
    eventdata = ones(61,9);
    eventsensor = [2,3,4,18,20,21,22,23,24];
end

eventdata(counter,1) = sensorA;
eventdata(counter,2) = sensorB;
eventdata(counter,3) = sensorC;
eventdata(counter,4) = sensorD;
eventdata(counter,5) = sensorE;
eventdata(counter,6) = sensorF;
eventdata(counter,7) = sensorG;
eventdata(counter,8) = sensorH;
eventdata(counter,9) = sensorI;

if(counter == 61)
    f = ones(1,16);
    tmp = ones(61,9);
    Y = [ones(1,4)*1 ones(1,7)*2 ones(1,13)*3 ones(1,4)*1 ones(1,7)*2 ones(1,13)*3 ones(1,20)*4 ones(1,20)*5 ones(1,10)*6
        ones(1,3)*7 ones(1,3)*8 ones(1,3)*9 ones(1,3)*10 ones(1,3)*11 ones(1,3)*12 ones(1,3)*13];

    for i = 1:9
        tmp(:,i) = eventdata(:,i)-B.X_mu(:,eventsensor(i));
    end

    f(1,1:2) = tmp(:,1)*B.PCA_EigenVec(:,[1 2]);
    f(1,3:4) = tmp(:,2)*B.PCA_EigenVec(:,[1 2]);
    f(1,5:6) = tmp(:,3)*B.PCA_EigenVec(:,[1 2]);
    f(1,7) = tmp(:,4)*B.PCA_EigenVec(:,9);
    f(1,8) = tmp(:,5)*B.PCA_EigenVec(:,9);
    f(1,9) = tmp(:,6)*B.PCA_EigenVec(:,9);
    f(1,10) = tmp(:,7)*B.PCA_EigenVec(:,9);
    f(1,[11 12 13]) = tmp(:,8)*B.PCA_EigenVec(:,[10 11 12]);
    f(1,[14 15 16]) = tmp(:,9)*B.PCA_EigenVec(:,[10 11 12]);

    F = repmat(f,119,1);
    d = B.Train_Feature(:,[3 4 5 6 7 8 46 48 49 50 51 52 53 54 55 56]);

    [test_class] = untrainReg(d',f,Y);
    if test_class ==1
        EE = d-F;
        D = abs(EE);
        distance = sum(D,2);
        mindex = 0;
        [~,mindex] = min(distance);
    else
        mindex = -1;
    end
end
```

```

    counter = 1;
    reportevent = mindex;
else
    counter = counter+1;
    reportevent = 0;
end
end
end

```

untrainReg.m (未訓事件辨識功能程式碼)

```

function [test_class] = untrainReg(train, test, train_class)

spread = 0.08;
k = 3;

Nclass = length(train_class);
Ninclass = max(unique(train_class));
tcp = zeros(Nclass,Ninclass);

for j = 1:Nclass
    [~,tcp(j,:)] = PNN(train,train_class,train(:,j),spread);
End

[~,cp] = PNN(train,train_class,test,spread);
test_cp = cp;
train_cp = tcp;

[~,maxcid] = max(test_cp);
idx_vec = 1:length(train_class);

tcid = idx_vec(train_class == maxcid);
tc = train_cp(tcid,maxcid);

s = sort(tc);
q1 = log10(s(round(0.25*length(s))));
q3 = log10(s(round(0.75*length(s))));

qir = q3-q1;
lower_bound = q1-k*qir;

hypo = log10(test_cp(maxcid));
if hypo < lower_bound
    test_class = 0; % disp('unknown class')
else
    test_class = 1; % disp('trained class')
end
end

%% PNN classifier
function [predictClass,output] = PNN(trainingData,trainingClass,testingData,sigma)
% Inputs for this function:
% trainingData: (features,events)
% trainingClass: length is as same as trainingData's row
% testingData: (features,1)
% spread: kernel width

[feature, events] = size(trainingData);
x = trainingData;
xt = testingData;

%% normalization every feature vectors
Nx = x./((ones(feature,1)*sqrt(sum(x.^2))));
Nxt = xt./((ones(feature,1)*sqrt(sum(xt.^2))));

% then we can prepare input nodes
% first, checking each class include how many events
maxC = max(trainingClass);

```

```

% and "input" is training features product testing features
lh = zeros(maxC,1);
for c = 1:maxC
    idx_vec = 1:length(trainingClass);
    eventidx = idx_vec(trainingClass == c);

    input = zeros(length(eventidx),1);
    kernel = zeros(length(eventidx),1);
    for i = 1:length(eventidx)
        input(i) = Nx(:,eventidx(i))*Nxt;
        kernel(i) = exp((input(i)-1)/sigma^2); % kernel function
    end
    lh(c) = sum(kernel)/length(eventidx); % likelihood for each class
end

% then calculate output node
output = zeros(1,maxC);
for c = 1:maxC
    idx_vec = 1:length(trainingClass);
    eventidx = idx_vec(trainingClass == c);

    cp = length(eventidx)/events; % probability of each class occurred
    output(c) = lh(c)*cp;
end
predictClass = find(output == max(output));
end

```

DetectEvent.m (肇始事件偵測系統程式碼)

```

function isevent = DetectEvent(sensors)
    persistent DB;
    persistent Pcounter;
    persistent Tcounter;
    persistent Fcounter;
    persistent Wcounter;
    persistent Rcounter;
    persistent PressIdx;
    persistent TempIdx;
    persistent FlowIdx;
    persistent WaterLVIdx;
    persistent RadIdx;

    if isempty(DB)
        DB = coder.load('DetectInfo719.mat');
        Pcounter = 0;
        Tcounter = 0;
        Fcounter = 0;
        Wcounter = 0;
        Rcounter = 0;
        PressIdx = [1 2 3 4];
        TempIdx = [5 6 7 8 9 10];
        FlowIdx = [11 12 13 14 15 16];
        WaterLVIdx = [17 18 19 20 21 22];
        RadIdx = [23 24 25];
    end

    T2 = zeros(5);
    T2(1) = fault_detect(sensors, WaterLVIdx, DB.W_num_PC, DB.avg_N, DB.W_PC, B.W_eigval);
    if T2(1) > DB.W_T2upper
        Wcounter = Wcounter+1;
    else
        Wcounter = 0;
    end

    T2(2) = fault_detect(sensors, PressIdx, DB.P_num_PC, DB.avg_N, DB.P_PC, DB.P_eigval);
    if T2(2) > DB.P_T2upper
        Pcounter = Pcounter+1;
    else

```

```

        Pcounter = 0;
    end

    T2(3) = fault_detect(sensors,TempIdx, DB.T_num_PC, DB.avg_N, DB.T_PC, DB.T_eigval);
    if T2(3) > DB.T_T2upper
        Tcounter = Tcounter+1;
    else
        Tcounter = 0;
    end

    T2(4) = fault_detect(sensors,FlowIdx, DB.F_num_PC, DB.avg_N, DB.F_PC, DB.F_eigval);
    if T2(4) > DB.F_T2upper
        Fcounter = Fcounter+1;
    else
        Fcounter = 0;
    end

    T2(5) = fault_detect(sensors,RadIdx, DB.R_num_PC, DB.avg_N, DB.R_PC, DB.R_eigval);
    if T2(5) > DB.R_T2upper
        Rcounter = Rcounter+1;
    else
        Rcounter = 0;
    end

    isevent = 0;
    if(Pcounter>=4)
        isevent = 1;
    end
    if(Rcounter>=4)
        isevent = 1;
    end
    if(Wcounter>=4)
        isevent = 1;
    end
    if(Fcounter>=4)
        isevent = 1;
    end
    if(Tcounter>=4)
        isevent = 1;
    end
end

```

fault_detect.m (肇始事件偵測系統子函式)

```

function T2 = fault_detect(Data, Sensor_Type, Num_PC, avg_N, PC, eigval)
actual_vec = Data(Sensor_Type);
actual_vec = actual_vec - avg_N(Sensor_Type);

diagMat = eye(Num_PC);
for i = 1:Num_PC
    diagMat(i,i) = eigval(i);
end

score = PC(:, 1:Num_PC)*actual_vec';
T2 = score*inv(diagMat)*score;
end

```

Detecttb.m

```

load('timeDB719.mat');
AB = zeros(1,119);
PressIdx = [2 10 11 41];
TempIdx = [3 4 5 6 7 35];
FlowIdx = [8 9 12 13 14 15];
WaterLVIdx = [17 26 27 30 31 44];
RadIdx = [67 68 69];
FluxIdx = 58;
for(i = 1:119)
    DB = cell2mat(EVENTmat(i));
    for(j = 1:1001)

```

```
        if(DetectEvent(DB(j,[PressIdx TempIdx FlowIdx WaterLVIdx RadIdx FluxIdx]))==1)
            AB(1,i) = j;
            break;
        end
    end
end
```

REventtb.m

```
clear;

load('TestData.mat');

A = zeros(61,112);
tsensor = [15,16,26];
for j = 1:112
    for i = 1:61
        A(i,j) =
            REvent(X(i,tsensor(1),j),X(i,tsensor(2),j),X(i,tsensor(3),j));
    end
end
```


2. 以 C 語言撰寫之肇始事件偵測與辨識程式

REvent.c – (1)	REvent.c – (2)
<pre> /* Include Files */ #include "rt_nonfinite.h" #include <string.h> #include "REvent.h" #include "sum.h" #include "abs.h" #include "repmat.h" /* Type Definitions */ #ifndef typedef_struct_T #define typedef_struct_T typedef struct { double PCA_EigenVec[854]; double Train_Feature[7259]; double X_mu[1586]; } struct_T; #endif /* Variable Definitions */ static struct_T B; static double counter; static double eventdata[549]; static double eventsensor[9]; /* Function Definitions */ /* * Arguments : double sensorA * double sensorB * double sensorC * double sensorD * double sensorE * double sensorF * double sensorG * double sensorH * double sensorI * Return Type : double */ double REvent(double sensorA, double sensorB, double sensorC, double sensorD, double sensorE, double sensorF, double sensorG, double sensorH, double sensorI) { double reportevent; int k; int i; double f[16]; double ex; double tmp[549]; double dv0[1904]; double dv1[1904]; double dv2[1904]; double distance[119]; static const signed char iv0[16] = { 2, 3, 4, 5, 6, 7, 45, 47, 48, 49, 50, 51, 52, 53, 54, 55 }; boolean_T exitg1; /* persistent mindex; */ /* persistent mdistance; */ eventdata[(int)counter - 1] = sensorA; eventdata[(int)counter + 60] = sensorB; eventdata[(int)counter + 121] = sensorC; eventdata[(int)counter + 182] = sensorD; eventdata[(int)counter + 243] = sensorE; eventdata[(int)counter + 304] = sensorF; eventdata[(int)counter + 365] = sensorG; eventdata[(int)counter + 426] = sensorH; eventdata[(int)counter + 487] = sensorI; if (counter == 61.0) { for (k = 0; k < 16; k++) { f[k] = 1.0; </pre>	<pre> for (i = 0; i < 9; i++) { /* projection */ for (k = 0; k < 61; k++) { tmp[k + 61 * i] = eventdata[k + 61 * i] - B.X_mu[k + 61 * (int) eventsensor[i] - 1]); } } for (k = 0; k < 2; k++) { f[k] = 0.0; for (i = 0; i < 61; i++) { f[k] += tmp[i] * B.PCA_EigenVec[i + 61 * k]; } f[2 + k] = 0.0; for (i = 0; i < 61; i++) { f[2 + k] += tmp[61 + i] * B.PCA_EigenVec[i + 61 * k]; } f[4 + k] = 0.0; for (i = 0; i < 61; i++) { f[4 + k] += tmp[122 + i] * B.PCA_EigenVec[i + 61 * k]; } } ex = 0.0; for (k = 0; k < 61; k++) { ex += tmp[183 + k] * B.PCA_EigenVec[488 + k]; } f[6] = ex; ex = 0.0; for (k = 0; k < 61; k++) { ex += tmp[244 + k] * B.PCA_EigenVec[488 + k]; } f[7] = ex; ex = 0.0; for (k = 0; k < 61; k++) { ex += tmp[305 + k] * B.PCA_EigenVec[488 + k]; } f[8] = ex; ex = 0.0; for (k = 0; k < 61; k++) { ex += tmp[366 + k] * B.PCA_EigenVec[488 + k]; } f[9] = ex; for (k = 0; k < 3; k++) { f[10 + k] = 0.0; for (i = 0; i < 61; i++) { f[10 + k] += tmp[427 + i] * B.PCA_EigenVec[i + 61 * (9 + k)]; } f[13 + k] = 0.0; for (i = 0; i < 61; i++) { f[13 + k] += tmp[488 + i] * B.PCA_EigenVec[i + 61 * (9 + k)]; } } </pre>

REvent.c – (3)	DetectEvent.c – (1)
<pre> } repmat(f, dv0); for (k = 0; k < 16; k++) { for (i = 0; i < 119; i++) { dv1[i + 119 * k] = B.Train_Feature[i + 119 * iv0[k]] - dv0[i + 119 * k]; } } b_abs(dv1, dv2); sum(dv2, distance); if (!rtIsNaN(distance[0])) { i = 1; } else { i = 0; k = 2; exitg1 = false; while (!(!exitg1) && (k < 120)) { if (!rtIsNaN(distance[k - 1])) { i = k; exitg1 = true; } else { k++; } } } if (i == 0) { i = 1; } else { ex = distance[i - 1]; for (k = i; k + 1 < 120; k++) { if (ex > distance[k]) { ex = distance[k]; i = k + 1; } } } counter = 1.0; reportevent = i; } else { counter++; reportevent = 0.0; } return reportevent; } /* * Arguments : void * Return Type : void */ void REvent_init(void) { static struct_T r0 = { { } /* X_mu */ }; static const double dv3[9] = { 2.0, 3.0, 4.0, 18.0, 20.0, 21.0, 22.0, 23.0, 24.0 }; int i0; B = r0; memcpy(&eventsensor[0], &dv3[0], 9U * sizeof(double)); counter = 1.0; for (i0 = 0; i0 < 549; i0++) { eventdata[i0] = 1.0; } </pre>	<pre> /* Include Files */ #include <string.h> #include "rt_nonfinite.h" #include "DetectEvent.h" #include "inv.h" #include "eye.h" #include "fault_detect.h" /* Type Definitions */ #ifndef typedef_struct_T #define typedef_struct_T typedef struct { double F_PC[36]; double F_T2upper; double F_eigval[6]; double F_num_PC; double N_PC; double N_T2upper; double N_eigval; double N_num_PC; double P_PC[16]; double P_T2upper; double P_eigval[4]; double P_num_PC; double R_PC[9]; double R_T2upper; double R_eigval[3]; double R_num_PC; double T_PC[36]; double T_T2upper; double T_eigval[6]; double T_num_PC; double W_PC[36]; double W_T2upper; double W_eigval[6]; double W_num_PC; double avg_N[26]; struct_T; } typedef_struct_T; #endif /*typedef_struct_T*/ /* Variable Definitions */ static struct_T DB; static double Pcounter; static double Tcounter; static double Fcounter; static double Wcounter; static double Rcounter; static double PressIdx[4]; static double TempIdx[6]; static double FlowIdx[6]; static double WaterLVIdx[6]; static double RadIdx[3]; /* Function Definitions */ /* * Arguments : const double sensors[26] * Return Type : double */ double DetectEvent(const double sensors[26]) { double isevent; int aoffset; double b_data[36]; int b_size[2]; double actual_vec[4]; int diagMat_size[2]; double diagMat_data[16]; int boffset; int k; double score_data[4]; double a_data[16]; double b_a_data[6]; int y_size_idx_1; double d0; double y_data[6]; double b_actual_vec[3]; int b_diagMat_size[2]; </pre>

<pre> /* mindex = 0; */ /* mdistance = 10000; */ } </pre>	<pre> double b_diagMat_data[9]; </pre>
DetectEvent.c – (2)	DetectEvent.c – (3)
<pre> double b_score_data[3]; double c_a_data[9]; if (fault_detect(sensors, WaterLVIdx, DB.avg_N, DB.W_PC, DB.W_eigval) > 12.8557501835631) { Wcounter++; } else { Wcounter = 0.0; } for (aoffset = 0; aoffset < 4; aoffset++) { actual_vec[aoffset] = sensors[(int)PressIdx[aoffset] - 1] - DB.avg_N[(int) PressIdx[aoffset] - 1]; } eye(4.0, b_data, b_size); diagMat_size[0] = b_size[0]; diagMat_size[1] = b_size[1]; aoffset = b_size[0] * b_size[1]; if (0 <= aoffset - 1) { memcpy(&diagMat_data[0], &b_data[0], (unsigned int)(aoffset * (int)sizeof (double))); } for (boffset = 0; boffset < 4; boffset++) { diagMat_data[boffset + diagMat_size[0] * boffset] = DB.P_eigval[boffset]; for (aoffset = 0; aoffset < 4; aoffset++) { a_data[aoffset + (boffset << 2)] = DB.P_PC[boffset + (aoffset << 2)]; } score_data[boffset] = 0.0; } for (k = 0; k < 4; k++) { if (actual_vec[k] != 0.0) { aoffset = k << 2; for (boffset = 0; boffset < 4; boffset++) { score_data[boffset] += actual_vec[k] * a_data[aoffset + boffset]; } } } for (aoffset = 0; aoffset < 4; aoffset++) { b_a_data[aoffset] = core_data[aoffset]; } inv(diagMat_data, diagMat_size, b_data, b_size); y_size_idx_1 = b_size[1]; for (aoffset = 0; aoffset < b_size[1]; aoffset++) { boffset = (aoffset << 2) - 1; y_data[aoffset] = 0.0; for (k = 0; k < 4; k++) { if (b_data[(boffset + k) + 1] != 0.0) { y_data[aoffset] += b_data[(boffset + k) + 1] * b_a_data[k]; } } } </pre>	<pre> for (aoffset = 0; aoffset < y_size_idx_1; aoffset++) { d0 += y_data[aoffset] * score_data[aoffset]; } if (d0 > 9.6367008470561526) { Pcounter++; } else { Pcounter = 0.0; } if (fault_detect(sensors, TempIdx, DB.avg_N, DB.T_PC, DB.T_eigval) > 12.8557501835631) { Tcounter++; } else { Tcounter = 0.0; } if (fault_detect(sensors, FlowIdx, DB.avg_N, DB.F_PC, DB.F_eigval) > 12.8557501835631) { Fcounter++; } else { Fcounter = 0.0; } for (aoffset = 0; aoffset < 3; aoffset++) { b_actual_vec[aoffset] = sensors[(int)RadIdx[aoffset] - 1] - DB.avg_N[(int) RadIdx[aoffset] - 1]; } eye(3.0, b_data, b_size); b_diagMat_size[0] = b_size[0]; b_diagMat_size[1] = b_size[1]; aoffset = b_size[0] * b_size[1]; if (0 <= aoffset - 1) { memcpy(&b_diagMat_data[0], &b_data[0], (unsigned int)(aoffset * (int)sizeof(double))); } for (boffset = 0; boffset < 3; boffset++) { b_diagMat_data[boffset + b_diagMat_size[0] * boffset] = DB.R_eigval[boffset]; for (aoffset = 0; aoffset < 3; aoffset++) { c_a_data[aoffset + 3 * boffset] = DB.R_PC[boffset + 3 * aoffset]; } b_score_data[boffset] = 0.0; } for (k = 0; k < 3; k++) { if (b_actual_vec[k] != 0.0) { aoffset = k * 3; for (boffset = 0; boffset < 3; boffset++) { b_score_data[boffset] += b_actual_vec[k] * c_a_data[aoffset + boffset]; } } } for (aoffset = 0; aoffset < 3; aoffset++) { b_a_data[aoffset] = b_score_data[aoffset]; } </pre>

<pre> } } d0 = 0.0; </pre>	<pre> } inv(b_diagMat_data, b_diagMat_size, b_data, b_size); y_size_idx_1 = b_size[1]; for (aoffset = 0; aoffset < b_size[1]; aoffset++) { boffset = aoffset * 3 - 1; } </pre>
DetectEvent.c - (4)	fault_detect.c
<pre> y_data[aoffset] = 0.0; for (k = 0; k < 3; k++) { if (b_data[(boffset + k) + 1] != 0.0) { y_data[aoffset] += b_data[(boffset + k) + 1] * b_a_data[k]; } } } d0 = 0.0; for (aoffset = 0; aoffset < y_size_idx_1; aoffset++) { d0 += y_data[aoffset] * b_score_data[aoffset]; if (d0 > 7.9159929796529545) { Rcounter++; } else { Rcounter = 0.0; } isevent = 0.0; if (Pcounter >= 4.0) { isevent = 1.0; } if (Rcounter >= 4.0) { isevent = 1.0; } if (Wcounter >= 4.0) { isevent = 1.0; } if (Fcounter >= 4.0) { isevent = 1.0; } if (Tcounter >= 4.0) { isevent = 1.0; } return isevent; } void DetectEvent_init(void) { static struct_T r0 = { { } /* avg_N */ }; int i1; DB = r0; Pcounter = 0.0; Tcounter = 0.0; Fcounter = 0.0; Wcounter = 0.0; Rcounter = 0.0; for (i1 = 0; i1 < 4; i1++) { PressIdx[i1] = 1.0 + (double)i1; } for (i1 = 0; i1 < 6; i1++) { TempIdx[i1] = 5.0 + (double)i1; FlowIdx[i1] = 11.0 + (double)i1; WaterLVIdx[i1] = 17.0 + (double)i1; } for (i1 = 0; i1 < 3; i1++) { RadIdx[i1] = 23.0 + (double)i1; } } </pre>	<pre> /* Include Files */ #include <string.h> #include "rt_nonfinite.h" #include "DetectEvent.h" #include "fault_detect.h" #include "inv.h" #include "eye.h" double fault_detect(const double Data[26], const double Sensor_Type[6], const double avg_N[26], const double PC[36], const double eigval[6]) { double T2; int aoffset; double b_data[36]; int b_size[2]; double actual_vec[6]; int diagMat_size[2]; double diagMat_data[36]; int boffset; int k; double score_data[6]; double a_data[36]; double b_a_data[6]; int y_size_idx_1; for (aoffset = 0; aoffset < 6; aoffset++) { actual_vec[aoffset] = Data[(int)Sensor_Type[aoffset] - 1] - avg_N[(int) Sensor_Type[aoffset] - 1]; } eye(6.0, b_data, b_size); diagMat_size[0] = b_size[0]; diagMat_size[1] = b_size[1]; aoffset = b_size[0] * b_size[1]; if (0 <= aoffset - 1) { memcpy(&diagMat_data[0], &b_data[0], (unsigned int)(aoffset * (int)sizeof (double))); } for (boffset = 0; boffset < 6; boffset++) { diagMat_data[boffset + diagMat_size[0] * boffset] = eigval[boffset]; for (aoffset = 0; aoffset < 6; aoffset++) { a_data[aoffset + 6 * boffset] = PC[boffset + 6 * aoffset]; } score_data[boffset] = 0.0; } for (k = 0; k < 6; k++) { if (actual_vec[k] != 0.0) { aoffset = k * 6; for (boffset = 0; boffset < 6; boffset++) { score_data[boffset] += actual_vec[k] * a_data[aoffset + boffset]; } } } for (aoffset = 0; aoffset < 6; aoffset++) { b_a_data[aoffset] = score_data[aoffset]; } inv(diagMat_data, diagMat_size, b_data, b_size); y_size_idx_1 = b_size[1]; for (aoffset = 0; aoffset < b_size[1]; aoffset++) { boffset = aoffset * 6 - 1; actual_vec[aoffset] = 0.0; for (k = 0; k < 6; k++) { if (b_data[(boffset + k) + 1] != 0.0) { actual_vec[aoffset] += b_data[(boffset + k) + 1] * b_a_data[k]; } } } } </pre>

	<pre> } T2 = 0.0; for (aoffset = 0; aoffset < y_size_idx_1; aoffset++) { T2 += actual_vec[aoffset] * score_data[aoffset]; } return T2; </pre>
untrainReg.c – (1)	untrainReg.c – (2)
<pre> /* Include Files */ #include <math.h> #include <string.h> #include "rt_nonfinite.h" #include "REvent.h" #include "untrainReg.h" #include "log10.h" #include "sort1.h" #include "sum.h" #include "sqrt.h" #include "power.h" /* Variable Definitions */ static const signed char iv0[119] = { 1, 1, 1, 1, 2, 2, 2, 2, 2, 2, 2, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 1, 1, 1, 1, 2, 2, 2, 2, 2, 2, 2, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 3, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 4, 5, 6, 6, 6, 6, 6, 6, 6, 7, 7, 7, 8, 8, 8, 9, 9, 10, 10, 10, 11, 11, 11, 12, 12, 12, 13, 13, 13 }; /* Function Declarations */ static void PNN(const double trainingData[1904], const double testingData[16], double predictClass_data[], int predictClass_size[2], double output[13]); static double rt_roundd_snf(double u); /* Function Definitions */ /* * Inputs for this function: * trainingData: (features,events) * trainingClass: length is as same as trainingData's row * testingData: (features,1) * spread: kernel width * Arguments : const double trainingData[1904] * const double testingData[16] * double predictClass_data[] * int predictClass_size[2] * double output[13] * Return Type : void */ static void PNN(const double trainingData[1904], const double testingData[16], double predictClass_data[], int predictClass_size[2], double output[13]) { double dv2[1904]; double dv3[119]; int idx; double dv4[16]; int partialTrueCount; double b; double Nx[1904]; int i; double Nxt[16]; int c; int trueCount; boolean_T exitg1; double input_data[119]; int kernel_size[1]; double kernel_data[119]; signed char ii_data[13]; double lh[13]; signed char tmp_data[119]; /* PNN classifier */ </pre>	<pre> for (idx = 0; idx < 16; idx++) { for (partialTrueCount = 0; partialTrueCount < 119; partialTrueCount++) { Nx[idx + (partialTrueCount << 4)] = trainingData[idx + (partialTrueCount << 4)] / dv3[partialTrueCount]; } } b_power(testingData, dv4); b = b_sum(dv4); c_sqrt(&b); for (i = 0; i < 16; i++) { Nxt[i] = testingData[i] / b; } /* */ /* then we can prepare input nodes */ /* first, checking each class include how many events */ /* and "input" is training features product testing features */ /* then calculate output node */ for (c = 0; c < 13; c++) { trueCount = 0; for (i = 0; i < 119; i++) { if (iv0[i] == 1 + c) { trueCount++; } } if (0 <= trueCount - 1) { memset(&input_data[0], 0, (unsigned int)(trueCount * (int)sizeof(double))); } trueCount = 0; for (i = 0; i < 119; i++) { if (iv0[i] == 1 + c) { trueCount++; } } kernel_size[0] = trueCount; if (0 <= trueCount - 1) { memset(&kernel_data[0], 0, (unsigned int)(trueCount * (int)sizeof(double))); } trueCount = 0; for (i = 0; i < 119; i++) { if (iv0[i] == 1 + c) { trueCount++; } } for (i = 0; i < trueCount; i++) { partialTrueCount = 0; for (idx = 0; idx < 119; idx++) { if (iv0[idx] == 1 + c) { tmp_data[partialTrueCount] = (signed char)(idx + 1); partialTrueCount++; } } b = 0.0; for (idx = 0; idx < 16; idx++) { b += Nx[idx + ((tmp_data[i] - 1) << 4)] * Nxt[idx]; } input_data[i] = b; kernel_data[i] = exp((input_data[i] - 1.0) / 0.0064); </pre>

<pre> /* normalization every feature vectors */ power(trainingData, dv2); sum(dv2, dv3); b_sqrt(dv3); </pre>	<pre> /* kernel function, here we use Gaussian kernel */ } </pre>
untrainReg.c – (3)	untrainReg.c – (4)
<pre> trueCount = 0; for (i = 0; i < 119; i++) { if (iv0[i] == 1 + c) { trueCount++; } } lh[c] = c_sum(kernel_data, kernel_size) / (double>trueCount); /* likelihood for each class */ trueCount = 0; for (i = 0; i < 119; i++) { if (iv0[i] == 1 + c) { trueCount++; } } /* probability of each class occurring */ output[c] = lh[c] * ((double>trueCount / 119.0); } if (!rtIsNaN(output[0])) { idx = 1; } else { idx = 0; partialTrueCount = 2; exitg1 = false; while ((!exitg1) && (partialTrueCount < 14)) { if (!rtIsNaN(output[partialTrueCount - 1])) { idx = partialTrueCount; exitg1 = true; } else { partialTrueCount++; } } } if (idx == 0) { b = output[0]; } else { b = output[idx - 1]; while (idx + 1 < 14) { if (b < output[idx]) { b = output[idx]; } } idx++; } idx = 0; partialTrueCount = 1; exitg1 = false; while ((!exitg1) && (partialTrueCount < 14)) { if (output[partialTrueCount - 1] == b) { idx++; ii_data[idx - 1] = (signed char)partialTrueCount; if (idx >= 13) { exitg1 = true; } else { partialTrueCount++; } } else { partialTrueCount++; } } if (1 > idx) { partialTrueCount = 0; </pre>	<pre> predictClass_size[0] = 1; predictClass_size[1] = partialTrueCount; for (idx = 0; idx < partialTrueCount; idx++) { predictClass_data[idx] = ii_data[idx]; } } /* * Arguments : double u * Return Type : double */ static double rt_roundd_snf(double u) { double y; if (fabs(u) < 4.503599627370496E+15) { if (u >= 0.5) { y = floor(u + 0.5); } else if (u > -0.5) { y = u * 0.0; } else { y = ceil(u - 0.5); } } else { y = u; } } return y; } double untrainReg(const double train[1904], const double test[16]) { double test_class; int idx[119]; int k; int i; int nb; int j; double tc_data[119]; int Ninclass; int p; int q; int qEnd; int exitg1; int exponent; int kEnd; int iwork[119]; signed char tmp_data[13]; double unusedU0_data[13]; int unusedU0_size[2]; double cp[13]; double tcp_data[1547]; boolean_T exitg2; double q1; int tc_size[1]; signed char b_tmp_data[119]; double d0; double d1; /* count = [8;14;26;20;20;10;3;3;3;3;3;3]; */ /* nsize = 0; */ memset(&idx[0], 0, 119U * sizeof(int)); for (k = 0; k <= 116; k += 2) { if (iv0[k] <= iv0[k + 1]) { idx[k] = k + 1; idx[k + 1] = k + 2; } else { idx[k] = k + 2; idx[k + 1] = k + 1; } } </pre>

<pre> } else { partialTrueCount = idx; } </pre>	<pre> } </pre>
---	----------------

untrainReg.c – (5)	untrainReg.c – (6)
<pre> } idx[118] = 119; i = 2; while (i < 119) { nb = i << 1; j = 1; for (Ninclass = 1 + i; Ninclass < 120; Ninclass = qEnd + i) { p = j; q = Ninclass; qEnd = j + nb; if (qEnd > 120) { qEnd = 120; } k = 0; kEnd = qEnd - j; while (k + 1 <= kEnd) { if (iv0[idx[p - 1] - 1] <= iv0[idx[q - 1] - 1]) { iwork[k] = idx[p - 1]; p++; if (p == Ninclass) { while (q < qEnd) { k++; iwork[k] = idx[q - 1]; q++; } } } else { iwork[k] = idx[q - 1]; q++; if (q == qEnd) { while (p < Ninclass) { k++; iwork[k] = idx[p - 1]; p++; } } } k++; } for (k = 0; k < kEnd; k++) { idx[(j + k) - 1] = iwork[k]; } j = qEnd; } i = nb; } for (k = 0; k < 119; k++) { tc_data[k] = iv0[idx[k] - 1]; } nb = 0; k = 1; while (k <= 119) { Ninclass = (int)tc_data[k - 1]; do { exitg1 = 0; k++; if (k > 119) { exitg1 = 1; } else { frexp((double)Ninclass / 2.0, &exponent); </pre>	<pre> } } while (exitg1 == 0); nb++; tc_data[nb - 1] = Ninclass; } if (1 > nb) { q = 0; } else { q = nb; } if (q <= 2) { if (q == 1) { Ninclass = (int)(float)tc_data[0]; } else if (tc_data[0] < tc_data[1]) { Ninclass = (int)(float)tc_data[1]; } else { Ninclass = (int)(float)tc_data[0]; } } else { Ninclass = (int)tc_data[0]; for (k = 1; k < q; k++) { if (Ninclass < (int)tc_data[k]) { Ninclass = (int)tc_data[k]; } } } nb = Ninclass - 1; for (q = 0; q <= nb; q++) { tmp_data[q] = (signed char)q; } for (j = 0; j < 119; j++) { PNN(train, *(double *) [16]) & train[j << 4], unusedU0_data, unusedU0_size, cp); for (q = 0; q < Ninclass; q++) { tcp_data[j + 119 * tmp_data[q]] = cp[q]; } } PNN(train, test, unusedU0_data, unusedU0_size, cp); if (!rtIsNaN(cp[0])) { p = 1; } else { p = 0; k = 2; exitg2 = false; while ((!exitg2) && (k < 14)) { if (!rtIsNaN(cp[k - 1])) { p = k; exitg2 = true; } else { k++; } } } if (p == 0) { p = 1; } else { q1 = cp[p - 1]; for (k = p; k + 1 < 14; k++) { if (q1 < cp[k]) { q1 = cp[k]; </pre>

<pre> if (!(fabs((double)Ninclass - tc_data[k - 1]) < ldexp(1.0, exponent - 53))) { exitg1 = 1; } </pre>	<pre> p = k + 1; } } </pre>
untrainReg.c – (7)	
<pre> Ninclass = 0; for (i = 0; i < 119; i++) { if (iv0[i] == p) { Ninclass++; } } nb = 0; for (i = 0; i < 119; i++) { if (iv0[i] == p) { b_tmp_data[nb] = (signed char)(i + 1); nb++; } } tc_size[0] = Ninclass; for (q = 0; q < Ninclass; q++) { tc_data[q] = tcp_data[(b_tmp_data[q] + 119 * (p - 1)) - 1]; } sort(tc_data, tc_size); q1 = tc_data[(int)rt_roundd_snf(0.25 * (double)tc_size[0]) - 1]; b_log10(&q1); d0 = cp[p - 1]; b_log10(&d0); d1 = tc_data[(int)rt_roundd_snf(0.75 * (double)tc_size[0]) - 1]; b_log10(&d1); if (d0 < q1 - 3.0 * (d1 - q1)) { test_class = 0.0; /* disp('unknown class'); */ } else { test_class = 1.0; /* disp('trained class') */ } return test_class; } </pre>	

3.1.4 壓水式反應器組件材料腐蝕行為研究

目前商業運轉中的核電廠，主要以輕水式反應器為主，其中 BWR 數目約佔 18.3%，PWR 約為 63.2% 左右。世界上正在興建中的核電廠，主要是以第三代的 PWR 為主，少數為重水反應器及進步型沸水式反應器(Advanced Boiling Water Reactor, ABWR)。台灣除了核一、二廠為 BWR 外，核三廠則為 PWR，核四廠為 ABWR。為了降低核能電廠主冷卻水迴路的組件產生腐蝕行為，水化學是最主要考量的參數之一。壓水式反應器的主要腐蝕問題包含一次側及二次側冷卻水系統結構材料的腐蝕，從 PWR 以往的運轉經驗顯示，合金 82/182/600 材質在 PWR 一次側冷卻水環境下因殘餘應力的影響而產生一次側冷卻水應力腐蝕龜裂(Primary Water Stress Corrosion Cracking, PWSCC)現象^[1-2]。目前運轉中的 PWR 會在水化學的控制上加入氫氣來抑制氧化性環境，為了抑制因輻射分解效應而產生的過氧化氫以及其分解而成的氧氣，加氫

濃度約維持在 25-50 cc (STP)/kg H₂O。PWR 加入氫氣作為還原劑來減緩氧化性環境，但為了控制反應度與 pH 值，又加入硼酸及氫氧化鋰，使得 PWR 水化學變得更為複雜，因此 PWR 主冷卻水迴路的組件選擇適當的加氫濃度來減緩應力腐蝕龜裂(Stress Corrosion Cracking, SCC)的產生，是值得探討的議題。PWR 一次側系統中所使用的鎳基合金如 600 合金、X-750、718 合金等，或是不鏽鋼合金 A286，過往的運轉經驗顯示在高溫純水及高應力下曾發生 PWSCC。討論 PWR 一次側冷卻水迴路 PWSCC 的發生原因^[3-6]，除了考慮冷卻水的溫度、作用應力、殘留應力、冷加工、材料本身對於應力腐蝕龜裂的敏感性等，也需考慮水質對於一般腐蝕及應力腐蝕龜裂的影響，了解組件表面氧化的程度以及形成的氧化膜，抑制金屬材料腐蝕造成的腐蝕產物發生溶解而沉積於燃料表面，其活化產物是否增加放射性等。

為了探討壓水式反應器一次側系統組件採用的鎳基合金 X750 的應力腐蝕龜裂敏感性(Susceptibility)及裂縫生長行為，本研究透過 PWR 模擬迴路，針對 X750 試片進行電化學極化掃描分析與 U-bend 應力腐蝕試驗，探討在反應器額定功率運轉的溫度下，透過水化學調控技術進行 SCC 防制，了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為，面對運轉中電廠可能面對的 SCC 問題，提供可行的解決方案。

目前本計畫的執行進度如下所示:

工作項目	年 月	107 1	107 2	107 3	107 4	107 5	107 6	107 7	107 8	107 9	107 10	107 11	107 12
PWR水化學與材料腐蝕測試相關之文獻資料蒐集與分析		■	■										
建立模擬PWR高溫水循環系統(2組)		■	■	■									
製備U-Bend應力腐蝕試驗實驗及電化學分析實驗專用之合金X-750試片			■	■	■								
高溫320 °C環境中之合金X-750試片之U-Bend應力腐蝕試驗實驗					■	■	■	■	■	■	■	■	■
高溫 320 °C 環境中之合金X-750 試片之電化學分析實驗					■	■	■	■	■	■	■	■	■
試驗後試片之表面分析 (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

3.1.4.1 執行方法

為模擬高溫高壓的壓水式反應器水環境，特別建置了兩組水循環系統。經過淨水樹脂的水加入 H₃BO₃ 濃度 1500 ppm(mg/kg)及 LiOH 3.5 ppm(mg/kg)，可獨立達到實驗所要求之水化學環境，系統溫度維持在 320 °C 和壓力維持在 1800 psi 左右，溶氫濃度可調整，並於線上監測水中的溶氧與溶氫含量。第一組系統用於 U-bend 應力腐蝕試驗實驗，另一組系統則用於電化學分析實驗，分別如圖 3.1.4.1 與圖 3.1.4.2 所示。本實驗所使用的鎳基合金 X750 的組成如表 3.1.4.1 所示。鎳基 X750 析出硬化型合金，其含有鎳、鐵、鉻、鈮、鈦、鋁等元素，因為其抗腐蝕與抗高溫潛變之能力佳已經廣泛的被應用在世界上的電廠中^[7]。但經由長時間的使用有可能發生沿晶應力腐蝕的現象，如果嚴重腐蝕有可能造成安全上的問題，也同時在更換時會造成大量的成本開銷。核三廠採用鎳基合金 X750 做為控制棒導管支撐峭，而在壓水式核電廠中一次側爐水是處在高溫高壓狀態下，且為了控制反應度而添加硼酸，同時為了平衡酸鹼度而添加氫氧化鋰，再加上爐心反應造成的強氧化性物質使得結構組件可能承受較為嚴苛的環境。

表 3.1.4.1 X750 鎳基合金元素成分比

Element	Ni	Cr	Fe	Mn	Co	Si	S	C	Al	Nb	Ta	Ti	Cu	P
Percentage (%)	Bal.	16.31	8.07	0.07	0.030	0.09	0.002	0.05	0.68	0.91	0.002	2.52	0.06	0.004

第一部分為 U-bend 應力腐蝕試驗，利用 U 型試片在模擬 PWR 高溫水循環迴路中，進行 U-bend 應力腐蝕試驗。U-bend 應力腐蝕實驗使用的是 80 mm × 20 mm × 2.5 mm 之長方形試片，為參照 ASTM-G30-97 的標準製作出應變 12.5% 的 U-Bend 試片(如圖 3.1.4.3)，以模擬形成應力腐蝕龜裂的三個要素，分別為：敏感性材料、張應力與腐蝕性環境。在分別經過 0, 300, 600, 1000, 1500 小時的高溫測試後，裂縫定量曾經在 500 倍下的倍率進行掃描式電子顯微鏡之連續影像拍攝。並搭配局部的影像來觀察局部區域之裂紋，再經由圖像軟體分析表面上的缺陷數量，觀察表面產生裂縫的分布情形及其裂縫長度、數目等。

U-Bend 應力腐蝕實驗所使用的鎳基合金為購自美國 Huntington Alloys Corporation 之板材，X 750 試片先進行不同條件的熱處理，分別是固溶熱處理(ST, 1050 度 C, 升溫 2 小時，持溫 1 小時，水淬。)與時效熱處理(TT, 700C, 升溫 1 小時，持溫 24 小時，爐冷。)，試片研磨處理後進行 U-bend 試片備製，並進行測試前的表面分析，在試片表面發現有極少量微小裂縫產生。水環境導電度約為 40-50 μS/cm，溶氧濃度小於 50 ppb。

第二部分為電化學分析實驗，採用的試片為 20 mm × 20 mm × 1 mm 正方形試片，接著進行固溶熱處理(1050 度 C, 升溫 2 小時，持溫 1 小時，水淬。)，接著進行表面研磨再放置於高溫水循環中進行實驗。其中使用 316 不銹鋼做為導線，使用熱縮鐵氟龍套管將其包覆絕緣，並點焊於試片邊緣，將點焊完試片置於鎳基合金高溫釜中，導線通過 Conax fitting 的高壓接頭延伸至高壓釜外。實驗所使用的參考電極為自製耐高溫銀/氯化銀參考電極(如圖 3.1.4.4 所示)，使用電解液為飽和氯化鉀(KCl)，電極外管壁連接循環冷卻水，常溫下與商用的銀/氯化銀參考電極相比，其電位差在 10 mV 以內。在高溫電化學分析實驗中，為了降低 IR drop 的問題，會

固定並縮短工作電極(試片)、輔助電極(白金)與參考電極間的距離，彼此間距約為 1 公分，參考電極則置於距離三片平行試片的正前方約 1 公分位置。

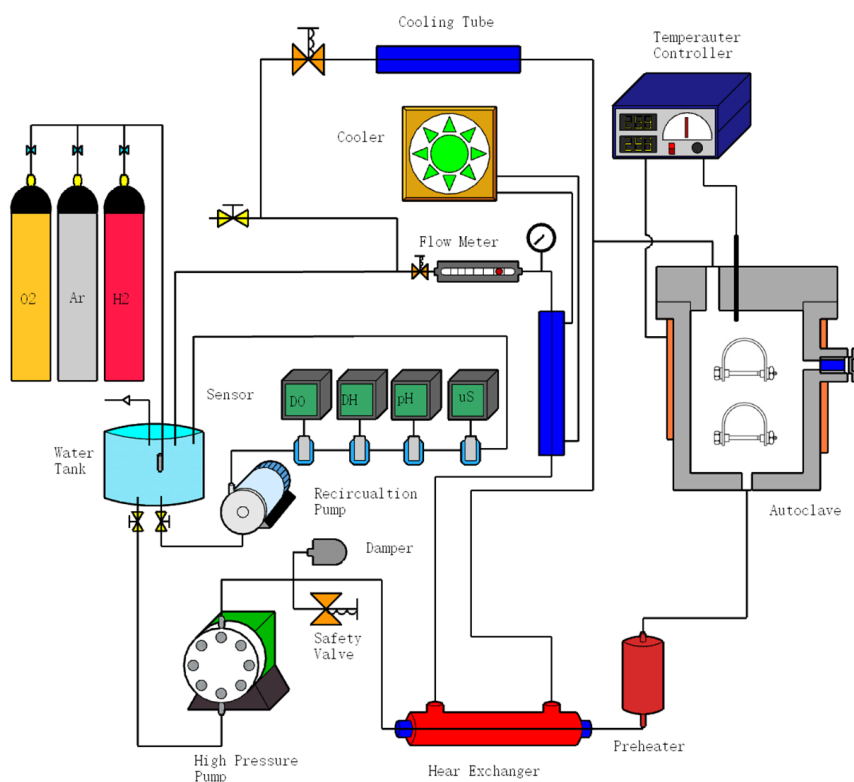


圖 3.1.4.1 U-Bend 試驗水循環系統裝置示意圖

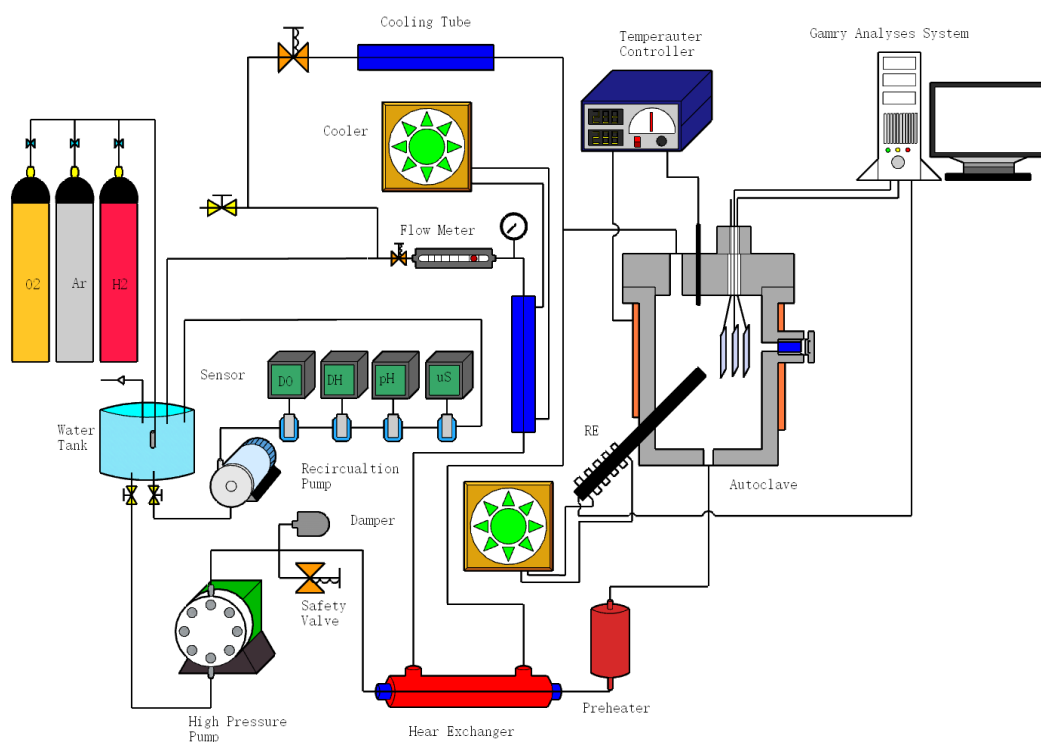


圖 3.1.4.2 電化學分析水循環系統裝置示意圖

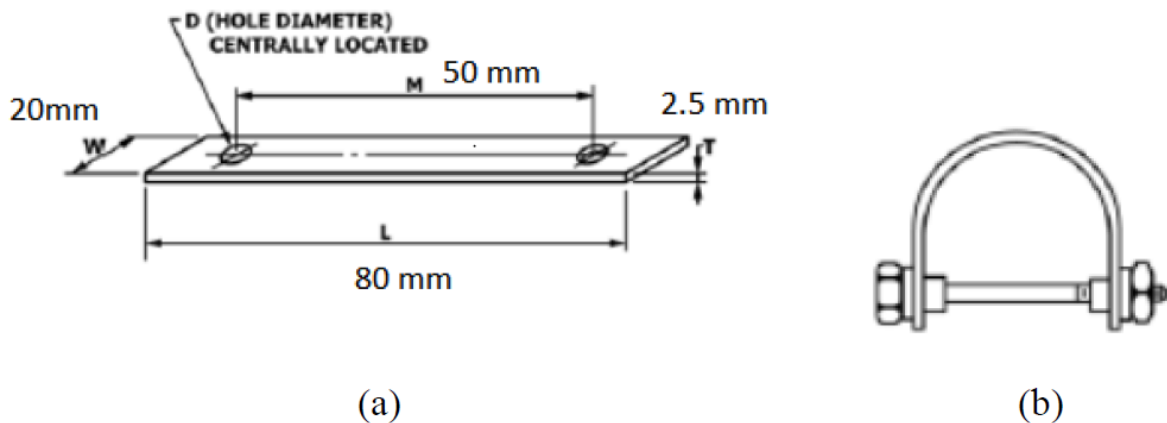


圖 3.1.4.3 (a)U-Bend 試片彎折前示意圖 (b)U-Bend 彎折後示意圖

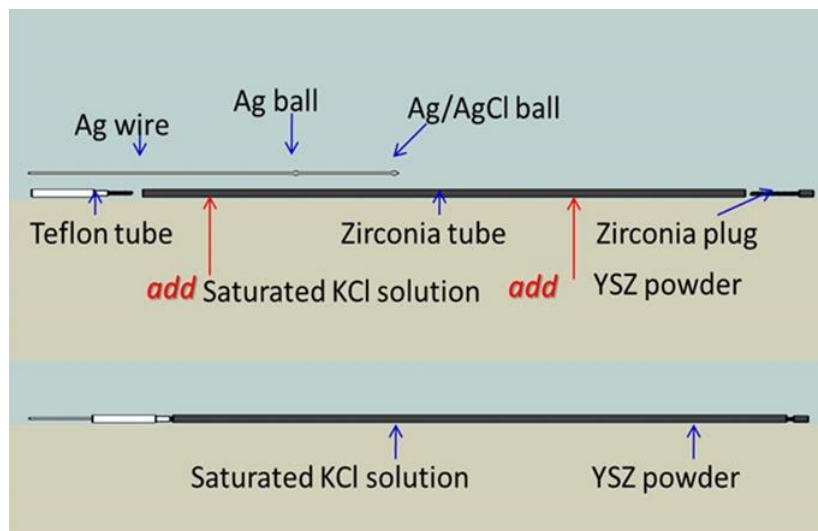


圖 3.1.4.4 高溫參考電極示意圖

3.1.4.2 研究結果

3.1.4.2.1 定量分析

圖 3.1.4.5 與圖 3.14.6 首先探討時間對裂縫的影響，X750 合金 ST 在此水環境下經過 1500 小時後，在各個裂縫長度範圍的數量的變化非常小，幾乎各時間階段的數量沒有明顯變化，除了在 0 到 10 微米間有些微的上升，這顯示了試片表面開始有非常微小的裂縫起始。針對 X750 Alloy TT 試片在經過 1500 小時後的差異同樣也不明顯，在 0 到 20 微米區間的數量也沒有明顯的變化。根據 Wenqian Zhang 等人針對表面加工對於 316 不鏽鋼應力腐蝕龜裂起始影響的研究結果對於裂縫分析是從 50 微米以上開始進行定量，原因是因為機械研磨與彎折加工過程中本來就會造成試片的微小裂紋^[8]，彎折時有些因研磨造成的裂紋甚至成為彎折裂紋的起始點，進而成長為新的微小裂紋。目前本實驗採較保守分析，涵蓋所有可能長度範圍的裂紋，但若不考慮 50 微米以下的裂縫，結果顯示在 1500 小時的加速測試後，裂縫數量基本上都小於 10 條。可見在此實驗條件下，X750 Alloy 有非常好的耐蝕性。

針對不同熱處理產生的結果，可以觀察到在 ST 試片上整個裂縫總數相較於 TT 試片較多，根據管維仁、喻驥平、黃嘉宏等人針對 X750 合金在模擬電廠水環境的拉伸試驗結果提及經過 700 °C/24 小時的時效熱處理後^[9]，可發現其抗沿晶應力腐蝕能力較強，從表面破裂情形看到確實有沿晶應力腐蝕的現象出現，但因材料腐蝕速率非常低故仍未深入試片內部。根據 ASM SPECIAL HANDBOOK 內的 Nickel Cobalt and Their Alloys 章節中的鎳基合金之應力腐蝕與氫脆部分提到，經過熱處理後在晶界上所形成的鉻碳化合物會造成晶界上的鉻乏區進而影響材料的抗腐蝕能力，但在本研究中尚未明顯看到兩個熱處理條件之間的差異，經由評估可能是因為在此水環境條件下處在幾乎除氧的狀態下，那麼溫度就是一個非常關鍵的因素。根據 P.Skeldon 等人的研究指出其所做的針對不同溫度所測試的應力腐蝕龜裂敏感度實驗中，X750 合金對於應力腐蝕龜裂敏感度隨著溫度近 250 °C 的時候漸漸有上升的趨勢^[10]，而在 P.L. Andresen 的研究針對另一種常用於核電廠內組件材料的鎳基 600 合金，實驗結果指出裂縫成長的速率在相似於本實驗測試的水環境中裂縫成長的速率十分緩慢的(1.E-08 mm/s)^[11]。依據目前分析出的結果，可以發現既有裂縫成長的幅度不明顯而新生成的裂縫數量僅在 X750 合金 ST 僅有少數 Initiation 產生。

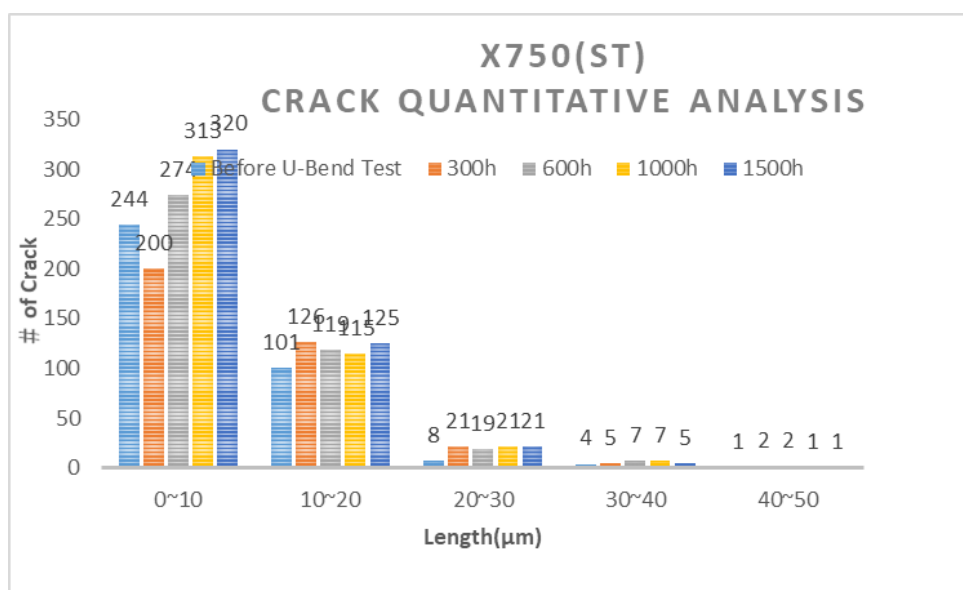


圖 3.1.4.5 X750ST 裂縫定量分析

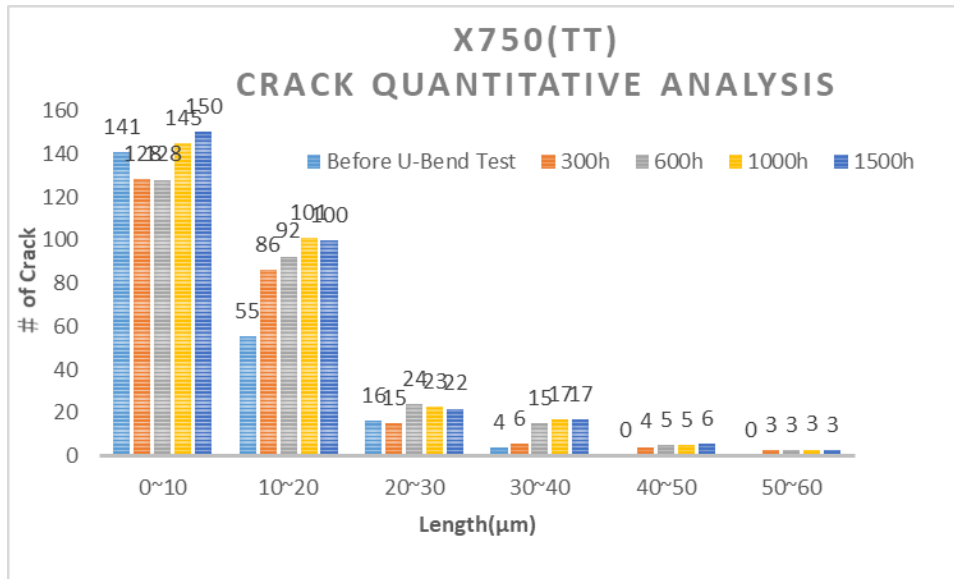


圖 3.1.4.6 X750TT 裂縫定量分析

3.1.4.3.2.局部分析

經過 1500 小時後的高溫測試，可以觀察到試片表面仍是處於在富含金屬光澤的狀態，並沒有任何肉眼可見的裂縫產生。透過掃描式電子顯微鏡的觀察，可以看到兩個條件都有孔蝕的產生(圖 3.1.4.7~圖 3.1.4.10)，對於 X750 Alloy ST 而言，有些位置的孔蝕已經成為裂縫的起始點，表面也有些其他孔蝕點但尚未成為裂縫起始點。但除了這些孔蝕點以外，其餘材料表面仍算平整。而針對 X750 Alloy TT 而言，表面的氧化程度較高跟孔蝕也比較多，同時裂縫起始也在孔蝕點發生。

另外，圖 3.1.4.11~圖 3.1.4.16 也分別列出各個較早時間觀察下的裂縫形貌，可以看到裂縫基本上都屬於短、小的尺寸，表面同時有因為加工過程中造成的 Inclusion 經彎折後在該處形成裂縫，在觀測的過程中，可以在 1000 小時觀察到些微的氧化情形。不過裂縫的長度變化並不顯著，而明顯孔蝕的狀況如前段所述在 1500 小時才被觀察到。

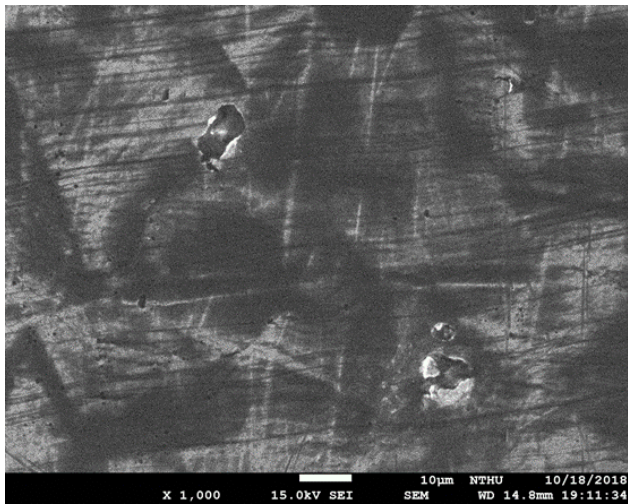


圖 3.1.4.7 X750ST 輕微孔蝕但未成為裂縫起始 (1500H)

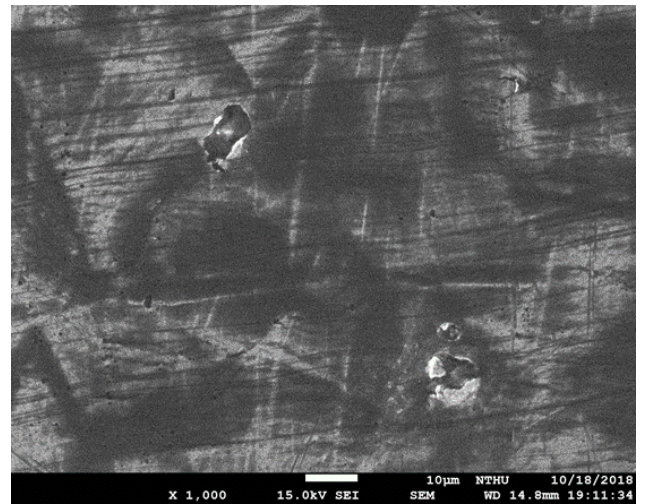


圖 3.1.4.8 X750ST 孔蝕點成為裂縫起始(1500H)

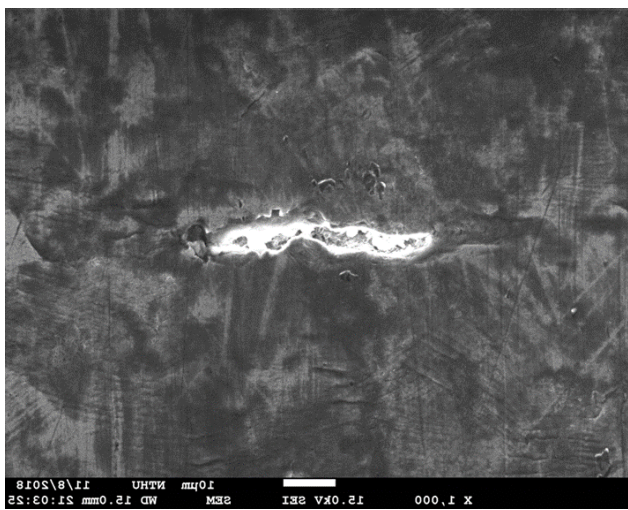


圖 3.1.4.9 X750TT 裂縫氧化情形(1500H, 長度約 20-30 微米)

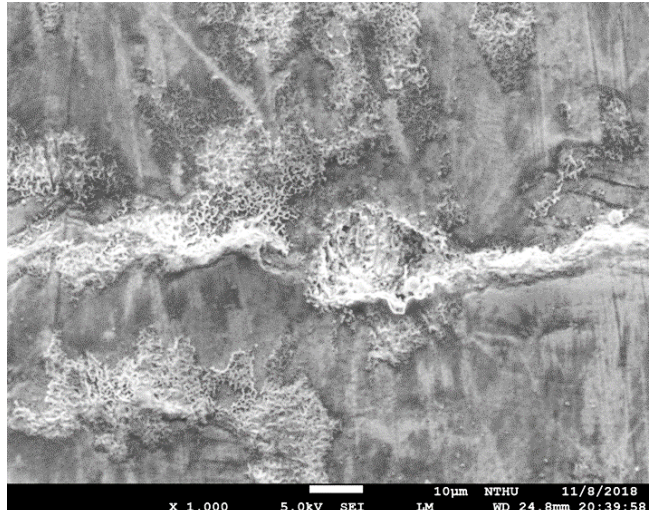


圖 3.1.4.10 X750TT 表面氧化與孔蝕狀況 (1500H)

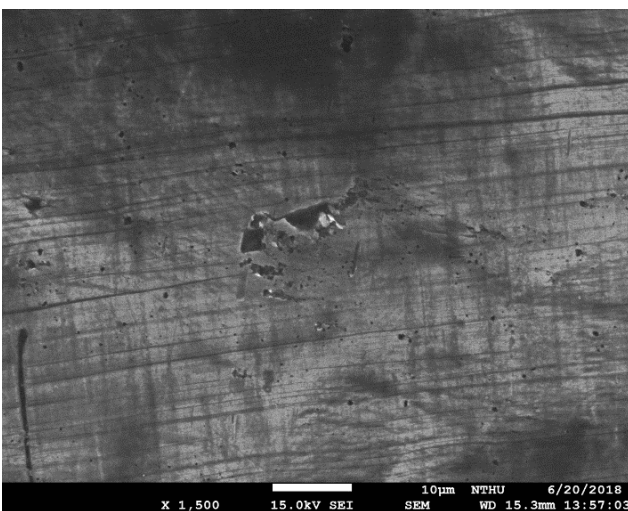


圖 3.1.4.11 X750(ST)於 300H 表面狀況(夾雜物)

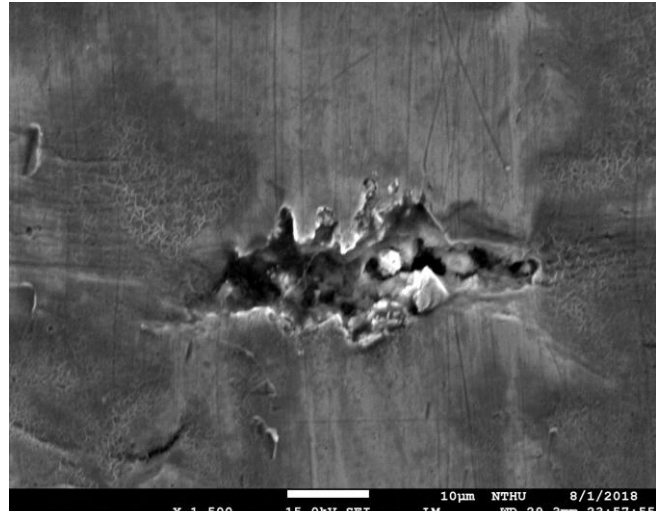

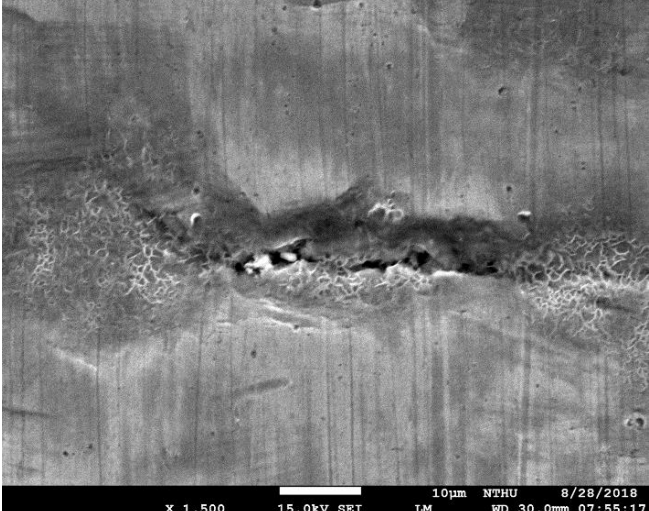
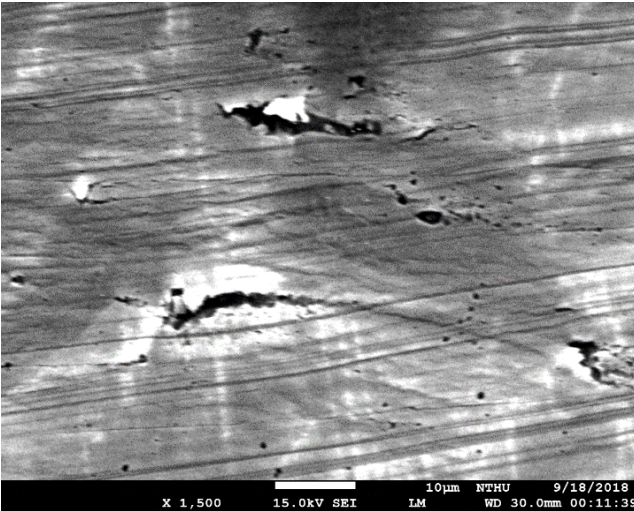



圖 3.1.4.12 X750(TT)於 300H 表面狀況(仍是較)

顆粒較小)。	大夾雜物經加工造成)。
	
圖 3.1.4.13 600H 後，X750(ST)未發現表面有嚴重腐蝕形。	圖 3.1.4.14 X750(TT)經 600H 表面有些為腐蝕狀況。
	
圖 3.1.4.15 經 1000H 後 X750(ST)表面有些微小孔洞出現	圖 3.1.4.16 X750(TT)1000H 表面有已存在的裂縫有氧化情形發生但長度仍在 20-30 微米左右。

3.1.4.2.3 極化掃描結果

X750試片在320°C、1800psi 與除氧條件下靜置7天(使試片表面穩定)^[12]，進行極化掃描，接著調整氫氣濃度至0.5 ppm^[13]，同樣靜置七天後進行極化掃描，實驗結果如圖3.1.4.17和表3.1.4.2所示。明顯可以看到在注入氫氣之後，Alloy X750的腐蝕電位及腐蝕電流密度大幅度的下降，腐蝕電位從-0.334 mV_{SHE}下降到-0.679 mV_{SHE}，而腐蝕電流密度則是從 1.88×10^{-4} A/cm²下降至 5.05×10^{-5} A/cm²(由於溶氫條件下，實驗得出的腐蝕電流密度是由金屬的反應和氫氣的反應相加總，因此利用除氧條件的陽極塔弗，來得到金屬本身的腐蝕電流密度。)，說明在水環境中注入氫氣有助於抑制材料的腐蝕行為，且效果顯著。

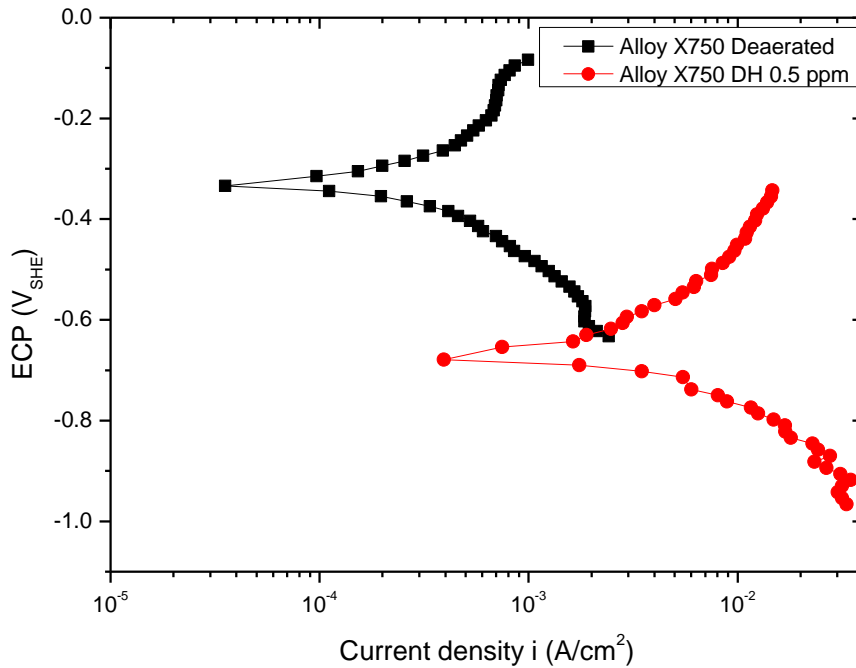


圖3.1.4.17 Alloy X750 極化掃描結果

表 3.1.4.2 合金試片的電化學參數

Sample	ECP (V _{SHE})	i _{corr} (µA/ cm ²)	Bc (V/decade)
Deaerated	-0.334	188	-0.154
DH 0.5 ppm	-0.679	51	-0.255

3.1.4.3 結論

1. 經過 1500 小時的 U-Bend 實驗後，X750 Alloy ST 與 TT 試片有少量裂縫起始的現象且表面有孔蝕產生，孔蝕可能作為裂縫起始點。
2. 不同熱處理下的 X750 合金整體彼此表面狀況差距不大，局部表面分析顯示有些位置 X750 Alloy TT 所產生的加工裂紋呈現較長的趨勢是因為夾雜物尺寸較大。孔蝕區域附近的氧化現象較明顯但裂縫成長並不明顯。
3. 根據定量分析的結果裂縫長度仍是屬於非常微小的程度(小於 50 微米)，在此測試中 X750 Alloy ST 與 X750 Alloy TT 都表現了不錯的抗蝕性能。
4. Alloy X750 在溶氫 0.5ppm 條件下，相較於除氧條件會有較低的腐蝕電位和腐蝕電流密度，也就是較低的腐蝕速率，高溫水環境中添加氫氣對材料腐蝕具有抑制效果。

3.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之相關實驗與分析精進

本計畫於本年度中，首先對於過去 CCFL 實驗進行全面性地回顧，並詳細考慮其設計參數、運轉條件以及 CCFL 於核電廠可能發生之位置，詳細回顧之重點皆詳述於 5.1.3.1 節。從實驗回顧中，本計畫亦自行規劃 CCFL 相關實驗之設計，詳細的設計於 5.1.3.2 節討論。並且在 5.1.3.2 節中，針對測試條件之可行性進行評估，估算各項零組件應有的性能。另外，於本年度中，進行 CFD 對於 CCFL 之模擬，模擬結果展示與討論於 5.1.5.3 節。於模擬中能觀察到與實驗相似的 CCFL 現象。

3.1.5.1 CCFL 實驗回顧

在雙相混合體內，當液相與氣相的流動方向相反時，氣相的質量流率上升太快，超過一定的流率，導致液相受氣相的影響而造成流動停止，甚至是被氣相夾帶而轉向，這個現象就稱之為逆向流限制(Counter-Current Flow Limiting, CCFL)，並且在核能產業中此現象的發生會嚴重地影響核能安全。

在冷卻水流失事故(loss of coolant accident, LOCA)中壓水式反應器(Pressurized water reactor, PWR) 在爐心裡會產生大量蒸汽，蒸汽會經由熱端環路(hot leg)流向蒸汽產生器(steam generator)，如圖 3.1.5.1 所示。故在熱端迴路中氣液兩相流體以反方向流動，此時兩相在一定表象速度(superficial velocity)範圍之內可達穩定狀態；一旦兩相表象速度超過此範圍，便會在兩相介面產生不穩定現象，而造成水力跳躍(hydraulic jump)現象，近而導致 CCFL 現象發生 [1]。此外，在上部繫板(upper tie plate)、充放管線(surge line)、蒸汽產生器內部之管線以及熱柱管線等區域皆會產生 CCFL 現象 [2]。一旦發生 CCFL 現象時，液態水因為被蒸汽阻擋而無法進入爐心，導致爐心無法獲得冷卻水而逐漸升溫，當溫度到某個程度時便會造成結構破壞。

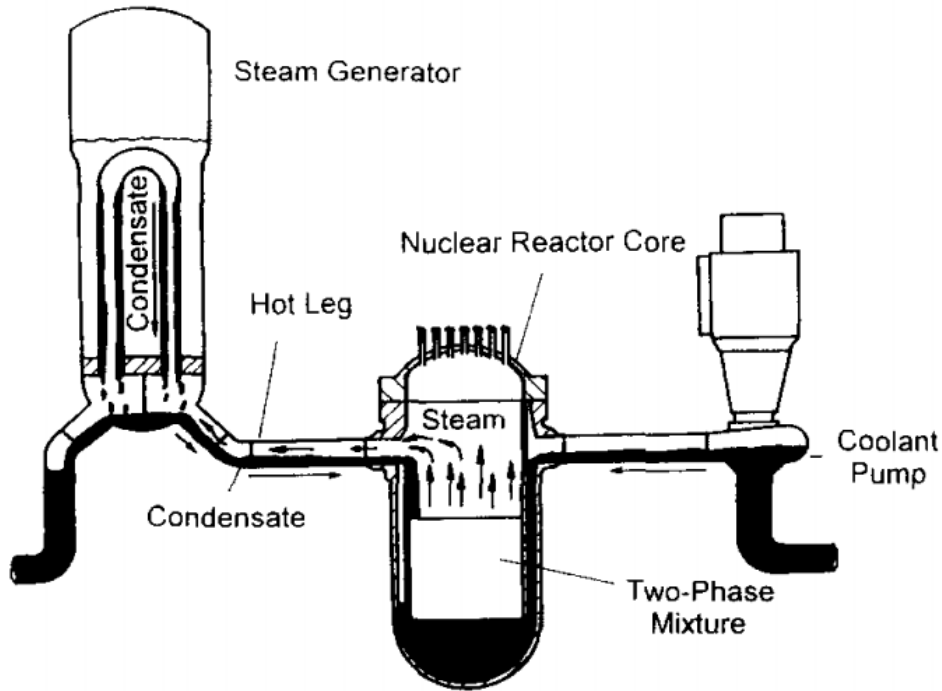


圖 3.1.5.1 在 LOCA 發生時於 PWR 之 hot leg 產生之 CCF 現象[1]

當核電廠發生 LOCA 事故時，緊急爐心冷卻系統(Emergency core cooling system, ECCS)提供的低溫冷卻水沿著冷端環路(cold leg)進入 downcomer 內。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，主要是因為反應器壓力槽(Reactor Pressure Vessel, RPV)的水位持續下降使得其水位低於 downcomer 的高度，因而造成 downcomer 內呈現非完全液態水的狀態，而是具有一定程度的蒸汽產生雙相分層流(Stratified flow)的情況。此時，緊急爐心冷卻水從 ECCS 端管路注入 downcomer 後，將使得 RPV 與 downcomer 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 的現象而無法令冷卻水流入冷端環路(如圖 3.1.5.2 所示) [3]。

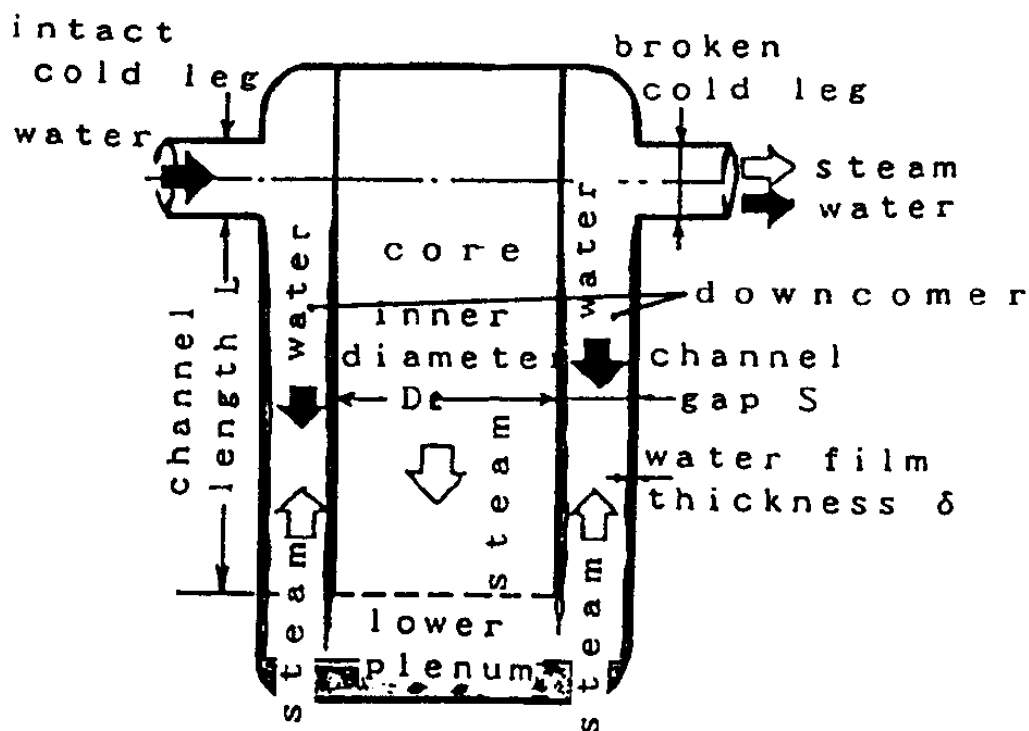


圖 3.1.5.1 PWR 中垂直環型管在 LOCA 事件 CCFL 現象示意圖[3]

綜合以上可以得知 CCFL 現象及其發生機制對於核電廠內部管線的運作有著極大的影響。有鑑於此，許多國家在近幾十年間針對 CCFL 現象做了大量的實驗與分析研究。透過研究不同管路之幾何形狀、兩相流體種類、系統溫度與壓力、流體雷諾數等各式變數，進而對 CCFL 現象在核電廠中可能會出現的情形有更多的了解。

針對 CCFL 現象的發生，Wallis 和 Kutateladze 皆提出了一個廣泛應用於 CCFL 的經驗式 [4]，分別為：

(1)Wallis：

$$j_G^{*0.5} + Mj_L^{*0.5} = C \dots\dots(3.1.5.1)$$

其中，M、C 為常數； j_K^* 為無因次化表象速度，定義如下：

$$j_K^* = j_K \left[\frac{\rho_K}{gD(\rho_L - \rho_G)} \right]^{0.5} \dots\dots(3.1.5.2)$$

j_K 和 ρ_K 分別為 K 相的無因次化表象速度和密度，K 為 L(液相)、G(氣相)，D 為管徑，g 為重力加速度。

(2)Kutateladze：

$$Ku_G^{0.5} + m_K Ku_L^{0.5} = c_K \dots\dots(3.1.5.3)$$

其中 Ku_K 為另一無因次化表象速度，定義如下：

$$Ku_K = j_K \left[\frac{\rho_K^2}{\sigma g (\rho_L - \rho_G)} \right]^{0.25} \dots (3.1.5.4)$$

Ku_K 為 Kutateladze 數， σ 為表面張力。

圖 3.1.5.3 為壓降 DP 在測試管線中變化的示意圖。圖中顯示壓降在 A-D 增加，D-F 減少；在 B-C 中壓降突然地增加，可以得知在 B-C 區間中產生 CCFL 現象 [2]。

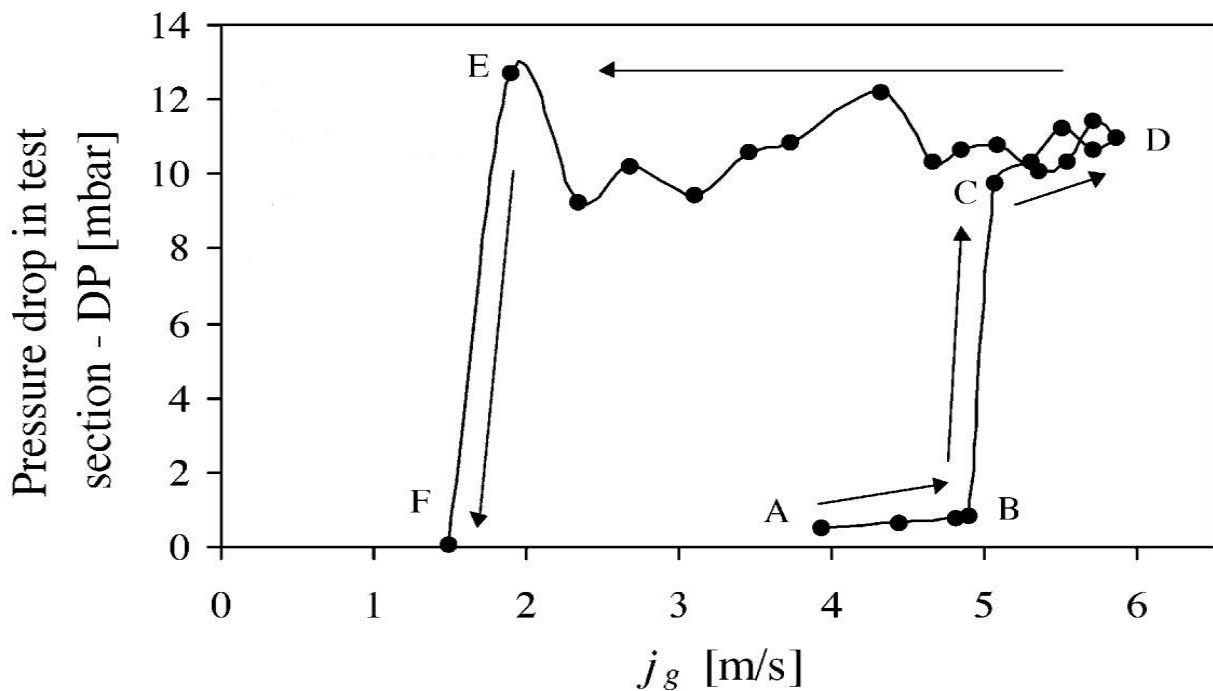


圖 3.1.5.2 壓降 DP 在測試管線中的變化 [2]

在過去的文獻中，各國學者所做與 CCFL 相關的實驗分為以下兩類探討：

1. 水平管加上傾斜管實驗(似 hot leg 形狀)

Al Issa(2011) [2] 整理了淹水曲線(flooding curve)，此曲線是探討在系統中 $j_G^{*0.5}$ 和 $j_L^{*0.5}$ 對於 CCFL 之關係，如圖 3.1.5.4 所示，作者將此曲線分為三個區域，並且各區域皆有各自造成 CCFL 之機制：

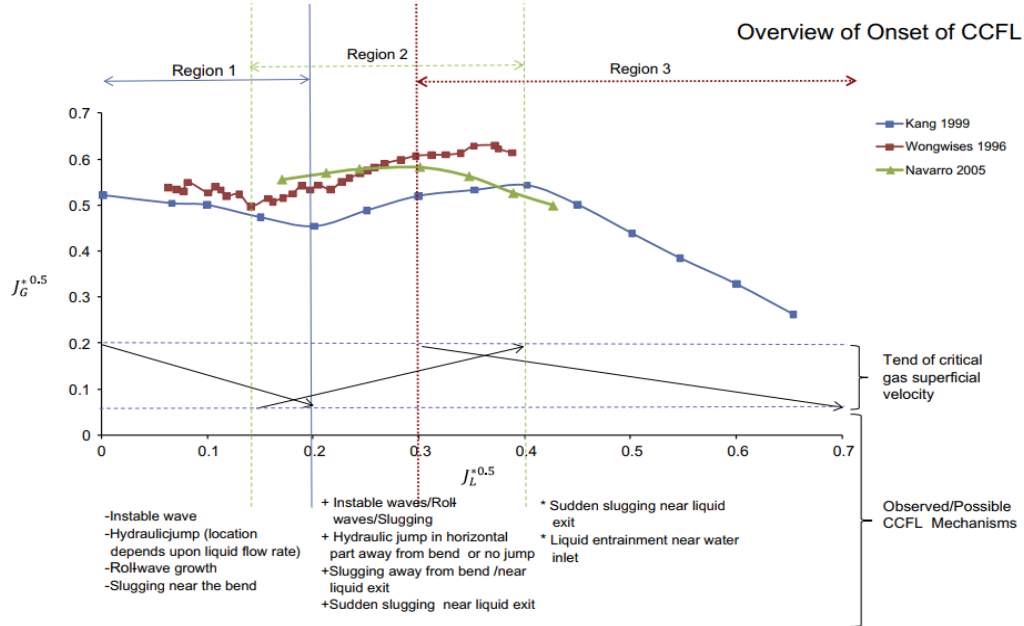


圖 3.1.5.3 起始 CCFL 總覽，臨界氣體表象速度趨勢，在不同區域中產生 CCFL 之機制[2]

(1) $j_L^{*0.5} < 0.2$:

在第一區中，隨著無因次化液體表象速度增加，所需造成 CCFL 之無因次化氣體表象速度隨之增加而減少；此區造成 CCFL 現象之機制為不穩定波的產生、水力跳躍的發生(發生的位置取決於液體流速)以及在彎管處水塊(slug)的產生。

(2) $0.2 < j_L^{*0.5} < 0.35$:

在此區中，隨著無因次化液體表象速度增加，所需造成 CCFL 之無因次化氣體表象速度隨之增加而增加；此區造成 CCFL 現象之機制為不穩定波的成長、水力跳躍的發生(以下兩個不同的現象)以及在水出口處立即性水塊的產生。

1. 當 $j_L^{*0.5}$ 輕微地大於 0.2，水力跳躍的現象發生在水平管中接近供應儲槽的部分，而且水力跳躍的高度隨著液體流速增加而增加。

2. 當 $j_L^{*0.5}$ 大於 0.2，水力跳躍現象發生於水出口處。

(3) $j_L^{*0.5} > 0.35$:

在第三區中，隨著無因次化液體表象速度增加，所需造成 CCFL 之無因次化氣體表象速度隨之增加而大幅度減少；此區造成 CCFL 現象之機制非為水力跳躍的發生，而是在水入口處產生液體夾帶現象(liquid entrainment)。

下列研究主要是探討在 PWR 中發生 LOCA 或 SBLOCA 時於 hot leg 中產生 CCFL 的現象。表 3.1.5.1 為水平管加上傾斜管研究相關 CCFL 的實驗整理，包含管徑(D)、水平管長(L)、傾斜管長度(I)以及傾斜角度(θ)等參數的影響，各參數示意圖如圖 3.1.5.5 所示。

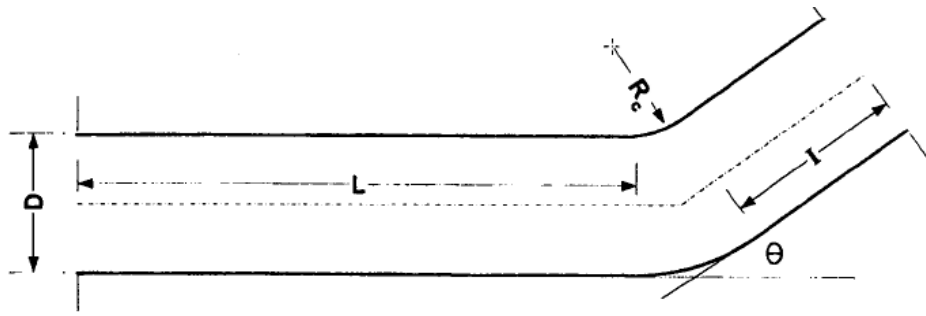


圖 3.1.5.4 模擬之 PWR hot leg 各參數示意圖[7]

Ohnuki(1986) [5]在實驗中探討 PWR hot leg 對於 CCFL 之影響，並且設計以 A、B 兩種管子為基底(A：只有傾斜管部分；B：水平管加上傾斜管)，再經由更改連接處(彎管處)與傾斜管出口形狀而衍生出 C、D、E、F 等四種不同的型式(其中彎管處形狀 B 與 C 同，與 D 與 E 皆不同(各自有不同的角度與形狀))，如下圖 3.1.5.6 所示。經由圖 3.1.5.7 與圖 3.1.5.8 的實驗結果作者得知彎管處形狀對於 CCFL 無明顯影響。

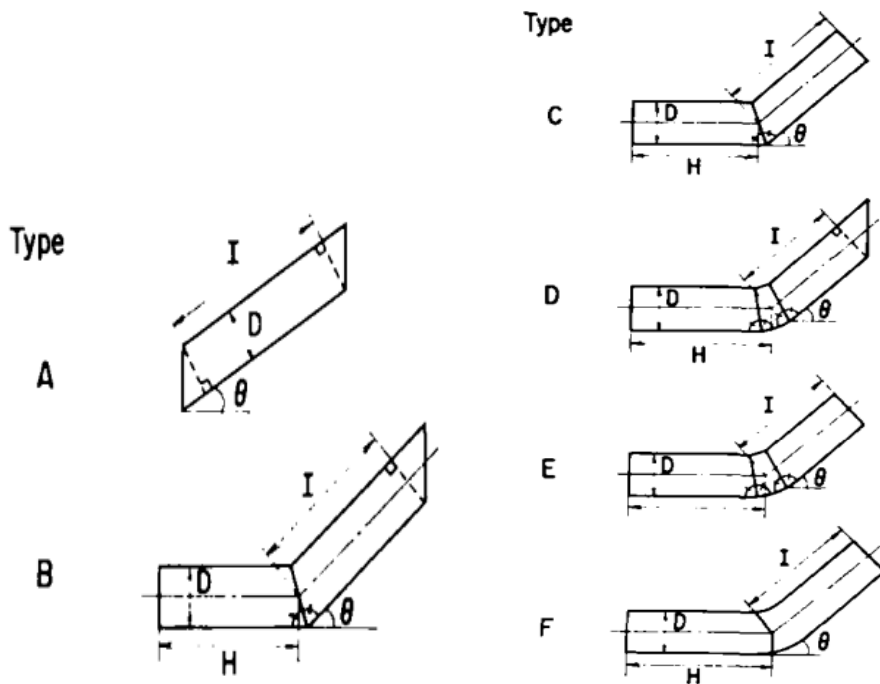


圖 3.1.5.5 實驗之彎管示意圖[5]

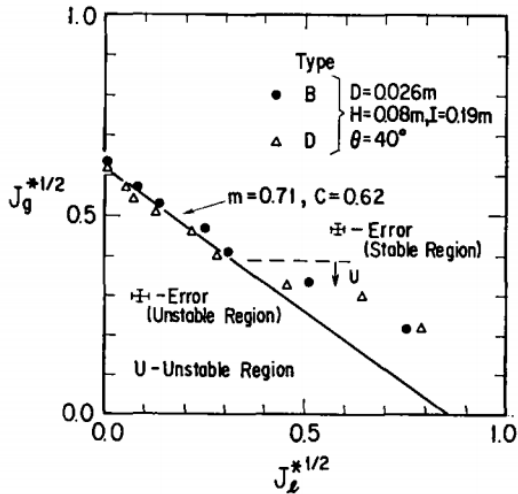


圖 3.1.5.6 彎管處形狀之影響(B 與 D)[5]

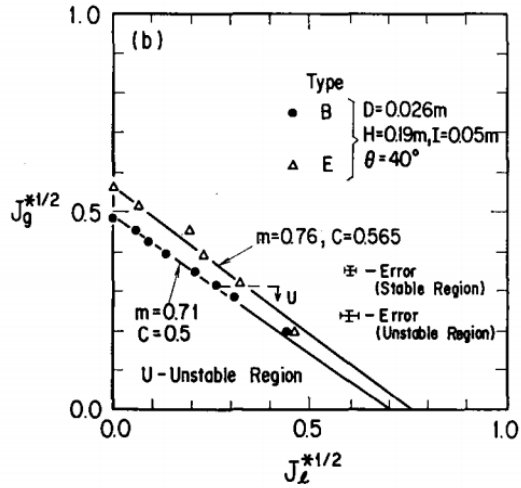


圖 3.1.5.7 彎管處形狀之影響(B 與 E)[5]

Wongwises(1996) [1]探討 CCFL 於水平管加上傾斜管中的情形。從其研究結果得知：(1) 如圖 3.1.5.9 所示，當增加 L/D ratio 時，所需的氣體表象速度就會隨之增加而減少；(2) 當 $\theta < 90^\circ$ 時傾斜角度的影響是不明顯的，但是此因子的影響會隨著傾斜角度的增加而變得越來越明顯，並且在高液體流速下此影響會更清晰可見(圖 3.1.5.10)。

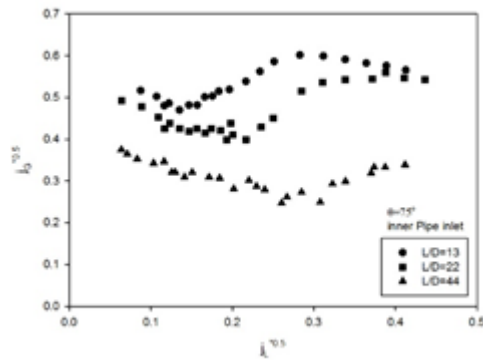


圖 3.1.5.9 L/D ratio 對於 CCFL 的影響[1]

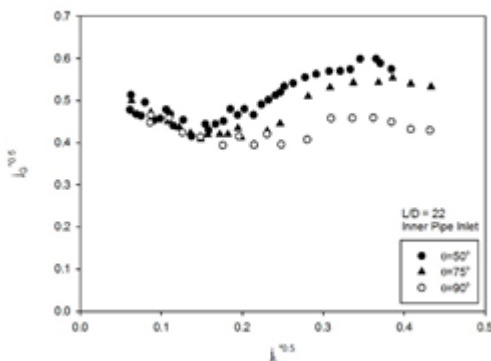


圖 3.1.5.10 傾斜角度 θ 對於 CCFL 的影響[1]

Wongwises [6]於後年(1998)研究了結構為單一傾斜管對於 CCFL 的影響(無水平管部分)。研究中圖 3.1.5.11 與圖 3.1.5.12 所示，當傾斜角度 θ 越大時，造成 CCFL 現象所需之氣相表象速度就越小，並且此影響是清晰可見的(與 hot leg 研究中傾斜角度對於 CCFL 影響不同)。

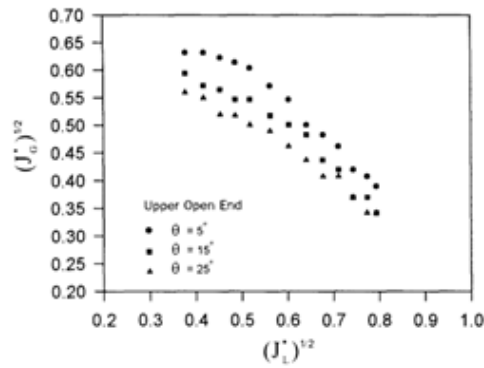


圖 3.1.5.11 傾斜角度 θ 對於 CCFL 的影響[6]

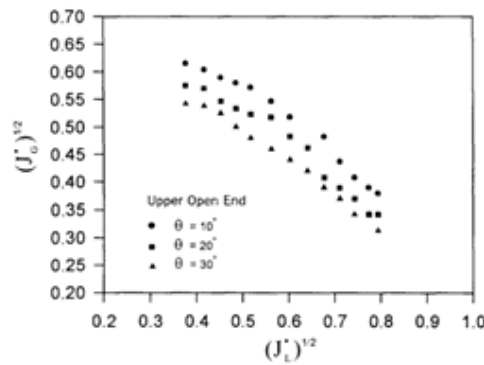


圖 3.1.5.12 傾斜角度 θ 對於 CCFL 的影響[6]

Kang et al.(1999) [7]於研究中更深入的了解管徑 D 、水平管長 L 對於 CCFL 在 hot leg 中的影響及趨勢。如圖 3.1.5.13 與圖 3.1.5.14 所示。

圖 3.1.5.13 為管徑 D 對於 CCFL 的影響，發現管徑 D 越小，需要造成 CCFL 現象的氣相表象速度越小，故越容易發生 CCFL。(圖中(a)、(c)皆為管徑 80cm 但長分別為 928 及 3388mm；(b)、(d)皆為管徑 40cm 但管長分別為 700 及 3388mm)

圖 3.1.5.14 為水平管長度 L 對於 CCFL 的影響，當水平管長 L 越長，造成 CCFL 現象所需之氣相表象速度就越小，亦即更易產生 CCFL。

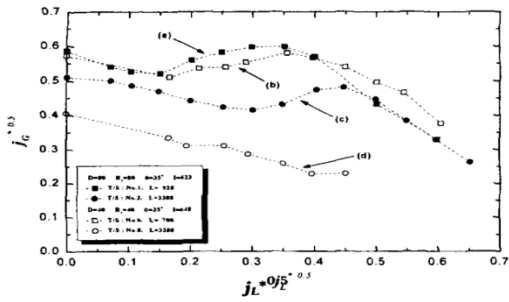


圖 3.1.5.8 水平管長 L 對於 CCFL 的影響[7]

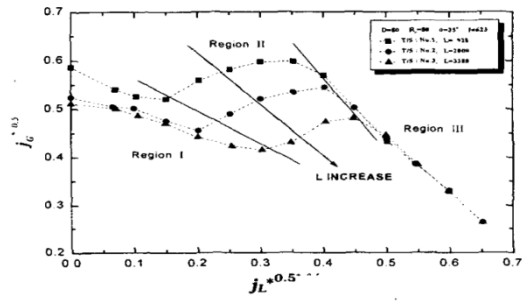


圖 3.1.5.9 管徑 D 對於 CCFL 的影響[7]

Navarro(2005) [8]也進行了相關 CCFL 實驗，特別的是此研究包含了前述研究所無提及之傾斜管長度對於 CCFL 之影響。如圖 3.1.5.15 所示，當增加傾斜管長度時，在相同的氣體流速下，所需造成 CCFL 現象之液體流速會小幅度的下降。並且經由此研究的發現也能更加確定上述於 hot leg 研究中相關結構因子對於 CCFL 的影響與趨勢，如圖 3.1.5.16~圖 3.1.5.18 所示。

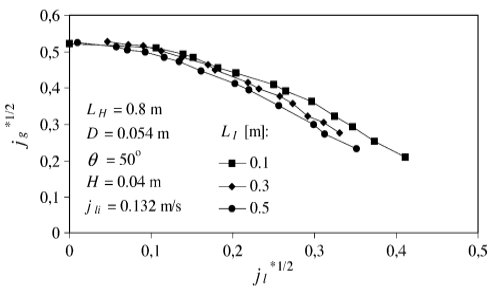


圖 3.1.5.15 傾斜管長度對於 CCFL 的影響[8]

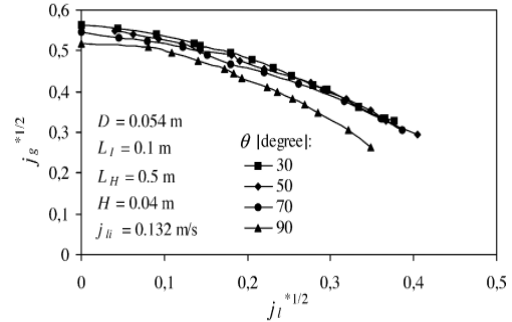


圖 3.1.5.16 管徑 D 對於 CCFL 的影響[8]

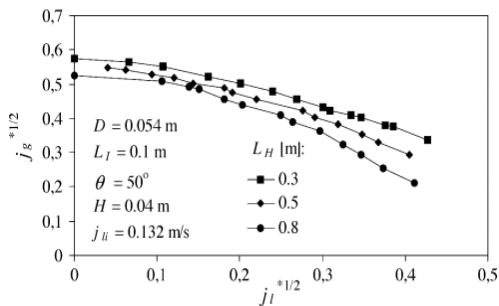


圖 3.1.5.17 水平管長對於 CCFL 的影響[8]

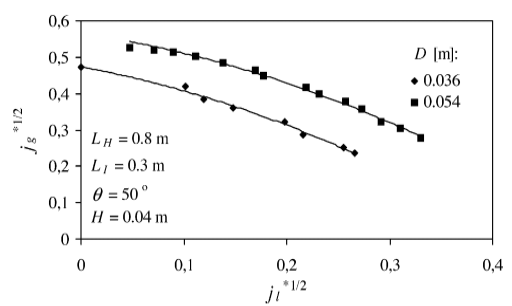


圖 3.1.5.18 傾斜角度 θ 對於 CCFL 的影響[8]

Lucas et al.(2017) [9]於研究中探討壓力對於 CCFL 的影響。作者從下圖 3.1.5.19 得知，當增加系統壓力時，無因次化之氣體表象速度會隨之增加而增加。換言之，即在固定無因次化之液體表象速度下，增加系統壓力，需導致 CCFL 現象發生之無因次化氣體表象速度需增加。

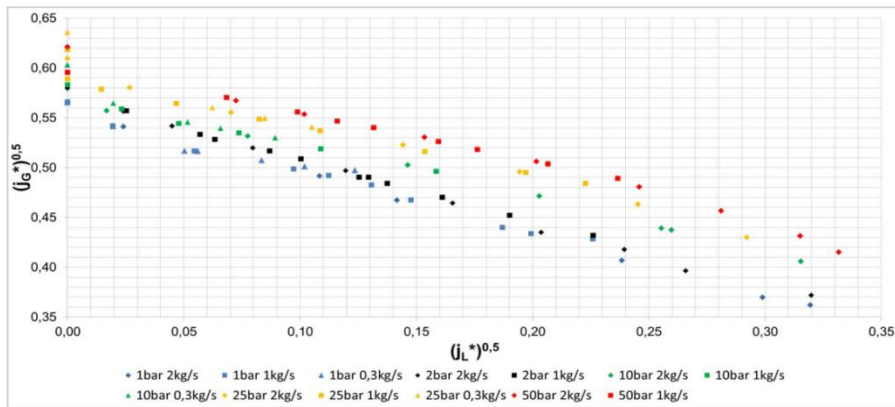


圖 3.1.5.19 不同系統壓力 P 對於 CCFL 的影響與趨勢[9]

表 3.1.5.1 水平管加上傾斜管研究相關 CCFL 的實驗整理

作者 (年份)	水平管長 L(m)	傾斜管長 I(m)	傾斜角度 $\theta(^{\circ})$	管徑 D(m)	工作流體	關係式
Ohnuki (1986)[5]	0.01-0.4	0.038-0.6	40;45	0.026;0.051; 0.076	空氣-水 蒸汽-水	Wallis; $C=\ln\{(L_H/D)(I/L_I)\}-0.066+0.88$ $C=\ln\{(L_H/D)(I/L_I)\}-0.066+0.81$ $M=0.75$
Ohnuki et al. (1988)[15]	0.26	0.06	50	0.0254	空氣-水	Wallis; $C=\ln\{(L_H/D)(I/L_I)\}-0.066+0.88$ $M=0.75$
Wongwises (1996)[1]	0.557-2.816	~1.26	50;75;90	0.064	空氣-水	-

作者 (年份)	水平管長 L(m)	傾斜管長 I(m)	傾斜角度 $\theta(^{\circ})$	管徑 D(m)	工作流體	關係式
Wongwises (1998) [16]	-	3.5	5;10;15;20; 25;30	0.029	空氣-水	-
Chun et al. (1999) [17]	0.7-3.388	0.623;0.648	35	0.04;0.08	空氣-水	Wallis; $C=0.603-0.00234(L_H/D)$ $M=0.379$
Navarro (2005)[8]	0.1;0.3; 0.35;0.42; 0.5;0.8	0.1;0.3;0.35;0. 5	30;50;70;90	0.054; 0.036; 0.044	空氣-水	-
Lucas et al. (2017)[9]	2.2455	0.23	50	0.25	空氣-水 蒸汽-水	-

綜合以上各作者之研究與闡述，分別歸類以彎管處形狀、管徑、水平管長、傾斜角度以及傾斜管長度對於 CCFL 的影響：

- (1)彎管處的形狀對於 CCFL 發生的影響微不足道(Ohnuki, 1986 [5])。
- (2)若要發生 CCFL，當在較大的管徑時就需要更大的氣體表象速度。因為較大的管徑會產生較小的拖曳力(drag force)，所以就需要較高的氣體速度才能導致 CCFL 的發生(Navarro, 2005 [8])。
- (3)從許多作者的實驗研究中可以發現當增加管道長度 L 或增加 L/D ratio 時，所需的氣體表象速度就會隨之增加而減少，所以在 hot leg 中 L/D ratio 參數是造成 CCFL 非常重要的因子(Ohnuki, 1986 [5]; Wongwises, 1996 [1]; Navarro, 2005 [8])。
- (4)在傾斜角度的影響方面，當 $\theta < 90^\circ$ 時此因子的影響是不明顯的，但是此因子的影響會隨著傾斜角度的增加而變得越來越明顯，並且在高液體流速下此影響會更清晰可見(Wongwises, 1996 [1]; Wongwises, 1998 [6]; Navarro, 2005 [8])。
- (5)當增加傾斜管長度時，在相同的氣體流速下，所需造成 CCFL 現象之液體流速會小幅度的下降。(Navarro, 2005 [8])
- (6)固定無因次化之液體表象速度下，增加系統壓力，需導致 CCFL 現象發生之無因次化之氣體表象速度需增加。(Lucas et al., 2017 [9])

2.垂直管實驗

在核電廠中，緊急爐心冷卻水(Emergency core cooling, ECC)注入上充氣部(upper plenum)並進入 RPV 時，在爐心會產生大量蒸汽並經相同的路線排出。此時在 RPV 中會出現液態水向下流、水蒸汽向上排出之情形，因此便有機會產生上述的 CCFL 現象。另外，在 PWR 中蒸汽會從爐心經過 hot leg 流向蒸汽產生器，此時在蒸汽產生器中亦有機會產生 CCFL 現象。除此之外，在 LOCA 事故中，RPV 中的水位不斷下降，此時由緊急爐心冷卻系統(Emergency core cooling system, ECCS)提供的低溫冷卻水沿著冷端環路(cold leg)進入 downcomer 內補足水位。但因 RPV 內持續產生蒸汽，部分蒸汽會經由 downcomer 向上排出。此時 downcomer 內亦有機會出現 CCFL 現象。

有鑑於此，許多學者便設計了垂直管結構進行實驗，針對垂直管的 CCFL 進行分析與研究，其整理如表 3.1.5.2 所示。

Sobajima(1985) [10]的實驗主要研究多孔繫板對 CCFL 的影響，研究的參數包含管徑大小、繫板厚度，以及繫板邊緣是否有斜角(chamfer)設計。如圖 3.1.5.20 所示。經實驗後作者得知，當管徑較大或繫板厚度較厚時，會產生 CCFL 現象的液相表象速度皆較大(亦即越不容易發生 CCFL 現象)。此外，繫板邊緣有斜角設計時，會比方角設計時有較高的液相表象速度。

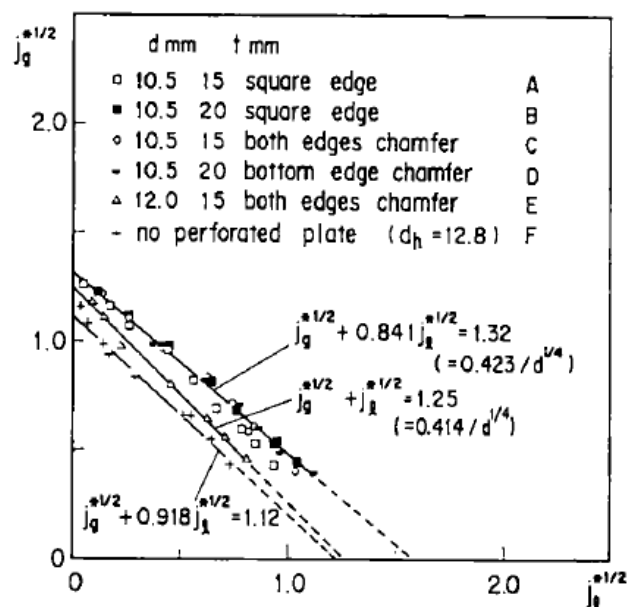


圖 3.1.5.20 不同繫板結構對於 CCFL 的影響[10]

Sudo(1989) [11]設計一矩形管並針對矩形長寬、管長等參數進行實驗。如圖 3.1.5.21 所示。經實驗後作者發現當管徑截面積越細長，要達到 CCFL 現象的氣體表象速度越大。而管長對於 CCFL 現象的影響則較無影響。

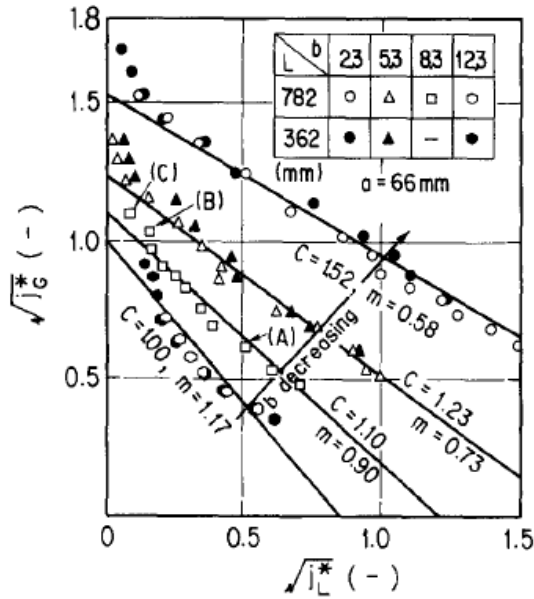


圖 3.1.5.21 不同矩形管結構對於 CCFL 的影響[11]

Kokkonen(1990) [12]設計一垂直管，並在裡面放入長棒與多孔繫板，以縮小重現(scaling)核電廠燃料束之情形。其研究參數包含繫板形狀、繫板大小、繫板厚度、繫板上水位高度、管徑大小等等。如圖 3.1.5.22、23 所示。經實驗後作者得知，在較大的氣體流速時，繫板厚度對於 CCFL 沒有影響。當管徑和繫板增大時，兩相會出現不穩定管道作用(channeling)，進而增加液相流速，而管徑較小則無。繫板上的水位高度對於 CCFL 現象較無影響。

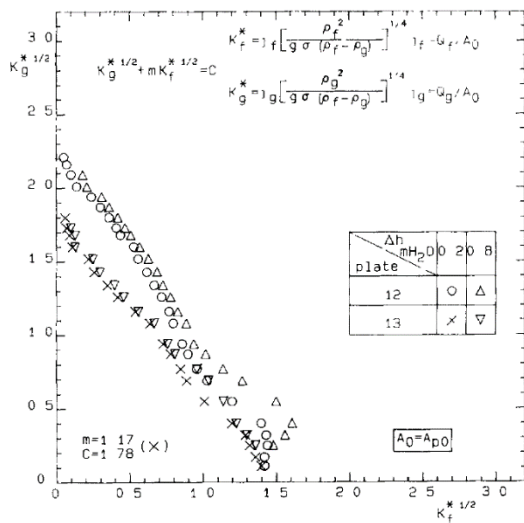


圖 3.1.5.22 不同繫板結構與上方水位高度對於 CCFL 的影響[12]

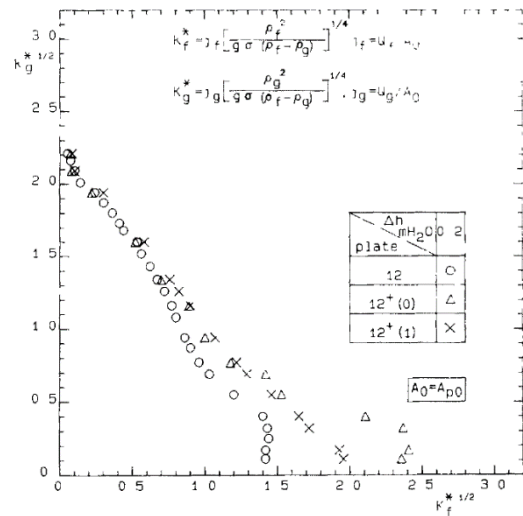


圖 3.1.5.23 不同繫板結構對於 CCFL 的影響[12]

Sudo(1996) [3]研究了圓環狀的幾何結構來分析 downcomer 的 CCFL 情形。研究參數包括進口液相次冷度、進口液相表象速度、圓環寬度(S)等等。如圖 3.1.5.24、25 所示。經研究後作者得知，蒸汽在相同的表象速度下，液相的次冷度越高，其表象速度越高。進口液相表相速度越高，發生 CCFL 時所需的氣相表象速度越高。此外，圓環寬度主要對於 Wallis 的經驗公式中斜率與截距有影響，當寬度越大，斜率較為平緩且截距較小。

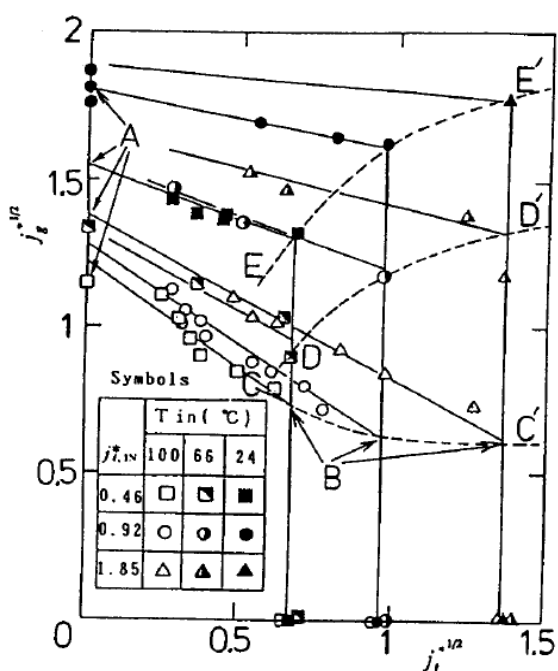


圖 3.1.5.24 不同水進口溫度與無因次表象速度對於 CCFL 的影響[3]

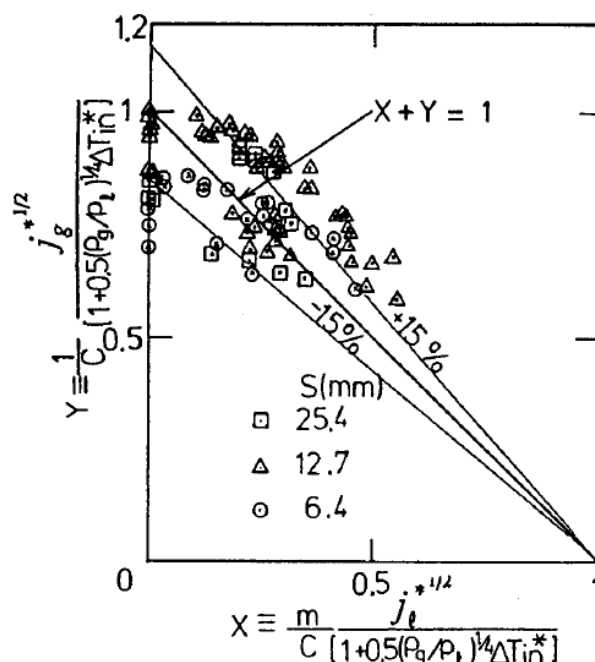


圖 3.1.5.25 不同圓環寬度對於 CCFL 的影響[3]

Kusunoki et al.(2015) [13]針對圓管的管徑與不同氣液相的組合做實驗。當流體中液相使用不同液體時會導致不同之黏滯度。本實驗透過甘油的濃度來調整液相的黏滯度，濃度越高則黏滯度越高。如圖 3.1.5.26、27 所示。根據實驗結果作者發現黏滯度越大的液體越容易產生 CCFL 現象。此外，管徑越大則造成 CCFL 現象的氣相流速越大，亦即越不容易產生 CCFL 現象。

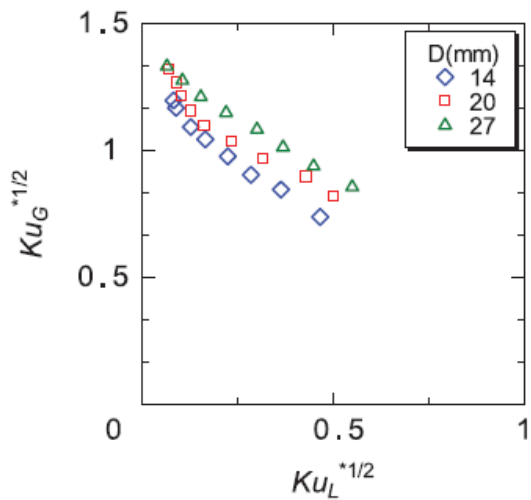


圖 3.1.5.26 不同管徑對於 CCFL 的影響[13]

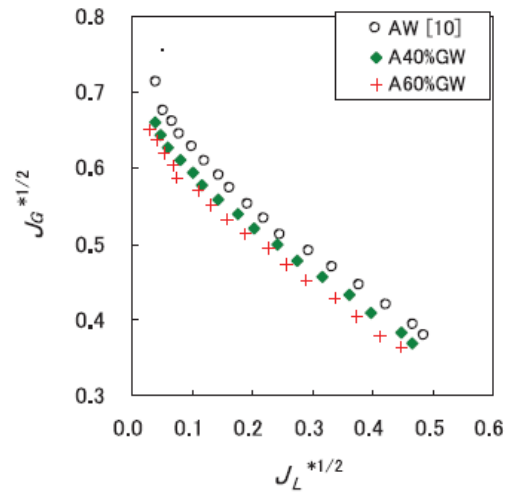


圖 3.1.5.27 不同液相濃度對於 CCFL 的影響[13]

綜合以上各作者之研究與闡述，分別歸類以繫板結構、管徑(管道截面積)、管長、進口液體次冷度、黏滯度等因素對於 CCFL 的影響：

(1) 繫板厚度較厚、繫版邊緣有 chamfer 設計時會產生 CCFL 現象的液相表象速度較大(亦即越不容易產生 CCFL 現象)。但當氣體表象速度較大時，繫板厚度對 CCFL 現象則無影響(Kokkonen, 1990)。

(2) 管徑越大(截面積越大)越不容易產生 CCFL 現象(Sobajima, 1985；Sudo, 1989)。

(3) 在圓管和方管中管長對於 CCFL 現象較無影響(Sudo, 1989)。

(4) 當氣相為蒸氣時，液相次冷度越高，越不容易產生 CCFL 現象(Sudo, 1996)。

(5) 液相黏滯度越高，越容易產生 CCFL 現象(Kusunoki et al., 2015)。

表 3.1.5.2 垂直管實驗之統整

作者(年份)	尺寸(mm)	工作流體	經驗公式
Sobajima (1985)	圓形管+上部繫板+bundle 圓管直徑：10.5;12 繫板厚度：15;20	蒸汽 - 水	Wallis; M = 0.84-1 C = 1.12-1.32 Kutateladze; M = 0.853-1 C = 1.68-1.92
Okabe (1987)	圓環管 寬度：61.5 長度：4849	蒸汽 - 水	-
Sudo (1989)	方形管管長：72;362;782 截面長：33;66 截面寬：2.3;5.3;8.3;12.3	空氣 - 水	-
Kokkonen (1990)	圓形管+上部繫板+bundle 管長：1245 圓管直徑：60 六角形管邊長：80	空氣 - 水	Kutateladze; M = 1.17-1.67 C = 0.99 - 2.60

作者(年份)	尺寸(mm)	工作流體	經驗公式
Sudo (1996)	圓環管寬度：6.4;12.7;25.4	蒸汽 - 水	-
Kusunoki et al. (2015)	圓管管長：500	空氣 - 甘油水溶液 (濃度 40%;60%) 蒸汽 - 水	Wallis; C=0.66(b/a)-0.25 M=0.5+0.0015Bo ^{1.3} Bo={a*b(ρ _L -ρ _G)g/σ}

各學者的實驗主要都是針對核電廠內部會發生的 CCFL 現象進行實驗的設計與研究，包括對於 PWR 之 hot leg、蒸汽產生器、RPV 之垂直管 CCFL 現象等等。除此之外，根據以上的文獻分析，以及 Okabe 於 1987 年以及 Sudo 於 1996 年研究中提到有關於 downcomer 的 CCFL 現象，發現在 downcomer 產生 CCFL 現象會嚴重地影響反應器爐心安全，且此情形對核電廠整體運作亦具頗大的影響，但其實驗數據與結果缺乏且不完整。首先，Okabe 於 1987 年所做有關 CCFL 實驗之數據量有限，且其實驗並未有任何參數的變化，亦即無法看到在不同參數條件下的 CCFL 現象會有什麼情形。再者，Sudo 於 1996 年發表的文獻當中並沒有清楚說明實驗流程，且其研究參數只有液態次冷度與管徑，尚未針對其他參數做相關研究(如系統壓力、管長等等)。因此決定進行與 downcomer 相關之實驗研究，進而提升核能安全。

3.1.5.2 初步規劃可行之 CCFL 實驗

當核電廠發生 LOCA 事故時，緊急爐心冷卻系統(Emergency core cooling system, ECCS)提供的低溫冷卻水沿著冷端環路(cold leg)進入 downcomer 內。事故期間的冷端管路在施行補水作業時可能有雙相流的情況產生，主要是因為 RPV 的水位持續下降使得其水位低於 downcomer 的高度，因而造成 downcomer 內呈現非完全液態水的狀態，而是具有一定程度的蒸汽產生雙相分層流(Stratified flow)的情況。此時，緊急爐心冷卻水從 ECCS 端管路注入 downcomer 後，將使得 RPV 與 downcomer 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 的現象而無法令冷卻水流入冷端環路。此外，在 downcomer 中蒸汽與冷卻水交會時會有冷凝發生。若要能夠確保冷卻水能夠順利進到爐心，CCFL 現象以及冷凝現象皆是需要考量的重點。因此，在此情境中 ECCS 及 downcomer 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。

經由前述實驗回顧，Okabe 於 1987 年所做有關 CCFL 實驗之數據量有限，且其實驗並未有任何參數的變化。再者，Sudo 於 1996 年發表的文獻當中並沒有清楚說明實驗流程，且其研究參數只有液態次冷度與管徑。故此次實驗將進行管徑與管長等因素在 downcomer 內對於 CCFL 的影響。希望經由此研究之探討，我們能夠對於 downcomer 內的 CCFL 現象有更多的理解。

實驗中之選定之工作流體為空氣和水。液態水之溫度設定為 25°C，此溫度較符合實際 downcomer 冷卻水之狀態。空氣實際在測試管中的流量即為流量計中之讀數。而液態水在測試管中之流量並非其所經過的流量計之流量，而是藉由下方水位計來測量下方水儲存槽中水位上升的速度來得知。主要原因在於當測試管內產生 CCFL 現象時，注入之液態水未必能夠完全流入測試管。會有部分液態水累積在上部水槽內，經由側面管路流回液相進口處之水儲存槽。因此在測試管下方水位計所測量到的液態水流速才是真正在測試管內之液態水流速。

圖 3.1.5.28 為實驗架構圖。主要測試管路為一透明圓柱垂直管，並利用高速攝影機拍攝管內情形。此外，在主要測試區段上下端設置差壓接頭(differential pressure tap)，幫助判斷 CCFL 的產生與否，如圖 3.1.5.28 所示。水從上方經幫浦打入測試管中，並藉由閥與流量計來調整出不同的進口流速。當水流經測試管後在下方儲存槽累積，並由水位計測量水位高度變化。空氣經壓力計與流量計後由下方進入測試管，並從上方氣相出口處排出。高速攝影機架設於測試管旁，主要目的在於拍攝

測試管內 CCFL 現象發生之瞬間管內水塊之情形。詳細的器材規格如表 3.1.5.3 所示。

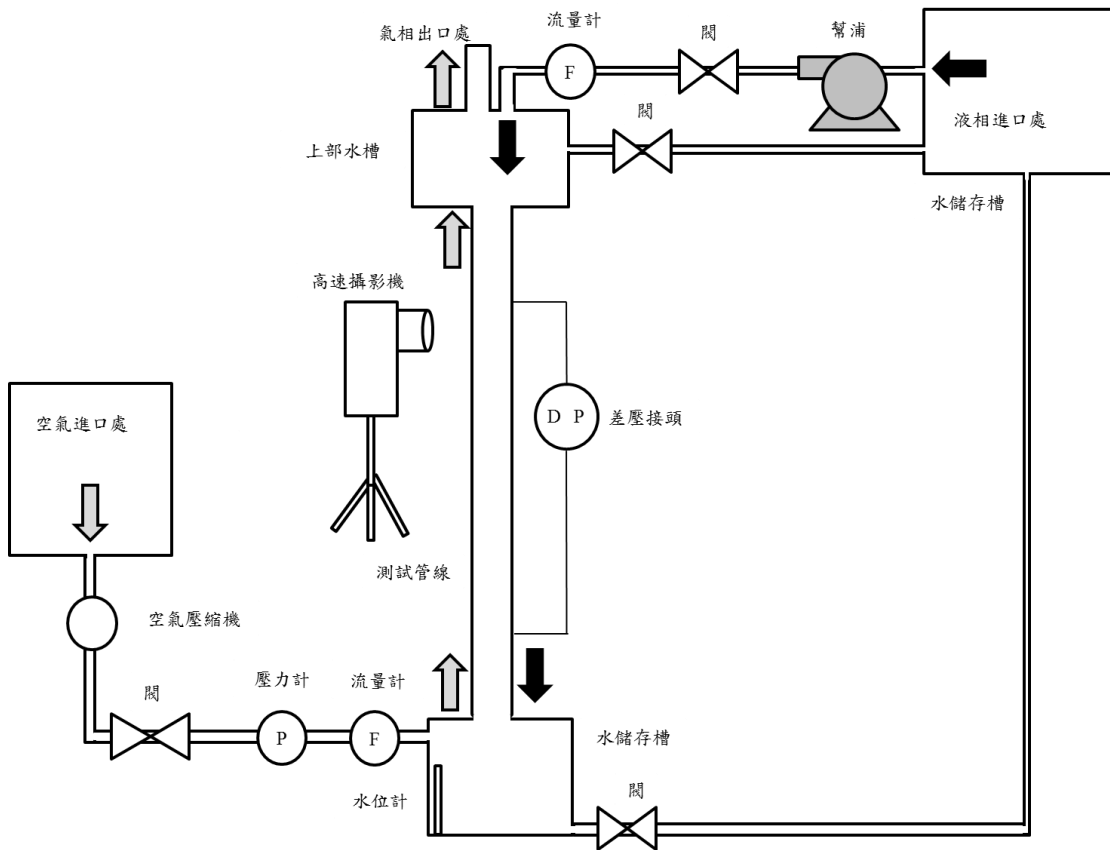


圖 3.1.5.28 模擬 downcomer 造成 CCFL 之實驗架構圖

表 3.1.5.3 本實驗所需器材-1

器材	尺寸	數量
垂直測試管	管長： 1.0、1.5、2.0 m 管徑： 15、30、60 mm	1
水管	管徑：1 in	7
儲槽	直徑：1 m 高度：1.4 m 容量：1.099 m ³	3
彎頭	90°	3
閥	針閥 x2 球閥 x2	4

表 3.1.5.4 本實驗所需器材-2

器材	條件或精度	數量
幫浦	額定揚程：20 m 最高揚程：38 m 額定水量：26 LPM	1
流量計	精準度： (1)±1%, V>0.5m/s (2)±0.005m/s, V<0.5m/s	2
差壓計	測量範圍： 6 mmH ₂ O - 30 kpa 壓力限制： 20 "Hg - 15 psi	1
水位計	量測範圍： 0 - 50 m 作業溫度： -10°C - 80°C	1
空氣壓縮機	最大壓力：95 psi 氣量：20 L/min	1
高速攝影機	High Speed 高速錄影 / 慢速放影：120 fps / 240 fps / 300 fps / 420 fps / 600 fps	1

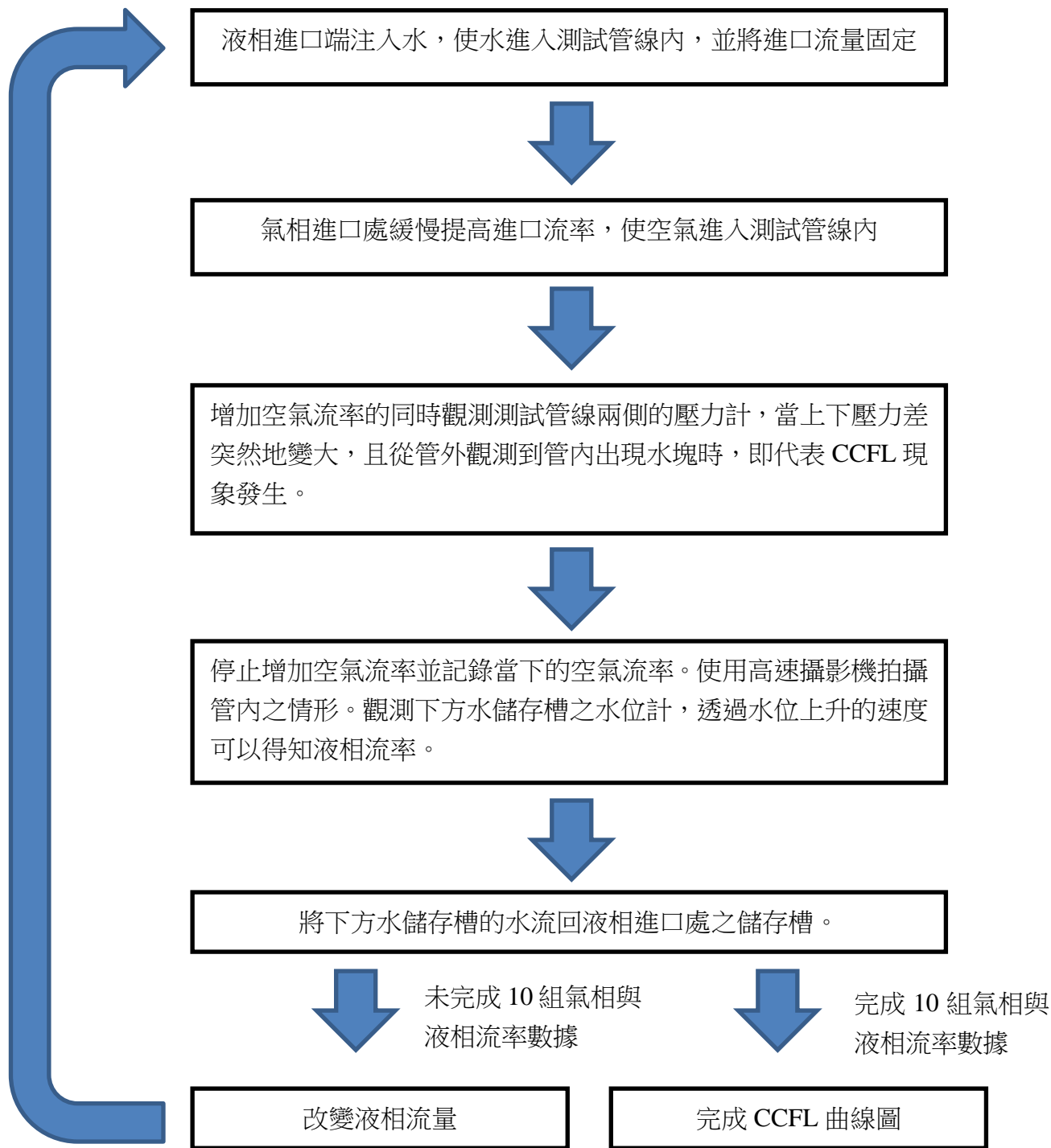


圖 3.1.5.29 實驗步驟流程圖

每一種參數條件的組合皆需做至少 5 次實驗，以取得平均值與誤差。

3.1.5.3 CFD 模擬模型

雙相流模型中，VOF 模型假設在氣液介面上，兩相的速度一樣。使得全域的雙相速度可以被簡化為單一混合速度，並在介面上連續。VOF 的質量守恆方程式如下，

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{v}) = 0,$$

其中 α ， ρ ， \vec{v} ， q 分別代表空泡分率(void fraction)、密度、速度向量與液相($q = l$)或氣相 ($q = g$)。而雙相的空泡分率會守恆，如

$$\sum_q \alpha_q = 1$$

另外在 VOF 中的混合速度， \vec{v} ，亦會遵守動量守恆，如下所示：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \mu \nabla^2 \vec{v} + \rho_m \vec{g}$$

其中 ρ_m 、 p 、 \vec{g} 分別代表體積混合密度、壓力以及重力。而體積混合密度又可以被寫成：

$$\rho_m = \alpha_g \rho_g + \alpha_l \rho_l$$

至此，所有的方程式皆為封閉(close)。

本研究選用 Kusunoki 等人之實驗[14]，作為模擬之幾何模型。其尺寸如圖 3.1.5.30 所示，為一直徑為 20mm 之圓型垂直管路，並於上方水槽連接處為圓角；於下方水槽連接處為垂直角。實驗設計上方的圓角能讓上方水槽的水順利進入下方圓管，不讓進口的形狀影響 CCFL 發生。為節省計算時間，模擬使用六分之一網格進行模擬，並省略下方儲存以及量測流量之水槽，如圖 3.1.5.31 所示。值得注意的是，上方水槽以及圓角會影響液體進入圓管之分布，故不可以省略。模擬模型使用邊常為 1mm 之正方體網格，唯有於圓角處雖然亦使用結構網格，但因幾何形狀之限制，不可壁面地有些扭曲，如圖 3.1.5.32 所示。但幸運的是，所有網格之扭曲度仍在 0.7 以下，擁有良好之網格品質。

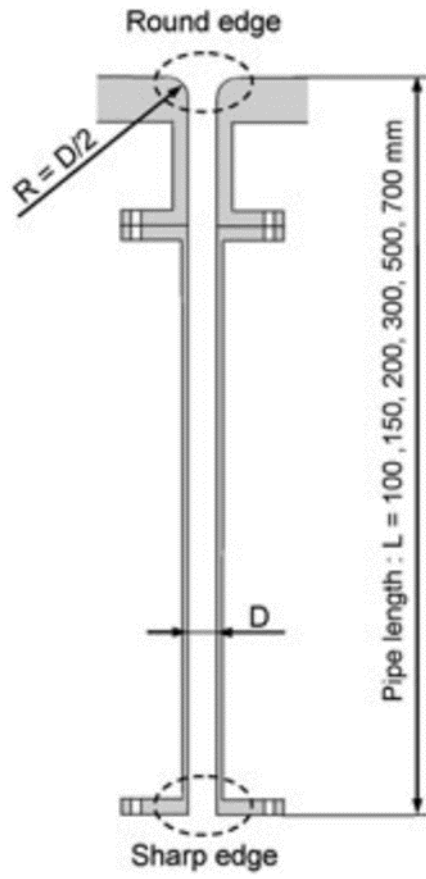


圖 3.1.5.30 實驗使用之垂直管[14]



圖 3.1.5.31 六分之一幾何模型

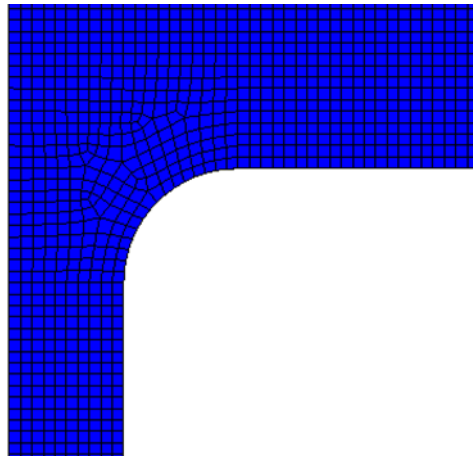


圖 3.1.5.32 細部網格

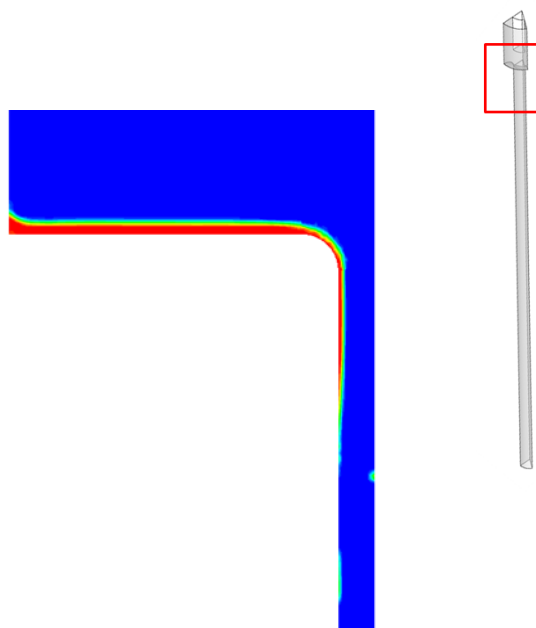


圖 3.1.5.33 上方水槽進口處液體分布

模擬之結果顯示當液體沿著圓角進入直管時，起初會維持液膜之型態，如圖 3.1.5.33 所示。於圖中藍色之區域為氣體，紅色之區域為液體。若放大觀察，如圖 3.1.5.34 所示，可以發現液體沿壁面往下移動與氣體往上有著相反的速度方向。並在兩相之間存在有靜止點。顯示兩相彼此受到另一相之拉扯，進而在介面上有著最大的剪應力，並使見面之速度為 0。但此時兩相之間的剪應力並不够克服液體之表面張力，因此液體仍型成液膜。然而，當液體受重力，越往下加速時，液膜開始分離為液珠之型態，如圖 3.1.5.35 所示。於圖 3.1.5.35 中更顯示部分的液珠被空氣吹離壁面，而於管內型成液珠。更進一步分析流場，如圖 3.1.5.36 所示，介面上較大的剪應力使得介面旁的氣體產生漩渦，進而使壁面上的液體分離。而分離至中心的液珠，又因有較大的密度而難以被氣體帶動。使得氣體必須繞過液體，變相地縮減流道，使氣體速度加快，此即 CCFL 現象。綜合來看，CCFL 現象發生於直管下方，而直管上方兩相雖往相反方向移動，但互部阻礙。這與實驗中，觀察到 CCFL 由直管下方開始發生相符合[14]。

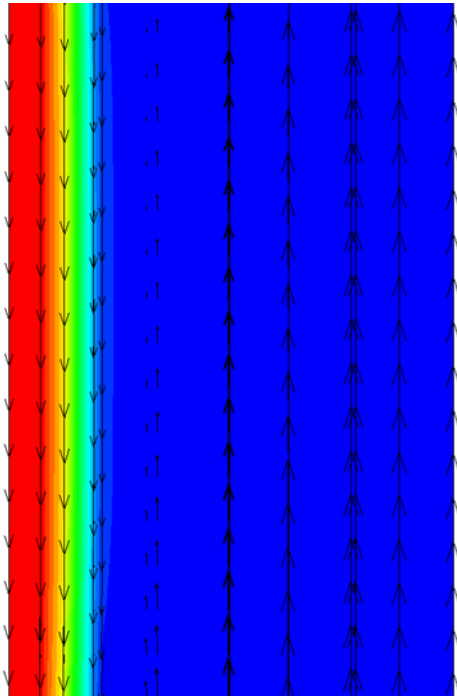


圖 3.1.5.34 液膜細部與速度分布

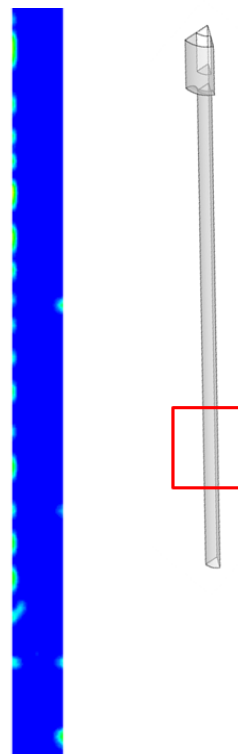


圖 3.1.5.35 直管下方液珠分離之現象

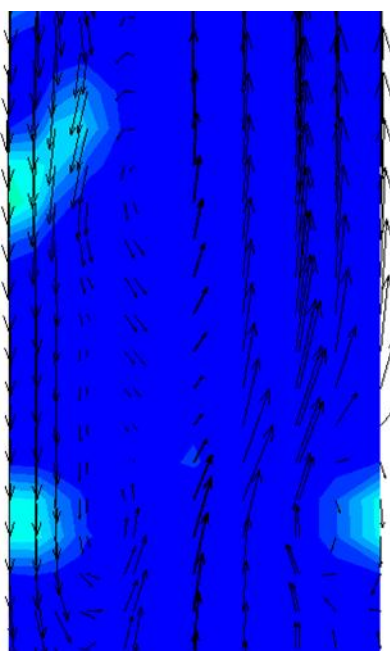


圖 3.1.5.36 液珠阻擋空氣流動

「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 1 篇、會議論文 6 篇

1. J.D. Lee, Y.G. Lin, S.W. Chen, C. Pan and J.J. Peir, “The qualitative analysis of vertical seismic acceleration effect on a single nuclear-coupled boiling channel natural circulation loop,” The 26th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 26), London, England, 2018.
2. H.J. Lin, M.S. Lin, P.S. Ruan, S.W. Chen, Y.S. Cheng, Y.T. Su, J.D. Lee, J.R. Wang, C. Shih and B.S. Pei, 2018, “Transient pressure analysis and air-water interaction in churn flow”, 2018 International Conference on Power, Energy and Electrical Engineering (CPEEE 2018), Tokyo, Japan, Mar. 30-Apr. 1, 2018.
3. S.W. Chen, Y.H. Chang, H.J. Lin, P.S. Ruan, Y.S. Cheng, J.D. Lee, J.R. Wang, C. Shih, 2018, “Analysis of Transient Pressure and Temperature Variations in a Subcooled Boiling Channel under Forced Vertical Excitations”, The 7th IEEE International Symposium on Next-Generation Electronics (ISNE 2018), Taipei, Taiwan, May 7-9, 2018.
4. Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu, Hsiu-Cheng Peng and Hwai-Pwu Chou, “Quantum Evolutionary Algorithm Based Sensor Selection for NPP Initiating Event Identification,” 12th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operation and Safety, Qingdao, China (Oct. 14-Oct. 18, 2018).
5. Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu, “Sensor Fault Detection, Isolation and Reconstruction in Nuclear Power Plants” (submitted).

6. C. J. Chang, T.K. Yeh, and M.Y. Wang, "An Investigation into the Corrosion Behavior of 316SS, Alloy 600 and X750 under Simulated Primary Water Circuit of a PWR," Annual Conference of Chinese Corrosion Engineering Association, Taitung Taiwan, September 6-7, 2018.
7. Y. W. Yeh, T.K. Yeh, and M.Y. Wang, "Effect of Dissolved Hydrogen on the Electrochemical Characteristics of Nickel-based Alloy and Austenite Stainless Steel in Simulated PWR Environment," Annual Conference of Chinese Corrosion Engineering Association, Taitung Taiwan, September 6-7, 2018.
8. G.Y. Chuang, Y.M. Ferng, "Investigating effects of injection angles and velocity ratios on thermalhydraulic behavior and thermal striping in a T-junction," International Journal of Thermal Sciences, 126, 74-81 (2018)

b. 人才培育：博士生 3 名、碩士生 9 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
沈宗逸	碩士生	核三廠 TRACE 模式建立與模擬計算	在學	清華大學核工所
張祐銜	碩士生	實驗架設與操作	畢業服役中	國立清華大學/核工所
林孝柔	碩士生	實驗架設與操作	出國留學	國立清華大學/工科系
李偉成	碩士生	實驗架設與操作	在學	國立清華大學/工科系
林明松	博士生	數據分析	在學	國立清華大學/核工所
林廷翰	博士生	文獻蒐集、系統整合與驗證以 FPGA 為執行平台的肇始事件辨識系統	在學	清華大學核工所博三
蔡淳言	碩士生	事故辨識輔助系統與電廠模擬系統整合	畢業	清華大學工科所
彭修成	碩士生	運用 FPGA 布建事故辨識輔助系統	在學	清華大學工科所碩二
張哲榮	碩士生	U-bend 實驗測試	在學	清華大學工科系碩一
葉育維	碩士生	電化學分析測試	在學	清華大學工科系碩一
陳靖	碩士生	1-5 協助實驗規劃	在學	清華大學工科所
黃正太	碩士生	1-5 協助實驗規劃	在學	清華大學核工所
黃品鈞	博士生	1-5 協助實驗規劃	在學	清華大學核工所

c. 5 個研究團隊養成：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：4 次國際研討會。

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，採用 FLUENT 程式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 SBO 嚴重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

本研究採用核能系統安全分析程式 MELCOR 2.2 搭配計算流體力學軟體 ANSYS FLUENT，以 MELCOR 2.2 做為上游軟體，針對核三廠發生電廠全黑事故(Station Blackout,SBO)，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以及對圍阻體安全性之影響。

MELCOR 2.2 為目前最新的 MELCOR 程式版本，且與圖形化介面程式 SNAP 之結合，可使模式建立變得較為直覺化；而 ANSYS FLUENT 則可建立三維圍阻體模型，並將 MELCOR 計算結果作為輸入條件，配合適當的模擬設定，用以評估事故期間圍阻體內氫氣擴散與遷移行為、氫氣蓄積量及位置，以及氫爆對圍阻體之影響，透過兩個程式的資料傳遞來執行核三廠圍阻體嚴重事故安全分析。

相關執行方法及進度說明如下：

(一) MELCOR 模式說明

本研究依照先前經驗，將 MELCOR 分析應用於台灣唯一的壓水式核電廠-馬鞍山電廠。壓水式電廠的圍阻體較沸水式電廠大上許多，事故下氫氣產生的方式及遷移路徑也有許多不同，故本研究不但可以強化馬鞍山電廠之安全性，更可以透過與先前分析的結合，更有效的處理核能電廠的氫氣事故。

本研究 106 年度之研究**錯誤！找不到參照來源。**，主要分析核三廠一次側大破口事故(LBLOCA)，大破口事故可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溫度，而產生大量氫氣，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。而今年(107 年度)之研究，則集中於全黑事故(SBO)之分析，全黑事故不同於大破口事故，反應器壓力容器在事故初期保持高壓狀態並困住氫氣，氫氣只由安全釋壓閥少量進入圍阻體，而在壓力容器失效後，氫氣再由高壓方式噴入圍阻體，安全釋壓閥槽破口及壓力容器底部之雙重氫氣路徑先後流入圍阻體，是與大破口事故單一流入最大的差異。同時，今年也將模式進行精進，由原本簡化之單環路模型升級成三環路，更加強化模型分析之精細及準確度。

(1) 核三廠 MELCOR 模式包含，其模型如圖 3.2.1 所示，可看出電廠的壓力容器、爐穴、一次側及二次側環路等空間由許多控制體積進行模擬。

- 一個爐心組件(COR)
- 45 個控制體積(CVH)

- 上百個熱傳組件(HS)
- 240 個控制元件(CF)
- 52 個流道組件(FL)
- 熱功率設定為 2775MWt

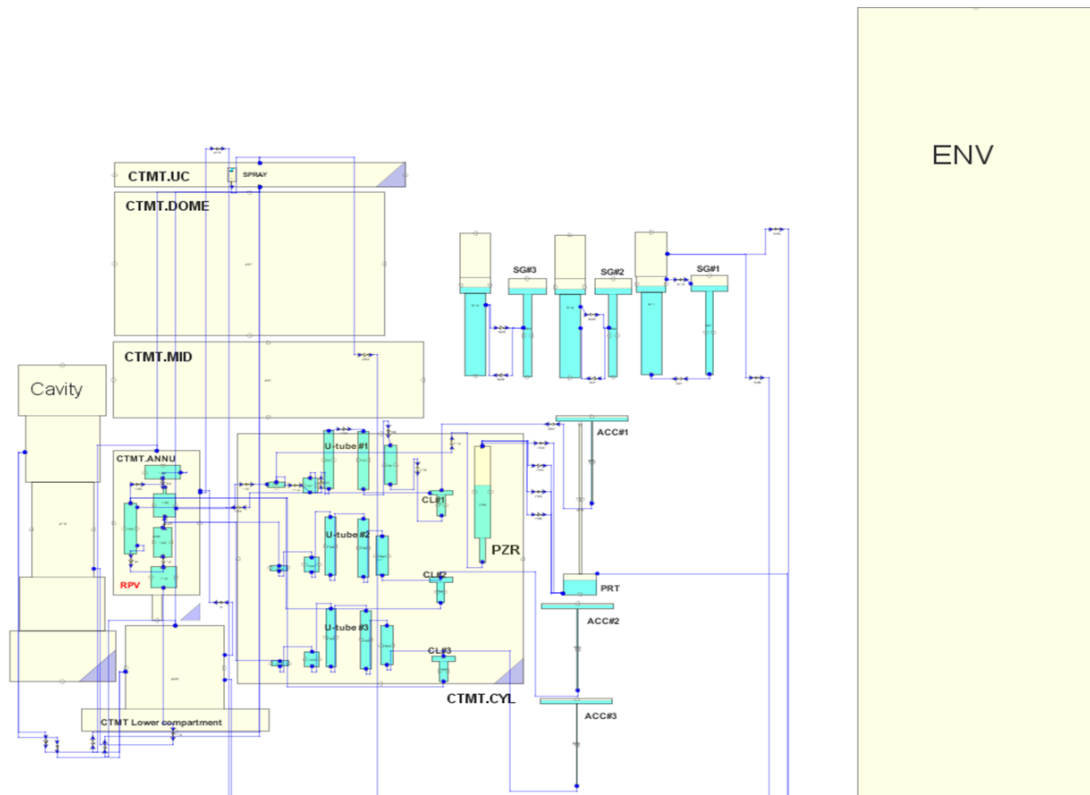


圖 3.2.1 核三廠 MELCOR 模型

(2) 模式建立及全黑事故模擬步驟

MELCOR2.1/SNAP 之模式建立及全黑事故模擬步驟如下：

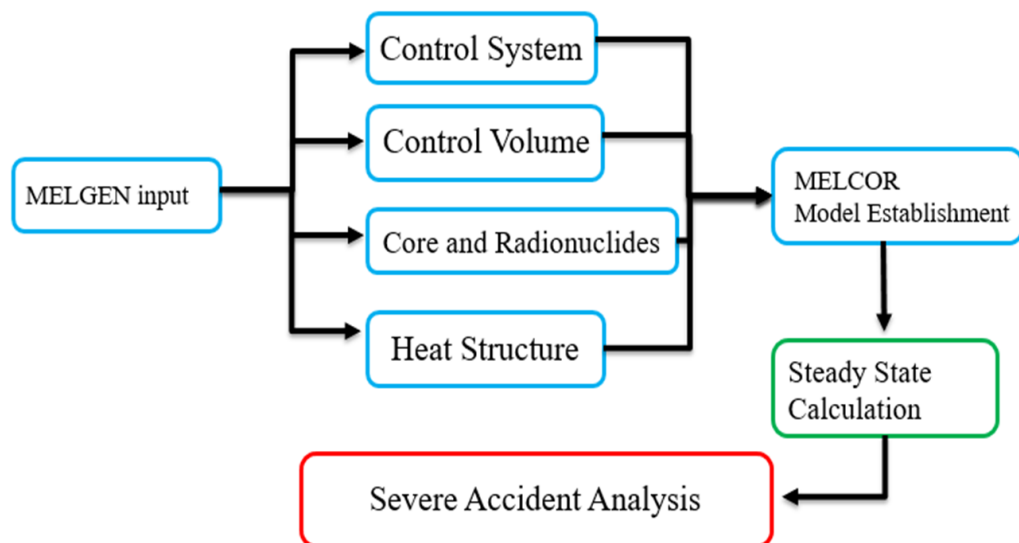


圖 3.2.2 SBO 模擬步驟

(3) 壓力容器內的相關組件

圖 3.2.3 為壓力容器內的相關組件，核三廠為 PWR 反應器，燃料在壓力容器內由爐心筒支撐，其支撐條件異於 BWR 電廠的控制棒導管。

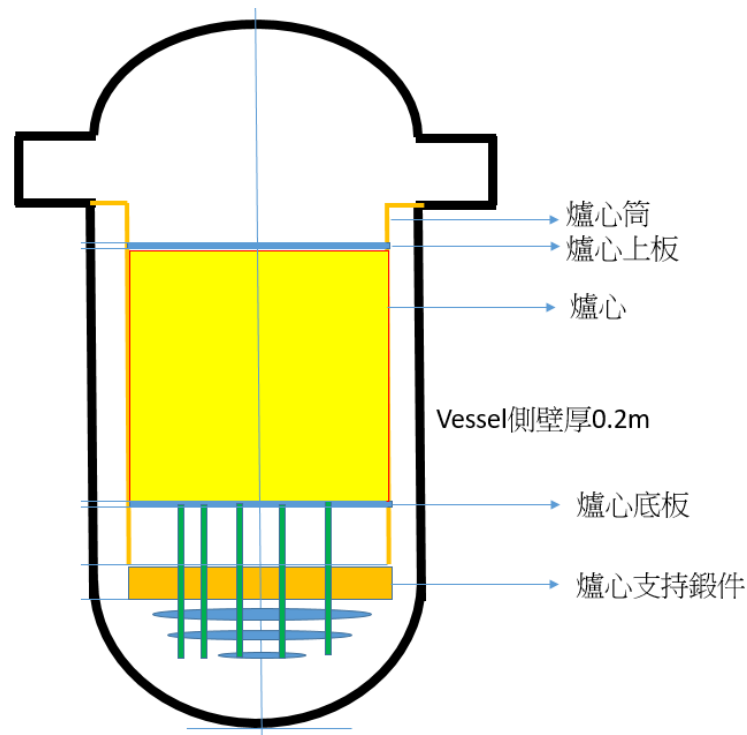


圖 3.2.3 核三廠壓力容器內組件

(4) 爐心燃料區域劃分

圖 3.2.4 為爐心燃料區域的劃分，本研究使用之模式將爐心燃料切割成三個環區(Ring)，包含燃料元件以及外圍的阻板、模型板，第四環區則為爐心筒外之水流區域。

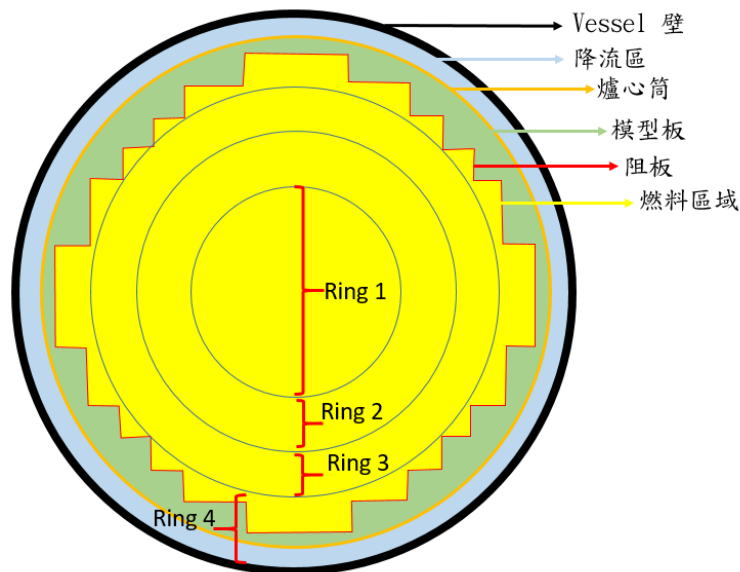


圖 3.2.4 核三廠爐心燃料區域劃分

(5) 穩態測試簡介

本研究在模式建立完成後，先進行穩態測試，以測試其結果是否收斂，此模式設定計算開始時間為-200 秒，-200 秒到 0 秒之間為穩態計算。圖 3.2.5 及圖 3.2.6 為核三廠模式的穩態計算結果，顯示本研究之 MELCOR 模式在穩態計算下並無問題，可使用於後續的暫態計算。

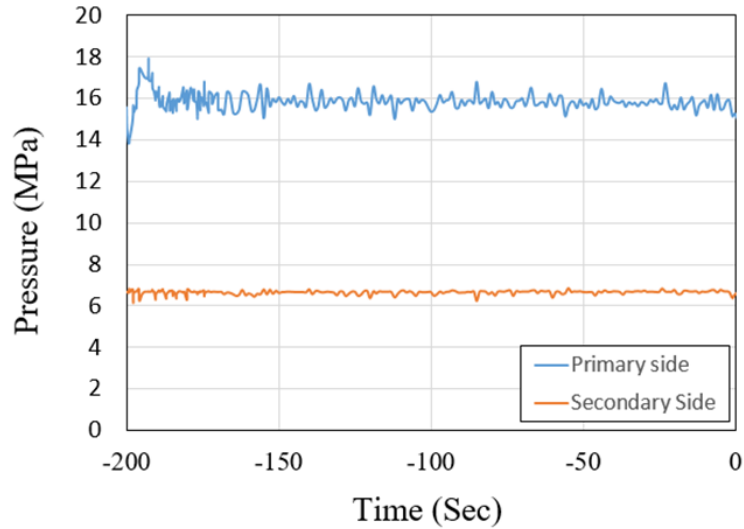


圖 3.2.5 一、二次側壓力

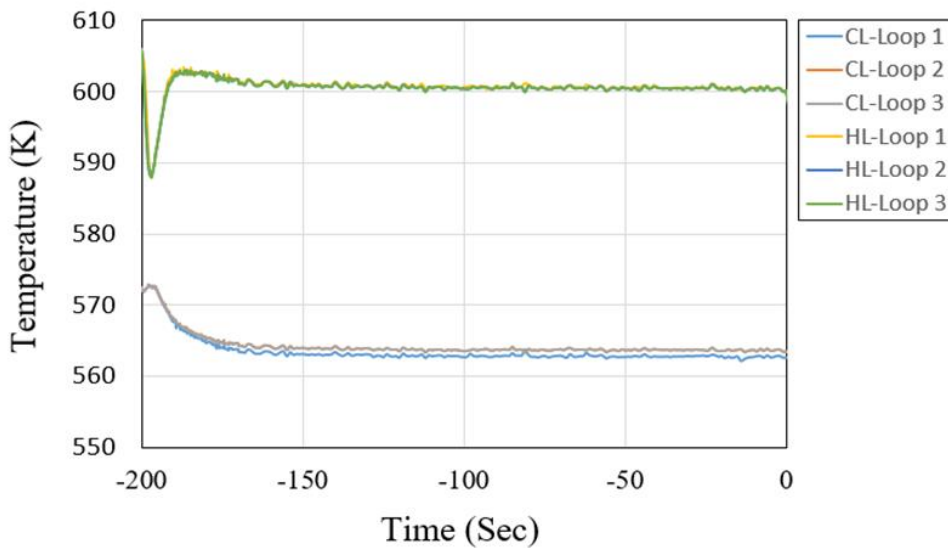


圖 3.2.6 冷、熱端水溫

(6) SBO 事故分析

本研究假設馬鞍山電廠於 0 秒發生電廠全黑事故(SBO)，且在事故期間無任何注水，以 MELCOR 模擬之流程及結果說明如下：

在 SBO 事故發生當下，反應爐急停(SCRAM)，同時燃料持續在爐心釋放衰變熱，在無任何注水的狀況下，喪失飼水的蒸汽產生器，其水位因為一次側熱能而下降直至乾涸；當蒸

汽產生器內無冷卻水後，一次側壓力容器內的水便會開始加熱並產生水蒸氣，水蒸氣經由調壓槽(PZR, Pressurizer)的安全閥進到圍阻體的調壓槽釋放槽(PRT, Pressurizer Relief Tank)。安全閥為彈簧控制的組件，可將爐心壓力控制於一定範圍，直至壓力容器失效，如圖 3.2.7 所示。圖 3.2.8 為爐心水位，衰變熱在使水位下降的同時，產生大量的水蒸氣並由安全閥釋出。

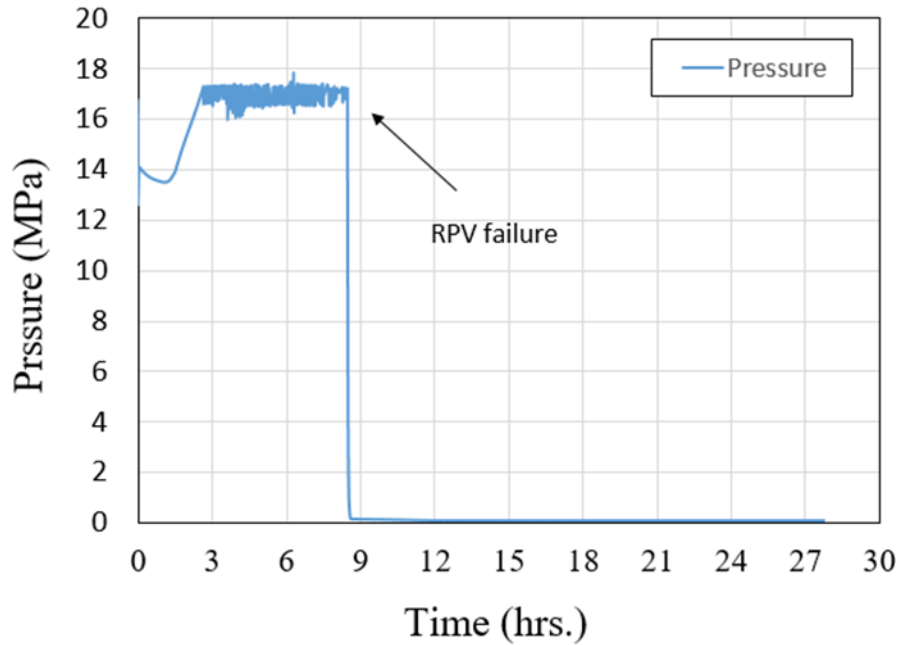


圖 3.2.7 因安全閥開啟而於事故初期震盪之爐心壓力

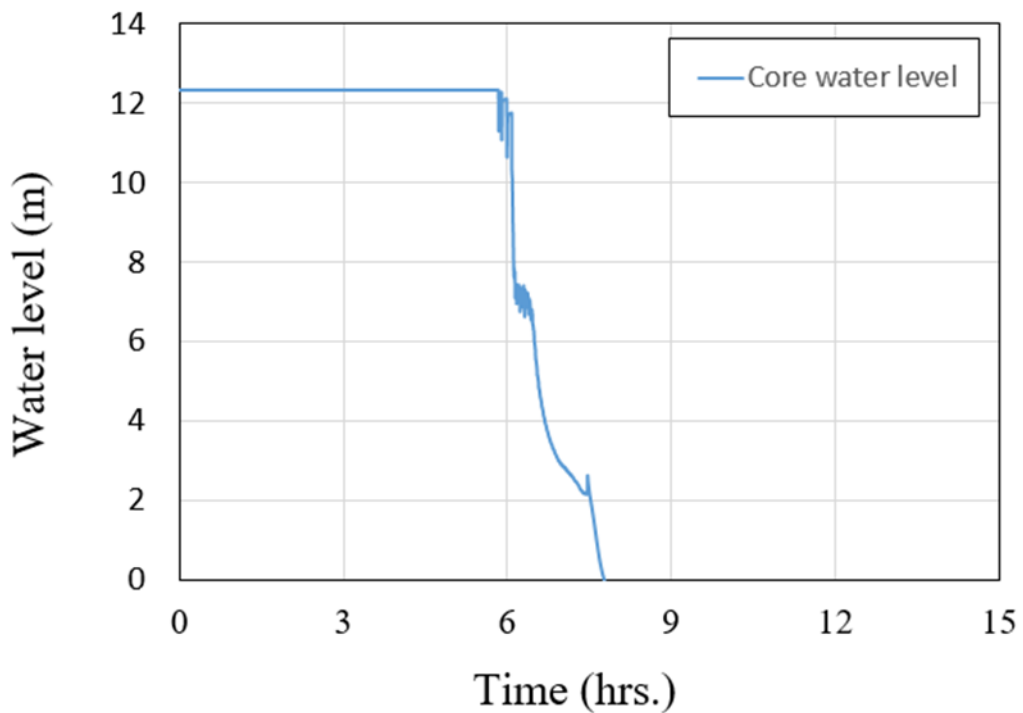


圖 3.2.8 爐心水位

調壓槽釋放槽有一定的壓力限制，當大量水蒸氣持續進入，會使其因高壓失效而產生破口，此時爐心的氣體可以直接進入下圍阻體(Lower containment)，並使圍阻體內壓力突升，如圖 3.2.9，此路徑為全黑事故的第一個氫氣進入圍阻體路徑。圖 3.2.10 為護套跟燃料溫度，可以看到燃料溫度於 8 小時降至 0，顯示燃料熔融掉落至壓力容器底部，並在 9 小時將其熔穿，壓力槽底部之熔穿會造成氫氣由高壓壓力槽噴射進入圍阻體的路徑，此路徑為此分析的第二個氫氣進入圍阻體路徑，圖 3.2.9 可看出壓力容器失效造成之圍阻體壓力突升。

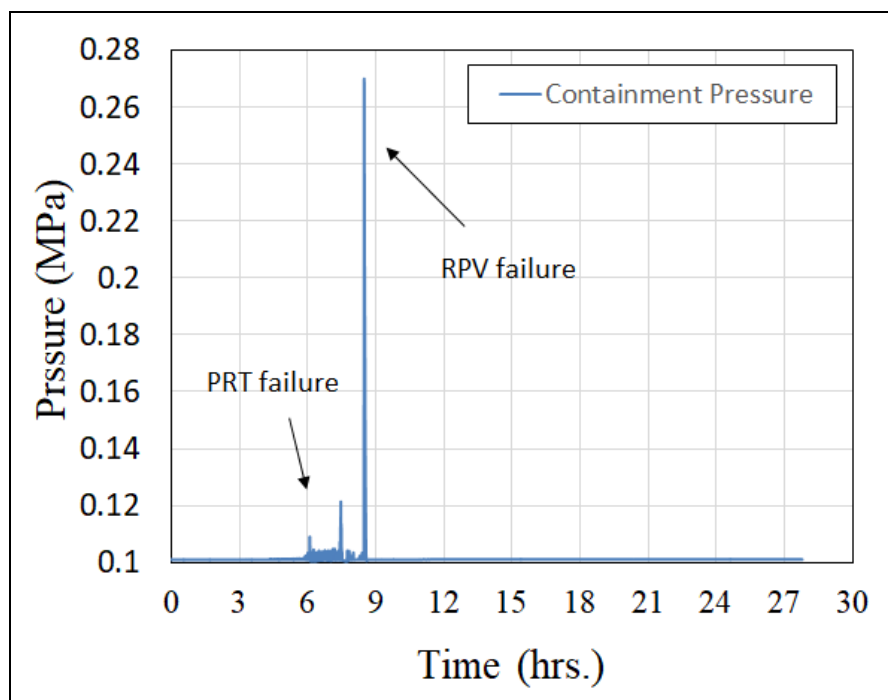


圖 3.2.9 圍阻體壓力隨時間變化圖

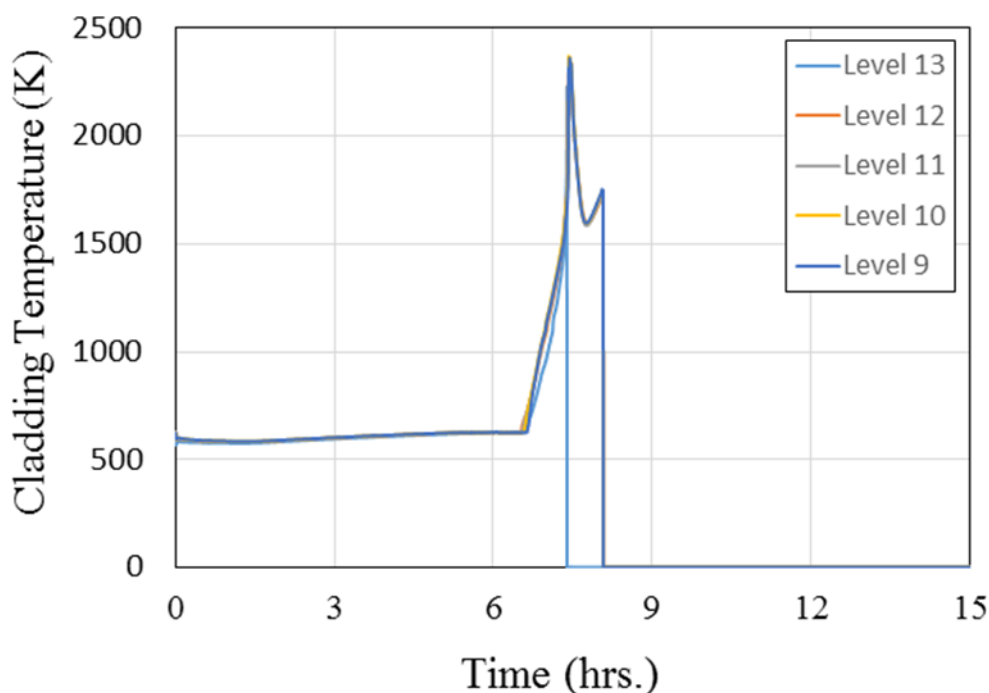


圖 3.2.10 燃料護套溫度

圖 3.2.11 為爐心質量變化，燃料承載盤約於 8 小時左右失效。

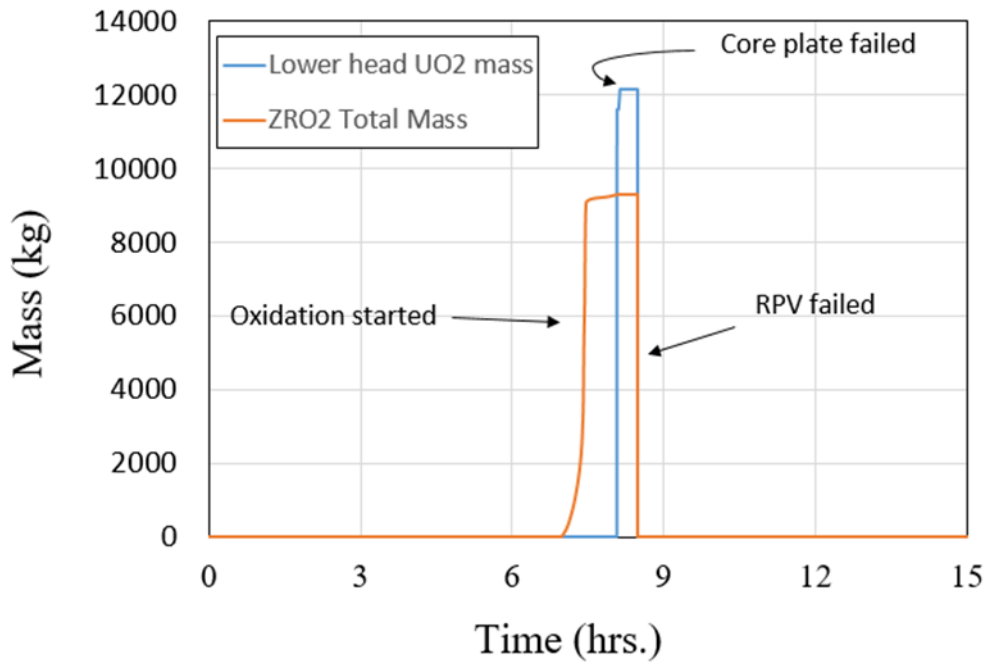


圖 3.2.11 爐心質量變化

(7) MELCOR 產氫計算及流入圍阻體之氫氣計算

在全黑事故下，氫氣進入圍阻體的路徑如圖 3.2.12 所示，分別有壓力容器底部失效之破口及調壓槽釋放槽與圍阻體連通之破口，經 MELCOR 模擬結果得知，從調壓槽釋放槽破口與壓力容器破口洩漏之氫氣總量分別為 265.9 kg 與 101.0 kg，如圖 3.2.13 所示。本研究後續採用 FLUENT 進行圍阻體內氫氣擴散分析時，將以此二路徑之氫氣產率作為邊界條件作進一步的評估。

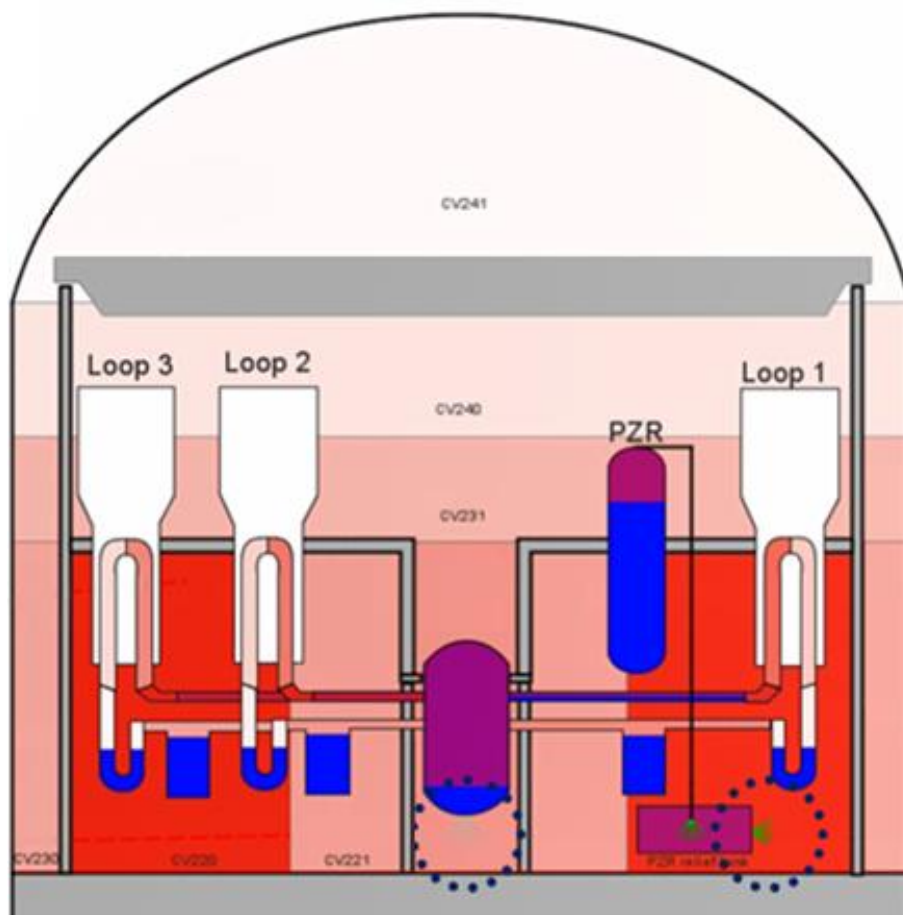


圖 3.2.12 氫氣路徑(虛線圈)

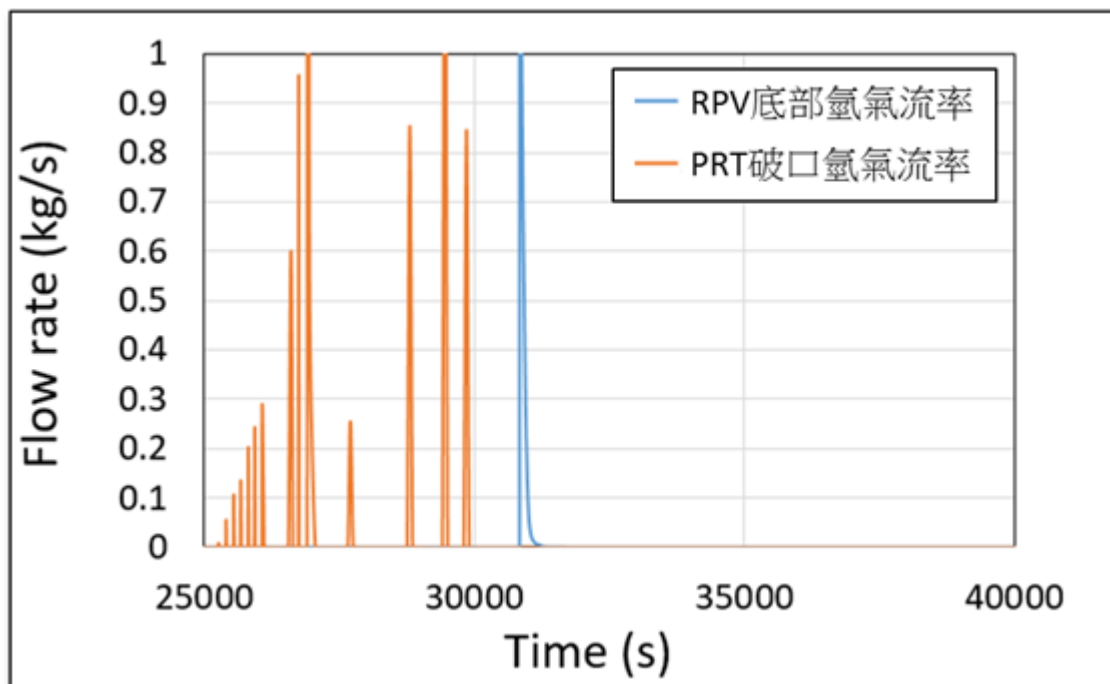


圖 3.2.13 兩個路徑分別與時間相關之氫氣流率

(二) FLUENT 程式應用文獻回顧

ANSYS FLUENT 應用於氣體擴散分析之案例，在國際間已有多篇論著發表，在 2012 年 Visser 等人[7]即使用 FLUENT 建立一圍阻體三維 CFD 模型，來預測事故期間圍阻體內部氫氣的遷移與混合，並評估氫氣混合濃度，模型驗證則選擇與德國 THAI 設施所進行的 HM-2 測試實驗數據進行比對，而其比對結果充分模擬 HM-2 測試中的氫氣分布。Melideo 等人[8]將 FLUENT 應用於儲氫容器之氫氣裝填與排空模擬，並與實驗數據進行比較，比對結果顯示其具有良好的一致性。Wang 等人[9]則建立 CFD 三維模型來分析 LOCA 事故期間 PWR 圍阻體內的氫氣行為，模擬結果顯示，氫氣在圍阻體內發生層化現象，並比較不同注入角度對擴散的影響，以及指出可能發生氫氣燃燒的位置。由上述文獻顯示，FLUENT 於模擬氣體擴散之分析技術已臻成熟，有助於模擬事故發生時圍阻體內部可能發生的氫氣分佈。

(三) 建立核三廠 FLUENT 電腦模型

為建立核三廠 PWR 圍阻體之 FLUENT 電腦模型，主要藉由核三廠圍阻體相關圖面(平面圖及剖面圖)的比對(如圖 3.2. 14~圖 3.2. 15 所示)，並且蒐集訓練教材所提供的圍阻體內重要設備、位置及尺寸說明，例如壓力槽、蒸汽產生器、調壓槽及反應器冷卻水泵等，獲取建模所需之基本資料。

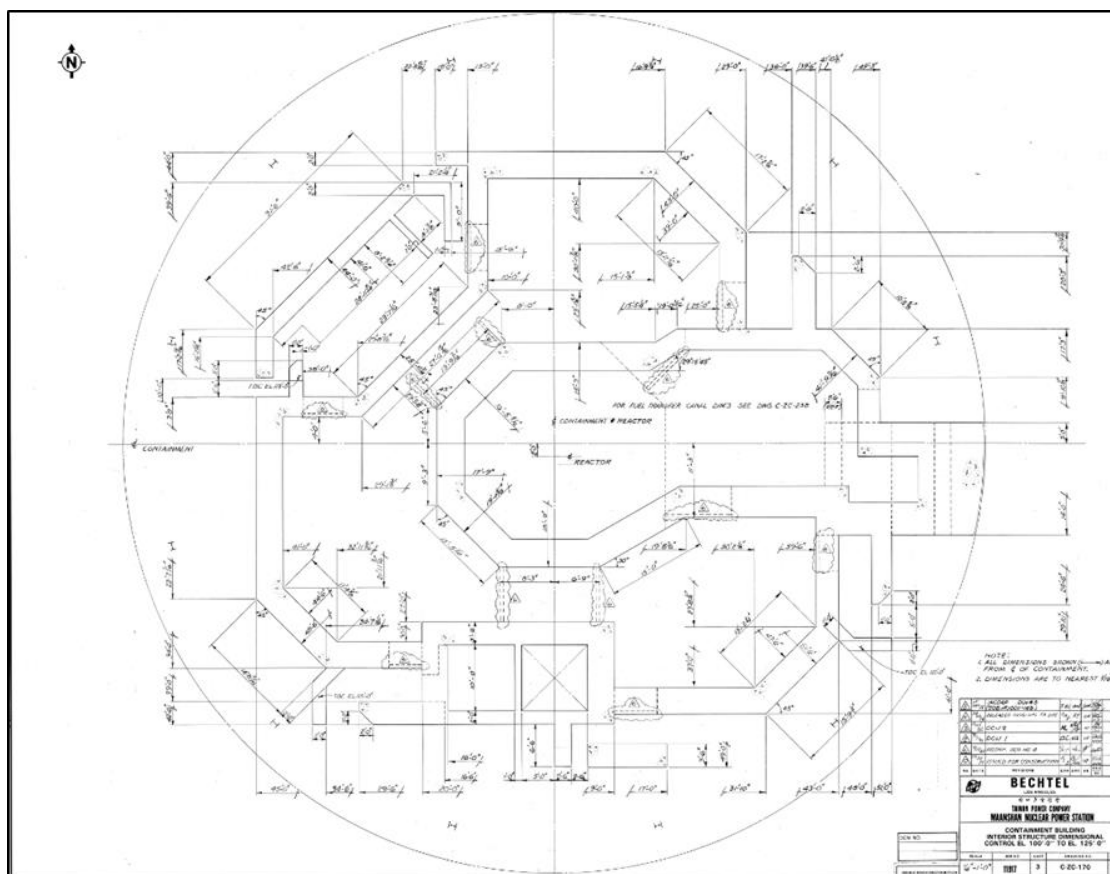


圖 3.2. 14 核三廠圍阻體平面示意圖

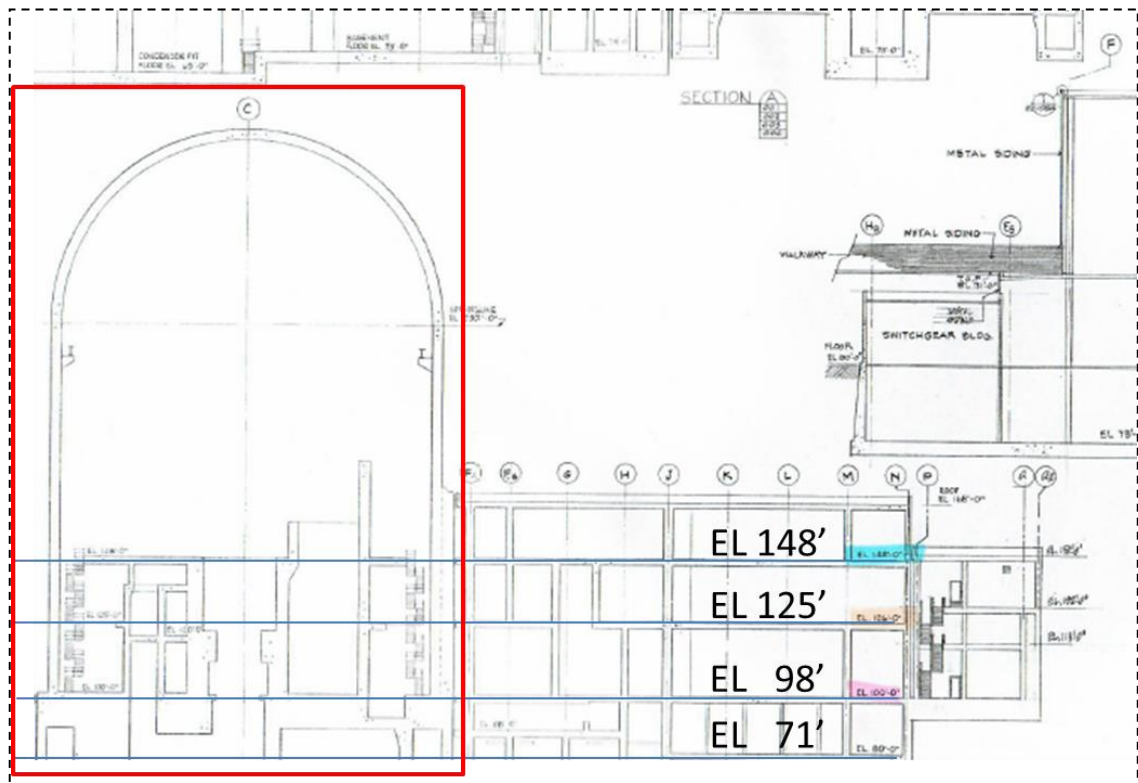


圖 3.2.15 核三廠圍阻體剖面示意圖

首先排除不影響整體流場分析之零組件，並評估組件建構複雜度，進行適當的簡化與假設，利用 CAD 輔以 GAMBIT 之方式，建立所有必要分析的大型元件，如反應器(圖 3.2.16)、蒸汽產生器(圖 3.2.17)及調壓槽(圖 3.2.18)等之幾何模型，以利後續模擬核三廠於 SBO 嚴重事故期間，圍阻體內部氫氣擴散與分層現象，FLUENT 建立之圍阻體電腦模型如圖 3.2.19 所示。

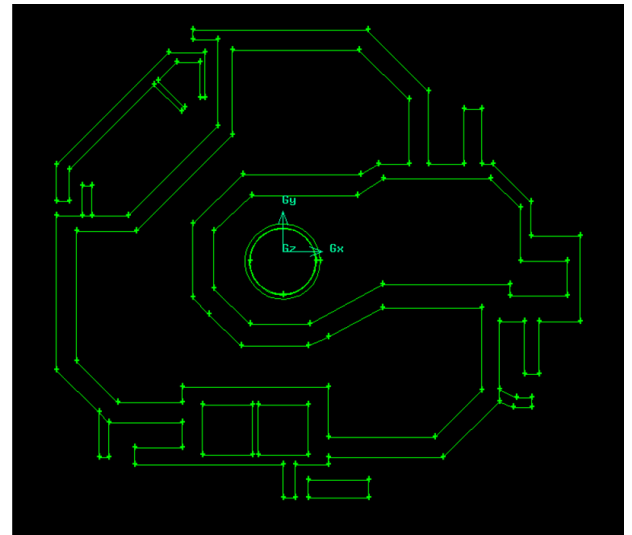
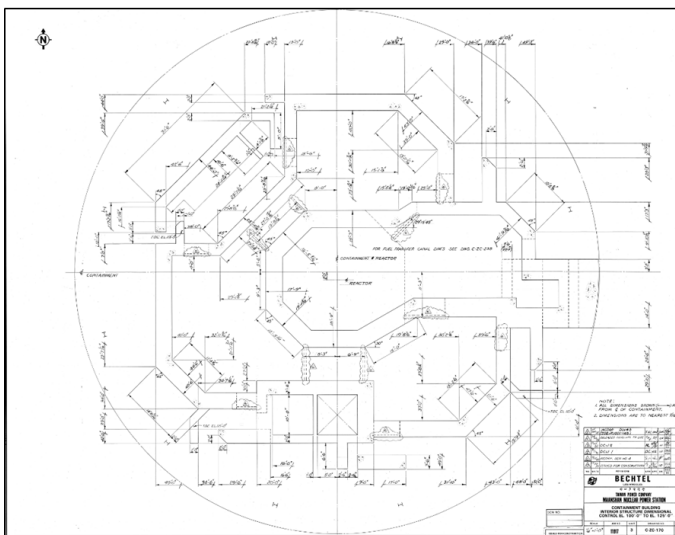


圖 3.2.16 反應器及週邊主要建築結構平面模型(EL.100'~EL.125' 為例)

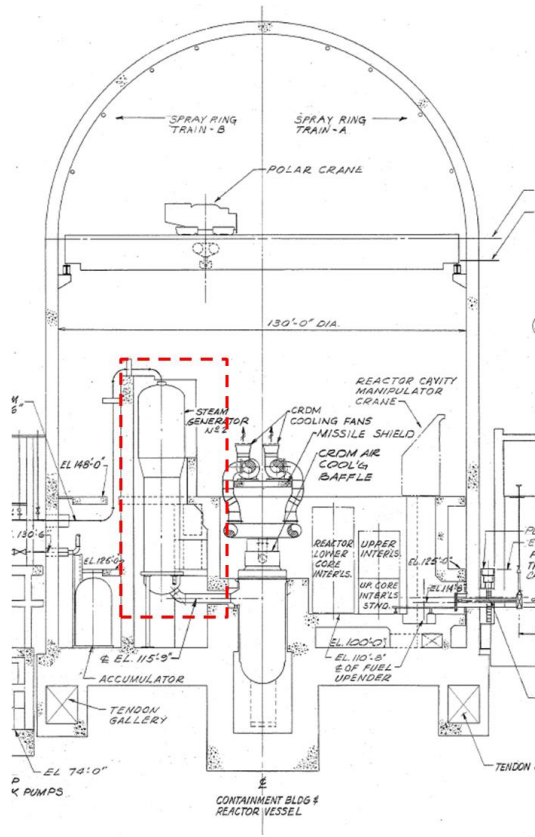
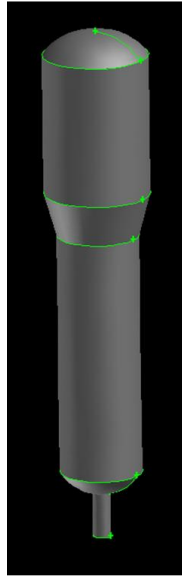


圖 3.2.17 蒸汽產生器 3D 模型

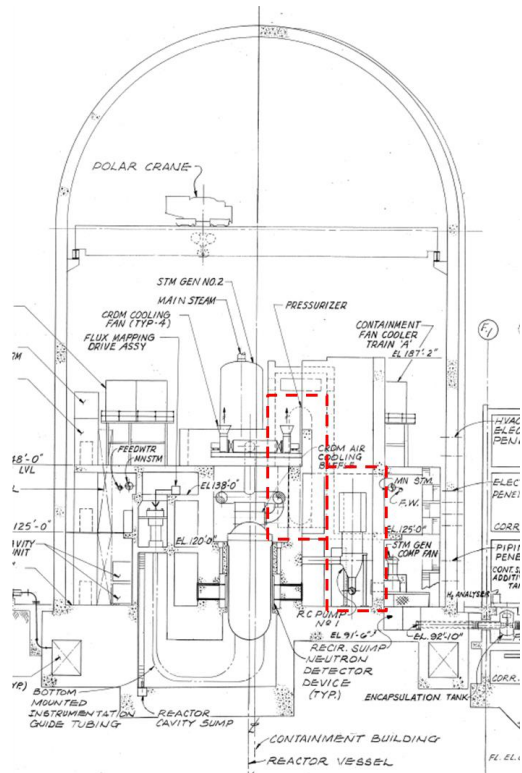
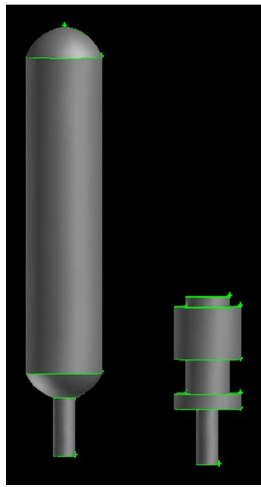


圖 3.2.18 調壓槽及循環泵 3D 模型

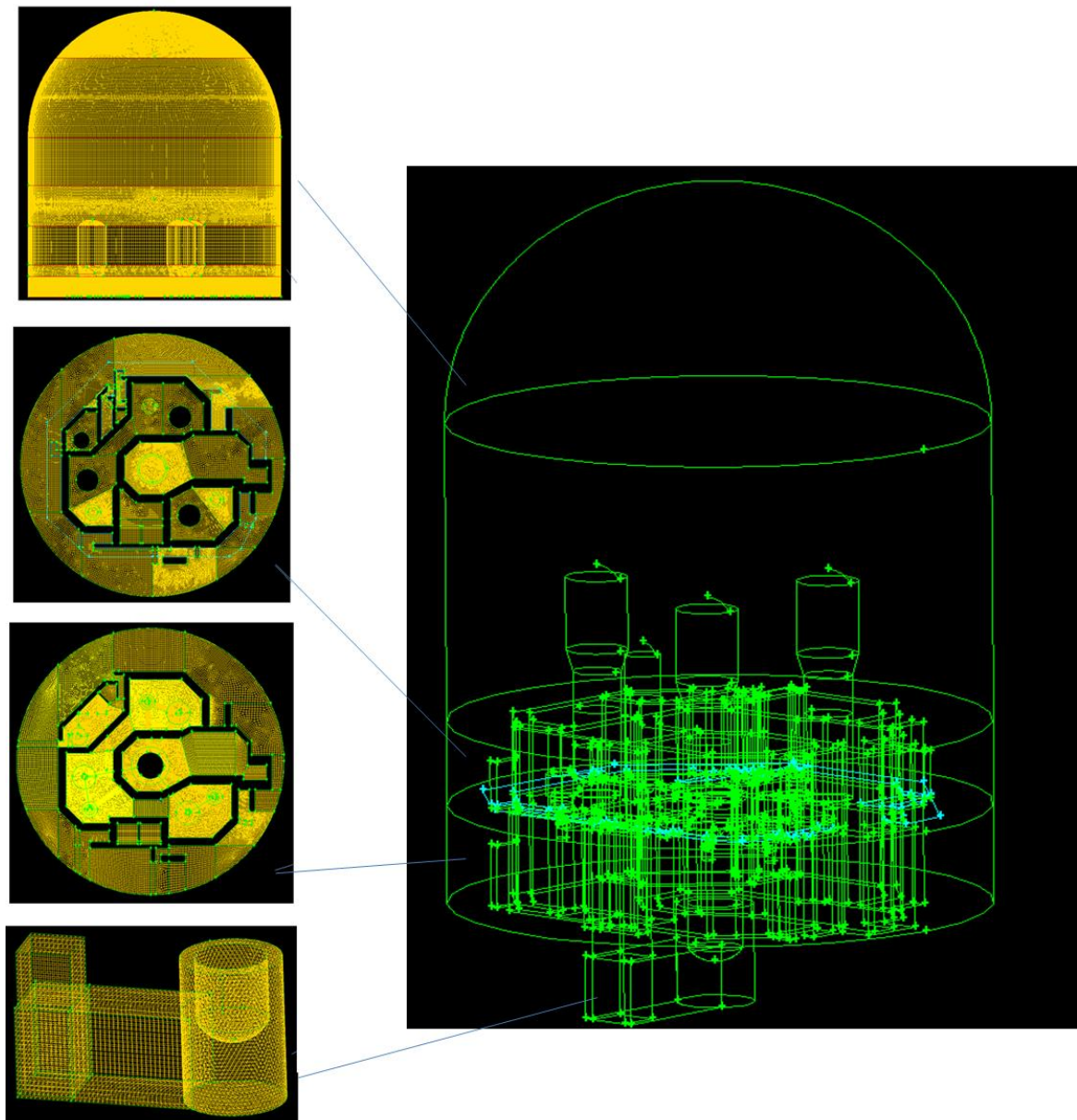


圖 3.2.19 核三廠 PWR 圍阻體之 FLUENT 電腦模型

(四) 核三廠圍阻體內氫氣擴散模擬結果

綜合前述 MELCOR 之模擬結果並將其作為 FLUENT 程式的輸入條件，以第 0 秒作為氫氣注入圍阻體的暫態起始點，並調整 FLUENT 模型使其氫氣洩漏路徑之破口位置與面積符合 MELCOR 的氫氣洩漏路徑分析，如圖 3.2.20 所示。

完成 FLUENT 模擬計算後，可獲得在不同時間下的圍阻體內氫氣濃度分佈圖(圖 3.2.21 所示)。結果顯示，在事故初期，氫氣從 PRT 破口洩入圍阻體，其洩漏位置在調壓槽下方空間，由於氫氣重量較空氣輕，第 1,500 秒後可在上圍阻體發現一明顯濃度分佈，並逐漸在圍阻體頂部累積；第 5,500 秒則可發現 RPV 位置處有大量高濃度氫氣洩出，係因壓力容器被熔融燃料融穿，而使高溫高壓水蒸氣伴隨氫氣在 500 秒內從 RPV 破口注入圍阻體中，並造成圍阻體內氫氣濃度突升，當 6,000 秒後氫氣停止注入，圍阻體內的氫氣濃度分佈逐漸趨於穩定，形成一明顯濃度分層現象，上圍阻體頂部

有最大氫氣濃度 11.26%。

根據日本原子力規制委員會所提出的「實用發電用反應器關於防止爐心損傷對策及防止圍阻體破損對策之有效性評估審查導則」[10]一文提到，要防止因氫氣爆轟而造成反應器圍阻體破損的可能性，須滿足氫氣濃度應低於 13 % 或氧氣濃度應低於 5 % 之條件，本研究模擬之 SBO 事故分析結果，最大氫氣濃度為 11.26%，低於審查導則所提出之 13 %，因此推估在本案例中，圍阻體內不會發生氫氣爆轟而造成破損。

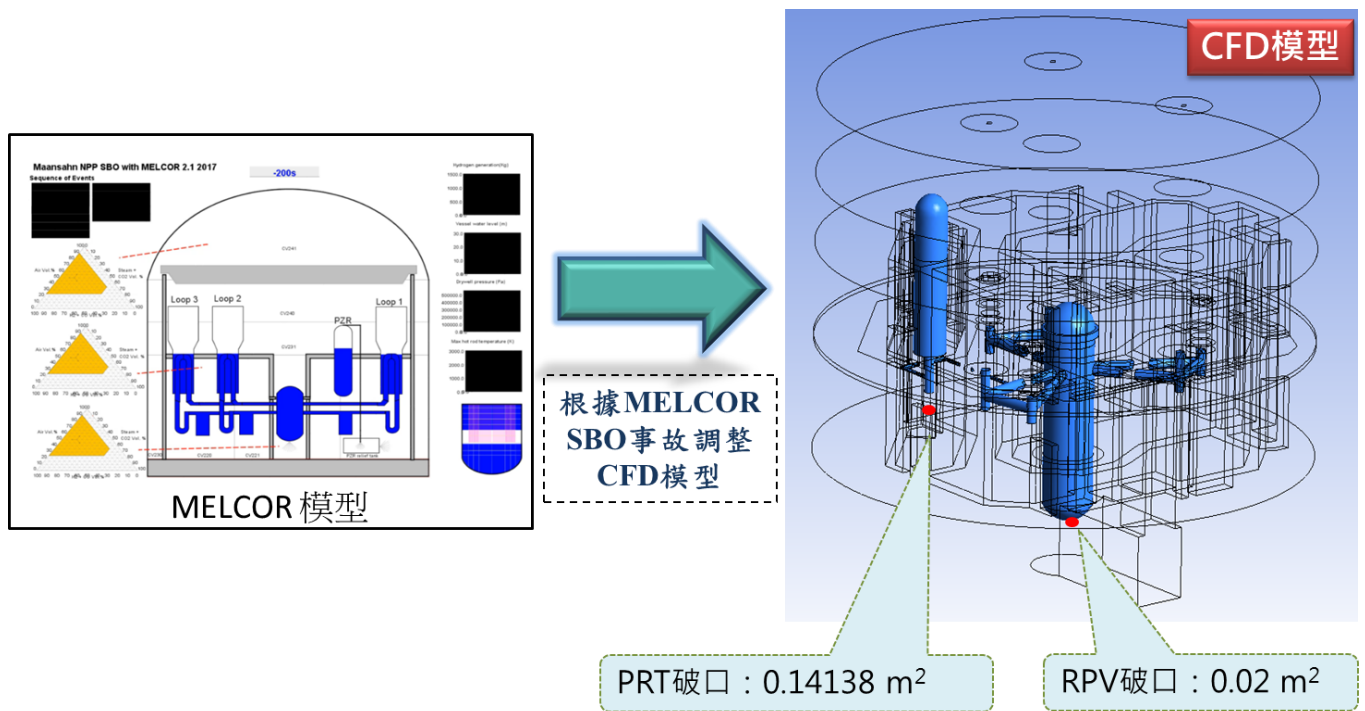


圖 3.2. 20 CFD 模型之氫氣洩漏位置圖

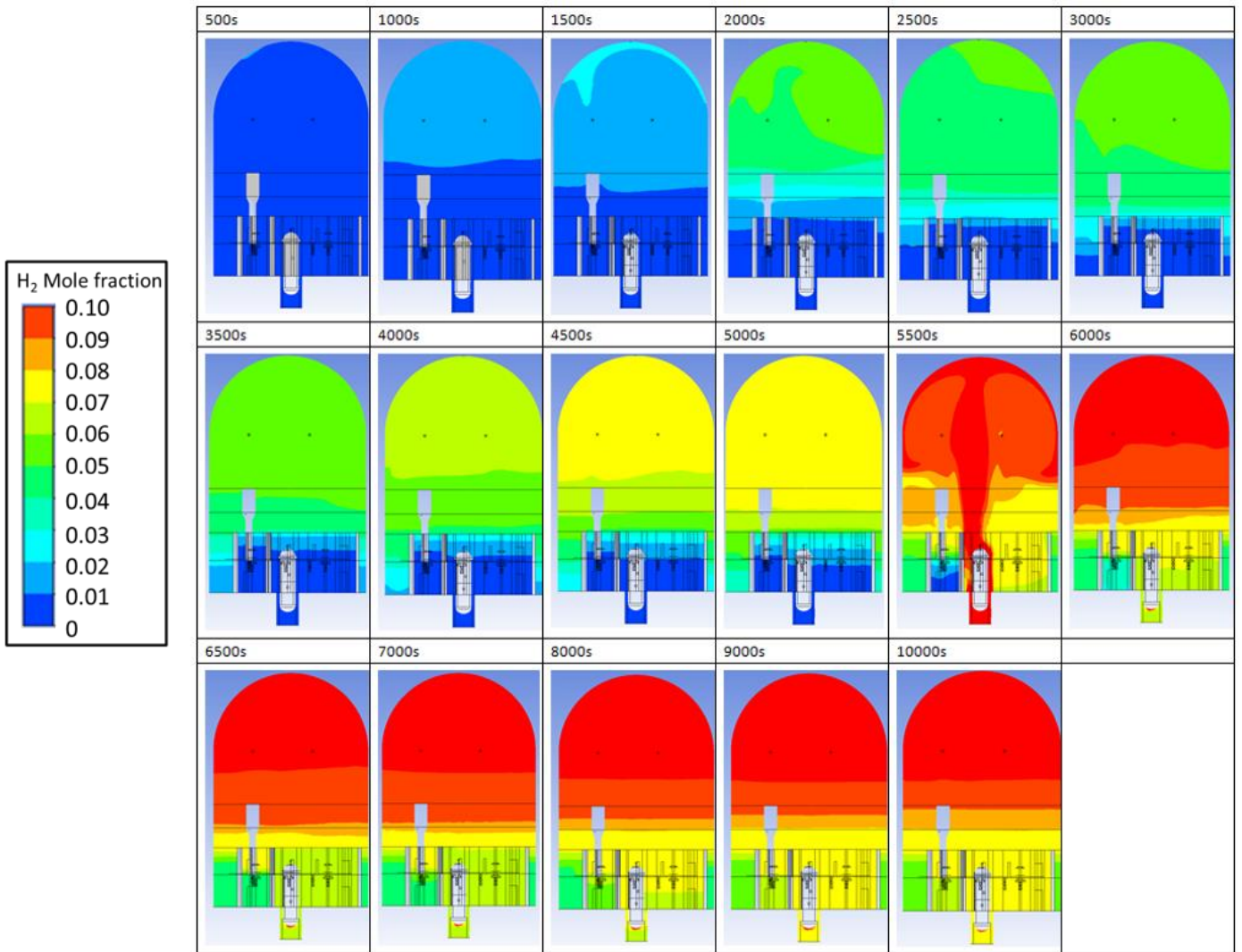


圖 3.2.21 FLUENT 於不同時間下的圍阻體內氫氣濃度分佈圖

3.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析

本子項採用 FLUENT 程式對核三廠圍阻體模擬被動式氫氣再結合器(Passive Autocatalytic Recombiner, PAR)之加裝位置、個數等變數進行有效性分析，FLUENT 原為美國同名公司之商用計算流體力學程式，並於 2009 年由 ANSYS 公司所收購並利用 WORKBENCH 介面進行整合，而成為可以與 ANSYS 旗下主力軟體，如 ANSYS、LSDYNA 等軟體整合分析之工程軟體。其整合後之 R12 本於 2007 年問世後，目前更持續就各整合介面之能力與各分析軟體之數值模式加以精進，截至 2017 年已更新至 R18 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，並透過消防灑水及緊急洩壓閘門的設計，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。FLUENT 具有優秀圖形化介面來提供詳盡的邊界條件設定功能、並可搭配 GAMBIT、SOLIDWROK 等前處理工具來簡化對複雜廠房結構與設施之輸入作業；除此之外，其良好且經多方驗證並應用於半導體 CVD 製程、乾貯設施的自然對流分析等應用，皆可證實其內含的物理模型確實適用於本案；需考慮通風、氣體擴散與自然循環之整合分析議題上。該程式更可透過使用者自定

函數(User Defined Function, UDF)之功能，就分析所需之程式碼或模式進行擴充，可謂為國際間應用最為廣泛之模擬分析工具。

相關執行方法及進度說明如下：

(一) 被動式氫氣再結合器(PAR)設定依據[1][2][3]

根據 106 年度期末報告[1]蒐集的資料顯示，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。川內核電廠具有大型圍阻體，當爐心發生嚴重損傷時，會因銦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(PAR)能夠持續減低圍阻體內的氫氣濃度，包括爐心損傷導致銦水反應產生的氫氣，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(包括爐心損傷導致銦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)。

由於氫氣重量較空氣輕，容易在圍阻體頂部累積，且圍阻體上方圓形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，故於蒸汽產生器頂部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，其配置如圖 3.2. 23~圖 3.2. 24 所示。

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。

$$\gamma = \eta \cdot \min(XH2, 2 \cdot XO2, 8.0) \cdot (A \cdot P + B) \cdot \tanh(XH2 - 0.5)$$

γ : 再結合效率 (g/s)

η : 1.0 ($XO2 > XH2$)

XH2 : 氫氣體積比 (%)

XO2 : 氧氣體積比 (%)

P : 壓力 (MPa)

A, B : 係數

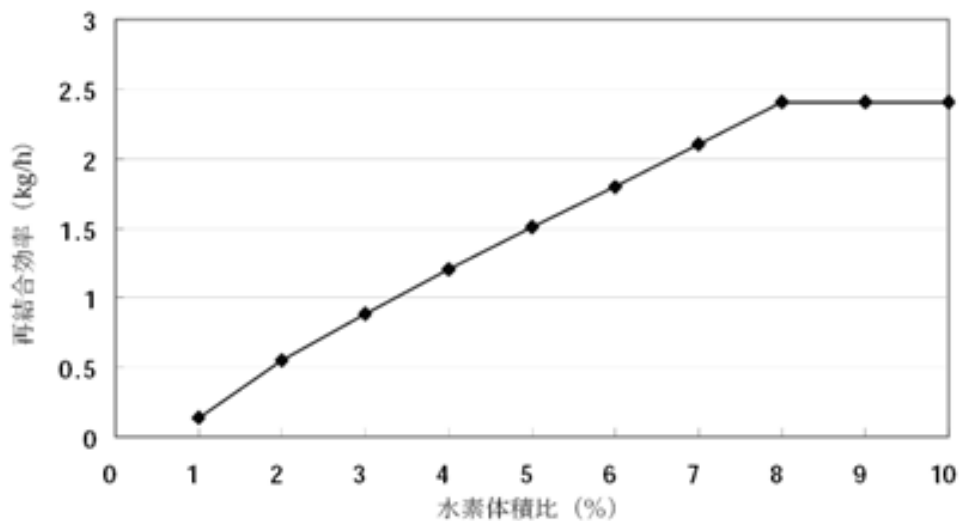


圖 3.2. 22 川內電廠被動式氫氣再結合器裝置的再結合效率(壓力 0.15MPa) [2][3]

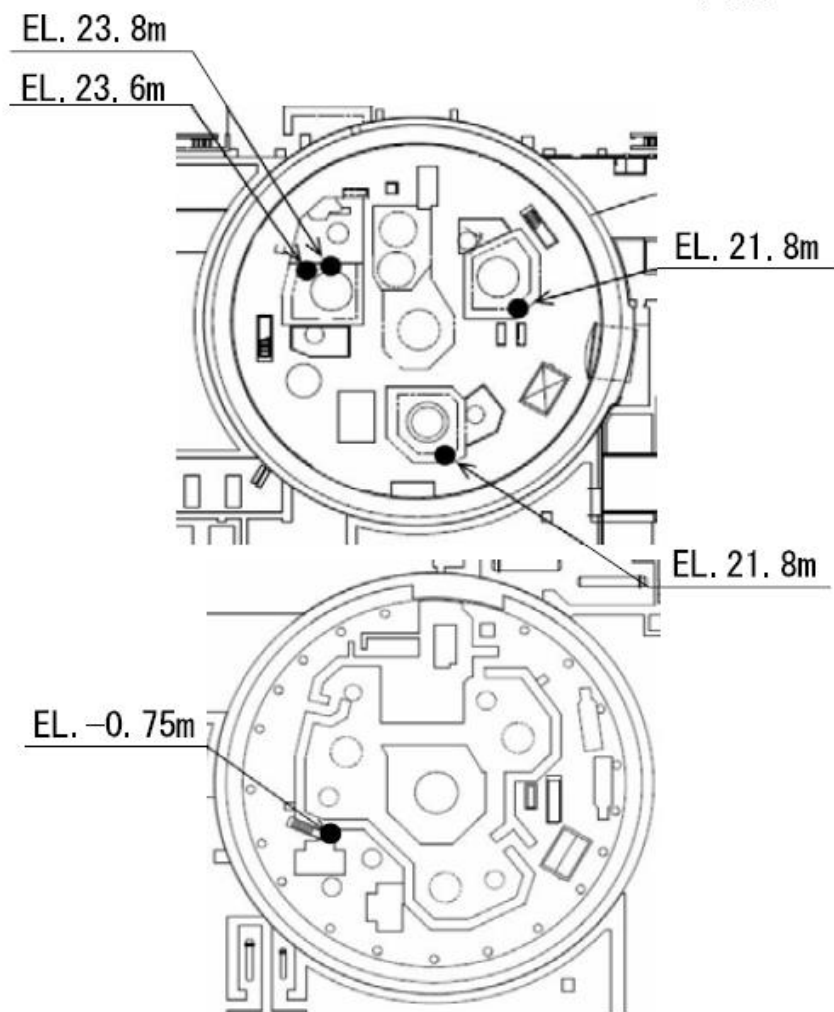


圖 3.2.23 川内核電廠 1 號機 PAR 安裝位置平面示意圖[2][3]

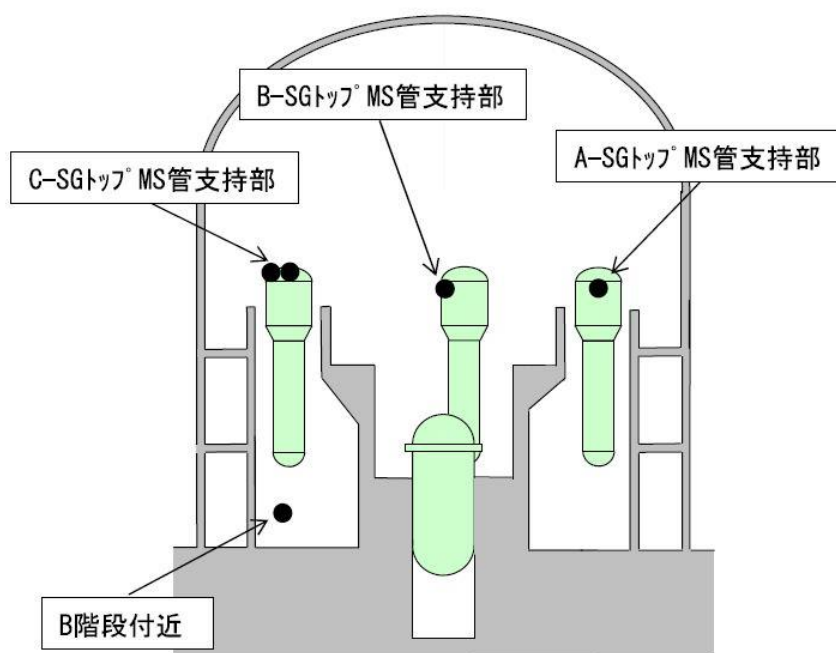


圖 3.2.24 川内核電廠 1 號機 PAR 安裝位置高度示意圖[2][3]

台電公司曾委託專業顧問公司針對核三廠圍阻體安裝 PAR 進行相關調查與評估，經與核三廠有關單位聯繫確認，一號機確定採用 AREVA 製造商的 FR1-1500T 型 PAR 共 17 台，根據氫氣容易在上圍阻體空間累積的特性，故 PAR 安裝位置主要位於上圍阻體，包括蒸汽產生器頂部共裝設 6 台 PAR、上燃料池天車位置裝設 3 台、調壓槽頂部裝設 2 台 PAR，其餘配置則分散於下圍阻體，以達到提升圍阻體內部整體之除氫效率，其配置則將在下一小節 PAR 模型建立中詳細敘述。

根據本子項(二)於 106 年度以 FLACS 程式模擬評估結果得知[1]，PAR 的位置與數量對於圍阻體內除氫效果之影響顯著，因此，本研究採取兩種不同的 PAR 配置、數量與氫氣再結合率進行靈敏度分析，利用 FLUENT 軟體評估在 SBO 事故下的除氫效能，以完成 PAR 的分析驗證。

(二) PAR 模型建立

本研究參考前述日本九州川內核電廠與核三廠所採用的被動式觸媒氫氣再結合器(PAR)規格、數量及位置，進行設施簡化後納入核三廠圍阻體 CFD 模型，分別如圖 3.2. 25 與圖 3.2. 26 所示。

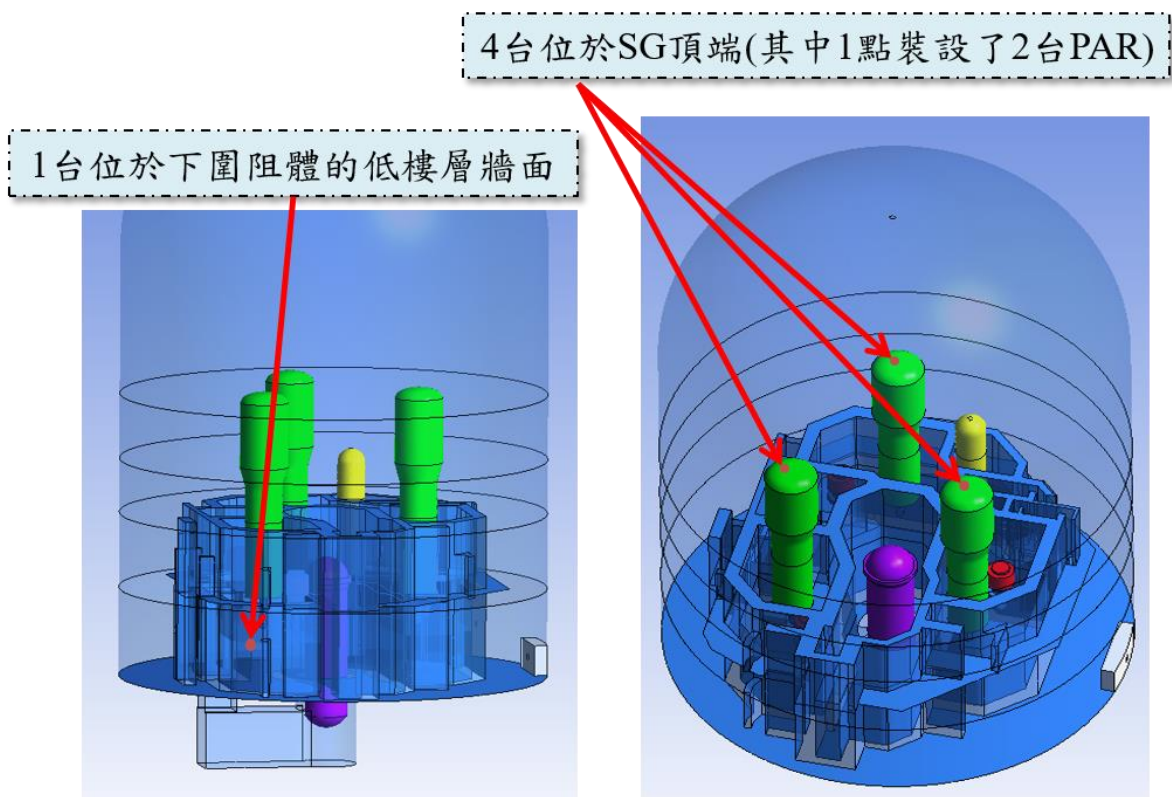


圖 3.2. 25 採用川內電廠 PAR 配置之核三廠圍阻體 FLUENT 模型

SG與PZR頂端各配置2台，其餘位置1台

下圍阻體內共配置有6台PAR

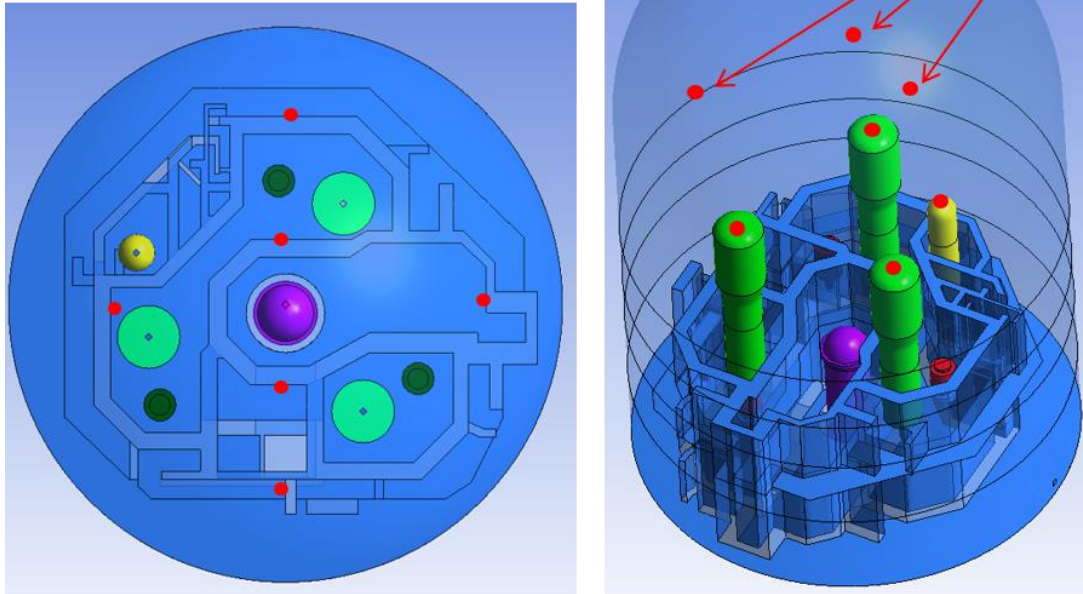


圖 3.2.26 採用核三廠 PAR 配置之核三廠圍阻體 FLUENT 模型

(三) 邊界條件設定

根據前述所提供之 PAR 規格資料，將不同電廠所採用之設置規格與相關細節詳列於表 3.2.1。

表 3.2.1 PAR 設置規格之邊界條件

電廠	PAR 設計規格	說明
日本川內電廠	除氫效率	每台 1.2kg/hr
	配置數量	5 台
	觸發條件	氫氣濃度大於 4%
	設置地點	三個蒸汽產生器頂部共 4 台 下圍阻體 1 台
核三廠	除氫效率	每台 5.36kg/hr
	配置數量	17 台
	觸發條件	氫氣濃度大於 4%
	設置地點	三個蒸汽產生器頂部共 6 台 調壓槽頂部 2 台 上燃料池天車高度位置 3 台 下圍阻體 6 台

(四) 有效性與靈敏度分析結果

為了瞭解安裝 PAR 後對於降低圍阻體內氫氣濃度成效，本項研究亦引用子項 2-1 之 MELCOR 模擬結果作為輸入條件，除了新增 PAR 的除氫設定外，其餘模擬條件與數值設定皆與子項 2-1 相同。

圖 3.2. 27 為圍阻體內比照日本川內電廠安裝 5 台 PAR 之 FLUENT 模擬結果，前 3,500 秒的分析結果與未安裝 PAR 的結果幾乎相同，係因 PAR 的再結合效率(除氫能力)與氫氣濃度成正比，而在前 3500 秒圍阻體內氫氣濃度甚小，才產生兩者差異甚微的狀況；4,000 秒後，上圍阻體內氫氣濃度累積已超過 4%，PAR 的氫氣再結合效率逐漸提高，尤其在 RPV 發生破口後，氫氣濃度劇烈升高的狀況下，其最大濃度與未安裝 PAR 的結果相比，可發現濃度明顯較低，模擬結束時，圍阻體內最大濃度為 6%。

根據核三廠實際安裝 17 台 PAR 的模擬結果，如圖 3.2. 28 所示，由於核三廠所採用之 FR1-1500T 型 PAR 的氫氣再結合率為川內電廠安裝類型的 4.6 倍(依規格換算後，為使用川內電廠 1.2kg/hr 除氫規格的 PAR 約 76 台)，結果顯示圍阻體內最大濃度亦被有效控制，經由圖 3.2. 29 之比對結果可發現三組案例具有明顯差異，有安裝 PAR 的分析結果皆顯示圍阻體內氫氣濃度能有效地降低，其中又以安裝 17 台 PAR 的模擬結果除氫效益最佳。

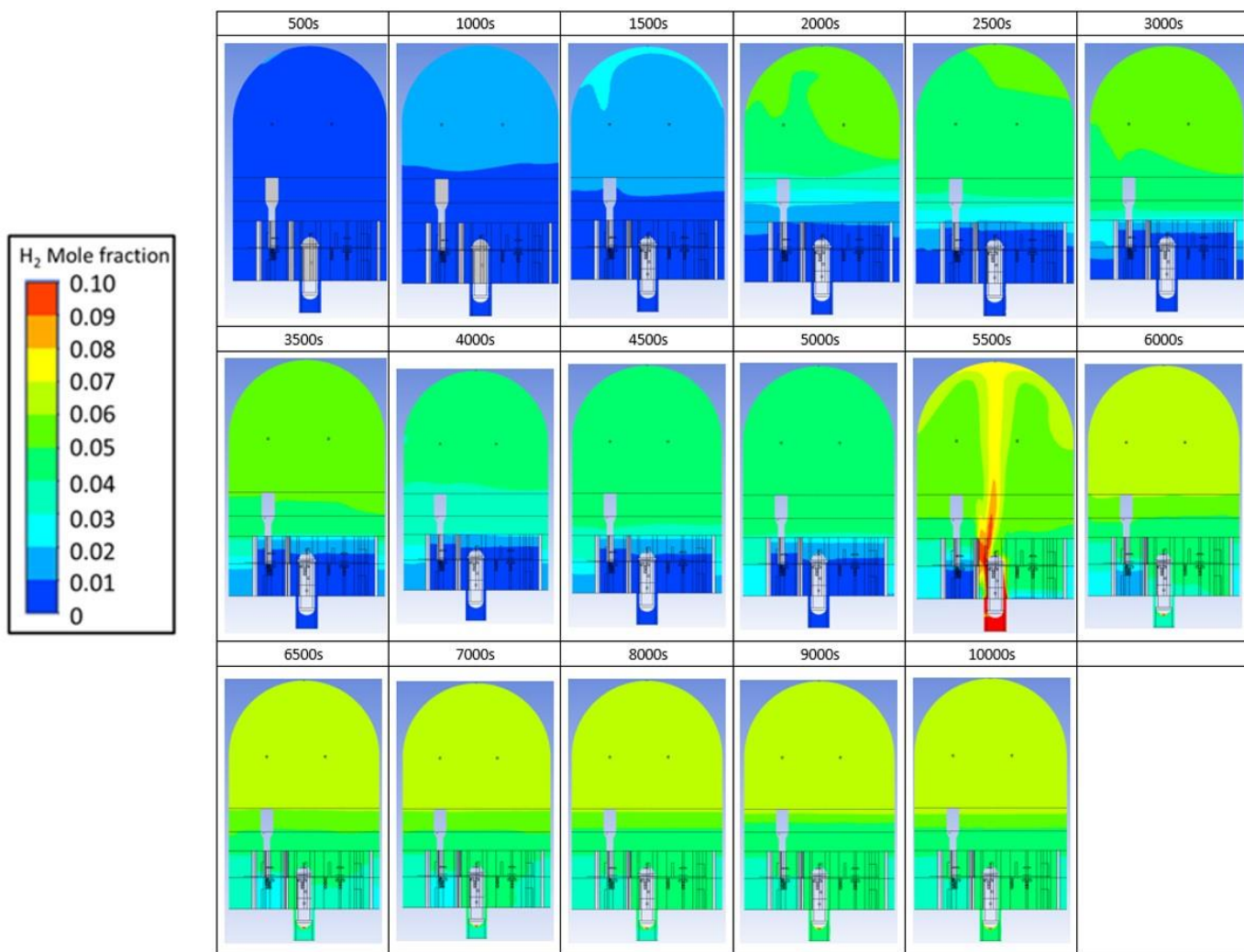


圖 3.2. 27 安裝 5 台 PAR 後於不同時間下的圍阻體內氫氣濃度分布圖

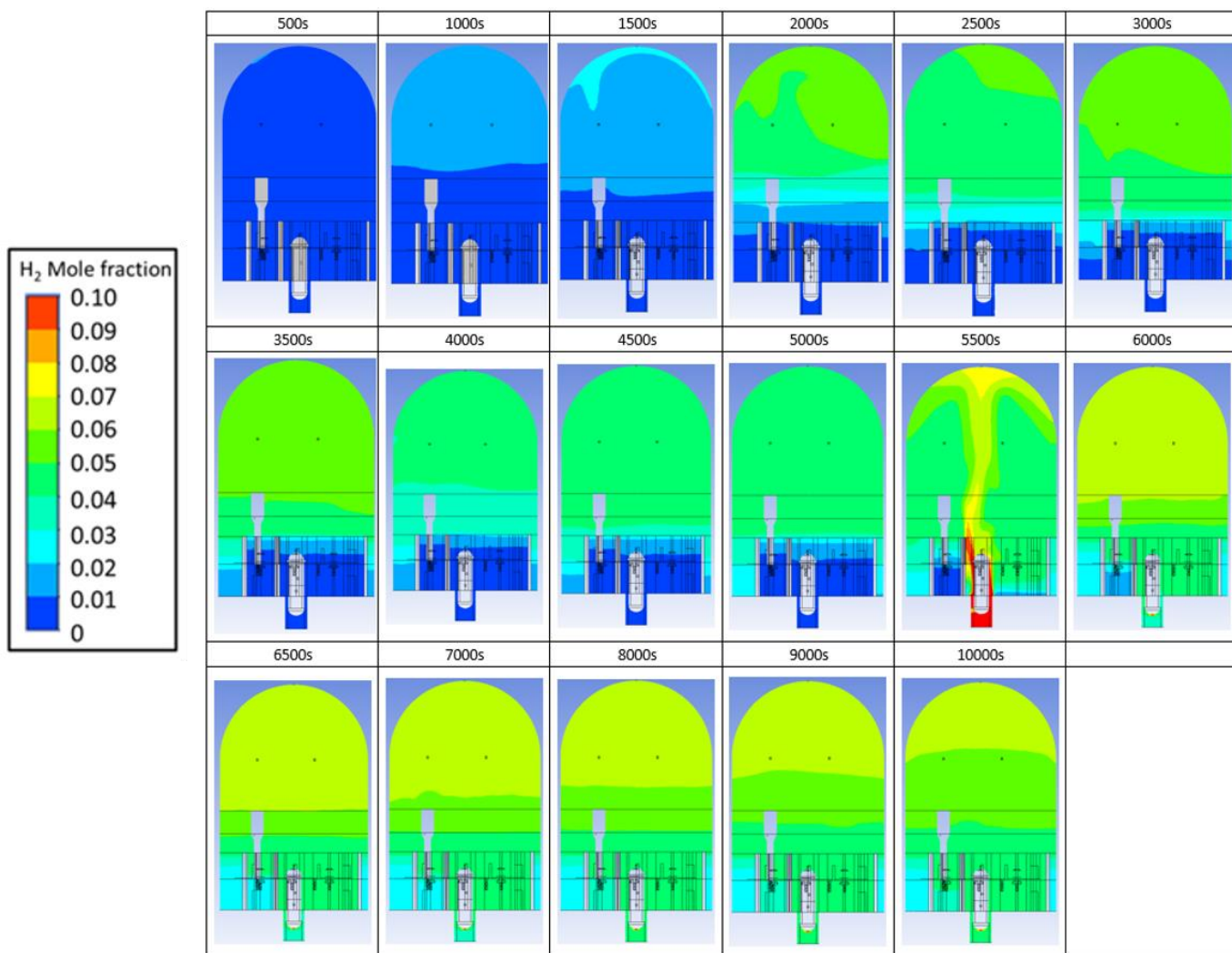


圖 3.2.28 安裝 17 台 PAR 後於不同時間下的圍阻體內氫氣濃度分布圖

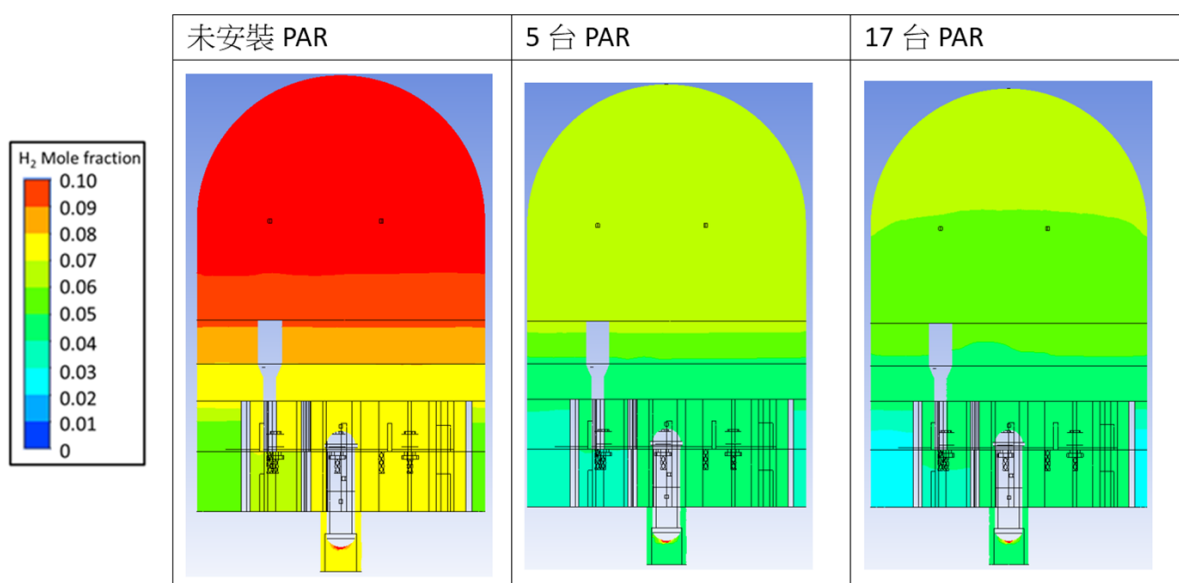


圖 3.2.29 圍阻體內安裝 PAR 數量之除氫效能模擬結果比較圖

3.2.3 圍阻體排氣之深度分析

提供圍阻體排氣過濾的材質有許多不同種類，第一階段以水進行過濾的方式，並在後續結合其它過濾方式，消除細微懸浮物質釋放至外界，稱之為溼式系統；而使用金屬纖維、陶瓷或砂床等過濾材料，進行深層過濾成為主要留存階段的方式，則稱之為乾式過濾，其中，乾式過濾器的金屬纖維會與水滴分離器共同配置，有些則裝置碘吸收及冷卻管階段。

(一) 乾式過濾系統(Dry Filter Method, DFM)錯誤! 找不到參照來源。

在嚴重事故情況下，圍阻體內的壓力一旦達到設定值，必須能將其安全且便捷地釋放至大氣，以維持圍阻體的完整性，FCVS 即為有效執行該任務之設備，同時又可減低放射性物質釋放至外界，國際認可的過濾器及空調系統(Heating, ventilation, and air conditioning system, HVAC)公司 YIT，在 1986 年車諾比事故後，開發了一款針對放射性氣溶膠、元素及有機碘具有高除污因子的 DFM，作為德國核電廠的後備裝置。

西屋公司與 FIT 能提供有關 FCVS 的整體解決方案，西屋的乾式過濾系統，是唯一對化學控制、加熱及排水不需要任何輔助系統且毋需維護，該系統屬於完全被動式設備，無論在待機或運轉模式下，都不需要任何外部電力或其它動力來源，其模組化的設計，能安裝在既有或新建廠房。

DFM 是由兩種過濾器所組合而成的排氣系統，包括：

- (1) 以金屬纖維過濾器保留空氣中懸浮的放射性氣溶膠(氣溶膠過濾器)
- (2) 以摻雜沸石的分子篩化學吸附碘及其有機化合物(碘過濾器)

排氣系統可藉由破裂盤或遠端開啟圍阻體隔離閥來啟動，亦可依客製化設計。

以容量 1,300 MWe 的 PWR 電廠為例，其 DFM 過濾單元之尺寸如圖 3.2. 30 所示。

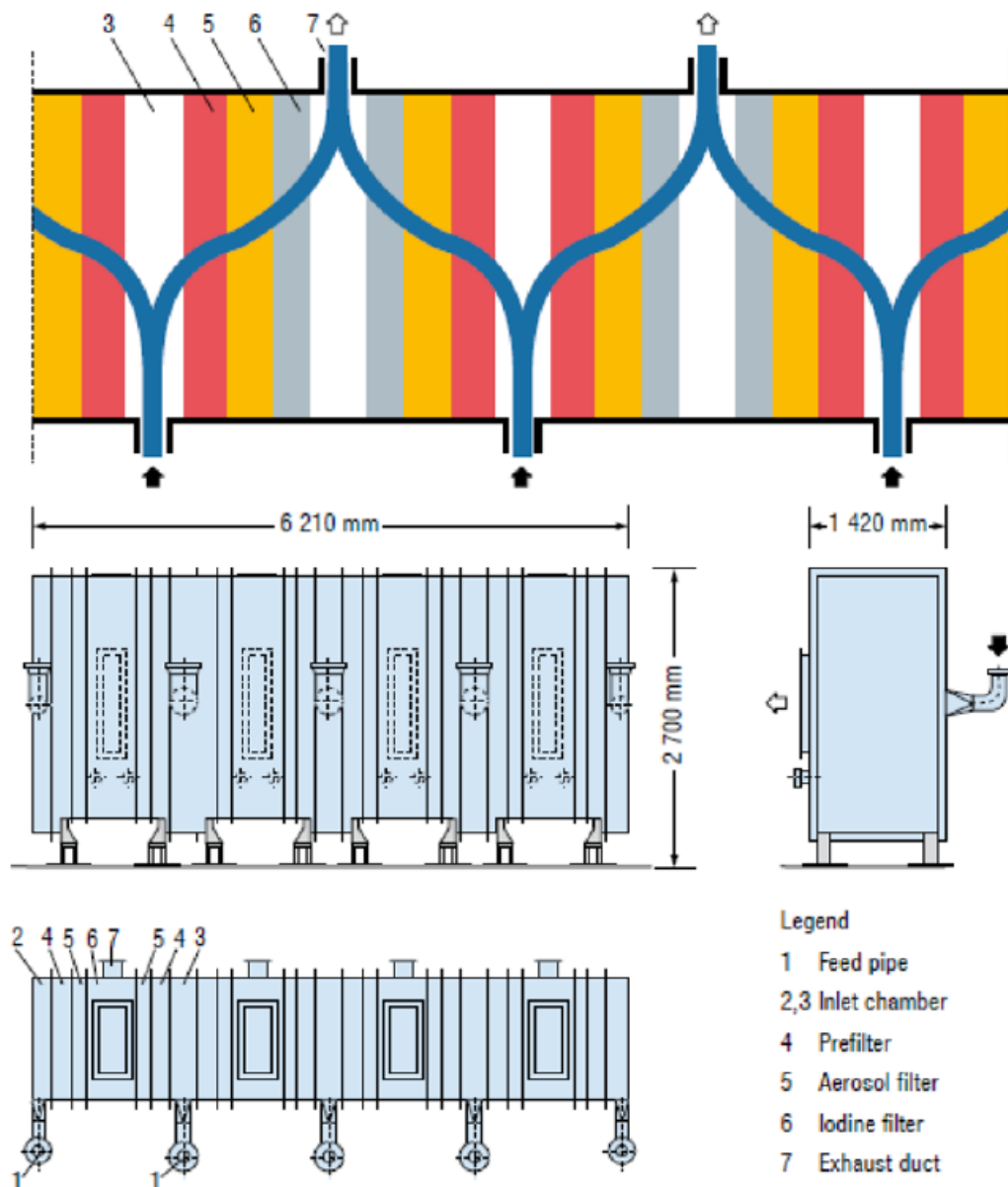


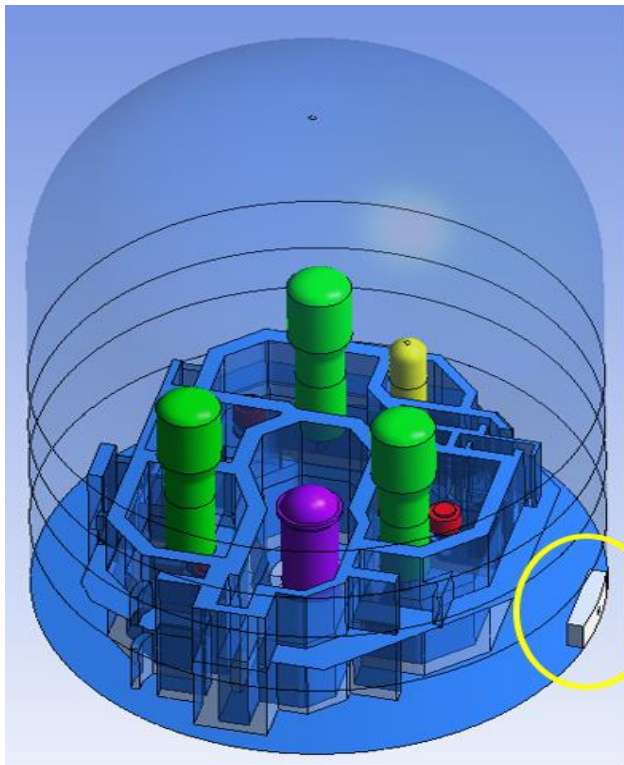
圖 3.2. 30 DFM 過濾單元示意圖錯誤! 找不到參照來源。

(二) FCVS 模型建立

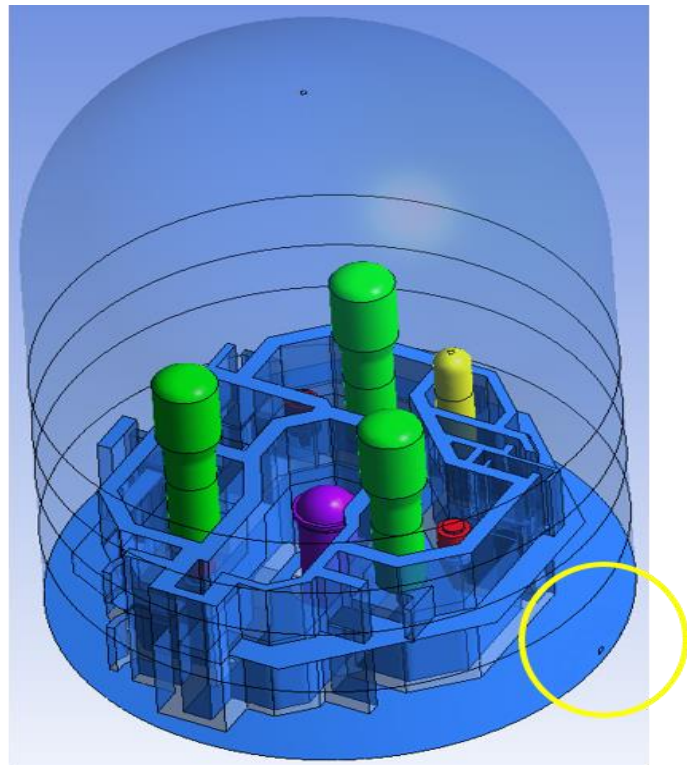
本子項根據蒐集所得之文獻、台電核三廠訓練教材以及相關圖面資料，並參考上述西屋公司 NS-IMS-0054 報告[7]中使用之 FCVS 尺寸，彙整資料後透過適當的簡化與假設，建立包含圍阻體排氣與過濾系統之核三廠圍阻體 CFD 三維模型，如圖 3.2. 31 所示。

本研究分別針對 FCVS 設施安裝於圍阻體內/外進行靈敏度分析，其中，設於圍阻體外的 FCVS 是假設圍阻體內之氣體將由圍阻體壁面上一排氣孔洞抽出，透過管路輸送至 FCVS，該 FCVS 設施位於輔助廠房，其餘設置規格與模擬條件則與設置圍阻體內之情況相同。

以乾式 FCVS 而言，通常依據空氣懸膠體過濾器的設置位置，分為”於圍阻體內”及”外”兩類。根據 IAEA-TECDOC-1812(2015)資料提及[9]，法國及德國部份電廠，均有設置位於圍阻體內的 FCVS。



FCVS放置於圍阻體內



FCVS放置於圍阻體外(輔助廠房)

圖 3.2. 31 包含 FCVS 之核三廠圍阻體 FLUENT 模型

(三) 邊界條件設定

FCVS 之設置規格，主要參考 106 年度計畫執行期間，與核三廠相關人員確認所得之資料[1]，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

FCVS 自動開啟壓力為 60 psig，將此開啟壓力對照 MELCOR 評估未安裝 FCVS 時之下圍阻體壓力變化，以決定 FLUENT 模擬之 FCVS 開啟時間，其餘相關規格如表 3.2. 2 所示。

表 3.2. 2 FCVS 設置規格之邊界條件

電廠	FCVS 設計規格	說明
核三廠	排氣效率	6.5 kg/s
	配置數量	1 台
	開啟時機	壓力達到 60 psig 或人員手動開啟
	設置地點	圍阻體底部地板

(四) 排氣效能分析結果

根據子項 2-1 的 MELCOR 模擬結果可知，在其假定之 SBO 事故分析完成後，所獲得之圍阻體內壓力為 45 psig，並未達到 FCVS 自行開啟條件 60 psig，故在此假設人員以手動開啟 FCVS。

本研究接續子項 2-1 的 FLUENT 模擬結果，假設運轉人員在 FLUENT 模擬第 10,000 秒時，以手動開啟 FCVS，圖 3.2. 32 與圖 3.2. 33 分別為 FCVS 設備放置於圍阻體內與圍阻體外(輔助廠房)之排氣效能分析結果。結果顯示，無論 FCVS 設置在圍阻體內部或外部，圍阻體內部整體氫氣濃度遷移與分層趨勢均相同，排氣效能僅在下圍阻體處有濃度 1% 的些微差異。進一步分析圍阻體內的氫氣遷移行為，發現 FCVS 會排出大量位於下圍阻體內濃度較低的氫氣，並在排氣過程中產生一相對負壓使上圍阻體的氫氣緩慢向下擴散，在 A 點區域隨著時間增加，氫氣濃度相對降低，C 點則反之，顯示上層氫氣往下擴散的現象，如圖 3.2. 34 所示。

而在圍阻體內氣體速度分佈圖(圖 3.2. 35)中，亦顯示 FCVS 排氣所造成之對流僅影響下圍阻體區氣體，上圍阻體區則僅有圍阻體頂部些微的自然對流產生的流動現象。模擬結果顯示，在下圍阻體地面高度位置裝設 FCVS，無法明顯降低圍阻體內氫氣最大濃度。

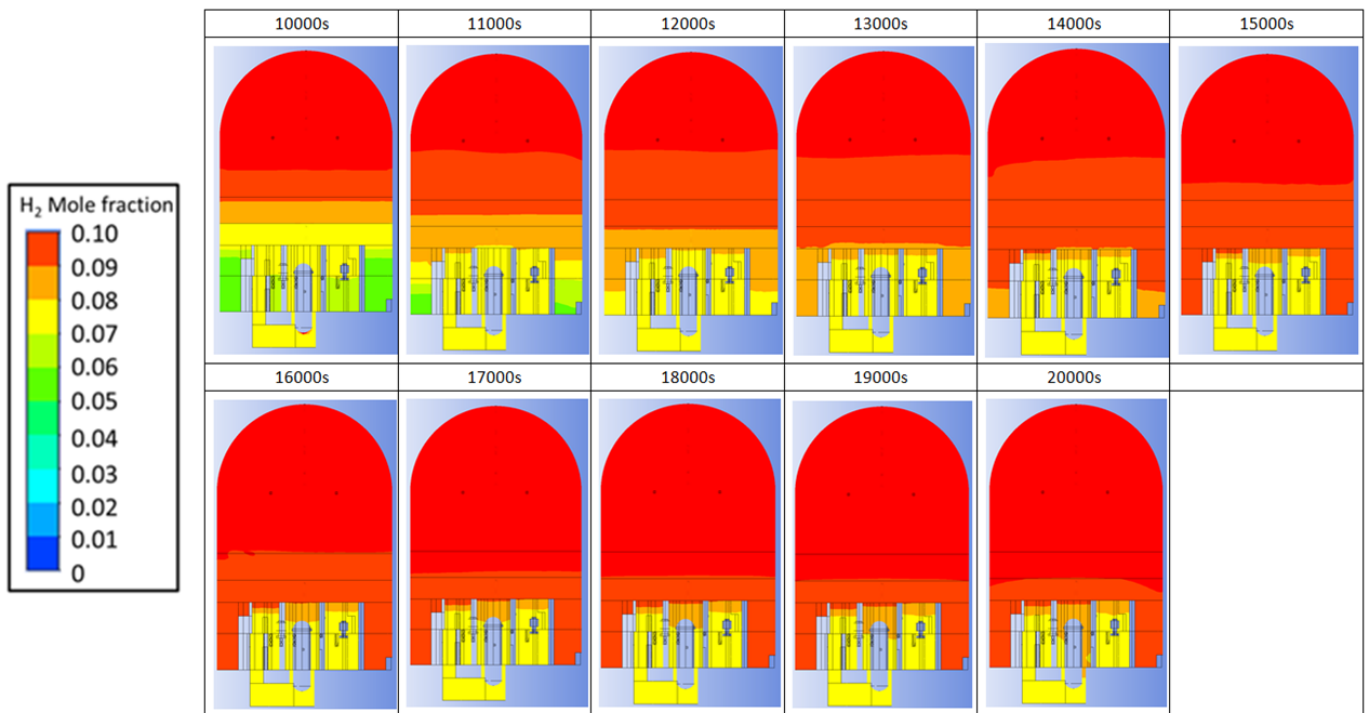


圖 3.2. 32 FCVS 安裝於圍阻體內之排氣效能模擬結果比較圖

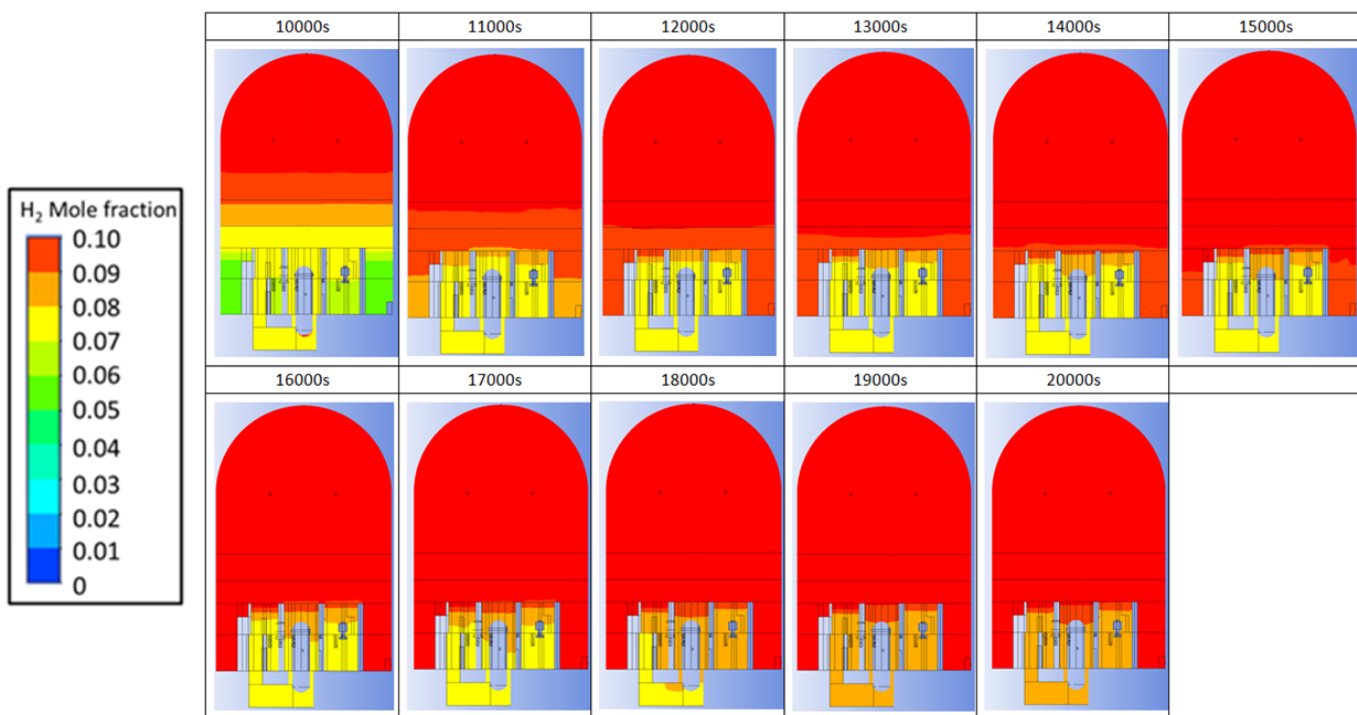


圖 3.2.33 FCVS 安裝於圍阻體外(輔助廠房)之排氣效能模擬結果比較圖

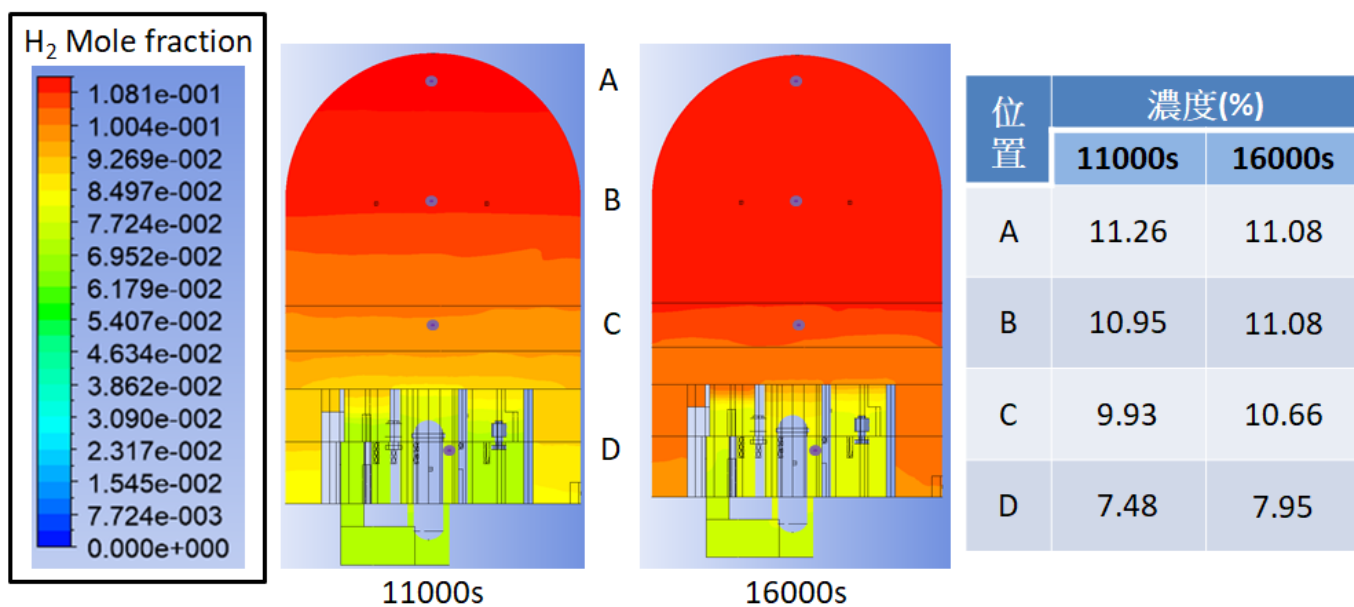


圖 3.2.34 不同位置之氫氣濃度圖(FCVS 安裝於圍阻體外(輔助廠房))

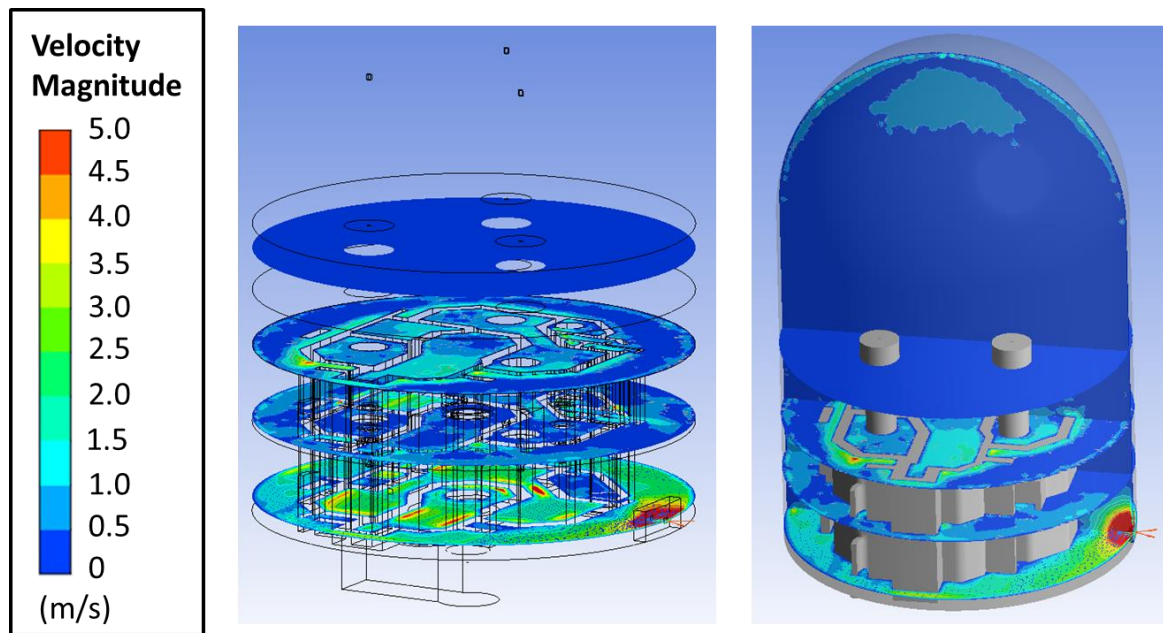


圖 3.2.35 氣體速度分佈圖

「核電廠圍阻體嚴重事故安全分析」成果：

a. 期刊論文：期刊論文 1 篇、會議論文 2 篇

- (1) W. S. Hsu, J. R. Wang, H. C. Chen, Y. Chiang, S. W. Chen and C. Shih, "Evaluation of control room habitability in case of LOCA for Maanshan NPP using codes RADTRAD, HABIT and ALOHA," Kerntechnik, 83(1), 1-9, Jan., 2018.(SCI)
- (2) Kai Chun Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih, Jung-Hua Yang, Hsiung-Chih Chen, Wen-Sheng Hsu, "Dose Evaluations with SNAP/RADTRAD for Loss of Coolant Accidents in a BWR6 Nuclear Power Plant," WASET, May, 2018.(EI)
- (3) W. S. Hsu, S. W. Chen, Y. T. Ku, Y. Chiang, J. R. Wang, J. H. Yang, C. Shih, "Using ALOHA Code to Evaluate CO₂ Concentration for Maanshan Nuclear Power Plant," Tokyo Japan Mar 27-28, 2018, 20 (3) Part XXIII.(EI)

b. 人才培育：博士生 1 名、碩士生 1 名

姓名	博士生/碩士生	工作內容	在學/就業	學校系所/工作單位
蔣宇	博士生	MELCOR 軟體模擬	畢業	服兵役
楊鎧駿	碩士生	協助 CFD 模型建立及數據整理	畢業	服兵役

c. 1 個研究團隊養成：建立圍阻體內氫氣擴散模式研究團隊

d. 參與國內外相關研討會：2 次國際研討會，1 次國際合作交流。

3.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

3.3.1 執行方法

在福島事件之後，用過燃料池之安全性受到更多全面性的檢視，且正式成為電廠安全分析中密不可分的一部分。地震及海嘯造成的複合式災情使爐心喪失冷卻，產生氫氣並流入圍阻體，但因為發生氫氣爆炸的四號機組處於大修的情形，爐內燃料皆退至燃料池，造成燃料池於事故中過熱而引發鋁水反應，進而導致氫爆之推測。雖然後續查證出氫氣是由三號機組回流至四號機組，用過燃料池並無產生氫氣，但也正式使全世界的學者開始重視用過燃料池的安全分析。

在數年來的相關分析中，往往侷限在單一程式之討論，使得總有些特殊的計算內容成為缺憾，不同程式、不同團隊的分析結果又因為條件之差異，並沒有太多比較的意義；本計畫以此前提發想，整合數個工作團隊及程式，同時包含熱水流計算、護套完整性計算、嚴重事故計算等面向，且三者分享同樣之邊界條件，如此可以比較出程式間於特定參數之分析差異，並提供後續使用同一套分析方法的團隊參考。

延續去年計畫之核三廠模式，本研究將重心放於燃料池模式之精進及強化，望此模式更趨近於現實，並擁有較好之計算結果。在 TRACE 程式，也就是熱水流分析相關模式中，本計畫將精進用過燃料池之分區，將去年只有兩區之燃料細分為五區，並透過細節的流道計算區分不同區域之流道面積，而非舊有之簡化模式(冷卻水流道被假設為平均分布)；同時，熱傳路徑也將依照燃料分區做出大幅度的改進，透過此精進模式的全黑事故及補水救援措施之模擬，可有效強化用過燃料池之冷卻性能，確保其安全性。

福島事故後發表的 NEI 06-12 報告中[1]針對可能的恐怖攻擊所造成的燃料池失水與喪失冷卻能力進行了對應策略之建議與額外救援設施之列置教學。NEI 06-12 中所建議的救援措施明確的指出，若無法維持水位或燃料池中之燃料可能已經發生裸露時，則建議依池內燃料擺置之不同，需於 1 或 2 小時內改採 200GPM 灑水措施，望透過全池均勻補水模式，確保可能已經裸露的燃料不致發生超溫情形，透過 NEI 06-12 之分析，TRACE 程式可給出補救措施有無造成之升溫趨勢，供使用者判斷此些狀況下要如何應對。然而有時單純之熱水流計算無法準確計算出用過燃料在冷卻途中是否有可能短暫的超出限制，發生在溫度、水位等熱水流現象看不出之情形。本研究透過結合應力應變計算的 FRAPTRAN 程式，計算在全黑及補救措施下的護套完整性，預期在精進模式下，相比 TRACE 能得到更加符合真實情況之結果。當然，此研究基於兩程式之結合，TRACE 計算後將熱水流條件輸入至 FRAPTRAN，FRAPTRAN 則利用此些條件計算出應力應變、護套破損等情形，使 TRACE 的分析之意義更加深一層，跳脫於熱水流分析之範疇。

另一方面，不同於 TRACE/FRAPTRAN 的計算，SANDIA 國家實驗室開發的 MELCOR 則專門進行嚴重事故，也就是複合式災難造成之複合式事故的相關計算，早期國內也確實對於 MELCOR 程式進行了不少相關之研究，但本計畫拋開舊版之 MELCOR1.8.5，採用最新版的 MELCOR2.2 來進行核三廠用過燃料池之計算，同時可以強化國內 MELCOR 程式之人才培育，跟上國際間的脚步；Gauntt[2]等人曾以 MELCOR 程式進行福島事故的模擬，內容包含所有嚴重事故面向，也提到福島一號機的廠房發生氫氣爆炸的原因及其產氫現象的細節，透過 MELCOR 分析與東京電力公司的測量數據，證明 MELCOR 程式於嚴重事故氫氣行為的評估之可行性及準確性。Sandia 國家實驗室在 MELCOR 的驗證報告中提到[3]，MELCOR2.1 相對於 1.8.5 擁有更多更全面的實驗驗證及更加強化的分析模式。MELCOR 程式於近年討論了更多與用過燃料池相關的計算內容，其中包含鋁氧反應與鋁水反應之差異，不同於爐心，用過燃料池在充滿氧氣的情形發生的鋁合金火災，其放熱更勝於一般的鋁水反應，也是本研究必須同時擁有 TRACE 及 MELCOR 兩程式之原因，TRACE 擁有較細節的熱水流計算，而 MELCOR 可以計算嚴重事故細節的現象，兩者各有優缺，必須透過深入的平行比較，才能於燃料池安全分析中，拿手及正確的使用兩個程式。

2008年，Wagner [4]等人藉由 MELCOR 進行了燃料池喪失冷卻水事故分析，其結果雖然證明了 NEI 06-12 確實可以改善特定燃料冷卻時數與擺置之參數組合下的事故案例溫度，但仍有部分案例無法透過 NEI 06-12 之處置建議達到最初預期之狀況。此一結果亦意味著 NEI 06-12 適用性仍有進一步探討與評估之必要。

如上所述，過去並不是沒有用過燃料池之相關分析[5-41]，而是以往的分析工作僅考慮單一技術並僅針對溫升進行評估，而忽略了事故期間，因為圍阻體空間內的溫升與對流限制或其他相關現象，而造成分析結果的誤差；有鑑於此，本研究擬整合現有具有燃料池事故分析潛力之資源與技術，以全面性的深入探討燃料池於失水事故下之熱流現象、灑水均勻性與相關燃料束之應力與完整性。圖 3.3.1 為本研究之工作流程，基本分為熱水流及護套完整性分組以及嚴重事故分組，首要步驟為模式之精進及整備，再來則為全黑事故及補救措施之模擬，並由 FRAPTRAN 計算護套完整性相關之結果，在最後比較三程式分析之差異，並討論精進模式之優缺點，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。

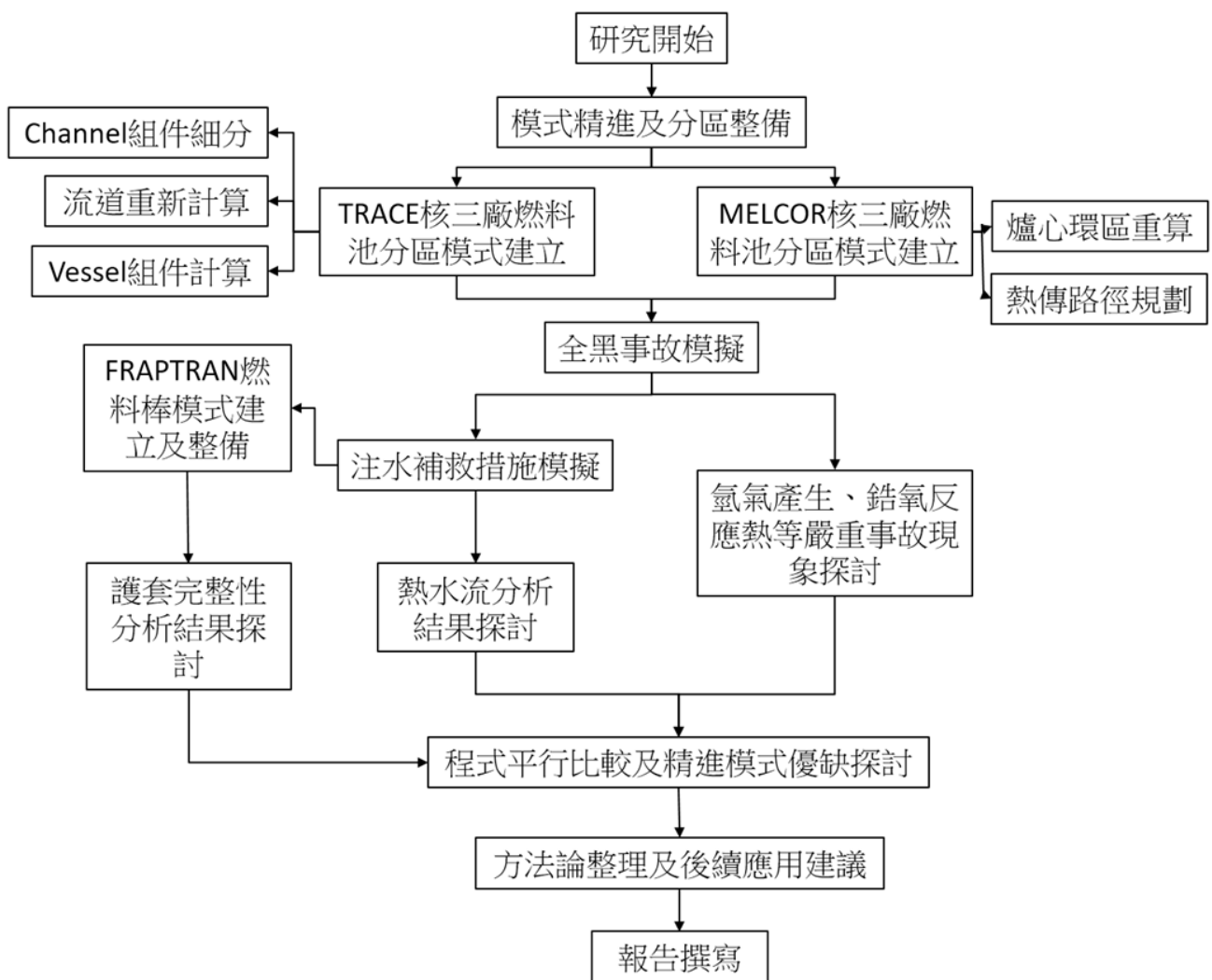


圖 3.3.1 研究總體流程示意圖。

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：

熱水流及護套完整性分組

年 月 工作項目	107 1	107 2	107 3	107 4	107 5	107 6	107 7	107 8	107 9	107 10	107 11	107 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	■	■										
核三廠分區模式建立		■	■	■								
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							■	■	■	■		
與舊有模式進行平行比 較及驗證										■	■	■
FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套 應力分析												
核三燃料束歷史資料 匯整籍資料整理	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
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							■	■	■	■		
結果統整並與舊有未 分區結果比較									■	■	■	
報告與論文撰寫												
工作進度估計百分比 (累積數%)	6	15	25	30	40	50	60	65	75	80	90	100

嚴重事故分組

工作項目 \ 年月	107 1	107 2	107 3	107 4	107 5	107 6	107 7	107 8	107 9	107 10	107 11	107 12
核三廠模式精進												
分區資料蒐集及模式修正												
模式結果驗證												
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	25	30	40	50	60	65	75	80	90	100

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詳細資訊、並進行分區及精進模式之資料整備。
- (2) 建立 TRACE 精進後之用過燃料池模式；
- (3) TRACE 核三燃料池之分析工作：全黑事故及補救措施；
- (4) FRAPTRAN 燃料護套之應力與完整性分析；
- (5) 熱流分析技術整合分析試跑與平行驗證；
- (6) 與舊有模式進行比較並探討優缺；
- (7) 研究報告與論文撰寫與投稿。

2. 嚴重事故分組研究方法

- (1) MELCOR 精進模式資料蒐集及參數檔之建立之計算；
- (2) 全黑事故模擬：展現嚴重事故程式之獨特性；
- (3) 將所得結果以特定面向與熱水流分析進行探討；
- (4) 與精進前模式進行比較並探討優缺；
- (5) 研究報告與論文撰寫與投稿。

本計畫已依照規劃完成 MELCOR 及 TRACE 燃料池模式之精進，並於精進過程之細節進行討論，以強化管制單位於相關應用時之模式建構規劃。

3.3.3 研究結果

TRACE 核三用過燃料池精進模式

本計畫首先對於用過燃料池之分區模式進行規劃及整備，在整體功率、總水量的設定及邊界條件並無太大差異，設定如下：

- 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)；
- 其餘燃料共 1252 束；

- 全燃料池總初始功率為 10.5411MWt；
- 燃料池尺寸為 16.56 公尺*8.73 公尺；
- 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 $1.013 \times 10^5 \text{Pa}$ 。

在隔架部分則如圖 3.3.2 區分為 Region 1 及 Region 2，圖 3.3.3 為兩區域格架之差異，第一區通常為儲存較熱燃料，所以在格架間有水流通過，區域二之格架則無。圖 3.3.4 為去年舊有之 TRACE 燃料池模式，由 Vessel 組件模擬 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(157 束)及 2.0055MWt(1252 束)。除燃料區分較單純外，157 束燃料及 1252 束燃料皆無法完填滿所有格架，但為了節省設定上之麻煩，舊有模式將燃料流道面積精簡化，也就是假設冷卻水流過的面積在全燃料池是相同的，且只有單純區分為 Region 1 及 Region 2 兩種而已。圖 3.3.5 為今年新建立之精進化核三用過燃料池 TRACE 模式，可看出燃料組件之變化(Channel 由兩組變成五組)，Vessel 組件在圖面上看似相同，但因為流道面積的重新計算，也作出了許多修正。

圖 3.3.6 及圖 3.3.7 為燃料分區之新舊比較，新燃料分區除將區域增加為五區外，也將 Region 2 中無燃料存放之格架單獨模擬，沒有儲存燃料的格架流道面積較大，改正了全池的流道面積相通之粗糙假設，並使模式擁有較真實的水對流現象。後續章節則說明各組件細部設定之差異。

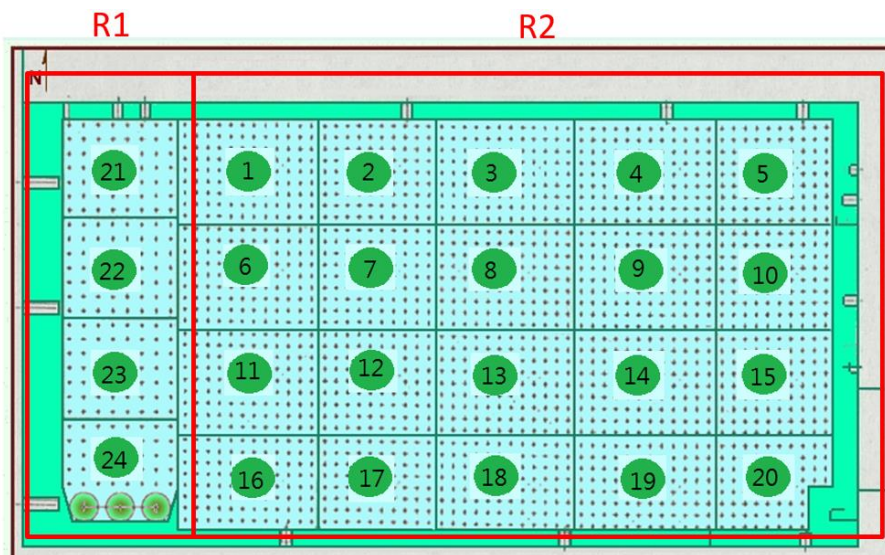


圖 3.3.2 核三用過燃料池分區(Region 1 and Region 2)。

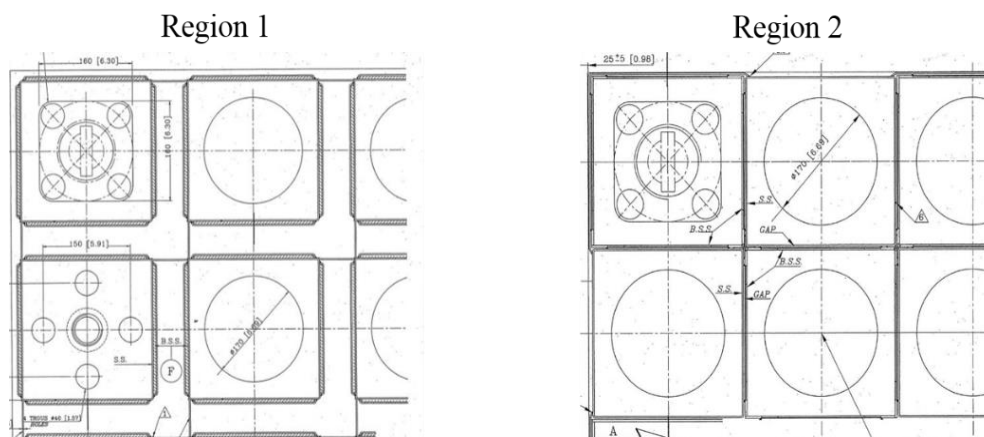


圖 3.3.3 不同區域之圖面示意。

Old

舊的TRACE模式以簡單兩區燃料模擬燃料池

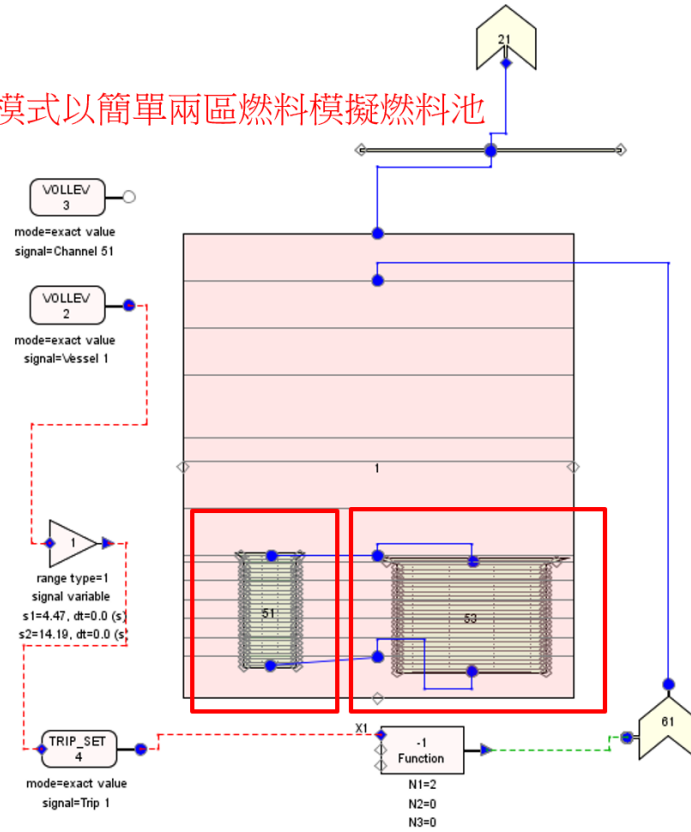
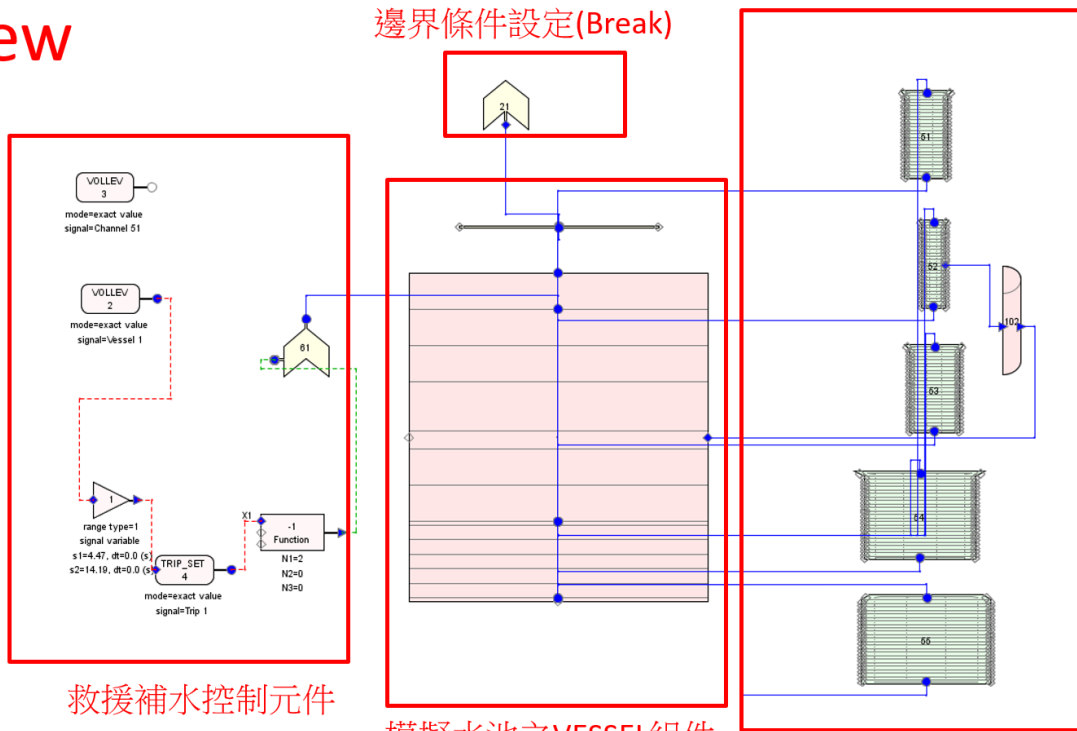


圖 3.3.4 舊版 TRACR 用過燃料池模式。

TRACE新模式圖，可看出由Channel 51-55模擬五區燃料 模擬燃料之Channel組件

New

邊界條件設定(Break)



救援補水控制元件

模擬水池之VESSEL組件

圖 3.3.5 新版 TRACR 用過燃料池模式。

Old

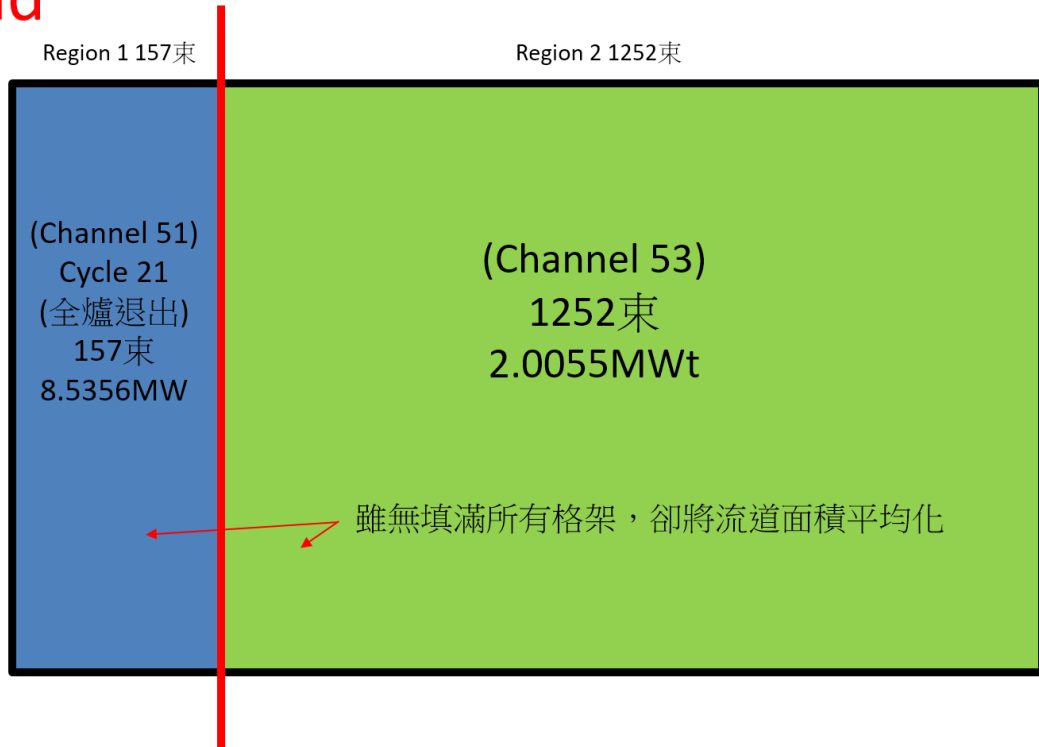
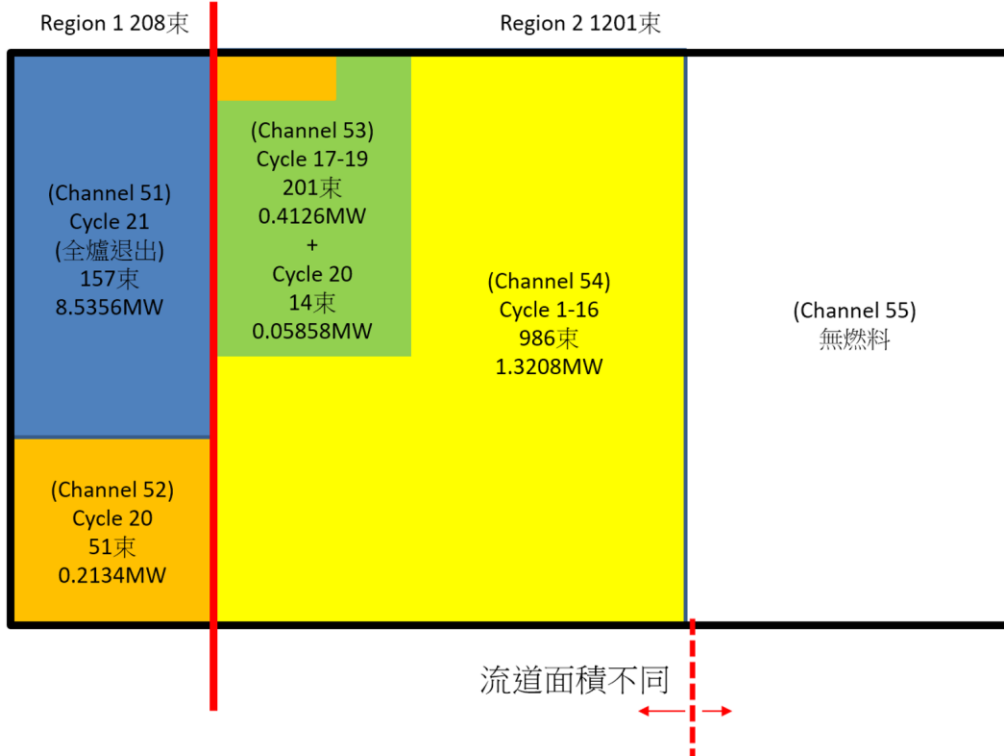


圖 3.3.6 舊版燃料分區。

New

將燃料分成四區，並加入單純格架(無燃料)之第五區



非採用舊有流道均勻分布之假設，而是區分不同區域之流道面積
圖 3.3.7 新版燃料分區。

A. Channel 組件

Channel 組件為模擬燃料格架及格架內流道面積之組件，在本次精進的模式之中由 Channel 51-55 來模擬五區之燃料，其中 Channel 55 沒有燃料(如圖 3.3.7)；在此模式中，Region 1 及 Region 2 擁有不相同之流道面積，而 Region 2 中有部分沒有燃料之區域之流道面積也不相同，相關計算式如下：

Region 1 水體積計算：

$8.76 \text{ (in)} \times 8.76 \text{ (in)} \text{ (格架大小)} \times 167.9 \text{ (in)} \text{ (格架長度)} \times 0.0254^3 \text{ (單位換算)} \times 208 \text{ (Region 1 填滿之總數)} \times 0.569 \text{ (水面積比)} = 24.988 \text{ (m}^3\text{)} \text{ (區域內格架內水總體積)}$

$24.988 / 4.26 / 208 = 0.0282 \text{ m}^2 \text{ (水體積/燃料長/格架數)} = \text{(Channel 51 52 的流道大小)}$

Region 2 水體積計算(有燃料區)：

$9.12 \text{ (in)} \times 9.05 \text{ (in)} \text{ (格架大小)} \times 167.9 \text{ (in)} \text{ (格架長度)} \times 0.0254^3 \text{ (單位換算)} \times 1201 \text{ (Region 2 有燃料之總格架數)} \times 0.569 \text{ (水面積比)} = 155.185 \text{ (m}^3\text{)} \text{ (區域內格架內水總體積)}$

$155.185 / 4.26 / 1201 = 0.0303 \text{ m}^2 \text{ (水體積/燃料長/格架數)} = \text{(Channel 53 54 的流道大小)}$

Region 2 水體積計算(無燃料區)：

$9.12 \text{ (in)} \times 9.05 \text{ (in)} \times 167.9 \text{ (in)} \times 0.0254^3 \times (1952 - 1201) \text{ (總格架數 - 有燃料之格架數)} \times 1.0 \text{ (水面積比)} = 170.54 \text{ (m}^3\text{)} \text{ (區域內格架內水總體積)}$

$170.54 / (1952 - 1201) / 4.26 = 0.0533 \text{ m}^2 \text{ (水體積/燃料長/格架數)} = \text{(Channel 55 的流道面積)}$

Cell Number	Volume (m ³)	Length (m)	Vol. Avg. Flow Area (m ²)	DZ (m)	2D Drawing Pivot
24	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
23	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
22	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
21	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
20	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
19	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
18	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
17	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
16	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
15	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
14	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
13	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
12	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
11	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
10	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
9	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
8	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
7	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
6	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>
5	4.72914E-3	0.1677	0.0282	0.1677	<input type="checkbox"/>

圖 3.3.8 Channel 51-52 之流道設定。

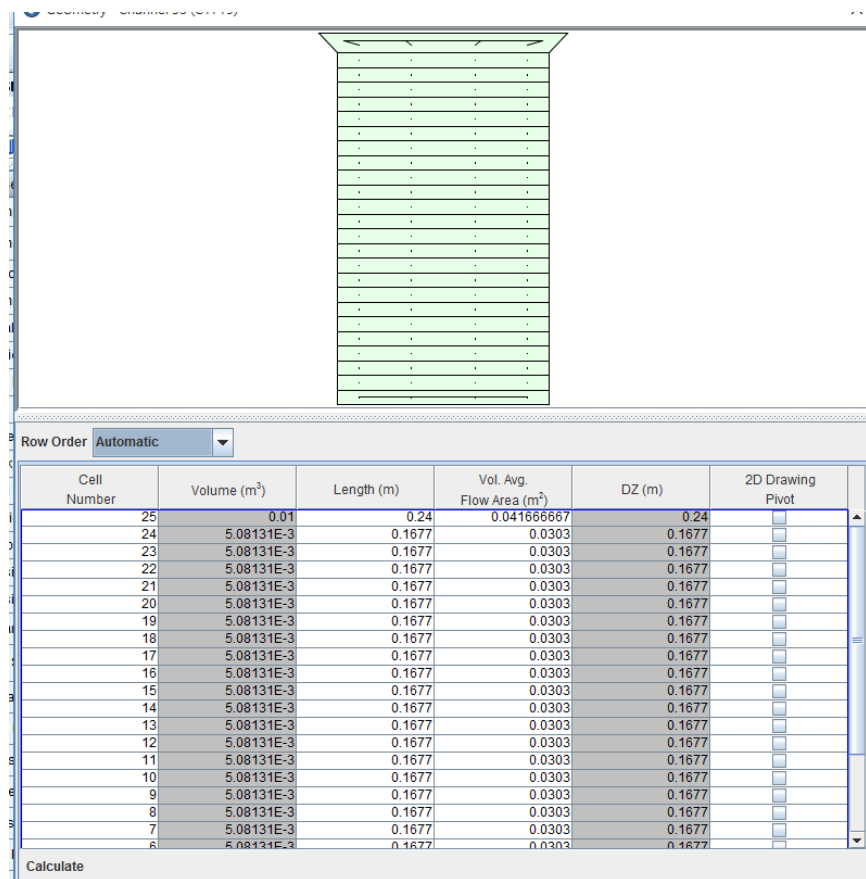


圖 3.3.9 Channel 53-54 之流道設定。

B. Power 組件

POWER 組件的功能為分配熱功率給燃料組以及模擬衰變熱，圖 3.3.10 為 POWER 組件主畫面，可看出本模式將初始總功率依照百分比分配給第一區到第五區(Channel 51-55)，其中第五區並沒有燃料，故數值為 0，其比率依照圖 3.3.7 之分區設定。圖 3.3.11 為軸向功率設定，其中橫軸為燃料棒從底部向上之長度位置(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；而燃料放出之衰變熱則如圖 3.3.12，衰變熱及功率分布來源為 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[42][43]，此設定與去年模式設定相同，POWER 組件主要之修改為分配給每區之比例，總量、軸向功率形狀及衰變熱並無改變。

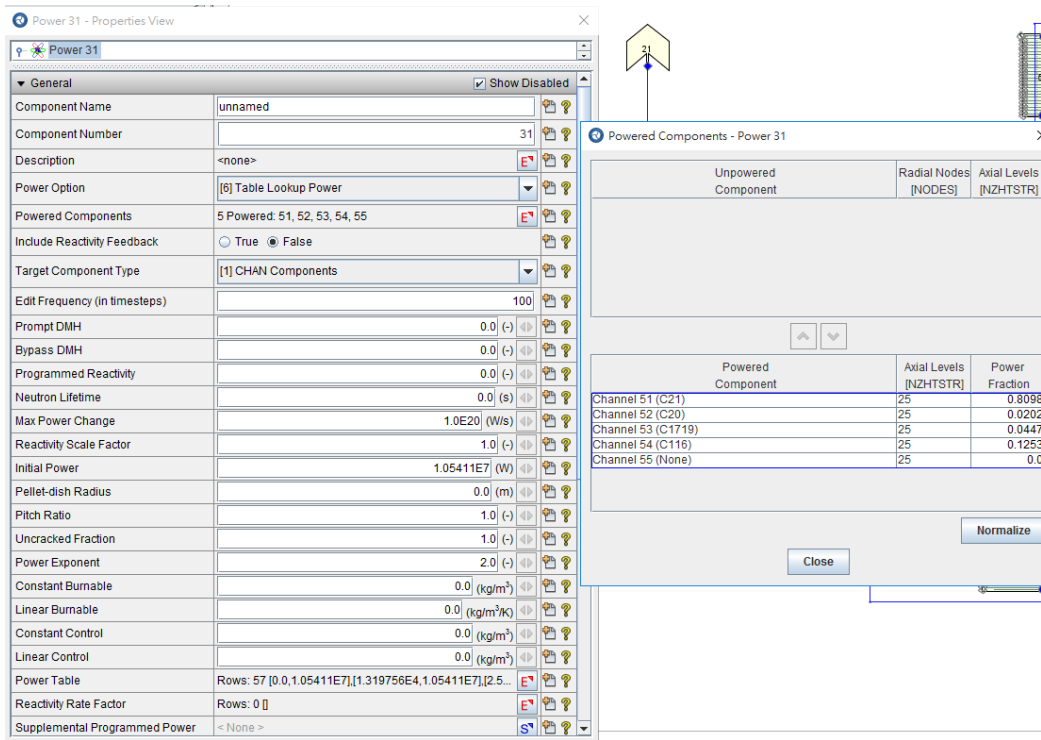


圖 3.3.10 Power 組件功率分配。

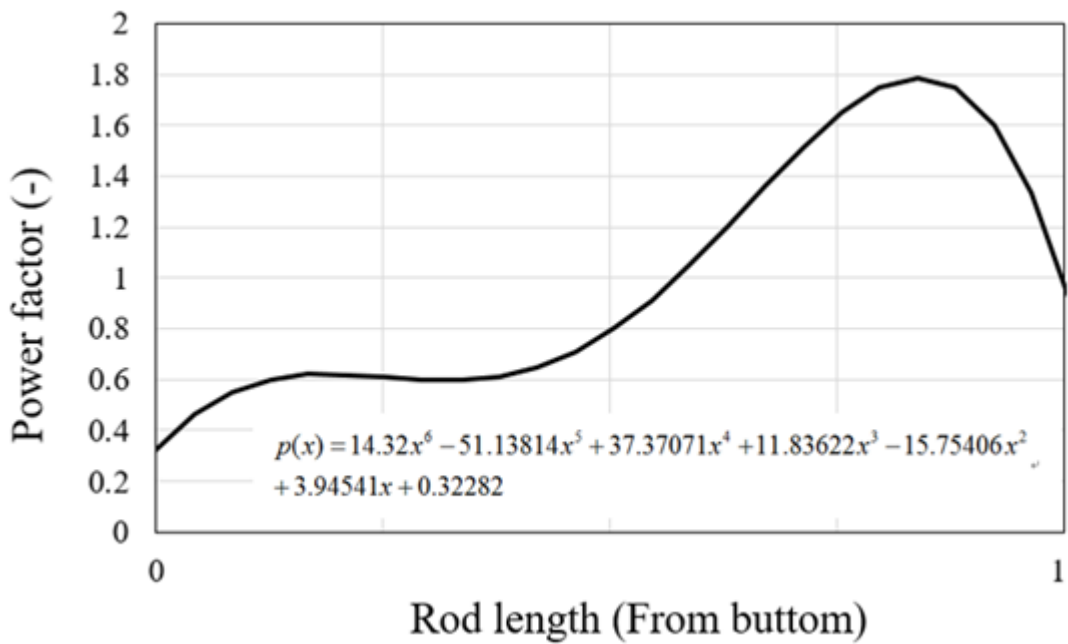


圖 3.3.11 Power 組件設定的 power shape。

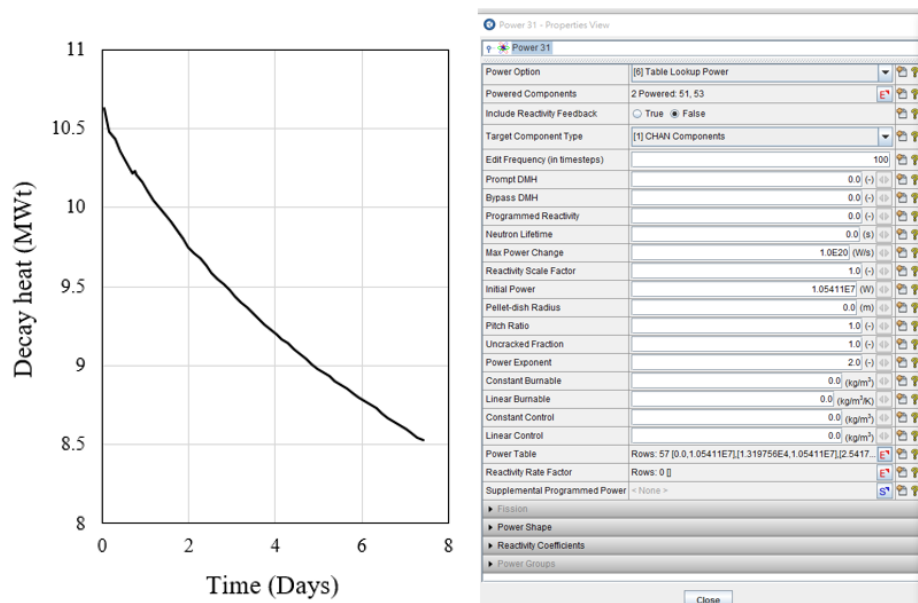


圖 3.3.12 Power 組件衰變熱設定。

C. Vessel 組件

VESSEL 組件為 TRACE 程式可模擬 3D 熱水流分布之組件，在模擬燃料池時，在水量計算方面分成三個部分，分別為無燃料的格架下區域及燃料上方至水面，這兩區可以單純以水池面積進行計算，而中段有燃料之區塊則需額外計算，並扣掉 Channel 組件內之水流，圖 3.3.13 為用過燃料池 Vessel 組件模擬示意圖。以下為其體積計算：

$$\begin{aligned} \text{水位 } & 12.15 - (4.26 + 0.18 \text{ (下方水高)}) = 7.17\text{m (燃料上方水高)} \\ \text{上方水體積} & = 7.17\text{m} \times 144.7\text{m}^2 \text{ (池水面積)} = 1037.5\text{m}^3 \text{ (燃料上方總水量)} \\ \text{下方水體積} & = 0.18\text{m} \times 144.7\text{m}^2 \text{ (池水面積)} = 26.046\text{m}^3 \text{ (燃料下方總水量)} \end{aligned}$$

而本研究建立之精進模式仔細討論格架內外之水流，在 Vessel 中段因 Region 2 格架外並無水流，故 Vessel 組件在燃料池中只模擬 Region 1 在格架外之水流(可參考圖 3.3.3)，核三燃料池總水量為 1605.63m³，故 Vessel 中段區域之水量(Region 1 格架外水流)應為：

$$\text{總水量 } 1605.63 - (\text{Region 1 水體積} + \text{Region 2 水體積} + \text{Region 2 無燃料格架內水體積} + \text{上方水} + \text{下方水}) = 191.372\text{m}^3$$

故 Vessel 中段燃料區域之總體積應為 191.372m³ 並分布於 Vessel 組件燃料區的數個節點，如圖 3.3.14。

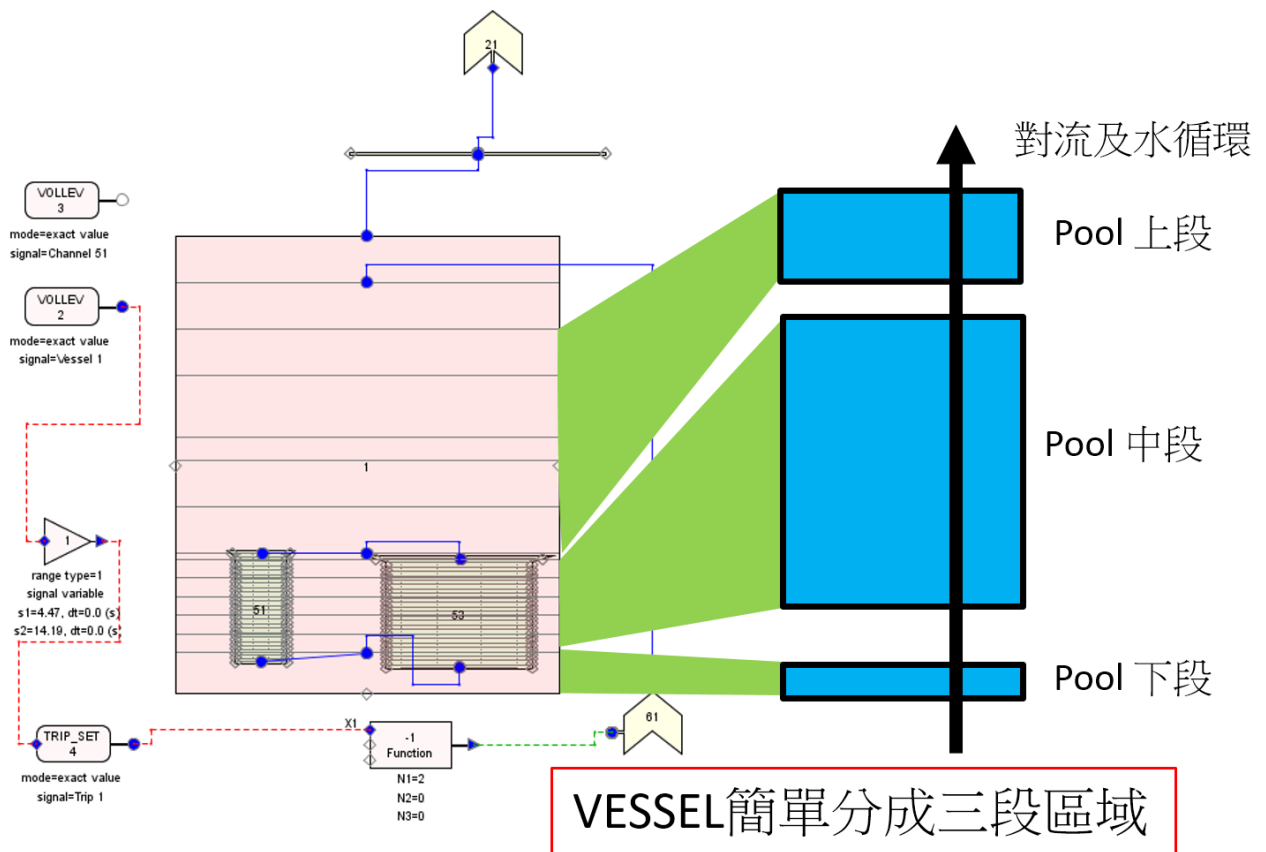


圖 3.3.13 Vessel 組件模擬示意。

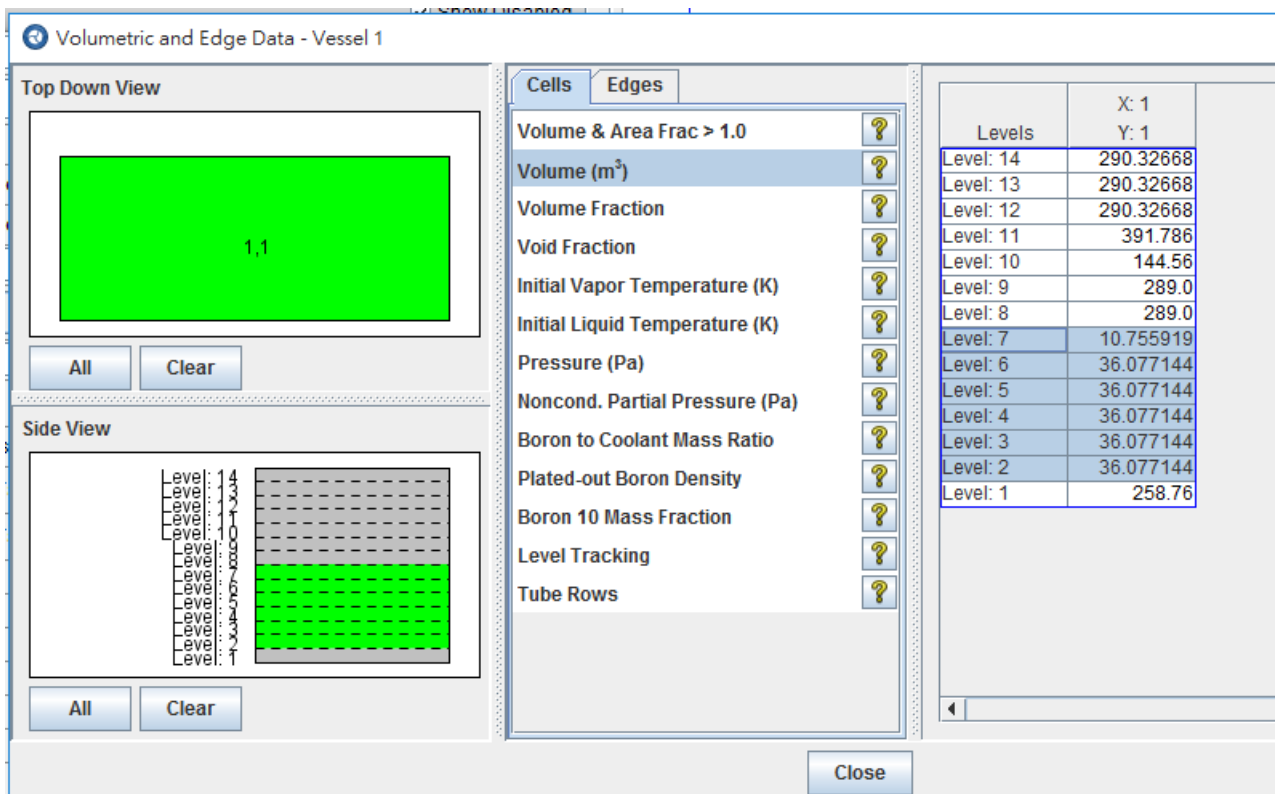


圖 3.3.14 Vessel 組件中段體積設定。

D. HS(熱組件)

熱組件可模擬燃料與水池、燃料與燃料間的熱傳設定，本研究之精進模式也對熱組件做了細部計算及精進。圖 3.3.15 為去年建立之 TRACE 精簡模式，其熱組件只負責將兩組燃料的熱帶入水池中段，因無細節劃分，只能做如此假設，假設燃料內的熱皆會進入池中的水內，但真實狀況相鄰的為燃料 Channel 組件，故此模式須依照燃料分區進行修正。圖 3.3.16 為今年新設定之熱傳細節，可看出與舊有模式有非常大的差異，首先，在精進模式中，格架外之冷卻水流道因為沒有平均化，且有 Channel 55 模擬無燃料區之水流，故 Vessel 中段的水只代表 Region 1 格架外之流道，所以理應只有位在 Region 1 的 Channel 51 及 52 的熱會流入 Vessel 中段，如圖 3.3.16 中的 HS41 及 102，此外都是燃料格架間自己的熱交換，如此依照燃料配置應該是 Channel 51 會傳入緊鄰的 52 及 53，Channel 53 會流入 54，Channel 54 再進入 55，皆可由圖 3.3.16 看出此精進模式之設定。

Old

Old heat transfer(last year):

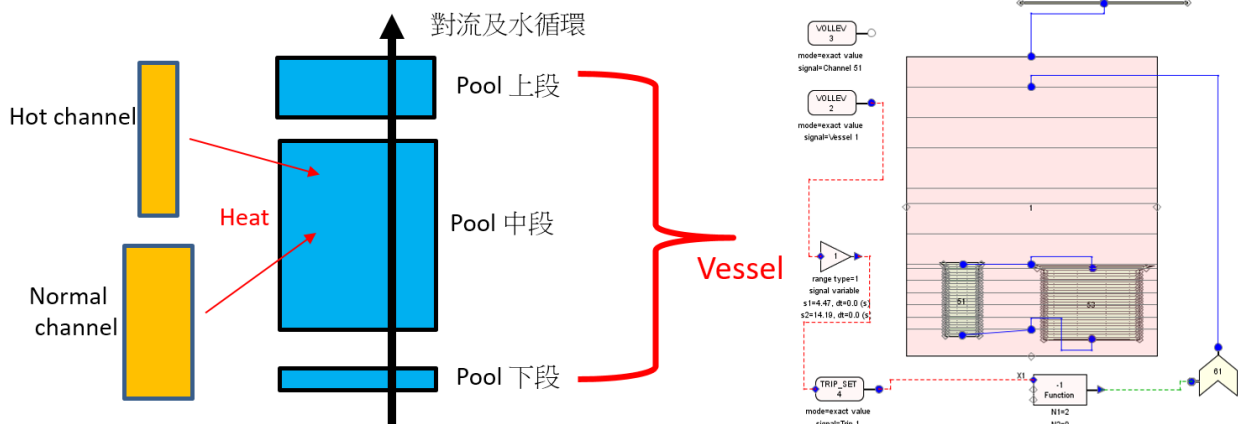


圖 3.3.15 舊版熱傳設定。

New

New heat transfer(this year):

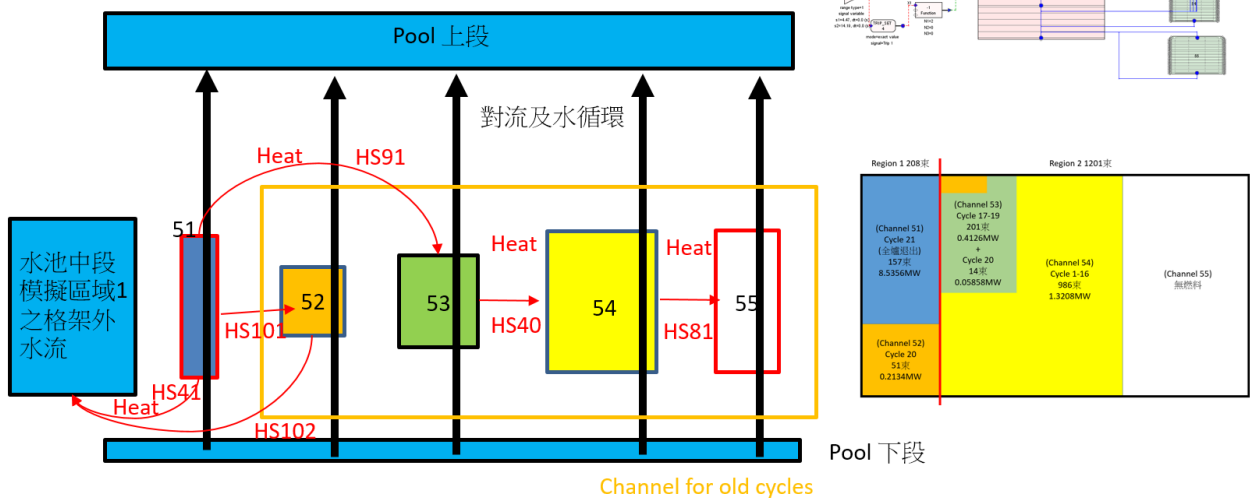


圖 3.3.16 新版熱傳設定。

TRACE 的模式精進說明如上述章節，且因初始條件較複雜，必須進入初始收斂運算的步驟，並進行 CPU 時間之討論及嘗試，後續將此模式運用於全黑事故及補水救援措施之模擬，相信與舊有之模式相比，會有更趨近於真實情況之結果。

精進模式之改正過程

在完成精進模式初步的模式建立及除錯後，隨即開始運跑全黑事故之案例，但 TRACE 程式本身雖為管制程式，在國際上於用過燃料池之應用卻較少，本計畫之模式精進乃走於國際先驅，並無其他可供參考之模式設計，所以在模式運跑後發現精進模式運跑所需之運算時間(CPU time)過於漫長，會影響到模式於後續計畫進度之安排，故本計畫花費許多精力於模式運算之精進與 CPU 計算時間之平衡探討，希望在模式精進的同時取得可以接受的計算時間，並此討論也可貢獻於管制單位於相關除役階段之 TRACE 模擬之模式安排，強化程式精進之規劃安排。

本計畫最初規劃之模式在運跑 1 個月的 CPU 時間後，計算出的事故時間大約為 26 小時，與我們規劃之 120 小時相差還有四到五倍之時間，故此時即開始進行模式部分修正，減少計算時間；第一部分為熱傳組件之修改，因為 TRACE 組件受 Channel 組件限制，燃料組中間並未連通，故熱組件本來是依照圖 3.3.16 設定，將相鄰之 Channel 組件做出連結，但其複雜度相當的高，而在模式簡化之過程中，將熱傳組件之熱傳導統一傳至燃料池水中，以簡化其熱傳之複雜度，而同時核三廠之燃料池格架與核一二不同，其格架中間其實沒有燃料匣之阻隔，池水可更容易帶走燃料產生之熱能，故此熱組件之安排也更貼近核三廠燃料池之實際冷卻情形。圖 3.3.17 及 3.3.18 為修正後之熱傳組件。

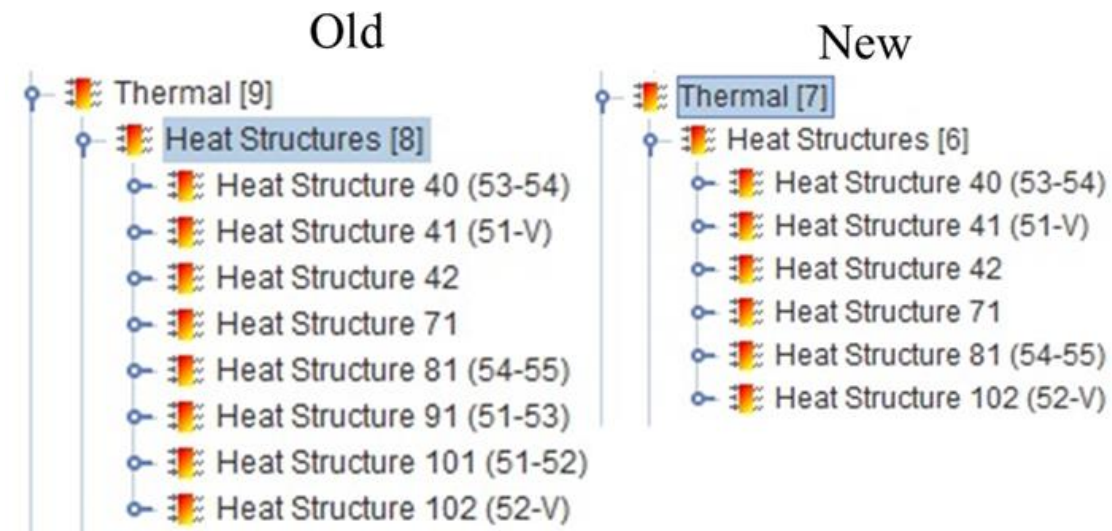


圖 3.3.17 熱傳組件簡化。

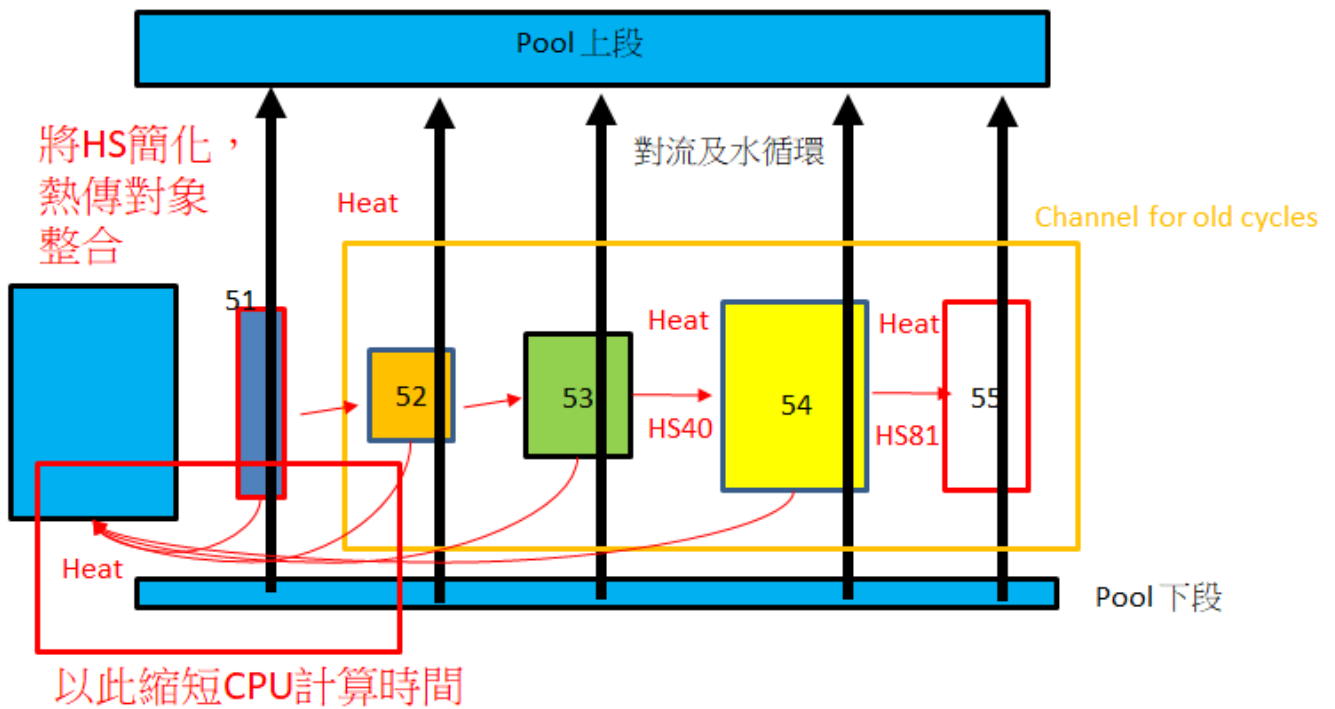


圖 3.3.18 熱傳組件簡化。

第二部分之修正為燃料組件之軸向組數，本來燃料組件在每一組燃料都有 25 組節點，乃是為了探討軸向溫度分布之細節，且在去年之計畫已然完成；而本次模式精進之重點乃不同燃料週期下之燃料於水池中分布造成之細節化差異，將不需要如此細節之軸向節點，故也從 25 個修正至 10 個。(做為參考，MELCOR 程式於燃料池之模擬節點通常為 8-10 個，也可有效看出燃料軸向之溫度分布)

圖 3.3.19 為舊有 2 個 Channel 之模式與本次之分區精進模式(軸向 25 個節點及 10 個節點)之水位計算結果之比較，其中舊有之粗造分區模式約 4 天可完成 200 小時之計算，分區模式精進之 5 區燃料在 25 個軸向節點的情況下耗時一個月只運跑了 26 小時的結果，而當軸向節點修正為 10 個且修改熱傳組件後，約兩天即可運算 36 小時之計算結果，其計算時間大幅被縮短。

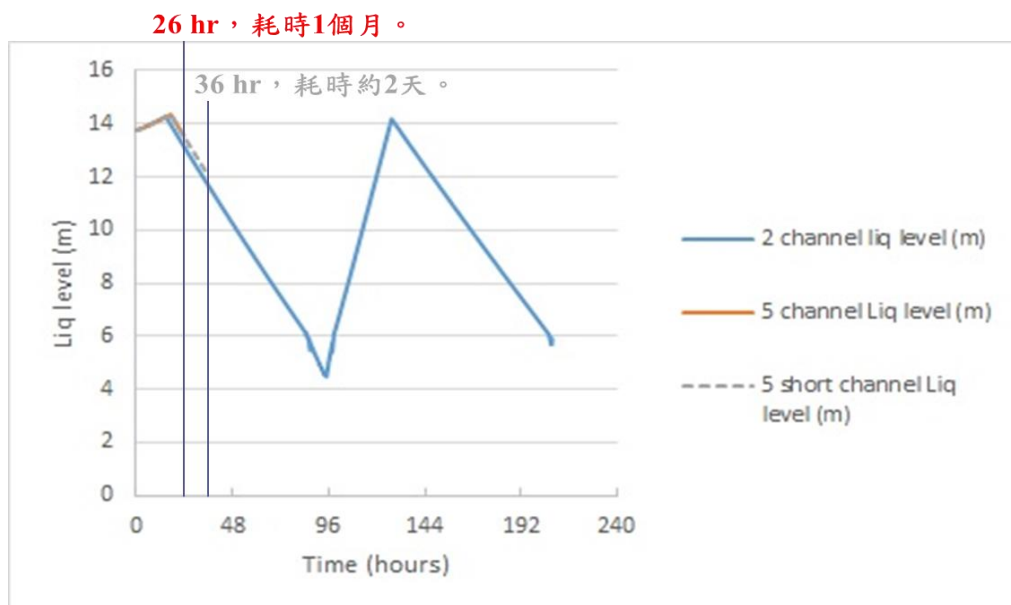


圖 3.3.19 各模式之運算時間比較。

CPU 時間探討及模式選定

圖 3.3.20 至 3.3.22 為軸向節點造成之初始計算 Time step 改變，雖已將軸相節點簡化至 10 個，但所需之計算時間仍過長，本研究最後選擇以 6 節點模式來完成運跑，因其估算之運跑時間才能在後半年之規畫時程內完成運跑。圖 3.3.23 為最後選定之 TRACE 模式，可看出仍然由 5 個 Channel 組件組成，除了軸向節點數量外，其餘功率分布、分區等設定都與原本規劃相同。

339932923	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339934741	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339935559	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339936377	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339940155	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339942013	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339943831	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339945649	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339947467	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339949285	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339951103	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339952921	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339954739	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339956557	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339958375	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339960193	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339962011	1.8705E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339963829	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339965647	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339967465	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339969283	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339971101	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339972919	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339974737	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339976555	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339978373	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339980191	1.8704E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339982009	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339983827	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339985645	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339987463	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339989281	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339991099	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339992917	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339994735	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339996553	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339998371	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339991099	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339992917	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339994735	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339996553	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05
339998371	1.8707E+05	5.502E-04	1	2.97E+06*****	1.87E+05

Time step 固定在 0.00055，速度非常緩慢。

圖 3.3.20 25 個軸向節點之計算速度。

Job List	Base_Job	Base_Job x
17952442	1.4816E+04	8.253E-04
17953654	1.4817E+04	8.253E-04
17954866	1.4818E+04	8.253E-04
17956078	1.4819E+04	8.253E-04
17957290	1.4820E+04	8.253E-04
17958502	1.4821E+04	8.253E-04
17959714	1.4822E+04	8.253E-04
17960926	1.4823E+04	8.253E-04
17962138	1.4824E+04	8.253E-04
17963350	1.4825E+04	8.253E-04
17964562	1.4826E+04	8.253E-04
17965774	1.4827E+04	8.253E-04
17966986	1.4828E+04	8.253E-04
17968198	1.4829E+04	8.253E-04
17969410	1.4830E+04	8.253E-04
17970622	1.4831E+04	8.253E-04
17971834	1.4832E+04	8.253E-04
17973046	1.4833E+04	8.253E-04
17974258	1.4834E+04	8.253E-04
17975470	1.4835E+04	8.253E-04
17976682	1.4836E+04	8.253E-04
17977894	1.4837E+04	8.253E-04
17979106	1.4838E+04	8.253E-04
17980318	1.4839E+04	8.253E-04
17981530	1.4840E+04	8.253E-04
17982742	1.4841E+04	8.253E-04
17983954	1.4842E+04	8.253E-04
17985166	1.4843E+04	8.253E-04
17986378	1.4844E+04	8.253E-04
17987590	1.4845E+04	8.253E-04
17988802	1.4846E+04	8.253E-04
17990014	1.4847E+04	8.253E-04
17991226	1.4848E+04	8.253E-04
17992438	1.4849E+04	8.253E-04
17993650	1.4850E+04	8.253E-04
17994862	1.4851E+04	8.253E-04
17996074	1.4852E+04	8.253E-04
17997286	1.4853E+04	8.253E-04
17998498	1.4854E+04	8.253E-04
17999710	1.4855E+04	8.253E-04
18000922	1.4856E+04	8.253E-04
18002134	1.4857E+04	8.253E-04
18003346	1.4858E+04	8.253E-04
18004558	1.4859E+04	8.253E-04

節點合併為 10 個後，Time step 固定在 0.000825，速度略微增快，但預估仍需耗時超過 1 個月。

17952442	1.4816E+04	8.253E-04	1	4.75E+04*****	1.48E+04
17953654	1.4817E+04	8.253E-04	1	4.75E+04*****	1.48E+04
17954866	1.4818E+04	8.253E-04	1	4.75E+04*****	1.48E+04
17956078	1.4819E+04	8.253E-04	1	4.75E+04*****	1.48E+04
17957290	1.4820E+04	8.253E-04	1	4.75E+04*****	1.48E+04
17958502	1.4821E+04	8.253E-04	1	4.75E+04*****	1.48E+04

圖 3.3.21 10 個軸向節點之計算速度。

Node ID	Volume (m³)	Length (m)	Vol. Avg. Flow Area (m²)	DZ (m)	2D Drawing Pivot
1232128	1.3550E+03	1.100E-03	1	2.67E+031231570	1.35E+03
1233037	1.3560E+03	1.100E-03	1	2.67E+031231570	1.35E+03
1233946	1.3570E+03	1.100E-03	1	2.67E+031233388	1.36E+03
1234855	1.3580E+03	1.100E-03	1	2.67E+031233388	1.36E+03
1235764	1.3590E+03	1.100E-03	1	2.67E+031235206	1.36E+03
1236673	1.3600E+03	1.100E-03	1	2.68E+031235206	1.36E+03

節點再次合併為6個後，Time step可提升到0.00110，速度增加到25節點的2倍，估計可大幅減少運算時間。



1232128	1.3550E+03	1.100E-03	1	2.67E+031231570	1.35E+03
1233037	1.3560E+03	1.100E-03	1	2.67E+031231570	1.35E+03
1233946	1.3570E+03	1.100E-03	1	2.67E+031233388	1.36E+03
1234855	1.3580E+03	1.100E-03	1	2.67E+031233388	1.36E+03
1235764	1.3590E+03	1.100E-03	1	2.67E+031235206	1.36E+03
1236673	1.3600E+03	1.100E-03	1	2.68E+031235206	1.36E+03

圖 3.3.22 6 個軸向節點之計算速度。

圖 3.3.23 最後選用之 6 個軸向節點模式。

TRACE 精進模式之水位分析結果

圖 3.3.24 為精進之 TRACE 燃料池模式的水位模擬結果與去年 2 Channel 模式之比較，Simple calculation 則代表單純就蒸發熱計算之水位結果。

由圖可以看出精進後的用過燃料池模式計算在喪失冷卻水後，水位會於 3.65 天到達燃料頂端 (TAF)，而舊有之 2 Channel 模式則是計算於 3.5 天到達 TAF，兩者之差異大約為 4%，顯示模式在功率計算及設定上並沒有問題；而 Simple calculation 則因為並沒有計算水加熱膨脹造成初始水位上升，但下降趨勢與 TRACE 之計算基本相同。

至於燃料裸露後之水位變化，則是 5 Channel 的精進模式較於接近 Simple calculation 之結果，此乃因為去年之 2 Channel 模式在燃料池擺放上做了流道面積平均分配的精簡假設，而 5 Channel 之精進模式則重新計算空缺之格架流道，使裸露後燃料熱傳較接近實際情況，冷卻水擁有較大的冷卻循環空間，進而使水位下降趨緩，也顯示 2 Channel 之模式在水位下降的模擬中，不論是裸露前之下速率、裸露後之水位變化，都有過於保守之情況。

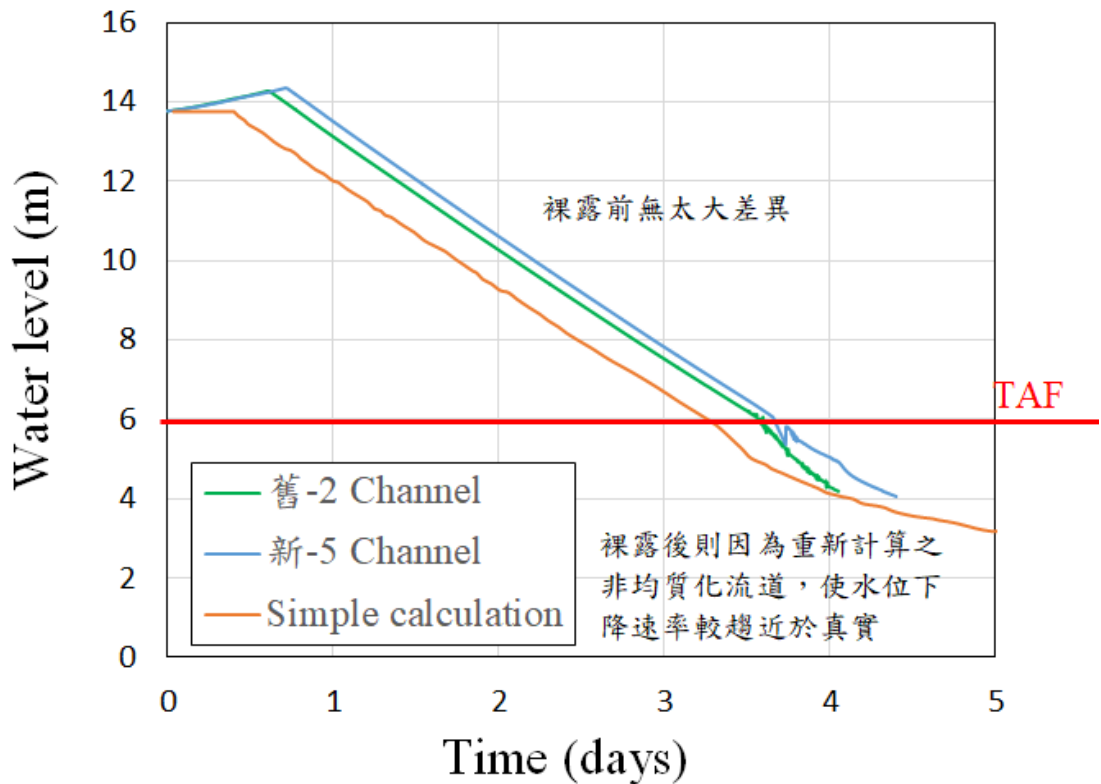


圖 3.3.24 新舊模式之水位比較。

TRACE 核三廠全燃料池灑水冷卻分析

在完成基本失水事故之水位比較後，本研究利用此精進後之模式進行 NEI 06-12 之噴灑補救措施模擬，在事故下應該於最後階段至少提供 200GPM 之噴灑注水，確保燃料池之安全性。在去年 2 Channel 之分析顯示，當水位下降至 1/2、2/3、TAF 三種高度時進行 200GPM 之注水，皆可以有效阻止護套溫度上升超過法規限制，並同時由 FRAPTRAN 之護套完整性分析展示其護套之完整性及安全性；本研究這次則進行了最嚴重之案例，也就是當燃料池水位下降至 1/2 時進行補水，並探討護套溫度之上升與舊有模式之比較。圖 3.3.25 為水位分析之結果，可以看出 200GPM 之注水可以有效提升燃料池之水位。而因為前一段說明 2 Channel 之流道精簡設定，冷卻水在較真實的 5 Channel 模式擁有較好的對流空間，使精進後之模式在裸露後的水位下降速率較慢，到達 1/2 燃料高度的水位與去年之舊有模式不同，延遲了注水的時間。

圖 3.3.25 為護套溫度之結果，可看出雖然注水時間稍有延遲，但 5 Channel 精進模式之護套溫度卻低於舊有模式之計算，第一個原因為裸露後水位的下降速率，燃料池在燃料裸露後，主要的散熱方式為剩餘池水蒸發產生的蒸氣冷卻，當水位維持在較高的高度，會使蒸氣冷卻較強，使護套保持在較低的溫度；第二個原因則為冷卻流道的改變，因為精進後的模式模擬了用過燃料池剩餘沒有燃料的格架水流空間，而舊有之模式並沒有，此時冷卻水流道面積改變，對流效應變好，造成冷卻能力的增加，在裸露後的空氣冷卻加強，使護套溫度最高也只上升至 560K，相比於舊有 2 Channel 之模式低上不少，也顯示燃料池之安全性其實比想像中高上許多，而舊有的 2 Channel 模式則有過於保守之情況。

在完成噴灑補救措施的模擬後，雖燃料的溫度並沒有達到法規之限制 1088.7K，但本研究仍然配合 FRAPTRAN 進行護套完整性之分析，討論在護套升溫下之注水情況，是否會因為護套應力應變之改變，造成護套安全性之相關議題。

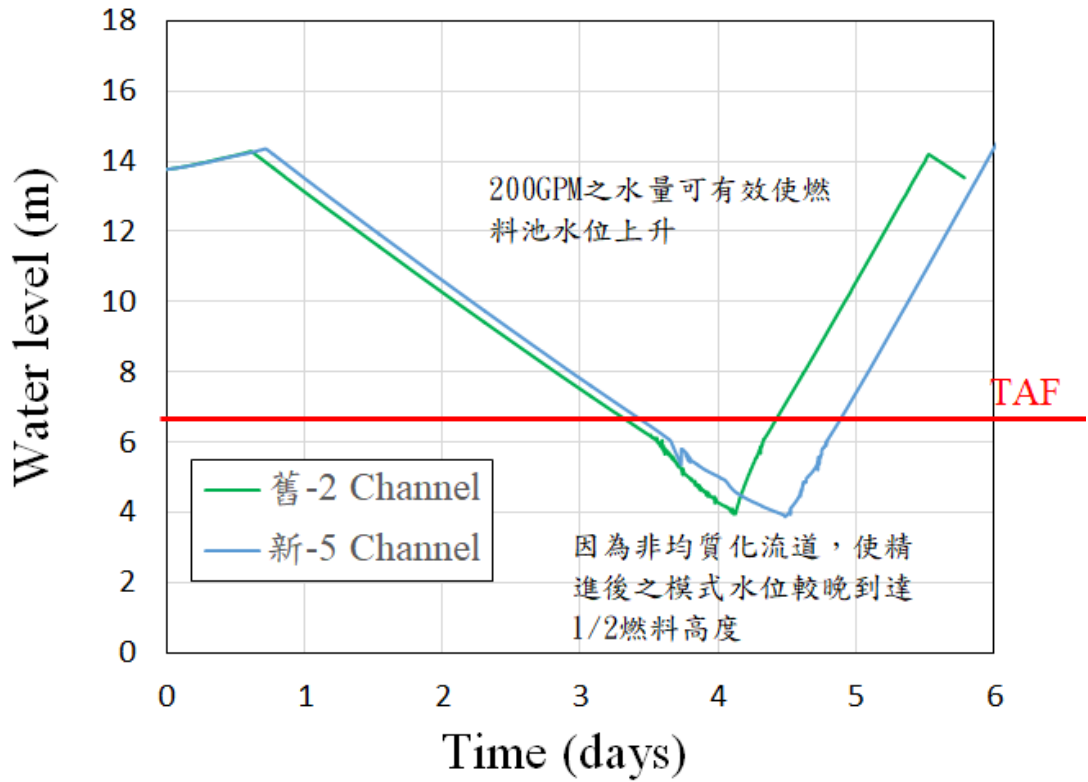


圖 3.3.25 噴灑補救措施之水位比較。

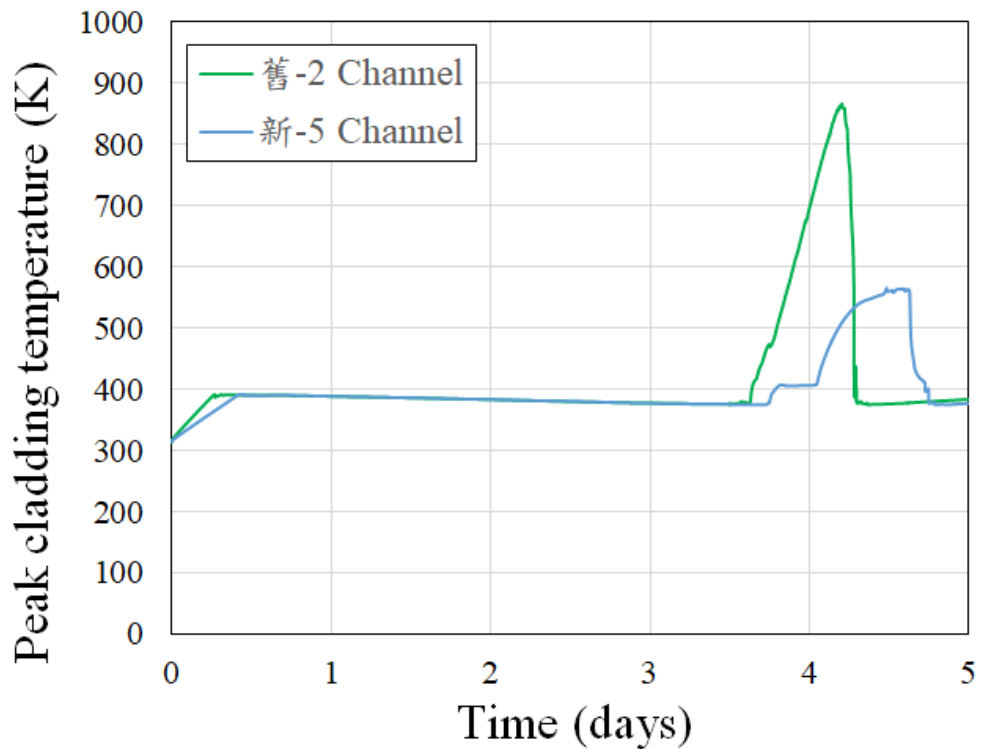


圖 3.3.26 噴灑補救措施之護套溫度比較。

FRAPTRAN 護套完整性分析模式

表 3.3.1 為核三廠燃料幾何資料，圖 3.3.27 為 FRAPTRAN 燃料模型。FRAPTRAN 在模式設定上因與去年同樣為核三廠燃料棒，故模式沒有太大之差異，但 TRACE 燃料組件之熱傳、分區等條件皆已改變，在 TRACE 計算完成後輸入至 FRAPTRAN 的過程必須做一個事先的前比較，尋找出於護套完整性有最大影響力的一區燃料，再將其全黑事故、補水救援措施之分析結果輸入，以應力應變等 TRACE 無法計算之護套完整性分析，強化燃料池事故模擬中，護套破損時機點的保守性。

在 TRACE 模式作出大量精進後，重新計算之 FRAPTRAN 各節點的護套溫度如圖 3.3.28 所示，分析結果顯示最高護套溫度位於第 11 節點，圖 3.3.29 顯示 FRAPTRAN 分析結果在整體溫度分布比 TRACE 略高，但趨勢仍大致相符，圖 3.3.30 與圖 3.3.31 則顯示 FRAPTRAN 的護套環應力也在未注水情況下僅上升至 15.5MPa，護套環應變遠小於規定的 0.01，而在溫度驟升最多的 10、11、12 節點處，燃料丸在燃料裸露後逐漸膨脹使護套間隙減少，但在注水後恢復，因此護套並沒有發生破損的疑慮，如圖 3.3.32 所示。

本研究也蒐集過去核一廠燃料池分區模式之護套完整性分析研究，望吸收其經驗用於解決本年度之相關計算問題。同時也依照人才培育之宗旨，將前人相關於 FRAPCON/FRAPTRAN 程式之使用經驗及方法交給新進入之學生，使相關研究不會出現斷層，持續強化用過燃料池之安全性。

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

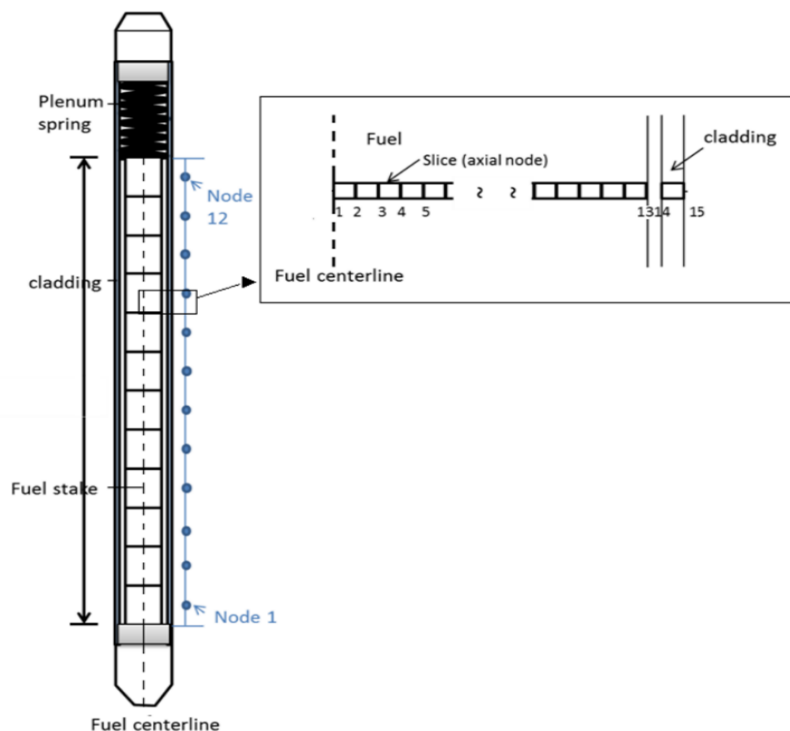


圖 3.3.27 FRAPTRAN 模式圖。

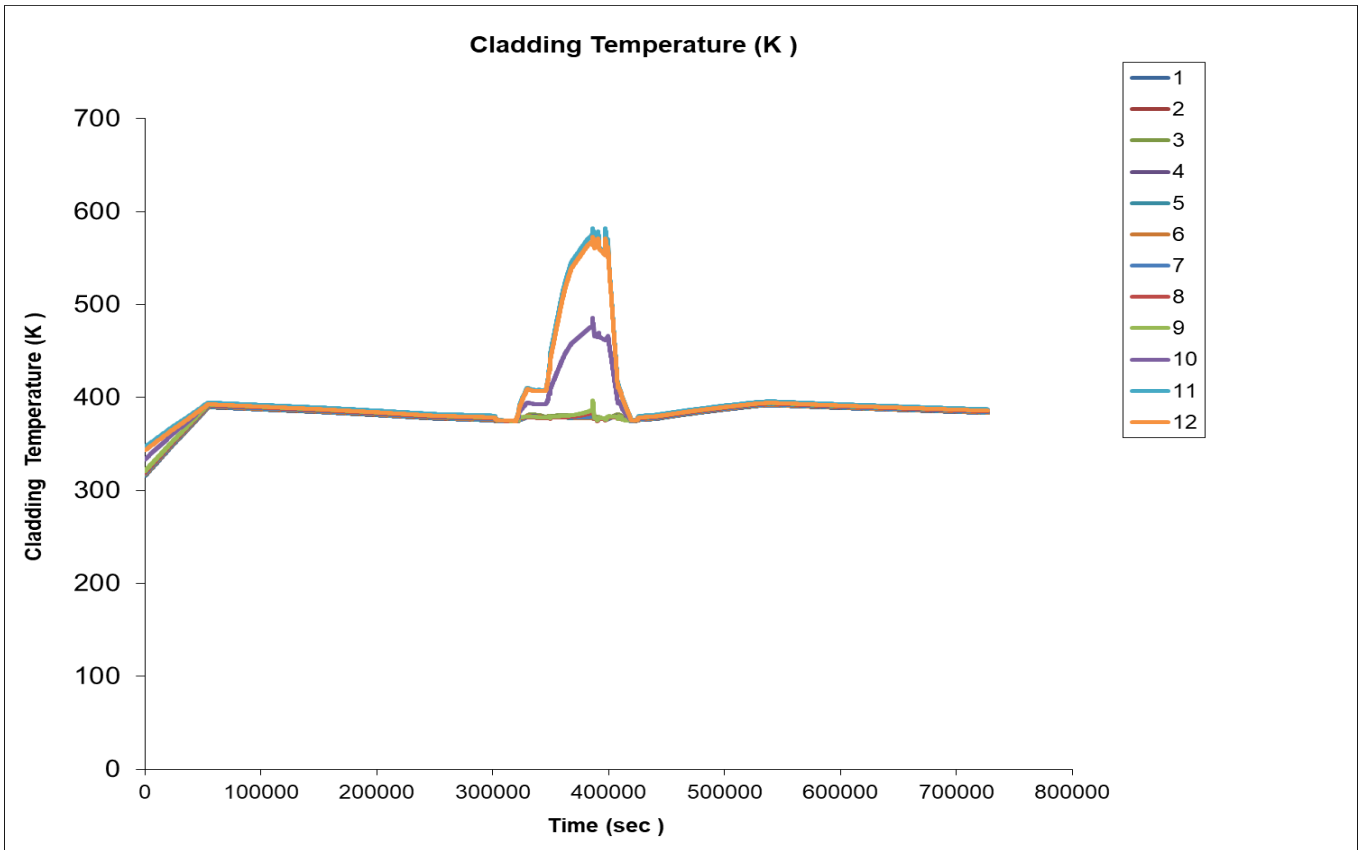


圖 3.3.28 FRAPTRAN 護套溫度。

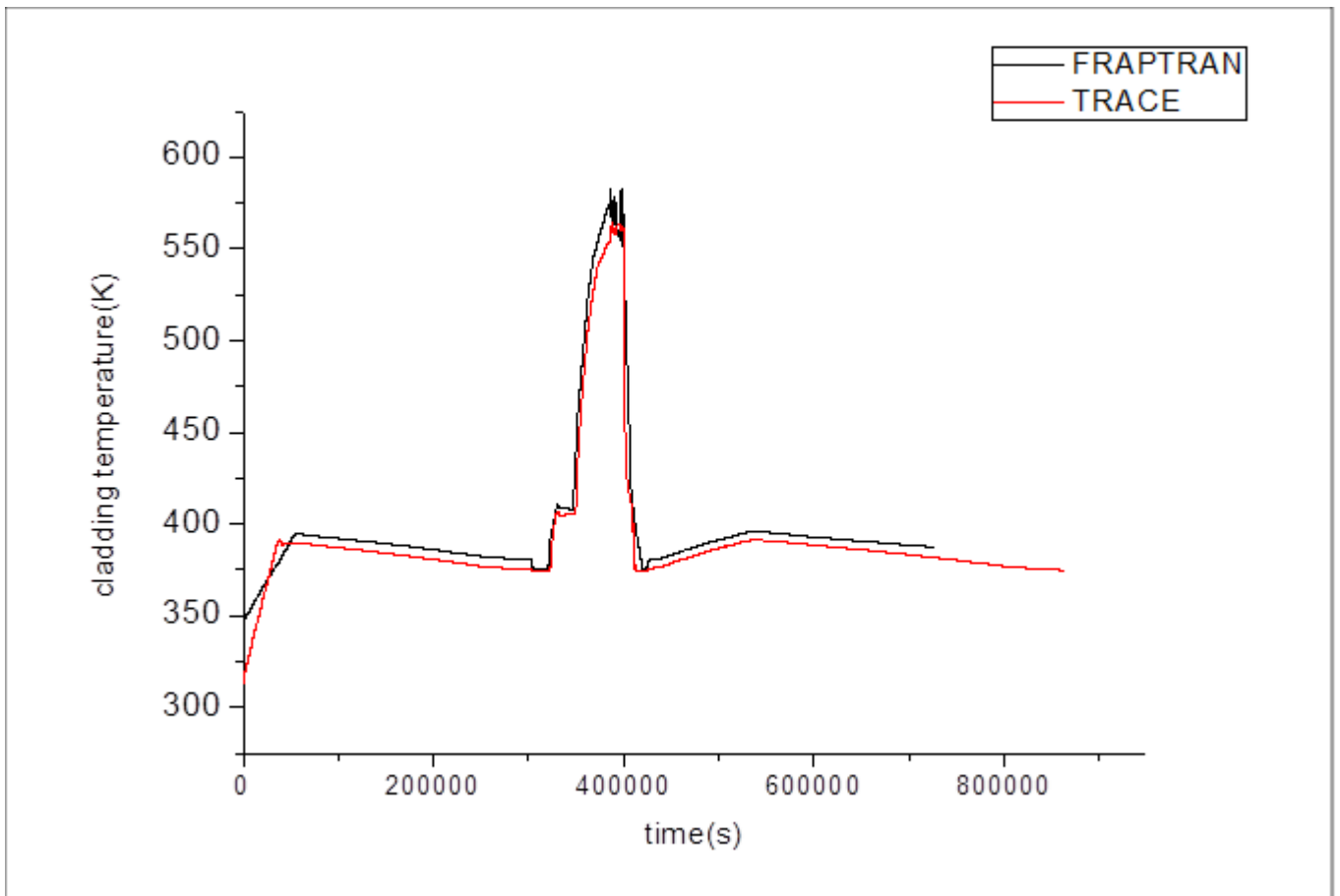


圖 3.3.29 TRACE/FRAPTRAN 護套溫度比較圖。

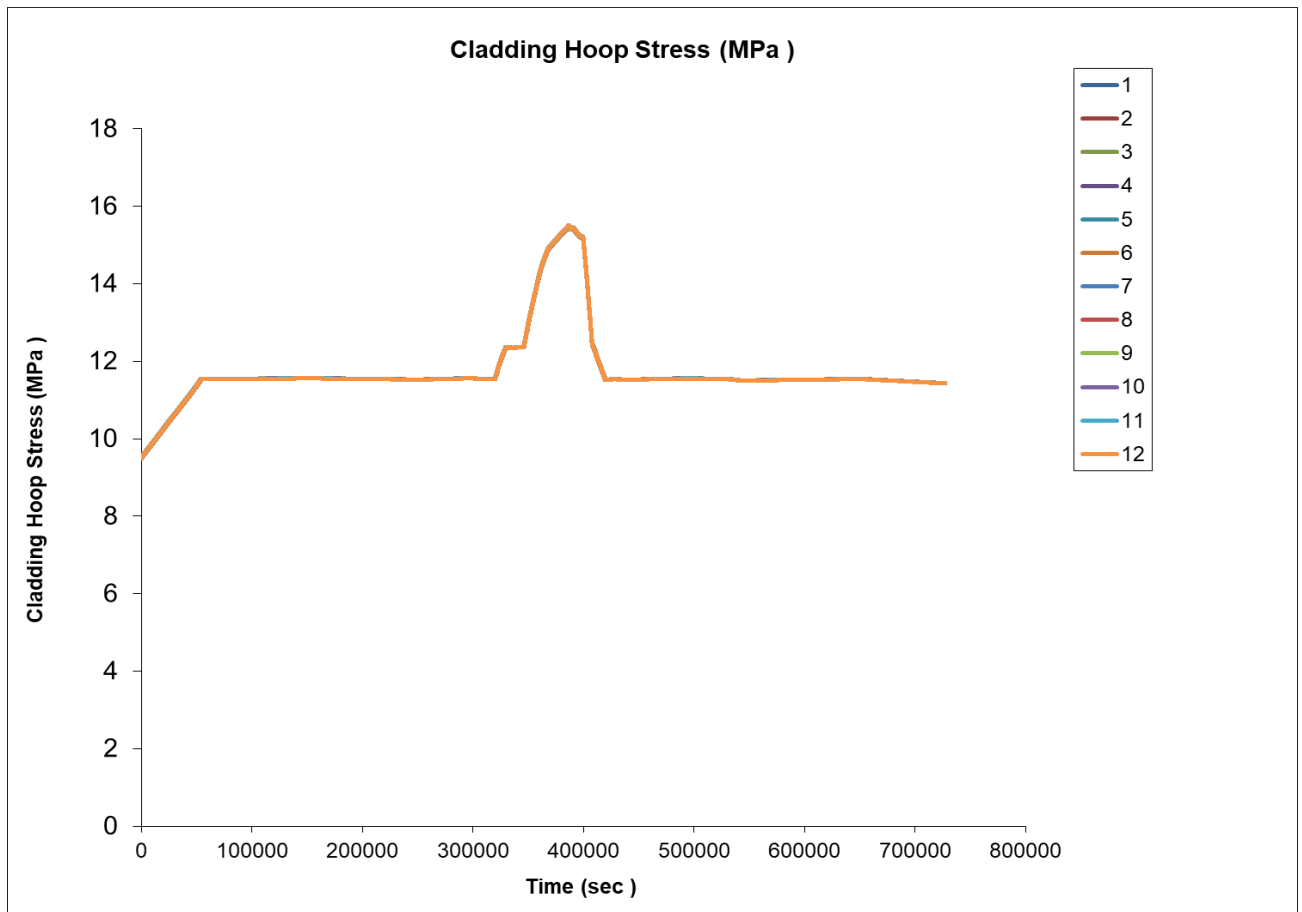


圖 3.3.30 FRAPTRAN 護套環應力

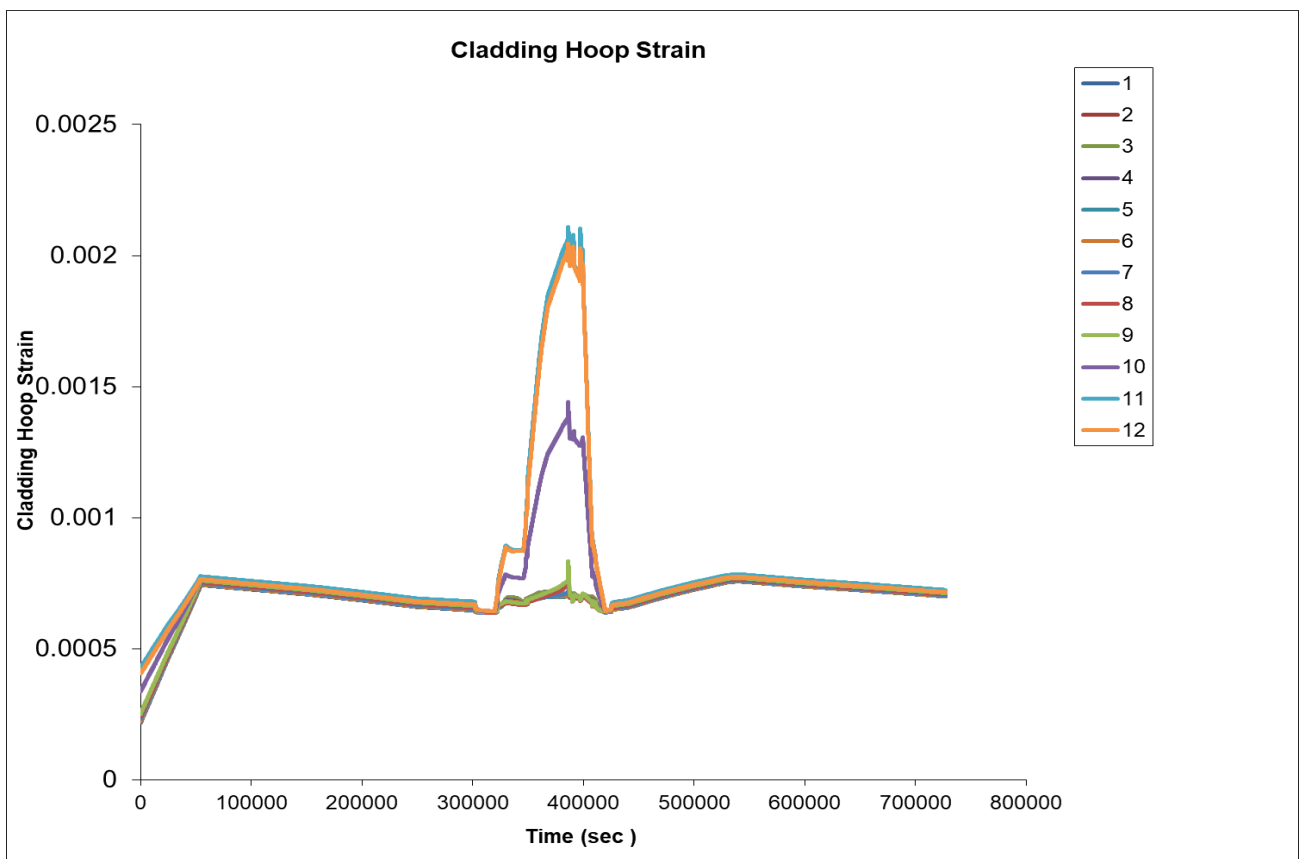


圖 3.3.31 FRAPTRAN 護套環應變

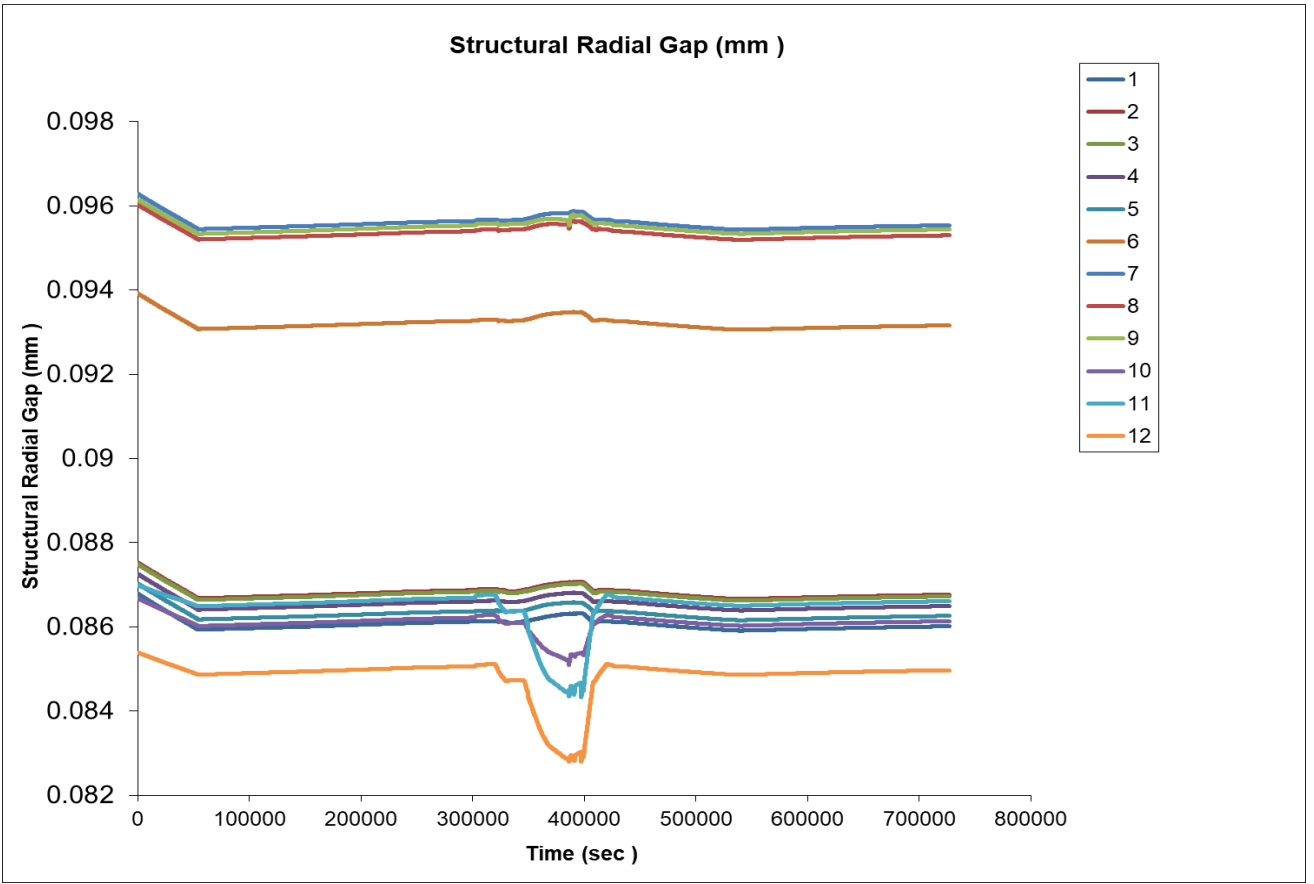


圖 3.3.32 FRAPTRAN 護套間隙

MELCOR 燃料池模式精進

在 TRACE 熱水流分析、FRAPTRAN 護套完整性分析後，本計畫第三個重點為 MELCOR 的嚴重事故分析，本研究同樣依照 TRACE 程式之新區域劃分及流道計算，對 MELCOR 程式進行了模式精進。圖 3.3.33 為舊有的舊版 MELCOR 模式，燃料區域僅由三個控制體積(CV)模擬，並將其餘水量放置於外圍的控制體積，與舊版 TRACE 的熱傳設定有異曲同工的感覺，圖 3.3.34 為舊版 MELCOR 程式之分區示意，MELCOR 程式除了將熱丟入水池中外，還會依照環區順序進行熱傳(Ring 1->Ring 2->Ring 3)，故在分區設定上也需要作出假設；圖 3.3.35 為新版後 MELCOR 爐心組件劃分方式，最熱區燃料一樣為第一環區，Cycle 17-20 則因為與第一環區相鄰，而假設為第二環區，剩餘有燃料區則為第三環區，至於沒有燃料之區域則以新建控制體積的方式模擬。

圖 3.3.36 為精進後之核三廠用過燃料池 MELCOR 模式，除了上述提及之改動外，因核三燃料池格架並無受燃料匣阻擋，固燃料間的流道由流道組件額外做出模擬，使其趨近於真實情況。

除此之外，水量、流道大小、總功率等小細節則皆依照 TRACE 輸入值做設定，以利精進模式下全黑事故模擬結果之平行比較。

Old

舊有之 MELCOR 模式

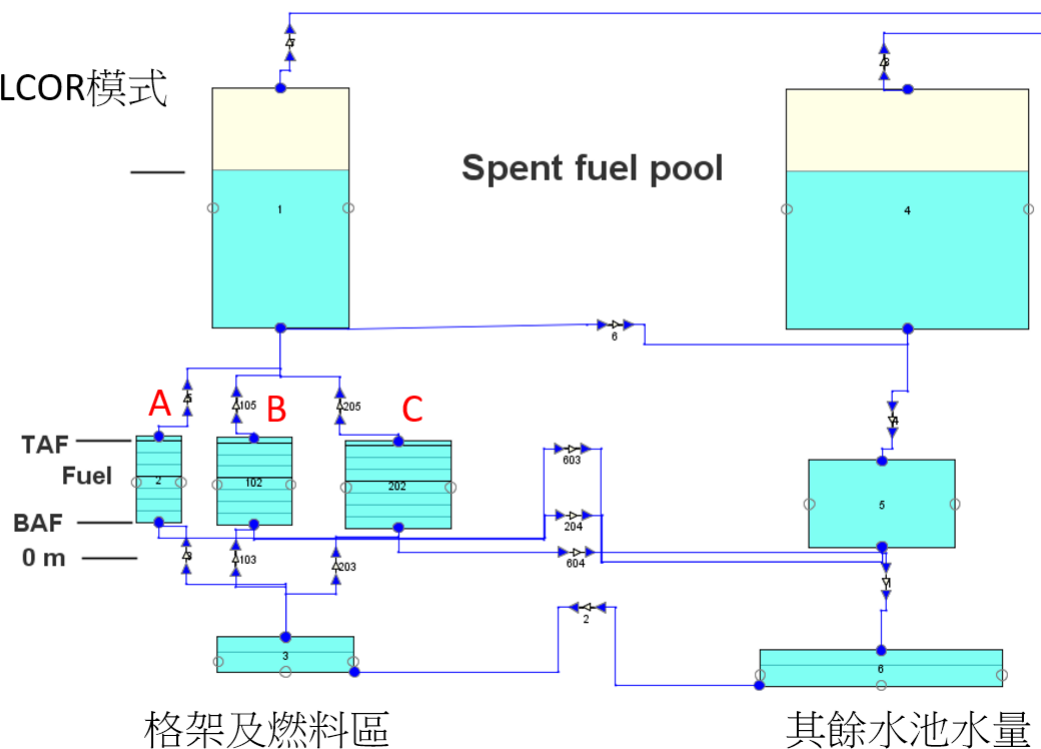
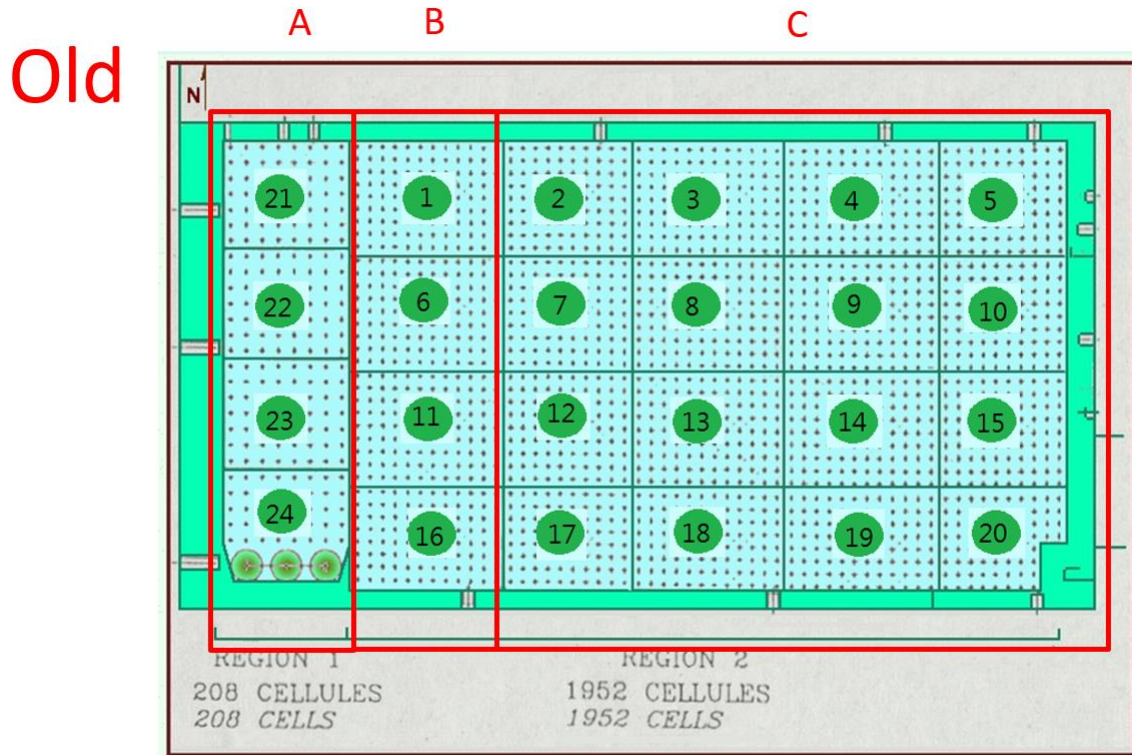


圖 3.3.33 舊版 MELCOR 核三廠燃料池模式。



熱傳假設為A->B->C

圖 3.3.34 舊版分區設定。

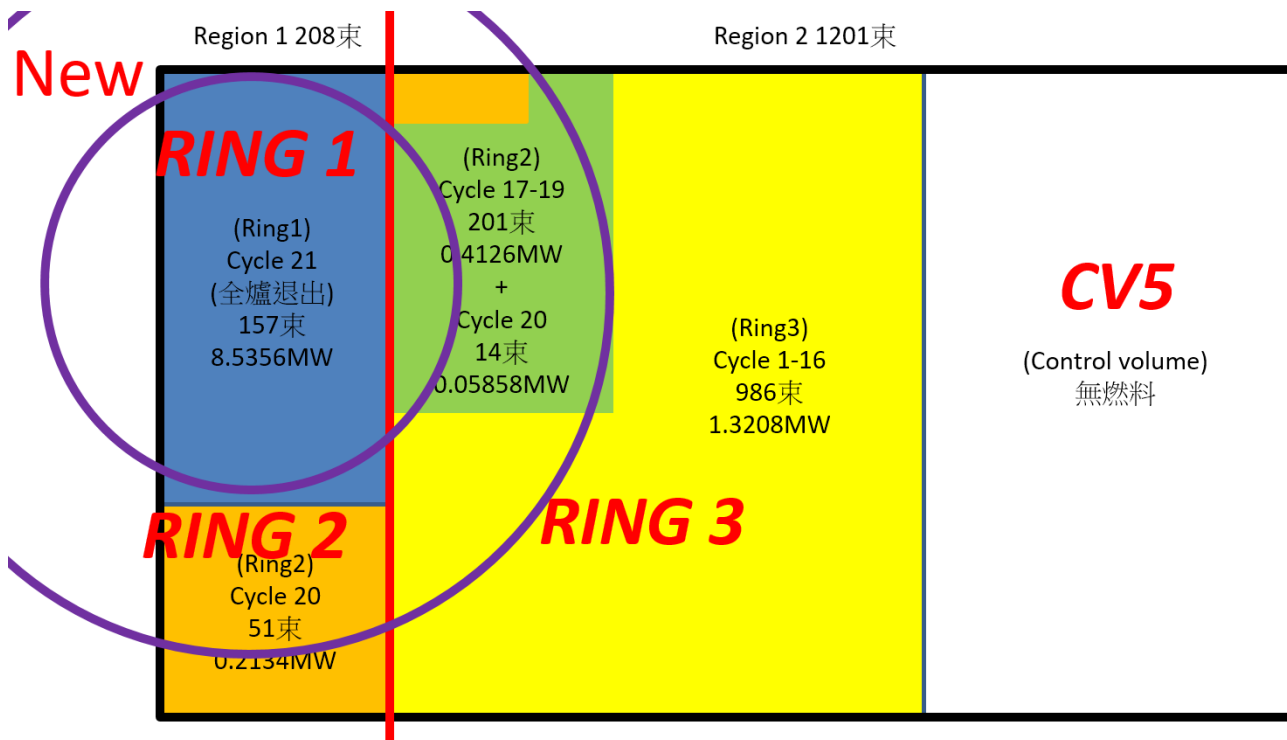


圖 3.3.35 MELCOR 新版分區設定。

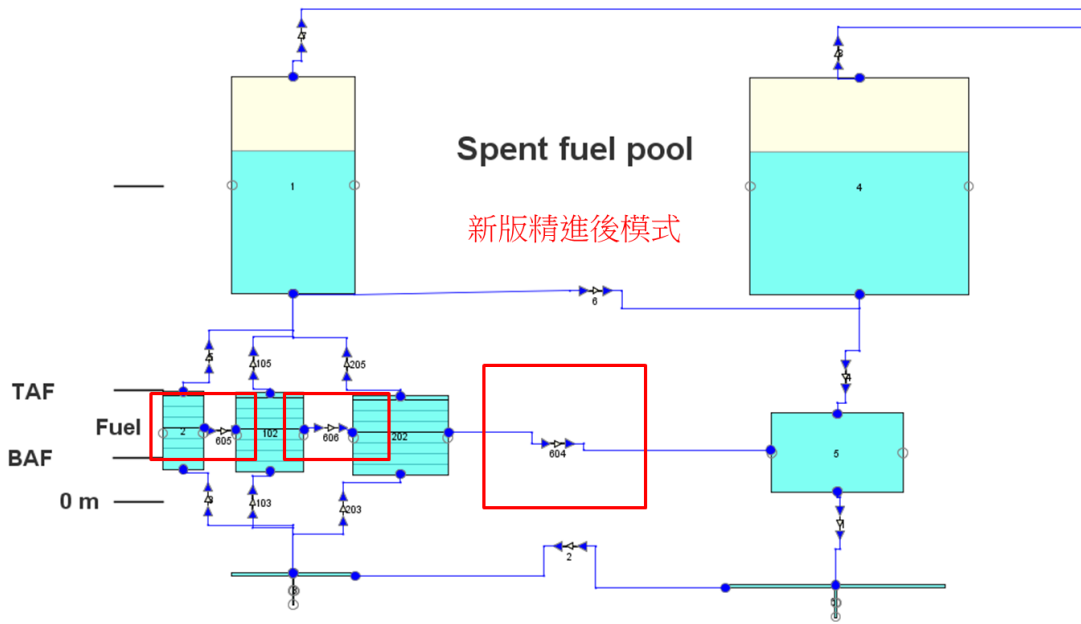


圖 3.3.36 新版 MELCOR 模式。

MELCOR 燃料池模式 Time step 靈敏度分析

在 MELCOR 用過燃料池之精進模式建立完成後，首先進行了 Time step 相關之靈敏度分析，在過往 MELCOR 程式的電廠模式建立完成後，都會進行所謂的 Time step 靈敏度分析，且通常會造成些許結果之差異，故本研究也將此部分納入建立精進模式的重要步驟，並探討造成之影響及差異。

本研究以 10.0、1.0、0.1、0.01 等四個 Time step 進行靈敏度分析，並以水位分析之結果探討造成之差異，圖 3.3.37 為修改 Time step 後水位下降結果之比較，可以看出在燃料裸露前四個 Time step 沒有對結果造成太大影響，但只有 0.01 可以運跑至燃料裸露之後。可以看出在裸露後的計算因為複雜度較高，造成太大的 Time step 無法進行後續之計算，而在燃料裸露前的運算，10.0 與 0.01 的計算速度差異有百倍以上，故本研究以此靈敏度分析作為後續分析模式之強化，將燃料裸露前之 Time step 設定為 10.0，裸露後則設定為 0.01，如此可確保運跑持續進行，且擁有可以接受的 CPU 計算時間以及裸露前接近之計算結果。在完成此靈敏度分析後，本研究就以此設定進行後續的全黑事故模擬。

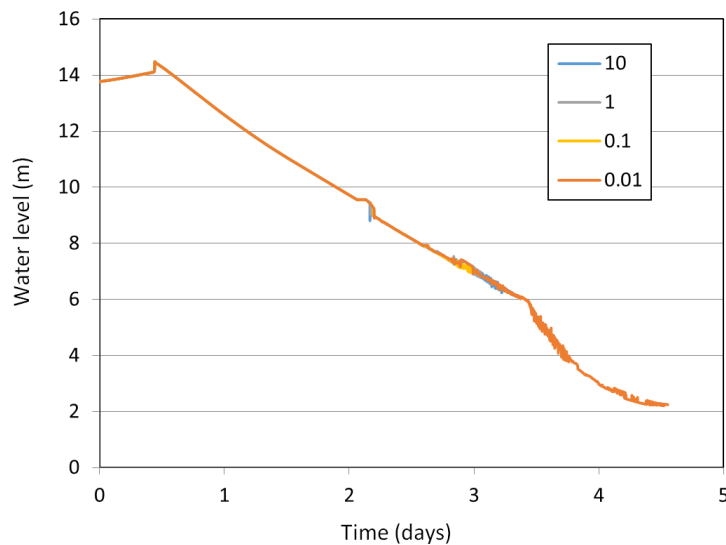


圖 3.3.37 Time step 靈敏度分析。

MELCOR 燃料池精進模式事故模擬

圖 3.3.38 為 MELCOR 精進模式與舊版模式的水位分析比較，相比於 TRACE 程式的新舊版結果，MELCOR 程式於水位分析並沒有在精進模式看到太大差異，TRACE 模式之差異主要是因為修改了流道面積之假設造成的差異(有無空格架區域之流道差異)，而 MELCOR 程式是以環區來模擬用過燃料池的流道區域，在舊版模式即有考慮流道面積之差異。新版結果在水位到達 TAF 的時間為 3.4 天，與 TRACE 計算結果相符合。

圖 3.3.39 為護套溫度之比較結果，在護套溫度方面與舊有模式就有較大之差異，因 MELCOR 在燃料區塊間並不像 TRACE 程式有所限制，MELCOR 的精進模式因此額外考量了核三廠燃料池與核一二之主要差異性：格架間為互通之情況(可參考圖 3.3.21)，在燃料區塊間做出連結，模擬與沸水式電廠燃料池因燃料匣造成之不同處，這是舊有模式沒有考慮之情況，舊有模式分析顯示燃料池會在事故第 4 天因為銻合金火災產生大量之氫氣，但精進之模式顯示護套溫度會在 1000K 左右保持平衡，並且沒有產生任何氫氣，也顯示了格架間相通產生之氣體冷卻的差異，使燃料池處於十分安全之狀態，且舊有的模式屬於過度保守的情況。圖 3.3.40 為氧化熱產生之數據 COR-ENWR，證明在此情下並無氧化熱產生，所以並無氫氣之影響，顯示燃料池處於安全的情況。

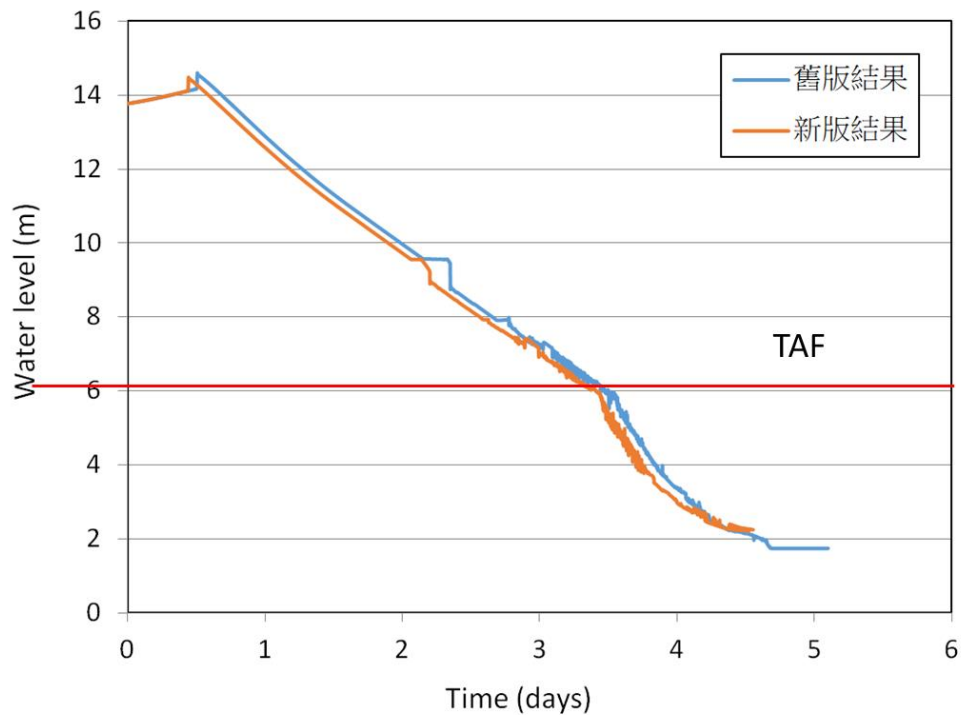


圖 3.3.38 新舊版水位計算比較。

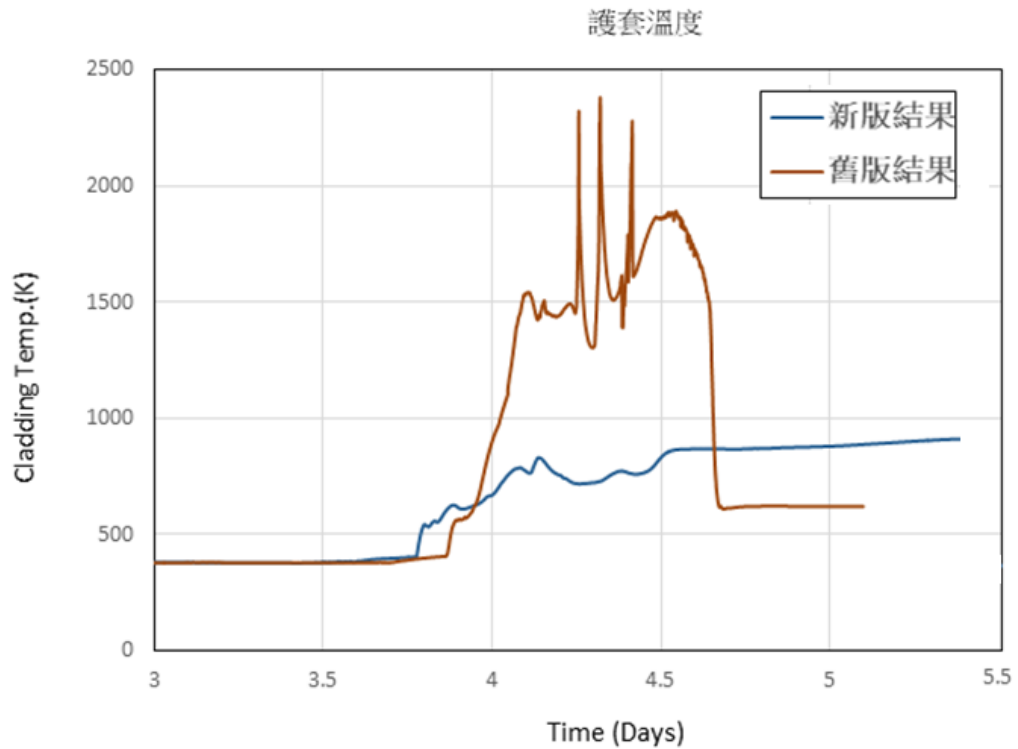


圖 3.3.39 新舊版護套溫度比較。

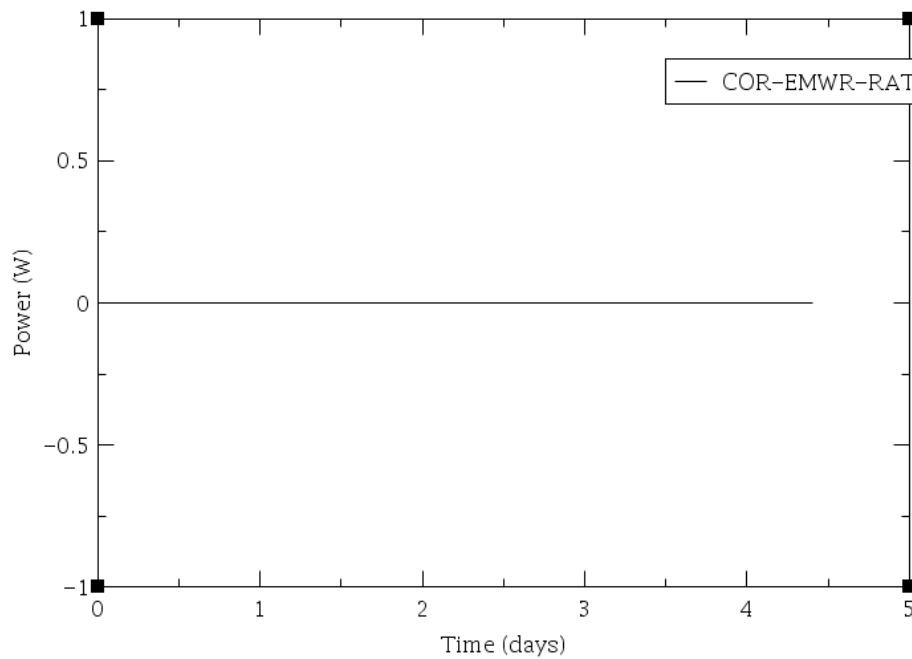


圖 3.3.40 氧化熱產生(COR-ENWR)之結果。

精進模式與舊有模式之比較與綜合討論

透過本計畫建立之 MELCOR 及 TRACE 用過燃料池模式之精進模式，可以看出在模式做出偏向真實性的精進後，將結果保守度調整至合理範圍，分析結果亦證明用過燃料池實際上擁有非常高之安全性。而 CPU 計算時間在模式精進後增加許多，故依照本計畫進行模式精進之結果來說，若管制單位需要保守度較高之用過燃料池安全分析，如嚴重事故產氫或鋁合金火災之情況，可考慮使用舊版模式之計算結果，以嚴格的分析強化用過燃料池之安全性。但若是需要偏向真實性之研究時，可使用精進之用過燃料池模式，但此時需要注意倍數增加的 CPU 時間，並做出取捨。

「用過燃料池冷卻能力安全分析精進」成果:

a. 期刊論文: 期刊論文 0 篇、會議論文 1 篇

1. PSAM 2018, 16-21 September 2018, UCLA, Losangeles, CA.

The Analysis of Oxidation Response during Spent Fuel Pool Quenching Using MELCOR2.2/SNAP.

b. 人才培育: 博士生 1 名、碩士生 2 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
陳雄智	研究助理	TRACE 程式模式建立及精進模式之規劃，全黑事故及噴灑補救措施相關模擬。	就業	清華大學原科中心
沈柏如	碩士生	FRAPTRAN 護套完整性分析工作，運跑 FRAPTRAN 程式，整理 TRACE 分析之結果並輸入至 FRAPTRAN	在學	核工所碩士班一年級
鄭惟遠	碩士生	MELCOR 用過燃料池模式之建立及精進，程式運跑及分析。	在學	核工所碩士班二年級

c. 1 個研究團隊養成: 用過燃料池分析研究團隊。

d. 參與國內外相關研討會: 1 次國際研討會，0 次國際合作交流。

16-20 Sep. 2018 前往 UCLA 參加 Probabilistic Safety Assessment and Management(PSAM 14)會議

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

此分項計畫目前進度如下，因須配合邀請之國外學者行程，第4項工作將在12/17舉辦。

工作項目	年 月	107 1	107 2	107 3	107 4	107 5	107 6	107 7	107 8	107 9	107 10	107 11	107 12
建立爐心中子物理計算與熱水流分析程式計算的連結(30%)		■	■	■	■	■	■	■					
完成自有 VHTR 爐心中子物理計算程式系列的建立(20%)		■	■	■	■	■	■	■					
完成具有先天安全的新型 VHTR 爐心的初步設計(40%)						■	■	■	■	■	■		
針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習(5%)						x	■	■	■	■	■	■	■
報告撰寫(5%)							■					■	■
工作進度估計百分比 (累積數)		7	14	21	28	47	62	76	84	90	96	98	100

3.4.1.1 爐心中子物理計算與熱水流分析程式計算的連結

前期(106年)計畫已完成蒙地卡羅方法的爐心計算程式 MCNP[1]與簡化熱傳導模型[2]的計算序列[3]，可用來模擬六角柱型高溫氣冷式反應器，以下稱這套計算序列為 MS 序列。雖然蒙地卡羅方法能計算出相當精準的結果，但計算時間相對較長，若以設計為目的而使用 MS 序列勢必會在設計的過程中消耗大量的時間在等待計算結果上，顯示以蒙地卡羅方法做為爐心設計工具的核心並不是相當務實的做法。因此本項工作使用計算時間較快速的中子節點擴散方法(Nodal Diffusion Method)做為全爐心計算所建立的決定論法計算序列，以取代耗時的蒙地卡羅方法進行全爐心計算，但其準確度除本身中子擴散方法的簡化角度假設外，也受到均勻化後的中子截面的正確性。決定論法爐心計算序列通常包含三個部分，上游的微觀截面處理、中游的晶格計算以及下游的全爐心計算。微觀中子截面處理部分主要在於進行溫度修正及能群陷縮，以產生多群溫度相依的微觀中子截面，供晶格計算使用；晶格計算則是模擬燃料束中子分布的情形，並將燃料束中的各材料中子截面進行均質化與能群陷縮，而得到燃料束的均質化少群巨觀中子截面，供下游的全爐心計算程式

使用；下游的全爐心計算程式使用均質化少群巨觀中子截面，計算出爐心的功率分布與增殖因數，其中增殖因數是確認爐心是否達到臨界的重要指標。

本項工作選用 SCALE6.1/T-NEWT[4]作為晶格計算工具。在微觀中子截面處理的部分，SCALE6.1/T-NEWT 提供許多已完成處理的中子截面資料庫，在此選用 238-group ENDF/B-VII.0 資料庫做為微觀中子截面資料庫來源。此資料庫將 ENDF/B-VII 的中子截面資料庫進行共振自我屏蔽效應的處理，並產生 238 群多群微觀中子截面資料庫，同時此資料庫有考慮石墨在不同溫度中，因化學鍵結影響下的熱散射效應，此熱散射效應在以石墨作為緩速劑的高溫氣冷式反應器中是一個相當重要的物理現象。而下游全爐心計算的部分使用 PARCS[5]作為計算工具，PARCS 對於六角型的爐心幾何結構，提供 TPEN 方法以進行計算。此方法以擴散方法為基底，將六角柱切割成六個三角柱以進行二維多項式展開，得到三角柱中 Surface Flux 與 Cell Flux 的關係式，再由各三角柱之間 Surface Flux 的關係，可推導出各三角柱之間的 Cell Flux 關係式，最後即可得到六角柱的 Surface Flux 與平均 Cell Flux。爐心內溫度分布則採用前期(106)計畫所開發之簡化熱傳導模型 simphxcode[6]，透過連結爐心計算程式 PARCS 與簡化熱傳導模型所進行的耦合計算，可模擬全功率臨界狀態下的 HTTR 爐心，此序列以下簡稱 TPS 序列[7]。

本項工作以 Idaho National Laboratory(INL)針對日本高溫工學試驗研究爐 HTTR[8]的模擬方式為基礎，建立 HTTR 反應爐內各個燃料束在不同溫度下的燃料束少群巨觀截面資料庫，透過 TPS 序列的計算結果與 MS 序列的計算結果進行比較，驗證 TPS 序列的計算能力。

根據先前的研究[9]，以 PARCS 進行高溫氣冷式反應器的計算時，使用的能群數越多則能有效降低增殖因數計算結果的差異。據此本研究選擇使用 IAEA-TECDOC-1382 報告[10]中德國團隊計算 HTTR Benchmark problem 使用的 26 群能群切割方式。但經由實際測試發現，PARCS 程式在使用六角型幾何設定時能夠填入的 Assembly Discontinuous Factor(ADF)數量上限為 17 群，因此不得不將德國團隊切割的 26 群能群減少成 17 群。考慮到高溫氣冷式反應器中以石墨為緩速劑，熱散射效應較為嚴重，且熱中子能量範圍的作用相對複雜，因此選擇將快中子能群每兩群進行合併，以維持足夠的熱中子能群數，依此所產生的 17 群能群結構如表 3.4.1.1-1 所示。

表 3.4.1.1-1 26 群與 17 群能群切割比較

能群上界(eV)	26 群*	17 群	能群上界(eV)	26 群*	17 群
1.4920E+07	1	1	8.3200E+00	15	8
7.4080E+06	2		5.0400E+00	16	
3.6790E+06	3	2	2.3800E+00	17	9
6.7210E+05	4		1.2900E+00	18	
1.1110E+05	5	3	6.5000E-01	19	10
1.9310E+04	6		3.5000E-01	20	11
3.3550E+03	7	4	2.0000E-01	21	12
1.5850E+03	8		1.2000E-01	22	13
7.4850E+02	9	5	8.0000E-02	23	14
2.7540E+02	10		5.0000E-02	24	15
1.3010E+02	11	6	2.0000E-02	25	16
6.1440E+01	12		1.0000E-02	26	17
2.9000E+01	13	7			
1.3700E+01	14				

*Proposed by Germany group in IAEA-TECDOC-1382

另外在產生燃料束巨觀中子截面時，燃料束內部的溫度分布仍是未知數，因此本研究假設燃料束內部材料的溫度為均勻的分布。然而此假設並不符合實際的燃料束情形，以燃料塊而言，因燃料區域為主要熱源，經熱傳導至石墨區域後，兩區域將呈現不同的溫度，因此採用這個假設必定會對增殖因數與相對功率的計算結果造成影響。本研究將探討使用這個假設對全爐心計算所造成的影響。本研究所建立之中子截面資料庫中，燃料塊少群巨觀中子截面部分提供四種不同溫度的數據，供內插程式得到特定溫度下的燃料塊少群巨觀中子截面；而控制塊與反射塊的少群巨觀中子截面部分則只有一種溫度的數據。

在爐心計算與熱流計算之耦合流程中，首先進行爐心溫度分布計算，給予一功率分布，此功率分布為爐心一維軸向的層平均功率分布，單位為 MW。起始功率分布假設爐心軸向功率為平的，呼叫 simphxcode 程式計算出軸向溫度分布後，經由查表程式更新各燃料塊的巨觀中子截面數據，呼叫 PARCS 進行爐心計算產生三維功率分布，此為單次循環，計算流程如圖 3.4.1.1-1 所示。此耦合流程的收斂條件為增殖因數與功率，若收斂達成則停止計算並輸出結果，若收斂未達成則將新的三維功率分布整合成一維功率分布，提供給單次循環進行下一次的迭代，如此反覆計算直到結果收斂為止。

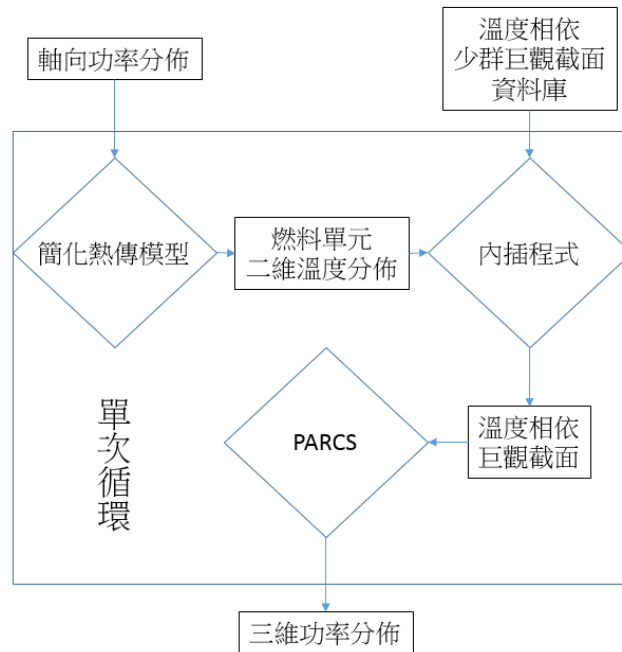


圖 3.4.1.1-1 單次循環流程圖

HTTR 爐心配置[2]如圖 3.4.1.1-2 所示，由燃料塊、控制棒塊與反射塊，三種不同功能的六角柱石墨塊排列成爐心，最外兩層由永久性反射體圍繞著。此爐心共有包含 30 組燃料束與 16 組控制棒，爐心為接近三分之一對稱，每組燃料束由五層燃料塊堆疊而成，爐心由內而外分成四個區域，每層每區的燃料塊鈾濃縮度皆不相同，共分成 12 種不同的燃料塊，鈾濃縮度在 3.4wt.% 到 9.9wt.% 之間，而可燃毒物棒天然硼的含量也在爐心軸向上分別配置 2.0wt.% 和 2.5wt.%，各區域內燃料塊的鈾濃縮度與天然硼含量的含量整理在表 3.4.1.1-2。在 30MW 功率的臨界運轉狀態下，控制棒插入的位置如圖 3.4.1.1-3 所示，編號 C、R1 與 R2 的控制棒插入至 2840mm 高，而標號 R3 的控制棒為抽出的狀態。

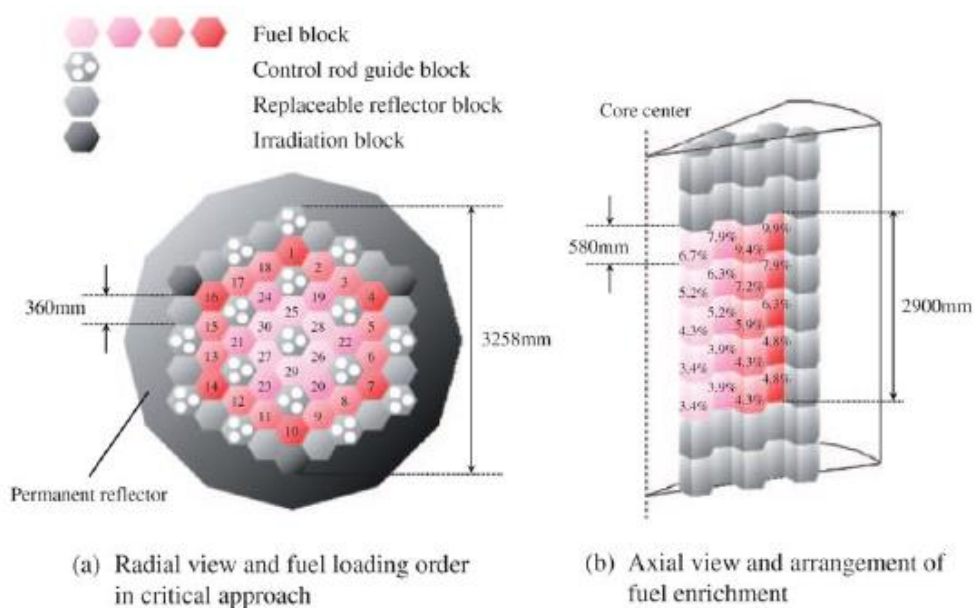


圖 3.4.1.1-2 HTTR 爐心配置圖[16]

表 3.4.1.1-2 HTTR 燃料塊的鈾濃縮度與天然硼含量

Layer number	鈾濃縮度 (wt.%)				天然硼含量 (wt.%)
	ZONE 1	ZONE 2	ZONE 3	ZONE 4	
1 (top)	6.7	7.9	9.4	9.9	2.0
2	5.2	6.3	7.2	7.9	2.5
3	4.3	5.2	5.9	6.3	2.5
4	3.4	3.9	4.3	4.8	2.0
5 (bottom)	3.4	3.9	4.3	4.8	2.0

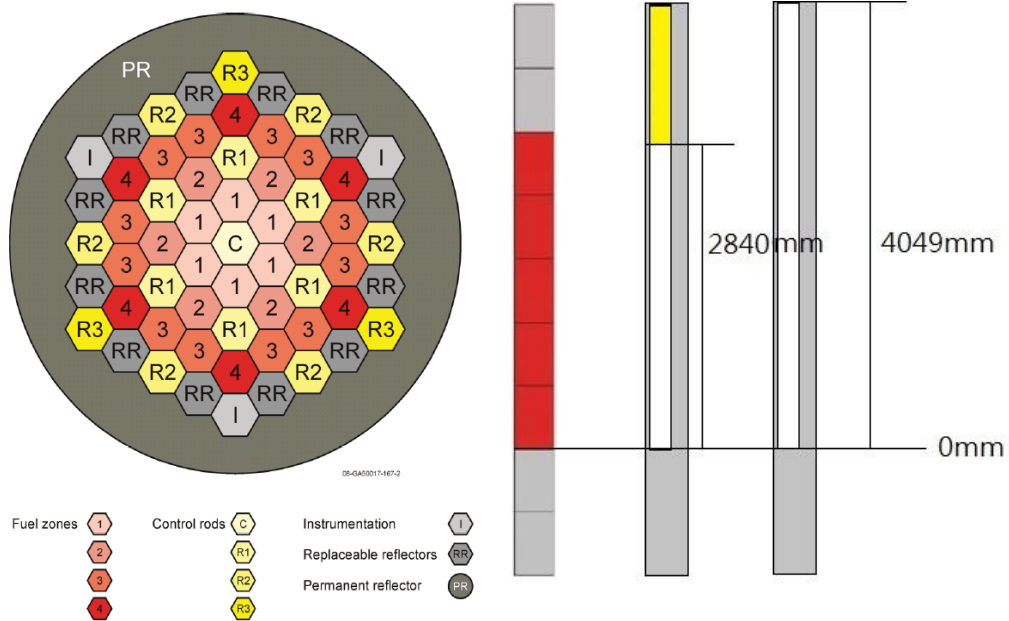


圖 3.4.1.1-3 HTTR 爐心 30 MW 臨界狀態下的控制棒配置圖[16]

圖 3.4.1.1-4 與圖 3.4.1.1-5 分別為 TPS 序列與 MS 序列($k_{eff} 1\sigma < 30\text{pcm}$, 節點相對功率 $1\sigma < 1\%$), 在爐心內主要四種燃料束的平均相對功率以及燃料束 B01(最大功率燃料束)軸向相對功率分布比較結果。表 3.4.1.1-3 則呈現 TPS 序列與 MS 序列的增殖因數計算結果與燃料塊相對功率差異。從燃料塊相對功率來看, 徑向相對功率呈現相當好的一致性, 軸向相對功率分布則以平均而言有 7.7% 的差距, 然而, 增殖因數卻有高達 41mk 的差距, 造成增殖因數出現巨大差異的因素可能來自 T-NEWT 模擬時燃料棒的模型不相同導致。在 T-NEWT 中建立燃料棒模型時最內層的材料必須被定義成燃料, 但是 HTTR 的燃料棒設計為環狀燃料棒, 其中心的區域是氦氣, 因此在以 T-NEWT 模擬時必須將燃料棒與氦氣區域進行混合, 此可能造成增殖因數計算出現巨大的差異。另一個可能的原因同樣來自 T-NEWT 計算, 在產生燃料束均勻化巨觀中子截面時採用溫度均勻的假設, 但實際上燃料與石墨的溫度會有高低落差, 所以燃料區會有溫度低估, 而石墨區則有高估的情形, 造成都卜勒效應與熱散射效應的影響改變, 影響增殖因數的正確性。由於 HTTR 爐心內燃料周圍有兩組控制棒, 在進行 T-NEWT 計算時是採單一燃料束計算, 並沒有考慮到控制棒束對燃料束的中子通率分布影響, 此可能會造成錯誤的燃料束均質化巨觀中子截面。

軸向功率的差異可能源自於 PARCS 計算方法本身的能力問題。採用中子節點擴散方法的爐心計算工具本身就有許多的限制，尤其是中子通率分布斜率為相當大的爐心狀態下，可考慮使用 SP3 方法或是引入 ADF 等修正因子以得到最佳的計算結果。

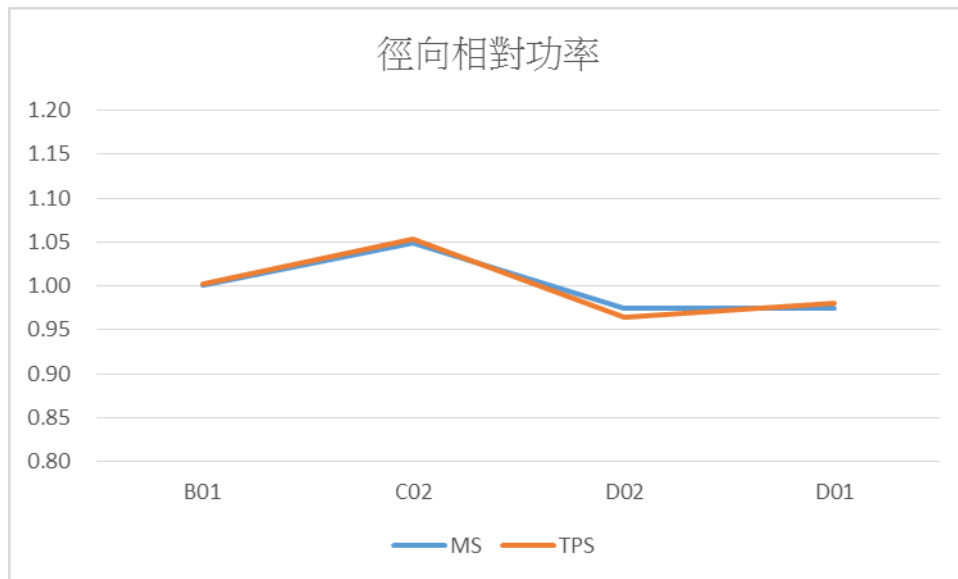


圖 3.4.1.1-4 TPS 序列與 MS 序列的 HTTR 四種燃料束平均相對功率數據比較

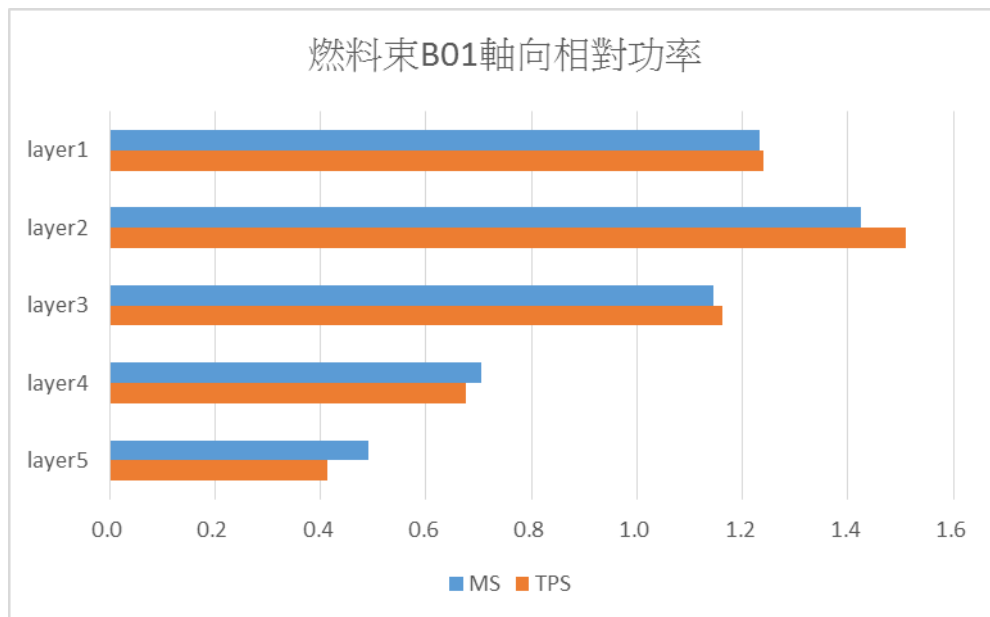


圖 3.4.1.1-5 TPS 序列與 MS 序列的 HTTR 燃料束 B01 軸向相對功率分布比較

表 3.4.1.1-3 TPS 序列與 MS 序列的 HTTR 增殖因數與燃料塊相對功率差異

			Difference
MS 序列	k_{eff}	1.03253	-
TPS 序列	k_{eff}	1.07412	41.59 mk
	徑向	相對功率	0.5% ~ -1.03%
		相對功率均方根差	0.60%
	軸向	相對功率	5.91% ~ -15.66%
相對功率均方根差		7.72%	

TPS 序列與 MS 序列的 HTTR 爐心內溫度分布比較結果如表 3.4.1.1-4 所示。結果顯示兩套序列對於溫度的預測呈現高度的一致性，差距在 20K 以內。而計算時間如表 3.4.1.1-5 所示，TPS 序列主要的計算時間花費在晶格計算上，由於 HTTR 的屬於實驗性質的爐心，燃料塊鈾濃縮度的種類繁多，導致晶格計算的時間增加，因此圖表中看不出時間優勢。但若考慮到爐心設計過程，每次更新爐心設計，對於 MS 序列就需花費約 200hr，但 TPS 序列只需幾分鐘即可完成。

表 3.4.1.1-4 TPS 序列與 MS 序列的 HTTR 爐心溫度分布比較結果

	MS 序列 (K)		TPS 序列 (K)		差距 (K)	
	燃料區	石墨區	燃料區	石墨區	燃料區	石墨區
Layer 1	1040	835	1040	826	0	-9
Layer 2	1226	995	1239	991	13	-4
Layer 3	1296	1114	1314	1117	18	3
Layer 4	1288	1178	1297	1181	9	3
Layer 5	1299	1223	1290	1220	-9	-3

表 3.4.1.1-5 TPS 序列與 MS 序列的 HTTR 爐心計算時間比較

	TPS 序列		MS 序列	
晶格計算	T-NEWT	1200hr (216 cases)	-	
全爐心計算	PARCS+簡化熱傳模型	Few mins (3 Iterations)	MCNP+簡化熱傳模型	195hr (4 Iterations)

接下來考慮燃料束內平均溫度分布的假設對於計算結果的影響。表 3.4.1.1-6 是全爐心計算耦合程序收斂後，簡化熱傳模型計算出的溫度分布及其平均值，透過 T-NEWT 重新依燃料塊內溫度分布計算中子通率後來產生均質化巨觀中子截面數據，然後再次交給 PARCS 計算出此時的增殖因數與功率結果，並與平均溫度分布的結果進行比較，分別稱作 CASE A 與 CASE B。圖 3.4.1.1-6 與圖 3.4.1.1-7 分別為 CASE A 與 CASE B 的爐心內主要四種燃料束的平均相對功率以及燃料束 B01 軸向相對功率分布比較結果。表 3.4.1.1-7 則呈現 CASE A 與 CASE B 的增殖因數與燃料塊相對功率差異。燃料塊功率差異比較結果顯示，使用平均溫度(CASE A)與區分燃料區和石墨區溫度(CASE B)對於相對功率的計算結果影響不大，徑向與軸向的相對功率差距就平均而言皆在 1% 以下，但增殖因數就出現明顯的差距，差距為 3.31mk，且方向是降低的，顯示燃料溫度提升造成的都卜勒效應使熱中子數量減少，比起石墨相對熱散射能力下降更為重要。原因在於都卜勒效應主要影響快中子減速到熱中子能區的比例，使得引發核分裂反應機會降低，而熱散射效應僅能影響熱中子區域的中子能譜變化，對增殖因素 keff 影響較小。然而 CASE B 的增殖因數計算結果相對 MS 序列的結果仍有約 38.28mk，顯示採平均溫度造成的影響並非增殖因數差距中最主要的因素。

表 3.4.1.1-6 HTTR 爐心內燃料塊內溫度分布

	燃料區域	石墨區域	燃料塊平均值
Layer 1	1040	826	933
Layer 2	1239	991	1115
Layer 3	1315	1117	1216
Layer 4	1297	1181	1239
Layer 5	1290	1220	1255

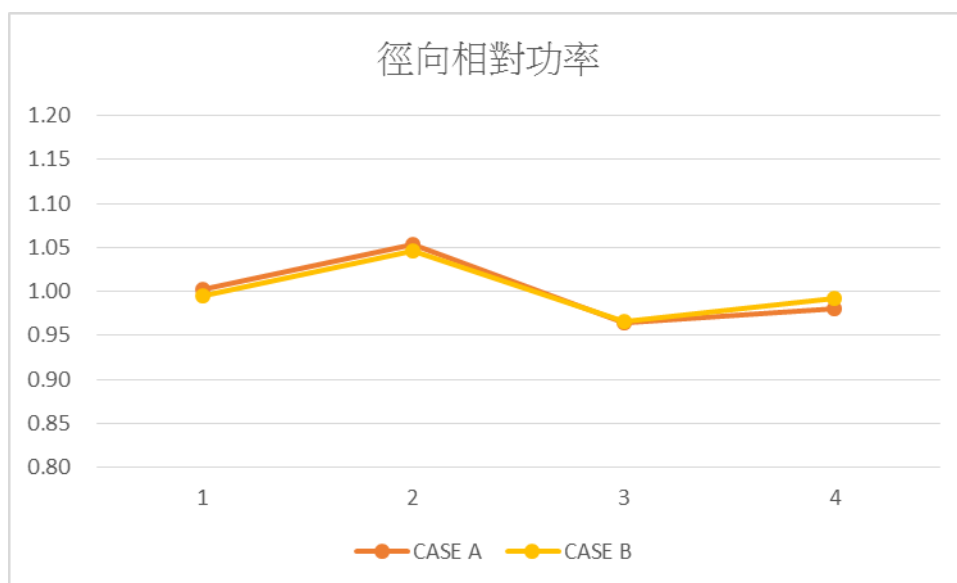


圖 3.4.1.1-6 CASE A 與 CASE B 的四種燃料束平均相對功率比較

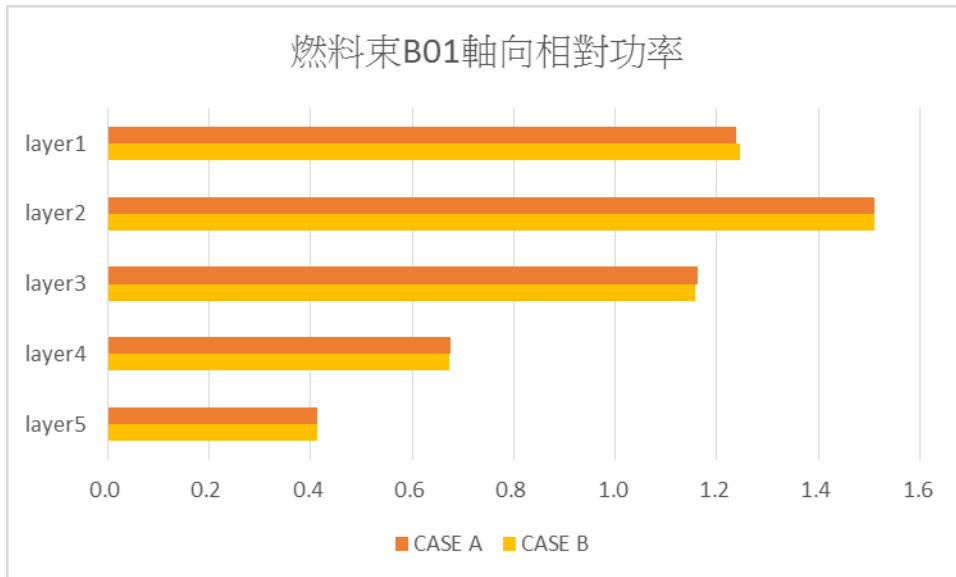


圖 3.4.1.1-7 CASE A 與 CASE B 的燃料束 B01 軸向相對功率分布比較

表 3.4.1.1-7 CASE A 與 CASE B 增殖因數與燃料塊功率差距

			Difference
CASE A	k_{eff}	1.07412	-
CASE B	k_{eff}	1.07081	-3.31 mk
	徑向	相對功率	1.25% ~ -0.74%
		相對功率均方根差	0.70%
	軸向	相對功率	0.51% ~ -0.37%
		相對功率均方根差	0.31%

在前述的計算結果均假設晶格邊界中子通率不連續因子(Assembly flux Discontinuity Factor、ADF)為 1，然而此因子的功能在於修正燃料束因均質化後所造成之邊界表面處的中子通率不連續性。中子通率不連續因子的定義為實際結構(異質性 Heterogeneous)下的邊界 Surface Flux 與均質化後(Homogeneous)的邊界 Surface Flux 之比值，其表示式如下：

$$f_{s,g} = \frac{\Phi_{s,g}^{Het}}{\Phi_{s,g}^{Hom}}, g = 1,2 \dots \text{Groups}, s = \text{surfaces} \quad (3.4.1.1-1)$$

以單一燃料束計算的情形而言 $\Phi_{s,g}^{Hom}$ 就等同於 $\Phi_{average}^{Het}$ ，故一般可以將(3.4.1.1-1)式改寫成以下形式：

$$f_{s,g} = \frac{\Phi_{s,g}^{Het}}{\Phi_{average}^{Het}}, g = 1,2 \dots \text{Groups}, s = \text{surfaces} \quad (3.4.1.1-2)$$

如此一來便可在完成晶格計算後直接得到燃料束的中子通率不連續因子。表 3.4.1.1-8 為使用中子通率不連續因子後的計算結果比較，其中 CASE 1 為未使用 ADF，CASE 2 則是只有燃料塊使用 ADF，CASE 3 為爐心內所有組件使用 ADF，參考解(Reference)為 MS 序列的計算結果。當只有燃料區使用 ADF(CASE 2)時，相對功率差異較未考慮 ADF 的 CASE 1 稍差，但會改善 keff 差異，若是控制塊與反射塊也使用 ADF 時(CASE 3)，相對功率差異更大。可能的原因在於 HTTR 中控制塊與反射塊採獨立於燃料的設計，由於沒有產生中子的來源，因此無法使用單一燃料束進行模擬，必須將周圍的六根燃料組件納入考量，因此並不符合單一燃料束的假設，使得(3.4.1.1-2)式並不成立，導致燃料塊相對功率計算結果出現偏差，其解決方法為使用 $\Phi_{s,g}^{Hom}$ 作為 ADF 的分母(3.4.1.1-1)式，但 $\Phi_{s,g}^{Hom}$ 無法由晶格計算程式得到，而須將均質化的少群巨觀截面及邊界中子流率(Neutron Current)帶入下游程式，來獲得 $\Phi_{s,g}^{Hom}$ 。然而目前 PARCS 並無輸出 $\Phi_{s,g}^{Hom}$ 的功能，因此無法得到適合控制塊與燃料塊的 ADF。由於控制塊與反射塊相對於燃料塊較為均質且無內部中子源，其 ADF 應較接近 1，也就是未填入 ADF 的情形，因此 CASE 2 的增殖因數計算結果相較於 CASE 3 的計算結果更貼近參考值，而僅需考慮燃料塊的 ADF 即可。

表 3.4.1.1-8 使用中子通率不連續因子後的計算結果比較

		徑向		軸向	
Reference ($k_{eff}=1.03253$)	k_{eff} 差異 (mk)	相對功率差異 (%)	相對功率均方 根差(%)	相對功率差異 (%)	相對功率均方 根差(%)
CASE 1	41.59 mk	0.5~ -1.03	0.60	5.91~ -15.66	7.72
CASE 2	25.03 mk	1.66~ -0.98	1.1	6.15~ -15.86	7.88
CASE 3	40.11 mk	3.19~ -3.79	2.73	8.23~ -23.71	12.54

3.4.1.2 自有 VHTR 爐心中子物理計算程式

由於前項工作中 TPS 序列所採用之燃料晶格計算程式 SCALE6.1/T-NEWT 為多群(238 群)的中子遷移計算程式，將限制 HTTR 的燃料棒幾何形狀不可為環形，使得燃料晶格計算將產生非必要的誤差，且採用多群中子截面庫需要針對溫度、燃料棒排列及材料組成，而需要進行特別之修正，諸如自屏蔽效應(Bondarenko background cross section)及 Dancoff factor 等均是目前常用的中子截面修正方法。同時，對於前期(105 年)計畫採用之 HTTR 的 supercell 模型，SCALE6.1/T-NEWT 無法考量此模型造成燃料邊界有中子洩漏情形下的正確 ADF 數據，來提供全爐心計算程式 PARCS 使用，僅能提供相較於燃料晶格內平均中子通率的 ADF。

為能夠建立自有的 VHTR 爐心中子物理計算程式，本項工作將延續前期(106 年)使用 MCNP 及 NJOY[11]產生中子群微觀截面庫的成果，進一步簡化及提高準確性，直接採用隨機理論遷移計算的 MCNP 程式及連續點能量中子截面庫來進行燃料晶格計算。透過開發 mclatseq 程式集中的 mclib 程式，使用 NJOY 讀取 ENDF/B 7.1 資料庫，來產生所需溫度的各原子連續能量(cexs)及多群(mgxs)中子微觀截面組，使用 MCNP 搭配 cexs 截面組進行燃料晶格計算，並計數各燃料晶格內各區域的多群中子微觀截面(σ_t 、 σ_a 、 σ_f 、 $\nu\sigma_f$ 、 σ_{es} 、 σ_{n2n} 、 σ_{n3n})及中子通率。透過 mclatseq 程式集中的 mclatcmgxs

程式，讀取 MCNP 輸出檔內的數據，及 mgxs 中子截面組內的各核種散射截面矩陣及分裂能譜，最後產生此燃料晶格的均質化中子群巨觀截面檔(mglib)。對於不同溫度則須分別利用 mclatcseq 程式集進行多個 MCNP 燃料晶格計算，產生多個 mglib 檔案，最後即可利用前期(106 年)所發展之全爐心計算程式 NuCoT 進行全爐心中子物理及熱流耦合計算。自有 VHTR 爐心中子物理計算程式的流程如圖 3.4.1.2-1。

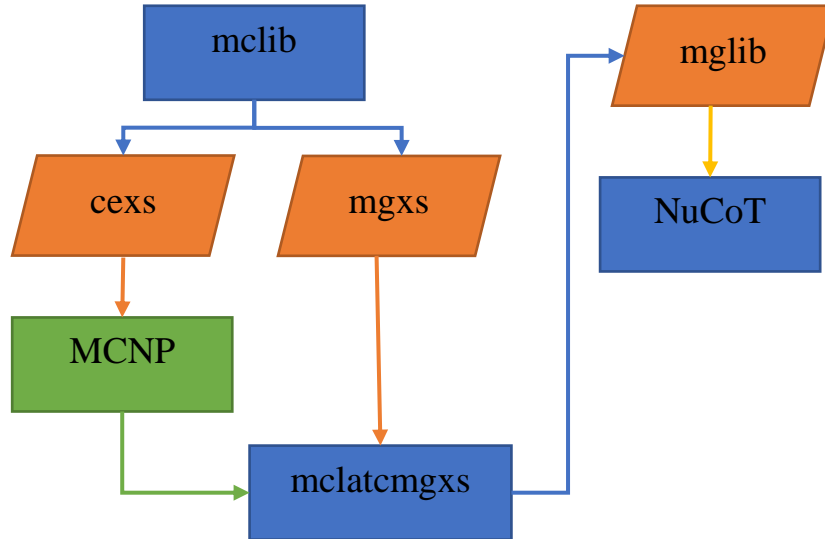


圖 3.4.1.2-1 自有 VHTR 爐心中子物理計算程式流程

以下說明本項工作所使用之程式功能。

(1) mclib

使用者依需要設定能群數據、各核種對應之 ENDF/B 檔案及溫度輸入至輸入檔後，mclib 程式即依據此輸入檔建立各核種的 NJOY 輸入檔並執行之，利用 NJOY/ACER 產生各核種的連續能譜中子微觀截面庫(cexs)，包含 ACE 格式的中子截面庫與 xsdir 檔案，以及利用 NJOY/GROUPR 產生多能群中子微觀截面庫(mgxs)。

為確認 mclib 所產生之連續能譜中子微觀截面庫的正確性，採用一簡單異質立方體(4³c.c 的石墨，內含 2³c.c 的鈾 235 及鈾 238)，在不考慮 S(α,β)時，同樣採用 ENDF/B 7.1 資料庫及 600 K 溫度，並使用 MCNP5 進行計算，兩者的平均中子通率能譜比較如圖 3.4.1.2-2。其 k_{inf} 差異為 -32 pcm，中子通率最大差異僅約 -0.3%。顯示 mclib 建立之中子截面庫與 MCNP 預設中子截面庫差異甚小。其差異可能來自於 NJOY 版本(MCNP 預設截面庫採 NJOY 版本 99.393)，及使用之 NJOY 輸入檔細部參數不同所致。

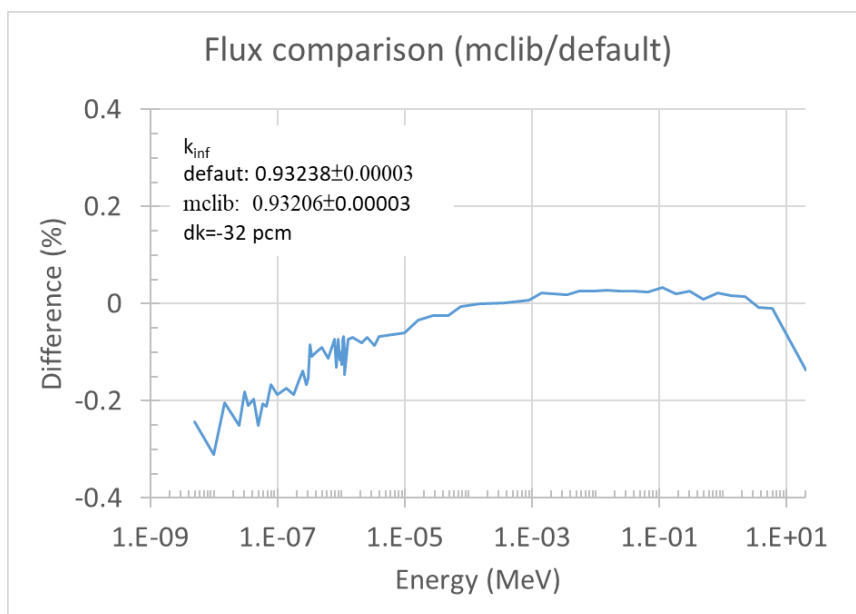


圖 3.4.1.2-2 MCNP 使用 mclib 產生之中子截面庫與預設資料庫在簡單異質立方體計算之中子通率差異

(2) MCNP

使用者須自行建立 MCNP 二維燃料晶格計算的輸入檔，可指定 mclib 產生之 cexs 截面庫或是使用預設之截面庫。為配合 mclatcmgxs 程式所需要的數據，此 MCNP 輸入檔內需加入計數(tally)各區域內各核種的各中子反應速率(σ_t 、 σ_a 、 σ_f 、 $\nu\sigma_f$ 、 σ_{es} 、 σ_{n2n} 、 σ_{n3n})、各區域的中子通率，及燃料晶格邊界上的中子通率及流率(current)，其能量分群需與 mclib 程式設定相同。MCNP 計數中子反應速率方式如圖 3.4.1.2-3，中子反應所對應的編號如表 3.4.1.2-1。

F4:N cell
 E4 energy groups
 SD4 volume
 FM4 C M R_i

其中 C 為乘積常數，M 為材料編號，R_i 為第 i 種中子反應

圖 3.4.1.2-3 MCNP 計數中子反應卡片

表 3.4.1.2-1 MCNP 計數中子反應編號及組合

MT/FM	Type	MT/FM	Type
1	σ_t	16	$\sigma_{n,2n}$
-6	σ_f	17	$\sigma_{n,3n}$
-2:-6	σ_a	-6 -7	$\nu\sigma_f$
2	σ_{es}		

(3) mclatcmgxs

"使用者依需要設定燃料晶格內各區域(cell)的體積及對應之中子通率 MCNP 計數卡編號、各區域的原子組成及對應之中子反應速率 MCNP 計數卡編號與 mgxs 多群中子微觀截面檔案，以及燃料晶格邊界中子面通率/流率的 MCNP 計數卡編號及相關參數至輸入檔中，mclatcmgxs 程式計算出整個燃料晶格的均質化巨觀截面數據，包含擴散係數(D_g)、 $\Sigma_{a,g}$ 、 $\Sigma_{f,g}$ 、 $v\Sigma_{f,g}$ 、 $\Sigma_{s,g \rightarrow g'}$ 及 χ_g 。

為配合全爐心計算程式 NuCoT 所使用的節點方法，mclatcmgxs 程式將會呼叫 NuCoT 的 DF 計算功能，給予前述之均質化巨觀截面數據，以及 MCNP 計算之 k_{eff} 、均質化中子通率能譜、邊界上中子流率及中子通率來計算出中子通率不連續因子。

最後產生此溫度狀態、鈾濃縮度及控制棒插棒狀態的燃料晶格均質化巨觀截面數據組 (mglib)，供全爐心計算程式 NuCoT 使用。

同樣採用簡單異質立方體進行 mclatcmgxs 程式的驗證，由於 mgxs 檔案係考量 Bondarenko model 的背景截面(σ_0)及給定之中子能譜所產生之多群中子截面，與 MCNP 直接利用連續能譜中子截面及連續中子通率所產生之多群中子截面會有些差異，使得在取得 mgxs 檔案內的散射截面矩陣後，所產生之均質化巨觀截面，利用中子節點平衡方程式重新計算無法求得與 MCNP 計算相同的 k_{inf} 及中子通率分布(如圖 3.4.1.2-4 的 Case 1)。但若依據中子節點方程式來調整散射截面矩陣[12]，即可計算出與 MCNP 幾乎相同之 k_{inf} 及中子通率分布(如圖 3.4.1.2-4 的 Case 2)。因此可利用 mclatcmgxs 程式進行燃料晶格均質化中子巨觀截面計算。

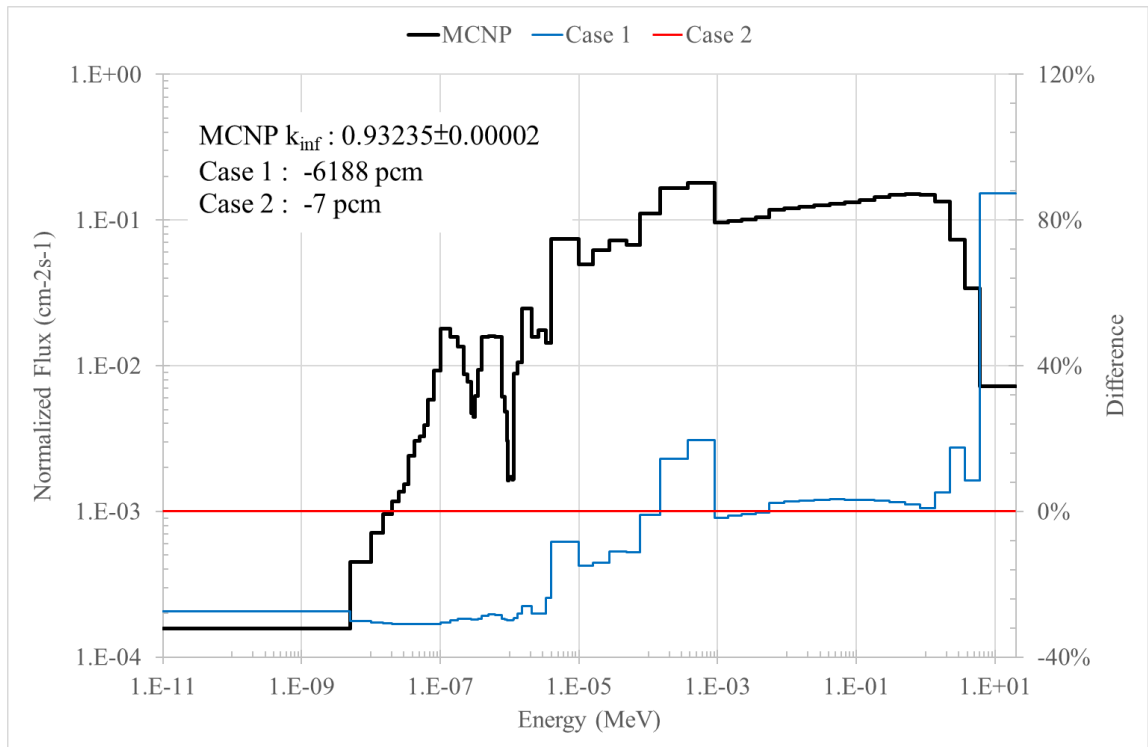


圖 3.4.1.2-4 均質化異質簡單立方體計算，散射截面矩陣修正前後之中子通率能量分布比較

(4) NuCoT

本期計畫針對 NuCoT 進行修改，納入簡化熱傳模型以及中子巨觀截面溫度查表功能，可進行 HTTR 爐心熱功率狀態下的中子及熱流耦合計算。中子巨觀截面溫度查表功能係依據一個基礎溫度下的巨觀截面數據，以及與基礎溫度有差異之燃料溫度 T_f 或是緩和劑溫度 T_m 的中子巨觀截面，透過內插來取得各燃料溫度或是緩和劑溫度的中子巨觀截面，

$$\Sigma_x(T_m, T_f) = \Sigma_x(T_{m,base}, T_{f,base}) + \Delta\Sigma_x(T_{f,base}, T_f) + \Delta\Sigma_x(T_{m,base}, T_m) \quad (3.4.1.2-1)$$

(5) 其他程式

其他程式包含針對已知的驗證問題所建立的輔助工具，像是多群中子截面數據轉換 MCNP 格式程式(mcnpmgxs)，以及採用多群中子截面庫的 MCNP 燃料晶格計算均質化程式(mcnplacout)。

3.4.1.3 新型 VHTR 爐心設計

為簡化 HTTR 的全爐心計算的複雜性以進行新型稜柱型高溫氣冷式 VHTR 爐心設計(簡稱新型 VHTR)，燃料塊及控制塊的內部配置參考 Zhang[13]等所簡化的 HTTR 設計，透過調整燃料棒數量、吸收毒物棒數量、控制棒數量，使其形成具 1/6 對稱的爐心模型，並減少燃料鈾濃縮度種類以及只剩一種吸收毒物棒重量比，如圖 3.4.1.3-1 及表 3.4.1.3-1。

首先針對 Zhang 提出之驗證問題進行計算程式之驗證。其驗證問題文獻提供六群中子截面數據，將其中子截面數據透過 mcnpmgxs 程式轉換為 MCNP 多群中子截面庫後，利用前期(106 年)計畫所建立之 supercell 模型，透過 MCNP 計算燃料晶格內中子通率分布後，使用 mcnplacout 程式將其均質化後，轉換為自行開發全爐心節點擴散計算程式 NuCoT 所需要的均質化中子截面數據格式。Diffusion coefficient 係依據均質化後的 transport cross section 而得。

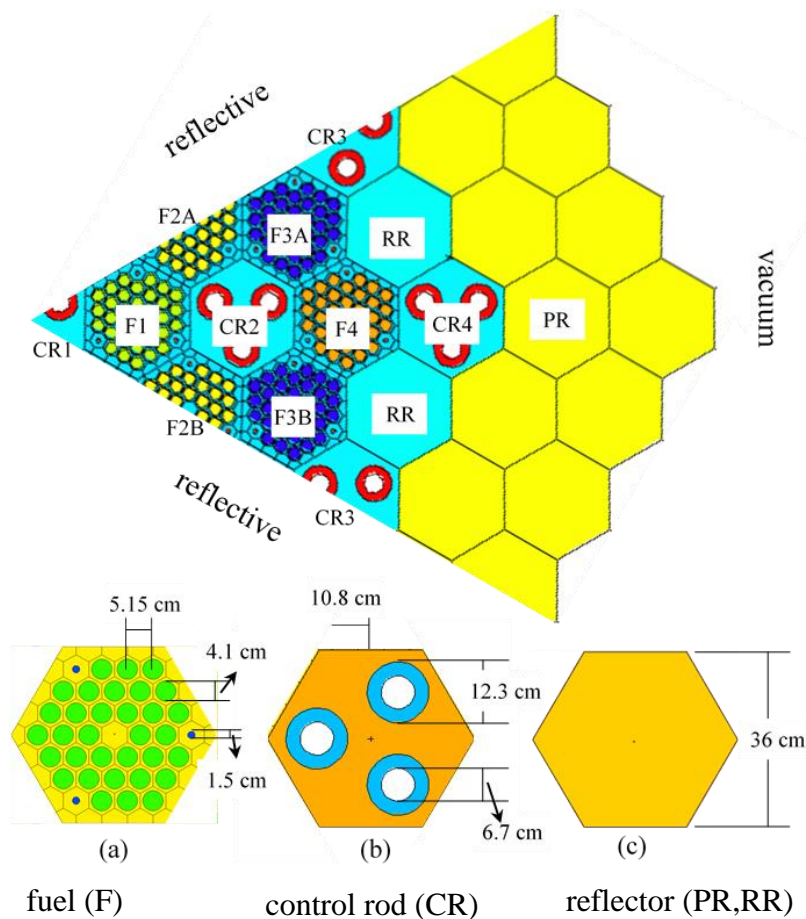


圖 3.4.1.3-1 簡化過的稜柱型高溫氣冷式反應器設計

表 3.4.1.3-1 為 Zhang 等所提出之簡化 HTTR 爐心內鈾濃縮度分布，Layer RT1~2 為上層反射體，Layer RB1~2 為下層反射體。爐心狀態可分為控制棒全出(ARO)、全入(ARI)及部分插棒(PCRD)三種狀態，如表 3.4.1.3-2。以 MCNP 計算結果做為全爐心計算參考值，其 k_{eff} 統計誤差 < 10 pcm，燃料節點功率統計誤差 < 0.1%。NuCoT 全爐心計算收斂條件均為 10^{-5} 。NuCoT 與參考值的比較結果如表 3.4.1.3-3。顯示因 HTTR 的軸向鈾濃縮度設計所造成的計算差異可至 -16%。

表 3.4.1.3-1 簡化型高溫氣冷式反應器爐心鈾濃縮度分布

Fuel	1	2	3	4
Layer 1	5 (6.7wt%)	6 (7.9wt%)	7 (9.9wt%)	7
Layer 2	3 (5.2wt%)	4 (6.3wt%)	5	6
Layer 3	2 (4.8wt%)	3	3	4
Layer 4~5	1 (3.4wt%)	1	2	2

表 3.4.1.3-2 簡化型高溫氣冷式反應器爐心控制棒位置

Case \ CR	1	2	3	4
ARO	0	0	0	0
ARI	9	9	9	9
PCRD	3	3	3	0

參考 GTHTTR300[14]及輕水式反應器的燃料鈾濃縮度設計，使軸向並無太大的鈾濃縮度變化，讓全爐心軸向功率分布在不插棒狀態下接近 cosine 形狀，中子節點擴散方程式應足以提供可接受的準確性。因此，本研究將爐心設計調整成軸向均勻鈾濃縮度分布，三種爐心狀態的計算結果如表 3.4.1.3-3，軸向功率差異縮小至可接受範圍(2%)。顯示爐心鈾濃縮度分布設計的確會影響全爐心節點擴散法計算程式的準確性。

表 3.4.1.3-3 簡化型高溫氣冷式反應器不同軸向鈾濃縮度分布的 NuCoT 計算結果與參考值之比較

		軸向不均勻鈾濃縮度			軸向均勻鈾濃縮度			
		ARO	ARI	PCRD	ARO	ARI	PCRD	
Reference k_{eff}		1.09860	0.61347	0.99741	1.08621	0.58918	1.05012	
k_{eff} error (mk)		16.93	8.18	22.61	13.07	6.32	20.16	
Nodal Power Max./RMS Error(%)		-15.805 / 5.419	-10.767 / 3.843	-7.905 / 4.364	1.231 / 0.694	1.117 / 0.626	-2.400 / 1.291	
Core Axial Power	Reference Relative Power Fraction	Layer 1	1.726	2.048	0.425	0.843	0.700	0.189
		Layer 2	1.416	1.680	1.163	1.072	1.143	0.758
		Layer 3	0.983	0.872	1.454	1.170	1.314	1.303
		Layer 4	0.543	0.300	1.119	1.072	1.143	1.470
		Layer 5	0.332	0.100	0.838	0.843	0.700	1.280
	Power error(%)	Layer 1	4.978	3.226	2.025	-0.800	-0.184	-1.647
		Layer 2	2.780	0.576	5.429	0.371	0.154	1.756
		Layer 3	-2.610	-4.664	1.555	0.472	-0.080	0.809
		Layer 4	-8.973	-8.256	-2.951	0.371	0.154	-0.030
		Layer 5	-15.349	-10.308	-7.331	-0.800	-0.184	-1.585
Core Radial Power	Reference Relative Power Fraction	F1	1.019	1.100	1.022	1.035	1.130	1.035
		F2A	1.022	1.099	0.995	1.003	1.069	1.002
		F2B	1.024	1.116	0.998	1.004	1.084	1.003
		F3A	0.986	0.956	0.984	0.990	0.961	0.986
		F3B	0.987	0.950	0.985	0.991	0.954	0.988
		F4	0.985	0.886	1.012	0.981	0.878	0.989
	Power error(%)	F1	-0.342	0.683	-0.314	-0.335	0.477	-0.377
		F2A	-0.179	1.162	-0.027	-0.424	0.976	-0.371
		F2B	-0.269	-0.732	-0.255	-0.416	-0.864	-0.448
		F3A	-0.055	0.108	0.035	0.051	0.191	0.177
		F3B	-0.082	-0.709	-0.226	0.011	-0.600	0.015
		F4	0.728	-0.463	0.642	0.720	-0.243	0.622

由於 HTTR 的控制棒塊在控制棒未插入狀態下，呈現三個巨大空洞，此將影響中子在其中呈現非均勻擴散現象，因此參考 Damian 等人[15]考量控制棒塊內的中子滲流效應(neutron streaming effect)

所採用的非等向性擴散係數(anisotropic diffusion coefficient)，修改控制棒塊非插棒下的擴散係數，其 ARO 且軸向均勻鈾濃縮度狀態的計算結果如表 3.4.1.3-4，結果顯示大幅提高 k_{eff} 準確度，同時對於功率分布準確度也有明顯改善，使得 k_{eff} 差異僅 0.67 mk，節點功率最大差異僅 0.784%。

表 3.4.1.3-4 改進控制棒塊非插棒下的擴散係數對 NuCoT 計算結果的影響，簡化型高溫氣冷式反應器軸向均勻鈾濃縮度分布

		Reference	等向擴散係數	非等向擴散係數
k_{eff}		1.08621	k_{eff} error (mk)	
			13.07	0.67
Nodal Power Max./RMS Error(%)			1.231 / 0.694	0.784 / 0.408
Relative Power Fraction			Power error(%)	
Core Axial Power	Layer 1	0.843	-0.800	-0.057
	Layer 2	1.072	0.371	0.078
	Layer 3	1.170	0.472	-0.064
	Layer 4	1.072	0.371	0.078
	Layer 5	0.843	-0.800	-0.057
Core Radial Power	F1	1.035	-0.335	-0.333
	F2A	1.003	-0.424	-0.464
	F2B	1.004	-0.416	-0.458
	F3A	0.990	0.051	0.099
	F3B	0.991	0.011	0.059
	F4	0.981	0.720	0.659

透過簡化 HTTR 爐心驗證問題的計算結果，顯示目前自行發展的爐心中子物理計算程式 NuCoT 有相當不錯的計算準確度，因此接續進行新型稜柱型高溫氣冷式 VHTR 爐心設計計算，以文獻 HTTR-GCR-RESR-001[16]所建立之爐心幾何模型及材料為基礎。

(1) 燃料棒設計

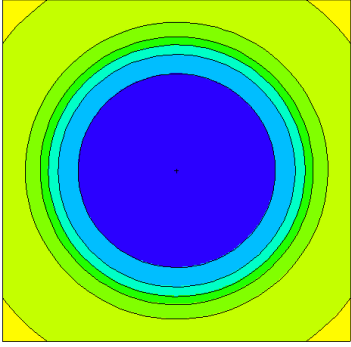
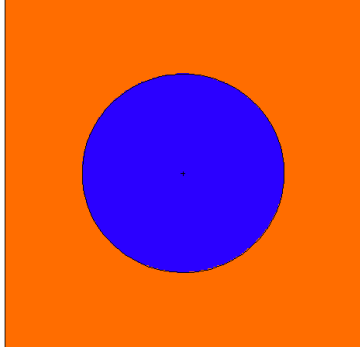
首先針對燃料棒設計。由於 HTTR 所採用的環形燃料棒內為填充氦氣，但此方法易造成運轉後的燃料結構損壞，因此本研究的新型 VHTR 燃料棒設計將參考 GTHTTR300 設計，則將其改為填充石墨，以維持結構穩定。兩者的單燃料棒 MCNP5 計算結果(ENDF/B 7.1 預設中子截面庫、293.6 K，鈾濃縮度 3.4 wt%，且不加入 $S(\alpha,\beta)$ 修正) k_{inf} 差異為 2.96 mk (表 3.4.1.3-5)。

表 3.4.1.3-5 燃料棒中心區不同填充物的無限增殖因數比較

	k_{inf}	dk (mk)
填充氦氣	1.29040±0.00007	-
填充石墨	1.29336±0.00007	2.96

為了簡化 MCNP 計算的複雜度，將 TRISO 顆粒的 5 層塗層與外部石墨進行材料混合，其幾何差異對計算結果影響如表 3.4.1.3-6，兩者 k_{inf} 差異僅 - 0.21 mk，因此後續計算均採用簡化 TRISO 模型。

表 3.4.1.3-6 不同 TRISO 模型的比較

	原始 TRISO 模型	簡化 TRISO 模型
幾何結構		
k_{inf}	0.69070±0.00006	0.69049±0.00006,
dk (mk)	-	-0.21

在燃料塊的結構設計中，受到燃料棒組裝需求而需對燃料棒進行封裝，而造成軸向不均勻，為減少所需進行的二維燃料晶格計算數量，因此移除燃料棒上下方的封裝，並改填成石墨並均勻分配給 TRISO 顆粒。另外，燃料棒與外層護套有些許間隙供燃料棒塞入護套內，但此間隙很小 (0.025cm)，可假設其填滿護套材料，但熱傳計算模型仍需考慮此間隙。最後原始燃料棒設計(中心填充石墨)以及簡化燃料棒設計(含簡化 TRISO 模型及中心填充石墨)的幾何模型差異及單一燃料棒 MCNP5 計算結果差異如如圖 3.4.1.3-2，顯示簡化後造成 k_{inf} 有-3.21 mk 差異。

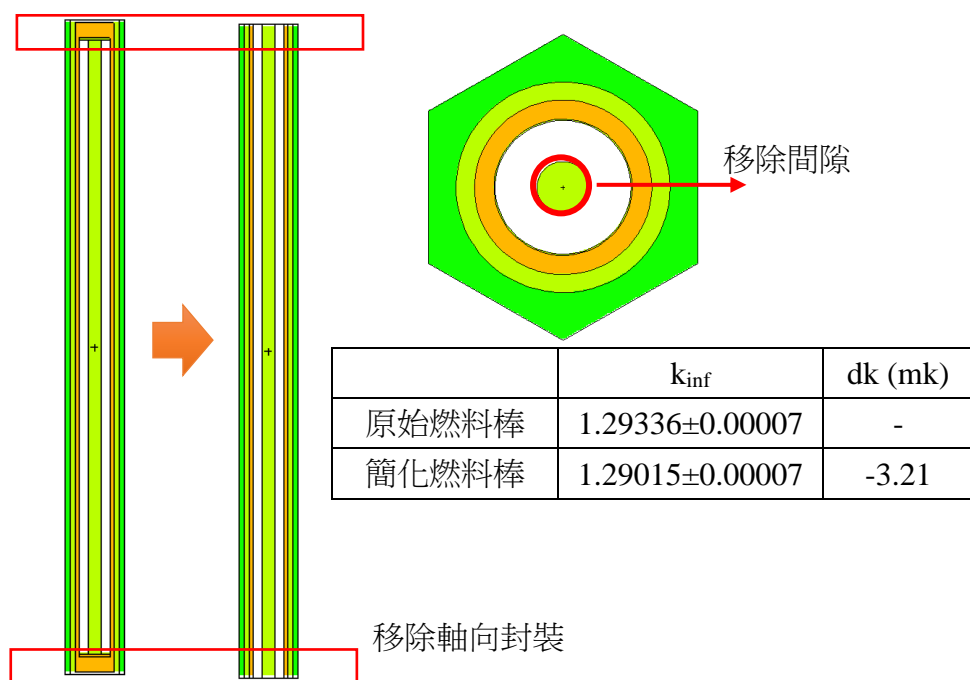


圖 3.4.1.3-2 簡化燃料棒設計

(2) 燃料塊設計

燃料塊設計參考 Zhang 的簡化設計，全改為 33 根燃料棒及 3 根吸收毒物棒，由於吸收毒物棒也具有軸向差異，可分成五段，僅有第 2、4 段為吸收毒物材料，目前的燃料塊設計將其改為全部都是吸收毒物材料(含 ^{10}B 2.0%)。

(3) 控制塊設計

控制塊設計參考 Zhang 的簡化設計，控制棒改為三根，其吸收物密度改為原本密度的 2/3，而控制棒由 10 組控制棒段組成，因此每段均有上下封套，目前將其移除。而控制棒底部原有留一空間作為控制棒全入緩衝區，目前也將其移除。移除的部分如圖 3.4.1.3-3。

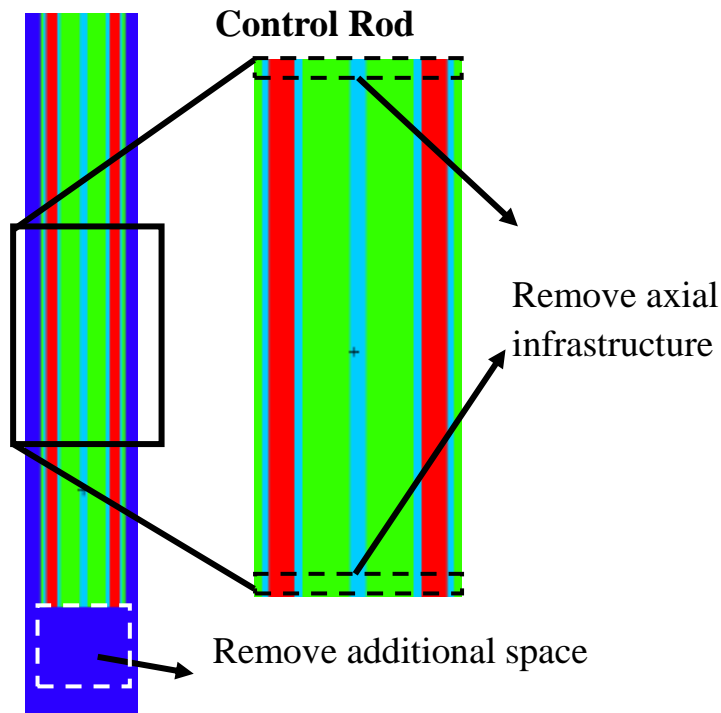


圖 3.4.1.3-3 簡化控制棒設計

利用自行發展的 VHTR 爐心中子物理計算程式 NuCoT 進行新型 VHTR 爐心計算，首先須建立 MCNP 參考計算燃料晶格模型(如圖 3.4.1.3-4)，溫度設定如表 3.4.1.3-7，燃料鈾濃縮度全採用 7.9 wt%，不加入 $S(\alpha,\beta)$ 修正。以燃料溫度 900K 及減速劑溫度 600K 進行 MCNP 全爐心計算， k_{eff} 統計誤差為 8 pcm，功率統計誤差小於 0.2%，NuCoT 計算結果與 MCNP 參考計算之比較如表 3.4.1.3-8， k_{eff} 差異為 5.03 mk，節點功率最大差異為-3.8%，RMS 差異為 1.6%。

若以 HTTR 的爐心熱功率參數(表 3.4.1.3-9)為新型 VHTR 爐心設計基礎，以 NuCoT 進行中子/熱流耦合計算，結果如表 3.4.1.3-10。在 ARO 狀態下 k_{eff} 為 1.05169，節點最大相對功率為 1.4076，燃料最大溫度為 1532.45K，減速劑最大溫度為 1281.21K，符合 HTGR 文獻[17]對燃料溫度限值 1873.15K 的要求。

圖 3.4.1.3-4 新型 VHTR 燃料晶格模型

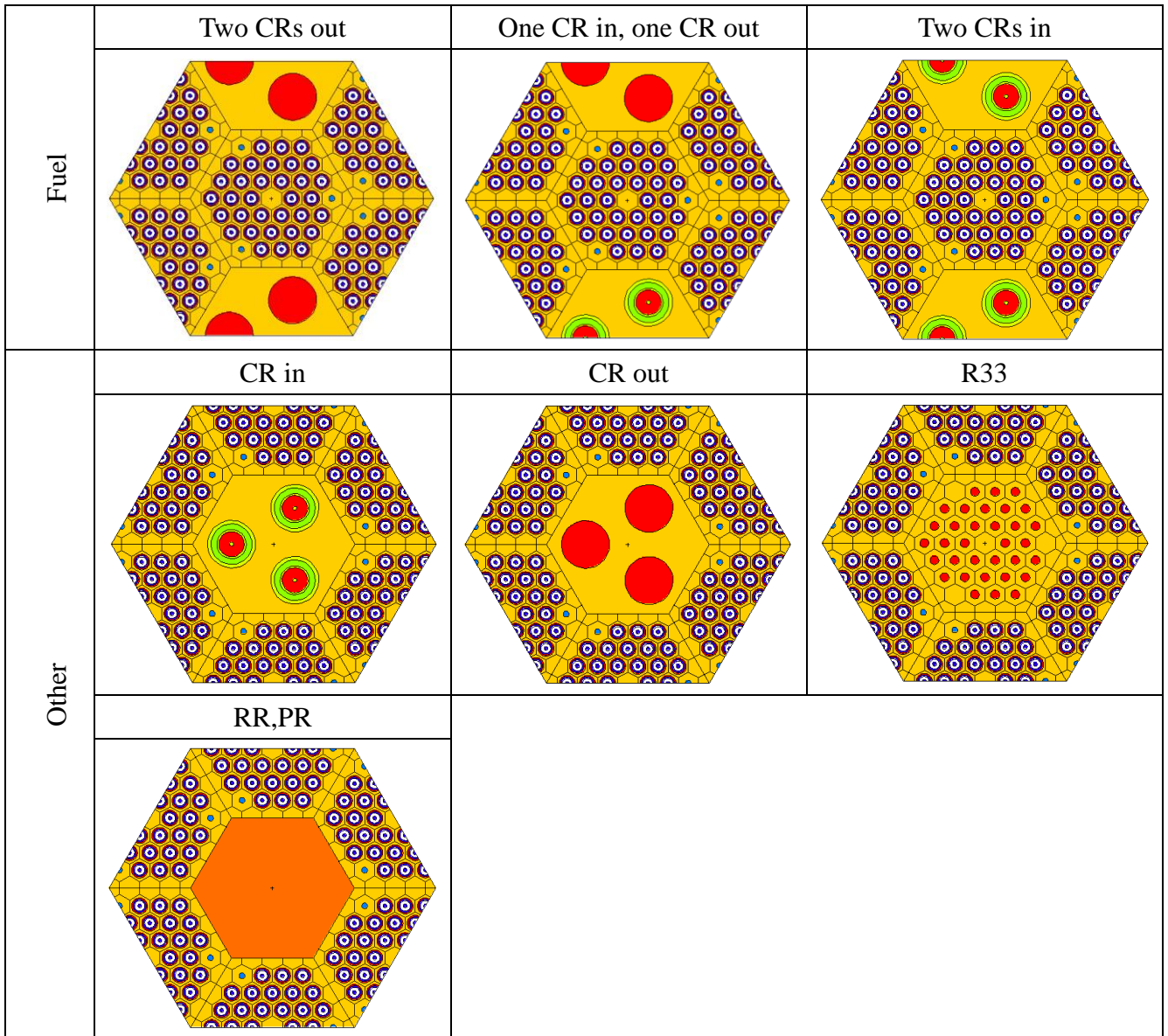


表 3.4.1.3-7 新型 VHTR 燃料晶格溫度表

	溫度(K)	
燃料塊	900(Fuel)/600(Moderator)	基礎條件
	900(Fuel)/900(Moderator)	Moderator branch
	600(Fuel)/600(Moderator)	Fuel branch
	1200(Fuel)/600(Moderator)	Fuel branch
控制塊、反射體塊	600	基礎條件

表 3.4.1.3-8 NuCoT 程式在新型 VHTR 爐心固定溫度的計算結果與 MCNP 參考值之比較

		MCNP(參考值)	NuCoT
k_{eff}		1.04633	1.05136 (5.03 mk)
Nodal Power Max./RMS Error(%)			-3.821 / 1.599
Relative Power Fraction			Power error(%)
Core Axial Power	Layer 1	0.81630	-2.760
	Layer 2	1.03643	-0.534
	Layer 3	1.15045	0.062
	Layer 4	1.08526	1.310
	Layer 5	0.91156	1.443
Core Radial Power	F1	1.27706	-0.030
	F2A	1.08950	1.314
	F2B	1.09204	1.093
	F3A	0.91319	-0.203
	F3B	0.91164	0.072
	F4	0.85733	-1.347

表 3.4.1.3-9 新型 VHTR 爐心熱功率假設參數

熱功率	30 MW
入口溫度	680 K
冷卻劑流量	12.4 kg/s
旁通流量比	12%
出口壓力	4 MPa

表 3.4.1.3-10 新型 VHTR(爐心熱功率 30 MW)的 NuCoT 計算結果

$k_{eff} = 1.05169$		Relative Power Fraction	Fuel Temperature (K)	Moderator Temperature (K)
Max. Nodal Data		1.40760	1532.45	1281.21
Core Axial (AVG)	Layer 1	0.79527	916.37	730.85
	Layer 2	1.0308	1066.19	831.75
	Layer 3	1.15038	1208.51	950.65
	Layer 4	1.09867	1316.86	1071.45
	Layer 5	0.92486	1386.39	1178.81
Core Radial*	F1	1.22626	1532.45	1281.21
	F2A	1.10352	1446.58	1221.02
	F2B	1.10370	1446.71	1221.11
	F3A	0.91150	1312.54	1126.99
	F3B	0.91246	1313.20	1127.46
	F4	0.84618	1266.88	1095.04

*Average relative power fraction data, max. temperature data

3.4.1.4 針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習

本期計畫於 107/12/17 舉辦 2018 Advances in Reactor Physics worksop，邀請日本名古屋大學教授 Akio Yamamoto 及上海交通大學退休教授趙榮安來台演講，講題及議程如圖 3.4.1.4-1，共有 20 位教授、核研所研究員及學生參與此研討會，並合影留念(圖 3.4.1.4-2)。

2018 WORKSHOP

Advances in Reactor Physics

Date
Venue
Host

December 17th, 2018
Room 204, Green Energy Research and Education Building (李存敏館)
Center of Energy and Environmental Research
Institute of Nuclear Engineering and Science



Time	Speaker	Presentation Title	Chairperson
Monday (2018/12/17)			
08:30 – 09:00		Registration	
09:00 – 10:30	Akio YAMAMOTO	Sensitivity analysis, uncertainty estimation, and data assimilation in reactor physics	Rong-Jiun Sheu
10:40 – 12:10	Yung-An Chao	The latest on GSPn theory: overview of the theory	Yen-Wan Hsueh Liu
12:10 – 13:30		Luncheon	
13:30 – 15:00	Akio YAMAMOTO	GENESIS - a three-dimensional transport code based on the Legendre polynomial Expansion of Angular FLUX (LEAF) method	Rong-Jiun Sheu
15:10 – 16:40	Yung-An Chao	The latest on GSPn theory: solution method and numerical results	Yen-Wan Hsueh Liu
16:40 – 17:00		Discussion	

Professor Akio YAMAMOTO



- Professor, Graduate School of Engineering, Nagoya University, Japan.
- Focus on the development of advanced nuclear design methods for current and Gen-IV reactors, sensitivity analysis/uncertainty quantification, large-scale simulations using parallel/distributed computing, in-core fuel optimizations, education of reactor physics, and reactor safety.
- Engage in various activities of Nuclear Regulation Authority (NRA), a team member of new regulatory requirements for light water reactors, new regulatory requirements for nuclear fuel facilities, commission on supervision and evaluation of the Fukushima Daiichi NPPs, the reactor safety examination committee. The chair of the nuclear fuel safety examination committee.
- Member of Atomic Energy Society of Japan (AESJ) and a Fellow of American Nuclear Society (ANS). Chair of reactor physics division of AESJ.

Professor Yung-An Chao (趙榮安)



- Formerly professor at Carnegie-Mellon University, advisory engineer at Westinghouse and manager of technology cooperation with China, adjunct professor of Shanghai Jiaotong University
- Research interest in application oriented theoretical work. Major contributions in areas of hexagonal nodal methods, coarse mesh finite difference method, loading pattern search and optimization method, space-time neutron kinetics, dynamic rod worth measurement and subcritical reactivity measurement, etc. DRWM is now widely used in PWR throughout the world.
- Awarded with the gold medal of Westinghouse Signature Award, and honored with ANS Fellow.
- Continuing in research on next generation core analysis methods after retirement in 2011. Having made a break through in SPn theory, with the resolution of issues standing over fifty years, to establish a complete and rigorous GSPn theory.

圖 3.4.1.4-1 2018 workshop Advances in Reactor Physics 海報



圖 3.4.1.4-2 2018 workshop Advances in Reactor Physics 講員與參與師生合照

3.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析

3.4.2.1 核沸騰實驗文獻

Gaertner(1965) [1]以平板池核沸騰實驗研究汽泡生成之外觀形狀，其結果發現，在低熱通率時，表面上部份的凹坑口活躍後產生單一球狀之汽泡，此時之區間稱之為單一汽泡區(Discrete bubble region)。隨著熱通量的提升，活躍的凹坑口逐漸增加，其產生的汽泡速率亦隨之增加，直到某一高熱通率時，在同一凹坑口上產生的汽泡尚未脫離，新的汽泡便已產生，故凹坑口上之新舊汽泡便會形成一汽柱，此時正式從單一汽泡區轉而進入第一過渡區(First transition region)。當汽柱迅速脫離表面後，周圍的液體為了填補蒸發時所消耗的液體，使蒸氣與液體之間形成很大的相對速率，導致赫爾霍茨不穩定性的發生，相鄰的汽柱便開始糾結在一起，形成蕈狀大氣塊，此時之區間稱之為蕈狀汽泡區(Vapor mushroom bubble)。直到蕈狀汽泡區準備達到臨界熱通率的瞬間，其區間被稱之為第二過渡區(Second transition region)。

Marcus and Dropkin(1963) [2] 以銅作為加熱表面，採彈簧式熱電耦以解決加熱過程引起的溫度變化導致熱漲冷縮使得熱電耦和待測面接觸不良。並將熱電耦埋放在加熱面中心點分四層，每層各埋一根。其加熱塊之設計如圖 3.4.2.1 所示，加熱角度變化由 0° ~ 90° 。其結果發現熱傳遞係數會隨著角度的增加而提高，Marcus and Dropkin 認為這是因為汽泡從加熱面脫離的路徑增加，導致邊界層的擾動增加，使熱傳效果得以提升。

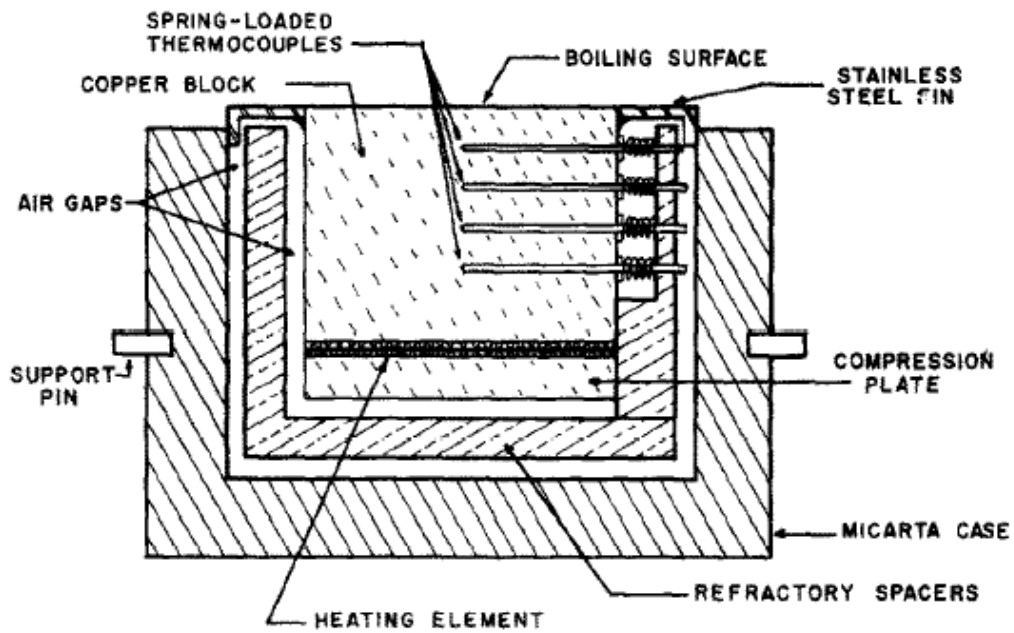


圖 3.4.2.1 加熱銅塊剖面示意圖

Githinji and Sabersky(1963) [3]為了使實驗過程更為簡易快速以異丙醇低沸點之特性作為工作流體，加熱角度由水平變化至垂直，其結果也顯示熱傳遞係數和傾斜角成正比。

Nishikawa et al.(1984) [4]以銅塊做為加熱表面，採用水做為工作流體。為了得到更為準確的溫度分佈，分三層埋放熱電藕，每層各埋七根，藉此了解更為精準的表面溫度梯度。其加熱塊之設計如圖 3.4.2.2 所示，改變加熱角度由 0° ~ 175° ，其結果發現發現在低熱通率的情形下，其熱傳遞係數會隨傾斜角變大而增加，但在高熱通率區域的變化則不大，由圖 3.4.2.3 可知，在高熱通率下之核沸騰和傾斜角沒有明顯的關係，這說明了高熱通率池沸騰的主要機制是來自於巨液膜的蒸發乾化，並不受到重力的影響。

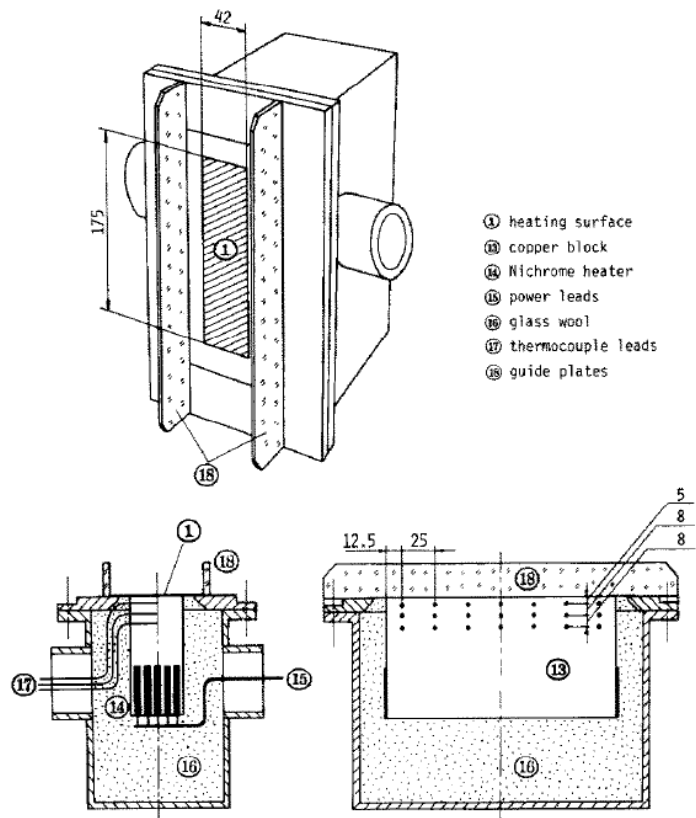


圖 3.4.2.2 加熱銅塊設計圖

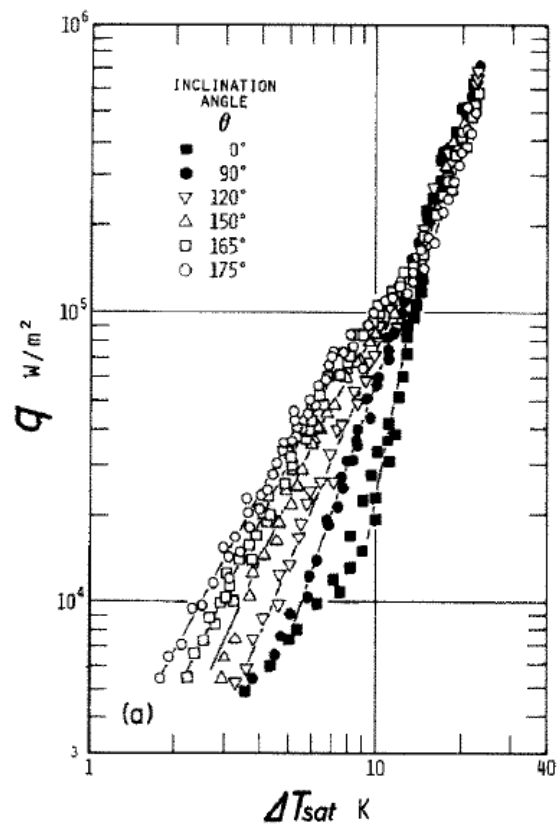


圖 3.4.2.3 傾斜角對於池沸騰熱傳實驗之影響

Chang and You(1996) [5] 同樣也以銅作為加熱表面，在高熱通率的條件下進行實驗，角度變化

為 $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ, 180^\circ$ ，採用 FC-72 作為工作流體，發現當加熱面由 0° 增加到 90° 時，傾斜角越大熱傳效果越好，但是當角度超過 90° 時，熱傳遞係數會開始逐漸降低，與 Nishikawa et al.(1983) [4] 之實驗結果略有不同。Chang and You 認為這是因為其所處之系統狀態不同，Nishikawa et al.是處於暫態系統，Chang and You 則是處於穩態系統，且因 FC-72 所需之沸騰啟始過熱度比水來的高出許多，當加熱角度開始朝下(downward)時，此時已進入完全沸騰區域，由於此區域之氣泡將逐漸覆蓋整個加熱面，導致熱阻增加使得熱傳效果降低。

Rainey and You(2001) [6] 為了研究加熱角度和加熱面尺寸大小對於核沸騰的影響，參考 Chang and You [5]之實驗。不同的是改變銅塊尺寸為 $1 \times 1 \text{mm}$ 、 $2 \times 2 \text{mm}$ 及 $5 \times 5 \text{mm}$ 作為加熱面分別進行實驗並比較其差異，加熱角度除了有 $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ, 180^\circ$ 之外，另外多增加一組 160° 以補充 Chang and You 之實驗數據庫。其結果與 Chang and You 之實驗結果做對照發現，當加熱面尺寸的增加時，沸騰起始過熱度會隨之減少，由圖 3.4.2.4 可知，當加熱面面積擴大至 25cm^2 時，其熱傳能力獲得顯著的提升，Rainey and You 認為這是因為加熱面允許汽泡影響的範圍變大，有效減少了汽泡覆蓋整個加熱面所造成的熱阻情形。而其加熱角度方面之影響與 Chang and You 之實驗結果相似。

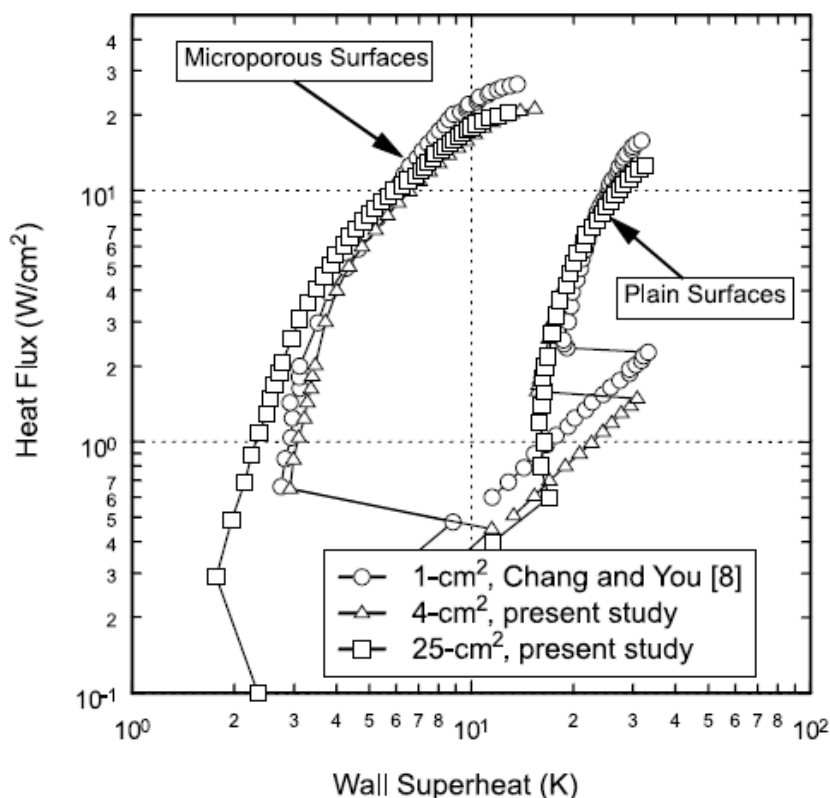


圖 3.4.2.4 水平時加熱面尺寸對於池沸騰的影響

Jung and Kim(2015) [7] 以導電薄膜(ITO Film)的平板加熱器進行池沸騰實驗，其實驗著重於影響汽泡脫離現象的參數之量測。為了更為清楚的量測影響汽泡脫離形為之參數，Jung&Kim 以紅外線熱像儀及高速攝影機兩項儀器，使成核址密度、汽泡脫離直徑、汽泡脫離頻率更為方便量測。

上述實驗回顧整理如表一所示，由於上述實驗內容大多著重於某幾個特定角度，且多半使用冷媒之低沸點性質作為工作流體，因此本實驗將以水作為工作流體，增加實驗角度以補足數據庫。

表 3.4.2.1 核沸騰實驗文獻整理

Authors	Geometry	Orientation	Temperature measured	Fluid	Surface	Measured parameter
Marcus&Dropkin (1963)	Horizontal plate Length=2 in Width=2 in	0°, 22.5°, 45°, 67.5°	Thermocouple Number:4 (Fourth order)	Water	Copper	q'' , ΔT_{sat}
Githinji&Sabersky (1963)	Flat strip Length=4 in Width=1/8 in	0°, 90°	Not mention	Isopropy alcoholol	Stainless steel	q'' , ΔT_{sat}
Nishikawa (1983)	Horizontal plate Length=175mm Width=42mm	0°, 90°, 120°, 150°, 165°, 175°	Thermocouple Number:21 (Third order)	Water	Copper	q'' , ΔT_{sat} n_A , D_d , f_s
Chang&You (1996)	Horizontal plate Length=10mm Width=10mm	0°, 45°, 90°, 135°, 180°	Thermocouple Number:2 (Frist order)	FC-72	Copper	q'' , ΔT_{sat} n_A , D_d , f_s
Rainey&You (2001)	Horizontal plate Length=46mm Width=51mm	0°, 45°, 90°, 135°, 160°, 180°	Thermocouple Number:2 (Frist order)	FC-72	Copper	q'' , ΔT_{sat} n_A , D_d , f_s
Jung&Kim (2015)	Horizontal plate Length=13mm Width=6.2mm	0°, 30°60°, 90°	ITO film heater	Water	Al ₂ O ₃	q'' , ΔT_{sat} n_A , D_d , f_s t_{wait}

3.4.2.2 實驗環路設備

將實驗過程中所需使用之設備儀器繪製成一環路圖，如圖 3.4.2.5 所示。將實驗環路依其各區塊之功能區分為濾水系統(Filter system)、預熱及除氣系統(Preheat and degas system)、加熱系統(Heating system)及數據擷取分析系統(Data analyst system)四者，以下將詳細說明各系統之主要功能及所需之設備。

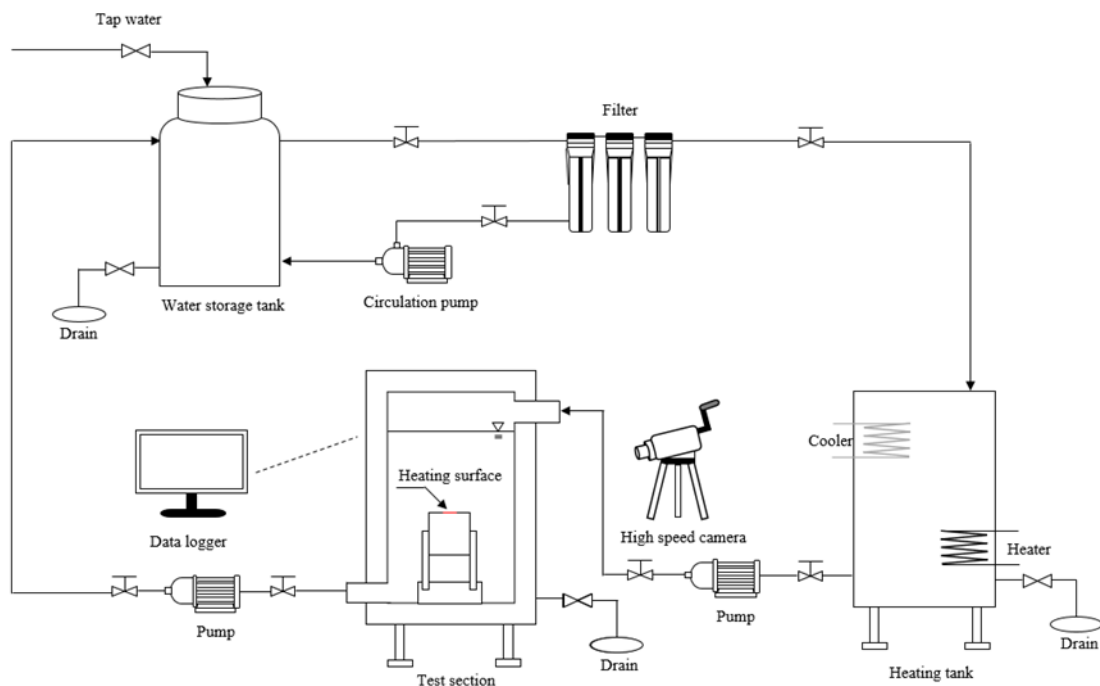


圖 3.4.2.5 實驗環路設備

甲、濾水系統

濾水系統之組成包含逆滲透濾水器(Reverse Osmosis Filter)、離子交換器、循環泵浦及水質監測器等設備，如圖 3.4.2.5 所示。由於實驗所採用之水源為自來水，為避免影響實驗之精準度，必須將水質固定，透過循環泵浦將未過濾之自來水經離子交換器進行循環洗滌以去除其水中不必要的雜質及礦物質，並藉由水質監測器控制其電阻值(Resistivity)在 $1\text{M}\Omega\text{-cm}$ 以上以維持其水質之純淨度。

乙、預熱及除氣系統

預熱及除氣系統之組成包含恆溫水槽(Heating tank)、加熱器(Heater)、冷凝器(Cooler)、溫度控制器(Temperature controller)與排氣閥(Exhaust valve)，如圖 3.4.2.5 所示。透過恆溫水槽內部所設置之加熱器與冷凝器結合溫度控制器，將過濾好之水加熱至實驗所需之進口溫度後，藉由排氣閥將溶解在水中之空氣排出，以避免實驗過程時空氣泡阻礙加熱汽泡之觀察。

丙、加熱系統

加熱系統之組成包含實驗水槽、加熱塊支撐架、加熱塊、加熱器與電源供應器，圖 3.4.2.6 為加熱系統之縱剖面示意圖，以下將為加熱系統內部之各組件逐一進行詳述。

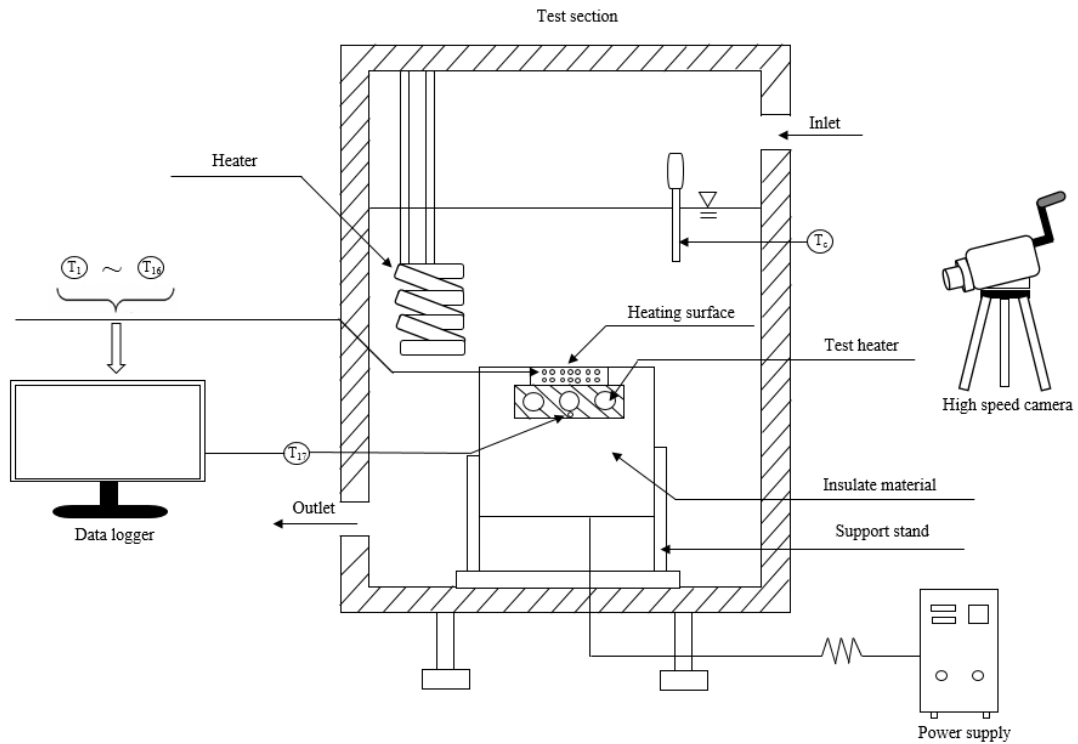


圖 3.4.2.6 加熱系統

(1) 實驗水槽

實驗水槽即本實驗之測試端，採不鏽鋼材質製成，其長寬高尺寸為 543×500×765mm，夾層厚度為 4.5mm，在夾層內填充絕熱材料以防止熱散失，而水槽外側則另外包覆隔熱泡綿以達到絕熱效果。水槽前後兩端各自設有一塊 200×200mm 之石英玻璃視窗，作為可視段(Visual section)，以方便觀察加熱表面情況和提供高速攝影機進行拍攝，其示意圖如圖 3.4.2.7 所示。

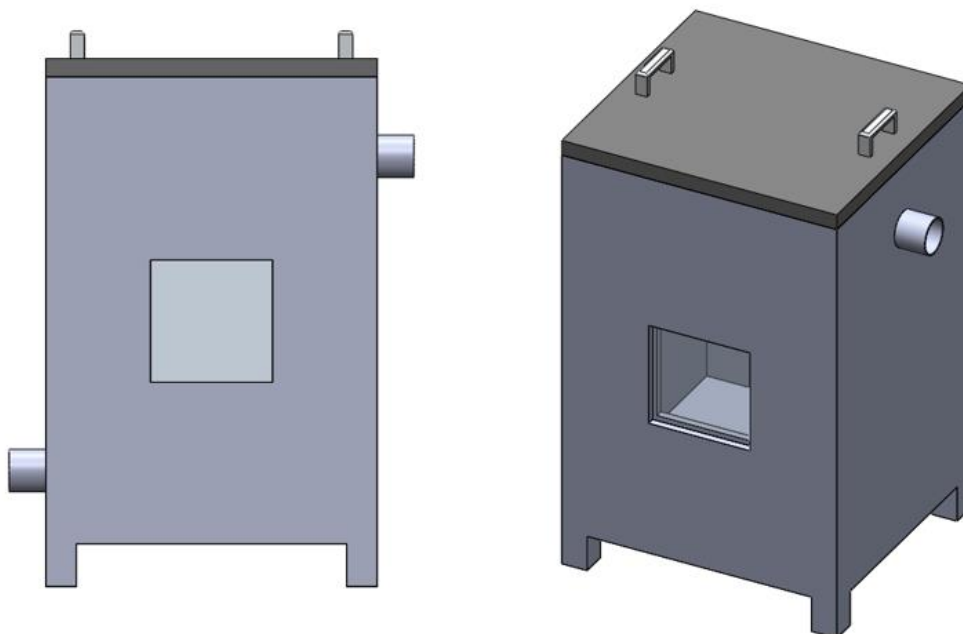


圖 3.4.2.7 實驗水槽

(2) 加熱塊支撐架

加熱塊支撐架採不銹鋼材質製成，其底部設有四個活動式螺栓，可自由調整其高度以得到整體之水平，如圖 3.4.2.8 所示。與加熱塊連接的部分，則是利用螺栓與螺帽公母配合的原理，將加熱塊緊密夾緊，如圖 3.4.2.9 所示。為了達到可以自由調整欲實驗的加熱壁面角度之目的，配合英國迪派士(Digi-Pas)所開發的 DWL-80E 數位角度水平儀，其精度可達 $\pm 0.05^\circ$ ，如圖 3.4.2.10 所示，此數位角度水平儀之優點在於其出廠前已經做過精密的校正，實驗時不需再進行重新校正，故可確保每次實驗之初始條件一致。

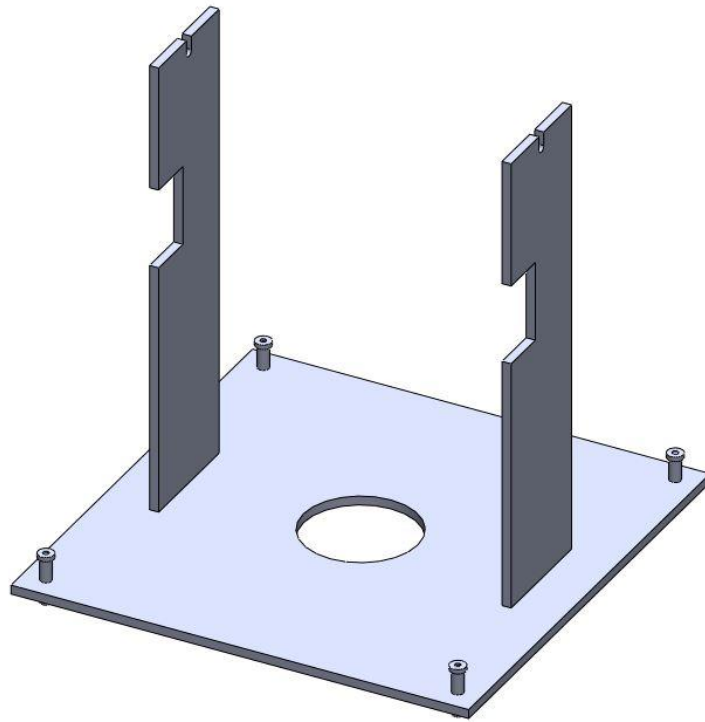
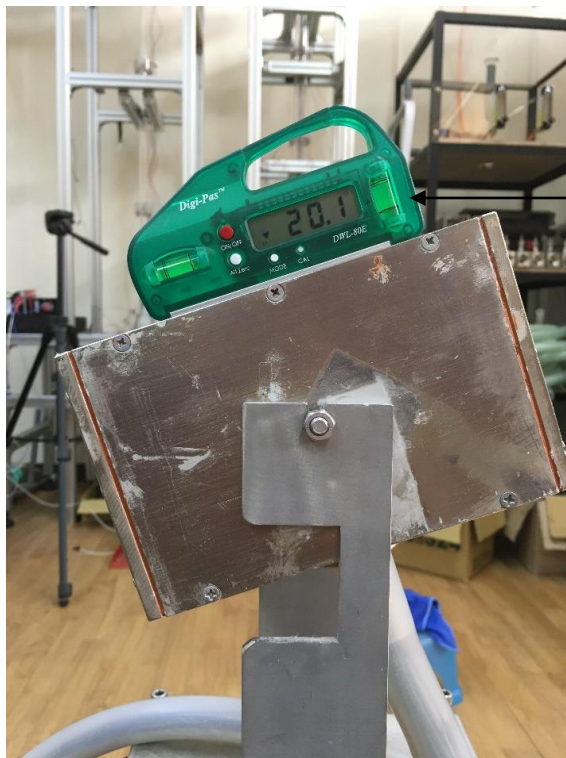


圖 3.4.2.8 加熱塊支撐架



螺栓與螺帽夾緊

圖 3.4.2.9 加熱塊與支撐架連接實際圖



數位角度水平儀

圖 3.4.2.10 數位角度水平儀

(3) 加熱塊

實驗用之加熱塊由紅銅所製，熱導率為 $391(\text{W/mK})$ ，選用紅銅的優點在於其銅含量極高，有助於熱傳效果的提升，可使核沸騰現象更迅速的發生。加熱塊詳細之結構與尺寸

如圖 3.4.2.11 及圖 3.4.2.12 所示。由圖 3.4.2.11 與圖 3.4.2.12 可知，本實驗之加熱塊在其內部嵌埋三根直徑為 11mm 功率各為 190W 之加熱棒作為加熱源，而為避免加熱棒因升溫異常導致燒毀，在其正下方嵌埋一根熱電耦作為溫度監測用。其餘未加熱部份則以絕熱材料作填充，阻絕熱損失。在加熱面溫度量測方面，為了得到準確的溫度分佈，以加熱面中心為基準，一共嵌有 16 根熱電耦，分兩層埋放，每層各 8 根，第一層距離加熱壁面 1.8mm，第二層與第一層之間距為 2.6mm。在加熱面幾何尺寸方面，由泰勒不穩定性之定義可得，若加熱面之特性長度小於臨界泰勒波長，則在高熱通率時，會因加熱面尺寸過小之緣故，使汽泡迅速覆蓋整個加熱面，導致臨界熱通率提早發生，也就是說，加熱面之長寬最少需大於臨界泰勒波長，才不致使加熱面燒毀，故由泰勒波長之公式可得，在常壓下之飽和態水的臨界泰勒波長為 15.7mm，其公式如下所示，

$$\lambda > \lambda_c = 2\pi \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_1 - \rho_2)}}$$

由於加熱面之長寬最少需大於 15.7mm，且考量到傾斜角度時，矩形加熱面可方便觀察汽泡之生成及脫離情況，故設計加熱面之長為寬之兩倍並且取其整數，故本實驗之加熱塊其熱傳表面為長寬 40×20mm 之矩形。

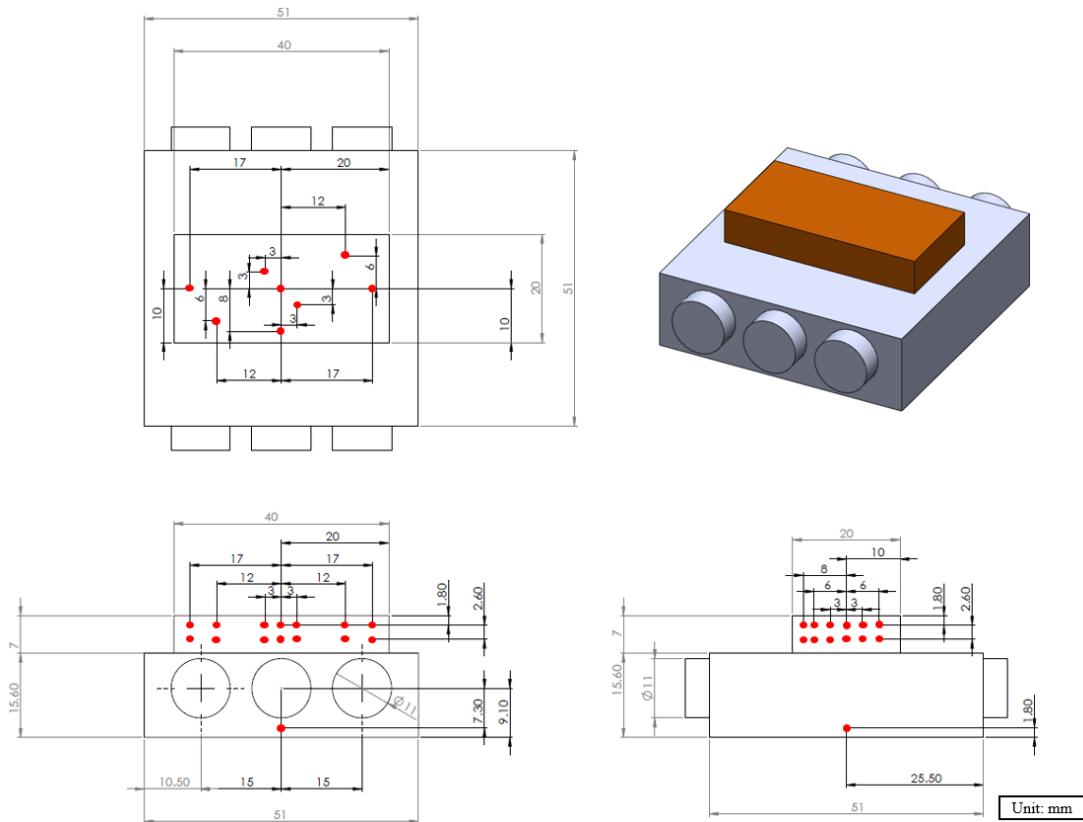


圖 3.4.2.11 加熱塊內部三視圖

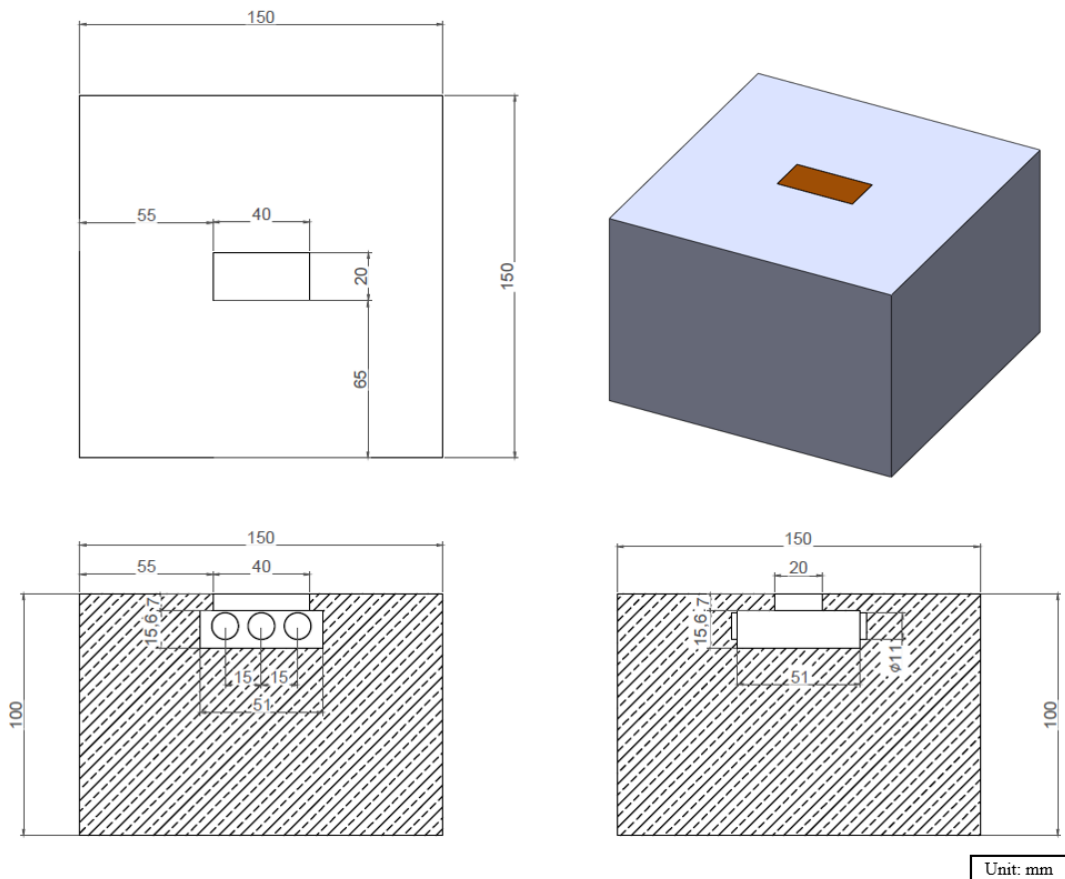


圖 3.4.2.12 加熱塊外部三視圖

(4) 加熱器 Heater

加熱水槽內加裝 L 型鐵氟龍電加熱棒，如圖 3.4.2.6 所示，其功用在於維持測試端內之環境水溫，在進行池沸騰實驗時，藉由此加熱器可使得環境水溫維持飽和狀態，確保整個實驗過程之環境水溫的一致性，同時可避免汽泡剛脫離加熱表面後因環境水溫過低而立即冷凝掉。

(5) 電源供應器

由於電源供應器可輸出的範圍大小會與其輸出功率的穩定度有關，一般而言，可輸出範圍越小，其輸出功率越穩定，而任何電源供應器會隨著其可輸出之範圍越大，其啟動所需輸出的電壓值會越高，因此為確保實驗在低功率及高功率輸出的條件下皆能達到穩定的狀態，將本實驗之電源供應器分為低功率電源供應器及高功率電源供應器。低功率電源供應器為美國艾德克斯電子有限公司(ITECH)所開發的 IT6720 直流電源供應器，如圖 3.4.2.13 所示，其電壓輸出範圍為 0~60V，藉由此電源供應器即可穩定輸出電壓，確保實驗在低功率輸出進行時，其系統可達到絕對穩態之狀態。高功率電源供應器之組成包含溫度控制面板、負載電壓錶與功率錶，如圖 3.4.2.14 所示，其電壓輸出範圍為 0~220V。在溫控方面，將此處與加熱棒內部監測用之熱電耦作連接，當其所測得之溫度升溫異常，藉由微電腦溫控器，電源供應器將自行斷電，防止加熱塊的燒毀。



圖 3.4.2.13 低功率電源供應器

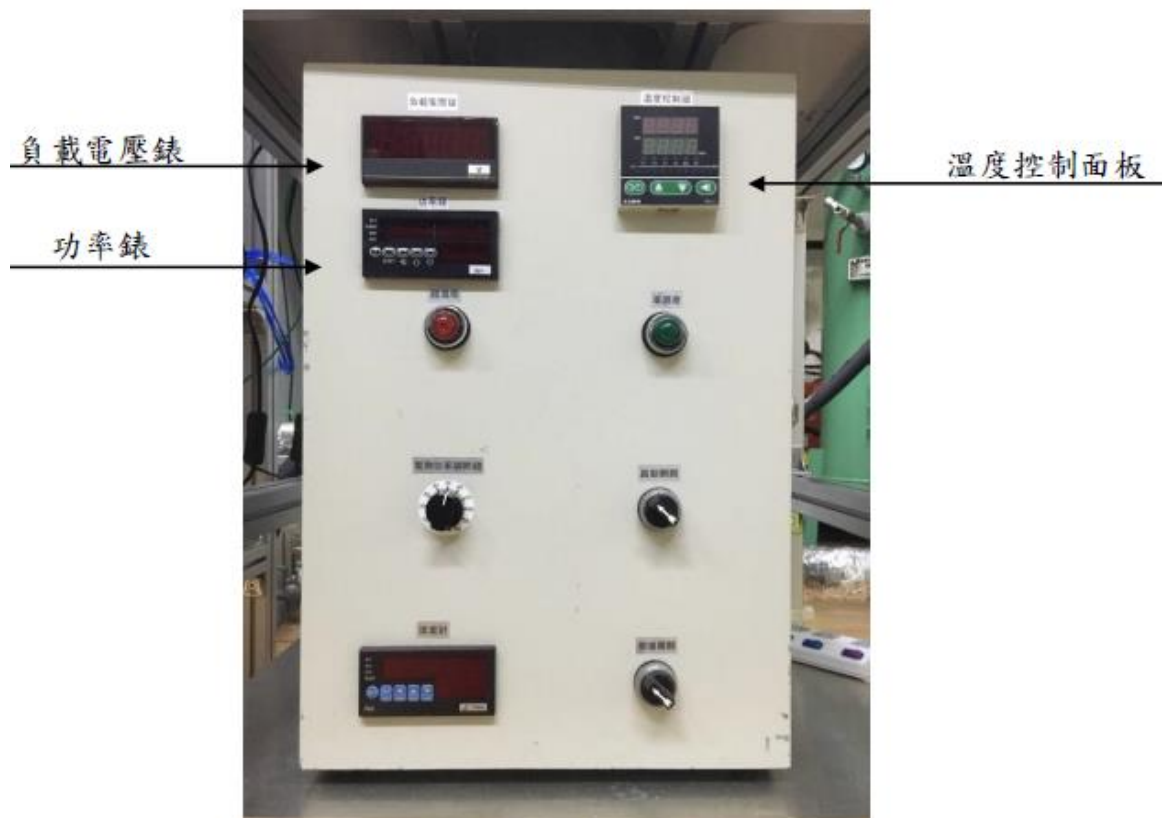


圖 3.4.2.14 高功率電源供應器

(6)數據擷取分析系統

數據擷取分析系統主要是由數據擷取器(Data logger)、高速攝影機以及後續處理數據的分析軟體組成。其中，數據擷取器為日本大倉電氣株式會社(Ohkura)所開發的 VM7000A 無紙式記錄器(Paperless recorder)，如圖 3.4.2.15 所示，其溫度可讀取之範圍為 $-200 \sim 1370^{\circ}\text{C}$ 。而由於記錄器所存取之數據為 DST 檔，故必須透過資料處理軟體 Data Viewer，將其轉換成 Microsoft Excel 2016 可讀取的 CSV 檔，接著再以繪圖軟體 Origin Pro 2017 進行圖表分析。高速攝影機為日本 Photron 公司所出產的 FASTCAM-ultima APX，如圖 3.4.2.16 所示，其內建 Frame rate(fps)範圍為 $60 \sim 120000\text{fps}$ 。將拍攝好之影像轉入電腦後，利用影像後製軟體 ImageJ 製作比例尺，以求得汽泡真實尺寸大小。

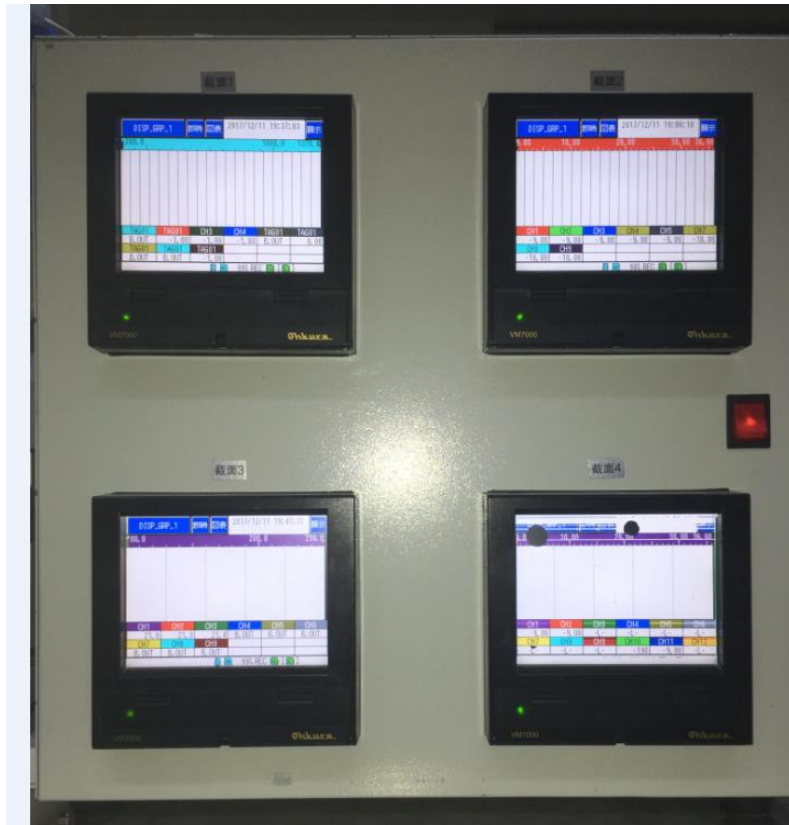


圖 3.4.2.15 數據擷取器



圖 3.4.2.16 高速攝影機

3.4.2.3 實驗流程與實驗重複性

以下將詳述實驗過程中所有的操作步驟，為其訂製一套標準化作業程序，藉由此套標準程序可將每次實驗的情況控制在相同條件，並可以保證實驗結果具有可重複性。各操作步驟依作業取向不同可被區分為前置作業、沸騰實驗及後端處理，以下將逐一進行介紹。

1. 前置作業

- (1)檢查各項設備電源有無接地，避免實驗過程中因漏電所產生的觸電危險。
- (2)開啟自來水閥門，使其暫存至儲水槽中，藉由儲水槽內之浮球控制系統，令自來水自動儲存至一定水位後暫停注水。
- (3)開啟純水機電源開關，再開啟過濾循環水閥，接著啟動純水循環泵浦，透過純水過濾系統進行來回重複洗滌，並藉由水質監測系統控制儲水桶內之水阻值，持續循環清洗直到水阻值恆為定值後，關閉純水循環泵浦及過濾循環水閥。
- (4)開啟恆溫槽補水開關，再開啟恆溫槽入口水閥，將水補至一定水位後，關閉恆溫槽補水開關，接著開啟恆溫槽電源開關，並打開溫度控制系統，開始進行加熱直到其溫度到達實驗所需之飽和溫度後，打開排氣閥，令熱水靜置一段時間完成除氣過程。
- (5)在等待除氣完成的時間裡，於測試端內利用數位角度水平儀調整加熱塊欲實驗之加熱角度，同時為了確保每次實驗時加熱塊表面粗糙度(Surface roughness)之情況一致，利用號數為 320 之細砂紙作研磨處理，其平均顆粒直徑為 $46\mu\text{m}$ ，待熱水完成除氣過程後，即可進行下個步驟。
- (6)打開測試端入口水閥，啟動耐熱泵浦，將已完成除氣之熱水注入測試端內，待水位完

全淹沒加熱塊並達到一定高度後，關閉耐熱泵浦，在關閉測試端入口水閥。

2. 沸騰實驗

(1)架設高速攝影機於可視段位置，打開補光燈並調整鏡頭焦距與光圈，使加熱表面清晰可見，接著啟動電腦，打開影像錄製軟體，選用 2000fps 作為實驗拍攝幀率，準備進行加熱表面影像擷取。

(2)接著開啟數據擷取器，準備記錄實驗過程之瞬時溫度變化。

(3)開啟測試端內的加熱裝置以維持實驗之環境水溫為近似飽和溫度。

(4)開啟加熱塊電源開關，接著打開電源供應器，調整加熱塊之輸出電壓，由小調到大，藉此控制加熱棒之輸出功率。在加熱過程中，調整輸出電壓於一數值，並觀察加熱塊溫度有無變化，若靜置 5 分鐘而溫度無所變化，則可視其為穩態，記錄當下之溫度數據並錄製其加熱表面之影像，並從上方拍攝當下加熱面之成核點位，以供後續分析計算，接著再調高輸出電壓，等待下一次的穩態點。

(5)在反覆的調高輸出電壓時，為了避免發生沸騰危機而造成加熱面燒毀，藉由紀錄的溫度數據和高速攝影機所拍攝之影像判斷其是否快接近臨界熱通率，若其壁過熱度將近文獻所預估水之臨界熱通率點($\Delta T_{sat} = 30K$)且其汽泡特徵為葦壯大汽塊已逐漸覆蓋加熱面，則視其為近似臨界熱通率點，關閉電源，結束實驗。

(6)實驗完成後，關閉電源供應器，打開測試端下方排水閥門，啟動耐熱泵浦，將水排至儲水槽內，等待下次實驗重複進行使用，接著再關閉耐熱泵浦。

(7)檢查所有設備電源開關及各閥門是否有正確關閉，到此為一次完整實驗程序。

3. 後端處理

(1)將數據擷取器所記錄之溫度數據儲存至記憶卡中，將記憶卡之數據轉入電腦後進行轉檔程序以及圖表分析。

(2)將高速攝影機所錄製之影像，利用影像處理軟體做連續截圖處理，開始進行汽泡影像的分析。

(3)觀察實驗過程中所拍攝之汽泡成核點位照片，數出所有成核點位總數，將其除以加熱總表面積，求得成核址密度。

(4)觀察已截圖之汽泡影像，數出一秒內所脫離之汽泡總數，藉由關係式 $b/s = f_s A n_A$ ，將已知參數代入，求得汽泡脫離頻率。

(5)觀察已截圖之汽泡影像，利用影像分析軟體 ImageJ，以加熱塊側邊之螺絲直徑作為汽泡真實尺寸之依據，定義出新的比例尺，求得汽泡真實尺寸。

將一次完整實驗程序簡化為一標準化流程圖，如圖 3.4.2.17 所示。

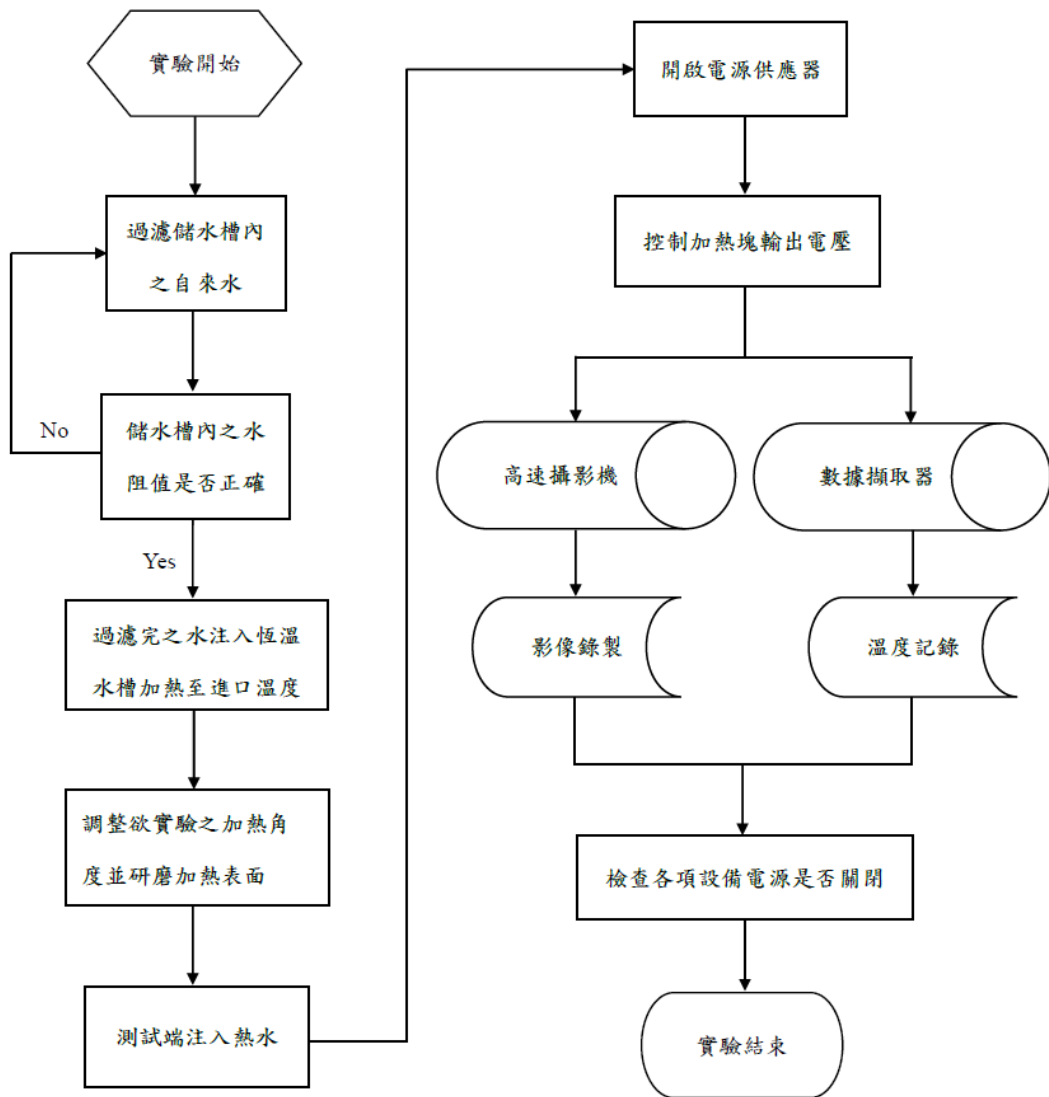


圖 3.4.2.17 實驗流程圖

以此程序所進行的實驗具有良好的可重複性，如圖 3.4.2.18 所示。其中，紅色圓點代表第一次 0° 角實驗，藍色圓點代表第二次 0° 角實驗，紫色圓點則代表第三次 0° 角實驗，此三次實驗皆遵守上述流程，但於不同時間點進行。從圖 3.4.2.18 裡可清楚發現，三次 0° 角實驗之數據結果可併合成同一條曲線沸騰曲線。由以上所呈述之結果可知，本池沸騰熱傳實驗可得到相同的可重複性之結果，故顯示本實驗之變因控制良好。

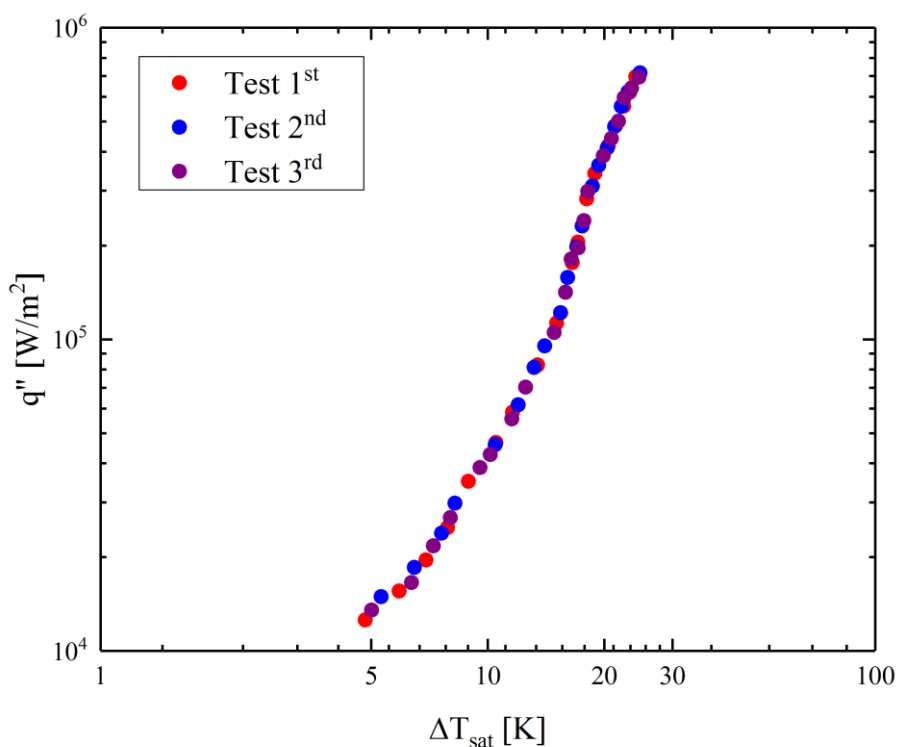


圖 3.4.2.18.三次0°角實驗數據結果

3.4.2.4 核沸騰熱傳實驗結果

在核沸騰區域中，當加熱面的溫度超過沸騰起始點，汽泡會在成核址(nucleation site)上開始產生相變化而成長。當汽泡成長至足夠大時，氣泡所受的向上浮力大於其向下的表面張力，進而脫離表面。在汽泡脫離的同時，液體會流進來填補原先汽泡的位置而形成蒸汽與液體的互換，此現象及生之為焔冷(qench)。然而，核沸騰現象會因加熱面傾斜角不同而有所改變，汽泡會因加熱面傾斜程度的不同使其脫離情況產生變化，進而影響焔冷之效應。以下將以實驗量測及觀察的結果，探討加熱面傾斜角為核沸騰熱傳能力帶來的影響。

圖 3.4.2.19 為各加熱面傾斜在沸騰曲線中之核沸騰區塊之實驗結果，其中，紅色圓點、綠色圓點、紫色圓點及藍色圓點分別代表加熱面傾斜角為0°、30°、60°及90°。從圖 3.4.2.19 可以清楚發現，在低熱通率區塊中($q'' \approx 2 \times 10^5 \text{ W/m}^2$ 以下)，在同樣的熱通量下，加熱塊之傾斜角越大者，其所對應的壁過熱度越大；換而言之，在同樣的壁過熱度下，傾斜角越大其所對應的熱通量越大。此種結果表示核沸騰之熱傳能力會因為加熱面傾斜角的增加而有了顯著的提升。相反地，當核沸騰現象來到高熱通率區塊($q'' \approx 2 \times 10^5 \text{ W/m}^2$ 以上)時，加熱面傾斜角的大小對於核沸騰之熱傳能力已幾乎沒有任何影響，如圖 3.4.2.19 所示。

而造成此結果之因素，推測為因重力作用的方向產生改變，使得部份汽泡不僅僅只脫離表面，而會同時發生滑動行為。致使熱邊界層內被擾動的範圍增加，促使壁面周圍的紊流得以增強，進而使得熱傳效果得以增強。而當熱通率上升至高熱通率時，汽泡不再是一顆顆脫離或滑移。而是產生蕈狀汽泡(marshroom bubble)、氣柱(vapor colun)等沸騰現象。主導熱傳行為的熱傳機制不再與重力

方向有關，因而不同加熱面傾斜角並不再影響沸騰曲線。此假設會以高速攝影機觀察汽泡的動力行為，作為佐證之證據。

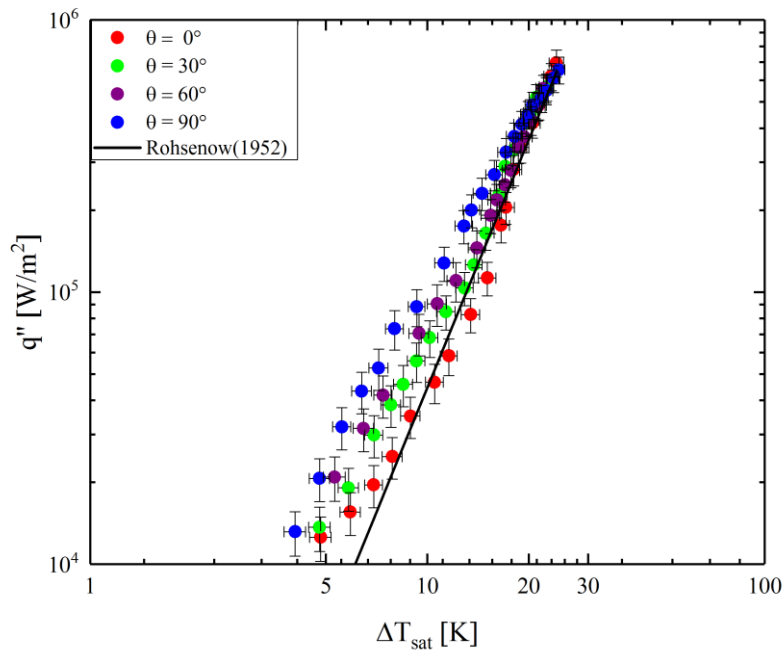


圖 3.4.2.19 不同加熱面傾斜角對於核沸騰曲線之影響

於水平向上的加熱時，不同過熱度所對應的沸騰現象如圖 3.4.2.20 所示。當沸騰剛起始時，加熱面上會產生少數微小的汽泡。此時汽泡脫離表面之頻率非常慢，且因此時的過熱度相當小，使得汽泡內蒸氣壓不足以支撐較大之汽泡，因而可以觀察到汽泡脫離直徑相當之小。而當過熱度上升時，成核址開始活化，使得表面上汽泡數量增加。同時汽泡內的蒸氣壓可以支撐較大之汽泡，因此可以觀察到較大之汽泡脫離直徑。隨著壁面過熱度增加而增加的脫離直徑以及活化成核址，是使沸騰的熱傳能力大幅地上升的原因。如圖 3.2.20 中左下與右下之汽泡動力行為，其中壁面過熱度僅僅上升 3 度，但壁面熱通率卻增加約兩倍。而圖 3.2.20 右下與右中之汽泡動力行為，顯示隨著汽泡內的蒸氣壓變大，表面張力無法使汽泡形成球形，取而代之的是類似橫向較長之橢球，稱之為變形汽泡(distorted bubble)。且會觀察到此時的汽泡形狀並不穩定，汽泡之橫軸會不斷膨脹與縮小，進而擾動周遭之流場與汽泡。此時的加熱面會因這樣的擾動，部分尚未脫離的汽泡有時會合併成一個汽泡，但值得注意的是，在同一個成核址上，並不是每次都會發生合併的現象。隨著壁面過熱度的上升，壁面熱通率逼近轉換熱通率，如圖 3.4.2.20 中水平之虛線。Moissis 與 Berenson [9]提出於 0° 傾斜角時，轉換熱通率 q''_{tr} 為：

$$q''_{tr} = 0.11 \alpha^{1/2} \rho_l h_v \left[\frac{g \sigma}{\rho_l - \rho_v} \right]^{1/4}$$

其中 α 以及 h_v 分別為接觸角以及潛熱。若以水之性質計算則得， $q''_{tr} = 1.8 \times 10^5$ ，如圖 3.4.2.20

中水平之虛線。於實驗觀察中，當熱通率超過轉換熱通率後，可以明顯地察覺流譜的轉換，證實 Moissis 與 Berenson 經驗式之有效性。此時會發現由單一成核址，因快速地產生以及脫離汽泡，而形成氣柱；以及多個成核址上的汽泡互相合併，而形成多個成核址同時支撐一個巨大的不規則汽泡，稱之為蕈狀汽泡(vapor mushroom)。氣柱以及蕈狀汽泡皆不會脫離表面，但兩者皆會有不規律的紊動。有時兩個或更多的氣柱會合併成一個蕈狀汽泡；亦有蕈狀汽泡分裂成多個氣柱之不穩定情形。此時的熱傳行為，不再是靠汽泡脫離帶來的紊動效應，此點會於稍後與不同傾斜角之沸騰熱傳行為一併進行更深入之討論。

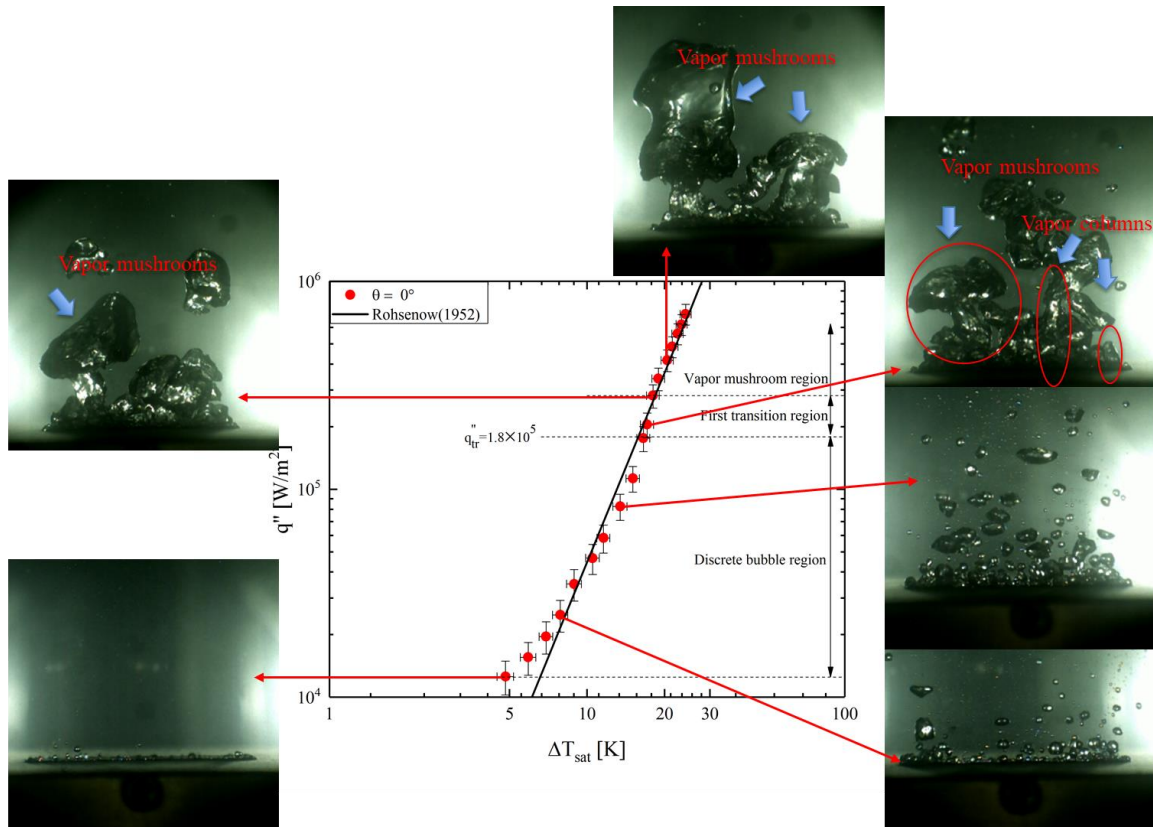


圖 3.4.2.20 傾斜角為 0° 時沸騰曲線與汽泡動力行為

當傾斜角為 30° 時，汽泡動力行為與水平很相近，皆可以觀察到汽泡流場由小型汽泡成長至變形汽泡，流譜再轉換成過渡區以及蕈狀汽泡，如圖 3.4.2.21 所示。但不同的是，水平加熱情況下轉換熱通率為 $1.8 \times 10^5 \text{ W/m}^2$ ；而 30° 傾斜角之轉換熱通率下降至 $1.64 \times 10^5 \text{ W/m}^2$ ，下降約 9%。於汽泡動力行為中，可觀察到轉換熱通率下降之成因。於 30° 傾斜角加熱時，汽泡除了向上脫離之外，還會於未脫離時沿著傾斜加熱面滑移，造成大部分之汽泡滑移至較上方的壁面脫離，如圖 3.4.2.21 之右下及右中所示。當壁面熱通率接近轉換熱通率時，實驗可以觀察到，較下方的壁面上，因快速的滑移，將壁面附近的未脫離汽泡連結；而較上方的壁面上，因快速的脫離，而使得脫離與未脫離之汽泡近乎合併，如圖 3.4.2.21 之右中、左上所示。這種部份滑移、部分脫離之汽泡動力行為，使得 30° 傾斜角的轉換熱通率較只有脫離行為的 0° 水平加熱還來得低。依此假說，當傾斜角越大時且滑移越明顯時，轉換熱通率應下降得愈多。配合高速攝影機所拍攝之汽泡動力行為以及熱電偶所量測之沸騰曲線，可於稍後證實此假設。

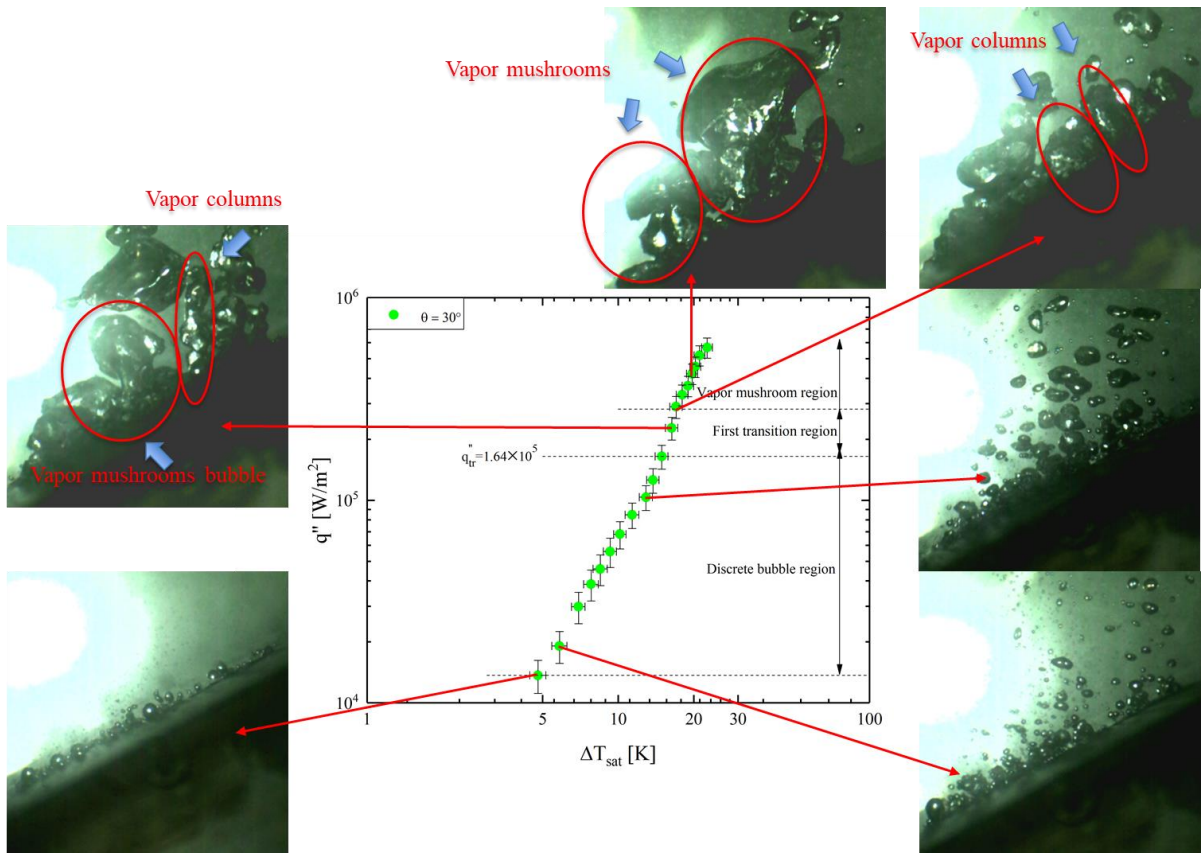


圖 3.4.2.21 傾斜角為 30° 時沸騰曲線與汽泡動力行為

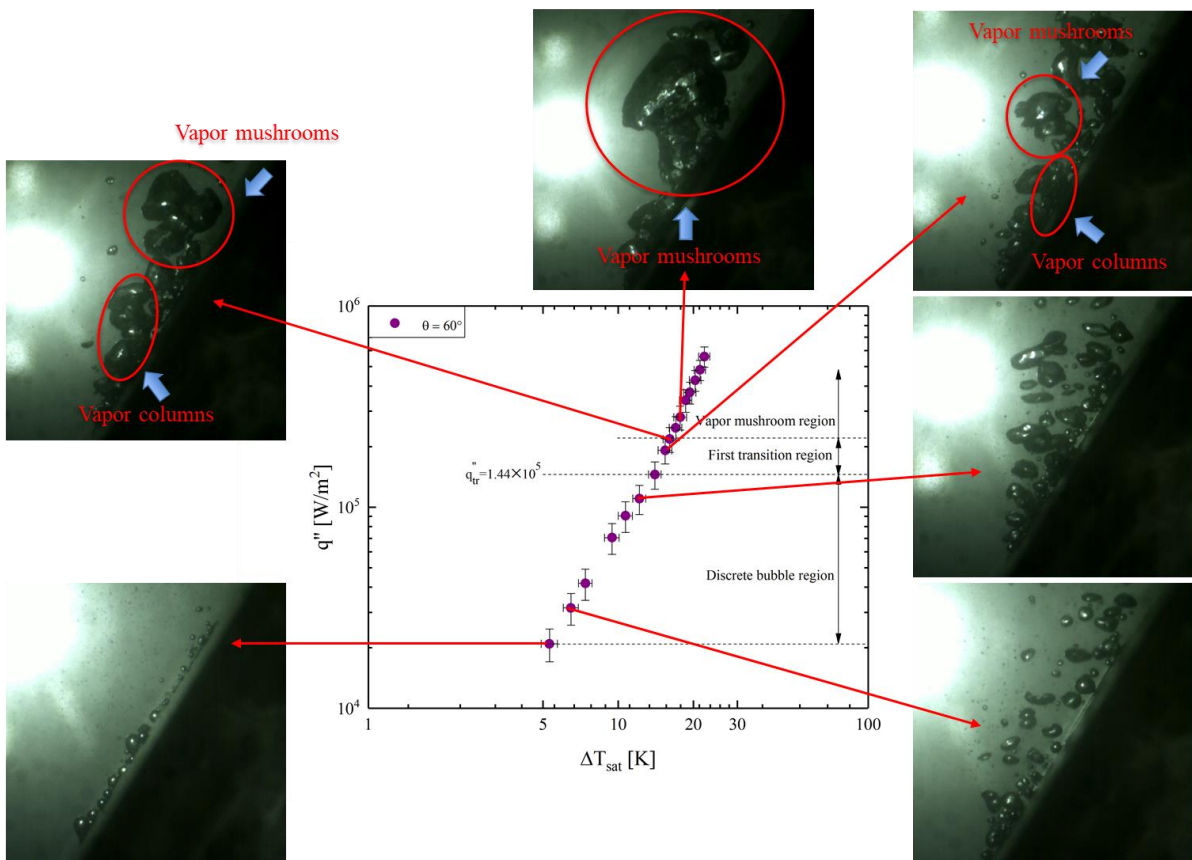


圖 3.4.2.22 傾斜角為 60° 時沸騰曲線與汽泡動力行為

傾斜角為 60° 時，可觀察到汽泡滑移的效果更加劇烈，致使汽泡脫離的方向並不再是垂直向上，而是帶有部分的水平動量。此種情形造成 60° 傾斜角的汽柱有明顯的歪斜，如圖 3.4.2.22 之右上及左上所示。然而在大的蕈狀汽泡上，卻又無法觀察到滑移之影響，如圖 3.4.2.22 之上圖所示，蕈狀汽泡仍是垂直向上發展。這是因為在蕈狀汽泡區，汽泡成核之後，還未受浮力與加熱面傾角影響而滑移之前，就與附近程核之汽泡聚攏，共同形成蕈狀汽泡。因此 60° 觀察到之蕈狀汽泡與水平加熱以及 30° 傾斜角加熱，相當相似。由此可以看出，不同傾斜角於蕈狀汽泡區擁有相似的汽泡動力。因此，於蕈狀區的熱傳特性應與加熱面傾斜角度較無關聯。另外，觀察 60° 傾斜角下的流譜變化，可以確定其轉換通率為 $1.4 \times 10^5 \text{ W/m}^2$ ，較 30° 之傾斜角條件下來得小許多，與之前所預期相符合。

於 90° 傾斜角下，氣泡之脫離現象變得非常不明顯。此時汽泡脫離表面的驅動力，不再來自浮力，而是來自於升力。當汽泡在加熱表面滑動時，汽泡於接觸加熱表面之底部的速度較慢，接觸液體之頂部會速度較快，因而產生減斜速度場(shear velocity field)。而汽泡在減斜速度場中向上移動時，則會產生橫向的升力，使得汽泡脫離加熱面。因汽泡脫離表面的驅動力不同，產生汽柱也非常不同，如圖 3.4.2.23 所示。

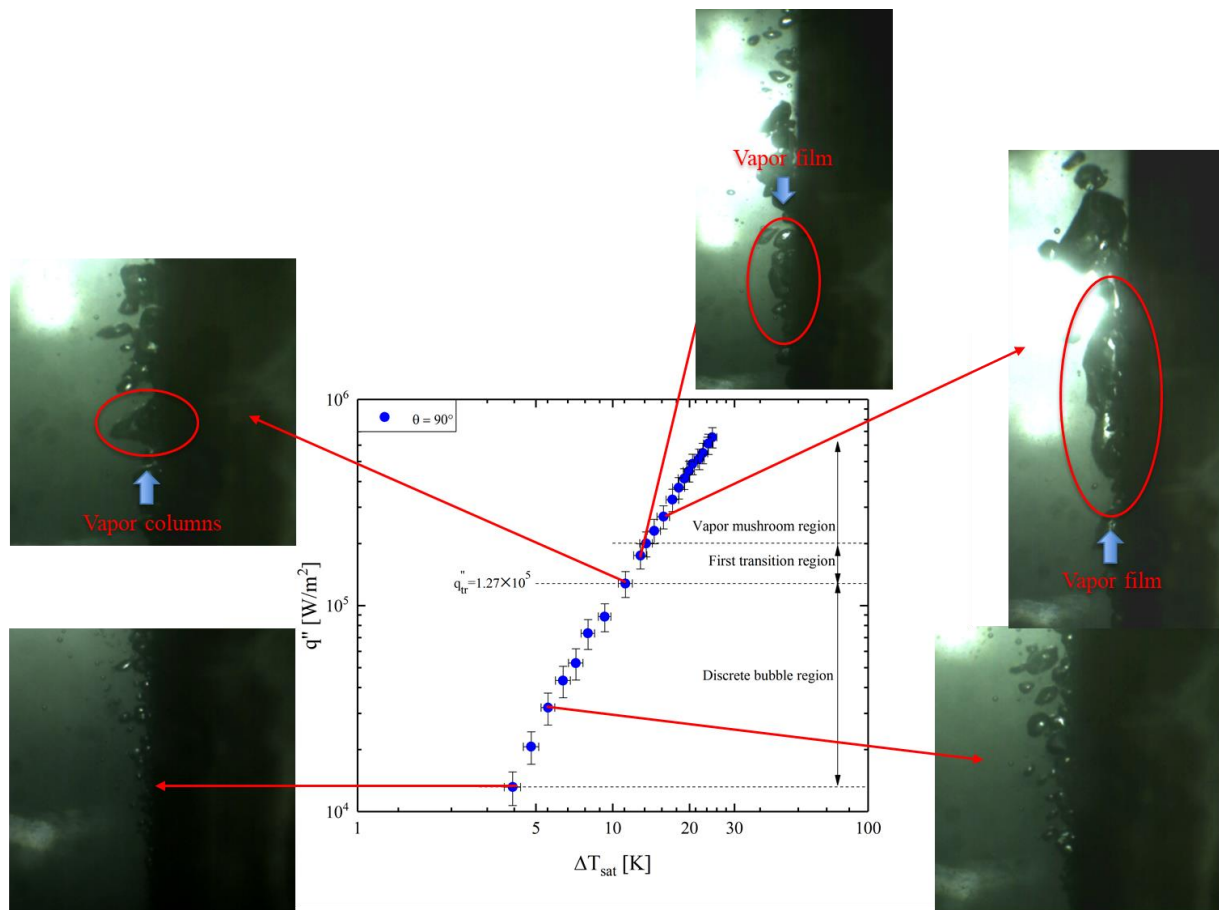


圖 3.4.2.23 傾斜角為 90° 時沸騰曲線與汽泡動力行為

3.4.2.5 評估現有模式之適用性

綜合來看傾斜角對於沸騰熱傳的影響，可以明顯地看出轉換熱通量隨著加熱面傾斜角增加而下降。根據實驗量測之熱通量以及 Moissis 與 Berenson 的半經驗公式，提出轉換熱通率對於傾斜角之經驗公式：

$$q''_{tr} = (1 - 0.19\theta)q''_{tr,0}$$

其中 $q''_{tr,0}$ 以及 θ 分別為 Moissis 與 Berenson 預測於水平加熱之轉換熱通率以及加熱面之傾斜角(弧度)。以此經驗公式與實驗資料相比對，期誤差皆在 5% 之內，如圖 3.4.2.24 所示。

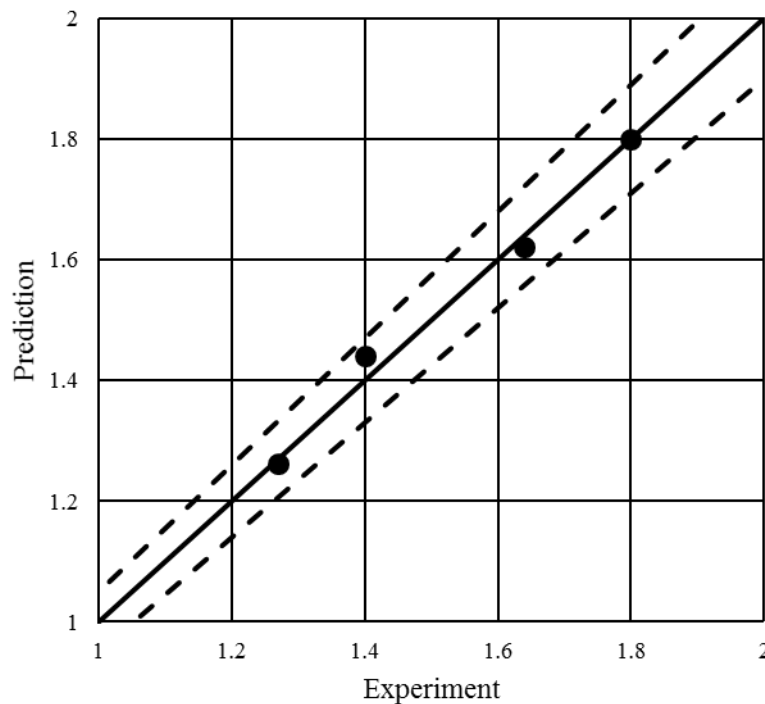


圖 3.4.2.24 轉換熱通率之實驗量測值與經驗公式之比較

轉換熱通率之下的沸騰熱傳現象皆屬於核沸騰現象，Kurul and Podowski(1991)[8]將壁面的核沸騰熱傳分為三種機制，即造成相變化的蒸發熱(evaporation)、汽泡脫離表面後冷水補進汽泡原本的區域所造成的焯火效應(quenching)以及在汽泡影響區外的單相對流(convection)，分別記為 q''_e 、

q''_q 、 q''_c ，如下式所表示：

$$q''_w = q''_e + q''_q + q''_c$$

其中各項又可表示為

$$q''_e = \frac{\pi}{6} D_d^3 \rho_v i_{lv} f_s n_A$$

$$q''_c = h_{conv} (T_w - T_l)(1 - A_b)$$

$$q_q'' = \frac{k_l}{\sqrt{\pi\lambda_l / f_s}} (T_w - T_l) A_b$$

$$A_b = K \frac{n_A \pi D_d^2}{4}$$

其中 h_{conv} 、 A_b 、 K 、 n_A 、 f 、 D_d 分別為單相流強制對流之熱傳係數、汽泡影響面積、汽泡影響因子($K=4$)、有效成核址密度、汽泡脫離頻率與汽泡脫離直徑。

目前 CFD 模式沸騰模式，皆廣泛使用 Kurul and Podowski 之假設。但 Kurul and Podowski 發展期模型時，是以強制對流之垂直加熱沸騰通道作為驗證之實驗(benchmark)，對於有傾斜角的外部加熱情況需要更進一步探討。因此本研究，使用實驗所量測之效成核址密度、汽泡脫離頻率與汽泡脫離直徑配合自然對流之經驗公式估算單相流之熱傳係數，並使用 Kurul and Podowski 之模型預測壁面熱通量，依此評估現有數學模型對有傾斜角之沸騰適用性。

對於傾斜平面之單相流自然對流，可用半經驗公式估算期熱傳能力，如下式[11]：

$$Nu_L = \frac{hL}{k} = 0.54 Ra_L^{1/4} \sin \theta$$

其中 L 為平板之特徵長度， Ra 為雷利數(Rayleigh number)。依此式估測自然對流之熱傳係數配合上述討論之實驗量測，即可評估 Kurul and Podowski 之適用性。

適用性評估之結果如圖 3.4.2.25 所示，其中黑點為實驗量測值；黑線為使用原始 Kurul and Podowski 之模型；紅虛線為使用汽泡重疊修正汽泡影響因子之結果，汽泡重疊修正會於稍後詳細介紹。初步比對實驗(黑點)與原始模型(黑線)，可以發現模型嚴重低估沸騰熱傳之熱傳能力，更嚴重的是原始模型其趨勢與實驗模型不符，這可以進一步量化分析。使用 Rohsenow 之無因次化分析 [10]，可以將沸騰區之熱通率表示為壁面過熱度之指數，如：

$$q'' = C \Delta T^n$$

其中 C 與 n 分別為壁面經驗參數以及無因次參數。於實驗時，可以發現實驗資料點於對數軸上，重現一直線，如圖 3.4.2.25 所示，代表 Rohsenow 之指數半經驗式於不同傾斜角也相當適用。而半經驗式中的壁面參數 C 與使用之加熱面與工作流體有關，若實驗與模型預測之 C 不同，可能代表原始模型驗證時使用之表面與工作流體不同。但若 n 值有較大之差異，顯示模型所考慮的物理現象與實際不合。將實驗與模型預測之資料，依上式進行回歸分係後，實驗與原始模型之 n 值分別如下表所示，其中修正模型將於稍後詳細介紹。由實驗與模型的互相比較可以發現除 90 度外，原始模型模型皆低估沸騰曲線之無因次特徵參數。

表 3.4.2.2 實驗與模型比較

傾斜角	實驗	原始模型	修正模型
0	1.89	1.39	1.73
30	2.26	2.19	2.51
60	2.00	1.43	1.67
90	1.99	2.31	2.40

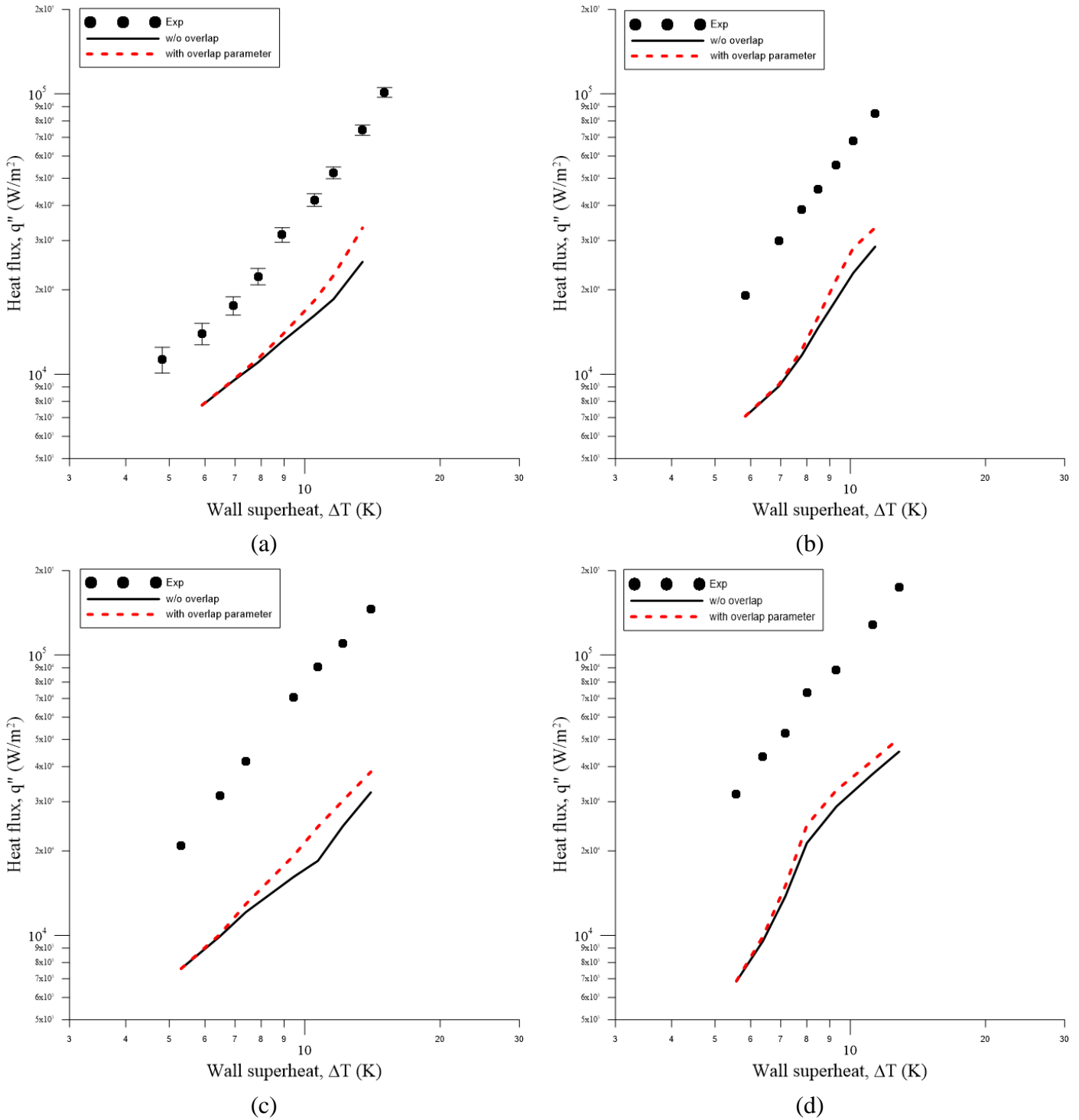


圖 3.4.2.25 於傾斜角(a) 0 度、(b)30 度、(c) 60 度、(d)90 度之核沸騰區域實驗與模型比較

重新檢視 Kurul and Podowski 模型中的汽泡影響面積，可以發現汽泡影響面積只與成核址數量與汽泡脫離直徑有關。但在實驗觀察中，發現成核址分布並不平均，導致部分成核址上的汽泡會出現重疊、或交互脫離的現象。因此原始模型中的汽泡影響面積，高估了汽泡隔離外界對流熱傳的效應。因此本研究提出重疊因子 ξ_o ，以重現汽泡影響區域重疊之現象。重疊因子 ξ_o 之定義與汽泡影響區域之關係如下：

$$\xi_o = e^{-\frac{A_{b,0}}{2}}$$

其中 $A_{b,0}$ 為原始模型之影響面積，因此修正後之汽泡影響面積為：

$$A_b = A_{b,0} e^{-\frac{A_{b,0}}{2}}$$

將上式帶入原模型估算壁面熱通率，如圖 3.4.2.25 之紅虛線所示。由圖可以看出使用重疊因子較原始模型所預測之壁面熱通量較大，小幅度修正原始模型低估熱通率的缺陷。整體而言，使用重疊因子修正之後預測(紅虛線)，其趨勢較貼合實驗以及 Rohsenow 之指數假設，尤其於傾斜角 60 度時改善尤為明顯，如圖 3.4.2.27(c)。近一步使用迴歸分析之後，可以發現使用重疊因子後，對於 n 值之預測有相當之改善。但值得注意的是，實驗之 n 值隨加熱面傾斜角增加而加大，於 30 度傾斜角最大，之後 n 值在逐漸減少。而原始模型以及考慮汽泡重疊之修正，並無法反映此情形。顯示傾斜角加熱中，還有未考慮到的移熱機制值得更深入了解。

3.4.3 核能材料安全性評估分析

3.4.3.1 先進材料應用於燃料護套的研究與評估

1. 執行方法:

(1) 薄膜製程:

靶材製備:靶材成分設計如表 3.4.3.1.1，藉由真空電弧熔煉法製備合金靶材，在經過加工後，得到 2 吋合金靶材，如圖 3.4.3.1.1。

鍍膜製程:透過射頻磁控濺鍍方式，鍍著高熵氮化薄膜於 Si(100)上以及鋁四合金。調控氮氣和氬氣的體積流率(Ar:26sccm,N₂:4sccm)，以及給予基板不同的負偏壓值(0 ~ -100V)，評估製程薄膜的較佳鍍膜參數，使用參數如表 3.4.3.1.2。

表 3.4.3.1.1 靶材成分設計

合金種類	Al	Cr	Nb	Si	Zr	Total
合金比例	40	30	10	10	10	100
原子比 at%	40.0%	30.0%	10.0%	10.0%	10.0%	100.0%

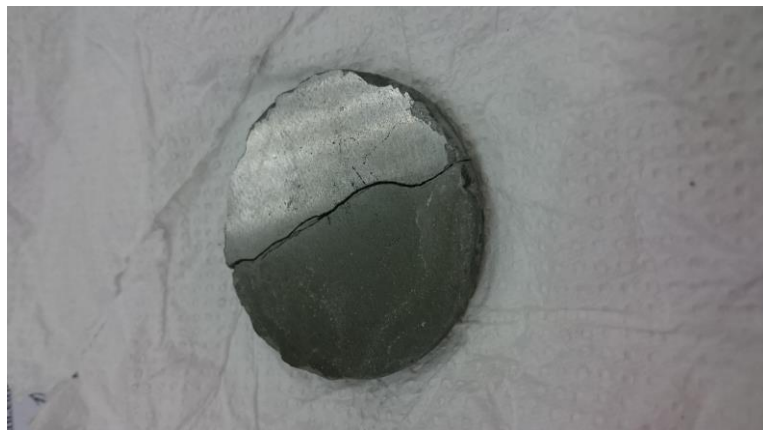


圖 3.4.3.1.1 2 吋合金靶材。

表 3.4.3.1.2 鍍膜參數

Base pressure	Target RF power	Bias	Working pressure	N ₂ /Ar flow rate	Coating time
2*10 ⁻⁶ torr	150W	0V,-25V,-50V,-75V-100V	6.8*10 ⁻³ torr	4sccm/26sccm	100min

(2) 薄膜結構與成分分析

藉由掃描式電子顯微鏡(Scanning Electron Microscope SEM)觀察薄膜截面形貌以及量測薄膜厚度，在藉由能量色散 X-射線光譜 (Energy-dispersive X-ray spectroscopy EDS)分析薄膜成分，以及應用 X-射線繞射(X-ray diffraction XRD)分析晶體結構

(3) 高溫氧化測試於 850°C 空氣的環境

試片製備完成後，使用超音波震盪清洗機浸泡於丙酮及甲醇溶液，清除表面有機物質。鍍膜試片至於高溫爐系統進行 850°C 空氣環境高溫氧化實驗，高溫實驗設置如圖 3.4.3.1.2。

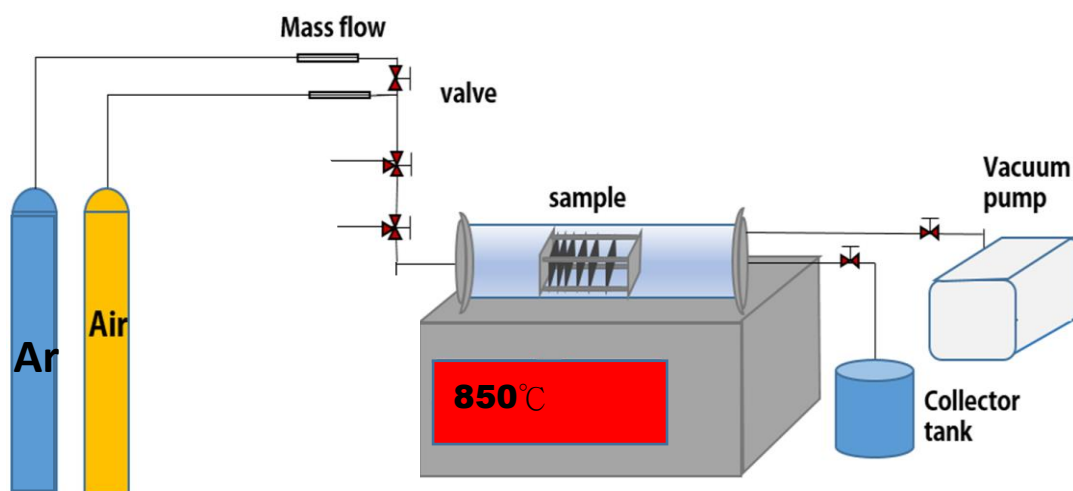


圖 3.4.3.1.2 高溫爐系統。

2. 進度說明:

(1) 薄膜高溫氧化測試於 850°C 空氣的環境

如圖 3.4.3.1.(3.4.5), 在經過高溫 850°C 空氣環境下的氧化測試 1 小時, bias 0 V sample 氧化成厚度約為 377nm, bias 25 50 75 V sample 氧化層厚度分別為 244nm、255nm、289nm, bias 100 sample 具有最小的氧化層厚度:234nm, 在各試片的氮化層和氧化層介面之間並未發現空孔的生成。相較圖 3.4.3.1.6. CrN 薄膜經過相同環境時間與溫度的氧化測試, CrN 的氧化層厚度為: 945nm、1150nm, 且在氮化層與介面皆有空孔的生成, 高熵氮化膜明顯具有較佳的抗氧化能力。

經過長時間氧化測試後, 高低氮化薄膜氧化層厚度成長趨勢, 如圖 3.4.3.1.7, 經過長時間氧化的高熵氮化薄膜, 在各個製程條件下氧化層厚度並無明顯得區別。

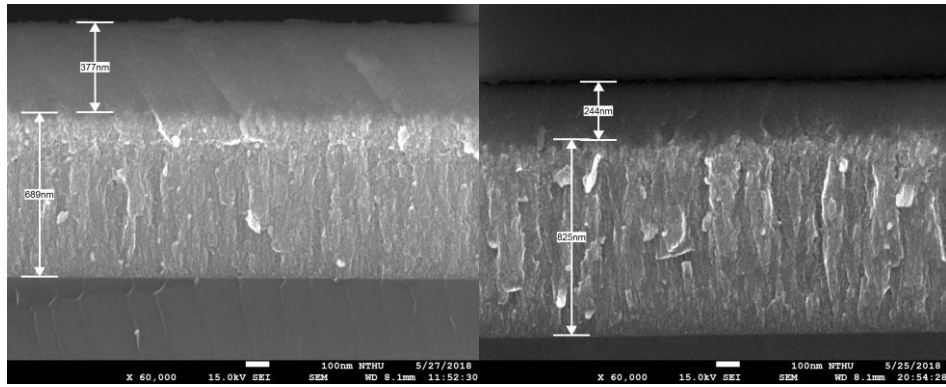


圖 3.4.3.1.3 在空氣中 850°C 1hr 高溫氧化後薄膜截面 SEI 影像(左)bias 0 V sample (右) bias 25 V sample

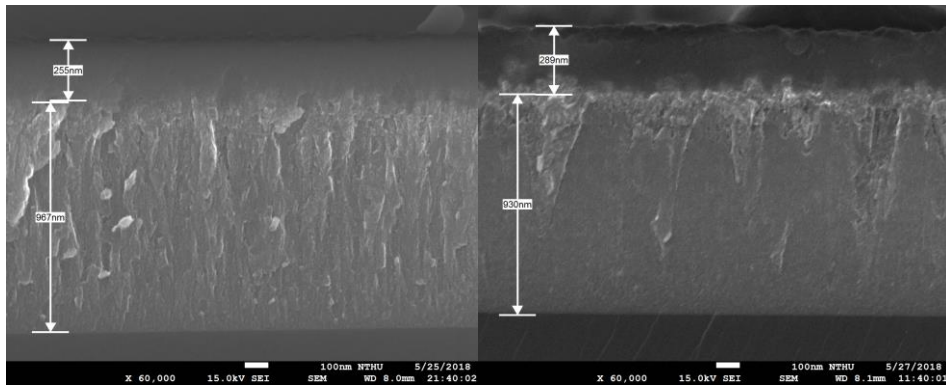


圖 3.4.3.1.4 在空氣中 850°C 1hr 薄膜截面 SEI 影像(左)bias 50 V sample (右) bias 75 V sample

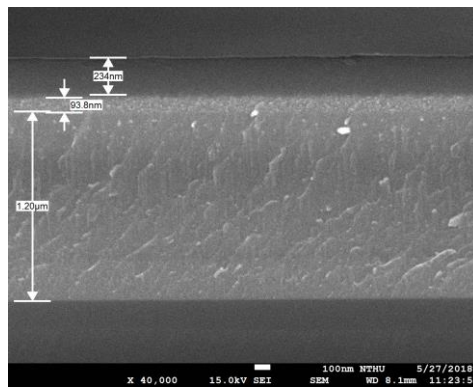


圖 3.4.3.1.5 在空氣中 850°C 1hr 薄膜截面 SEI 影像 bias 100 V sample

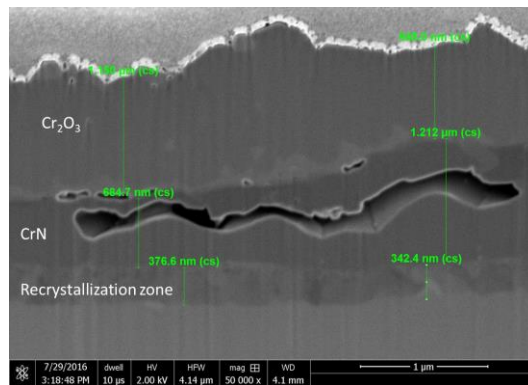


圖 3.4.3.1.6 在空氣中 850°C 1hr CrN coated Zr-4 alloy(106 年度)

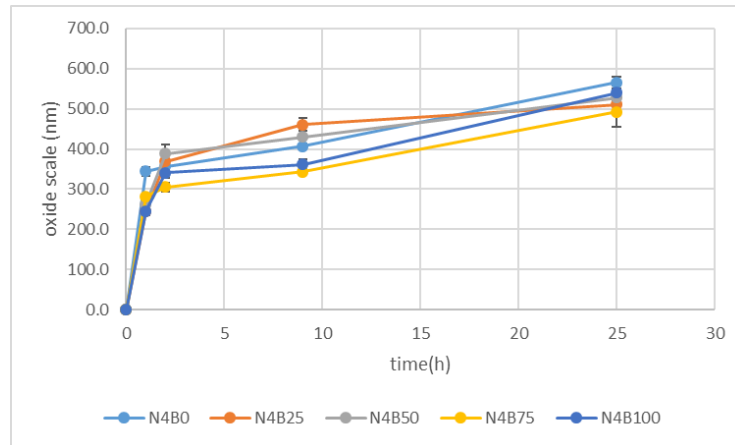


圖 3.4.3.1.7 在空氣中 850°C 高熵氮化薄膜氧化層厚度成長曲線

(2) 高熵薄膜披覆鈳四合金之高溫氧化測試於 850°C 空氣環境

高熵薄膜披覆鈳四合金試片在 850°C 空氣的環境下的氧化增重曲線，如圖 3.4.3.1.8 所示。相較於裸材的鈳四合金，高熵薄膜披覆鈳四合金試片和裸材試片的氧化增重與時間的關係皆呈現線性的趨勢，而高熵薄膜披覆鈳四合金試片具有較低的氧化速率。

如圖 3.4.3.1.9 經過 0.5 小時的氧化，表面並沒有出現明顯的裂痕，然而在經過 1 小時後的氧化，開始出現明顯得裂痕，隨者氧化時間增長，試片破裂更加嚴重，氧化時間來到 2 小時，試片幾乎裂成碎塊。如圖 3.4.3.1.10 (a)顯示，經過 1 小時氧化後的試片，薄膜的氧化層厚度約為 232nm，和鍍著在 Si(100)的氧化結果相符合，表示薄膜自身的抗氧化性質很好，然而在圖 3.4.3.1.10(a)可看出基板有明顯的裂縫，使得空氣透過裂縫快速進入基板加速氧化導致最後整體試片氧化。

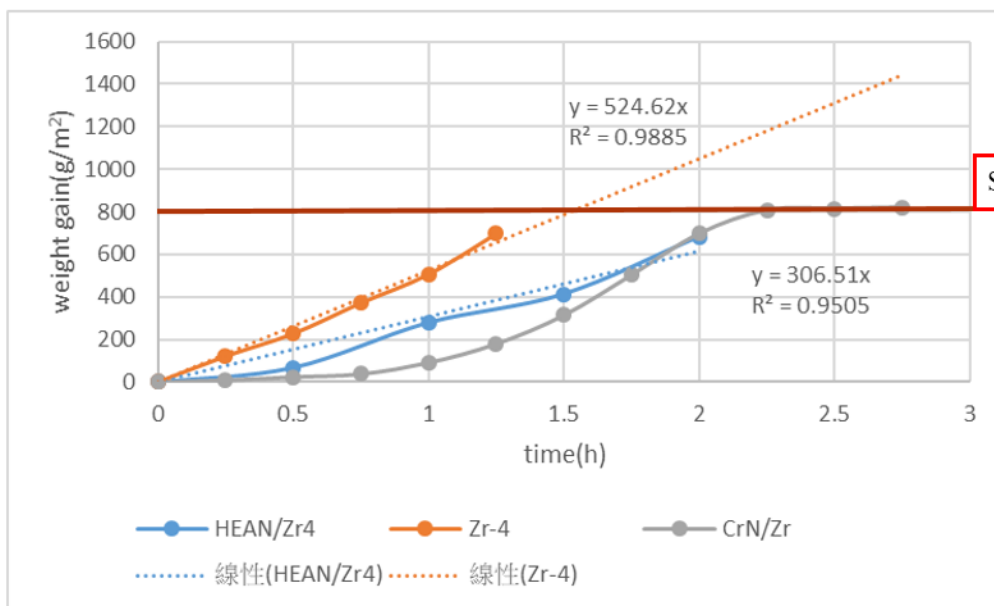


圖 3.4.3.1.8 氧化增重與時間的關係

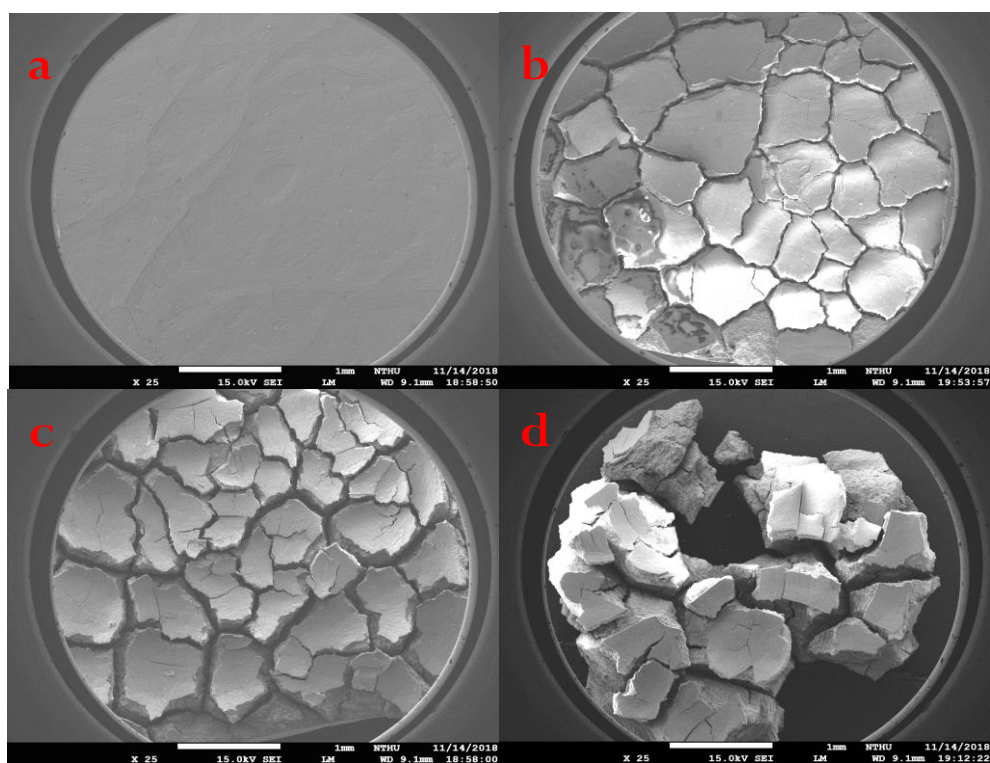


圖 3.4.3.1.9 鍍膜試片經過 850°C 氧化測試(a)0.5h(b)1h(c)1.5h(d)2h 後的表面形貌圖

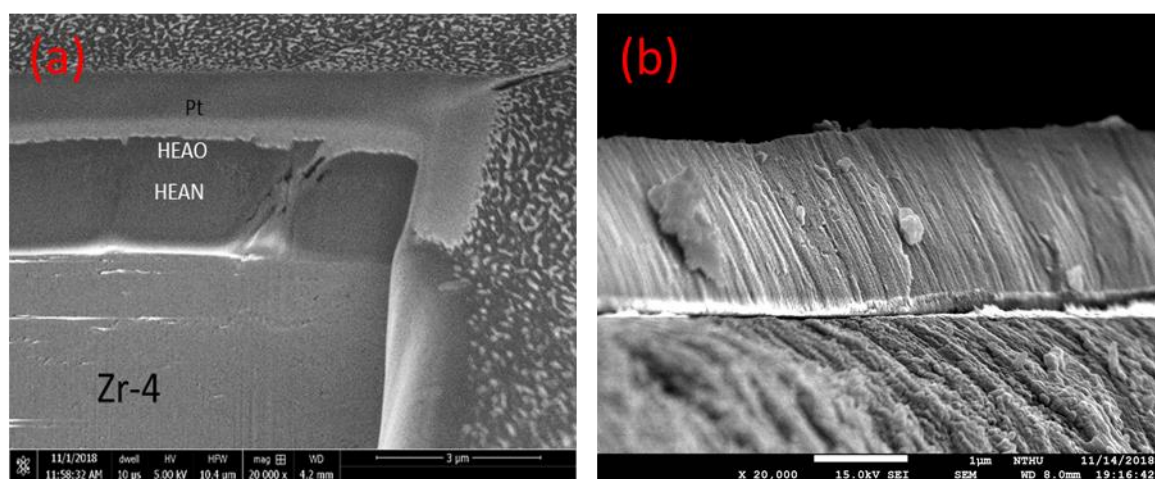


圖 3.4.3.1.10 鍍膜試片經過 850°C 氧化測試(a)1h(b)2h 後的橫截面形貌圖

3.4.3.2 熱交換管材料

本分項計畫大綱主要探討 Inconel 625 鎳基超合金對 304L 不銹鋼之異種銲接影響，並探討 Inconel 625 鎳基超合金對 304L 不銹鋼在 950°C 超純度氬氣及添加不同水汽環境之高溫氧化性質研究。

1. 執行方法:

銲接處理

先將兩塊板材接合處開 45°V 字槽之加工處理，之後進行銲接。銲接處理委外由已領有「核能級證照之銲工」進行製備，其步驟是先以氬銲方式將兩塊板材底部接合，之後共分八道

填入填料，針對 Inconel 625 合金之銲接填料是選用美國銲接協會(American Welding Society, AWS)規範推薦的 Inconel 625 合金為銲條。

超純度氬氣添加不同水汽含量之高溫氧化實驗

銲接處理後之合金板材是以慢速切割的方式，分別取下銲接後板材(SUB)之熱影響區域(HAZ)，如圖 3.4.3.2.1 所示。超純度氬氣(5N)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 高純度氬氣環境下與熱影響區之高溫氧化行為，待氧化實驗結束後，將試片取出利用電子天秤秤重，並進行 SEM 顯微結構分析及 XRD 氧化物之相組成鑑定。

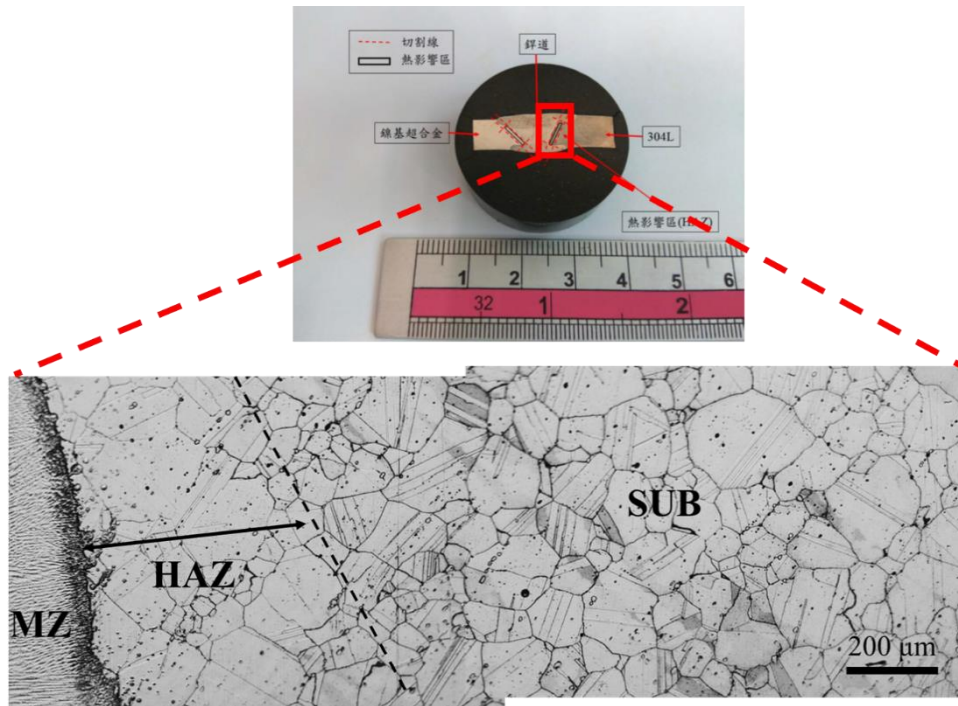


圖3.4.3.2.1. 銲接處理後的顯微結構

2. 成果說明:

- (1) Inconel 625 鎳基超合金與 304L 不銹鋼之基材及熱影響區在 950°C 氬氣及添加不同水氣含量之氧化動力學如圖 3.4.3.2.2 及 3.4.3.2.3 所示，由圖可知，Inconel 625 鎳基超合金與 304L 之基材及熱影響區在 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 ($g^2/cm^4 \cdot sec$)，係由圖之曲線回歸而得，並彙整於表 3.4.3.2.1 及表 3.4.3.2.2。由表 3.4.3.2.1 得知，合金在高純度氬氣及不同比例水氣環境下之熱影響區氧化速率會比基材來的快。此外所有合金的氧化速率皆隨著水氣含量增加而加快，其中，又以 304L 的氧化速率值增快最為明顯

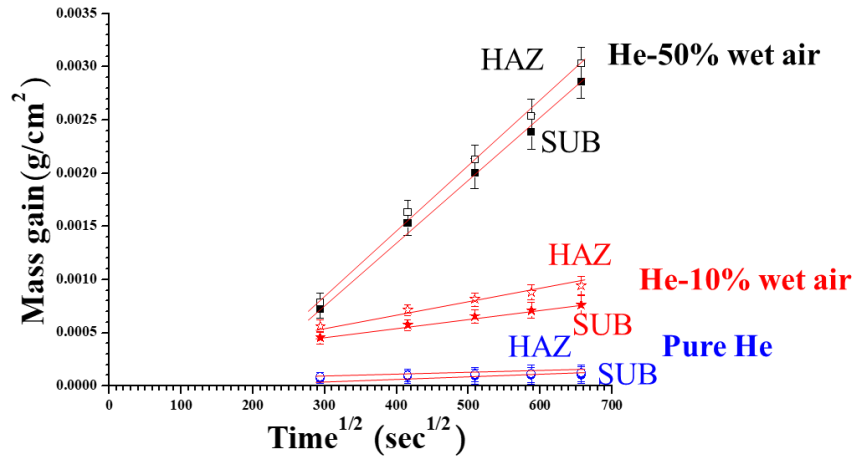


圖 3.4.3.2.2. Inconel 625 鎳基超合金的基材及熱影響區在 950°C 氦氣及添加不同水氣含量之氧化動力學。

表 3.4.3.2.1. Inconel 625 鎳基超合金的基材及熱影響區在 950°C 氦氣及添加不同水氣含量之氧化速率 k_p ($g^2/cm^4 \cdot sec$)。

Inconel 625	SUB	HAZ
He-50% wet air	3.84×10^{-11}	4.59×10^{-11}
He-10% wet air	6.32×10^{-13}	9.55×10^{-13}
Pure He	3.12×10^{-15}	3.47×10^{-15}

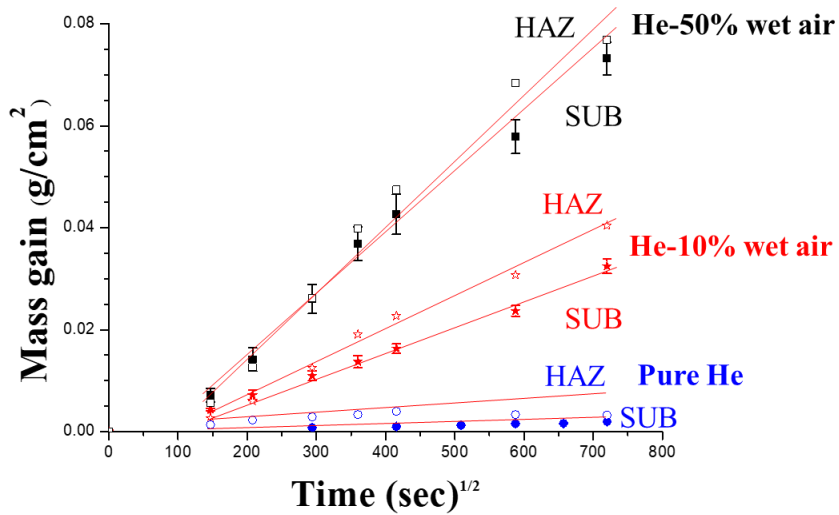


圖 3.4.3.2.3. 304L 不銹鋼的基材及熱影響區在 950°C 氦氣及添加不同水氣含量之氧化動力學。

表 3.4.3.2.2. 304L 不銹鋼的基材及熱影響區在 950°C 氦氣及添加不同水氣含量之氧化速率 k_p ($\text{g}^2/\text{cm}^4\text{-sec}$)。

304L	SUB	HAZ
He-50% wet air	1.15×10^{-8}	7.66×10^{-8}
He-10% wet air	2.01×10^{-9}	6.45×10^{-9}
Pure He	7.26×10^{-12}	1.29×10^{-11}

(2) Inconel 625 鎳基超合金的基材及熱影響區在 950°C 高純度氦氣下主要生成單一 Cr_2O_3 層 (圖 3.4.3.2.4 所示)，隨著水氣含量增加至 50% 時則生成兩層，如圖 3.4.3.2.5 所示，分別為外成 MnCr_2O_4 層及內層的 Cr_2O_3 層；另一方面，304L 不銹鋼的基材及熱影響區在 950°C 高純度氦氣下生成兩層氧化層，如圖 3.4.3.2.6 所示，分別為外層的 Fe_2O_3 及 $(\text{Fe},\text{Mn},\text{Cr})\text{O}_4$ 混和層，內層則是生成 FeCr_2O_4 層，另外在 50% 水氣下外層則是生成 Fe_3O_4 及 Fe_2O_3 層 (圖 3.4.3.2.7 所示)

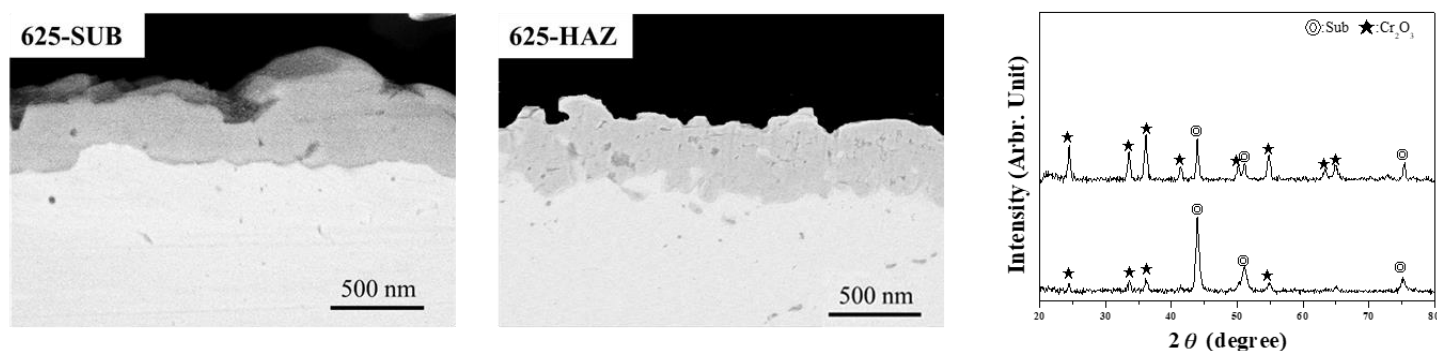


圖 3.4.3.2.4. Inconel 625 鎳基超合金的基材及熱影響區在 950°C 高純度氦氣之橫截面及 XRD 分析

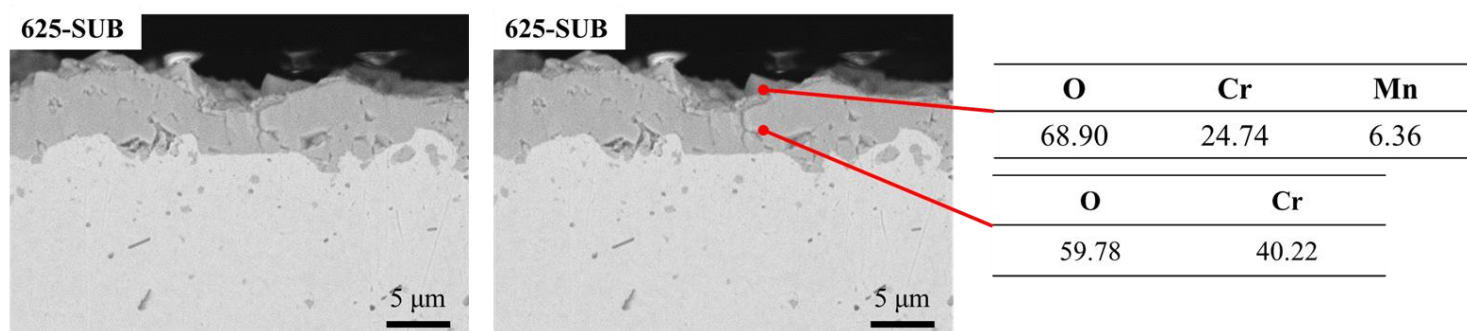


圖 3.4.3.2.5. Inconel 625 鎳基超合金的基材及熱影響區在 950°C 高純度氦氣添加 50% 水氣之橫截面及 EDS 分析 (at.%)。

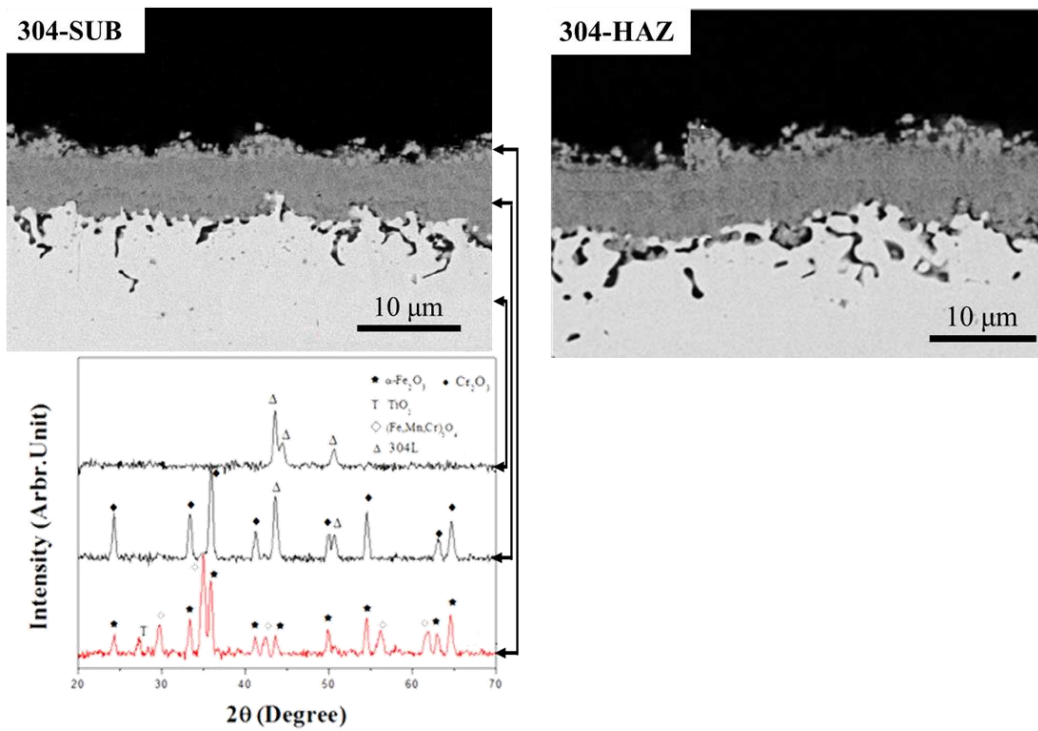


圖 3.4.3.2.6. 304L 不銹鋼的基材及熱影響區在 950°C 高純度氮氣之橫截面及 XRD 分析

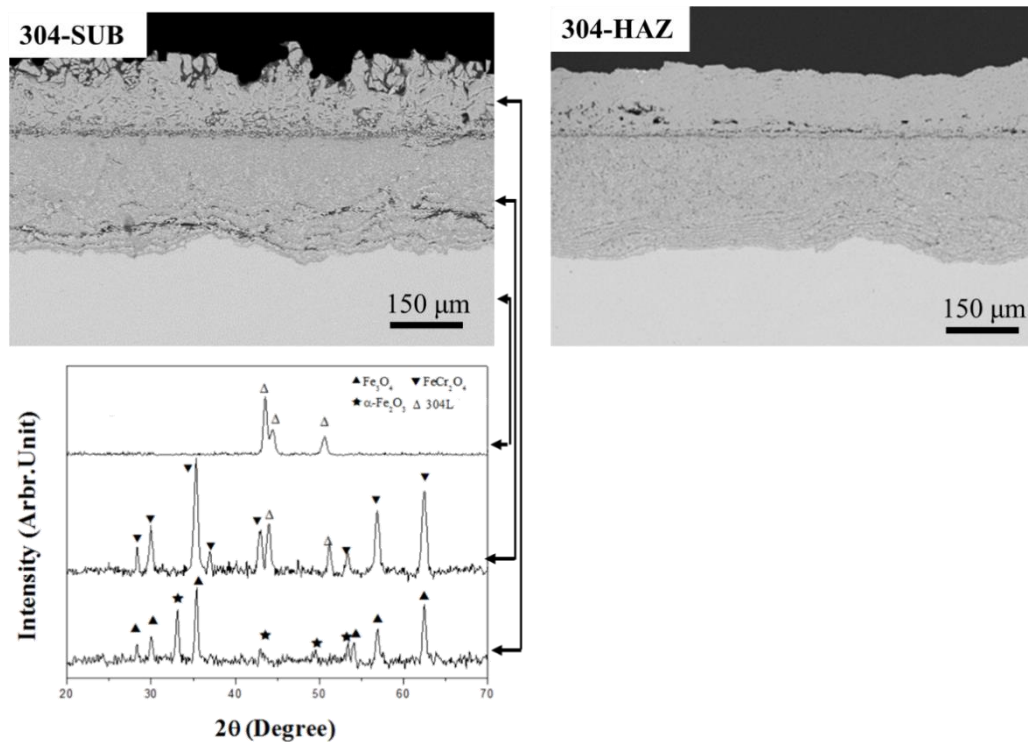


圖 3.4.3.2.7. 304L 不銹鋼的基材及熱影響區在 950°C 高純度氮氣添加 50% 水氣之橫截面及 XRD 分析

3.4.3.3 爐心材料：碳化矽材料受高溫輻照後之微結構研究

現今發展的核電技術為核分裂發電，分裂過程將產生許多長半衰期(十年以上)的放射性產物 (137Cs, 131I...等)，不符合永續性，故在二十世紀初，許多科學家開始著手開發乾淨且原料充沛的

發電技術『核融合發電』，融合反應中所需之原料，氘(deuterium, 2H)可由每一加侖的海水提煉出八分之一克，而氚(Tritium, 3H)也可以由岩石中的鋰原子提煉，因此原料不虞匱乏；此外氘-氚反應(D-T reaction)之產物為氦，並非溫室氣體，且融合過程產生之核廢料半衰期短，因此核融合發電被視為未來能源問題最好的解決方法。

國際熱核融合實驗反應爐(International Thermonuclear Experimental Reactor, ITER)於 2006 年由歐盟、日本、美國、俄國、韓國、中國及印度七個國家合作出資，選定於法國的卡達拉舍(Cadarache)建造反應爐預計在 2027 年啟動氘-氚操作，並期待在 2050 年能夠啟動第一個商轉的核融合電廠。ITER 目前仍有許多技術問題，單就材料方面 First wall(第一面牆)或 Blanket(整體爐心結構)在高溫、高能量中子福照下壽命、機械及導熱性質，與高能量中子產生之核轉化物於材料中的反應，皆是材料學家研究的方向。而立方結構之碳化矽因具有抗福照、高溫機械性質穩定的特點，被選作為核融合反應爐中 First wall 與 Blanket 的結構材料。由過去文獻回顧可看到，高能中子撞擊到材料後將產生(n,α) reaction，此核反應所生成的氦氣難融於不銹鋼及碳化矽材料中，在不銹鋼的輻照研究中可看到高溫時因氦氣泡堆積於晶界上，因此造成沿晶脆性破裂**錯誤! 找不到參照來源**。使材料壽命下降，而氦氣於 3C 結構之碳化矽在高溫及時佈值之移動及成核成長等機制還尚未了解。

本研究利用單晶 3C 碳化矽和 SA-Tyrannohex 碳化矽全纖維複合材料，配合清華大學加速器實驗室的串級式加速器(9SDH)、HVEE 500eV 離子佈值機以及日本京都大學的 DuET(Dual-Beam Facility for Energy Science and Technology)設備，用 Si、He 離子進行單射束及雙射束在輻照模擬核融合反應器第一面牆之操作溫度(1000~1100°C: 59% efficiency) **錯誤! 找不到參照來源**，受到高能中子產生之輻射損傷效應及 (n,α) reaction 之氦氣泡缺陷於碳化矽材料中之缺陷演變機制，進一步討論在模擬核融合反應器情況下，觀察輻照引致空泡在不同晶粒尺寸下空泡尺寸與密度，試圖歸納出品粒尺寸對於空泡的影響為何，預期未來能由材料微結構方面著手設計出更加的抗輻照的材料。

1. 執行方法:

本項工作為延續 104 年度、105 年度、106 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 106 年度相同。

離子加速器之佈值與升溫系統

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，如圖 3.4.3.3.1，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 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。

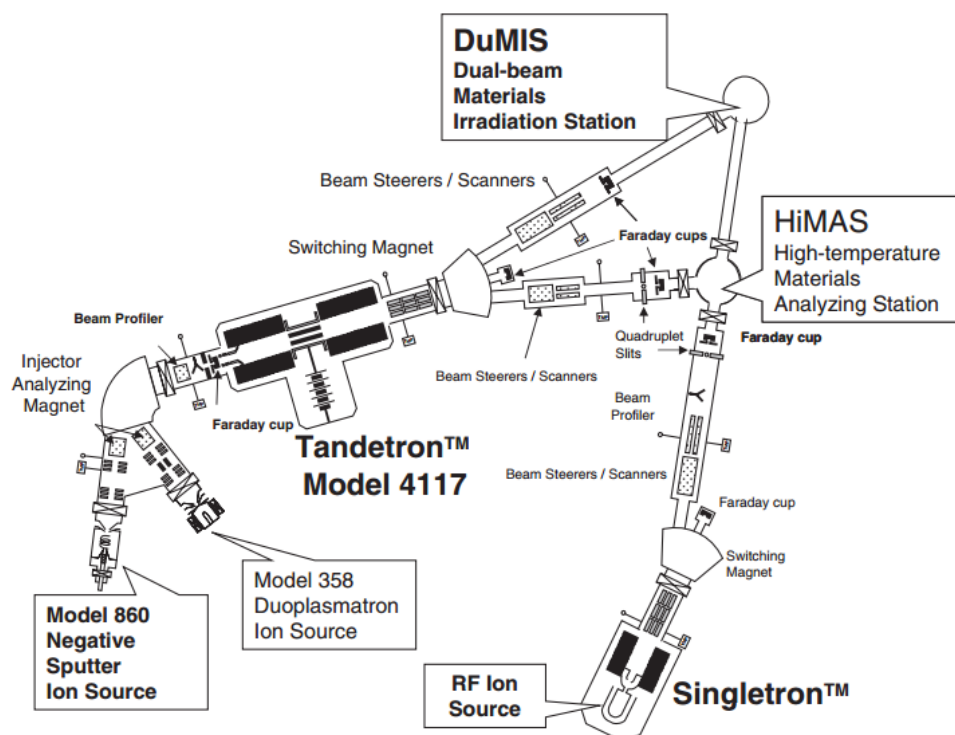


圖 3.4.3.3.1 日本 DuET(Dual-Beam Accelerator Facility)雙加速器射源系統[2]

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 3.4.3.3.2)，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)。



圖 3.4.3.3.2 JEOL JEM 2010F 穿透式電子顯微鏡

2. 進度說明

在 106 年度完成氦、矽雙射束 20 dpa、2000 appm 之 1000、1200°C 基礎上，本年度計劃實驗溫度為 1350°C，使用的離子為 5.1MeV 之矽離子及 201、467、737 及 1000KeV 之氦離子，其 TEM 結果分析已在 107 年度期中報告完成，本期末報告重點對 105 年度、106 年度和 107 年度的實驗數據進行分析，並完成相關理論計算。

3C-碳化矽以及 SA-Tyrannohex 全纖維複合材料兩種材料於氦、矽雙射束 20 dpa、2000 appm 之 1000、1200 及 1350°C 之其氣泡平均直徑、氣泡密度如表 3.4.3.3.1 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。

表 3.4.3.3.1-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 ³)
CVD Single Crystal SiC, Si ²⁺ , He ⁺			
20dpa, 2000appm	1000	1.9±0.01	(2.3±0.5)×10 ²³
	1200	2.1±0.02	(2.0±0.3)×10 ²³

	1350	2.8±0.08	(1.2±0.3)×10 ²³
	1000	2.0±0.03	(2.6±0.4)×10 ²³
40dpa, 4000appm	1200	2.5±0.02	(2.3±0.4)×10 ²³
	1350	2.8±0.08	(1.5±0.2)×10 ²³
SA-Tyrannohex all fiber composite, Si²⁺, He⁺			
	1000	0.9±0.03	(3.9±0.6)×10 ²²
20dpa, 2000appm	1200	1.7±0.07	(1.2±0.3)×10 ²²
	1350	2.8±0.3	(1±0.3)×10 ²²
	1000	1.2±0.03	(4.4±0.8)×10 ²²
40dpa, 4000appm	1200	1.8±0.07	(4±0.7)×10 ²²
	1350	2.8±0.08	(9.5±1.6)×10 ²¹

氮、矽雙射束之單晶 3C 碳化矽及全纖維碳化矽複合材料 SA- Tyrannohex 之膨脹量整理如表-3.4.3.3.2。

表-3.4.3.3.2 單晶 3C 碳化矽及碳化矽複合材料 SA- Tyrannohex 於離子輻照後之空孔膨脹量比較表

材料	射數種類	劑量	溫度 (°C)	空孔膨脹量 (%)
Single crystal 3C-SiC	Si ²⁺ , He ⁺		1000	0.083±0.018
		20 dpa 2000 appm	1200	0.097±0.015
			1350	0.14±0.04
			1000	0.11±0.02
		40 dpa 4000 appm	1200	0.19±0.03
			1350	0.2±0.03
		SA-Tyrannohex SiC composite	Si ²⁺ , He ⁺	20 dpa, 2000 appm
			1200	0.0022

	1350	0.0023
	1000	0.0093
40 dpa, 4000 appm	1200	0.017
	1350	0.029

因 SRIM 的模擬並沒有考慮到溫度效應，因此在本論文中所提及的實驗溫度下，氦離子的濃度需要被修正。參考 H. Ryssel 的理論[2]先將 SRIM 模擬出的曲線近似成高斯分佈後帶入以下的公式：

$$N(x) = \frac{N_{\max}}{\sqrt{\left(1 + \frac{2Dt}{\Delta R_p^2}\right)}} \exp\left[-(R_p - x)^2 / (2\Delta R_p^2 + 4Dt)\right] \quad N_{\max} = N_0 / \left(\sqrt{2\pi}\Delta R_p\right)$$

N_0 為入射劑量； R_p 為入射粒子平均位置， ΔR_p 為其標準差； D 為擴散係數(其值為 $1.38 \times 10^{-10} \exp(0.91 \pm 0.07(\text{eV}/\text{atom})/kT) \text{cm}^2/\text{s}$ [3])； t 為擴散時間(s)，此項代入實際的實驗時間。氦、矽雙射束模擬的修正結果如圖-3.4.3.3.3 所示，可明顯的看出溫度對於氦原子濃度的影響。

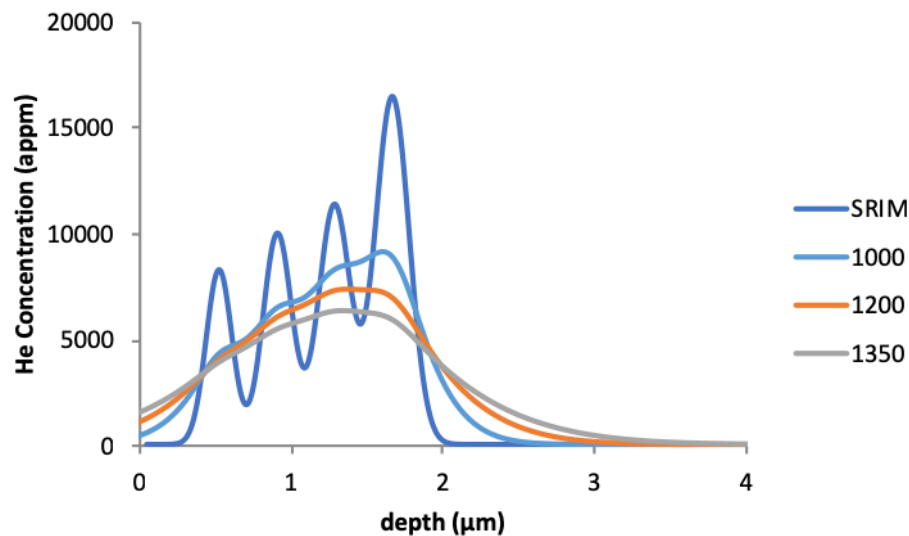


圖-3.4.3.3.3 氦、矽雙射束考慮溫度效應後氦離子濃度之模擬圖

利用表-3.4.3.3.3 的氦氣泡密度及數量的統計數據、熱擴散模擬的結果及陳科峯之博士論文[4]中的理論可計算出打入的氦離子有多少擴散進入氦氣泡中，其理論如下：

利用 EELS 量測的結果擬合出室溫下 He-K 層躍遷能量位移(ΔE)與氦氣泡半徑(R)之關係式：

$$\Delta E(\text{eV}) = (0.18 \pm 0.02) + (10.26 \pm 0.32) \times [1/R(\text{\AA}^{-1})]$$

後參考 A. A. Lucas [5]所提出的理論，以包利擬斥能來計算室溫下氦氣泡的化學位移(C_n 為

一常數):

$$\Delta E(eV) = C_n n - 0.15 = 3 \ln(A^{-3}) - 0.15$$

便可推出在半徑為 R 的氦氣泡內，其單位體積所含有的氦原子個數 $n(\#/Å^3)$ 。得出 n 後便可求出氦氣泡內的氦原子總數(N): $N = (V \times n) \times d$ ，其中 V 為氦氣泡之體積、d 為氣泡之密度。後再利用熱擴散模擬所得出在不同的溫度下氦原子所擴散的距離(L)及入射的劑量(f)求出入射氦原子濃度(N_0): $N_0 = f/L$ ，最後將 N 及 N_0 相除並乘與百分比便可知得有多少的氦原子擴散至氦氣泡內。

表-3.4.3.3.3 氦氣泡密度及數量的統計數據、熱擴散模擬的結果

材料	射束種類	溫度(°C)	劑量	氦原子總數 (#/m ³)	入射氦原子濃 度(#/m ³)	He %	
單晶 3-C 碳化矽	He ⁺	1000	15000	6.38×10^{25}	1.77×10^{26}	49.7	
		1200		4.75×10^{25}	7.23×10^{25}	65.7	
		1000	45000	1.25×10^{26}	5.18×10^{26}	33.8	
		1200		3.71×10^{26}	4.59×10^{26}	89.0	
			1200		3.57×10^{25}	2.21×10^{26}	16.1
			1200	20 dpa 2000 appm	4.31×10^{25}	9.66×10^{25}	44.6
			1000		5.28×10^{25}	5.22×10^{25}	100
			1200		4.4×10^{25}	1.04×10^{26}	42.2
			1200	40 dpa 4000 appm	7.11×10^{25}	6.01×10^{25}	100
			1350		6.03×10^{25}	5.75×10^{25}	100
	碳化矽/碳化矽複合 材料 Hi-Niclon Type-S	He ⁺ , Si ²⁺	800	100 dpa 15000 appm	3.67×10^{19}	1.44×10^{20}	25.5
	1000		9.63×10^{18}		7.5×10^{19}	100	
				8.98×10^{19}			

在雙射束的情況下，可發現不論於單晶的 3C 碳化矽或碳化矽/碳化矽複合材料 Hi-Niclon Type-S 中皆有讓氦原子完全進入氦氣泡中的情形發生，且劑量越高，發生氦原子完全進入氣泡中的溫度就越低，20 dpa、2000 appm 的 3C 單晶碳化矽雙射束實驗要 1350°C 才使氦原子完全貢獻入氣泡中，但 40 dpa、4000 appm 的 3C 單晶碳化矽雙射束實驗及 100 dpa、15000 appm 的碳化矽/碳化矽複合材料 Hi-Niclon Type-S 雙射束實驗分別於 1200 及 1000°C 時就有此現象。比較 15000 appm 氦單射束及 100 dpa、15000 appm 氦矽雙射束之實驗結果，可發現在 800 及 1000°C 下，雙射束實驗之氣泡密度及平均直徑皆大於單射束之結果，因此氦原子貢獻入氣泡中的比例明顯上升，此乃矽離子輻照所產生大量的空孔所致，再次證實空孔之數量確實是影響氦氣泡析出數量多寡的關鍵。

3.4.4 熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究

本研究之實驗設施以 106 年高溫熔融物質淬冷模擬研究之實驗架設為基礎，再針對今年的工作項目需要改良與更新，其概念如圖 4.3.3.1 所示。實驗設施之主要組件包含高溫熔爐、不鏽鋼加熱管組件、汽缸、升降夾、高亮度光源、升降軸以及高速攝影機，不鏽鋼加熱管組件由外部加熱管以及不鏽鋼塞桿組成。實驗執行部分，塞桿與汽缸升降夾連結，藉由調整其升降來控制熔融物由噴口釋出至淬冷槽。實際實驗架設如圖 3.4.4.2 所示。

本年度針對「高溫熔融體淬冷時沿爐壁滑落」之目標，新增可調整角度的不鏽鋼板，藉此模擬反應爐壓力槽槽壁與熔體接觸時之反應。如圖 3.4.4.3 所示，本研究藉由與不鏽鋼板四角連結之鐵絲長度來調整傾斜角度。此外，本研究改以三角架作為高速攝影機載體，能針對落差高度的更動做更好的拍攝調整。

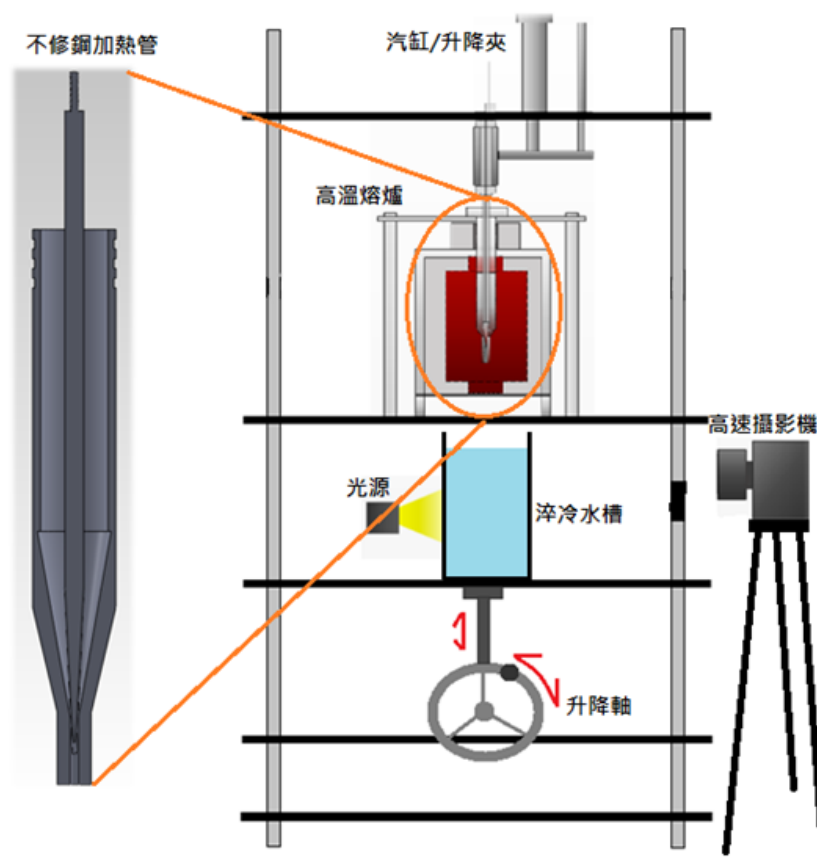


圖 3.4.4.1 實驗架設概念圖與加熱管套件概念圖



圖 3.4.4.2 實驗架設圖(左圖為加熱爐、汽缸等；右圖為淬冷槽、高速攝影機等)



圖 3.4.4.3 模擬熔體與爐壁接觸淬冷之不鏽鋼板

3.4.4.2 實驗高溫熔融模擬材料

延續前一年，本研究參考瑞典皇家理工學院的研究團隊[1]所提出的模擬材料，以 27% 莫耳分率的三氧化二鈹與 73% 莫耳分率的三氧化鎢之混和粉末作為材料。此混和粉末於 870oC 熔融時會產生

共晶現象，文獻[1]指出此熔融物質淬冷後之多孔型態與反應與爐心熔融材料淬冷後之型態(morphology) 類似，故選此混和粉末作為模擬材料。

3.4.4.3 淬冷模擬實驗步驟

與前年一樣，本研究以高速攝影機拍攝熔體淬冷瞬間之物理現象，並分析熔體淬冷後碎片之尺寸質量分布。實驗之前為準備階段，首先設定好噴口落差高度與冷卻水深度後，調整光源以及高速攝影機之焦距，並測試不鏽鋼加熱管套件之開關運作。準備階段完成後進入實驗階段，熔爐開始加熱、倒入混和粉末 40g、加溫至 900°C 後，升起塞桿使熔體以重力從噴口掉落至淬冷槽中，同時操控高速攝影機捕捉淬冷現象。待淬冷完畢後，小心撈起熔體碎片並用手拉動篩網平台之橡皮筋，再讓其自由震動，進行定量篩網進行尺寸篩選並量測個尺寸重量並紀錄，圖 3.4.4.4 為本研究採用之篩網平台，其網徑由上至下分別為 4mm、3.36mm、2mm、1mm、0.5mm、0.25mm。

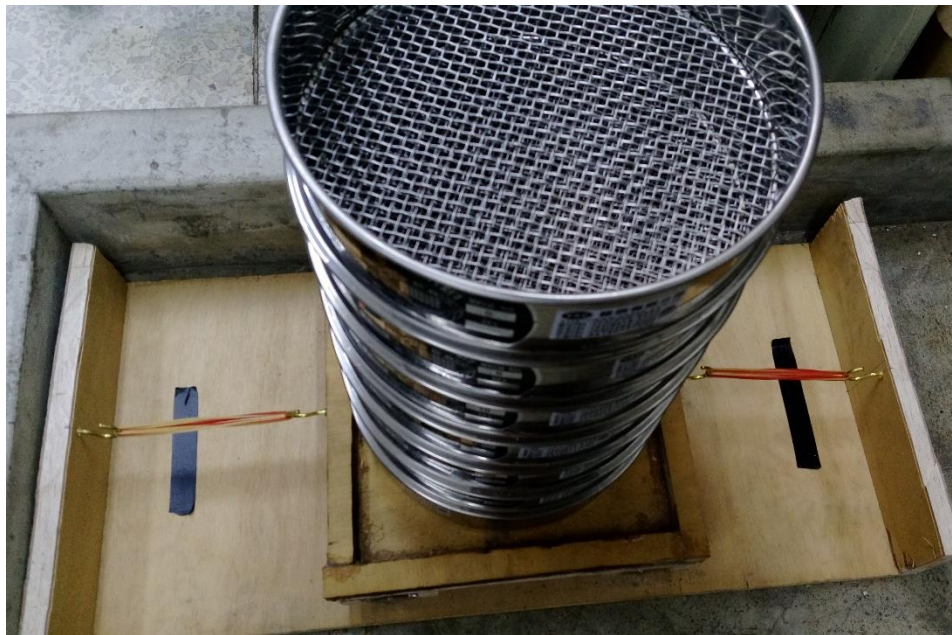


圖 3.4.4.4 定量篩網平台

3.4.4.4 不同落差高度之淬冷研究

延續 106 年的研究，本研究以改良後的淬冷槽以及加熱平台設計使能調整之掉落距離更廣。今年將落差高度範圍設定在 300mm~600mm 之間，較 106 年研究之範圍 400~550mm 更寬廣。為了探討實驗之重現性並使數據更具代表性，本研究在相同條件下皆進行 5 至 6 次實驗，再將尺寸篩選之質量累積分率做平均值比較。圖 3.4.4.5 為不同落差高度淬冷後碎片尺寸質量分布圖。由圖中之分布可看出，隨著落差高度的提高，小尺寸碎片的質量比例也隨之增加。這個更廣落差實驗的結果趨勢與去年之研究成果一致。3.4.4.8 節將有熔體流柱破碎行為之進一步的探討。

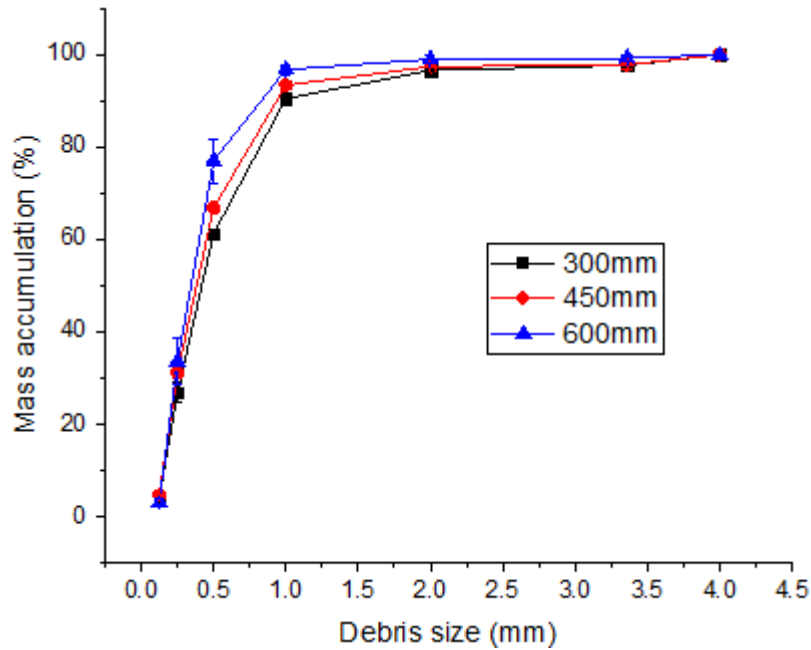


圖 3.4.4.5 不同落差高度之熔體碎片質量累積率比較

3.4.4.5 不同水位深度之淬冷研究

同樣延續 106 年的研究，增大尺寸之淬冷槽能使冷卻水深度提升至 450mm，可以進行不同水位深度之淬冷研究。瑞典皇家理工學院 Kudinov 等人有針對不同深度下淬冷碎片堆積做研究[2]，其最大水深為 1500mm，並以 23.43kg 之混和粉末(27% mole Bi_2O_3 + 73% mole WO_3)之熔融體進行淬冷實驗。與之相比，本研究因為熔爐大小與實驗規模條件，混和粉末進料量只有 40g，熔體於入水約 5 至 10 公分時便已淬冷並散裂完畢，且總質量較小而沒有堆積現象(debris bed formation)。由圖 3.4.4.6 可以看到大碎片於沉澱時持續碎裂，但觀圖 3.4.4.7 顯示其對熔體碎片尺寸質量累積率影響甚微。

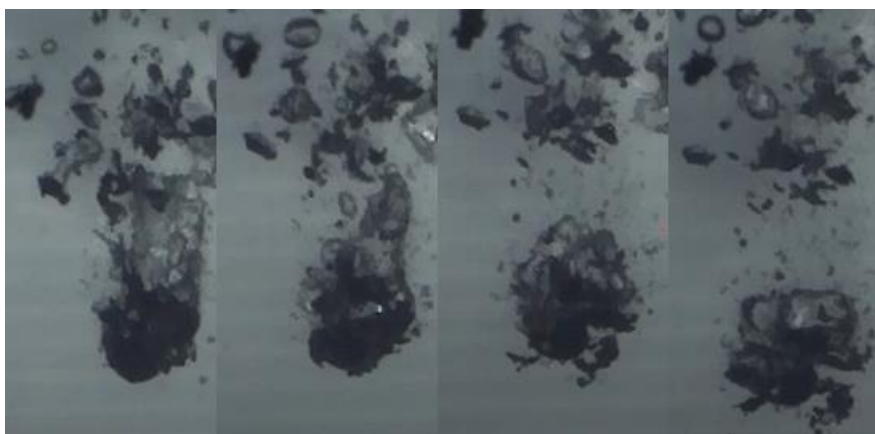


圖 3.4.4.6 大碎塊沉澱碎裂圖(此為 350mm 深度實驗，圖約為水深 100mm 深處)

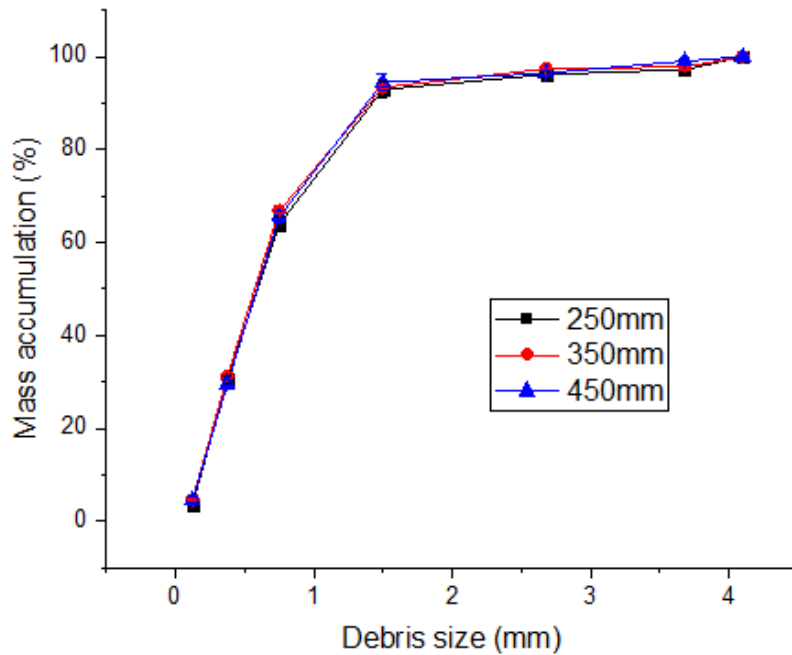


圖 3.4.4.7 不同冷卻水深度之熔體碎片質量累積率比較(掉落高度為 450mm)

3.4.4.6 不同冷卻水之淬冷研究

本研究以 450mm 落差高度及 350mm 水位深度作為實驗條件，延續去年之研究，探討不同冷卻水(去離子水與海水)對熔融體淬冷之影響。為使數據更具代表性，本研究在相同條件下皆進行 5 至 6 次實驗，再將尺寸篩選之質量累積分率做平均值比較。圖 3.4.4.8 為不同冷卻水之熔體碎片質量累積分率圖之比較。由圖 3.4.4.8 可以發現以海水為冷卻水時大尺寸碎片的質量比率較高。此與去年較低落差與較淺水味的結果相似。我們過去之高溫固體淬冷研究[3, 4]指出，海水的淬冷速度較去離子水快，推測由於海水內的離子使海水與熔體更容易接觸，而加快淬冷，介面的互動也較為劇烈而急驟，使碎片較為大塊。

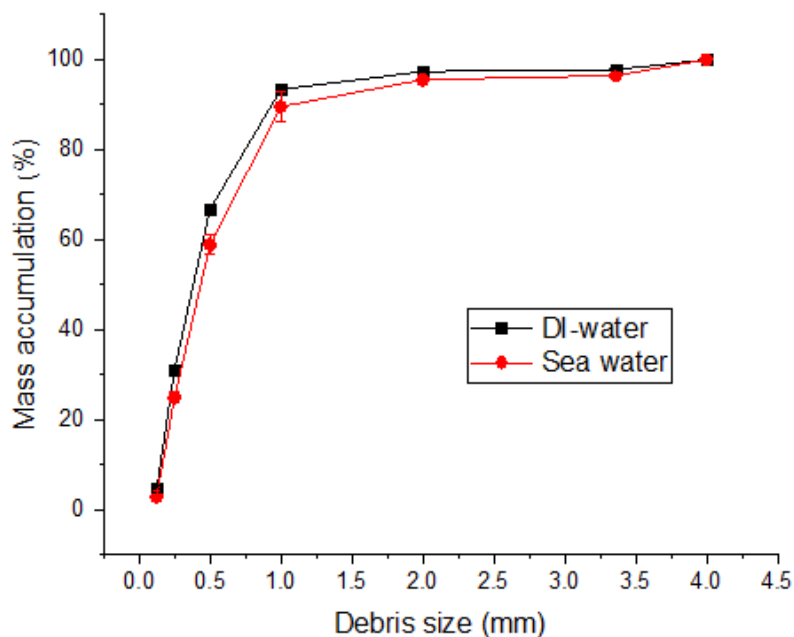


圖 3.4.4.8 不同冷卻水之熔體碎片質量累積分率比較

3.4.4.7 熔體與爐壁接觸之淬冷研究

為了模擬爐心熔毀事故時，熔融物質落入反應器下空乏區近壁淺水區並接觸爐槽內壁時的反應，本研究設計一小尺寸模擬架設，如之前圖 3.4.4.3 所示。本項研究同樣以 450mm 落差高度及 350mm 水位深度為實驗條件，新增可調整之不鏽鋼板，傾置於水面下。由圖 3.4.4.9 可以看到，熔體落入冷卻水淬冷的瞬間，流柱撞擊傾斜板而破碎，並沿著爐壁滑落至底部。在由圖 3.4.4.10 與圖 3.4.4.11 的比較可知，熔體沿著爐壁淬冷導致其碎片部分呈現片狀結構，與自然墜落淬冷所呈現的顆粒狀不同。圖 3.4.4.12 為淬冷後之熔體碎片質量分布之比較。由圖中可以發現，沿爐壁淬冷之小尺寸碎片比例較多，推測是由於片狀碎片之結構較為脆弱易碎，使之餘篩選過程中更容易碎裂成小碎片。本實驗將角度設定在 30 度、45 度及 60 度，如圖 3.4.4.13 所呈現之質量分率並沒有顯著的差距，而過高的傾角由於其落水點需掌控更加精細，實驗較難執行。

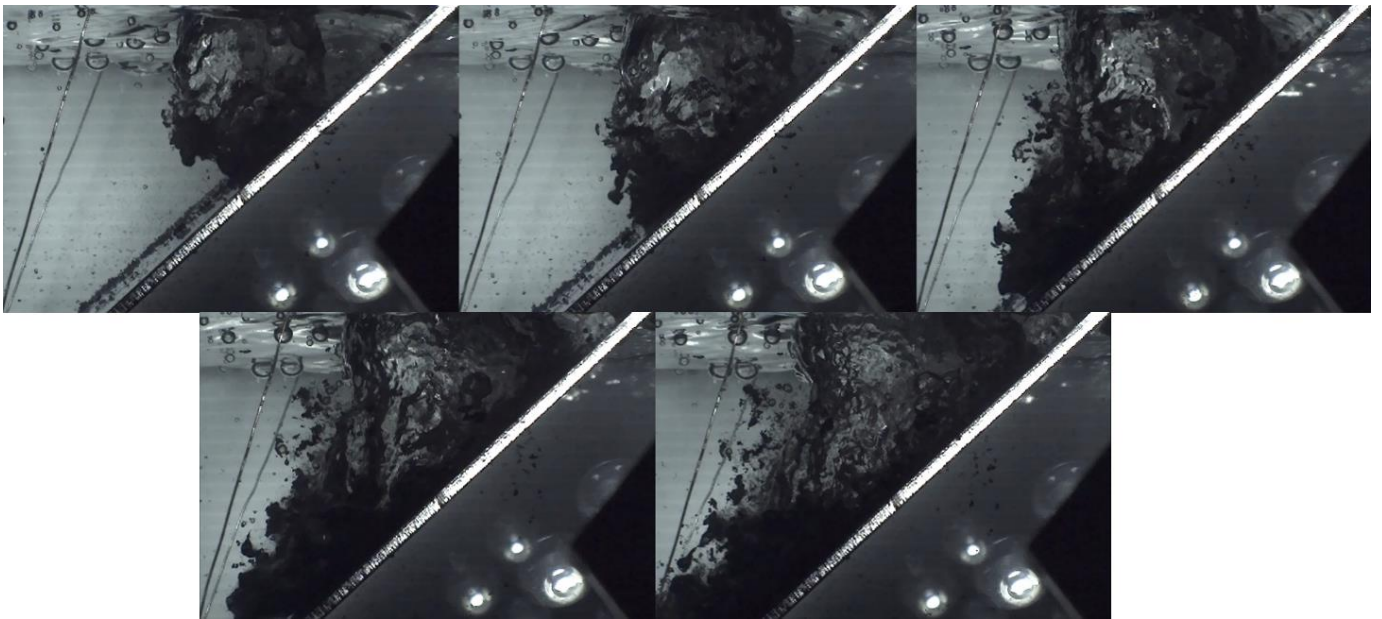


圖 3.4.4.9 沿爐壁滑落之淬冷現象(45°)

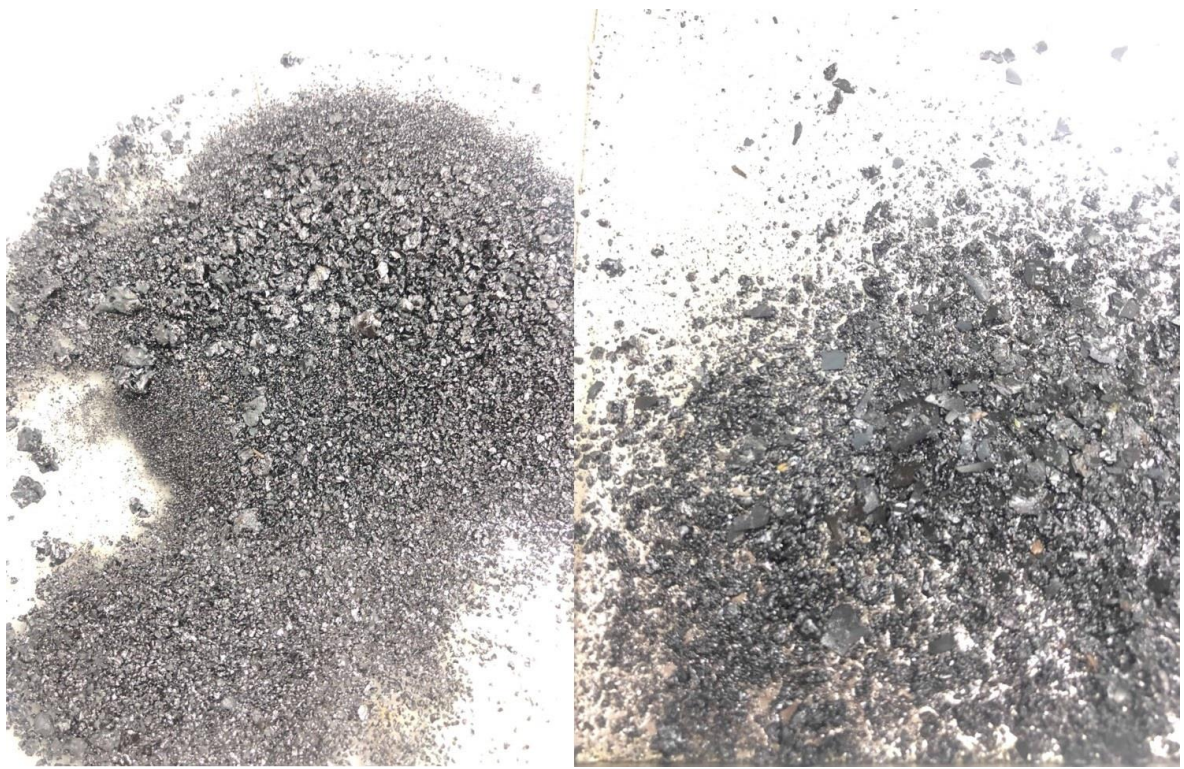


圖 3.4.4.10 熔體淬冷後碎片圖(左圖為自然墜落淬冷碎片；右圖為沿爐壁滑落淬冷碎片)



圖 3.4.4.11 顆粒狀碎片與片狀碎片比較

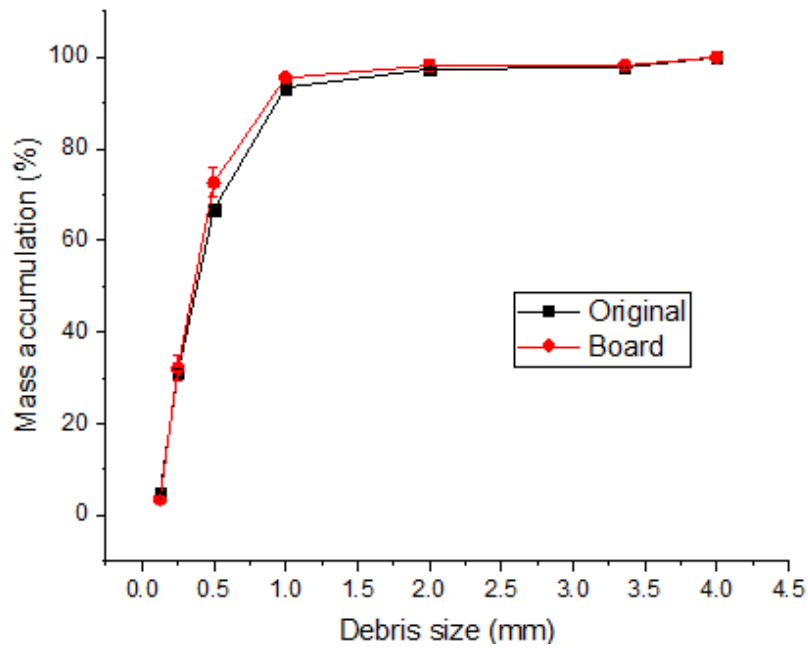


圖 3.4.4.12 沿爐壁淬冷實驗碎片質量累積率比較(傾角 45 度)

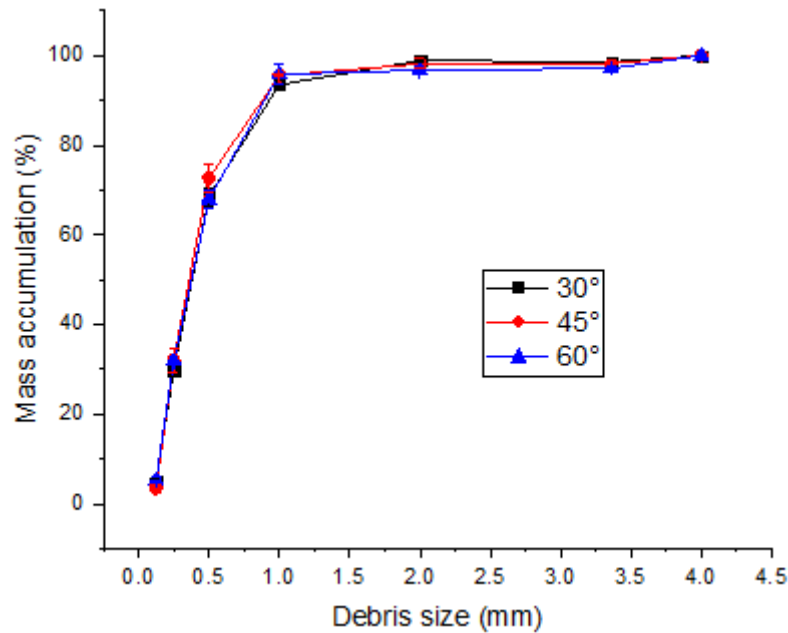


圖 3.4.4.13 壁板不同傾斜角度淬冷實驗碎片質量累積率比較

3.4.4.8 熔體流柱破碎行為

在擴大落差高度的範圍後，沿續去年針對落差高度的淬冷觀察其破碎行為。如同許多團隊所發表之文獻[5-9]所述，熔融體淬冷破碎時，受到凱文-赫爾霍茲不穩定性(Kelvin-Helmholtz instability)以及瑞利-泰勒不穩定性(Rayleigh-Taylor instability)所影響。凱文-赫爾霍茲不穩定性是由於兩側流體之相對速度差導致其介面產生不穩定波動；而瑞利-泰勒不穩定性是因為上下兩流體，由於上方流體密度較高，而與下方密度較小之流體產生不穩定介面。

如圖 3.4.4.12 落差高度 600mm 之淬冷影像可以看到流柱碎塊剝落於側邊，是由於較高的落差高度，使熔體落水之初速較快，其與冷卻水之相對速度較大，使兩流體間產生凱文-赫爾霍茲不穩

定性。不穩定性愈強烈，熔體流柱、沸騰氣泡以及冷卻水之間的交互作用就愈強烈，導致小碎片剝離較多。而圖 3.4.4.13 落差高度 300mm 之淬冷影像則可以看出其熔體破碎於流柱尖端。因為在較低的落差高度時，其落水初速度較慢，與冷卻水之前相對速度較小，使瑞利-泰勒不穩定性較為強烈，其介面間交互作用較弱，對流柱衝擊較小，大尺寸碎片較多。

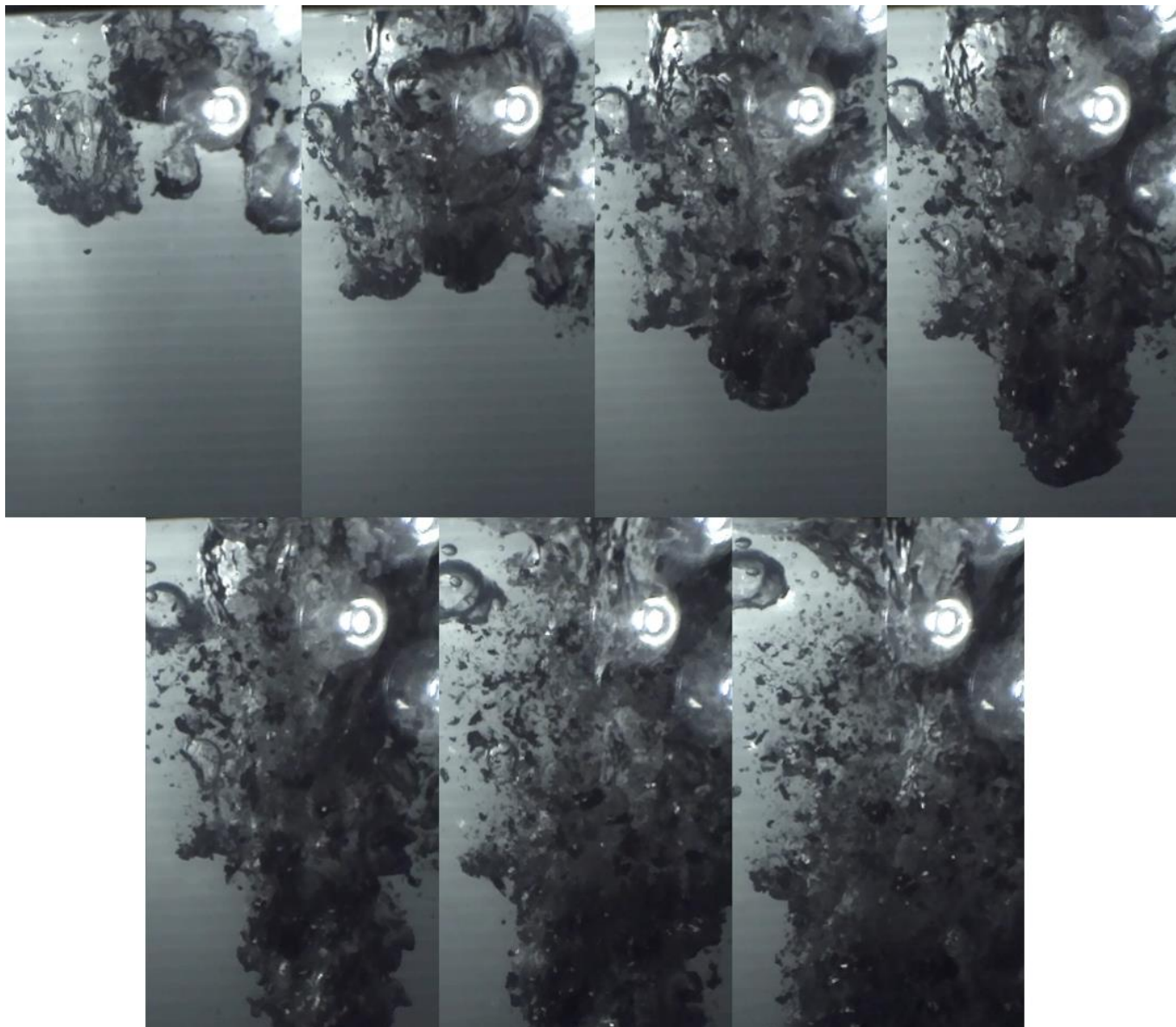


圖 3.4.4.14 落差高度 600mm 之淬冷影像(各圖之間時距差 10ms)

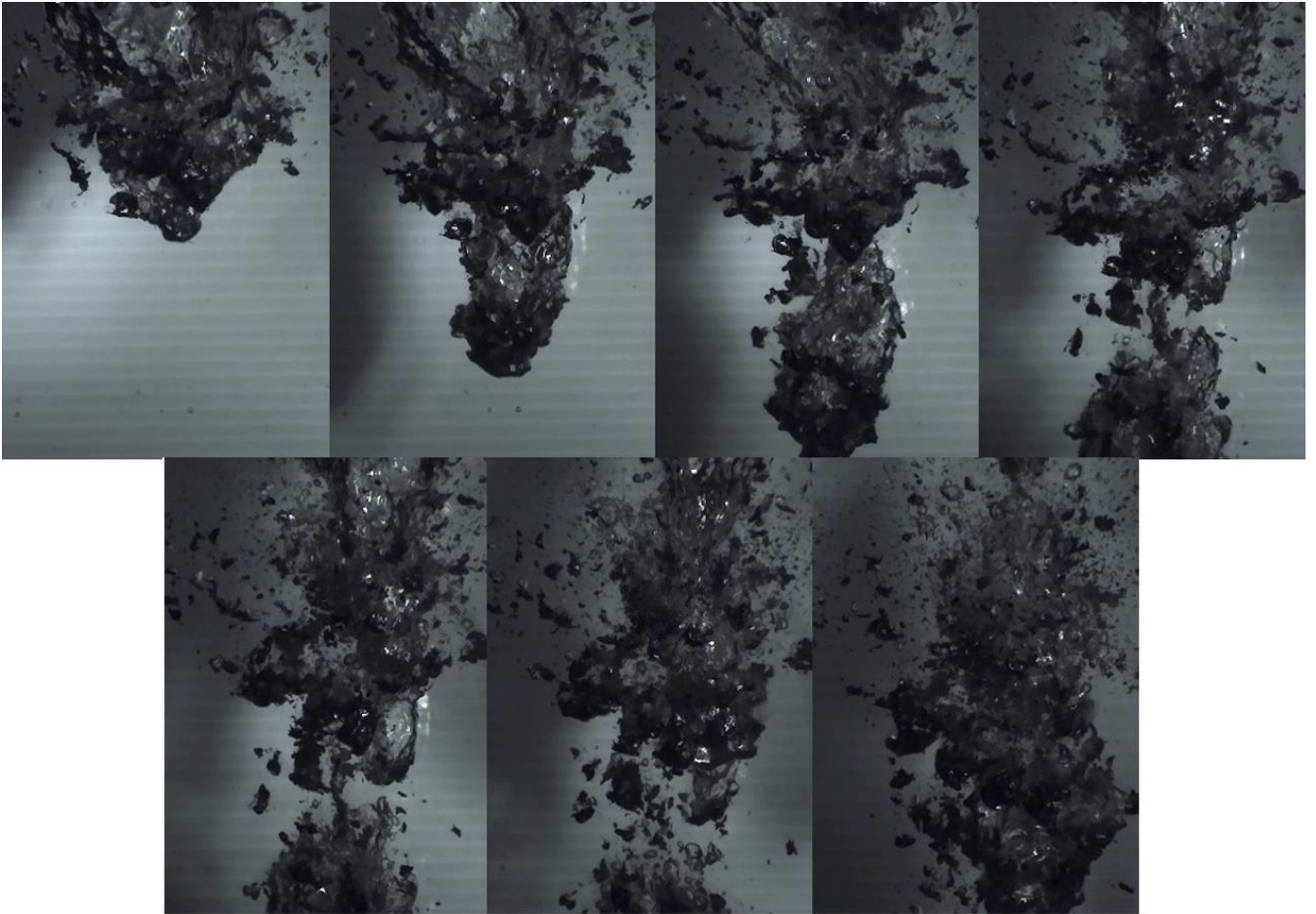


圖 3.4.4.15 落差高度 300mm 之淬冷影像(各圖之間時距差 10ms)

「核能安全技術研究暨國際合作」成果:

a. 期刊論文: 期刊論文 2 篇、會議論文 3 篇

期刊論文

- (1) Tzung-Yi Lin, Yen-Wan Hsueh Liu," A Next Generation Method for Light Water Reactor Core Analysis by using Global/Local Iteration Method with SP3", *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 118, p49-60, 2018.
- (2) Tzung-Yi Lin, Yen-Wan Hsueh Liu," Applying Conformal Mapping Method to Hybrid Nodal Green's Function Method for Two-dimensional Simplified HTTR Core Calculation," *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 119, p419-426, 2018.

會議論文

- (1) Yong-Han Chang , Tien-Juei Chuang , Yuh-Ming Ferng “Experimental of Nucleate Pool Boiling on a Horizontal Plate in Saturated Water” 2018 American Nuclear Society Annual Meeting, Philadelphia, PA, USA, June 17-21, 2018
- (2) Y.S. Huang, T.L. Kuo, R.J. Sheu, “Comparing Pressure Vessel Fast Neutron Flux

Distributions Calculated by Three-Dimensional Flux Synthesis, TORT, RAMA, and MAVRIC”, *PHYSOR2018: Reactors Physics paving the way towards more efficient systems*, Cancun, Mexico, April 22-26, 2018

- (3) Jian-Jie Wang , Cheng-Wei Shen , Fan-yi Ouyang “The Oxidation Behavior of CrN_x-coated Zircaloy-4 Cladding Material under Different Oxidative Atmospheres at 850°C ” 2018 The Nuclear Materials Conference ,Seattle ,WA,USA, Oct 14-18,2018

b. 人才培育：博士生 3 名、碩士生 6 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
林鈺博	碩士生	分項 4-1:建立爐心中子物理計算與熱水流分析計算的連結	就業	清華大學核工所(2018/7 畢業) 台灣電力公司
林宗逸	博士生	分項 4-1:自有 VHTR 爐心中子物理計算程式系列的建立	就業	清華大學核工所(2018/7 畢業) 禾榮科技股份有限公司
莊天睿	博士生	分項 4-2 協助實驗之規劃與分析	畢業	清華大學工科系
張永漢	碩士生	分項 4-2 協助執行實驗	畢業	清華大學工科系
曾宥霖	碩士生	分項 4-2 協助執行實驗	在學	清華大學核工所
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 燃料護套評估研究	在學	海洋大學材料系
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
潘禹承	碩士生	分項 4-4 熔融物質淬冷研究	在學	清華大學工科系

c. 4 個研究團隊養成：中子物理安全技術研究團隊、熱流實驗環路測試與安全分析研究團隊、核能材料安全性評估分析研究團隊、熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究研究團隊。

d. 參與國內外相關研討會：4 次國際研討會。

- (1) PHYSOR 2018: Reactor Physics Paving The Way Towards More Efficient Systems
- (2) 2018 American Nuclear Society Annual Meeting
- (3) 2018 NuMat: The Nuclear Materials Conference
- (4) 2018 ANS Winter Meeting。

四、104-107 年度計畫重要成果說明

4.1 各年度之研究重點與成果說明

分項一：輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發

年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 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	精進 <u>龍門電廠</u> TRACE、RELAP5 熱水流安全分析模式，並進行類福島事故電廠斷然處置措施之研究與評估。	<u>核三廠</u> 壓水式反應器電廠在 <u>長期喪失交流電事故(ELAP)</u> 暫態下模式評估與系統程式 TRACE、RELAP5 分析結果彙整並差異比較。	<u>核三廠</u> 壓水式電廠在長期喪失交流電事故(ELAP) 暫態下斷然處置評估與 <u>FLEX 策略準則</u> 之整合性研究	評估核三廠 <u>蒸汽產生器塞管率</u> 對斷然處置措施程序之影響性
主要成果與結論	根據 <u>龍門電廠</u> 模式分析結果，顯示龍門電廠在發生類似福島複合式災變時，執行斷然處置措施，能確保電廠處於安全的狀態。	於救援案例中，應用廠內注水設備執行救援措施處置時， <u>核三廠</u> 於事件中進行緊急洩壓且注入水源能成功維持爐心水位高於燃料，並防止燃料棒的裸露，以維持電廠完整性以及安全。	於救援案例中，無論執行時間為事故發生後 8 或 24 小時， <u>FLEX</u> 以及 <u>URG</u> 應對策略皆可維持 RCS 水位高於 TAF，維持核三廠安全	核三廠不同塞管率模擬下，對於電廠進行斷然處置程序時，並不會有熱流趨勢差異的影響，也不影響運轉員執行相關救援程序。
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 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	<u>單一通道汽液</u> 雙相流地震 <u>水平震動</u> 實驗環路及地震對 <u>單一通道雙相流環路</u> 影響之模擬分析	地震 <u>水平震動</u> <u>平行通道汽液</u> 雙相流環路實驗平台及 <u>平行沸騰通道</u> 雙相流地震影響模擬分析	<u>單一通道沸騰</u> 雙相流 <u>垂直震動</u> 實驗環路及 <u>平行沸騰通道循環迴路</u> 遭受地震之模擬程式建立與精進	<u>平行通道沸騰</u> 雙相流環路 <u>垂直震動</u> 實驗及對 <u>平行沸騰通道</u> <u>振盪模式</u> 之影響分析
主要成果與結論	完成發表 2 篇 SCI 期刊論文與 7 篇國際研討會論文。外部垂直加速度對	完成發表 3 篇國際研討會論文。外部垂直加速度對系統暫態的影響取	完成發表 1 篇 SCI 期刊論文與 3 篇國際研討會論文。本研究發展之解析與	完成發表 3 篇國際研討會論文。固定總流量的邊界條件，雙通道在

<p>系統暫態的影響，與外加垂直振盪的強度，即取決於其振幅大小和頻率，及系統初始狀態的穩定度相關。共振振盪的強度和系統初始狀態的穩定度相關。ABWR 的正常運轉點與自然循環點，在外加垂直震動的影響下，並不會誘發強烈的共振振盪。</p> <p>水平震動實驗發現流管空氣分布改變量取決於加速度大小、震動頻率以及初始液體與氣體比例。於氣泡流及彈狀流之狀況下，空氣分布會隨震動條件改變而產生變化，但於攪拌流之條件下並無明顯改變發生。</p>	<p>決於外加震動的強度、振幅大小、頻率、及系統初始狀態的穩定度。而系統暫態的影響與多重通道間彼此之交互作用有關。模擬 921 地震垂直加速度波的影響分析結果發現，BWR 電廠的正常運轉點與自然循環點在遭受此地震波下仍相當安全。</p> <p>在平行通道絕熱雙相流震動實驗中發現外部震動會引發動態壓差的震盪，而動態壓差震盪會隨著震動頻率提升而更加顯著。此外，在兩側平行通道內的壓差並不同步，且存在一個震盪相位差，如此可能導致平行通道間彼此的流量震盪，進而可能引發雙相流不穩定狀態發生。</p>	<p>重組地震波之分析方法，能適當模擬實際地震加速度波。垂直震動加速度波造成多重沸騰通道的同相震盪，地震波的共振部分主導系統的振盪行為。</p> <p>當低功率且加熱通道內屬於次冷沸騰狀態時，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。當高功率且加熱通道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。</p>	<p>外部垂直加速度作用下，呈現反相震盪。固定通道壓降或納入整個環路的邊界條件，雙通道在外部垂直加速度作用下，均傾向呈現同相震盪。</p> <p>在低功率加熱的情況下，外部垂直加速度對於系統的壓差及空泡皆有明顯的影響，且兩管在垂直振動的情況下空泡及壓差呈現同相振盪的情況。</p> <p>在高功率加熱情況下，整個系統可能因加熱的不對稱性導致有不穩定的現象，此現象會使得空泡在某個時間點集中於一管，而隨後會變換至另一管，導致溫度及空泡呈現反相振盪的現象。此反相振盪現象乃為雙相流平行通道不穩定性主導所致，因在固定系統總流量的條件下，雙通道傾向呈現反相震盪；而外部垂直震盪則會驅使雙通</p>
---	---	--	--

				道傾向呈現同相震盪。外部垂直加速度對流體產生的影響，係這兩種效應相互耦合的結果。在此高功率不對稱加熱情況下，將強化平行通道不穩定性，因而主導使雙通道呈現反相震盪。
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 1-3: 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統	電廠模擬器 PCTran 與神經網路程式結合及辨識驗證。	針對 <u>分類器及特徵擷取</u> 方法進行深入的探究，輕水式反應器肇始事件信號分類適切性驗證。	為提升事故辨識率，建置 <u>感測器偵選法則</u> ，期從電廠多樣的感測參數中挑選對事件辨識有助益的感測器。	將先前所發展的肇始事件偵測與辨識演算布建於 <u>FPGA</u> 平台，並與電廠模擬器整合供驗證。 以 FPGA 為平台的肇始事件偵測與辨識系統，不僅能即時偵測事件，也能成功斷定肇始事件類別。
主要成果與結論	<ol style="list-style-type: none"> 1. 引進事件導向的救援措施。 2. 肇始事件辨識系統的初步架構已被建構起來。 3. 採用 <u>機率神經網路及積分法</u>，做為系統的分類器與特徵萃取器，並獲 <u>82.14%</u> 的辨識成功率。 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 找出合適的特徵萃取器與分類器的組合，成功提升系統辨識率。 2. 引入未訓事件辨識功能，避免系統將未訓事件誤連結至訓練資料庫任一類別。 3. <u>積分器與感測器類別投影法</u> 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 利用感測器偵選法則，找出合適的感測器組合。 2. 改變數據擷取情狀，把跳機前的訊號納入辨識系統，使辨識效能有再進一步的提升。 3. 「<u>主成分分析</u>」搭配「<u>可縮減循序向前選擇法</u>」，可得到 <u>98.48%</u> 的辨識率。 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 將完整的辨識系統建置於 FPGA 平台上。 2. 與電廠模擬器相連結，透過驗證實驗顯示，此系統可成功偵測與辨識肇始事件。

		結合機率神經網路能達到 <u>88.39%</u> 的辨識率。		
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 1-4: 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	<u>ABWR</u> 主循環水迴路之各項化學成分及電化學腐蝕電位分佈 316L 不銹鋼在 <u>高溫 288 °C</u> 及 <u>HWC</u> 之腐蝕行為研究 修正計算輻射分解效應下水化學狀態的 DEMACE 程式，並與 <u>日本 K7 電廠</u> 現場測量值進行比對。	<u>LWR</u> 在額定運轉時不同加氫濃度防蝕效益之影響評估 316L 不銹鋼在 <u>中溫 (200 °C、250°C)</u> 及 <u>NWC</u> 之腐蝕行為研究	評估 <u>啟動過程加氫</u> 對 316L SS 的腐蝕抑制效益。 評估 316L 不銹鋼在中溫(200 °C、250°C) <u>加氫下的防蝕行為研究</u> 。	高溫 320 °C 環境中之合金 X-750 試片之應力腐蝕行為分析。 高溫 320 °C 環境中之合金 X-750 試片之電化學腐蝕行為分析。
主要成果與結論	在未注氫的情況下，組件的電化學腐蝕電位在主循環迴路的各個區域都在 0.1 V _{SHE} 以上。不銹鋼試棒斷面機制以延性破裂為主。因含碳量低，敏化過程產生的應力腐蝕不明顯。	隨著操作溫度增加而伸長量縮短，顯示高溫對於材料的影響最為明顯。改變水化學的狀態，由氧化轉為還原性環境，材料的腐蝕程度降低。	組件的電化學腐蝕電位都維持在正電位，在爐心區域及爐心旁通區域的 ECP 隨著功率增加而變高後，因再結合效應變明顯而使 ECP 下降。 在加氫環境狀態下，316L 不銹鋼材料對於溫度效應的結果不明顯，顯示出抗腐蝕性變好。	透過 U-Bend 實驗，X750 試片經由不同的熱處理後，有些微裂縫起始點，表面有孔蝕的現象產生。電化學腐蝕行為分析結果顯示都在低電位。X750 試片在測試環境下顯現良好的抗蝕性。
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 1-5: 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	<u>單相</u> T 型管冷熱水混合實驗，研究穩態紊流模式於 T 型管冷熱水混合模擬之適用性	<u>雙相流</u> T 型管實驗之設計與修改和實驗測試 T 型管與 Y 型管之實驗分析，並討	T 型管雙相氣泡流實驗與優質數據擷取， <u>CFD</u> 雙相流模式之建立與校驗。 了解 T 型管雙相流內	完成 CCFL 相關實驗與分析模式之蒐集彙整與研究 完成 CCFL 實驗

	單相 T 型管冷熱水混合實驗 (90 度角、45 度角垂直注入)，截取流體之溫度場分布，以提供後續 CFD 驗證之用。	論氣泡流時的流動特性與其物理現象	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。	之初步規劃
主要成果與結論	以實驗量測不同流況時，熱點之位置以及混合之情況。	建立雙相流實驗設備，並進行汽泡流分離實驗。 T 型管混合 CFD 分析模型。	建立以及校正空泡分率量測器，並用其對汽泡分離流流場近性量化分析。 成功使用 CFD 分析汽泡分離流流場。	CFD 模型與實驗觀察相符合，可以進一步模擬更複雜之 CFFL 之情況。

分項二：核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 2-1: 氫氣擴散潛勢研究	核一廠 MARK I 型 反應器圍阻體在電廠全黑情境 (SBO) 下，以 MELCOR 計算嚴重事故的氫氣產生量。	核二廠 MARK III 型 反應器圍阻體在電廠全黑情境 (SBO) 下，以 MELCOR 程式評估的最大氫氣量及氫氣遷移。	核三廠 PWR 圍阻體 於大破口冷卻水流失事故 (LBLOCA) 下，以 MELCOR 程式評估氫氣產生率及氫氣遷移。	核三廠 PWR 圍阻體 於電廠全黑情境 (SBO) 下，以 MELCOR 程式評估氫氣產生率及氫氣遷移。
主要成果與結論	本研究設定核一廠發生 SBO，且無任何注水及排氣過濾 (釋壓平板，FCVS 及 PAR) 的條件下，以 MELCOR 程式進行評估，當爐心受損後，會大量產生氫氣並透過 SRV 通往抑壓池，當溼井壓力上升會使真空破壞器開啟，進一步又導致乾井壓力上升。	假設核二廠發生電廠全黑事故 (SBO)，可採用斷然處置措施，防止爐心熔毀，避免產生氫氣。考慮深度防禦，以 MELCOR 2.1 計算 SBO 嚴重事故的氫氣產生率，於 BWR MARK III 圍阻體內設置 424 台的 PAR 作為斷然處置的後備措施，亦可將氫氣濃度抑制	本研究設定核三廠發生大破口冷卻水流失事故 (LBLOCA)，採用 MELCOR 程式評估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。分析結果顯示，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，故本研究採用無任何注水 (蓄壓槽亦不啟動) 之	在全黑事故下，氫氣進入圍阻體的路徑分別有壓力容器底部失效之破口及調壓槽釋放槽與圍阻體連通之破口，經 MELCOR 模擬結果得知，從調壓槽釋放槽破口與壓力容器破口洩漏之氫氣總量分別為 265.9 kg 與 101.0 kg。

	氫氣持續由乾井頂蓋洩漏至反應器廠房五樓，約 3 萬秒 RPV 損壞，損壞後壓力瞬間上升，造成煙囪前爆破閥開啟，圍阻體內的情化空間受到破壞，使乾井發生數次氫氣燃燒，而在反應器廠房五樓發生一次氫氣燃燒。	在爆轟範圍以下。	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 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。	在氫氣擴散分析結果方面，透過 FLUENT 分析 SBO 事故下，核三廠圍阻體內的氫氣行為，在事故發生第 1 萬秒且無任何除氫設備狀況下，氫氣在圍阻體內產生一明顯濃度分層現象，且最大濃度達 11%，但並未達產生爆轟之氫氣最低濃度 13%，故圍阻體在 SBO 事故下並無破損疑慮。
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 2-2: 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析	核一廠 MARK I 型 反應器圍阻體氫氣爆炸計算分析，並針對 PAR 的效能模擬分析	核二廠 MARK III 型 主動式洩壓對圍阻體完整性及爐心燃料衝擊之研究	以 FLACS 程式 進行 核三廠 PWR 圍阻體 加裝 PAR 被動式觸媒氫氣再結合器之分析驗證	以 FLUENT 程式 進行 核三廠 PWR 圍阻體 加裝 PAR 被動式觸媒氫氣再結合器之分析驗證
主要成果與結論	由於核一廠圍阻體充氫，嚴重事故時不會因氫氣燃燒而挑戰其耐壓強度。但氫氣會洩漏至 5 樓廠房，造成燃燒，故建議 PAR 應設置於 5 樓廠房而非設置於圍阻體內。	假設核二廠發生電廠全黑事故(SBO)，可採用斷然處置措施，防止爐心熔毀，避免產生氫氣；若不採取斷然處置措施，僅依靠主動式洩壓設備，而導致類似福島事故時，以 FLACS 程式評估上述事故，結果顯示：包封容器與乾	分析結果顯示，在本研究設定的各項條件中，將 10 台 PAR 設於圍阻體頂部時，其減緩圍阻體氫氣濃度的效果最顯著。	本年度依照核三廠實際規劃之 PAR 規格、數量(17 個)及位置，利用 FLUENT 程式進行除氫效能分析，分析結果顯示，無論在圍阻體內安裝 5 個 PAR 或是 17 個 PAR，均可將氫氣最大濃度降至 6%，且隨時間長度增加

		井均可能發生爆轟現象。		可能降至更低，能有效增加氫氣燃燒的安全餘裕，由結果可知，17 個 PAR 除氫效率最顯著。
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 2-3: 圍阻體過濾及排氣之深度分析	<u>核一廠 MARK I 型圍阻體排氣與過濾系統評估</u> ，以 <u>FLACS</u> 計算嚴重事故的氫氣洩漏量	<u>核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統評估</u> ，以 <u>FLACS</u> 計算嚴重事故的氫氣洩漏量	以 <u>FLACS 程式</u> 進行 <u>核三廠 PWR 圍阻體排氣過濾系統</u> 之分析驗證	以 <u>FLUENT 程式</u> 進行 <u>核三廠 PWR 圍阻體排氣過濾系統</u> 之分析驗證
主要成果與結論	核一廠在嚴重事故後，能藉由開啟反應器廠房的釋壓平板或 FCVS，排出廠房內的氫氣，有效防止氫氣爆炸，建議在 SBO 發生後約 4,000 秒前啟動。	由於設置 FCVS 的目的在於降低圍阻體壓力，並非消除氫氣，因此正如預期：FCVS 對於核二廠 MARK III 型圍阻體之除氫效果並不明顯。	由於設置 FCVS 的目的在於降低圍阻體壓力，並非消除氫氣，因此正如預期：FCVS 對於核三廠圍阻體之除氫效果並不明顯。	本子項分別針對 FCVS 設置於圍阻體內與圍阻體外(輔助廠房)之排氣效能進行分析，結果顯示，因 FCVS 裝設於圍阻體下方位置，造成排氣過程排出氫氣濃度較低之氣體，無法明顯降低圍阻體內整體的氫氣濃度。

分項三：用過燃料池冷卻能力安全分析精進

年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
分項三：用過燃料池冷卻能力安全分析精進	<u>核一廠(用過燃料池)</u> 之 TRACE、CFD、FRAPCON、FRAPTRAN、MELCOR 分析	<u>核二廠(用過燃料池)</u> 之 TRACE、CFD、FRAPCON、FRAPTRAN、MELCOR 分析	<u>核三廠 (PWR 燃料類型)</u> 之 TRACE、CFD、FRAPCON、FRAPTRAN 與 MELCOR 分析	<u>核三廠(用過燃料池)</u> 之 TRACE、FRAPCON、FRAPTRAN 與 MELCOR 模式精進後事故分析
主要成果與結論	TRACE：事故發生後若一直無法進行	核二廠的用過燃料池於全爐退出的極	TRACE：分析顯示核三燃料池在全爐退出	研究結果顯示，可以看出在模式做

<p>有效之冷卻措施，燃料護套溫度會在燃料發生裸露後 19 小時到達 1088.7 K，在有灑水措施緩解的狀況下，模擬結果顯示，在燃料裸露超過三分之一以前執行噴灑，即能有效地控制燃料護套溫度。</p> <p>CFD：本研究依據 ASME V&V 報告之要求，針對 CFD 分析模式之發展工作導入最佳預估與網格測試，並完成所有核一燃料池分析之模式開發。依據本研究之分析，在核一燃料池即使發生最為嚴重之複合式案例，台電於事故後 2 小時內備妥救援方案之現行處置，仍足以因應相關安全需求。</p> <p>MELCOR：MELCOR 分析結果顯示出燃料的裸露發生約在冷卻系統故障之後 2.6 天，而銦水反應發生在約 3.7 天，顯示燃料護套的毀損可能發生於 3.7 天之後。在 MELCOR、TRACE、CFD、</p>	<p>端保守條件下，還有 4~5.3 天的應對時間。TRACE 以及 CFD 分析結果可提供供熱水流計算給電廠，加強事故下救援措施之時間餘裕判定，以及護套溫度之預測，TRACE 分析結果顯示燃料池在全爐退出的保守情形下，水位會在第四天因為失去冷卻循環而下降至燃料頂端，故此時電廠有充足時間修復設備或者尋找替代電源及水源。</p> <p>透過與 FRAPTRAM 護套完整性分析結合，可以分析注水救援措施對於燃料護套之安全性是否有影響，更加提升救援措施之安全性。</p> <p>MELCOR 及 MAAP 程式可提供在嚴重事故下燃料池之氫氣產生及放射產物釋出等計算，若真有此極端現象發生，也可以提前做出應變。</p>	<p>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。</p> <p>FRAPTRAN：全黑事故分析結合後計算出之護套重要數值，護套還應變在 4.2 天急速上升，顯示護套於此時間點已經開始膨脹，並獲得護套失效之時間點，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。注水救援之案例分析仿照前一年計畫設定，顯示在燃料裸露超過二分之一以前執行噴灑，即能有效地控制燃料護套溫度。</p> <p>CFD 則提供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。最後結合 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)。</p>	<p>出偏向真實性的精進後，將結果保守度調整至合理範圍，分析結果亦證明用過燃料池實際上擁有非常高之安全性。而 CPU 計算時間在模式精進後增加許多，故依照本計畫進行模式精進之結果來說，若管制單位需要保守度較高之用過燃料池安全分析，如嚴重事故產氫或銦合金火災之情況，可考慮使用舊版模式之計算結果，以嚴格的分析強化用過燃料池之安全性。但若是需要偏向真實性之研究時，可使用精進之用過燃料池模式，但此時需要注意倍數增加的 CPU 時間，並做出取捨。</p>
--	---	---	--

	<p>MAAP 的結果比較方面，在用過燃料池之水位與 PCT 上，發現其計算結果的趨勢大致相同。</p> <p>FRAPTRAN : FRAPTRAN 的分析結果顯示，在用過燃料池的水位降至 TAF 才灑水的案例，燃料棒的各項參數並沒有變化，維持在一平穩的狀態。在燃料裸露三分之一時才灑水的案例，燃料棒的各項參數會因為燃料棒的護套溫度變化而產生變動，但大體維持在一安全的範圍。在不灑水的案例，燃料護套發生破損於約 3.7 天時，破損點在第 21 個節點。</p>			
--	---	--	--	--

分項四：核能安全技術研究暨國際合作

年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 4-1: 前瞻中子物理安全技術	<p>(1) 建立通用型燃料組件晶格計算的工具 (TRITON 與 MCNPX) 使用能力，分析不同燃料組件晶格計算程式的差異。</p> <p>(2) 探討 TRITON 燃料組件晶格計算的均質</p>	<p>(1) 自行開發爐心節點程式，完成直角坐標多群節點擴散法初階程式。</p> <p>(2) 研究改進現階段燃料束中子截面產生方式的缺點之方法。</p> <p>(3) 自行開發適用 VHTR 六角形燃料組件的爐心</p>	<p>(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。</p> <p>(2) 探討可取得之熱水流分析程式與爐心物理程式</p>	<p>(1) 建立爐心中子物理計算與熱水流分析程式計算的連結。</p> <p>(2) 完成自有 VHTR 爐心中子物理計算程式系列的建立。</p>

	<p>化截面輸出格式，測試 GenPMAX 程式如何匯整、排列、與內分支計算的截面數據，並提供後續全爐心計算使用。</p> <p>(3) 探討解析近似法與蒙地卡羅法計算燃料棒 Dancoff Factor 的差異，並測試其對燃料晶格計算的影響。</p> <p>(4) 建立 PARCS 爐心模擬計算程式的使用能力，完成測試案例的驗證工作。</p> <p>(5) 完成燃料組件晶格計算程式 TRITON 與爐心計算程式的銜接測試，建立 TRITON/GenPMAX/PARCS 爐心中子物理計算平台。</p> <p>(6) 針對爐心物理與核能安全議題進行國際合作或交流學習。</p>	<p>節點初階計算程式。</p> <p>(4) 針對爐心物理與核能安全議題進行國際合作或交流學習。</p>	<p>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。</p> <p>(3) 針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習。</p>	<p>(3) 完成具有先天安全的新型 VHTR 爐心的初步設計。</p> <p>(4) 針對爐心物理與核能安全議題進行國際交流學習。</p>
<p>主要成果與結論</p>	<p>(1) 針對燃料晶格計算的計算，使用 ORNL 實驗室所開發的 TRITON 程式與普遍商用的 CASMO-4 程式進行比較分析，以 JAERI 研究報告 BWR 燃料規格為模型，兩者結果都落在合理的範圍，顯示可充分掌握如何使用這</p>	<p>(1) 透過混合式格林節點法與粗網格差分法做為理論基礎，推導求解二維中子擴散方程式並依此開發應用於輕水式反應器的全爐心計算程式，透過一系列的驗證後確認了程式的準確性。以此程式為基礎完成了六角形燃料組件的爐心節點初階計算程式，並經過驗證</p>	<p>(1) 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，在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上，與全爐心參考計算結果比較差異均在可</p>	<p>(1) 建立爐心中子物理與簡化熱流分析程式連結 (TPS 序列)，並應用於 HTTR 30MW 臨界狀態下的爐心計算，相較於蒙地卡羅/簡化熱傳模型 (MS 序列) 計算結果其準確度不</p>

	<p>二種晶格計算程式，並完成一系列晶格計算的參數靈敏度探討，有利於未來研究目標持續邁進。</p> <p>(2) 利用 MCDancoff 方法計算 DF 修正 TRITON 的結果，其 TRITON(MCDancoff) 和 CASMO-4 計算差異甚小。</p> <p>(3) 建立 PARCS 爐心模擬程式的使用能力，並與燃料晶格計算進行結合，成功建立 TRITON / GenPMAX / PARCS 爐心中子物理計算平台。以 TGP 程式序列求得之 L336 MOX/UOX C5 二維爐心的結果與全爐心遷移計算僅有 18pcm 的誤差。</p> <p>(4) 邀請韓國 KAIST Nam-Zin Cho 教授及上海交大趙榮安教授擔任 2016/02/24 的 2016 Workshop on Advances in Reactor Physics 研討會講者。</p>	<p>與比較，確保其準確性。</p> <p>(2) MOX 燃料均質化截面正確性對全爐心計算準確度影響比 UOX 燃料更大，在目前研究中，以使用超晶格(supercell)截面產生模型的結果在全爐心計算的準確度最佳。</p> <p>(3) 赴美國參加美國核能學會冬季會議暨 2016 HTR 會議發表一篇論文，並進行國際交流。</p>	<p>接受範圍內。</p> <p>(2) 利用中子計算程式 MCNP 與熱水流計算程式，針對 GTHT300 的全功率狀態之耦合計算，簡化熱傳模型的溫度分布差異不大，與文獻提供的溫度數據相近。</p> <p>(3) 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。</p> <p>(4) 於 2017/12/19 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。</p> <p>(5) 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，此方法目</p>	<p>足，可能源於複雜爐心鈾濃縮度分布設計之限制，以及如何計算出 supercell 模型的正確 ADF。</p> <p>(2) 建立自有 VHTR 爐心中子物理計算工具，以 MCNP 進行連續點能量燃料晶格計算，來產生均質化多群中子巨觀截面，並完成可進行全爐心中子/熱流耦合計算的 NuCoT 程式。</p> <p>(3) 初步建立新型稜柱型高溫氣冷式 VHTR 爐心設計，以 HTTR 為基礎，透過對稱性修正簡化計算複雜度，並調整軸向鈾濃縮度分布。在 30MW、單一鈾濃縮度 7.9wt%、控制棒全出狀態下，燃料溫度未超出文獻建議值。</p> <p>(4) 於 2018/12/17 舉辦 2018 Workshop on Advances in Reactor</p>
--	--	---	---	---

			標為利用 MCNP 進行燃料晶格計算，以提高燃料晶格計算準確性，進而提升全爐心計算程式 NuCoT 的準確性。	Physics，邀請日本名古屋大學 YAMAMOTO 教授及上海交大趙榮安教授演講。 (5) 赴墨西哥參加 PHSYOR 2018 會議發表一篇論文，並進行國際交流。
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 4-2: 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析	<u>下加熱式平面</u> 之沸騰熱傳實驗，建立垂直環形管路雙相實驗環路，並進行汽泡遷移特性以及 CFD 雙相模式建立與平行驗證研究	自行組建雙相沸騰基礎實驗，完成實驗模組規劃、設計製作、運轉及初步測試實驗數據之擷取。現有的 CFD 數值模型可以粗略地預測兩種汽泡流的流場，壁面集中 (wall peak) 以及中心集中 (Central peak)。	進行 <u>垂直汽泡流</u> 中汽泡遷移、汽泡合併與分裂等物理現象之數據量測與觀察，並建立 CFD 雙相流分析能力 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。	探討傾斜角對於沸騰之影響，並分別利用熱電偶以及高速攝影機記錄沸騰曲線以及汽泡動力行為。 使用實驗所量測之資料，評估現有沸騰模型對於傾斜之沸騰之適用性。
主要成果與結論	量測下加熱暫態池沸騰之沸騰曲線與觀察汽泡遷移特性。 發現下加熱沸騰熱通量隨著注水間距縮小與注水量增加而提昇。	完成雙相沸騰基礎實驗之規劃、設計製作、運轉及初步測試。 確認適用於核能安全 CFD 程式氣水雙相模式之可行性。	自製雙相流量測探針，並依此量測雙相流場中的介面面積濃度。	量測沸騰曲線，並提出轉換熱通率之經驗公式。 現有模式對於傾斜之沸騰仍有 50% 之誤差。
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 4-3: 前瞻核能材料安全性評估分析	<u>單晶碳化矽</u> 材料受輻照後之缺陷分析。三種不同鎳基合金之異種銲接試片之高溫氧化行為研究。探討以	<u>3C 碳化矽</u> 及 <u>SA-Tyrannohex 全纖維碳化矽/碳化矽</u> 複合材料的氦離子佈植實驗。三種鎳基合金母材、熱影響區	<u>複合碳化矽</u> 材料輻照後之缺陷分析。三種不同鎳基合金之異種銲接試片於 <u>950°C</u> 在高	開發在高溫下具有良好抗氧化性的高熵薄膜，並探討鈷-4 燃料護套鍍著高熵合金

	<p>高熵合金及奈米陶瓷膜增進燃料護套於事故容忍需求的材料改質研究。</p>	<p>及鐳道於不同氣氛(He 及 O₂)下之氧化腐蝕測試。探討鋳合金-4 基板，高熵合金薄膜與氮化物薄膜在 800°C 空氣環境下鋳合金腐蝕與破裂機制。</p>	<p>純度氬氣及水氣模擬不同氧分壓下對氧化及應力腐蝕之影響。探討鋳-4 燃料護套鍍著氮化鉻薄膜及高熵合金薄膜，在 850°C 不同空氣及水汽混合比例下抗氧化能力。</p>	<p>薄膜在 850°C 的氧化特性。 Inconel 625 鎳基合金與 304L 不銹鋼之異種銲接試片於 950°C 在高純度氬氣及添加不同含量水氣下探討腐蝕測試與氧化性質。 碳化矽 材料輻照後之缺陷分析。</p>
<p>主要成果與結論</p>	<p>單晶 3C-碳化矽於 400°C/ 20 dpa 的輻照條件中，材料內缺陷以小黑點缺陷為主，隨著溫度上升達 600°C 與 800°C 時，缺陷型式雖仍以小黑點缺陷為主，但已能開始觀察到少許之差排環，當條件溫度達 1000°C 以上時，可以觀察到沿 {111} 平面上之疊差環隨溫度上升明顯擴大，而密度則隨溫度逐漸下降。本計畫找到最佳鍍膜參數成功在鋳四合金鍍著氮化鉻薄膜，改善其表面形貌並提升硬度。也成功在模擬壓水式反應爐的 350°C，15.17MPa 的高溫高壓下，透過鍍上氮化鉻的方式隔絕鋳試片與氧氣的反應，並且在 400~600°C 的高溫水蒸氣環境中有效減少鋳金屬的氧化行為，在不同條件下降低其氧化增重約 70~90%，提供另一個</p>	<p>全纖維碳化矽/碳化矽複合材料 SA-TyrannoHex 45000 appm 不論在 1000 或 1200°C 下，氣泡的密度皆小於單晶 3C 碳化矽之結果，此乃此複合材料纖維中的晶界及純碳區為氬原子擴散較快之區域，氬原子因熱擴散效應擴散至這些區域後會被分散掉，而留在晶粒內的氬原子相對於單晶 3C 碳化矽較少。成功以鍍膜方式有效降低高溫腐蝕環境下燃料護套的氧化速率。總時間少於 2700 秒。最高溫度低於華氏 2200 度。透過鍍膜方式可成功延長鋳-4 合金到達 17ECR% 的時間，在純水氣環境中，CrN 薄膜可延長時間至 1.17 倍，高商合金薄膜則無明顯效果呈約一倍；而在乾空氣中則最為明顯，CrN 薄膜延長時間至 3.47 倍，高商合金也延長氧化至 17ECR% 的時間到 2.04 倍。假使意外事故</p>	<p>氬、矽雙射束中的氬原子具有幫助空孔成核之效果，使其能形成氬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，且亦會因高溫下氬原子的移動能力增加，部分氬原子會擴散至晶界上，使晶粒內可幫助空缺形成空缺團的氬原子減少，造成氣泡大小及密度下降。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，氮化鉻鍍膜對於鋳-4 合金在高溫水氣與空氣混</p>	<p>單晶的 3C 碳化矽或碳化矽/碳化矽複合材料在雙射束的情況下，皆有讓氬原子完全進入氬氣泡中的情形發生，且劑量越高，發生氬原子完全進入氣泡中的溫度就越低。成功開發高熵薄膜披覆的技術，且薄膜成分和設計成分沒有明顯差異，薄膜的抗氧化性良好相較於傳統氮化物如氮化鉻，鍍著在鋳四合金上也具有好的批覆性經過高溫退火後仍沒有明顯得脫落現象。 實驗結果顯示，於 950°C 下，304L 不銹鋼之</p>

	<p>保護燃料護套可行的方式。</p> <p>經由實驗結果發現，三種鎳基合金在 950 °C 乾/溼空氣整體的氧化速率由快到依序為 Iny-800H > In-617 > Has-X，顯示出 Has-X 鎳基合金在高溫具有較佳抗氧化能力。</p>	<p>情況下，有空氣滲入在高溫下與鈳-4 燃料護套反應，其鈳-4 燃料護套氧化速率是與水氣環境反應的數倍，且釋放大量的反應熱，容易導致嚴重塑性變形。透過鍍膜保護方法能有效延緩氧化氣氛擴散進入鈳-4 基材。然而，在鈳水反應 $Zr+2H_2O=ZrO_2+2H_2$，過程中釋放氫氣外，加上氫脆效應等，導致薄膜破裂、剝落，大幅降低其保護效果使之氧化速率接近未鍍膜之試片。</p> <p>經由實驗結果發現，三種鎳基合金經銲接後在高溫環境下，其熱影響區之氧化速率皆會快於母材。</p>	<p>和的環境下都具有延緩鈳-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 critria，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 critria。導致氮化鉻保護能力下降的主要原因是薄膜的破裂。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。</p> <p>實驗結果顯示，在超臨界環境下，因高溫及高壓環境下，易使合金更容易氧化，並使的合進整體的氧化速率增快</p>	<p>異種銲接在高溫環境下，容易氧化，另外，在水氣較氫氣更易造成造成腐蝕</p>
年度	104 年	105 年	106 年	107 年
子項計畫	研究重點	研究重點	研究重點	研究重點
子 4-4: 熔融物質於	熔融鹽 模擬爐心熔融物質的適用性。	以熔點在 1000°C 左右的 金屬物質 模擬，以不同冷	探討 爐槽外加冷卻 模擬之熔融物	探討 沿爐壁淬冷 熔融物質淬冷現

<p>冷卻水之 淬冷模擬 研究</p>	<p>發現熔融鹽溶於水，不適合，再採用低熔點且不會溶於水之<u>銅磷合金</u>，測試結果顯示在淬冷過程結束後，銅磷合金不會散裂。 本年度一進行後乾化熱傳模型發展之研究。</p>	<p>卻水及不同次冷度進行實驗。 比較高溫<u>熔融銅液</u>以去離子水與海水淬冷之淬冷現象，發現由於蒸汽泡於海水中較不容易結合，故於汽液介面有較多波紋產生，且熔體前緣於海水的速度大於去離子水。</p>	<p>質淬冷現象及更改模擬物質為氧化金屬物質，並以不同落下高度及不同水位高度進行研析。 採用<u>三氧化二鈹</u>及<u>三氧化鎢</u>之混合粉末，以去離子水及海水做為不同冷卻水的淬冷時的效應，發現水位深度與落差高度對於反應爐內熔融體之淬冷與散裂具有重要的影響。</p>	<p>象，以不同傾斜角度之不銹鋼板模擬反應器下空乏區內壁進行研究。 進一步探討不同水位深度、不同落差高度以及不同冷卻水的淬冷現象。皆對反應爐內熔融物質淬冷現象有顯著之影響。</p>
<p>主要成果 與結論</p>	<p>建構一適用於後乾化區之一維物理模型，可於大流動範圍下成功預測與分析不同質量通率、熱通率、壓力之下的介面熱傳量與熱不平衡現象。</p>	<p>以海水做為冷卻水時，與熔體之間氣液介面蒸氣膜較不完整且明顯波動，不易結合成大氣泡，使其受到阻力較小而落下速度會快於去離子水的淬冷。 而當冷卻水次冷度越低時，其蒸氣膜越厚，熔體前緣受到阻力越大，落下速度會越慢。而次冷度越低，膜沸騰包覆時間也越久，使熔體有足夠時間形成光滑表面，碎片也會形似球狀。</p>	<p>以海水做為冷卻水時，其大尺寸碎片質量比例較高，碎片表面較為粗糙。 去離子水氣液介面較為完整且平滑，其淬冷後小尺寸碎片也較多。 不同落差高度下熔體淬冷實驗，發現低落下高度時，熔體流柱破碎於尖端，且其小尺寸碎片比例較少。高落差高度之流柱破碎於側邊，小尺寸碎片較多。</p>	<p>落差距離的提高導致凱文-赫爾霍茲不穩定性的影響提高，導致小尺寸碎片的產生較多。 落差距離變小，凱文-赫爾霍茲不穩定性降低，導致瑞利-泰勒不穩定性影響相對提高，小尺寸碎片產生較少。 沿爐壁淬冷使片狀碎片更多，其結構碎裂後小質量碎片增加。</p>

4.2 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		年度目標值	實際達成值				效益說明 (每項以 500 字為限)
					104 年	105 年	106 年	107 年	
學術成就 (科技基礎研究)	A. 論文	期刊論文	國內(篇)	0	0	1	0	0	本計畫之執行成果,每年度皆達到本指標目標值。本四年期計畫之執行成果質量俱精,至 107 年 12 月止,總共發表 158 篇論文,包含 SCI/EI 國際期刊 39 篇、一般期刊論文 3 篇;國外研討會論文 78 篇、國內研討會論文 38 篇。
			國外(篇)	4	13	12	11	5	
		研討會論文	國內(篇)	0	16	17	3	2	
			國外(篇)	12	27	21	19	11	
		專書論文	國內(篇)						
			國外(篇)						
	B. 合作團隊 (計畫)養成	機構內跨領域合作團隊(計畫)數		7	6	8	8	8	本計畫之執行成果,每年度皆達到本指標目標值。本四年期計畫之執行共組成 13 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	3	4	4	5	
		跨國合作團隊(計畫)數		1	1	1	1	0	
		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	11	11	10	7	本計畫之執行成果,每年度皆達到本指標目標值。本四年期計畫之執行計有博士生 39 人次、碩士生 131 人次,總計 170 人次投入。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	42	42	28	19	
		學士培育/訓人數		0	4	4	0	0	
		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								
D. 技術研發	D1. 研究報告	研究報告篇數		4	4	4	4	4	本計畫之執行成果,每年度皆達到本指標目標值。每年度皆產生 4 份分項研究報告。
	I1. 辦理技	辦理技術研討會場次		1	2	2	1	1	本計畫之執行成果,每年度皆達到本指標目標

屬性	績效指標類別	績效指標項目	年度目標值	實際達成值				效益說明 (每項以 500 字為限)
				104 年	105 年	106 年	107 年	
	術活動	辦理技術說明會或推廣活動場次						值。本計畫每年度辦理前瞻核安技術研討會，邀請學者專家講授相關課程，以培養前瞻核安技術之相關人才。
		辦理競賽活動場次						
	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	10	16	14	11	本計畫之執行成果，每年度皆達到本指標目標值。本計畫之相關研究人員，每年度皆參與相關研討會，進行學術交流。對於人才之培養與國際交流有實質的助益

4.3 各年度之主要成就及成果之價值與貢獻度說明

4.3.1 核安管制之面向

分項一：輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 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	本計畫完成龍門電廠斷然處置安全分析與評估，分析結果建立出龍門電廠在發生類福島事故下之相關時序以及執行斷然處置措施之電廠熱流參數趨勢，有助於管制單位釐清龍門電廠在遭遇類福島事故條件下，事故發展階段與相關救援動作之進行。	本計畫完成核三廠斷然處置安全分析與評估，分析結果建立出核三廠在發生類福島事故下之相關時序以及執行斷然處置措施之電廠熱流參數趨勢，有助於管制單位釐清核三廠在遭遇類福島事故條件下，事故發展階段與相關救援動作之進行	本計畫完成核三廠 FLEX 研究，並且評估斷然處置與 FLEX 策略的差異性。福島事故後，管制單位要求各核電廠進行相關改善作業，核三廠也於福島事故後進行設備評估與改善，並且計畫添購中、高壓安全注水設備。本計畫研究成果可協助管制單位進行核三廠 FLEX 審查之參考依據，並進行第三方平行驗證之工作協助。	本年度評估核三廠蒸汽產生器塞管率對斷然處置程序之影響性評估，以釐清壓水式電廠之蒸汽產生器塞管率是否對斷然處置程序有所影響。管制單位可以得知塞管率對於事故的影響範圍並且管制相關程序，有助於管制機關之審查協助。

<p>子 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</p>	<p>1. 本研究藉由實驗測試水平振動影響單一通道汽液雙相流之空泡動態變化效應,探討若水平地震發生而導致核電廠功率震盪之可能性。</p> <p>2. 本研究藉由理論模式建立與計算,評估進步型沸水式反應器的正常運轉點與自然循環點,最熱通道雙相流在外加垂直震動的影響下,產生的流體震盪與共振效應。並輸入紀錄之實際地震垂直加速度波作為模擬地震波,評估其造成系統流體的振盪與振幅。</p> <p>3. 本研究完成外加震動對最熱通道流體動態穩定性之影響分析,促進了解進步型沸水式反應器遭受地震時之系統特性,提供進步型沸水式反應器之安全管制之參考。</p>	<p>1. 本研究建立水平振動實驗測試平行通道汽液雙相流之空泡與壓力動態變化,以了解垂直地震發生時可能導致核電廠爐心平行通道流體動態之震盪現象。</p> <p>2. 核二廠機組自動強震安全停機限值為 0.15g,若地震加速度超過設定值時,會自動停止核能機組運轉,確保核能安全。在此限值以下,電廠仍維持運轉,本研究建立雙相平行通道理論模式,評估 BWR 的正常運轉點在外加垂直震動時之流體震盪與共振效應。並輸入實際紀錄之地震垂直震動加速度波,評估其對 BWR 的自然循環點與正常運轉點,造成平行通道雙相流的振盪。</p> <p>3. 本研究完成垂直地震對平行通道雙相流動態穩定性之影響分析,促進了解沸水式反應器遭受垂直地震時之系統穩定性,提供輕水式反應器之安全管制之參考。</p>	<p>1. 本研究建立單一沸騰通道雙相流於垂直振動條件之實驗測試,量測流體溫度、壓力與空泡之動態變化,以了解若垂直地震發生時可能導致電廠爐心沸騰雙相流之動態影響。</p> <p>2. 本研究建立外加垂直震動下平行通道迴路雙相流分析模式,針對 BWR 自然循環點與正常運轉點的操作條件,輸入核二廠附近實際紀錄之地震垂直加速度波,評估對系統迴路雙相流動態穩定性的影響。</p> <p>3. 本研究完成單一沸騰通道雙相流之垂直振動實驗與垂直地震加速度波對平行通道迴路雙相流動態穩定性之影響分析,提供輕水式反應器之安全管制之參考。</p>	<p>1. 本研究建立平行沸騰通道雙相流於垂直振動條件之實驗測試,量測流體溫度、壓力及空泡之動態變化,及其可能引發之熱流不穩定性現象,以模擬垂直地震條件對於電廠爐心之平行沸騰通道系統之影響。</p> <p>2. 本研究並建立穩定性分析模擬程式驗證沸騰雙相流震動實驗測試數據。</p> <p>3. 本研究藉由上述實驗與模擬程式之雙相流穩定性分析案例與結果,提供國內輕水式電廠於各種操作條件遭受地震狀況之安全管制參考。</p>
<p>子 1-3: 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策</p>	<p>核電廠現行肇始事件的應對措施,主要以「徵兆導向(symptom-oriented)」為主,但「事件導向</p>	<p>本年度針對辨識系統核心一特徵萃取器及分類器,進行探究並提出合適的演算法,以提升系</p>	<p>本年度藉由挑選對事件辨識最有效益的感測器,來達到特徵縮減與辨識效能提升的目的,提出與建置相</p>	<p>本年度我們將發展完善的辨識系統成功布建於 FPGA 平台上,測試結果顯示,即便</p>

<p>輔助系統</p>	<p>(event-oriented)」的處理方式也逐獲重視。本計畫於 104 年引入機器學習領域的相關技術,建構出基於「事件導向」處理方式之肇始事件辨識系統的初步架構,用來了解此作法的可行性。此系統以圖形辨識系統架構為核心,事件辨識成功率可達八成以上,再加上與電廠模擬器的相關整合試驗證,確認此作法的實行性。相關的研究成果,可供電廠與管制單位,作為制定「事件導向」事件排除準則時的參考。</p>	<p>統的辨識能力。此外,我們再提出未訓事件辨識演算法,針對未知肇始事件若不屬於資料庫中任一類別時,會先予以隔離並宣告其為未考慮於資料庫之事件。透過這些改善,一方面讓系統辨識成功率近九成,另一方面也能避免因為未訓事件的誤判所帶來的誤動作,使得基於「事件導向」之肇始事件辨識系統的實行更往前推進。</p>	<p>關演算法並完成其效能驗證。透過這些方法,目前系統針對考慮的事件類別,已有九成八的辨識率。再者,我們也針對感測器失能偵檢的議題進行探究,並提出相關的偵檢演算法。最後,失能感測器對目前肇始事件辨識帶來的影響,也進行分析。新增自動化偵檢失能感測器的演算法,可避免使用大量人力去對感測器做檢驗的工作,對於電廠的運轉也可提供另一面向的助益。</p>	<p>是移植至實時平台,事件偵測與辨識成功率依舊能保持。FPGA 在相關文獻上被提及是有機會取代數位式儀控系統,成為第三代儀控系統,那是因為此平台可避免數位式儀控系統中因微處理器及軟體所造成不確定因素的缺失、當機與軟體共因失效,使得核電廠的安全系統的安全性也可提高。此安全系統建置經驗,可供管制單位做為未來發展的參考。</p>
<p>子 1-4: 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究</p>	<p>本年度的成果主要在於額定運轉下主循環水迴路的水化學分析,針對現場無法測得的數據進行預測,有助於管制機關了解在運轉狀態下的爐水氧化性,以及組件材料在加氫水化學狀態下對於組件腐蝕抑制效益的評估,強化電廠運轉安全。</p>	<p>本年度的成果主要在於額定運轉下實施加氫水化學時,主循環水迴路的水化學分析,現場可測得的數據有限,進行加氫效益分析,以及啟動過程的爐水氧化性分析,有助於管制機關了解在啟動過程下的爐水狀態,以及組件材料在一般水化學狀態下對於組件腐蝕行為的評估,以強化電廠運轉安全。</p>	<p>本年度的成果主要在於啟動過程時,主循環水迴路組件在一般水化學狀態下的電化學腐蝕電位與裂縫成長速率的分析,因現場可測得的數據有限,分析結果協助管制機關了解在啟動過程下的組件腐蝕行為預測,以及組件材料在實施啟動加氫水化學下對於組件腐蝕抑制效益的評估,進一步了解電廠運轉時水化學條件對於材料的影響。</p>	<p>本年度的成果主要在於針對壓水式反應器環境下,X750 材料的應力腐蝕龜裂敏感性(Susceptibility)及裂縫生長行為進行分析,透過水化學調控技術了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為,強化電廠運轉安全。</p>

子 1-5: 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	壓熱震有可能發生於壓水式核能電廠小破口冷卻水流失事故(或其他類似事故),高壓安全注水(HHSI)從冷端注入時,本子項計畫利用實驗研究其物理現象,對於管制單位,可提供管制事件時相關之理論基礎。	本子項計畫利用自身實驗之量測數據,校驗 CFD 之紊流模式象,對於 CFD 相關分析之管制案件,可提供審查之依據與參考。	本子項計畫研究氣水分離的特性,對於管制單位日後審查嚴重事故相關分析時,提供理論之基礎與審查之參考。	CCFL 的研究探討能完善壓熱震(PTS)評估所需不同流況下的熱水流特性,提供理論之基礎與審查之參考。
---------------------------	---	--	---	---

分項二: 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 2-1: 氫氣擴散潛勢研究	<p>日本對核電廠重啟動已擬定一套嚴格的新法規,稱為「新規制基準」,其中 FCVS 的設置是屬於該法規的要求項目;而 PAR 的設置則屬非強制性要求,可依電廠實際狀況設計。</p> <p>目前國內核能法規並未明文要求設置此二項設備,因此,電廠與管制單位在評估上述設備的效益上,觀點未必一致。本計畫的研究成果可促進瞭解此類除氫設備在嚴重事故時對國內核一廠 MARK I 型圍阻體的效用,於將來修訂相關法規時,提供客觀可信的參考依據。</p>	本子項應用 MELCOR 程式針對核二廠 MARK III 圍阻體發生電廠全黑事故(SBO)情況下,評估其發展成類福島嚴重事故後,爐心熔毀所產生之氫氣量;並結合下端程式 FLACS,完成核二廠 MARK III 圍阻體內之氫氣遷移分析。分析結果亦顯示:作為斷然處置的後備措施,核二廠 MARK III 圍阻體內設置足夠數量的 PAR,可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下,有效保護圍阻體完整性。上述結果有助於核能管制單位對核二廠	本子項應用 MELCOR 程式,評估核三廠 PWR 圍阻體發生大破口喪失冷卻水事故(LBLOCA),且不執行斷然處置措施,而導致其爐心熔毀所產生之氫氣量。此外,結合下端程式 FLACS,分析核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣遷移,並將分析結果提供給核能管制單位,以便對圍阻體完整性的影響有更全面的掌握。	本子項針對國內運轉中之核三廠,假想情境為核三廠 PWR 圍阻體發生電廠全黑事故(SBO)(有別於 106 年度的 LBLOCA 情境),且不執行斷然處置措施,而導致類福島嚴重事故時,其爐心熔毀所產生之氫氣量。後續結合下端程式 FLUENT(有別於 106 年度使用 FLACS 程式),分析核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣遷移。協助核能管制單位深入瞭解核三廠發生不同事故以及使用不同分析工具之評

		MARK III 圍阻體在類福島嚴重事故下的瞭解，以便對圍阻體完整性的影響有更全面的掌握。		估結果，對核能安全有更全面之掌握。
子 2-2: 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析		<p>假設核二廠發生電廠全黑事故(SBO)，可採取斷然處置措施，防止爐心熔毀，避免產生氫氣。本子項研究確認，若不採取斷然處置措施，而導致類似福島事件時，在不安裝 PAR 等除氫設備，僅依靠主動式系統的情況下，由於使用交流電源的包封容器內易燃氣體控制系統(CGCS)無法動作，以 FLACS 程式評估之結果顯示：包封容器與乾井均可能發生爆轟現象。</p> <p>管制單位可藉此掌握不同處置措施的成效及其對圍阻體完整性所造成的衝擊。</p>	本子項執行期間與核電廠相關人員討論，確認核三廠已規劃安裝 PAR，藉由本計畫的研究成果，可促進了解此類除氫設備在嚴重事故時的效用。分析結果顯示：在圍阻體上方安裝 10 台以上的 PAR，可有效減緩圍阻體上方氫氣濃度；在深度防禦的考量下，PWR 乾式圍阻體內設置 PAR 作為斷然處置的後備措施，可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下，有效保護圍阻體完整性，並於將來修訂相關法規時，提供客觀可信的參考依據。	本年度計畫執行期間，確認核三廠實際安裝之 PAR 規格及數量，使分析設定更貼近現實設計，並與日本川內電廠(PWR)之設置規格、數量進行靈敏度分析，提升研究內容的廣度及務實性，藉由本子項成果，有利管制單位掌握核三廠實際安裝 PAR 之效能，及與國外同類型電廠所安裝 PAR 的效能差異。
子 2-3: 圍阻體過濾及排氣之深度分析		假設核二廠發生電廠全黑事故(SBO)，且不採取斷然處置措施，而導致類似福島事件時，在不安裝 PAR 等除氫設備，僅安	假設核三廠 PWR 圍阻體發生大破口喪失冷卻水事故(LBLOCA)，且不執行斷然處置措施，而導致類福島嚴重事故時，在不安裝 PAR 等除氫設備，僅安	本子項分別針對 FCVS 設置於圍阻體內與圍阻體外(輔助廠房)之排氣效能進行分析，評估結果顯示，因 FCVS 裝設於圍阻

		<p>裝 FCVS 的情況下，以 FLACS 程式評估之結果顯示：單靠 FCVS 的除氫效果並不顯著。</p> <p>上述分析結果有助於管制單位對核二廠 MARK III 型圍阻體排氣與過濾系統效益之瞭解。</p>	<p>裝 FCVS 的情況下，以 FLACS 程式評估之結果顯示：單靠 FCVS 的除氫效果並不顯著。</p> <p>上述分析結果有助於管制單位對核三廠 PWR 圍阻體排氣與過濾系統效益之瞭解。</p>	<p>體下方位置，造成排氣過程排出氫氣濃度較低之氣體，無法明顯降低圍阻體內整體的氫氣濃度。</p> <p>上述分析結果有助於管制單位深入瞭解核三廠 PWR 圍阻體排氣與過濾系統抽氣口高度設定之影響及妥適性。</p>
--	--	---	---	---

項三：用過燃料池冷卻能力安全分析精進

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
熱流既燃料完整性分析工作	<p>日本福島事故之後，世界各國對於核電廠及用過燃料池(SFP)的安全十分重視，紛紛進行相關之檢查、補強或救援措施及設備之改良等工作。因此，本項工作為針對核一廠的用過燃料池，使用美國管制單位(U.S. NRC)之最先進的熱水流安全分析程式 TRACE 及 FRAPCON、FRAPTRAN、CFD 程式，建立一套核一廠用過燃料池之熱水流與燃料棒應力安全分析方法論及模式。此方法論針對核一廠用過燃料池在各種假想條</p>	<p>本項工作為針對核二廠的用過燃料池，建立一套核二廠用過燃料池之熱水流與燃料棒應力安全分析方法論及模式，來評估燃料池的安全性。基於前一年度(104年)建立核一廠用過燃料池之熱水流與燃料棒應力安全分析方法論及模式的成功經驗，本項工作同樣使用 TRACE 及 FRAPCON、FRAPTRAN、CFD 程式，結合核二廠的資料，來建立核二廠的方法論及模式。此方法論也可結合相關救援措施的資料，針對核二</p>	<p>本項工作為針對核三廠的用過燃料池，建立一套核三廠用過燃料池之安全分析方法論及模式，可用來評估核三廠用過燃料池的安全性。基於前一年度(105年)建立核二廠用過燃料池之安全分析方法論及模式的成功經驗，本項工作同樣使用 TRACE、FRAPTRAN、MELCOR 等程式，結合核三廠的資料，來建立核三廠的方法論及模式。本方法論也可結合相關救援措施(如 NEI 06-12)的資料，在各種假想條件下(如電廠全黑)，進行核三廠用過燃料池的相關模擬與分析，來評估燃料池是否安全、救援措施是否發生效用或可能發生之狀況(如氫氣產生或護套破損等)。因此，本項工</p>	<p>本計畫基於前一年度(106年)建立核三廠用過燃料池之安全分析方法論及模式，進行模式運算之精進與 CPU 計算時間之平衡探討，在模式精進的同時取得可以接受的計算時間。在完成 TRACE 噴灑補救措施的模擬後，燃料護套的溫度僅上升至 560K，遠低於法規之限值。在 TRACE 模式作出大量精進後，FRAPTRAN 分析結果在最高溫節點上仍然相符，護套也沒有發生膨脹的疑慮。</p>

件下，進行相關的模擬與分析，來評估其是否安全。此外，美國的用過燃料池之相關救援措施或補強主要是參考 NEI 06-12 報告來進行。因此，本項工作也結合 NEI 06-12 的資料，使用本分析方法論，針對核一廠用過燃料池在各種假想條件下，進行相關的模擬，來評估其救援措施之功效。所以，管制單位可以依據本項工作的相關成果及資料，來評估若核一廠的用過燃料池處於類福島事故的條件下，NEI 06-12 救援措施需於何時啟動及補水量至少需要多少，進而可以修訂相關的管制工作。此外，若核一廠用過燃料池需要進行整修工程、補強工程、加入新的救援措施或程序修訂等，可能需要向管制單位申請，由管制單位進行審查，此時可使用本分析方法論，進行相關案例的模擬與分

廠用過燃料池在各種假想條件下，進行相關的分析與探討，來評估用過燃料池是否安全及其救援措施是否有用。管制單位可以依據本項工作的相關成果及資料，作為未來修訂相關管制作業或程序之參考依據。此外，管制單位也可使用本分析方法論，針對各種新的假想條件、燃料池之整修工程、補強工程、加入新的救援措施或程序修訂等，進行相關的模擬、分析及研究，來做為審查之參考或評估燃料池的安全性及救援措施是否有效。因此，本項工作之相關成果對於管制單位十分有助益。

作的相關成果及資料可以作為管制單位未來修訂相關管制作業或程序之參考依據及做為審查工作之支援。此外，若有新的假想條件、核三廠用過燃料池發生狀況及燃料池之整修工程、補強工程、加入新的救援措施或程序修訂等，管制單位若想瞭解於此條件下之燃料池的狀況，可以使用本分析方法論，進行相關的分析與研究，來評估燃料池的安全性或補強措施之功效。因此，本項工作之相關成果對於管制單位會有很大的幫助。

	<p>析，來做為審查之參考依據。或者若管制單位想要修訂用過燃料池之相關管制作業與程序，可使用本分析方法論，進行相關案例的模擬與研究，來做為修訂之參考。因此，本項工作之相關成果對於管制單位十分有幫助。</p>			
<p>嚴重事故分析工作</p>	<p>本項工作之研究背景與目的與上一項目相同，不同的是上一項目針對熱水流與燃料棒應力安全分析，而本項工作針對嚴重事故的安全分析。因此，本項工作使用美國管制單位 (U.S. NRC) 之最先進的嚴重事故安全分析程式 MELCOR 程式，建立一套核一廠用過燃料池之嚴重事故安全分析方法論及模式，並在無救援措施或補水的假想條件下，進行相關的模擬與分析，來評估燃料池可能發生之情狀 (如氫氣可能產生之條件、累積量等)。因此，如同上一項目，管制單位</p>	<p>本項工作是針對嚴重事故的安全分析，基於前一年度 (104 年) 建立核一廠用過燃料池之嚴重事故安全分析方法論及模式的成功經驗，本項工作同樣使用 MELCOR 程式，結合核二廠的資料，來建立核二廠的方法論及模式，並在各種假想條件下 (包含有或無救援措施)，進行相關的分析與探討，來評估燃料池是否安全或可能發生之情狀 (如氫氣發生及累積)。因此，如同上一項目，管制單位可以依據本項工作的相關成果及資料，來修訂相關的管制作業、進行相關審查</p>		<p>MELCOR 模式精進則在控制體積的模擬分區進行細部之劃分，並使整體分析環境趨近真實情況，分析結果顯示發生事故後燃料池內無氫氣產生，與舊有模式結果相比，可知舊有模式相對保守許多。</p>

	<p>可以依據本項工作的相關成果及資料，來修訂相關的管制工作及作業及使用本方法論進行新的模擬與分析。因此，本項工作之相關成果對於管制單位十分有幫助。</p>	<p>的支援及使用本方法論進行新的模擬與分析。因此，本項工作之相關成果對於管制單位有很大的幫助。</p>		
--	--	--	--	--

分項四：核能安全技術研究暨國際合作

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
<p>子 4-1: 前瞻中子物理安全技術</p>	<p>燃料組件的截面均質化處理及全爐心中子物理計算程式的準確性，影響爐心運轉時的功率分布及電廠除役時的燃料內分裂產物和壓力槽內部組件活化程度評估之準確性。此子項計畫使用國際上許多核反應器主要研究機構所使用之計算程式 SCALE 與 MCNP，及美國核管會支持開發的全爐心計算程式 PARCS，建立中子物理計算平台，有助於管制單位研究與驗證核燃料組件與爐心計算的準確性。</p>	<p>透過計畫研究更深入了解核燃料組件與爐心計算準確性對爐心安全的影響。此子項計畫所發展之自有爐心中子物理計算程式可針對目前現有的爐心計算程式準確度不足部分進行加強。</p>	<p>透過此子項計畫進行既有燃料組件截面計算程式與本土自行開發的爐心中子物理計算程式之連結。未來可具獨立驗證核反應器爐心計算結果及後續的除役工作的能力，以確保電廠的運轉安全及除役所需的各項輻射源參數來源的可靠性。</p>	<p>此子項計畫完成之自有 VHTR 爐心中子物理計算工具。計算方法之改進，可延伸至輕水式反應器，作為管制單位獨立驗證之用。</p>
<p>子 4-2: 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析</p>	<p>IVR-ERVC 是福島事故後，核能安全界所提出減緩事故嚴重性的措施之</p>	<p>本子項計畫成果可提供管制單位日後審查相關 CFD 安全分析案件所採用之</p>	<p>針對管制單位審查嚴重事故分析程式所採用沸騰熱傳相關經驗式之保守性，提供審查</p>	<p>提供不同加熱角度下池沸騰之沸騰曲線與汽泡動力特性，提供管制</p>

	一。本子項計畫之成果可提供管制單位審查相關改善案之理論基礎。	雙相流與沸騰熱傳模式保守性之參考。	之依據與參考。	單位審查沸騰熱傳安全分析之依據與參考。
子 4-3: 前瞻核能材料安全性評估分析	應用於先進核能系統之前瞻材料的評估，題出材料在輻照環境下之性質，以及材料在爐心運轉期間的腐蝕行為評估和提升材料對於意外事故發生時的忍受程度及可靠度，進而提升核能安全。	應用於先進核能系統之前瞻材料的評估，提出材料在輻照環境下之性質，以及材料在先進核能系統內的腐蝕評估和提升材料對於意外事故發生時的忍受程度與可靠度，進而提升核能安全，同時也發表國際期刊與參加國際會議，促進國際交流。	透過此子項計畫培育具有材料分析評估與合成能力的研究人員，更深入了解先進核結構材料應用在核反應器中運轉的可能性與安全性的評估以及對意外事故的忍受程度，培養在材料分析的研究人才。	培育具有材料分析評估與實驗實際操作能力之研究人員，同時也發表國際期刊與參加國際會議，促進國際交流。提供先進核結構材料應用在核能設施運轉時的可靠性與安全性以及針對意外事故的忍受程度的評估數據。
子 4-4: 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究	104 年度併入子項 4-2。	高溫熔融材料淬冷之研究有助於嚴重事故時熔融爐心材料與冷卻水反應現象之了解，而有助於嚴重事故的管理與緩解，亦可提供管制的參考。	爐心熔融物質淬冷與散裂之研究結果可供管制單位審查核電廠嚴重事故相關管理措施或指引之參考。	熔融物質於反應器下空乏區內壁附近之淬冷模擬研究果有助於嚴重事故管理之管制的參考。

4.3.2 核電安全之面向

分項一：輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 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	<ul style="list-style-type: none"> 根據<u>龍門電廠</u>模式分析結果，顯示龍門電廠在發生類似福島複合式災變時，執行 	<ul style="list-style-type: none"> 於救援案例中，應用廠內注水設備執行救援措施處置時，<u>核三廠</u>於事件中進行緊 	<ul style="list-style-type: none"> 於救援案例中，無論執行時間為事故發生後 8 或 24 小時，<u>FLEX</u> 以及 <u>URG</u> 應對策略皆可維持 RCS 水位 	<ul style="list-style-type: none"> 核三廠不同塞管率模擬下，對於電廠進行斷然處置程序時，並不會有熱流

	斷然處置措施，能確保電廠處於安全的狀態。	急洩壓且注入水源能成功維持爐心水位高於燃料，並防止燃料棒的裸露，以維持電廠完整性以及安全。	高於 TAF，維持核三廠安全	趨勢差異的影響，也不影響運轉員執行相關救援程序。因此核三廠蒸汽產生器塞管率不影響核三廠安全。
子 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	本研究建立單一通道汽液雙相流水平震動實驗，模擬輕水式電廠遭遇水平強制震動之流體空泡動態效應，可供電廠運轉安全與管理參考。 本研究建立單一通道雙相流環路計算程式進行模擬分析，模擬 ABWR 運轉點與自然運轉點於強制震動之不穩定現象，可供電廠運轉安全與管理參考。	本研究建立平行通道汽液雙相流水平震動實驗，模擬爐心絕熱通道遭遇水平強制震動之流體空泡動態變化，可供電廠運轉安全與管理參考。 本研究建立平行通道雙相流計算程式進行模擬分析，模擬 BWR 運轉點與自然運轉點遭遇地震之不穩定現象，可供電廠運轉安全與管理參考。	本研究建立單一通道沸騰雙相流垂直震動實驗，模擬輕水式電廠遭遇垂直地震振動之熱流性質動態變化，可供電廠運轉安全與管理參考。 本研究建立平行通道循環迴路雙相流理論計算程式進行模擬分析，解析並重組實際地震波。探討輕水式電廠於運轉點與不同流動狀態下，遭遇垂直地震波之系統不穩定現象，可供電廠運轉安全與管理參考。	本研究建立平行通道沸騰雙相流垂直震動實驗，模擬電廠爐心平行沸騰通道遭遇垂直地震振動之熱流動態變化與不穩定性狀況，可供電廠運轉安全與管理參考。 本研究完成垂直震盪對平行沸騰通道振盪模式之影響分析，並與實驗數據比對，可供電廠運轉安全與管理參考。
子 1-3: 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統	本計畫於 104 年提出以圖形辨識技術為基礎的肇始事件辨識系統，協助運轉員將電廠帶回到安全狀態。並且做為「事件導向」舒緩措施的開端，期能在發生事件當下更能精確解決造成異常現象的根源。	本計畫嘗試各種特徵萃取器及分類器，使辨識系統的準確率提高至 88.39%，並加上未訓事件辨識功能，讓此系統的辨識結果更加可信。	106 年本計畫再嘗試以感測器偵選法則，挑出最具辨識力的電廠參數。並搭配調整數據擷取情狀，令辨識系統的準確率突破 98%，也就是若實際應用至電廠中，可以更有效地輔助運轉員，給予他們正確的辨識結果。	本計畫採用無作業系統及操作軟體的 FPGA 建構肇始事件偵測與辨識系統，這可避免因微處理器及軟體所造成不確定因素的缺失、當機與軟體共因失效，保障電廠運轉安全。

子 1-4: 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	針對額定運轉下主循環水迴路的一般水化學分析，針對現場無法測得的數據進行預測，了解在運轉狀態下的爐水氧化性，以及組件材料在加氫水化學狀態下對於組件腐蝕抑制效益的評估，強化運轉安全。	主針對額定運轉下實施加氫水化學時，現場可測得的數據有限，進行加氫效益分析，以及在啟動過程下的爐水的氧化性狀態，以及組件材料在一般水化學狀態下對於組件腐蝕行為的評估。	針對啟動過程時，主循環水迴路組件在一般水化學狀態下的電化學腐蝕電位與裂縫成長速率的分析，了解在啟動過程下的組件腐蝕行為預測，以及組件材料在實施啟動加氫水化學下對於組件腐蝕抑制效益的評估，進一步了解電廠運轉時水化學條件對於材料的影響。	在壓水式反應器環境下，針對 X750 試片進行電化學極化掃描分析與 U-bend 應力腐蝕試驗，透過水化學調控技術了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為，強化電廠運轉安全。
子 1-5: 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	提供 T 型管冷熱水混合數據，可提供電廠安全分析程式校驗之數據	校驗適用於電廠安全分析之 CFD 紊流模式，探討其準確性與保守性	提供氣水分離特性之優質數據，可提供電廠安全分析程式之校驗	完善壓熱震(PTS)評估所需不同流況下的熱水流特性有助電廠安全分析時，進行合理的假設

分項二：核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 2-1: 氫氣擴散潛勢研究	核一廠在嚴重事故後，能藉由開啟反應器廠房的釋壓平板或 FCVS，排出廠房內的氫氣，有效防止氫氣爆炸，評估結果顯示，應在 SBO 發生後約 4,000 秒前啟動。 在反應器廠房 5F 天花板處設置相當數	分析結果顯示，SBO 事故的氫氣產生量約為 1000 kg，可作為嚴重事故分析之參考依據，有助於核二廠之安全評估。	分析結果顯示，LBLOCA 事故的氫氣產生量為 329.1 kg，可作為嚴重事故分析之參考依據，有助於核三廠之安全評估。	分析結果得知，SBO 事故時，從調壓槽釋放槽破口與壓力容器破口洩漏之氫氣總量分別為 265.9 kg 與 101.0 kg，可作為嚴重事故分析之參考依據，有助於核三廠之安全評估。
子 2-2: 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析	量的 PAR(參考日本女川電廠設計，設置 17 台 PAR，每台除氫能力為 0.5 kg/s)，可排除 5F 的	分析結果顯示：作為斷然處置的後備措施，核二廠 MARK III 圍阻體內設置 424 台	分析結果顯示，由於氫氣在圍阻體內呈現分層現象，將 PAR 設於圍阻體頂部時，能提供較佳的防護效果。	根據核三廠實際規劃之 PAR 規格、數量(17 個)及位置，分析結果顯示，可將氫氣最

	部份氫氣，增加約30秒的餘裕時間。核一廠可根據上述評估結果，擬定嚴重事故管理導則，強化核能安全。	PAR，可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下，有效保護圍阻體完整性，以強化核能安全。		大濃度降至6%，且隨時間長度增加可能降至更低，能有效增加氫氣燃燒的安全餘裕。
子2-3: 圍阻體過濾及排氣之深度分析		分析結果得知，FCVS 對於核二廠 MARK III 型圍阻體之除氫效果並不明顯，核二廠可根據上述評估結果，擬定嚴重事故管理導則，強化核能安全。	分析結果得知，FCVS 對於核三廠圍阻體之除氫效果並不明顯，核三廠可根據上述評估結果，擬定嚴重事故管理導則，強化核能安全。	分析結果顯示，若 FCVS 裝設於圍阻體下方位置，將造成排氣過程排出氫氣濃度較低之氣體，而無法明顯降低圍阻體內整體的氫氣濃度，核三廠可根據上述評估結果設計 FCVS，強化核能安全。

分項三：用過燃料池冷卻能力安全分析精進

子項計畫	104年	105年	106年	107年
熱流暨燃料完整性分析工作	模擬結果顯示，在燃料裸露超過三分之一以前執行噴灑，即能有效地控制燃料護套溫度。管制單位可以依據本項工作的相關成果及資料，來評估若核一廠的用過燃料池處於類福島事故的條件下，NEI 06-12救援措施需於何時啟動及補水量至少需要多少，進而可以修訂相關的管制工作。	應對措施方面，本研究以 TRACE 程式之核二廠燃料池模式模擬於事故下的噴灑對於護套溫度降溫之有效性進行分析，分別於水位到達 TAF、燃料 2/3、燃料 1/2 三個時間點啟動噴灑注水，皆可有效降低護套溫度，並使其低於法規限制值 1088.7K。	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。	TRACE 精進模式後可提供更趨近於核三廠燃料池真實情況之分析結果，可避免過於保守的結果影響後續安全評估。

嚴重事故分析工作	核一廠用過燃料池需要進行整修工程、補強工程、加入新的救援措施或程序修訂等，可能需要向管制單位申請，由管制單位進行審查，此時可使用本分析方法論，進行相關案例的模擬與分析，來做為審查之參考依據。	MELCOR 結果顯示，水位下降至 1/2 燃料棒時，護套溫度會上升至 420K，此時進行 200GPM 之注水可以有效降護套溫度，並阻止高溫銹水反應等嚴重事故的發生，且在此溫度下並沒有氫氣產生的情形發生，故若以 NEI-06-12 要求之最小注水量 200GPM 進行補水，在第四天前進行注水即可將護套溫度降低並維持於安全的溫度，此分析結果除可提供給電廠於事故應對之時間參考外，也可證明用過燃料池就算處於全爐退出的保守情形下，在事故下仍有四天之餘裕以及相應之安全性。	透過 MELCOR 與 TRACE 分析結果比較顯示，在護套溫度高到因為高速氧化造成銹合金火災前，燃料池依然有至少 4 天的保守安全餘裕可以準備替代注水。	MELCOR 精進模式後可提供更趨近於核三廠燃料池真實情況之分析結果，可避免過於保守的結果影響後續安全評估。
----------	---	--	---	--

分項四：核能安全技術研究暨國際合作

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 4-1: 前瞻中子物理安全技術	了解並使用國際研究單位所使用之計算程式，有助於核電運轉人員自行進行相關的爐心計算。	藉由開發自有的爐心中子物理計算程式，與現有的爐心計算程式相互驗證，以確保程式之準確性。	透過熱流計算與中子物理計算耦合方法的研究，探討熱流模型對爐心中子物理計算的影響。	自有 VHTR 爐心中子物理計算程式開發、方法改進與爐心設計經驗，可作為未來分析核電廠安全參數之參考。

子 4-2: 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析	使用實驗量測與觀察向下加熱的熱流特性，可供評估爐心底部熱傳特性。	深入探討氣泡動力行為，以了較爐心內汽泡動力行為如何影響傳熱能力。	利用實驗進一步量測與觀察氣泡於垂直管中的動力行為，依此評估燃料束間，氣泡影響之熱流。	對具有傾斜角之沸騰現象進行實驗，可完整了解爐壁上的熱傳行為。
子 4-3: 前瞻核能材料安全性評估分析	透過此子項計畫評估材料在先進核能系統中之在輻照環境及腐蝕行為，以了解不同材料在核能運轉環境中之腐蝕速率及可靠度並評估材料的使用年限。	透過此計畫進一步評估鋁合金、複合碳化矽材料、鎳機合金於先進核能系統環境腐蝕行為及經離子輻照後的材料性質與可靠度並評估材料的使用年限。	此子項計畫評估複合碳化矽材料、鋁合金經鍍膜及鎳基合金銲接後在先進核能運轉中之在腐蝕行為，以了解不同材料在不同環境中之腐蝕速率及可靠度評估。	評估鋁合金鍍膜及鎳基合金與 304L 不銹鋼異種銲接後在先進核能運轉中之在腐蝕行為，以了解不同材料在不同環境中之腐蝕速率及可靠度並評估材料的使用年限。
子 4-4: 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究	後乾化熱傳模式發展研究核能安全研究重要的一環。	高溫熔融材料(銅)之淬冷研究有助於嚴重事故時熔融爐心材料與冷卻水反應現象之了解，而有助於嚴重事故的管理與緩解，提升核能安全。	高溫熔融三氧化二鈹及三氧化鎢之混合粉末於去離子水及海水淬冷與散裂之研究有助於嚴重事故物理現象之了解，進而有助於嚴重事故的管理與管制，使核電安全得以提升。	熔融物質於反應器下空乏區內壁附近之淬冷模擬研究的研究成果有助於了解高溫融融物質於冷卻水中與反應器內壁接觸之物理現象之了解，提升核電安全。

4.3.3 前瞻核安技術之面向

分項一：輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 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	龍門電廠類福島事故安全分析與評估。 建立不同分析模式與強化模擬技術。	建立核三廠類福島事故安全分析與評估。 協助與強化核安管制技術。	建立核三廠 FLEX 救援設備研析與評估。 協助與強化核安管制技術，並提出相關管制建議。	評估核三廠蒸汽產生器塞管率對斷然處置措施之影響性。 協助與強化核安管制技術，並提出相關管制建議。

<p>子 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</p>	<p>本研究發展前瞻動態空泡量測與振動量測技術，建立汽液雙相流水平震動實驗量測技術，用以分析爐心流體遭遇水平震動之動態特性，可應用於前瞻核安分析。</p> <p>建立前瞻雙相流環路計算程式模擬 ABWR 運轉點與自然對流於震動之不穩定現象。</p> <p>前瞻研究成果發表 SCI 期刊論文 2 篇及國際會議論文 7 篇。</p>	<p>本研究發展前瞻局部空泡分布分析與平行通道壓差動態量測技術以建立平行通道汽液雙相流水平震動實驗設備，用以分析爐心平行通道於水平震動之流動與壓降動態特性，可應用於前瞻電廠安全分析。</p> <p>建立前瞻雙平行通道雙相流計算程式模擬 BWR 於外加震動之不穩定現象。</p> <p>前瞻研究成果發表於國際會議 3 篇。</p>	<p>本研究建立沸騰雙相流垂直震動前瞻量測技術，以量測分析垂直振動之沸騰雙相流性質動態變化特性，可應用於前瞻爐心安全分析與控制。</p> <p>建立前瞻循環迴路雙相流理論模擬計算程式，以分析實際地震波對於電廠系遭遇實際震盪之不穩定現象。</p> <p>前瞻研究成果發表 SCI 期刊論文 1 篇及國際會議 3 篇。</p>	<p>本研究建立平行通道沸騰雙相流垂直震動實驗技術，量測沸騰平行通道遭遇垂直地震振動之熱流動態參數變化與不穩定性狀況，可應用於前瞻核安分析與管制。</p> <p>建立前瞻平行沸騰通道分析程式，並與實驗數據比對，以分析地震狀態之雙相振盪模式與系統穩定性。</p> <p>前瞻研究成果發表於國際會議 3 篇。</p>
<p>子 1-3: 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統</p>	<p>由於感測技術的精進，加上電腦儲存容量戲劇性的提升且價格大幅下降，使資料儲存更加容易，間接也促使了「工業 4.0」的興起。本計畫憑藉著這波浪潮，將工業 4.0(或人工智慧)的概念帶進核能工業。使用圖形辨識領域(或者是機器學習)的相關技術，分析電廠量測數據，進一步完成肇始事件偵測與辨識的工作。</p>	<p>基於 104 年的基礎，本計畫再進一步嘗試使用其他常用的機器學習領域之相關演算法，找出合適的特徵萃取器與分類器的組合，用以精進辨識系統的辨識力。</p>	<p>因電廠中大量感測器所得到的量測數據，可能會包含過多重複的訊息以及對辨識不必要的資訊，也會造成辨識系統的負擔。本計畫所提出的「感測器偵選法則」，相當於引進了資料探勘(data mining)的概念，透過縮減資料維度以減少數據分析的複雜度，找出有用的數據特徵，為資料探勘的精神之一。接著透過此方法把最具辨識力的感測器尋找出來，再一次精進整個辨識系統的辨識力。</p>	<p>本計畫採用 FPGA 做為執行肇始事件偵測與辨識系統的平台，因其無作業系統及操作軟體的特性，避免了數位式儀控系統的缺失。未來核電廠儀控系統將有可能會仰賴此技術來建構。</p>

子 1-4: 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	透過自行建立的水化學模擬程式進行額定運轉下主循環水迴路的一般水化學分析，了解在運轉狀態下的爐水氧化性。 透過自行設計組裝測試迴路，進行組件材料在加氫水化學狀態下對於組件腐蝕抑制效益的評估。	透過自行建立的水化學模擬程式進行額定運轉下，進行加氫效益分析，以及在啟動過程下的爐水的氧化性狀態。 透過自行設計組裝測試迴路，組件材料在中溫下與一般水化學狀態下對於組件腐蝕行為的評估。	透過自行建立的模擬程式進行啟動過程主循環水迴路組件在一般水化學狀態下的電化學腐蝕電位與裂縫成長速率的分析。 透過自行設計組裝測試迴路，組件材料在實施啟動加氫水化學下對於組件腐蝕抑制效益的評估。	透過自行設計組裝模擬壓水式反應器環境下的測試迴路，對 X750 試片進行電化學極化掃描分析與 U-bend 應力腐蝕試驗，了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為。
子 1-5: 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	自製 T 型管冷熱水混合特性實驗並找出不同注水比例對 T 型管迴流現象之影響	提出 CFD 模擬 T 型管冷熱混合最佳紊流模式	自製氣水分離實驗，找出不同注水量與乾度，對氣水分離效率與壓降之影響	自行初步設計 CCFL 實驗設施與流程

分項二：核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 2-1: 氫氣擴散潛勢研究	針對核一廠 MARK I 型圍阻體，以 MELCOR 建立 SBO 嚴重事故模型，並以 FLACS 建立氫氣擴散模型。	針對核二廠 MARK III 型圍阻體，以 MELCOR 建立 SBO 嚴重事故模型，並以 FLACS 建立氫氣擴散模型。	針對核三廠圍阻體，以 MELCOR 建立 LBLOCA 嚴重事故模型，並以 FLACS 建立氫氣擴散模型。	針對核三廠圍阻體，以 MELCOR 建立 SBO 嚴重事故模型，並以 FLUENT 建立氫氣擴散模型。
子 2-2: 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析	針對核一廠 MARK I 型圍阻體，以 FLACS 建立 PAR 除氫模型。	針對核二廠 MARK III 型圍阻體，以 FLACS 建立 PAR 除氫模型。	針對核三廠圍阻體，以 FLACS 建立 PAR 除氫模型。	針對核三廠圍阻體，以 FLUENT 建立 PAR 除氫模型。
子 2-3: 圍阻體過濾及排氣之深度分析	針對核一廠 MARK I 型圍阻體，以 FLACS 建立 FCVS 過濾及排氣模型。	針對核二廠 MARK III 型圍阻體，以 FLACS 建立 FCVS 過濾及排氣模型。	針對核三廠圍阻體，以 FLACS 建立 FCVS 過濾及排氣模型。	針對核三廠圍阻體，以 FLUENT 建立 FCVS 過濾及排氣模型。

分項三：用過燃料池冷卻能力安全分析精進

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
熱流既燃料完整性分析工作	若管制單位想要修訂用過燃料池之護套相關管制作業與程序，可使用本分析方法論，進行相關案例的模擬與研究，來做為修訂之參考。	此分析結果可提供給電廠於事故應對之所需補救措施參考，作為增設補救設施之評估依據。	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，也以由此來強化應對措施。	對既有 TRACE 分析模式再精進，增加 Channel 劃分數量與熱傳組件修正，使分析結果更貼近核三廠燃料池之實際冷卻情形
嚴重事故分析工作	若管制單位想要修訂用過燃料池之發生嚴重事故時相關管制作業與程序，可使用本分析方法論，進行相關案例的模擬與研究，來做為修訂之參考。	此分析結果可提供給電廠於事故應對之所需補救措施參考，作為增設補救設施之評估依據。	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銦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。	完成核三廠用過燃料池 MELCOR 分析模式再精進，使管制單位獲得偏向真實性之燃料池結果分析。

分項四：核能安全技術研究暨國際合作

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 4-1: 前	藉由使用與研究國	發展自有的爐心中	研究中子物理計算程	完成 VHTR 的爐

瞻中子物理安全技術	際研究單位所使用之計算程式，可幫助自有爐心計算程式的開發與應用。	子物理計算程式，將可進一步引用先進的理論架構來提升計算準確性。	式與熱流計算程式連結之問題；逐步發展自有的爐心中子物理計算程式。	心中子物理計算程式，並初步設計具先天安全性的新型 VHTR 爐心。
子 4-2: 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析	派遣博士生赴美國普渡大學進行短期研究。	成功自製雙相沸騰基礎實驗之設計製作與運轉。	派遣博士生赴美國普渡大學進行短期研究部分研究成果發表於國際會議 2017 ANS Annular Meeting，並派員參加、交流。	部分研究成果發表於國際會議 2018 ANS Annular Meeting，並派員參加、交流。
子 4-3: 前瞻核能材料安全性評估分析	本子計畫主要探討第四代核能高溫氣冷式反應器做為研究並針對其燃料護套及熱交換管件模擬在核能設施運轉時之腐蝕行為研究，藉由實驗結果找出適合材料。	本子計畫主要探討第四代核能高溫氣冷式反應器做為研究，進一步針對燃料護套及熱交換管件之鎳基合金的選用的材料在模擬在氬氣及水氣環境條件之腐蝕行為研究。	本子計畫主要探討第四代核能高溫氣冷式反應器做為研究並針對其燃料護套材料不同鍍膜參數及評估熱交換管件銲接後模擬在氬氣及水氣環境條件之腐蝕行為研究。	本子計畫主要探討第四代核能高溫氣冷式反應器做為研究並針對其燃料護套材料不同鍍膜參數及評估 Inconel 625 及 304L 不銹鋼異種銲接後模擬在在氬氣及水氣環境條件之腐蝕行為研究。
子 4-4: 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究	後乾化熱傳模式發展研究完成篇期刊論文初稿。	在國內首次進行核電廠場假想嚴重事故時，模擬熔融物質於冷卻水中淬冷之研究。	在國內首次進行模擬熔融物質於冷卻水中淬冷與散裂現象之研究。	在國內首次進行模擬熔融物質於冷卻水中與傾斜平板之淬冷與散裂現象研究。

4.3.4 人才培育之面向

分項一：輕水式反應器運轉安全強化下安全保障之研發

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 1-1: 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全	本子計畫共培育兩位博士生與一位碩士生。 學生畢業後投身於	本子計畫共培育一位博士生與兩位碩士生。 學生畢業後投身於	本子計畫共培育一位博士生與三位碩士生。 學生畢業後投身於核電廠與業界工作。	本子計畫共培育兩位碩士生。

及審查技術研究	核電廠工作。	核電廠工作。		
子 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	本研究建立汽液雙相流水平震動實驗量測技術，培育前瞻核安分析與雙相流實驗量測人才。 本研究建立前瞻雙相流環路計算程式，培育 ABWR 模擬震動之程式設計人才。 培育人才: 1 博士班、2 碩士班。	本研究建立平行通道汽液雙相流水平震動實驗技術，培育前瞻核安設計與雙相流實驗人才。 本研究建立前瞻雙相流通道雙相流計算程式，培育 BWR 外加震動模擬程式設計與不穩定分析人才。 培育人才: 1 博士班、2 碩士班。	本研究建立沸騰雙相流垂直震動前瞻量測技術，培育前瞻核安分析與沸騰實驗人才。 本研究建立前瞻循環迴路雙相流理論模擬計算程式，培育電廠於實際地震波震盪之程式設計與不穩定現象分析人才。 培育人才: 1 博士班、2 碩士班。	本研究建立平行通道沸騰雙相流垂直震動實驗技術，培育平行通道沸騰實驗設計與不穩定分析人才。 本研究建立前瞻平行沸騰通道分析程式，培育雙相振盪模式與系統穩定性設計與分析人才。 培育人才: 1 博士班、2 碩士班。
子 1-3: 輕水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統	本計畫可使學生了解以圖形辨識(或者是機器學習)技術建置辨識系統的過程，這些技術與產業未來的走向(工業 4.0 或人工智慧)息息相關。而且培育出來的人才也可以立即投入其他數據運用及分析的相關領域。	本年度計畫工作內容可讓學生深入了解機器學習領域幾個常用的演算法。加上未訓事件辨識的概念，使學生可以全盤了解辨識工作的完整流程。	本年度所建置的感測器偵選法則，與資料探勘的概念息息相關，使學生在數據分析的領域上的學習更加完整。	FPGA 內部邏輯與連接可被設計者改變，且程式邏輯可被快速的燒錄供測試。透過建置事件偵測與辨識完整系統的訓練，對未來想要實現並展示自己所設計之數位系統的學生非常有助益。
子 1-4: 輕水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	本計畫可使參與學生了解反應器運轉時的水化學狀態與材料腐蝕行為的分析，以培育相關領域的人才。	本計畫可使參與學生了解反應器運轉時的水化學狀態與不同運轉條件下材料腐蝕行為的分析，以培育相關領域的人才。	本計畫可使學生了解反應器運轉時的水化學狀態與不同水化學對材料腐蝕行為的影響，以培育相關領域的人才。	本計畫可使參與學生學習建立材料測試系統以了解水循環系統，以及材料腐蝕行為的測試，以培育相關領域的人才。
子 1-5: 反應器爐槽壓	計劃期間共有一名博士生、兩名碩士	計劃期間共有一名博士生、三名碩士	計劃期間共有一名博士生、兩名碩士生參與	計劃期間共有一名博士生、兩名碩士

熱震問題之 實驗與分析 精進	生參與	生參與		士生參與
----------------------	-----	-----	--	------

分項二：核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 2-1: 氫 氣擴散潛勢 研究	與中原大學成立研究團隊，期間有博士生 1 名、碩士生 1 名，及研究助理 4 名共同參與，培育核電廠圍阻體嚴重事故安全分析能力。	分別與中原大學及長榮大學成立”圍阻體內氫氣擴散模式研究團隊”及”圍阻體內氫氣爆炸 FLACS 模式研究團隊”，期間有博士生 1 名，及研究助理 7 名共同參與，培育核電廠圍阻體嚴重事故安全分析能力。	持續與中原大學”圍阻體內氫氣擴散模式研究團隊”及長榮大學”圍阻體內氫氣爆炸 FLACS 模式研究團隊”合作，期間有博士生 1 名，及研究助理 7 名共同參與，培育核電廠圍阻體嚴重事故安全分析能力。	建立圍阻體內氫氣擴散模式研究團隊，期間有博士生 1 名、碩士生 1 名，及研究助理 3 名共同參與，培育核電廠圍阻體嚴重事故安全分析能力。
子 2-2: 圍 阻體內被動 式觸媒氫氣 再結合器之 有效性分析				
子 2-3: 圍 阻體過濾及 排氣之深度 分析				

分項三：用過燃料池冷卻能力安全分析精進

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
熱流既燃料 完整性分析 工作	本計畫培育 1 位博士生專職 TRACE 分析與 1 位博士生處理 CFD 模擬分析。	本計畫延續上期培育 1 位博士生專職 TRACE 分析、1 位博士生處理 CFD 模擬分析與 1 位博士生處理 FRAPTRAN 護套完整性分析。	本計畫延續上期培育 1 位博士生專職 TRACE 分析、1 位博士生處理 CFD 模擬分析與 1 位博士生處理 FRAPTRAN 護套完整性分析。	本計畫培育 1 位研究助理專職 TRACE 分析與 1 位碩士生處理 FRAPTRAN 模擬分析。
嚴重事故分 析工作	本計畫培育 1 位博士生進行 MELCOR 嚴重事故分析與 1 位博士生負責燃料池臨界分析研究之相關工作。	本計畫延續上期培育 1 位博士生與 1 位碩士生進行 MELCOR 嚴重事故分析、本計畫培育 1 位研究助理專職嚴重事故分析模擬、1 位博士生負責燃料池臨界分析研究之相關工作。	本計畫延續上期培育 1 位研究助理專職嚴重事故分析模擬。	本計畫延續上期計畫繼續培育 1 位碩士生熟悉 MELCOR 軟體使用。

分項四：核能安全技術研究暨國際合作

子項計畫	104 年	105 年	106 年	107 年
子 4-1: 前瞻中子物理安全技術	透過此子項計畫培育國際研究單位常使用之爐心中子物理計算工具的使用人才。 透過邀請韓國 KAIST Nam-Zin Cho 教授及上海交大趙榮安教授擔任研討會講者，講授新一代的爐心計算方法，使國內學生、教授及相關領域學者可學習國際最新技術。	透過此子項計畫培育具有自行開發中子物理計算程式能力的研究人員，為管制單位培養在中子物理計算分析的研究人才。 培養碩士級專任助理獲美國北卡羅來納大學核工系博士班全額獎學金。	此子計畫培育爐心中子物理與熱流耦合的人才，對於核反應器爐心中子物理與熱流分析連結作更深入的研究。 透過邀請西安交大李云昭教授及上海交大趙榮安教授擔任研討會講者，講授最新的爐心中子物理計算方法，培育國內學生進一步學習先進的爐心中子物理計算方法。	此子計畫培育整合中子物理及熱流計算的人才，熟悉核反應器爐心整體行為及安全性。 透過邀請日本名古屋大學 YAMAMOTO 教授及上海交大趙榮安教授講授高階爐心中子物理計算方法，可培育學生、教授及相關領域深入研究爐心中子物理技術。
子 4-2: 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析			計畫期間共有一名博士生、四名碩士生參與。	計畫期間共有一名博士生、兩名碩士生參與。
子 4-3: 前瞻核能材料安全性評估分析	本子項計畫在 104 年度培育了 2 名博士生，8 名碩士生，培養對於材料分析及實驗等能力，可彌補嚴重的專業人員斷層現象	本子項計畫在 105 年度培育了 2 名博士生，8 名碩士生及 4 名專題生，培養對於材料分析及實驗等能力，可彌補嚴重的專業人員斷層現象	本子項計畫在 106 年度培育了 2 名博士生，4 名碩士生，培養對於材料分析及提升對於等能力，可彌補嚴重的專業人員斷層現象	本子項計畫在 107 年度培育了 2 名博士生，培養對於材料分析及實驗等能力，可彌補嚴重的專業人員斷層現象
子 4-4: 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究	計畫期間共有二名碩士生參與。	計畫期間共有二名碩士生參與，其中一位獲教育部學海築夢獎學金赴美國麻省理工學院 (MIT) 交換研究，其畢業後獲 MIT 全額	計畫期間共有一名博士生、四名碩士生參與，其中一位畢業後赴台灣電力公司服務。	計畫期間共有二名碩士生參與。

		獎學金攻讀核工博士位。		
--	--	-------------	--	--

五、結論與建議

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

本年度結論：

本年度則評估核三廠蒸汽產生器塞管率對斷然處置程序之影響性評估，以釐清壓水式電廠之蒸汽產生器塞管率是否對斷然處置程序有所影響，本計畫其中也進行斷然處置程序中緊急洩壓階段之開啟 PORV 靈敏度分析。透過分析結果可以得知核三廠假設蒸汽產生器不同塞管率下，對於電廠進行斷然處置程序時，並不會有熱流趨勢差異的影響，且相關重要時序與救援關鍵也無差異，對於運轉員執行相關程序時，遵照斷然處置程序操作即可，無須考量當下蒸汽產生器塞管率之影響。而僅開啟 1-2 個 PORV 進行緊急洩壓之靈敏度分析中，發現雖然開啟 PORV 這個行動會造成蒸汽產生器在該時序上有些許震盪，但仍不影響電廠的安全狀態，護套溫度仍成功冷卻、蒸汽產生器的水位與壓力也會隨之回復至正常數值。因此管制上建議無須著重在蒸汽產生器塞管率之影響(除非核三廠塞管率超過 12%)，反而應注意事故下蒸汽產生器之完整性，若有發生破口的現象，須注意喪失自然循環對流的熱交換效果。

總結：

此計畫為四年期延續型計畫，104 年度為評估龍門電廠類福島事故以及斷然處置措施之研究，105 年度為核三廠類福島事故以及斷然處置措施之研究，106 年度為核三廠 FLEX 策略評估之研究，107 年度為核三廠蒸汽產生器塞管率對斷然處置程序之影響性評估。重點為探討核電廠斷然處置措施之有效性探討以及建立審查技術，104 年度計畫分析結果建立出龍門電廠在發生類福島事故下之相關時序以及執行斷然處置措施之電廠熱流參數趨勢，有助於管制單位釐清龍門電廠在遭遇類福島事故條件下，事故發展階段與相關救援動作之進行；105 年度計畫分析結果建立出核三廠在發生類福島事故下之相關時序以及執行斷然處置措施之電廠熱流參數趨勢，有助於管制單位釐清核三廠在遭遇類福島事故條件下，事故發展階段與相關救援動作之進行；106 年度計畫針對國際間提出 FLEX 策略進行評估並應用於核三廠事故處置，有助於管制單位進行核三廠添購 FLEX 設備之相關審查工作；而

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

本年度結論：

本計畫已建立平行通道沸騰雙相流環路震動實驗平台並已完成外部垂直加速度波對反相與同相振盪模式影響之模擬分析，主要結論如下：

- (1) 平行沸騰通道遭遇垂直外加震動時，雙管之壓差隨著震動加速度之變化作規律振盪，加速度越大振盪幅度越大，壓差之訊號標準差隨著頻率增加而明顯上升，而壓差之平均壓差則約略保持在一個固定值(0.1bar)左右。
- (2) 平行沸騰通道遭遇垂直外加震動時，壓差、流體溫度與空泡分率皆會發生相對應的震盪現象，而震盪的幅度於較高頻振動時(1.6Hz)因加速度大時而較為明顯。
- (3) 平行沸騰通道遭遇垂直外加震動所引發的熱流震盪現象，當在低功率加熱的情況下，空泡及壓差呈現同相振盪的情況；反之在高功率加熱的情況下，可能引發平行通道間的不穩定性，而空泡及壓差呈現反相振盪的現象。而流體溫度的振盪幅度因頻率或加速度的增加而變大。
- (4) 雙相流平行通道不穩定性(parallel channel instability)在固定系統總流量的條件下，雙通道傾向呈現反相震盪；而外部垂直震盪則會驅使雙通道傾向呈現同相震盪。本研究外部垂直加速度對流體產生的影響，係這兩種效應相互耦合的結果。在高功率不對稱加熱情況下，將強化平行通道不穩定性，因而主導使雙通道呈現反相震盪。
- (5) 當外部垂直振盪發生後，外部垂直加速度波將主導系統的振盪特性與行為，二平行沸騰通道之間的振盪型態，與外加正弦加速度波的振盪頻率及系統的自然頻率密切相關。
- (6) 固定總流量的邊界條件，雙通道在外部垂直加速度作用下，呈現反相震盪。固定通道壓降或納入整個環路的邊界條件，雙通道在外部垂直加速度作用下，均傾向呈現同相震盪。
- (7) 在單一管路沸騰雙相流垂直振盪系統之實驗數據與理論預測值之比較結果顯示，本研究採用外加作用力方法，可適當合理的評估外部垂直振盪所致的額外壓降。

總結：

本計畫四年來建立了四組實驗設備並已完成了四套理論模擬計算程式，實驗設備涵蓋了：單一通道汽液雙相流水平震動、平行通道汽液雙相流水平震動、單一通道沸騰雙相流垂直震動、平行通道沸騰雙相流垂直震動等測試條件；而理論模擬計算則包含了：單一通道雙相流環路、平行沸騰通道雙相流地震影響模擬分析、平行沸騰通道循環迴路遭受地震之模擬程式建立與精進、平行沸騰通道振盪模式之影響分析等。過程當中除了測試了強制震動對於汽液雙相流與沸騰雙相流在單通道與平行通道的各種流動、震動、與加熱條件之動態空泡與壓降特性等，獲得了實際的實驗數據之外，更藉由理論模擬計算程式深入並廣泛地計算各種可能的運轉點、強制循環或自然循環等條件下，系統的穩定性分析，並涵蓋了單純熱水力條件與考慮爐心中子-空泡回饋效應等狀況，在有限的時間與經費條件下，進行了相當全面且完整的分析研究，針對輕水式核電廠的安全、操作範圍、可靠度及效能等皆有相當的助益。本子計畫重要結論簡列如下：

- (1) 實驗結果顯示水平震動可能改變汽泡流及彈狀流之流譜分布，對於攪拌流則無明顯影響。
- (2) 汽液雙相流平行通道水平強制震動實驗結果顯示，各通道的壓差並不同步且存在一個相位差，可能引發雙相流體的不穩定性。
- (3) 單一沸騰雙相流通道垂直強制震動實驗結果顯示，當低加熱功率且流體處於次冷沸騰狀態時，外部垂直震動會促進流體的混合而導致空泡分率下降；當高加熱功率且流體接近飽和沸騰狀態時，外部垂直震動對空泡與溫度變化之影響皆不明顯，系統相對較為穩定。
- (4) 平行沸騰雙相流通道垂直強制震動實驗結果顯示，於較低加熱功率時空泡與壓差將呈現同相振

盪的現象；反之在較高加熱功率時，可能引發平行通道間的不穩定性，而空泡及壓差呈現反相振盪的現象。熱流參數如壓差、溫度與空泡等皆可能會產生震盪現象，其震盪幅度於高頻振動（加速度大）時較為明顯。

- (5) 理論分析結果顯示外部垂直加速度對系統暫態的影響，與外加垂直振盪的強度（振幅大小和頻率）及系統本身初始的穩定性特性相關。外部垂直加速度所引發共振振盪的強度和系統本身初始的穩定性特性相關。
- (6) 本研究模擬 921 地震垂直加速度波的影響分析結果發現，BWR 電廠的正常運轉點與自然循環點在遭受此地震波下仍相當安全。
- (7) 平行沸騰通道循環迴路遭受地震垂直加速度波的理論分析結果發現，垂直震動加速度波傾向造成多重沸騰通道的同相震盪，且地震波的共振成分主導系統的振盪行為。
- (8) 外部垂直加速度波對平行沸騰通道振盪模式之理論分析結果顯示，固定總流量的邊界條件，雙通道在外部垂直加速度作用下，呈現反相震盪。固定通道壓降或納入整個環路的邊界條件，雙通道在外部垂直加速度作用下，均傾向呈現同相震盪。
- (9) 本研究之理論分析模式已初步與實驗結果比較驗證，可用於預測雙相流遭受強制震動之系統穩定性的定性趨勢，可提供電廠爐心雙相流系統之操作穩定性規範與安全管制之參考。

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之實作

本年度結論：

本計畫今年度的目標，在將先前所發展的自動化肇始事件偵測與辨識系統建置於 FPGA 平台上，並實際與電廠模擬器整合來驗證此作法的實行性。首先，透過搜尋 FPGA 於核電廠上的應用文獻可知，以 FPGA 為基礎的核電廠儀控系統，將有可能成為類比式及數位式儀控系統之後的第三代儀控系統。第三代儀控系統可避免數位式儀控系統的缺點，如：微處理器及軟體所造成不確定因素的缺失與當機與軟體共因失效等。綜合上述原因，肇始事件辨識系統選用 FPGA 作為實現平台是符合潮流的需求。布建辨識系統於 FPGA 平台的進程，我們分成兩階段來完成。第一階段選擇建置初步系統（特徵萃取器—主成分分析法、分類器—最近鄰居分類法、數據擷取情狀—跳機後 60 秒），用以確認建置流程的正確性及可行性。依據表 3.1.3.2 的結果，初步系統的錯誤辨識主要集中在冷卻水流失事件的冷端及熱端破口，因冷端破口的訊號與熱端破口的訊號相似，導致這兩類事件容易有互相辨識錯誤的情況，這與前幾年的驗證結果相符。

第二階段則將事件偵測演算法及未訓事件類別辨識演算法加入辨識系統中，使第一階段的辨識系統的功能可更臻完善。我們也引入運轉員的建議，更改辨識系統對於 LOCA 的辨識標的，將原先判斷 LOCA 冷端及熱端的目的，改為判斷 LOCA 破口面積為小破口、中破口或大破口。為因應此更動，我們再次進行留一交叉驗證法，以評估何種演算法組合在挑選多少感測器的情況下，可有最高的辨識率。由驗證結果顯示，選取「感測器種類區塊投影法」作為特徵萃取器，並用「循序向前選擇法」挑選最具辨識力的感測器組合，可得 99.44% 的高辨識率，而辨識錯誤的部分主要來自於 LOCA 的破口面積落在「小破口及中破口之間」以及「中破口及大破口之間」的事件。根據上述結果，我們將完整版的自動化肇始事件偵測及辨識系統建置於 FPGA 上，並透過 PCTran 產生多筆測試數據來測試效能。最後，以 FPGA 為執行平台的辨識系統，不僅能成功偵測到肇始事件，也能進

一步辨識出未知肇始事件的類別，平均花 3.0824 秒即可得辨識結果。假若有不屬於訓練資料庫任一類別的未訓事件發生，我們的辨識系統也能成功地將它隔離出來。目前辨識系統對於破口面積落在「小破口及中破口之間」及「中破口及大破口之間」的事件，也仍有少數彼此辨識錯誤的情況發生。

總結：

本計畫於 104 年至 107 年這四年間，先以「積分法」、「機率類神經網路」，初步建構了以圖形辨識技術為基礎的設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統，透過機器學習領域常用的驗證方法—「留一交叉驗證法」，用以評估系統效能，並得到約 82.14% 的辨識成功率。為使系統的辨識能力再提升，採用新的特徵萃取演算法及分類器演算法來進行系統的建置，是一個方向。故於 105 年，本計畫選擇了「離散小波轉換」、「主成分分析法」及「感測器種類區塊投影法」作為特徵萃取器的選擇，「最近鄰居分類法」及「支持向量機器」作為分類器的選擇，對於各種的演算法組合進行適切性驗證。以積分器與感測器類別投影法結合機率神經網路，能達到 88.39% 的辨識成功率。並新增了「未訓事件辨別演算法」，避免掉未存在於事件資料庫的事件，會被分類器強迫連結至資料庫內任一事件類別的錯誤。106 年在先前系統的基礎之上，再新增「感測器偵選法則」嘗試挑選出最具辨識力的感測器組合進行辨識工作，我們採用了「基因演算法」、「量子演化式演算法」、「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」五個最佳化演算法來完成此工作。此外，因跳機後 60 秒的數據截取情狀，恐會遺失掉肇始事件初期具辨識力的資訊，我們也採用跳機前 30 秒及利用 Hotelling's T^2 法偵測到事件後截取 60 秒的數據作為辨識使用。結果顯示，使用「跳機前 30 秒」這個擷取情狀，並以「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，達到 98.48% 的高辨識率。107 年度，我們是將先前所發展的完整系統，布建於無作業系統及操作軟體的 FPGA 平台上，為因應 106 年本研究團隊前往核三廠向運轉員探詢所得到的精進建議，有別於以往三年，關於冷卻水流失事件的辨識目標，修正為判別出該事件的破口面積大小等級。依測試結果可得知，肇始事件偵測與辨識系統已成功建置於 FPGA 上，能正確偵測且辨識出肇始事件的類別，且當待測事件為未訓事件時，也能將其成功分出，避免誤連結的狀況發生。最後，基於 FPGA 之事件偵測與辨識系統，平均約花 3 秒的時間得可到辨識結果。

5.1.4 壓水式反應器組件材料腐蝕行為研究

本年度結論：

本計畫今年度主要針對 PWR 進行 X750 材料的腐蝕行為測試，包含 U-Bend 應力腐蝕試驗的測試、電化學極化掃描測試，以及 SEM 觀察材料的顯微特性等。為了瞭解 X750 SCC 發生的機制，透過 U-Bend 應力腐蝕試驗來分析 X750 在不同的水化學環境可能受到的影響，透過電化學極化掃描測試來了解電化學腐蝕電位與腐蝕電流密度的變化分佈。目前已完成長時間的應力腐蝕試驗，初步分析 X750 的應力腐蝕龜裂的起始行為，結果顯示經過 1500 小時的 U-Bend 實驗，X750ST 與 TT 試片表面僅有孔蝕的狀況產生，孔蝕點雖為裂縫起始點，目前的測試結果顯示裂縫成長不明顯。不同熱處理下的 X750 合金整體彼此表面狀況差距不大。在電化學極化掃描測試中，合金 X750 在加氫環境下具有較低腐蝕電位與腐蝕電流密度。

總結：

本計畫 104 年度至 106 年度的研究以沸水式反應器水化學狀態與組件材料腐蝕行為為主。104

年度主要是針對 ABWR 主冷卻水迴路的建立與區域劃分、爐心區域中子與加馬射線輻射劑量率再分析、爐心區域之冷卻水密度與溫度之分布計算。ABWR 數值分析程式並與日本 K7 電廠現場測量值比對，求出校正係數。進行 316L SS 慢應變速率拉伸實驗，分析固溶退火處理及敏化處理的試棒在溶氧下的腐蝕行為。反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究的部分，主要著重於人才培育方面。希望透過自主建立測試系統及建立模擬程式來了解第三代沸水式反應器的水化學相關數據分布及材料特性，培養具有研發能力的專業人才，能使訓練出來的人才投入相關領域工作，更能發揮所長。

105 年度本計畫分析在不同的注氫濃度下，反應器主冷卻水迴路下每個區域溶氫、溶氧及過氧化氫濃度的分析，以及組件電化學腐蝕電位的分佈，並完成額定功率下注氫效益之分析。並進行啟動期間，計算不同功率下的輻射分解效應下，主循環水迴路之水化學變化，顯示出在低功率運轉下，爐水呈現出氧化性的環境。關於材料測試的結果，在不同操作溫度下，顯示在經過嚴重敏化處理的試棒在三個不同溫度下都出現了大量 IGSCC 和 TGSCC 的破裂特徵。

106 年度本計畫透過 MPM 模式的修正進行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。在不同操作溫度下，溶氫環境下的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。

5.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之相關實驗與分析精進

本年度結論：

本計畫於本年度中，對現有之實驗進行完整之回顧，並以此為基礎設計實驗。實驗設計之可行性皆已評估完成，並針對各項零組件之性能近型完整之估測。另外，於本年度中，進行 CFD 對於 CCFL 之模擬，模擬結果與實驗觀察相符，皆觀察到 CCFL 由下方開始產生。

總結：

本計畫於四年度之間，針對可能使反應爐槽出現壓熱振之現象，如熱水瞬時注入、注水中含有汽泡而形成之汽泡分離流以及爐槽中的 CCFL，進行全面而深入研究。包括以實驗分析熱水注入之情形以及汽泡分離流，並調查 CCFL 現象。又使用 CFD 模擬上述各種狀態，評估 CFD 對於各種流況的模擬能力。本計畫四年度中，累積各樣實驗數據，可供安全分析程式驗證，並討論各流況之物

理現象與成因，可供安全管制單位管理之依據。

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

本年度結論：

本子項採用 MELCOR 程式建立核三廠 PWR 圍阻體之模型，評估核三廠 PWR 圍阻體於 SBO 嚴重事故下之氫氣產生率。

在電廠全黑事故下，氫氣進入圍阻體的路徑，分別有壓力容器底部失效之破口及調壓槽釋放槽與圍阻體連通之破口，利用 MELCOR 分別評估這兩個路徑之氫氣流率，由 MELCOR 模擬結果可知，調壓槽釋放槽在事故早期因高壓失效使氫氣洩入圍阻體，壓力容器失效則造成爐心內氣體短時間內大量注入並造成壓力突升，最後將獲得之 MELCOR 分析數據如氫氣流量、溫度、壓力等作為進口條件輸入下端 FLUENT 程式，以進行氫氣擴散分析。

在氫氣擴散分析結果方面，透過 FLUENT 分析 SBO 事故下，核三廠圍阻體內的氫氣行為，在事故發生第 1 萬秒且無任何除氫設備狀況下，氫氣在圍阻體內產生一明顯濃度分層現象，且最大濃度達 11%，但並未達產生爆轟之氫氣最低濃度 13%，故圍阻體在 SBO 事故下並無破損疑慮。

5.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析

本年度結論：

本子項依照核三廠實際規劃之 PAR 規格、數量(17 個)及位置，利用 FLUENT 程式建立其模型，進行除氫效能分析；在靈敏度分析方面，利用 FLUENT 軟體分析核三廠圍阻體比照日本川內電廠圍阻體(PWR)安裝的 PAR 規格及數量(5 個)，進行 PAR 效能的分析驗證。

分析結果顯示，無論在圍阻體內安裝 5 個 PAR 或是 17 個 PAR，均可將氫氣最大濃度降至 6%，且隨時間長度增加可能降至更低，能有效增加氫氣燃燒的安全餘裕，由結果可知 17 個 PAR 除氫效率較高。

5.2.3 圍阻體排氣之深度分析

本年度結論：

本子項分別針對 FCVS 設置於圍阻體內與圍阻體外(輔助廠房)之排氣效能進行分析，由於圍阻體內壓力一直無法達到 FCVS 自行開啟條件(60 psig)，因此假設運轉員手動開啟 FCVS，結果顯示，因 FCVS 裝設於圍阻體下方位置，造成排氣過程排出氫氣濃度較低之氣體，無法明顯降低圍阻體內整體的氫氣濃度。

107 年度分項二之研究成果，建議如下：

核三廠於電廠全黑事故下，即使未安裝 PAR 亦能確保圍阻體不致破損，然而考量深度防禦，建議裝設足夠的 PAR，經本研究結果確認核三廠實際安裝數量，能夠提供較佳的安全餘裕；由於 FCVS 抽氣口高度與排出之氫氣濃度有關，建議在不影響圍阻體結構及流量設計的情況下，適當提高抽氣口，以兼顧其減壓及排氫之效能。

總結：

分項計畫二為瞭解國內核電廠不同型式圍阻體，其在類福島事故下，氫氣於內部的擴散與遷移行為，並進一步評估電廠圍阻體加裝被動式氫氣再結合器之除氫效能，以及加裝排氣系統對於防制圍阻體過壓失效與消弭氫氣累積之有效性，故規劃於前三年(104~106 年度)分別針對國內核一至核三廠進行相關研究，第四年(107 年度)則鎖定核三廠在 SBO 嚴重事故下，利用 FLUENT 程式進行相關評估。

本研究彙整各年度研究成果，確認國內各電廠在類福島事故下，作為斷然處置措施的後備方案，安裝 PAR 及 FCVS 可有效抑制氫氣燃燒及降壓，增加圍阻體的安全餘裕。由於國內核電廠圍阻體型式各不相同，在圍阻體加裝被動式氫氣再結合器之除氫效能方面，由於核一廠(MARK I 型)及核二廠(MARK III 型)的圍阻體容積較小，圍阻體內設置相當數量的 PAR，可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下，有效保護圍阻體完整性，可視為斷然處置的後備措施；而核三廠圍阻體遠大於核一、二廠，即使未安裝 PAR，亦可將氫氣濃度抑制在爆轟範圍以下，以目前核三廠實際規劃，在圍阻體內安 17 個以上的 PAR，應可大幅提升氫氣燃燒的安全餘裕。

在圍阻體排氣分析方面，評估結果顯示，FCVS 對於各電廠圍阻體之除氫效果並不明顯，以核三廠而言，若 FCVS 裝設於圍阻體下方位置，將造成排氣過程排出氫氣濃度較低之氣體，而無法明顯降低圍阻體內整體的氫氣濃度。

總結本分項四年研究成果與結論，期望有助於管制單位掌握國內核電廠若發生類福島嚴重事故時，其爐心熔毀所產生之氫氣量，及瞭解圍阻體加裝 PAR 及 FCVS 對此類事故之緩抑效益。

5.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

本年度結論：

本年度之用過燃料池冷卻安全分析精進已全數完成，主要分為熱流與燃料完整性分析以及嚴重事故分析兩項分析目標。在熱流與燃料完整性分析部分，透過精進 TRACE 分析模式，可發現舊有 TRACE 分析模式之運作結果過於保守，將新結果與 FRAPTRAN 程式進行比較則發現模擬結果十分相似，由 FRAPTRAN 結果進一步顯示燃料不會發生損壞的情況。MELCOR 程式亦進行了模式精進並重新運跑嚴重事故分析，透過燃料分區細化與時間步階之靈敏度分析結果，幫助判斷選擇適當的分區方法與合適的時間步階進行精進模式之全黑事故模擬，分析結果顯示在全黑事故下護套溫度會在 1000K 左右保持平衡，並無產生任何氫氣，顯示燃料池處於十分安全的情況。兩項分析工作皆顯示精進模式有效改善原本舊有模式之過度保守的分析結果，但其伴隨著模擬時間倍增的情況，故依照本計畫進行模式精進之結果來說，若管制單位需要保守度較高之用過燃料池安全分析，如嚴重

事故產氫或鋳合金火災之情況，可考慮使用舊版模式之計算結果，以嚴格的分析強化用過燃料池之安全性。但若是需要偏向真實性之研究時，可使用精進之用過燃料池模式，但此時需要注意倍數增加的 CPU 時間，並做出取捨。

總結：

回顧本計畫四年度之研究結果，已成功建立核一廠、核二廠與核三廠之用過燃料池分析模式，並使用多項分析軟體進行熱水流、護套完整性與嚴重事故分析，包括管制單位常用之 TRACE、MELCOR、FRAPTRAN 與 FLUENT，進行相關的模擬與分析，來評估燃料池可能發生之情狀(如氫氣可能產生之條件、累積量等)，並透過軟體間的平行驗證來確保結果之可靠性。且透過本四年期計畫培育了共 10 位核能專業技術人才，包括 4 位博士生、4 位碩士生與 2 位研究助理，完成核能安全分析技術之傳承，為我國提供未來投入核能安全相關領域之適當人選。

5.4 核能安全技術研究暨國際合作

5.4.1 中子物理安全技術

本年度結論：

本年度完成以下工作：

1. 已完成爐心中子物理與簡化熱流分析程式連結(TPS 序列)之建立，並應用於 HTTR 30MW 臨界狀態下的爐心計算。與蒙地卡羅/簡化熱傳模型(MS 序列)計算結果相比， k_{eff} 有 42mk 的差異，徑向功率分布最大差異為 -1%，而軸向功率分布最大差異為 -16%，應主要源於 TPS 計算序列用於複雜爐心鈾濃縮度分布設計之限制，以及如何計算出 supercell 模型的正確 ADF。
2. 完成自有 VHTR 爐心中子物理計算工具建立，採用 MCNP 作為燃料晶格計算，透過連續能譜中子截面庫產生燃料晶格均質化多群中子巨觀截面，並完成可進行全爐心中子/熱流耦合計算的 NuCoT 程式。
3. 利用簡化後 HTTR 驗證問題進行自有 VHTR 爐心中子物理計算工具的基本驗證。在三維控制棒全出狀態下，與 MCNP 計算結果相比 k_{eff} 差異為 0.67mk，節點最大功率差異為 0.784%。
4. 初步建立新型稜柱型高溫氣冷式 VHTR 爐心設計，以 HTTR 為基礎，透過對稱性修正簡化計算複雜度，並調整軸向鈾濃縮度分布。在固定溫度下(燃料溫度 900K、其他 600K)，NuCoT 與 MCNP 的計算結果比較， k_{eff} 相差 5.03mk、節點最大功率差異為 -3.821%。
5. 新型稜柱型高溫氣冷式 VHTR 爐心設計在 30MW、單一鈾濃縮度 7.9wt%、控制棒全出狀態下，NuCoT 計算出最大燃料溫度 1532K，低於要求 1873K，節點最大相對功率為 1.4。
6. 於 2018/12/17 舉辦 2018 Advances in Reactor Physics workshop，邀請日本名古屋大學教授 Akio Yamamoto 及上海交通大學退休教授趙榮安來台演講。
7. 參加 2018/4/22~26 於墨西哥舉辦之 PHYSOR2018 國際研討會及發表論文。

總結：

本計畫分成四年期逐步完成自有爐心中子物理計算程式系列之建立及新型 VHTR 爐心設計。

第一年(104 年)完成通用型燃料組件晶格計算程式 TRITON 與爐心計算程式的銜接測試，建立 TRITON/GenPMAX/PARCS 爐心中子物理計算平台。

第二年(105 年) 自行開發全爐心節點計算程式 NuCoT。

第三年(106 年)進行通用型燃料束截面計算程式與自行開發節點爐心節點算程式 NuCoT 之連結。建立簡化熱傳模型與 MCNP 連結之中子物理與熱流耦合。

第四年(107 年)建立自行開發節點爐心節點算程式 NuCoT 與簡化熱傳模型之連結。完成自有 VHTR 爐心中子物理計算工具系列。完成初步的新型稜柱型高溫氣冷式 VHTR 爐心設計及驗證計算。

經過此四年計畫所完成之自有爐心中子物理計算程式系列，可不局限於 VHTR 爐心計算。未來加入燃耗計算及熱流計算，可延伸至輕水式反應器爐心計算，作為獨立驗證工具之用。

5.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析

本年度結論:

本研究利用熱電偶與高速攝影機量測沸騰情形下，沸騰曲線與相對應之汽泡動力情形。並利用實驗探討傾斜角對於沸騰之影響，最後比對現有對於沸騰熱傳之模式與實驗資料，評估沸騰熱傳模式對於傾斜加熱情況之適用性。於本研究中，可得到下列之結論：

1. 於本研究期間，已建立完沸騰實驗之熱流環路與相關量測設備，其加熱最大之熱通率可達約 0.1 MW/m^2 ，高速攝影機之解析度可達 1 ms 。量測設備之不准度皆在 10% 左右。
2. 已量測於 0、30、60、90 度傾角下，壁面過熱度與壁面熱通量之關係，以及壁面有效成核址密度、氣泡脫離頻率以及氣泡脫離直徑。並配合汽泡流譜之變換，量得各傾斜角度下的變換熱通率。
3. 變換熱通率會隨角度傾斜而變小，顯示流譜更為容易由核沸騰區域轉換成葦狀汽泡區。並更具實驗資料，提出轉換熱通率對傾斜角之半經驗公式。
4. 現有沸騰模式對於具有傾斜角之沸騰，約略有 50% 之低估，顯示有頗大的改善空間。

總結:

本計畫於四年度期間，深入研究雙相流熱流，並使用實驗量測水平向下加熱沸騰現象、垂直管中汽泡動力行為、具有傾斜角之沸騰現象。其量測之資料與實驗觀察之結果，可供管制單位做為管制之依據。本研究亦對上述流場，進行 CFD 分析或數學模式評估，可供管制單位了解現有分析程式之適用性以及保守性。

5.4.3 核能材料安全性評估分析

先進材料應用於燃料護套的研究與評估

本年度結論:

1. 成功鍍著高熵氮化膜在 Si(100)上，且建立鍍膜的參數與薄膜微結構與成分的關係。
2. 進行了薄膜高溫氧化評估，高熵氮化薄膜相較於 106 年度的氮化鉻薄膜具有較佳的抗氧化性。
3. 鍍著高熵氮化膜的試片相較未鍍膜的明顯有減緩氧化速率的趨勢。

4. 高熵薄膜相較於氮化鉻薄膜雖然薄膜本身具有較佳的抗氧化性，但是兩者對於保護鈳四基板的程度沒有太大的區別，其原因為在高溫時兩者薄膜都會受到很大的應力而破裂，其氧化機制的主宰皆會轉變為從裂縫侵入氧化，而非透過薄膜的擴散。

總結:

本計畫分成四年期逐步完成先進材料應用於燃料護套的研究與評估

第一年(104年)

順利發展最佳鍍膜參數並成功在鈳四合金鍍著氮化鉻薄膜，改善其表面性質；成功模擬在壓水式反應爐環境下，透過鍍上氮化鉻的方式隔絕鈳試片與氧氣的反應；可在400~600°C的高溫水蒸氣環境中藉由鍍著氮化鉻薄膜有效減少鈳金屬的氧化行為。

第二年(105年)

探討藉由鍍著氮化鉻膜以提升高溫(850°C)環境純空氣及純水氣下的燃料護套材料抗氧化能力；在高溫(850°C)下，鍍氮化鉻膜方式可成功延長鈳-4合金到達17ECR%的時間：在純水氣環境中，CrN薄膜可延長時間至1.17倍，在乾空氣中則可延長時間至3.47倍。

第三年(106年)

探討藉由鍍著氮化鉻膜以提升高溫(850°C)空氣和水氣的混合環境下的燃料護套材料抗氧化能力；在850°C空氣和水氣的混合環境下，滿足LOCA事故criteria，ECR=17%的情況下：抗氧化能力依序為：乾燥空氣 > 空氣混合50% > 純水氣；在空氣/水氣混入環境(25%, 50%, 75%)：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。

第四年(107年)

成功開發高熵薄膜披覆的技術，且薄膜成分和設計成分沒有明顯差異，薄膜的抗氧化性良好相較於傳統氮化物如氮化鉻，鍍著在鈳四合金上也具有好的批覆性經過高溫退火後仍沒有明顯得脫落現象。

熱交換管材料:

本年度結論:

1. 比較基材及熱影響區在950°C高純度氬氣及添加水氣環境下熱影響區氧化速率皆略快於基材。
2. Inconel 625合金在950°C高純度氬氣環境下主要生成單一Cr₂O₃，而在添加水氣下則生成兩層氧化層，主要為外層的MnCr₂O₄及內層的Cr₂O₃層；另一方面，304L在950°C高純度氬氣環境下主要生成外層Fe₂O₃及(Fe,Mn,Cr)O₄混合層及內層Cr₂O₃層，在水氣下則生成外層Fe₂O₃及Fe₃O₄混合層及內層FeCr₂O層。
3. 鎳基合金在950°C含水氣環境下其高溫氧化速率及抗氧化能力相較鐵基不銹鋼來的好。
4. 水氣中的水分子在高溫時會解離成OH⁻及H⁺離子，而H⁺離子會在氧化層內部會聚集成氫分子H₂，而在950°C高溫下，H₂會受熱膨脹造成氧化層的結構鬆散，導致合金整體氧化速率增快。

總結:

第一年(104年)

完成三種不同鎳基合金之異種銲接試片之高溫氧化行為研究。

第二年(105年)

完成三種鎳基合金母材、熱影響區及鐸道於不同氣氛(He 及 O₂)下之氧化腐蝕測試。

第三年(106 年)

完成三種不同鎳基合金之異種鐸接試片於 **950°C** 在高純度氦氣及水氣模擬不同氧分壓下對氧化及應力腐蝕之影響。

第四年(107 年)

完成 Inconel 625 鎳基合金與 304L 不銹鋼之異種鐸接試片於 **950°C** 在高純度氦氣及添加不同含量水氣下探討腐蝕測試與氧化性質。

爐心材料部分:

本年度結論:

本研究利用厚度為 1.1 μ m 之單晶 3C 碳化矽薄膜材料和 SA-Tyrannohex 碳化矽全纖維複合材料進行氦單射束 15000 及 45000 appm, 800 - 1200°C、矽單射束 20 dpa, 40 及 200°C 及氦、矽雙射束 20 dpa/ 2000 appm 及 40 dpa/ 4000 appm, 1000 - 1350°C 之實驗。氦及氦、矽離子輻照後之試片以穿透式電子顯微鏡觀察其微結構之變化, 統計產生氦氣泡的平均直徑與密度, 並經由理論計算出氦原子貢獻入氣泡中的原子濃度百分比及此劑量下之體膨脹率。

總結:

第一年(104 年)

單晶 3C-碳化矽於 400°C/ 20 dpa 的輻照條件中, 材料內缺陷以小黑點缺陷為主, 隨著溫度上升達 600°C 與 800°C 時, 缺陷型式雖仍以小黑點缺陷為主, 但已能開始觀察到少許之差排環, 當條件溫度達 1000°C 以上時, 可以觀察到沿{111}平面上之疊差環隨溫度上升明顯擴大, 而密度則隨溫度逐漸下降。

第二年(105 年)

對比單晶 3C 碳化矽之輻照結果, 全纖維碳化矽/碳化矽複合材料不論在 1000 或 1200°C 下, 氣泡的密度皆更小。這是由於複合材纖維中的晶界及純碳區為氦原子擴散較快之區域, 氦原子因熱擴散效應擴散至這些區域後會被分散掉, 而留在晶粒內的氦原子相對於單晶 3C 碳化矽較少。

第三年(106 年)

相較於矽單射束輻照, 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, 故有氣泡密度增加、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。

第四年(107 年)

單晶的 3C 碳化矽或碳化矽/碳化矽複合材料在雙射束的情況下, 皆有讓氦原子完全進入氦氣泡中的情形發生, 且劑量越高, 發生氦原子完全進入氣泡中的溫度就越低。

5.4.4 熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究

本年度結論:

本研究探討核電廠爐心熔毀事故時, 高溫熔融物質掉落至下方爐槽之殘餘水中產生之淬冷

現象，以小規模的實驗架設模擬之，以高速攝影機捕捉淬冷時雙相流現象，並分析熔體淬冷後碎片之尺寸顆粒，得出以下結論：

1. 當熔體掉落之落差高度越大時，落水初速度也越快，與冷卻水的相對速度差使兩者之間介面產生凱文-赫爾霍茲不穩定性，並讓流柱碎片破碎於側邊，其不穩定性越強，小尺寸碎塊也會越多。
2. 當熔體掉落之落差高度較小時，凱文-赫爾霍茲不穩定性的影響較小，取而代之的是瑞利-泰勒不穩定性的作用，由於入水速度較小，熔體流柱與冷卻水兩流體上下之間的密度差造成此不穩定性，並使流柱破碎於尖端，較小的衝擊使小尺寸碎片較少。
3. 不同冷卻水水位深度的淬冷實驗部分，在本研究的實驗條件下較無明顯的效果，推測是由於進料量較少，淬冷在靠近水面處便完成，其碎片因深度下沉而碎裂的比例極少，不具顯著影響性。
4. 不同冷卻水的淬冷實驗，我們選擇去離子水以及海水做比較，分析其淬冷後的碎片，發現海水為冷卻水時大顆粒碎片質量比率較高，推測由於海水淬冷速度較快，而海水內的離子使其淬冷時與熔體之交相互作用較為強烈。
5. 針對沿爐壁淬冷之模擬研究部分，發現由於淬冷的同時沿著傾斜板滑落，使許多熔體淬冷碎片呈現片狀結構，而片狀碎片的結構較為脆弱而容易碎裂成更細小的碎塊，導致沿爐壁滑落之淬冷的小尺寸碎片會較自然淬冷的比例高。

總結：

總結此計畫 4-4 主要為模擬熔融爐心物質的淬冷實驗研究，主要針對核電廠發生假想的爐心熔毀之嚴重事故的模擬研究，在不同模擬物質、不同冷卻水、不同落差高度與水位深度、熔體與爐壁接觸之淬冷研究等皆有其呈現的成果。

104 年，本子項計畫為 4-2 子項計畫的一部份，以實驗的方式評估高溫熔融爐心物質模擬熔融體於冷卻水淬冷的適切性。計畫首先採用硝酸鹽 Hitec 作為工作流體，進行了熔融鹽淬冷實驗，結果發現硝酸鹽在淬冷過程中容易溶解於水中，並不適合作為模擬爐心熔毀的高溫熔融物質。再改採低熔點且不會溶於水之銅磷合金，測試結果顯示在淬冷過程銅磷合金可保持相當完整，並不會有散裂(fragmentation)現象。本研究亦發展乾化後液滴流膜沸騰全區的一維物理模型並探討不同的流動條件對於乾化後液滴流膜沸騰熱傳的影響與熱不平衡現象。本研究將乾化後的液滴流膜沸騰研究分析結果撰稿為期刊論文。

105 年，本子項計畫以實驗的方式探討高溫熔融物質(熔融銅液)在去離子水與海水中的淬冷現象，以高速攝影機觀察高溫(1100°C)熔融銅於常壓不同溫度的淬冷槽內的物理現象。研究的結果顯示，高溫熔融銅液淬冷時，在表面形成蒸氣薄膜。在去離子水中氣液介面的蒸氣膜較為完整且平滑，而在海水中的蒸氣膜層較為不完整且有明顯波紋，可能是受到赫爾霍茲不穩定性與氣液介面的離子分佈相互作用的結果。熔體前緣在天然海水中的落下速度快於在去離子水中，推測因在海水蒸汽泡不易結合成大蒸汽泡或蒸氣膜，故所受到的阻力較小。熔體前緣於不同次冷度的海水中亦呈現不同速度；次冷度越低，速度越慢，可能因次冷度越低，水溫越高，蒸汽膜越厚，阻力越大之故。高溫熔融銅液淬冷時不會產生散裂現象。

106 年，本子項計畫參考由瑞典皇家科技大學所提出認為合適作為熔融物質模擬的材料，採用 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為模擬材料，探討其在

去離子水與海水中之淬冷現象。該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)。研究結果顯示，該材料之高溫熔體淬冷時，會在表面先形成蒸氣膜並有散裂現象，形成不同尺寸之碎片。以海水為冷卻水時，大顆粒碎片質量比率將會增加。由場發射電子顯微鏡(SEM)觀察顯示，以海水為冷卻水的碎片表面極為粗糙，且有不規則不同大小的凸出微粒；而以去離子水為冷卻水的碎片表面則十分光滑，只有極少量的凸出微粒。此說明，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。不同落差高度下熔體於去離子水淬冷實驗顯示，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，較高的入水速度則引起凱文-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。

107 年，則針對沿爐壁淬冷之進行模擬研究部分，發現由於淬冷的同時沿著傾斜板滑落，使許多熔體淬冷碎片呈現片狀結構，而片狀碎片的結構較為脆弱而容易碎裂成更細小的碎塊，導致沿爐壁滑落之淬冷的小尺寸碎片會較自然淬冷的比例高。

本研究是國內首次進行與假想嚴重核能事故相關之模擬熔融物質於冷卻水(包括去離子水與海水)中淬冷之研究，研究的結果應能作為管制單位進行嚴重事故管理管制之參考。研究結果已有一篇期刊論文發表，另有二篇投稿審查中。本研究在人才培育上亦有亮麗的結果，有一位研究生曾獲教育部學海築夢獎學金赴美國麻省理工學院(MIT)交換研究，其畢業後獲 MIT 全額獎學金攻讀核工博士位，有一位學生獲得台電獎學金，畢業後至台電服務。另有兩位研究生前後以本研究之成果參與美洲核能學會論文競賽。

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。
- [4] 行政院原子能委員會，106 年核能技術及安全分析之強化研究期末報告。

6.1 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

6.1.1 輕水式反應器斷然處置措施爐心安全及審查技術研究

- [1] TRACE V5.0 USER'S MANUAL, U. S. Nuclear Regulatory Commission
- [2] J. Freixa, A. Manera, "Analysis of an RPV upper head SBLOCA at the ROSA facility using TRACE", *Nuclear Engineering and Design*, Volume 240, Issue 7, July 2010, Pages 1779-1788
- [3] J. Freixa, Tae-Wan Kim, A. Manera, "Thermal-hydraulic analysis of an intermediate LOCA test at the ROSA facility including uncertainty evaluation", *Nuclear Engineering and Design*, Volume 249, August 2012, Pages 97-103
- [4] J. Freixa, A. Manera, "Verification of a TRACE EPRTM model on the basis of a scaling calculation of an SBLOCA ROSA test", *Nuclear Engineering and Design*, Volume 241, Issue 3, March 2011, Pages 888-896
- [5] J. R. Wang, H. T. Lin, Y. H. Cheng, W. C. Wang, C. Shih, "TRACE modeling and its verification using Maanshan PWR start-up tests", *Annals of Nuclear Energy*, Volume 36, Issue 4, 1 May 2009, Pages 527-536
- [6] Y. H. Cheng, J. R. Wang, H. T. Lin, C. Shih, "Benchmark calculations of pressurizer model for Maanshan nuclear power plant using TRACE code", *Nuclear Engineering and Design*, Volume 239, Issue 11, November 2009, Pages 2343-2348
- [7] J. H. Yang, J. R. Wang, H. T. Lin, C. Shih, "LBLOCA analysis for the Maanshan PWR nuclear power plant using TRACE", *Energy Procedia*, Volume 14, 2012, Pages 292-297
- [8] M. Martin, I. Sol, F. Reventos, "ANALYSIS OF STEAM GENERATOR TUBE PLUGGING IN A PWR.INFLUENCE IN THE EMERGENCY OPERATING PROCEDURES", NENE2013
- [9] P.Robinson, M. Emery, P. Huang, R. Sterids, I. Paik, "STEAM GENERATOR TUBE PLUGGING INCREASE LICENSING REPORT FOR GINNA NUCLEAR POWER STATION" Oct 1987, Westinghouse electric corporation

- [10] Westinghouse AP1000 Design Control Document Rev. 19 - Tier 2 Chapter 5 – Reactor Coolant System and Connected Systems
- [11] 核能三廠 1 號機第二十三次大修 (EOC-23) 視察報告, 行政院原子能委員會
- [12] 核能三廠 2 號機第二十二次大修 (EOC-22) 視察報告, 行政院原子能委員會
- [13] 台電公司「核能電廠機組斷然處置程序」指引(壓水式電廠) 修訂 5 版 106.09.12
- [14] 行政院原子能委員會,「核三廠一號機三月十八日喪失廠內外交流電源事件調查報告」, 中華民國九十年
- [15] Pressurized Water Reactor (PWR) Systems Concepts Manual, USNRC Technical Training Center
- [16] 台灣電力公司第三核能發電廠,“核能發電訓練基本教材：壓水式反應器介紹”

6.1.2 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] Boure, J.A., Bergles, A.E., Tong, L.S., “Review of two-phase flow instability,” Nucl. Eng. Des. 25, 165–192, 1973.
- [2] 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.
- [3] Chen, S.W., Hibiki, T., Ishii, M., Mori, M., Watanabe, F., "Experimental Investigation of Horizontal Forced-Vibration Effect on Air-Water Two-Phase Flow", International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol. 65, pp. 33–46, 2017.
- [4] Chen, S.W., Hibiki, T., Ishii, M., Mori, M., Watanabe, F., "Experimental Investigation of Void Fraction Variation in Subcooled Boiling Flow under Horizontal Forced Vibrations", International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 115, pp. 954–968, 2017.
- [5] 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.
- [6] Chen, S.W., Lin, M.S., Kuo, F.J., Chai, M.L., Liu, S.Y., Lee, J.D., Pei, B.S., "Experimental Investigation and Identification of the Transition Boundary of Churn and Annular Flows using Multi-Range Differential Pressure and Conductivity Signals", Applied Thermal Engineering, Vol. 114, pp. 1275–1286, 2016.
- [7] Central Weather Bureau, Taiwan, <http://www.cwb.gov.tw/V7e/earthquake/chichi.htm>.
- [8] Hibiki, T., & Ishii, M. (1998). Effect of flow-induced vibration on local flow parameters of two-phase flow. Nuclear Engineering and Design, 185(2-3), 113-125.
- [9] 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.
- [10] 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.
- [11] Jones Jr, O. C., & Zuber, N. (1975). The interrelation between void fraction fluctuations and flow

- patterns in two-phase flow. *International Journal of Multiphase Flow*, 2(3), 273-306.
- [12] 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.
- [13] 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.
- [14] 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.
- [15] Lee, J.D., Lin, Y.G., Chen, S.W., Pan, C., "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* 112, pp. 289–306, 2018.
- [16] Lee, J.D., Chen, S.W., Pan, C., "The effect of external vertical acceleration on the dynamic behaviors of a single nuclear-coupled boiling channel", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 301, pp. 264–278, 2016.
- [17] Lee, J.D., Lin, Y.G., Chen, S.W., Pan, C., "The influence of void-reactivity feedback on the bifurcation phenomena and nonlinear characteristics of a single nuclear-coupled boiling channel", *Annals of Nuclear Energy* 94, pp. 814–825, 2016.
- [18] 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.
- [19] 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.
- [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] 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.
- [22] 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.
- [23] 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>.
- [24] 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.
- [25] 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.

- [26] Watanabe, T., “On the numerical approach for simulating reactor thermal hydraulics under seismic conditions,” *Annals of Nuclear Energy* 49, 200–206, 2012.
- [27] 「核能技術及後端處置之安全強化研究」，行政院原子能委員會，2015。
- [28] 「核能安全及前瞻技術之強化研究」，行政院原子能委員會，2016。
- [29] 「核能技術及安全分析之強化研究」，行政院原子能委員會，2017。

6.1.3 輕水式反應器設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統之實作

- [1].K. Moshkbar-Bakhshayesh, M. B. Ghofrani, “Transient identification in nuclear power plants: A review,” *Prog. Nucl. Energy*, vol. 67, pp. 23-32, 2013.
- [2].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, 2004.
- [3].盧俊仁，「可程式邏輯陣列應用於核能電廠儀控系統之設計、驗證與風險分析」，國立清華大學，博士論文，2015。
- [4]. 「核能技術及後端處置之安全強化研究」，行政院原子能委員會，2015。
- [5]. 「核能安全及前瞻技術之強化研究」，行政院原子能委員會，2016。
- [6]. 「核能技術及安全分析之強化研究」，行政院原子能委員會，2017。
- [7]. 「核能三廠功率運轉活態安全度評估—第一冊」，核能研究所，1995。
- [8].S. C. Wu, K. Y. Chen, T. H. Lin, and H. P. Chou, “Multivariate algorithms for initiating event detection and identification in nuclear power plants,” *Ann. Nucl. Energy*, vol. 111, pp. 127-135, 2018.
- [9].T. H. Lin, S. C. Wu, K. Y. Chen, and H. P. Chou, “Feature extraction and sensor selection for NPP initiating event identification,” *Ann. Nucl. Energy*, vol. 103, pp. 384-392, 2017.
- [10].M. M. Deza and E. Deza, *Encyclopedia of distances*. Berlin, Germany: Springer, 2009.
- [11].G. Upton and I. Cook, *Understanding statistics*. Oxford, England, UK: Oxford University Press, 1996.
- [12].Donald F. Specht, “Probabilistic Neural Networks,” *Neural Networks*, vol. 3, pp. 109-118, 1990.
- [13].S. Theodoridis and K. Koutroumbas, *Pattern Recognition*. Amsterdam, Netherlands: Elsevier, 2009.
- [14].J. M. Birkner, *PAL, programmable array logic, handbook: Monolithic Memories*, 1978.
- [15].A. K. Maini, *Digital Electronics: Principles, Devices, and Applications*: John Wiley & Sons, 2007.
- [16].S. Brown and J. Rose, “FPGA and CPLD architectures: A tutorial,” *IEEE Des. Test Comput.*, vol. 13, pp. 42-57, 1996.
- [17].L. H. Crockett, R. A. Elliot, M. A. Enderwitz and R. W. Stewart, *The Zynq Book: Embedded Processing with the ARM CortexA9 on the Xilinx Zynq-7000 All Programmable SoC*, First Edition, Strathclyde Academic Media, 2014.
- [18].R. Alvarado, and D. Herrell, “Approach to designing FPGA-based digital I&C systems for nuclear

- applications” in NPIC & HMIT, Knoxville, Tennessee, USA, April 5-9, 2009.
- [19]. P. Salaun, F. Daumas, and T. Nguten, “FPGA/ASIC: A promising technology for future of I&C in power industry”, in NPIC & HMIT, Knoxville, Tennessee, USA, April 5-9, 2009.
- [20]. T. Miyazaki, N. Oda, Y. Goto, and T. Hayashi, “Qualification of FPGA-based safety-related PRM system”, in NPIC & HMIT, Knoxville, Tennessee, USA, April 5-9, 2009.
- [21]. M. Yastrebenetsky, V. Sklyar, Y. Rozen, and S. Vinogradskaya, “Safety assessment of FPGA-based ESFAS”, in NPIC & HMIT, Knoxville, Tennessee, USA, April 5-9, 2009.
- [22]. J. She and J. Jiang, “Application of FPGA to shutdown system No.1 in CANDU” in NPIC & HMIT, Knoxville, Tennessee, USA, April 5-9, 2009.
- [23]. 王端正、劉明輝、林景庸、郭振基、李高雄、林愷南、黃平輝、陳文智、蔡正益、張永芳、許永輝、徐正雄、陳永鑫、李國欽, 「台電核能月刊-380」, 台電核能月刊編輯委員會, 2014。
- [24]. J. J. Lu, T. C. Hsu, and H. P. Chou, “System assessment of an FPGA-based RPS for ABWR nuclear power plant,” *Prog. Nucl. Energy*, vol. 85, pp. 44-55, 2015.
- [25]. J. J. Lu, H. H. Huang, and H. P. Chou, “Evaluation of an FPGA-based fuzzy logic control of feed-water for ABWR under automatic power regulating,” *Prog. Nucl. Energy*, vol. 79, pp. 44-55, 2015.

6.1.4 壓水式反應器組件材料腐蝕行為研究

- [1] N. Totsuka and Z. Szklarska-Smialowska, "Effect of electrode potential on the hydrogen-induced IGSCC of Alloy 600 in an aqueous solution at 350C," *Corrosion*, vol. 43, pp. 734, 1987.
- [2] P. L. Andresen et al., “Effects of PWR Primary Water Chemistry on PWSCC of Ni Alloys,” Proceedings of the 13th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems - Water Reactors, CNS, Whistler, BC, Canada, August 19-23, 2007.
- [3] Xiangyu Zhong et al., “Effects of Dissolved Hydrogen on the Environmentally Assisted Cracking of 316 Stainless Steel in PWR Primary Water at 325 °C,” The 17th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactor, Ottawa, Canada, Aug. 9-13, 2015.
- [4] Nicolas Huin et al., “Stress Corrosion Cracking of Stainless Steels Tested by Dynamic Loading in Oxidizing and Reducing PWR Primary Environment,” The 17th International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactor, Ottawa, Canada, Aug. 9-13, 2015.
- [5] D.S. Morton and M. Hansen, “The Effect of pH on Nickel Alloy SCC and Corrosion Performance,” Technical Report LM-02K093, 2002.
- [6] R. Mendonça , R.-W. Bosch W. Van Renterghem , M. Vankeerberghen, C. de Araújo Figueiredo, “Effect of temperature and dissolved hydrogen on oxide films formed on Ni and Alloy 182 in simulated PWR water” *Journal of Nuclear Materials*, 477, p. 280-291, 2016.
- [7] Kekkonen, et al., Proceedings, IAEA Specialists Meeting on Corrosion and Stress Corrosion of Steel

Pressure Boundary Components and Steam Turbines, p. 22, 1983.

- [8] Wenqian Zhanga, Kewei Fangb, Yujin Hua, Siyang Wanga, Xuelin Wanga, "Effect of machining-induced surface residual stress on initiation of stress corrosion cracking in 316 austenitic stainless steel." *Corrosion*, 108(c):173-184, 2016.
- [9] Wei-Ren Gwan, Ge-Ping Yu, Jia-Hong Huang, "Study of Stress Corrosion Cracking of Alloy X-750 Components in Nuclear Power Reactor." *Journal of Chinese Corrosion Engineering*, 14(4), pp.9~16, 2000.
- [10] P. Skeldon, P.M. Scott, and P. Hurst, "Environmentally Assisted Cracking of Alloy X-750 in Simulated PWR Coolant," *Corrosion*, 48(7), pp.553-568, 1992.
- [11] P.L. Andresen, J. Hickling, A. Ahluwalia, and J. Wilson, "Effects of Hydrogen on Stress Corrosion Crack Growth Rate of Nickel Alloys in High-Temperature Water", *Corrosion.*, 64(9): 707-720, 2008.
- [12] Xiangyu Zhong, Shuang Xia, Jian Xu, Tetsuo Shoji. *Journal of Nuclear Materials*, "The oxidation behavior of 316L in simulated pressurized water reactor environments with cyclically changing concentrations of dissolved oxygen and hydrogen," *Journal of Nuclear Materials* 511, 417-427, 2018.
- [13] Yubing Qiu, Tetsuo Shoji, Zhanpeng, "Effect of dissolved hydrogen on the electrochemical behaviour of Alloy 600 in simulated PWR primary water at 290 °C," *Corrosion Science and Technology*, 14(4), pp.113~119, 2015.

6.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之相關實驗與分析精進

- [1] S. Wongwises, "Two-phase countercurrent flow in a model of a pressurized water reactor hot leg," *Nuclear Engineering and Design*, vol. 166, no. 2, pp. 121-133, 1996.
- [2] S. Al Issa and R. Macian, "A review of CCFL phenomenon," *Annals of Nuclear Energy*, vol. 38, no. 9, pp. 1795-1819, 2011.
- [3] Y. Sudo, "Study of injected water subcooling effect on falling water limitation in countercurrent two-phase flow in vertical channels," *Heat Transfer-Japanese Research: Co-sponsored by the Society of Chemical Engineers of Japan and the Heat Transfer Division of ASME*, vol. 25, no. 1, pp. 25-38, 1996.
- [4] C. Vallée, T. Seidel, D. Lucas, A. Tomiyama, and M. Murase, "Comparison of countercurrent flow limitation experiments performed in two different models of the hot leg of a pressurized water reactor with rectangular cross section," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 133, no. 5, p. 052917, 2011.
- [5] A. Ohnuki, "Experimental study of counter-current two-phase flow in horizontal tube connected to inclined riser," *Journal of Nuclear Science and Technology*, vol. 23, no. 3, pp. 219-232, 1986.
- [6] S. Wongwises, "Effect of inclination angles and upper end conditions on the countercurrent flow limitation in straight circular pipes," *International communications in heat and mass transfer*, vol. 25, no. 1, pp. 117-125, 1998.

- [7] S.-K. Kang, I.-C. Chu, H.-C. No, M.-H. Chun, and C.-K. Sung, "Air-water countercurrent flow limitation in a horizontal pipe connected to an inclined riser," *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 31, no. 6, pp. 548-560, 1999.
- [8] M. A. Navarro, "Study of countercurrent flow limitation in a horizontal pipe connected to an inclined one," *Nuclear Engineering and Design*, vol. 235, no. 10-12, pp. 1139-1148, 2005.
- [9] D. Lucas, M. Beyer, H. Pietruske, and L. Szalinski, "Counter-current flow limitation for air-water and steam-water flows in a PWR hot leg geometry," *Nuclear Engineering and Design*, vol. 323, pp. 56-67, 2017.
- [10] M. Sobajima, "Experimental modeling of steam-water countercurrent flow limit for perforated plates," *Journal of Nuclear Science and Technology*, vol. 22, no. 9, pp. 723-732, 1985.
- [11] Y. Sudo and M. Kaminaga, "A CHF characteristic for downward flow in a narrow vertical rectangular channel heated from both sides," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 15, no. 5, pp. 755-766, 1989.
- [12] I. Kokkonen and H. Tuomisto, "Air/water countercurrent flow limitation experiments with full-scale fuel bundle structures," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 3, no. 6, pp. 581-587, 1990.
- [13] T. Kusunoki *et al.*, "Effects of fluid properties on CCFL characteristics at a vertical pipe lower end," *Journal of Nuclear Science and Technology*, vol. 52, no. 6, pp. 887-896, 2015.
- [14] Kusunoki, T., Murase, M., Fujii, Y., Nozue, T., Hayashi, K., Hosokawa, S., & Tomiyama, A. (2015). Effects of fluid properties on CCFL characteristics at a vertical pipe lower end. *Journal of Nuclear Science and Technology*, 52(6), 887-896.
- [15] Ohnuki, A., Adachi, H. & Murao, K. 1988 Scale effects on countercurrent gas-liquid flow in a horizontal tube connected to an inclined riser. *Nucl. Engng Des.* 107, 283-294.
- [16] Wongwises, S. (1998). Effect of inclination angles and upper end conditions on the countercurrent flow limitation in straight circular pipes. *International communications in heat and mass transfer*, 25(1), 117-125.
- [17] Chun, M. H., No, H.C., Kang, S.K., Chu, I.C., 1999. Countercurrent flow limitation in a horizontal pipe connected to an inclined riser. *Trans. ANS* 81, 340-341.

6.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

6.2.1 氫氣擴散潛勢研究

- [1] Yu Chiang, Yu-Ting Ku, Jong-Rong Wang, Shao-Wen Chen, Wen-Sheng Hsu, Sheng-Shun Wang, Jing Chang, Chunkuan Shih, "EXTENDED LOSS OF AC POWER (ELAP) ANALYSIS OF KUOSHENG BWR/6 USING MELCOR2.1/SNAP," PSAM 13, Korea (2016).
- [2] Taiwan Power Company, "Teaching material of Maanshan PWR Training."
- [3] Taiwan Power Company, "Final Safety Analysis Report of Maanshan NPP."
- [4] Randall Gauntt, Donald Kalinich, Jeff Cardoni, Jesse Phillips, Andrew Goldmann, Susan Pickering, Matthew

- Francis, Kevin Robb, Larry Ott, Dean Wang, Curtis Smith, Shawn St.Germain, David Schwieder, Cherie Phelan, “Fukushima Daiichi Accident Study (Status as of April 2012),” SAND2012-6173 (2012).
- [5] L L. Humphries, D. L.Y. Louie, V. G. Figueroa, M. F. Young, S. Weber, K. Ross, J. Phillips, and R. J. Jun, “MELCOR Computer Code Manuals Vol. 3: MELCOR Assessment Problems Version 2.1.7347 2015,” SAND2015-6693 R (2015).
- [6] 行政院原能會，“核能技術及安全分析之強化研究” 期末報告，2017 年 12 月。
- [7] D.C. Visser, M. Houkema, N.B. Siccama, and E.M.J. Komen, “Validation of a FLUENT CFD model for hydrogen distribution in a containment”, Nuclear Engineering and Design, vol. 245, pp.161-171 (2012).
- [8] D. Melideo, D. Baraldi, B. Acosta-Iborra, R. Ortiz Cebolla, and P. Moretto, “CFD simulations of filling and emptying of hydrogen tanks”, International Journal of Hydrogen Energy, vol.42, pp.7304-7313 (2017).
- [9] D. Wang, and X. Cao, “Numerical analysis of different break direction effect on hydrogen behavior in containment during a hypothetical LOCA”, Annals of Nuclear Energy, vol. 111, pp.856-864 (2017).
- [10] 日本原子力規制委員會，“實用發電用反應器相關防止爐心損傷對策及防止圍阻體破損對策之有效性評估審查導則”，原規技發第 13061915 號, 2013 年 6 月 19 日。

6.2.2 圍阻體內被動式觸媒氫氣再結合器之有效性分析

- [1] 行政院原能會，“核能技術及安全分析之強化研究” 期末報告，2017 年 12 月。
- [2] 九州電力公司 (2013)·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·000034457。
- [3] 九州電力公司(2013)·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·000034458。
- [4] 原能會核管處 (2014)·台灣核能電廠圍阻體排氣功能強化措施現況。
- [5] CO-ORDINATOR: F. ARNOULD (TECHNICATOME, Aix-en-Provence (F)). State of the Art on Passive Autocatalytic Recombiner (PARSOAR).
- [6] B. Eckardt, N. Losch. Passive Autocatalytic Recombiner System to Mitigate Severe Accident Situations Design & Process Features and International Qualification & Implementation. AREVA NP GmbH.
- [7] D.C. Visser, M. Houkema, N.B. Siccama, and E.M.J. Komen, “Validation of a FLUENT CFD model for hydrogen distribution in a containment”, Nuclear Engineering and Design, vol. 245, pp.161-171 (2012).
- [8] D. Melideo, D. Baraldi, B. Acosta-Iborra, R. Ortiz Cebolla, and P. Moretto, “CFD simulations of filling and emptying of hydrogen tanks”, International Journal of Hydrogen Energy, vol.42, pp.7304-7313 (2017).
- [9] D. Wang, and X. Cao, “Numerical analysis of different break direction effect on hydrogen behavior in containment during a hypothetical LOCA”, Annals of Nuclear Energy, vol. 111, pp.856-864 (2017).

6.2.3 圍阻體排氣之深度分析

- [1] 行政院原能會，“核能技術及安全分析之強化研究” 期末報告，2017 年 12 月。
- [2] J. Hammer, ENSI, and A. Ritter, KKL (2014). Filtered Containment Venting Systems at Swiss NPPs and KKL in Particular. Ft. Lauderdale.
- [3] B. Eckardt, N. Losch (2012). Filtered Containment Venting System Designs. NRC Meeting on Containment Venting Systems Rockville.
- [4] NEA/CSNI/R (2014). Status Report on Filtered Containment Venting.
- [5] D.C. Visser, M. Houkema, N.B. Siccama, and E.M.J. Komen, “Validation of a FLUENT CFD model for hydrogen distribution in a containment”, Nuclear Engineering and Design, vol. 245, pp.161-171 (2012).
- [6] D. Melideo, D. Baraldi, B. Acosta-Iborra, R. Ortiz Cebolla, and P. Moretto, “CFD simulations of filling and emptying of hydrogen tanks”, International Journal of Hydrogen Energy, vol.42, pp.7304-7313 (2017).
- [7] D. Wang, and X. Cao, “Numerical analysis of different break direction effect on hydrogen behavior in containment during a hypothetical LOCA”, Annals of Nuclear Energy, vol. 111, pp.856-864 (2017).
- [8] Filtered Containment Venting: The Dry Filter Method, Westinghouse, NS-IMS-0054, April, 2015.
- [9] IAEA-TECDOC-1812, “Severe Accident Mitigation through Improvements in Filtered Containment Vent Systems and Containment Cooling Strategies for Water Cooled Reactors,” Proceedings of a Technical Meeting on Severe Accident Mitigation through Improvements in Filtered Containment Venting for Water Cooled Reactors Held in Vienna, Austria, 31 August–3 September 2015.

6.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

- [1] Nuclear Energy Institute, " B.5.b Phase 2&3 Submittal guideline," NEI 06-12, Rev. 2.0 Dec. 2006.
- [2] Randall Gauntt, Donald Kalinich, Jeff Cardoni, Jesse Phillips, Andrew Goldmann, Susan Pickering, Matthew Francis, Kevin Robb, Larry Ott, Dean Wang, Curtis Smith, Shawn St.Germain, David Schwieder, Cherie Phelan, “Fukushima Daiichi Accident Study (Status as of April 2012),” SAND2012-6173 (2012).
- [3] L L. Humphries, D. L.Y. Louie, V. G. Figueroa, M. F. Young, S. Weber, K. Ross, J. Phillips, and R. J. Jun, “MELCOR Computer Code Manuals Vol. 3: MELCOR Assessment Problems Version 2.1.7347 2015,” SAND2015-6693 R (2015).
- [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] 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.
- [6] 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.

- [7] 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.
- [8] 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.
- [9] 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.
- [10] 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.
- [11] U.S.NRC, "FRAPCON-3.4: Integral Assessment," *NUREG/CR-7022*, Vol.2, March 2011.
- [12] U.S.NRC, "FRAPCON-3.4: A computer Code for the Calculation of Steady-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup," *NUREG/CR-7022*, Vol.1, March 2011.
- [13] U.S.NRC, "FRAPTRAN-1.4: Integral Assessment," *NUREG/CR-7023*, Vol.2, March 2011.
- [14] U.S.NRC, "FRAPTRAN-1.4:A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods," *NUREG/CR-7023*, Vol.1, March 2011.
- [15] ANSYS, "FLUENT User's Manual," V 12.0, ANSYS INC, 2009.
- [16] ANSYS, "FLUENT V12 Theoretical Manual," ANSYS Inc., 2009.
- [17] 美國 NRC 福島因應措施簡報，原子能委員會，101 年 7 月 2 日。
- [18] J.H. Schaperow, "More Realistic Analysis of Spent Fuel Pool Accident Progression," *Office Of Nuclear Regulatory Research*, U.S. NRC, March 15, 2007
- [19] "Safety and Security of Commercial Spent Nuclear Fuel Storage," *National Research Council, National Academy of Sciences*, 2005
- [20] 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.
- [21] 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。
- [22] USNRC, "Integration Plan for Closure of Severe Accident Issues," *SECY 88-147*, May 25, 1988.
- [23] 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.
- [24] *Severe Accident Issue Closure Guidelines*, NEI 91-04 Revision 1 (formally NUMARC 91-04), December 1994.
- [25] 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.
- [26] 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.

- [27] 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.
- [28] BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.1, 1996.
- [29] BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.2, 1997-1998.
- [30] USNRC, "Staff Plans for Accident Management Regulatory and Research Programs," SECY 89-12, January 18, 1989.
- [31] EPRI Report TR-101869, Severe Accident Management Guidance Technical Basis Report, December 1992.
- [32] BWR Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines, OEI Document 9401-6, Draft Revision 1, February 3, 1995.
- [33] USNRC, "Individual Plant Examination for Severe Accident Vulnerabilities - 10CFR 50.54(f)," Generic Letter 88-20, November 23, 1988.
- [34] 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.
- [35] 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.
- [36] 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.
- [37] 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.
- [38] 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.
- [39] 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.
- [40] 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.
- [41] 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.
- [42] Thermal-Hydraulic Design Procedure Manual (2009).
- [43] 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.

6.4 核能安全技術研究暨國際合作

6.4.1 中子物理安全技術

- [1] “MCNP — A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 5,” LA-UR-03-1987 (2008).
- [2] 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.
- [3] Cheng-Kai Tai, “Neutronic and Thermal-hydraulic Coupling Study on High Temperature Gas-cooled Reactor,” Master thesis, National Tsing-Hua University, 2017.
- [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] T. Downar, etc., “PARCS v2.6 U.S. NRC Core Neutronics Simulator.”
- [6] 戴承楷, 「高溫氣冷式反應器中子物理與熱流分析耦合之研究」, 國立清華大學碩士論文, 2017
- [7] 林鈺博, 「高溫氣冷式反應器決定論法爐心計算序列的建立與驗證」, 國立清華大學碩士論文, 2018
- [8] J. D. Bess, N. Fujimoto, B. H. Dolphin, L. Snoj, and A. Zukeran, “Evaluation of the Start-Up Core Physics Tests at Japan’s High Temperature Engineering Test Reactor (Fully-Loaded Core)”, INL/EXT-08-14757 Rev. 2, Idaho National Laboratory(INL), 2010.
- [9] Min-Han Chiang, “Core Benchmark Calculation and Fuel Assembly Calculation for Prismatic-Type High Temperature Gas-Cooled Reactor,” Master thesis, National Tsing-Hua University, 2013.
- [10] Kunitomi, K, et al, “Evaluation of High Temperature Gas-cooled Reactor Performance: Benchmark Analysis Related to Initial Testing of the HTTR and HTR-10”, IAEA-TECDOC-1382, International Atomic Energy Agency, Vienna, Austria, 2003.
- [11] “NJOY Nuclear Data Processing System, Version 99.396,” T-2 Nuclear Information Service, Los Alamos National Laboratory, Tech. Rep., Aug. 2013.
- [12] 林宗逸, 「次世代爐心中子物理計算程式 NuCoT 的開發及驗證」, 國立清華大學博士論文, 2018
- [13] Z. Zhang, F. Rahnema, 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.
- [14] 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.
- [15] F. Damian, X. Raepsaet, F. Moreau, 2002, “Code and Methods Improvement in HTGR Modeling at CEA,” PHYSOR 2002, Seoul, Korea, October 7-10.
- [16] J. D. Bess, N. Fujimoto, 2010, “Evaluation of the Start-up Core Physics Tests at Japan’s High Temperature Engineering Test Reactor (Fully-Loaded Core),” HTTR-GCR-RESR-001, NEA/NSC/DOC(2006)1

- [17] S. Katanishi, et al., "Safety evaluation on the depressurization accident in the gas turbine high temperature reactor (GTHTTR300)," Nuclear Engineering and Design, Vol. 37, Issues 12-13, pp. 1372-1380, 2007.

6.4.2 熱流實驗環路測試與安全分析

- [1] R. F. Gaertner, "Photographic study of nucleate pool boiling on a horizontal surface," Journal of Heat Transfer, vol. 87, no. 1, pp. 17-27, 1965.
- [2] B. Marcus and D. Dropkin, "The effect of surface configuration on nucleate boiling heat transfer," International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 6, no. 9, pp. 863-866, 1963.
- [3] P. Githinji and R. Sabersky, "Some effects of the orientation of the heating surface in nucleate boiling," Journal of Heat Transfer (US), vol. 85, 1963.
- [4] N. Kaneyasu, F. Yasunobu, U. Satoru, and O. Haruhiko, "Effect of surface configuration on nucleate boiling heat transfer," International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 27, no. 9, pp. 1559-1571, 1984.
- [5] J. Chang and S. You, "Heater orientation effects on pool boiling of micro-porous-enhanced surfaces in saturated FC-72," Journal of Heat Transfer, vol. 118, no. 4, pp. 937-943, 1996.
- [6] K. Rainey and S. You, "Effects of heater size and orientation on pool boiling heat transfer from microporous coated surfaces," International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 44, no. 14, pp. 2589-2599, 2001.
- [7] S. Jung and H. Kim, "Effects of Surface Orientation on Wall Heat Flux Partitioning During Nucleate Pool Boiling of Saturated Water at Atmospheric Pressure," 2015
- [8] N. Kurul and M. Podowski, "On the modeling of multidimensional effects in boiling channels," in Proceedings of the 27th national heat transfer conference, 1991, pp. 301-314.
- [9] R. Moissis and P. J. Berenson, "On the hydrodynamic transitions in nucleate boiling," *Journal of heat transfer*, vol. 85, no. 3, pp. 221-226, 1963.
- [10] W. M. Rohsenow, "A method of correlating heat transfer data for surface boiling of liquids," Cambridge, Mass.: MIT Division of Industrial Cooperation, [1951]1951.

6.4.3 核能材料安全性評估分析

- [1] S. Fujikawa, H. Hayashi, T. Nakazawa, Kozo Kawasaki, T. Iyoku, S. Nakagawa, and N. Sakaba, Journal of Nuclear Science and Technology, 41 (2004) 1245.
- [2] American Welding Society. Welding handbook, welding processes Part 1. Miami Florida: American Welding Society. 2004.
- [3] H. Asteman, J.-E. Svensson, M. Norell, and L.-G. Johansson, Oxidation of Metals, 54(2000)) Nos. 1/2.
- [4] E. J. Opila, D. L. Myers, N. S. Jacobson, I. M. B. Nielsen, D, F. Johnson, J. K. Olminky, and M. D.

Allendorf, J. Phys. Chem, 111(2007) 1971-1980.

[5] N. K. Othman, J. Zhang, and D. J. Young, Corrosion Science, 52 (2010) 2827–2836.

[6] S. Wang, X. Liu, Y. Fei, Q. He, and H. Wang, Phys Chem. Minerals, 39 (2012) 189.

6.4.4 熔融物質沿爐壁淬冷模擬研究

[1] PLINIUS FP6, Transnational Access to the Prototypic Corium Platform PLINIUS

[2] P. Kudinov, A. Karbojian, C.-T. Tran, W. Villanueva, “Agglomeration and size distribution of debris in DEFOR-A experiments with $Bi_2O_3-WO_3$ corium simulant melt”, Nuclear Engineering and Design vol. 263, pp.284-295, 2013

[3] S. H. Hsu, Y. H. Ho, M. X. Ho, J. C. Wang and C. Pan, “On the formation of vapor film during quenching in de-ionized water and elimination of film boiling during quenching in natural sea water, “ International Journal of heat and Mas Transfer, vol. 86, pp.65-71, 2015.

[4] B.R. Fu, Y. H. Ho, M. X. Ho and C. pan, “Quenching characteristics of a continuously-heated rod in natural sea water, “ International Journal of heat and Mas Transfer, vol. 95, pp.206-213, 2016.

[5] L. Manickam, P. Kudinov, W. Ma, S. Bechta, 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

[6] C.C. Chu, J.J. Sienicki, B.W. Spencer, W. Frid, G. Löwenhielm, “Ex-vessel melt-coolant interactions in deep water pool:studies and accident management for Swedish BWRs”, Nuclear Engineering and Design vol. 155, pp.159-213, 1995

[7] 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.962-975,2017

[8] S. Thakre, L. Manickam, W. Ma, “A numerical simulation of jet breakup in melt coolant interactions”, Annals of Nuclear Energy vol. 80, pp.467-475, 2015

[9] E. Matsuo, Y. Abe, K. Chitose, K. Koyama, K. Itoh, “Study on jet breakup behavior at core disruptive accident for fast breeder reactor”, Nuclear Engineering and Design vol. 238, pp.1996-2004, 2008

附錄

A. 整體計畫預定完成工作項目達成情形(107年12月)

分項/ 子項	預定完成工作項目	目前(107年12月)達成情況說明
一/1	1. 完成核三廠假想類福島複合型災變事件時序擬定；	執行進度：100% 已完成核三廠假想類福島複合型災變事件時序擬定。
	2. 完成核三廠 TRACE 分析模式建立；	執行進度：100% 已完成核三廠 TRACE 蒸汽產生器塞管率分析模式建立。
	3. 完成核三廠假想類福島複合型災變模擬，並評估蒸汽產生器塞管率對執行斷然處置措施之影響性；	執行進度：100% 已完成核三廠假想類福島複合型災變模擬，並評估蒸汽產生器塞管率對執行斷然處置措施之影響性。
	4. 增進本子計畫參與人員之 TRACE 輸入模式建立及計算經驗，並培育相關人才。	執行進度：100% 本子計畫的研究內容，增進計畫參與人員之 TRACE 輸入模式建立及計算經驗，以及培育相關人才。
一/2	1. 建立平行通道沸騰雙相流環路震動實驗平台	執行進度：100% 1. 已完成震動結構與平行沸騰通道加工組裝。 2. 已完成訊號測試與校正。 3. 已完成平行通道沸騰雙相流環路震動實驗測試。
	2. 地震對平行沸騰通道振盪模式影響之理論建立與模擬分析	執行進度：100% 1. 已完成外部垂直加速度波對反相振盪模式影響之模擬分析 2. 已完成外部垂直加速度波對同相振盪模式影響之模擬分析。 3. 已完成外部垂直加速度作用對通道熱流振盪模式影響之分析。
	3. 實驗數據與理論分析結果之相互比較與驗證精進	執行進度：100% 1. 已完成單一管路沸騰雙相流通道垂直振盪系統之實驗數據與理論分析結果之相互驗證。 2. 已完成雙管沸騰雙相流通道垂直振盪系統之實驗數據。
一/3	1. 國外相關 FPGA 技術應用於核能領域之文獻收集與研	執行進度：100% 已完成國外相關 FPGA 技術應用於核能領域之文獻

	讀；	收集。
	2. 運用 FPGA 布建事故辨識輔助系統；	執行進度：100% 已將具備完整功能的肇始事件偵測與辨識系統建置於 FPGA 平台上。
	3. 事故辨識輔助系統與電廠模擬系統整合；	執行進度：100% 已完成把電廠模擬系統 PCTran 連結至以 FPGA 為平台的肇始事件辨識系統。
	4. 事故辨識輔助系統之功能驗證及系統性能評估。	執行進度：100% 已完成肇始事件辨識輔助系統之功能驗證及系統性能評估的工作。
一/4	1. 完成高溫 320 °C 環境中之合金 X-750 試片之應力腐蝕行為分析。	執行進度：100% 1. 完成 PWR 水環境 U-bend 測試迴路。 2. 完成試片前處理。 3. 完成 U-bend 測試。
	2. 完成高溫 320 °C 環境中之合金 X-750 試片之電化學腐蝕行為分析。	執行進度：100% 1. 完成高溫參考電極製作。 2. 完成 PWR 水環境電化學測試迴路。 3. 完成試片前處理。 4. 完成試片電化學分析測試。
	3. 完成試驗後試片之表面分析。	執行進度：100% 完成熱處理試片表面 SEM 分析。
一/5	1. 完成 CCFL 相關實驗與 CFD 模式學術論著之蒐集彙整。	執行進度: 100% 已收集大量相關實驗與模型之最新研究。
	2. 完成國外相關期刊論文之學術研究。	執行進度: 100% 已收集相關學術論文，並從中分析、設計相關實驗。
	3. 完成 CCFL 實驗可行之規劃。	執行進度: 100% 已規劃完成實驗之架構與流程與可行性評估。
	4. 完成 CCFL 分析模式之建立與校驗。	執行進度: 100% 已建立 CCFL 分析模型與校驗
	5. 完成相關報告之撰寫。	執行進度: 100% 已完成期末報告之撰寫
二/1	1. 建立核三廠 PWR 乾式圍阻體之 MELCOR 模式。	執行進度：100% 已完成核三廠 PWR 乾式圍阻體之 MELCOR 模式建立。
	2. 以核三廠為模擬電廠，採用 MELCOR 程式進行 SBO 分析，評估核三廠 PWR 圍阻體於類福島事故下之氫氣產生	執行進度：100% 核三廠 PWR 乾式圍阻體於 SBO 嚴重事故下，氫氣進入圍阻體的路徑，分別有壓力容器底部失效之破口及調壓槽釋放槽與圍阻體連通之破口，本階段針對這兩個路徑，以 MELCOR 程式完成其氫氣產生

	率。	率之評估。
	3. 以 MELCOR 程式計算所得之氫氣產生率，作為下端程式 FLUENT 之輸入值，分析核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣擴散與遷移行為及位置。	執行進度：100% 以 MELCOR 程式獲得之核三廠 PWR 乾式圍阻體於 SBO 事故下，壓力容器底部破口及調壓槽釋放槽破口之氫氣產生率，提供下端程式 FLUENT 作為邊界條件之輸入值，進行核三廠 PWR 圍阻體內之氫氣擴散與遷移行為及位置之分析。
二/2	1. 建立核三廠 PWR 圍阻體的 FLUENT 電腦模型。	執行進度：100% 已完成核三廠 PWR 乾式圍阻體之 FLUENT 電腦模型建立。
	2. 以子項 2-1 利用 MELCOR 程式計算所得之 SBO 氫氣產生率，評估 PAR 在乾式圍阻體內的最適裝置位置，利用 FLUENT 模擬核三廠 PWR 圍阻體內 PAR 之除氫效能。	執行進度：100% 根據核三廠實際規劃在圍阻體內部安裝的 PAR 規格，以 FLUENT 程式建立其模型，完成核三廠 PWR 圍阻體內 PAR 之除氫效能模擬。
	3. 針對 PAR 的位置及數量作靈敏度分析，利用 FLUENT 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。	執行進度：100% 利用 FLUENT 軟體分析核三廠圍阻體比照日本川內電廠圍阻體(PWR)的 PAR 規格及數量之除氫效能，進行 PAR 位置及數量之靈敏度分析，完成被動式觸媒氫氣再結合器之分析驗證。
二/3	1. 建立核三廠 PWR 圍阻體內 FCVS 的 FLUENT 電腦模型。	執行進度：100% 分別建立核三廠 PWR 乾式圍阻體內部及外部 FCVS 之 FLUENT 電腦模型。
	2. 以子項 2-1 採用之 MELCOR 程式計算 SBO 嚴重事故的氫氣產生率，利用 FLUENT 程式進行核三廠 PWR 圍阻體排氣系統之分析驗證。	執行進度：100% 完成以 FLUENT 程式進行核三廠 PWR 圍阻體內部及外部之排氣系統分析驗證。
	3. 針對 FCVS 的開啟時機作靈敏度分析，利用 FLUENT 軟體評估核三廠 PWR 圍阻體排氣系統之分析驗證。	執行進度：100% 利用 FLUENT 軟體針對 FCVS 的開啟時機作靈敏度分析，完成核三廠 PWR 圍阻體排氣系統之分析驗證。
三	1. 核三廠 TRACE 燃料池模式精進-將燃料進行分區，取得較細節化之分析結果。	執行進度: 100% 核三廠燃料池之分區資料已蒐集完成並完成假設訂定；TRACE 精進模式建立完成，燃料區域由之前精簡模型的兩區增為五區，重新考量各格架之不同流道面積(精簡模式下之流道大小為各組平均值)；重新依照排列設定燃料組之間的熱傳連結，並說明分區模擬之詳細計算及不同於過去精簡模式之處，最後完成分析比較。

	2. TRACE 核三廠全燃料池灑水冷卻分析。	執行進度: 100% 已完成噴灑冷卻之案例分析。
	3. 冷卻措施對護套特性與完整性分析。	執行進度: 100% 已完成實施噴灑冷卻案例下 FRAPTRAN 之護套完整性之相關運算。
	4. 核三廠嚴重事故相關程式之模式精進及靈敏度參數探討。	執行進度: 100% MELCOR 2.2 核三廠用過燃料池精進模式已建立完成，燃料區域由單層控制體積增加為六層，並與 TRACE 輸入相同的分區條件及設定，以利結果之比較。事故分析選擇全黑事故進行用過燃料池嚴重事故相關分析，重點則集中於氫氣產生、鋳合金火災、護套破損、淬冷現象等等 TRACE 等熱水流程式無法計算之內容，並發現控制體積的細分會影響氫氣燃燒之計算。
	5. 與既有之分析模式進行結果比較同時進程式平行驗證。	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，模式已全數運跑完成，並透過可對比之參數及結果，比較精進模式與去年舊有之精簡模式之差異性與探討其優缺，用以強化用過燃料池之安全。
四/1	1. 建立爐心中子物理計算與熱水流分析程式計算的連結。	執行進度：100% 1.完成爐心計算程式 PARCS 與簡化熱傳模型 simphxcode 的連結程式。 2.將簡化熱傳模型 simphxcode 整合至自行開發之爐心計算程式 NuCoT。
	2. 完成自有 VHTR 爐心中子物理計算程式系列的建立。	執行進度：100% 1. 建立 TPS 序列進行爐心計算，採 SCALE6.1/T-NEWT 計算各溫度下的燃料晶格，作為爐心計算的中子截面資料庫。透過 PARCS 與 simphxcode 的連結程式，可針對 HTTR 爐心進行熱運轉狀態的爐心計算。 2.完成中子截面庫處理程式 mclatcseq(包含 mclib 及 mclatcmgxs)可產生 MCNP 所需之特定溫度連續能譜的 ACE 中子微觀截面庫及全爐心計算程式所需的燃料晶格均質化中子巨觀群截面庫。 3.利用 MCNP 進行準確的燃料晶格計算。
	3. 完成具有先天安全的新型 VHTR 爐心的初步設計。	執行進度：100% 1.利用具對稱性的簡化 HTTR 爐心進行自有 VHTR 爐心中子物理計算程式的驗證。 2.新型 VHTR 爐心設計以 HTTR 爐心配置為基礎，燃料塊及控制塊設計將進行對稱性修改，並重新設計鈾濃縮度分布，並以自有 VHTR 爐心中子物理計算程式進行熱爐狀態計算。
	4. 針對爐心物理與核能安全議	執行進度：100%

	題進行國際交流學習。	1.邀請日本名古屋大學教授 Akio Yamamoto 及上海交通大學退休教授趙榮安，於 2018/12/17 舉辦 workshop。 2.於 2018/4/22~26 參加在墨西哥舉辦之 PHYSOR2018 國際研討會及發表論文 “Comparing Pressure Vessel Fast Neutron Flux Distributions Calculated by Three-Dimensional Flux Synthesis, TORT, RAMA, and MAVRIC”
四/2	1. 完成雙相沸騰相關論文之蒐集彙整	執行進度: 100% 已收集相關之論文及最新之研究
	2. 完成沸騰實驗管路與設備規劃、安裝、測試與修改	執行進度: 100% 已完成實驗相關管路之架設
	3. 進行沸騰實驗量測以及利用高速攝影機觀察汽泡成長與脫離的特性	執行進度: 100% 已完成 0、30、60、90 度傾斜角之實驗量測與觀察
	4. 完成現有沸騰模式之校驗	執行進度: 100% 已完成現有沸騰模型對有傾斜角沸騰熱傳之校驗與評估
	5. 完成報告與論文之撰寫	執行進度: 100% 完成期中、末報告，並將研究成果以“Experimental of Nucleate Pool Boiling on a Horizontal Plate in Saturated Water” 為題，投稿至國際會議 2018 American Nuclear Society Annual Meeting, Philadelphia, PA, USA, June 17-21, 2018
四/3	1. 加速器氦、矽雙離子佈值實驗	執行進度: 100% 單晶/複合碳化矽材料受雙射束離子(氦、矽)輻照 (1300°C) 已完成
	2. TEM 試片製作	執行進度: 100%
	3. 以穿透式電子顯微鏡，觀察受輻照材料內晶體缺陷	執行進度: 100% 雙射束離子(氦、矽)輻照後之缺陷結構 (1300°C) 已完成 TEM 分析。
	4. 高熵薄膜在高溫下的氧化速率與穩定性。	執行進度: 100% 高熵薄膜鍍膜參數調整完成，高溫氧化測試
	5. 高熵薄膜鍍著鉛-4 護套材料在高溫環境下的破壞機制。	執行進度: 100% 已完成高熵薄膜對鉛-4 合金匹配性相關文獻回顧，高熵薄膜在鉛-4 護套材料在高溫環境下的實驗。
	6. 進行鎳基超合金(Inconel 625) 對 304L 之異種銲接。	執行進度: 100% 已完成 Inconel 625 基材在氦氣含不同水氣的氧化
四/4	1. 熔體淬冷文獻的蒐集與研析。	執行進度: 100% 已完成研究文獻的蒐集與研析。
	2. 針對爐壁淬冷更新淬冷槽的設計。	執行進度: 100% 針對研究方向已更新淬冷槽的設計與加工。

	3. 進一步研究冷卻水深度與淬冷現象的影響。	執行進度：100% 已完成冷卻水深度方面的淬冷研究。
	4. 進一步研究落差高度與淬冷現象的影響。	執行進度：100% 已完成熔體落差高度方面的淬冷研究。
	5. 研究熔融體與爐壁不同角度接觸時的淬冷影響。	執行進度：100% 已完成熔體與爐壁接觸淬冷研究。
	6. 比較去離子水與海水的淬冷現象。	執行進度：100% 已完成不同冷卻水的淬冷比較。
	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% 已完成發表並參加 2018 ANS Winter Meeting。 Investigation on the quenching of high temperature molten materials, ANS Winter Meeting & Technology Expo, Orlando, FL, USA November 11-15, 2018

B.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 qualitative analysis of vertical seismic acceleration effect on a single nuclear-coupled boiling channel natural circulation loop	J.D. Lee*, Y.G. Lin, S.W. Chen, C. Pan and J.J. Peir	2018	F	EI	C	N	N	The 26th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE 26), London, England.		
Transient pressure analysis and air-water interaction in churn flow	H.J. Lin, M.S. Lin, P.S. Ruan, S.W. Chen, Y.S. Cheng, Y.T. Su, J.D. Lee, J.R. Wang, C. Shih and B.S. Pei	2018	F	N	C	N	N	2018 International Conference on Power, Energy and Electrical Engineering (CPEEE 2018), Tokyo, Japan, Mar. 30-Apr. 1.		
Analysis of Transient Pressure and Temperature Variations in a Subcooled Boiling Channel under Forced Vertical Excitations	S.W. Chen, Y.H. Chang, H.J. Lin, P.S. Ruan, Y.S. Cheng, J.D. Lee, J.R. Wang, C. Shih	2018	F	N	C	N	Best Paper Award	The 7th IEEE International Symposium on Next-Generation Electronics (ISNE 2018), Taipei, Taiwan, May 7-9.		
Quantum Evolutionary Algorithm Based Sensor Selection for NPP Initiating Event Identification	Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu, Hsiu-Cheng Peng and Hwai-Pwu Chou	2018	F	N	C	N	N	12th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operation and Safety, Qingdao, China, Oct. 14-Oct. 18.		
Sensor Fault Detection, Isolation	Ting-Han Lin, Shun-Chi Wu	2018	D	SCI	C	N	N	Annals of Nuclear Energy (投稿中)		

and Reconstruction in Nuclear Power Plants										
An Investigation into the Corrosion Behavior of 316SS, Alloy 600 and X750 under Simulated Primary Water Circuit of a PWR	C. J. Chang, T.K. Yeh, and M.Y. Wang	2018	E	N	C	N	N	Annual Conference of Chinese Corrosion Engineering Association, Taitung Taiwan, September 6-7.		
Effect of Dissolved Hydrogen on the Electrochemical Characteristics of Nickel-based Alloy and Austenite Stainless Steel in Simulated PWR Environment	Y. W. Yeh, T.K. Yeh, and M.Y. Wang	2018	E	N	C	N	N	Annual Conference of Chinese Corrosion Engineering Association, Taitung Taiwan, September 6-7.		
Investigating effects of injection angles and velocity ratios on thermalhydraulic behavior and thermal striping in a T-junction	G.Y. Chuang, Y.M. Ferng*	2018	D	SCI	C	N	N	International Journal of Thermal Sciences, 126, 74-81.		
Eveluation of control room habitability in case of LOCA for Maanshan NPP using codes RADTRAD, HABIT and ALOHA	W. S. Hsu, J. R. Wang, H. C. Chen, Y. Chiang, S. W. Chen and C. Shih	2018	D	SCI	C	N	N	Kerntechnik, 83(1), 1-9, Jan., 2018.		
Dose Evaluations with SNAP/RADTRAD for Loss of Coolant Accidents in a BWR6 Nuclear Power Plant	Kai Chun Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan Shih, Jung-Hua Yang, Hsiung-Chih Chen, Wen-Sheng Hsu	2018	F	EI	C	N	N	World Academy of Science, Engineering and Technology, Prague, Czechia, May 24-25, 2018, Vol:12, No:5		
Using ALOHA Code to Evaluate CO2 Concentration for Maanshan Nuclear Power Plant	W. S. Hsu, S. W. Chen, Y. T. Ku, Y. Chiang, J. R. Wang, J. H. Yang, C. Shih	2018	F	EI	C	N	N	World Academy of Science, Engineering and Technology, Tokyo Japan Mar. 27-28, 2018, 20 (3) Part XXIII		

MELCOR2.2/SNAP Analysis of Oxidation Response during Spent Fuel Pool Quenching	Wei-Yuan Cheng, Yu Chiang, Jon-Rong Wang, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih	2018	F	N	N	N	N	PSAM 14, 16-21 September 2018, UCLA, Losangeles, CA.	N	
A Next Generation Method for Light Water Reactor Core Analysis by using Global/Local Iteration Method with SP3	Tzung-Yi Lin, Yen-Wan Hsueh Liu	2018	D	SCI	N	C	N	Annals of Nuclear Energy		
Applying Conformal Mapping Method to Hybrid Nodal Green's Function Method for Two-dimensional Simplified HTTR Core Calculation	Tzung-Yi Lin, Yen-Wan Hsueh Liu	2018	D	SCI	N	C	N	Annals of Nuclear Energy		
Comparing Pressure Vessel Fast Neutron Flux Distributions Calculated by Three-Dimensional Flux Synthesis, TORT, RAMA, and MAVRIC	Y.S. Huang, T.L. Kuo, R.J. Sheu	2018	F	N	N	C	N	PHYSOR2018		
Experimental of Nucleate Pool Boiling on a Horizontal Plate in Saturated Water	Yong-Han Chang , Tien-Juei Chuang , Yuh-Ming Feng	2018	F	N	N	C	N	2018 American Nuclear Society Annual Meeting		
The Oxidation Behavior of CrNx-coated Zircaloy-4 Cladding Material under Different Oxidative Atmospheres at 850°C	Jian-Jie Wang* , Cheng-Wei Shen , Fan-yi Ouyang	2018	F	N	N	C	N	2018 The Nuclear Materials Conference ,Seatt le ,WA,Oct 14-18		
Investigation on the quenching of high temperature molten materials	Y.G. Lin, C.Pan	2018	F	N	N	C	N	ANS Winter Meeting & Technology Expo, Orlando, FL, USA November 11-15,		

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					
核電廠圍阻體安全研究團隊	清華大學	B	A					
圍阻體內氫氣擴散模式研究團隊	中原大學	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					
前瞻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	A	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
沈宗逸	B	A	清華大學核工所	施純寬					核三廠 TRACE 模式建立與模擬計算
張祐銜	B	A	國立清華大學/核工所	陳紹文					實驗架設與操作
李偉成	B	A	國立清華大學/工科系	陳紹文					實驗架設與操作
林明松	A	A	國立清華大學/核工所	陳紹文					數據分析
林孝柔	B	A	國立清華大學/工科系	陳紹文					實驗架設與操作
林廷翰	A	A	清華大學核工所博三	吳順吉					文獻蒐集、系統整合與驗證以 FPGA 為執行平台的肇

									始事件辨識系統
蔡淳言	B	A	清華大學 工科所	吳順吉					事故辨識輔助系 統與電廠模擬系 統整合
彭修成	B	A	清華大學 工科所碩 二	吳順吉					運用 FPGA 布建 事故辨識輔助系 統
張哲榮	B	A	清華大學 工科系碩 一	葉宗洸					U-bend 實驗測試
葉育維	B	A	清華大學 工科系碩 一	葉宗洸					電化學分析測試
陳靖	B	A	清華大學 工科所	馮玉明					1-5 協助實驗規 劃
黃正太	B	A	清華大學 核工所	馮玉明					1-5 協助實驗規 劃
黃品鈞	A	A	清華大學 核工所	馮玉明					1-5 協助實驗規 劃
楊鎧駿	B	A	清華大學 核工所	陳紹文					協助 CFD 模型建 立及數據整理
蔣宇	A	A	清華大學	陳紹文					嚴重事故分組研 究之相關工作
沈柏如	B	A	清華大學	陳紹文					FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護 套應力分析之相 關工作
鄭惟遠	B	A	清華大學	陳紹文					MELCOR 用過燃 料池模式建立及

									精進之相關工作
林鈺博	B	A	清華大學	薛燕婉					4-1 建立爐心中子物理計算與熱水流分析計算的連結
林宗逸	A	A	清華大學	薛燕婉					4-1 自有 VHTR 爐心中子物理計算程式系列的建立
莊天睿	A	A	清華大學	馮玉明					4-2 執行現有沸騰模式之校驗與協助實驗設施設計
張永漢	B	A	清華大學	馮玉明					4-2 沸騰實驗管路與設備規劃、安裝、測試與量測執行
曾宥霖	B	A	清華大學	馮玉明					4-2 協助實驗之進行
王建傑	B	A	清華大學	歐陽汎怡					4-3 燃料護套評估研究
鄭福本	A	A	海大材料系	開物					4-3 核能材料安全性評估分析
林彥谷	B	A	清華大學	潘欽					4-4 熔融物質於冷卻水之淬冷模擬研究
潘禹承	B	A	清華大學	潘欽					4-4 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
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	葉宗洸、周懷樸、馮玉明、陳紹文、吳順吉、王美雅、李進得	2018	國立清華大學		
核電廠圍阻體嚴重事故安全分析	許文勝、鄧治東、許政行、翁輝竹	2018	國立清華大學		
用過燃料池冷卻能力安全分析精進	白寶實、王仲容	2018	國立清華大學		
核能安全技術研究暨國際合作	梁正宏、許榮鈞、薛燕婉、馮玉明、歐陽汎怡、開執中、開物、潘 欽	2018	國立清華大學		

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
2018 Advances in Reactor Physics workshop	A	A	2018/12/17	2018/12/17	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、C 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	
The 26th International Conference on Nuclear Engineering	A	B	July 22, 2018	July 26, 2018	ASME	N	
2018 International Conference on Power, Energy and Electrical Engineering	A	B	Mar. 30, 2018	Apr. 1, 2018	CPEEE 2018	N	
The 7th IEEE International Symposium on Next-Generation Electronics	A	B	May 7, 2018	May 9, 2018	ISNE 2018	N	
12th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operation and Safety	A	B	Oct. 14, 2018	Oct. 18, 2018	NUTHOS-1 2	N	
Annual Conference of Chinese Corrosion Engineering Association	A	A	September 6, 2018	September 7, 2018	Chinese Corrosion Engineering Association	N	
World Academy of Science, Engineering and Technology	A	B	May 24, 2018	May 25, 2018	WASET	N	
The Probabilistic Safety Assessment & Management	A	B	16 September 2018	21 September 2018	PSAM 2018	N	

conference							
2018 American Nuclear Society Annual Meeting	A	B	June 17, 2018	June 21, 2018	ANS	N	
PHYSOR2018: Reactors Physics paving the way towards more efficient systems	A	B	April 22, 2018	April 26, 2018	PHYSOR2018	N	
2018 ANS Winter Meeting & Expo	B	B	November 11, 2018	November 15, 2018	ANS	N(尚未獲得通知)	
2018 The Nuclear Materials Conference	A	B	Oct 14,2018	Oct 18,2018	NuMat 2018	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。
4. 是否獲獎：Y 是、N 否。

C. 期末報告審查意見回覆

「核能電廠安全技術強化研究及國際合作」

期末報告_審查意見回覆說明

107 12. 21

編號	頁碼	審查意見	回覆說明
1	P.2~P.3	<p>摘要部分：</p> <ol style="list-style-type: none"> 請配合公投結果修正「...本計畫之願景為：2025 非核家園...」文字。 部分子計畫內容出現「後續將探討...」或「於未來工作中...」，請再檢視並調整相關內容。 部分子計畫僅描述完成的工作項目，請以研究結果及建議方式呈現。 	<p>本計畫已依委員意見重新檢視摘要內容，配合公投結果刪除「2025 非核家園」字眼並刪除「後續將探討...」或「於未來工作中...」相關內容，並修正以主要研究結果及建議方式呈現。</p>
2	P.9	<p>為期四年之執行結果，能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的深入分析，強化核能電廠嚴重核子事故處理及因應安全管理能量，並進行國際合作交流和專業人才的培育，達到委託研究計畫的整體目的。</p>	<p>謝謝委員意見與肯定。</p>
3	P.9-10	<p>檢視本年度（第四年）計畫執行的內容與結果，已達成計畫所設定的年度目標。</p>	<p>謝謝委員肯定。</p>
4	P.11	<p>請補充說明「日本福島第一電廠機組圍阻體……導致氫爆」</p>	<p>謝謝委員意見，已於修訂版期末報告中補充說明。(p.11)</p>
5	P.25	<p>圖號 3.1.1.11 之後又回頭從 3.1.1.5 開始編 請檢討修正</p>	<p>已遵照委員意見，修訂圖號編號順序。</p>
6	P.27	<p>由於蒸汽產生器有三個迴路，每一個迴路</p>	<p>本研究是指將一迴路上兩並聯的 PORV 打開其中一個，進行緊</p>

		<p>上的 PORV 為兩個並聯。</p> <p>試問，核三廠蒸汽產生器塞管率，進行斷然處置程序中緊急洩壓僅開啟兩個和一個之 PORV 做靈敏度分析，其所謂打開一個 PORV，是指一迴路上兩並聯的 PORV 全打開或只打開一個？</p>	<p>急洩壓。已修改報告內文為：進行斷然處置程序中緊急洩壓僅開啟兩個迴路和一個迴路之 PORV 做靈敏度分析，以免混淆。(p.27)</p>
7	P.29,55	<p>圖 3.1.1.13, 3.1.2.13 在電子檔看得很清楚，但是紙本報告係以黑白印刷就不夠清楚，請從黑白印刷的角度檢視整本報告</p>	<p>謝謝委員意見，已依委員意見進行相關圖形之修正。(p.25；p.55)</p>
8	P.35	<p>有關計畫 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，請強化研究成果對運轉安全與穩定性影響之論述。</p>	<p>謝謝委員建議，已依委員意見強化相關論述。(p.36)</p>
9	P.67	<p>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之實作發展出未訓事件類別判別，可以避免強制於既定類別中挑選出不正確事故類別，值得肯定。</p> <p>在特徵萃取演算法中有關時間的處理，請於會議時口頭加以補充</p>	<p>謝謝委員肯定。至於特徵萃取演算法中相關時間的說明如下：先透過偵測器偵測到電廠異常狀況後，即以偵測異常時間點開始，連續擷取 60 秒的數據，用以進行特徵萃取。相關說明，也會在會議口頭補充。(p.67)</p>
10	P.67-104	<p>關於輕水式反應器設計基準事故分類及舒緩決策輔助系統的能力驗證結果：99.44 辨識成功率及在 FPGA 平台辨識平均所需時間 3.0824 秒，與國外文獻的比較情形如何？現場運轉員的接受度如何？未來如何提升辨識成功率及進一步降低辨識所需時間？</p>	<p>謝謝委員的意見。本研究與國外文獻的比較，可分兩部分進行說明：(1)辨識成功率：本研究考慮的肇始事件類別比既存文獻來得多，且一般文獻的辨識成功率約落在 9 成，故本研究的辨識成功率相較於國外文獻的成果來得較佳，(2)以 FPGA 平台執行肇始事件辨識：國外文獻主要利用 FPGA 實現電廠儀控系統(如：反應器保護系統)，仍未有文獻運用 FPGA 實現肇始事件辨識系統，故我們的研究應為首例。</p> <p>根據 106 年前往核三廠向運轉員請教精進建議的過程中，運轉員</p>

			<p>曾提現階段處理電廠異常的做法，雖仍採用「徵兆導向」的做法，但「事件導向」的做法有機會能解決問題的根源。另外，在短時間內給予辨識結果，對於運轉員是有助益的。</p> <p>在提升辨識成功率的部分，可利用機器學習領域的技術，建立預測破口面積的迴歸模型，來進一步改善原先破口面積落在「小破口與中破口之間」及「中破口與大破口之間」辨識錯誤的情況。另外，辨識所需的 3.0824 秒，大部分都花費在資料傳輸上，實際上在 FPGA 內執行程式的時間僅約 0.14 秒。故縮短資料傳輸會是降低辨識時間可切入的方向。</p>
11	P.76-79	文中提到 IP 智慧財產，與程式撰寫所使用的 Library 程式庫是同樣意思?	<p>謝謝委員的意見。FPGA 內的 IP，其功能與程式撰寫所需的 Library 相似，調用現成的邏輯單元或模組，使設計者以這些 IP 為基礎，來縮短設計系統所需的時間。另外，設計者也可自行設計 IP，來達成系統所需的功能。</p>
12	P.104-113	文獻參考的依據，如 108 頁根據管維仁.....應該有引用參考文獻[]，109 頁根據 P.Skeldon...與在 P.L. Andreson 的研究此二應該有參考文獻[] 前者似乎是[9]，後者是[4]。	<p>謝謝委員的意見，文中已進行標註參考文獻。(p.109)</p>
13	P.113	3.1.4.3 結論，是否能將硼酸與氫氧化鋰的影響說明，與其研究之初的假說，可以加以論證。	<p>本子項的實驗條件是採固定硼酸與氫氧化鋰測試，並未針對此因子進行實驗。</p>
14	P.114-132	計畫 3.1.5.1 報告多是文獻回顧，請強化論述本年度成果，並強化說明 P9 所謂加入 CFD 模擬之成果。	<p>謝謝委員的意見，此子計畫本年度先回顧文獻，藉此設計實驗架構與條件。並同時使用 CFD 模</p>

			擬文獻之實驗，以評估現有 CFD 模式。因此，在報告架構中 3.1.5.1 以文獻回顧為主；3.1.5.2 才詳細說明所設計之實驗；最後 3.1.5.3 才加入 CFD 模擬成果。為讓報告整體更清楚地呈現，本計畫已依委員意見，於 3.1.5.1 前增加一段總體說明，以強化論述本年度結果與說明 CFD 模擬成果。(p.114)
15	P.115	在整個計畫中，使用多種程式軟體作為演算、分析及評估的工具，得到許多包括定性及定量的結果，依研究團隊在研究過程中的使用經驗，對於定量的結論（以第 115 頁提到“日本原子力規制委員會所提出的「實用發電用反應器關於防止爐心損傷對策及防止圍阻體破損對策之有效性評估審查導則」有關須滿足氫氣濃度應低於 13% 或氧氣濃度應低於 5% 之條件，本研究模擬之 SBO 事故分析結果，最大氫氣濃度為 11.26%，低於審查導則所提出之 13%”為例）建議應給予怎樣的安全餘裕考量（或定量數值的誤差範圍）？	以分項二的案例而言，SBO 事故分析結果，最大氫氣濃度為 11.26%，符合審查導則的安全基準值(13%)；核三廠已經於一號機安裝了 17 台 PAR，並預定於下次大修期間完成二號機的安裝，此項設計變更可將圍阻體內最大氫氣濃度有效控制在 6%，預期可大幅增加安全餘裕。
16	P.125	(Ohnuki,1986).....(Lucas et al. 2017) 文中有引用，但是 325-326 的參考文獻並未列入。	謝謝委員意見，相關引用文獻皆已補上。(p.124-125)
17	P.136	CCFL 實驗報告中使用之模擬幾何模型，為一直徑為 20mm 之圓型垂直管路，並於上方水槽連接處為圓角；於下方水槽連接處為垂直角。請加強論述為何使用“上方水槽連接處為圓角”的原因。	謝謝委員意見，實驗設計上方的圓角能讓上方水槽的水順利進入下方圓管，不讓進口的形狀影響 CCFL 發生。相關的論述已於報告中補上。(p.137)
18	P.140-141	會議論文格式中，作者無須加註*。	謝謝委員意見，已依委員意見進行相關之修正。(p.141-142)
19	P.164	請澄清何謂 FCVS"放置"於圍阻體內、	以乾式 FCVS 而言，通常依據空氣懸膠體過濾器的設置位置，分

		外，請舉例 FCVS 放置於圍阻體內之案例。	為”於圍阻體內”及”外”兩類。 根據 IAEA-TECDOC-1812(2015) 資料提及，法國及德國部份電廠，均有設置位於圍阻體內的 FCVS。(p.164)
20	P.168-186	流道之均質化與非均質化，建議於報告中補充說明兩者比較重要參數差異性之結果。	均質化與非均質化等用詞可能會混淆關於流道的說明，已改正。舊有模式將燃料流道面積精簡化，也就是假設冷卻水流過的面積在全燃料池是相同的，且只有單純區分為 Region 1 及 Region 2 兩種而已。而新燃料分區除將區域增加為五區外，也將 Region 2 中無燃料存放之格架單獨模擬，沒有儲存燃料的格架流道面積較大，改正了全池的流道面積相通之粗糙假設，並使模式擁有較真實的水對流現象。
21	P.195	模式做出偏向真實性後，反而降低其保守性，...安全性，請提出此項結論作證資料。	謝謝委員意見，因舊有模式在分析設定上過於保守，經過精進模式針對真實情況進行分析條件修正後，所獲得之護套溫度、水位等重要參數皆比舊有模式計算結果低，因此相對於舊有模式來說，視為降低結果保守性，但並非本分析結果不保守，而是將結果保守度回歸至較接近真實狀況的值。在論述上並未詳細說明清楚，已依委員意見進行詳細補充說明。(p.195-196)
22	P.248	筆誤：950 °C	謝謝委員意見，已修正 (p.249)
23	P.250	氧化速率是否應該有單位？	謝謝委員意見，已標示為 k_p ($g^2/cm^4\text{-sec}$) (p.250)
24	P.251	圖 3.4.3.2.5 EDS 結果是否可以標示是原子百分比或是重量百分比？	謝謝委員意見，已標示為(at.%) (p.252)

25	P.253,255	筆誤：P.253 有兩個；P.255 有 1 個 "錯誤，找不到參照來源"	謝謝委員意見，已修正(p.254; p.256)
26	P.255-258	文中並無提供單射束之結果,但文中 258 頁卻討論單射束與雙射束之比較,有所不妥,可能是單射束為之前結果,但如在表中有其數據,較能了解文中之敘述。此外 255 頁中的雙射束劑量對氣泡平均直徑似乎無影響,是否能稍做討論?而提到氬進入空泡的原因為空泡平均直徑與密度,如此一來是不是尺寸影響較小,並無說明討論。	謝謝委員意見,已加入相關補充與修正 (P.256-259)
27	P.270	104-107 年度計畫重要成果說明 對於了解計畫的完整面貌幫助很大,值得肯定	謝謝委員肯定。
28	P.271	<p>在高功率加熱情況下,整個系統可能因加熱的不對稱性導致有不穩定的現象,此現象會使得空泡在某個時間點集中於一管,而隨後會變換至另一管,導致溫度及空泡呈現反相振盪的現象。</p> <p>高功率加熱雙通道在外部垂直加速度作用下,反相振盪,究竟是合理現象或是實驗條件不穩定所導致請加以釐清</p>	<p>雙相流平行通道不穩定性現象 (parallel channel instability)在固定系統總流量的條件下,雙通道傾向呈現反相震盪;而外部垂直震盪則會驅使雙通道傾向呈現同相震盪。外部垂直加速度對流體產生的影響,係這兩種效應相互耦合的結果。在此高功率不對稱加熱情況下,將強化平行通道不穩定性,第一種效應主導使雙通道呈現反相震盪。(p.272-273)</p>
29	P.277	CFD 分析模式之發展工作導入最佳預估與網格測試之導並完成所有核一燃料池分析之模式開發。打字錯誤請修正	謝謝委員意見,已依委員意見修正相關文字。(p.278)
30	P.284-285	<p>落差距離的提高導致凱文-赫爾霍茲不穩定性的影響提高,導致小尺寸碎片的產生較多。</p> <p>落差距離較小,使瑞利-泰勒不穩定性提高,小尺寸碎片也較少</p> <p>以上敘述中請說明何謂不穩定性提高?</p>	由於落差距離較小,凱文-赫爾霍茲不穩定性降低,導致瑞利-泰勒不穩定性影響相對提高,小尺寸碎片產生較少。(p.285)

31	P.287	在論文績效指標方面，四年期計畫之執行成果，至 107 年 11 月止，總共發表 156 篇論文（包含 SCI/EI 國際期刊 38 篇、一般期刊論文 3 篇、國外研討會論文 77 篇、國內研討會論文 38 篇），也符合各年度的目標值。	謝謝委員肯定。
32	P.287	在合作團隊方面，本計畫培育 12 個研究團隊，符合年度目標值（10 個）。	謝謝委員肯定。
33	P.288	在人才培育方面，四年執行期間計有博士生 39 人次、碩士生 130 人次，總計 169 人次投入，亦符合各年度目標值。	謝謝委員肯定。
34	P.288-321	報告從核安管制、核電安全、前瞻核安技術及人才培育四個面向，說明各年度之主要成就及成果之價值與貢獻度，以及在結論與建議中，整個計畫的執行成果做了精簡的整理，均有助於增加整個報告的可讀性及閱讀者對整個計畫的研究成果的掌握。	謝謝委員肯定。
35	P.288~P.338	文字調整： 1. P.288 子 1-3，107 年最後一句「... 可供管制單位 <u>最</u> 為未來發展的參考」。 2. P. 335 一/5、1 達成情形「...，並 <u>持續追蹤</u> 最新研究」。 3. P. 335 一/5、4 達成情形「已建立 CCFL 與___」。 4. P. 336 二/2、3 達成情形「...， <u>以</u> 完成被動式觸媒氫氣...」。 5. P. 337 三、4 達成情形「...，以利 <u>後續</u> 之比較。 <u>後續</u> 將由全黑事故...，重點將集中於...」。 6. P. 338 四/2、1 達成情形「...，並 <u>持續</u>	謝謝委員意見，本計畫已修正相關文字敘述並補充說明國際會議相關資料。

		<p><u>追蹤最新之研究</u>」。</p> <p>7. P. 338 四/3、3 達成情形「<u>更詳細之數據整理進行中</u>」。</p> <p>8. P. 338 四/3、5 達成情形「<u>…實驗進行中</u>」。</p> <p>9. P. 338 四/1、4 四/2、5 及 P. 339 四/4、7 有關出席國際會議或投稿部分，請補充會議時間、地點及報告(投稿)論文題目。</p>	
36	P.308~P.319	<p>結論與建議部分，各計畫的呈現方式不一致，部分計畫先敘述 107 年度內容，再說明 104 到 105 年度執行情形；部分計畫從 104 年度描述到 107 年度；部分計畫則僅呈現 107 年度內容，請重新檢視並統一呈現方式。</p>	<p>謝謝委員意見，本計畫已統一結論與建議敘述方式，先說明本年度(107 年度)結論，再進行四年度(104-107 年度)之總結。(p.309-321)</p>
37	整體	<p>透過此計畫培育的研究團隊和掌握不同分析評估工具能力的專業人力，建議適度維持既已建立的技術能量，納為支援安全管理所需國內分析評估之技術團隊。</p>	<p>謝謝委員意見，本計畫團隊配合管制機關辦理之。</p>
38	整體	<p>整體而言，本報告中仍難免有一些錯字、誤植(例如：P. 35，衝突或衝擊，P. 321「後」台電獎學金，P.314「以」評估完成等)，亦有部分描述可再斟酌，例如：實時(real time)、P. 3「分享完畢」等，建議研究團隊對於本報告的文字部分以及表達方式、段落格式、字體的統一，再做檢視，以提升報告整體的品質及可讀性。</p>	<p>謝謝委員意見，本計畫已修正相關文字敘述並重新檢視報告內容。</p>
39	整體	<p>本期末報告將 4 年持續進行的成果，及 107 年度的成果詳細論述，107 年度共發表 4 篇期刊及 12 篇會議論文，培育 7 位博士級、18 位碩士等成果豐碩，建立了</p>	<p>謝謝委員肯定。</p>

		<p>台灣在國際研究方面的一席之地及與國際學術的交流，讓技術持續在台灣獲得傳承。本報告的論述格式，完整詳盡，結果討論邏輯思考嚴謹，在各方面的研究成果，不只獲得良好的成果，在核安管制也提供很好的數據及分析建議。對於委託單位在技術推廣及管制要求上，給與許多的發展及依據。</p>	
40	整體	<ol style="list-style-type: none"> 1. 內容文字用詞之論述，請重新檢視，例如：電廠模擬器、保守性降低...等等。 2. 圖表之來源，若有引用，請標記出處。例如 PAR、FCVS..等 	<p>謝謝委員意見，本計畫已修正相關文字敘述並重新檢視報告內容。</p>