

行政院原子能委員會
委託研究計畫研究報告

「核能技術及後端處置之安全強化研究」
期末報告

委託單位：行政院原子能委員會

執行單位：國立清華大學

計畫主持人：葉宗洸

共同主持人：許文勝、白寶實、施純寬、周懷樸、馮玉明、陳紹文
王美雅、李進得、王仲容、許政行、翁輝竹、許榮鈞
薛燕婉、潘 欽、歐陽汎怡、開執中、開 物、黃爾文

報告日期：中華民國 105 年 07 月

中文摘要

為因應大氣溫室效應及全球氣候變遷，無碳或低碳能源已成為世界許多國家共同追求之目標。目前增加低碳能源之比例已列為國家之既定政策。本計畫依據政府 2011 年 11 月 3 日宣佈之新能源政策及相關重要施政方針，及行政院原子能委員會 2015 年 6 月 1 日公告之「核能技術及後端處置之安全強化研究委託研究計畫勞務採購案」，規劃為二個研究主軸，共有四個分項計畫。本核能技術及後端處置之安全強化研究計畫之願景為：確保核能安全，提昇能源安全，減少二氧化碳排放，創建核能產業，培育專業人才。

1. 核能安全：共三個分項計畫

- (1) 進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發：本分項計畫主要針對國內興建中之進步型反應器未來之運轉安全及事故緊急處置等，研擬了五個子項研究主題，包括優質之運轉水化學及組件完整性管控；嚴重事故監測，分類，及紓緩決策輔助系統之研發；遭受地震對運轉安全與熱流穩定性之影響研究；斷然處置措施爐心安全及審查技術研究；反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進。透過本分項計畫的深入探討與完整分析，期能提升國內龍門核四廠的未來運轉安全及終極性反應器安全保障，並可作為進步型反應器未來核安管制與反應器安全諮詢之參考。
- (2) 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析：本分項計畫將對核能一廠(MARK I 型)、二廠(MARK III 型)及三廠(乾式圍阻體)及進步型沸水式圍阻體系統，分別進行圍阻體過濾及排氣之深度分析，確認電廠圍阻體加裝排氣與過濾系統，於事故時防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影響，能提供國內運轉中核能電廠，核安管制之參考。
- (3) 用過燃料池冷卻能力安全分析精進：本分項計畫預期建立一套可詳細探討燃料池熱水流現象與燃料完整性之分析技術，藉由此研究之執行與相關量化分析結果，將有助於更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。

2. 前瞻核能安全技術與人才培育：

本分項計畫擬進行前瞻核能安全技術研究暨國際合作，主要針對先進核能安全之整體技術進行前瞻性研究評估，涵蓋爐心物理、熱流安全及結構材料三大領域之研究。目標為藉由先進核能安全技術及結構材料之設計，以確保無爐心融毀事故、無需緊急應變計畫、減少放射性廢棄物產量、防範核武擴散與降低發電成本。亦將與歐、美、日、中等核能先進國進行國際合作，共同研究開發前瞻核能安全技術，提升我國在此一領域的研發能力與國際地位，同時培育核能專業技術人才，為我國提供安全零事故之核能發電發展策略。

英文摘要

In light of the global warming and possible climate change, the development of Carbon-free or low carbon energy sources has become a common goal for many countries around the world. At present, to increase the share of low carbon energy is an important part of national energy policy. The perspective and goal of the nuclear safety enhancement project is to ensure nuclear safety, enhance national energy security, to reduce the emission of CO₂, to promote local industries for nuclear grade components, and to cultivate nuclear engineers and scientists.

The master project of nuclear safety involves two core areas consisting of four sub-projects following the guidance of the new national energy policy accordingly. The outline of this master project is presented as below:

1. **Nuclear Safety:** The project of nuclear safety includes three sub-projects, namely “*The Investigation of Effective Methods for Safety Enhancement of an Advanced Reactor under Normal Operations and Ultimate Conditions*”, “*The Safety Analysis of the Reactor Containment under Severe Accidents*” and “*Methodology improvement of safety analysis for the heat removal in the spent fuel pool*”.

Through in-depth discussion and entire investigations of the related nuclear safety enhancement projects, it will enhance the operation safety of nuclear reactors and ensure the ultimate safety goal of domestic nuclear power plants. Moreover, it can provide some recommendations for reactor safety and promote nuclear regulation of advanced boiling water reactor.

2. **Advanced Nuclear Safety Technology and Cultivation of Talent:** “*The International Technical Cooperation for Advanced Nuclear Power Safety Technology*” includes the following three sub-projects: “Advanced Neutronics Technology”, “Advanced Thermal-hydraulics Experiments and Analysis” and “Advanced Nuclear Materials Analysis and Evaluation”.

This project is going to build up the experimental facilities to perform the materials test and thermohydraulics and safety study, and also using computer simulation and theoretical analysis to proceed reactor core calculation and fuel design. Through this project, it will be able to analyze the safety and advantages in the advanced nuclear safety technology and to train our scientists and students for the sustainable development of nuclear energy in Taiwan.

目 錄

中文摘要	1
英文摘要	2
一、計畫目的	4
二、計畫緣起	4
三、執行方法與成果說明	6
3.1 進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發	6
3.1.1 龍門電廠斷然處置措施爐心安全及審查技術研究	6
3.1.2 進步型沸水式反應器遭受地震對運轉安全與熱流穩定性之影響研究	55
3.1.3 進步型沸水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統	114
3.1.4 進步型沸水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	132
3.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	146
3.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析	185
3.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進	231
3.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作	281
3.4.1 前瞻中子物理安全技術	281
3.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析	322
3.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析	374
3.4.4 國際合作	433
四、結論與建議	452
4.1 進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發	452
4.1.1 龍門電廠斷然處置措施爐心安全及審查技術研究	452
4.1.2 進步型沸水式反應器遭受地震對運轉安全與熱流穩定性之影響研究	453
4.1.3 進步型沸水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統	454
4.1.4 進步型沸水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究	454
4.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進	455
4.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析	455
4.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進	456
4.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作	459
4.4.1 前瞻中子物理安全技術	459
4.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析	461
4.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析	464
參考文獻	467
A.104 年度工作項目達成情形	482
B. 主要指標佐證資料表	488
C. 期末報告審查意見回覆	513
D. 國外差旅出國報告	519

一、計畫目的

本計畫希冀透過各分項計畫之執行，預期達到之目標，如下列：

1. 強化未來進步型反應器的運轉安全及關鍵系統與組件的維護管理，並透過對斷然處置措施及嚴重事故舒緩決策應用於我國進步型反應器的深入分析，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、日、中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，為我國提供安全零事故之核能發電發展策略。

二、計畫緣起

為因應大氣溫室效應及全球氣候變遷，無碳或低碳能源已成為世界各國共同追求之目標。尤其我國缺乏自產能源，人口密度又高，發展低碳能源對於能源安全與環境永續發展實屬重要。目前增加低碳能源之比例已列為國家之既定政策。行政院於 2008 年 6 月訂定「永續能源政策綱領」，揭櫫「發電系統中，低碳能源占比將由 40% 增加為 2025 年的 55%」；同年 8 月再通過「能源安全策略報告」，明確說明將自產再生能源與準自產核能由 2007 年之 9% 提高至 2025 年之 18%；104 年 7 月 1 日正式公告施行之「溫室氣體減量與管理法」，擬定二氧化碳減量目標為 2050 年較 2005 年基準降低 50% 以下。目前核能發電提供我國約 20% 的電力，對於達成減碳目標、提昇能源安全及輔助國內經濟發展具有重要之貢獻。然而，在我國逐步走向無核發電的過程中，如要兼顧經濟發展及二氧化碳減量，應要考量國際上的能源政策趨勢，在政府未來發電能源中，正視核能做為過渡能源角色的安全性與重要性。

2011 年 3 月 11 日，日本福島第一核能電廠因外海規模 9.0 地震引發超過設計基準的海嘯導致三部機組爐心熔毀的重大災害，各國皆重新檢視其核能電廠的安全設計，我國亦對運轉中及建造中的四座核能電廠之安全防護進行總體檢，台電並據以提出因應與強化的方案。政府復於 2011 年 11 月 3 日宣佈「確保核安、穩健減核、打造綠能低碳環境、逐步邁向非核家園」的新能源政策，在確保不限電、維持合理電價及達成國際減碳承諾等三項原則下，積極實踐各項節能減碳與穩定電力供應之兩套措施下，既有核電廠不延役，並依規定展開核電廠除役規劃；龍門電廠在確保安全才進行商業運轉。2016 年政府宣布「2025 非核家園」目標的四大主張：核四停建，現有 3 座核電廠不延役；落實核電廠安全監督、強化核災緊急應變機制；要求台電提出核電廠除役計畫及成本評估報告；尋求社會共識，持續找尋合適核廢最終處置場址。因此，不管「穩定減核」或「2025 非核家園」的政策之下，現有電廠不再延役，但必須確保核電廠除役前的安全，而電廠除役的安全亦必須面對而妥善的因應。本核能技術及後端處置之安全強化研究，計畫之願景為：確保核能安全，提昇能源安全，減少二氧化碳排放，創建核能產業，培育專業人才。本計畫依

據政府相關重要施政方針，規劃為二個研究主軸，共有四個分項計畫，如下圖所示：

- (1) 核能安全:包括進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發；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。
- (2) 前瞻核能安全技術與人才培育:前瞻核能安全技術研究暨國際合作。



圖 2.1 本核能技術及後端處置之安全強化研究之架構圖。

3. 核能安全：共三個分項計畫

- (1) 進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發：本分項計畫主要針對國內興建中之進步型反應器未來之運轉安全及事故緊急處置等，研擬了五個子項研究主題，包括優質之運轉水化學及組件完整性管控；嚴重事故監測，分類，及紓緩決策輔助系統之研發；遭受地震對運轉安全與熱流穩定性之影響研究；斷然處置措施爐心安全及審查技術研究；反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進。透過本分項計畫的深入探討與完整分析，期能提升國內進步型反應器的未來運轉安全及終極性反應器安全保障，並可作為進步型反應器未來核安管制與反應器安全諮詢之參考。
- (2) 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析：本分項計畫將對核能一廠(MARK I 型)、二廠(MARK III 型)及三廠(乾式圍阻體)分別進行圍阻體過濾及排氣之深度分析，確認電廠圍阻體加裝排氣與過濾系統，於事故時防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。
- (3) 用過燃料池冷卻能力安全分析精進：本分項計畫預期建立一套可詳細探討燃料池熱水流現象與燃料完整性之分析技術，藉由此研究之執行與相關量化分析結果，將有助於更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。

4. 前瞻核能安全技術與人才培育：

本分項計畫擬進行前瞻核能安全技術研究暨國際合作，主要針對先進核能安全之整體技術進行前瞻性研究評估，涵蓋爐心物理、熱流安全及結構材料三大領域之研究。目標為藉由先進核能安全技術及結構材料之設計，以確保無爐心融毀事故、無需緊急應變計畫、減少放射性廢棄物產量、防範核武擴散與降低發電成本。亦將與歐、美、日、中等核能先進國家進行國際合作，共同研究開發前瞻核能安全技術，提升我國在此一領域的研發能力與國際地位，同時培育核能專業技術人才，為

我國提供安全零事故之核能發電發展策略。

三、執行方法與成果說明

3.1 進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發

3.1.1 龍門電廠斷然處置措施爐心安全及審查技術研究

2011年3月11日，日本因遭遇複合型災變，東京電力公司所屬之福島第一核能電廠發生了嚴重核子事故，引起國際震驚及全球恐慌。在福島事故中，東京電力公司由於在保資產與保安全問題上猶豫不決，未能即時向反應器內澆注海水，導致反應器在喪失電源之情況下，爐心核燃料因溫度過高而融毀，進而衍變為大災難。福島事故發生後，原子能委員會即敦促台電公司對所屬核能電廠若遭遇類似災變時之電廠安全，進行全面的審視及檢討。原子能委員會要求台電公司完成所屬核能電廠之壓力測試及相關改善工程，用以因應類福島事故的發生，確保事故下電廠可安全停機。為因應類福島事故，台電公司完成所屬核能電廠之斷然處置措施的發展及制定，做為事故因應行動之依據及準則，保證電廠之持久安全。核能電廠斷然處置措施之主要目的在確保電廠爐心核燃料的完整性，避免過量之銦-水反應發生而產生大量氫氣。核能電廠斷然處置措施可確保爐心核燃料的完整，以無輻射物質外釋之虞，亦無氫爆發生之可能，可保證電廠及其鄰近地區人員無施行緊急疏散及撤離之需求，可避免施行緊急計畫之繁重救災工作。核能電廠斷然處置措施在不計犧牲電廠資產之情況下，保全廠區附近居民及電廠工作人員之安全。斷然處置並不是在緊急情況下向爐心灌海水那麼簡單，而是在緊急情況下採取緊急措施，那怕核能電廠報廢也要確保民眾安全，減輕事故後果。採取斷然措施需要很多考量，做足預案。為了龍門電廠之安全提升，以及有效應對類福島複合式核災變之緩解，應對電廠機組斷然處置程序指引予以深入研究，確立斷然處置程序的最適切性，以做為電廠之各種有效安全保障中的一道使命必達的處理策略。

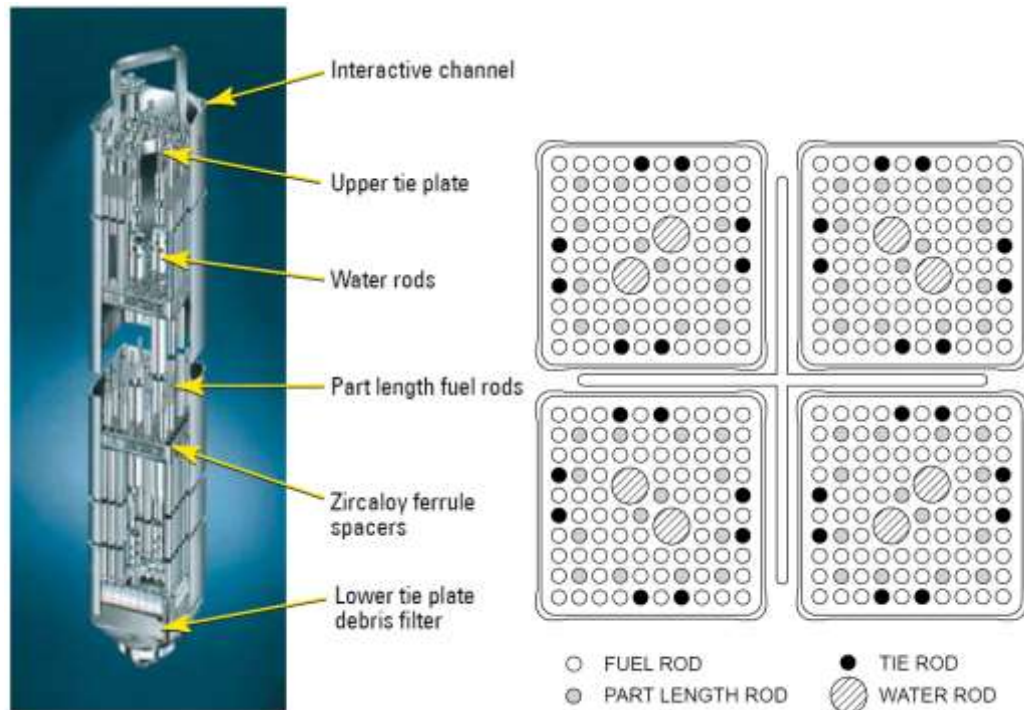
龍門電廠是台電公司的第四座核能電廠，其採用進步型沸水式反應器(Advanced Boiling Water Reactor, ABWR)，為先進之第三代反應器核電廠。龍門電廠已完成試運轉測試(pre-operational test)，目前遵照國家政策進行封存。福島事故發生後，社會大眾對電廠運轉安全性抱持著存疑態度，所以確認龍門電廠在遭遇類福島複合型災變時之安全性，並驗證電廠斷然處置程序擬訂之適切性，以期能提昇國人對核能電廠運轉安全之瞭解度與信心度，實為刻不容緩之事。

本子計畫將進行龍門電廠假想類福島複合型災變事件時序擬定，根據所彙整之福島事故資料，擬定進行龍門電廠假想類福島複合型災變模擬事件之時序，並收集龍門電廠最新測試及設計資料，進行資料之研閱與整理，並將龍門電廠設計資料輸入於程式 TRACE、RELAP5、以及 MAAP 熱水流安全分析模式中，進行電廠分析模式之校驗，以精進電廠 TRACE、RELAP5、MAAP 模式。完成校驗後的 TRACE、RELAP5、MAAP 核能電廠系統分析模式，用來進行電廠斷然處置措施之研究與評估。

龍門電廠介紹

龍門電廠共有兩部 ABWR 機組，蒸氣供給系統由美國奇異公司設計，每一個反應爐皆可提供 3926 MWt 的額定功率；汽機發電機組由日本三菱公司設計，每一部機組可提供 1350 MWe 的額定出力。爐心使用美國奇異公司 GE-14 (10*10 燃料設計) 的燃料組件，共 872 根；十字型控制棒，共 205 根(圖 3.1.1.1)，有水力推動及電動步進馬達兩種驅動方式。反應爐上接有 2 條飼水 (Feedwater) 進口、4 條主蒸汽管路 (Main Steamline) 出口、10 台爐內泵 (Reactor Internal Pump，

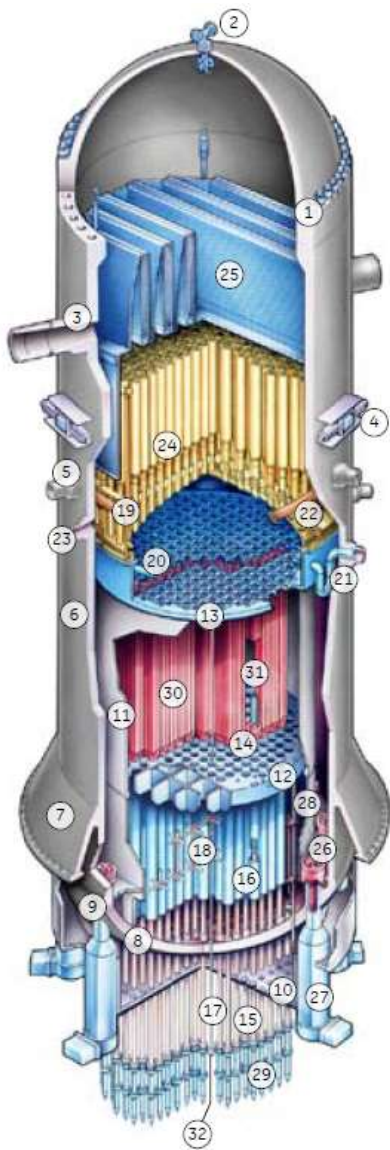
簡稱 RIP) (如圖 3.1.1.2) 。每部 ABWR 機組皆備有 3 台汽機驅動(每一台提供 50% 額定飼水流量) 及 1 台馬達驅動(提供 20% 額定飼水流量) 飼水泵，在正常運轉下，由 2 台汽機驅動飼水泵，提供 7.637×10^6 kg/hr 進口額定飼水流量；主蒸汽管路出口的額定蒸氣壓力為 7.07 MPaG (1040 psia)，每條蒸汽管路上各有 4 至 5 個安全釋壓閥(Safety and Relief Valve，簡稱 SRV)，共 18 只 SRVs；爐內泵(Reactor Internal Pump，簡稱 RIP) 分為兩組，6 台有接馬達發電機組(Moter/Generator set，簡稱 M/G set)、4 台沒有接 M/G set 直接由 13.8kV 供給電力，每一台的額定轉速為 1450 rpm，運轉在 31% 至 100% 額定轉速，提供爐心流量 40% 至 111% 的變動(額定爐心流量為 52.2×10^6 kg/hr) 。



(a)

(b)

圖 3.1.1.1 (a) GE-14 燃料束組成；(b) 燃料組--四束核燃料與控制棒之組



- 1 - Vessel flange and closure head
- 2 - Vent and head spray assembly
- 3 - Steam outlet flow restrictor
- 4 - RPV stabilizer
- 5 - Feedwater nozzle
- 6 - Forged shell rings
- 7 - Vessel support skirt
- 8 - Vessel bottom head
- 9 - RIP penetrations
- 10 - Thermal insulation
- 11 - Core shroud
- 12 - Core plate
- 13 - Top guide
- 14 - Fuel supports
- 15 - Control rod drive housings
- 16 - Control rod guide tubes
- 17 - In-core housing
- 18 - In-core guide tubes and stabilizers
- 19 - Feedwater sparger
- 20 - High pressure core flooder (HPCF) sparger
- 21 - HPCF coupling
- 22 - Low pressure flooder (LPFL)
- 23 - Shutdown cooling outlet
- 24 - Shroud head and steam separator assembly
- 25 - Steam dryer assembly
- 26 - Reactor internal pumps (RIP)
- 27 - RIP motor casing
- 28 - Core and RIP differential pressure line
- 29 - Fine motion control rod drives
- 30 - Fuel assemblies
- 31 - Control rods
- 32 - Local power range monitor

圖 3.1.1.2 ABWR 反應爐壓力槽及內部組件

斷然處置措施介紹

核能電廠機組的運轉狀態可分為 4 大類，包括：(1) 正常運轉(Normal Operation)(2) 異常事件/暫態(Abnormal Events/ Transient)、(3) 事故(Accident) 及 (4) 嚴重事故(Severe Accident)。針對各類運轉狀態均有對應的程序書，以提供電廠人員遵循與應變，包括：

(1) 運轉程序書(Operating Procedures)：讓核能機組運轉於可接受的範圍內。

(2) 異常運轉程序書(Abnormal Operating Procedures)：針對可能衝擊核能機組運轉的設備，讓其功能回復正常。

(3) 緊急運轉程序書(Emergency Operating Procedures, EOPs)：透過反應爐跳機或控制棒安全插入信號，將核能機組導入安全及穩定的狀態。

(4) 嚴重事故處理程序書(Severe Accident Management Procedures, SAMPs)：進入嚴重事故處理程序。

電廠人員依所發生事件或暫態或事故之演變情況，據以執行對應的程序書，參照圖 3.1.1.3 所示。當核能電廠機組發生事故時，它的處理係依據所建立之緊急運轉程序書(EOPs)及嚴重事故處理

程序書(SAMPs)執行。而這些程序書以機組之關鍵參數及實際徵候(Symptom)做為決策的導向，提供正確且有效的對策，來訂定針對反應器、一次圍阻體、二次圍阻體及輻射物質控制流程及緊急措施，指引電廠人員適切的控制機組。機組事故應變之目的在維持爐心燃料、反應器、一次圍阻體及二次圍阻體的完整性，防止或降低機組潛在之威脅，以維護公眾的安全。

EOPs 及 SAMPs 以核能電廠機組徵候(Symptom)做為啟用時機及行動依據，觀測機組狀況參數做為行動準則，適用於現行之電廠設計基準事故(Design Basis Accident)的處理，對於來自電廠外部複合式災害之處理有其限制性。複合式災害的影響是屬於多系統及大範圍的衝擊；在處理時間上，複合式災害的處理有急迫性，迴圈式的機組參數判斷及處理流程，可能無法應付機組狀況惡化的程度。所以，在應付超出電廠設計基準的複合式災害時，電廠必須建立有完整的處置流程，做為電廠第一線人員迅速反應的準則。

台電公司為了因應類福島複合式核子事故的發生，擬定所屬各核能電廠之「機組斷然處置程序指引」，以電廠狀況做為啟用時機及行動依據。執行「機組斷然處置程序指引」主要目的有以下幾點 (1) 避免大量氫氣的產生、(2) 避免爐心的融毀 及 (3) 避免人員的疏散。而「機組斷然處置程序指引」是否執行成功，是以爐心燃料尖峰護套溫不超過護套明顯發生銹-水反應之溫度(1088.7 K)為標準，圖 3.1.1.4 為斷然處置執行條件與流程示意圖。

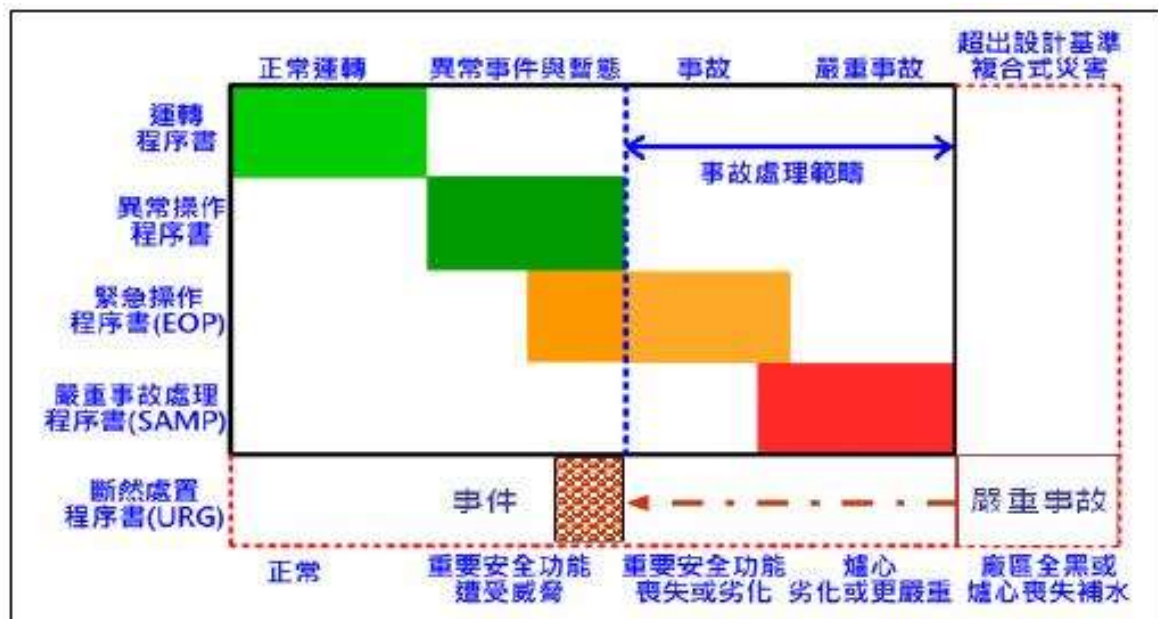


圖 3.1.1.3 核能電廠機組運轉狀態及對應程序書

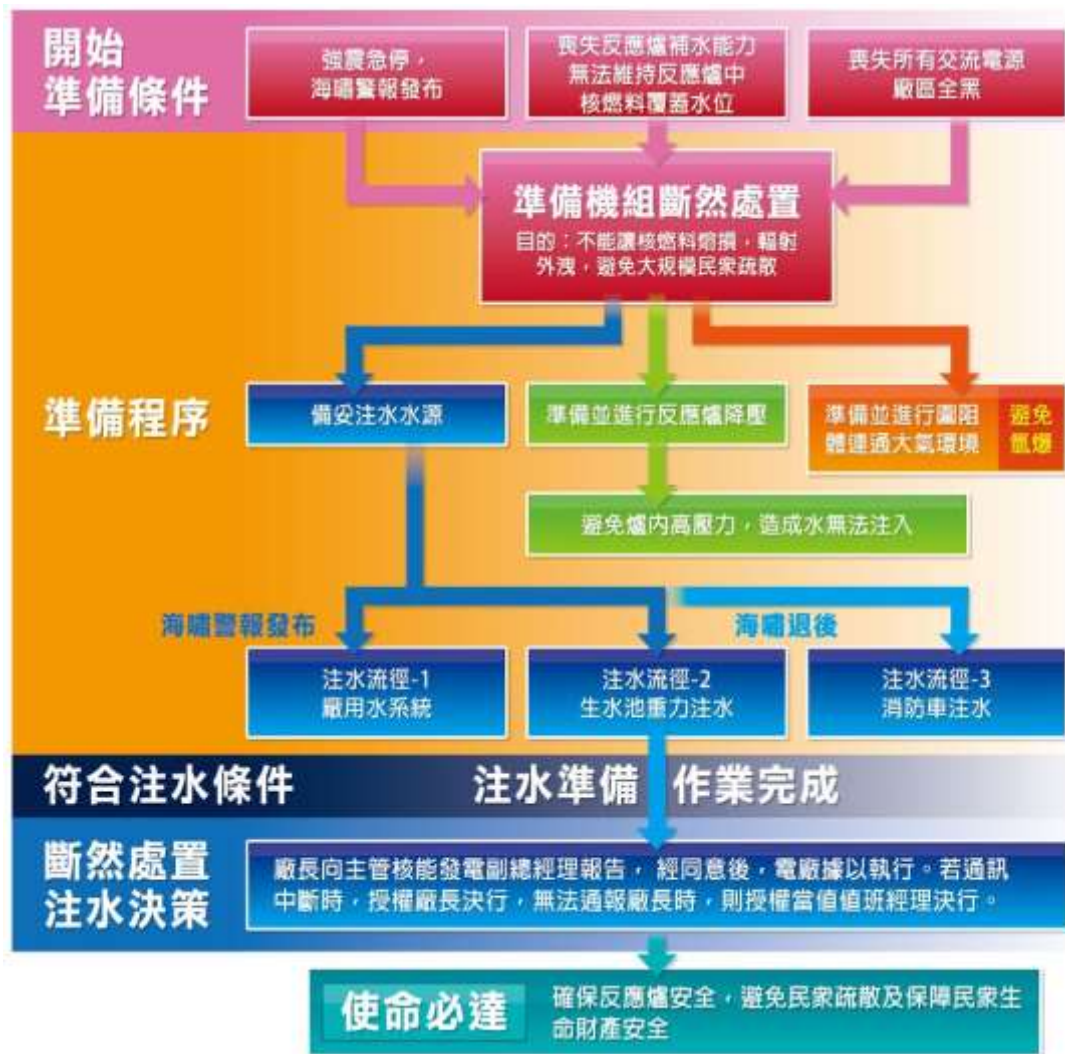


圖 3.1.1.4 斷然處置執行條件流程

3.1.1.1 類福島災變時序訂定與斷然處置策略說明

本計畫分別利用三種系統分析程式 TRACE、RELAP、MAAP 模擬龍門電廠發生假想類福島複合式災變與電廠執行斷然處置策略之評估，研究分為兩個案例：案例一為龍門電廠模擬類福島災變且根據電廠斷然處置程序書執行緊急救援動作，此案例之目的為評估斷然處置措施是否能有效的將電廠維持在安全的狀況下；案例二為龍門電廠模擬類福島災變且電廠無任何動作，以期評估龍門電廠若發生類福島災變時，電廠有多少極限時間來準備並執行緊急救援措施，以防止電廠處於危險狀態。以下為兩案例之時序與條件說明：

案例一：類福島事故模擬(使用斷然處置措施)：

- (1) 主蒸汽隔離閥閥位全關所需時間為 4.5 秒；
- (2) 圍阻體壓力為 0.1013 MPaA (標準大氣壓)；
- (3) 反應器爐心隔離冷卻系統、高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式依反應器水位設定點訊號作動；
- (4) 替代冷卻水注水壓力及溫度分別為 0.414 MPaA (60 psia) 及 30°C；
- (5) 替代冷卻水藉由餘熱移除系統 AC 電源無關之消防水補水模式(AC-Independent Water

Addition Mode, ACIWA)管路注入反應器；

- (6) 從起始 300 秒後事故發生，反應器急停，電廠喪失廠外電源，主蒸汽隔離閥關閉，飼水喪失；
- (7) 從起始 380 秒後事故發生，電廠除直流電源外，喪失所有交流電源，即電廠全黑(高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式失效不可用)。使用 1 只安全釋壓閥開始進行反應器控制性降壓，目標壓力為 1.5 MPaG；
- (8) 事故發生後 3600 秒，反應器爐心隔離冷卻系統失效不可用。電廠完成電源及水源列置，使用具自動洩壓功能之安全釋壓閥(8 只)開始執行反應器緊急洩壓，反應器準備注入替代冷卻水。

案例二：類福島事故模擬(不使用斷然處置措施)

- (1) 主蒸汽隔離閥閥位全關所需時間為 4.5 秒；
- (2) 圍阻體壓力為 0.1013 MPaA (標準大氣壓)；
- (3) 從起始 300 秒後事故發生，反應器急停，電廠喪失廠外電源，主蒸汽隔離閥關閉，飼水喪失，反應器爐心隔離冷卻系統失效不可用；
- (4) 事故發生後 1400 秒，使用具自動洩壓功能之安全釋壓閥(8 只)開始執行反應器緊急洩壓；

表 3.1.1.1 為案例一模擬類福島事故並執行斷然處置措施之時序，當地震發生並發佈海嘯警報時(模擬時序為 300 秒事故開始)，由於地震造成電廠喪失所有廠內外電源，進入電廠全黑事故，此時電廠反應器跳機、MSIV 關閉、所有 RIPs 和飼水泵跳脫，根據 FSAR 報告顯示，RCIC 至少可以運轉 8 小時以上，因此案例一 RCIC 可正常運作並打水進入爐心，380 秒電廠開始執行反應器控制降壓，此時開啟一個 SRV 並將系統壓力降至 15 kg/cm^2 ，3900 秒假設 RCIC 失效，反應器進行緊急洩壓，此時開啟 8 個 ADS 並將壓力降至壓力降至 3 kg/cm^2 ，以利低壓安全注水 ACIWA 將冷卻水注入到爐心，程式模擬時間到 7000 秒。

表 3.1.1.2 為案例二模擬類福島事故且無任何救援措施之時序，當地震發生並發佈海嘯警報時(模擬時序為 300 秒事故開始)，由於地震造成電廠喪失所有廠內外電源，進入電廠全黑事故，此時電廠反應器跳機、MSIV 關閉、所有 RIPs 和飼水泵跳脫、且 RCIC 假設失效不可使用，當 1400 秒時反應器進行緊急洩壓，開啟 8 個 ADS 並將壓力降至 3 kg/cm^2 ，模擬時間於 4000 秒時終止。(此類似福島災變事件案例是參考壓力測試之精神，採取極端保守之分析假設。除假設喪失外電外，也假設三台備用柴油發電機、一台緊急柴油發電機、一台 gas turbine 均同時失效，又假設 RCIC 在事故發生初始就失效，一般電廠在喪失交流電源情況下，RCIC 至少可運作 8 小時以上。)

表 3.1.1.1 類福島事故並執行斷然處置措施之時序

動作	時間 (sec)
電廠穩態運轉	0
反應器跳機 (由於地震以及海嘯警報發佈), 電廠全黑 (喪失所有廠內電源) 發生, MSIV 關閉, 所有 RIPS 和 飼水泵跳脫, RCIC 注水可用	300
反應器控制降壓 (開啟 1 個 SRV, 壓力降至 15 kg/cm ²)	380
假設 RCIC 失效, 反應器進行緊急洩壓 (開啟 8 個 ADS, 壓力降至 3 kg/cm ²),	3900
低壓安全注水 (ACIWA) 注入	4700
End	7000

表 3.1.1.2 類福島事故並無執行斷然處置措施之時序

動作	時間 (sec)
電廠穩態運轉	0
反應器跳機 (由於地震以及海嘯警報發佈), 電廠全黑 (喪失所有廠內電源) 發生, MSIV 關閉, 所有 RIPS 和 飼水泵跳脫, RCIC 注水失效不可使用	300
反應器進行緊急洩壓 (開啟 8 個 ADS, 壓力降至 3 kg/cm ²)	1400
End	4000

*ACIWA 假設不可使用

3.1.1.2 TRACE 程式

3.1.1.2.1 龍門電廠 TRACE 模式建立與驗證

龍門電廠 TRACE 分析模式之建立是依據龍門電廠的 FSAR、計畫設計文件(Project Design Manual, PDM)、初始爐心安全分析運轉參數表(Operating Parameter List, OPL3)、相關設計圖面以及 TRACE 使用手冊等參考資料完成的。龍門 TRACE 模式主要是模擬電廠核蒸汽供應系統部分(Nuclear Steam Supply System, NSSS), 不包括汽機之後的電廠系統部分, 汽機本身在模式中設定為邊界條件, 主蒸汽管路上安全釋壓閥開啟後所流至的抑壓池以及汽機旁通閥開啟後所流至的冷凝池也設定為邊界條件, 圖 3.1.1.5 為龍門電廠 TRACE 分析模式的示意圖, 其中組件包含了反應爐、爐心、汽機、再循環泵、飼水系統等模擬, 以及爐心燃料棒佈局。模式模擬範圍包括: 反應器壓力槽(Reactor Pressure Vessel, RPV)、汽水分離器及蒸汽乾燥器(Separator and Dryer)、爐內泵(Reactor Internal Pumps, RIPs)、爐心及燃料(Core and Fuels)、主蒸汽管(Main Steam Lines)、安全釋壓閥(Safety and Relief Valves, SRVs)、主蒸汽隔離閥(Main Steam Isolation Valves, MSIVs)、主蒸汽管集管(Main Steam Line Header, MSL Header)、飼水(Feedwater, FW)系統、反應器爐心隔離冷卻(Reactor Core Isolation Cooling, RCIC)系統、高壓爐心灌水(High Pressure Core Flooder, HPCF)系統、自動洩壓系統(Automatic Depressurization System, ADS)及餘熱移除(Residual Heat Removal, RHR)系統等。

以下針對龍門電廠 TRACE 分析模式所涉及的反應爐壓力槽、爐內泵、汽水分離器與乾燥器、主蒸汽管路、閥、控制系統、安全保護系統、控制系統、系統功率與熱傳等作一大要說明:

(一)反應爐壓力槽

反應爐壓力槽的幾何尺寸主要參考龍門核電廠的反應爐設計圖, TRACE 模式模擬反應爐壓力槽主要是使用壓力槽組件模擬, 在軸向部分區分為十一個區域, 徑向區分為四區, 而方位角(Azimuthal)只有一區, 所以總共分割為 44 個隔室。壓力槽組件所模擬的是反應爐的實際幾何尺寸, 在每一個隔室中, 再輸入水流與蒸汽所佔的體積與面積分率(Fraction)等而定義出水流的性質, 每一隔室是一個六面體, 理論上有六個方向進出, 對於實際被爐心側板等隔開而不會有流體進出的面, 可以將流體面積分率設為零來加以定義。壓力槽組件的隔室基本上只具備如管路組件的功能, 對於泵、汽水分離器等並無選項可以模擬, 適當的模擬方法是使用一維的泵與汽水分離器組件模擬這些細部組件, 將其原本在壓力槽中所佔有的隔室空間設定流體體積為零, 然後將一維組件連接到該空間進與出的隔室。模式中的十台爐內泵(RIP)即是使用這個方法模擬, 十個泵連結到同一個泵入口與泵出口的隔室, TRACE 允許一維組件與壓力槽組件隔室間存在多個連結。爐心燃料束區域使用三個通道組件模擬, 也是如同泵的作法。

模式中的徑向區分為四, 最外圈是以爐心隔板為界, 以反應爐中心線為準, 四圈的半徑分別約為 1.716 公尺、2.101 公尺、2.373 公尺與 3.764 公尺, 內三圈的區隔主要是為模擬爐心燃料束擺放而為, 區分成爐心的內、中、外三區, 方便定義出爐心中不同的燃料束群。

(二)爐內泵

如前所述, 龍門電廠反應爐內有 10 台爐內泵環繞著下降流區環帶。在模式中, 以完整的十個泵組件模擬十台爐內泵, 爐內泵之額定輸入數據根據前述廠家設定值, 比較繁雜的設定是有關泵曲線(Homologous Pump Curve)之輸入, 需按照 TRACE 使用者手冊, 參照廠家提供之泵曲線資料進行輸入。

(三)汽水分離器與乾燥器

汽水分離器與乾燥器可同時模擬在一個汽水分離器組件中，模擬時除了給予正確之幾何數據外，需設定 Carry-Over 與 Carry-Under 比率等參數，管路連結是由下方的直立管進入，大部分蒸汽由上方離開進入反應爐頂氣室，大部分分離的液體水則由側管流入降流區上方。在模式中，採用一個特殊的方法來模擬汽水分離，利用差異甚大的蒸汽與液體流阻值使蒸汽易於通過此區塊到達反應爐頂氣室而液體則否，目前利用這個方法所得到的系統穩態與暫態結果甚佳，但有關使用汽水分離器組件模擬沸水式電廠汽水分離器與乾燥器之研究將繼續進行。

(四)爐心燃料熱通道

在龍門電廠 TRACE 模式中，使用通道組件模擬 872 個燃料匣。TRACE 的通道是先輸入單一燃料匣的幾何與熱流特性，再定義所包含的燃料匣數目。單一燃料匣需輸入之參數是參考龍門核電廠初始燃料週期所使用的 GE14 燃料設計與 TRACE 程式所提供 GE14 燃料的通道輸入範例而給定，TRACE 的通道組件可以模擬最新燃料設計的水棒，部分長度燃料棒等特性，模式中，爐心位置在壓力槽組件的軸向第四與第五區（由下往上），徑向的第一、二、三區，爐心旁通留在壓力槽組件的隔室中，熱通道則以三個通道組件對應三個徑向區域來模擬，由內而外，每一通道分別含 447、240 與 185 個燃料匣。使用通道組件既然是模擬燃料匣，則燃料因核分裂反應或衰變所產生的熱能必須模擬傳入通道中的水流，所以每一通道組件會連結一個功率組件，定義傳到通道的熱功率。

(五)蒸汽管路

龍門電廠設計有 4 條主蒸汽管路，在 TRACE 模式中也是以四條管路模擬，同時為了能有效模擬蒸汽管路壓力波的傳遞效應，將蒸汽管路細分為兩個管路（Pipe）組件，分別位於主蒸汽隔離閥前後，前方的管路組件區分為兩個隔室，後方區分為四個隔室總共六個隔室。至於汽機旁通管路則以一個區分兩個隔室的管路組件模擬。蒸汽由反應器爐頂氣室側邊進入主蒸汽管路，經過主蒸汽隔離閥再進入下游管路，然後經汽機控制閥進入汽機（邊界條件）。每條蒸汽管路在進入汽機之前建立一分流管路再匯合進入一條旁通管路組件，後端再接旁通閥，閥後方接一破口組件模擬凝池邊界條件。

(六)閥

在龍門 TRACE 模式中所模擬的閥包括連結在主蒸汽管路上的安全釋壓閥以及汽機前端的汽機控制閥與汽機斷止閥。龍門電廠設計上有 18 只安全釋壓閥，其釋放功能設定點組合型態為 1,1,4,4,4,4（即依設定點由低至高分別有 1,1,4,4,4,4，共十八個閥），而安全功能設定點組合型態為 2,4,4,4,4，因此在 TRACE 模式中是以 6 組閥設定點模擬釋放功能，而以 5 組閥設定點模擬安全功能。汽機控制閥與斷止閥位置接近，只是功能使用不同，所以在龍門 TRACE 模式中以一個閥組件來模擬，加入兩種控制功能來模擬，正常模擬為汽機控制閥，在汽機跳脫等事故中需模擬汽機斷止閥的關閥功能時則以控制系統來配合模擬。

(七)控制系統

龍門 TRACE 分析模式中所模擬之控制系統主要有(1)飼水控制系統(2)蒸汽旁通與壓力控制系統及(3)再循環流量控制系統。目前三個相關的控制系統都已經使用 TRACE 特有的

圖形化介面程式 SNAP，按照 TRACE 建立控制系統的方法，使用訊號變數、控制方塊、跳脫器與組件動作表相結合而建立完成。以下就根據三個控制系統的功能與邏輯分別說明如下：

1. 飼水控制系統正常運轉時，水位/飼水控制系統的目的在于於控制進入反應器的飼水流量，維持反應器降水區水位於設定值內，確保爐心側板內水位能有效淹覆爐心。龍門 TRACE 模式中的飼水控制系統是透過三元（飼水流量、蒸汽流量和反應爐窄幅水位）自動控制模式來調節飼水流量，使得反應爐水位與設定水位一致。當量測水位偏離設定水位或蒸汽流量與飼水流量有偏差時，飼水控制系統即根據三元量測值計算所需要的飼水流量需求，調整飼水泵汽機控制閥開度，進而調整飼水泵轉速及飼水流量。飼水控制系統中有兩個重要的子系統，一個是模擬量測之窄幅水位（Narrow Range Water Level），另一個是模擬量測之寬幅水位（Wide Range Water Level），兩者在電廠中都是用壓力管量壓差再轉換成水位，雖然在模擬模式中可以直接抓取水位訊號，但是為了真實模擬電廠實際狀況，必須建立這兩個模擬水位，建立方法與建立控制系統類似，運用輸入項經過控制方塊運算後得到想模擬的水位輸出。飼水控制系統之建立需參考電廠有關之設計資料，同時考慮模式中必要的需模擬內容，然後建構而成。
2. 蒸汽旁通與壓力控制系統首先將量測所得之反應爐頂部壓力（回饋信號）減去預設之壓力設定點，經由壓力調節器匹配差異增益及蒸汽管路補償器後，再經由最大總合流量限制器限流後，得到所謂之壓力調節器輸出信號，此信號減去負載需求，多出之信號輸出則用以循序開啟 10 只汽機旁通閥，以控制反應爐壓力。若壓力調整器輸出小於負載需求，則該信號全部用於調節汽機控制閥開度，調節流經各控制閥之蒸汽流量，進而控制反應爐壓力，於正常運轉時可維持反應爐壓力於定值。TRACE 模式參考電廠設計資料，並考慮模式中必要的模擬內容而建立此蒸汽旁通與壓力控制系統。
3. 再循環流量控制系統首先將負載需求與實際負載相減而得負載需求誤差，經過主控制器後，得到一爐心流量需求，再與實際爐心流量相減而得爐心流量需求誤差，訊號經處理後而得泵轉速需求，然後經過速度控制器、頻率轉換器等訊號處理再回饋至泵組件中控制泵的轉速。另外考慮跳脫訊號或回退訊號產生時，泵轉速應有之變化，加入控制系統中。整個控制系統是參考電廠設計資料，並考慮模式中必要的模擬內容而建立，龍門核電廠十台爐內泵區分為三群，第一群與第二群各含三台泵，此為含馬達發電機供電的爐內泵，第三群含四台泵，為不含馬達發電機供電的爐內泵，群與群之間的控制系統是相同的，差別在於跳脫訊號的設定點或延遲時間不同，這個差異在整個控制系統中是微小的，設計時，是將進入控制系統的跳脫訊號予以區別即可。

(八)功率與熱傳

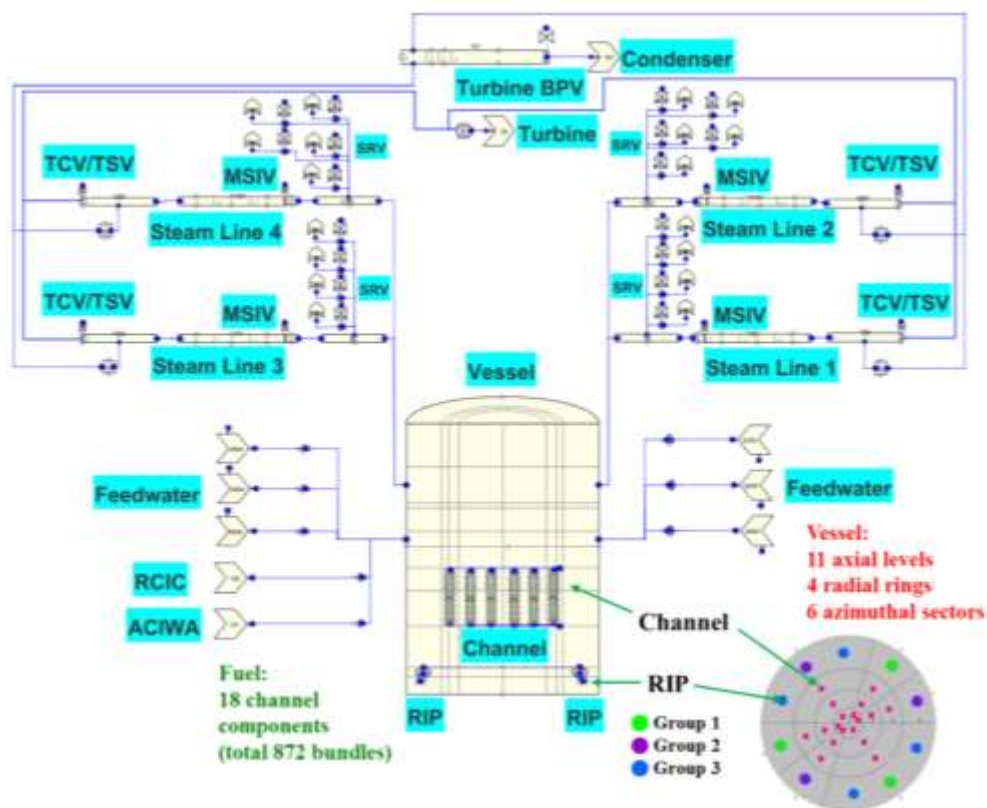
TRACE 程式所提供之爐心功率計算方式共有三種：1. 功率時間表 (Power table)；2. 點中子動力計算 (Point kinetic)；3. 結合 PARCS 程式。本研究所建立之龍門電廠 TRACE 分析模式為使用 PARCS 計算爐心功率分佈，PARCS 可利用 TRACE 所提供的熱水流參數(例如：

溫度、密度等)，計算出該時間點的爐心功率分佈，再將此時間點之功率分佈傳給 TRACE 做熱水流參數計算，再次回傳給 PARCS，由 PARCS 計算出下一個時間點之功率分佈。因此，TRACE/PARCS 結合模式的優點，是可計算出每一個時間點之功率分佈及熱水流參數。

建立完龍門電廠 TRACE 分析模式後，須進行模式穩態初始化，表 3.1.1.3 為龍門電廠 TRACE 分析模式與 FSAR 數據初始值之比較，可以看出龍門電廠相關參數(如功率、蒸汽壓力、窄幅水位、蒸汽流量、飼水流量、及爐心流量等)誤差值不超過 0.5%。顯示出 TRACE 分析模式對於模擬龍門電廠穩態運轉下，具有一定的可靠度。

表 3.1.1.3 龍門電廠 TRACE 分析模式與 FSAR 數據初始值之比較

參數	FSAR	TRACE	Difference (%)
功率 (MWt)	3926	3926	0
壓力 (MPa)	7.17	7.17	0
窄幅水位 (m)	1.19	1.19	0
蒸汽流率 (kg/sec)	2122	2113	-0.4
飼水流率 (kg/sec)	2122	2113	-0.4
爐心流率 (kg/sec)	12314.8	12343.63	0.2



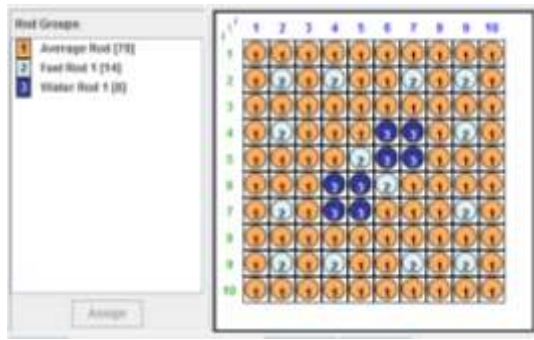


圖 3.1.1.5 龍門電廠 TRACE 分析模式的示意圖

龍門電廠 TRACE 分析模式並利用電廠喪失飼水暫態事故(Loss of feedwater flow transient, LOFW)以及 MSIV 關閉暫態事故(MSIV closure transient, MSIVC)來進行模擬與驗證其 TRACE 模式計算之可靠性。

喪失飼水暫態事故(Loss of feedwater flow transient, LOFW):

表 3.1.1.4 為龍門電廠喪失飼水暫態事故 FSAR 與 TRACE 分析結果時序表，TRACE 分析 LOFW 的時間點跟 FSAR 數據差不多，而 TRACE 計算動作 3 的時間點會比較晚是因為 TRACE 計算的窄幅水位降的比 FSAR 慢 (如圖 3.1.1.6)，因此時間會比較慢到達 Level 3。圖 3.1.1.6~圖 3.1.1.9 為 TRACE 分析結果與 FSAR 數據比較圖。圖 3.1.1.6 為窄幅水位比較圖，TRACE 計算結果與 FSAR 相似，圖中可以看出來 TRACE 計算窄幅水位到達 L3 的時間點比 FSAR 慢，飼水泵跳脫之後，窄幅水位到達 L3 造成反應器以及四組再循環泵跳脫，而當水位低到 L2 時，其他六組再循環泵跳脫信號會產生。圖 3.1.1.7 顯示總反應度曲線圖，TRACE 與 FSAR 的曲線趨勢相似，但 FSAR 跳脫時間點比 TRACE 早是因為 FSAR 窄幅水位較快到達 L3 的關係，因此 FSAR 跳脫的時間點較早發生。圖 3.1.1.8 和圖 3.1.1.9 比較 TRACE 與 FSAR 的蒸汽壓力和蒸汽流量，其 TRACE 分析結果與 FSAR 相似，總反應度會影響蒸汽壓力和蒸汽流量，當總反應度下降，蒸汽壓力和蒸汽流量也會跟著下降。其他電廠參數(如爐心流量、寬幅水位等)TRACE 分析結果與 FSAR 的數據都相差不遠。

表 3.1.1.4 龍門電廠喪失飼水暫態事故 FSAR 與 TRACE 分析結果

動作	Time (sec)	
	FSAR	TRACE
1 兩個飼水泵跳脫，且喪失飼水流率事件發生	0.00	0.00
2 飼水流率降為 0	5.00	5.00
3 爐心水位降至 level 3, 並使反應器跳機以及四組再循環泵跳脫	7.53	9.2
4 爐心水位降至 level 2, 其他六組再循環泵跳脫	18.28	19.43

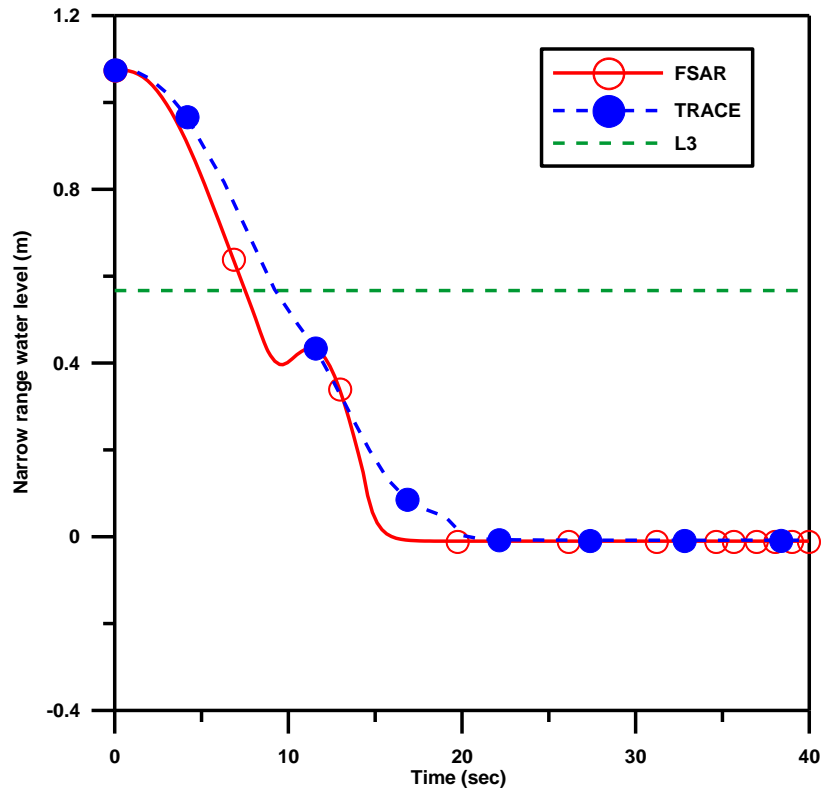


圖 3.1.1.6 窄幅水位比較圖

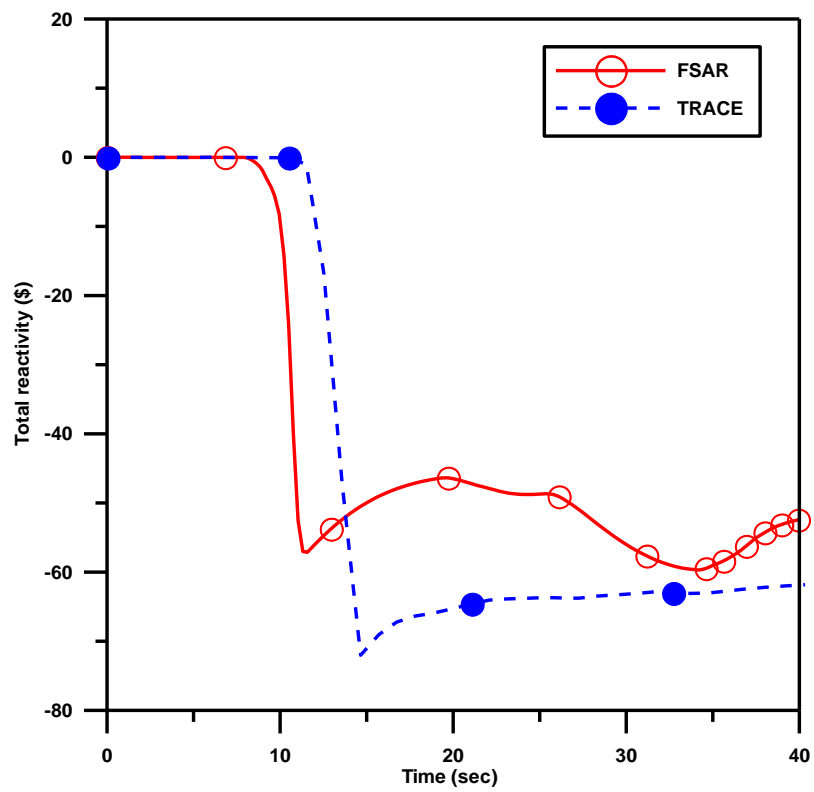


圖 3.1.1.7 總反應度曲線圖

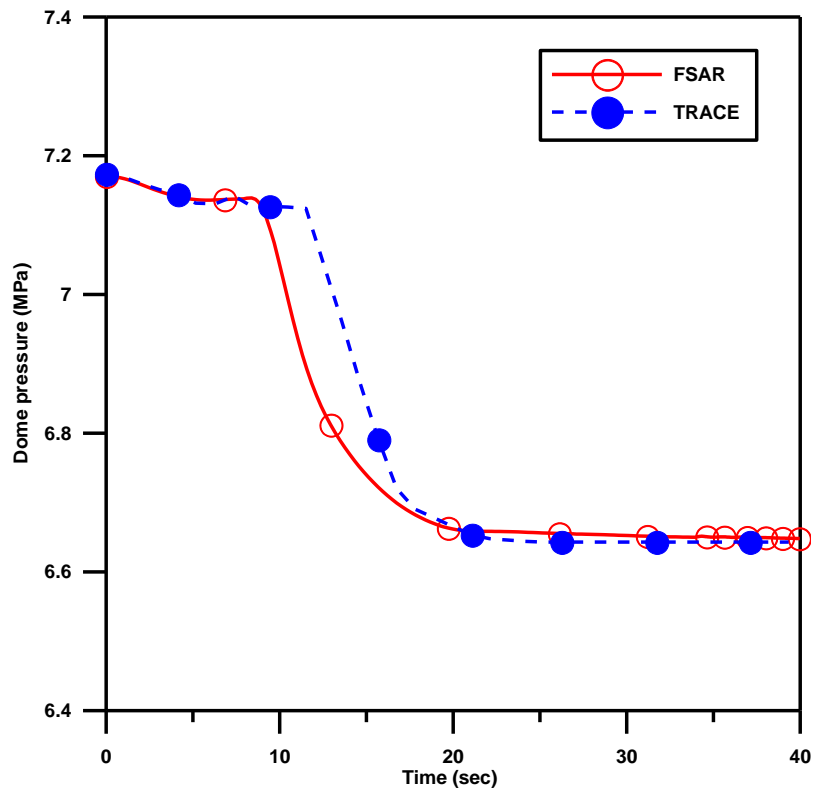


圖 3.1.1.8 蒸汽壓力比較圖

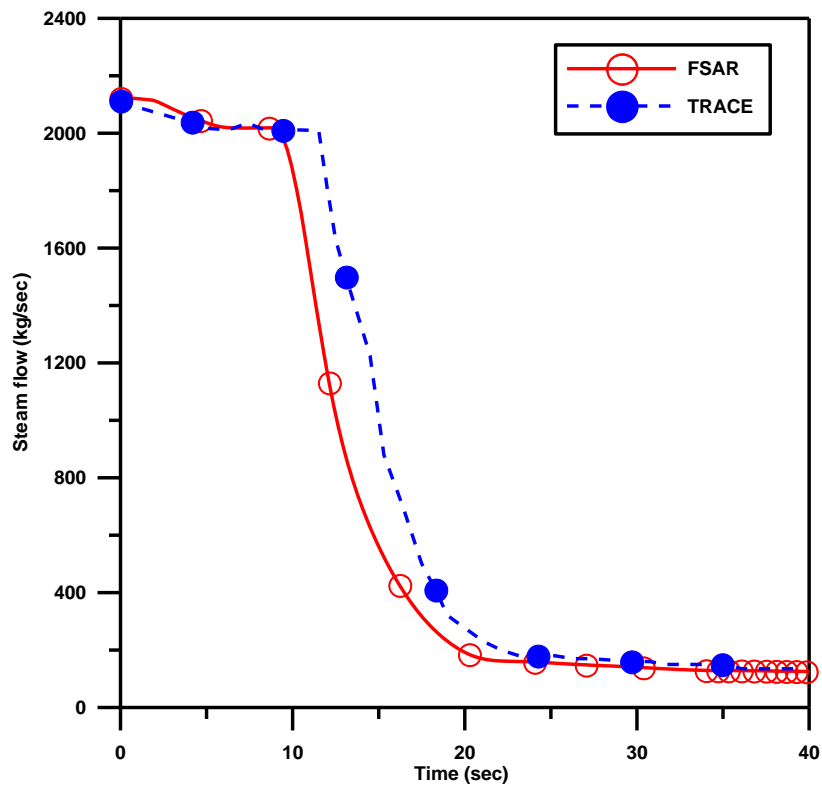


圖 3.1.1.9 蒸汽流量比較圖

MSIV 關閉暫態事故(MSIV closure transient, MSIVC):

表 3.1.1.5 為龍門電廠 MSIV 關閉暫態事故 FSAR 與 TRACE 分析結果時序表，TRACE 分析 MSIVC 的時間點跟 FSAR 數據差不多，而 TRACE 計算動作 3 & 4 的時間點會比 FSAR

數據來的早，這是因為 TRACE 計算暫態 4 秒後蒸汽壓力上升速度較 FSAR 來的快(如圖 3.1.1.10)，因此很快就達到高蒸汽壓力設定點。在動作 5 時間點比較，TRACE 結果也是較 FSAR 來的早，這個原因在圖 3.1.1.10 中也可以看得出來，TRACE 計算壓力在 5~8 秒時，會降的比 FSAR 還快，因此造成 SRV 關閉。圖 3.1.1.10~圖 3.1.1.12 為 TRACE 分析結果與 FSAR 數據比較圖。圖 4-2-10 為蒸汽壓力比較圖，TRACE 計算結果與 FSAR 相似，由於 MSIV 關閉，4 秒內蒸汽壓力開始上升，隨後蒸汽壓力到達高壓設定點並造成 SRV 開啟，SRV 開啟後隨即蒸汽壓力會下降。圖 3.1.1.11 顯示總反應度曲線圖，TRACE 與 FSAR 的曲線趨勢相似，在 3.5 秒 MSIV 關閉之後，會造成反應器跳脫。圖 3.1.1.12 比較 TRACE 與 FSAR 的蒸汽流量，其 TRACE 分析結果與 FSAR 相似，然而 TRACE 計算蒸汽流量在 2.5 秒之前高於 FSAR 值，此是由於在 4 秒前 TRACE 計算的蒸汽壓力高於 FSAR 值所造成的，因此 TRACE 計算蒸汽流量會大於 FSAR 數據。要注意的是，在 FSAR 分析模式中只模擬了一條蒸汽管，但 TRACE 分析模式建立了四組蒸汽管，因此在蒸汽壓力與蒸汽流量的模擬上，TRACE 結果會與 FSAR 數據有稍微的差異。其他電廠參數(如爐心流量、水位等)TRACE 分析結果與 FSAR 的數據都相差不遠。

表 3.1.1.5 龍門電廠 MSIV 關閉暫態事故 FSAR 與 TRACE 分析結果

	動作	Time (sec)	
		FSAR	TRACE
1	所有 MSIV 關閉	0.00	0.00
2	MSIV 完全關閉	0.98	0.98
3	高壓造成四組再循環泵跳脫	3.10	3.00
4	高壓造成 SRV 開啟	3.68	3.5
5	SRV 關閉	8.76	7.9

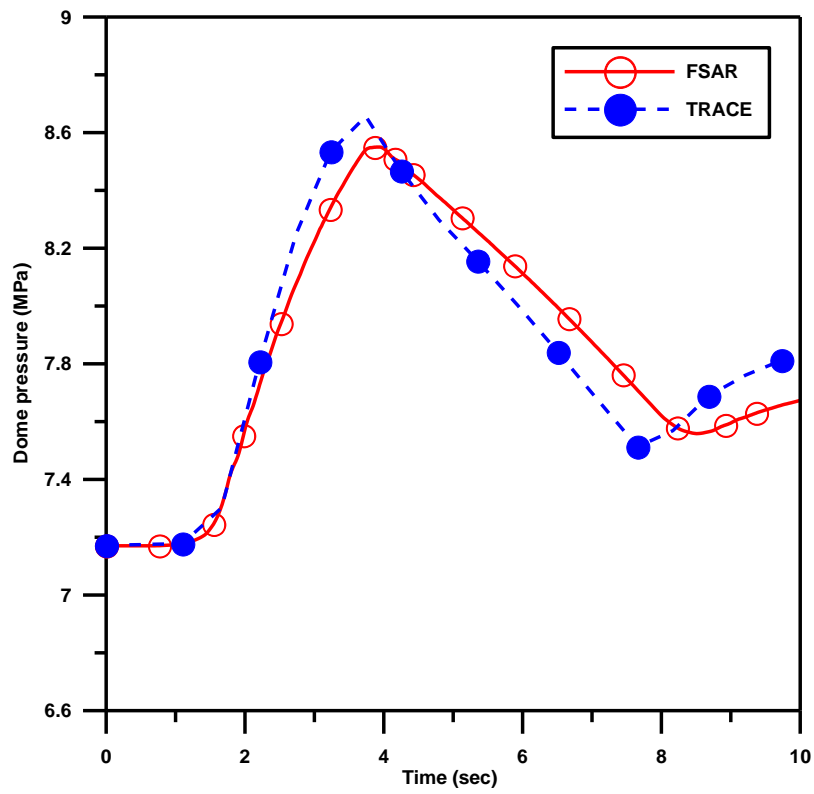


圖 3.1.1.10 蒸汽壓力比較圖

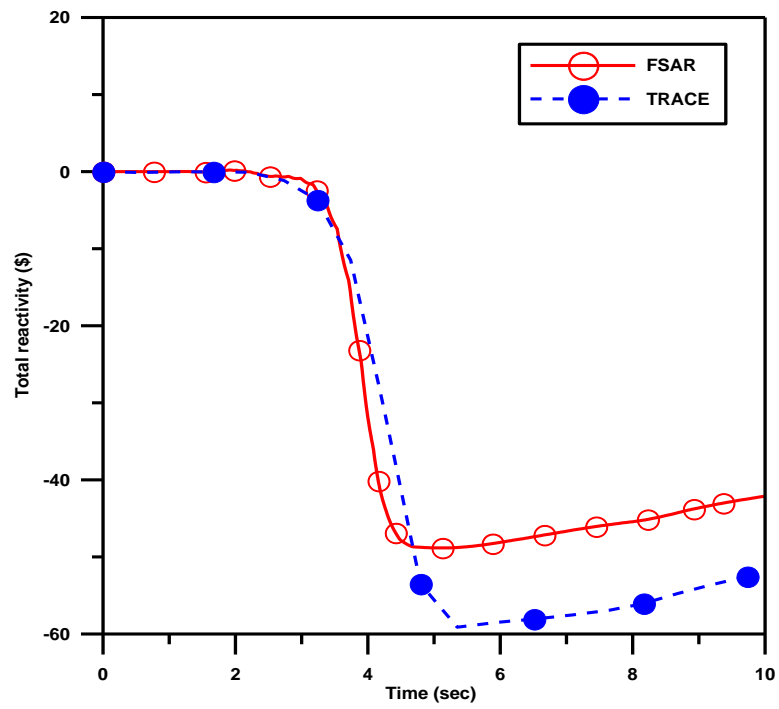


圖 3.1.1.11 總反應度比較圖

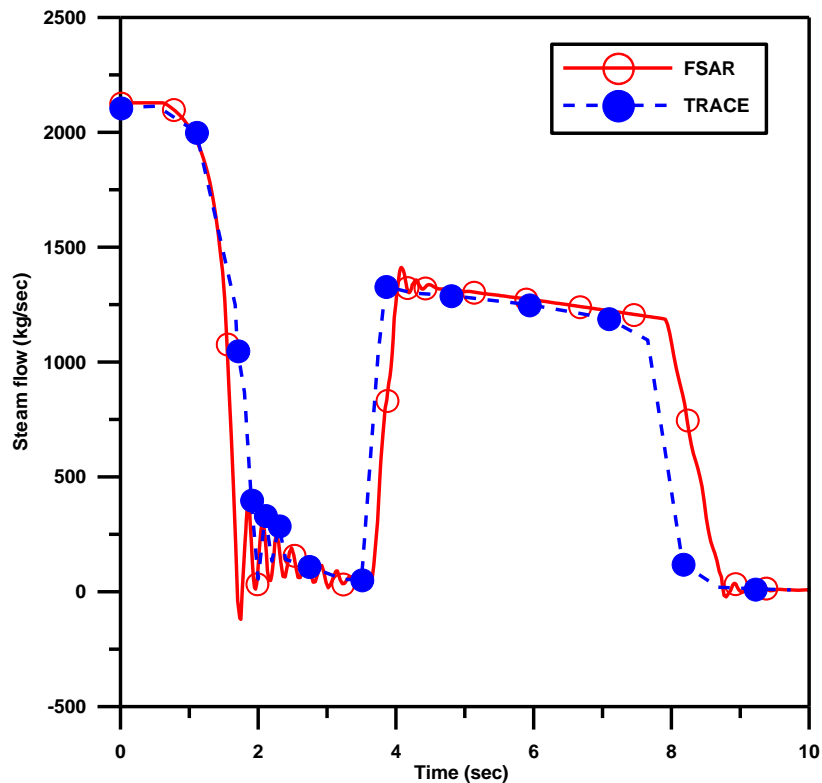


圖 3.1.1.12 蒸汽流量比較圖

3.1.1.2.2 TRACE 程式分析類福島災變與斷然處置策略

在建立了龍門電廠 TRACE 分析模式且針對暫態案例進行驗證與精進之後，本研究利用龍門電廠 TRACE 分析模式進行類似福島複合式災變事件之模擬與分析，並評估龍門電廠斷然處置措施之有效性。

案例一：類福島事故模擬(使用斷然處置措施)

表 3.1.1.1 為龍門電廠假想類福島複合型災變事件時序表，前 300 秒模擬龍門電廠穩態運轉，300 秒時發生假想類福島複合型災變，電廠於此時反應器急停、喪失交流電源、MSIV 關閉、及所有再循環泵跳脫，電廠爐心水位低於 L2 時，RCIC 啟動補水並維持爐心高水位狀態，在 380 秒時根據斷然處置策略進行控制降壓(開啟 1 個 SRV，將壓力控制在 15kg/cm^2)，根據 FSAR 報告指出，RCIC 至少可以願轉超過 8 個小時，而根據斷然處置措施要求，需於一小時備妥替代注水水源，在此分析中採取保守假設一小時後(3900 s)RCIC 失效，此時進行緊急降壓(開啟 8 個 ADS，並將壓力降到 3kg/cm^2)，4700 秒時進行低壓(ACIWA)注水，程式模擬時間到 7000 秒結束。

圖 3.1.1.13~圖 3.1.1.15 為 TRACE 模擬龍門電廠假想類福島災變事件並執行斷然處置措施之結果圖。圖 3.1.1.13 為爐心水位圖(以汽水分離器底部為基準點)，事故(300s)發生後，由於 MSIV 關閉及飼水泵跳脫導致 300~380 秒時爐心水位下降，此時爐心水位的震盪是由於 SRV 開關動作的因素，如圖 3.1.1.14 反應器壓力圖。隨後，反應器於 380 秒進行控制降壓(controlled depressurization)，反應器壓力降至約 15kg/cm^2 並藉由調整 SRV 開關來維持反應器於此壓力

附近，爐心水位因為降壓的關係而驟降，當水位降低於 L2 時 RCIC 啟動並開始注水進反應爐，由於有 RCIC 的補水，爐心水位於 700~3900 秒開始上升。必須注意的是，龍門電廠在進行控制降壓階段時，爐心水位會有一段時間(500 秒~2100 秒)低於 TAF 高度，但由於蒸汽冷卻現象使得燃料護套溫度在此階段還是處於相對低溫狀態，如圖 3.1.1.15 顯示，也就是說在爐心水位低於 TAF 階段，時間很短不至於使燃料護套溫度上升。3900 秒假設 RCIC 失效，此時立即進行緊急洩壓動作，反應器壓力與水位開始驟降，當反應器壓力降至低壓注水設備可以打水進爐心後，4700 秒 ACIWA 開始注水，此時爐心水位又再次的上升。根據斷然處置準則，燃料護套溫度(PCT)必須小於 1088.7 K，圖 4-2-11 顯示 TRACE 計算燃料護套溫度之結果圖，在反應器急停之後，由於 RCIC 的補水以及進行控制降壓，燃料護套溫度在 300~3900 秒左右下降，而當反應器進行緊急洩壓及 ACIWA 注水時，燃料護套溫度於 3900 秒後開始再一次下降。在此假想事故下，爐心燃料護套溫度都低於限值 1088.7 K，也就是燃料護套並不會發生銹水反應。

案例二：類福島事故模擬(不使用斷然處置措施)

表 3.1.1.2 所列為模擬類似福島災變事件時序表，前 300 秒為模擬龍門電廠穩態狀況，事故於 300 秒時發生，電廠於此時反應器急停、喪失交流電源、MSIV 關閉、所有再循環泵跳脫、以及 RCIC 不可用，在 1400 秒時進行降壓，開啟 8 個 ADS 並將壓力降到 3kg/cm^2 ，模擬時間到 4000 秒結束。圖 3.1.1.16~圖 3.1.1.18 為 TRACE 模擬類似福島災變事件之結果圖。圖 3.1.1.16 顯示龍門電廠爐心水位圖，在事故發生時(300s)，爐心水位會掉到 L2，由於廠內發生喪失交流電源，無冷卻水源進入，約 1450 秒時爐心水位低於 TAF，造成爐心燃料裸露。圖 3.1.1.17 顯示龍門電廠爐心壓力圖，可以看出在發生事故時，爐心壓力會增加並頂到安全釋壓閥的設定點，安全釋壓閥的開關使壓力維持在 8.2 MPa。圖 3.1.1.18 顯示由於無冷卻水源進入補水，爐心水位低於 TAF(1450 秒)，爐心燃料開始裸露，護套溫度開始上升，約 3100 秒時達到法規限值 1088.7K。也就是說，若龍門電廠發生類似福島災變事件而無立即救援或無處置措施的話，燃料護套溫度將於事故後約 3100 秒(0.86 小時)到達損毀條件。

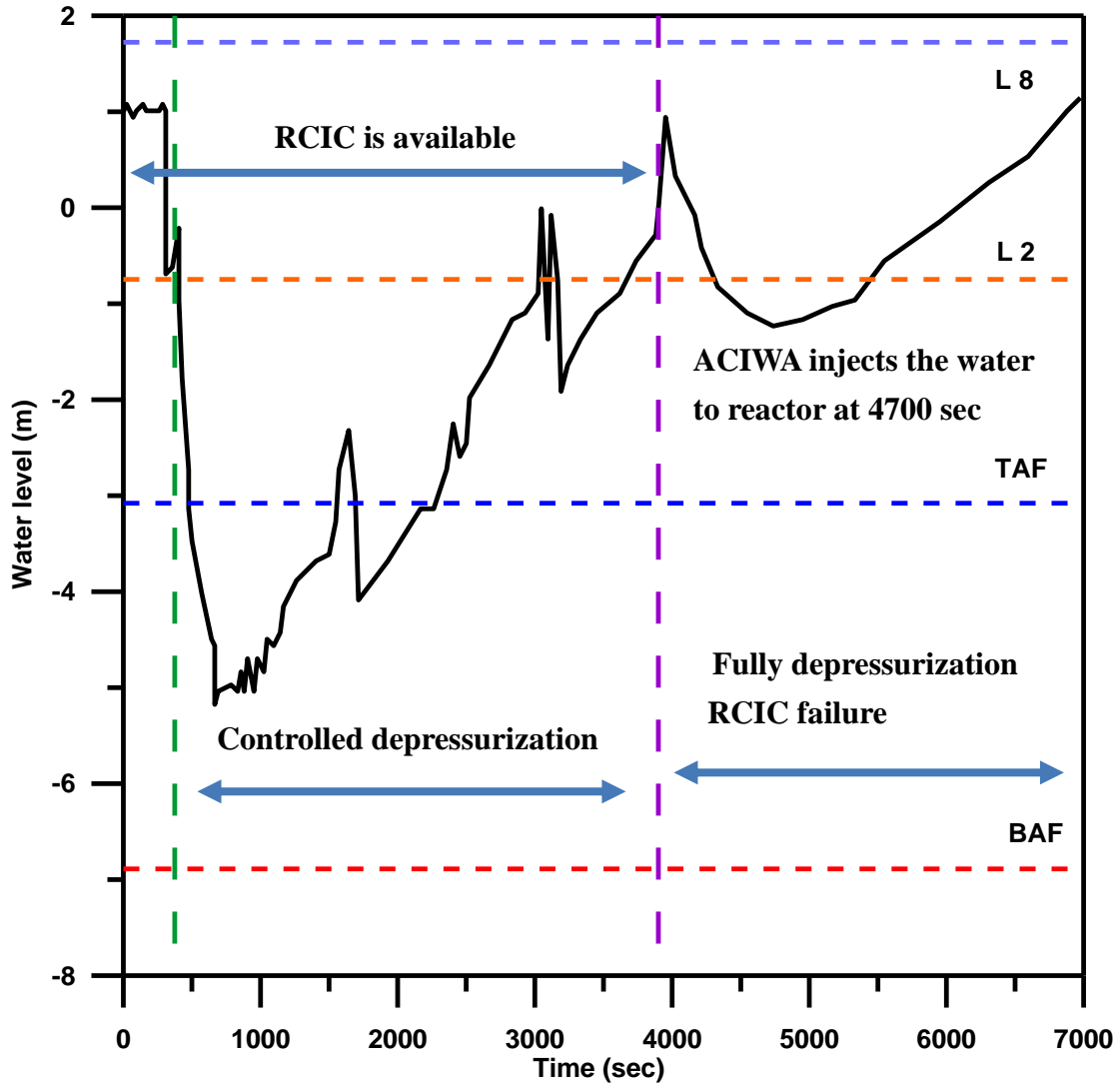


圖3.1.1.13 爐心水位結果圖

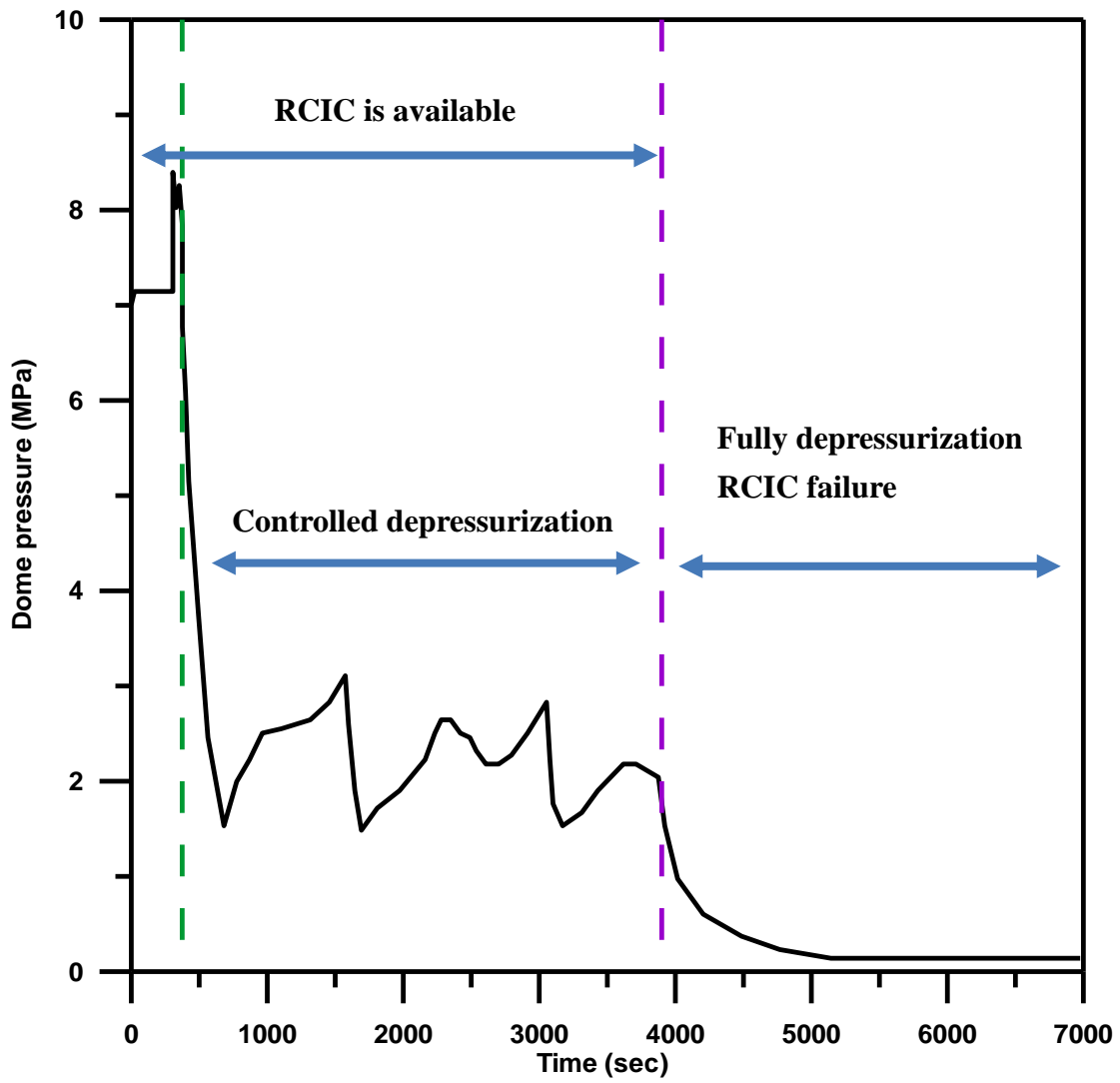


圖3.1.1.14 系統壓力結果圖

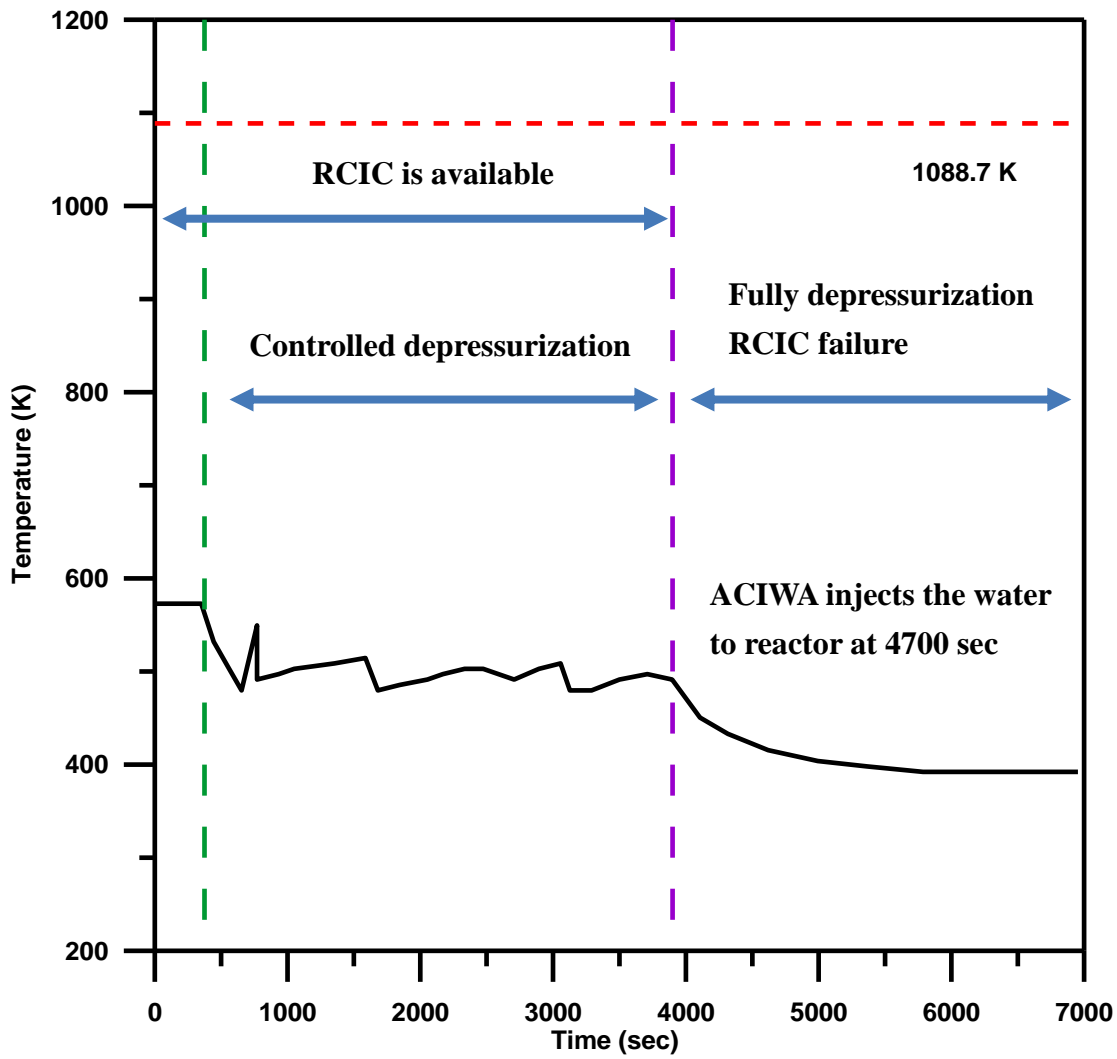


圖 3.1.1.15 燃料護套溫度之結果圖

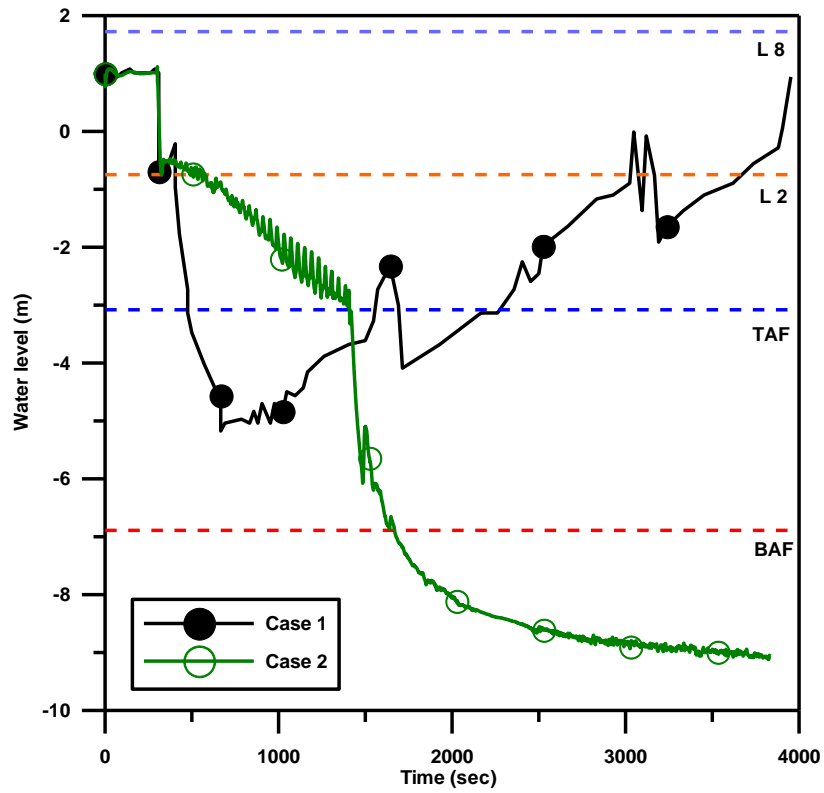


圖 3.1.1.16 爐心水位結果比較圖(案例一&二)

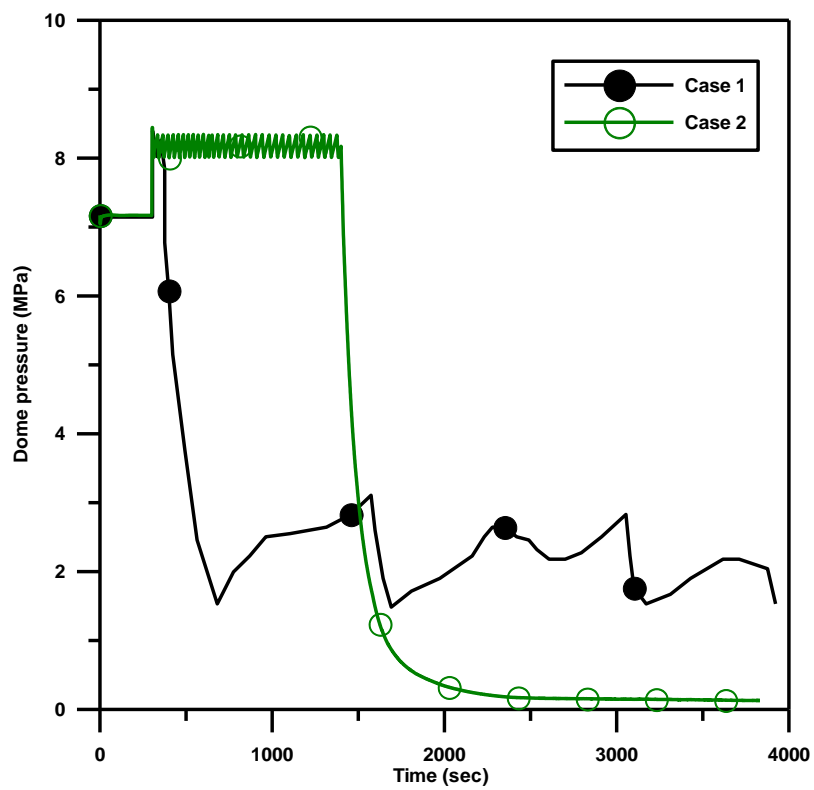


圖 3.1.1.17 系統壓力結果比較圖(案例一&二)

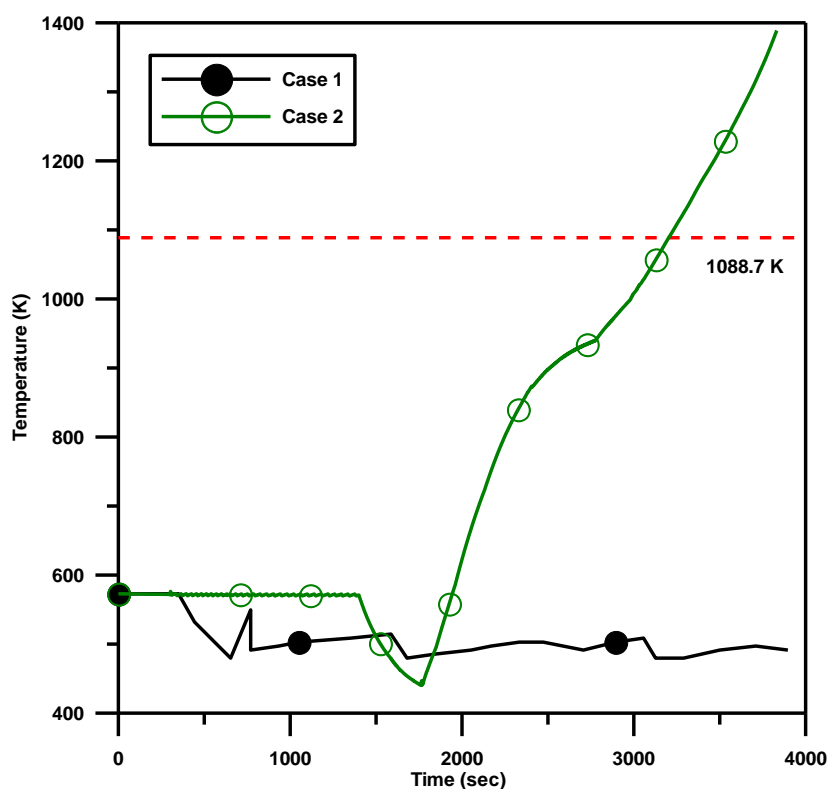


圖 3.1.1.18 燃料護套溫度結果比較圖(案例一&二)

3.1.1.2.3 結論與建議

本研究建立龍門電廠 TRACE 分析模式並利用 LOFW 和 MSIVC 暫態事件來驗證龍門電廠 TRACE 分析模式的可靠性。TRACE 分析結果與 FSAR 數據相符，驗證結果顯示龍門電廠 TRACE 分析模式對於暫態事故的分析具有相當的準確度與可靠性。

根據龍門電廠 TRACE 模式分析假想類福島事故結果，顯示若電廠在事故時執行斷然處置措施，能確保燃料護套溫度低於法規限制 1088.7K，這使龍門電廠在發生類似福島複合式災變時能確保電廠處於安全的狀態。然而，龍門電廠在此類事故下執行斷然處置措施時，須注意以下幾點：

- 當反應器進行控制降壓時，RCIC 必須確保為可用狀態。
- 必須盡可能的越快備妥 ACIWA 設備及確保注水水源，因此當 RCIC 不可使用時，龍門電廠可以即時執行緊急洩壓並將替代水源注入爐心。
- 在執行緊急洩壓階段之前，電廠若執行控制降壓可以緩和爐心水位因為緊急洩壓而造成的驟降，這是因為電廠若在高壓的條件下開啟釋壓閥，會因為系統與外在環境壓力差極大的關係，造成冷卻水閃化變成蒸汽並排出系統的質量較多，進而影響爐心水位高度。

另一方面，若龍門電廠發生假想類福島複合式災變時且未執行斷然處置措施(案例 2)，水位將會於 1100 秒左右低於燃料頂端(TAF)，如果因為某些因素造成電廠緊急洩壓誤動作，此時由於反應器壓力驟降造成爐心水位快速下降低於 TAF，燃料護套溫度將會於 1800 秒左右上升超過法規限值 1088.7K，這表示燃料護套可能產生銹水反應，增加護套破損的可能性。

3.1.1.3 RELAP5/MOD3.3 程式

3.1.1.3.1 龍門電廠 RELAP5/MOD3.3 模式建立與驗證

龍門電廠 RELAP5/MOD3.3 分析模式其反應器壓力槽及其內部組件之熱水流模式主要使用 RELAP5/MOD3.3 程式所提供之 Single-Volume、Pipe、Branch、Single-Junction 等元件建構而成。模式建立所需輸入幾何數據均參照龍門電廠設計資料。於圖 3.1.1.19 龍門電廠 RELAP5 分析模式示意圖中，編號 96 節點(Node)為上部空間(Upper Plenum)、編號 66 節點為直立管(Stand Pipe)、編號 36 節點為汽水分離器(使用 RELAP5/MOD3.3 Separator 元件模擬)；編號 34 節點為蒸汽乾燥器、編號 32 節點為反應器頂部空間(Steam Dome)、編號 30 及 28 節點為蒸汽乾燥器外部空間、編號 26 節點為汽水分離器外部空間、編號 24、23 及 22 節點為直立管外部空間、編號 20 及 18 節點為降流區(Downcomer)、編號 2 及 3 節點為下部空間(Lower Plenum)、編號 4 節點為爐心入口空間(Core Inlet)。各節點使用接節相連結，以模擬反應器壓力槽內部流徑。槽體及壓力槽內部組件金屬結構使用 RELAP5/MOD3.3 Heat Structure 元件建構而成，以計算金屬熱傳，包括金屬熱傳導及金屬表面熱對流等。

爐心及燃料組件的部分，由於龍門電廠機組採用 GE-14 型式核子燃料，爐心設計配置 872 束燃料元件(Fuel Assemblies)，因此爐心及燃料之熱水流模式主要使用 RELAP5/MOD3.3 Pipe 及 Heat Structure 等元件建構而成，包括含 1 組燃料元件之熱通道(Hot Channel)、含 871 組燃料元件之平均通道(Average Channel)及旁通流通道(Bypass Flow Channel)模擬。模式建立所需輸入數據均參照龍門電廠設計資料。於圖 3.1.1.19 中，編號 43 節點為熱通道、編號 46 節點為平均通道、編號 70 節點為旁通流通道。各節點使用接節分別與爐心入口空間節點(編號 4)及上部空間節點(編號 96)相連結。於模式中，流過各通道之總流量相當於爐心流量，其值為 $52.2 * 10^6$ kg/hr (100% 額定值)，其中熱通道流量約占 0.1%，旁通流通道流量約占 14.3%。爐心燃料產生之熱功率分別分配給對應熱通道節點及平均通道節點的 Heat Structure 元件(包括燃料丸、燃料間隙及燃料護套模擬)，總爐心燃料熱功率為 3926 MWt (100% 額定值)，其中熱通道熱功率約占 0.2%。

進步型沸水式反應器設計有 10 台爐內泵，用以提供移除爐心熱能所需的強制水流。爐內泵設計係取代傳統沸水式反應器(Boiling Water Reactor, BWR)的再循環管路(Recirculation Loops)及相關設備，以增加爐心燃料的安全。於 10 台爐內泵中，6 台之電力系統聯接在馬達發電機組(Motor Generator Set, MG Set)上，目的在避免事故發生時的爐心流量快速降低，以保護爐心燃料的安全。於龍門電廠的設計上，當爐內泵喪失電源時，6 台電力系統聯接在馬達發電機組上的爐內泵具有維持轉速不變運轉 3 秒的能力。此外於爐內泵正常運轉狀況下，當反應器水位低於低水位 L-3 設定點(TAF + 392 cm，其中 TAF 指 Top of Active Fuel)時，4 台電力系統未聯接在馬達發電機組上的爐內泵會自動跳脫(Trip)。當反應器水位低於低-低水位 L-2 設定點(TAF + 328.5 cm)時，6 台電力系統聯接在馬達發電機組上之爐內泵中的 3 台會自動跳脫，而其餘 3 台會在經過 6 秒延遲後自動跳脫。爐內泵之熱水流模式使用 RELAP5/MOD3.3 Pump 元件模擬，模式建立所需輸入數據均參照龍門電廠設計資料。模式依爐內泵電力系統是否聯接在馬達發電機組上，並依爐內泵設計之跳脫順序，將 10 台爐內泵分為 3 群模擬，於圖 4-3-1 中，編號 10 節點為電力系統未聯接在馬達發電機組上的 4 台爐內泵、編號 12 節點為電力系統聯接在馬達發電機組上的其中 3 台爐內泵(無跳脫延遲)、編號 14 節點為電力系統聯接在馬達發電機組上的其餘 3 台爐內泵(有跳脫延遲)。各節點分別與降流區節點(編號 18)及下部空間

節點(編號 2)相連結。於模式建立過程中，必須將爐內泵性能曲線(如圖 3.1.1.20 所示)依程序轉換為 RELAP5/MOD3.3 程式可讀取之無因次化數據(Homologous Curve)，以供程式運算時使用。

進步型沸水式反應器設計有 4 條主蒸汽管(如圖 3.1.1.21 所示)，將反應器產生的蒸汽導流至主汽機(Main Turbine)。4 條主蒸汽管共配置有 18 只安全釋壓閥及 8 只主蒸汽隔離閥，所有管路均穿越圍阻體(Containment, CTMT)及反應器廠房(Reactor Building)延伸至汽機廠房(Turbine Building)，其中 A 及 D 主蒸汽管分別配置有 4 只安全釋壓閥，B 及 C 主蒸汽管分別配置有 5 只安全釋壓閥，每條主蒸汽管於圍阻體內外兩側分別配置有 1 只主蒸汽隔離閥，如圖 3.1.1.21 所示。4 條主蒸汽管於圍阻體外側主蒸汽隔離閥的下游匯集至集管，即主蒸汽管集管，於集管下游，管路又分為 4 條支路將蒸汽導流至主汽機。主蒸汽管及其集管之熱水流模式主要使用 RELAP5/MOD3.3 Single-Volume、Branch 及 Single-Junction 等元件建構而成。模式建立所需輸入幾何數據均參照龍門電廠設計資料。於圖 4-3-1 中，編號 101、102、103、104、106 及 108 節點為 A 主蒸汽管，編號 121、122、123、124、126 及 128 節點為 B 主蒸汽管，編號 141、142、143、144、146 及 148 節點為 C 主蒸汽管，編號 161、162、163、164、166 及 168 節點為 D 主蒸汽管，編號 188 節點為主蒸汽管集管。各節點使用接節相連結，以模擬主蒸汽管流徑。安全釋壓閥及主蒸汽隔離閥之熱水流模式使用 RELAP5/MOD3.3 Valve 元件模擬。模式建立所需輸入數據均參照龍門電廠設計資料。於圖 3.1.1.19 中，編號 110 至 113 接節為 A 主蒸汽管所配置的 4 只安全釋壓閥，編號 130 至 134 接節為 B 主蒸汽管所配置的 5 只安全釋壓閥，編號 150 至 154 接節為 C 主蒸汽管所配置的 5 只安全釋壓閥，編號 170 至 173 接節為主蒸汽管所配置的 4 只安全釋壓閥，編號 105 及 107 接節為 A 主蒸汽管所配置的 2 只主蒸汽隔離閥，編號 125 及 127 接節為 B 主蒸汽管所配置的 2 只主蒸汽隔離閥，編號 145 及 147 接節為 C 主蒸汽管所配置的 2 只主蒸汽隔離閥，編號 165 及 167 接節為主蒸汽管所配置的 2 只主蒸汽隔離閥。於模式中，安全釋壓閥參照龍門電廠設計資料，依壓力設定點訊號作動。

龍門電廠機組設計有緊急爐心冷卻系統(Emergency Core Cooling System)，包含反應器爐心隔離冷卻系統、高壓爐心灌水系統、自動洩壓系統及餘熱移除系統之低壓灌水模式(Low Pressure Core Flooder Mode, LPFL)。當事故發生，造成反應器爐心冷卻水流失時，為了避免爐心燃料無足夠冷卻水淹蓋而過熱受損，反應器爐心隔離冷卻系統、高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式會依反應器水位設定點訊號作動，將冷卻水注入反應器，確保爐心燃料的安全。反應器爐心隔離冷卻系統啟動訊號為反應器水位低於 L-2 設定點(TAF + 328.5 cm)；高壓爐心灌水系統啟動訊號為反應器水位低於 L-1.5 設定點(TAF + 184.5 cm)；餘熱移除系統低壓灌水模式啟動訊號為反應器水位低於 L-1 設定點(TAF + 108.5 cm)。自動洩壓系統會依反應器水位設定點訊號(L-1)作動，開啟 8 只安全釋壓閥(如圖 3.1.1.21 所示)，執行反應器洩壓，使餘熱移除系統低壓灌水模式能順利將冷卻水注入反應器。反應器爐心隔離冷卻系統、高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式之熱水流模式分別由 3 組 RELAP5/MOD3.3 Time-Dependent Volume 及 Time-Dependent Junction 元件建構而成。模式建立所需輸入數據均參照龍門電廠設計資料。於圖 3.1.1.19 中，編號 92 節點模擬反應器爐心隔離冷卻系統之冷卻水流，使用時變接節連結至編號 22 節點(反應器飼水注入位置)，編號 94 節點模擬高壓爐心灌水系統之冷卻水流，使用時變接節連結至上部空間節點(編號 96)，編號 98 節點模擬餘熱移除系統低壓灌水模式之冷卻水流，使用時變接節連結至降流區節點(編號 20)。於模式中，反應

器爐心隔離冷卻系統、高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式之注水能力均參照龍門電廠設計資料，分別如圖 3.1.1.22、圖 3.1.1.23 及圖 3.1.1.24 所示。自動洩壓系統作動訊號與 8 只安全釋壓閥熱水流模式連結，以進行反應器洩壓模擬。

龍門電廠反應器系統 RELAP5/MOD3.3 模式之邊界包括主蒸汽側及飼水側，主蒸汽側以主蒸汽管集管為邊界，即圖 3.1.1.19 中編號 189 節點；飼水側以反應器飼水注入位置為邊界，即圖 3.1.1.19 中編號 56 節點。編號 189 節點為 RELAP5/MOD3.3 Time-Dependent Volume 元件，以 Single-Junction 連結至主蒸汽管集管節點(編號 188)。編號 189 節點設定為飽和蒸汽壓力條件，壓力值為 6.89 MPa，即機組 100% 額定功率運轉狀況下之主蒸汽管集管壓力。編號 56 節點為 RELAP5/MOD3.3 Time-Dependent Volume 元件，以 Time-Dependent Junction 連結至編號 22 節點(反應器飼水注入位置)。編號 56 節點設定為次冷態條件，壓力值及溫度值分別為 7.19 MPa 及 488.85 K (215.7 °C)，即機組 100% 額定功率運轉狀況下之反應器飼水注入壓力及溫度。編號 56 節點與編號 22 節點連結之 Time-Dependent Junction 設定為液態流量條件，流量值等於模式中 4 條主蒸汽管流量的總和，以使模式反應器水位能穩定維持在正常水位值(機組 100% 額定功率運轉穩態模擬)。

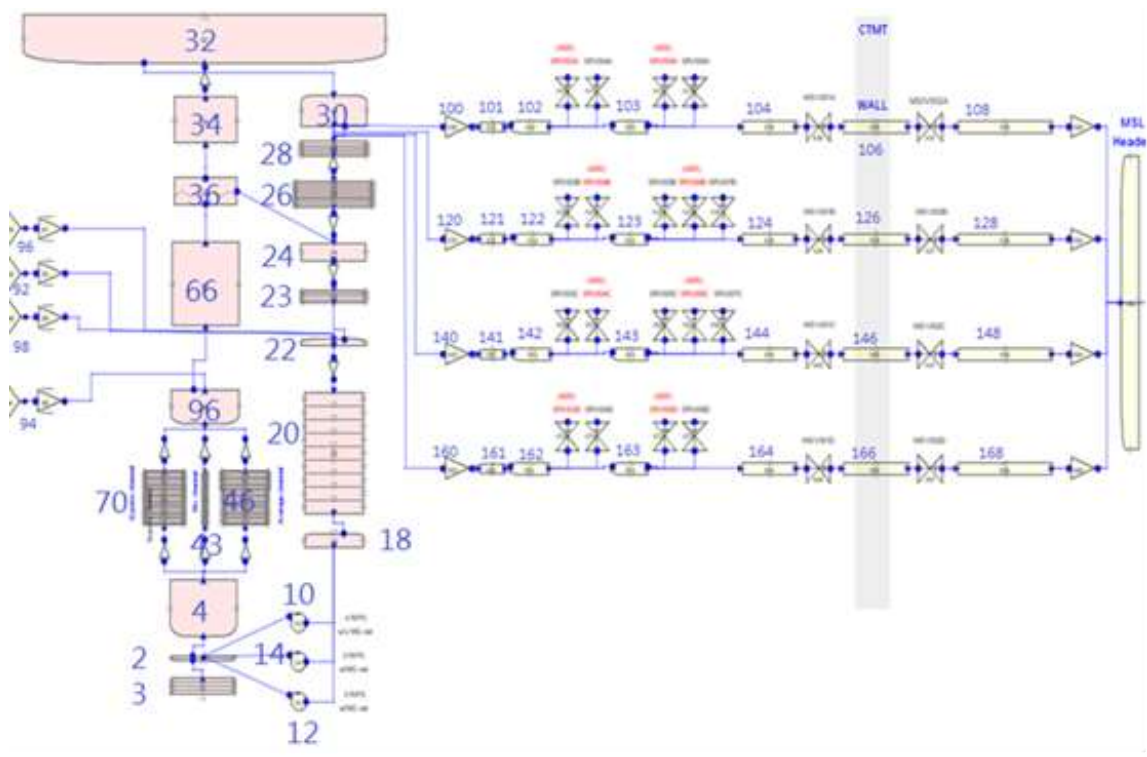


圖 3.1.1.19 龍門電廠 RELAP5 模式節點圖

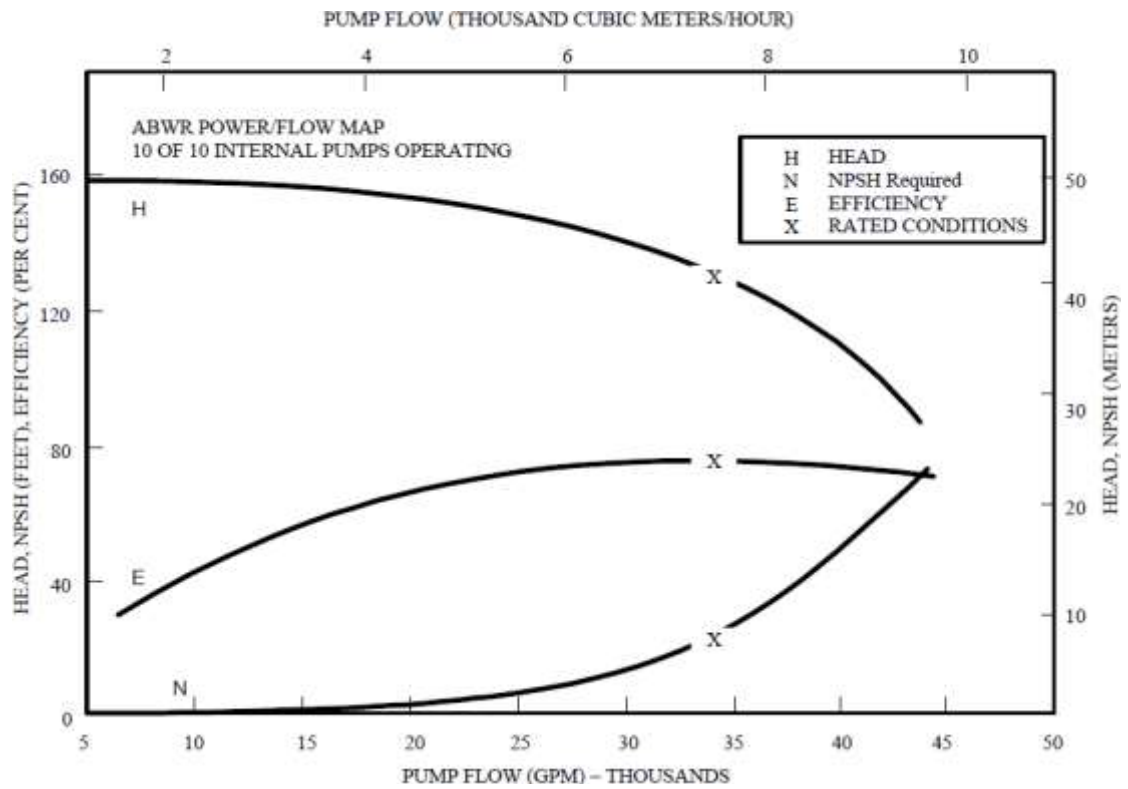


圖 3.1.1.20 爐內泵性能曲線

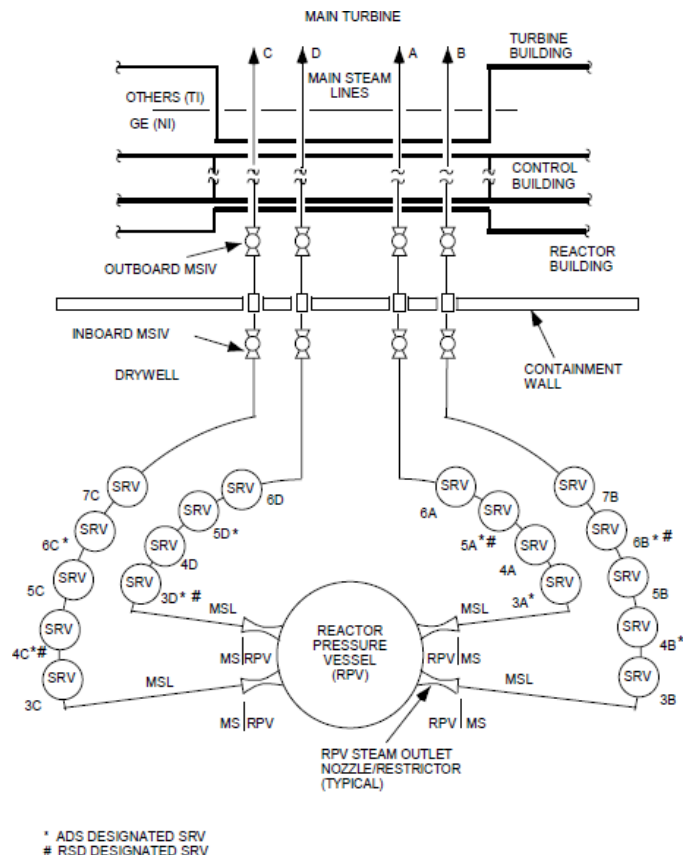


圖 3.1.1.21 蒸汽管示意圖

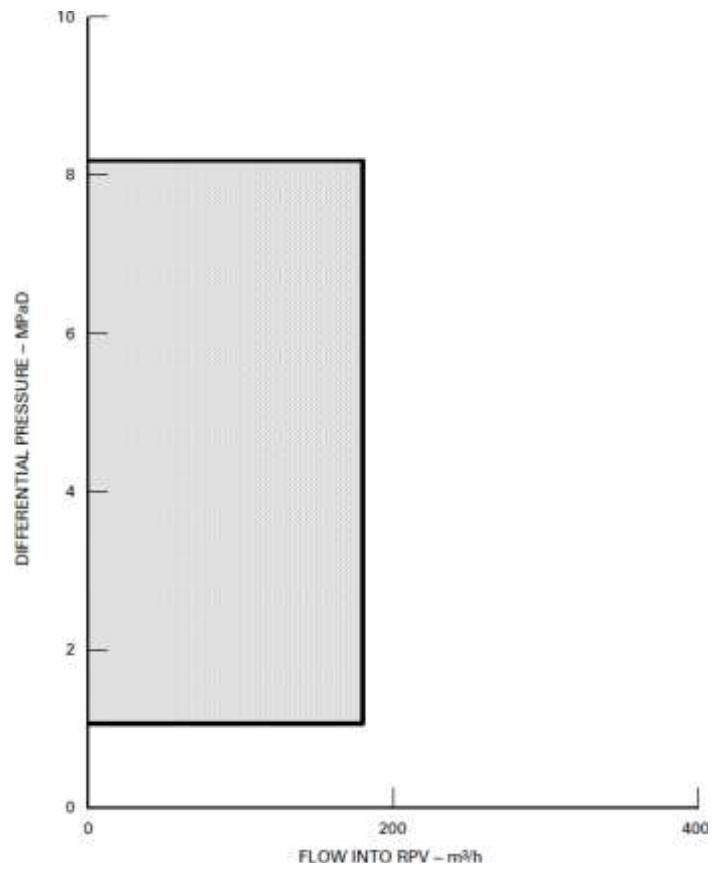


圖 3.1.1.22 反應器爐心隔離冷卻系統注水能力

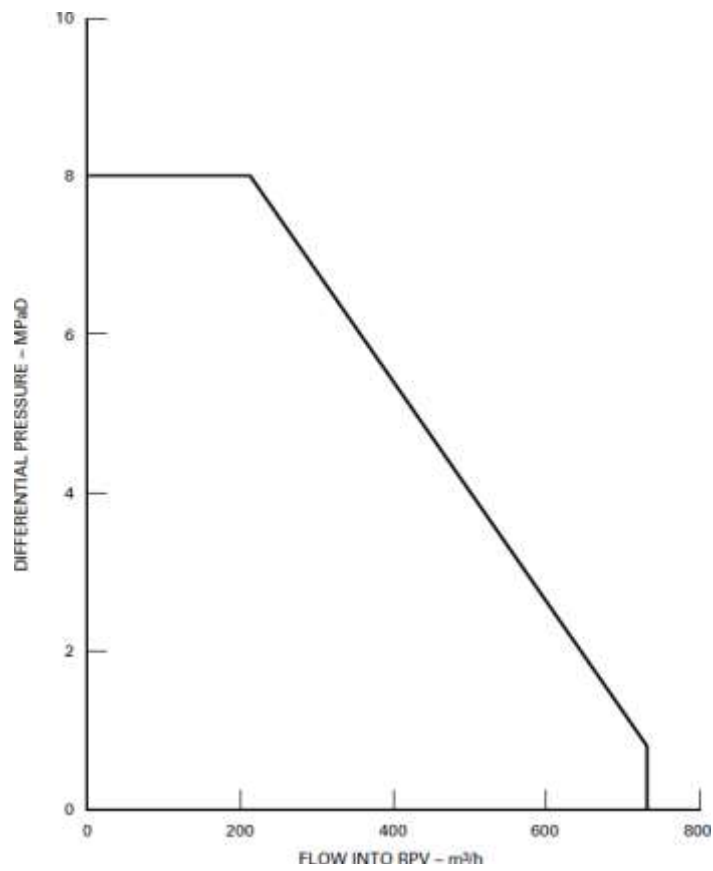


圖 3.1.1.23 高壓爐心灌水系統注水能力

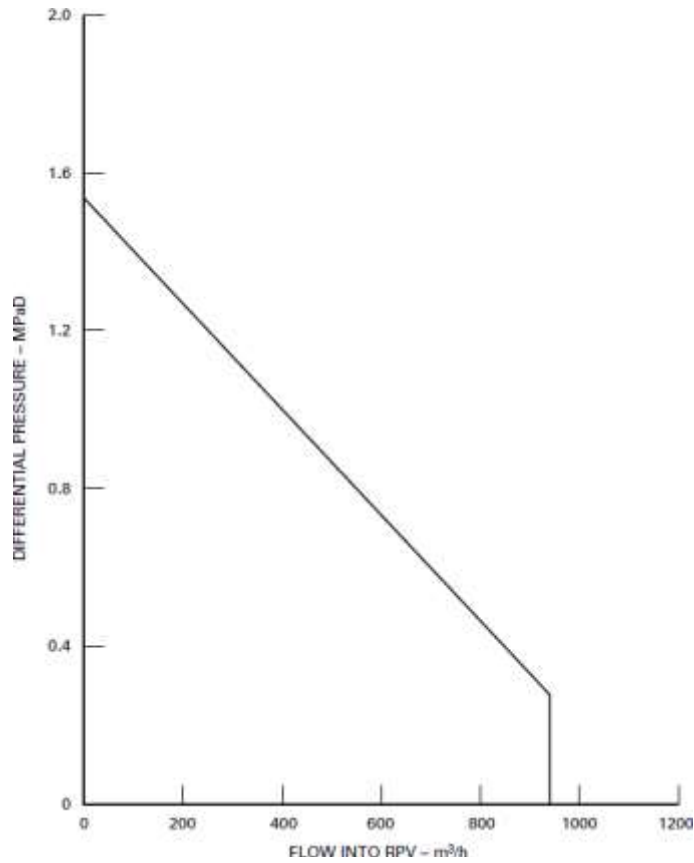


圖 3.1.1.24 餘熱移除系統低壓灌水模式注水能力

本研究參照核能研究所龍門電廠 RELAP5/3D 反應器斷然處置措施分析報告，來平行驗證龍門電廠反應器系統 RELAP5/MOD3.3 模式的計算能力。圖 3.1.1.25~圖 3.1.1.27 是與其比較的結果，本模式的計算結果與其計算結果一致。

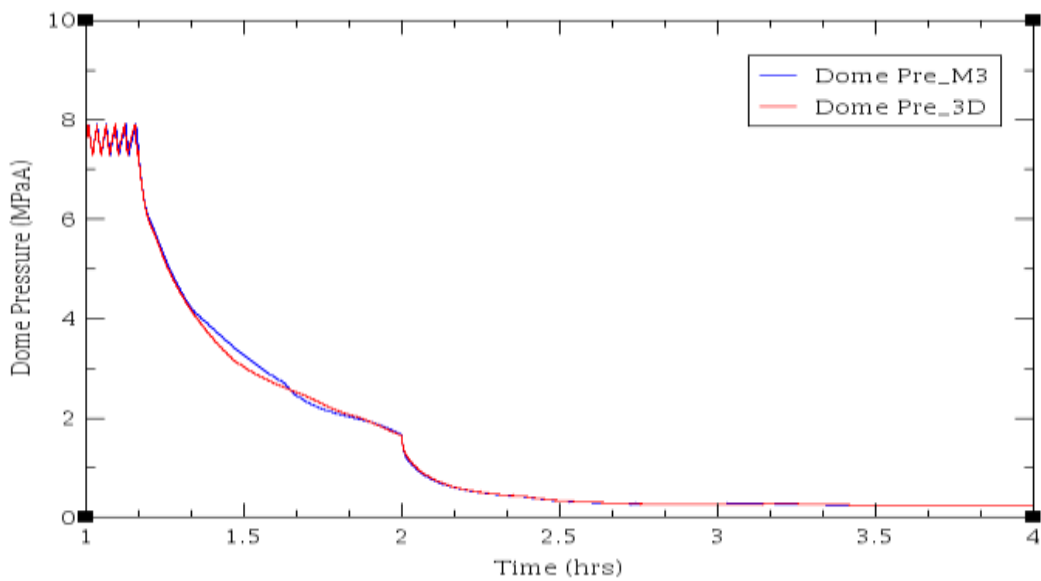


圖 3.1.1.25 反應器爐頂壓力比較圖

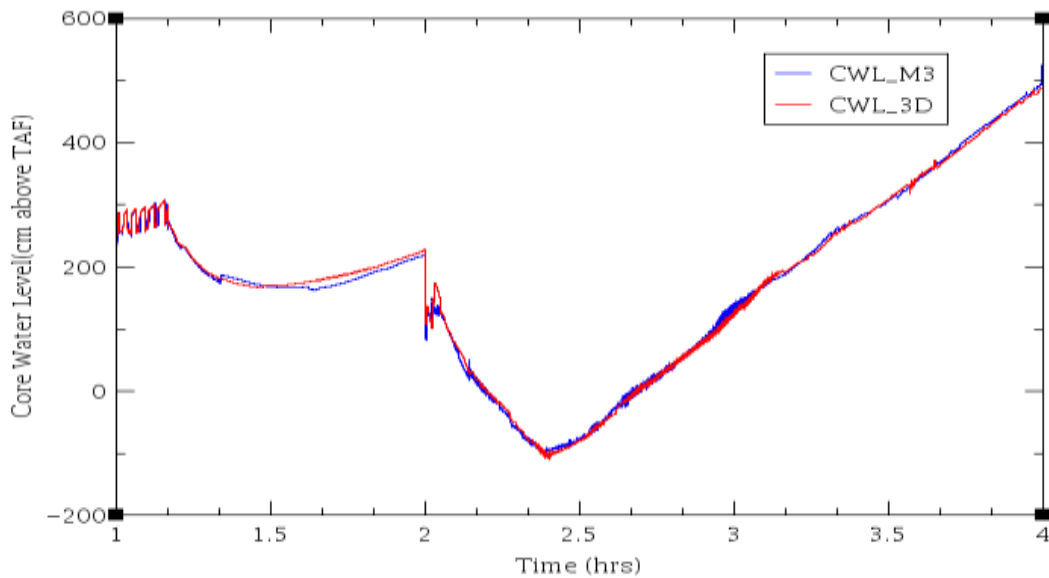


圖 3.1.1.26 爐心水位比較圖

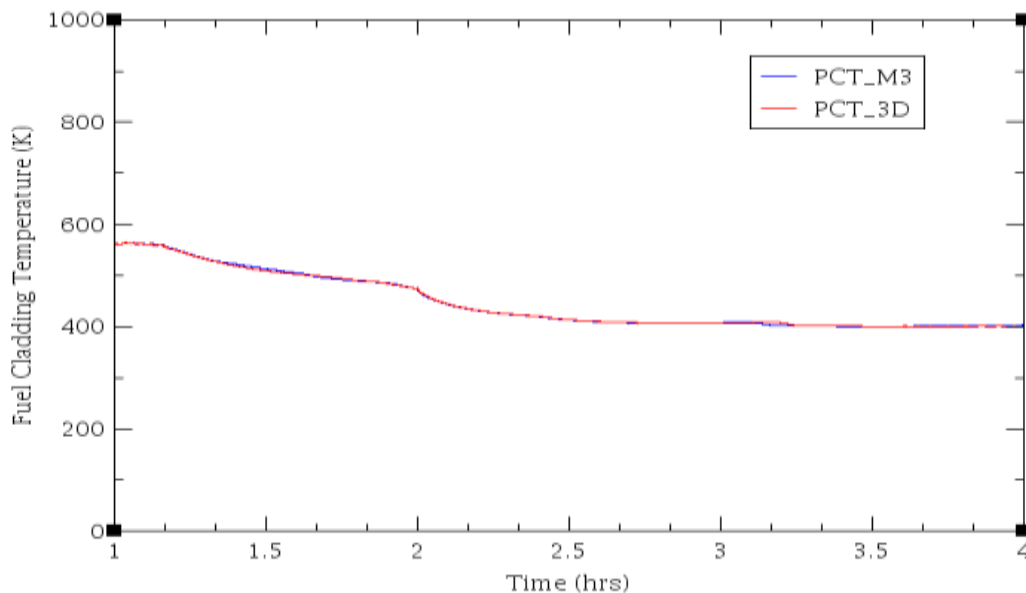


圖 3.1.1.27 爐心燃料尖峰護套溫度比較圖

3.1.1.3.2 RELAP5 分析龍門電廠斷然處置策略

案例一：類福島事故模擬(使用斷然處置措施)

本研究使用龍門電廠反應器系統 RELAP5/MOD3.3 模式，假設龍門電廠遭遇類福島事故之複合式天然災害，在執行機組斷然處置措施狀況下，進行爐心熱水流現象模擬與分析，以計算驗證反應器藉由 ACIWA (AC-Independent Water Addition) 管路固定注入流量為 60 kg/s 之替代冷卻水，可使爐心燃料尖峰護套溫度不超過護套明顯發生鋳-水反應之溫度 1088.7K。

事故起始(t = 300 秒)，因強震引起海嘯，造成反應器急停，並使電廠廠外電源喪失，緊急柴油發電機同時失去功能。10 台爐內泵電源均喪失，4 台電力系統未聯接在馬達發電機組上之爐內泵的轉速開始滑降(Coast Down)；6 台電力系統聯接在馬達發電機組上之爐內泵的轉速

於喪失電源 3 秒後亦開始快速滑降。主蒸汽隔離閥開始關閉。由於冷凝水泵及冷凝水增壓泵電源皆喪失，使得飼水泵進口壓力過低，造成飼水泵跳脫(反應器飼水喪失)。於主蒸汽隔離閥完全關閉後，安全釋壓閥依壓力設定點訊號作動開關，釋放反應器內部蒸汽，避免反應器過壓。由於安全釋壓閥開啟，使得反應器爐心冷卻水流失，造成反應器水位下降，反應器爐心隔離冷卻系統將依反應器水位設定點訊號作動，將冷卻水注入反應器中，並盡量使反應器水位能維持在 L-8 設定點(TAF + 473.8 cm)。從事故後 80 秒($t = 380$ 秒)，此時開啟 1 只安全釋壓閥，開始進行反應器控制性降壓。事故發生 1 小時($t = 3900$ 秒)，反應器爐心隔離冷卻系統失效。此時由於電廠完成電源及水源列置，使用具自動洩壓功能之 8 只安全釋壓閥，開始執行反應器緊急洩壓，使替代冷卻水(固定流量 60kg/s)得以藉由 ACIWA 管路注入反應器降流區。

$t = 300$ 秒，反應器急停(如圖 3.1.1.28 所示)，廠外電源喪失。4 台電力系統未聯接在馬達發電機組上之爐內泵失電跳脫，飼水泵跳脫(反應器飼水喪失，如圖 3.1.1.30 所示)。主蒸汽隔離閥開始關閉(全關所需時間為 4.5 秒)。 $t = 303$ 秒，6 台電力系統聯接在馬達發電機組上之爐內泵轉速開始滑降。於主蒸汽隔離閥完全關閉後，安全釋壓閥依壓力設定點訊號作動開關(如圖 3.1.1.30 所示)，釋放反應器內部蒸汽(如圖 3.1.1.29 所示)，避免反應器過壓(如圖 3.1.1.31 所示)。 $t = 309$ 秒，反應器寬幅水位低於 L-2 設定點(TAF + 328.5 cm，如圖 3.1.1.32 所示)，反應器爐心隔離冷卻系統開始啟動。 $t = 339$ 秒，反應器爐心隔離冷卻系統完成啟動，注水開始(如圖 3.1.1.33 所示)。

$t = 380$ 秒，開啟 1 只安全釋壓閥(如圖 3.1.1.30 所示)，開始進行反應器控制性降壓(如圖 3.1.1.31 所示，目標壓力為 1.5 MPaG)。 $t = 1304$ 秒，反應器寬幅水位低於 L-1.5 設定點(TAF + 184.5 cm，如圖 3.1.1.34 所示)。 $t = 3900$ 秒，反應器爐心隔離冷卻系統失效(如圖 3.1.1.35 所示)。此時反應器壓力為 1.64 MPaA(如圖 3.1.1.31 所示)，尚未降低至目標壓力；反應器寬幅水位為 TAF + 188 cm(如圖 3.1.1.32 所示)，無法維持在高水位(L-8)狀況。由於電廠電源及水源完成列置，作動具自動洩壓功能之 8 只安全釋壓閥(如圖 3.1.1.30 所示)，開始執行反應器緊急洩壓(如圖 3.1.1.31 所示)。於執行反應器緊急洩壓的初期，由於反應器壓力急速降低(如圖 3.1.1.31 所示)，造成反應器內部飽和水閃化(Flashings)，使得反應器水位出現先快速升高再快速降低的現象(如圖 3.1.1.32 所示)。隨著反應器內部蒸汽不斷自安全釋壓閥流出(如圖 3.1.1.30 所示)，反應器水位不斷下降(如圖 3.1.1.32 所示)。 $t = 6270$ 秒，反應器寬幅水位低於 L-1 設定點(TAF + 108.5 cm，如圖 3.1.1.32 所示)。圖 3.1.1.32 所示為爐心水位(Core Collapse Water Level)隨時間變化。於開始執行反應器緊急洩壓前，爐心水位高度為 TAF + 188cm。因為執行反應器緊急洩壓，反應器存水(Inventory)大量流失，使得爐心水位下降，最低高度為 TAF - 80cm 如圖 4-3-16 所示。 $t = 4930$ 秒，由於反應器壓力已低於 0.414 MPaA (60 psia，如圖 3.1.1.29 所示)，使替代冷卻水得以開始注入反應器降流區(藉由 ACIWA 管路，流量固定為 60kg/s，如圖 3.1.1.33 所示)。隨著替代冷卻水不斷注入反應器，爐心水位及反應器水位開始上升(如圖 3.1.1.34 及圖 3.1.1.32 所示)，於 $t = \sim 5800$ 秒，爐心燃料完全被冷卻水所淹蓋。於執行反應器緊急洩壓前，由於爐心燃料完全被冷卻水所淹蓋(如圖 3.1.1.34 及圖 3.1.1.32 所示)，爐心燃料衰變熱得以有效移除，爐心燃料護套溫度維持在略高於系統飽和溫度的狀況。在執行反應器緊急洩壓後，雖然爐心水位短時間低於 TAF(如圖 3.1.1.34 所示)，但由於仍有足夠的冷卻水及蒸汽得以移除爐心燃料衰變熱，所以爐心燃料護套溫度仍可維持在略高於系統飽和溫度的狀況。而隨著替代冷卻水

的不斷注入反應器(如圖 3.1.1.35 所示),反應器水位隨之上升(如圖 3.1.1.34 及圖 3.1.1.32 所示),在冷卻水完全淹蓋爐心燃料,爐心燃料衰變熱得以有效移除的狀況下,爐心燃料護套溫度維持在略高於系統飽和溫度的狀況(如圖 3.1.1.36 所示)。反應器開始執行緊急洩壓後,爐心燃料尖峰護套溫度為 478K,不超過 1088.7K。

案例二：類福島事故模擬(不使用斷然處置措施)

事故起始($t = 300$ 秒),因強震發生,造成反應器急停,並使電廠廠外電源喪失,緊急柴油發電機開始啟動。10 台爐內泵電源均喪失,4 台電力系統未聯接在馬達發電機組上之爐內泵的轉速開始滑降(Coast Down);6 台電力系統聯接在馬達發電機組上之爐內泵的轉速於喪失電源 3 秒後亦開始快速滑降。主蒸汽隔離閥開始關閉。由於冷凝水泵及冷凝水增壓泵電源皆喪失,使得飼水泵進口壓力過低,造成飼水泵跳脫(反應器飼水喪失)。於主蒸汽隔離閥完全關閉後,安全釋壓閥依壓力設定點訊號作動開關,釋放反應器內部蒸汽,避免反應器過壓。由於安全釋壓閥開啟,使得反應器爐心冷卻水流失,造成反應器水位下降,反應器爐心隔離冷卻系統、高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式將依反應器水位設定點訊號作動,將冷卻水注入反應器中,並盡量使反應器水位能維持在 L-8 設定點(TAF + 473.8 cm)。 $t = 309$ 秒,反應器寬幅水位低於 L-2 設定點(TAF + 328.5 cm),因反應器爐心隔離冷卻系統不可用,而無法正常啟動, $t = 300 \sim 1400$ 秒,爐頂壓力因安全釋壓閥壓力設定點到達而開啟及關閉,進而造成壓力震盪如圖 3.1.1.38,同時因反應器爐心隔離冷卻系統不可用,水位持續下降, $t \sim 1700$ 秒時,水位低於 TAF 以下如圖 3.1.1.37。 $T = 1400$ 秒時,執行緊急降壓動作,8 個安全釋壓閥全部開啟,將反應器壓力快速降低,此時因不使用 ACIWA 補水,水位於 $t \sim 1900$ 秒時,低於 BAF 以下。同時 PCT 開始升溫,於 $t = 2640$ 秒時溫度超過 1088.7 K 如圖 3.1.1.39。

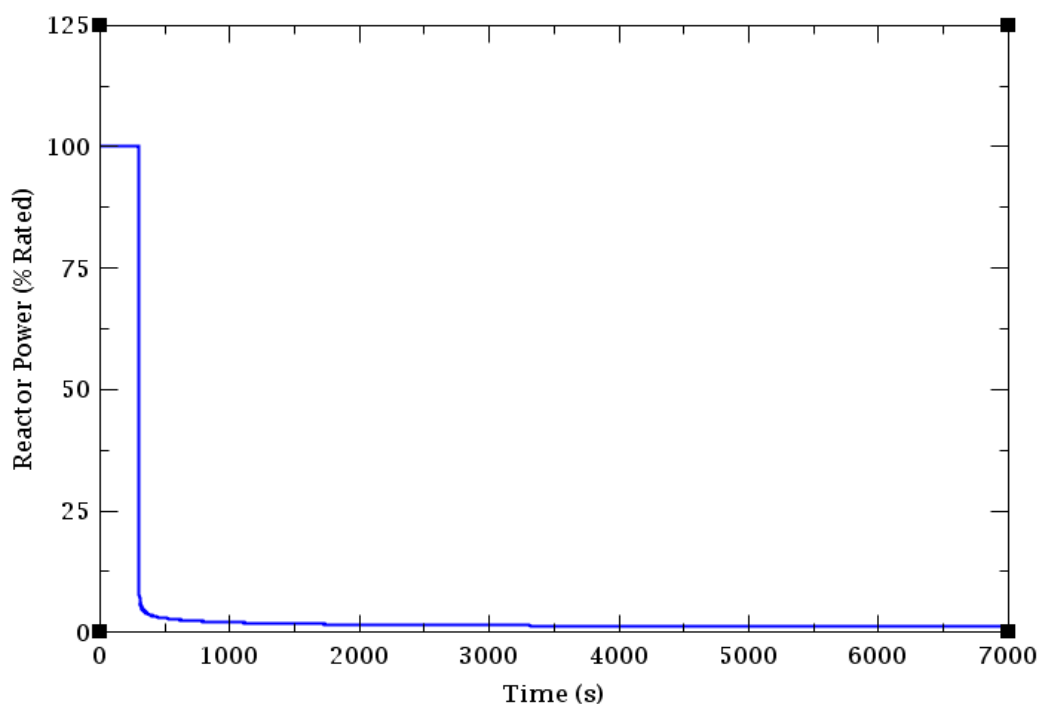


圖 3.1.1.28 反應器功率

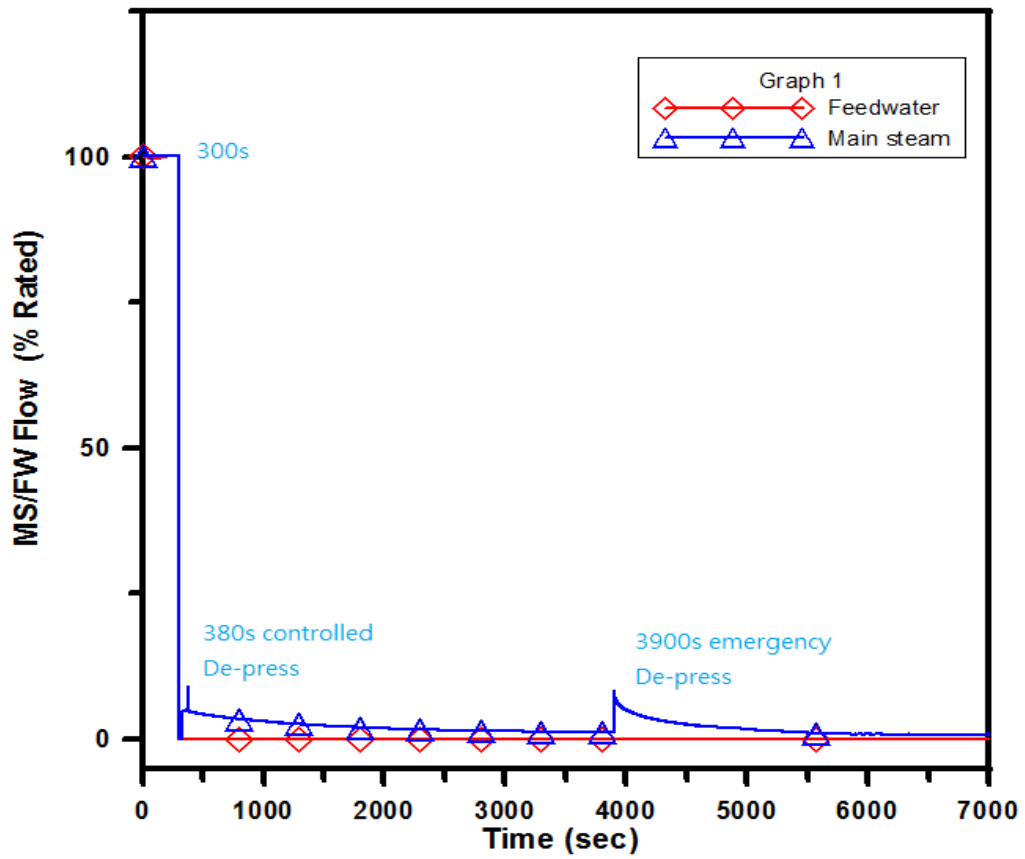


圖 3.1.1.29 主蒸汽及飼水流量

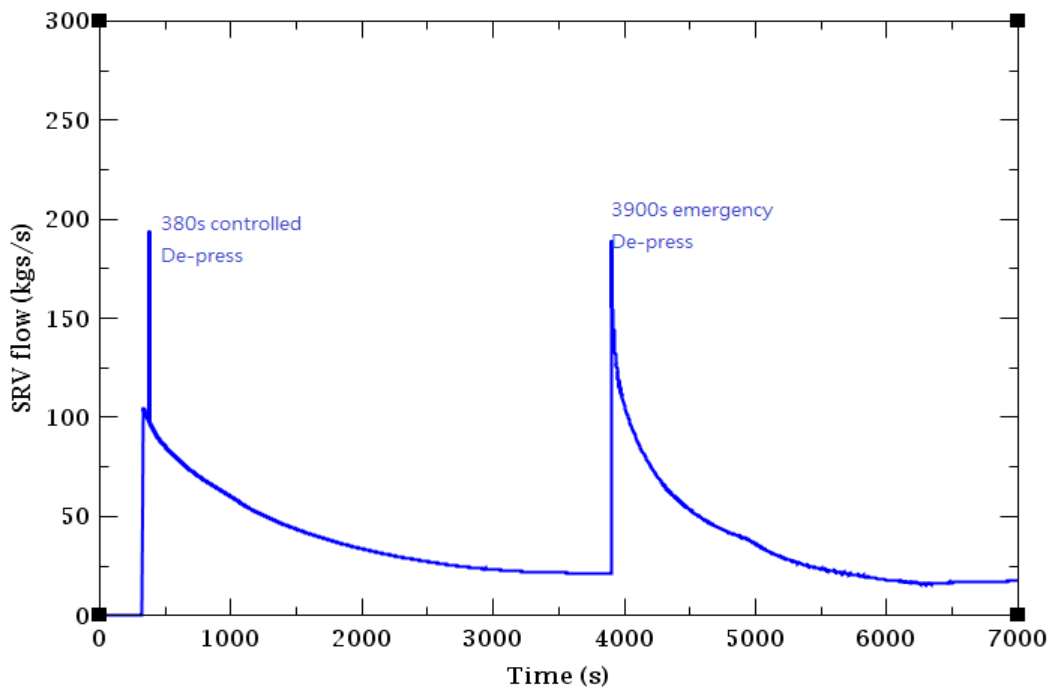


圖 3.1.1.30 安全釋壓閥流量

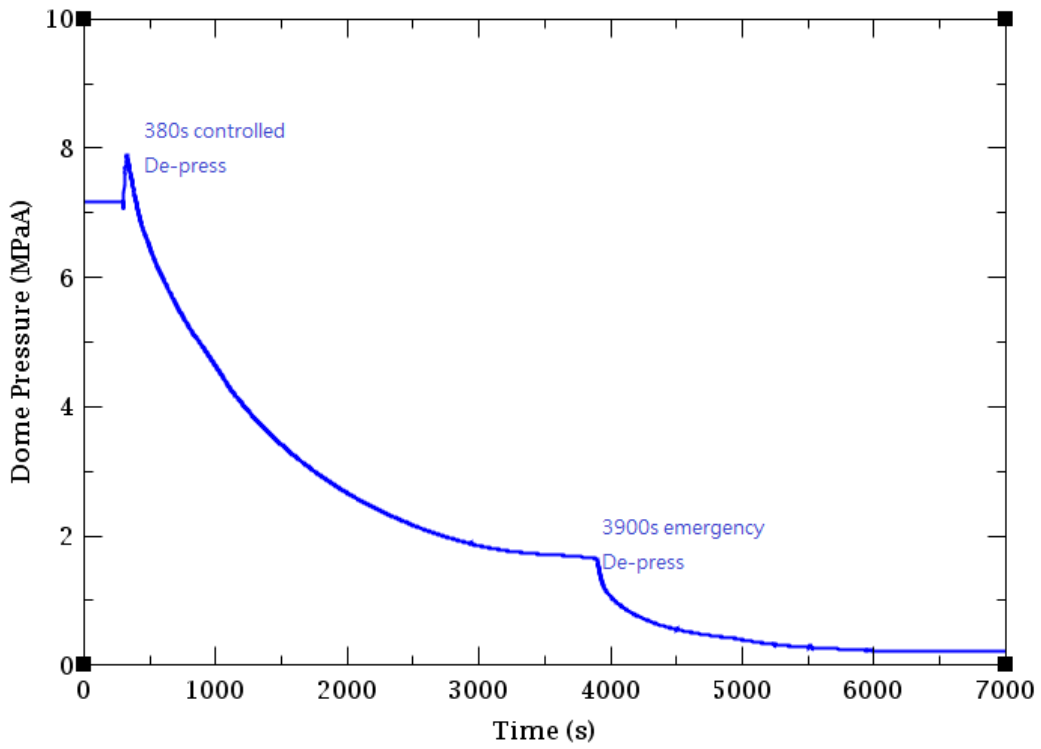


圖 3.1.1.31 反應器頂部壓力

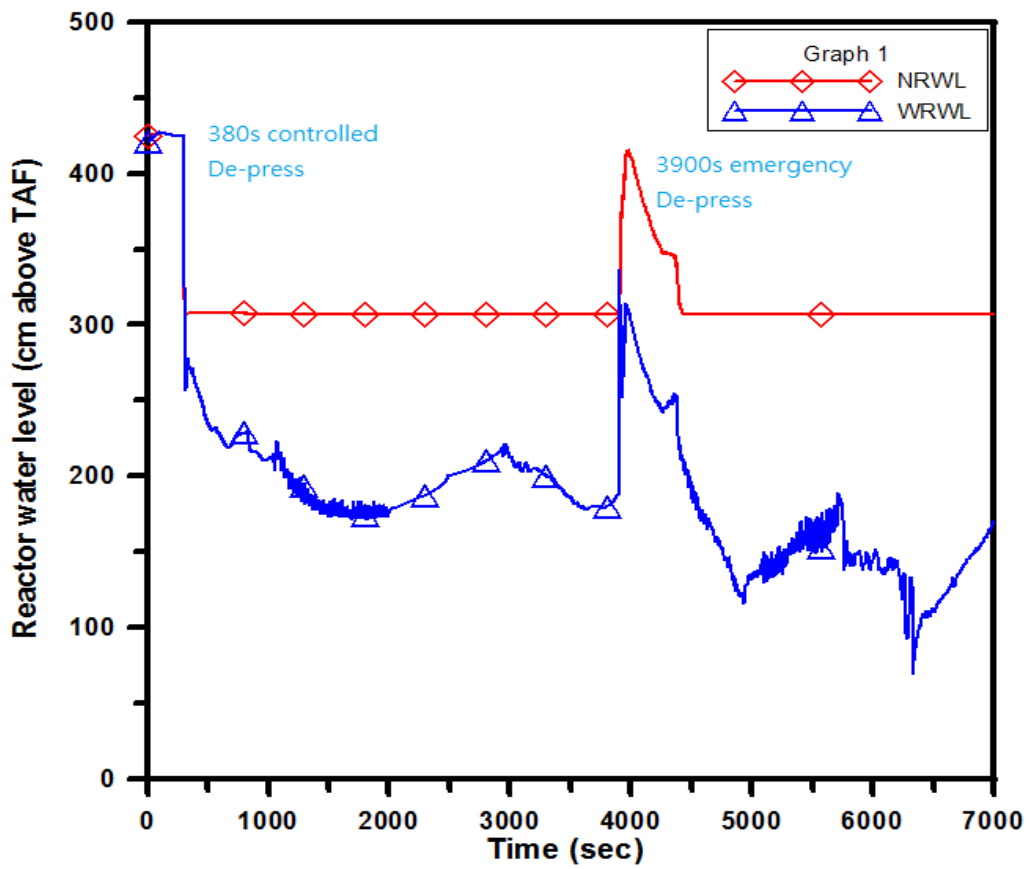


圖 3.1.1.32 反應器水位

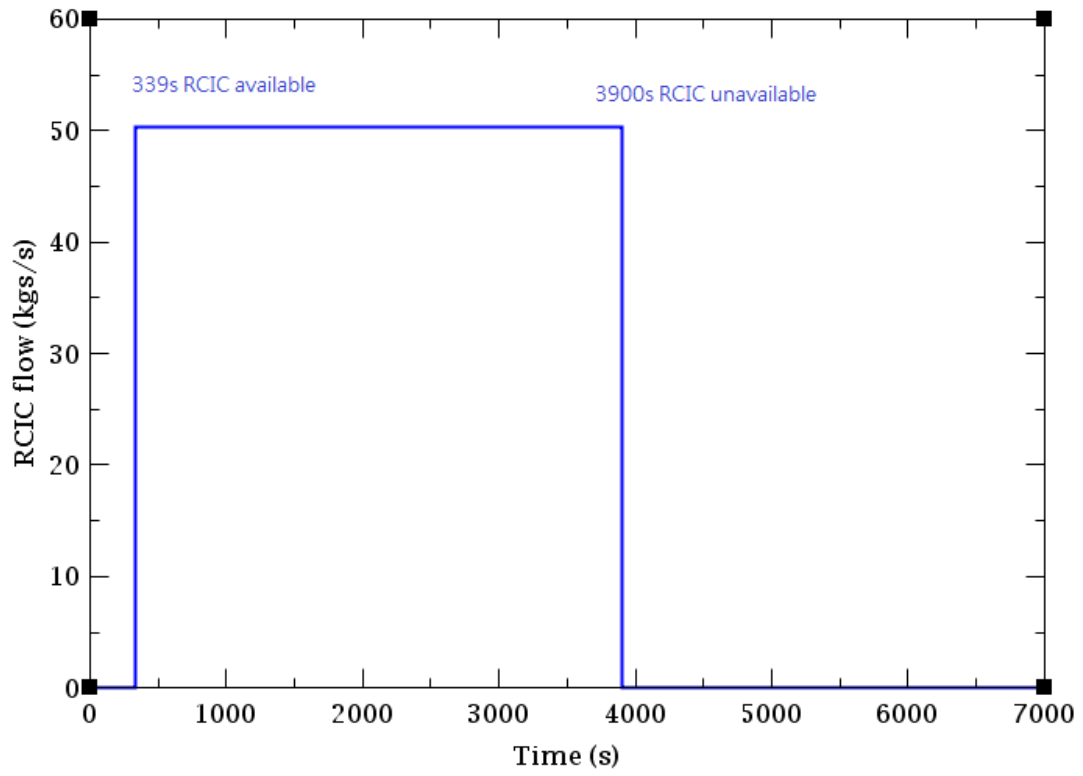


圖 3.1.1.33 反應器爐心隔離冷卻系統流量

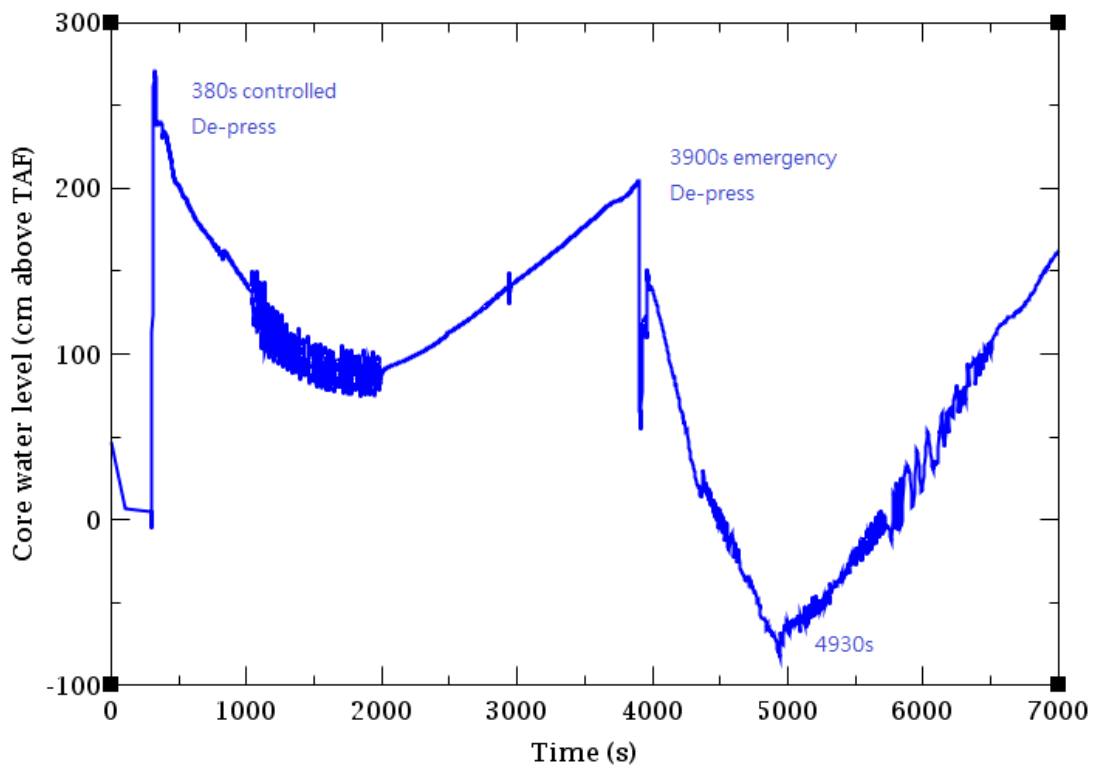


圖 3.1.1.34 爐心水位

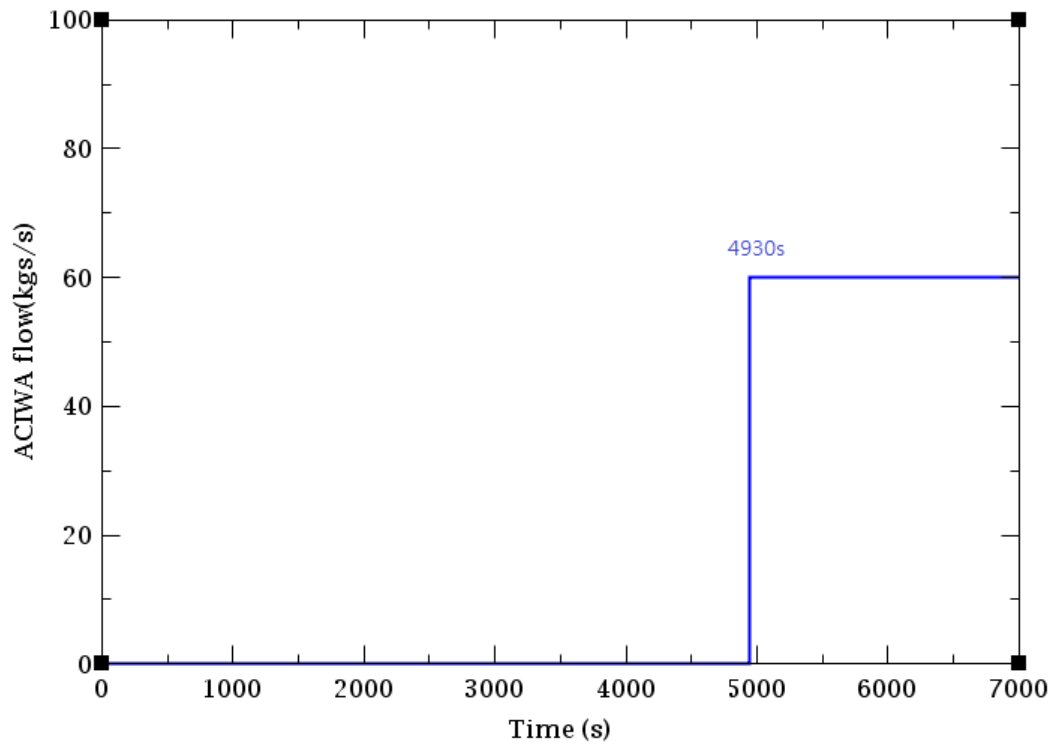


圖 3.1.1.35 ACIWA 流量

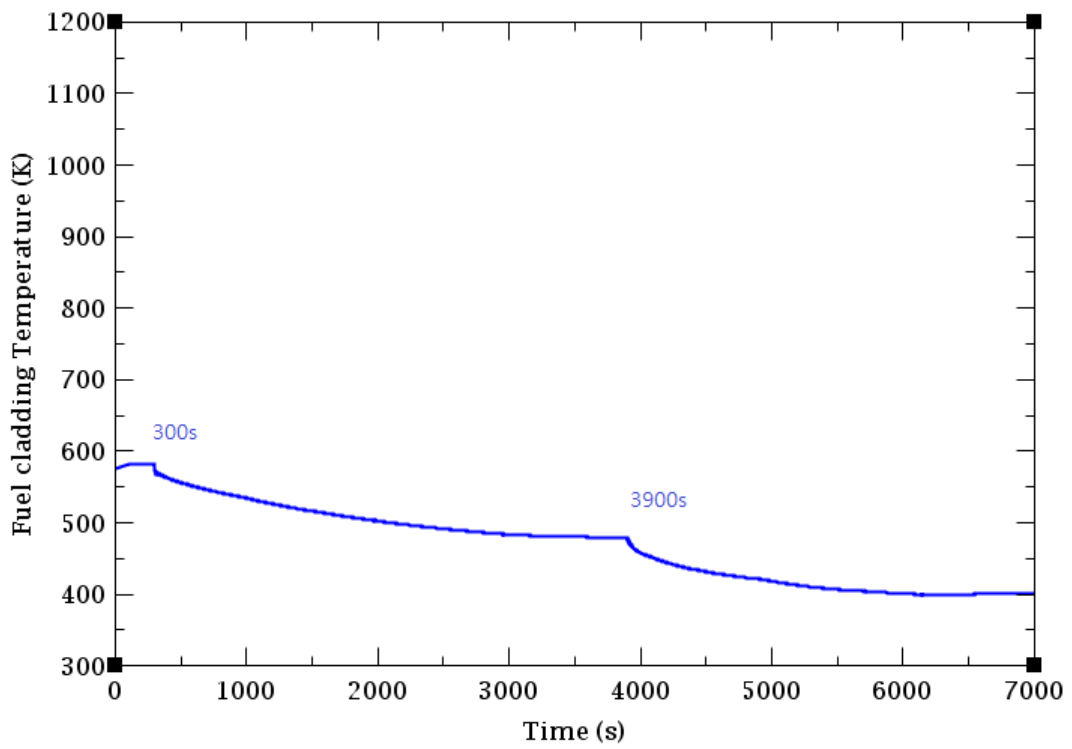


圖 3.1.1.36 爐心燃料尖峰護套溫度隨時間變化

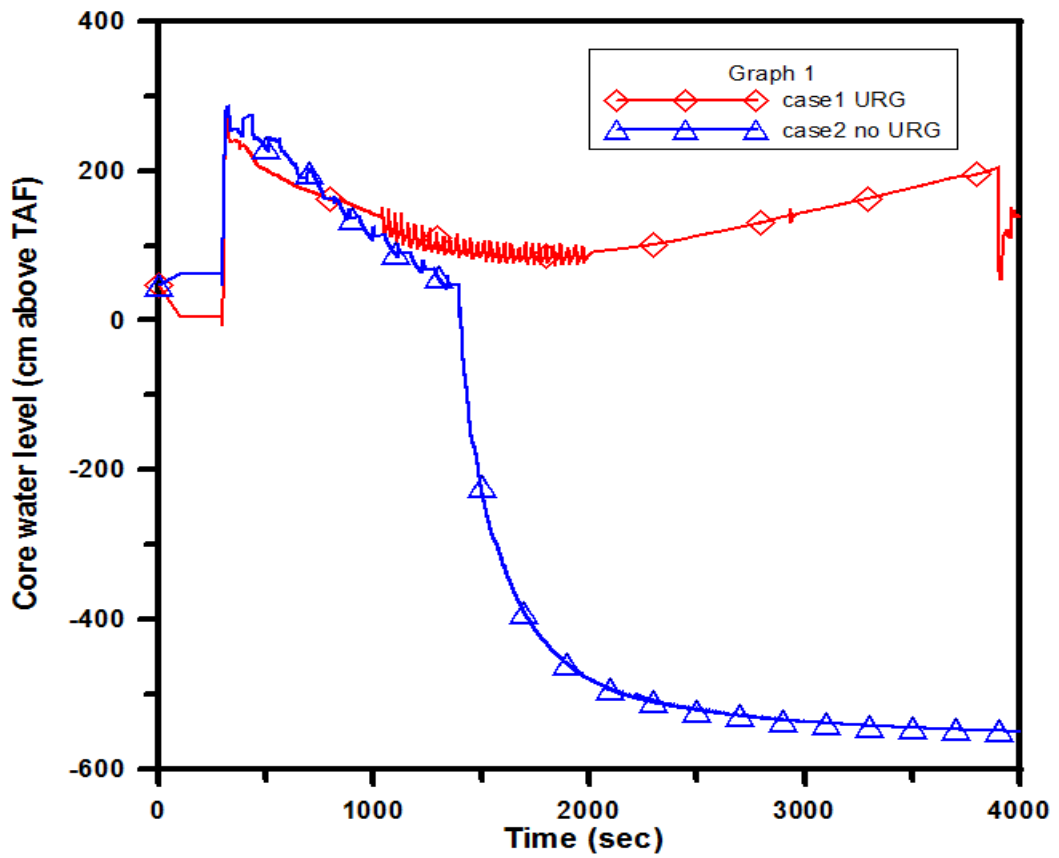


圖 3.1.1.37 爐心水位比較圖

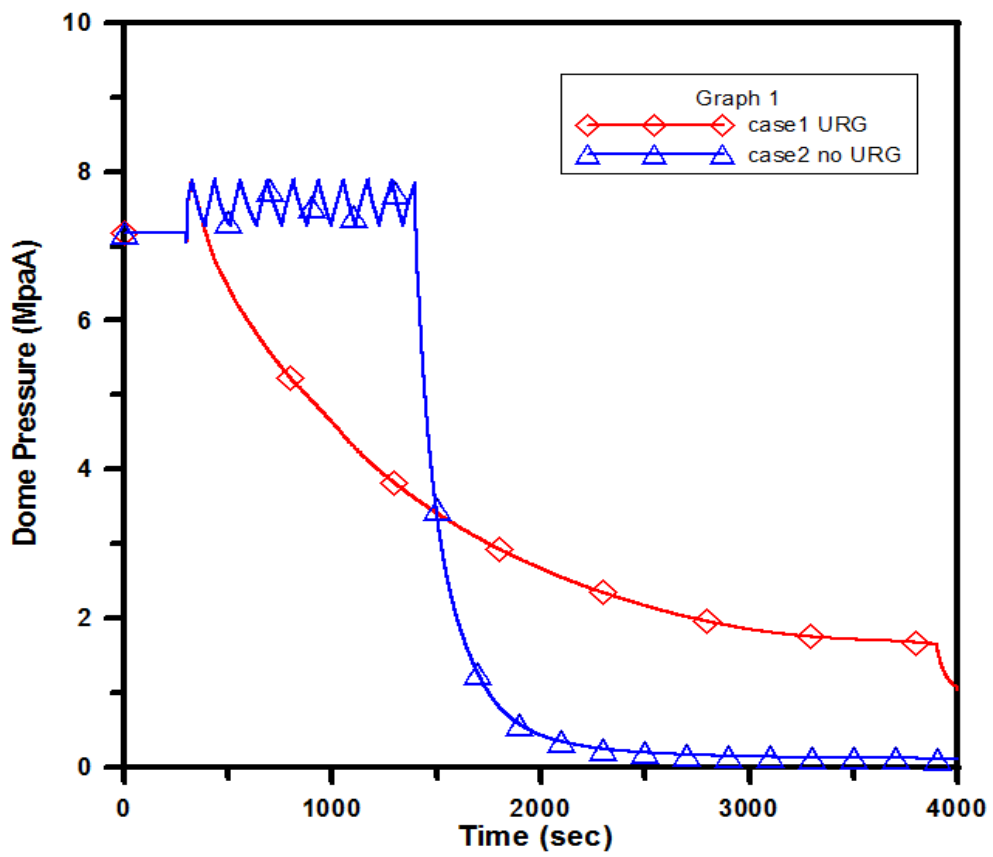


圖 3.1.1.38 爐頂壓力比較圖

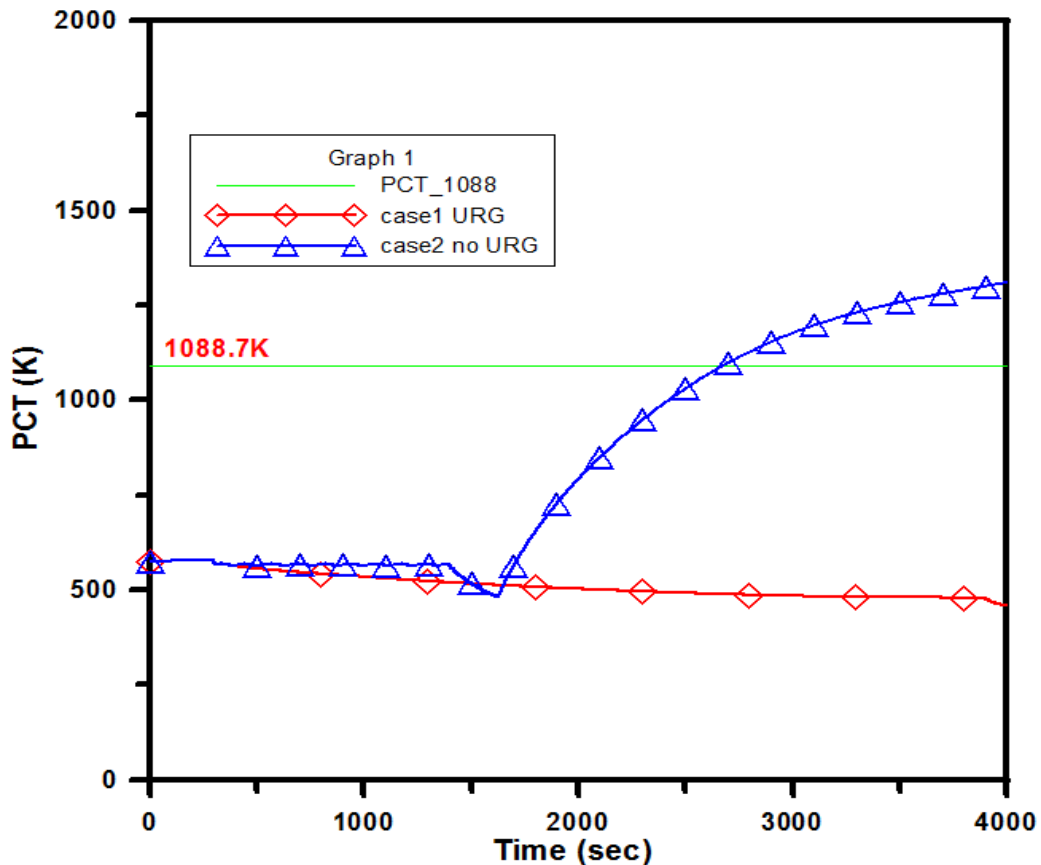


圖 3.1.1.39 爐心燃料尖峰護套溫度比較圖

3.1.1.3.3 結論與建議

本研究建立龍門電廠 RELAP5/MOD3.3 分析模式，並參照核能研究所龍門電廠 RELAP5/3D 反應器斷然處置措施分析報告，來平行驗證龍門電廠反應器系統 RELAP5/MOD3.3 模式的計算能力。驗證結果顯示龍門電廠 RELAP5/MOD3.3 分析模式計算結果與 RELAP5/3D 計算結果一致。

完成龍門電廠 RELAP5/MOD3.3 分析模式模擬龍門電廠在假設遭遇類福島事故狀況下，執行機組斷然處置措施之爐心熱水流現象與分析工作。本研究歸納以下重點結論：

- (1) 事故發生後，若先執行控制性降壓，能有效緩和在緊急洩壓時，水位降低的速度；
- (2) 在執行控制性降壓時，爐心隔離冷卻系統是否可用，對於維持水位覆蓋有決定性的影響；
- (3) 在爐心隔離冷卻系統不可用時，若無 ACIWA 補水，將無法維持燃料尖峰護套溫度於 1088.7 K 以下。

3.1.1.4 MAAP5 程式

3.1.1.4.1 龍門電廠 MAAP5 模式介紹

1980 年 10 月 2 日三哩島事故過後，美國的核能工業界為了研究爐心熔毀的現象而成立一名為 IDCOR(Industry Degraded Core Rulemaking Program) 的計畫，專門為了爐心熔毀過後事故處理做相關的研究;MAAP(Modular Accident Analysis Program)即為其中的一個計畫，而後

交由 Fauske & Associates, Inc (FAI)負責程式研發工作，此時即完成了 MAAP 的第一個版本。在 IDCOR 計畫結束後轉移給 EPRI(Electric Power Research Institute)負責後續的發展工作，程式以及模式的建立仍然是由 FAI 負責，完成了 MAAP 3.0 以及 MAAP 3.0B 的版本，此時已經加入了 CANDU 型反應器設計的模擬能力，而後續發展出的 MAAP 4 版本也已經有能力模擬 VVER 型的反應器，同時在許多的物理以及化學現象上也根據最新的實驗結果做更新。目前使用的版本為 MAAP 5 版，可模擬的反應器類型為輕水式反應器中的沸水式 (Boiling Water Reactor, BWR) 以及壓水式(Pressurized Water Reactor, PWR)反應器。

MAAP 主要可模擬的部分為反應爐、圍阻體、反應爐廠房、安全系統、運轉員動作以及暫態的模擬，也加入了實際實驗以及實際暫態事故的經驗分析。在數值運算方面，可以在參數檔裡選擇是要用一階的 Euler method 或是二階 Runge-kutta 做運算，而在 time-step 選擇的範圍也可由 0.001 秒至 20 秒當中做選擇。

對於反應器製造商以及電力公司而言，MAAP 可以提供以下幾個用途：

1. 瞭解設備正常運轉與否對系統之影響；
2. 意外事故發生之過程、事故序列即發生時間之模擬；
3. 特設安全裝置(Engineered Safety Feature, ESF)對事故序列之影響；
4. 事故發生後嚴重程度之評估，如圍阻體壓力、氫氣產生量、分裂產物外釋時間、外釋量等；
5. 用於核電廠安全評估(Probabilistic Safety Assessment)時之事故序列分析；
6. 協助電力公司發展核電廠嚴重事故處理導則 (Severe Accident Management Guideline ,SAMG)

MAAP 程式於執行時，需要以下幾個輸入檔：

- (1) Input File
- (2) Parameter File
- (3) Restart File
- (4) Report Template File
- (5) Graphics Input File

Input File 以及 Parameter File 為執行 MAAP 程式必要的檔案。Input File 主要是用來指定事故肇因(例如電廠全黑(SBO)、冷卻水流失(LOCA)、預期暫態未急停(ATWS)等)、運轉員動作、呼叫圖形介面以及更改 Parameter File 中各項參數用，可以不用直接在 Parameter File 中做更改以保持其完整性，同時也可設定事故或是動作的時序、自訂參數等。Parameter File 是用來定義電廠相關數值，例如爐心功率、管路及流徑相關位置、管路流量、安全設施的邏輯設定、圍阻體容積以及 MAAP 中使用到物理及化學模式等相關參數。Restart File 為一輸出檔，可依使用者在輸入檔中設定的時間記錄格點中，選擇任一時間點執行重新運算的動作。Report Template File 則用以提供 MAAP 程式運算結果的輸出樣板。Graphics Input File 是圖形介面相關的檔案，MAAP 程式的執行可選擇是否要有同步圖形輸出，下方則可依使用者需求呈現出不同參數的變化，在使用圖形介面時，可直接同步加入暫態或是設定運轉員動作。

圖 3.1.1.40 為 MAAP 5 程式執行界面圖，而 3.1.1.41 為 MAAP 5 內建動態示意圖。

MAAP 之輸出檔案主要有下列幾個：

- (1) Log File
- (2) Event Summary File
- (3) Tabular Output File
- (4) Plot File

MAAP 程式於運行前會先檢查 Input File，若是有檢查錯誤使得無法執行，於 Log File 中會顯示 ERROR，同時在 Log File 裡會紀錄 Input File 中更改的數值、新增之運算邏輯、檔案輸出格式及程式運算中發生的重大事件。Event Summary File 則是紀錄模擬過程中所有 Event 的變化。MAAP 有內建 Event 指令集，可以用來模擬運轉員動作以及設定事故，若是在模擬過程中有任何動作，則會依發生時間記錄下來，事件之發生以 1 到 199 號 Event Code 來表示，而運轉員動作則是由 200 號以後之 Event Code 來設定，例如當 IEVNT(10)為 true 時則是接收到 Reactor Scram 的信號，手動設定 IEVNT(209)為 1 則是關閉飼水。於 Input File 中會設定一時間紀錄格點，用以產生 Restart File，同時此時間格點的設定也會另外產生一 Tabular Output File，是記錄該時間點下部分重要的物理參數，例如爐心燃料的節點溫度、圍阻體內分裂產物的質量以及氣體組成等。Plot File 是紀錄 MAAP 內各項物理或是化學參數隨時間的變化量，於 MAAP 5 中有內建一程式 x-y plot，可用來讀取 MAAP 產生的參數輸出檔並將其圖表化(圖 3.1.1.42)，相較於其他紀錄檔而言，此參數的紀錄較頻繁，亦十分完整，使用者可於 Input File 中自行設定只產生特定幾項所需參數於個別的 Plot File 輸出檔。



圖3.1.1.40 MAAP5 程式執行界面

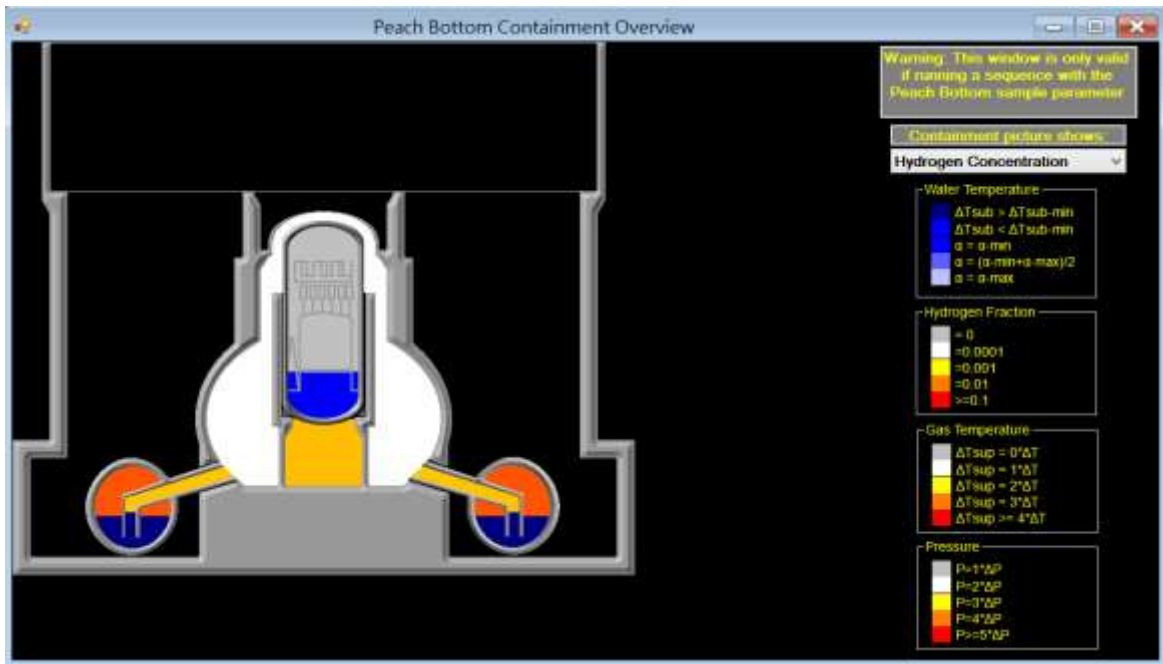


圖3.1.1.41 MAAP5 程式執行界面

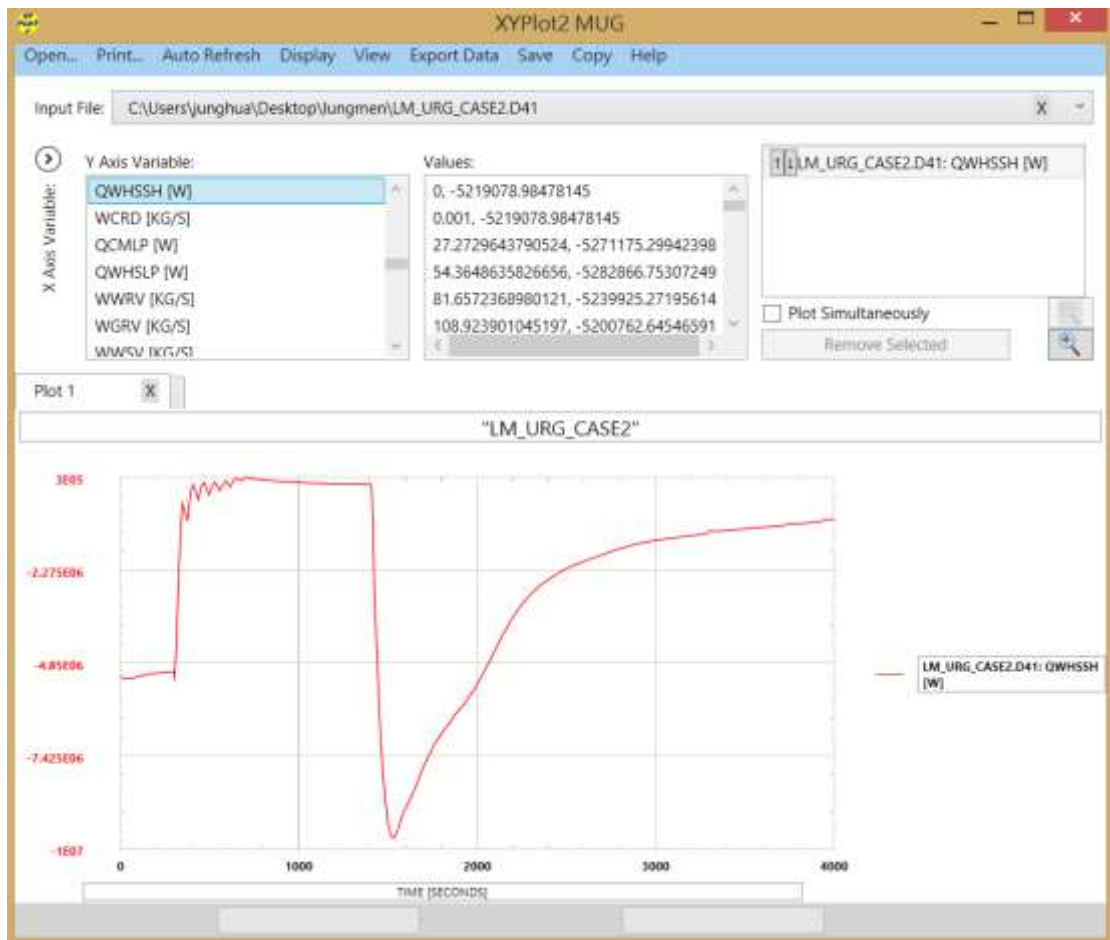


圖 3.1.1.42 MAAP5 程式裡 x-y-Plot 界面

3.1.1.4.2 MAAP5 分析龍門電廠斷然處置策略

案例一：類福島事故模擬(使用斷然處置措施)

本研究利用 MAAP5 程式模擬龍門電廠類福島事故並執行斷然處置措施。事故前 300 秒模擬龍門電廠穩態運轉，300 秒時發生假想類福島複合型災變，電廠於此時反應器急停、喪失交流電源、MSIV 關閉、及所有再循環泵跳脫，電廠爐心水位低於 L2 時，RCIC 啟動補水並維持爐心高水位狀態，在 380 秒時根據斷然處置策略進行控制降壓，並將壓力控制在 15kg/cm^2 ，根據 FSAR 報告指出，RCIC 至少可以願轉超過 8 個小時，而根據斷然處置措施要求，需於一小時備妥替代注水水源，在此分析中採取保守假設一小時後(3900s)RCIC 失效，此時進行緊急降壓，並將壓力降到 3kg/cm^2 ，4700 秒時進行低壓(ACIWA)注水，程式模擬時間到 7000 秒結束。

圖 3.1.1.43~圖 3.1.1.47 為 MAAP5 模擬龍門電廠假想類福島災變事件並執行斷然處置措施之結果圖。圖 3.1.1.43 為爐心壓力圖，電廠前 300 秒為穩態運轉，事故發生後開始進行控制降壓，將反應器壓力降至約 15kg/cm^2 並藉由調整 SRV 開關來維持反應器於此壓力附近，3900 秒假設 RCIC 失效，此時立即進行緊急洩壓動作，反應器壓力開始驟降，圖 3.1.1.44 與圖 3.1.1.45 分別為 RCIC 與 ACIWA 注水流率，RCIC 由於爐心水位低於 L2 時啟動注水並於 3900 秒假設失效，4700 秒時 ACIWA 開始注水。圖 3.1.1.46 為爐心水位圖，事故(300s)發生後爐心水位開始下降，當水位降低於 L2 時 RCIC 啟動並開始注水進反應爐，由於有 RCIC 的補水，爐心水位於 1800~3900 秒開始上升，3900 秒反應器進行緊急洩壓，爐心水位又再度開始下降，當反應器壓力降至低壓注水設備可以打水進爐心後，4700 秒 ACIWA 開始注水，此時爐心水位再次的上升，並保持高水位。根據斷然處置準則，燃料護套溫度必須小於 1088.7K ，圖 3.1.1.47 顯示 MAAP5 計算燃料護套溫度之結果圖，在反應器急停之後，由於 RCIC 的補水以及進行控制降壓，燃料護套溫度在 300~3900 秒左右下降，而當反應器進行緊急洩壓及 ACIWA 注水時，燃料護套溫度於 3900 秒後開始再一次下降。在此假想事故下，爐心燃料護套溫度都低於限值 1088.7K ，也就是燃料護套並不會發生銹水反應。

案例二：類福島事故模擬(不使用斷然處置措施)

在案例二中，MAAP5 模擬龍門電廠發生類似福島災變事件且無任何處置，模擬時序前 300 秒為模擬龍門電廠穩態狀況，事故於 300 秒時發生，電廠於此時反應器急停、喪失交流電源、MSIV 關閉、所有再循環泵跳脫、以及 RCIC 不可用，在 1400 秒時進行降壓，開啟 8 個 ADS 並將壓力降到 3kg/cm^2 ，模擬時間到 4000 秒結束。圖 3.1.1.48 顯示 MAAP5 計算龍門電廠爐心壓力之結果圖，可以看出在發生事故時，爐心壓力會增加並頂到安全釋壓閥的設定點，並使壓力維持在高壓。圖 3.1.1.49 顯示龍門電廠爐心水位圖，在事故發生時(300s)，爐心水位會掉到 L2，由於廠內發生喪失交流電源，無冷卻水源進入，約 1470 秒時爐心水位低於 TAF，造成爐心燃料裸露。圖 3.1.1.50 顯示由於無冷卻水源進入補水，爐心水位低於 TAF(1450 秒)，爐心燃料開始裸露，護套溫度開始上升，約 2100 秒時達到法規限值 1088.7K 。也就是說，若龍門電廠發生類似福島災變事件而無立即救援或無處置措施的話，燃料護套溫度將於事故後約 2100 秒(0.58 小時)到達損毀條件。

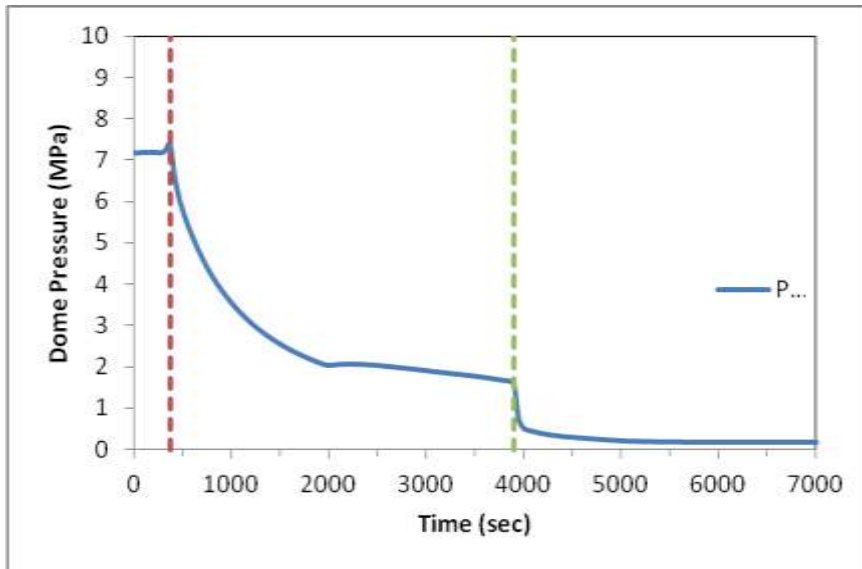


圖 3.1.1.43 MAAP5 案例一爐心壓力

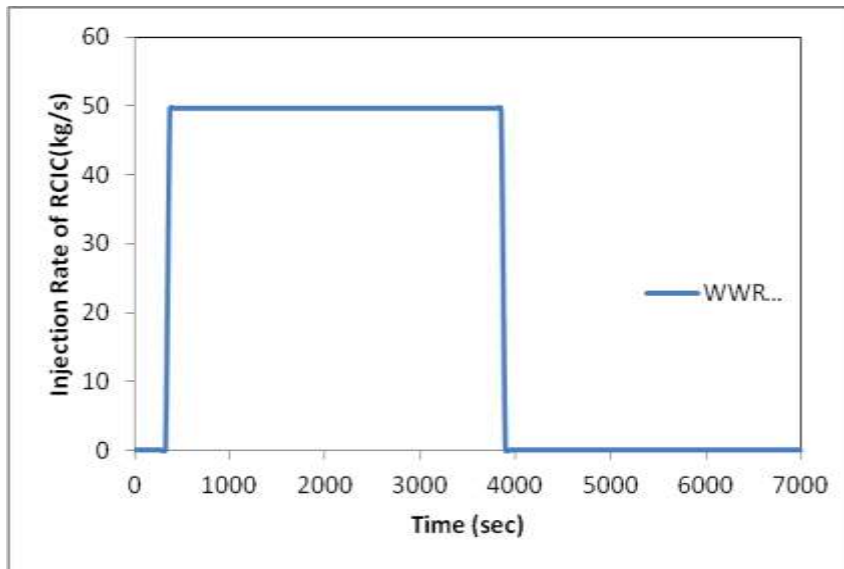


圖 3.1.1.44 MAAP5 案例一 RCIC 注水流率

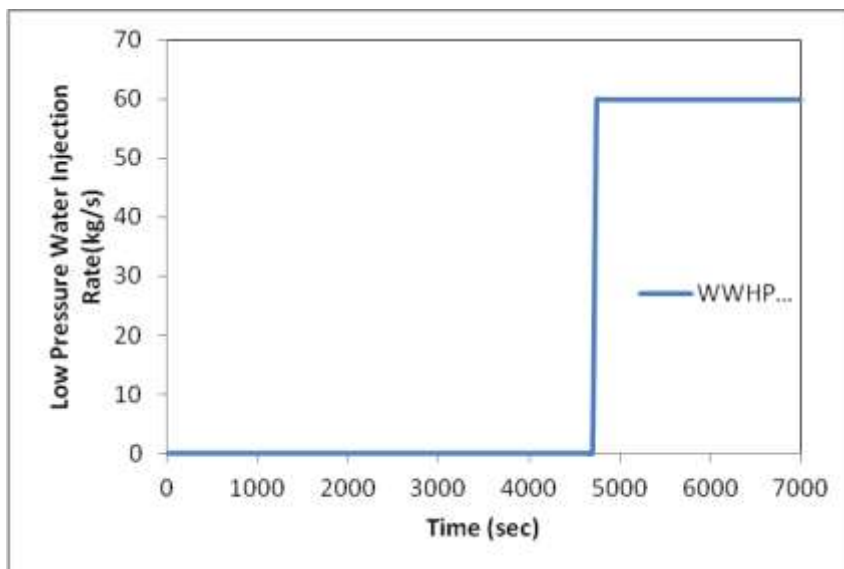


圖 3.1.1.45 MAAP5 案例一 ACIWA 注水流率

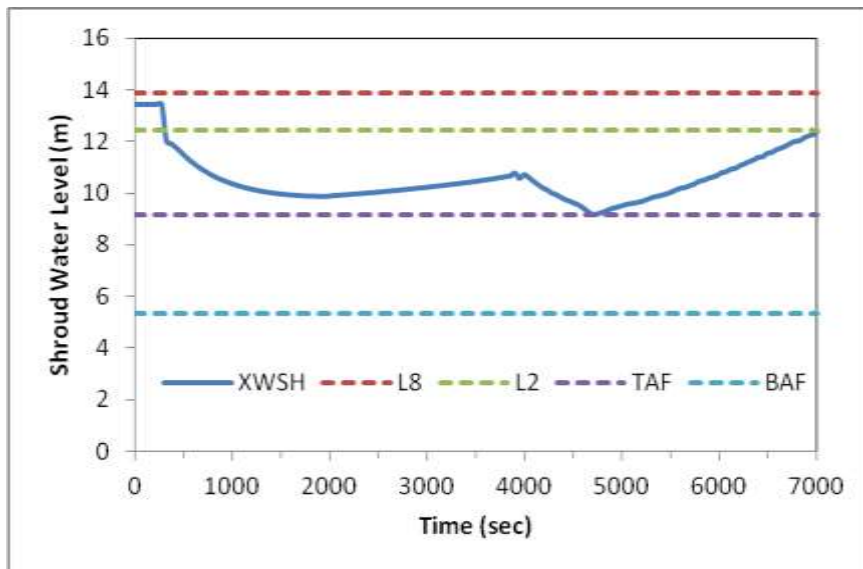


圖 3.1.1.46 MAAP5 案例一爐心水位

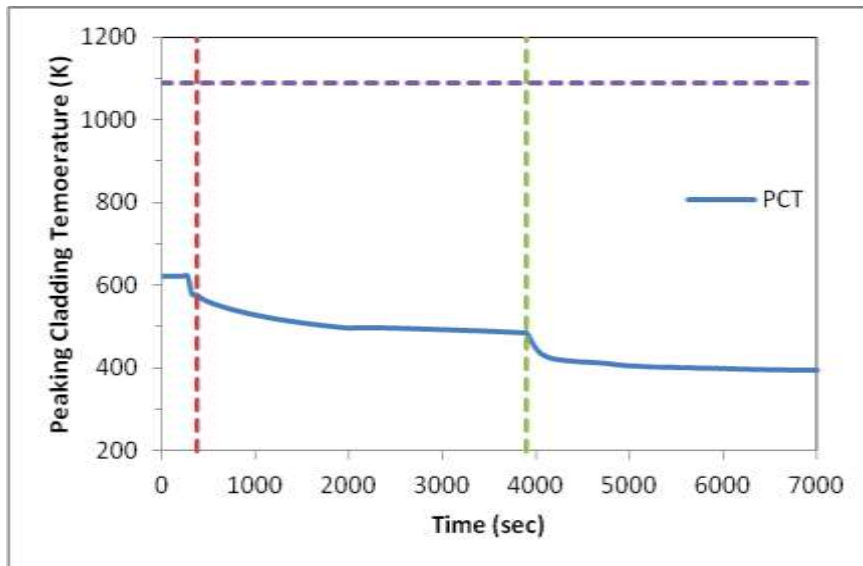


圖 3.1.1.47 MAAP5 案例一燃料護套溫度

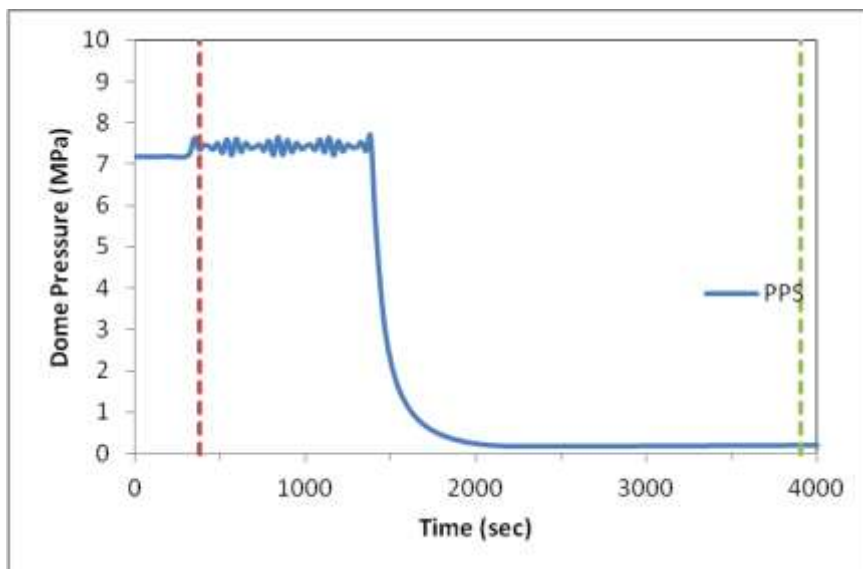


圖 3.1.1.48 MAAP5 案例二爐心壓力

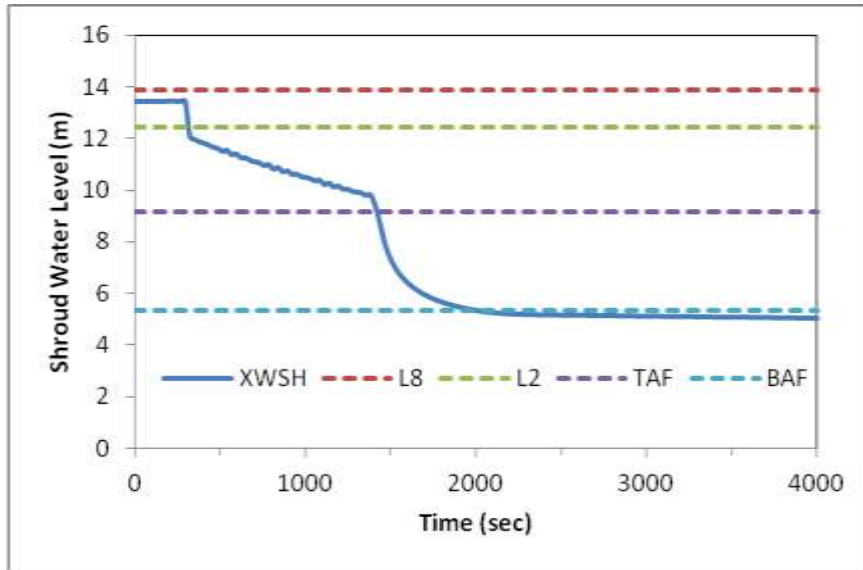


圖 3.1.1.49 MAAP5 案例二爐心水位

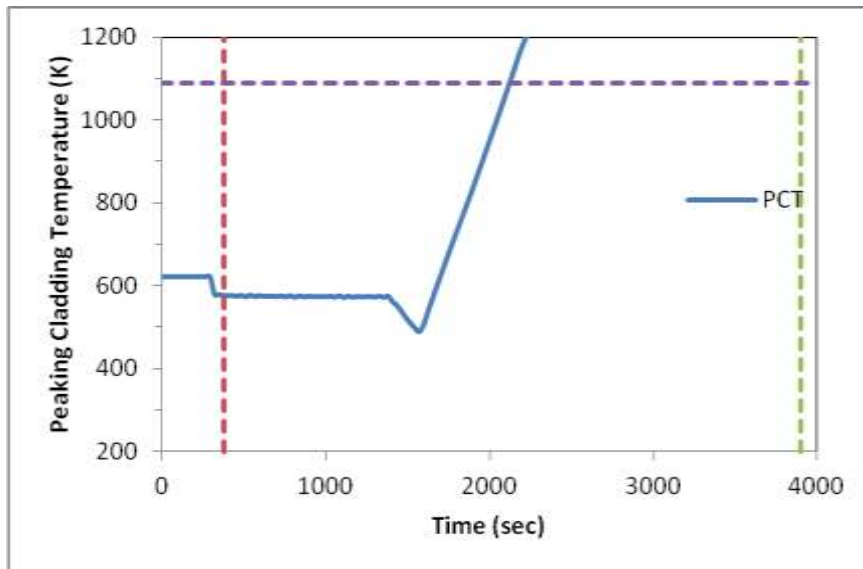


圖 3.1.1.50 MAAP5 案例二燃料護套溫度

3.1.1.4.3 結論與建議

本研究利用龍門電廠 MAAP 5 分析模式來進行類福島複合式災變模擬與斷然處置措施有效性之評估。研究結果顯示，MAAP 5 模擬龍門電廠發生類似福島災變事件且無任何處置時，由於無任何冷卻水源進入爐心，爐心水位下降以至於低於 TAF 高度(1450 秒)，爐心燃料開始裸露，護套溫度開始上升，約 2100 秒時達到法規限值 1088.7 K。也就是說，若龍門電廠發生類似福島災變事件而無立即救援或無處置措施的話，燃料護套溫度將於事故後約 2100 秒(0.58 小時)到達損毀條件。反之，若龍門電廠在發生類福島事故時且有執行斷然處置措施時，MAAP5 在計算斷然處置之階段內，都能確保爐心水位高於 TAF 高度，且爐心燃料護套溫度都低於限值 1088.7 K，也就是燃料護套並不會發生銹水反應，證明斷然處置措施對於龍門電廠遇到類似福島複合式災變事故時，能確保電廠處於安全的狀況之下。

3.1.1.5 TRACE、RELAP、MAAP 程式分析差異性討論

3.1.1.5.1 TRACE、RELAP、MAAP 程式分析案例一之差異性比較

在案例一中，根據圖 3.1.1.51 可以看出 TRACE 程式在控制性降壓階段，流出蒸汽量較大，因而爐頂壓力降壓迅速，進而造成如圖 3.1.1.52 中爐心水位降至 TAF 以下的結果，而其他兩個程式的模擬結果在爐頂壓力及爐心水位，在趨勢上則較為趨緩，以至於壓力及水位變化沒這麼劇烈。然而 RELAP 5 分析結果顯示，當反應器進行緊急洩壓時，爐心水位快速下降，並於 4500 秒左右低於 TAF 高度，當 ACIWA 開始注水時，爐心水位再次上升並回復至 TAF 高度以上。而 MAAP 5 分析結果顯示龍門電廠在發生類福島災變且執行斷然處置措施之下，爐心水位皆保持在 TAF 以上。另外根據圖 3.1.1.53 可以看出三個程式在燃料護套溫度(PCT)的模擬結果中，TRACE、RELAP、MAAP 程式所計算的結果都顯示在案例一的情況下，燃料護套溫度都能保持在法規限值 1088.7K 以下，除了 MAAP 5 程式在起始狀態上溫度設定較為保守外，在趨勢走向上呈現近乎一致的結果。

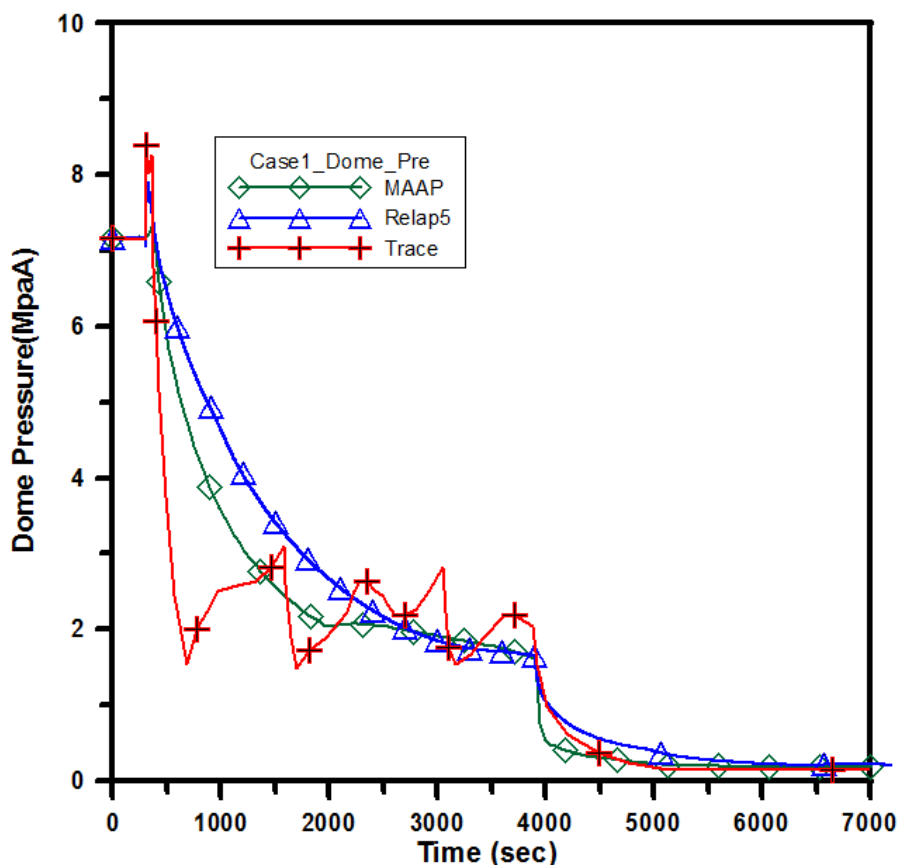


圖 3.1.1.51 案例一爐頂壓力比較圖

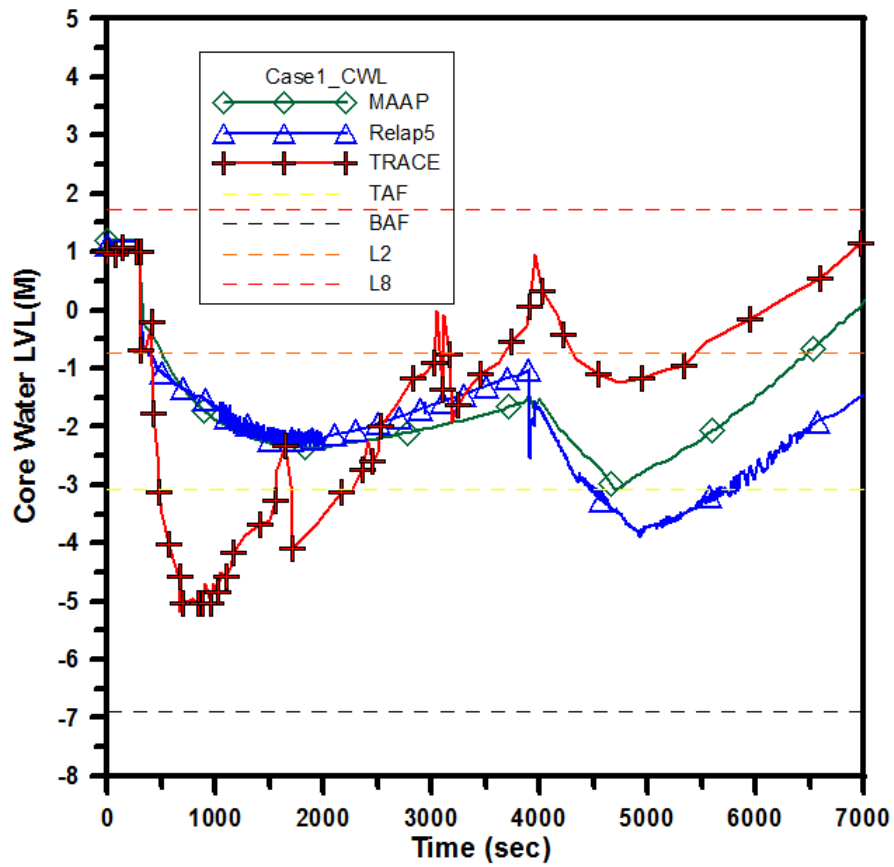


圖 3.1.1.52 案例一爐心水位比較圖

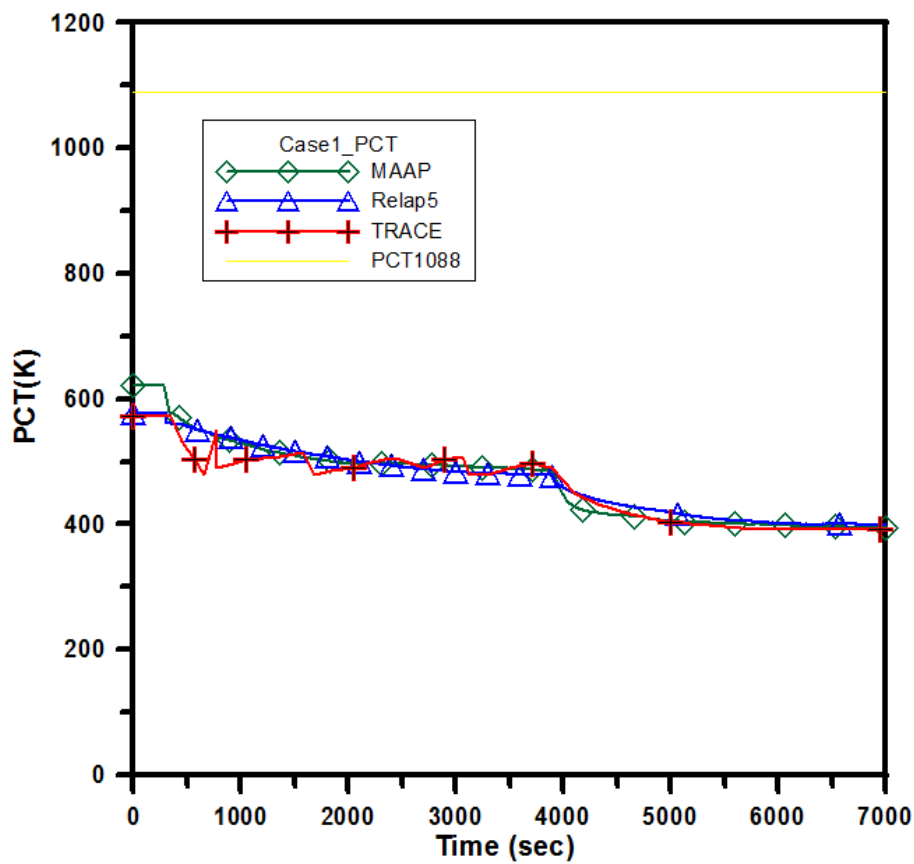


圖 3.1.1.53 案例一 PCT 比較圖

3.1.1.5.2 TRACE、RELAP、MAAP 程式分析案例二之差異性比較

在案例二 TRACE、RELAP5、MAAP5 程式分析結果比較中，可以發現 TRACE 在釋壓閥的開啟值設定參數較為高，因此從圖 3.1.1.54 可以看出龍門電廠系統壓力高過於 8 Mpa 以上才會頂開釋壓閥，而 RELAP 與 MAAP5 在設定釋壓閥壓力時，分別為 7.9 Mpa 以及 7.5 Mpa，從三個程式不同的系統參數設定可以看出會影響電廠熱水流的計算。圖 3.1.1.54 也顯示三個程式在計算電廠緊急洩壓之壓力下降趨勢相似。圖 3.1.1.55 為 TRACE、RELAP 5、MAAP 5 程式計算爐心水位比較圖，可以發現三個程式在計算爐心水位低於 TAF 的時間點相差不大，然而當水位降低於 TAF 高度時，MAAP 5 水位下降趨勢開始減緩，一直到水位低於 BAF 之後，爐心水位高度開始平緩，但 TRACE 與 RELAP 計算的結果顯示，爐心水位會持續快速下降，並降低於 BAF 高度之下。圖 3.1.1.56 顯示 RACE、RELAP 5、MAAP 5 程式計算燃料護套溫度結果比較圖，可以發現 MAAP 程式在計算燃料開始裸露後，PCT 升溫較為快速且最終溫度也比其他兩個程式高出甚多，因此從圖 4-5-6 結果可以看出，MAAP 5 程式計算 PCT 溫度超過法規限值 1088.7 K 之時間會相對於 RELAP 與 TRACE 程式之計算結果來的快。

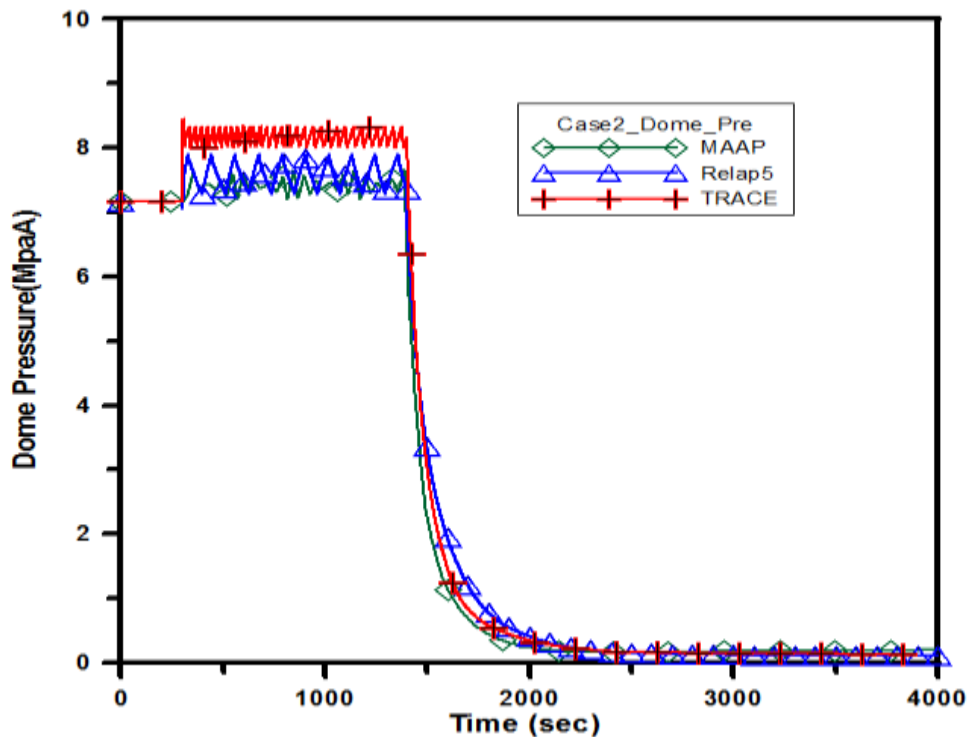


圖 3.1.1.54 案例二爐頂壓力比較圖

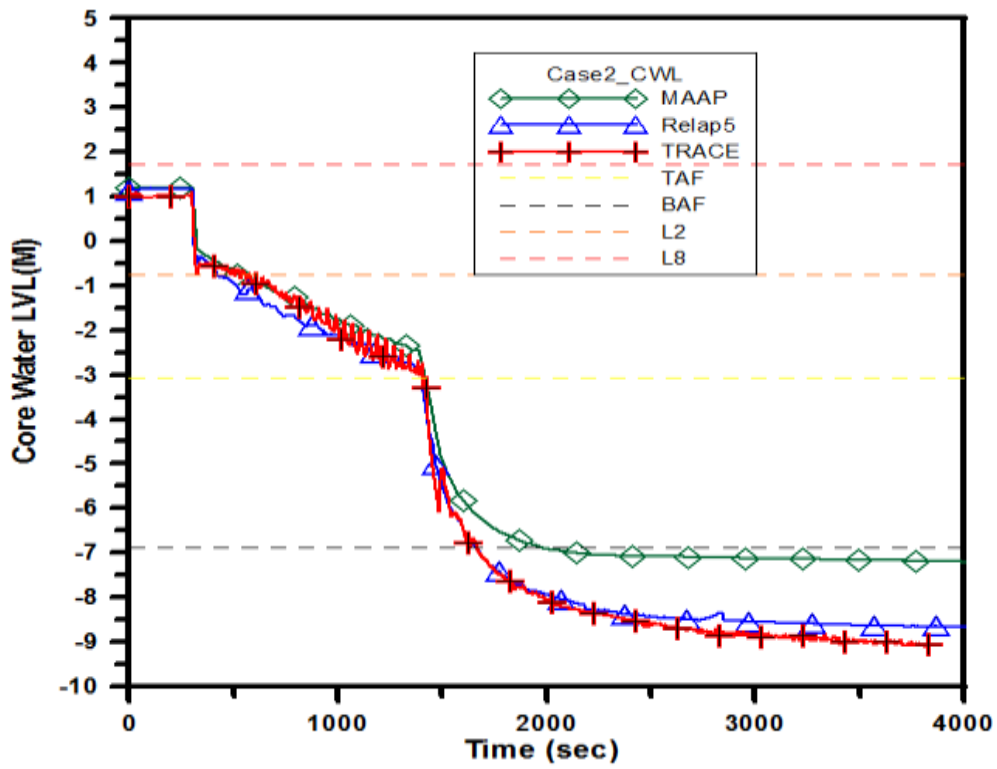


圖 3.1.1.55 案例二爐心水位比較圖

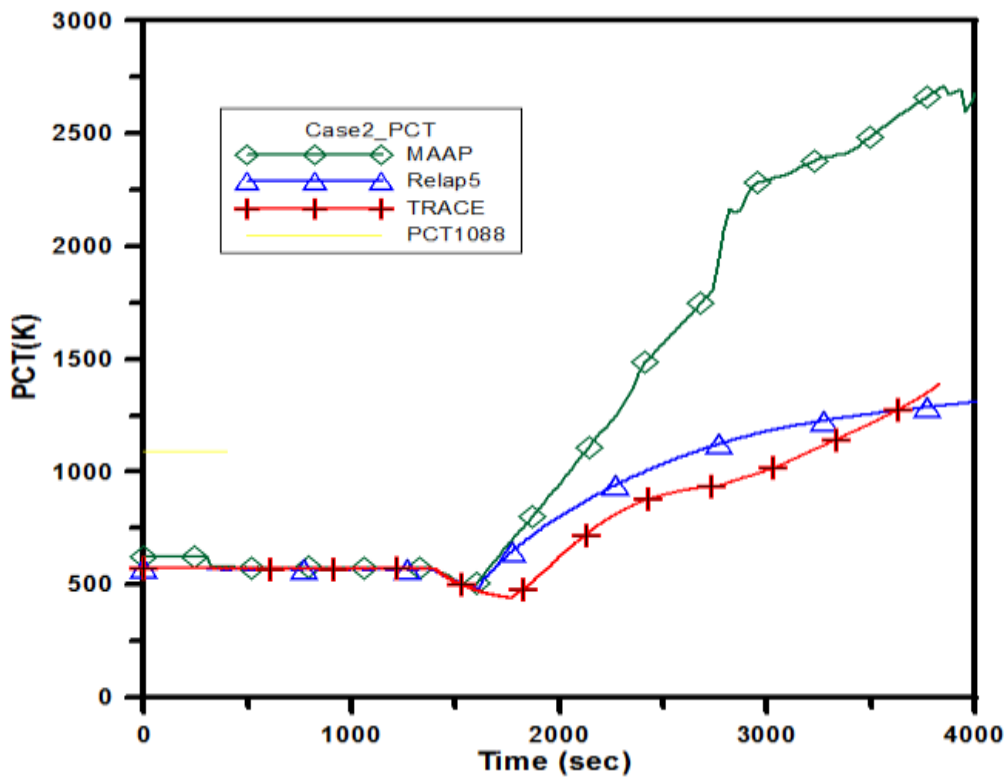


圖 3.1.1.56 案例二 PCT 比較圖

3.1.2 進步型沸水式反應器遭受地震對運轉安全與熱流穩定性之影響研究

本年度之計畫，配合所建立之絕熱振動實驗環路，並針對進步型沸水式(ABWR)反應器爐心加熱通道，在外部垂直震動下建立理論模式與分析能力。理論分析部份，主要針對遭受垂直地震加速度波下單一沸騰通道管路，規畫幾種分析情境並蒐集國內外相關之研究資料與成果。以分析情境為前提下，本研究將發展其對應之分析模式，並撰寫程式以提高執行效率，找出關鍵參數並了解相關物理機制，同時藉由本計畫建立之震動實驗環路取得的實驗數據與台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震，中央氣象局台中氣象站紀錄之地震垂直加速度波資料，發展模擬地震波之能力並作為分析案例之精進。

過去研究地震震動對於核能電廠之影響，主要關注其對結構與設備完整性之影響；文獻上僅有甚少研究(Hirano and Tamakoshi, 1996； Satou et al., 2011； Watanabe, 2012)關注地震震動對冷卻流體及雙相流穩定性的影響。在進步型沸水式(ABWR)電廠中，地震發生後其振動可能造成外部的加速度，此可能引發流體性質的擾動振盪，如流速、密度、空泡分率等，透過空泡-反應度回饋效應(Void-Reactivity feedback effect)，觸發反應器功率之振盪。尤其，在日本福島核災之後，遭遇地震狀況下對熱流現象影響的評估，是對核能安全保障值得探討的核心議題。

本子項計畫先採用外加作用力方法(external force method, Watanabe, 2012)，僅考慮地震加速度對雙相流系統造成之影響。並採用之前所開發的中子熱流耦合單一沸騰通道模式(Lin et al., 1998)，並延伸至單管自然循環迴路分析模式(Lee and Pan, 2005)，以探討外部垂直加速度對單一沸騰通道及其迴路系統非線性暫態行為的影響。

3.1.2.1 執行方法

1. 地震震波特性

地震波一般可分為體波(Body waves)及表面波(Surface waves)，其中體波包含 P 波(縱波，震動平行於波傳遞方向)與 S 波(橫波，震動垂直於波傳遞方向)；而表面波則包含 LR 波與 LQ 波(Earthquake Lab, 2004)。一般而言，體波可穿透至地球內部；而表面波則傳遞於地殼表面，可傳遞至較遠的距離(Sciscap, 2008)。關於地震的震動頻率，一般通常為 $f=0.1\text{Hz}$ 至 20Hz 以內(低於可聽見的頻率範圍, USGS, 2014)，不過根據記載地震震動頻率最高亦可能達到 100Hz 。此外，地震的振幅可能為 mm 至 cm 的範圍，對於高樓等建築物可能造成更大的擺動幅度或位移。對於核燃料束等爐心內部設施，一般地震可能引發的最大位移(於頂部)大約為 $\pm 2\text{cm}$ 左右之幅度。為了定量模擬地震震動，地震常用的量測單位如：地震規模(magnitude)與地震震度(intensity)皆可做為參考。地震規模(magnitude)代表的是當次地震釋出的能量等級，故一次地震只有一個地震規模；而地震震度(intensity)代表的是地震帶給不同區域(局部)的震動感覺，故地震時在不同區域將量測到不同的震度。表 3.1.2.1 顯示地震規模(Richter magnitude scale)列表，本表只顯示出規模至八的等級，所幸一般地震發生頻率隨規模上升而大幅下降。此外，表 3.1.2.1 顯示出該地震規模下，地震中心可能之震度。表 3.1.2.2 為地震震度(modified Mercalli intensity scale)的列表，由表 3.1.2.2 可知地震發生時，在不同區域感受到不同震度所代表的形容詞、平均尖峰速度及平均尖峰加速度等。例如當某區域遭遇震度六之地震，代表的是當地震動的加速度可能為 $0.06g$ 至 $0.07g$ ($1g=9.8\text{m/s}^2$) (Hong, 2006; Ministry of Energy, 2006)。此外，一般常見的地震加速度皆在 $0.6g$ 以下，而文獻中記載發生過的地震震度加速度可能達 $\pm 2g$ 。若以核能電廠的紀錄為例，表 3.1.2.3 顯示在 2011 年 3 月 11 日日本東北大地震(地震規模為 M9.0)時，福島第一核電廠(Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant)內量測到的加速度列表(TEPCO, 2011)。根據表 3.1.2.3，水平的震動最大加速度約為 $0.55g$ ，而包含水平各向與垂直震動的最大加速度約為 $0.65g$ 。

表 3.1.2.1 地震規模(Richter magnitude scale)列表 (Ministry of Energy, 2006)

Magnitude	Number of earthquakes per year globally	Typical intensity at epicenter
>8.0	0.1 - 0.2	XII
7.4 - 8.0	4	XI
7.0 - 7.3	15	X
6.2 - 6.9	100	VIII - IX
5.5 - 6.1	500	VII
4.9 - 5.4	1,400	VI
4.3 - 4.8	4,800	IV - V
3.5 - 4.2	30,000	II - III
2.0 - 3.4	800,000	I - II

表 3.1.2.2 地震震度(modified Mercalli intensity scale)列表(Ministry of Energy, 2006; Bolt, 1993)

Intensity	Description	Average peak velocity (cm/s)	Average Peak Acceleration (g=9.8m/s ²)
I	Instrumental		
II	Feeble		
III	Slight		
IV	Moderate	1-2	0.015g-0.02g
V	Rather strong	2-5	0.03g-0.04g
VI	Strong	5-8	0.06g-0.07g
VII	Very strong	8-12	0.10g-0.15g
VIII	Destructive	20-30	0.25g-0.30g
IX	Ruinous	45-55	0.50g-0.55g
X	Disastrous	More than 60	More than 0.60g
XI	Very disastrous		
XII	Catastrophic		

表 3.1.2.3 日本東北大地震時福島第一核電廠(Fukushima Daiichi Nuclear Power Plant)內量測到的加速度列表 (TEPCO, 2011)

Observation Point (The lowest basement of reactor buildings)		Observed data (interim ^{※1})			Maximum Response Acceleration against Basic Earthquake Ground Motion (gal)		
		Maximum Response Acceleration (gal)			Horizontal (N-S)	Horizontal (E-W)	Vertical
		Horizontal (N-S)	Horizontal (E-W)	Vertical			
Fukushima Daiichi	Unit 1	460 ^{※2}	447 ^{※2}	258 ^{※2}	487	489	412
	Unit 2	348 ^{※2}	550 ^{※2}	302 ^{※2}	441	438	420
	Unit 3	322 ^{※2}	507 ^{※2}	231 ^{※2}	449	441	429
	Unit 4	281 ^{※2}	319 ^{※2}	200 ^{※2}	447	445	422
	Unit 5	311 ^{※2}	548 ^{※2}	256 ^{※2}	452	452	427
	Unit 6	298 ^{※2}	444 ^{※2}	244	445	448	415
Fukushima Daini	Unit 1	254	230 ^{※2}	305	434	434	512
	Unit 2	243	196 ^{※2}	232 ^{※2}	428	429	504
	Unit 3	277 ^{※2}	216 ^{※2}	208 ^{※2}	428	430	504
	Unit 4	210 ^{※2}	205 ^{※2}	288 ^{※2}	415	415	504

※ 1 : The data above is interim and can be changed. ※ 2 : The recording time was about 130-150 seconds.

過去關於地震震動對於雙相流體的影響，尤其是針對核能電廠內冷卻流體之研究，相當匱乏。目前文獻上之研究(Hirano and Tamakoshi, 1996; Satou et al, 2011)發現，垂直方向的地震運動(vertical seismic motion)比水平方向之地震運動(horizontal seismic motion)，對於系統及流體振盪有明顯較大的影響。因此，為簡化理論分析工作，本研究僅考慮垂直方向的地震效應。垂直方向之地震振動，主要來自表面波(surface wave)，其振動的基本形式為正弦週期波；因此地震所造成之垂直振盪可視為具有不同振幅和頻率的正弦波之耦合。假設地震垂直振動為不同正弦波之組成型態，雙相流系統的高度位置隨地震擺動的時間變化，可描述如下：

$$H(t) = \sum_k A_k \sin(2\pi f_k t) \quad (1)$$

其中， $H(t)$ 為系統隨地震擺動的垂直方向位置； A_k 為第 k 個垂直正弦波之振幅； f_k 為其對應之振動頻率。

針對(1)式，對時間做一次微分與二次微分，可分別得到垂直震動形成之速度($u(t)$)與加速度($a(t)$)，如下：

$$u(t) = \sum_k 2\pi f_k A_k \cos(2\pi f_k t) = \sum_k u_{peak,k} \cos(2\pi f_k t) \quad (2)$$

$$a(t) = \sum_k -4\pi^2 f_k^2 A_k \sin(2\pi f_k t) = \sum_k a_{peak,k} \sin(2\pi f_k t) \quad (3)$$

其中， $u_{peak,k} = 2\pi f_k A_k$ 為第 k 個垂直正弦波之尖峰速度(peak velocity)； $a_{peak,k} = -4\pi^2 f_k^2 A_k$ 為第 k 個垂直正弦波之尖峰加速度(peak acceleration)。

2. 外部垂直震動加速度波下之單一沸騰通道熱流模式 (Single boiling channel thermal hydraulics)

under external oscillating vertical acceleration)

ABWR 的爐心包含許多平行沸騰通道，文獻上對此類系統大多先選擇特定的通道，如最高加熱功率之通道(hottest channel)或等效單一通道(single equivalent channel)，先做單一沸騰通道簡化分析。本子計劃在評估地震發生後造成之垂直加速度，對於單一沸騰通道造成的影響效應，採用均質雙相流模式(homogeneous equilibrium model)結合下列假設做模式推導，並建立相關分析模式：

假設：

- 沸騰通道系統為一剛體(rigid body)
- 流體之汽相、液相等溫，且二相間沒有速度差。
- 不考慮次冷沸騰(subcooled boiling)。
- 通道軸向熱通率為均勻分佈。
- 系統的壓力固定。
- 忽略黏滯耗散能(viscous dissipation)，動能、位能及流體對外所做的功。
- 沸騰通道具有固定的進口次冷度。

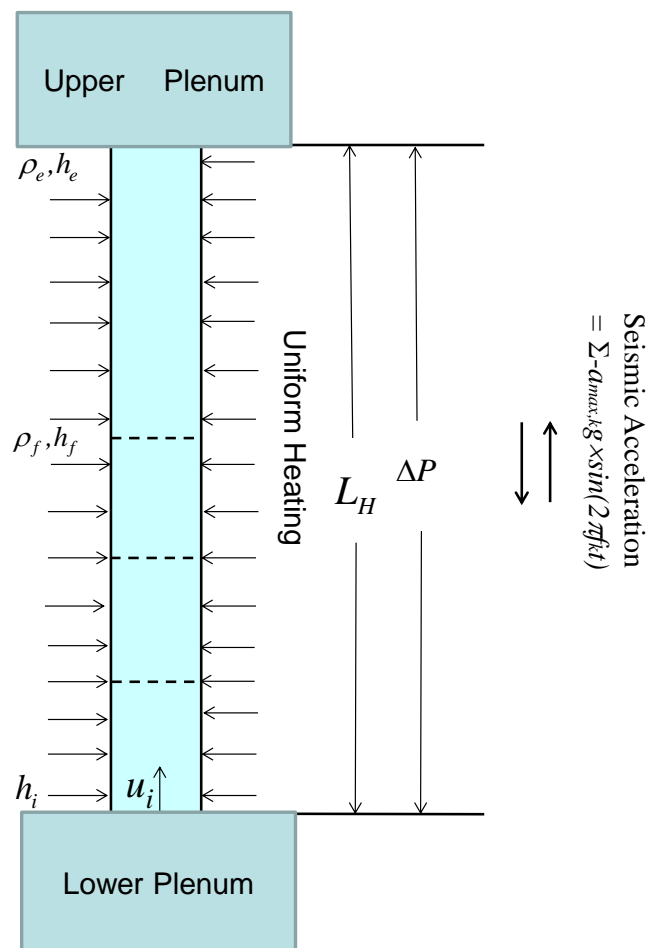


圖 3.1.2.1 單一沸騰通道系統中，地震發生後造成垂直方向的加速度效應。

本研究採用外加作用力方法(Watanabe, 2012)，僅考慮地震加速度造成之影響。圖 3.1.2.1 說明

地震發生後造成垂直方向的加速度效應，圖中將垂直尖峰加速度以單位 g 表示為 $a_{peak} = -a_{max}g$ ，以利後續之模式推導。因此，在考慮地震垂直加速度效應並基於上述假設，雙相流體之無因次守恆方程式如下：

質量守恆：

$$\frac{\partial}{\partial t^+} \rho^+ + \frac{\partial}{\partial z^+} (\rho^+ u^+) = 0 \quad (4)$$

能量守恆：

$$\frac{\partial}{\partial t^+} (\rho^+ h^+) + \frac{\partial}{\partial z^+} (\rho^+ h^+ u^+) = q^{*+} \quad (5)$$

動量守恆：

$$\frac{\partial}{\partial t^+} (\rho^+ u^+) + \frac{\partial}{\partial z^+} [\rho^+ (u^+)^2] = -\frac{\partial \mathcal{P}^+}{\partial z^+} - \frac{fL_H}{2D} \rho^+ (u^+)^2 - \sum_{m=1}^N k_m \delta(z^+ - z_m^+) \frac{\rho^+ (u^+)^2}{2} - \frac{1}{Fr} \rho^+ g^* \quad (6)$$

其中 g^* 代表無因次垂直加速度項，包含來自重力加速度與外部地震垂直加速度之貢獻，可表示為：

$$g^* = \begin{cases} 1 + \sum_k a_{max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+), & \text{under seismic motion} \\ 1, & \text{in normal condition} \end{cases} \quad (7)$$

將加熱通道的單相區分成 N_s 個節點並假設相鄰節點間的流體熱焓為線性分佈，積分能量守恆式可得單相區節點的動態方程式(Clausse and Lahey, 1990):

$$\frac{dL_n^+}{dt^+} = 2u_i^+ - 2N_s \frac{N_{pch}}{N_{sub}} (L_n^+ - L_{n-1}^+) - \frac{dL_{n-1}^+}{dt^+}, \quad n = 1, 2, \dots, N_s \quad (8)$$

其中， $L_0^+ = 0$ 為進口點、 $L_{N_s}^+ = \lambda^+$ 為沸騰邊界、 u_i^+ 為通道入口流速； N_{pch} 為相變化數與 N_{sub} 為次冷度數並分別定義如後：

$$N_{pch} = \frac{Q_0}{\rho_f A_H u_s} \frac{v_{fg}}{h_{fg} v_f}; \quad N_{sub} = \frac{h_f - h_i}{h_{fg}} \frac{v_{fg}}{v_f} \quad (9)$$

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

$$\frac{dM_{ch}^+}{dt^+} = u_i^+ - \rho_e^+ u_e^+ \quad (10)$$

$$M_{ch}^+ = \lambda^+ + (1 - \lambda^+) \frac{\rho_e^+ \ln(\rho_e^+)}{\rho_e^+ - 1} \quad (11)$$

此處， u_e^+ 為加熱通道出口之雙相流體流速(Clausse and Lahey, 1990):

$$u_e^+ = u_i^+ + N_{pch}(1 - \lambda^+) \quad (12)$$

將式(11)代入式(10)中，可得加熱通道出口雙相流密度的動態方程式， ρ_e^+ ：

$$\frac{d\rho_e^+}{dt^+} = \left\{ \left[1 + \frac{\rho_e^+ \ln(\rho_e^+)}{1 - \rho_e^+} \right] \frac{d\lambda^+}{dt^+} + \rho_e^+ u_e^+ - u_i^+ \right\} \frac{(1 - \rho_e^+)^2}{(1 - \lambda^+) [1 - \rho_e^+ + \ln(\rho_e^+)]} \quad (13)$$

從加熱通道入口至出口積分動量守恆方程式可得加熱通道的動態壓降， ΔP_H^+ ：

$$\Delta P_H^+ = M_{ch}^+ \frac{du_i^+}{dt^+} + \Delta P_{H0}^+ \quad (14)$$

此處，

$$\begin{aligned} \Delta P_{H0}^+(t) = & \frac{(1 - M_{ch}^+)}{\left(\frac{1}{\rho_e^+}\right) - 1} \left[(1 - \lambda^+) \frac{dN_{pch}}{dt^+} - N_{pch} \frac{d\lambda^+}{dt^+} \right] \\ & + \frac{dM_{ch}^+}{dt^+} \left[u_i^+ - \frac{N_{pch,j}(1 - \lambda^+)}{\left(\frac{1}{\rho_e^+}\right) - 1} \right] + \frac{d\rho_{e,j}^+}{dt^+} \left[\frac{N_{pch,j}(1 - \lambda^+)}{(1 - \rho_e^+)^2} (1 - M_{ch}^+) \right] \\ & + \left\{ \frac{M_{ch}^+}{Fr} + \frac{N_{exp} N_{sub}}{Fr} \left[\lambda^+ - \frac{1}{2N_s} \sum_{n=1}^{N_s} (2n - 1)(L_n^+ - L_{n-1}^+) \right] \right\} \times g^* \\ & + \left(\rho_e^+ + k_e \frac{\rho_e^+}{2} \right) u_e^{+2} + \left(\frac{k_i}{2} - 1 \right) u_i^{+2} + A_{1\phi} \lambda^+ u_i^{+2} \\ & + A_{2\phi} \left\{ \frac{1 - \lambda^+}{\frac{1}{\rho_e^+} - 1} u_i^{+2} \ln \left(\frac{1}{\rho_e^+} \right) + \frac{2u_i^+ N_{pch} (1 - \lambda^+) (1 - M_{ch}^+)}{\frac{1}{\rho_e^+} - 1} \right. \\ & \left. + \left(\frac{N_{pch}(1 - \lambda^+)}{\frac{1}{\rho_e^+} - 1} \right)^2 \left[\left(\frac{1}{\rho_e^+} - 3 \right) \frac{1 - \lambda^+}{2} + M_{ch}^+ - \lambda^+ \right] \right\} \quad (15) \end{aligned}$$

若假設地震發生前，原本通道壓降為固定且等於對應的穩態壓降(ΔP_0^+)，在考慮地震垂直加速度的情況下，則地震發生期間單一沸騰通道(single boiling channel)的邊界條件須滿足下式：

$$\Delta P_H^+(t) = \Delta P_0^+ + \Delta P_{seismic}^+(t) \quad (16)$$

其中， $\Delta P_{seismic}^+$ 為地震垂直振動額外貢獻的壓降，類似於重力壓降項，表示如下：

$$\Delta P_{seismic}^+(t) = \sum_k a_{max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+) / Fr \quad (17)$$

Fr : Froude number, $= u_s^2 / gL_H$ 。

結合式(14)與式(16)後，可得在外部垂直振動加速度波下，爐心通道入口流速之動態方程式，如下：

$$\frac{du_i^+}{dt^+} = \frac{l}{M_{ch}^+} \left[\Delta P_0^+ + \sum_k a_{max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+) / Fr - \Delta P_{H0}^+(t) \right] \quad (18)$$

利用上式及配合相關無因次方程式組，可探討地震發生後造成垂直方向的加速度波效應，對單一沸騰通道之穩定性與通道熱流現象的影響。

3. 燃料棒熱傳導動態 (Fuel rod dynamics)

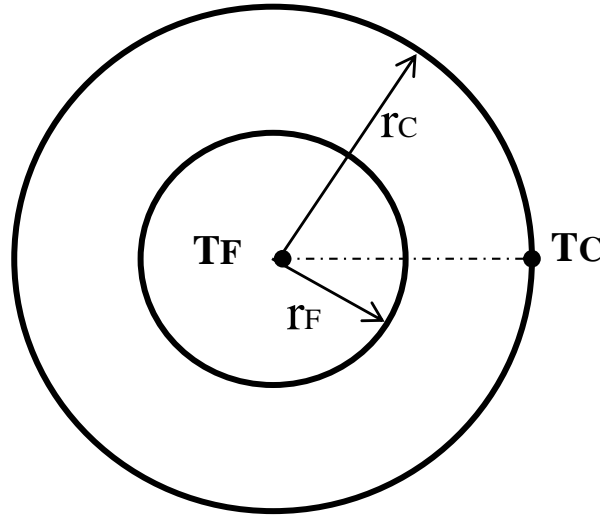


圖 3.1.2.2 簡化之雙節點燃料棒熱傳動態示意圖。

如圖 3.1.2.2，本研究將燃料棒區分成燃料丸與燃料護套兩個節點，並推導而得燃料丸平均溫度 (T_F^+) 與燃料護套平均溫度 (T_C^+) 的無因次動態方程式，如下(Lin et al., 1998):

$$\frac{dT_F^+}{dt^+} = \Psi_q N^+ - \Psi_f (T_F^+ - T_C^+) \quad (19)$$

$$\frac{dT_C^+}{dt^+} = \Psi_g (T_F^+ - T_C^+) - \Psi_c T_C^+ \quad (20)$$

此處，

$$\Psi_q = \frac{q_0''' L_H}{T_{sat} u_s (\rho C_p)_F} \quad (21)$$

$$\Psi_f = \frac{2L_F}{r_F} \frac{1}{(\rho C_p)_F u_s (1/h_{gap} + r_F/4k_F)} \quad (22)$$

$$\Psi_g = \frac{r_F^2}{r_C^2 - r_F^2} \frac{(\rho C_p)_F}{(\rho C_p)_C} \Psi_f \quad (23)$$

$$\Psi_C = \frac{2r_C L_H}{r_C^2 - r_F^2} \frac{h_C}{u_s (\rho C_p)_C} \quad (24)$$

其中，燃料護套表面動態熱通率， q'' ，可表示為(Lin et al., 1998):

$$q'' = q_0'' + h_C T_{sat} T_C^+ \quad (25)$$

4. 點中子動態 (Point neutron kinetics)

本研究採用點中子(N^+)動態近似分析並僅考慮單群遲延中子母核(C^+)，中子與遲延中子母核的無因次動態方程式，可分別表示如下(Lin et al., 1998):

$$\frac{dN^+}{dt^+} = t_{ref} \left(\frac{\phi - \beta}{\Lambda} N^+ + \frac{\beta}{\Lambda} C^+ + \frac{\phi}{\Lambda} \right) \quad (26)$$

$$\frac{dC^+}{dt^+} = t_{ref} \lambda_C (N^+ - C^+) \quad (27)$$

在地震運動發生時，空泡反應度回饋相對比都卜勒(Doppler)反應度回饋來得顯著，本研究不考慮都卜勒反應度回饋，以評估地震運動下的空泡反應度回饋機制。因此，反應度(ϕ)的變化可由下式計算：

$$\phi_{new} = \phi_{old} + C_\alpha (\alpha_{new} - \alpha_{old}) \quad (28)$$

其中，空泡反應度回饋係數(void-reactivity coefficient), C_α ，應為通道空泡分率分佈之函數。但因為缺乏進步型沸水式反應器(ABWR)的實際運轉資料，本研究在分析時，初步假設其為一定值，並參考 BWR(Taiwan power company, 1982)的相關資料，設定其數值。

5. 數值方法

龍門四廠正常運轉點之額定功率 3926MWt，額定流量 52.2×10^6 kg/hr，ABWR 的幾何尺寸與正常運轉下爐心水流相關之特性參數，如表 3.1.2.4 所列：

表 3.1.2.4 ABWR 的幾何尺寸與正常運轉下相關之特性參數 (PSAR, 1997)

Parameter	Value	Parameter	Value
P	72.7 bar	C_{pF}	395.7 J/kg-K
Q_0	3926 MWt	k_F	3.098 W/m-K
L_H	3.81 m	ρ_F	10970 kg/m ³
u_{i0}	1.96 m/s	C_{pC}	329.7 J/kg-K
h_i	1227 kJ/kg	ρ_C	6570 kg/m ³

A_{x-s}	$8.169 m^2$	k_C	$12.578 W/m-K$
D_H	$0.01 m$	r_F	$0.00438 m$
$f_{l\phi}$	$0.14 Re^{-0.1656}$	r_C	$0.00515 m$
k_e	0.68	h_{gap}	$5.68 kW/m^2-K$
k_i	42.48	C_α	$-0.19 \$/%$

本子計畫依據上節所建立考慮地震垂直加速度波效應之動態分析模式，以探討地震發生後對 ABWR 強制循環狀態下，如正常運轉點，運轉安全與穩定性之影響。數值求解部分採用 Kahaner 等人(1989)所發展的數值副程式 SNSQE 與 SDRIV2，分別來求出系統之穩態解與暫態解。SNSQE 所使用的數值方法為 Powell Hybrid，而 SDRIV2 則採用 Gear's multi-value 方法。時距為 1×10^{-4} 無因次化時間，單相區節點數為 4 個。

6. 震動實驗架構

本子計畫實驗部分利用人造震動以探討地震震動對於核能安全雙相流系統之影響，有鑒於建立地震模擬儀器經費需至少數萬美金，多至數百萬美金，本子計畫首先針對地震波進行特性分析，利用不同的偏心輪(Eccentric cam system)與高扭力馬達，以建立符合常見的震波模式與震度的模擬地震震波。偏心輪震動模組示意圖如圖 3.1.2.3 所示。藉由選取不同尺寸的偏心輪，即可產生不同震幅的震波；使用頻率控制器，即可控制高扭力馬達轉速以產生不同的震動頻率。

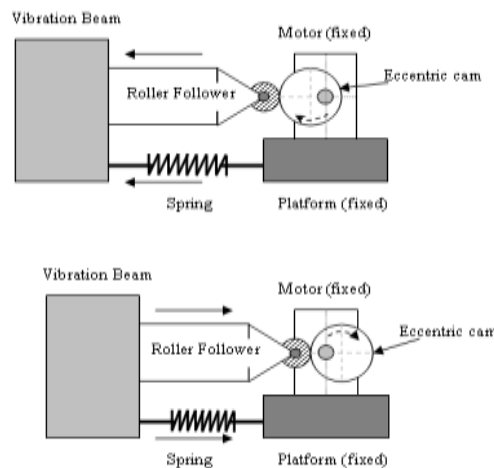


圖 3.1.2.3 偏心輪(Eccentric cam)震動模組示意圖

為順利模擬核電廠爐心的雙相流系統，雙相流的測試流道尺度效應需被考慮及設計。首先，依照電廠爐心尺寸與溫度、壓力等流體操作條件，利用尺度效應(Scaling law)予以縮小化設計，以此方式實驗結果才能顯示電廠爐心內雙相流之特性。1984 年 Ishii 與同事們提出一套完整尺度設計理論與設計範例(Ishii and Kataoka, 1984; Kocamustafaogullari and Ishii, 1984)，為了順利模擬高溫高壓下的爐心雙相流系統，設計時必須考量各種流體與流動現象的無因次參數相似性，包括 Reynolds Number (Re)及 Weber Number (We)等。然而一般實驗設計無法讓實驗儀器與實際電廠條件完全符

合，故需針對重要的流體特性予以設計，以雙相流為例，氣泡尺寸與雙相之間的相對速度為主要的考量參數，將影響雙相流動的流譜與流場特性。依此概念，雙相流道主要的設計方法簡述如下：

結構尺寸相似設計(Geometrical similarity)：

首先氣泡的尺寸與流道的尺寸於實驗(常溫常壓)與實際電廠(高溫高壓)條件下的比例應相似：

$$\left[\frac{D_b}{D_H} \right]_R = 1 \quad (29)$$

其中下標註 R 代表設計相對數值(Relative values)：

$$y_R = \frac{y_m}{y_p} \quad \frac{y \text{ for model}}{y \text{ for prototype}} \quad (30)$$

一般氣泡流條件下之氣泡大小可假設為可形變氣泡直徑($D_{b,max}$)之一半：

$$D_b \approx \frac{D_{b,max}}{2} \quad (31)$$

其中可形變氣泡直徑($D_{b,max}$)可利用拉氏尺寸(Laplace length)定義為：

$$D_{b,max} = 4 \sqrt{\frac{s}{gDr}} \quad (32)$$

流體動態效應相似設計(Hydrodynamic similarity)：

本子計畫針對絕熱汽液雙相流震動測試實驗，藉此釐清震動對於雙相流體動態效應之影響。在雙相流體動態效應的相似性考量，主要針對流體速度與雙相相對速度設計，即相對速度與流體速度的比值於實驗與實際(電廠)狀態必須相似，方法簡述如下：

$$\left[\frac{v_r}{v_f} \right]_R = 1 \quad (33)$$

其中雙相流動相對速度可表示為：

$$v_r \approx \sqrt{2 \left(\frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_f^2} \right)^{1/4}} \quad (34)$$

實驗量測系統主要包含雙相流量測以及震動量測兩部分。雙相流特性量測包含：液體流量量測、氣體流量量測、差壓量測、空泡分率量測，以及流體可視化量測等，將分別利用：液/氣流量計、差壓計、阻抗式空泡分率計及高速攝影機等儀器量測或拍攝。另外，系統震動將利用加速度計量測(Accelerometer)，藉由加速度量測結果將可推算震動頻率與震度(Intensity)等。

圖 3.1.2.4 顯示空泡分率量測結構與校正曲線示意圖。本計畫實驗之空泡分率量測將使用阻抗式電路設計(Impedance circuit)，量測兩電極之間的雙相流結構產生之阻抗值，如圖 3.1.2.4 (a)所示。由於該阻抗為一相對值，與電極結構、流體電導度與距離皆有關係，故需要事先予以校正，校正曲線則如圖 3.1.2.4 (b)所示。空泡分率校正結果為一無因次電壓值(G^*)之方程式，利用此校正方程式，電極之間的空泡分率即可獲得。空泡分率訊號之可依時序變化分析或穩態平均，並與即時震動訊號

比較。

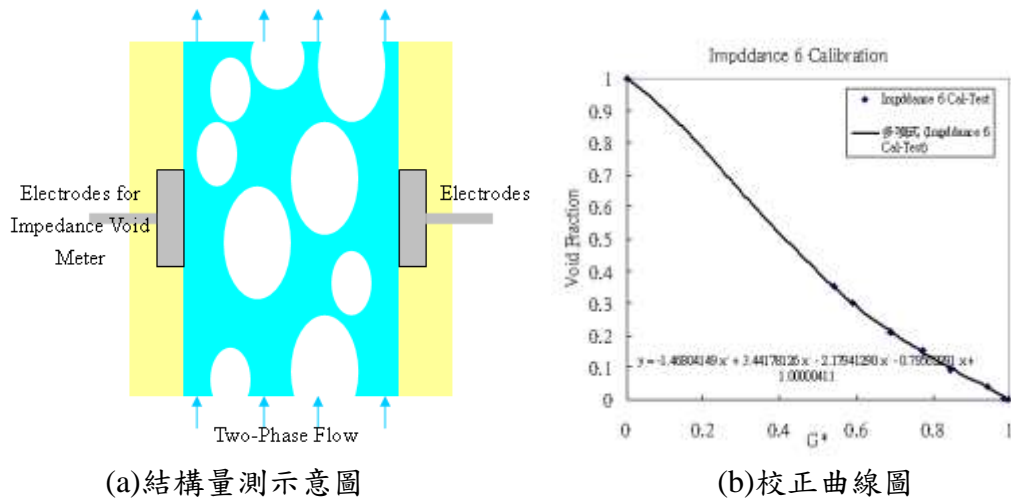


圖 3.1.2.4 空泡分率量測結構與校正曲線示意圖

Ishii et al. (2009) 和 Chen et al. (2010) 已利用 38.1mm 的圓形管進行了次冷態沸騰雙相流之震動實驗，根據觀察可知氣泡寬度可發展超過 10cm。參考上述國內外雙相流研究經驗，以及地震震動資訊，本子計畫利用雙相流震動實驗，以模擬核電廠爐心雙相流系統於絕熱狀態下受到地震震動可能引發之變化。為方便觀察較大口徑流道之雙相流現象，一長 20cm 寬 1cm 之壓克力矩形流道已被架設，換算之水力直徑(Dh)為 1.905 公分，並固定於震動模組上與偏心輪結合，以作為可視化研究。

圖 3.1.2.5 顯示本子計畫之汽液雙相流地震震動的實驗系統。模擬震動將針對頻率 $f \leq 20\text{Hz}$ 範圍，以及震動最大加速度 $a \leq 0.6g$ (即地震震度(Intensity) $\leq X$) 的常見地震條件模擬。實驗系統主要分為液體流道與氣體流道、測試段之壓克力矩形流道及震動模組。液體流道包含水槽、液體幫浦、旁通管、流量計，液體幫浦使用 3 馬力馬達，可提供至多 120 Lpm 的液體流量，使用 GPI TM SERIES 流量計，依照實驗預計目標搭配旁通管使用。氣體流道包含靜音空壓機、壓力槽(1300L)與三種不同尺寸氣體流量管路，並可藉由壓力調節閥，以固定壓力穩定的提供氣體流量，流量範圍為 1~600 LPM。實驗流量計規格如表 3.1.2.5 所示。

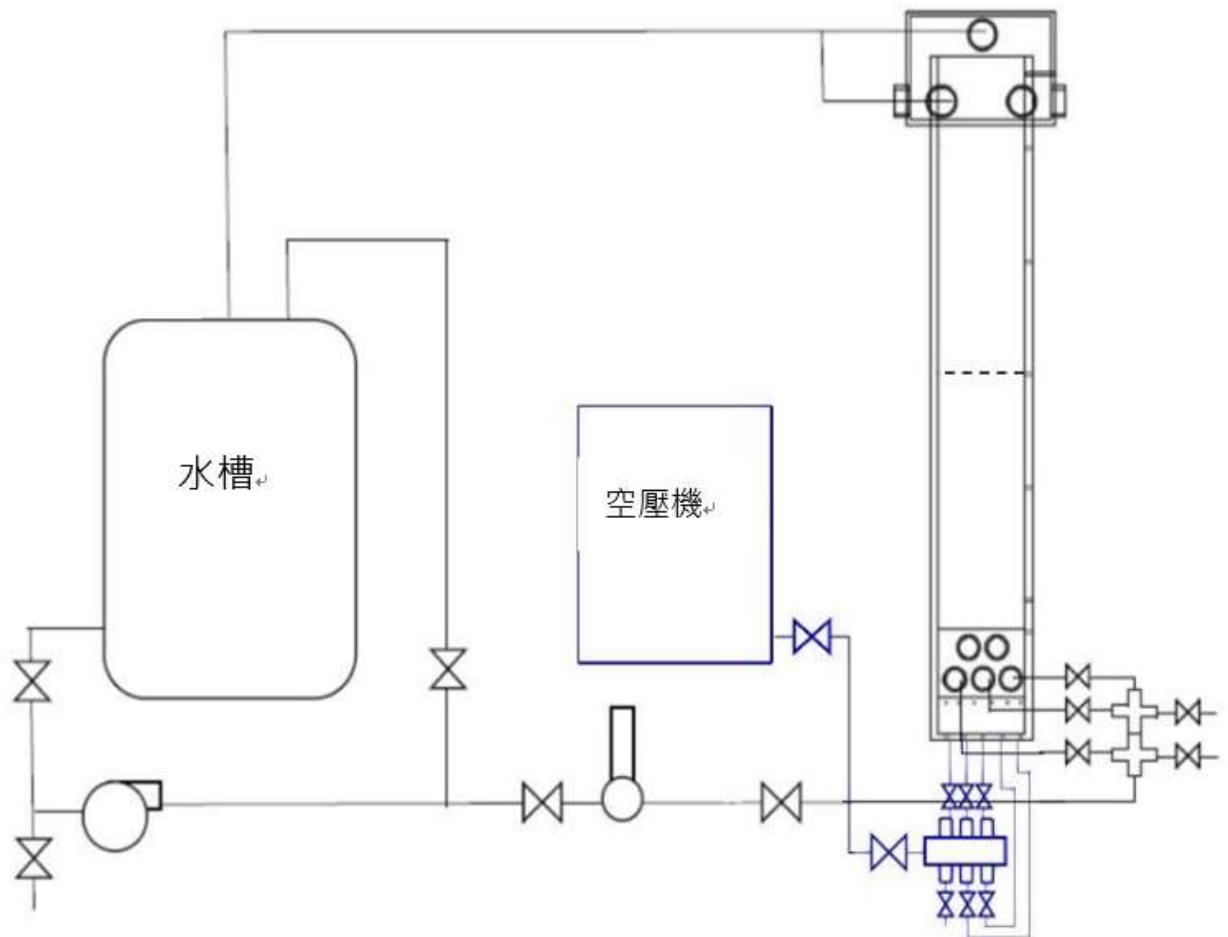


圖 3.1.2.5 實驗架構

表3.1.2.5 流量規格表

	流量量測範圍 (Liter/min)		量測精密度(full scale)
	最小	最大	
高流量管路(冷水)	19	190	3%
水流量管路(冷水)	3.8	38	3%
高流量管路(空氣)	60	600	1%
中流量管路(空氣)	10	100	1%
低流量管路(空氣)	1	20	1%

實驗測試部分是由震動模組與雙相流實驗段組合而成，震動模組包含方型鋁板、軸承、彈簧阻尼器、馬力偏心輪馬達(d=4cm)與頻率控制器。通過改變馬達的轉速，震動模組可以提供不同的震動頻率以模擬不同類型的地震狀況下的條件。真正的震動模式與瞬時變化無法藉由簡單計算來理想的預測，因此利用加速度計來進行真正的震動條件量測。雙相流實驗段如圖 3.1.2.6，有 5 個水入口與 5 個空氣入口，並於距離實驗流道底部 0.3、0.8、1.3m 處建立三組電導度計，一組具有 8 個電導度計，可以量測同一水平面的空泡分率。實驗段部分最上方有液氣分流段與 5 個空氣/水出口，藉由溢流方式以避免實驗流速過大造成液體無法順利流出造成的壓降並減少雙相流對實驗壓力管

造成的衝擊損失及避免虹吸現象影響系統壓力分佈與流動。



圖 3.1.2.6 單一通道汽液雙相流實驗段

3.1.2.2 執行成果說明

本子計畫目前執行成果說明如下:

(1)外部垂直加速度波對強制對流單一沸騰通道系統動態行為之影響

以表 3.1.2.4 所列 ABWR 的幾何尺寸與正常運轉相關之特性參數為基礎，經由非線性動態分析後，以水平座標軸為相變化數(N_{pch})及垂直座標軸為次冷度數(N_{sub})，其相關定義參見式(9)，建立單一沸騰通道系統相關穩定性圖譜。圖 3.1.2.7 顯示單相區節點數劃分(N_s)對純熱流(T.H.)與中子熱流耦合(N.B.)系統穩定性邊界的影響。結果顯示當 $N_s \geq 4$ 以後，節點數對兩種穩定性邊界的影響很小，因此考量模式的準確性與計算的效率，單相區節點數的選擇為 4 個。此外，圖 3.1.2.7 中兩種穩定性邊界相較，顯示中子回饋效應會使穩定區縮小，造成系統較不穩定，這種中子回饋效應所造成的不穩定效應，與文獻上的研究結果一致(Van Bragt and van der Hagen, 1998; Lin et al., 1998; Lee and Pan, 2005; Durga Prasad and Pandey, 2008)。另外，值得注意的是 ABWR 的正常運轉點(標示為 S1)， $N_{sub}=0.665$ 及 $N_{pch}=5.518$ ，均離這兩種穩定性邊界均相當遠，顯示其為一非常穩定的操作點。

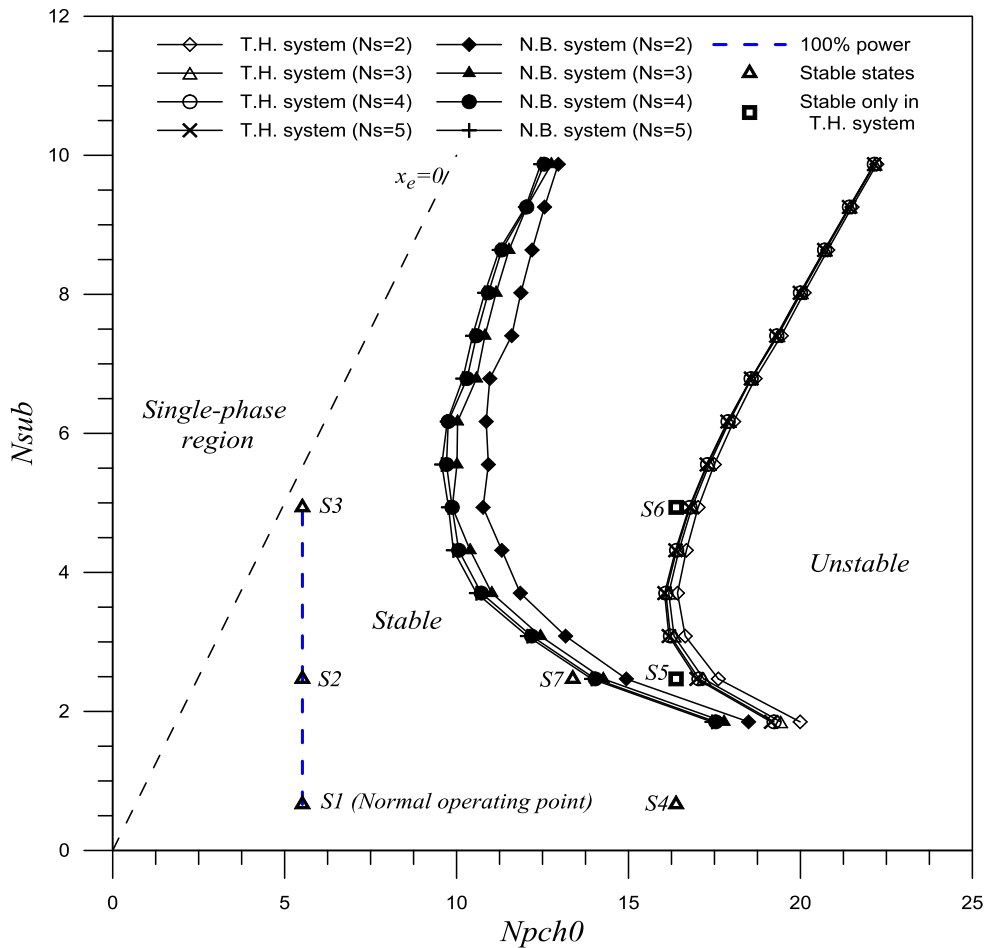


圖 3.1.2.7 節點數(N_s)對純熱流(T.H.)與中子熱流耦合(N.B.)穩定性邊界的影響。

在評估外部垂直加速度對強制對流單一沸騰通道系統動態行為的影響時，首先選擇 ABWR 正常運轉點(S1)的操作條件做分析。本研究在分析時假定一組外部垂直加速度波，如圖 3.1.2.8(a)，前兩個間隔出現的相同垂直加速度波(0.2g, 0.3)，具有尖峰加速度 0.2g 與無因次振盪頻率 $f^+=0.3$ ，最後則呈現這兩個加速度波的耦合波。圖 3.1.2.8(b)顯示在遭受此外部垂直振動加速度波下，強制對流單一沸騰通道的入口流速暫態振盪。由分析結果得知在 ABWR 正常運轉點(S1)的操作條件下，此外部垂直加速度波造成系統的振盪相當小。此結果可由外部垂直加速度波所致通道額外的壓降，式(17)，來解釋：當垂直地震波發生時，若所有內部泵均未跳脫、系統未發生急停並維持正常運轉的狀況，此時外部垂直加速度波所致通道額外的壓降，僅貢獻全部壓降的一小部份，因此僅造成通道入口流速小幅的振盪。另外，比較單一加速度波及兩個相同加速度波的耦合波所造成的系統振盪，圖 3.1.2.8(b)亦顯示耦合波所造成的振盪振幅，大約為單一波造成的振盪振幅之兩倍，這說明了本分析模式可合理預測系統在遭受外加垂直加速度下，所造成系統的定性行為。

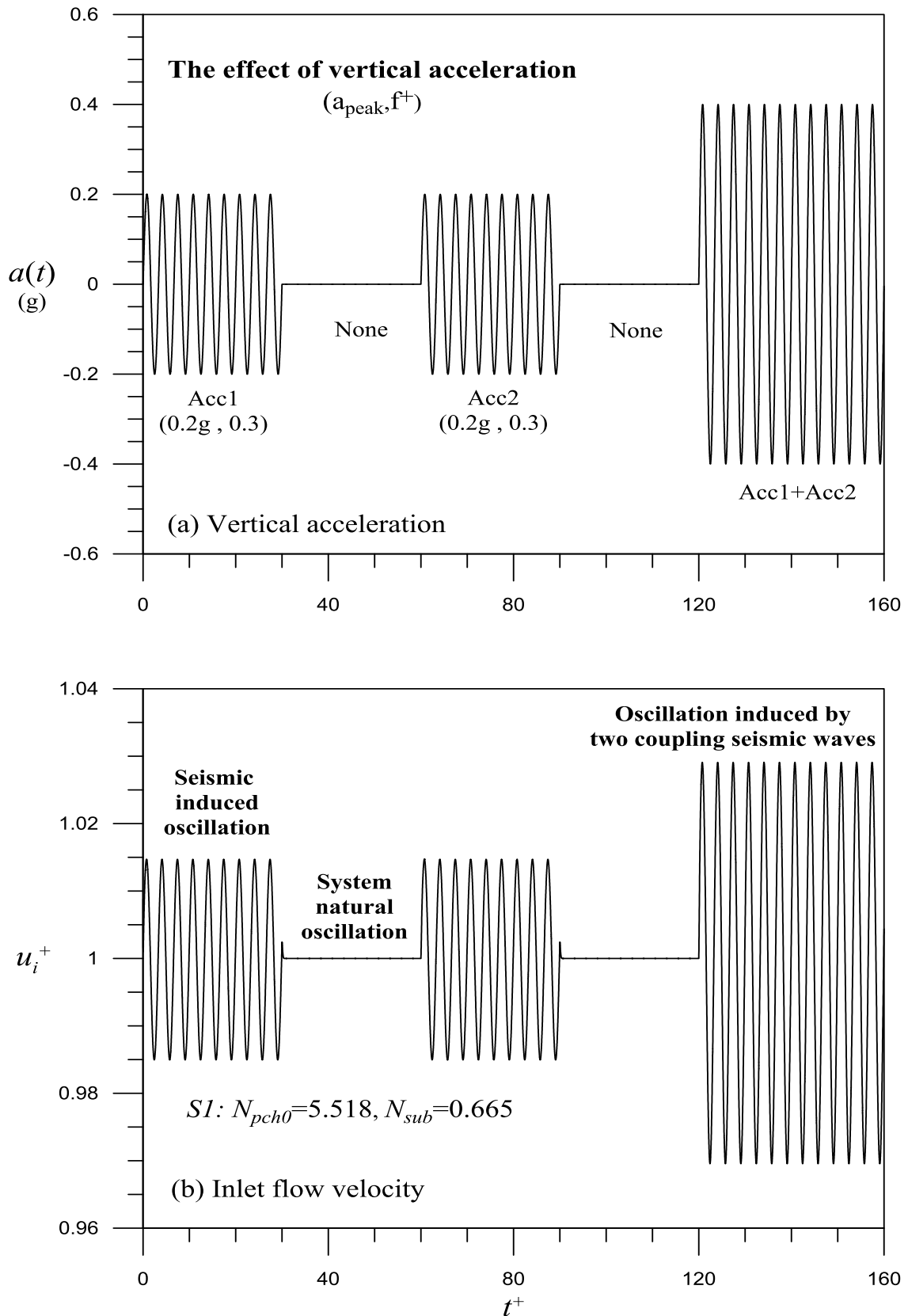


圖 3.1.2.8 在遭受外部垂直振動加速度下，強制對流單一沸騰通道系統的暫態振盪：(a)外部加速度波；(b)入口流速振盪。

為探討通道進口次冷度(inlet subcooling)對外部垂直加速度波所致強制對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響，本研究選擇圖 3.1.2.7 中沿著 100% 功率線($N_{pch}=5.518$)的三個不同進口次冷度(inlet subcooling)之操作點，即 S1 點(正常操作點、 $N_{sub}=0.665$)、S2 點($N_{sub}=2.468$)及 S3 點($N_{sub}=4.936$)；與沿著具約 307% 的高功率($N_{pch}=16.962$) 的三個不同進口次冷度(inlet subcooling)之操作點，即 S4 點($N_{sub}=0.665$)、S5 點($N_{sub}=2.468$)及 S6 點($N_{sub}=4.936$)，然而當電廠運轉在此條件下，系統會產生急停，所以 S4、S5 及 S6 並非一實際的穩定運轉點。本研究假設在外部垂直加速度波振盪過程中，控制棒未有插入爐心產生急停的動作，以進行系統參數效應的影響分析並觀察外部垂直加速度對強制對流單一沸騰通道系統暫態行為的影響。在遭受如圖 3.1.2.8(a)的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.9 探討爐心進口次冷度(N_{sub})與外部垂直尖峰加速度(A_{peak})，對外部垂直振動所致系統暫態行為的影響。圖 3.1.2.9(a)顯示系統在承受這假想外加垂直加速度波下，沿著 100% 功率線逐步增加通道進口次冷度，從 $N_{sub}=0.665$ (S1)、2.468 (S2)至 4.936 (S3)，其所造成系統暫態的影響。由結果得知在相同的外部垂直加速度影響下，系統具有較高的進口次冷度(即較重的流體)，相較於低進口次冷度(即較輕的流體)，將呈現較小振幅的振盪，這說明地震引起的振動將會受到系統慣性質量的抑制，即增加進口次冷度會有穩定的效應。另一方面，圖 3.1.2.9(b)顯示相同的外加垂直加速度波下，沿著 307% 功率線逐步增加通道進口次冷度，從 $N_{sub}=0.665$ (S4)、2.468 (S5)至 4.936 (S6)，其所造成系統暫態的影響。其結果顯示在此高功率下，增加進口次冷度反而對系統的暫態振盪造成不穩定的效應。此不穩定的效應與系統初始運轉點的固有穩定性特性相關，增加通道進口次冷度從 S4、S5 至 S6 點，將驅使初始運轉點更靠近穩定性邊界(參見圖 3.1.2.7)，因而使系統相對較不穩定。由圖 3.1.2.9(a)與(b)的分析結果得知進口次冷度所造成的影響，與系統的慣性質量效應及系統初始運轉點的固有穩定性特性(inherent stability characteristics)相關。

以 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)為分析案例，在固定其他參數條件下，逐步改變垂直尖峰加速度大小從 0.2g、0.3g 至 0.4g，圖 3.1.2.9 (c) 顯示外部垂直加速度波之尖峰加速度大小對系統暫態的定性影響。由結果得知越大的垂直加速度施加在系統上，雖然會導致系統流體更高的振盪，但呈現的振幅仍相當小。在本分析中外部垂直振動所導致的加速度波，係透過式(17)影響通道之壓降，並進而影響系統的動態。由於外部垂直加速度振盪所貢獻的額外壓降，在強制循環的正常運轉點條件下，可能只佔整體通道壓降的一小部分，因此系統振盪的振幅隨加速度峰值變大而呈現相對較小幅度的增加。然而，如果持續加大垂直尖峰加速度，系統振盪會變得越來越大，最終導致逆流的發生。

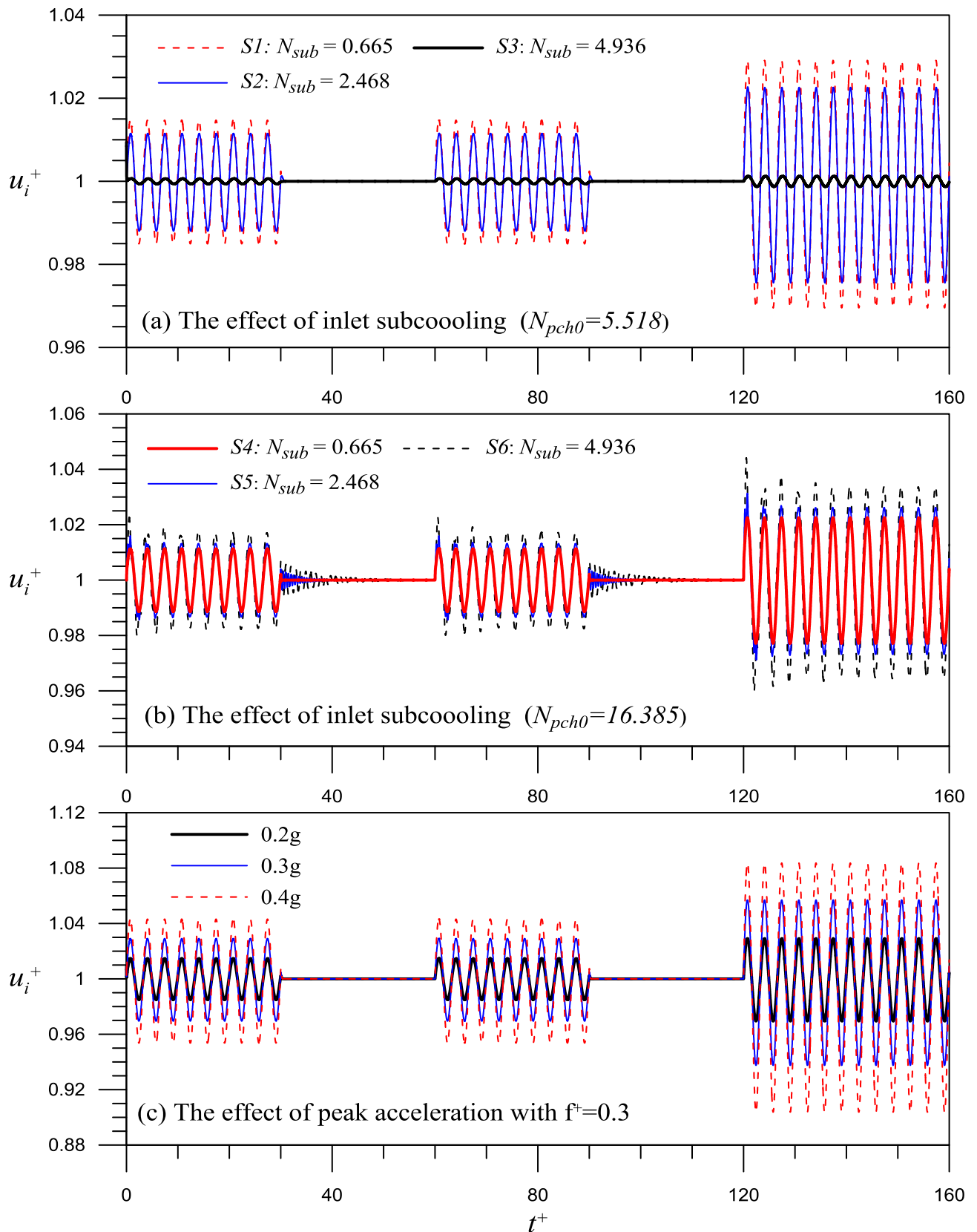


圖 3.1.2.9 參數效應對外部垂直加速度所致強制對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響：(a)及(b)進口次冷度；(c)尖峰加速度。

針對 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，在固定其他參數條件及在遭受如圖 3.1.2.8(a)的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.10(a)進一步探討通道進口流阻(k_i)對外部垂直加速度波所致系統暫態的影響。由圖中分析結果發現系統具有較大的入口流阻係數，將導致系統呈現較小的振盪；亦即可對系統動態產生穩定的效果。這說明了外加振動引起的流體振盪，其振盪會被加熱通道進口流阻抑制衰減而產生穩定的效應。

在遭受如圖 3.1.2.8(a)的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.10(b)探討通道加熱長度(L_H)對外部垂直加速度波所致系統暫態的影響。圖中分析結果發現當系統的加熱通道越長，外部垂直加速度波引起的振盪會越劇烈，然而其振盪之振幅仍相當小。在本研究的分析中，通道長度效應係透過外部垂直加速度波造成的額外壓降(正比於通道長度)，式(17)，影響通道的壓降。通道長度愈長，外部垂直加速度波造成的額外壓降愈大，佔通道壓降的比例愈高，因此造成較大的系統振盪。然而在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，佔通道壓降的比例仍然很小，系統因此呈現小振幅的振盪。

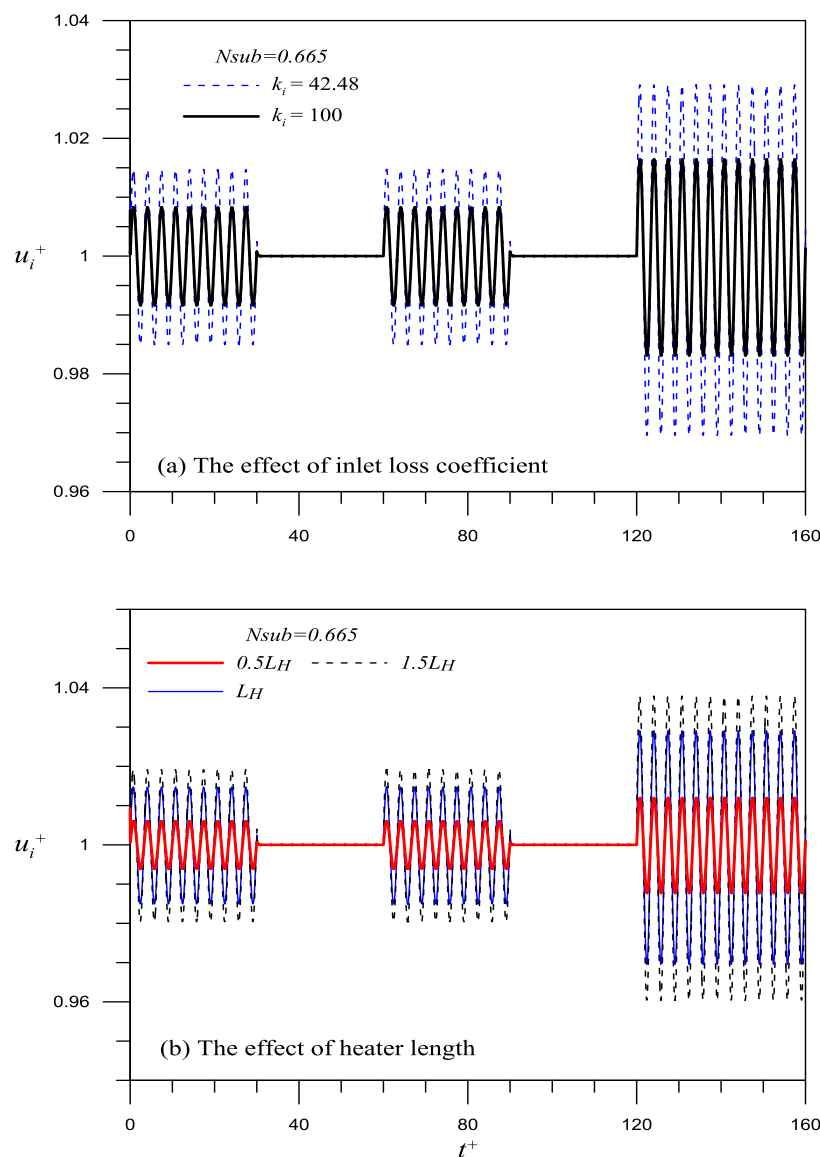


圖 3.1.2.10 參數效應對外部垂直加速度所致強制對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響：(a)通道進口流阻；(c)加熱段長度。

在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，當遭受如圖 3.1.2.8(a)的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.11(a)呈現通道出口流阻(k_e)對外部垂直加速度波所致系統暫態的影響。由圖中分析結果發現系統具有較大的出口流阻係數，將導致系統呈現較小的振盪；亦即可對系統動態產生穩定的效果。這說明了外加振動引起的流體振盪，其振盪會被加熱通道出口流阻抑制衰減而產生穩定的效應。綜合圖 3.1.2.10(a)與 3.1.2.11(a)的分析結果，在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)下，外部振動引起的振盪，通過沿著加熱通道中的流阻時，其振盪會被衰減而產生穩定的效應。

然而文獻上的探討指出增加通道出口流阻(k_e)，會增加雙相壓降而驅使系統更不穩定，這樣的不穩定效應，可經由改變進口次冷度至 $N_{sub}=2.468$ 及增加通道出口流阻至 $k_e=80$ 來觀察，此時系統的自然振盪呈現不穩定的振盪型態，如圖 3.1.2.11(b)。當如圖 3.1.2.8(a)的外部垂直加速度波加諸於此運轉情況時，外部垂直加速度波會引起系統更不穩定的振盪，如圖 3.1.2.11(c)。由圖 3.1.2.11 之分析結果得知，通道出口流阻(k_e)對外部垂直加速度波所致系統暫態的影響，與系統初始運轉點的固有穩定性特性(inherent stability characteristics)相關。

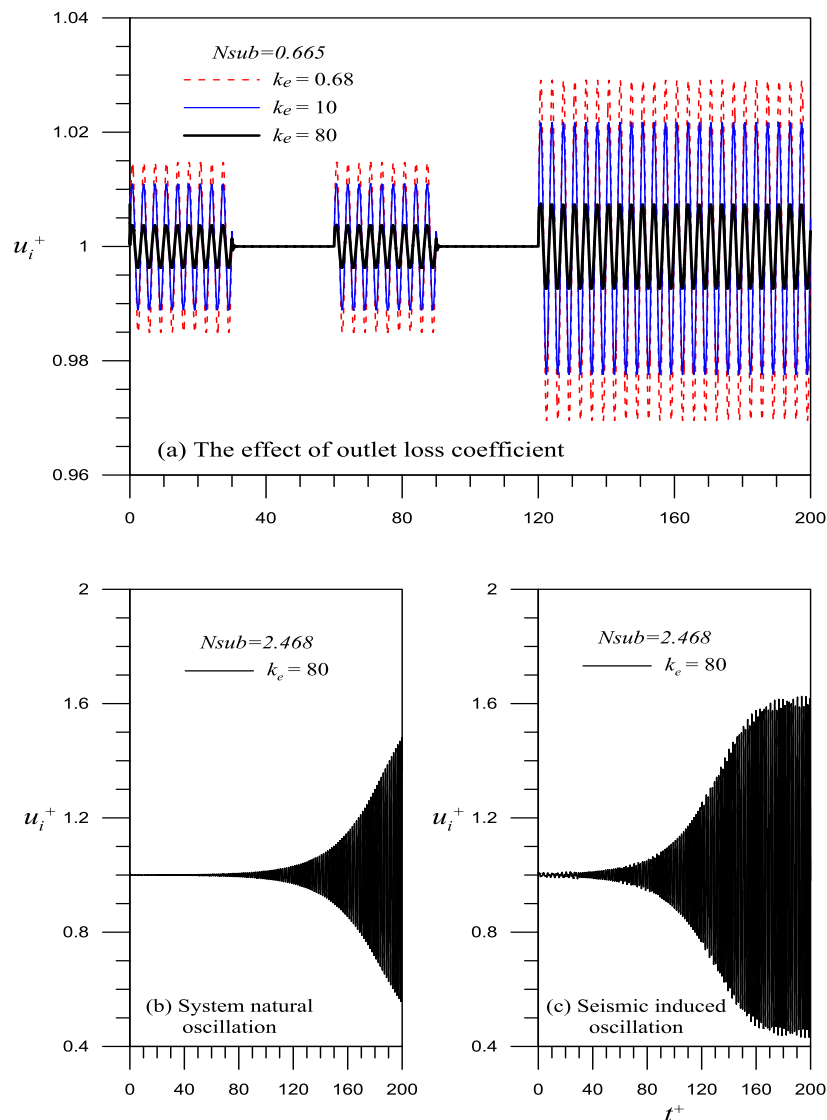


圖 3.1.2.11 通道出口流阻對外部垂直加速度波所致強制對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響：(a) $N_{sub}=0.665$; (b)及(c) $N_{sub}=2.468$ 。

本研究選擇圖 3.1.2.7 中的 S1 與 S5 穩定點，進一步探討外部垂直加速度波對純熱流(T.H.)系統的不同初始穩定操作點，所引起共振振盪之比較。S5 初始穩定操作點為 $N_{sub}=2.468$ 、 $N_{pch}=16.962$ ，與 S1 的正常操作點相較，其具有較高的進口次冷度且具約 307% 的高功率。然而當電廠運轉在此條件下，系統會產生急停，所以其並非一實際的穩定運轉點，而此一運轉點系統的自然頻率約 $f^+=2.0$ 。圖 3.1.2.12 (c) 為假定的地震加速度波 (a_{peak}, f^+)，第一個出現的是較強的垂直加速度波 ($0.2g, 0.7$)，間隔一段非地震時間後，出現較弱的垂直加速度波 ($0.1g, 2.0$)，值得注意的是其振盪頻率設定等於系統的自然頻率。圖 3.1.2.12 (d) 為在此外加垂直加速度波效應下，對系統在 S5 運轉點的非線性振盪之影響。結果顯示較強的垂直加速度波所引起的系統振盪仍為可控制的；然而當外加垂直加速度的振盪頻率等於系統的自然頻率時，較小的外部垂直加速度波會引發非常劇烈、高振幅的共振振盪，進而使系統產生逆流的狀況，如圖 3.1.2.12 (d) 後半段所示。與圖 3.1.2.12 (a) 與 (b) 在正常運轉點 S1 的分析結果相較，在此點系統的自然頻率約 $f^+=1.2$ ，因正常運轉點 S1 為一非常穩定的操作點，在本研究分析中外部垂直加速度波並不會觸發不可控制的共振振盪，而由外部垂直加速度波主導系統的非線性行為。因此，由以上分析結果可知，外部垂直加速度波所引發的共振振盪之強度，除與外部垂直加速度的振幅大小與頻率相關外，亦與初始運轉點的固有穩定度(inherent stability degree) 相關。

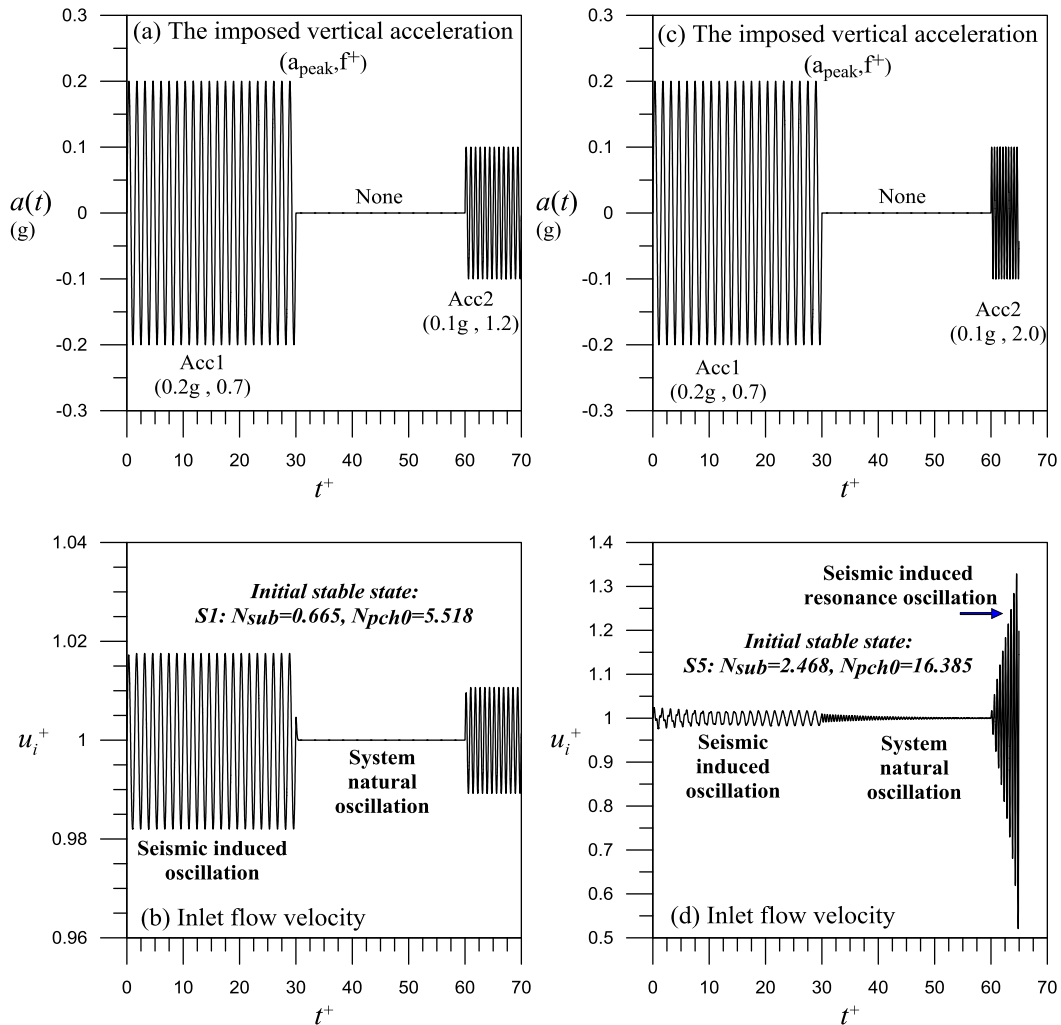


圖 3.1.2.12 外部垂直加速度波對純熱流系統的不同初始穩定操作點，S1 與 S5，所引起共振振盪之比較。

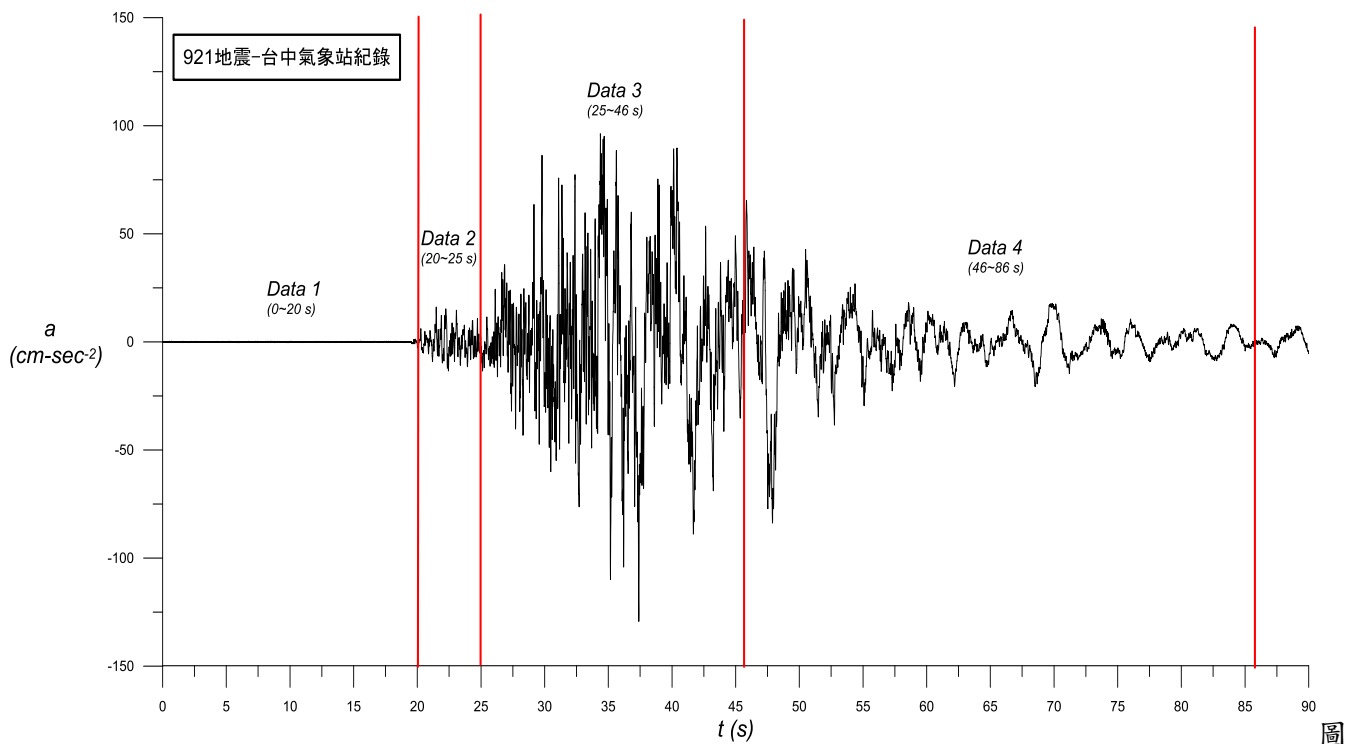


圖 3.1.2.13 台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震，中央氣象局台中氣象站紀錄之垂直加速度波資料。

本研究希冀模擬地震波對於雙相流系統動態特性的影響，因此盡可能以實際地震所導致的垂直加速度波作為輸入的資料，藉以觀察地震造成雙相流暫態的振盪行為。圖 3.1.2.13 為台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震發生期間，中央氣象局台中氣象站的實際紀錄資料。因為實際地震波非常複雜，可視為具有不同振幅和頻率的正弦波之耦合。因此，本研究將圖 3.1.2.13 主要分成四個資料群組，並將每一資料群組進行快速傅立葉(Fast Fourier Transfer, FFT)分析，找出各區間震波的主要振動頻率，四個資料群組共 30 個振動頻率。

另外，本研究為無因次分析方法，因此將圖 3.1.2.13 中的橫軸時間轉為無因次 t^+ ，並將縱軸垂直加速度波以單位 g 表示，重繪如圖 3.1.2.14(a)，以符合本研究的分析模式。而經由 FFT 分析，本研究將不同振幅和頻率的正弦波耦合後，得到模擬 921 地震垂直加速度波，如圖 3.1.2.14(b)。比較圖 3.1.2.14(a)與圖 3.1.2.14(b)，模擬地震垂直加速度波已能近似實際地震垂直加速度波，兩者基本振盪型態相似，加速度振幅大部份介於 $-0.1g$ 與 $0.1g$ 之間。在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，將圖 3.1.2.14(b)模擬地震垂直加速度波施加於單一沸騰通道系統後，造成通道入口流速的振盪行為，如圖 3.1.2.14(c)所示。由分析結果得知，在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)中，由於此模擬地震垂直加速度波造成的額外壓降，仍佔通道壓降相當小的比例，因此系統的振盪雖然非常雜亂，但通道入口流速的振盪振幅仍侷限在很小的範圍，表示系統仍相當安全。

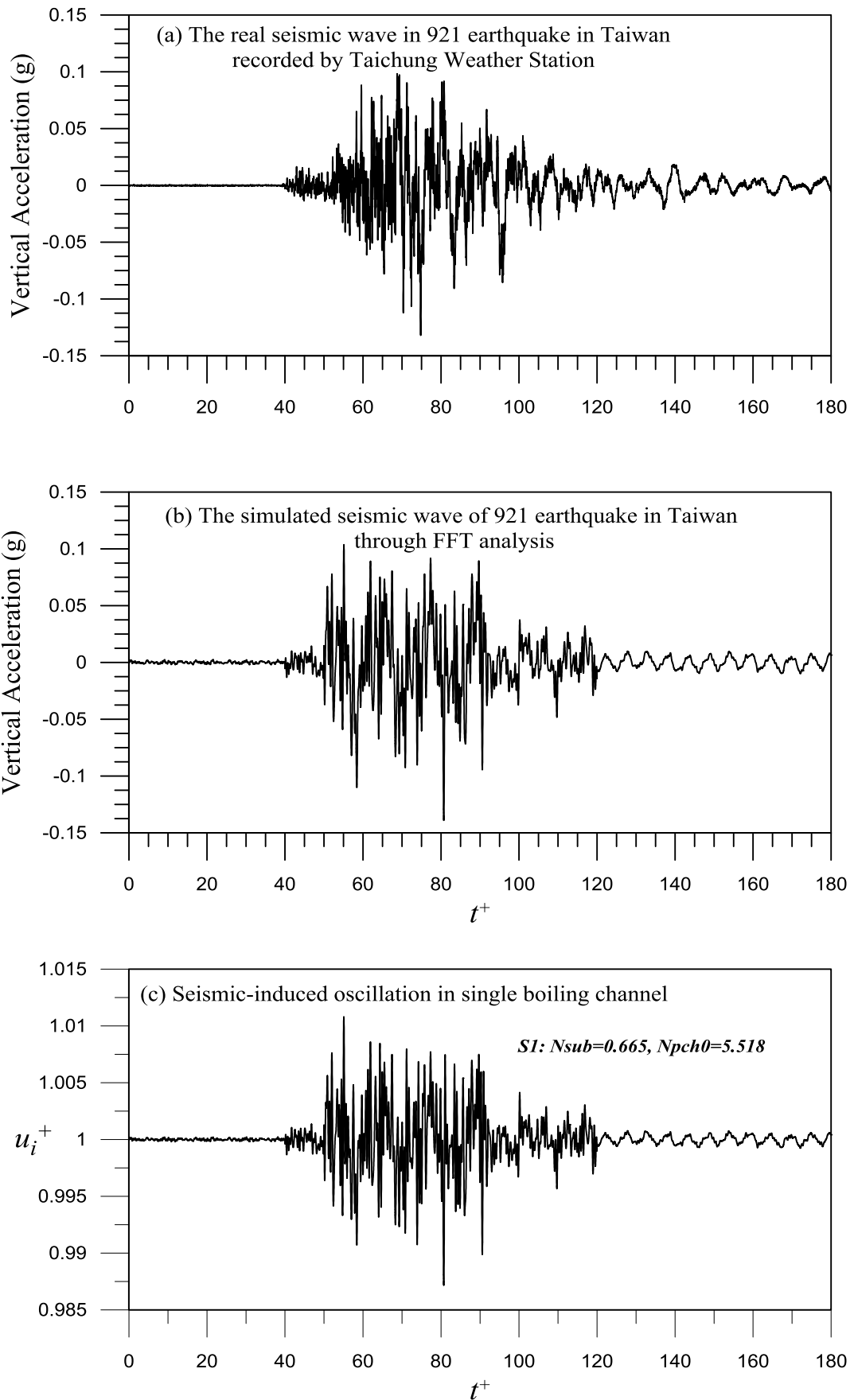


圖 3.1.2.14 在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，模擬地震垂直加速度波對強制對流單一沸騰通道暫態振盪的影響: (a)台灣 921 集集地震實際垂直加速度波；(b)模擬 921 地震垂直加速度波；(c) 模擬地震波造成之通道入口流速振盪。

(2)外部垂直加速度波對強制對流中子熱流耦合單一沸騰通道系統動態行為之影響。

本節導入燃料棒熱傳導模式及點中子動態模式，如 3.1.2.1 執行方法所述，並結合單一通道熱流模式以探討外部垂直振動加速度波，對中子熱流耦合單一沸騰通道系統暫態特性的影響。有關通道幾何尺寸與操作條件等參數效應，對外部垂直加速度所致系統暫態振盪的影響，已在前節有詳細探討，於此不再贅言。在沸水式(BWR)電廠中，地震發生後其振動造成的外部加速度波，可能引發流體性質的擾動振盪，如流速、密度、空泡分率等，並透過空泡-反應度回饋效應(Void-Reactivity feedback)，觸發反應器功率之振盪。然而文獻上對此類相關研究相當少，且對於空泡-反應度回饋效應，在外加震動下的機制並不清楚。因此，在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)下，圖 3.1.2.15 顯示中子熱流耦合之單一沸騰通道系統，在兩個外部垂直加速度波(0.2g, 0.4) 及 (0.1g, 0.3)的耦合波效應下，對系統暫態特性的影響及其空泡-反應度回饋機制。圖 3.1.2.15(a)顯示當此外部垂直加速度波呈現正向變化時，會增加額外的壓降，如式(17)所示。因此，外部垂直加速度的增加，會造成入口流速(u_i^+)隨時間的正向變化，如式(18)，進而造成入口流速的變大，如圖 3.1.2.15 (b)所示。通道入口流速的增加，會延長流體單相區(圖 3.1.2.15 (c))，即沸騰邊界(λ^+)，促使空泡分率(圖 3.1.2.15 (d))的下降；由於負空泡反應度反饋(negative void-reactivity feedback)，如式(28)，空泡分率的減少提供正的反應度，這將進一步導致中子密度(N^+)的增加，如圖 3.1.2.15 (e)所示。在一定的時間延遲後，促成燃料丸平均溫度(T_F^+)的上升，如圖 3.1.2.15 (f)所示；反之亦然。

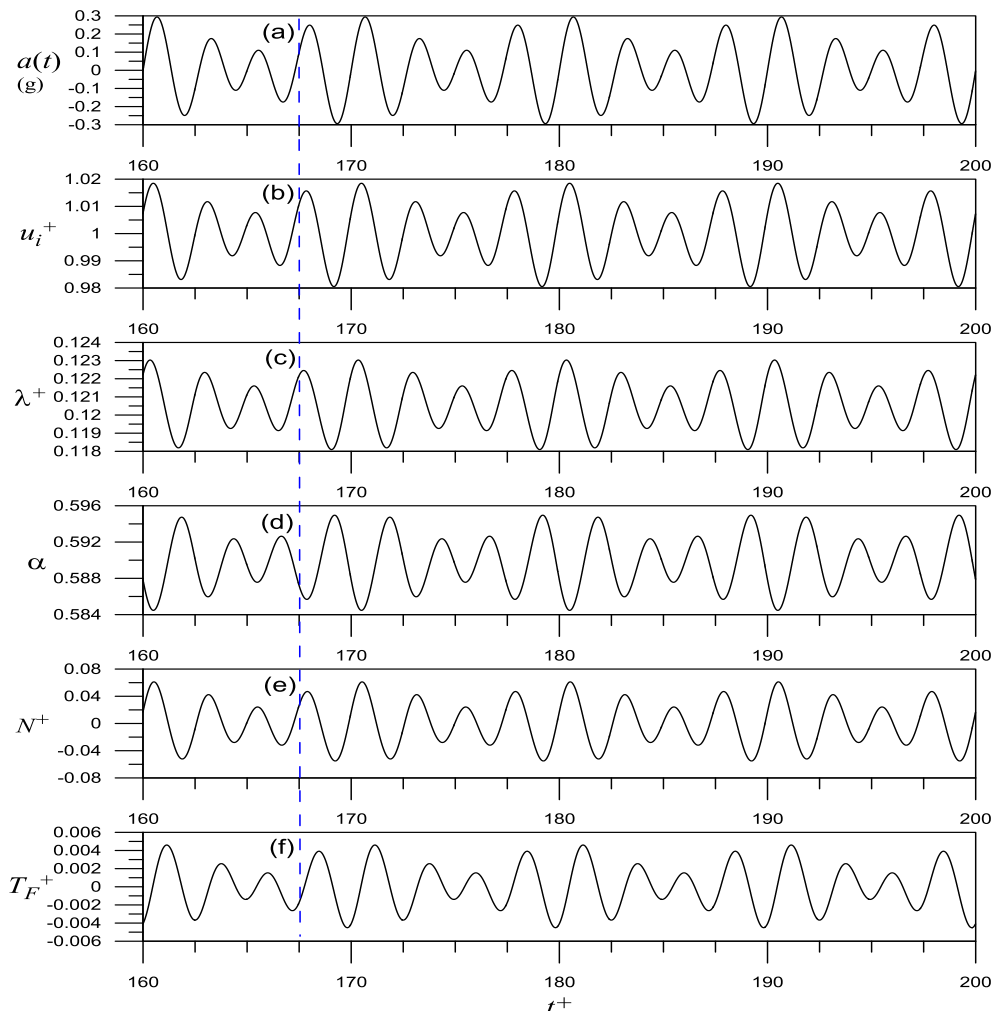


圖 3.1.2.15 在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，強制對流中子耦合單一沸騰通道系統(C α)，在兩個外部垂直加速度波(0.2g, 0.4) 及 (0.1g, 0.3)的耦合波下，透過空泡反應度回饋所造成系統各參數的細部暫態振盪。

本研究分析顯示在 ABWR 的正常運轉點(S1)，因為其非常穩定，在本研究範圍的外加垂直震動影響下，並不會誘發強烈的共振振盪。因此，本研究擇選系統的初始穩定操作點為 $N_{sub}=2.468$ 、 $N_{pch}=13.381$ (如圖 3.1.2.7 中標示 S7 點)；與圖 3.1.2.7 中的正常操作點 S1 相較，其具有較高進口次冷度且具 242% 的高功率，當電廠運轉在此條件下，系統會產生急停，所以其並非一實際的穩定運轉點。圖 3.1.2.16 探討外加垂直加速度波對此一較高次冷度且較高功率系統的非線性振盪之影響。此 S7 穩態點系統的自然頻率約 $f^+=1.7$ ，本研究假定圖 3.1.2.16 (a) 中較小的外部垂直加速度波之振盪頻率等於此自然頻率。圖 3.1.2.16 (b) 結果顯示此較小的外部垂直加速度波會引發非常劇烈、高振幅的入口流速(u_i^+)共振振盪，致使系統產生逆流的狀況發生。入口流速之共振振盪透過空泡反應度回饋，進而引起中子密度(功率)的劇烈振盪，如圖 3.1.2.16(c)。因此，由分析結果可知外部垂直加速度波所引發的系統共振振盪之強度，除與外部垂直加速度波的振幅大小與頻率相關外，亦與中子熱流耦合系統之初始運轉點的固有穩定度(inherent stability degree)相關。

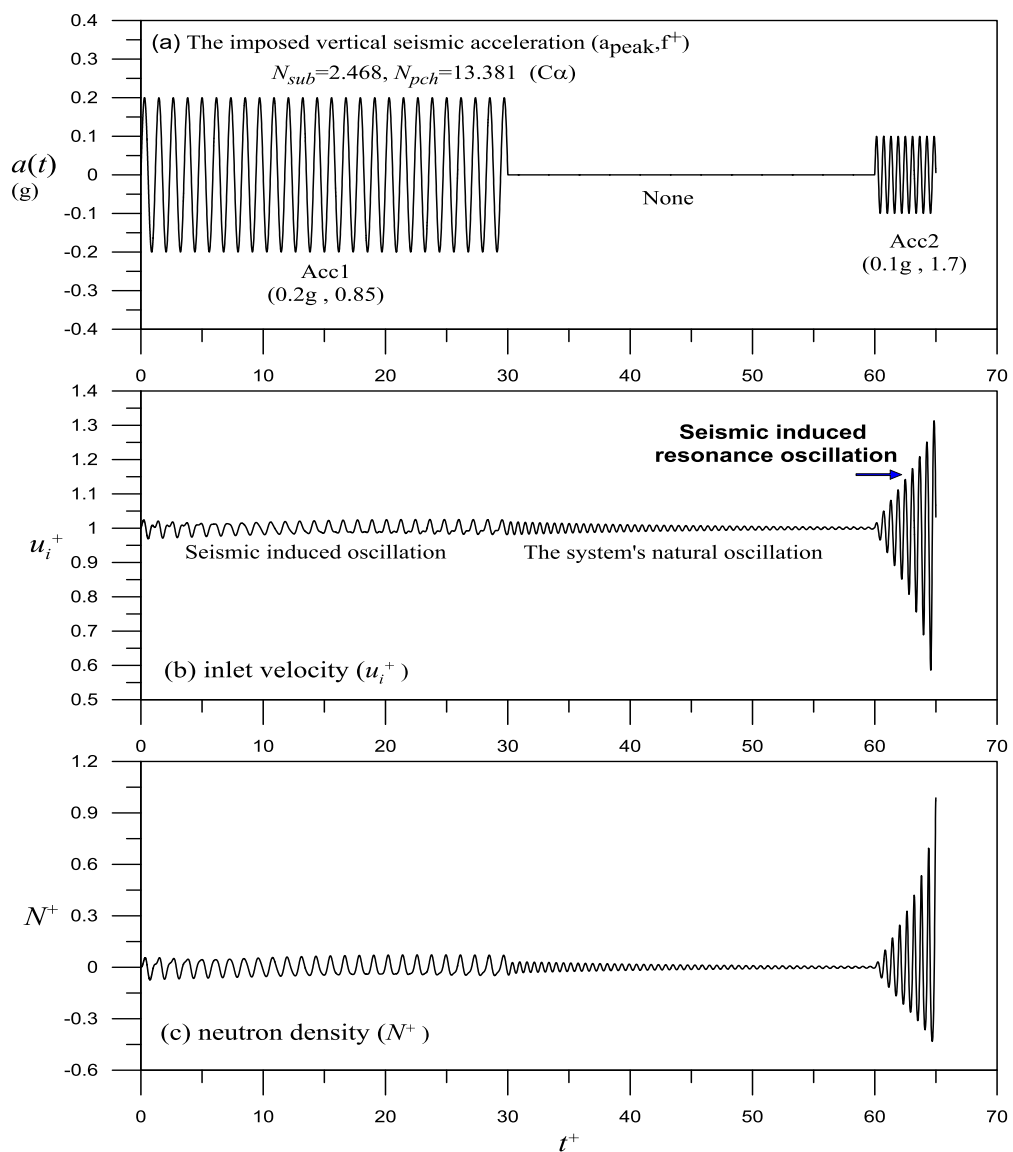


圖 3.1.2.16 外部垂直加速度波對強制對流中子耦合單一沸騰通道系統的初始穩定操作點 S7， $N_{sub}=2.468$ 及 $N_{pch}=13.381$ ，所引起的共振振盪。

本研究希冀模擬地震波對於中子熱流耦合雙相流系統動態特性的影響，因此擇選實際地震所導致的垂直加速度波作為輸入的資料，藉以觀察地震造成其暫態的振盪行為。圖 3.1.2.17(a)為台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震發生後，中央氣象局台中氣象站的紀錄之地震垂直加速度波資料。圖 3.1.2.17(b)為圖 3.1.2.17(a)之地震垂直加速度波資料經由 FFT 分析，所得到的模擬 921 地震垂直加速度波。在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，圖 3.1.2.17(c)為將圖 3.1.2.17(b)模擬地震垂直加速度波加諸於中子熱流耦合單一沸騰通道系統後，中子密度(N^+)的動態振盪行為。由分析結果得知，在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)中，由於此模擬地震垂直加速度波造成的額外壓降，仍佔通道壓降相當小的比例，因此系統的振盪雖然非常雜亂，但其振幅仍侷限在很小的範圍，而此流體性質的小幅振盪，透過空泡-反應度回饋效應，只引發反應器功率之小幅振盪(如圖 3.1.2.17(c)中子密度動態所示)，表示系統仍相當安全。

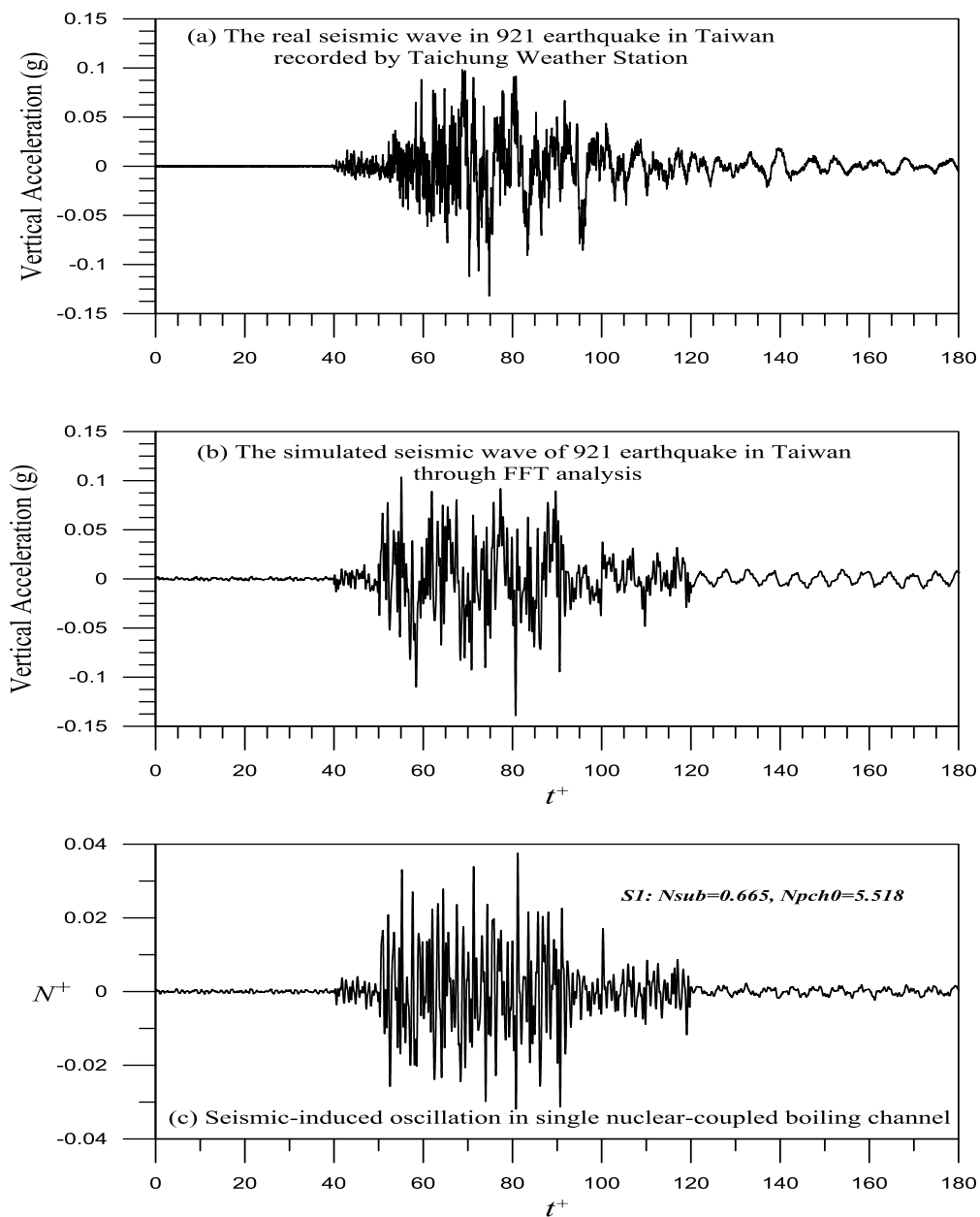


圖 3.1.2.17 在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)，模擬地震垂直加速度波對強制對流中子耦合單一沸騰通道暫態振盪的影響: (a)台灣 921 集集地震實際垂直加速度波；(b)模擬 921 地震垂直加速度波；(c) 模擬地震波造成之中子密度振盪。

(3)外部垂直加速度波對自然對流單一沸騰通道系統動態行為之影響

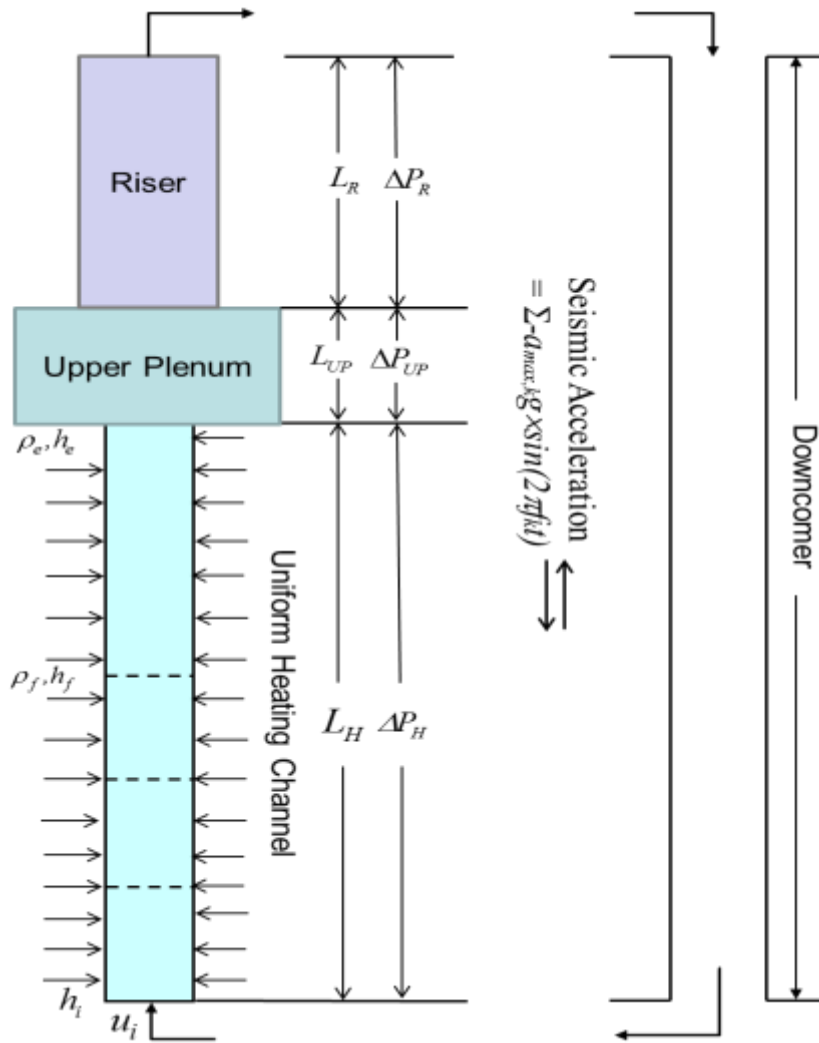


圖 3.1.2.18 自然對流單一沸騰通道系統中，地震發生後造成垂直方向的加速度效應。

地震運動發生時造成之振動，可能會引起進步型沸水式反應器所有的內部泵跳脫，系統此時呈現自然循環移熱狀態，本節主要探討評估外部垂直加速度波對自然對流單一沸騰通道系統動態行為的影響。本研究自然對流單一沸騰通道系統的分析模式，如圖 3.1.2.18 所示，包含加熱通道、上空乏區與升流段，其推導過程與 3.1.2.1 節強制對流單一沸騰通道系統相似，於此不再贅言。

在地震發生後，自然對流單一沸騰通道系統的壓降，等於加熱通道(ΔP_H)、上空乏區(ΔP_{UP})與升流段(ΔP_R)的動態壓降總和，亦可視為加熱通道、上空乏區與升流段的穩態壓降總和($\Delta P_{H,s} + \Delta P_{UP,s} + \Delta P_{R,s}$)，加上地震加速度額外貢獻的壓降(ΔP_{ses})，如下式：

$$\Delta P = \Delta P_H + \Delta P_{UP} + \Delta P_R = \Delta P_{H,s} + \Delta P_{UP,s} + \Delta P_{R,s} + \Delta P_{ses} \quad (35)$$

地震垂直加速度額外貢獻的壓降(ΔP_{ses})可表示為：

$$\Delta P_{ses} = \rho_f (L_H + L_{UP} + L_R) \sum_k a_{\max,k} g \sin(2\pi f_k t) \quad (36)$$

將式(35)與(36)無因次化後，可得下列自然對流單一沸騰通道系統的無因次動態壓降：

$$\begin{aligned} \Delta P^+ &= \Delta P / \rho_f g L_H = \Delta P_H^+ + \Delta P_{UP}^+ + \Delta P_R^+ \\ &= \Delta P_{H,s}^+ + \Delta P_{UP,s}^+ + \Delta P_{R,s}^+ + (1 + L_{UP}^+ + L_R^+) \sum_k a_{\max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+) \end{aligned} \quad (37)$$

最後將相關式代入可得自然對流單一沸騰通道系統的無因次入口流速(u_i^+)之動態方程式：

$$\begin{aligned} \frac{du_i^+}{dt^+} &= \left[\Delta P_{H,s}^+ + \Delta P_{UP,s}^+ + \Delta P_{R,s}^+ + (1 + L_{UP}^+ + L_R^+) \sum_k a_{\max,k} \sin(2\pi f_k^+ t^+) - (\Delta P_{H,t}^+ + \Delta P_{UP,t}^+ + \Delta P_{R,t}^+) \right] \\ & \quad / \left\{ Fr [M_{ch}^+ + \frac{V_{up} A_H}{V_{up,in} A_{up,in}} \frac{L_{up,in}^+ \rho_{up,ex}^+}{\rho_{up,in}^+} \rho_e^+ + (\frac{A_H}{A_R})^2 \frac{M_R^+}{\rho_{up,ex}^+} \rho_e^+] \right\} \end{aligned} \quad (38)$$

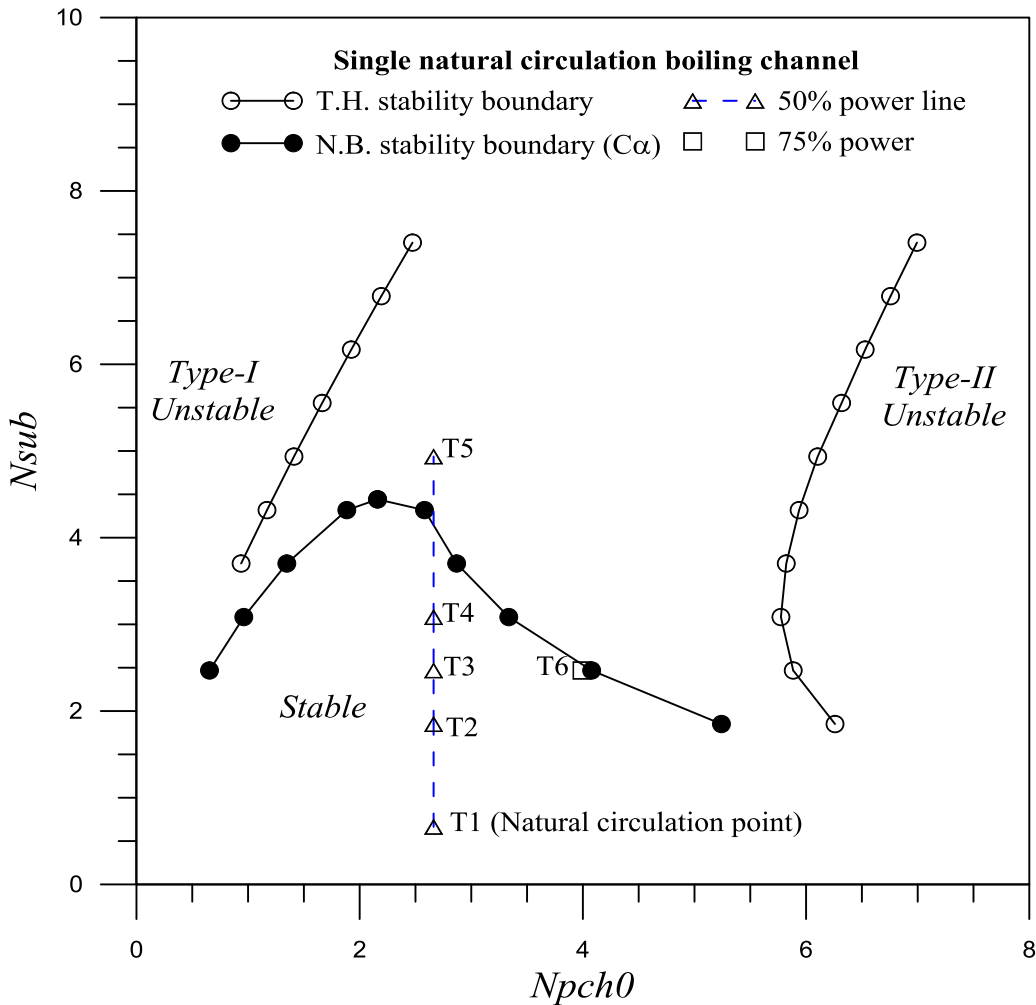


圖 3.1.2.19 自然對流單一沸騰通道系統的純熱流(T.H.)與中子熱流耦合(N.B.)之穩定性圖譜。

以表 3.1.2.4 所列 ABWR 的幾何尺寸參數為基礎，圖 3.1.2.19 顯示自然對流單一沸騰通道系統的純熱流(T.H.)與中子熱流耦合 (N.B.)之穩定性圖譜。結果顯示這兩種穩定性圖譜皆存在兩種典型的不穩定性(Fukuda & Kobori, 1979)：一是在低功率區由重力壓降引起的密度波不穩定性，又稱為 TYPE-I 不穩定性；另一則發生在高功率區由雙相摩擦壓降導致的密度波不穩定性，也就是 TYPE-II 不穩定性。而 ABWR 的自然循環運轉點，在圖中標示為 T1($N_{sub}=0.665$ 、 $N_{pch}=2.662$)，距離兩種自然循環系統的 TYPE-I 與 TYPE-II 不穩定邊界均相當遠，顯示其為相當穩定的運轉點。

在評估外部垂直加速度波對自然對流單一沸騰通道系統動態行為的影響時，首先選擇 ABWR 自然循環運轉點(T1)的操作條件做分析。本研究假設控制棒未有插入爐心產生急停的動作，以進行系統參數效應的影響分析並觀察外部垂直加速度波對自然對流單一沸騰通道系統暫態行為的影響。本研究在分析時假定一組外部垂直加速度波，如圖 3.1.2.20(a)，第一個較強的加速度波(0.2g, 0.2)，具有尖峰加速度 0.2g 與無因次振盪頻率 $f^+=0.2$ ，間隔一段無地震時間後，出現第二個相對較弱的加速度波(0.1g, 0.3)，具有尖峰加速度 0.1g 與無因次振盪頻率 $f^+=0.3$ ；最後則呈現這兩個加速度波的耦合波。圖 3.1.2.20(b)顯示在遭受此外部垂直加速度波下，自然對流單一沸騰通道的入口流速暫態振盪。由分析結果得知在 ABWR 自然循環運轉點(T1)的操作條件下，由於 T1 為相當穩定的運轉點，外部垂直加速度波將主導系統的非線性振盪行為，較強的加速度波相較較弱的加速度波，將導致系統呈現較大的振盪；另一方面，這兩個垂直加速度波的疊加，會形成系統更大的振盪。

比較圖 3.1.2.8(強制對流單一沸騰通道系統)與圖 3.1.2.20(自然對流單一沸騰通道系統)的分析結果，在相同尖峰強度 0.2g 的加速度波下，其對自然對流單一沸騰通道系統的影響，相較比對強制對流單一沸騰通道系統的影響顯著。此結果可由外部垂直加速度波所致通道額外的壓降，強制對流單一沸騰通道系統為式(17)、自然對流單一沸騰通道系統為式(36)，來解釋：外部垂直加速度波所致通道額外的壓降，在 ABWR 強制循環的正常運轉點(S1)僅貢獻全部壓降的一小部份，因此僅造成通道入口流速小幅的振盪。相對在 ABWR 自然循環運轉點(T1)其貢獻一定比例，因此造成通道入口流速較顯著的振盪。

在評估進口次冷度效應對外部垂直加速度波所致自然對流單一沸騰通道系統動態行為的影響時，選擇沿著 50% 功率線($N_{pch}=2.662$)的四個不同進口次冷度之初始穩定操作點，T1(自然循環點、 $N_{sub}=0.665$)、T3($N_{sub}=2.468$)、T4($N_{sub}=3.085$)及 T5($N_{sub}=4.936$)，各點標示在圖 3.1.2.19 中。在遭受與圖 3.1.2.20(a)相同的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.21 顯示通道進口次冷度效應對外部垂直加速度波所致自然對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響。分析結果顯示通道進口次冷度對系統的影響，與系統的慣性質量效應及系統初始運轉點的固有穩定性特性(inherent stability degree)相關。以 ABWR 自然循環運轉點(T1、 $N_{sub}=0.665$)為基準，如圖 3.1.2.21(a)，當增加進口次冷度至 T3 點($N_{sub}=2.468$)，會驅使系統更接近 TYPE-II 不穩定邊界，如圖 3.1.2.19 所示。此時系統本身運轉點的穩定性特性效應會比系統的慣性質量效應明顯，因此造成外部垂直加速度波所致系統的振盪稍微變大，如圖 3.1.2.21(b)。然而繼續增加進口次冷度至 T4($N_{sub}=3.085$)及 T5($N_{sub}=4.936$)，系統的慣性質量效應反而相較明顯，而驅使外部垂直加速度波所致系統的振盪稍微變小，如圖 3.1.2.21(c)及(d)所示。

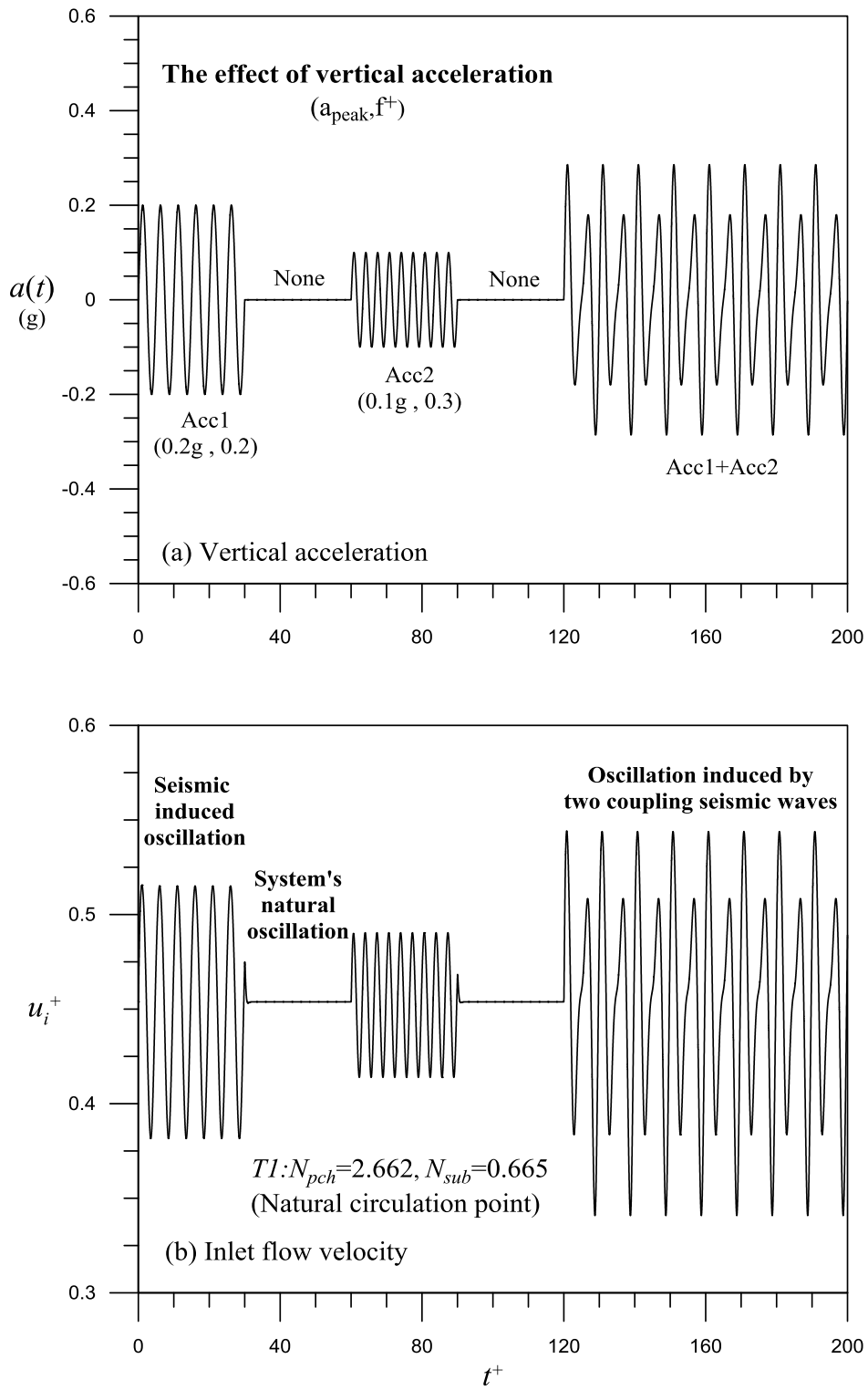


圖 3.1.2.20 在遭受外部垂直加速度波下，自然對流單一沸騰通道系統的暫態振盪：(a)外部加速度波；(b)入口流速振盪。

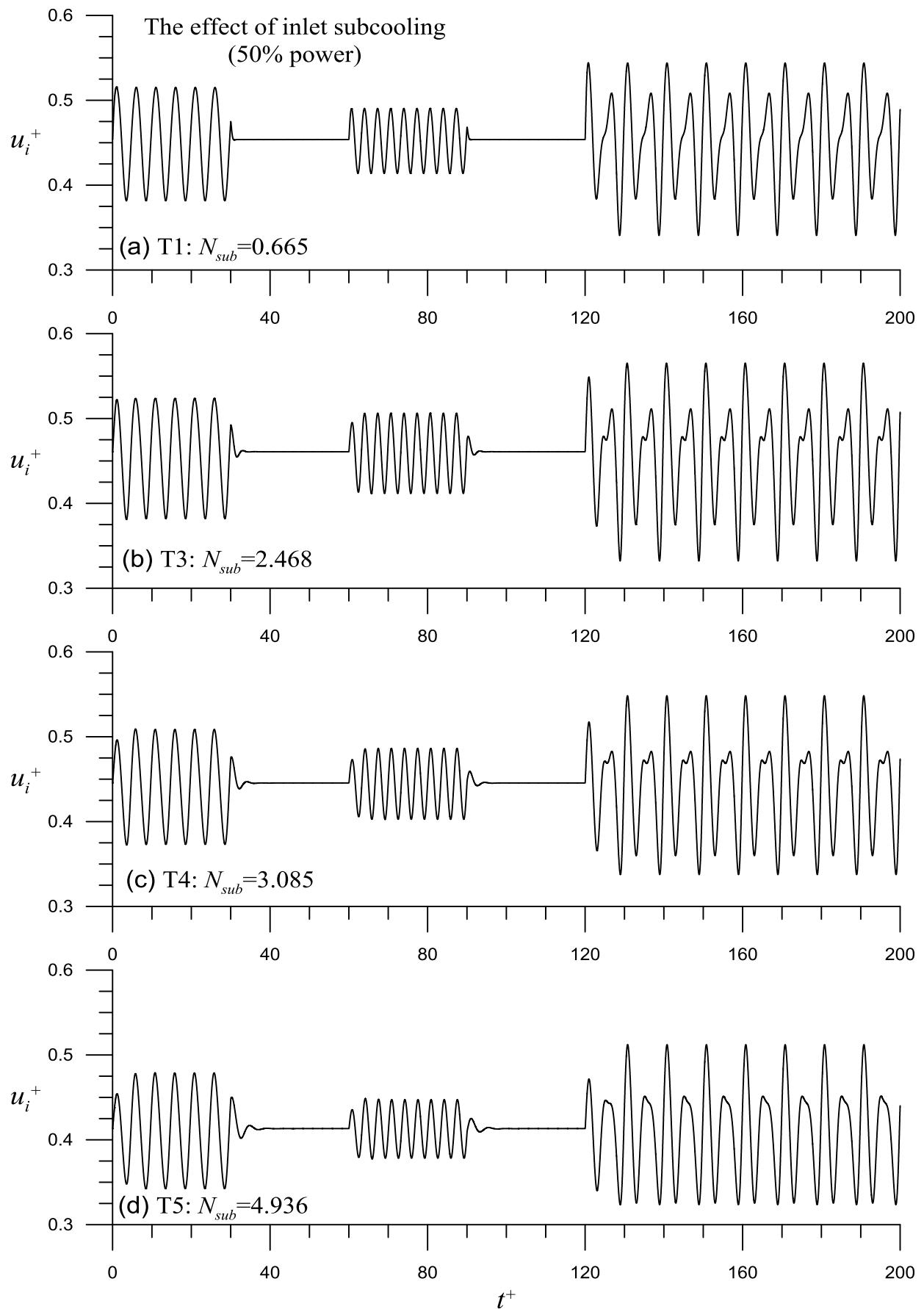


圖 3.1.2.21 通道進口次冷度對外部垂直加速度波所致自然對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響：(a) T1: $N_{sub}=0.665$; (b) T3: $N_{sub}=2.468$ ；(c) T4: $N_{sub}=3.085$ 及(d) T5: $N_{sub}=4.936$ 。

針對 ABWR 的自然循環運轉點 T1，圖 3.1.2.22 展示爐心進口流阻係數(k_i)與外部垂直尖峰加速度(A_{peak})大小，對外部垂直加速度波所致自然對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響。圖 3.1.2.22(a) 顯示系統在承受與圖 3.1.2.20(a)相同的外部垂直加速度波下，當系統具有較大的入口流阻係數，雖然導致自然循環系統具有較低的流速，但呈現較小的振盪；亦即可對系統動態產生穩定的效果。這說明了外部振動引起的振盪，通過加熱通道的入口流阻時，其振盪會被衰減下來而產生穩定的效應。

同樣以 ABWR 自然循環運轉點 T1 為分析案例，在固定其他參數條件下，逐步改變垂直尖峰加速度從 0.2g 至 0.1g，圖 3.1.2.22 (b) 顯示外部垂直尖峰加速度大小對系統暫態的定性影響。結果顯示越大的垂直加速度波施加在系統上，將會導致系統更高的振盪。在自然循環運轉點 T1 下，圖 3.1.2.22 (b) 的結果顯示，在相同的尖峰加速度下，如 0.2g，其造成系統暫態的振盪，自然循環系統呈現的振幅大小相較比強制循環系統大，亦即其對自然循環系統會形成較大的影響。這樣的結果來自因外部垂直加速度振盪所貢獻的額外壓降，在自然循環運轉點 T1 中，佔通道壓降一定比例，因此造成較大的系統振盪。

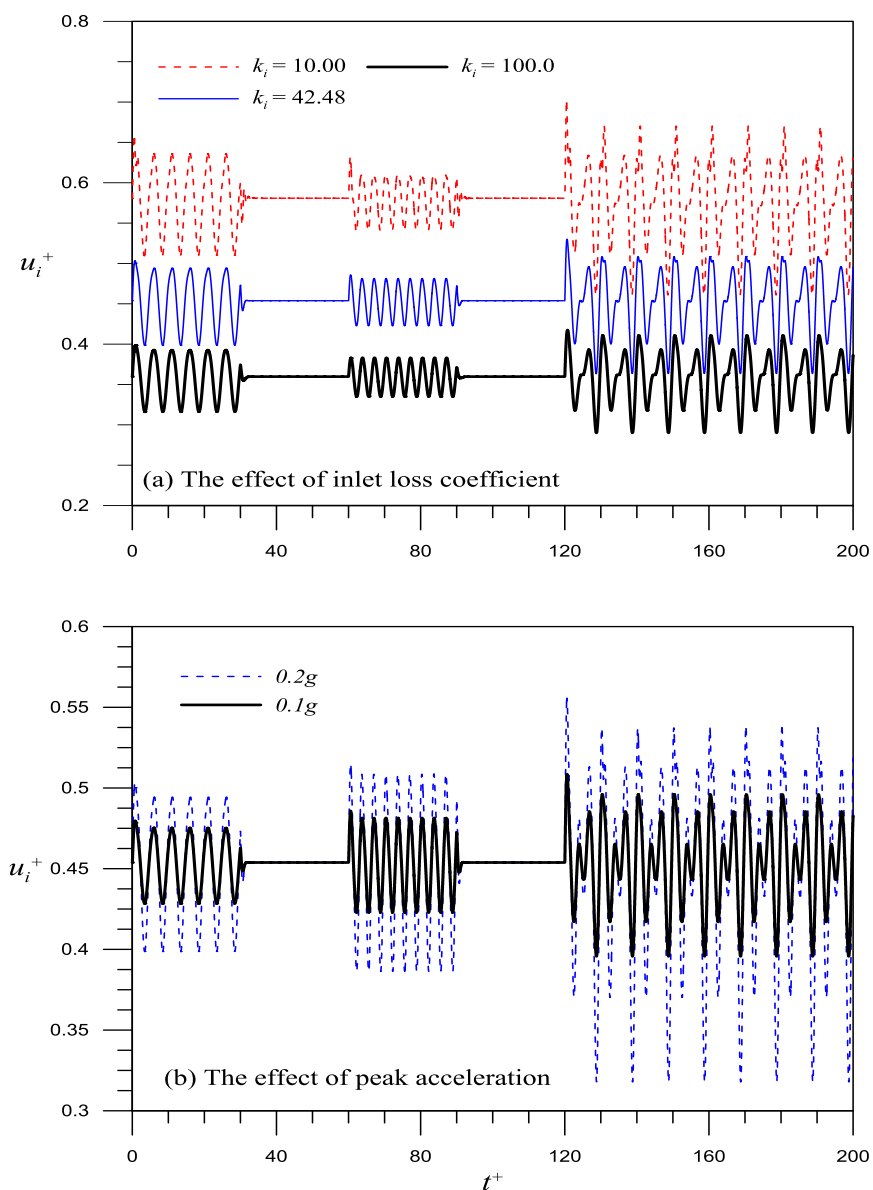


圖 3.1.2.22 參數效應對外部垂直加速度波所致自然對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響：(a)通道進口流阻；(c)尖峰加速度。

以 ABWR 自然循環運轉點 T1 的分析結果做為參考案例，如圖 3.1.2.20。當遭受與圖 3.1.2.20(a) 相同的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.23(a) 呈現通道出口流阻(k_e) 對外部垂直加速度波所致系統暫態的影響。由圖中分析結果發現自然對流單一沸騰通道系統具有較大的出口流阻係數，將導致系統呈現較小的振盪；亦即可對系統動態產生穩定的效果。這說明了外加振動引起的流體振盪，其振盪會被加熱通道出口流阻抑制衰減而產生穩定的效應。然而文獻上的探討指出增加通道出口流阻(k_e)，會增加雙相壓降而驅使系統更不穩定，這樣的不穩定效應可經由增加通道出口流阻係數至 $k_e=42.5$ 來觀察，此時引起系統更不穩定的振盪；最後兩個加速度的耦合波，驅使系統更加不穩定，之後振盪越來越大而造成逆流的發生，如圖 3.1.2.23(b)。由圖 3.1.2.23 之分析結果得知，通道出口流阻(k_e) 對外部垂直加速度波所致自然對流單一沸騰通道系統暫態的影響，與系統初始運轉點的固有穩定性特性(inherent stability characteristics) 相關。

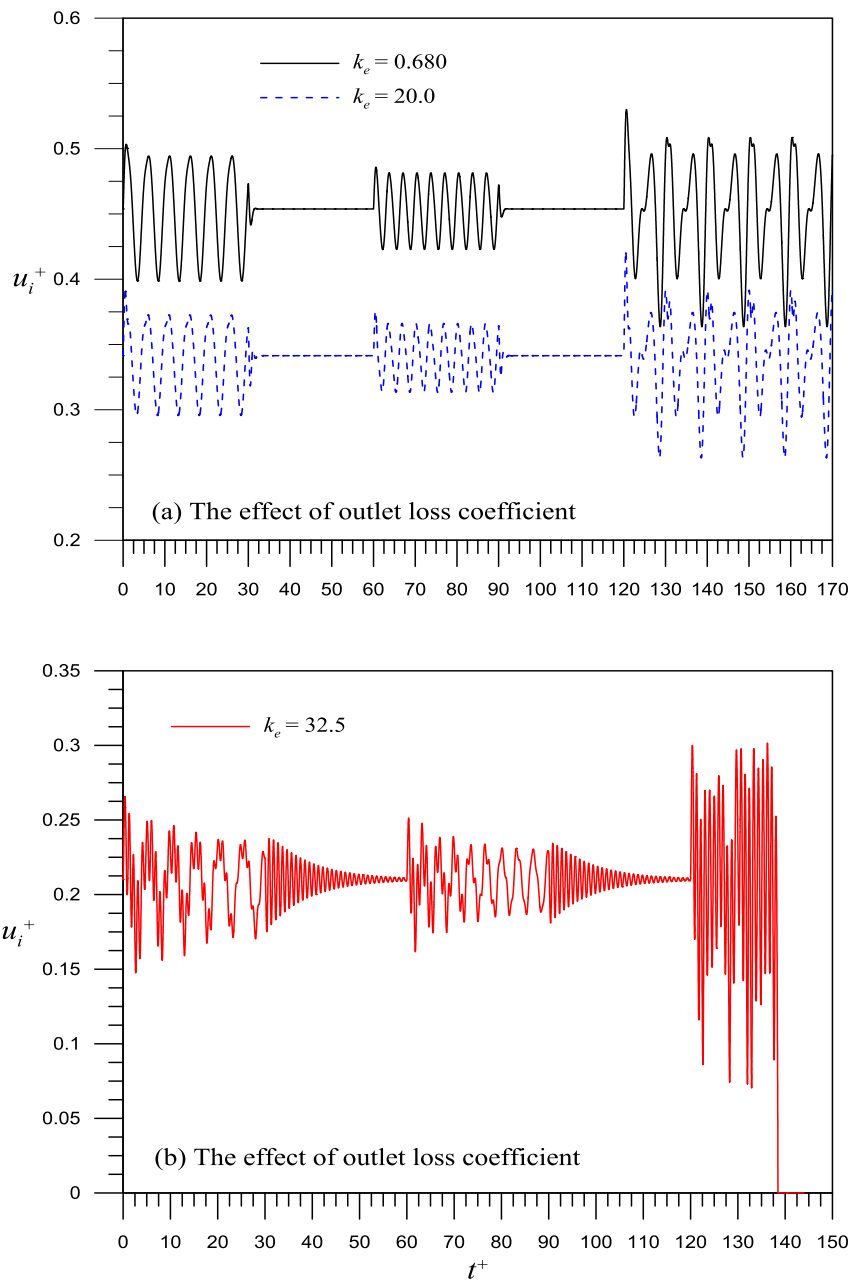


圖 3.1.2.23 通道出口流阻對外部垂直加速度波所致自然對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響。

以 ABWR 自然循環運轉點 T1 的分析結果做為參考案例，當遭受與圖 3.1.2.20(a) 相同的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.24 探討通道加熱長度(L_H)與升流段長度(L_R)，對外部垂直加速度波所致系統暫態的影響。圖中分析結果發現當系統的加熱通道越長或者升流段的長度越長，外部垂直加速度波引起的振盪會越顯著。在本研究分析的自然對流單一沸騰通道系統中，外部垂直加速度波額外貢獻的壓降(ΔP_{ses})，如式(36)，其與加熱通道長度、上空乏區長度與升流段長度成正比。當加熱通道長度愈長或升流段的長度越長，外部垂直加速度波造成的額外壓降愈大，佔整體流道壓降的比例愈高，因此較易造成較大的系統振盪。

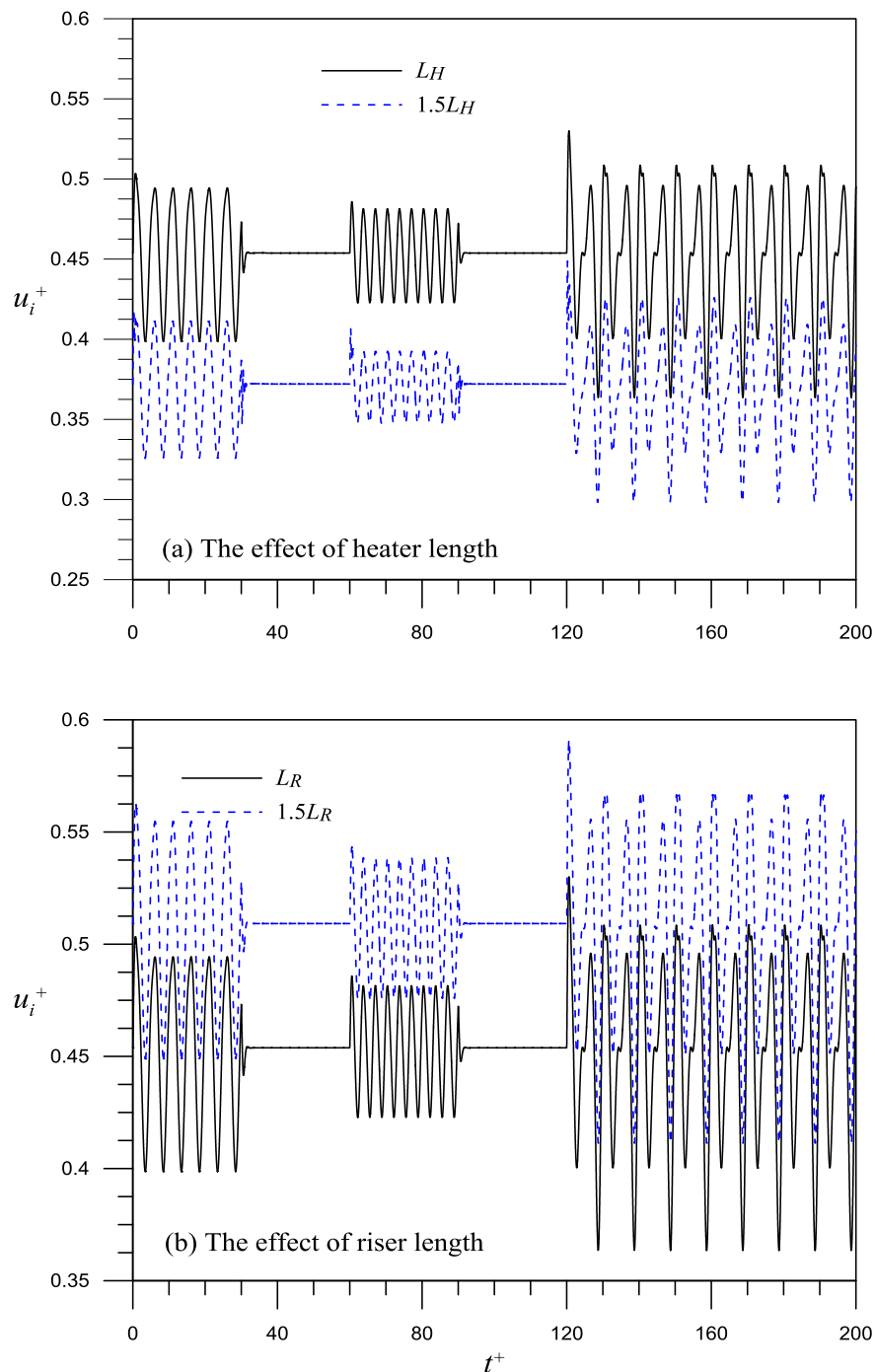


圖 3.1.2.24 參數效應對外部垂直加速度所致自然對流單一沸騰通道系統暫態振盪的影響：(a)加熱段長度；(b)升流段長度。

(4) 外部垂直加速度波對自然對流中子熱流耦合單一沸騰通道系統動態行為之影響

本節導入燃料棒熱傳導模式及點中子動態模式，並結合自然對流單一通道熱流模式以探討外部垂直加速度波，對中子熱流耦合之自然對流單一沸騰通道系統暫態特性的影響。有關通道幾何尺寸與操作條件等參數效應，對外部垂直加速度波所致系統暫態振盪的影響，已在前節有詳細探討，於此不再贅述。圖 3.1.2.25 進一步探討外部垂直加速度波對自然對流中子熱流耦合單一沸騰通道系統(C α)的不同初始穩定操作點，T1 與 T2，所引起共振振盪之比較。T1 為系統的自然循環點 ($N_{pch}=2.662$ 、 $N_{sub}=0.665$)，其自然頻率約 $f^+=0.6$ ；T2 的初始穩定操作點為 $N_{sub}=1.851$ 、 $N_{pch}=2.662$ ，此一較高次冷度穩定點的自然頻率約 $f^+=0.45$ 。當較弱的垂直加速度波 0.1g，其振盪頻率設定等於系統的自然頻率時，圖 3.1.2.25 顯示此外加垂直加速度波所引起的共振效應，對自然對流穩定操作點暫態行為的影響。結果顯示較強的垂直加速度波所引起的系統振盪較小且為可控制的；然而較小的外部垂直加速度波，因共振效應會導致較高振幅的振盪，而這兩個外加垂直加速度波的疊加下，會進一步引發非常劇烈的振盪。T1 與 T2 點的分析案例相較，在 T2 點引發的共振效應，會比在 T1 點引發的共振效應明顯而劇烈。因此由分析結果可知，外部垂直加速度波所引發的共振振盪之強度，除與外部垂直加速度的振幅大小與頻率相關外，亦與初始運轉點的固有穩定度(inherent stability degree)相關。

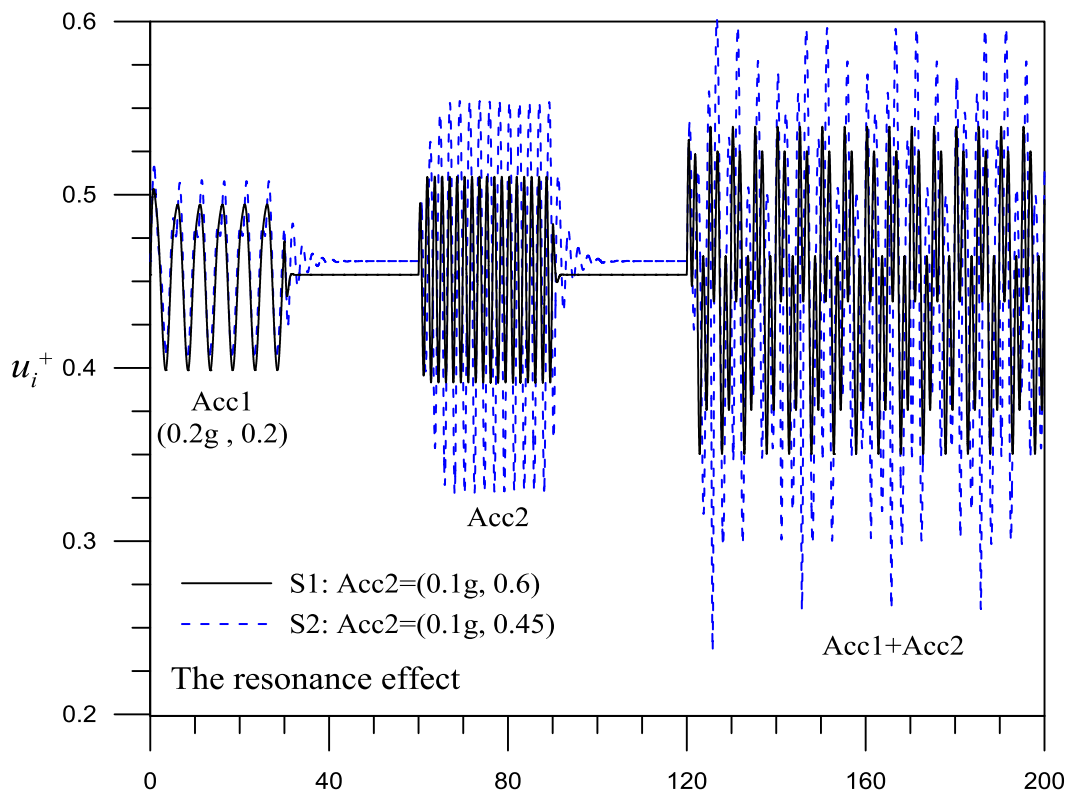


圖 3.1.2.25 外部垂直加速度波對自然對流中子熱流耦合單一沸騰通道系統(C α)的不同初始穩定操作點，T1 與 T2，所引起共振振盪之比較。

進步型沸水式反應器遭受地震造成之振動，可能會引起所有的內部泵跳脫，系統此時呈現自然循環移熱狀態，本研究希冀建立模擬實際地震波之能力，模擬實際地震波對於自然循環雙相流系統動態特性的影響。圖 3.1.2.26(a)為台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震發生後，中央氣象局台中氣象站紀錄之地震垂直加速度波資料。圖 3.1.2.26(b)為將圖 3.1.2.26(a)之地震垂直加速度波資料經由 FFT 分析後，所得到的模擬 921 地震垂直加速度波。在 ABWR 自然循環運轉點(T1)，將圖 3.1.2.26(b)模擬地震垂直加速度波加諸於自然對流中子熱流耦合之單一沸騰通道後，通道入口流速的振盪行為，如圖 3.1.2.26(c)所示。由分析結果得知，在 ABWR 自然循環運轉點(T1)，模擬地震垂直加速

度波造成系統的振盪雖然非常雜亂，但其振幅仍侷限在一定的範圍內，其顯示系統在自然循環狀態下，遭受此模擬地震垂直加速度波仍不會觸發過大的震盪。然而比較模擬地震垂直加速度波對 ABWR 強制循環正常運轉點(S1)(圖 3.1.2.14)及 ABWR 自然循環運轉點(T1) (圖 3.1.2.26)造成的暫態震盪影響，發現模擬地震垂直加速度波在 ABWR 自然循環運轉點(T1)引發之振盪相對明顯劇烈，此來自本分析方法中地震垂直加速度波貢獻之額外壓降，在強制循環正常運轉點(S1)佔整體壓降相當小的比例；相對在自然循環運轉點(T1)卻佔一定的部份。

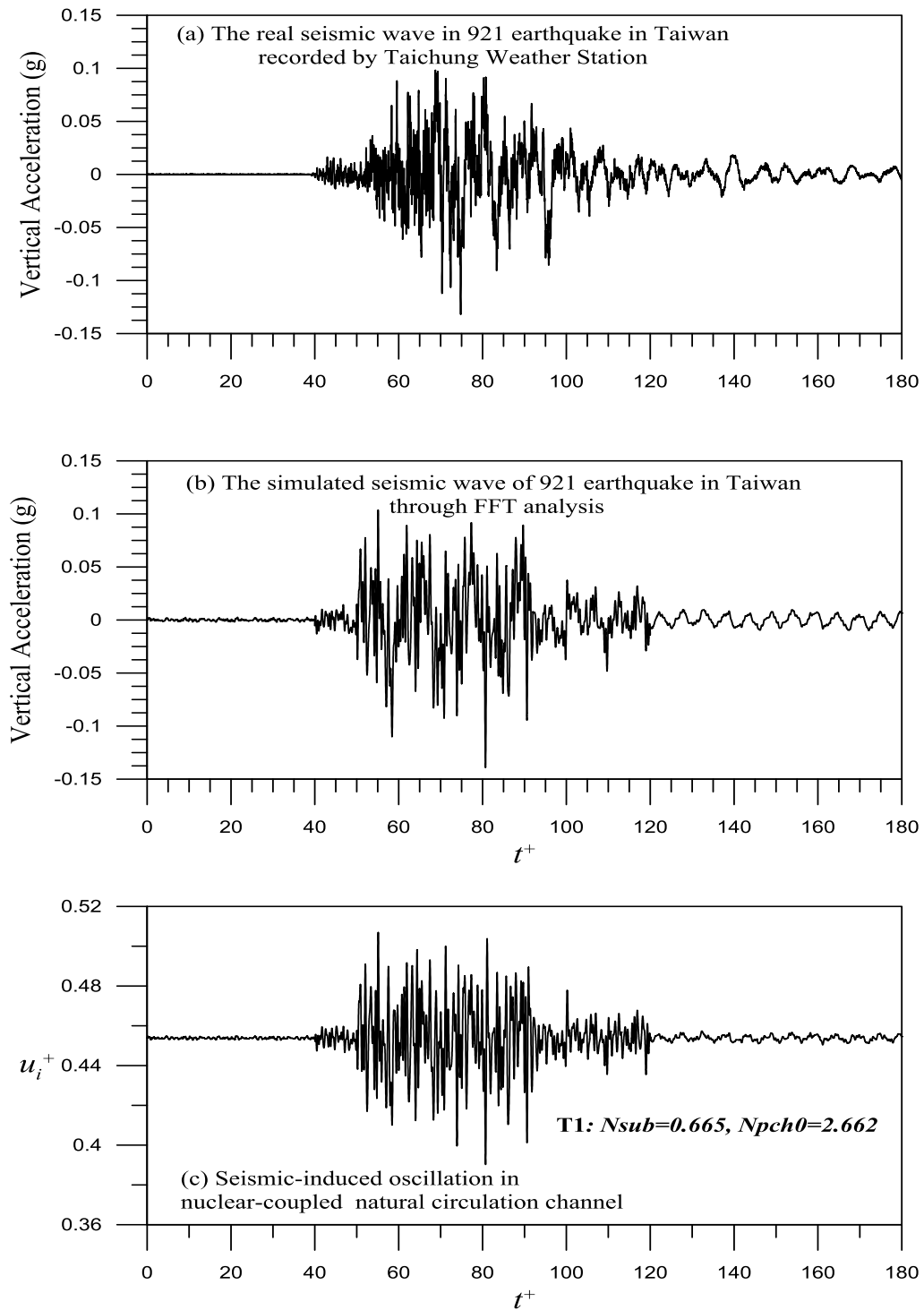


圖 3.1.2.26 在 ABWR 自然循環運轉點(T1)，模擬地震垂直加速度波對自然對流中子耦合單一沸騰通道暫態振盪的影響: (a)台灣 921 集集地震實際垂直加速度波; (b)模擬 921 地震垂直加速度波; (c) 模擬地震波造成之通道入口流速振盪。

(5) 外部垂直加速度波對單一沸騰通道自然循環迴路系統動態行為之影響

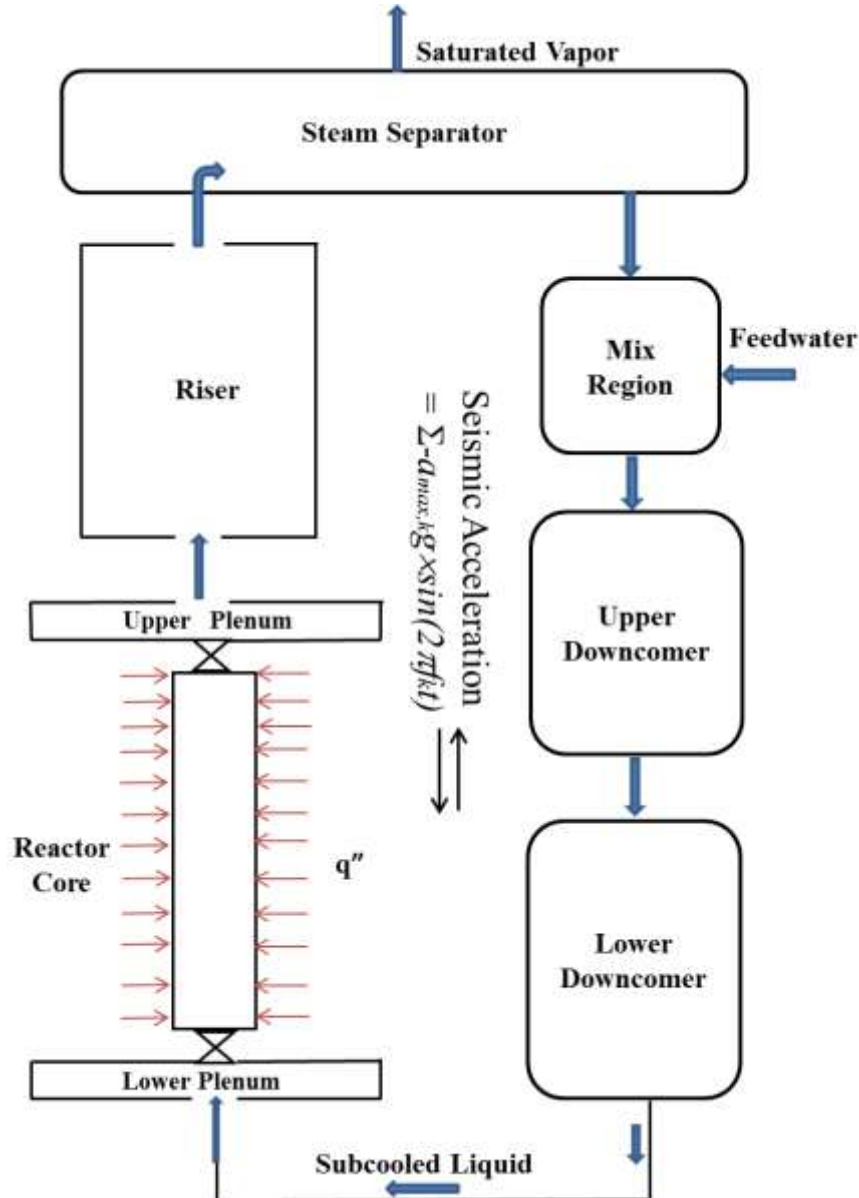


圖 3.1.2.27 單一沸騰通道自然循環迴路系統中，地震發生後造成垂直方向的加速度波效應。

進步型沸水式反應器遭受地震發生時造成之振動，可能會引起所有的內部泵跳脫，系統此時呈現自然循環移熱狀態，因此地震運動對於自然循環迴路系統動態特性的影響，是本節所要探討的分析案例。進步型沸水式反應器(ABWR)除了爐心之外，尚包含許多重要的組件，影響流體在反應器內的循環流動。冷卻水在爐心加熱變為水、汽混合液後，進入上空乏區，流入昇流管，再傳輸到水、汽分離器及蒸汽乾燥器。分離出來的飽和態水則進入上降流區中，首先和飼水混合；再至下降流區，最後經由下空乏區流入爐心完成自然循環，如圖 3.1.2.27 所示。本研究採用之前所發展的 ABWR 單一沸騰通道自然循環迴路分析模式(Lee and Pan, 2005)，並導入外部地震運動形成之垂直加速度波，如式(7)，進行相關分析模式之推導。遭受外部垂直加速度波下的自然循環迴路分析模式，須滿足整個自然水流循環迴路，各部份的壓降和需等於零：

$$\Delta P_H^+ + \Delta P_{up}^+ + \Delta P_R^+ + \Delta P_{sep}^+ + \Delta P_{ud}^+ + \Delta P_{ld}^+ + \Delta P_{lp}^+ = 0 \quad (39)$$

考慮外部垂直加速度波的影響下，將自然循環迴路各部份的壓降式代入上式，可得：

$$\frac{du_i^+}{dt^+} = -\frac{Fr}{N_{dy}} \left(\Delta P_{H0}^+ + \Delta P_{up0}^+ + \Delta P_{R0}^+ + \Delta P_{sep0}^+ + \Delta P_{ud0}^+ + \Delta P_{ld0}^+ + \Delta P_{lp0}^+ \right) \quad (40)$$

$$N_{dy} = Fr \left[\frac{L_{ud}}{L_H} \frac{A_H}{A_{ud}} + \frac{L_{ld}}{L_H} \frac{A_H}{A_{ld}} + \frac{L_{lp}}{L_H} \frac{A_H}{A_{lp}} + \left(\frac{A_H}{A_R} \right)^2 M_R^+ (N_{pch0} h_{up,in}^+ + 1) \rho_e^+ + \frac{V_{up}}{V_{up,in}} L_{up,in}^+ \frac{A_H}{A_{up,in}} \rho_{up,ex}^+ \right. \\ \left. + \frac{L_{sep}}{L_H} \frac{A_H}{A_{sep}} \frac{A_R}{A_{up,ex}} (N_{pch0} h_{up,in}^+ + 1) \rho_e^+ \left(\rho_{NR}^+ - \frac{1 - \rho_{NR}^+}{v_g / v_f - 1} \right) + M_{ch}^+ \right] \quad (41)$$

表 3.1.2.6 ABWR 循環迴路的幾何尺寸與特性參數 (PSAR, 1997)

Parameter	Value	Parameter	Value
P	72.7 bar	k_{ud}	1.0
Q	3926 MWt	A_{ud}	16.2 m ²
L_H	3.81 m	L_{ud}	4.14 m
u_{i0}	1.96 m/s	D_{ud}	4.542 m
h_i	1227 kJ/kg	k_{ld}	15.0
A_H	8.169 m ²	A_{ld}	14.642 m ²
D_H	0.01 m	L_{ld}	8.46 m
$f_{i\phi}$	0.14 / Re ^{-0.1656}	D_{ld}	1.365 m
k_i	42.48	k_{lp}	0.0621
k_e	0.68	A_{lp}	19.5 m ²
$k_{up,in}$	0.25	L_{lp}	4.65 m
$D_{up,in}$	4.583 m	D_{lp}	4.983 m
$A_{up,in}$	16.5 m ²	h_{fw}	925 kJ/kg
$L_{up,in}$	1.468 m	C_{pF}	395.7 J/kg-K
$L_{up,ex}$	0.5 m	k_F	3.098 W/m-K
$k_{up,ex}$	0.31	ρ_F	10970 kg/m ³
A_R	10.414 m ²	C_{pC}	329.7 J/kg-K
L_R	1.211 m	ρ_C	6570 kg/m ³
$k_{r,ex}$	0.38	k_C	12.578 W/m-K
D_R	0.195 m	r_F	0.00438 m
A_{sep}	12.528 m ²	r_C	0.00515 m
L_{sep}	0.961 m	h_{gap}	5.68 kW/m ² -K
k_{sep}	5.0	C_α	-0.19 \$/%

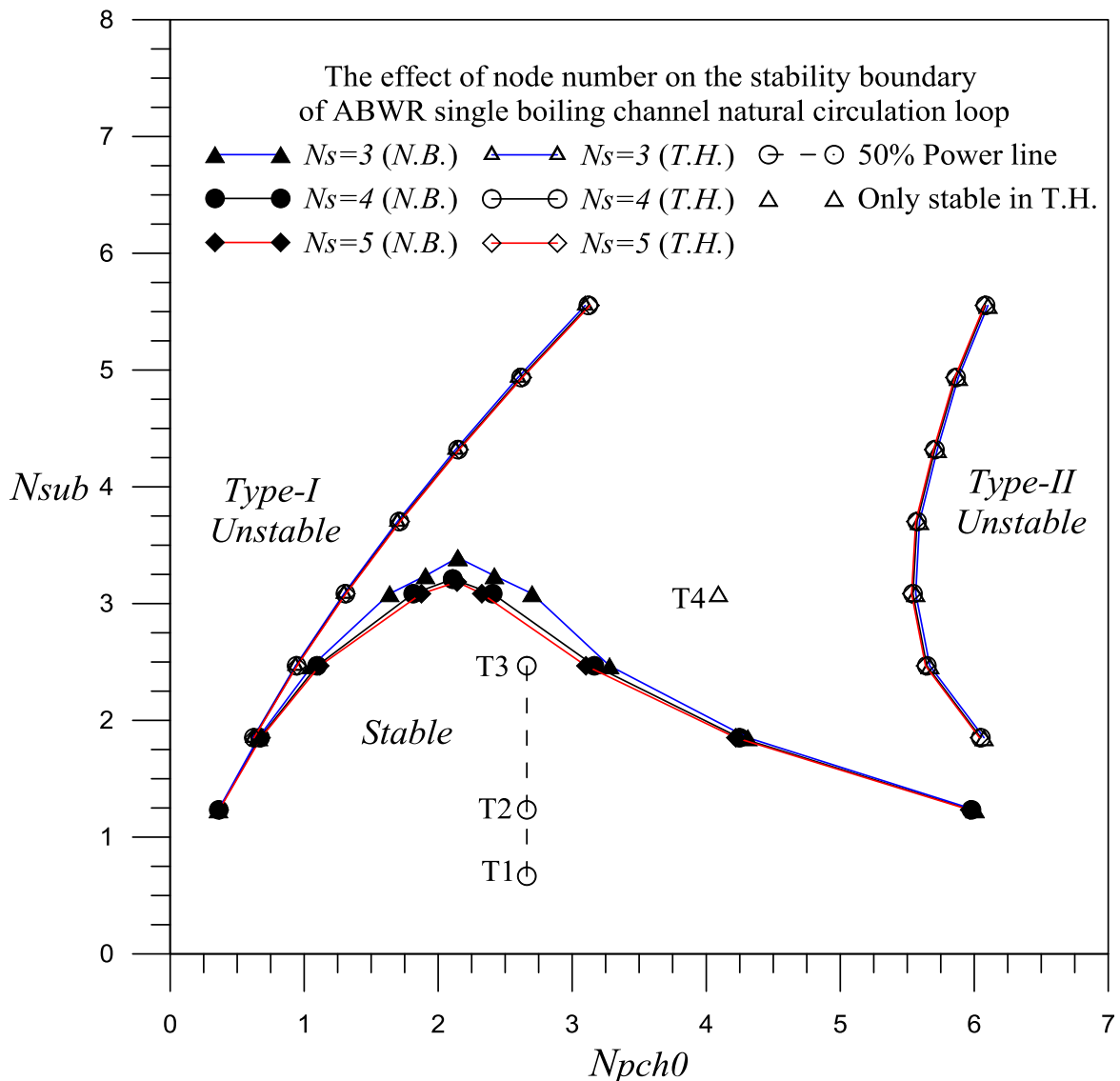


圖 3.1.2.28 節點效應及單一沸騰通道自然循環迴路系統的純熱流(T.H.)與中子耦合熱流(N.B.)之穩定性圖譜。

以表 3.1.2.6 所列 ABWR 循環迴路內各組件的幾何尺寸與特性參數為基礎，經由非線性動態分析後，以水平座標軸為相變化數(N_{pch})及垂直座標軸為次冷度數(N_{sub})，建立自然循環迴路系統相關穩定性圖譜。圖 3.1.2.28 顯示單相區節點數劃分(N_s)對自然循環迴路系統的純熱流(T.H.)與中子熱流耦合(N.B.)之穩定性邊界的影響。結果顯示當 $N_s \geq 4$ 以後節點數對兩種穩定性邊界的影響很小，因此考量模式的準確性與計算的效率，單相區節點數的選擇為 4 個。

此外，圖 3.1.2.28 顯示單一沸騰通道自然循環迴路系統的純熱流(T.H.)與中子耦合熱流(N.B.)之穩定性圖譜。結果顯示這兩種穩定性圖譜皆存在兩種典型的不穩定性(Fukuda & Kobori, 1979)：一是在低功率區由重力壓降引起的密度波不穩定性，又稱為 TYPE-I 不穩定性；另一則發生在高功率區由雙相摩擦壓降導致的密度波不穩定性，也就是 TYPE-II 不穩定性。在圖 3.1.2.28 中兩種穩定性圖譜相較，顯示中子回饋效應會均使 TYPE-I 與 TYPE-II 穩定區縮小，造成系統較不穩定，這種中子回饋效應所造成的不穩定效應，與文獻上的研究結果一致(Lee and Pan, 2005)。另外，值得注意的是 ABWR 的自然循環運轉點，在圖中標示為 T1($N_{sub}=0.665$ 、 $N_{pch}=2.662$)，距離兩種自然循環系統的 TYPE-I 與 TYPE-II 不穩定邊界均相當遠，顯示其為相當穩定的運轉點。

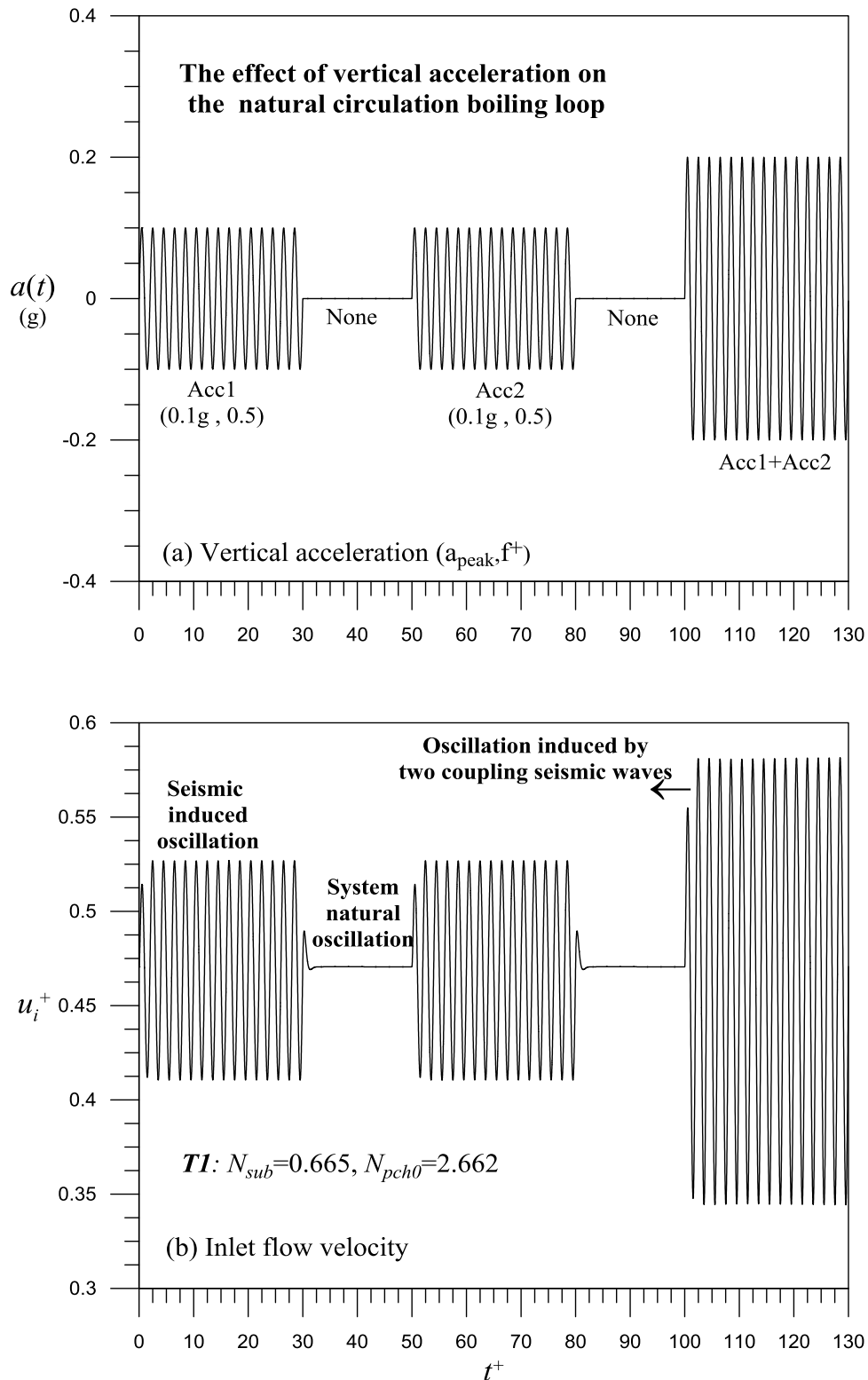


圖 3.1.2.29 在遭受外部垂直加速度波下，單一沸騰通道自然循環迴路系統的暫態振盪：(a)外部加速度波；(b)入口流速振盪。

在評估外部垂直加速度波對單一沸騰通道自然循環迴路系統動態行為的影響時，首先選擇 ABWR 自然循環點(如圖 3.1.2.28 中標示 T1 點)的操作條件做分析。本研究在分析時假定一組外部垂直加速度波，如圖 3.1.2.29(a)，前兩個間隔出現的相同垂直加速度波(0.1g, 0.5)，具有尖峰加速度

0.1g 與無因次振盪頻率 $f^+=0.5$ ，最後則呈現這兩個加速度波的耦合波。圖 3.1.2.29(b)顯示在遭受此外部垂直加速度下，單一沸騰通道自然循環迴路中爐心加熱段的入口流速暫態振盪。由分析結果得知在 ABWR 自然循環點(T1)的操作條件下，單一的外部垂直加速度波(0.1g, 0.5)造成系統的振盪仍在一定振幅範圍內，此結果肇因於系統的振盪振幅與垂直加速度波所貢獻迴路內額外的壓降有關，若其只佔迴路內所有壓降的一定比例，則自然循環迴路系統的振盪就侷限在一定範圍。另外，兩個相同加速度波的耦合波(如圖 3.1.2.29(a)末段)，其額外貢獻給迴路的壓降增加，進一步造成系統更顯著的振盪；圖中亦顯示耦合波所造成的振盪振幅大約為單一波造成的振盪振幅之兩倍，說明了本分析模式可合理預測自然循環迴路系統在遭受外加垂直加速度下，所造成系統的定性行為。

在評估進口次冷度效應對外部垂直加速度波所致單一沸騰通道自然循環迴路系統動態行為的影響時，選擇沿著 50% 功率線($N_{pch}=2.662$)的三個不同進口次冷度之初始穩定操作點，T1(自然循環點、 $N_{sub}=0.665$)、T2($N_{sub}=1.234$) 及 T3($N_{sub}=2.468$)，各點標示在圖 3.1.2.28 中。在遭受與圖 3.1.2.29(a) 相同的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.30(a)顯示爐心進口次冷度效應對外部垂直加速度波所致單一沸騰通道自然循環迴路暫態振盪的影響。由之前分析的結果顯示爐心進口次冷度對系統的影響，與系統的慣性質量效應及初始運轉點的固有穩定性特性(inherent stability degree)相關。以 ABWR 自然循環運轉點(T1、 $N_{sub}=0.665$)為基準，當增加進口次冷度至 T2 點($N_{sub}=1.234$)，會驅使系統更接近自然循環迴路的穩定性邊界，如圖 3.1.2.28 所示。此時系統本身運轉點穩定性特性的效應會比系統的慣性質量效應明顯，因此造成外部垂直加速度波所致系統的振盪稍微變大。然而繼續增加進口次冷度至 T3($N_{sub}=2.468$)，系統的慣性質量效應反而相較明顯，而驅使外部垂直加速度波所致系統的振盪稍微變小，如圖 3.1.2.30(a)所示。

以 ABWR 自然循環運轉點(T1)為參考案例，在固定其他參數條件下，逐步改變垂直尖峰加速度從 0.1g, 0.15g 至 0.2g，圖 3.1.2.30(b)顯示外部垂直加速度波之尖峰強度對系統暫態的定性影響。由結果得知越大的垂直加速度施加在系統上，其額外貢獻給迴路的壓降越大，會導致系統流體更高的振盪。尤其，當兩個相同垂直加速度波(0.2g, 0.5)耦合波加諸於此單一沸騰通道自然循環迴路系統時，其會形成相當劇烈的震盪，振幅高達 50% 左右。而如果持續加大垂直尖峰加速度，系統振盪會變得越來越大，最終導致逆流的發生。

以 ABWR 自然循環運轉點 T1 為分析案例，當遭受與圖 3.1.2.29(a)相同的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.31(a)探討通道加熱長度(L_H)對外部垂直加速度波所致系統暫態特性的影響。圖中分析結果發現當系統的加熱通道越長，外部垂直加速度波引起的振盪會越顯著。在本研究分析的系統中，延長加熱通道長度會導致外部垂直加速度波額外貢獻更多的壓降，若其佔迴路內整體壓降的比例提高，則會造成較大的系統振盪。另外，圖 3.1.2.31(b)探討升流段長度(L_R)對外部垂直加速度波所致系統暫態特性的影響。升流段長度效應與加熱通道長度效應類似，升流段長度越長會造成較大的系統振盪，但在此分析案例中並不明顯，可能與初始運轉點的固有特性，及外部垂直加速度波的振幅與頻率大小有關，仍需進一步的深入探討。

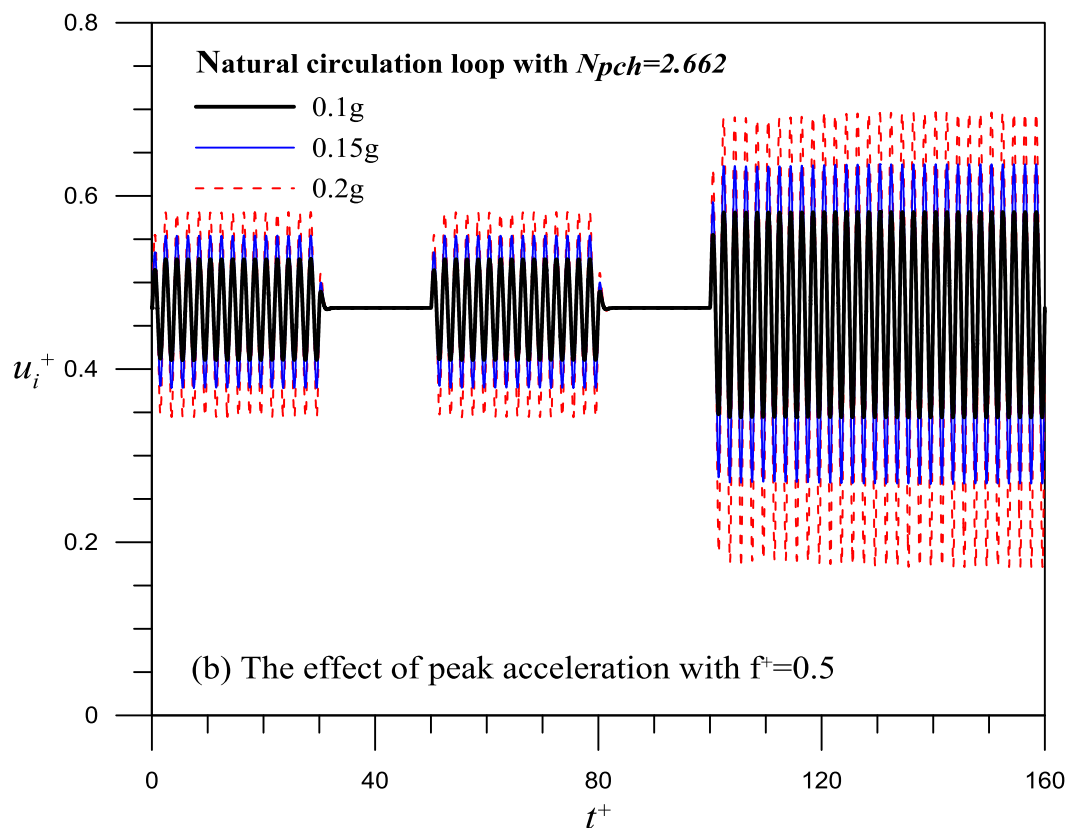
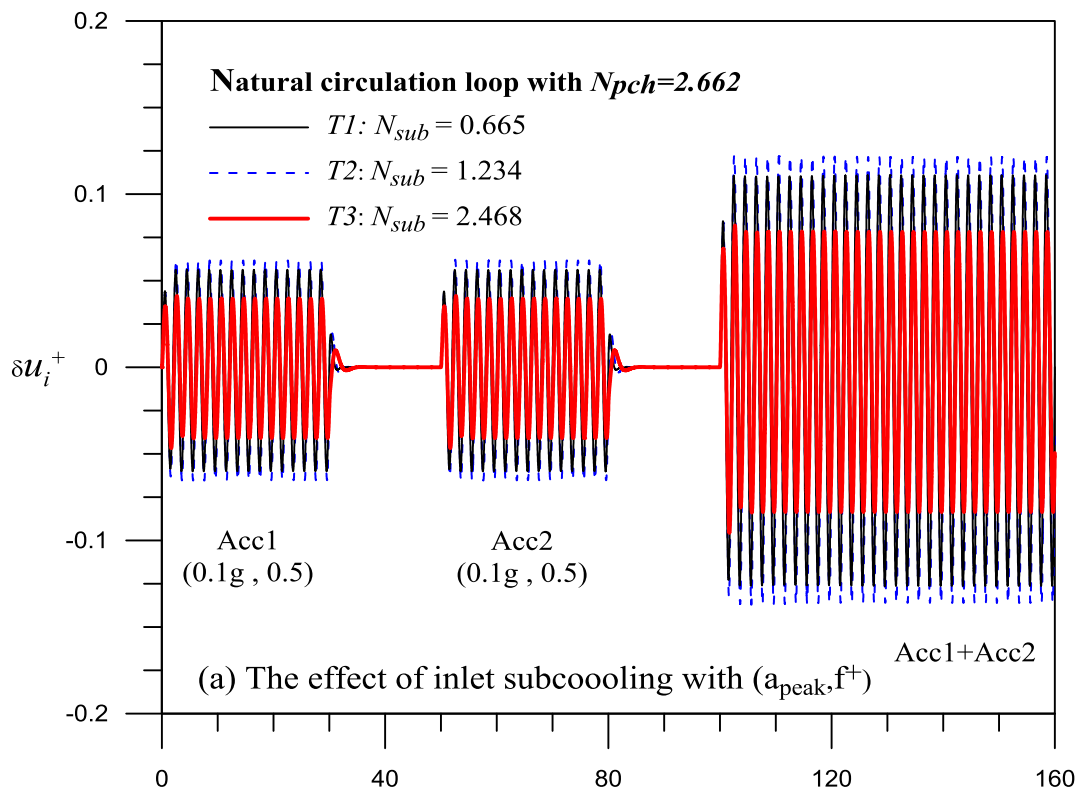


圖 3.1.2.30 參數效應對外部垂直加速度所致單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態振盪的影響：(a) 進口次冷度；(b) 尖峰加速度。

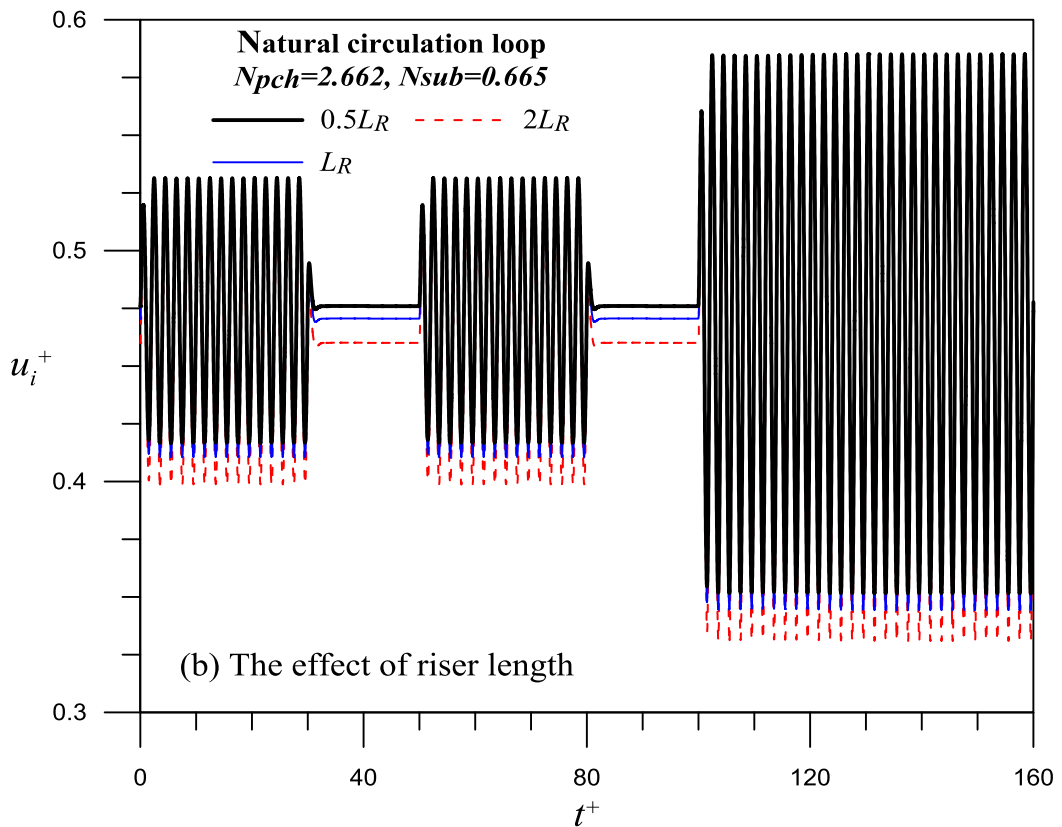
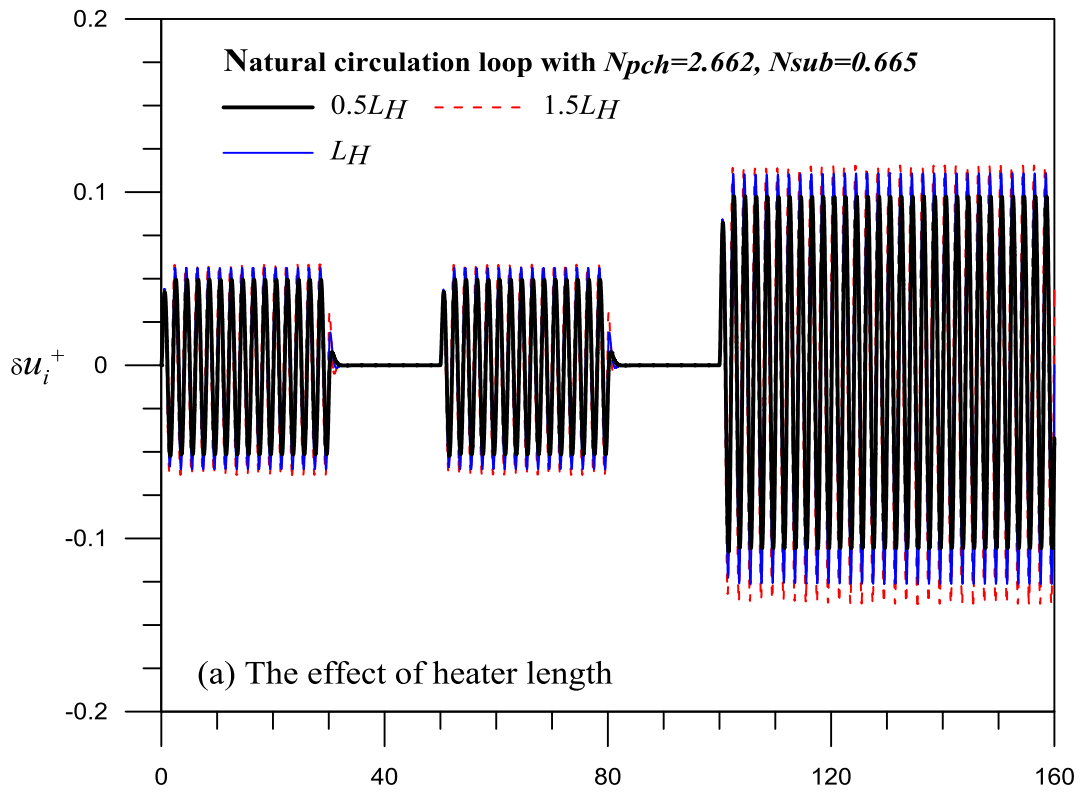


圖 3.1.2.31 參數效應對外部垂直加速度所致單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態振盪的影響：(a) 加熱段長度；(b) 升流段長度。

針對 ABWR 的自然循環運轉點(T1)，在承受與圖 3.1.2.29(a)相同的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.32(a)展示爐心通道進口流阻係數(k_i)對外部垂直加速度波所致單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態振盪的影響。圖中顯示在不同進口流阻下爐心通道入口流速的振幅振盪，當系統具有較大的爐心通道入口流阻係數，會導致單一沸騰通道自然循環系統呈現較小振幅的振盪，亦即可對系統動態產生穩定的效果。這說明了外部振動引起的振盪，在自然循環迴路系統中，其振盪會被爐心通道入口流阻抑制衰減下來而產生穩定的效應。

以 ABWR 自然循環運轉點(T1)的做為分析案例，當遭受與圖 3.1.2.29(a)相同的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.32(b)呈現爐心通道出口流阻(k_e)對外部垂直加速度波所致系統暫態的影響。由圖中分析結果發現單一沸騰通道自然循環迴路系統具有較大的爐心通道出口流阻係數，將導致系統呈現較大的振盪；亦即可對系統動態產生不穩定的效果。這樣的不穩定效應可能因增加爐心通道出口流阻(k_e)，其會增加迴路之雙相壓降而驅使系統更不穩定。

同樣以 ABWR 自然循環運轉點(T1)的做為分析案例，當與圖 3.1.2.29(a)相同的外部垂直加速度波加諸於單一沸騰通道自然循環迴路時，圖 3.1.2.33 顯示上空乏區出口流阻係數($k_{up,ex}$)與升流段出口流阻係數($k_{R,ex}$)對外部垂直加速度波所致單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態的影響。因上空乏區與升流段在本分析之自然循環運轉點(T1)中皆為雙相區，其對系統暫態產生的效應與爐心通道出口流阻(k_e)相似，圖 3.1.2.33 分析結果顯示不論增加上空乏區出口流阻係數($k_{up,ex}$)或升流段出口流阻係數($k_{R,ex}$)，均會增加迴路之雙相壓降而造成系統振盪變大，進而驅使系統更不穩定。

降流區提供之壓力頭(pressure head)是自然循環迴路重要的驅動力，在以 ABWR 自然循環運轉點(T1)的做為分析案例，在遭受與圖 3.1.2.29(a)相同的外部垂直加速度波下，圖 3.1.2.34 顯示下降流區長度(L_{ld})與下降流區流阻係數(k_{ld})，對外部垂直加速度波所致單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態的影響。當下降流區長度增加時，其提供之壓力頭會增加，因此下降流區長度越長，自然循環流量越高；相對而言，相同的外部垂直加速度波所額外貢獻的壓降，其佔迴路內整體壓降的比例會下降，因此下降流區長度增加時，自然循環流量越高而外部垂直加速度波則造成較小的系統振盪，如圖 3.1.2.34(a)所示。另一方面，圖 3.1.2.34(b)呈現下降流區流阻係數(k_{ld})對外部垂直加速度波所致系統暫態的影響。因下降流段是單相區，增加下降流區流阻係數會增加迴路的單相壓降，文獻上的研究顯示其對系統會有穩定的作用。圖中之分析結果發現當系統具有較大的下降流區流阻係數，會導致單一沸騰通道自然循環迴路系統呈現較小振幅的振盪，亦即可對系統動態產生穩定的效果。這說明了外部振動引起的振盪，在自然循環迴路系統中，其振盪會被下降流區流阻抑制下來而產生穩定的效應。

圖 3.1.2.35 進一步探討外部垂直加速度波對單一沸騰通道自然循環迴路系統的不同初始穩定操作點，T1 與 T4，所引起共振振盪之比較。T1 為系統的自然循環點($N_{pch}=2.662$ 、 $N_{sub}=0.665$)，其自然頻率約 $f^+=0.7$ ；T4 的初始穩定操作點為 $N_{sub}=3.085$ 、 $N_{pch}=4.091$ ，此一較高次冷度與較高功率穩定點的自然頻率約 $f^+=0.39$ 。當相同尖峰強度 0.1g 的垂直加速度波，第一個加速度波的振盪頻率設定為 $f^+=1.0$ 、第二個加速度波的振盪頻率則設定為其初始穩定操作點相對應的自然頻率，最後則為這兩個加速度波的耦合波。圖 3.1.2.35 顯示在此外加垂直加速度波所引起的共振效應，對不同的自然循環穩定操作點暫態行為的影響。圖中結果顯示共振效應未發生時，如第一個的垂直加速度波時，對系統的自然循環點(T1、次冷度較低)相較比 T4(次冷度較高)的初始穩定操作點，會引起較大的系統振盪，此可能由系統的慣性質量效應造成。然而當共振效應發生時，如第二個的垂直加速度波時，在 T4 的初始穩定操作點形成的共振振盪遠比在系統的自然循環點(T1)劇烈。因此由分析結果可知，外部垂直加速度波所引發的共振振盪之強度，除與外部垂直加速度的振幅大小與頻率相關外，亦與初始運轉點的固有穩定性特性(inherent stability characteristics)相關。

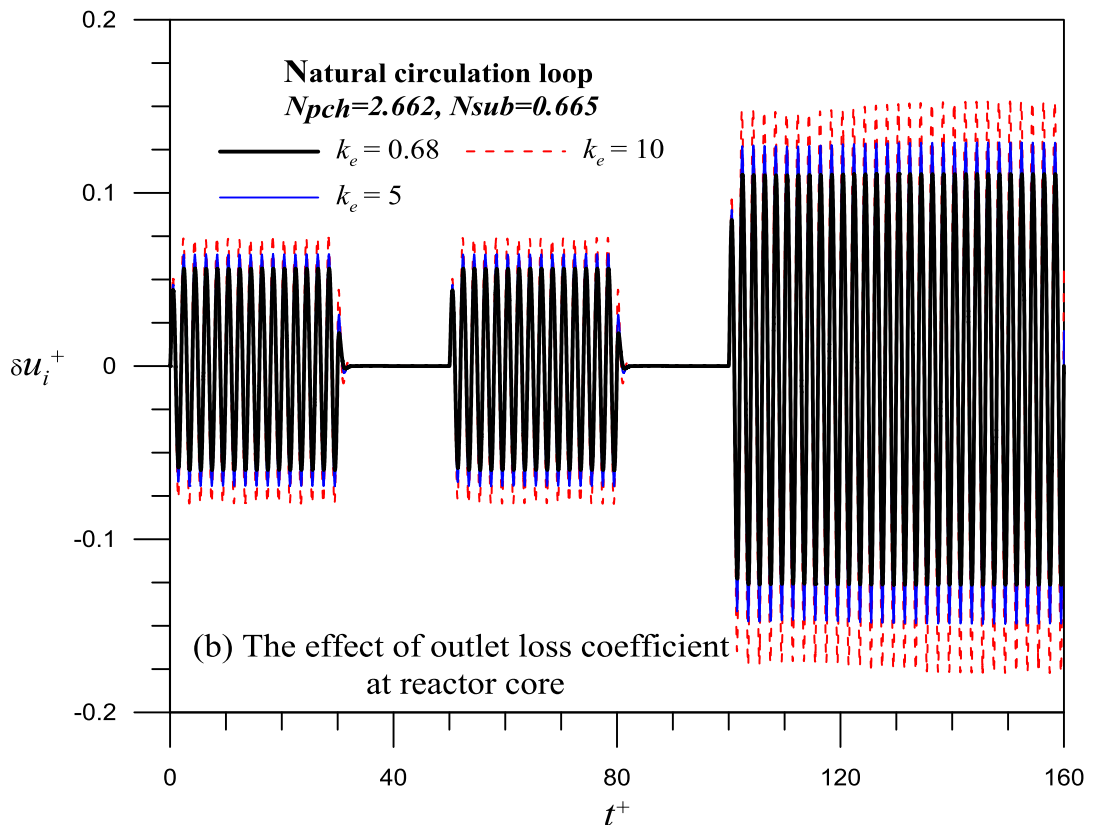
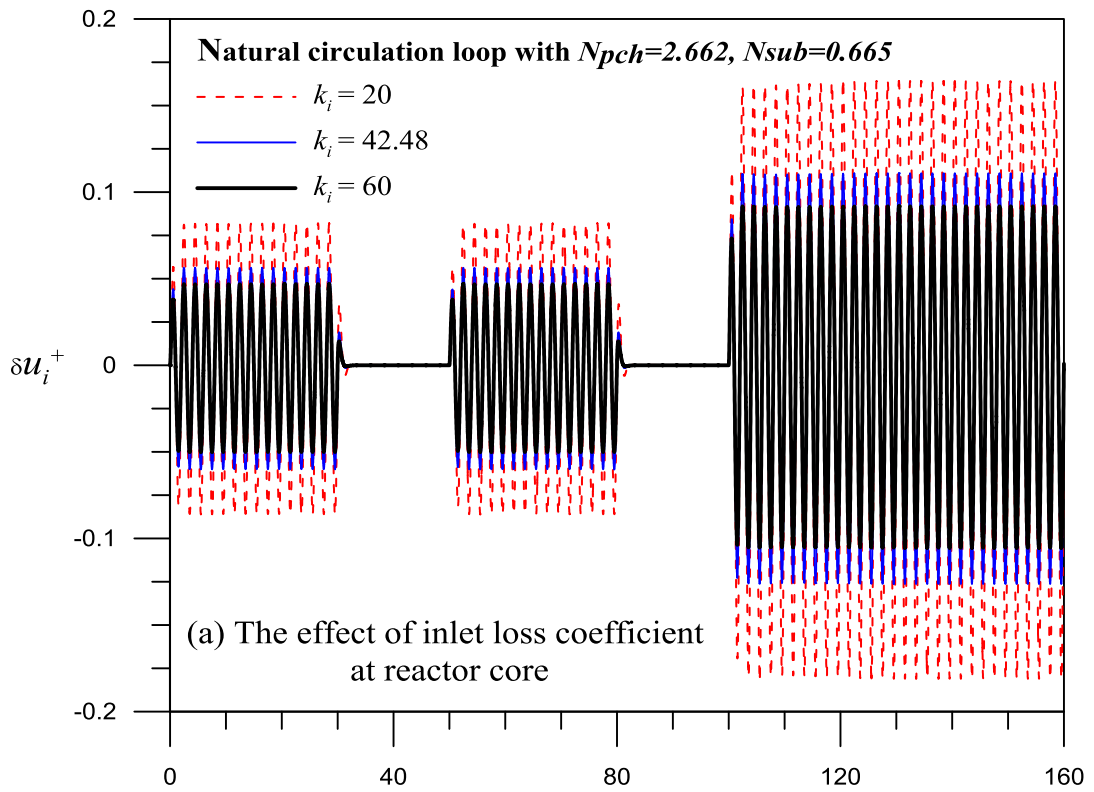


圖 3.1.2.32 參數效應對外部垂直加速度波所致單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態振盪的影響：
 (a) 爐心進口流阻係數；(b) 爐心出口流阻係數。

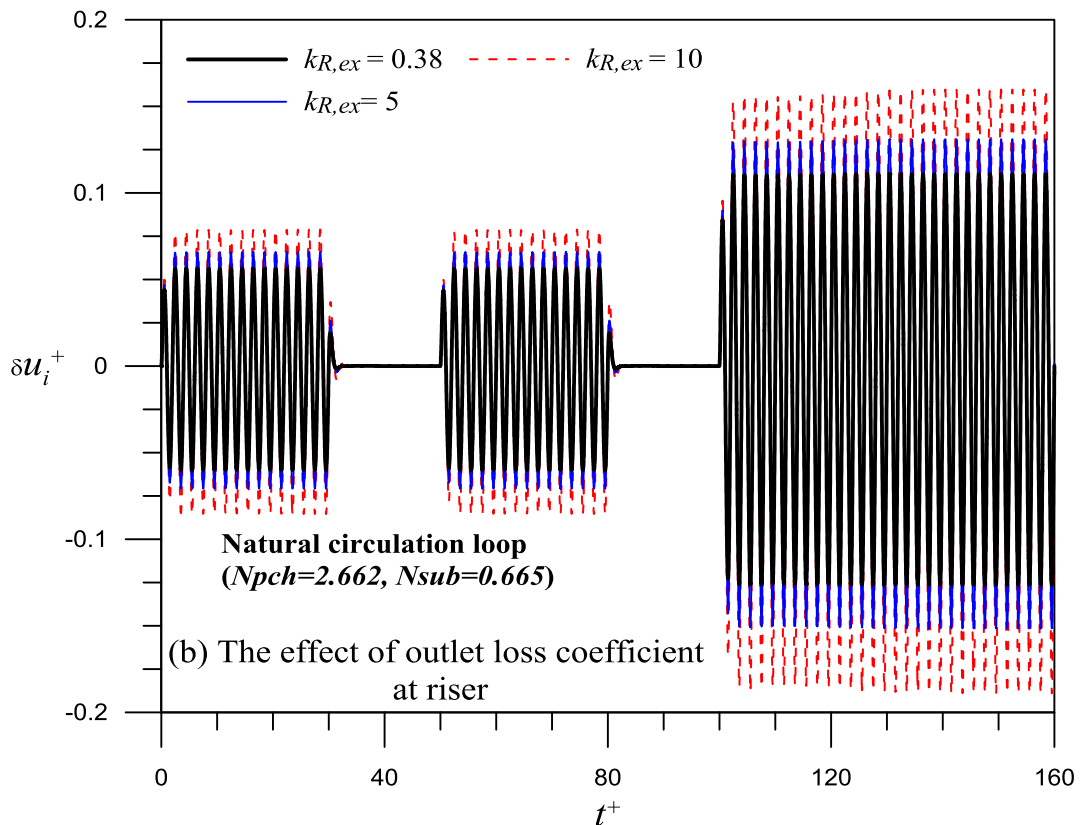
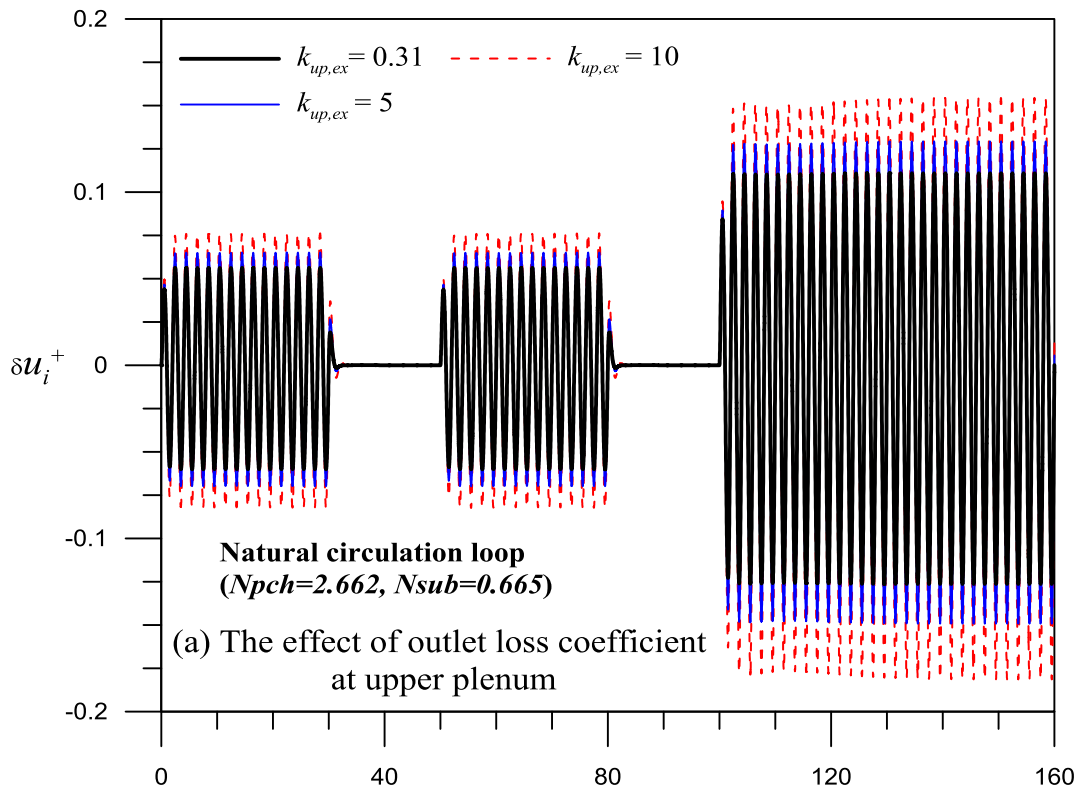


圖 3.1.2.33 參數效應對外部垂直加速度波所致單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態振盪的影響：
 (a)上空乏區出口流阻係數；(b)升流段出口流阻係數。

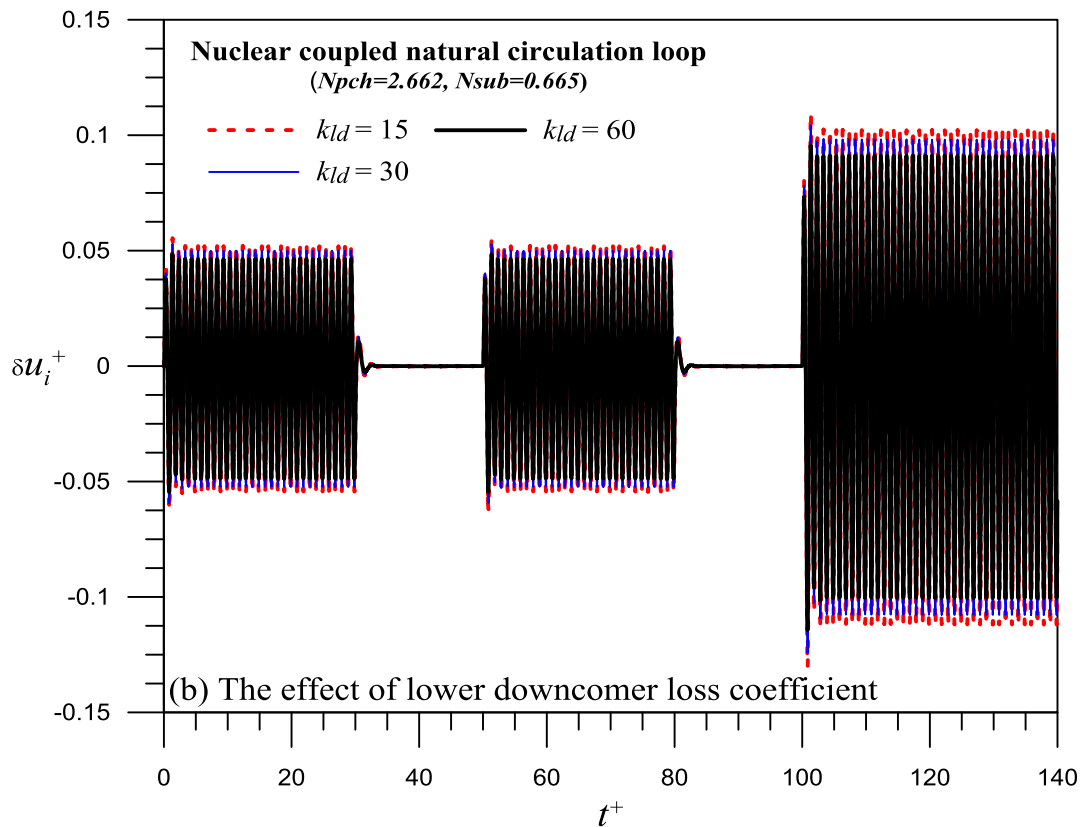
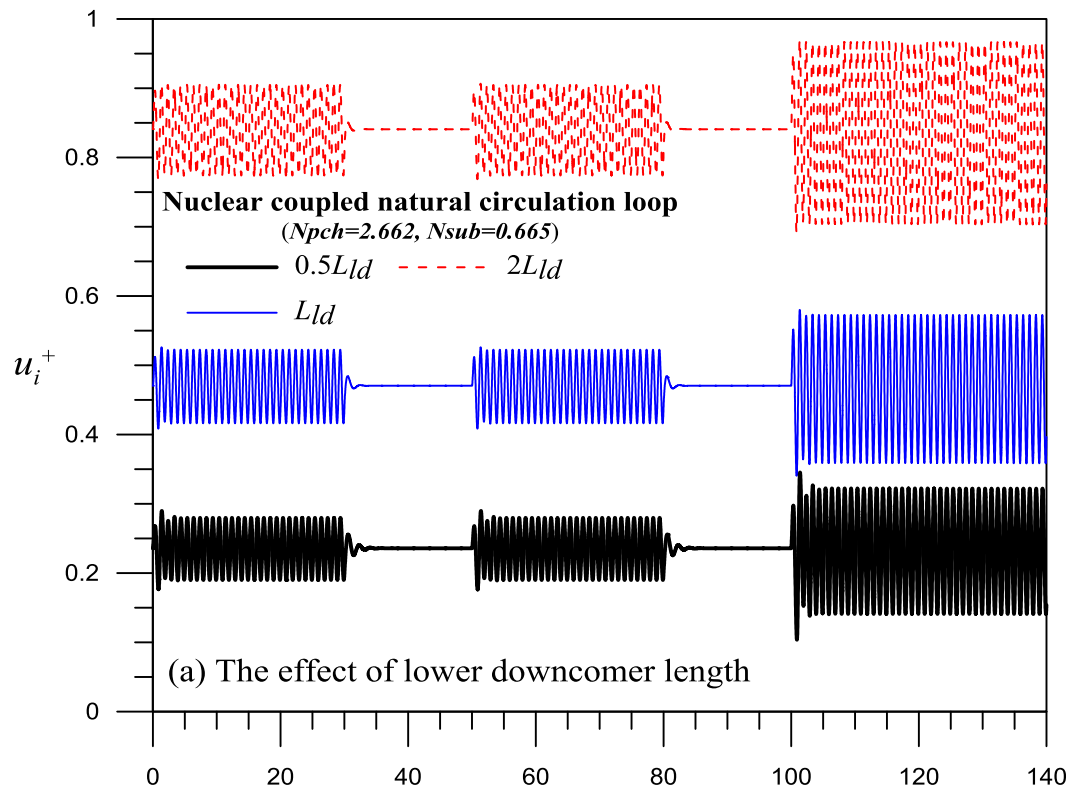


圖 3.1.2.34 參數效應對外部垂直加速度波所致單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態振盪的影響：
(a) 下降流段長度；(b) 下降流段流阻係數。

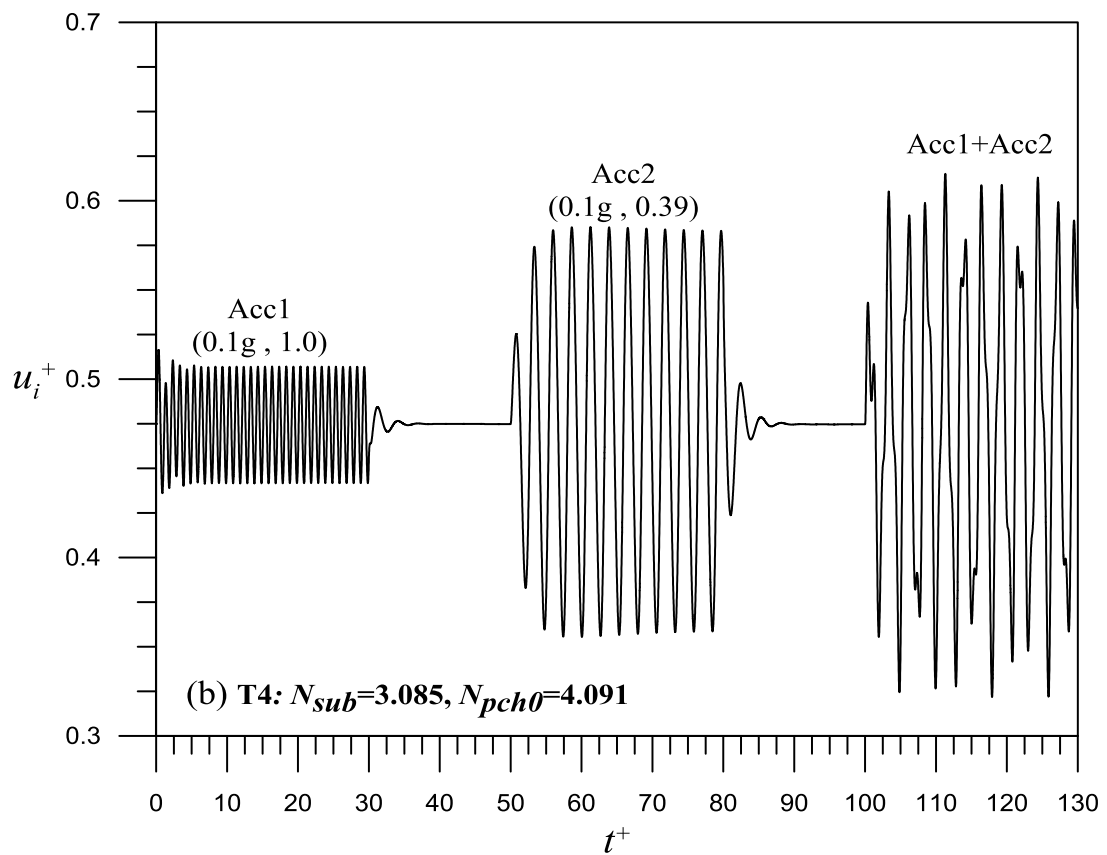
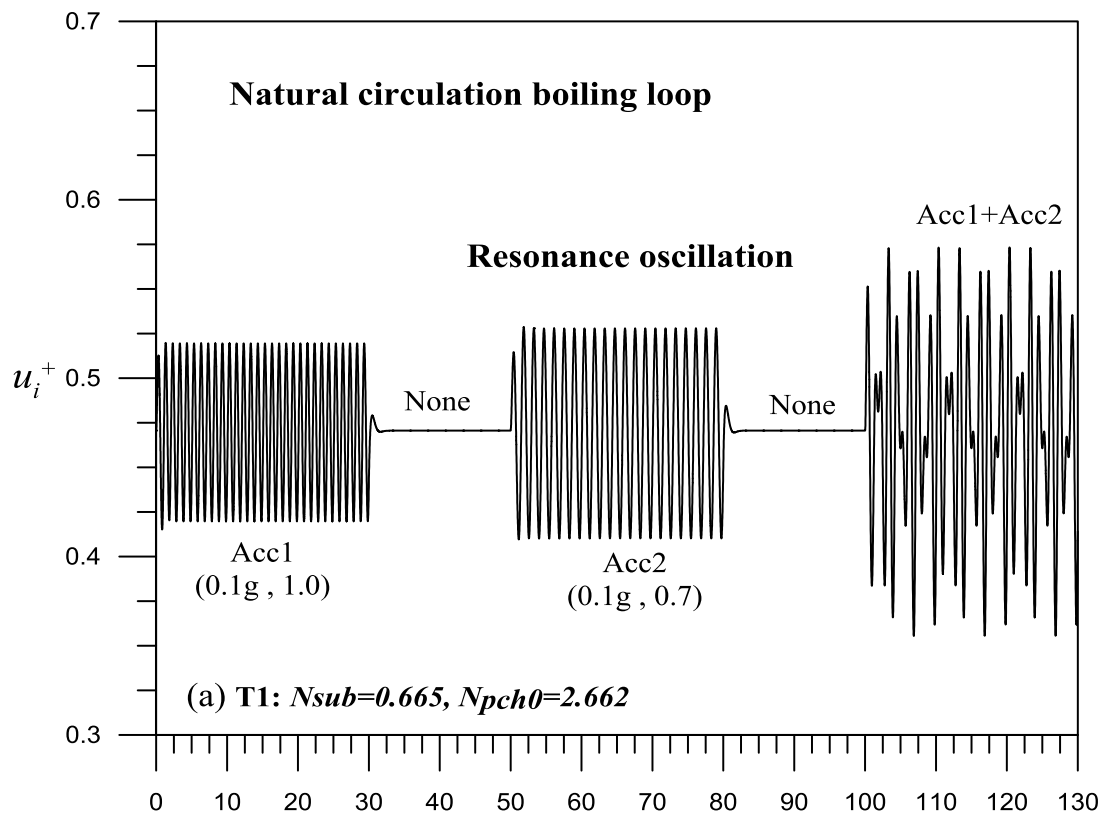


圖 3.1.2.35 外部垂直加速度波在單一沸騰通道自然循環迴路系統的不同初始穩定操作點所引起共振振盪之比較：(a) T1 點；(b) T4 點。

(6) 外部垂直加速度波對中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路系統動態行為之影響

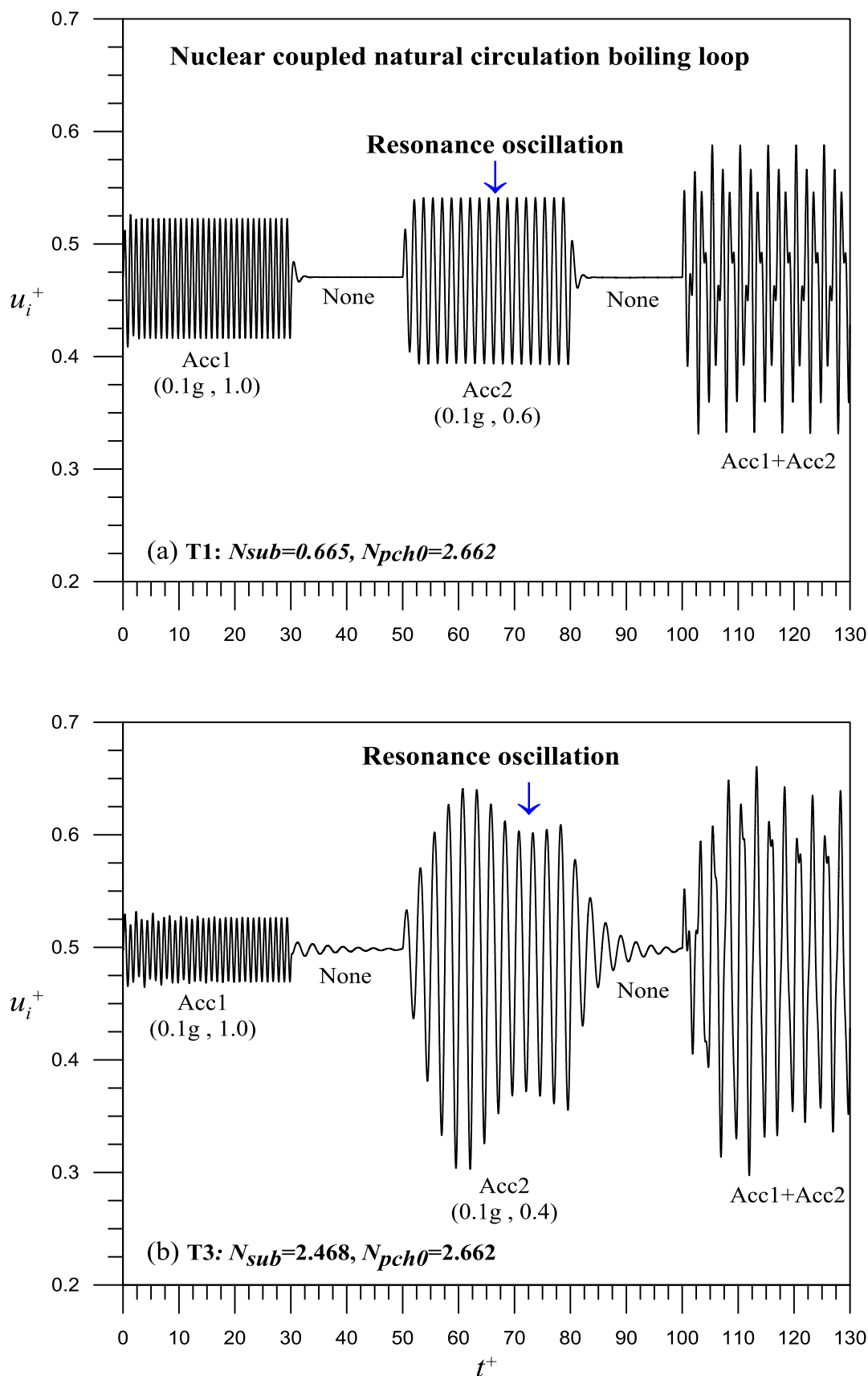


圖 3.1.2.36 外部垂直加速度波在中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路系統的不同初始穩定操作點所引起共振振盪之比較：(a) T1 點；(b) T3 點。

本節導入燃料棒熱傳導模式及點中子動態模式，並結合單一沸騰通道自然循環迴路熱流模式，以探討外部垂直加速度波，對於中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路暫態特性的影響。有關通道幾何尺寸與操作條件等參數效應，對外部垂直加速度波所致系統暫態振盪的影響，已在前節有詳細探討，於此不再贅述。共振效應所引起的振盪，是探討外部振盪的影響時，如地震運動，值得注意的議題。圖 3.1.2.36 探討外部垂直加速度波對中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路的不同初始穩定操作點，T1 與 T3，所引起共振振盪之比較。T1 與 T3 點具有相同之 50% 操作功率 ($N_{pch}=2.662$)，T1 為系統的自然循環點、具有較低次冷度 ($N_{sub}=0.665$)，其自然頻率約 $f^+=0.6$ ；T3 的初始穩定操作點具有較高次冷度 ($N_{sub}=2.468$)，此穩定點的自然頻率約 $f^+=0.4$ 。當相同尖峰強度 0.1g 的垂直加速度波，第一個加速度波的振盪頻率設定為 $f^+=1.0$ 、第二個加速度波的振盪頻率則設定為其初始穩定操作點相對應的自然頻率，最後則為這兩個加速度波的耦合波。圖 3.1.2.36 顯示在此外加垂直加速度波所引起的共振效應，對不同的自然循環穩定操作點暫態行為的影響。圖中結果顯示在中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路系統中，共振效應未發生時，如第一個的垂直加速度波時，對系統的自然循環點(T1、次冷度較低)相較比 T4(次冷度較高)的初始穩定操作點，會引起較大的系統振盪，此可能由系統的慣性質量效應造成。然而當共振效應發生時，如第二個的垂直加速度波時，在 T3 的初始穩定操作點形成的共振振盪遠比在系統的自然循環點(T1)劇烈。因此由分析結果可知，外部垂直加速度波所引發的共振振盪之強度，除與外部垂直加速度的振幅大小與頻率相關外，亦與初始運轉點的固有穩定性特性(inherent stability characteristics)相關。

本研究希冀模擬地震波對於中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路動態特性的影響，因此本研究擇選實際地震運動所導致的垂直加速度波，作為模擬地震波的參考資料，藉以觀察地震加速度波造成中子熱流耦合雙相流系統，如核能系統，的暫態振盪行為。圖 3.1.2.37(a)為台灣 1999 年 9 月 21 日集集地震發生後，中央氣象局台中氣象站紀錄之地震垂直加速度波資料。圖 3.1.2.37(b)為將圖 3.1.2.37(a)之實際地震垂直加速度波資料經由 FFT 頻譜分析後，再重造得到的模擬 921 地震垂直加速度波。在 ABWR 自然循環運轉點(T1)，圖 3.1.2.37(c)為將圖 3.1.2.37(b)模擬地震垂直加速度波加諸於中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路後，爐心通道入口流速的振盪行為。由分析結果得知，在 ABWR 自然循環運轉點(T1)，模擬地震垂直加速度波造成系統的振盪雖然非常雜亂，但其振幅仍侷限在一定的範圍內，其顯示中子熱流耦合之系統在自然循環狀態下，遭受此模擬地震垂直加速度波仍不會觸發過大的震盪。然而相較模擬地震垂直加速度波對 ABWR 強制循環正常運轉點(S1)(圖 3.1.2.14)造成的暫態振盪，其在 ABWR 自然循環運轉點(T1)引發之振盪相對明顯劇烈，此來自地震垂直加速度波貢獻之額外壓降，在強制循環正常運轉點(S1)佔整體壓降相當小的比例；然而相對在自然循環運轉點(T1)卻佔一定的貢獻，因此 ABWR 在自然循環狀態下相較在強制循環狀態下，易遭受外加振盪，如地震運動，的影響。

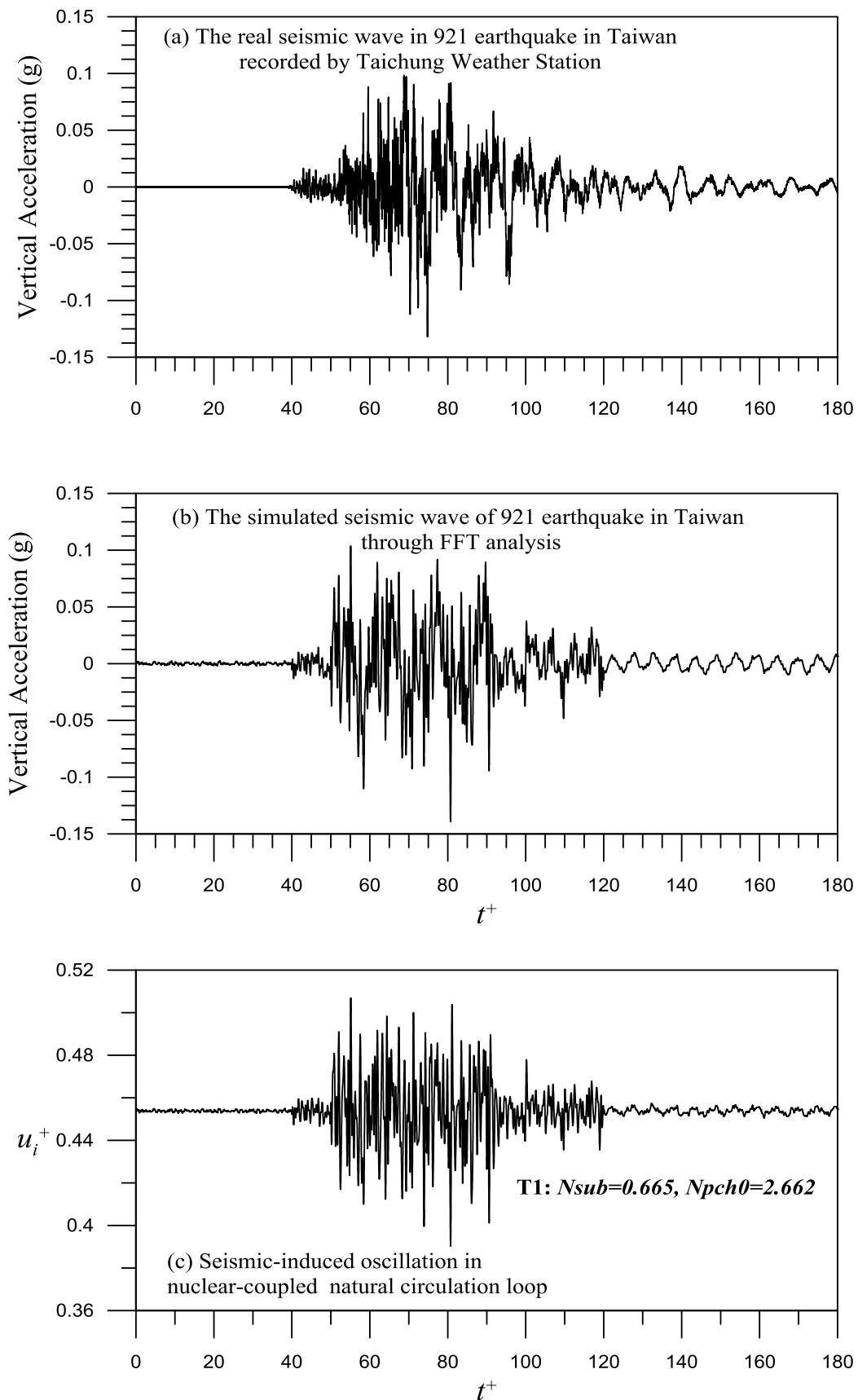


圖 3.1.2.37 在 ABWR 自然循環運轉點(T1)，模擬地震垂直加速度波對中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路系統暫態振盪的影響：(a)台灣 921 集集地震實際垂直加速度波；(b)模擬 921 地震垂直加速度波；(c) 模擬地震波造成之爐心通道入口流速振盪。

(7) 已完成不同震動條件對單管雙相流之影響實驗。

不同震動條件對單管汽液雙相流之影響實驗已完成，由於實驗數據量十分龐大，若將所有結果顯示會造成版面混亂與不便於分析及討論，故選取數個明顯不同之流動條件進行分析，以利於結果顯示、比較及討論。表 3.1.2.7 為欲進行分析之震動實驗條件，選取固定液體表面速度(0.4m/s)與 3 種不同空氣流量數據進行分析，主要分為三種流譜：氣泡流(以空氣表面速度 0.02m/s 為例)，彈狀流(以空氣表面速度 0.08m/s 為例)及攪拌流(以空氣表面速度 0.20m/s 為例)，震動條件亦分為 3 種：無震動、0.5Hz 震動及 1.0Hz 震動。圖 3.1.2.38 為空氣表面流速為 0.02m/s 下之三種條件的加速度值，加速度值隨震動頻率增加而增加，表 3.1.2.8 為各實驗條件下最大加速度值，最大加速度值 $a \leq 0.6g$ (即地震震度(Intensity) $\leq X$)。

表 3.1.2.7 震動實驗條件

	Jf (m/s)	Jg (m/s)	Vibration frequency (Hz)
氣泡流	0.04	0.02	0 / 0.5 / 1.0
彈狀流	0.04	0.08	0 / 0.5 / 1.0
攪拌流	0.04	0.2	0 / 0.5 / 1.0

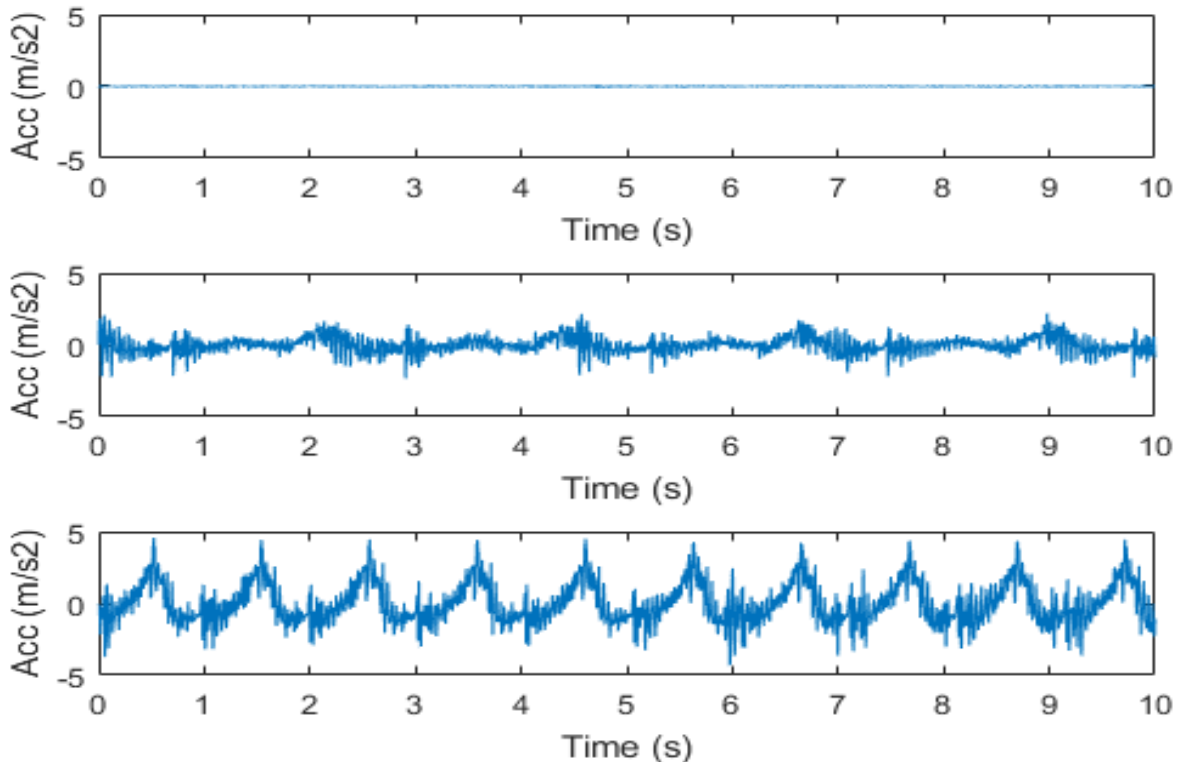


圖 3.1.2.38 空氣表面流速(Jg)0.02m/s 下之三種條件震動加速度值

表 3.1.2.8 各實驗條件下最大加速度值

frequency(Hz)	0	0.5	1.0
Jg (m/s)			
0.02	0.0079 g	0.0070 g	0.3127 g
0.08	0.0060 g	0.0103 g	0.2929 g
0.2	0.0058 g	0.0430 g	0.3484 g

圖 3.1.2.39 為最距底部最高之電導度計之暫態訊號 3D 圖，右方軸為距流管中心位置，左下軸為時間，左軸為空泡分率(void fraction)。右方顏色條為顏色與空泡分率之關係，圖形上顯示藍色代表液體比例較高，黃色代表氣體比例高，綠色代表液體與氣體所占面積差不多。透過下圖可觀察到當無震動時，並無大氣泡產生，但是當震動頻率到達 1.0Hz 時，會有氣泡聚集的狀況，並造成大氣泡於流管中間產生，平均空泡分率亦上升 20 個百分點。

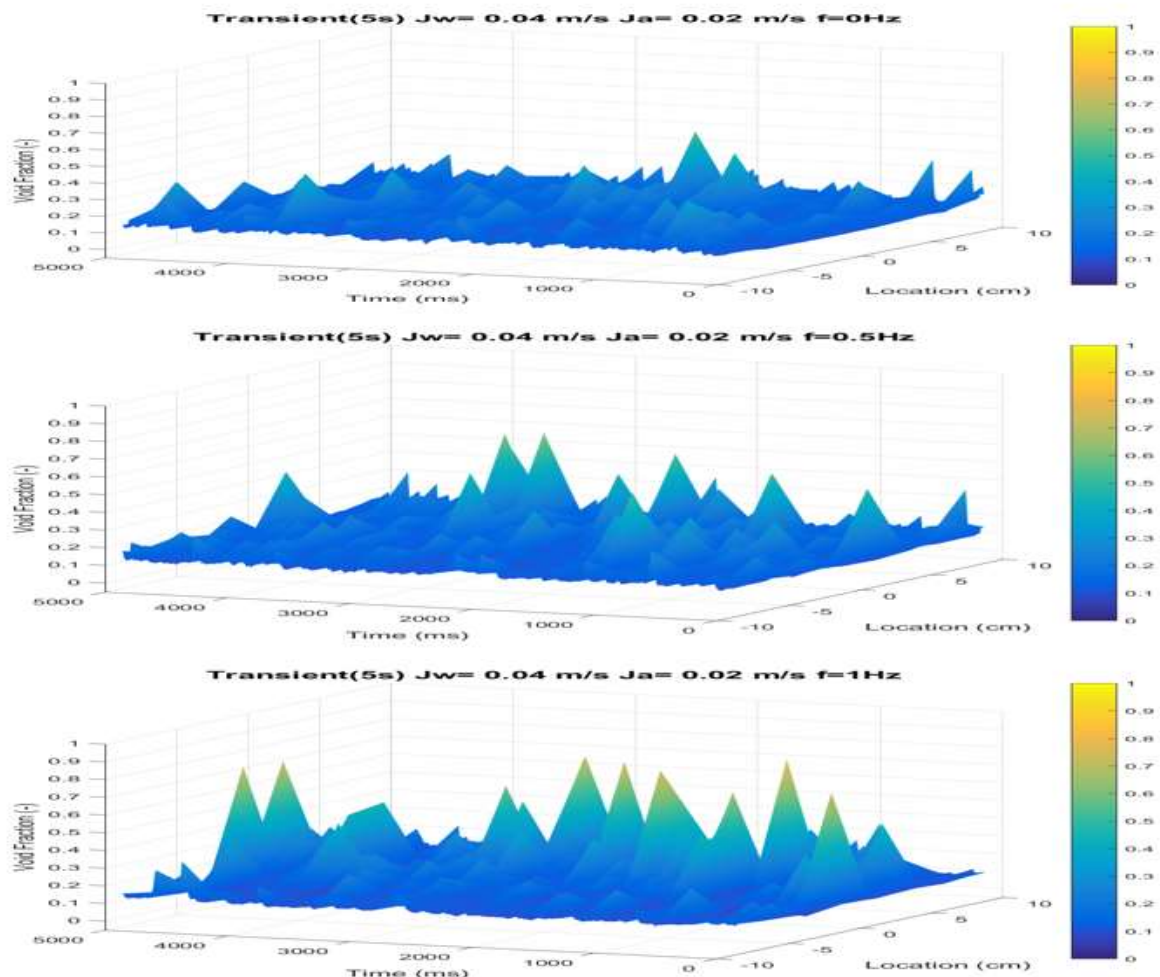


圖 3.1.2.39 各實驗條件之暫態空泡訊號 3D 圖

圖 3.1.2.40 為各實驗條件之暫態數據，橫軸為時間，縱軸為空泡分率。由最上層之氣泡流訊號

圖可知，在無震動狀況下，空泡分率小於 0.4，亦即流管內皆為小氣泡，無大氣泡產生，但當震動頻率上升，空氣有聚集之狀況發生並聚集為一大氣泡，此現象可由最右側 1.0Hz 震動之訊號圖被發現。由中層彈狀流訊號可發現流管內空氣之分布隨震動頻率上升而較為均勻，無震動時只有流道中間有大氣泡產生，但在 1.0Hz 震動時可於距管道中心 6.75 公分位置觀察到有大氣泡，藉此判斷震動有機會影響空氣分布狀況。下層攪拌流訊號由於空氣與水之交互作用較快，交互作用力亦比其餘兩個條件大，因此暫不利用此暫態圖形進行攪拌流之分析。

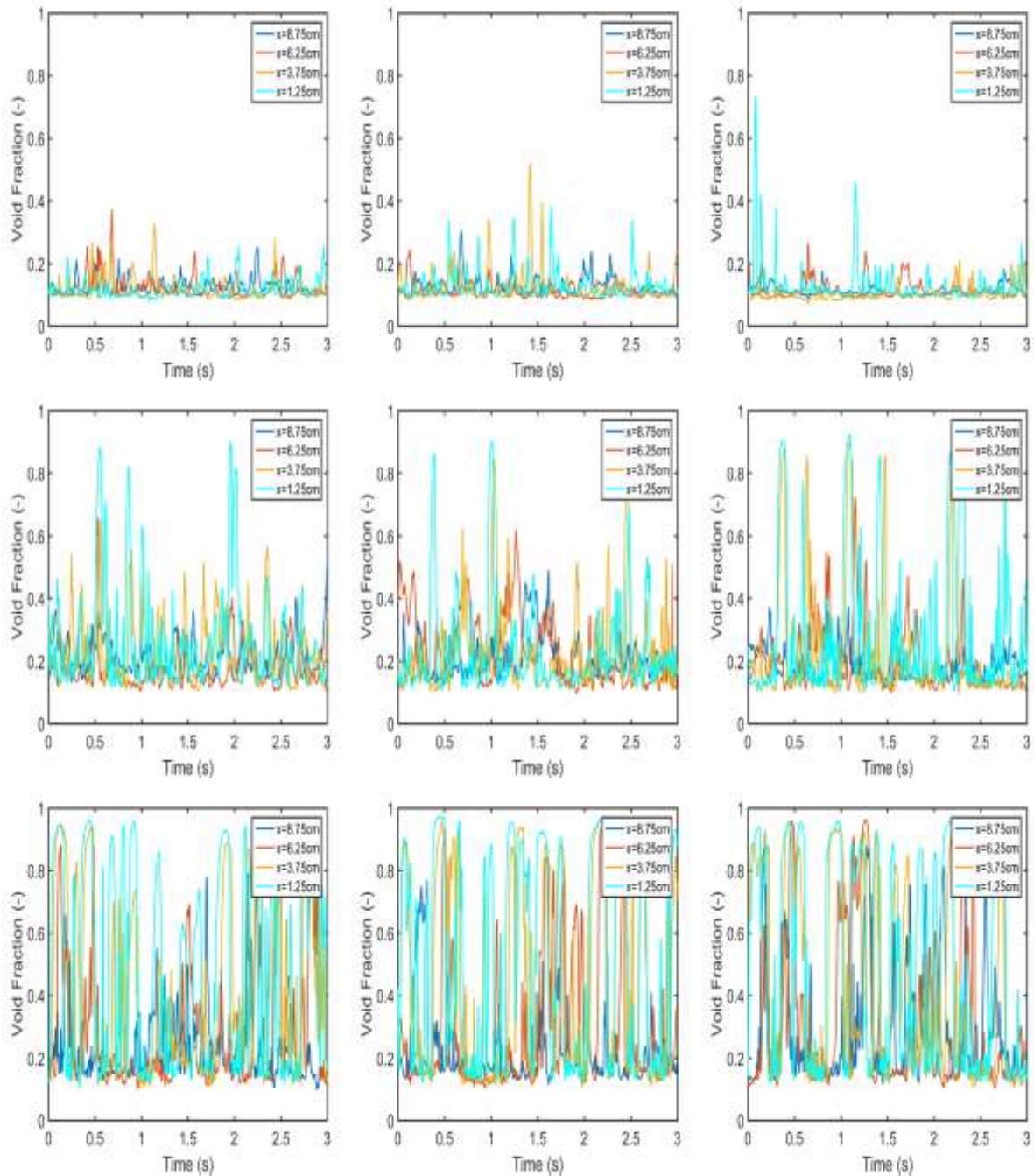


圖 3.1.2.40 各實驗條件之暫態時變空泡數據

圖 3.1.2.41 為各實驗條件之穩態數據，橫軸是距管道中心距離，縱軸是空泡分率，藍色圓圈是平均空泡分率值，上下兩個線段分別為超過或小於平均值之標準差。由此圖可知，在無震動及 0.5Hz

震動的狀態下，空泡分率並沒有太大的改變，但是在氣泡流及彈狀流的條件下當震動頻率到達 1.0Hz 時，管道中央的空泡分率會明顯上升，亦即空氣會有聚集的現象發生。

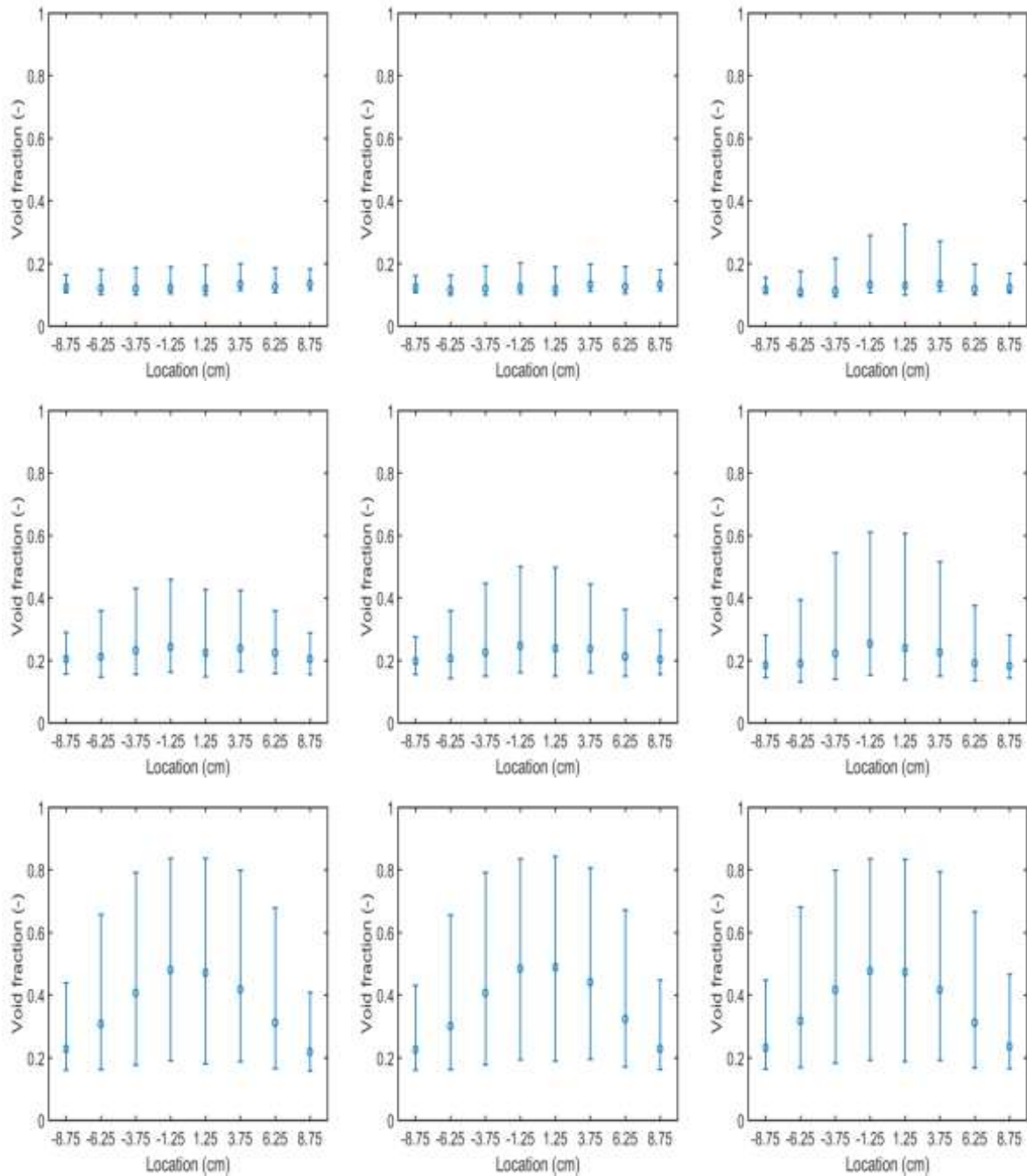


圖 3.1.2.41 各實驗條件之穩態空泡數據

圖 3.1.2.42 為各實驗條件之機率分布圖(PDF)，圖 3.1.2.43 為累進機率分布圖(CDF)，由機率分布圖無法明顯的看出空泡分布隨震動的變化，於中層彈狀流圖中，可以發現在空泡分率 0.9 的位置會有凸起因為有震動而產生，但是在氣泡流及攪拌流的狀況中，除了峰值的改變以外，並無法觀察到明顯的不同。採用累進機率分布圖時進行分析，可以藉由觀察圖 3.1.2.43 的紫色線段比無震動條件來的低而觀察到氣泡流與彈狀流在 1.0Hz 震動條件下會有較多大氣泡的產生，但在攪拌流條件下並無明顯變化。

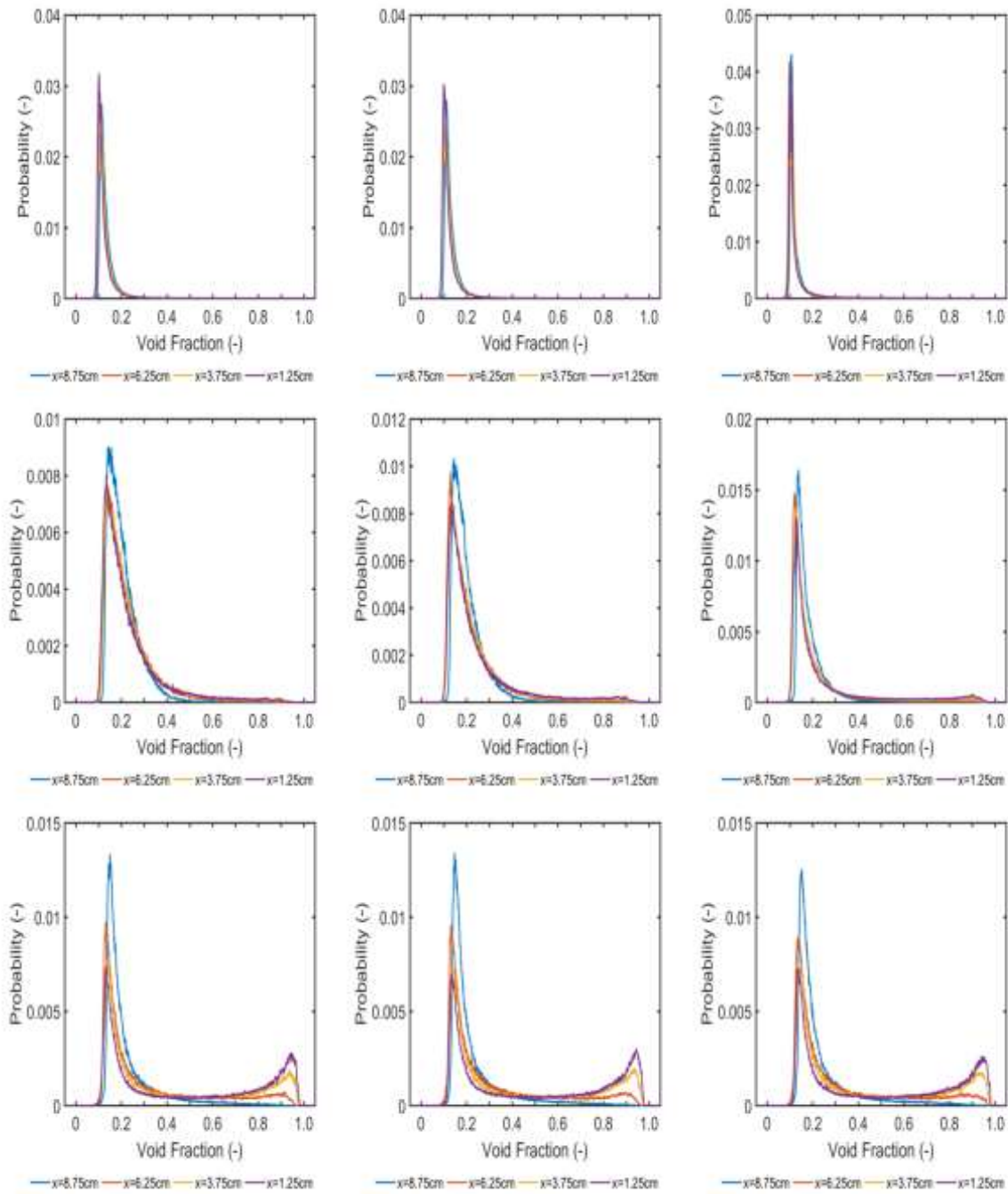


圖 3.1.2.42 各實驗條件之空泡機率分布圖

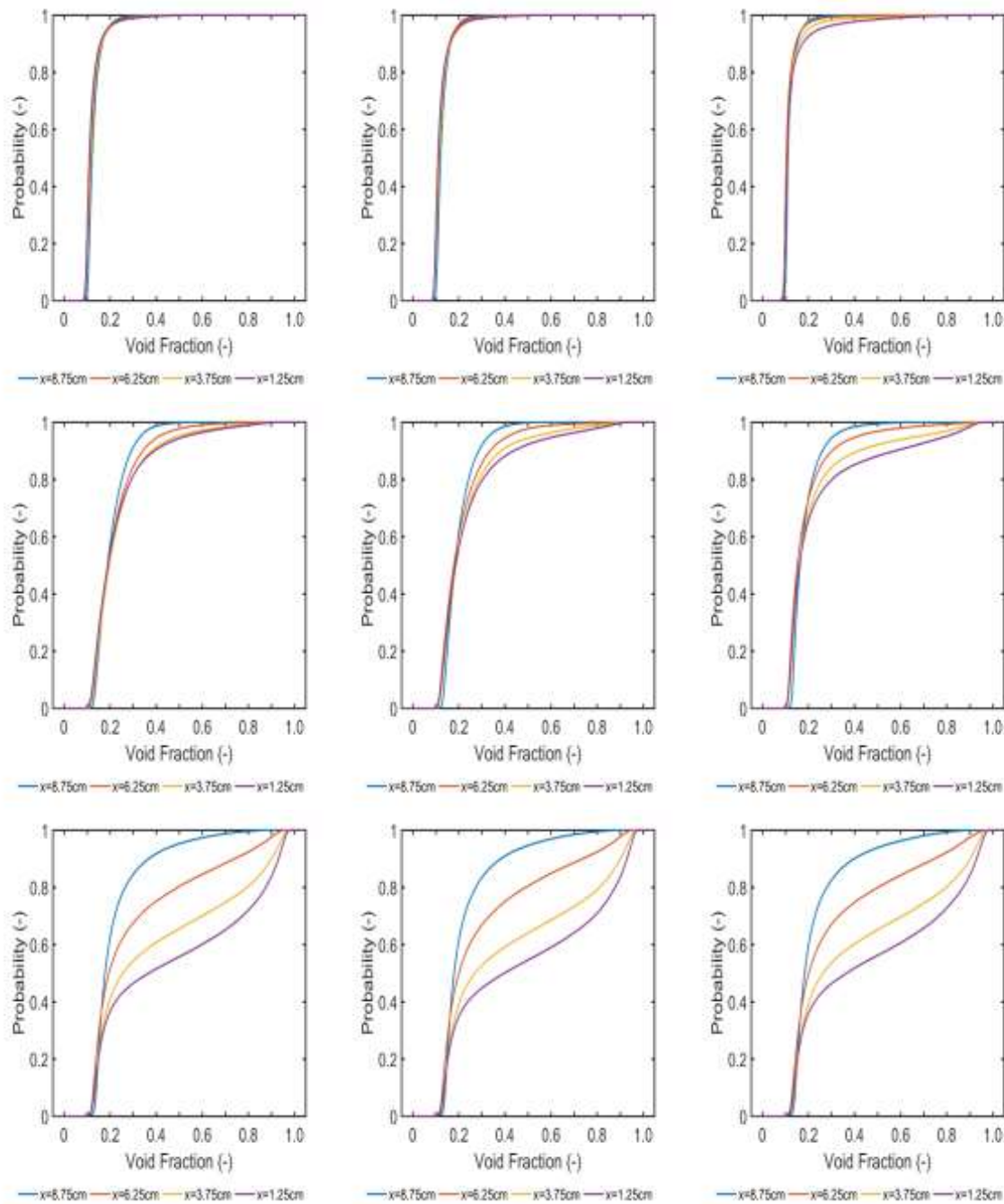


圖 3.1.2.43 各實驗條件之累進機率分布圖

圖 3.1.2.44 -3.1.2.46 為彈狀流高速攝影之流譜影像，流速條件為 $J_l=0.04\text{m/s}$ $J_g=0.08\text{m/s}$ ，快門設定為三萬分之一秒，拍攝速度為每秒一千張，利用此高速攝影機可以良好、有效的觀察到氣泡變化，並進行分析討論。於無震動的狀態下，偶爾會有 8 公分左右中型氣泡於管道中央產生，隨著震動的發生，會聚集成超過 10 公分之大型氣泡，並呈現非平滑之邊界。兩側靠近管道之氣泡會有倒流現象，亦即水流挾帶氣泡往下流，此現象會造成流道內部混亂程度增加，並增加兩側液體與中央交互作用機率。

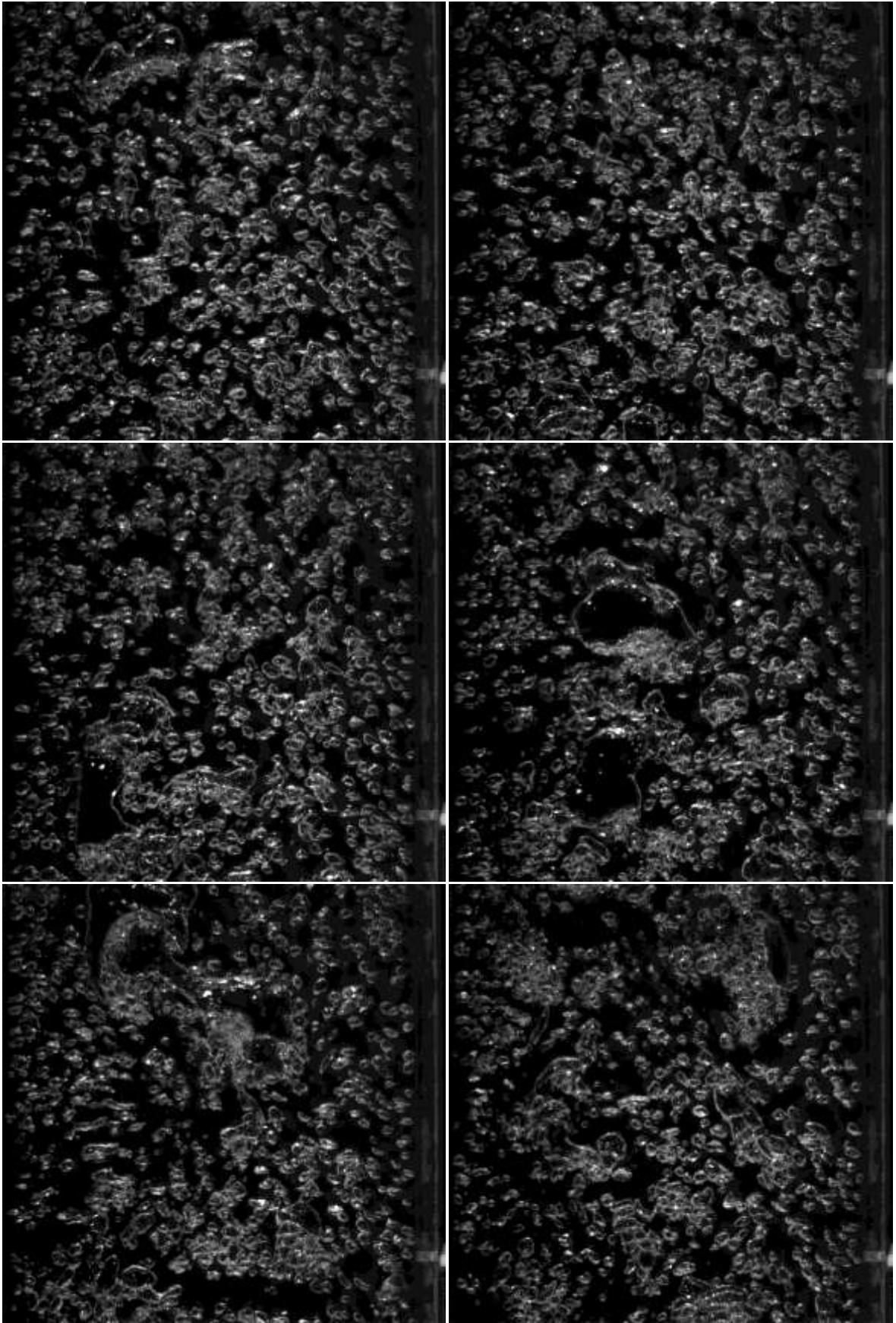


圖 3.1.2.44 無震動狀態之流譜圖($J_l=0.04\text{m/s}$ $J_g=0.08\text{m/s}$)

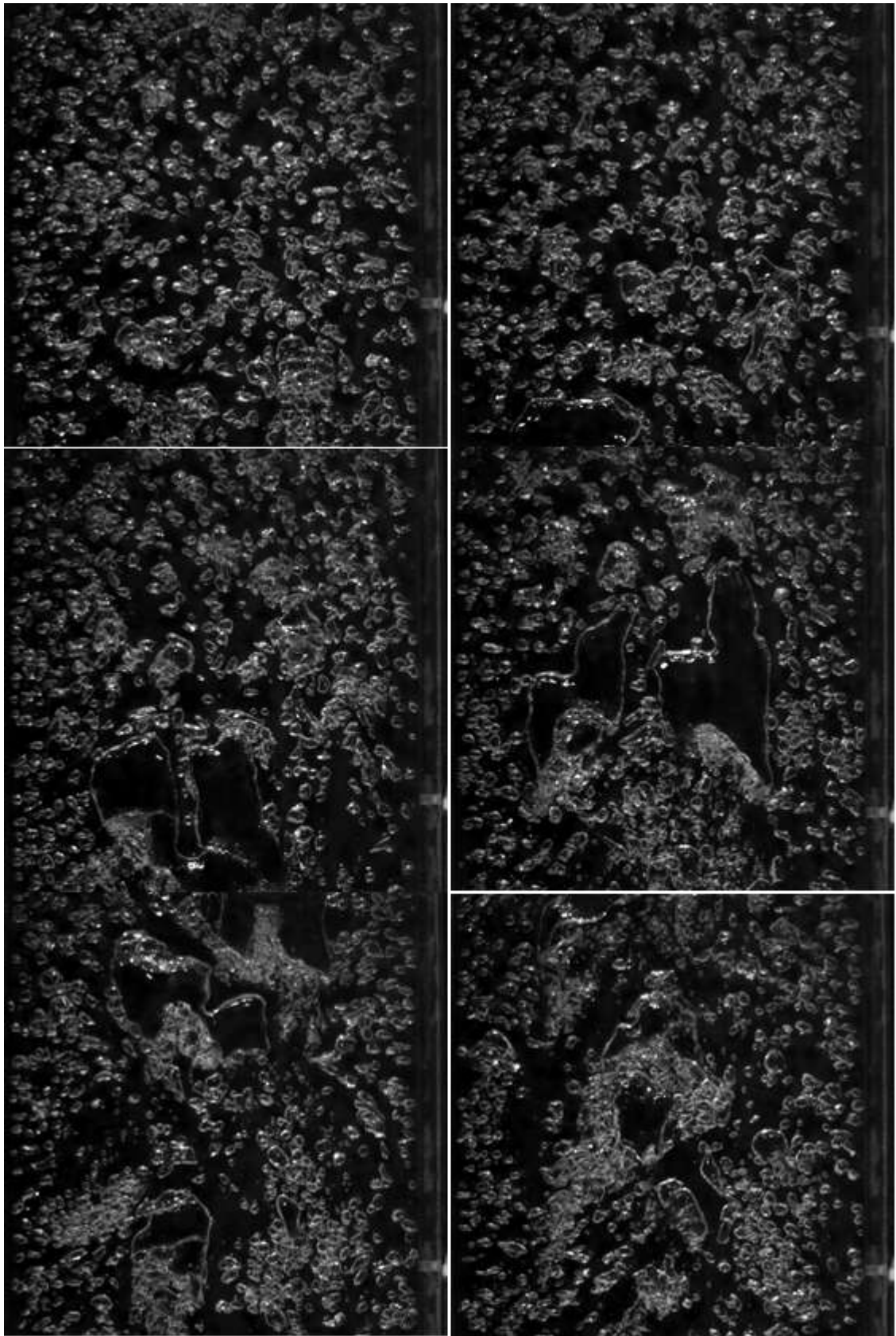


圖 3.1.2.45 0.5Hz 震動狀態之流譜圖($Jl=0.04m/s$ $Jg=0.08m/s$)

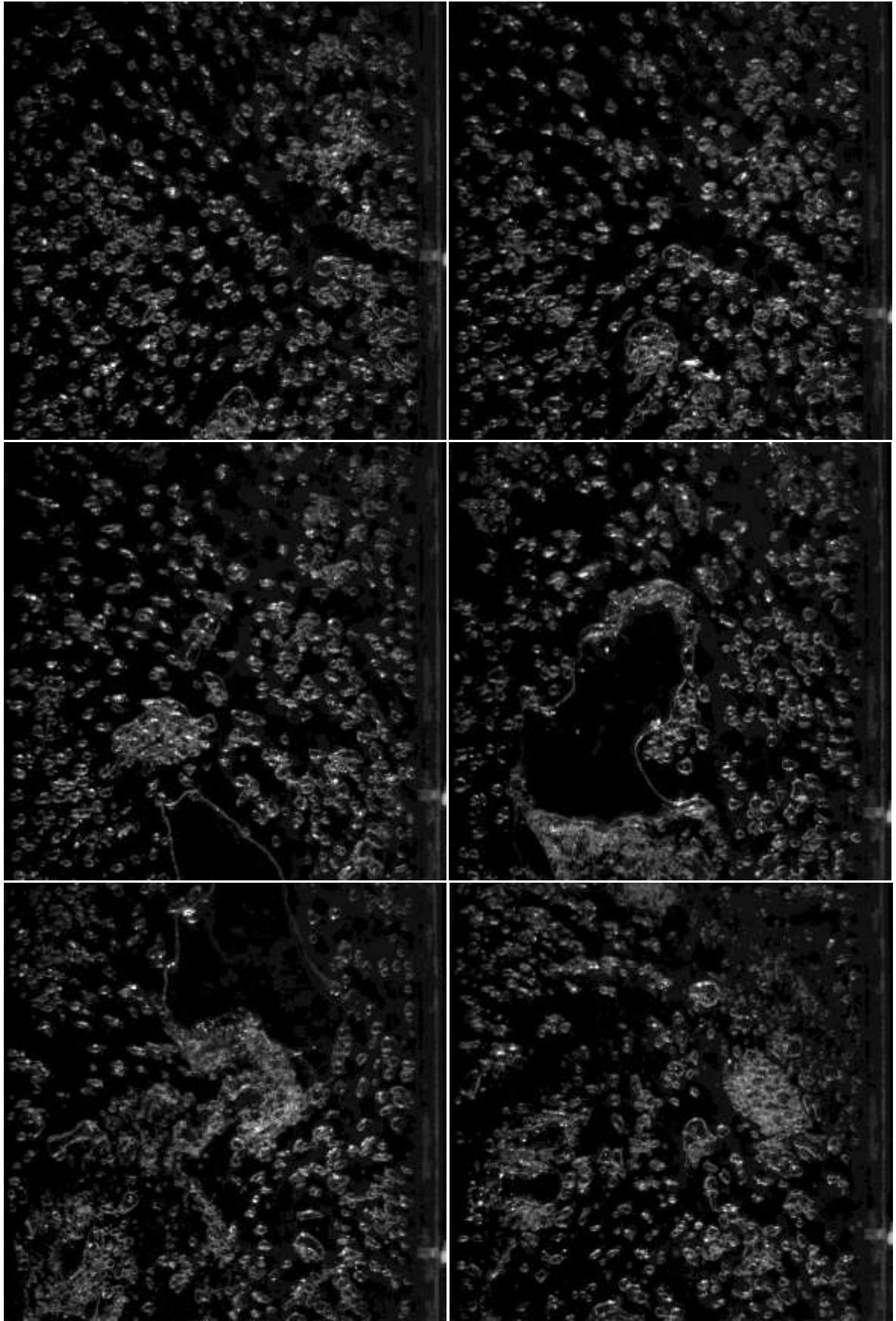


圖 3.1.2.46 1.0Hz 震動狀態之流譜圖($Jl=0.04m/s$ $Jg=0.08m/s$)

3.1.3 進步型沸水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統

本研究旨在建立一輕水式(壓水及沸水式)反應器嚴重事故辨識及事故舒緩決策輔助系統，用來協助運轉員於事故發生時進行回復操作，使反應器能快速回到安全狀態，以降低事故的嚴重性。

104 年計畫工作要點羅列如下：

- (1) 模擬數據資料庫 (Data Set) 建構；
- (2) 神經網路的完整分類流程用程式之實現；
- (3) 輕水式電廠模擬器與神經網路程式結合及最終結果顯示方式。

以下將就各工作要點及具體成果進行詳述。

3.1.3.1 簡介

運轉員於核電廠運行時，須同時監看盤面各種運轉參數以確保電廠處於正常運轉狀態。但事故肇始事件發生時，運轉盤面上的參數在短時間內便有劇烈的變動，而此時運轉員僅能依靠自身的知識與經驗，來判斷肇始事件的種類，之後再依照緊急操作程序書(emergency operating procedure, EOP)的步驟，來進行事故排除。由於事故發展的急迫，許多儀器訊息與警示燈號會同時顯現，此時運轉員在面對這樣混亂及高壓的情況，造成錯誤動作的風險會相對地提升。是以一自動化肇始事件辨識及事故舒緩決策之輔助系統將變得不可或缺。

肇始事件的辨識，可被視為一個圖形辨識(pattern recognition)的問題[1-8]。而一辨識系統的組成構件，可約略分為：感測裝置(與反應器連結)、特徵萃取器(feature extractor)、匹配器/分類器(matcher/classifier)及系統資料庫，而這些構件的交互關係則如圖 3.1.3.1 所示。

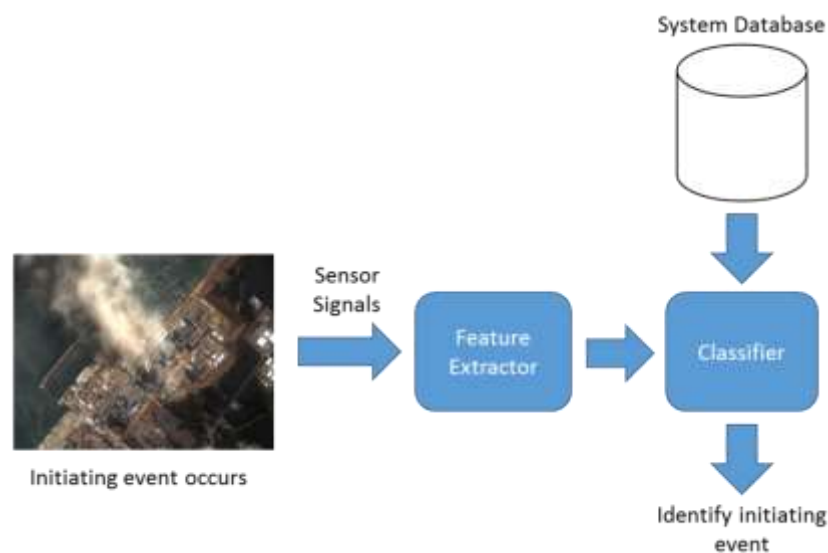


圖 3.1.3.1 肇始事件辨識流程圖。

3.1.3.2 系統資料庫建置

事件辨識系統的建置，首在建立一對應的系統資料庫，當未知肇始事件發生時，辨識系統會根據此資料庫內的資訊來對未知事件進行辨識。一般而言，此資料庫內，會存有關於須被留意之肇始事件的相關資料。至於事件類別的選定，則參照核電廠最終安全分析報告中設計基準事故及嚴重事故等相關章節以及肇始事件辨識的相關文獻[8-10]。表 3.1.3.1 與表 3.1.3.2 分別詳列出壓水

式及沸水式反應器幾項重要的肇始事件。事件的選定，除參照前述參考文獻並考慮 PCTran 模擬器能否模擬出。計畫中所需的核電廠數據，則由核電廠模擬器 PCTran 所產生。PCTran 核電廠模擬器是由台灣電力公司與美國 Micro Simulation Technology 公司合作引進。PCTran 模擬器的特點有：圖形介面(見圖 3.1.3.2)、手動操控各元件狀態、內建的故障設定列表(malfunctions)及可於個人電腦進行快速模擬等。所有肇始事件數據的模擬(不管是沸水式或壓水式反應器)，其初始條件皆選用 PCTran 表單中的 Initial Condition 2，電廠為 100% 功率運轉，數據取樣頻率為 1 Hz。本研究所選用的壓水式與沸水式反應器的相關參數，則詳列於表 3.1.3.3 與表 3.1.3.4。至於參數的選定，則以實際電廠的感測器能否量測到來當選定原則 [11,12]。

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
電廠全黑事件
冷卻水流失事故-冷端管路破口
冷卻水流失事故-熱端管路破口
圍阻體內蒸氣管破裂
圍阻體外蒸氣管破裂
蒸汽產生器管破管
主蒸汽隔離閥關斷事件
一只調壓槽安全閥意外開啟
迴路 A 冷卻水泵失效
喪失迴路 A 飼水 (關閉迴路 A 飼水閥)
喪失所有正常飼水 (關閉迴路 AB 飼水閥)
汽機跳脫旁通閥正常開啟

表 3.1.3.2 沸水式反應器重要肇始事件列表

肇始事件名稱
電廠全黑事件
冷卻水流失事故-再循環管路破口
乾井內主蒸氣管破裂
乾井外主蒸氣管破裂
乾井內飼水管破裂
主蒸汽隔離閥關斷事件
再循環水泵失效
喪失所有正常飼水 (關閉飼水閥)
汽機跳脫旁通閥正常開啟

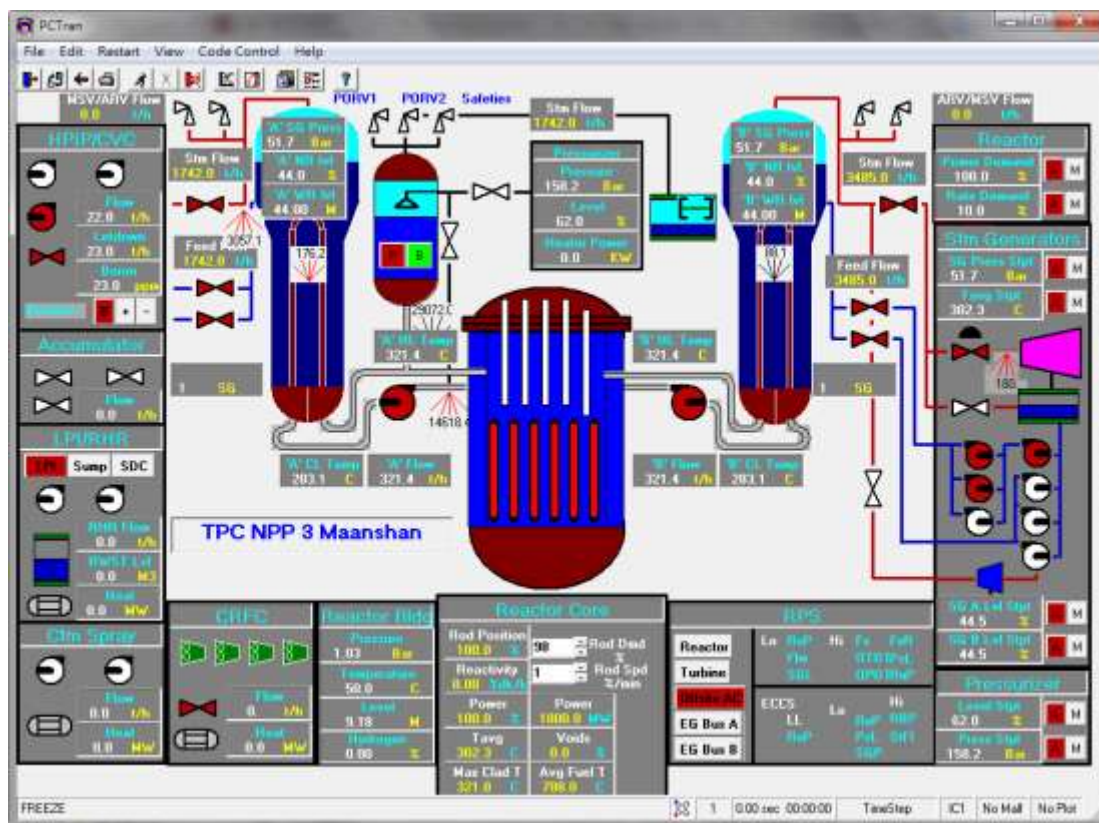


圖 3.1.3.2 PCTran 圖形介面(以核三廠為例)。

表 3.1.3.3 壓水式反應器選用電廠參數。

參數編號	電廠參數名稱	單位
V1	冷卻水迴路壓力	Bar
V2、V3	蒸汽產生器壓力 (A、B 迴路)	Bar
V4	圍阻體壓力	Bar
V5	冷卻水平均溫度	°C
V6、V7	冷卻水熱端溫度 (A、B 迴路)	°C
V8、V9	冷卻水冷端溫度 (A、B 迴路)	°C
V10	調壓槽溫度	°C
V11、V12	冷卻水迴路流量 (A、B 迴路)	t/hr
V13、V14	蒸汽產生器飼水流量 (A、B 迴路)	t/hr
V15、V16	蒸汽產生器蒸氣流量 (A、B 迴路)	t/hr
V17	調壓槽水位	%
V18、V19	蒸汽產生器窄幅水位 (A、B 迴路)	%
V20、V21	蒸汽產生器寬幅水位 (A、B 迴路)	M
V22	圍阻體集水區水位	M
V23	圍阻體輻射	mSv/h
V24	蒸氣管路輻射	mSv/h
V25	汽機廠房輻射	mSv/h

V26	中子通量	%
V27、V28	主蒸氣隔離閥狀態 (A、B 迴路)	開/關
V29	汽機控制閥狀態	開/關
V30	蒸氣旁通閥狀態	開/關

表 3.1.3.4、沸水式反應器選用電廠參數。

參數編號	電廠參數名稱	單位
V1	壓力槽壓力	Bar
V2、V3	乾井/濕井壓力	Bar
V4	飼水溫度	°C
V5	再循環管路溫度	°C
V6	壓力槽溫度	°C
V7、V8	乾井/濕井溫度	°C
V9	蒸氣流量	kg/s
V10	飼水流量	kg/s
V11	安全釋壓閥蒸氣流量	kg/s
V12	爐心隔離冷卻系統流量	kg/s
V13	高壓噴灑系統流量	kg/s
V14	低壓噴灑系統流量	kg/s
V15	低壓注水系統流量	kg/s
V16、V17	乾井/濕井水位	M
V18	飼水泵狀態	開/關
V19	餘熱移除系統之水泵狀態	開/關
V20	高壓噴灑系統之水泵狀態	開/關
V21	低壓噴灑系統之水泵狀態	開/關
V22	安全釋壓閥狀態	開/關
V23	主蒸氣隔離閥狀態	開/關
V24	汽機控制閥狀態	開/關
V25	蒸氣旁通閥狀態	開/關

圖 3.1.3.3 及圖 3.1.3.4 為例舉的核三廠 PCTran 模型模擬之結果。其中，圖 3.1.3.3 為冷卻水迴路流量在不同肇始事件下的變化趨勢；圖 3.1.3.4 則代表著冷卻水平均溫度於不同肇始事件下的變化趨勢；圖 3.1.3.4 則代表著冷卻水平均溫度於不同肇始事件下的變化。兩圖中所示的數據皆從反應器跳機(reactor scram)當下開始擷取，並持續記錄 60 秒，此種數據擷取情狀則是參照 Man Gyun Na 等人的研究 [10]。Man Gyun Na 等人認為在電廠發生異常狀況時，運轉員通常只能獲得部份的電廠訊息，未必真能判定電廠已有異常，而跳機這個事件，則明顯可為電廠已然異常之指標，為了貼近實際狀況，辨識系統數據資料的建置，都以跳機當下的時間點，作為參考基準點，本研究也採納這種概念。

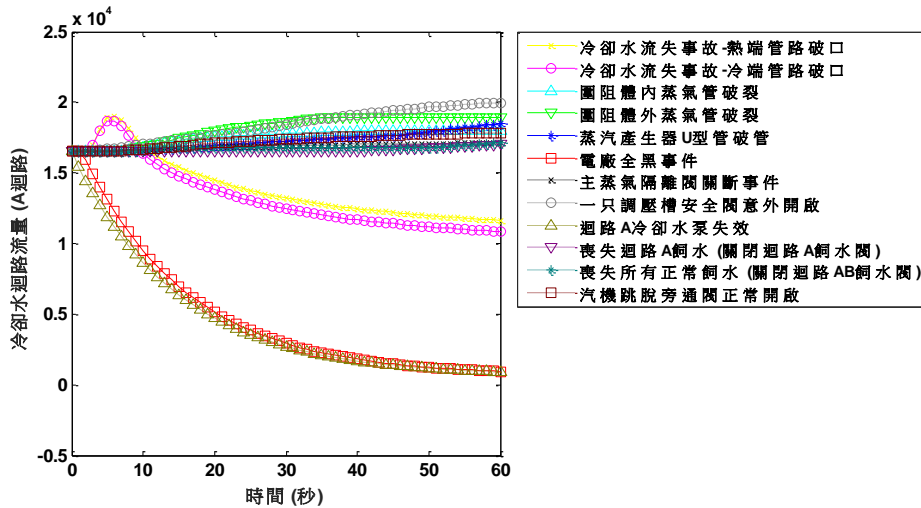


圖 3.1.3.3 壓水式反應器冷卻水迴路流量在不同肇始事件情況下的變化趨勢。

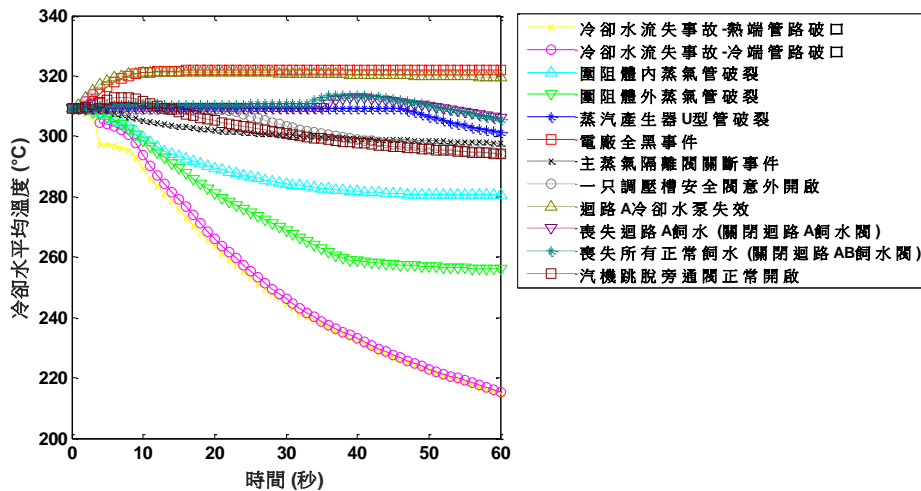


圖 3.1.3.4 PWR 冷卻水平均溫度在不同肇始事件情況下的變化趨勢。

3.1.3.3 特徵值擷取

電廠監控參數的原始數據中，除可能受量測雜訊的影響外，也包含諸多對肇始事件辨識不必要的資訊。倘直接將其輸入分類器，恐對肇始事件辨識的準確性造成影響。為避免此問題，擷取出原始數據中重要的特徵資訊，為一重要的手段。本研究初步採用的特徵擷取法如下：

$$x_j = \int_{t_s}^{t_s+\Delta t} g_j(t)dt, j = 1, 2, \dots, n, \quad (1)$$

其中， x_j for $j = 1, 2, \dots, n$ 為所擷取之數據特徵， $g_j(t)$ 為某以電廠參數的量測數據， t_s 為跳機時間， Δt 為積分區間(integration of time span)， n 為特徵質的總數。待獲得所有肇始事件的所電廠參數之對應特徵值後，便可將其存入系統資料庫，讓分類器在進行肇始事件的辨識時使用。以圖 3.1.3.5 為例，

此為壓力隨時間變化，並記錄 60 秒的圖，若是在 20 秒時發生跳機，我們想擷取跳機後 20 秒的資訊，則此特徵萃取器將對 20 秒到 40 秒的訊號進行積分，圖中灰色面積則為我們所萃取出來的特徵值。

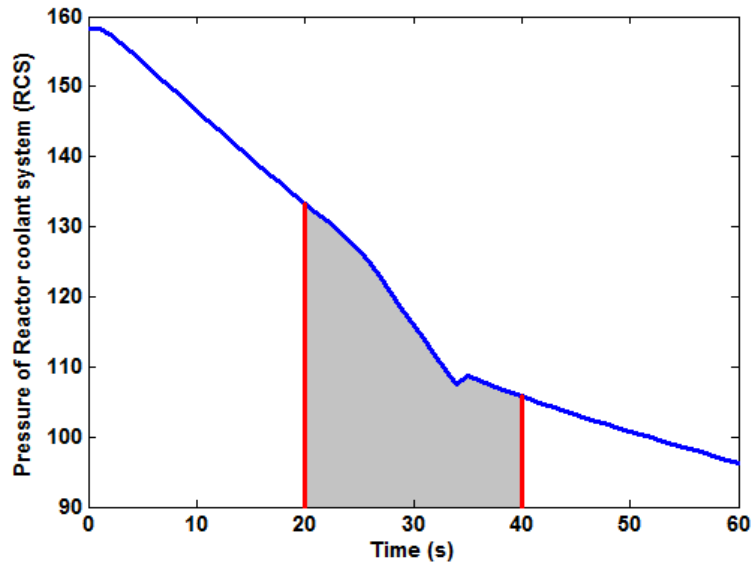


圖 3.1.3.5 積分區間

3.1.3.4 肇始事件之辨識：運用機率神經網路法

機率神經網路(Probabilistic Neural Network, PNN)是一種分類器，屬於前向式神經網路架構的一種，由 D. F. Specht 在 1990 年提出[13,14]。此分類器為一監督式學習 (supervised learning) 的分類方法，理論基礎建立於貝式分類法則(Bayes classification rule)[15]，故需多筆訓練資料來學習或建立相關模型。PNN 的架構分為四層，分別為輸入層(input layer)、圖像層(pattern layer)、結論層(summation layer)及輸出層(output layer)，輸入層的神經元即為上述的測試資料，如研究中所選用的監控參數溫度、壓力等，圖像層計算測試資料與訓練資料中每個樣本所對應的權重值，然後再結論層將各個權重值依照不同類別總合起來，並算出每個類別對應決策公式的值送入輸出層，最後輸出層比對各類別值的大小後，將測試資料歸類於擁有最大值的類別。

1. 貝式分類法則

假設訓練資料有 k 個類別，分別為

$$C_1, C_2, \dots, C_k。$$

故未知資料 \mathbf{x} ，屬於訓練資料內第 i 個類別的機率為

$$p(C_i|\mathbf{x}) = \frac{p(\mathbf{x}|C_i)p(C_i)}{p(\mathbf{x})}。 \quad (2)$$

其中

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

C_i 為訓練資料中的第 i 個類別， $i = 1, \dots, k$ ，

$p(C_i|\mathbf{x})$ 為在 \mathbf{x} 出現時，其屬於 C_i 的條件機率，又稱為 posteriori probability，
 $p(\mathbf{x}|C_i)$ 為 C_i 發生的條件下， \mathbf{x} 發生的條件機率，又稱為 likelihood，
 $p(C_i)$ 為類別 C_i 出現的機率，又稱為 prior probability，
 $p(\mathbf{x})$ 則為 \mathbf{x} 發生的機率。

根據貝式分類法則，當第 i 個類別的 posteriori probability 與其他類別相比有最大值時，我們可將未知資料 \mathbf{x} 歸類於第 i 個類別。由於 $p(\mathbf{x})$ 不會因為哪個類別而有所差異，所以用來進行類別比較的，僅需是各類別的 likelihood 與其 prior probability 的乘積即 $p(\mathbf{x}|C_i)P(C_i)$ 。倘未知資料 \mathbf{x} 在某一類別 i 有最大的乘積值，即將未知資料歸類於此一類別。Prior probability 的計算，可簡單地將該類別的樣本數與總樣本數以獲得，但計算 likelihood 時，則必須先知道該類別 i 的機率密度函數 (probability density function, PDF)，但各類別的 PDF 實際上卻很難獲得。為解決此一問題，PNN 採用了 Parzen window 來解決這個問題[16, 17]。

2. Parzen window 法

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

$$p(\mathbf{x}|C_i) = \frac{1}{\sigma^m} \left(\frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} K\left(\frac{\mathbf{x}-\mathbf{x}_j}{\sigma}\right) \right) \quad (3)$$

其中

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

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

σ 為平滑參數，

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

$$K(\mathbf{x}) \geq 0,$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} K(\mathbf{x}) d\mathbf{x} = 1. \quad (4)$$

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

$$p(\mathbf{x}|C_i) = \frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} \frac{1}{(2\pi)^{\frac{m}{2}} \sigma^m} \exp\left(-\frac{(\mathbf{x}-\mathbf{x}_j)^T(\mathbf{x}-\mathbf{x}_j)}{2\sigma^2}\right). \quad (5)$$

圖 3.1.3.6 為運用 Parzen window 建構出 $p(\mathbf{x}|C_i)$ 之示意圖。

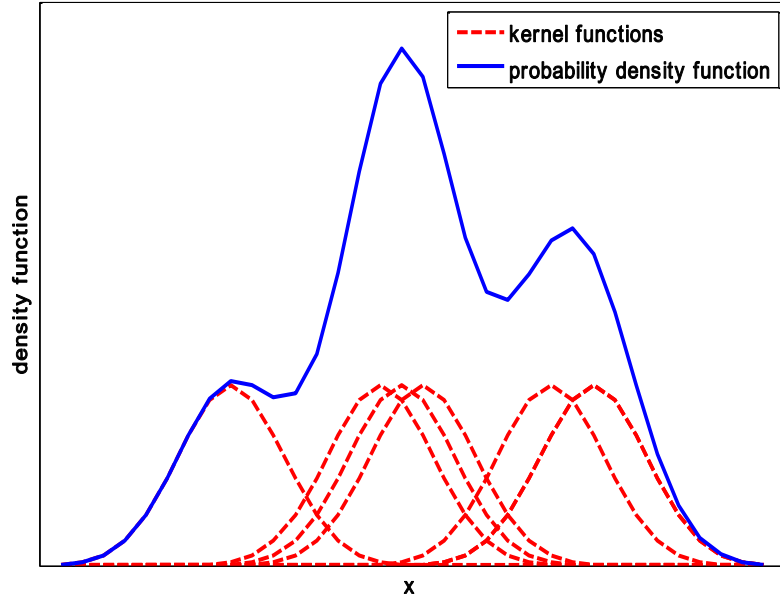


圖 3.1.3.6 Parzen window 建構 PDF 示意圖。藍色線為所求之 PDF。

3. 機率神經網路的架構

根據貝式分類法則與 Parzen window，最終類別選定的決策依據為

$$g(C_i) = p(x|C_i)P(C_i) = \frac{P(C_i)}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} \frac{1}{(2\pi)^{\frac{m}{2}} \sigma^m} \exp\left(-\frac{(x-x_j)^T(x-x_j)}{2\sigma^2}\right), \quad (6)$$

但因為每一個類別的 σ 相同，我們可將每個類別皆相同的參數去掉，並將決策依據式縮減為

$$g(C_i) = \frac{P(C_i)}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} \exp\left(-\frac{(x-x_j)^T(x-x_j)}{2\sigma^2}\right). \quad (7)$$

PNN 的系統架構分為四層，分別為輸入層(input layer)、圖像層(pattern layer)、結論層(summation layer)及輸出層(output layer)。輸入層的神經元輸入為測試資料，用以計算訓練資料中每一個樣本與未知資料的距離

$$input_k = (x - x_j)^T (x - x_j), \quad (8)$$

接著進入圖像層。在圖像層將 $input_k$ 放入核函數得出結論層神經元輸出 y_k

$$y_k = \exp\left(-\frac{input_k}{2\sigma^2}\right), \quad (9)$$

並在在結論層根據不同類別將核函數 y_k 加總起來，以得到 $output_m$

$$g(C_i) = output_m = \frac{P(C_i)}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} y_k, \quad (10)$$

最後在輸出層進行比較，以找出最大的 $g(C_i)$ ，並由系統輸出未知資料的歸屬類別 i 。其流程圖可見圖 3.1.3.7。

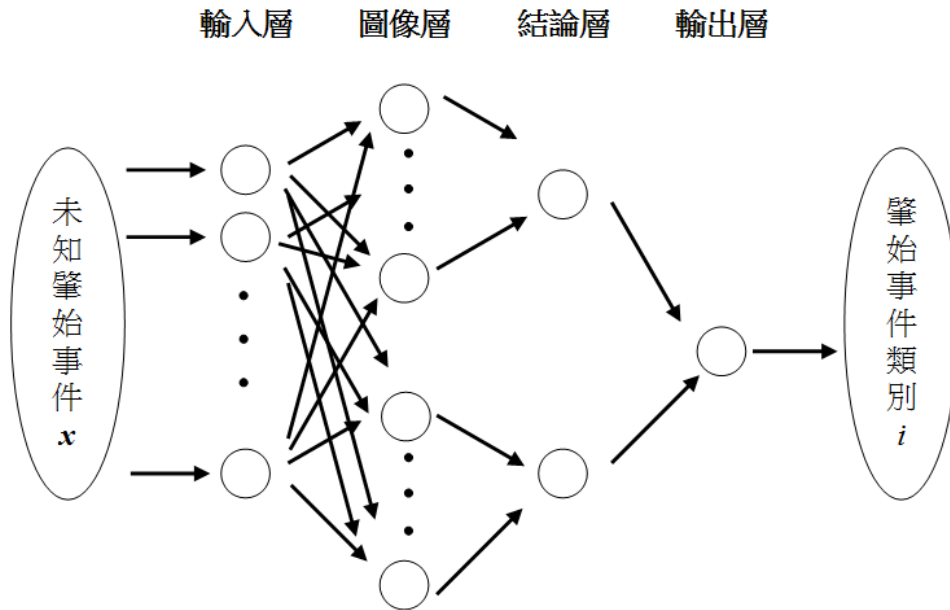


圖 3.1.3.7 PNN 流程圖。

3.1.3.5 事故辨識系統之效能驗證

3.1.3.5.1 訓練資料庫的建置

為探究基於積分特徵值擷取與機率神經網路之事故辨識系統於肇始事件辨識上的效率，我們採用了不同的設定來進行訓練資料庫的建置。如前所述，在實際情況下，事故發生當下的時間點是未知的，所以我們選用跳機當下的時間點當作事故發生的指標，取樣跳機後 60 秒的訊號當作我們用以進行事故辨識的依據。而在特徵值擷取方面，按照積分長度的變化，分成四種情形(見圖 3.1.3.8)：(1)各事件的每一感測器所測量到的 60 秒數據，各別直接積分成一個特徵值，故而每一事件所包含的特徵值數即為選定感應器的數目；(2)將各感測器的 60 秒數據等分成兩部分，即前 30 秒與後 30 秒的數據，再針對各別部份進行積分，如此一來每一事件的特徵值數將為感應器數目的兩倍；(3)則是將 60 秒資料等分成三部分以擷取積分特徵值；而(4)則將資料等分四份以擷取特徵值。圖 3.1.3.9 為圍阻體內蒸汽管破裂事件未經過特徵萃取的原始資料，光是單一事件，其資料的數據量，就相當大，難以直接用以辨識。但經過特徵萃取後(60 秒積分)，如圖 3.1.3.10 所示，此一事件只會是一串長度固定數量極少的特徵向量，使得比較不同事件的特徵，解析不同事件之間的差異，以達到暫態辨識變得可能。

再來，由於不同種類感測器所量測物理量的不同，使得感應器接收到的訊號數值本身及其變異的範圍會有相當大的差異，像是溫度的數量級可達到十的四次方，然而水位的數量級通常只有十的一次方，極有可能使得數值過大的訊號會掩蓋數值小者，使得每一個感應器所獲得的資訊不能有效地被運用。為避免此問題，每個特徵值在進行辨識前，還會進行一標準化的動作，即針對

不同特徵去取其標準分數(standard score, 又稱 z-score)。作法簡述如下：針對某一個待標準化的特徵編號，將其在所有事件內的數值取出當作一母體，求取此特定特徵母體的平均值和標準差後，將每一事件的這一特徵數值過下面的式子來標準化：

$$z_{ij} = \frac{x_{ij} - \mu_i}{\sigma_i}, \quad (11)$$

其中

- x_{ij} 是需要被標準化的原始特徵數值，屬於第 i 個特徵編號及第 j 個事件，
- μ_i 是第 i 個特徵編號母體的平均值，
- σ_i 是第 i 個特徵編號母體的標準差，
- z_{ij} 代表著第 i 個特徵編號及第 j 個事件標準化後的特徵數值。

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

由於實際電廠中感應器收到的訊號常伴有雜訊，並非全然乾淨之訊號，故為模擬這種情形，我們在 PCTran 模擬出的數據內再加入了白雜訊(white noise, 或是稱作 normal noise)，白雜訊的平均值為零且與乾淨訊號無相關，可用來模擬感應器接收到的背景雜訊。白雜訊的強度的控制，則根據設定好的訊雜比(signal-to-noise ratio, SNR)來決定。本研究所採用的訊雜比定義如下：

$$\text{SNR} = \frac{p_{\text{signal}}}{p_{\text{noise}}} = \frac{\sum_i (x_i - \bar{x})^2}{\sigma^2}, \quad (12)$$

其中 p_{signal} 和 p_{noise} 分別為訊號功率 (power of signal) 及雜訊的功率 (power of noise)， $\sum_i (x_i - \bar{x})^2$ 為某一感測器 60 秒資料點(即 x_i)在去平均(即 \bar{x})後的強度平方和，可用以代表訊號功率，而 σ^2 則為白雜訊的變異數(variance)。一般訊雜比所採用的單位為分貝，其值為十倍對數訊雜比：

$$\text{SNR (dB)} = 10 \log_{10} \left(\frac{p_{\text{signal}}}{p_{\text{noise}}} \right) = 20 \log_{10} \left(\frac{\|\mathbf{s}\|^2}{\sigma^2} \right). \quad (13)$$

在給定某一訊雜比數值後，我們可以根據某一感測器之 p_{signal} 來訂定需加入此訊號白雜訊的變異數以做為隨機雜訊產生的依據。最後，為驗證系統穩健性(robustness)，我們分別產生 10 組訊雜比為 40 dB 的資料，再分別採用各組資料來進行驗證，而最終呈現的辨識結果則將是十次試驗結果的平均值。

特徵擷取長度



圖 3.1.3.8 不同情形下的特徵擷取。

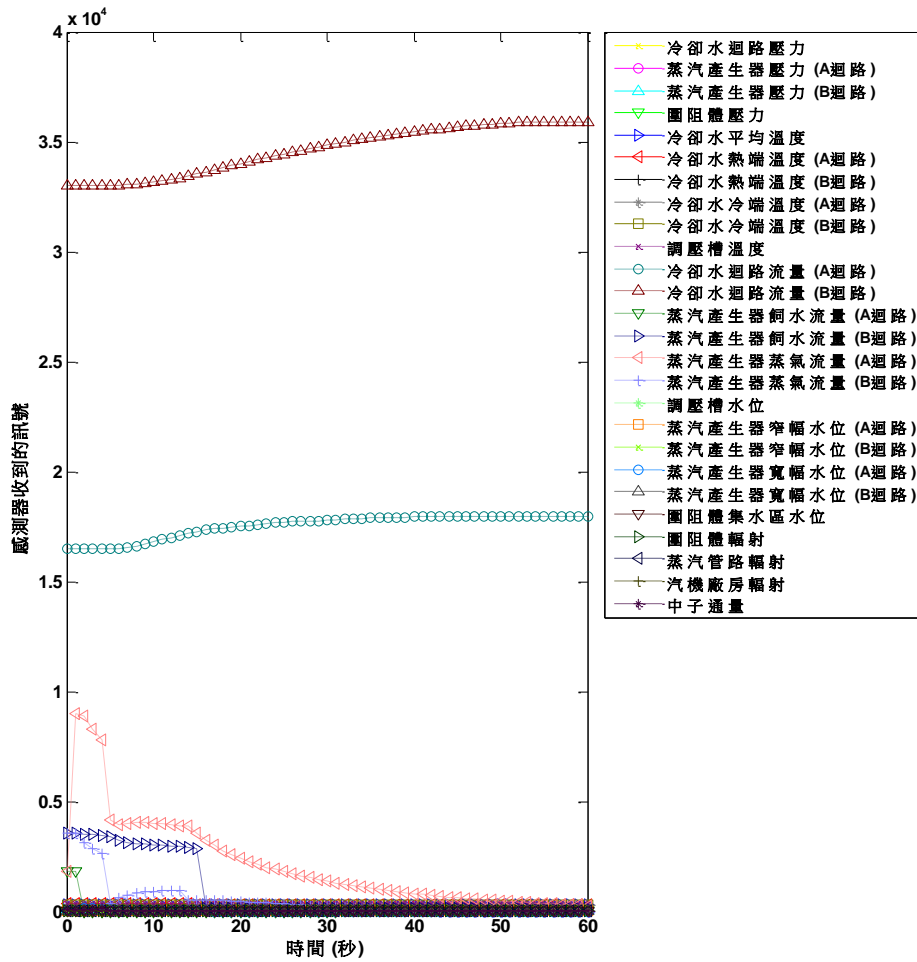


圖 3.1.3.9 圍阻體內蒸汽管破裂之原始資料。

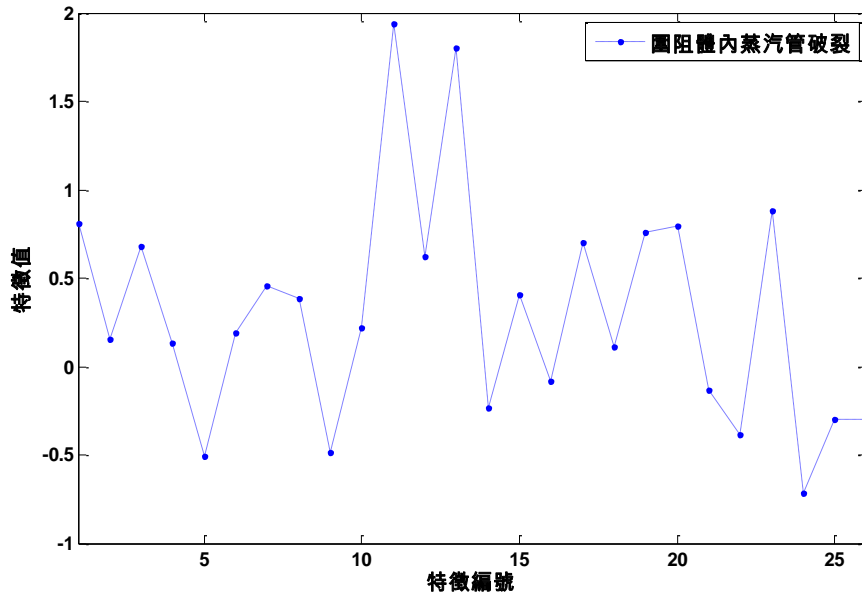


圖 3.1.3.10 圍阻體內蒸汽管破裂之特徵值。

3.1.3.5.2 辨識成效驗證方法

在辨識的驗證，我們採用了 leave-one-out 來針對每一情形進行試驗，它是一種交叉驗證的方法[18-20]，它的得證過程簡述如下：首先，將第一個事件從訓練資料庫隔離出來作為測資料，接著將剩餘事件全當作訓練資料，用以訓練我們的辨識系統，接著將受訓完畢的系統用以辨識測試事件。倘若辨識結果是若正確的，我們即給定一結果數值 1，若辨識失敗則給定一數值 0。接著，依照同樣的作法，將資料庫中的每一事件依序隔離出來作為測試事件(如圖 3.1.3.11 所示)，若是資料庫中有 N 個事件，那最後將有 N 次辨識結果，再將此 N 次辨識數值進行平均，取其百分比為辨識率以為一次驗證結果。最後重複同樣的步驟於先前產生的 10 組不同的模擬資料(已加入雜訊)，再將 10 組辨識率平均以為最後辨識成效。值得注意的一點是，最後每一個最終辨識率，事實上都是透過辨識 1120 個事件，根據其辨識結果正確與否計算得出。

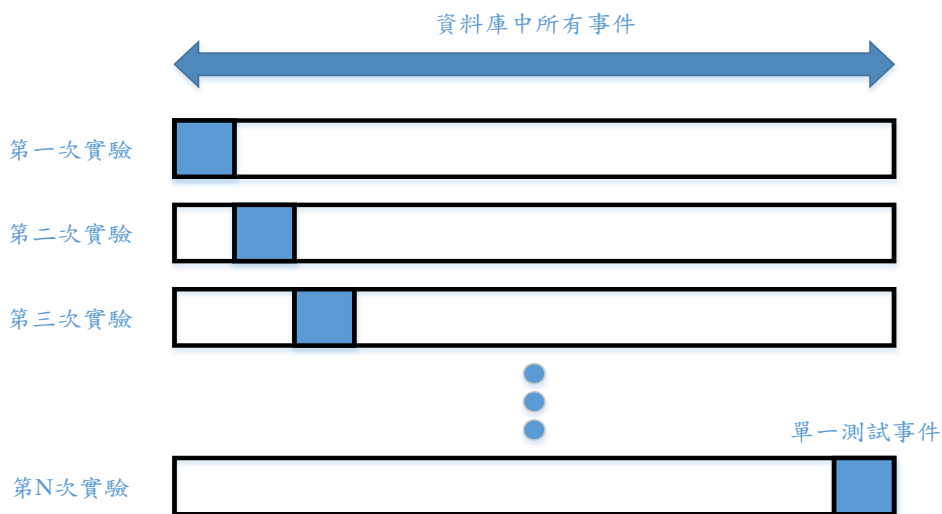


圖 3.1.3.11 交叉驗證示意圖。

3.1.3.5.3 結果與討論

我們分別針對壓水式反應器及沸水式反應器電廠模擬器所產的資料，根據四種不同的特徵值擷取情形，並採用兩種不同的 PNN 平滑參數，進行多次交叉驗證後，以算出在不同情形下的事故辨識率，並將其結果列於表 3.1.3.5 至 3.1.3.7。由結果顯示，增加特徵值的數目對於壓水式反應器事故辨識率的提升並沒有多大的幫助，亦即事故之間的差異需要在一個大時間的尺度下才能被顯現。而積分區間變大，暗指著積分這個類低頻濾波器的截止頻率會往低頻的方向移動，代表著在壓水式反應器內的事件差異性主要存於訊號的低頻成分。但對沸水式反應器來講，情況卻正好相反。在單一特徵值的情況下，事故辨識率反而不是特別理想，但當特徵值數目增加到三以後，便有不錯的辨識效果，這說明沸水式反應器事故間的差異性，存於訊號的高頻部分，當積分時間越短，低頻率波的截止頻率開始往高頻的方向移動，開始有能力將此差異性收錄於特徵值內，以用作辨識。

另外，不管是提高或減少特徵值數目，辨識率最後都難以在提升超過 82.14%(壓水式反應器)或是 72.86%(沸水式反應器)。這是因為在我們關注的事件類別內，存有諸多的類別，它們的特徵值向量是極為相似的，如圖 3.1.3.12 所示。經分析後發現，最容易錯誤辨識的事故，是冷端管路破口及熱端管路破口之間互相誤辨識造成。圖 3.1.3.12 為壓水式反應器中，同一破口大小的冷卻水流失事故：冷端管路破口與熱端管路破口的特徵值比較。由圖中可發現，經過特徵值擷取後，這兩個事故的特徵值依舊是相當相似，使得分類器難以辨別其中的差異，進而導致辨識率的下滑，這說明了，現階段的特徵萃取器(即積分器)尚無法有效地從原始資料將對事件辨識有益的資訊完全取出，使得尋求它種特徵擷取方式的協助，恐難以避免。另外，當 PNN 平滑參數在 0.1 以下，不同的參數選擇，對於辨識的效果影響有限，但當此數值大於 0.1，則可發現顯著的下降(尤其是壓水式反應器)，其可能原因是當平滑參數越大，則 PNN 中的核函數的頻寬越寬，使得建立出的 PDF 也隨著核函數變得平滑，造成相近類別的 PDF 將越為相似，算出來的條件機率就難以區分不同類別，發生錯誤辨識的機會就越高。

表 3.1.3.5、不同情形下選用的 $\sigma = 0.12$ 與最終辨識率

壓水式反應器		沸水式反應器	
特徵值數目	辨識率	特徵值數目	辨識率
一	77.68	一	56.25
二	75.71	二	56.25
三	74.73	三	71.52
四	74.73	四	72.14

表 3.1.3.6、不同情形下選用的 $\sigma = 0.08$ 與最終辨識率

壓水式反應器		沸水式反應器	
特徵值數目	辨識率	特徵值數目	辨識率
一	82.14	一	56.25
二	78.84	二	56.34
三	77.68	三	72.32
四	76.07	四	72.86

表 3.1.3.7、不同情形下選用的 $\sigma = 0.04$ 與最終辨識率

壓水式反應器		沸水式反應器	
特徵值數目	辨識率	特徵值數目	辨識率
一	80.80	一	57.95
二	79.46	二	57.59
三	79.46	三	72.32
四	80.00	四	72.59

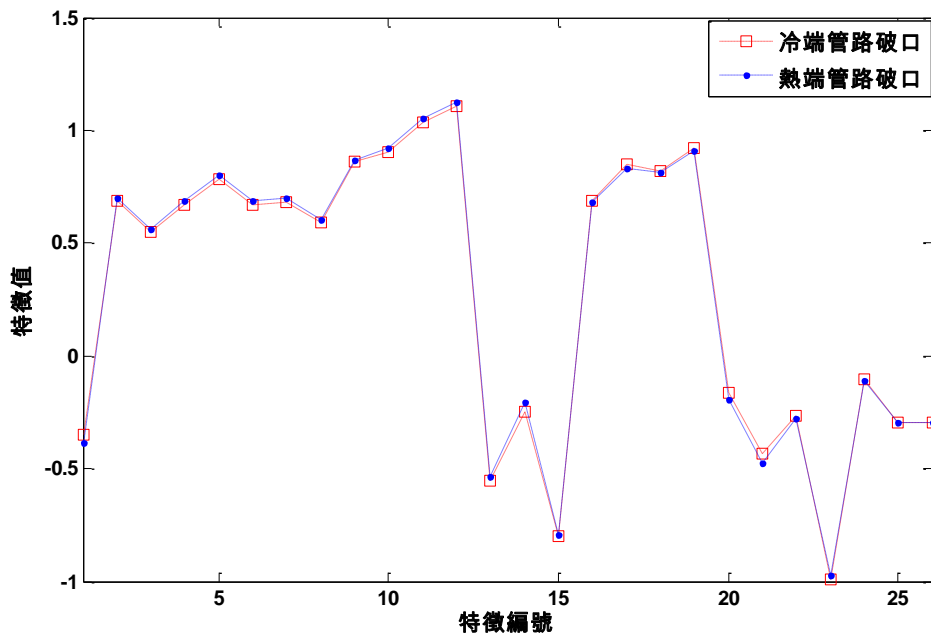


圖 3.1.3.12 冷卻水流失事故-冷端管路破口與熱端管路破口

3.1.3.6 輕水式電廠模擬器與神經網路程式之結合

為探討核電廠模擬器與基於神經網路法的事務辨識系統的整合成效，建構的操作想定如下：核電廠在日常運轉中，會持續性地記錄感測器所量測到的數據，假設電廠發生肇始事件並導致跳機，辨識系統將會從電廠紀錄裡，擷取跳機後 60 秒的數據，來進行事故辨識。其中輕水式電廠模擬器採用核三及核二的 PCTran 模擬器。PCTran 模擬器的操作畫面如前面圖 3.1.3.2 所示，它是一

個採用 Visual Basic 為開發語言的模擬器，可以模擬在不同肇始事件所造成的跳機事件，並提供不同感測器的感測資料。此外，為了加速模擬速度，PCTran 模擬器可以設定時間加速倍率，讓我們可更快地產生各種事故下所需的資料。以下將就整合的各細節進行說明和討論。

3.1.3.6.1 肇始事件辨識系統架構及流程

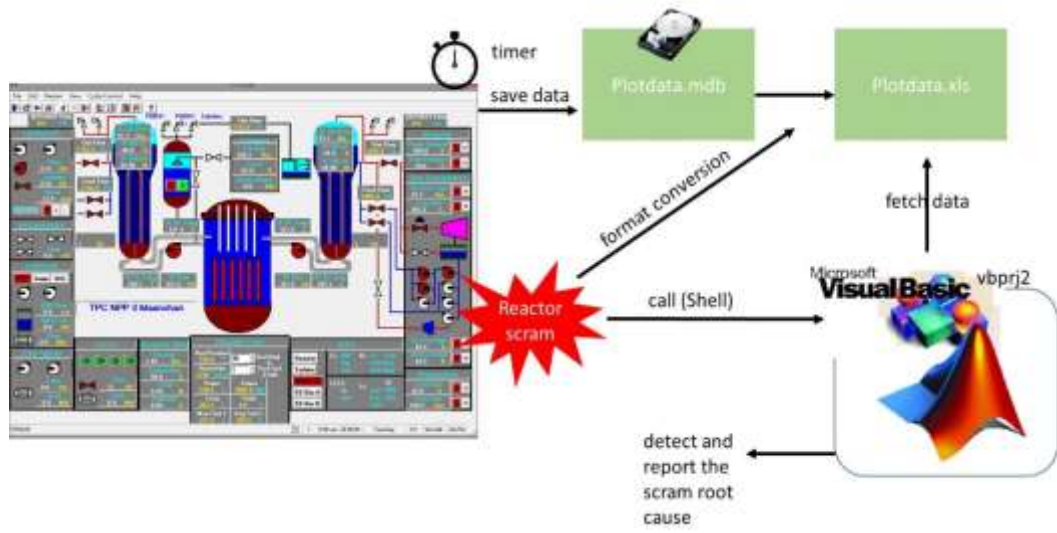
本計畫建置之肇始事件辨識系統的執行流程可見圖 3.1.3.13(c)。左邊為 PCTran 模擬器顯示及操作畫面，PCTran 模擬器內部有一計數器(timer)，每隔一段固定的時間，就會將它所記錄的感測數據存到硬碟中(格式為 mdb 檔案，為一種資料庫形式)，而這個 mdb 檔案的內容會不斷地被 PCTran 模擬器更新。當電廠跳機後，本計畫所開發的辨識系統(Tester)，會直接到 mdb 檔案裡抓取所需的測量數據供事故辨識的依據，辨識系統則如圖 3.1.3.13 右下角所示。所有的辨識演算法會先在 MATLAB 平台上被開發，其用意是要利用 MATLAB 強大的運算工具來加速演算法開發速度。接著再將 MATLAB 程式轉成 C 語言，編譯成 DLL 檔案，以提高運算速度。在 MATLAB 轉譯成 C 語言的過程中，我們先採用 MATLAB coder 將演算法轉成 C 語言，再搭配自行撰寫的資料讀取相關程式，集結編輯成 DLL。最後，我們也針對辨識系統使用 Visual Basic(與 PCTran 模擬器相同，方便溝通)設計及開發一個使用者介面，並引用辨識演算法 DLL 檔作為辨識系統的運算核心。此辨識系統在斷定出引起跳機的事件時，會立刻發出警示訊息告知操作人員，使其能儘快地進行故障排除和危機處理。

經過研究，辨識系統的可實行的架構有三種可能，即圖 3.1.3.13 (a)至(c)：

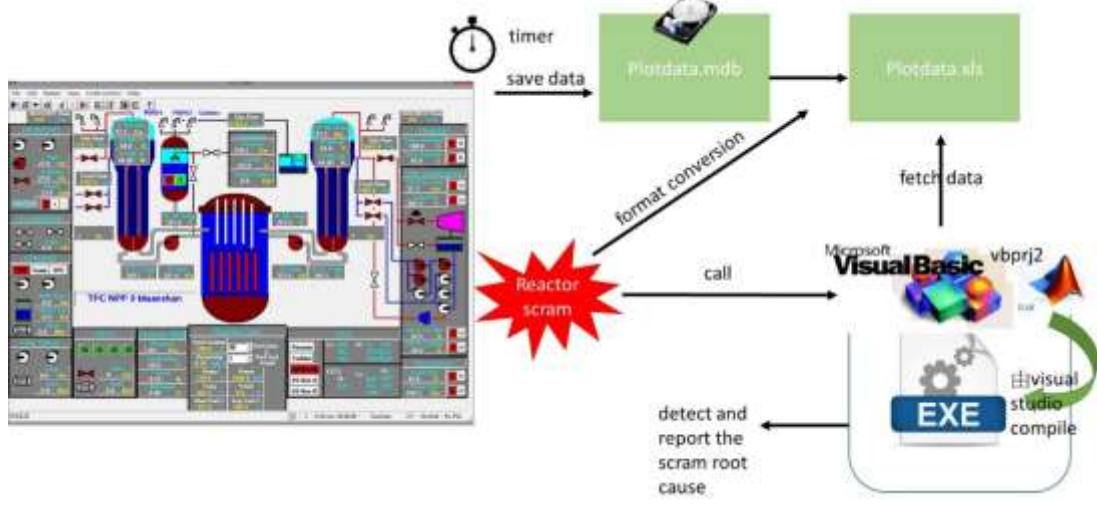
- a. 辨識系統的演算法在 MATLAB 平台上開發，使用者介面用 Visual Basic 開發，並且由 Visual Basic 直接呼叫 MATLAB 執行辨識的動作。
- b. 辨識系統的演算法在 MATLAB 上開發，使用者介面在 Visual Basic 開發，先將 MATLAB 程式轉成 C 語言後編譯成執行檔(exe 檔)，再由 Visual Basic 呼叫此執行檔進行辨識的動作。
- c. 辨識系統的演算法在 MATLAB 上開發，使用者介面在 Visual Basic 開發，先將 MATLAB 程式轉成 C 語言後編譯成 DLL 檔，再由 Visual Basic 呼叫此 DLL 檔進行辨識的動作。

本計畫最後採用的作法是圖 3.1.3.13(c)的作法，其優點如下：

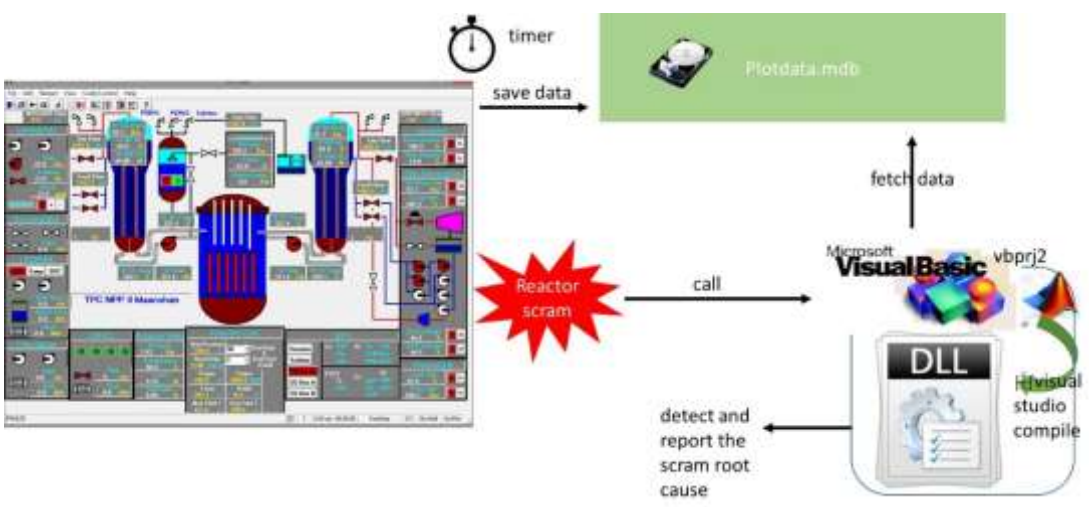
1. 將使用者介面和辨識系統運算核心分別用 Visual Basic 和 DLL 檔案(或 MATLAB、exe 檔)分開撰寫，可以讓我們保持程式的簡潔和模組化。例如：在開發新演算法時，我們只需要專注在 MATLAB 上的修改和驗證，並重將最後程式，再編譯成 DLL 檔案(或 exe 檔)，供事件辨識使用。由於這時候使用者介面是不需要修改的，故也不需將整個程式做大幅度的更動。
2. 雖然 Visual Basic 也可以直接透過 Shell 呼叫 MATLAB 來執行辨識演算法，但是 MATLAB 本身的執行速度比較慢，再加上呼叫核心運算前必須先啟動 MATLAB，約需花費 10 秒鐘，所以我們在整合演算法和使用者介面時，使兩者的開發語言相近，可以減少額外的時間花費。
3. 將 MATLAB 的程式碼轉換成 C 語言之後，編譯成 DLL 檔再和 Visual Basic 的使用者介面結合。比起 exe 檔案，DLL 檔在呼叫上比較沒有非同步執行的問題。這是因為 exe 檔再被 Visual Basic 呼叫後，會獨立於 Visual Basic 原本的主執行序(main thread)進行非同步的運算，也就是產生另一個執行序，進行非同步運算。由於我們必須把演算法最後的辨識結果顯示給使用者知道，而非同步的兩個執行序之間並沒有辦法溝通，因此無法做到反饋(feedback)，但是採用 DLL 檔做同步執行就不會有這個問題，因為 DLL 檔也會跑在主執行序中。



(a)



(b)



(c)

圖 3.1.3.13、PCTran 電廠模擬器與辨識系統之結合及辨識流程。

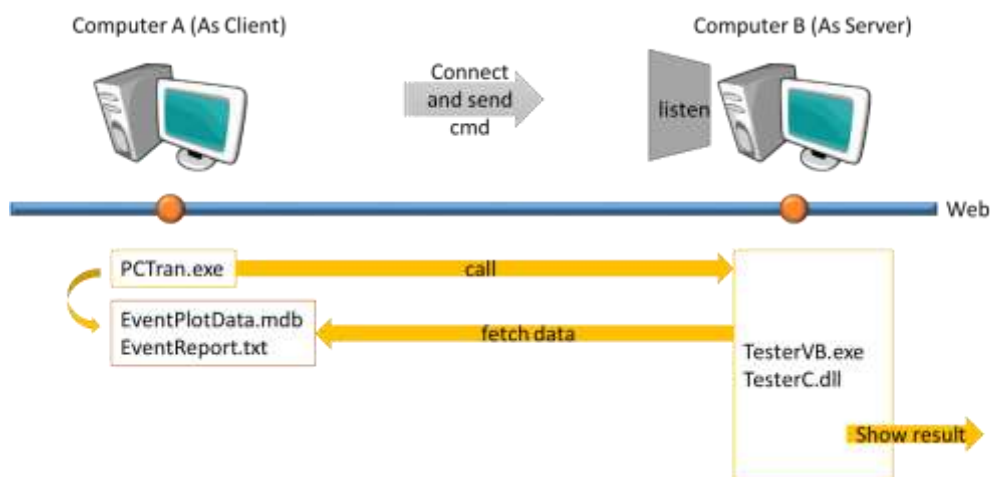


圖 3.1.3.14、結合電廠模擬器與辨識系統的初步實現模型。

3.1.3.6.2 肇始事件辨識系統之實現

目前結合電廠模擬器與辨識系統的系統實現模型如圖 3.1.3.14 所示。PCTran 模擬器會被安裝於 Computer A，使此台電腦可被假想成運行中的核電廠；事故辨識系統則被安裝於 Computer B，而它們兩者之間的連結則透過網路。在開啟 PCTran 模擬器時，使用者須輸入欲連結的 Computer B 的 IP，同理在開啟辨識系統時也必須輸入想要監控的 Computer A 的 IP，使兩系統互相知道各別的 IP，以使兩者可在同一個網域中彼此溝通。這個連線的機制是建立在 TCP/IP 之上，Computer B 會處於一直監聽 Computer A 的狀態，而跳機指令會透過封包送到 Computer B。簡單地說，Computer A 中的 PCTran 模擬器(即模擬電廠的運作)，會將感測器的資料隨時更新在 EventPlotData.mdb 中，並且將閘或幫浦的開關事件也記錄在 EventReport.txt 中。而 Computer B 中的辨識系統則不斷地透過網路監看是否有跳機事件的發生，以及時處置。當發生跳機時，PCTran 模擬器會傳送“Reactor Scram”的訊息給辨識系統，Computer A 中 PCTran 模擬器所產生的 EventPlotData.mdb 和 EventReport.txt 會透過 socket 的溝通方式傳送到 Computer B 供辨識系統參考和運算。當辨識系統斷定跳機事件的發生主因時，就會將辨識結果顯示在 Computer B 中的顯式介面，使得電廠人員可立即做出相對應的處置。

前文提及 Man Gyun Na 等人認為在電廠發生異常狀況時，運轉員通常只能獲得部份的電廠訊息，未必真能判定電廠已有異常，而跳機這個事件，則明顯可為電廠已然異常之指標，故核電廠發生肇始事件並引發跳機之後，PCTran 模擬器這一端會以跳機作為指標，開始執行兩個動作，第一是呼叫辨識系統，讓辨識系統瞭解核電廠已發生異常；第二則是開始針對量測訊號做取樣的動作，其取樣頻率為每秒 1 次，最後辨識系統會主動去抓取核電廠跳機之後連續紀錄 60 秒的量測訊號，並透過這些量測訊號來做判斷。辨識系統的內部架構則如圖十五所示，我們將資料讀取和核心運算分開來，這樣可以把辨識系統的程式模組化，都能使得程式簡潔而易於維護和修改。PCTran 模擬器在紀錄完量測訊號以後，會提供兩種資訊給予辨識系統作辨識：

- (1) 類比資料：一般核電廠的感測器所量測之電廠重要參數，會隨著時間及肇始事件發展情形有所變化，例如：冷卻水迴路壓力、冷卻水流量……等等(也就是圖 3.1.3.15 中的 PlotData.mdb)。
- (2) 數位資料：閘或者是幫浦的開關資訊，通常只會有全開或者是全關兩種情況(也就是圖 3.1.3.15 中的 TransientReport.txt)。

而 PCTran 模擬器所產生出來的兩種資料，以及數據資料庫裏面的資訊，會送入辨識系統裡面的三個子程式(mdbReader.cpp, Txtreader.cpp and TrainInfoReader.cpp)做讀取及預處理。其中 mdbReader.cpp 讀取類比資料，Txtreader.cpp 讀取數位資料，TrainInfoReader.cpp 讀取數據資料庫的資訊，數據資料庫也就是辨識系統透過訓練消化龐大的資料庫所擷取出的特徵資料，可以協助我們快速地判斷跳機原因。接著這三個子程式所讀取出來的資訊，將送入辨識系統的核心程式 tester.cpp，tester.cpp 裡面含有訊號特徵擷取演算法及機率類神經網路演算法，透過這些演算法，最終將辨識之結果計算出來。

最後，事故辨識系統的使用者介面則如圖 3.1.3.16 所示。當初步開啟此介面時，會需要使用者輸入欲連接的 PCTran 模擬器的 IP，程式會先確認辨識系統和 PCTran 模擬器是否都在同一網域中連上線，再開始進行運算，並顯示出圖 3.1.3.16(b)的畫面。此介面會在辨識系統進行快速運算後，展示辨識結果，Detection Result 這個欄位上。而左下角的狀態列部分會顯示連線狀態，當確定與端連線無誤之後，就會顯示” Server is ready; client from [Some IP] is connected”(Some IP 是 PCTran 模擬器端的 IP)。

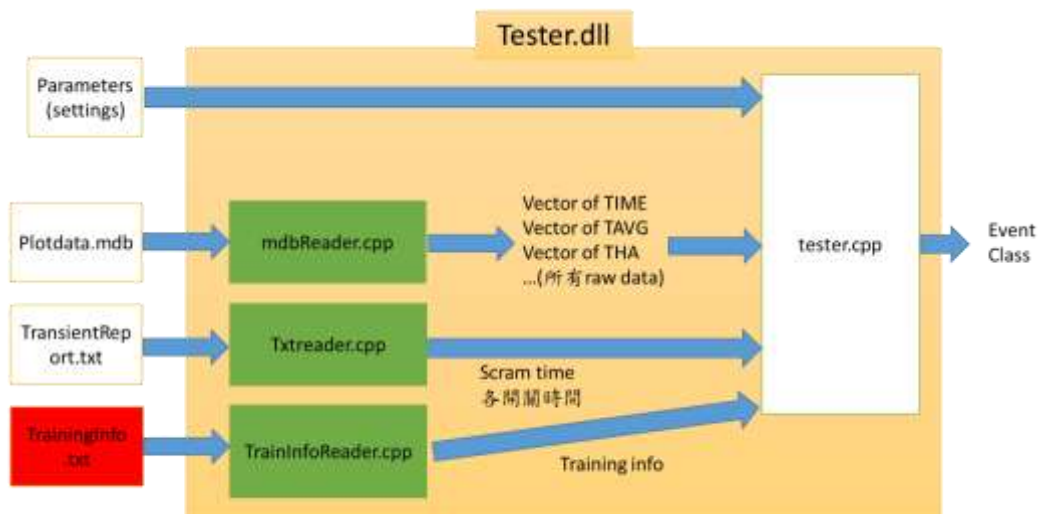
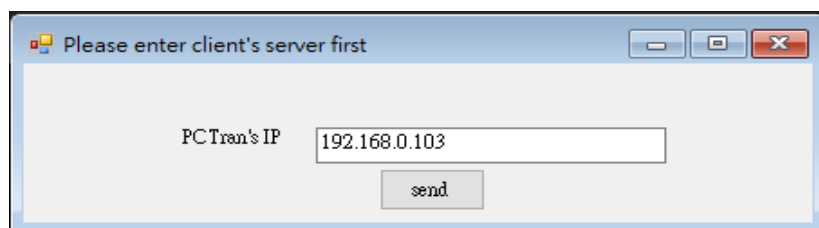


圖 3.1.3.15 辨識系統內部程式架構圖。



(a)



(b)

圖 3.1.3.16 肇始事件辨識系統之使用者介面

3.1.4 進步型沸水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究

本計畫主要從事第三代 (Gen III) 輕水式反應器之水化學狀態研究，考慮的類型為我國核四廠採用的進步型沸水式反應器 (ABWR)。我們透過理論數值模式分析的方式，評估 ABWR 在功率運轉的過程中，主冷卻水迴路中的水化學概況及其氧化性。此一研究主題將涵蓋主冷卻水之輻射分解、熱流分析、及反應器物理 (主要為輻射劑量率)。先完成 ABWR 的水化學狀態分析，並透過 ABWR 的水化學狀態分析結果，利用混合電位模式來進行後續主冷卻水迴路各個組件的電化學腐蝕電位的計算，預測結構材料的腐蝕行為，研擬適當的腐蝕防制技術並探討其效能，提供 ABWR 運轉後之參考。第二項重點工作為組件材料腐蝕行為，透過 ABWR 模擬迴路中針對 316L 不銹鋼試片進行慢應變速率拉伸實驗 (Slow Strain Rate Test, SSRT) 分析，探討在反應器額定功率運轉的溫度下，如在高氧化性的純水環境或是實施加氫水化學技術時，了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為，提早面對電廠未來可能面對的 SCC 問題，後續才能提供可行的解決方案。

水化學模擬程式的內容主要可區分為六個部分：一為主冷卻水迴路輻射分解產物的分析計算、二為中子與加馬射線劑量率分佈的計算、三為主冷卻水迴路的熱流分析、四為主冷卻水迴路各區電化學腐蝕電位的分析計算、五為對 HWC 防蝕效益之預測、六為功率提升的水化學分析。本計畫建立的電腦模式「DEMACE_ABWR」架構包含三大部分：輻射分解程式-WCHEM，計算爐水經過中子及加馬射線照射後，主冷卻水迴路各處的分解產物的化學成份濃度；電化學腐蝕電位-MPM，確定分解產物的化學成份濃度後，可利用混合電位模式計算電化學腐蝕電位。DEMACE_ABWR 電腦程式將可預測進步型沸水式反應器的主冷卻水迴路中之爐水輻射分解產物濃度 (特別是氧、氫、過氧化氫)、組件材料之電化學腐蝕電位。整個程式的基本架構圖，如圖 3.1.4.1 所示。

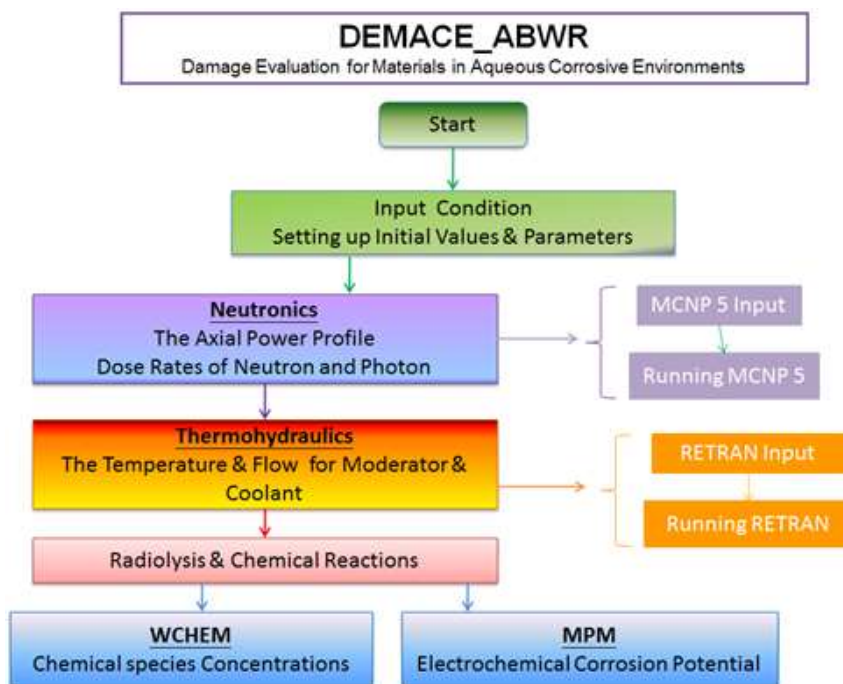


圖 3.1.4.1 ABWR 程式的基本架構圖

本研究進行 ABWR 的水化學模擬時，將整個主冷卻水迴路區分成十個區域，如圖 3.1.4.2 所示。整個迴路劃分為十個區域，分別為：1—爐心燃料匣區 (Core Channel)、2—爐心旁通區 (Core Bypass)、3—爐心上方空間 (Upper Plenum)、4—立管區及蒸氣分離器 (Standpipe and Separator)、5—蒸氣分離器側通路 (Separator Sideway)、6—混合空間 (Mixing Plenum)、7—降流區 (Downcomer)、8—爐內泵 (Reactor Internal Pump)、9—爐心下方空間底部 (Bottom Lower Plenum)、10—頂爐心下方空間 (Top Lower Plenum)。至於爐水流向與分流狀況則請參閱圖 3.1.4.3。

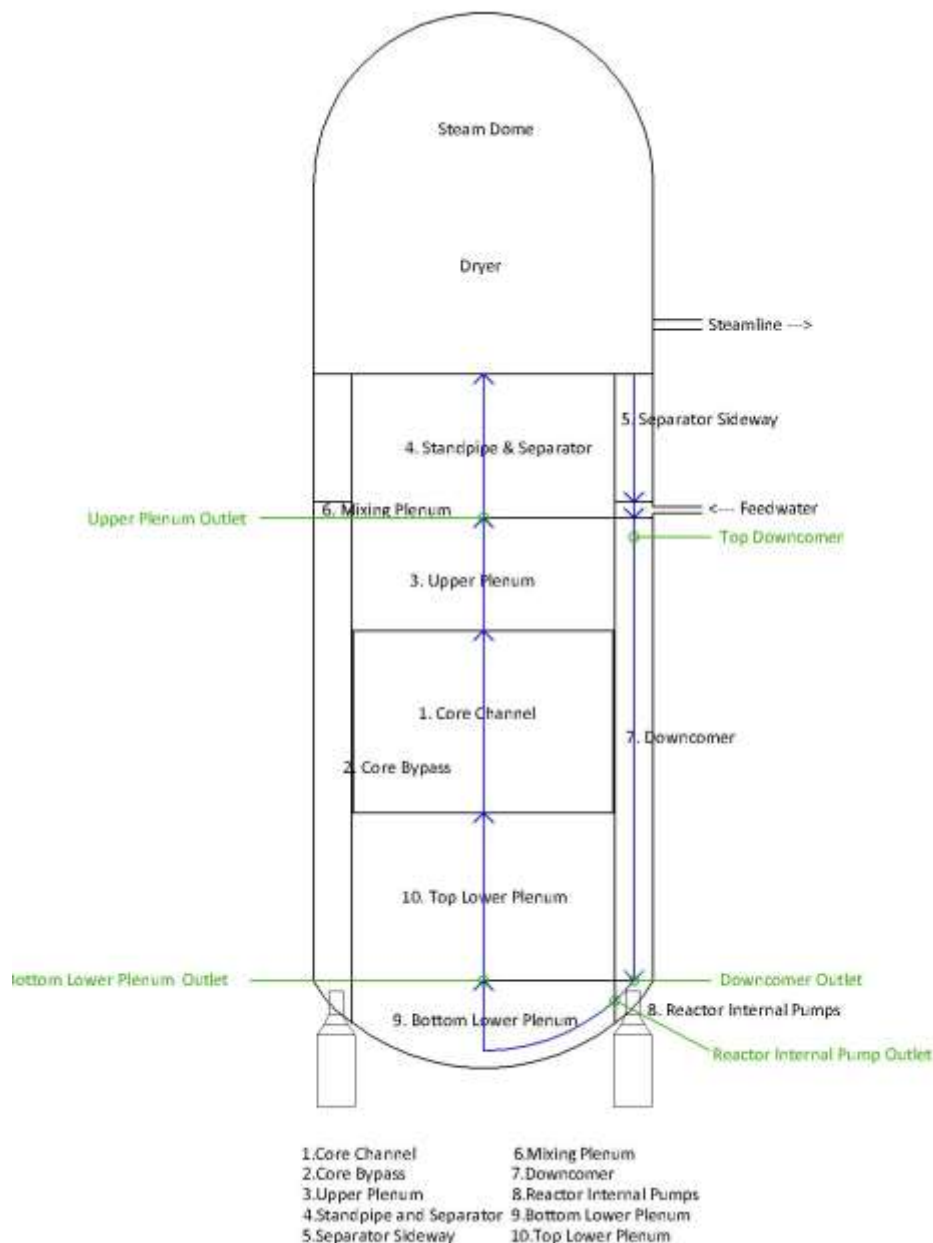


圖 3.1.4.2 ABWR 主冷卻水迴路壓力槽內部組件幾何位置示意圖

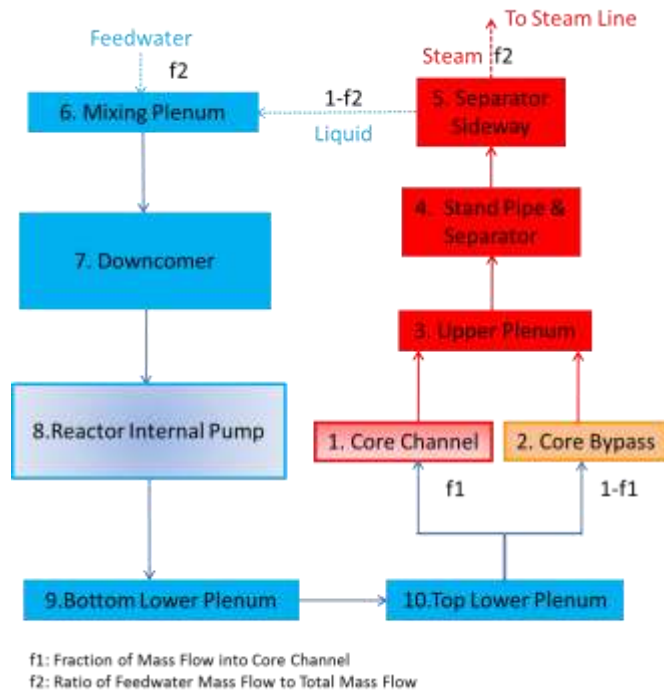
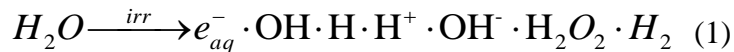


圖 3.1.4.3 核電廠主冷卻水迴路爐水流徑與分路圖

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分析、爐心區域之冷卻水密度與溫度之分布計算數值。

3.1.4.1 輻射分解產率

由於水分子和中子及加馬射線間的相互作用，各種不同的分子、離子和化學基會在介質中生成，下列顯示 ABWR 經輻射分解可能產生的化學成份。



輻射分解產率(Radiolytic Yield, 即 G 值)表示每單位輻射能量吸收後所產生的化學分子或成分所產生的數目，傳統上以每 100 eV 能量所產生的分子數為單位，也有採用標準單位 moles/J。

G_i^n 和 G_i^g 分別代表每 100 eV 的中子及加馬射線能量被吸收後，第 i 種成份在水中所產生的數目。

ABWR 狀態下每種化學成分的輻射分解產率(G 值)採用值，如表 3.1.4.1 所示[1]。

表 3.1.4.1 ABWR 環境下的輻射分解產率 (Number/100 eV)

G Value	G^n	G^g
e^-	1.27	3.47
H	0.49	1.45
H^+	1.27	3.47
OH	2.79	5.58
H_2O_2	0.42	0.29
HO_2	0.03	0
H_2	0.98	0.62

3.1.4.2 化學反應

經由輻射分解效應產生的化學成份並不會穩定地持續存在，這些成份彼此間或與水分子會發生化學反應而產生其他種類的化學成份，而直接經由輻射水解產生的化學成份僅有七種之多；當反應器於穩態運轉時，存在於爐水中的平衡化學成份種類至少有十一種。發生於 ABWR 主循環水迴路的化學反應，決定了迴路每一個區域的化學成份濃度，特別是低劑量率的區域（即爐心外區域），本研究所採用的化學反應式列如表 3.1.4.2[1-2]。

表 3.1.4.2 ABWR 環境下的化學反應式及速率常數

編號	化學方程式	速率常數 (L/Mol-sec) 288 °C
1	$e^- + H_2O = H + OH^-$	3.40E+10
2	$e^- + H^+ = H$	4.50E+11
3	$e^- + OH = OH^-$	1.34E+11
4	$e^- + H_2O_2 = OH + OH^-$	2.53E+11
5	$H + H = H_2$	9.20E+10
6	$e^- + HO_2 = HO_2^-$	1.65E+11
7	$e^- + O_2 = O_2^-$	2.57E+11
8	$2e^- + 2H_2O = 2OH^- + H_2$	2.93E+11
9	$OH + OH = H_2O_2$	2.00E+10
10	$OH + HO_2 = H_2O + O_2$	3.10E+10
11	$OH + O_2^- = OH^- + O_2$	8.44E+10
12	$OH^- + H = e^- + H_2O$	3.40E+10
13	$e^- + H + H_2O = OH^- + H_2$	3.68E+11
14	$e^- + HO_2^- + H_2O = OH + 2OH^-$	6.33E+10
15	$H^+ + OH^- = H_2O$	9.88E+11
16	$H_2O = H^+ + OH^-$	6.39E-02
17	$H + OH = H_2O$	6.58E+10
18	$OH + H_2 = H + H_2O$	1.26E+09
19	$OH + H_2O_2 = H_2O + HO_2$	5.41E+08
20	$H + H_2O_2 = OH + H_2O$	1.03E+09
21	$H + O_2 = HO_2$	9.71E+10
22	$HO_2 = O_2^- + H^+$	2.35E+05
23	$O_2^- + H^+ = HO_2$	5.55E+11
24	$2HO_2 = H_2O_2 + O_2$	2.41E+07
25	$2O_2^- + 2H_2O = H_2O_2 + O_2 + 2OH^-$	3.15E+07
26	$H + HO_2 = H_2O_2$	7.33E+10
27	$H + O_2^- = HO_2^-$	7.33E+10
28	$e^- + O_2^- + H_2O = HO_2^- + OH^-$	1.65E+11
29	$OH^- + H_2O_2 = HO_2^- + H_2O$	1.37E+11
30	$2H_2O_2 = 2H_2O + O_2$	0.00E+00
31	$H + H_2O = H_2 + OH$	9.64E-10
32	$H_2O + HO_2^- = H_2O_2 + OH^-$	1.26E+08
33	$HO_2 + O_2^- = O_2 + HO_2^-$	3.82E+08

34	$H_2O_2 = 2OH$	9.62E-10
35	$H^+ + HO_2^- = H_2O_2$	5.55E+11
36	$H_2O_2 = H^+ + HO_2^-$	3.89E+01
37	$H = H^+ + e^-$	1.19E+05
38	$HO_2 + OH^- = O_2^- + H_2O$	1.37E+11
39	$O_2^- + H_2O = HO_2 + OH^-$	1.26E+08

3.1.4.3 對流

在輻射分解產物的濃度計算中，將對流視為化學成分唯一的傳遞模式，無考慮擴散及電致遷移，且僅爐心有雙相流區域，其餘為單相流存在於主冷卻水迴路區域，計算每種成分因對流而產生的莫耳數變化速率。因此在單位體積 dV 內，每一種成份因對流而產生的莫耳數變化速率為：

$$R_i^v = \frac{d(uC_i)}{dx} dV \quad (2)$$

$u(= (dm/dt)/\rho A)$ 為體積增加 dV 的爐水流速。

3.1.4.4 中子與加馬射線劑量率分佈的計算

計算各模擬區域的輻射劑量率分佈，採用透過 MCNP 計算 ABWR 爐心的功率分佈。將反應器爐心的相關參數建立一輸入檔，透過 MCNP 計算爐心的快中子通率與加馬射線分佈的狀況，再計算出主冷卻水迴路其他位置快中子通率與加馬射線分佈狀況，經過適當的轉換即可計算出相對應的快中子與加馬射線劑量率。計算出的冷卻水迴路各個位置的快中子與加馬射線劑量率，如表 3.1.4.3 所示。

表 3.1.4.3 冷卻水迴路各個位置的快中子與加馬射線劑量率(R/sec)

代號	名稱	平均中子劑量率	平均加馬劑量率
1	Core	5.82E+05	6.24E+05
2	Core bypass	5.35E+04	2.75E+05
3	Upper plenum	4.16E+02	3.19E+03
4	Standpipe and separator	0.0	1.4E-02
5	Separator sideway	0.0	0.0
6	Mixing plenum	0.0	9.39E-03
7	Downcomer	1.99E+02	2.25E+03
8	Reactor internal pump	1.94E-05	2.25E-03
9	Bottom lower plenum	6.90E-05	3.78E-03
10	Top lower plenum	4.05E+02	2.66E+03

3.1.4.5 ABWR 主冷卻水迴路的流速及溫度

為了計算 ABWR 主冷卻水迴路每一種化學成份的濃度，因此需要一個熱流分析模式來計算爐心燃料匣區內溫度的分佈，並建立水密度的分佈及流速的變化，以及迴路中其他區域每一點位置的流速及溫度。

ABWR 爐心燃料匣區的冷卻水因其溫度呈現增加的趨勢，會呈現沸騰現象而有雙相流出現，會

使得此區的現象與其他區域不同。至於其它的模擬區域均假設其為單相流、定流速及線性溫度分佈的熱流狀態。此部分將透過 RETRAN Code 來進行 ABWR 爐心熱穩態的計算。透過 MCNP 計算出爐心軸向的功率分佈，再經過 RETRAN Code 的計算得到水流通道的質量流密度及冷卻劑的溫度分佈。計算出的冷卻水迴路各個位置的溫度與流速，如表 3.1.4.4 所示。

表 3.1.4.4 冷卻水迴路各個位置的溫度與流速

代號	名稱	Section Length (cm)	T _{in} (°C)	T _{out} (°C)	Velocity (cm/sec)
1	Core	381	277.6	287.6	425.38
2	Core bypass	381	277.6	286.8	57.24
3	Upper plenum	246.66	287.6	287.4	273.10
4	Standpipe and separator	301.44	287.4	287.2	601.87
5	Separator sideway	246.57	287.2	277.4	2735.6
6	Mixing plenum	54.82	277.4	277.4	62.41
7	Downcomer	966.52	277.4	277.5	505.17
8	Reactor internal pump	64.60	277.5	277.5	868.455
9	Bottom lower plenum	200.42	277.5	277.5	471.72
10	Top lower plenum	374.28	277.5	277.6	92.06

3.1.4.6 校正比對

ABWR 數值分析程式用以計算輻射分解效應下水化學變化的 DEMACE 程式，通過與日本 K7 電廠現場測量值比對進行校正，求出校正係數，相關校正數值如圖 3.1.4.4 所示。

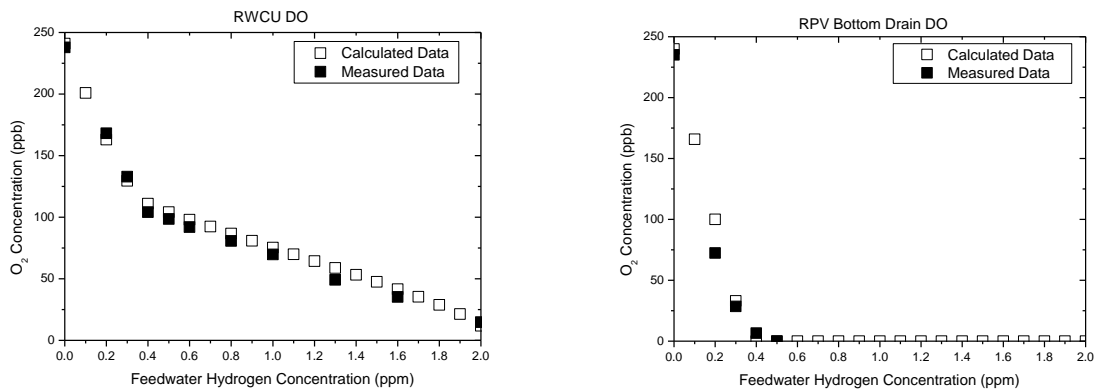
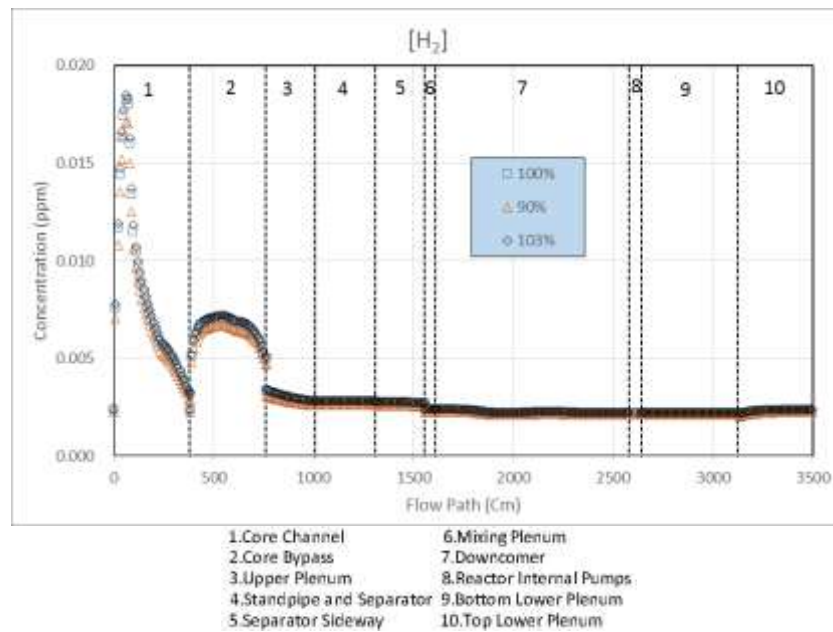


圖 3.1.4.4 Comparison of the calculated oxygen concentrations in the RWCU and RPV Bottom Drain of Lungmen ABWR and the measured oxygen concentrations at Japan K7 NPP.

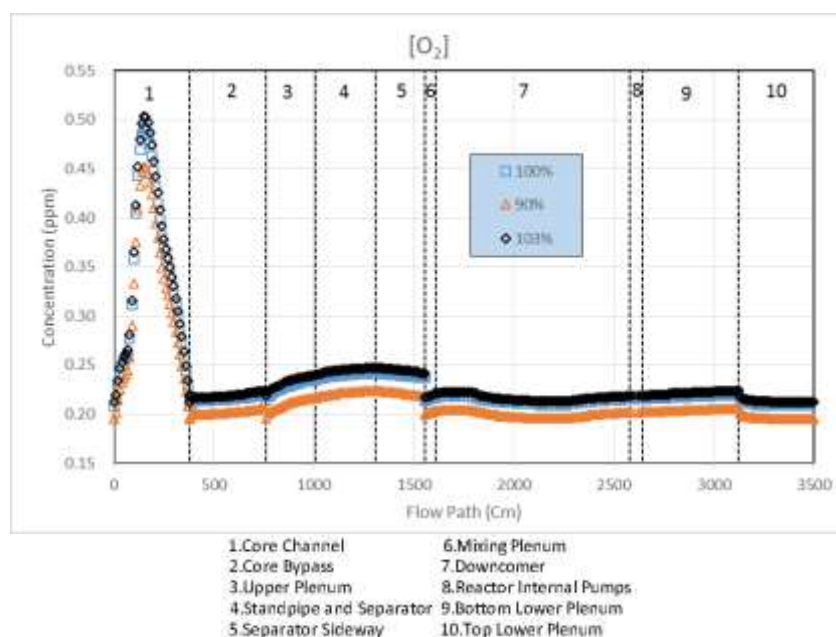
3.1.4.7 功率變化

當機組功率變化後，其功率密度（輻射劑量率）與主冷卻水流量均隨之改變，因此反應器爐心及其附近區域之水化學狀態亦會因輻射分解程度與時間不同而改變。在同一燃料週期的不同時程，因燃燒的程度差異，會出現運轉功率低於額定功率的情形，會出現運轉功率低於額定功率的情形，透過模擬分析，實施 90%、100% 及 103% 功率運轉後，其主冷卻水迴路中關鍵氧化還原劑

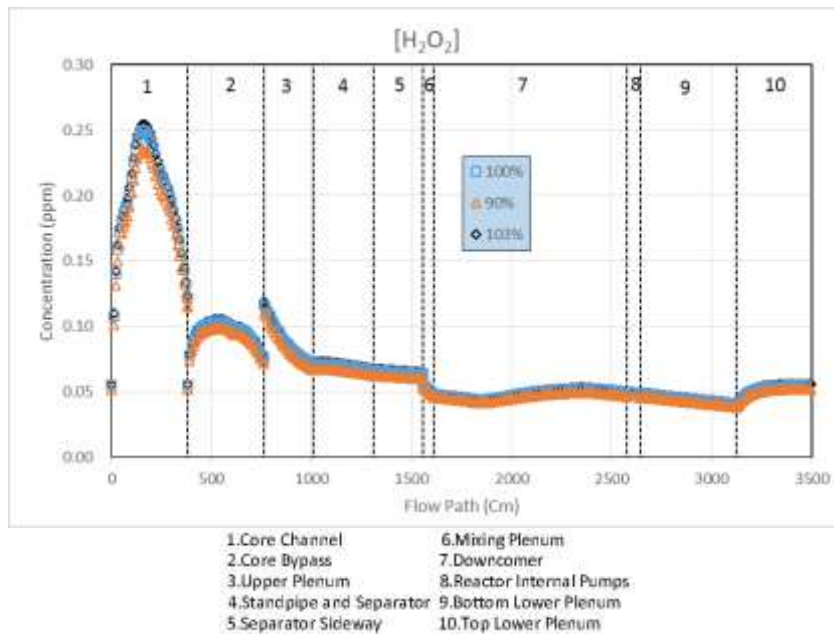
(氫、氧、過氧化氫) 濃度與組件腐蝕電位的變化情形。圖 3.1.4.5 顯示不同功率下的氫、氧、過氧化氫濃度以及組件腐蝕電位在主冷卻水迴路隨著流徑的變化。可以發現在爐心區域(region 1)及附近，其氧化劑的濃度都較高，主要是因為爐心的高劑量，輻射分解效應為主要之原因，爐心旁通區(region 2)因平行於爐心區域，故其過氧化氫濃度也偏高。爐心上方空間(region 3)因為於爐心上方，故輻射分解效應明顯，氧化劑濃度偏高。立管區及蒸氣分離器 (region 4)、蒸氣分離器側通路(region 5)則是還原劑因雙相流的關係，氫氣體再結合效應不明顯。在經過降流區(region 7)之後，氧化劑濃度逐漸下降，因再結合效應而促使氧化劑與還原劑的結合而降低氧化劑的濃度。不同的功率變化下，功率的增加或降使得氧化劑與還原劑的濃度隨之增加或減少。針對組件的電化學腐蝕電位變化，在未注氫的情況下，電位在主循環迴路的各個區域(region 1~ region 10)都在 0.1 V_{SHE} 以上。



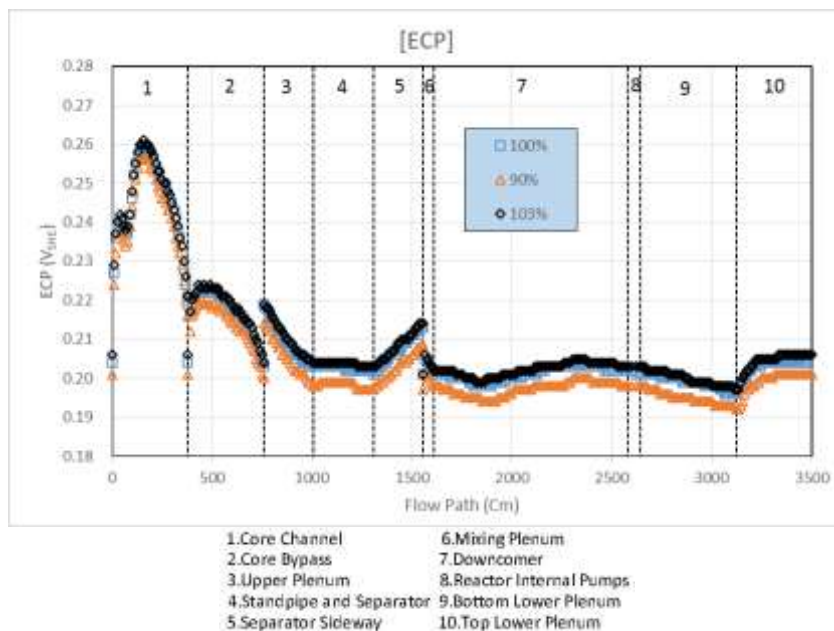
(a) 氫濃度



(b) 氧濃度



(c) 過氧化氫濃度



(d) 電化學腐蝕電位

圖 3.1.4.5 在不同運轉功率下，氫、氧、過氧化氫濃度以及組件腐蝕電位在主冷卻水迴路隨著流徑的變化分布

組件材料腐蝕行為部分，則是透過 ABWR 模擬迴路中針對 316L 不銹鋼試片進行慢應變速率拉伸實驗(Slow Strain Rate Test, SSRT)分析，探討在反應器啟動過程及及額定功率運轉的溫度下，在高氧化性的純水環境或是實施加氫水化學技術時，了解組件可能發生的應力腐蝕龜裂行為。模擬 ABWR 環境的水化學狀況及 SSRT 水循環迴路中，利用柱狀試片進行慢應變速率拉伸實驗。試片拉斷後採用 SEM 觀察試片的破斷面，估計斷面的 IGSCC、TGSCC 百分比，並測量試片伸長率與拉伸最大應力值。

SSRT 量測實驗之水循環系統的循環管路部分主要以 316 不銹鋼拋光管及高壓閥件組裝而成，管路本身可耐壓達 4000psi。循環管路分為主循環迴路與次循環迴路，主循環迴路的水由儲水槽流

出後經高壓幫浦、穩壓器、安全閥、熱交換管，然後進入高壓釜中流經試片，回流的水經熱交換管至交換器再至調壓閥，最後經淨水樹脂回到儲水槽，完成循環。次循環迴路主要流經水質監測管路，並加裝送水幫浦與淨水樹脂，達到最佳的循環純水水質，並可切換其水流方向，改變監測進水與出口水質。實驗的水化學條件同為多種不同的溶氧與溶氫濃度，同樣利用 Parker 之氣體微調閥控制氧氣、氫氣及氮氣的流通量以達到實驗所要求的溶氧與溶氫值。測試時先將處理過的試片置於 316 不銹鋼材質之高壓釜中，拉力桿連接於拉伸機台，同時將高壓釜連接水循環管路。實驗拉伸速率為 $3.7 \times 10^{-7} \text{ s}^{-1}$ ，水溫可維持 288°C ，壓力為 1200 psi，循環水流速為 40 mL/min，並利用位移量測儀量測試片伸長量，相關設計如圖 3.1.4.6 所示。先將試片置於高溫爐管中進行固溶處理，消除加工時產生之應力。熱處理後的試片以碳化矽 (SiC) 砂紙研磨除去表面氧化層，研磨到 1200 號。之後置於含 300 ppb 溶氧之純水循環系統中進行至少 360 小時預長氧化膜處理 (pre-oxidizing treatment)，並待氧化膜結構穩定後方停止成長程序。後續進行慢應變速率拉伸實驗，測試在 300ppb 溶氧高溫純水環境中之應力腐蝕龜裂行為。

圖 3.1.4.7 為 316L 不鏽鋼試棒拉伸後之應力應變曲線。其中經固溶熱處理的試棒，降伏應力為 86 MPa，抗拉強度為 438 MPa，斷裂強度為 306.67 MPa，應變為 66.94%。試棒之塑性變形之應變範圍大約有 65.64%，材料在較高應力值時有抖動的趨勢，應為動態應變時效之緣故。圖 3.1.4.8 為純 316L 不鏽鋼試棒拉伸後之破斷面 (固溶退火熱處理 $1050^\circ\text{C}/30\text{min}$)，由(a)可觀察到破斷面上有許多窩穴組織，且右側外圍有明顯的杯錐狀形貌，此為延性破裂的特徵，特別在右側靠近中央處有許多尺寸較大之窩穴。由(b)到(f)的 250 倍放大圖來觀察，在邊界沒有觀察到沿晶或穿晶應力腐蝕之形貌，多為窩穴之外觀。邊緣的窩穴尺寸多半比中央區的窩穴較小，綜合上述，試棒斷面機制主要由延性破裂主導。主要原因為試棒經過固溶退火熱處理後，材料之成分分佈較為均勻，碳化鉻含量減少，在鄰近晶界處，鉻沒有明顯之匱乏，使得應力腐蝕不易產生，因此材料破裂機制主要由延性破裂主導。經敏化熱處理的試棒在高溶氧下的結果，降伏應力為 125 MPa，抗拉強度為 279 MPa，應變為 18.3%。圖 3.1.4.9 為純 316L 不鏽鋼試棒在高溶氧下拉伸後之破斷面 (敏化處理 $650^\circ\text{C}/100 \text{ hrs}$)，可以發現出現大量的 IGSCC 及 TGSCC。圖 3.1.4.10 為純 316L 不鏽鋼試棒在溶氫環境下拉伸後之破斷面 (敏化處理 $650^\circ\text{C}/100 \text{ hrs}$)，試棒斷面主要大部分是延性破裂，少量的 TGSCC。而敏化後的試棒由應力應變曲線可以看出在溶氫下確實有助於改善腐蝕情況。

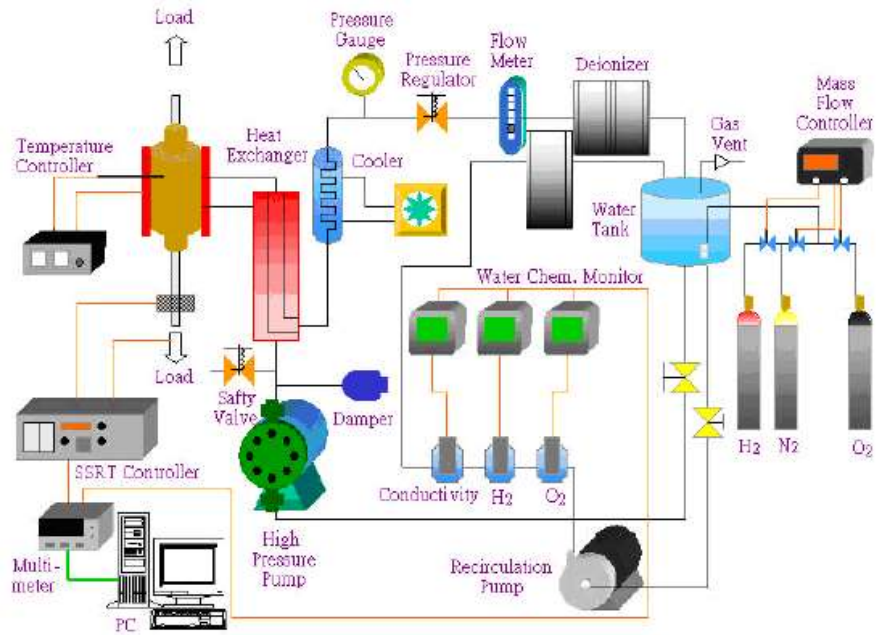


圖 3.1.4.6 SSRT 水循環系統裝置示意圖

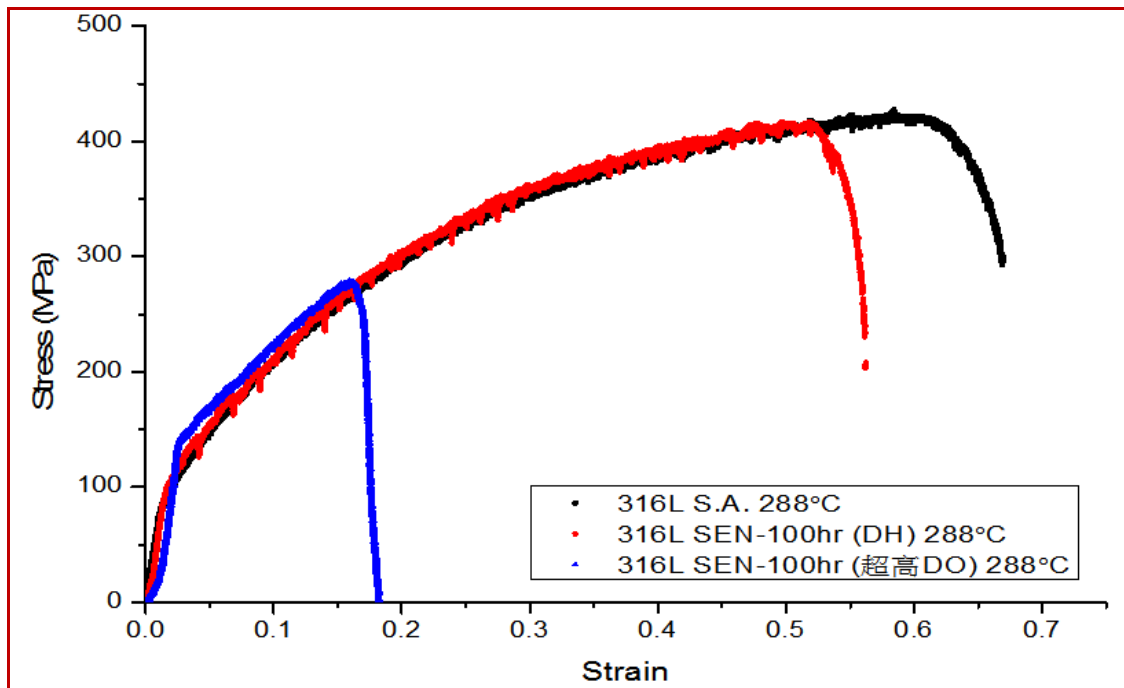
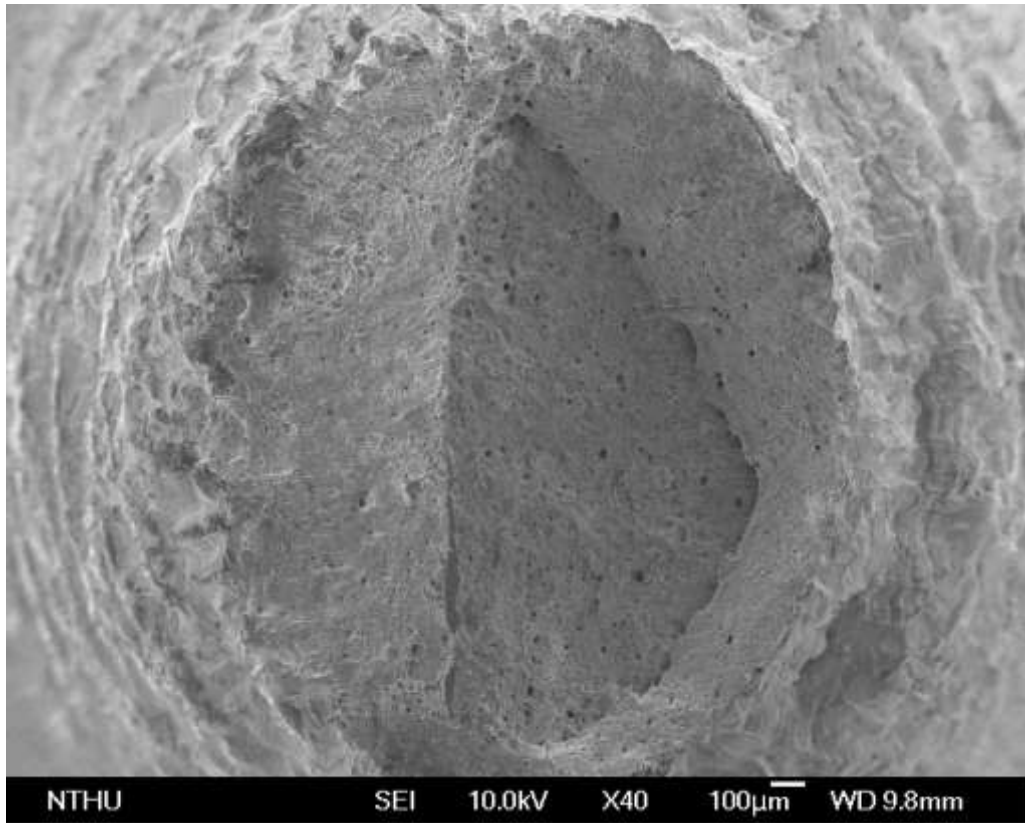
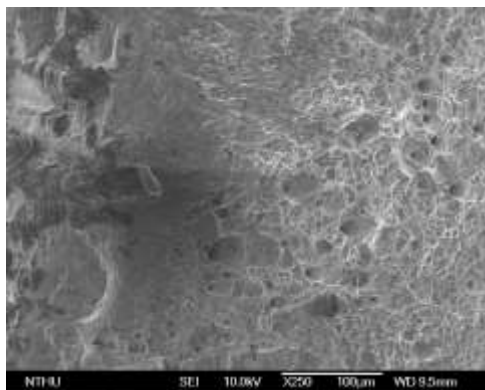


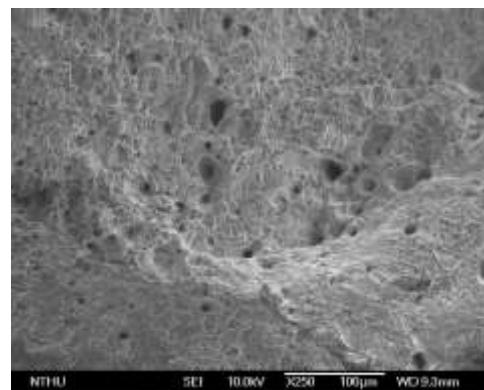
圖 3.1.4.7 316L 不鏽鋼應力應變曲線 (SA:固溶熱處理 1050 °C /30min; SEN-100 hr: 敏化處理 650 °C/100hrs)



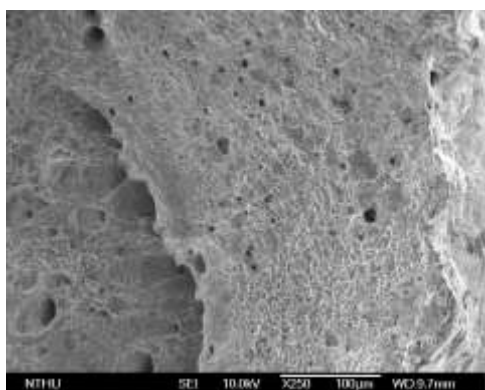
(a)破斷面全貌，40倍放大



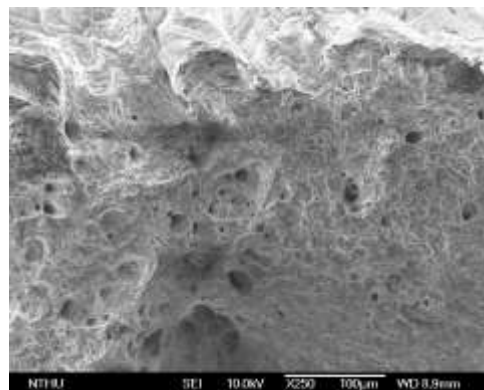
(b) 左端，250倍



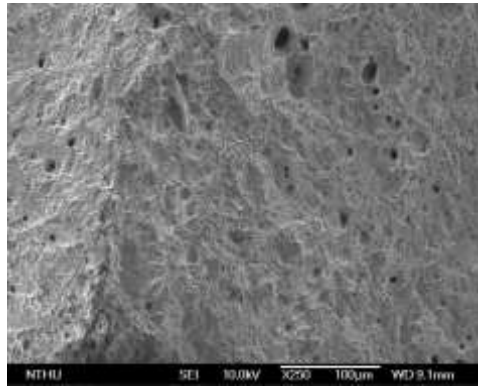
(c) 下端，250倍



(d) 右端，250倍

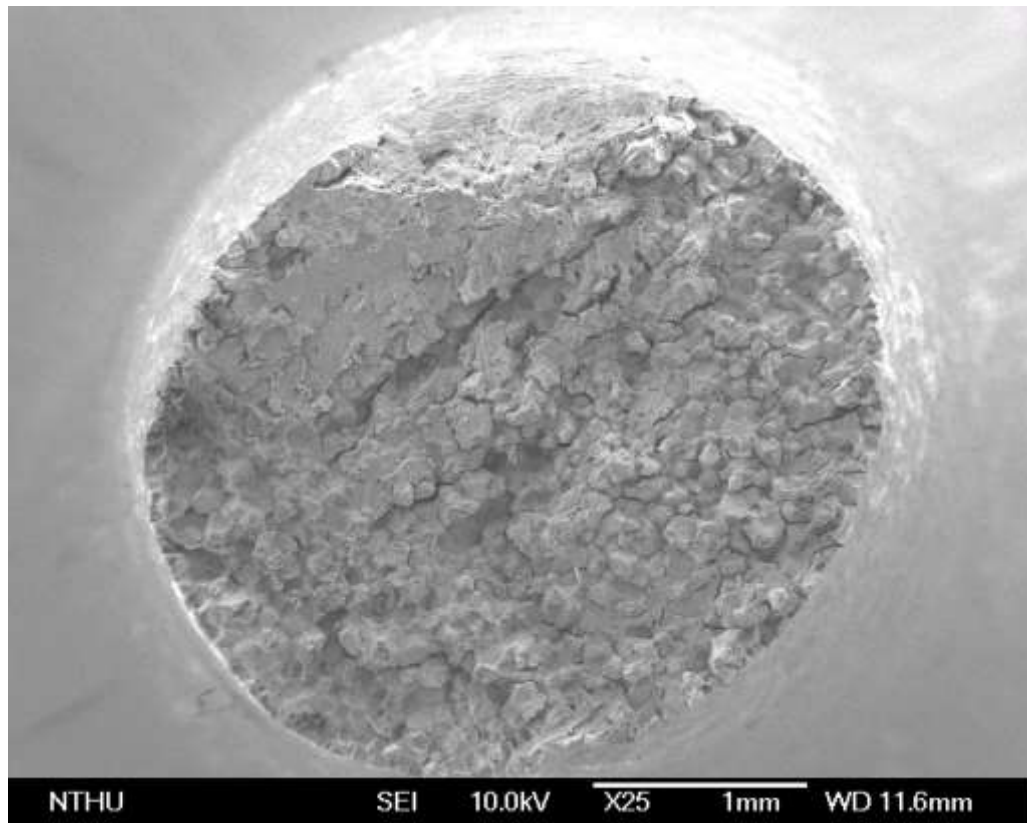


(e) 上端，250倍

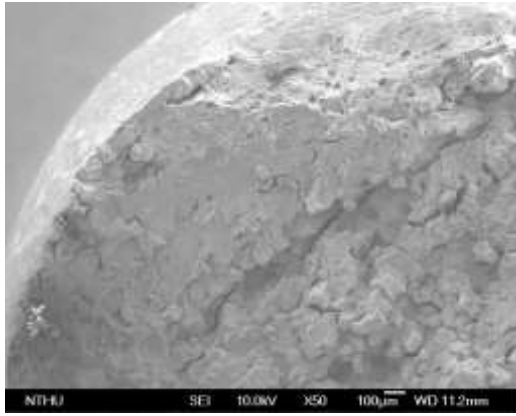


(f) 中央，250倍

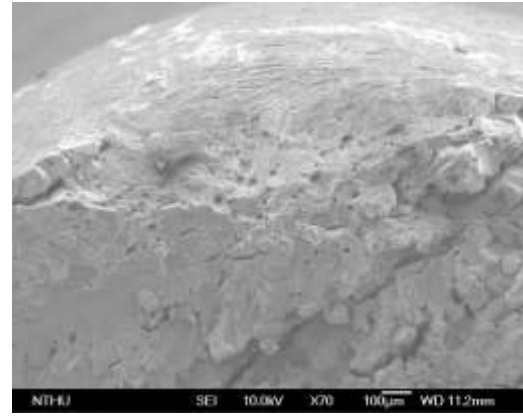
圖3.1.4.8 316L不鏽鋼破斷面之SEM圖（固溶退火熱處理1050°C/30min）
(a)破斷面全貌 (b)破斷面左端 (c)破斷面下端 (d)破斷面右端 (e)破斷面上端 (d)
破斷面中央



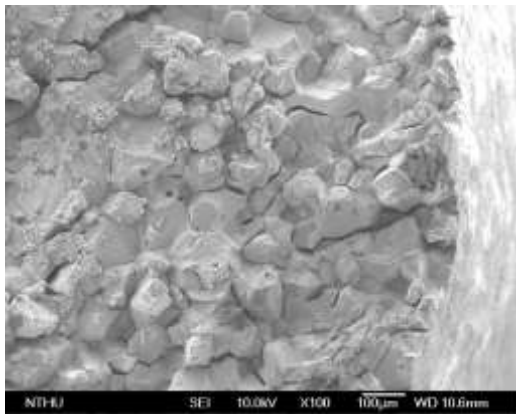
(a)破斷面全貌，25倍放大



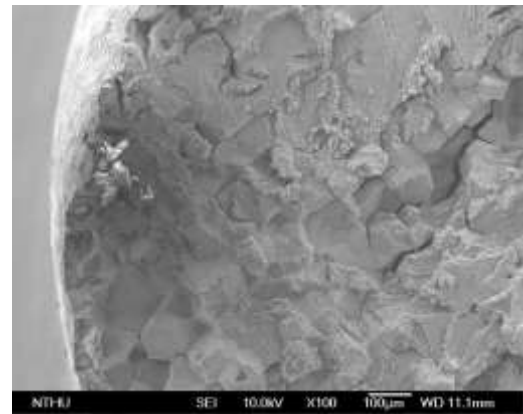
(b) 上端，50倍



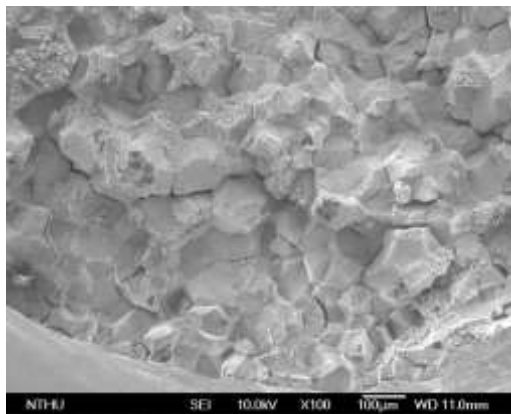
(c) 上端，70倍



(d) 右端，100倍



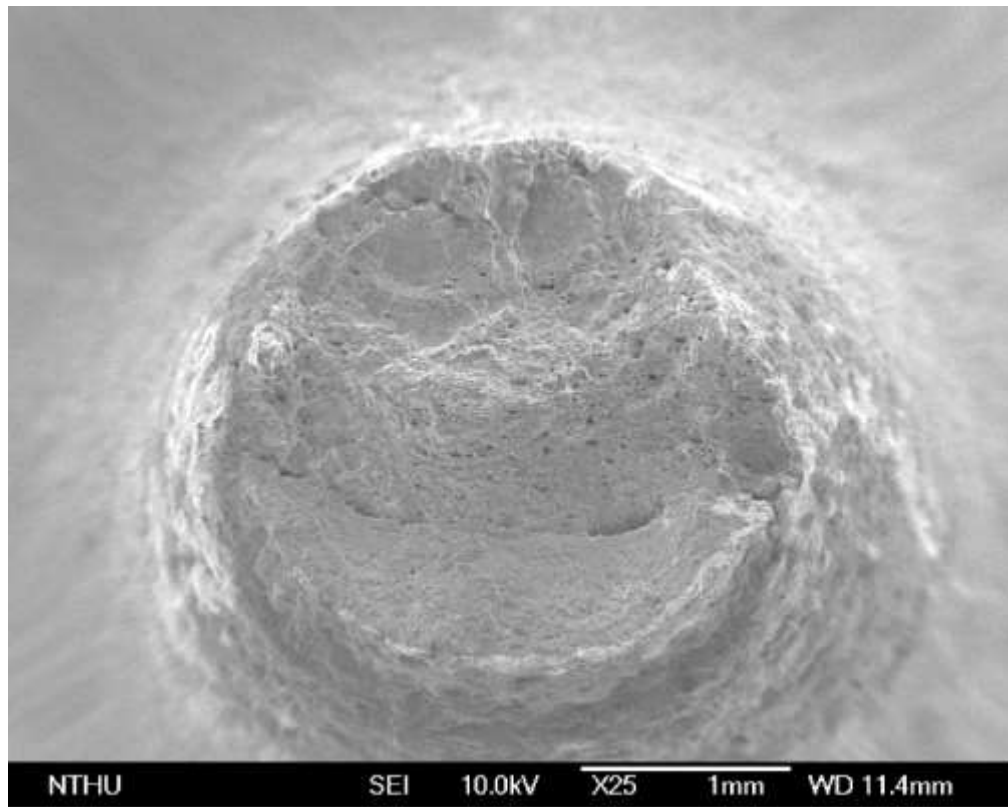
(e) 左端，100倍



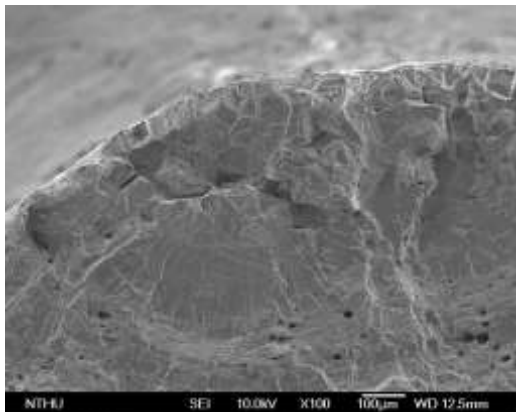
(f) 下端，100倍

圖3.1.4.9 溶氧環境下，316L不鏽鋼破斷面之SEM圖（敏化處理650 °C/100 hrs）

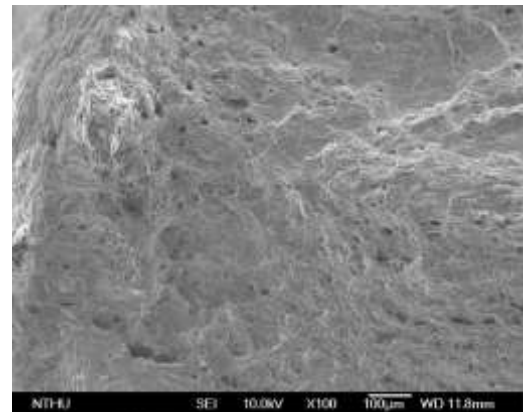
(a)破斷面全貌 (b)-(c)破斷面上端 (d) 破斷面右端 (e)破斷面左端 (f)破斷面中央



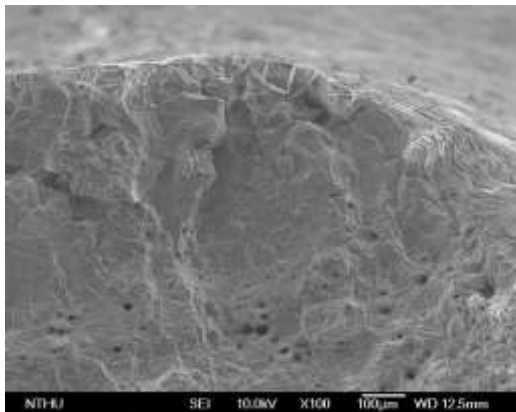
(a)破斷面全貌，25倍放大



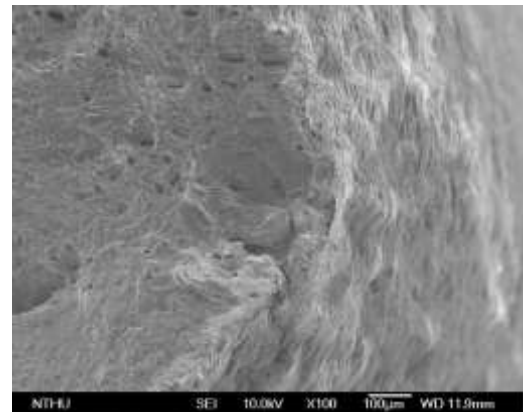
(b)左上端，100倍



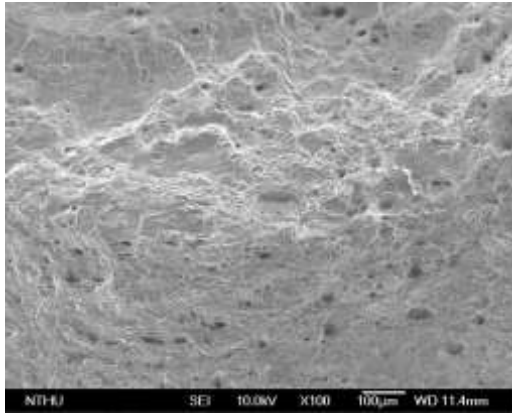
(c)左端，100倍



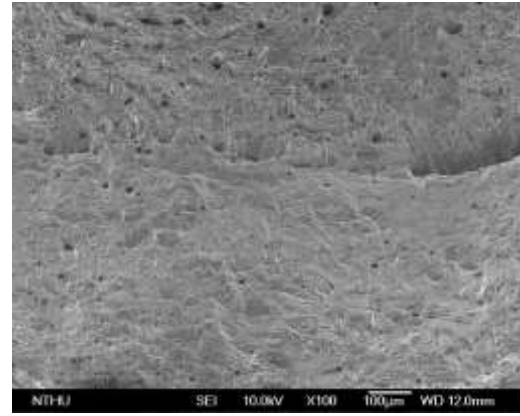
(d)右上端，100倍



(e)右端，100倍



(f) 下，100倍



(g) 中央，100倍

圖3.1.4.10 溶氫環境下，316L不鏽鋼破斷面之SEM圖（敏化處理650 °C/100 hrs）

(a)破斷面全貌 (b)破斷面左上端 (c)破斷面左端 (d) 破斷面右上端 (e)破斷面右端 (f)破斷面右下端 (g)破斷面中央

3.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進

本計畫之目標為探討重要之壓水式核能電廠事故情況，並驗證其減抑措施之有效性。當發生小破口冷卻水流失事故(或其他類似事故)，反應器降壓不易，一直維持於高壓，ECCS(Emergency core cooling system)之高壓注水(HHSI)從冷腳注入緊急安全注水，以冷卻爐心端。長期在高溫、高壓力運轉下的反應爐，在事故發生及緊急冷卻水注入時，由於內部高壓再加上 HHSI 注水造成冷卻之溫度效應引發之熱應力考量，可能導致高壓熱震現象的發生，並有核能安全疑慮的問題。ECCS 注水以及冷端管路之區域正是屬於 T 型管件，其冷熱水未完全混合之區域，溫度分層現象極為明顯，此溫度分層會導致管件內部熱應力，誘發熱震進而破壞管道，並危害到 RPV 結構的完整性。因此，本研究之目的係以實驗模擬此類 T 型管路中之流體之溫度分布與混和，探討冷熱混和區域之熱流特性。

本實驗環境條件係在研究經費許可範圍以及參考國際相關文獻的資料與條件下所建立，最主要的目的是提供組件完整之實驗環路並擷取良質實驗數據，於後續工作上將可提供 CFD 方法進行模擬分析以驗證自主性實驗成果，以期獲得國內本土化核能電廠事故安全分析之能力。

3.1.5.1 實驗環路系統

本研究規劃建置了一套 T 型管實驗設施，以進行 T 型管熱水流混和之實驗。整體實驗迴路共有：水質淨化系統、儲水槽與流量控制系統、T 型管實驗模組及數據擷取與分析系統等設備。此外，電源供給系統控制水槽內之溫度升降溫功率，並以高解析度攝影機將實驗之流場變化狀況錄影擷取。實驗系統與設備之配置如圖 3.1.5.1 所示，圖 3.1.5.2 為整體環路系統。在水質淨化系統方面，其係由下列設備所構成：逆滲透（reverse osmosis）濾水器、泵浦及水質偵檢器等設備。由於實驗供給之水源為自來水，水質變化對於實驗精準度有所影響，因此利用水質淨化系統去除水中雜質，並固定水中電阻值為 5MΩ-cm 以上，維持實驗用水質之穩定。供水泵浦使用 STAIRS 公司製之 600W 功率泵浦。在儲水槽與流量控制系統方面，其係由下列設備所構成：儲水槽、泵浦、流量控制閥及轉子流量計等設備。兩座實驗水槽容量各為 700 公升，分別供應實驗所需之 40 °C 熱水與 20 °C 冷水，內建有水溫控制器及加熱器。流量控制閥及流量計控制冷、熱水之實驗進口流

量。供水泵浦使用兩臺 TECO 公司製之各 1500W 功率泵浦。實驗控制體積流率所使用的轉子流量計，其控制誤差為 0.3%。

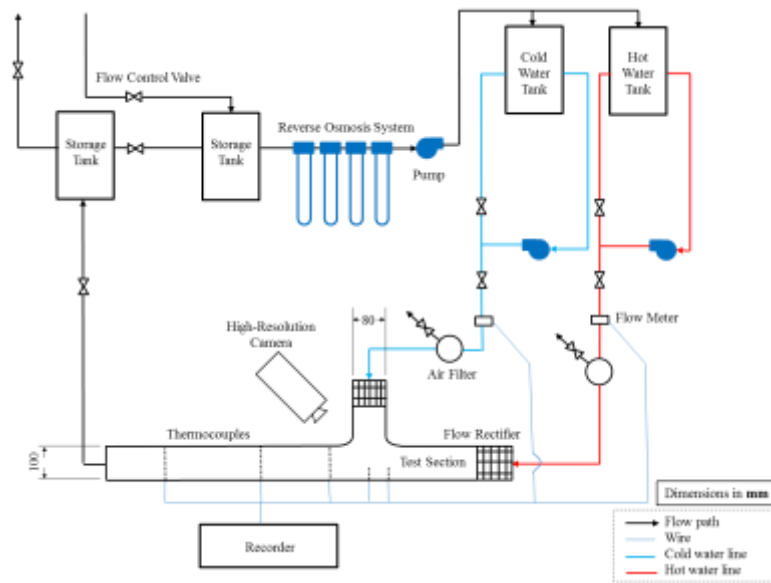


圖 3.1.5.1 實驗環路

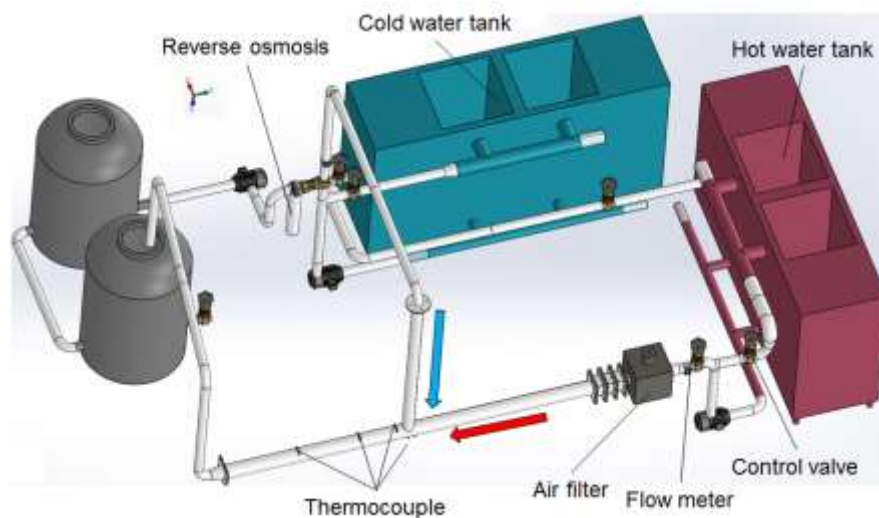


圖 3.1.5.2 向下流動 90 度 T 型管

T 型管實驗模組由下列設備所構成：熱電偶計、T 型管、整流器、除氣槽、管路支撐架，支管與主管的夾角為 90 度，其管高 2.5 公尺，由聚氯乙稀 (polyvinyl chloride, PVC) 材料之透明管組合而成，可耐受溫度為 60~70°C。管路底部有高 1.3 公尺的不銹鋼支架做為支撐，避免實驗水流流動造成晃動，支架的上的 U 型固定環可以拆卸，以調整 T 型管擺放方向，如圖 3.1.5.3 所示。

為量測水體混和後的溫度分布情形，本實驗於 T 型管主管路內部不同位置架設了多個溫度量測點，分別位於 $x/D = -0.5$ 、0、1、4、9 的位置，如圖 3.1.5.4 (a) 所示。其中， $x/D = -0.5$ 、0 處，只有單一量測點，離管底 0.5 公分，避免直接量測管壁溫度，以量測管路底部流體溫度。而 $x/D = 1$ 、4、9 處，則在單一截面上設置了 3 根直徑約 0.2 公分的不銹鋼柱，每根不銹鋼柱上有 3 個熱電偶

計，每個截面共有 9 點熱電偶計量測位置。而不同支管角度的量測位置取樣點如圖 3.1.5.4(b)所示，箭頭是支管流動方向，右下角符號表示主管流動是進入紙面的。目前所裝置的熱電偶計類型為 K 型 (K type)，以鎳鉻合金的正極和鎳鋁合金的負極組成，溫度量測範圍自 $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 到 $+1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ ，每個熱電耦計的不準度為 $\pm 1.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。



圖 3.1.5.3 T 型管實驗模組

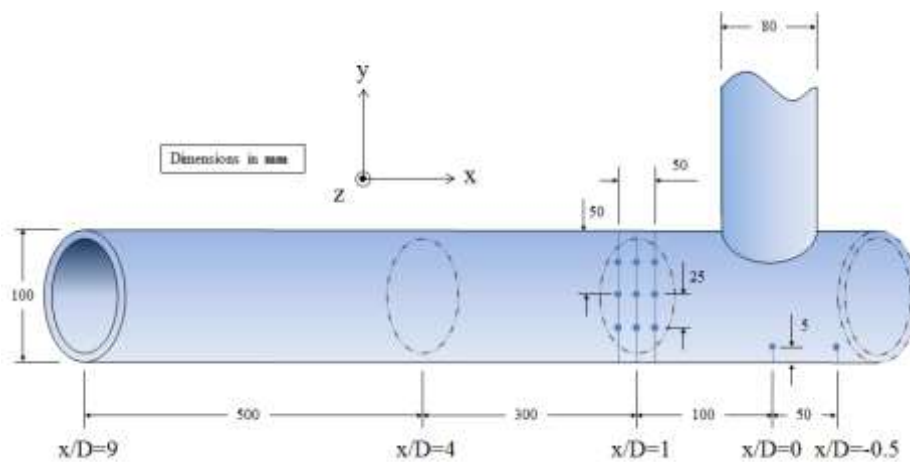
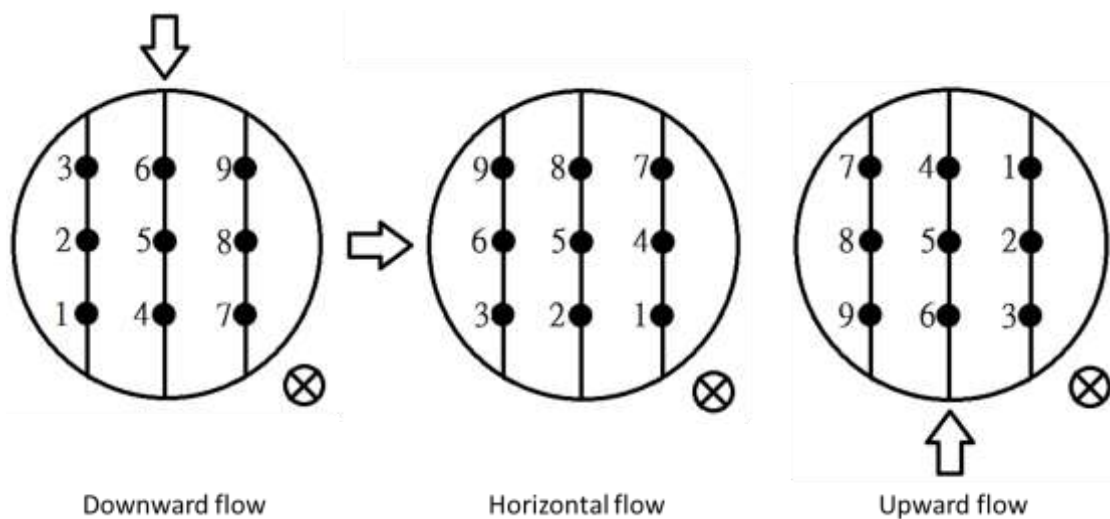


圖 3.1.5.4 (a) 量測點位置側視圖



(b) 量測點位置剖面圖

3.1.5.2 數據分析與操作條件

從數據擷取系統取出已儲存之溫度 (°C)、體積流率 (L/min) 及時間 (sec) 數據。將溫度數據以 Data viewer 程式開啟，將 $x/D=-0.5、0、1、4$ 及 9 的位置之溫度以時間做算術平均溫度 \bar{T} (°C)：

$$\bar{T} = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n} \quad (3.1)$$

再將每一截面各 9 點算術平均溫度 \bar{T} 以熱傳學熱阻之概念，用調和平均數 (Harmonic mean) 內插為 289 個點，計算出調和平均溫度 H (°C)：

$$H = \frac{n}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{\bar{T}_i}} \quad (3.2)$$

並將位置 (m) 對調和平均溫度 H 進行作圖，探討 $x/D=1、4$ 及 9 混和溫度和 $x/D=-0.5、0$ 回流溫度的分布情形。重要參數因次分析方面，將欲探討之混和情形相關的實驗參數列出，共有流體密度 ρ (kg/m³)、Mixing function θ 、主管直徑 D_m (m)、支管直徑 D_b (m)、主管流速 V_m (m/s)、支管流速 V_b (m/s)、流體靜黏滯係數 μ (Pa·s)、T 型管傾斜角度 γ 等 8 種實驗參數。其中， θ 由 3.3 式導出：

$$\theta = \frac{T_{\text{exp}} - T_{\text{branch}}}{T_{\text{main}} - T_{\text{branch}}} \quad (3.3)$$

利用能量守恆式 (3.4)，求出混和後流體焓值 h ，再查蒸氣表 (steam table) 得出對應平均溫度 T_{avg} ：

$$\rho \dot{Q}_{\text{main}} h_{\text{main}} + \rho \dot{Q}_{\text{branch}} h_{\text{branch}} = \rho \left(\dot{Q}_{\text{main}} + \dot{Q}_{\text{branch}} \right) h \quad (3.4)$$

為了瞭解以上參數對混和情形好壞的影響，利用 π -theorem 求出無因次參數之間的關係。將以上 8 種參數以質量、長度、時間的 MLT 因次分析形式排出，如表 3.1.5.1 所示。

表 3.1.5.1 MLT 因次分析參數

	ρ	θ	γ	D_m	D_b	V_m	V_b	μ
M	1	0	0	0	0	0	0	1
L	-3	0	0	1	1	3	3	-1
T	0	0	0	0	0	-1	-1	-1

選取 3 種固定參數，分別是主管直徑 D_m 、主管流速 V_m 和流體黏滯係數 μ 。依據 π -theorem 得出 $k=8、r=3$ ，列出以下五式：

$$D_m^a V_m^b \mu^c \gamma^1 = \text{const} \quad (3.5)$$

$$D_m^a V_m^b \mu^c \theta^1 = \text{const} \quad (3.6)$$

$$D_m^a V_m^b \mu^c D_b^1 = const \quad (3.7)$$

$$D_m^a V_m^b \mu^c V_b^1 = const \quad (3.8)$$

$$D_m^a V_m^b \mu^c \rho^1 = const \quad (3.9)$$

解上述式子後可得無因次參數之間的關係：

$$\theta = \phi \left(\gamma, \frac{D_b}{D_m}, \frac{V_b}{V_m}, \frac{\rho V_m D_m}{\mu} \right) \quad (3.10)$$

Mixing function θ 為 T 型管傾斜角度 γ 、管徑比、流速比及主管雷諾數 (Reynolds number) 的函數，表 3.1.5.2 為實驗操作條件。由於主管直徑 D_m 、支管直徑 D_b 在本實驗中未有調整，所以上式可簡化為：

$$\theta = \phi \left(\gamma, \frac{Q_b}{Q_m}, \frac{\rho V_m D_m}{\mu} \right) \quad (3.11)$$

90 度 T 型管

90 度 T 型管分為向下流動、水平流動及向上流動等三個改變支管水流流動方向的條件。向下流動、水平流動和向上流動的實驗操作條件如表 3.1.5.2、表 3.1.5.3、表 3.1.5.4 所示。其中，流速比的計算公式以下列方程式表示：

$$V_r = \frac{V_{branch}}{V_{main}} \quad (3.12)$$

表 3.1.5.2 90 度 T 型管向下流動 T 型管的實驗操作條件

向下流動	條件				
主管流速(m/s)	0.064	0.085	0.106	0.127	0.170
支管流速(m/s)	0.663	0.663	0.663	0.663	0.663
流速比(Vr)	10.42	7.81	6.25	5.21	3.91

表 3.1.5.3 90 度 T 型管水平流動 T 型管的實驗操作條件

水平流動	條件		
主管流速(m/s)	0.021	0.032	0.064
支管流速(m/s)	0.332	0.332	0.332
流速比(Vr)	15.63	10.42	5.21

表 3.1.5.4 90 度 T 型管向上流動 T 型管的實驗操作條件

向上流動	條件			
主管流速(m/s)	0.042	0.085	0.127	0.170
支管流速(m/s)	0.498	0.498	0.498	0.498
流速比(Vr)	11.72	5.86	3.91	2.93

45 度 T 型管

45 度 T 型管同樣分為向下流動、水平流動及向上流動三個改變支管水流流動方向條件，其實驗流速條件列於表 3.1.5.5 中。

表 0 45 度 T 型管的實驗操作條件

	條件				
主管流速(m/s)	0.064	0.085	0.106	0.127	0.191
支管流速(m/s)	0.995	0.995	0.995	0.995	0.995
流速比(Vr)	15.63	11.72	9.38	7.81	5.21

3.1.5.3 結果與討論

3.1.5.3.1 90 度 T 型管的溫度變化

在 90 度 T 型管的部分，本研究將分別探討在下游截面 $x/D=1$ 、4、9 處的溫度變化。

溫度分層

在 $x/D=1$ 處(圖 3.1.5.5、圖 3.1.5.6、圖 3.1.5.7)，不同三種支管流動條件下，以 T4、T5、T6 的溫度分布為例，其溫度排列是 $T6 > T5 > T4$ 。其原因是當冷水水流注入已經充滿熱水水流的主管時，會將流動中的熱水水流切割成兩股。熱水水流主要都是向上流動通過 T6，所以其量測溫度會是三點之中最高。溫度次高的地方則是冷水及熱水之間的接觸面附近，也就是 T5 的部分。溫度最低的 T4 則是由於熱水流經的流量較上述兩個量測點少，所以混合後溫度上升量少，混合溫度最低。

在 $x/D=4$ 處(圖 3.1.5.8、圖 3.1.5.9、圖 3.1.5.10)，三種支管流動條件在此截面處由於流動距離增加，混合效果增強使得實驗溫差縮小，溫度排列大致上是 $T5 \approx T6 > T4$ ，也就是熱水都在靠近支管這一側面，冷水都在相反面，這很符合先前的推斷。

在 $x/D=9$ 處(圖 3.1.5.11、圖 3.1.5.12、圖 3.1.5.13)，實驗溫差排列是 $T4 \approx T5 \approx T6$ ，無法明顯看出溫差分布，故此時混合狀況應已達致最佳的情況。而比較溫度分層現象可知，不同三種支管流動條件下的趨勢是一致的，與支管方向的改變無關。

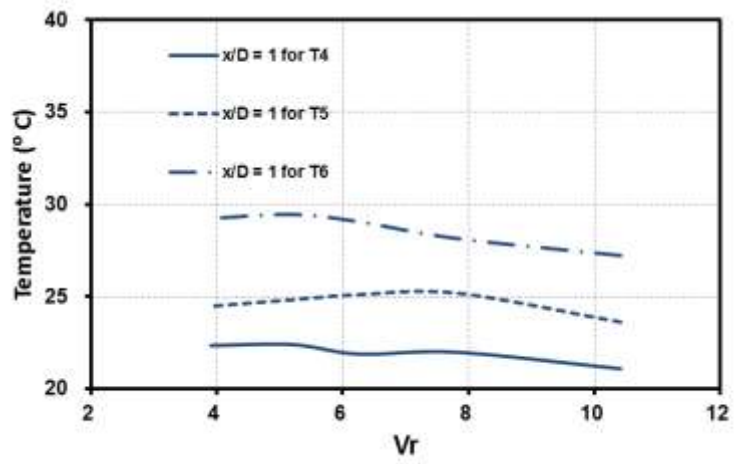


圖 3.1.5.5 向下流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

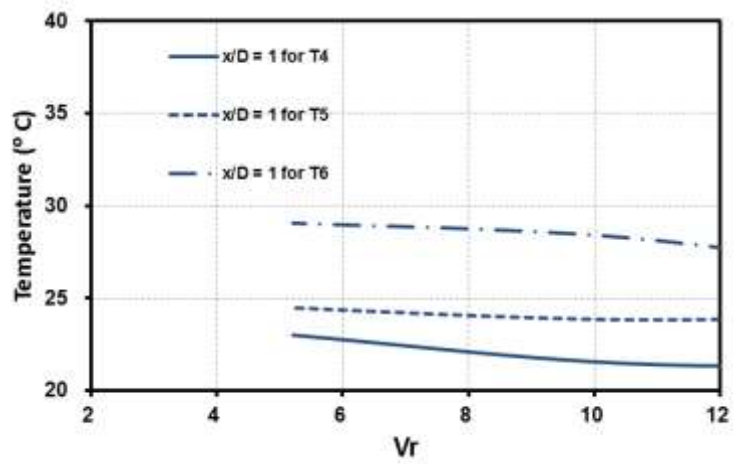


圖 3.1.5.6 水平流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

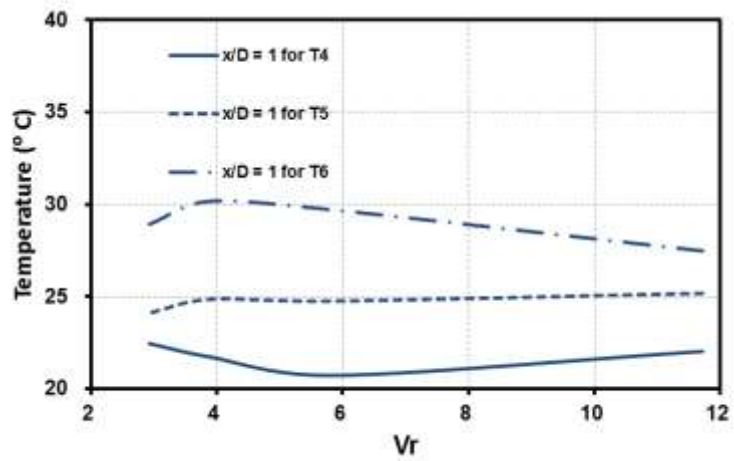


圖 3.1.5.7 向上流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

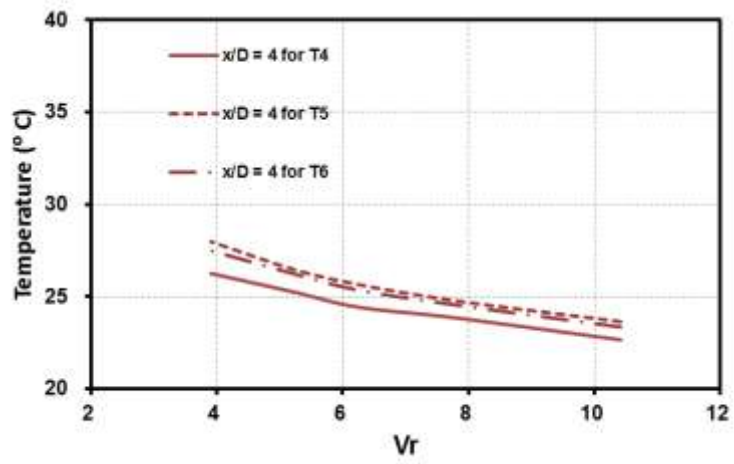


圖 3.1.5.8 向下流動 90 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

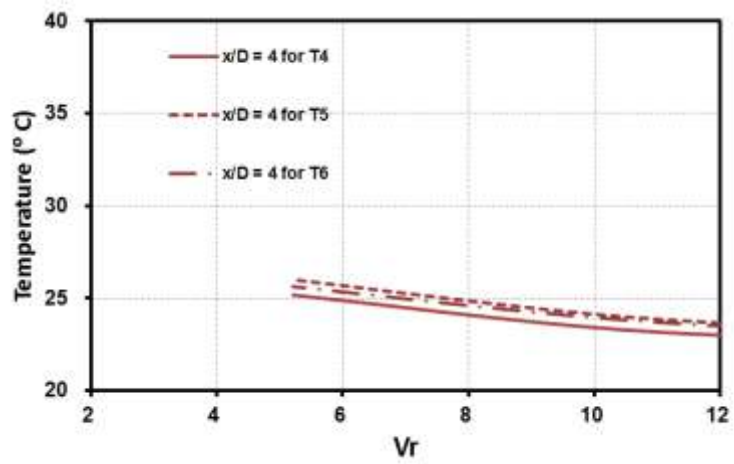


圖 3.1.5.9 水平流動 90 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

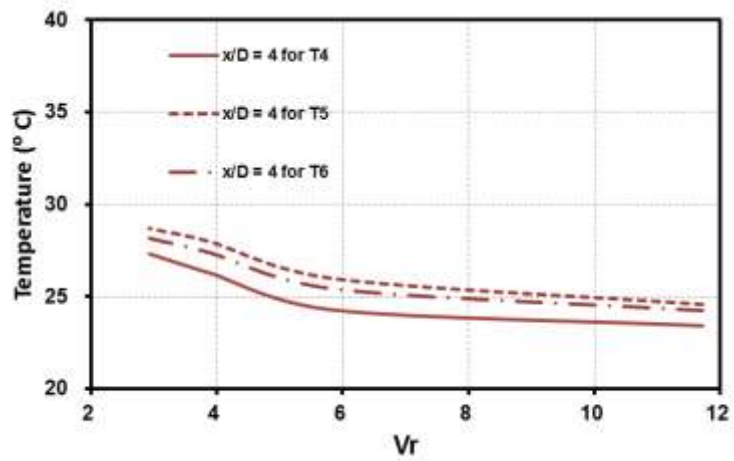


圖 3.1.5.10 向上流動 90 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

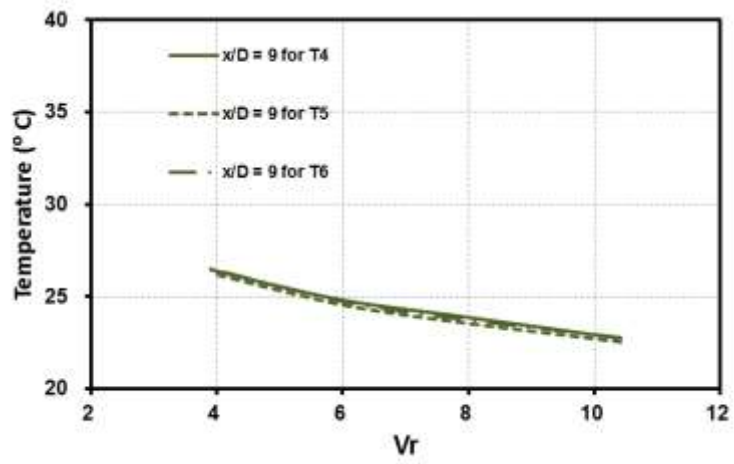


圖 3.1.5.11 向下流動 90 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

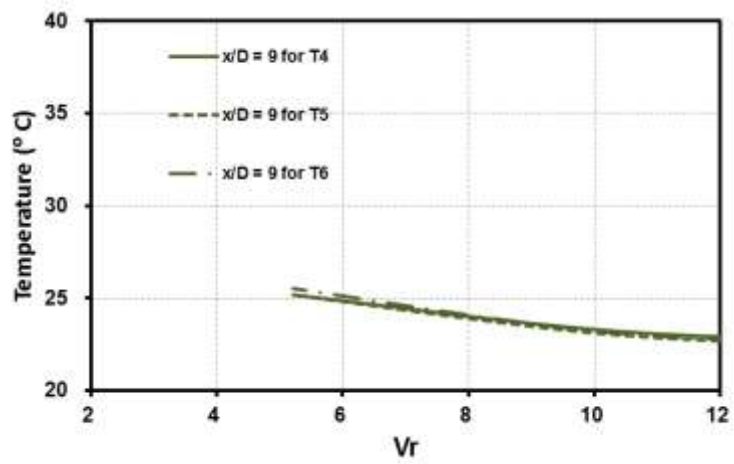


圖 3.1.5.12 水平流動 90 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

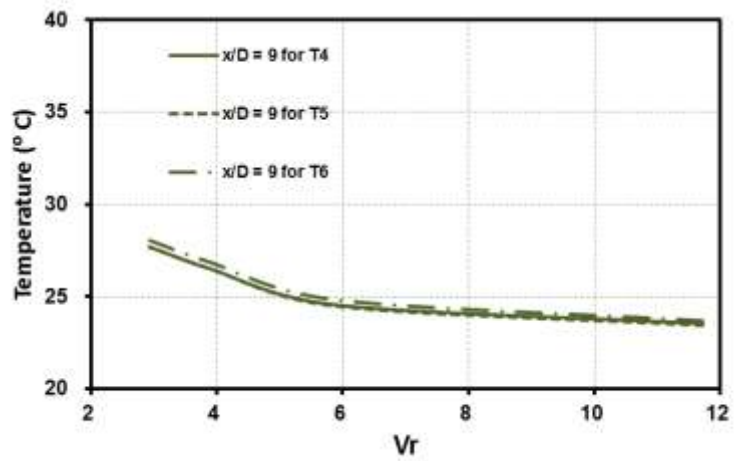


圖 3.1.5.13 向上流動 90 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

截面 $x/D=1$

首先，在 $V_r > 5$ 之後，向下流動、水平流動和向上流動會觸碰到 $x/D=0$ (圖 4.3-1)，此時才視為是 impinging jet。

向下流動如圖 3.1.5.14、圖 3.1.5.15、圖 3.1.5.16 所示，在 T1、T2、T3 處，除了 T1 是直線下降，其他點都是先高後低。當流速比 $V_r < 5$ 時，由於冷水尚未衝擊到管底 $x/D=0$ 處，未完全產生 impinging jet，冷水將熱水水流切割成兩部分，大部分向上流動，而有小部分從底部過去，並在截面 $x/D=1$ 才開始混合。但是可能因為實驗的設計問題，所以只有 T1 被熱水水流集中通過，產生溫度不對稱。隨著 V_r 接近 5，此時 impinging jet 形成，熱水水流都被抬升到 T3、T6、T9，冷水水流沉降通過 T1、T4、T7，中間 T2、T5、T8 則是冷熱水交界處，所以此時 T3、T6、T9 溫度達到最高。流速比 $V_r > 6$ 後，隨著流速比增加，熱水流量下降。由於水流在 $x/D=-0.5$ 產生回流，提早開始混合，所以溫度又開始下降，形成了先高後低的趨勢。

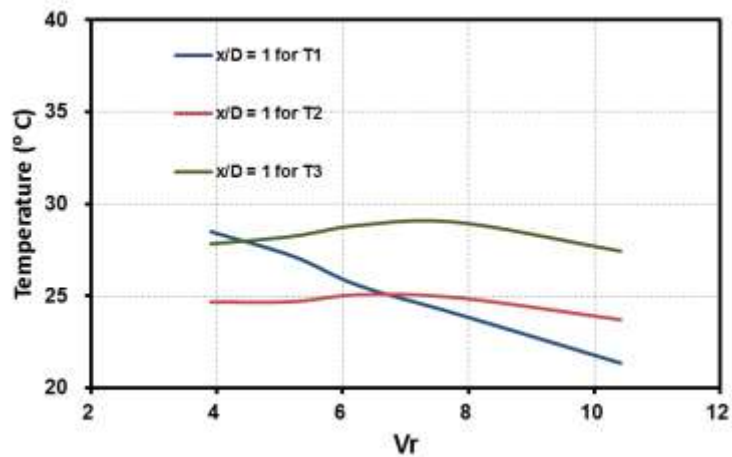


圖 3.1.5.14 向下流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T1、T2、T3 溫度分布

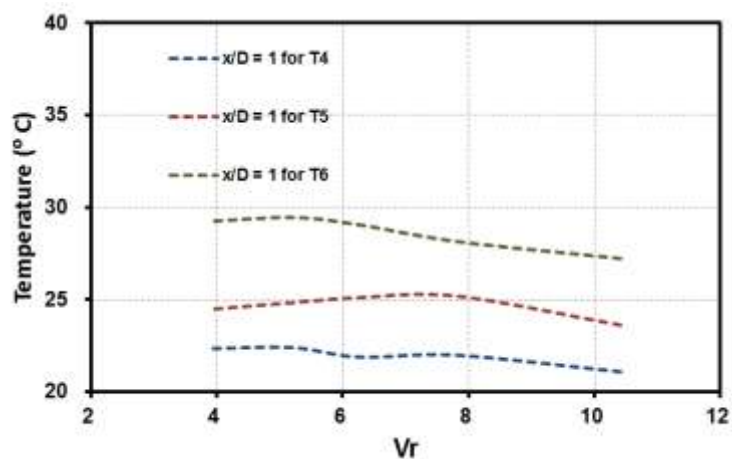


圖 3.1.5.15 向下流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

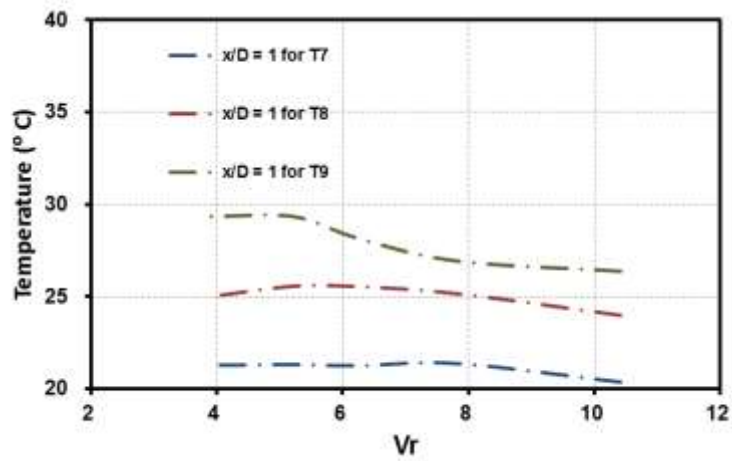


圖 3.1.5.16 向下流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

水平流動如圖 3.1.5.17、圖 3.1.5.18、圖 3.1.5.19 所示，趨勢和向下流動類似。流速比 $Vr > 10$ 後，隨著流速比增加，熱水流量下降。由於水流在 $x/D=-0.5$ 產生回流，提早開始混合，所以溫度又開始下降，形成了先高後低的趨勢。

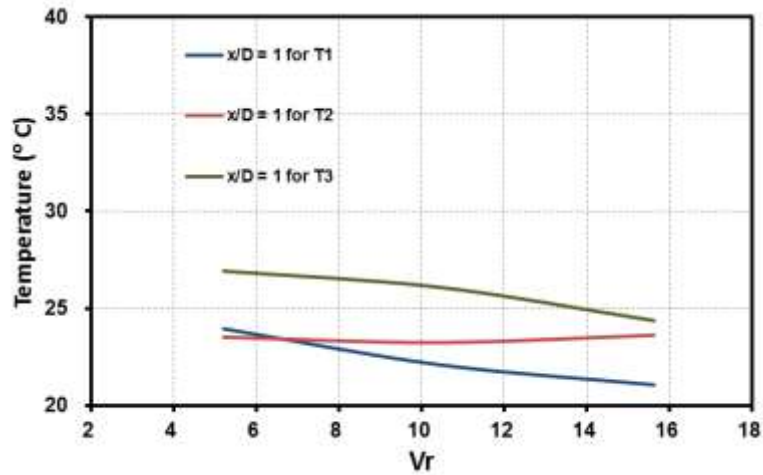


圖 3.1.5.17 水平流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T1、T2、T3 溫度分布

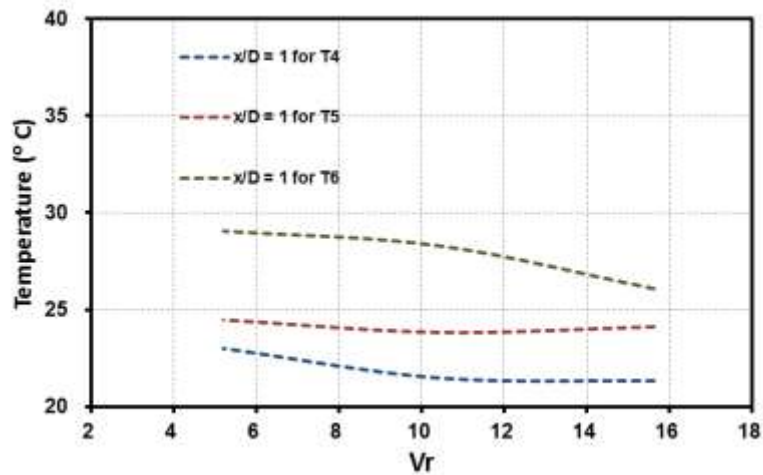


圖 3.1.5.18 水平流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

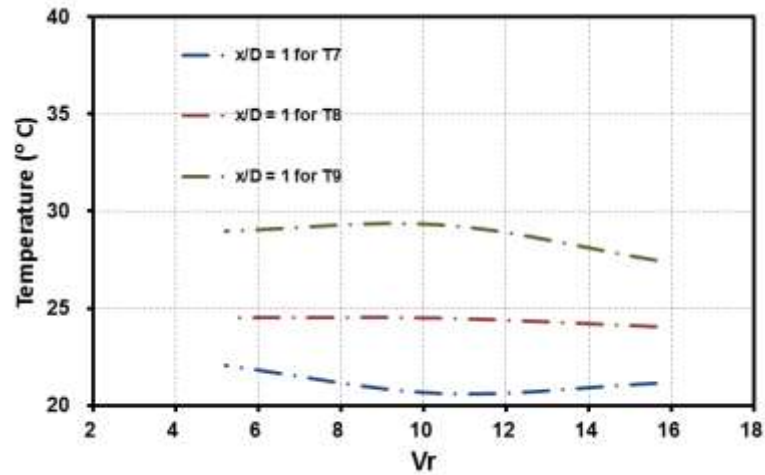


圖 3.1.5.19 水平流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

向上流動如圖 3.1.5.20、圖 3.1.5.21、圖 3.1.5.22 所示，所有向上流動的上層 T1、T4、T7 溫度變化都是先低後高，其他點則是先高後低。和前面實驗條件的原因類似，當流速比 $V_r < 5$ 時，由於冷水水流尚未衝擊到 $x/D=0$ 處，未完全產生 impinging jet，冷水水流將熱水水流切割成兩部分，大部分向下流動，而有小部分從上半部過去。所以在 T1、T4、T7 的溫度較後面 $V_r > 6$ 相同量測位置高。

隨著 V_r 接近 5，此時 impinging jet 形成，且流速比增加熱水流量下降，熱水都被擠到 T3、T6、T9，冷水 impinging 在 T1、T4、T7，所以此時 T3、T6、T9 溫度達到最高。T2、T5、T8 則是冷熱水交界處。 $V_r > 6$ 後，由於水流在 $x/D=-0.5$ 產生回流，提早開始混合，所以 T2、T5、T8 和 T3、T6、T9 溫度又開始下降，然後 T1、T4、T7 開始上升，趨近於理論平均溫度。

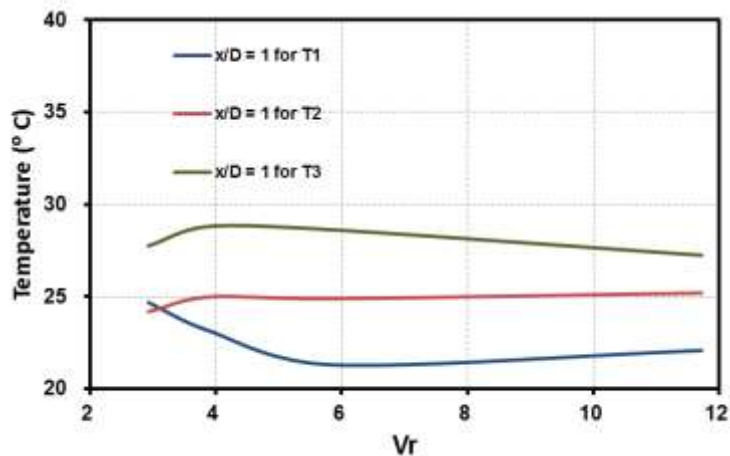


圖 3.1.5.20 向上流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T1、T2、T3 溫度分布

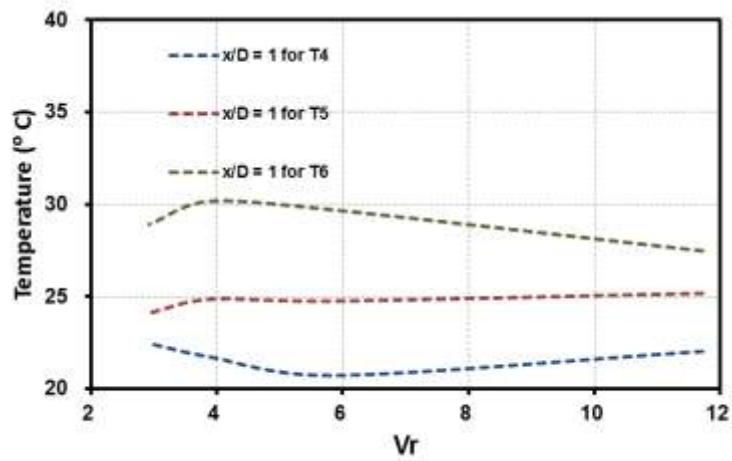


圖 3.1.5.21 向上流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

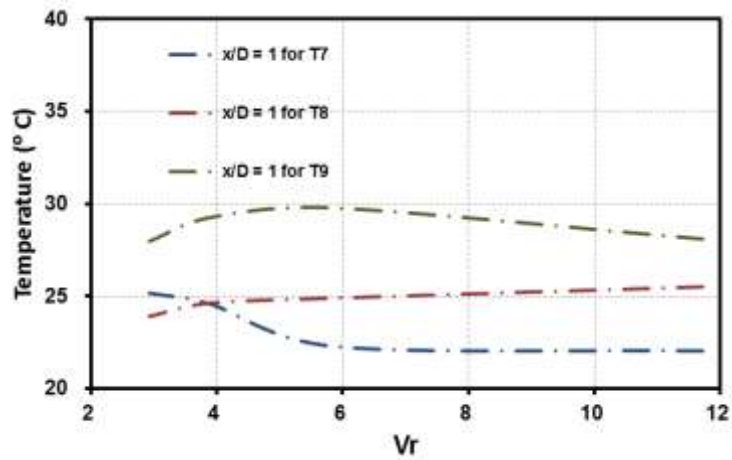


圖 3.1.5.22 向上流動 90 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

截面 $x/D=4$

在截面 $x/D=4$ 處(圖 3.1.5.23、圖 3.1.5.24、圖 3.1.5.25)，隨著流動距離的拉長，此截面的最大溫差已經縮小至 3°C ，並隨著流速比 V_r 增加也沒有改變，可見流速比 V_r 對於下游離管路交接點 40 公分處的最大溫差已無影響，並無法減少溫度梯度。但是隨流速比 V_r 增加，整體水流的截面平均混合溫度持續下降。這是因為流速比 V_r 增加意味著熱水水流流量減低，所以平均混合溫度自然也就降低了。

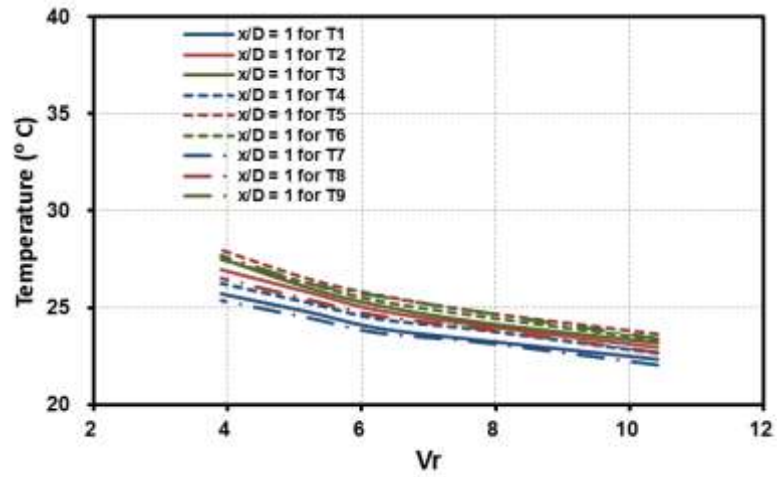


圖 3.1.5.23 向下流動 90 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

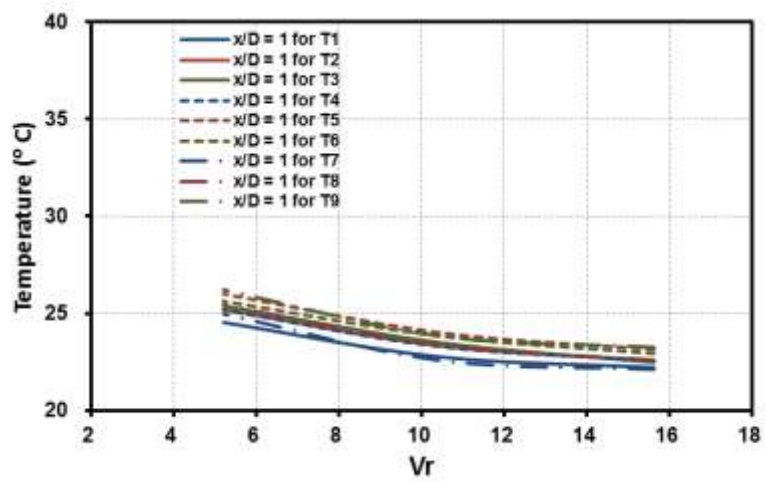


圖 3.1.5.24 水平流動 90 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

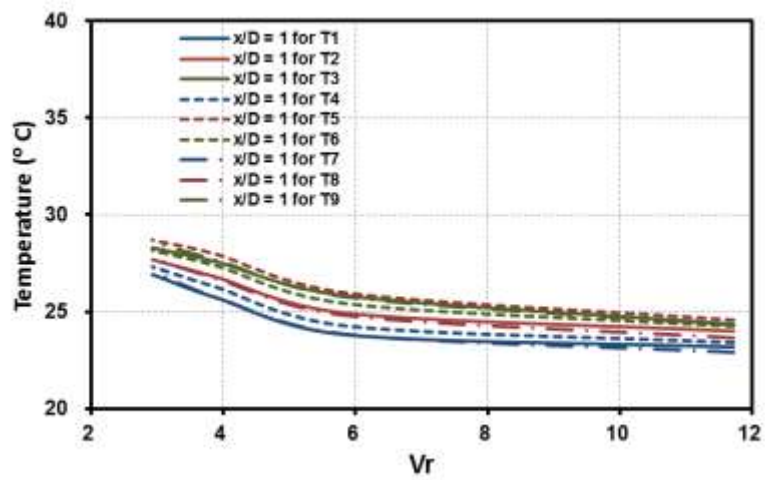


圖 3.1.5.25 向上流動 90 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

截面 $x/D=9$

在截面 $x/D=9$ 處(圖 3.1.5.26、圖 3.1.5.27、圖 3.1.5.28)，流動距離已增加為 90 公分。此處各個量測點的溫度已接近平均溫度，可以視為此截面的流體混合是均勻的。

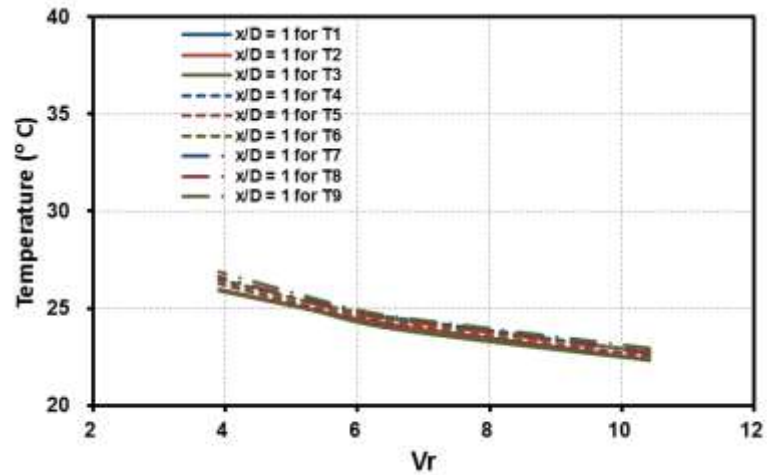


圖 3.1.5.26 向下流動 90 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

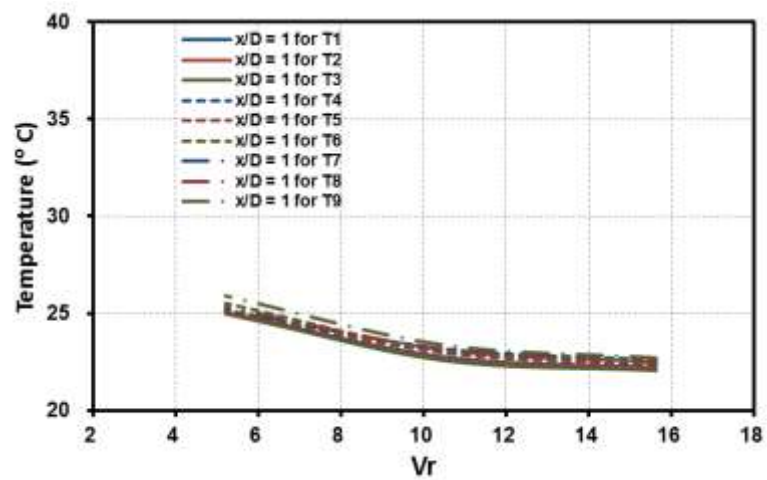


圖 3.1.5.27 水平流動 90 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

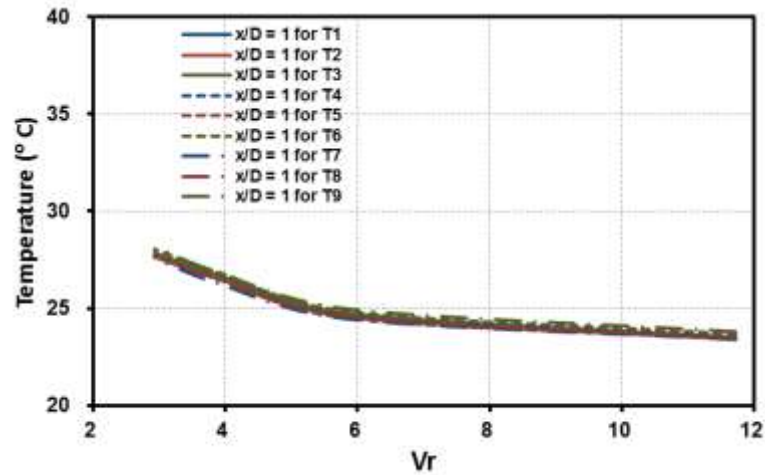


圖 3.1.5.28 向上流動 90 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

3.1.5.3-2 45 度 T 型管的溫度變化

在 45 度 T 型管的部分，本研究將分別探討在下游截面 $x/D=1$ 、4、9 處的溫度變化。

截面 $x/D=1$

支管冷水水流向下流動如圖 3.1.5.29、圖 3.1.5.30、圖 3.1.5.31 所示。當流速比 $V_r < 8$ 時，由於冷水尚未衝擊到管底 $x/D=0$ 處，未完全產生 impinging jet，其中冷水水流通過 T2、T5、T7 及 T8 附近(溫度左右不對稱是實驗設計造成)。支管冷水將熱水水流分成兩股，使其向下通過 T1、T4，以及向上流經 T3、T6、T9。在 T1、T4、T7 處，其溫度變化是逐漸降低，這是由於隨著流速比 V_r 接近 8，熱水水流流量減少而被冷水抬升到 T3、T6、T9，冷水水流沉降通過其餘六個量測點。 $V_r > 10$ 後，由於上游 $x/D=-0.5$ 處產生回流，所以各點溫度緩慢下降。

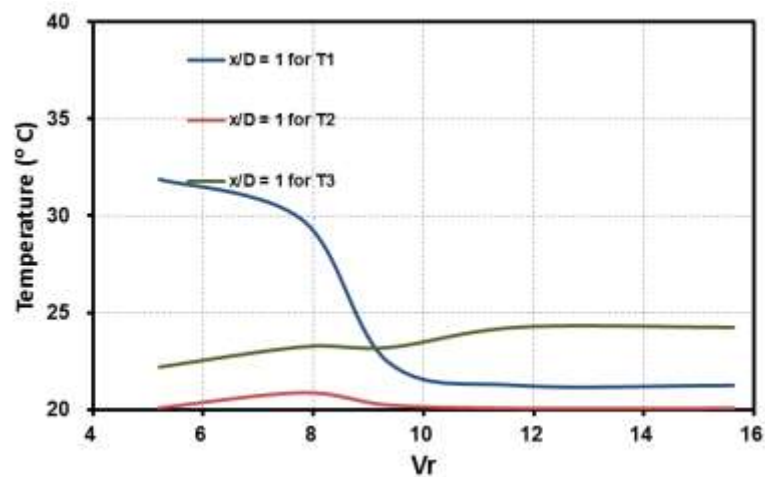


圖 3.1.5.29 向下流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T1、T2、T3 溫度分布

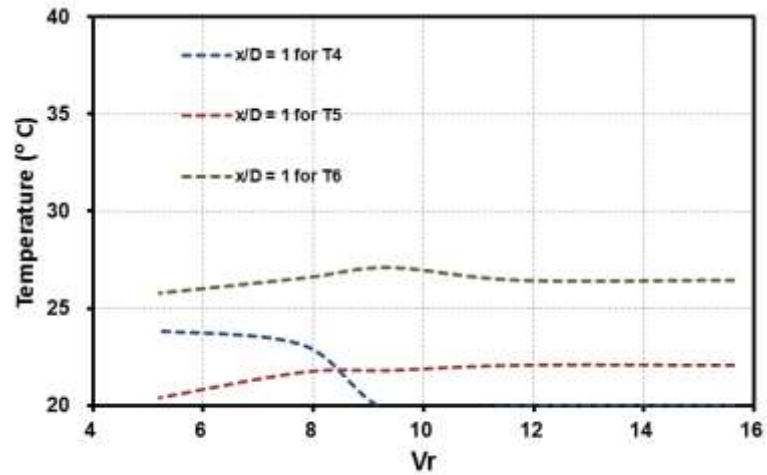


圖 3.1.5.30 向下流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

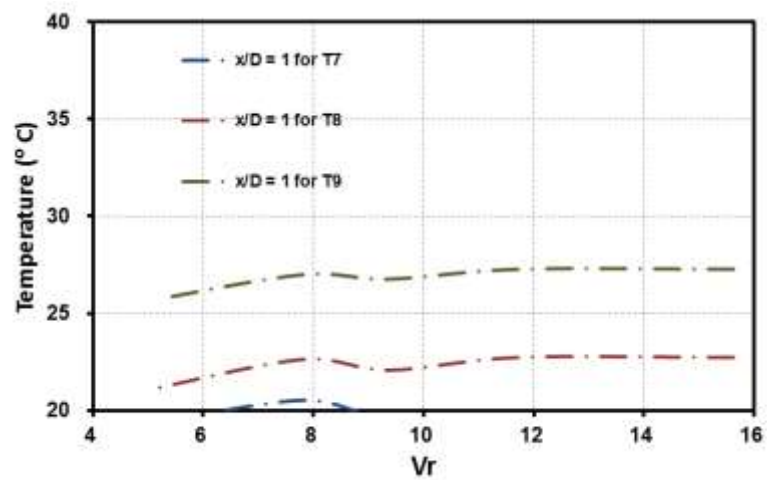


圖 3.1.5.31 向下流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

水平流動如圖 3.1.5.32、圖 3.1.5.33、圖 3.1.5.34 所示，在流速比 $V_r > 8$ 後，隨著流速比增加，熱水流量下降，此時冷水的 impinging jet 形成，趨勢和向下流動類似。支管冷水將熱水水流分成兩股，使其向右通過 T1、T4，以及向左流經 T3、T6、T9。在 T1、T4、T7 處，其溫度變化是逐漸降低，這是由於隨著流速比 V_r 接近 8，熱水水流受冷水影響而改流到 T3、T6、T9，冷水水流則通過其餘六個量測點，形成截面左右溫度分層。

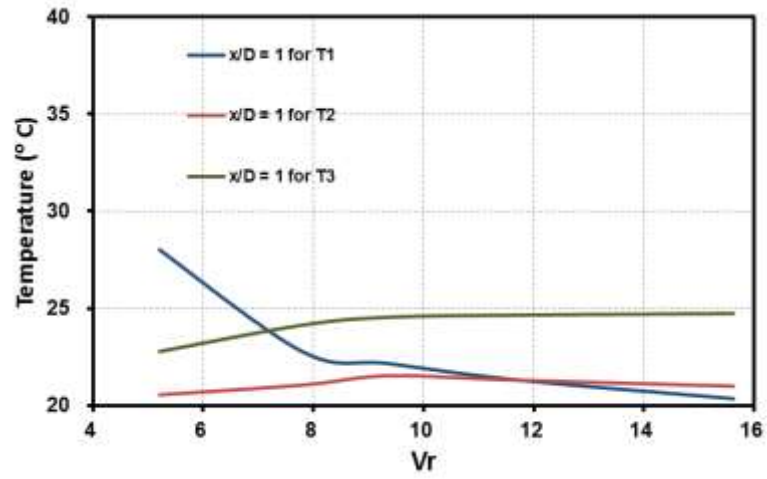


圖 3.1.5.32 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T1、T2、T3 溫度分布

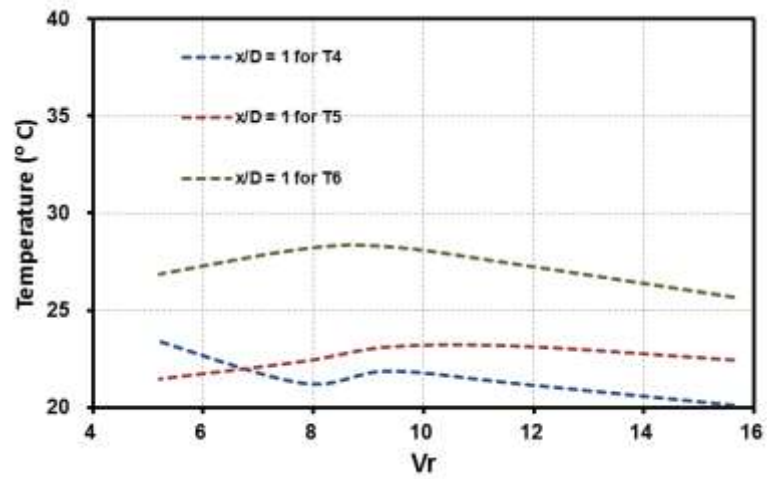


圖 3.1.5.33 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

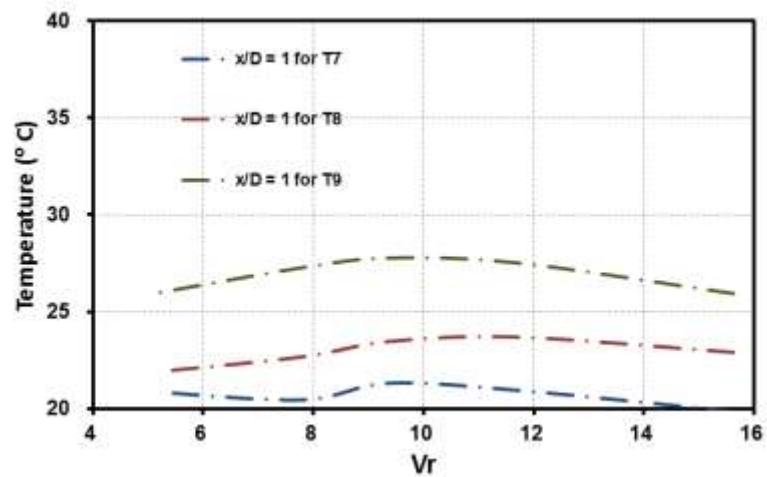


圖 3.1.5.34 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

向上流動如圖 3.1.5.35、圖 3.1.5.36、圖 3.1.5.37 所示，除了上層 T1、T4、T7，其他點溫度變化都是先升高後降低。和前面實驗條件的原因類似，當流速比 $V_r < 8$ 時，由於冷水水流尚未衝擊到 $x/D=0$ 處，未完全產生 impinging jet，冷水水流將熱水水流切割成兩部分，大部分從下方流經，而有小部分從上半部過去。所以在 T1、T4、T7 的溫度較後面 $V_r > 8$ 相同量測位置高。

隨著 V_r 接近 8，此時 impinging jet 形成，且流速比增加熱水流量下降，熱水都被冷水排到了 T3、T6、T9，冷水 impinging 在 T1、T4、T7，取代了熱水原本的位置，所以此時 T3、T6、T9 溫度達到最高，T1、T4、T7 溫度最低。 $V_r > 10$ 後仍未產生回流，所以各點溫度是持平無變化的。

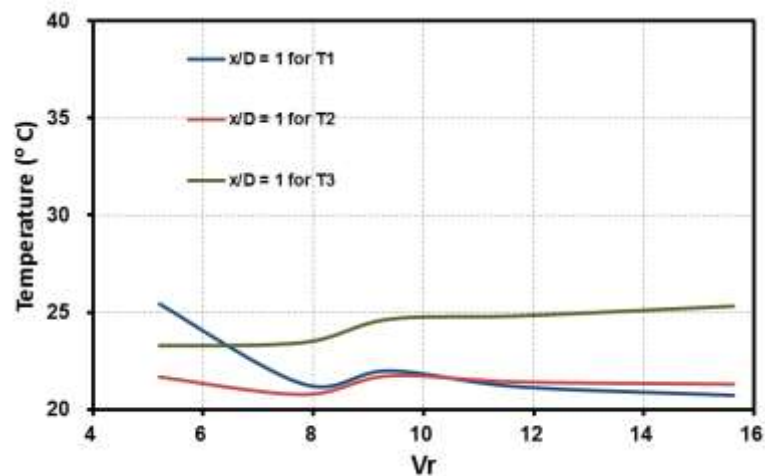


圖 3.1.5.35 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T1、T2、T3 溫度分布

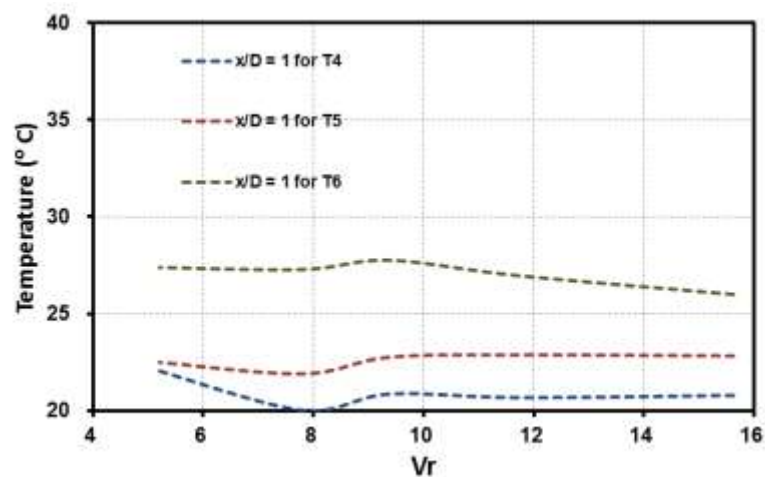


圖 3.1.5.36 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

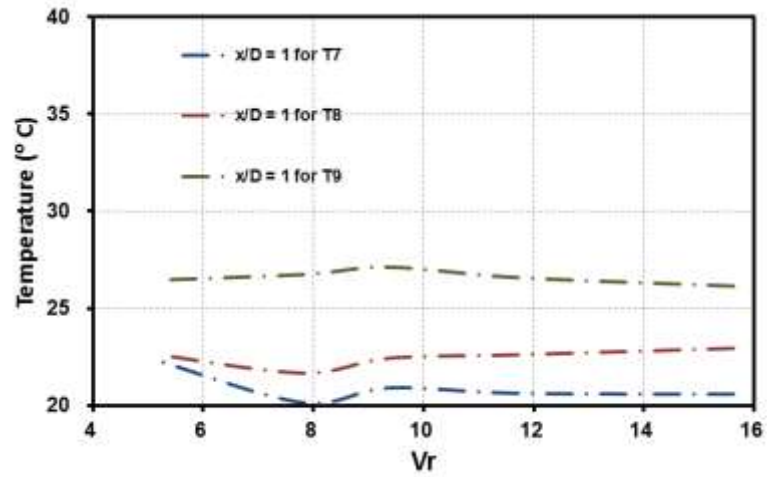


圖 3.1.5.37 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

截面 $x/D=4$

在截面 $x/D=4$ 處(圖 3.1.5.38、圖 3.1.5.39、圖 3.1.5.40)，隨著流動距離的拉長，此截面的最大溫差已經縮小至 $5\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。隨流速比 V_r 增加，整體水流的截面平均混合溫度持續下降。這是因為流速比 V_r 增加意味著熱水水流流量減低，所以平均混合溫度也降低了。

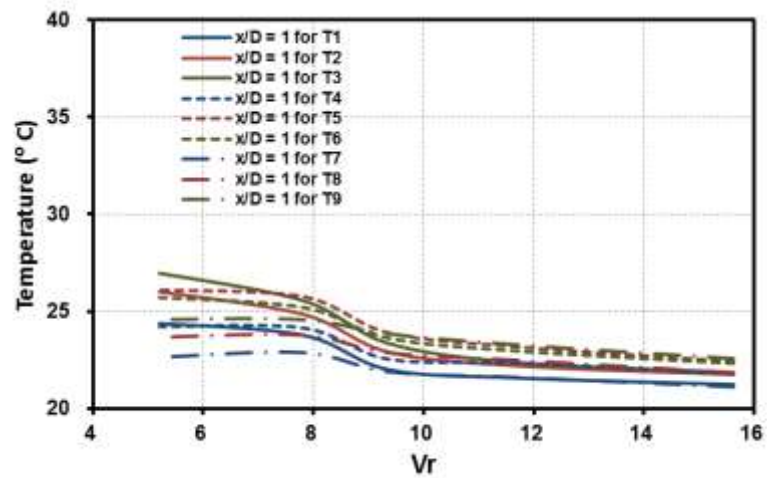


圖 3.1.5.38 向下流動 45 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

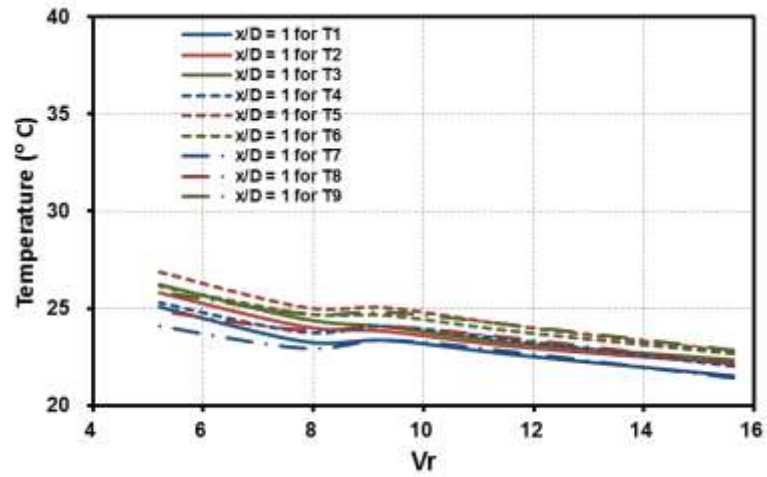


圖 3.1.5.39 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

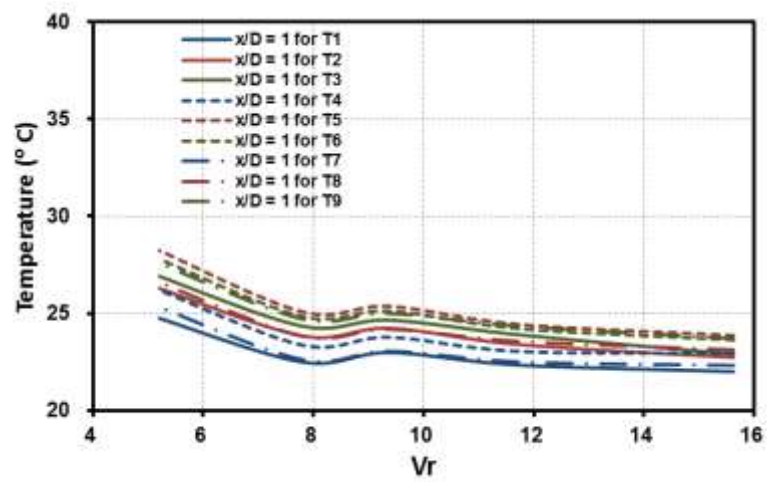


圖 3.1.5.40 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

截面 $x/D=9$

在截面 $x/D=9$ 處(圖 3.1.5.41、圖 3.1.5.42、圖 3.1.5.43)，流動距離已增加為 90 公分。此處各個量測點的溫度已接近平均溫度，可以視為此截面的流體混合是均勻的。

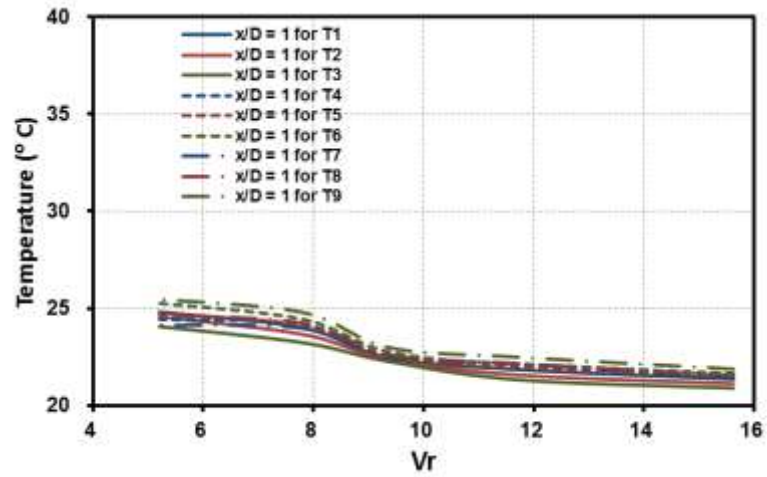


圖 3.1.5.41 向下流動 45 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

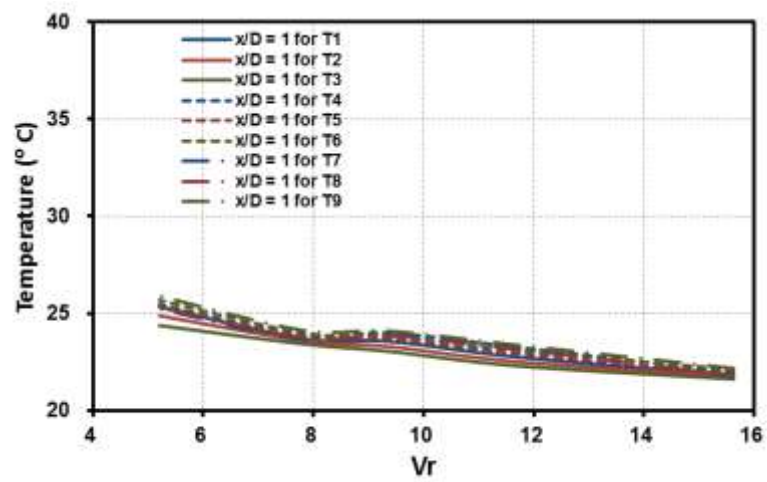


圖 3.1.5.42 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

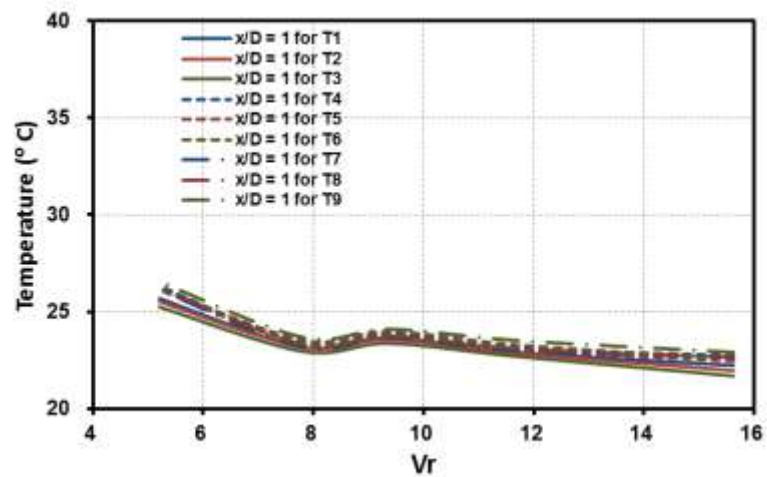


圖 3.1.5.43 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

3.1.5.3-3 截面 $x/D=0$ 和 $x/D=-0.5$ 的溫度變化

在回流形成方面，90 度 T 型管在流速比大於 5 後，三個支管方向的水流開始衝擊兩管連接處正下方(圖 3.1.5.44)，直到流速比大於 6 之後，回流開始產生(圖 3.1.5.45)。其中以向下流動的溫降幅度最大，此現象可由支管的方向來解釋。向下流動的支管連接處位於主管上部，水流方向與重力方向相同，使衝擊到量測點 $x/D=-0.5$ 的支管冷水水流增多，因而造成溫降幅度較大的結果。在水平流動方面，由於 T 型管處於水平平放，而 $x/D=0$ 和 $x/D=-0.5$ 的量測點正好位於管壁中央，所以會剛好處於冷熱水交界處，使得溫降幅度最小，所以要等到流速比 $V_r > 10$ 後熱水流量足夠小，才能使上游產生回流。

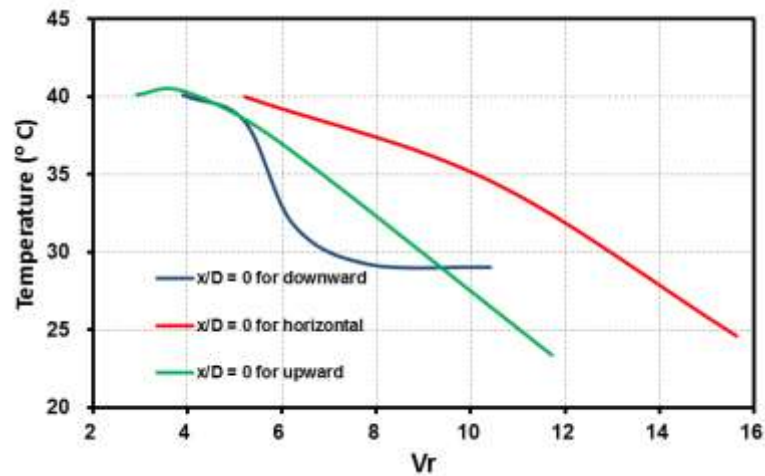


圖 3.1.5.44 90 度 T 型管截面 $x/D=0$ 的 mixing scalar 分布

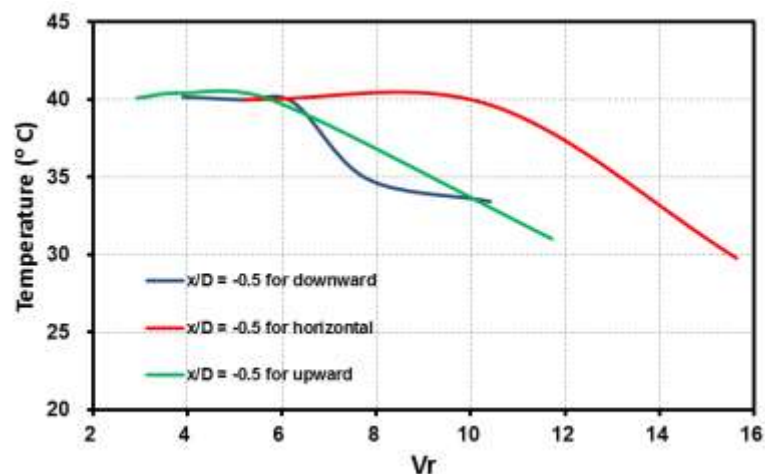


圖 3.1.5.45 90 度 T 型管截面 $x/D=-0.5$ 的 mixing scalar 分布

雖然 45 度 T 型管在流速比 V_r 大於 8 後，三種支管方向皆有冷水水流衝擊到底部(圖 3.1.5.46)，但只有向下流動的條件下在流速比 V_r 超過 12 後才有明顯的溫度下滑、回流產生(圖 3.1.5.47)，可能

是由於支管水流流動方向與重力方向相同的緣故。45 度 T 型管與 90 度 T 型管的條件相比較後可發現，支管進口角度對於回流的產生有顯著影響，90 度 T 型管較易在低流速比情況下產生回流。

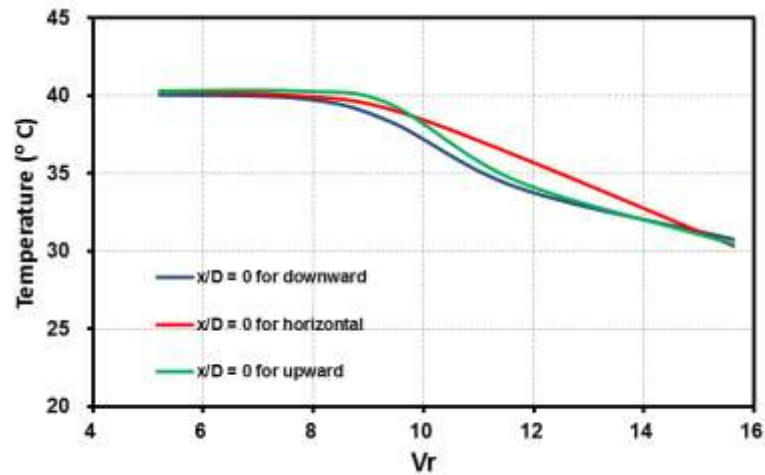


圖 3.1.5.46 45 度 T 型管截面 $x/D=0$ 的 mixing scalar 分布

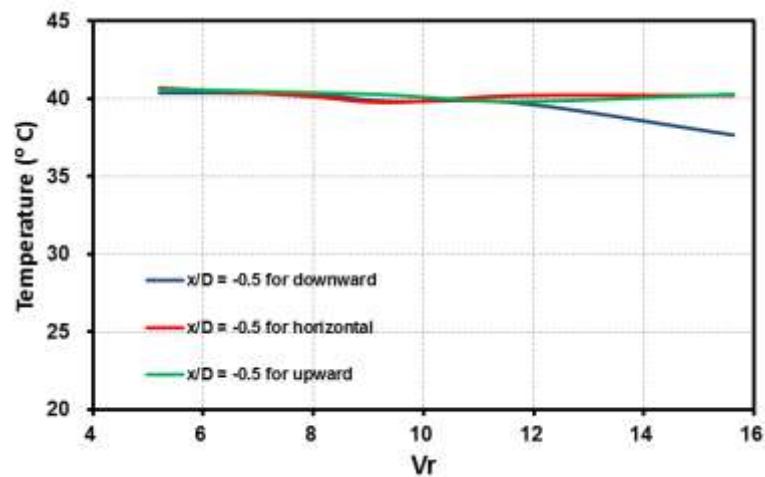


圖 3.1.5.47 45 度 T 型管截面 $x/D=-0.5$ 的 mixing scalar 分布

3.1.5.3-4 45 度 T 型管的溫度變化

在 45 度 T 型管的部分，本研究將分別探討在下游截面 $x/D=1$ 、 4 、 9 處的溫度變化。

截面 $x/D=1$

支管冷水水流向下流動如圖 3.1.5.48、圖 3.1.5.49、圖 3.1.5.50 所示。當流速比 $Vr < 8$ 時，由於冷水尚未衝擊到管底 $x/D=0$ 處，未完全產生 impinging jet，其中冷水水流通過 T2、T5、T7 及 T8 附近。支管冷水將熱水水流分成兩股，使其向下通過 T1、T4，以及向上流經 T3、T6、T9。在 T1、T4、T7 處，其溫度變化是逐漸降低，這是由於隨著流速比 Vr 接近 8，熱水水流流量減少而被冷水

抬升到 T3、T6、T9，冷水水流沉降通過其餘六個量測點。Vr > 10 後，由於上游 x/D = -0.5 處產生回流，所以各點溫度緩慢下降。

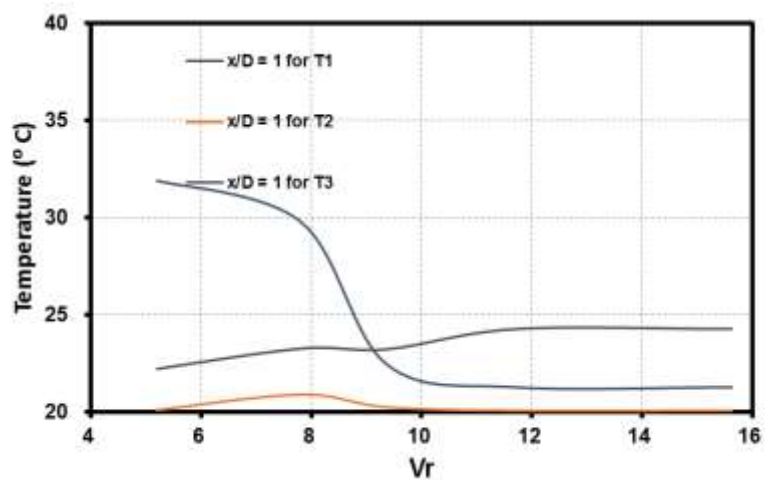


圖 3.1.5.48 向下流動 45 度 T 型管截面 x/D=1 的 T1、T2、T3 溫度分布

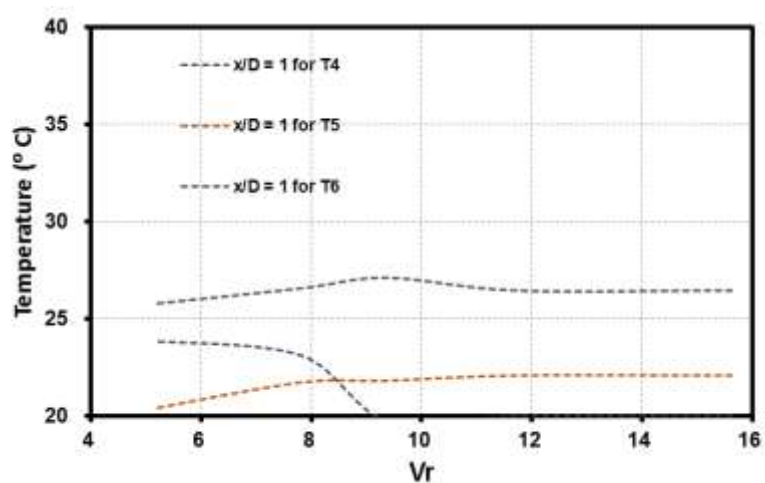


圖 3.1.5.49 向下流動 45 度 T 型管截面 x/D=1 的 T4、T5、T6 溫度分布

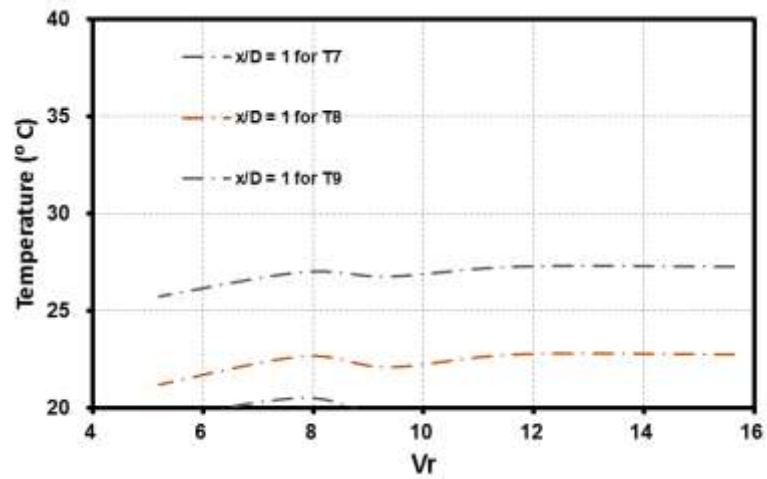


圖 3.1.5.50 向下流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

水平流動如圖 3.1.5.51、圖 3.1.5.52、圖 3.1.5.53 所示，在流速比 $Vr > 8$ 後，隨著流速比增加，熱水流量下降，此時冷水的 impinging jet 形成，趨勢和向下流動類似。支管冷水將熱水水流分成兩股，使其向右通過 T1、T4，以及向左流經 T3、T6、T9。在 T1、T4、T7 處，其溫度變化是逐漸降低，這是由於隨著流速比 Vr 接近 8，熱水水流受冷水影響而改流到 T3、T6、T9，冷水水流則通過其餘六個量測點，形成截面左右溫度分層。

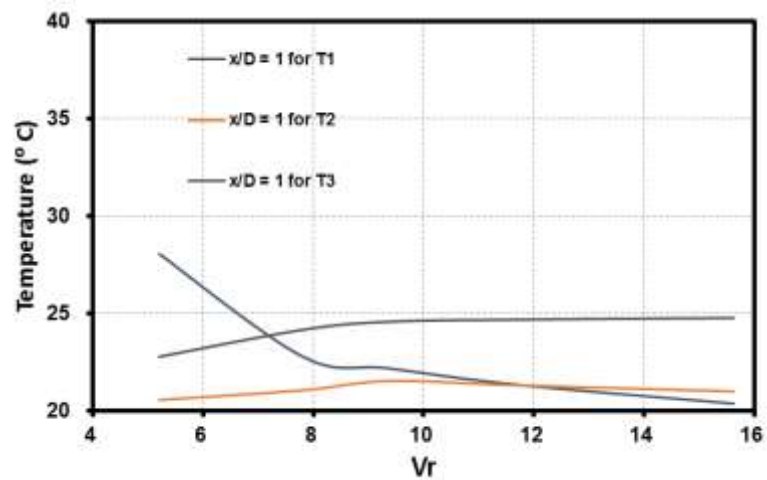


圖 3.1.5.51 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T1、T2、T3 溫度分布

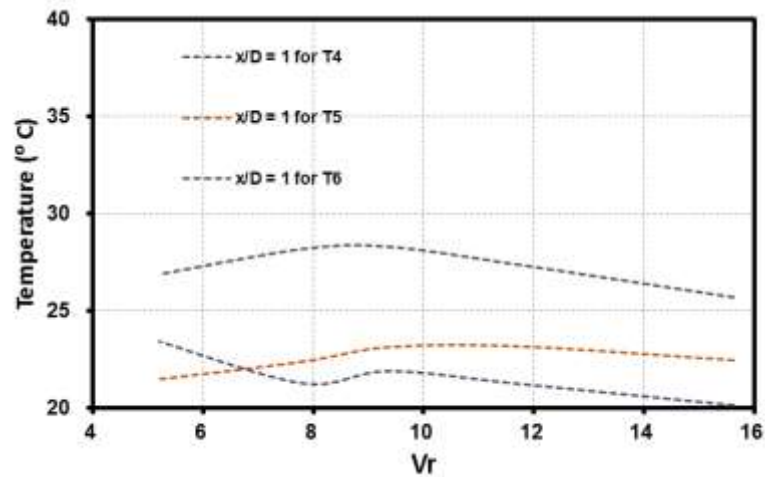


圖 3.1.5.52 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

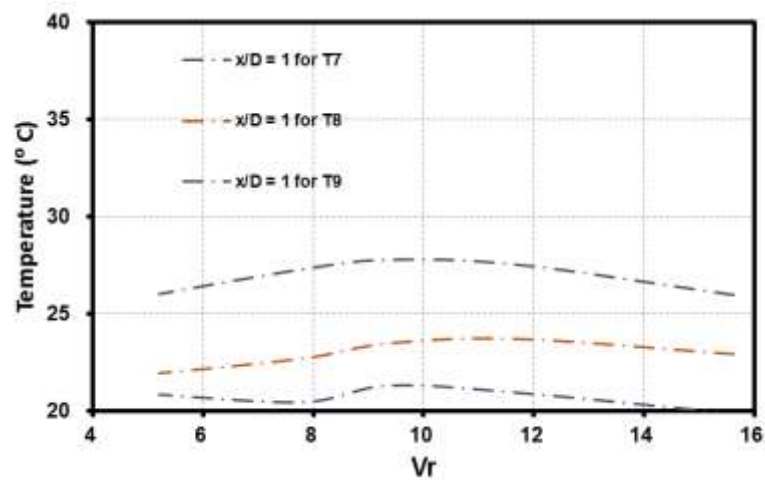


圖 3.1.5.53 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

向上流動如圖 3.1.5.54、圖 3.1.5.55、圖 3.1.5.56 所示，除了上層 T1、T4、T7，其他點溫度變化都是先升高後降低。和前面實驗條件的原因類似，當流速比 $Vr < 8$ 時，由於冷水水流尚未衝擊到 $x/D=0$ 處，未完全產生 impinging jet，冷水水流將熱水水流切割成兩部分，大部分從下方流經，而有小部分從上半部過去。所以在 T1、T4、T7 的溫度較後面 $Vr > 8$ 相同量測位置高。

隨著 Vr 接近 8，此時 impinging jet 形成，且流速比增加熱水流量下降，熱水都被冷水排到了 T3、T6、T9，冷水 impinging 在 T1、T4、T7，取代了熱水原本的位置，所以此時 T3、T6、T9 溫度達到最高，T1、T4、T7 溫度最低。 $Vr > 10$ 後仍未產生回流，所以各點溫度是持平無變化的。

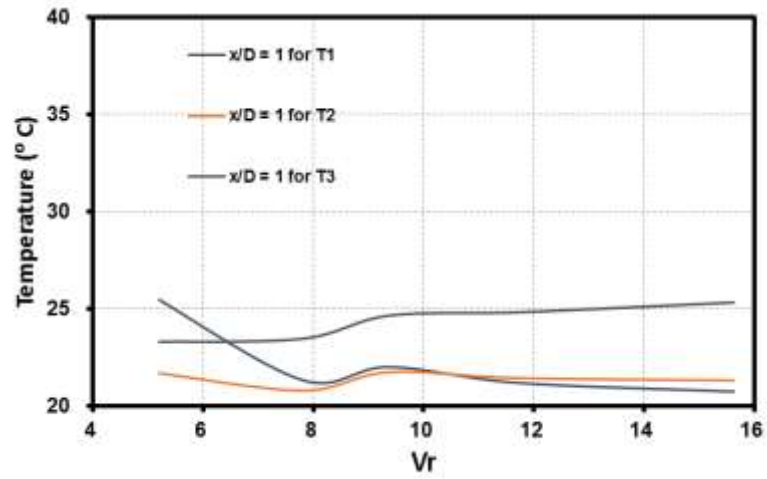


圖 3.1.5.54 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T1、T2、T3 溫度分布

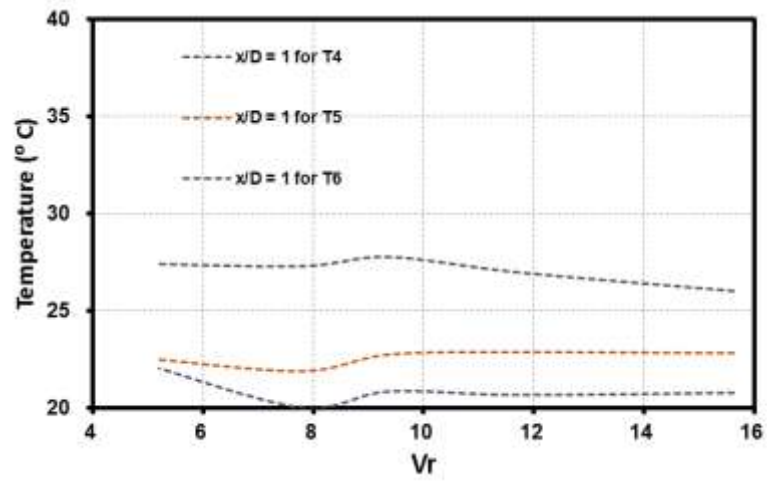


圖 3.1.5.55 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T4、T5、T6 溫度分布

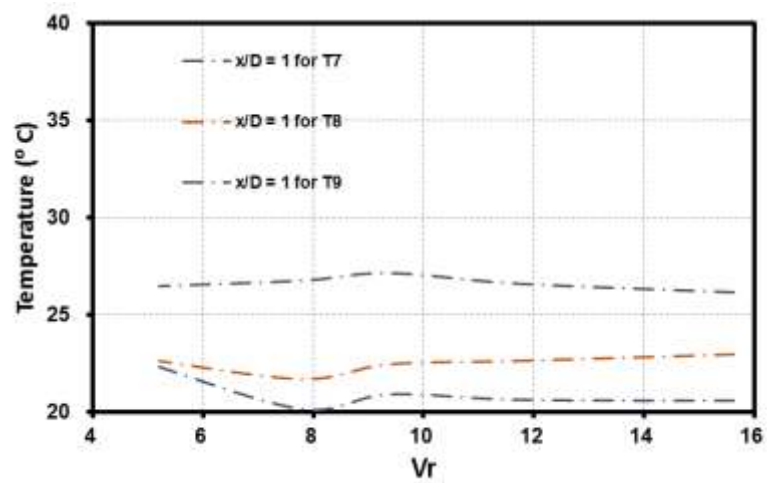


圖 3.1.5.56 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=1$ 的 T7、T8、T9 溫度分布

截面 $x/D=4$

在截面 $x/D=4$ 處(圖 3.1.5.57、圖 3.1.5.58、圖 3.1.5.59)，隨著流動距離的拉長，此截面的最大溫差已經縮小至 $5\text{ }^{\circ}\text{C}$ ，。隨流速比 V_r 增加，整體水流的截面平均混合溫度持續下降。這是因為流速比 V_r 增加意味著熱水水流流量減低，所以平均混合溫度也降低了。

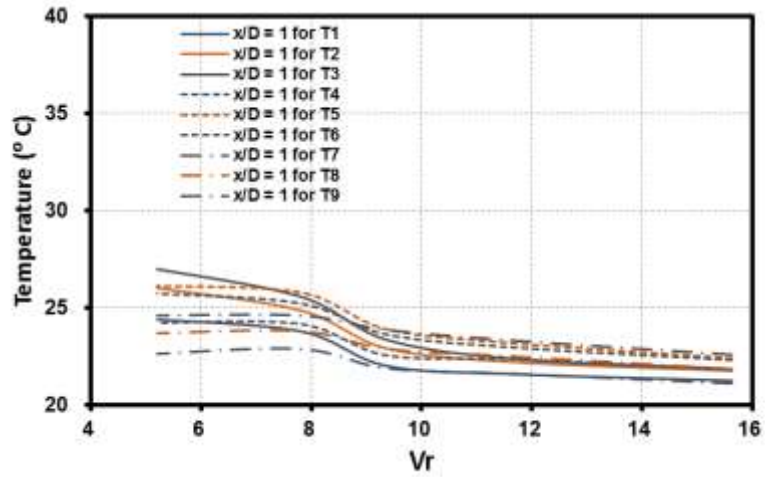


圖 3.1.5.57 向下流動 45 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

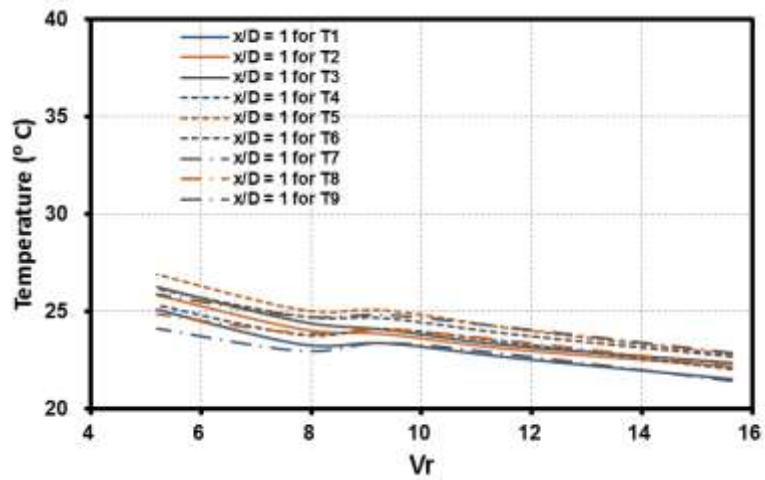


圖 3.1.5.58 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

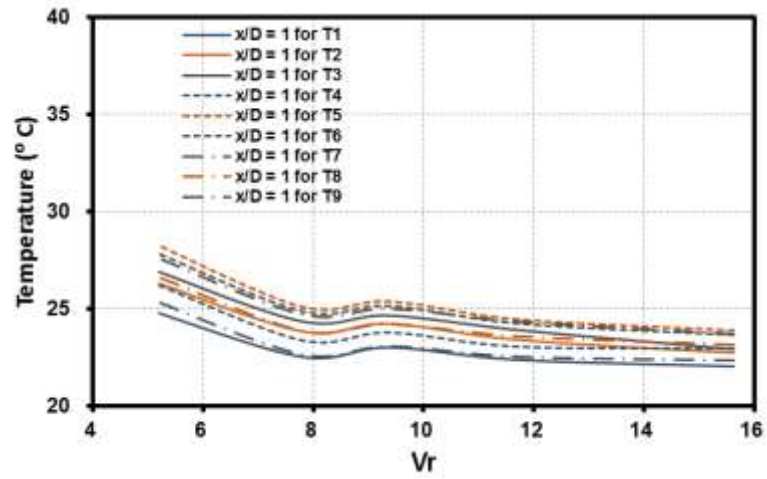


圖 3.1.5.59 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=4$ 的溫度分布

截面 $x/D=9$

在截面 $x/D=9$ 處(圖 3.1.5.60、圖 3.1.5.61、圖 3.1.5.62)，流動距離已增加為 90 公分。此處的所有量測點的溫度已接近平均溫度，可以視為此截面的流體混合是均勻的。

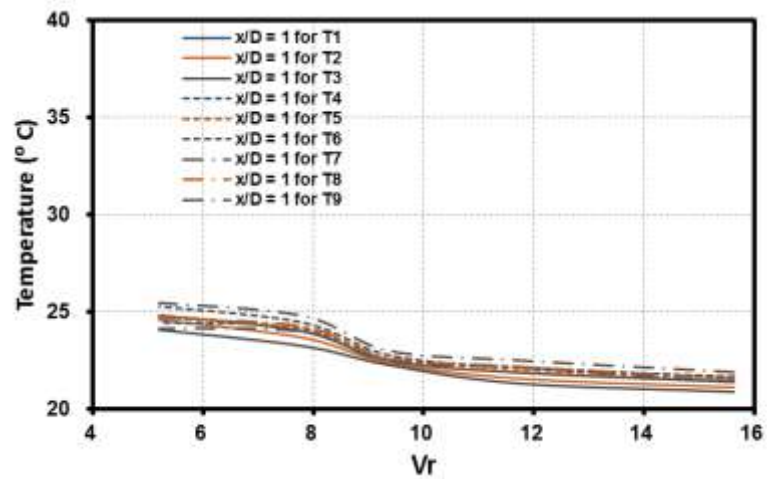


圖 3.1.5.60 向下流動 45 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

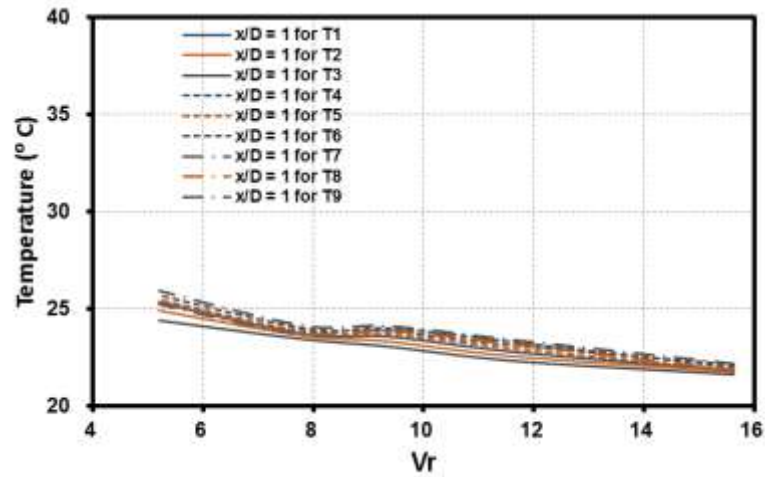


圖 3.1.5.61 水平流動 45 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

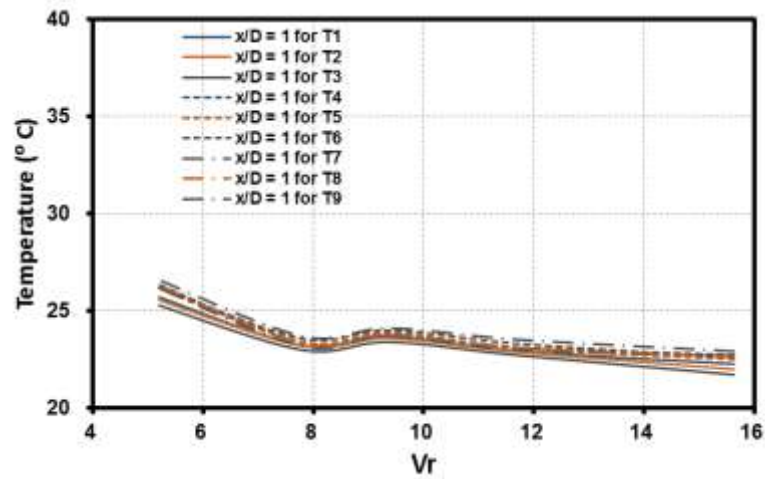


圖 3.1.5.62 向上流動 45 度 T 型管截面 $x/D=9$ 的溫度分布

截面 $x/D=0$ 和 $x/D=-0.5$ 的溫度變化

雖然 45 度 T 型管在流速比 V_r 大於 8 後，三種支管方向皆有冷水水流衝擊到底部(圖 3.1.5.63)，但只有向下流動的條件下在流速比 V_r 超過 12 後才有明顯的溫度下滑、回流產生(圖 3.1.5.64)，可能是由於支管水流流動方向與重力方向相同的緣故。45 度 T 型管與 90 度 T 型管的條件相比較後可發現，支管進口角度對於回流的產生有顯著影響，90 度 T 型管較易在低流速比情況下產生回流。

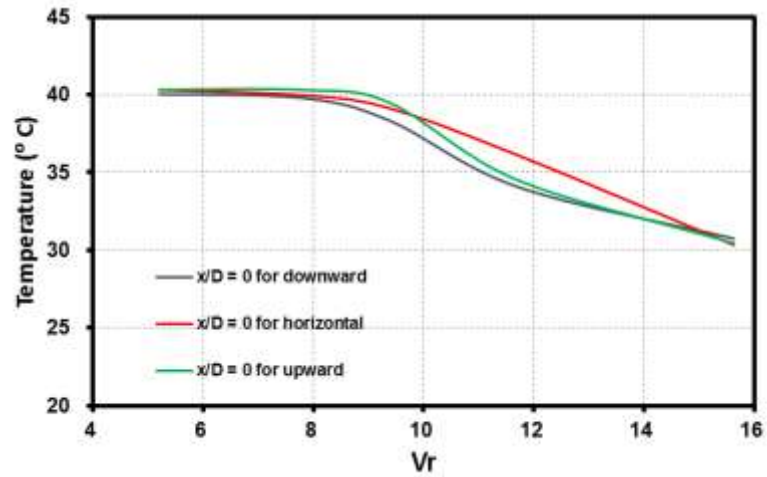


圖 3.1.5.63 45 度 T 型管截面 $x/D=0$ 的 mixing scalar 分布

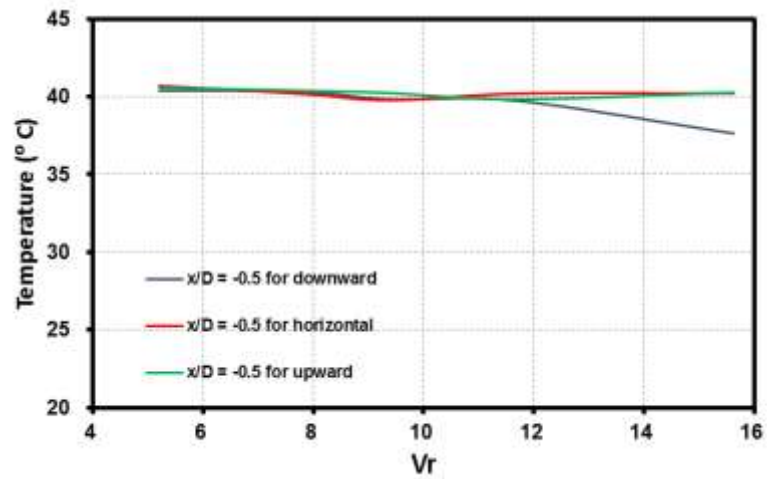


圖 3.1.5.64 45 度 T 型管截面 $x/D=-0.5$ 的 mixing scalar 分布

流場變化

由圖 3.1.5.65、圖 3.1.5.66、圖 3.1.5.67 可知 45 度 T 型管的流動狀況。當流速比 $V_r > 8$ 之後，向下流動、水平流動及向上流動的支管流體會完全觸碰到管底 $x/D=0$ ，即圖中綠圈處。因為與重力同一方向的只有向下流動條件，所以只有向下流動在流速比大於 15 後會產生回流，觸碰到 $x/D=-0.5$ 圖中紅圈處，水平流動及向上流動則沒有產生。

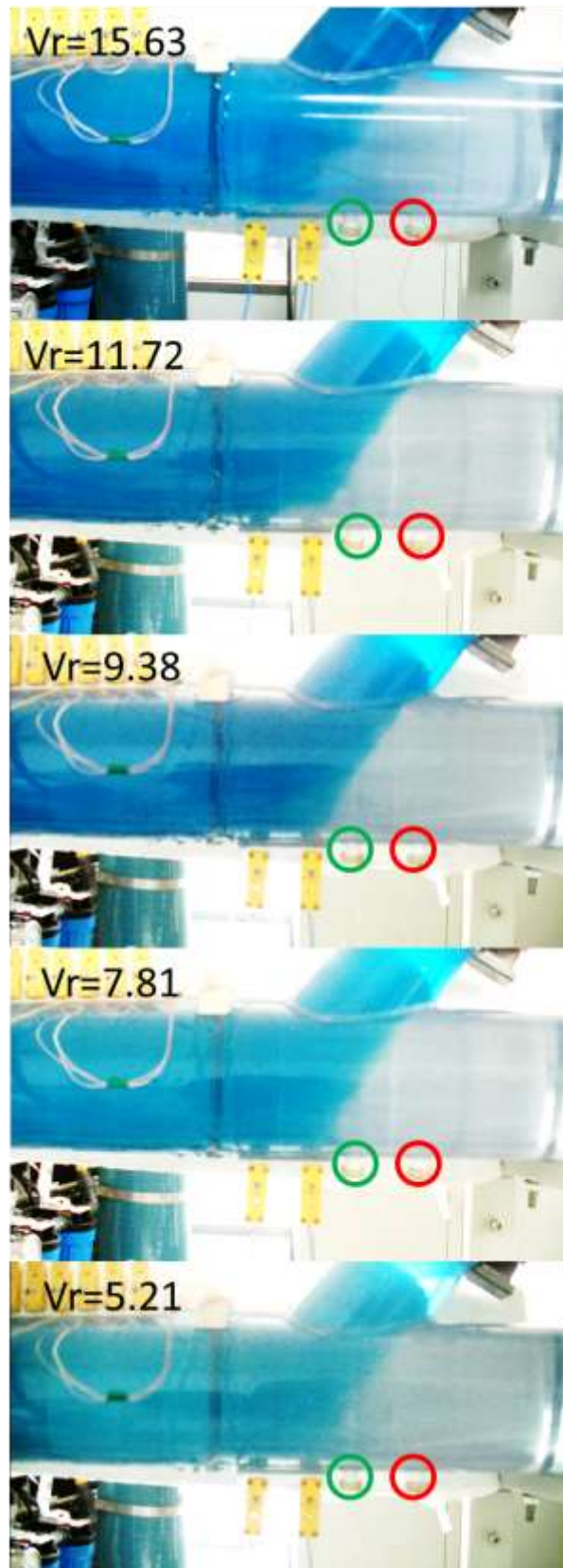


圖 3.1.5.65 向下流動 45 度 T 型管流譜

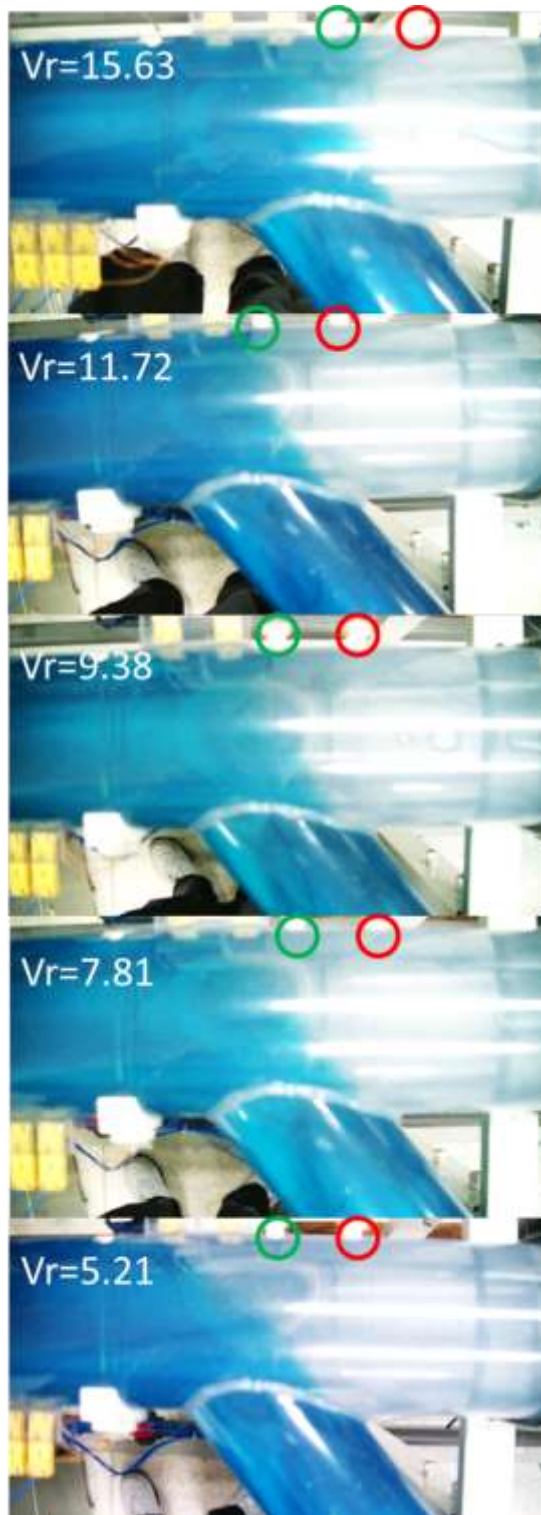


圖 3.1.5.66 水平流動 45 度 T 型管流譜

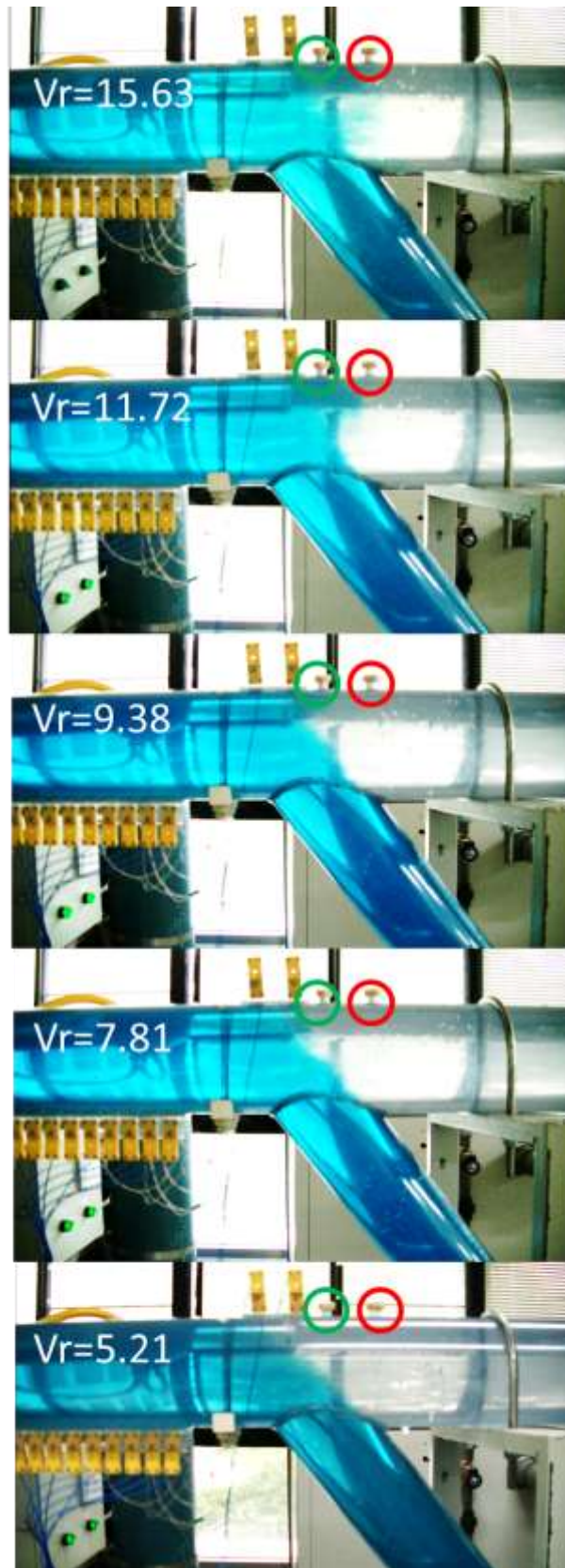


圖 3.1.5.67 向上流動 45 度 T 型管流譜

3.1.5.4 結論

本研究藉由實驗，完成了 T 型管冷熱水流混合之現象研究。綜合以上實驗結果及流場觀測，得出以下結論：

1. 90 度 T 型管的比 45 度 T 型管更能夠增強下游兩管交接處混合情形及上游回流之產生。
2. 在同一支管入口角度條件下，不同的支管擺放方向越接近水平放置，越不易產生回流及 impinging jet，使下游兩管交接處混合狀況越差，溫度分層越明顯。
3. 在同一支管入口角度條件下，支管方向垂直擺放對於下游兩管交接處混合情形及上游回流之產生，具有最大的正面助益。
4. 流速比改變對於兩管交接處影響較為顯著，但隨著流動距離拉長，流速比改變對於下游混合的影響減弱，各個條件的溫度分布狀況趨於一致。
5. 支管入口角度改變對於遠處下游溫度分布並無明顯幫助，90 度 T 型管和 45 度 T 型管的溫度變化是一樣的。

「進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發」成果：

1. 期刊論文：期刊論文 5 篇、會議論文 14 篇

- a. Hao-Tzu Lin, Shu-Ming Yang, Jong-Rong Wang, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih, The ultimate response guideline simulation and analysis by using TRACE for Lungmen ABWR nuclear power plant, KERNTECHNIK, Vol. 80, pp. 214-231, 2015.
- b. J. R. Wang, H. T. Lin, Y.T. Lee, A. L. Ho, S. W. Chen, and C. Shih, The Analysis of TRACE/FRAPTRAN in Ultimate Response Guideline for Lungmen ABWR Nuclear Power Plant, NURETH-16, August 30-September 4, 2015, Hyatt Regency Chicago, 2015.
- c. Ai-Ling Ho, Chunkuan Shih, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, MAIN STEAM LINE BREAK ANALYSIS FOR LUNG MEN ABWR, TopFuel 2015, 13 - 17 September 2015 in Zurich, Switzerland.
- d. Y.T. Li, S. W. Chen, J. R. Wang, C. Shih, THE SBO ANALYSIS WITH URG PROCEDURE FOR LUNG MEN ABWR USING TRACE/FRAPTRAN CODES, ANS-15563, 2015 ANS Winter Meeting, Washington, DC Marriott Wardman Park, November 8-12, 2015.
- e. J. D. Lee*, C. Pan and S. W. Chen, "The Impact of Vertical Vibration on the Nonlinear Behaviors of Multiple Parallel Boiling Channels," 16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics (NURETH-16), Chicago, USA, Aug. 30-Sept. 4, 2015.
- f. J. D. Lee*, C. Pan and S. W. Chen, "A Study in the Effect of Vertical Acceleration on the Nonlinear Dynamics of Multiple Nuclear-Coupled Boiling Channels," 2015 International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT 2015), Taipei, Taiwan, October 16-19, 2015.
- g. Y.G. Lin, J.D. Lee, S.W. Chen, T.Y. Chen, 2015, "Nonlinear analysis of a single nuclear-coupled boiling channel with two-phase forced flows", 3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015), Taipei, Taiwan, October 16-19, 2015.

- h. M.L. Chai, S.Y. Liu, F.J. Kuo, M.S. Lin, S.W. Chen, B.S. Pei, 2015, "Visualization Study of Wispy Annular Flow in Vertical Pipe", 3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015), Taipei, Taiwan (16-19 October, 2015).
- i. F.J. Kuo, M.L. Chai, M.S. Lin, S.W. Chen, W.K. Lin, J.R. Wang, C. Shih, B.S. Pei, 2015, "Visualization Study of High Flow Rate Churn Flow in a Vertical Pipe", 3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015), Taipei, Taiwan (16-19 October, 2015).
- j. F.C. Liu, S.W. Chen, J.R. Wang, W.K. Lin, C. Shih, J.D. Lee, J.J. Peir, B.S. Pei, 2015, "Experiment of Heat Transfer Enhancement by Ultrasonic Vibration", 3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015), Taipei, Taiwan (16-19 October, 2015).
- k. S.Y. Liu, M.S. Lin, T.Y. Wang, S.W. Chen, B.S. Pei, 2015, "Identification of Transition Boundary of the Churn and Annular Flows in a Circular Tube Using Multi-range Differential Pressure and Conductivity Signals", 3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015), Taipei, Taiwan (16-19 October, 2015).
- l. S.W. Chen, F.C. Liu, T.Y. Wang, W.K. Lin, J.R. Wang, H.T. Lin, J.D. Lee, J.J. Peir, C. Shih, 2015, "Modeling and Analyses of Boiling and Capillary Limitations for Micro Channel Wick Structures", *Journal of Mechanics*, Vol. 31(6), pp. 1 – 12, 2015. (SCI, EI)
- m. J. D., Lee*, S. W., Chen and C., Pan, "The effect of external vertical acceleration on the dynamic behaviors of a single nuclear-coupled boiling channel," *Nuclear Energy and Design*, Vol. 301, pp. 264–278, 2016. (SCI, EI)
- n. Jun-Jen Lu, Teng-Chieh Hsu, Hwai-Pwu Chou, "System assessment of an FPGA-based RPS for ABWR nuclear power plant," *Progress in Nuclear Energy* 85 (2015) 44-55.
- o. Chih-Yao Hsieh, Hwai-Pwu Chou, " A Defense in Depth Approach for Nuclear Power Plant Accident Management," ANIMMA 2015, #199.
- p. Y.L. Chen, T.K. Yeh and M. Y. Wang, "An Investigation into SCC of 316L SS - Alloy52 Dissimilar Metal Welds in Simulated BWR Environments," 104 Annual Conference of Chinese Corrosion Engineering Association, Pingtung, Taiwan, August 27-28, 2015.
- q. Kun-Yan Lin, Chih-Hung Lin*, Yuh-Ming Ferng, "Modeling on T- junction of Pressurized Thermal Shock Application with Different Turbulence models and Experimental Study," *Proceedings of the 32th CSME Conference*, Kaohsiung, Taiwan, 2015.
- r. Lin, C.H., Chen, M. S., Ferng, Y. M., "Investigating thermal mixing and reverse flow characteristics in a T-junction by way of experiments", *Applied Thermal Engineering*, Vol.99, pp.1171–1182, 2016.

- s. Chih-Yu Chang, Chih-Hung Lin, Yuh-Ming Ferng, “Investigation on the thermal-hydraulic characteristic and mixing effect of pressurized thermal shock for a T-junction piping system”, ICAPP 2016, San Francisco, US, 2016.

2. 人才培育：博士生 4 名、碩士生 16 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
何愛玲	博士生	龍門電廠建模與模擬分析	在學	清華大學核工所博三
楊書明	博士生	龍門電廠斷然處置模擬分析	在學	清華大學核工所博四
李育澤	碩士生	福島事故資料收集研究與龍門電廠程式模擬	在學	清華大學核工所碩二
林明松	博士生	實驗設計	在學	清華大學核工所博士班
林郁格	碩士生	模擬分析	在學	清華大學核工所碩一
劉芳琴	碩士生	實驗設計	在學	清華大學核工所碩二
蔡明倫	碩士生	模擬分析	在學	清華大學工科所碩一
郭封均	碩士生	實驗設計	在學	清華大學工科所碩一
王亭懿	碩士生	模擬分析	在學	清華大學核工所碩一
黃俊富	碩士生	模擬分析	在學	清華大學核工所碩一
盧俊仁	博士生	核電廠預期暫態未及停緩和系統設計	畢業 (2016/01)	清華大學工科所博士班
黃健倫	碩士生	核電廠事故預警及辨識之研究	在學	清華大學工科所碩二
邱彥鈞	碩士生	核電廠安全度評估方法研究	在學	清華大學工科所碩二
林廷翰	碩士生	事故資料庫建置及電廠參數特徵擷取	在學	清華大學核工所碩二
陳光佑	碩士生	機率神經網路分類器研究及建置	在學	清華大學工科所碩一
謝明劭	碩士生	電廠模擬器與辨識系統整合	在學	清華大學工科所碩一
何泉漢	碩士生	執行 SSRT 實驗	在學	清華大學核工所碩一
張志宇	碩士生	執行 T 型管環路系統之運轉與實驗數據分析	在學	清華大學工科所碩二
康景翔	碩士生	協助執行 T 型管系統之架設、實驗與數據	在學	清華大學核工所碩二

		蒐集		
黃品鈞	碩士生	協助執行 T 型管實驗 數據處理與分析比對	在學	清華大學核工所碩二

3. **5 個研究團隊養成**: 建立斷然處置措施研究團隊、熱水力與核能安全研究團隊、事故分類及舒緩決策輔助系統研究團隊、核電廠水化學暨材料腐蝕研究團隊及 CFD 模式與應用研究團隊。
4. **參與國內外相關研討會**: 3 次國際研討會(NURETH-16、ANS 2015、EUROCORR 2015)，2 次國際合作交流(北京清華、大陸國家核電技術發展中心)。

3.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

3.2.1 執行方法

由於我國核一廠與日本福島第一電廠一至四號機皆採用 Mark I 型圍阻體，本研究期望藉由研究國內核能電廠圍阻體過壓防制與消弭氫爆之探討，進行電廠圍阻體排氣及過濾系統有效性及安全性進行深入評估，本計畫以核一廠為研究對象，規劃之整體研究步驟說明如下：

(1) 資料蒐集：

為了有效執行相關的電腦模擬作業，期間廣泛蒐集有關核一廠及 MARK I 型圍阻體的設計資料，並藉此釐清相關條件及參數設定等問題，以進一步建立分析方法，所蒐集的資料類型大致分為下列幾種：

- A. 核一廠設計資料：包括台電核一廠訓練教材，主要參考重要閥門及泵浦設定，爐心、壓力容器幾何資訊及壓力槽下半部設備器材與爐心底板等幾何數據。
- B. 程式方面：包括 MELCOR、GOTHIC 及 FLACS 等程式之官網有關程式介紹的部份，並且詳細閱讀其使用手冊，作為建立模式時的主要參考依據。
- C. 期刊論文方面：包括舊版 MELCOR 的分區方式[1]、MELCOR 模擬燃料池的分析案例[2]、以 MELCOR 作為評估嚴重事故情形下，氫氣產生量的進一步探討[22~26]、應用 FLACS 作爆炸方面的評估案例[31]，及其它有關氫氣擴散分佈[3]、以及被動式氫氣再結合器[40、41]的相關研究。

(2) 氫氣產生量及產氫速率之計算：

藉由前述電廠資料蒐集，採用 MELCOR 程式精確建立核一廠 MARK I 型反應器圍阻體之模型，進行其在類福島事故條件下之全程模擬，計算嚴重事故後爐心熔毀所產生之氫氣量及產氫率。

針對核一廠具有之圍阻體排氣及過濾 DTVS 系統(Direct Torus Venting System，以下簡稱 DTVS)及 SGTS(Standby Gas Treatment System，SGTS)進行細部輸入模式建成，並對直接排氣系統之排氣路徑、排氣時間、不同之氫氣產生量、PAR(Passive Autocatalytic Recombiner, PAR)加裝位置、個數等圍阻體排氣過濾系統之評估分析。

(3) 圍阻體氫氣爆炸及加裝被動式氫氣再結合器分析之評估：

利用 GOTHIC 及 FLACS 程式各自建立核一廠 MARK I 型圍阻體模型，並以前述 MELCOR 程式計算所得之氫氣產生量作為這二套程式的輸入參數，模擬其加裝被動式氫氣再結合器且在類福島事故的情境下的氫氣爆炸分析，評估國內核電廠氫氣爆炸對圍阻體完整性及爆炸震波對爐心燃料棒之衝擊危害程度，並探討加裝被動式氫氣再結合器(PAR)之有效性與其必要性，作為裝設此裝置之重要。

3.2.2 進度說明

依據時程規劃，本研究自 104 年 7 月 23 日起至 105 年 7 月 22 日止，已完成之工作內容說明如下：

3.2.2.1 以 MELCOR 程式計算核一廠 MARK I 型反應器圍阻體各種嚴重事故情境計算最大

氫氣量及產氫速率

(1) MELCOR 程式應用案例蒐集

MELCOR 程式做為評估於嚴重事故情形下氫氣產生量的進一步探討，敘述如下：

Gauntt [22]以 MELCOR 進行嚴重事故之不準確度分析，針對 4 迴圈的 Sequoyah 核電廠氫產生量不準確度分析結果指出 MELCOR 計算所得氫氣量之分布程度較 1990 年 NUREG-1150 所發表的數值更為狹窄，亦即 MELCOR 的不準確度較低，由於置入先進計算法則、評估模式加上實驗數據之驗證，使 MELCOR 於氫氣量計算值的不準確度降低，使 MELCOR 成為核管單位用於嚴重事故狀態下氫氣產生量的評估工具。

Rodriguez 等人[23]藉跨國的研究進行高溫硫-碘反應爐(Very High Temperature Reactor-Sulfur Iodine (VHTR-SI))系統之 MELCOR-H2 模式建立與案例分析，評估該反應爐能量產生且氫氣生成(每年 4 億 2 千萬公斤氫氣)的整廠效益，該文指出 MELCOR-H2 係適於大尺度的核電-氫氣廠之分析與設計，MELCOR-H2 是基於 MELCOR 之分析原則，另加上相關的模組化通用元件(modular, generalized components)，並經 V&V (validation and verification)，使分析者對該程式所得結果得以信任。

Groudev 等人[24]藉 MELCOR 1.8.5 程式對 QUENCH 11 實驗氫產生量之靈敏度計算，該實驗係模擬核電廠於小破口冷卻水流失或電廠全黑事故情形下，主系統之後時期降壓(late depressurization)導致爐心因水位降低而過熱(heat-up)、乾化(dry-out or boil-off)及再注水(reflood)、淬冷(quenching)情境，對燃料束(bundle)在此系列情境下之熱流及化學反應行為，進行氫產生量之靈敏度分析，且指出影響氫量之參數如爐心節點的軸向分布(axial distribution)、銦金屬氧化率常數、氫產生之低溫切斷溫度(low temperature cut-off)及熱輻射交換因子(radiative exchange factors)等，此結論為以後氫量分析研究人員提出相關之重點考慮項目。

Gauntt 等人[25]藉 MELCOR 1.8.5 程式就 Sequoyah 廠於電廠全黑事故下氫源項(hydrogen source term)之不準確度進行探討，結論中指出對氫產生量之不準確性，需併於核電廠嚴重事故下種種模式的複雜性(modeling complex)、耦合且協同增效現象(coupled and synergistic phenomena)等先天固有(inherent)的複雜系統面向，將此諸因素整合性考量，並建議以統計方法進行的機率分析(probabilistic analyses)宜做為此複雜狀態及現象分析所宜考慮之項目。

Omoto 等人[26]於未來沸水式反應爐之氫氣處理及圍阻體過壓保護(hydrogen management and overpressure protection of the containment)論文中，敘述其所提出對惰性化(inerted)圍阻體燃燒控制(flammability control)方法之評估，對輻射分解水(radiolytic decomposition of water)及隨後氫、氧氣傳送至氣區的再結合效應(recombining effect)進行探討，所獲結論為於嚴重事故情形下，其所提出方法顯示圍阻體氣區仍有相當的時間餘裕(large margin in time)以達燃燒之限度(flammability limit)，由於非凝(non-condensable)氣體及水氣係兩重要導致相對比較小體積圍阻體過壓失效之氣體，一項於實際廠房使用滲透(permeation)及被動式氫控(passive hydrogen control)設施做為新的設計選項仍有待進一步實驗之驗證，雖然此設計係具前瞻性(promising in design)；值得注意的是於熔渣發展(melt progression)階段，MELCOR 係用於評估其氫產生選項之一，另一選項則為 MAAP 程式。

(2) MELCOR 模式建立及計算條件

本研究在溼井(Wet Well, WW)及乾井(Dry Well, DW)加入流量路徑(flow path)，以模擬圍阻體在 50psig 開啟的排氣爆破閥(如圖 3.2.1 所示)，並加入乾井頂蓋氫氣洩漏通道(如圖 3.2.2 所示)。

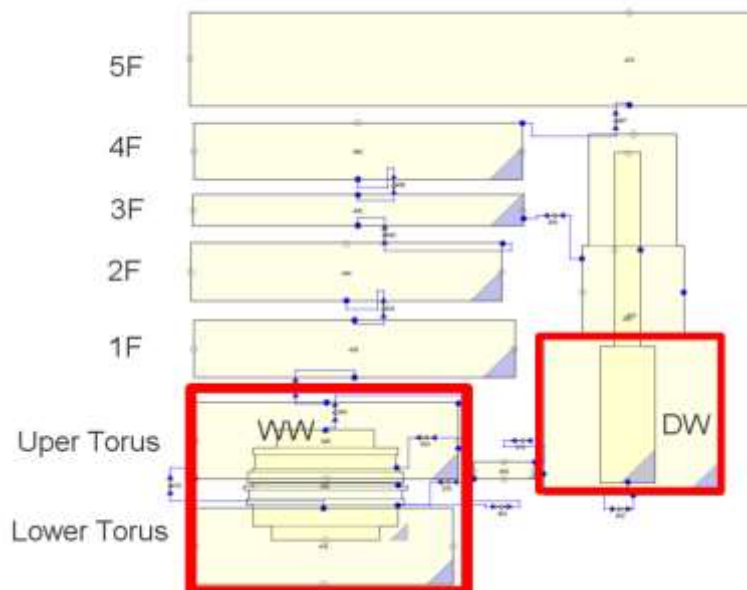


圖 3.2.1 MELCOR 模式建立(1)



圖 3.2.2 MELCOR 模式建立(2)

(1)MELCOR 評估流程及結果

設定核一廠發生 SBO，無任何注水及排氣過濾(釋壓平板，FCVS 及 PAR)的條件下，以 MELCOR 評估之流程及結果說明如下：

- 爐心受損後，氫氣大量產生並透過 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(如圖 3.2.3 所示)。
- 氫氣持續由乾井頂蓋洩漏至反應器廠房五樓(如圖 3.2.4 所示)。

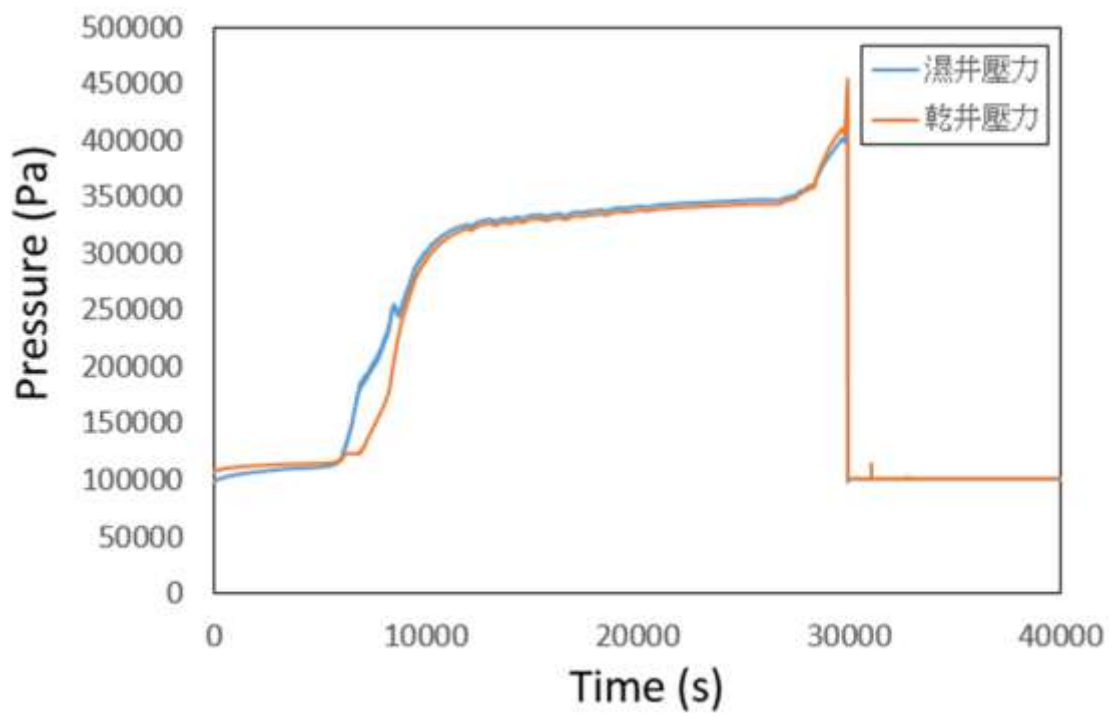


圖 3.2.3 乾井及溼井壓力變化圖

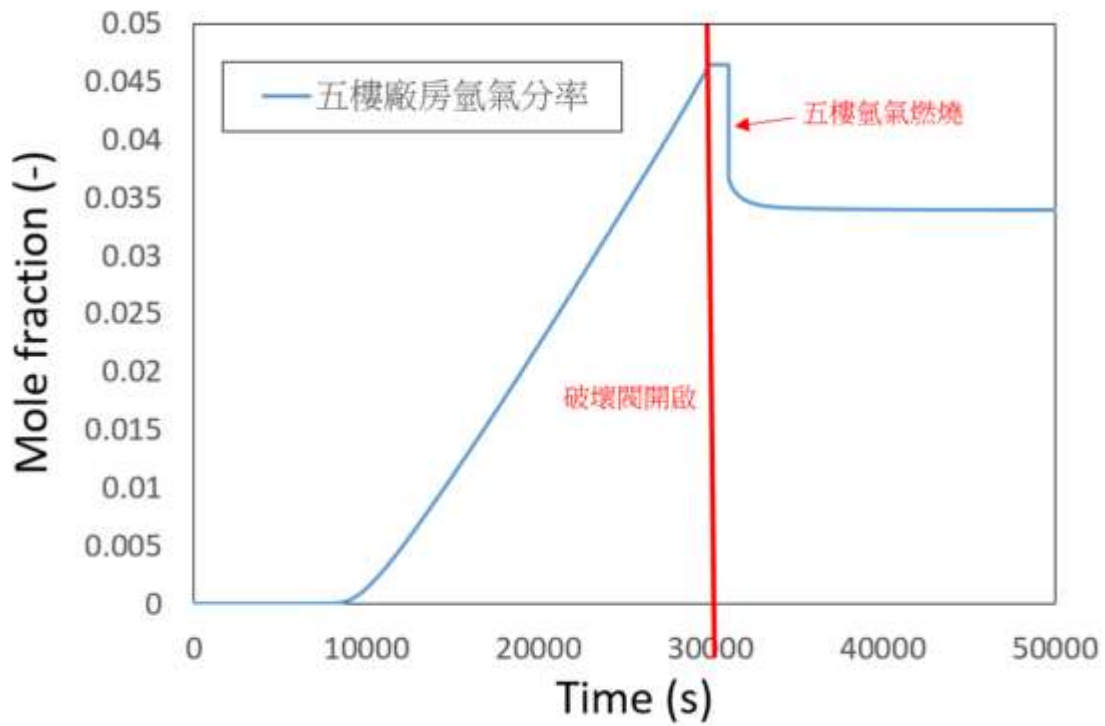


圖 3.2.4 反應器廠房 5F 氫氣分率圖

- 約 3 萬秒 RPV 損壞，損壞後壓力瞬間上升(如圖 3.2.5 所示)，造成煙囪前爆破閥開啟。

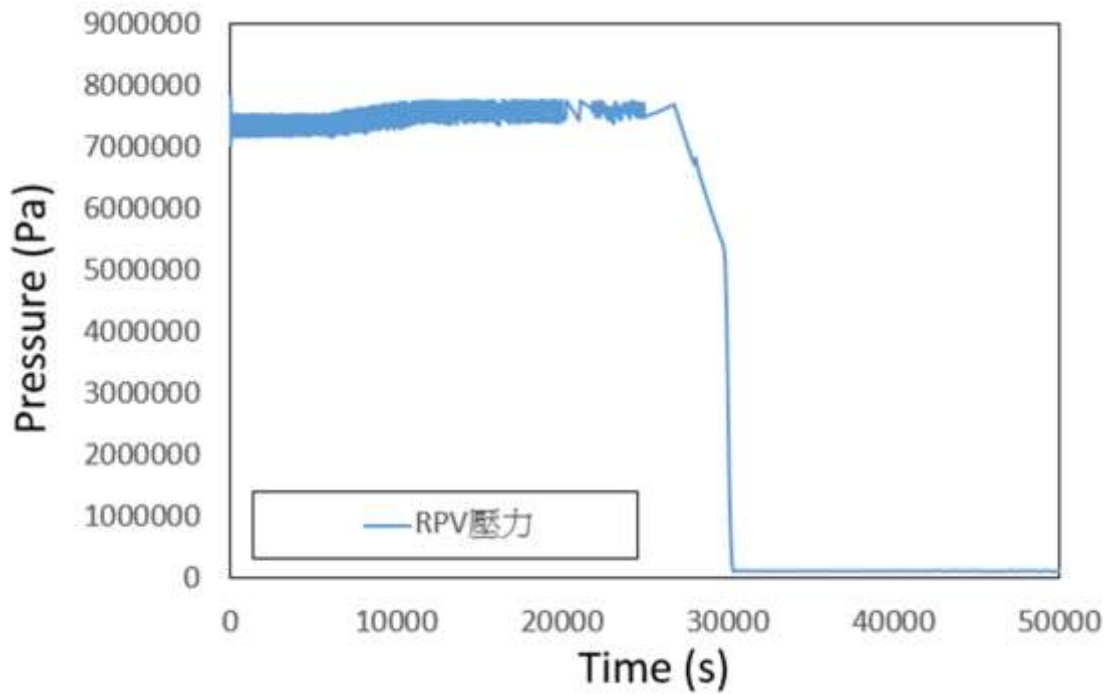


圖 3.2.5 RPV 壓力變化圖

- 惰化空間破壞，乾井發生數次氫氣燃燒(如圖 3.2.6 所示)。

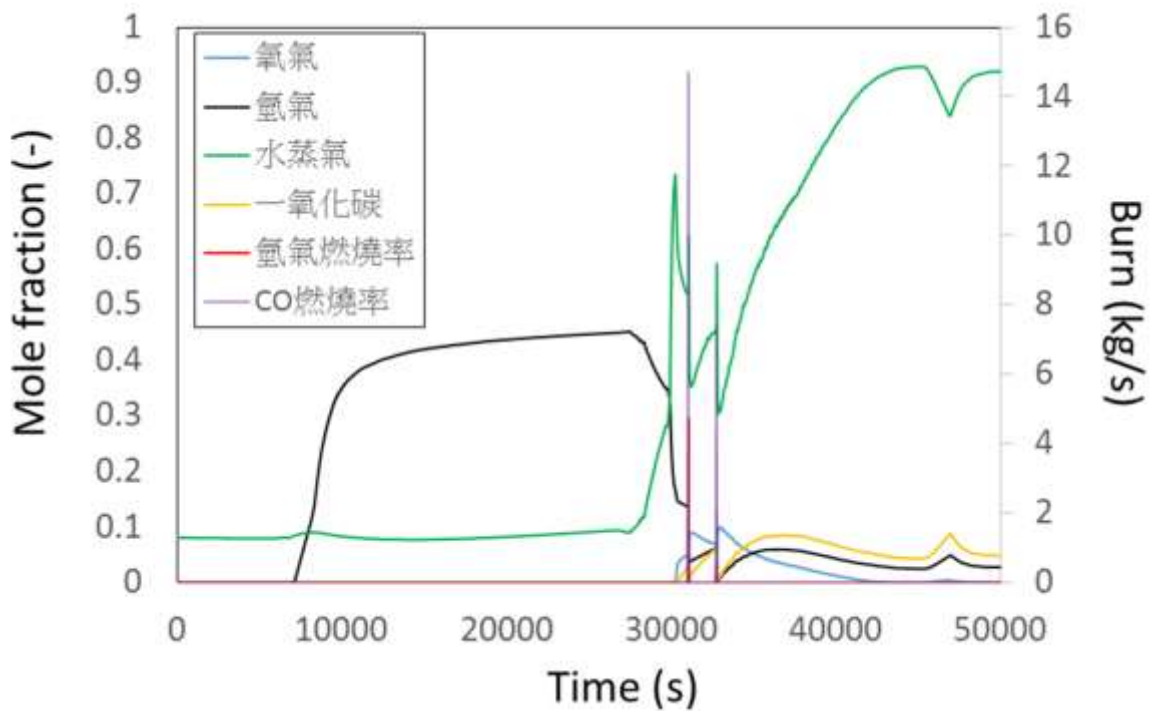


圖 3.2.6 乾井內氣體燃燒率變化圖

- 反應器廠房五樓發生一次氫氣燃燒(如圖 3.2.7 所示)。

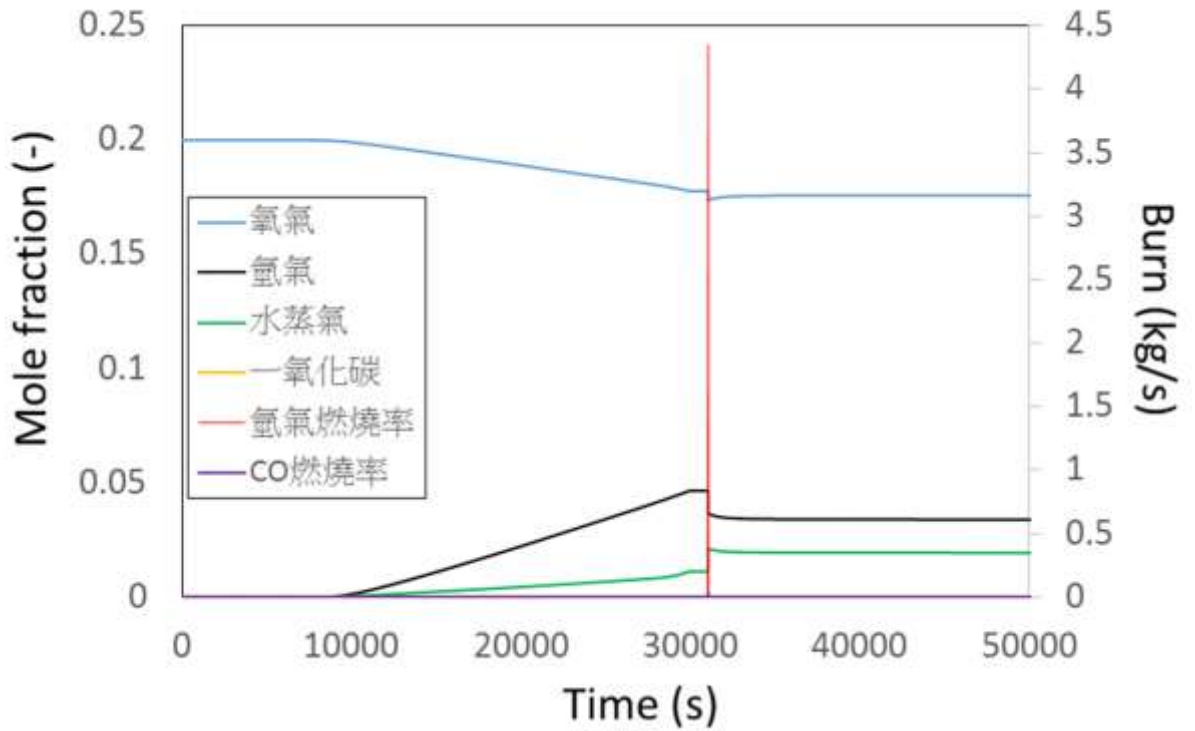


圖 3.2.7 反應器廠房 5F 氣體燃燒率變化圖

- 放射性產物持續由煙囪釋出(如圖 3.2.8 所示)。

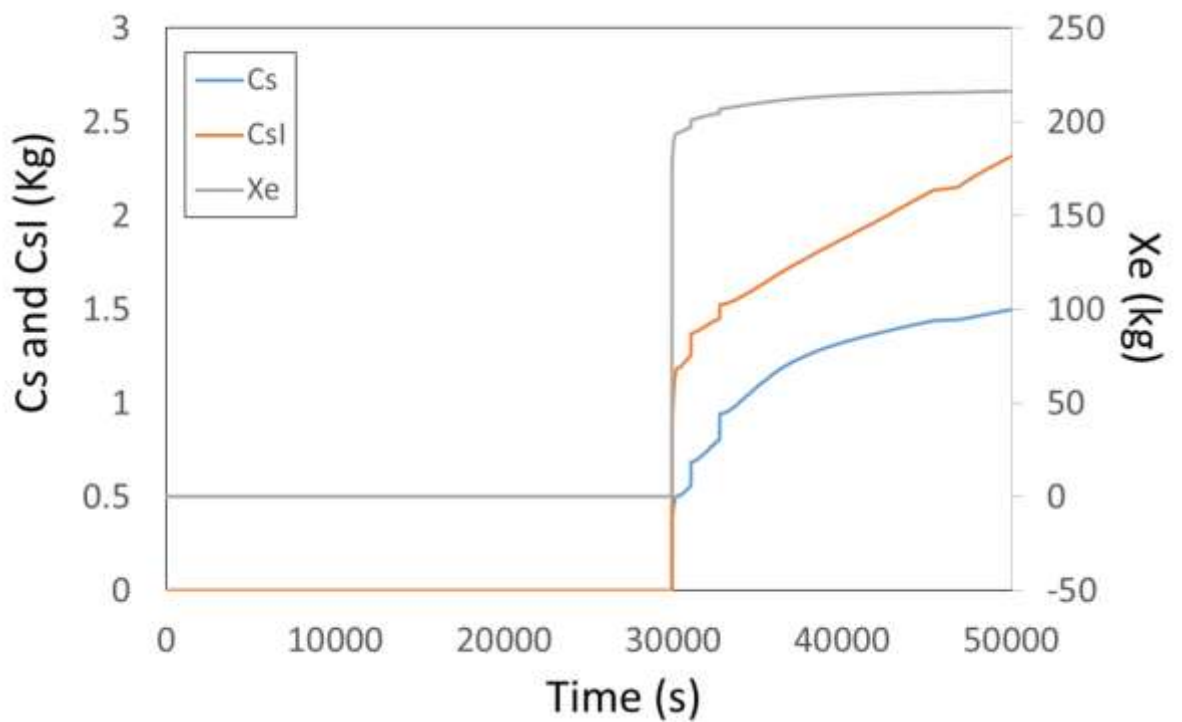


圖 3.2.8 放射性產物變化圖

3.2.2.2 以 GOTHIC 程式評估 PAR 的效率

(1) 氫氣遷移模擬程式 GOTHIC 簡介

GOTHIC(Generation of Thermal Hydraulic Information for Containment)係由 EPRI(Electric Power Research Institute)與 NAI 公司(Numerical Applications, Inc.)所共同開發，目前國際上許多核能電廠如：Kewaunee, Grand Gulf, Catawba, McGuire, Waterford，或研究機構如：CEA(法國)及 PSI(瑞士)等均採用 GOTHIC 程式進行圍阻體完整性評估。

GOTHIC 程式採用常見的控制體積與接節架構進行熱水流分析，其計算模式架構如圖 3.2.9 所示。每個 GOTHIC 分析模式至少包含一個控制體積作為流體流動的區域，另可依細部檢視之需要，將控制體積再次切割為數個次體積(subvolume)，進行簡化的計算流體力學(Computational Fluid Dynamics)分析。除了控制體積之外，另外一個重要的元素是接節 (Flow Path)，通常用來連結兩個不同的控制體積，或是連結邊界條件與控制體積。

其另一重要特色就是採用了圖 3.2.10 所示的圖像使用者介面(Graphic User Interface, GUI)，此類介面容易操作並可在視覺上瞭解控制體積與接節之連接狀況，減少人為輸入之錯誤，為目前多數工程分析程式之趨勢。

如圖 3.2.11 所示常見於圍阻體中的熱流現象包括沖放、冷凝、噴灑、壁面熱傳等，位於 GOTHIC 程式內均以分相對應之模式處理。如汽液相變化、雙相臨界流與常用的熱傳模式等，此外圍阻體系統之組件如幫浦、閥門、熱導體、風扇、熱交換器、噴灑器等組件、同樣有其對應模式處理。

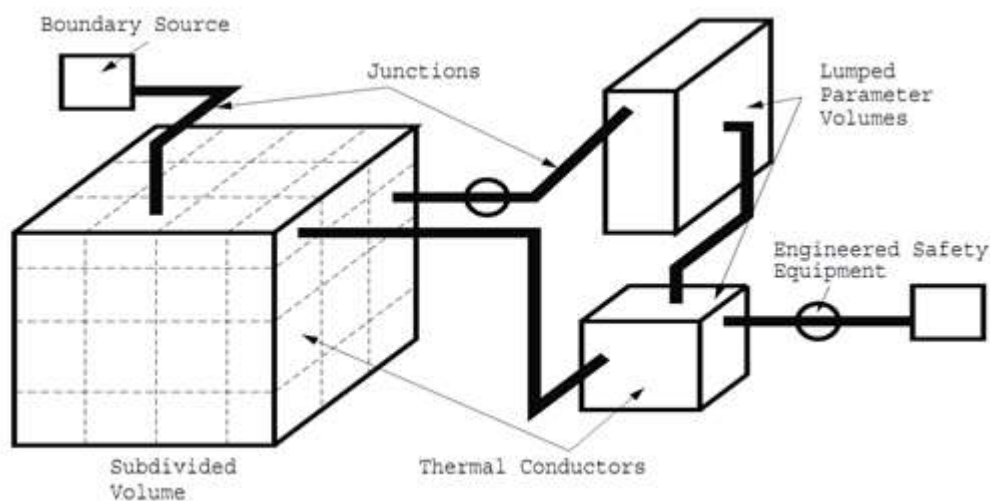


圖 3.2.9 GOTHIC 計算模式架構簡圖

Vol A	Elev (ft)	Ht (ft)	Vol B	Elev (ft)	Ht (ft)
1	23.66	0.006	7s5	23.6	0.006
7s3	10.77	2.29	4s1	10.77	2.29
7s2	6.27	2.29	5s1	6.27	2.29
7s1	1.771	2.29	6s1	1.771	2.29
4s5	10.77	2.29	3s3	10.77	2.29
5s5	6.27	2.29	3s2	6.27	2.29
6s5	1.771	2.29	3s1	1.771	2.29
1	84.	2.	1F	84.	2.
3s5	42.9	0.006	2s1	43.	0.006
1	84.	2.	2F	84.	2.

Flow Paths							
SF	PT	PP	ET	RS	RM	RT	RP
Draw Flow Path							
Remove Flow Path							
Replace Flow Path							
Connect Loose Ends							
Display Subvolumes							
Position Flow Conn.							
Display Volumes							
Edit Table 1...							
Edit Table 2...							
Edit Table 3...							
Edit Table 4...							
Done							

圖 3.2.10 GOTHIC 之圖像化工作視窗圖

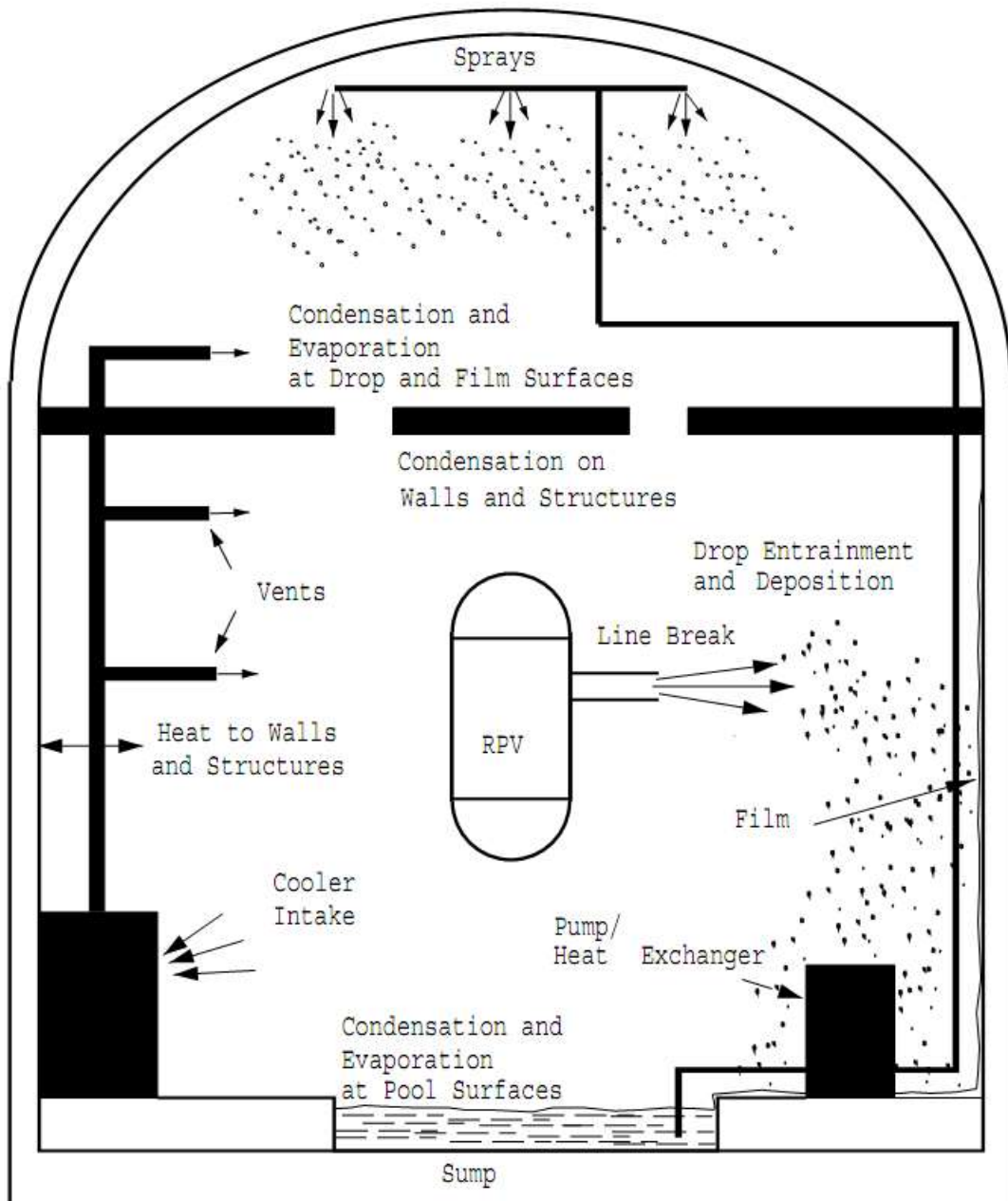


圖 3.2.11 圍阻體中的熱流現象示意圖

GOTHIC 程式熱水流模式中，考慮不同相、表面流體之間的質量與能量交換之外，還可計算三種流場型態(氣體/液體/液滴)的守恆式。依據不同的體積選用，處理方式也有所不同。在次體積(subvolume)模式中採用較為繁複之通式守恆式；但在積總體積(lump volume)模式中，模擬方式會較為簡化，將其守恆式簡化而計算，為此在接節與熱導體的應用上，也有其相對應的守恆方程式。

- 質量守恆方程式：

在次體積模式中，質量守恆方程式如(3-1)式所示：

$$\begin{aligned}
\frac{\partial}{\partial t} \int_V \Theta \alpha_\phi \rho_{\phi\zeta} dV &= - \int_A \Psi \alpha_\phi \rho_{\phi\zeta} \vec{u}_\phi \cdot \vec{n} dA + \int_{A_f} \Psi \alpha_\phi \rho_\phi D_\phi^c \vec{\nabla} \left(\frac{\rho_{\phi\zeta}}{\rho_\phi} \right) \cdot \vec{n} dA \\
\text{storage} & \qquad \qquad \qquad \text{convection} & \qquad \qquad \qquad \text{diffusion} \\
& + \int_{A_w} s_{\phi\zeta}^c dA & + \int_{A_{I_\phi}} S_{\phi\zeta}^c dA_{I_\phi} & + E_{\phi\zeta}^c & + C_{\phi\zeta}^c \qquad (3-1) \\
& \text{boundary} & \text{interface} & \text{equipment} & \text{combustion} \\
& \text{source} & \text{source} & \text{source} & \text{source}
\end{aligned}$$

本質量守恆式將對流、擴散、邊界條件、介面及設備安全係數與氫氣燃燒等因素考慮在內。其中 ϕ 表達了流體的相狀態，含括汽態、液態、液滴和冰， ζ 則是表示著氣體組成，當 $\zeta = s$ 時為蒸汽，當 $\zeta = n$ 時則為非凝結氣體， Θ 為體積多孔性， Ψ 為區域多孔性係數， α 為體積比率， ρ 為密度， u 為速度， n 為單位向量， A_f 為液體接觸面積， A_w 為封閉牆， A_I 為介面面積， s_c 為通過封閉牆或是在封閉牆上作用產生的質量源項。 S_c 則是來自與介面面積的作用， E_c 是由外在設備造成的質量源項，而 C_c 則是考慮氫氣燃燒所消耗的質量源項。

積總體積之質量守恆方程式如(3-2)式所示：

$$\begin{aligned}
\frac{\partial}{\partial t} \int_V \alpha_\phi \rho_{\phi\zeta} dV &= - \sum_{\{j\}V} \alpha_\phi \rho_{\phi\zeta} \vec{u}_\phi \cdot \vec{n} A_j + \int_{A_w} s_{\phi\zeta}^c dA + \int_{A_{I_\phi}} S_{\phi\zeta}^c dA_{I_\phi} \\
& + E_{\phi\zeta}^c \qquad (3-2)
\end{aligned}$$

其由(3-1)式簡化而來，因為其模擬之空間較為簡單明瞭，將其以積總體積方式處理，其中 A_j 為接節面積。

- 能量守恆方程式：

在次體積模式中，能量守恆方程式如(3-3)式所示：

$$\begin{aligned}
\frac{\partial}{\partial t} \int_V \Theta \alpha_\phi \left(\rho_\phi (h + ke)_\phi - P \right) dV &= - \int_A \Psi \alpha_\phi \rho_\phi (h + ke)_\phi \vec{u}_\phi \cdot \vec{n} dA \\
\text{storage} & \qquad \qquad \qquad \text{convection and flow work} \\
+ \int_{A_f} \Psi \alpha_\phi \rho_\phi c_{p\phi} D_\phi^e \vec{\nabla} T_\phi \cdot \vec{n} dA &+ \sum_{\zeta} \int_{A_f} \Psi \alpha_\phi D_\phi^c \rho_\phi \vec{\nabla} \left(\frac{\rho_{\phi\zeta}}{\rho_\phi} \right) h_{\phi\zeta} \cdot \vec{n} dA \\
& \qquad \qquad \qquad \text{thermal diffusion} \qquad \qquad \qquad \text{mass diffusion} \\
+ \int_{A_w} s_\phi^e dA &+ \int_{A_{I_\phi}} S_\phi^e dA_{I_\phi} + E_\phi^e + C_\phi^e \qquad \qquad \qquad (3-3) \\
\text{boundary} & \quad \text{interface} \quad \text{equipment} \quad \text{combustion} \\
\text{source} & \quad \text{source} \quad \text{source} \quad \text{source}
\end{aligned}$$

對流與流功、熱擴散、質量擴散、邊界條件、介面源項、設備及氫氣燃燒等因素都是在能量守恆式中必須顧慮到。其中 h 為熱焓，ke 為動能，De 為熱擴散係數，se 是來自與牆壁作用產生的能量源項，Se 則是與介面面積作用之能量源項，Ee 為設備的能量源項，Ce 則是氫氣燃燒產生的能量源項。

積總體積之能量守恆方程式如(3-4)式所示：

$$\begin{aligned}
\frac{\partial}{\partial t} \int_V \alpha_\phi \rho_\phi (e + ke)_\phi dV &= - \sum_{\{j\}V} \alpha_\phi \left(\rho_\phi (e + ke)_\phi + P \right) \vec{u}_\phi \cdot \vec{n} A_j \\
& + \int_{A_w} s_\phi^e dA_{I_\phi} + \int_{A_{I_\phi}} S_\phi^e dA_{I_\phi} + E_\phi^e \qquad \qquad \qquad (3-4)
\end{aligned}$$

在積總體積分析模式中，因由紊流擴散係數為零，所以質量與熱擴散等是在接節(Flow Path)中計算。

- 動量守恆方程式：

在次體積模式中，動量守恆方程式如(3-5)式所示：

$$\begin{aligned}
\frac{\partial}{\partial t} \int_V \Theta \alpha_\phi \rho_\phi \vec{u}_\phi dV &= - \int_A \Psi \alpha_\phi \rho_\phi \vec{u}_\phi (\vec{u}_\phi \cdot \vec{n}) dA + \int_{A_f} \Psi \alpha_\phi \underline{\sigma}_\phi \cdot \vec{n} dA \\
&\quad \text{storage} \qquad \qquad \qquad \text{convection} \qquad \qquad \qquad \text{surface stress} \\
&+ \int_V \overline{\Theta} g \alpha_\phi \rho_\phi dV + \int_{A_w} \overline{s}_\phi^m dA + \int_{A_{I_\phi}} \overline{s}_\phi^m dA_{I_\phi} + \overline{E}_\phi^m \qquad (3-5) \\
&\quad \text{body force} \qquad \text{boundary} \qquad \text{interface} \qquad \text{equipment} \\
&\qquad \qquad \qquad \text{source} \qquad \qquad \text{source} \qquad \qquad \text{source}
\end{aligned}$$

其動量守恆式考量了對流、介面應力、重力、邊界條件、介面源項與設備源項等因素。其中 $\underline{\sigma}_\phi$ 包含流體靜態壓力、黏滯性與雷諾應力， g 為重力加速度， \overline{s}_ϕ^m 是與壁面作用產生的動量源項， \overline{s}_ϕ^m 是與介面面積作用之動量源項， \overline{E}_ϕ^m 為來自於設備的動量源項。

- 在動量守恆式中，凡成分由水氣所組成，均假設為擁有相同的移動速度。
- 在積總體積之模式，唯求解質量與動量守恆方程式，不解動量守恆方程式。
- 接節(Flow Path)：

接節成兩個不同的控制體積之連結，計算其內部流體之流動狀況，計算方式如圖 3.2.12 所示，其中動量方程式如(3-6)式所示：

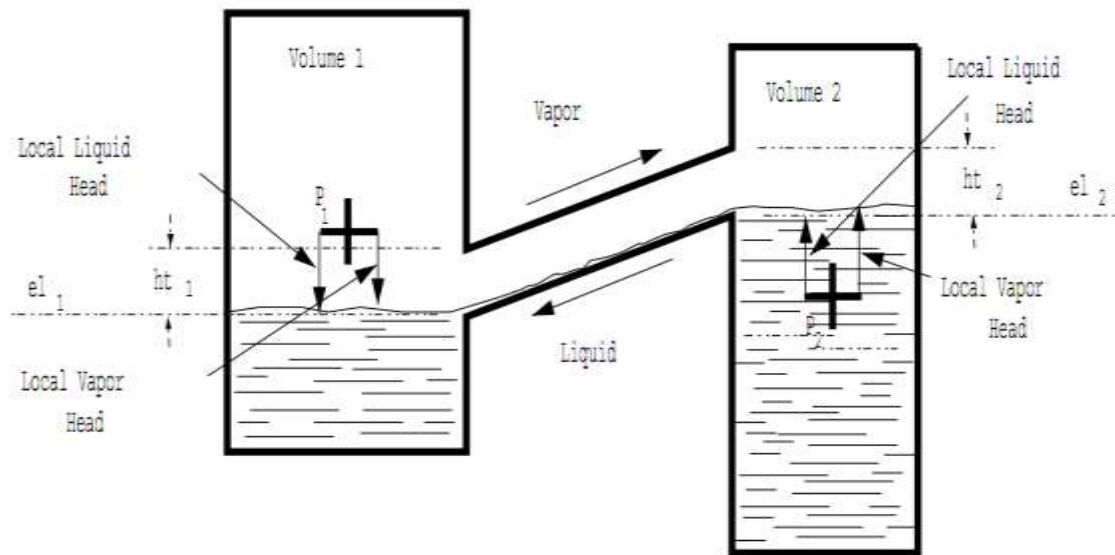


圖 3.2.12 接節計算示意圖

$$\begin{aligned}
AL \frac{d(\alpha_\phi \rho_\phi w_\phi)}{dt} &= \alpha_\phi A (P_1 + PL_{1\phi} - P_2 - PL_{2\phi}) \\
\text{inertia} & \qquad \qquad \text{pressure gradient and} \\
& \qquad \qquad \qquad \text{local gravity head} \\
& - \alpha_\phi \rho_\phi gA (el_1 - el_2) + E_\phi^m \\
& \qquad \qquad \text{junction} \qquad \qquad \text{equipment} \\
& \qquad \qquad \text{gravity head} \qquad \qquad \text{source} \\
+ (MF_{2\phi}) & + D_{w\phi} + D_{I_\phi} \\
\text{momentum} & \qquad \text{wall} \qquad \text{interfacial} \\
\text{fluxes} & \qquad \text{drag} \qquad \text{drag}
\end{aligned} \tag{3-6}$$

其動量守恆式考量了壓力梯度、局部與接節之重力水頭、設備源項、動量通量、壁面拖曳力與介面拖曳力等。其中 w_ϕ 為相速度， ρ_ϕ 為控制體積中各相狀態密度之平均。例如：

$$\rho_\phi = \frac{\rho_{\phi 1} + \rho_{\phi 2}}{2} \tag{3-7}$$

- 熱導體(Thermal Conductor)：

熱導體為求解固態物件之熱傳，其能量守恆方程式如(3-8)式所示：

$$\int_{V_{cn}} \rho_{cn} c_{p,cn} \frac{\partial T_{cn}}{\partial t} dV_{cn} = \int_{A_i} D_{cn}^e \vec{\nabla} T_{cn} \cdot \vec{n} dA + \int_{A_b} s_{cn}^e dA \tag{3-8}$$

storage
diffusion
boundary source

考慮了擴散項與邊界條件的能量守恆式，其中 V_{cn} 是熱導體的體積或是有效導熱部份的體積， A_i 為此熱導體之內表面積， D_{cn}^e 是熱傳係數， A_b 為此熱導體之外表面積。提供三種常見之熱導體幾何形狀供選擇，包含 wall、cylinder 與 tube 於 GOTHIC 程式使用中。

此外在 GOTHIC 驗證報告中，其將核能電廠發生事故下之熱流現象進行個別與整體之討論，像分離效應中的臨界流與自然對流等，分離其他因素單獨探討其現象。在整體效應中則採用與國外大型實驗所得之實驗數據進行比對驗證，如 Battelle-Frankfurt Model Containment Test、Marviken Full Scale Containment Experiments 等，依據比對結果均可驗證 GOTHIC 程式具有足夠的能力模擬圍阻體內常見之熱水流現象。

(1)GOTHIC 模型建立及參數設定

核一廠 GOTHIC 模式接節圖如圖 3.2.13 所示，其中控制體積邊界條件及閥編號所代表的設備名稱詳表 3.2.1~表 3.2.3 所示。

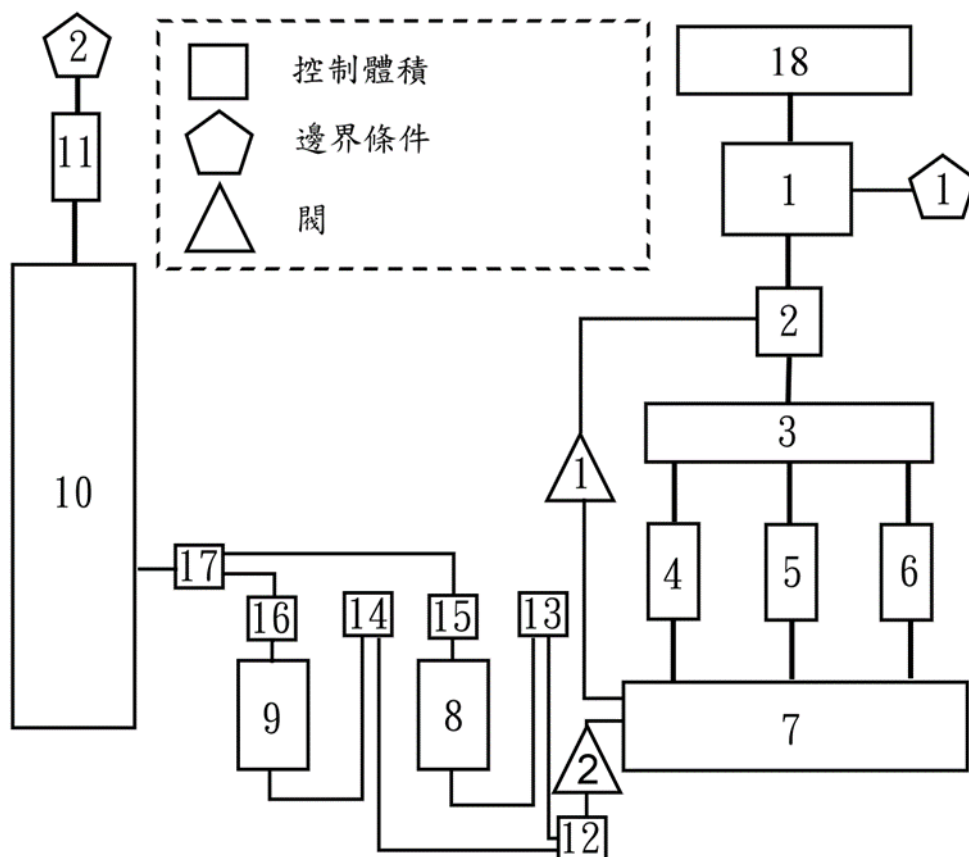


圖 3.2.13 核一廠圍阻體 GOTHIC 模式接節圖

表 3.2.1 核一廠圍阻體 GOTHIC 模型之控制體積說明

控制體積	
編號	名稱
1	乾井
2	通洩管
3	通洩集管
4	下通管(第一組)
5	下通管(第二組)
6	下通管(第三組)
7	抑壓池
8	過濾器(第一個)
9	過濾器(第二個)
10	排氣煙囪
11	大氣
12	抑壓池出管
13	過濾器 1 入管
14	過濾器 2 入管
15	過濾器 1 出管
16	過濾器 2 出管
17	排氣煙囪入管
18	5F 廠房

表 3.2.2 核一廠圍阻體 GOTHIC 模型之邊界條件說明

邊界條件	
編號	名稱
1	氫氣質量流率邊界條件
2	大氣壓力邊界條件

表 3.2.3 核一廠圍阻體 GOTHIC 模型之閥名稱說明

閥	
編號	名稱
1	真空破壞器(vacuum breaker)
2	圍阻體過濾排放系統開關閥

在嚴重事故後 1000 秒(SBO 後 5,156 秒)開始產生氫氣，7000 秒(SBO 後 11,156 秒)打開 FCVS 開始洩壓，氫氣流率邊界條件設定如圖 3.2.14 氫氣流率邊界條件如圖 3.2.14 所示。

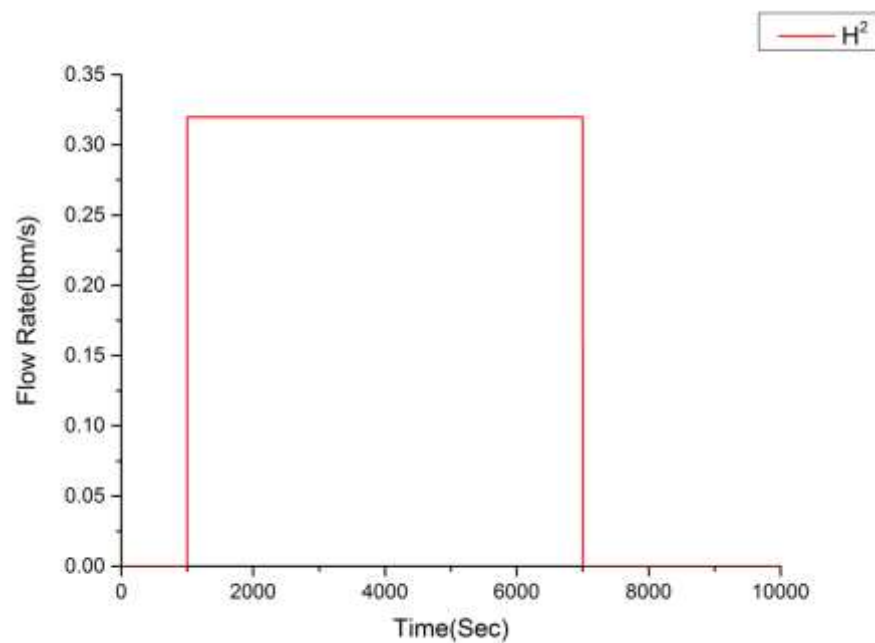


圖 3.2.14 氫氣流率邊界條件

(3) 模擬結果

以 GOTHIC 程式進行核一廠圍阻體加裝 PAR 的有效性評估，程式設定 1000 秒開始產生氫氣，7000 秒打開 FCVS 開始洩壓，至 10,000 秒模擬結束，程式中假設一組 PAR 具有 4 台 PAR 的效能，分別模擬 0 組及 5 組 PAR 對反應器廠房 5 樓、乾井及溼井的氫氣產生量的影響。

- 5F 氫氣體積分率

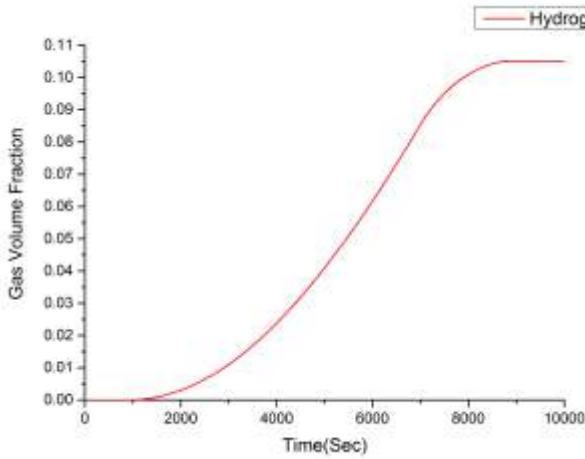


圖 3.2.15 0 組 PAR 的氫氣變化曲線

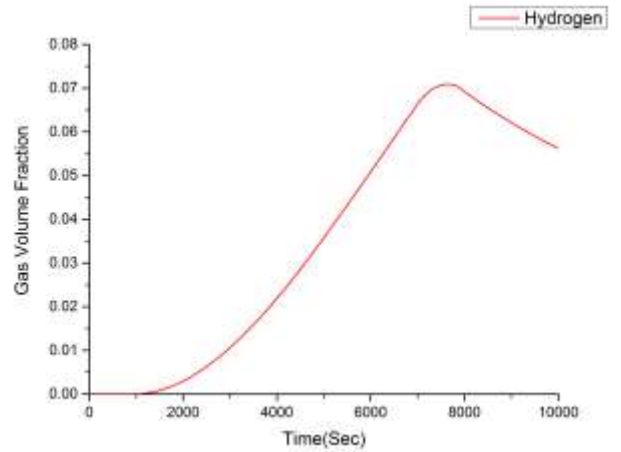


圖 3.2.16 5 組 PAR 的氫氣變化曲線

- 乾井(DW)氫氣體積分率

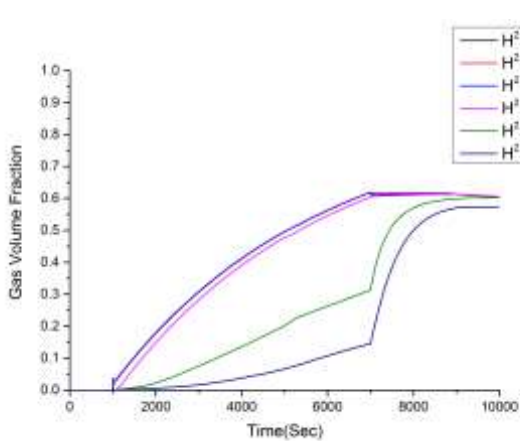


圖 3.2.17 0 組 PAR 的氫氣變化曲線

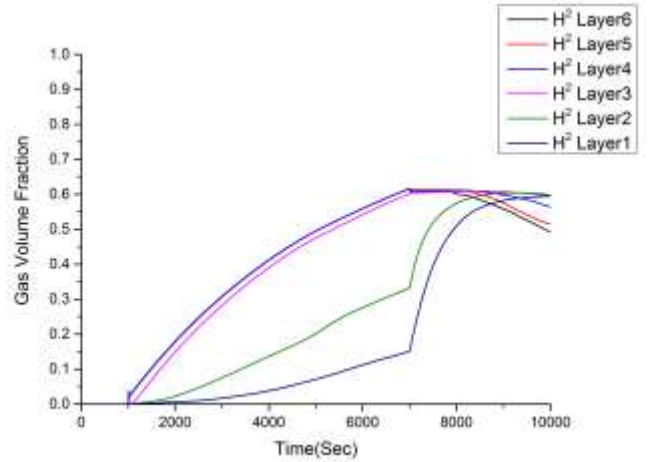


圖 3.2.18 5 組 PAR 的氫氣變化曲線

- 溼井(WW)氫氣體積分率

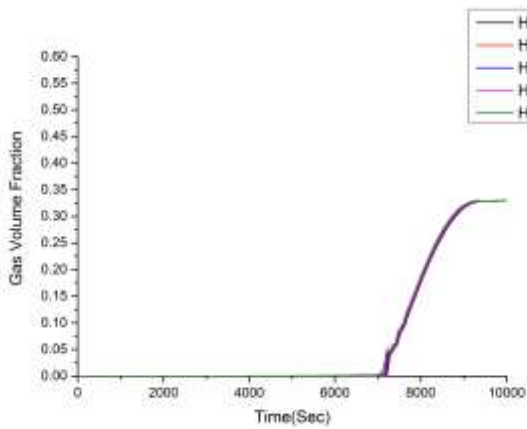


圖 3.2.19 0 組 PAR 的氫氣變化曲線

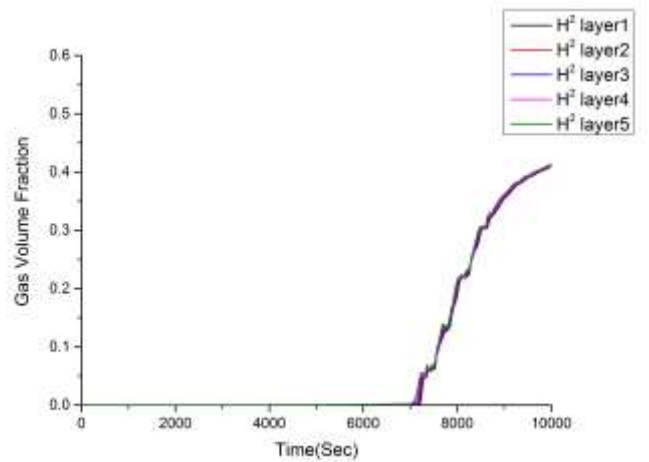


圖 3.2.20 5 組 PAR 的氫氣變化曲線

由於反應器廠房 5F 的氣密性遠不及一次圍阻體，因此在反應器廠房 5F 增設 100cm² 的開口，以模擬反應器廠房 5 樓的洩露面積，藉此觀察 PAR 數量對反應器廠房 5 樓、乾井及溼井的壓力變化影響。

- 壓力變化

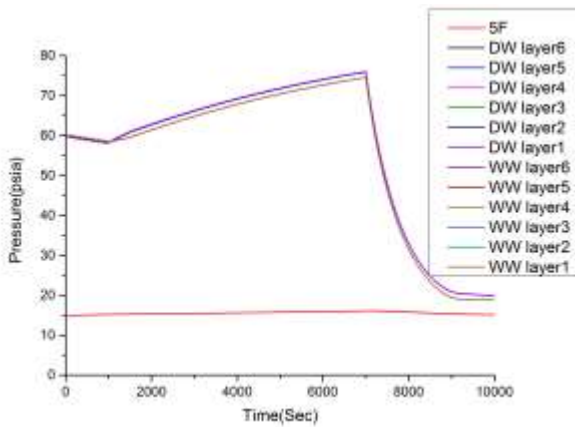


圖 3.2.21 0 組 PAR 的氫氣變化曲線

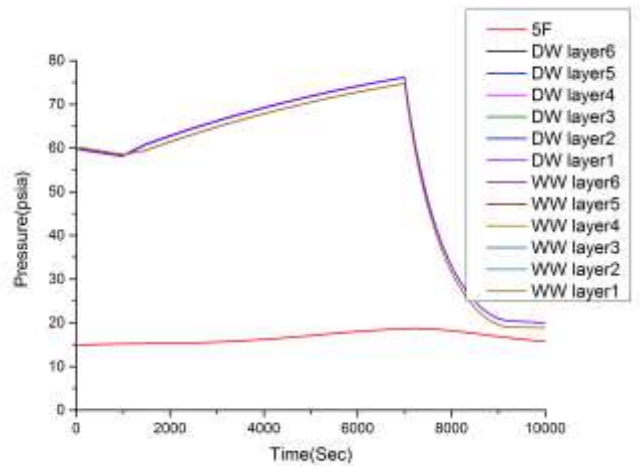


圖 3.2.22 5 組 PAR 的氫氣變化曲線

依照美國 Sandia National Laboratories 所提供的圍阻體頂蓋螺栓洩漏公式，計算出核一廠的螺栓洩漏面積為 0.00235 m^2 (詳 3.2.2.5 節)，評估 PAR 對反應器廠房 5 樓的氫氣產生量之影響。

- 5F 氫氣體積分率

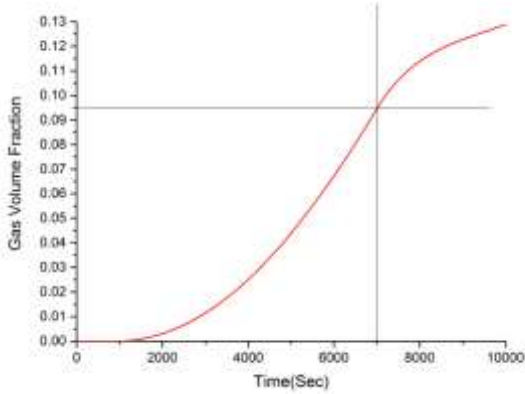


圖 3.2.23 0 組 PAR 的氫氣變化曲線

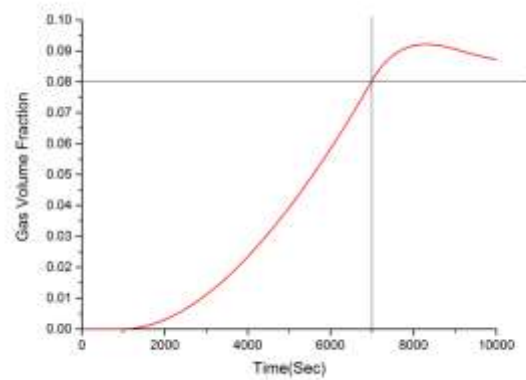


圖 3.2.24 5 組 PAR 的氫氣變化曲線

3.2.2.3 FLACS 程式資料蒐集

(1) 國內外圍阻體氫氣擴散、遷移的報告及氫氣爆炸案例

趙祥迪等人在 2011 年 8 月根據 CFD 的液態氫罐區洩漏爆炸事故後果模擬，發表在油氣儲傳 OIL & GAS STORAGE AND TRANSPORTATION，第 30 卷第 8 期，pp.634-651[28]，該研究使用 FLACS 程式模擬化學工廠之儲槽洩漏及爆炸事故模擬，其結果顯示使用此方法模擬不僅能考慮到爆炸後空間各個區塊過壓的變化趨勢與規律，亦能彌補傳統方法不能進行近場過壓預測之不足，並能針對爆炸壓力波進行實體 3D 展示與預測，使評估值更加可靠。

Sanjeev Kumar 等人[29]研究 Kaiga 圍阻體在假想嚴重事故下的氫氣分佈情況，一旦反應器破裂，則預期銦水反應所產生的氫氣會釋放至燃料更換層(Fuelling Machine Vault, FMV)，並在此處與空氣及蒸汽均勻混合，隨後多餘的氫氣會緩慢流向抑壓池，其整體的氫氣濃度並不高，甚至在事故後 10 天仍未達到其燃燒範圍(4%)，但在 FMV 則由於銦水反應急速產生氫氣，在事故初期即可能達到燃燒範圍，甚至發生爆炸，為了研究假想事故期間，圍阻體內各種不同區劃的局部氫氣濃度範圍及其分佈情況，研究人員在泵浦室及 FMV 之間採取強制對流，並在反應器廠房內的某些選定分區重複關閉其冷卻單元，研究結果顯示，在假想的嚴重事故下，可藉由提供泵浦室及 FMV 間的強制對流，作為局部氫氣濃度的管理對策。

Deoras M. Prabhudharwadkar 等人[30]以一個印度典型的核電廠為研究對象，利用 CFD 軟體(FLUENT)評估氫氣濃度在該電廠圍阻體內的分佈情況模擬，並設定三種不同條件：(1)常溫下，在一定的時間內注入氫氣、(2)依據事故分析程式計算所得的時間注入氫氣、及(3)在高溫條件下，依據事故分析程式計算所得的時間注入氫氣，其結果顯示，氫氣擴散的過程受浮力

影響最劇，此外，以一般發生 LOCA 後的氫氣注入速率來看，其擴散相當有限且多數的氫氣都被侷限在燃料廠房，所有的分析案例均顯示，燃料更換層(Fuelling Machine Vault, FMV)是最有必要安裝氫氣混合及抑制系統的區域。

(2) 氫氣爆炸模擬程式 FLACS 簡介

FLACS (Flame Acceleration Simulator) 係由挪威 GexCon AS 公司所開發出的一套計算流體力學 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 之後果模擬軟體，此軟體之主要功能是能針對可燃性氣雲洩漏所引起的火災爆炸進行動態後果模擬，危害物質洩漏後果模擬及防火防爆設計效能評估軟體。[31]

FLACS 用來模擬流場守恆之統馭方程式共有六組，分別為：質量方程式 (Conservation of mass)、動量方程式 (Momentum equation)、熱焓方程式 (Transport equation for enthalpy)、燃料質量分率與混和分率方程式 (Transport equation for the mixture fraction and Transport equation for fuel mass fraction)、紊流動量方程式 (Transport equation for turbulent kinetic energy)，以及紊流消散率方程式 (Transport equation for the dissipation rate of turbulent kinetic energy)，以計算每一格點中的物理量。[31]

FLACS 是目前 CFD 火災爆炸模擬軟體中，經過眾多實場實驗測試與驗證的軟體[32-38]，不僅可模擬氣體或粉塵爆炸、自然或強制通風氣流動向、多種混和氣體之擴散、爆震波傳遞等現象，還可藉由調整大氣條件及重力方向等初始值以達到所需模擬的情境條件，同時具有撒水頭、洩壓閘門、惰性氣體等防火防爆系統設計之功能，因此可適用於各種複雜空間中危害氣體洩漏與火災爆炸之行為描述，以及防火防爆系統效能評估功能。[31]

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

由於 CFD model 本身能考量地形地物對於模擬後果之影響，因此在進行 FLACS 模擬前，需先建構目標建築或廠區之 3D 模型，且模型尺寸與模擬網格的精確度將會影響到模擬結果，故於模型建構前，需詳細搜集模擬範圍之幾何資料，使建構之 3D 模型能符合現場狀況。模擬結果之輸出可採用 3D 動畫的方式來呈現危害後果，並以最直覺方式瞭解危害之發生位置與嚴重程度，以了解周圍區域之氣體傳輸/擴散現象或爆炸過壓傳遞情形，同時亦能提供 2D 動畫及物理量隨時間變化之趨勢圖。

(2) FLACS 模擬條件設定

本計劃依據第一核能發電廠之建築模型(如圖 3.2.25)，建置 FLACS 電

腦模擬之模型，進行全尺度之電腦模擬，該模型包含爐心、一、二次圍阻體，以及抑壓池…等，如圖 3.2.26 所示。



圖 3.2.25 核一廠模型

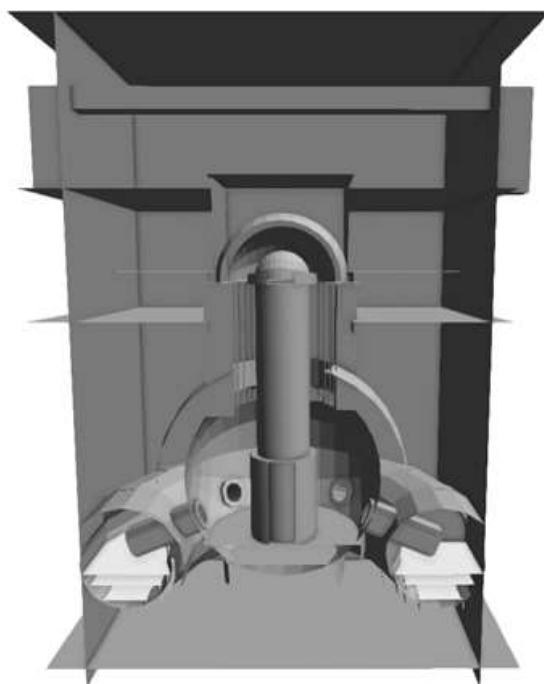


圖 3.2.26 以 FLACS 模擬建置核一廠圍阻體

(2)FLACS 模擬情境

(4-1) 模擬情境之洩漏率計算

本計劃以爐心受損後，乾井內於 6000 秒可產生 875 公斤之氫氣產生率，即 0.145 kg/s (0.0036 m³/s @171°C)，計算乾井內部之壓力。再藉由 Sandia National Laboratories 提供之計算式，計算乾井洩漏口面積，進行氫氣洩漏模式設定。乾井內壓力之計算式如下：

$$P_{(a,t)}=(V_{0}+V_{t})/V_{0}$$

$$P_{(g,t)}=P_{(a,t)}-P_{0}$$

其中，

P_{0} ：大氣壓力(1 bara)

$P_{(a,t)}$ ：乾井於時間 t 秒時之壓力(bara)

$P_{(g,t)}$ ：乾井於時間 t 秒時之壓力(bara)

" V_{0} "：乾井容積 (5,129 m³，已扣除爐心體積)，假設於 0 秒時乾井內含有 5,129 m³ 的空氣。

V_{t} ：乾井內氫氣於 t 秒時之總體積(m³)=0.0036 m³/s · t

t：時間(s)

本計劃經計算得知，乾井於 4,156 秒時，頂蓋螺栓開始無法承受乾井內之高壓被撐開而開始洩漏。因此，本計劃假設在 4,156 秒~6,000 秒期間(共 1,844 秒)，有 2 種氫氣洩漏情境：

- 因氫氣密度小於空氣，乾井內若無激烈擾動或擾動已逐漸平息，爐心熔毀後產生之氫氣會蓄積於乾井頂蓋處，預期此種氫氣洩漏模式為較保守之狀況。洩漏量計算式[39]如下，而經本計畫計算結果，乾井自 4,156 秒開始洩漏，至 6,000 秒時乾井內之壓力皆高於 2 atm，因此，洩漏時為音速流洩漏 (Sonic Flow) [39]。本計畫計算之洩漏率-時間曲線圖如圖 3.2.27 所示。因總洩漏時間為 1,844 秒，故本計劃 FLACS 模擬之洩漏由 0 秒至 1844 秒(即自 4,156 秒至 6,000 秒)。

$$\dot{m}_G = C_D A_{Leak} \frac{P}{a_0} \varphi$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{\gamma RT}{M}}$$

$$\varphi = \gamma \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}} \quad \text{for sonic (choked) Flow}$$

其中，

m_G : 洩漏率 ($\frac{kg}{s}$)

C_D : 開口係數(0.61)

A_{leak} : 洩漏口面積(m^2)

P : 乾井內部絕對壓力(N/m^2)

a_0 : sound speed of gas at storage temp (m/s)

φ : dimensionless flow factor

γ : gas specific heat ratio

R : universal gas constant

T : gas temperature (K)

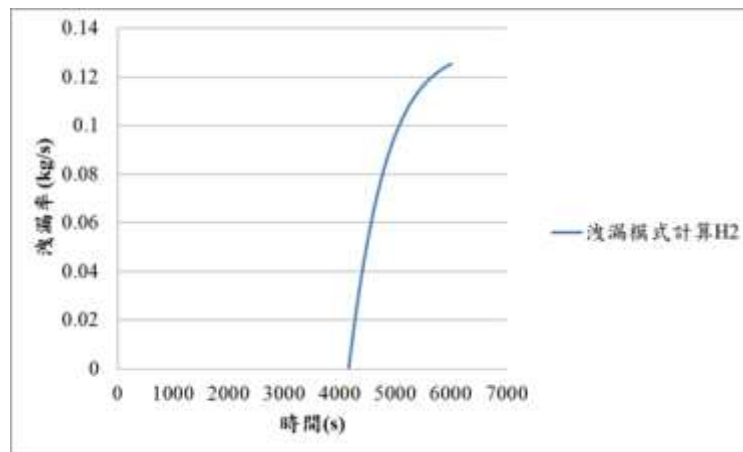


圖 3.2.27 氫氣之洩漏率

- 此模式係假設爐心熔渣掉入圍阻體時，造成乾井內氣流激烈擾動，爐心熔毀後產生之氫氣與空氣，於乾井內預先均勻混合後，方自頂蓋漏出，預期此種氫氣洩漏模式為較不保守之狀況。其各時間點之洩漏率計算結果如圖 3.2.28 所示。FLACS 模擬之洩漏時間亦同為 1,844 秒。

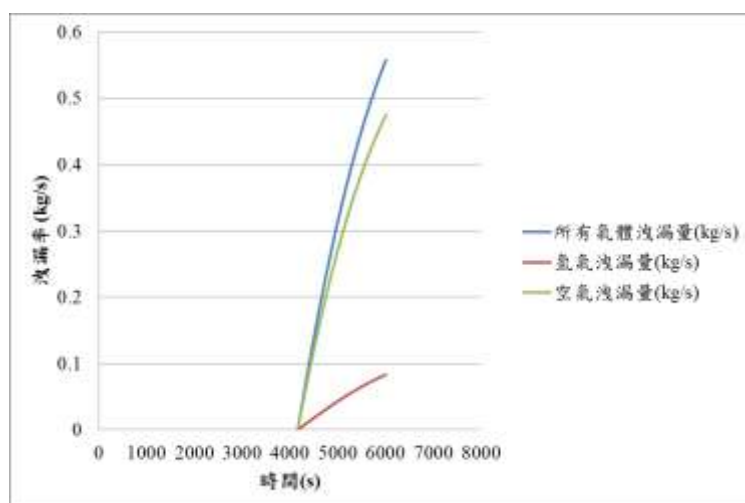


圖 3.2.28 氫氣與空氣混合之洩漏率

(4-2) 模擬情境說明

本計劃之情境設計依(4-1)節洩漏率計算結果，於爐心受損後，乾井內在 6000 秒可產生 875 公斤之氫氣產生率，即 0.145 kg/s (0.0036 m³/s @171 °C)，計算乾井內部之壓力。再藉由 Sandia National Laboratories 提供之計算式，計算乾井洩漏口面積與洩漏量，進行氫氣洩漏模式設定。

經計算後，乾井於 4,156 秒時，頂蓋螺栓開始無法承受乾井內之高壓被撐開而開始洩漏。因此，在 4,156 秒至 6,000 秒此段時間(共 1,844 秒)氫氣之洩漏情境，如表 3.2.4 所示。模擬情境共分為 5 種，情境說明如下：

表 3.2.4 FLACS 情境設計表

項次	情境設定
情境一	因氫氣密度小於空氣，乾井內若無激烈擾動或擾動已逐漸平息，爐心熔毀後產生之氫氣會蓄積於乾井頂蓋處，預期此種氫氣洩漏模式為較保守狀況，並以(4-1)節計算之氫氣洩漏模式及洩漏量，進行 FLACS 之乾井氫氣洩漏模擬，進而評估 5F 之氫氣濃度分布，以及於不同點火位置之爆炸模擬結果。
情境二	若爐心熔渣掉入圍阻體時，造成乾井內氣流激烈擾動，爐心熔毀後產生之氫氣與空氣，於乾井內預先均勻混合後，方自頂蓋漏出，預期此種氫氣洩漏模式為較不保守之狀況。
情境三	洩漏模式採用較保守的假設(乾井內無激烈擾動，與情境一相同)，參考日本女川電廠設計，在 5F 天花板位置加裝 17 台被動式氫氣再結合器 PAR (Passive Autocatalytic Recombiner)，每台 PAR 之處理能力為 0.5kg/h，藉以評估裝設 PAR 之效果。
情境四	評估核一廠現有釋壓平板的洩壓能力。
情境五	評估 FCVS 的效能(參考日本女川電廠設計)。

其中，情境一及情境二的洩漏率比較如圖 3.2.29 所示：

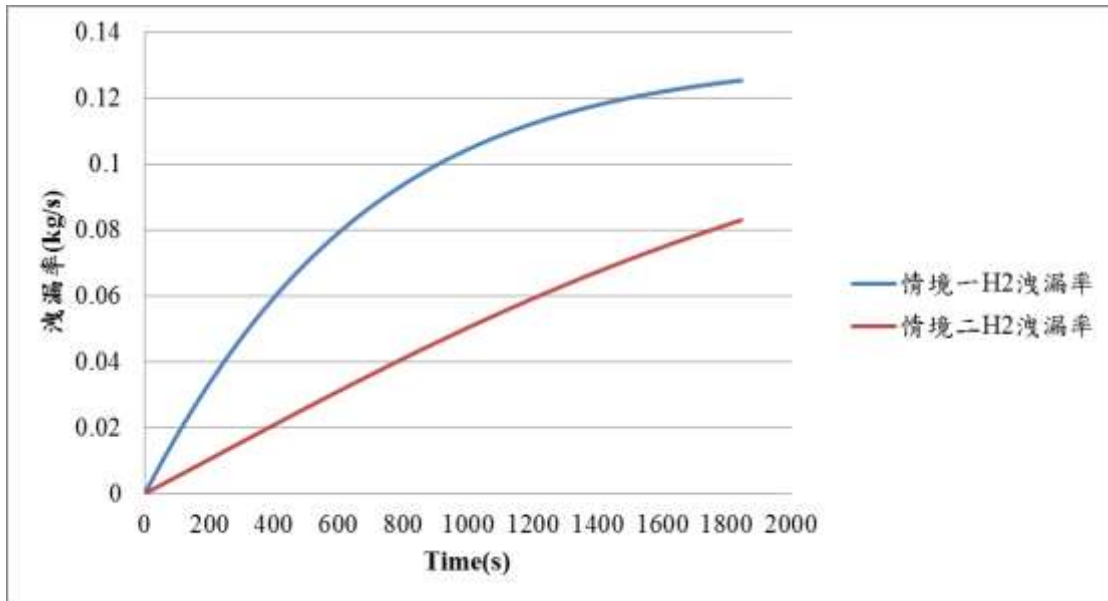


圖 3.2.29 情境一及情境二的洩漏率比較圖

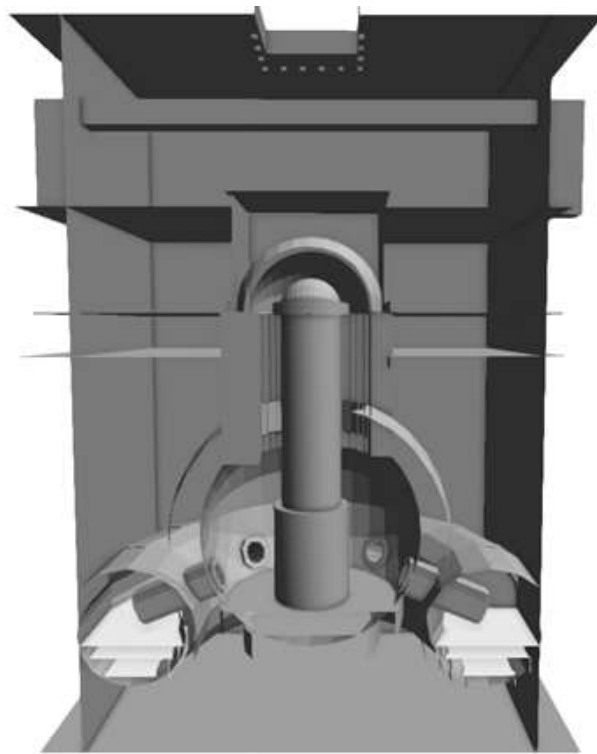
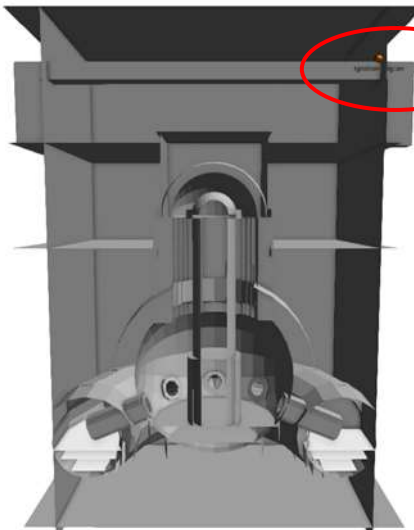
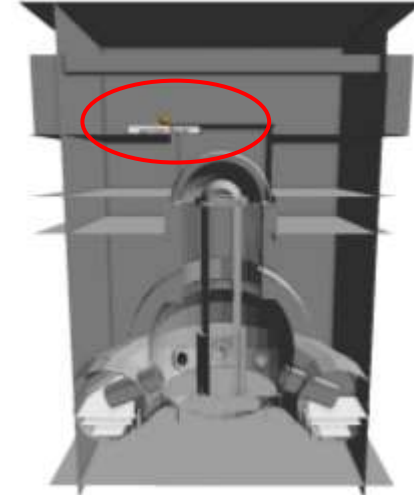
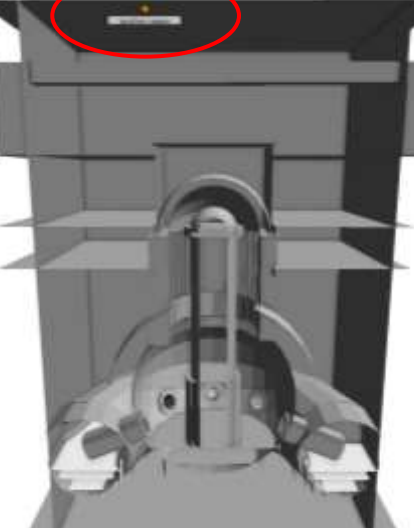


圖 3.2.30 FLACS 模擬建置 PAR

表 3.2.5 各情境假設點燃位置表

點燃位置	假設情境	點燃位置圖
IG01-位於天車處	假設天車摩擦，引起爆炸	
IG02-位於5F頂蓋開口處	假設洩漏口處摩擦靜電，引起爆炸	
IG03-位於天花板處	假設緊急應變人員於天花板維修產生靜電，引起爆炸	

(2)FLACS 模擬結果

(5-1) 情境一模擬結果

本計畫情境一之模擬結果(如圖 3.2.31~圖 3.2.40)顯示，當氫氣自乾井頂蓋處洩漏至 5F 後，氫氣開始自 5F 天花板向下沉積，而因氫氣密度較空氣低，因此，愈靠近 5F 天花板位置，氫氣濃度愈高。隨著模擬時間增加直至模擬時間 1,000 秒時(SBO 後 5,156 秒)，靠近 5F 天花板位置之氫氣濃度方達到燃爆下限 4%。而隨著洩漏時間增加，5F 之氫氣濃度亦隨之上升，至 1,844 秒(SBO 後 7,000 秒)時，靠近天花板之氫氣濃度可達 9% 以上。

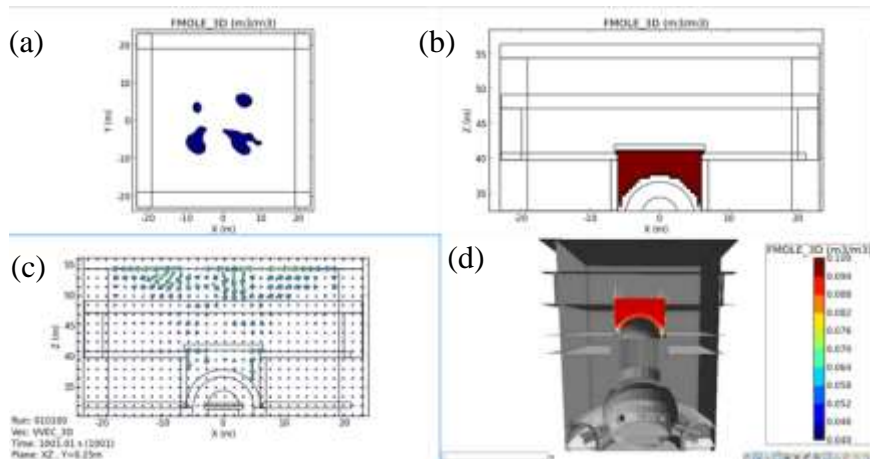


圖 3.2.31 模擬時間 1,000 s 之氫氣濃度分布 (a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

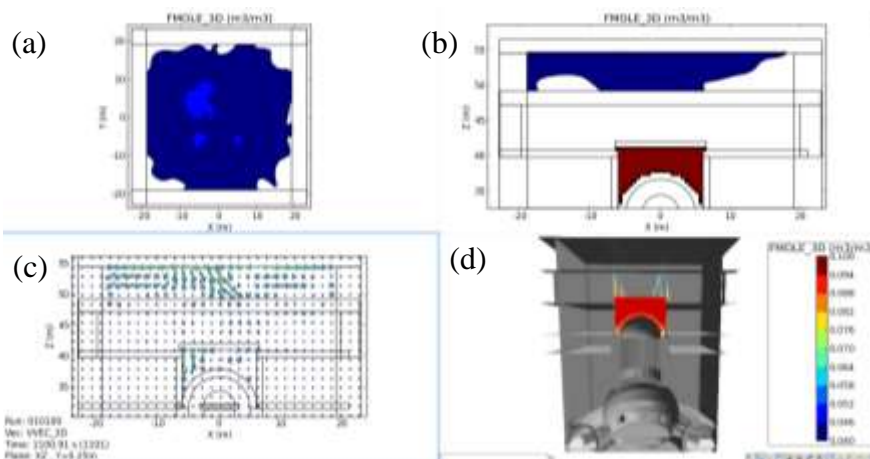


圖 3.2.32 模擬時間 1,100 s 之氫氣濃度分布 (a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

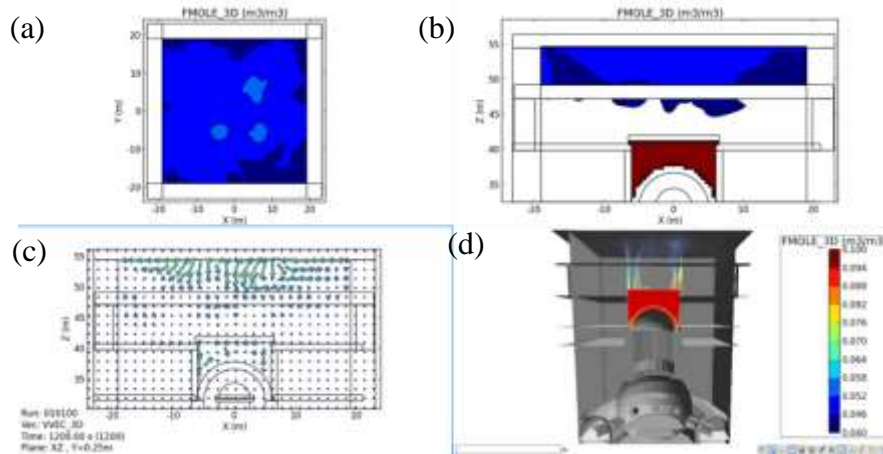


圖 3.2.33 模擬時間 1,200 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

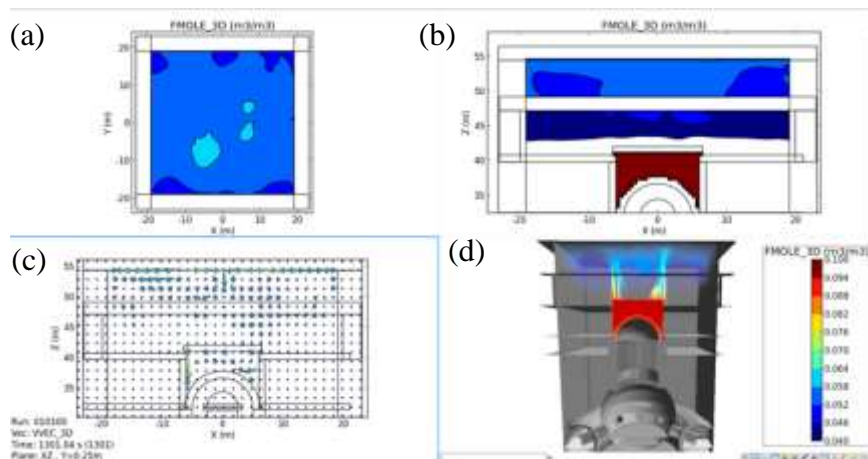


圖 3.2.34 模擬時間 1,300 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

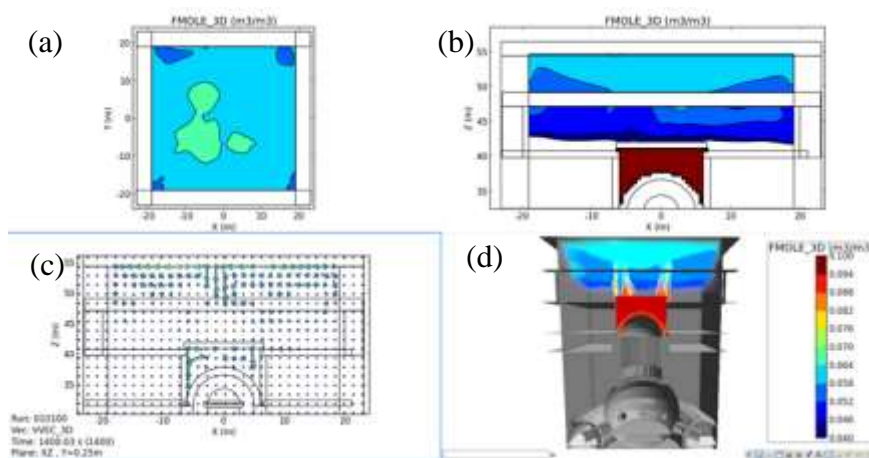


圖 3.2.35 模擬時間 1,400 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

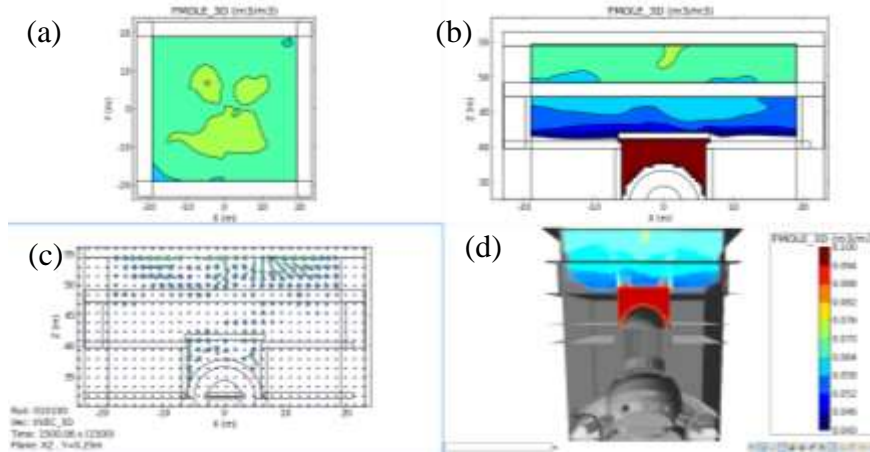


圖 3.2.36 模擬時間 1,500 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

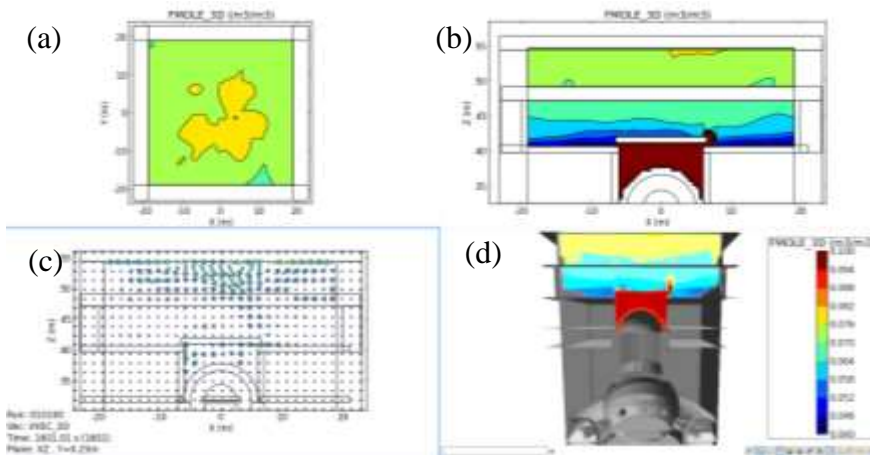


圖 3.2.37 模擬時間 1,600 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

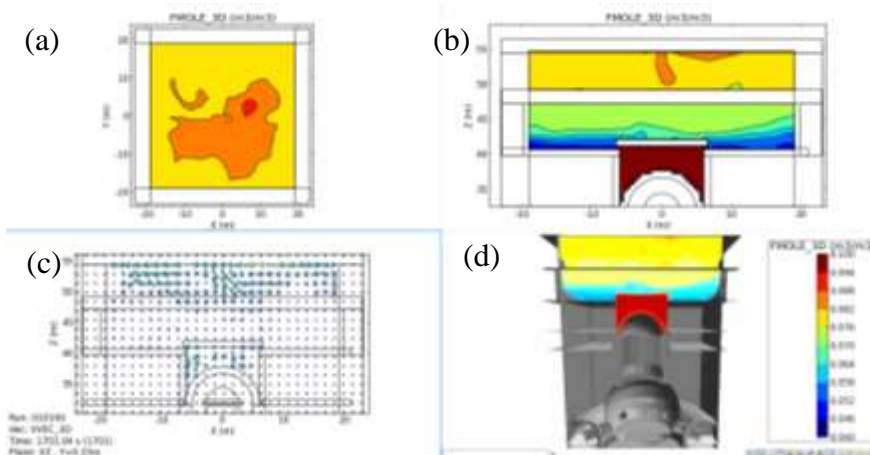


圖 3.2.38 模擬時間 1,700 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

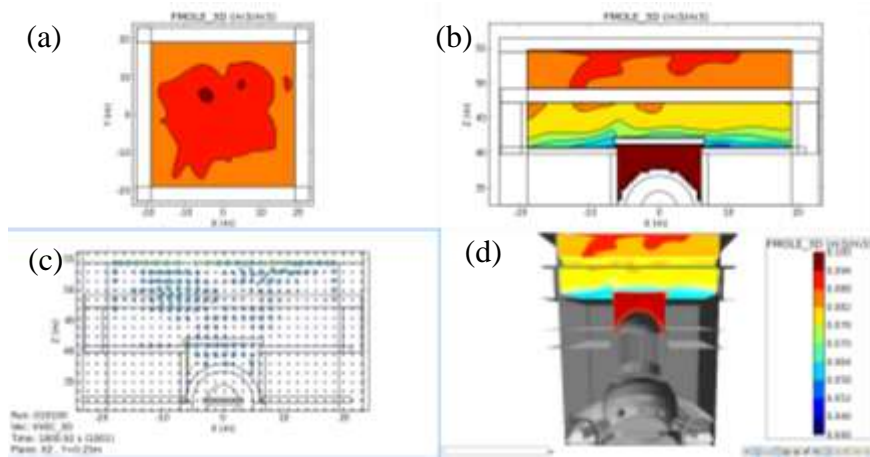


圖 3.2.39 模擬時間 1,800 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

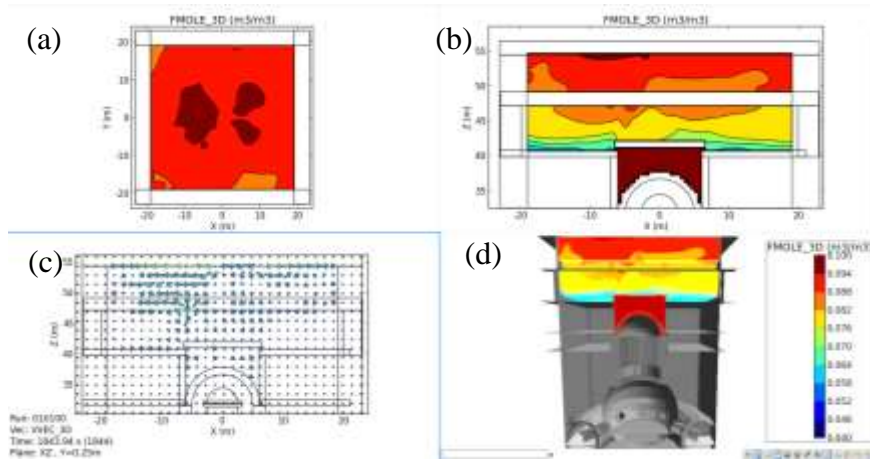


圖 3.2.40 模擬時間 1,844 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

本計畫在情境一之模擬時間 1,600 秒(SBO 後 5,756 秒)時，分別於 5F 天車軌道處 (IG-01)、5F 頂蓋開口處(IG-01)，以及天花板處等三個位置點燃氫氣，進行氫氣爆炸模擬，此外，於 1,700 秒以及 1,800 秒時，亦於前述 3 處位置再次進行點火，模擬結果如圖 3.2.41~圖 3.2.43 所示。結果呈現，在 1,600 秒、1,700 秒以及 1,800 秒時，無論於何處將氫氣引燃，5F 天花板以及周遭牆壁之過壓值，皆高於其可承受之壓力 0.0174 barg (7 呎水柱高)。

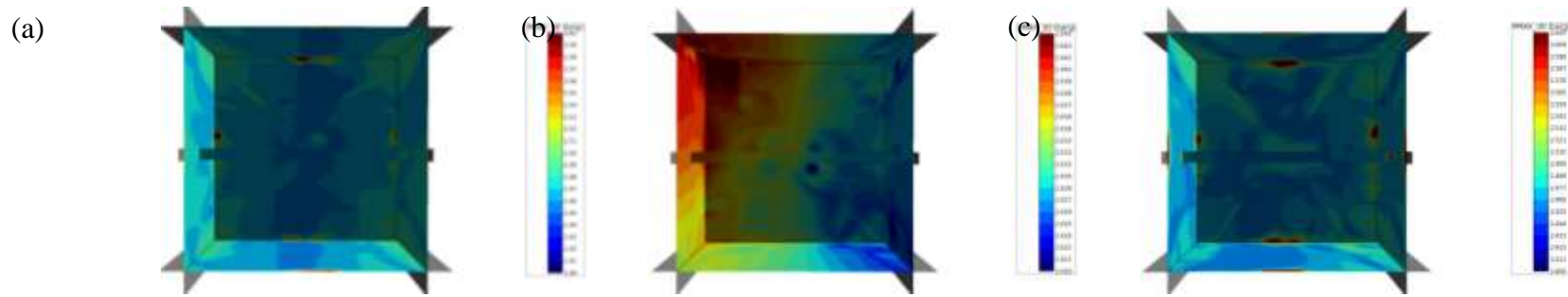


圖 3.2.41 於天車軌道處(IG01)點火之爆炸結果. (a)1,600 s 點火($p_{\max}=2.6$ barg); (b)1,700 s 點火($p_{\max}=2.445$ barg); (c)1,800 s 點火($p_{\max}=2.63$ barg)

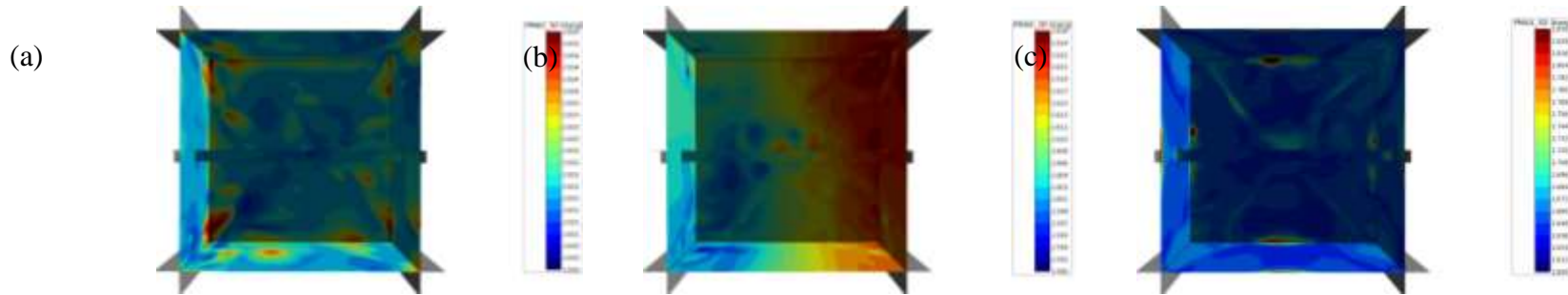


圖 3.2.42 於 5F 頂蓋開口處(IG02)點火之爆炸結果. (a)1,600 s 點火($p_{\max}=2.635$ barg); (b)1,700 s 點火($p_{\max}=2.626$ barg); (c)1,800 s 點火($p_{\max}=2.85$ barg)

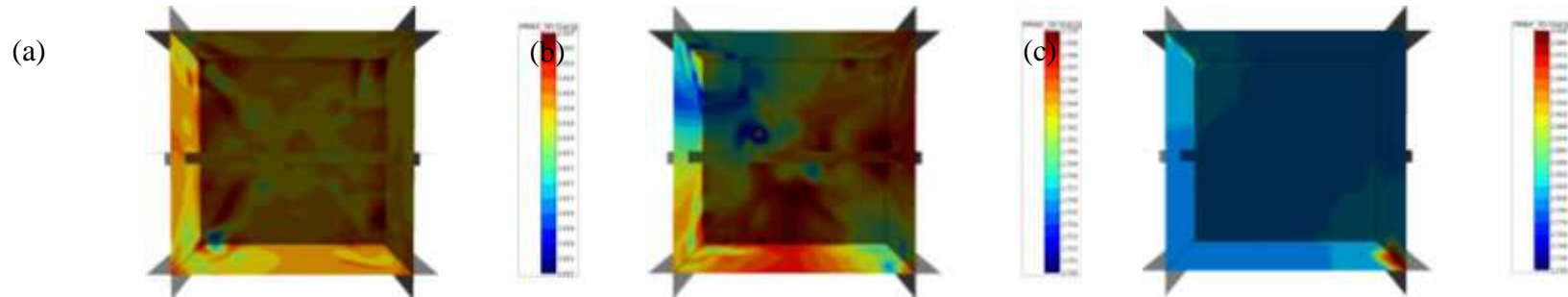


圖 3.2.43 於天花板處(IG03)點火之爆炸結果. (a)1,600 s 點火($p_{\max}=2.82$ barg); (b)1,700 s 點火($p_{\max}=2.77$ barg); (c)1,800 s 點火($p_{\max}=3.0$ barg)

(5-2) 情境二模擬結果

情境二之 5F 氫氣濃度分布結果如圖 3.2.44~圖 3.2.47 所示。當氫氣自乾井頂蓋處洩漏至 5F 後，直至模擬時間 1,700 秒(SBO 後 5,856 秒)，靠近 5F 天花板局部區域(中央位置)之氫氣濃度方達到燃爆下限 4%(圖 3.2.45)。而 1,800 秒(SBO 後 5,956 秒)時，天花板下約 5 公尺範圍之氫氣濃度方全部達到 4%，如圖 3.2.46。

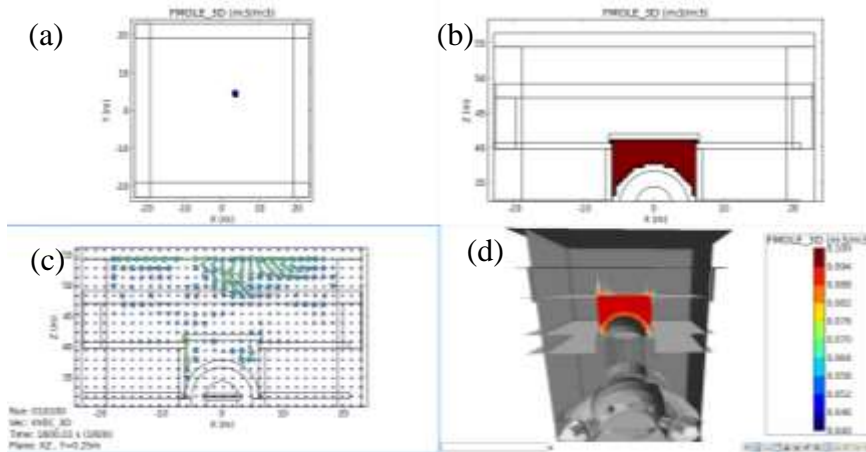


圖 3.2.44 模擬時間 1,600 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

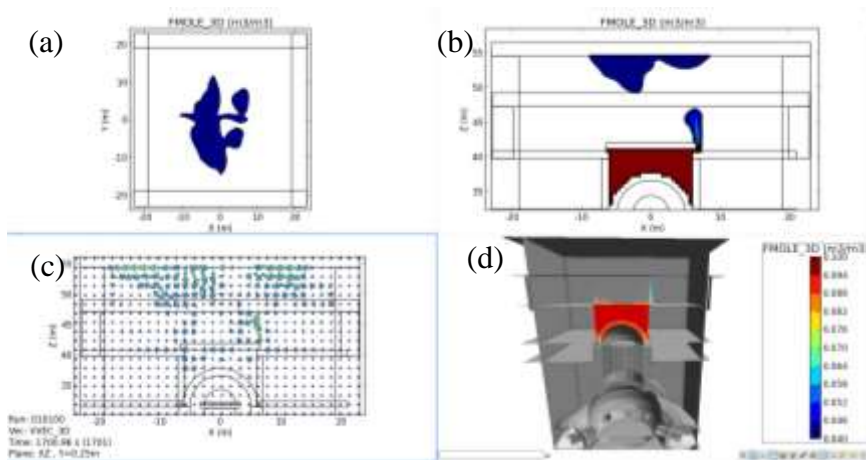


圖 3.2.45 模擬時間 1,700 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

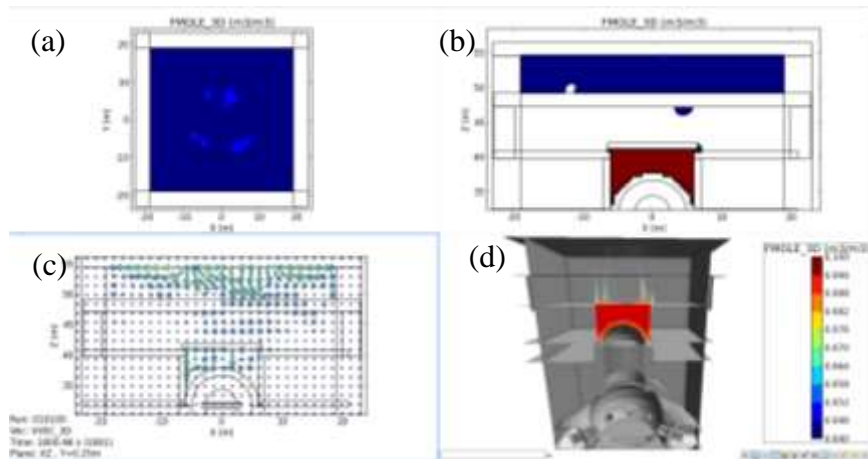


圖 3.2.46 模擬時間 1,800 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

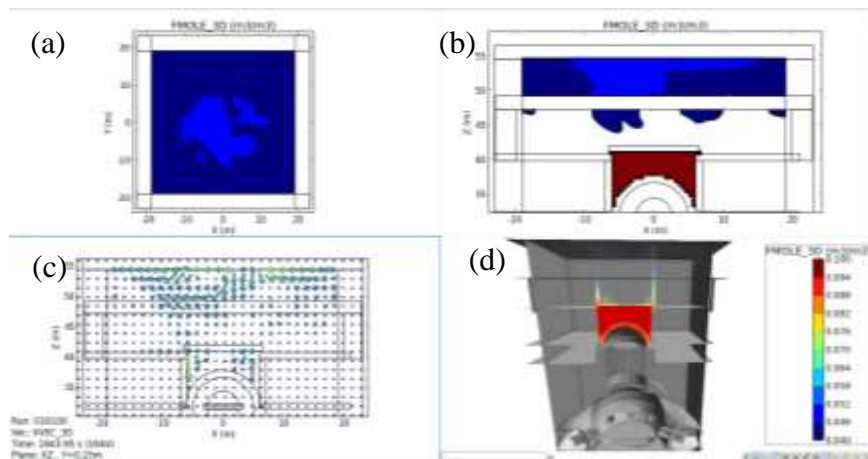


圖 3.2.47 模擬時間 1,844 s 之氫氣濃度分布(a) 天花板處鳥瞰圖; (b) 5F 剖面圖; (c) 5F 向量圖; (d) 3D-氫氣濃度分布圖

本計畫在情境二之模擬時間 1,800 秒時，分別於 5F 天車軌道處(IG-01)、5F 頂蓋開口處(IG-02)，以及天花板處(IG-03)等三個位置點燃氫氣，進行氫氣爆炸模擬，模擬結果如圖 3.2.48~圖 3.2.50 所示。結果呈現，無論於何處將氫氣引燃，5F 天花板以及周遭牆壁之過壓值與情境一之爆炸模擬結果相同，皆高於其可承受之壓力 0.0174 barg (7 吋水柱高)。

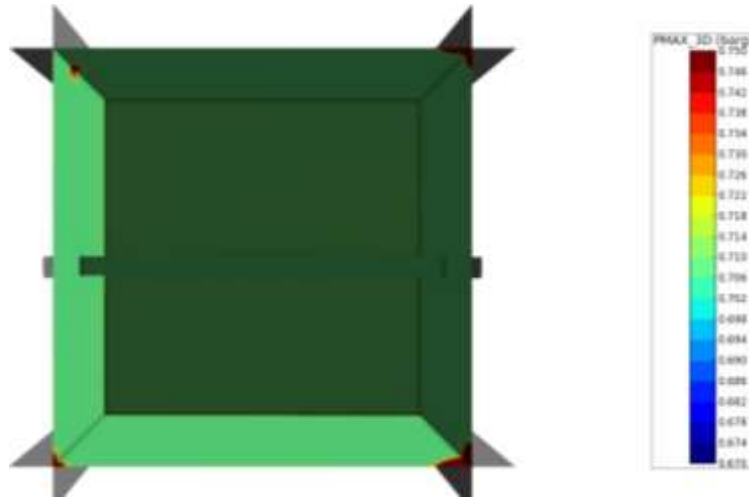


圖 3.2.48 1,800 s 於天車軌道處(IG01)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.75$ barg)

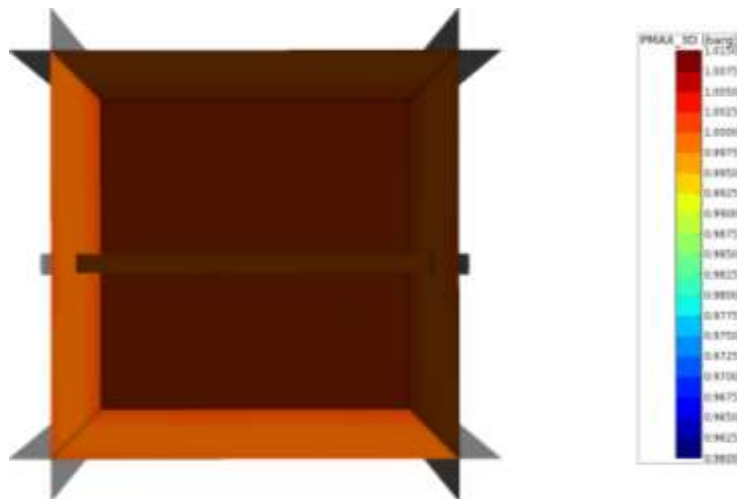


圖 3.2.49 1,800 s 於 5F 頂蓋開口處(IG02)點火之爆炸結果($p_{\max}=1.015$ barg)

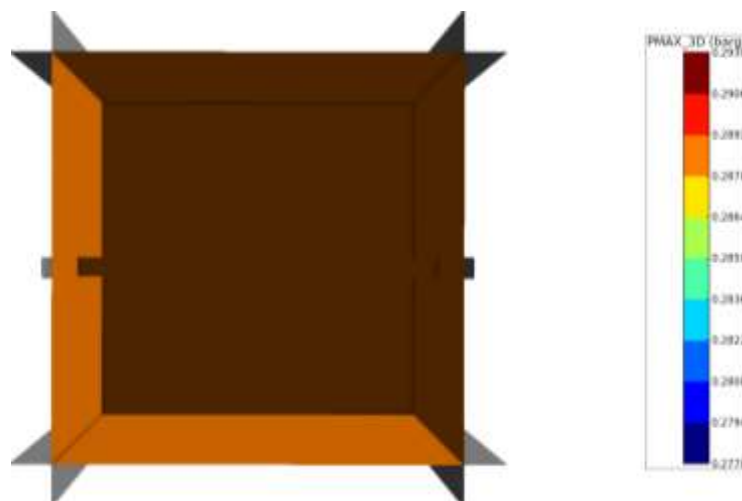


圖 3.2.50 1,800 s 於天花板處(IG03)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.293$ barg)

(5-3) 不同點燃時間與點火位置之爆炸壓力

圖 3.2.51 為情境一於 1,600 秒 (SBO 後 5,756 秒)、1,700 秒(SBO 後 5,856 秒)，以及 1,800 秒(SBO 後 5,956 秒)時，於 5F 天車軌道處(IG-01)、5F 頂蓋開口處(IG-02)，以及天花板處(IG-03)等三個位置點燃氫氣後，5F 最大爆炸壓力。圖中顯示，在此相同時間下無論於何處點火，爆炸威力差異不大。而點火時間愈晚則爆炸壓力愈大，此原因是因為在 5F 的氫氣亦隨著時間上升而濃度增加，因而爆炸威力愈大。

圖 3.2.52 為情境二於 1,800 秒(SBO 後 5,956 秒)時，分別於 5F 天車軌道處(IG-01)、5F 頂蓋開口處(IG-02)，以及天花板處(IG-03)等三個位置點燃氫氣後，5F 最大壓力。結果顯示，當點火位置為天車軌道處或天花板處，爆炸最大僅約 0.29 barg。而點火位置位於 5F 頂蓋開口處，爆炸壓力可達到 1.15 barg。造成此結果之原因，是因為於情境二之氫氣濃度分布，於 1,700 秒(SBO 後 5,856 秒)時，僅於 5F 天花板下方 5 公尺處之氫氣濃度達到 4%，因此在 1,700 秒 (SBO 後 5,856 秒)於 IG01 及 IG03 處點火，爆炸壓力僅約為 0.29 barg。若此時於 IG02 處點火，被引燃的燃料並非為囤積於天花板處的氫氣，而是由乾井頂蓋處洩漏、並且囤積於乾井頂蓋與 5F 頂蓋之間的氫氣，該處之燃料濃度較高，因此，被引燃後之爆炸威力亦較大。

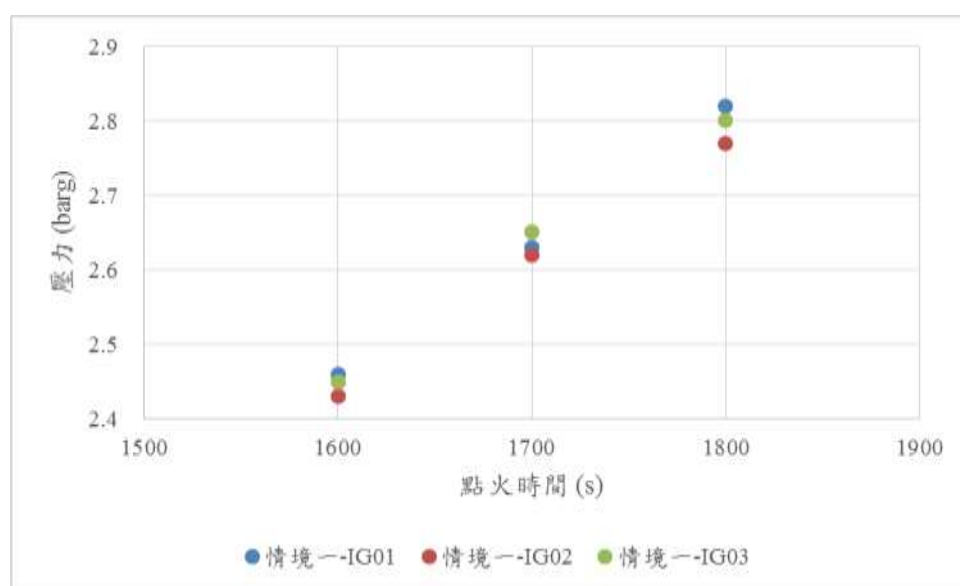


圖 3.2.51 情境一於不同時間與位置點火之爆炸壓力

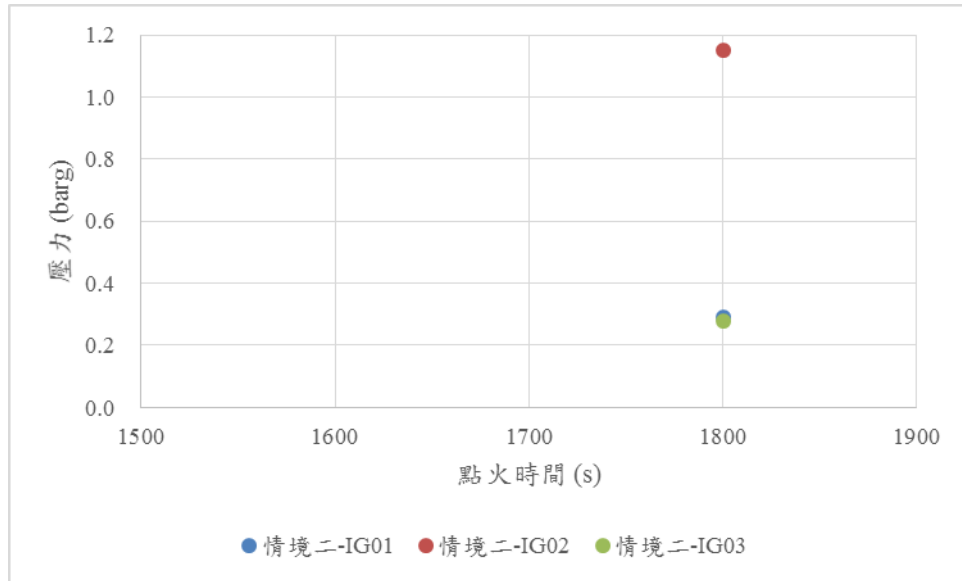


圖 3.2.52 情境二於在 1800 s 於不同位置點火之爆炸壓力

(5-4) 情境三模擬結果

日本女川 2 號機為沸水式反應器，其圍阻體構造與國內核一廠相近，故參考其申請符合新規制基準所設計的 PAR 系統，每台 PAR 之處理能力為 0.5kg/h，共設置 17 台。故本計畫於情境三中，以(4-1)節之氫氣洩漏模式，進行乾井頂蓋氫氣洩漏模擬，並在靠近天花板處設置 17 台處理能力為 0.5 kg/h 之 PAR，以評估設置 PAR 之效益。由前述情境一、二之模擬結果顯示，當氫氣洩漏至 5F 時，其氫氣最先到達之位置為 5F 天花板中央區域，因此，本計畫依據情境此模擬結果，於情境三中將 17 台 PAR 設置於靠近 5F 天花板中央區域，並將模擬結果與情境一進行分析比較。

圖 3.2.53 與圖 3.2.54 分別為情境一與情境三位於 5F 天花板下方 2 公尺，以及於 5F 樓地板高 2 公尺處之氫氣濃度曲線圖。圖 3.2.53 顯示在情境三裝設 17 台 PAR 時，位於 5F 天花板下方 2 公尺處之氫氣濃度與已裝設 PAR 時之濃度並無明顯差異，而在 5F 樓地板高 2 公尺處之氫氣濃度則明顯低於情境一。造成此結果的原因，是因為當情境三設置之 PAR 將天花板處的氫氣處理後，PAR 排出的空氣將會往 5F 樓地板處沉降，而其他的氫氣亦會飄往天花板處，因此，情境一與情境三在天花板處之濃度並無明顯差異，而在情境三中設置 PAR 時，氫氣濃度則明顯較情境一未設置 PAR 時低。

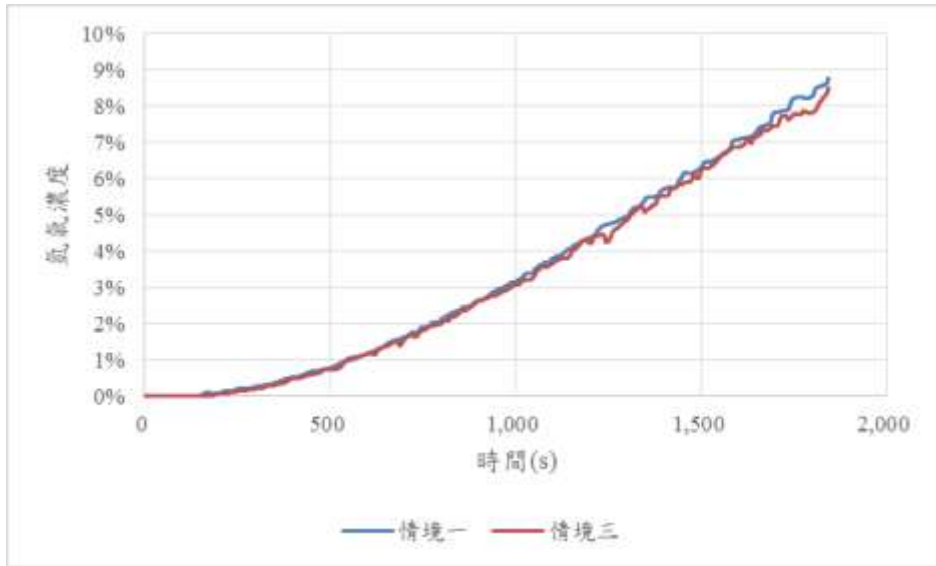


圖 3.2.53 情境一與情境三位於 5F 天花板下方 2 公尺處之氫氣濃度

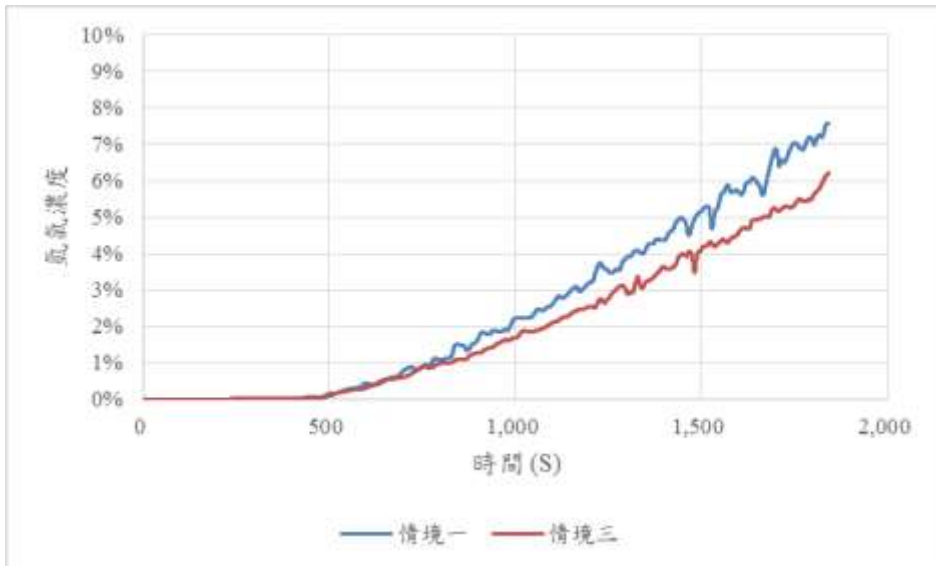


圖 3.2.54 情境一與情境三位於 5F 樓地板高 2 公尺處之氫氣濃度

(5-5) 情境四模擬結果

如圖 3.2.55~圖 3.2.63 顯示 1600 秒(SBO 後 5756 秒)、1700 秒 (SBO 後 5856 秒)及 1800 秒(SBO 後 5956 秒)的爆炸壓力，氫氣爆炸時，若未安裝 FCVS 且未開啟釋壓平板，反應器廠房 5 樓外牆之耐壓強度將無法承受其壓力，建築物會有破損之情形。

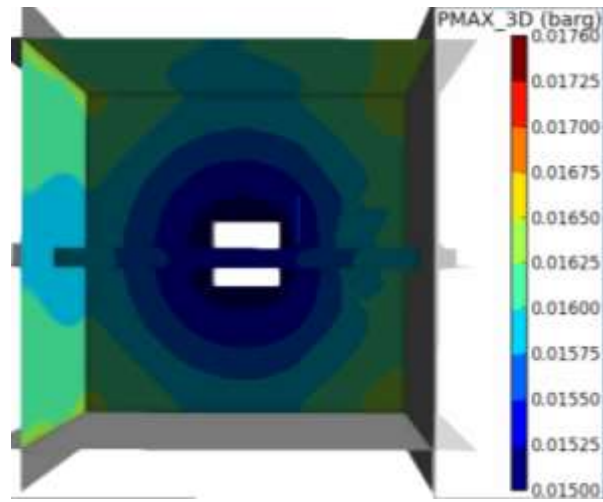


圖 3.2.55 1,600 s 於天車軌道處(IG01)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.0176$ barg)

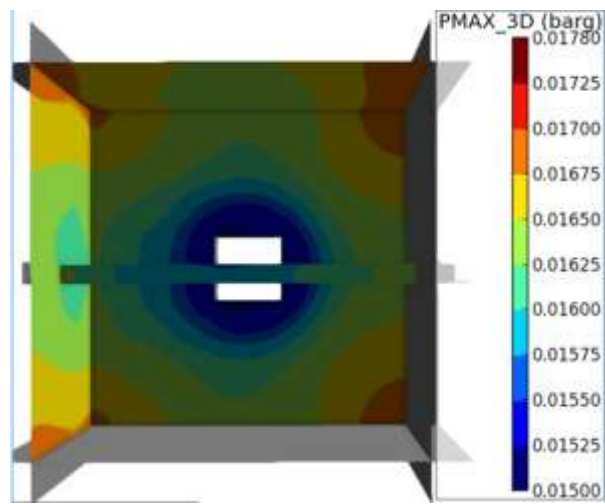


圖 3.2.56 1,600 s 於天車軌道處(IG02)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.0178$ barg)

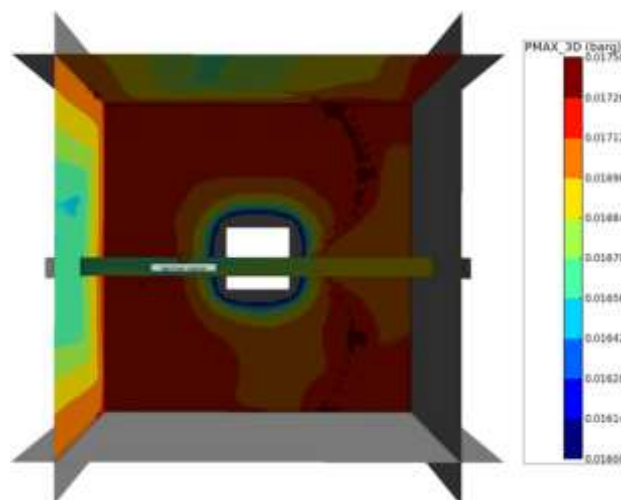


圖 3.2.57 1,600 s 於天車軌道處(IG03)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.0178$ barg)

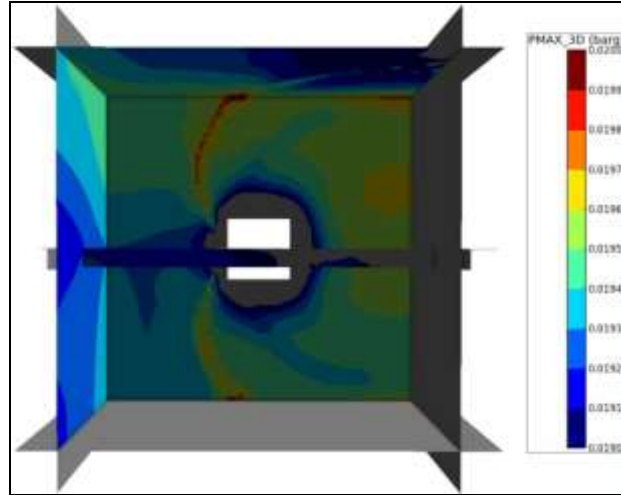


圖 3.2.58 1,700 s 於天車軌道處(IG01)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.02$ barg)

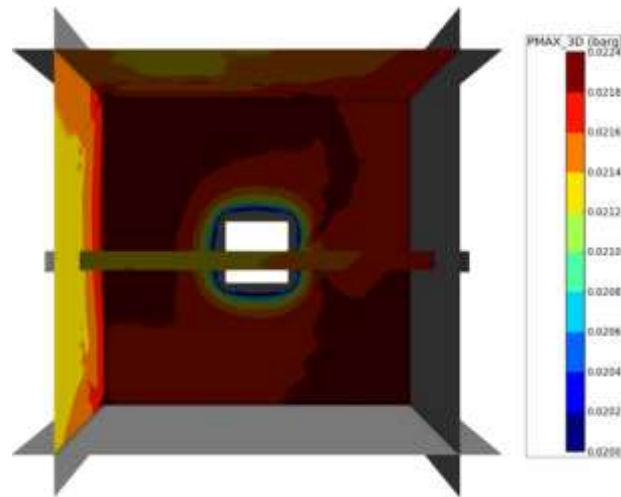


圖 3.2.59 1,700 s 於天車軌道處(IG02)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.0224$ barg)

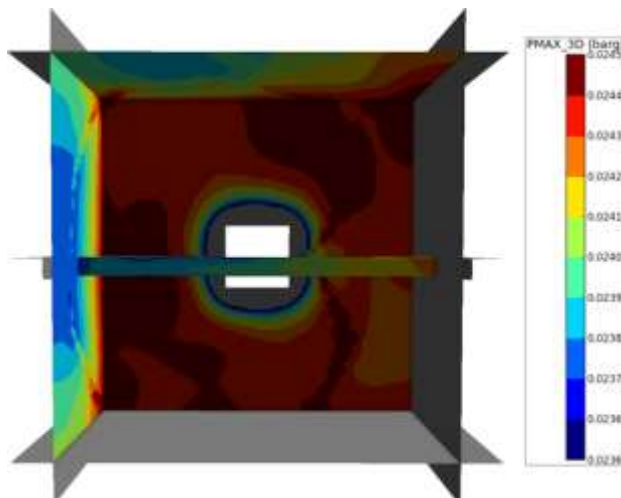


圖 3.2.60 1,700 s 於天車軌道處(IG03)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.0245$ barg)

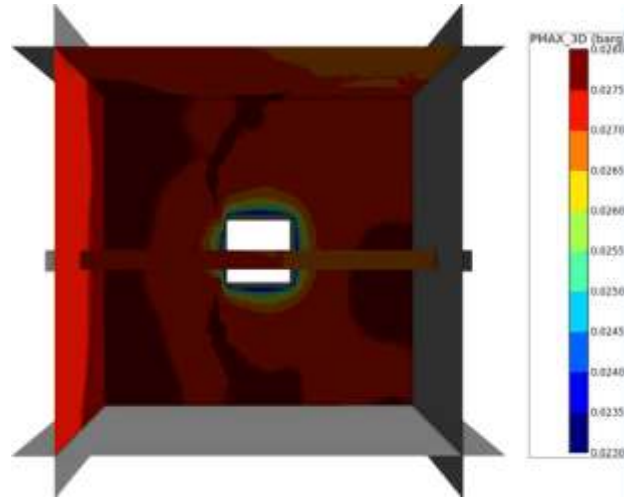


圖 3.2.61 1,800 s 於天車軌道處(IG01)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.028$ barg)

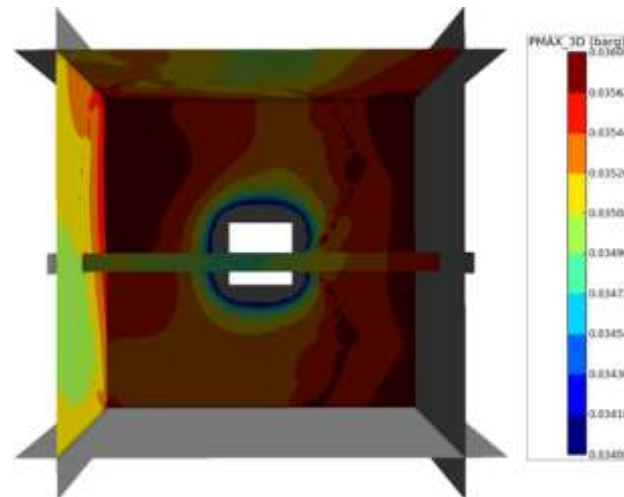


圖 3.2.62 1,800 s 於天車軌道處(IG02)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.036$ barg)

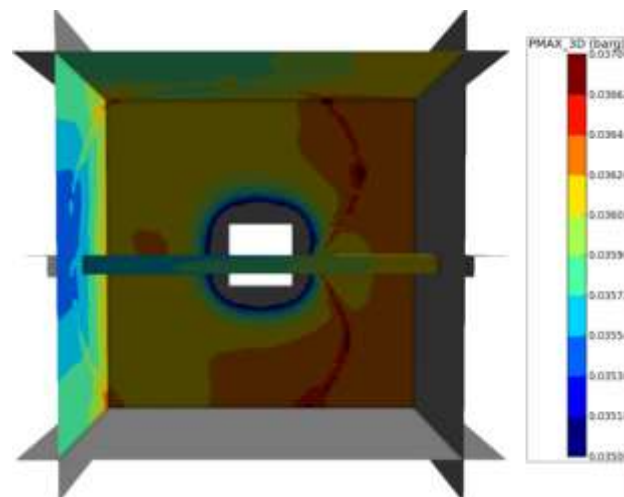


圖 3.2.63 1,800 s 於天車軌道處(IG03)點火之爆炸結果($p_{\max}=0.037$ barg)

(5-6) 情境五模擬結果

- FCVS 的管徑設定為 0.4m^2 ，圍阻體壓力 4.27 barg，流量為 10.0 kg/s (參考日本女川電廠)
- 乾井氫氣產生率為 0.145 kg/s ， $T=171^\circ\text{C}$ (MELCOR 計算結果)
- 設置 FCVS 可降低乾井壓力，乾井壓力未達頂蓋洩漏壓力 1.947 barg ，故可防止氫氣洩漏至反應器廠房

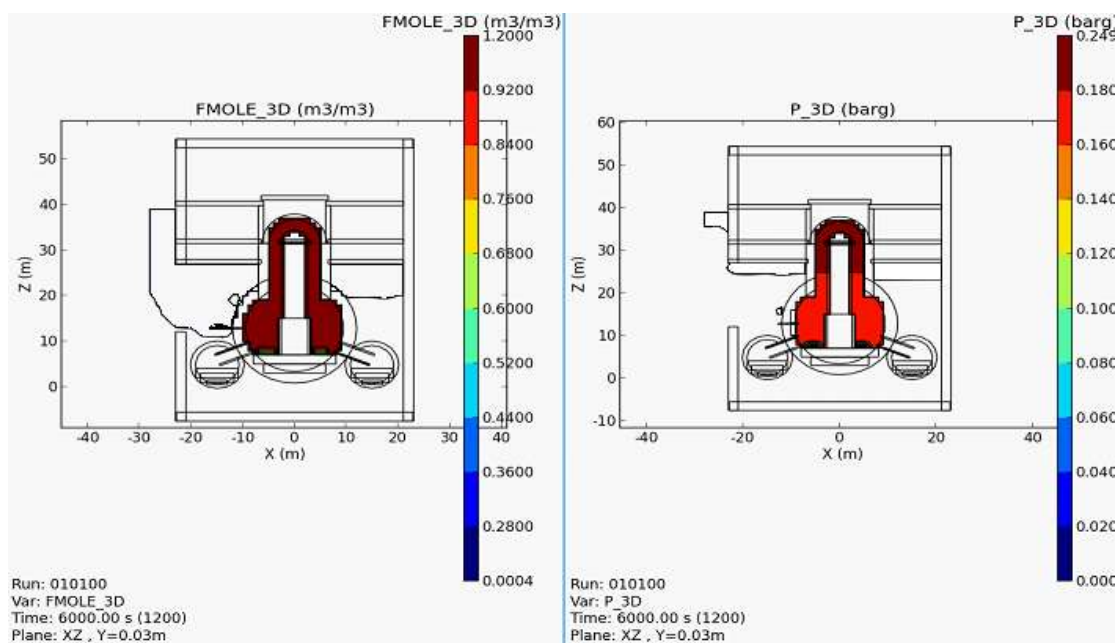


圖 3.2.64 FCVS 可降低乾井壓力($p_{\max} = 0.249$)

3.2.2.4 被動式氫氣再結合器廠家資料[40]

根據歐洲 PARSOAR 計畫所作的結論，觸媒式再結合器是核電廠防止氫氣危害的最佳選擇，主要原因在於其為被動式，以及無論是否超出設計基準都具有良好的效率、並且能在少量的氫氣濃度下啟動，易於在電廠正常運轉階段使用而沒有額外的限制。

觸媒式再結合器是由底部裝置觸媒基座的直立通道所構成，萬一電廠發生事故，圍阻體內的混合空氣將與觸媒式再結合器接觸，當氫原子進入後會與觸媒表面接觸，與氧反應形成蒸汽，在觸媒表面的反應熱會引起浮力而加速流入速率，從而送入更大量的氫氣，以確保再結合器有更高的效率，自然的空氣對流能確保有空氣不斷流入觸媒式再結合器，此效應會因為安裝高度、氣體流入的面積以及觸媒板被加熱的速度而有變化。

過去也有許多抑制氫氣災害的系統應用於核能電廠，例如：熱再結合器、點火器、惰性系統及混合型系統，然而，觸媒式再結合器仍被視為最佳的氫氣災害抑制技術，主要原因如下：

- A. 屬於被動式系統，毋需供電
- B. 能在嚴重事故及設計基準事故的條件下運作
- C. 能在低氫氣濃度的情況下啟動，尤其在低於氫氣的易燃性下限
- D. 其物理現象廣為人知
- E. 在正常運轉階段不會造成操作上的限制
- F. 技術簡單且不需搭配複雜的系統

觸媒式再結合器的使用限制在於，會因為觸媒表面升溫而有點燃氫氣的風險，以及質量的轉換限制氫氣的消耗速率，但是其它像混合型系統，其吸收氫氣會引起燃燒及點火，可能觸發局部的爆炸，是主要的氫氣災害抑制系統及其限制。

方法	限制說明
觸媒式再結合器	<ul style="list-style-type: none"> • 氫氣濃度在 7% 以上會引起燃燒 • 質量的轉換限制氫氣的消耗速率
熱再結合器	<ul style="list-style-type: none"> • 主動式系統(需供電)且必須在圍阻體外施作 • 氫氣再結合率低 • 維護費用昂貴
點火器	<ul style="list-style-type: none"> • 若設在錯誤的位置，可能觸發局部爆炸 • 在惰性環境的效率不彰(充滿蒸汽、氫氣時)
預惰性系統	<ul style="list-style-type: none"> • 對正常運轉會形成重大障礙(缺氧風險)
惰性後系統	<ul style="list-style-type: none"> • 主動式方法，實務技術上為複雜的系統 • 決策、啟動及完成只允許短暫的延遲(0.5h)
混合型系統	<ul style="list-style-type: none"> • 主動式系統 • 靜電點火燃燒

吸收氫氣	<ul style="list-style-type: none"> • 高成本且關鍵在吸收劑的數量 • 對其現象的瞭解仍存在極大的不確定性
氫氣再結合器	<ul style="list-style-type: none"> • 對其現象的瞭解仍存在極大的不確定性
氧氣移除	<ul style="list-style-type: none"> • 採用噴撒系統且關鍵在吸收劑的數量 • 對其現象的瞭解仍存在極大的不確定性

法商 AREVA 發展的被動式氫氣再結合器(如圖 3.2.65 所示)，將觸媒放在塗有多種貴金屬的大面積不銹鋼薄板上，增加反應的表面積，使其在初始階段溫度不高的情況下及嚴重事故時都具有良好的效率，並可承受極端的耐受溫度及輻射性；在設計上為了增進自然對流，其金屬外殼在底部會有一個氣體進口，而在頂部則有側向的氣體出口(如圖 3.2.66 所示)，每個單元所處理的氣體量達 880ft³/min，水平的外殼則可防護觸媒免於被水直接噴撒及煙霧的沈降，使其可在噴霧條件下運作，可拆式抽屜則提供易於接觸觸媒的方式。

為了讓這些裝置在各種圍阻體隔間區域內有其配置彈性，故提供多種尺寸規格的再結合器，因 PAR 並無活動零件且不需依靠外來電源，故無需運作程序，且單元的設計可提供維護簡易性，預期此將產生較佳的生命週期及成本效益。另蒐集到部份型號的尺寸(如

表 3.2.6 所示)，對後續在安裝位置等相關議題上，能提供較貼近實務狀況及可行性的建議。



圖 3.2.65 被動式氫氣再結合器(資料來源：AREVA 型錄)



圖 3.2.66 被動式氫氣再結合器的設計與功能

表 3.2.6 被動式氫氣再結合器技術資料(資料來源：AREVA 型錄)

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

3.2.2.5 圍阻體氫氣擴散的洩漏尺寸[42]

以往相關研究對圍阻體的氫氣洩漏開口尺寸均無法精確預估，適逢 104 年 10 月份美國沸水式反應器業主組織(BWROG)在台北舉辦專題研討會，其中 Sandia National Laboratories(SNL)在針對嚴重事故現象的單元中提到，乾井處於高壓情況下，應如何評估其開口尺寸的詳細計算方法，並依此方法計算福島核電廠的乾井洩漏尺寸，其評估結果亦與福島事件所觀察到的相關數據趨勢一致，足可作為本研究在設定參數條件時的重要參考依據。

故本研究根據核一廠運轉程序書所記載的圍阻體頂蓋重量及螺栓的尺寸、數量等資

訊，計算出核一廠的乾井洩漏面積為 0.00235m²，該值約大於 SNL 建議數據的 10 倍(如圖 3.2.67 所示)，並將作為 GOHTIC 及 FLACS 軟體評估氫氣洩漏至反應器廠房的開口尺寸。

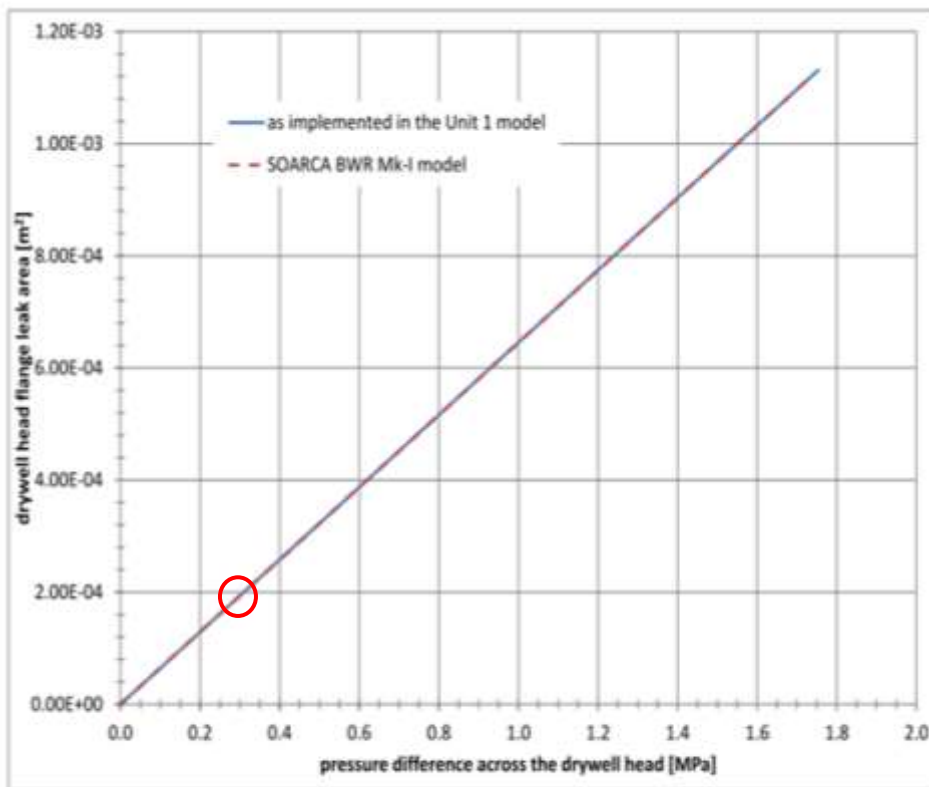
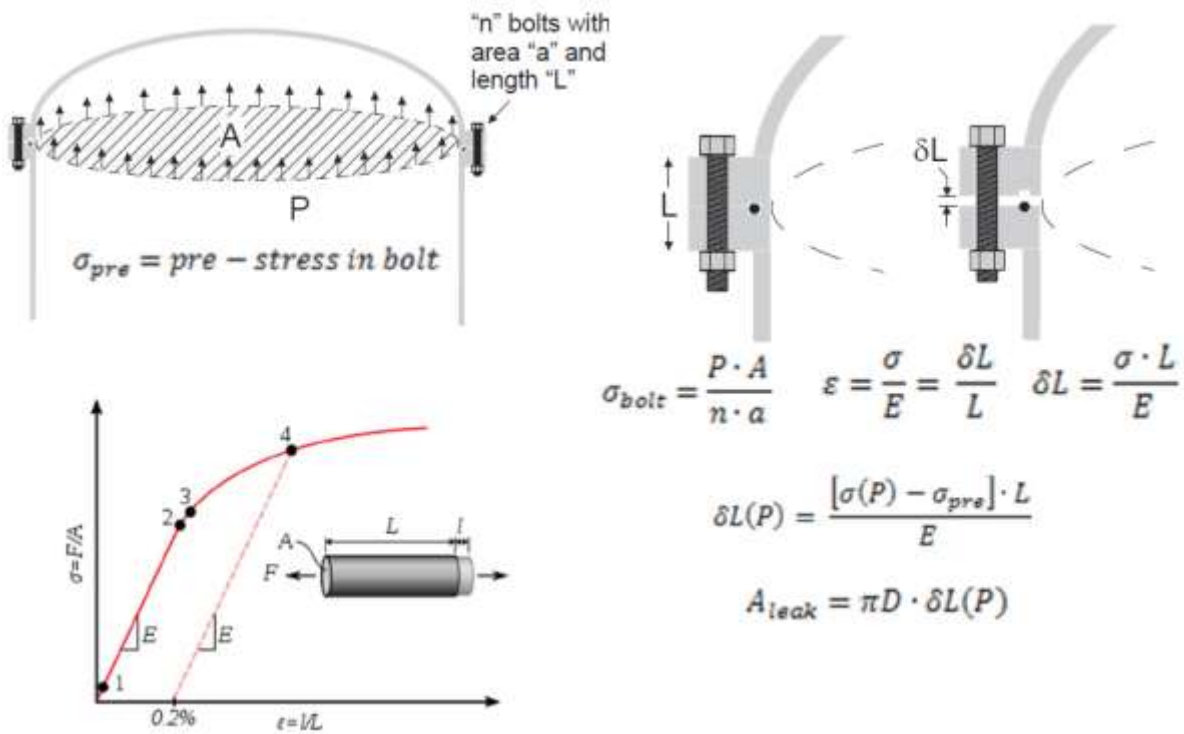


Figure 22. Drywell Head Flange Leakage versus Containment Pressure.

圖 3.2.67 SNL 建議的乾井洩漏尺寸

3.2.2.6 期刊/論文發表成果

(1)國際期刊 1 篇

- H. Zhen-Yu, H. Yu-Kai Huang, H. Wen-Sheng, Yen-Shu Chen and P. Bau-Shei, “Development of a hydrogen diffusion gothic model of MARK III-containment,” KERNTECHNIK 80 (2015) 3, p.232-240.

(2)研討會論文 3 篇

- Methodology Using MECLOR2.1/SNAP to Establish an SBO Model of Chinshan BWR/4 Nuclear Power Plant-2015 NURETH-16/ Chicago
- The Ultimate Response Guideline simulation and analysis by using MELCOR2.1/SNAP for Chinshan BWR/4 nuclear power plant-2016 ICAPP/ San Francisco
- MELCOR2.1/SNAP Analysis of Fukushima-like Accident for Chinshan BWR/4 NPP-2016 NUTHOS-11/KOREA

3.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

3.3.1 執行方法

本研究整體工作可以概分為熱流既燃料完整性分析工作與嚴重事故分析工作，兩小組之分析工作可以可匯整如圖 3.3.1 所示；各有其分析工具之選擇依據。本節將分別針對兩個研究小組之方法、步驟加以詳述，以充分展示本計畫相關團隊之工作重點與相關性。

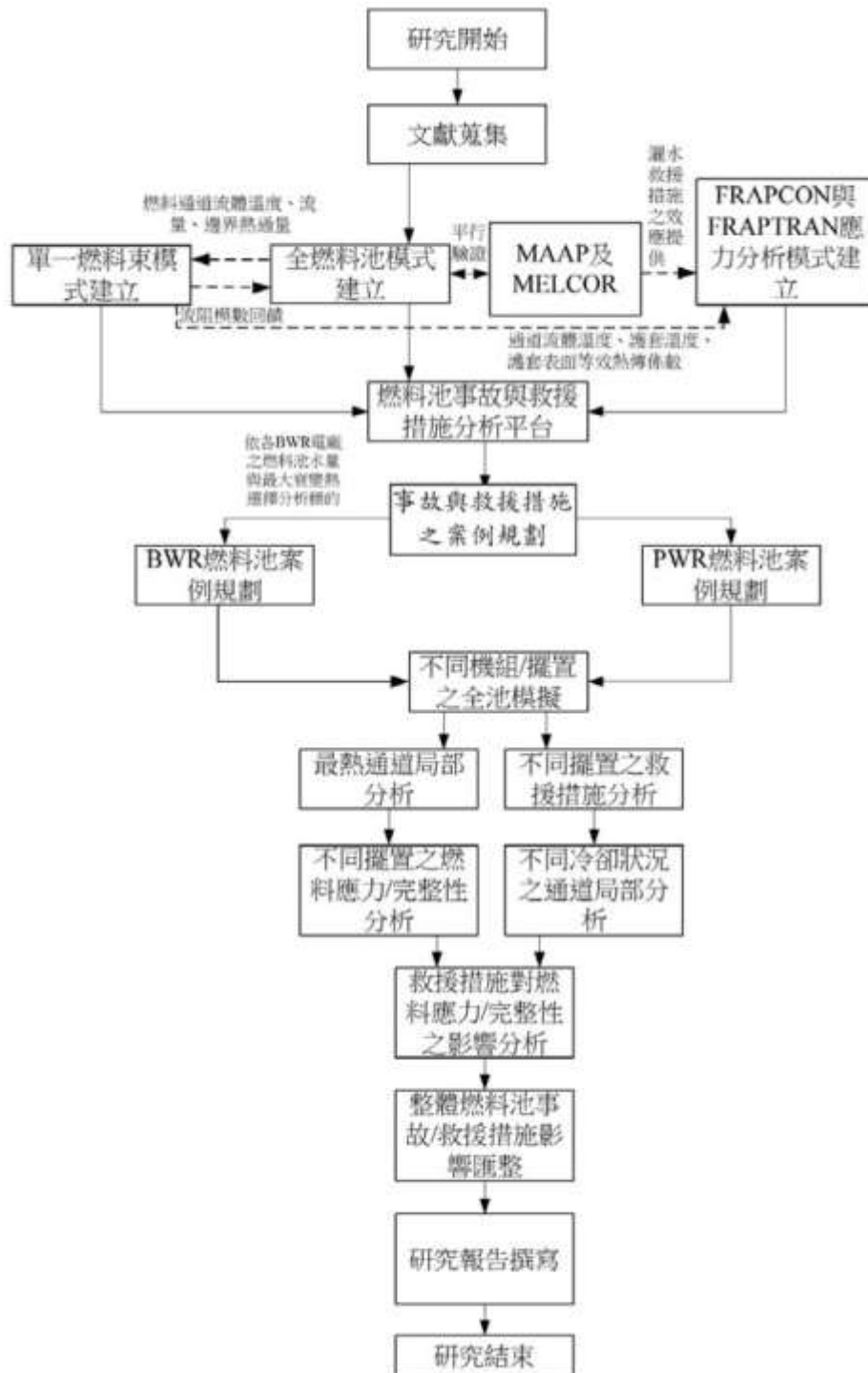


圖 3.3.1 整合研究總體流程示意圖。

3.3.1.1 熱流及燃料完整性分析工作

有鑑於以往的分析中單純選用系統分析軟體(如 TRACE、MELCOR)或是選擇以 CFD 程式(如 STAR+CCM、FLUENT、CFX 等)，皆會受限於軟體的設計特長而無法兼顧整體與細節；例如：單純選用系統分析程式來執行時，將受限於模式節點數目而難以分析燃料束內格架所造的效應與實際熱點分佈；反之，若選用 CFD 來進行分析時將受限於整體計算資源龐大之故，而無法將整個燃料池納入計算域中，且將因為求解所需的時間步階過小而難探討歸屬長暫態之燃料池事故現象。

為了改善上述各個已執行計畫的方法論之不足，本研究擬於計畫執行之初採用 TRACE 的多通道模式與複合模型的 CFD 程式來達成分析工作。其中，選擇 TRACE 係因該軟體乃 NRC 持續推動發展以取代既有系統程式(如，RELAP5、RETRAN)之新興系統程式，且本研究團隊已投入該軟體之研究多年並有豐厚研究論著，故選用 TRACE 作為本分析工作中之燃料池整體分析除了有助於增進此部分之工作進度外，更可與其它分析程式，如 MAAP 及 MELCOR 之分析結果相互比對。而在 CFD 部分，透過複合模式概念的導入，本研究將發展同時計算全燃料池與單一燃料束之方式，並透過程式碼耦合之技術，將兩個獨立的模式加以整合，以其同時考量計算時效、整體效應與單一燃料束內細微流場之影響。透過這樣的技術發展，由 CFD 所求得的結果不僅可與 TRACE 之整體特性與最熱通道結果進行比對，其細微結構於事故下的之熱水力特性；例如：流阻燃料束側邊熱散失(Heat Loss)之通量等，更可作為 TRACE 與其它系統程式進精模式之用。

而在完成上述熱流分析技術之發展與分析後，藉由程式平行驗證以求得保守之護套熱水流特性後，本研究更將引入 NRC 核准之 FRAPCON[1,2]與 FRAPTRAN[3,4]進行燃料護套的應力分析，以瞭解事故與救援作業對護套應力與應變進行瞭解分析，如此方能確保燃料束是否在救援措施下保持其完整性，而不致於造成因為護套破損而衍生的幾何結構改變(臨界問題)或是放射性氣體外釋而致的人員劑量疑慮(輻射防護)。選用上述 NRC 認可軟體的原因係因為傳統單純的應力分析工具(如 ANSYS[5,6])，目前並無法完整掌握燃料應力與變形之完整機制，亦無法依據電廠運轉之特性將燃料護套之應力與劣化歷史於分析中充份描述所致。在本計畫中，FRAPCON 可用於估算燃料於運轉期間、正常池內貯存周期所受到的影響與及護套氧化之歷程，以作為 FRAPTRAN 進一步計算後續事故發生之初始參數。

另外，由於目前之燃料池於設計之初，在設計基準事故下計算所有情境之下之燃料池增殖因子，並確保其符合原子能法規之要求。因此，本研究擬於計畫執行之時，藉由國際文獻之蒐集與研讀，瞭解燃料池再臨界之關鍵參數與可能發生情境，並在整合本計畫執行 FRAPTRAN 與 MAAP 等分析工具所得結果後，依其可能之燃料束損壞狀況，進行燃料池之再臨界評估。

3.3.1.2 嚴重事故分組研究

美國 NRC 對福島事故之檢討[7]包括：(1) 2011 年 3 月因應福島事故，NRC 指示其幕僚針對美國核電廠安全進行有系統、有條理的檢討，並成立福島「短期專案小組」；(2) 2011 年 7 月 12 日發佈專案小組報告，並發表 Near-Term Task Force (NTTF) Report。

NTTF 建議事項如下：

- 地震與水災防護
- 長時間喪失外電
- 圍阻體排氣
- 燃料池冷卻

- 嚴重事故程序書
- 緊急應變整備(Emergency Preparedness, EP)
- 低機率、高後果事件的管制方法
- 低機率事件應更注意深度防禦
- 地震引致水災與火災
- 廠房內氫氣控制與減緩
- 多機組事件與長時間 SBO 的 EP
- EP 相關的決策制訂、輻射監測與公眾教育
- 對燃料池之要求為可靠之燃料池儀器，於電廠安裝水位儀器，提供下列水位：
 - 正常燃料池水位
 - 低於正常水位，但仍可提供輻射屏蔽，人員可接近池邊的操作台
 - 低-低水位，指接近燃料架頂端，此時應立即執行補水

本研究擬探討之主題即為以上所列項目之”燃料池冷卻”。

於 2007 年，Schaperow [8] 即已探討「用過燃料池事故進展」，經多方研究後，渠等選用 MELCOR 程式為分析工具，亦藉 COBRA-SFS 程式對輻射熱傳效應進行深入分析；分析結果顯示，用過燃料池冷卻能力較以前所用的分析程式而言，更易於冷卻，且即使喪失冷卻能力後，亦有相當長的一段時間容許電廠操作員恢復其冷卻功能並防止燃料棒因過熱而受損。此外即使是燃料棒受損，程式計算所得的結果亦較過去所得的結果為和緩。較早時期美國國家科學院亦針對商用燃料池儲存之安全性進行研究[9]，以探討並了解燃料棒於被冷卻時之熱傳作用、對工作人員及大眾形成阻隔劑量之掩護作用及對臨界事件之防止作用等三項議題，期使乏燃料儲存池得以發揮其所預定之功能。更早時期 Lee 等人[10]亦探討用過燃料池熱水流及參數分析，所得結論為因幾何形狀而形成的流阻效應對燃料池的熱傳作用具相當程度的影響。

本研究係清華大學使用 TRACE 程式進行「用過燃料池冷卻能力安全分析精進」的平行研究，計畫中將使用 MAAP5 及 MELCOR2.1 程式以別於 TRACE 程式；所使用的兩個程式前者為美國核能界所發展出的嚴重事故分析程式，而後者為美國核能管制會提撥經費予聖地亞國家實驗室所發展出之嚴重事故分析程式；於獲得分析結果後，將與清大所得結果相互比較，使此項重要的議題，得到相互驗證的機會，並因兩項對用過燃料池熱流現象的探討得以更深入的了解並發掘其可能需補強處，提供台電參考，以提升核能發電系統中相當重要之次系統-用過燃料池，不論是在軟體、硬體及分析程式方面所具整體安全性之保障。

MAAP 程式概述：MAAP 程式是由許多各自獨立，經過簡化的計算模式組合而成，主要功能是模擬輕水式反應器發生嚴重事故時的演進過程，包含反應器冷卻水系統和圍阻體的反應，同時可用來檢視事故過程中，運轉員因應措施的效能。程式包含了反應器壓力槽、圍阻體等重要元件，PWR 程式可模擬大乾型與 Ice Condenser 等兩種型式圍阻體之 PWR 電廠；BWR 程式可模擬 Mark I、II、III、及進步型沸水式反應器 (ABWR) 等四種不同型式圍阻體的 BWR 電廠。

MAAP 程式可以模擬輕水式核能電廠各種嚴重事故現象，廣為核能工業界做為嚴重事故分析之工具。而 MAAP5 程式功能如下：1.使用最進步的技術進行整廠性能分析，可降低電廠工程評估之費用。2.提供最佳估算運轉分析能力。3.加入電廠 auxiliary/reactor building, turbine building, control room 之模式，強化整廠之模擬功能。4.加入 MAAP5-DOSE 程式，可計算事故後之劑量，強化嚴重事故處理訓練與緊急計畫演習之功能。5.於 BWR 與 PWR 皆加入 Kinetics (Point Kinetics and 1-D Kinetics)模式、改善 RCS 模式，強化電廠暫態之模擬能力。

值得注意的是，MAAP5 程式新加入了劑量之估算程式，使用者除了可以透過計算結果了解相關重要參數之變化外，亦可由劑量參數之輸出了解在嚴重事故的情況下，發生分裂產物外釋時，其相對之劑量率或是劑量值；由此可與緊急計劃相結合，不論是早期外釋或是事故中發生外釋之時序，MAAP5 皆可以進行模擬分析，如此對於緊急計劃之實行與演練，可以透過 MAAP5 加以分析，使緊急計劃與 MAAP5 相結合[11]。

MELCOR 程式概述：自 1979 年美國三哩島事件發生以後，美國核管會(Nuclear Regulatory Commission, NRC) 即與世界核能先進國家如法國、蘇俄、日本、韓國、瑞典、芬蘭、瑞士及我國等國家成立國際嚴重核子事故合作研究計畫 CSARP (Cooperative Severe Accident Research Program)，積極針對嚴重核子事故發生時之可能現象及狀況，進行國際性合作研究，且委託美國能源部所屬聖地亞 (Sandia) 國家實驗室之研究團隊，對核能電廠各類嚴重核子事故進展期間所發生之種種複雜物理現象進行了解、實驗並發展出大型熱流分析 (包括化學、劑量等) 電腦程式[12-14]，期能以數值方法模擬事故進展之情境，並命名為 MELCOR。

近 20 年間，經投入鉅量人力、設備 (實驗及電腦) 並經工程人員、專家並電廠設計、運轉、維修等人員通力合作下，開發並測試此電腦程式，於 1997 年 7 月釋出 MELCOR1.8.4 版本；而於隨後各項補強實驗測試所得結果，得以更新此程式，遂於近幾年釋出 MELCOR1.8.5 版本[15,16](最近已釋出 MELCOR 2.1 版本[17])，使得 MELCOR 之模擬更能顯示出核能電廠各項事故進展期間所發生之種種複雜物理現象。

MELCOR 之程式涵蓋熱水流 (thermal hydraulics)、熔融物變化 (melt progression)、分裂產物自燃料棒釋出、分裂產物於核反應爐系統及圍阻體內輸送 (radionuclide transport) 等項模式，該程式藉使用程式者所設定之各項廠房設計、設備、操作人員運轉再加上一項肇因事件 (an initiating event)，以數學及數值模擬方式逐步預測事故發生情況下之各項情境與其演化情形。

MELCOR 程式對事故預測所得結果除提供電廠人員了解其事故情境 (accident scenarios) 外，對電廠緊急程序導則 (emergency procedure guidelines EPG) [18,19]、嚴重事故處理導則 (severe accident management guidelines, SAMG) [20~22]、核電廠各廠評估 (individual plant evaluation, IPE) [23]、安全度評估 (probabilistic risk assessment, PRA)、電廠軟、硬體 (包括設備、運轉程序及人員訓練等項目) 改善計畫發展、評估與執行、核電廠安全評估 (safety evaluation) 及核管單位人員各項安全及管制措施之發展、評估與施行，皆有學理及實務上之根據，對核電廠持續安全運轉規範之設定、監控及要求具實質之貢獻。

MELCOR 程式係由國家實驗室所發展，其所得結果較民間人士所發展之梅普 (MAAP) 程式，於核管單位 (如原能會) 之立場而言，係更具公信力之熱流 (包括化學、劑量等) 分析模組。因此就龍門電廠之各項與嚴重事故相關之分析上，自 1.8.4 版本更新至 1.8.5 版本(含) 以上，以確保該廠導則之發展、風險及安全度之評估、設備之更新、管制措施之研修與施行等重要事項之合宜性，最終極的目標乃提升龍門電廠之安全運轉，使其更為周全；且得以建立嚴重事故處理導則(SAMG)並於嚴重事故一旦發生時，抑低(mitigate)其所致之嚴重程度 [23]。

王士珍等人[24] 使用 MELCOR 1.8.3 版進行核三廠 TMLB 事故分析，該事故是假設發生電廠全黑事件，再加上蒸汽產生器之輔助飼水無法供水並所有交流電皆失效，導致反應爐停機，且因冷卻水無法注入反應爐中，使爐心因餘熱持續作用而產生過熱與熔毀；此狀況持續致使反應爐熔穿而終使圍阻體受損。此後王德全等人[25,26]使用較新之 MELCOR 1.8.4 版，針對核二廠之破口冷卻水流失事件及電廠全黑事件進行分析與研究，其分析結果對安全度評估(Probabilistic Risk Assessment, PRA)、嚴重核子事故之分析及嚴重核子事故處理(severe

accident management)分析類別之探討，提供極具價值之參考資訊。

此外 Martin-Fuertes 等人[27] 使用 MELCOR 1.8.4 版所含之反應爐底部(bottom head)模式，探討兩類(PWR 與 BWR 各一) 爐穴灌水情境(reactor cavity flooding scenarios)，所得結果顯示 PWR 之反應爐底部是否得以保全，其保全時間雖得以延後，但卻無法保證其底部免除熔穿；而 BWR 之熔渣卻得以存留於反應爐底部(Martin-Fuertes 假設在爐穴灌水時，水可以很順利接觸 RPV 底部，而不受 PWR 與 BWR 實際幾何形狀影響，例如，BWR 進行爐穴灌水時，空氣不易由爐穴排出，造成冷卻水無法有效接觸反應爐底部，將大幅降低熱傳效果)。

自 2005 年起使用最新之 MELCOR 1.8.5 版，(1) Wang 及 Wang [28]，(2) Liao 及 Vierow [29]，(3) Wang 等人 [30] 與(4) Toth 等人 [31]，以下列四項情況予以分析，所得結果概述如下：

SCDAP/RELAP5 MAAP 及 MELCOR 程式於核二廠嚴重核子事故之大破口冷卻水流失事件及核三廠之電廠全黑事件進行分析，並比較此三類程式所得結果，結果顯示以三類不同程式進行分析所得結果係屬相近(similar results)。

PWR TMLB 事件(說明如前)情況下，蒸汽產生器(SG)潛變破裂(creep rupture)狀況以 MELCOR 進行分析，結果顯示於高壓(~155 bar)及高溫(~1000 K)情形下，SG 管路之臨界裂損大小(critical crack sizes)與 NRC 從前分析結果相比較，該分析結果係大於 NRC 結果~20%管壁之厚度。

探討 PWR 水位指示系統(reactor vessel level indicating system, RVLIS)於電廠全黑事件下之情況，結果顯示與廠區資料相比較(compared with plant data)，MELCOR 得以相當準確的模擬 RVLIS 之反應(reproduce the RVLIS response very well)。

以嚴重核子事故分析程式 ATHLET-CD、ICARE2 及 MELCOR，就燃料束劣化(fuel bundle degradation) Phebus FPT3 試驗進行分析，藉預先設定之邊界及初始條件予以模擬，結果顯示此三類程式所得結果之差異不大(relatively small deviations)，由此推論以此三程式進行一系列之整體試驗(integrated tests)模擬並廠區分析(plant analyses)，所得結果係屬可靠(reliable results)，但計算氧化的碳化硼質量上之差異(spread in the calculated oxidized boron carbide masses)，顯示此三程式於此項模式中之改進仍待強化。

由以上數篇 MELCOR 相關文獻之探討，得知 MELCOR 程式之多功能性，不但可分析 PWR 還可分析 BWR 之嚴重核子事故，此外該程式還得以模擬試驗及就嚴重核子事故之種種物理現象，如反應爐爐穴灌水及 SG 管路高壓及高溫下之潛變破裂分析等，並且該程式分析所得結果與其它相關程式如 MAAP 及 SCDAP/RELAP5 等所得結果近似，本研究已將 MELCOR 程式更新至最新版本 MELCOR2.1，此版本擁有較新的嚴重事故分析模式，並符合國際趨勢。

3.3.2 進度說明

預定進度如下表所示：

熱流及燃料完整性分析工作

執行進度：													
月份	104年	104年	104年	104年	104年	104年	105年	105年	105年	105年	105年	105年	備註
工作項目	7	8	9	10	11	12	1	2	3	4	5	6	
核電廠 SFP 相關資料與研究論文等蒐集與彙整													
TRACE 全燃料池分析													
核一廠全池模式整備													
核一廠模式精進													
燃料池擺置規劃模式設定													
核一廠燃料池穩態分析													
燃料池事故案例規劃													
核一燃料池事故案例計算													
核一燃料池灑水案例計算													
擷取其它分析所需資料													
CFD 燃料束模擬													
核一燃料類型選定													
核一燃料束幾何模型建立													
網格測試與紊流模式測試													
多孔材模式發展與精進													
CFD 與 TRACE 資料整合技術建立													
CFD 與 FRAPTRON 及 FRAPTRAN 資料整合技術													
引入 TRACE 結果進行涵蓋案例之計算													

CFD 資料輸出與轉換														
燃料池再臨界研析														
燃料池再臨界資料蒐集與研讀														
事故情境研析與核一廠再臨界可性評估														
FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套應力分析														
核一燃料束歷史資料匯整														
核一燃料束應力分析模式建立														
核一燃料護套特性初始計算														
事故對護套應力與完整性影響分析														
冷卻救援對護套特性與完整性分析														
資料接收與邊界條件建立														
報告與論文撰寫														
工作進度估計百分比 (累積數%)	8	16	24	32	41	50	59	68	76	84	92	100		

嚴重事故分組研究

工作項目	104年7月	104年8月	104年9月	104年10月	104年11月	104年12月	105年1月	105年2月	105年3月	105年4月	105年5月	105年6月	備註
核一廠案例分析													
資料蒐集與參數檔建立													
事故分析													
MAAP 與 MELCOR 結果分析比對													

參數靈敏度分析													
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	

上述工作項目皆已完成，並完成下列技術報告：

- 核一廠用過燃料池之 TRACE 模式建立與研究
- 核一廠用過燃料池之 CFD 模式建立與研究
- 核一廠用過燃料池之 MELCOR 模式建立與研究
- 核一廠用過燃料池之 FRAPTRAN 模式建立與研究
- 核一廠用過燃料池之再臨界研析

以下簡述各報告之重要內容(詳細的內容請參閱各報告)：

核一廠用過燃料池之 TRACE 模式建立與研究

核一廠用過燃料池之 TRACE 模式如圖 3.3.2 所示。池子是用三維的 VESSEL 組件模擬，本模式將其分割成 1 個 X 方向、1 個 Y 方向以及 13 個軸向層；軸向層第 1 至第 11 層為水層；燃料高度約為 3.79 公尺，位於軸向層第 2 至第 7 層。BREAK 組件用來提供用過燃料池的壓力邊界條件。在此模式中，用過燃料池內所有的用過核燃料束是用 6 個 CHAN 組件來模擬，大部分用過核燃料衰變熱集中在編號 51 之 CHAN 組件，各 CHAN 組件所代表的功率比率與燃料束數目則如表 3.3.1 所示。而用過核燃料衰變熱之模擬方式亦是使用 POWER 組件來模擬，選擇以功率時間表(Power table)的方式輸入組件。

另外，若在 TRACE 計算結束後，可在 SNAP 程式介面下，結合 TRACE 的分析結果，建立對應的核一廠用過燃料池之動畫模式，來觀察整體事故狀況的演變，例如：水位和燃料護套溫度隨時間的變化。核一廠用過燃料池動畫模式主要繪製的重點除了用過燃料池池子外，還有針對研究案例發生時會使用到的灑水系統，此外比較重要的參數值皆會直接標示在動畫畫面中。在核一廠用過燃料池動畫模式中，池子之顏色是以流體狀態來顯示，而用過燃料束的顏色則是以護套溫度顯示。圖 3.3.3 為模擬發生 500 gpm 洩漏且灑水 200 gpm 狀態下的核一廠用過燃料池動畫播放圖。

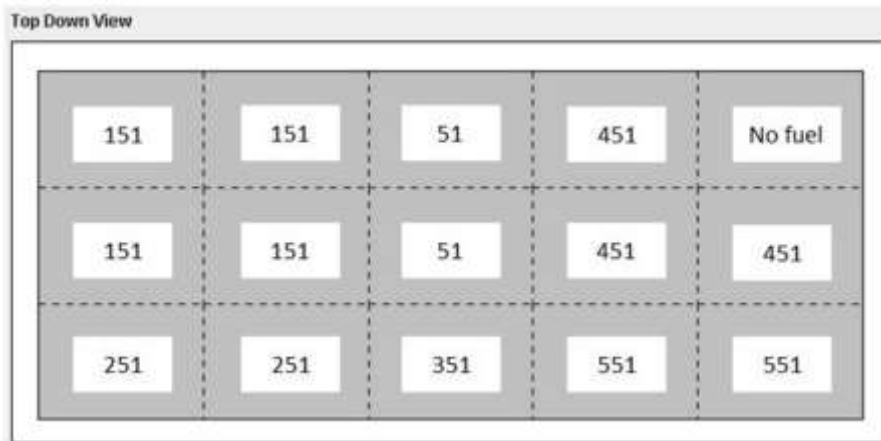
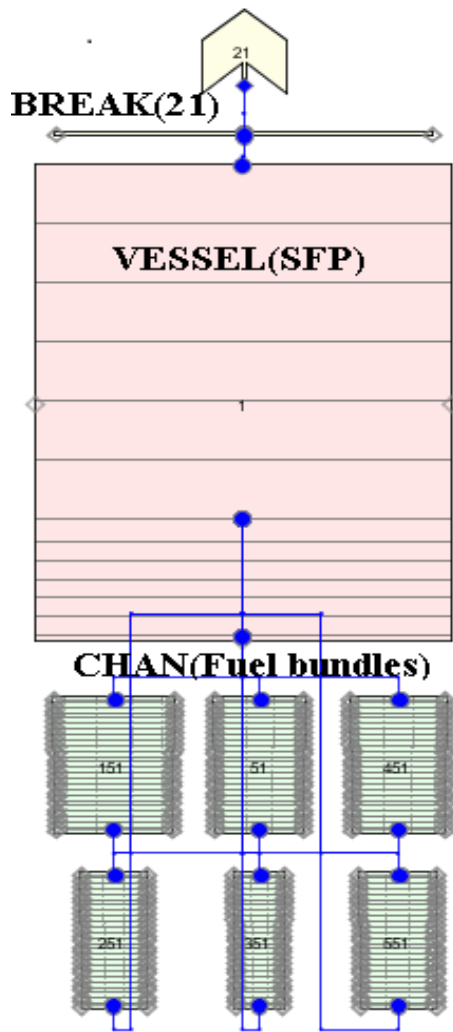


圖 3.3.2 核一廠用過燃料池 TRACE Model

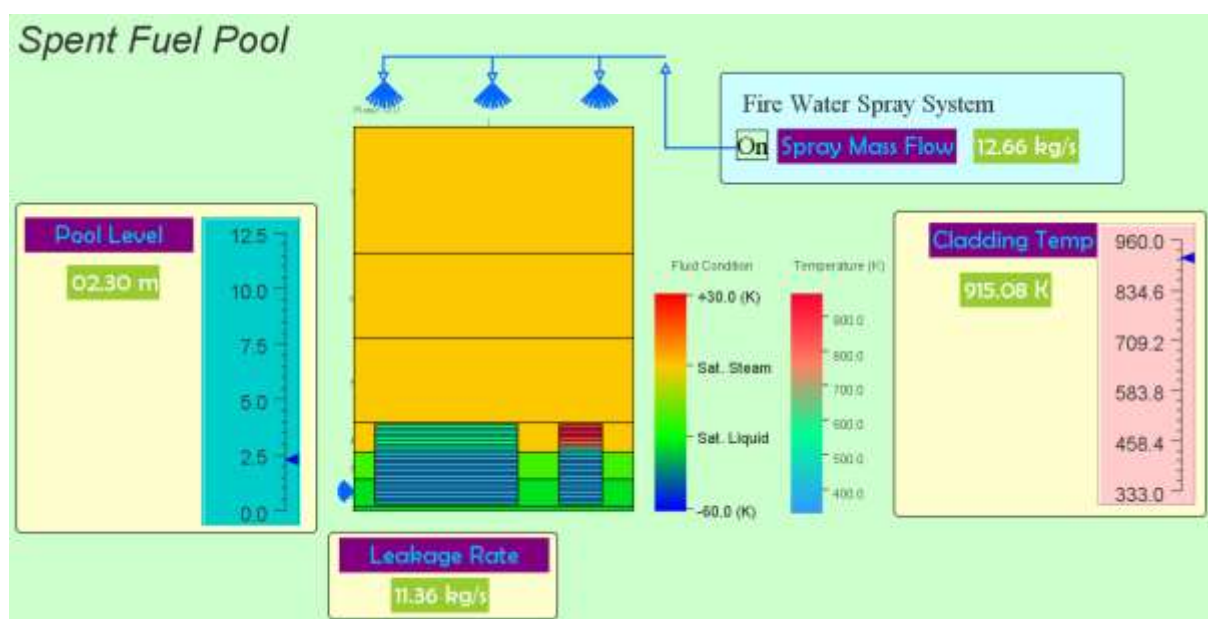


圖 3.3.3 核一廠用過燃料池之動畫模式

表 3.3.1 The Power Fraction and Fuel Bundles Number of Channel Component

Channel No.	Power fraction (%)	Fuel bundles
151	4.88	988
51	80.9	563
451	1.92	620
251	10.18	310
351	0.66	179
551	1.44	416

福島第一核電廠四號機用過燃料池事故分析:

在進行核一廠用過燃料池之 TRACE 的模擬與分析之前，為了證明 TRACE 可應用到用過燃料池的分析中，故本研究使用福島核電廠的資料[32]，先進行福島第一核電廠四號機用過燃料池之模擬與分析，本研究僅取 3 月 11 日至 3 月 19 日之衰變熱功率數據進行模擬；而初始池水溫度 27 °C 以及初始池水位 11.58 公尺。圖 3.3.4 為使用 TRACE 模擬福島事故中福島第一核電廠四號機用過燃料池之模擬結果，在案例模擬的 9 天內，池水均可完整覆蓋用過核燃料，並無發生任何裸露的現象。而透過兩者結果比較，發現整體水位變化趨勢相近，差別在於水位下降的早晚，推測應是由於 TRACE 程式在計算池水溫度達到飽和點之所需時間較長，使得下降的時間點較晚。圖 3.3.5 為 TRACE 模

擬福島事故用過核燃料護套溫度變化圖，其中並無與相關數據進行比較。如前水位變化所述，用過核燃料並無發生任何裸露情形，故燃料護套溫度的表現上會與周遭水溫變化有相當大的關聯，原因為池水位的變化，造成用過燃料池之靜壓力變化，水的飽和溫度也會發生改變。此外，Oak Ridge National Laboratory(ORNL)也使用 TRACE 程式來進行福島第一核電廠四號機用過燃料池的模擬與分析[33]。ORNL 在分析的時候，由於所收集到的福島資料不夠完善，所以他們假設了 2 種不同的初始條件來模擬與分析，其分析結果如圖 3.3.6 所示。由 ORNL 的結果可知，雖然初始條件的不同，但其結果趨勢與我們的類似。因此由上述可知，TRACE 有能力模擬與分析用過燃料池的相關暫態。

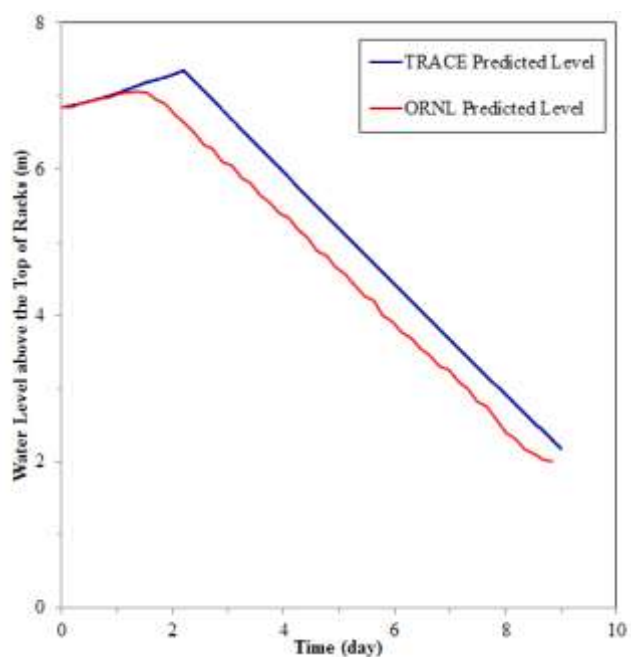


圖 3.3.4 福島事故用過燃料池池水位比較圖

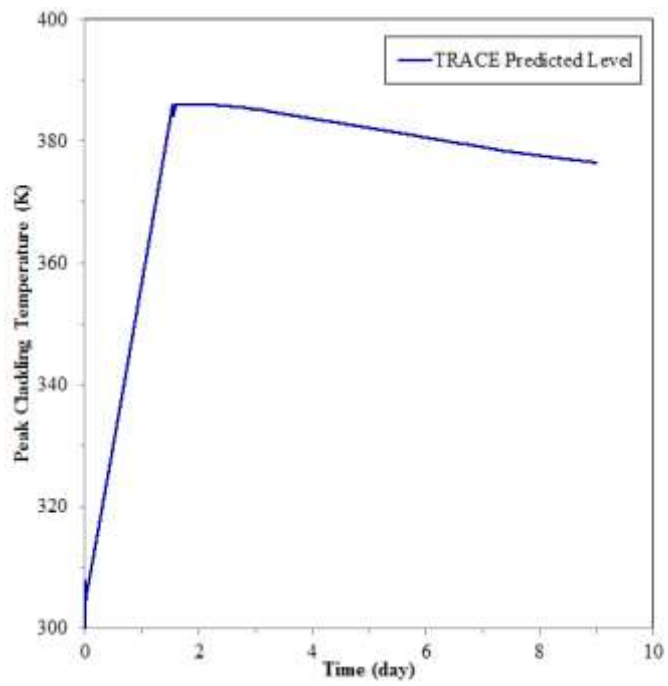
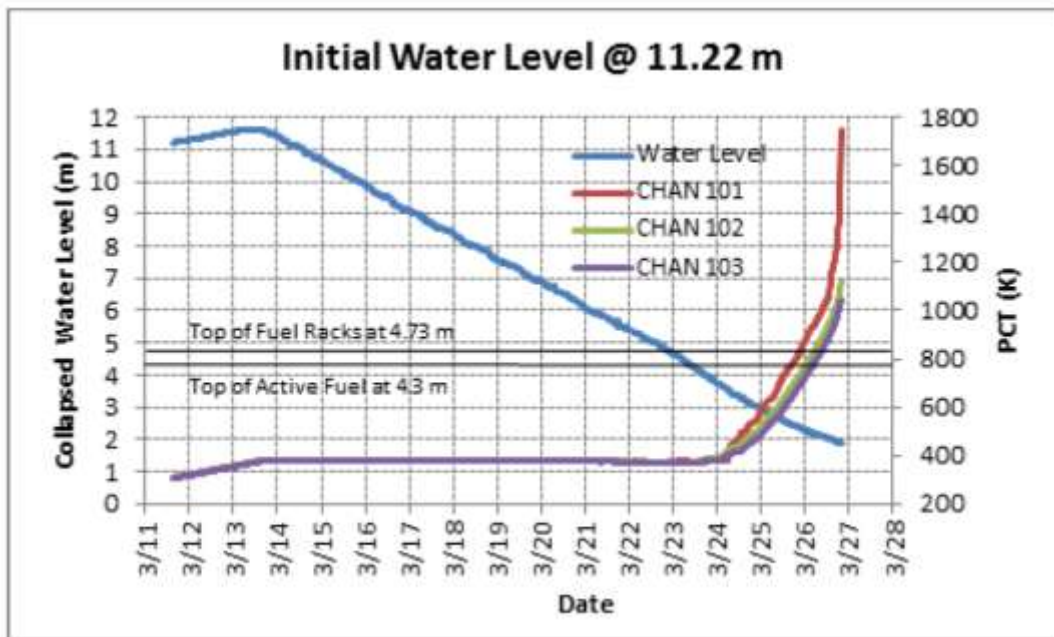


圖 3.3.5 福島事故用過核燃料護套溫度變化圖



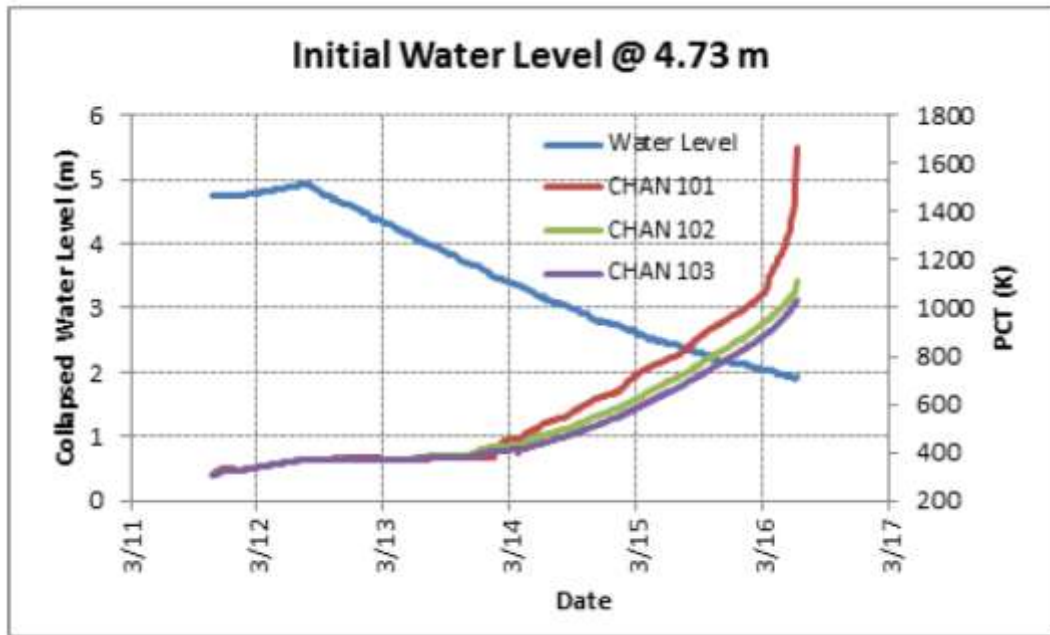


圖 3.3.6 ORNL 之 TRACE 分析結果[33]

核一廠用過燃料池喪失正常冷卻循環系統事故分析:

本事故為用過燃料池喪失正常冷卻循環系統，故會因為燃料的衰變熱之累積，使得池水的溫度上升，造成池水逐漸蒸發而下降，而此時若無進行補水，則可能因為池水的下降而造成燃料的裸露，產生安全上的問題。根據 NEI 06-12 [34]，為了維護用過燃料池的安全，在發生事故時，可利用灑水系統來對燃料池進行補水與降溫，而其灑水量需在 200 gpm 以上。因此，使用前述的核一廠用過燃料池之 TRACE 模式，利用 FILL 組件搭配 Control block 組件來模擬灑水系統，控制灑水時間點以及灑水量。在本研究中將灑水分為三種處置程序：(1)噴灑時間點不同(包含不噴灑的案例)、(2)噴灑流量不同以及(3)噴灑水溫不同。而初始狀態為總衰變熱功率 8.99 兆瓦、初始池水溫度 51.7 °C 以及初始池水位 11.61 公尺。

噴灑時間點不同的模擬案例中，為了辨別噴灑措施對池水位和護套溫度變化的影響，額外加入喪失正常冷卻系統但無噴灑措施之案例進行比較。從圖 3.3.7，可以觀察到在事故發生後約 66 小時，池水位會降到燃料頂端；在事故發生後約 77 小時，池水位會降到燃料已經裸露三分之一。從結果可發現，用過燃料池水位會在流量 200 gpm 的噴灑開啟後，穩定回升；從結果中亦可發現當池水位回升到約 11 公尺處後，池水位又開始往下降，此現象是由於噴灑設定於池水位回升到 11 公尺後停止。圖 3.3.8 顯示當燃料裸露後，由於裸露部分之燃料僅能藉由蒸汽產生的對流效應以及熱輻射效應將裸露燃料之衰變熱移除，因此，用過核燃料束在裸露後的溫升趨勢十分明顯。此外，核一廠一號機用過燃料池之燃料護套溫度在燃料發生裸露後 19 小時到達 1088.7 K，此時強烈的餽水反應將導致護套溫度迅速攀升，而若不進行噴灑，則造成無法挽救的狀況。但是，從結果中可發現，當池水位降到燃料頂端即開始噴灑，能有效地防止護套溫度上升；而在燃

料裸露三分之一後才開始噴灑，導致護套溫度上升約 64 °C，但可明顯觀察出噴灑開啟後，能夠有效且穩定的降低燃料護套溫度。

噴灑流量不同的模擬案例中，將其分為兩個不同噴灑開啟時間點做討論。從圖 3.3.9 與圖 3.3.11，可以觀察到在事故發生後，不論是在池水位剛降到燃料頂端開始噴灑，或是池水位降到燃料已經裸露三分之一後開始噴灑，池水位回升的速率，跟噴灑流量之大小十分有關聯；當噴灑流量越大時，用過燃料池水位回復到原始高度之所需時間越短。圖 3.3.10 顯示池水位剛降到燃料頂端開始噴灑，不論流量的大小多少皆可以有效地防止護套溫度上升，唯在燃料頂端剛裸露即立刻與噴灑水接觸，造成燃料護套溫度在該時間點產生約 5 °C 之震盪。此外，從結果中可發現，隨著池水位的回升，燃料護套溫度也以相同的趨勢變化，原因為池水位的變化，造成用過燃料池之靜壓力變化，水的飽和溫度也會發生改變，而燃料護套溫度會與周遭水溫變化有相當大的關聯；此種變化趨勢，在接下來的案例中亦可發現。圖 3.3.12 顯示在池水位降到燃料已經裸露三分之一後開始噴灑，雖然燃料護套溫度因為已經裸露約 11 小時而上升，但在噴灑開啟後亦能有效的移除衰變熱使得燃料護套溫度下降。根據 NEI 06-12，為了維護用過燃料池的安全，其灑水量需在 200 gpm 以上。TRACE 的分析結果顯示，在池水位降到燃料已經裸露三分之一之前，以灑水量為 100 或 150 gpm 進行噴灑，皆可有效地回復水位與降低溫度。但若以需盡快回復池水水位來避免燃料裸露的觀點來看，其灑水量還是需在 200 gpm 以上為佳。

噴灑水溫不同的模擬案例中，在進行噴灑水溫不同的模擬時，不論是在池水位剛降到燃料頂端開始噴灑，或是池水位降到燃料已經裸露三分之一後開始噴灑，對於結果的影響並不大，其可能的原因為噴灑流量 200 gpm 對於整個用過燃料池的水量來說，猶如杯水車薪，15 °C 的溫度變化無法導致整個用過燃料池之結果變化。

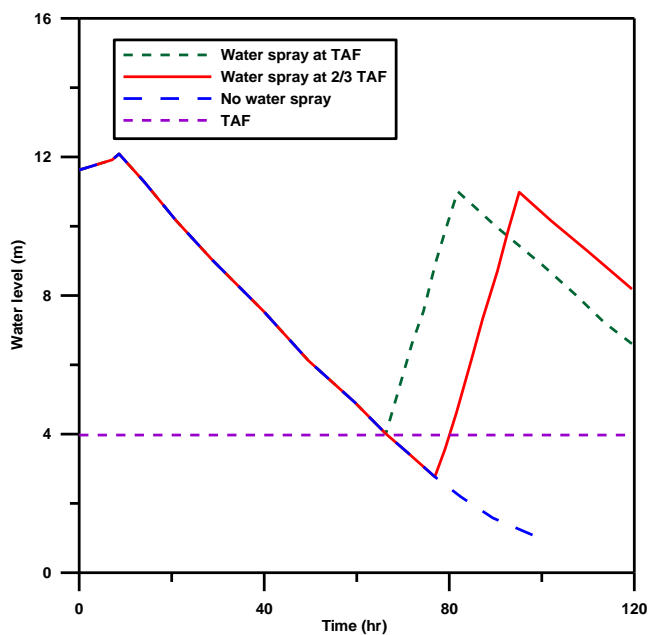


圖 3.3.7 噴灑時間點不同的模擬案例之池水位比較

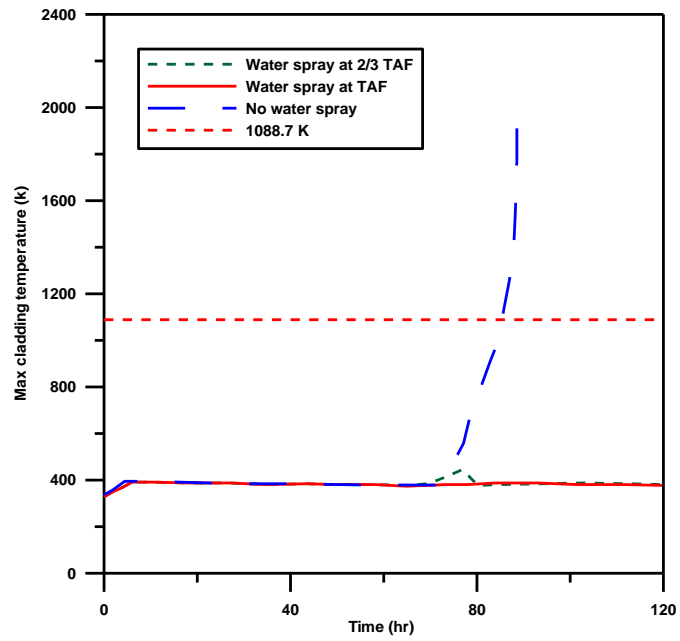


圖 3.3.8 噴灑時間點不同的模擬案例之燃料護套溫度比較

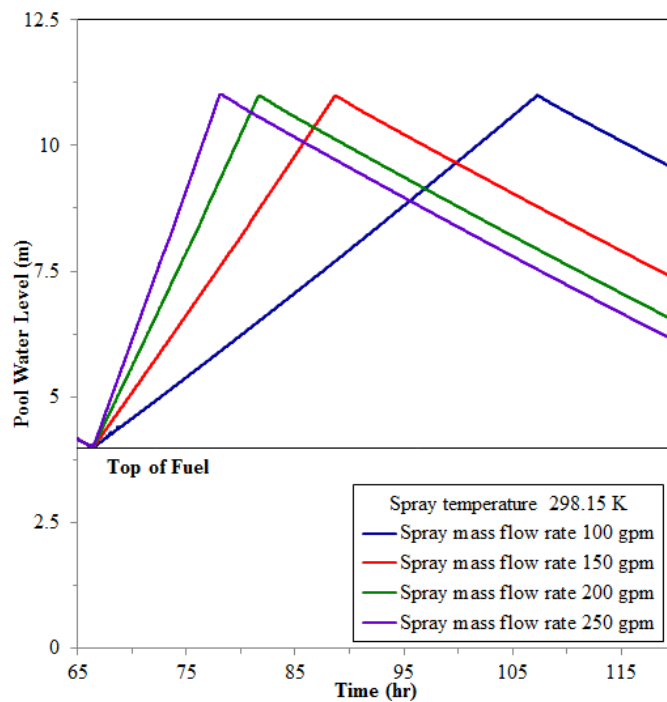


圖 3.3.9 噴灑流量不同的模擬案例之池水位比較(池水位降到燃料頂端噴灑開啟)

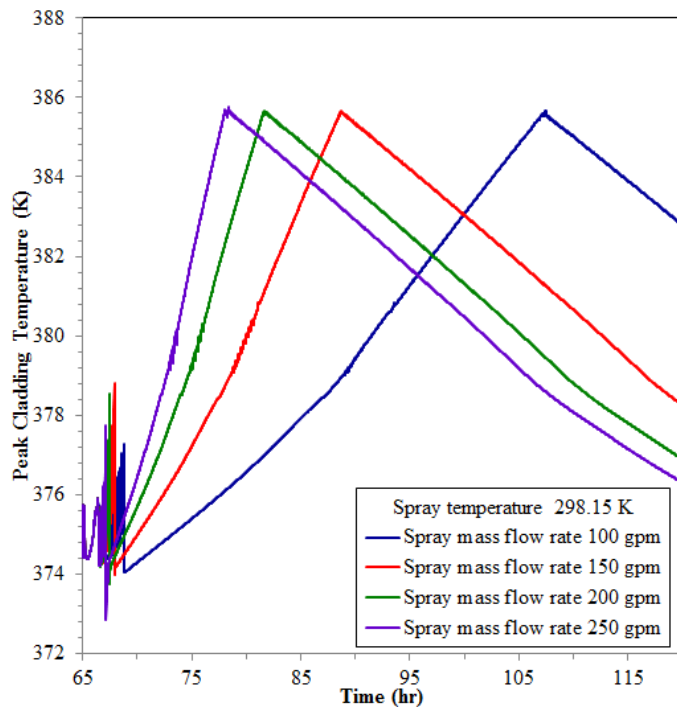


圖 3.3.10 噴灑流量不同的模擬案例之燃料護套溫度比較(池水位降到燃料頂端噴灑開啟)

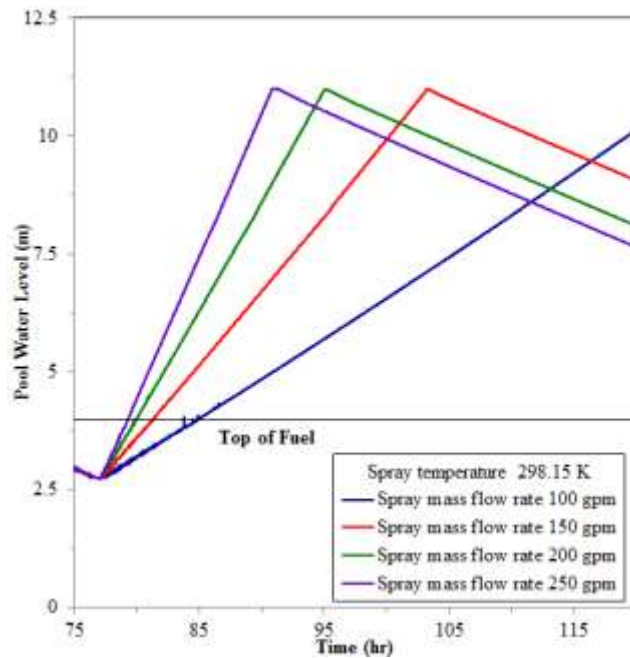


圖 3.3.11 噴灑流量不同的模擬案例之池水位比較(燃料裸露三分之一噴灑開啟)

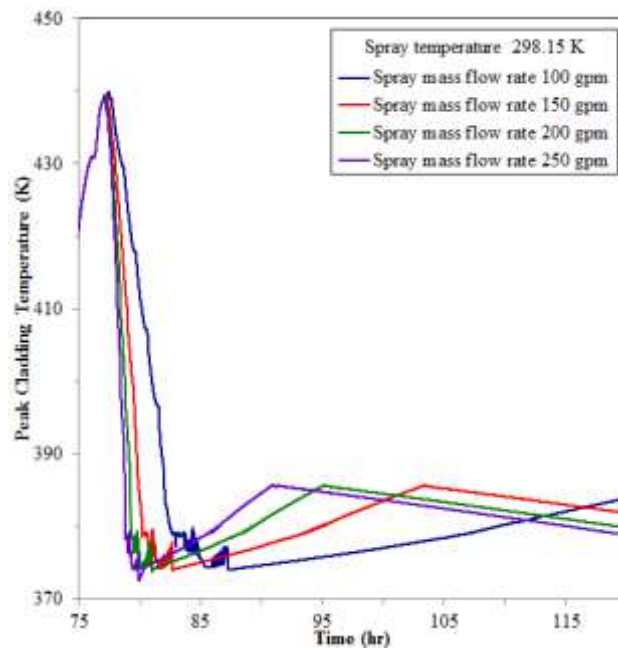


圖 3.3.12 噴灑流量不同的模擬案例之燃料護套溫度比較(燃料裸露三分之一噴灑開啟)

核一廠用過燃料池喪失正常冷卻系統且冷卻水流失事故分析:

初始洩漏量分別為 500 gpm、550 gpm、600 gpm、650 gpm 和 700 gpm。此外，根據 NEI 06-12 事故處理流程，初始洩漏量大於 500 gpm 之案例，一律優先採用廠房內流量 200 gpm 之噴灑措施，且該文件中建議，用過核燃料密集式擺置的情況下，緊急措施容許準備時間為 2 小時，因此，本模擬設定事故發生後 2 小時即開始噴灑措施，且噴灑流量為 200 gpm。並且在本研究中，分別對這五種初始洩漏量模擬無灑水和有灑水的情況，用來評估其灑水措施的效果為何。

圖 3.3.13 為沒有施行灑水措施之不同初始洩漏量的池水位結果圖，可以發現池水位下降的速率和破口尺寸有相當大的關聯，當破口尺寸變大時，池水位下降速率會變快造成用過燃料更快裸露。圖 3.3.14 為沒有施行灑水措施之不同初始洩漏量的燃料護套溫度結果圖，可以清楚地看到五個不同破口尺寸的案例之護套溫度在用過燃料裸露不久後皆快速升高，是由於這些案例缺少額外的冷卻水來源。而所有案例護套溫度皆會增高到鋸水反應起始溫度 1088.7 K，且當護套溫度增高到鋸水反應劇烈發生的溫度 1477 K(2200 °F)後，護套溫度明顯上升的更快速。

如圖 3.3.15 所示，在初始洩漏量為 500 gpm 且灑水 200 gpm 的案例中，用過核燃料明顯比其他案例更慢裸露，大約發生在 15 小時，也就是說灑水系統在裸露前已經運作超過 12 小時。但是從圖中亦可發現，當事故發生 2 小時灑水系統啟動後，由於初始洩漏量比灑水量大許多，所以灑水後並沒有很明顯的減慢池水位下降的速率，但是依然有一定程度的緩和效果。此外，當池水位持續下降，意味著整個池子的靜壓力也在持續下

降，所以當破口位置固定時，洩漏量會隨著水位的下降而變小。最後當水位下降到一定的高度，靜壓力對其破口尺寸造成的洩漏量會跟灑水量及水蒸發量達到平衡，因此可以發現大部分的案例之水位最後均維持穩定。

從圖 3.3.16 中可以發現，初始洩漏量為 550 gpm 且灑水 200 gpm 的案例之護套溫度會在銻水反應起始溫度(1088.7 K)附近震盪；而初始洩漏量 600 gpm 和 650 gpm 的案例之護套溫度幾乎上升到銻水反應劇烈發生的溫度(1477 K)，但之後溫度便下降且維持在約 1200 K。在初始洩漏量為 500 gpm 且灑水 200 gpm 的案例中，在事故發生後 53 小時護套達到最高溫 945 K，之後護套溫度即下降到 815 K 以下。從護套溫度結果可以得知，不論護套溫度是在 1088 K 附近震盪或是維持在約 1200 K，皆顯示出若提供更高的灑水量即可以防止護套溫度上升至開始發生銻水反應。然而，也可以從結果中發現，當初始洩漏量達到 700 gpm 時，即使灑水 200 gpm 仍然無法有效地緩和燃料護套溫度的上升，此案例之用過核燃料快速氧化，護套溫度在事故發生後 16.5 小時達到 1088.7 K，且在 21.8 小時超過 1500 K。

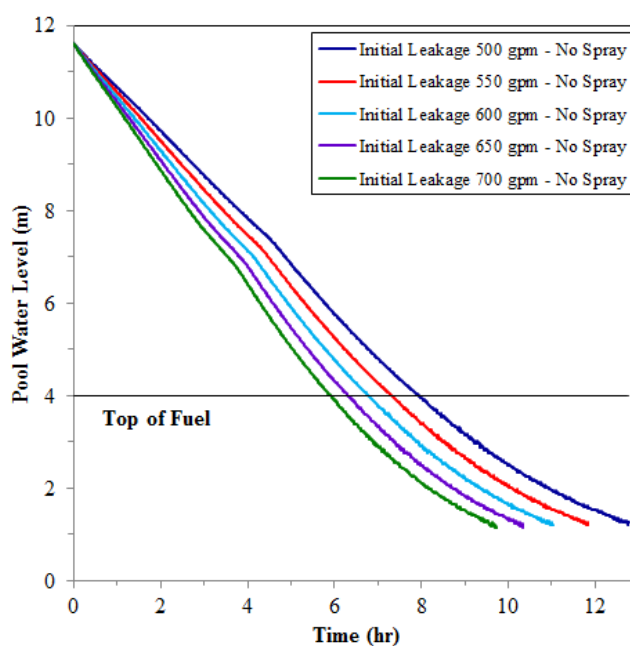


圖 3.3.13 不同初始洩漏量且無灑水之池水位比較

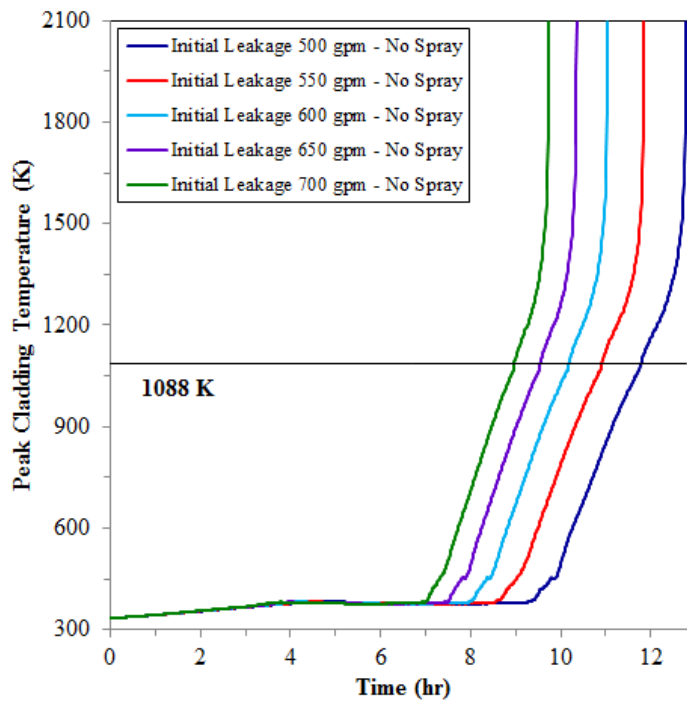


圖 3.3.14 不同初始洩漏量且無灑水之燃料護套溫度比較

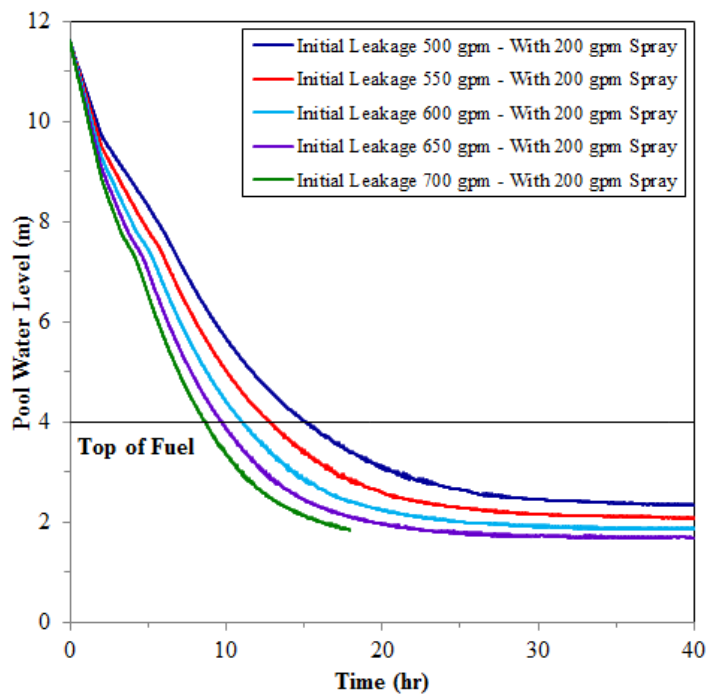


圖 3.3.15 不同初始洩漏量且有灑水之池水位比較

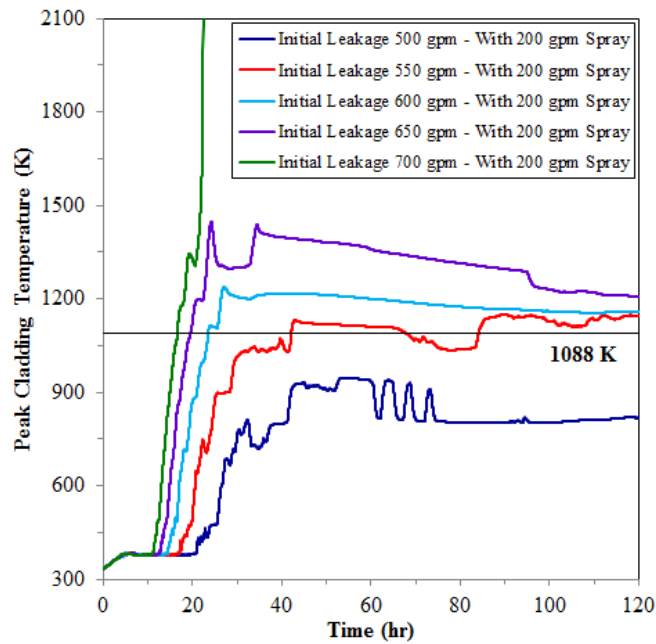


圖 3.3.16 不同初始洩漏量且有灑水之燃料護套溫度比較

核一廠用過燃料池之 CFD 模式建立與研究

核一廠燃料池之 CFD 模式如圖 3.3.17~3.3.19 所示，ATRIUM-10 燃料之燃料棒呈 10×10 配置方式，其中有 9 根燃料棒之空間為水棒。在考量燃料之對稱性與模擬之保守度，本分析採用 1/8 模型作為模擬過程中之基本模型元素，並將水棒位置填入燃料棒。此一基本元件在經過疊加與組合後，即可成為各種燃料配置之單元模型，並包含以下之保守假設：

忽略燃料束中的水棒，可略為增加分析結果之保守度

忽略此單元模式與其它燃料束之間的側向熱傳能力；

經評估後，此一基本模型之幾何形狀確符合現行分析之需要且已考量各式可能需求，並擇其保守條件進行模式建立，故無需進行變更。模型中所詳細建構之燃料丸、燃料護套、燃料匣，可供燃料池中退出燃料密集擺置案例計算之用。若考慮具不同冷卻時間的燃料於棋盤式擺置之情形下，則只需於前處理器中，將此一基本模型進行鏡射，並分別依該燃料之衰變熱功率進行源項與進口處蒸汽流量之邊界條件即可。若未來需執行其它擺置情境之分析時，亦可根據此模型進行修改而獲得適合之燃料擺置分析模型。

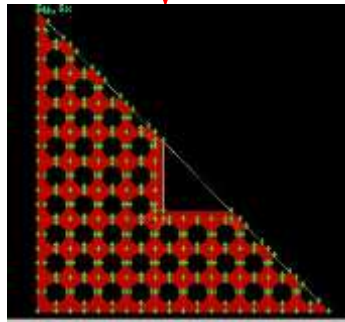
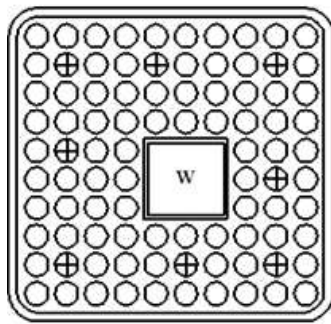


圖 3.3.17 ATRIUM-10 燃料截面與簡化後外型

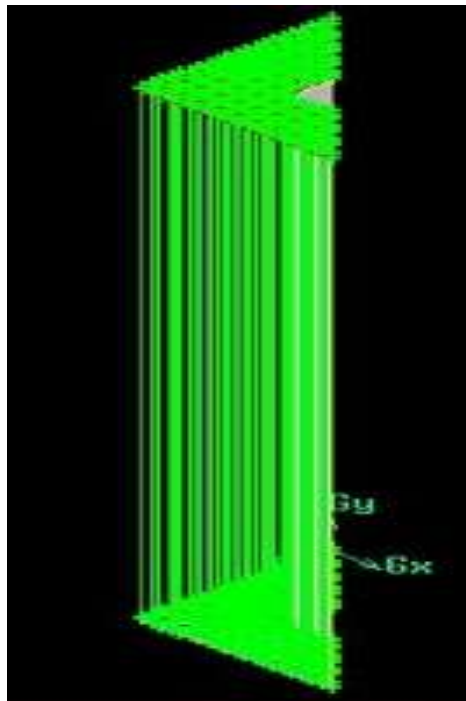


圖 3.3.18 BWR ATRIUM-10 燃料之 1/8 對稱模式

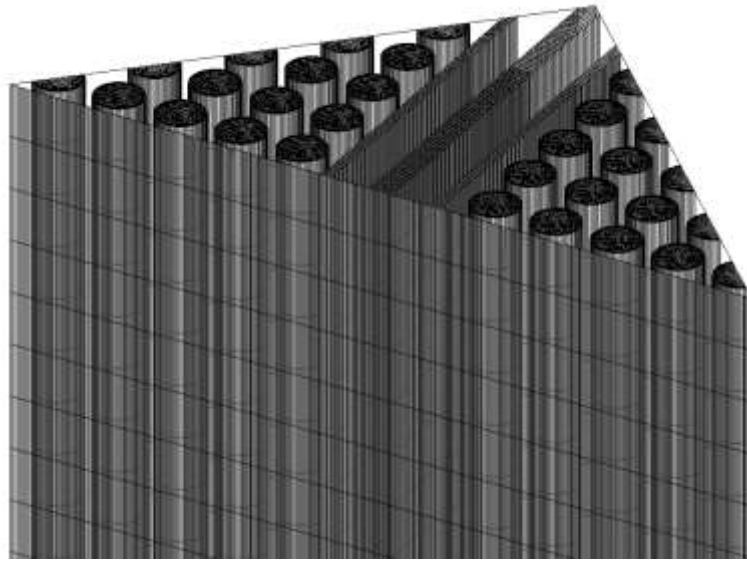


圖 3.3.19 網格分佈示意圖

核一廠燃料池沸騰時間預估:

經算後，核一廠燃料池於事故發生前之總貯水量為 928.02m^3 ，約為 900.9 公噸左右，若在全爐退出並停機七天後假設發生冷卻喪失，此時退出之燃料初始總衰變熱功率為 6.533MWt 。在忽略熱散失之前提下，計算所得之沸騰時間為事故發生後的 9.8 小時左右，其；其溫升趨勢接近線性而溫升率約為 6.08°C/hr ，如圖 3.3.20 所示。然而，當設施因為水匣門作業期間未封閉而發生不同程度之池水流失狀況時，其結果顯示，當每損失約 1M 水位時(圖 3.3.21)，其燃料池水之溫升率將增加約 0.7°C 左右。因此隨著冷卻水的流失量增加，沸騰時間將逐步縮短。而值得注意的是，由於燃料池與爐穴之通道設計僅止於傳送燃料之用，且避免吊運燃料時發生與格架碰撞之事故，因為在假設性發生水匣門密鎖不全的事故下，初始水位將不會低於燃料格架之高度(約損失 7M)。而此最嚴重事故之結果顯示池水由事故開始至發生沸騰之時間點仍長達 2.7 小時，以目前台電之短於 1 個小時的救援設施列置時間，仍符合此最嚴重事故之狀況，故亦無需加以改動。

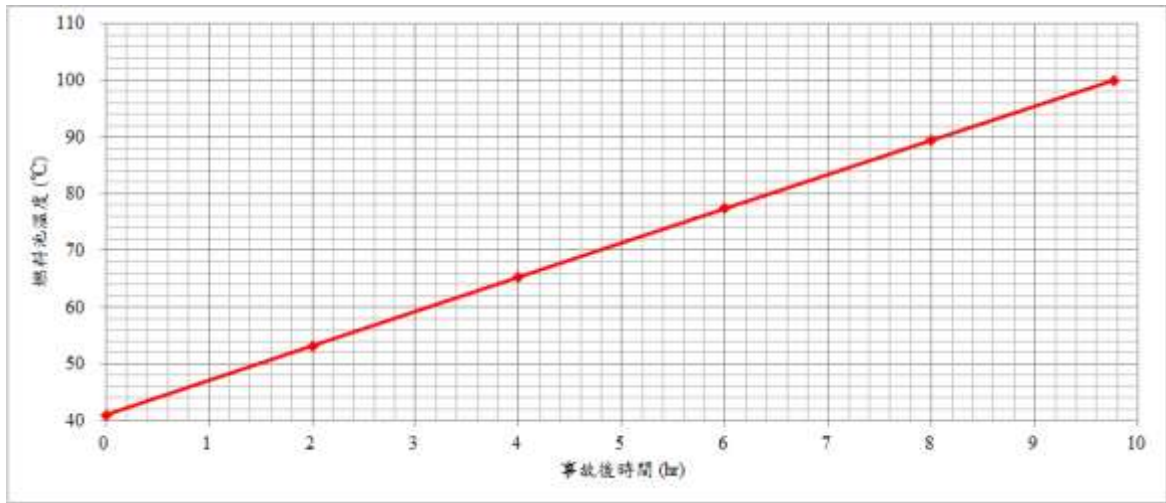


圖 3.3.20 核一廠燃料池於喪失冷卻後之水溫變化圖

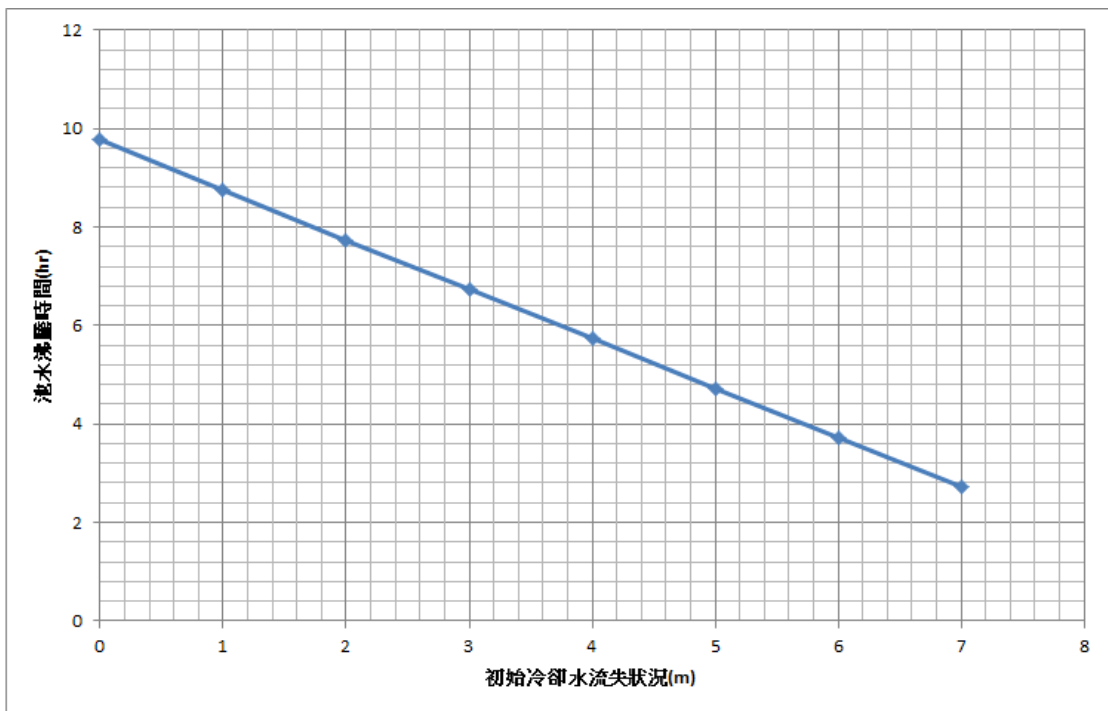


圖 3.3.21 核一廠燃料池於不同程度之水位損失事故下達到池水沸點之時間圖

燃料池水位下降趨勢再分析:

- 燃料裸露前

當燃料池的水溫接近飽和溫度(100°C)時，池水將因為具有充足的熱量而令池水的蒸發現象更為明顯，並進而造成明顯的水為下降。但由於液態水在常壓下之汽化熱高達 2.26 MJ/Kg-S,故就燃料池而言，少量的液態水即可為燃料池移除大量的衰變熱。圖 3.3.22 為池內水位下降之趨勢圖，由於燃料之衰變熱在此過程中因為時間改變所造成的功率變化，相較於已貯存池水內的能量並不明顯，因此整體之水位下降趨勢係為一線性趨勢，其水位下降速率約為 0.1013 m/hr，較原分析之 0.1054m/hr 略慢，這是因為先前所述之燃料與格架孔隙度差異所致；也因此，新的分析結果顯示，事故發生後的 79.9 小時方會令燃料提把裸露。

不同於池水位於滿水位之結果，當池水因為水匣門封閉不週而洩漏時，除了會形成較快的昇溫速率外，亦會因為水量的減少而令燃料更快發生裸露之狀況。例如，當因為額外事件而導致水位較額定水位低 1m 時，其燃料裸露時間將由原來的約 80 小時縮短至 68 小時左右，而隨著水位減少的數量增加，其趨勢將更形嚴峻。而若假設燃料池格架因水匣門未無作用之故，而使初始水位達水匣門底部時，燃料將於 3.38 小時後即發生裸露。但有鑑於此時間亦較台電評估之最長列置時間多出 1.38 小時，故可證明在如此嚴峻之複合式災情下，核一廠之燃料池仍能確保於燃料池裸露前即完成相關作業。

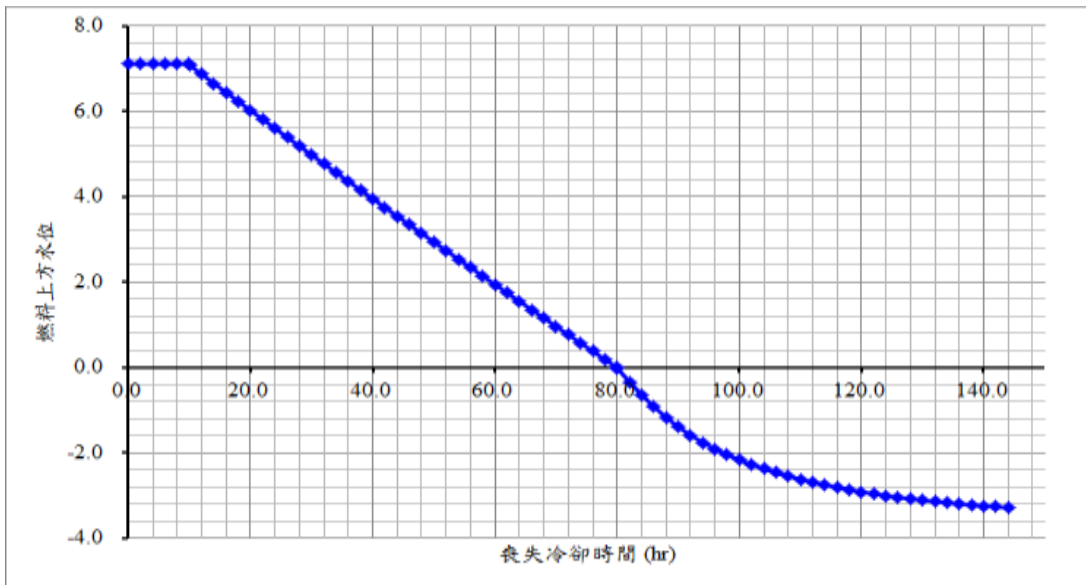


圖 3.3.22 核一廠燃料池於喪失冷卻後之水位變化圖

- 燃料裸露後趨勢再分析

若假設池水持續因為燃料的加熱而持續蒸發，並令水位下降至 TAF 以下，甚至造成燃料有效發熱段的裡露時，則可發現其水位變化趨勢將會呈現與先前線性分佈不同之狀況。這是因為燃料與格架所佔據的燃料池空間將導致同一高度之水量減少，故在相同

的衰變熱作用下，下降的速度將會明顯地增加。然而，由於裸露後燃料束所具有之衰變熱將無法有效地被池水帶走，反而是利用蒸汽在燃料束內的流動而移除。也因此，燃料裸露後的水位變化將因為裸露長度的增加而減緩外，因為蒸汽流量的減少與需藉由對流來移除之衰變熱比重增加之故，亦同步造成燃料溫度的迅速上昇(圖 3.3.23~3.3.24)。

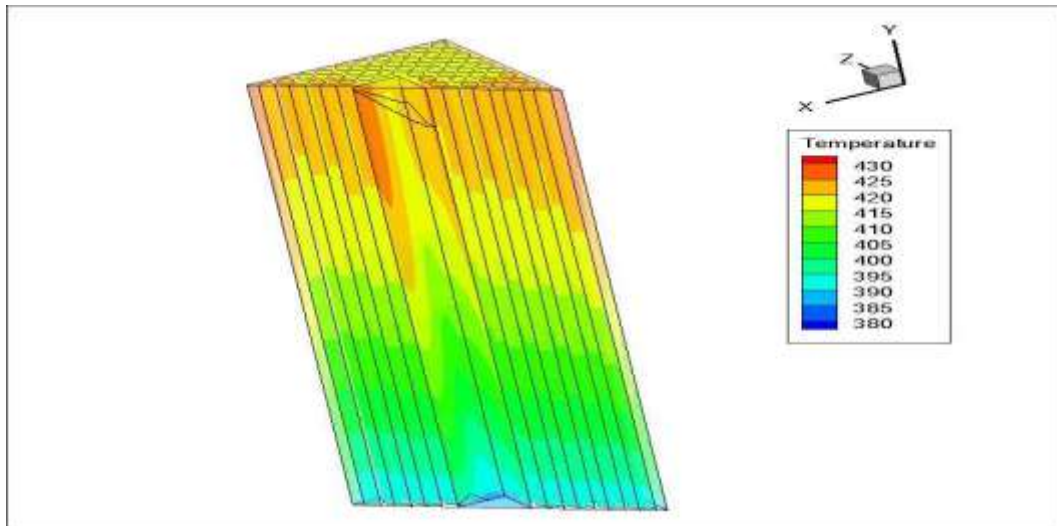


圖 3.3.23 ATRIUM-10 燃料在裸露後之溫度分佈

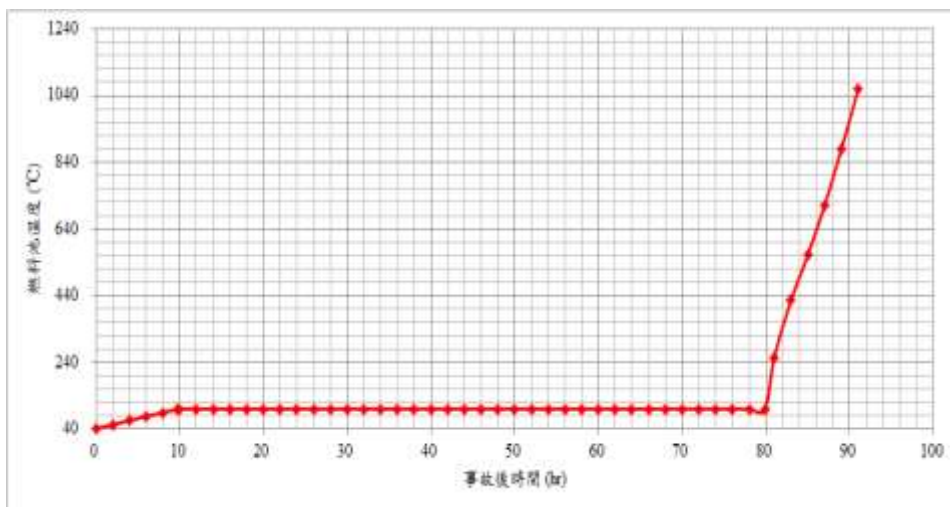


圖 3.3.24 再計算之核一廠燃料池於喪失冷卻後之燃料棒溫升圖

● 棋盤式擺置對裸露燃料溫升再評估

以往，我國內就燃料池事故期間之熱流分析結果皆顯示，相關分析作業所獲結果並無太大差異，尤其是在池水趨勢與燃料溫昇部分，皆可能因為池水容量與軸向功率分佈之差異而出現小幅度之差異。但相較於密集式擺置的一致性，在棋盤式擺置中之分析結果則有稍大之差異。如圖 3.3.25 所示，在本模式式水棒等元件納入考量後，所獲得之擺置差異明顯較台電分析報告(如圖 3.3.26 所圖示)中所載的擺置效應為小。這是因為台電

分析報告於最初執行時，僅考慮燃料表面間的輻射效應而忽略了水蒸氣對於輻射效應之吸收能力，故輻射熱可以藉由較明顯的傳遞擴散之冷的燃料所致；而另一方面，隨著將水棒納入考量所造成的影響，將有助於改善燃料束模擬時過於保守之狀況，亦使得不同擺置所能提供的移熱貢獻進一步地在更精確的模式中被加以限縮。

如圖 3.3.27 所示，考量不同研究計畫中擺置效應往往因為水位計算之差異而出現時間的不一致性，而將各家分析結果進一步轉換為裸露長度，以排除不必要之時間差異後進行比對。其比對結果可以發現，本研究所所獲之結果與核研所先前所執行之分析結果相近，僅因為前述之水量計算而有略低之趨勢。最後，本研究基於在將水棒納入模擬之前題下，燃料池在事故過程中導致燃料露前的時間，將遠大於採用棋盤式或密集式擺置所造成的差異，進而證實在更為詳實的幾何模擬前提下，確可忽略不同擺置所造成的熱流影響，故後續分析將逕以集中式擺置之結果作為判定現有救援措施是否滿足需求之依據。

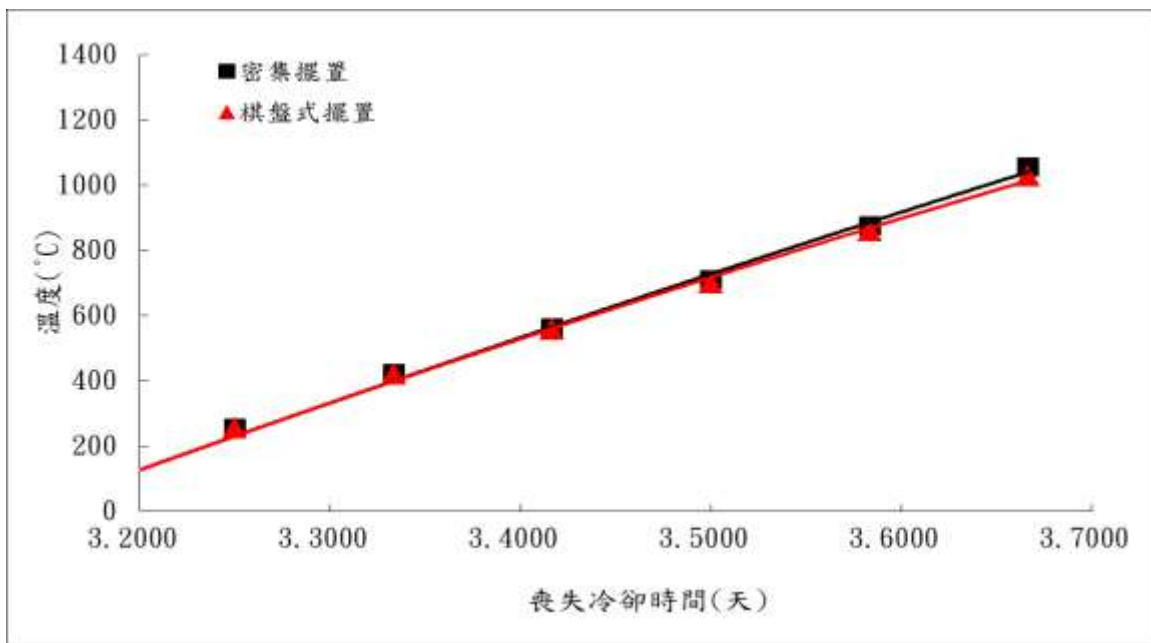


圖 3.3.25 不同擺置對核一廠燃料池於喪失冷卻後之燃料溫升趨勢影響

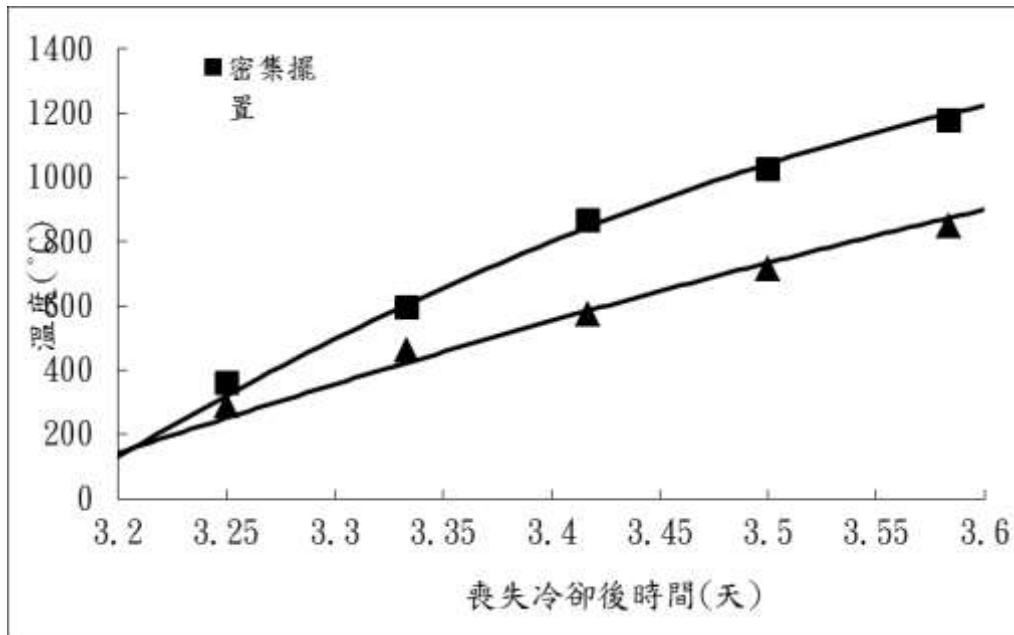


圖 3.3.26 台電分析報告中核一廠於不同擺置之燃料溫升趨勢

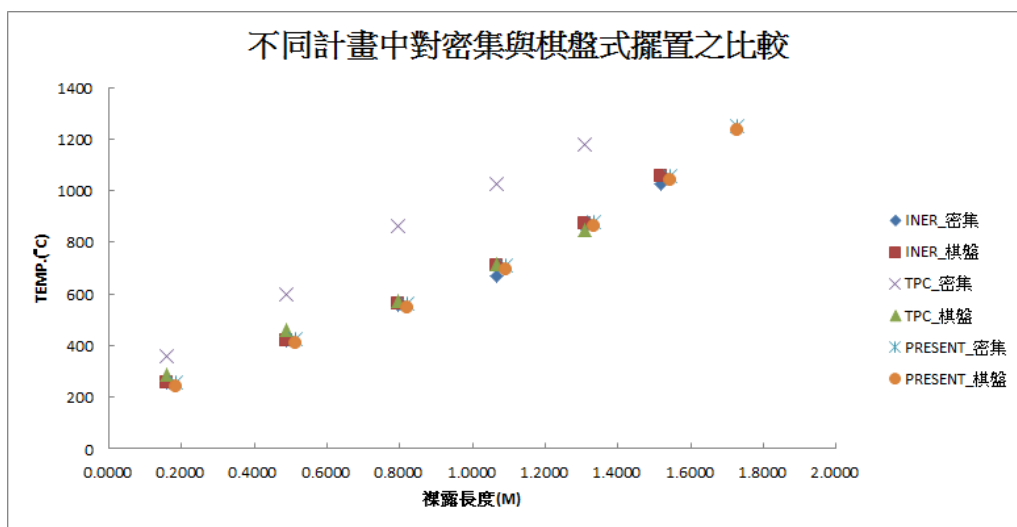


圖 3.3.27 核一廠於不同擺置之燃料溫昇趨勢再檢視結果

核一廠用過燃料池之 MELCOR 模式建立與研究

MELCOR 程式包含了 Core (COR)、Control Volume Hydrodynamics (CVH)、Fuel Dispersal (FDI)、RadioNuclide (RN)、Cavity (CAV) 等組件，可用來模擬與分析爐心裂解、氫氣產生、fission 產物釋出等現象。本研究使用了 MELCOR 程式與其介面程式 SNAP，建立了核一廠用過燃料池之分析模式，如圖 3.3.28 所示。在此模式中利用 COR 組件來模擬用過燃料池之燃料與格架等(包含熱源、材料量等的設定)，考慮其相關的位置，將其分成 10 個軸向節點與 4 個水平徑向環(示於圖 3.3.29)。用過燃料池之水含量則是使用 CVH 組件來模擬，如圖 4 所示，並在 COR 組件中可設定與 CVH 組件之位置連結。在燃料的模擬方面，則是使用 COR 與 CVH 組件，將其分成 8 個軸向節點(參見圖 3.3.30)。圖 3.3.31 顯示出 COR 組件之 1~3 環與用過燃料池中的燃料位置之關聯。表 3.3.2 列出了功率和燃料束分至於環 1~3 的數目，顯示出最熱的燃料束是在環 1 之中。

此外，為了探討燃料棒之相關參數對氫氣之產生量或燃料棒破損之時間點的影響，本研究也將 MELCOR 與不準度分析程式 DAKOTA 結合在一起，進行了不準度的分析與研究，圖 3.3.32 顯示了其分析的流程。在不準度的分析上，首先需決定 confidence level 與 probability，在本分析中則是將其二者設定為 95，然後使用 Wilks' formula[35]來確定要達成此條件所需跑的最小次數，其公式如圖 3.3.33 所示。在本分析中只考慮 one-side bound，所以所需的最小次數為 59，如表 3.3.3 所示。在本分析中探討燃料棒之相關參數為 Fuel pellet radius, zirconium mass, cladding radius 與 cladding conductivity，其變化範圍則是參考 PNNL-17644[36]的設定，如表 3.3.4 所示。另外，參數對氫氣之產生量或燃料棒破損之時間點的影響力大小，則可以使用 Spearman correlation coefficient[37]來展現，此項的數值通常為+1 與-1 之間，若此項的數值為負，則代表該參數對氫氣之產生量或燃料棒破損之時間點為負面的影響。

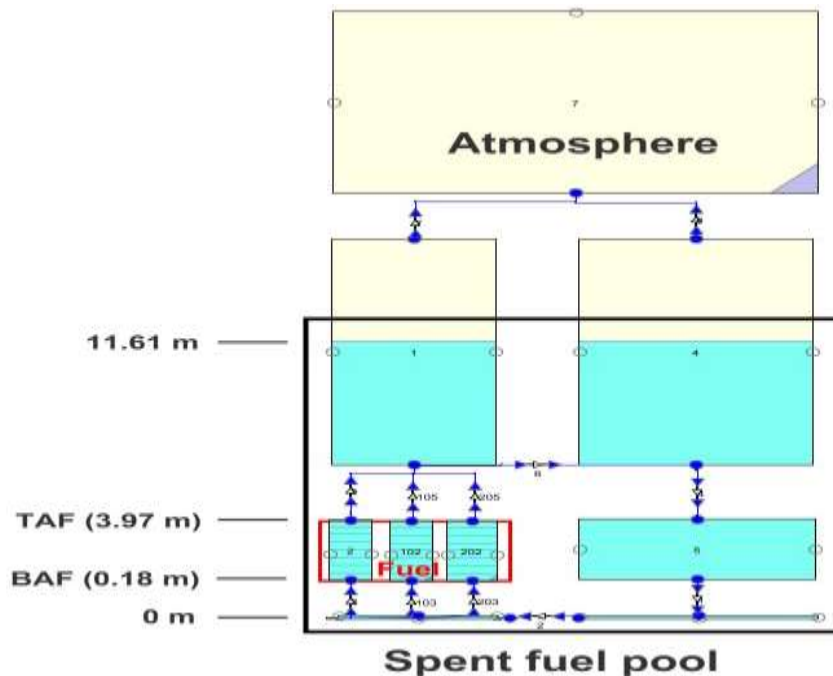


圖 3.3.28 MELCOR/SNAP model of spent fuel pool

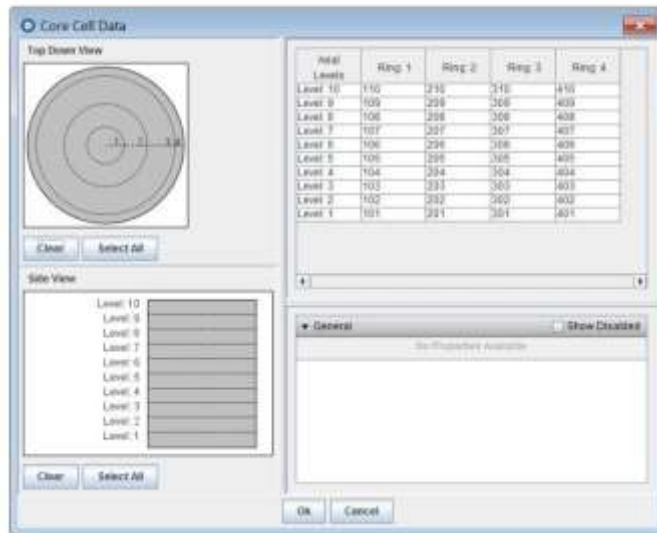
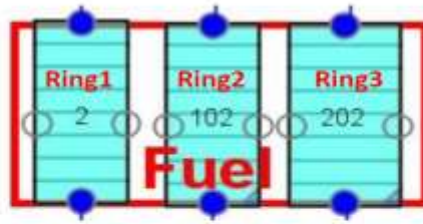
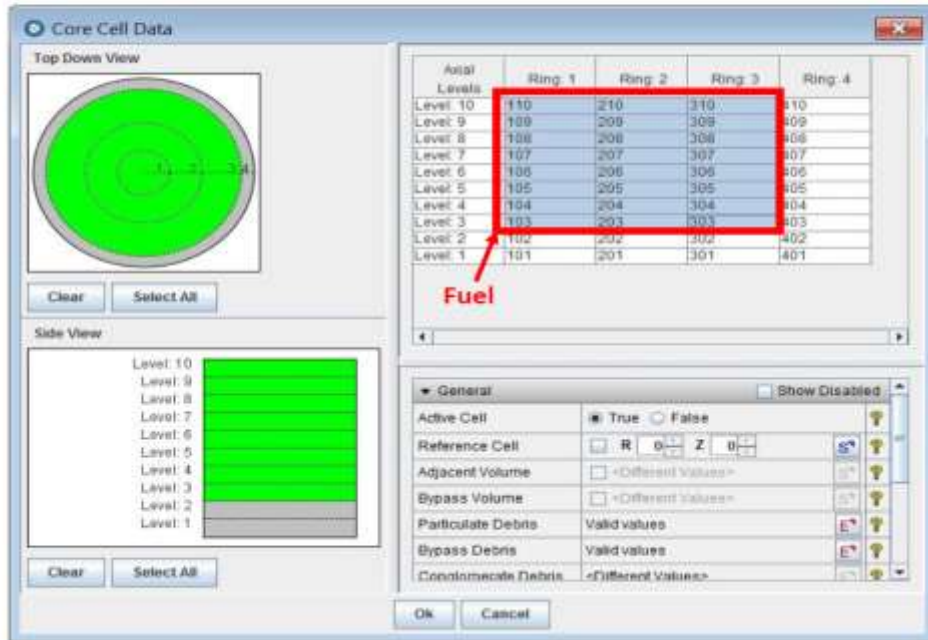


圖 3.3.29 The core component of MELCOR/SNAP model



CVH component



Core component

圖 3.3.30 The fuels simulation of core and CVH components

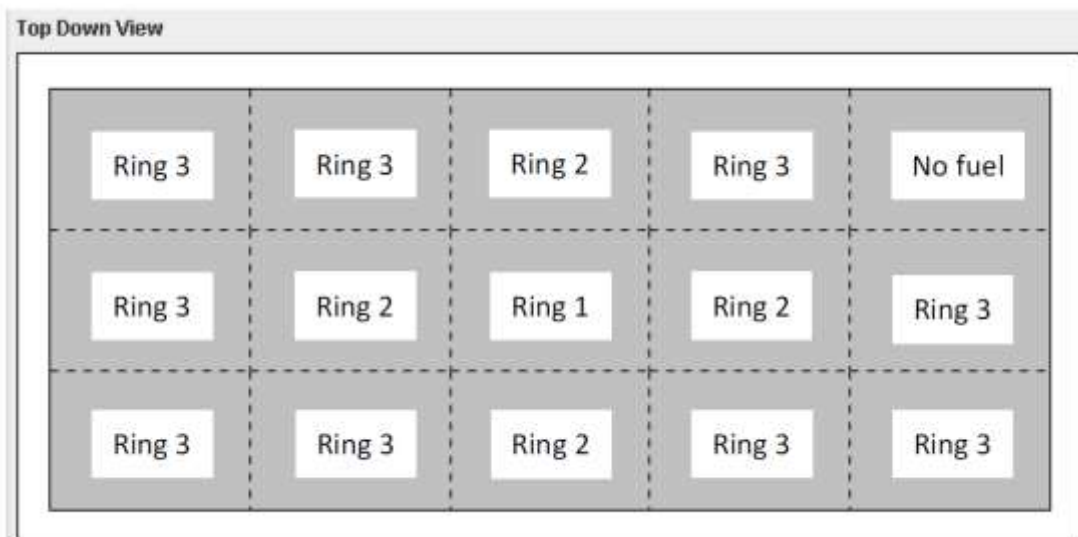


圖 3.3.31 The relationship between the ring 1~3 of MELCOR core component and the fuel positions of spent fuel pool

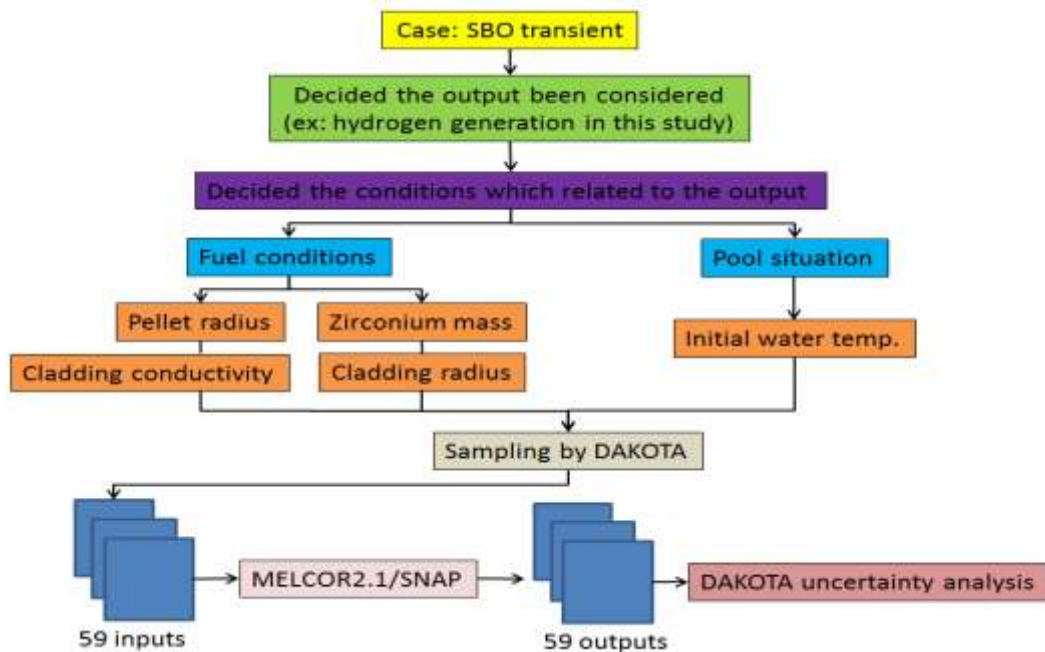


圖 3.3.32 Flow chart of Chinshan SFP uncertainty analysis

- Single side bound $1 - \alpha^n \geq \beta$
- Double side bound $1 - \alpha^n - n(1 - \alpha)\alpha^{n-1} \geq \beta$

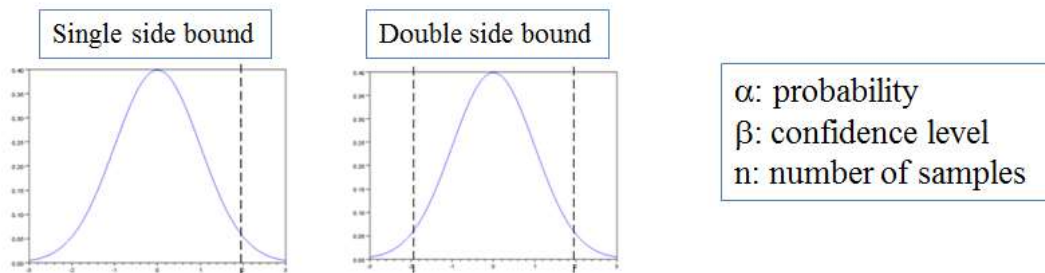


圖 3.3.33 Wilks' formula[35]

表 3.3.2 The power fraction and fuel bundles number of core component ring 1~3

MELCOR area	Power fraction (%)	Fuel bundles
Ring 1	49.67	353
Ring 2	34.35	862
Ring 3	15.98	1861

表 3.3.3 Results of Wilks' formula[35]

		One-side tolerance limits			Two-side tolerance limits		
β \ / \ α	α	0.90	0.95	0.99	0.90	0.95	0.99
	0.90		22	45	230	38	77
0.95		29	59	299	46	93	473
0.99		44	90	459	64	130	662

表 3.3.4 Uncertainty settings of fuel parameters[36]

	Pellet radius(mm)	Cladding radius(mm)	Cladding conductivity (W/m-k)	Zirconium mass (%)
變化範圍	+0.0065~-0.0065	+0.02~-0.02	+5~-3	+2~-2

在本研究中，假設用過燃料池出現冷卻系統的故障，沒有冷卻水加入到用過燃料池，若期間短暫尚不會造成燃料裸露的情況發生，但喪失冷卻情況持續，燃料的衰變熱會繼續將池中水的蒸散，而發生燃料棒裸露的安全問題。圖 3.3.34 顯示 MELCOR 分析結果的最大燃料護套溫度(PCT)。用過燃料池初始水溫是 60°C，在冷卻系統發生故障後，池水溫度於 2.9 小時達到 100 °C，造成水位因蒸散而降低，最終導致燃料棒裸露。圖 3.3.35 顯示 MELCOR 的水位在 2.6 天即低於 TAF (燃料頂部)。導致燃料護套溫度在事故後 3 天左右大幅增加。最後在 3.7 天左右，燃料護套的鉛金屬與水生銹水反應，使護套溫度急劇升高，可能會造成燃料護套損毀，導致安全性問題。另外，圖 3.3.34~3.3.35 也列出了 TRACE、CFD、MAAP 的結果，由圖上可知 MELCOR 與 TRACE、CFD、MAAP 的趨勢大致相同，只有數值上的差異。而這些數值的差異可能是由模擬的方式(如: TRACE 可模擬全長燃料棒、半長燃料棒、水棒，但其他程式不行)、節點的劃分、程式的計算公式與程序等不同所造成。

圖 3.3.36~3.3.40 顯示有關銹水反應的結果。當銹水反應發生時，銹金屬的質量下降和氧化銹增加。此外，氫氣的質量也在事故後 3.7 天快速上升。根據參考文獻[37]，若用過燃料池產生過量的氫氣(大於 150kg)，則氫氣爆炸的可能性會大為增加。本研究中，過量的氫氣(150kg)在事故後約 3.82 天生成。最後，因為銹水發生反應劇烈，觀察到更大的熱量與更多的氫氣 570kg (4 天)。

圖 3.3.41 為 MELCOR/ SNAP 的動畫模式。動畫模式可以呈現 MELCOR 與 FRPATRAN 的模擬結果，包括水位、燃料溫度、氧化層、氫氣、應力等。圖 3.3.41 (a) 顯示出暫態開始之後，池水高度快速下降(圖 3.3.41 (b))。當水位低於 TAF 後，氧化層和氫氣的質量快速增加，參考圖 17 (3.3.41) 所示。最後，護套損毀，無法保持燃料的完整性(圖 3.3.41 (d))。

圖 3.3.42~3.3.45 顯示 MELCOR 與 DAKOTA 的不準度分析結果。由圖可知，Fuel pellet

radius, zirconium mass, cladding radius 與 cladding conductivity 的數值變化會對氫氣之產生量或燃料棒破損之時間點產生影響，而影響力最大的參數則為 zirconium mass。

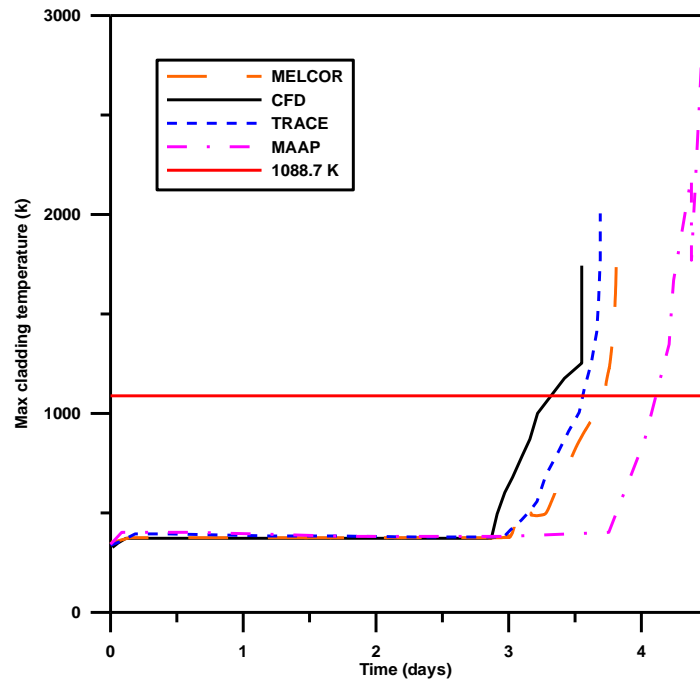


圖 3.3.34 The Max cladding temperature results

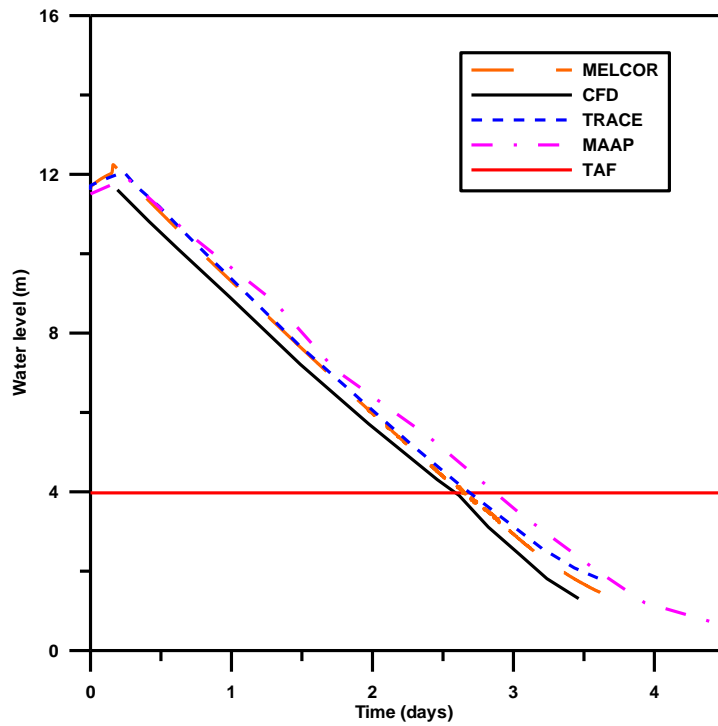


圖 3.3.35 The water level results

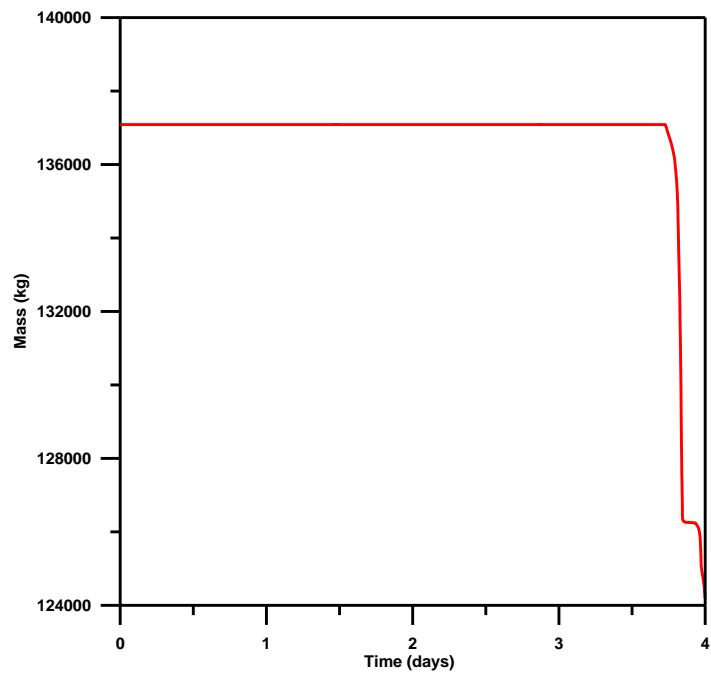


圖 3.3.36 Total mass of Zr result

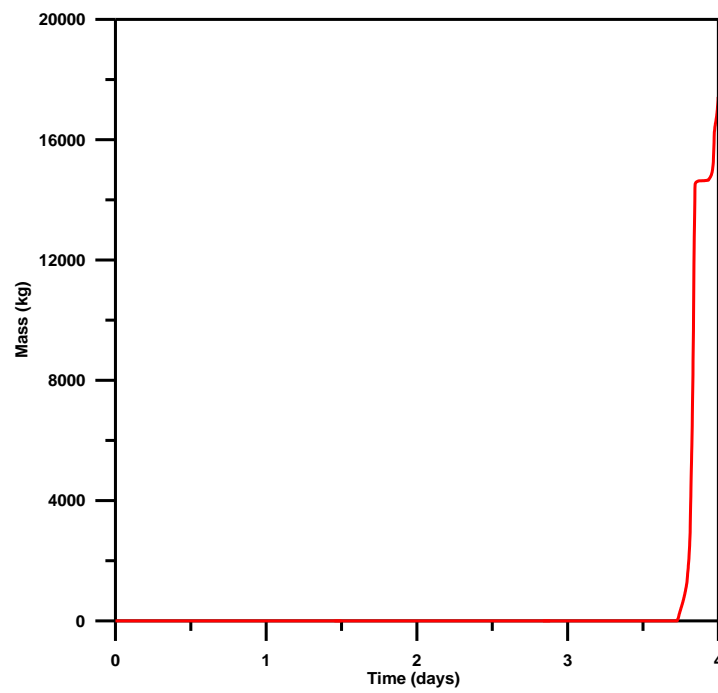


圖 3.3.37 Total mass of ZrO₂ result

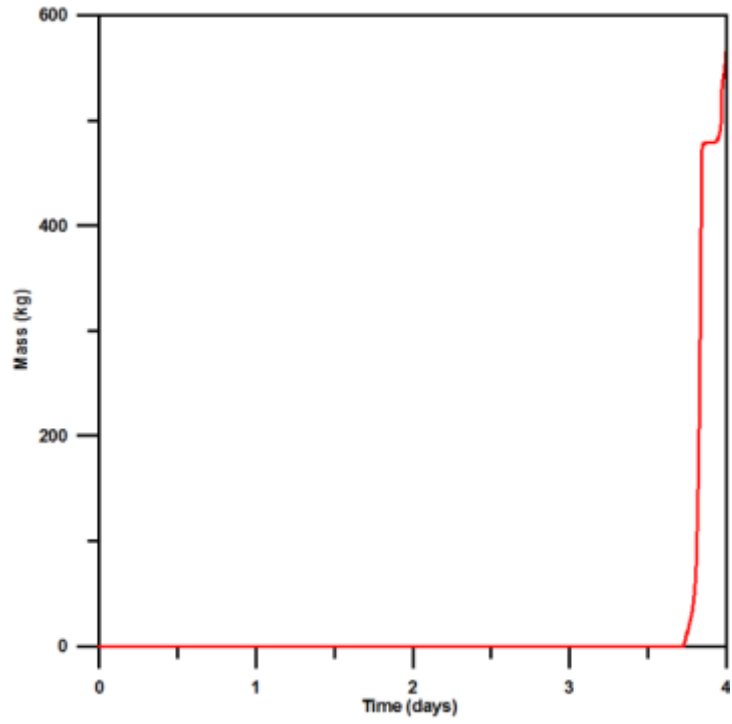


圖 3.3.38 Total mass of H₂ result

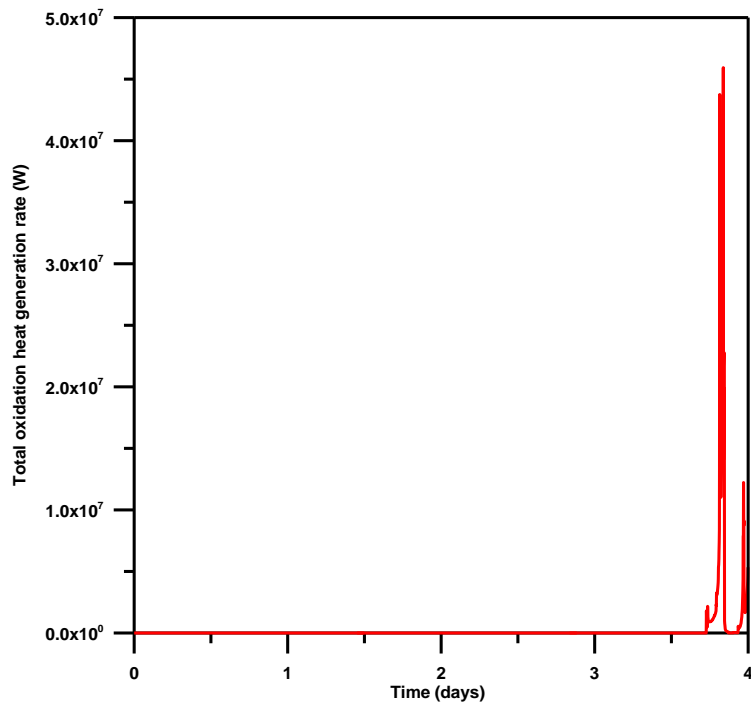


圖 3.3.39 Total oxidation heat generation rate result

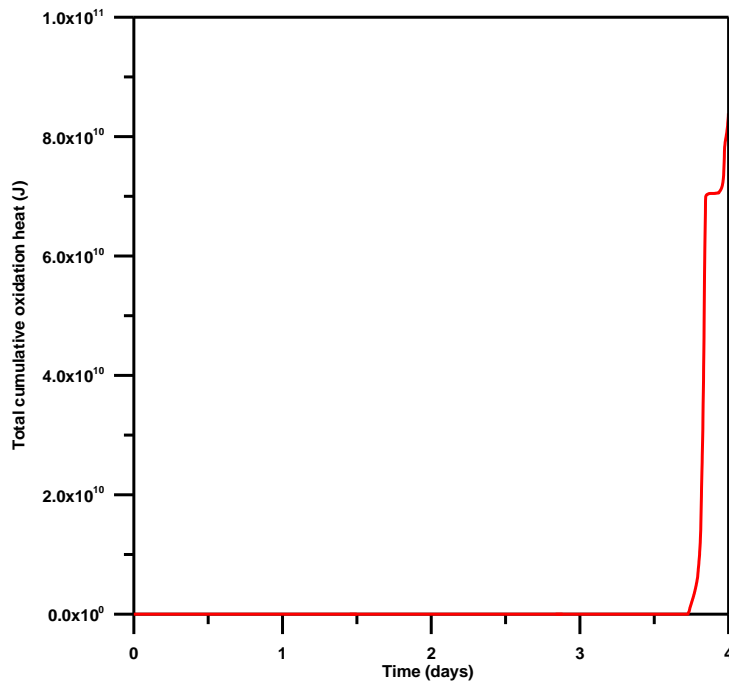
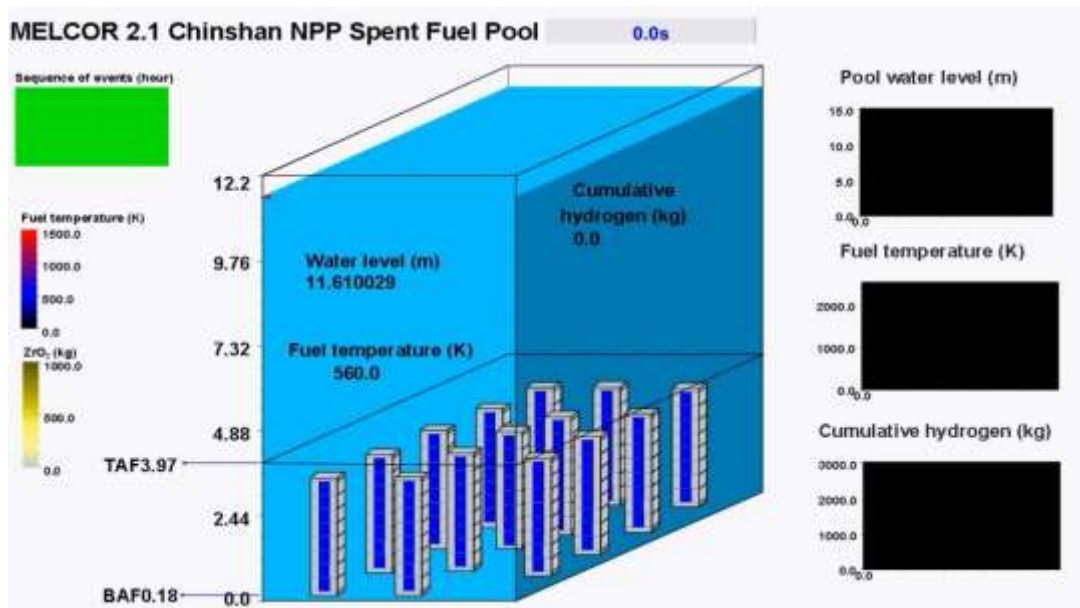
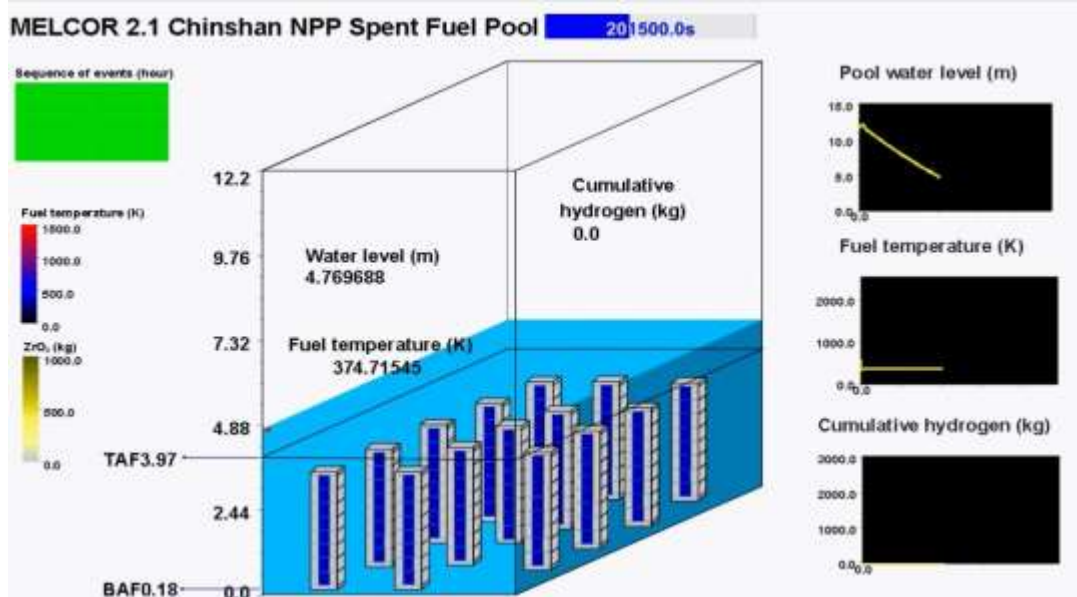


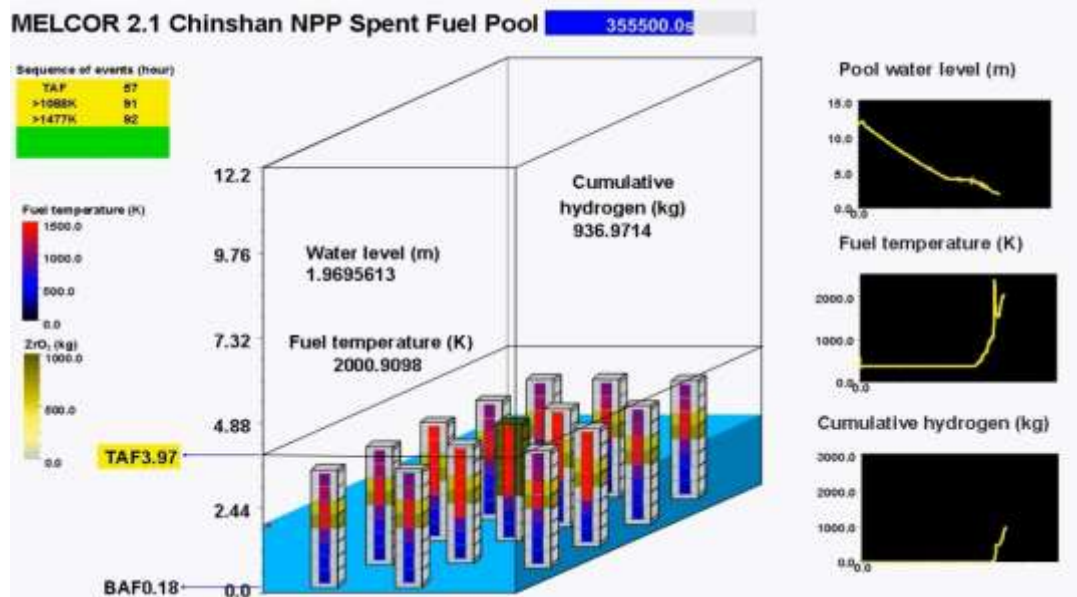
圖 3.3.40 Total cumulative oxidation Heat result



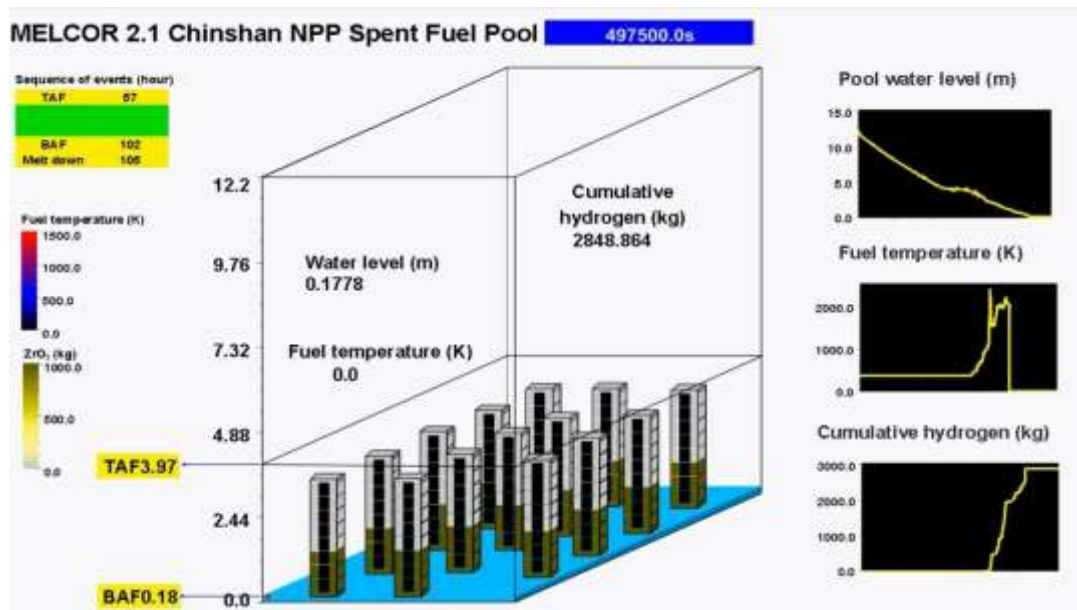
(a) 0 sec



(b) 201500 sec



(c) 355500 sec



(d) 497500 sec

圖 3.3.41 The animation model of MELCOR/SNAP (a) 0 sec, (b) 201500sec, (c) 355500 sec, (d) 497500 sec

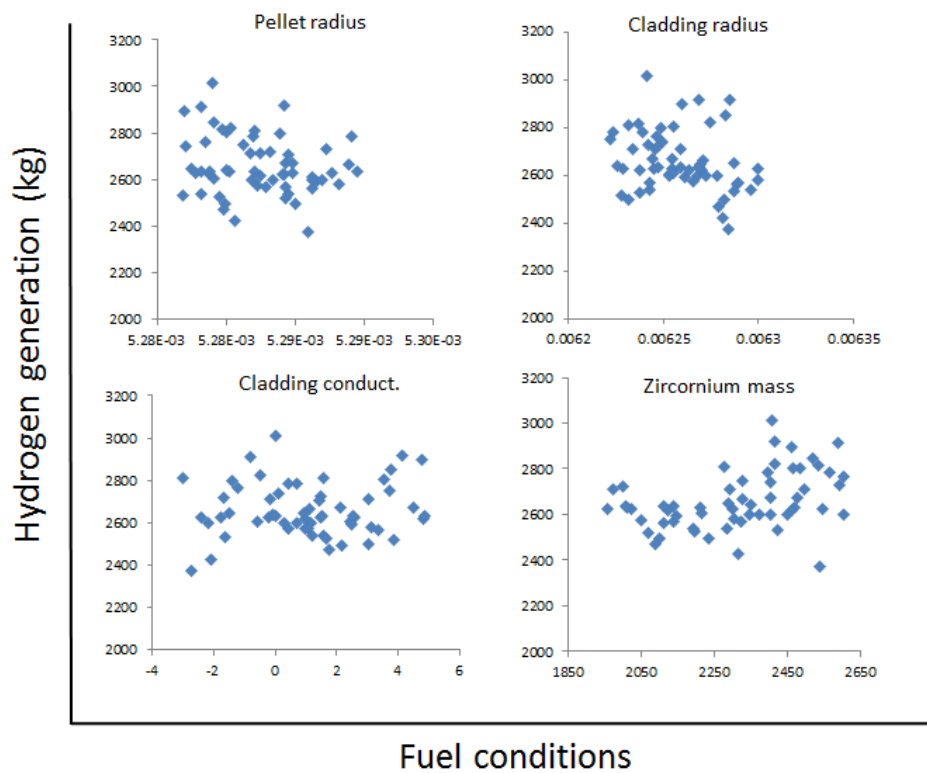


圖 3.3.42 Relationship between fuel conditions and hydrogen generation

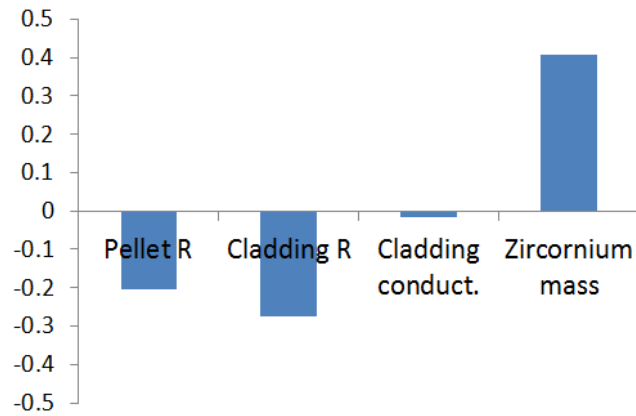


圖 3.3.43 Spearman correlation of fuel conditions and hydrogen generation

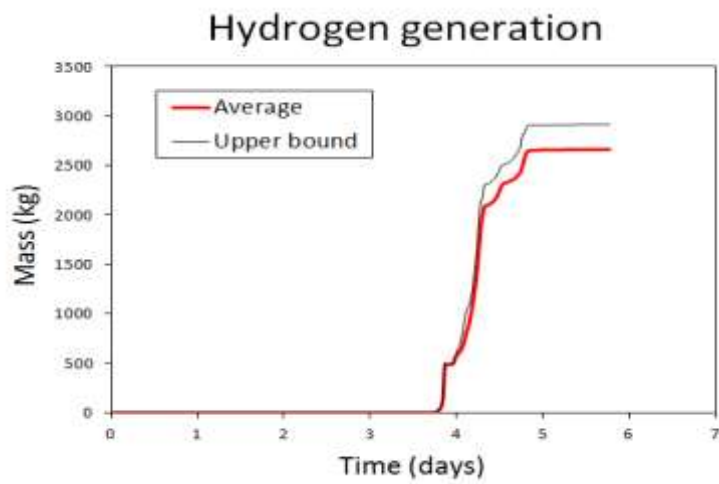


圖 3.3.44 Average and upper bound of hydrogen generation

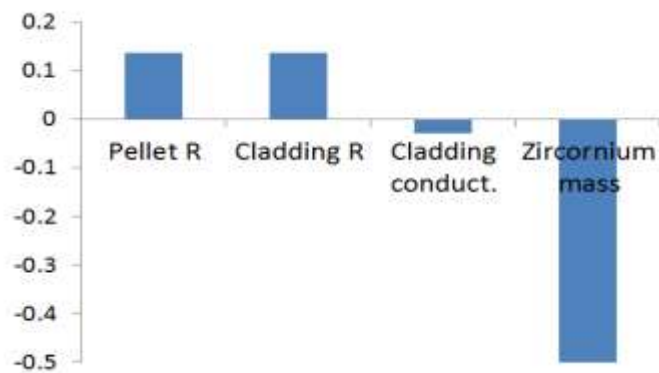


圖 3.3.45 Spearman correlation of fuel conditions and fuel failure time

核一廠用過燃料池之 FRAPTRAN 模式建立與研究

圖 3.3.46 為 FRAPTRAN 的燃料棒模式，燃料棒由底部向頂部分為 23 個節點。FRAPTRAN 之輸入檔，則需由 TRACE 的分析結果提供(如: power, heat transfer coefficient, coolant data 等)相關資料，經由 SNAP 介面程式來建立，如圖 3.3.47~3.3.50 所示。因此，FRAPTRAN 執行完分析後，需檢查 TRACE 和 FRAPTRAN 的護套表面或燃料中心線溫度，以避免在 TRACE 和 FRAPTRAN 的溫度趨勢的不一致性。最後，可從 FRAPTRAN 的輸出檔中獲得分析結果(如護套應力、間隙壓力與氧化數據等)。

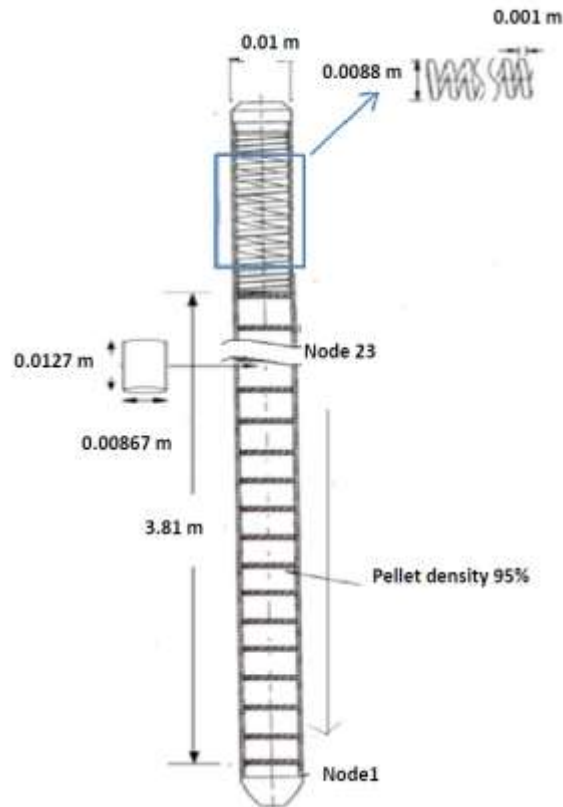


圖 3.3.46 FRAPTRAN 之燃料棒模式

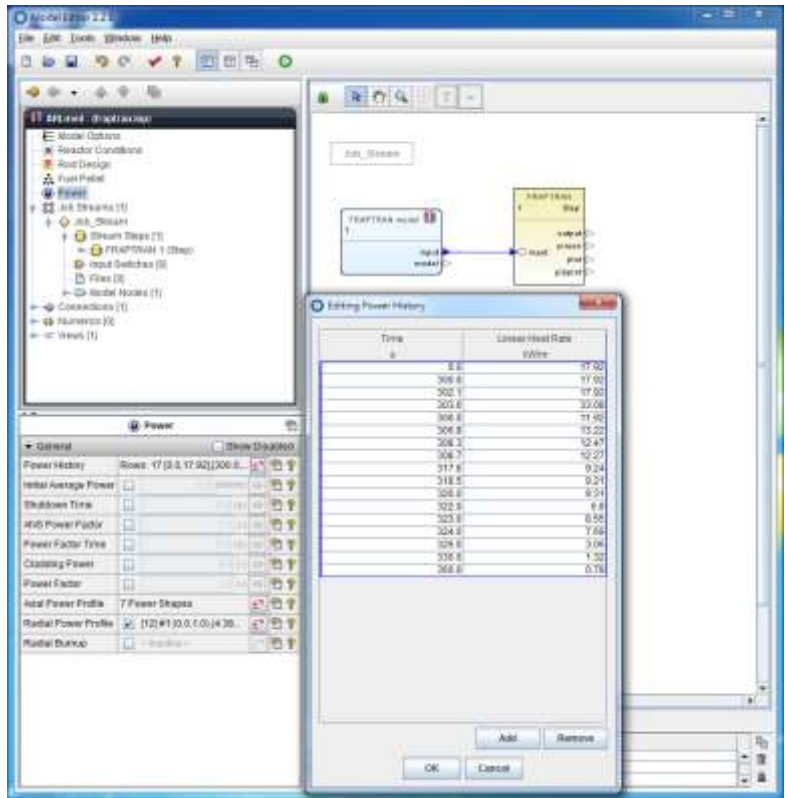


圖 3.3.47 SNAP 介面下 FRAPTRAN 燃料棒功率變化輸入之示意圖

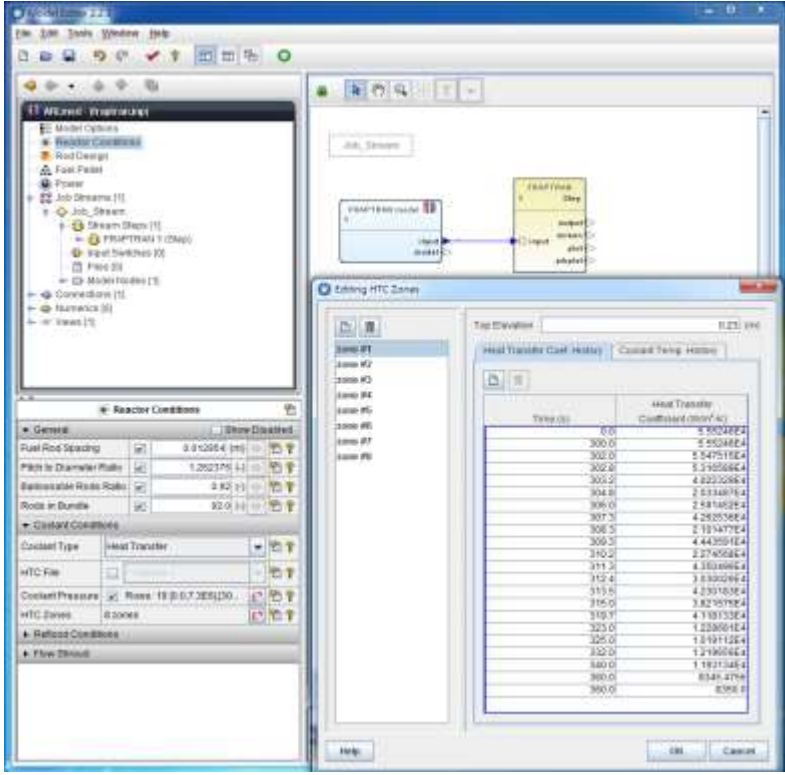


圖 3.3.48 SNAP 介面下 FRAPTRAN 燃料棒壁面熱傳係數及冷卻水溫度輸入之示意圖

本事故為用過燃料池喪失正常冷卻循環系統，故會因為燃料的衰變熱之累積，使得池水的溫度上升，造成池水逐漸蒸發而下降，而此時若無進行補水，則可能因為池水的下降而造成燃料的裸露，產生安全上的問題。根據 NEI 06-12，為了維護用過燃料池的安全，在發生事故時，可利用灑水系統來對燃料池進行補水與降溫，而其灑水量需在 200 gpm 以上。因此，使用的核一廠用過燃料池之 TRACE 模式，利用 FILL 組件搭配 Control block 組件來模擬灑水系統，控制灑水時間點以及灑水量。在本研究中分為三個噴灑時間點不同之案例(包含不噴灑的案例)，詳細案例設定如表 3.3.5。

噴灑時間點不同的模擬案例中，為了辨別噴灑措施對池水位和護套溫度變化的影響，額外加入喪失正常冷卻系統但無噴灑措施之案例進行比較。從圖 3.3.7，可以觀察到在事故發生後約 66 小時，池水位會降到燃料頂端；在事故發生後約 77 小時，池水位會降到燃料已經裸露三分之一。從結果可發現，用過燃料池水位會在流量 200 gpm 的噴灑開啟後，穩定回升；從結果中亦可發現當池水位回升到約 11 公尺處後，池水位又開始往下降，此現象是由於噴灑設定於池水位回升到 11 公尺後停止。圖 3.3.8 顯示當燃料裸露後，由於裸露部分之燃料僅能藉由蒸汽產生的對流效應以及熱輻射效應將裸露燃料之衰變熱移除，因此，用過核燃料束在裸露後的溫升趨勢十分明顯。此外，核一廠一號機用過燃料池之燃料護套溫度在燃料發生裸露後 19 小時到達 1088.7 K，此時強烈的鋳水反應將導致護套溫度迅速攀升，而若不進行噴灑，則造成無法挽救的狀況。但是，從結果中可發現，當池水位降到燃料頂端即開始噴灑，能有效地防止護套溫度上升；而在燃料裸露三分之一後才開始噴灑，導致護套溫度上升約 64 °C，但可明顯觀察出噴灑開啟後，能夠有效且穩定的降低燃料護套溫度。

圖 3.3.51~3.3.55 顯示 FRAPTRAN 的分析結果，根據 FRAPTRAN 的輸出數據，燃料護套最高溫位於節點 21(Case 3)，故在此只顯示節點 21 的數據。在 Case 1 的部分，圖 3.3.51~3.3.55 的結果顯示皆無變化，各項參數皆維持在一平穩的狀態。在 Case 2 的部分，燃料棒的 hoop stain、hoop stress、structural radial gap 會隨著 PCT 的增減而發生變化，但其變化的程度不大且無氧化或鋳水反應的發生，如圖 3.3.51~3.3.55 所示。在 Case 3 的部分(不噴灑的案例)，圖 3.3.51 顯示出 Case 3 的氧化層厚度在事故後 3.7 天開始增加。圖 3.3.52 顯示 Case 3 的鋳水反應約發生於 3.7 天。圖 3.3.53 和 3.3.54 說明 hoop stain、hoop stress 的結果，當 PCT 升高時，hoop stain 與 hoop stress 也增大，但事故後 3.7 天 hoop stress 因燃料棒發生破損而突然下降到零。根據 NUREG-0800 Standard Review Plan 報告[39]，hoop stain 應小於 1%，但圖 3.3.55 顯示 hoop stain 已超過限值。圖 28 顯示燃料棒的 structural radial gap 結果，由圖中可以看到，structural radial gap 約於 3.7 天后大幅上升，故也證明了燃料棒發生破損。

表 3.3.5 核一廠用過燃料池喪失正常冷卻系統事故:噴灑時間點不同之案例設定

噴灑時間點不同			
噴灑開啟時間	池水位降到燃料頂端 (Case 1)	燃料裸露三分之一(Case 2)	不噴灑 (Case 3)
噴灑流量	200 gpm (NEI 06-12)	200 gpm (NEI 06-12)	----
噴灑溫度	25 °C	25 °C	----

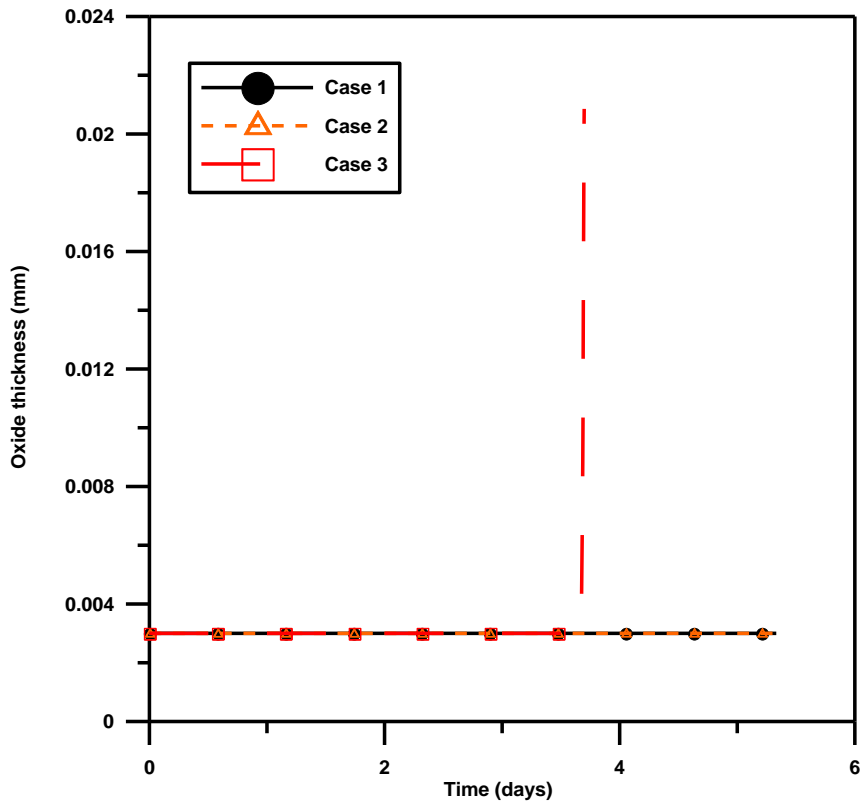


圖 3.3.51 The oxide thickness result of FRAPTRAN

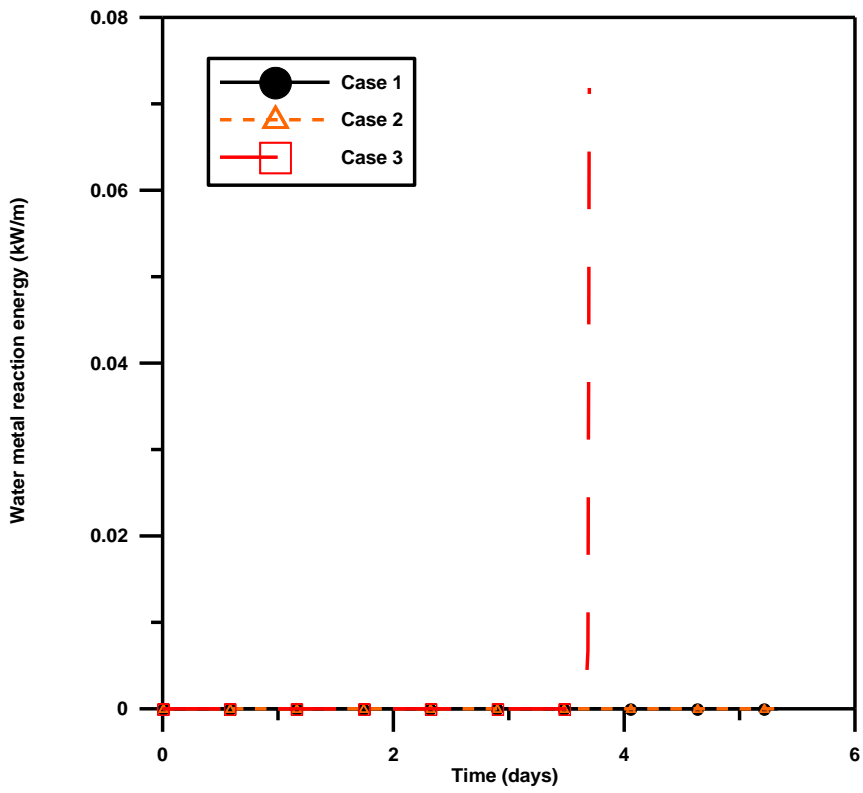


圖 3.3.52 The metal water reaction energy result of FRAPTRAN

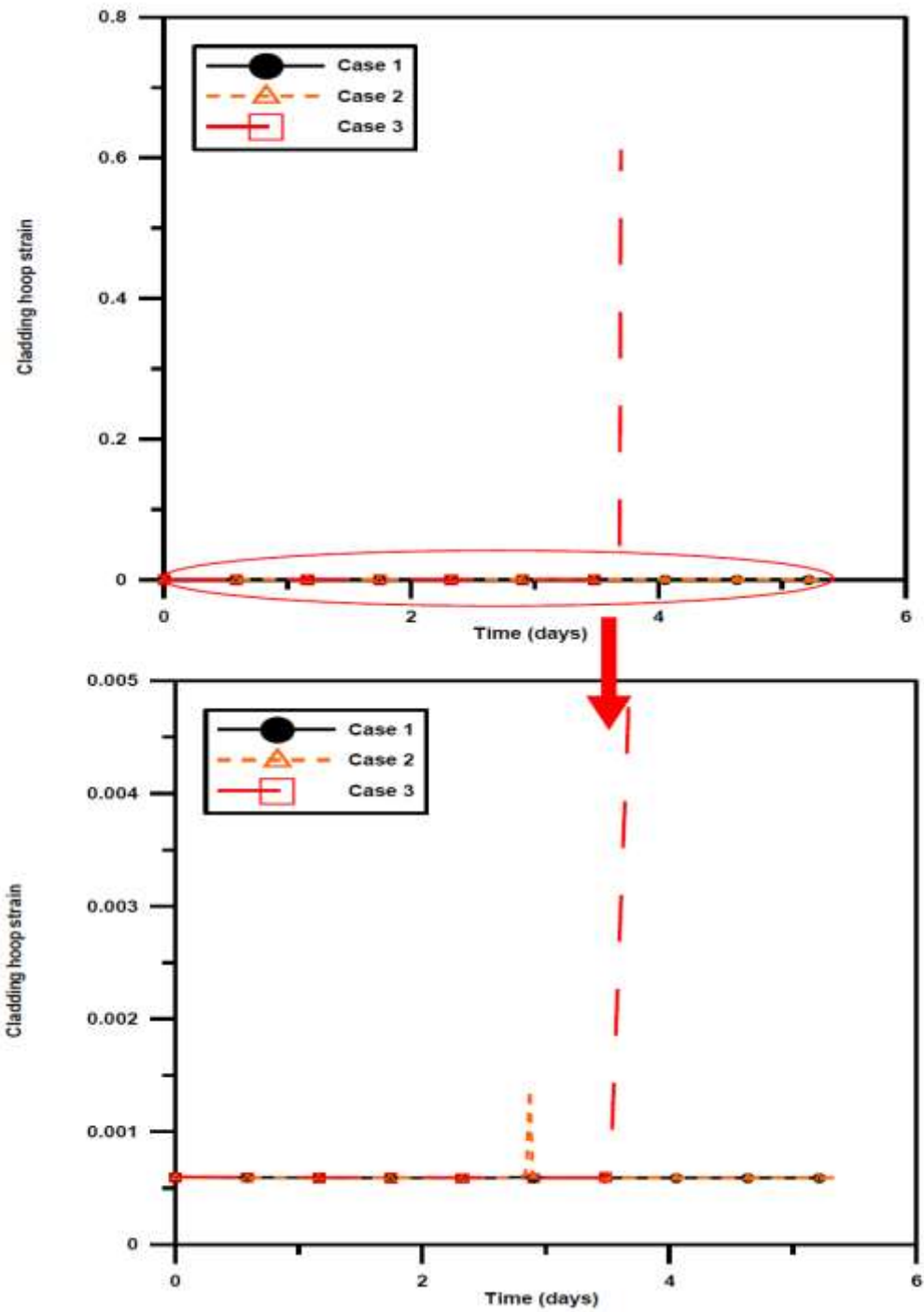


圖 3.3.53 The cladding hoop strain result of FRAPTRAN

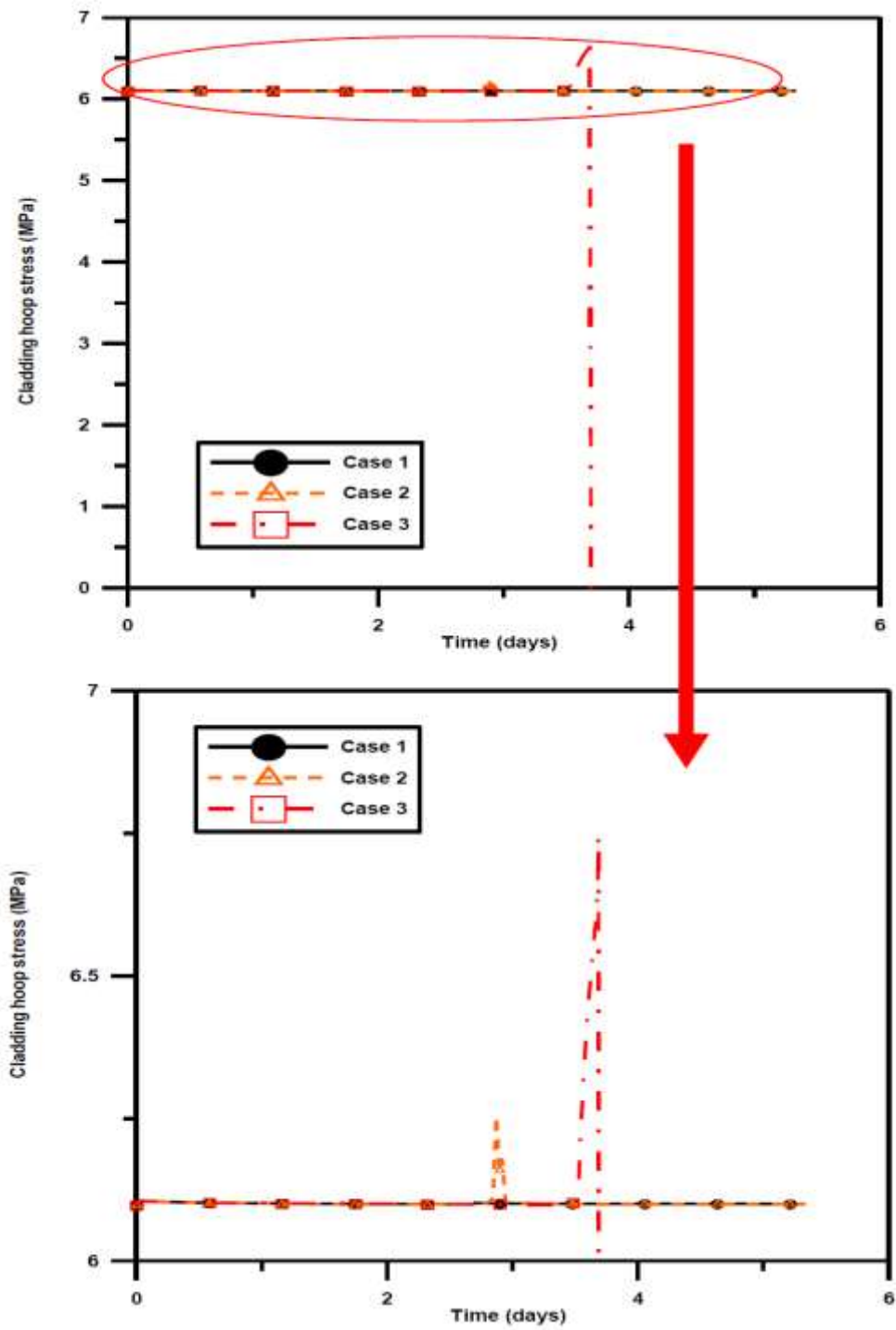


圖 3.3.54 The cladding hoop stress result of FRAPTRAN

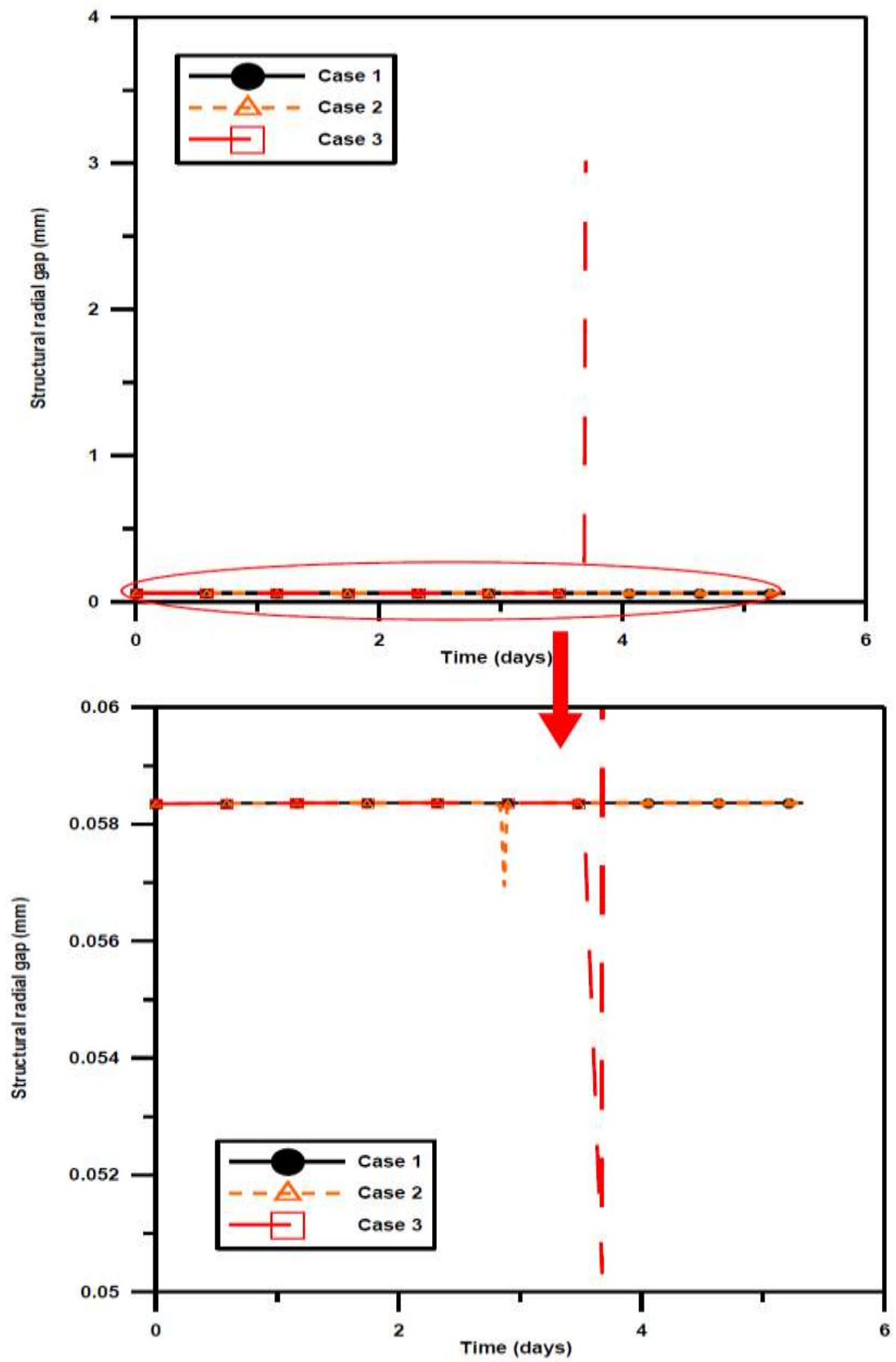


圖 3.3.55 The structural radial gap result of FRAPTRAN

核一廠用過燃料池之再臨界研析

日本發生了福島事故後，用過燃料池是否會再臨界的問題受到了國內外眾多專家與學者的許多關注與重視。一般核能電廠在運轉時，其用過燃料的數目會一直增加，因此會使得其用過燃料池的貯放空間持續減少。為了解決這個問題，通常是增加用過燃料池的格架數量或採用乾式儲存之方式。另外，臨界的安全分析之執行，其時機點通常是有了新的狀況環境或假設條件才來進行，如：用過燃料池內的中子吸收物可能會發生退化的現象，而導致其中子吸收的能力降低或是核電廠進行了功率提升與換了新的燃料等環境的改變。

一個中子的連鎖反應，是否能持續，可以使用有效中子增值因數(k_{eff}) 來表示，其定義為

$$k_{eff} = \frac{\text{number of neutrons in one generation}}{\text{number of neutrons in just - previous generation}}$$

為每代產生的中子數與前一代的中子數的比或是中子的產生與中子失去的比值：

$$k_{eff} = \frac{\text{neutron production rate}}{\text{neutron loss rate}}$$

當達到平衡時，此時 $k_{eff}=1$ ，即指系統達到臨界。如果以 k_{eff} 的值來分類，可分為三種情形：

$k_{eff} < 1$ subcritical (次臨界)

$k_{eff} = 1$ critical (臨界)

$k_{eff} > 1$ supercritical (超臨界)

次臨界的系統為一個功率降低的狀態；臨界系統則為維持一個穩定的功率狀態；超臨界系統則是其功率一直增加。因此，臨界安全是指避免臨界及超臨界的狀態。所以用過燃料池中為了臨界安全，常會使用一些中子吸收物(如：Borflex、Boral、Carborundum B4C 等)，來降低池中的中子增值因數(k_{eff})，確保臨界安全。

NEI(Nuclear Energy Institute) 於 2014 年提出了 NEI 12-16 這份報告[40]，其內容為說明在進行臨界分析時的一些指引與方式。在進行此項研究時，通常會使用電腦程式來進行臨界的相關計算，而根據所收集的文獻[41]-[48]，目前較常使用的電腦程式為 MCNP、SCALE、ISOCRIT、WIMS-5 等。國際上目前的研究趨勢為使用相關的電腦程式，來評估各項參數對用過燃料池的影響，包含是否會使其達到臨界，而這些參數通常為：燃料池的水位、燃耗、是否有中子吸收物、水的密度、燃料是否破損、燃料的擺置位置、燃料間的距離、硼的濃度等。NEA(NUCLEAR ENERGY AGENCY)則在 2015 年提出了一份報告[48]，在報告中的第 5 章列出了一些用過燃料池的臨界問題相關文獻與分析結果，這些研究主要注重在燃料的 pitch、水的密度、格架內外間的水位高度差等對 k_{eff} 的影響。上述的分析結果顯示在某些狀態下，用過燃料池可能會達到臨界，但 NEA 評估這些文獻的分析條件與相關假設後，認為用過燃料池達到臨界的這些條件、假設與模式，並不符合實際的狀況且其所使用的模式可能不夠保守或嚴謹。因此，NEA 認為只要保持燃料池的水位高於燃料，就不會發生再臨界的問題，即使燃料池內有破損的燃料。另外，NEA 也指出燃料池的水位下降與中子吸收物的喪失都會使臨界安全的餘裕減少。在國內的用過燃料池之臨界研究方面，目前只有核研所提出了一些分析結果

[49]:

- 核研所認為用過燃料池在喪失冷卻水時並不會臨界，除非同時流失中子吸收物(BORAL)。
- 為了確保燃料的完整性，在發生喪失冷卻水時，用過燃料池需要補充水。
- 在較保守的觀點上，為了確保用過燃料池維持在次臨界的狀態，應於水中加入足夠的硼酸。
- 在燃料束或棒之位置發生偏移時，其引起的反應度變化不會造成燃料池臨界。
- 若燃料發生熔毀，因目前缺乏詳細的資料與文獻，故是否會達到臨界，目前沒有定論。

U.S. NRC 針對用過燃料池的臨界問題，則提出了 10 CFR 50.68[50]與 10 CFR 70.24[51]，要求電廠遵守此二份文件的要求，以確保用過燃料池不會達到臨界。另外，U.S. NRC 也提出了一些文件[52]-[53]，利用相關管理程序、表單或視察等來確保用過燃料池處於次臨界的狀態下，附錄則列出了 U.S. NRC INSPECTION PROCEDURE 的相關內容。

本研究為計畫的第一年，針對用過燃料池是否會再臨界的問題，蒐集了國內外的相關研究與分析資料，經過整理與歸納後，撰寫了本報告，以作為後續進行用過燃料池之臨界相關研究與分析的基礎。

本計畫的相關結果已投稿於國際研討會，目前共完成 5 篇論文，如下所示：

- Li, W.; Wang, J. R.; Lin, W. K.; Chang, H. C.; Lin, H. T.; Chen, S. W.; Shih, C., Fuel Rod Uncertainty Analysis of Chinshan NPP spent fuel pool by TRACE and FRAPTRAN/DAKOTA/SNAP, TopFuel 2015, 13 - 17 September 2015 in Zurich, Switzerland.
- Chiang, Y.; Wang, J.-R.; Lin, H.-T.; Chen, S.-W.; Shih, C.; Li, W.-Y., UNCERTAINTY ANALYSIS FOR CHINSHAN BWR/4 SPENT FUEL POOL SEVERE ACCIDENT BY MELCOR2.1/SNAP AND DAKOTA, TopFuel 2015, 13 - 17 September 2015 in Zurich, Switzerland.
- Yu Chiang, Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Shao-Wen Chen and Chunkuan Shih, METHODOLOGY USING MELCOR2.1/ SNAP TO ESTABLISH AN SBO MODEL OF CHINSHAN BWR/4 NUCLEAR POWER PLANT, NURETH 16, August 30-September 4, 2015, Hyatt Regency Chicago.
- 王仲容、林浩慈、陳雄智、陳紹文、施純寬，核一廠用過燃料池之 TRACE/FRAPTRAN/SNAP 模式建立，中國機械工程學會第三十二屆全國學術研討會中華民國一百零四年十二月十一、十二日
- Jong-Rong Wang, Yung-Shin Tseng, Hao-Tzu Lin, Yu Chiang, Wen-Sheng Hsu, Jyh-Tong Teng, Hsiung-Chih Chen, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih, The MELCOR Analysis of Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool for Fukushima-like Accident, 2016 ANS annual meeting, June 12-16, 2016, Hyatt Regency New Orleans.

論文及人才培育

在人才培育方面，本計畫共培育了 4 位博士生，如下所示：

- 李宛芸：核工所博士班四年級，負責 TRACE 核一燃料池之系統程式分析、FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套應力分析之相關工作
- 辜郁庭：工科所博士班五年級，負責 CFD 模式建立與局部分析之相關工作
- 蔣宇：核工所博士班二年級，負責嚴重事故分組研究之相關工作
- 何愛玲：核工所博士班三年級，負責燃料池臨界分析研究之相關工作

3.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作

綜觀福島事件，核能發電機組本身並未受到影響，但大自然不可預期的天災威力卻遠超過當初電廠設計時之備用電力規劃，才導致輻射物質外洩及導致輻射污染現象。事件發生後，國際主要國家除致力於重新檢討核電廠的安全性，並重新修訂核能安全與能源之相關政策。然而，核能電廠具有開始運轉後成本低廉，作為基載出力穩定，運轉時不會產生 CO₂ 等特性。因此目前國際許多國家如美國、法國、英國、中國大陸與南韓等在福島事件後仍維持既有核能政策與機組建置規劃。值得注意的是，這些國家對於福島核事故發生的主要原因的檢視與研究相當重視，且在「核能安全技術」的研究上投入大量的研發人力。而核能安全技術發展中重要的一環，即是核能安全的發展必須從「由上至下進行審視」現行的核能安全標準，包括國內以及國際的標準，因此並須與國際主要核能利用國家建立一個「廣泛的合作交流關係」，有鑑於此，我國更需在核能安全技術的發展上，與歐盟、美國、日本、韓國與中國等主要核能利用國家建共同成立一「核能安全技術國際合作架構」，藉由國際最新核能安全技術的發展與趨勢交流，使我國在核能安全相關技術發展與國際並駕齊驅，亦能提供我國更安全的核能利用環境。

本分項四計畫之目的係以建立國際最新核能安全的技術與學術交流關係為基礎，藉由積極參與國際重要會議與合作項目，以提升我國核能安全領域之國際視野與技術能力。計畫期間已邀請國際知名學者來訪，進行學術交流，並派遣研究人員及學生赴國外研究機構進行短期訪問學習及訓練，蒐集國際核能安全技術資訊與發展趨勢資料，以提供我國先進核能安全技術資訊整合。本分項係由三項子計畫所構成，其內容分別如下：(一) 前瞻中子物理安全技術：建立完善設計與評估爐心物理的計算平台，並進行爐心最佳化安全設計。(二) 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析：利用實驗與計算流體力學技術(Computational Fluid Dynamics, CFD)進行雙相沸騰環路實驗與量測工作、局部紊流之數值分析技術發展與精進，並藉由 CFD 分析技術進行模式分析與校驗工作。(三) 前瞻核能材料安全性評估分析：針對核能級石墨以及碳化矽複合材料進行輻照下微結構變化與氧化行為研究，以及鎳基超合金材料應用安全性分析。本整合型計畫藉由「國際核能安全技術學術交流平台」的建立，迅速提升我國在中子物理與安全設計、熱流實驗環路測試與安全性分析與核能級材料應用安全性等前瞻核能安全技術領域中之研發水準，除發表國際頂尖期刊論文外，亦能為我國未來核能利用安全的發展提供關鍵技術發展策略。

3.4.1 前瞻中子物理安全技術

反應器的運轉安全與設計其涵蓋內容十分廣泛，需考量到燃料營運、燃料週期更換、啟動測試、線上爐心監控等問題，而模擬方法的準確性將對反應器安全造成極大的影響，需結合多種程式由上游至下游進行嚴謹的計算，各程式間不僅需考量到相互間的關係，同時在使用前也需瞭解其理論背景與適用性。爐心中子物理的計算上，常見的數值方法主要分成兩大類，分別為蒙地卡羅方法(Monte Carlo methods)與決定論方法(Deterministic methods)。蒙地卡羅方法的優點是幾何描述的彈性與精確度，可以完整模擬整個反應器爐心的詳細幾何模型，不須遷就座標系統的限制，可獲得較為正確的計算結果，但其缺點是十分耗時；相反地，決定論方法則是使

用座標離散分隔的數值方法，例如有限差分法或節點法來解中子遷移或擴散方程式，須對於中子能量、角度和空間上的行為勢必得加入很多合理的假設。

以輕水式反應器為例，由於反應器爐心的組件結構十分複雜，如從數釐米的燃料單元到數米寬的爐心，因此我們會將全爐心計算分成幾個步驟，利用幾何重複性把問題拆成更小單元以達到最佳的效率與準確度，一個完整的計算流程如圖 3.4.1.1 所示，其主要架構由兩大程式組成，分別是燃料晶格計算程式和全爐心物理計算程式。

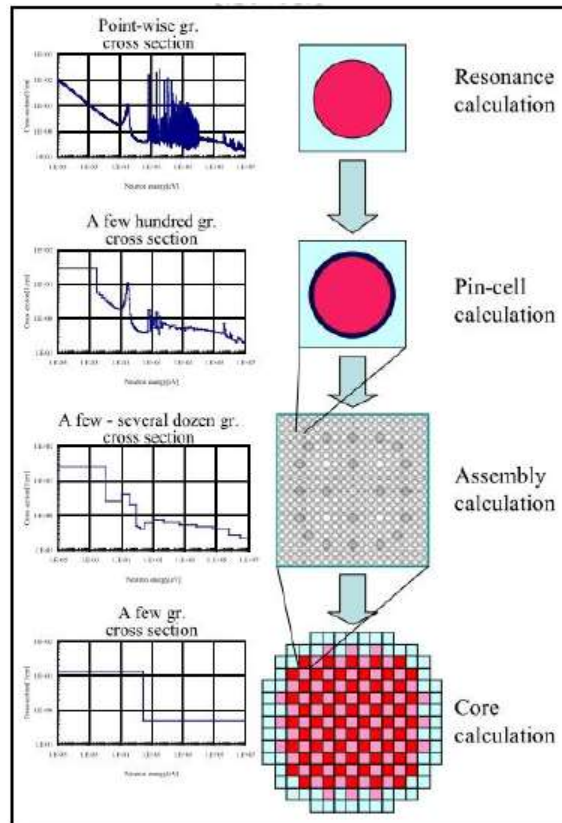


圖 3.4.1.1 完整 LWR 爐心中子計算流程[1]

由於輕水式反應器(LWR)的爐心中子物理計算已相當成熟且使用多年，如台灣核一、二、三廠的平行驗證工作，而使用的認證程式為 CASMO-4/CMSLink/SIMULATE-3 進行相關設施的計算分析，其中 CASMO-4 用於晶格計算，而 CMSLink 為轉檔程式將晶格計算結果供給 SIMULATE-3 全爐心計算程式使用。但這項工具僅限於 BWR 與 PWR 計算使用，因為此認證程式是專門針對輕水式反應器所設計之商業化程式，為了簡化程式上的操作流程，使用上有許多限制，並不適用於所有的反應器；若要進行新型反應器探討，如高溫氣冷式反應器(VHTR)等，特別是其中六角型燃料組件的燃料晶格，必須自主建立一套通用的爐心物理計算平台，從最初的燃料晶格計算(Lattice Calculation)，接續完成全爐心計算，最後才能將爐心物理與熱流計算結果進行結合考量。

本研究為了逐步建立通用的計算平台 TRITON/GenPMAX/PARCS (TGP)，將進行以下研究，包括：(1)利用 TRITON 進行燃料組件晶格計算與探討均質化結面輸出格式，並與認證程

式 CASMO-4 結果進行比較、(2)測試轉檔程式 GenPMAX 如何彙整、排列、與內差分支計算的截面數據，並提供後續全爐心計算使用、(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、(4)建立全爐心計算程式 PARCS 的使用能力，完成測試案例的驗證工作、(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，最後完整建立 TRITON / GenPMAX / PARCS 爐心中子物理計算平台，如圖 3.4.1.2。

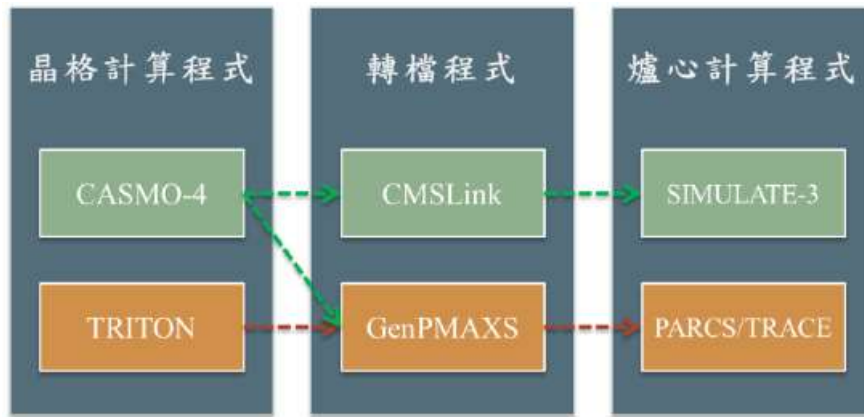


圖 3.4.1.2 認證程式與本研究發展之計算平台架構

燃料晶格計算方面：晶格計算之目的在於產生少數能群且均質的燃料組件截面，之後提供給全爐心物理計算程式使用，此簡化的截面必須盡量涵蓋所有晶格特性，才能確保全爐心模擬結果的正確性，而一完整之燃料晶格計算需包含(1)共振截面計算、(2)燃料棒單元計算 (Pin-cell)、(3)燃料組件計算、(4)燃耗計算、(5)Branch 計算。對於發展悠久的輕水式反應器爐心，已有發展完善且可靠的認證程式可進行模擬，如由 Studsvik Scandpower 公司發行之 CASMO-4 程式，但近年來因為用過燃料回收製成 MOX 燃料的發展和先進反應器的研究，發展一套不同於傳統的輕水式反應器晶格計算程式已成為趨勢。本研究選用 ORNL 發展的 SCALE6 (Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation, Version 6)程式集中的控制模組 TRITON (Transport Rigor Implemented for Transient Depletion with ORIGEN)，而 TRITON 可分成穩態的 T-NEWT 和與燃耗時間相依的 T-DEPL，T-NEWT 使用 NEWT (New Transport Algorithm)執行二維離散法中子遷移方程式計算，於實務面上，能夠處理各式的晶格幾何設計；而 T-DEPL 會先透過 NEWT 產生隨燃耗變化的截面以更新 ORIGEN-S 資料庫和提供多種燃耗區域的中子通率，接著，點燃耗程式 ORIGEN-S 會再進行同位素燃耗和衰變計算。由 TRITON 所得結果與 CASMO-4 程式進行驗證比較，藉此來評估 TRITON 在執行燃料晶格計算時的準確度與計算效率。並利用 TRITON 程式的 Branch 計算功能，用來產生均質(Homogeneous)的多群中子截面資料，提供給下游的全爐心程式計算使用。

轉檔程式方面：使用 GenPMAXS (Generation of the Purdue Macroscopic XS Set)程式為一個轉檔介面，其功能可將爐心模擬程式 PARCS 和不同的晶格計算程式，例如 TRITON、CASMO、HELIOS 等程式做連結，使 GenPMAXS 程式可讀取晶格計算程式產生的截面數據並進行格式轉換、篩選和修正，輸出為 PMAXS (Purdue Macroscopic XS Set)格式，PMAXS 可提供穩態和暫態下之爐心足夠的資訊，包含主要的巨觀截面資料、氫/鈾微觀截面、適當的動力學資訊等。

全爐心計算方面：使用 PARCS 程式為三維多群節點爐心計算程式，可解決穩態、暫態、多群中子擴散以及 SP3 遷移方程等，PARCS 爐心分析流程如圖 3.4.1.3 所示，在 PARCS 程式內進行三種模組的計算：截面模組、耗乏模組和中子物理計算，這三個模組自成一個循環，截面模組讀取 PMAXS 檔案中的數據供給各節點對應的截面資訊後，再經由中子物理計算得到各節點的功率資訊；耗乏模組利用中子通率得到各區域的歷史資訊後，截面模組再由此歷史節點資訊更新截面數值，之後便依此模式進行循環計算。PARCS 能夠執行以下計算：(1)特徵值計算、(2)暫態(動力學)計算、(3)氬暫態計算、(4)衰變熱計算、(5)燃料棒功率重建計算、(6)Adjoint 計算、(7)爐心耗乏分析。而 PARCS 讀取 PMAXS 所建立的巨觀截面資料後可進行燃耗計算，因為巨觀截面和前一個狀態帶來的歷史效應(History Effect)有緊密的關聯，因此 PMAXS 中最多考量五個狀態的歷史變數，包括控制棒歷史(HCR)、冷卻劑密度歷史(HDC)、冷卻劑中可溶性毒物歷史(HPC)、燃料溫度歷史(HTF)、冷卻劑溫度歷史(HTC)。

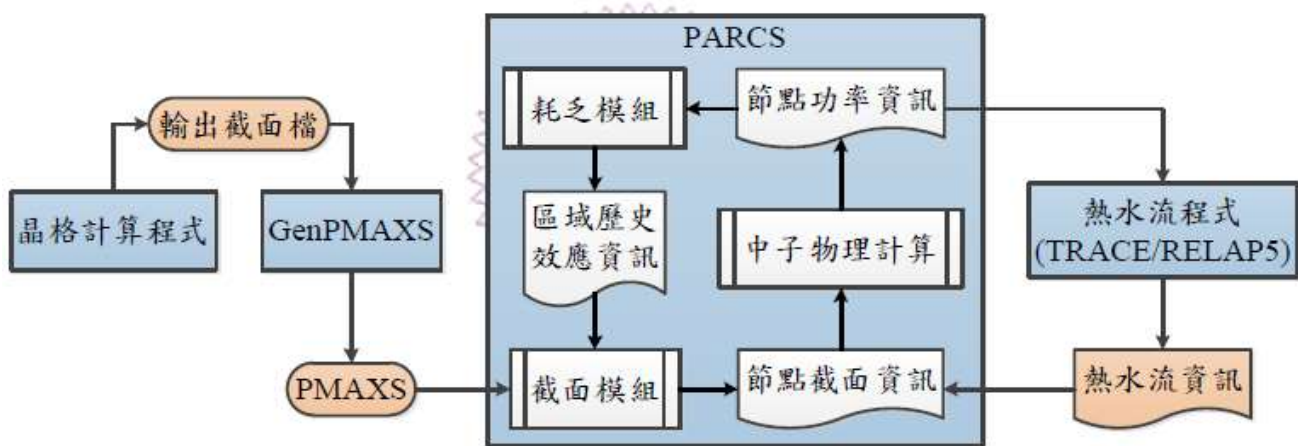


圖 3.4.1.3 PARCS 全爐心計算分析流程圖

另外，對於多能群的截面處理，Dancoff Factor (DF)扮演的角色尤其重要，若在計算中使用正確的DF，便能更加精確的模擬出實際燃料組件的狀況。DF為一個量化的方法來表達燃料棒空間上的自我屏蔽效應，DF為介於0~1的數值，DF越接近1，表示中子從燃料棒表面出發後，中子幾乎不和水發生碰撞，會直接與周圍的燃料反應；反之，DF越接近0，代表從燃料棒表面出發後，大多數共振能量的中子會和水發生碰撞，因此容易被緩和減速下來。若根據此定義，對於BWR燃料組件的問題，可預期燃料組件邊界、邊角和水棒附近的燃料，其DF會較小；而緩和效果越差的地方，因為和水碰撞的機率越小，燃料的DF較大。因此特別針於DF進行BWR與高溫氣冷反應器燃料組件的模擬，進行一些重要的研究與討論。

本子計畫之工作項目已全部達成：

1. 探討 TRITON 燃料組件晶格計算的均質化截面輸出格式，測試 GenPMAXS 程式如何匯整、排列、與內差分支計算的截面數據，並提供後續全爐心計算使用。
2. 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。
3. 建立 PARCS 爐心模擬程式的使用能力，完成測試案例的驗證工作。

4. 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。
5. 針對爐心物理與核能安全議題進行國際合作或交流學習。

3.4.1.1 探討 TRITON 燃料組件晶格計算的均質化截面輸出格式並與 CASMO-4 計算結果進行比較

本研究根據日本 JAERI 所提供的一個燃料計算模型[2]，使用 TRITON 進行晶格模擬計算並與認證程式 CASMO-4 結果進行驗證比較，計算模型為 9×9 BWR 燃料設計，如圖 3.4.1.4 左所示，燃料丸和護套外徑對應尺寸為直徑 0.98cm 和 1.12cm，燃料棒間距為 1.44cm；中心包含兩根大水棒，對應內外直徑為 2.35cm 和 2.49cm，而全部燃料棒和水棒由厚度 0.25cm 的通道盒包圍，內圍寬度 13.4cm，燃料組件間距為 15.24 cm。考慮五種不同濃縮度的燃料棒(如圖 3.4.1.4 右所示)，濃縮度範圍由 3 wt% 至 6.3wt% 變化，其中四種為 UO_2 燃料棒，一種為添加 6 wt% 可燃性毒物 Gd_2O_3 的 $\text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3$ 燃料棒，平均濃縮度約為 5.5 wt%。

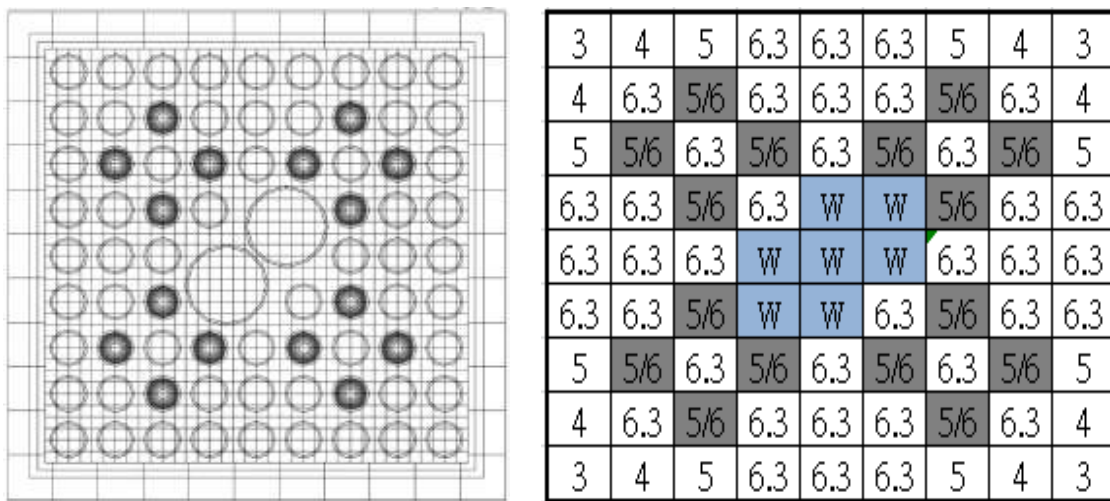


圖 3.4.1.4 JAERI 9×9 BWR 燃料組件標準模型和其相對應的濃縮度分佈

在通道內空泡分率 40% (通道外和水棒空泡分率為 0%) 的情況下，進行熱爐的二維臨界和燃耗計算，詳細計算條件如表 3.4.1.1 所示，假設燃料棒和緩和劑溫度為 900K 和 600K，功率密度為 25 W/gU (52.32W/cm³)，燃耗計算到 50 GWd/MTU 為止，XY 平面和軸向的邊界條件為鏡射(Mirror)。CASMO-4 的燃耗核種數目為 108 種；而 TRITON 採用參數 Addnux=4，可考慮 388 種核種進行燃耗計算，CASMO-4 的燃耗計算間距根據可燃性毒物 Gd 的濃度調整，為方便分析，TRITON 的燃耗間距亦比照 CASMO-4 設定。截面資料庫皆使用程式內最新的截面資料，CASMO-4 和 TRITON 分別採用 ENDF/B-4 及 ENDF/B-7。為避免可燃性毒物的自我屏蔽效應， $\text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3$ 燃料棒以等體積切成 10 圈同心圓作為模擬，對於中子通率和增值因素 (k_{∞}) 兩程式的收斂條件皆為 10^{-5} 。TRITON 的材料和幾何曲度(Buckling)皆為預設值 0，除了關閉 CASMO 燃耗計算前的曲度修正，同時也關閉 CASMO-4 針對熱膨脹的調整計算，此外，TRITON 還須設定網格和以多邊形模擬圓形的燃料棒，本研究以 12 邊形模擬燃料棒，並以 4×4

的網格來切割燃料單元(Unit)。

表 3.4.1.1 燃料晶格計算條件和設定

BWR	CASMO-4	TRITON / T-Depl
模擬設定	空泡率 40%	空泡率 40%
燃料/緩和劑 溫度(K)	900 / 600	900 / 600
UO ₂ /UO ₂ -Gd ₂ O ₃ 密度	10.1 / 9.8	10.1 / 9.8
緩和劑/冷卻劑 密度	0.737 / 0.457	0.737 / 0.457
邊界條件	mirror	mirror
燃耗核種數目	108	388(Addnux=4)
燃耗計算時間間距	預設值	比照 CASMO-4
截面資料庫	ENDF/B-4	ENDF/B-7
含 Gd 燃料棒模型	等體積切 10 圈	等體積切 10 圈
收斂條件	10 ⁻⁵	10 ⁻⁵
單元網格分割	-	4×4
多邊形模擬圓形(Sides)	-	12

- 晶格計算結果比較

CASMO-4 和 TRITON 以表 3.4.1.1 所列之設定進行晶格計算，在各項參數上保持兩程式皆相同，TRITON 依濃縮度和空間，建立了對稱性的 Pin-by-pin 模型，分成 18 種 UO₂ 燃料棒和 4 種 UO₂-Gd₂O₃ 燃料棒，如圖 5 左所示。本章節為一系列 k_∞ 隨著燃耗變化的比較，因缺乏驗證的結果，所以將使用商用程式 CASMO-4 的模擬結果作為參考，兩程式比較結果的高估或低估，並不代表 TRITON 預測的結果好壞，在此僅強調和 CASMO-4 結果的差異。

兩程式計算 k_∞ 隨燃耗變化之結果以線性呈現，如圖 3.4.1.6 所示，每個點代表各個研究團隊利用不同程式和方法分析此模型，經過 JAERI 的研究團隊審核而發表的計算結果[3]，由結果可發現，不論是使用連續能譜蒙地卡羅法計算的 MVP-BURN 和 MVP-BURN2，或多群能譜蒙地卡羅法計算的 VMONT，抑或是利用 Diffusion with L-method 求解的 TGBLA，甚至是同樣使用 CASMO-4 計算，不同程式和方法預測的結果差異都很大，而本研究利用 CASMO-4 和 TRITON(Pin)計算的結果落於各個不同程式的結果之間，由此可判斷本研究使用此模型所獲結果之合理性。

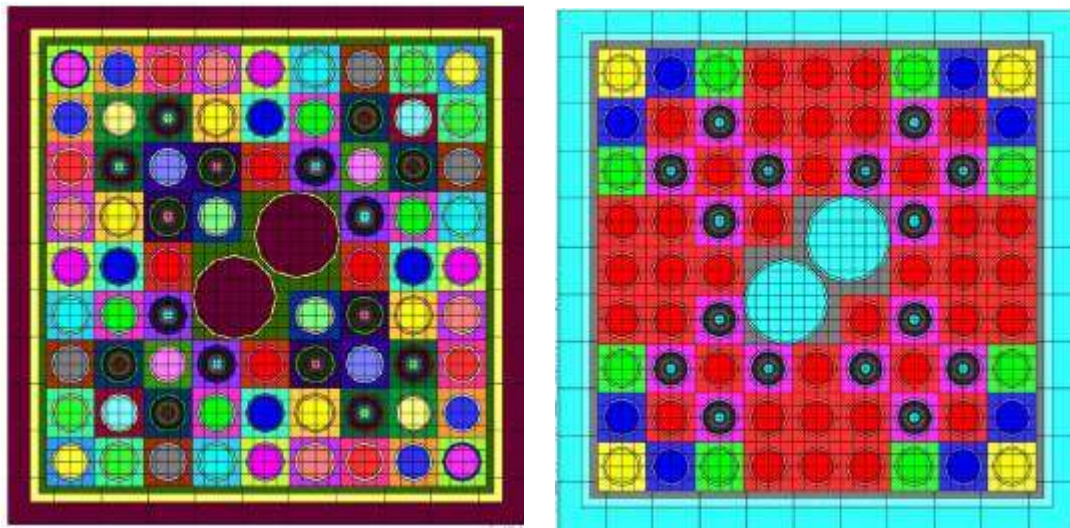


圖 3.4.1.5 計算模型示意圖(左:Pin-by-pin 模型; 右:Avg.模型)

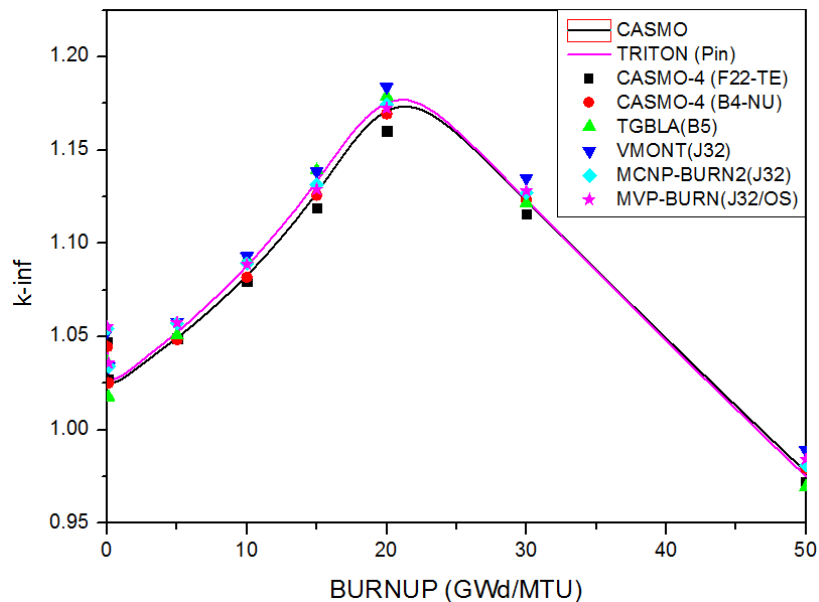


圖 3.4.1.6 使用 CASMO-4 與 TRITON 模擬 JAERI 9×9 BWR 燃料組件隨燃耗變化之 k_{∞} 結果並與文獻比較

圖 3.4.1.7 除了呈現 k_{∞} 隨燃耗變化結果外，還以 CASMO-4 計算結果當作參考，呈現 TRITON(Pin)和 CASMO-4 的差異，並以單位 pcm 表示。由結果可發現，TRITON 的計算結果在此案例普遍高估， k_{∞} 因為可燃性毒物 Gd 存在而隨燃耗有一突起的變化，並在約 15 GWd/MTU 的地方，兩程式之預測結果有最大的差異約 600 pcm，但隨著 Gd 的消耗制約 20 GWd/MTU 時，計算結果的差異也越來越小。執行 TRITON(Pin)程式運算總花費時間為 190 hr，為方便往後的參數靈敏度探討，可將 Pin-by-pin 的模型簡化，僅根據濃縮度分類，分成 4 種 UO_2 燃料棒和 1 種 $UO_2-Gd_2O_3$ 燃料棒，如圖 3.4.1.5 右所示，並在此稱之為 Avg.模型，計算上可節省許多時間，約耗時 44 hr。

圖 3.4.1.8 以 CASMO-4 計算所得之功率分佈為參考，由此可觀察到：(1)在 BOL 情況下，

TRITON(Pin)和 CASMO-4 最大的差異出現在邊角、相鄰水棒處和含 Gd 的燃料棒處，差異程度為 4.8%，但 TRITON(Avg)和 CASMO-4 功率比較的差異普遍較 TRITON(Pin)大許多，最大差異為 41.1%。(2) EOL 相較於 BOL，因為 Gd 燒盡和燃料棒出力變小，與 CASMO-4 之比較功率差異皆變小，TRITON 兩種模型的差異亦隨之變小。考慮程式間使用不同數值方法和截面資料庫，TRITON(Pin)和 TRITON(Avg)兩模型與 CASMO-4 的結果差異應仍屬合理。根據 NUREG/CR-7164 報告[4]，比較三個晶格計算程式：CASMO-4、HELIOS 和 TRITON 針對 BWR 燃料產生兩群截面，計算其 k_{∞} 的變化，並以 CASMO-4 當作參考，得到以下結論：(1)在 BOL 時，TRITON 預估的 k_{∞} 高估約 300 pcm；(2)在 EOL 時，TRITON 高估約 200-1500 pcm，並隨著空泡率增加而增大。

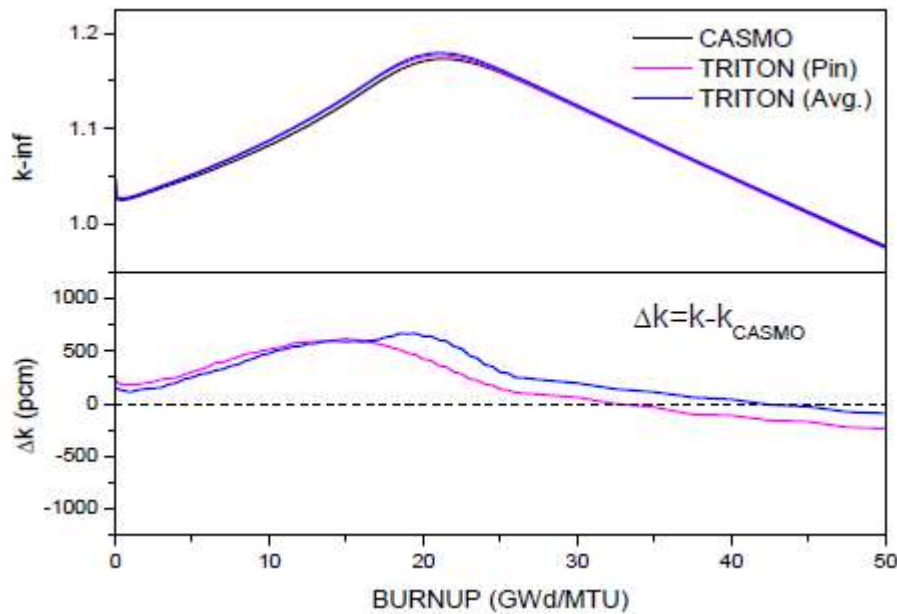


圖 3.4.1.7 使用 TRITON(pin)、TRITON(avg.)模型進行燃耗計算並和 CASMO-4 比較之結果

	BOL (Burnup= 0 GWd/MTU)									EOL (Burnup= 50 GWd/MTU)									
	TRITON (Pin)	-3.8%									-0.3%								
-2.0%		-0.6%								0.3%	1.0%								
-0.6%		4.7%	-2.3%							0.0%	-0.9%	0.2%							
1.1%		-0.1%	2.0%	1.3%						0.3%	0.2%	-1.1%	0.3%						
1.6%		0.7%	0.3%							0.2%	0.5%	0.0%							
1.2%		0.0%	2.7%				1.4%			0.2%	0.4%	-1.3%					0.3%		
-0.5%		4.8%	-2.4%	2.7%	0.3%	2.0%	-2.2%			0.0%	-0.6%	-0.1%	-1.3%	0.0%	-1.1%	0.3%			
-1.9%		-0.5%	4.8%	0.1%	0.8%	0.0%	4.7%	-0.4%		0.3%	1.1%	-0.6%	0.4%	0.6%	0.3%	-0.8%	1.0%		
-3.6%	-1.8%	-0.5%	1.3%	1.7%	1.3%	-0.4%	-1.9%	-3.5%	-0.3%	0.3%	0.0%	0.2%	0.2%	0.3%	0.0%	0.3%	-0.3%		
TRITON (Avg.)	-3.8%									-0.6%									
	-2.0%	-9.2%								-0.1%	1.3%								
	-0.5%	2.9%	40.9%							-0.3%	0.0%	1.7%							
	-17.6%	17.2%	5.8%	0.8%						-0.8%	1.9%	0.0%	-2.5%						
	-16.4%	10.9%	10.3%							-0.8%	2.6%	-0.6%							
	-17.7%	16.9%	3.7%				0.9%			-1.0%	1.4%	-2.6%				-2.5%			
	-0.6%	2.7%	35.3%	3.7%	10.3%	5.8%	41.1%			-0.5%	-0.4%	-0.1%	-2.6%	-0.6%	0.0%	1.8%			
	-2.0%	-9.4%	2.7%	17.0%	11.0%	17.4%	2.9%	-9.0%		-0.2%	1.1%	-0.4%	1.4%	2.7%	2.0%	0.1%	1.3%		
-3.8%	-2.0%	-0.5%	-17.5%	-16.3%	-17.4%	-0.4%	-1.8%	-3.5%	-0.8%	-0.2%	-0.5%	-1.0%	-0.8%	-0.8%	-0.3%	-0.1%	-0.6%		

圖 3.4.1.8 使用 TRITON(pin)、TRITON(avg.)模型的功率分佈與 CASMO-4 比較之相對差異百分比

了解 TRITON 和 CASMO-4 本身存在的差異後，可再針對全新燃料利用 SCALE/CSAS6 計算序列來釐清 TRITON 計算結果差異的可能來源，以驗證結果的正確性。TRITON 和 CSAS6 解遷移方程式的方法不同，TRITON 使用決定論法的 NEWT，而 CSAS6 利用蒙地卡羅法的 KENO-VI，並提供連續能譜(CE)和多群能譜(MG)的選擇進行臨界計算，表 3.4.1.2 所列為在 BOL 時，各計算序列和模型所得之 k_{∞} ，並和 CASMO-4 進行差異比較，由結果可發現：(1)CSAS6 (CE) 和 CSAS6 (MG)的計算結果，驗證了因截面處理和多群能譜的假設存在約 120 pcm 的誤差。(2)若皆使用多群能譜，CSAS6 (MG)和 TRITON/T (Pin)之間差異約為 100pcm，差異可能來自 NEWT 網格結構等設定；NUREG/CR-7041 報告顯示若燃料棒單元使用 4×4 的網格排列，其他參數使用預設值，CSAS6(MG)和 NEWT 的解確實存在約 100 pcm 的差異[5]。(3)雖然 TRITON/T (Pin)在 BOL 時和 CASMO-4 的差異較 TRITON/T (Avg)大，但 CASMO-4 計算結果僅為參考值，並非絕對正確，因此仍以 TRITON/T (Pin)模型進行模擬作為最理想的選擇。

表 3.4.1.2 不同計算方法及截面於 BOL 下進行臨界計算比較

Code (XS)	k_{∞} (1 σ in pcm)	Δk_{∞} (pcm, ref. CASMO-4)
CASMO-4	1.04602	-
TRITON/T (Pin)	1.04868	266
TRITON/T(Avg.)	1.04750	148
CSAS6 (CE)	1.04832(45)	230
CSAS6 (MG)	1.04958(34)	356

- 參數靈敏度探討

透過上述探討，已找到 TRITON 最佳的模型設定和與 CASMO-4 之間存在的差異，接下來針對各個參數進行細部調整，包括(1)截面資料庫、(2)燃耗計算間距、(3)可燃性毒物的模擬、(4)燃耗核種數目和(5)燃料的幾何描述，研究各參數對 k_{∞} 的影響，但因為 TRITON/T(Pin)的計算太過耗時，因此採用簡化後的 TRITON/T (Avg)模型進行分析(針對上述參數進行調整後，以下所得最佳的參數設定結果將打上星號作為標示)。

(1)截面資料庫影響

CASMO-4使用70群的中子截面資料庫L-Library，主要是根據ENDF/B-4 資料建構而成，包含特定核種混雜其他截面資料庫，中子能量涵蓋0至10MeV，分成14群快中子、13群共振中子和43群熱中子；而SCALE6.1提供多種截面資料庫的選擇，包含v5-238、v6-238和最新版本的v7-238，分別對應於三種ENDF/B資料，三者有一樣的能群結構。如圖3.4.1.9呈現使用不同版本截面資料庫造成的效應，發現除了v7-238(ENDF/B-7)，其它結果皆低估於CASMO-4的結果；在20GWd/MTU之前，v5-238(ENDF/B-5)預估的結果較好，推斷是與CASMO-4使用的ENDF/B-4版本接近的緣故，而使用v6-238(ENDF/B-6)最大低估約700 pcm，採用v7-238 最大高估約670 pcm，本研究選擇採用最新版本的v7-238 截面資料庫進行計算與結果分析。

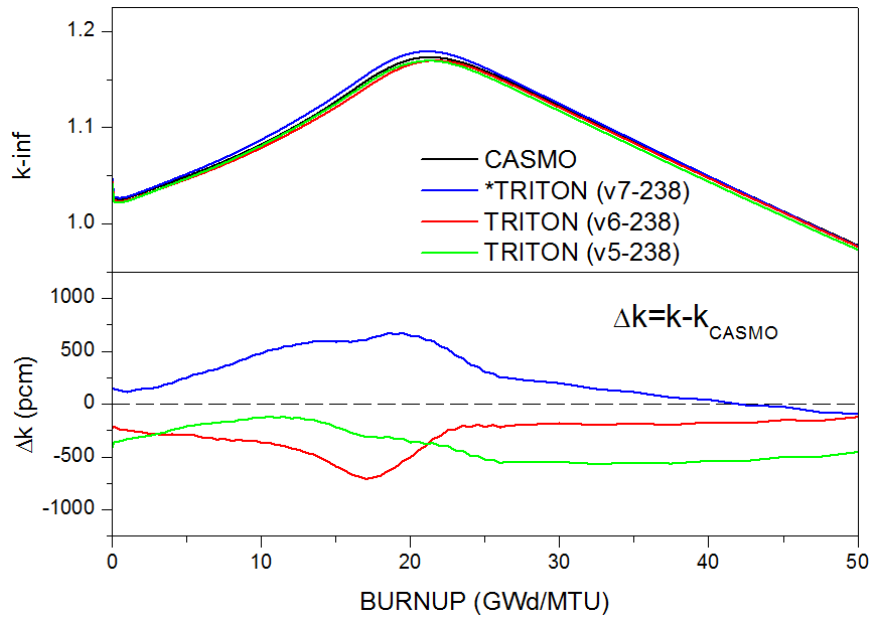


圖 3.4.1.9 TRITON 使用三種截面資料庫進行燃耗計算並和 CASMO-4 之結果比較

(2) 燃耗計算間距影響

CASMO-4和TRITON皆採用Predictor-corrector的方法進行燃耗計算，如何決定燃耗點的數目(燃耗間距大小)將會影響系統內的核種組成。對於BWR 晶格計算，燃耗間距大小與含有Gd的燃料棒的數目和其內容有密切的關係，全新燃料開始燃耗之後，Gd的濃度會急速下降，在Gd 未完全燃燒完之前(k_{∞} 出現極大值之前)，燃耗間距大小要足夠小，才能確保結果的正確性；Gd 燃耗完之後(k_{∞} 出現極大值之後)，燃耗間距才可適度放大。CASMO-4程式本身會針對Gd濃度決定適當的燃耗間距，因使用者能自行決定33TRITON 的燃耗間距大小，所以TRITON 於本研究中是參考CASMO-4 的結果以0.5/ 2.5GWd/MTU(極大值之前燃耗間距/極大值之後燃耗間距)作為最理想的設定，本小節對於出現極大值之前的間距大小調整，變小(0.25/2.5 GWd/MTU)或變大(1/2.5 GWd/MTU)，所對應結果以TRITON(FS)和TRITON(CS)表示(如圖3.4.1.10)。由結果可發現，以較大的間距計算和CASMO-4 的結果反而最接近，證明TRITON 使用1/2.5 GWd/MTU 的間距大小已經足以算出和CASMO-4 一樣好的結果；理論上越精細的間距預測的結果越正確，在此越精細的間距和CASMO-4 的差異卻越大，最大差異在18 GWd/MTU約有850 pcm，相對花費的時間也越長，因此針對此問題，將燃耗間距變小於本研究中顯示並無明顯益處。

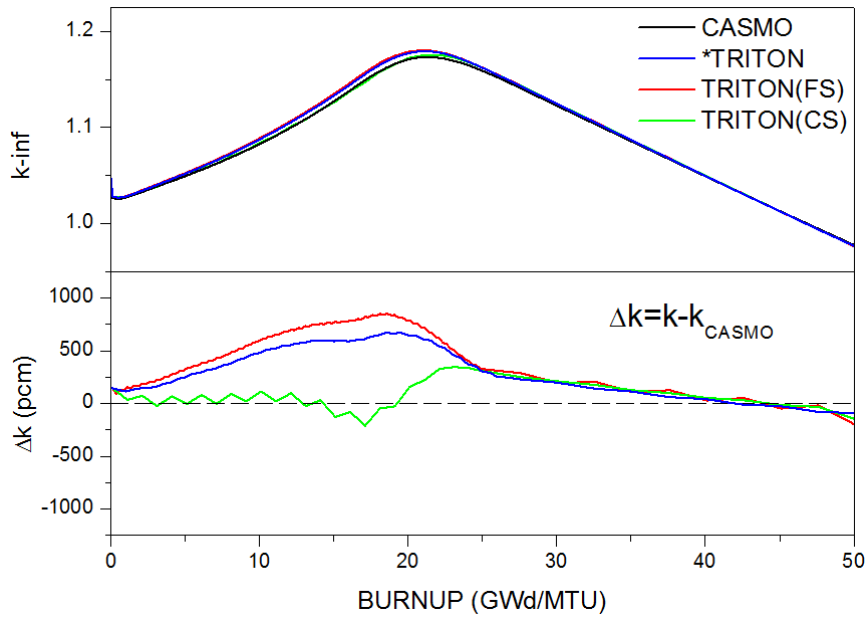


圖 3.4.1.10 TRITON 使用不同燃耗間距進行燃耗計算並和 CASMO-4 之結果比較

(3)可燃性毒物模擬影響

在BWR 燃料組件中可部分添加可燃性毒物，利用Gd-155和Gd-157對於慢中子有很大的吸收截面，可以用於抑制初始過剩的正反應度，但也因為Gd 的存在，燃料棒中產生空間上的自我屏蔽效應，中子通率在燃料棒內的變化極大，因此切成等面積的同心圓進行模擬，以減少中子通率變化的問題。中子會與含有Gd的燃料棒外圈產生反應，因此外圈的Gd會最先被消耗；之後隨著燃耗，內圈的Gd依序被消耗，直到全部Gd被消耗完為止，因此選擇適當的圈數模擬含Gd的燃料棒，是進行燃耗計算必須考量的一個因素，CASMO-4預設值將其模擬成十圈同心圓，但新版本的CASMO-5除了切成十圈之外，還使用更高階的數值模型在方位角上細分，用來增加燃耗計算時Gd 濃度的正確性。

圖3.4.1.11左為TRITON以1~15圈同心圓模擬含有Gd燃料棒的分析結果，將TRITON的計算結果和CASMO-4切成十圈的結果進行比較，即將每個燃耗點上的差異平方加總，就可得到圖3.4.1.11右的總離均差平方和(Total Sum of Squares)，該結果亦可視為總變異量；隨著模擬圈數增加，總變異量越小，但計算時間也呈線性成長，由結果亦可發現切成五圈同心圓已足以收斂，在保有正確性的同時還能兼具計算效率。

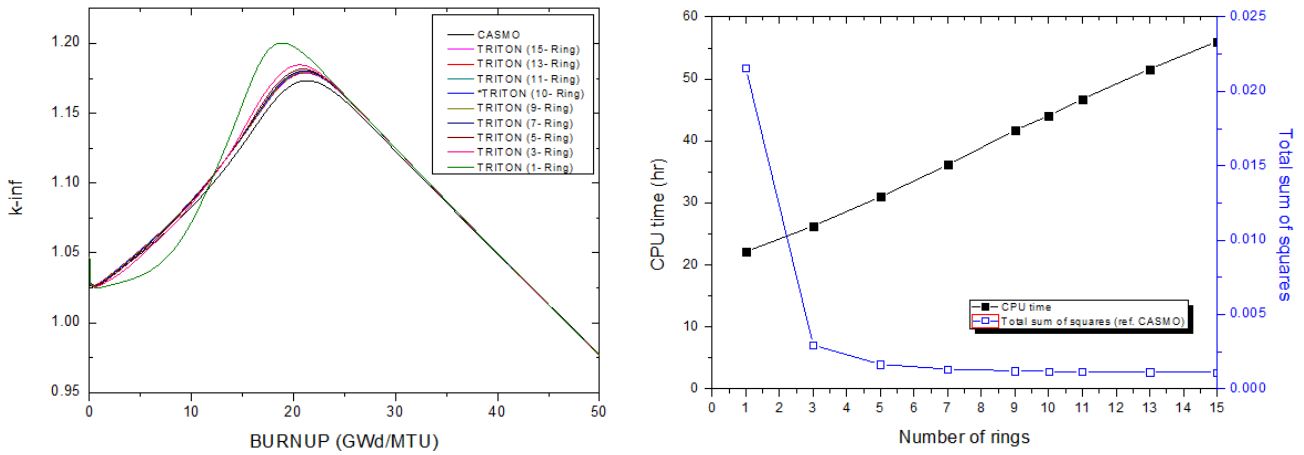


圖 3.4.1.11 TRITON 以不同圈數模擬 $\text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3$ 燃料棒經燃耗計算結果並和 CASMO-4 之結果比較

值得一提的是，對於含有 Gd 的燃料棒以固定功率的方式進行燃耗計算，會造成急速的中子通率成長，此模擬結果並不符合現實的物理狀況，因此本研究皆以 Mixed-mode 的方法計算，不同於 UO_2 燃料棒用固定功率燃燒， $\text{UO}_2\text{-Gd}_2\text{O}_3$ 的燃料棒以中子通率進行燃耗，以取得正確的中子通率變化。如圖 3.4.1.12，雖然全部燃料棒使用固定功率進行燃耗和 Mixed-mode 方法預估的 k_{∞} 十分接近，但於本研究中應使用 Mixed-mode 方法進行模擬。

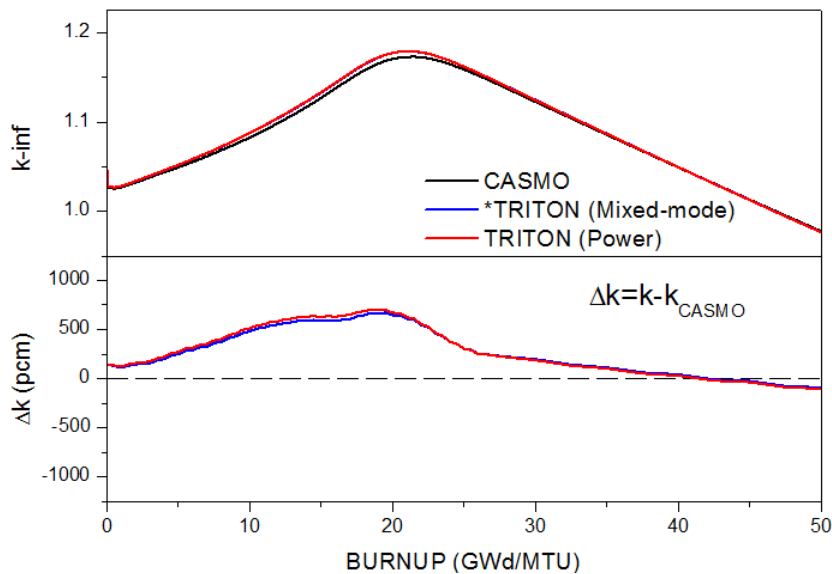


圖 3.4.1.12 TRITON 使用不同燃耗方式進行燃耗計算之結果並和 CASMO-4 之結果比較

(4) 燃耗核種數目影響

燃料組件除了初始的材料組成，在進行燃耗過程中亦會產生許多分裂或衰變產物，核種數目會在截面處理和解遷移方程式的過程中造成影響，因此考量越多核種，預測的結果將會越正確且越接近真實的物理情況。CASMO-4 採用的截面資料庫 L-Library 包含 108 種核種；TRITON

考慮到計算效率和正確性，利用參數 `addnux`，使用者能自行選擇核種數目進行晶格計算。由圖 3.4.1.13 得知，`addnux=1` 預估 k_{∞} 的能力很差，因為僅考慮 16 種核種，只適用於低燃耗的計算，之後產生重要的分裂產物皆不考慮，因此不建議使用；`addnux=2、3、4` 考量的核種數目依序為 94、230 和 388 種，發現考慮的核種越多，和 CASMO-4 預測的結果越接近且越正確，因此本研究採用 `addnux=4` 作為最佳的參數設定。

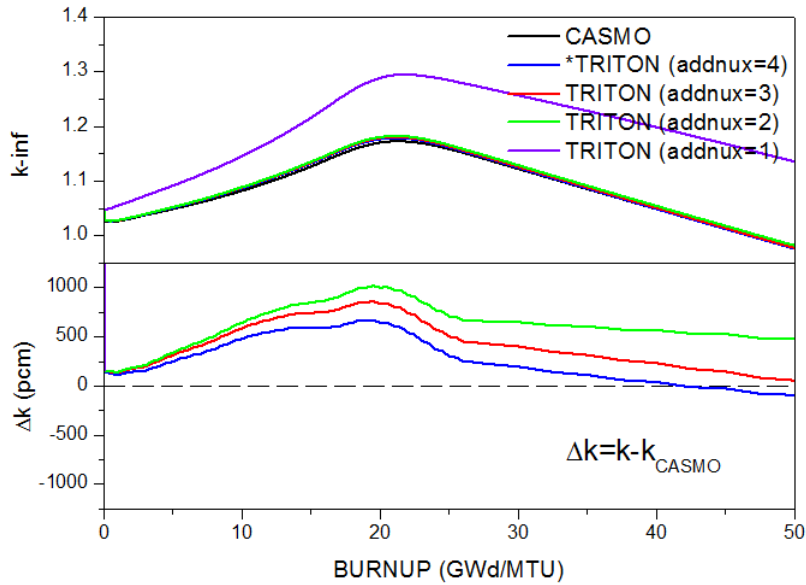


圖 3.4.1.13 TRITON 考慮不同核種數目進行燃耗計算之結果並和 CASMO-4 之結果比較

(5) 圓柱狀燃料棒幾何描述影響

由於 NEWT 在計算遷移方程式時無法沿著曲面解出中子通率，因此對於圓柱狀的燃料棒設計，必須以多邊形進行模擬，TRITON 的預設值為 `Sides=12` (12 邊形)，若改變參數 `Sides=24`，即為以 24 邊形模擬圓形，增加多餘的邊將花費更多的計算時間，但由圖 3.4.1.14 可知，由 12 邊形增至 24 邊形確實增進了計算的正確性，兩者模擬的結果最大相差約 100 pcm，總計算時間僅增加 10%。

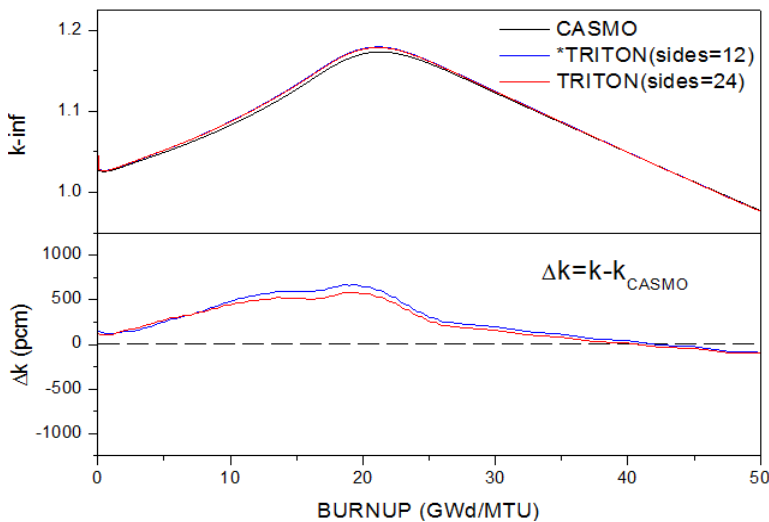


圖 3.4.1.14 TRITON 以多邊形模擬圓柱形燃料進行燃耗計算之結果並和 CASMO-4 之結果比較

3.4.1.2 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

- CASMO-4 程式之 Dancoff Factor 計算

CASMO-4 程式會根據每一根燃料棒附近八根燃料棒的材料和幾何來決定該燃料棒的 Dancoff Factor Γ ，根據(3.4.1.1)式，若附近材料含有越多的緩和劑，其 Dancoff Factor Γ 值越接近 0，即中子越容易從燃料棒逃出，和緩和劑發生碰撞。其中， Γ_∞ 為無限大的晶格效應， w_j 為針對 j 角度的權重值， T_j 為 j 角度燃料棒對應的穿透機率。CASMO-4 對於每根燃料棒周圍八個方向進行掃描，算出的 DF 較為可信；要特別注意的是，在 CASMO-4 輸出檔中的 DANCOFF FACTOR MAP 紀錄的值为 $1 - \Gamma_i$ 。

$$1 - \Gamma_i = (1 - \Gamma_\infty) \sum_j w_j T_j \quad (3.4.1.1)$$

- TRITON 程式使用決定論法之 Dancoff Factor (MIPLIB) 計算

TRITON 程式預設計算 DF 的方法為 MIPLIB，其定義為非均質系統(有燃料棒和緩和劑)中燃料塊(Fuel Lumps)間的穿透機率，假設燃料棒存在於一個無限大且均勻排列於相同燃料棒的環境下，算出來的解析解稱之為 Infinite Lattice DF，最後再以平均值供給 TRITON 計算使用，針對此模型在空泡分率 40% 的情況下，MIPLIB 計算得到之 Infinite Lattice DF 為 0.4502，和 CASMO-4 計算之 DF 比較如圖 3.4.1.15 所示，發現兩程式在邊角上的差異性最大，Infinite Lattice DF 結果明顯高估，最大有 132% 的差異；水棒周邊也有 61% 的差距，由此可知單純使用 TRITON 預設的 MIPLIB 方法計算 DF 的效果很差，需再尋求其他方法針對 TRITON 進行 DF 的修正。

132.0%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	132.0%
49.6%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	49.6%
49.6%	-0.2%	-0.2%	10.6%	31.2%	32.0%	10.9%	-0.2%	-0.2%	49.6%
49.6%	-0.2%	10.6%	61.3%			32.0%	-0.2%	-0.2%	49.6%
49.6%	-0.2%	31.2%				31.2%	-0.2%	-0.2%	49.6%
49.6%	-0.2%	32.0%			61.3%	10.6%	-0.2%	-0.2%	49.6%
49.6%	-0.2%	10.9%	32.0%	31.2%	10.6%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	49.6%
49.6%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	-0.2%	49.6%
132.0%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	49.6%	132.0%

圖 3.4.1.15 40% 空泡率下 TRITON(MIPLIB 方法)和 CASMO-4 計算所得之 DF 的相對差異百分比

- TRITON 程式使用蒙地卡羅法之 Dancoff Factor (MCDancoff) 計算

由上可知，假設燃料棒存在於一個無限大且均勻排列相同的燃料棒的環境下，並不符合現實問題的假設，一般 BWR 燃料組件為非均質排列(有水棒、燃料棒、控制棒等)，尤其對於高空泡率的狀況，以上的假設對於燃料邊界、邊角和水棒周圍會產生很大的誤差，因此算不出正確的 DF，連帶影響依存截面的計算問題。針對非均質的晶格排列，SCALE/MCDancoff 可透過蒙地卡羅方法實際模擬中子的作用，針對特定的位置產生可靠的問題依存 DF，若將 MCDancoff 執行的結果和 CASMO-4 相比，如圖 3.4.1.16 所示，可以發現最大相對差異仍在邊角上，但差距已減少許多，最大為 4.6%，此小差異可能來自於 DF 計算方法上的不同，和單純透過 Infinite Lattice DF 求得的結果相比，相對差異百分比的減少，增加了本研究對於 MCDancoff 計算的信心。

4.6%	2.0%	1.7%	3.0%	3.3%	3.0%	2.7%	1.0%	2.4%
2.0%	-3.8%	-1.8%	-2.4%	-2.9%	-3.1%	-2.9%	-4.4%	1.0%
1.7%	-1.8%	-2.4%	1.2%	-0.6%	2.6%	0.2%	-2.9%	2.7%
3.0%	-2.4%	1.2%	1.4%			2.6%	-3.1%	3.0%
3.3%	-2.9%	-0.6%				-0.6%	-2.9%	3.3%
3.0%	-3.1%	2.6%			1.4%	1.2%	-2.4%	3.0%
2.7%	-2.9%	0.2%	2.6%	-0.6%	1.2%	-2.4%	-1.8%	1.7%
1.0%	4.4%	-2.9%	-3.1%	-2.9%	-2.4%	-1.8%	-3.8%	2.0%
2.4%	1.0%	2.7%	3.0%	3.3%	3.0%	1.7%	2.0%	4.6%

圖 3.4.1.16 40%空泡率下 TRITON(MCDancoff 方法)和 CASMO-4 計算所得之 DF 的相對差異百分比

在 TRITON 的輸入檔中，使用者利用 dan2pitch 指令可自行定義 DF，本研究使用 MCDancoff 計算所得的 DF 對於 TRITON(Pin)的模型進行修正，三種 TRITON 晶格計算的結果如圖 3.4.1.17 所示，TRITON(MIPLIB)同前述中 TRITON(Pin)使用預設值產生的結果；由圖可發現，TRITON(MCDancoff)經過 MCDancoff 修正後，和 CASMO-4 計算之 k_{∞} 變化十分接近，計算時間約 190hr。為增進計算效率，將相同濃縮度且相同 DF 之燃料視為同種燃料進行計算，如此一來，原本 18 種 UO_2 和 4 種 $UO_2-Gd_2O_3$ 燃料棒便可簡化為 8 種 UO_2 和 4 種 $UO_2-Gd_2O_3$ 燃料棒，計算時間約減少 1/4，而 TRITON(MCDancoff Lump)的結果卻和 TRITON(MCDancoff)達到一樣好的效果，兩者在 BOL 處，和 CASMO-4 相差約 20 pcm，最大的誤差出現在 15 GWd/MTU 左右，約有 300 pcm 的差異。

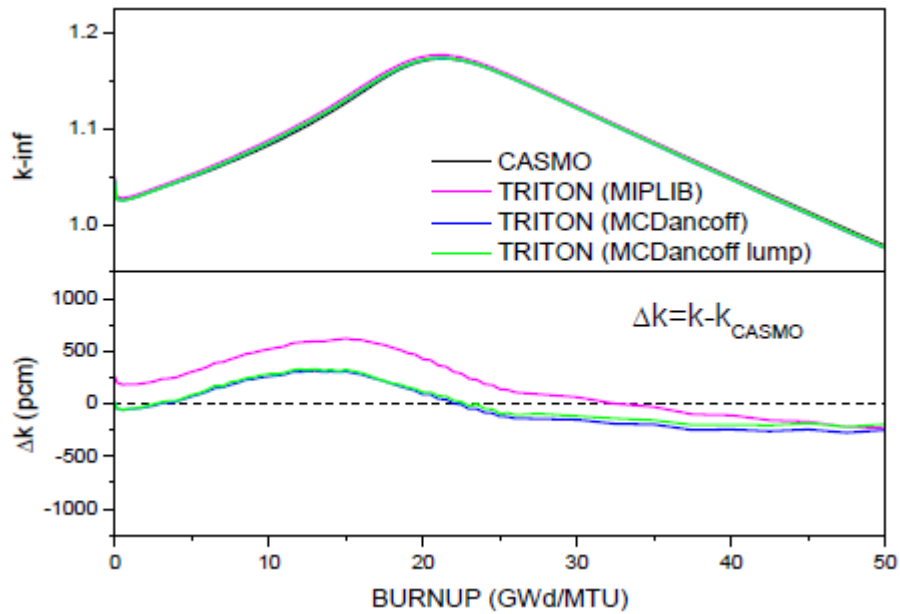


圖 3.4.1.17 TRITON 以不同來源之 DF 進行燃耗計算並和 CASMO-4 結果比較

利用蒙地卡羅法計算 DF，首先要建立一個三維的模型，當使用反射(Reflective)做為軸向的邊界條件時，如何設定一個有意義地軸向長度是相當重要的一個步驟，由圖 3.4.1.18 可發現以下幾點特性：(1)不同冷卻劑密度，DF 隨軸向長度與直徑比例(L/D)的函數變化亦不同，但有著相同的趨勢；一般來說，為求得正確的 DF，L/D 至少 100 以上較為保險。(2)蒙地卡羅法計算 DF 時，粒子有可能從任一燃料表面出發，包括與反射邊界共平面的表面，對於 L/D 很小的情況，這種粒子會很快的離開內部區域，之後又會因為反射的邊界條件，再重回相同的內部區域，因此會計算出不真實且接近於 1 的 DF 值。(3)對於水密度很低的情況，軸向的效果造成的影響較不靈敏，因為本來在水中碰撞的機率就很低；但是在水密度很高時，軸向長度的影響就很大。

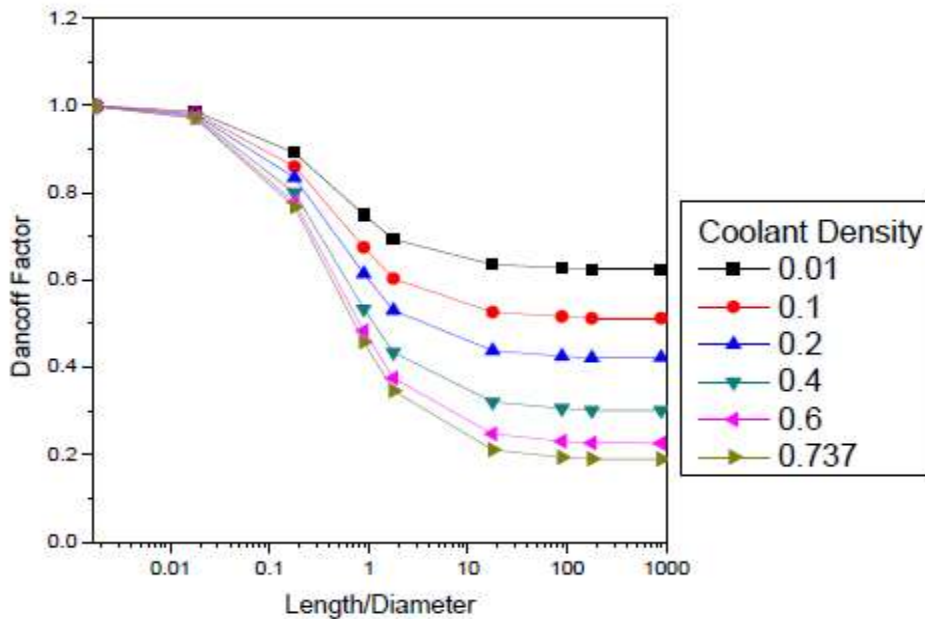


圖 3.4.1.18 不同冷卻劑密度之 DF 隨軸向長度與直徑比例(L/D)的函數變化

- 探討 Dancoff Factor 對於高溫氣冷反應器燃料組件的影響

在前面 JAERI 模型計算驗證中，證實使用 MCDancoff 所計算出來的 Dancoff Factor 可以改良 TRITON 的計算結果。於是在此小節，我們將探討 Dancoff Factor 對於高溫氣冷反應器燃料組件的影響。

本研究探討模型為無限複製的均質燃料棒如圖 3.4.1.19 所示，比較 MCNP5、SCALE6 的 CSAS6 序列與 T-NEWT 序列之計算結果如表 3.4.1.3。CSAS6 序列使用三維蒙地卡羅程式 KENO-VI 進行反應器臨界分析。首先我們將使用連續點能量截面的 CSAS6(CE) 序列與 MCNP5 計算做比較，計算結果相差 13 ± 47 pcm，幾乎可視為相同的 k_{∞} 值計算結果。接著我們以 CSAS6(CE) 計算的結果做為參考值，並將使用 TRITON 預設 MIPLIB 計算之 Dancoff 因子的 CSAS6 (MG) 及 T-NEWT 序列與連續點能量截面的 CSAS6 (CE) 相比， k_{∞} 值相差約 800 pcm。而利用 MCDancoff 計算出的 Dancoff 因子，CSAS6 (MG) 及 T-NEWT 序列與 CSAS6 (CE) 相比 k_{∞} 值相差約 600 pcm。從此得知，使用 MCDancoff 程式計算 Dancoff 修正可以並改進 k_{∞} 值約 200 pcm。

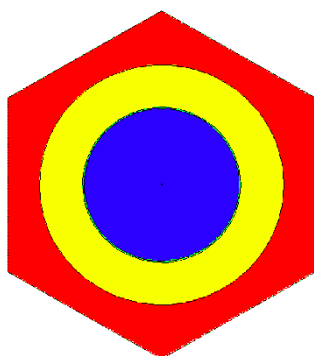


圖 3.4.1.19 六角形石墨塊中心為燃料棒之計算模型

表 3.4.1.3 使用均質燃料棒評估 SCALE6 採不同 Dancoff 因子計算方法對 k_{∞} 的影響

Tool	XS	Transport Solution	Dancoff calculation	k_{∞}	Δk_{∞} (pcm)
MCNP5	CE	M&C ^a	n.a.	1.30399 ± 0.00033	13 ± 47
	CE	M&C	n.a.	1.30386 ± 0.00034	-
SCALE6/CSAS6	MG	M&C	MIPLIB	1.29531 ± 0.00030	-855 ± 45
		M&C	MCDancoff ^b	1.29788 ± 0.00033	-598 ± 47 $(257 \pm 45)^c$
SCALE6/T-NEWT	MG	SN	MIPLIB	1.29568	-818 ± 33
		SN	MCDancoff ^b	1.29779	-607 ± 33 (211)

^a 蒙地卡羅(Monte-Carlo);

^b MCDancoff 計算 Dancoff 值為 0.22876;

^c $k_{\infty}(\text{MCDancoff}) - k_{\infty}(\text{CENTRM})$

表 3.4.1.4 使用均質燃料棒輸入 Dancoff 因子與 hpitch 參數對 k_{∞} 的影響

Tool	Dancoff 因子輸入方式	k_{∞}	$\Delta k_{\infty}(\text{pcm})$
SCALE6/CSAS6(MG) ^a	Dancoff=0.22876	1.29788 ± 0.00033	-
	Hpitch=2.47305	1.29727 ± 0.00033	61 ± 47
SCALE6/T-NEWT ^b	Dancoff=0.22876	1.29779	-
	Hpitch=2.47305	1.29779	0

^a 蒙地卡羅(Monte-Carlo)遷移計算;

^b 角分格 S_N 遷移計算

當輸入 MCDancoff 程式求得的 Dancoff 因子 0.22876 後(在 CENTRM 內的 celldata 輸入 dan2pitch=0.22876)，TRITON 處理截面的 CENTRM 程式會產生對應的燃料棒對燃料棒距離 4.9461 cm (實際距離為 5.15 cm)，從結果可以發現輸入不同的 Dancoff 因子相當於改變截面處理時燃料棒與燃料棒的距離。以均質燃料棒模型為例測試兩種不同的輸入 Dancoff 方式 k_{inf} 值差異，計算結果如表 B-2。CSAS6 序列透過兩個方式輸入 Dancoff 修正對 k_{inf} 計算有 61 pcm 差異、標準差 47 pcm，這部分的差異應來自統計誤差。使用決定論法遷移程式的 T-NEWT 序列則無差異。由此可見，在處理截面時改變燃料棒與燃料棒的距離 hpitch 值等效於改變 Dancoff 因子。

從這個觀點出發，我們可以直接透過 CENTRM 調整 cell data 截面處理的 hpitch 參數找出一個適合多群計算 Dancoff 因子。表 3.4.1.5 測試輸入不同 hpitch 值對 k_{∞} 值影響。從表中可知當 hpitch=2.26 cm 時(比實際距離 2.575 cm 小 0.315 cm)，CSAS6 (MG)序列與連續點能量 CSAS6 (CE)序列有最小差距 -37 ± 46 pcm，T-NEWT 序列與 CSAS6 (CE)序列有 8 ± 34 pcm 差距。透過表 B-3 測試可以得知，改變 Dancoff 因子可以得到與 CSAS6 (CE)序列相差最小只有 8 ± 34 pcm。透過修正 Dancoff 因子的動作(hpitch=2.26 cm)，CSAS6 (MG)與 T-NEWT 的 k_{inf} 值都上升約 800 pcm。

表 3.4.1.5 均質燃料棒測試 hpitch 參數對 k_{inf} 值影響並與 SCALE6/CSAS6(CE)比較

Tool	Hpitch	k_{∞}	$\Delta k_{\infty}(\text{pcm})$
MCNP5	n.a.	1.30399 ± 0.00033	13 ± 47
SCALE6/CSAS6(CE)	n.a.	1.30386 ± 0.00034	-
SCALE6/CSAS6(MG)	2.575	1.29531 ± 0.00030	-855 ± 45

	2.3	1.30274 ± 0.00034	-112 ± 48
	2.26	1.30349 ± 0.00031	-37 ± 46 (818 ± 43) ^a
	2.2	1.30622 ± 0.00030	236 ± 45
SCALE6/T-NEWT	2.575	1.29568	-818 ± 34
	2.3	1.30255	-131 ± 34
	2.26	1.30394	8 ± 34 (826)
	2.2	1.30627	241 ± 34

^a $k_{\infty}(\text{hpitch}=2.26) - k_{\infty}(\text{hpitch}=2.575)$

以上測試修正 Dancoff 因子對均質燃料棒情形的 k_{∞} 影響，接著測試修正 Dancoff 因子對雙重非均質燃料棒的 k_{∞} 值變化影響。由於 MCDancoff 程式不能處理雙重非均質燃料棒的情形，所以只能利用均質燃料棒情形所得的 hpitch 參數值，做第二層的 Dancoff 因子修正(即為燃料棒彼此間的距離)。

利用無限複製的均質燃料棒情形求得 hpitch 參數值，分別有三種 hpitch 參數值：(1)實際距離 2.575 cm、(2)利用 MCDancoff 程式求得的 2.47305 cm 和(3)經由手動測試求得的 2.26 cm。帶入雙層非均質燃料棒(如圖 3.4.1.20)遷移計算，求得結果如表 3.4.1.6 所示。輸入 hpitch 值 2.47305 時，CSAS6(MG)序列與 T-NEWT 序列的 k_{∞} 值與修正 Dancoff 因子前(hpitch=2.575)相比上升了 150 pcm，與 CSAS6(CE)(ordered model)的 k_{∞} 值差異約有 1300 pcm。當輸入 hpitch 值 2.26 後，CSAS6(MG)序列與 T-NEWT 序列計算 k_{∞} 值與修正 Dancoff 因子前(hpitch=2.575)相比上升了約 450 pcm，與 CSAS6(CE)的 k_{∞} 值差異有 800pcm。

加入 Dancoff 因子修正後，T-NEWT 在均質或雙層非均質的無限複製燃料棒計算 k_{∞} 值上升了大約 600~800 pcm，減少與使用連續點能量截面的 CSAS6(CE)序列的 k_{∞} 值差距。

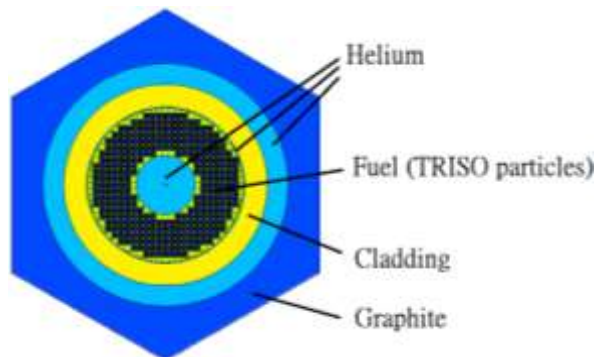


圖 3.4.1.20 六角形石墨塊中心為雙重非均質燃料棒之計算模型

表 3.4.1.6 雙重非均質燃料棒測試 hpitch 參數對 k_{∞} 值影響並與 SCALE6/CSAS6(CE)比較

Tool	Hpitch	k_{∞}	Δk_{∞} (pcm)
MCNP5 (ordered model)	n.a.	1.35049 ± 0.00030	76 ± 43
SCALE6/CSAS6(CE) (ordered model)	n.a.	1.34973 ± 0.00031	-
SCALE6/CSAS6(MG)	2.575	1.33604 ± 0.00028	-1369 ± 42
	2.47305	1.33742 ± 0.00029	-1231 ± 42 (138 ± 40) ^a
	2.26	1.34209 ± 0.00029	-764 ± 42 (605 ± 40) ^a
SCALE6/T-NEWT	2.575	1.33638	-1335 ± 31
	2.47305	1.33796	-1177 ± 31 (158) ^b
	2.26	1.34258	-715 ± 31 (620) ^b

^a k_{∞} - k_{∞} (hpitch=2.575, CSAS6(MG));

^b k_{∞} - k_{∞} (hpitch=2.575, T-NEWT)

3.4.1.3 建立 PARCS 爐心模擬程式的使用能力

PARCS 為三維多群節點爐心計算程式，可解決穩態、暫態、多群中子擴散以及 SP3 遷移方程等。PARCS 爐心分析流程如圖 3.4.1.21 所示，在 PARCS 程式內進行三種模組的計算：截面模組、耗乏模組和中子物理計算，這三個模組自成一個循環，截面模組讀取 PMAXS 截面檔中的數據後，供給各節點對應的截面資訊，再經由中子物理計算得到各節點的功率；而耗乏模組利用中子通率得到各區域的歷史資訊後，截面模組再由此歷史節點資訊更新截面數值，之後便依此模式進行循環計算。此外，PARCS 也具有重新啟動 (Restart) 功能，利用重新啟動資料執行暫態計算。

以下簡介 PARCS 能夠執行的計算：

1. 特徵值計算: PARCS 利用 Wielandt eigenvalue shift method 執行特徵值計算，來獲得初始穩態的狀態。
2. 暫態(動力學)計算: PARCS 其中一個主要功能就是能解決包含瞬發中子及延遲中子的隨時間變化的中子擴散方程式，來進行暫態計算。
3. 氫/鈾暫態計算: 使用半靜力學的暫態計算方法(quasistatic transient calculation method)和藉由平衡方程式不斷更新的氫、鈾原子密度，進行氫/鈾暫態計算。
4. 衰變熱計算: PARCS 使用包含六群衰變熱孕母(precursor)的簡化模型，計算各節點內每個

時間點的衰變熱，在加總上分裂功率，以得取最後各節點內的總功率。

5. 燃料棒功率重建計算: PARCS 裡的燃料棒功率重建計算是由非均質化的功率形狀函數 (power form function) 乘上均質化的節點內中子通率分布得來，非均質化的功率形狀函數由晶格計算程式提供，節點內中子通率分布則是由 PARCS 自行計算得之。
6. Adjoint 計算: 當進行暫態計算時，需有 adjoint 通率來進行反應度的編輯，此計算會在穩態計算的最末端開始進行。
7. 爐心耗乏分析: PARCS 使用節點功率和 PMAXS 檔的截面資料計算區域的燃耗增加量，同時也考慮各歷史效應對燃耗的影響，其計算方式如下(3.4.1.2)式[6]。

$$\Delta B_i = \Delta B_c \frac{P_i G_c}{P_c G_i}$$

(3.4.1

.2)

其中，

ΔB_i : 區域 i 的燃耗增加量，

ΔB_c : 每一步的平均爐心燃耗增加量，

G_i : 區域 i 的重金屬負載量， $G_i = \rho_i \sum V_j$ ，

G_c : 爐心重金屬總負載量，

P_i : 區域 i 的功率，

P_c : 爐心總功率， $P_c = \sum P_i$ 。

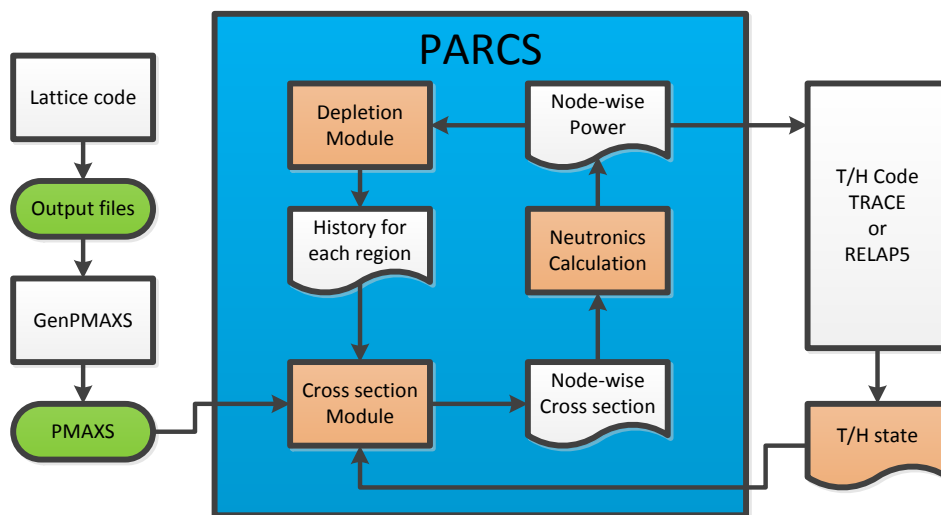


圖 3.4.1.21 PARCS 爐心分析流程圖[7]

- PARCS 的計算方法

許多不同種的計算方法被 PARCS 所使用，包括空間與時間上的離散化方法(discretization method)，如表 3.4.1.7 所示，不同幾何型態對應的節點核心解法和能量角度處理方式。主要使

用的空間上離散化方法有兩種求解算法，粗網格有限差分法(Coarse Mesh Finite Difference formulation, CMFD)和細網格有線差分(Fine Mesh Finite Difference, FMFD)。

表 3.4.1.7 幾何型態對應的節點核心解法和能量角度處理方式[8]

Geometry Type	Kernel Name	Solution Method	Energy Treatment	Angle Treatment
Cartesian 3D	CMFD	FD	2G	Diffusion
	ANM	Nodal	2G	Diffusion
	FMFD	FD	MG	SP3
	NEMMG	Nodal	MG	SP3
Hexagonal 3D	CMFD	FD	2G	Diffusion
	TPEN	Nodal	MG	Diffusion
Cylindrical 3D	CMFD	FD	2G	Diffusion
	FMFD	FD	MG	Diffusion/SP3

首先 CMFD 方法是將爐心切為較粗網格作模擬，大小約略為一個燃料元件。使用越高階的節點方法(Higher Order Nodal Method)所得的解更新爐心表面節點結果越準確。兩節點間平均通率表示法如(3.4.1.3)式[6]：

$$J_g = -\tilde{D}_g(\phi_g^R - \phi_g^L) - \hat{D}_g(\phi_g^R + \phi_g^L) \quad (3.4.1.3)$$

其中，

R：右邊節點， L：左邊節點，

\tilde{D}_g ：基本節點耦合係數(Base Nodal Coupling Coefficient)，

\hat{D}_g ：修正節點耦合係數(Corrective Nodal Coupling Coefficient)。

基本節點耦合係數 \tilde{D}_g 由有限差分法決定，而在 CMFD 方法的框架下，節點法則用來解決兩節點問題並更新“修正節點耦合係數 \hat{D}_g ”。PARCS 所使用的節點法主要為節點解析法(ANM)和節點展開法(NEM)。

節點解析法(Analytic Nodal Method, ANM)最常用於輕水式反應器求解兩群擴散方程式。此方法準確性高，但對於正好臨界的節點計算較不穩定，而節點展開法(Nodal Expansion Method, NEM)並無此潛在問題，可是在某些問題上 NEM 計算結果較不準確。因此，結合 ANM 和 NEM 之優點的 HYBRID 方法便就此發展，以 ANM 作為基本求解方法，但當節

點之 k_{inf} 趨近於 1 時改用 NEM 計算,透過 PARAM 下的 EPS_ANM (Near-criticality criterion needed for ANM stablization), 使用者可自行設定轉換的條件。

另一個解法為細網格有限差分(FMFD), 其方法適用於燃料束假設為非均質條件的情形, 在細網格有限差分法中, CMFD 解法可以加速整體 (Global) 細網格的解。另外, 細網格有限差分法也可用於燃料棒使度下(pin by pin)的計算或求高階次的解。

- PARCS 的輸入檔案

PARCS 輸入檔當初設計的想法是要盡量減少需要輸入的資訊, 因此除了特別所需的參數須設定外, 其他數值在沒有要求下會讀取 PARCS 的預設值, 這樣的設計可以更容易地發現錯誤, 而且也便利於在輸入檔內加入註解, 讓其他使用者能迅速了解輸入檔內容。為了達成上述目的, PARCS 輸入檔的內容主要分成許多不同功能的卡號或稱區塊(Block), 其名稱和內容如表 3.4.1.8 所示:

表 3.4.1.8 PARCS 輸入檔參數說明[6]

區塊名稱	內容簡介
CNTL	控制區塊，除了輸入反應器的初始資訊(反應器種類、控制棒位置...)外，主要提供使用者選擇要進行何種計算(pin power, decay heat, depletion, transient...)與要輸出那些計算結果(power, flux distribution, feedback component reactivity...)。
PARAM	提供各計算上所需參數設定，例如：迭代的最大次數、k-eff 的收斂條件、節點核心(nodal kernel)的選擇等。
XSEC	截面輸入的區塊，內容包含各材料的基礎巨觀截面外，也有個不同參數對截面影響的改變值(Macro XS change / ppm change, Macro XS change / moderator density change...)、ADF、CDF 和一些動力學參數設定。 * 當要使用 PMAXS 截面檔時，無須撰寫本區塊內容。
GEOM	反應器幾何上的設定，包含反應器形狀的三維描述、控制棒組件位置、邊界條件的設定和節點截面的指派等。
TH	熱水流設定的區塊。
PFF	在進行燃料棒功率重建計算時所需的功率形狀函數，由此區塊輸入。
TRAN	暫態區塊，在做暫態分析時，提供輸入所需的參數設定，例如：暫態時序、控制棒的抽插、急停的跳脫點等。
DEPL	燃耗計算時所需的區塊，內容可以設定燃耗時序、輸出爐心燃耗分布，最重要的是假如要 PARCS 使用 PMAXS 截面檔，必須要有此燃耗區塊來輸入 PMAXS 截面檔。
PLOT	作圖用的區塊。
ONEDK	提供快速的一維動力學計算給一些軸向為主的暫態事件，或提供給 TRAC-B 一維動力學輸入檔。

一個 PARCS 輸入檔並不全然包含了所有區塊，而是依照要該輸入檔要進行何種計算而定，例如圖 3.4.1.22 所示，這是一個模擬控制棒彈出事故的 PARCS 輸入檔，可以看到 CNTL 區塊裡設定要進行暫態計算(transient T)，以下幾個區塊 PARAM、XSEC、GEOM 和 TH，就分別提供計算參數設定(均採用 PARCS 預設值)、計算所需的截面、反應器幾何和熱水流設

定，暫態區塊就負責描述暫態的過程和時序，如輸入檔描述：一號控制棒組件在 0.1 秒內從全入位置彈出至全出位置：

```
move_bank 1 0.0 0.0 0.1 228.0
```

最後在整個輸入檔的結尾處以一個點(.)來告訴程式該輸入檔內容結束。

```

|*****|
CASEID neaA1      Neacrp Case A1
|*****|
CNTL
  core_power 0.0001 lin %
  bank_pos 0.0 0. 0. 228. 0. 0. 0. 228.
  ppm 561.25
  transient T
|  search  ppm
|          input iteration  planar      adj
|          edit  table  power  pin  reac
  print_opt  F  F  T  F  T
|          fdbk  flux  planar
|          rho  precurs  flux  Xe  T/H
  print_opt  T  F  T  F  F
|*****|
PARAM
| no parameters are specified, all defaults
|  n_iters 100 10
|*****|
XSEC
  file ./xsec/XSEC_NEACRP
|*****|
GEOM
  file ./xsec/GEOM_QC
|*****|
TH
  file ./xsec/TH_QC
|*****|
TRAN
  time_step 5.00 0.01 1.0 10.0 !tend,delt0,tswitch,texpand
  move_bank 1 0.0 0.0 0.1 228.0
  conv_tr 0.0001  !eps_r2
|  sum_step 1.0 10 5.0 2
|
|          rho  % power  peaking  temp
|  plot_cntl T -0.3 1.2 0. 130. 1. 7. 280. 560.
|

```

圖 3.4.1.22 控制棒彈出事故的 PARCS 輸入檔

- PARCS 的輸出檔

PARCS 輸出檔可以分為兩個部分：輸入檔的問題描述和計算後的結果輸出。第一部分的輸入檔描述可以用來檢查輸入檔撰寫時是否有誤，問題描述則是可以用來確認接下來的計算是否符合使用者心中所想的。第二部分的計算結果輸出包含了穩態、暫態的結果和整個計算的總結，其大略內容如表 3.4.1.9。

表 3.4.1.9 PARCS 輸出檔內容說明[6]

輸出檔	內容
穩態計算結果	<ul style="list-style-type: none"> ● 迭代表 ● 有效增值因數、ppm、爐心功率 ● 軸向功率/中子通率分布、平面燃料組件功率/中子通率分布、燃料棒功率分布... ● 軸向平均燃料組件冷卻劑/燃料溫度分布... ● 燃料組件的 Xe/Sm 原子密度分布 ● 軸向平均燃料組件 adjoint 通率分布
暫態計算結果 (在每個時間點下)	<ul style="list-style-type: none"> ● 反應度(\$)、爐心功率(% total power) ● 軸向功率/中子通率分布、平面燃料組件功率/中子通率分布、燃料棒功率分布... ● 軸向平均燃料組件冷卻劑/燃料溫度分布... ● 各參數對反應度之回饋
計算總結 (所有時間點下的總和)	<ul style="list-style-type: none"> ● 反應度(\$)、功率(% of maximum rated power) ● 燃料組件功率/中子通率分布 ● 徑向尖峰因數(Fxy)、熱通率熱通道因數(heat flux hot channel factor, Fq) ● 最大與平均的冷卻劑/燃料溫度 ● 軸向功率/中子通率形狀

以上表格內輸出檔的內容，除了預設的部分之外，其他部分可以在輸入檔的 CNTL 區塊選擇是否輸出。此外，計算結果的輸出會因為執行不同類型的計算，所輸出的檔案名稱也會略有差異，如表 3.4.1.10 所示。例如以圖 3.4.1.22 的輸入檔執行結果為例，其結果共產生了 neaA1.out、neaA1.sum、neaA1.rho 和 neaA1.plt 等輸出檔；詳細的暫態過程計算結果可從 neaA1.out 裡獲得，而 neaA1.rho 裡有各參數對反應度的回饋。

表 3.4.1.10 PARCS 輸出的檔案名稱[6]

Extension	Description	Extension	Description
.out	Primary Output	.rho	Feedback Component Reactivity
.sum	Summary Output	.dep	Depletion Output
.pin	Pin Power Output	.pkd	Point Kinetics Data
.rst	Output Restart	.ldx	1D Collapsed Group Constants
.plt	Plot Data	.fbv	T/H Feedback Variables
.shp	Radial Power/Flux shape		

3.4.1.4 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

輕水式反應器的全爐心中子物理計算技術已相當成熟，如已被認證的 CASMO-4 / CMSLink / SIMULATE-3 程式集，就常拿來對台灣的核能電廠進行計算分析。但是本研究所用的 TRITON/GenPMAXS/PARCS 計算序列，由於是非商業化程式，在許多地方仍有許多可以探討及發揮的空間，所以為了避免太多複雜因素的交互影響，造成最後的結果難以分析，像是由於沸水式反應器爐心緩和劑密度變化太大，PARCS 精簡的熱水流模型不足以正確模擬爐心狀態，在尚未與熱水流程式結合前，為了釐清問題，宜選擇熱水流效應較小的 PWR 爐心，因此本研究選擇一個簡單的反應器爐心規格來探討 TRITON / GenPMAXS / PARCS 計算序列的準確性。

- 文獻爐心配置&燃料元件規格

本研究所選擇的簡易爐心模型是參照「NEACRP-L-336 Benchmark Calculation of Power Distribution within Assemblies」[9]報告。此篇報告的主要目的是比較不同的中子通率評估技術，像是考慮不同的計算方式：擴散/遷移、不同的材料狀況、均質/非均質等，此報告的二維計算提供五種爐心結構(C1~C5)，如圖 3.4.1.23。本研究選擇 C5 燃料爐心配置來當作測試 TRITON/GenPMAXS/PARCS 計算序列用的簡易爐心模型。此 C5 爐心使用鈾鈾混合燃料，為簡化問題

本研究先只使用單純只有鈾燃料的配置，其模擬邊界設定上：東面和南面是中子通率為零的邊界條件，西面和北面則是反射的邊界條件。因為這是個二維爐心結構，軸向可以想像成無限長。因此在三維節點爐心計算程式裡上、下兩面的邊界條件同樣是選擇反射，而整個爐心為 3x3 的配置，最外圍包裹著一層反射體。

不過由於 NEACRP-L-336 報告[9]於燃料組件的規格上資訊非常有限，缺少燃料棒、燃料護套和中子毒物等詳細燃料組件的規格尺寸和材料原子密度資料，只有粗略的燃料組件內燃料棒的排列順序，因此使用另一篇報告「Benchmark Problem Suite for Reactor Physics Study of LWR Next Generation Fuels」[2]來提供。此報告提供三種不同的燃料幾何給各參與者計算，來驗證各核燃料計算工具的預測能力，分別為燃料棒單元(Unit Pin Cell)、壓水式反應器的燃料元件(PWR Fuel Assembly)和沸水式反應器的燃料組件(BWR Fuel Assembly)。不過由於 BWR 爐心的熱水流狀態複雜不考慮，只進行燃料棒與 PWR 燃料組件驗證計算，此篇報告中提供了詳細及完整的資訊足以依此來撰寫燃料晶格計算程式 TRITON 的輸入檔，如圖 3.4.1.24 為 PWR 二氧化鈾燃料元件的規格大小，而圖 3.4.1.25 則是二氧化鈾燃的材料原子密度，二氧化鈾燃料裡又可以分成典型的二氧化鈾燃料棒和含有可燃中子毒物釷(Gadolinium)的燃料棒；其他資訊如：護套材料鋁合金、冷卻劑水的材料、爐心狀態(熱爐狀態，燃料: 900K 其他材料: 600K)、運轉時的功率密度等，在報告裡皆有仔細的說明。

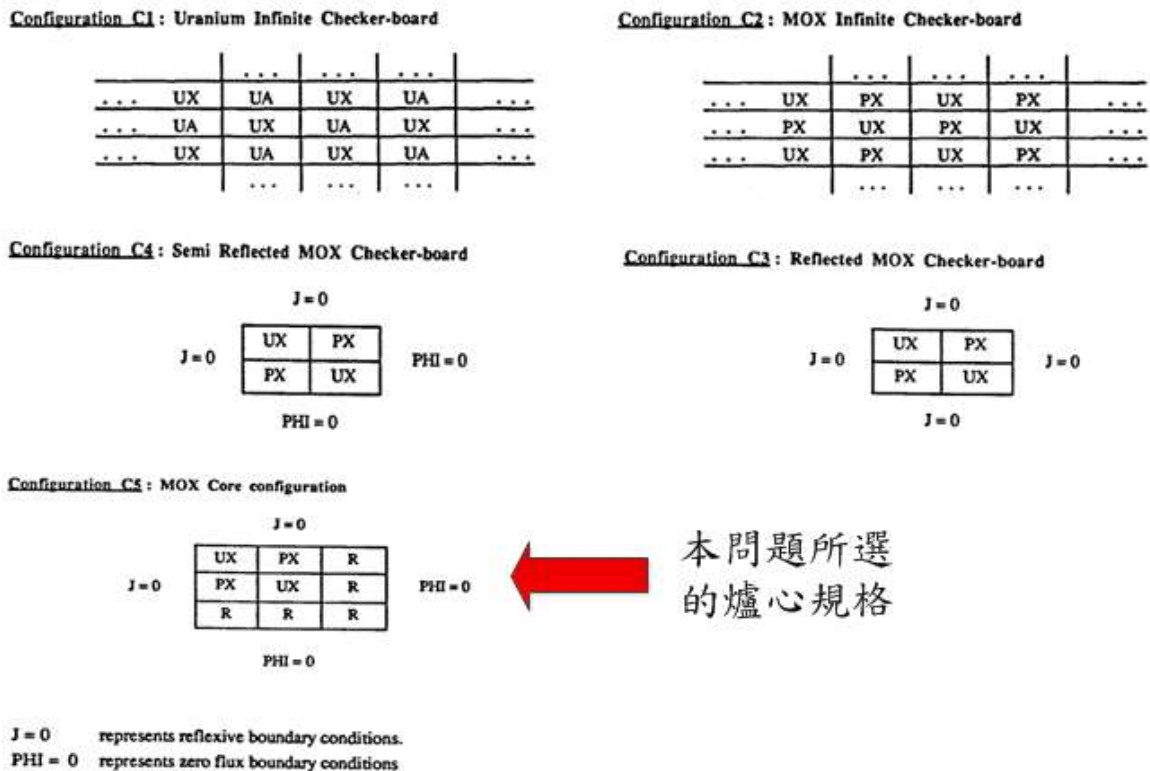


圖 3.4.1.23 NEACRP-L-336 報告裡的五種爐心結構(C1~C5) [9]

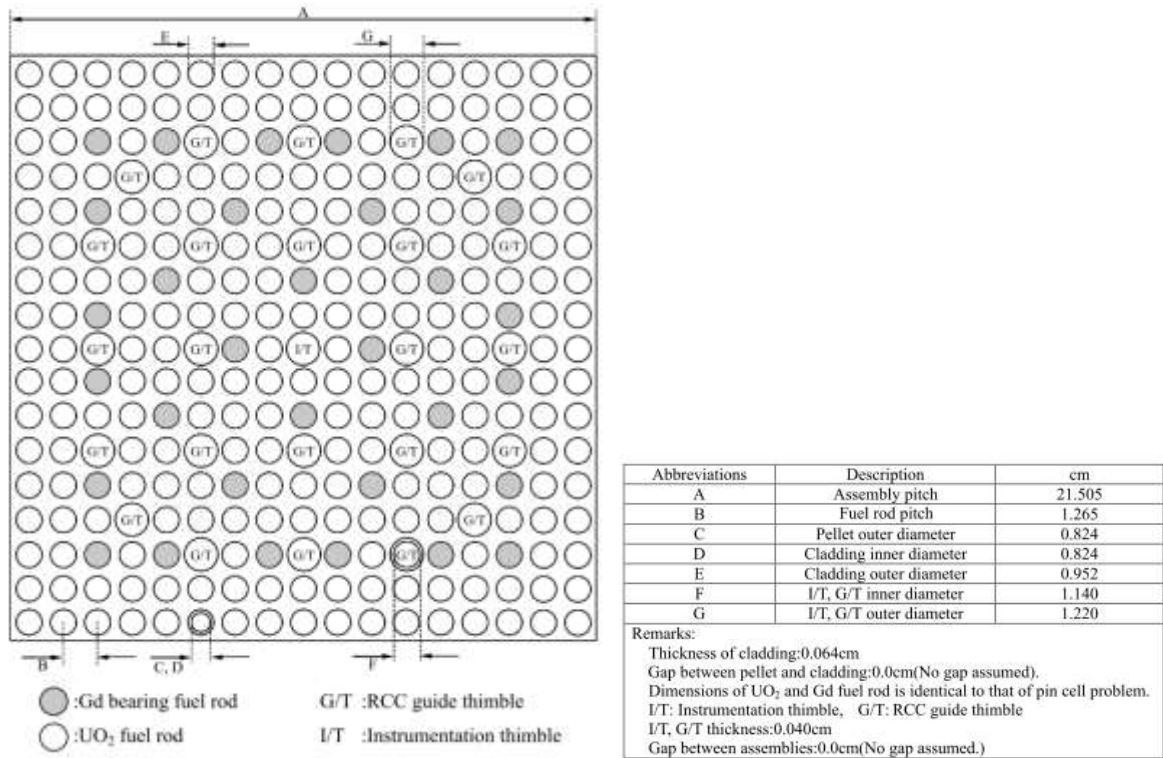


圖 3.4.1.24 PWR 二氧化鈾燃料組件的規格[2]

UO ₂ fuel rod		Gd bearing fuel rod	
Density			10.0 g/cc
²³⁵ U enrichment	6.5 wt%		4.0 wt%
UO ₂ density	10.3 g/cc		Gd ₂ O ₃ concentration 10.0 wt%
Atomic number density (#/barn/cm)			
	²³⁵ U	²³⁵ U	8.1312E-04
	²³⁸ U	²³⁸ U	1.9268E-02
		¹⁵⁴ Gd	7.1289E-05
		¹⁵⁵ Gd	4.8938E-04
		¹⁵⁶ Gd	6.8028E-04
		¹⁵⁷ Gd	5.2077E-04
		¹⁵⁸ Gd	8.2650E-04
		¹⁶⁰ Gd	7.2761E-04
	¹⁶ O	¹⁶ O	4.5130E-02

圖 3.4.1.25 二氧化鈾燃料的材料原子密度[2]

• TRITON 程式之燃料元件(Pin)與燃料組件(Assembly)驗證計算

由於文獻內各參與者所使用的程式(表 11)裡並沒有使用 TRITON 做燃料晶格計算，所以本研究以此報告提供的各個條件來執行 TRITON 的計算，用以確認 TRITON 的計算結果的準確性。進行燃料棒與燃料組件兩種案例驗證，其計算結果如圖 3.4.1.26、圖 3.4.1.27 所示。圖中的紅線為 TRITON 使用 ENDF/B-V 238 群截面庫的計算結果，可知使用 TRITON 的計算結果與使用其他程式的結果並無太大的差異。

表 3.4.1.11 參與此報告的各參與者與所使用的程式與截面庫[10]

No.	Data ID	Code name	Key method	Base Library
1	SRAC(J32)	SRAC	Collision Probability Method	JENDL-3.2
2	MVP-BURN(J32)	MVP-BURN	Continuous Energy Monte Carlo Method	JENDL-3.2
3	MCNP-BURN2(J32)	MCNP-BURN2	Continuous Energy Monte Carlo Method	JENDL-3.2
4	VMONT(J32)	VMONT	Multi-group Monte Carlo Method	JENDL-3.2
5	FLEXBURN(J32)	FLEXBURN	Discrete Ordinate (Sn) in Arbitrary Square Meshes	JENDL-3.2
6	SRAC(F22)	SRAC	Collision Probability Method	JEF-2.2
7	CASMO(F22/TE)	CASMO	Characteristics Method	JEF-2.2
8	LWRWIMS(F22)	LWRWIMS	Collision Probability	JEF-2.2
9	SRAC(B65)	SRAC	Collision Probability Method	ENDF/B-VI(R5)
10	SHETRAN(B63)	SHETRAN	Characteristics Method	ENDF/B-VI(R3)
11	TGBLA(B5)	TGBLA	Diffusion with L-method	ENDF/B-V
12	NULIF(B5)	NULIF	ABH method	ENDF/B-V
13	CASMO(B4/NF)	CASMO	Characteristics Method	ENDF/B-IV,V
14	HELIOS(B6/KA)	HELIOS	Current Coupling Collision Probability Method	ENDF/B-VI
15	PHOENIX-P(B63)	PHOENIX-P	Nodal coupling Sn method	ENDF/B-VI(R3)
16	SRAC(J33)	SRAC	Collision Probability Method	JENDL-3.3

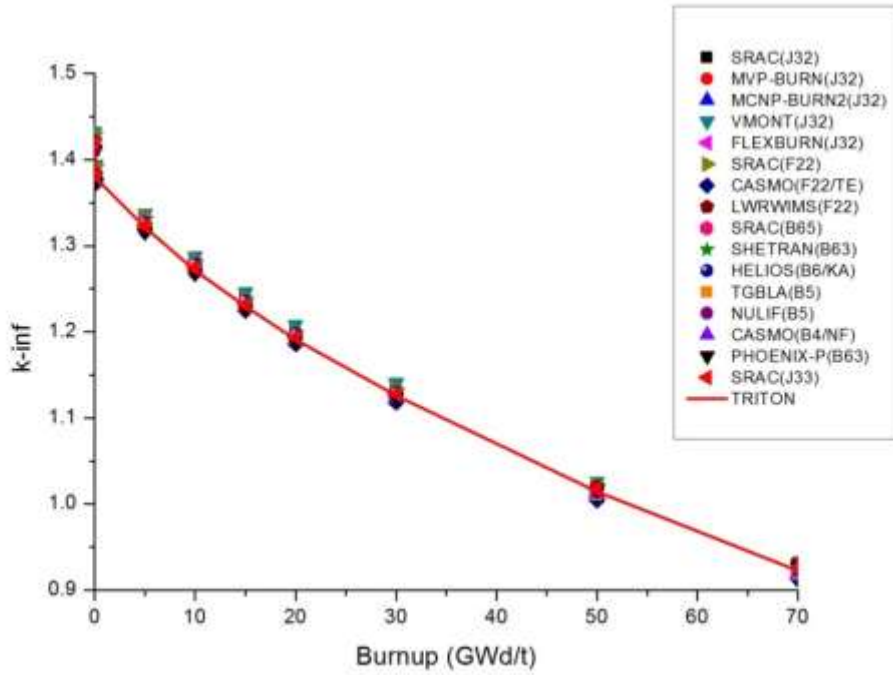


圖 3.4.1.26 二氧化鈾燃料棒單元計算結果

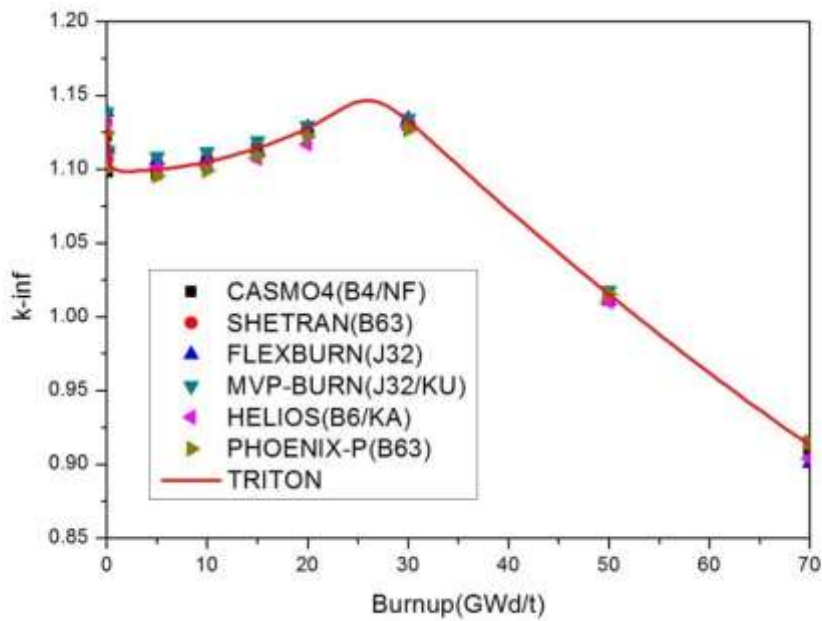


圖 3.4.1.27 二氧化鈾燃料組件計算結果

- 簡易二維爐心模型的 TRITON 計算結果作為 TGP 程式序列之參考值

本研究選擇使用較簡易的爐心進行模擬的原因在於，可以較容易的利用遷移計算程式

TRITON 得到結果，程式輸入檔可以大幅簡化，並使計算時間縮減在合理範圍內；且透過前述燃料棒與燃料組件的驗證計算，顯示 TRITON 所得結果具有可靠度，以此結果為參考值作為 TRITON / GenPMAXS / PARCS (TGP) 程式序列進行的一系列相關計算的準確性分析比較，從中得到不同因素對此 TGP 計算序列之計算結果的影響。

簡易二維爐心模型在爐心燃料的配置上全部填裝二氧化鈾燃料，如圖 3.4.1.28，而圖 3.4.1.29 為 TRITON 圖像化的爐心模型樣貌，主要計算結果為：(1) 全爐心狀態的有效增殖因數 (k-eff)、(2) 爐心燃料元件相對功率分布 (relative fuel assembly power distribution)，如表 3.4.1.12。此結果可作為後續進行 TGP 計算序列的參考值。

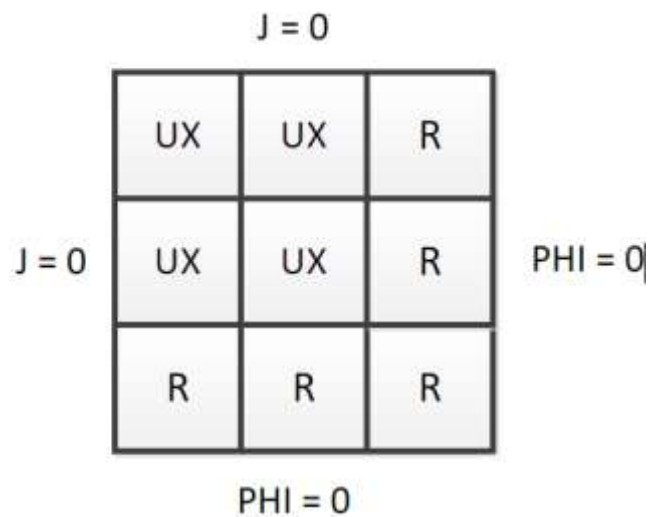


圖 3.4.1.28 簡易爐心模型的爐心燃料配置

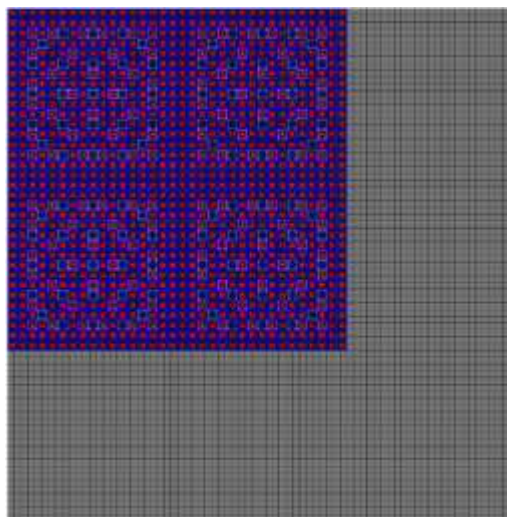


圖 3.4.1.29 TRITON 圖像化的爐心模型

表 3.4.1.12 UOX 燃料配置的爐心模型計算結果

UOX+UOX	
Fiss. neutrons/thermal abs. (η)	1.44994
Thermal utilization (f)	0.83074
Resonance Escape probability (p)	0.59020
Fast-fission factor (ϵ)	1.49630
Fast non-leakage prob. (Pf)	0.98663
Thermal non-leakage prob. (Pt)	0.98253
k-eff	1.03119
Relative fuel assembly power distribution	1.3515 0.9755
	0.9755 0.6976

- TRITON / GenPMAXS / PARCS 程式序列之銜接測試與平台建立

以下探討燃料束截面產生模型、節點截面輸入、晶格非連續因子(ADF)對 PARCS 計算的影響。

- 使用不同 TRITON 模型下產生的燃料束截面對 PARCS 計算結果的影響

由於均質化(homogenization)方法的關係，對於節點爐心計算程式 PARCS 而言，無法分辨燃料的真實結構，只能依劃分的區間得到每個節點的一組數據資料，而原先燃料的樣貌就只有遷移計算程式 TRITON 可準確描述分辨。因此利用 TRITON 產生燃料束的截面提供給 PARCS 計算時，就要盡量反映出原先燃料所處的狀態，這樣在最後的 PARCS 爐心節點計算上才能最貼近實際的模擬結果。本小節主要就是探討不同 TRITON 模型下產生的燃料束截面供給 PARCS 計算時，對模擬計算結果的影響。

本研究利用 TRITON 計算兩種模型的燃料束截面，所得截面分別為 F1 與 F2，如圖 3.4.1.30 所示，再將截面以不同組合放入燃料區域讓 PARCS 進行爐心模擬計算，分為兩種 PARCS I 與 PARCS II，如圖 3.4.1.31 所示。所得結果如表 3.4.1.13 所示，由於 PARCS I 所使用的截面其來源全都是由圖中 F1 這種全部反射邊界條件的模型計算所得。從表中的計算結果來看，由於這

個簡易爐心幾何較小，大部分的燃料組件與反射體接觸，因此假如使用邊界條件全都是反射情況下產生的均質化二群截面(F1)，因與實際情形相差甚遠，造成最後模擬結果有著極大的誤差。但是假如在建立模型時，在原先燃料組件旁加上一反射體，如圖中的 F2 模型，來考慮反射體對燃料組件截面的影響，並以這種有考慮到周圍狀況的截面回填至爐心中，如圖 PARCS II 這種情況，是較趨近於真實情況的截面，所得結果能獲得極大的改善。不過這種在截面製造時考慮到周遭情況的案例，對於實務上較為繁瑣，例如核四龍門電廠全爐心總共有 872 根燃料組件，要一一考慮每根燃料組件所處的環境，需要花費大量的時間進行處理。

TRITON model

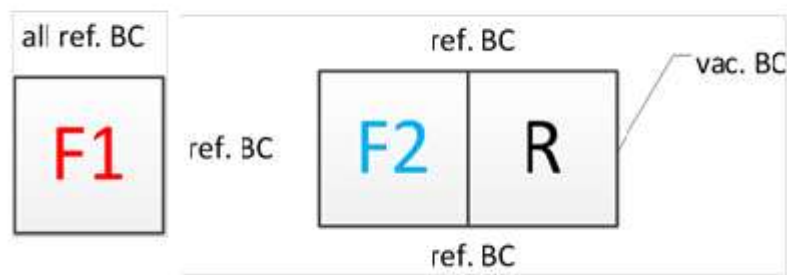


圖 3.4.1.30 TRITON 產生燃料束截面的兩種模型

Core configuration (XS input)

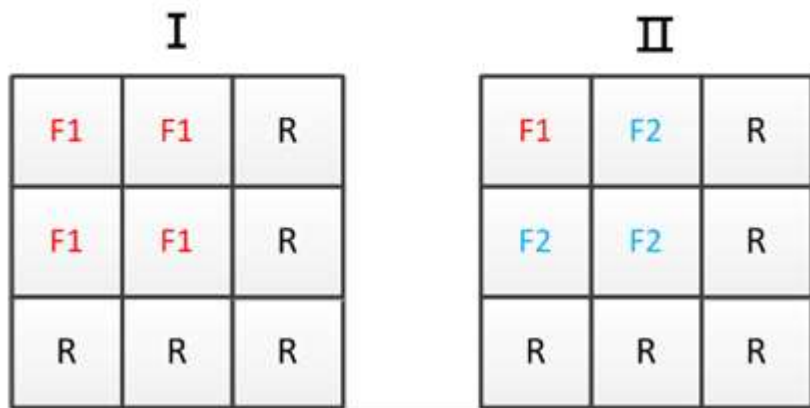


圖 3.4.1.31 使用不同燃料組件截面 F1&F2 組合成 PARCS I&PARCS II 模型之爐心示意圖

表 3.4.1.13 燃料束截面產生的模型對模擬結果之影響

PARCS	keff	Δk (pcm)	ΔP	
TRITON (reference)	1.03119	-	1.3515	0.9755
			0.9755	0.6976
<1> PARCS I	1.02038	-1081	5.1%	-1.2%
PMAX XS			-1.2%	-6.3%
PMAX file ADF				
<2> PARCS II	1.03101	-18	-0.9%	1.0%
PMAX XS			1.0%	-1.0%
PMAX file ADF				

b. 兩種產生燃料束截面方式造成 PARCS 計算結果的差異

PARCS 模擬計算時所使用的節點截面可由兩種方式獲得，一個是利用原本輸入檔裡的截面區塊(XSEC block)來提供截面資料外，另一個輸入截面的方法是利用 PMAXS 檔案。雖然兩者的截面資料來源皆是由 TRITON 製造，不過兩者卻會有些微的差異存在，差別在於兩者對於巨觀吸收截面和巨觀散射截面的選擇。圖 3.4.1.32 為 TRITON 輸出的二群截面資料，紅色框框為手動填入截面時所選擇的吸收截面(Σ_a)，不過當 TRITON 截面資料檔經過 GenPMAXS 轉檔後的 PMAXS 檔案，它所選擇的吸收截面卻是藍色框框裡的數值，該數值為全部總截面減去散射截面($\Sigma_t - \Sigma_s$)；此外，散射截面的選擇上，手動填入的數值為 P0 下能群一散射到能群二的截面($\Sigma_s(P0)$)，而 PMAXS 檔選取的散射截面數值則是經過了一些 P0 散射截面和中子通率資料的修正，其處理方式如(3.4.1.4)式 [7]:

$$\Sigma_{s,g' \rightarrow g}^{\text{corrected}} = \Sigma_{s,g' \rightarrow g} - \Sigma_{s,g \rightarrow g'} \frac{\phi_g}{\phi_{g'}} , \text{ for } g' < g \quad (3.4.1)$$

.4)

不過除了這兩個地方不同外，其餘截面資料的選擇上均相同，但這裡卻也衍伸出了另一個問題，究竟是使用哪一組截面會使最後的結果較接近於參考值？還有這兩種不同截面誰對結果影響較大？因此就對這部分做了探討，其結果以表 3.4.1.14 展示。首先第一個問題可由比較表中的案例<a>和案例<d>來得到答案，案例<a>是手動填入 TRITON 輸出的二群截面資料，其結果和參考值相差了 84 pcm，案例<d>則是經由整個 TGP 計算序列最終得到的結果，其有

效增殖因數只和參考值差了 18 pcm，所以可知 PMAXS 所選擇的截面資料較佳。而另一問題則是用案例 < a >、< b >、< c > 比較，案例 < b > 將原先手填的吸收截面改成了 PMAXS 選擇的版本，其模擬計算的結果誤差減少了 20 pcm，換句話說，用 PMAXS 選擇的吸收截面讓結果好了 20 pcm，但這也表示剩下 46 pcm 的誤差減少是來自於經過 GenPMAXS 處理的散射截面，因此可知道經 GenPMAXS 處理的散射截面對最後結果有較大的影響。

Group	Total	Transport	Absorption	Total-Scatter	Nu*Fission	Kappa*Fission	Fission	Flux
1	4.98051E-01	2.05311E-01	1.75866E-02	1.75382E-02	1.69909E-02	1.86521E-13	5.83000E-03	3.45592E-02
2	1.81212E+00	1.14789E+00	3.89891E-01	3.89891E-01	6.38343E-01	7.11742E-12	2.22122E-01	1.05090E-03

圖 3.4.1.32 TRITON 輸出之二群截面資料

表 3.4.1.14 使用不同截面的計算結果

PARCS	keff	Δk (pcm)	ΔP	
TRITON (reference)	1.03119	-	1.3515	0.9755
< a > TRITON XS			0.9755	0.6976
manual input: $\Sigma_a, \Sigma_s^{1 \rightarrow 2}$ (P_0)	1.03035	-84	-0.3%	-2.9%
ADF				
< b > PMAx absorption XS			1.9%	-0.3%
manual input:				
$\Sigma_T - \Sigma_s, \Sigma_s^{1 \rightarrow 2}$ (P_0)	1.03183	64	-0.3%	-2.9%
ADF				
< c > PMAx XS			-0.9%	1.0%
manual input: $\Sigma_T - \Sigma_s,$	1.03101	-18		
$\Sigma_s^{1 \rightarrow 2}$ <i>corrected</i>			1.0%	-1.0%

ADF		
< d > PMAX XS		
PMAXS file	1.03101	-18
ADF		

c. 晶格非連續因子(ADF)造成的差異

三維的節點法用於反應器爐心分析上已經主導了超過 30 年了，這方法能如此成功就在於運用了均質化(homogenization)這方法處理複雜的燃料幾何結構，將不同的材料、複雜的結構處理成一團均質化的節點，方便了數學上的計算，也使三維的爐心計算更為可靠，但使用均質化方法的主要誤差在於均質化模型和非均質化模型的節點內反應率並不相符，因此為了改善此問題，依據 Generalized Equivalence Theory(GET)，讓均質化模型和非均質化模型的節點內反應率相符合，卻允許在各燃料組件邊界表面處的中子通率不連續，如圖 3.4.1.33 所示，不過最後藉由引進非連續因子(discontinuity factor)，來使得非均質問題可以用等效的均質化問題來表示，而採用單一燃料束法所得之非連續因子稱為晶格非連續因子(Assembly Discontinuity Factor, ADF)，其表示如(3.4.1.5)式[7]：

$$f_{s,g} = \frac{\phi_{s,g}^{Het}}{\phi_{s,g}^{Hom}} , \quad g = 1, 2, \dots, G, \quad s = surfaces \quad (3.4.1.5)$$

從上面敘述可以得知使用三維節點法於反應器爐心分析計算時，因為均質化方法的緣故，需引入晶格非連續因子來降低誤差。TGP 計算序列裡，因為 PARCS 為三維多群節點爐心計算程式，因此也需要燃料晶格程式 TRITON 產生 ADF 來給 PARCS 使用。表 3.4.1.15 為 TGP 計算序列是否有引入 ADF 的計算結果，可以看到沒有輸入 ADF 的計算結果，在相同的截面資料下，有效增殖因數與參考值相差甚大。因此在最源頭的 TRITON 程式輸入檔裡，除了原先為了產生二群均質化截面所加的幾個指令外，也不要忘記產生 ADF 這個重要資料的步驟。

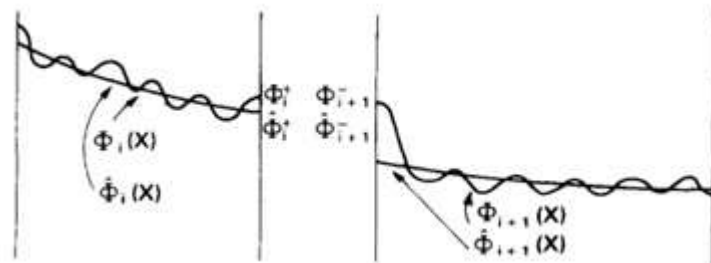


圖 3.4.1.33 各燃料組件邊界表面處的中子通率不連續[11]

表 3.4.1.15 是否引入 ADF 的計算結果差異

PARCS	keff	Δk (pcm)	ΔP	
TRITON (reference)	1.03119	-	1.3515	0.9755
			0.9755	0.6976
< PARCS > TRITON XS			-0.9%	1.0%
PMAXS file with ADF	1.03101	-18	1.0%	-1.0%
< PARCS > TRITON XS			1.2%	-0.1%
PMAXS file without ADF	1.03204	85	-0.1%	-2.2%

d. 燃料棒功率重建(Pin power reconstruction)

燃料棒的功率資訊對於反應器燃料裝填的安全評估是相當重要的，因為燃料棒功率會直接影響到線性熱產生率(linear heat generation rate)等重要的安全參數，進而影響燃料護套的完整性，因此，現代的爐心計算程式絕大部分都會包含燃料棒功率重建這功能，PARCS 也不例外。燃料棒功率重建就像是個回溯均質化(dehomogenization)的過程，由於在計算節點內中子通率時是採用節點均質化截面，這造成計算出的節點內中子通率是平滑變化的，沒辦法反映出燃料組件中局部的非均質化之處，所以燃料棒功率重建的過程有一基礎假設，就是燃料組件中詳細的分布是節點內中子通率和形狀函數之乘積。形狀函數反映出局部非均質化的區域，像是水洞(water hole)、不同鈾-235 濃縮度的燃料棒和含有可燃中子毒物的燃料棒等，這形狀函數是由上游的晶格計算程式產生並提供給下游程式使用，剩下的爐心節點內中子通率就交由爐心計算程式來產生。PARCS 程式裡是採取解析解函數(analytic function)的組合來假設節點內的中子通率，這裡的解析解函數是選擇二維中子擴散方程式的解，並搭配以表面平均中子流(surface average current)和角中子通率(corner flux)的邊界條件來獲得節點內中子通率。

圖 3.4.1.34 是將功率形狀函數全部設定成一的結果。依照上述的假設這張圖也可看作是爐心節點內的總中子通率分布，圖 3.4.1.35 則分別為兩群的功率形狀函數，當節點內中子通率配上形狀函數就成了圖 3.4.1.36 的燃料棒功率分布圖。另外作為參考值的 TRITON 晶格計算之燃料棒功率分布為圖 3.4.1.37。直接從圖看起來差不多，所以再做了一張兩者的相對誤差比較圖，如圖 3.4.1.38 所示，可得知大部分的誤差皆落在 $\pm 3\%$ 內，只有在邊界與角落處才有較高的誤差存在，可能原因為晶格計算程式產生的功率形狀函數所造成的影響。

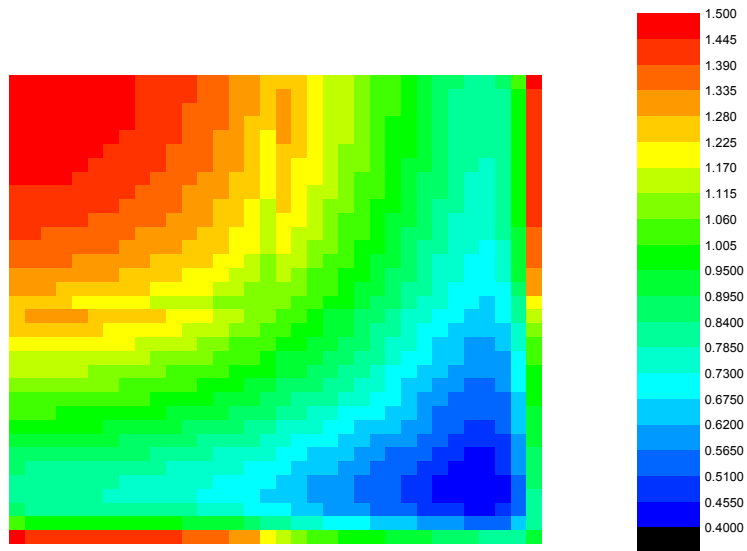


圖 3.4.1.34 $\phi_1 \times (\text{PFF1}=1.0) + \phi_2 \times (\text{PFF2}=1.0)$

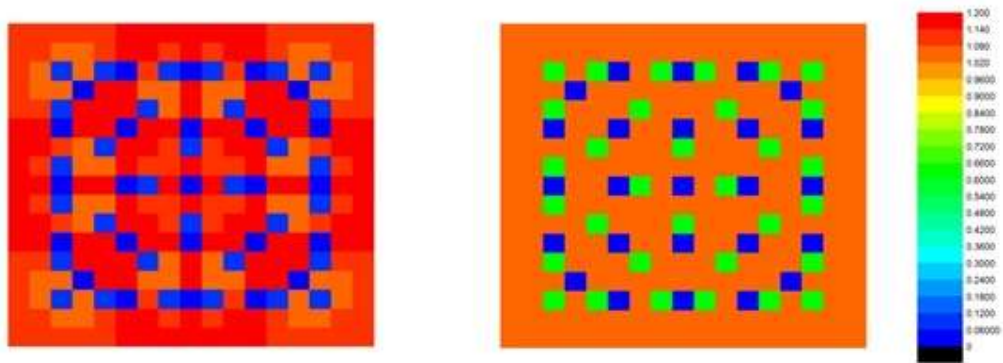
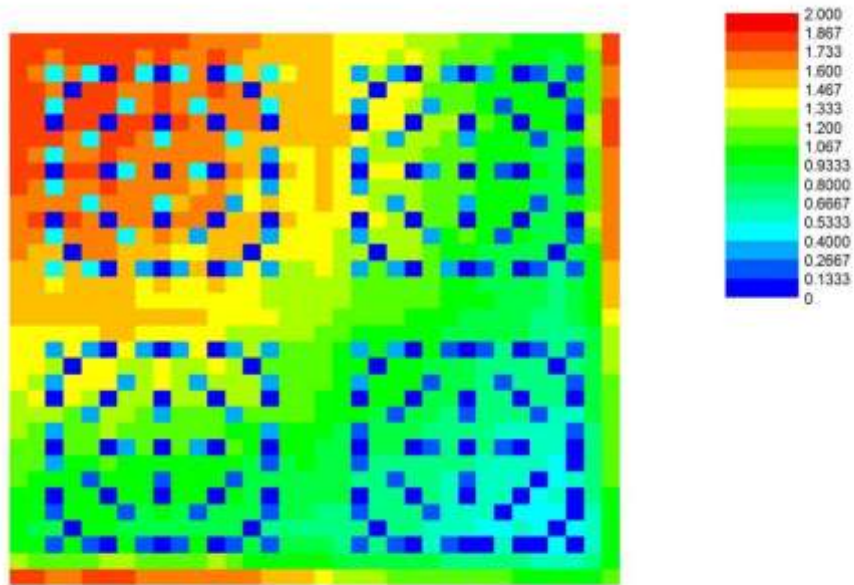
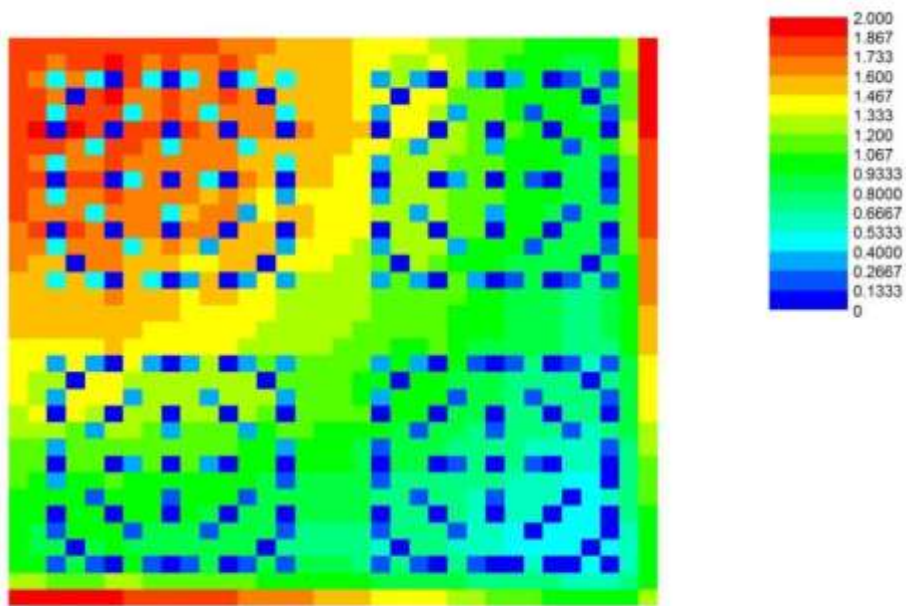


圖 3.4.1.35 兩群的功率形狀函數



pin power distribution (PARCS)

圖 3.4.1.36 PARCS 計算的燃料棒功率分布圖



pin power distribution (TRITON)

圖 3.4.1.37 TRITON 計算的燃料棒功率

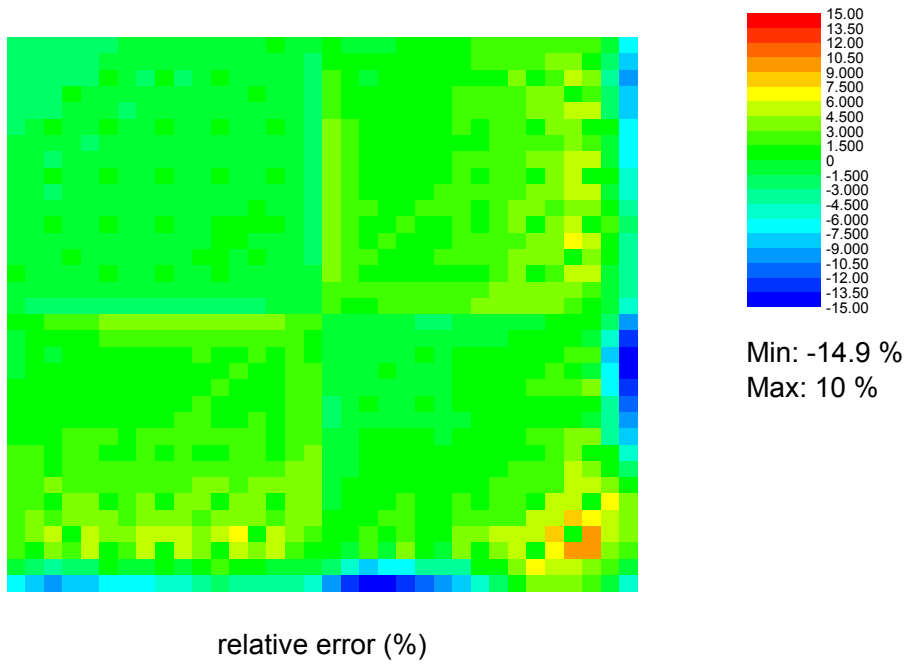


圖 3.4.1.38 相對誤差比較圖(PARCS-TRITON)/TRITON [%]



圖 3.4.2.2 實驗用 R.O.逆滲透純水過濾系統



圖 3.4.2.3 實驗用封閉式加熱壓力水槽

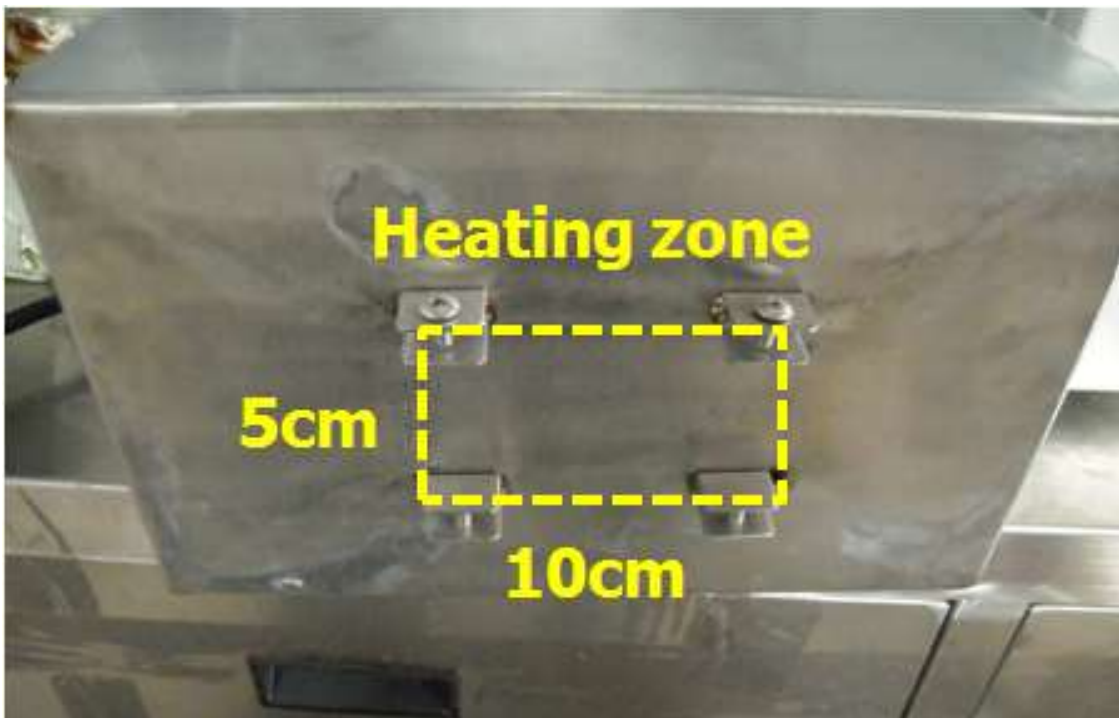


圖 3.4.2.4 實驗水槽及加熱模組環路裝置圖

前期的研究成果主要是探討：1) 除氣對於臨界熱通率的影響；2) 冷卻水流量大小與臨界熱通率值的影響。本研究所探討的假設主要可應用於核能電廠初期嚴重事故，僅有部分爐渣掉落至爐槽內底部時，針對爐槽外部半圓球體正下方局部的熱傳表面。由於對冷卻水進行除氣能夠大幅減少水中之空氣雜質，能有效地延緩加熱表面發生臨界熱通率的發生，故對於緩解核能電廠嚴重事故有一定之貢獻。冷卻水流量大小與臨界熱通率值之比較方面，由先前的實驗數據可知，加熱表面與注水口間的距離、入口溫度及壓力等固定條件下，3.6 L/min 時的表現明顯較池沸騰要來得佳，臨界熱通率限值約增加 0.15 MW/m²。因此，當冷卻水流量越大時，其熱傳能力會隨之強化。且此實驗均有再現性，所得到實驗數值具有重要參考價值。因此，本年度於 IVR 實驗的重點則是改變加熱表面與注水口間的距離，以及不同傾斜角度對下加熱式表面臨界熱通率影響之研究。

加熱模組之加熱塊部分採用不鏽鋼 304(Stainless Steel 304; SS304)材料，為求加熱塊整體受熱均勻，將加熱塊內部設計 4 x 8 矩陣式鑽置孔洞，以置入長條熱阻式加熱棒，相關設計如圖 3.4.2.5 所示為其實際加熱模組。加熱棒之設計組成為加熱棒中心裝設耐高溫線圈並給予電壓提供適當之功率，並於第二層包覆高熱傳導係數之材料，最外層則是用不鏽鋼 304 材質包覆對加熱塊直接熱傳導。經量測加熱繞阻電阻值及計算後，每支加熱棒所能釋出之功率可約為 200W，因此加熱塊所能提供之最高總熱量為 6.4kW。針對熱傳面之設計，加熱塊底部之下加熱式之熱傳面積設計為 50cm²，經熱通量基本公式 $q'' = Q/A$ 計算出最大熱通率為

1.28MW/m²。為避免加熱後之熱散失以及維持原本熱傳表面設計之熱通量，因此利用特殊絕熱材料包覆實驗模組，以降低實驗中之熱損耗，確保熱能將有效並完整地從熱傳表面輸出。本年度將探討不同傾斜角度對下加熱式表面臨界熱通率之影響，如圖 3.4.2.6 所示。

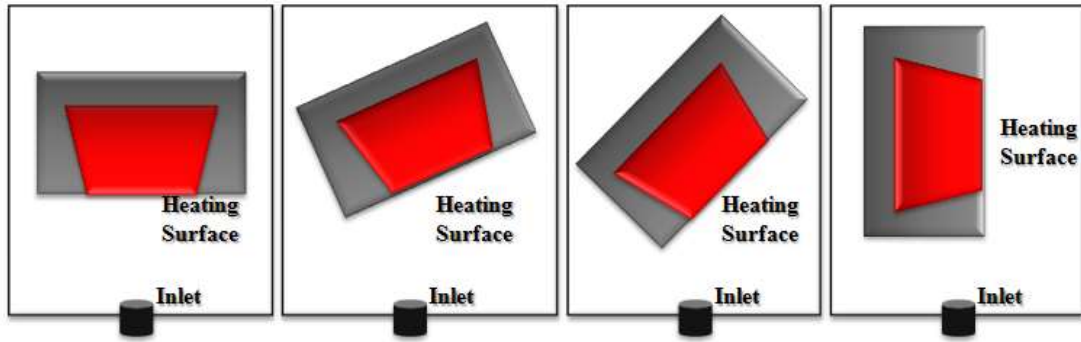


(a) 加熱區域

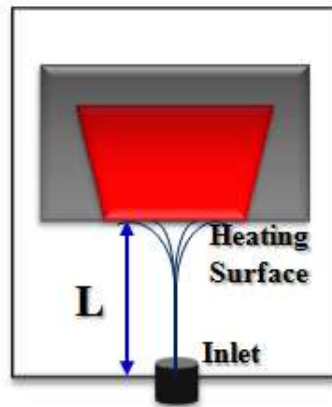


(b) 加熱相關組件

圖 3.4.2.5 實際加熱模組圖



(a) 下加熱式熱傳面傾斜角度示意圖



(b) 冷卻水進水口與熱傳面間距離(L)示意圖

圖 3.4.2.6 實驗參數設計示意圖

實驗誤差分析

此實驗誤差分析係參考 ASME V&V 20-2009 Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer 及 ASME PTC 19.1-2005 Test Uncertainty 兩份由美國機械工程師協會(American Society of Mechanical Engineers; ASME)訂製美國國家標準之出版刊物。內容主要以如何計算實驗數據之不準度及誤差分析為主。文中提到實驗誤差之主要來源及如何有效防止誤差之擴大。本研究現階段由於樣本數尚未達到文獻中所可統計之數量 (Large Sample Size $N > 30$)，因此主要僅分析下列兩種誤差，系統誤差(Systematic Error)及隨機誤差(Random Error)作為本實驗之誤差分析。而誤差之相互關係可參考圖 3.4.2.7。

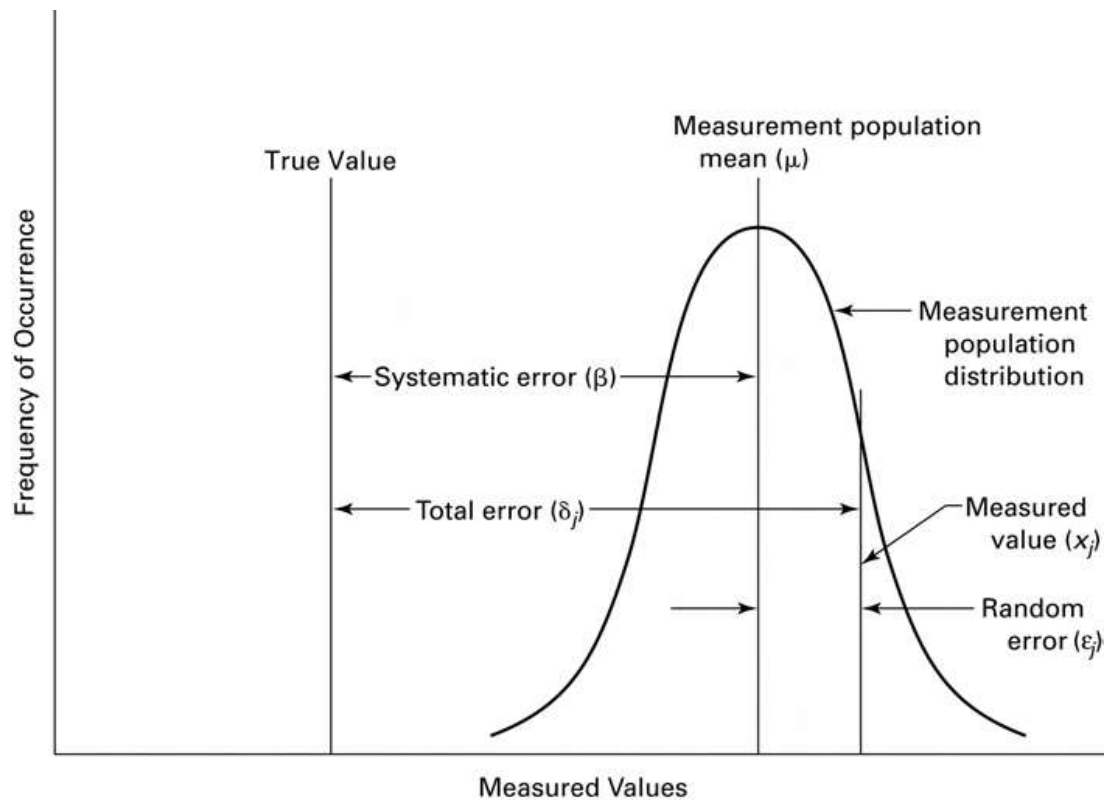


圖 3.4.2.7 量測誤差關係分佈圖[6]

系統誤差分析

系統誤差顧名思義與實驗系統之設計與操作相關，其主要來源有量測設備刻度精準度不良、量測人員操作手法不佳、系統環境控制差異(如管路溫度壓力相關控制)及資料計算與簡化過程中所產生之誤差等。實際系統誤差之代表符號為 β ，而主要成分參數為系統標準誤差 (Systematic Standard Uncertainty) $b_{\bar{x}}$ ，且主要有 k 種影響此誤差之因子 $b_{\bar{x}_k}$ 。本研究之系統標準誤差之組成 $b_{\bar{x}_k}$ 主要有下列幾項:(1)量測儀器廠商提供之誤差數據 (2)人員操作技術誤差 (3)加熱模組熱散失所造成之誤差。

(1) 量測儀器廠商提供之誤差數據 $b_{\bar{x}_1}$

廠家所提供實驗量測儀器之誤差大致上有熱電耦 0.7% (計算熱通量時僅使用兩個熱電耦; $b_{\bar{x}_{11}}$ 及 $b_{\bar{x}_{12}}$)、流量計 0.3%， $b_{\bar{x}_{13}}$ ，及功率計 0.3%， $b_{\bar{x}_{14}}$ ，利用均方根算式(2.2.1)計算出量測儀器之誤差約為 1.08%。

$$b_{\bar{x}_1} = \sqrt{(b_{\bar{x}_{11}})^2 + (b_{\bar{x}_{12}})^2 + (b_{\bar{x}_{13}})^2 + (b_{\bar{x}_{14}})^2} \quad (3.4.2.1)$$

(2) 人員操作技術誤差 $b_{\bar{x}_2}$

本研究針對實驗人員操作之誤差分析，採取較保守計算，誤差值定義為 5%。比如調整功率時，實驗預計採用加熱功率為 3kW，但人員操作調整線圈電流時，所測得功率大致落在 2.85kW~3.15kW 之區間，因此 $b_{\bar{x}_2}$ 之誤差值在此定義為 5%。

(3) 加熱模組熱散失所造成之誤差 $b_{\bar{x}_3}$

計算熱散失之量值，主要須先得知熱散失之路徑，本實驗模組主要熱散失路徑為不鏽鋼外殼及熱傳表面相互焊接之區域，焊接連結處厚度約為 0.5mm，而下加熱式實驗熱傳面為寬 5cm 及長 10cm 之矩形面，因此熱散失之傳熱面積約為 1.5cm²，由熱傳面積比進行分析，得到熱損失約為 2.9%，如式(2.2.2)。

$$\text{熱損失(\%)} \cong \frac{\text{熱散失面積}}{\text{主要熱傳表面面積} + \text{熱散失路徑面積}} \times 100\% \quad (3.4.2.2)$$

(4) 整體系統誤差

由上述三項系統誤差因子可由均方根式(2.2.3)計算出此實驗之整體系統誤差 $b_{\bar{x}}$ ，進而得到實驗之系統誤差為 5.88%。

$$b_{\bar{x}} = \sqrt{(b_{\bar{x}_1})^2 + (b_{\bar{x}_2})^2 + (b_{\bar{x}_3})^2} \quad (3.4.2.3)$$

隨機誤差分析

隨機誤差之來源主要來由實驗周邊環境變化之影響，實驗樣品經量測後得到之數值，或許因為周邊溫度、濕度、壓力等環境條件些微改變而有所變化，而某些因素亦歸咎於人員操作失當，因此分析隨機誤差和分析系統誤差最大之差異在於，分析系統誤差時，僅有樣品量測時之誤差，與實際值比對不是過高就是過低，且偏差量大致相同，於分析過程中並無機率分佈之因素。而隨機誤差之分析往往須透過多組實驗(N>30)比對，進行機率分佈之分析才能

得到隨機誤差之值。由於本研究目前進行之樣品數尚未達到可利用機率分佈之數量，因此隨機誤差之分析尚待樣品數之累積一定數量後方可進行。

實驗步驟

鑒於反應爐槽及保溫層間之 IVR 冷卻水流道設計寬度為 0.15 公尺，該設計考慮與計算包含爐心熔融物掉落在爐槽底部後，其產生之餘熱熱量與熱傳過程中，雙相流體之自然循環及其對流作用所產生之有效移熱能力。而系統流量亦由流道中產生之雙相流現象及其產生之驅動力所決定。本研究首先目標為假設當核電廠發生嚴重事故時，爐心熔毀之初期現象。此時期為爐心熔毀程度較低之情況，而爐槽底部僅含有少量之爐心熔融物質，其產生之餘熱熱量較低，且當時融熔物旁亦由爐槽內部剩餘之爐水包覆冷卻。因此爐心熔融物與不鏽鋼反應爐槽間之熱傳導及爐槽外圍流道熱對流現象並不劇烈。亦鑒於文獻回顧中得到不同下加熱式(最底部 0° 角之區域)實驗中之臨界熱通率限值約在 0.1MW/m^2 至 0.5MW/m^2 之間，因此實驗中將整體加熱模組之熱功率設定在低功率之 3kW ，表面熱通率約為 0.6MW/m^2 。

冷卻水進口與熱傳表面流量變化對下加熱式表面臨界熱通率之影響

對於冷卻水進口與熱傳表面之影響，當冷卻水流量越大時，熱傳表面所能得到冷卻水之移熱能力應當較佳。而當冷卻水進口與熱傳表面流量越小時，熱傳表面所能得到冷卻水移熱能力應當較差。為了瞭解冷卻水的影響，本實驗將分成兩部分來進行，第一是固定注水口與加熱表面的距離為 12 cm，改變不同流量值來進行，1.8 L/min、2.7 L/min、3.6 L/min；第二是改變注水口與加熱表面的距離為 16 cm。

圖 3.4.2.8 為固定注水口與加熱表面的距離為 12 cm 下，不同流量值的變化。由圖可得知利用水柱沖擊加熱表面在固定距離之下可以讓臨界熱通率變大，有利於延緩臨界熱通率發生，也代表爐心燒毀發生時間延緩。因為衝擊表面之流量變大而逐漸升高，從原本的池沸騰 0.39MW/m^2 到注入冷卻水 3.6 L/min 上升到 0.54MW/m^2 增加了 0.15MW/m^2 。這也代表了更大的冷卻水注入會將更有效的移熱，並讓臨界熱通率更晚發生，更有效延緩爐心熔毀時間。圖 3.4.2.9 為改變注水口與加熱表面的距離為 16 cm 時，不同流量值的變化。可以發現四個不同的注水流量的臨界熱通率是差不多，這與上一階段實驗是明顯差別，第二階段逐漸升高且升高趨勢明顯，第三階段實驗則冷卻水注入的臨界熱通率點比較稍微高一點從 0.39MW/m^2 上升至 0.42MW/m^2 ，微增加 0.02MW/m^2 。代表著冷卻水注入以對加熱表面移熱效果不顯著，距離加熱表面太遠和水柱不夠大可能是原因之一。

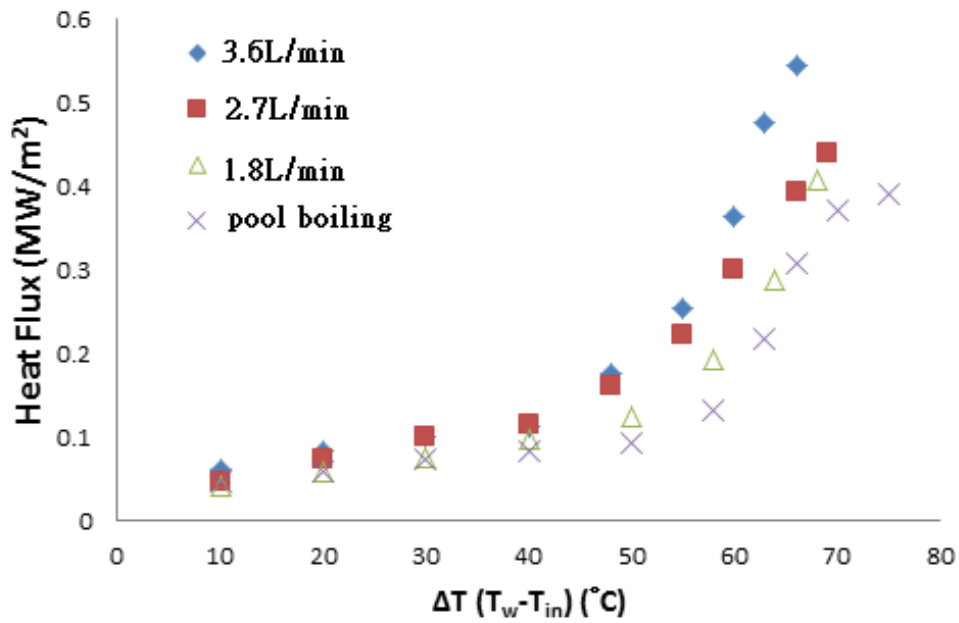


圖 3.4.2.8 在固定距離 12 cm 下，不同注水流量與熱傳表面所發生臨界熱通率比較

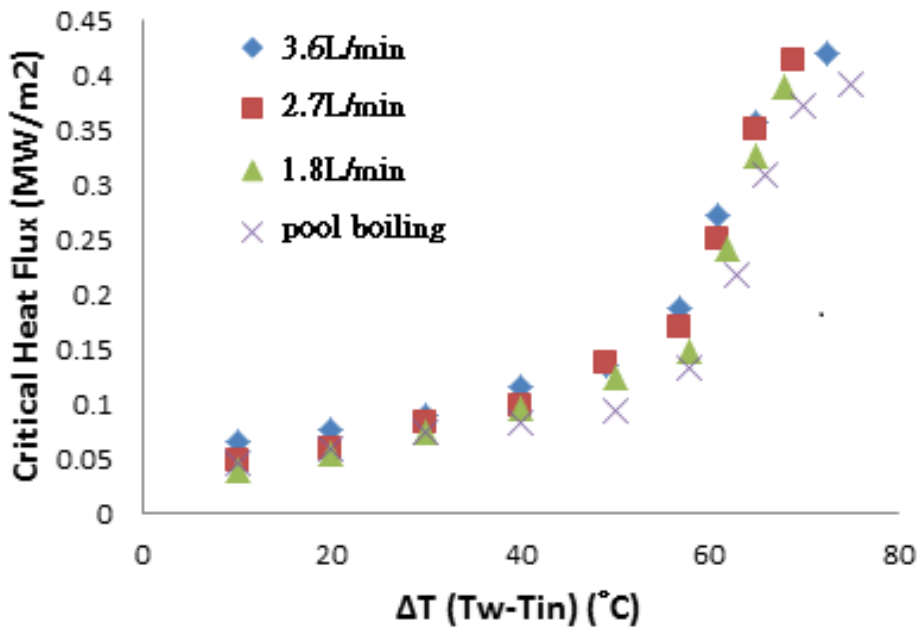


圖 3.4.2.9 在固定距離 16 cm 下，不同注水流量與熱傳表面所發生臨界熱通率比較

不同傾斜角對 CHF 的影響

研究中亦針對不同傾斜角度進行 CHF 研究與實驗，實驗角度參數分別為：0、20、40、50、60。如圖 3.4.2.10。

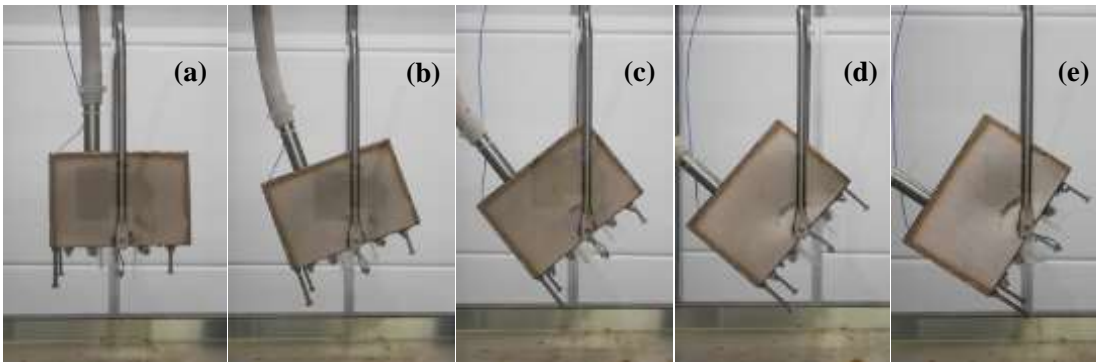


圖 3.4.2.10 IVR 下加熱熱傳面傾斜角度實驗圖

實驗結果得知，不同傾斜角度之下加熱面之熱傳現象有相當程度的差異，傾斜角度越大時，由於浮力效應，熱傳表面之氣泡越容易脫離熱傳面，較不易累積於熱傳表面。傾斜角度越大時更不易發生 CHF 之現象，如圖 3.4.2.11 所示。

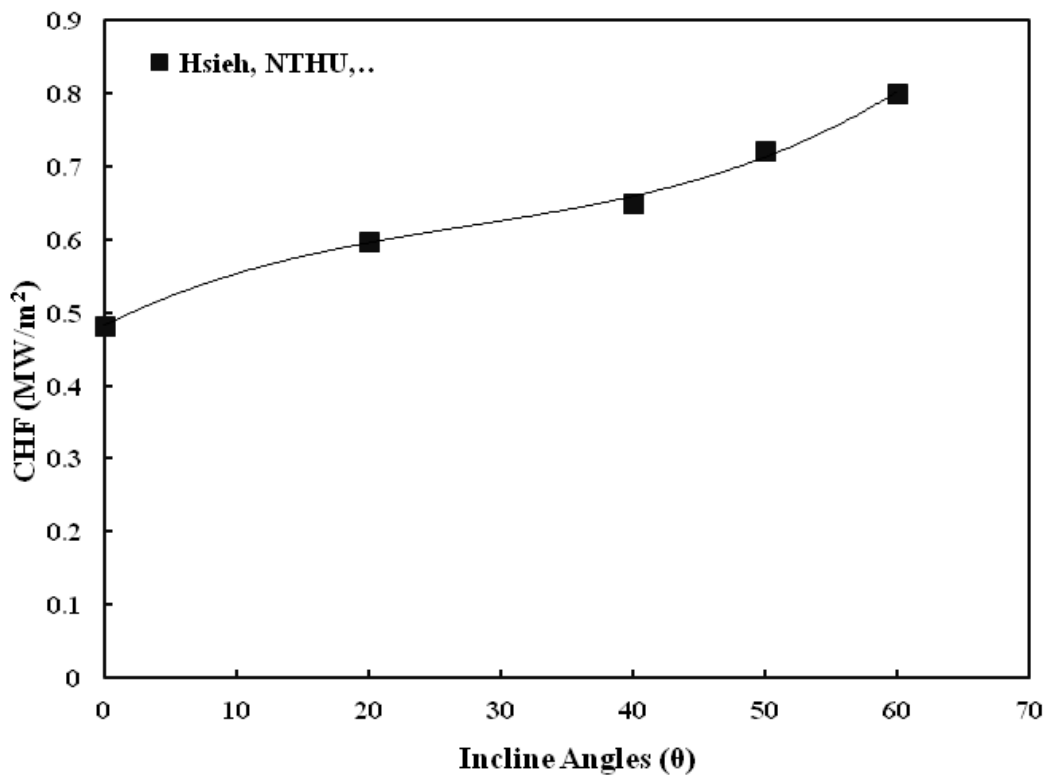


圖 3.4.2.11 IVR 下加熱熱傳面傾斜角度與 CHF 的關係

3.4.2.2 熱流實驗環路與 CFD 分析研究

為了驗證既有數值模型對於向下汽泡成長的可靠度，本研究將先模擬國際性重要實驗，以驗證比對模擬與實驗的結果來了解目前數值模式之可靠度。在向下汽泡的成長方面 Das 等

人的實驗使用不同的成長速度、不同表面張力的水溶液，其為資料詳細、變數控制得當的實驗[12]，並為本研究之模型驗證提供了良好的驗證數據。因此，本研究將採用 Das 等人的實驗及其數據，進行完整性驗證現有數值模型在控制成長速度與表面張力下的可靠度。

Das 等人使用直徑 2mm 的小噴嘴將空氣注入水中形成氣泡，並使用高速攝影機捕捉氣泡的成長過程，如圖 3.4.2.12。氣泡因受到上側限制的關係，無法向上脫離，只能慢慢向下及周邊成長。初始時大致保持球形，但由於壓力的關係，氣泡上下的厚度會被限制，使得上下的成長趨緩。爾後趨於穩定的厚度，而周邊方向並沒有此限制，因此氣泡於成長中後期會呈橢圓狀，如圖 3.4.2.3 所示。圖中可以發現氣泡會傾向右側成長是因為實驗模組不能做到完全水平，而向下的氣泡為不穩定的狀態，若有一點小傾斜就會往傾斜的方向成長。此外，該實驗也使用不同濃度 SDS 溶液來改變水溶液的表面張力，藉此觀察表面張力對氣泡的成長影響。

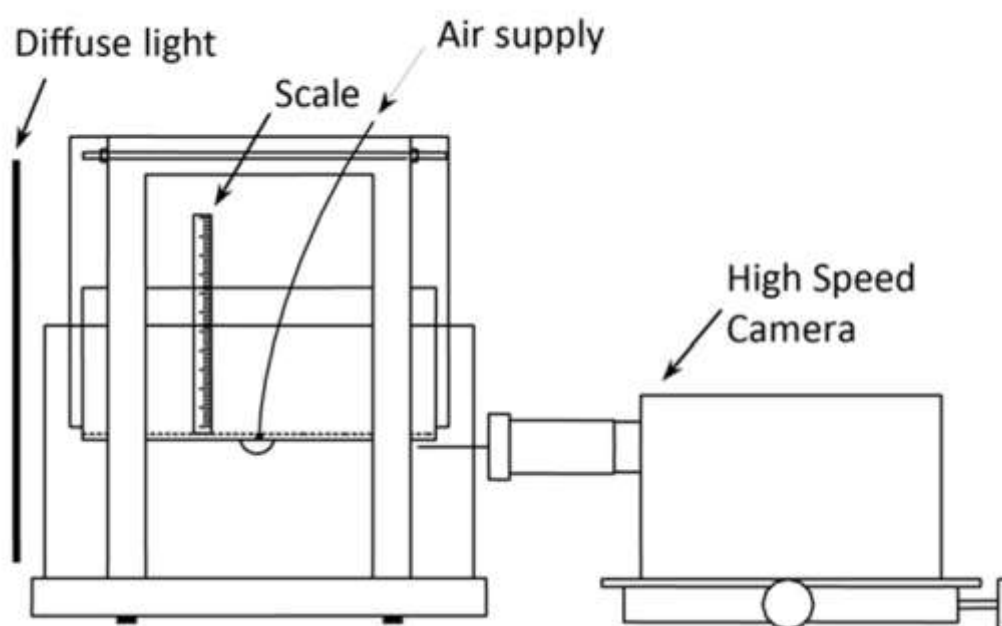


圖 3.4.2.12 氣泡成長實驗架構

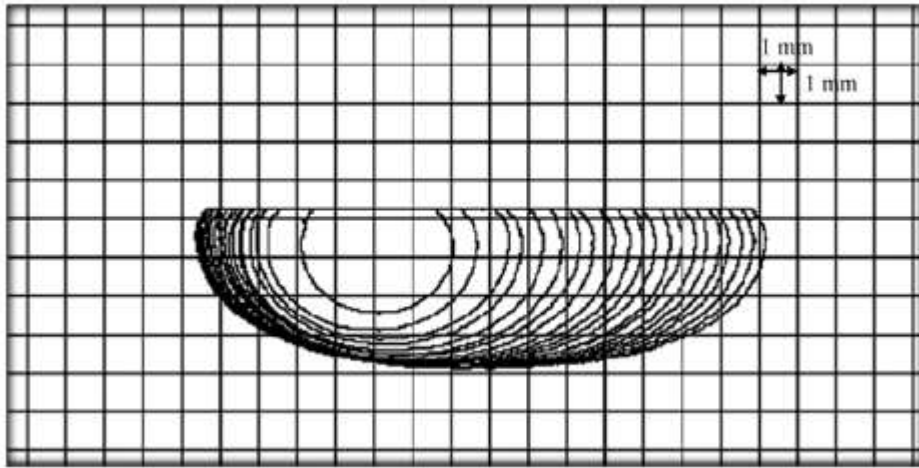


圖 3.4.2.13 氣泡成長過程

氣泡成長動態可用以下的統御方程式來描述。在兩相速度都相當低的情況下，可以假設氣、液的速度相等，且都為層流。且氣液為等溫狀態，皆無熱傳。因此，可以用以下的方程式來描述氣泡的動態行為。

質量守恆

在假設空氣為不可壓縮的條件下，氣相質量守恆可以用以下方程式描述：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \vec{v}) = 0 \quad (3.4.2.4)$$

其中氣相空泡分率 α_g 與液相的分率 α_l 相加恆為一，如下：

$$\alpha_g + \alpha_l = 1 \quad (3.4.2.5)$$

動量守恆

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_m \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho_m \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \mu \nabla^2 \vec{v} + \rho_m \vec{g} + \vec{B} \quad (3.4.2.6)$$

其中混合密度 ρ_m ，如下式

$$\rho_m = \alpha_g \rho_g + \alpha_l \rho_l \quad (3.4.2.7)$$

在數值模型與邊界條件方面，網格分布如圖 3.4.2.14 所示，在氣泡成長的區域使用較細、長寬皆為 0.1mm 的方形網格，而在遠離氣液介面的區域則使用粗網格以節省計算時間。空氣由噴嘴出口直徑為 2mm 的噴嘴注入，不過這方面文獻中並沒有提供詳盡的噴嘴尺寸，因此在模擬的邊界條件設定上可能會造成進口速度的分布會有誤差。時間間隔設定為 10^{-4} 秒，

所有的統御方程式皆使用外顯方式(explicit scheme)來離散。離散後得到的離散方程皆以二階精度的離散方法進行求解。此外，為了準確的模擬氣液界面的不連續性，我們使用 Geo-Reconstruct 來界定氣液界面。Geo-Reconstruct 是使用階段線性的假設(piecewise-linear approach)，每個網格內的液面斜率皆為線性[7]。以此方法模擬液面雖有些不連續，如圖 3.4.2.15 所示，但是只要控制好網格的大小，仍可以得到可靠的結果。

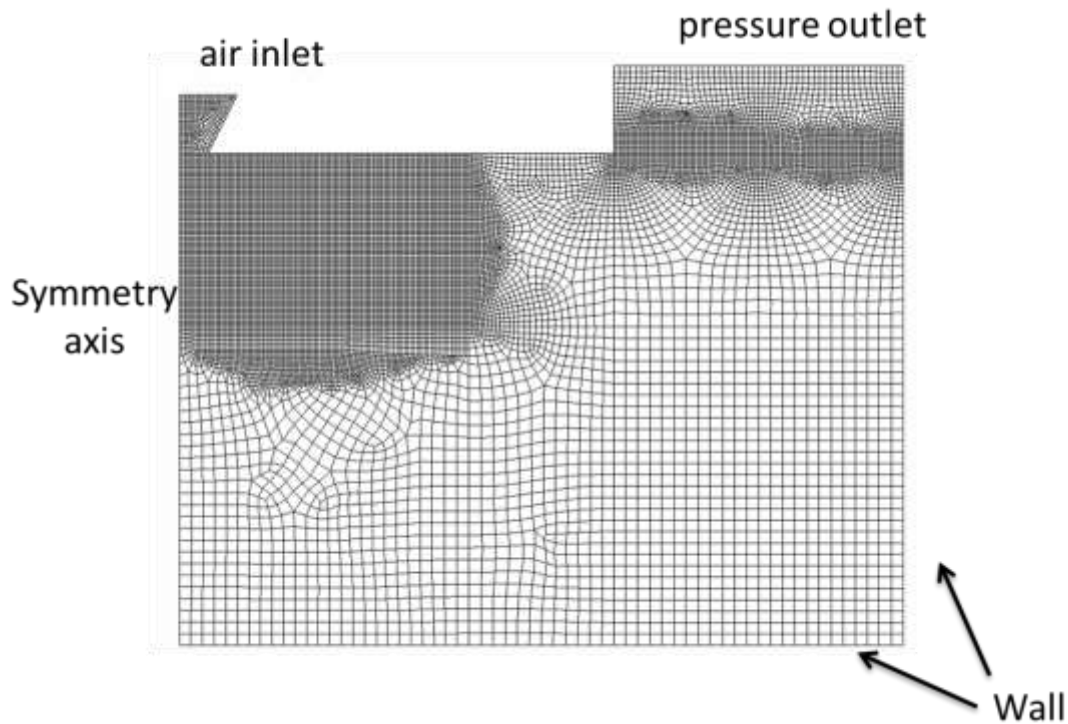


圖 3.4.2.14 網格與邊界條件

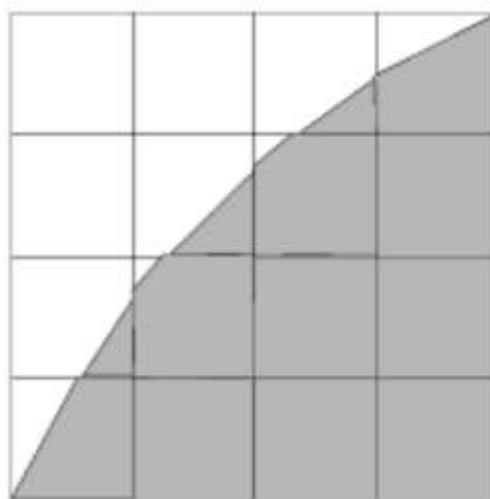


圖 3.4.2.15 Geo-Reconstruct 使用線性假設所界定的液面

在初步結果與討論方面，本研究先以最緩慢的注入速度(0.06 ml/s)、表面張力最大為標準條件(0.072N/m)。原始的實驗資料顯示，氣泡成長的過程會由圓球狀慢慢轉成橢圓形，如圖 3.4.2.13 所示。圖 3.4.2.16 分別表示在空氣注入 1 秒及 2 秒後氣泡的情況，紅色區域為空氣，藍色區域為水，綠色的區域為氣液的介面。由圖可以得知，數值模擬的結果可以重現氣泡成長的過程。氣泡在空氣注入一秒鐘時開始由圓球狀轉變成橢圓，空氣注入兩秒鐘後，則因上下厚度受限、成長緩慢且橫向的成長速度較快，使得其呈現明顯的橢圓狀，而經比對後可以發現數值模擬的結果與實驗成果之趨勢相符。

圖 3.4.2.17 為氣泡隨時間成長之歷程，圖中的點代表實驗值，點線為模擬結果。計算結果顯示氣泡的厚度會隨著時間的增加，而氣泡厚度將趨於穩定狀態。由文獻中之實驗資料顯示，氣泡在經過 4 秒的成長之後就會趨於穩定，最後氣泡厚度會穩定於 4mm 左右。目前現有的數值模型可以大致符合實驗的趨勢，由一開始的快速成長，在一秒之後逐漸趨緩，從近似球形的氣泡逐漸變成橢圓形。而在 1.5 秒之前，數值計算的結果低估了氣泡在厚度成長的速率，而高估了最後穩定的厚度。在 1.5 秒前氣泡成長的低估，有可能來自於空氣進口速度分布的誤差所造成。但由於實驗並無提供噴嘴的詳盡尺寸，空氣的進口速度分布並不能完全掌握，這方面只能採用靈敏度測試不同速度分布，以掌握不同速度分布的影響。而最終的穩定厚度可以用計算最大穩定液滴半徑的 Young-Laplace equation 估算如下式：

$$h_{\text{lim}} = \sqrt{2(1 - \cos(\pi - \theta)) \frac{\sigma}{(\rho_l - \rho_g)g}} \quad (3.4.2.8)$$

其中 h_{lim} 為最大的穩定半徑、 θ 為接觸角、 σ 為表面張力。在標準條件下， σ 為 0.072N/m、 θ 為 80 度。不同條件下之最終穩定厚度列於表 3.4.2.1 所示，由表中可以看出 CFD 模擬與 Young-Laplace equation 皆估算的比實驗的高。因為 Young-Laplace equation 適用於靜止狀態下的平衡，而實驗中因氣泡不停地成長，再加上氣泡成長導致的水流使得整體的狀態並非處於靜止狀態，使得 Young-Laplace equation 的估算仍有些微偏差。但總體而言，實驗數據、CFD 模擬結果與 Young-Laplace 並沒有太大的差異。

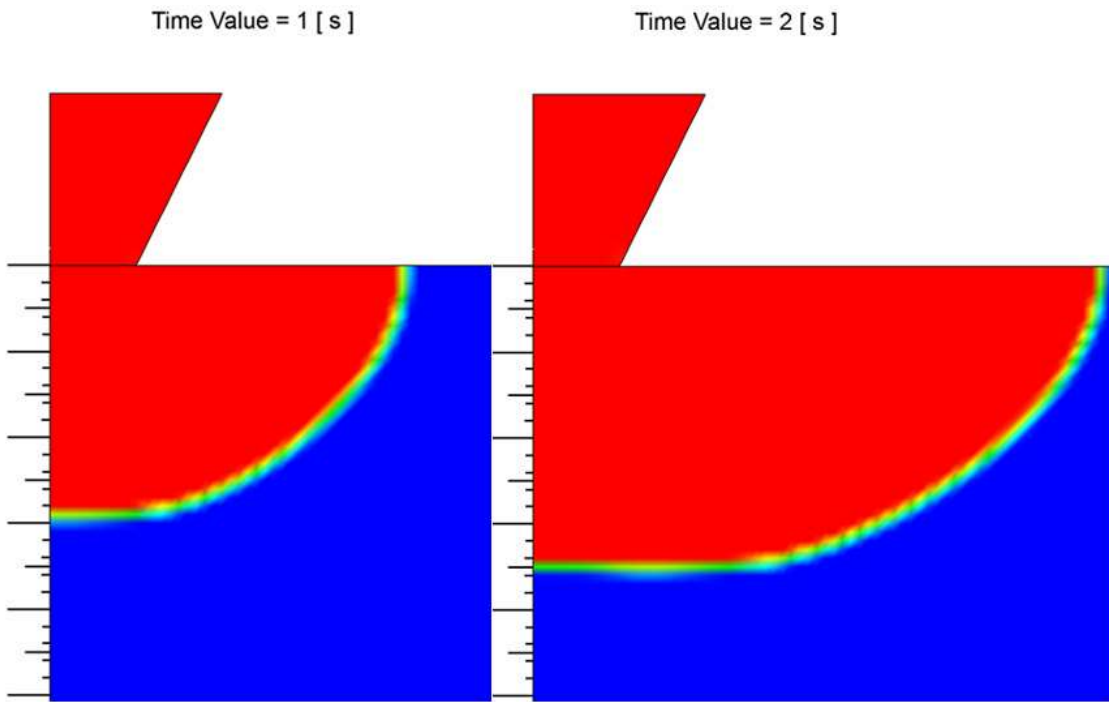


圖 3.4.2.16 數值模擬氣泡的成長

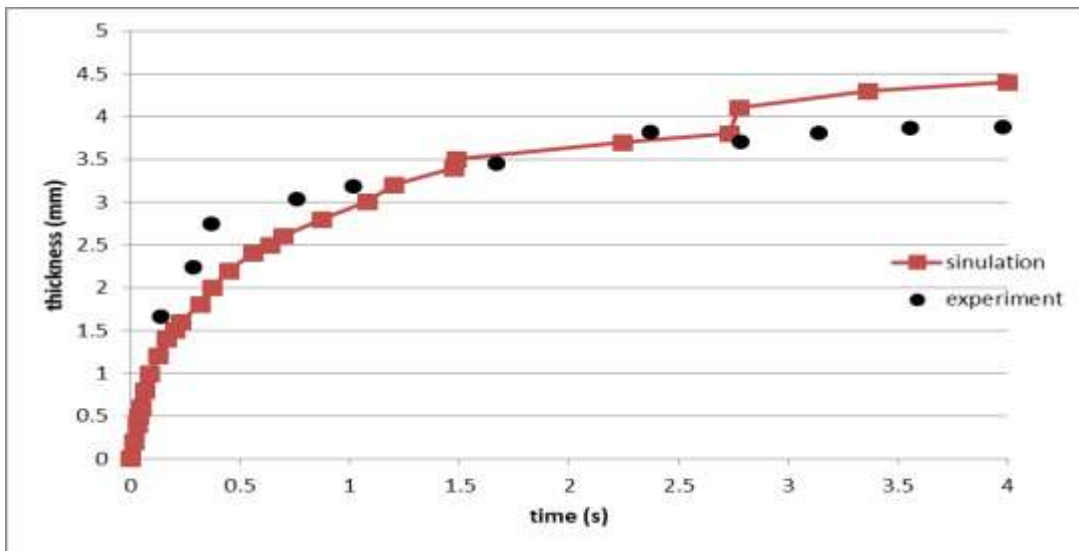


圖 3.4.2.17 模擬氣泡的成長

表 3.4.2.1 在標準條件下不通方法求得的最終厚度

	實驗	CFD 模擬	Young-Laplace
穩定厚度(mm)	3.9	4.4	4.2

由(3.4.2.8)式中可以看出液體對加熱面的接觸角也是影響氣泡厚度的重要因子，在 Das 等

人的實驗之中並未對接觸角有深入的研究。但最近的研究中，有使用奈米粒子改變加熱面之接觸角，進而改變沸騰熱傳特性，並降低臨界熱通量(CHF)之研究[14]。因此，對於氣泡成長中接觸角的影響是不可或缺的研究。為探討目前 CFD 模擬對於接觸角的物理模型，我們在相同的條件下分別使用 60 度角與 90 度角的模擬並與(3.4.2.8)互相比較。

接觸角為 60 度與 90 度的氣泡生長情形如圖 3.4.2.18 所示，我們可以清楚看到在氣泡較小時，接觸角對於氣泡的生長並無顯著的影響。但是，當氣泡成長較大、形成氣膜之後，較小的接觸角會使氣泡厚度增加更快，在模擬開始約兩秒之後就可以看出顯著的差異，較小的接觸角會使得氣泡維持較大的曲度，如圖 3.4.2.19 所示，而較大的接觸角則無法維持曲度，使得氣泡生長方向轉為橫向，也較早達到穩定的厚度。最後，穩定的厚度也因為接觸角較小可以維持較大曲度的關係，使 60 度的穩定厚度較大，詳細尺寸並與(3.4.2.8)式之比較如表 3.4.2.2 所示。如同前述的結果，CFD 模擬在 60 度與 90 度皆比(4-5)的估計還要高，但是 60 度與 90 度比較之下可以發現(3.4.2.8)估計 60 度接觸角的情況會比 90 度接觸角厚 5 mm，而 CFD 模擬的結果預測 60 度接觸角的情況會比 90 度接觸角厚 6 mm。依此來看，目前 CFD 現有的數值模型對於接觸角的影響是頗為精準的。

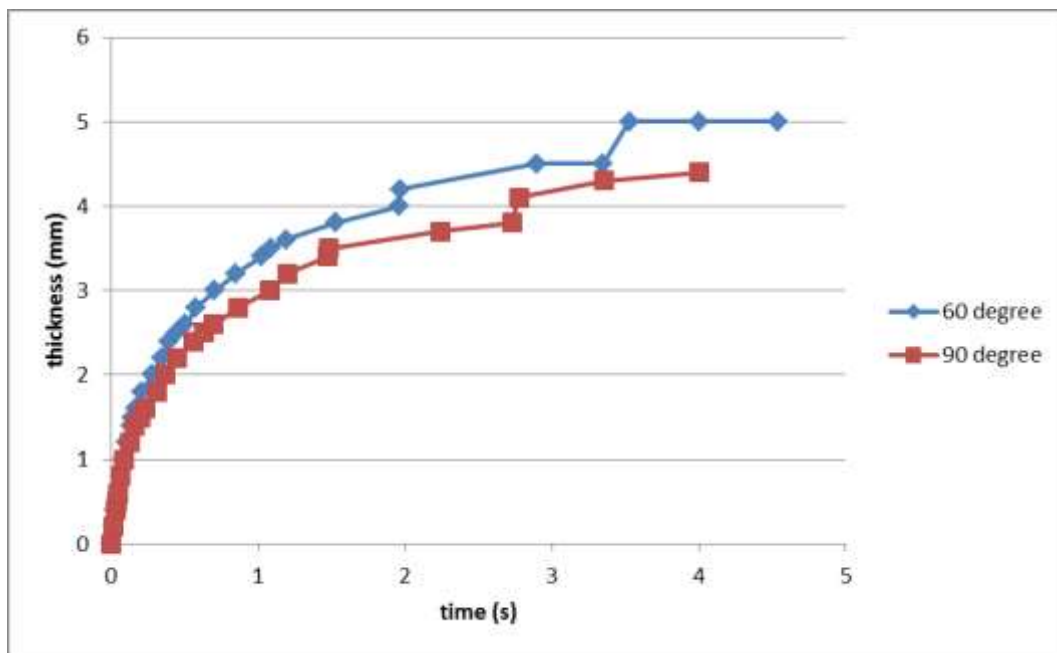


圖 3.4.2.18 不同接觸角之氣泡生長情形

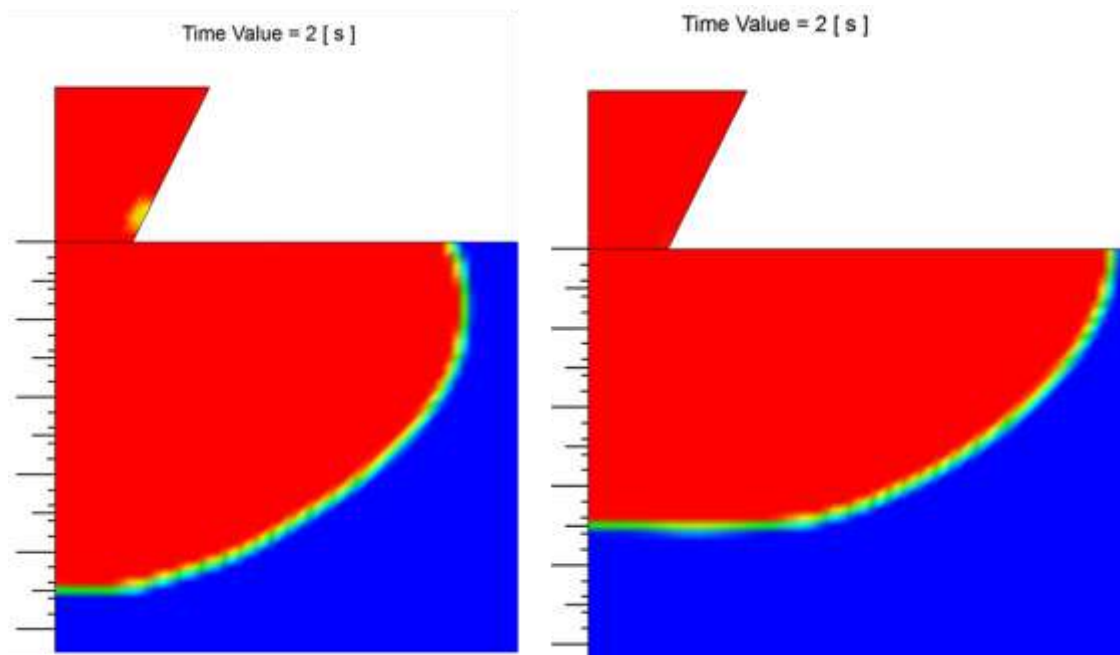


圖 3.4.2.19 不同接觸角之氣泡生長情形

表 3.4.2.2 在不同接觸角下求得的最終厚度(mm)

接觸角(°)	CFD 模擬	Young-Laplace
90	4.4	4.2
60	5.0	4.7

透過對現有數值模型建立並在標準條件下與實驗的驗證，並改變不同接觸角與理論相比，我們可以得到以下的結論。

- 現有的數值模型可以完整地重現氣泡生長的過程
- 現有數值模型會高估最終的氣膜厚度
- 接觸角對氣泡生長的效應可以完整的反應在 CFD 模擬之中

在驗證氣泡在絕熱的向下表面之運動與成長情形之後，我們需要更進一步地驗證在加熱情況下，CFD 現有模型對於熱傳現象的預測。我們選用 Chueng 等人的實驗[15]。在實驗中使用向下的半球型曲面作為加熱面。並量測各個角度上熱通量與壁面過熱度並繪製成沸騰曲線。由熱通量與壁面過熱度可以推得等效熱傳係數(effective heat transfer coefficient)，代表了熱傳特性。因此熱通量與壁面過熱度的實驗數據對於 CFD 模擬是為良好的驗證工具。

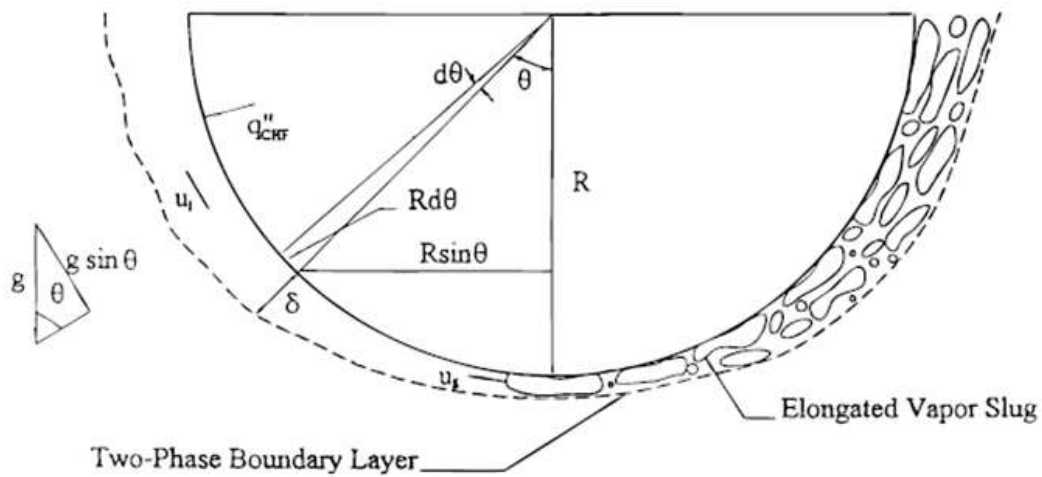


圖 3.4.2.20 向下加熱曲面示意圖(Chueng, 1999)

在實驗中，直徑為 0.305 m 的半球被放入熱水中，如圖 3.4.2.20 所示。實驗中，有測試不同水的次冷度，10 度到 0 度皆有，但是在沸騰曲線上不同的次冷度會收斂到同一條線上，意即有相同的熱傳特性。為此，在模擬中僅選用次冷度為 0 的條件作為驗證基準。在加熱過程中，汽泡會先由最底部產生，待汽泡成稍大之後，會隨著曲面因浮力而上升。因而造成各角度上熱傳係數的不同。為模擬此現象，網格與邊界條件的設定如圖 3.4.2.21 所示，計算域為一軸對稱的彎型通道。因實驗數據最高一點只取到 60° 的位置，所以在 90° 的位置可以用一垂直向上的牆壁來簡化模型，而非完全照實驗創建一半球型。在半圓形的區域中，網格尺寸為徑向 0.1 mm，弧長 2° 。外側牆壁距離內側牆壁足夠遠而不會影響到沸騰現象。邊界條件一如圖 3.4.2.11 所示，除圓弧上有熱通量之外，其餘部分皆是絕熱之壁面。

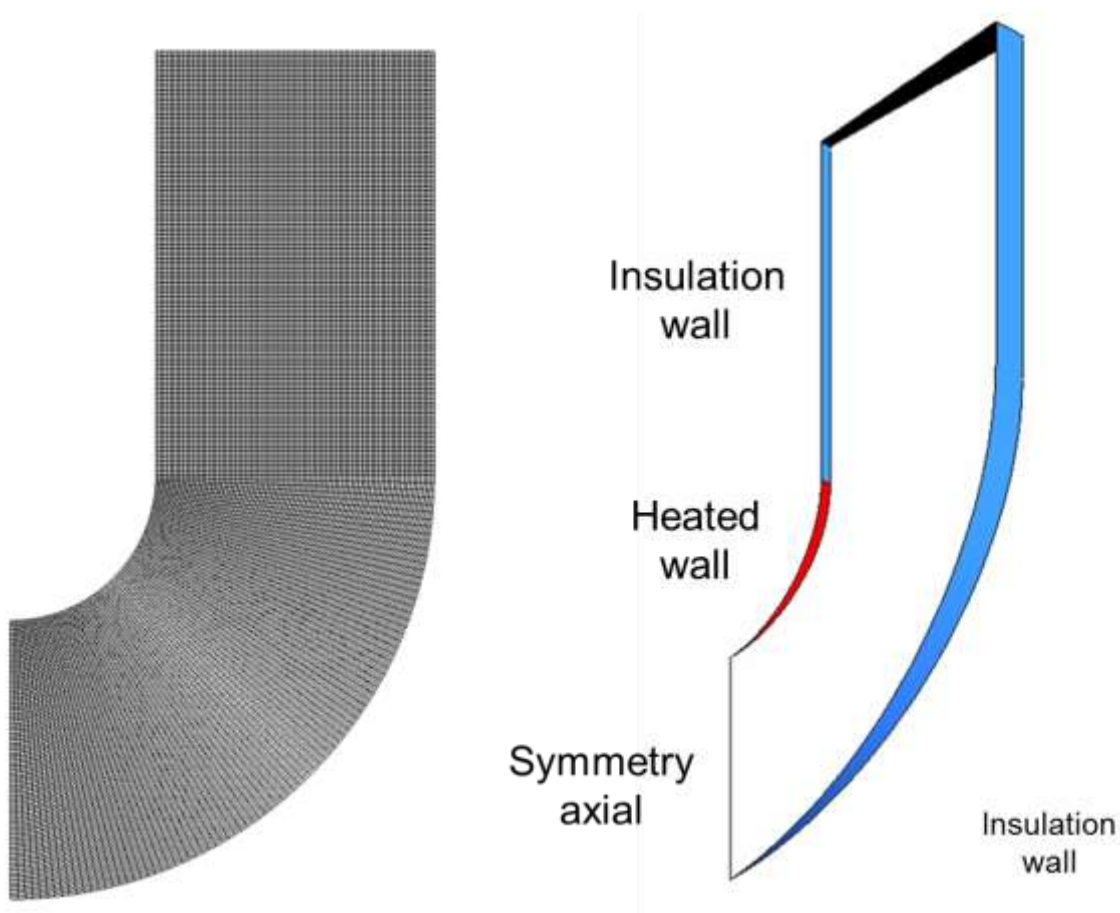


圖 3.4.2.21 網格與邊界條件

整個向下熱傳的過程中，核沸騰是最有效帶走熱量的階段，在此階段中，爐壁之完整性並未收到損傷，一旦達到 DNB 代表爐壁之完整性受損。因此利用 CFD 分析程式進行下加熱式表面之雙相流與沸騰熱傳現象分析能為核能安全提供更多的保障。CFD 在處理表面熱通量 (Wall heat flux) 與壁面過熱度 (Wall superheat) 時使用 Kurul and Podowski(1991) 的模型，將表面熱通量分為三種機制，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淬火效應 (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'' ，如下式所列

$$q_{tot}'' = q_e'' + q_q'' + q_c'' \quad (3.4.2.9)$$

其中影響最多的蒸發熱為有效成核密度 (Active nucleation site density; n_A)、汽泡脫離直徑 (bubble departure diameter; D_d)、汽泡脫離頻率 (bubble departure frequency; f_d) 以及工作流體的潛熱 (latent heat; h_{fg}) 之函數，如下式。

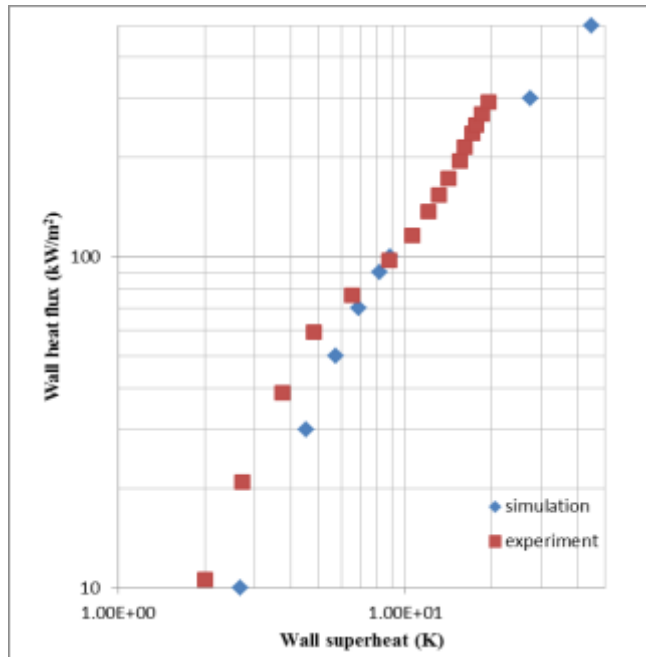
$$q_e'' = \frac{\pi}{6} D_d^3 \rho_v h_{fg} f_d n_A \quad (3.4.2.10)$$

因此在沸騰熱傳中有效成核密度、汽泡脫離直徑以及汽泡脫離頻率為最重要的參數。常見的模型整理如表一。但必須注意的是在 Lemmert and Chawla 以及 Tolubinsky and Kostanchuk 模型中的經驗參數皆是由平板向上加熱的實驗數據求得，因此在向下加熱的條件之下，這些經驗參數是需要調整的。而 Cole 的模型只考慮浮力對汽泡脫離的影響，換而言之，適合用於液體靜止的池沸騰，且不考慮對流所造成的汽泡脫離效應。

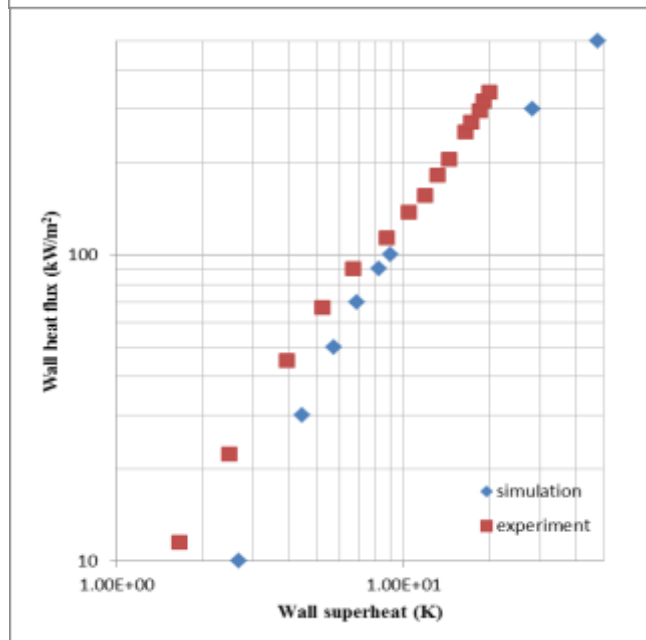
表 3.4.2.3 不同模式比較

Parameter	Models	Formula
Nucleation site density	Lemmert and Chawla (1977)	$n_A = C^n (T_w - T_{sat})^n$
Departure diameter	Tolubinsky and Kostanchuk(1970)	$D_d = \min(D_{ref} \exp(-\frac{T_{sat} - T_l}{\Delta T_{ref}}), D_{max})$
Departure frequency	Cole (1960)	$f_d = \sqrt{\frac{4g(\rho_l - \rho_v)}{3C_D D_d \rho_l}}$

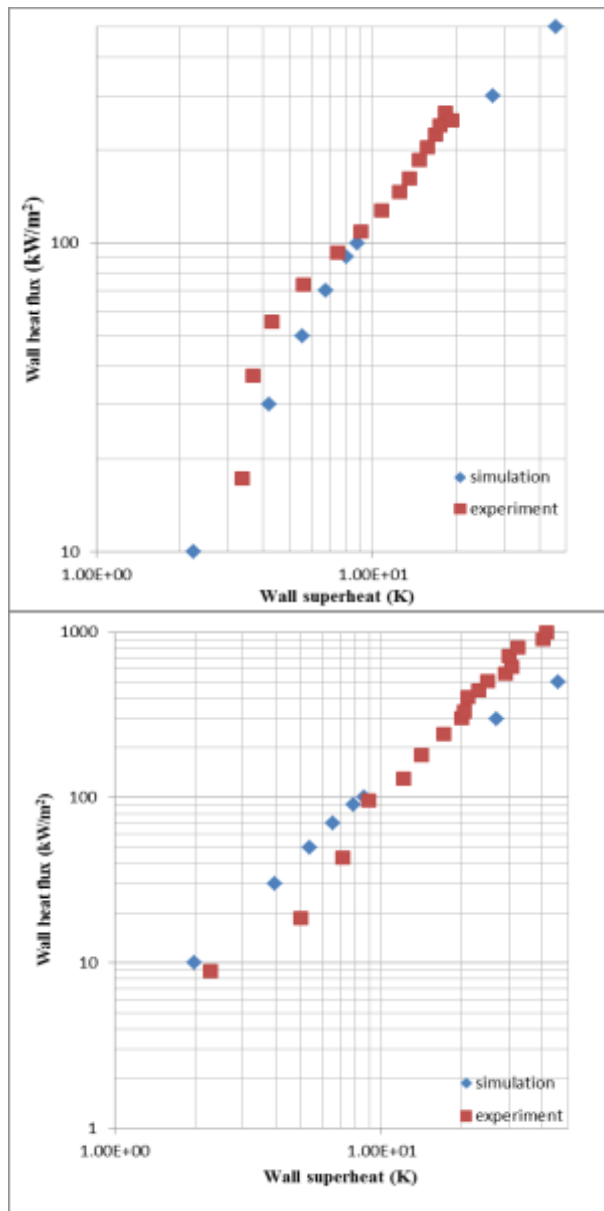
在不同的熱通量加入模型後可計算出在不同位置的沸騰曲線，如圖 3.4.2.22 所示。其中每一個模擬的點(藍點)都代表一個使用不同熱通量的穩態結果，實驗點(紅點)也是穩態之下的結果。由圖可以看出 CFD 模擬的結果與實驗數據相比之下，在有相同的壁面過熱度時，除了 60°的位置外，CFD 預測的壁面熱傳量皆較低，意即 CFD 所預估的熱傳係數會比較低，換而言之，低估了傳熱的能力。而在 60°的位置且熱通量小於 100 kW/m² 時，CFD 反而高估了熱傳能力，這是其他角度未曾觀察到的現象。推測是在現實中，汽泡脫離頻率會隨著角度改變而有所不同。在角度小的底部時，因著球體形狀而有不穩定性，很容易因著浮力而滑動、上升。而現有的模型並未考慮到角度的效應，因此需要更進一步的修正。



(a)



(b)



(c)

(d)

圖 3.4.2.22 模擬與實驗結果比對 (a) 0° (b) 18° (c) 36° (d) 60°

為了更深入了解沸騰熱傳中的機制，對實驗數據與模擬結果進行更進一步的分析。從沸騰曲線上來看，可以發現不論實驗數據或著模擬結果都可以分成兩段區域，如圖 3.4.2.13 所示，高熱通量與低熱通量，這兩個區域都可以用迴歸分析得到下式中的 n 值。

$$q'' \propto \Delta T^n \quad (3.4.2.11)$$

n 值在對數軸上表現出來就為直線的率，圖 3.4.2.23 以 0° 位置為例，以 100 kW/m² 作為分界點，對高熱通量與低熱通量之實驗數據與模擬結果進行迴歸分析。迴歸分析的結果統整於表 3.4.2.3。

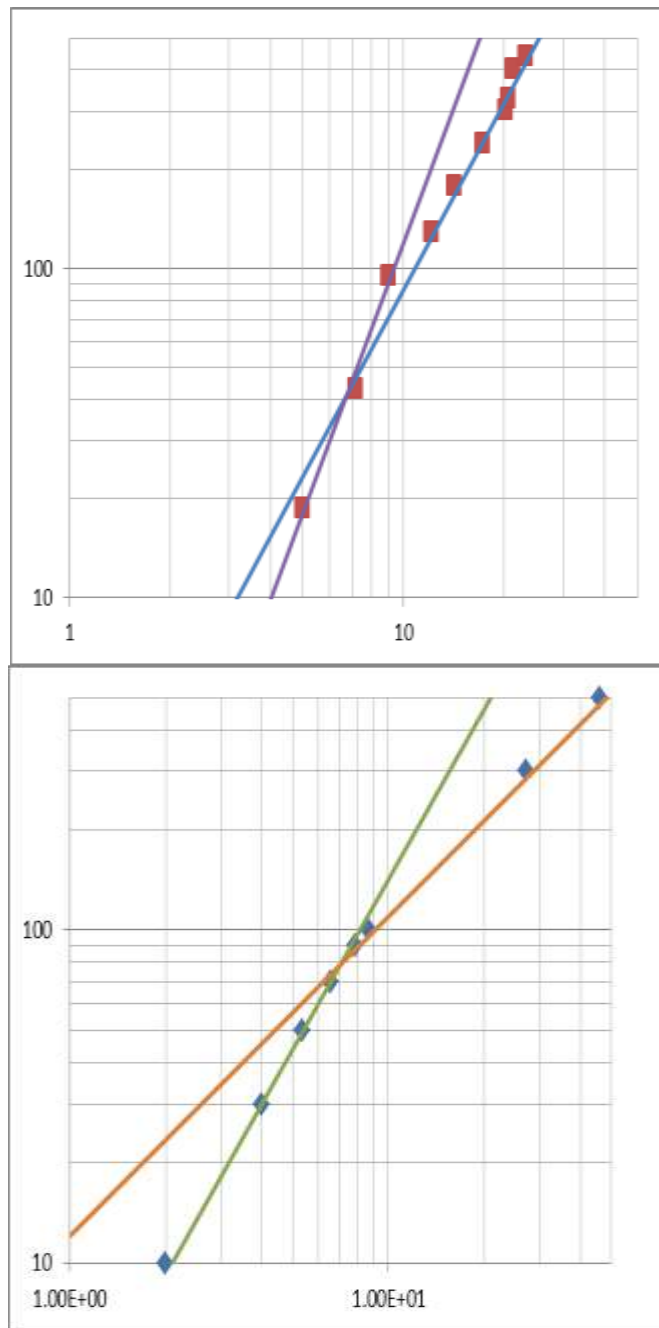


圖 3.4.2.23 對 0°位置的兩段迴歸分析

表 3.4.2.3 迴歸分析之結果

		Experiment	Simulation
0°	low q''	1.82	1.87
	high q''	1.70	1.04
18°	low q''	1.49	1.93
	high q''	1.50	0.970
36°	low q''	1.55	1.82
	high q''	1.37	0.970
60°	low q''	2.72	1.70
	high q''	1.46	0.96

由上表可以看出，在各個角度都可以看到低熱通量的 n 比較高，而高熱通量的 n 值比較低，這代表說熱傳係數隨著溫升高的趨勢放緩，也代表這兩個區域不同的沸騰機制。再看到模擬結果的分析，也是可以看到低熱通量的 n 比較高、不同熱傳機制的的作用。但是比較實驗與模擬結果，可以發現模擬結果再低熱通量高估很多，而相反的再高熱通量之下反而低估很多。這些有可能來自於現有模型對向下加熱曲面的熱傳機制還有未考慮到的地方，如自然對流、汽泡滑移等熱傳機制。目前這些還留有很大的研究空間。

3.4.2.3 熔融物質模擬緊急爐心冷卻系統之熱流研究

3.4.2.3.1 熔融鹽淬冷實驗

本研究團隊曾研究熔融硝酸鹽 Hitec(53%KNO₃+40%NaNO₂+7%NaNO₃)之熱流性質[40]。且在文獻[39]中有以 Solar salt (60%KNO₃+40%NaNO₃, Solar salt)作為模擬 IVC-ERVC 的爐心熔融物質的工作流體。因此，為了選擇適切的高溫熔融物質淬冷實驗平台的工作流體，本研究的第一年評估使用熔點較低的 Hitec (約 142°C)進行了熔融鹽淬冷實驗，冷卻液為去離子水。實驗平台的示意圖如圖 3.4.2.24 所示，平台重要的組件分別有加熱錫爐、不鏽鋼漏斗、冷卻水燒杯、攝影機、透明安全防護架等。首先手持式加熱爐將定量的熔融鹽(約 56 g)加熱至液態後，經由不鏽鋼漏斗傾倒至冷卻水槽，同步地利用攝影機進行拍攝。為了進一步探討冷卻水容量對於淬冷現象的影響，冷卻水將分別以 50 ml、100 ml、300 ml 進行淬冷現象觀察。架設的實驗平台實體如圖 3.4.2.25 所示。

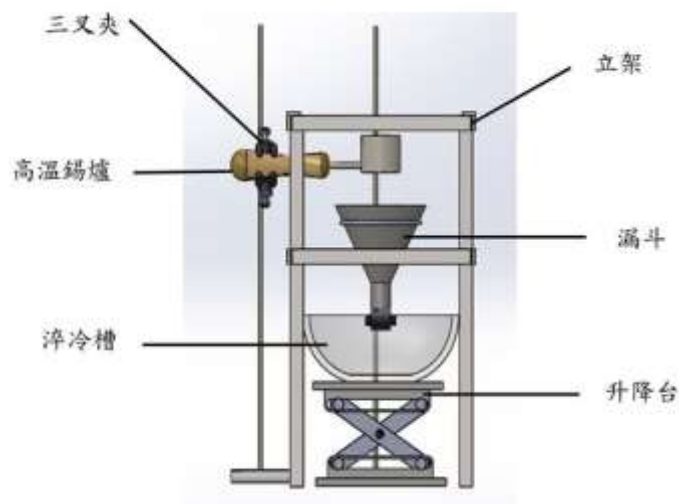


圖 3.4.2.24 熔融鹽淬冷實驗平台示意圖

熔融鹽淬冷實驗主要步驟如下：

- (1) 於淬冷槽裝入定量的去離子水水量。
- (2) 將 56 g 的固態硝酸鹽置入手持錫爐內，並開啟錫爐開關開始加熱至 300°C。待硝酸鹽加熱到呈液態。
- (3) 開啟攝影機準備錄製。
- (4) 將錫爐內所有硝酸鹽全數倒入於漏斗處並拍攝 Hitec 於去離子水的淬冷過程。
- (5) 儲存攝影機錄製的影片、關閉錫爐開關。
- (6) 靜置錫爐及淬冷槽降至室溫。
- (7) 將淬冷槽溶液倒至廢液槽並用去離子水清洗淬冷槽。
- (8) 依實驗目的調整去離子水水量，重複步驟(1)至(7)。



圖 3.4.2.25 熔融鹽淬冷實驗架設圖

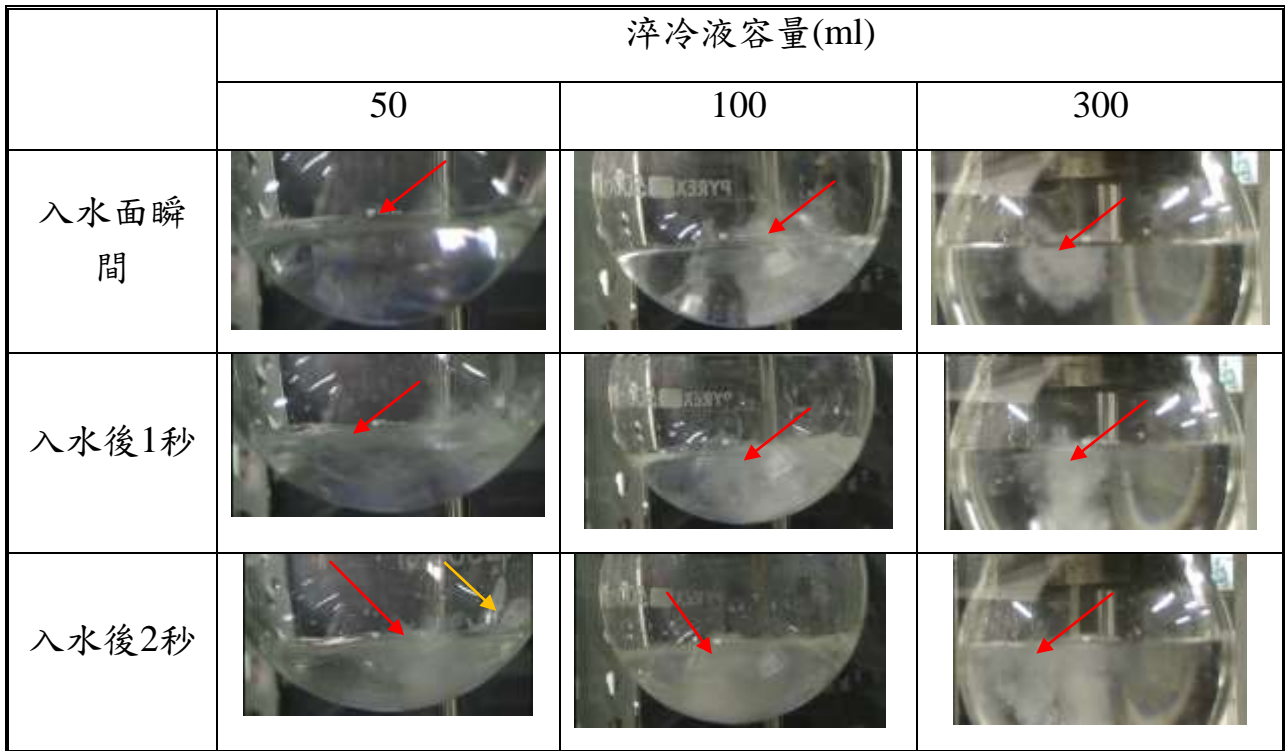


圖 3.4.2.26 不同冷卻水容對熔融鹽淬冷過程的影響(紅色箭頭表示為落水處)

圖 3.4.2.26 為熔融鹽在去離子水分別為 50 ml、100 ml 及 300 ml 的淬冷過程。由圖中可發現高溫熔融鹽在 50 ml 淬冷池會產生劇烈的沸騰現象，且有部份的熔融噴濺在容器表面。隨著淬冷池水量增加至 100 ml 及 300 ml 時，溶液沸騰及噴濺現象將逐漸趨緩，凝結後的熔鹽顆粒較為細小且容易溶解於水中，特別在 300ml 淬冷池時，熔融鹽因沸騰蒸氣的產生，藉由上升氣流沖散熔融鹽，使其變得更為細小的顆粒且更易溶於水中。然而，這三組的實驗結果發現，熔融鹽溶解於水中的特性，可能不適合作為模擬反應爐已融化的熔融物質，較為適切之模擬物質應在淬冷不會容於冷卻水，且不與淬冷池產生化學反應。

為了克服熔融鹽在淬冷過程會溶解於水的問題，本研究進一步採用較低熔點之銅磷合金 (CI-P007 Spec Class) 作進一步的測試，合金成份為 95% 為銅，5% 為磷，熔點為 700°C。首先以高溫噴槍(能達 1300°C) 熔化銅焊條，使其呈水滴狀滴入淬冷水中，淬冷凝固後之銅粒如圖 3.4.2.27 所示，其顆粒直徑大小約為 5 mm，底部呈彈頭狀、上部為一凹穴狀。由於高速攝影機在高拍攝速度(15,000 frames/s) 下進行時，其拍攝時間極短(約 2 秒多)，不易捕捉到完整的淬冷再凝固的過程。



圖 3.4.2.27 淬冷凝固後之銅磷合金粒

3.4.2.3.2 金屬熔融物實驗模擬平台設計及實驗

本研究採用銅磷合金(CI-P007 Spec Class)之熔融金屬為工作流體，其熔點為 700°C ，因此高溫加熱爐必需操作於更高的溫度。在高溫的操作條件下，購買了一組高溫噴焊槍如圖 3.4.2.28，其最溫度能到 1300°C ；銅磷合金焊條則鎖在端子台上並以固定夾夾住端子台如圖 3.4.2.29，金屬熔融物實驗平台初步架設如圖 3.4.2.30。圖 3.4.2.31 為實驗中的端子座近距離之影像；其實驗先以圖 8 的對焦焊條使高速攝影機調整到適合的影像再取走對焦焊條，取另一固定座固定高溫噴焊槍使其槍口對準圖 3.4.2.31 的實驗焊條後開啟焊槍，等待焊條熔融後因重力自然滴落至盛有去離子水的冷卻槽，再以高速攝影機擷取其影像。



圖 3.4.2.28 高溫噴焊槍



圖 3.4.2.29 端子座及固定夾

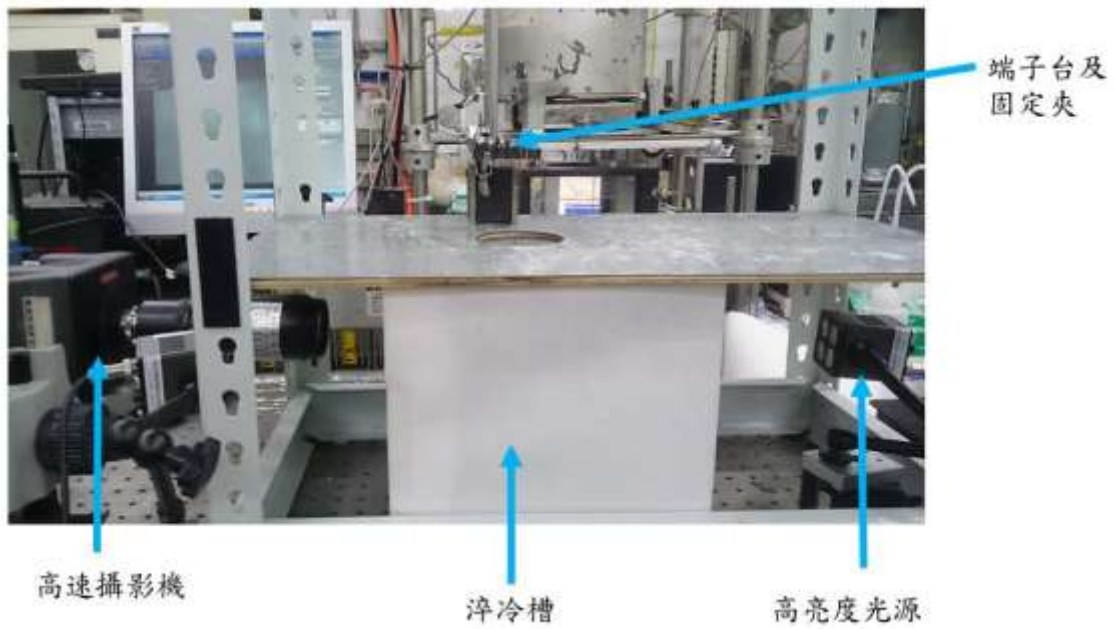


圖 3.4.2.30 金屬融熔實驗平台

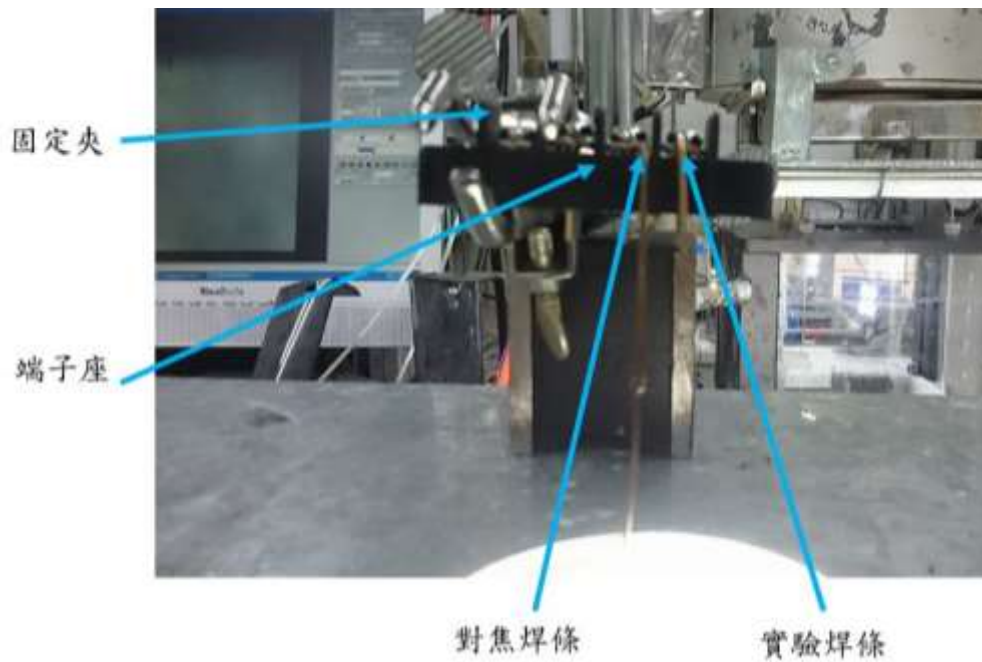


圖 3.4.2.31 為實驗中端子座及焊條近距離影像

本研究實驗部分的目的希望取得金屬融滴落入去離子水中之淬冷影像。目前已取得 3 組由高速攝影機取得的淬冷過程如圖 3.4.2.32 所示，由影片中可看出熔滴四周表面有明顯蒸氣膜為膜沸騰氣液介面有明顯的皺褶波紋，這可能因為氣-液的速度差導致的介面不穩定性。實驗結束後量測冷卻金屬之大小 3 組直徑皆為 5 mm 如圖 3.4.2.33。另外，我們亦也以凝固的金屬物體直接落入水中的影片來進行比較由圖 3.4.2.34 所示，其氣液介面並沒有明顯皺褶波紋。

實驗1



實驗2



實驗3



圖 3.4.2.32 由高速攝影機擷取之 3 組金屬熔滴淬冷過程



圖 3.4.2.33 3 組凝固熔滴金屬之尺寸對照，由左至右依序為實驗 1、2、3

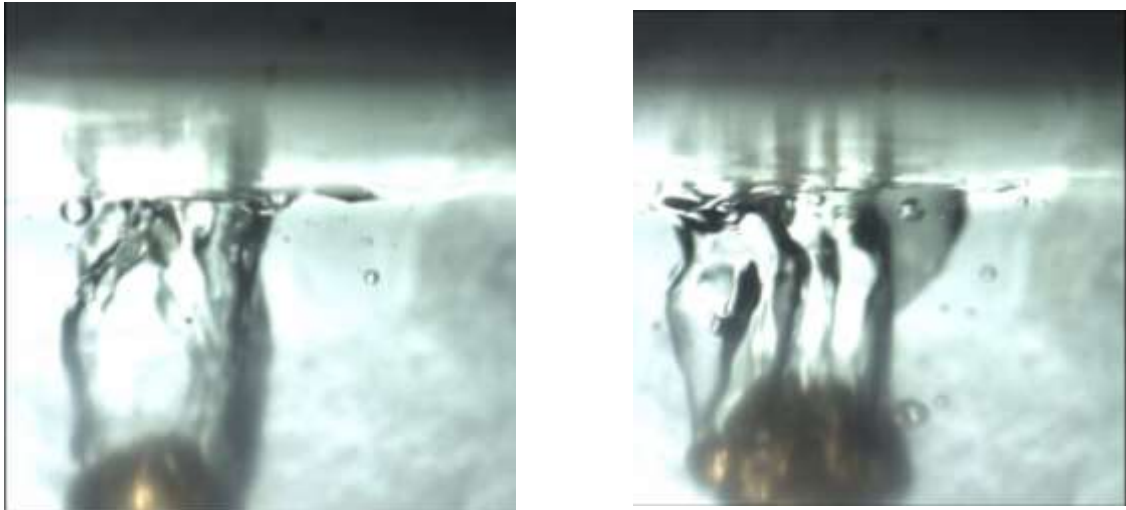


圖 3.4.2.34 金屬顆粒落入水中之影像

為了更準確觀察熔融態物質滴落至冷卻熔液中，圖 3.4.2.35 為新的實驗架設、圖 3.4.2.36 則為關鍵作動示意圖，以氣壓缸推動活塞軸進入加熱管內以堵住加熱管管口，再以高溫加熱爐加熱以活塞軸堵住的加熱管，待加熱到指定溫度後再置入要熔融物質，等物質完全熔融後以氣壓缸拉起活塞軸，熔融物質便會從加熱管管口落下滴入底下的透明玻璃的淬冷水槽，再以高速攝影機拍攝高溫熔融物質淬冷的現象。目前此架設已成功測試高溫熔融金屬落於底下淬冷水槽中，也成功拍攝到其淬冷過程。然而目前加熱管之設計導致內部難以清理。在 105 年度第二年的計畫將有新加熱管及活塞軸設計使每次實驗結束後能快速清理管內物質並馬上進行下一實驗。



圖 3.4.2.35 高溫熔融物質實驗架設

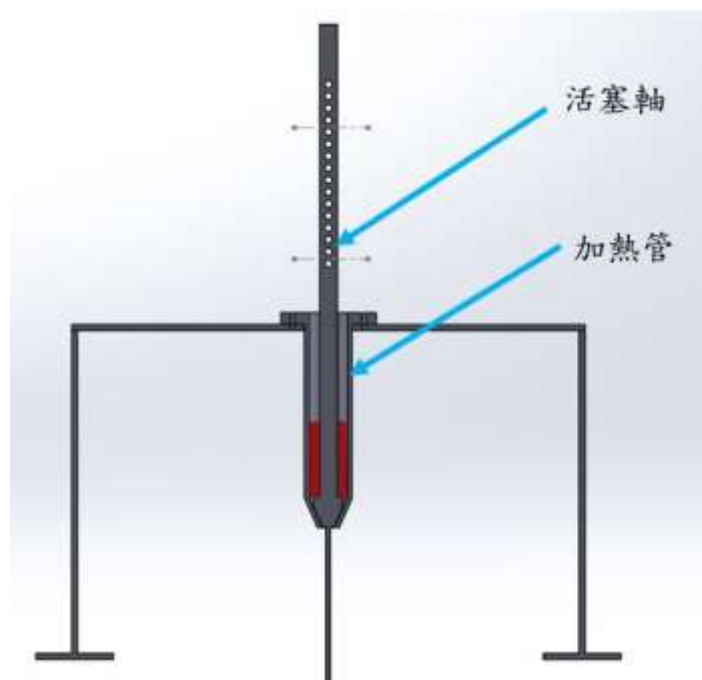


圖 3.4.2.36 活塞軸與加熱管示意圖(紅色部分為熔融物質)

3.4.2.3.3 燃料棒熔毀前的乾化熱流分析

本研究分析的部分在於發展一個可以提供物理架構(如液滴尺寸、氣液相對速度、氣液間熱傳效應與熱不平衡效應)的一維物理模型，將可適用於完整的液滴流膜沸騰區，藉以評估氣液之間的熱不平衡效應，並探討乾化之後的熱流情況。

A. 模型建構

A.1 守恆方程式

為了更進一步地了解乾化後的基礎物理現象，本研究採用物理機制模型(Mechanistic model)，用守恆方程式(質量守恆、動量守恆與能量守恆)考慮汽液兩相之間的相互作用[47]。為了簡化後乾化區的複雜問題，本研究所作假設如下：

- 假設於環狀流的液膜乾化前，液滴與蒸氣兩者熱平衡。
- 因液滴的體積極小，假設液滴的溫度維持在飽和溫度；即不考慮液滴的能量變化。
- 蒸氣的動量變化將可由蒸氣的速度變化計算出。
- 系統壓力維持不變。
- 假設瀾散於管中的液滴尺寸單一，可由平均液滴尺寸表示。
- 假設沒有液滴聚合的情況；但隨著液滴與蒸氣的相對速度變化可能造成剪應力過大而有液滴分裂的情況。

液滴動量守恆：

液滴瀾散於管中主要會受到重力與阻力的影響，進而造成液滴的動量變化：

$$\rho_l u_d \frac{du_d}{dz} = -g(\rho_l - \rho_v) + \frac{3}{8r_d} C_D \rho_v (u_v - u_d)^2 \quad (3.4.2.12)$$

其中 C_D 為阻力係數，將於小節 3.1.3. 其它組合方程式中討論。

液滴質量守恆：

傳至液滴的熱量將造成液滴蒸發，進而減小液滴的平均半徑：

$$\frac{dr_d}{dz} = \frac{1}{u_d} \frac{dr_d}{dt} = \frac{-(q_{wd,wet} + q_{wd,dry} + q_{vd,conv} + q_{wd,rad} + q_{vd,rad})}{u_d (4\pi r_d^2) \rho_l i_{lv}} \quad (3.4.2.13)$$

其中 $q_{wd,wet}$ 、 $q_{wd,dry}$ 、 $q_{vd,conv}$ 、 $q_{wd,rad}$ 、 $q_{vd,rad}$ 分別為牆壁經由濕接觸(wet contact)與乾接觸(dry contact)傳給液滴的熱量、經由熱對流從蒸氣傳至液滴的熱量、經由熱輻射從牆壁與蒸氣傳至液滴的能量。以上所提之熱傳途徑將於下一節詳細討論。

蒸氣質量守恆：

液滴蒸發會造成蒸氣質量增加，即增加管中的蒸氣乾度：

$$G \frac{dx_a}{dz} = -u_d N \rho_l 4\pi r_d^2 \frac{dr_d}{dz} \quad (3.4.2.14)$$

其中 N 為單位體積中所具有的液滴數量(液滴密度)，可由下列定義式求得：

$$N = \frac{3(1-\alpha)}{4\pi r_d^3} \quad (3.4.2.15)$$

蒸氣能量守恆：

管壁所受到的熱通率將分別傳給蒸氣與液滴：

$$q_w'' \pi D = q_{wv}' + q_{wd}' = G \frac{\pi D^2}{4} C_{p_v} \frac{dT_v}{dz} + [i_{lv} + C_{p_v} (T_v - T_{sat})] \frac{dx_a}{dz} \quad (3.4.2.16)$$

上式右手邊第一項為使蒸氣內能增加的能量，第二項則為使液滴蒸發的能量加上使「新蒸發」的蒸汽溫度升至平均蒸汽溫度的能量。

由以上四個守恆式，可得出液滴流膜沸騰的基礎物理架構，即液滴速度、液滴尺寸、蒸氣乾度與蒸汽溫度。

B. 熱傳機制

本模型考慮了液滴流膜沸騰中七種不同的熱傳效應：能量從管壁經由濕接觸與乾接觸傳給液滴($q_{wd,wet}$ 、 $q_{wd,dry}$)、能量經由熱對流從管壁傳給蒸氣($q_{wv,conv}$)、能量經由熱對流從蒸氣傳

給液滴($q_{vd,conv}$)、能量經由熱輻射從管壁傳給蒸氣與液滴($q_{wv,rad}$ 、 $q_{wd,rad}$)、能量經由熱輻射從蒸汽傳給液滴($q_{vd,rad}$)，如圖 3.4.2.37 所示。

B.1 液滴與牆壁作用

本模型考慮了液滴與壁面的濕接觸(wet contact)與乾接觸(dry contact)兩種不同的熱傳方式。於乾化點附近，壁溫相對較低，液滴大量沉積於管壁之上，是故於過渡沸騰區的主要熱傳機制為濕接觸(wet contact)；當壁溫上升，液滴逐漸無法與牆壁直接接觸，流譜轉變成穩定膜沸騰區，此時液滴只能以膜沸騰的方式帶走熱量，是故乾接觸(dry contact)為穩定膜沸騰區的壁液熱傳機制。

過渡沸騰邊界

為了考慮過渡沸騰效應，首先必須決定過渡沸騰的邊界。本研究假設當表面溫度超過萊登弗洛斯特溫度(Leidenfrost temperature)，即最小穩定膜沸騰溫度(Minimum film boiling temperature, T_{mfb})，液滴將無法直接與壁面接觸；換言之，當壁溫超過最小穩定膜沸騰溫度時，流譜將由過渡沸騰轉換至穩定膜沸騰。本研究採用 Carbajo[56]所提出之最小穩定膜沸騰溫度預估式計算各流動情況之下的最小穩定膜沸騰溫度(T_{mfb})。將所計算出的 T_{mfb} 數值與後乾化區的壁溫數據[54,55]相較，可得到過渡沸騰於不同流動情況下的區域邊界 z_{max} 。

考慮可能影響過渡沸騰的物理參數並以 Buckingham pi theorem 進行無因次分析，本研究發展了以下的經驗式，可預估過渡沸騰效應的最大影響範圍，即過渡沸騰的邊界(z_{max})

$$\begin{aligned} \frac{z_{max} - z_0}{D} &= 0.013 \times \text{Re}_l^{-0.95} \left(\frac{D\sqrt{q_w''G}}{\sigma} \right)^{1.4} \text{Bo}^{-0.55} \frac{P}{P_c} \leq 0.45 \\ \frac{z_{max} - z_0}{D} &= 0.2 + 0.018 \times \text{Re}_l^{-1.29} \left(\frac{D\sqrt{q_w''G}}{\sigma} \right)^{-2.5} \text{Bo}^{-6.1} \frac{P}{P_c} > 0.45 \end{aligned} \quad (3.4.2.17)$$

濕接觸(wet contact)：過渡沸騰效應

決定過渡沸騰的邊界後，下一步須估算過渡沸騰的傳熱效率。如圖 14 所示，由牆壁所傳入的熱量將分別傳給蒸氣與液滴：

$$q_w'' = (q_{wv,conv}'' + q_{wv,rad}'') + (q_{wd,wet}'' + q_{wd,dry}'' + q_{wd,rad}'')$$

於過渡沸騰區，因過熱度甚小，輻射傳熱與乾接觸(dry contact)可忽略。此區主要的熱傳貢獻為濕接觸($q_{wd,wet}$)與熱對流熱傳($q_{wv,conv}$)，兩者的關係可表為：

$$\begin{aligned} q_{wd,wet}'' &= C(q_w'' - q_{wd,dry}'' - q_{wd,rad}'' - q_{wv,rad}'') \\ q_{wv,conv}'' &= (1-C)(q_w'' - q_{wd,dry}'' - q_{wd,rad}'' - q_{wv,rad}'') \end{aligned} \quad (3.4.2.18)$$

其中 C 為濕接觸(wet contact)所佔總受熱減去少部分的熱輻射與乾接觸後所佔的比例。於乾化之前，因液膜覆蓋於表面，故 C=1；於過渡沸騰邊界處，因液滴無法再直接與壁面接觸，設 C=0。分析過渡沸騰區域中的實驗數據[54,55]可發現，壁溫的溫度分佈可直接近似為一半的高斯分佈曲線，如圖 3.4.2.38 所示；而由液體的熱傳貢獻應同樣可以此法近似。是故於 C 可表為：

$$C = \exp \left[\frac{-2 \left(\frac{z - z_0}{z_{max} - z_0} \right)^2}{\left(\frac{W}{\sqrt{\ln 4}} \right)^2} \right] \quad \text{for } z_0 \leq z < z_{max} \quad (3.4.2.19)$$

其中 W 為高斯函數的標準差，其值描繪了液體所帶走的熱量比例關係，如圖 15 所示。本研究分析不同的流動情況，提出最適合的 W 值預估經驗公式：

$$\begin{aligned} W &= (1.87 \times 10^{-6}) \left(\frac{z_0}{D} \right)^{2.02} \left(\frac{P}{P_c} \right)^{-0.61} \quad \text{if } \frac{P}{P_c} \leq 0.45 \\ W &= 0.11 + \frac{2.90 \times 10^{-4}}{Bo} \exp \left[\frac{- \left(\ln \left(\frac{Bo}{2.97 \times 10^{-4}} \right) \right)^2}{0.0191} \right] \quad \text{if } \frac{P}{P_c} > 0.45 \end{aligned} \quad (3.4.2.20)$$

乾接觸(dry contact)：牆壁與液滴間的膜沸騰熱傳機制

本研究採用 Guo and Mishima[50] 所提出的模型估計乾接觸(dry contact)所造成的貢獻。

B.2 牆壁與蒸氣流之間的對流熱傳

本研究採用 Heineman[57]針對過熱蒸氣所提出的經驗公式計算牆壁與過熱蒸氣流之間的對流熱傳：

$$\begin{aligned} Nu_{wv} &= 0.0157 Re_v^{0.84} Pr_v^{1/3} \left(\frac{L}{D}\right)^{-0.04} & \text{for } 6 < \left(\frac{L}{D}\right) < 60 \\ Nu_{wv} &= 0.0133 Re_v^{0.84} Pr_v^{1/3} & \text{for } \left(\frac{L}{D}\right) \geq 60 \end{aligned} \quad (3.4.2.21)$$

B.3 蒸氣與液滴之間的對流熱傳

本研究採用 Lee and Ryley[58]所提出的界面熱傳係數經驗公式，以評估蒸氣與液滴之間的換熱係數：

$$Nu_{vd} = 2 + 0.74 Re_d^{1/2} Pr_v^{1/3} \quad (3.4.2.22)$$

B.4 輻射傳熱

Sun et al.[59] 提出的熱阻模型估計輻射熱傳量。根據所使用的實驗數據[54,55]，採用高溫 Nimonic 合金的 emissivity=0.4。計算結果指出輻射傳熱與其它熱傳途徑相較，貢獻很小。

C, 其它組合方程式

C.1 混合黏滯係數與阻力係數

液滴流膜沸騰為液滴與蒸汽的混合流體，是故本研究採用 Ishii and Zuber[60]所提出的混合模型計算年至係數與阻力係數。

C.2 液滴分裂條件

若汽液之間的相對速度過大，將使得液滴的表面張力無法承受蒸汽作用於其上的剪應力，進而分裂。此機制可用韋伯數表示，Yoder and Rohsenow[61]建議液滴分裂的條件為

$$We = \frac{\rho_v (u_v - u_d)^2 2r_d}{\sigma} \geq 17.5 \quad (3.4.2.23)$$

若滿足此條件，分裂後的液滴尺寸為：

$$r_{d,BU} = \frac{1}{2} \frac{We_{cr} \sigma}{\rho_v (u_v - u_d)^2} \quad (3.4.2.24)$$

因分裂前後液滴的總體積不變，故液滴密度可由下式計算：

$$\frac{4}{3} \pi r_d^3 \times N = \frac{4}{3} \pi r_{d,BU}^3 \times N_{BU} \quad (3.4.2.25)$$

$$N_{BU} = \frac{r_d^3}{r_{d,BU}^3} N \quad (3.4.2.26)$$

C.3 乾化條件探討

乾化之前，因液膜覆蓋於牆壁表面，本研究假設液滴與蒸氣兩者間處於熱平衡，即

$$T_v = T_l = T_{sat}。$$

乾化處的液滴尺寸與空泡分率可由 Yoder and Rohsenow[61]所提出的液滴生成的物理模型計算。其研究認為環狀流區域中劇烈的沸騰效應將使得液滴被丟出，並隨著蒸氣傳至下游；液滴於蒸氣中流動的時候，若液滴本身的表面張力無法承受兩相之間的速度差異造成的剪應力，將使得液滴分裂。綜合此二機制，平均液滴尺寸可由下式計算：

$$r_0 = \frac{D}{2} \frac{1}{x_0 - 0.1} \left\{ \frac{d_c}{D} (x_a - 0.1) + \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^2 \frac{17.5}{(s_f - 1)^2} \frac{\rho_v \sigma}{G^2 D} \frac{1}{\rho_v s_f} - 1 \left[\frac{1}{1 + x_a \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \frac{1}{s_f} - 1 \right)} - \frac{1}{1 + x_0 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \frac{1}{s_f} - 1 \right)} \right] \right\} \quad (3.4.2.27)$$

其中 s_f 是為乾化前的液膜與蒸氣之間的滑動比(slip ratio)，可由 Ahmad[62]所提出之經驗

公式計算：

$$s_f = \frac{u_v}{u_l} = \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.205} \left(\frac{GD}{\mu_l} \right)^{-0.016} \quad (3.4.2.28)$$

方程式(16)中的 x_a 對應液滴生成與分裂兩效應的液滴尺寸，可由以下公式決定：

$$x_a = \frac{\left(\frac{s_0 - 1}{s_f - 1} \right) \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} + \left(\frac{1}{s_0} - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) x_0 \right) - \frac{\rho_v}{\rho_l}}{\frac{1}{s_f} - \frac{\rho_v}{\rho_l}} \quad (3.4.2.29)$$

其中 s_0 是乾化點處液滴與蒸氣之間的滑移比(slip ratio)，可由液滴的動量守恆推得：

$$s_0 = \frac{1 + \sqrt{1 - \left[1 - \frac{4 \rho_l \rho_v (1 - \rho_v / \rho_l)}{3 G^2 C_D} d_c \left(\frac{\alpha_0}{x_0} \right)^2 \right] \left(1 - \frac{16 q_w'' d_c \rho_v}{3 G i_w C_D D \rho_l x_0} \right)}}{1 - \frac{4 \rho_l \rho_v (1 - \rho_v / \rho_l)}{3 G^2 C_D} d_c \left(\frac{\alpha_0}{x_0} \right)^2} \quad (3.4.2.30)$$

d_c 為液滴分裂的臨界質量：

$$d_c = \frac{\rho_v \sigma}{G^2} \frac{17.5}{(s_0 - 1)^2 \left(\frac{\rho_v}{\rho_l} + \left(\frac{1}{s_0} - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right) x_0 \right)^2} \quad (3.4.2.31)$$

乾化點處的空泡分率定義如下：

$$\alpha_0 = \frac{x_0}{x_0 + s_0 \frac{\rho_v}{\rho_l} (1 - x_0)} \quad (3.4.2.32)$$

因公式(3.4.2.30-3.4.2.32)彼此相依，需要以迭代的方式決定於乾化點蒸氣乾度 x_0 的 α_0 、

s_0 與 d_c ，其中 x_0 可由能量方程式推算。得到以上的資訊後，乾化點的液滴與蒸氣速度將可由下列兩式決定：

$$u_{d0} = \frac{G(1-x_0)}{\rho_l(1-\alpha_0)} \quad (3.4.2.33)$$

$$u_{v0} = \frac{Gx_0}{\rho_v\alpha_0} \quad (3.4.2.34)$$

D. 結果與討論

D.1 壓力對於液滴流膜沸騰熱傳的效應分析

圖 3.4.2.39(a)至(c)呈現了於高質量流率、高熱通率的液滴迷散流在不同的壓力之下的壁溫預測結果；圖 3.4.2.40(a)至(c)則呈現了於低質量流率、低熱通率的液滴迷散流在不同的壓力之下的壁溫預測結果。與實驗數據[19,20]相較，結果表示現有的模型將可準確預估不同情況之下的壁面溫度。當壓力增加，乾化將會提早發生，且壁溫在達到最大值後逐漸下降；同時，溫度將隨著壓力升高提高驟升幅度，顯示了高壓力之下，過渡沸騰的效應較不顯著。

本研究亦呈現了不同熱傳途徑之下液滴所吸收的熱量比例，如圖 3.4.2.41(a)(高質量流率、高熱通率)與圖 3.4.2.42(a)(低質量流率、低熱通率)所示。於兩種不同的流動情況下，增加壓力將使得濕接觸(wet contact)的效應減小，但使得乾接觸(dry contact)的效應增大。其原因應是在高壓力之下，液體所需的蒸發熱較小，使得蒸氣膜容易產生，液滴不易直接與壁面接觸而轉以膜沸騰的方式傳熱。

進一步探討蒸氣與液滴之間的傳熱(q_{vd})，可發現於高流量、高熱通率的流動情況，蒸氣與液滴之間的傳熱效率高(圖 3.4.2.41(a))，蒸氣的溫度會達到一個漸進值而非持續上升，代表著氣液之間熱不平衡現象不顯著(圖 3.4.2.41(b))；但於低流量、低熱通率的流動情況之下(圖 3.4.2.42(a))，蒸氣與液滴之間的傳熱效率差，蒸氣的溫度會不斷上升，是為高度熱不平衡現象(圖 3.4.2.42(b))。高度熱不平衡現象於低壓力時更加明顯。因為於高壓力下，液滴容易蒸發，進而使得平均蒸氣溫度降低，減少了熱不平衡程度；同時，由圖 3.4.2.42 可知於低流量、低熱通率的流動情況之下，液滴在低壓力下具有較大的表面張力，液滴不易分裂、不易增加其液滴密度致使增加熱傳面積。

D.2 質量流率對於液滴流膜沸騰熱傳的效應分析

圖 3.4.2.43(a)至(c)呈現了於高壓力、高熱通率的液滴瀾散流在不同的流量之下的壁溫預測結果；圖 3.4.2.44(a)至(c)則呈現了於低壓力、低熱通率的液滴瀾散流在不同流量之下的壁

溫預測結果。結果顯示本模型可準確地預估壁面溫度，證實了本模型的適用性。由圖 3.4.2.30 與圖 3.4.2.31 可知，增加質量通率將使得乾化延後發生、溫度升幅較小，且過渡沸騰的影響也較大。

比較不同熱傳途徑之下液滴所吸收的熱量比例，圖 3.4.2.45(a)(高壓力、高熱通率)與圖 3.4.2.46(a)(低壓力、低熱通率)顯示增加質量流率將使得濕接觸(wet contact)的效應影響增加；但由分析結果看來，增加質量流率並不顯著地影響乾接觸(dry contact)的熱傳量。

進一步探討蒸氣與液滴之間的傳熱，可發現於高壓力、高熱通率的流動情況下，蒸汽與液滴之間的傳熱效率良好，如圖 3.4.2.45(a)所示。此時蒸汽溫度會趨於定值，氣液兩相之間趨近於低度熱不平衡，如圖 3.4.2.45(b)所示；但於低壓力、低熱通率的流動情況下，蒸汽與液滴之間的傳熱能力低，如圖 3.4.2.46(a)所示，蒸汽溫度會不斷上升，兩相之間處於高度熱不平衡，如圖 3.4.2.46(b)。經研究分析，高度熱不平衡的情況在低質量流率的時候較顯著。推究其原因，雖然於低質量流率時的液滴尺寸較大而有較高的分裂可能性(具有較大機會增加總熱傳面積)；但因於低質量流率時的乾度大、液體所佔比例小，且大尺寸的液滴具有較小的液滴密度(總熱傳面積小)，使得低質量流率時的熱傳能力不佳。

D.3 熱流率對於液滴流膜沸騰熱傳的效應分析

圖 3.4.2.47(a)至(c)呈現了於高壓力、高質量流率的液滴迷散流在不同的熱通率下的壁溫預測結果；圖 3.4.2.48(a)至(c)則呈現了於低壓力、低質量流率的液滴迷散流在不同的熱通率下的壁溫預測結果。將模型預測結果與實驗數據[19,20]相比對，同樣驗證了現有的模型將可準確預估不同熱通率之下的壁面溫度。結果顯示，增加熱通率，將使得乾化提早發生，溫度升幅增大；另一方面，達到溫度最大值後，增加熱通率將使得溫度下降程度增加。

圖 3.4.2.49 與圖 3.4.2.50 亦呈現了不同熱傳途徑之下液滴所吸收的熱量比例。於高壓力、高質量流率的情況下，高熱通率將使得濕接觸(wet contact)與乾接觸(dry contact)的熱傳能力增強，如圖 3.4.2.49(a)所示；而在低壓力、低質量通率的情況下，增加熱通率卻會減少濕接觸(wet contact)的熱傳量，且改變熱通率對乾接觸(dry contact)的熱傳影響較小。其原因應是在於，增高熱通率會使得蒸氣產生量增加，使得濕接觸(wet contact)不易發生(圖 3.4.2.50(a))；但於高壓力、高流量的情況下(圖 3.4.2.49)，改變熱通量將使液滴數量差異增大大($\sim 10^{10}$)，總體熱傳量大幅提升，同時增進濕接觸(wet contact)與乾接觸(dry contact)的熱傳效率。

進一步探討蒸氣與液滴之間的傳熱(q_{vd})，可發現於高壓力、高質量通率的流動情況下，蒸氣與液滴之間的傳熱量極好(圖 3.4.2.49(a))，整體的流動情況趨近於熱平衡，蒸汽溫度趨近穩定值，如圖 3.4.2.49(b)；而於低壓力、低質量通率的情況下，蒸汽與液滴之間的傳熱差，流動情況趨近於高度熱不平衡，蒸汽溫度不斷上升，如圖 3.4.2.50(b)所示。另一方面，結果顯示於兩種不同的熱傳情況(低度不平衡／高度不平衡)之下，改變熱通量會造成不同的影

響。於低度熱不平衡的情況下，減少熱通率將使得兩相間的熱傳效率增加，其原因可能是因為低熱通率的情況下，液滴尺寸較小、液滴數量較多，總熱傳面積較大，熱傳效率較高；但於高度不平衡的情況下，增加熱通率將會增加兩相之間的熱傳效率。其原因可能為在此情況(低壓力、低質量流率)之下，高熱通率的液滴尺寸較大，液滴有較大的機會分裂，進而增加熱傳面積。

D.4 模型總準確度

研究結果顯示，本研究所提出的模型有效地改善了液滴流膜沸騰的壁面溫度預測結果。若不考慮過渡沸騰的效應，如圖 28 所示，將造成近乾化點處部分的壁溫預測值高於文獻中的實驗量測值[19,20]，顯示了過渡沸騰效應的重要性。圖 3.4.2.52 呈現了改善後的模型預測結果，與文獻中的實驗數據 [44,45] 相較，流動範圍包含 $P = 30 \sim 140\text{bar}$, $q'' = 204 \sim 1837\text{kW}/\text{m}^2$ and $G = 380 \sim 5180\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ 的 1394 個實驗數據點可得到準確的預估結果於方均根(Root mean square) 8.8% 與標準差 8.81% 中，顯著地提升模型預測液滴流膜沸騰的準確性。

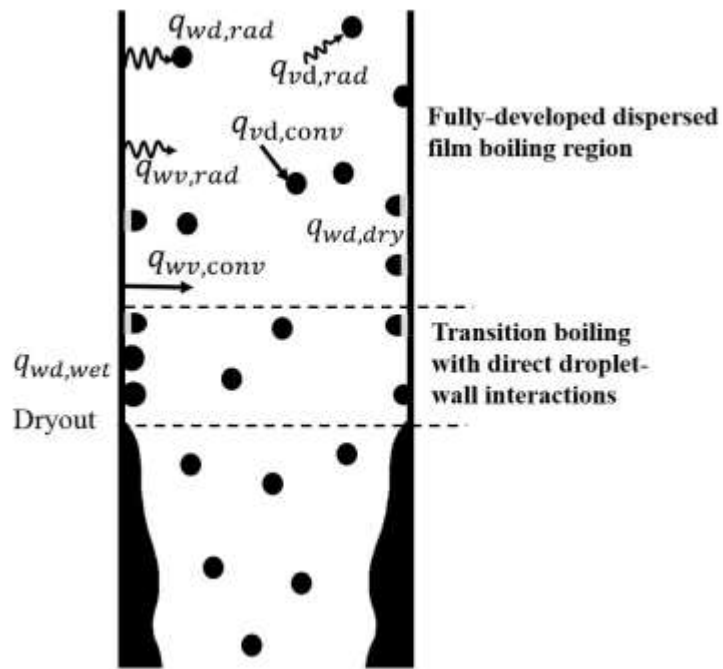


圖 3.4.2.37 液滴流膜沸騰的熱傳機制(Re-plotted from[36])

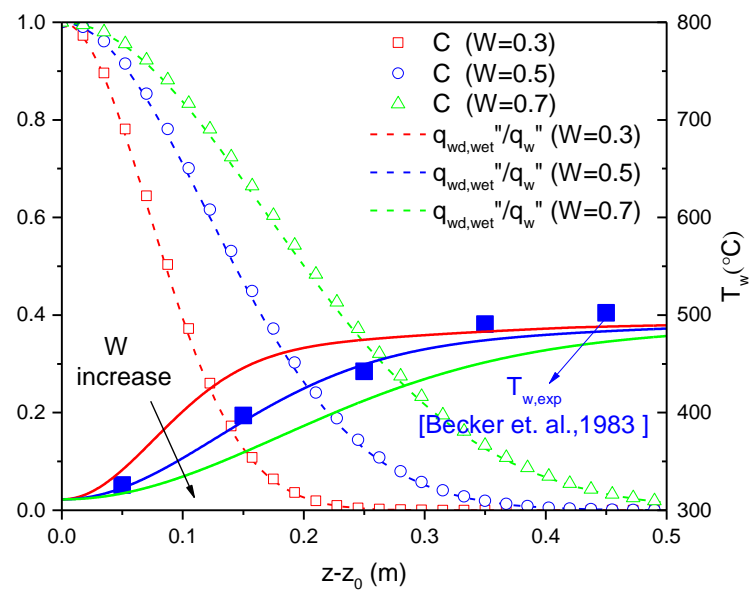


圖 3.4.2.38 以高斯分佈近似過渡沸騰區的熱傳效應

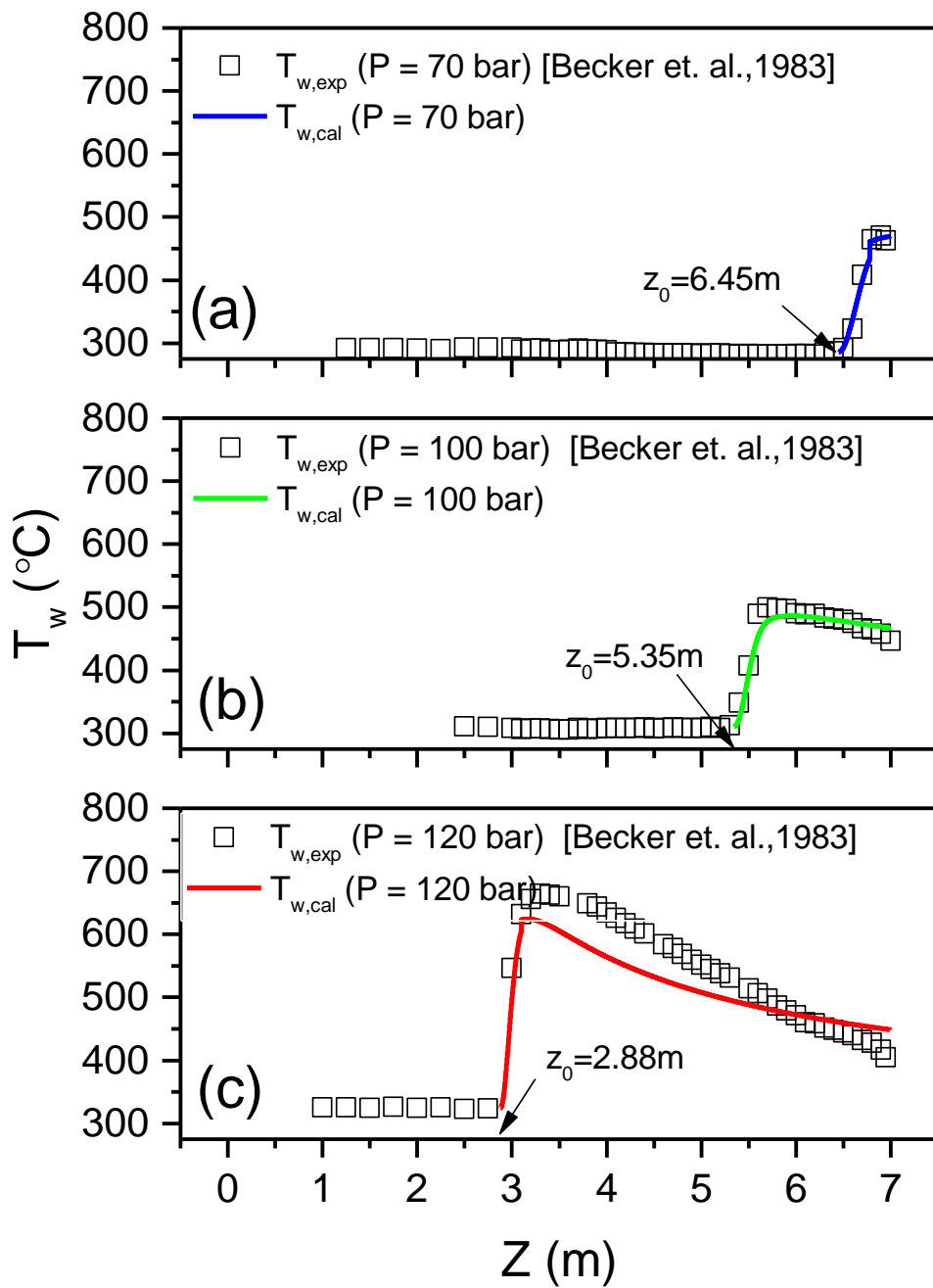


圖 3.4.2.39 不同壓力下的壁溫變化($G \cong 3050 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s}$, $q_w'' \cong 1000 \text{ kW} / \text{m}^2$)

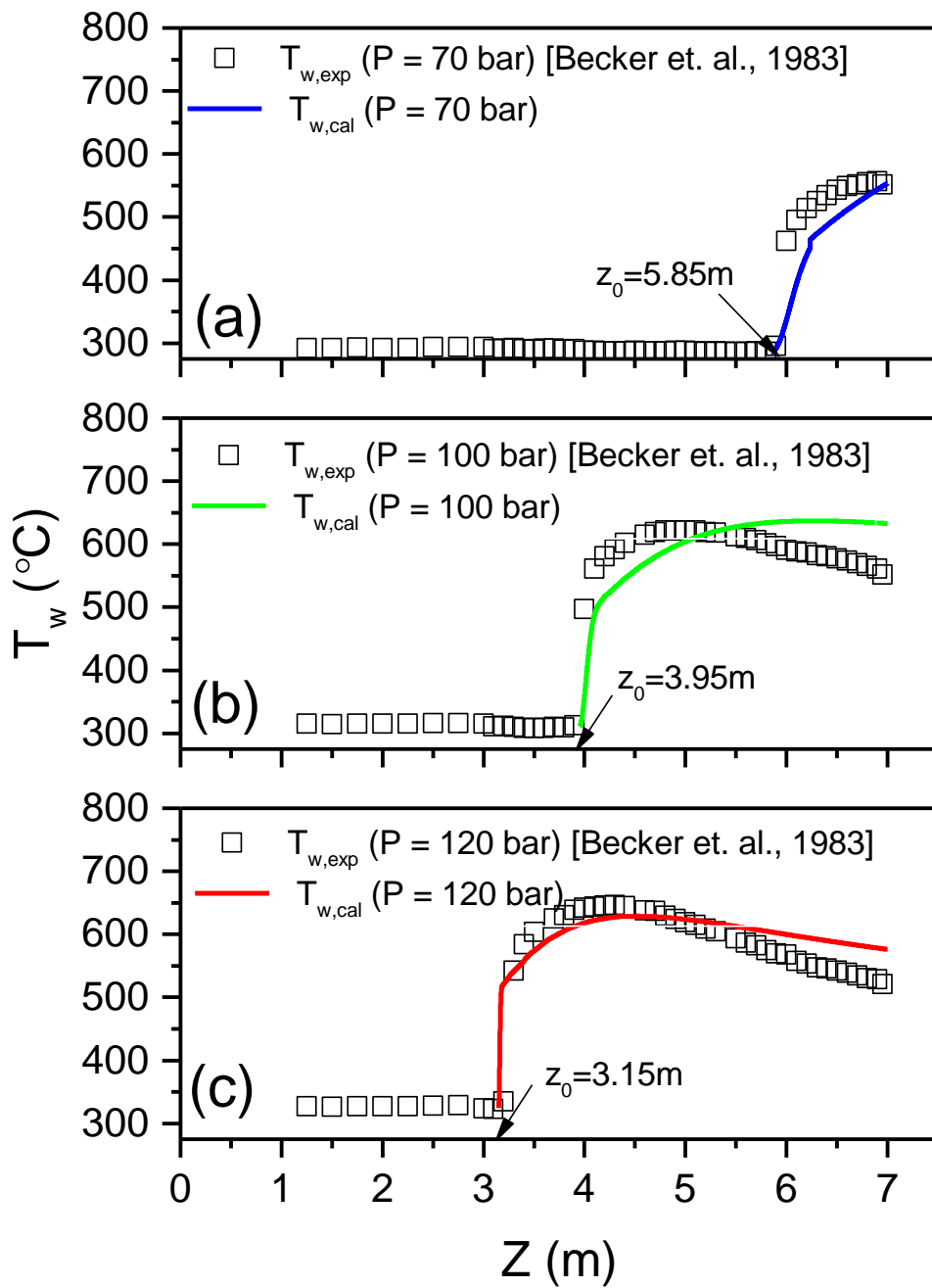


圖 3.4.2.40 不同壓力下的壁溫變化 ($G \cong 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, $q_w'' \cong 650 \text{ kW/m}^2$)

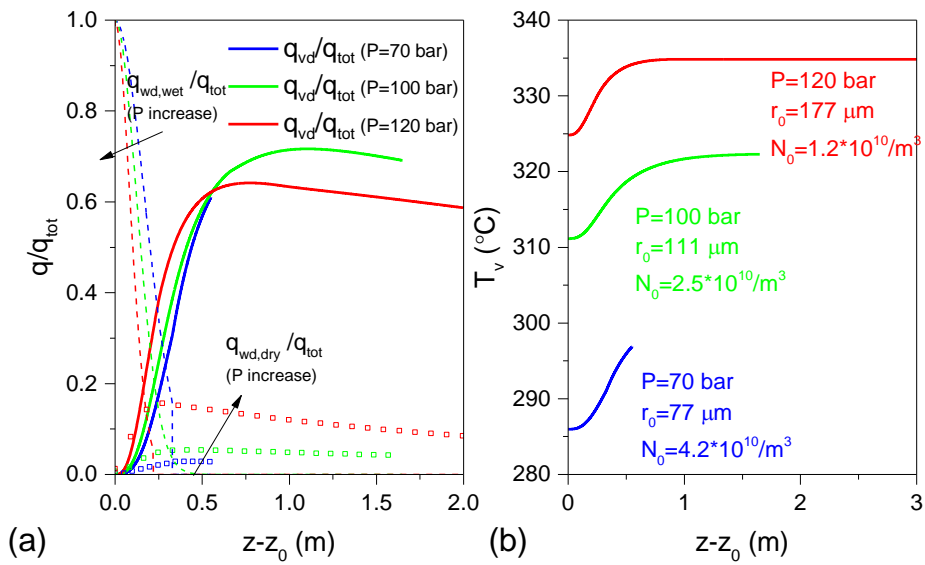


圖 3.4.2.41 不同壓力之下的 (a) 液滴受熱比例 (b) 蒸汽溫度

$$(G \cong 3050 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s}, q_w'' \cong 1000 \text{ kW} / \text{m}^2)$$

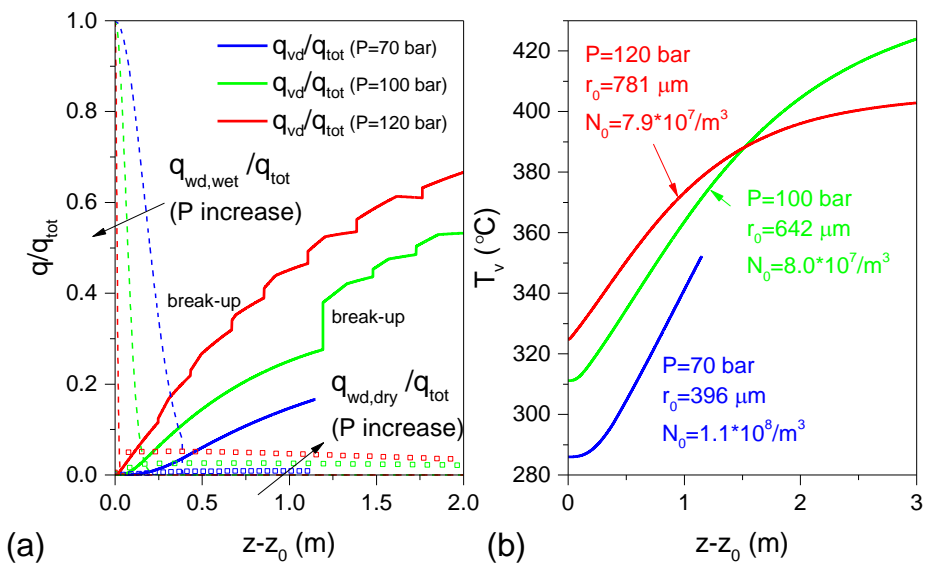


圖 3.4.2.42 不同壓力之下的 (a) 液滴受熱比例 (b) 蒸汽溫度

$$(G \cong 1000 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s}, q_w'' \cong 650 \text{ kW} / \text{m}^2)$$

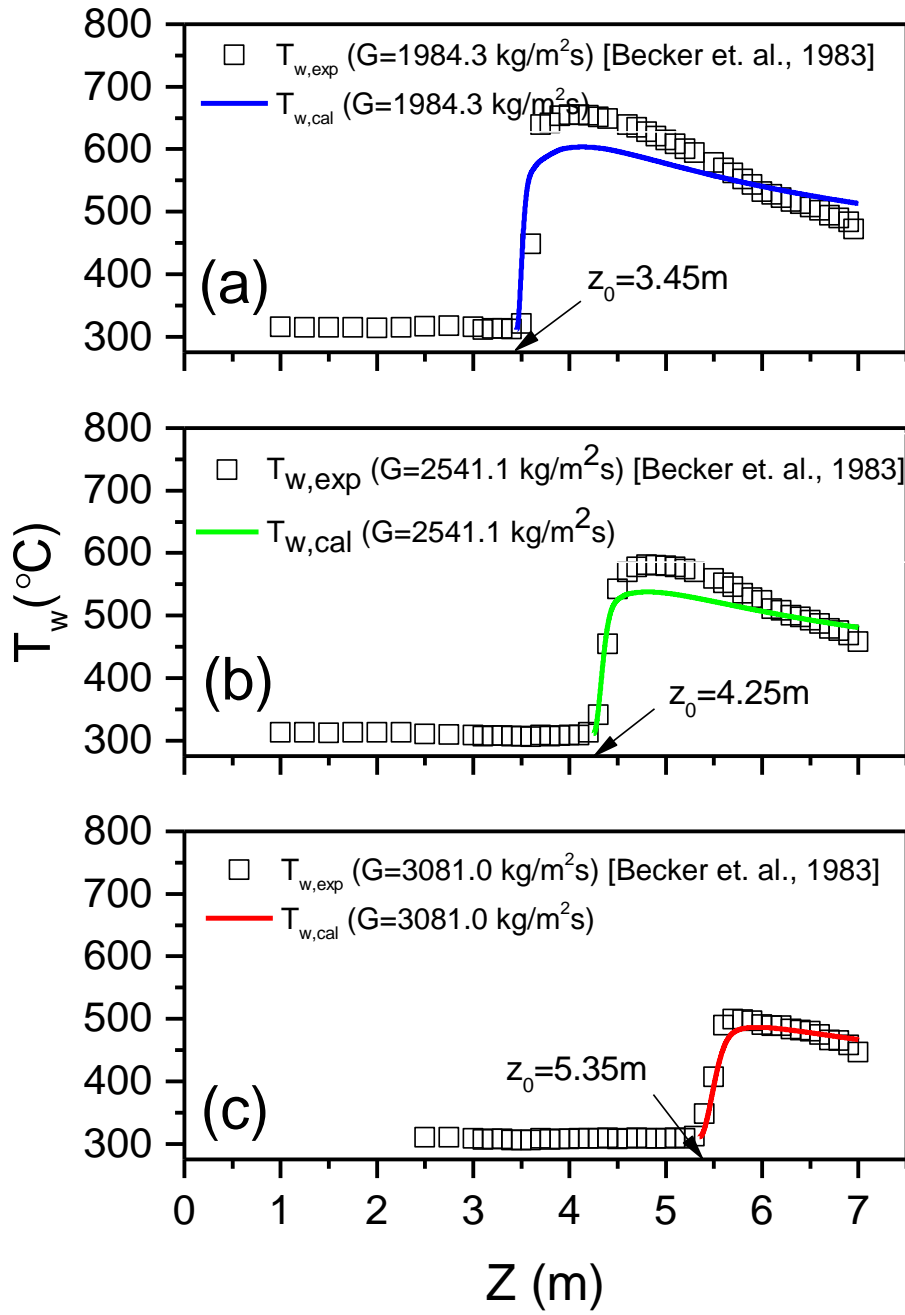


圖 3.4.2.43 不同質量通率下的壁溫變化 ($P = 100 \text{ bar}$, $q_w'' \cong 1000 \text{ kW/m}^2$)

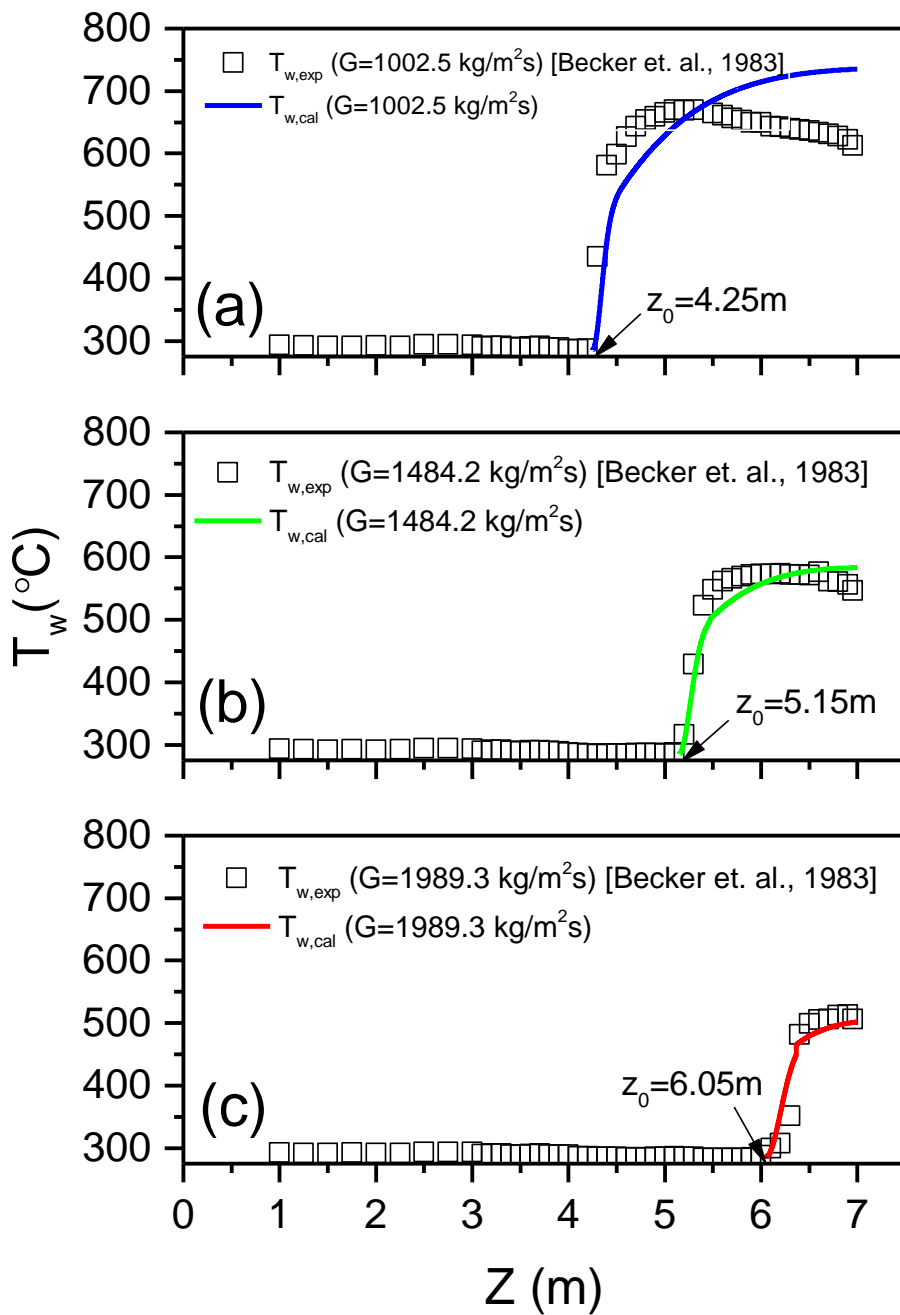


圖 3.4.2.44 不同質量通率下的壁溫變化 ($P=70 \text{ bar}$, $q_w'' \cong 860 \text{ kW/m}^2$)

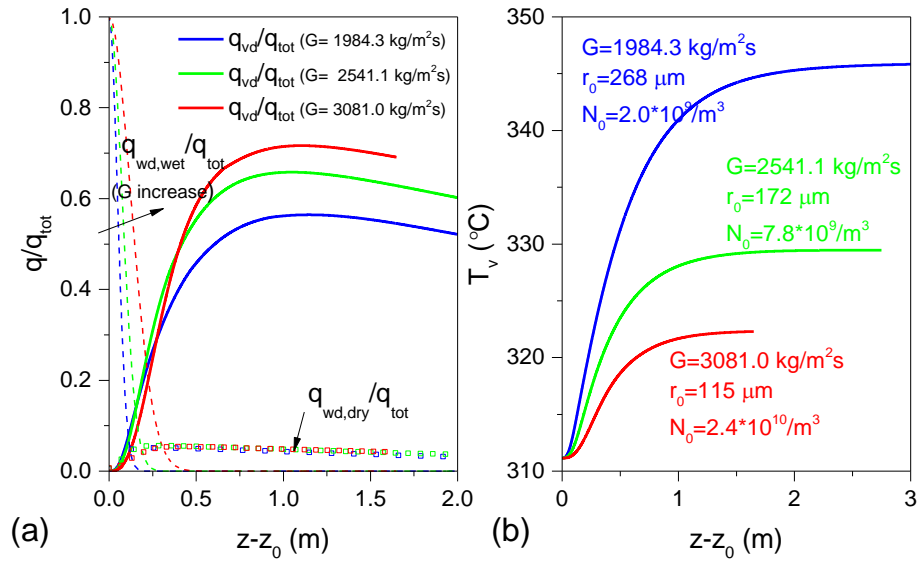


圖 3.4.2.45 不同質量通率之下的 (a) 液滴受熱比例 (b) 蒸汽溫度

$$(P = 100 \text{ bar}, q_w'' \cong 1000 \text{ kW} / \text{m}^2)$$

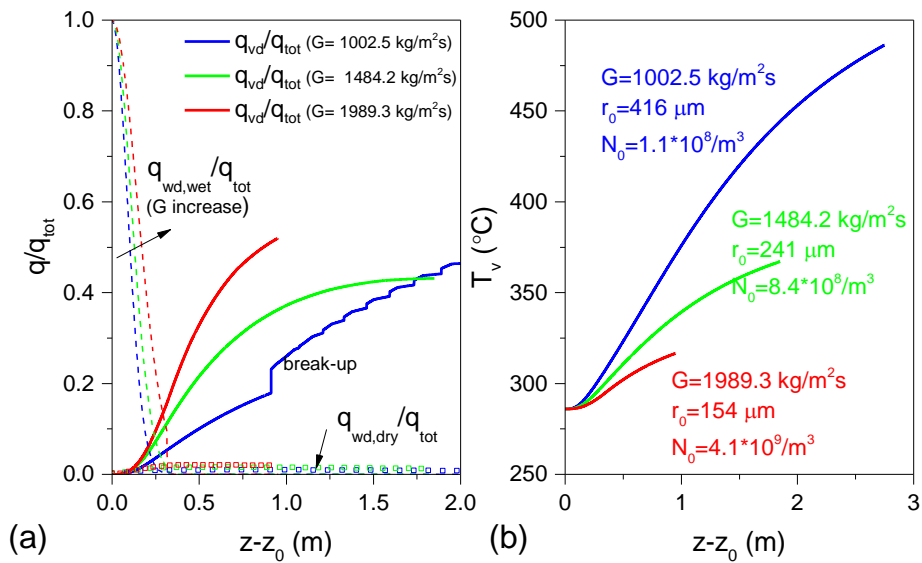


圖 3.4.2.46 不同質量通率之下的 (a) 液滴受熱比例 (b) 蒸汽溫度

$$(P = 70 \text{ bar}, q_w'' \cong 860 \text{ kW} / \text{m}^2)$$

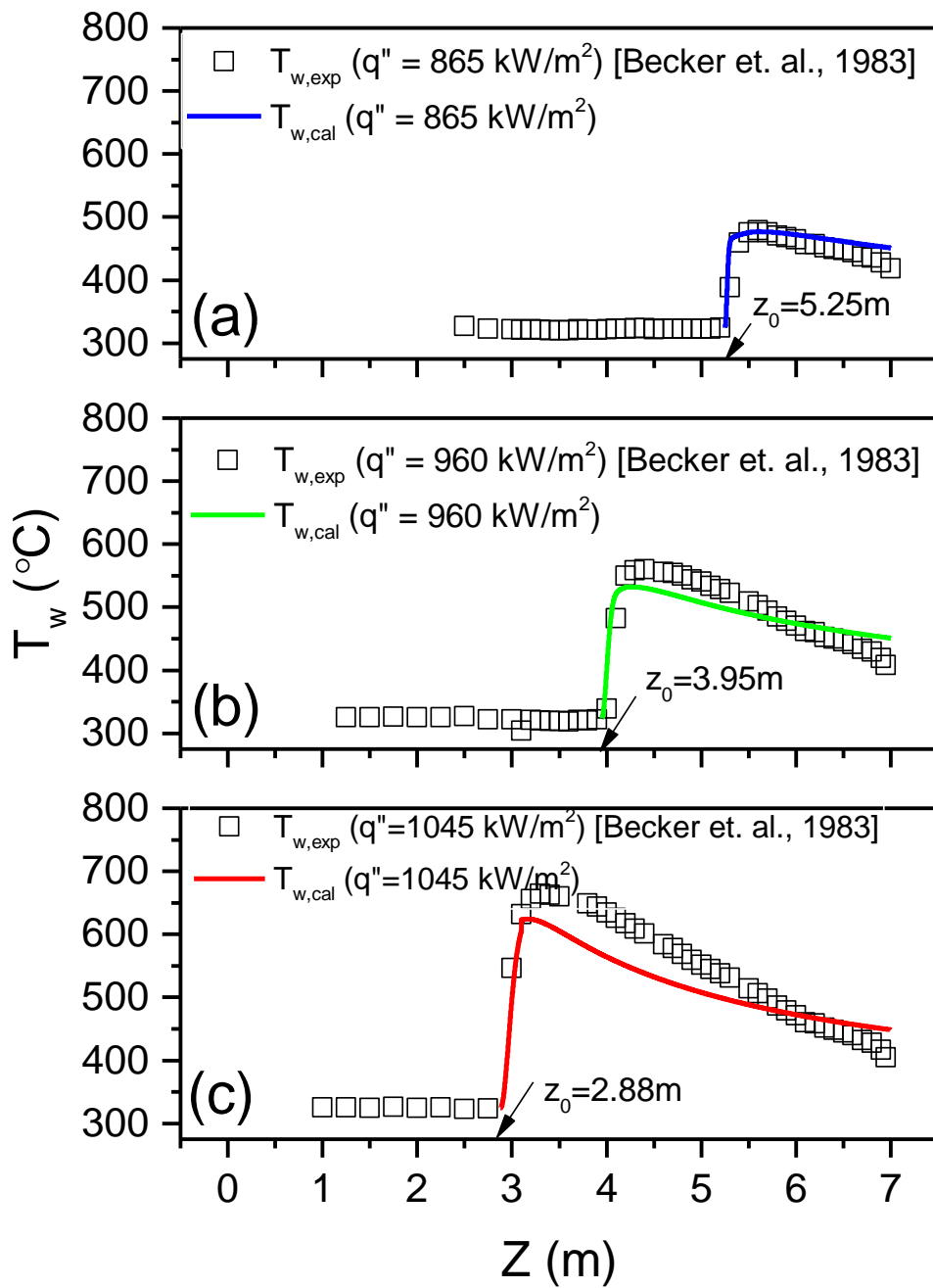


圖 3.4.2.47 不同熱通率下的壁溫變化 ($P = 120 \text{ bar}$, $G \cong 3012 \text{ kg/m}^2\text{s}$)

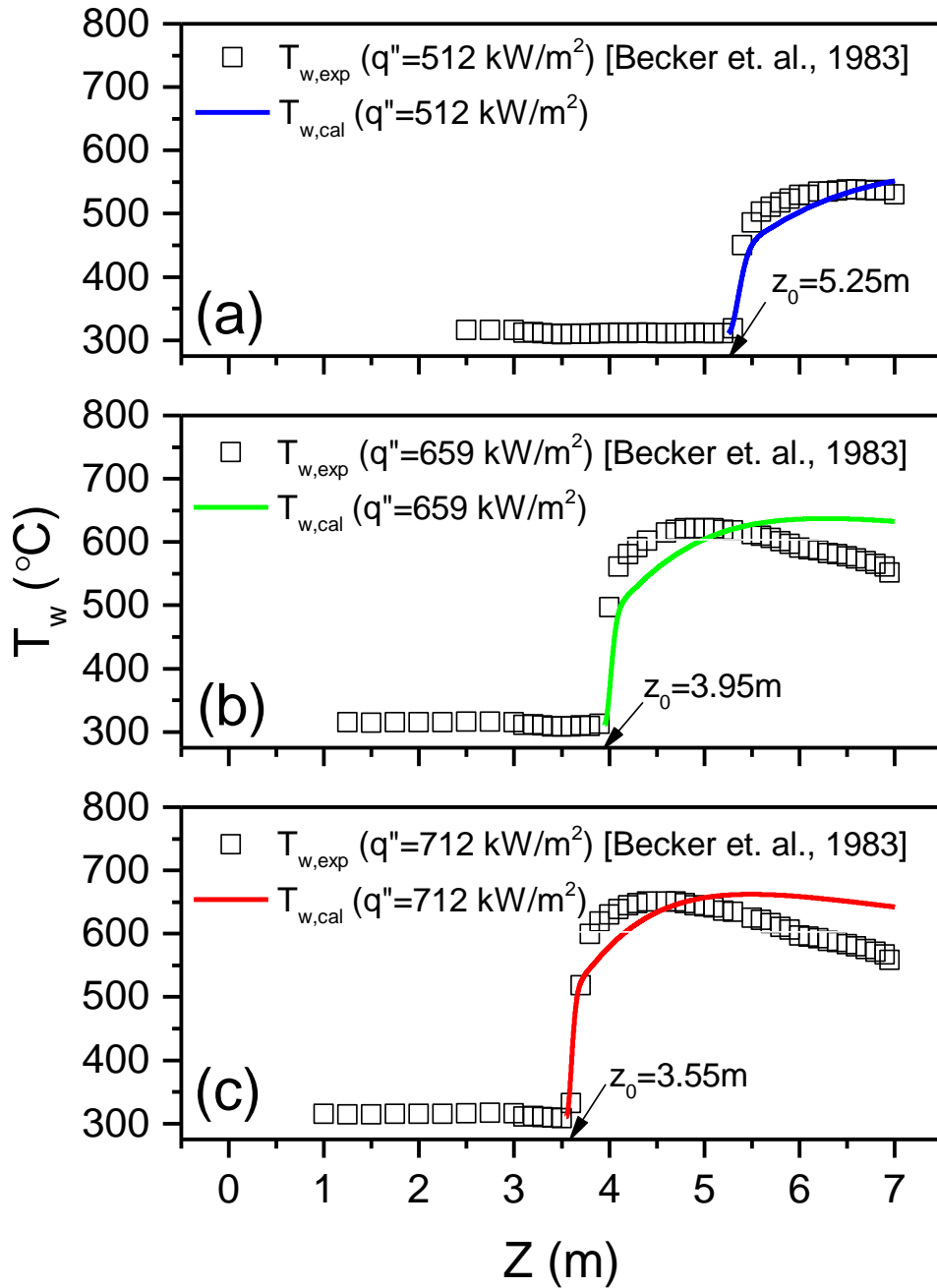


圖 3.4.2.48 不同熱通率下的壁溫變化 ($P=100 \text{ bar}$, $G \cong 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$)

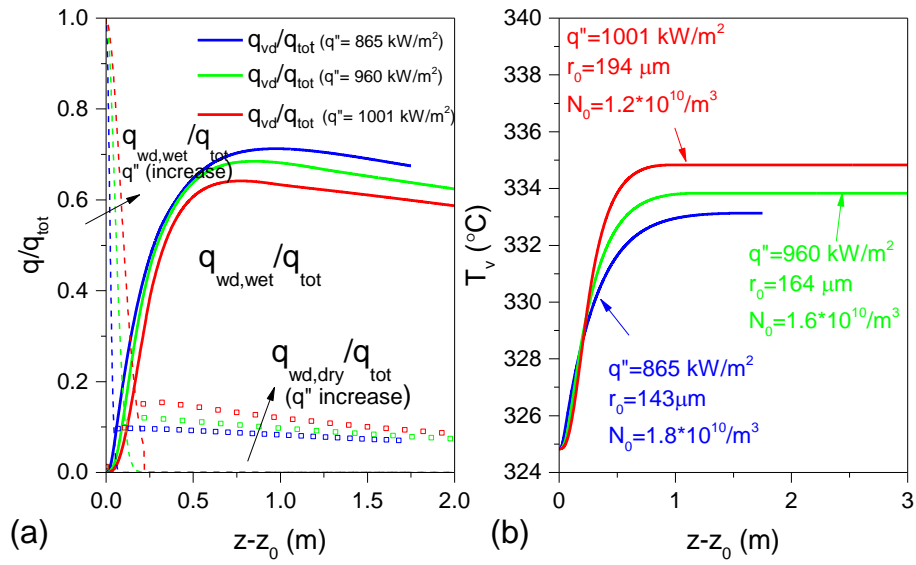


圖 3.4.2.49 不同壓力之下的 (a) 液滴受熱比例 (b) 蒸汽溫度 ($P=120\text{ bar}, G \cong 3012\text{ kg}/m^2s$)

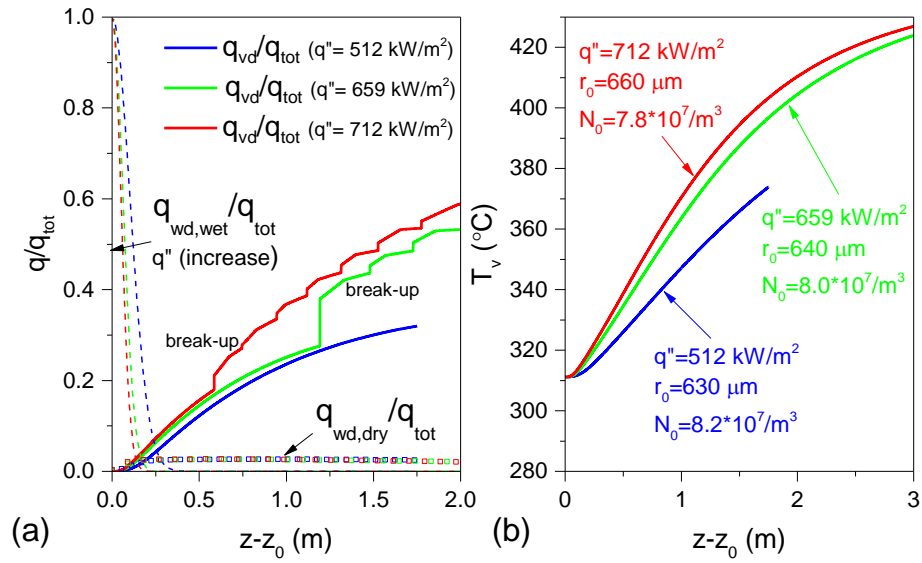


圖 3.4.2.50 不同壓力之下的 (a) 液滴受熱比例 (b) 蒸汽溫度 ($P=100\text{ bar}, G \cong 1000\text{ kg}/m^2s$)

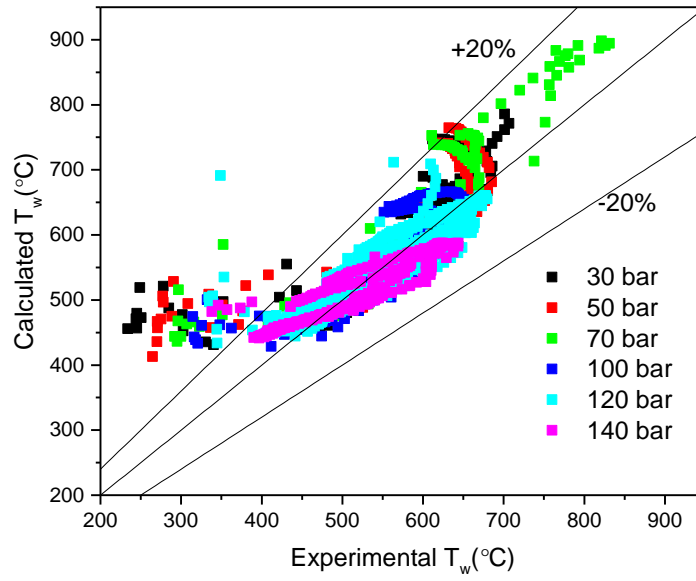


圖 3.4.2.51 不考慮過渡沸騰效應的總準確度

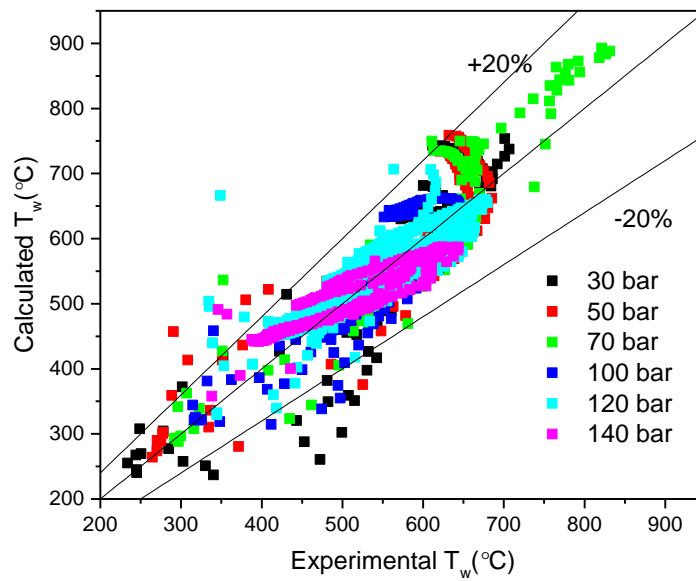


圖 3.4.2.52 考慮過渡沸騰效應的總準確度

3.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析

3.4.3.1 爐心材料執行方法與進度說明:

前瞻核能爐心材料研究部分分為兩大部分，第一部分為單晶碳化矽材料受高溫輻照後之微結構研究。第二部分則為新型核能級石墨於極高溫氧化環境下之熱氧化現象研究，依序說明如下:

(一) 單晶碳化矽材料受高溫輻照後之微結構研究

A. 執行方法:

離子加速器之佈值與升溫系統

配合清華大學儀器組加速器館之高能離子佈植機(High Voltage Ion implanter)、串級式加速器(9SDH-2 Tandem Accelerator)以及高真空離子佈植系統(圖 3.4.3.1、圖 3.4.3.2、圖 3.4.3.3)進行正離子佈植模擬碳化矽材料在核融合反應器中所受之輻射效應。實驗中為模擬核融合反應中高能中子以及核轉化反應所生成之氦對材料微結構所引起之變化，以 Si^{2+} 離子照射模擬高能中子所造成之損傷，因較重的元素輻照可提高損傷速率縮短時間達到相同損傷程度，且以矽離子進行佈植可避免與碳化矽產生其他化學反應；而核轉化反應模擬將以 He^+ 離子照射^[63]。

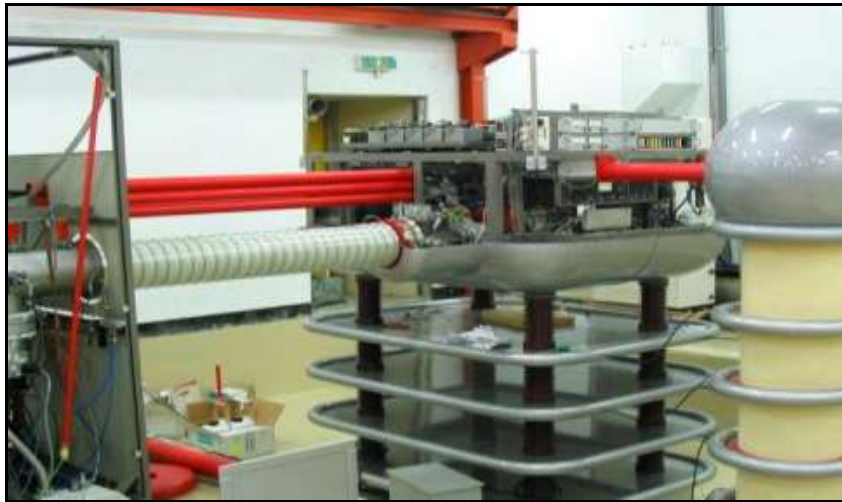


圖 3.4.3.1 高能離子佈植機(High Voltage Ion implanter)



圖 3.4.3.2 串級式加速器(9SDH-2 Tandem Accelerator)

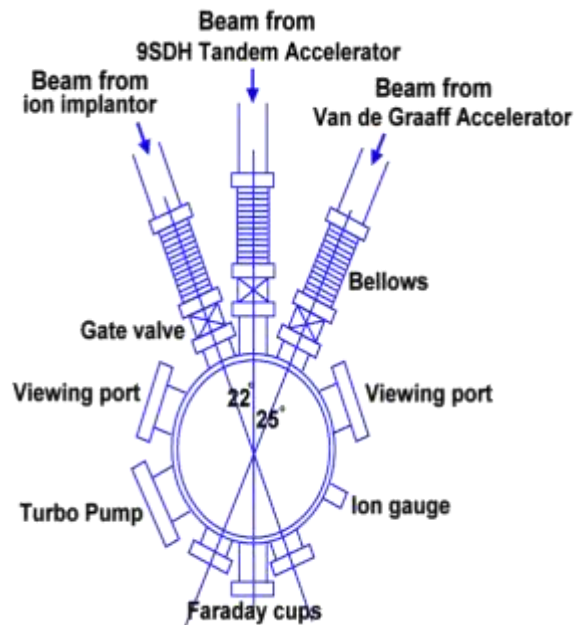


圖 3.4.3.3 高真空離子佈植系統

石英玻璃放置在連接銅導線的試片載台(圖 3.4.3.4)上，當離子束穿過管線經過四級磁鐵聚焦調整，將離子束打在石英玻璃上，此時石英玻璃將發出藍光，由此可確認離子束確實進入到我們的真空腔體，且可打在放置試片的載台上。為測試高溫加熱自動控溫系統與校正紅外線測溫槍(圖 3.4.3.5)，我們採買由三杰電熱公司經校正過後的 R-type 熱電偶，安裝在試片載台上，透過 feed-through 接至電源供應器(圖 3.4.3.6)，可做控溫與測溫，其後將溫度升到預計佈值實驗的溫度，校正紅外線測溫槍之發射率。



圖 3.4.3.4 試片載台與安裝於載台上之 R-type 電熱偶



圖 3.4.3.5 紅外線測溫槍



圖 3.4.3.6 電源供應器

穿透式電子顯微鏡(TEM)分析

本實驗所使用之掃描穿透式電子顯微鏡為日本 JOEL 公司所生產之 JEM 2010F(圖 3.4.3.7)，傳統光學顯微鏡受限於光之波長及像差等因素，放大極限約 2000 倍左右，且只能觀察表面型態，因而發展出以電子束作為射源之顯微鏡，稱為電子顯微鏡(Electron Microscopy, EM)，電子顯微鏡通常分為掃描式電子顯微鏡(Scanning EM)及穿透式電子顯微鏡(Transmission EM)，掃描式電子顯微鏡原理主要是利用電子與樣品作用後反射，收集反射電子成像，而穿透式電子顯微鏡則是電子經電磁透鏡聚焦後與樣品作用穿透樣品，再經電磁透鏡放大成像，並藉由電子與試片之交互作用來研究物質結構。

材料受輻照後之缺陷之大小與密度統計結果是依據 TEM 影像統計而來，每項統計數據至少取 5 張以上之 TEM 影像，以影像上看到的缺陷直徑直接作量測，並作算術平均；缺陷密度則統計一面積內之缺陷數量，再除以試片厚度得出(取得統計區之電子能量損失能譜(EELS)可計算出拍攝區之平均試片厚度^[64])。



圖 3.4.3.7 JEOL JEM 2010F 穿透式電子顯微鏡

B.進度說明:

碳化矽材料受輻照後之缺陷分析

碳化矽受中子或矽離子輻照後，兩者隨輻照溫度和劑量的提升，所產生的缺陷種類與演變情形極為相似^[63]⁶³。在輻照溫度 400°C 到 1000°C 以下的溫度區間內，輻照引致碳化矽內之缺陷主要為小黑點缺陷(black spot defect)。如圖 3.4.3.8 所示，兩圖中看似影像較為模糊的圓形區域(直徑約 1nm)，即是由[011]方向的晶軸，拍攝到的小黑缺陷之 STEM-ABF(左圖)與 HRTEM(右圖)影像。此影像結果符合 F.Gao 等人利用 MD 模擬與 HRTEM 影像模擬之結果(圖 3.4.3.9)^[67]。因此，此小黑點缺陷(black spot defect)應是排列無序化的碳與矽原子聚集而成的缺陷。由於本實驗之 TEM 試片的厚度約為 15 nm~20 nm，而小黑點缺陷的直徑約只有 1nm。因此，電子束在穿透一串原子列成像的過程中，小黑點內的無序原子團勢必會與原晶體內有序排列之原子重疊，造成原子影像模糊。

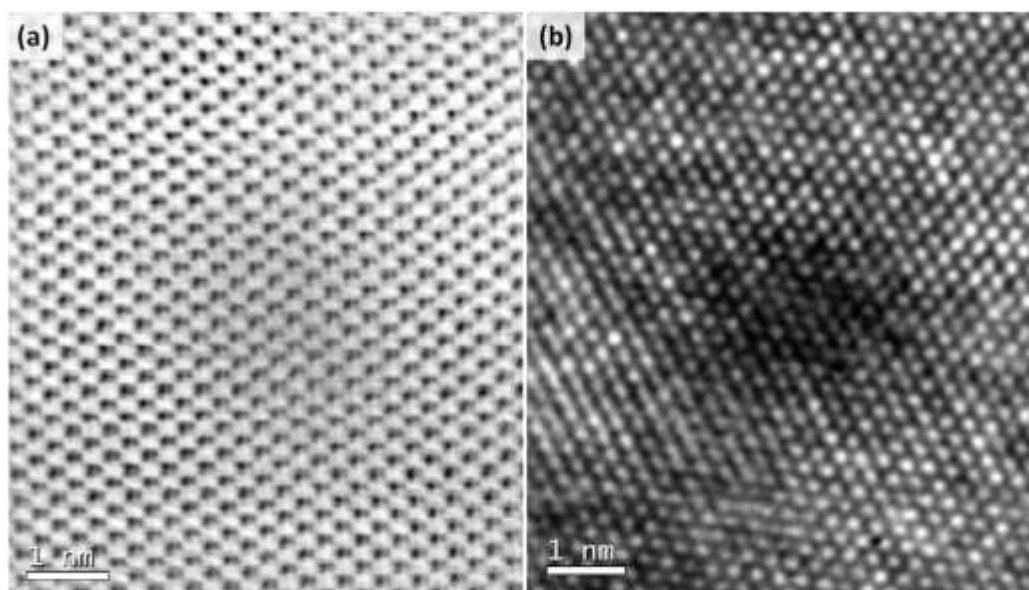


圖 3.4.3.8 小黑點缺陷之(a)STEM-ABF 與(b)HRTEM 影像

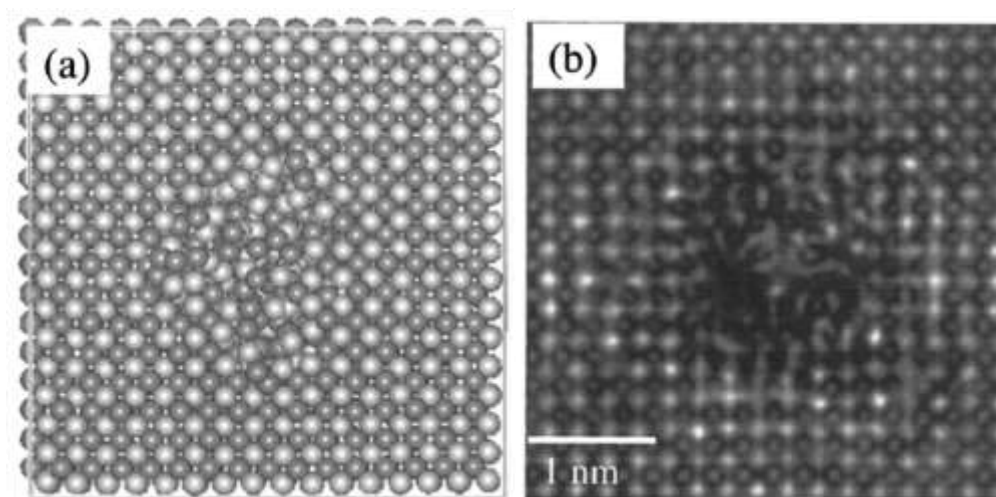


圖 3.4.3.9 利用(a)MD 模擬與(b)HRTEM 影像模擬，所示之小黑點缺陷

當輻照溫度達 600°C ，小黑點缺陷內之碳/矽原子開始聚集形成 $\{111\}$ 平面缺陷，而平面缺陷外圍仍被無序排列之原子所包圍，其 HRTEM 影像如圖 3.4.3.10 所示。隨著輻照溫度上升至 800°C ，平面缺陷外圍之無序排列原子顯著減少，碳/矽原子也幾乎都沿 $\{111\}$ 方向排列，但未能看出整齊或有特殊結構的排列(圖 3.4.3.11)。於圖 3.4.3.12 輻照溫度在 1000°C 中平面缺陷之 HRTEM 影像，可看到原先緊密堆積的 $\{111\}$ 平面中，加入了額外的一層原子層(圖中黃字 B 層)，而形成 ABC | B | ABC...的原子層排列情形，通常稱其為 Frank 型式差排環(Frank loop)，在此缺陷結構中，仍未能看到明顯的疊差環結構。上述於 400 到 800°C 試片中，觀測到之平面缺陷通常統稱為差排環(loop)，其隨著輻照溫度的提升，半徑大小會增大，而密度則會隨之下降。本研究藉拍攝不同溫度下之差排環結構，探討小黑點缺陷演變成 Frank 型式差排環之過程，該過程如圖 3.4.3.12 所示意，由上而下分別為，最低溫之小黑點缺陷，其內主要為無序的碳/矽間隙原子，隨著溫度逐漸上升，因輻照而混亂的原子排列逐漸回復，而多餘的碳/矽間隙原子則

移動到{111}平面間之間隙，這些間隙原子，最後會聚集在{111}平面方向的特定原子層中，形成多一層額外原子層的外置型的 Frank 型式差排環。

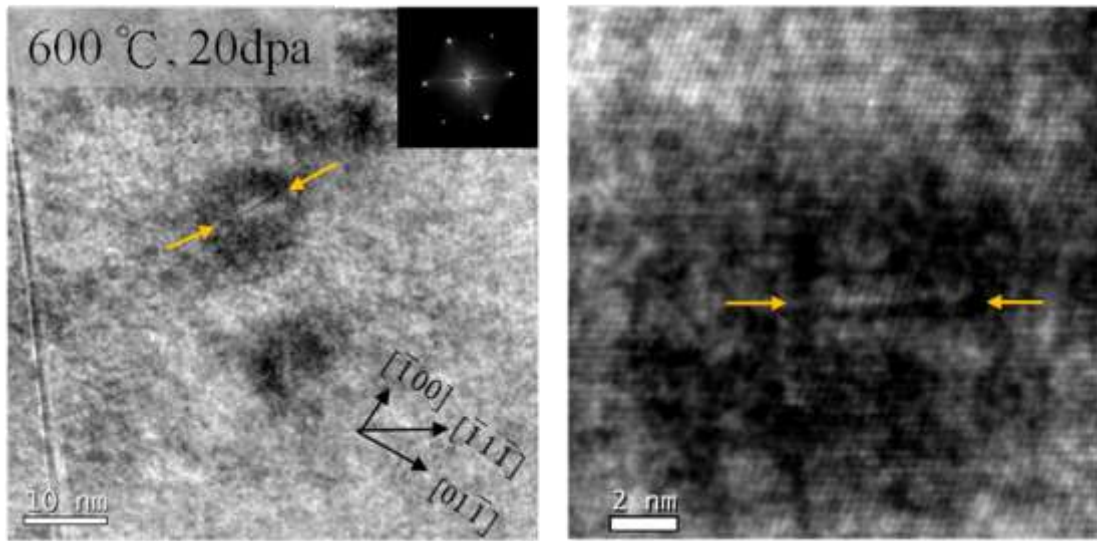


圖 3.4.3.10 差排環於 600°C 之 TEM 影像

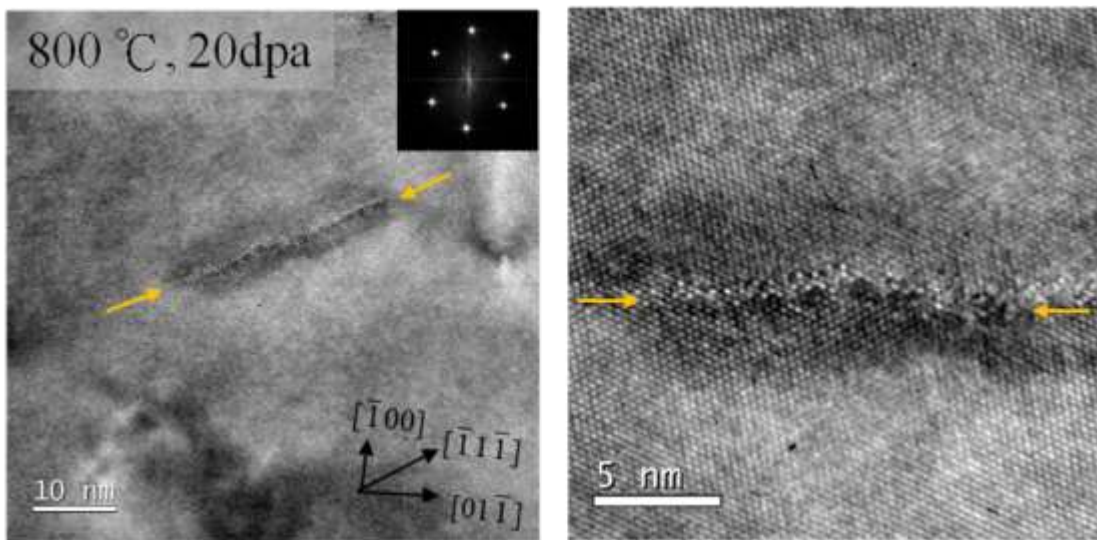


圖 3.4.3.11 差排環於 800°C 之 TEM 影像

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，根據統計，其平均缺陷直徑皆小於 2 nm，平均缺陷密度為 $1.2 \times 10^{24} \text{ \#/m}^3$ 。隨著溫度上升達 600°C 與 800°C 時，此條件下的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，兩者之平均缺陷直徑分別為 2.6 和 3.4 nm，平均缺陷密度分別為 $6.4 \times 10^{23} \text{ \#/m}^3$ 與 $1.7 \times 10^{23} \text{ \#/m}^3$ 。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，其平均缺陷直徑大小為 5.2 nm，平均缺陷密度為 $5.8 \times 10^{22} \text{ \#/m}^3$ 。

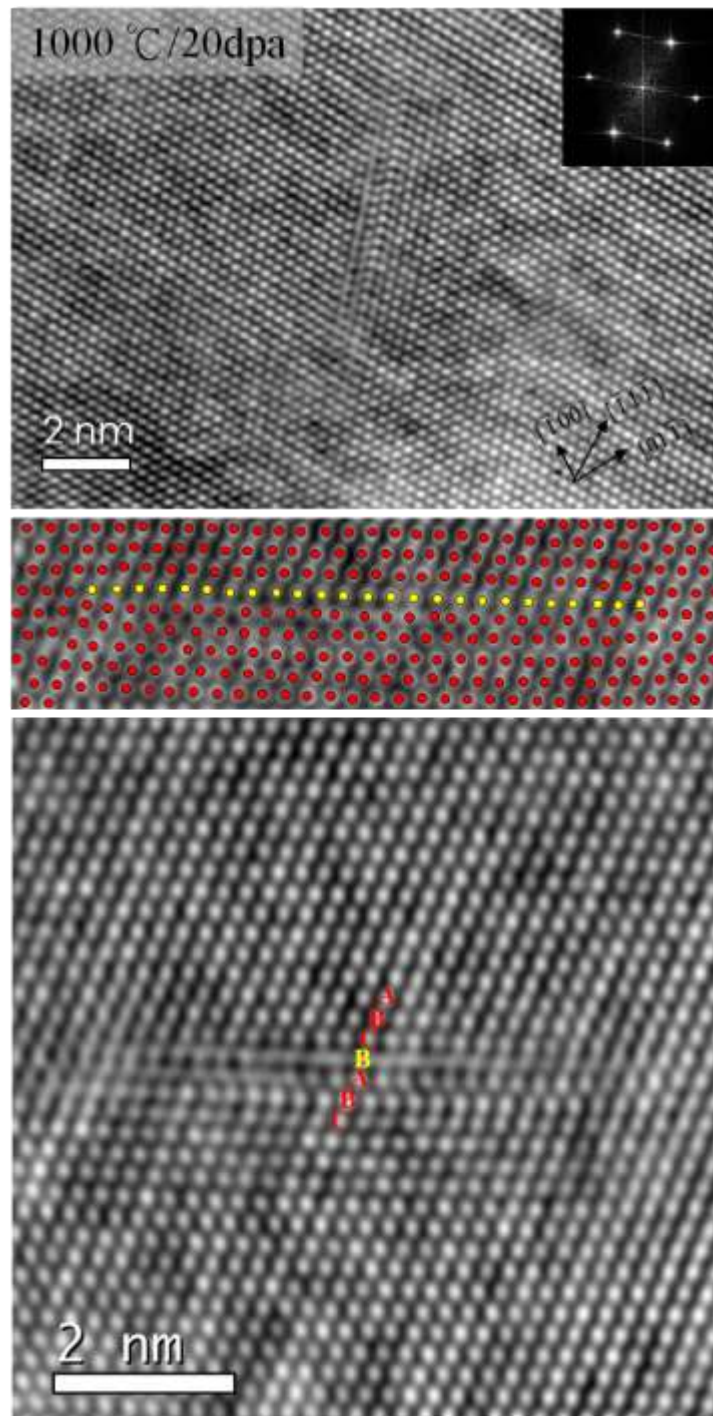


圖 3.4.3.12 差排環於 1000°C 之 TEM 影像

利用 STEM 明場像的技術，本研究於輻照試片中，觀察到兩種型式的差排環，如圖 3.4.3.11 和圖 3.4.3.12 所示。在 STEM 明場像中，可以發現此兩種型式的差排環之原子層堆疊型態，符合在 fcc 材料中，常見的內置型疊差(intrinsic stacking fault)與外置型疊差(extrinsic stacking fault)。如圖 3.4.3.11(a)和圖 3.4.3.12(a)，藉由快速傅立葉轉換(fast Fourier transform, FFT)圖形中，繞射點周圍沿 $\langle 111 \rangle$ 方向亮線條紋(Streak)，可以確認原子影像中疊差的存在。雖然在輻照產生的差排環中，發現了原子層疊差的情形。但這種輻照產生的疊差之缺陷大小($< 20\text{nm}$)遠小

於碳化矽晶體成長時產生的疊差之缺陷大小($>200\text{nm}$)。而且輻照產生的疊差之形成的原因，是來自高溫輻照後產生的間隙原子和空位原子的聚集。為了區分輻照產生的疊差和晶體成長過程產生的疊差之不同，本論文將以外置型疊差環(extrinsic stacking fault loops)和內置型疊差環(intrinsic stacking fault loops)，稱呼此研究發現的兩種輻照產生的缺陷。

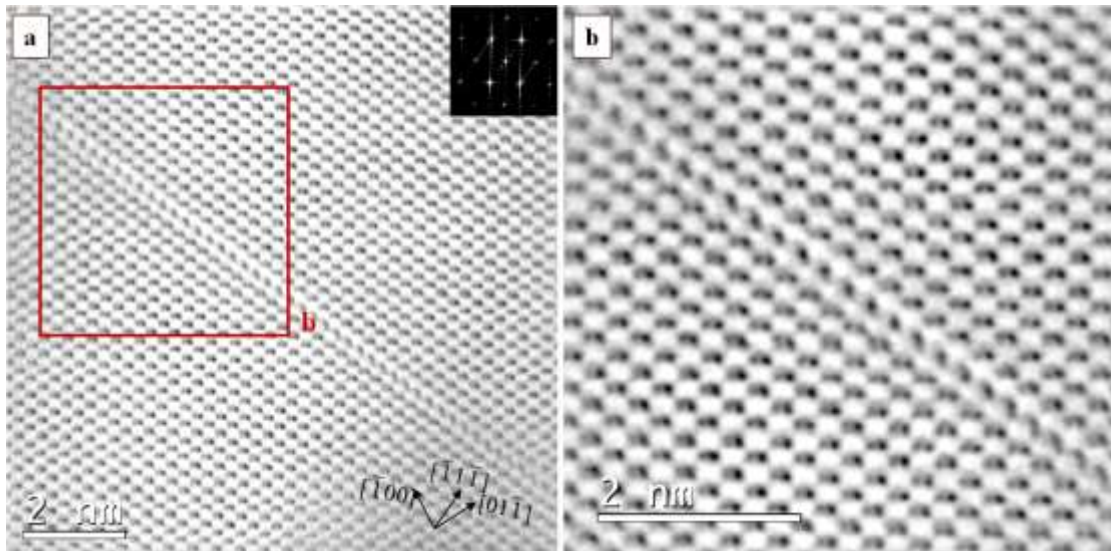


圖 3.4.3.11 內置型疊差環(ISF)之 STEM 影像：(a)環形明場像；(b)圖(a)放大影像

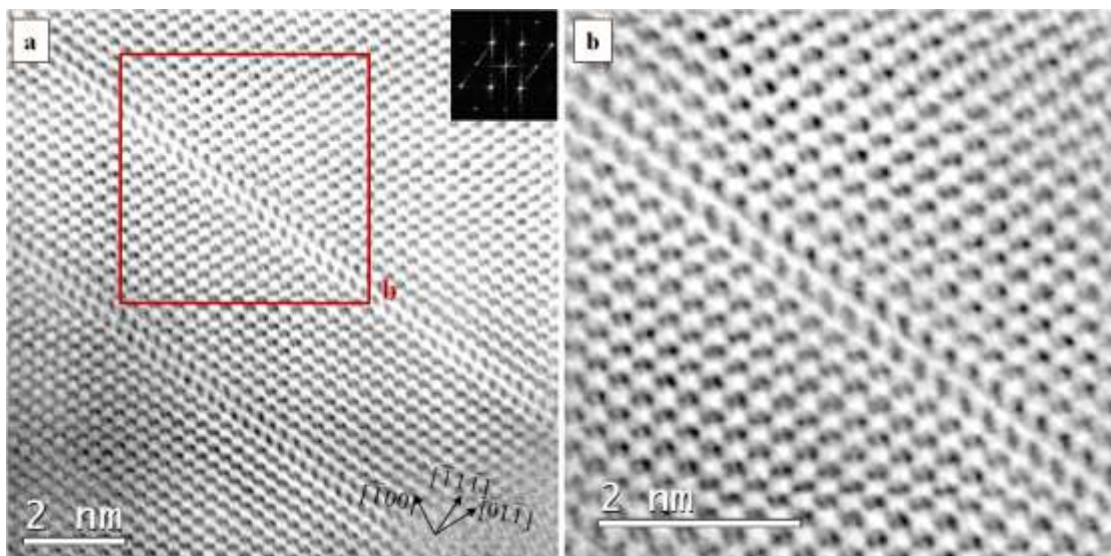


圖 3.4.3.12 外置型疊差環(ESF)之 STEM 影像：(a)環形明場像；(b)圖(a)放大影像

當 3C-碳化矽的立方最密堆疊順序(ABCABC...)發生變化時，即會產生疊差(Stacking fault)，值得注意的是，碳化矽原子層在堆疊的過程中，會有局部的立方(local cubic)和六方(local hexagonal)環境，亦即造成原子位置 A 與 A'的不同。

如圖 3.4.3.13 之內置型疊差環影像所示，沿 3C-SiC $[\bar{1}\bar{1}\bar{1}]$ 平面堆積方向，發生了一層碳-矽雙原

子層的移位。(STEM ABF 影像中，顏色對比較深的為矽原子，較淺的為碳原子。) 此 STEM ABF 影像的拍攝條件在收斂角 25mrad 與收集角 11-23 mrad 範圍內，並以 Gatan Digital Micrograph 軟體之 HREM filter 過濾影像雜訊，以提高影像品質。內置型疊差可以藉由移除一層最密原子層而產生，亦即形成 ABC | | BCABC...的原子層排列情形。而在高溫輻照環境中，即是藉著空位原子聚集在{111}平面上，達到移除原子層的結果。當在原先緊密堆疊的原子層中，移除一層或加入一層原子層時，會分別對周圍的原子層產生短程的拉應變(tensile strain)與壓應變(compressive strain)，為了釋放這些應變，在這些緊密堆積方向上的原子層，會沿著{111}平面滑移，而形成局部的六方環境。經過這樣的滑移過程，原子層的排列順序就由 ABC | | BCABC...變成 ABCB'CABC，即是所謂的內置型疊差環。其演變流程如圖 3.4.3.14 所示。

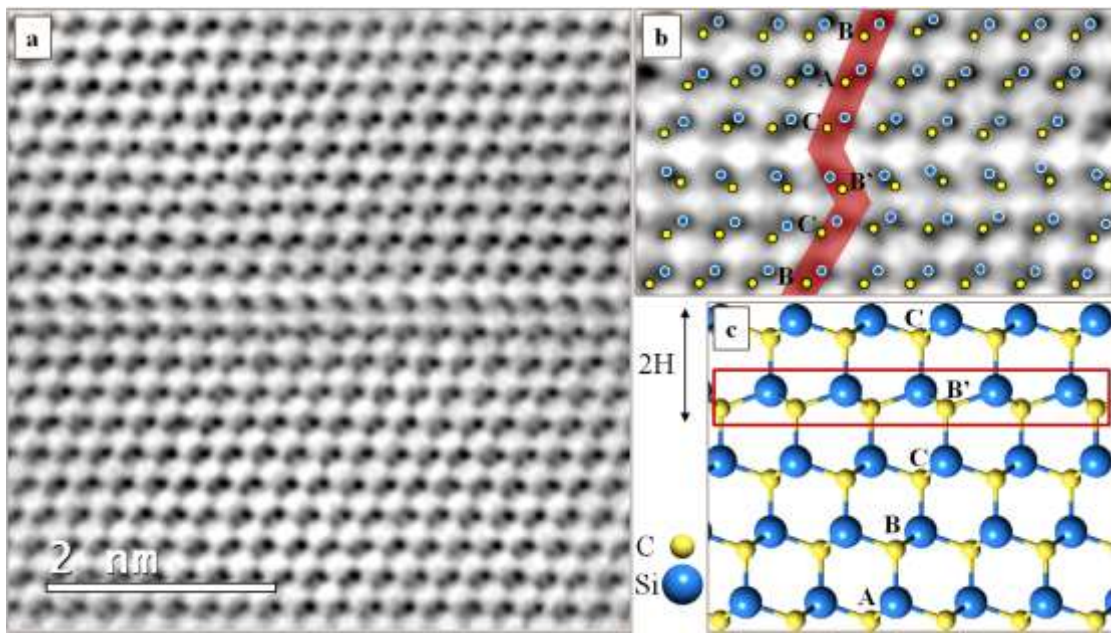


圖 3.4.3.13 內置型疊差環之原子排列結構。(a)3C-SiC($\bar{1}\bar{1}\bar{1}$)平面堆疊情形；(b)矽原子(藍色)、碳原子(黃色)標示於實驗影像結果；(c)內置型疊差環之原子排列結構模型



圖 3.4.3.14 內置型疊差環形成流程圖

另一種平面缺陷為外置型疊差環，其 STEM ABF 影像如圖 3.4.3.15 所示。此 STEM ABF 影像的拍攝條件與內置型疊差環相同，並同樣利用 HREM filter 提高影像品質。在圖 3.4.3.16 中，可以看到兩層碳-矽雙原子層的移位。這種形式的缺陷成因，應該是來自間隙原子於{111}平面的聚集，以在原先緊密堆積層中，加入額外的一層原子層，而形成 ABC | B | ABC...的原子層排列情形。同理，周圍原子層藉著滑移的方式釋放額外原子層加入帶來的應變，形成外置型疊差環，其堆疊順序為 ABCB'A'BC...。

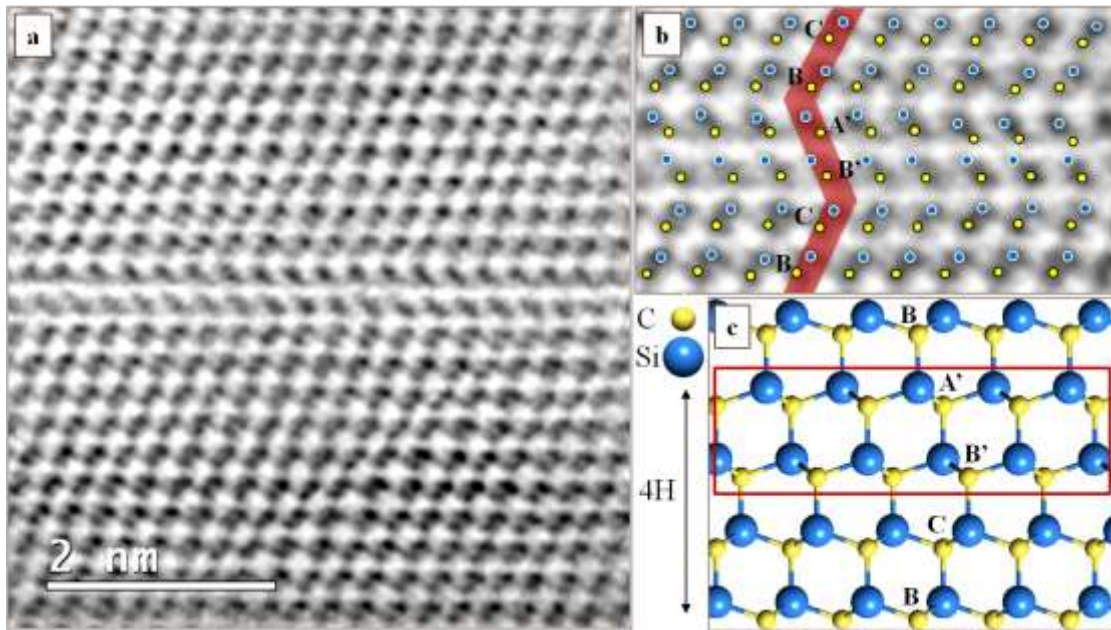


圖 3.4.3.15 外置型疊差環之原子排列結構。(a)3C-SiC $(\bar{1}\bar{1}\bar{1})$ 平面堆疊情形；(b)矽原子(藍色)、碳原子(黃色)標示於實驗影像結果；(c)外置型疊差環之原子排列結構模型

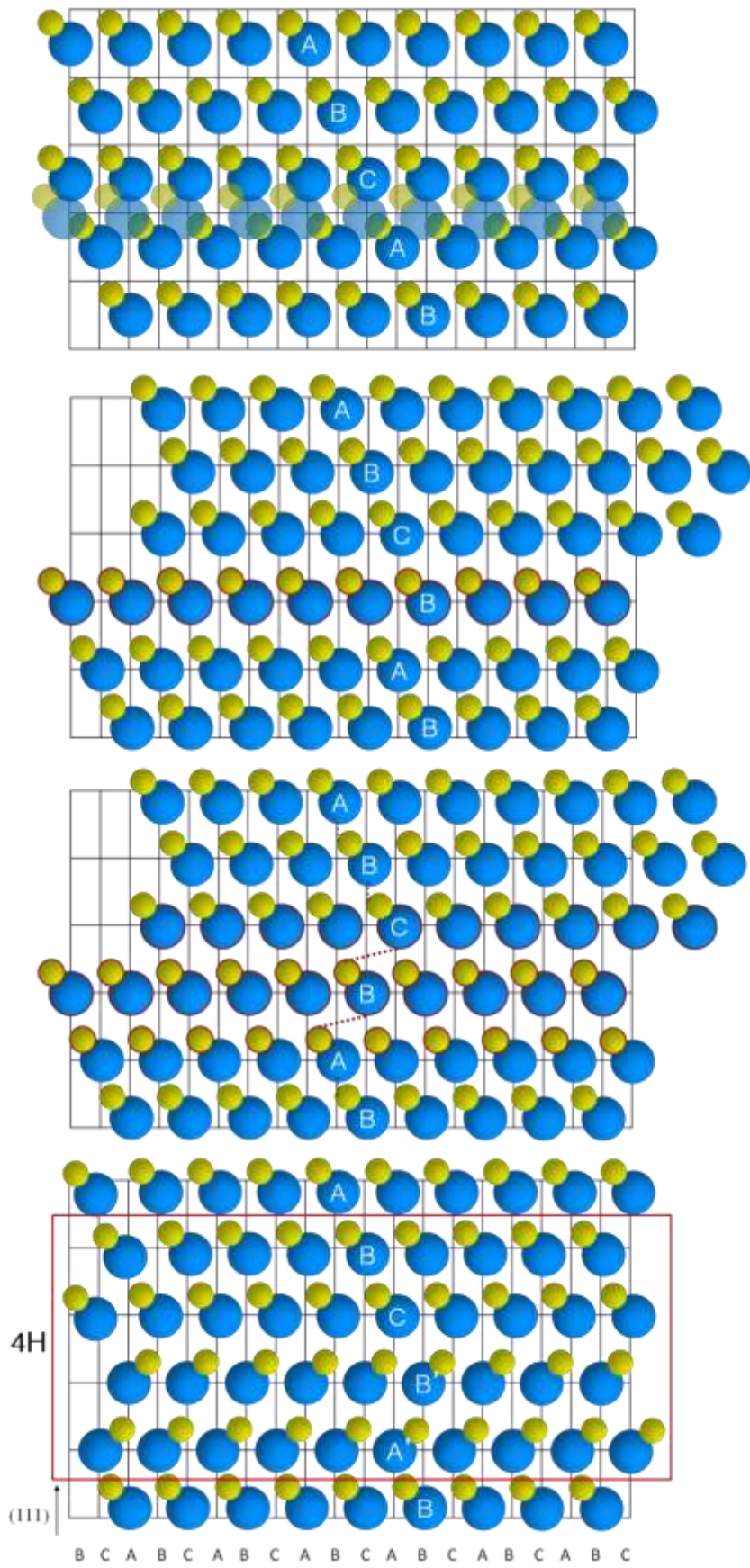


圖 3.4.3.16 外置型疊差環形成流程圖

(二)新型核能級石墨於極高溫氧化環境下之熱氧化現象研究

A. 執行方法:

此部份主要為研究未來可能運用在前瞻核能反應器中之爐心與結構材料的新型核能級石墨 IG-110 和 NBG-18 兩種不同型號的核能級石墨由中低溫度(700°C)到極高溫(1600°C)氧化環境下其熱氧化現象及微結構變化。實驗樣品均加工成直徑 10mm、高度 15mm 大小的圓柱體。IG-110 與 NBG-18 兩者是由不同的公司製造，IG-110 為日本精工碳素(Toyo Tanso Co., Ltd)出品，而 NBG-18 為德國西格里碳素(SGL Carbon GmbH)出品，材料詳細資料如表 4.3.1 所示^[68,69]。我們將樣品放入溫度設定於 700-1600°C 的高溫爐中(高溫爐實驗系統架設如圖 3.4.3.17 所示，此高溫爐為三段式控溫，溫度量測使用的是 R-type 的熱電偶，熱電偶 1.2.3 用來量測爐壁加熱系統的溫度，而熱電偶 4 放置於樣品擺放位置，用來監測樣品在實驗當下的溫度)並通入流量 2L/min 的乾空氣或二氧化碳等氣體來測試這兩種石墨分別的氧化情形。氧化實驗後，我們量測氧化過後的樣品，以測定其失重率及失重的速率，並利用場發射電子顯微鏡(SEM)來觀察樣品氧化前後造成表面的微結構變化；由於在高溫時，空氣與石墨反應劇烈，反應基本上都發生在表面，所以我們將石墨沿著表面切一半，將其拋光觀察其橫截面，由此得知在不同溫度氧化下的粗糙度變化。此外，我們藉由 Arrhenius plot 的斜率計算石墨在不同溫度下，其活化能變化的情形，進一步推斷在不同溫度下它的氧化機制等物理現象。

表 3.4.3.1 IG-110 和 NBG-18 物理特性表

Materials	IG-110	NBG-18
Manufacturer	Toyo Tanso Co., Ltd	SGL Carbon GmbH
Coke	Petroleum	Pitch
Forming Method	Isostatic-molded	Vibrational-molded
Porosity [vol.%]	21.0	14.1
Bulk Density[g/cm ³]	1.79	1.88
Filler grain size [μm]	71.2	710.5
CTE [10 ⁻⁶ /°C]	4.5	5.5
Ash Content [ppm]	<100	<300

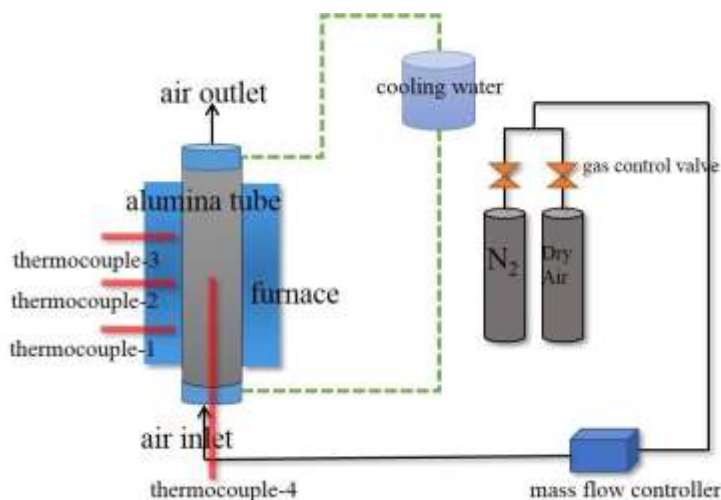


圖 3.4.3.17 高溫氧化系統架設圖

實驗溫度校正與通入氣流量之訂定

在整個氧化實驗之前，我們也先對爐子做了溫度的校正，由於高溫爐內的溫度分布為一梯形的分布，所以必須了解每一區域溫度的數值才能正確地將樣品擺放至溫度較均勻之區域，這方面我們利用 R type 的溫度計在不同溫度下測量，測量數據如表 3.4.3.2，可以發現溫度小於正負 5°C 之均溫區大概有 25cm，所以我們決定將放品放置於此區域以控制實驗精準度。

本實驗使用的氣氛主要為氮氣及乾空氣兩種，透過質量流控制計來控制流量。此實驗的流量設計主要是依照愛達荷國家實驗室(INL)之模擬報告訂定流量^[70]，報告中提到，對稜柱型的超高溫氣冷式反應器來說，當在發生進氣事故產生自然對流時，因為此時空氣進氣的驅動力只與爐心內外的溫度差有關，所以不管破管的位子與大小為何，流速均大約為 0.1-0.2 m/s。我們保守取 0.2m/s 的流速搭配我們實驗器材之半徑為 0.7cm 大小的管徑並經由式 3.4.3.1 計算實驗當中我們需要通入的流量：

$$Q(\text{流量})=A(\text{通氣管截面積})\cdot V(\text{流速})$$

$$= \pi \cdot (0.7\text{cm})^2 \cdot 0.2\text{m/s} \cdot \frac{1\text{m}^2}{10^4\text{cm}^2} \cdot \frac{1000\text{L}}{1\text{m}^3} \cdot \frac{60\text{s}}{1\text{min}} \cong 2\text{L/min} \quad (\text{式 } 3.4.3.1)$$

由上面式 3.4.3.1 之計算可知，為模擬超高溫氣冷式反應器發生進氣事故時，石墨在極高溫度下的熱氧化現象，我們在實驗當中流量必須設定在每分鐘通入兩公升的氣體。

表 3.4.3.2 在不同溫度下，利用 R-type 測量爐內溫度分布狀態。

溫度計拿出距離 (cm)	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50	55
溫度(°C)	±12	±6	均溫區 (樣品放置處)						±8	±14	±28

氧化實驗流程

此實驗的標準實驗流程主要是按美國材料和試驗協會定義的 ASTM C-1179-91 之實驗方法施行^[71]，標準化實驗流程主要由圖 3.4.3.18 所示，首先先將直徑 1 公分、高度 1.5 公分未氧化的石墨樣品秤重，放入氧化鋁坩鍋中，送入爐子的均溫區，再將高溫爐設定好實驗的溫度，我們以 3°C/min 的速率緩慢往上升，以防止氧化爐管溫差大造成破管，此外，為確保升溫時管內為鈍態的環境，升溫期間均通入流量 2L/min 的氮氣，防止其發生預氧化現象，當實驗溫度到達設定溫度且到達熱平衡的狀態後，我們將氣氛轉換成通入空氣，並開始計時，直至樣品失重達到大約 10% 時結束實驗，再次通入氮氣並開始降溫，當試片溫度降回室溫後，再將其拿出測量其氧化後的重量，計算其失重與氧化速率，計算方式如式 3.4.3.2 和式 3.4.3.3，如此完成一次的核能級石墨熱氧化測試實驗。

$$\text{失重}(\text{weight loss, \%}) = \frac{\text{氧化前樣品重量} - \text{氧化後樣品重量}}{\text{氧化前樣品重量}} * 100\% \quad (\text{式 3.4.3.2}) \text{ 氧化速率}$$

$$\left(\text{oxidation rate, } \frac{\text{g}}{\text{m}^2 * \text{hr}}\right) = \frac{(\text{氧化前樣品重量} - \text{氧化後樣品重量})}{\text{樣品表面積} * \text{氧化的時間}} \quad (\text{式 3.4.3.3})$$

在本實驗中，為了維持實驗的精準度在百分之五以內，IG-110 和 NBG-18 兩種石墨在不同溫度條件下皆做了至少三組的數據，而本實驗中所列出來的氧化速率數值為這些數據之平均值。



圖 3.4.3.18 高溫爐實驗時間流程圖

B. 進度說明:

氧化實驗前之核能級石墨材料分析

使用掃描式電子顯微鏡觀察，可以觀察到 IG-110 與 NBG-18 的表面在氧化前表面上還算平坦，除了一些孔洞，由照片上來看，IG-110 的孔洞大小較 NBG-18 小、孔洞的分布較平均，

除此之外，沒有什麼特殊的形貌，IG-110 與 NBG-18 氧化前表面形貌如圖 3.4.3.19 所示。

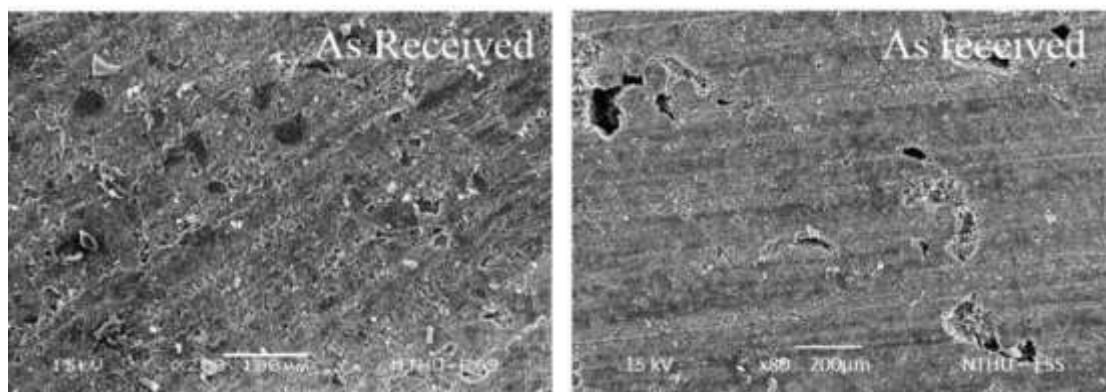


圖 3.4.3.19 IG-110(左圖)、NBG-18(右圖) 之 as-received(未氧化)樣貌

而將 IG-110 和 NBG-18 拋光，分別放入光學顯微鏡下觀察其填充物形貌，如圖 3.4.3.20 所示。可以觀察到使用石油基焦炭的 IG-110，填充物為非等向性，它們的形狀為針狀 (Lenticular)；另一方面，使用瀝青基焦炭的 NBG-18，填充物較具等向性，它們的形狀為球狀 (Spherical)。我們針對 IG-110 與 NBG-18 的填充物，利用光學顯微鏡特別對它們照 30 張相同倍率的填充物影像，並藉此分析兩種核能級石墨內填充物平均的大小，結果如表 3.4.3.3 所示。統計結果顯示，相較於 NBG-18 的填充物平均大小為 710.5 μm ，IG-110 的填充物較小為 71.2 μm 。

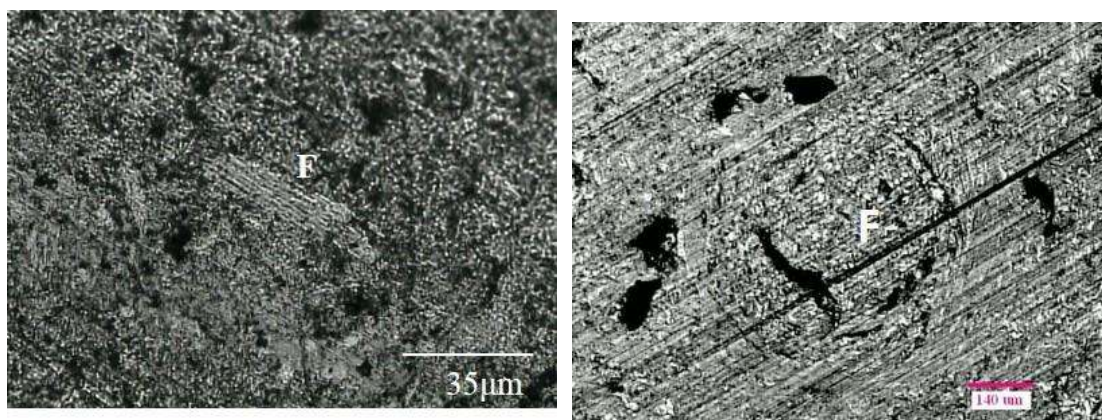


圖 3.4.3.20 光學顯微鏡下之填充物樣貌，IG-110 如左圖、NBG-18 如右圖。

表 3.4.3.3 IG-110 與 NBG-18 填充物大小統計結果

	IG-110 As-Received	NBG-18 As-Received
統計之數量(#)	30	33
平均長度(μm)	71.2	710.5

最大長度(μm)	104.3	846
σ	22.4	79.5

核能級石墨之高溫氧化速率探討

石油基焦炭製成之 IG-110 與瀝青基焦炭製成之核能級石墨 NBG-18 在不同溫度下氧化結果之氧化速率隨溫度變化之趨勢圖如圖 3.4.3.21 所示，詳細氧化速率之數據如表 3.4.3.4 所示。

由圖 3.4.3.21 可以觀察到，氧化速率隨著溫度的上升而增快，而石墨基焦炭的 IG-110 在 700-1600°C 的氧化速率均較瀝青基焦炭的 NBG-18 來的快。在較低溫的範圍(700-900°C)時，可以明顯地看到 NBG-18 的氧化速率較 IG-110 小很多，兩者的氧化速率差異較大，這是由於在此溫度範圍下的氧化機制主要為孔洞內擴散控制(In-Pore Diffusion Control)，在這種氧化控制機制下，空氣會穿入石墨中的孔洞，進而氧化石墨內部，所以，這時氧化速率與石墨材料本身的孔隙率有非常密切的關係。石墨材料本身的孔隙率與填充物的形狀與填充物的形狀相關，而石墨材料選用之焦炭與製程影響填充物的尺寸和形狀。表 3.4.3.5^[72]顯示 IG-110 與 NBG-18 之塊材密度與孔隙率，對我們研究的這兩種核能級石墨而言，石油基焦炭製成之 IG-110 擁有 21% 的孔隙率，高於瀝青基焦炭石墨 14% 之孔隙率，由過往文獻得知，由石油基焦炭製成之核能級石墨傾向生成針葉狀的填充物，進而導致較大的孔隙率，孔洞在低溫氧化時不僅扮演通道使空氣藉由孔洞擴散進入內部，另一方面由於較易與空氣發生反應之 Active Sites 皆集中於孔洞，所以在 700-900°C 這個溫度區間內，孔隙率越高的核能級石墨，氧化速率越快。

而當氧化測試溫度介於 900-1200°C 時，氧化速率隨著溫度上升而增快的趨勢減緩，且 IG-110 與 NBG-18 兩者的氧化速率差距開始變得很小，根據文獻，此溫度範圍之氧化機制為質量傳遞控制(Mass Transfer Control)，此時因為氧化溫度變高，當空氣一接觸到核能級石墨的表面，空氣就會馬上與石墨表面發生劇烈的氧化反應，此時反應速率與石墨樣品的表面積與測試環境的氧氣濃度有關。

當我們在 1200°C 下測試 IG-110 與 NBG-18 這兩種樣品時，氧化速率隨著測試溫度不同而變動的趨勢與其他相關期刊幾乎相同，相差不大^[73]。然而當氧化測試溫度提升到高於 1200°C 後，我們發現到 IG-110 與 NBG-18 兩者的氧化速率都有再次隨著溫度增加有快速上升的現象。而這氧化速率隨著溫度再次快速上升的現象持續直到測試溫度到達 1600°C 才變得比較趨緩。氧化速率再度上升這個情形與過往很多文獻中的預測結果不太一樣，過去大多數的文獻做到 1000 多度後發現氧化速率隨著溫度上升的趨勢變得很慢，故推估氧化行為只有區分成三種機制，由低溫的化學反應控制，到高溫的質量傳遞控制，而當氧化測試溫度到達第三種機制-質量傳遞控制時，也就是溫度大概介於 900-1200°C 時，氧化速率隨著溫度的變化會趨於飽和，不會在隨溫度上升的變動而有變化。但本研究在延伸氧化測試溫度至 1600°C 卻意外地發現 IG-110 與 NBG-1 的氧化速率均不會在 900°C 後飽和，而是會在 1200°C 後氧化速率有再次上升的現象，這結果也經由重複的實驗而證實有再現性的現象。

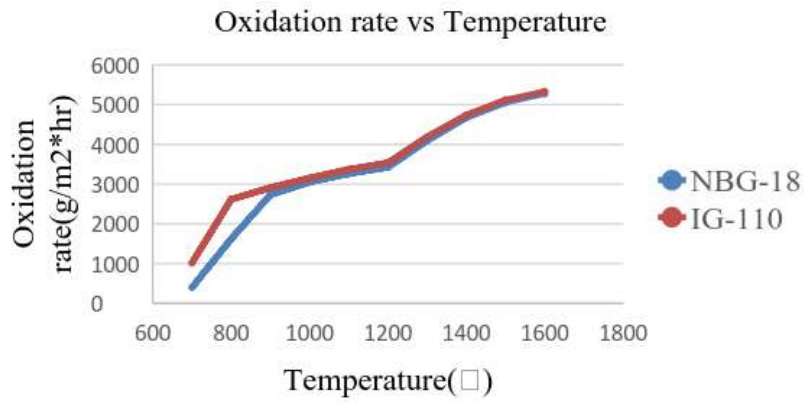


圖 3.4.3.21 不同溫度下 IG-110 與 NBG-18 之氧化速率趨勢圖 (2L/min Air)

表 3.4.3.4 IG-110 與 NBG-18 在不同溫度下之氧化速率

Temperature (°C)	IG-110	NBG-18
	Oxidation Rate (g/hr*m2)	
700°C	1048	400
800°C	2615	1620
900°C	2910	2730
1000°C	3152	3050
1100°C	3370	3262
1200°C	3537	3423
1300°C	4190	4091
1400°C	4738	4671
1500°C	5119	5051
1600°C	5331	5272

表 3.4.3.5 IG-110 及 NBG-18 塊材密度及孔隙率^[63]

	塊材密度(g/cm ³)	孔隙率(%)
IG-110	1.79	21.0
NBG-18	1.88	14.1

推估核能級石墨作為石墨護套於事故時之壽命探討

本實驗最終的目的重視的為當由石油基焦炭製成之核能級石墨 IG-110 與瀝青基焦炭製成之 NBG-18 若未來真的運用在超高溫氣冷式反應器之爐心部件，不幸遭遇到進氣事故時，核能

級石墨的裂化情形，以及壽命的推估。

我們利用上節得到的 IG-110 與 NBG-18 兩種核能級石墨在不同溫度下的氧化速率，套用至我們的估算中，並假設當事故發生時，氧化反應為均勻的表面腐蝕，進而推估真實尺寸的石墨護套歷經多久會失效，燃料丸於事故發生後多久時間內會暴露出來，估算方式如下式 3.2.3.4 至式 3.2.3.6 所示：

$$(\text{護套之表面積}) * (\text{石墨氧化速率}) = (\text{單位時間內石墨被氧化掉的克數}) \quad (\text{式 3.4.3.4})$$

$$(\text{使護套失效所需被氧化之體積}) * (\text{石墨材料密度}) = (\text{護套失效前被氧化的重量}) \quad (\text{式 3.4.3.5})$$

$$\frac{(\text{護套失效前被氧化的重量})}{(\text{單位時間內石墨被氧化掉的克數})} = (\text{護套失效所需時間}) \quad (\text{式 3.4.3.6})$$

圖 3.4.3.22 顯示石墨護套在不同溫度下氧化之失效時間，由圖中可以推估，若進氣事故發生後，爐心氧化溫度為 900°C，則石墨護套在兩小時左右還不會失效，但由上節的結果我們也知道，氧化速率並沒有在 900-1200°C 的區域就達到飽和，而是再次上升，所以若氧化溫度增加至 1600°C，則情況變得更為緊急，當事故發生後僅剩下一個多小時可以做緊急的補救措施，否則護套就要失效了。

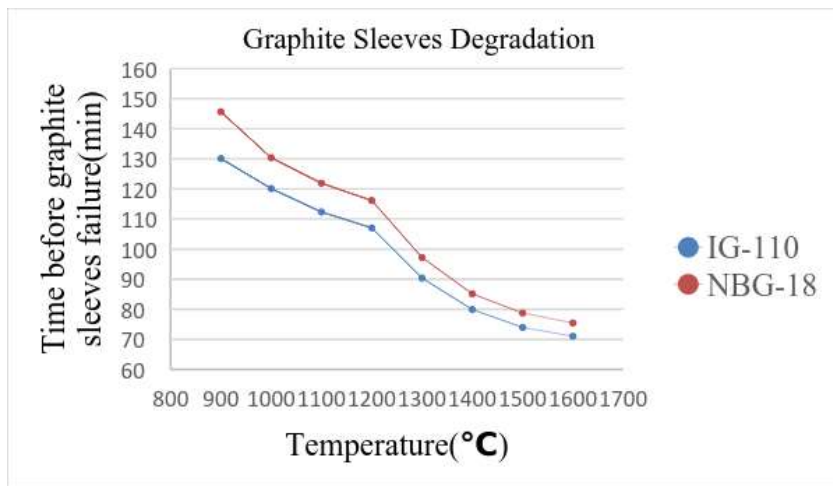


圖 3.4.3.22 估算石墨護套在不同溫度下氧化之失效時間 (2L/min Air)

高溫氧化前後核能級石墨表面之微結構變化

當石油基焦炭製成的 IG-110 與瀝青基焦炭製成的 NBG-18 兩種石墨分別在高溫不同溫度下氧化至大約 10% 重量損失後，我們利用掃描式電子顯微鏡(SEM)在相同倍率下(IG-110 鎖定在放大 200 倍、NBG-18 之填充物較大鎖定在放大 80 倍)拍攝樣品照片，以比較在不同溫度下

氧化前後，石墨表面的變化。

一系列 IG-110 由氧化前至氧化溫度為 1600°C 的表面 SEM 照片如圖 3.4.3.23 所示。首先，我們可以觀察到還沒有被氧化過的石墨其表面平坦、沒有什麼特殊的構造，而在 800°C 氧化時，此溫度下的氧化機制為孔洞內擴散機制，空氣中的氧分子會藉由在黏著劑的孔洞進入塊材內部，氧化使得這些孔洞變得越來越大，隨著氧化時間的增加，有些增大的孔洞甚至大到互相結合起來，留下一些像島嶼狀的結構在表面上，表面變的粗糙。這些島嶼狀的結構大部分是由填充劑和少部分的黏著劑所構成。

當氧化溫度上升至 900-1200°C 時，氧化機制為質量傳遞控制，IG-110 的氧化反應趨於表面，可以觀察到表面的黏著劑嚴重被氧化，使得的針葉狀的填充物直接裸露於表面，而由於填充物具有較高的結晶性與較高的活化能，較不容易被氧化，所以此時填充物看起來沒有受到什麼嚴重的破壞。

而當氧化溫度大於 1200°C 到 1600°C 前，IG-110 的氧化速率再度上升，而這時從 SEM 照片中，我們可以觀察到在此溫度範圍內之 SEM 表面照片與 700-1200°C 氧化下的照片不太一樣，除了觀察到大部分表面的黏著劑幾乎被氧化殆盡外，也觀察到許多暴露在外的 IG-110 填充物有嚴重被氧化消耗的現象，這也致使表面反應面積增加，造成大於 1200°C 的氧化速率隨著溫度上升而再度增加，由此結果推論到此高溫時，氧化反應可能轉為是填充物主導，而詳細分析也將在後面做解釋。

最後當氧化測試溫度到達實驗最高測試溫度 1600°C 時，從圖 4.3.23 可以發現到，表面與 1200-1500°C 的表面十分不同，核能級石墨在 1600°C 氧化時，表面變得較平坦，較難區分出填充物與黏著劑的確切位置，這是由於當溫度到達 1600°C 時，氧化溫度太高使得填充物與黏著劑幾乎都無法忍受如此高的溫度氧化，兩者均氧化的非常快，其速率上幾乎沒有快慢之分，氧化速率僅與空氣進入的流量有關，表面看起來變得較平坦，從這結果也可推測，1600°C 應是核能級石墨材料 IG-110 的極限，後續氧化速率應該會達到飽和，不會在隨著溫度變化有什麼改變。

另一方面，NBG-18 材料氧化前後表面 SEM 的照片如圖 3.4.3.24 所示。其氧化前後變化的趨勢與 IG-110 大同小異。一開始 NBG-18 的表面在氧化之前也是滿平坦的，只有一些大洞不均勻的分佈在表面上，而當氧化測試溫度到達 700-900°C 時，NBG-18 的黏著劑被氧化掉，填充物開始裸露出來，上面還附著一些黏著劑。而當氧化度到達 900-1200°C 時，反應趨於表面，可以看到 NBG-18 的填充物完整裸露出來，但幾乎沒有被氧化所破壞，直到測試溫度上升到 1200°C 以上，才看到表面的填充物嚴重的受到破壞，而當氧化溫度最終到達 1600°C 時，NBG-18 的表面也與 IG-110 差不多，變的比較平坦，這也是由於在 1600°C 如此高溫下，NBG-18 的填充物與黏著劑兩者的氧化速率變得幾乎沒什麼差別，空氣一進入就會馬上與石墨表面做反應，氧化速率只受到提供空氣之流量所影響，所以氧化幾乎直接沿著表面均勻的將石墨消耗掉，使得表面的影像比在其他溫度下氧化更為平坦。

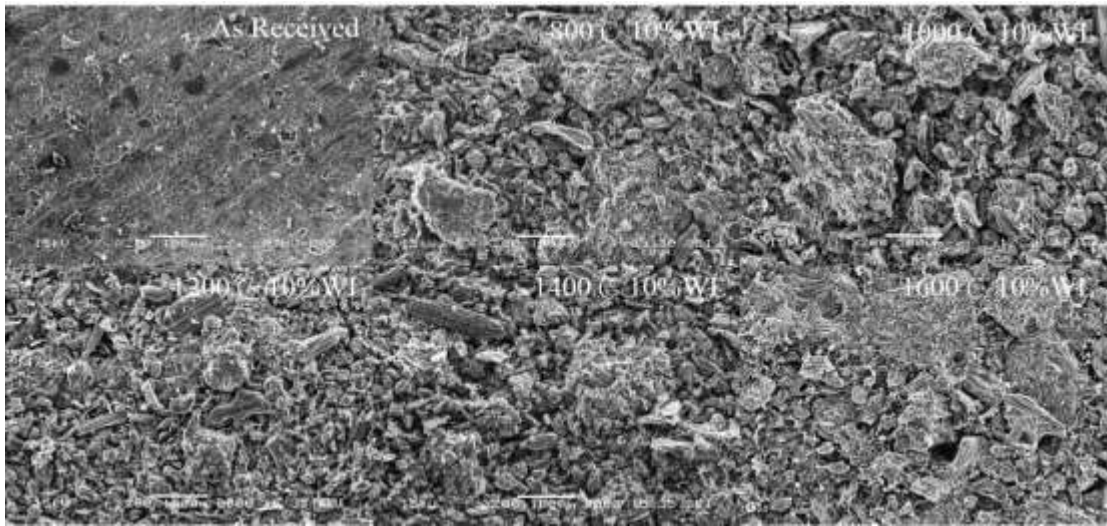


圖 3.4.3.23 IG-110 氧化前後表面微結構變化之 SEM 照片

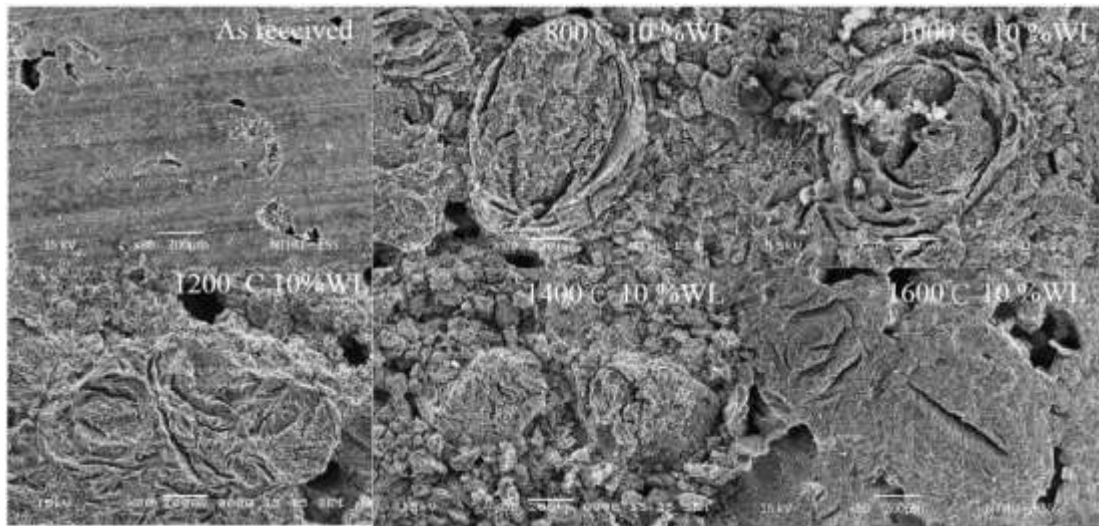


圖 3.4.3.24 NBG-18 氧化前後表面微結構變化之 SEM 照片

高溫氧化前後核能級石墨填充物大小變化

由上節核能級石墨氧化前後的 SEM 表面照片，我們觀察到在極高溫度(大於 1200°C)，IG-110 與 NBG-18 表面的填充物也開始無法抵擋如此高溫以及高含氧的環境，開始發生嚴重的氧化。為了要證明在極高溫時，填充物的確受到嚴重的氧化損害，我們利用 SEM 在不同氧化測試溫度下清楚的拍攝大約 30 個填充物的形貌(氧化後填充物形貌: IG-110 如圖 3.4.3.25 左圖所示、NBG-18 如圖 3.4.3.21 右圖所示)，並利用 Image J 軟體統計它們的平均長度。在不同溫度氧化下，核能級石墨填充物因為氧化縮小之比例的測量結果如圖 3.4.3.26 及圖 3.4.3.27 所示，詳細之數據如表 3.4.3.6 和表 3.4.3.7 所列。由結果可以觀察到當氧化測試溫度小於 1200°C 時，IG-110 與 NBG-18 的填充物幾乎沒有怎麼被氧化，所以填充物的大小幾乎沒有怎麼縮小，縮小比例都幾乎不超過 3%；而當氧化測試溫度在 1200-1500°C 時，可以明顯地觀察到 IG-110 與

NBG-18 兩者的填充物都有明顯縮小的現象，在 1200°C 氧化後，IG-110 的填充物大小縮小了 33.6%，而 NBG-18 的填充物大小降低了 21.7%，這代表 IG-110 與 NBG-18 突出在表面的填充物在 1200°C 後開始不能抵擋如此高溫的氧化環境，也開始嚴重的被氧化使得填充物大小明顯縮小。核能級石墨 IG-110 與 NBG-18 填充物大小明顯縮小的趨勢於氧化溫度到達 1600°C 時，才變的沒有這麼明顯，這是因為在實驗最高測試溫度 1600°C 時，核能級石墨中的填充物與黏著劑的氧化速率大小幾乎沒有差異，兩者均在 1600°C 下快速氧化，所以 IG-110 與 NBG-18 的填充物不會有明顯縮小的現象。

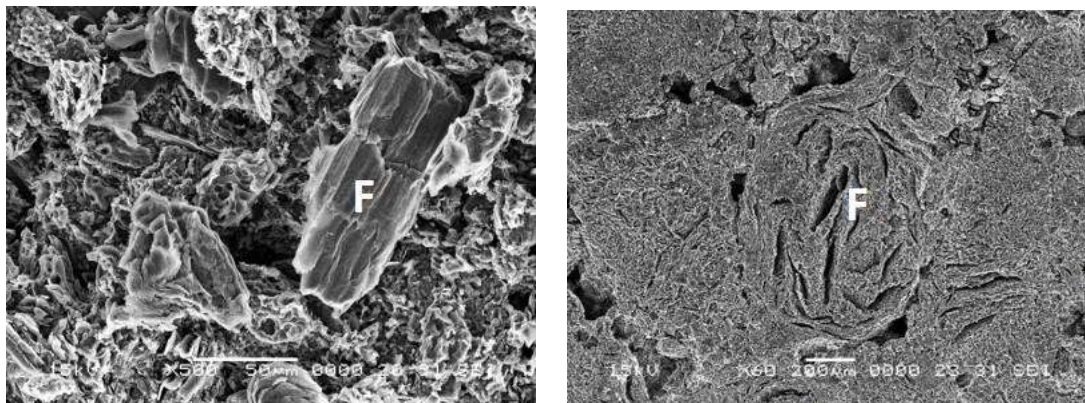


圖 3.4.3.25 核能級石墨氧化後 SEM 觀察到之填充物形貌 (IG-110 如左圖、NBG-18 如右圖)

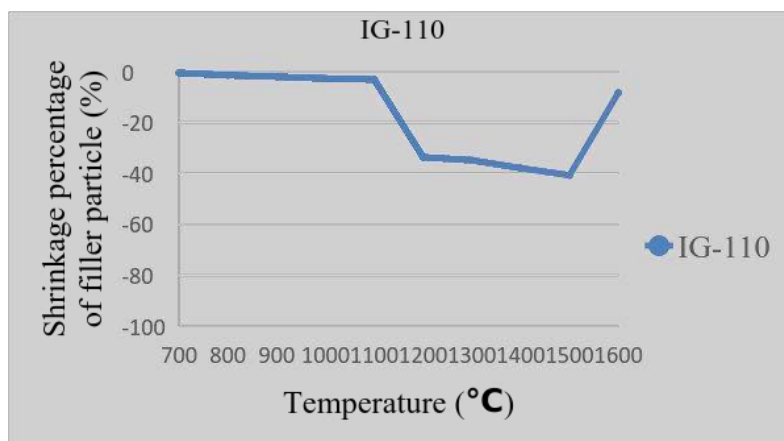


圖 3.4.3.26 IG-110 填充物在不同溫度氧化後縮小之比例

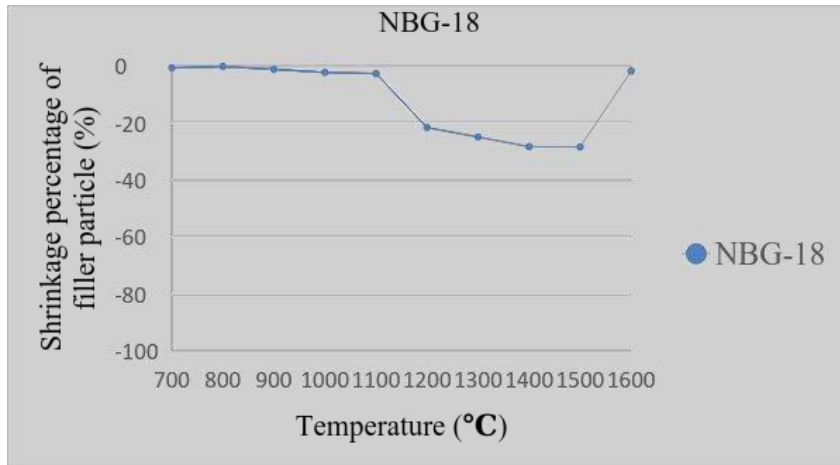


圖 3.4.3.27 NBG-18 填充物在不同溫度氧化後縮小之比例

表 3.4.3.6 量測 IG-110 填充物於不同溫度下氧化後縮小之比例

	# of fillers	Average size (µm)	Shrinkage percentage (%)	σ
As-Received	30	71.2	-	22.4
700°C	30	70.8	0.5	14.5
800°C	30	70.2	1.4	23.3
900°C	28	69.8	2.0	38.1
1000°C	31	69.3	2.7	19.5
1100°C	31	69.0	3.1	24.6
1200°C	34	47.3	33.6	20.7
1300°C	35	46.4	34.8	23.6
1400°C	31	44.2	37.9	16.5
1500°C	33	42.2	40.7	15.1
1600°C	31	65.3	8.3	18.3

表 3.4.3.7 量測 NBG-18 填充物於不同溫度下氧化後縮小之比例

	# of fillers	Average size (μm)	Shrinkage percentage (%)	σ
As- Received	33	710.5	-	79.5
700°C	30	705.1	0.8	145.8
800°C	32	708.6	0.3	161.4
900°C	26	701.4	1.3	150.0
1000°C	31	693.8	2.4	240.3
1100°C	25	690.3	2.8	229.3
1200°C	30	556.0	21.7	271.2
1300°C	31	532.6	25.0	273.8
1400°C	31	508.8	28.4	236.6
1500°C	29	508.1	28.5	180.7
1600°C	27	696.8	1.9	164.4

氧化前後表面粗糙度的變化

除了對於核能級石墨於氧化前後表面的觀察，我們也進一步的將氧化後之樣品剖半拋光，利用 SEM 在相同倍率下拍攝一系列照片，觀察氧化前後 IG-110 與 NBG-18 兩種核能級石墨材料橫截面的變化，並搭配 Image J 軟體拉線分析粗糙度的改變，以了解核能級石墨於超高溫度下氧化時，表面氧化深度的變化。IG-110 與 NBG-18 於不同溫度氧化後之橫截面如圖 3.4.3.29 與圖 3.4.3.30 所示，詳細粗糙度的統計如表 3.4.3.8 所列，表 3.4.3.8 內之“#”符號代表使用 Image J 軟體拉深度來計算之數量。

在此兩種核能級石墨氧化之前，由橫截面來看 IG-110 與 NBG-18 之橫截面非常平坦，統計之粗糙度分別為 $13.1\mu\text{m}$ 與 $14.8\mu\text{m}$ ，而當氧化測試溫度為 1100°C 時，IG-110 和 NBG-18 的粗糙度急遽變化，分別為 $51.3\mu\text{m}$ 和 $34.2\mu\text{m}$ 。造成劇烈粗糙度變化的原因為，核能級石墨是由兩種不同的結構所組成，一種是較有結晶性、活化能較高的填充物，另一種是非結晶性的黏著劑，其中，非結晶性的黏著劑較不抗氧化，在高溫空氣環境下比填充物更早就氧化掉了，造成粗糙度的上升，而大於 1200°C 後，填充物的嚴重氧化造成粗糙度更進一步上升。由表 3.4.3.8 可以觀察到，在 $1200\text{-}1500^\circ\text{C}$ 時，隨著溫度的上升，表面的粗糙度變得更加明顯，當氧化溫度到達 1500°C 時，IG-110 與 NBG-18 兩者氧化後的粗糙度都達到最大值，IG-110 的粗糙度為 $59.3\mu\text{m}$ 、NBG-18 的粗糙度為 $102.0\mu\text{m}$ 。但當氧化測試溫度到達實驗最高溫度 1600°C 時，粗糙度的值不升反降，此時 IG-110 與 NBG-18 的粗糙度變為 $46.1\mu\text{m}$ 和 $55.0\mu\text{m}$ ，粗糙度的下降代

表在 1600°C 這個溫度下，核能級石墨中的填充物與黏著劑兩者的氧化速率沒有什麼差異，均會急速的氧化，所以表面變的較沒有在 1500°C 下氧化來的崎嶇。

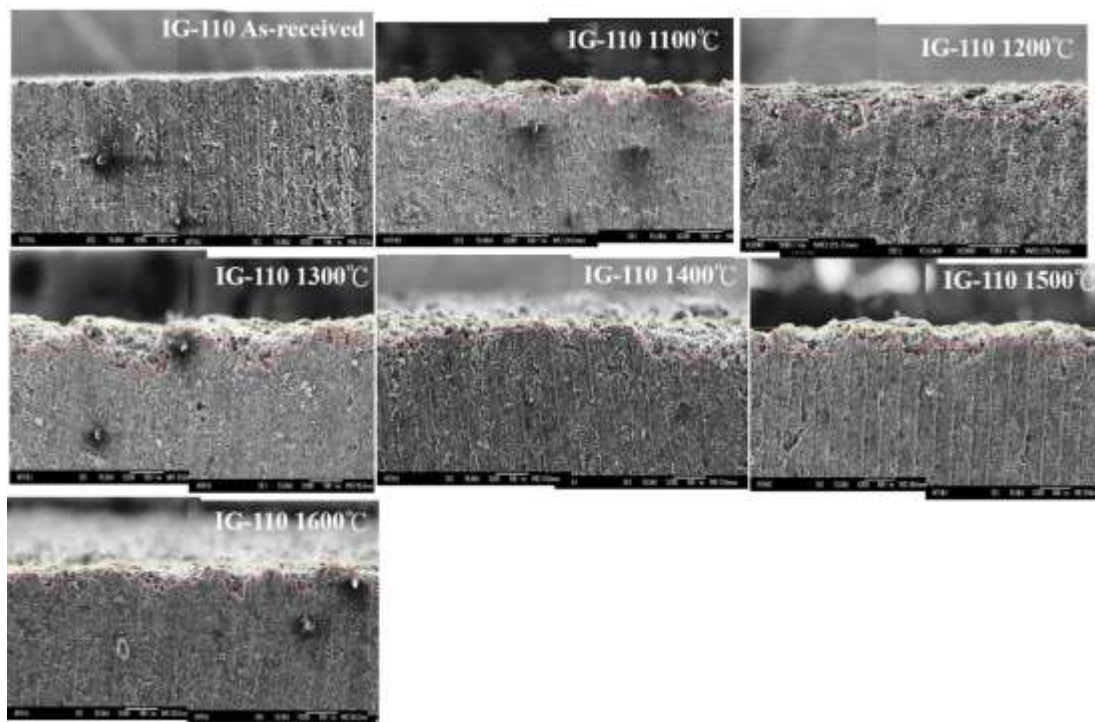


圖 3.4.3.28 IG-110 在不同溫度下氧化後之橫截面 SEM 照片

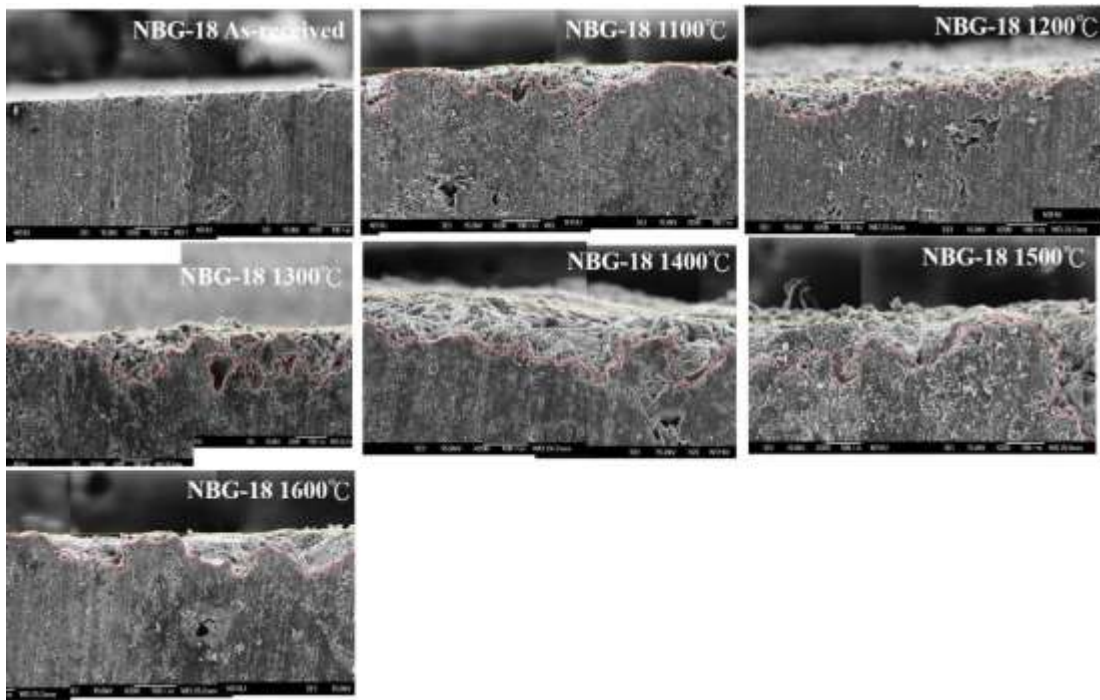


圖 3.4.3.29 NBG-18 在不同溫度下氧化後之橫截面 SEM 照片

表 3.4.3.8 IG-110 與 NBG-18 在不同溫度下氧化後表面粗糙度的變化

Temperature [°C]	IG-110			NBGB-18		
	#	Roughness [μm]	σ	#	Roughness [μm]	σ
As-received	90	13.1	7.2	80	14.8	11.3
1100	85	51.3	19.5	98	34.2	26.0
1200	87	53.1	27.4	88	44.0	15.5
1300	83	54.7	32.1	74	73.8	46.9
1400	90	56.6	34.5	79	84.1	54.5
1500	90	59.3	30.0	93	102.0	66.3
1600	87	46.1	23.8	85	55.0	44.2

核能級石墨在不同溫度氧化之活化能及其機制變化

將核能級石墨 IG-110 與 NBG-18 之氧化速率取對數對溫度的倒數作圖，可得 Arrhenius Plot，IG-110 與 NBG-18 之 Arrhenius Plot 如圖 3.4.3.30 和圖 3.4.3.31 所示。我們可以由圖 3.4.3.30 和圖 3.4.3.31 之斜率乘上氣體常數求得在特定溫度區間的活化能，不同溫度下氧化反應之活化

能的值如表 3.4.3.9 所列，我們可以藉由活化能的變化來推估在不同溫度下核能級石墨的氧化機制。

IG-110 與 NBG-18 在較低的氧化測試溫度(700-800°C)氧化時，活化能分別為 81.9 kJ/mole 與 121.4 kJ/mole，這大概是文獻中提到 IG-110 與 NBG-18 在室溫下活化能的一半，這代表氧化控制機制為第二個區間：孔洞擴散主導的機制，這時由於活化能較高，氧氣會藉由孔洞進入石墨內部進而氧化內部的石墨，而當氧化測試溫度升高至 900-1200°C，活化能變成僅剩大約 10 kJ/mole 左右，活化能之值變得很低，氧化控制機制變成第三個區間：質量傳遞控制，在此溫度區間內，一旦空氣中的氧氣接觸到石墨表面時，氧化反應會立即發生，所以反應大部分都發生在表面。上述核能級石墨於第二個區間：孔洞擴散主導的機制與第三個區間：質量傳遞控制的機制之溫度範圍已有非常多做核能級石墨氧化實驗相關領域之專家學者研究，而我們到此所做之活化能數據也與這些文獻之結果相差不遠。過往非常多的文獻從 Arrhenius Plot 推論，核能級石墨的氧化機制只分為三區，由低溫的化學反應控制到高溫的質量傳遞控制，而由於過往實驗比較針對在 1100°C 以下之氧化實驗，當氧化反應測試溫度高於 900°C，也就是進入到質量傳遞控制機制時，發現活化能變的非常的低，所以許多科學家推估，往更高溫走，活化能最終可能趨近到零，氧化反應最終可能在第三個區間(Regime)：質量傳遞控制機制這達到飽和^[74]。但本研究延伸氧化溫度至 1600°C 後發現，活化能最終並未如預期直接趨近於零，而是在 1200°C 後又上升了一次。

當 IG-110 與 NBG-18 在 1200-1300°C 氧化時，活化能大約為 32.6 kJ/mole 與 34.3 kJ/mole，比以往提到的第三區之活化能還要來的大(第三區之活化能大約為 10 kJ/mole 左右)。我們推估造成這個結果的原因可以從兩個方面來看：第一個方向是由核能級石墨氧化後的 SEM 照片觀察；另一個方向是從活化能的方向切入。當氧化測試溫度小於 1200°C 時，從照片上來看核能級石墨中的填充物沒有受到嚴重的氧化，可是當溫度大於 1200°C 後，從 SEM 照片上來看，IG-110 與 NBG-18 的填充物均變得無法忍受如此高溫的氧化，開始受到嚴重的破壞。這代表當氧化反應發生在大於 1200°C 的超高溫石墨氧化測試溫度時，氧化反應變得著重在石墨填充物的氧化。而從另一方面活化能的角度來看，由於核能級石墨中的填充物較黏著劑具有結晶性，根據文獻，填充物擁有較黏著劑高 25% 的活化能^[75]，所以在超高溫氧化反應大多氧化填充物時，活化能升高。而氧化測試溫度大於 1200°C 後，氧化反應的活化能也隨溫度的變化而變化，當氧化測試溫度到達 1500- 1600°C 時，IG-110 與 NBG-18 兩者氧化的活化能又變得非常低，大約 11 kJ/mole 左右，由此可知，當溫度到達如此高溫時，由於石墨中的填充物與黏著劑皆無法容忍如此高溫度的氧化，一下就被氧化掉了，造成活化能數值再度降低。

由以上 Arrhenius Plot 得出的結果，我們可以推估整體核能級石墨於氧化溫度 700°C 開始至 1600°C 時之氧化機制如圖 3.4.3.32 所示。核能級石墨隨著溫度氧化機制的變化以 1200°C 為界，在氧化溫度低於 1200°C 時，氧化反應主要為核能級石墨中較不抗氧化的黏著劑所主導，此時黏著劑因為氧化被破壞嚴重，剩下活化能較高較不易發生氧化反應的填充物完整顯現於表面，而當氧化溫度提高至高於 1200°C 時，填充物開始也無法容忍如此高溫之氧化環境，開始發生劇烈氧化，此時 SEM 可以觀察到填充物被嚴重破壞，主要的氧化反應則改為核能級石墨較具

結晶性的填充物來主導，而當反應到達實驗最高溫度 1600°C 時，填充物與黏著劑的氧化差異不大，此時氧化速率的快慢只與提供反應氣體的量有關，氧化速率趨緩、表面變的平坦無法清楚分辨填充物與黏著劑的位置，代表此溫度應是核能級石墨材料氧化反應的極限，內部的填充物與黏著劑對氧化來說沒有差異。

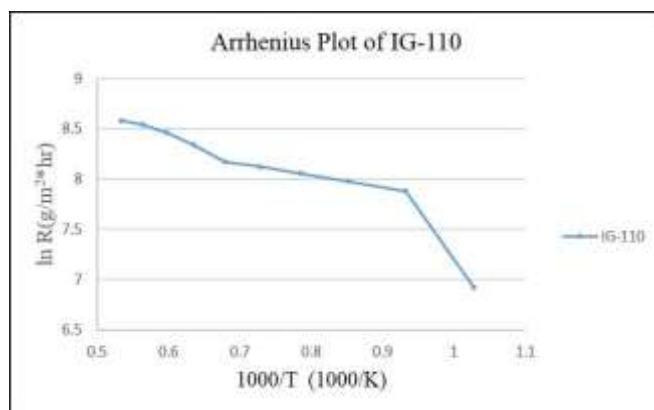


圖 3.4.3.30 IG-110 之 Arrhenius Plot

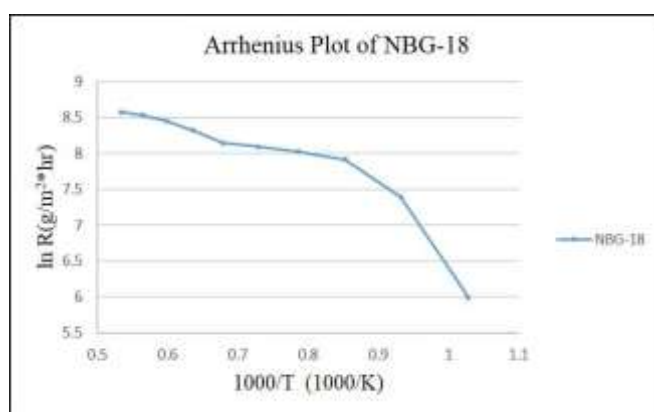


圖 3.4.3.31 NBG-18 之 Arrhenius Plot

表 3.4.3.9 IG-110 與 NBG-18 在不同溫度下氧化之活化能變化

	IG-110	NBG-18
Temperature Range[°C]	Ea[kJ/mole]	Ea[kJ/mole]
700-800	81.9	121.4
800-900	11.2	54.6
900-1000	9.9	13.8
1000-1100	9.7	9.8

1100-1200	8.1	8.1
1200-1300	32.6	34.3
1300-1400	26.9	29.0
1400-1500	19.1	19.3
1500-1600	11.2	11.8

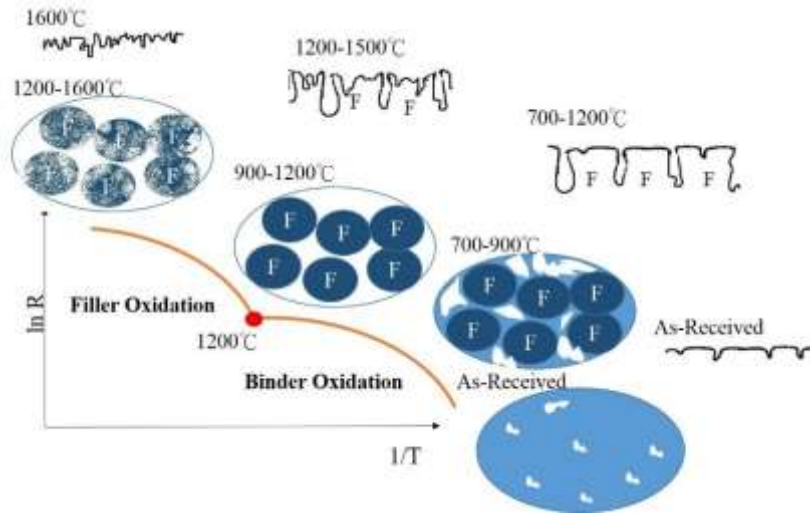


圖 3.4.3.32 由活化能預估核能級石墨的氧化機制

3.4.3.2 「熱交換管材料」執行方法與進度說明

(一)熱交換管材料腐蝕行為

A. 執行方法:

高溫動態腐蝕系統:如圖 3.4.3.33，此系統可做均勻腐蝕之實驗。其腔體為耐溫可達 1100°C 之石英管，高溫爐前中後段皆設有一控溫系統。氬氣由氣瓶流出，經兩個氧氣水氣之氣體收集器後，再與雜質氣體混合，若是濕氣條件，則經過可控溫之濕氧儀，氣體均以 250cc/min 之氣體流量流進腔體中。水氣濃度以濕氧儀之不同溫度改變飽和蒸汽壓來控制，雜質氣體濃度則以氣體流量控制器控制。每次實驗完畢，皆使試片留在高溫爐腔體，以爐冷方式待溫度降至室溫才將試片取出秤重。

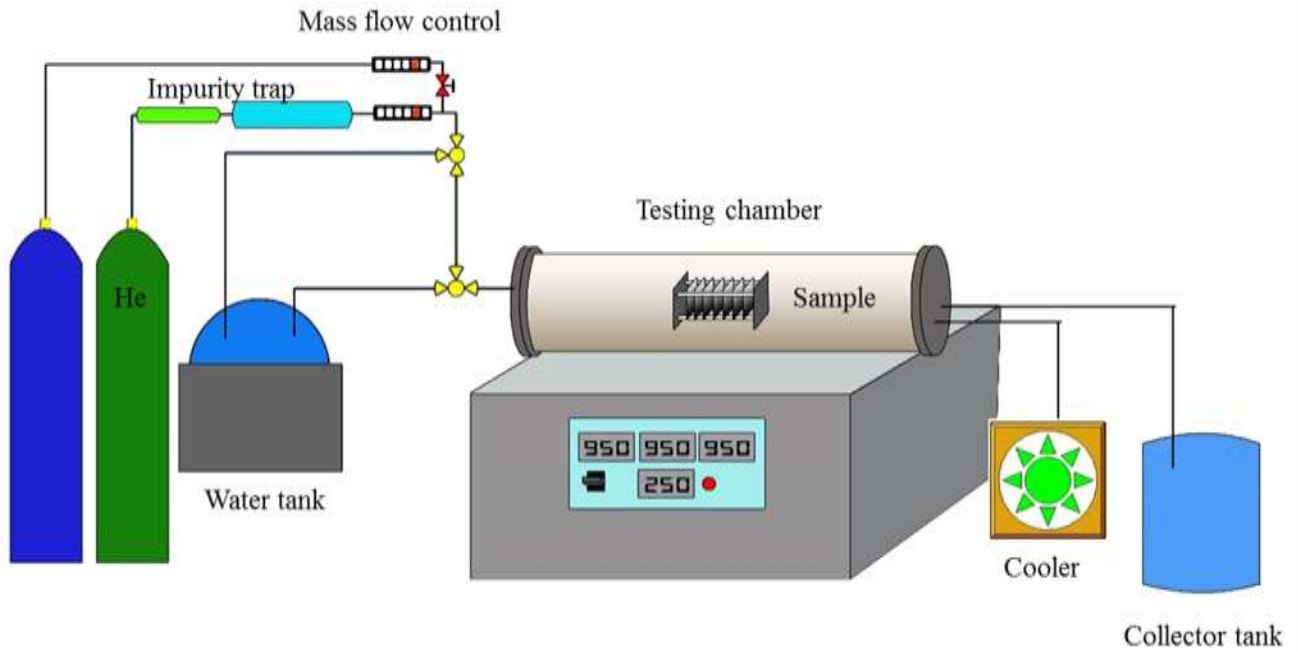


圖 3.4.3.33 高溫動態腐蝕系統

實驗條件: 為模擬熱交換管發生事故之情況下，不同氣體環境下試片之腐蝕情況，選定不同氣氛條件、不同溫度下進行實驗。氣氛條件分別為：100% 氦氣、10% 氧氣（混合 90% 氦氣）、10% 空氣（混合 90% 氦氣）、10% 和 50% 相對溼度，各氣氛條件在 950°C 進行均勻高溫腐蝕實驗。實驗持溫時間為 48 到 144 小時，通入之氣體流量設定為 250cc/min。

試片準備: 試片材料之組成如表所示。本實驗試片尺寸為 20x20x1mm。試片表面在進行實驗之前由水砂紙研磨至 1200 號數，並分別以丙酮清洗並秤重。

表 3.4.3.10 合金之化學組成(wt%)

Alloy (wt%)	Ni	Fe	Cr	Al	Mo	Mn	Ti	C	Co	Cu	Si
Inconel 625	Bal.	3.8	22.5	.14	8.9	.12	.23	.03	12.5	-	.21
Hastelloy C4	Bal.	.3	15.7	-	15.5	.14	.1	.001	.1	.02	.03
HR-224	Bal.	27.62	20.5	3.86	.21	.33	.35	.051	.38	-	.31

分析方法: 以微量天平測量試片腐蝕前後之增重，後利用掃描式電子顯微鏡(SEM)觀測試片之表面與截面形貌，另外則以 X 射線繞射分析(XRD)及能量散布能譜儀(EDX)分析氧化後試片之表面氧化物組成。

B. 進度說明:

高溫氣體環境下試片之增重

圖 3.4.3.34 為三種合金在 950°C 的氧化溫度下，在不同的氣體環境增重的作圖。在所有條件下，三種試片之增重均是 Inconel 625 最高，依序是 Hastelloy C4、HR-224。Inconel 625 與 Hastelloy C4 在各個的氣體條件下，增重有著相近的趨勢。試片的增重在純氦氣、10% 空氣與 10% 氧氣下沒有明顯的差異，但均較含水氣的環境低，而 50% 水氣環境下較 10% 水氣環境下有較大的增重，說明水氣可能使 Inconel 625 與 Hastelloy C4 的腐蝕行為更為嚴重。HR-224 則可看出與另外兩合金不同的趨勢，隨氧氣含量的提升，試片有較明顯的增重。另外，在水氣環境下的增重低於氧氣環境，且隨水氣含量的提升，增重有降低的趨勢。照此趨勢推測，在含水氣的氣氛中，HR-224 可能出現氧化層剝落的情形，並隨著水氣含量增加，氧化層剝落之情況亦變得較為嚴重。

圖 3.4.3.35 為三種合金在 950°C 在 10% 氧氣環境下之增重和持溫時間的作圖。隨著氧化時間的增加，Inconel 625 與 Hastelloy C4 的增重也隨之增加，應是氧化層增後所造成。但在 HR-224 的部分，則發現增重沒有明顯的增加。

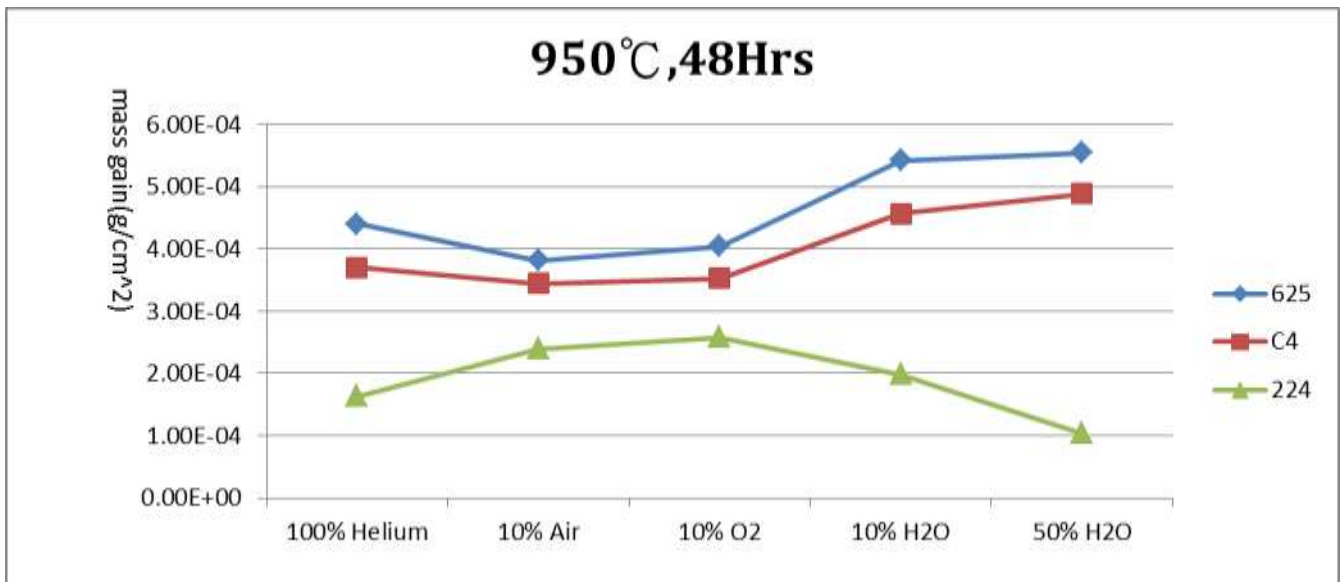


圖 3.4.3.34 Inconel 625、Hastelloy C4、HR-224 在 950°C、五種氣體環境下經 48 小時高溫氧化之增重

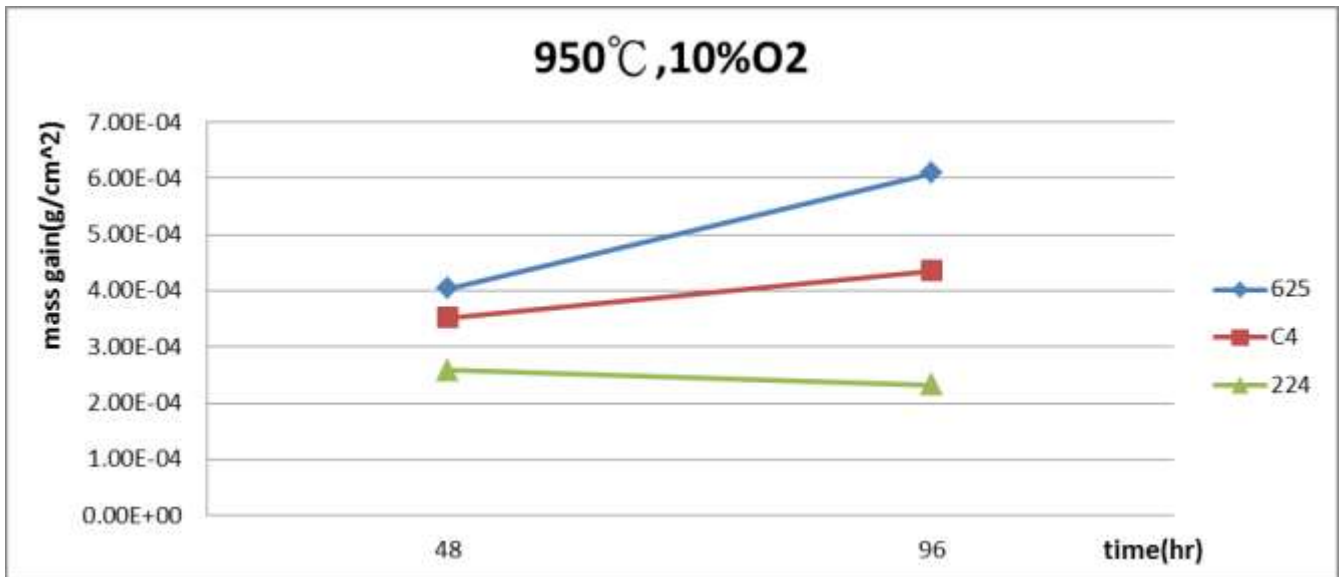


圖 3.4.3.35 Inconel 625、Hastelloy C4、HR-224 在 950°C 在 10% 氧氣環境下之增重和持溫時間的作圖

Inconel 625 之氧化層表面微結構分析

從圖 3.4.3.36 可知，在 48 小時的高溫氧化後，Inconel 625 的表面在純氮氣與 10% 空氣中均出現晶界氧化物凸起的現象，其因晶界處較晶粒中的擴散更為快速，更嚴重的氧化說明了晶界弱化的情形。然而在 10% 氧氣中可能是因氧化層的增厚，使得此現象並不明顯。Inconel 625 是以形成連續的氧化鉻層作為主要的抗腐蝕的機制。在較大的倍率下，合金表面可見布滿了尖晶石結構的氧化物，從 EDS 的分析可發現其表面主要是氧、鉻與錳的訊號，故推測其表面為錳與氧化鉻形成的尖晶石結構。隨著氣氛中氧含量的增加，表面氧化物的顆粒大小也隨之增長。

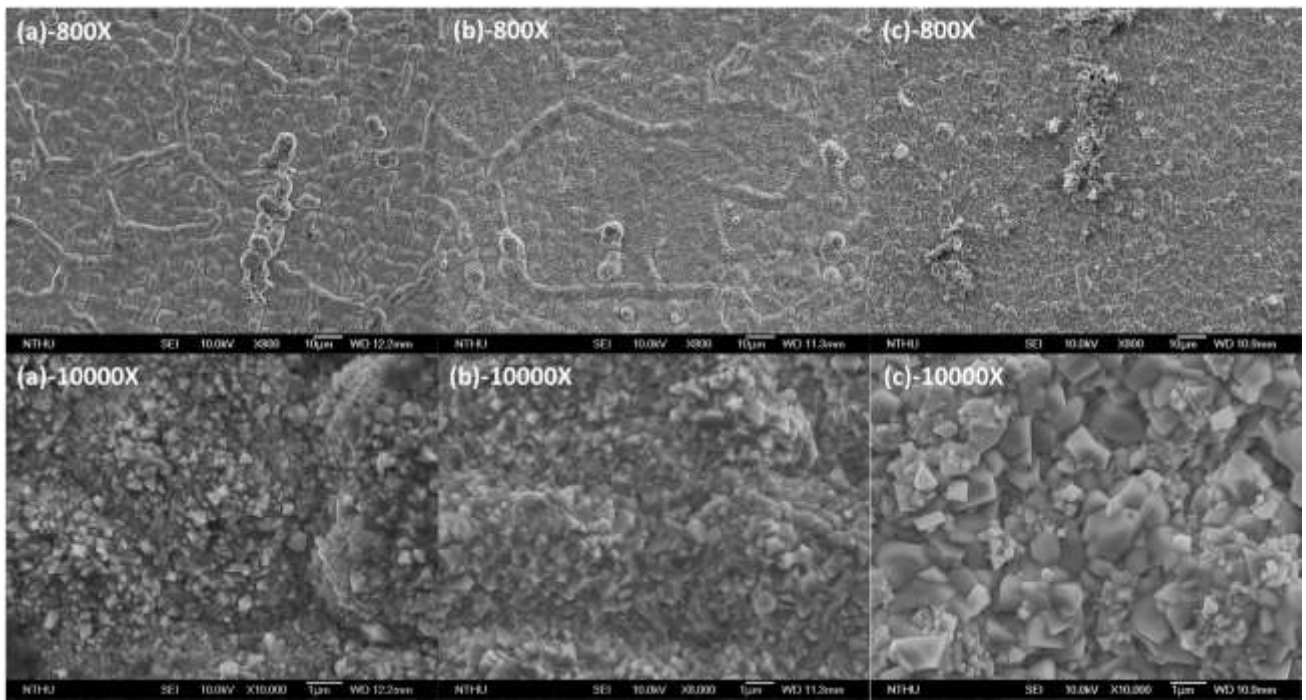


圖 3.4.3.36 Inconel 625 在(a)100% 氮氣、(b)10% 空氣、(c)10% 氧氣中經 48 小時高溫氧化之表面

圖 3.4.3.37 為 Inconel 625 在 10% 水氣與 50% 水氣環境中經 48 小時高溫氧化之表面形貌。在水氣環境下，可以發現有片狀的氧化物出現在表面，此種型態應與水分子吸附在氧化物表面有關。隨著環境中水氣含量的增加，片狀氧化物更為明顯且數量也更多。

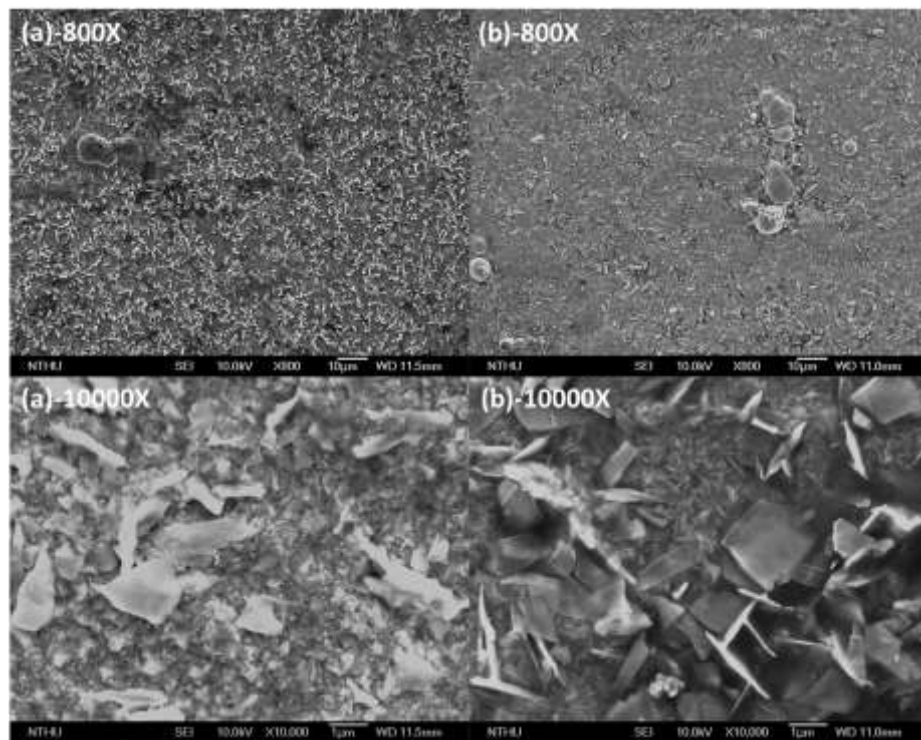


圖 3.4.3.37 Inconel 625 在(a)10% 水氣、(b)50% 水氣環境中經 48 小時高溫氧化之表面

Hastelloy C4 之氧化層表面微結構分析

圖 3.4.3.38 為 Hastelloy C4 在不同氧氣含量環境下的表面形貌。在三種環境中其表面形貌並未有太大差異，其表面均被氧化鉻與錳的尖晶石氧化物所覆蓋，為其主要的抗氧化機制。而在含水氣環境中(圖 3.4.3.39)表面雖也形成連續氧化鉻，但氧化物形貌卻為片狀，且隨著水氣比例增加，片狀氧化物更為明顯且數量更多。

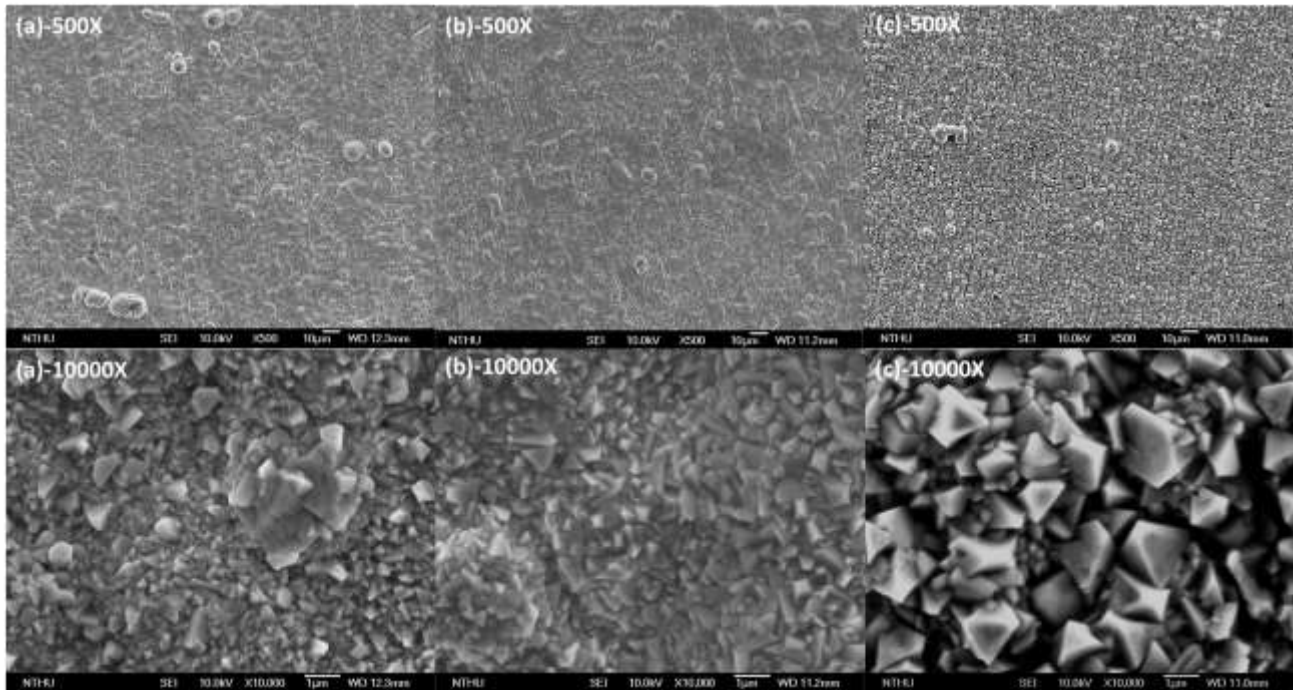


圖 3.4.3.38 Hastelloy C4 在(a)100% 氮氣、(b)10% 空氣、(c)10% 氧氣中經 48 小時高溫氧化之表面

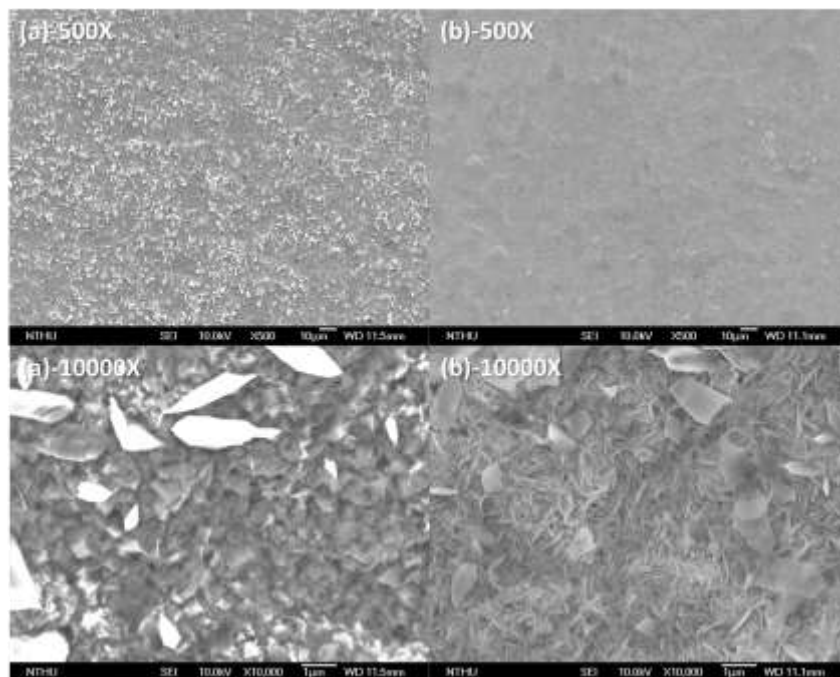


圖 3.4.3.39 Hastelloy C4 在(a)10%水氣、(b)50%水氣環境中經 48 小時高溫氧化之表面

HR-224 之氧化層表面微結構分析

圖 3.4.3.40 為 HR-224 在 48 小時不同氣氛環境下的表面形貌。在純氬環境中，連續的氧化層上出現較大體積的氧化物，而在 10% 空氣環境中這種大體積氧化物又在表面佔據更大的面積，在較大的放大倍率下(圖 3.4.3.41)甚至可以看到其形成立體的結晶狀結構。從 EDS 的分析結果(圖 3.4.3.42)可見，HR-224 的表面氧化層有明顯的氧、鉻與鋁的訊號，推測其為氧化鉻與氧化鋁混合所構成的保護層。然而在大體積的氧化物部分，則發現了鐵與鎳的訊號增多的情況。故推測此大體積氧化物的形成是源自保護層的脆弱處，合金內部的鐵鎳原子持續向外擴散，造成部分區域的腐蝕情況較為嚴重。而在含水氣的環境中，一樣可見不連續的大體積氧化物，且表面氧化層明顯出現剝落的情形，隨水氣含量的增加，氧或層剝落的情形也更加嚴重，其應為 HR-224 在水氣含量較多的環境中，增重卻下降的主要原因。水氣的出現，對於 HR-224 氧化層的穩定性有不佳的影響，且在 48 小時內即發生剝落的情形。故 HR-224 可能並不適合應用於 950 度下的長時間含水氣環境。

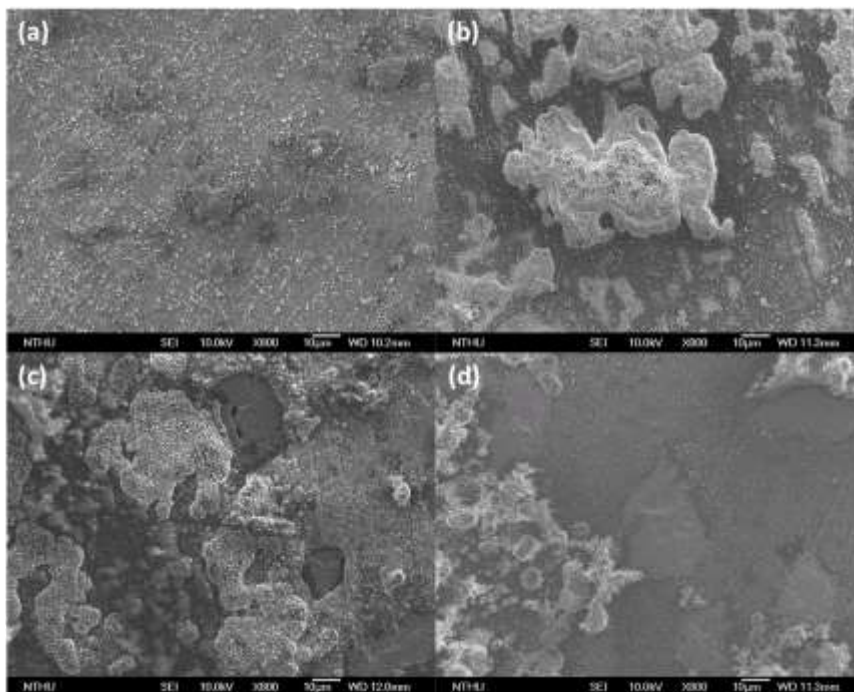


圖 3.4.3.41 HR-224 在(a)100% 氬氣、(b)10% 空氣、(c)10% 水氣、(d)50% 水氣中經 48 小時高溫氧化之表面(800X)

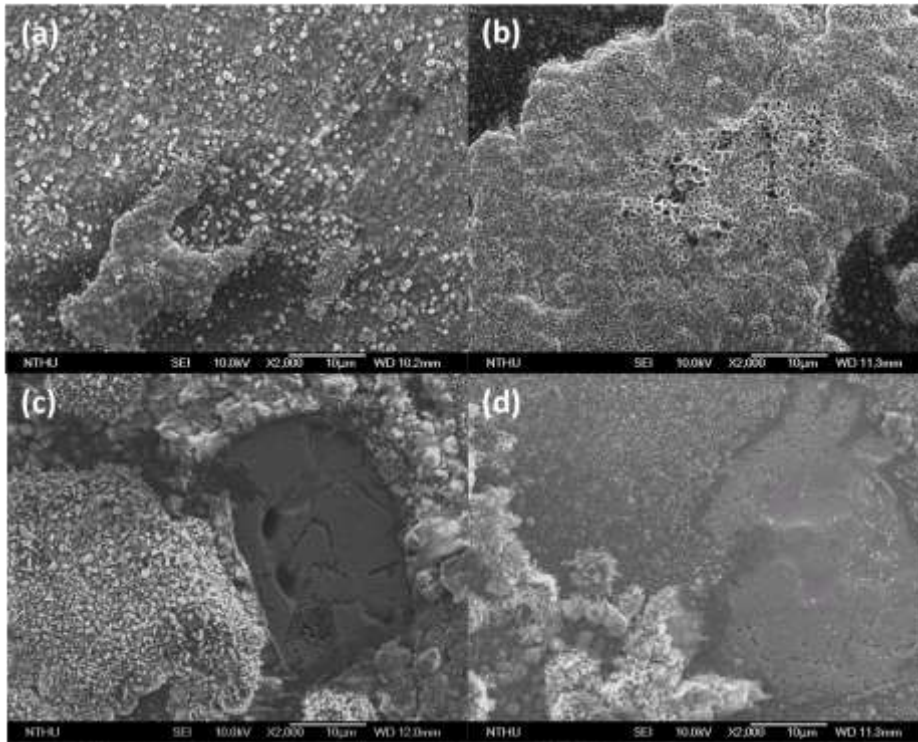


圖 3.4.3.42 HR-224 在(a)100% 氮氣、(b)10% 空氣、(c)10% 水氣、(d)50% 水氣中經 48 小時高溫氧化之表面(2000X)

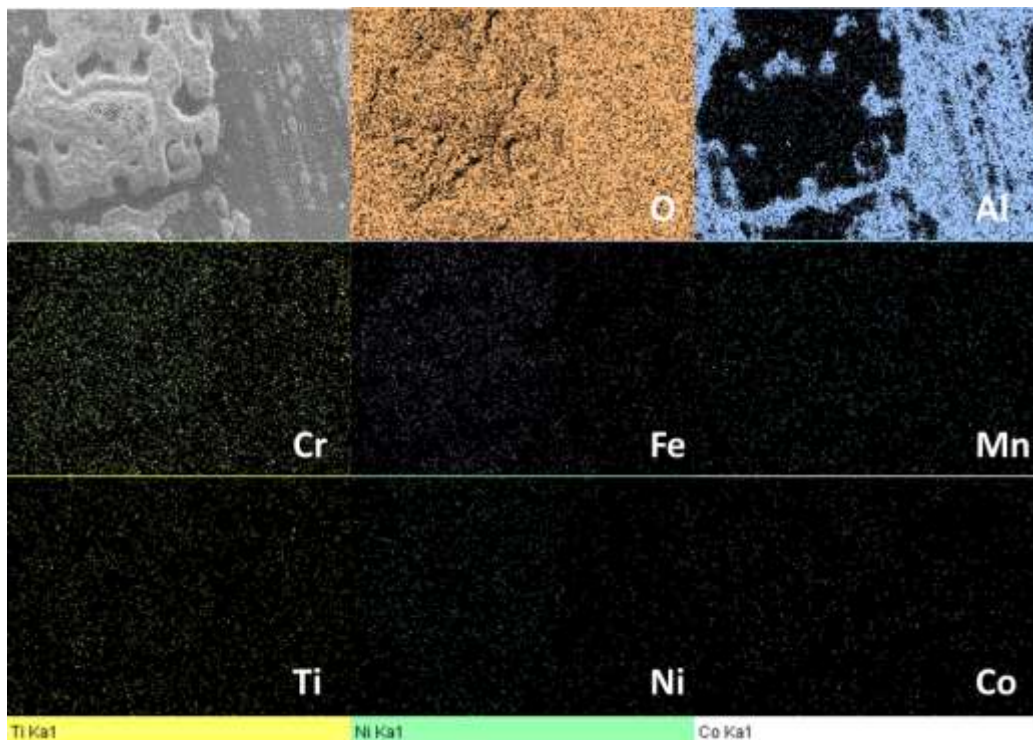


圖 3.4.3.43 HR-224 在 950°C，10% 空氣環境下持溫時間 48 小時之 EDX mapping 結果

Inconel 625 氧化層截面微結構分析

在純氮與含水環境中，從試片截面的分析（圖 3.4.3.44）與 EDS 圖中（圖 3.4.3.45）均可看見 Inconel 625 在表面形成了連續的氧化鉻層，並在氧化層下方基材發現有鉻乏的狀況。而合金內部亦可觀察到氧化鋁以內氧化的方式出現，若內氧化的深度過深可能會對材料造成結構性的影響。

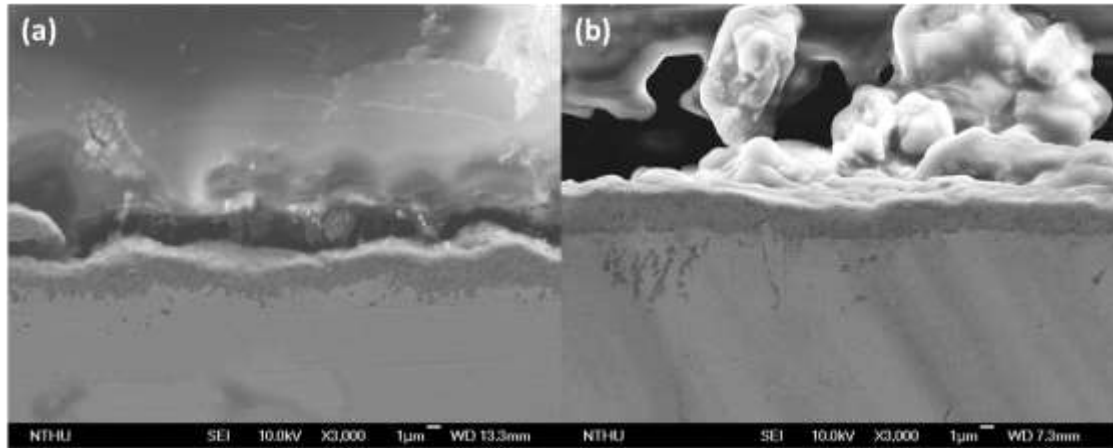


圖 3.4.3.44 Inconel 625 在 (a)100% 氮氣、(b)50% 水氣環境下之 SEM 橫截面微結構圖

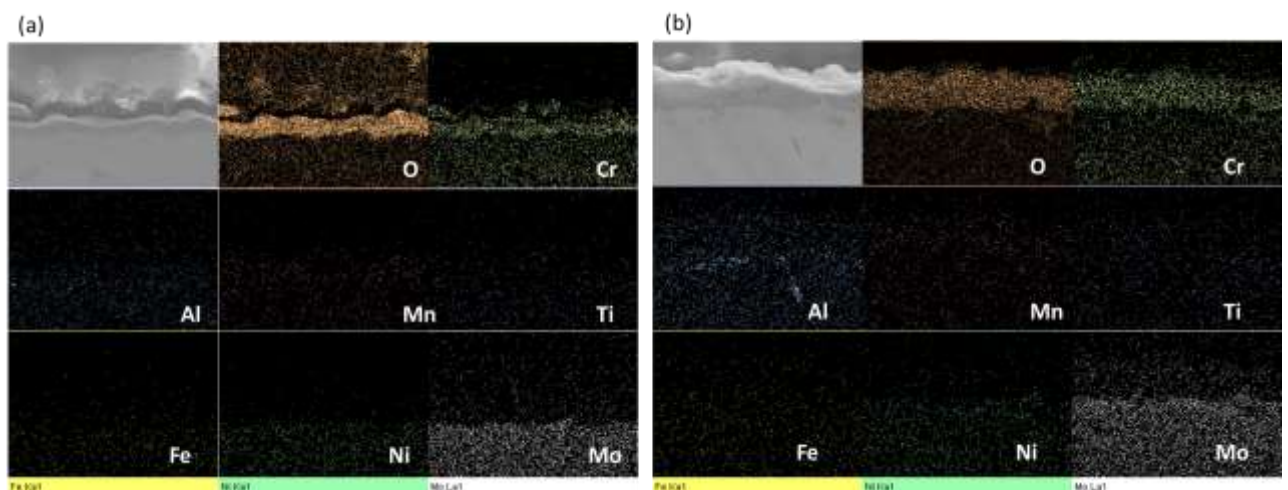


圖 3.4.3.45 Inconel 625 在 (a)100% 氮氣、(b)50% 水氣環境下持溫時間 48 小時之 EDX mapping 結果

Hastelloy C4 氧化層截面微結構分析

在 48 小時 50% 水氣環境下的高溫氧化後（圖 3.4.3.46、圖 3.4.3.47），Hastelloy C4 在表面形成了連續的氧化鉻層，合金內部也有觀察到氧化鋁的內氧化。相較於 Inconel 625，Hastelloy C4 的表面氧化鉻層更薄，其增重也較少，表現出更加的抗蝕能力。

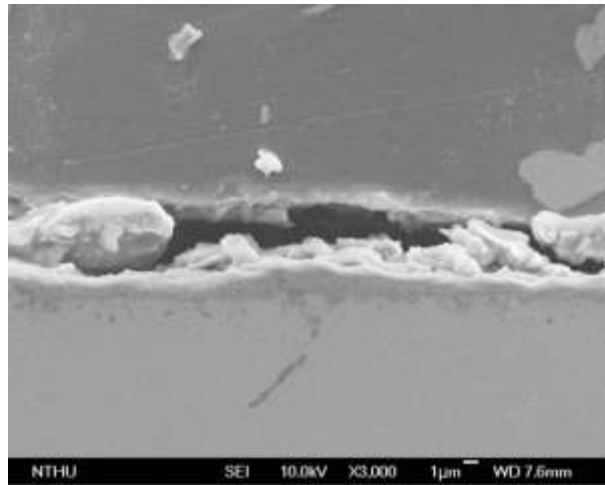


圖 3.4.3.46 Hastelloy C4 在 50%水氣環境下之 SEM 橫截面微結構圖

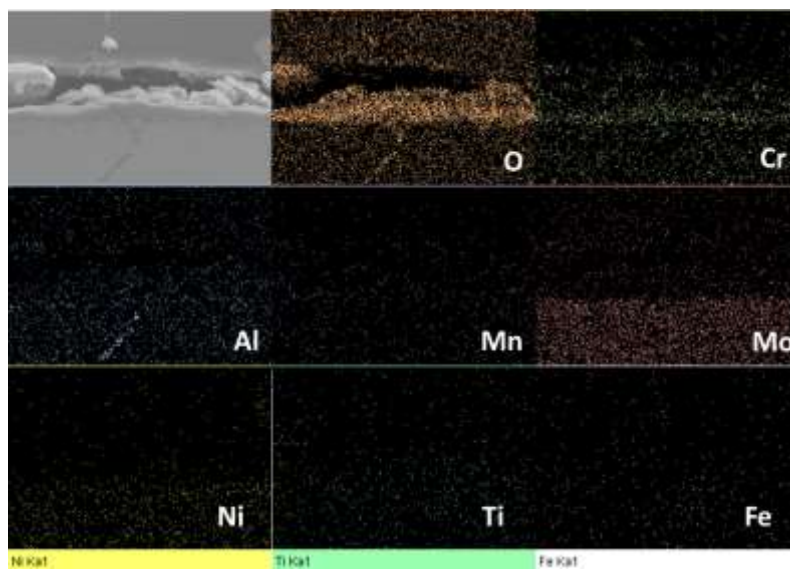


圖 3.4.3.47 Hastelloy C4 在 50%水氣環境下持溫時間 48 小時之 EDX mapping 結果

HR-224 氧化層截面微結構分析

在純氮環境經 48 小時的高溫氧化後，從截面的 SEM 分析(圖 3.4.3.48(a))與 EDS 分析(圖 3.4.3.49(a))中可發現，HR-224 的表面形成了連續的氧化鉻層，但在氧化鉻層下方，出現了氧化鋁的內氧化。而在 50%水氣環境下(圖 3.4.3.48(b))，表面的氧化鉻層因剝落發生故不連續，反而下方內氧化的氧化鋁，被發現在氧化鉻下方連結成連續的氧化鋁層。在先前的文獻中可知，HR-224 合金在 950°C 以上進行長時間氧化，主要的表面氧化層會為氧化鋁層。故從此截面可推測其氧化機制。短時間氧化時，HR-224 先在表面形成的氧化鉻層，而氧化鋁會以內氧化的方式出現並逐漸取代氧化鉻層作為主要的保護層。

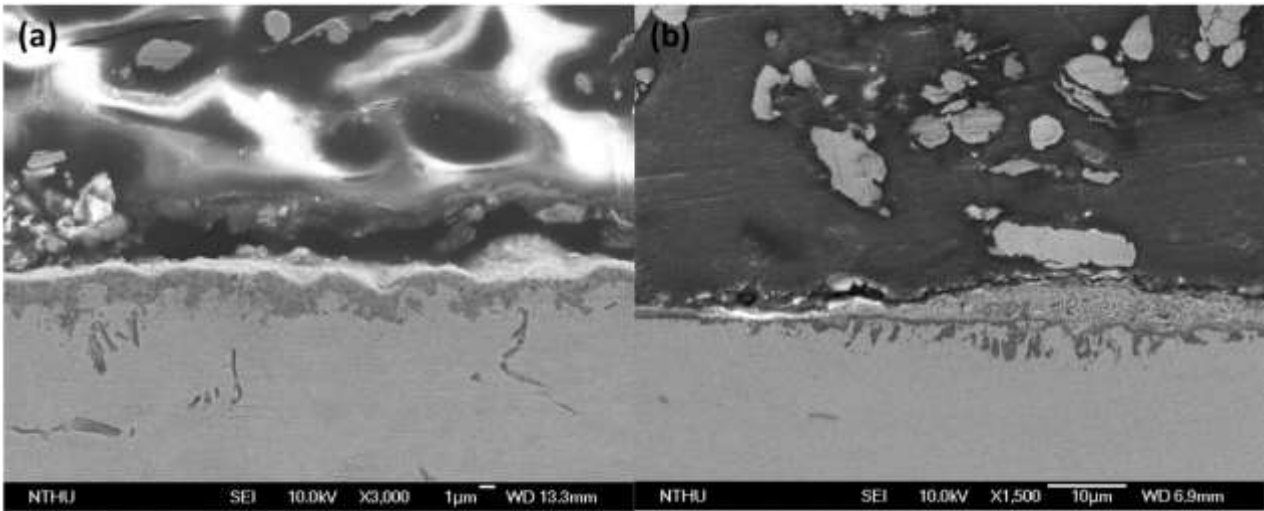


圖 3.4.3.48 HR-224 在 (a)100% 氮氣、(b)50% 水氣環境下之 SEM 橫截面微結構圖

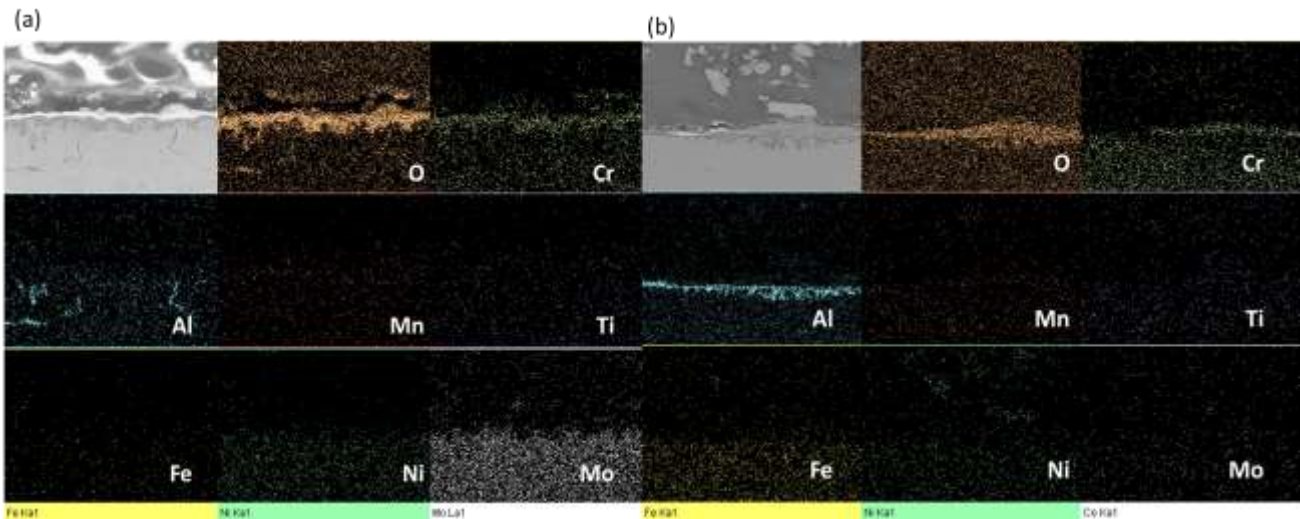


圖 3.4.3.49 HR-224 在 (a)100% 氮氣、(b)50% 水氣環境下持溫時間 48 小時之 EDX mapping 結果
 前瞻核能材料與安全性評估分析

(二) 不銹鋼經異種銲接後在含有腐蝕的環境下之氧化行為研究

本分項計畫主要探討異種銲接參數對材料為結構的影響，並評估材料使用壽命。本實驗進度如下：

1. 已完成三種鎳基超合金(Incoloy 800H、Inconel 617 及 Hastelloy X)對 304L 不銹鋼之異種銲接。
2. 針對異種銲接試片進行硬度測試，並評估試片銲接後之熱影響區位置，其結果如下圖所示。

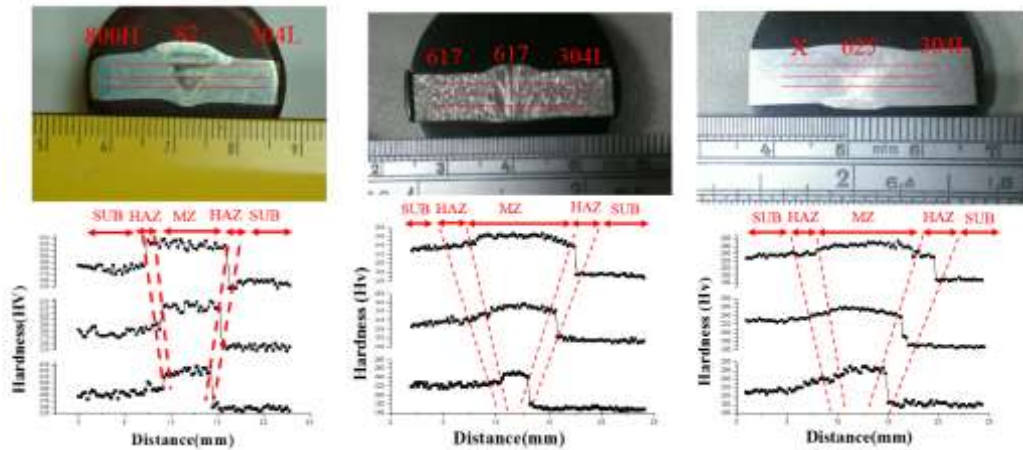


圖 3.4.3.50 異種銲接試片進行硬度測試

3. 訓練研究生鄭福本、廖國鈞執行本計畫。

本實驗主要針對鎳基超合金(Inconel 617 及 Hastelloy X)對 304L 不銹鋼之異種銲接，並評估於 950°C 及高純度氬氣環境下之高溫氧化測試的氧化行為。

A. 氧化動力學

圖 3.4.3.51 為 4 種合金 SUB 的氧化動力學曲線圖，由圖可知氧化速率由快至慢分別為 Iny-800H > In-617 > 304L > Has-X，造成此原因為材料於高溫下的生成氧化物不同，其中 304L 其氧速率較慢於 Iny-800H 及 In-617，其原因為 304L 表面氧化層亦有剝落的現象產生，是造成氧化速率減緩主要原因。另一方面，在熱影響區部分如圖 3.4.3.52(a)~(d)，經由氧化實驗得知，可明顯的看出熱影響區之氧化速率皆比母材來的快，而造成此氧化速率增加的原因可能受到銲接處理的影響，合金在銲接施工時，合金板材受到銲道填入時的融熔熱量使得接觸銲道的基材處形成熱影響區，因這些熱量會促使基材中產生晶粒成長或再結晶現象，同時也是使碳化物 ($M_{23}C_6$ 、 M_6C) 容易在晶界析出，並產生銻的缺乏區，進而使得材料的抗氧化性質劣化。

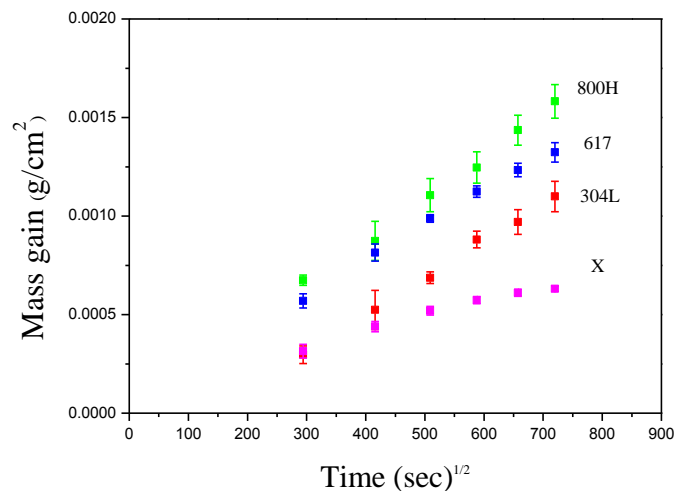


圖 3.4.3.51. 四種合金於 950°C 高純度氬氣下氧化 144h

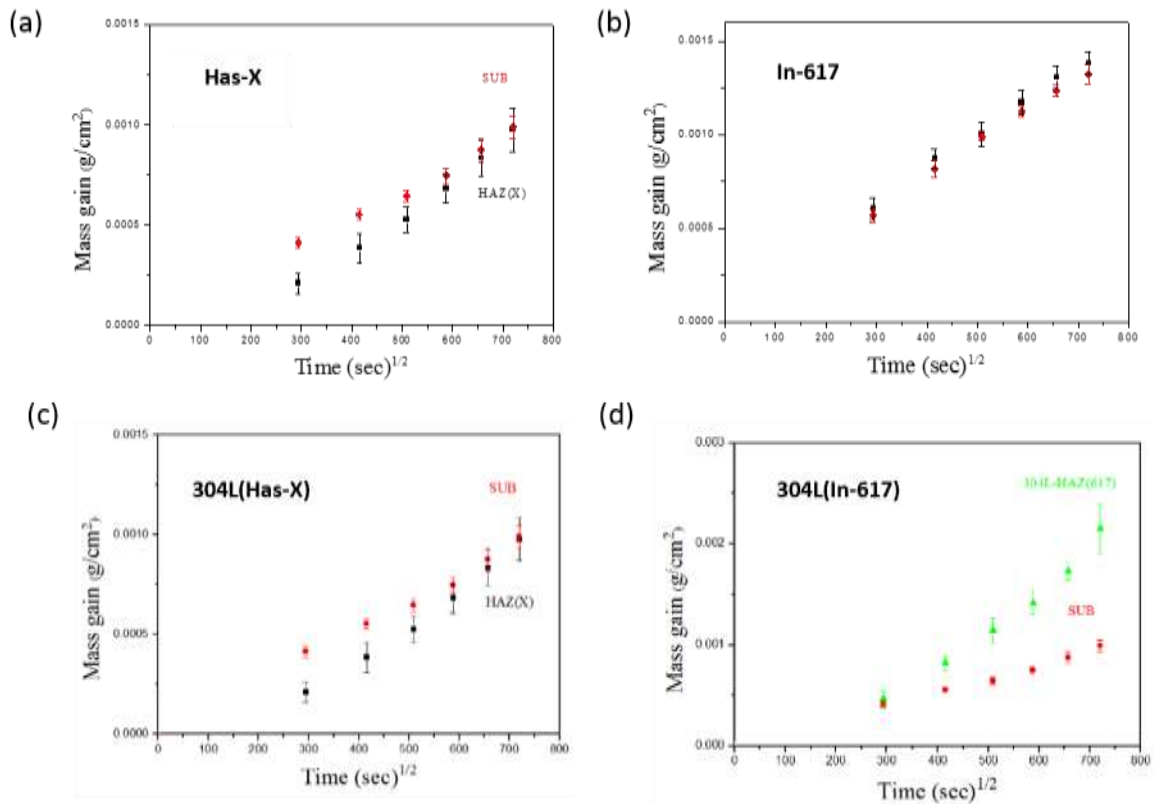


圖 3.4.3.52 .(a)Has-X. (b)In-617. (c)與(a)對銲之 304L 不銹鋼. (d)與(b)對銲之 304L 不銹鋼母材及熱影響區在 950°C 超純度氦氣下氧化 144h

B. 顯微結構及組成成分

Has-X、In-617 及 Iny-800H 的母材及熱影響區在 950°C 高純度氦氣下氧化後的 BEI 橫截面影像及 XRD 分析如圖 3.4.3.53~4.3.55 所示，經氧化過後皆分為兩層，主要為外層的 $MnCr_2O_4$ 與 Cr_2O_3 混合層，而內層氧化物為單一 Cr_2O_3 層。另一方面，Iny-800H 經氧化後生成兩層氧化物，外層為 $MnFe_2O_4$ 及 Fe_3O_4 內層則為 Cr_2O_3 ，此外在氧化層與基材之間發現許多黑色顆粒，經 EDS 元素分析，研判可能為 Al_2O_3 、 SiO_2 、 TiO_2 ，而在 In-617 母材及熱影響區之氧化層與基材交界處亦也發現許多長條黑色顆粒，經 EDS 進一步分析得知此為 Al_2O_3 (Al-32.62 at% 及 O-67.38 at%) 之內氧化顆粒，而生成內氧化顆粒的現象為大氣中之氧分子向合金基材內部擴散，而與較低之氧化物生成自由能的元素結合，但因基材中與氧結合之元素含不足以使之形成外氧化層，故在合金與氧化層間成內氧化顆粒。

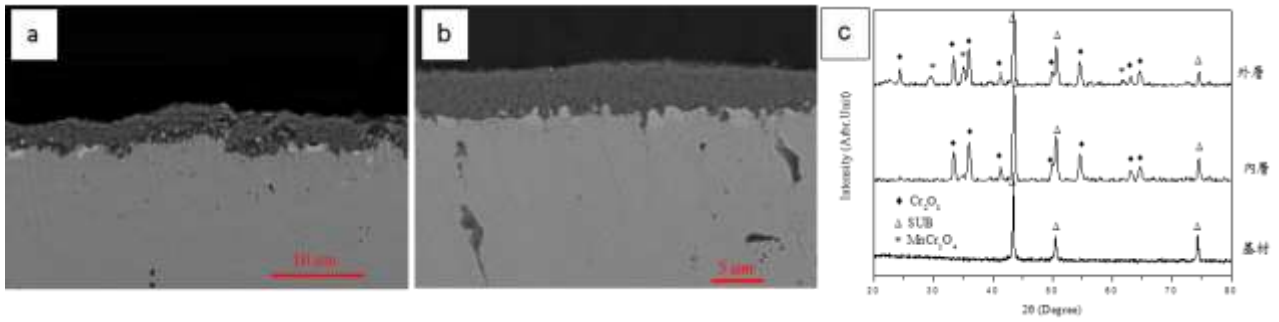


圖 3.4.3.53 Has-X. (a)母材. (b)熱影響區. 之 BEI 影像(c)XRD 分析。

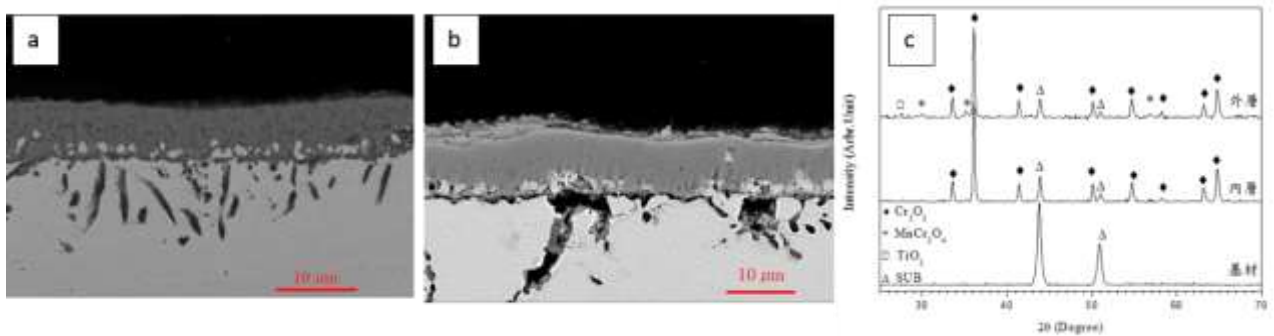


圖 3.4.3.54 Iny-800H. (a)母材. (b)熱影響區. 之 BEI 影像 (c)XRD 分析。

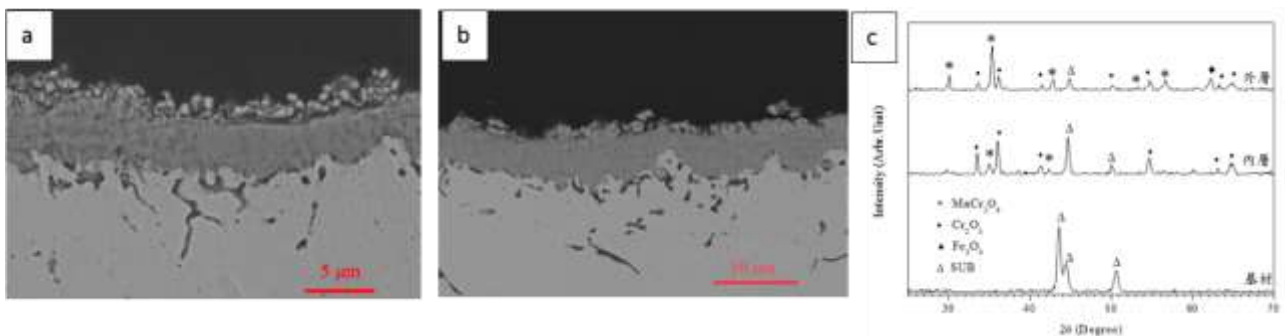


圖 3.4.3.55 In-617. (a)母材. (b)熱影響區. 之 BEI 影像 (c)XRD 分析。

3.4.3.3 「先進材料應用於燃料護套的研究與評估」執行方法與進度說明:

(一)燃料護套之研究與評估

A. 執行方法：

本實驗會透過非平衡磁控濺鍍系統來鍍著氮化鉻薄膜，之後將鈳四合金裸材與鍍膜的對照組一起進行後續實驗。對照組會進行兩個情境的氧化實驗，一是在模擬電廠運作時的水環境，另一個則是模擬意外發生初期的高溫水氣環境，之後再將對照組試片進行分析探討。

(1.)薄膜製備與性質分析：

實驗試片使用 $2*2*0.1\text{cm}^3$ 的鈳四合金做為基材，經過研磨拋光後，用非平衡磁控濺鍍的方式，參考圖 3.4.3.56，雙面鍍著氮化鈳薄膜，並且準備另一組未鍍膜的試片作為對照組。

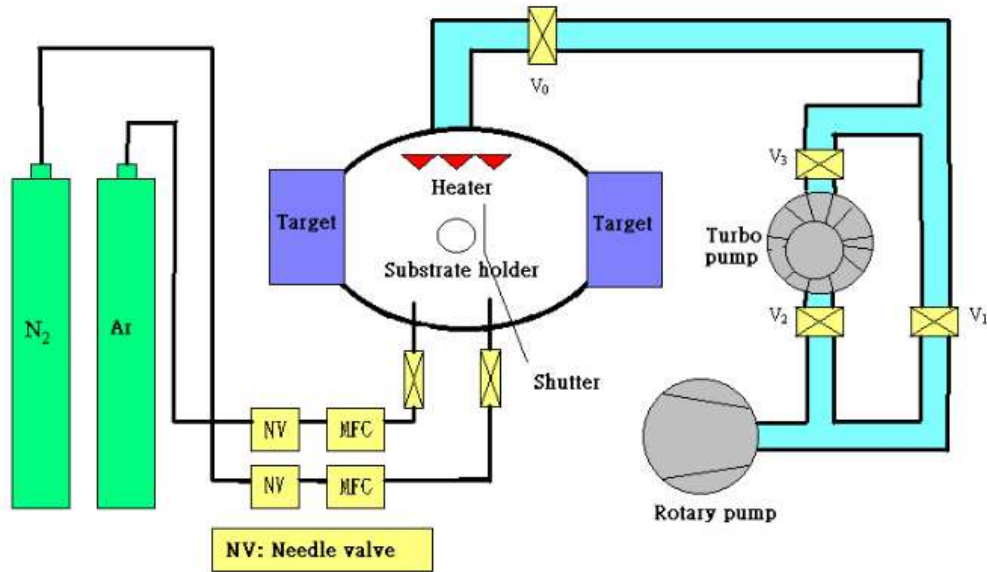


圖 3.4.3.56 非平衡磁控濺鍍示意圖。

本研究中的非平衡磁控濺鍍系統所使用的靶材為純鈳，因此必須通入氮氣與鈳原子生成氮化鈳，但是氮氣流量與氬氣流量的比例會影響生成的薄膜成分，有可能是 Cr_2N 、 CrN 或是兩者皆有，而 Jui-Neng 等人的研究發現^[82]，當氮氣與氬氣流量比大於 1 的時候，所鍍著的氮化膜將會是 CrN 所組成的，根據他們的結果加上實際參數測試後，本實驗最後設定的鍍膜參數列於表 3.4.3.11。

表 3.4.3.11 使用非平衡磁控濺鍍系統鍍 CrN 的參數。

Base pressure	6×10^{-6} torr
Target DC current	0.9 A
Total pressure	1 mtorr
Argon flow rate	10 sccm
Nitrogen flow rate	10 sccm
Temperature	300°C
Target-Substrate distance	20 cm
Substrate bias	-50V

(2.) 高溫高壓水循環迴路系統：

本研究架設了一台模擬 Pressurized water reactor(PWR)的高溫(350°C)高壓(15.17MPa)水循環迴路系統，如圖 3.4.3.57，此系統包含了主迴路以及副迴路，主迴路主要是將水導入高壓釜 (autoclave)中並將其加熱加壓以提供試片所需要的水環境；而副迴路則是用來監測水質，並且透過離子交換濾心將水的導電度降到 0.06 μ S/cm 以下，將氧氣跟氫氣以固定比例混氣後通入迴路中，使水中的溶氧控制在 1ppm。

在薄膜的參數、成分、結構跟鍍率都調整確認之後，我們準備了 10 片鍍氮化鉻的鋁片以及 10 片鋁片進行氧化的實驗。試片被放在圖 3.4.3.57 的 autoclave 的高溫高壓環境當中進行氧化實驗，之後再進行重量變化、SEM 跟 Energy-dispersive X-ray spectroscopy(EDS)的分析。

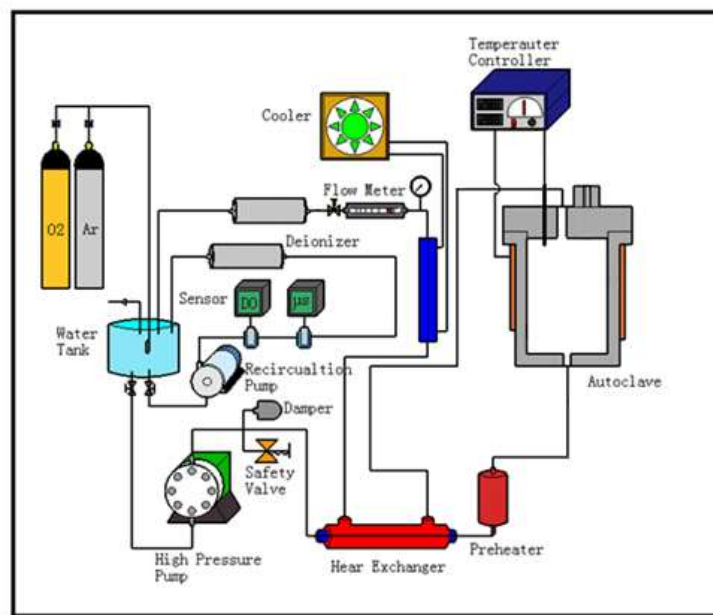


圖 3.4.3.57 高溫高壓水循環迴路系統示意圖。

(3.) 模擬高溫水氣之高溫爐系統：

由於在意外發生的時候，爐內的冷卻水會因為溫度不斷上升而變成氣態，因此為了模擬高溫下的水蒸氣環境，我們使用高溫爐系統，如圖 3.4.3.58 所示，並且將爐內相對濕度控制在 100%。之後將對照組放進爐內進行 48、96 以及 144 小時，分別在 400°C，500°C，600°C 下的氧化實驗，完成後再進行重量變化分析，成分與結構等等的比較。

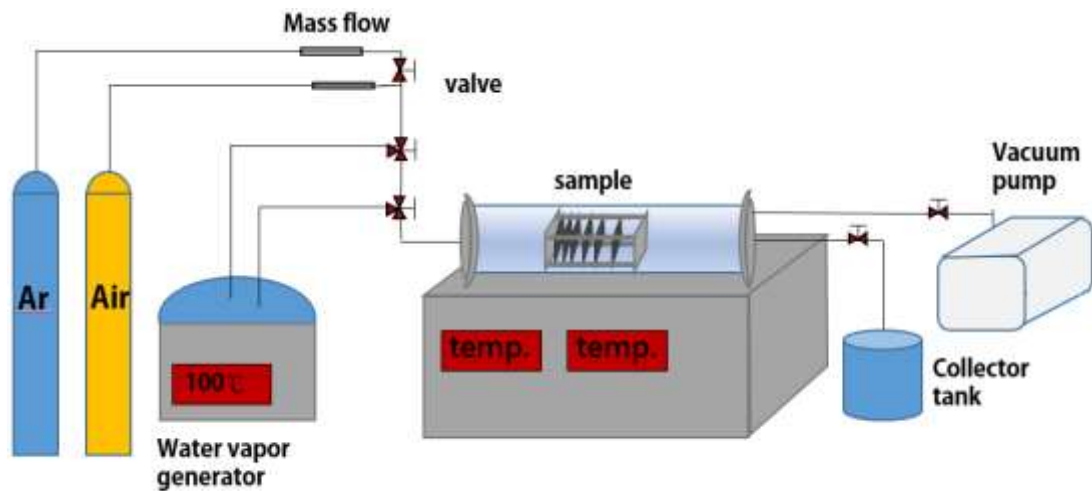


圖 3.4.3.58 高溫爐系統示意圖。

B 進度說明：

(1.) 鍍膜前後比較

首先比較對照組的結構，從圖 3.4.3.59 的表面結構可以看出鋁四合金鍍上氮化鉻薄膜後，表面較為平整，粗糙度有下降趨勢；而圖 3.4.3.60 的截面圖可以發現到氮化鉻能夠連續並且完整的附著在鋁合金的表面，並且形成緻密的薄膜，且厚度控制再約 1.6 μm 。

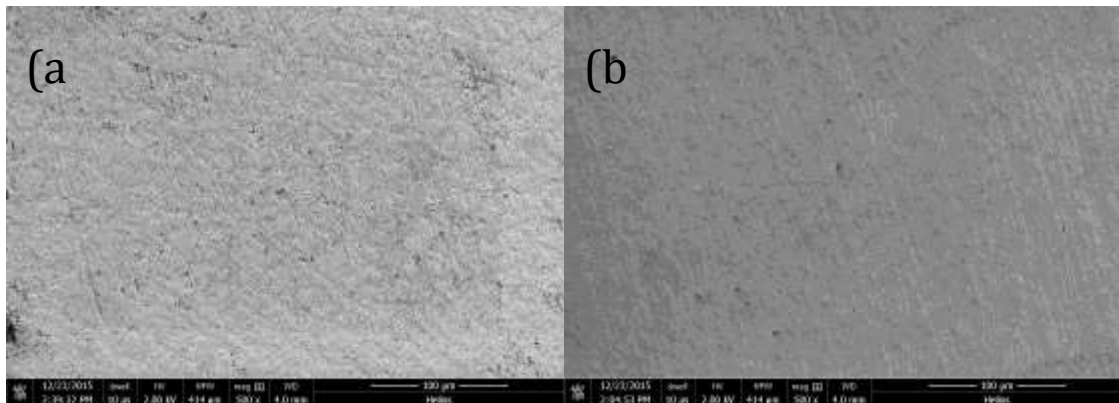


圖 3.4.3.59 表面結構(a)鋁四合金(b)鍍上氮化鉻的鋁四合金。

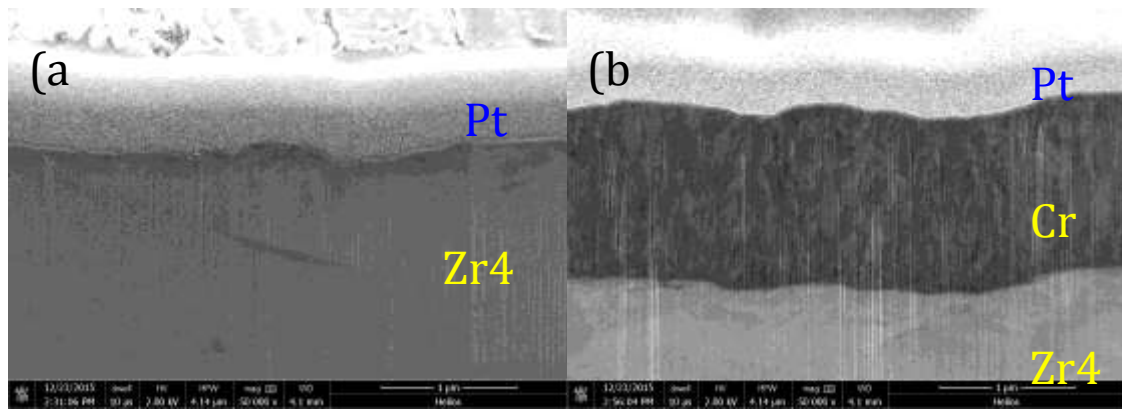


圖 3.4.3.60 截面結構(a)鋯四合金(b)鍍上氮化鉻的鋯四合金。(註：Pt 為 SEM 觀察所需，原試片並無 Pt 層。)

除了結構圖之外，鍍膜與否的性質差異也整理於下表 3.4.3.12 中，鋯合金在鍍膜之後，表面粗糙度以及硬度都有所提升，氮化鉻透過濺鍍方式除了可以填補一些鋯合金表面的凹陷處，氮化鉻薄膜本身的高硬度也能強化鋯合金的表面強度。

表 3.4.3.12 鋯合金鍍膜前後比較。

	Zr-4	CrN-coated Zr-4
Size(cm)	2*2*0.1	2*2*0.1
Film thickness(um)	X	1.6
Hardness(GPa)	3.25	22.96
Roughness(nm)	40.89	22.05
Thermal conductivity(W/mK)	21.5	19.23
Thermal expansion coefficient(K ⁻¹)	6*10 ⁻⁶	2.3~7.5*10 ⁻⁶

(2.)模擬高溫高壓運作環境：

在經過三天的高溫高壓環境氧化後，不論是有鍍氮化鉻的試片或是裸基材的試片都有些微的重量減少(圖 3.4.3.61)，一般氧化後由於吸收了氧氣重量應該上升，但是這兩組試片可能因為氧化物剝落使得重量減輕，可以發現沒鍍膜的試片不論在正反兩面或是側邊都看的到白色的氧化物，而有鍍膜的試片只有在試片側邊沒鍍上氮化鉻的部分生成許多白色氧化物(見圖 3.4.3.62)，並且根據 autoclave 底部沉積了一層白色氧化物，加上測量出的重量變化趨勢，推斷試片所生成的產物是會剝落的。

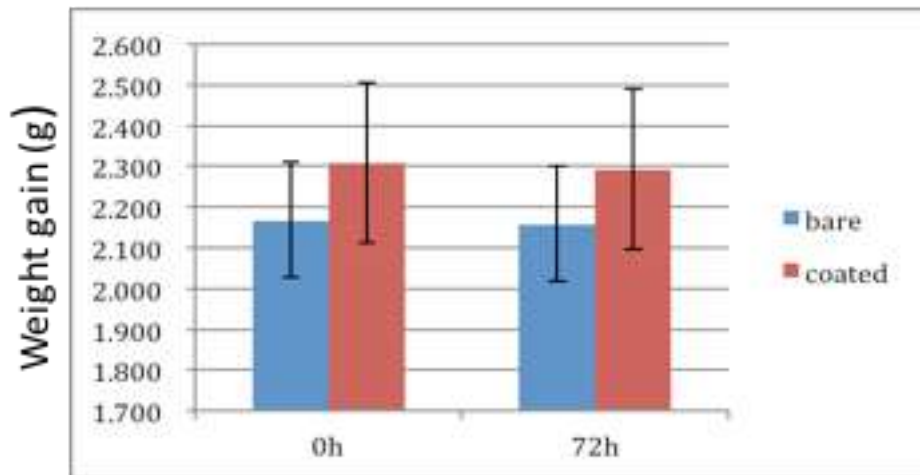


圖 3.4.3.61 試片氧化前後重量變化對照圖。

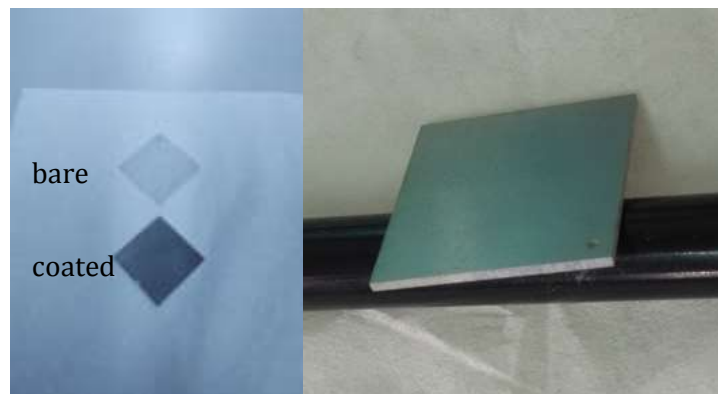


圖 3.4.3.62 未鍍膜試片全部表面生成白色氧化物，鍍膜試片僅側邊生成氧化物。

經由電子顯微鏡觀察試片結構，我們觀察到圖 3.4.3.63(a)之中沒鍍膜的試片表面生成非常厚的氧化層，厚度大約在 15 到 20 μm ，並且可以看到有破裂的情況，這種破裂的發生主要是因為當鋇變成氧化鋇的時候，它的體積會膨脹 1.56 倍，當膜越長越內部的應力也會隨之增加，最後導致氧化層破裂^[67]；反觀圖 3.4.3.63(c)當中有鍍氮化鉻薄膜的試片，在經過三天高溫高壓水環境之後依然保持完整且連續的結構，證明氮化鉻薄膜確實能有效防止基材氧化；從圖 3.4.3.63(b)可以看到氧化後的鋇試片表面變得非常粗糙，也可以看到在較厚的地方有裂痕出現，相較之下圖 3.4.3.63(d)鍍膜試片的表面依然相當平整，粗糙度也與實驗前相近，表面的白色顆粒應該是在高壓釜中被其他剝落的氧化物所沾附。

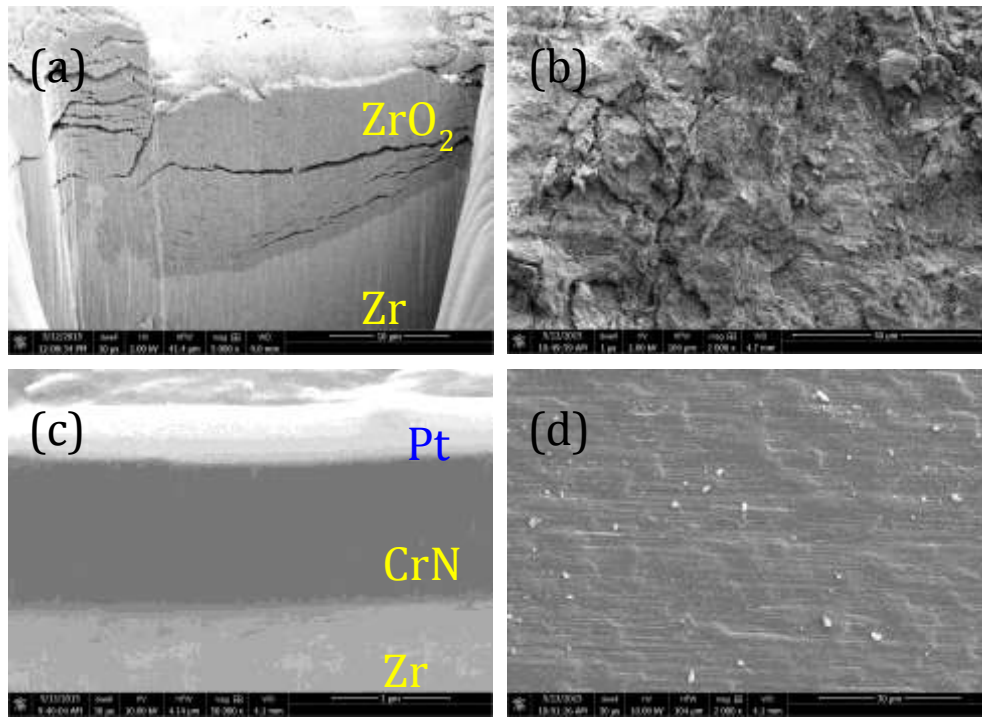


圖 3.4.3.63：經過 350°C，72 小時之後(a)鋇片截面圖(b)鋇片表面圖(c)鍍膜試片截面圖(d)鍍膜試片表面圖。

之後做了 EDS 分析表層跟內層的成分，分析結果如圖 3.4.3.64，可以看出表層的氧原子的訊號明顯比內層強很多，相對而言內層的氧原子訊號非常低，而且表層訊號只有氧跟鋇原子，可以推斷鋇試片在實驗過後長在最外層結構的成分是氧化鋇。

圖 3.4.3.65 則是鍍氮化鉻試片的 EDS 結果，表層成分除了氮化鉻的兩種元素，也發現了鋇的訊號，這部分訊號應該是因為試片傾斜的緣故，導致基材訊號部分被偵測到，但是可以確定的是沒有任何氧元素的訊號在表層，內層也只有鋇元素的訊號，證明氮化鉻除了本身不會被氧化之外，更能夠防止氧原子擴散進入基材。

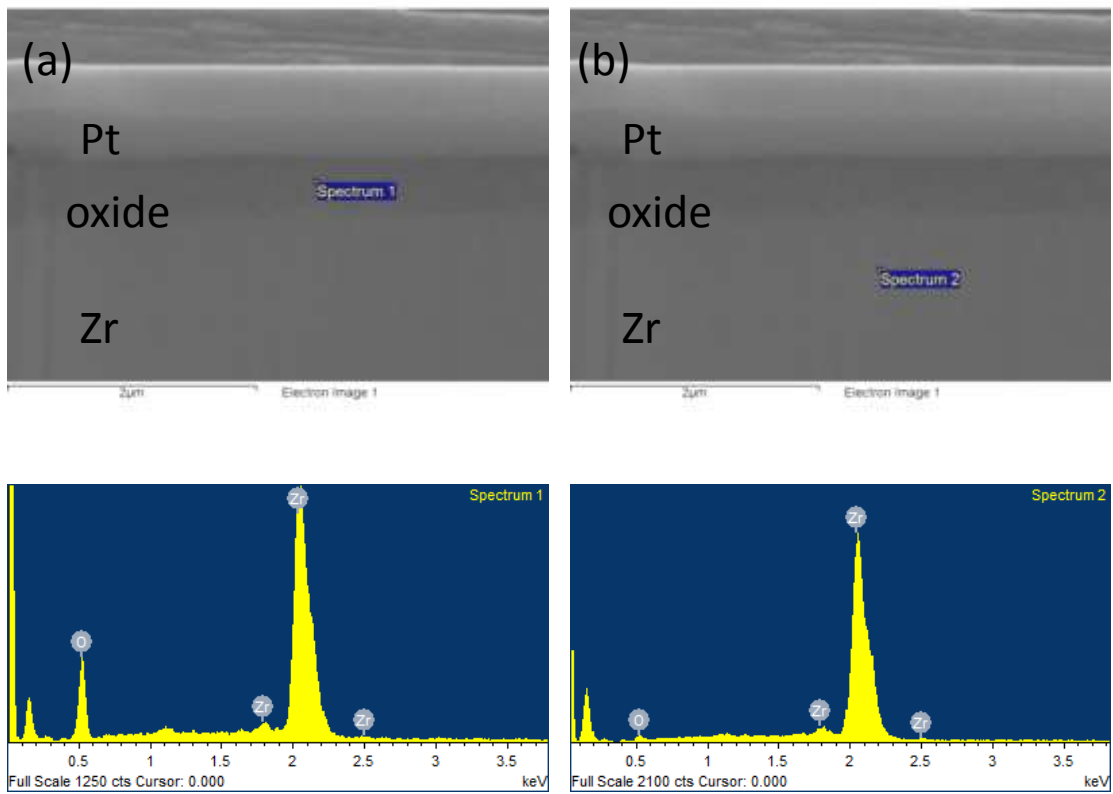


圖 3.4.3.64 裸材 EDS 結果(a)外層訊號(b)內層訊號。

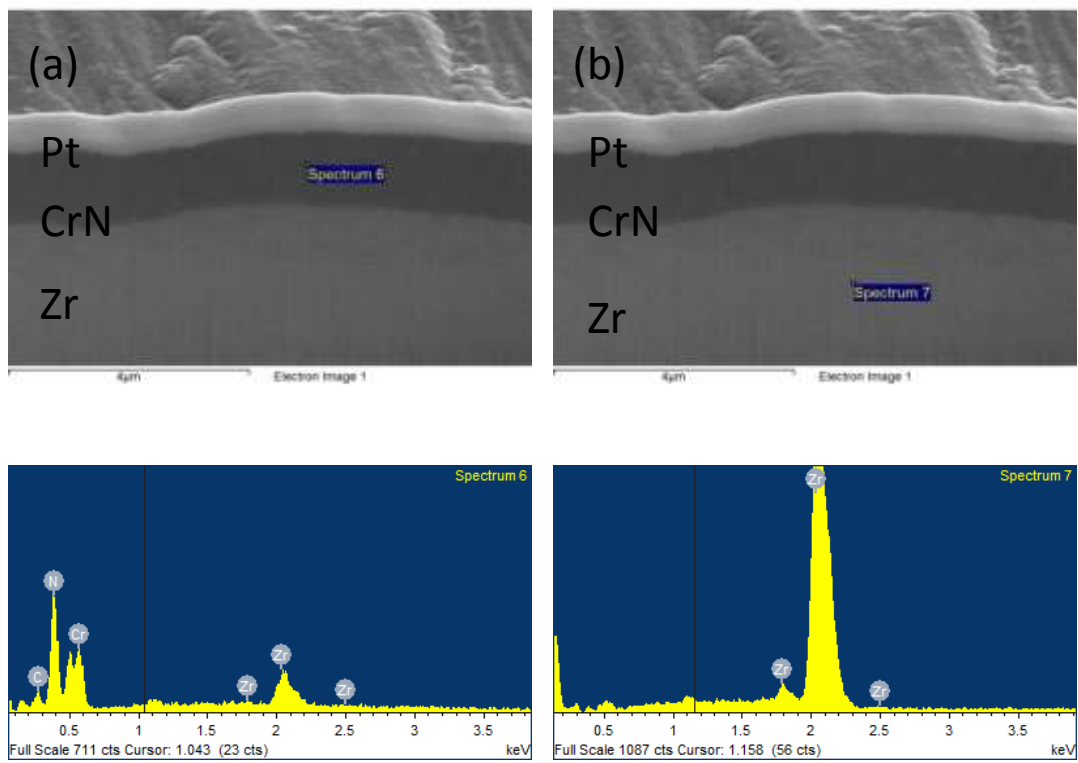


圖 3.4.3.65 鍍膜試片 EDS 結果(a)外層訊號(b)內層訊號。

綜合以上的結果，在為期 72 小時，350°C 的溫度範圍下，鋁片的氧化情形相當劇烈，試片的表面都長出一層最少 0.6 μm 最厚將近 20 μm 的氧化鋁薄膜，並且隨著氧化過程的體積膨脹以及膜厚的增加，氧化層內應力過大導致破裂的發生；而鍍上氮化鉻的鋁片，在本實驗的氧化條件下能夠保持薄膜的完整性，透過其穩定且緻密的結構有效地抵擋氧原子朝基板的擴散，藉此達到保護基材的作用。

(3.) 模擬意外時的高溫水氣環境：

本研究分別在 400°C，500°C 以及 600°C，各做了 48，96，144 小時的氧化實驗，實驗中的環境控制在百分之百的相對濕度，藉此觀察高溫下鋁合金與水的反應。

圖 3.4.3.66 整理各種不同條件下的氧化前後重量改變，可以觀察到有鍍膜的試片不論在各種溫度跟時間下，增加的重量都比沒鍍膜的試片少，而各條件下對於增重的改善程度也整理於表 3.4.3.13，改善的幅度從 70~90% 左右，可見鍍膜可以有效地阻止氧原子進入鋁合金當中與其反應。

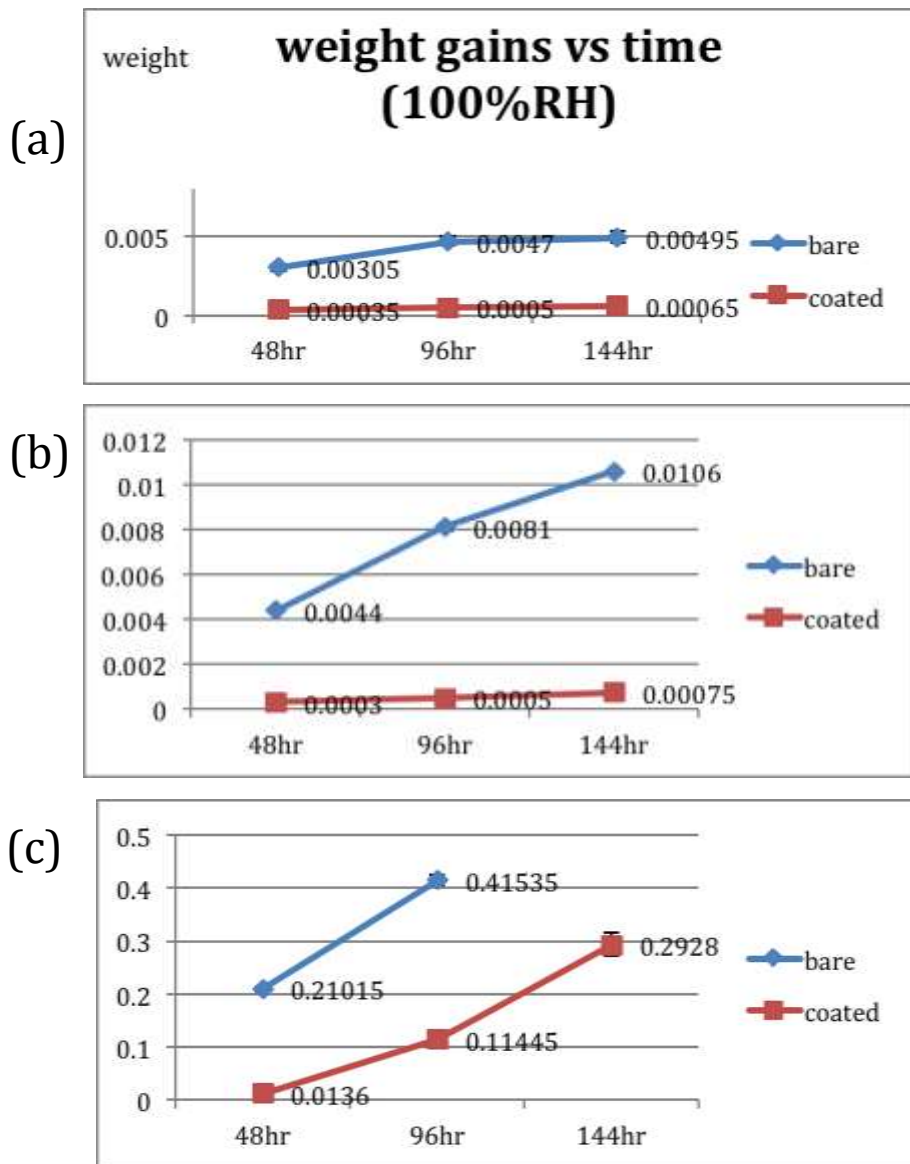


圖 3.4.3.66 氧化後增重比較(a)400°C (b)500°C (c)600°C。

表 3.4.3.13 鍍膜對於試片增重的改善百分比。

Improvement	48hr	96hr	144hr
400 ° C	-88.8%	-89.5%	-86.9%
500 ° C	-93.4%	-93.2%	-92.2%
600 ° C	-93.8%	-73.5%	X

除了從重量變化可以看出鍍膜的成效，更直接的試從巨觀結構觀察，從圖 3.4.3.67 的(a)、(b)對照組可以發現，在最高溫，時間最長的條件下，沒鍍膜的試片因為鋁在氧化成二氧化鋁的過程會有體積膨脹的現象，在氧化層長厚的過程應力會越來越大，導致最後整塊變成粉末

狀，而有鍍膜的試片雖然因為側邊沒鍍膜，氧原子會擴散進入基板生成氧化層，使得試片四邊會有彎曲的現象，但是整體而言還是能夠保持試片的完整性。

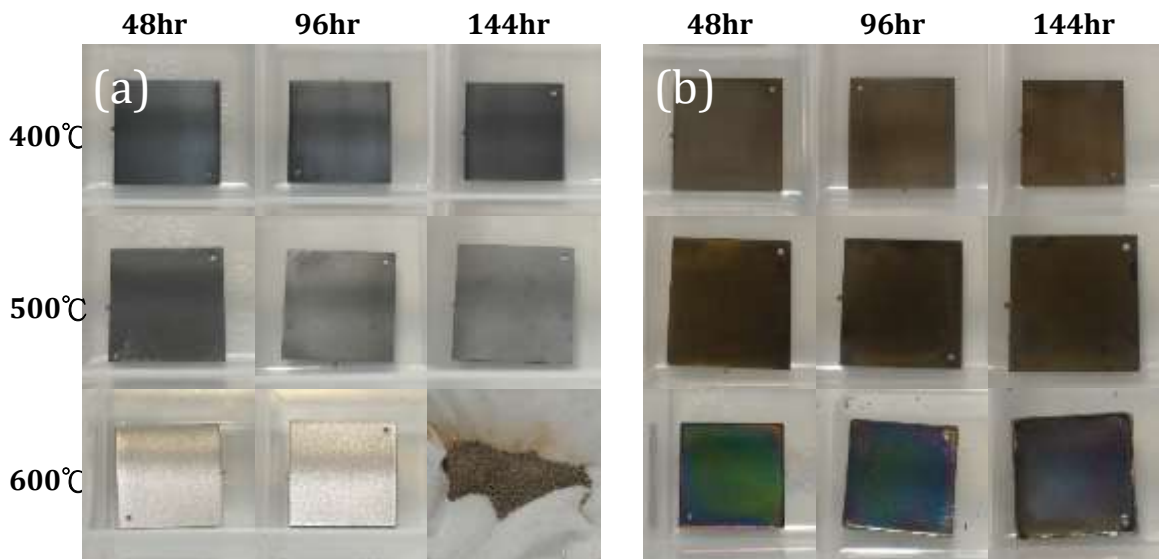


圖 3.4.3.67 各溫度與時間下的試片觀察(a)裸材試片(b)鍍膜試片。

透過電子顯微鏡觀察試片的微結構，圖 4.3.68-70，隨著時間的增加，可以發現沒有鍍膜的裸材組，氧化層會逐漸地變厚，並且會因為體積膨脹而在氧化層當中生成許多裂縫；而鍍膜組的試片則依舊保持著約 1.6 μm 的完整薄膜結構。而溫度的改變也會對結果有影響，在裸材的部分，隨著溫度增加，氧化層厚度可以從幾個微米到幾百微米的改變，最後整塊試片都氧化掉，但是在有氮化鉻薄膜的保護下，可以看到薄膜依舊完整的依附在基材上。

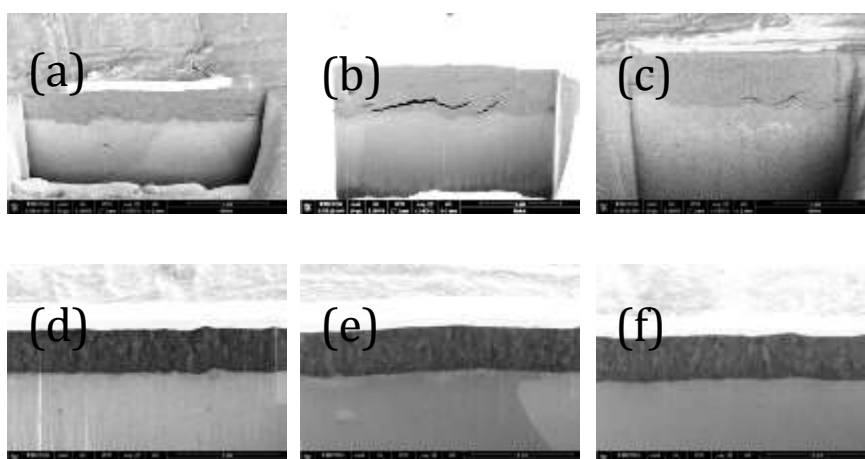


圖 3.4.3.68 400°C 下氧化後結構(a)裸材組 48 小時(b)裸材組 96 小時(c)裸材組 144 小時(d)鍍膜組 48 小時(e)鍍膜組 96 小時(f)鍍膜組 144 小時。

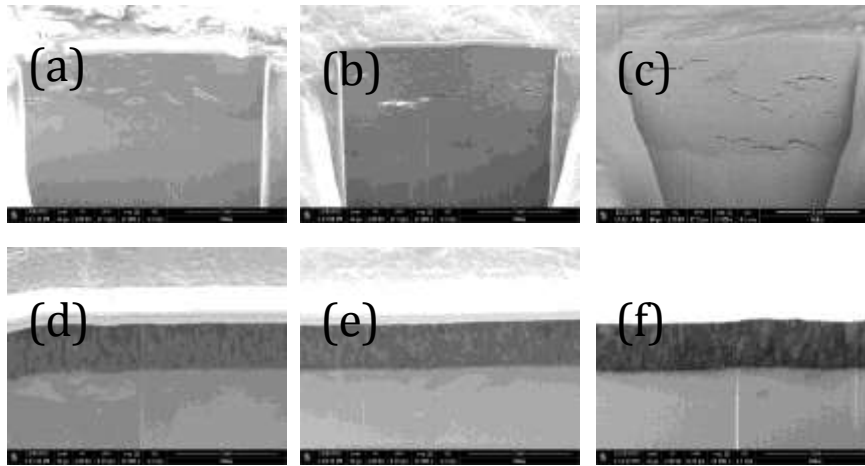


圖 3.4.3.69 500°C 下氧化後結構(a)裸材組 48 小時(b)裸材組 96 小時(c)裸材組 144 小時(d)鍍膜組 48 小時(e)鍍膜組 96 小時(f)鍍膜組 144 小時。

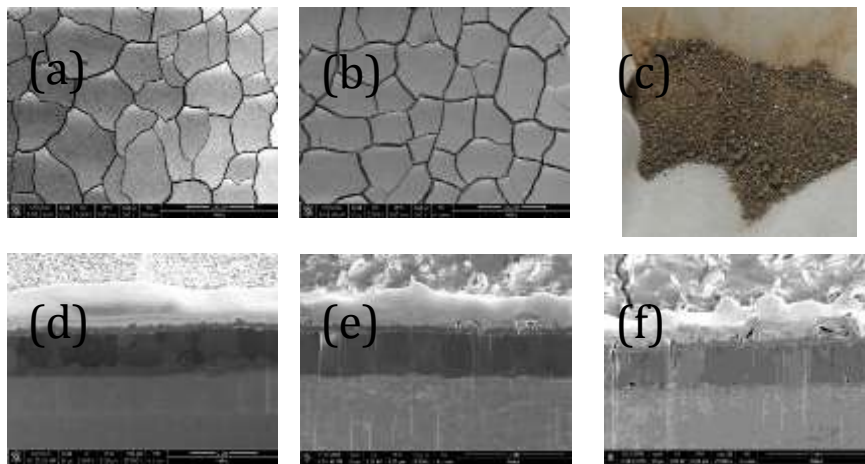


圖 3.4.3.70 600°C 下氧化後結構(a)裸材組 48 小時(b)裸材組 96 小時(c)裸材組 144 小時(d)鍍膜組 48 小時(e)鍍膜組 96 小時(f)鍍膜組 144 小時。

為了確認試片中的相組成，所有條件下的試片皆需要做 XRD 的分析，最後的結果經過分析以及疊圖比較後呈現於圖 3.4.3.71-73，在 400°C 以及 500°C 的結果可以發現，在裸材組的 0 小時試片都只會有鋇金屬的訊號，但是在經過氧化實驗之後，原本鋇的訊號會消失，取而代之的是氧化鋇的訊號，這樣的情形在鍍膜組的結果卻沒有出現，表示鍍膜後的試片在氧化實驗過後並沒有氧化鋇的生成，與電子顯顯微鏡所觀察到的現象相符合。然而在 600°C 下的結果卻有些微不同，裸材組的部分跟 400°C，500°C 的結果有著一樣的趨勢，但是鍍膜組在氧化過後卻出現了一根氧化鋇的訊號，這部分可能是因為試片在側邊的部位並沒有薄膜的保護，在較高溫的環境下側邊氧化情形加劇，而氧化後的裂縫使得氧原子得以經由側邊進入基板，因此會偵測到氧化鋇的訊號，不過就訊號的強度以及數量而言，即使在鍍膜有些許缺陷的情況下，薄膜依舊能夠發揮保護的作用。

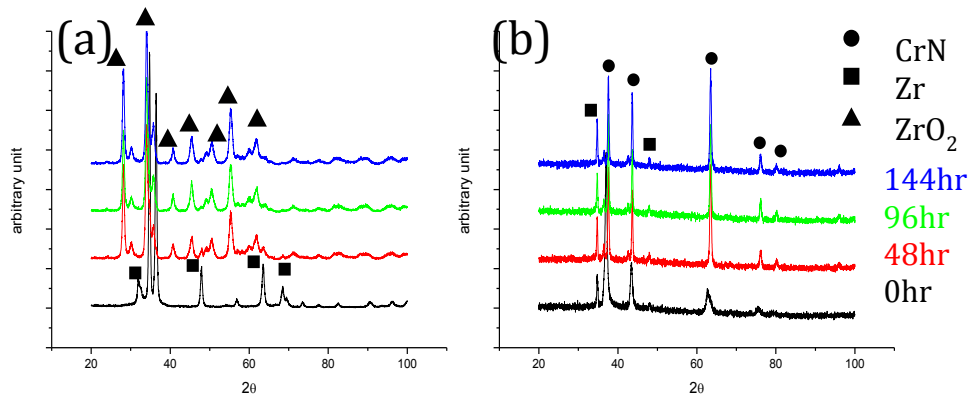


圖 3.4.3.71 400°C 的 XRD 結果(a)裸材組(b)鍍膜組。

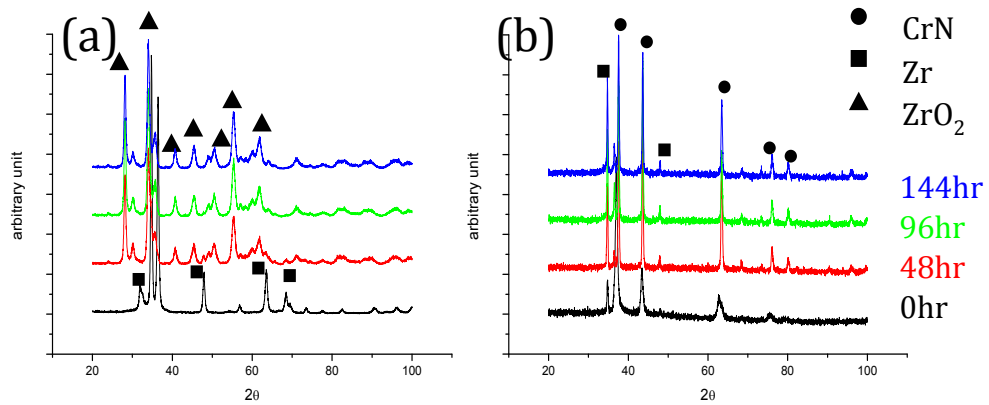


圖 3.4.3.72 500°C 的 XRD 結果(a)裸材組(b)鍍膜組。

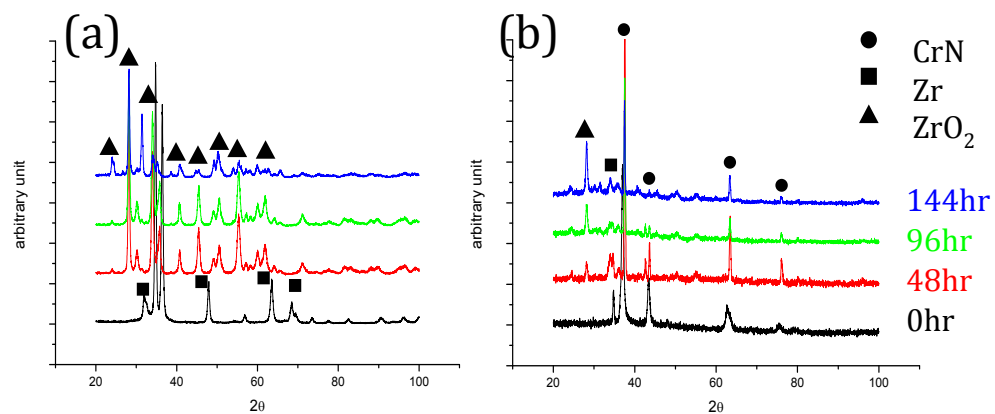


圖 3.4.3.73 600°C 的 XRD 結果(a)裸材組(b)鍍膜組。

(二)以先進光源研究電廠相關結構材料

本分項計畫執行方法為架設即時量測機械性能並搭配 XRD 的實驗以進行分析材料的結構。本計畫已建構一套微型拉伸系統，特色是體積較小，方便配合現有 XRD 設備，以量測 XRD。可得到在不同巨觀形變，材料微結構的變化。

A.完成拉伸機的架設。



圖 3.4.3.74 完成之拉伸機實際照片

B.拉伸機功能：

拉伸操作範圍是 0~20kg，位移量是 0~75mm，位移解析度是 20 μ m，溫度量測範圍是 0~100 $^{\circ}$ ，應力/應變數據取樣率速度是 50kHz，溫度取樣率速度是 14Hz。

C.本計畫使用科技部貴儀 XRD 設備簡介：



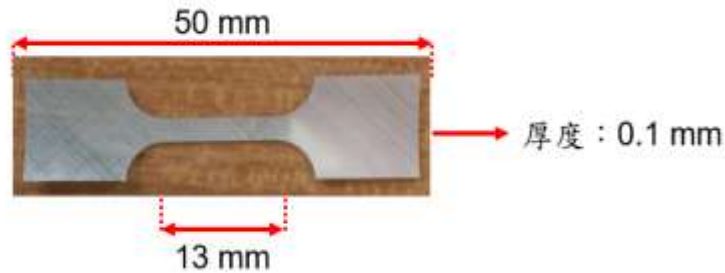
圖 3.4.3.75 科技部貴儀反射式 XRD 設備

D. 設備參數：

XRD 儀器使用能量是 8keV，電流是 40mA，電壓是 40kV，靶材是銅，波長為 1.54Å，實驗主要為廣角量測。

E. 拉伸及 XRD 實驗：

E-1 樣品：含氧化鋁的合金。



E-2 拉伸和 XRD 實驗數據：

使用拉伸機做出一組拉伸至破裂的數據，進行材料的機械性質：YS、UTS、Young's modulus 等參數。接著進行不同形變量的拉伸(1.7%、2.4%、3.1%)，搭配科技部貴儀 XRD 的實驗，比較微結構，例如：d-spacing 的變化。

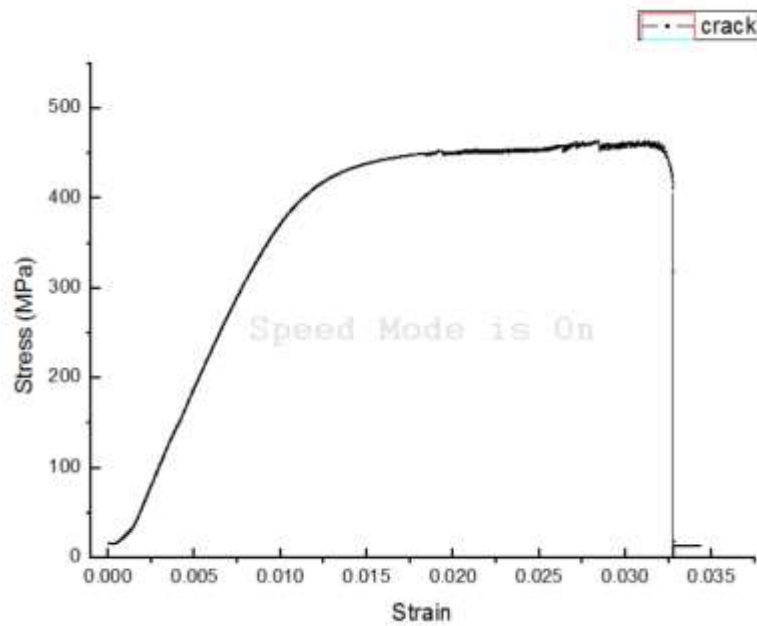


圖 3.4.3.76 為鋁片拉伸圖形

由上圖結果可計算：UTS 為 452.71 ± 50 MPa，YS(0.2%) 為 399.93 ± 60 MPa，Young's modulus 為 41.56GPa，並知道在破裂時 strain 量為 $3.2\% \pm 0.5$ ，誤差值為多次實驗所統計平均的結果。

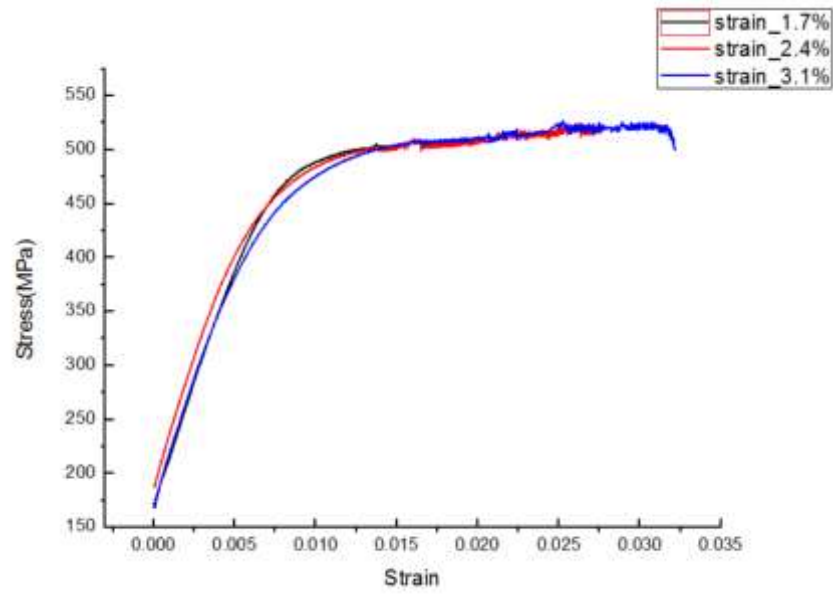


圖 3.4.3.77 不同 strain 量拉伸結果：黑線為 strain= 1.7%、紅線為 strain= 2.4%、藍線為 strain= 3.1%。

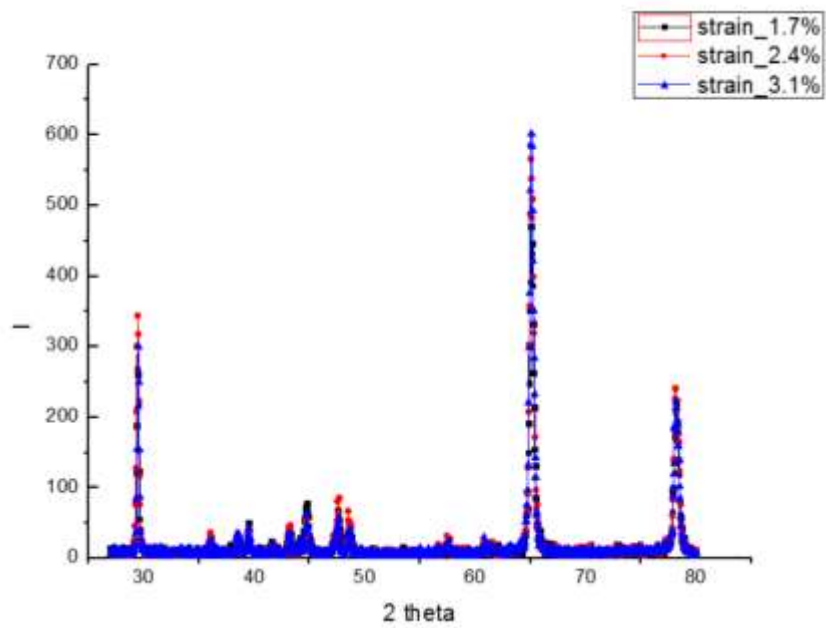


圖 3.4.3.78 不同 strain 量繞射結果，為 2theta v.s intensity curve：■為 strain= 1.7%、●為 strain= 2.4%、▲為 strain= 3.1%。

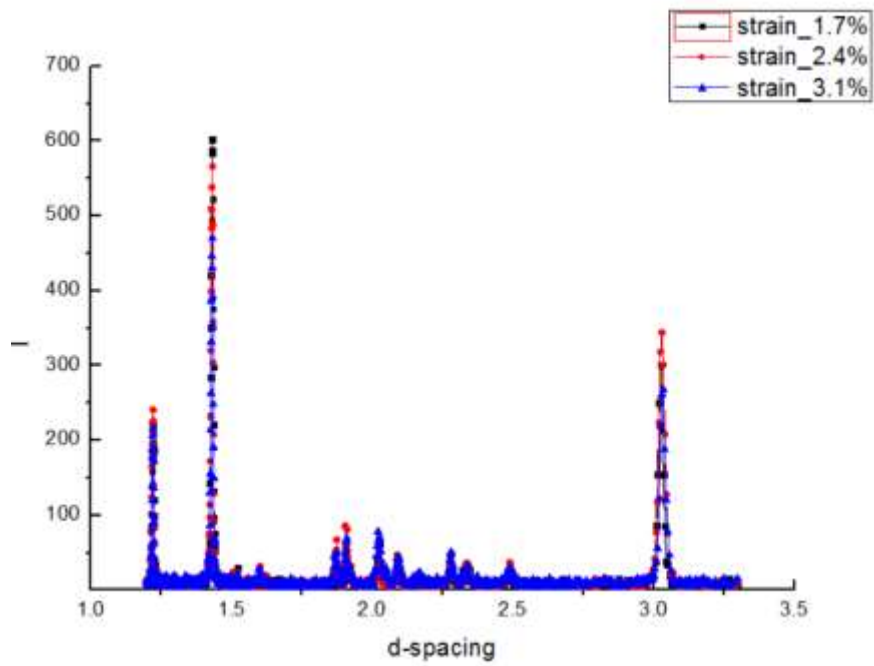


圖 3.4.3.79 不同 strain 量繞射結果，並由布拉格定律轉換為 d-spacing v.s intensity curve：■為 strain= 1.7%、●為 strain= 2.4%、▲為 strain= 3.1%。

由上圖可得知在 strain=1.7%時， $d=3.0243\text{\AA}$ ；strain=2.4%時， $d=3.0293\text{\AA}$ ；strain=3.1%時， $d=3.0333\text{\AA}$ ，隨著 strain 量的上升，d-spacing 也有上升的趨勢。

3.4.4 國際合作


3.4.4.1 前瞻中子物理安全技術之國外學者來台會議

2016 WORKSHOP,

Advanced in Reactor Physics,

February 24, 2016,


Institute of Nuclear Engineering and Science, Taiwan



2016 WORKSHOP

Advances in Reactor Physics

Date: February 24, 2016
Venue: Room 205, Engineering and System Science Building, NTHU
Host: Institute of Nuclear Engineering and Science



Time	Speaker	Presentation Title	Chairperson
Wednesday (2016/02/24)			
08:30 - 09:00	Registration		
09:00 - 10:30	Prof. Nam-Zin Cho	Introduction to Neutron Transport Computation: Iteration and Acceleration	許榮鈞教授 Prof. R.J. Sheu
10:30 - 10:40	Coffee Break		
10:40 - 12:10	Prof. Y. A. Chao	A New SP_N Theory Rigorously Derived For Multiple Homogeneous Regions	蘇燕繪教授 Prof. Y.W. Hsueh Liu
12:10 - 13:40	Luncheon		
13:40 - 15:10	Prof. Nam-Zin Cho	Applications of Partial current-based Coarse-Mesh Finite Difference (p-CMFD) Method to Reactor Physics Calculations	許榮鈞教授 Prof. R.J. Sheu
15:10 - 15:30	Coffee Break		
15:30 - 17:00	Prof. Y. A. Chao	Issues and Resolution for Next Generation Methods (NGM): An Integrated Approach	蘇燕繪教授 Prof. Y.W. Hsueh Liu
18:00 - 20:00	Banquet		

Prof. Nam-Zin Cho



- Professor Emeritus of Nuclear and Quantum Engineering at Korea Advanced Institute of Science and Technology (KAIST)
- Former President of Korean Nuclear Society
- Over 25 years experience in teaching and research in reactor physics and neutron transport calculations

Prof. Yung-An Chao 趙榮安博士



- 英國西屋公司亞洲區核能技術合作經理，兼北京原子能研究院客座博導。
- 著重理論與實用結合，在六角形節塊法/超網格有限差分/堆芯燃料方案優化搜尋方法/瞬-空中子動力學/動態測棒以及次臨界反應測量等方面，做出了開創性的貢獻，其動態測棒法已普遍應用於壓水式反應器上。
- 目前研究方向著重於下一代物理新方法之物理建模及數值計算方法的研發。

會議海報

國外學者簡介：

(1)Prof. Nam-Zin Cho

經歷：

- Prof. Cho received his B.S. in nuclear engineering from Seoul National University and Ph.D. in nuclear engineering from University of California at Berkeley.
- He worked at Science Applications, Inc in Palo Alto from 1980 to 1982, and at Brookhaven National Laboratory in Long Island from 1983 to 1987.
- In 1987, he joined the faculty at Korea Advanced Institute of Science and Technology (KAIST) in Korea, where he is mostly involved in teaching and research in reactor physics and neutron transport computation. He became a professor emeritus in September 2014.
- He is Fellow of American Nuclear Society and Associate Editor of Nuclear Science and Engineering. He was the Technical Program Chair for the PHYSOR 2002, a series of the ANS topical meetings on reactor physics, held in Seoul, Korea.
- From 2003 to 2006, he served as Commissioner of the Atomic Energy Commission of the Republic of Korea. From 2007 to 2008, he was President of Korean Nuclear Society.

研究相關領域與成就：

- Professor Emeritus of Nuclear and Quantum Engineering at Korea Advanced Institute of Science and Technology (KAIST)
- Former President of Korean Nuclear Society
- Over 25 years experience in teaching and research in reactor physics and neutron transport calculations
- subspace linear system solution methods, fuel loading optimization methods.

(2)趙榮安教授(Prof. Y. A. Chao)

經歷：

- 1964 年台灣大學物理系畢業
- 1970 年美國 Carnegie-Mellon 大學物理博士
- 1970-1975 在北歐 Niles Bohr Institute，英國 Rutherford High Energy Laboratory 及美國 Carnegie-Mellon 大學從事研究
- 1976-1983 在美國 Carnegie-Mellon 大學核科學與工程系任教
- 1984 年起到西屋公司負責反應堆物理分析方法研發，2004 年派駐上海任亞洲區堆芯技術合作經理
- 上海交大博導(已退休)
- 美國西屋公司亞洲區堆芯技術合作經理，兼北京原子能研究院客座博導

研究相關領域與成就:

- 發表過約九十篇學術論文，2002 年入選美國核學會 ANS Fellow, 2006 年獲西屋公司創新金獎。
- 着重理論與實用結合，在六角形節塊法、粗網格有限差分法、堆芯裝料方案優化搜索方法、時間-空間中子動力學，動態刻棒以及次臨界反應性測量等方面，做出了開創性的貢獻。其動態刻棒法已普遍用於壓水堆上。
- 目前研究方向着重於下一代物理分析方法的物理建模及數值計算方法之研發。

會議經過：

為了開拓該系中子物理相關領域研究生的視野而召開的研討會，特別邀請在該一領域的翹楚，包括：Korea Advanced Institute of Science and Technology (KAIST)任教的 Prof. Nam-Zin Cho、美國西屋公司的趙榮安博士(Prof. Y. A. Chao)前來演講，同時並進行相關的學術研究交流、工業應用切磋、傳承人才養成、以及經驗分享，以期發揮集思廣益的宏效，整個研討會的流程為期一天，詳細的議程編列如下：

會議時程表

時間	演講者	演講主題	主持人
2016.02.24(三)			
08:30-09:00	報到簽名		
09:00-10:30	Prof. Nam-Zin Cho	Introduction to Neutron Transport Computation: Iteration and Acceleration	許榮鈞教授
10:30-10:40	Coffee Break		
10:40-12:10	趙榮安教授 (Prof. Y. A. Chao)	A New SP_N Theory Rigorously Derived For Multiple Homogeneous Regions	薛燕婉教授
12:10-13:40	中餐		
13:40-15:10	Prof. Nam-Zin Cho	Applications of Partial current-based Coarse-Mesh Finite Difference (p-CMFD) Method to Reactor Physics Calculations	許榮鈞教授
15:10-15:30	Coffee Break		
15:30-17:00	趙榮安教授 (Prof. Y. A. Chao)	Issues and Resolution for Next Generation Methods (NGM): An Integrated	薛燕婉教授

		Approach	
18:00-20:00	晚餐交流		

會議主題摘要：

Prof. Nam-Zin Cho

主題 1：Introduction to Neutron Transport Computation: Iteration and Acceleration Basics of

Method of Characteristics

- Introduction
- Source Iteration
- Acceleration
 - CMR
 - DSA
 - CMFD and p-CMFD
 - CMADR
- Concluding Remarks
- References

主題 2：Applications of Partial current-based Coarse-Mesh Finite Difference (p-CMFD)

Method to Reactor Physics Calculations

- p-CMFD Uses in 3-D Transport Calculation via 2-D/1-D Fusion Transport Kernel
 - Acceleration of direct whole-core transport calculation
 - Embedding of local problems in nonoverlapping local/global(NLG) iterations
- Acceleration of Inactive Cycles in Monte Carlo Criticality Calculation via p-CMFD
- Monte Carlo Reactor Transient Analysis with Presictor-Corrector Quasi-Static(PCQS) Method
- References

趙榮安教授(Prof. Y. A. Chao)

主題 1：A New SP_N Theory Rigorously Derived For Multiple Homogeneous Regions

- Introduction
- Davison's P_N equations
- The solution to the P_N equations
- P_N interface and boundary conditions
- The SP_N equations
- The SP_N angular flux solution
- SP_N interface and boundary conditions

- Comparison to Selengut's results
- Comparison to results in Chao (2016)
- Implementation to SPN nodal equations
- Summary and future work

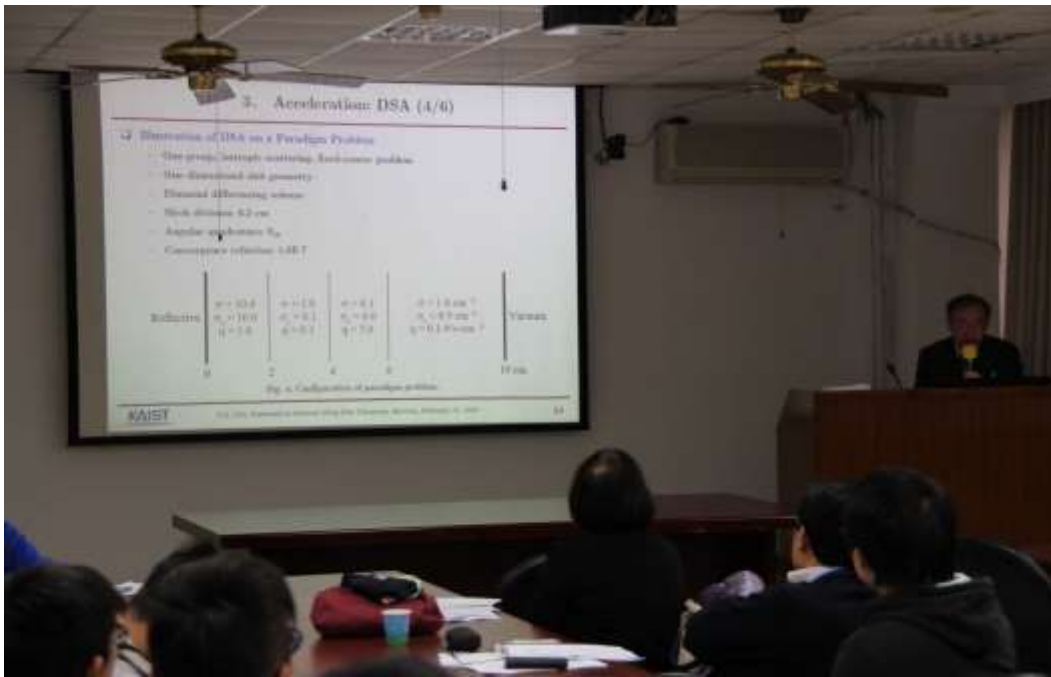
主題 2：Issues and Resolution for Next Generation Methods (NGM): An Integrated Approach

- Introduction
- History Background
- Today's Two Step Method for LWR Core Analysis
- The Practice of Equivalent Homogenization
- Test on the C5G7 2D MOX Problem
- Test on the 2D Rodded BWR Mini-core Problem
- NGM Development Direction
- Problem of 3D Effects
- 3D Single Bundle Description
- The 3D Interface Effect Inside the Section above the Control Blade
- The 3D Interface Effect Inside the Section of Part-length Rods
- Pin-by-Pin Whole Core Calculation
- The CIAMA Nodal Method
- Pin-cell homogenization and DF
- The Basic Idea
- Discussion on the SP3 DF
- Why not using AFDF or PCDF directly without using EPDF?
- On The EPDF Renormalization
- Proposed NGM approach

與會心得及建議：

延續去年舉辦之會議熱忱，此次與會的學者專家與學生增加近四五十人，除了 Prof. Nam-Zin Cho、趙榮安教授與清華大學薛燕婉教授、許榮鈞教授、梁正宏教授等，並包含核研所相關人員與清華大學碩學士班學生。會議中學生、老師與講者間的熱烈提問互動，整個議程進行得十分順利，能夠與學者交換心得，收穫相當豐富，不僅有助於研究議題的掌握，更是一場成功的學術交流。

與會人員相關照片：



Prof. Nam-Zin Cho 演說



趙榮安教授(Prof. Y. A. Chao)演說



會議場所情況



參與會議人員合照

3.4.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析之研討會議

分項四總計畫內，有邀請國外學者專家來清大介紹核能電廠嚴重事故，並探討事故的緩解措施程序研究與技術交流。下面是這個研討會的會議報告。

3.4.4.2.1 前言

在福島事件的過程中，很不幸的發生了最不可能，而被列為爐心熔毀的嚴重事故，以致放射性物質釋放到環境，造成對環境的不良影響。在回顧福島事故並尋求經驗回饋，促成未來事故的預防或是緩解的努力中，我們也開始整理或是蒐集有關嚴重事故發生時，壓力槽內外的各種複雜物理與化學現象。這些現象都影響著放射性物質的外釋量，以及釋放路徑。第二步就是要建立各種模擬分析這些物理與化學的工具，串起各類工具與電腦模擬程式，完成分析方法論。本研討會在本計畫的支援下，舉辦核能電廠嚴重事故訓練課程，並邀請專家進行演講訓練，參與訓練的各級學者與工程師、研究員含括學校研究生，原能會技支中心，核研所，台電，工研院等等。

3.4.4.2.2 執行狀況與成果

A. 公告與課表內容

課程時間： (1)第一梯次，2015年11月23至25日(星期一至星期三) 09:00~15:00

(2)第二梯次，2015年12月07至11日(星期一至星期五) 09:00~15:00

課程地點：國立清華大學工科系館 NE69 演講廳

主辦單位：清華大學能源與環境中心核能與新能源教育研究協進會

共同承辦：國立清華大學工程與系統科學系

行政院原子能委員會

核能與新能源教育研究協進會

聯絡窗口：顏麗娜小姐(TEL: (03)574-2828)，E-mail：nneerf2013@gmail.com

報名網址：<http://goo.gl/forms/fkzqyOZMFV>

報名截止日期：11月15日下午5點前

課程內容：

課程共有兩梯次，第一梯次共計9堂課，分三天完成，每日授課3小時，並安排2小時之議題討論；由講師有系統地編撰講義，第一單元介紹核能電廠的特性，第二單元介紹發生過的三次嚴重事故，第三單元介紹嚴重事故分析程式使用經驗，第四單元介紹嚴重事故現象知識與在事故處理上的應用，讓學員能夠在短期內建立整體的嚴重事故處理概念。第二梯次則由國外三位學者專家，以英文授課方式，五天的時間，詳細的介紹嚴重事故現象以及理論模式，並且介紹嚴重事故處理指引導則，確保事故的緩解。

(1) 第一梯次課表

日期	時間	課程名稱	課程內容
11/23 (一)	09:00~09:10	報到	
	09:10~10:00	核能電廠特性1	核分裂與分裂產物動態特性簡介 介動態特性簡介
	10:10~11:00	核能電廠特性2	核能電廠控制與運轉特性簡介與 運轉特性簡介
	11:10~12:00	核能電廠嚴重事故1	三哩島事故、車諾比事故簡介
	12:00~13:20	Lunch Break	
	13:20~15:00	程式使用經驗	
11/24 (二)	09:10~10:00	核能電廠嚴重事故2	福島事故簡介
	10:10~11:00	嚴重事故分析程式使用 經驗1	MELCOR、MAAP5程式簡介與比 較
	11:10~12:00	嚴重事故分析程式使用 經驗2	MELCOR程式全黑事故模擬分析 (核二廠、核三廠)
	12:00~13:20	Lunch Break	
	13:20~15:00	程式使用經驗	
11/25 (三)	09:10~10:00	嚴重事故現象知識與應用1	BWR爐內嚴重事故現象簡介與 應用
	10:10~11:00	嚴重事故現象知識與應用2	BWR爐外嚴重事故現象簡介與 應用
	11:10~12:00	嚴重事故現象知識與應用3	PWR嚴重事故現象簡介與應用
	12:00~13:20	Lunch Break	
	13:20~15:00	程式使用經驗	

(2) 第二梯次課表

Severe Accidents in Light Water Reactors

Phenomenology, Analysis and Management

Instructors: Professor Nam Dinh, North Carolina State University, Raleigh, NC, USA

Mr. George Vayssier, NSC, Netherland

Dr. Frank Rahn, WRS, Palo Alto, California, USA

Date	Time	Content
12/7 (Monday)		
ND	0900~0950	Nuclear Power Safety – Review of Basic Concepts
	0950~1010	Break
ND	1010~1100	Nuclear Reactor Severe Accident Progression,
FR	1100~1150	Nuclear Reactor Severe Accident Consequences
	1150~1320	Lunch
GV	1320~1410	Accident Management: History of SAMG
FR	1410~1500	<i>Roundtable: Probabilistic Risk Assessment</i>
12/8 (Tuesday)		
ND	0900~0950	Molten Fuel-Coolant Interactions: Physics
	0950~1010	Break
ND	1010~1100	Molten Fuel-Coolant Interactions: Modeling
ND	1100~1150	Molten Fuel-Coolant Interactions: Applications
	1150~1320	Lunch
GV	1320~1410	Accident Management: Emergency Operating Procedures
ND	1410~1500	<i>Roundtable: Verification & Validation</i>
12/9 (Wednesday)		
ND	0900~0950	Reactor Pressure Vessel Failures,
	0950~1010	Break
ND	1010~1100	In-Vessel Melt Retention by External Reactor Vessel Cooling
GV	1100~1150	Accident Management: Severe Accidents Management – Fundamentals
	1150~1320	Lunch
GV	1320~1410	Strategies to Mitigate Severe Accidents
FR	1410~1500	<i>Roundtable: From EOP to FLEX, SAM and EDMG</i>
12/10 (Thursday)		
FR	0900~0950	Severe Accident Phenomena: Ex-vessel Phase (Containment T-H)
	0950~1010	Break
ND	1010~1100	Core Melt Spreading: Experiments, Modeling, Scaling Analysis,
ND	1100~1150	Ex-Vessel Core Melt Arrest and Coolability
	1150~1320	Lunch
GV	1320~1410	SAMG Development: from Strategies to Guidelines
GV	1410~1500	<i>Roundtable: Emerging Topics in Severe Accident Research</i>
12/11 (Friday)		
FR	0900~0950	Severe Accident Management in Advanced LWRs
	0950~1010	Break
GV	1010~1100	Consolidated SAMG
ND	1100~1150	Severe Accident Risk Assessment & Management (Issues Resolution)
	1150~1320	Lunch
FR	1320~1500	<i>Roundtable: Discussion of Severe Accident Research Topics of Interest</i>

Text “Nuclear Safety in Light Water Reactors – Severe Accident Phenomenology”, Edited by Bal Raj Sehgal, 2012.

B. 兩梯次參加學員名單

2015 核能電廠嚴重事故訓練課程兩梯次學員名單

序號	姓名：	單位：	職稱：
1	張欽柏	原子能委員會核安管制研究中心試運組	技士
2	陳得誠	財團法人核能與新能源教育研究協進會	助理
3	林子仁	財團法人核能與新能源教育研究協進會	工程師
4	王聖舜	原子能委員會核安管制研究中心試運組	技士
5	吳泰宏	原子能委員會核安管制研究中心試運組	技士
6	謝蕙安	原子能委員會核安管制研究中心試運組	副研究員
7	江庚晏	原子能委員會核安管制研究中心試運組	副研究員
8	李奇勇	原子能委員會核安管制研究中心試運組	技士
9	江佳應	原子能委員會核能研究所	助理工程師
10	游子堯	台灣電力公司核能安全處	工程師
11	江授全	台灣電力公司核能安全處	稽查
12	黃晉渝	台灣電力公司核能發電處	核能工程師
13	呂靜美	台灣電力公司核能發電處	工程師
14	黃亮程	台灣電力公司核能發電處	核能工程師
15	楊駿偉	台灣電力公司核能發電處	核能工程師
16	鄭憶湘	工業技術研究院	研究員
17	蔣宇	清華大學核子工程與科學研究所	博士生
18	謝懷恩	清華大學核子工程與科學研究所	博士生
19	黃泰庭	清華大學核子工程與科學研究所	研究生
20	辜郁庭	清華大學核子工程與科學研究所	研究生
21	王亭懿	清華大學核子工程與科學研究所	研究生
22	康景翔	清華大學核子工程與科學研究所	碩士生
23	張靖	清華大學工程與系統科學系	研究生
24	黃俊富	清華大學核子工程與科學研究所	研究生
25	何愛玲	清華大學核子工程與科學研究所	研究生
26	陳雄智	清華大學核子工程與科學研究所	研究助理
27	李育澤	清華大學核子工程與科學研究所	研究生
28	張志宇	清華大學工程與系統科學系	研究生

29	徐鈺婷	清華大學能環中心	研究助理
30	林志宏	清華大學能環中心	約聘研究助理
31	楊融華	清華大學	研究員
32	羅武斌	清華大學	研究助理

C.上課意見調查表整理

心得與建議問卷彙整表(第一梯次)

活動日期	2015/11/23~25(一~三)	活動參與人數/ 問卷回收份數	32 人/ 22 份		
單位	財團法人核能與新能源教育研究協進會	連絡教師	施純寬教授		
講者	王世珍博士	演講/活動題目	2015 核能電廠嚴重事故訓練		
一、學歷：大學： <u>2</u> 位 碩士： <u>16</u> 位 博士： <u>4</u> 位					
二、現職：					
1.學生：6 位					
2.教師： <u>1</u> 位					
3.社會人士—職業：科技業： <u>1</u> 位，政府部門： <u>9</u> 位，其他： <u>5</u> 位					
三、年齡：18-25 歲： <u>4</u> 位，25-35 歲： <u>8</u> 位，35-45 歲： <u>8</u> 位，45-55 歲： <u>1</u> 位，55 歲以上： <u>1</u> 位					
四、性別：男： <u>18</u> 位，女： <u>4</u> 位					
五、學員的意見		非常了解	大致了解	有一點了解	完全不了解
1.請問您認為自己對關於電廠的了解		4	15	3	0
		非常同意	同意	沒意見	不同意 非常不同意
2.參與本課程後，請問對”核能電廠特性”的了解是否有幫助		17	5	0	0
3.參與本課程後，請問對”核能電廠嚴重事故”的了解是否有幫助		22	0	0	0
4.參與本課程後，請問對”嚴重事故分析程式使用”的了解是否有幫助		19	2	0	1
5.參與本課程後，請問對”嚴重事故現象知識與應用”的了解是否有幫助		21	1	0	0
6.本課程辦理內容有達到您預期參加的目的和期望		20	1	0	1
7.針對每一堂課程講師的回答是否符合您的期望		20	2	0	0
六、請提供我們，您對參與本課程後的寶貴心得和建議。					
◎ 希望能增加嚴重事故分析軟體的介紹與差異性分析，以及不同核能電廠在嚴重事故分析上有不同的探討。					

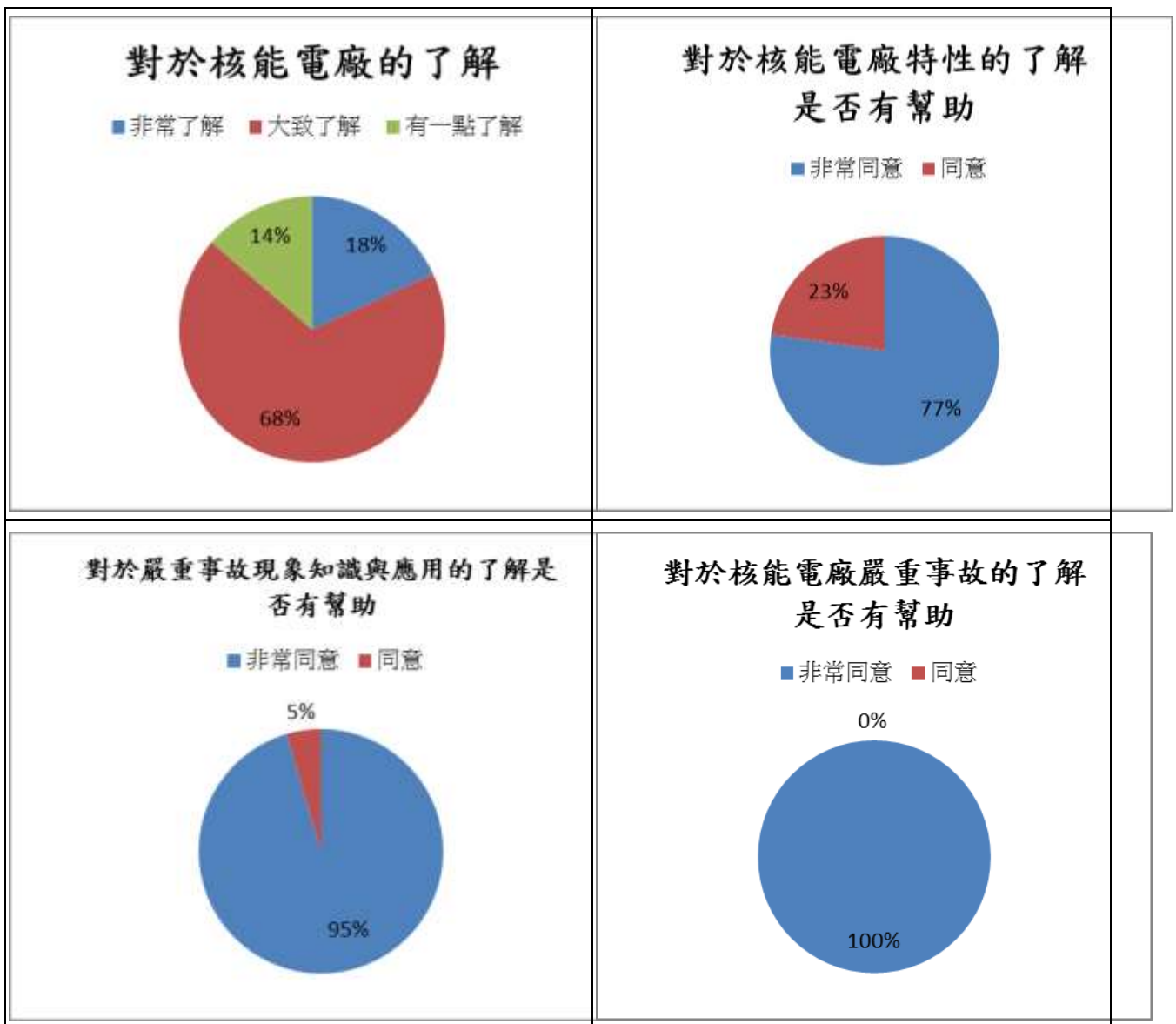
- ◎ 老師上課內容非常實用，讓無法了解現場實務的學生們可以從頭開始認識並熟悉。
- ◎ 便當很好吃。
- ◎ 多一些各式程式介紹，比重可再增加。
- ◎ 內容相當充實，謝謝講師。
- ◎ 非常感謝講師。
- ◎ 在早上九點的課程提供咖啡真的是太貼心了！背景知識充分，有助於非領域內聽者融入，個人認為可擴大宣傳。

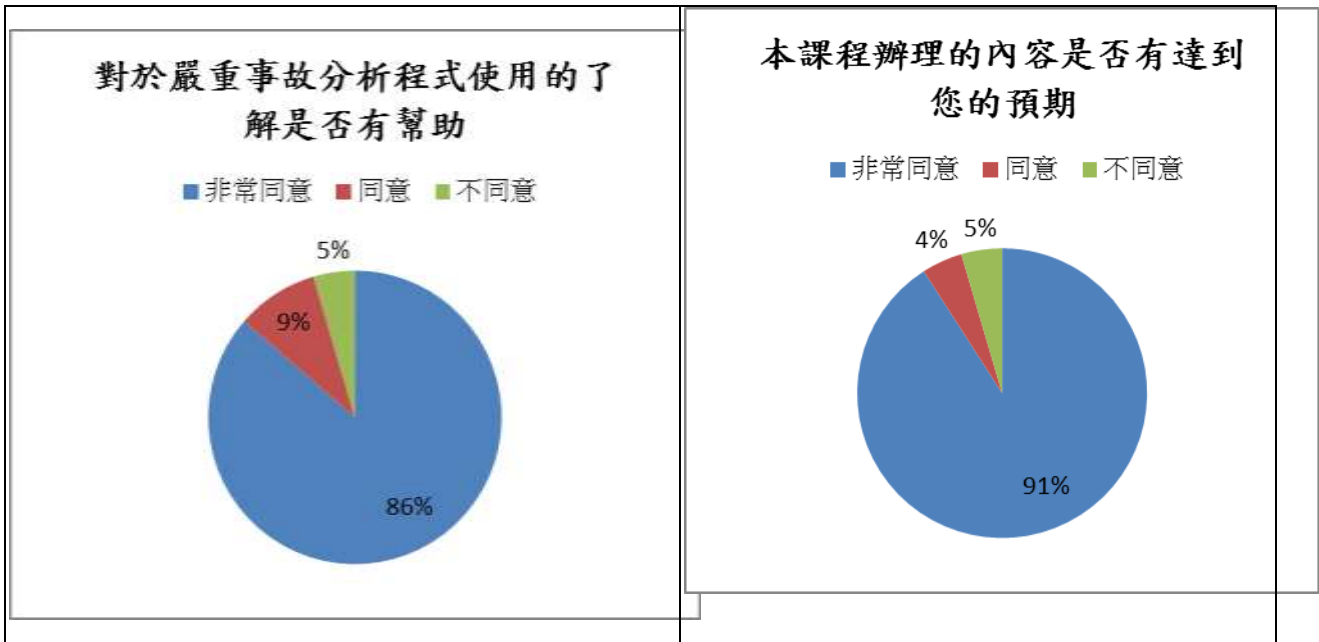
心得與建議問卷彙整表(第二梯次)

活動日期	2015/12/7~11(一~五)	活動參與人數/ 問卷回收份數	32 人/ 14 份			
單位	財團法人核能與新能源教育研究 協進會	連絡教師	施純寬教授			
講者	三位外籍學者	演講/活動題目	2015 核能電廠嚴重事故訓練			
一、學歷：大學：2 位 碩士：8 位 博士：4 位						
二、現職： 1.學生：6 位 2.教師：1 位 3.社會人士—職業：政府部門：7 位						
三、年齡： 18-25 歲：4 位，25-35 歲：4 位，35-45 歲：3 位，46-55 歲：3 位						
四、性別：男：9 位，女：5 位						
五、學員的意見		非常 了解	大致 了解	有一點 了解	完全不 了解	
1.請問您認為自己對關於電廠的了解		4	6	4	0	
		非常 同意	同意	沒意見	不同意	非常 不同意
2.參與本課程後，請問對”核能電廠特性”的了解是否有幫助		13	1	0	0	0
3.參與本課程後，請問對”核能電廠嚴重事故”的了解是否有幫助		13	1	0	0	0
4.參與本課程後，請問對”嚴重事故分析程式使用”的了解是否有幫助		13	1	0	0	0
5.參與本課程後，請問對”嚴重事故現象知識與應用”的了解是否有幫助		10	4	0	0	0
6.本課程辦理內容有達到您預期參加的目的和期望		12	2	0	0	0

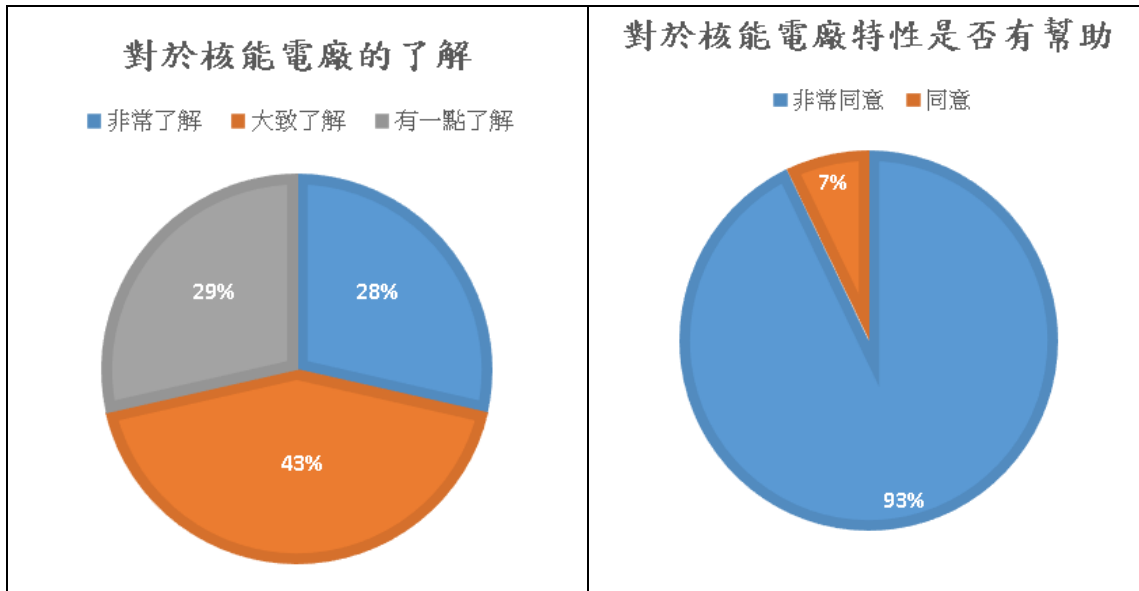
7.針對每一堂課程講師的回答是否符合您的期望	11	3	0	0	0
六、請提供我們，您對參與本課程後的寶貴心得和建議。					
<ul style="list-style-type: none"> ◎ 嚴重事故影響大眾安全，建議應加強舉辦。 ◎ 三位講師的課程非常充實風，我們有很好的互動和討論，受益匪淺，也很感謝幕後承辦人員的辛勞和精心安排。 ◎ 內容相當充實，謝謝講師。 ◎ 非常感謝講師。 ◎ Great workshop ! ◎ 建議經常舉辦。 					

C.1 上課意見圖表分佈 (第一梯次)

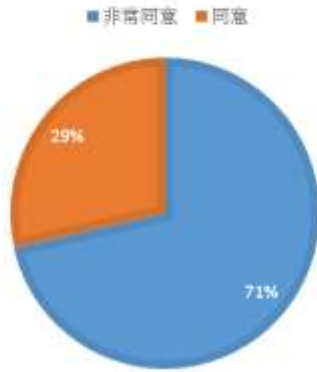




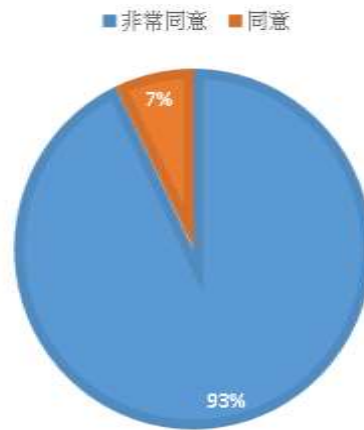
C.2 上課意見圖表分佈 (第二梯次)



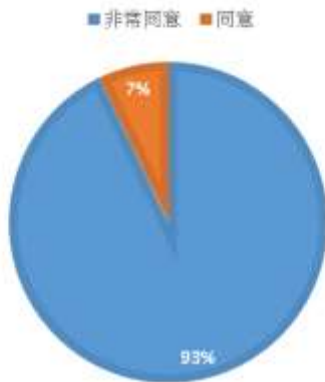
對於嚴重事故現象知識與應用是否有幫助



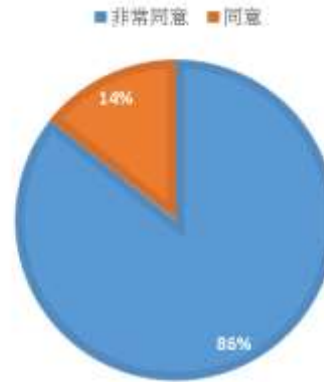
對於核能電廠嚴重事故是否有幫助



對於嚴重事故分析程式使用是否有幫助



本活動辦理內容是否有達到您的預期



C.3 課程進行情況照片

C.3-1 課程進行情況照片 (第一梯次)

活動剪影集錦	
	
計畫主持人引言	上課情況(一)
	
上課情況(二)	上課情況(三)
	
上課情況(四)	上課情況(五)

C.3-2 課程進行情況照片 (第二梯次)

活動剪影集錦	
	
上課情況(一)	上課情況(二)
	
上課情況(三)	上課情況(四)
	
上課情況(五)	上課情況(六)

D. 結論

本訓練課程順利於十一月二十三日至二十五日及十二月七日至十一日辦理完畢，第一梯次邀請王士珍博士主講內容包括嚴重事故物理化學行為及現象、事故情節、電廠全黑事故、事故分析方法、事故處理，三哩島、車諾比、與福島等重要核能事故經驗，與各項導則以及驗證評估、嚴重事故法規等等。第二梯次則邀請 Professor Nam Dinh、Mr. George Vayssier、Dr. Frank Rahn，三位講師主講內容包括 Nuclear Power Safety、Nuclear Reactor Severe Accident、Severe Accident Phenomena、Molten Fuel-Coolant Interactions、Accident Management、Strategies to Mitigate Severe Accidents。

能環中心與核能與新能源教育研究協進會合辦下，處理各項工作項目含訓練課程預備與公告、講席邀請聯絡與全程接待(含住宿、交通、講義費、鐘點費)、學員報名與報到、上課地點與設備安排、講義準備、以及各項有關行政庶務。課程最後還有原能會技支中心廖主任的有關斷然處置議題分析結果與意見交換。學員參與狀況十分熱烈，我們也做了學員上課的意見調查，做為未來辦理此類課程的參考。

四、結論與建議

4.1 進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發

4.1.1 龍門電廠斷然處置措施爐心安全及審查技術研究

本研究已完成資料整理與歸納，並取得龍門電廠最新測試及設計資料後，進行資料之研閱與整理，並將龍門電廠設計資料輸入於程式 TRACE、RELAP5、MAAP5 安全分析模式中，進行電廠模式之校驗與精進。接著完成龍門電廠假想類福島複合型災變事件時序擬定，根據所彙整之福島事故資料，擬定龍門電廠假想類福島複合型災變事件之時序，並使用龍門電廠 TRACE、RELAP5、MAAP5 分析模式來進行假想類福島複合型災變模擬並評估斷然處置措施之有效性，以及比較 TRACE、RELAP5、MAAP5 模式分析結果之差異性。

根據龍門電廠 TRACE、RELAP5、MAAP5 模式分析假想類福島事故結果，顯示若電廠在事故時執行斷然處置措施，能確保燃料護套溫度低於法規限制 1088.7K，這使龍門電廠在發生類似福島複合式災變時能確保電廠處於安全的狀態。然而，龍門電廠在此類事故下執行斷然處置措施時，須注意以下幾點：

- 當反應器進行控制降壓時，RCIC 必須確保為可用狀態。
- 必須盡可能的越快備妥 ACIWA 設備及確保注水水源，因此當 RCIC 不可使用時，龍門電廠可以即時執行緊急洩壓並將替代水源注入爐心。
- 在執行緊急洩壓階段之前，電廠若執行控制降壓可以緩和爐心水位因為緊急洩壓而造成的驟降，這是因為電廠若在高壓的條件下開啟釋壓閥，會因為系統與外在環境壓力差極大的關係，造成冷卻水閃化變成蒸汽並排出系統的質量較多，進而影響爐心水位高度。
- 在執行控制性降壓時，爐心隔離冷卻系統是否可用，對於維持水位覆蓋有決定性的影響。
- 在爐心隔離冷卻系統不可用時，若無 ACIWA 補水，將無法維持燃料尖峰護套溫度於 1088.7K 以下。

另一方面，若龍門電廠發生假想類福島複合式災變時且未執行斷然處置措施(案例 2)，水位將會低於燃料頂端(TAF)，如果因為某些因素造成電廠緊急洩壓誤動作，此時由於反應器壓力驟降造成爐心水位快速下降低於 TAF，燃料護套溫度將會上升超過法規限值 1088.7K，這表示燃料護套可能產生鋁水反應，增加護套破損的可能性。也就是說，若龍門電廠發生類似福島災變事件而無立即救援或無處置措施的話，燃料護套溫度將到達損毀條件。反之，若龍門電廠在發生類福島事故時且有執行斷然處置措施，能確保爐心燃料護套溫度都低於限值 1088.7 K，也就是燃料護套並不會發生鋁水反應，證明斷然處置措施對於龍門電廠遇到類似福島複合式災變事故時，能確保電廠處於安全的狀況之下。

「斷然處置」措施近來已獲國際沸水式反應器業主組織(BWROG)認可並納入其 EPG /SAG Rev.3 & 4 程序書中，斷然處置措施正式步入國際舞台，未來研究會納入 EPG /SAG Rev.3 & 4 之斷然處置措施為研究重點。本研究計畫模擬龍門電廠發生假想類福島複合型災變事件並評估斷然處置措施之有效性，其分析結果有助於台電公司針對複合型災變事件做預防性措施，並因應事件的發生而精進龍門電廠斷然處置之措施程序，本計畫也有助於審查單位

針對斷然處置措施之有效性進行審查。人才培育方面，本子計畫共培育了兩位博士生及一位碩士生，碩士學生畢業後將服務於台電公司，本研究對於台灣核工專業人才培育與養成有相當程度的貢獻，並提高從事核工領域人員之專業素質。

4.1.2 進步型沸水式反應器遭受地震對運轉安全與熱流穩定性之影響研究

本子計畫依原規劃進度順利執行完成，至目前之研究結果，可得到以下結論：

- (1) 本研究已建立純熱流及中子熱流耦合之單一沸騰通道，其在強制對流狀態及自然對流狀態下，遭受外部垂直震動所造成之加速度波時，對於系統動態特性影響之分析能力。此外，本研究亦建立純熱流及中子熱流耦合之單一沸騰通道自然循環迴路，遭受外部垂直加速度波時，對於系統動態特性影響之分析能力，可探討評估爐心外其他組件參數之影響。
- (2) 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，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。
- (3) 從參數效應對於外部垂直加速度波所致系統暫態的影響分析發現，當系統具有較大的單相流動阻力，如較大的爐心入口流阻係數與降流段流阻係數，對系統會有穩定的作用，將趨於減弱外部垂直震盪所引起系統的振盪。當系統遭受較大的外加尖峰加速度或具有較長的爐心加熱長度或較大的雙相流阻係數，則會對系統產生不穩定的作用。另一方面，當下降流區長度增加時，其提供之壓力頭會增加，自然循環流量越高而使外部垂直加速度波造成較小的振盪。此外，爐心出口流阻係數與進口次冷度對於外部垂直加速度波所致系統暫態的影響，則與系統初始狀態的穩定性特性相關。
- (4) 對於中子與熱流耦合之單一沸騰通道系統，外部垂直加速度所引起的系統暫態振盪，除取決外加垂直振盪的強度外，亦與空泡反應度回饋的強度和系統初始狀態的穩定度相關。
- (5) 當外部垂直加速度的振盪頻率與系統自然頻率相同或相近時，系統會引發共振振盪。共振振盪的強度和系統初始狀態的穩定度相關。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。
- (6) 利用外加震動進行加速度對系統之影響實驗，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。
- (7) 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。
- (8) 本研究擇選台灣 921 集集地震，中央氣象局台中氣象站紀錄之實際地震垂直加速度波作為模擬地震波的輸入參考資料。研究結果發現對於 ABWR 的正常運轉點與自然循環點，模擬地震垂直加速度波雖然造成系統非常雜亂的振盪，但其振幅仍侷限在一定的範圍內，仍不會觸發過大的振盪。

本子項計畫已建立震動實驗測試系統及自主建立外加震動下雙相流模擬程式，根據本子項計畫之執行成果，建議如下：爐心操作條件應遠離雙相流穩定性邊界，以確保即使有地震或其他振動發生時，亦不致導致或加劇雙相流震盪現象；透過本研究能對沸水式反應器的雙相流特性及其承受外部震動下，如地震運動，的影響，培養建立所需分析之能力，進一步培育對於核能安全與管制，具有發展潛力之專業人才。

4.1.3 進步型沸水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統

在本研究中，我們採用核電廠模擬器 PCTran，建置壓水式反應器及沸水式反應器的模擬數據資料庫，藉由特徵值擷取與機率神經網路的方法，再結合 Visual Basic 建立一套核能電廠事故辨識系統。從上述的實驗結果可得知，我們所建置的辨識系統對於 PCTran 模擬器所產生的事故數據，經過交叉驗證後，無論在壓水式或是沸水式反應器都可以達到基本的辨識效果。由於現階段採用的特徵萃取器僅著重於感測器訊號時序上的(temporal)變異，即便搭配機率神經網路，最終辨識率最高只達八成多。這也可由辨識系統無法有效區分冷卻水流失事故中，冷端破口與熱端破口兩事件的差異得到驗證，意指現階段的特徵萃取器，仍無法全面地從原始資料中取出對事件辨識更有用的資訊。為使事故辨識系統的辨識能力再提升，採用不一樣的特徵萃取演算法及不同的分類器來進行系統的建置，將會是一個方向。

在特徵萃取演算法的部分，常見的特徵萃取演算法有小波轉換(wavelet transform)及主成分分析法(principal component analysis, PCA)等，其中哈爾小波轉換(Haar wavelet transform)曾被用在電廠肇始事件辨識的問題上[21,22]。此外像是 PCA 用於特徵萃取在圖形辨識上也被廣泛的探討，故也將跟哈爾小波轉換一樣被採用來進行比對分析。另外，電廠訊號的多維特性及通道間訊號的關聯性，亦包含能有助於事件辨識的重要資訊，不僅是時序的，更有空間性的(spatial)資訊。然而，積分特徵萃取法，對此一部分卻有所偏廢，致使具鑑別力的資訊可能未被善加使用。而分類器演算法的部分，除了目前採用的 PNN 演算法，仍有其他標的存在。從計算的簡單性來考量，最近鄰居分類法(k-nearest neighbors algorithm, kNN)是一個可以採行的標的；而由於實際的事故的電廠數據，未單能僅用線性方式予以分辨，可能也需要有一更進階的分類器來協助，由於支持向量機器(support vector machine, SVM)是一個可以同時運用於線性及非線性資料的分類演算法，它也可能是一個適合事故辨識的標的。下階段的工作，我們期望透過引進新引入的演算法，找出合適的特徵萃取器及分類器，使得最終驗證的辨識率有更好的結果。另一方面，除了精進演算法辨識效能外，輕水式電廠模擬器與辨識系統的結合方面，也可再引入安全度評估(probabilistic risk assessment, PRA)，來計算核能電廠爐心受到損壞及放射性物質外釋事故發生機率，使得在辨識出肇始事件後，整個輔助系統可再進一步給予運轉員合適的指示或決策協助，以減輕運轉員在事故排除上的負擔。

反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統，採用多面向智能運算技術(機器學習及資料採礦)，於電廠監控及事故的診斷。在工業 4.0 的世代，工廠或製造智慧化是一大重點，憑藉著前世代 e 化所累積的運轉數據，搭配本研究所建構的相關演算法，亦可利於產業生產過程中的故障辨識及預警，與當前政策所要推行的工業 4.0 或「智慧機械」有密不可分的關聯性，而本研究培育的人才，可立即投入數據運用及分析的相關領域。

4.1.4 進步型沸水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究

本計畫均依原規劃進度順利執行，完成結果包含 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 數值分析程式用以計算輻射分解效應下水化學變化的 DEMACE 程式，已完成模擬程

式，並與日本 K7 電廠現場測量值比對，求出校正係數，溶氫、溶氧及過氧化氫濃度在主循環水迴路的各個區域的分析已分析出結果，並據此計算出主冷卻水迴路各個區域的組件材料的電化學腐蝕電位。材料測試部分完成主循環迴路系統的測試、316L SS 慢應變速率拉伸實驗試棒之預長氧化膜，並完成固溶退火處理及敏化處理的試棒在溶氧下的測試，在溶氫環境進行敏化處理試棒的慢速拉伸試驗也已接近完成。後續的研究會針對注氫效益的分析以及起動過程 316L SS 材料腐蝕行為的研究等。

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。

4.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進

本計畫之目標為以實驗方式來模擬壓水式核能電廠遇到壓熱震事故情況，假設 ECCS 注水至冷端環路之冷熱混和情況，故在實驗上以 T 型管路作為模型，用以測量冷熱水混和現象，以探討其混和效應。綜合以上實驗結果及流場觀測，可以得知當流速比大於 6.7 時，在 $x/D=-0.5$ 處量測到溫度下降的現象，證明回流現象之產生。但在水平流動的條件時，其並無觀察到回流產生，由此初步可判斷角度對回流的影響不大。故可做出初步結論，回流的生成與實驗中設定的流速比條件：主管流速與支管流速的比例，具有相當的關連性。當流速比大於 7.81 時會導致回流在上游生成。溫度量測結果及流場觀測都顯示，當流速比大於 6.7 後，對於兩管冷熱水的混和效應有正面助益。後續研究將會增加不同角度的支管以及流向進行更深入的研究分析，實驗成果將可提供後續進行計算流體力學(CFD)模擬時驗證分析支用，本研究最終之成果將建立國內本土化核能電廠嚴重事故安全分析能力。

藉由此整合分析之工作，研究人員除了可以獲得與核電廠 PTS 之 T 型管冷熱水混合現象之相關知識外，也能有效增進其 CFD 整合分析之研究經驗，更可令研究人員在協助核安管制單位及法制修訂層面上能具有跨領域分析與全盤思考之能力。也由於本分析之思維較目前各國採單一方法執行更為完整與嚴謹，因此預期可以為我國未來相關安全分析或管制作業，培育具發展潛力之人才。

4.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

4.2.1 MELCOR 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。

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，造成煙窗前爆破閥開啟，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，期間放射性產物持續由煙囪釋出。

4.2.2 GOTHIC 結論

以 GOTHIC 程式進行核一廠圍阻體加裝 PAR 的有效性評估，分別模擬 0 台及 20 台 PAR 對反應器廠房 5 樓、乾井及溼井的氫氣產生量的影響。模擬結果顯示，5 樓達到 4% 氫氣濃度的時間分別為 SBO 後 4,793 秒及 5,017 秒，增加約 224 秒餘裕時間。

4.2.3 FLACS 結論

本計畫採用 SNL(Sandia National Laboratories)建議之乾井頂蓋氫氣洩漏公式，計算所得洩漏面積為 0.00235m^2 ，約大於 SNL 建議數據的 10 倍，並假設 2 種氫氣洩漏模式，一種是因氫氣密度小於空氣，乾井內若無激烈擾動或擾動已逐漸平息，爐心熔毀後產生之氫氣會蓄積於乾井頂蓋處，預期此種氫氣洩漏模式為較保守；另一種則考慮若爐心熔渣掉入圍阻體時，造成乾井內氣流激烈擾動，爐心熔毀後產生之氫氣與空氣，於乾井內預先均勻混合後，方自頂蓋漏出，預期此種氫氣洩漏模式為較不保守之狀況。以前述情況作為前提條件，利用 FLACS 進行洩漏模擬，以及在不同時間及位置點燃氫氣，觀察氫氣爆炸結果。

- 情境一假設無釋壓平板及 FCVS，且乾井內氣流無激烈擾動，將有較多的氫氣洩漏至反應器廠房 5F，不同點火位置所造成的爆炸威力相近。
- 情境二假設無釋壓平板及 FCVS，且乾井內氣流激烈擾動，比情境一較少的氫氣洩漏至反應器廠房 5F，5F 頂蓋處點火之爆炸威力(1.15 barg)，大於天車軌道或天花板點火之爆炸威力(0.29 barg)。
- 情境三在 5F 天花板處相當數量的 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)，評估結果顯示，設置 PAR 確實可降低反應器廠房 5F 的氫氣濃度。情境一與情境三位於 5F 天花板下 2 公尺處之達到 4% 氫氣濃度時間分別為 SBO 後 5,289 秒及 5,319 秒，增加約 30 秒餘裕時間。
- 情境四顯示核一廠釋壓平板應於嚴重事故時開啟，以保護反應器廠房 5F 的結構。
- 情境五證實 FCVS 在適當的時間啟動，可有效防止氫氣爆炸。

4.2.4 建議

- 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。
- 在反應器廠房 5F 天花板處設置相當數量的 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 的部份氫氣，增加約 30 秒的餘裕時間。

4.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

- 目前共完成 5 篇國際研討會論文與 5 篇技術報告，成果豐碩。
- 共培育 4 位博士生，為國內核能產業提供優秀人力以及高級研究人才。
- 目前已完成之 TRACE、CFD、FRAPCON、FRAPTRAN、MAAP 與 MELCOR 的核一

廠分析模式，可應用於其它暫態的分析及作為核二~四廠的模式建立之參考。

■ 已完成所有的工作項目，以下簡述其結論：

4.3.1 核一廠用過燃料池之 TRACE 模式建立與研究

本研究使用美國核管會最新開發之熱水流系統程式 TRACE 模擬核一廠用過燃料池，並進行分析喪失正常冷卻循環系統事故，以及喪失正常冷卻系統同時發生冷卻水流失事故之情況。此外，本研究也以福島事故的相關資料，使用 TRACE 進行分析研究。TRACE 的模擬結果與福島事故的相關資料之比較，發現其二者的整體水位變化趨勢相近，也證明了 TRACE 在用過燃料池的模擬上之可信度。

在喪失正常冷卻循環系統事故的部分，燃料池水位會因喪失冷卻水循環導致池水面沸騰蒸發的現象，並造成水位下降；事故發生後約 66 小時，池水位已經降到燃料頂端，若一直無法進行有效之冷卻措施，燃料護套溫度會在燃料發生裸露後 19 小時到達 1088.7 K，此時銦水反應將導致護套溫度迅速攀升。然後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；在噴灑流量不同的結果中，顯示其灑水量加大越可以有效縮短池水位回復時間；在噴灑水溫不同的結果中，發現噴灑水溫對整體用過燃料池影響並不大。

在喪失正常冷卻系統同時發生冷卻水流失事故的部分，燃料池水位因冷卻水流失，導致池水位迅速下降，而池水位下降速率與破口尺寸有相當大的關聯；而當沒有施行灑水措施時，可以清楚地看到燃料護套溫度在用過核燃料裸露不久後皆快速升高，是由於這些案例缺少額外的冷卻水來源，且所有案例護套溫度皆會增高到銦水反應起始溫度 1088.7K。當有施行灑水措施時，在灑水系統啟動後，由於初始洩漏量比灑水量(200gpm)大許多，所以並沒有很明顯的減慢池水位下降速率，但是在燃料護套溫度控制上有一定的緩和效果。

本研究使用 TRACE 程式來建立用過燃料池模式，由於 TRACE 原始被設計用來專門模擬輕水式反應器系統安全分析，因此在建立模式時碰到了一些問題，例如：環境邊界條件的設定，當環境邊界狀態加入空氣時，程式計算的時間會明顯增加且過程容易發散，而導致長時間模擬而結果卻十分不合理的現象。本研究只先建立起用過燃料池內至多 6 個 CHAN 組件模擬用過核燃料的模式，未來若能將整個用過燃料池的用過核燃料更精細的擺放對應更多 CHAN 組件之模式建立起來，對於台灣電力公司在分析用過燃料池內用過核燃料的擺放位置時，能夠成為一個輔助工具，也能參考模擬的結果，制定事故發生時的應變準則。

4.3.2 核一廠用過燃料池之 CFD 模式建立與研究

本研究經過一年之執行，已順利依原計畫書之規劃，針對核一廠用過燃料池分析模式，以 CFD 分析技術進行發展，並徹底探討在詳實考慮實際幾何形狀時，燃料束在不同事故狀況下之溫度變化，各項成果可詳述如下：

- (1) 本研究依據最 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之導並完成所有核一燃料池分析之模式開發。

- (2) 本研究依據整體計畫分析之需求，將分析模式之結果依據 FAPTRAN 與 FRAPCON 之需求，建立了相關資料轉換之工具，使所得之分析結果可以提供給分項三計畫中各分析軟體使用；
- (3) 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；
- (4) 經確認，原本台電分析結果中密集擺置之結果係為過度保守之狀況，在考量其結果係為保守且不影響相關緊急作業之規劃下，其差異應為可接受之狀況。
- (5) 最後，本研究依據所得結果進行匯整後確認，新分析結果雖與原結果略有出入，但其差異主要係來自於水量估算或網格差異等微小誤差，並不影響分析之結論。

4.3.3 核一廠用過燃料池之 MELCOR 模式建立與研究

本研究使用嚴重事故分析程式 MELCOR 模擬核一廠用過燃料池，進行分析喪失冷卻系統事故。此外，為了探討燃料棒之相關參數對氫氣之產生量或燃料棒破損之時間點的影響，本研究也將 MELCOR 與不準度分析程式 DAKOTA 結合在一起，進行了不準度的分析與研究。

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、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。在不準度的分析方面，其結果顯示燃料棒的 zirconium mass 為對氫氣產生量或燃料棒破損之時間點之影響最大。

4.3.4 核一廠用過燃料池之 FRAPTRAN 模式建立與研究

本研究成功的發展了一套 FRAPTRAN 於用過燃料池之燃料棒的分析方法。此方法主要是利用熱流或系統程式的分析結果(如: TRACE、CFD 等)，將其數據輸入於 FRAPTRAN 的輸入檔中，然後使用 FRAPTRAN 來進行燃料棒之性質分析。在本報告中則是利用 TRACE 的分析結果(用過燃料池之喪失正常冷卻系統的分析與灑水之時機點研究)，使用 FRAPTRAN，進行在上述狀態下的燃料棒之性質分析與研究。

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，燃料棒的各项參數並沒有變化，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，燃料棒的各项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。

4.3.5 核一廠用過燃料池之再臨界研析

本研究為計畫的第一年，針對用過燃料池是否會再臨界的問題，蒐集了國內外的相關研究與分析資料，經過整理與歸納後，撰寫了本報告，以作為後續進行用過燃料池之臨界相關

研究與分析的基礎。相關的參考文獻之內容，經整理與歸納後的重點如下：

- (1) 根據所蒐集的文獻，針對用過燃料池的臨界分析研究，目前較常使用的分析程式為 MCNP、SCALE、ISOCRIT、WIMS-5 等。
- (2) 針對臨界分析，NEI(Nuclear Energy Institute) 提出了 NEI 12-16 這份報告，說明了在進行臨界分析時的一些指引、步驟與方式。
- (3) 國際上目前的研究趨勢為使用各種分析程式來估算各項參數對用過燃料池的影響，包含是否會使其達到臨界之評估，而這些參數為燃料池的水位、燃耗、是否有中子吸收物、水的密度、燃料是否破損、燃料的擺置位置、燃料間的距離、硼的濃度等。
- (4) NEA(Nuclear Energy Agency)在 2015 年提出了一份報告，在報告中的第 5 章列出了一些用過燃料池的臨界問題相關文獻與分析結果。這些資料經過 NEA 評估後，NEA 認為只要保持燃料池的水位高於燃料，就不會發生再臨界的問題，即使燃料池內有破損的燃料。另外，NEA 也提出燃料池的水位下降與中子吸收物的喪失都會使臨界安全的餘裕減少。
- (5) 針對核一廠用過燃料池是否會再臨界的問題，核研所提出了一些分析結果。核研所認為用過燃料池在喪失冷卻水時並不會臨界，除非同時流失中子吸收物(BORAL)。因此，為了確保燃料的完整性，在發生喪失冷卻水時，用過燃料池需要補充水。此外，在較保守的觀點上，為了確保用過燃料池維持在次臨界的狀態，應於水中加入足夠的硼酸。在燃料束或棒之位置發生偏移時，其引起的反應度變化不會造成燃料池臨界。燃料熔毀時，因缺乏詳細的資料與文獻，故是否會達到臨界，目前沒有定論。
- (6) U.S. NRC 針對用過燃料池的臨界問題，則提出了 10 CFR 50.68 與 10 CFR 70.24，要求電廠遵守此二份文件的要求，以確保用過燃料池不會達到臨界。另外，U.S. NRC 也提出了一些文件，利用相關管理程序、表單或視察等來確保用過燃料池處於次臨界的狀態下。

4.3.6 用過燃料池分析之貢獻與應用

自福島事件之後，用過燃料池已然成為電廠安全分析的重要議題，本研究透過結合各種運算程式，包含熱水流程式 CFD、TRACE；嚴重事故程式 MELCOR、MAAP；燃料護套完整性評估程式 FRAPCON/FRAPTRAN 及燃料池再臨界探討，全方位的討論了用過燃料池安全相關的議題，此分析可提供管制單位於用過燃料池安全相關的應用，甚至於未來電廠除役之後，後續燃料池運轉的相關分析，也可採用本研究之方法，從多方探討用過燃料池之安全性，提供大眾更安全的核能環境。而此研究培育之碩博士人才也可於之後在此領域繼續提供長才，確保用過燃料池於除役後的經營及安全性。

4.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作

4.4.1 前瞻中子物理安全技術

針對燃料晶格計算的計算，本研究使用 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，驗證問題以定義清楚的 JAERI 研究報告燃料規格為模型，計

算 k_{∞} 隨燃耗變化之結果，並與研究報告中各種不同方法與程式的計算結果進行比較，不論是 TRITON 或 CASMO-4 程式的結果都落在合理的範圍，顯示本研究充分掌握這二種晶格計算程式的使用。

由於執行 pin-by-pin TRITON 程式運算時間極長，為方便進行參數靈敏度探討，本研究將 TRITON(pin)的模型簡化為相對平均的近似 TRITON(avg)，約可節省為原來運算時間的 1/4。這兩種晶格模型與 CASMO-4 比較 k_{∞} 值差異總結如下：(1) BOL 時，TRITON 預估的 k_{∞} 高估約 300 pcm、(2) 在 EOL 時，TRITON 高估約 200-1500 pcm，並隨著空泡率增加而增大。這兩種晶格模型與 CASMO-4 比較功率分佈差異如下：(1) 在 BOL 情況下，TRITON(pin) 在邊角、相鄰水棒處和含 Gd 的燃料棒處差異為 4.8%，但 TRITON(avg) 的差異普遍較 TRITON(pin) 大許多，最大差異為 41.1%。(2) 在 BOL 時，因為 Gd 燒盡和燃料棒出力變小，差異皆變小很多。考慮程式間使用不同理論與數值方法，加上不同截面資料庫的影響，本研究判斷 TRITON(pin) 和 TRITON(avg) 兩模型與 CASMO-4 的差異仍屬合理。以 TRITON 進行晶格計算，研究顯示 pin-by-pin 模型模擬燃料組件還是最符合真實的物理狀況。另外，本研究已完成一系列晶格計算的參數靈敏度探討，對於 TRITON 處理燃料晶格的臨界問題、燃耗計算和截面產生相關問題充分掌握，基礎穩固有利於未來研究目標持續邁進。

探討 Dancoff Factor 對於燃料組件影響的研究結果如下：(1) BWR 反應器方面：單純使用 TRITON 預設的 MIPLIB 方法計算 DF 的效果很差，在邊角上與 CASMO-4 的差異性最大，Infinite Lattice DF 結果明顯高估，最大有 132% 的差異；水棒周邊也有 61% 的差距。因此最好利用 MCDancoff 方法計算 DF 修正 TRITON 的結果，其 TRITON(MCDancoff) 和 CASMO-4 計算之 k_{∞} 在 BOL 僅相差 20 pcm。(2) 高溫氣冷反應器方面：顯示使用修正後之 DF 亦有助於改善使用多能群中子截面計算，並發現改變燃料間距離其效果等同於改變 Dancoff Factor。因此透過調整 DF，可以使多能群中子截面計算結果逼近使用連續能群中子截面之計算結果。而修正後之 DF 用於雙層非均質的燃料組件模型，亦對計算結果有明顯的改善。

針對爐心節點的計算，本研究已成功建立 PARCS 爐心模擬程式的使用能力，包括：程式的運作的流程、輸入與輸出檔的使用方法細節等。而 PARCS 針對不同的幾何結構其計算方法可有不同的選擇如：粗網格有限差分法(CMFD)、細網格有限差分法(FMFD)、節點解析法(ANM) 與節點展開法(NEM)，且程式輸入與輸出檔也包含眾多的指令功能供使用者選擇，如何選擇適用的計算方法來符合使用者的模型，進行正確又有效率的計算，正是本子計畫努力培養的能力。

針對燃料晶格計算與全爐心計算的結合，本研究已完成燃料組件晶格計算程式 TRITON 與爐心計算程式 PARCS 的銜接測試，成功建立 TRITON / GenPMAX / PARCS 爐心中子物理計算平台。為測試銜接本研究選擇較簡易的二維爐心進行模擬，使程式輸入檔可以大幅簡化，並使計算時間縮減在合理範圍內，主要目的是可以使用遷移計算程式(TRITON)得到最準確的參考值，用於驗證 TRITON / GenPMAXS / PARCS (TGP) 程式序列使用的正確性。本研究探討燃料束截面產生模型、節點截面輸入、晶格非連續因子(ADF)從中得到不同因素對 PARCS 計算的影響，主要結果有(1)爐心燃料區塊需選擇環境雷同的燃料束截面填入，否則對於 k_{eff} 計算結

果會有 1000pcm 左右的誤差。(2) GenPMAXS 會自動接收燃料晶格計算結果產生節點截面，但若是採用手動輸入截面，使用者必須特別注意散射截面及吸收截面的定義加以修正，未修正此二截面會造成約 60 pcm 的誤差。(3) PARCS 計算需輸入 TRITON 所產生的晶格非連續因子(ADF)以納入均質化模型和非均質化模型的差異，若沒有使用 ADF 會有約 100pcm 的差異。綜合上述因素納入考量，最後以 TGP 程式序列求得之二維爐心的結果與完全的全爐心遷移計算僅有 18pcm 的誤差，非常吻合。

GenPMAXS 作為銜接晶格程式和爐心計算程式 PARCS 的轉檔介面程式，相較於 CMSLink 能接受更多元晶格程式的截面資料，但目前該程式仍在發展階段，還有一些使用上的缺點有待精進。例如，GenPMAXS 對於處理 TRITON 反射體截面仍較麻煩，必須透過人工剪貼才能完成反射體 PMAX 截面檔，且現今版本的 TRITON 尚未支援反射體進行 Branch 計算，必須執行多次計算，再將每個單獨計算的截面資訊轉化為 PMAXS 格式。

另外，本子計畫於 2016 年 2 月底已成功舉辦反應器爐心物理學術交流研討會，邀請到兩位國外頂尖反應器物理學者到系所來交流與授課。會議中學生、老師與講者間的熱烈提問互動，整個議程進行得十分順利，能夠與學者交換心得，收穫相當豐富，有助於研究議題未來方向的掌握，是一場成功的學術交流。

本子計畫 104 年的目的在建立爐心中子物理計算方法與工具。研究人員可從中學習到通用型爐心物理計算方法程式 TRITON、GenPMAXS 與 PARCS 連結使用與準確性驗證方法，進而瞭解如何正確產生爐心計算所需的截面及此程式序列的不足之處。此階段性成果可作為未來進行爐心中子物理和熱水流計算耦合的基礎，達到培養進階爐心物理專長人才的目的。

4.4.2 前瞻熱流實驗環路測試與安全分析

本子計畫分成兩個研究重點，一為熱流實驗與 CFD 分析研究，此為自行設計與執行之實驗，能訓練研究人員對於下加熱面之移熱能力與沸騰特性之了解。對於 CFD 模式建立與分析而言，本子計畫對於參與之工作人員可獲得之訓練，乃是結合 CFD、數值分析與雙相沸騰模式等，以擴充 CFD 應用於核能安全分析之能力。同時，結合實驗與 CFD 分析，預期可以為我國未來相關安全分析或管制作業，培育具發展潛力之人才。

另一研究重點為熔融物質模擬緊急爐心冷卻系統之熱流研究，由熔融物質淬冷實驗及燃料棒熔毀前的乾化熱流分析研究，能對爐心燃料棒熔毀前後的熱流現象更加了解，並有助於核能電廠嚴重事故的管制作為。此外，相關的研究亦可培育核能電廠嚴重事故的專業人才。各子項研究之結論與建議，如下：

4.4.2.1 熱流實驗環路與 CFD 分析研究

IVR 相關資料由於國內目前掌握有限，需藉由實驗及 CFD 模擬以進行安全分析能力之建立，實驗及模擬結果亦能作為核能電廠運轉或事故時應變參考之依據。本年度計畫是延續前期 IVR 實驗來執行，其研究成果是建立下加熱式表面臨界熱通率、表面熱傳係數分析之經驗，以及汽泡動態與外觀分析研究。本研究主要探討下加熱式之雙相流熱傳能力及臨界熱通率現象，所探討的假設主要可應用於核能電廠初期嚴重事故，僅有部分爐渣掉落至爐槽內底

部時，針對爐槽外部半圓球體正下方局部的熱傳表面。冷卻水流量大小與臨界熱通率值之比較方面，由實驗數據可以得知，加熱表面與注水口間的距離(12 cm)、入口溫度及壓力等固定條件下，3.6 L/min 時的表現明顯較池沸騰要來得佳，臨界熱通率限值約增加 0.15 MW/m²。因此，當冷卻水流量越大時，其熱傳能力會隨之強化。當改變注水口與加熱表面的距離增加為 16 cm 時，可以發現四個不同的注水流量的臨界熱通率並無明顯的差異性。其表示冷卻水注入以對加熱表面移熱效果不顯著，距離加熱表面太遠和水柱不夠大可能是原因之一。另一實驗重點則是不同傾斜角度之下加熱面之熱傳效應，實驗結果顯示傾斜角度越大時，由於浮力效應，熱傳表面之氣泡越容易脫離熱傳面，較不易累積於熱傳表面，也因此更不易發生 CHF 之現象。

在 CFD 模擬分析方面，透過對現有數值模型建立並在標準條件下與實驗驗證，可以得到以下的結論。

- 現有的數值模型可以完整地重現氣泡生長的過程
- 現有數值模型會高估最終的氣膜厚度
- 接觸角對氣泡生長的效應可以完整的反應在 CFD 模擬之中

目前數值模型初步的驗證證明了目前 CFD 模式在模擬在向下表面的氣泡生長有良好的能力。不僅能模擬初始氣泡的成形，並由小氣泡成長、變形、到最後趨於穩定的厚度都能完整的呈現。並在對不同接觸角的測試中有兩好的表現。可以說目前 CFD 模式對向下氣泡成長已有良好的基礎，可以利用於各種分析之中。

而在熱傳模型的測試中，選用向下加熱的曲面作為驗證基準。並以不同的熱通量作為邊界條件，以此預測沸騰曲線。經過與實驗的對比和迴歸分析之後，我們對 CFD 目前的沸騰模型有以下的結論。

- 在向下加熱傾斜角不大的情況下，現有的模型會低估實際的熱傳能力，意即得到過保守的結果。
- 在傾角較大的位置，因目前尚無考慮傾斜效應的沸騰模型而無法得到精準的結果
- 在向下曲面的加熱情況下，仍有些不同的熱傳機制，值得深入研究

未來建議

在實驗與 CFD 雙相流分析方面，由於絕熱系統在模式發展上較為成熟，且已有許多可靠的發展模式可以應用，故在下期計畫 CFD 雙相流模擬上建議將先以絕熱系統之國際性實驗及其數據進行初步的分析，所獲得之成果與經驗累積，將對自主實驗與 CFD 模擬的整合有相當的助益。在實驗上，截至目前之成果以及國際上許多向下加熱及多種角度變化的實驗中，皆顯示加熱面向下之角度越接近水平角度時，將會有較多的汽泡分裂與合併的現象。這是因為汽泡

在較垂直的加熱面下並不受到限制影響，而有較快的速度進而導致汽泡因互相碰撞而結合的機率增加，而速度較快的汽泡也會產生更強勁的紊流使得原本的較大的氣泡破裂。這些汽泡頻繁破裂與合併的區域正是目前介面面積傳輸方程式(Interfacial Area Transport Equation, IATE)的弱點。本研究最終目的係以實驗獲取優質數據提供 CFD 進行驗證，並進而改善 CFD 對雙相流與沸騰熱傳模擬的準確度。故未來建議將修正既有之雙相沸騰實驗，以垂直加熱棒沸騰池水方式來觀察氣泡破裂及合併的現象，如 Ozar 的垂直環狀管實驗。實驗所觀察的汽泡破裂結合亦會導致流譜變化，這也是 IATE 理論上可以重現卻缺乏實驗佐證的模型。藉由實驗的流譜變化將可以驗證 IATE 對於流譜預測的可靠度，進而提升雙相流電腦模擬的準確度。

4.4.2.2 熔融物質模擬緊急爐心冷卻系統之熱流研究

結論

本研究以實驗的方式評估高溫熔融爐模擬熔融體於冷卻水淬冷的適切性；也發展後乾化區的熱傳模式，了解後乾化區的物理現象。由計畫執行期間的研究結果，可得到下列各項結論：

- (1) 計畫執行初期採用硝酸鹽 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。再改採低熔點且不易溶於水之銅磷合金，測試結果顯示在淬冷過程結束後，銅磷合金可保持良好的完整性。
- (2) 在高溫的操作條件下，為了定量每次滴落的熔融金屬，本研究自行設計一套自動化金屬熔融物滴落系統，目前初步架設、測試已完成。
- (3) 研究發展了一個適用於乾化後液滴流膜沸騰全區的一維物理模型。此模型由四個守恆方程式組成(液滴動量、液滴質量、蒸氣質量、蒸氣能量)，並配合一系列的組合方程式以考慮不同熱傳途徑的貢獻。與文獻中的實驗數據相較，流動範圍包含

$P = 30 \sim 140\text{bar}$, $q'' = 204 \sim 1837\text{kW}/\text{m}^2$ 與 $G = 380 \sim 5180\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ 的 1394 個實驗壁溫數據可得到準確的預估結果於方均根(Root mean square) 8.8% 與標準差 8.81% 中，證實了本模型的適用性。

- (4) 本研究亦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，並比較液滴受熱情況與蒸氣溫度變化以探討此區的熱不平衡現象。結果顯示，高壓、低流量、高蒸氣乾度將使得乾化提前發生，溫度升幅較大，對系統的運轉較為不利。過渡沸騰(濕接觸)在高壓、高流量、高熱通率的時候傳熱能力顯著；但於低壓、低流量的情況時，濕接觸則在低熱通率時效率較高。乾接觸的液滴傳熱於高壓、高熱通率時效應顯著；改變質量通率並未顯著影響乾接觸。至於熱不平衡效應，高壓、高流量、低熱通率時熱量容易由蒸汽傳給液滴，使流動情況趨近於低度不平衡；但若處於低壓力、低流量的流

動條件下，提高熱通率將可增加從蒸汽傳至液滴的熱量百分比。液滴分裂將可顯著地提升熱傳總面積，結果顯示此現象較易發生在高壓力、低流量、高熱通率的流動條件下。

- (5) 針對乾化後的液滴流膜沸騰研究分析結果已投稿至國際期刊 Nuclear Engineering and Design(待審查)，詳細的研究內容與結果探討可參照附錄所附之完整論文。

建議

由今年的實驗過程與結果，我們將進一步調整測試設施。

- (1) 加熱管設計、高溫加熱爐平台設計將會針對實驗的方便性、重現性、準確性再作設計上的調整。如將加熱管設計成可快速拆換底部出口、能方便調整高溫加熱爐之位置。
- (2) 為更為準確得知爐內熔融金屬的溫度，建議於加熱管內安裝熱電偶。

4.4.3 前瞻核能材料安全性評估分析

藉由系統的實驗觀察與理論發展，研究人員除了可以獲得與核電廠系統及運作環境之相關知識外，也能有效分別培養評估爐心材料，熱交換管材料及燃料護套材料之結構完整性的研究經驗，更可令研究人員在協助核安管制單位及法制修訂層面上能具有跨領域分析與全盤思考之能力。也由於本研究著重於發展新型的爐心材料，熱交換管材料及燃料護套材料及評估其安全性，因此預期可以為我國未來相關核能材料安全培育具發展潛力之人才。各子項研究之結論與建議，如下：

4.4.3.1 「爐心材料」結論與建議:

(一) 碳化矽材料受輻照後之缺陷分析

結論

- (1) 透過測試可確定高能離子佈植機(High Voltage Ion implanter)、串級式加速器(9SDH-2 Tandem Accelerator)運作正常。此外加熱系統運作亦正常，利用校正後的 R-type 熱電偶校正紅外線測溫槍，可方便紅外線測溫槍測得佈值實驗時，試片之溫度。此外自動溫控系統，亦架設完成。
- (2) 實驗所使用之單晶 3C-碳化矽薄膜膜厚為 1.17 μm ，從 TEM 橫截面影像，可準確量測磊晶碳化矽薄膜的厚度為 1.17 μm 。由於矽基板與碳化矽薄膜本身晶格常數的不匹配(lattice mismatch)，在 3C-碳化矽高溫磊晶的過程中，會產生沿{111}平面的疊差(Stacking fault)或雙晶帶(Twin band)，以釋放基板對薄膜造成的應力，這些缺陷大小平均在 200 nm 以上，有些甚至長達 1 達 μm 。
- (3) 本研究以超高解析電子顯微鏡分析輻照產生之各類缺陷，統整了碳化矽於 400~1350 $^{\circ}\text{C}$ 間，受高劑量矽離子輻照產生之間隙原子團、差排環、Frank 型式差排環、疊差環與空孔

之大小與密度，進而解釋其演變情形。

(4) 以 ABF-STEM 影像解析疊差環缺陷中碳和矽原子位置，其中分為內置型與外置型兩種。

未來建議

(1) 碳化矽於高能離子、中子輻照下，微結構隨溫度演變之情形，大抵已於前人研究中被確認，但各缺陷的精確結構，仍有待進一步探討。各類缺陷所導致之膨脹效應(Swelling)。不同種類的缺陷形態，對於碳化矽的膨脹有不同程度的影響，碳化矽在輻照溫度 1000°C 以下之缺陷，是目前電子顯微鏡無法清楚拍攝解釋的。因此，其缺陷造成的膨脹效應之機制亦是尚未解決的問題。

(2) 清華大學加速器組之串級式加速器(9SDH)，用於重離子佈值，探討輻射損傷時多需仰賴 9SDH 佈值重離子方便達到損傷劑量，但 9SDH 重離子佈值設備中的 90 度磁鐵，其電源供應器中的溫度補償二極體損壞，但為軍規用品並未能在市面買到，因此使 90 度磁鐵不穩，使串級式加速器可使用的 beam time 降低，雖有解決辦法，但因需花不少經費，故過去一直無法進行維修，若未來計畫有必要用到 9SDH 的實驗時，計畫應當有更多補助用於維修保養此設備。

(二)新型核能級石墨於極高溫氧化環境下之熱氧化現象研究

結論

(1) 核能級石墨於 700-1600°C 不同溫度環境下之熱氧化現象結果我們得到一關鍵結論，石墨在極高溫(>1200°C)的氧化時，其氧化機制並不像之前大部分文獻所講的一樣落在第三區:質量傳遞控之區域，氧化速率趨於飽和而活化能趨近於零的現象，相對的，核能級石墨在大於 1200°C 氧化時，其氧化機制與第三區的氧化機制不盡相同。

(2) 核能級石墨氧化機制隨著溫度的變化以 1200°C 為界，在氧化溫度低於 1200°C 時，氧化反應主要為核能級石墨中較不抗氧化的黏著劑所主導，此時黏著劑因為氧化被破壞嚴重，剩下活化能較高較不易發生氧化反應的填充物完整顯現於表面，而當氧化溫度提高至高於 1200°C 時，填充物開始也無法容忍如此高溫之氧化環境，開始發生劇烈氧化，此時 SEM 可以觀察到填充物被嚴重破壞，主要的氧化反應則改為核能級石墨較具結晶性的填充物來主導，而當反應到達實驗最高溫度 1600°C 時，填充物與黏著劑的氧化差異不大，此時氧化速率的快慢只與提供反應氣體的量有關，氧化速率趨緩、表面變的平坦無法清楚分辨填充物與黏著劑的位置，代表此溫度應是核能級石墨材料氧化反應的極限，內部的填充物與黏著劑對氧化來說沒有差異。從以上總結來說，整體石墨之氧化機制應該是經過兩波段，分別為主要氧化黏著劑與主要氧化填充物兩波段才進入到 1600°C，在 1600°C 時，反應與材料無關，

只與表面空氣濃度有關，由我們實驗結果來判斷，以往所謂的第三區 Boundary-Layer Control，應該不是指在 1000°C 左右，而是高於 1600°C 之後才會出現。

未來建議

- (1) 未來實驗上可以在高溫流量上做些改變，觀察不同流量下，氧化反應隨著溫度變化的趨勢是否不同。
- (2) 目前已有國際文獻提出，在核能級石墨外披覆一層碳化矽材料避免其內部石墨之氧化情形。這是未來值得研究的方向。

4.4.3.2 「熱交換管材料」結論與建議:

(一)熱交換管材料腐蝕行為

結論

- (1) 在 950°C、48 小時高溫氧化中，水氣對於 Inconel 625、Hastelloy C4、HR-224 的腐蝕抑制均會有不良的效果，Inconel 625、Hastelloy C4 在含水氣環境下增重增加，而 HR-224 則在水氣環境下出現剝落情形。
- (2) Inconel 625、Hastelloy C4 在表面形成連續氧化鉻層作為主要保護層，合金內部則出現氧化鋁內氧化的情形。HR-224 在 48 小時的氧化後也在表面形成氧化鉻層，但氧化鉻下方出現的連續氧化鋁層可能隨氧化時間增長，漸漸取代氧化鉻成為主要的保護層。

未來建議

- (1) HR-224 在含水氣的環境中，經 48 小時的高溫氧化即出現表面氧化層剝落情形。在高溫含水氣環境下的應用，並非較佳的候選材料。
- (2) 未來可做更長時間之腐蝕實驗，確認長時間下各合金的表現是否與短時間有差異。
- (3) 由於未來反應器在運轉與停機中會有多次升降溫，可進行多次氧化循環之實驗，確定多次循環對於合金之影響。

4.4.3.3 「先進材料應用於燃料護套的研究與評估」結論與建議:

(1) 以先進光源研究電廠相關結構材料

本分項計畫成功建構一套微型拉伸系統進行即時量測機械性能並搭配 XRD 的實驗以分析材料的結構。並成功得知在巨觀形變時，微觀的結構是呈現相同的趨勢。

(2) 燃料護套的研究與評估

本計畫找到最佳鍍膜參數成功在鈾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鈾試片與氧氣的反應，並且在 400~600°C 的高溫水蒸氣環境中有效減少鈾金屬的氧化行為，在不同

條件下降低其氧化增重約 70~90%，提供另一個保護燃料護套可行的方式。

參考文獻

5.1 進步型反應器運轉安全強化及事故情況下安全保障之研發

5.1.1 龍門電廠斷然處置措施爐心安全及審查技術研究

1. 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.
2. Taiwan Power Company, "Final Safety Analysis Report- Lungmen Nuclear Power Station Units 1&2."
3. RELAP5 Code Development Team, "RELAP5 Code Manual," INEEL-EXT-98-00834, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 1998.
4. MAAP 5 Code Manual," Version 0.0 , Fauske and Associates Inc., 2008
5. Taiwan Power Company: Lungmen nuclear power plant ultimate response guideline, No. 1451, 2014.
6. Liang, K.S.; Chiang, S.C.; Hsu, Y.F.; Young, H.J.; Pei, B.S.; Wang, L.C.: The ultimate emergency measures to secure a NPP under an accidental condition with no designed power or water supply, Nuclear Engineering and Design, Vol. 253, pp. 259-268, 2012.
7. Liu, K.H.; Hwang, S.L.: Human performance evaluation: The procedures of ultimate response guideline for nuclear power plants, Nuclear Engineering and Design, Vol. 253, pp. 259-268, 2012.
8. U.S. NRC: TRACE V5.840 user's manual, 2014.
9. U.S. NRC: TRACE V5.0 assessment manual, 2010.
10. Mascari, F.; Vella, G.; Woods, B.G.; Welter, K.; Pottorf, J.; Young, E.; Adorni, M.; D' auria, F.: Sensitivity analysis of the MASLWR helical coil steam generator using TRACE, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp.1137-1144, 2011.
11. Freixa, J.; Manera, A.: Verification of a TRACE EPRTM model on the basis of a scaling calculation of an SBLOCA ROSA test, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp. 888-896, 2011.
12. Nikitin, K.; Manera, A.: Analysis of an ADS spurious opening event at a BWR/6 by means of the TRACE code, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp. 2240-2247, 2011.
13. Berar, O.A.; Pro v sek, A.; Mavko, B.: RELAP5 and TRACE assessment of the Achilles natural reflood experiment, Nuclear Engineering and Design, Vol. 261, pp. 306-316, 2013.
14. Gajev, I.; Ma, W.; Kozlowski, T.: Sensitivity analysis of input uncertain parameters on BWR stability using TRACE/PARCS, Annals of Nuclear Energy, Vol. 67, pp. 49-58, 2014.
15. Jimenez, G.; Queral, C.; Rebollo-Mena, M.J.; Martinez-Murillo, J.C.; Lopez-Alonso, E.: Analysis of the operator action and the single failure criteria in a SGTR sequence using best estimate assumptions with TRACE 5.0, Annals of Nuclear Energy, Vol. 58, pp. 161-177, 2013.
16. Montero-Mayorga, J.; Queral, C.; Gonzalez-Cadelo, J.: Effects of delayed RCP trip during SBLOCA in PWR, Annals of Nuclear Energy, Vol. 63, pp. 107-125, 2014.
17. Geelhood, K.J.; Luscher, W.G.; Beyer, C.E.; Cuta, J.M.: FRAPTRAN 1.4: a computer code for the transient analysis of oxide fuel rods, NUREG/CR-7023, Vol. 1, 2011.
18. Taiwan Power Company: Final Safety Analysis Report for Lungmen Nuclear Power Station Units 1&2 (FSAR), 2007.
19. Wang, J.R.; Lin, H.T.; Cheng, Y.H.; Wang, W.C.; Shih, C.: TRACE modeling and its verification using Maanshan PWR start-up tests, Annals of Nuclear Energy, Vol. 36, pp. 527-536, 2009.
20. Chen, C.H.; Wang, J.R.; Lin, H.T.; Shih, C.: ATWS analysis for Maanshan PWR using TRACE/SNAP code, Annals of Nuclear Energy, Vol. 72, pp. 1-10, 2014.
21. Lin, H.T.; Wang, J.R.; Shih, C.: The development and assessment of TRACE model for Lungmen ABWR, Kerntechnik, Vol. 76, pp. 205-215, 2011.
22. Lin, H.T.; Wang, J.R.; Chen H.C.; Shih, C.: The development and assessment of TRACE/PARCS model for Lungmen ABWR, Nuclear Engineering and Design, Vol. 273, pp. 241-250, 2014.
23. Kao, L.S.; Wang, J.R.; Yuann R.Y.; Tung, W.H.; Jing, J.A.; Lin, C.T.: Parallel calculations and verifications of limiting transient analyses for Lungmen nuclear power plant, INER report, INER-A1609R, Institute of Nuclear Energy Research Atomic Energy Council, R.O.C., 2008.
24. Taiwan Power Company: Lungmen nuclear power station startup test procedure- one RIP trip test,

STP-28A-HP, 2008.

25. Taiwan Power Company: Lungmen nuclear power station startup test procedure- reactor full isolation, STP-32-HP, 2008.
26. Wang, J.R.; Feng, T.S.; Lin, H.T.; Shih, C.: Analysis of loss of feedwater heater transients for Lungmen ABWR by TRACE/PARCS, NUREG report, NUREG/IA-0429, 2013.
27. 台灣電力公司, “進步型沸水式反應器(ABWR)訓練教材。”
28. RELAP5/MOD3.3 CODE MANUAL VOLUME II: APPENDIX A INPUT REQUIREMENTS Nuclear Systems Analysis Operations
29. General Electric Company, “Reactor Weights and Volumes Design Requirements- Equipment Requirements Specification,” 31113-0A51-6006, 2003.

5.1.2 進步型沸水式反應器遭受地震對運轉安全與熱流穩定性之影響研究

1. Y. N. Lin, J. D. Lee and C. Pan, “Nonlinear dynamics of a nuclear-coupled boiling channel with forced flows,” Nucl. Eng. Des. 179, pp. 31-49, 1998.
2. M. Hirano and T. Tamakoshi, “An analytical study on excitation of nuclear-coupled thermal hydraulic instability due to seismically induced resonance in BWR,” Nuclear Engineering and Design, 162, pp. 307–315, 1996.
3. A. Satou, T. Watanabe, Y. Maruyama and H. Nakamura, “Neutron-Coupled Thermal Hydraulic Calculation of BWR under Seismic Acceleration,” Progress in Nuclear Science and Technology, Vol. 2, pp.120-124, 2011.
4. T. Watanabe, “On the numerical approach for simulating reactor thermal hydraulics under seismic conditions,” Annals of Nuclear Energy 49, pp. 200–206, 2012.
5. Van Bragt, D.D.B. and van der Hagen T.H.J.J., 1998. Stability of natural circulation boiling water reactors: part-II – parametric study of coupled neutronic-thermohydraulic stability. Nucl. Technol. 121, 52.
6. Lee, J. D., Pan, C., 2005. Nonlinear analysis for a nuclear-coupled two-phase natural circulation loop. Nucl. Eng. Des. 235, 613-626.
7. Sciscape, 2008, http://www.sciscape.org/news_detail.php?news_id=2331.
8. USGS, 2014. Earthquake facts. <http://earthquake.usgs.gov/learn/facts.php>.
9. Durga Prasad G. V., Pandey, M., 2008. Stability analysis and nonlinear dynamics of natural circulation boiling water reactors. Nucl. Eng. Des. 238, 229-240.
10. D. Kahaner, C. Moler and S. Nash, “Numerical Methods and Software, Prentice Hall,” 1989.
11. Taiwan Power Company, “Preliminary safety analysis report. Lungmen Nuclear Power Station Units 1 & 2,” Taipei, Taiwan, 1997.
12. Taiwan Power Company, 1982. Training course material of Kuosheng nuclear power plant. Taipei, Taiwan.
13. Chen, S.W., Hibiki, T., Ishii, M., Mori, M., Watanabe, F., 2010, “Experimental investigation of vibration effects on subcooled boiling two-phase flow in an annulus”, 7th International Conference on Multiphase Flow, ICMF 2010, Tampa, Florida, USA, May 30-June 4, 2010.
14. Ishii, M., and Kataoka, I., 1984, ”Scaling laws for thermal-hydraulic system under single phase and two-phase natural circulation”, Nuclear Engineering and Design, 81, pp. 411-425.

15. Kocamustafaogullari, G., and Ishii, M., 1984, "Scaling criteria for two-phase flow loop and their application to conceptual 2 × 4 simulation loop design," Nuclear Technology, 65, pp. 146-160.
16. Earthquake Lab, 2004, "Introduction to earthquake waves", [http://www.eq.ccu.edu.tw / ~ccusgm/seismography.htm](http://www.eq.ccu.edu.tw/~ccusgm/seismography.htm).
17. Fukuda, K. and Kobori, T., 1979, "Classification of Two-Phase Flow Instability by Density Wave Oscillation Model," J. Nucl. Sci. Technol. 16, 95.
18. Hong, S. S., Institute of Environment and Resource, 2006, <http://www.ier.org.tw/html/newsletter/6/nl6-6.htm>.
19. IAEA, 2011, "Fukushima nuclear accident update log", <http://www.iaea.org/>.
20. Ministry of Energy, Mines and Petroleum Resources, "How big are earthquakes?", 2006.
21. NRC, 2011, "North Anna earthquake summary", <http://www.nrc.gov/about-nrc/emerg-preparedness/virginia-quake-info/va-quake-summary.pdf>
22. TEPCO, 2011, "Press release (Apr 01, 2011): The record of the earthquake intensity observed at Fukushima Daiichi nuclear power station and Fukushima Daini nuclear power station (interim report)", <http://www.tepco.co.jp/en/press/corp-com/release/11040103-e.html>.
23. 台灣 921 集集地震，中央氣象局台中氣象站紀錄之實際地震垂直加速度波，http://www.cwb.gov.tw/V7/earthquake/damage_eq.htm

5.1.3 進步型沸水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統

1. E. B. Bartlett and R. E. Uhrig, "Nuclear power plant status diagnostics using an artificial neural network," Nuclear Technology, vol. 97, pp. 272-281, 1992.
2. Y. Ohga and H. Seki, "Abnormal event identification in nuclear power plants using a neural network and knowledge processing," Nuclear Technology, vol. 101, pp. 159, 1993.
3. Y. Bartal, J. Lin, and R. E. Uhrig, "Nuclear power plant transient diagnostics using artificial neural networks that allow 'don't-know' classifications," Nuclear Technology, vol. 110, pp. 436-449, 1995.
4. D. Roverso, "Soft computing tools for transient classification," Information Sciences, vol. 127, pp. 137-156, 2000.
5. D. Roverso, "Fault diagnosis with the aladdin transient classifier," in Proc. System Diagnosis and Prognosis: Security and Condition Monitoring Issues III, AeroSense2003, Aerospace and Defense Sensing and Control Technologies Symp., Orlando, FL, Apr. 21-25, 2003.
6. K.-C. Kwon, "HMM-based transient identification in dynamic process," Transaction on Control Automation, and Systems Engineering, vol. 2, pp.40-46 2000.
7. M. Marseguerra, E. Zio, A. Oldrini, E. Brega, "Fuzzy identification of transients in nuclear power plants," Nuclear Engineering and Design, vol. 225, pp.285-294, 2003.
8. 張鴻仁，「使用圖樣比對法進行核能電廠暫態辨識」，國立清華大學，碩士論文，2010
9. R. E. Uhrig, J. W. Hines, "Computational intelligence in nuclear engineering," Nuclear Engineering and Technology, vol. 37, pp. 127-138, 2005.
10. 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 Transactions on Nuclear Science, vol. 51, pp. 313-321, 2014.

11. 「沸水式核能電廠」，台灣電力公司第二核能發電廠，1979。
12. 「核能發電訓練基本教材-壓水式反應器系統介紹」，台灣電力公司第三核能發電廠，1983。
13. Donald F. Specht, “Probabilistic Neural Networks,” Neural Networks, vol. 3, pp. 109-118, 1990.
14. Wikipedia - Probabilistic neural network (https://en.wikipedia.org/wiki/Probabilistic_neural_network)
15. S. Theodoridis, K. Koutroumbas, “Pattern Recognition,” 4th edition. Elsevier Publishers, 2009.
16. E. Parzen, “On estimation of a probability density function and mode.” The annals of mathematical statistics, vol. 33, pp. 1065-1076, 1962.
17. B. W. Silverman, “Density estimation for statistics and data analysis,” vol. 26, CRC press, 1986.
18. M. Mohri, “Foundations of machine learning,” MIT press, 2012.
19. S. Geisser, “Predictive inference,” vol. 55, CRC press, 1993.
20. R. Kohavi, “A study of cross-validation and bootstrap for accuracy estimation and model selection,” International Joint Conference on Artificial Intelligence, vol. 14. no. 2, 1995.
21. E. Zio, P. Baraldi, and N. Pedroni, “Selecting features for nuclear transients classification by means of genetic algorithms” IEEE Transactions on Nuclear Science, vol. 53, pp. 1479-1493, 2006.
22. P. Baraldi, N. Pedroni, and E. Zio, “Application of a niched pareto genetic algorithm for selecting features for nuclear transients classification,” International Journal of Intelligent Systems, vol. 24, pp. 118-151, 2009.

5.1.4 進步型沸水式反應器水化學分析及組件材料腐蝕行為研究

1. D. D. Macdonald et al., “Modeling the Radiolysis and Electrochemical Properties of PWR Primary Coolant Circuits,” 5th International Workshop on LWR Coolant Water Radiolysis and Electrochemistry, San Francisco, United States, October 15, 2004.
2. C. C. Lin et al., “Decomposition of Hydrogen Peroxide at Elevated Temperatures,” Int. J. Chem. Kinet., Vol. 23, p. 971 (1991).

5.1.5 反應器爐槽壓熱震問題之實驗與分析精進

1. Parras, F., Bosser, M., Milan, D., Berthollon, G., “Heat Transfer in Pressurized Water Reactor Components Most Often Subject to Thermal Shock.”, Nuclear technology, Vol.47, pp.125–152, 1980.
2. Dang, G., Luo, Y., Wang, H., Chen, T., Mao, K., Zhang, Y., “Experimental investigation on heat transfer characteristics in a safety injection nozzle component in PWR”, Nuclear Engineering and Design, Vol.238, pp.1828–1837, 2008.
3. Chen, M. S., Hsieh, H. E., Ferng, Y. M., “Experimental observations of thermal mixing characteristics in T-junction piping”, Nuclear Engineering and Design, Vol.276, pp.107–114, 2014.
4. Lin, C.H., Chen, M. S., Ferng, Y. M., “Investigating thermal mixing and reverse flow characteristics in a T-junction by way of experiments”, Applied Thermal Engineering, Vol.99, pp.1171–1182, 2016.
5. Lin, C.H., Ferng, Y. M., “Investigating thermal mixing and reverse flow characteristics in a T-junction using CFD methodology”, Applied Thermal Engineering, Vol.102, pp.733–741, 2016.
6. Smith, B. L., Mahaffy, J. H., Angele, K., Westin, J., “Report of the OECD/NEA-Vattenfall T-Junction Benchmark exercise”, OECD, NEA/CSNI/R(2011)5, 2011.
7. Wu, H.L., Peng, X. F., Chen, T. K., “Influence of sleeve tube on the flow and heat transfer behavior at a T-junction,” International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 46, pp. 2637-2644, 2003.
8. Wu, H.L., Chen, T. K., Luo, Y. S., Gong, W. Q., “Experimental Study on Flow Characteristics of a Sleeved Jet into a Main Crossflow,” Heat Transfer-Asian Research, Vol. 33, pp. 24-31, 2004.
9. Kamide, H., Igarashi, M., Kawashima, S., Kimura, N., Hayashi, K., “Study on mixing behavior in a tee

- pipng and numerical analyses for evaluation of thermal striping”, Nuclear Engineering and Design, Vol.239, pp.58–67, 2009.
10. Kimura, N., Ogawa, H., Kamide, H., “Experimental study on fluid mixing phenomena in T-pipe junction with upstream elbow,” Nuclear Engineering and Design, Vol.240, pp.3055–3066, 2010.
 11. Hosseini, S. M., Yuki, K., Hashizume, H., “Classification of turbulent jets in a T-junction area with a 90-deg bend upstream,” International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.51, pp.2444–2454, 2008.
 12. Gao, K., Wang, P., Lu, T., Song, T., “Experimental investigation and numerical simulation for weakening the thermal fluctuations in a T-junction,” Annals of Nuclear Energy, Vol. 78, pp. 180-187, 2015.
 13. de Tilly, A., Sousa, J. M. M., “An experimental study of heat transfer in a two-dimensional T-junction operating at a low momentum flux ratio,” International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.51, pp.941–947, 2007.
 14. Fukushima, N., Fukagata, K., Kasagi, N., Noguchi, H., Tanimoto, K., “Numerical and experimental study on turbulent thermal mixing in a T-junction flow,” The 6th ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference, March 16-20, 2003.
 15. Hu, L. W., Kazimi, M. S., “LES benchmark study of high cycle temperature fluctuations caused by thermal striping in a mixing tee,” International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.27, pp.54–64, 2006.
 16. Kickhofel, J., Valori, V., Prasser, H. M., “Turbulent penetration in T-junction branch lines with leakage flow,” Nuclear Engineering and Design, Vol.276, pp.43–53, 2014.
 17. Kuschewski, M., Kulenovic, R., Laurien, E., “Experimental setup for the investigation of fluid–structure interactions in a T-junction,” Nuclear Engineering and Design, Vol.264, pp.223–230, 2013.
 18. Kuschewski, M., Kulenovic, R., Laurien, E., “Experimental Investigation of Stratified Pipe Flow Mixing in a Horizontal T-Junction”, CFD4NRS-5, Application of CFD/CMFD Codes to Nuclear Reactor Safety and Design and their Experimental Validation”, OECD/NEA & IAEA Workshop, Zurich, Switzerland, September 9-11, 2014.
 19. Naik-Nimbalkar, V., S., Patwardhan, A. W., Banerjee, I., Padmarkuma, G., Vaidyanathan, J., “Thermal mixing in T-junctions,” Chemical Engineering Science, Vol.65, pp.5901–5911, 2010.
 20. New, T. H., Lim, T. T., Luo, S. C., “Effects of jet velocity profiles on a round jet in cross-flow.”, Experiments in Fluids, Vol.40, pp.859–875, 2006.
 21. Smith, B. L., Mahaffy, J. H., Angele, K., “A CFD benchmarking exercise based on flow mixing in a T-junction,” Nuclear Engineering and Design, Vol.264, pp.80–88, 2013.
 22. Walker, C., Simiano, M., Zboray, R., Prasser, H. M., “Investigations on mixing phenomena in single-phase flow in a T-junction geometry,” Nuclear Engineering and Design, Vol.239, pp.116–126, 2009.
 23. Zboray, R., Prasser, H. M., “On the relevance of low side flows for thermal loads in T-junctions”, Nuclear Engineering and Design, Vol.241, pp.2881–2888, 2011.
 24. Zughbi, H. D., Khokhar, Z. H., Sharma, R. N., “Mixing in Pipelines with Side and Opposed Tees”, Industrial & Engineering Chemistry Research, Vol.42, pp.5333–5344, 2003.
 25. Zughbi, H. D., “Effects of Jet Protrusion on Mixing in Pipelines with Side-tees”, Chemical Engineering Research and Design, Vol.84, pp.993–1000, 2006.
 26. Ayhan, H., “CFD modeling of thermal mixing in a T-junction geometry using LES model”, Nuclear Engineering and Design, Vol.253, pp.183–191, 2012.
 27. Gauder, P., “Experimental investigation and numerical simulation for weakening the thermal fluctuations in a T-junction”, Nuclear Engineering and Design, Vol.298, pp.51–63, 2016.
 28. Gritskevicha, M. S., “Experimental investigation and numerical simulation for weakening the thermal fluctuations in a T-junction”, Nuclear Engineering and Design, Vol.279, pp.83–90, 2014.
 29. Lee, J. I., Hu, L. W., Saha, P., Kazimi, M. S., “Numerical analysis of thermal striping induced high cycle thermal fatigue in a mixing tee,” Nuclear Engineering and Design, Vol.239, pp.833–839, 2009.
 30. Qian, S., Kanamaru, S., Kasahara, N., “High-accuracy CFD prediction methods for fluid and structure temperature fluctuations at T-junction for thermal fatigue evaluation,” Nuclear Engineering and Design, Vol.288, pp.98–109, 2015.

5.2 核電廠圍阻體嚴重事故安全分析

1. Hsin Cheng, “Building MELCOR Input Deck of Chinshan Nuclear Power Station and Analyses of Station Blackout Sequence,” Institute of Nuclear Engineering and Science.(2014).

2. Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Te-Chuan Wang, Jung-Hua Yang, Hsiung-Chih Chen, Chunkuan Shih, "The similar Fukushima accident analysis of MELCOR/SNAP in Chinshan(BWR/4) nuclear power plant spent fuel pool," FOTEL2014, (2014).
3. USNRC, "Integration Plan for Closure of Severe Accident Issues," SECY 88-147, May 25, 1988.
4. 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.
5. Severe Accident Issue Closure Guidelines, NEI 91-04 Revision 1 (formally NUMARC 91-04), December 1994.
6. 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.
7. 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.
8. 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.
9. BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.1, 1996.
10. BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.2, 1997-1998.
11. USNRC, "Staff Plans for Accident Management Regulatory and Research Programs," SECY 89-12, January 18, 1989.
12. EPRI Report TR-101869, Severe Accident Management Guidance Technical Basis Report, December 1992.
13. BWR Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines, OEI Document 9401-6, Draft Revision 1, February 3, 1995.
14. USNRC, "Individual Plant Examination for Severe Accident Vulnerabilities - 10CFR 50.54(f)," Generic Letter 88-20, November 23, 1988.
15. 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.
16. 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.
17. 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.

18. 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.
19. 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.
20. 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.
21. 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.
22. R.O. Gauntt, "Uncertainty Analyses Using the MELCOR Severe Accident Analysis Code," Reference No. 39033929, INIS Vol. 39, Issue 14, International Atomic Energy Agency International Nuclear Information System (IAEA INIS), 2007.
23. S.B. Rodriguez, R.O. Gauntt, R. Cole, K. McFadden, F. Gelbard, T. Drennen, L. Malczynski, B. Martin, D.L. Y. Louie, L. Archuleta, M. El-Genk, J-M Tournier, F. Espinoza, K. Vierow, K. Hogan, S.T. Revankar, and S. Oh, "Development of Design and Simulation Model and Safety Study of Large-Scale Hydrogen Production Using Nuclear Power," Sandia Report, SAND2007-6218, October 2007.
24. P. Groudev, A. Stefanova, and B. Atanasova, "MELCOR 1.8.5 Sensitivity Calculation for Hydrogen Generation at QUENCH 11, Test," *Science and Technology Journal of Bulgarian Nuclear Society*, Vol. 12, No. 1, pp. 48-53, October 2008.
25. R.O. Gauntt, N.E. Bixier, and K.C. Wagner, "An Uncertainty Analysis of the Hydrogen Source Term for a Station Blackout Accident in Sequoyah Using MELCOR 1.8.5," Sandia Report SAND2014-2210, March 2014.
26. A. Omoto, K. Moriya, and H. Karasawa, "Hydrogen Management and Overpressure Protection of the Containment for Future Boiling Water Reactors," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 107, pp. 281-299, 2000.
27. D.C. Visser, M. Houkema, N.B. Siccama, E.M.J. Komen, "Validation of a FLUENT CFD model for hydrogen distribution in a containment," *Nuclear Engineering and Design* 245 (2012) 161– 171.
28. 趙祥迪等人, "基于CFD 的液态烃罐区泄漏爆炸事故后果模拟," *油氣儲傳(OIL & GAS STORAGE AND TRANSPORTATION)*, 第 30 卷第 8 期, pp.634-651, 2011.08。
29. Sharma, S., Kansal, M., Nalini Mohan, Bhawal, R.N., Bajaj, S.S. Hydrogen distribution during postulated severe accident in Kaiga Containment. Paper No. 241. 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-11), France, October 2005.
30. Deoras M. Prabhudharwadkar, Kannan N. Iyer, Nalini Mohan et.c, "Simulation of hydrogen distribution in an Indian Nuclear Reactor Containment," *Nuclear Engineering and Design* 241 (2011) 832 – 842.
31. FLACS User's Manual v10.4, GexCon AS, 2015.

32. Skippon SM. Large scale confined explosions in a twin compartment vessel. Unpublished research. British Gas Research and Development, 1985.
33. Hjertager BH, Bjørkhaug M, Fuhre K. Explosion propagation of nonhomogeneous methane-air clouds inside an obstructed 50 m³ vented vessel. *J. Hazard. Mater.*, 1988; 19, 139–153.
34. Hjertager BH, Fuhre K, Bjørkhaug M. Gas explosion experiments in 1:33 and 1:5 scale offshore separator and compressor modules using stoichiometric homogeneous fuel/air clouds, *J. Loss Prev. Proc. Ind.*, 1988; 1, 197–205.
35. Catlin C, Gregory CAJ, Johnson DM, Walker DG, Explosion mitigation in offshore modules by general area deluge, *Trans. I. Chem. E.*, 1993; 71, Part B 12.
36. Hansen OR, Storvik I, van Wingerden K. Validation of CFD-models for gas explosions, where FLACS is used as example: model description and experiences and recommendations for model evaluation, in: *Proceedings European Meeting on Chemical Industry and Environment III*, Krakow, Poland. 1999, 365–382.
37. Hanna SR, Hansen OR, Dharmavaram S. FLACS air quality CFD model performance evaluation with Kit Fox, MUST, Prairie Grass, and EMU observations, *J. Atmos. Environ.*, 2004; 38, 4675–4687.
38. Pedersen HH, Tomlin G, Middha P, Phylaktou HN, Andrews GE, Modelling large-scale vented gas explosions in a twin-compartment enclosure. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2013; 26, 1604-1615.
39. Crowl DA, Louvar JF. *Chemical Process Safety Fundamentals with Applications*, 3rd edition. Prentice Hall International Series in the Physical and Chemical Engineering Sciences, 2011.
40. CO-ORDINATOR: F. ARNOULD (TECHNICATOME, Aix-en-Provence (F)), “State of the Art on Passive AutoCatalytic Recombiner(PARSOAR)”
41. Bernd Eckardt, Norbert Losch, “Passive Autocatalytic Recombiner System to Mitigate Severe Accident Situations Design & Process Features and International Qualification & Implementation,” AREVA NP GmbH.
42. “Severe Accident Phenomena,” BWROG Technical Support Guidelines Skill Set Workshop – Part 1, Taipei, Taiwan, October 27-30, 2015.

5.3 用過燃料池冷卻能力安全分析精進

1. U.S.NRC, “FRAPCON-3.4: Integral Assessment,” NUREG/CR-7022, Vol.2, March 2011.
2. U.S.NRC, “FRAPCON-3.4: A computer Code for the Calculation of Steady-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup,” NUREG/CR-7022, Vol.1, March 2011.
3. U.S.NRC, “FRAPTRAN-1.4: Integral Assessment,” NUREG/CR-7023, Vol.2, March 2011.
4. U.S.NRC, “FRAPTRAN-1.4: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods,” NUREG/CR-7023, Vol.1, March 2011.
5. ANSYS, “FLUENT User's Manual,” V 12.0, ANSYS INC, 2009.
6. ANSYS, “FLUENT V12 Theoretical Manual,” ANSYS Inc., 2009.
7. 美國 NRC 福島因應措施簡報，原子能委員會，101 年 7 月 2 日。
8. J.H. Schaperow, "More Realistic Analysis of Spent Fuel Pool Accident Progression," Office Of Nuclear Regulatory Research, U.S. NRC, March 15, 2007
9. "Safety and Security of Commercial Spent Nuclear Fuel Storage," National Research Council, National Academy of Sciences, 2005

10. K.B. Lee, L.I. Nam, J.R. Park, and S.K. Lee, "Thermal-Hydraulic Analysis and Parametric Study on the Spent Fuel Pool Storage," *Journal of the Korean Nuclear Society*, Vol. 26, No. 1, March 1994.
11. 莊敏傑、蔣光聲、范勝淵、黃雅娟、仲金生、簡俊生, "核二廠 MAAP5 參數檔建立報告", 委託單位: 台灣電力股份有限公司, 執行單位: 核能研究所, 中華民國九十五年四月。
12. USNRC, "Integration Plan for Closure of Severe Accident Issues," SECY 88-147, May 25, 1988.
13. USNRC, "Status of the Integration Plans for Closure of Severe Accident Issues and the Status of Severe Accident Research," SECY 96-088, April 29, 1996.
14. Severe Accident Issue Closure Guidelines, NEI 91-04 Revision 1 (formally NUMARC 91-04), December 1994.
15. R.O. Gauntt, R.K. Cole, C.M. Erickson, R.G. Gido, R.D. Gasser, S.B. Rodriguez, and M.F. Young, "MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 1: Primer and User's Guide," Version 1.8.5, NUREG/CR-6119, Rev. 2, SAND2000-2417/1, Sandia National Laboratories, 2000.
16. R.O. Gauntt, R.K. Cole, C.M. Erickson, R.G. Gido, R.D. Gasser, S.B. Rodriguez, and M.F. Young, "MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 2: Reference Manuals," Version 1.8.5, NUREG/CR-6119, Rev. 2, SAND2000-2417/2, Sandia National Laboratories, 2000.
17. Powerpoint File of New MELCOR 2.1 Code Features, Presented by N. Mosunova, Nuclear Safety Institute of Russian Academy of Sciences (IBRAE RAN), Second European MELCOR User Group, Prague, Czech Republic, March 1-2, 2010.
18. BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.1, 1996.
19. BWR Owners' Group Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines (EPGs/SAGs), Rev.2, 1997-1998.
20. USNRC, "Staff Plans for Accident Management Regulatory and Research Programs," SECY 89-12, January 18, 1989.
21. EPRI Report TR-101869, Severe Accident Management Guidance Technical Basis Report, December 1992.
22. BWR Emergency Procedure and Severe Accident Guidelines, OEI Document 9401-6, Draft Revision 1, February 3, 1995.
23. USNRC, "Individual Plant Examination for Severe Accident Vulnerabilities - 10CFR 50.54(f)," Generic Letter 88-20, November 23, 1988.
24. Shih-Jen Wang, Chun-Sheng Chien, and Te-Chuan Wang, "Simulation of Maanshan TMLB' Sequence with MELCOR," *Nuclear Technology*, Vol. 126, April 1999, pp. 1-9.
25. Te-Chung Wang, Shih-Jen Wang, and Chun-Sheng Chien, "Analysis of Kuosheng Large-Break Loss-Of-Coolant Accident with MELCOR 1.8.4," *Nuclear Technology*, Vol. 131, September 2000, pp. 319-331.
26. Shih-Jen Wang, Chun-Sheng Chien, Te-Chuan Wang, and Kwang-Sheng Chiang, "Analysis of Kuosheng Station Blackout Accident using MELCOR 1.8.4," *Nuclear Technology*, Vol. 132, November 2000, pp. 196-205.
27. Francisco Martin-Fuertes, Juan Manuel Martin-Valdepenas, Jose Mira, and Maria Jesus Sanchez, "A MELCOR Application to Two Light Water Reactor Nuclear Power Plant Core Melt Scenarios with Assumed Cavity Flooding Action," *Nuclear Technology*, Vol. 144, October 2003, pp. 34-48.
28. Te-Chung Wang, Shih-Jen Wang, and Jyh-tong Teng, "Comparison of Severe Accident Results among SCDAP/RELAP5, MAAP, and MELCOR Codes," *Nuclear Technology*, Vol. 150, May 2005, pp. 145-152.
29. Y. Liao and K. Vierow, "MELCOR Analysis of Steam Generator Tube Creep Rupture in Station Blackstone Severe Accident," *Nuclear Technology*, Vol. 152, December 2005, pp. 302-313.
30. Te-Chung Wang, Shih-Jen Wang, and Jyh-tong Teng, "Simulation of PWR Reactor Vessel Level Indicating System During Station Blackout with MELCOR 1.8.5," *Nuclear Technology*, Vol. 156, November 2006, pp. 133-139.
31. Bela Toth, Klaus Muller, Jon Birchley, Hozumi Wada, and Klaus Trambauer, "Benchmark Study on Fuel Bundle Degradation in the Phebus FPT3 Test Using the Severe Accident Codes ATHLET-CD, ICARE2, and MELCOR," *Nuclear Technology*, Vol. 157, February 2007, pp. 132-142.
32. Dean Wang, Ian C. Gauld, Graydon L. Yoder, Larry J. Ott, George F. Flanagan, Matthew W. Francis, Emilian L. Popov, Juan J. Carbajo, Prashant K. Jain, John C. Wagner, and Jess C. Gehin, "Study of Fukushima Daiichi Nuclear Power Station Unit 4 Spent-Fuel Pool", *RADIOACTIVE WASTE*

- MANAGEMENT AND DISPOSAL, Vol. 180, November, 2012, pp. 205-215.
33. 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, SANDIA REPORT (Status as of April 2012), SAND2012-6173, 2012.
 34. B.5.b Phase 2 & 3 Submittal Guideline, NEI 06-12 Revision 2, December, 2006.
 35. Jong-Rong Wang, Chiung-Wen Tsai, Hao-Tzu Lin, Chunkuan Shih, "Performing Uncertainty Analysis of IIST Facility SBLOCA by TRACE and DAKOTA", NUREG/IA-0428 (2013)
 36. K.J. Geelhood, W.G. Luscher, C.E. Beyer, D.J. Senior, and M.E. Cunningham, D.D. Lanning, H.E. Adkins, "Predictive Bias and Sensitivity in NRC Fuel Performance Codes", PNNL-17644 (2009).
 37. "Spearman's rank correlation coefficient", http://en.wikipedia.org/wiki/Spearman%27s_rank_correlation_coefficient3.
 38. J. J. Carbajo, MELCOR Model of the Spent Fuel Pool of Fukushima Dai-ichi Unit 4, American Nuclear Society Meeting, Chicago, Illinois, USA (2012).
 39. U.S. NRC, Standard Review Plan, NUREG-0800 (2007).
 40. Nuclear Energy Institute, Guidance for Performing Criticality Analyses of Fuel Storage at Light-Water Reactor Power Plants, NEI 12-16, Revision 1, 2014.
 41. 葉昭廷，核燃料中子臨界議題與安全分析技術研究, INER-9552, 中華民國 101 年。
 42. Rong-Jiun Sheu, Min-Hua Lee, Jenq-Horng Liang, Quantifying the effects of depletion parameters on the PWR spent fuel reactivity based on nuclide sensitivity coefficients, *Annals of Nuclear Energy* 87 (2016) 126–136.
 43. Vefa N. Kucukboyaci, William J. Marshall, Spent fuel pool storage calculations using the ISOCRIT burnup credit tool, *Annals of Nuclear Energy* 39 (2012) 9–14.
 44. Rowayda F. Mahmoud, Mohamed K. Shaat, M.E. Nagy, S.A. Agamy, Adel A. Abdelrahman, Burn-up credit in criticality safety of PWR spent fuel, *Nuclear Engineering and Design* 280 (2014) 628–633.
 45. Marco Pecchia, Alexander Vasiliev, Hakim Ferroukhi, Andreas Pautz, Criticality Safety Evaluation of a Swiss wet storage pool using a global uncertainty analysis methodology, *Annals of Nuclear Energy* 83 (2015) 226–235.
 46. Tae Young Han, Chang Je Park, Byung Chul Lee, Jae Man Noh, Uncertainty analysis of criticality safety for the plate type fuel assembly storage rack, *Annals of Nuclear Energy* 53 (2013) 82 – 89.
 47. J.C. NEUBER, CRITICALITY ANALYSIS OF PWR SPENT FUEL STORAGE FACILITIES INSIDE NUCLEAR POWER PLANTS, IAEA-SM-352/34.
 48. NUCLEAR ENERGY AGENCY, Status Report on Spent Fuel Pools under Loss-of-Cooling and Loss-of-Coolant Accident Conditions Final Report, NEA/CSNI/R(2015)2, 2015.
 49. Weng-Sheng Kuo, NUCLEAR CRITICALITY ANALYSES OF THE SPENT FUEL POOL UNDER LOSS OF SPENT FUEL POOL WATER AND NEUTRON ABSORBERS IN THE RACKS FOR TAIPOWER'S CHINSHAN NUCLEAR POWER PLANT, INER-10312, 2013.
 50. U.S. NRC, 10 CFR 50.68, Criticality accident requirements, 2006.
 51. U.S. NRC, 10 CFR 70.24, Criticality accident requirements, 1998.
 52. U.S. NRC, Spent Fuel Pool Criticality Management Spreadsheet: A compilation of the means used to meet subcriticality requirements for all operating domestic spent fuel pools, public version, Technical Letter Report, 2011.
 53. U.S. NRC, NRC INSPECTION MANUAL, INSPECTION PROCEDURE 60715, SPENT FUEL POOL SAFETY AT OPERATING REACTORS, 2015.

5.4 前瞻核能安全技術研究暨國際合作

1. Yamamoto, Akio, and Tomohiro Endo. "Overview of core simulation methodologies for light water reactor analysis," (2011).
2. Yamamoto, Akio, et al. "Benchmark problem suite for reactor physics study of LWR next generation fuels." *Journal of Nuclear Science and Technology* 39.8 (2002):900-912.
3. LWR Next Generation Fuels Benchmark (2004); Available from: <http://rpg.jaea.go.jp/else/rpd/report/report1/LWR-benchmark/index.htm>.

4. Wang, Dean, Brian J. Ade, and Andrew Ward. "Cross Section Generation Guidelines for TRACE-PARCS," No. ORNL/TM-2012/518. Oak Ridge National Laboratory (ORNL), (2013).
5. Ade, B. J., "SCALE/TRITON Primer: A Primer for Light Water Reactor Lattice Physics Calculations," ORNL/TM-2011/21, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, TN (2012).
6. T. Downar , et al., "USER MANUAL for the PARCS v3.0 Neutronics Core Simulator." UM-NERS-09-0001, Department of Nuclear Engineering and Radiological Sciences, University of Michigan, 2012.
7. A. Ward et al., "GenPMAXS-V6.1.2 : Code for Generating the PARCS Cross Section Interface File PMAXS," Available from: <http://nuram.engin.umich.edu/software/genpmaxs/>.
8. T. Kozlowski, "PARCS code architecture, structure and models; input and output files," ETSEIB-UPC, BARCELONA, SPAIN, Jul. 2014.
9. J.C. Lefebvre et al., "Benchmark Calculation of Power Distribution within Assemblies," NEACRP-L-336, Oct. 1991.
10. Takanori Kitada et al., "Analysis of Benchmark Results for Reactor Physics of LWR Next Generation Fuels." PHYSOR 2004-The Physics of Fuel Cycles and Advanced Nuclear Systems: Global Developments, Chicago, Illinois, April 25-29, 2004.
11. K. S. Smith, "Assembly homogenization techniques for light water reactor analysis." Progress in Nuclear Energy, Vol. 17, No. 3, pp. 303-335, 1986.
12. Das, S., Morsi, Y. S., Brooks, G., Chen, J. J., Yang, W. (2012). Principal characteristics of a bubble formation on a horizontal downward facing surface. *Colloids and Surfaces A: Physicochemical and Engineering Aspects*, 411, 94-104.
13. D. L. Youngs. "Time-Dependent Multi-Material Flow with Large Fluid Distortion". Numerical Methods for Fluid Dynamics. K. W. Morton and M. J. Baines, editors. Academic Press. 1982.
14. Dewitt,G.;Mckrell,T.;Buongiorno,J.;Hu,L.W.;Park,R.J.:Experi-mentalStudy of Critical Heat Flux with Alumina-Water Nanofluids in Downward-Facing Channels for In-Vessel Retention Applications *Nucl. Eng.Technol.* 45 (2013) 335.
15. Cheung, F. B., Haddad, K. H., Liu, Y. C. (1999). Boundary-layer-boiling and critical-heat-flux phenomena on a downward-facing hemispherical surface. *Nuclear technology*, 126(3), 243-264.
16. Cole, R., 1960. A photographic study of pool boiling in the region of the critical heat flux, *J. American Institute of Chemical Engineers (AIChE)*, 6, 533–534.
17. Tolubinsky, V.I., Kostanchuk, D.M., 1970. Vapour bubbles growth rate and heat transfer intensity at subcooled water boiling, in: *Proceedings of the 4th International Heat Transfer Conference*, vol. 5, Paris (Paper No. B-2.8)
18. Unal, H. C., 1976. Maximum bubble diameter, maximum bubble growth time and bubble growth rate during subcooled nucleate flow boiling of water up to 17.7 MW/m², *International Journal of Heat Mass Transfer*, vol. 19, pp. 643–649, 1976
19. H. Kim, G. DeWitt, T. McKrell, J. Buongiorno, L. Hu, On the quenching of steel and zircaloy spheres in water-based nanofluids with alumina, silica and diamond nanoparticles, *Int. J. Multiph. Flow*, 35 (2009) 427–438.
20. I. Sher , R. Harari , R. Reshef , E. Sher, Film boiling collapse in solid spheres immersed in a

sub-cooled liquid, *Appl. Therm. Eng.*, 36 (2012) 219-226.

21. V.K. Dhir and G.P. Purohit, Subcooled film-boiling heat transfer from spheres, *Nucl. Eng. Des.*, 47 (1978) 49-66.
22. A. Bolukbasi, D. Ciloglu, Investigation of heat transfer by means of pool film boiling on vertical cylinders in gravity, *Heat and Mass Transf.*, 44 (2007)141-148.
23. T. Hibiki and M. Ishii, "One-group interfacial area transport of bubbly flows in vertical round tubes," *Int. J. Heat Mass Transfer*, 43, 2000, 2711-2726.
24. T. Hibiki and M. Ishii, "Two-group interfacial area transport equation at bubbly-to-slug flow transition," *Nuc. Eng. Des.*, 202, 2000, 39-76.
25. X. Y. Fu and M. Ishii, "Two-group interfacial area transport in vertical air-water flow. I," *Nuc. Eng. Des.*, 210, 2003, 143-168.
26. T. Hazuku, T. Takamasa, Hibiki and M. Ishii, "Interfacial area concentration in annular two-phase flow," *Int. J. Heat Mass Transfer*, 50, 2007, 2986-2995.
27. S. Sari, S. Ergün, M. Barik, C. Kocar, C. N. Sökmen, "Modeling of isothermal bubbly flow with interfacial area transport equation and bubble number density approach," *Annals of Nuclear Energy*, 36, 2009, 222-232.
28. D. Y. Lee, Y. Liu, T. Hibiki, M. Ishii and J. R. Buchanan Jr., "A study of adiabatic two-phase flows using the two-group interfacial area transport equations with a modified two-fluid model," *Int. J. Multiphase Flow.*, 57, 2013, 115-130.
29. T. Hibiki and M. Ishii, "Interfacial area transport equations for gas-liquid flow," *Int. J. Multiphase Flow.*, 1, 2009, 1-22.
30. N. Kurul and M. Z. Podowski, "Multidimensional effects in forced convection subcooled boiling," *Proc. 9th International Heat Transfer Conference*, Jerusalem, Israel, Aug., 1990.
31. N. Kurul and M. Z. Podowski, "On the modeling of multidimensional effects in boiling channels," *ANS Proc. 27th National Heat Transfer Conference*, Minneapolis, MN, July 28-31, 1991.
32. H. Anglart, S. Andersson, M. Z. Podowski and N. Kurul, "An analysis of Multidimensional void distribution in two-phase flow, *Proc. Of the 6th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-6)*, Grenoble, France, 1993.
33. H. Anglart, O. Nylund, N. Kurul and M. Z. Podowski, "CFD-prediction of flow and phase distribution in fuel assemblies with spacers, *Proc. Of the 7th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-7)*, Saratoga Springs, NY, 1995.
34. Y. Sato and K. Sekoguchi, "Liquid Velocity Distribution in two-phase bubble flow," *Int. J. Multiphase Flow.*, 2, 1975, 79-95.
35. S. Das, Y. S. Morsi, G. Brooks, J. J. Chen and W. Yang., "Principal characteristics of a bubble formation on a horizontal downward facing surface," *Colloids and Surfaces A: Physicochem. Eng. Aspects*, 411, 2012, 94-104.
36. J. H. Kim, B. K. Choi, J. H. Baek, Y. H. Jeong, "Effect of oxide and hydrogen on the behavior of Zircaloy-4 cladding during the loss of the coolant accident (LOCA) ", *Nuclear Engineering and design*, vol. 236, pp.2386-2393, 2006.
37. Joy Rempe, K.Y. Suh, F. B. Cheung, S. B. Kim "In-Vessel Retention Strategy for High Power Reactors", Idaho National Engineering and Environmental Laboratory final report, 83415,

Idaho fall, january 2005.

38. O. Kymäläinen, H. Tuomisto, T. Theofanous, "In-vessel retention of corium at the Loviisa plant", *Nuclear Engineering and Design*, vol.169, pp.109–130.
39. P. Kudinov, A. Karbojian, C. T. Tran, W. Villanueva, "Agglomeration and size distribution of debris in DEFOR-A experiments with Bi₂O₃–WO₃ corium simulant melt", *Nuclear Engineering and Design*, vol.263, pp.284-295, 2013.
40. M. X. Ho, C. Pan, "Optimal concentration of alumina nanoparticles in molten Hitec salt to maximize its specific heat capacity", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 70, pp.174-178, 2014.
41. L.S. Tong and Y.S. Tang, "Boiling heat transfer and two-phase flow", 1997: CRC press.
42. D.C. Groeneveld, "Post-dryout heat transfer: physical mechanisms and a survey of prediction methods", *Nuclear Engineering and Design*, 32(3): p. 283-294, 1975.
43. S.W. Webb and J.C. Chen, "A numerical model for turbulent non-equilibrium dispersed flow heat transfer", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 25(3): p. 325-335, 1982.
44. P. Saha, "A nonequilibrium heat transfer model for dispersed droplet post-dryout regime", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 23(4): p. 483-492, 1980.
45. D. Groeneveld, L. Leung, Y. Guo, and S. Cheng, "A look-up table for fully developed film-boiling heat transfer", *Nuclear Engineering and Design*, 225(1): p. 83-97, 2003.
46. N.H. Nguyen and S.K. Moon, "An improved heat transfer correlation for developing post-dryout region in vertical tubes", *Nuclear Engineering and Technology*, 47(4): p. 407-415, 2015.
47. W.F. Laverty and W.M. Rohsenow, "Film boiling of Nitrogen Flowing in Vertical Tubes", *ASME J. Heat Transfer*, 89(1): p.90-98, 1967.
48. A.F. Varone and W.M. Rohsenow, "Post dryout heat transfer prediction", *Nuclear Engineering and Design*, 95: p. 315-327, 1986.
49. M. Andreani and G. Yadigaroglu, "Prediction methods for dispersed flow film boiling", *International journal of multiphase flow*, 20: p. 1-51, 1994.
50. Y. Guo and K. Mishima, "A non-equilibrium mechanistic heat transfer model for post-dryout dispersed flow regime", *Experimental thermal and fluid science*, 26(6): p. 861-869, 2002.
51. M.J. Meholic, D.L. Aumiller, and F.B. Cheung, "A comprehensive, mechanistic heat transfer modeling package for dispersed flow film boiling—Part 1—Development", *Nuclear Engineering and Design*, 291: p. 295-301, 2015.
52. M.J. Meholic, D.L. Aumiller, and F.B. Cheung, "A comprehensive, mechanistic heat transfer modeling package for dispersed flow film boiling—Part 2—Implementation and assessment", *Nuclear Engineering and Design*, 291: p. 302-311, 2015.
53. O.C. Iloeje, "A study of wall rewet and heat transfer in dispersed vertical flow", 1975, Dept. of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology, United States.
54. A.W. Bennett, G.F. Hewitt, H.A. Kearsley, and R.K.F. Keays, "Heat Transfer To Steam-Water Mixtures Flowing In Uniformly Heated Tubes In Which The Critical Heat Flux Has Been Exceeded", 1968, Atomic Energy Research Establishment, Harwell, Eng.
55. K.M. Becker, C.H. Ling, S. Hedberg, and G. Strand, "An experimental investigation of post

- dryout heat transfer”, 1983, Dept. of Reactor Technology, Royal Inst. of Tech., Stockholm, Sweden.
56. J.J. Carbajo, “A study on the rewetting temperature”, Nuclear Engineering and Design, 84(1): p. 21-52, 1985.
 57. J.B. Heineman, “An experimental investigation of heat transfer to superheated steam in round and rectangular channels”, 1960, Argonne National Lab., III, United States.
 58. K. Lee and D.J. Ryley, “The evaporation of water droplets in superheated steam”, Journal of Heat Transfer, 90(4): p. 445-451, 1968.
 59. K.H. Sun, J.M. Gonzalez-Santalo, and C.L. Tien, “Calculations of combined radiation and convection heat transfer in rod bundles under emergency cooling conditions”, Journal of Heat Transfer, 98(3): p. 414-420, 1976.
 60. M. Ishii and N. Zuber, “Drag coefficient and relative velocity in bubbly, droplet or particulate flows”, AIChE Journal, 25(5): p. 843-855, 1979.
 61. G.L. Yoder and W.M. Rohsenow, “A solution for dispersed flow heat transfer using equilibrium fluid conditions”, Journal of Heat Transfer, 105(1): p. 10-17, 1983.
 62. S.Y. Ahmad, “Axial distribution of bulk temperature and void fraction in a heated channel with inlet subcooling”, Journal of Heat Transfer, 92(4): p. 595-609, 1970.
 63. 陳建宏, 「核融合反應器環境下 Hi-Nicalon Type-S 碳化矽複合材料之輻射效應研究」, 國立清華大學工程與系統科學所, 碩士論文, 中華民國九十七年
 64. 何宗融, 「單晶碳化矽在高溫矽離子輻照下之微結構變化」, 國立清華大學工程與系統科學所, 碩士論文, 中華民國九十七年
 65. L.L. Snead, T. Nozawa, Y. Katoh, T.S. Byun, S. Kondo, D.A. Petti, “Handbook on SiC properties for fuel performance modeling”, Journal of Nuclear Materials , vol. 77, pp. 329-371, 2007
 66. Y. Katoh, L. L. Snead, I. Szlufarska, W. J. Weber, “Radiation effects in SiC for nuclear structural applications”, Current Opinion in Solid State and Materials Science, vol. 16, pp. 143–152, 2012
 67. F. Gao, W.J. Weber, “Atomic-level study of ion-induced nanoscale disordered domains in silicon carbide”, Applied Physics Letters, vol. 82, pp. 6, 2002
 68. 黃偉豪, 國立清華大學工程與系統工程系研究所碩士論文, 2013.
 69. 楊佳瑋, 國立清華大學工程與系統工程系研究所碩士論文, 2015.
 70. Research Plan for Moisture and Air Ingress Experiments, PLN-4086, Idaho National Lab, 2012.
 71. ASTM, “Standard Test Method for Oxidation Mass Loss of Manufactured Carbon and Graphite”, ASTM C1179-91, 2000. Materials in Air.
 72. S.H. Chi, G.C. Kim, “Comparison of the Oxidation Rate and Degree of Graphitization of Selected IG and NBG Nuclear Graphite Grades ”, Journal of Nuclear Materials, Volume 381, p.9-14, 2008.
 73. S.H. Chi, G.C. Kim, “Mrozowski Cracks and Oxidation Behavior of IG-110 and IG-430 Nuclear Graphites”, Transactions of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Chuncheon,

Korea, May. 2006.

74. C.I. Contescu, S. Azad, D. Miller, M.J. Lance, F.S. Baker, T. D. Burchell, “Practical Aspects for Characterizing Air Oxidation of Graphite”, *Journal of Nuclear Materials*, Volume 381, p.15-24, Oct. 2008.
75. R. Moormann, H.K. Hinssen, K. Kuhn, “Oxidation Behavior of an HTR Fuel Element Matrix Graphite in Oxygen Compared to a Standard Nuclear Graphite”, *Nuclear Engineering and Design*, Volume 227, p.281-284, 2004.
76. S. Fujikawa, H. Hayashi, T. Nakazawa, Kozo Kawasaki, T. Iyoku, S. Nakagawa and N. Sakaba, *Journal of Nuclear Science and Technology*, 41 (2004) 1245.
77. T. J. O’Connor, *Gas reactors – a review of the past, an overview of the present and a view of the future*, 2009
78. Masaaki Yamato, Fumihisa Nagase, Masaki Amaya Reduction in the onset time of breakaway oxidation on Zircaloy cladding ruptured under simulated LOCA conditions. *Journal of Nuclear Materials* 445 (2014) 78–83.
79. Z.B. Qi, B. Liu, Z.T. Wu, F.P. Zhu, Z.C. Wang, C.H. Wu A comparative study of the oxidation behavior of Cr₂N and CrN coatings. *Thin Solid Films* 544 (2013) 515–520.
80. Ting Cheng, James R. Keiser, Michael P. Brady, Kurt A. Terrani, Bruce A. Pint Oxidation of fuel cladding candidate materials in steam environments at high temperature and pressure. *Journal of Nuclear Materials* 427 (2012) 396–400.
81. Jui-Neng Tu, Jenq-Gong Duh, Shu-Yueh Tsai Morphology, mechanical properties, and oxidation behavior of reactively sputtered Cr] N films. *Surface and Coatings Technology* 133] 134 2000 181] 185.
82. Hamed Akhiani, Jerzy A. Szpunar Effect of surface roughness on the texture and oxidation behavior of Zircaloy-4 cladding tube. *Applied surface science* 285P (2013) 832-839.

附件：

A. 104 年度工作項目達成情形

分項/ 子項	預定完成工作項目	目前(105 年 6 月)達成情況說明
一 /1	1. 完成龍門電廠假想類福島複合型災變事件時序擬定；	執行進度：100% 已完成龍門電廠假想類福島複合型災變事件時序擬定
	2. 完成龍門電廠假想類福島複合型災變模擬，並完成假想事故下爐心核燃料安全性確認；	執行進度：100% 已完成龍門電廠假想類福島複合型災變模擬及確認事故下爐心核燃料安全性研究
	3. 完成龍門電廠 RELAP5、TRACE 以及 MAAP5 輸入模式計算可信度確認；	執行進度：100% 已完成龍門電廠 TRACE、RELAP5、MAAP 輸入模式計算可信度確認
	4. 增進本子計畫參與人員之 RELAP5、TRACE 以及 MAAP5 輸入模式建立及計算經驗；	參與研究生已能掌握輸入模式與分析結果演繹，並發表研究成果 SCI 期刊一篇、及三篇研討會論文
一 /2	1. 完成單一通道汽液雙相流地震實驗環路建立試驗。	執行進度：100% 1. 已完成模擬震動結構設計製造 2. 已完成單一通道雙相流管道組裝測試 3. 已完成雙相流實驗空氣源與水源管線 4. 已完成震動加速度信號量測 5. 已完成空泡訊號量測與可視化 6. 已完成單一通道汽液雙相流模擬地震測試實驗
	2. 完成地震對一通道雙相流環路影響之模擬分析	執行進度：100% 1. 已完成外部垂直加速度對強制對流單一沸騰通道系統動態行為影響之理論模式與分析程式建立與分析 2. 已完成外部垂直加速度對自然對流單一沸騰通道系統動態行為影響之理論模式與分析程式建立與分析 3. 已完成外部垂直加速度對強制對流中子熱流耦合之單一沸騰通道系統動態行為影響之理論模式與分析程式建立與分析 4. 已完成外部垂直加速度對自然對流中子熱流耦合之單一沸騰通道系統動態行為影響之理論模式與分析程式建立與分析 5. 已完成外部垂直加速度對單一沸騰通道自然循環迴路動態行為影響之理論模式與分析程式建立與分析 6. 已完成外部垂直加速度對中子熱流耦合之

		單一沸騰通道自然循環迴路動態行為影響之理論模式與分析程式建立與分析
	3. 完成地震對流體動態穩定性之影響。將研究結果彙整進行國際期刊或國際研討會議論文之撰寫與投稿	已有二篇 SCI 國際期刊論文接受刊登，並已發表 7 篇國際研討會論文。
一 β	1. 完成模擬數據資料庫 (Data Set) 建構。	執行進度：100% 參照核電廠最終安全分析報告以及肇始事件辨識的相關文獻，選定會發生於壓水式反應器的 12 類肇始事件及沸水式反應器的 9 類肇始事件，並已使用核二、三廠模擬器 PCTran 模擬出。
	2. 完成神經網路的完整分類流程程式之實現	執行進度：100% 已完成電廠監控參數特徵值擷取演算法、機率神經網路分類器的建置及效能驗證。
	3. 完成電廠模擬器與神經網路程式結合及結果顯示方式。	執行進度：100% 電廠模擬器與神經網路辨識系統整合相關工作已完成，整合作業，將 Visual Basic 及 C 做為系統整合工具，最後以 Visual Basic 顯示事件辨識結果。
一 A	1. ABWR 水化學模擬程式建構完成	執行進度：100% 已完成程式建構，目前已可進行水化學分析。
	2. ABWR 主循環水迴路之各項化學成分及電化學腐蝕電位分佈	執行進度：100% 已完成主循環水迴路之各項化學成分分析，並進行校正分析比對。並完成電化學腐蝕電位的計算分析。
	3. ABWR 模擬循環迴路系統建造與測試完成。	執行進度：100% 已完成測試系統建構，目前系統正常運作中。
	4. 316L 不銹鋼在高溫 288 °C 及 HWC 之腐蝕行為研究	執行進度：100% 已完成溶氧環境下固溶處理及敏化處理的試片拉伸做為比對，敏化處理後在溶氫條件的拉伸實驗，也已完成拉伸試驗。
一 A	1. 完成蒐集與彙整國外 T 型管單相冷熱水混合實驗與 CFD 模擬相關研究論文與技術報告。	執行進度：100% 已完成國外 T 型管單相冷熱水混合實驗與 CFD 模擬相關研究論文與技術報告之蒐集彙整與研讀
	2. 完成單相 T 型管冷熱水混合實驗初步測試，及數據截取	執行進度：100% 已完成實驗運轉及數據截取分析。
	3. 完成單相 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	執行進度：100% 已完成 T 型管 45 度角垂直注入之冷熱水混合流體溫度分布之數據擷取分析
	4. 完成利用所量測之優質數據，研究穩態紊流模式於 T 型管冷熱水混合模擬之適用性	執行進度：100% 已完成穩態紊流模式計算與模型已建立，及適用性分析
	5. 完成將研究結果彙整進行國際期刊或	執行進度：100%

	國際研討會議論文之撰寫與投稿	已完成研究結果彙整並投稿至國際期刊及國際研討會議，現已發表於期刊上。
二	1. 蒐集國內外圍阻體氫氣擴散、遷移的報告及氫氣爆炸案例，探討分析氫氣擴散、遷移及累積現象及更關爆炸壓力、輻射外釋量、影響範圍，作為國內核能電廠參考。	執行進度：100% 已完成本項目工作
	2. 蒐集國際間關於被動式氫氣再結合器 (Passive Autocatalytic Recombiner, PAR) 的相關文獻，了解被動式氫氣再結合器 (Passive Autocatalytic Recombiner, PAR) 在核電廠嚴重事故環境下(高溫、高濕度、低含氧量)之效能。	執行進度：100% 已完成國外被動式氫氣再結合器的相關文獻蒐集，並了解其在核電廠嚴重事故環境下(高溫、高濕度、低含氧量)之效能。
	3. 國內核一廠 MARK I 型反應器圍阻體資料蒐集及訪談，藉以了解國內核一廠 MARK I 型冷卻系統故障後氫氣產生最大量、圍阻體耐壓強度、氫氣產生機制等氫氣相關危害評估(輻射外釋量)，以作為建構模擬的參數之依據	執行進度：100% 已完成國內核一廠 MARK I 型圍阻體的資料蒐集與訪談，並重新計算圍阻體頂蓋法蘭的洩漏面積，據此完成相關電腦模型及參數之建立。
	4. MELCOR 程式計算核一廠 MARK I 型反應器圍阻體各種嚴重事故情境計算最大氫氣量及產氫速率。	執行進度：100% 已利用 MELCOR 程式計算出核一廠 MARK I 型反應器圍阻體在各種嚴重事故情境下的最大氫氣量及產氫速率。
	5. 核一廠 MARK I 型圍阻體排氣與過濾系統評估	執行進度：100% 完成核一廠 MARK I 型圍阻體排氣與過濾系統評估。
	6. GOTHIC、FLACS 電腦模擬及氫氣爆炸計算分析，針對國內核一廠 MARK I 型反應器圍阻體針對 PAR 加裝位置、個數等變數進行多組 CFD 模擬計算，獲得圍阻體氫氣濃度時變值，並判定是否會發生氫爆，以及發生氫爆之時間與所在位置，對圍阻體所造成的影響。進一步評估排氣與過濾系統對圍阻體降壓與降低輻射物質外釋量之有效性及對反應器安全是否產生負面效應	執行進度：100% 1. 在 GOTHIC 模式中考量加裝 PAR 情況下，對反應器廠房 5F 氫氣產生量的影響。 2. FLACS 電腦模型建立完成，並考量洩壓的時間點，模擬出氫爆時間及所在位置，並評估排氣與過濾系統對圍阻體降壓與降低輻射物質外釋量之有效性及對反應器安全所產生的效應。
三 /1	1. 蒐集核電廠 SFP 詳細資訊、NEI 06-12 之新版資訊、各國現今乏燃料池安全補強狀況，以及各大國家實驗室對相關燃料池之分析現況	已就各國對燃料池內之熱流、臨界、嚴重事故等案全分析與補強之資訊進行蒐集與匯整，目前完成度 100%。
	2. TRACE 核一燃料池之系統程式分析工作	已完成核一廠用過燃料池資料蒐集，及 TRACE 程式之用過燃料池幾何模型建立，各項穩態與喪失冷卻系統之事故分析，並產出技

		術報告乙篇。(完成進度 100%)
	3. CFD 燃料束模擬與局部分析	已完成核一廠用過燃料池資料蒐集、FLUENT 程式之用過燃料池幾何模型與案例分析，並產出相關技術報告乙篇(完成度 100%)
	4. FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套應力分析	已完成燃料束應力分析模式發展，與案例分析，並產出相關技術報告乙篇(完成度 100%)
	5. 燃料池再臨界研析	已完成核一燃料池再臨界資訊蒐集與再臨界可能性評估 (完成進度 100%)
	6. 研究報告與論文撰寫與投稿	已完成報告撰寫與論文發表。(完成進度 100%)
三 /2	1. 核一資料蒐集與參數檔建立	已完成 MAAP 資料蒐集，並已建立 MAAP 程式之用過燃料池參數檔，其結果已與其它工作項目匯整產出技術報告乙篇。(完成進度 100%)
	2. 核一事故案例分析	已完成核一用過燃料池分析，及案例計算，其結果已與其它工作項目匯整產出技術報告乙篇。(完成進度 100%)
	3. MAAP 與 MELCOR 結果分析比對	已完成核一燃料池分析，並產出技術報告乙篇(完成進度 100%)
	4. 參數靈敏度分析	已完成成參數靈敏度分析，並產出技術報告乙篇(完成進度 100%)
	5. 報告撰寫：	已完成報告撰寫與論文發表。(完成進度 100%)
四 /1	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	已建立通用型計算工具使用能力，並完成不同程式於燃料組件晶格計算的差異分析
	2. 探討 TRITON 燃料組件晶格計算的均質化截面輸出格式，測試 GenPMAX 程式如何匯整、排列、與內差分支計算的截面數據，並提供後續全爐心計算使用	已掌握 TRITON 晶格計算的均質化截面輸出格式，並完成 GenPMAX 程式於截面數據處理的相關細節，已可供後續全爐心計算使用
	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	已完成不同數值方法對燃料棒 Dancoff Factor 的差異計算，對燃料晶格計算的影響完成測試
	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	已初步建立 PARCS 程式的使用能力，完成測試案例的驗證工作
	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	已完成晶格計算程式銜接爐心計算程式的銜接測試並成功建立 TRITON / GenPMAX / PARCS 爐心中子物理計算的平台
	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	已於 2 月底邀請國外學者舉辦研討會議，達成學術交流之目的
四	1. 蒐集國外 IVR-ERVC 相關實驗研究論文	執行進度：100%

2	與技術報告	已完成國外 IVR-ERVC 相關實驗研究論文與技術報告之蒐集與研讀
	2. 廣泛蒐集國外沸騰熱傳模式於下加熱模式之相關文獻	執行進度：100% 已完成沸騰熱傳模式之相關文獻蒐集與研讀
	3. IVR 熱水流研究新實驗模組製作、設備採購及環路架設。	執行進度：100% 已完成相關實驗設備採購與架設
	4. 進行不同傾斜角度對下加熱式表面臨界熱通率影響之研究。	執行進度：100% 已完成不同傾斜角度對下加熱式表面臨界熱通率影響之研究
	5. 研究進口流量對於下加熱式沸騰特性與表面臨界熱通率之影響	執行進度：100% 已完成口流量對於下加熱式沸騰特性與表面臨界熱通率之影響研究
	6. 利用國外期刊實驗數據進行絕熱雙相模式之建立與驗證分析	執行進度：100% 絕熱雙相模式之計算與模型已建立，並完成計算分析
	7. 進行 CFD 分析應用於無傾斜角之下加熱式實驗驗證分析	執行進度：100% 已完成無傾斜角之下加熱式實驗模擬
	8. 廣泛蒐集於研析國外雙相流紊流模式相關文獻與分析模式	執行進度：100% 已完成國外雙相流紊流模式相關文獻與彙整研析
	9. 持續進行後乾化熱傳模式的發展與分析	已完成。
	10. 爐心熔融物質淬冷文獻的蒐集與研析。	已蒐集相關的研究並研讀。
	11. 評估熔融硝酸鹽作為模擬熔融物質之適切性	已完成。硝酸鹽並不合適，因其溶解於水中。
	12. 完成淬冷實驗平台之初步設計及重要組件的採購	已完成初步設計並進行初步測試。重要組件已完成採購。
	13. 完成熔鹽槽及流譜可視化的設計	已完成
	14. 實驗量測元件校正及觀測系統的建立與初步測試	已完成觀測系統已建立完成並已初步測試。
	15. 將研究結果彙整進行國際期刊或國際研討會會議論文投稿	已發表一篇國際研討會會議論文；並一篇國外一般期刊論文投稿中。
四 B	1. 針對單晶碳化矽與碳化矽複合材料輻照之相關研究，做資料蒐集與分析整理	執行進度：100% 已完成。
	2. 連絡國外廠商，購買碳化矽材料(以單晶及全纖維複合材為主)	執行進度：100% 已與法國廠商 NOVASIC 購買。
	3. 完成以能量 5 MeV 之 Si^{2+} 離子，於輻射劑量 5×10^{17} ion/cm ² (20dpa)及輻照溫度 400~1350°C 條件下，輻照 3C 結構之碳化矽材料	執行進度：100% 已於清華大學及日本京都大學完成一系列輻照實驗。
	4. 以穿透式電子顯微鏡(TEM)與掃描式	執行進度：100%

電子顯微鏡(SEM)分析各輻照條件下，內部缺陷形態(點缺陷、疊差、差排環等)及統計其大小和密度。	已完成(共發表 3 篇 SCI 國際期刊及 2 篇國際會議文章)。
5. 完成 IG-110,NBG-18 小尺寸試片在高溫空氣下(1000-1400°C)之氧化實驗	執行進度：100% 已完成。
6. 利用 SEM 以及 OM 分析核能級石墨氧化後之微結構變化及孔洞	執行進度：100% 已完成。
7. 利用水銀測孔儀測定核能級石墨不同條件氧化前後之孔隙率以及密度變化	執行進度：90% 已完成。(預計於 6 月底投稿至 SCI 國際期刊)
8. 預計完成三種鎳基超合金 (Inconel 617, Haselloy X, 及 Incoloy 800H)及其鉀件在 950°C 乾空氣中循環氧化實驗	執行進度：100% 已完成三種材料之異種焊接及其鉀件在 950°C 乾空氣中循環氧化實驗。
9. 完成動態腐蝕測試系統中，在固定溫度 950 °C 及常壓氣氛(He/ H ₂ O/O ₂)成分下，不同持溫時間 (1 day-6days) 對於三種鎳基合金(Alloy 625、Hastelloy C-4、Haynes 224)母材的腐蝕實驗。完成實驗後試片之表面成分、重量改變與氧化層結構分析與機制探討	執行進度：50% 已完成動態腐蝕測試系統中，在固定溫度 950 °C 及常壓氣氛(He/ H ₂ O/O ₂)成分下，48hrs 持溫時間下，三種鎳基合金(Alloy 625、Hastelloy C-4、Haynes 224)母材的腐蝕實驗。並已分析試片之表面成分、重量改變與氧化層剖面結構分析。
10. 建立最佳化奈米陶瓷膜鍍膜條件及在室溫環境下的微結構與機械性能實驗	執行進度：100% 已完成對照組:兩種薄膜在室溫水氣環境中氧化速率以及其破壞的趨勢。且在高溫空氣前期實驗已完成
11. 完成先進材料(高熵合金)在室溫與高溫機械性能實驗	執行進度：70% 已完成探討破壞機制的的原因，待進一步數據分析。。
12. 分析高熵合金在室溫與高溫的先進光源實驗結果	執行進度：80% 已於同步輻射中心完成量測。
13. 完成實驗後之材料微結構分析與理論模擬	執行進度：80% 材料微結構分析已完成，理論模擬已開始進行
14. 探討以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設計	執行進度：100% 已找到高熵合金最新的文獻佐證

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 ultimate response guideline simulation and analysis by using TRACE for Lungmen ABWR nuclear power plant	Hao-Tzu Lin, Shu-Ming Yang, Jong-Rong Wang, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih	2015	D	SCI	A	N			N	
The Analysis of TRACE/FRAPTRAN in Ultimate Response Guideline for Lungmen ABWR Nuclear Power Plant	J. R. Wang, H. T. Lin, Y.T. Lee, A. L. Ho, S. W. Chen, and C. Shih	2015	F			N			N	
MAIN STEAM LINE BREAK ANALYSIS FOR LUNG MEN ABWR	Ai-Ling Ho, Chunkuan Shih, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin	2015	F			N			N	
THE SBO ANALYSIS WITH URG PROCEDURE FOR LUNG MEN ABWR USING TRACE/FRAPTRAN CODES	Y.T. Li, S. W. Chen, J. R. Wang, C. Shih	2015	F			N			N	

“The effect of external vertical acceleration on the dynamic behaviors of a single nuclear-coupled boiling channel,”	J. D., Lee*, S. W., Chen and C., Pan	2016	D	SCI		N		Nuclear Energy and Design, Vol. 301, pp. 264 – 278, 2016.	N	
"Modeling and Analyses of Boiling and Capillary Limitations for Micro Channel Wick Structures"	S.W. Chen, F.C. Liu, T.Y. Wang, W.K. Lin, J.R. Wang, H.T. Lin, J.D. Lee, J.J. Peir, C. Shih,	2015	D	SCI		N		Journal of Mechanics, Vol. 31(6), pp. 1 – 12, 2015.	N	
“The Impact of Vertical Vibration on the Nonlinear Behaviors of Multiple Parallel Boiling Channels,”	J. D. Lee*, C. Pan and S. W. Chen	2015	F			N		16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics (NURETH-16), Chicago, USA	N	
“A Study in the Effect of Vertical Acceleration on the Nonlinear Dynamics of Multiple Nuclear-Coupled Boiling Channels,”	J. D. Lee*, C. Pan and S. W. Chen	2015	F			N		2015 International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT 2015) Taipei, Taiwan	N	
"Nonlinear analysis of a single nuclear-coupled boiling channel with two-phase forced flows"	Y.G. Lin, J.D. Lee, S.W. Chen, T.Y. Chen	2015	F			N		3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015) Taipei, Taiwan	N	

"Visualization Study of Wispy Annular Flow in Vertical Pipe"	M.L. Chai, S.Y. Liu, F.J. Kuo, M.S. Lin, S.W. Chen, B.S. Pei	2015	F			N		3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015) Taipei, Taiwan	N	
"Visualization Study of High Flow Rate Churn Flow in a Vertical Pipe"	F.J. Kuo, M.L. Chai, M.S. Lin, S.W. Chen, W.K. Lin, J.R. Wang, C. Shih, B.S. Pei	2015	F			N		3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015) Taipei, Taiwan	N	
"Experiment of Heat Transfer Enhancement by Ultrasonic Vibration"	F.C. Liu, S.W. Chen, J.R. Wang, W.K. Lin, C. Shih, J.D. Lee, J.J. Peir, B.S. Pei	2015	F			N		3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015) Taipei, Taiwan	N	
"Identification of Transition Boundary of the Churn and Annular Flows in a Circular Tube Using Multi-range Differential Pressure and Conductivity Signals"	S.Y. Liu, M.S. Lin, T.Y. Wang, S.W. Chen, B.S. Pei	2015	F			N		3rd International Workshop on Heat Transfer Advances for Energy Conservation and Pollution Control (IWHT-2015) Taipei, Taiwan	N	
System assessment of an FPGA-based RPS for ABWR nuclear power plant	Jun-Jen Lu, Teng-Chieh Hsu, Hwai-Pwu Chou	2015	D	SCI	A	N		Jun-Jen Lu, Teng-Chieh Hsu, Hwai-Pwu Chou, "System assessment of an FPGA-based RPS for ABWR nuclear power		

								plant," <i>Progress in Nuclear Energy</i> , vol. 85, pp. 44-55, 2015.		
A Defense in Depth Approach for Nuclear Power Plant Accident Management	Chih-Yao Hsieh, Hwai-Pwu Chou	2015	F			N		ANIMMA 2015, #199 - A Defense in Depth Approach for Nuclear Power Plant Accident Management		
An Investigation into SCC of 316L SS - Alloy52 Dissimilar Metal Welds in Simulated BWR Environments	Y.L. Chen, T.K. Yeh and M. Y. Wang	2015	E			Y	佳作	104 Annual Conference of Chinese Corrosion Engineering Association, Pingtung, Taiwan		
Investigating thermal mixing and reverse flow characteristics in a T-junction by way of experiments	Lin, C.H., Chen, M. S., Ferng, Y. M	2016	D					Applied Thermal Engineering, Vol.99, pp.1171 – 1182, 2016		
Investigation on the thermal-hydraulic characteristic and mixing effect of pressurized thermal shock for a T-junction piping system	Chih-Yu Chang, Chih-Hung Lin, Yuh-Ming Ferng	2016	F					ICAPP 2016, San Francisco, US, 2016		
MCNP5 Core Calculation Coupled with a Simplified Thermal-Hydraulic Model for GTHTR300	Chia-Chun Tsai, Ju-Ching Sun, Jui-Yu Wang, Yen-Wan Hsueh Liu, Rong-Jiun Sheu, Yang-Chien Tien	Sep. 16-18 2015	F		Y	N	N	Proceedings of the Reactor Physics Asia 2015 (RPHA15) Conference	N	
Experimentally investigating boiling characteristics in the transition boiling for the	T.J. Chuang, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	N	N	N	Annals of Nuclear Energy	N	

downward facing heating										
Experimentally investigating effects of gap size and injection flowrate on heat transfer and boiling characteristics for the downward facing wall heating	J.W. Chen, T.J. Chuang, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	N	N	N	Applied Thermal Engineering	N	
Experimental Study of Downward-Facing Boiling Heat Transfer with Impinging Coolant Flow	J.W. Chen, H.E. Hsieh, Y.M. Ferng, C.Y. Hsu, J.R. Wang	May 03-06 2015	F		N	N	N	International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (2015)	N	
Development of a hydrogen diffusion gothic model of MARK III-containment	H. Zhen-Yu, H. Yu-Kai Huang, H. Wen-Sheng, Yen-Shu Chen and P. Bau-Shei	2015	D					KERNTECHNIK (SCI)		
METHODOLOGY USING MELCOR2.1/ SNAP TO ESTABLISH AN SBO MODEL OF CHINSHAN BWR/4 NUCLEAR POWER PLANT	Yu Chiang, Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Shao-Wen Chen and Chunkuan Shih	August 30-September 4, 2015	F					NURETH 16 Hyatt Regency Chicago		
The Ultimate Response Guideline Simulation and Analysis By Using MELCOR2.1/SNAP for Chinshan BWR/4 Nuclear Power Plant.	Yu Chiang, Jong-Rong Wang, Ting-Yi Wang, Hao-Tzu Lin, Te-Chuan Wang, Wen-Sheng Hsu, Jyh-Tong Teng, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih	2016	F					International Congress on Advances in Nuclear Power Plants(ICAPP 2016)		
MELCOR2.1/SNAP Analysis of Fukushima-like Accident for Chinshan BWR/4 NPP	Jong-Rong Wang, Yu Chiang, Yung-Shin Tseng, Hao-Tzu Lin, Shao-Wen Chen, Wen-Sheng Hsu,	2016	F					2016 NUTHOS-11/KOREA		

	Jyh-Tong Teng, Chunkuan Shih								
Fuel Rod Uncertainty Analysis of Chinshan NPP spent fuel pool by TRACE and FRAPTRAN/DAKOTA/SNAP	Li, W. Y.; Wang, J. R.; Lin, W. K.; Chang, H. C.; Lin, H. T.;Chen, S. W.; Shih, C.	13 - 17 September 2015	F					TopFuel 2015, in Zurich, Switzerland	
UNCERTAINTY ANALYSIS FOR CHINSHAN BWR/4 SPENT FUEL POOL SEVERE ACCIDENT BY MELCOR2.1/SNAP AND DAKOTA	Chiang, Y.; Wang, J.-R.; Lin,H.-T.; Chen, S.-W.; Shih, C.; Li, W.-Y.	13 - 17 September 2015	F					TopFuel 2015, in Zurich, Switzerland	
核一廠用過燃料池之 TRACE/FRAPTRAN/SNAP 模式建立	王仲容、林浩慈、陳雄智、陳紹文、施純寬	中華民國 一百零四 年十二月 十一、十二 日	E					中國機械工程學會第三十二屆全國學術研討會	
The MELCOR Analysis of Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool for Fukushima-like Accident	Jong-Rong Wang, Yung-Shin Tseng, Hao-Tzu Lin, Yu Chiang, Wen-Sheng Hsu, Jyh-Tong Teng, Hsiung-Chih Chen, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih	June 12-16, 2016	F					2016 ANS annual meeting	

MCNP5 Core Calculation Coupled with a Simplified Thermal-Hydraulic Model for GTHTR300	Chia-Chun Tsai, Ju-Ching Sun, Jui-Yu Wang, Yen-Wan Hsueh Liu, Rong-Jiun Sheu, Yang-Chien Tien	Sep. 16-18 2015	F		Y	N	N	Proceedings of the Reactor Physics Asia 2015 (RPHA15) Conference	N	
Experimentally investigating boiling characteristics in the transition boiling for the downward facing heating	T.J. Chuang, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	N	N	N	Annals of Nuclear Energy	N	
Experimentally investigating effects of gap size and injection flowrate on heat transfer and boiling characteristics for the downward facing wall heating	J.W. Chen, T.J. Chuang, Y.M. Ferng	2016	D	SCI	N	N	N	Applied Thermal Engineering	N	
Experimental Study of Downward-Facing Boiling Heat Transfer with Impinging Coolant Flow	J.W. Chen, H.E. Hsieh, Y.M. Ferng, C.Y. Hsu, J.R. Wang	May 03-06 2015	F		N	N	N	International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (2015)	N	
Development of a Post-dryout Heat Transfer Model	Y. J. Wang, C. Pan	2015	F		C	N		16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics (NURETH-16)		
A One-dimensional Mechanistic	Y. J. Wang, C. Pan	投稿中	C					Nuclear Engineering and Design		

Model Considering Transition Boiling Effect For Dispersed Flow Film Boiling									
Irradiation-induced microstructural evolution and swelling of 3C-SiC	Y.R. Lin, C.S. Ku, C.Y. Ho, W.T. Chuang, S. Kondo, J.J. Kai	2015	D	SCI	A	N		Journal of Nuclear Materials, 459, pp. 276-283	Y
Dynamic Strain Evolution around a Crack Tip under Steady- and Overloaded-Fatigue Conditions	S.-Y. Lee, E-W. Huang, W. Woo, C. Yoon, S.-G. Yoon	2015	D	SCI		N		Metals, 5, 4 (2015): pp. 2109-2118	Y
Confined martensitic phase transformation kinetics and lattice dynamics in Ni-Co-Fe-Ga shape memory alloys	Daoyong Cong, Kirrily Clair Rule, Wen-Hsien Li, Chi-Hung Lee, Qingghua Zhang, Haoliang Wang, Yulin Hao, Yandong Wang, E-Wen Huang	2016	D	SCI		N		Acta Materialia 110 (2016): pp. 200-206	Y
In-situ X-ray Diffraction Study of the Microstructure of Photo-sensitive Piezoelectric Soft Material	湯浩正、江宗翰、廖孜康、黃爾文、李世光、張雯琪	2015	E			N		國家同步輻射研究中心第二十一屆用戶年會暨討論會中華民國一百零四年九月九、十日	Y
Microstructural Study of the	湯浩正、廖孜康、黃爾文、李世光、張雯琪	2015	E			Y		2015 中子散射研習營中華民國一百零四年十月二十三、二	Y

Photo-sensitive Piezoelectric Composite Material								十四、二十五日		
Using in-situ Neutron Diffraction and Convolutional Multiple Whole Profile fitting (CMWP) to Determine the Types of Stacking Faults in CoCrFeMnNi High Entropy Alloy	陳翊閎、黃爾文、林舒怡、杜尚益、葉均蔚、李軼	2015	E				N	國家同步輻射研究中心第二十一屆用戶年會暨討論會中華民國一百零四年九月九、十日	Y	
Investigating the Deformation Behavior of Bulk Metallic Glass Matrix Composites (BMGMCs) by using Convolutional Multiple Whole Profile Fitting (CMWP) and molecular dynamics(MD)	隋宗叡、范嘉盈、趙翊全、黃爾文	2015	E				N	國家同步輻射研究中心第二十一屆用戶年會暨討論會中華民國一百零四年九月九、十日	Y	
Structural Evolution of Helium Ion-irradiated Silicon Carbide Subjected to Temperatures Characterized by Synchrotron XRD and TEM	陳仕珉、黃爾文、胡展鳴、林協弘、徐興閣、開執中	2015	E				N	國家同步輻射研究中心第二十一屆用戶年會暨討論會中華民國一百零四年九月九、十日	Y	
Determining the Types of	陳翊閎、黃爾文、林舒怡、杜尚益、葉均蔚、	2015	E				N	2015 中子散射研習營中華民國一百零四年十月二十三、二	Y	

Stacking Faults in Equimolar CoCrFeMnNi High Entropy Alloy by Using in-situ Neutron Diffraction and Convolutional Multiple Whole Profile fitting (CMWP)	李軼							十四、二十五日		
Using Convolutional Multiple Whole Profile Fitting (CMWP) to Investigate the Deformation Behavior of Bulk Metallic Glass Matrix Composites (BMGMCs)	隋宗叡、范嘉盈、趙翊全、黃爾文	2015	E				N	2015 中子散射研習營中華民國一百零四年十月二十三、二十四、二十五日	Y	
An X-ray Diffraction Study to Investigate Microstructure of Cubic Silicon Carbide (SiC) under Irradiation	陳仕珉、黃爾文、胡展鳴、林協弘、徐興閣、開執中	2015	E				N	2015 中子散射研習營中華民國一百零四年十月二十三、二十四、二十五日	Y	
Determining the microstructure of CoCrFeMnNi high entropy alloy by using in-situ Neutron Diffraction and Convolutional Multiple Whole Profile fitting (CMWP)	陳翊閎、黃爾文、林舒怡、杜尚益、葉均蔚、李軼	2015	E				N	104 年中國材料科學學會年會中華民國一百零四年十一月二十、二十一日	Y	

Investigating the Deformation Bulk Metallic Glass Matrix Composites (BMGMCs) Behavior by Using Convolutional Multiple Whole Profile Fitting (CMWP)	隋宗叡、范嘉盈、趙翊全、黃爾文	2015	E			N		104 年中國材料科學學會年會中華民國一百零四年十一月二十、二十一日	Y	
Using Synchrotron XRD and TEM to Investigate the Structural Evolution of Helium Ion-irradiated Silicon Carbide under Different Temperatures	陳仕珉、黃爾文、胡展鳴、林協弘、徐興閣、開執中	2015	E			N		104 年中國材料科學學會年會中華民國一百零四年十一月二十、二十一日	Y	
Irradiation-Induced Microstructural Evolution and Swelling of 3C-SiC	J.J. Kai	2015	F			N		International Conference and Exposition on Advanced Ceramics and Composites January 20-25, Florida, USA	Y	
Irradiation-Induced Microstructural Evolution and Swelling of 3C-SiC	Y.R. Lin	2015	F			N		17th International Conference on Fusion Reactor Materials, October 11-16, Aachen , Germany	Y	
Air oxidation of Hastelloy X superalloy and FeCoNiCrAl high-entropy alloy at 950°C	W. Kai; F.P. Cheng; W.S. Chen; L.W. Tsay; J.J. Kai	2015	F					4th International Symposium on Material and Reliability in Nuclear Power Plants Shenyang, China 2015. 09. 21~23	Y	

Hastelloy X 經銲接後於乾空氣下之恆溫氧化研究	鄭福本、開物、蔡履文、開執中	2015	F					2015 年中國材料科學學會年會	Y	
Incoloy 800H 銲件在 950oC 乾空氣環境之循環氧化行為研究	鄭福本、陳偉昇、宋建群、開物、開執中	2015	F					2015 年度防蝕工程年會暨論文發表會	Y	
High Temperature Behavior of Candidate Alloys in Helium Environments	C.J. Tsai, T. K. Yeh, M.Y. Wang	2015	F				N	European Corrosion Congress, September 6-10, Graz, Austria		
High Temperature Gas Environments Corrosion of Nickel and Iron Based Superalloys	F.Y. Chuang, C.J. Tsai, T.K. Yeh, M.Y. Wang,	2015	E				N	The Corrosion Engineering Association Annual Meeting, August 27-28, Pingtung, Taiwan		
Confined martensitic phase transformation kinetics and lattice dynamics in Ni-Co-Fe-Ga shape memory alloys	Daoyong Cong, Kirrily Clair Rule, Wen-Hsien Li, Chi-Hung Lee, Qingghua Zhang, Haoliang Wang, Yulin Hao, Yandong Wang, E-Wen Huang	2016	D	SCI			N	Acta Materialia 110 (2016): pp. 200-206	Y	
In-situ X-ray Diffraction Study of the Microstructure of Photo-sensitive Piezoelectric Soft Material	湯浩正、江宗翰、廖孜康、黃爾文、李世光、張雯琪	2015	E				N	國家同步輻射研究中心第二十一屆用戶年會暨討論會中華民國一百零四年九月九、十日	Y	
Microstructural Study of the Photo-sensitive Piezoelectric Composite Material	湯浩正、廖孜康、黃爾文、李世光、張雯琪	2015	E				Y	2015 中子散射研習營中華民國一百零四年十月二十三、二	Y	

								十四、二十五日		
Using in-situ Neutron Diffraction and Convolutional Multiple Whole Profile fitting (CMWP) to Determine the Types of Stacking Faults in CoCrFeMnNi High Entropy Alloy	陳翊閎、黃爾文、林舒怡、杜尚益、葉均蔚、李軼	2015	E				N	國家同步輻射研究中心第二十一屆用戶年會暨討論會中華民國一百零四年九月九、十日	Y	
Investigating the Deformation Behavior of Bulk Metallic Glass Matrix Composites (BMGMCs) by using Convolutional Multiple Whole Profile Fitting (CMWP) and molecular dynamics(MD)	隋宗叡、范嘉盈、趙翊全、黃爾文	2015	E				N	國家同步輻射研究中心第二十一屆用戶年會暨討論會中華民國一百零四年九月九、十日	Y	
Structural Evolution of Helium Ion-irradiated Silicon Carbide Subjected to Temperatures Characterized by Synchrotron XRD and TEM	陳仕珉、黃爾文、胡展鳴、林協弘、徐興閣、開執中	2015	E				N	國家同步輻射研究中心第二十一屆用戶年會暨討論會中華民國一百零四年九月九、十日	Y	
Determining the Types of Stacking Faults in Equimolar CoCrFeMnNi High Entropy Alloy by Using in-situ Neutron Diffraction and Convolutional Multiple Whole Profile fitting (CMWP)	陳翊閎、黃爾文、林舒怡、杜尚益、葉均蔚、李軼	2015	E				N	2015 中子散射研習營中華民國一百零四年十月二十三、二十四、二十五日	Y	
Using Convolutional Multiple Whole Profile Fitting (CMWP) to Investigate the Deformation Behavior of Bulk Metallic Glass Matrix Composites (BMGMCs)	隋宗叡、范嘉盈、趙翊全、黃爾文	2015	E				N	2015 中子散射研習營中華民國一百零四年十月二十三、二十四、二十五日	Y	
An X-ray Diffraction Study to Investigate Microstructure of	陳仕珉、黃爾文、胡展鳴、林協弘、徐興閣、	2015	E				N	2015 中子散射研習營中華民國一百零四年十月二十三、二	Y	

Cubic Silicon Carbide (SiC) under Irradiation	開執中							十四、二十五日		
Determining the microstructure of CoCrFeMnNi high entropy alloy by using in-situ Neutron Diffraction and Convolutional Multiple Whole Profile fitting (CMWP)	陳翊閔、黃爾文、林舒怡、杜尚益、葉均蔚、李軾	2015	E				N	104 年中國材料科學學會年會中華民國一百零四年十一月二十、二十一日	Y	
Investigating the Deformation Bulk Metallic Glass Matrix Composites (BMGMCs) Behavior by Using Convolutional Multiple Whole Profile Fitting (CMWP)	隋宗叡、范嘉盈、趙翊全、黃爾文	2015	E				N	104 年中國材料科學學會年會中華民國一百零四年十一月二十、二十一日	Y	
Using Synchrotron XRD and TEM to Investigate the Structural Evolution of Helium Ion-irradiated Silicon Carbide under Different Temperatures	陳仕珉、黃爾文、胡展鳴、林協弘、徐興閣、開執中	2015	E				N	104 年中國材料科學學會年會中華民國一百零四年十一月二十、二十一日	Y	
Irradiation-Induced Microstructural Evolution and Swelling of 3C-SiC	J.J. Kai	2015	F				N	International Conference and Exposition on Advanced Ceramics and Composites January 20-25, Florida, USA	Y	
Irradiation-Induced Microstructural Evolution and Swelling of 3C-SiC	Y.R. Lin	2015	F				N	17th International Conference on Fusion Reactor Materials, October 11-16, Aachen , Germany	Y	
Air oxidation of Hastelloy X superalloy and FeCoNiCrAl high-entropy alloy at 950°C	W. Kai; F.P. Cheng; W.S. Chen; L.W. Tsay; J.J. Kai	2015	F					4th International Symposium on Material and Reliability in Nuclear Power Plants Shenyang, China 2015. 09. 21~23	Y	

Hastelloy X 經鐸接後於乾空氣下之恆溫氧化研究	鄭福本、開物、蔡履文、開執中	2015	F					2015 年中國材料科學學會年會	Y	
Incoloy 800H 鐸件在 950oC 乾空氣環境之循環氧化行為研究	鄭福本、陳偉昇、宋建群、開物、開執中	2015	F					2015 年度防蝕工程年會暨論文發表會	Y	
High Temperature Behavior of Candidate Alloys in Helium Environments	C.J. Tsai, T. K. Yeh, M.Y. Wang	2015	F			N		European Corrosion Congress, September 6-10, Graz, Austria		
High Temperature Gas Environments Corrosion of Nickel and Iron Based Superalloys	F.Y. Chuang, C.J. Tsai, T.K. Yeh, M.Y. Wang,	2015	E			N		The Corrosion Engineering Association Annual Meeting, August 27-28, Pingtung, Taiwan		

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					
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					
前瞻熱流實驗環路測試與安全分析研究團隊	清華大學	C	A					
前瞻核能材料安全性評估分析研究團隊	清華大學	B	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
何愛玲	A	A	清華大學	施純寬					龍門電廠建模與模擬分析
楊書明	A	A	清華大學	施純寬					龍門電廠斷然處置模擬分析
李育澤	B	A	清華大學	施純寬					福島事故資料收集研究與龍門電廠程式模擬
林明松	A	A	清華大學	陳紹文					實驗設計
林郁格	B	A	清華大學	陳紹文					模擬分析
劉芳琴	B	A	清華大學	陳紹文					實驗設計
蔡明倫	B	A	清華大學	陳紹文					模擬分析

郭封均	B	A	清華大學	陳紹文					實驗設計
王亭懿	B	A	清華大學	陳紹文					模擬分析
黃俊富	B	A	清華大學	陳紹文					模擬分析
盧俊仁	A	A	清華大學	周懷樸					核電廠預期暫態未及停緩 和系統設計
黃健倫	B	A	清華大學	周懷樸					核電廠事故預警及辨識之 研究
邱彥鈞	B	A	清華大學	周懷樸					核電廠安全度評估方法研 究
林廷翰	B	A	清華大學	吳順吉					事故資料庫建置及電廠參 數特徵擷取
陳光佑	B	A	清華大學	吳順吉					機率神經網路分類器研究 及建置

謝明劭	B	A	清華大學	吳順吉					電廠模擬器與辨識系統整合
何泉漢	B	A	清華大學	葉宗洸					執行 SSRT 實驗
張志宇	B	A	清華大學	馮玉明					執行 T 型管環路系統之運轉與實驗數據分析
康景翔	B	A	清華大學	馮玉明					協助執行 T 型管系統之架設、實驗與數據蒐集
黃品鈞	B	A	清華大學	馮玉明					協助執行 T 型管實驗數據處理與分析比對
李宛芸	A	A	清華大學	陳紹文					負責 TRACE 核一燃料池之系統程式分析、FRAPCON 與 FRAPTRAN 燃料護套應力分析之相關工作
辜郁庭	A	A	清華大學	陳紹文					負責 CFD 模式建立與局部分析之相關工作
蔣宇	A	A	清華大學	陳紹文					嚴重事故分組研究之相關工作

何愛玲	A	A	清華大學	陳紹文					負責燃料池臨界分析研究之相關工作
劉文修	B	A	清華大學	白寶實					負責燃料池CFD分析研究之相關工作
袁暄期	A	A	中原大學	許政行					負責用過燃料池資料蒐集、參數建構、程式模擬分析、分析結果討論與報告撰寫等相關工作
陳心冠	A	A	中原大學	翁輝竹					負責用過燃料池資料蒐集、參數建構、程式模擬分析、分析結果討論與報告撰寫等相關工作
張仲翔	B	A		薛燕婉					
王瑞渝	B	A		薛燕婉					
蔡佳君	B	A		薛燕婉					
孫如璟	B	A		薛燕婉					
陳聖元	B	A		許榮鈞					
蘇冠宇	B	A		許榮鈞					
戴承楷	B	A		薛燕婉					

王振安	C	A		許榮鈞					
伯毆吉	A	D		許榮鈞				B	
莊天睿	A	A	清大工科系	馮玉明					
陳君維	B	A	清大核工所	馮玉明					
謝懷恩	A	A	清大核工所	林惟耕					
王子柔	B	A		潘欽					熔融物質於冷卻水之淬冷 模擬研究
張宇祐	B	A		潘欽					燃料棒熔毀前的後乾化熱 流分析
張凱評	B	A	清大工科系	歐陽汎怡					
沈政緯	B	A	清大工科系	歐陽汎怡					
鄭福本	A	A	海大材料系	開物					
陳偉昇	A	A	海大材料系	開物					
蔡佳蓉	B	A	清大工科系	葉宗洸					
莊凡誼	B	A	清大工科系	葉宗洸					
隋宗叡	B	A	交大材料系	黃爾文					學習製備高熵合金，並使 用同步輻射光源進行 XRD 繞射研究，主要使用在測

									量熱膨脹係數
陳翊閣	B	A	交大材料系	黃爾文					煉製高熵合金進行研究、測量熱膨脹，使用同步輻射光源進行實驗。另外也協助本計畫招標小型拉伸機，並學習拉伸機的使用，以在本計畫的研究發揮功用
陳仕珉	B	A	交大材料系	黃爾文					研究鐵基合金之材料性質，運用萬能拉伸機測量其 Strain、UTS、YS 等機械性質，並使用同步輻射光源得繞射圖譜，藉由 CMWP 等軟體分析微結構
黃威捷	B	A	交大材料系	黃爾文					
湯浩正	C	A	交大材料系	黃爾文					
廖堃硯	C	A	交大材料系	黃爾文					
劉馨霖	C	A	交大材料系	黃爾文					
蔡舒琴	C	A	交大材料系	黃爾文					

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
核能技術及後端處置之安全強化研究計畫期中報告	葉宗洸、許文勝、白寶實、施純寬、周懷樸、馮玉明、陳紹文、王美雅、李進得、王仲容、許政行、翁輝竹、許榮鈞、薛燕婉、潘欽、歐陽汎怡、開執中、開物、黃爾文	2016	清華大學 海洋大學 交通大學	C	
核一廠用過燃料池之 TRACE 模式建	王仲容、施純寬、陳紹文、蔣宇、	2016	清華大學	c	

立與研究	曾永信、白寶實				
核一廠用過燃料池之 CFD 模式建立與研究	王仲容、陳紹文、施純寬、辜郁庭、曾永信、白寶實	2016	清華大學	c	
核一廠用過燃料池之 MELCOR 模式建立與研究	王仲容、施純寬、陳紹文、蔣宇、曾永信、白寶實	2016	清華大學	c	
核一廠用過燃料池之 FRAPTRAN 模式建立與研究	王仲容、施純寬、陳紹文、李宛芸、曾永信、白寶實	2016	清華大學	c	
核一廠用過燃料池之再臨界研析	王仲容、施純寬、陳紹文、何愛玲、曾永信、白寶實	2016	清華大學	c	

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。

【II 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
2016 WORKSHOP _ Advances in Reactor Physic	A	A	2016/02/24	2016/02/24	清華大學 核工所	清華大學	

註：

1. 性質：A 技術研討會、B 競賽活動、技術說明會或推廣活動、D 其他。
2. 屬性：A 國內活動、B 國際活動。

【I2 參與技術活動】

參與活動項目名稱	性質	屬性	舉辦日期 (起)	舉辦日期 (迄)	主辦單位	是否獲獎	

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

「核能技術及後端處置之安全強化研究」 期末報告_初步審查意見表

編號	頁碼	審查意見	意見回覆
1		<p>總體意見:</p> <p>各項計畫內容詳實，計畫成果可作為核能安全的審核之依據，協助管制單位評量。計畫成果也培育了許多的核能人才，並將結果論述於國際研討會，不只利於國際技術的交流，也展現台灣在世界的能力。</p>	<p>謝謝委員肯定!</p>
2		<p>1. 第 4 章的結論與建議，可以讓讀者有效的了解子計畫的成果，所寫的方式簡潔清楚，顯現前面相同內容所寫的方式不易理解，或以敘述性描述。如 p.449 的再臨界研析，與 p.269-270 相較，前者(p.449)內容表達較清楚。</p> <p>2. 此外 p.270 的寫法，相關分析結果以投稿於。。。會讓人誤會是再臨界的分析投稿?但是又好像再臨界只有資料蒐集，並無實際分析。最好標明是子計畫的成果-論文及人才培育</p>	<p>1.後續會對文字描述的部分作更精確的描述。</p> <p>2.會在本段前方加上論文及人才培育的子標題。</p>
3		<p>3.4 前瞻核能材料安全性評估分析暨國際合作</p> <p>建議國際合作部分，另列一節，因為閱讀起來不順，如 p.314 突然國外學者會議報告，前後很難接。本來是研究結果，突然跳至國際合作。建議另列小節，在小節裡再說明是哪子計</p>	<p>1. 已按照委員意見修改，於第 432 頁增加一節(3.4.4 國際合作) 關於國際合作部分。</p> <p>2. 在 104 年度期末報告 P.488 主要指標佐證資料表，已將論文及人才培育條列呈現。</p>

		<p>畫的國際合作。</p> <p>此外論文及人才培育如果要顯現，最好也是做一總表，可以清楚表達同類別的東西。</p>	
4		<p>p.225 圖 3.3.10 不易了解，水位上升護套溫度上升，且都在同一個水溫停下來，水位下降護套溫度下降，雖然 p.233 提到“靜壓力變化，水的飽和溫度發生改變”，但是否可以更清楚描述原因？水位與護套溫度關係如何形成？依照結果看來，護套溫度是水位的函數，而且水位高護套溫度高？因此原始水位其護套溫度最高？</p> <p>p.255 圖 3.3.41(a)有相同的趨勢 0 秒鐘 原始水位，燃料溫度 560K；水位降低(p.256 圖 3.3.41(b)) 燃料溫度下降至 374K。因此趨勢是相同的水位高燃料溫度高。但其差異有 190K，而護套溫度差只有(374-386) 圖 3.3.10，可否說明？</p> <p>且為此外水位將到燃料頂部原為 66 小時，考慮蒸發才變為 79.9 小時 (p.243)，所以之前並未考量蒸發？燃料表面會不會產生氣泡？</p>	<p>因為靜水壓讓沸點改變，才造成如圖 3.3.10 的護套溫度結果，因此而改變的溫度範圍並不大，與圖 3.3.41(a)現象並不相同。溫度到達同溫度停止是因為注水是在相同水位停止，此位置的沸點為相同溫度。</p> <p>圖 3.3.41(a)中 0 秒的 MELCOR 護套溫度為 560K，此設定值為電廠運轉時之燃料溫度，並非燃料池之護套初始值，因為相較於衰變熱此初始值影響結果並不大，並在數個 Time step 後就會回到正常數值 300K 附近，所以並無對此值做精確設定，不過會在之後對其做出修改，所以此處 560K 變到 374K 的現象為 MELCOR 計算上之問題，與圖 3.3.10 並無直接關聯。</p> <p>燃料表面在此熱通量下確實不會產生沸騰。</p>
5	p.243	<p>下降速率約為 <u>1.013m/hr</u> 較原分析之 <u>0.1054m/hr</u> 略慢？</p> <p>是否有誤？</p>	<p>此為 0.1013m/hr 之誤植，已進行修正</p>
6	p.256	<p>圖 3.3.26 圖示中棋盤擺置的未曾說明？</p>	<p>由於此圖之資料係已整合至圖 3.3.27 中，故於原圖 3.3.26 將可刪除；且原圖 3.3.27 之描述亦將同步修正為：</p> <p>「如圖 3.3.27 所示，在考量不同研究計畫中擺置效應往往因為水位計算之差異而出現時間的不一致性，故於本比對工作中，係將其轉換為裸露長度，以排除不必要之時間差異。其比對結果顯示，本再分作業所獲之結果與核研所</p>

			<p>先前所執行之分析結果相近，僅因為前述之水量計算而有略低之趨勢。但相較於其它案計算結果而言，仍比先前台電因保守忽略燃料束水棒之故，而呈現極為保守之分析結果。最後，評估在將水棒納入模擬之前題下，燃料池在事故過程中導致燃料露前，預期將有遠高長於採用盤式擺置所造成的結果差異，故可證實在更為詳實的模擬狀況下，確可忽略不同擺置所造成的熱流影響，而逕以集中式擺置之結果作為判定現有救援措施是否滿足需求之依據。」</p>
7		<p>附件 A,B 之後附件並未說明也未整理無頁碼，看起來是出國報告，希望能有一定格式及表列出有哪些出國?再依照表列，把出國報告依順序列出。</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 有重複,EUROCCR 2015 有兩個，內容一樣但格式不同，KOREA 長隧道災害..也有兩篇重複 2. 最後一個出差報告是林彥儒至德國，最後倒數第二頁 為五其他沒內容，接一個出差旅費表，但出差旅費表示黃爾文 夏威夷，似乎內容有誤 	<p>謝謝委員指正! 擬依委員意見辦理</p>
8	443	<p>本研究完成龍門電廠假想類福島複合型災變事件時序擬定，根據所彙整之福島事故資料，擬定龍門電廠假想類福島複合型災變事件之時序，並使用龍門電廠 TRACE、RELAP5、MAAP5 分析模式來進行假想類福島複合型災變模擬並評估斷然處置措施之有效性，以及比較 TRACE、RELAP5、MAAP5 模式分析結果之差異性。顯示若電廠在事故時執行斷然處置措施，能確保龍門電廠在發生類似福島複合式災變時電廠處於安全的狀態。</p> <p>本分析結論與一般外界分析結論一致，其建議事項台電亦已採用，「斷</p>	<p>謝謝審查委員的建議，下年度斷然處置措施會納入 EPG/SAG Rev. 3 & 4 以及國際間發展的 FLEX 策略為研究重點。</p>

		<p>然處置」措施已獲BWROG認可並納入其 EPG /SAG Rev. 3 & 4正式步入國際舞台，</p> <p>建議未來應以納入 EPG /SAG Rev. 3 & 4 之斷然處置措施為研究重點</p>	
9		<p>3.1.1 節利用程式分析類福島災變與斷然處置策略:案例一假設 RCIC 與 ACIWA 均可用，而案例二假設 RCIC 與 ACIWA 均不可用。案例一與案例二計算結果不同，除了是否使用斷然處置措施外，很大一部分是來自於 RCIC 與 ACIWA 之假設。如要探討斷然處置措施之功效，建議應該除了斷然處置措施外，其他之假設應該維持一致。</p>	<p>謝謝審查委員的建議，案例二假設 RCIC 與 ACIWA 均不可用是採取較保守假設，以探討當龍門電廠處於最劣勢的情況下，電廠會多久時間到達法規安全限制的條件，以期評估電廠執行緊急操作程序之餘裕。未來探討斷然處置措施之功效，會遵照委員之意見，將其他假設條件維持一致。</p>
10		<p>3.1.1.3.2 節 RELAP5 分析龍門電廠斷然處置策略:案例一對於 AC 電源的假設說明不夠清楚，如果在 300 秒喪失外電時，就假設全黑，則高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式將因喪失電源無法將冷卻水注入反應器中。然而報告中卻描述高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式可以將冷卻水注入反應器中。如果不是在 300 秒時全黑，報告中並未交代何時全黑。</p>	<p>謝謝審查委員的建議，在報告 3.1.1.1 節中，有類福島災變時序模擬說明，事故發生 380 秒後，電廠喪失所有交流電源，即電廠全黑(高壓爐心灌水系統及餘熱移除系統低壓灌水模式失效不可用)。根據委員的建議，會再修訂並清楚的說明 3.1.1.3.2 節 RELAP5 對於 AC 電源的假設。</p>
11		<p>3.1.5 節溫度分層討論了 T4、T5、T6 的溫度分布，但是 T4、T5、T6 的位置並未說明。其餘溫度(T1 …etc)的位置亦未說明。</p>	<p>已照委員意見修改，於第 148 頁增加溫度量測位置說明。</p>
12		<p>3.2 3.2 節核電廠圍阻體嚴重事故安全分析:出現:應用 FLACS 作爆炸方面的評估案例[錯誤! 找不到參照來源。] 請修正。另外，每台 PAR 之處理能力為 0.5kg/h，請說明為何假設 PAR 裝</p>	<p>1. 感謝委員指正，其來源為分項計畫二參考文獻第 31 項，並已修正報告書內容。</p> <p>2. 日本女川 2 號機為沸水式反應器，其圍阻體構造與國內核一廠相近，故參考</p>

		設 17 台?	其申請符合新規制基準所設計的 PAR 系統，每台 PAR 之處理能力為 0.5kg/h，共設置 17 台。
13	232, 241, 242	3.3 節用過燃料池冷卻能力安全分析精進，232 頁核一廠用過燃料池喪失正常冷卻循環系統事故分析：假設條件為初始狀態為總衰變熱功率 8.99 兆瓦、初始池水溫度 51.7 °C。而 241 頁若在全爐退出並停機七天後假設發生冷卻喪失，此時退出之燃料初始總衰變熱功率為 6.533MWt。242 頁初始池水溫度 41 °C，兩者不一	p.241 頁中所提之 6.533MWt 係指退出之燃料熱負載，故在考慮燃料池中更早周期退出之燃料，兩者並無不一致，已修正其文字描述，使其一致。 再者，此分析中 CFD 所採之條件係假設在可開蓋進行燃料吊運之瞬間，即完成燃料吊運作業，以求整體熱負載得以最為保守，故在參採此假設下，將初始溫度設定為 41°C；又，經預估此一初始溫度之差異所造成之誤差將僅有 1.6 小時左右之差異，並不影響對現有措施之適用性之評估結果。
14	共通性問題	許多數據以不同顏色線條呈現，但報告以黑白列印，易造成讀者無法閱讀，建議不同數據以不同形狀(圓圈或方形等呈現)，便於日後讀者閱讀，及文獻資料永久保存，研究資產為國家重要資源，當妥善管理保存及應用。	依委員建議修正，以提高圖形曲線識別度。
15	128	請概述 ABWR 與 BWR 水化學模擬分析之差異點?	ABWR 並無再循環系統，與 BWR 的主循環迴路有差異，各區域模擬分析有差異，降流區之後的區域最為明顯。
16	134 135	圖 3.1.4.5 請於文中說明 flow path 與 1, 2, ...~10 為何?並請分析曲線高低起伏之原因，便於讀者閱讀。	依委員建議標示於圖旁，並增加說明於文內。
17	390	請於圖 3.4.3.10 及 11 以箭頭標示差排環位置，其餘疊差環處亦請一併標示，便於讀者閱讀。	於第 380 頁，已重新用箭頭標示差排位置
18	400	圖 3.4.3.19 少一張圖?	於第 390 頁，已補齊 IG-110(左圖) 之 as-received(未氧化)樣貌。
19	402	表 3.4.3.4 Oxidation Rate 表格格線錯位。	於第 392 頁，已修正表格線錯位問題

20	415	請說明圖 3.4.3.34 HR-224 於 50% H ₂ O 環境 mass gain 最小的可能原因，比 100% Helium 及 10% H ₂ O 還小？	HR-224 在含水氣的環境下，生成的氧化膜易剝落，從 SEM 的圖上可以看到剝落的痕跡，是造成 mass gain 變小的原因。
21	426	圖 3.4.3.53 及 55 之 (c) 未見 BEI 影像，是否標示錯誤？	於第 415 頁，已移除 BEI 影像字眼
22	431	圖 3.4.3.61 縱軸未標示單位？	於第 420 頁，以增加單位為 (g)
23	440	請說明拉伸試片如何加工？是否影響後續 d-spacing 量測？	藉由機械工廠加工後並熱處理以去除加工所造成的殘餘應力，因此並不會影響後續的 d-spacing 量測。
24	441	圖 3.4.3.76 標成 圖 4.3.76	已更改為圖 3.4.3.76
25		關於被動式氫氣再結合器 PAR 部分，在簡報時有情境四與情境五，惟期末成果報告中並無相關敘述，請說明。	期末報告初稿撰寫時，情境四與情境五的計算結果雖已完成，尚需時間進行資料整理及圖表繪製，故未將相關敘述放入初稿中，擬於期末報告修正版中完整呈現。
26	P.444	4.1.3 進步型沸水式反應器嚴重事故分類及舒緩決策輔助系統 電廠發生肇始事件並導致跳機，辨識系統將擷取電廠跳機後 60 秒之數據，藉由特徵萃取器擷取特徵值與搭配機率神經網路，來進行事故辨識，最終辨識率最高只達 8 成多，請問是否足夠，或其終極目標為何，請更進一步說明。	謝謝委員的提問。在事件數達 112 件與事件類別達 12 類的情況下，目前 8 成多的辨識成功率，基本上已有一定的助益。由於現採用的特徵萃取器僅著重於感測器訊號時序上的變異，使得冷端破口與熱端破口(僅 12 類中的 2 類)的辨識(尤其是小破口)結果不佳，致使誤判的情況發生。如結論與未來工作說明，下階段的目標，將先由改善特徵萃取的面向切入，希冀能逐步改善辨識率。

D. 國外差旅出國報告

國外差旅費總表

國外或大陸地區差旅費：

分項計畫	參訪名稱	參訪人員	參訪日期	參訪地點
分項一 子項一	北京清華公物系與國核科學技術 研究院	馮玉明	104.10.18— 104.10.25	中國大陸-北京
分項一 子項三	北京清華大學	周懷樸	104.08.12— 104.08.16	中國大陸-北京
分項二	「7th Korea/Japan/Taiwan Joint Seminar for Disaster Prevention Measures of Long Tunnels」並與國 外專家進行技術討論	許文勝 楊雋之	104.11.23— 104.11.29	韓國首爾
分項四	美國普度大學核工系	莊天睿	105.2.27— 105.7.22	美國-普度大學

出席國際學術會議、參訪、研訓活動等差旅費：

計畫編號	參訪名稱	參訪人員	參訪日期	參訪地點
分項一 子項二	16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16)	陳紹文	104.08.29— 104.09.06	美國芝加哥 Hyatt Regency, Chicago, IL, USA
分項一 子項二	16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16)	李進得	104.08.29— 104.09.06	美國芝加哥 Hyatt Regency, Chicago, IL, USA
分項一 子項三	美國核能學會冬季會議及核能科 技展示會	周懷樸	104.11.05— 104.11.15	美國芝加哥 Hyatt Regency, Chicago, IL, USA
分項一 子項三	國際核電廠儀控會議	周懷樸	105.04.15— 105.04.23	美國舊金山
分項一 子項四	Eurocorr 2015 國際學術會議	王美雅	104.09.04— 104.09.15	奧地利格拉茨

分項一 子項四/ 分項四 子項三	Eurocorr 2015 國際學術會議 INGSM-16 國際會議	葉宗洸 葉宗洸	104.09.04— 104.09.10(分 項一) 104.09.11— 104.09.19(分 項四)	奧地利格拉茨(分 項一) 英國諾丁漢(分項 四)
分項一 子項五	2016ICAPP 國際會議	張志宇	105.04.16— 105.04.21	美國舊金山
分項一 子項五	ANS 國際會議	施純寬	105.06.10— 105.06.18	美國路易斯安那 州紐奧良
分項二	AOSFST10th 國際會議	許文勝 楊雋之	104.10.04— 104.10.10	日本筑波市
分項三	ANS 國際會議	張皓鈞	104.10.31— 104.11.11	美國華盛頓
分項三	ANS 2016 Spring 國際會議	王亭懿	105.06.10— 105.06.28	美國紐奧良
分項三	ICAPP 國際會議	鄧治東	105.04.14— 105.04.25	美國舊金山
分項四 總計畫	CAMP 2016 Spring 國際會議	陳雄智	105.04.24— 105.05.01	阿拉伯聯合大公國 阿布達比
分項四 子項一	第一屆亞洲反應器物理學術大會 Reactor Physics Asia 2015 Conference (RPHA15)	薛燕婉 許榮鈞	104.09.16— 104.09.19	韓國濟州
分項四 子項一	第一屆亞洲反應器物理學術大會 Reactor Physics Asia 2015 Conference (RPHA15)	王瑞渝 孫如璟	104.09.12— 104.09.18 104.09.15- 104.09.23	韓國濟州
分項四 子項一	2015 ANS Winter Meeting and Nuclear Technology Expoand the embeded12thInternational Topical Meeting on Nuclear Applications of Accelerators(AccApp'15)	許榮鈞	104.11.07— 104.11.16	美國華盛頓

分項四 子項二	7th Korea/Japan/Taiwan Joint Seminar for Disaster Prevention Measures of Long Tunnels	白寶寶	104.11.15— 104.11.29	韓國首爾
分項四 子項二	16 th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics (NURETH-16)	王予柔	104.08.28— 104.09.12	美國芝加哥
分項四 子項三	17 th International Conference On Fusion Reactor Materials(ICFRM17)	林彥儒	104.10.10— 104.10.24	德國亞琛
分項四 子項三	International Conference of Plasticity, Damage & Fracture 2016	黃爾文	105.01.03— 105.01.12	美國夏威夷州

國外或大陸地區差旅費：

(分項計畫一)

參訪『北京清華公物系與國核科學技術研究院』出國報告

出國人員：馮玉明 國立清華大學工程與系統科學系

出國日期：104.10.18—104.10.25

出國地點：中國大陸-北京

一、參訪經過

10/18 中午由學校出發至桃園機場中正機場二航廈，搭下午3:20 長榮航空班機，於下午7:00 左右順利抵達北京國際機場，隨即搭車至下榻飯店。

10/19-10/21 參訪北京清華工物系與核能科學與工程管理研究所，本子計畫"龍門電廠斷然處置措施爐心安全及審查技術研究"主要是使用TRACE、RELAP5、MAAP程式，根據我國龍門電廠測試及設計資料，精進電廠TRACE、RELAP5、MAAP 熱水流安全分析模式，並進行電廠斷然處置措施之研究與評估。台電公司與清華大學合作，提出因應類福島複合型災變之有效對策『核能電廠機組斷然處置程序指引』，並使用電廠系統分析程式驗證其使命必達之有效處理類福島複合型災變之能力。我國在核能電廠安全演習中，已加入電廠斷然處置措施之演練，並已考量必要時直接引用海水注入反應器。台電公司之核能電廠機組斷然處置程序指引是極受國際重視之策略，國際間在考量核能安全規劃的重點任務中，因應福島事故而增加了『嚴重事故的預防與緩解』及研究建立『核設施斷然處置程序』之要求。

斷然處置並不是在緊急情況下向爐心灌海水那麼簡單，而是在緊急情況下採取緊急措施，那怕核能電廠報廢也要確保民眾安全，減輕事故後果。採取斷然措施需要很多考量，做足預案。假如本來還沒到緊急關鍵，但採取了斷然措施，幾年後調查發現沒必要，誰來承擔責任?所以斷然處置這個說法是對的，但具體措施還需要深入研究-在甚麼情況下，採取甚麼樣的措施，由誰來決定?由誰來實施?同時也要參考國際的經驗，而斷然處置未來亦可能為國際核能界所接受及採行。我國是斷然處置措施之創始國，我國核工從業者均與有榮焉。為了龍門電廠之安全提升，以及有效應對類福島複合式核災變之緩解，應對電廠機組斷然處置程序指引予以深入研究確立斷然處置程序的最適切性，以做為電廠之各種有效安全保障中的一道使命必達的處理策略。

此次主要是拜訪下面幾位教授，並進行成果簡報與交流:

- 俞冀陽教授

俞教授專長為安全熱工水力，進行安全分析相關計畫有大型先進壓水堆非能動安全殼瞬態熱工分析程序聯合開發嚴重事故下計算流體力學分析程序開發核電廠安全殼內氫氣行為研究俞教授擬開發所謂數值化反應爐，在嚴重事故分析方面，就需要我方的大力協助，日後兩方的交流合作，應該會非常密切。

- 王侃教授

工程物理系王侃教授，也是他們核能科學與工程管理研究所 所長，王所長專攻反應堆物理 (Reactor physic)、數值計算方法及程序以及多物理耦合數值化反應堆平台等。對於本計畫嚴重事故的預防與緩解以及核設施斷然處置之研究會有所助益。

- 黃善仿教授

黃教授專長也是反應器熱工水力，對於嚴重事故安全分析也有興趣，他也是我的兩位清華碩士雙連學程的指導教授之一，貴我雙方除了交換最近研究成果與心得之外，學生的論文題目也是討論的重點之一。此外，黃教授近年來投入傳統大型系統安全分析程式與計算流體力學(CFD)程式耦合的研究，這也是我方未來計畫可能走向之一，所以我方也請黃教授及其學生相關進展與方法。

- 劉井泉教授

劉教授專業為反應器安全，其主持多項核能相關計畫，其中與本計畫有關的當屬嚴重事故堆心評估軟體設計。此次主要是交流兩邊嚴重事故程式分析的現階段成果，尤其是我方斷然處置措施以及其相關靈敏度分析之成果，劉教授以及其相關學生都很有興趣，雙方討論也頗熱絡。

10/22~10/24 參訪大陸國家核電技術研發中心(以下簡稱國核技)並進行學術交流。國核技隸屬中國大陸國家核電技術公司(以下簡稱國家核電)下屬單位之一，其於2008年10月24日在清華大學揭牌成立。國核技是國家核電技術公司和北京清華大學合作建立的產、學、研、平台，吸收並發揮前者的產業與政策資源和後者的科研與人才優勢。承襲上次參訪之內容，主要是透過我指導的博士 劉建忠博士，參訪軟件技術中心。該中心於今年初發表COSINE 工程驗證版本，其程式包含了爐心物理與熱水流設計、系統安全分析、概率安全分析、蒙地卡羅模擬、燃料設計與性能分析、嚴重事故分析等程式。其中系統安全分析部分基本上是本子計畫使用的程式RELAP5 發展的，而嚴重事故分析程式則與本子計畫使用的程式MAAP5 類似，所以雙方交流，有助於計畫的進行。

此次參訪主要是透過劉博士之邀請，劉博士去年從清華核工所畢業後於今年3月起，進入北京國核技軟件技術中心核能熱工安全評估組工作，其主要參與大陸自主開發核能安全評估軟件之工作。在安全程式分析模式校驗方面，他們是非常需要我們的經驗與能力，在這方面，雙方有很大的合作空間。

本子計畫主要是進行電廠TRACE、RELAP5、MAAP 模式之研究，並確認模式計算之一致性，以精進電廠TRACE、RELAP5、MAAP 模式。進而確認核能電廠在遭遇類福島複合型災變時之安全性，並驗證電廠斷然處置程序擬訂之適切性，以期能提升國人對核能電廠運轉安全之瞭解度與信心度。在這幾天的參訪交流之中，貴我兩方針對嚴重事故與我國因應類福島的多重災害與事故所發展特有的斷然處置措施，互相交流，奠定日後進一步進行合作之基礎。此外，由於我國相關研究經費之短缺，在核能安全分析上面，僅能被動地採用國外發展的系統程式，如何學會使用程式、建立正確的輸入檔以及演繹分析事故演變的時序與結果就成為我們研發的主要研究內容與成果。對岸的研發經費與參與人力非常龐大，且有高度的企圖心與抱負，因此每個研發單位均有自行研發安全分析或嚴重事故分析系統程式的研究課題。故雙方的交流，除了研究成果之交換與互補之外，對於我們學生未來之出路，也多了一種選擇。

10/25 晚上7 點半搭長榮班機從北京返國，並於晚間10 點左右平安抵達桃園機場。

參訪『北京清華大學』出國報告

出國人員：周懷樸 國立清華大學工程與系統科學系

出國日期：104.08.12－104.08.16

出國地點：中國大陸-北京

一、合作研究過程

本人與北京清華大學工物系合作，共同研究發展核輻射量測系統，供太空探測x 光偵檢器使用，研究計畫分別由二校支持，為期三年，定期舉行研討會交換研究心得，本(2015)年是第三年，七月前往北京清華大學與劉以農教授及合作計畫的研究人員，交流研究成果，並準備結案工作。此次本人是針對核電廠事故預警及應變方法之研究，進行合作計畫討論，並探討在深圳清華研究院共同開課及培訓研究生事宜。

二、研究內容

在核電廠發生事故的初期階段，為了確保核能安全，須考慮超越核電廠設計基準事故的發生。雖然發生超越設計基準事故的機率非常低，但這樣的事故如果發生可能會導致嚴重的後果。台灣第四座核能電廠—台灣電力公司所屬龍門核電廠為台灣第一座進步型沸水式反應器，被選為本研究中模擬的對象，其全域模擬器用來產生測試資料，並幫助研究方法之建立。下列為本研究考慮之常見的初始事件：喪失冷卻水事故(Loss of coolant accidents)、喪失全飼水事故(Loss of all feedwater)、喪失場外電源事故(loss of offsite power)、電廠全黑事故(Station blackout)。

本研究將兩種取向的方法做結合，首先電廠損害狀態藉由徵兆取向的參數，決定了初始事件，當核電廠發生事故時，顯示燈變化的各種組合，可反應為不同的初始事件，藉由模擬器模擬各種事故，即可預先得知每個初始事件將會顯示何種燈號的組合及時間發生的序列。同時模擬器也提供了安全系統的狀態，可提供圍阻體中各組件可用與否的狀態來協助事件樹中上方事件的判斷。辨識電廠損害狀態後，將選定的初始事件與相對應之事件樹連結，而使用正確的事件樹，便可藉由先前機率風險評估的結果得到爐心熔毀頻率。利用徵兆取向與事件取向之結合的方法，對核電廠事故預警及應變方法便能有效地幫助。

研究內容事故預警為第一部分，應變方法則為第二部分，其中第一部分採用徵兆取向的方法；第二部分使用事件取向的方法。徵兆取向及事件取向方法的結合為本研究中最核心的架構。在第一部分中，本研究主要利用台灣第一座進步型沸水式電廠：龍門電廠之模擬器3keymaster 進行事故的模擬，由於模擬的事件設定為可能導致嚴重事故的初始事件，因此選定了常見的初始事件做為模擬：喪失冷卻水事故(Loss of coolant accidents)、喪失全飼

水事故(Loss of all feedwater)、喪失場外電源事故(Loss of offsite power)、電廠全黑事故(Station blackout)。藉由模擬器中運轉員選單檢視，可以觀察並記錄電廠損害狀態，電廠損害狀態包含三個部分：(1)電廠損害狀態參數；(2)安全系統之旁通與不可操作狀態顯示；(3)爐心水位、壓力、功率變化趨勢。在選定的初始事件下一一記錄各個不同的電廠損害狀態，如此一來，在實際發生事故時，可藉由已記錄之資訊來辨識初始事件，由電廠損害狀態參數可達成初步的辨識，而安全系統之旁通與不可操作狀態顯示及爐心水位、壓力、功率變化趨勢可以做最終的辨識，辨識初始事件之後即可對核電廠進行預警。

第二部分則是使用WinNUPRA 3.0 程式，並利用核研所的龍門模組及各個上方事件的失效機率，來進行事件樹的分析，得到事故序列及其爐心熔毀頻率，首先檢視各個爐心熔毀頻率並進行排序，觀察最高及次高的事故序列進行回推，可找出事件樹中最關鍵的上方事件。另外除了排序爐心熔毀頻率的高低之外，也觀察在前段的上方事件就導致爐心熔毀的事故序列，因為越前面的上方事件，代表能夠進行應變的時間越短，根據關鍵的上方事件，可以進行事故的應變及決策。

三、參訪成果與建議

本人合作計畫已完成階段性成果，參與研究生也順利畢業，此次前往討論最主要之成果一是本人具體安排與劉以農教授未來合作議題之推展。藉由徵兆取向及事件取向方法的結合，在事故模擬下得到了預期的效果，徵兆取向的方法，可以藉由觀察電廠損害狀態來辨識及預警，已辨識的初始事件可用於事件取向的方法來進行事件樹的分析，最終預期能幫助運轉員在面對事故時，進行最適當的應變。

本研究將兩種取向的方法做結合，首先電廠損害狀態藉由徵兆取向的參數，決定了初始事件，當核電廠發生暫態時，顯示燈變化的各種組合，可反應為不同的初始事件，藉由模擬器模擬各種事故，即可預先得知每個初始事件將會顯示何種燈號的組合及時間發生的序列。同時模擬器也提供了安全系統的狀態，可提供圍阻體中各組件可用與否的狀態來協助事件樹中上方事件的判斷。辨識電廠損害狀態後，將選定的初始事件與相對應之事件樹連結，而使用正確的事件樹，便可藉由先前機率風險評估的結果得到各個不同事故序列之爐心熔毀頻率。

建議深圳清華研究院共同培訓研究生事宜，能順利推動，雙方交流將可更落實於畢業論文。

(分項計畫二)

赴 Seoul, Korea 參加『「7th Korea/Japan/Taiwan Joint Seminar for Disaster Prevention Measures of Long Tunnels」並與國外專家進行技術討論』出國報告

出國人員：許文勝 國立清華大學原子科學技術發展中心

楊雋之 國立清華大學能源與環境研究中心

出國日期：104.11.23—104.11.29

出國地點：韓國首爾

一、參訪經過

● 11/23 啟程

本團隊於 2015 年 11 月 23 日搭乘長榮航空(BR170)班機前往韓國首爾，此次出國主要目的為參加 7th Korea/Japan/Taiwan Joint Seminar for Disaster Prevention Measures of Long Tunnels，並與台日韓火災學者專家進行意見交流與討論。

該研討會每年由台灣、韓國、日本輪流舉辦，本屆由韓國主辦，訂於 2015 年 11 月 27~28 日於 Annex of Seo-So-Mun to City Hall of Seoul Welfare Center 舉行，11 月 24 日~26 日則安排各國學者專家進行意見交流。

● 11/24~11/27 參加「7th Korea/Japan/Taiwan Joint Seminar for Disaster Prevention Measures of Long Tunnels」研討會及專家學者交流

核能電廠屬於特定用途且構造上較為封閉之建築物，與隧道空間有類似之特性，國際上雖然有許多關於核能安全分析議題的研討會，但少有針對核電廠的火災風險進行深入探討，故參與此次研討會的主要目的之一，就是希望能看到關於火災評估工具及其應用方面的成果討論，以便未來能應用在核能電廠。來自韓國的 Hyun-Joon, Shin 博士介紹隧道風幕技術 (Tunnel Air Curtain System)，主要是利用氣流在火場內建立空氣阻隔層，使濃煙受到侷限以維持較佳的視線，延緩濃煙對滅火行動的干擾並爭取更多的人員逃生時間，目前已安裝在韓國 2 個公路隧道的救助站，依照 2D 及 3D 的火災模擬結果，出風角度在 15 度、風速在 30m/s 時能維持最佳性能。

本次韓國的 Prof. Ju-Hee 及日本的 Prof. Tanaka 則發表有關隧道內火災所產生的逆煙層 (Backlayer) 特性，Prof. Tanaka 的研究建立 1/20 的隧道實驗模型，並推算縮小尺寸後的風機風速，於實驗模型內裝置熱電偶及攝影機，以測得不同風速情況下的逆煙層風速及溫度，實驗結果顯示，當起火點在噴流風機附近且風速很大的條件下，會

引發起火及逆煙層；Prof. Ju-Hee 亦參考 Prof. Tanaka 的實驗裝置，調整 CFD 數值模擬內的各種設定條件，比對其結果，對未來在使用火災模擬工具的應用上具有參考價值。

此外，在隧道火災的研究領域上，也開始發展量化風險評估(QRA)的概念，積極蒐集 QRA 所需的數據，而核能電廠採用風險評估(PRA)的方式已行之有年，所建立的資料庫及方法論均較為完整，如美國 NRC 發佈有關核電廠風險評估方法論的相關導則 (NUREG/CR-6850)，亦藉此機會與國外學者相互交流，提供我們在核電廠研究計畫的實務應用經驗。

- 11/28 參觀 Hong-ji-mun 隧道及其行控中心

Hong-ji-mun 位於首爾市近郊，隧道總長度 1,892m，寬度 27m、高度 5.2m，採半橫流式通風 (Semi-transverse Ventilation) 系統，該隧道曾於 2003 年 6 月發生中型巴士與小客車追撞事故，導致 40 人受傷。參觀前由行控中心進行簡報 (詳見圖 3~5)，說明隧道的消防設備及緊急時的排煙計畫，隨後實地進入隧道排煙坑道，參觀排煙風扇、排煙坑道及排煙口 (詳見圖 6~8)。

為了在隧道發生事故的第一時間，避免車輛持續進入隧道而造成救援困難，韓國方面在隧道口設置能自動垂降之大型布幕 (詳見圖 5)，由行控中心控制，當隧道內事故排除後再將布幕升起，相較於隧道上方的跑馬燈更能吸引駕駛人注意，值得我們借鏡；而在緊急排煙的設計策略方面，該隧道的排煙風扇設在排煙坑道的一側，車行隧道則位於排煙坑道下方，其排煙方式是在排煙坑道的地板設置不同比例的開口 (詳見圖 8；25%開口)，與排煙風扇的距離愈遠，則開口的比例愈大，一旦下方的車行隧道發生火災，行控中心監控到火災訊號，即將風扇的轉向調整 (詳見圖 6)，由通風模式 (將外氣送入隧道內) 改成排煙模式 (將隧道內濃煙排至戶外)，為避免在風扇附近的風壓過大，故開口比例較小，但火災若發生在距離風扇較近的地點，雖然距離洞口較近，但此處的排煙開口比例較小，能否應付火災時的大量濃煙，應可再作進一步的討論和評估。

- 11/29 回程

在為期五天的研討會及討論行程結束後，本團隊即於隔天，11 月 29 日搭乘長榮航空(BR159)班機返台。

二、參加心得

台日韓隧道火災研討會為火災科學技術領域中與亞洲區國際學術接軌之重要交流平台，國內係由 SFPE (社團法人美國消防工程師學會台灣分會) 負責協辦，SFPE 是美國重要的消防工程專業民間組織，成立宗旨為促進消防工程相關領域之技術及實

務交流，並推動消防教育之工作、專業訊息研討交流等，目前已是國內火災、消防領域之專業溝通平台，國際上雖然有許多關於核能安全分析議題的研討會，但少有針對核電廠的火災風險進行深入探討，經由此次研討會之參與，除了聽取國際學者專家與其他研究人員發表之最新研究成果，有機會獲知第一手研究資訊及未來的研究趨勢，像是 CFD 數值模擬的應用設定、火場風幕設備之應用研發等，此外，在與其它專家學者互動交流的過程中，拓展學術合作的機會，對本研究室日後在火災相關議題的研究上獲益良多。



圖 1 作者於台日韓隧道火災研討會場留影



圖 2 作者於台日韓隧道火災研討會場合影



圖 3 參觀 Hong-ji-mun 隧道行控中心並聽取簡報(1)



圖 4 參觀 Hong-ji-mun 隧道行控中心並聽取簡報(2)



圖 5 參觀 Hong-ji-mun 隧道行控中心並聽取簡報(3)



圖 6 參觀 Hong-ji-mun 隧道通風/排煙裝置



圖 7 參觀 Hong-ji-mun 隧道排煙坑道



圖 8 參觀 Hong-ji-mun 隧道排煙坑道之排煙口

(分項計畫四)

參訪『美國普度大學核工系』出國報告

出國人員：莊天睿 國立清華大學工程與系統科學系

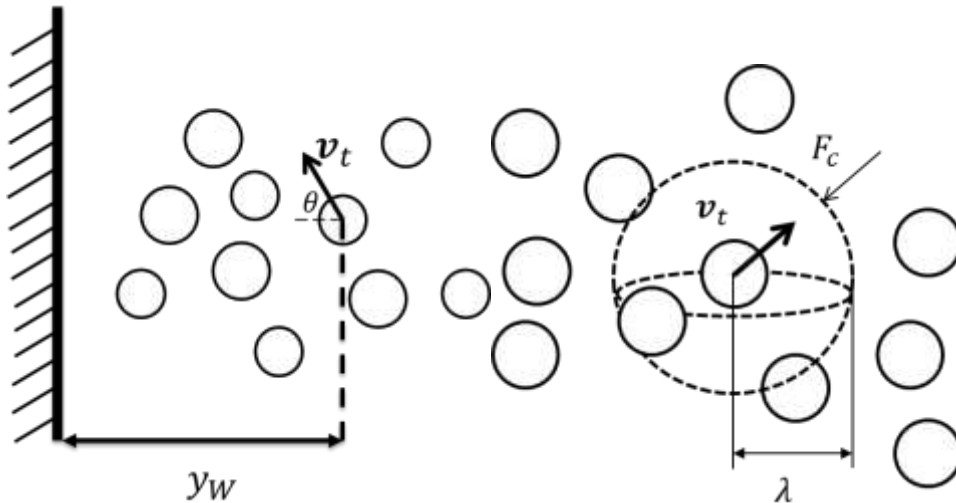
出國日期：105.2.27—105.7.22

出國地點：美國-普度大學

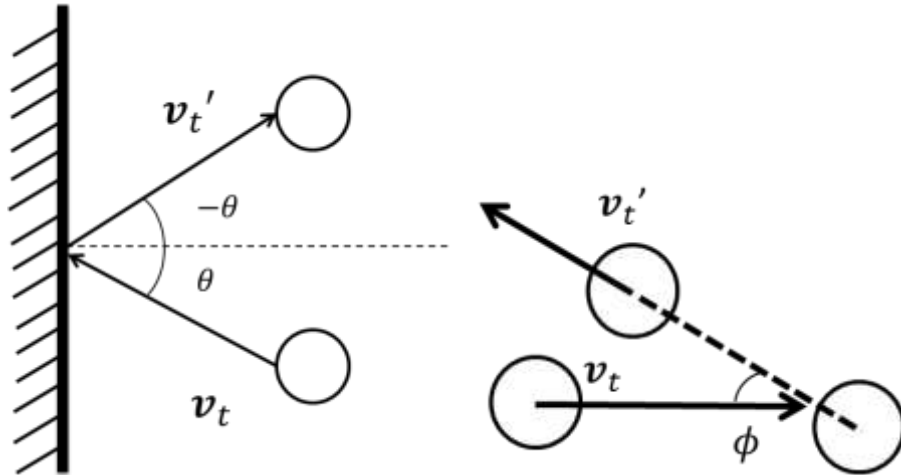
一、參訪經過

普渡大學 Hibiki 教授在雙相流的數學模型上有卓越的研究成果。如昇力、壁面成核模型、氣泡破裂/聚合模型、介面面積濃度在低重力下的變化等。這次在 5 個月的短期研究中參與 Hibiki 教授對於雙相介面作用力的研究。傳統上雙相介面作用力分為阻力(Drag)、昇力(Lift)、壁面潤滑力(Wall lubrication)以及紊流消散力(turbulence dispersion)，這些介面作用力皆為雙相流模式中的 closure relation。雙相流的 closure relation 被美國 NRC 大型計畫 Advanced Simulation of Light Water Reactors (CASL) 視為 10 個重大挑戰之一。

Hibiki 教授提出新的雙相介面作用力的機制---氣泡碰撞力。氣泡與氣泡碰撞和氣泡與壁面的碰撞，皆會產生介面作用力，使得氣泡的速度與分布情形產生改變。由此發想，研究工作一開始考慮到氣泡在紊流之中的運動情形與空氣粒子在空中的隨機運動相似，因而以空氣動力學為理論基礎，決定可能的碰撞情形，包括氣泡與氣泡碰撞的機率、氣泡與牆壁碰撞的機率、可能的碰撞角度、氣泡與氣泡碰撞後結合而非彈開等，如圖一所式。再結合古典力學中非彈性碰撞，估算氣泡/氣泡與氣泡/壁面的碰撞力與速度的關係，如圖二所示。最後再結合雙相流紊流理論，估算氣泡在雙相紊流中的紊流速度，據此為依提出完整的氣泡碰撞力模式。



圖一 以空氣動力學分析碰撞情形



圖二 以非彈行碰撞分析碰撞力

推導出適合的數學模型後，與現有相似的模型比較。壁面潤滑力是根據再層流條件下推導的結果，而這次研究的氣泡/壁面作用力恰好可以補足在紊流情況下的壁面作用力，提供目前壁面潤滑力欠缺的理論基礎。另外，氣泡/氣泡碰撞力的結果與紊流消散力類似，其數學模型皆有 $-\nabla\alpha$ 這一項，顯示此種力會使得空泡分率的分布更平均，類似於擴散的效應。這種擴散效應有助於穩定雙相流模型的數值穩定性。目前的研究成果可以放入三維算流體力學(CFD)，並與實驗驗證其可靠性。希冀由此模型可以提供計算流體力學(CFD)更可靠的模型基礎，以利預測雙相流的結構，進而使用 CFD 提升電廠安全性以及效率。

詳細工作事項表列如下：

2/27-2/28	啟程飛往美國。
2/29-3/06	與 Hibiki 教授討論、並擬定研究計畫。
3/07-4/03	回顧介面作用力、closure relation 相關之文獻。
4/04-4/17	以空氣動力學為基礎發想適合的氣泡碰撞模型。
4/18-5/01	以適合的紊流模式決定氣泡的紊流速度。
5/09-5/15	結合彈性/非彈性碰撞力學。
5/16-5/29	推導出完整模型，並以現有數據估計經驗常數可能的數值。
5/30-6/12	將新模型與過去類似之模型比較。
6/13-6/26	初稿完稿。
6/27-7/03	繪製預備放入期刊之圖、表。
7/04-7/17	與 Hibiki 教授修正初稿、並準備投稿。
7/18-7/20	資料整理、保存與移轉。
7/20-7/22	返程

二、研究成果

上述之研究成果於研究期間的最後一個月彙整為期刊文章，標題為：Interfacial forces used in two-phase flow computational fluid dynamics。初稿正交付 Progress in Nuclear Energy 期刊審核中。摘要如下：

An industrial design process, performance analysis of products and safety assessment of industrial plants can be more efficient and accurate with the aid of a computational simulation technique. Single-phase Computational Fluid Dynamics (CFD) have a success to reduce a cost

and delivery time. However, two-phase CFD simulation techniques have not reached to the level of reliable prediction due mainly to the difficulty in the modeling of interfacial transfer terms. Accurate modeling of the interfacial forces including the interfacial area modeling is one of the key to predict phase distribution in various two-phase flows. This paper intends to provide the state-of-the-art review on the interfacial force modeling including recent advance of the interfacial area transport equation. This paper discussed the frame-work of the bubble-wall collision force which is potentially used in place of the wall lubrication force applicable for laminar flow. This paper also discussed the frame-work of the bubble collision force considering the effect of the bubble coalescence on the bubble collision frequency. The review of extensive existing interfacial force models including newly developed bubble-wall collision force and recent advance of the interfacial area transport equation provides the state-of-the-art knowledge of the advancement and the current status of the two-phase flow CFD and its limitation at present. Although extensive efforts have been made for developing the interfacial forces and the interfacial area transport equation in the past several decades, further efforts to improve the prediction accuracy of the two-phase flow CFD should be made for general use. Some discussions for future research directions are given.

三、與會心得

1. 數學模式、CFD 數值模擬與實驗的觀察是密不可分的，再新的模式推倒之前，必須有先有實驗的觀察作為基底。再融合數學去描述可能發生的現象，最後再用數值模擬去驗證數學模型在各個條件下的可靠性。
2. 隨著研究領域越來越專精，為了全面評估新的研究，不可避免的需要團隊合作。在美國跨實驗室、跨系的合作項目是很常見的。
3. 美國實驗室的研究步調非常的緊湊，研究的想法會被不斷的討論。指導教授與學生不僅只在固定的組會中討論，亦會利用電子郵件或面談等方式多次的討論。使得研究進度不斷往前。
4. 研究室中有來自不同文化的人，如印度、中國、美國。在看待同一個研究課題時，時有不同的想法。可以互相借鏡，互相學習。
5. 普度大學在雙相流領域中，除了有 Hibiki 教授，另外 Lopez de Bertodano 以及 Ishii 兩位教授亦是對雙相流有重大貢獻。在研究之餘也拜訪了 Lopez de Bertodano 以及 Ishii 的研究團隊。與其討論一些雙相流方面的最新研究。

四、建議事項

1. 氣泡/壁面以及氣泡/氣泡碰撞力模型的推導過程提供了相當強固的理論基礎。對於雙相項流模擬有突破性的發展。但是目前模型的經驗常數是未經驗證的。未來結合 CFD 模擬，可以用來測定經驗常數的敏感性(sensitivity test)，再與實驗數據比較，可以決定適合的經驗常數。
2. 介面作用力可以與介面面積濃度傳輸方程式(interfacial area transport equation; IATE)結合計算。依此預測完整的雙相流之流場結構。若此方法能成功模擬，則為氣泡/壁面、氣泡/氣泡碰撞力模型以及 IATE 的可靠性提供了強固的證據。
3. CFD 模擬的研究與模型的開發是息息相關的，但二者都需要相當專精且並有豐富經驗。恰好本實驗室主持人馮玉明博士專精於 CFD 數值模擬而 Hibiki 博士再數學模型方面有相當多經驗。未來建議有更多的合作，可以為雙相流領域帶來更多前沿的研究。甚至擴大為清華核工系與普度核工系的合作。

出席國際學術會議、參訪、研訓活動等差旅費： (分項計畫一)

參加『16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16)』出國報告

出國人員：陳紹文 國立清華大學工程與系統科學系

出國日期：104.08.29—104.09.06

出國地點：美國芝加哥 Hyatt Regency, Chicago, IL, USA

一、ICONE會議簡介:

NURETH會議(International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics)是全球核工熱流與核能安全領域盛大的國際會議，針對重點是先進的核能熱流、安全技術和全球核電技術發展的議題討論。今年(2015)由美國核能學會(ANS)、美國阿岡諾國家實驗室(ANL)等單位共同主辦，在美國芝加哥舉行。NURETH是全英文的國際會議，所有論文皆由reviewer審查通過才接受，部分進行口頭報告，其他部分為海報發表。今年本實驗室發表之論文有四個口頭報告，一個海報報告，陳紹文教授並獲邀擔任Two-phase flow IAT領域之reviewer及Session Chair，顯示本實驗室之論文與研究能力皆獲得大會肯定。

二、Session Chair與論文簡介:

Session Chair:

Track 1: Interfacial Area Transport (Database, Modeling, Measurement Techniques)

Session Chairs: Yang Liu (Virginia Tech), Shao-Wen Chen (National Tsing Hua Univ)

Watertower: 1:30-3:35 p.m. Monday, August 31

Oral: NPP Transient and Accident Analysis—III

1:30-3:35 p.m. Wednesday, September 2

Assessment of Station Blackout Mitigation Strategy Applying the Ultimate Response Guideline to Maanshan PWR, Che-Hao Chen, Jong-Rong Wang, Kai-Chun Huang, Show-Chyuan Chiang, Chia-Chuan Liu, Hao-Tzu Lin, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih

Oral: Advanced Design Features for Severe Accident Mitigation

9:30 a.m.-12:00 p.m. Thursday, September 3

The Analysis of TRACE/FRAPTRAN in Ultimate Response Guideline for Lungmen ABWR Nuclear Power Plant, Jong-Rong Wang, H. T. Lin, Y. T. Lee, A. L. Ho, S. W. Chen, Chun Kuan

Shih

Oral: Modeling and Experiments of Severe Accidents—VI2

1:30-3:35 p.m. Thursday, September 3

Methodology using MELCOR2.1/SNAP to Establish an SBO Model of Chinshan BWR/4

Nuclear Power Plant, Yu Chiang, Jong-Rong Wang, Hao-Tzu Lin, Shao-Wen Chen, Chunkuan

Shih

Oral: Computational Fluid Dynamics—V,

9:30 a.m.-12:00 p.m. Friday, September 4

Developments and Applications of TRACE/CFD Model of Maanshan PWR Pressure Vessel,

Yu-Ting Ku, Yung-Shin Tseng, Jung-Hua Yang, Shao-Wen Chen, Jong-Rong Wang, Chunkuan

Shin

Poster:

1:30-3:35 p.m. Wednesday, September 2

The Impact of Vertical Acceleration on the Nonlinear Behaviors of Multiple Parallel Boiling

Channels, Jin-Der Lee, Chin Pan, Shao-Wen Chen

三、行程簡介:

8/29上午: 去程

上午從清大出發，至桃園機場搭乘8:50的ANA航空，下午於日本成田機場轉機，於隔天下午抵達美國芝加哥ORD機場(美國晚台灣半天，故美國仍為8/29)；隨後搭乘地鐵前往Hotel Check-in。

8/30報到日:

步行前往Hyatt Regency會場。

清華成員: 陳紹文教授、李進得博士。

現場: NURETH會議主席與其他貴賓等。

內容: 會議報到，領取資料，主席致歡迎辭、介紹會議流程、環境、重要事項等。

8/31會議:

清華成員: 陳紹文教授、蔣宇同學、辜郁庭同學、李進得博士、王予柔同學。

Opening Plenary—I:

Dr. Mark Peters, Steering Committee Chair, Associate Laboratory Director (Argonne National Laboratory), Prof. DuWayne Schubring, ANS-THD Chair (University of Florida), Prof. Bal Raj Sehgal (KTH),

Opening Plenary—II:

Dr. Moon Hwan Kim, President (KINS), Mr. Alex Larzelere, Co-chair -Advanced Computing Tech Team and Director -Modeling and Simulation Energy Innovation Hub (US DOE), Dr. Stephanie Coffin, Deputy Director -Division of Systems Analysis (US NRC), Dr. Nadege Buforn, Group Leader –Fast Thermal-Hydraulic Transients Group (EdF), Mr. Zeses Karoutas, Chief Engineer -Global Fuel Engineering (WEC)

Technical Sessions:

Track 1: Interfacial Area Transport (Database, Modeling, Measurement Techniques) 由劉洋教授與陳紹文教授主持。 Watertower: 1:30-3:35 p.m.

Track 1: Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—I

Watertower: 4:00-6:30 p.m.

9/1會議:

Keynote Sessions I, II, III:

George Yadigaroglu (ETH-Zurich), Per F. Peterson (Univ of California, Berkeley), Sofiane Benhamadouche (EdF R&D)

Technical Sessions

Track 1: Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—II

Watertower: 9:30 a.m.-12:00 p.m.

Track 7: Heat Transfer in Supercritical Flows

Regency D: 1:30-3:35 p.m.

Track 1: Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—III

Watertower: 4:00-6:30 p.m.

9/2會議:

Keynote Sessions IV, V, VI

Dominique Bestion (CEA), Barton Smith (Utah State Univ), Jun Sugimoto (Kyoto Univ)

Track 1: Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—IV

Watertower: 9:30 a.m.-12:00 p.m.

Technical SessionsTrack 4: NPP Transient and Accident Analysis—III

Wrigley: 1:30-3:35 p.m.

2:45 p.m. 蔣宇報告: Assessment of Station Blackout Mitigation Strategy Applying the Ultimate Response Guideline to MAANSHAN PWR,

Track 1: Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—V

Watertower: 4:00-6:05 p.m.

9/3會議:

Keynote Sessions VII, VIII, IX

Chul-Hwa Song (KAERI), Gretar Tryggvason (Univ of Notre Dame), Stephen M. Bajorek (US NRC)

Technical Sessions

Track 5: Advanced Design Features for Severe Accident Mitigation

Buckingham: 9:30 a.m.-11:35 a.m.

10:20 a.m. 辜郁庭報告: The Analysis of TRACE/FRAPTRAN in Ultimate Response Guideline for Lungmen ABWR Nuclear Power Plant,

Track 1: Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—VI

Watertower: 1:30-3:35 p.m.

Track 5: Modeling and Experiments of Severe Accidents—VI

Buckingham: 4:00-6:05 p.m.

4:00 p.m. 蔣宇報告: Methodology using MELCOR2.1/SNAP to Establish an SBO Model of Chinshan BWR/4 Nuclear Power Plant,

9/4會議:

Keynote Sessions X, XI, XII:

Xu Cheng (KIT/SJTU), Hideki Kamide (JAEA), Mitchell T. Farmer (ANL)

Technical Sessions:

Track 2: Computational Fluid Dynamics—V

Comiskey: 9:30 a.m.-12:00 p.m.

11:10 a.m. 辜郁庭報告: Developments and Applications of TRACE/CFD Model of Maanshan PWR Pressure Vessel 報告順利完成。

9/5~9/6回程:

一早離開Hotel，搭地鐵前往ORD機場，隨後於中午前搭乘飛機直飛日本成田機場，隨後轉機搭乘長榮航空返台，於9/6傍晚抵達桃園機場，然後搭乘李進得博士的便車返回清大。

四、心得：

本次參加16thNURETH，本實驗室共發表了四篇口頭報告論文以及一篇poster論文，證明了本實驗室的核能安全研究成果非常受到國際關注。此外，陳紹文教授並受邀擔任本會之reviewer及Session Chair，亦顯示本實驗室之國際知名度。本次會議中許多與會學者皆為

核能相關領域之關鍵專家及世界知名大學教授，而本實驗室論文報告時，更受到各國專家熱烈提問與討論。在本次難得的會議交流過程中，接觸到許多平常不易接觸的新研究與新想法，實在獲益匪淺。本次會議除了發表論文及在專業知識上的收穫，也認識不少國際學者友人與新朋友，對本實驗室及清華未來的國際核能技術交流奠定下很重要的基礎。

五、重要照片：

	
<p>圖1: Plenary Session I: Chairs: Prof. Michael Corradini (Univ of Wisconsin, Madison), Prof. Hisashi Ninokata (Politecnico di Milano)</p>	<p>圖2: OPENING RECEPTION (與李進得博士合影)</p>
	
<p>圖3: 合影(左:與Prof. Schlegel and Prof. Liu; 右: 與Prof. Cheng)</p>	<p>圖4: 報告後清華成員合影 (與辜郁庭、蔣宇、王予柔等)</p>



圖5: 與Prof. X. Sun合影



圖6: 合影: 與Dr. Shi, Prof. Miwa, Dr. Paranjape, Dr. Ozar, Prof. Liu



圖7: 蔣宇報告



圖8: 辜郁庭報告



圖9: 清華成員於海報合影



圖10: 與Prof. Bertodano (Purdue Univ.)合影

參加『16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16)』出國報告

出國人員：李進得 國立清華大學原子科學技術發展中心

出國日期：104.08.29—104.09.06

出國地點：美國芝加哥 Hyatt Regency, Chicago, IL, USA

一、參加會議經過

2015/08/29(六): NURETH-16 舉辦地點在美國芝加哥，台灣國籍航空目前沒有直飛航班，因此與國立清華大學陳紹文教授搭乘全日空8:45 自桃園中正國際機場起飛，先行至日本東京成田機場；嗣後轉機搭乘全日空至芝加哥O'Hare 國際機場。經過十幾小時之飛行後，下榻入住The River Hotel。

2015/08/30(日): 白天主辦單位安排Workshop meetings，晚上為主辦單位的Welcome reception，此次台灣與會學者主要來自國立清華大學，包含陳紹文教授與我及3 位研究生，共計5 人與會。

2015/08/31(一):早上大會先進行Opening plenaries，邀請產官學界包含美國核管局(NRC)、能源署(DOE)；美國阿岡諾國家實驗室(ANL)、法國EDF 公司、美國西屋公司及重量級學者如美國核能協會(ANS)主席等發表演說。下午開始技術分組報告(Technical Sessions)：PM1:30~3:35我主要參與Addressing Scaling Issues，對於實驗設施如何與實際系統等級對應聽取相關研究。PM4:00-6:30 參與Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—I，聽取雙相流與熱傳相關基礎研究。晚上大會安排SPECIAL EVENT-“Chicago Boat Tour and Dinner”，採事先報名收費參加。

(中文)第16 屆核子反應器熱流國際研討會

2015/09/01(二): 早上8:00~9:00 聽取柏克萊大學教授R.F. Peterson 針對”Thermal Hydraulics in FHRs: Key Similarities and Differences with LWRs”的Keynote speech，說明FHRs 與LWRs 的熱流相似性與差異性。

緊接著AM9:30-12:00 參與Issues and Advances in Thermal Hydraulic Research of FHRs，聽取FHRs 相關研究。下午 1:30~3:35 參與Heat Transfer in Supercritical Flows，聽取SCWR 與超臨界流體相關研究。

4:00-6:30 則參與Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—III，繼續聽取雙相流與熱傳相關基礎研究。晚上大會安排SPECIAL EVENT-“Chicago Cubs Baseball Game”，採事先報名收費參加。

2015/09/02(三): 由於此次論文投稿踴躍，共計約700 篇論文接受發表，但受限於時段安排，大會事先徵詢我同意安排於Poster Session—I，發表論文” THE IMPACT OF VERTICAL ACCELERATION ON THE NONLINEAR BEHAVIORS OF MULTIPLE PARALLEL BOILING CHANNELS”，與各國學者相互交流討論。上午9:30-12:00 參與Two-Phase Flow and Heat Transfer Fundamentals—IV，聽取雙相流與熱傳相關基礎研究。下午主要參與 Instabilities and Nonlinear Dynamics，聽取流體不穩定性與非線性動態研究。晚上主辦單位在芝加哥藝術學院舉辦晚宴，重點是所有藝術作品都是真蹟，包括莫內、梵谷、雷諾瓦、高更及馬蒂斯等，令人震驚。

2015/09/03(四): 早上主要參與Natural Circulation, Passive Safety Systems and Related Phenomena—II 及聽取清華大學王予柔同學發表論文-“Development of a Post-Dryout Heat Transfer Model”。

2015/09/04(五): 早上大會安排Tour of Argonne National Laboratory；下午則為Closing Plenary，為此次研討會做總結；下次NURETH-17 將由中國主辦。

2015/09/05(六): 與國立清華大學陳紹文教授搭乘全日空11:00 自芝加哥O’Hare 國際機場起飛，先行至日本東京成田機場；嗣後轉機搭乘全日空至桃園中正國際機場。經過長途飛行後於9/6(日)晚上回到台灣。

二、與會心得

這次主辦單位精心安排，每日均過得相當充實，在研討會期間與各國學者相互交流，了解大家研究重點與近況，藉由國際研討會的參與過程，對於國際視野與研究方向有很大之啟發。當前各國與會人員，對於核能相關研究相當踴躍，除輕水式電廠外，也有相當比例探討下一代電廠技術，資源投入較多且採團隊分工合作。台灣目前的研究，較集中於輕水式電廠，且研究資源分散與各自單打獨鬥，不利於核能研究深耕，研究人才的斷層令人隱憂。

三、發表論文全文或摘要

THE IMPACT OF VERTICAL ACCELERATION ON THE NONLINEAR BEHAVIORS OF MULTIPLE PARALLEL BOILING CHANNELS

Jin Der Lee*

Nuclear Science and Technology Development Center
National Tsing Hua University
101 Sec. 2, Kuangfu Rd., Hsinchu 30013, Taiwan, ROC

* Correspondent: TEL: +886-3-5742889; FAX: +886-3-5713849; E-mail: ctlee2@mx.nthu.edu.tw

Chin Pan and Shao Wen Chen

Institute of Nuclear Engineering and Science and Department of Engineering and System
Science

National Tsing Hua University

101 Sec. 2, Kuangfu Rd., Hsinchu 30013, Taiwan, ROC

cpan@ess.nthu.edu.tw; chensw@mx.nthu.edu.tw

ABSTRACT

This study adopts the multiple boiling channel model developed previously by the authors and the external force method regarding the seismic induced vertical acceleration to investigate the effects of seismic vibration on the system's nonlinear behaviors. With the normal operating state of an ABWR as a reference case, the influences of seismic parameters, i.e. peak acceleration and vibration frequency, and system parameters, such as inlet subcooling, axial power distribution, channel length, inlet and outlet loss coefficients, on the system behaviors are carried out in this study. The impact of external vertical acceleration on the system transients may depend on their imposed amplitudes and frequencies. For this multi-channel boiling system, the dominating effect of vertical accelerations may interact with channel-to-channel interactions to present more complex nonlinear oscillations. The strengths of resonance oscillations are consistent with the stability degree of the initial state when the seismic vibration frequency is equal to the system's natural frequency. The preliminary analysis indicates that the natural circulation system is more susceptible to the impact of seismic acceleration with respect to the forced circulation system.

KEYWORDS

Two phase flow, multiple boiling channels, nonlinear analysis, vertical acceleration

1. INTRODUCTION

Density wave oscillations (DWOs) are a typical type of dynamic instability occurring in the boiling system [1]. The self-sustained DWOs are well-known to be triggered by the multiple thermal-hydraulic feedbacks among flow rate, pressure drop, flow enthalpy and density or void fraction. Most two-phase flow systems, i.e. boiling water reactors (BWRs) and advanced boiling water reactors (ABWRs), consist of multiple parallel boiling channels, which channel-to-channel interactions can distribute over the channels. The studies concerning DWOs combined with parallel channel instability are of significant interest for the design, operation and safety of such systems. The seismic vibrations may result in the perturbations of the flow properties, i.e. void fraction distribution, which may further cause the power oscillations due to the void-reactivity feedback. The effect of the seismic vibration together with multiple channel interactions should be an interesting topic on the reactor thermal hydraulics.

Earthquake wave forms can be divided into four major kinds: S-waves, P-waves, LR-waves and LQ-waves, where S-waves and P-waves are body waves and LR-waves and LQ-waves are surface waves [2]. The vibration frequency of earthquake is usually less than 20Hz, ranged from 0.1Hz to couple tens of Hz and inaudible due to the low frequency. The vibration amplitude may not be large and is usually in the order of millimeters. However, it can result in much larger displacement for a tall building. For the case of fuel rods in a nuclear power plant, the maximum displacement of the rod top can be about the order of

2cm. In order to simulate the seismic vibration conditions, the study should involve the vibration characteristics, including frequency and amplitude of seismic acceleration.

The limited studies [3-5] were performed to investigate the effect of seismic vibration on the two-phase flow behavior and the system stability. Hirano and Tamakoshi [3] employed TRAC-BF1 to simulate the impact of vertical seismic acceleration on the thermal-hydraulic stability of a BWR. They found the seismic induced influence might depend on the strength of the seismic wave and the stability degree of the initial states. When the frequency of seismic wave was the same as the natural frequency of the system flow, they would lead to a resonance oscillation. Satou et al. [4] took TRAC-BF1/SKETCH-INS to study the neutron-coupled thermal hydraulic behaviors of a BWR under seismic acceleration. They revealed the external acceleration had the capability to cause the resonance with both core-wide and regional instabilities. Especially the vertical acceleration rather than the horizontal one would induce strongly influence on the core power oscillations.

With the above brief review, this paper employs the multiple boiling channel model [6] and the external force method [5] to investigate the effects of vertical acceleration as well as parametric effects on the system dynamics.

2. THE MODEL

Hirano and Tamakoshi [3] and Satou et al. [4] reported that the vertical seismic motion rather than those in the other directions could induce more significant impact on the system and fluid oscillations. Therefore, to simplify the analysis, this study only considers the seismic effect in the vertical direction. The nature of vertical vibration imposed by the earthquake, mostly from surface waves, can be regarded as a composite of coupling sinusoidal waves with different amplitudes and frequencies. The fundamental form can be expressed as:

$$H(t) = \sum_k A_k \sin(2\pi f_k t) \quad (1)$$

Where $H(t)$ is the position of the flow channel under vertical vibration, A_k is the amplitude and f_k is the frequency of the k-th sinusoidal wave, respectively.

Taking the first and second time derivatives of Eq. (1) can lead to the expressions of velocity and acceleration caused by the vertical seismic motion. Thus,

$$u(t) = \sum_k 2\pi f_k A_k \cos(2\pi f_k t) = \sum_k u_{peak,k} \cos(2\pi f_k t) \quad (2)$$

$$a(t) = \sum_k -4\pi^2 f_k^2 A_k \sin(2\pi f_k t) = \sum_k a_{peak,k} \sin(2\pi f_k t) \quad (3)$$

Where $u_{peak,k} = 2\pi f_k A_k$ is the peak velocity, and $a_{peak,k} = -4\pi^2 f_k^2 A_k = -a_{max,k} g$ is the peak acceleration, of the k-th sinusoidal wave.

The present study adopts the nonlinear dynamic model for the multiple boiling channels developed previously by the authors [6]. To facilitate the explanation and discussion of the results, the assumptions and dynamic equations are briefly presented. By adopting the homogeneous two-phase flow model and considering the j-th channel in the system of M parallel channels subject to vertical seismic vibration shown in Fig.1, the following assumptions are made to simplify the problem:

- Each flow channel and the whole system are rigid.
- Constant properties at the system pressure are used under both steady and dynamic conditions,
- The heat flux is assumed to be uniform in the axial direction for each channel,
- All channels have the same inlet subcooling,

- Subcooled boiling is not considered, and
- Constant system flow rate is supposed during seismic motions.

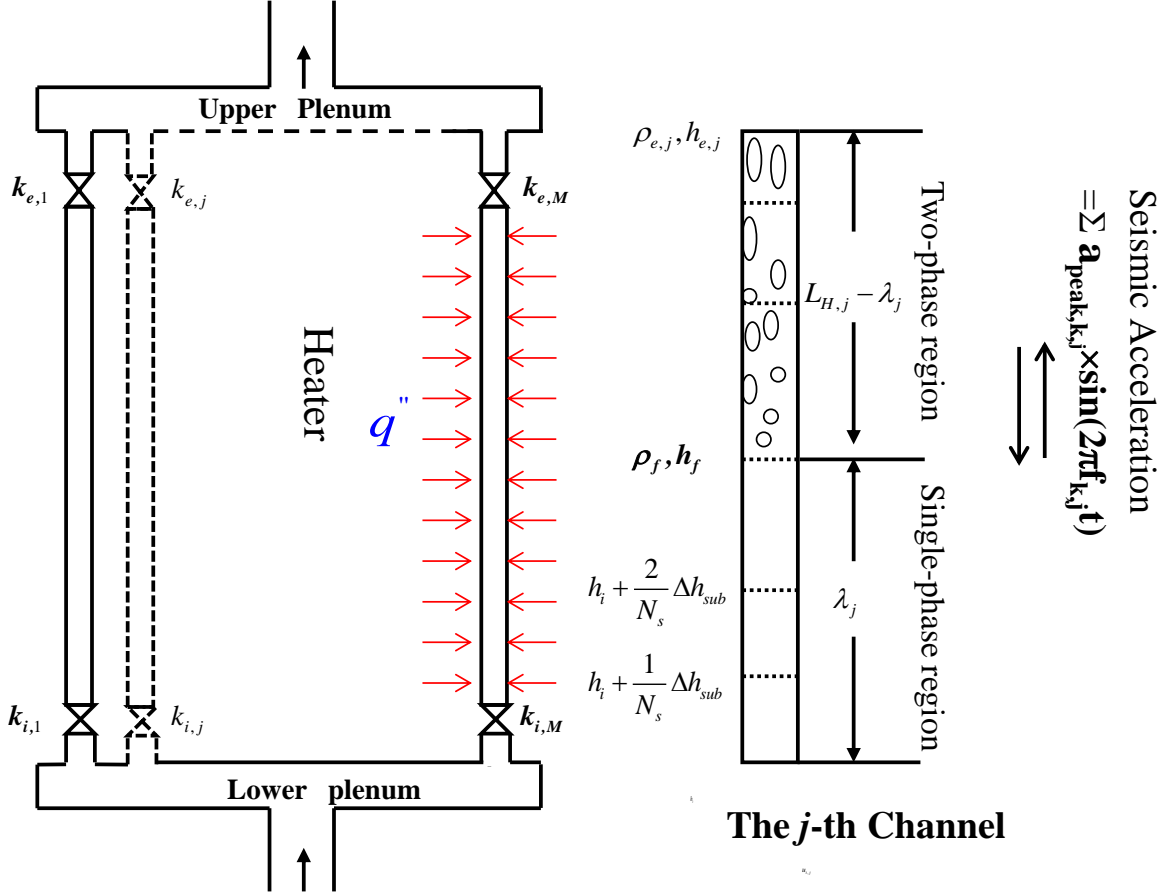


Figure 1. Schematic of a Multiple Boiling Channel System under Vertical Seismic Acceleration.

Based on the assumptions and adopting the external force method [5] that only considers the external acceleration induced by the seismic vibration, the non-dimensional conservation equations for the j-th channel under external vertical acceleration can be got as:

$$\frac{\partial}{\partial t^+} \rho_j^+ + \frac{\partial}{\partial z^+} (\rho_j^+ u_j^+) = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial}{\partial t^+} (\rho_j^+ h_j^+) + \frac{\partial}{\partial z^+} (\rho_j^+ h_j^+ u_j^+) = q_j^{*+} \quad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t^+} (\rho_j^+ u_j^+) + \frac{\partial}{\partial z^+} [\rho^+ (u_j^+)^2] = -\frac{\partial \mathcal{P}_j^+}{\partial z^+} - \frac{f L_H}{2D} \rho_j^+ (u_j^+)^2 - \sum_{m=1}^N k_m \delta(z_j^+ - z_m^+) \frac{\rho_j^+ (u_j^+)^2}{2} - \frac{1}{Fr} \rho_j^+ g_j^* \quad (6)$$

Where g_j^* represents the vertical acceleration term for the j-th channel contributed by both the gravity and seismic accelerations, which is expressed as:

$$g_j^* = \begin{cases} 1 + \sum_k a_{\max,k,j} \sin(2\pi f_{k,j}^+ t^+), & \text{under seismic motion} \\ 1, & \text{in normal condition} \end{cases} \quad (7)$$

The integration of the momentum equation, Eq. (6), from the inlet to the outlet of the j-th channel, originally from Clause and Lahey [7], leads to an expression for the pressure drop through the channel [6].

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

Where

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

On the basis of continuity equation, Eq. (4), and energy equation, Eq. (5), the following set of equations for the dynamics of multiple boiling channels can be derived [6]:

$$\frac{dL_{n,j}^+}{dt^+} = 2u_{i,j}^+ - 2N_s \frac{N_{Zu,j}}{N_{sub}} (L_{n,j}^+ - L_{n-1,j}^+) - \frac{dL_{n-1,j}^+}{dt^+} \quad , n=1, 2, \dots, N_s ; j=1, 2, \dots, M \quad (10)$$

$$\frac{dM_{ch,j}^+}{dt^+} = u_{i,j}^+ - \rho_{e,j}^+ u_{e,j}^+ \quad , j=1, 2, \dots, M \quad (11)$$

$$M_{ch,j}^+ = \lambda_j^+ + (1 - \lambda_j^+) \frac{\rho_{e,j}^+ \ln(\rho_{e,j}^+)}{\rho_{e,j}^+ - 1} \quad (12)$$

$$\frac{d\rho_{e,j}^+}{dt^+} = \left\{ \left[1 + \frac{\rho_{e,j}^+ \ln(\rho_{e,j}^+)}{1 - \rho_{e,j}^+} \right] \frac{d\lambda_j^+}{dt^+} + \rho_{e,j}^+ u_{e,j}^+ - u_{i,j}^+ \right\} \times \frac{(1 - \rho_{e,j}^+)^2}{(1 - \lambda_j^+) [1 - \rho_{e,j}^+ + \ln(\rho_{e,j}^+)]} \quad (13)$$

$$u_{e,j}^+ = u_{i,j}^+ + N_{Zu,j} (1 - \lambda_j^+) \quad (14)$$

The multiple parallel channels shown in Fig. 1 must meet the following two boundary conditions. Since all the channels share common lower and upper plenums, they have the same pressure drop. Thus,

$$\Delta P_1^+ - \Delta P_j^+ = 0, \quad j = 2, 3, \dots, M \quad (15)$$

And, the summation of the mass flow rate through each channel must be equal to the total mass flow rate. In this study the system is assumed to have a constant total mass flow rate during transients and is kept at the steady-state value. Thus,

$$\sum_{j=1}^M A_{x-s,j}^+ \frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = 0 \quad (16)$$

On the basis of Eq. (15) and Eq. (16), the inlet flow dynamics of multiple boiling channels with constant total mass flow rate, with or without vertical seismic accelerations, can be expressed as [6]:

$$\frac{du_{i,j}^+}{dt^+} = A_j \frac{du_{i,1}^+}{dt^+} + B_j, \quad j = 2, 3, \dots, M \quad (17)$$

$$\frac{du_{i,1}^+}{dt^+} = \frac{-\sum_{j=2}^M A_{x-s,j}^+ B_j}{1 + \sum_{j=2}^M A_{x-s,j}^+ A_j} \quad (18)$$

$$A_j = M_{ch,1}^+ / M_{ch,j}^+ \quad (19)$$

$$B_j = (\Delta P_{H,1}^+ - \Delta P_{H,j}^+) / M_{ch,j}^+ \quad (20)$$

3. SOLUTION METHOD

Before the seismic motions are imposed, the system is in its original steady state. The steady-state inlet velocity of each channel and the other variables are determined by solving the set of equations with time derivative terms set to zero, thereby resulting in a set of nonlinear algebraic equations. This set of equations is solved numerically using the subroutine SNSQE of Kahaner et al. [8], employing the Powell Hybrid Scheme. By assuming the hypothetical vertical accelerations during seismic motions, the nonlinear dynamics of the system at a given initial steady state are obtained by solving the set of nonlinear, ordinary differential equations using the subroutine SDRIV2 of Kahaner et al. [8]. The SDRIV2 employs the Gear multi-value method.

4. RESULTS AND DISCUSSION

4.1 Model Validation

The multiple boiling channel model employed in the present study are validated against the experimental data of Guo et al. [9]. The part of multiple boiling channel model involving single-phase inlet section, heated section and riser is adjusted to meet the structure of twin-channel experimental loop in Guo et al. [9]. The results in Fig. 2 indicate that the present multiple boiling channel model can reasonably predict the stability boundary of two equal-heating channels with symmetric inlet throttling for given mass flow rates. Although the present model underestimates the threshold powers compared with experimental data in the medium and high subcooling number regions, the predicted results can address the major trend of stability boundary as shown in Fig. 2. The discrepancy may be resulted from the model simplicities, i.e.

the use of homogeneous two-phase flow model, and the experimental uncertainties. In addition, this study also predicts the stability boundary in the low inlet subcooling number region, for which the experimental data is lacking, and reveals the whole stability boundary of two equal-heating channels with an “L” shape.

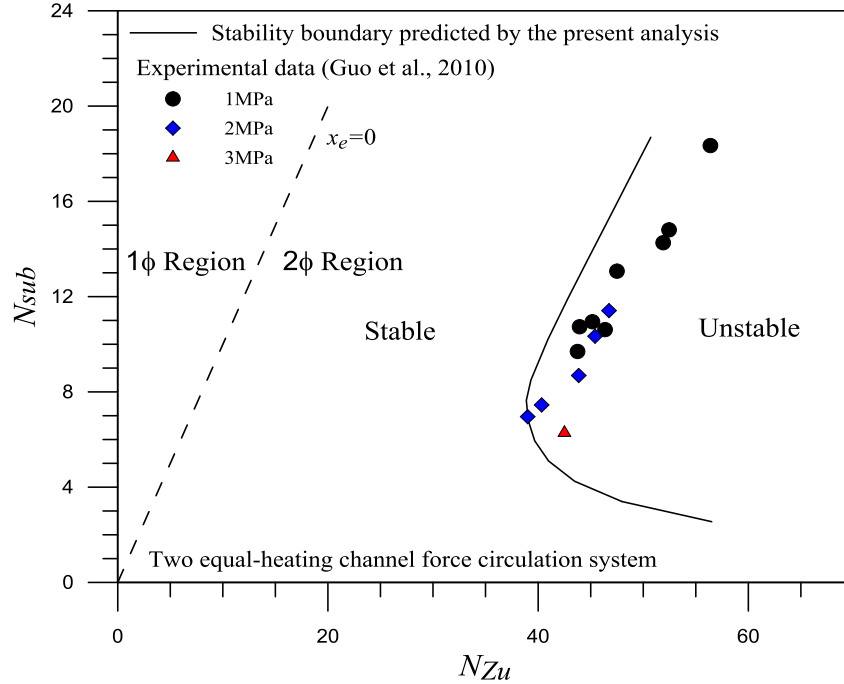


Figure 2. The Comparisons between the Model Predictions against the Experimental Data [9].

Table I. The geometries and normal operating properties used in the present study (mainly based on the PSAR data of ABWR [10]).

Parameter	Value	Parameter	Value	Channel Number	Heat Flux Ratio (Ch.1:Ch.2)	Inlet loss coefficient (k_i)
P	72.7 bar	u_{i0}	1.96 m/s	Two	1.1:0.9	23.27, 68.25
Q	3926 MWt	h_i	1227 kJ/kg			
L_H	3.81 m	$f_{l\phi}$	$0.14\text{Re}^{-0.1656}$			
A_H	8.169 m^2	k_e	0.68			
D_H	0.01 m					

4.2 The Stability Map and Hypothetical Seismic Acceleration

Table I lists the geometries and normal operating properties used in the present study. This set of data is mainly extracted from the Preliminary Safety Analysis Report of an ABWR [10]. The set of inlet loss coefficient corresponding to the two boiling channels with a heat flux ratio of 1.1:0.9 is selected such that these two channels have approximately the same exit quality.

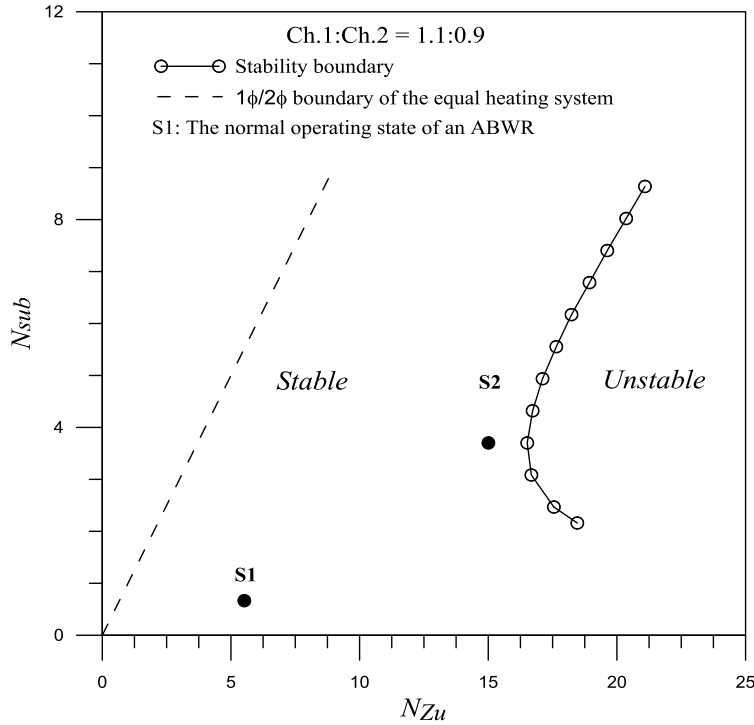


Figure 3. The Thermal-Hydraulic Stability Boundary of a Two Boiling Channel System with a Heat Flux Ratio of 1.1:0.9.

Figure 3 illustrates the thermal-hydraulic stability boundary of a two boiling channel system with a heat flux ratio of 1.1:0.9 and a constant total flow rate under the parameters given in Table I on the plane of the subcooling number (N_{sub}) and the average Zuber (phase change) number (N_{Zu}). The results indicate that the ABWR normal operating state of $N_{sub}=0.665$ and $N_{Zu}=5.518$, denoted as S1 point shown in Fig. 3, is away from the stability boundary got by the present analysis. This means it is a very stable state.

The effect of external vertical acceleration on the system transient is firstly evaluated in the S1 stable state as marked in Fig. 3. The natural frequency of S1 state is about $f^+=0.378$. The seismic induced oscillation can be considered as the combined result of the system natural oscillation interacting with the influence of vertical seismic acceleration. Figure 4(a) represents the hypothetical seismic acceleration with (a_{peak}, f^+), in which the first two vertical acceleration waves of (0.1g, 0.378) designated appear alone with a non-seismic time interval and finally the coupling wave of these two accelerations follows. Figure 4(b) displays the transient responses of the S1 state subject to these vertical accelerations. The results reveal that the impact of vertical seismic acceleration would dominate the system behaviors. The oscillation frequency in each channel is the same as the seismic frequency and the system quickly return to its original steady state if external seismic vibration is dismissed. The superposition of two identical vertical acceleration waves can result in a larger oscillation with about two times of amplitude induced by a single wave alone, as eventually shown in Fig. 4(b). Although the seismic frequency in this case is set to the system's natural frequency, the seismic induced oscillation remains bound, implying that may not result in an uncontrollable resonance oscillation of S1 state under such vertical accelerations imposed, as revealed in Fig. 4(b). Moreover, the two asymmetric heating channels oscillate with the same amplitude but out-of-phase to keep the system flow rate constant.

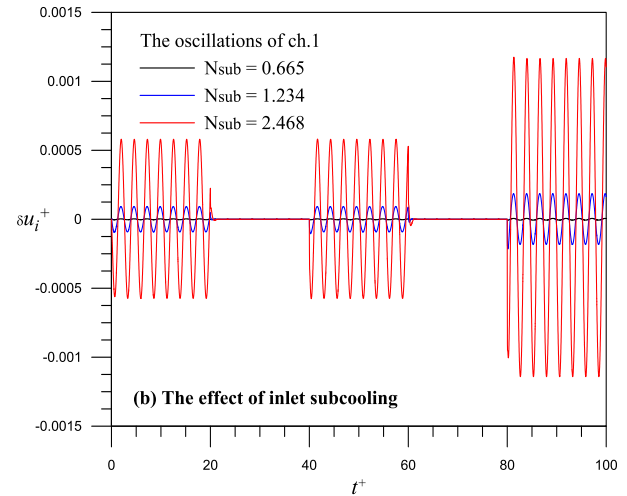
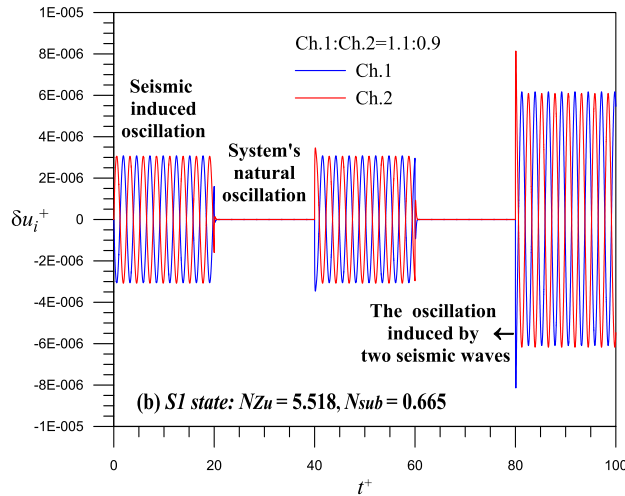
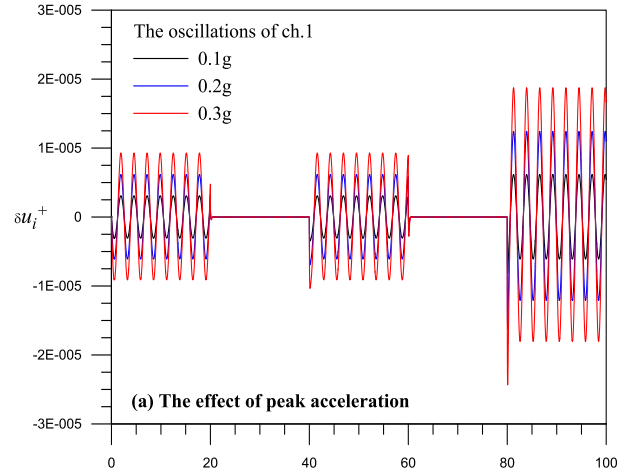
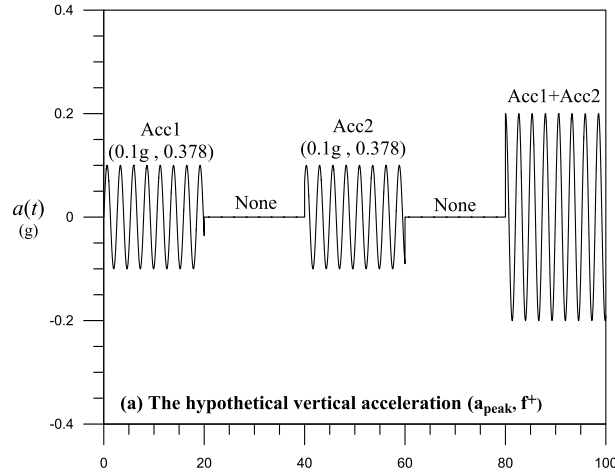


Figure 4. The Effect of Vertical Acceleration on the Transient Response of the S1 State, (a) Hypothetical Seismic Acceleration; (b) Seismic Induced Oscillation.

Figure 5. The Parametric Effects on the Transient Response of the S1 State, (a) Peak Acceleration; (b) Inlet Subcooling.

4.3 The Parametric Effects on the Seismic Induced Oscillations

The parametric effects, including seismic and system parameters, on the seismic induced oscillations are evaluated by comparing with the reference case of Fig. 4. The influence of the vertical peak acceleration induced by external vibration on the system transients is revealed qualitatively in Fig. 5(a) by changing the magnitude of peak acceleration from 0.1g, 0.2g to 0.3g. The results in channel 1 show that a larger acceleration imposed on the system will lead to a higher oscillation. If further enlarge the vertical acceleration, the system oscillation will be getting larger and larger and eventually cause the occurrence of reverse flow. On the other hand, the effect of inlet subcooling on the system dynamics is evaluated by step increase from $N_{sub} = 0.665, 1.234$ to 2.468 , as indicated in Fig. 5(b). The figures illustrate that the seismic induced oscillation in channel 1 of higher inlet subcooling would persist a larger oscillation with respect to that of lower inlet subcooling. This may be explained by the system nature and the seismic impact. Increasing the inlet subcooling over this range considered would move the system more close to the stability boundary as revealed in Fig. 3. In addition, the effect of seismic vibration on the system in the present analysis is consistent with the vertical acceleration term, g_j^* , through the gravitational pressure drop in Eq. (9). Increasing the inlet subcooling would result in a larger pressure drop additionally

contributed by the external vertical acceleration, and thus enlarge the seismic effect to destabilize the system.

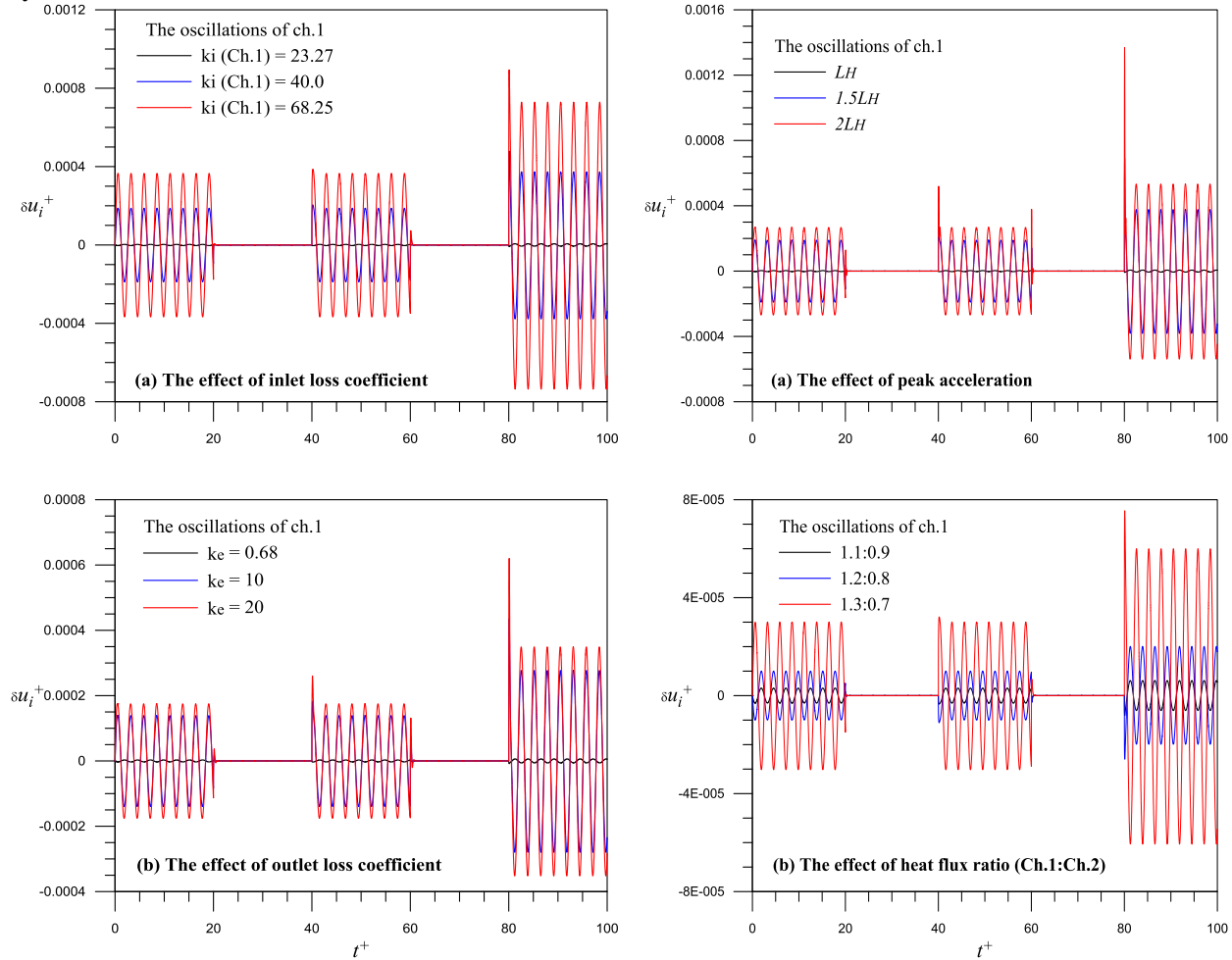


Figure 6. The Parametric Effects on the Transient Response of the S1 State, (a) Inlet Loss Coefficient; (b) Outlet Loss Coefficient.

Figure 7. The Parametric Effects on the Transient Response of the S1 State, (a) Channel Length; (b) Heat Flux Distribution.

Figure 6 illustrates the effects of inlet loss coefficient (k_i) in channel 1 and outlet loss coefficient (k_e) on the seismic induced oscillations. The results indicate that the system with a larger inlet loss coefficient in channel 1 or outlet loss coefficient would destabilize the seismic induced oscillations. As mentioned earlier, the set of inlet loss coefficient in Table I is selected to meet the requirement of the asymmetric heating channels with nearly the same exit quality, i.e. a similar power-to-flow ratio between channels, in normal operation. Increasing the inlet loss coefficient in the more heated channel, i.e. channel 1, will lead to a less channel flow rate distributing in this channel. This tends to cause an unexpectedly higher power/flow ratio in such channel than in the others and a more unstable channel-to-channel interaction, as a result of the more difference between channels, to destabilize the system as illustrated in Fig. 6(a). On the other hand, the increase in the outlet loss coefficient of these two asymmetric heating channels would contribute to a larger two-phase pressure drop and thus a more unstable channel-to-channel interaction to destabilize the seismic induced oscillations as revealed in Fig. 6(b).

This study further evaluates the parametric effects of channel length and heat flux distribution on the seismic induced oscillations as shown in Fig. 7. The results in Fig. 7(a) indicate that increasing the channel length would lead to a longer two-phase section and a larger pressure drop additionally contributed by external vertical acceleration. These will both enhance the seismic induced effect to destabilize the system. Moreover, the results in Fig. 7(b) reveal that the influence of heat flux distribution

on the seismic induced oscillations. A more asymmetric heating power distribution implies enlarging the power difference between channels. This may result in a more unstable channel-to-channel interaction to destabilize the seismic induced oscillations.

4.4 The Effects of Coupling Seismic Waves and Resonance Oscillations

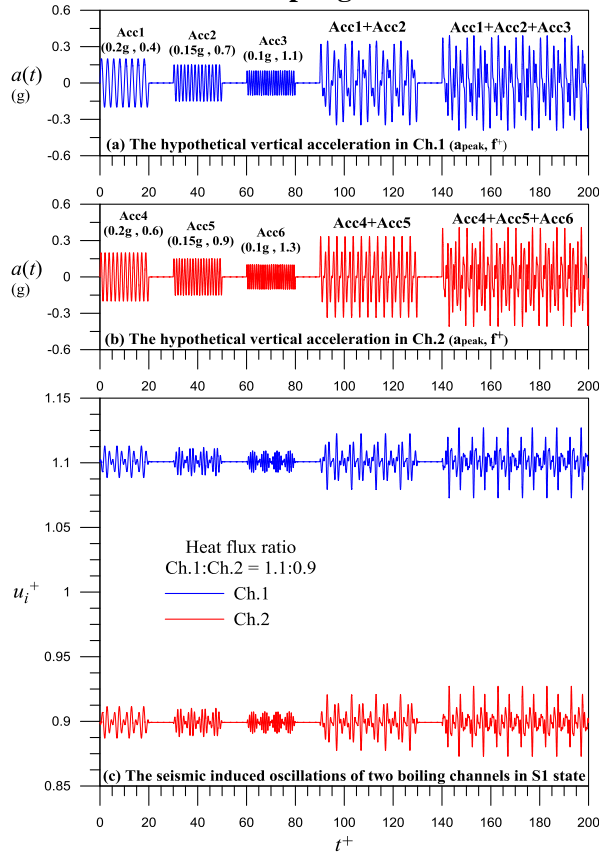


Figure 8. The Effect of Coupling Seismic Acceleration Waves with Different Amplitudes and Frequencies on the Transient Response of the S1 State.

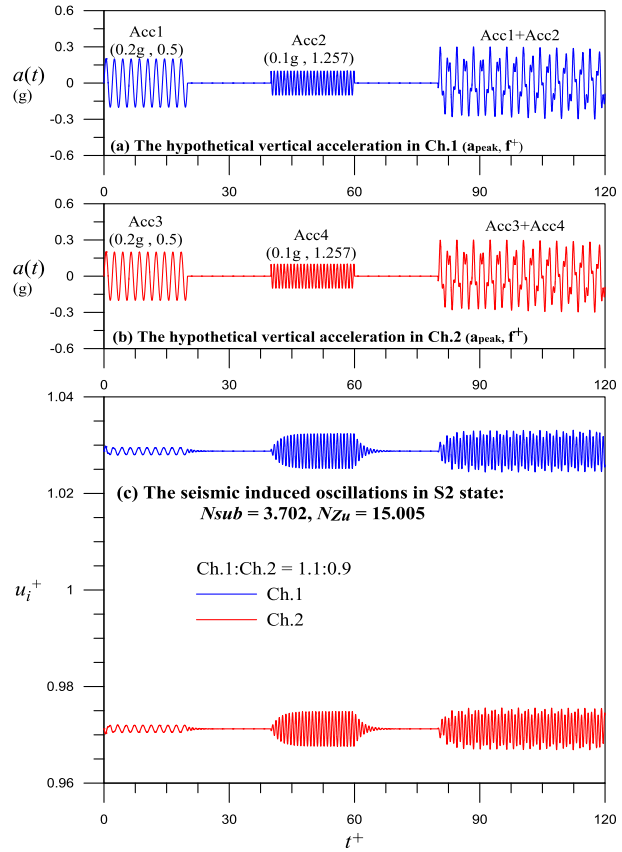


Figure 9. The Effect of Vertical Acceleration on the Transient Response of the S2 State.

The nature of vertical seismic vibration can be regarded as a composite of coupling sinusoidal waves with different amplitudes and frequencies. Figures 8(a) and 8(b) illustrate the hypothetical coupling set of vertical seismic accelerations, involving different peak amplitudes and frequencies, imposed on these two asymmetric heating channels, respectively. The transient responses caused by such coupling seismic waves are revealed in Fig. 8(c). The results indicate that more complex seismic induced oscillations could be triggered by the coupling set of seismic accelerations between channels. The more seismic-like oscillations would be caused by the hypothetical vertical accelerations consisting of more number of peak amplitudes and frequencies, as the induced oscillations between channels eventually shown in Fig. 8(c).

In contrast to the S1 state, the effect of vertical acceleration on the system behaviors is further performed in another stable state, i.e. S2 point shown in Fig. 3, with a higher power of $N_{Zu}=15.005$ and a higher inlet subcooling of $N_{sub}=3.702$. This stable state is more close to the stability boundary with respect to the normal operating state, i.e. S1 point, and is unrealistic where the reactor will scram. The natural frequency of the S2 state is about $f^*=1.257$. The hypothetical vertical accelerations between channels are supposed as revealed in Fig. 9(a) and 9(b), respectively, in which the frequency of smaller vertical accelerations imposed on each channel is set to the system's natural frequency. Figure 9 (c) displays the transient

responses of the two boiling channels in the S2 state subject to these hypothetical vertical accelerations. The results indicate that the inlet velocity oscillations induced by the larger vertical accelerations, i.e. Acc1 and Acc3, are smaller by comparing with those caused by the smaller ones, i.e. Acc2 and Acc4. This demonstrates the larger amplitudes of resonance oscillations in the S2 state could be triggered by the smaller accelerations if their frequencies are equal to the system natural frequency. Moreover, by comparing the results between Fig. 4 for the S1 state and Fig. 9 for the S2 state, it suggests the strength of the resonance oscillation may depend on the stability degree of the initial state.

4.5 The impact of vertical acceleration on the pump trip condition

The results discussed before are based on the assumption of constant system flow rate during seismic motions and suggest that the effect of vertical acceleration on the cases studied may not be significant and depend on the stability degree of the initial states. However, the seismic vibration could generate different influences on the system, i.e. causing all the pumps trip, for which the system flow rate is never constant and presents natural circulation mode. In the pumps trip case, applying the boundary condition of the same and constant pressure drop among channels to instead the constant total flow rate under forced circulation mode at the steady states, while it will periodically oscillate with the vertical acceleration term (g_j^*) during seismic transients. As a result, the modified equation for the inlet flow dynamics of channel 1 under natural circulation and seismic motion can be given as below:

$$\frac{du_{i,1}^+}{dt^+} = (\Delta P_0^+ \times g_1^* - \Delta P_{H,1}^+) / M_{ch,1}^+ \quad (21)$$

Where ΔP_0^+ represents the steady state pressure drop under natural circulation without seismic motion while only considers the gravitational pressure head. Thus,

$$\Delta P_0^+ = 1 / Fr \quad (22)$$

The steady state characteristics of such natural circulation parallel boiling channels depend on the heating power and inlet subcooling of reactor core as the other parameters are fixed and can be solved numerically using the subroutine SNSQE of Kahaner et al. [8]. The transient response of the pump trip case, by imposing vertical accelerations on the boiling channels during seismic motions, can be obtained using the subroutine SDRIV2 of Kahaner et al. [8].

The preliminary study on the pump trip condition caused by the seismic impact is evaluated in a natural circulation point of $N_{sub}=0.665$ and $N_{Zu}=2.928$, corresponding to 50% power and 32% flow rate of the normal operating state. The effect of external vertical vibration on such natural circulation state is performed by assuming the hypothetical vertical accelerations between channels as revealed in Fig. 10(a) and 10(b), respectively. Figure 10 (c) displays the transient responses of the two boiling channels with a heat flux ratio of 1.1:0.9 subject to these hypothetical vertical accelerations. The results indicate that the imposed vertical accelerations with a peak value of 0.1g could lead to very larger inlet velocity oscillations between channels under natural circulation (all pumps trip) compared with the results in Fig. 4 under normal forced circulation mode. This may be explained by the different degree of the vertical acceleration term, g_j^* , in determining the channel pressure drop between the natural circulation and forced circulation modes. The pressure drop additionally contributed by seismic acceleration would possess a relatively small portion of channel pressure drop under normal operating state with 100% power and 100% flow rate, while would dominate a substantial portion under natural circulation state, i.e. 50% power and 32% flow rate. Therefore, the natural circulation system would be more susceptible to the impact of seismic acceleration. The very larger seismic induced oscillations could be triggered by the coupling effects of seismic accelerations and the thermal-hydraulic interactions between channels under the pumps trip condition, as shown in Fig. 10.

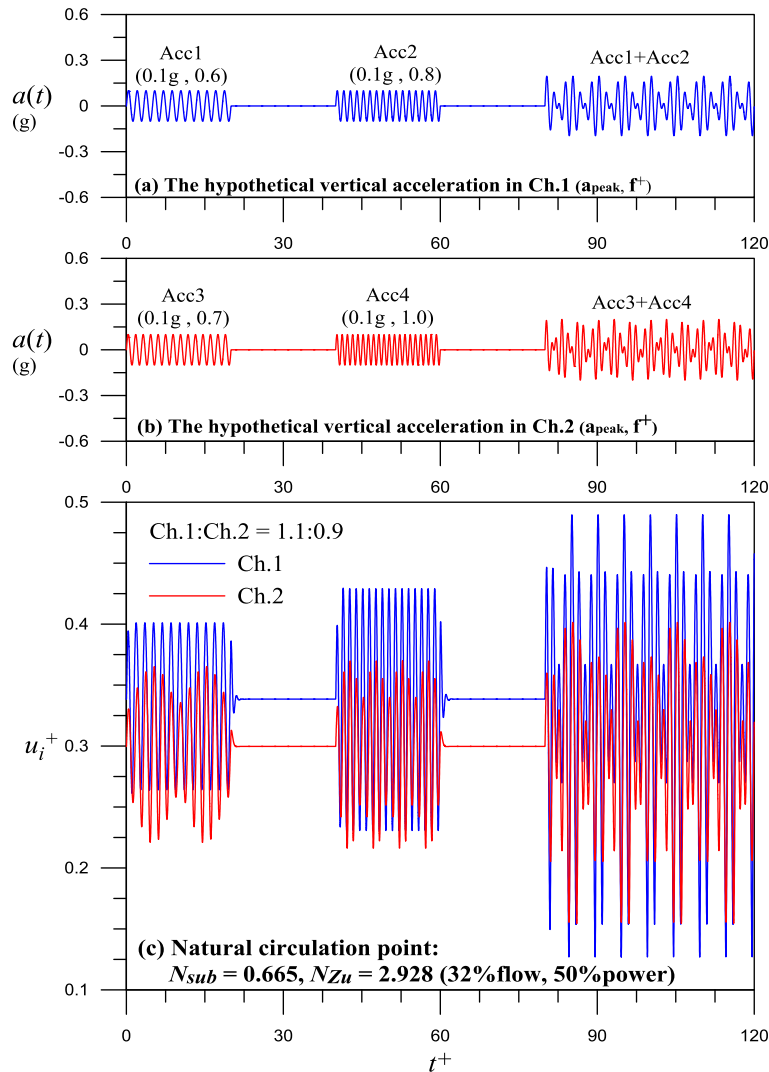


Figure 10. The Effect of Vertical Acceleration on the Transient Response of a Natural Circulation State, $N_{sub}=0.665$ and $N_{Zu}=2.928$.

5. CONCLUSIONS

This study investigates the effect of external vertical vibration on the system behaviors by adopting the multiple boiling channel model developed previously by the author incorporating with the external force method that only considers the vertical acceleration imposed by the seismic vibration. With the normal operating state of an ABWR as a reference case, the conclusions in this paper can be summarized as following:

- The effect of external vertical acceleration on the system transients may depend on their imposed amplitudes and frequencies.
- For the present asymmetric heating two channel system, increasing either of the inlet subcooling, outlet loss coefficient, channel length and power difference between channels would enhance the seismic induced oscillations.
- The effect of inlet loss coefficient on the seismic induced oscillation is consistent with the power/flow distribution between channels.

- The strengths of resonance oscillations caused by the seismic waves and the system natural oscillations may depend on the stability degree of the initial states under forced circulation mode.
- The coupling effect of vertical accelerations and channel interactions may cause very larger seismic induced oscillations in natural circulation case compared with that of the forced circulation system.

Further investigation in the effect of vertical acceleration on the system behaviors under natural circulation mode and their effects on the nuclear-coupled boiling system by introducing void-reactivity feedback will undergo in the near future.

NOMENCLATURE

a acceleration (ms^{-2})
 A_k amplitude of the k-th wave
 A_H cross sectional area of the channel (m^2)
 $A_{x-s,j}^+$ non-dimensional cross sectional area of the j-th heated channel, $= A_{H,j} / A_{H,1}$
 C_{pf} liquid constant pressure specific heat ($JK^{-1}kg^{-1}$)
 D_H diameter of the channel (m)
 f friction factor or frequency (s^{-1})
 $f_{1\phi}$ single-phase friction factor
 $f_{2\phi}$ two-phase friction factor
 f^+ non-dimensional frequency, $= fL_H/u_s$
 Fr Froude number, $= u_s^2 / gL_H$
 g gravity acceleration (ms^{-2})
 g^* vertical acceleration term
 h_f saturated liquid enthalpy (JKg^{-1})
 h_{fg} latent heat of evaporation (JKg^{-1})
 h_g saturated vapor enthalpy (JKg^{-1})
 h_i inlet liquid enthalpy (JKg^{-1})
 H vertical position of flow channel (m)
 h^+ non-dimensional liquid enthalpy, $= (h-h_f)/h_s$
 k thermal conductivity ($Wm^{-1}K^{-1}$) or loss coefficient
 L length (m)
 L_H channel length (m)
 L^+ non-dimensional length, $= L / L_H$
 M mass (kg)
 M^+ non-dimensional mass, $= M/\rho_f L_H A_H$
 N_s number of nodes in the single-phase region
 N_{exp} thermal expansion number, $= \beta h_{fg} \nu_f / C_{pf} \nu_{fg}$
 N_{Zu} average steady-state Zuber (phase change) number
 $N_{Zu,j}$ steady-state Zuber number for j-th channel, $= Q_{j0} / (\rho_f A_{H,j} u_s h_{fg}) \times \nu_{fg} / \nu_f$
 N_{sub} subcooling number, $= (h_f - h_i) / h_{fg} \times \nu_{fg} / \nu_f$
 P system pressure (bar)
 Q_j steady-state heating power in j-th channel (W)
 q'' heat flux (Wm^{-2})
 q_0 steady state heat flux (Wm^{-2})
 q''^+ non-dimensional heat flux, $= q'' / q_0''$
 t time (s)
 t^+ non-dimensional time, $= t u_s / L_H$
 u velocity (ms^{-1})
 u_{i0} steady state inlet velocity (ms^{-1})
 u_s velocity scale, $= u_{i0}$
 u^+ non-dimensional velocity, $= u / u_s$
 ν_f specific volume of saturated liquid ($m^3 kg^{-1}$)

v_{fg} difference in specific volume of saturated liquid and vapor ($m^3 kg^{-1}$)
 x_e exit quality
 z axial coordinate (m)
 z^+ non-dimensional axial coordinate, $=z/L_H$
 Greek symbols
 α void fraction or thermal diffusivity
 ϕ phase
 ΔP pressure drop (Pa)
 ΔP^+ non-dimensional pressure drop, $=\Delta P/\rho_f \mu_s^2$
 δx ($x - x_0$) for variable x , x_0 represents the steady-state value
 ρ density (kgm^{-3})
 ρ^+ non-dimensional density, $=\rho/\rho_f$
 ρ_f density of saturated liquid (kgm^{-3})
 $A_{1\phi}$ single-phase friction number, $=f_{1\phi}L/2D$
 $A_{2\phi}$ two-phase friction number, $=f_{2\phi}L/2D$
 λ boiling boundary (m)
 λ^+ non-dimensional boiling boundary, λ/L_H
 Subscripts
 ch channel
 e exit of the channel
 H heated channel
 i inlet of the channel
 j j-th channel
 n n-th node in the single-phase region
 0 steady state

ACKNOWLEDGMENTS

This work was supported by the Ministry of Science and Technology of the Republic of China through contract MOST 103-2221-E-007-105 & MOST 104-2221-E-007-118.

REFERENCES

1. J. A. Boure, A. E. Bergles and L. S. Tong, "Review of Two-Phase Flow Instability," *Nuclear Engineering and Design* **25**, pp.165–192 (1973).
2. Earthquake Lab, "Introduction to Earthquake Waves", <http://www.eq.ccu.edu.tw/~ccusgm/seismography.htm> (2004).
3. M. Hirano and T. Tamakoshi, "An Analytical Study on Excitation of Nuclear-Coupled Thermal Hydraulic Instability Due to Seismically Induced Resonance in BWR," *Nuclear Engineering and Design* **162**, pp. 307–315 (1996).
4. A. Satou, T. Watanabe, Y. Maruyama and H. Nakamura, "Neutron-Coupled Thermal Hydraulic Calculation of BWR under Seismic Acceleration," *Progress in Nuclear Science and Technology*, **Vol. 2**, pp.120-124 (2011).
5. T. Watanabe, "On the Numerical Approach for Simulating Reactor Thermal Hydraulics under Seismic Conditions," *Annals of Nuclear Energy* **49**, pp. 200–206 (2012).

6. J. D. Lee and C. Pan, "Dynamics of Multiple Parallel Boiling Channel Systems with Forced Flows," *Nuclear Engineering and Design* **192**, pp. 31-44 (1999).
7. A. Clausse and R.T. Jr. Lahey, "An Investigation of Periodic and Strange Attractors in Boiling Flows Using Chaos Theory," *Proceedings of the Ninth International Heat Transfer Conference*, Jerusalem, vol. 2, pp. 3-8 (1990).
8. D. Kahaner, C. Moler and S. Nash, "Numerical Methods and Software, Prentice Hall," (1989).
9. Y. Guo, J. Huang, G. Xia and H. Zeng, "Experiment investigation on Two-Phase Flow Instability in a Parallel Twin-Channel System," *Annals of Nuclear Energy* **37**, pp. 1281-1289 (2010).
10. Taiwan Power Company, "Preliminary Safety Analysis Report: Lungmen Nuclear Power Station Units 1 & 2," Taipei, Taiwan (1997).

四、建議

此次台灣參與人員僅有五人，與各國熱烈參與，尤其是美國、中國大陸、南韓與日本等，相較之下有些差距，我國應持續重視相關核能相關研究與人才培養。但此次台灣學生的論文發表與英語口語表達，表現相當良好，顯示台灣鼓勵學生參與國際研討會有一定之成效。

五、攜回資料名稱及內容

會議議程與NURETH-16 USB 全文論文集

參加『美國核能學會冬季會議及核能科技展示會』出國報告

出國人員：周懷樸 國立清華大學工程與系統科學系

出國日期：104.11.05－104.11.15

出國地點：美國芝加哥 Hyatt Regency, Chicago, IL, USA

一、參加會議經過

2015 年美國核能學會冬季會議及核能科技展示會(American Nuclear Society 2015 Winter Meeting and Nuclear Energy)年度會議於11 月07-1 日在美國華盛頓特區MarriottWardman Park 舉行。

此會議是American Nuclear Society (ANS)所舉辦的年度大會，在核能界上是重要的大型國際會議之一，會議主席和參加者大都是在國際間的頂尖專家與業者(如美國核管會與各大國家實驗室)，美國核管會也非常多專家參加此會議。同時也包括專題會議12th International Topical Meeting on Nuclear Applications of Accelerators (AccApp '15)及Young Professionals Congress 2015 表揚年輕學者的會議，參與專家達千人，論文達五百篇，規模盛大。

此次會議是美國核能協會的年度重要總結會議，參與者將過去一年的研究整理成重點總結，所以不只是核電廠儀控的論文研究，舉凡相關議題都有包含在此次研討會之討論議題，包括了核能各式各樣的應用、核電廠系統安裝探討、核物理分析與模擬、熱水流分析、一般核電廠儀控相關議題等等；

今年主題是"Nuclear: The Foundation of Sensible Policy for Energy, Economy and the Environment".

會議第一天早上報到後就以ANS President's Special Session: Long-Term Operation of the 15 U.S. Commercial Nuclear Fleet - Sustaining a National Asset 及Nuclear: The Foundation of Sensible Policy for Energy, Economy, and the Environment 的主題演講作為開幕，分析核能電廠的挑戰與對應，點明了在福島事件後核工界的衝擊和與之發展出來的看法與結論，另邀請國家實驗室學者演講福島事件應變及安全相關議題。第二天到第四天安排了許多演講，分別是參加反應器物理模擬主題、核能分析與預測狀況的主題、及數位I&C 議題的演講。第五天為AccApp '15 專題會議。

第四天重點為數位儀控，聽取各國學者報告最新的數位I&C 發展，討論由量測的數據判斷模擬未來的狀況及分析、線路老化問題、無線傳輸在電廠需注意的一些準則等等。

二、與會心得

本次我們實驗室參加的議題是Instrumentation and Controls : General 議題，一起口頭報告的人員，大部分都是來自於美國的學界以及業界在電廠控制的研究人員。對於數位化應用在核電廠的儀器與系統控制有詳細的探討。會議報告期間會場內踴躍討論與發問，是一次愉快且難得的經驗。在會議期間巧遇國內原能會核研所研究員與清華其他實驗室的研究人員，清大的論文數量總共10篇；在這次的會議中也遇到之韓國核能協會的主席。

這次研討會中能與其他學者交換心得，同時也看見其他學者在不同研究領域成果，了解該領域最新發展趨勢，並定位我們實驗室的研究方向，在報告結束後，與報告人交流並索取投影片以便回國詳細研究。

此次研討會會場空間龐大，設備完善，從小型演講室到大型演講廳都有以應付不同規模的演

講，整個研討會規劃詳盡，標示詳盡且清楚，可以容易找到想聽的主題及位置所在，顯示會議人員的專業與大會的用心。

三、建議

此次會議本人帶領研究生前往，感謝有關單位能夠提供補助。建議研究生要多參加國際會議，方案，若是在攻讀碩博士研究所的期間有不錯的研究成果，應該鼓勵並推薦去參加國際會議，利用口頭報告的方式去呈現作品的內容。口頭報告不但可以訓練用英文演講的能力，而且能由領域專家給予不同層面的建議，可以擴廣思考的廣度及深度。希望國科會能夠提供補助，使得更多的國內研究生可以親身體驗國際性的學術交流，擴展視野、體驗不同文化，進而能夠激發出新的思考，而有助於國內學術的研究競爭力。

四、攜回資料名稱及內容

會議流程及演講者的演講內容摘要一本；其他演講者投影片數篇。

參加『國際核電廠儀控會議』出國報告

出國人員：周懷樸 國立清華大學工程與系統科學系

出國日期：105.04.15－105.04.23

出國地點：美國舊金山

一、 參加會議經過

本次出國公差的主要目的為赴美國舊金山參加2016年ICAPP(The International Congress on Advances in Nuclear Power Plants, ICAPP)研討會，並發表論文、蒐集國際間最新核能安全與爐心營運分析相關研究近況，此次出國會議與學術交流有助於日後核能安全分析工作之進行。

2016年ICAPP會議於4月17日至4月21日在美國舊金山舉辦，研討會議題包括核能相關領域之創新發展與低碳未來等，邀集各核能領域的專家分享目前最新的核能相關技術方法與構想。本人於舊金山時間4月17日參與開幕晚宴並辦理報到註冊手續，並領取資料及議程手冊。於舊金山時間4月22日搭凌晨班機回國，臺灣時間4月23日返抵國門。

二、 與會心得

ICAPP2016國際會議為探討核能安全領域相當重要之國際學術研討會，此會議係始於2002年並每年舉辦一次，而ICAPP 研討會提供各國核能工業資訊交換平台，分享研究成果與討論未來方向及國際間新核能電廠系統發展需求。所探討之領域相當廣泛，包含材料、系統、控制、模擬、熱流等前瞻性研究。而本屆會議由美國核能學會(ANS)主辦，地點位於美國加利福尼亞州舊金山市Hyatt Regency San Francisco內。本次會議的主題環繞在「核能發展與低碳未來」，除了討論核子反應器的技術發展與核子燃料使用循環外，還將議題延伸至核能發展的廣泛應用。會中相關重要人士提及目前全球的核能發展現況及趨勢，簡述如下所列：

1. 國際間核能現況分享與新建電廠概況
2. 美國EPA的潔淨能源計畫或可帶動核能產業發展。
3. 目前將以嚴格態度方式來進行審查核能電廠廠址建設、使用執照等。
4. 為了加強核能電廠安全性及減少計算時間，將持續發展新的計算模型。
5. 新反應器設計與運轉。
6. 核能對碳排放與抑制的重要性。

各技術論文發表與討論主要有幾項領域之研究，如下所示：

1. Water-Cooled Reactor Programs and Issues(水冷式反應器)
2. Operation, Performance and Reliability Management(運轉效能及可靠度管理)
3. Plant safety Assessment and Regulatory Issues(電廠安全評估及管制議題)
4. Reactor Physics and Analysis(反應器物理及分析)
5. Thermal Hydraulics Analysis and Testing(熱水流分析及測試)
6. Fuel Cycle and Waste Management(燃料循環與廢料處理)
7. Material and Structural Issues(材料及結構相關議題)
8. Nuclear Energy and Climate Change Mitigation(核能與緩和氣候變遷)

- 9. Infrastructure Issues for Nuclear Power Plant Programs(核能電廠與基礎建設相關)
- 10. Plant Licensing and International Regulatory Issues(電廠運轉許可與國際管制)

本次會議發表之論文題目如下所示：

Accident Management Based on Computerized Emergency Operating Procedures

三、 會議行程表

Schedule at a Glance

Sunday, April 17

3:00-8:00 pm	Registration
6:00-8:00 pm	Opening Reception

Monday, April 18

7:00 am-5:00 pm	Registration
7:00-8:00 am	Continental Breakfast (Sponsored by TerraPower)
8:00-10:00 am	Opening Plenary—I: The Need for Innovation in Nuclear Energy Technology
9:30 am-5:00 pm	Tabletop Exhibits
10:00-10:30 am	Morning Break
10:30 am-12:00 pm	Opening Plenary—II: Innovation Worldwide-Views from Around the World
12:00-1:00 pm	Attendee Luncheon (Sponsored by: EPRI)
1:00-2:40 pm	Technical Sessions
2:40-3:00 pm	Afternoon Break
3:00-4:20 pm	Technical Sessions
4:20-6:00 pm	Plenary—II: Innovation in New Reactor Technologies
7:00-10:00 pm	Evening Banquet

Tuesday, April 19

7:00 am-5:00 pm	Registration
7:00-8:00 am	Continental Breakfast
8:00-9:45 am	Plenary—III: Keeping the Operating Plants Healthy and Active
9:30 am-3:30 pm	Tabletop Exhibits
9:45-10:20 am	Morning Break
10:20 am-12:00 pm	Technical Sessions
12:00-1:00 pm	Attendee Luncheon
1:00-2:40 pm	Technical Sessions
2:40-3:00 pm	Afternoon Break
3:00-4:20 pm	Technical Sessions
4:20-6:00 pm	Technical Sessions
5:30-7:00 pm	Student Poster Session (Sponsored by: University of California Berkeley)

Wednesday, April 20

7:00 am-5:00 pm	Registration
7:00-8:00 am	Continental Breakfast
8:00-9:30 am	Plenary—IV: Can Nuclear Catch up with 21st Century Technologies?
9:30-10:00 am	Morning Break
10:00 am-12:00 pm	Technical Sessions
12:00-1:00 pm	Attendee Luncheon
1:00-2:40 pm	Technical Sessions
2:40-3:00 pm	Afternoon Break
3:00-4:20 pm	Technical Sessions
4:30-5:50 pm	Technical Sessions

Thursday, April 21

10:00 am-1:30 pm	Technical Tour: University of California Berkeley (space is limited)
------------------	--

參加『Eurocorr 2015 國際學術會議』出國報告

出國人員：王美雅 國立清華大學原子科學技術發展中心

出國日期：104.09.04—104.09.15

出國地點：奧地利格拉茨

一、參加會議經過

歐洲腐蝕年會（EUROCORR）今年於奧地利的第二大城 Graz 舉行，時間為 2015 年 9 月 6 日至 10 日，本次會議總共有 51 國 805 名來自工業、政府、學術和研究單位的學者專家參與，主要聚焦於各式工業材料的腐蝕與抗蝕議題，共有 438 篇口頭報告，120 篇壁報發表。會中討論的主題包括腐蝕機制、被覆、陰極防蝕、感測器、核能工業腐蝕、油氣工業腐蝕、自動工業腐蝕、煉油工業腐蝕、海洋腐蝕、飲用水設施腐蝕、生物誘發腐蝕等領域，其中歐洲防蝕學會(EFC)今年的傑出研究獎章頒給 Prof. Philip Marcus，他並於大會中以金屬表面鈍態氧化膜特性為主題，進行專題演講。本次會議中核能工業腐蝕領域的分項會議，由本校工科系系主任葉宗洸教授、本校原科中心王美雅博士及工科系研究生蔡佳蓉同學參加。

二、會議心得

(一) Opening



開幕式於 9 月 7 日 9 點開始，由 F. Montember、A. Mol.、K. H. Stellnberger 及 G. Mori 進行致詞。之後為 EFC Medal Award 的得主-法國 CNRS 的 P. Marcus 進行演講，講題為”Passivity of metals

and alloys and initiation of localized corrosion”，主要的內容在於透過先進的分析技術，包含 STM、STS、XPS、ToF-SIMS 等，結合電化學測量，並輔以 DFT 模擬，以奈米的尺度來研究金屬及合金的鈍態以及局部腐蝕的起始。鈍態的形成有助於抑制腐蝕，透過表面高解析度的觀察可以看出鈍態氧化膜的形成，內層主要為 crystalline，而外層以 granular 為主，不鏽鋼的鈍態層以 crystalline 為主。不鏽鋼局部腐蝕的起始可能在於局部鉻耗乏，直接與鈍化機制有關。

緊接著是 Kurt Schwabe Prize Award 得主，德國的 M. Mohedano 進行演講，講題為”Plasma electrolytic oxidation of light alloys for corrosion protection and surface functionalization”，針對現代社會對於輕型結構材料的需求，如鋁、鈦、鎂等，強調良好的抗腐蝕磨損的性能及功能化的表面。廣泛的應用在機械方面、傳輸組件及生物工程，需要延長使用壽命及降低長期成本。Plasma Electrolytic Oxidation (PEO) 是一種有潛力可達成目標的選項，具有改善的機械性能和輕合金的耐腐蝕性等特性，並加上生物相容性等。PEO 是一種對於環境友善的處理方式，在鋁、鈦、鎂上產生 10-100 μm 像陶瓷一樣的鍍層，該鍍層在高電壓下形成，超出介電崩潰，當鍍層表面短暫發生局部放電，電流密度和溫度都大大增加，在相對高的溫度下有助於形成。在最近的研究中，對於 PEO 鍍層，含有 $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ 顆粒的電解質所獲得的 PEO 鍍層提高耐磨損性，陽極薄膜的處理提高了製程效率，加速 soft sparking regime 及更快的成長速度，後處理可密封孔隙度和提高 PEO 鍍層的耐腐蝕性。

結束後即進行各項議題之分組報告。

(二) Plenary Lecture

1. 由美國 Ohio University 的 S. Nestic 進行講題，探討最近針對在 CO_2 及 H_2S 溶液環境下，軟鋼的腐蝕模擬。
2. 由德國 DECHEMA-Forschungsinstitut 的 M. Schutze 進行講題，探討高溫下腐蝕對於材料的表現及壽命是一項重要的影響因子。

(三) Nuclear Corrosion

1. 由比利時 KU 的 W. Bogaerts 進行演講，探討在核能工業界新的腐蝕議題。在過去的 5 年左右，所發表的一些評論，從傳統的腐蝕議題開始回顧歷史，目前最麻煩的腐蝕過程不僅在核電廠發生，而且在產業鏈結的其他領域也一樣。在比利時核電站 Doel 3 和 Tihange 2 的反應器壓力槽的研究發現，氫相關的材料問題不只發生在比利時，也在國際間發生。觀察出有許多的 Hydrogen Flakes 產生，但是依然不是很確定，或是僅是製造時產生的人工物質，也或是因操作上的因素使微孔洞持續的生成，針對這部分進行實驗的研究及可能的現象探討。氫相關的材料劣化現象對於中期儲存也擔任了重要的角色，更不用說是對於核廢料最終處置，對於廢料混在瀝青固化體裡。在一些低放射性廢料與水泥混在一起的中期儲存也可能會有其他可能的材料劣化問題發生。
2. 羅馬尼亞 Dunarea de Jos University of Galati 的 Eliza DĂNĂILĂ 進行透過電化學共沉積法所獲得的 Ni/WC 奈米結構物對於抗磨損的表現。Ni/WC 奈米結構鍍層是透過含有 WC 奈米粒(60nm 直

徑大小)的標準鎳瓦特鍍液進行沉積。在乾燥和潮濕環境下，進行 Ni/WC 奈米結構鍍層與純鎳鍍層對於抗磨損性進行比較。鍍層的形貌及化學組成是透過 EDX 及 SEM 來觀察，進行 sliding test 前後都測量 OCP 與時間的函數關係，用於評估濕磨耗(tribocorrosio)行為。在室溫下，透過模擬 PWR 一次側的水溶液下，純鎳與 Ni/WC 奈米結構鍍層的奈米硬度是透過奈米壓痕技術來測試。

3. 法國 CEA 的 S. Perrin 則是針對在 PWR 一次側的環境下，316L 氧化而造成的缺陷影響。奧斯田不銹鋼常做為 PWR 內部組件材料，而這些材料可能受到熱及機械應力，腐蝕環境及輻照的影響而受到損傷。IASCC 的起始開始於氧化膜的崩解，所對於合金在氧化物生長（厚度，形態，成分）及在氧化層中的氧傳輸時，透過植入缺陷來進行研究。316L 植入 Xe ion 後的試片，在 325 °C 含氫的一次水下進行腐蝕，包含靜態及迴路系統。透過 SEM, TEM, SIMS 對於氧化膜的分析，可分為兩個部分，一為外層富含鐵的不連續氧化膜，但為以 crystalline 為主。另外，內層為連續含鐵、鎳的混合鎳鐵礦(Ni,Fe)(Fe,Cr)₂O₄。透過示蹤劑的使用(¹⁸O)，可以了解氧在內層的傳輸機制。透過 SIMS 及 TEM 可以分析氧的形貌，受到植入影響的合金區域、氧化層的厚度、缺陷的特性及氧透過氧化層的傳遞。這些結果清楚地表明，在合金裡的缺陷對於氧化機制和形成氧化層性質的影響。
4. 中國大陸瀋陽金屬研究所 E.H. Han 博士報告在 PWR 一次側水中，加鋅水化學對於不同材料的腐蝕及表面的影響。氧化膜沉積在管路內是造成組件輻射劑量增加的因素之一，無加鋅的水化學對於表面薄膜的組成和結構的相關性已被廣泛研究，加鋅水化學已可以轉化氧化膜的特性，進行組件輻射劑量控制及腐蝕控制，無論是在實際操作的電廠或是模擬電廠的操作條件下。鋅的注入大都在管件已有氧化膜存在的條件進行，也可以成功實施於原先無鋅的氧化膜或是已經除汙的管路中。在腐蝕過程中，金屬表面薄膜特性是非常重要的影響，特別是在局部腐蝕和應力腐蝕龜裂。鋅注入可以通過改變奧斯田不銹鋼氧化膜的化學組成和結構以減輕腐蝕現象。然而，鋅對氧化膜的腐蝕抑制效果仍未經證實。此次的研究針對 316L SS、304 SS、690 Alloy 進行鋅注入實驗，並使用 SEM、EDX、XPS、ERD、Raman Spectrum 進行分析。結果發現，起始的水化學狀態是非常關鍵的，隨著注入時間的增加，薄膜變得更緊密，ZnFe₂O₄ 及 ZnCr₂O₄ 形成於氧化膜內，時間愈久則以 ZnCr₂O₄ 為主。透過 potential-pH diagrams, solubilities 及 crystallographic features of spinels 來評估氧化膜結構和鋅注入所造成的抑制機制。對於氧化膜結構的兩層結構來解釋在高溫水注入鋅的抑制機制。在高溫水中最初形成的氧化膜具保護性能可直接影響隨後氧化物溶解和生長。氧化膜變得更加緊密和氧化膜粒子大小隨著時間增加變得更小。在鋅注入與形成氧化膜之耐腐蝕性的關係是較為清楚的。
5. 瑞士 PSI 的 I. Villacampa Roses 報告 He 對於輻射促進應力腐蝕龜裂的影響。輻射促進應力腐蝕龜裂造成輕水式反應器的裂縫形成及裂縫成長，影響電廠的長期安全運轉。這些裂縫已經存在於許多的核反應器內部組件，可能損害反應器安全，最終導致停爐。在相對低劑量的條件下，IASCC 敏感性主要是由輻射誘導的偏析及輻射硬化等一般機制主導，但透過核子潛艇的老化及使用壽命的增加，或許還有其他的因素存在。最近的研究顯示大量的 He(高至 1000 appm)可被累積在反應器內部組件，主要是在 PWR 經長期 40 年運轉後的鎳基組件。這可能 IASCC 敏感

性在高輻射劑量下增加的因素之一。本研究主要是為了決定 He 對於奧斯田 316L 不銹鋼的 IASCC 造成的影響，並決定濃度限值以觀察這些效應對於力學性能的影響。透過法國 CNRS 的迴旋加速器，He 均勻的以 45 MeV 的能量被植入試片，後續也透過 Thermal Desorption Spectroscopy 來確認 He 的濃度。慢應變速率拉伸試驗分別在空氣、高溫空氣及模擬 PWR 的環境下進行。

6. 韓國 KAERI 的 Y. Lim 探討鎳基合金在 PWR 環境中的表面氧化行為。合金 600 及 690 平板試片測試在模擬 PWR 一次側水環境下，水中氫的濃度為 $30 \text{ cm}^3/\text{kg H}_2\text{O}$ ，在 $325 \text{ }^\circ\text{C}$ 中進行五個月測試。合金形成的表面氧化結構分別用顯微設備進行分析。結果發現，合金 600 的表面氧化現象不同於合金 690 的形成，合金 600 形成非常薄的氧化物層，並且表面的晶界顯示氧擴散的現象，鉻的氧化物沉積在被攻擊的晶界，留下的 Cr 匱乏區。另一方面，合金 690 的氧化擴散層相對較厚，晶界並沒有出現氧化現象。晶界氧化被認為是合金 600 主要晶界裂縫的原因。
7. 捷克布拉格化學及科技大學的 A. Krausova 教授報告鈳合金在含鋰環境下的腐蝕特性。採用線上電化學阻抗分析及動態極化掃描分析探討鋰添加對於鈳合金水側腐蝕速率的影響，研究的合金包含已商業化的及創新的部分。經過高溫 $280 \text{ }^\circ\text{C}$ 及高壓 8 MPa 的 900 h 測試後，從阻抗圖譜可以建立一電子模式，低頻響應歸因於電荷轉移電阻和沃伯格阻抗擴散串聯。在鋰環境中加速腐蝕的速率可歸因於氧化膜的部分溶解及鋰離子參與溶解-沉積過程。Mott-Schottky 方法作為分析半導體特性，摻雜離子密度被認為是由鋰的存在而影響的。整個實驗室在模擬 WWER 一次側的環境下進行，Zr1Nb 合金在鋰含量各為 10、70、200 ppm 進行，Mott-Schottky 顯示在高溫下形成的氧化鈳具有 n 型半導體的特性。10 ppm 濃度的鋰也形成低密度的摻雜離子，其他兩個濃度可形成高兩個數量級的高密度的摻雜離子。EIS 結果顯示在高濃度的鋰離子環境下，即使在短時間(300-500 hrs)內，腐蝕速率是增加的。主要原因是氧化膜的溶解及鋰離子參與而造成的。
8. 瑞士 PSI 的 S. Ritter 報告在 BWR 電廠中不銹鋼進行白金被覆的行為研究。不銹鋼試片分別至於瑞士 KKL BWR 的兩處位置進行白金被覆的研究，透過現場試片分析研究，發現 OLNC 前後的曝露時間是影響白金被覆量的因素，如果可知道流場狀態，詳細的白金被覆量也可知的話，可以估算白金在 OLNC 之後的沖蝕速率。未經過 OLNC 應用的試片僅有少量的白金被覆量，透過觀察白金的損失率，強烈的表現出白金重新分佈，但大部分脫附的白金並不會再度沉積在不銹鋼表面，而可能會被覆在 CRUD、燃料或是水淨化系統而損失。更多的研究在於透過 TEM 來研究白金顆粒大小及其分佈，對於 BWR 電廠實施 ONLC 時對於 SCC 的抑制效益。
9. 美國 GE 的 Peter Andresen 報告對於輕水式反應器如果發生燃料護套事故時，採用先進的材料時，是否可以具有較高的容錯度。在 2011 年福島事故之後，美國能源署及 GE 公司共同發展現有商轉電廠的事故容錯燃料(ATF)，與傳統的二氧化鈾與鈳系統相比，ATF 燃料可容忍爐心喪失主動冷卻相當長的時間，同時可以保持或改善在正常運轉條件的燃料性能。GE 的研究是在於證明像是 Iron-Chromium-Aluminium (FeCrAl)合金可以當作是 ATF 的護套材料，目前的研究顯示 FeCrAl 合金是可以適用的，將八種可能適用的材料用於核反應器正常運轉情況和發生過熱蒸汽（冷卻劑喪失條件）事故下的情況進行實驗，結果發現在正常運轉下，合金 33(APMT)顯示出優異的抑制能力，包含一般腐蝕、陰影腐蝕、環境促進裂化等，也可以抗質子照射達 5 dpa。

在發生事故的條件下，幾種合金的效果也比現有的鋁合金高數個數量級的能力。而 2015 年 2 月開始在 INL 的 ATR 進行測試，包含 APMT 及合金 33。使用 FeCrAl 合金取代鋁合金似乎是預期的事。

10. 英國 NNL 的 A. Laferrere 則是報告透過線上影像系統進行核燃料護套的腐蝕過程監測。在英國的用過燃料存放在鹼性的池子內，為了確保儲存制度的效率，有必要量化燃料護套在浸沒中的腐蝕過程。在本研究中，對於不銹鋼及 Magnox 兩種護套材料進行腐蝕表面分析。AGR 護套材料包含 20Cr-25Ni-Nb 穩定不銹鋼材料，在輻射照射的期間，護套材料表面微結構發生了明顯的變化，包含晶界耗乏和隔離。使用 HS-AFM 進行奈米級的分析，可以看到不銹鋼表面的沉積物及 pit initiation 的影像，而 Magnox 是一種鎂-鋁合金，在反應器照射的過程中，可以發現金屬表面氧化物像是形成一層附著層，透過 SVET 可以拍攝到保護層被崩穿及絲狀的腐蝕過程。
11. 台灣清華大學蔡佳蓉進行在高溫氬氣環境下，四種合金(Alloy 617, Alloy 800H, Alloy 625, Hastelloy X)進行不同實驗時間的腐蝕行為探討，結果發現 Alloy 625 及 Hastelloy X 抗腐蝕的能力最好。
12. 美國 GE 的 Peter Andresen 報告對於應力腐蝕龜裂的相關資料。應力腐蝕龜裂在過去幾十年來說一直是受到重視的，特別是對於結構材料的可靠性及安全性而言。對於許多國家而言，SCC 已發生了幾世紀，在工業界已變成是重要的問題，主要是鍋爐的部分。為了解決此問題，進行鍋爐及壓力容器規範，重點在於是機械議題，大量的疲勞和過載的指導文件。相較之下，SCC 的進展較為有限，伴隨著神秘和複雜，堅持保證設計不會出現 SCC 這個問題。在簡單及短期的測試中，SCC 抑制也獲得了一些證據，詳細的研究和長期電廠運轉顯示對於 SCC 成長的抑制並不存在大多數或是可能的結構材料。而本研究總結了可導致 SCC 的重要進展，指出了它的一些相關性和相互依賴性，並提供了量化和預測 SCC 的例子。
13. 法國 CEA 的 J. L. Courouau 探討 316LN 不銹鋼在 550 °C 及少量含氧下的熔融態鈉溶液下的溶解及氧化行為。鈉冷式反應器在法國被選定為第四代核反應器，主迴路的結構組件和熱交換器將以奧斯田不銹鋼為主，316LN 是參考材料。為了能評估反應器使用壽命，在靜態的液態鈉測試腔體內，進行 450 °C，550 °C 和 650 °C 的腐蝕試驗，在氧化的條件下觀察到 NaCrO₂，也看到鉻乏區。為了預測材料長期腐蝕作用下，必須要能了解氧化機制。為了能識別限制腐蝕的步驟，以及了解這個複雜的腐蝕現象，先確定氧化成長的方向，並透過同位素示蹤劑的使用。採用 RBS、GDMS + GDOES、SIMS 來分析，成長的方向是向內生長，此外也可以評估鈉和鉻在 316LN 的擴散係數。
14. 法國 CEA 的 F. Alexis 報告在硝酸及含氧化劑離子存在的環境下，腐蝕產物對於不銹鋼的影響。用過燃料再處理廠的材料老化是法國 CEA 研究的重點之一，透過對於不銹鋼腐蝕機制的了解來控制老化。主要使用的溶液微熱濃縮的硝酸，包含 Pu(VI) 或 Np(VI) 的離子。硝酸腐蝕了不銹鋼，但是氧化劑離子加速了此現象。不銹鋼內的 Cr, Fe, Ni 溶解出來和被硝酸還原而出的物質(如 HNO₂) 可能會影響不銹鋼的氧化和溶劑的還原。低濃度的 Cr(VI) (oxidizing species) 對於不銹鋼保護的氧化層可以增加而降低腐蝕速率，鐵可催化硝酸還原也可能會變成一重要的影響。
15. 日本 JAEA 的 M. Yamamoto 探討碳鋼在水中經加馬射線照射的腐蝕速率估算方式。福島事故

後，除役的過程至少要花費 30 年以上，而保持結構組件在此過程中安全是重要的議題。某些結構是由碳鋼所製成，腐蝕造成的裂化是一大問題，透過陰極防蝕是較為人知的方式，注入氫氣到冷卻水中使得溶氧變小。然而，大量的放射性物質存在在反應器核心，以及照射對腐蝕產生的效果目前尚不清楚。為了瞭解對碳鋼腐蝕的照射效果，在鈷-60 加馬射線下進行腐蝕試驗，測試的環境包含空氣、氫氣等，同時測定氧氣、過氧化氫的濃度。腐蝕測試的結果顯示腐蝕速率隨著加馬射線劑量率的增加而增加，在注氫氣的環境下腐蝕速率增加的較為明顯，因非輻照的條件下腐蝕速率值太小。而氧化劑溶度也因加馬射線劑量率的增加而增加。

16. 捷克布拉格化學及科技大學的 G. Kouril 探討碳鋼在膨潤土環境中的腐蝕行為。截至目前，這項研究主要集中在腐蝕試驗方法，包含各種實驗安排以加速穩定鋼/膨潤土界面。時間-穩定化的條件是對於腐蝕速率的快速穩定最重要因素，當鋼暴露於環境的體積相對大時，則可能需要很多年才能達到穩態腐蝕速率，因此相對大的金屬表面積和相對小的測試環境體積，可能是有益於減少腐蝕速率穩定的時間。腐蝕速度可以通過鋼電阻探針來監測，腐蝕總量是利用鋼試樣重量損失。膨潤土顆粒的存在明顯影響鋼的腐蝕速率，無任何固體膨潤土顆粒的膨潤土溶液顯示較低的腐蝕速率。

17. 日本 IHI 公司的 G. Nakayama 報告在掩埋的情況下，氫對於鈦引發的裂縫行為研究。為了估計在鈦的氫引發的裂縫行為是以萬年計，在實驗室可經幾千小時進行的試驗以加速獲得結果。採用碳鋼製造的測試夾具和連接保護陽極的鈦試樣電來取代了外部電源和鹽橋進行測試，成功的在二氧化鈦的穩定區域實現恆定電壓。另外，掩埋試驗片和在二氧化矽沙床測試夾具為了能減低從測試系統外的氧氣供應，因此，厭氣系統和封閉的系統沒有用於本研究。WOL(wedge opening loading) 試樣與碳鋼的 immersion potential 為 $-0.4V_{SHE}$ ，當鋁保護電極短路，電位為 $-0.8V_{SHE}$ 。對於 WOL 試樣在 K 為 $30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 下，測試後並未看到預裂口尖端有氫化物產生，且 10000 小時之後也無裂縫生成。 $-0.8V$ 試樣的表面確認形成針狀氫化物，然而也沒預裂口加速破損的跡象。

三、建議

鑒於石化能源的價格高漲，近年來核能科技相關的研究再度獲得全世界研究機構的重視，這種趨勢可由逐年增加的論文數與國際學術會議數觀察出來，得注意的是年輕研究人員的人數也逐年增加中。我國在這個領域的研發因客觀因素的影響逐年下滑，從事此一領域的研究人員更無新血加入，因此值得加以重視。藉由參與相關議題的國際會議，不但可吸收他人寶貴的研究經驗，減少自我摸索的時間與步驟，更可透過論文的發表聽取他人的建議與指教，對於自我研究水準（包括教師與學生）的提升有相當大的助益。政府應面對現實（特別是二氧化碳減量議題），更應提供足夠經費支持國內各研究機構核能技術相關的研發。

參加『Eurocorr 2015國際學術會議及INGSM-16國際會議』出國報告

出國人員：葉宗洸 國立清華大學工程與系科學系

出國日期：104.09.04－104.09.10(分項一)/104.09.11－104.09.19(分項四)

出國地點：奧地利格拉茨(分項一)/英國諾丁漢(分項四)

一、參加會議經過

歐洲腐蝕年會(EUROCORR)今年於奧地利的第二大城 Graz 舉行，時間為 2015 年 9 月 6 日至 10 日，本次會議總共有 51 國 805 名來自工業、政府、學術和研究單位的學者專家參與，主要聚焦於各式工業材料的腐蝕與抗蝕議題，共有 438 篇口頭報告，120 篇壁報發表。會中討論的主題包括腐蝕機制、被覆、陰極防蝕、感測器、核能工業腐蝕、油氣工業腐蝕、自動工業腐蝕、煉油工業腐蝕、海洋腐蝕、飲用水設施腐蝕、生物誘發腐蝕等領域，其中歐洲防蝕學會(EFC)今年的傑出研究獎章頒給 Prof. Philip Marcus，他並於大會中以金屬表面鈍態化膜特性為主題，進行專題演講。本次會議中核能工業腐蝕領域的分項會議，由本校工科系系主任葉宗洸教授、本校原科中心王美雅博士及工科系研究生蔡佳蓉同學參加。

2015 年 9 月 13 日參訪牛津大學的奈米機械實驗室，進行研究方向之交流及實驗交流，之後參加第 16 屆國際核能石墨學術會議全名為 The 16th International Nuclear Graphite Specialists Meeting，此會議為每年固定舉辦一次，舉辦的目的主要是針對核能反應器中石墨材料的問題，由各國相關的研究機構和企業提出最新的資訊，並進行分享討論，以達到資訊互通和交流之目的，在資料時效上較研討會資料新穎許多，因而常常引發此領域新的研發方向。參加的單位涵蓋世界上所有重要的石墨核能材料研究機構以及主要新型核能石墨的製造廠商，會中所發展的測試結果或未來研究方向對核能石墨在身為主要核能電廠的組件材料以及相關的運轉維護都相當重要。尤其在針對爐心組件的部分，除了針對氣冷式反應器，對於使用核能石墨做為主要的爐心組件的台灣核能發電廠，這部分的資訊亦能對研究單位以及台電核能發電相關單位都有很重要的貢獻。本會議屬性是國際性會議，會議地點每年不同，本次會議在英國的諾丁漢進行，時間是 2015 年 9 月 13 日至 17 日。這是第一次參加此一會議，由於本實驗室和英國國家核能實驗室的 Dr.Tzelepi 合作核能石墨的研究，故由他提供相關的資訊才有幸能參與，故此次亦是我國第一次參與這項會議。本次的參加人數有 93 人，針對各種核能石墨議題進行技術交流與討論。

基於客觀環境限制，我國的參加人數為 2 人，包括本校本人及核子工程與科學研究所博士班研究生-羅浥瑄。本次會議採用單一會場逐文報告方式進行，總共有 60 篇口頭報告，而我亦有幸列屬其中報告。每次的子題結束皆有討論時間，固能在資訊交流和專題討論的部分學到許多。會議議題區分多項主題，分項會議內容則涵蓋 Structure and Modelling、Materials and Irradiation Behaviour、Microstructure、Creep、Waste and Decommissioning、Physical Properties、Thermal

Oxidation、Radiolytic Oxidation、Knowledge Management、Irradiation Tests and Annealing、Reactor Components and Design 和 Fracture Mechanics 等。

二、會議心得

(一) Opening



開幕式於9月7日9點開始，由F. Montember、A. Mol、K. H. Stellnberger及G. Mori 進行致詞。之後為EFC Medal Award 的得主-法國CNRS 的P. Marcus進行演講，講題為”Passivity of metals and alloys and initiation of localized corrosion”，主要的內容在於透過先進的分析技術，包含STM、STS、XPS、ToF-SIMS 等，結合電化學測量，並輔以DFT 模擬，以奈米的尺度來研究金屬及合金的鈍態以及局部腐蝕的起始。鈍態的形成有助於抑制腐蝕，透過表面高解析度的觀察可以看出鈍態氧化膜的形成，內層主要為crystalline，而外層以granular 為主，不鏽鋼的鈍態層以crystalline 為主。不鏽鋼局部腐蝕的起始可能在於局部鉻耗乏，直接與鈍化機制有關。

緊接著是Kurt Schwabe Prize Award 得主，德國的M. Mohedano 進行演講，講題為”Plasma electrolytic oxidation of light alloys for corrosion protection and surface functionalization”，針對現代社會對於輕型結構材料的需求，如鋁、鈦、鎂等，強調良好的抗腐蝕磨損的性能及功能化的表面。廣泛的應用在機械方面、傳輸組件及生物工程，需要延長使用壽命及降低長期成本。Plasma Electrolytic Oxidation (PEO)是一種有潛力可達成目標的選項，具有改善的機械性能和輕合金的耐腐蝕性等特性，並加上生物相容性等。PEO 是一種對於環境友善的處理方式，在鋁、鈦、鎂上產生10-100 μm 像陶瓷一樣的鍍層，該鍍層在高電壓下形成，超出介電崩潰，當鍍層表面短暫發生局部放電，電流密度和溫度都大大增加，在相對高的溫度下有助於形成。在最近的研究中，對於PEO 鍍層，含有 $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ 顆粒的電解質所獲得的PEO 鍍層提高耐磨損性，陽極薄膜的處理提高了製程效率，加速soft sparking regime 及更快的成長速度，後處理可密封孔隙度和提高PEO 鍍層的耐腐蝕性。

結束後即進行各項議題之分組報告。

(二) Plenary Lecture

1. 由美國Ohio University 的S. Nescic 進行講題，探討最近針對在 CO_2 及 H_2S 溶液環境下，軟鋼的腐蝕模擬。
2. 由德國DECHEMA-Forschungsinstitut 的M. Schutze 進行講題，探討高溫下腐蝕對於材料的表

現及壽命是一項重要的影響因子。

(三) Nuclear Corrosion

1. 由比利時KU 的W. Bogaerts 進行演講，探討在核能工業界新的腐蝕議題。在過去的5 年左右，所發表的一些評論，從傳統的腐蝕議題開始回顧歷史，目前最麻煩的腐蝕過程不僅在核電廠發生，而且在產業鏈結的其他領域也一樣。在比利時核電站Doel 3 和Tihange 2 的反應器壓力槽的研究發現，氫相關的材料問題不只發生在比利時，也在國際間發生。觀察出有許多的Hydrogen Flakes產生，但是依然不是很確定，或是僅是製造時產生的人工物質，也或是因操作上的因素使微孔洞持續的生成，針對這部分進行實驗的研究及可能的現象探討。氫相關的材料劣化現象對於中期儲存也擔任了重要的角色，更不用說是對於核廢料最終處置，對於廢料混在瀝青固化體裡。在一些低放射性廢料與水泥混在一起的中期儲存也可能會有其他可能的材料劣化問題發生。
2. 羅馬尼亞Dunarea de Jos University of Galati 的Eliza DĂNĂILĂ 進行透過電化學共沉積法所獲得的Ni/WC 奈米結構物對於抗磨損的表現。Ni/WC 奈米結構鍍層是透過含有WC 奈米粒(60nm 直徑大小)的標準鎳瓦特鍍液進行沉積。在乾燥和潮濕環境下，進行Ni/WC 奈米結構鍍層與純鎳鍍層對於抗磨損性進行比較。鍍層的形貌及化學組成是透過EDX 及SEM 來觀察，進行sliding test前後都測量OCP 與時間的函數關係，用於評估濕磨耗(tribocorrosio)行為。在室溫下，透過模擬PWR 一次側的水溶液下，純鎳與Ni/WC 奈米結構鍍層的奈米硬度是透過奈米壓痕技術來測試。
3. 法國CEA 的S. Perrin 則是針對在PWR 一次側的環境下，316L 氧化而造成的缺陷影響。奧斯田不銹鋼常做為PWR 內部組件材料，而這些材料可能受到熱及機械應力，腐蝕環境及輻照的影響而受到損傷。IASCC 的起始開始於氧化膜的崩解，所對於合金在氧化物生長(厚度，形態，成分)及在氧化層中的氧傳輸時，透過植入缺陷來進行研究。316L 植入Xe ion 後的試片，在325 oC含氫的一次水下進行腐蝕，包含靜態及迴路系統。透過SEM,TEM,SIMS 對於氧化膜的分析，可分為兩個部分，一為外層富含鐵的不連續氧化膜，但為以crystalline 為主。另外，內層為連續含鐵、鎳的混合鉻鐵礦(Ni,Fe)(Fe,Cr)2O₄。透過示蹤劑的使用(18O)，可以了解氧在內層的傳輸機制。透過SIMS 及TEM可以分析氧的形貌，受到植入影響的合金區域、氧化層的厚度、缺陷的特性及氧透過氧化層的傳遞。這些結果清楚地表明，在合金裡的缺陷對於氧化機制和形成氧化層性質的影響。
4. 中國大陸瀋陽金屬研究所E.H. Han 博士報告在PWR 一次側水中，加鋅水化學對於不同材料的腐蝕及表面的影響。氧化膜沉積在管路內是造成組件輻射劑量增加的因素之一，無加鋅的水化學對於表面薄膜的組成和結構的相關性已被廣泛研究，加鋅水化學已可以轉化氧化膜的特性，進行組件輻射劑量控制及腐蝕控制，無論是在實際操作的電廠或是模擬電廠的操作條件下。鋅的注入大都在管件已有氧化膜存在的條件進行，也可以成功實施於原先無鋅的氧化膜或是已經除汙的管路中。在腐蝕過程中，金屬表面薄膜特性是非常重要的影響，特別是在局部腐蝕和應力腐蝕龜裂。鋅注入可以通過改變奧斯田不銹鋼氧化膜的化學組成和結構以減輕腐蝕現象。然而，鋅對氧化膜的腐蝕抑制效果仍未經證實。此次的研究針對316L SS、304 SS、690 Alloy 進行鋅注入實驗，並使用SEM、EDX、XPS、ERD、Raman Spectrum 進行分析。結果發現，起始的水化學狀態是非常關鍵的，隨著注入時間的增加，薄膜變得更緊密，ZnFe₂O₄ 及 ZnCr₂O₄ 形成於氧化膜內，時間愈久則以ZnCr₂O₄ 為主。透過potential-pH diagrams, solubilities 及 crystallographic features of spinels 來評估氧化膜結構和鋅注入所造成的抑制機制。對於氧化膜結構的兩層結構來解釋在高溫水注入鋅的抑制機制。在高溫水中最初形成的氧化膜具保護性能

可直接影響隨後氧化物溶解和生長。氧化膜變得更加緊密和氧化膜粒子大小隨著時間增加變得更小。在鋅注入與形成氧化膜之耐腐蝕性的關係是較為清楚的。

5. 瑞士PSI 的I. Villacampa Roses 報告He 對於輻射促進應力腐蝕龜裂的影響。輻射促進應力腐蝕龜裂造成輕水式反應器的裂縫形成及裂縫成長，影響電廠的長期安全運轉。這些裂縫已經存在於許多的核反應器內部組件，可能損害反應器安全，最終導致停爐。在相對低劑量的條件下，IASCC 敏感性主要是由輻射誘導的偏析及輻射硬化等一般機制主導，但透過核子潛艇的老化及使用壽命的增加，或許還有其他的因素存在。最近的研究顯示大量的He(高至1000appm)可被累積在反應器內部組件，主要是在PWR 經長期40 年運轉後的鎳基組件。這可能IASCC 敏感性在高輻射劑量下增加的因素之一。本研究主要是為了決定He 對於奧斯田316L 不銹鋼的IASCC 造成的影響，並決定濃度限值以觀察這些效應對於力學性能的影響。透過法國CNRS 的迴旋加速器，He 均勻的以45 MeV 的能量被植入試片，後續也透過 Thermal Desorption Spectroscopy 來確認He 的濃度。慢應變速率拉伸試驗分別在空氣、高溫空氣及模擬PWR 的環境下進行。
6. 韓國KAERI 的Y. Lim 探討鎳基合金在PWR 環境中的表面氧化行為。合金600及690 平板試片測試在模擬PWR 一次側水環境下，水中氫的濃度為30 cm³/kg H₂O，在325 °C 中進行五個月測試。合金形成的表面氧化結構分別用顯微設備進行分析。結果發現，合金600 的表面氧化現象不同於合金690 的形成，合金600 形成非常薄的氧化物層，並且表面的晶界顯示氧擴散的現象，鉻的氧化物沉積在被攻擊的晶界，留下的Cr 匱乏區。另一方面，合金690 的氧化擴散層相對較厚，晶界並沒有出現氧化現象。晶界氧化被認為是合金600 主要晶界裂縫的原因。
7. 捷克布拉格化學及科技大學的A. Krausova 教授報告鋁合金在含鋰環境下的腐蝕特性。採用線上電化學阻抗分析及動態極化掃描分析探討鋰添加對於鋁合金水側腐蝕速率的影響，研究的合金包含已商業化的及創新的部分。經過高溫280 度及高壓8 MPa 的900 小時測試後，從阻抗圖譜可以建立一電子模式，低頻響應歸因於電荷轉移電阻和沃伯格阻抗擴散串聯。在鋰環境中加速腐蝕的速率可歸因於氧化膜的部分溶解及鋰離子參與溶解- 沉積過程。Mott-Schottky 方法作為分析半導體特性，摻雜離子密度被認為是由鋰的存在而影響的。整個實驗室在模擬WWER 一次側的環境下進行，Zr1Nb 合金在鋰含量各為10、70、200 ppm 進行，Mott-Schottky 顯示在高溫下形成的氧化鋁具有n 型半導體的特性。10 ppm 濃度的鋰也形成低密度的摻雜離子，其他兩個濃度可形成高兩個數量級的高密度的摻雜離子。EIS 結果顯示在高濃度的鋰離子環境下，即使在短時間(300-500 hrs)內，腐蝕速率是增加的。主要原因是氧化膜的溶解及鋰離子參與而造成的。
8. 瑞士PSI 的S. Ritter 報告在BWR 電廠中不銹鋼進行白金被覆的行為研究。不銹鋼試片分別至於瑞士KKL BWR 的兩處位置進行白金被覆的研究，透過現場試片分析研究，發現OLNC 前後的曝露時間是影響白金被覆量的因素，如果可知道流場狀態，詳細的白金被覆量也可知的話，可以估算白金在OLNC之後的沖蝕速率。未經過OLNC 應用的試片僅有少量的白金被覆量，透過觀察白金的損失率，強烈的表現出白金重新分佈，但大部分脫附的白金並不會再度沉積在不銹鋼表面，而可能會被覆在CRUD、燃料或是水淨化系統而損失。更多的研究在於透過TEM 來研究白金顆粒大小及其分佈，對於BWR 電廠實施ONLC 時對於SCC 的抑制效益。
9. 美國GE 的Peter Andresen 報告對於輕水式反應器如果發生燃料護套事故時，採用先進的材料時，是否可以具有較高的容錯度。在2011 年福島事故之後，美國能源署及GE 公司共同發展

現有商轉電廠的事故容錯燃料(ATF)，與傳統的二氧化鈾與鋳系統相比，ATF 燃料可容忍爐心喪失主動冷卻相當長的時間，同時可以保持或改善在正常運轉條件的燃料性能。GE 的研究是在於證明像是Iron-Chromium-Aluminium (FeCrAl)合金可以當作是ATF 的護套材料，目前的研究顯示FeCrAl 合金是可以適用的，將八種可能適用的材料用於核反應器正常運轉情況和發生過熱蒸汽（冷卻劑喪失條件）事故下的情況進行實驗，結果發現在正常運轉下，合金33(APMT)顯示出優異的抑制能力，包含一般腐蝕、陰影腐蝕、環境促進裂化等，也可以抗質子照射達5 dpa。在發生事故的條件下，幾種合金的效果也比現有的鋳合金高數個數量級的能力。而2015年2月開始在INL的ATR進行測試，包含APMT及合金33。使用FeCrAl合金取代鋳合金似乎是預期的事。

10. 英國NNL的A. LaFerrere則是報告透過線上影像系統進行核燃料護套的腐蝕過程監測。在英國的用過燃料存放在鹼性的池子內，為了確保儲存制度的效率，有必要量化燃料護套在浸沒中的腐蝕過程。在本研究中，對於不銹鋼及Magnox兩種護套材料進行腐蝕表面分析。AGR護套材料包含20Cr-25Ni-Nb穩定不銹鋼材料，在輻射照射的期間，護套材料表面微結構發生了明顯的變化，包含晶界耗乏和隔離。使用HS-AFM進行奈米級的分析，可以看到不銹鋼表面的沉積物及pit initiation的影像，而Magnox是一種鎂-鋁合金，在反應器照射的過程中，可以發現金屬表面氧化物像是形成一層附著層，透過SVET可以拍攝到保護層被崩穿及絲狀的腐蝕過程。
11. 台灣清華大學蔡佳蓉進行在高溫氬氣環境下，四種合金(Alloy 617, Alloy 800H, Alloy 625, Hastelloy X)進行不同實驗時間的腐蝕行為探討，結果發現Alloy 625及Hastelloy X抗腐蝕的能力最好。
12. 美國GE的Peter Andresen報告對於應力腐蝕龜裂的相關資料。應力腐蝕龜裂在過去幾十年來說一直是受到重視的，特別是對於結構材料的可靠性及安全性而言。對於許多國家而言，SCC已發生了幾世紀，在工業界已變成是重要的問題，主要是鍋爐的部分。為了解決此問題，進行鍋爐及壓力容器規範，重點在於機械議題，大量的疲勞和過載的指導文件。相較之下，SCC的進展較為有限，伴隨著神秘和複雜，堅持保證設計不會出現SCC這個問題。在簡單及短期的測試中，SCC抑制也獲得了一些證據，詳細的研究和長期電廠運轉顯示對於SCC成長的抑制並不存在大多數或是可能的結構材料。而本研究總結了可導致SCC的重要進展，指出了它的一些相關性和相互依賴性，並提供了量化和預測SCC的例子。
13. 法國CEA的J. L. Courouau探討316LN不銹鋼在550 oC及少量含氧下的熔融態鈉溶液下的溶解及氧化行為。鈉冷式反應器在法國被選定為第四代核反應器，主迴路的結構組件和熱交換器將以奧斯田不銹鋼為主，316LN是參考材料。為了能評估反應器使用壽命，在靜態的液態鈉測試腔體內，進行450°C，550°C和650°C的腐蝕試驗，在氧化的條件下觀察到NaCrO₂，也看到鉻乏區。為了預測材料長期腐蝕作用下，必須要能了解氧化機制。為了能識別限制腐蝕的步驟，以及了解這個複雜的腐蝕現象，先確定氧化成長的方向，並透過同位素示蹤劑的使用。採用RBS、GDMS + GDOES、SIMS來分析，成長的方向是向內生長，此外也可以評估鈉和鉻在316LN的擴散係數。
14. 法國CEA的F. Alexis報告在硝酸及含氧化劑離子存在的環境下，腐蝕產物對於不銹鋼的影響。用過燃料再處理廠的材料老化是法國CEA研究的重點之一，透過對於不銹鋼腐蝕機制的了解來控制老化。主要使用的溶液微熱濃縮的硝酸，包含Pu(VI)或Np(VI)的離子。硝酸腐蝕了不銹鋼，但是氧化劑離子加速了此現象。不銹鋼內的Cr, Fe, Ni溶解出來和被硝酸還原而出的物質(如HNO₂)可能會影響不銹鋼的氧化和溶劑的還原。低濃度的Cr(VI) (oxidizing species)

對於不銹鋼保護的氧化層可以增加而降低腐蝕速率，鐵可催化硝酸還原也可能會變成一重要的影響。

15. 日本JAEA 的M. Yamamoto 探討碳鋼在水中經加馬射線照射的腐蝕速率估算方式。福島事故後，除役的過程至少要花費30 年以上，而保持結構組件在此過程中安全是重要的議題。某些結構是由碳鋼所製成，腐蝕造成的裂化是一大問題，透過陰極防蝕是較為人知的方式，注入氮氣到冷卻水中使得溶氧變小。然而，大量的放射性物質存在在反應器核心，以及照射對腐蝕產生的效果目前尚不清楚。為了瞭解對碳鋼腐蝕的照射效果，在鈷-60 加馬射線下進行腐蝕試驗，測試的環境包含空氣、氮氣等，同時測定氧氣、過氧化氫的濃度。腐蝕測試的結果顯示腐蝕速率隨著加馬射線劑量率的增加而增加，在注氮氣的環境下腐蝕速率增加的較為明顯，因非輻照的條件下腐蝕速率值太小。而氧化劑溶度也因加馬射線劑量率的增加而增加。
16. 捷克布拉格化學及科技大學的G. Kouril 探討碳鋼在膨潤土環境中的腐蝕行為。截至目前，這項研究主要集中在腐蝕試驗方法，包含各種實驗安排以加速穩定鋼/膨潤土界面。時間-穩定化的條件是對於腐蝕速率的快速穩定最重要因素，當鋼暴露於環境的體積相對大時，則可能需要很多年才能達到穩態腐蝕速率，因此相對大的金屬表面積和相對小的測試環境體積，可能是有益於減少腐蝕速率穩定的時間。腐蝕速度可以通過鋼電阻探針來監測，腐蝕總量是利用鋼試樣重量損失。膨潤土顆粒的存在明顯影響鋼的腐蝕速率，無任何固體膨潤土顆粒的膨潤土溶液顯示較低的腐蝕速率。
17. 日本IHI 公司的G. Nakayama 報告在掩埋的情況下，氫對於鈦引發的裂縫行為研究。為了估計在鈦的氫引發的裂縫行為是以萬年計，在實驗室可經幾千小時進行的試驗以加速獲得結果。採用碳鋼製造的測試夾具和連接保護陽極的鈦試樣電來取代了外部電源和鹽橋進行測試，成功的在二氧化鈦的穩定區域實現恆定電壓。另外，掩埋試驗片和在二氧化矽沙床測試夾具為了能減低從測試系統外的氧氣供應，因此，厭氣系統和封閉的系統沒有用於本研究。
18. WOL(wedge opening loading)試樣與碳鋼的immersion potential 為-0.4VSHE，當鋁保護電極短路，電位為-0.8VSHE。對於WOL 試樣在K 為30 MPa m 下，測試後並未看到預裂口尖端有氫化物產生，且10000 小時之後也無裂縫生成。-0.8V 試樣的表面確認形成針狀氫化物，然而也沒預裂口加速破損的跡象。

一、INGSM 與會心得

本國際會議一向採取單一會場的方式進行論文發表。本次大會於週一(9月14日)上午準時開始，首先由大會主席Prof. A.J. Wickham 致開幕詞，隨後會議正式開始。

(一)Ubbelohde Memorial Lecture

大會第一篇主題報告論文由英國Prof. Peter Throer 報告"1960-2015: 55 Years Developing an Understanding of Defects in Graphite"五十五年間(1960-2015)對於石墨缺陷的研究發展和解釋。作者提到最早期因為英國氣冷式反應器發生事故而開始相關對於輻射照射後石墨組件的結構性質變化的研究。一開始針對輻照後石墨的性質與TEM 的觀測花費了相當長的時間建立這部分的資料庫，其後亦有包含Prof.Ubbelohde 等人加入這方面的研究，而聯合碳化物公司(Union Carbide)也由此發展而建立。之後對於晶體的研究在劍橋大學發展三千度C 的高溫爐純化石墨晶體得到明顯的提升，而有初步的理論，均質成核和非均質成核(均質成核為輻照溫度升高產生更少的缺陷，聚合成更大的群體；非均質成核為替代硼原子充當核形成這樣的迴圈，從而導致晶體缺陷的存在較大。在較低溫度短輻照取得的類似效果。後來用來通過故意摻雜硼或在較低溫度的短輻照核能石墨

墨來類比)。針對缺陷中石墨的TEM 研究和石墨中的點缺陷和擴散效應亦有了相當完整的解釋。此時期對於爐心組件材料的石墨，亦有相關研究對於硼於石墨中擴散效應，以控制反應度的情況下對

於石墨的影響，在這項實驗後對於非等向性(isotropy)的石墨製程有更高的要求，以提高擴散對於雙向的活化能。對於缺陷線的出現，亦有相關新型的石墨製程做應對。近年來，缺陷線形成和復原在理論研究下更能控制，對於所觀察到的石墨層點缺陷遷移和以特殊的方式來聚合的現象一直具有連貫和可靠的基礎，但對細部結構仍然在建立模型時遇到障礙，仍需要對於更細部的結構做分析才能更完善的理解石墨型態中不同的缺陷。

(二) Structure and Modelling (1)

1. 英國曼徹斯特大學的 G. Haag 報告A New Model to Explain Structural Changes in Polycrystalline Graphite Due to Fast Neutron Irradiation。此報告針對模擬晶粒體積增大導致減少的體積，討論輻射退火的主要原因，以及如何處理不能解釋的機制行為。針對此模擬，作者提到數量和熱點假說所處理的問題的多樣性表明假設可值得考慮使用於此。這一假設根據各種實驗事實。然而，物理熱點和多晶石墨材料的輻照行為及其意義需要進一步調查，仍需以不同的方式實驗驗證熱點假說。亦須要審查輻照溫度對於熱點的重疊效應及其對石墨屬性更改的影響。
2. 英國薩里大學的 M.I. Heggie 報告Graphite Point-Defect Behaviour from First Principles。作者提到點缺陷對於石墨的輻射損傷機制非常重要，但實驗極少提到這部分的資訊。這次報告其利用第一原則模擬計算自由能、孔洞的形成以及其遷移和聚和行為得到的初步結果。
3. 英國薩里大學的 T. Trevethan 報告Structure-Property Relationships in Atomistic Models of Nuclear Graphite。作者認為AIREBO 和 MD 可重現的單晶石墨的機械和熱性能，且輻照對維度、彈性性質及熱膨脹係數變化可以通過位錯環分佈討論。大型多晶矽仍可以原子尺度模型模擬其實際性質，其中多面體導致非物理的晶界和剛性，聚結形成更現實的晶粒邊界結構。這模型可以用於探討微晶和性質變化之間的關係。

(三) Structure and Modelling (2)

1. 英國國家核能實驗室的 A. Tzelepi 報告A Micromechanistic Model for the Prediction of Macroscopic Graphite Properties and Irradiation Behaviour。該模型顯示石墨熱膨脹係數的減少、輻照引起的尺寸變化和巨觀creep 速率改變的裂縫行為。由模擬結果討論，creep 造成內部鬆脫的應力，並間接影響體積的變化，即使它的亦能通過剪切與基底平面平行。比較與實驗結果表明該模型可預測石墨行為和輻照下應力。這次亦有發表 3D 模型的第一個結果。未來會針對3D 模型aster 做進一步發展。
2. Quintessa 的P.C. Robinson 報告Applications of Statistical Modelling to the Evolution of Graphite Brick Properties in AGR Graphite Cores。作者提到在大量的數據資料下統計變得越來越重要，統計模型可以用作不同模擬架構變化的基礎。初始需要確認變異性和不確定性，和從過程檢查不同模型顯示的預測結果。使用不同的建構模型方法與傳統的方法的並行將加強模擬的強度，而由此作者所架構的COMSOL 具有其可信性。
3. 英國曼徹斯特大學的 M. Fahad 報告Finite-Element Modelling of Nuclear Graphite Brick-Bore Ovality。有限的元件分析多層的燃料組件可已利用層與層之間的接觸點，針對個燃料組件分成三部分做計算，並先於二維做計算電廠運轉時的條件。初部可以得到各區組件的質量損失分佈，未來工作需要結合三個區域使其

(四) Structure and Modelling (3)

1. 英國曼徹斯特大學的 J. D. Arregui Mena 報告 Characterisation of the Correlation Length and Mechanical Properties of a Gilsocarbon Nuclear Graphite Billet for Stochastic Finite Element Modelling。此主要是發表利用現今的數據建立氣冷式反應器中核能級石墨的楊氏係數和密度變化。過去已經有相關的模擬程式，但此再建立模型的同時亦有進行符合 ASTM 標準的測試實驗做為比對和進一步調整參數的根據。
1. EDF 的 S. E. Baylis 報告 Application of AGR Stress Analysis and Core-Modelling Techniques to Modular HTR Graphite Reflector。作者報告其程式 Aster 可多尺度研究研究 AGR 石墨的結構完整性，可自動的模擬裂紋生長情形，在其中亦有開發整個的力學模型和統計模型。此部分另外特別以 HTR-PM 的爐心設計做為模擬條件。未來的工作為驗證和改進現行的模型並與其他現今的其他模擬程式做比較，並與溴化的實驗比較（對於裂紋和裂紋初生的行為），亦會增加其他尺度的計算。
2. 荷蘭的 B. Šavija 報告 Influence of Porosity on Mechanical Properties and Fracture of Gilsocarbon Graphite: a Multi-Scale Modelling Study。作者提到這個程式的創新意義在於其使用微尺度實驗結果（如機械性質）做為輸入條件，並使用大尺度的實驗用來驗證，相較於文獻這是一個重要的突破。其機械性質包含 E modulus 和拉伸強度隨孔隙度的增加而下降，顆粒/基體介面強度對力學性能和裂紋影響很顯著，此模擬針對孔徑分佈對於拉伸強度的影響分析已經呈現和實驗相近的結果。
3. 英國牛津大學的 M.S.L. Jordan 報告 A 3D Experimental Study of the Deformation and Fracture of Gilsocarbon Nuclear Graphite, and Multi-Scale Modelling Simulations of the Effects of Radiolytic Oxidation。作者提到其實驗技術發展到可測量微觀的變形和應變的試片，而此模擬程式用於模擬微觀結構的行為變化，目的在於建立可模擬工程元件與複雜的微觀結構（如氧化石墨）。目前主要工作在於探討分散式裂縫缺口的行為及其尺寸大小對此效應的影響。

(五) Materials and Irradiation Behaviour

1. DRB Graphite Consulting 的 D.R. Ball 報告 Production of a Standard & Reproducible Coke for Gen IV/IV+ Graphite Reactors。其提到目前新型核能級石墨發展遇到的相關問題，包括每個新的石墨需要處理測試其生命週期和相關的石墨參數。而目前主要的瀝青（2 個供應商在日本）供應有限依賴鋼鐵業，而雜質等相關製程控制皆不利於新型的石墨開發。針對第四代核反應器所需的石墨，需要更好的焦煤，並且針對輻射效應的測試需要很多的實驗結果驗證，甚至是爐心設計需要改善以降低石墨造成的影響。
2. 美國橡樹林實驗室的 A.A. Campbell 報告 Medium Dose Irradiation Behaviour of IG-110 and IG-430。此報告和東洋炭素合作，對於該公司生產的 IG-110 和 IG-430

(六) Micro-Structure

1. 日本 Tokai 炭素的 K. Takizawa 報告 Raman Microscopic Analysis on Nuclear Graphite。作者報告拉曼分析對於石墨晶體結構分析很重要，而這部分也是輻照後分析的重點。但是拉曼光譜容易被表面損傷的情形而影響到分析結果，進而導致不容易去統整能譜的結果。這份研究重點於可有效降低分析因機械性質造成的影響。
2. 英國 Bristol 大學的 D. Liu 報告 In situ Observation and Characterisation of Gilsocarbon Graphite: from Nano-Scale to Macro-Scale。作者報告其做不同尺度的石墨機械性質測試，並針對不同尺度的孔隙和裂縫探討適用的分析儀器。
3. 英國里茲大學的 H.M. Freeman 報告 On the Nature of Microcracks in Nuclear Graphite。作者報

告藉由TEM,EFTEM 和EELS 分析微裂縫，並發現其密度低於塊材的密度，並且碳的排列已不呈原先的順序，並生成一區域於塊材和裂縫之間且具有不同於兩者的性質，尚需進一步分析其原子排列。

4. 英國國家核能實驗室的 J. Dinsdale-Potter 報告Optical Microscopy for the Investigation of Microstructure in Operating AGRs。Gilsocarbon 的顯微影像資料雖已累積大量資料，但仍然有很大一部分的漏缺，在討論同樣的輻射劑量和質量損失只能從已運轉的核能電廠取出試片。作者為了克服這部分的困難利用定性定量分析在filler 中的開孔，進而探討其對於質量損失的影響，並發展了根據filler 尺寸計算孔隙度的方法，但仍需要更多的數據支持此一論點。

(七)Creep

1. 美國橡樹林實驗室的 W.E. Windes 報告Thermal Creep of Graphite。作者針對不同層級的thermal creep 做分析，已經確認一次和二次creep 的發生機制主要源於應力和壓力，這部分的實驗在較短時間(80-350 小時)的低溫下可測得。但針對壓力導致的creep 發生位置和相關的溫度和輻射效應都仍須進一步實驗得知。
2. 英國曼徹斯特大學的 B.J. Marsden 報告Design and Commissioning of a High Temperature Graphite Thermal Creep Rig。creep 的機制尚未能完全知道，作者表示其實驗室建立新的實驗系統測試thermal creep，並利用XRD、孔隙圖、CT、SEM、雷射和TEM 分析微結構，並在未來要建立兩到三個方向的機械性質參數數據庫。
3. EDF 的M. R. Bradford 報告Stress-Modified Dimensional Change in Nuclear Graphite。作者顯示輻射造成的creep 可以利用壓力分析去探討其改變的過程，去分析其行為可發現不同的機械會造成不同層級的creep，利用此理論建立的模擬來分析這個機制已經可以符合實驗的趨勢。
4. 美國橡樹林實驗室的 M. E. Davenport 報告Status of the Fourth ART Graphite Creep Irradiation (AGC-4) in the Advanced Test Reactor。作者提到過去在橡樹林實驗室已經有建立過AGC-1 和AGC-2 兩個系統，這次利用改變測試系統的設計架構AGC-3，可提升測試溫度並提供新的輻照方式。

(八)Waste and Decommissioning

1. 英國曼徹斯特大學的 A.J. Wickham 報告Updating i-Graphite Disposal: Project GRA-PA and the International Decommissioning Network。作者報告目前這部份的工作由IAEA 主持，包含法國、英國、美國、烏克蘭、俄國和義大利等國家共同參與GRA-PA 計畫，處理現今已存在的石墨，除了以除役的電廠，亦主要關注於車諾比一到三號機內的研究。
2. 俄國的 A.O. Pavliuk 報告Experimental Studies of Wigner Energy in Shutdown Uranium-Graphite Water-Cooled Reactors。作者分析停機後反應器內的石墨，發現Wigner energy 會自行釋放，此現象於RBMK 的控制棒和UGR 的燃料互套都可發現，對於此情形可將能量控制在圍阻體內，但仍有必要注意冷卻的石墨組件，並確保再處理的程序。
3. 英國國家核能實驗室的 A. Tzelepi 報告Carbon-14 Content of Carbonaceous Deposits in Oldbury Core Graphite。作者提到因英國AGR 反應器有大量的C-14 而關注此議題，其比例根據不同的運轉條件亦不同，從SEM 亦可發現不同的運轉條件會產生不同的顯微影像，目前控制C-14 在整體量測試片中佔8%，未來會針對不同的比例做測試，進一步了解其影響和機制。
4. 英國 Bristol 大學的L. Payne 報告14C Enrichment of Surface Deposits on Oldbury Reactor Core Graphite determined by Secondary-Ion Mass Spectrometry and Thermal Oxidation/Liquid-Scintillation Techniques。作者報告其測試系統可在表面有效佈植C-14，內部的

區域無法有效佈植，但是在微結構上仍能模擬實際電廠的運轉時期。利用SIMS 和LSC 分析 C-14 分佈可發現根據其照射位置而有濃度較高的區域並且和長期的中子劑量無相關。

5. 英國里茲大學的 H.N. Phylaktou 報告The Explosibility of Graphite Powder; the Effects of Ignition Energy, Graphite Concentration and Graphite Age。目前測定最小的石墨爆炸濃度為100 g/m³，只要達到0.5bar 以上即有可能發生。乾燥石墨的反應K 值約5bar/m³。此結果與文獻數值相近。
6. 英國曼徹斯特大學的 A. Theodosiou 報告Thermal Treatment of Irradiated Graphite。作者提到石墨容易在高溫含氧的環境下氧化，而二氧化碳去除率和溫度的變化可發現高於八百度後其控制機制不同，其他氣體環境的不純物對於氧化的影響無法明顯分辨。

(九)Physical Properties (1)

1. 英國國家核能實驗室的 S. Wilkinson 報告Developments in Poisson's Ratio and Dynamic Young's Modulus Measurements for Irradiated and Oxidised Graphite。作者報告在低密度條件下的MKII 和MKIII 會有相近的DYM 數值，可確認利用shear wave velocity 測量輻照石墨是可行的，並發展Resonant ultrasound spectroscopy 測量，初步結果顯示RUS 和ToF 對於DYM 的測量皆可在低密度條件下完成，但RUS 測量尚有發展空間。

(十)Thermal Oxidation

1. 美國橡樹林實驗室的 J. J. Kane 報告Understanding Apparent Oxidation Rates via Intrinsic Factors。作者提到其過去做過的相關實驗，並這次報告主要針對ASA的測定，以及氣體在孔洞結構的傳送情形。其發表新型測定ASA 的方法，以及在不同核能級石墨的孔隙測量氣體傳遞的情形，主要使用CT 做為分析工具。
2. 我於這次會議報告 Impact of Air Ingress on the Oxidation Behaviour of Nuclear-Grade Graphite IG-110 and IG-430 in High-Temperature Inert-Gas Environments 。
3. 美國橡樹林實驗室的 C. I. Contescu 報告Reactivity Differences between Graphite Grades during Long Time Exposure in Helium Coolant: New Results on Moisture Transport, Oxidation Rates, and Penetration Profiles。作者發展不同的氣體對於石墨氧化所造成的效應，目標能討論在He 中的不純物所造成的影響，目前針對水氣和氧氣的條件做測定，以及長時間曝路在He 條件的氧化，未來會增加其他種氣體並在建立資料庫的同時建立模擬程式計算在不同環境下的氧化情形。
4. 日本 Tokai 碳素的K.Fujitsuka 報告Oxidation Test of Oxidation-Resistant Graphite Manufactured by Tokai Carbon。作者利用SiC 被覆在Tokai 核能級石墨上達到抗氧化效果，可發現在長時間實驗下，質量損失極少，且利用表面分析可發現Si和O 訊號可被偵測，可以確認被覆層的完整性，並且證明此方法可有效保護石墨完整性。
5. 中國 Sinosteel 的He Li 報告Properties and Oxidation Resistance of Nuclear Grade Iso-Moulded Graphite Manufactured with Different Coke Particle Sizes。作者提供該公司為了測試公司新型石墨，製作不同coke 尺寸來做相關測試。可確定兩者接符合ASTM 的要求。實驗結果顯示，coke 較大者會有較小的密度、較強的導電度、較佳的導電度、高的開孔孔隙度和大尺寸的孔洞。coke 小者可有較佳的韌性和強度。氧化測試其質量損失，可發現同樣時間下小尺寸coke 的試片質量損失是大尺寸coke 的兩倍以上。利用XRD 分析可發現binder 的石墨化比較低而造成較高的氧化速率。
6. 日本東洋碳素的 J. Sumita 報告Characterisation of Oxidation Behaviour of Boron-Doped

Graphite。作者針對添加硼的石墨做氧化測試，發現石墨做硼被覆的具有抗氧化性，利用SEM去分析，可發現三氧化二硼會在750 度下包覆在孔洞上，且此至測試的最高溫度一千度仍具有抗氧化性。針對斷裂面則沒有明顯差異，因被覆層僅位於石墨表面。針對韌性測試可發現有被覆者在750 度下提升22%，但1000 度下卻降低31%，因為提升韌性的三氧化二硼在此溫度已蒸發。

(十一)Radiolytic Oxidation

1. 英國曼徹斯特大學的 A.J. Wickham 報告Radiolytic Graphite Oxidation in Advanced Gas-Cooled Nuclear Reactors: Reviewing the 'Known Unknowns'。此篇報告與EDF 合作。作者提到AGR 反應器自1996 年就發現嚴重的質量損失問題。
2. 英國曼徹斯特大學的 Ram Krishna 報告Structural Characterisation of Radiolytically Oxidised Graphite。作者提到BET 的分析結果可以展現孔洞尺寸變化和分佈，並且可針對其體積做討論。Raman 結果顯示對於sp² 的斷裂的情形增加使D 鍵增加。FT-IR 可發現碳碳雙鍵(C=C)增加和另外出線的COsp³ 鍵結，而CHO 和OH 鍵數量減少。在輻照氧化後會減少材料的性能。

(十二)Knowledge Management

1. IAEA 的F. Reitsma 報告Nuclear Graphite Knowledge Management at the IAEA as One Important Pillar to Support the Near-Term Deployment of High Temperature Reactors。作者簡介了目前IAEA 的情形，並且針對目前世界各國發展的新型反應器HTGR 做討論和介紹，並且提到目前在HTGR 中石墨面臨的挑戰，也對於IAEA 就此做的相關計畫和各國目前的情形做統整。

(十三)Irradiation Tests and Annealing

1. EDF 的B.C. Davies 報告Completion of Blackstone MTR Phase 2 and Realisation of Benefits。作者表示Blackstone 對於EDF 的電廠延役非常重要，需要石墨接受高能中子且具有高的質量損失，因為MTR 實驗可以有效控這部分的變異，因此可參考他們的數據。在實驗中可發現提高SIAL 對於石墨的質量損失甚至是反應器的安全運轉非常有效，根據此結果可顯示運轉役期延至40 年是安全的。
2. 荷蘭 NRG 的T.O. van Staveren 報告Blackstone Phase II Irradiation。作者使用Blackstone 照射試片，第二期的結果顯示可更精準的確定溫度的影響效應，質量損失的控制也更精準，且試片PIE 成功的完成，之後會委託Frazer-Nash Consultancy 進行相關的分析。
3. Frazer-Nash Consultancy 的L. Chidwick 報告Results from Blackstone MTR Phase 2。Blackstone 的輻照條件具有代表性，並使用此方法測試的AGR 石墨，重現當時的結果，其結果與文獻相近，並且在細部的觀察可進一步，由此證明當時實驗結果可套用於此，並有效用於AGR 輻照實驗。
4. 美國橡樹林實驗室的 M.C. Carroll 報告Preliminary Investigation of the Effect of AGC-2 Irradiation on the Strength of Different Grades of Nuclear Graphites。作者提到這份報告與接下來W.D. Swank 報告的題目具有連貫性，這邊主要展是AGC-2發現的效應。
5. 美國橡樹林實驗室的 W.D. Swank 報告Annealing Experiments on Irradiated ART-AGC Graphite。作者報告針對輻照退火效應，美國橡樹林實驗室以發展此資料庫為目標，目前已從AGC-1 發展至AGC-3 完成，準備開始AGC-4，測試溫度已達900 度和輻照劑量4 dpa。測試的核能級石墨包括NBG-18、IG-110 和PCEA。

(十四)Reactor Components and Design

1. 中國中科院的 H.H. Xia 報告The Research Progress of Nuclear Graphite forTMSR。作者報告中科院目前在上海成立的TMSR 中心目前主要的架構和相關的研究設施，並針對石墨相關實驗的規劃做出詳細的介紹，並指出其單位除了TMSR 外亦有其他部門如HTGR 針對石墨做不同的測試，展現中國力圖製造核能級石墨的積極度。

(十五)Fracture Mechanics

1. EDF 的 W. Bodel 報告Fracture of Graphite Components Using Bromine Intercalation。作者報告利用XCT 觀測Gilsocarbon 在bromine 氣氛下的變化，結果隨著時間有改變，當暴露時間拉長，brumination 的情形可明顯在影像中觀測到，密度和裂縫成長速率亦隨之改變，影像亦可觀察到裂縫周圍區域的局部應力。
2. 中國 Sinosteel 的 Hui Yang 報告Specimen Size Effect on Type-I Fracture Toughness (KIC) Measurements of Fine Grain Nuclear Grade Graphite。此篇報告與美國橡樹林實驗室合作，使用 Sinosteel 新研發出的石墨type-I SNG742 已經做過相關的機械性質測試，接下來委託橡樹林實驗室做中子輻照後的機械性質測試，並遵從ASTM D7779。
3. 韓國的 KAERI 的 S. H. Chi 報告Mechanical Damage Formation, Crack Extension and Fracture Behaviours of Selected Nuclear Graphite Grades for High Temperature Gas-Cooled Reactor (HTGR)。作者報告說此研究結果顯示G(Gic,G-a)和Kic 的差異極大，G因為斷裂的擠壓(或震動)中等尺寸的粒子，在分析上會優於iso-molded一般尺寸，故G 值適合用來描述核能石墨的斷裂特性。其中亦有提出兩數值的關聯性。
4. 英國曼徹斯特大學的 M. Treifi 報告Application of Notch Stress Intensity Factors for the Prediction of Keyway Root Cracking of an AGR Graphite Brick。作者表示這種這是方法可用在不同的尺寸和載入條件，NSIFs 用於計算角度和角半徑，並且可進一步藉此計算角半徑不明顯的角度(如尖角)。計算NISF 數值可用於預期材料斷裂的臨界值參數。
5. 中國清華大學的 Ke Shen 報告Characterisation of Graphite Dust produced by Pneumatic Lifting。作者報告良好的石墨dust 大小為0.55-0.6 微米，然而從煉油廠提煉出來的遠大於這個尺寸，良好的dust 可藉由pneumatic lift 生成，為合適用於HTR 的石墨。在合成中，filler 和 phenolic resin 可有效幫助binder 合成dust。此部分的製程提供粒子模型有效的石墨dust 動態行為資訊。

此次因指導教授葉宗洸教授和王美雅博士的協助，能夠有結果在會議上以外文進行報告，並有機會和他國技術人員進行交流，實為難得的經驗，但也因此發現本國政府對此領域的重視不足。

二、建議

鑒於石化能源的價格高漲，近年來核能科技相關的研究再度獲得全世界研究機構的重視，這種趨勢可由逐年增加的論文數與國際學術會議數觀察出來，得注意的是年輕研究人員的人數也逐年增加中。我國在這個領域的研發因客觀因素的影響逐年下滑，從事此一領域的研究人員更無新血加入，因此值得加以重視。藉由參與相關議題的國際會議，不但可吸收他人寶貴的研究經驗，減少自我摸索的時間與步驟，更可透過論文的發表聽取他人的建議與指教，對於自我研究水準(包括教師與學生)的提升有相當大的助益。政府應面對現實(特別是二氧化碳減量議題)，更應提供足夠經費支持國內各研究機構核能技術相關的研發。

參加『2016ICAPP 國際會議』出國報告

出國人員：張志宇 國立清華大學工程與系科學系

出國日期：105.04.16—105.04.21

出國地點：美國舊金山

一、參加會議經過

本人自行於臺灣時間 4 月 16 日晚間搭乘長榮航空直飛班機前往舊金山。舊金山時間 4 月 17 日參與開幕晚宴並辦理報到註冊手續，並領取資料及議程手冊。舊金山時間 4 月 18 日參與早上之提綱報告。舊金山時間 4 月 19 日參與全天之提綱報告、分項報告及學生海報分享。舊金山時間 4 月 21 日搭凌晨班機回國，臺灣時間 4 月 22 日返抵國門。

二、與會心得

先進核電廠國際會議(ICAPP2016)於舊金山時間 4 月 17 日至 4 月 20 日之間舉行。本會議為探討核能安全領域相當重要之國際學術研討會，涵蓋領域相當廣泛，包含材料、系統、控制、模擬、熱流等前瞻性研究。本屆會議由美國核能學會(ANS)主辦，地點位於美國加利福尼亞州舊金山市 Hyatt Regency San Francisco 內。除第一天為開幕式外，其餘會議期程分為多個場次，早上為大會的提綱報告，下午為各研究類別之分項報告，或者是學生海報競賽等專題。

舊金山時間 4 月 18 日及 19 日早上之提綱報告報告人提到目前的核能發展現況及幾項美國或世界的發展趨勢：

1. 美國 EPA 的潔淨能源計畫或可帶動核能產業發展。
2. 與制定法案之官員進行協商，鬆綁目前較嚴苛的電力法規，能開放讓多方參與其中。
3. 目前審查核能電廠廠址建設、使用等執照有愈來愈嚴格的傾向。
4. 持續發展新的計算機模型，以增強核能電廠安全性及減少計算時間。
5. 目前輕水式核能電廠的建設成本分析及建議
6. 電網管控、升級等措施的比較
7. 核能對碳排放抑制的重要性

本人初次前往國外參加國際性學術研討會，讓我有機會將到目前為止的研究成果與國際學者和來自不同大學的學生們進行分享與討論。與會者對我的演講內容提出了三個問題，我一一答覆後，此次我的報告便告一段落。提出的問題如下：

1. 無因次參數的物理意義？
2. 是否能再結合多管徑之比較？
3. 導電度之影響

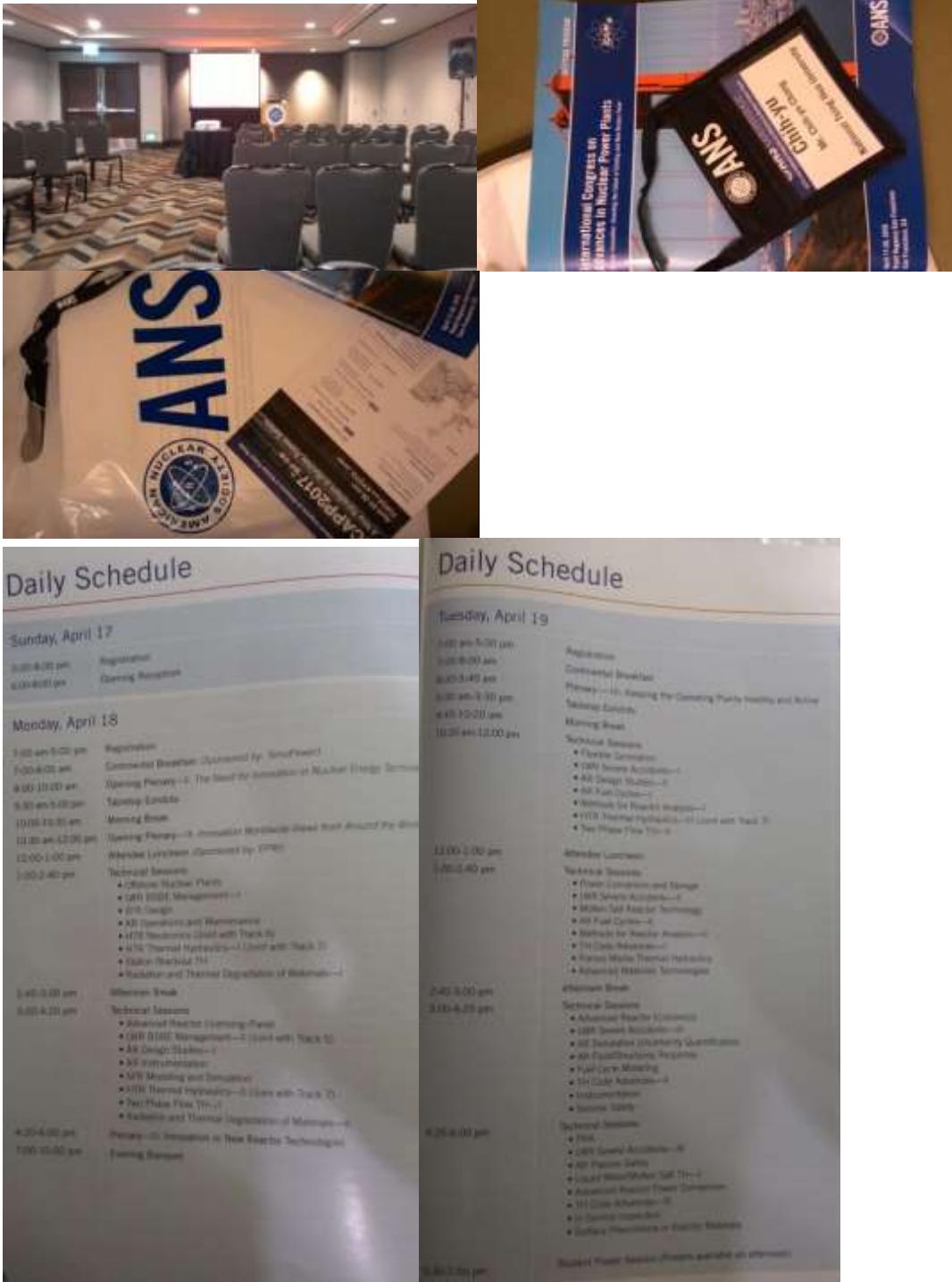
三、建議

希望能擴大美加地區會議的補助上限，該地區的物價水準及機票價格相當高。

四、攜回資料名稱及內容

該會議之會議內容手冊及所有報告人之論文集光碟乙份

五、其他



參加『ANS 國際會議』出國報告

出國人員：施純寬 國立清華大學核子工程與科學所

出國日期：105.06.10—105.06.18

出國地點：美國路易斯安那州紐奧良

一、會議重要性

ANS (American Nuclear Society)年會今年在美國路易斯安那州紐奧良舉行。ANS是一個由核能專家學者組成的國際性學術技術團體，致力全世界的核能安全應用與研究發展，組織規模當屬全球一二。ANS每年春天都會有年會(annual meeting)，而在冬天則有冬季會議(winter meeting)。與會人數都有上千人出席地大型會議，安排學會裡的各種專題論文發表，是國際上的核能盛會之一。本研究室有一篇論文被接受，安排以海報論文張貼發表。出席的人數約有七、八百人以上，發表論文包含口頭報告以及海報張貼。會議內容豐富，議題包羅核能應用的各個面項。合併進行的還包括熱流精進會議以及核燃料與結構會議。

本研究室有一份海報如下，

Jong-Rong Wang, Yung-Shin Tseng, Hao-Tzu Lin, Yu Chiang, Wen-Sheng Hsu, Jyh-Tong Teng, Hsiung-Chih Chen, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih, "The MELCOR Analysis of Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool for Fukushima-like Accident".

二、會議經過

會議於六月十一日下午的註冊活動開始。六月十二日是ANS 理事長歡迎酒會。隔天早上開始開幕式，ANS 理事長致詞，主持是會議主席 Donna Jacobs (Entergy 電力公司)。會議正式開始，先演奏美國國歌(這是以前沒有過的)，並對前一天奧蘭多屠殺事件的不幸罹難人士默哀，也對去年一年過世的前ANS 會員表示哀悼之意。接著理事長致歡迎詞，並頒發新當選會士證書，以及各項榮譽獎項得獎人證書。

第一天專題演講則以「領導提供清潔與無碳能源的核能」為題，共有三位講者。第一位是 Christopher Bakken III, (Entergy 電力)，介紹核能的重要性。第二位是 Sarah K. Mack, (Tierra Resources)，介紹水資源的維護。第三位是 Michelle H. Sanchez, (Tulane Univ.)，介紹科技理工教育的重要性。中午即開始海報張貼與介紹。下午參加特別專題，介紹未來的新型核反應器的研發。主要還是在於小型模組化核反應器方面，強調它的安全性與經濟性。

第二天的第一場專題以用過核燃料政策宣示為主，主要重點放在ANS 第45號主張宣示 (Position Statement)。主張用過核燃料的目前管理上，要建立集中式中期貯存設施，並且要維持未來再處理的選項。繼續積極培育放射化學以及放射工程的學養技術，保持世界領先的地位，為未來做準備。兩項重要參考文件，如該宣示本文以及背景情資，見參考文獻。第二場是以提升美國

國內現有核電廠的競爭力，續保國家重要資產為討論中心。主要述求是核電的高容量因子(連八年，每年都有 90% 以上的傑出表現)，以及電力價格的扭曲，未能正視核電的零碳排放的獨特性。但是也注意到安全第一，可靠第一。高安全以及可靠性都可以直接促成經濟上的優良表現。

第三天的專題會議也有兩個，第一個介紹 ANS 學會一個特殊委員會，任務是針對 EPA 在減碳工作上的計畫 CPP (Clean Power Plan)，促使每一個會員在各州進行推動核電項目在滿足 CPP 規範的一致性以及標準性作法，敦促維持現有的核電，並推動核電新建項目。第二個則是因應歐巴馬政府所提出的提升核能研發方針 GAIN (Gateway for Accelerated Innovation in Nuclear)，用以提供美國國內企業以及科學家們，利用能源部及各國家實驗室的軟硬體，進行未來新世代核能反應器研發。

另外還有每天的各個分組學術論發表。海報是利用第一及二天的中午午餐時間，進行技術交流，海報共有十九篇。因為這次是學會的年會，所以學會的每一個學術分組也都有不同議題的學術論文口頭發表，場次計有多達五十場。

三、心得

美國核能學會(ANS)雖是一個以美國為主的團體，組織內也設有國際委員會。承辦的各種學術研發會議，也都有來自全世界各地的學者專家共襄盛舉。這次我參加了在紐奧良舉行的年會，最主要的發現與與會心得大概是這樣子的，以往美國穩穩的坐在全世界第一核能大國大位，無所不能，無人能比。但是美國人近年來由於美國內部核電發展盛況不再，而且用過核燃料的處置策略又沒有共識，我們都可以聞到老美對中國核電新生兒的崛起以及明確的用過核燃料再處理策略，所放出一絲絲不安的氣息。美國核能學會的立場宣示 45 號(Position Statement #45)便是以用過核燃料再處理為主張。前美國核能學會理事長更是憂心，當未來需要用過核燃料內的能源資源時，美國人便需要轉身向中國人學習且引進放射化學以及放射化工的各項技術時，這絕對是現代的美國人所不能接受與想像的。除此之外，中國的核電項目的野心，不光是中國本身的在建與新建，還有逐漸開發的海外市場，在在都讓老美燃起警戒之心。台灣呢？我們需要可行的能源未來，捨棄核能，不僅違反世界潮流，更會削弱台灣競爭力。

四、附錄

1. ANS Position Statement 45
2. ANS Position Statement 45, Background Information.
3. 海報論文全文
4. ANS Transactions, Vol, 114

The MELCOR Analysis of Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool for Fukushima-like Accident

Jong-Rong Wang¹, Yung-Shin Tseng¹, Hao-Tzu Lin², Yu Chiang¹, Wen-Sheng Hsu¹, Jyh-Tong Teng³,
Hsiung-Chih Chen¹, Shao-Wen Chen¹, Chunkuan Shih¹

¹ *Institute of Nuclear Engineering and Science, National Tsing Hua University; Nuclear and New Energy Education and Research Foundation; Nuclear Science and Technology Development Center, 101 Section 2, Kuang Fu Rd., HsinChu, Taiwan, jongrongwang@gmail.com*

² *Institute of Nuclear Energy Research, Atomic Energy Council, R.O.C., 1000, Wenhua Rd., Chiaan Village, Lungtan, Taoyuan, 325, Taiwan*

³ *Department of Mechanical Engineering, Chung yuan Christian University, 200, Chungpei Rd., Chungli District, Taoyuan City, Taiwan*

INTRODUCTION

The safety analysis of the nuclear power plant (NPP) is very important work in the NPP safety. Especially after the Fukushima NPP accident occurred, the importance of NPP safety analysis has been raised and there is more concern for the safety of NPPs in Taiwan. Because the earthquake and tsunami occurred, the cooling system of spent fuel pool failed and the safety issue of spent fuel pool generated in Japan's Fukushima NPP. Chinshan NPP is the first NPP in Taiwan which is BWR/4 plant and OLTP (Original Licensed Thermal Power) for each unit is 1775 MWt. Chinshan NPP finished SPU (stretch power uprate) and the operating power is 103.66% of the OLTP, which is 1840 MWt now. After Fukushima NPP accident occurred, in order to concern the safety of Chinshan NPP spent fuel pool, we performed the safety analysis of spent fuel pool by using MELCOR/SNAP which also assumed the cooling system of spent fuel pool failed. The geometry of Chinshan NPP spent fuel pool is 12.17 m × 7.87 m × 11.61 m and the initial condition is 60 °C (water temperature) / 1.013×10^5 Pa. And, the total power of the fuels is roughly 8.9 MWt initially.

MELCOR is developed by Sandia National Laboratories. MELCOR is a fully integrated, engineering-level computer code that models the progression of severe accidents in light water reactor NPPs [1], including containment response and leakage of activity to the environment. A broad spectrum of severe accident phenomena in both BWRs and PWRs is treated in MELCOR in a unified framework. These include thermal-hydraulic response in the reactor coolant system, reactor cavity, containment, and confinement buildings; core heatup, degradation, and relocation; core-concrete attack; hydrogen production, transport, and combustion; fission product release and transport behavior. Current uses of MELCOR include estimation of severe accident source terms and their sensitivities and uncertainties in a variety of applications. According to Dr. Carbajo's paper [2], MELCOR was used to perform the study of spent fuel pool of Fukushima Dai-ichi Unit 4. Niina E. Könönen [3] used MELCOR to establish the spent fuel pool model of a Nordic BWR. The loss-of-pool-cooling accidents was simulated and analyzed by this model. The above studies indicate that MELCOR is capable of handling the simulation of the spent fuel pool. An increasing number of researchers are using MELCOR code to analyze test facilities and nuclear power plants. Jun Wang et al. [4] used MELCOR to perform core degradation simulation and MELCOR results were compared with CORA experimental data. Through this work, they reviewed the performance of MELCOR COR package in detail. Tae Woon Kim et al. [5] developed MELCOR model of APR1400 (an advanced pressurized water reactor). They used this model to perform the LBLOCA transient simulation and sensitivity study. Longze Li et al. [6] established the MELCOR model of CPR1000 (a Chinese pressurized reactor 1000-MW power plant). The station blackout (SBO) with failure of the steam generator (SG) safety relief valve (SRV) transient was simulated and analyzed by this model. SNAP is a graphic user interface program that processes the inputs and outputs of MELCOR. In addition, there is an animation function in SNAP which can present the animation of analysis results.

There are two main steps in this research. The first step was the establishment of Chinshan NPP spent fuel pool MELCOR/SNAP model. And the transient analysis of Chinshan NPP spent fuel pool MELCOR/SNAP model under the cooling system failure condition was performed. The next step was the comparison among the MELCOR, TRACE and

CFD data [7][8]. TRACE and CFD data were from INER reports. In addition, the animation model of Chinshan NPP spent fuel pool was presented by using the animation function of SNAP with MELCOR/SNAP analysis results.

MELCOR/SNAP MODEL OF SPENT FUEL POOL

SNAP v 2.2.7 and MELCOR v 2.1 were used in this research. Fig. 1 shows MELCOR/SNAP model of spent fuel pool. This model includes one core component, nine control volume components, 13 heat structure components, and several control/tabular function components. The geometry of Chinshan NPP spent fuel pool is $12.17 \text{ m} \times 7.87 \text{ m} \times 11.61 \text{ m}$ and the initial condition is $60 \text{ }^\circ\text{C}$ (water temperature) / $1.013 \times 10^5 \text{ Pa}$. The total power of the fuels is roughly 8.9 MWt initially which comes from the reference [8]. According to the MELCOR manual [1], two new features to the core component (COR package) are specific to spent fuel pool modeling: (1) a rack component, which permits modeling of a spent fuel pool racks, and (2) an enhanced air oxidation kinetics model. The spent fuel pool rack component permits separate modeling of the rack and radiative heat transfer between the rack and existing COR components. The air oxidation kinetics model predicts the transition to breakaway oxidation kinetics in air environments on a node-by-node basis. Therefore, the core component was used to model the material of racks and fuel assemblies in this paper. The water of spent fuel pool was modeled using eight control volume components (CVH package). The core component was divided into 10 axial levels and 4 radial rings. The fuels were divided into 8 axial nodes which were in the level 3~10 of core component and No. 2, 102, 202 CVH components. Total 3076 fuel bundles were in the spent fuel pool. Fig. 1 illustrates the relationship between the ring 1~3 of MELCOR core component and the fuel positions of spent fuel pool. Table I lists the power fraction and fuel bundles number of core component ring 1~3. It indicated that the hottest fuel bundles were in ring 1. In this paper, TRACE and CFD data [7][8] were used to compare with the analysis results of MELCOR. Therefore, we depicted briefly TRACE and CFD model in this paper. Fig. 2 shows the TRACE model of the spent fuel pool. In this model, the vessel component of TRACE was used to simulate the pool, which included 14 axial levels, 1 X axis, and 1 Y axis. In the axial direction, from axial level 1 to level 11 contain water and from axial level 12 to level 14 are full of air. The channel component was divided into 25 cell levels, which was used to simulate the fuel bundles. The heat source of the spent fuel pool was the decay heat of the fuels and was simulated by a power component of TRACE, which used the power table to simulate the power varying during the transient. This model also had the simulation of the heat conduction between the racks of the fuels and the pool. One heat structure component of TRACE was used to simulate the heat exchange in the spent fuel pool and the fuels' racks. Fig. 3 shows the 2D, 3D fuel bundle and 3D spent fuel pool model for the CFD simulation. The 2D fuel bundle model was utilized to calculate the effective thermal conductivity properties for the porous media in the 3D spent fuel pool model. Moreover, the realistic fuel arrangement was considered in the 3D spent fuel model, which provided a more reliable boundary to find the location of the hottest fuel. The results of spent fuel pool model were transformed to boundary conditions by user defined function and used to further calculate the components temperature as the fuel uncovered via 3D fuel bundle model.

RESULTS

In this research, after the cooling system of spent fuel pool failed, this transient began. The heat source of spent fuel pool was the decay heat of fuels. According to the above conditions, so no water was added into the spent fuel pool during the transient. Before the uncovered of the fuels occurred, the heat of the fuels was removed by the evaporation of pool water. The safety issue of the cladding of fuel rods may generate after the uncovered of the fuels occurred. Fig. 4 shows the max cladding temperature result of MELCOR. The initial water temperature of the pool was $60 \text{ }^\circ\text{C}$. After the cooling system of spent fuel pool failed, the time of cladding temperature which reached $100 \text{ }^\circ\text{C}$ was roughly 2.9 hours. Subsequently, the water dries out, which lead to the water level be lower than the top of fuel rods. Fig. 5 depicts the water level results of MELCOR. The water level was lower than TAF (top of active fuel) at 2.6 days. The uncovered of the fuels caused to the cladding temperature of fuels increase roughly at 3 days. Finally, the metal-water reaction of the

fuels occurred at 3.7 days. The metal-water reaction makes the cladding temperature sharply increased and may generate the burst of the cladding of fuel rods. The above phenomenon may cause the safety issue of the fuels. Fig. 4 and 5 also shows the max cladding temperature and water level results of CFD and TRACE for this case [7][8]. The trends of MELCOR, TRACE and CFD are similar. It indicates that there is a respectable accuracy in the MELCOR model. In addition, CFD model shows a higher temperature rising trend and causes the metal-water reaction occur early than those in MELCOR and TRACE. The difference is that a higher local heat source causes an obvious temperature increase since the realistic discharge fuel arrangement has been considered in the CFD model. The result deviation can be further proved by the temperature distribution of whole spent fuel pool. Since a realistic fuel discharge arrangement has been considered in the simulation, the region with new discharge fuel has a higher decay heat. According to CFD data [8], the new discharge fuels caused two obvious hot spots in central and north-west side of pool. The non-uniform temperature reasonably induced a higher temperature and faster temperature rising trend. Additionally, the differences of the results among CFD, TRACE and MELCOR were caused by the different calculation procedures, phenomenological modelings, and nodalizations. Fig. 6~7 show the MELCOR results about metal-water reaction. When the metal-water reaction occurred, the mass of Zr decreased and ZrO₂ increased (shown in Fig. 6). In addition, the mass of H₂ also went up after 3.7 days (shown in Fig. 7). Total amounts of hydrogen generation were about 570 kg (4 days) in this case. According to Dr. Carbajo's paper [2], MELCOR results depicted that total amounts of hydrogen generated was about 2000 kg in the spent fuel pool of Fukushima Dai-ichi Unit 4. Dr. Carbajo's paper [2] also indicated that enough hydrogen (150 kg) was able to produce an explosion. In our case, enough hydrogen (150 kg) was generated at 3.82 days. Fig. 8 illustrates the animation model of MELCOR/SNAP. This animation model can present the results of MELCOR in this transient which include water level, cladding temperature, ZrO₂ and H₂ mass.

CONCLUSION

This study has developed MELCOR/SNAP model of Chinshan NPP spent fuel pool successfully. By using the above model, the safety analysis of the spent fuel pool was performed under the cooling system of spent fuel pool failed condition. The analysis results of MELCOR, TRACE and CFD were similar in this case. It indicated that there was a respectable accuracy in MELCOR/SNAP model. The analysis results depicted that the uncovered of the fuels occurred at 2.6 day and the metal-water reaction of fuels occurred roughly at 3.7 day after the cooling system failed. The above results indicated that the failure of cladding occurred after 3.7 day. This study's results can help to evaluate the safety issue of Chinshan NPP spent fuel pool. In addition, the cooling system and some mitigation measures of spent fuel pool is not simulated in the above model. However, we will do it in the future.

Table I. The power fraction and fuel bundles number of core component ring 1~3

MELCOR area	Power fraction (%)	Fuel bundles
Ring 1	49.67	353
Ring 2	34.35	862
Ring 3	15.98	1861

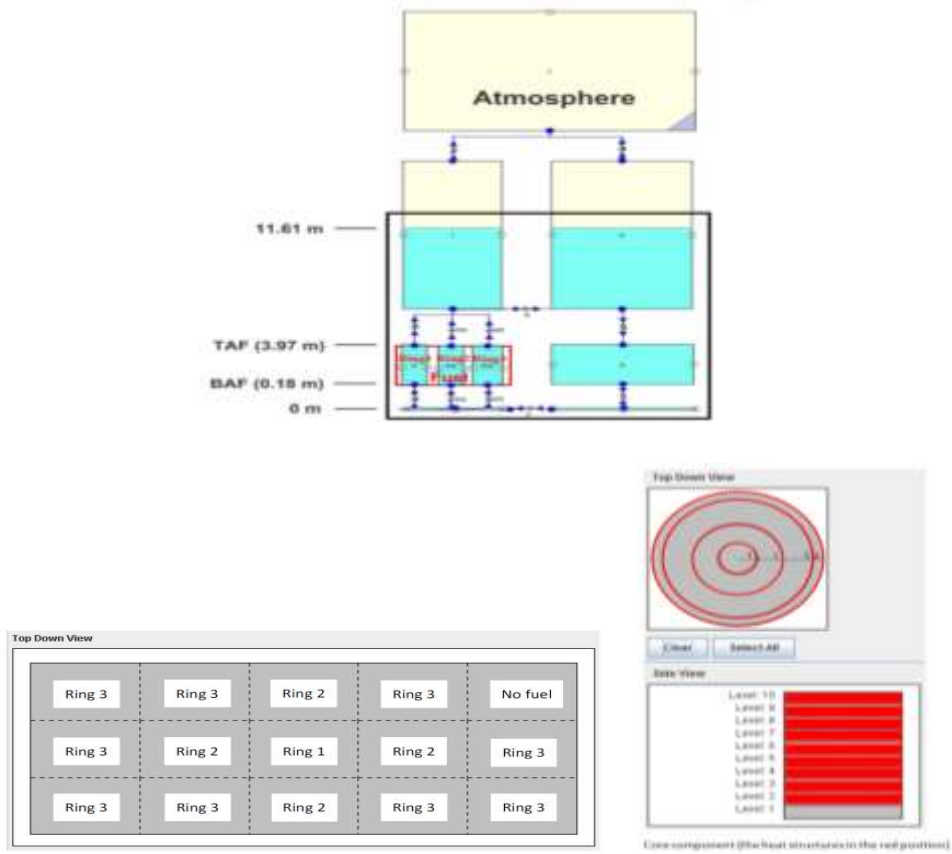


Fig. 1. MELCOR/SNAP model of spent fuel pool.

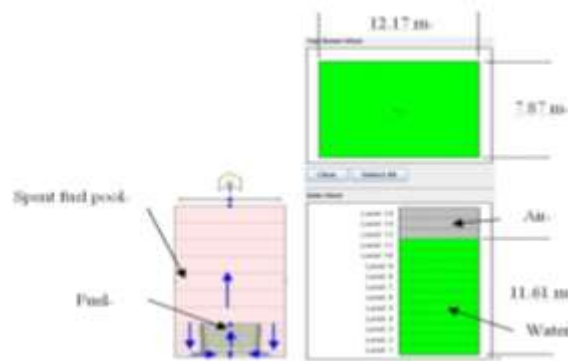


Fig. 2. The TRACE model of the spent fuel pool

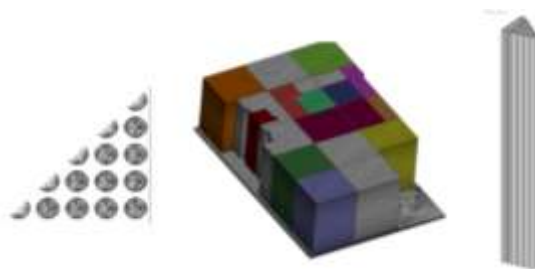


Fig. 3. The CFD model of the spent fuel pool

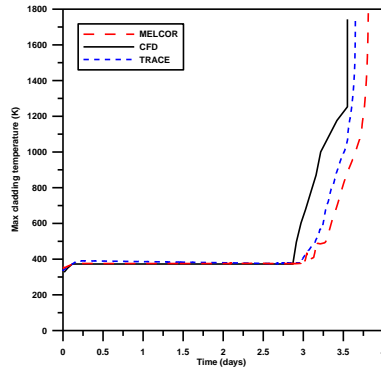


Fig. 4. The max cladding temperature results.

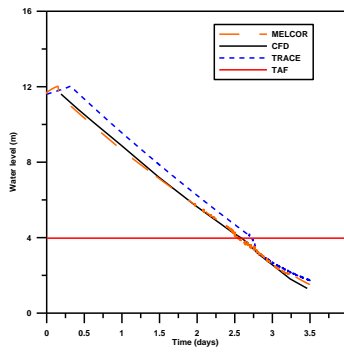


Fig. 5. The water level results.

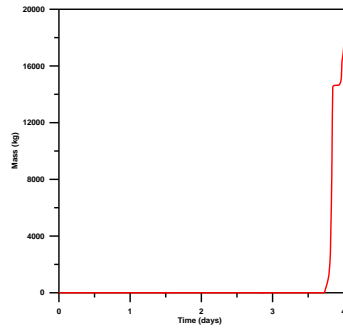


Fig. 6. Total mass of ZrO₂ result.

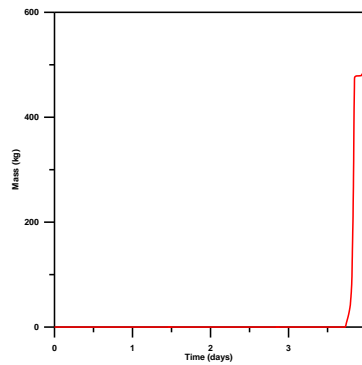


Fig. 7. Total mass of H₂ result.

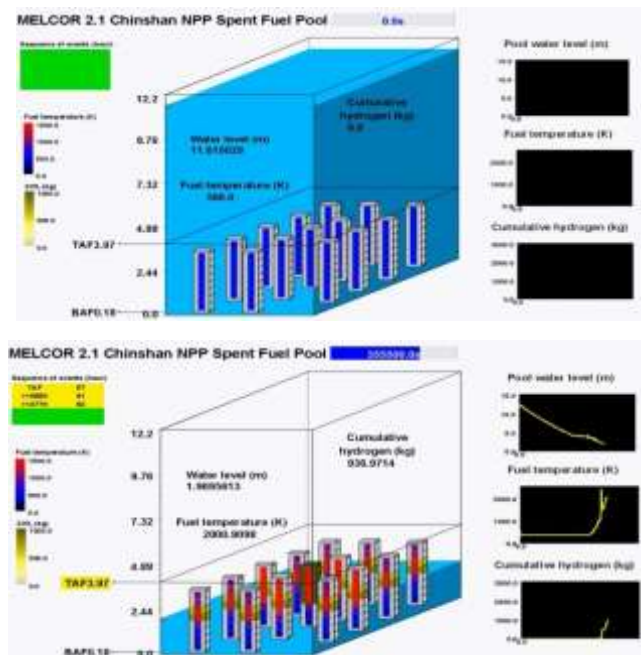


Fig. 8. The animation model of MELCOR/SNAP.

REFERENCES

1. Sandia National Laboratories, "MELCOR Computer Code Manual", U.S. NRC (2011).
2. J. J. Carbajo, "MELCOR Model of the Spent Fuel Pool of Fukushima Dai-ichi Unit 4", American Nuclear Society Meeting, Chicago, Illinois, USA (2012).
3. Niina E. Könönen, "Spent Fuel Pool Accidents in A Nordic BWR", Proceedings of the 2013 21st International Conference on Nuclear Engineering (ICONE21), ICONE21-15641, July 29 - August 2, 2013, Chengdu, China.
4. Jun Wang, Michael L. Corradini, Wen Fu, Troy Haskin, Wenxi Tian, Yapei Zhang, Guanghui Su, Suizheng Qiu, "Comparison of CORA & MELCOR Core Degradation Simulation and the MELCOR Oxidation Model", Nuclear Engineering and Design 276 (2014) 191-201.
5. Tae Woon Kim, Jinho Song, Vo Thi Huong, Dong Ha Kim, Bo Wook Rhee, Shripad Revankar, "Sensitivity Study on Severe Accident Core Melt Progression For advanced PWR Using MELCOR Code", Nuclear Engineering and Design 269 (2014) 155-159.
6. Longze Li, Mingjun Wang, Wenxi Tian, Guanghui Su, Suizheng Qiu, "Severe Accident Analysis for A Typical PWR Using the MELCOR Code", Progress in Nuclear Energy 71 (2014) 30-38.
7. J. R. Wang, et al., "Application of TRACE and FRAPTRAN in the Spent Fuel Pool of Chinshan Nuclear Power Plant", Applied Mechanics and Materials, Vols. 479-480, pp 543-547 (2014).
8. Y. S. Tseng, et al., "Analysis of Alternative Shutdown Cooling for Chinshan Nuclear Power Plant Using CFD Simulation", INER report, INER-7700 (2010).

(分項計畫二)

參加『AOSFST10th國際會議』出國報告

出國人員：許文勝 國立清華大學原子科學技術發展中心

楊雋之 國立清華大學能源與環境研究中心

出國日期：104.10.04－104.10.10

出國地點：日本筑波市

一、參加會議經過

● 10/4 啟程

本團隊於 2015 年 10 月 4 日搭乘長榮航空(BR198)班機前往日本東京，此次出國主要目的為參加 10th AOSFST：10th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology，並與國際學者專家進行意見交流與討論。

AOSFST 乃亞洲-大洋洲火災科學技術國際研討會，每三年定期由亞澳地區國家輪流舉辦。本屆則由日本主辦，訂於 2015 年 10 月 4 日至 8 日於筑波國際會議場舉行。

● 10/5～10/8 參加 AOSFST 研討會

地震火災問題對於核能電廠火災防護而言雖然重要，但是如何量化評估其危害，始終未有完整的方法論。參加此次研討會的主要目的之一，就是希望能看到此方面的討論，以便能應用在核能電廠。美國 Worcester Polytechnic Institute 防火工程系的 Brian J. Meacham 教授發表了一篇極有參考價值的論文，有許多論點值得注意。他指出：無論是否起火，地震將對建築物的關鍵性防火及維生設備造成顯著的損壞，包括主動式與被動式設備。舉例而言，玻璃窗、帷幕牆等建築物的外圍以及內部隔間、天花板、避難及搶救路徑（門、樓梯間及電梯等）、通風排煙設備、火警偵測與滅火設備、照明設備等內部設備。除此之外，供水系統（消防水、飲用水及污水）、燃料貯存及輸送管路、以及公路（消防隊及緊急應變人員抵達路徑）等維生管線亦將受損。他所引用的資料顯示：於 1993 年日本 Kushiro-oki 地震時有 34% 的自動撒水設備損壞，1994 年的 Sanriku-haruka-oki 地震則有 41% 的自動撒水設備損壞。在避難搶救路徑方面，2011 年 2 月 22 日基督城地震造成 4 棟建築物的模組樓梯倒塌以及其他許多建築物的樓梯受損（參考圖 3）。雖然 McMullin and Merrick 等人的實驗並未涉及火災，但是其實驗採用各種加速度及位移角，發展出各種設備的脆弱度曲線，對於地震火災的研究提供非常有用的數據。另外，Collier 等人對被動防火設備做了性能實驗，發現 60 分鐘防火時效的石膏板在地震後降低了 50% 的效能。除了日本的實驗之外，美國加州聖地牙哥大學 Large Outdoor High Performance Shake Table (LHPOST)所做的一系列實驗，亦稱為 Building Nonstructural Components and

Systems (BNCS) 試驗是屬於大尺寸的地震火災實驗，其結果可從官網 <http://bncs.ucsd.edu/index.html> 下載。圖 4~圖 5 分別為 BNCS 對樓梯間及電梯等避難搶救路徑所做的實驗，結果顯示強震後遭遇的損壞將導致路徑無法使用。圖 6 為地震後樓梯損毀情形採用 PACT 程式以危害曲線呈現的結果，此結果可應用於風險告知的評估。圖 7 是比較有無地震對於火災避難逃生的影響，上方曲線為無地震有火災的情況，結果顯示 $ASET > RSET$ ，代表避難逃生成功；下方曲線有地震有火災的情況，結果顯示 $ASET < RSET$ ，代表避難逃生失敗。此圖說明地震火災的危害，不能僅考慮地震或火災，必須二者同時評估。

- 10/9 參加台日火災風險交流會

出席台日火災風險交流會的台灣代表有許文勝、楊雋之、沈子勝、曾偉文、李伊平、謝蕙如等人，日本方面有田中（口孝）義、仁井大策、北堀純、水上点晴、新谷祐介等人，除此之外，AOSFST 主席周允基教授（香港理工大學）及其他學者亦參與討論。日本學者主要發表內容為火災後建築物防火結構受損風險評估方法介紹，台灣方面亦從社會影響及消防搶救觀點提出各種風險評估方法，許文勝與楊雋之以核電廠火災燃火頻率評估方法為題，介紹美國核能界採用的風險評估法，內容請參考附件一。

- 10/10 回程

在為期五天的研討會及討論行程結束後，本團隊即於隔天，10月10日搭乘長榮航空(BR197)啟程返台。AOSFST 係為火災科學技術領域中與亞澳區國際學術接軌之重要交流平台。經由此次研討會之參與，除了聽取國際學者專家與其他研究人員發表之最新研究成果，有機會獲知第一手研究資訊及未來的研究趨勢外，亦可於眾多與會學者專家互動交流過程中，拓展更多的學術合作契機，於本研究室日後相關研究上具有相當之助益。

- 參加心得

此次參加 AOSFST 研討會及台日火災風險交流會有一個重要心得，就是核能電廠火災評估需要更多來自火災工程界的實驗及理論研究成果，例如地震火災的風險以及火災後防火區劃完整性評估等。因此除了核能社群之外，與火災工程社群的交流能得到許多關鍵的資訊。



圖 1 作者許文勝(右 5)及楊雋之(左 1)於 AOSFST 會場留影



圖 2 作者許文勝於 AOSFST 會場留影



圖 3 2011 年基督城地震樓梯倒塌情形



圖 4 BNCS 實驗結果，樓梯於地震後斷裂情形



圖 5 BNCS 實驗結果，電梯門於地震後損毀情形

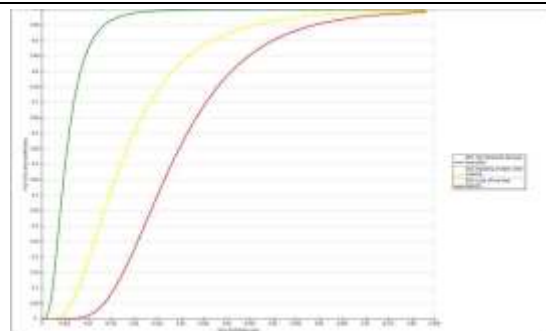


圖 6 PACT 程式呈現的樓梯脆弱度機率 (橫軸：樓層位移角，縱軸：樓梯損毀機率)

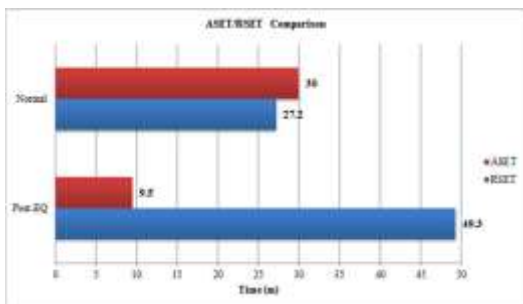


圖 7 是否發生地震對於避難逃生的影響 (ASET>RSET 代表避難逃生成功)

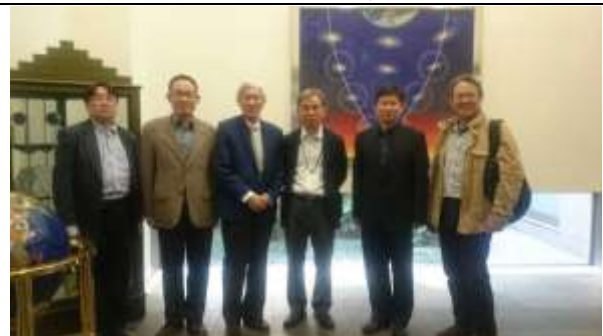


圖 8 作者許文勝(左 2)於台日火災風險交流會與各位學者專家合照

附件一

Fire-ignition Frequency Estimation in Fire PRA for Nuclear Power Plants

Wen-Sheng Hsu, Chuang-Chih Yang

National Tsing Hua University in Taiwan, R.O.C.

The U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) and Electric Power Research Institute (EPRI) improved the fire PRA methodology with the development of the joint publication NUREG/CR-6850, EPRI 1011989 “EPRI/NRC-RES Fire PRA Methodology for Nuclear Power Facilities,” which documents the state-of-the-art fire PRA for the commercial nuclear power plants. This paper is excerpted from the above report with emphasis on the process of estimating the fire-ignition frequencies. The overview of the Fire PRA process described in the report shows in Figure 1.

The fire risk analysis team shall include individuals with expertise in four key areas: 1) fire analysis (basic fire behavior, fire modeling, fire protection engineering, and plant fire protection regulatory compliance practices and documentation); 2) general PRA and plant systems analysis (event tree/fault tree analysis, nuclear power plant systems modeling, reliability analysis, PRA practices as applied in the internal events domain, and specific knowledge of the plant under analysis); 3) human reliability analysis (emergency preparedness, plant operations, plant-specific safe shutdown procedures, and operations staff training practices); and 4) electrical analysis (circuit failure modes and effects analysis and post-fire safe shutdown, including plant-specific regulatory compliance strategies and documentation). The briefly description of each task for the whole Fire PRA methodology is as below.

1. ***Plant Boundary Definition and Partitioning (Task 1)***. The first step in Fire PRA is to define the global analysis boundary, and to divide the area within that boundary into analysis compartments.
2. ***Fire PRA Component Selection (Task 2)***. To decide what subset of the plant equipment will be modeled in the Fire PRA. Fire PRA equipment will be that from the internal events PRA, Post-Fire Safe Shutdown analysis, and other new equipment not in either of these analyses.
3. ***Fire PRA Cable Selection (Task 3)***. Identify circuits/cables associated with Fire PRA components and determine routing/location of the identified cables. Using component-to-cable-to-location relationships to determine what components could be affected for postulated Fire Scenarios.
4. ***Qualitative Screening (Task 4)***. This task identifies fire analysis compartments that can be shown to have little or no risk significance without quantitative analysis. Fire compartments may be screened out if they contain no components or cables identified in Tasks 2 and 3, and if they cannot lead to a plant trip due to either plant procedures, an automatic trip signal, or technical specification requirements.

5. ***Plant Fire-Induced Risk Model (Task 5)***. It describes the procedure for developing the Fire PRA model to calculate CDF, CCDP, LERF, and CLERP for fire ignition events.
6. ***Fire Ignition Frequency (Task 6)***. This task describes the approach to establish frequency estimates for fire compartments and scenarios.
7. ***Quantitative Screening (Task 7)***. A Fire PRA allows the screening of fire compartments and scenarios based on their contribution to fire risk. This approach considers the cumulative risk associated with the screened compartments (i.e., the ones not retained for detailed analysis) to ensure that a true estimate of fire risk profile (as opposed to vulnerability) is obtained.
8. ***Scoping Fire Modeling (Task 8)***. This step provides simple rules to define and screen fire ignition sources in an unscreened fire compartment.
9. ***Detailed Circuit Failure Analysis (Task 9)***. This task provides an approach and technical considerations for identifying how the failure of specific cables will impact the components included in the Fire PRA SSD plant response model.
10. ***Circuit Failure Mode Likelihood Analysis (Task 10)***. This task considers the relative likelihood of various circuit failure modes. This added level of resolution may be a desired option for those fire scenarios that are significant contributors to the risk. The methodology provided in this document benefits from the knowledge gained from the tests performed in response to the circuit failure issue.
11. ***Detailed Fire Modeling (Task 11)***. This task provides the method to examine the consequences of a fire. Factors considered include fire characteristics, fire growth in a fire compartment or across fire compartments, detection and suppression, electrical raceway fire barrier systems, and damage from heat and smoke.
12. ***Post-Fire Human Reliability Analysis (Task 12)***. This task considers operator actions for manipulation of plant components. The analysis task procedure provides structured instructions for identification and inclusion of these actions in the Fire PRA. The procedure also provides instructions for estimating screening human error probabilities (HEPs) before detailed fire modeling results (e.g., fire growth and damage behaviors) have been developed.
13. ***Seismic Fire Interactions (Task 13)***. This task is a qualitative approach to help identify the risk from any potential interactions between an earthquake and fire.
14. ***Fire Risk Quantification (Task 14)***. The task description provides recommendations for quantification and presentation of fire risk results.
15. ***Uncertainty and Sensitivity Analyses (Task 15)***. This task describes the approach to follow for identifying and treating uncertainties throughout the Fire PRA process. The treatment may vary from quantitative estimation and propagation of uncertainties where possible (e.g., in fire frequency and non-suppression probability) to identification of sources without quantitative estimation, where knowledge of a quantitative treatment of uncertainties is beyond the state-of-the-art. The treatment may also include one-at-a-time variation of individual parameter values to determine the effect on the overall fire risk (sensitivity analysis).

16. **Fire PRA Documentation (Task 16).** This provides suggestions for documenting a Fire PRA.

The general elements of Task 6, which have features common to building fire PRA, is to identify and count plant-specific fixed fire ignition sources, map each ignition source to one of the pre-defined fire ignition source bins, review plant specific fire experience and update generic values and estimate fire scenario ignition event frequencies. There are given 37 ignition source bins which have corresponding description and counting guidance. Each bin represents a set of operating experience events at a particular location/ignition source in U.S. nuclear power plants (NPPs). Basically, everything in the plant that is capable of starting a fire should be mapped to one of the 37 pre-defined ignition source bins except locations which qualitative screen out in Task 4. This task is organized around the following eight steps:

- **Step 1: Mapping Plant Ignition Sources to Generic Sources**

The purpose of this step is to map all plant components that can initiate a fire to a corresponding bin. The mapping needs to be updated as more information is collected from the plant and especially when a walkdown of all fire compartments is conducted.

- **Step 2: Plant Fire Event Data Collection and Review**

The review and examination of plant-specific fire events is the way to compare the fire protection and housekeeping practices in the plant against the industry experience reflected in the generic fire ignition frequency model.

- **Step 3: Plant Specific Updates of Generic Ignition Frequencies**

This step should be followed for those frequencies that will be based on plant-specific fire event data which has been collected and analyzed in Step 2. The equation of Bayesian approach can be used for this process as below:

$$\pi(\lambda|E) = \frac{L(E|\lambda)\pi_0(\lambda)}{\int L(E|\lambda)\pi_0(\lambda)d\lambda}$$

Where

$\pi(\lambda|E)$ = The uncertainty distribution for plant-specific fire frequencies
(the posterior distribution)

$\pi_0(\lambda)$ = The uncertainty distribution attributed to the generic fire frequencies, and

$L(E|\lambda)$ = The likelihood function of plant-specific fire events.

In this formulation, the likelihood function is a Poisson probability distribution:

$$L(E|\lambda) = \frac{(\lambda T)^k e^{-\lambda T}}{k!}$$

Where

k = the specific number of fire events

T = the specific number of reactor years

The procedure may be assumed to be lognormal using the 50th and 95th percentiles.

In the two-stage Bayesian approach, it is assumed that there is uncertainty about the location and spread of the uncertainty distribution. The prior distributions represent the knowledge about fire frequencies before the evidence is available. Assuming lognormal distributions, the prior distributions were selected using the following three-parameter values:

- Smallest possible fire frequency represented by the 5th percentile of the lowest distribution,
- Largest possible fire frequency represented by the 95th percentile of the highest distribution,
- The error factor of the distribution that can be called as the median distribution is 10.

● **Step 4: Mapping Plant-Specific Locations to Generic Locations**

Plant-specific locations should be mapped to the locations defined by the ignition source bins. Several ignition source bins are explicitly location based, especially hot work and transients.

● **Step 5: Location Weighting Factors**

The location-weighting factor is used to adjust the generic fire frequencies to account for locations and/or equipment shared among the units in multiunit sites.

● **Step 6: Fixed Fire Ignition Source Counts**

There are two principal approaches to counting equipment: visual examination (drawings and/or walkdown), or use of an electronic database. A combination of approaches may be used to achieve the objective of this step. Plant drawings may also be used for equipment counting.

● **Step 7: Ignition Source Weighting Factors**

Compartment level frequency is calculated from the sum of all frequencies $\lambda_{IS,J}$ associated with the ignition sources present in the compartment. The ignition source frequencies $\lambda_{IS,J}$ are estimated from the following equation:

$$\lambda_{IS,J} = \lambda_{IS} W_L W_{IS,J,L}$$

where:

λ_{IS} = Plant-level fire frequency associated with ignition source IS

W_L = Location weighting factor associated with the ignition source

$W_{IS,J,L}$ = Ignition source weighting factor reflecting the quantity of the ignition source type present in compartment J of location L.

Plant-level fire frequencies (i.e., λ_{IS}) are either taken directly from 37 bins or after a Bayesian update using plant-specific fire experience.

- **Step 8. Fire Frequency Evaluation**

The fire frequency (generic or plant-specific) for each ignition source, $\lambda_{IS,J}$ can now be calculated using the data quantified in the preceding steps.

$$\lambda_{J,L} = \sum \lambda_{IS} W_L W_{IS,J,L}$$

where:

$\lambda_{J,L}$: Fire frequency associated with PAU J at location L

λ_{IS} : Plant level fire ignition frequency associated with ignition source IS

W_L : Location weighting factor

$W_{IS,J,L}$: Ignition source weighting factor

Developing fire ignition frequency for the plant-specific is just one of Fire PRA tasks. No single individual can bring the full range of expertise and knowledge needed to complete the Fire PRA. Only successful integration of the team activities is critical to overall success of the Fire PRA.

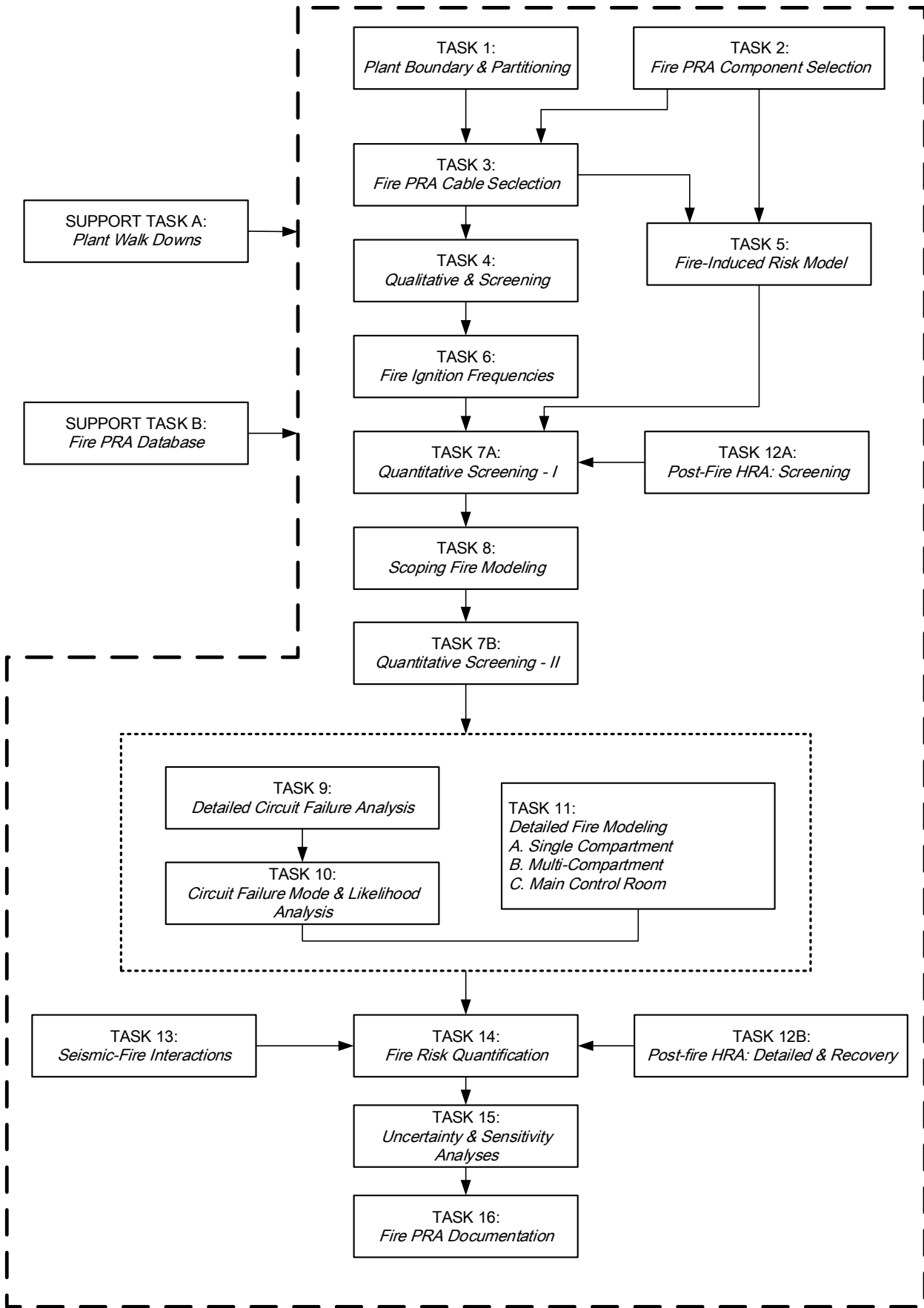


Figure 1 Overview of the Fire PRA Process

(分項計畫三)

參加「ANS 國際會議」出國報告

出國人員：張皓鈞 國立清華大學能源與環境研究中心

出國日期：104.10.31－104.11.11

出國地點：美國華盛頓

一、 會議簡介

CAMP (Code Application and Maintenance Program)為美國核管會所主導的一個熱水流分析軟體合作計畫，主要的分析程式包含TRACE、PARCS、FRAPTRAN、FRAPCON、SCALE、RELAP5/MOD3.3與SNAP介面。此合作計畫每年於春季與秋季均會召開一個討論會議，提供各會員國及參與組織一個溝通平台，分享目前的研究成果及分析技術討論。本次參與之會議為2015年秋季會議，共有53位各會員國及研究組織代表參與；而各分析軟體的開發團隊亦出席會議報告本年度的軟體修正項目及未來研究方向。議程內容如附錄一所示。

二、 參加會議經過

本次會議發表了兩篇技術報告，分別是Fuel Rod Performance and Uncertainty Analysis during Overpressurization Transient of Kuosheng Nuclear Power Plant with TRACEFRAPTRAN DAKOTA codes in SNAP interface與RELAP5/MOD3.3 Model Assessment and Hypothetical Accident Analysis of Kuosheng Nuclear Power Plant with SNAP Interface。

第一篇報告中，簡述了我們團隊今年所開發的燃料棒不準度分析方法。我們應用了Probabilistic方法，直接將燃料棒的六個公差數據輸入至SNAP介面中的DAKOTA不準度分析流程，接著SNAP介面便會自動將DAKOTA所產生的公差值一個個疊代至FRAPTRAN的分析中，進行207次的分析，產生多組輸出檔。因此，所得到的輸出參數將不會是單一曲線，而是由207組數據所組成的一個不準分布帶(Uncertainty band)。藉由此帶狀分布，我們可以更有信心地判斷在暫態期間，燃料棒的性質是否會超過限值。目前為止，因為SNAP介面的參數連結問題，只能考慮燃料棒公差所造成的不準度，而無法針對FRAPTRAN本身計算模型的不同進行不準度分析；此外，本研究尚考慮了燃料棒的燃耗性質，因此先行利用FRAPCON程式計算一個週期(18個月)的燃耗值，再將此燃耗值資訊輸入至FRAPTRAN中進行暫態運算，然而在FRAPCON與FRAPTRAN的兩者結合時，在SNAP介面下不能同時進行不準度分析，因此本研究所考慮的製造公差僅止於FRAPTRAN分析中。本次會議有將這兩個SNAP介面的限制提出，也得到SNAP開發團隊的正面回應，未來將進一步與他們合作討論，解決此問題。

第二篇報告中，介紹了我們目前用RELAP5/MOD3.3熱水流分析軟體進行國聖電廠建模的進度。目前我們做了三個過壓暫態啟動測試，驗證了反應爐與主蒸氣管路的適用性，也做了三個假想事故的過壓暫態，並且與過去TRACE的研究結果互相比較，兩者具有相當高的一致性，加強了

此國聖電廠模型的可信度。在未來，我們將進行LOCA事件或是SBO等長期暫態的驗證與分析，測試RELAP5模型中緊急注水系統的適用性，讓此模型在未來可以做更進一步、更全面的分析。

三、 各國發表簡介

各國發表的研究成果可分為Status Report與Technical Report兩大部分，以下便根據此分類，將與我們研究團隊較相關的內容提出說明，詳細的簡報檔案可參考攜回資料。

Status Report

TRACE Code Development Status

今年的TRACE開發團隊將重點放在程式錯誤修正。主要修正了兩大部分，分別是TRACE回退模式與RELAP5轉換問題。在TRACE的回退模式中，當遇到某些疊代不收斂的情況時，TRACE會回到前幾個時間點，再將Time step縮小，以便得到收斂的疊代結果。然而，部分使用者發現，這樣的邏輯會使得TRACE重新計算，AptPlot上的做圖便會失真(參考投影片P.9)。而開發團隊的修正方法為將回退的10個Time step分成兩部分來計算，解決此問題。另一方面，RELAP5轉換問題部分，有使用者提到利用TRACE內建的RELAP5轉成TRACE input deck的功能時，BREAK組件轉換會有問題，此問題亦已經解決。

在計算模式更新的部分，對於我們實驗室最有幫助的部分為Metal-Water Reaction的更新。過去的TRACE模式裡，雖然可以用Metal-Water Reaction計算氧化層的厚度變化，但是計算熱傳時並不會考慮氧化層厚度變化所造成熱傳系數的影響，仍然使用氧化層厚度的初始值搭配氧化層的熱傳導值進行計算。新版的模型中將考慮厚度變化，熱傳系數將隨之改變。此外，當使用者自行定義了護套的材料特性後，Metal-Water Reaction的模式會被自動關閉，在新版中新增了選項讓使用者可以自定義材料特性的同時，維持Metal-Water Reaction的計算。未來，TRACE計算Cladding Hoop Strain時，考慮到燃料束格架對於變形量的限制，將會有個最大值，模擬真實情況。

RELAP5 Status and User Problem Report

加入了甲烷的基本數據，讓使用者未來的分析有更多彈性。此外，有使用者提出在高比例的非凝結氣體設定之下，水蒸汽的凝結計算有問題(投影片P.9)，而此問題在3.3ki中的版本已經解決。此外，3.3ki的版本中亦增加了幾個計算時會用到的t-flag判斷依據，若是有需要可參考投影片逐一了解。

由於USNRC已經不再主動精進與釋出RELAP5程式更新，但仍可由各會員國視自己需求進行程式的精進，過去幾個版本中便有由韓國新增的Reflood模式。若是各會員國有需要新版本，亦或是想要修改程式裡的計算模式，均可寄信至RELAP5負責人Dr. Doug Barber索取資訊。

SNAP

目前最新版本為2.4.1，此版本需在Java 7的系統環境下操作，針對RELAP5、TRACE及PARCS做了較多更新。於RELAP5方面，加入了韓國所新增的Reflowd model之設定介面，並且再不準度量化部分做了更多的精進。此外，在過去轉換RELAP5至TRACE模型時，有些組件轉換的問題亦於此版本中解決，例如RELAP5中的TDJ與TDV組件會被自動轉換成TRACE中的Fill組件，而控制系統組件的轉換也做了一些精進，讓使用者更方便於RELAP5到TRACE之間的轉換。

在SNAP/TRACE方面，最重要的改變為加入了多通道(multi-channel)的設定介面，能夠快速且細緻的將爐心的燃料如同PARCS那樣的分成多群，計算結果能夠包含更多的爐心暫態資訊；而如同PARCS的爐心組件設定，能讓PARCS與TRACE互相結合時，能夠更精確的溝通彼此的計算結果，也方便使用者設定；而為了因應這樣的設定需求，SNAP介面下能將Vessel組件節點做更細的分區。而在Restart的設定方面，SNAP也做了一些精進。在過去，Restart檔的初始值會被模型的初始值覆蓋，而現在於初始條件設定時，新增了Use last timestep的選項(參考投影片P.11)，讓Restart的模型去抓Restart檔案的計算結果。

在一般計算流程的部分，SNAP將Engineering template的模型納入了不準度量化的功能。AptPlot Batch的流程加入了File set的選項，方便使用者進行多次疊代運算(不準度分析)的數據擷取。在動畫模式的部分，Python data source加入了幾個新功能(參考投影片P.5)，輸出檔案格式則是支援H264/MPEG-4。

未來預計工作的部分，SNAP希望能在不準度量化的Data ExtractionJobStream中支援更多種檔案模式，也會更積極於DAKOTA不準度分析的可應用性。此外，FRAPTRAN與FRAPCON也即將推出4.0版，屆時SNAP會一併釋出可以支援4.0版的介面。

Slovenia

此篇報告中簡述了幾個LOCAcase的分析比較。在LOCA的暫態中，Critical flow的計算是重要的關鍵，他們比較了RELAP5-Henry-Fauske、RELAP5-Ransom-Trapp與TRACE-Ransom-Trapp模型，對於不同破口大小的(15.24 cm, 12.7 cm, 10.16 cm, 7.62 cm, 5.08 cm, 3.81 cm)進行分析比較。比較結果發現，在TRACE模式中Break flow的值會比RELAP5兩個模式計算的結果來的高，且TRACE中RCS的壓力均會比較低，而此差異主要發生在Accumulation injection的程序之後。此篇報告將有助於我們未來進行RELAP5國聖電廠LOCA分析時，與TRACE的互相比較與討論。

Switzerland

擅長於TRACE與CASMO或是PARCS的結合計算。在他們團隊裡，較不相信Point kinetic的計算結果，認為有反應度變化的暫態一定要與爐心中子計算軟體結合才會得到正確的計算結果。報告中有利用Turbine trip的暫態比較Point kinetic與TRACE/CASMO4的計算結果。而在TRACE與

PARCS的結合部分，他們似乎是利用了PMAX軟體，寫了一個轉換方法進行爐心的轉換，若有需求可以在寄信詢問。此外，他們對於TRACE的水位訊號組件不太信任，認為還是要用壓力差的計算方式測定反應爐心裡的水位高度。

Sweden

利用RELAP5對他們國內PWR電廠進行穩定性的測試。減少10%的蒸氣輸出後，在沒有任何操作之下，看電廠的控制系統多久才能穩定。他們國內目前不太使用TRACE，但是他們考慮未來會將此RELAP的模式轉換至TRACE，並且加入PARCS的計算。

Ukraine

還在RELAP5轉換至TRACE初步階段，轉換後似乎愈到很多問題。他們建議控制系統不要直接透過程式轉換，應該參考RELAP5後，手動於TRACE的模式中較為完整與正確。

Technical Report

Preliminary Results of PARCS 3D Depletion Model Verification for WWER-440

亞美利亞的研究，比較了PARCS、BIPR-7A (俄羅斯開發)程式與電廠運轉參數之間的關係。在他們的研究中，BIPR-7A的結果與電廠參數較一致，且第18個cycle與第20個cycle的功率誤差都不超過5%，算是非常精準的分析結果。

Assessment of Bennett's Heated Tube Tests using TRACE and RELAP5 codes

韓國研究，利用TRACE與RELAP5進行雙相流燒乾的基礎研究

Assessment of Wall Film Condensation Model in the Presence of NCG using RELAP and TRACE

他們發現在高比例的非凝結氣體設定條件下，RELAP5對於熱傳會有低估的現象，因此自行建立了一組設備，以70%左右的非凝結氣體，在1.02大氣壓的操作環境下進行熱傳分析，接著將這些數據與RELAP5中的熱傳公式互相對照，重新修正熱傳係數，以便達到更好的分析結果。因為RELAP5是以較久以前的論文作為基礎所套用的熱傳係數計算方式，而新的研究結果出來以後，來不及與時俱進的更新所有熱傳公式，才會產生這樣的誤差，這就有賴使用者自行發現與修正。

- TRACE Applications: An NRC Perspective
- Treatment of Bounding Mixing Uncertainty for BWR/5-6 Standby Liquid Control System Injection during ATWS
- Inverse uncertainty quantification of TRACE physical model parameters
- Boric Acid Accumulation in a Reactor Vessel With Debris Blockage at the Core Inlet

這四篇報告均是TRACE相關的研究，並且非常具有相關性，因此放在一起討論。第一篇敘述了為什麼美國核管會近年來希望用TRACE作為驗證與發照軟體，住要是能夠與PARCS結合，且從設計初期就是設定為中子分析軟體(Neutronics Program)，又是目前使用人數較多、回報較多的軟體，在很多計算模式方面都是採用最新的研究理論。此外，TRACE也支援不準度分析與燃料棒模型設定等...，這是過去熱水流分析軟體比較少見的功能。此篇報告也列出了幾個執照審核的案例，並且具體說明FRAPTRAN/FRAPCON的實際整合功能。提問時有人問到目前燃料分析整合的進度，NRC方面的回答是基本的功能(Metal-Water Reaction, Cladding Hoop Strain, Burn-up)均可由TRACE直接計算，但是在嚴重變形的Ballonin部分還是FRAPTRAN比較厲害。

第二篇提到的Bounding Mixing Uncertainty是指爐心阻塞的不同狀況。此研究中假設注硼時，爐心若已經發生熔毀，使得硼液聚集某處時，對於整體爐心反應度的影響。其設定方法為在燃料棒的Channel之間多加入幾個可以控制流量的閘門，模擬爐心阻塞的情形；而第三篇報告則是更細部地敘述模型的建立方式，以及硼液的諸多假設，且其用Excel對於爐心Channel的表示方式很有參考價值，簡單且一目瞭然。此外，第一篇報告的最後章節(及第四篇全文)也有提到爐心阻塞的研究，並且以動畫模式呈現出爐心熱水流的分布情況，此動畫以顏色區分熱水流方向，對於動畫製作很有參考價值。從這些研究中，可以看出TRACE開發團隊有想將未來發展導向至嚴重事故的模擬，進行更多的爐心熔毀分析。

第三篇則是介紹了三個不準度分析方法。然而此研究中的研究方法需要有很多的事前運算，牽扯到的數學與統計基礎較為深入，需要專業的統計人才幫忙。其中提到了一個Sensitivity coefficient滿有參考價值；與Pearson's Correlation不同的是，Sensitivity coefficient(不限於-1至1之間，其作圖可參考投影片P.19)是表現參數與結果影響力敏感程度，而Pearson's correlation(介於-1至1之間)單純表現參數與結果的相關性。值得仔細研究後應用在我們的不準度分析中。

- Feedwater Line Break Analysis using RELAP5/MOD 3.3Patch 4 for ATLAS SG FWLB TEST
- Steam Line Break Analysis using RELAP5/Mod3.3 Patch04 forATLAS SG SLB Test

此兩篇報告說明韓國Doosan工業對於RELAP5的應用。ATLAS是他們的小型實驗用反應爐，用以評估電廠的暫態(類似台灣的IIST)。兩篇報告分別對於蒸汽產生器管路與飼水管路進行LOCA分析，其分析結果與實驗結果有高度一致性，但是在暫態開始的瞬間(破口開啟)會有預料外的大幅度變化，可能是模型節點設計或是Time step不夠細緻所造成。不過這兩篇可於未來建立RELAP5的IIST模式時作為參考。

四、心得與建議

與過去的參與會議的經驗很不同，本次會議是較專業的技術性會議，簡報的內容較為深入，準備起來也較有難度。不過與以往不同，與會人員的專業背景都是做電廠安全模擬分析的，對於我們用的軟體十分熟稔，溝通時很快切中要點，也能很適當地提供協助。而經過聆聽別人的簡報，

或是會後的討論，對於過去模擬時遇到的問題有更多的想法，對於解決問題很有幫助。此外，現場能與程式開發人員討論，直接地諮詢關於程式方面的問題，亦對進行中的研究幫助很大。在與開發人員討論的過程中，他們不斷強調這些問題應該要在遇到的當下便寫信尋求協助，若是等到每年兩次的技術會議才提出，對於我們的研究進度，或是他們的程式改善進度均會有影響，建議未來使用到特定程式的所有使用者皆可以直接向開發人員表明身分，直接尋求協助，不須再透過其他窗口。

五、 攜回資料與名稱內容

2015 CAMP Fall Meeting 會議議程

2015 CAMP Fall Meeting 會議簡報

六、 參加會議照片



(分項計畫三)

參加『ANS2016 Spring 國際會議』出國報告

出國人員：王亭懿 國立清華大學核子工程與科學研究所

出國日期：105.06.10－105.06.28

出國地點：美國紐奧良

一、 會議摘要

本次出國為參加美洲核能協會舉辦之 ANS Annual Meeting 研討會，日期為 2016 年 6 月 12 日至 16 日，本次研討會中投稿一篇論文並獲大會接受，並以海報形式報告。

二、 會議過程

本次研討會舉辦在美國紐奧良，投稿了一篇論文並被接受以海報形式報告，論文名稱如下，詳細的論文內容如附錄所示。

Jong-Rong Wang, Yung-Shin Tseng, Hao-Tzu Lin, Yu Chiang, Ting-Yi Wang, Wen-Sheng Hsu, Jyh-Tong Teng, Hsiung-Chih Chen, Shao-Wen Chen, Chunkuan Shih, The MELCOR Analysis of Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool for Fukushima-like Accident, ANS Annual Meeting 2016.

本篇論文受到與會各專家學者的極大興趣，並在報告過程中提出多層面的模擬技術分析問題，與各領域專家討論關於類福島事故的模擬分析，彼此交流意見，以利後續研究發展工作。

此次研討會與會專家甚多，研討會中發表的論文領域也十分廣泛，其主題依投稿內容分為 19 個主題，如下表所示。

1. Accelerator Applications (AAD)	
1a. Accelerator Applications: General	
2. Aerospace Nuclear Science and Technology (ANSTD)	
2a. Aerospace Nuclear Science and Technology: General	
3. Biology and Medicine (BMD)	
3a. Biology and Medicine: General	
4. Decommissioning and Environmental Sciences (DESD)	
4a. Decommissioning and Environmental Sciences: General	4b. Cooling Water Sources for Nuclear Power (P)
4c. Update on the Progress and Lessons Learned from the Most Recent Fleet of Shutdown Commercial Nuclear	

Power Plants (P)	
5. Education, Training, and Workforce Development (ETWDD)	
5a. Education, Training, and Workforce Development: General	5b. Focus on Communications: Communicating with Policy Makers (P)
5c. Focus on Communications: Meet the Media (P)	
6. Fuel Cycle and Waste Management (FCWMD)	
6a. Advanced Fuel Cycle Technology	6b. Fuel Cycle Analysis
6c. Heat Storage and Hybrid Energy Systems	6d. Recycle and Reuse of Used Nuclear Fuel Resources
6e. University Research in Fuel Cycle and Waste Management	6f. Consolidated Storage of Commercial Used Fuel
6g. The Waste Isolation Pilot Plant—On the Way to Recovery	6h. Fuel Cycle and Waste Management: General
6i. Economics and Cost Analysis of Spent Fuel Cycle	6j. Advances in Transportation Risk Assessment
6k. Tritium Management in the Nuclear Fuel Cycle	
7. Fusion Energy (FED)	
7a. Fusion Energy: General	
8. Human Factors, Instrumentation, and Controls (HFICD)	
8a. Human Factors, Instrumentation, and Controls: General	
9. Isotopes and Radiation (IRD)	
9a. Isotopes and Radiation: General	
10. Mathematics and Computation (MCD)	
10a. Mathematics and Computation (MCD): General	10b. Uncertainty Quantification and Sensitivity Analysis Methods
10c. Transport Methods	10d. Current Issues in the Computational Methods Round Table (P)
11. Nuclear Criticality Safety (NCSD)	
11a. Novel Equipment / Solutions to Criticality Safety Issues (Beyond Safe Geometry)	11b. ANS-8 Standards Forum
11c. Data, Analysis and Operations in Nuclear Criticality Safety	11d. Sharing of Good Industry Practices in Criticality Safety (P)
11e. The Impact of Chemistry in Nuclear Criticality Safety Evaluations (P)	11f. Criticality for Spent Fuel Pools and Transport Casks
12. Nuclear Installations Safety (NISD)	

12a. Current Topics in Probabilistic Risk Analysis	12b. Emergent Topics in Consensus Standards
12c. Nuclear Safety and Quality Culture: Long Term Management	12d. Nuclear Installations Safety: General
12e. Emerging Issues with Digital in Nuclear Plant Safety System	
13. Nuclear Nonproliferation Policy (NNPD)	
13a. Nuclear Nonproliferation Policy (NNPD)	
14. Operations and Power (OPD)	
14a. Operations and Power (OPD): General	14b. Advanced/Gen-IV Reactors
14c. Cyber Security	14d. Cooling Water Intake (316B)
15. Radiation Protection and Shielding (RPSD)	
15a. Radiation Protection and Shielding (RPSD)	
16. Reactor Physics (RPD)	
16a. Reactor Physics: General	
17. Robotics and Remote Systems (RRSD)	
17a. Robotics and Remote Systems: General	
18. Thermal Hydraulics (THD)	
18a. Thermal Hydraulics: General	
19. Young Members Group (YMG)	
19a. An Overview of the 2015 NPT Review Conference	19b. Considerations for the Next 5 Years (P)
19c. Proposal Writing 101	19d. Industry Best Practices for Knowledge Transfer and Retention
19e Nuclear Politics: Advocating and Communicating Nuclear Issues	19f. Ask the Public Policy Committee Anything

三、心得

此次 ANS Spring Meeting 與會的專家學者涵蓋領域甚廣，不僅有學術界的各國學者，亦有業界的廠商發表論文。在會議的每天早上 Keynote speech 更有針對用過核燃料未來的發展進行探討，講者提及 Yucca Mountain 後續規劃，此最終處置規劃值得我國借鏡。

雖然目前國內對於核能發電廠的態度較為負面，但與會的各國皆致力於繼續發展核能電廠，以因應二氧化碳濃度急遽升高，造成全球氣候變遷加劇，並有專家學者指出此次會議舉辦地點--紐奧良，將會是海平面上升的最大受害者之一。故此能源議題及環境議題環環相扣，我國的下一步能源政策將如何，勢必須更多方及全面性的探討。

本次研討會的論文中，與本研究團隊較為相關的論文如下：

- TRACE Code Validation of BWR SVEA Fuel Assembly Spray Cooling, Travis Mui, Tomasz

Kozlowski (Univ of Illinois)

- New Approach to Eccentric Positioning of Fuel Assemblies in a Spent Fuel Pool, Dale Lancaster (NuclearConsultants.com), Bob Hall (Dominion), Charles Rombough (CTR Technical Services, Inc.)
- Fission Gases in Spent Fuel Pool Criticality Analysis, Dale Lancaster (NuclearConsultants.com), Bob Hall (Dominion), Matthew Harris (Curtiss-Wright), Charles Rombough (CTR Technical Services, Inc.)
- Analysis of Reverse Flow Restriction Device to Prevent Dryout Fuel Damage during BWR Instability, Travis Mui, Majdi Ibrahim Radaideh, Tomasz Kozlowski (Univ of Illinois), Yousef M. Farawila (Farawila et al., Inc.)
- Performance Analyses of Passive Containment Cooling System for a Concrete Type Containment, Pyeong-Mo Jeong, Dong-Wook Jerng, (Chung-Ang Univ), Han Gon Kim (Central Research Inst, Korea Hydro & Nuclear Power Co.)
- Hardened Containment Vent System Dose Considerations for FLEX, Julie M. Jarvis, Sharad Jha, Matthew J. Brenner, Paul J. Babel (Bechtel)
- RISMC Industry Application #1 (ECCS/LOCA) Core Characterization Automation: Lattice Codes Interface for PHISICS/RELAP5-3D, Aaron Simon Epiney, Carlo Parisi, Hongbin Zhang, Ronaldo H. Szilard (INL)
- Code Validation of a SBLOCA Test in SMART Integral Test Loop, Byong Guk Jeon (KAERI), Yeon-Sik Cho (System Engineering and Technology Co.), Hwang Bae, Sung-Uk Ryu, Yeon-Sik Kim, Sung-Jae Yi, Hyun-Sik Park (KAERI)
- Zinc Corrosion in Borated, Buffered Post-LOCA Solutions, Janet Leavitt (AlionSciTechnol), Shaoqiang Guo, Yakun Zhu, Jinsuo Zhang (Ohio State), Jainisha Shah, Bruce Letellier (AlionSciTechnol)
- Corrosion of Aluminum in the Chemical Environment after a Loss of Coolant Accident (LOCA), Shaoqiang Guo (Ohio State), Janet J. Leavitt (AlionSciTechnol), Jinsuo Zhang (Ohio State)
- Limiting Rods Selection in Large Break Loca Analysis with the RELAP5-3D Code, Hongbin Zhang, Paul D. Bayless, Ling Zou, Haihua Zhao, Ronaldo Szilard (INL)
- Application of Perturbations to a RELAP5 Hydraulic Simulation to Determine System Frequency Response, Miguel Cecenas-Falcon, Ricardo Jimenez-Sanchez, Rosember Ovando-Castelar (IIE)
- Investigation of Imaging Spent Nuclear Fuel Dry Casks using Cosmic Ray Muons, S. Chatzidakis, C. Choi, L. Tsoukalas (Purdue Univ)
- Cosmic Ray Muon Radiography of Spent Fuel in Dry Storage Casks, J. Matthew Durham, Elena Guardincerri, Chris Morris, Daniel Poulson, Jeffrey Bacon (LANL), David Chichester (INL), Joseph Fabritius, Shelby Fellows, Kenie Plaud-Ramos, Deborah Morley (LANL), Philip Winston

(INL)

上述的論文內容主要說明用過燃料池、各項設備遭遇喪失冷卻水事故以及乾式貯存桶的相關研究內容，將會對本研究團隊未來的工作發展有極大的助益。

The MELCOR Analysis of Chinshan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool for Fukushima-like Accident

Jong-Rong Wang¹, Yung-Shin Tseng¹, Hao-Tzu Lin², Ting-Yi Wang¹, Yu Chiang¹, Wen-Sheng Hsu¹, Jyh-Tong Teng³, Hsiung-Chih Chen¹, Shao-Wen Chen¹, Chunkuan Shih¹

¹ *Institute of Nuclear Engineering and Science, National Tsing Hua University; Nuclear and New Energy Education and Research Foundation; Nuclear Science and Technology Development Center, 101 Section 2, Kuang Fu Rd., HsinChu, Taiwan, jongrongwang@gmail.com*

² *Institute of Nuclear Energy Research, Atomic Energy Council, R.O.C., 1000, Wenhua Rd., Chiaan Village, Lungtan, Taoyuan, 325, Taiwan*

³ *Department of Mechanical Engineering, Chung yuan Christian University, 200, Chungpei Rd., Chungli District, Taoyuan City, Taiwan*

INTRODUCTION

The safety analysis of the nuclear power plant (NPP) is very important work in the NPP safety. Especially after the Fukushima NPP accident occurred, the importance of NPP safety analysis has been raised and there is more concern for the safety of NPPs in Taiwan. Because the earthquake and tsunami occurred, the cooling system of spent fuel pool failed and the safety issue of spent fuel pool generated in Japan's Fukushima NPP. Chinshan NPP is the first NPP in Taiwan which is BWR/4 plant and OLTP (Original Licensed Thermal Power) for each unit is 1775 MWt. Chinshan NPP finished SPU (stretch power uprate) and the operating power is 103.66% of the OLTP, which is 1840 MWt now. After Fukushima NPP accident occurred, in order to concern the safety of Chinshan NPP spent fuel pool, we performed the safety analysis of spent fuel pool by using MELCOR/SNAP which also assumed the cooling system of spent fuel pool failed. The geometry of Chinshan NPP spent fuel pool is 12.17 m × 7.87 m × 11.61 m and the initial condition is 60 °C (water temperature) / 1.013 × 10⁵ Pa. And, the total power of the fuels is roughly 8.9 MWt initially.

MELCOR is developed by Sandia National Laboratories. MELCOR is a fully integrated, engineering-level computer code that models the progression of severe accidents in light water reactor NPPs [1], including containment response and leakage of activity to the environment. A broad spectrum of severe accident phenomena in both BWRs and PWRs is treated in MELCOR in a unified framework. These include thermal-hydraulic response in the reactor coolant system, reactor cavity, containment, and confinement buildings; core heatup, degradation, and relocation; core-concrete attack; hydrogen production, transport, and combustion; fission product release and transport behavior. Current uses of MELCOR include estimation of severe accident source terms and their sensitivities and uncertainties in a variety of applications. According to Dr. Carbajo's paper [2], MELCOR was used to perform the study of spent fuel pool of Fukushima Dai-ichi Unit 4. Niina E. Kõnönen [3] used MELCOR to

establish the spent fuel pool model of a Nordic BWR. The loss-of-pool-cooling accidents was simulated and analyzed by this model. The above studies indicate that MELCOR is capable of handling the simulation of the spent fuel pool. An increasing number of researchers are using MELCOR code to analyze test facilities and nuclear power plants. Jun Wang et al. [4] used MELCOR to perform core degradation simulation and MELCOR results were compared with CORA experimental data. Through this work, they reviewed the performance of MELCOR COR package in detail. Tae Woon Kim et al. [5] developed MELCOR model of APR1400 (an advanced pressurized water reactor). They used this model to perform the LBLOCA transient simulation and sensitivity study. Longze Li et al. [6] established the MELCOR model of CPR1000 (a Chinese pressurized reactor 1000-MW power plant). The station blackout (SBO) with failure of the steam generator (SG) safety relief valve (SRV) transient was simulated and analyzed by this model. SNAP is a graphic user interface program that processes the inputs and outputs of MELCOR. In addition, there is an animation function in SNAP which can present the animation of analysis results.

There are two main steps in this research. The first step was the establishment of Chinshan NPP spent fuel pool MELCOR/SNAP model. And the transient analysis of Chinshan NPP spent fuel pool MELCOR/SNAP model under the cooling system failure condition was performed. The next step was the comparison among the MELCOR, TRACE and CFD data [7][8]. TRACE and CFD data were from INER reports. In addition, the animation model of Chinshan NPP spent fuel pool was presented by using the animation function of SNAP with MELCOR/SNAP analysis results.

MELCOR/SNAP MODEL OF SPENT FUEL POOL

SNAP v 2.2.7 and MELCOR v 2.1 were used in this research. Fig. 1 shows MELCOR/SNAP model of spent fuel pool. This model includes one core component, nine control volume components, 13 heat structure components, and several control/tabular function components. The geometry

of Chinshan NPP spent fuel pool is $12.17 \text{ m} \times 7.87 \text{ m} \times 11.61 \text{ m}$ and the initial condition is $60 \text{ }^\circ\text{C}$ (water temperature) / $1.013 \times 10^5 \text{ Pa}$. The total power of the fuels is roughly 8.9 MWt initially which comes from the reference [8]. According to the MELCOR manual [1], two new features to the core component (COR package) are specific to spent fuel pool modeling: (1) a rack component, which permits modeling of a spent fuel pool racks, and (2) an enhanced air oxidation kinetics model. The spent fuel pool rack component permits separate modeling of the rack and radiative heat transfer between the rack and existing COR components. The air oxidation kinetics model predicts the transition to breakaway oxidation kinetics in air environments on a node-by-node basis. Therefore, the core component was used to model the material of racks and fuel assemblies in this paper. The water of spent fuel pool was modeled using eight control volume components (CVH package). The core component was divided into 10 axial levels and 4 radial rings. The fuels were divided into 8 axial nodes which were in the level 3~10 of core component and No. 2, 102, 202 CVH components. Total 3076 fuel bundles were in the spent fuel pool. Fig. 1 illustrates the relationship between the ring 1~3 of MELCOR core component and the fuel positions of spent fuel pool. Table I lists the power fraction and fuel bundles number of core component ring 1~3. It indicated that the hottest fuel bundles were in ring 1. In this paper, TRACE and CFD data [7][8] were used to compare with the analysis results of MELCOR. Therefore, we depicted briefly TRACE and CFD model in this paper. Fig. 2 shows the TRACE model of the spent fuel pool. In this model, the vessel component of TRACE was used to simulate the pool, which included 14 axial levels, 1 X axis, and 1 Y axis. In the axial direction, from axial level 1 to level 11 contain water and from axial level 12 to level 14 are full of air. The channel component was divided into 25 cell levels, which was used to simulate the fuel bundles. The heat source of the spent fuel pool was the decay heat of the fuels and was simulated by a power component of TRACE, which used the power table to simulate the power varying during the transient. This model also had the simulation of the heat conduction between the racks of the fuels and the pool. One heat structure component of TRACE was used to simulate the heat exchange in the spent fuel pool and the fuels' racks. Fig. 3 shows the 2D, 3D fuel bundle and 3D spent fuel pool model for the CFD simulation. The 2D fuel bundle model was utilized to calculate the effective thermal conductivity properties for the porous media in the 3D spent fuel pool model. Moreover, the realistic fuel arrangement was considered in the 3D spent fuel model, which provided a more reliable boundary to find the location of the hottest fuel. The results of spent fuel pool model were transformed to boundary conditions by user defined function and used to further calculate the components temperature as the fuel uncovered via 3D fuel bundle model.

RESULTS

In this research, after the cooling system of spent fuel pool failed, this transient began. The heat source of spent fuel pool was the decay heat of fuels. According to the above conditions, so no water was added into the spent fuel pool during the transient. Before the uncovered of the fuels occurred, the heat of the fuels was removed by the evaporation of pool water. The safety issue of the cladding of fuel rods may generate after the uncovered of the fuels occurred. Fig. 4 shows the max cladding temperature result of MELCOR. The initial water temperature of the pool was $60 \text{ }^\circ\text{C}$. After the cooling system of spent fuel pool failed, the time of cladding temperature which reached $100 \text{ }^\circ\text{C}$ was roughly 2.9 hours. Subsequently, the water dries out, which lead to the water level be lower than the top of fuel rods. Fig. 5 depicts the water level results of MELCOR. The water level was lower than TAF (top of active fuel) at 2.6 days. The uncovered of the fuels caused to the cladding temperature of fuels increase roughly at 3 days. Finally, the metal-water reaction of the fuels occurred at 3.7 days. The metal-water reaction makes the cladding temperature sharply increased and may generate the burst of the cladding of fuel rods. The above phenomenon may cause the safety issue of the fuels. Fig. 4 and 5 also shows the max cladding temperature and water level results of CFD and TRACE for this case [7][8]. The trends of MELCOR, TRACE and CFD are similar. It indicates that there is a respectable accuracy in the MELCOR model. In addition, CFD model shows a higher temperature rising trend and causes the metal-water reaction occur early than those in MELCOR and TRACE. The difference is that a higher local heat source causes an obvious temperature increase since the realistic discharge fuel arrangement has been considered in the CFD model. The result deviation can be further proved by the temperature distribution of whole spent fuel pool. Since a realistic fuel discharge arrangement has been considered in the simulation, the region with new discharge fuel has a higher decay heat. According to CFD data [8], the new discharge fuels caused two obvious hot spots in central and north-west side of pool. The non-uniform temperature reasonably induced a higher temperature and faster temperature rising trend. Additionally, the differences of the results among CFD, TRACE and MELCOR were caused by the different calculation procedures, phenomenological modelings, and nodalizations. Fig. 6~7 show the MELCOR results about metal-water reaction. When the metal-water reaction occurred, the mass of Zr decreased and ZrO_2 increased (shown in Fig. 6). In addition, the mass of H_2 also went up after 3.7 days (shown in Fig. 7). Total amounts of hydrogen generation were about 570 kg (4 days) in this case. According to Dr. Carbajo's paper [2], MELCOR results depicted that total amounts of hydrogen generated was about 2000 kg in the spent fuel pool of Fukushima Dai-ichi Unit 4. Dr. Carbajo's paper [2] also indicated that enough hydrogen (150 kg) was able to produce an explosion. In our case, enough hydrogen (150 kg) was generated at 3.82 days. Fig. 8 illustrates the animation model of MELCOR/SNAP.

This animation model can present the results of MELCOR in this transient which include water level, cladding temperature, ZrO₂ and H₂ mass.

CONCLUSION

This study has developed MELCOR/SNAP model of Chinshan NPP spent fuel pool successfully. By using the above model, the safety analysis of the spent fuel pool was performed under the cooling system of spent fuel pool failed condition. The analysis results of MELCOR, TRACE and CFD were similar in this case. It indicated that there was a respectable accuracy in MELCOR/SNAP model. The analysis results depicted that the uncovered of the fuels occurred at 2.6 day and the metal-water reaction of fuels occurred roughly at 3.7 day after the cooling system failed. The above results indicated that the failure of cladding occurred after 3.7 day. This study's results can help to evaluate the safety issue of Chinshan NPP spent fuel pool. In addition, the cooling system and some mitigation measures of spent fuel pool is not simulated in the above model. However, we will do it in the future.

Table I. The power fraction and fuel bundles number of core component ring 1~3

MELCOR area	Power fraction (%)	Fuel bundles
Ring 1	49.67	353
Ring 2	34.35	862
Ring 3	15.98	1861

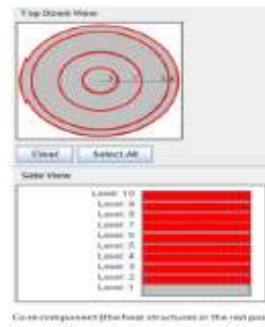
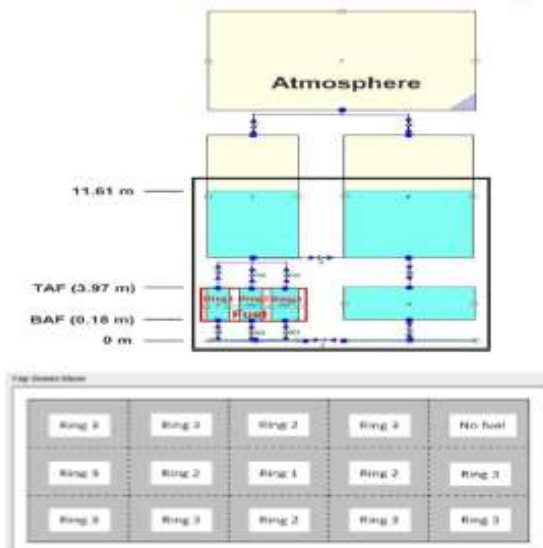


Fig. 1. MELCOR/SNAP model of spent fuel pool.

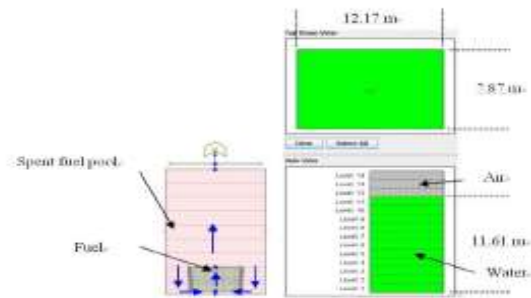


Fig. 2. The TRACE model of the spent fuel pool

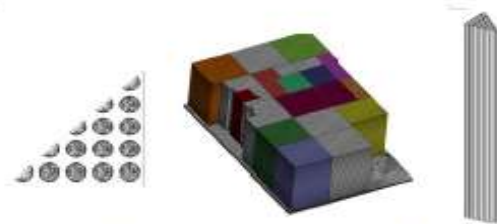


Fig. 3. The CFD model of the spent fuel pool

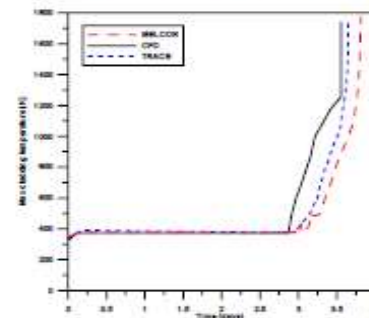


Fig. 4. The max cladding temperature results.

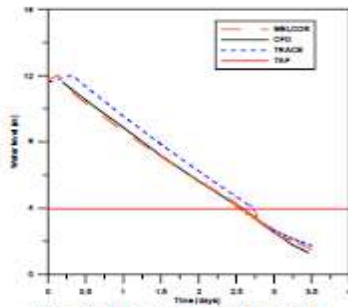


Fig. 5. The water level results.

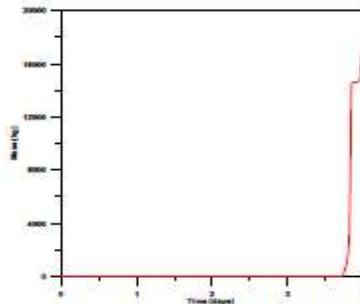


Fig. 6. Total mass of ZrO2 result.

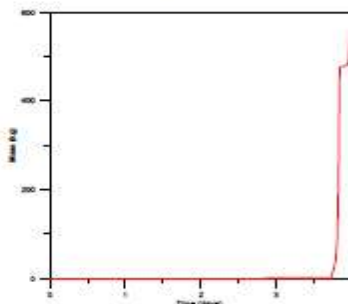


Fig. 7. Total mass of H2 result.

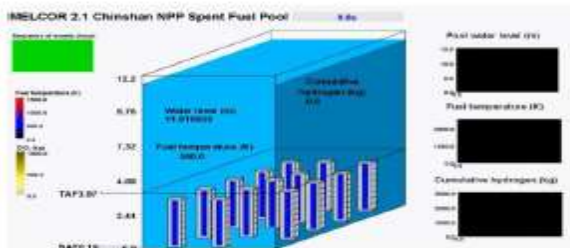


Fig. 8. The animation model of MELCOR/SNAP.

REFERENCES

1. Sandia National Laboratories, "MELCOR Computer Code Manual", U.S. NRC (2011).
2. J. J. Carbajo, "MELCOR Model of the Spent Fuel Pool of Fukushima Dai-ichi Unit 4", American Nuclear Society Meeting, Chicago, Illinois, USA (2012).
3. Niina E. K ononen, "Spent Fuel Pool Accidents in A Nordic BWR", Proceedings of the 2013 21st International Conference on Nuclear Engineering (ICONE21), ICONE21-15641, July 29 - August 2, 2013, Chengdu, China.
4. Jun Wang, Michael L. Corradini, Wen Fu, Troy Haskin, Wenxi Tian, Yapei Zhang, Guanghui Su, Suizheng Qiu, "Comparison of CORA & MELCOR Core Degradation Simulation and the MELCOR Oxidation Model", Nuclear Engineering and Design 276 (2014) 191-201.
5. Tae Woon Kim, Jinho Song, Vo Thi Huong, Dong Ha Kim, Bo Wook Rhee, Shripad Revankar, "Sensitivity Study on Severe Accident Core Melt Progression For advanced PWR Using MELCOR Code", Nuclear Engineering and Design 269 (2014) 155-159.
6. Longze Li, Mingjun Wang, Wenxi Tian, Guanghui Su, Suizheng Qiu, "Severe Accident Analysis for A Typical PWR Using the MELCOR Code", Progress in Nuclear Energy 71 (2014) 30-38.
7. J. R. Wang, et al., "Application of TRACE and FRAPTRAN in the Spent Fuel Pool of Chinshan Nuclear Power Plant", Applied Mechanics and Materials, Vols. 479-480, pp 543-547 (2014).
8. Y. S. Tseng, et al., "Analysis of Alternative Shutdown Cooling for Chinshan Nuclear Power Plant Using CFD Simulation", INER report, INER-7700 (2010).



The MELCOR Analysis of Chinsan Nuclear Power Plant Spent Fuel Pool for Fukushima-like Accident

Jong-Rong Wang¹, Yung-Shin Tseng², Hsiao-Tzu Lin², Yu-Chiang², Ting-Yi Wang², Wen-Sheng Hsu², Jyh-Tong Teng², Hsiung-Chih Chen², Shao-Wen Chen², Chunkuan Shih²
¹ Institute of Nuclear Energy Research, Atomic Energy Council
² Department of Mechanical Engineering, Chung Yuan Christian University



1. Introduction

Because of the existence of enormous amount of nuclear spent fuels in nuclear power plants, safety concerns on their thermal responses under the conditions of Fukushima-like accidents, where some of any nuclear spent fuel pool cooling system is available, have become one of major interests in areas of nuclear power plants' safety analysis.

2. Assumptions

- Chinsan NPP is the first NPP in Taiwan which is the BWR-4 plant and the original rated power for each unit is 1775 MWt. After the project of MURJU (Measurement Uncertainty Recovery Upgrade), the operating power is 101.7% of the original designed rated power, which is 1780 MWt now.
- After Fukushima NPP event occurred, we have been concerned on the safety of Chinsan NPP SFP, and its safety analysis has been performed by using MELCOR 2.1/SNAP.
- The model assumed all the cooling systems of SFP were not available.

3. Methodology

- The first step was the establishment of Chinsan NPP spent fuel pool MELCOR/SNAP model. And the transient analysis of Chinsan NPP spent fuel pool MELCOR/SNAP model under the cooling system failure condition was performed.
- The next step was the comparison among the MELCOR, TRACE and CFD data. TRACE and CFD data were from INER reports.

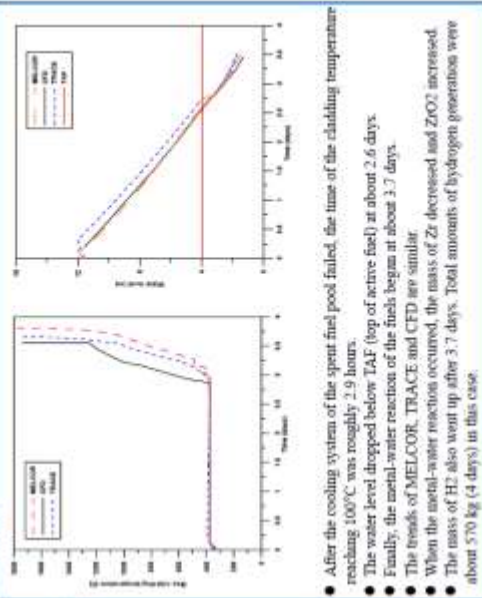


4. Model description

MELCOR core	Power (MWt)	Temperature (°C)	Volume (m³)
Blag 1	89.67	313	10.00
Blag 2	84.33	863	10.00
Blag 3	15.00	1881	10.00

TRACE and CFD simulation results are also shown, including temperature profiles and 3D models of the fuel pool.

5. Results



6. Conclusions

- By using the above models, the safety analysis of the spent fuel pool was performed under the cooling system of the spent fuel pool failed condition. The analysis results of MELCOR, TRACE and CFD are similar in this case.
- The analysis results depicted that the uncover of the fuels started in 2.6 day and the metal-water reaction of the fuel began roughly in 3.7 day.

參加『ICAPP 國際會議』出國報告

出國人員：鄧治東 國立清華大學能源與環境研究中心

出國日期：105.04.14—105.04.25

出國地點：美國舊金山

一、參加會議行程

4月17日 報到並大會接待參加人士

4月18日~4月20日 (摘要敘述)

專題報告(一)The Need for Innovation in Nuclear Energy Technology

對2015年聯合國氣候變遷會議，各國需致力於各項投資以加速清潔能源革命，此專題將提出加速核能創新的願景與策略，應擴張核能之未來裨益，使核能成為一項關鍵的清潔能源。

- (1) 南方核能運轉公司總經理及總裁 Stephen Kuczynski 對於公司核能發展頗具企圖心，預期於6年內核能所佔比例自20%增至30%；創新需有機體制與實用性兼具，目標與標的(goals and targets)要擴張，容積(Capacity)因子，競爭力兼俱；小型組裝式反應爐(Small module reactor, SMR),第四代(Gen IV),核管現代化,AP 1000型反應爐於4年內建妥,浮動式A等皆係創新核能項目；挑戰的項目如快速孳生反應爐，高溫反應爐。不要安於現狀。藉技術及分析工具建造更好更有效的反應爐。
- (2) 美國能源部科技創新副助理部長(Deputy Assistant Secretary) Shane Johnson 說明核能所佔比例超過所有其他清潔能源的總和，核電廠壽命延伸在現有電廠60%的廠自60年延伸至80年；政府提供協助及補助(helps and complement)；研究實驗室及大學提供私人部門各項科技，並提供為期3年每年3~3.5萬美元之獎學金鼓勵研發。
- (3) 愛達荷國家實驗室(Idaho National Laboratory, INL)主管 Mark Peters 強調核能於能源國安(energy security)及氣候變遷方面的重要性，INL 要與核能界密切合作，提供其研發成果以建構展示平台(demo platform)。
- (4) 美國電力研究所(Electric Power Research Institute, EPRI)核能運轉副總裁(VP and CNO) Neil Wihmshurst 敘述於2025年非碳能源的使用將為目前量的5倍，電力部門減碳量將於2050年減低80%，核能將為關鍵的能源產生源項(critical generation source)。
- (5) 突破研究所(The Breakthrough Institute)總裁(President) Michael Shellenberger 敘述核能產生高度可控管的廢料(highly manageable waste)可免於排放物到處飄散；世界有50個國家具核能，但目前美國對能源喜好度為核源：太陽源：風源=28%：80%：70%。而核能可提供基載電能而其餘兩類只能提供間歇性電能，核能應為多元化能源的選項之一，而非將所有能源項目集中於某些特定項目。

專題報告(二)Innovation Worldwide-Views from around the World

全世界關鍵性努力正展開，以加速並提供核能基礎建設之布局；此專題項目將突顯全球的關鍵活動與項目提升並討論核能角色的未來方向。

- (1) 西屋公司(Westinghouse Electric Company) 總裁(President & CEO) Danny Roderick 之代表 James Breman 提出該公司自 AP600 至 AP1000 之發展並針對預防類似福島事件的相關因應

措施包含高度氣密門(ultra-tight doors),加裝 HPAC 並置於一層樓高處(且一經運轉後即不再需 DC),過濾排氣設備(該設備加裝濾碘槽(Iodine Filter Tank)以降低可能對大地的污染)。

- (2) 韓國 KEPCO 總裁(President & CEO) Koo Woun Park 論及核能創新方面已投入 40 億美金使核電廠安全性提升 10 倍，因應低碳經濟 核能(a)於新氣候綱要上是不可或缺的(b)必須加強核能安全(c)於核電廠安全方面需要創新思維。

●論文之發表：

Technical Sessions, Wednesday, April 20, 2016 (4 月 20 日)

SEVERE ACCIDENT TH

Chair: Kazuyuki Takase (JAEA) Co-chair: Haihua Zhao (INL)

Location: Seacliff C

1:20 pm

16605 The Ultimate Response Guideline Simulation and Analysis by using MELCOR2.1/SNAP for Chinshan BWR/4 Nuclear Power Plant, Yu Chiang (Natl Tsing Hua Univ), Jonh-Rong Wang (Natl Tsing Hua Univ/ Nuclear and New Energy Education and Research Foundation), Ting-Yi Wang (Natl Tsing Hua Univ), Hao-Tzu Lin, Te-Chuan Wang (INER), Wen-Sheng Hsu (Nuclear Science and Technology Development Center), Jyh -Tong Teng (Chung Yuan Christian Univ), Shao-Wen Chen (Natl Tsing Hua Univ), Chunkuan Shih (Natl Tsing Hua Univ/Nuclear and New Energy Education and Research Foundation) 由清大的博班生 蔣 岳 口頭發表

二、 ICAPP2016 研討會內容分類

I.離岸核電廠 (5 篇)

II.輕水式反應爐於超越設計基準事故之管理(共 11 篇) (7 篇)護套反應(4 篇)

III.金屬鈉冷卻快速孳生器之設計(4 篇) 模式與模擬(4 篇)

IV.進步型反應爐(共 55 篇)

- (1)運轉與保養 (4 篇)
- (2)執照申請 (專家座談 1 篇)
- (3)設計研究 I.II (篇 8)
- (4)儀器設備 (4 篇)
- (5)燃料週期 I.II (7 篇)
- (6)經濟價值 (4 篇)
- (7)模擬不準確度之量化(4 篇)
- (8)流體/結構物交互反應 (2)
- (9)被動式安全度 (4 篇)
- (10)能源轉換 (3 篇)
- (11)安全與執照設計 I.II.III (11 篇)
- (12)嚴重事故 (3 篇)

- V. 高溫反應爐(共 17 篇)
 - (1) 中子物理學 (3 篇)
 - (2) 熱水流 I.II.III (14 篇)
- VI. 嚴重事故 (共 28 篇)
 - (1) 電廠全黑事件之熱水流 (5 篇)
 - (2) 輕水反應爐嚴重事故分析 I.II.III.IV (15 篇)
 - (3) 熱水流 (4 篇)
 - (4) 事故管理 (4 篇)

- VII. 材料因輻射與熱而起之劣化 I.II (8 篇)
- VIII. 雙相流熱水流 I.II (9 篇)
- IX. 多元化發電 (5 篇)
- X. 反應爐分析方法論 I.II (7 篇)
- XI. 電能轉換與儲存 (5 篇)
- XII. 熔鹽反應爐技術 (3 篇)
- XIII. 熱水流運算程式之進展 I.II.III (13 篇)
- XIV. 多孔介質之熱水流 (4 篇)
- XV. 進步型材料技術 (5 篇)
- XVI. 燃料週期模式 (4 篇)
- XVII. 儀器設備 (4 篇)
- XVIII. 地震安全度 (3 篇)
- XIX. 機率風險度評估 (4 篇)
- XX. 液態金屬/熔鹽熱水流 I.II (9 篇)
- XXI. 線上檢測 (5 篇)
- XXII. 反應爐材料之表面現象 (5 篇)
- XXIII. 輕水反應爐爐心設計 I.II (10 篇)
- XXIV. 依尺度的實驗 (5 篇)
- XXV. 使用過燃料分離技術 (4 篇)
- XXVI. 維護 (5 篇)
- XXVII. 各項反應爐材料 (3 篇)
- XXVIII. Kazimi 教授專論論文 I.II (9 篇)
- XXIX. 被動式熱傳遞 I.II (8 篇)
- XXX. 燃料週期分析 I.II (9 篇)
- XXXI. 焊接與接頭之方法論 (3 篇)
- XXXII. 臨界熱通量/偏離核沸騰 I.II (8 篇)
- XXXIII. 控制室及模擬 I.II (7 篇)
- XXXIV. 非擴散及物理保護 (3 篇)
- XXXV. 計算流力進展 (2 篇)
- XXXVI. 輕水式反應爐模式與模擬 I.II (7 篇)

三、 總結：

- 本次會議共有 380 位人士與會；發表專題演講 17 篇、研討會論文 271 篇、學生海報論文 24 篇。
- 研討會論文 271 篇，分為 36 類；其中超過 10 篇的類別如下：
 1. 進步型反應爐(共 55 篇)
 2. 嚴重事故 (共 28 篇)
 3. 高溫反應爐(共 17 篇)
 4. 熱水流運算程式之進展 I.II.III (13 篇)
 5. 輕水式反應爐於超越設計基準事故之管理(共 11 篇)
 6. 輕水反應爐爐心設計 I.II (10 篇)
- 研討會論文中與嚴重事故及超越設計基準事故相關的論文共 39 篇。

四、 攜回資料：研討會論文集之光碟片

五、 心得：

1. 世界許多國家的人員所屬之機構、大學、政府皆對核能及其相關的議題，進行多元及深入的探討，涉及與核能相關之巴黎新氣候綱要、減碳、清潔能源、基載供電、能源經濟效應、核能安全、核能事故管控、核能電廠老化及壽命延伸、核廢料處理等項目，務使核能持續扮演減碳、清潔能源、經濟、安全能源之不可或缺的選項之一；期待國內在此類事項上要跟得上國際的腳步。
2. Donald R. Hoffman 總裁(President & CEO, Excel Services Corporation) 係曾任美國核能學會(American Nuclear Society, ANS)的總裁(President)，於 Keeping the Operating Plants Healthy and Active 之專題演講中對核能發電發表精闢而積極的論述，建議中華核能學會或其他單位可邀約他到台灣跟這裡的人士分享其論述。(Hoffman 總裁之手機號碼為 1-301-518-7500；E-mail: Donald.hoffman@excelservices.com)。

(分項計畫四)

參加『CAMP 2016 Spring 國際會議』出國報告

出國人員：陳雄智 國立清華大學核子工程與科學研究所

出國日期：105.04.24—105.05.01

出國地點：阿拉伯聯合大公國阿布達比

一、 會議重要性

CAMP 核能國際合作會議是由美國核管會(USNRC)主導的世界性核能安全分析程式發展與應用的合作技術會議，是一個包含 TRACE, RELAP, SNAP 等三個程式的研究發展技術與驗證應用的交流平台。CAMP 是我們台灣與美國國務院正式簽訂的台美核能合作項目中，屬於第一個工作組(Working Group I)的一項。這個項目在台美核能合作中已經進行多年，工作內容絕大部分都由國立清華大學以承接台電及原能會委託之專題合作方式完成。CAMP 會議每一年會有兩次工作會議，春天都在美國以外的地點辦理，冬天則回到美國本土辦理。每一次的工作會議，清華大學幾乎都會派人出席，介紹台灣對於這三個程式的使用現況，並發表相關技術文件與出版(NUREG/IA)。跟美國簽訂協議的國家有十幾個，除了歐美洲方面如瑞典，德國，捷克，比利時，瑞士，義大利，西班牙，克羅愛西亞，斯洛維亞，加拿大等等，亞洲方面有台灣，日本，韓國，中國，阿拉伯聯合大公國等。對於核能電廠系統的安全分析程式的精確發展與驗證應用，是能夠達成專家意見的詳細討論與經驗交流，徹底可以澄清及改進程式的各項功能。

二、 會議經過

會議是由阿拉伯聯合大公國的核管單位(FANR)與哈里發大學(KU)承辦，地點就在阿布達比哈里發大學內。哈里發大學在工程學士學位設有核工學程，也有核工碩士與核工專長博士等的學位授與。

我們一行三人(王仲容，施純寬，及我)於四月二十四日，搭乘晚上十一點半起飛的阿聯酋航空班機，前往杜拜。到達時間是當地二十五日早上四點半，入關後，隨即搭七點十五分的接駁巴士，前往目的地阿布達比，換乘計程車到旅館(Dusit Thani)大約是十點。辦理入住手續，休息。

四月二十六日，早上由主辦單位接至大學的 F111 會議室，開始為期三天的 CAMP spring 會議。會議由 USNRC 的 Mr. Carl Thurston 主持，先是由 FANR 與 KU 的地主表示歡迎之意，再由主持人做一個去年會議的議事錄確定動作。原來安排 USNRC 的 Dr. Chris Hoxie 講 NRC 程式發展現況，但是由於航班的問題，Chris 要在第二天才會到臨。接著是有四個國家會員介紹各自的程式使用現況，分別是捷克，比利時，加拿大，台灣。

1. Member country status report on CAMP activities in the Czech Republic. 捷克的報告整合了其

國內多個研究機構的報告，分別使用 TRACE 與 RELAP 程式模擬分析捷克現有電廠的情況。

2. CAMP-related activities in Belgium. 比利時主要使用 RELAP 程式進行分析計算，提供電廠做為決策參考的依據，以及發展程式模形與技術驗證等。
3. Status of CAMP Activities in Canada. 加拿大則是使用 SNAP/TRACE 模擬分析其目前運轉中電廠的狀況，同時也展示了多個 3D 動畫結果圖，用以表現其成果。
4. Status of CAMP Activities in Taiwan. 台灣本次與會介紹了 SNAP/TRACE 與 RELAP 程式對於國內 4 座核電廠的模擬發展現況，同時也對 NUREG 報告略作提示，展現我國的研究成果。

下午則由地主哈里發大學 KU 核工系所安排講師陪同參觀校內相關研究設施，包含 Nuclear Material & Chemistry、Environmental Radiation 與 Radiation Science 在內多個實驗室、檢測儀器與研究設備等。

接著進行兩篇德國的技術報告。「Current capabilities of the coupled system PARCS – SCF + Transuranus」以及「Current capabilities of the coupled system TRADYN」。然後是韓國的「Proposal for Code Improvement」，提到 TRACE 程式雙相流模式的改進。當天結束前，也跟美國 NRC 的幾位專家進行遠端連線 remote，我們在現場直接線上可以看遠方的簡報，以及聽到對方的聲音，並進行雙向即時對話。這部分是介紹 PARCS, SNAP, RELAP5 的發展現況。晚上由地主哈里發大學作東於 Dusit Thani 飯店招待晚宴。

四月二十七日，先進行 Chris 的「Status of NRC Code Development」，接著回到原本的議程，進行十一篇技術報告。題目與國家列於下面。

1. Activity of LVR15 Research Reactor using NRC codes, Czech Republic.
2. Natural Circulation Benchmark, Belgium.
3. Comparison between TRACE and RELAP5 calculation of SBLOCA in PWR, Slovenia.
4. New AP1000 studies with TRACE patch 2 and ATLAS test A5.1 SBLOCA benchmark, Spain.
5. Validation and application of Almaraz NPP model, power uprate and TRACE5 patch 1 to patch 4 transition, Spain.
6. BWR-4 ATWS modeling with RELAP-S3K coupled code, Switzerland.
7. Development of Multi-Dimensional RELAP5 with Conservative Convective Terms, Korea.
8. Preliminary Post-Test Analysis of Cold Leg Small Break 4.1% at PSB VVER Facility Using TRACE V5.0, Czech Republic.
9. Validation of Bubble Condenser Model in RELAP5/MELCOR, Czech Republic.
10. Coupling of RELAP5 and Darlington NGS controllers in MOOSE, Canada.
11. TRACE Analysis Activities at STARS, Switzerland.

四月二十八日，先有三篇技術報告，

1. Code Validation against Boiling Two-Phase Flow Experiments in Rod Bundle, Japan.
2. TRACE Code Status, US.

3. Advanced Code Development Activities in TRACE, US.

接著是技術委員會會議，除了問題與討論之外，另追認一些會員參與事項，以及 NUREG/IA 投稿現況，台灣目前貢獻累計 23 篇，列名第二(不包含尚未取得編號 2 篇)，西班牙有 26 篇。至於冬季會議預計將在美國華府 NRC 總部召開，以擲節開支。明年春季會議地點仍在進行諮詢會員國的意願中，台灣或許可以考慮來主辦。

三、心得

整個會議可以說算是順利成功，對與會者各項招待，十分周到，場所設備以及設施參訪行程也安排的十分理想，透過講師直接的介紹說明，充分展示了阿聯酋哈里發大學核工領域的發展現況與未來展望，值得借鏡。唯此次會議簡報人與 Q&A 過於熱烈，使得議程一再延誤，部分議程甚至需要挪移到隔天進行。此外，遠端連線 remote 雖然能讓雙向及時交流，但 Q&A 時現場端的麥克風收音效果卻不如預期，發問者往往問完問題之後才發現遠端並沒有接收到訊息，必須要上台直接使用電腦，遠端才能接收到音訊問題並回覆，如果未來台灣要爭取舉辦 CAMP 會議，這些小地方需要多加注意。

此次 CAMP 2016 spring meeting 與會成員皆提供了會議論文分享，但多個國家都有發表的動畫相關資料並沒有收錄到，僅有圖片，甚為可惜。

四、附錄

大會於議程結束後提供一個 USB 隨身碟，內有此次 CAMP 2016 spring 會議發表的全部簡報檔案。



大會提供 USB 隨身碟



哈里發大學正門



核工系所大樓



報到處海報

NUREG/IA's published (2009-2016)-Total of 106

- Spain – 26
- Slovenia – 12
- Finland – 6
- Germany – 9
- Korea – 6
- Czech Republic – 6
- Republic of China – 23
- Sweden – 4
- Argentina – 1
- Canada – 4
- Italy – 2
- People's Republic of China – 2
- Poland – 4
- United Kingdom – 1
- Switzerland – 1
- Croatia – 1

USNRC
U.S. Nuclear Regulatory Commission

- More on TRACE Development

- TRACE Patch 5
 - Target release for Fall 2016
- Status of CANDU modeling update
 - Upgrade existing CANCHAN update from 2000
 - ~50% complete
 - Should be in an official code version by late summer
- Filing bug reports
 - Use Bugzilla to file a trouble report at www.tracecodes.com
 - Send email to trace Issues@nrc.gov
- TRACE training
 - Taking feedback on the desire for training

會員國出版 NUREG/IA 現況

TRACE 新版本發布預告

USNRC
U.S. Nuclear Regulatory Commission

RELAP5 Status and Use at NRC

Maintenance Mode:

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

NRC use:

- Used in a supporting role in licensing



RELAP5 新版本發布預告

系所入口處擺放的爐心模型



教學電腦教室



Radiation Science I

			
<p>Radiation Science2</p>	<p>Nuclear Material & Chemistry 研究室</p>		
			
<p>Environmental Radiation 研究室</p>	<p>Environmental Radiation 研究室</p>		

參加『第一屆亞洲反應器物理學術大會Reactor Physics Asia 2015

Conference (RPHA15)』出國報告

出國人員：薛燕婉 國立清華大學核子工程與科學研究所

許榮鈞 國立清華大學核子工程與科學研究所

出國日期：104.09.16－104.09.19

出國地點：韓國濟州

一、 會議目的

參加第一屆亞洲反應器物理學術大會Reactor Physics Asia 2015 Conference (RPHA15)並發表研究論文與交流報告。此會議是亞洲地區唯一的大型反應器物理研討會，今年第一次舉辦在韓國濟州島舉辦，未來規劃每兩年每年由中國與日本輪流舉辦，今年會議主題包含下列重點：

- Deterministic Transport Methods and Applications
- Monte Carlo Methods and Applications
- Core Analysis Methods
- Reactor Experiments
- Reactor Kinetics
- Nuclear Data Experiments and Evaluation
- Operating Reactor Analysis
- Design and/or Analysis of Innovative Power Reactors
- Research Reactor Analysis
- Reactor Instrumentation and Control
- Multiphysics Power Reactor Simulation
- Education and research on reactor physics

二、 RPHA15會議的議程安排如下：

Day	Time	Event	Remarks
9. 16 (Wed)	15:00 ~ 20:00	Registration	
	18:00 ~ 20:00	Welcome Reception	Chang Hyo Kim
9. 17 (Thu)	08:30 ~ 10:05	Opening and Welcoming (5")	Nam Zin Cho
		3 Keynote Speeches (1'30")	Chang Hyo Kim Dong Yao Kenichi Yoshioka
	10:05 ~ 10:20	Coffee Break	
	10:20 ~ 12:20	3 Invited Lectures (2')	Hiroshi Sekimoto Yung-An Chao Nam Zin Cho
	12:20 ~ 13:30	Luncheon	
	13:30 ~ 15:30	3 Parallel Technical Sessions (6 papers each)	18 Papers
	15:30 ~ 15:50	Coffee Break	
	15:50 ~ 17:50	3 Parallel Technical Sessions (6 papers each)	18 Papers
	17:50 ~ 20:00	Banquet	
9. 18 (Fri)	08:20 ~ 10:00	3 Parallel Technical Sessions (5 papers each)	15 Papers
	10:00 ~ 10:20	Coffee Break	
	10:20 ~ 12:20	4 Parallel Technical Sessions (6 papers each)	24 Papers
	12:20 ~ 13:30	Luncheon and Closing	

三、 會議過程

1. Day 1:啟程: 新竹→桃園機場→釜山機場→濟州島。會議第一天，報到並拿取會議資料袋。當天晚上參加由主辦方舉辦的歡迎晚宴，藉此交流與認識各國核能專家學者、教授以及學生。
2. Day 2:第二天議程。在早上簡短的開幕式後，緊接著是六位核工界專家學者的主題演講及課程。當天下午則是分主題進行發表與討論，分成三個時段，每個時段有3個不同主題的發表會同時進行。首先第一場，由王瑞渝報告發表之文章：“Development of Hexagonal Nodal Diffusion Codes at NTHU”。在第二場，由孫如璟發表報告：“MCNP5 Core Calculations Coupled with a Simplified Thermal-Hydraulic Model for GTHTR300”。除了發表文章之外，根據會議資料，尋找有興趣及相關的主題，如蒙地卡羅計算方法、中子物理與熱水流間相互影響或六角型節點程式發展等，聽取報告並吸取經驗，更進一步了解各國的研究現況。晚上主辦單位舉辦晚宴，讓與會者可以私底下交流、討論今日會議內容。
3. Day3:第三天議程。由許榮鈞報告核工所在反應器物理的教育與研究，題目為“Education and Research on Reactor Physics at NTHU in Taiwan”，亦交流了解亞洲區各國大學在反應器物理領域的教育與研究現況，收穫良多，對於未來所裡相關課程與教材設計帶來很多新想法。
4. Day5:回程:濟州島→釜山機場→桃園機場→新竹。

四、 心得與建議

- 本會議本團隊總共發表三篇口頭報告論文，題目分別是“Development of Full-Core Diffusion Code for VHTR Calculation at NTHU”、“MCNP5 Core Calculations Coupled with a Simplified Thermal-Hydraulic Model for GTHTR300”與“Education and Research on Reactor Physics at NTHU in Taiwan”。
- 本會議有來自亞洲各地，如：韓國、日本、中國及台灣的反應器物理界專家學者、研究團隊們聚集於此，發表各自的研究成果，並相互交流經驗。值得一提的是，今年是這個會議第一次舉辦，由韓國主辦，日本、中國協辦，以後預計每兩年辦一次，下一次的會議會邀請更多亞洲區的專家，此會議將來會成為亞洲區域反應器物理相關之最主要的會議。
- 此次會議共收錄七十幾篇研究論文，可細分成七個不同的主題，包含Accelerator Driven Systems、Design Analyses of Innovative Reactors、Deterministic Transport Methods and Applications、Monte Carlo Methods and Applications、Reactor Analysis Methods、Reactor Experiments及Reactor Physics Education。這七個主題分散於9/17、9/18兩天五個時段，每個時段有3~4個不同主題的session同時進行，與會者可以依據自己需求，選擇想要參加的會場聆聽。
- 在正式會議開始前，會議第一天晚上，主辦單位舉辦了歡迎晚宴，採buffet的方式，讓與

會人士們可以藉此機會先彼此交流，相互認識。在會場中，有來自韓國、日本、中國各大學的師生，以及研究機構的專業人士們，其中包括曾經在系上舉辦反應器物理研討會邀請的朱漢奎教授和趙榮安博士，前者為RPHA15的主辦人，後者則受邀主講一場課程，兩位都是反應器物理界一流的學者。除此之外，我們也遇到曾一起參加nuclear summer school的韓國KAIST的學生，這次他們與會的學生，除了韓國人以外，也有越南人、蒙古人以及中國人，他們還提到他們實驗室內還有更多國籍的學生們，非常多元化。

- 正式會議第一天，上午首先邀請了三位核能專家來演講，演講的內容主要關於韓國、中國以及日本最近這幾年的核工發展狀況。而接著主辦單位邀請三位核能專家學者講課，包含東京工業大學的Prof. Hiroshi Sekimoto、前西屋技術經理趙榮安博士還有來自KAIST的Prof. Nam Zin Cho。Prof. Sekimoto的演講主題為”A simple global view of fuel burnup and reactor characteristics”，主要討論核燃料的燃耗與一些反應爐的特性。第二位講者則是趙榮安博士，他跟本團隊實驗室有很深淵源，在我們實驗室發展六角型節點程式的時候，趙博士給了我們一些很有用的建議。他這次的演講主題則是”A New SPn Theory Formulation With Self-consistent Physical Assumptions on Angular Flux”，發表中給了一些對於SP3方法的新想法，這一部分很值得我們深入探討。而最後一位Prof. Nam Zin Cho，他討論的主題為”On the Effective Thermal Conductivity Models for Fuel Elements with Randomly Dispersed TRISO particles”，探討FCM燃料的熱導率，因為由體積平均所計算出的溫度偏低不保守，而且無法區分fuel-kernel和matrix的溫度，因此改用two-temperature homogenized model來進行熱流分析，以達到更接近實際值的目的，在RPHA15會議中，他們發表了相關的文章，此議題和我們實驗室這次發表的文章有關，可以參考他們的做法來進行相關研究。
- 本次會議可注意到與會及上台報告的女性，相比於男性少了許多，在和韓國KAIST學生的談話裡，他們提到他們系上核工領域沒有女性的教授，研究室裡面女性也是寥寥可數，這個現象在台灣好像沒有這麼明顯，這次參與的台灣方面，女性的比例還比男性高，或許和國情有些關係，但是還是希望未來有更多女性可以在核工領域裡發光發熱。
- 在參與這場會議後，不僅認識了許多人，也看到目前亞洲各個國家在反應器物理方面的最新研究分析。不管是在宴席的途中、自己發表論文或是聽取別人發表論文的時候，朋友之間的介紹、台上台下的互動，討論自己的心得和觀點，認識更多領域的人，這是在這場會議中收穫最多的時候，不論是發現自己的盲點，或是發現新的方向，都對於以後研究的發展有更多的助力。
- 會議通常有舉辦一些活動，比方說餐宴，在比較輕鬆的氣氛下容易認識更多人，參與此類活動對於拓展視野和人脈有很大的幫助。在把報告檔案放入主辦方電腦的時候，以及報告途中的操作，因為主辦方提供的電腦介面是韓文，所以看到有些講者遇到些許困難，導致報告流程造成些許的不順暢，未來國內舉辦研討會亦應注意，以避免這類情形發生。

五、 攜回資料

Proceedings of RPHA15:內容收錄了這場會議所有與會者的論文。

六、 相關照片

	
<p>王瑞瑜報告Development of Hexagonal Nodal Diffusion Codes at NTHU</p>	<p>孫如璟報告MCNP5 Core Calculations Coupled with a Simplified Thermal-Hydraulic Model for GTHTR300</p>
	
<p>許榮鈞報告Education and Research on Reactor Physics at NTHU in Taiwan。</p>	<p>大合照</p>

參加『第一屆亞洲反應器物理學術大會Reactor Physics Asia 2015

Conference (RPHA15)』出國報告

出國人員：王瑞渝 國立清華大學能源與環境研究中心

孫如璟 國立清華大學核子工程與科學研究所

出國日期：104.09.12－104.09.18/104.09.15-104.09.23

出國地點：韓國濟州

一、 參與會議經過：

1. 9/12：抵達 Jeju, Korea，並住進會場周邊的旅館。
2. 9/16：會議第一天，報到並拿取會議資料袋。當天晚上參加由主辦方舉辦的歡迎晚宴，藉此交流與認識各國核能專家學者、教授以及學生。
3. 9/17：會議第二天。在早上簡短的開幕式後，緊接著是六位核工界專家學者的主題演講及課程。當天下午則是分主題進行發表與討論，分成三個時段，每個時段有 3 個不同主題的發表會同時進行。
首先第一場，由我報告發表之文章：“Development of Hexagonal Nodal Diffusion Codes at National Tsing-Hua University”。在第二場，由同實驗室的學妹孫如璟發表報告：“MCNP5 Core Calculations Coupled with a Simplified Thermal-Hydraulic Model for GTHTR300”。除了發表文章之外，根據會議資料，尋找有興趣及相關的主題，如蒙地卡羅計算方法、中子物理與熱水流間相互影響或六角型節點程式發展等，聽取報告並吸取經驗，更進一步了解各國的研究現況。
晚上主辦單位舉辦晚宴，讓與會者可以私底下交流、討論今日會議內容。
4. 9/18：會議第三天。參與會議活動，並聽取由許榮鈞教授報告發表之文章：“Education and Research on Reactor Physics at NTHU in Taiwan”，亦了解亞洲區各國大學在反應器物理領域的教育現況。中午在午宴與閉幕式後，會議畫下句點。晚上搭飛機離開 Jeju, Korea。

二、 與會心得

Reactor Physics Asia 2015 Conference，簡稱 RPHA15，舉辦於韓國濟州島，是反應器物理領域相關的亞洲國際會議。有來自亞洲各地，如：韓國、日本、中國及台灣的反應器物理界專家學者、研究團隊們聚集於此，發表各自的研究成果，並相互交流經驗。值得一提的是，今年是這個會議第一次舉辦，由韓國主辦，日本、中國協辦，以後預計每兩年辦一次，下一次的會議會邀請更多亞洲區的專家，此會議將來會成為亞洲區域反應器物理相關之最主要的會議。

此次會議共收錄七十幾篇研究論文，可細分成七個不同的主題，包含 Accelerator Driven Systems、Design Analyses of Innovative Reactors、Deterministic Transport Methods and Applications、Monte Carlo Methods and Applications、Reactor Analysis Methods、Reactor

Experiments 及 Reactor Physics Education。這七個主題分散於 9/17、9/18 兩天五個時段，每個時段有 3~4 個不同主題的 session 同時進行，與會者可以依據自己需求，選擇想要參加的會場聆聽。

在正式會議開始前，會議第一天晚上，主辦單位舉辦了歡迎晚宴，採 buffet 的方式，讓與會人士們可以藉此機會先彼此交流，相互認識。在會場中，有來自韓國、日本、中國各大學的師生，以及研究機構的專業人士們。其中包括曾經在系上舉辦的 workshop 來演講過的朱漢奎教授和趙榮安博士，前者為 RPHA15 的主辦人，後者則受邀主講一場課程，兩位都是反應器物理界一流的學者。除此之外，我們也遇到曾一起參加 nuclear summer school 的韓國 KAIST 的學生，這次他們與會的學生，除了韓國人以外，也有越南人、蒙古人以及中國人，他們還提到他們實驗室內還有更多國籍的學生們，非常多元化。

正式會議第一天，上午首先邀請了三位核能專家來演講，演講的內容主要關於韓國、中國以及日本最近這幾年的核工發展狀況。而接著主辦單位邀請三位核能專家學者講課，包含東京工業大學的 Prof. Hiroshi Sekimoto、前西屋技術經理趙榮安博士還有來自 KAIST 的 Prof. Nam Zin Cho。Prof. Sekimoto 跟我有一點淵源，他是我去東工大交換時，擔任我指導教授的 Prof. Toru Obara 的老師，當我去東工大的時候，他已經退休了，所以無緣見他一面。他的演講主題為”A simple global view of fuel burnup and reactor characteristics”，主要討論核燃料的燃耗與一些反應爐的特性。第二位講者則是趙榮安博士，他跟我們實驗室也有些淵源，在我們實驗室發展六角型節點程式的時候，趙博士給了我們一些很有用的建議。他這次的演講主題則是”A New SPn Theory Formulation With Self-consistent Physical Assumptions on Angular Flux”，發表中給了一些對於 SP3 方法的新想法，這一部分很值得我們深入探討。而最後一位 Prof. Nam Zin Cho，他討論的主題為”On the Effective Thermal Conductivity Models for Fuel Elements with Randomly Dispersed TRISO particles”，探討 FCM 燃料的熱導率，因為由體積平均所計算出的溫度偏低不保守，而且無法區分 fuel-kernel 和 matrix 的溫度，因此改用 two-temperature homogenized model 來進行熱流分析，以達到更接近實際值的目的，在 RPHA15 會議中，他們發表了相關的文章，此議題和我們實驗室這次發表的文章有關，可以參考他們的做法來進行相關研究。

第一天下午，正式開始分 Session 進行發表及討論。我是第一個 Session 第二個上台報告的，雖然過去參與過一些會議，不過還是難免有些緊張，還好在報告完之後，薛燕婉教授覺得我的報告沒有什麼太大的問題。第二個 Session 則是由學妹們發表，這次是學妹們第一次參加正式的國際會議，雖然感受的到她們的緊張，不過正式上台報告完全沒問題。在 Q&A 時間中，台下的反應器物理的專家們給了我們的研究許多的建議，都是可以改進的方向。比方說其中有一位學者，以前進行過 HTTR 的相關研究，也給予我們估算 γ -heating 比例的建議。除此之外，我們注意到與會及上台報告的女性，相比於男性少了許多，在和韓國 KAIST 學生的談話裡，他們提到他們系上核工領域沒有女性的教授，研究室裡面女性也是寥寥可數，這個現象在台灣好像沒有這麼明顯，這次參與的台灣方面，女性的比例還比男性高，或許和國情有些關係，但是還是希望未來有更多女性可以在核工領域裡發光發熱。

在參與這場會議後，不僅認識了許多人，也看到目前亞洲各個國家在反應器物理方面的最

新研究分析。不管是在宴席的途中、自己發表論文或是聽取別人發表論文的時候，朋友之間的介紹、台上台下的互動，討論自己的心得和觀點，認識更多領域的人，這是在這場會議中收穫最多的時候，不論是發現自己的盲點，或是發現新的方向，都對於以後研究的發展有更多的助力。另外，還更要感謝許榮鈞教授以及我們的指導老師薛燕婉教授，在會議之前，對於發表的投影片還有發表的內容作出很多建議和指導，藉由多次的演練，讓我們更加熟練，希望未來還能夠有機會參與國際的會議。

三、 建議

會議通常有舉辦一些活動，比方說餐宴，在比較輕鬆的氣氛下容易認識更多人，參與此類活動對於拓展視野和人脈有很大的幫助。在把報告檔案放入主辦方電腦的時候，以及報告途中的操作，因為主辦方提供的電腦介面是韓文，所以看到有些講者遇到些許困難，導致報告流程造成些許的不順暢，適時的請求主辦方工作人員的支援，可以避免這類情形發生。

除此之外，這次會議中投影機有些顏色上的問題，導致紅色無法顯示，這在報告上帶來了一些困擾，建議可以除了顏色標示之外，改變字體粗細、大小或著是字型來強調重點處。

四、 攜回資料名稱與內容

Proceedings of RPHA15:內容收錄了這場會議所有與會者的論文

五、 會議照片

	
上台報告	與東京工業大學 Prof. Toru Obara 合照

參加『2015 ANS Winter Meeting and Nuclear Technology Expo and the embedded 12th International Topical Meeting on Nuclear Applications of Accelerators (AccApp'15)』出國報告

出國人員：許榮鈞 國立清華大學核子工程與科學研究所

出國日期：104.11.07－104.11.16

出國地點：美國華盛頓

一、 會議目的

參加美國核能協會 2015 冬季會議與核能技術展(2015 ANS Winter Meeting and Nuclear Technology Expo)以及第 12 屆加速器在核子技術的應用國際研討會(12th International Topical Meeting on Nuclear Applications of Accelerators, AccApp'15)，發表論文二篇，一篇為專業研究論文，一篇教育論文，重點在介紹工科系/核工所每年針對核工專業所舉辦的學生暑期營隊，並與其他國際單位類似活動交流建議。此會議是美國核能協會重要的年度研討會，提供核工領域各種專長研究人員交流機會，並了解核工產業的現狀與未來展望。每年的冬季會議都在美國華盛頓 DC 舉辦，會議主軸包含 ANS 以下各分組的研究重點：

- Accelerator Applications (AAD)
- Aerospace Nuclear Science and Technology (ANST)
- Biology and Medicine (BMD)
- Education, Training, and Workforce Development (ETWDD)
- Decommissioning and Environmental Sciences (ESD)
- Fuel Cycle and Waste Management (FCWMD)
- Fusion Energy (FED)
- Human Factors, Instrumentation, and Controls (HFICD)
- Isotopes and Radiation (IRD)
- Materials Science and Technology (MSTD)
- Mathematics and Computation (MCD)
- Nuclear Criticality Safety (NCSD)
- Nuclear Installations Safety (NISD)
- Nuclear Nonproliferation Policy (NNPD)
- Operations and Power (OPD)
- Radiation Protection and Shielding (RPSD)
- Reactor Physics (RPD)
- Robotics and Remote Systems (RRSD)

- Thermal Hydraulics (THD)
- Young Members Group (YMG)

今年ANS會議特別與加速器在核子技術應用的國際研討會AccApp'15合辦，該會議主題包含如下重點：

- Accelerator Facilities
- Accelerator Design & Technology
- Material Research with Accelerators
- Accelerators in Life Sciences
- Accelerators for Accelerator-Driven Systems
- High-Power Accelerators and High Power Spallation Targets
- Accelerators for Monitoring the Environment
- Industrial Applications
- Nuclear Data
- Accelerator Production of Radioisotopes

AccApp會議每2年舉辦一次，由美國與歐盟輪流主辦，該會議提供一個國際論壇，傳播與交流加速器相關知識與廣泛的應用，主要目的在於討論粒子加速器在核能與核子科學上的應用，主要側重於生產和利用加速器產生的中子和其他粒子在科學和工業上的用途，包括能源(核子反應器、ADS等系統)、科學探測(Spallation Neutron Source Facilities)、醫藥(放射性元素成像，診斷和治療與BNCT等)、與國土安全等輻射應用。

二、 本次會議的議程安排如下

SATURDAY, NOVEMBER 7

7:00 a.m.-4:00 p.m.	Registration
7:30-8:30 a.m.	Continental Breakfast
7:30 a.m.-5:30 p.m.	Workshop for Science Teachers
8:30 a.m.-5:30 p.m.	Young Professionals Congress: Sessions

SUNDAY, NOVEMBER 8

7:00 a.m.-7:00 p.m.	Registration
1:00-1:30 p.m.	First-Time Attendee Orientation
4:00-5:00 p.m.	Student Program Q & A Meeting
5:00-6:00 p.m.	Mentoring Program
6:00-8:00 p.m.	ANS President's Reception in Technology Expo (<i>Sponsored by: Entergy</i>)
6:00-8:00 p.m.	ANS Nuclear Technology Expo

MONDAY, NOVEMBER 9

7:00 a.m.-5:30 p.m.	Registration
7:00-8:00 a.m.	Continental Breakfast in Technology Expo (<i>Sponsored by: Southern Nuclear</i>)
7:00 a.m.-5:00 p.m.	ANS Nuclear Technology Expo
7:30-9:30 a.m.	Spouse/Guest Hospitality
8:00-11:30 a.m.	Opening Plenary Session: <i>Nuclear: The Foundation of Sensible Policy for Energy, Economy, and the Environment</i> (<i>Sponsored by: EXCEL Services Corporation</i>)
11:30 a.m.-1:00 p.m.	Luncheon in Technology Expo
1:00-4:00 p.m.	ANS Winter Meeting: Technical Sessions
1:00-4:00 p.m.	ANS Technical Poster Session in Technology Expo
4:00-4:30 p.m.	Afternoon Break in Technology Expo (<i>Sponsored by: Duke Energy</i>)
4:30-6:30 p.m.	ANS President's Special Session: <i>Long-Term Operation of the U.S. Commercial Nuclear Fleet - Sustaining a National Asset</i>
6:30-9:00 p.m.	Operations & Power Division Dinner

y)
y with Policy Makers - Please
Communications Workshop is

TUESDAY, NOVEMBER 10

7:00 a.m.-5:30 p.m.	Registration
7:00-8:00 a.m.	Continental Breakfast in Technology Expo
7:00 a.m.-5:00 p.m.	ANS Nuclear Technology Expo
7:30-9:30 a.m.	Spouse/Guest Hospitality
8:00 a.m.-12:00 p.m.	ANS Winter Meeting: Technical Sessions
11:00 a.m.-1:00 p.m.	Student Poster Session in Technology Expo
11:30 a.m.-1:00 p.m.	Luncheon in Technology Expo
1:00-4:00 p.m.	ANS Winter Meeting: Technical Sessions
4:00-4:30 p.m.	Afternoon Break in Technology Expo (<i>Sponsored by: National Nuclear Laboratory</i>)
4:30-7:00 p.m.	General Chair's Special Session: <i>Nuclear Energy: The Federal and State Approach to Compliance with the Clean Power Plan (CPP)</i>
6:30-8:30 p.m.	ANS Speakers Bureau Workshop
8:00-10:00 p.m.	Special Evening Event with The Capitol Steps (<i>Compliments of the 2015 General Chair, Donald R. Hoffman</i>)

y)

(AFRRI)

AccApp '15 Schedule

7:00-8:00 a.m.	Continental Breakfast in Technology Expo
8:30-11:30 a.m.	AccApp '15: Plenary Session—I
11:30 a.m.-1:00 p.m.	Luncheon in Technology Expo
1:00-3:15 p.m.	AccApp '15: Technical Sessions
4:00-4:30 p.m.	Afternoon Break in Technology Expo (<i>Sponsored by: National Nuclear Laboratory</i>)
3:30-6:00 p.m.	AccApp '15: Technical Sessions
3:30-6:00 p.m.	AccApp '15: Technical Sessions
6:30-9:30 p.m.	AccApp '15: Poster Session

ill - Please note: To
! the ANS Communications

三、 出國行程

1. Day

1-2:11/07(六)

啟程: 新竹→

台灣桃園國際

機場→西雅圖

塔克瑪國際機場→華盛頓杜勒斯國際機場→11/08(日)抵達華盛頓DC會場。

2. Day 3:11/09(一)第一天議程。

3. Day4:11/10(二)第二天議程。

4. Day5:11/11(三)第三天議程。

FRIDAY, NOVEMBER 13

AccApp '15

7:30 a.m.-3:00 p.m.	Registration
7:30-8:30 a.m.	Continental Breakfast
8:30-11:00 a.m.	AccApp '15: Technical Sessions
10:45-11:00 a.m.	Morning Break
11:00 a.m.-1:30 p.m.	AccApp '15: Technical Sessions
2:30-4:30 p.m.	AccApp '15: Closing Plenary Session

5. Day 6:11/12(四)第四天議程。
6. Day7:11/13(五)第五天議程。
7. Day8-10:11/14(六)回程:華盛頓DC會場→華盛頓杜勒斯國際機場→舊金山國際機場→台灣桃園國際機場→11/16(一)抵達新竹。

四、心得與建議

本會議本團隊發表一篇研究論文，論文題目是”Benchmark of Neutron Production Cross Sections with Monte Carlo Codes”，由本實驗室團隊與美國田納西大學Prof. Heilbronn團隊所合作，主題是二次中子測量與反應截面的驗證。日本HIMAC重離子中心目前每年例行治療約1000名病患，能夠利用該設施做實驗是一個很難得的機會，2014年開始，Heilbronn團隊負責中子Time of Flight(TOF)能譜測量，我們主要負責模擬計算，最後再彙整分析。實驗目的除了提供高品質的核反應截面資料之外，亦對於核反應理論模型驗證與醫療二次輻射劑量評估有很大助益。透過此合作，我們對於TOF能譜測量技術有新的了解，未來可望引進國內應用於日益增加的加速器設施的輻射分析與應用。Heilbronn會選擇本團隊合作主要是借重我們對於各式加速器中子產率計算的經驗，雙方合作結果以發表數篇論文於重要國際會議。

本次我亦代表國立清華大學工科系/核工所發表一篇口頭報告教育論文，題目是”Regional Cooperative Nuclear Engineering Summer Schools in Western Pacific Basin”，重點介紹我們針對核工專業所舉辦的學生暑期營隊成果與經驗分享。工科系/核工所每年三個與核工教育相關的暑期營隊為：

- Nuclear Engineering Summer School，2007年開始，由上海交通大學、韓國KAIST與新竹清華大學輪流主辦，主要對象為主修核工專業的研究生。
- Maintenance Science Summer School，由Japan Society of Maintenology主要負責，新竹清華大學協同主辦2014年活動，2015年派員參加在日本東京大學的營隊，主要對象為亦為主修核工專業的研究生。
- Low Carbon Green Energy Summer School，2012年開始，由北京清華大學、香港城市大學與新竹清華大學共同主辦，為期三周，分別在北京、香港與新竹進行交流與學習活動，對象為對低碳能源議題有興趣的大學生。

本次會議參加者眾多並且主題廣泛，顯示國際上核工與輻射領域的發展並非如國內一味不理性的反核氣氛瀰漫，會議Technical program常有十幾個Parallel sessions同時進行，優點是參加者可自由選擇有興趣的題目聽講，缺點是常常有興趣的講題時間衝突，必須有所取捨。會議主題涵蓋諸多核工與加速器應用領域，特別是二者共同興趣與相關重要議題。AccApp會議常常有ADS(Accelerator Driven System)的發展與應用討論，過往因為經費問題的缺點造成ADS常常被批評，但是因應311日本福島的重大核能意外，ADS本著先天安全的絕佳特性，其再次發展與興趣亦有逐漸加熱的趨勢。另外，隨著新型加速器在醫療的應用逐漸廣泛，本次會議中有關加速器在生命科學的應用亦廣受多人關注或討論，主要課題有質子與重離子癌症治療、核醫藥物的生產與應用等。參加本次會議，收穫良多；更重要的是，我們也看到一些核工領域未來著重的研究方向，值得未來持續關注。

BNCT(硼中子捕獲治療)是一種輻射標靶治療方法，將含 ^{10}B 藥物注入人體吸附於癌細胞內，利用原子爐引出之適當能量中子束照射病人，當中子進入人體後，變成熱中子，由於 ^{10}B 與熱中子產生核反應的截面非常大，反應生成的 α 和 ^7Li 釋放高能量於很短射程，因此只會把宿主癌細胞殺死，周圍含硼濃度相對很小的正常細胞幾乎不受影響。日本是目前世界上對BNCT設施與發展最活躍的團隊，其次是台灣清華與北榮團隊，臨床試驗針對復發性頭頸癌初步顯示不錯的療效。但是未來想在醫院興建原子爐設施不切實際，因此目前世界上許多團隊都朝Accelerator-Based BNCT(AB-BNCT)的概念發展，我們亦有相關研究計畫進行中。在此次AccApp會議，有多家加速器廠商介紹其BNCT加速器的規劃與進展，這些資訊對於本團隊未來規劃台灣的AB-BNCT設施會有相當參考價值。

本次會議期間亦抽空訪問維吉尼亞理工學院暨州立大學在華府校區，拜訪對象是Prof. Alireza Haghghat，他是輻射遷移計算領域國際知名專家，最近出版一本教科書Monte Carlo Methods for Particle Transport，常用於研究所的蒙地卡羅課程。他同時是ANSFellow，亦是該校核工學程的負責人。我們與他相當熟識，過往並有學術合作關係。近年來在輻射遷移計算方面的主流方法是Deterministic/Stochastic Hybrid

Methods for Particle Transport Modeling，他是這方面的專家並具有重大貢獻。整合Deterministic與Stochastic方法以解決複雜困難的輻射遷移計算問題已經蓬勃發展並實際展示大量的應用。受益於電腦科技的快速發展與普及，加上Hybrid Methods的理論協助與自動化程式發展，Monte Carlo Methods在核工的應用又更上一層樓。Prof. Alireza Haghghat向我們介紹該校核工學程與研究的特色，我們也推薦有學生在該校就讀核工專業，期望未來雙方能有進一步更密切的合作。

五、 攜回資料名稱及內容：

ANS Winter Meeting and Nuclear Technology Expo會議議程、AccApp'15會議議程與大綱、ANS會議全文論文CD、以及許多核工業與輻射應用廠商所提供的各種產品簡介與技術資料數份。

參加『7th Korea/Japan/Taiwan Joint Seminar for Disaster Prevention Measures of Long Tunnels』出國報告

出國人員：白寶實 國立清華大學核子工程與科學研究所

出國日期：104.11.15—104.11.29

出國地點：韓國首爾

一、 會議經過：

● 11/23 啟程

本團隊於 2015 年 11 月 23 日搭乘長榮航空(BR170)班機前往韓國首爾，此次出國主要目的為參加 7th Korea/Japan/Taiwan Joint Seminar for Disaster Prevention Measures of Long Tunnels，並與台日韓火災學者專家進行意見交流與討論。

該研討會每年由台灣、韓國、日本輪流舉辦，本屆由韓國主辦，訂於 2015 年 11 月 27~28 日於 Annex of Seo-So-Mun to City Hall of Seoul Welfare Center 舉行，11 月 24 日~26 日則安排各國學者專家進行意見交流。

● 11/24~11/27 參加「7th Korea/Japan/Taiwan Joint Seminar for Disaster Prevention Measures of Long Tunnels」研討會及專家學者交流

核能電廠屬於特定用途且構造上較為封閉之建築物，與隧道空間有類似之特性，國際上雖然有許多關於核能安全分析議題的研討會，但少有針對核電廠的火災風險進行深入探討，故參與此次研討會的主要目的之一，就是希望能看到關於火災評估工具及其應用方面的成果討論，以便未來能應用在核能電廠。來自韓國的 Hyun-Joon, Shin 博士介紹隧道風幕技術 (Tunnel Air Curtain System)，主要是利用氣流在火場內建立空氣阻隔層，使濃煙受到侷限以維持較佳的視線，延緩濃煙對滅火行動的干擾並爭取更多的人員逃生時間，目前已安裝在韓國 2 個公路隧道的救助站，依照 2D 及 3D 的火災模擬結果，出風角度在 15 度、風速在 30m/s 時能維持最佳性能。

本次韓國的 Prof. Ju-Hee 及日本的 Prof. Tanaka 則發表有關隧道內火災所產生的逆煙層 (Backlayer) 特性，Prof. Tanaka 的研究建立 1/20 的隧道實驗模型，並推算縮小尺寸後的風機風速，於實驗模型內裝置熱電偶及攝影機，以測得不同風速情況下的逆煙層風速及溫度，實驗結果顯示，當起火點在噴流風機附近且風速很大的條件下，會引發起火及逆煙層；Prof. Ju-Hee 亦參考 Prof. Tanaka 的實驗裝置，調整 CFD 數值模擬內的各種設定條件，比對其結果，對未來在使用火災模擬工具的應用上具有參考價值。

此外，在隧道火災的研究領域上，也開始發展量化風險評估(QRA)的概念，積極蒐集 QRA 所需的數據，而核能電廠採用風險評估(PRA)的方式已行之有年，所建立的資料庫及方法論均較為完整，如美國 NRC 發佈有關核電廠風險評估方法論的相關導則 (NUREG/CR-6850)，亦藉此機會與國外學者相互交流，提供我們在核電廠研究計畫的實務應用經驗。

- 11/28 參觀 Hong-ji-mun 隧道及其行控中心

Hong-ji-mun 位於首爾市近郊，隧道總長度 1,892m，寬度 27m、高度 5.2m，採半橫流式通風（Semi-transverse Ventilation）系統，該隧道曾於 2003 年 6 月發生中型巴士與小客車追撞事故，導致 40 人受傷。參觀前由行控中心進行簡報（詳見圖 3~5），說明隧道的消防設備及緊急時的排煙計畫，隨後實地進入隧道排煙坑道，參觀排煙風扇、排煙坑道及排煙口（詳見圖 6~8）。

為了在隧道發生事故的第一時間，避免車輛持續進入隧道而造成救援困難，韓國方面在隧道口設置能自動垂降之大型布幕（詳見圖 5），由行控中心控制，當隧道內事故排除後再將布幕升起，相較於隧道上方的跑馬燈更能吸引駕駛人注意，值得我們借鏡；而在緊急排煙的設計策略方面，該隧道的排煙風扇設在排煙坑道的一側，車行隧道則位於排煙坑道下方，其排煙方式是在排煙坑道的地板設置不同比例的開口（詳見圖 8；25%開口），與排煙風扇的距離愈遠，則開口的比例愈大，一旦下方的車行隧道發生火災，行控中心監控到火災訊號，即將風扇的轉向調整（詳見圖 6），由通風模式（將外氣送入隧道內）改成排煙模式（將隧道內濃煙排至戶外），為避免在風扇附近的風壓過大，故開口比例較小，但火災若發生在距離風扇較近的地點，雖然距離洞口較近，但此處的排煙開口比例較小，能否應付火災時的大量濃煙，應可再作進一步的討論和評估。

- 11/29 回程

在為期五天的研討會及討論行程結束後，本團隊即於隔天，11 月 29 日搭乘長榮航空(BR159)班機返台。

二、 參加心得

台日韓隧道火災研討會為火災科學技術領域中與亞洲區國際學術接軌之重要交流平台，國內係由 SFPE（社團法人美國消防工程師學會台灣分會）負責協辦，SFPE 是美國重要的消防工程專業民間組織，成立宗旨為促進消防工程相關領域之技術及實務交流，並推動消防教育之工作、專業訊息研討交流等，目前已是國內火災、消防領域之專業溝通平台，國際上雖然有許多關於核能安全分析議題的研討會，但少有針對核電廠的火災風險進行深入探討，經由此次研討會之參與，除了聽取國際學者專家與其他研究人員發表之最新研究成果，有機會獲知第一手研究資訊及未來的研究趨勢，像是 CFD 數值模擬的應用設定、火場風幕設備之應用研發等，此外，在與其它專家學者互動交流的過程中，拓展學術合作的機會，對本研究室日後在火災相關議題的研究上獲益良多。



圖 1 作者於台日韓隧道火災研討會場留影



圖 2 作者於台日韓隧道火災研討會場合影



圖 3 參觀 Hong-ji-mun 隧道行控中心並聽取簡報(1)



圖 4 參觀 Hong-ji-mun 隧道行控中心並聽取簡報(2)



圖 5 參觀 Hong-ji-mun 隧道行控中心並聽取簡報(3)



圖 6 參觀 Hong-ji-mun 隧道通風/排煙裝置



圖 7 參觀 Hong-ji-mun 隧道排煙坑道



圖 8 參觀 Hong-ji-mun 隧道排煙坑道之排煙口

參加『16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics (NURETH-16)』出國報告

出國人員：王予柔 國立清華大學核子工程與科學研究所

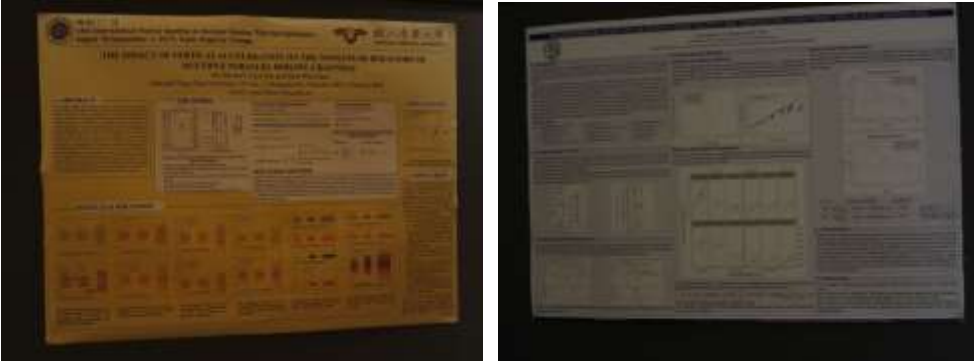
出國日期：104.08.28—104.09.12

出國地點：美國芝加哥

一、參加會議經過

NURETH 為核能熱流界最主要的會議之一，本屆(第十六屆)由美國 ANS 主辦，聚集全球各專業學者於美國芝加哥共同探討核工熱流最新研究前景，促進學術交流。會議歷時六天(8/30~9/4)，簡述經過如下：

8/29 (六)	搭機抵達芝加哥，晚上抵達住宿處。
8/30 (日)	會議註冊與 Workshop 開始，晚上為 Opening Reception，與會者於會議舉辦地點參加晚宴。
8/31 (一)	<p>上午為會議之 Opening plenary，由主辦單位美國核管會主持，邀請各研究領域專家談論核能熱流之現況發展：Current Trends in Nuclear Energy: Impact, Challenges and Opportunities for Thermalhydraulics Research and Development。內容包含廣泛，如熱流模擬建構、系統分析、快中子反應爐之熱流循環、燃料工程等等。</p> <p>下午為 Technical Session 的口頭報告，大會依據研究領域的不同分為八個主題，與會者可依興趣與研究方向前往不同場地聆聽。</p> <p>本日所參與之 Technical Session 之主題為 Track 1: Interfacial Area Transport (Database, Modeling, Measurement Techniques)，內容主要探討雙相流中介面的研究，包含了介面面積計算模型、實驗測量介面面積的方法、統計計算、分析雙流體模式於大管路中的表現、以 CFD 預估改進後的介面穿隧公式等等。</p>
9/1 (二)	<p>本日所參與之 Technical Session 之主題為 Track 2 : Computational Multi-Fluid Dynamics—1。內容包含了以 CFD 計算方式分析各種結構下的流體(如燃料束)、各種流譜之流場分析(如環狀流、氣泡流)、大型 CFD 程式之應用等等。</p>
9/2 (三)	<p>本日所參與之 Technical Session 之主題為 Track 1 : Boiling and Condensation Fundamentals—1。內容涵蓋沸騰與凝結熱傳現象之基本原理探討，如氣泡動力學、成核現象於電廠救援系統之實驗量測、次冷態液體熱傳導模型之建立等等。</p> <p>本日亦有展出參加本次會議之海報展覽，內容多元，於展覽現場可與作者面對面交流、討論。</p>

	
9/3 (四)	<p>口頭報告本次與會文章：後乾化傳熱模型之建置(Development of a Post-dryout Model)。</p> <p>口頭報告的形式為 20 分鐘報告、5 分鐘的提問／評論時間。我所參與的技術主題為 Track 1: Two-phase flow modeling。</p> <p>學者專家在提問／評論時間中給予我許多建議，例如本研究已知在液滴流中的氣態速度將造成液滴的不穩定而至分裂，本研究假定液滴的崩潰條件依照 Weber number criteria 等於 17.5 時。現場的研究學者提出此現象具有高度的不確定性，建議多往這方面深入研究、調查；另一學者建議考慮單一平均尺寸的液滴與多組平均尺寸液滴的比較。</p>
9/4 (五)	<p>上午前往美國阿岡國家實驗室(Argonne National Laboratory, ANL)參觀，詳見「三、考察參觀活動」。</p> <p>下午為結會儀式，結束共計六天之會議。</p>

二、與會心得

此次是我第一次參加國際研討會，感受十分震撼。專家學者齊聚於此共同探討核能熱流的新研究與新想法。核工熱流一直是核能界發展的主要考量因素之一，透過國際會議的交流，具有理論、實驗、分析等背景的各領域專家共同討論，可望看見未來的核能前景。

非常感謝我的指導教授 潘欽老師的指導，讓我能夠有此機會參與此次會議，見識到許多專業、厲害的學者專家，在此過程之中深感自己的不足，將於日後更加精進自身能力。

三、考察參觀活動

本次會議非常幸運能夠參訪美國阿岡國家實驗室(Argonne National Laboratory, ANL)。阿岡實驗室是美國第一個從事科學研究的國家實驗室，許多先進技術從此誕生。本次參觀四個實驗項目：

1. Natural Convection Shutdown Heat Removal Test Facility, NSTF

此為一個大型的實驗設施，目標為針對非能動安全系統進行實驗並送至阿岡實驗室超級電腦中進行分析、比對模擬結果。特殊的是在如此龐大的實驗設施中，量測的準確度是一個大考驗；阿岡實驗室發展出 Fiber Optic Sensing for High-Resolution Temperature Mapping 的技術，提供準確且精細的數據。

2. MAX Fluid Dynamics facility

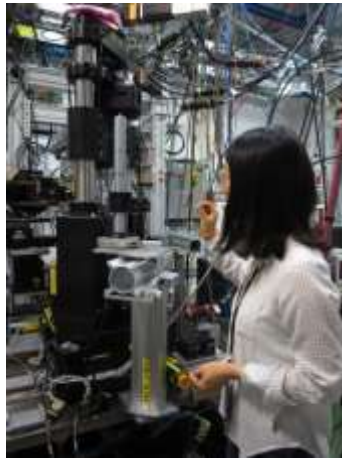
此設施中包含高準確度的 CFD 模擬設備，同時有真實的實驗儀器—利用雷射照射懸浮粒子以觀測粒子的紊流移動，兩者相互比對以供應用。

3. The Advanced Photon Source

此設施包含了一規模相當大的迴旋加速器，提供粒子以供實驗應用。本次參觀的實驗著重探討核能材料與輻射損傷之間的關係。

4. Argonne's Nuclear Energy Exhibit

此展覽館展出了歷史悠久的阿岡實驗室發展歷程，於展覽館中可看見由阿岡所研究出的各種反應器，以及當時主持研究計畫的偉大科學家費米所使用的儀器、文件紀錄、歷史照片等等。



四、建議

此次參加會議收穫良多，望日後若有機會，國家能多鼓勵並支持此相關交流活動。

五、攜回資料名稱及內容

會議手冊、行動硬碟(內含會議文章)、美國阿岡國家實驗室簡介手冊。

參加『17th International Conference On Fusion Reactor Materials(ICFRM17)』出國報告

出國人員：林彥儒 國立清華大學能源與環境研究中心

出國日期：104.10.10－104.10.24

出國地點：德國亞琛

一、參加會議經過

本次參與的國際會議為 ICFRM17: 17th International Conference On Fusion Reactor Materials，ICFRM17 於十月十一到十七日間舉行。此會議之與會人士來自世界知名的大學和研究單位(其中包含美國 oak ridge 國家實驗室、ITER 國際核融合組織、德國 Julich 研究中心等)，齊聚一堂，以期能獲得核融合反應器材料最先進的知識。本人為該會議邀請講者，此行目標為分享本實驗室的研究成果以及尋求和世界知名實驗室交流討論的機會。以下逐日記錄議程中的經過和心得：

• 十月十一日（星期六）

台灣時間十月十一日（星期六），搭乘中華航空公司班機飛往德國法蘭克福國際機場，並轉乘火車前往會議所在地阿亨，此會議於當地 Eurograss Aachen 會議中心舉辦。



上圖為本人林彥儒與 Eurograss Aachen 會議中心之合影。

當日為 Tutorial Seminar 邀請 M.Q.Tran、S.W.Lisgo、R.Stoller 等國際知名學者，以課程的方式講述核融合材料的發展及核輻射損傷的基本概念。

• 十月十二日（星期日）

早上八點抵達會場(Eurograss Aachen)，此次會議約有五百多位與會者，來自世界各地。首先是會議的開幕式，擔任此次會議的 Chairman 是 Julich 研究中心的 Ch. Linsmeier，他說明了這幾天會議的流程並歡迎各方人士的參與，接著是阿亨市長致詞，簡單的介紹阿亨的人口、歷

史與研究的發展。這次參加會議的人員數約有五百多人，可見這次會議有相當的規模。早上第一個 session 是由 ITER 國際核融合組織的知名學者 B.Bigot 和來自德國 Julich 研究中心的 T.Donne 分別對 ITER 目前進展及核融合材料目前遇到的問題進行演講。第二個 session 主題是有關核融合反應器內的材料的問題，托克馬克型的反應器比較重要的結構有三個，分別是 Vacuum Vessel、Blanket 和 Divertor，這三種結構由於最靠近電漿，因此受到的輻射損傷最嚴重，所以目前國際上的研究都是朝向將材料進行改質或著製作新材料來避免嚴重的損傷。



左圖為來自 ITER 的 B.Bigot 在說明 ITER 的目前進展，右圖為德國 Julich 研究中心的 T.Donne 報告核融合材料目前遇到的問題。

晚上迎接與會者的 Welcome Reception 在阿亨市內有好幾百年歷史的市政中心舉辦，可使參加者先行認識彼此，活絡人脈。於此歡迎晚宴上認識了美國、中國、日本和德國的學生，當下非常期待會議期間他們的研究成果報告。



上圖為晚上在阿亨市政中心迎接與會者的 Welcome Reception。

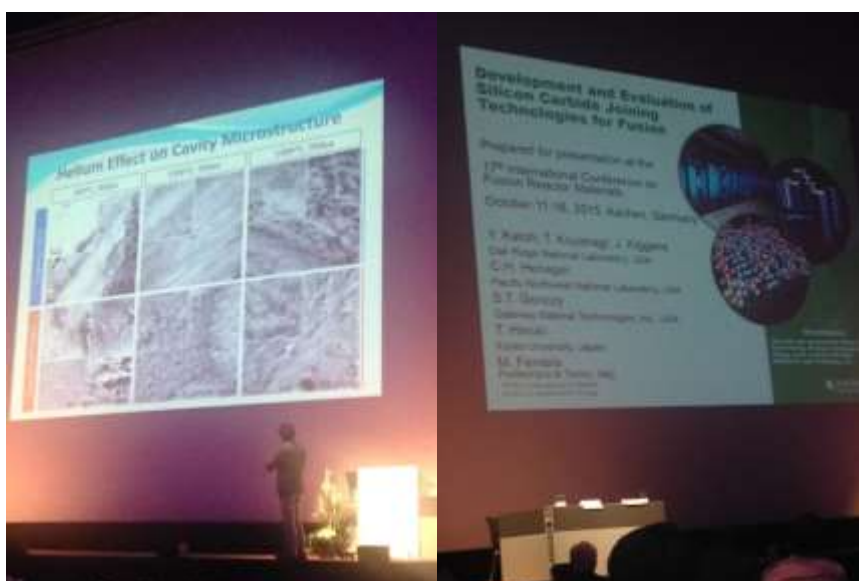
- 十月十三日（星期一）

本日最受矚目的演講就是由美國工學院院士 S.J.Zinlke 所主講的 Enduring Impact on

Radiation Damage Physics，討論現今最熱門的金屬和陶瓷及其他複合材料，長時間受核能環境高強度的輻照損傷下，其細節的物理機制。探討輻照後，產生之間隙原子(interstitial)與空位原子(vacancy)，如何聚集、複合或演變成各類的缺陷。

- 十月十四日 (星期二)

本日上午、下午各有一場討論碳化矽材料的演講。其一為日本京都大學的 S.Kondo 所主講的 Radiation Effects on Microstructure of SiC and SiC/SiC Composites，主要在說明碳化矽及其複合材料，受輻照損傷情形，該研究團隊與我們的研究團隊有合作，因此也引用和掛名本研究的成果及研究人員。再者是由現今研究碳化矽材料的權威，美國橡樹嶺國家試驗室的 Y.Katoh 報告碳化矽連接其他材料以應用於核融合環境之現況，深入的討論碳化矽與其他不同材料的組合，在高溫與高劑量環境下，兩者膨脹效應所造成的破裂與其他高溫環境下材料的機械性質變化。



左圖為來自日本京都大學的 S.Kondo 在說明碳化矽及其複合材料，受輻照損傷情形，右圖美國橡樹嶺國家試驗室的 Y.Katoh 報告碳化矽連接其他材料以應用於核融合環境之現況。

- 十月十五日 (星期三)

今日上午第一個 session，由本人主講 Ion-Irradiation-Induced Defect in 3C-SiC Characterized by Synchrotron Radiation-Based XRD and TEM。3C 結構碳化矽材料於高溫環境中仍具有良好的抗輻照性質、機械性質和化學性質，因而是未來應用於核反應器中結構材料和護套材料中，極具潛力和吸引力的候選材料。然而，碳化矽材料應用在反應器嚴苛的環境下，材料中將產生高溫輻照引致的多種缺陷，這些缺陷的聚集和成長將導致微結構的變化，進而造成非晶化和體膨脹等效應。因此，對於這些缺陷的形成機制和演變的探討與了解是極為重要的。

輻照試驗於高溫、高真空環境下進行。藉由清華大學加速器館之高能離子加速器，以 5 MeV 的高能矽離子輻照碳化矽材料，每組輻照劑量達 2×10^{17} ion/cm²，以模擬核反應器中材料受中子輻照情形。利用 SRIM 軟體的模擬計算，可以事先模擬離子佈植於材料中分佈情形。為了避免矽離子堆積在碳化矽材料中，我們選定了特定厚度的碳化矽薄膜(矽基)與複合材料。

本研究結合同步輻射 X 光與球面相差校正掃描穿透式電子顯微鏡之分析，研究碳化矽及

其複合材料受離子輻照後之體膨脹效應、缺陷於原子級影像下結構與碳化矽之高溫氧化情形。利用穿透式電子顯微鏡，可以得到缺陷的影像和結構。另一方面，利用 X 光繞射的分析，將可以獲得材料定量和較 TEM 分析大範圍的平均訊息。此實驗分析的結果將有助於進一步了解碳化矽材料之輻照效應。



上圖為本人演講時現場情形。

當日下午開始是會議主辦的旅遊行程及晚宴，地點位於荷蘭南端的馬斯垂克，參觀了有四五百年歷史的堡壘及地底隧道，並在當晚於一洞穴中的餐廳享用晚宴。



圖為地底隧道中地圖

• 十月二十五日（星期五）

今天是會議的最後一天，只有半天的議程，其中印象最為深刻的是由美國西北太平洋國家實驗室的 F.Gao 所主講的 Accelerated Simulation of Nanosize He-V Clusters to Experimentally Relevant Time Scale，該團隊利用分子動力模擬(Molecular Dynamics,MD)，模擬材料受輻照損傷後，內部原子之微觀變化情形，提供實驗研究探討機制的物理基礎。整個大會則在今天畫下完美的句點，非常感謝同步輻射中心以及清華大學給予我這個機會參加這個國際上重要的學術會議，相信我們的參展會使國際上對台灣的研究更有印象也能把知識帶回台灣讓台灣與國際更能接軌。

二、會議心得

在會議中，最大的收穫就是報告本實驗室的研究成果，以及看到世界各地在從事核能材料研究的研究人員，和他們研究的方法。在口頭報告與問答時，訓練用英文表達研究內容和回答提問者的問題，是非常難得且寶貴的經驗，如果再有類似的機會，要表現得更有自信，報告內容也要更具吸引力。參與此次會議吸收新知、交流學術成果、和與國外知名研究單位合作等目的皆有達成，收穫相當豐碩。非常感謝指導老師能給予如此珍貴的機會，也非常感謝實驗室學長的支持，才能有實驗結果展示於國際會議，未來將會對自己的研究再更加深入探討其物理，以求在碳化矽於核能材料應用領域能有所貢獻。

三、建議

核能材料領域鮮少台灣相關單位從事研究，在台灣能有學術交流的場合不多，希望台灣能繼續補助相關研究人員出國與會，以達到與世界接軌的目標。台灣在國際核能研究上本居弱勢，若台灣沒有科學研究人員對此領域了解，我們在核能上的國際處境將會更加不樂觀。

四、攜回資料名稱及內容

攜回大會議程手冊一本及會議隨身碟一枚

參加『International Conference of Plasticity, Damage & Fracture 2016』

出國報告

出國人員：黃爾文 國立交通大學材料系

出國日期：105.01.03－105.01.12

出國地點：美國夏威夷州

一、摘要：

本次會議是由 International Conference of Plasticity, Damage & Fracture 會議邀約，以赴會報告研究成果。

二、經過：

1/3 晚間十一點由台灣出發並於當晚抵達 Kona, Hawaii, 並開始會議

1/4 一早註冊並繼續參加會議

1/5 於會議發表受邀演講

1/6 參與大會並與國際學者交流

1/7 參與大會並與國際學者交流

1/8 參與大會並聆聽台大機械陳富國教授演講並與台灣出席者共赴大會晚宴與交流

1/9 參與大會最後一天的議程 並聆聽清大材料葉安洲教授演講

1/10 離開 Kona, Hawaii

1/11~12 過換日線因時差 1/12 清晨抵達台灣

三、會議心得：

參與本會議的目的是因 International Conference of Plasticity, Damage & Fracture 會議主席所主持的 International Journal of Plasticity 是本領域的第一流期刊：在 MECHANICS 所屬的 137 本期刊內排名第 2 名。也因此與會學者也都準備了相關領域的頂尖成果來報告。藉由這次的與會，得以推廣本計畫的研究成果並分享台灣的相關研究資源：包含台灣的同步輻射與國家高速計算中心資源，並邀請學者們訪台以參加相關的研討，例如即將於 2016 在台舉辦的第一屆高熵材料國際研討會。

四、建議：

這樣頂尖的會議，或可考慮邀請大會於台灣舉辦以方便國內學者可以就近參加並與國際頂尖學者交流。

五、攜回資料名稱及內容:

大會 Program 電子版

六、其他:

藉由這次的會議得以促成另兩項學術合作:和美國Los Alamos National Laboratory洽商 texture 實驗以及與清大葉安洲教授洽談單晶高熵合金的實驗。