

行政院原子能委員會
放射性物料管理局
委託研究計畫研究報告

110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾燥作業
之管制技術研究

委 託 單 位： 行政院原子能委員會放射性物料管理局
執 行 單 位： 國立清華大學
計畫主持人： 許榮鈞
子項主持人： 曾永信
計 畫 編 號： 110FCMA002
報 告 日 期： 中華民國 110 年 12 月 15 日

110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾燥作業 之管制技術研究

受委託單位：國立清華大學

研究主持人：許榮鈞

協同主持人：曾永信

研究期程：中華民國 110 年 02 月至 110 年 12 月

研究經費：新臺幣 2,250,000 元

放射性物料管理局 委託研究

中華民國 110 年 12 月

(本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見)

目 錄

一、 摘要(中、英文)	1
二、 計畫目標.....	2
三、 重要成果.....	3
四、 展望.....	6
五、 附件.....	I
子計畫 1： 「室內乾貯設施輻射劑量貢獻評估研究」期末報告.....	I
子計畫 2： 「乾貯護箱乾燥作業階段殘餘水分趨勢研究」期末報告.....	II

計畫名稱：110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾操作業之管制技術研究

一、摘要

為因應未來核電廠除役室內乾貯設施之管制需求，本計畫深入探討室內乾貯設施輻射劑量貢獻路徑及乾貯護箱內殘餘水分對用過核燃料貯存安全等技術關鍵議題，本計畫研究成果有助於強化我國核電廠除役用過核子燃料乾貯作業安全管理與審查。本計畫主要重點有二大方向：(1)室內乾貯設施輻射劑量貢獻路徑的評估研究；(2)乾貯護箱乾操作業階段殘餘水分趨勢研究。子計畫一利用輻射劑量分析技術評估廠界關鍵群體及設施工作人員之主要輻射貢獻路徑，成功建立一套可有效區分不同路徑輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射、地面散射、多次散射)的分析模式，此一技術可應用於未來國內乾貯議題所需之平行驗證與審查支援。子計畫二利用熱流分析技術評估護箱經乾操作業後的殘餘水量，以評估其對用過核子燃料長期貯存安全之影響；研究結果指出真空乾操作業能有效達到乾化目的，作業後之殘餘水量不足以對護套完整性造成顯著影響。

In order to continue improving the regulatory management technology for spent nuclear fuel interim dry storage in Taiwan, this study systematically examined two special topics in radiation shielding and thermal hydraulics: (1) separating dose contributions from various transport pathways in shielding analysis of an indoor dry storage facility; (2) evaluating the effect of residual moisture on the spent nuclear fuels stored in a dry storage cask. The first sub-project investigated the characteristics of the radiation field around an

assumed indoor dry storage facility. Neutron and gamma-ray dose contributions from multiple transport pathways including direct, streaming, skyshine, groundshine, and multishine were identified and separated. The established methodology can provide valuable information for shielding optimization during design phase and generally applicable to Monte Carlo shielding analyses of other nuclear facilities. The second sub-project developed a methodology to evaluate the quantified residual water in both selected hypothetical storage cask based on the computational fluid dynamics method. The result shows that the initial residual water range can be removed by reasonable dry drying process and the residual water will not obviously impact the status of fuel or internal components in both casks. This project served two purposes: developing useful technologies in related fields and providing guidance and feedback to regulatory bodies. The results and experience obtained from this project will facilitate the progress of indoor dry storage program of spent nuclear fuels in Taiwan and also subsequent activities in nuclear power plant decommissioning.

二、計畫目標

為因應未來核電廠除役室內乾貯設施之管制需求，計畫中針對(1)室內乾貯設施輻射劑量貢獻路徑及(2)乾貯護箱內殘餘水分對用過核燃料貯存安全等技術議題進行研究。其中，子計畫一利用輻射劑量分析技術評估廠界關鍵群體及設施工作人員之主要輻射貢獻路徑，以強化室內乾貯設施之輻射屏蔽平行驗證評估技術及安全管制；子計畫二利用熱流分析技術評估乾貯護箱(密封鋼筒)乾燥作業階段(排水、抽真空及回填氬氣)，乾貯護箱殘餘水分對用過核燃料長期貯存安全之探討。最後彙整計畫成果與經驗，提出輻射屏蔽與熱傳評估審查重點或注意事項，有利精進我國用過核燃料室內貯存設施安全管制技術。

三、 重要成果

●子計畫一：室內乾貯設施輻射劑量貢獻評估研究

- (一) 本研究針對室內乾貯設施輻射劑量貢獻路徑之議題，建立了一種特殊的輻射屏蔽分析方法(圖 1 與圖 2)，可以有效地區分各輻射遷移路徑(直接穿透、輻射滲流、天空散射)的劑量貢獻。不同路徑輻射貢獻的分析模式能提供各路徑輻射劑量貢獻占比，供檢視此輻射設施設計是否需要優化。
- (二) 金屬護箱需特別注意側邊上下兩端無中子吸收材區域，其為屏蔽分析重點區域，護箱側邊以加馬劑量率為主要的貢獻來源，護箱頂部劑量率以中子為主要貢獻。
- (三) 假想設施周遭劑量分布以加馬劑量為主要劑量貢獻，在距離設施 100 m 處加馬劑量率占比約為 80 %，而其中燃料中子產生的二次光子又為最主要的加馬劑量貢獻(74 %)，結構光子次之(23 %)，燃料光子最小(3 %)。假想設施輻射劑量貢獻，以直接穿透輻射與輻射滲流為主要貢獻，至設施邊界劑量率占比皆大於 75 %(圖 3)。

●子計畫二：乾貯護箱乾燥作業階段殘餘水分趨勢研究

- (一) 針對國際間尚未發展之護套表面鍵結水分佈，結合燃料軸向功率分布及燃耗與護套氧化層之關係，建立完整初始殘餘水

預估模式。

(二) 整合上述初始殘餘水預估技術與汽化熱評估模式後，以計算流體力學技術求解，並獲得如圖 4 所示之溫度分佈與殘餘水分佈。其結果顯示護套表面的鍵結水需要高操作溫度方可乾化。

(三) 圖 5 所示之分析結果顯示，隨著燃料溫度的增加可以有效移除燃料護套表面殘餘水；惟熱負載較低時預期將影響其乾化能力，建議對於過低裝載之設計宜進一步要求申照單位提出其乾燥作業合適性。

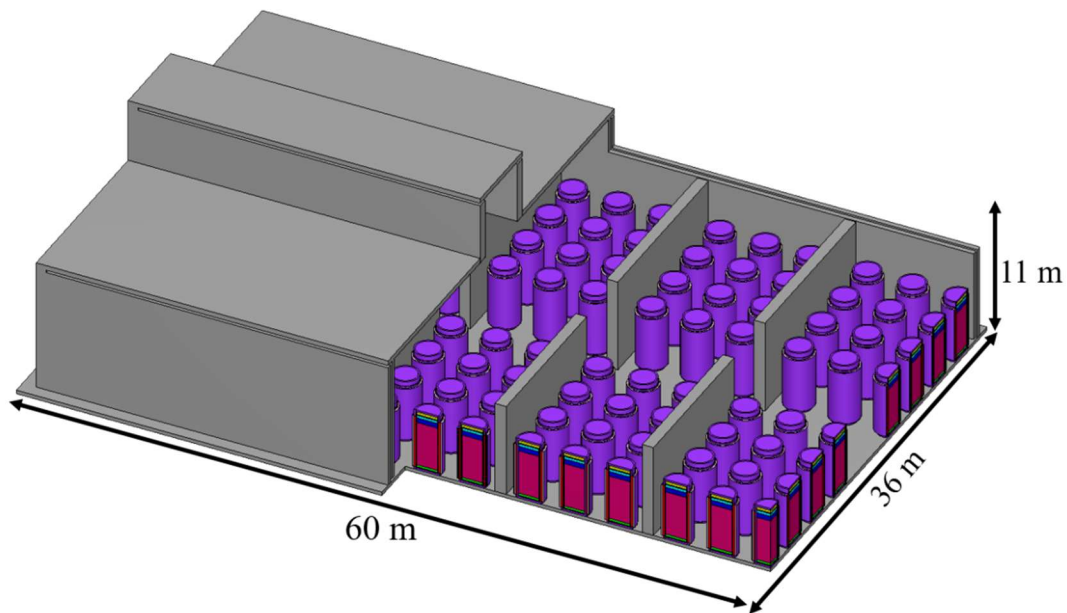


圖 1、室內乾貯假想設施幾何模型

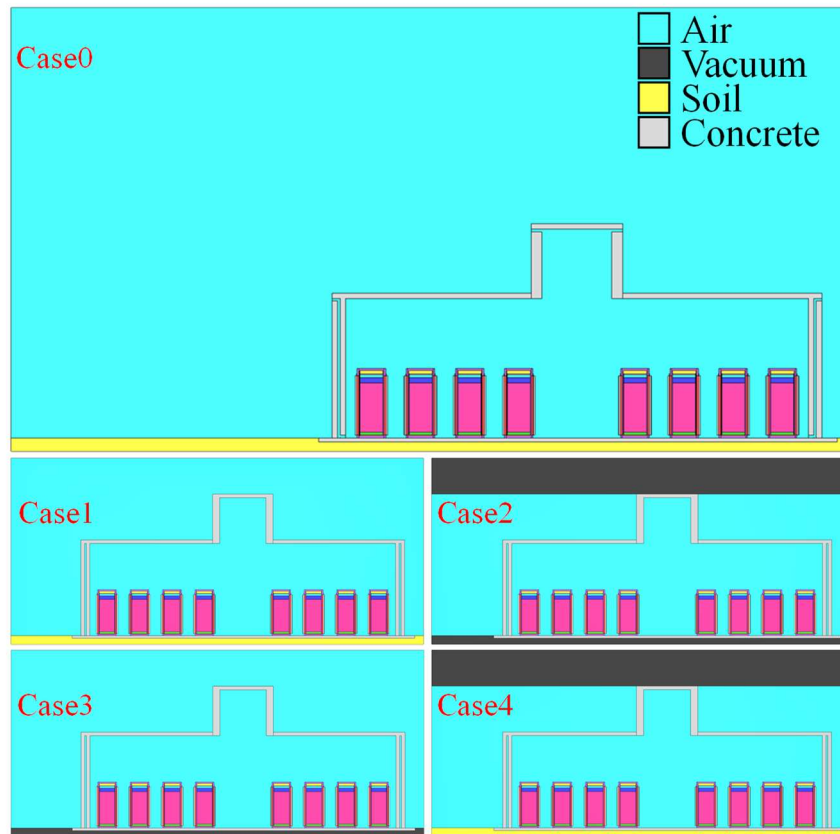


圖 2、區分室內乾貯劑量貢獻分析模式所需之案例模型

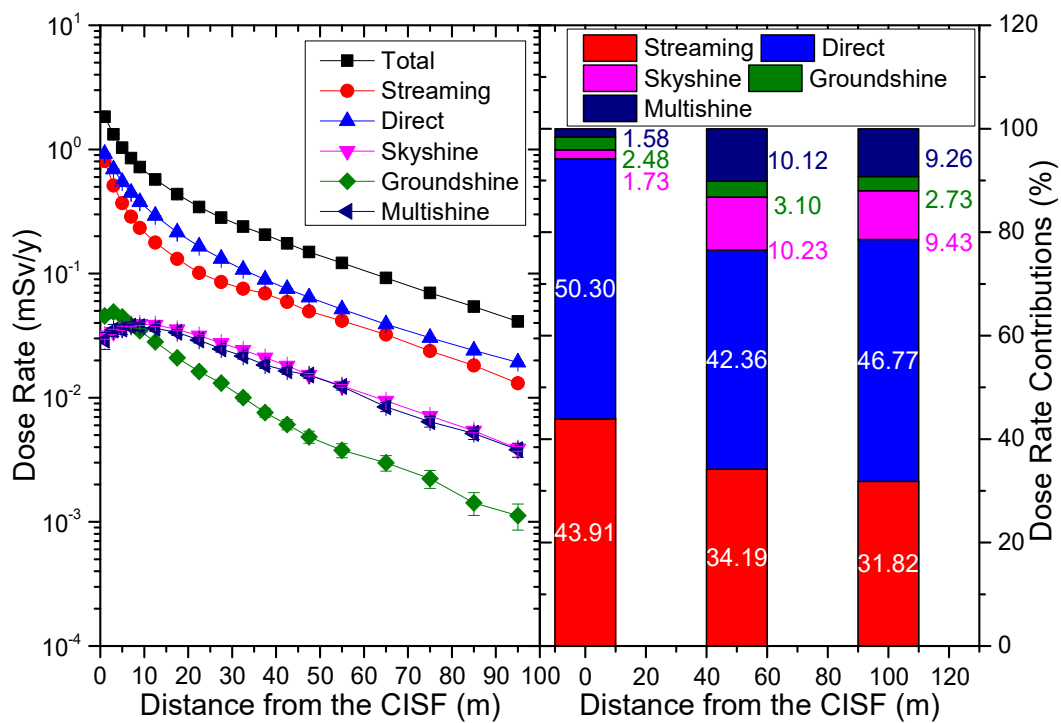


圖 3、設施周遭不同輻射遷移途徑劑量率隨距離變化

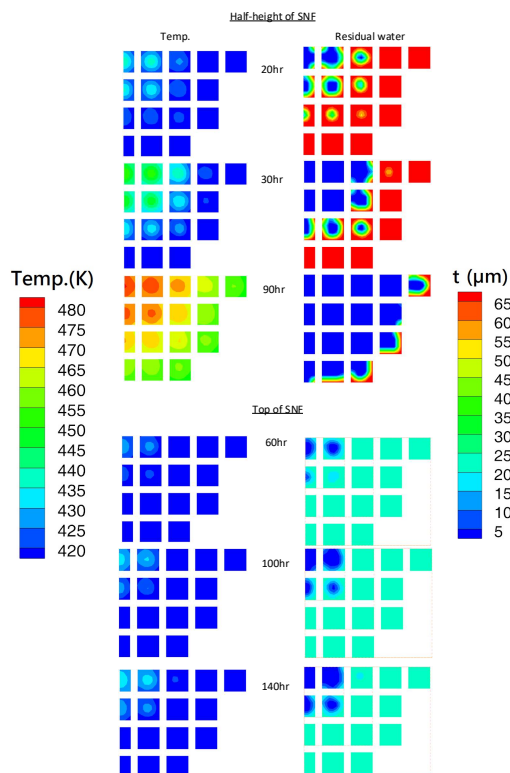


圖 4、護套殘餘水與溫度分佈圖

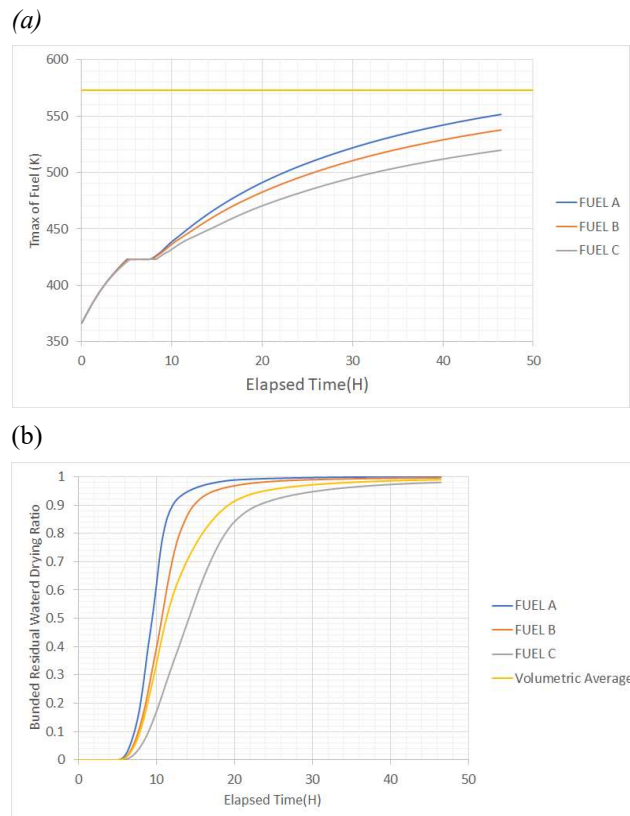


圖 5、求得之(a)燃料溫度與(b)燃料殘餘水變化趨勢

四、 展望

本研究團隊藉由國際間文獻資訊的研析與技術的發展，建立了堅實的輻射屏蔽與熱流分析技術。並分別對輻射屏蔽中各種輻射傳輸路徑之影響與重要性以及乾貯護箱乾操作業對殘餘水驅離的有效性進行研析。此工作的進行不僅對外證實我國管制單位對放射性物料管理之嚴謹，亦顯示我國自有之關鍵技術已與國際研究併駕其驅。各項分析結果除可協助主管機關掌握室內乾貯之輻射防護與監測要點之外，亦可確認護箱乾操作業的有效性，並作為評估貯存後護套完整性之依據。預期透過本團隊持續的技術發展並整合，將可為我國過核子燃料乾式貯存之管制有具體貢獻。

五、 附件

子計畫 1 「室內乾貯設施輻射劑量貢獻評估研究」期末報告

子計畫 2 「乾貯護箱乾燥作業階段殘餘水分趨勢研究」期末報告

行政院原子能委員會
放射性物料管理局
委託研究計畫研究報告

110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾燥作
業之管制技術研究
子項一：室內乾貯設施輻射劑量貢獻評估研究
期末報告

委 託 單 位： 行政院原子能委員會放射性物料管理局
執 行 單 位： 國立清華大學
計畫主持人： 許榮鈞
子項主持人： 許榮鈞
計 畫 編 號： 110FCMA002
報 告 日 期： 中華民國 110 年 12 月 15 日

110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾操作 業之管制技術研究

子項一：室內乾貯設施輻射劑量貢獻評估研究

受委託單位：國立清華大學

研究主持人：許榮鈞

子項主持人：許榮鈞

研究期程：中華民國 110 年 02 月至 110 年 12 月

研究經費：新臺幣 1,125,000 元

放射性物料管理局 委託研究

中華民國 110 年 12 月

(本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見)

摘要

為因應未來核電廠除役室內乾貯設施之管制需求，本計畫深入探討室內乾貯設施輻射劑量貢獻路徑及乾貯護箱內殘餘水分對用過核燃料貯存安全等技術關鍵議題，本計畫研究成果有助於強化我國核電廠除役用過核子燃料乾貯作業安全管理與審查。本計畫主要重點有二大方向：(1)室內乾貯設施輻射劑量貢獻路徑的評估研究；(2)乾貯護箱乾操作業階段殘餘水分趨勢研究。子計畫一的主軸為利用輻射劑量分析技術評估廠界關鍵群體及設施工作人員之主要輻射貢獻路徑，成功建立一套可有效區分不同路徑輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射、地面散射、多次散射)的分析模式，此一技術可應用於未來國內乾貯議題所需之平行驗證與審查支援。最後彙整研究成果與經驗，提出對應之輻射屏蔽審查重點與注意事項，以利精進我國用過核子燃料室內貯存設施安全管理技術。

關鍵字：室內乾貯、輻射屏蔽、輻射特性

ABSTRACT

In order to continue improving the regulatory management technology for spent nuclear fuel interim dry storage in Taiwan, this study systematically examined two special topics in radiation shielding and thermal hydraulics: (1) separating dose contributions from various transport pathways in shielding analysis of an indoor dry storage facility; (2) evaluating the effect of residual moisture on the spent nuclear fuels stored in a dry storage cask. The first sub-project investigated the characteristics of the radiation field around an assumed indoor dry storage facility. Neutron and gamma-ray dose contributions from multiple transport pathways including direct, streaming, skyshine, groundshine, and multishine were identified and separated. The established methodology can provide valuable information for shielding optimization during design phase and generally applicable to Monte Carlo shielding analyses of other nuclear facilities. This project served two purposes: developing useful technologies in related fields and providing guidance and feedback to regulatory bodies. The results and experience obtained from this project will facilitate the progress of indoor dry storage program of spent nuclear fuels in Taiwan and also subsequent activities in nuclear power plant decommissioning.

Keywords: Indoor dry storage, radiation shielding, radiation characterization

目錄

摘要.....	i
ABSTRACT.....	ii
目錄.....	iii
圖目錄.....	v
表目錄.....	vii
第一章、前言與目的.....	1
1.1 背景說明.....	1
1.2 目的.....	2
第二章、輻射屏蔽安全分析方法.....	3
第三章、乾貯設施輻射劑量貢獻評估相關資訊蒐集研析.....	7
第四章、室內乾貯設施輻射劑量貢獻分析模式建立.....	16
4.1 假想設施資訊.....	16
4.1.1 研究標的用過核子燃料.....	16
4.1.2 假想貯存護箱.....	17
4.1.3 假想貯存設施.....	18
4.2 用過核子燃料射源項.....	20
4.3 屏蔽分析模型.....	23
4.3.1 護箱屏蔽分析模型.....	23
4.3.2 設施屏蔽分析模型.....	24
4.4 室內乾貯設施輻射劑量貢獻分析模式.....	25
第五章、室內乾貯設施廠界關鍵群體及設施工作人員之輻射劑量貢獻研析.....	32
5.1 假想貯存護箱表面劑量率分布.....	33
5.2 假想貯存設施輻射劑量貢獻.....	39
5.3 設施廠界關鍵群體與設施工作人員劑量貢獻分析.....	46
第六章、研提輻射屏蔽評估審查重點或注意事項.....	49
第七章、結論.....	51

參考文獻.....	52
-----------	----

圖目錄

圖 2.1、MAVRIC 控制模組的執行流程[3]	5
圖 2.2、UNREG-2215 屏蔽分析建議程式[4]	5
圖 3.1、集中式貯存設施屏蔽計算模型[5]	8
圖 3.2、集中式貯存設施屏蔽計算劑量率分布 (mrem/y)[5]	9
圖 3.3、ATI 設施配置及量測點示意圖[6]	10
圖 3.4、波納式球能譜儀在 ATI 內外量測中子通量率及周圍等效劑量[6]	11
圖 3.5、TN-32 護箱劑量率分析流程[7]	12
圖 3.6、屏蔽與臨界計算分析案例結果[9]	13
圖 3.7、TN-68 護箱 MCNP 中子與加馬射線劑量率分析結果[10]	14
圖 4.1、假設護箱示意圖，(左)主體外觀、(右上)MPC 及(右下)外包裝設計[13]	17
圖 4.2、假設護箱尺寸示意圖	18
圖 4.3、假想設施外觀、內部尺寸示意	19
圖 4.4、假設設施剖面示意	19
圖 4.5、(左)燃料中子、(中)燃料光子與(右)結構光子能譜	22
圖 4.6、(左)燃料中子、(中)燃料光子與(右)結構光子軸向分布	22
圖 4.7、假想金屬護箱屏蔽分析模型	23
圖 4.8、設施屏蔽模型示意	24
圖 4.9、區分室內乾貯劑量貢獻分析模式案例設計模型	27
圖 4.10、Case0 案例屏蔽模型(實際尺寸)	29
圖 4.11、Case0 案例屏蔽模型示意圖	29
圖 4.12、Case1 案例屏蔽模型示意圖	30
圖 4.13、Case2 案例屏蔽模型示意圖	30
圖 4.14、Case3 案例屏蔽模型示意圖	30
圖 4.15、Case4 案例屏蔽模型示意圖	31
圖 5.1、標的護箱伴隨射源定義位置	34
圖 5.2、假想護箱表面劑量率計分位置示意圖	37
圖 5.3、假想護箱表面劑量率分布，左側邊，右頂部	37
圖 5.4、假想護箱表面劑量率加馬射源貢獻，左側邊，右頂部	38
圖 5.5、設施周遭劑量率分布伴隨射源設置位置	40
圖 5.6、設施周遭劑量率分布格點計分位置	40
圖 5.7、設施周遭劑量率隨距離變化(左)總劑量率、(右)加馬射源輻射貢獻	43
圖 5.8、設施周遭不同輻射遷移途徑(左)劑量率隨距離變化(右)距設施 0、50、 100 m 處輻射劑量貢獻比例	44
圖 5.9、設施周遭不同輻射遷移途徑劑量率隨距離變化(左)中子(右)光子	44

圖 5.10、距離設施 100 m 處不同輻射遷移途徑粒子能譜(左)中子(右)光子45

表目錄

表 4.1、護箱射源強度(68 束)與設施總射源強度(120 組護箱).....	21
表 5.1、MAVRIC 程式採用之粒子作用截面資訊.....	32
表 5.2、假想護箱計算時間.....	36
表 5.3、標的護箱區域計分結果.....	36
表 5.4、例行運轉 120 組護箱工作人員年劑量.....	47

第一章、前言與目的

1.1 背景說明

國內核能電廠陸續屆齡而邁入除役階段，核能電廠除役首要關鍵在於移出核反應器與用過核燃料池之用過核子燃料，方能進行後續除役拆廠作業。原能會已於 108 年 7 月核發核一廠除役許可，核一廠已正式進入除役期間；核二廠除役計畫亦正在審查中，台電公司已於核一、二廠除役計畫規劃第 2 期乾貯設施將採室內貯存型式，並將貯存運轉期間產生的所有用過核子燃料。

為因應未來核電廠除役室內乾貯設施之管制需求，針對室內乾貯設施輻射劑量貢獻路徑及乾貯護箱內殘餘水分對用過核燃料貯存安全等技術議題，規劃本計畫方向及內容，研究成果將有助於強化我國核電廠除役用過核燃料乾貯作業安全管理。

基此，原能會放射性物料管理局(以下簡稱物管局)，爰規劃辦理「110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾燥作業之管制技術研究」委託研究計畫案。本計畫主要重點如下：(1)室內乾貯設施輻射劑量貢獻評估研究，(2)乾貯護箱乾燥作業階段殘餘水分趨勢研究。子計畫一將利用輻射劑量分析技術評估廠界關鍵群體及設施工作人員之主要輻射貢獻路徑，有助於強化室內乾貯設施之輻射屏蔽平行驗證評估技術及安全管理；子計畫二擬利用熱流分析技術評估乾貯護箱(密封鋼筒)乾燥作業階段(排水、抽真空及回填氬氣)，乾貯護箱殘餘水分對用過核燃料長期貯存安全之探討。本計畫亦將針對研究成果，研提輻射屏蔽與熱傳評估審查重點或注意事項，以精進我國用過核燃料室內貯存設施安全管理技術。

1.2 目的

大型室內乾貯設施的輻射安全分析與驗證相當複雜，因為牽涉到許多計算困難的分析項目，至少包括(1)多樣的射源項、(2)複雜的設施幾何、(3)輻射深穿透、(4)輻射滲流以及(5)天空散射等不同的劑量貢獻路徑。穿透設施屏蔽側牆的直接輻射以及透過設施進出氣口迷道的輻射滲流是周遭工作人員的二個主要劑量貢獻路徑來源，對於工作人員劑量管制與相關工作的規劃相當重要。針對直接穿透與輻射滲流此二項輻射特性的深入了解有利於屏蔽設計的優化與審查確認。另外，透過室內乾貯設施屋頂之天空散射效應是廠界關鍵群體的主要劑量貢獻路徑，深入了解其輻射特性有利於有效抑低廠界劑量與審查確認。有鑑於此，本研究期望提升國內大型室內乾貯設施屏蔽分析技術的精進，目標是建立一套可有效區分上述不同路徑輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射)的分析模式，以利未來平行驗證與審查支援的應用。

基於以上之說明，本研究擬定下列執行方法及進行步驟以達成研究目標：

1. 大型室內乾貯設施屏蔽模型的建立與測試；
2. 室內乾貯設施屏蔽側牆之直接穿透輻射(Direct Penetration)的劑量貢獻路徑評估模式；
3. 室內乾貯設施進出氣口迷道之輻射滲流(Radiation Streaming)的劑量貢獻路徑評估模式；
4. 室內乾貯設施屋頂之天空散射效應(Skyshine)的劑量貢獻路徑評估模式；
5. 可區分上述不同路徑輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射)之整合屏蔽分析技術的建立與應用。

第二章、輻射屏蔽安全分析方法

用過核子燃料乾式貯存相關之輻射屏蔽安全分析主要可分為兩部分：用過核子燃料輻射源項評估及乾貯護箱和設施的屏蔽分析計算。本計畫將著重於後者的屏蔽分析計算，目的為建立一套可有效區分室內乾貯設施不同路徑輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射)的分析模式，以利未來平行驗證與審查支援的應用，計畫中與用過核子燃料輻射源項評估相關內容將參考自核一廠一期乾貯安全分析報告[1]。

為進行大型室內乾貯設施屏蔽模型輻射特性探討，參考國內室內乾貯設施設計概念與國際間貯存設施輻射屏蔽安全分析案例，考量其輻射屏蔽的重點設計，建立一個合理的假想設施模型並執行相關屏蔽分析，以利計算方法的建立與分析經驗的累積。假想設施，預計採用假想金屬護箱搭配大型的混凝土建物，將可貯放 120 組護箱(8,160 束用過燃料)。先建構假想金屬護箱屏蔽分析模型，對假想護箱作其表面劑量率分布探討，再建立大型室內乾貯設施屏蔽模型，進行整體輻射場特性評估，本計畫重點在於提出一套新的分析方式，區分室內乾貯設施不同路徑的輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射)，最後統整屏蔽分析結果，研提對室內乾貯設施建物型式與貯存護箱類型之輻射屏蔽評估之審查要點。

假想設施包含 120 組護箱乃是一個非常龐大的輻射屏蔽設施，除了同時擁有複雜的用過核子燃料射源項與幾何外，其輻射屏蔽安全分析需同時進行深穿透、輻射滲流與天空散射等困難的輻射遷移計算。參考相關發表文獻與本團隊過往的累積經驗，最佳的解決方法為仰賴先進的數值方法與引用高速電腦。使用連續能量截面資料的蒙地卡羅(Monte Carlo)計算通常被視為對於複雜屏蔽問題最準確的遷移計算方法，但蒙地卡羅計算結果先天帶有無法避免的統計誤差且相對需耗費大量的計算資源。室內乾貯設施此類龐大且複雜的輻射屏蔽問題，採用蒙地卡羅程式進行分析時，需要引入有效的變異數降低技巧，才可能在對應時間限制下

得到合理可信任的評估值。

本團隊過往的研究成果與經驗已成功建立起 ADVANTG/MCNP[2] 與 SCALE/MAVRIC[3]二個相當有效的分析技術，此二方法均採用 Consistent Adjoint Driven Importance Sampling (CADIS)理論，在此譯為「伴隨函數驅動之具有一致性的重要性取樣」，結合決定論法(Deterministic Methods)與蒙地卡羅法的優點，以決定論法程式作簡易近似的伴隨遷移計算，自動化地產生適用於三維蒙地卡羅程式的權重射源分布(Biased Source)及粒子權重地圖(Weight Window Map)，有效地優化蒙地卡羅程式的計算效率。上述二方法均具備有在短時間內能快速驗證困難輻射屏蔽相關計算的能力，可應用於國內用過核子燃料乾貯系統相關的輻射安全分析與審查作業。

考量本研究特性與整體使用便利性，本計畫選擇 MAVRIC 程式為主要分析工具，其屬於 SCALE(Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation)程式集下的專門用於輻射屏蔽分析的控制模組，SCALE 是由橡樹嶺國家實驗室(ORNL)所建立與維護的計算機程式集，可應用於臨界安全、反應器物理、輻射屏蔽、與用過核子燃料特性等分析，目前已更新至 6.2 版本。SCALE 中有許多具有不同功能的子程式，稱之功能模組，可以獨立執行，亦可以串接的方式組成控制模組進行整合性分析。以 MAVRIC 控制模組為例，圖 2.1 為其執行流程，此控制模組自動化地串接特定功能的子程式進行不同功能的串接計算，MAVRIC 控制模組依序以串接 XSProc 產生計算問題所需的核子截面資料，再以 Denovo 執行決定論法的常規與伴隨遷移計算，再利用 CADIS 理論建構產生權重射源分布以及各區域粒子遷移的權重地圖，最後以 Monaco 應用 Denovo 產生之變異數降低參數有效地執行蒙地卡羅法的粒子遷移計算。本研究主要使用工具為 SCALE 程式系統中的 MAVRIC 計算序列，SCALE 程式系統為美國核管會贊助開發並認可的程式，如 SCALE 網址首頁(<https://www.ornl.gov/scale>)所述，SCALE 程式系統廣泛應用於多種核能安全相關分析，包含反應器物理、臨界安全、輻射屏蔽、用過核子燃料特性以及其貯存與運送套件之設計與分析。另外，SCALE/MAVRIC

程式亦清楚條列於 NUREG-2215 報告 6.5.4.15 章節，為乾式貯存設施的屏蔽分析建議的使用程式之一。[4]

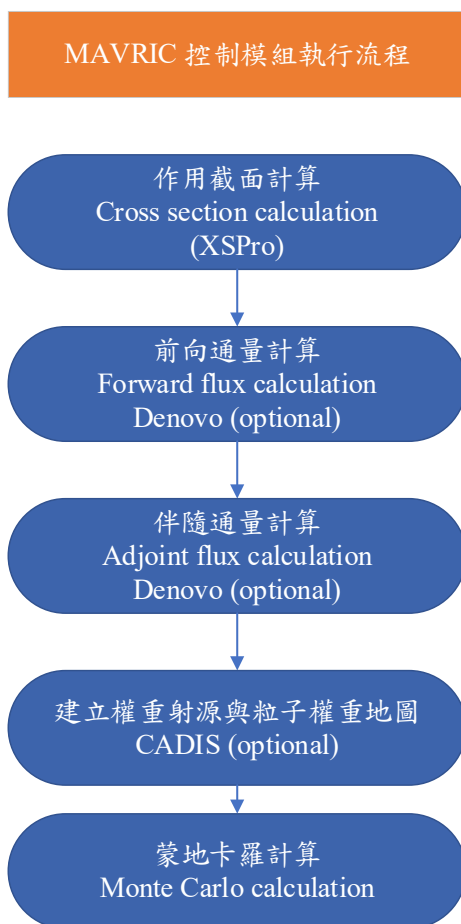


圖 2.1、MAVRIC 控制模組的執行流程[3]

The Electric Power Research Institute (EPRI) has published a valuable primer on shielding computer codes and analysis techniques (Broadhead 1995). Computer codes that have commonly been used in CoC and specific license applications include MCNP and SCALE. Codes that have been used or may be useful include the following (grouped by code type):

- Monte Carlo codes: MORSE, MONACO/MAVRIC, MCBEND, SCALE, MCNP
- Discrete Ordinates codes: DORT, ANISN, DANTSYS, DOORS 3.2
- Point Kernel codes: QAD-CGPP, RANKERN
- Others: SKYSHINE-II, STREAMING

圖 2.2、UNREG-2215 屏蔽分析建議程式[4]

本子計畫的主要工作與執行的步驟擬定如下：

1. 對乾貯設施輻射劑量貢獻評估相關資訊進行蒐集研析。
2. 室內乾貯設施輻射劑量貢獻分析模式建立：確立假想設施研究標的資訊，完成屏蔽分析方法與模型的建構(假想金屬護箱與大型室內乾貯設施屏蔽模型)，完成假想金屬護箱表面劑量率分析，建立有效區分不同路徑輻射貢獻的分析模式。
3. 室內乾貯設施廠界關鍵群體及設施工作人員之輻射劑量貢獻研析，建模計算乾貯設施室內代表位置與室外不同距離的中子與加馬射線劑量率，以利估計設施廠界關鍵群體及設施工作人員之輻射劑量
4. 彙整假想設施輻射場特性，研提室內乾貯設施輻射屏蔽評估審查重點或注意事項。

第三章、乾貯設施輻射劑量貢獻評估相關資訊蒐集研析

本章節蒐集了 6 篇針對乾式貯存設施相關輻射安全分析技術與劑量評估的議題，極具重要參考價值之文獻，研析如下：

第一篇為橡樹嶺國家實驗室 Radulescu 等人在 2018 年發表的”Detailed SCALE Dose Rate Evaluations for a Consolidated Interim Spent Nuclear Fuel Storage Facility”[5]，該篇是相關領域計算方法與工具使用的重要參考。論文內描述當距離設施越遠時，散射輻射(Scattered Radiation)對周遭劑量造成的貢獻就越重要。故在考慮乾貯設施相關問題時，必須要藉由輻射粒子遷移計算，並將設施周遭環境大範圍的空氣與土壤納入考慮，才能進行正確的評估。先前受限於分析程式和硬體設備時常採用 Two-step method，第一步為從內部用過燃料射源項計算至護箱表面，再由前一次的護箱表面計分結果，作為新輻射源向外作遷移計算至遠處目標區域。此篇論文，作者以較先進之 One-step method 來進行輻射遷移計算分析，即為由用過核子燃料射源區域開始進行模擬，考慮輻射粒子由用過燃料射源直接遷移至問題有興趣之最後的劑量計分區域，此方法無需似 Two-step method 得考慮表面計分射源，將第一次計算通過護箱表面的粒子空間、能量、角度分布資訊分群處理，進行第二次計算時需再重新取樣一次，可以產生更正確之結果。此篇論文乃採用 SCLAE/MAVRIC 程式作輻射遷移計算分析，與本研究預計採用程式相同。

圖 3.1 為文獻中考慮之集中式貯存設施屏蔽模型，包含 319 組混凝土護箱及 148 組混凝土模組，其設施座落於一厚度 30 cm 之混凝土基座上，並向下考慮 1 m 之土壤結構，目的為考慮前述之輻射散射與吸收等作用，此部分在本研究後續之乾貯設施屏蔽模型皆會納入考量。文獻同樣以 MAVRIC 程式採 FW-CADIS 理論作計算，在此作者考量單一護箱對周遭劑量率貢獻是獨立的，以對射源作平行運算的方式來解決大型屏蔽問題若要提供完善的離散座標切割資訊所需要極大

量的記憶體容量此電腦硬體限制。文獻內執行一系列的計算，每次計算皆考慮完整的貯存設施幾何（所有的貯存護箱），但僅考慮其中某一個護箱內具有用過燃料射源，每次計算皆會有獨自的離散座標切割方式，著重於具有射源的護箱周遭，粗略化處理其他區域，利用每次護箱個別的決定論法計算結果，作為後續蒙地卡羅法整體設施的計算依據，共需執行 467 次各別屏蔽計算（每次計算時間約 24 h）後再加總，如此多次且繁複的過程，由此可見其分析難度，此案例的規模、建模與分析方法非常值得本計畫參考。

圖 3.2 為集中式貯存設施總劑量率分布，單位為 mrem/y (0.01 mSv/y)，為其 467 次護箱屏蔽分析計算之劑量率加總，整體劑量率分布考量範圍為 $2.7 \text{ km} \times 2.6 \text{ km}$ ，圖 3.2 中間黑色區域為乾貯設施位置，紅色虛框部分 ($1.25 \text{ km} \times 1.25 \text{ km}$) 為作者框定年劑量 0.25 mSv 之控制界線。文獻中雖然已經利用橡樹嶺國家實驗室內的高速電腦工作站進行了 467 組計算，其最後呈現之加總劑量率分布圖仍有部分區域計算誤差較大 ($>10\%$)，由此可見大型集中式乾貯設施屏蔽計算問題的困難度。如何在有限時間（計算資源）內獲得可接受之誤差範圍的蒙地卡羅計算結果是乾貯設施屏蔽分析等大型輻防設施進行輻射特性分析時需考慮的研究重點。

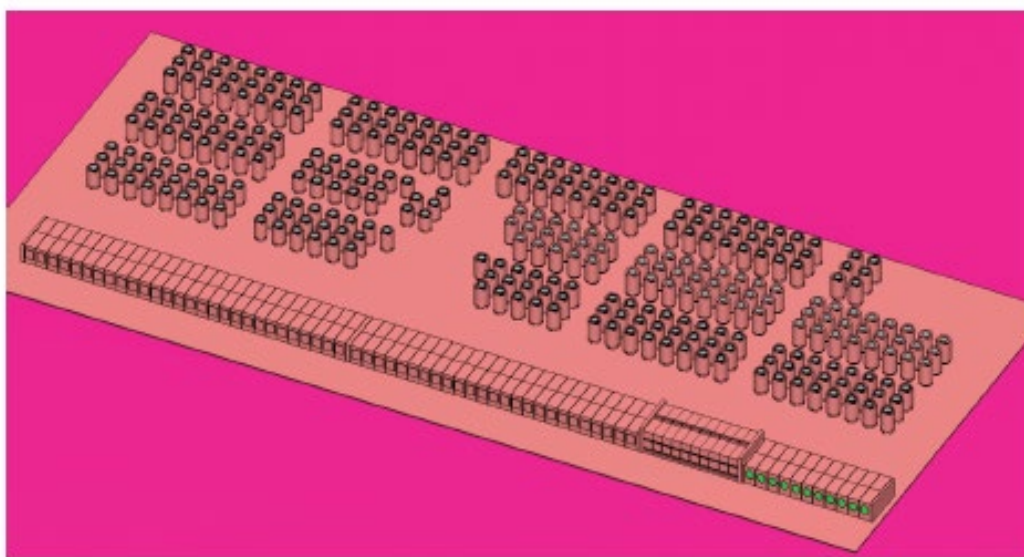


圖 3.1、集中式貯存設施屏蔽計算模型[5]

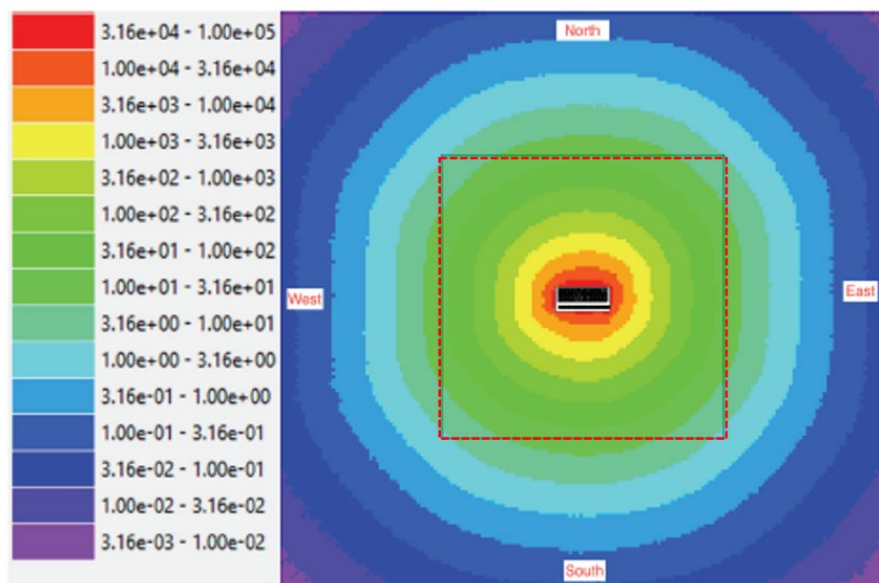


圖 3.2、集中式貯存設施屏蔽計算劑量率分布 (mrem/y)[5]

第二篇為西班牙團隊，Campo 等人在 2018 發表的”Neutron Field Characterization at the Independent Spent Fuel Storage Installation of the Trillo Nuclear Power Plant”[6]，該篇是室內乾貯設施輻射場特性與量測的重要參考。此篇論文主要研究標的為西班牙 Trillo 核電廠內的室內乾式貯存設施 (ATI)，藉由對 ATI 內外實際量測的方式，作詳細的中子輻射場特性分析，包含中子能譜和中子周圍等效劑量 ($H^*(10)$)。圖 3.3 為 ATI 整體設施配置圖及量測儀器監測位置，其建物長 83 m、寬 44 m、高 22 m，北、南兩牆及天花板設有空氣通道進行被動式自然對流移熱，設計容量為 80 個護箱，從 2001 開始啟用，至 2016 止放置了 30 組 ENSA-DPT 護箱。

量測系統包含一組波納球能譜儀 (12 顆聚乙烯球體連接 ^3He 比例計數器)，及 Berthold LB6411 中子偵檢器。計算部分乃藉由 MAVRIC 控制序列建構 ENSA-DPT 護箱及 ATI 設施屏蔽模型，由 Trillo 核電廠提供之 ORIGEN 模組計算完的用過核子燃料射源項，提供初始能譜，再使用 GRAVEL 和 MAXED 進行中子能譜反解。圖 3.3 註記對 ATI 設施內外作量測，內部作兩次波納球能譜儀量測，分別放置於近期貯存的四組護箱中心點 (熱護箱組)，另一組置於運轉初期就貯存的四組護箱中心點 (冷護箱組)。LB6411 在每四組護箱中心點作格點狀量測；外

部，同樣作兩次波納式球能譜儀，在離西側牆中心 1 m 處及南側牆靠貯存護箱中心點 5 m 處，此兩位置已提前測量應為劑量高點。LB6411 則分別沿著北側、西側、南側牆作量測，及置於西側牆不同距離作天空散射影響量測。

圖 3.4 為波納式球能譜儀量測中子通量率及中子周圍等效劑量結果，左側為中子通量率，左上為兩種對照組通量率結果，左下為各能譜通量率所佔的比例，可以發現兩種對照組其間，熱護箱組與冷護箱組類似 (fast: 18 %、epithermal: 56 %、thermal: 26 %)、西牆組與南牆組也類似。右側為中子周圍等效劑量，發現兩對照組其劑量貢獻佔比增長皆主要來自快中子，快中子為最主要的劑量貢獻，在 ATI 內部，快中子劑量率佔比 80 %，但在通量率佔比僅 18 %。

此文獻所述的 ATI 設施採用金屬護箱搭配混凝土建物，與本研究考慮之標的物類似，其輻射場特性量測與分析結果可提供本研究參考，該論文所使用的儀器設備與量測方法也可供國內未來設施實測參考。

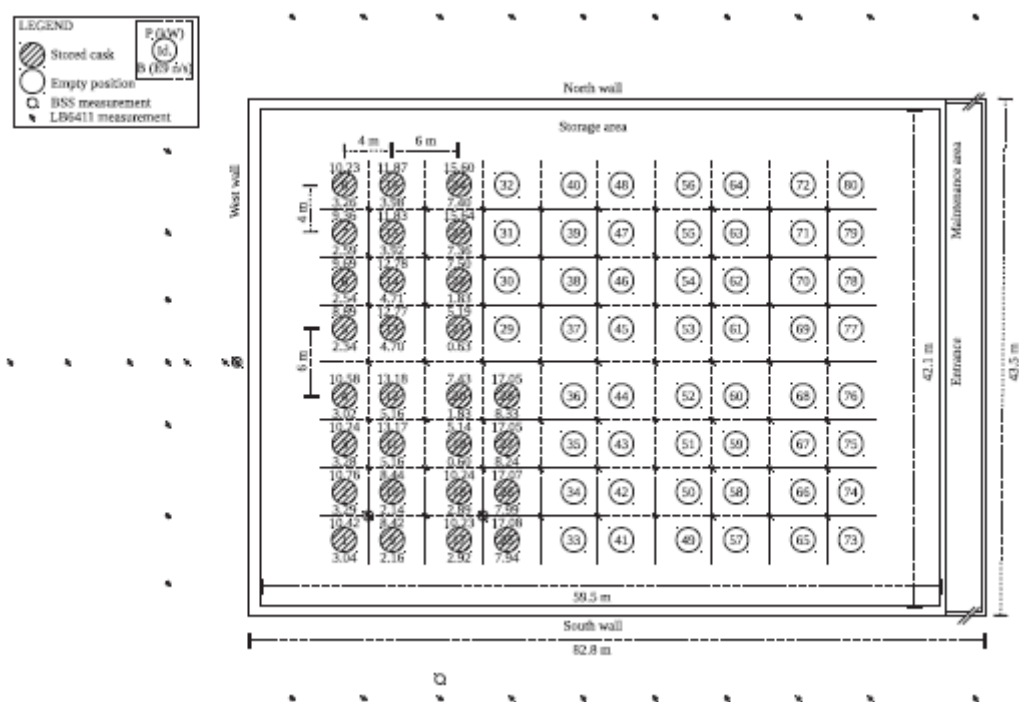


圖 3.3、ATI 設施配置及量測點示意圖[6]

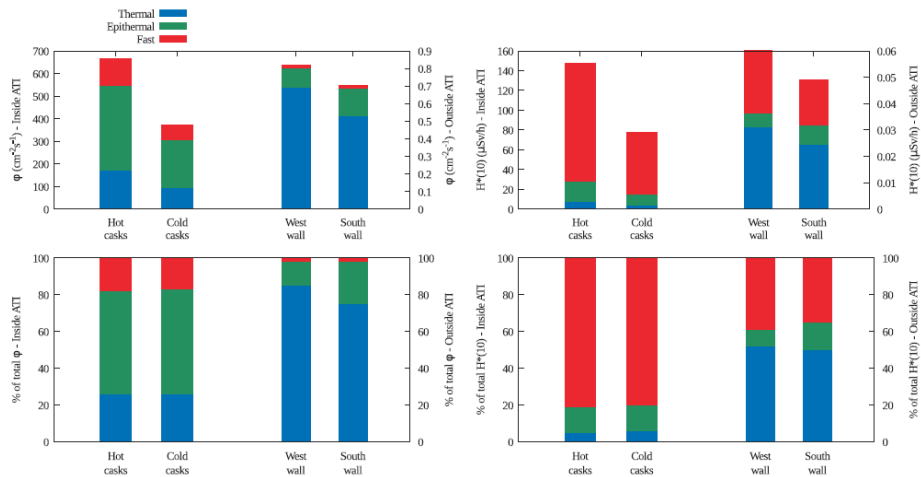


圖 3.4、波納式球能譜儀在 ATI 內外量測中子通量率及周圍等效劑量[6]

上述兩篇論文，第一篇文獻著重於屏蔽分析劑量評估計算，提供相關蒙地卡羅模擬時需注意的事項；第二篇論文對室內乾貯設施進行實際中子輻射場特性分析量測，提供未來國內實際要進行熱測試量測時之實務參考依據。針對今年度計畫的主要目標：如何區分乾貯設施輻射劑量貢獻來源與路徑？亦蒐集下列幾篇文獻，其相關資訊有助於提升我們對於乾貯設施周遭輻射場特性的瞭解

本團隊 109 年研究計畫成果針對設施影響效應探討，其中建議在進行設施周遭劑量率分析前，先行進行護箱表面劑量率分析以利後續輻射特性探討[7]。延伸閱讀蒐集的第三篇論文為美國 Gao 等人團隊發表的”Radiation Dose Rate Distributions of Spent Fuel Dry Casks Estimated with MAVRIC Based on Detailed Geometry and Continuous-Energy Models”[8]，此篇文獻著重探討應用兩種護箱屏蔽模型（詳細結構和均質化結構），考慮不同的輻射粒子作用截面（多能群粒子截面與連續能量粒子截面），呈現在 TN-32 金屬護箱周遭劑量率分布評估之正確性與蒙地卡羅計算效率的優劣探討，文獻中強調以具有自動化變異係數降低功能的 SCALE/MAVRIC 程式來分析實際乾貯護箱此類的深穿透屏蔽問題是非常有效的。作者仔細地比較護箱劑量率分布應用均質化的與詳細結構的用過核子燃料兩種幾何模型和考慮兩種粒子作用截面(V7-200N47G 與 Continuous energy)，發現對於中子劑量率而言，其對於幾何模型差異的依存性是大於粒子作用截面的；對於中子造成的二次光子而言，幾何與作用截面同樣重要；對於佔劑量率貢獻大宗的

(~90 %)燃料光子而言，作用截面重要性更甚於燃料幾何結構。整篇論文的研究流程可參考圖 3.5，包含從射源項計算到四種護箱模擬案例情節劑量率結果比較。該篇論文上述相關成果與經驗值得本研究注意與參考。

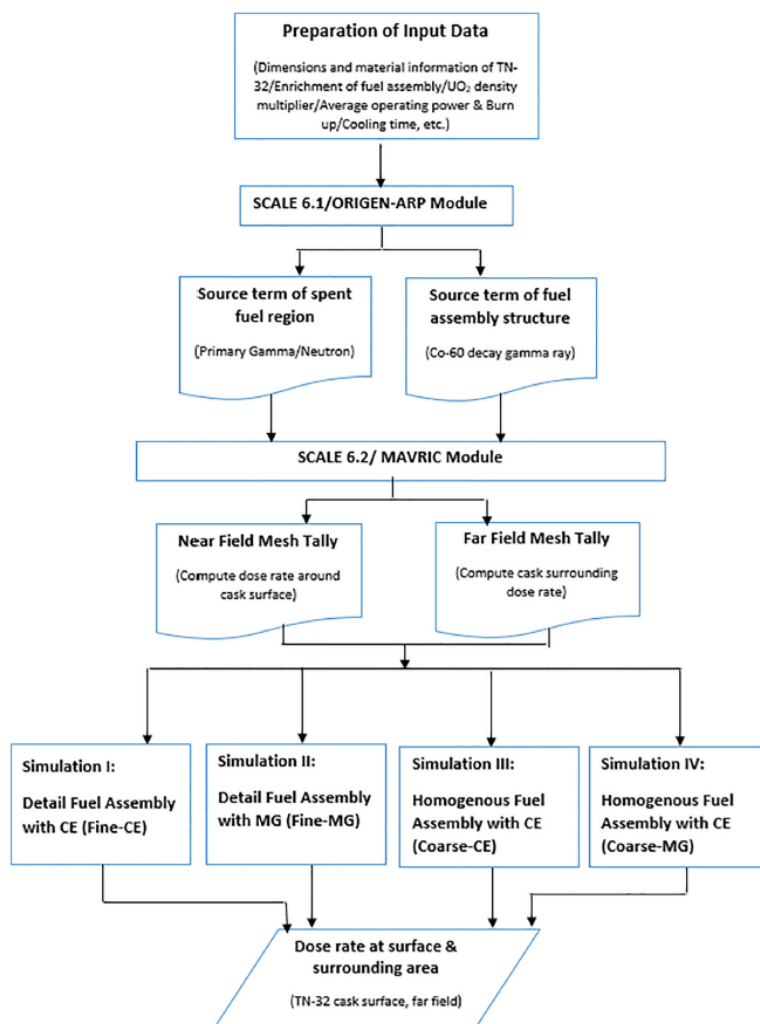


圖 3.5、TN-32 護箱劑量率分析流程[7]

第四篇論文伊朗 Mohammadi 團隊發表的”Shielding Calculation and Criticality Safety Analysis of Spent Fuel Transportation cask in research reactors” [9]，同時考慮研究型反應器的用過核子燃料運送護箱相關之屏蔽與臨界分析，內容包含了用過核子燃料射源、屏蔽與臨界計算。文獻以 ORIGEN2.1 程式作用過核子燃料射源計算，應用 MCNP 程式作屏蔽與臨界計算，結果呈現於圖 3.6，演示如何在同時考慮屏蔽與臨界設計限值下，去評估護箱屏蔽厚度與臨界餘韻(Step length)。該篇

論文同時考量護箱的臨界與屏蔽問題，其所使用的工具程式亦相當典型，其論文表格所列分析結果有機會可以做為比較參考對象。

Table 4
Gamma dose rate parameters along the radial direction from the center of the cask.

Cask body thickness from the center of the cask (cm)	2 m away from the surface (mSv/h)	Error (%)	On the top surface (mSv/h)	Error (%)
15.0	2.10e-1	0.0304	8.60	0.0392
17.0	6.88e-2	0.0225	2.41	0.0462
17.5	5.25e-2	0.0271	1.98	0.0456
18.0	4.00e-2	0.0470	1.16	0.0482

Table 5
Gamma dose rate parameters along the axial direction from the top of the cask.

Cask body thickness from the axial direction of the cask (cm)	2 m away from the surface (mSv/h)	Error (%)	1 m away from the surface (mSv/h)	Error (%)	On the top of the cask (mSv/h)	Error (%)
8	3.49	0.0401	7.73	0.047	2.90e1	0.026
10	1.02	0.023	2.55	0.049	6.85	0.04
12	3.77e-1	0.058	7.30e-1	0.032	2.43	0.038
13	0.09	0.038	4.80e-1	0.014	6.29e-1	0.042

Table 6
Results of criticality multiplication coefficient for various cases.

Step length (mm)	Cask is water-flooded both inside and outside		Cask is water-flooded inside and dry outside		Cask is dry both inside and outside	
	K_{eff}	σ	K_{eff}	σ	K_{eff}	σ
100	0.87408	0.00073	0.87462	0.00069	0.026	0.0004
110	0.80511	0.00072	0.80437	0.00065	0.024	0.00003

圖 3.6、屏蔽與臨界計算分析案例結果[9]

天空散射 (Skyshine)為室內乾貯設施劑量率貢獻路徑的一部份，如何對天空散射作評估是一個重要的議題，本團隊蒐集了一篇較早期的美國研究者 Shultis 發表文獻” Hybrid Skyshine Calculations for Complex Neutron and Gamma-Ray Sources” [10]，其提出兩段式混合方法來評估遠離射源後之中子和加馬射線的天空散射劑量，第一段為利用詳盡地遷移計算程式 (MCNP)來考慮對能量和角度具有依存性的射源輻射逃逸至大氣的情況，第二段形成一有效點射源以積分射束方法 (Integral line-beam method)來評估輻射遷移至距離射源 2500 m 外之結果。文獻最後以 TN-68 護箱為演練案例，比較兩段式混合方法和 MCNP 程式在天空散射劑量率評估結果，兩者差異很小。其中，MCNP 程式是藉由先進行護箱總劑量評估(直接+天空散射+地面散射)，再考慮另一次的模擬將護箱上部的空氣由完美

的吸收體作取代來得到直接+地面散射兩者劑量率和，以兩次模擬的劑量差異來間接評估天空散射劑量（參考圖 3.7），此一關鍵計算概念值得本研究參考引用。

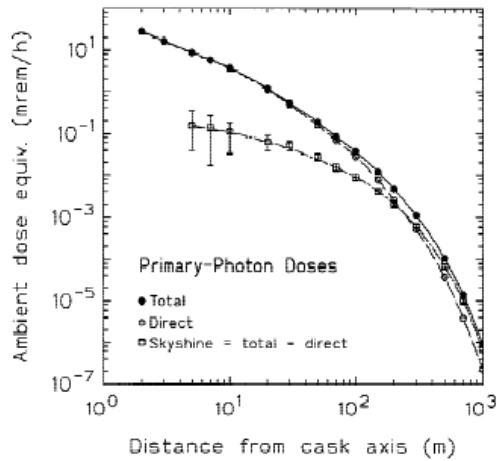


Fig. 4. Results of an MCNP analysis for primary gamma-ray doses from the TN-68 cask.

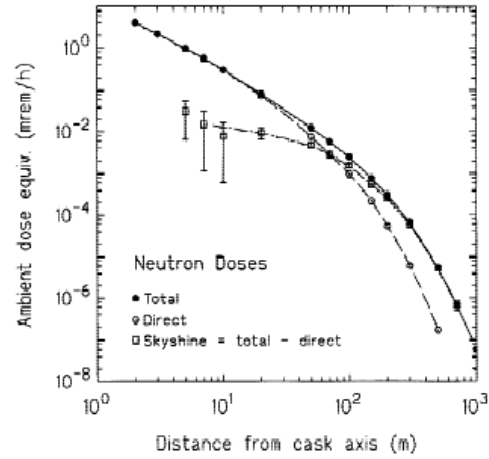


Fig. 5. Results of an MCNP analysis for neutron doses from the TN-68 cask.

圖 3.7、TN-68 護箱 MCNP 中子與伽馬射線劑量率分析結果[10]

最後一篇為混合式輻射遷移計算的回顧文獻，由美國的 Munk 和 Slaybaugh 研究者發表的”Review of Hybrid Methods for Deep-Penetration Neutron Transport”[11]，文獻內先總結各種蒙地卡羅法的變異數降低技巧，並提及在蒙地卡羅法中如何自動化地應用上述方法。接著討論中子遷移方程式中變異數降低技巧、粒子重要性與伴隨解間的關係，衍伸到變異數降低技巧如何由理論到實際應用在核子工程界的商業軟體。現今，Consistent Adjoint-Driven Importance Sampling (CADIS) 理論和 Forward-Weighted Consistent Adjoint-Driven Importance Sampling (FW-CADIS)理論被視為處理輻射相關深穿透問題的黃金法則，兩理論應用伴隨通量來產生應用於蒙地卡羅輻射遷移計算內的變異數降低技巧參數。此外，文獻內也整合了蒙地卡羅模擬中與角度相關的變異數降低技巧。該篇回顧論文最後彙整分析各式應用混合式輻射遷移計算方法的優化案例作為讀者參考，相關成果與經驗值得深入學習。

總結蒐集的六篇論文內容如下：

- (1) Radulescu et al. (2018)：屏蔽分析與劑量評估計算方法與工具，可提供本計畫相關蒙地卡羅模擬計算學習參考與注意事項。
- (2) Campo et al. (2018)：室內乾貯設施中子輻射場特性量測，提供未來國內實際進行熱測試時輻射量測之參考依據。
- (3) Gao et al. (2018)：強調以具有自動化變異數降低功能的 SCALE/MAVRIC 程式分析乾貯護箱屏蔽問題的優勢。
- (4) Mohammadi et al. (2016)：同時考慮研究型反應器的用過核子燃料運送護箱相關之屏蔽與臨界分析，內容包含了用過核子燃料射源、屏蔽與臨界計算。
- (5) Shultis and Kenneth (2000)：提出兩段式混合方法(先以 MCNP 詳細模擬形成有效點射源)評估設施外中子和加馬射線的天空散射效應。
- (6) Munk and Slaybaugh (2019)：混合式輻射遷移計算的整體回顧與建議。

後續發展乾貯設施輻射劑量貢獻分析模式，將參考上述六篇文獻內提及相關蒙地卡羅模擬應注意事項，採用應用 FW-CADIS 理論的 SCALE/MAVRIC 程式進行有效的模擬分析。其中，文獻(5)為分析天空散射效應，藉由兩種案例計算結果相減來代表天空散射，再加上參考自高能加速器領域評估設施外中子天空散射劑量 Oh et al. (2016)和 Liang et al. (2020)的兩篇論文[14, 15]，藉由各假設案例結果作加減後呈現各輻射路徑之劑量貢獻，詳述於 4.4 節內容。

第四章、室內乾貯設施輻射劑量貢獻分析模式建立

本章架構安排如下：4.1 節將確立假想設施研究標的資訊，包含用過核子燃料、假想護箱及假想設施；4.2 節對本研究屏蔽分析計算採用的用過核子燃料射源項作描述；4.3 節將依 4.1 和 4.2 節所述建構護箱屏蔽分析模型與設施屏蔽分析模型；4.4 節將已建構好之屏蔽分析模型用於確立有效區分室內乾貯設施周遭不同路徑輻射貢獻的分析模式。

4.1 假想設施資訊

為了提升國內大型室內乾貯設施屏蔽分析技術的精進，本研究目標是建立一套可有效區分上述不同路徑輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射)的分析模式，以利未來平行驗證與審查支援的應用。本研究團隊參考台電公司的核能一廠除役計畫環境影響評估報告書[12]及其他相關資訊，確立計畫中用於演練大型室內乾貯設施輻射屏蔽安全分析研究的假想設施資訊。本研究所確立之假想設施的幾何材料特性與未來國內實際室內乾貯規劃無關，讀者不應直接引述相關數據與其它設施結果或法規限值進行比較，本研究僅著重於技術能力的建立以及觀察分析結果的特性與趨勢。本計畫確立之假想研析標的，可分為用過核子燃料、貯存護箱以及室內乾式貯存設施建物三個部分，以下分別描述。

4.1.1 研究標的用過核子燃料

研究標的用過核子燃料，以參考自台電公司核一廠用過核子燃料乾式貯存設施安全分析報告[1]，設定其燃料束為 GE 8×8-1 型式，²³⁵U 初始濃縮度為 1.9 (FN)-3.25 (FG) wt%，最大燃耗度為 36,000 MWD/MTU，在用過燃料池中最少冷卻 10 年。本研究重點在於探討護箱與設施的屏蔽分析方法精進，標的燃料假設已適用於室內乾貯設施輻射特性分析探討，非作為演練實際乾貯設施屏蔽安全分析報告

內容，此射源內容具有沸水式用過核子燃料輻射源特性，足以符合本研究目的。

4.1.2 假想貯存護箱

本研究之假想貯存護箱為一金屬護箱，內可裝填 68 束用過燃料束，其護箱外型簡圖參考如圖 4.1 所示[13]，尺寸大小如圖 4.2 所示，其為金屬護箱，由多功能用途密封鋼筒(multi-purpose canister, MPC)包覆於外包裝 (Overpack)金屬容器內，由內而外分別為 MPC(主要材質為不鏽鋼)、內殼、外殼、加馬吸收材 (主要材質為碳鋼)與中子吸收材 (Holtite-A)，其設計特色為外圍加馬屏蔽層可依設計需求，逐層包覆以達設計所需之輻射屏蔽需求。金屬護箱內部密封鋼筒(Canister)的幾何與材質設定將用過核子燃料束作均質化，依其燃料特性均勻化為四區，上端板區(UEF)、充氣區(Plenum)、有效燃料區(Effective Fuel)、下端板區(LEF)，以簡化整體設施分析。

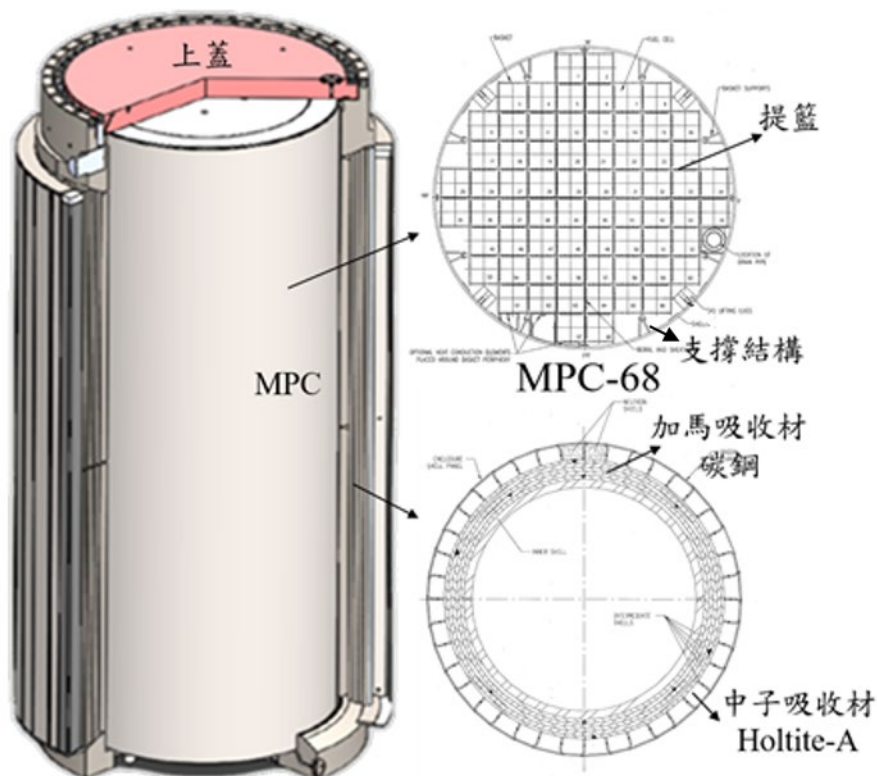


圖 4.1、假設護箱示意圖，(左)主體外觀、(右上)MPC 及(右下)外包裝設計[13]

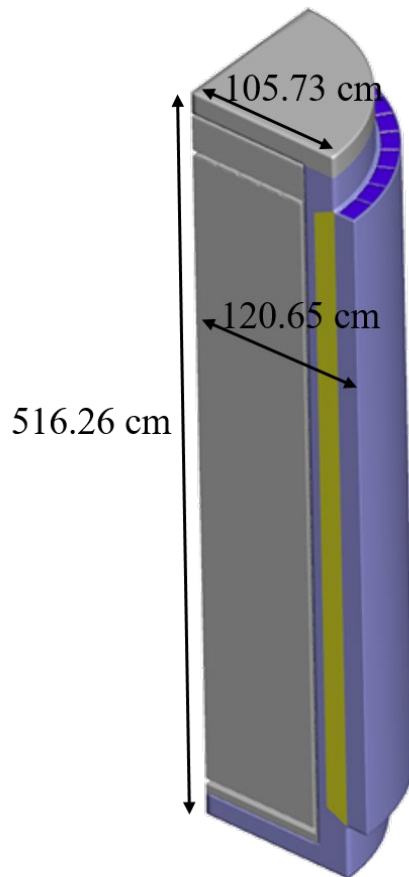


圖 4.2、假設護箱尺寸示意圖

4.1.3 假想貯存設施

參考自台電公司所提出之核能一廠除役計畫環境影響評估報告書[12]及各項公開資訊，假想設施預計可貯存 120 組護箱 (8,160 束用過核子燃料)，主體為混凝土建物，如圖 4.3 和圖 4.4 所示，其長為 60 m、寬為 36 m、煙囪高度為 16 m，側壁厚度為 80 cm，頂部厚度為 40 cm。設施內部設計有 10 區貯放空間，每區可放置 12 組護箱，設施中央留有 5 m 通道，作為運送護箱之走道及機具所需設計，分區間個別設置有 90 cm 厚混凝土牆，協助增強整體設施結構與輻射屏蔽。各區外牆皆有自然對流之進氣通道，煙囪作為出氣通道，通道皆具有迷道設計，避免輻射直接滲流導致過高的輻射。

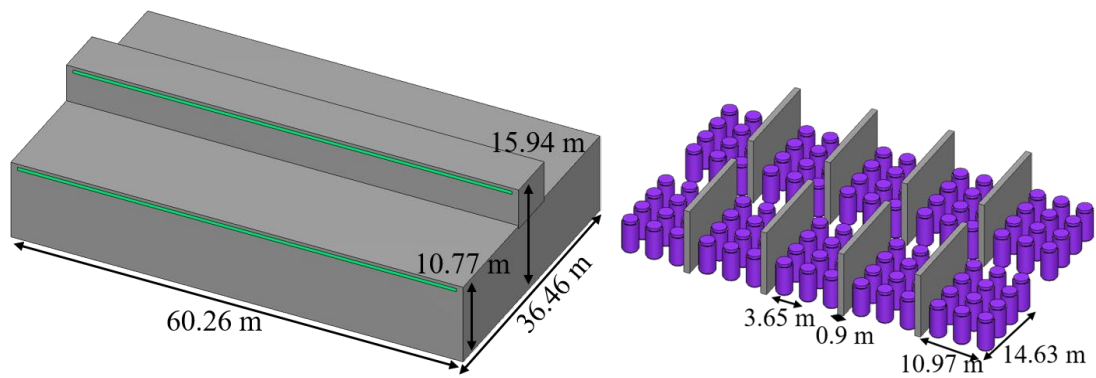


圖 4.3、假想設施外觀、內部尺寸示意

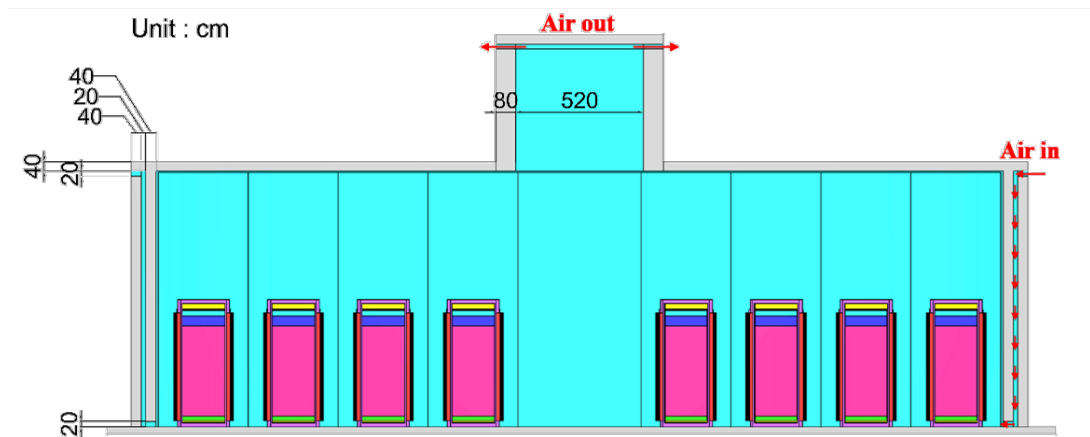


圖 4.4、假設設施剖面示意

4.2 用過核子燃料射源項

4.1.1 節選定之標的用過燃料束型式為 GE 8×8-1，其 ^{235}U 初始濃縮度為 3.25 wt%，燃耗度為 36,000 MWD/MTU，至少冷卻 10 年。參考台電核一廠乾貯安全分析報告內容[1]，假想護箱內部裝載的 68 束燃料射源特性描述如下。

用過核子燃料射源項可分為三種類型：燃料中子(Fuel neutron, FN)、燃料光子(Fuel Gamma, FG)及結構光子(Hardware Gamma, HG)。燃料中子射源絕大部分來自鈾系元素的自發性分裂，另一部分來自鈾系元素經阿伐衰變後的(α, n)反應釋出。燃料光子射源則主要來自分裂產物和鈾系元素衰變放出的加馬射線和 X 射線。結構光子射源主要來自不鏽鋼內含雜質 ^{59}Co 經中子活化後產生之 ^{60}Co ，因燃料位於爐心中其結構將會受到大量中子照射而被活化，在此依據核一廠乾貯安全分析報告內容假設不鏽鋼材質所含的 ^{59}Co 雜質為 1.2 g/kg，考量燃料束各區不鏽鋼含量後，再乘上各區的區域通量比例，此比例同樣參考自台電核一廠乾貯安全分析報告[1]，得到各區結構光子射源。表 4.1 整理出護箱裝填 68 束燃料後的射源強度及整體設施 (120 組護箱)的總射源強度，三種射源能譜及軸向分布如圖 4.5 與圖 4.6 所示。

表 4.1、護箱射源強度(68 束)與設施總射源強度(120 組護箱)

Source	Region	Strength (n or γ /s/cask)	Total Strength of ISFSI(120 casks) (n or γ /s)
FN	Effective fuel	1.364×10^{10}	1.637×10^{12}
FG	Effective fuel	7.568×10^{16}	9.082×10^{18}
HG	LEF	2.367×10^{14}	2.840×10^{16}
	Effective fuel	1.078×10^{14}	1.294×10^{16}
	Plenum	1.307×10^{14}	1.568×10^{16}
	UEF	6.533×10^{13}	7.840×10^{15}
	Total HG	5.405×10^{14}	6.486×10^{16}

註：

FN：Fuel neutron(燃料中子)、FG：Fuel gamma(燃料光子)、HG：Hardware gamma(結構光子)、Effective fuel(有效燃料區)、LEF：Lower-end-fitting(下端板區)、Plenum(充氣區)、UEF：Upper-end-fitting(上端板區)

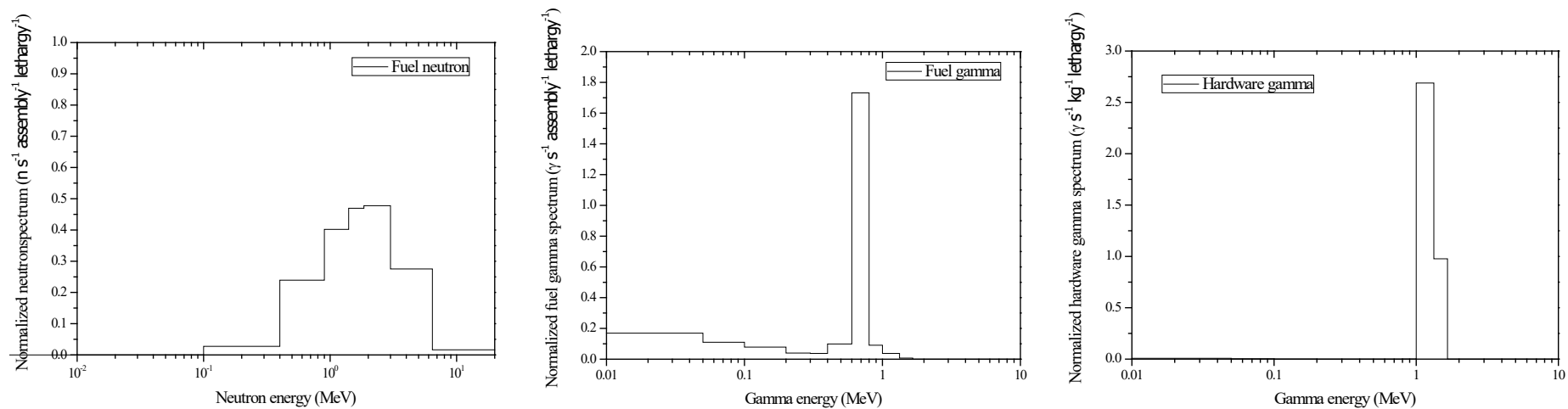


圖 4.5、(左)燃料中子、(中)燃料光子與(右)結構光子能譜

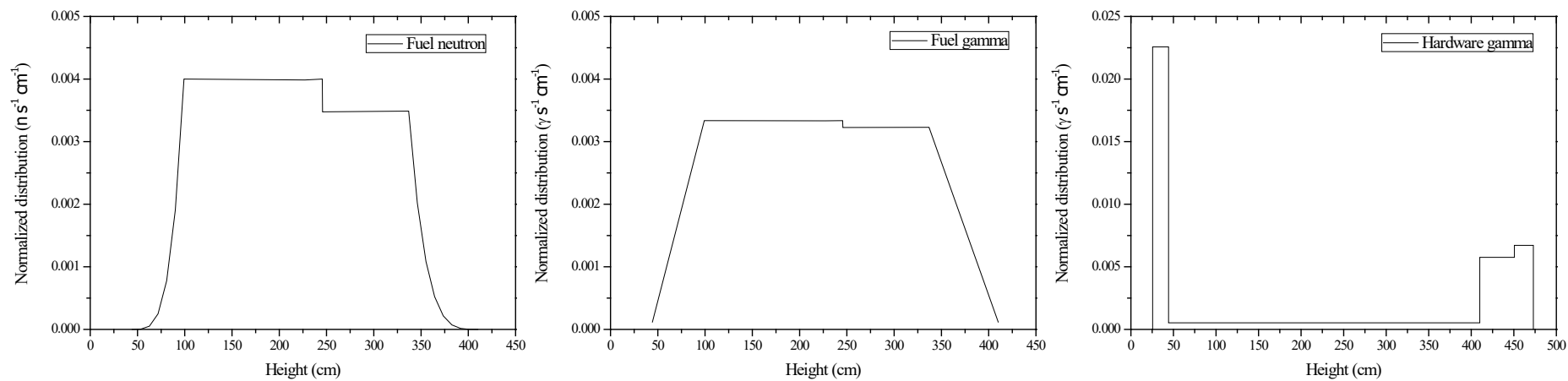


圖 4.6、(左)燃料中子、(中)燃料光子與(右)結構光子軸向分布

4.3 屏蔽分析模型

本節依據 4.1 與 4.2 節之資訊建立應用於 MAVRIC 程式的屏蔽分析模型，4.3.1 節為金屬護箱屏蔽分析模型，4.3.2 節為假想設施屏蔽分析模型。

4.3.1 護箱屏蔽分析模型

參考自圖 4.1 至圖 4.2，建構本研究所需之金屬護箱屏蔽模型，高 5.2 m，直徑 2.4 m，如圖 4.7 所示。護箱側邊主要光子屏蔽為多層次金屬結構堆疊而成的外包裝殼層，環繞於外包裝最外層外的中子吸收材 (Holtite-A) 為側邊主要中子屏蔽，僅位於護箱側邊中段區域，因此護箱模型表面劑量率分布高點應位於側邊上下兩端區域。頂部區域以一次蓋與二次蓋設計作為主要屏蔽，底部區域具有一完整金屬底座。

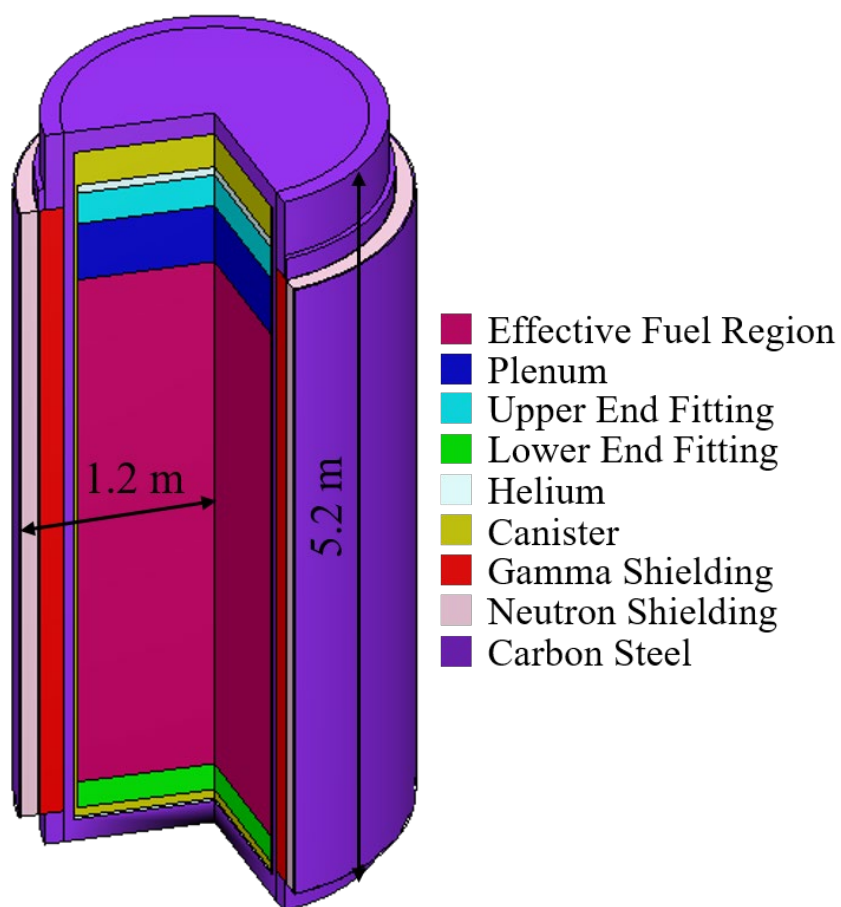


圖 4.7、假想金屬護箱屏蔽分析模型

4.3.2 設施屏蔽分析模型

依據 4.3.1 節建構之假想護箱屏蔽模型，考量兩護箱間最小配置距離為 3.65 m，依此資訊，將護箱模型以 3×4 方式排列，建置單廳結構，分兩排排列，建置共有 10 廳之乾貯設施，中間留有 5 m 之通道，且廳與廳間保有 90 cm 之混凝土牆壁，整體配置如圖 4.8。設施外部建築為混凝土建物，側壁厚度為 80 cm，頂部厚度為 40 cm，長邊留有進氣通道且具有迷道設置，經各廳散熱後，由具有簡易遮蔽的煙囪流出，皆避免直接的輻射滲流。各廳內高度為 2 倍護箱高，中間走道為 3 倍護箱高，以利護箱運送相關作業進行。

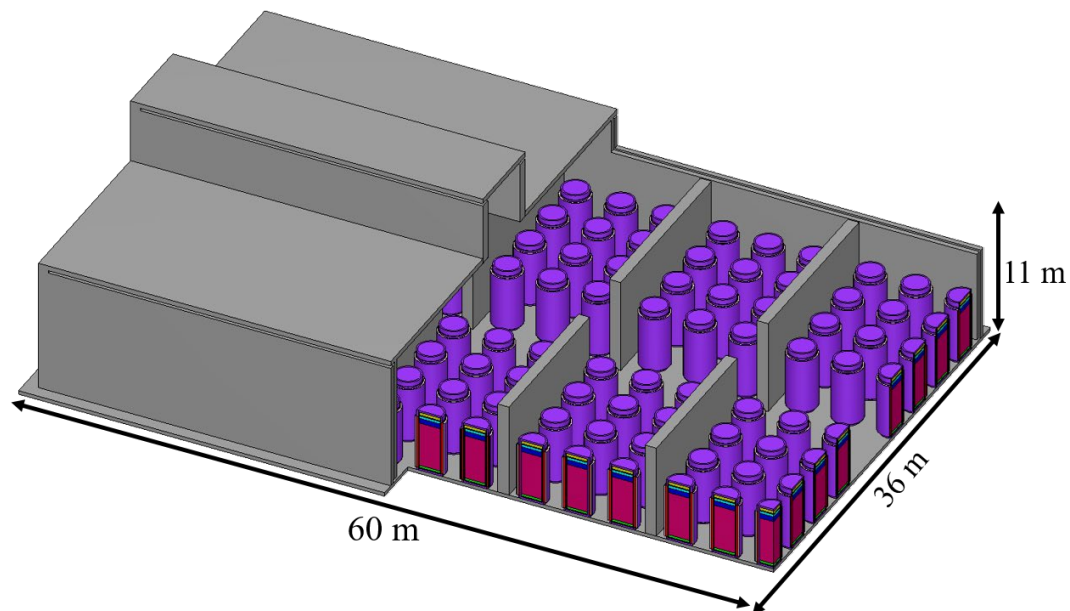


圖 4.8、設施屏蔽模型示意

4.4 室內乾貯設施輻射劑量貢獻分析模式

室內乾貯設施的輻射安全分析相當複雜，需同時考慮複雜的屏蔽幾何與用過核子燃料射源，輻射遷移過程還需同時考慮深穿透、輻射滲流、及天空散射等不同的劑量貢獻路徑。基於本團隊過往的研究與經驗累積，我們決定採用混合式輻射遷移程式 SCALE/MAVRIC，該程式應用 CADIS 理論，結合決定論法與蒙地卡羅法兩者的優點，以簡易的伴隨遷移計算，自動化地產生適用於三維蒙地卡羅程式的權重射源分布及粒子權重地圖，來優化蒙地卡羅程式的計算效率。上述程式具備有在短時間內能快速驗證困難輻射屏蔽相關計算的能力，正適用於乾貯設施此類的輻射分析案例。

本研究目的為提升國內大型室內乾貯設施屏蔽分析技術的精進，目標是建立一套可有效區分上述不同路徑輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射)的分析模式，以利未來於平行驗證或審查相關之應用。應用 MAVRIC 程式，搭配本研究新提出的區分不同路徑輻射貢獻的分析模式案例，將能以簡單的五次蒙地卡羅案例情節計算，區分出輻射滲流、直接穿透輻射、天空散射、地面散射和多次散射等途徑，對各輻射途徑特性的深入了解有利於室內乾貯設施屏蔽設計的優化與安全審查確認。

本研究新提出的一套可有效區分不同路徑輻射貢獻(直接穿透、輻射滲流、天空散射)的分析模式，主要想法參考自高能加速器領域評估設施外中子天空散射劑量 Oh et al. (2016)和 Liang et al. (2020)的兩篇論文[14, 15]，在此擴充延伸此兩篇論文提出的中子天空散射評估方法，特別增加輻射滲流的路徑，考慮高能電子加速器與室內乾式貯存設施的輻射場差異，修改分析評估案例設計，來達成本計畫研究目標。

圖 4.9 為本研究新提出的區分不同路徑輻射貢獻案例設計(直接穿透、輻射滲流、天空散射)，原來的兩篇論文中僅考慮輻射源有直接穿透、天空散射、地面散射和多次散射(multishine)等四種途徑，本研究為將對室內乾貯設施輻射場特性

分析重要的進出氣口迷道輻射滲流途徑納入考量，重新設計分析模式案例：Case0 為室內乾貯設施正常屏蔽分析情節，混凝土建物進出氣通道具有迷道設計，且同時考慮設施週遭環境具有空氣和土壤；Case1 為室內乾貯混凝土建物不具有進出氣通道（堵住通道），但仍同時考慮週遭環境具有空氣和土壤；Case2 為室內乾貯混凝土建物不具有進出氣通道，且建物煙囪高度以上之空氣被真空材質取代，建物底下也不考慮土壤同樣以真空材質取代；Case3 為室內乾貯混凝土建物不具有進出氣通道，有考慮週遭環境之空氣，不考慮建物底下之土壤以真空材質取代；Case4 為室內乾貯混凝土建物不具有進出氣通道，不考慮建物煙囪高度以上之空氣以真空材質取代，有考慮土壤。上述的真空材質設定區域代表輻射粒子到達該位置後即不再發生作用，代表將不會再對有興趣區域造成劑量率貢獻。（土壤和空氣材料設定參考自核一乾貯設施安全分析報告[1]）

室內乾貯設施各輻射劑量貢獻途徑的評估方式彙整定義與運算模式如下，其中輻射滲流、直接穿透、天空散射、地面散射以及多次散射等不同路徑的貢獻可於各案例評估結果加減運算得到：

$$\text{輻射滲流(Radiation Streaming)} = \text{Case0} - \text{Case1}$$

$$\text{直接穿透(Direct Penetration)} = \text{Case2}$$

$$\text{天空散射(Skyshine)} = \text{Case3} - \text{Case2}$$

$$\text{地面散射(Groundshine)} = \text{Case4} - \text{Case2}$$

$$\text{多次散射(Multishine)} = \text{Case1} - \text{Case3} - \text{Case4} + \text{Case2}$$

$$\begin{aligned} \text{總劑量率} &= \text{輻射滲流} + \text{直接穿透} + \text{天空散射} + \text{地面散射} + \text{多次散射} \\ &= (\text{Case0} - \text{Case1}) + (\text{Case2}) + (\text{Case3} - \text{Case2}) + (\text{Case4} - \text{Case2}) + \\ &\quad (\text{Case1} - \text{Case3} - \text{Case4} + \text{Case2}) \\ &= \text{Case0} \end{aligned}$$

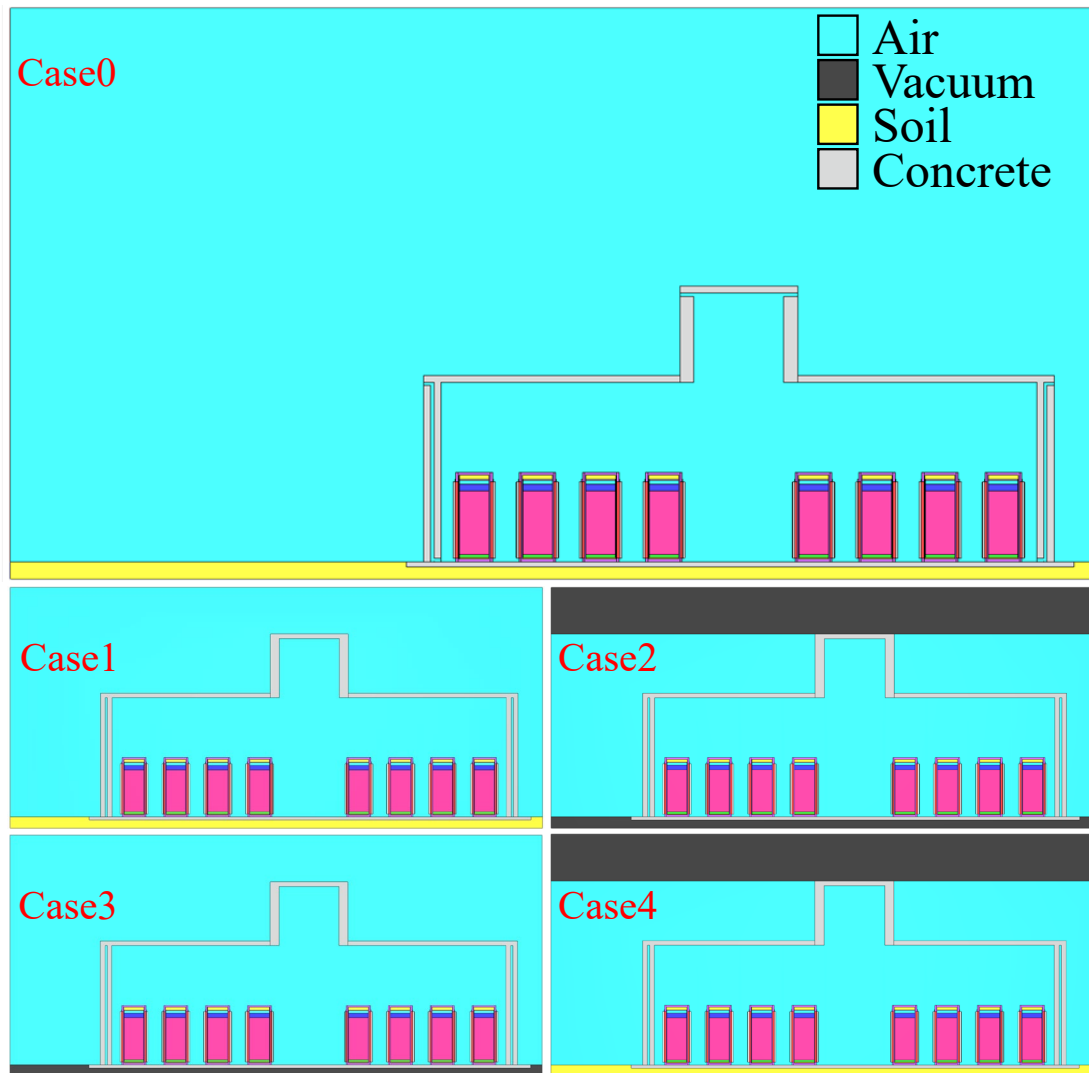


圖 4.9、區分室內乾貯劑量貢獻分析模式案例設計模型

以下將對各案例情境作說明：

Case0 為室內乾貯設施正常屏蔽分析情節，屏蔽模型示意圖請參考圖 4.10 和圖 4.11。其中，圖 4.10 為依實際比例縮小模型，而圖 4.11 為圖 4.9 中 Case0 情境示意圖，在圖 4.9 中為凸顯各情節案例設計上的差異，對模型示意圖比例作調整，非實際模型尺寸。Case0 為設施正常屏蔽情節，貯存建物包含進出氣通道且具有迷道設計，評估設施至周遭 100 m 處劑量率分布，屏蔽模型包含設施周遭天空空氣層至 500 m 處高度，先前已測試過不同的空氣層高度為 100 m、200 m、500 m、1000 m、2000 m，在此室內乾貯設施屏蔽模型分析問題，500 m 的空氣層高度已為足夠範圍之假設，屏蔽模型亦包含下方 1 m 尺深度的土壤，參考相關

模擬假設[5]。Case0 案例劑量分布結果，將同時包含輻射滲流、直接穿透、天空散射、地面散射以及多次散射等不同路徑的貢獻，在此作為基準參考案例。後續將區分設施屏蔽模型為三個區塊來進行不同的案例假設：建物上方空氣層、建物高度區間、建物下方土壤層。

Case1 屏蔽模型示意圖參考圖 4.12，此案例建物不考慮進出氣通道，封住原屏蔽模型側牆與煙囪與外部空氣連通處，但仍考慮建物周遭上方空氣與下方土壤區域；Case2 屏蔽模型示意圖參考圖 4.13，此案例建物同於 Case1 不考慮建物進出氣通道，僅考慮建物高度區間空氣層，不考慮建物上方空氣層與建物下方土壤層，在此將建物上下方設定為真空材質，真空材質代表模擬粒子進入到此區域後將不再進行任何作用反應，會直接遷移至問題討論範圍外。

Case3 屏蔽模型示意圖參考圖 4.14，案例建物同於 Case1 不考慮建物進出氣通道，考慮建物上方空氣層和建物高度區間空氣層，不考慮建物下方土壤層(設定為真空)；Case4 屏蔽模型示意圖參考圖 4.15，案例建物同於 Case1 不考慮建物進出氣通道，考慮建物高度區間空氣層與建物下方土壤層，不考慮建物上方空氣層(設定為真空)。

各假設案例劑量率分布結果將參考前述定義公式，來分別計算出輻射滲流、直接穿透、天空散射、地面散射以及多次散射等不同路徑的貢獻，此分析模式有以下幾點假設定義：

1. 設施有無進出氣通道設計(有無堵住通道)的差異為輻射滲流
2. 建物高度區間內的輻射遷移為直接穿透
3. 經由建物上方空氣層散射至目標區域為天空散射
4. 經由建物下方土壤層散射至目標區域為地面散射
5. 多次經由建物上方空氣層或下方土壤層散射至目標區域為多次散射

室內乾貯設施各路徑貢獻劑量率分布結果請參考後續 5.2 節內容。

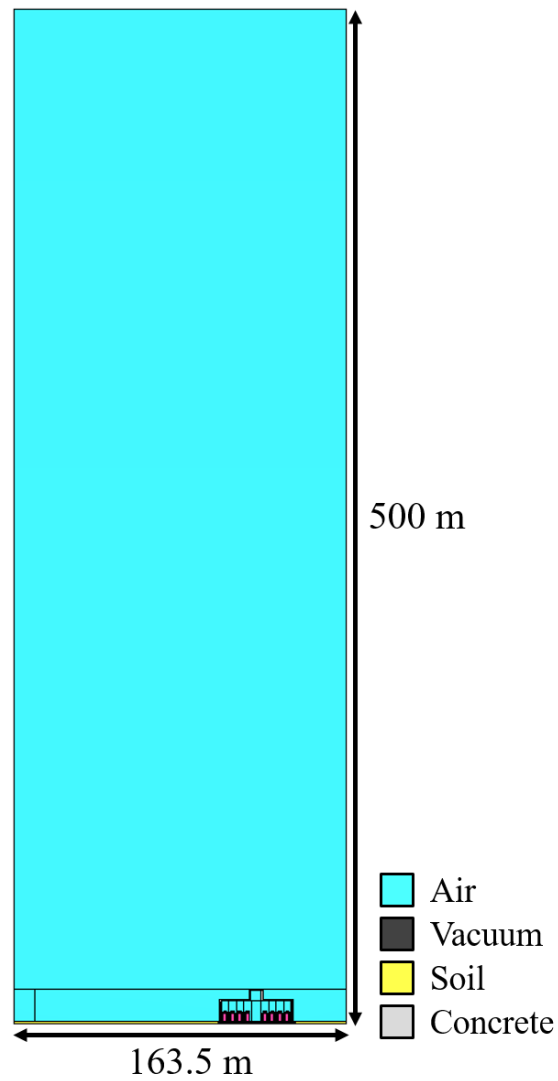


圖 4.10、Case0 案例屏蔽模型(實際尺寸)

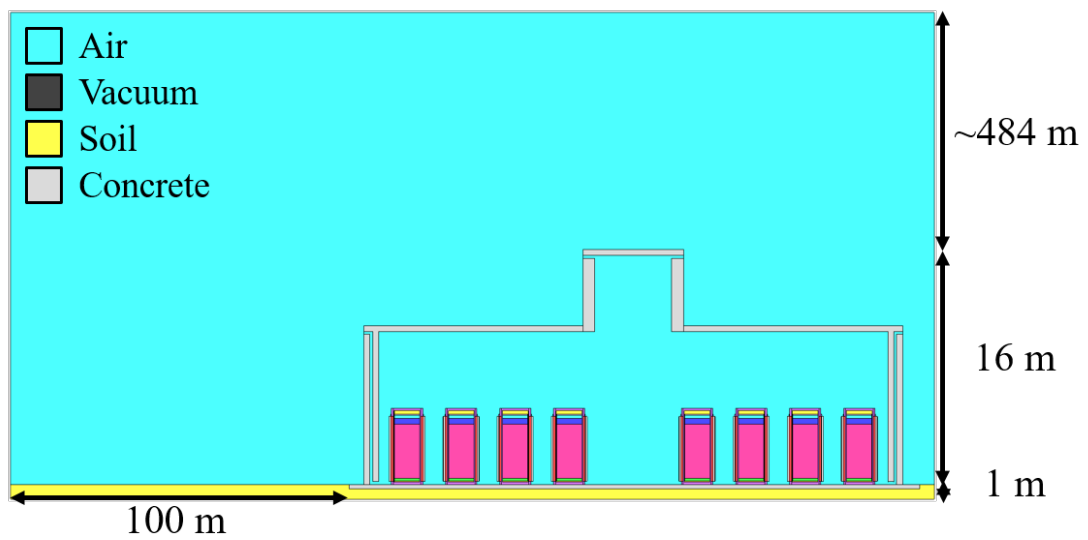


圖 4.11、Case0 案例屏蔽模型示意圖

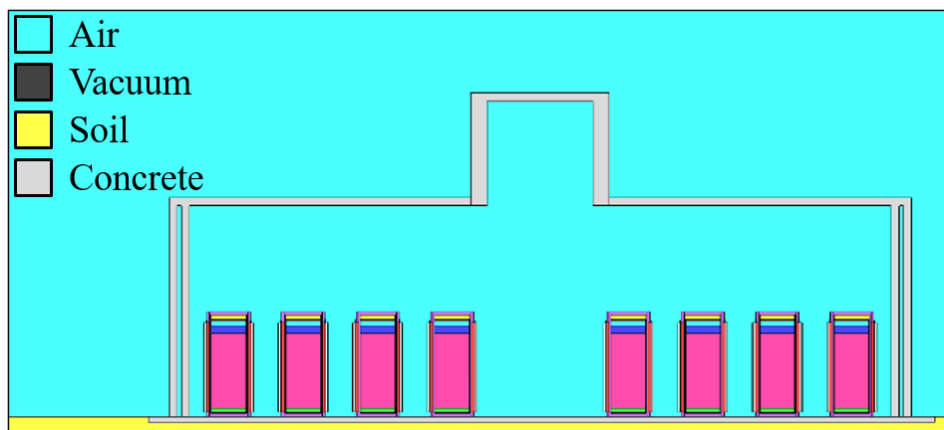


圖 4. 12、Case1 案例屏蔽模型示意圖

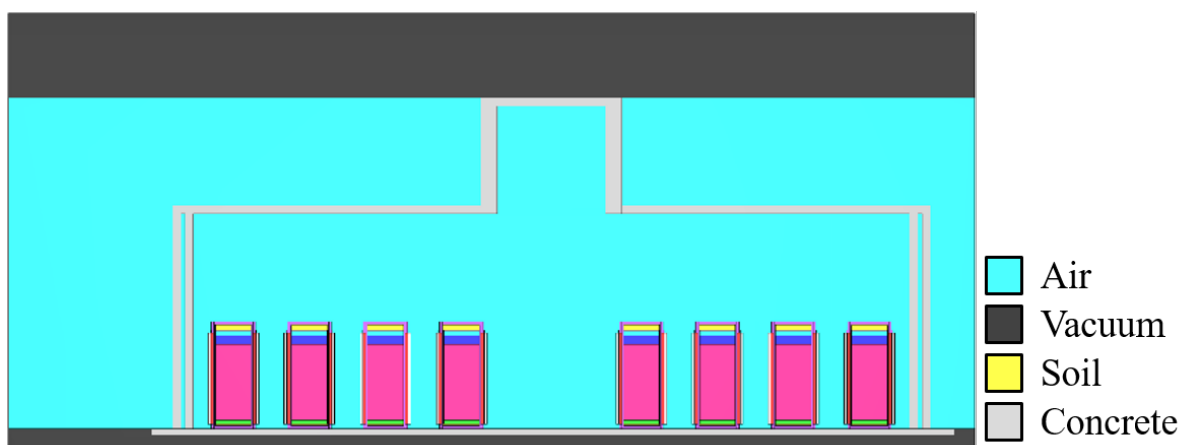


圖 4. 13、Case2 案例屏蔽模型示意圖

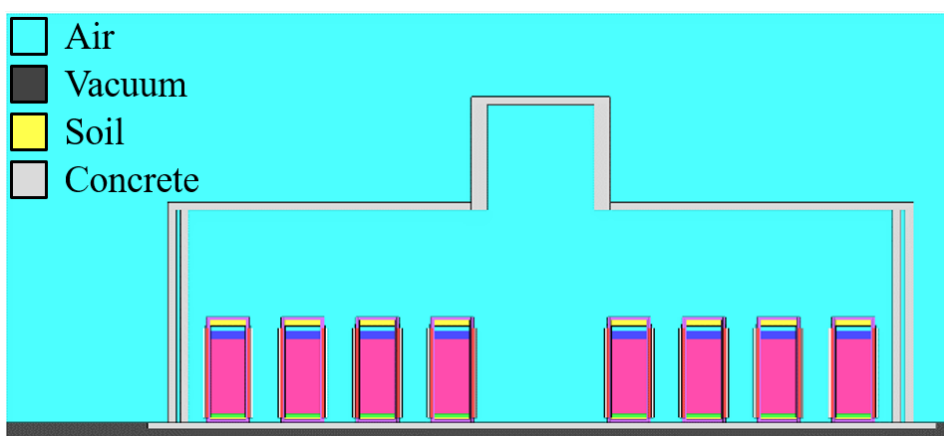


圖 4. 14、Case3 案例屏蔽模型示意圖

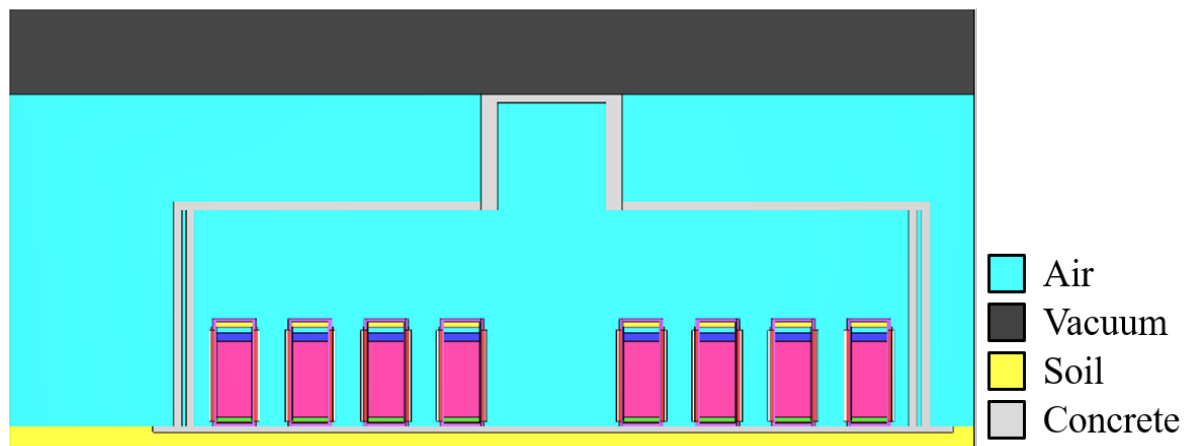


圖 4. 15、Case4 案例屏蔽模型示意圖

第五章、室內乾貯設施廠界關鍵群體及設施工作人員之輻射劑量貢獻研析

本章將依據第二章和第四章所述之輻射屏蔽分析方法與建構的屏蔽分析模型進行計算討論，5.1 節為假想貯存護箱表面劑量率分布，此結果將作為乾貯輻射場特性的討論依據；5.2 節為假想設施輻射劑量貢獻討論，以 4.4 節所建立的輻射劑量貢獻分析模式進行分析，區分出假想設施劑量貢獻；5.3 節為關鍵群體與設施工作人員作業案例討論，以 5.2 節之結果進行劑量貢獻研析。

本章節採用的屏蔽遷移計算程式，皆為 SCALE/MAVRIC 序列，v6.2 為其最新版本。此序列套用 CADIS 理論，可自動化地產生並應用具有一致性的權重射源分布及粒子權重地圖參數作為蒙地卡羅程式模擬過程的變異數降低技巧，適合於類比蒙地卡羅計算較困難的輻射遷移問題，改善其蒙地卡羅模擬效率。CADIS 計算理論為先進行一次粗略的決定論格點座標(Discrete Ordinates, S_N)計算，由伴隨通量的分布關係建構粒子權重地圖及權重射源分布，應用於後續的蒙地卡羅模擬，使最終能在合理的時間內得到一相對低誤差範圍的結果。MAVRIC 序列利用 Denovo 功能模組作決定論法計算，產生對應之變異數降低參數用於三維 Monaco 功能模組作粒子遷移模擬。後續分析計算，MAVRIC 控制序列之版本，功能模組，與遷移計算各粒子的作用截面庫資訊如表 5.1 所列。

表 5.1、MAVRIC 程式採用之粒子作用截面資訊

Code package	Hybrid method	Cross-section data
MAVRIC-v6.2.3	S_N (Denovo) + MC (Monaco)	ENDF/B-VII.0 multigroup 27n19g (Denovo) + ENDF/BVII.0 continuous-energy (Monaco)

5.1 假想貯存護箱表面劑量率分布

針對 4.3.1 節建構的金屬護箱屏蔽計算模型，內裝載相同的 68 束標的燃料，射源資訊參照 4.2 節所述，考量同樣的射源強度能譜及軸向分布，作護箱表面劑量率分布探討。在此，MAVRIC 序列採 FW-CADIS 理論，此理論為一延伸的 CADIS 理論，主要差異為 FW-CADIS 會進行兩次決定論法計算後再搭配蒙地卡羅法計算。兩次決定論法有個別的作用，第一次的 S_N 計算目的為決定模擬問題中多個計分區域各自的權重比例，再搭配正常的 CADIS 理論作計算，此方法的優勢為可以使多個計分區域在一次計算內皆能得到較可靠且一致的計分結果。

假想護箱表面劑量率分布，包含兩種計分方式，區域計分 (Region Tally) 和格點計分 (Mesh Tally)。兩者皆採用總徑跡長計量方法 (Total Track Length Estimator) 來定出總粒子通量率，再乘以給定之劑量轉換因子轉成周圍等效劑量。在此，本研究選擇以 ICRP-74 號報告提供的周圍等效劑量轉換因子 (Ambient Dose Equivalent) $H^*(10)$ 作為計分的響應函數值。區域計分，考慮護箱表面的兩個位置：側邊區域計分定義為護箱側邊外 1 cm 處，高度為有效燃料區區間；另一為頂部區域計分定義在護箱頂部 1 cm 處，密封鋼筒涵蓋半徑範圍內。格點計分定義在護箱側邊和頂部表面 1 cm 處，側邊格點計分將每個高度的各方位角作平均，而頂部格點計分將每個半徑的各方位角作平均，參考圖 5.2。

針對假想屏蔽計算模型(圖 4.7)，考量計分位置，將決定論法的伴隨射源定義為包覆護箱表面的區域，如圖 5.1 彩色區塊，目的為迫使後續的遷移粒子能更有效地遷移至護箱表面造成有效計分。Denovo 將假想護箱屏蔽模型切割為 600,000 (100×100×60) 格點，作兩次 (Forward S_N 與 Adjoint S_N) 簡化決定論法計算，格點分布集中於外包封、中子吸收材區域、頂部一次蓋、二次蓋及護箱表面側邊和頂部等粒子遷移變化較劇烈之區域，再連接 Monaco 蒙地卡羅程式作模擬。

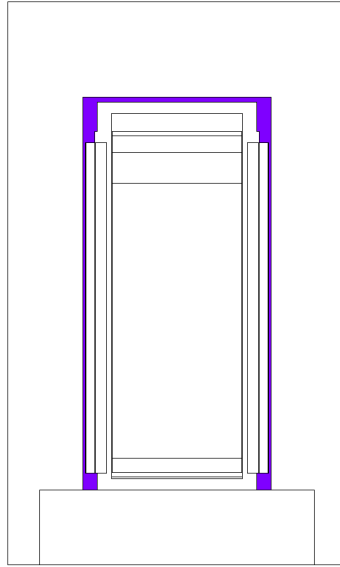


圖 5.1、標的護箱伴隨射源定義位置

本節以個人桌上型電腦 Windows 10 作業系統搭載 3.40 GHz i7-6800K CPU 和 64 GB RAM 進行分析，三個射源案例總計算時間約 20 h，模擬粒子數目與各別計算時間結果如表 5.2。燃料光子與結構光子兩次 S_N 計算約花費 12 min，而燃料中子因需同時考慮中子和光子兩種粒子花費時間較長約 60 min，後續各別再進行蒙地卡羅計算。此處的決定論法計算時間，受案例格點數影響，格點區分越詳細案例幾何與材料特性將更顯著，但對應耗費在 S_N 計算的時間將越長，此過程需依靠使用者經驗作取捨，因主要引入 CADIS 理論的目的為對蒙地卡羅模擬作加速。

表 5.3 為護箱表面側邊與頂部區域計分結果。側邊劑量率貢獻光子大於中子 ($n: 1.21 \times 10^{-1}$, $\gamma: 2.83 \times 10^{-1}$)，而光子部分又各別以 FG 和 FN 為主要貢獻，因側邊區域計分定義為燃料束有效燃料區，而 FG 與 FN 射源僅存於此區域，故此兩者為側邊區域計分主要劑量來源合乎射源位置；頂部劑量率則以中子為主要貢獻 ($n: 4.56 \times 10^{-2}$, $r: 3.23 \times 10^{-3}$)，考量護箱屏蔽模型設定，僅在外包裝外層有設置中子吸收材，頂部屏蔽主體為金屬結構，對光子屏蔽效果較佳，故頂部中子劑量率較高。本次計算分析，除了 FG 的頂部計分，整體護箱表面劑量分布模擬的統計誤差皆小於 1% 以下，參考其能譜圖 4.5，因 FG 主要粒子能量較低約為 0.7 MeV，故加馬粒子較難穿透頂部的多層金屬屏蔽。而蒙地卡羅計算模擬通常以

FOM(Figure of merit)作計算效率量化數值比較，FOM 定義如下公式，R 為結果相對誤差， $T_{simulation}$ 為計算時間，FOM 數值越高代表計算效率越好，反之越差。此案例分析，各射源項在側邊區域計分效率皆優於頂部區域，代表遷移粒子都更容易由護箱側邊遷移至外部造成劑量貢獻。

$$FOM = \frac{1}{R^2 \times (T_{Simulation})}$$

圖 5.2 為格點計分表面劑量率計分位置示意圖，圖 5.3 為假想護箱表面劑量率分布，圖 5.3 左為護箱側邊，圖 5.3 右為護箱頂部。護箱側邊劑量率分布，光子劑量率貢獻皆大於中子，護箱上下兩端劑量率較高，特別是底部。考慮假想屏蔽模型設定，護箱側邊中間區段具有多層金屬屏蔽與中子吸收材夾層，故護箱上下兩端為屏蔽較薄弱處；護箱頂部劑量率分布，在密封鋼筒上方呈現平坦分布，以中子為主要貢獻，在密封鋼筒上方與光子在劑量率貢獻的差異約有 1 個量級，在 90 cm 處光子與中子劑量率微降原因為脫離密封鋼筒射源區域，而到 105 cm 處兩者皆有劑量率提升，光子提升特別明顯甚至貢獻超越中子。超過金屬護箱半徑 105 cm 處護箱外側已無加馬屏蔽材，且護箱外屏蔽(中子屏蔽材)僅存在於高度 22-470 cm 處，故對頂部劑量率貢獻會上升，且因中子屏蔽材主要中子有屏蔽作用，故光子貢獻提升更為明顯。護箱表面劑量分布主要與護箱屏蔽設計和射源分布位置相關。圖 5.3(左)側邊劑量率分布，劑量凹谷主要原因受有效燃料區域的 FN 和 FG 射源項軸項分布影響，兩者軸項分布(圖 4.6)主要集中於有效燃料區中間段區域，此為影響劑量主因；圖 5.3(右)頂部劑量分布，密封鋼筒半徑約為 88 cm，此為射源位置範圍，故在半徑約 105 cm 處產生劑量凹谷的主要原因為已逐漸遠離用過燃料射源涵蓋範圍，半徑約 105 cm 處外劑量升高的主因為護箱(圖 5.2)側邊上方屏蔽厚度減少。

圖 5.4 為假想護箱表面劑量率三種加馬射源個別的貢獻，圖左為護箱側邊，圖右為護箱頂部。護箱側邊，在有效燃料區以 FG 為主要貢獻，FN 產生的二次光子次之。三種射源項皆會對護箱側邊光子劑量率造成貢獻，在護箱上下兩端以

HG 為最主要貢獻，其餘兩者之貢獻遠小於結構光子。護箱頂部，結構光子因射源分布關係(相較燃料中子和燃料光子僅位於有效燃料區，結構光子於燃料四區域內皆有分布)最接近頂部計分區域貢獻最高。

表 5.2、假想護箱計算時間

Source	Forward S _N (min)	Adjoint S _N (min)	Total S _N (min)	MC (hr)	Total (hr)
FN(110×2E05)	32.37	27.87	60.24	21.60	22.56
FG(120×1E07)	6.19	5.98	12.18	20.20	20.37
HG(120×1E07)	5.89	6.03	11.93	21.20	21.38

FN: 燃料中子、FG: 燃料光子、HG: 結構光子

Forward S_N: 前向分格法、Adjoint S_N: 伴隨分格法、MC: 蒙地卡羅法

表 5.3、標的護箱區域計分結果

Source		Dose rate (mSv/h)	Error (%)	FOM (/min)
FN	Side n	1.21×10^{-1}	0.20	191
	Top n	4.56×10^{-2}	0.40	48
	Side γ	4.86×10^{-2}	0.12	526
	Top γ	5.05×10^{-4}	0.69	16
FG	Side γ	2.00×10^{-1}	0.05	2750
	Top γ	5.98×10^{-6}	7.91	0.13
HG	Side γ	3.45×10^{-2}	0.10	812
	Top γ	2.72×10^{-3}	0.21	176
Total	Side	4.04×10^{-1}	0.07	559
	Top	4.88×10^{-2}	0.38	18

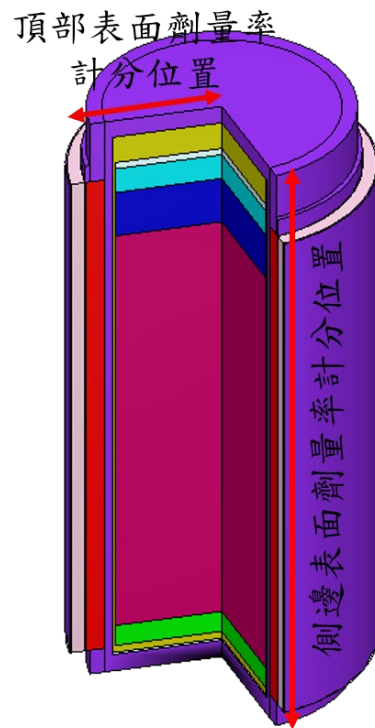


圖 5.2、假想護箱表面劑量率計分位置示意圖

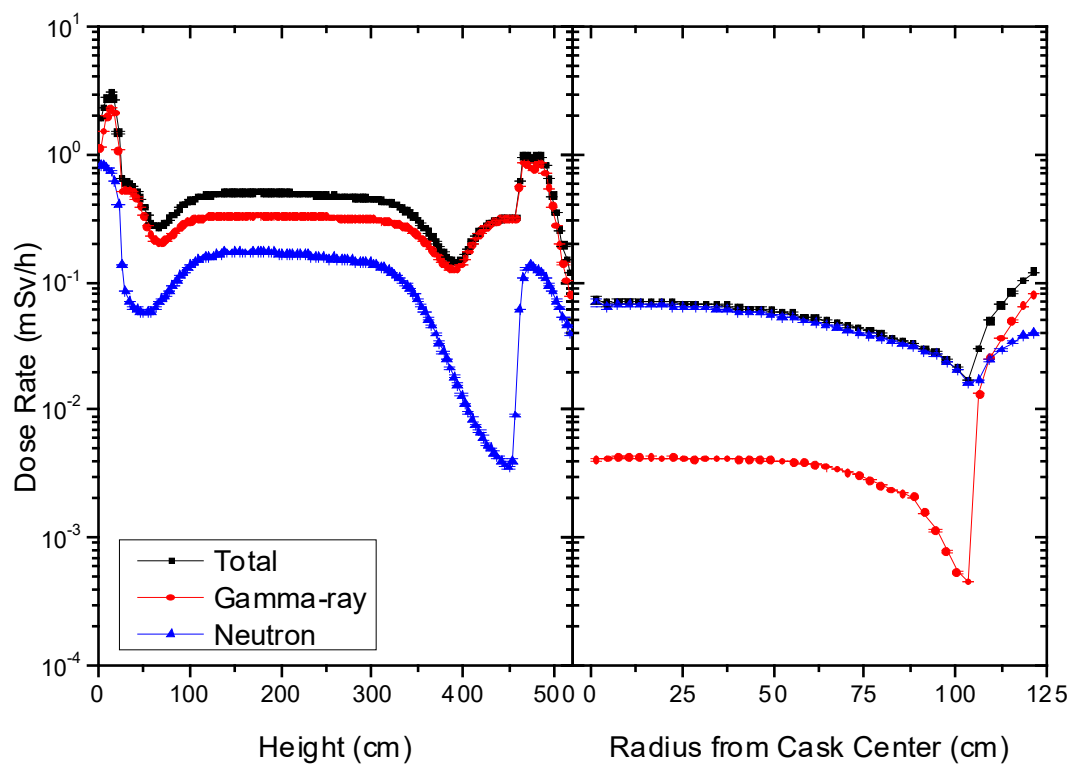


圖 5.3、假想護箱表面劑量率分布，左側邊，右頂部

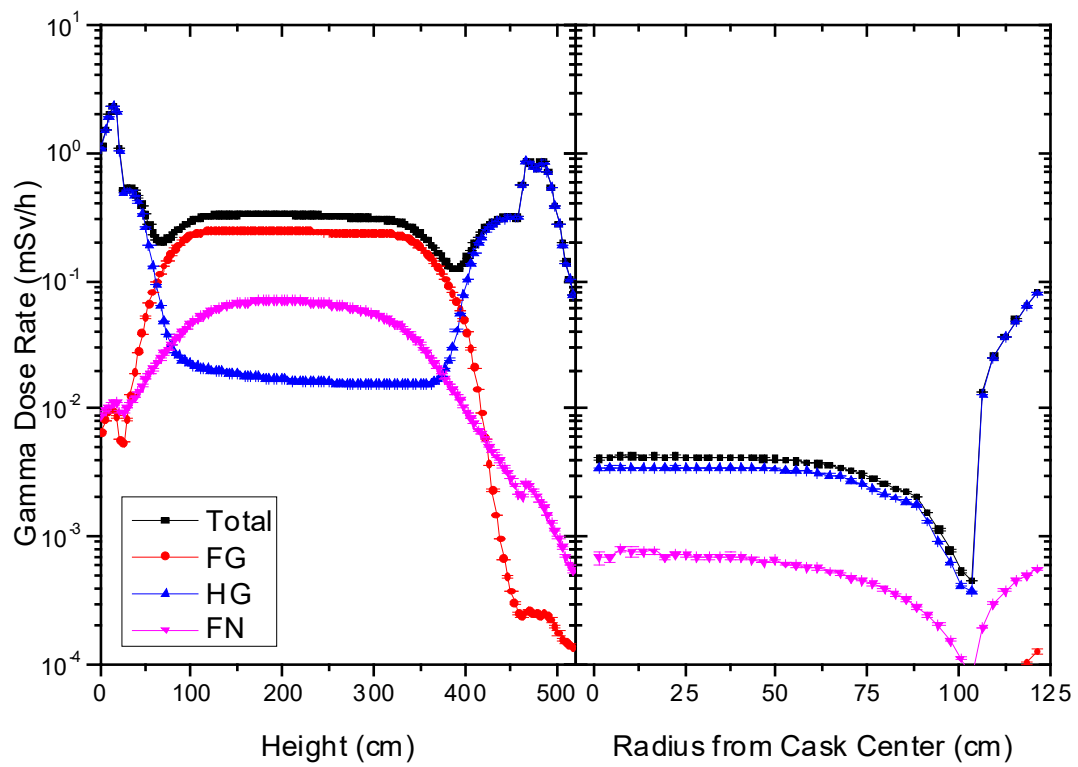


圖 5.4、假想護箱表面劑量率加馬射源貢獻，左側邊，右頂部

5.2 假想貯存設施輻射劑量貢獻

本節將先探討假想乾貯設施周遭劑量率分布(Case0)，再進展到如何以 4.4 節提出的輻射劑量貢獻分析模式(Case0-4)，以多次的蒙地卡羅遷移計算分析來區分假想設施各別的輻射劑量貢獻。

以 4.3.1 節建構的金屬護箱屏蔽分析模型，參照 4.1 節的假想貯存設施資訊，建立 4.3.2 節的設施屏蔽分析模型，共考慮貯存 120 組護箱，各護箱皆考慮三種用過核子燃料射源(FN、FG、HG)，包含同樣的射源強度能譜及軸向分布，設施射源強度參考表 4.1，上述設施屏蔽分析問題涵蓋複雜的幾何設計(護箱與乾貯設施)、複雜射源項(FN、FG、HG)，故整體假想設施的屏蔽分析是一個具有相當困難度的遷移計算問題。

分析乾貯設施周遭劑量率分布，本研究採用 SCALE/MAVRIC 程式，自動化地引入有效的變異數降低技巧，在對應時間限制下得到合理可信任的評估值。以 MAVRIC 程式，應用 FW-CADIS 理論進行計算，將先以 Denovo 程式進行兩次(Forward S_N 與 Adjoint S_N)簡化決定論法計算，將整體乾貯屏蔽分析模型切割為 7,240,640 ($374 \times 242 \times 80$)個格點，將距離設施外 100 m 處區域範圍設定伴隨射源位置(圖 5.5 綠色區塊)，在此問題上僅對乾貯設施南側區域劑量率分布作討論。假想設施周遭劑量率分布，採用格點計分 (Mesh Tally)，以總徑跡長計量方法 (Total Track Length Estimator)來定出總粒子通量率，再乘以給定之劑量轉換因子轉成周圍等效劑量，本研究選擇以 ICRP-74 號報告提供的周圍等效劑量轉換因子(Ambient Dose Equivalent) $H^*(10)$ 作為計分的響應函數值。格點計分考慮範圍為設施外高度 0-2 m 的區間，僅考慮設施南側邊界至設施外 100 m 處，如圖 5.6 所示。

在進行完整的設施周遭劑量率分布探討時，因同時考慮三種射源項，故各案例分析進行三次計算，以分別得到各射源項輻射貢獻。本研究以個人電腦搭載

win7 作業系統，配備 I7-6700K CPU 與 32GB RAM。FN 需考慮兩種遷移粒子，兩次 S_N 計算時間總和約為 8 h(計算時間占比 $< 1\%$)，FG 和 HG 僅考慮光子，兩次 S_N 計算時間總和約為 2 h(計算時間占比 $< 4\%$)，整體蒙地卡羅計算時間控制約於 200 h 左右，呈現劑量率結果統計誤差皆可小於 4 %，除 FG(相對較小的光子能量)約為 10 %。 S_N 計算時間受格點切割影響，問題格點切割越細緻，相對的計算時間也越耗時，但在 CADIS 理論內， S_N 計算的重點在於提供問題粒子遷移的趨勢，依此趨勢對後續的蒙地卡羅模擬作變異係數降低。

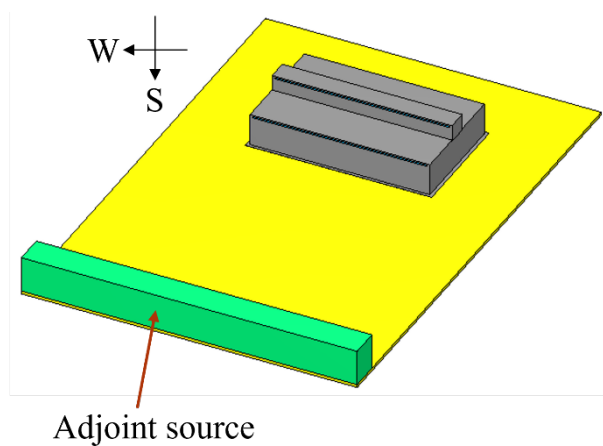


圖 5.5、設施周遭劑量率分布伴隨射源設置位置

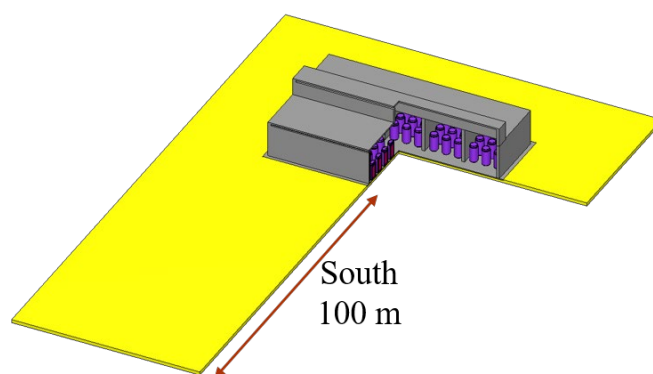


圖 5.6、設施周遭劑量率分布格點計分位置

圖 5.7 為設施周遭劑量率隨距離分布，即為 Case0 的案例計算結果。圖 5.7 左為總劑量率(黑線)、中子劑量率(紅線)、加馬劑量率(藍線)分布，總劑量率由設施邊界為 1.83 mSv/y 衰減至距設施 100 m 處為 0.04 mSv/y，其中設施整體劑量率變化以加馬為主要貢獻，占比約有 80 %。對比 5.1 節護箱側邊表面劑量率分布結果，護箱側邊表面劑量率同樣以加馬為主要貢獻，但因設施建物本身增加更多的混凝土屏蔽，故加馬輻射占比更大。圖 5.7 右為三種射源加馬輻射貢獻，以燃料中子產生的二次光子為最大貢獻(約 74 %)，其次為結構光子(約 23 %)，燃料光子最少(約 3 %)。

4.4 節詳述了設施輻射劑量貢獻分析模式，除了原案例的 Case0 外，設計了 Case1-4 案例，經由公式計算後來區分出輻射滲流、直接穿透輻射、天空散射、地面散射和多次散射等途徑，後續繪圖依序前述途徑對應紅、藍、粉紅、綠、深藍等顏色作呈現。圖 5.8(左)為設施周遭不同輻射遷移途徑劑量率隨距離變化，圖 5.8(右)為設施周遭不同輻射遷移途徑距設施 0、50、100 m 處輻射劑量貢獻比例。圖 5.8 不同輻射遷移途徑不同設施距離變化，皆明顯以輻射滲流與直接穿透輻射貢獻最大，兩者劑量率總和占比超過 75 %。距離設施 0 m 位置，區分輻射滲流、直接穿透輻射、與其他三者，劑量率占比個別約為 50 %、44 %、6 %；距離設施 50 m 位置，輻射滲流、直接穿透輻射、天空散射、地面散射和多次散射個別劑量率占比約為 34 %、42 %、10 %、10 %、3 %，距離設施 100 m 位置劑量率占比與 50 m 處改變不大。

天空散射、地面散射和多次散射劑量曲線，於靠近設施端有劑量逐漸隨距離上升的趨勢，主要原因為本次乾貯設施分析案例有興趣的劑量分析範圍為設施外高度 0-2 m 的區域(0-2 m 為人員所在高度位置)，輻射源從護箱內部向外遷移，經過護箱和建物的屏蔽，要抵達此高度(0-2 m)區域，才會涵蓋於劑量計分的範圍，前述三類散射劑量在此研究定義下(4.4 節)，皆需要一段向設施外側的遷移的距離，才能抵達劑量計分區域，故在近距離(與設施相距)其劑量率會隨距離而增加，

達到某最高值後，才開始呈現一般隨距離衰減的趨勢。以天空散射做說明，輻射粒子需先遷移至高度大於煙囪高度後，再往下散射至建物高度範圍內，並抵達 0-2 m 區域才能被定義為天空散測的貢獻。

圖 5.8 是共同討論設施不同輻射途徑中子和加馬劑量率總和變化，圖 5.9 將分別呈現中子劑量率和加馬劑量率變化。圖 5.9 中子和加馬劑量率相比，明顯地呈現出對劑量率貢獻較大之輻射途徑是不同的。圖 5.9(左)在距離設施 100 m 處，以輻射滲流為最重要貢獻，接續為多次散射、天空散射、直接穿透輻射和地面散射。直接穿透輻射途徑僅在靠近設施屏蔽牆處有較顯著地貢獻，天空散射與多次散射在距設施 10 m 處劑量率貢獻開始大於直接穿透輻射，地面散射輻射貢獻皆為最小值。圖 5.9(右)顯示直接穿透輻射與輻射滲流為最主要的加馬輻射劑量貢獻，天空散射、地面散射與多次散射三種途徑加馬輻射劑量貢獻接近，但相較前兩種重要途徑劑量率占比相對低。

設施輻射劑量貢獻分析模式除了可以提供各途徑的劑量率貢獻，亦可區分出不同途徑不同輻射(中子和光子)劑量率貢獻，也能從中提取出各遷移途徑中子和光子能譜分布。圖 5.10 為各輻射遷移途徑在距離設施 100 m 處中子和光子能譜分布，圖 5.10 由上方先呈現中子和加馬輻射的總能譜，往下依序為輻射滲流、直接穿透輻射、天空散射、地面散射、多次散射能譜分布，其中各能譜能群分布同於 S_N 計算採用的 27N19G 多能群組。為可較直觀地比較能譜分布強度，各能譜分布繪圖皆採歸一化處理(能譜分布下方面積積分為 1)，圖標後方括號內數值代表其絕對通量強度，以總中子為例 $8.03 \times 10^{-3} \text{ n/cm}^2\text{-s}$ 為總中子通量率，為更明確顯示各能譜圖縱軸刻度皆不相同。圖 5.10 內中子多屬熱中子能群，光子則多介於能量 0.05 至 8 MeV 間。比較各途徑能譜分布，其中以直接穿透輻射最為特殊，直接穿透輻射的平均中子和光子能量各別為 1.6 和 2.9 MeV，直接穿透輻射主要來自於高能中子與物質的非彈性碰撞所產生，故直接穿透輻射的平均中子和光子能量會大於其他途徑的粒子平均能量，原因主要為直接穿透輻射僅可能發生少次

數的物質作用或小角度的散射作用，而其他途徑(輻射滲流、天空散射、地面散射、多次散射)皆會發生多次的散射作用，故其輻射粒子平均能量將隨作用次數增加逐漸降低。

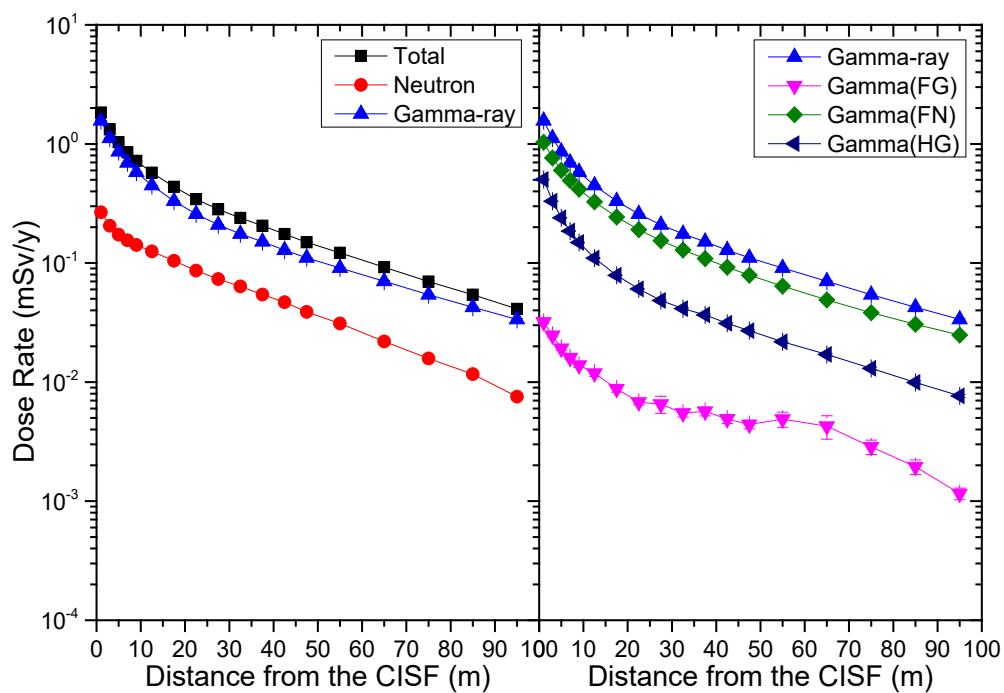


圖 5.7、設施周遭劑量率隨距離變化(左)總劑量率、(右)加馬射源輻射貢獻

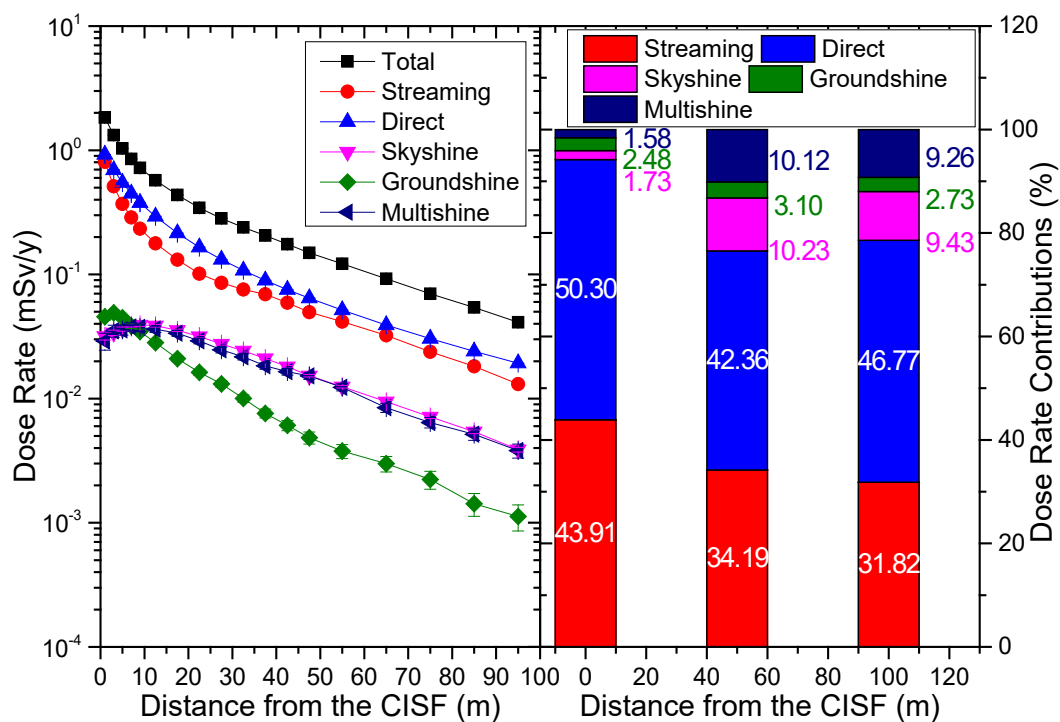


圖 5.8、設施周遭不同輻射遷移途徑(左)劑量率隨距離變化(右)距設施 0、50、100 m 處輻射劑量貢獻比例

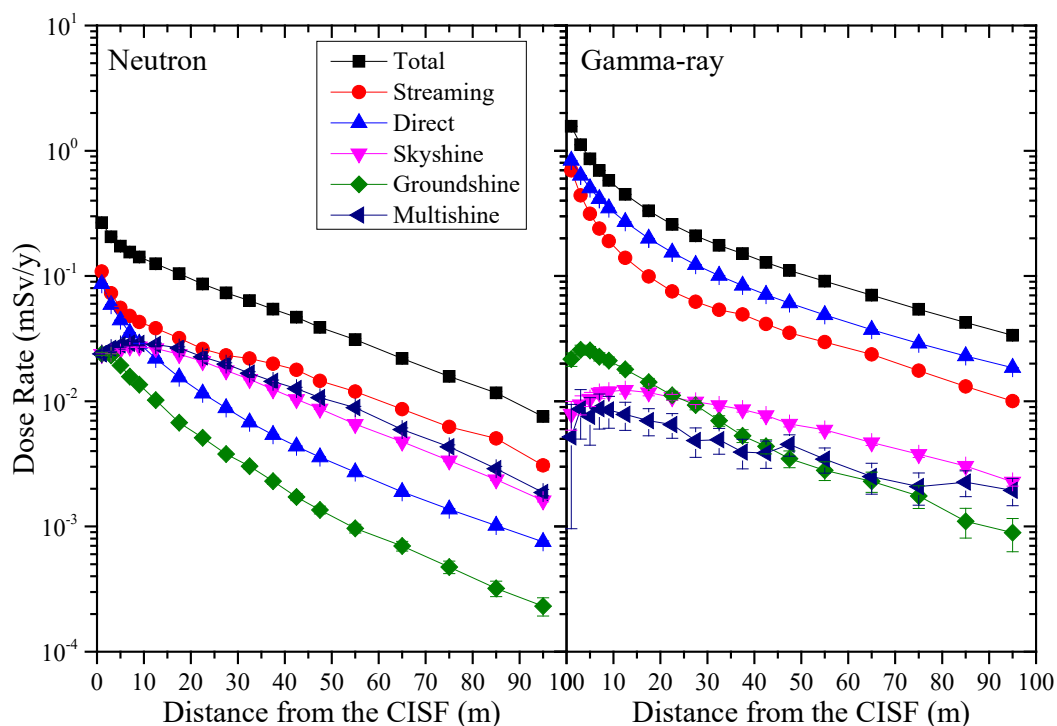


圖 5.9、設施周遭不同輻射遷移途徑劑量率隨距離變化(左)中子(右)光子

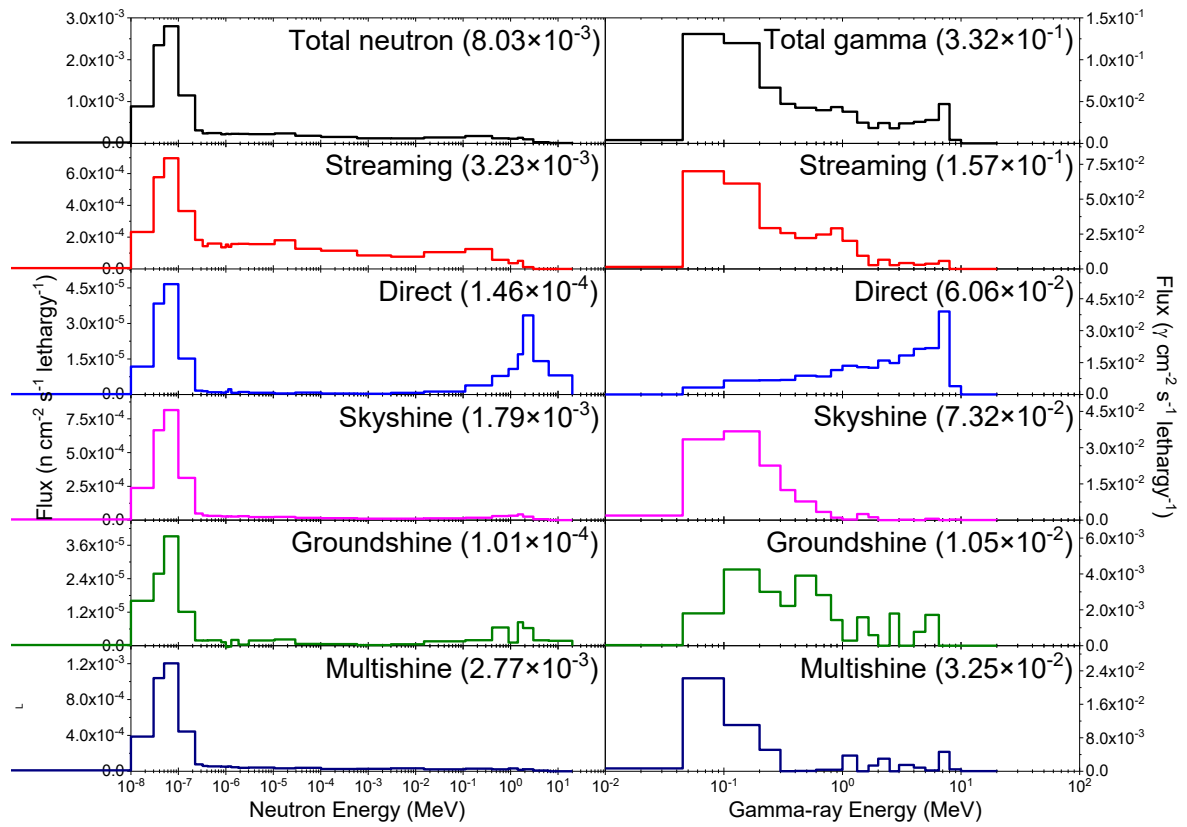


圖 5.10、距離設施 100 m 處不同輻射遷移途徑粒子能譜(左)中子(右)光子

5.3 設施廠界關鍵群體與設施工作人員劑量貢獻分析

本節將總結 5.1 與 5.2 節評估結果，對設施廠界關鍵群體與設施工作人員劑量貢獻分析做假設情節討論。

設施廠界關鍵群體

假定最短廠界距離為距設施 100 m 處之區域，以 5.2 節內的評估結果，考慮關鍵群體長時間居住於此處(每年 8,760 h)，圖 5.7 左(黑線)距設施 100 m 處年總劑量為 4.12×10^{-2} mSv，符合法規年劑量限值小於 0.25 mSv 的規範，亦小於台電乾貯設施年劑量承諾值 0.05 mSv。

圖 5.7 亦提供設施輻射場資訊，以加馬輻射為主要貢獻，若有實驗和偵測的需求，可依此資訊選擇適當的偵檢儀器。搭配圖 5.8 對假想設施輻射劑量貢獻分析結果，其中以直接穿透輻射和輻射滲流為最主要貢獻，若想再降設施廠界關鍵群體劑量，可針對此兩種輻射途徑作加強防護屏蔽，例：可增加建物側牆混凝土厚度，或者是增強護箱屏蔽設計，增加直接穿透輻射的屏蔽厚度；改善進出氣通道迷道設計，或者減少通道大小等，來降低輻射滲流貢獻占比。

設施工作人員

分乾貯設施內部與外部工作人員作探討。

設施內部情節：

考慮設施內部裝填 120 組金屬護箱，設施內部中間走道，中子平均劑量率為 0.12 mSv/h，光子平均劑量率為 0.30 mSv/h，總劑量率為 0.42 mSv/h，金屬護箱表面劑量相較混凝土護箱較高。參考自核一廠一期乾貯安全分析報告[1]，設施例行運轉階段主要工作為檢查、監測與維修，參考其表 6.4.8-14 提供的作業時間，對應轉換為設施內貯放 120 組護箱所需時間，及相關人員劑量估算，列表於表 5.4。評估結果顯示，若有一位工作人員執行表 5.4 所列各項輻射作業，其個人年劑量估計值約為 19.88 mSv，可符合游離輻射安全標準規範輻射工作人員執業曝

露劑量限值。(每連續五年週期之有效劑量不得超過 100 mSv，且任何單一年內之有效劑量不得超過 50 mSv)

表 5.4、例行運轉 120 組護箱工作人員年劑量

輻射作業	工作人員數	劑量率 (mSv/h)	時間 (min)	次數 (1/y)	劑量 (mSv)
季輻射偵測	輻防員：1	0.42	90	4	2.52
年度檢查	操作員：1	0.42	15	120	12.6
	輻防員：1	0.42	3	120	2.52
維修保養	機械工：1	0.42	30	8	1.68
	輻防員：1	0.42	10	8	0.56
合併					19.88

設施外部情節一：

巡邏人員(1 人)，假設走路時速為 5 km/h，繞貯存設施一圈實際長度約為 200 m，假設巡邏設施總行走 250 m，繞行設施一圈約需要 3 分鐘，每天兩次，以設施邊界平均劑量率 1.83 mSv/y(圖 5.7 左(黑線)距設施 1 m 位置劑量率)作評估，評估結果為 2.09×10^{-5} mSv。

評估公式：

$$\text{繞行設施時間} : 0.25(\text{km}) \div 5(\text{km/h}) \times 60(\text{min/h}) = 3(\text{min})$$

$$\text{劑量率評估} : 1.83(\text{mSv/y}) \times 3(\text{min}) \times 1 / (8760 \times 60)(\text{y/min}) \times 2 =$$

$$2.09 \times 10^{-5}(\text{mSv})$$

設施外部情節二：

其他設施作業人員(1 人)，以距離設施 50 m 處平均劑量率 0.12 mSv/y(圖 5.7 左(黑線)距設施 50 m 位置劑量率)作評估，考慮其他設施內部工作人員約有一半

的工時(1,000 h)會待在乾貯設施周遭設施區域，評估結果為 0.014 mSv。

評估公式：

$$\text{劑量率評估：} 0.12(\text{mSv/y}) \times 1/8760(\text{y/h}) \times 1000(\text{h}) = 0.014(\text{mSv})$$

設施外部情節三：

設施邊界劑量檢測人員(1 人)，以距離設施 100 m 處平均劑量率 4.12×10^{-2} mSv/y(圖 5.7 左(黑線)距設施 100 m 處)作評估，每個月單一位置檢測作業時間約為 2 h，評估結果為 1.13×10^{-4} mSv。

評估公式：

$$\begin{aligned} \text{劑量率評估：} & 0.0412(\text{mSv/y}) \times 1/8760(\text{y/h}) \times 2(\text{h/month}) \times 12(\text{month}) = \\ & 1.13 \times 10^{-4}(\text{mSv}) \end{aligned}$$

第六章、研提輻射屏蔽評估審查重點或注意事項

羅列出下列室內乾貯設施輻射屏蔽評估審查重點或注意事項：

1. 金屬護箱需特別注意側邊上下兩端無中子吸收材區域，其為屏蔽分析重點區域，護箱側邊以加馬劑量率為主要的貢獻來源，護箱頂部劑量率以中子為主要貢獻。
2. 假想設施周遭劑量分布以加馬劑量為主要劑量貢獻，在距離設施 100 m 處加馬劑量率占比約為 80 %，而其中燃料中子產生的二次光子(FNG)又為最主要的加馬劑量貢獻(74 %)，結構光子次之(23 %)，燃料光子最小(3 %)。
3. 設施輻射劑量貢獻分析模式，除了原本案例當作 Case0 外，設計了 Case1-4 案例，經由公式加減計算後，區分出輻射滲流、直接穿透輻射、天空散射、地面散射和多次散射等輻射途徑。
4. 不同路徑輻射貢獻的分析模式能提供各路徑輻射劑量貢獻占比，供檢視此輻射設施設計是否需要優化。假想設施輻射劑量貢獻，以直接穿透輻射與輻射滲流為主要貢獻，至設施邊界劑量率占比皆大於 75 %。
5. 中子在距離設施 100 m 處，以輻射滲流為最重要貢獻，接續為多次散射、天空散射、直接穿透輻射和地面散射。直接穿透輻射途徑僅在靠近設施屏蔽牆處有較顯著地貢獻，天空散射與多次散射在距設施 10 m 處劑量率貢獻開始大於直接穿透輻射，地面散射輻射貢獻皆為最小值；加馬輻射顯示直接穿透輻射與輻射滲流為最主要的加馬輻射劑量貢獻，天空散射、地面散射與多次散射三種途徑加馬輻射劑量貢獻接近，但相較前兩種重要途徑劑量率占比相對低。
6. 設施輻射劑量貢獻分析模式除了可以提供各途徑的劑量率貢獻，亦可區分出不同途徑不同輻射(中子和光子)劑量率貢獻，也能從中提取出各邊

移途徑中子和光子能譜分布。中子多屬熱中子能群，光子則多介於能量 0.05 至 8 MeV 間。以直接穿透輻射能譜最為特殊，其直接穿透輻射主要來自於高能中子與物質的非彈性碰撞所產生，故直接穿透輻射的平均中子和光子能量會大於其他途徑的粒子平均能量，原因主要為直接穿透輻射僅可能發生少次數的物質作用或小角度的散射作用，而其他途徑(輻射滲流、天空散射、地面散射、多次散射)皆會發生多次的散射作用，故其輻射粒子平均能量將隨作用次數增加逐漸降低。

第七章、結論

國內核能電廠陸續屆齡而邁入除役階段，各電廠內的中期乾式貯存設施勢必要盡速啟用才能使後續除役作業順利進行。目前國內確定會採以室內乾式貯存的形式來作規劃，貯存護箱型式仍未有定案。本研究針對室內乾貯設施輻射劑量貢獻路徑之議題，建立了一種特殊的輻射屏蔽分析方法，可以有效地區分各輻射遷移路徑(直接穿透、輻射滲流、天空散射)的劑量貢獻。本計畫方向及內容，研究成果將有助於強化我國核電廠除役用過核燃料乾貯作業安全管制。

本計畫已完成假想室內乾貯設施之規劃(4.1 節)，闡述用過核子燃料射源能譜與軸向分布(4.2 節)，建構出假想護箱與 120 組護箱的乾貯設施屏蔽模型(4.3 節)。首先進行了假想護箱表面劑量率的分布作為測試與比較基礎(5.1 節)，接續先對設施案例作分析(Case0)，得出設施周遭輻射特性，再以新提出的區分輻射路徑的五種案例作為評估主軸，搭配評估公式，區分出各輻射途徑。本研究皆採用 SCALE 程式集中專門用於輻射屏蔽分析的控制模組 MAVRIC，成功實現如下分析模式，利用 5 次相似但幾何材質略有差異的 MAVRIC 計算(Cases 0-4)，量化區分出室內乾貯設施各輻射劑量貢獻途徑，其中輻射滲流、直接穿透、天空散射、地面散射以及多次散射等不同路徑的貢獻可透過 4.4 節各案例評估結果加減運算得到，此一資訊對於屏蔽設計優化與劑量抑低精進有重要參考價值(5.2 節)，結合 5.1 與 5.2 節評估結果對設施廠界關鍵群體與設施工作人員作劑量貢獻分析(5.3 節)，最後彙整研究成果，研提輻射屏蔽評估審查重點或注意事項，以精進我國用過核子燃料室內貯存設施安全管制技術。(第六章)。

參考文獻

- 1 台灣電力股份有限公司，“核一廠用過燃料乾式貯存設施安全分析報告，”
97 年 1 月。
- 2 C.J. Werner¹, et. al, “Monte Carlo N-Particle® Transport Code System Version
6.2,” LA-UR-17-29981, Los Alamos National Laboratory report , 2017.
- 3 B.T. Rearden, M.A. Jessee, et. al“SCALE Code System,” ORNL/TM-2005/39,
Version 6.2.3, Oak Ridge National Laboratory, 2018.
- 4 U.S.NRC, " Standard Review Plan for Spent Fuel Dry Storage Systems and
Facilities Final Report," NUREG-2215, April, 2020.
- 5 G. Radulescu, T. M. Miller, K. Banerjee, D. E. Peplow, “Detailed SCALE dose
rate evaluations for a consolidated interim spent nuclear fuel storage facility”
Transactions of the American Nuclear Society, vol. 118, 1, p.765-768, 2018
- 6 X. Campo, R. Méndez, M. Embid, A. Ortego, M. Novo, J. Sanz, “Neutron field
characterization at the independent spent fuel storage installation of the Trillo
nuclear power plant” Applied Radiation and Isotopes, vol.135, p.33-39, 2018.
- 7 許榮鈞等人，“109 年室內乾貯設施建物型式與貯存護箱類型之審驗技術與案
例研析”，期末報告，109 年 12 月。
- 8 Y. Gao, C. R. Hughes, C. R. Greulich, J. E. Tulenko, A. Enqvist, J. E. Baciak,
“Radiation dose rate distributions of spent fuel dry casks estimated with MAVRIC
based on detailed geometry and continuous-energy models” Annals of Nuclear
Energy, vol. 117, p.84-97, 2018
- 9 A. Mohammadi, M. Hassanzadeh, M.Gharib, “Shielding calculation and criticality
safety analysis of spent fuel transportation cask in research reactors”, Applied
RadiationandIsotopes, vol. 108, p.129-132, 2016

- 10 . K. Shultis, "Hybrid Skyshine Calculations for Complex Neutron and Gamma-Ray Sources", Nuclear Science and Engineering, vol. 136, p.294-304, 2000
- 11 M. Munk & R. N. Slaybaugh,"Review of Hybrid Methods for Deep-Penetration Neutron Transport", Nuclear Science and Engineering, vol. 193, p.1055-1089, 2019193:10, 1055-1089. DOI: 10.1080/00295639.2019.1586273
- 12 台灣電力股份有限公司,“核能一廠除役計畫環境影響評估報告書,” 初稿, 106 年 12 月。
- 13 Holtec International, “Final Safety Analysis Report OF HI-STAR 100 Cask System,” Docket No. 71-9261, Rev. 17, 2018
- 14 J. H. Oh, N. S. Jung and H. S. Lee,” New Estimation Method of Neutron Skyshine for a High-Energy Particle Accelerator”, Journal of the Korean Physical Society, vol. 69, p. 1057-1064, 2016
- 15 T. T. Liang, J. C. Liu, and S. H. Rokni, ” EVALUATION OF SKYSHINE FROM AN ACCELERATOR FACILITY: DEPENDENCE ON DISTANCE AND ANGLE”, Health Phys, vol. 118, p.647-655, 2020 DOI: 10.1097/HP.0000000000001161

行政院原子能委員會
放射性物料管理局
委託研究計畫研究報告

110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾燥作
業之管制技術研究

子項二：乾貯護箱乾燥作業階段殘餘水分趨勢
研究
期末報告

委 託 單 位： 行政院原子能委員會放射性物料管理局
執 行 單 位： 國立清華大學
計畫主持人： 許榮鈞
子項主持人： 曾永信
計 畫 編 號： 110FCMA002
報 告 日 期： 中華民國 110 年 12 月 15 日

110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾燥作 業之管制技術研究

子項二：乾貯護箱乾燥作業階段殘餘水分趨勢 研究

受委託單位：國立清華大學

研究主持人：許榮鈞

子項主持人：曾永信

研究期程：中華民國 110 年 02 月至 110 年 12 月

研究經費：新臺幣 1,125,000 元

放射性物料管理局 委託研究

中華民國 110 年 12 月

（本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見）

摘要

為能明確證明乾貯設施於作業期間之乾燥作業足以避免乾貯期間護箱內殘餘過多水份進而造成護套劣化，本研究以計算流體力學技術為基礎著手發展了殘餘水量預估技術，並選用兩種具有代表性之假想護箱作為研析之目標。研究中除針對各項的殘餘水機制影響參數(例如提籃設計、高燃耗燃料、破損燃料等等)進行探討外，亦由各項參數之可能範圍進行了初始殘餘水的量化評估；其結果顯示在不同提籃設計與氧化層殘餘水評估條件下，護箱所具有的初始殘餘水量皆能透過合適的乾燥作業來將移除絕大部分的殘餘水。此外，基於計算所得之保守殘餘水量，本研究更進一步與 NRC 報告所載影響機制進行比對，並確認其對內部組件無顯著影響。本研究各項研析發現亦歸納為管制建議以供主管機關卓參。

關鍵字：假想護箱、計算流體力學、熱流分析、殘餘水、乾燥作業。

ABSTRACT

In order to ensure that a adequacy drying process can avoid the residual water induced degradation during the storage period. A methodology has been developed to evaluate the quantified residual water in both selected hypothetical storage cask based on the computational fluid dynamics (CFD) method. In this study, many parameters such as the basket design type, fuel burnup rate, decay heat of fuels are considered to evaluate the quantized influence of residual water. The result shows that the initial residual water range can be removed by reasonable dry drying process. Moreover, this study further compared the impact mechanism contained in the NRC report to confirm its impact on internal components based on the above-mentioned conservative conditions. The results indicate that the residual water will not obviously impact the status of fuel or internal components in both casks. Finally, all findings were summarized as regulation recommendations for the authority body.

Keywords: Hypothetical storage cask, CFD, Thermal analysis, residual water, drying process.

目錄

摘要.....	i
ABSTRACT.....	ii
目錄.....	iii
圖目錄.....	v
表目錄.....	ix
第一章、前言與目的.....	1
1.1 研究背景說明.....	1
1.2 計畫研究標的.....	9
1.2.1 標的用過核子燃料類別選用說明.....	9
1.2.2 標的貯存護箱.....	10
1.2.3 其它與研究相關之分析參數.....	13
第二章、研究方法.....	15
2.1 統御方程式.....	15
2.2 數值模式.....	17
2.2.1 DO 熱輻射模式.....	17
2.2.2 紊流模式.....	18
2.2.3 自然對流模式.....	19
第三章、乾貯護箱乾燥作業殘餘水分趨勢相關資訊蒐集研析.....	20
3.1 國際間相關研究資訊研析.....	20
3.2 初始殘餘水估算方法研析與量化.....	22
3.2.1 非鍵結水.....	22
3.2.2 鍵結水.....	34
3.3 殘餘水驅離條件研析.....	37
3.4 護箱資訊與殘餘水量關聯性研析.....	40
第四章、乾貯護箱乾燥作業殘餘水分趨勢分析模式建立.....	43
4.1 幾何模式建立.....	43
4.1.1 假想護箱 A 之幾何模式發展.....	43
4.1.2 假想護箱 B 之幾何模式發展.....	46
4.2 材料性質.....	49
4.2.1 固體材料.....	49

4.2.2 流體材料.....	51
4.2.3 燃料束均質化性質.....	52
4.3 燃料熱源配置.....	53
4.3.1 假想護箱 A 熱源配置.....	53
4.3.2 假想護箱 B 熱源配置.....	54
4.3.3 軸向源項配置.....	55
第五章、乾貯護箱殘餘水分對用過核燃料長期貯存安全探討.....	57
5.1 初始殘餘水之分佈與量化研析.....	57
5.1.1 護箱 A 之初始殘餘水分佈.....	57
5.1.2 護箱 B 之初始殘餘水分佈.....	60
5.1.3 護箱型式對初始殘餘水量之影響.....	62
5.2 關鍵參數對殘餘水量之影響研析.....	64
5.2.1 破損燃料比例之影響.....	64
5.2.2 燃料燃耗之影響.....	65
5.3 殘餘水驅離效果研析.....	67
5.3.1 護箱 A 與護箱 B 非鍵結水乾化效果研析.....	67
5.3.2 燃耗對護箱 A 鍵結水乾化效果之影響研析.....	69
5.3.3 熱負載對護箱 A 鍵結水乾化效果之影響研析.....	79
5.3.4 熱負載與燃耗對護箱 B 鍵結水乾化效果之影響研析.....	84
5.4 最終殘餘水量評估.....	89
5.5 護箱內殘餘水份對用過核燃料長期貯存之影響機制研析.....	93
第六章、研提熱傳分析評估審查重點或注意事項.....	96
第七章、結論.....	97
參考文獻.....	98

圖目錄

圖 1、NAC 公司所採用的真空乾燥作業操作期間溫度示意圖	3
圖 2、Holtec 公司所設計之強制氦氣乾燥機[7]	3
圖 3、各項鍵結與非鍵結水之驅離機制示意圖	7
圖 4、研究中簡稱為護箱 A 之 NAC UMS 提籃設計	11
圖 5、研究中簡稱為護箱 B 之 MAGNASTOR 提籃設計	12
圖 6、IAEA TECDOC-1123 對燃料燃耗與護套氧化層之關係	14
圖 7、ISG-1 rev2 中對燃料是否破損之定義	14
圖 8、實際護箱底部之排水設計	23
圖 9、實際護箱底部之排水坑幾何設計	23
圖 10、護箱 A 之承載圓盤	25
圖 11、護箱 A 之燃料方管	25
圖 12、護箱 A 承載圓盤與燃料方管之間隙	26
圖 13、護箱 B 之中子毒素保護板	27
圖 14、ATRIUM-10 燃料束之設計資訊	28
圖 15、純水於鍍鎳表面之接觸角[24]	30
圖 16、護箱 A 之頂部鉸件以及其支撐板	31
圖 17、Benroozi 研究中所使用之液滴高度示意圖及相對尺寸	31
圖 18、護箱 A 可能水平板上方之殘餘水範圍	32
圖 19、護箱 B 之提籃設計。	32
圖 20、護箱 A 提籃底部與密封鋼筒接觸之組件。	33
圖 21、護箱 B 提籃底部與密封鋼筒接觸之組件	33
圖 22、鋁氧化物形成鍵結水之機制	35
圖 23、35GWD 與 45GWD 平均燃耗下之軸向燃耗分佈	36

圖 24、考慮軸向燃耗分佈後，35GWD 與 45GWD 平均燃耗下之護套軸氧化層 分佈.....	36
圖 25、水於不同壓力下之飽和溫度點.....	38
圖 26、Boer 對於鋁金屬氧化物之各種中性化與乾燥機制及溫度探討.....	39
圖 27、假想護箱 A 之 1/4 對稱模型示意圖.....	44
圖 28、假想護箱 A 之 1/4 護箱模式網格配置.....	45
圖 29、假想護箱 B 之分析模式.....	47
圖 30、假想護箱 B 之 1/4 護箱模式網格配置.....	48
圖 31、本研究於假想護箱 A 所使用之熱源配置.....	53
圖 32、本研究於假想護箱 B 所使用之熱源配置.....	54
圖 33、本研究所採用之燃料軸向功率配置圖.....	56
圖 34、護箱 A 於 35GWD 燃耗與 1%燃料破損條件下所求得之初始殘餘水量分 佈圖.....	59
圖 35、護箱 A 於 35GWD 燃耗與 1%燃料破損條件下所求得之初始殘餘水量沿 軸線方向累加之趨勢.....	59
圖 36、護箱 B 保護層之假設變形狀況.....	61
圖 37、護箱 B 之初始殘餘水分佈.....	61
圖 38、護箱 B 沿軸向之初始殘餘水累加趨勢.....	61
圖 39、單束 ATRIUM-10 燃料於不同燃耗與預估模式下之殘餘水量.....	66
圖 40、護箱 A 於設計熱負載下以 148°C 初始溫度進行計算之基準案例.....	70
圖 41、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，乾燥作業期間燃料護套溫度 (K)變化趨勢.....	70
圖 42、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，乾燥作業期間燃料護套溫度 (K)變化趨勢。.....	74
圖 43、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，燃料護套表面鍵結水乾燥趨 勢。.....	74

圖 44、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，整體護箱溫度與鍵結水厚度 分佈.....	75
圖 45、護箱 A 於設計熱負載與 45GWD 燃耗下，燃料護套表面鍵結水乾燥趨 勢。.....	76
圖 46、護箱 A 於設計熱負載與 45GWD 燃耗下，乾燥作業期間燃料護套溫度 (K)變化趨勢。.....	76
圖 47、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，進行乾燥作業期間之燃料中 央與頂部之殘餘水層分佈。.....	77
圖 48、護箱 A 於設計熱負載與 45GWD 燃耗下，進行乾燥作業期間之燃料溫 度與殘餘水層分佈。.....	78
圖 49、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，乾燥作業期間燃料護套溫度 (K)變化趨勢。.....	81
圖 50、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，燃料護套表面鍵結水乾燥趨 勢。.....	81
圖 51、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，之燃料溫度與鍵結水層厚度	82
圖 52、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，利用合理工程作業加速乾燥 作業期間燃料護套溫度(K)變化趨勢。.....	83
圖 53、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，利用合理工程作業加速乾燥 之燃料護套表面鍵結水變化趨勢。.....	83
圖 54、護箱 B 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，於真空乾燥作業期間 (a)燃料 最高溫度變化趨勢，以及(b)殘餘水乾化趨勢。.....	86
圖 55、護箱 B 於設計熱負載與 45GWD 燃耗下，於真空乾燥作業期間之(a)殘 餘水乾化趨勢以及(b)燃料最高溫度變化趨勢。.....	87
圖 56、綜合比較護箱 B 於不同熱負載與燃耗下之(a)殘餘水乾化趨勢以及(b)燃 料最高溫度變化趨勢。.....	88

表目錄

表 1、各類常見 BWR 燃料之設計資料	10
表 2、研究中選擇之兩種標的護箱乾操作業資訊研析.....	41
表 3、組件表面殘餘水驅離條件.....	42
表 4、殘餘水類別與研究參數之關聯性.....	42
表 5、中子屏蔽熱傳性質	49
表 6、不銹鋼(304 及 304L)熱傳特性	49
表 7、碳鋼(A-36、A-533 及 SA-588)熱傳特性	49
表 8、鋁合金熱傳特性.....	50
表 9、燃料丸(UO ₂)熱傳特性	50
表 10、鋁合金(6061-T651)熱傳特性	50
表 11、氦氣熱傳性質	51
表 12、液態水熱傳性質	51
表 13、充水階段燃料束均質化等效熱傳性質	52
表 14、真空階段燃料束均質化等效熱傳性質	52
表 15、充氦階段燃料束均質化等效熱傳性質	52
表 16、各項殘餘機制與破損燃料內殘餘水之比例關係.....	63
表 17 考慮提籃結構殘餘水與否所致之初始殘餘水總量.....	63
表 18、破損燃料比例對初始殘餘水總量之影響.....	64
表 19、不同燃料燃耗對初始鍵結水量之影響.....	66
表 20、護箱 A 在不同燃耗與熱負載下其初始與最終含水體積之比較.....	91
表 21、護箱 B 在不同燃耗與熱負載下其初始與最終含水體積之比較.....	92
表 22、不同護箱下護套單位面積之殘餘水量.....	92
表 23、NRC 就乾貯設施延長貯存之各式影響機制匯整	95

第一章、前言與目的

1.1 研究背景說明

動力用核能電廠係以核子燃料於爐心時之核分裂作為產生熱源之機制，以供產生蒸汽並經汽機轉化為電力。爐心中之燃料約略 18 個月需進行一次挪移，並替換 1/3-1/4 燃料，是故每束燃料於爐心之時間約為 54 個月。退出爐心之用過核子燃料因為鈾 235 之分裂產物與鈾 238 捕獲中子所產生的超鈾元素衰變之故，而持續會釋放出輻射以及能量。也因此，用過核子燃料於退出爐心初期，皆需以設置爐心附近的燃料池進行貯存，以利冷卻與輻射屏蔽。

我國核一廠目前已進入除役過渡階段，而核二廠一號機之執照雖至 110 年 12 月 27 日，但因為爐心燃料池無法容納足夠用過核子燃料而只能停止運轉。然而，由於我國用過核子燃料中期貯存設施規劃的延宕，預期在機組停止運轉後之數年內仍無法退出爐心，而具有較低熱負載的較早周期用過核子燃料亦無法進行乾貯作業。

國內遲遲未能進行乾貯作業之要原因主要係因部分安全議題仍未能被國人接受，且地方政府憂慮萬一進行乾貯之後，仍未能順利完成最終處置規劃時，原先規劃作為中期貯存的設施恐淪為最終處置設施。國內對乾貯設施的數點安全顧慮中，除了過往數年間已被充份探討之應力腐蝕破裂(CISCC)之外，尚對乾貯作業期間密封容器是否能有效乾燥以避免燃料護套劣化並確保再取出作業可順利進行等疑慮。

考量乾式貯存設施需依賴密封容器內充填的惰性氣體來確保用過核子燃料之護套，以期在歷經 20 年、40 年貯存後維持其結構完整性並保有再取出特性。如何確保內部貯存條件在溼式貯存轉換至乾式貯存期間，能藉由護箱廠家所規劃

的乾操作業程序有效驅離內部冷卻水，將成為確保乾貯可靠性並作為說服國人乾貯設施並無安全疑慮的重要佐證。

經檢視國際間各大已有實績之 Holtec 或 NAC 等廠家所公佈之設計資訊可以得知，在乾操作業期間將會先行裝載有燃料之密封容器將進行排水作業，並接續各廠家所設計之真空乾燥或是蓄熱升溫程序進行殘餘水的驅離。無論任何廠家設計之護箱與操作流程，燃料可能會如圖 1 所示 NAC 公司護乾操作業期間升溫 [1]；或是 HOLTEC 公司採用高壓氣體回充密封容器後以穩態熱流分析確認元件溫度之升溫狀況 [3-6]，以提供後續降壓作業期間，殘餘水汽化所需的顯熱 [3-6]。Holtec 甚至為了加速乾燥而採用了如圖 2 所示，功能類似除溼機的強制氦氣乾燥機，以期在燃料仍處於低溫之時即可盡速將殘餘水甚至是破損燃料裂隙中的液態水加以驅離。無論各廠家所採取的工程措施為何，其物理機制皆是將殘餘水進一步汽化，再利用密封容器內氣體的置換作業加以驅離，確保燃料束在貯存期間不致因為過多的水汽而衍生額外的安全議題。

國內乾貯作業雖然因故一直未能實施熱測試與實際裝載，但國內的非政府組織（Non-Governmental Organization, NGO）或是地方政府仍持續的關注乾貯的安全性議題。部分專家亦著手檢視乾貯期間的各項作業是否有值得精進之處，以確保未來施行裝載時能保證燃料護套在貯存期間的完整性，自此護箱內殘餘水汽的總量與其所可能影響就成為了各方矚目的焦點。考量過往對於乾貯系統完成乾燥作業後之殘留水汽，多半僅利用理想氣體方程式對護箱內之空間進行解析，進而評估出在假設所有液態水皆已汽化的條件下，導入操作條件與乾燥後的氣體充放程序進行殘餘水汽估算。但此法受限於未將全部殘餘水機制納入考慮，而往往令評估之結果未能被各界所信服。

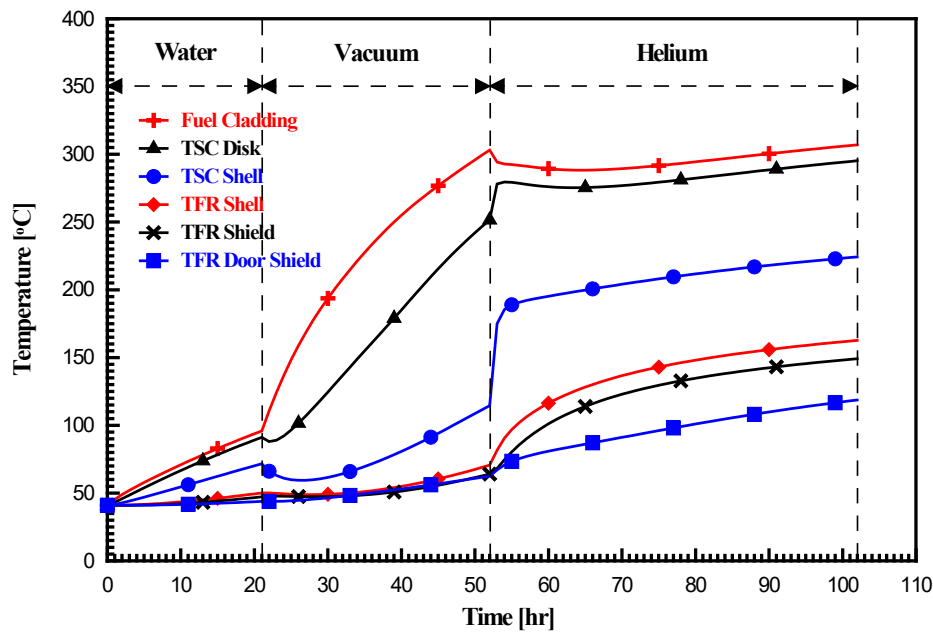


圖 1、NAC 公司所採用的真空乾操作業操作期間溫度示意圖



圖 2、Holtec 公司所設計之強制氦氣乾燥機[7]

誠如上述對於各家乾貯護箱的乾操作業介紹，只要能將殘餘水汽化，再利用氣體置換的方式應可有效地將水汽進行驅離。但上述的評估方式係基於密封容器內各組件表面未附著任何化學態(如氧化鹽型態)鍵結水(Bound Water)以及組件隙縫、凹窩、裂隙等處皆不存在未被蒸乾的非鍵結水(Unbound Water)之前提下進行計算。若實際的作業程序可以提供將所有的非鍵結水加以汽化，並且組件表面並無高溫乾燥後仍以鍵結態保存的氧化物質時，該法確實可以提供合理的殘留水量

以作為安全分析評估的依據。

此外，美國 NRC 為探討核子燃料延長乾貯之可能性，亦曾經對於乾燥作業的適切性進行探討[8]，並以熱流分析為基礎進行護箱內燃料溫度的評估，將殘留水量與元件溫度之表現、輻射分解效應之影響進行綜合評估後，研析出護套在具有低含水量的水汽條件，長期貯存後所受之影響。然而，值得注意的是該報告中係採用 NUREG-1536[9]中對於乾燥作業下燃料條件進行探討，並檢視廠家所使用的乾燥作業條件作為可能殘餘水量後保守以 55 莫耳進行保守預估，而未能實際發展對應的分析技術進行殘餘水量化計算。

無論如何，該研究報告中將水的殘留機制分別定義為以物理型態存在的非鍵結水(Un-Bound Water)與以化學態存在的鍵結水(Bound Water)其可能來源除可以圖 3 進行示意外，亦可進一步說明如下：

1．非鍵結水

A．液態水

由於液態水附著在任一表面時將依表面狀況之不同而存在一定程度的表面張力。此時若表面張力大於重力或是驅離液態水的氣體充放程序時，液態水將無法被外力驅離。此類殘餘水主要存在於毛孔、裂縫、組件間隙、護箱底部無法以抽水移除，或以高速氣體驅離之部分，甚至是破損燃料，因護套上具有 ISG-1 所定義之裂隙而使燃料束內部空間含浸於水中。

B．汽態水

汽態水主要是液態水被汽化後因為氣(汽)體排除與置換作業而殘留下的水汽。

2．鍵結水

不同於上述物理態的殘餘水可以被乾燥作業所移除，以化學態存在的鍵結水

將因為與天然氧化物或是腐蝕產物而在燃料護套上形成氫氧化合物或是水合物。這些鍵結水因為處於化學平衡態而具有較為穩定的狀況，而無法以低溫加熱或氣體置換等方式輕易驅離；因此目前的乾操作業中，並未有驅離鍵結水的細部評估資訊。此鍵結水在貯存期間若經輻射分解與再結合效應，抑或其它熱源之影響，即有可能解離並釋出水汽。

經本研究初步篩濾後，更可將上述各項殘餘水之主要形成機制與對應參數(或元件)歸納如下：

1. 非鍵結水

A. 液態水

I. 毛孔、裂縫：考量護箱裝載時皆為新品，故可能存在之毛孔、裂隙等，預期將與燃料狀況有關；在參考 IAEA TECDOC-1233 中所載之護套氧化層與燃耗之相關性後，可將燃耗視為此類殘餘水之主要關鍵因子。

II. 組件間隙：在基於裝載燃料目標的燃料相同之原則下，可能影響組件間隙之參數則主要來自於密封容器內的提籃設計以及中子吸收材固著方式；例如，採用盤式設計的乾貯護箱(圖 4)在排水初期因為組件間隙所殘留的間隙內液態水，將比採用管式提籃的設計具有較多的殘留水；故可將提籃設計視為影響參數之一。

然而，此一殘留水僅是乾操作業的初始階段，無論採用何種乾操作業，預期上述的殘餘水皆將因為持續的加熱而汽化。是故，應進一步透過護箱的操作程序與衰變熱條件來進行殘餘水量是否可被有效汽化，以及完全汽化後應有之熱流特性進行探討。

III・ 護箱底部：護箱內不同的提籃設計，大多在上蓋處設計有兩個孔洞，其一係置入一中空管路，並儘可能連接至密封容器底部。另一孔洞則用以供氣，迫使內部水汽由管路排出密封容器。但由於設計與裝配之限制，可以預期該中空管路之長度將遠不及密封容器之深，致使該管路無法直接接觸容器底部，而殘留少量液態水。

同上，此類機制所造成的液態水殘留，最終仍需透過護箱的操作程序與衰變熱條件來進行殘餘水量是否可被有效汽化，方可進行判讀。故其影響參數與亦上項相同，皆與提籃設計、程序以及熱源項有關。

IV・ 燃料內部：當護箱內裝載有破損燃料時，可以合理且保守的假設該燃料棒內部回充氦氣已經釋出，並且經過降溫而使液態水進入燃料護套與燃料丸之間隙中。而考量此空間與排除之機制，本類殘餘水可視為與燃料破損比例以及熱源項有關。例如在設計基準中往往假設有 1%之燃料為破損狀態。

B・ 汽態水

相較於液態水，汽態水主要存在於乾燥後之氣體中，並可以理想氣體方程式進行概括探討，故其主要影響與體積直接相關，並與溫度呈負相關。因此在密封容器中，以其容器空間(扣除組件與燃料束)為主，破損燃料內之空間可以忽略不計。而另一方面，乾燥作業的溫度愈高，壓力愈低則可以預期所殘留的汽態水亦將愈低。是故，研析汽態水多寡所需參數可視為被框列於液態水評估所需參數中，無需再進行額外參數考量。

2・ 鍵結水

由於鍵結水主要係以天然或腐蝕化學反應之產物存在，其影響可以概由密封

容器與裝載燃料之表面狀況及材料進行探討，並依據可能產生的化學產物及特性，探討其可能的解離溫度即可瞭解可能殘存之水量。然而，有鑑於目前乾貯設施之容器皆以新品進行裝載，故主要氧化物來源將可初步被限縮至與燃料護套之氧化有關；例如部分研究[8]即指出鋁合金的氯化物可能存在八水合物之狀態($\text{ZrOCl}_2 \cdot 8\text{H}_2\text{O}$)，並且在 150°C 以下維持穩定，直至溫度超過 150°C 才會開始解離。是故，如何確認所有燃料護套表面是否超過此一溫度，並有效驅離鍵結水亦是值得探討的議題。

綜合以上之探討，吾人可以得知，若要有效驅離護箱內的殘餘水，無論採用何種被動式加熱移除方法，或是採用如 HOLTEC 所設計的氬氣乾燥機(圖 2)來主動式移除，所有的鍵結水或是非鍵結液態水，皆需轉換為汽態水方可有效驅離。

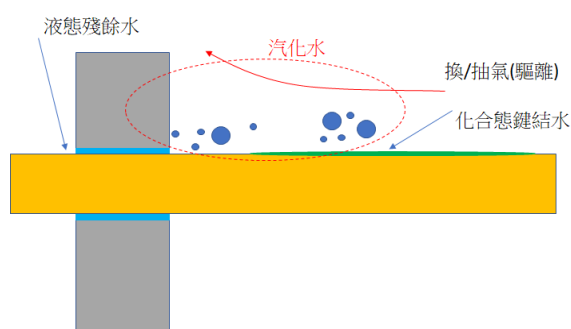


圖 3、各項鍵結與非鍵結水之驅離機制示意圖

透過上述的影響參數研析與驅離機制研析，可以得知有多項影響項次與所裝載之燃料熱源、護箱設計以及作業程序有關。但考量安全分析報告中採用的熱流計算皆是有依護箱基礎而訂出之代表性案例，其目的在於探討各項作業期間對於熱流特性並確保元件溫度低於設計限值。故此一設計基準案例往往會採用較保守的熱流條件；如高衰變熱、低熱傳導度等作為計算的依據，但對於用以評估密封容器中殘餘水則需審慎商榷；尤其是在實際裝載的熱源可能因為低於設計熱負載而使燃料的發熱對水汽的蒸乾有所影響。而這些分析參數與機制考量的差異，即是需要進一步探討與解析，方可對國人提出更為充分之佐證資訊，以證明乾貯作業之嚴謹性。

為此，本研究擬針對上述各項參數，以計算流體力學分析模式，針對具代表性之假想密封容器於乾燥過程的熱流特性進行研析，以探討不同熱源條件下之組件升溫趨勢，並進一步於計畫中建立相關殘餘水評估技術，以瞭解不同運轉歷史之燃料，如高燃耗燃料、破損燃料對於鍵結水殘餘量之影響狀況，從而評估護箱內可能之容許殘餘水量，以作為長期貯存是否可能對材料造成腐蝕之分析依據。

1.2 計畫研究標的

為了達成「110 年室內乾貯設施輻射特性及乾貯護箱乾燥作業之管制技術研究」計畫的目標，以探討燃耗、衰變熱、護箱設計等條件對於乾式貯存設施在完成乾燥作業前後之初始殘餘水以及最終殘餘水之影響，而為能達成此一目標，本研究需逐步進行以下各項工作：

- 乾貯護箱乾燥作業殘餘水分趨勢相關資訊蒐集研析
- 乾貯護箱乾燥作業殘餘水分趨勢分析模式建立
- 乾貯護箱殘餘水分對用過核燃料長期貯存安全之探討
- 研提熱傳分析評估審查重點或注意事項

1.2.1 標的用過核子燃料類別選用說明

目前國際間主流反應器多為沸水式與壓水式反應器，其中尤以美系機組(如 GE 之 BWR4 與 BWR6)最為接近我國燃料設計與運轉狀況。是故，本研究綜合國際間對燃耗與護套特性之研究資訊[10]與主管機關關注之我國目前用過核子燃料類別，選擇以 BWR 燃料作為本研究之代表性燃料類別，並進一步考慮護套表面之殘餘水計算將與燃料護套表面氧化層之分佈有關後，選擇以如表 1 所列之各式代表性 BWR 燃料中具有最大表面積之 ATRIUM-10 燃料作為研究之標的燃料類型。此外，考量 IAEA 於燃耗與氧化層之關係，係以護套為評估目標，為能避免過度延伸原報告之結果，故於表面積估算時將水棒所佔空間填滿燃料棒進行簡化。

表 1、各類常見 BWR 燃料之設計資料

燃料類型	燃料資訊		燃料表面積 (cm ²)
	燃料直徑 (cm)	燃料棒數目	
GE 8×8-1	1.252	63	9.18E+04
GE 8×8-2	1.227	62	9.10E+04
SPC 8×8	1.229	62	9.12E+04
GE 9B	1.227	60	8.81E+04
ATRIUM 10	1.005	91	1.09E+05

*將水棒所佔空間以燃料束取代，面積計算時不納入水棒

1.2.2 標的貯存護箱

本研究為能深入探討各類參數對於殘餘水之影響，除了將裝載之燃料熱流與機械特性參數納入考慮之外，將初始殘餘水中液態的非鍵結水；例如，液態水；納入分析工作亦是關鍵任務之一。此類殘餘水與護箱所選擇之包封容器型式(金屬/混凝土)無關，而與護箱所採用之提籃設計相關。這是因為只有護箱密封容器的內部構造會在其密封後形成殘餘水問題，且提籃所具有之組件間隙遠小於密封容器內表面，其組件間隙將因表面張力而具有水份殘餘的潛力。

基於此一原因，本研究檢視國際間符合裝載 BWR 燃料，且已有應用先例之乾貯護箱設計後發現，隨著容量與設計申照熱負載的增加，近期提籃的設計往往朝向簡化之方式發展。例如具有高設計熱負載，且具防洪設計之 HI-STORMFW，其提籃得利於具專利材料之故，已無中子吸收層及蒙皮設計，整體提籃設計為單一材料之簡易結構以減少組件間隙。但目前國際已取得執照並有實例之護箱，其提籃設計仍由提供結構力之提籃主結構、中子毒物層以及中子毒物之保護層組合而成。是故，本在考量目前設計類型的通用性以及對於殘餘水之影響，本研究仍以具有上述三種組件構成之提籃為研究標的。

最後，在綜合以沸水式乾貯護箱、提籃設計等參數進行篩選後，可知常見之

提籃設計可概分為具熱散盤式設計與單純管狀結構之設計，其中，具有散熱盤式的提籃設計(如圖 4 所示)，最初即以增進側向熱傳導能力為設計考量，故各貯存格間設有提供結構強度與散熱之用的盤式組件(以下簡稱護箱 A)。而隨著熱流分析技術的精進以及對內部熱流移熱能力之瞭解，大多數的廠家已逐步將設計複雜且生產成本較高、重量較重的結構性提籃改為單純管式提籃(以下簡稱護箱 B)，並藉由內部易於形成自然對流的優勢增加容許之熱負載上限。如圖 5 所示，此類提籃經簡化為純管式結構並貼附中子毒物與保護層後，已相對較前述之提籃單純。

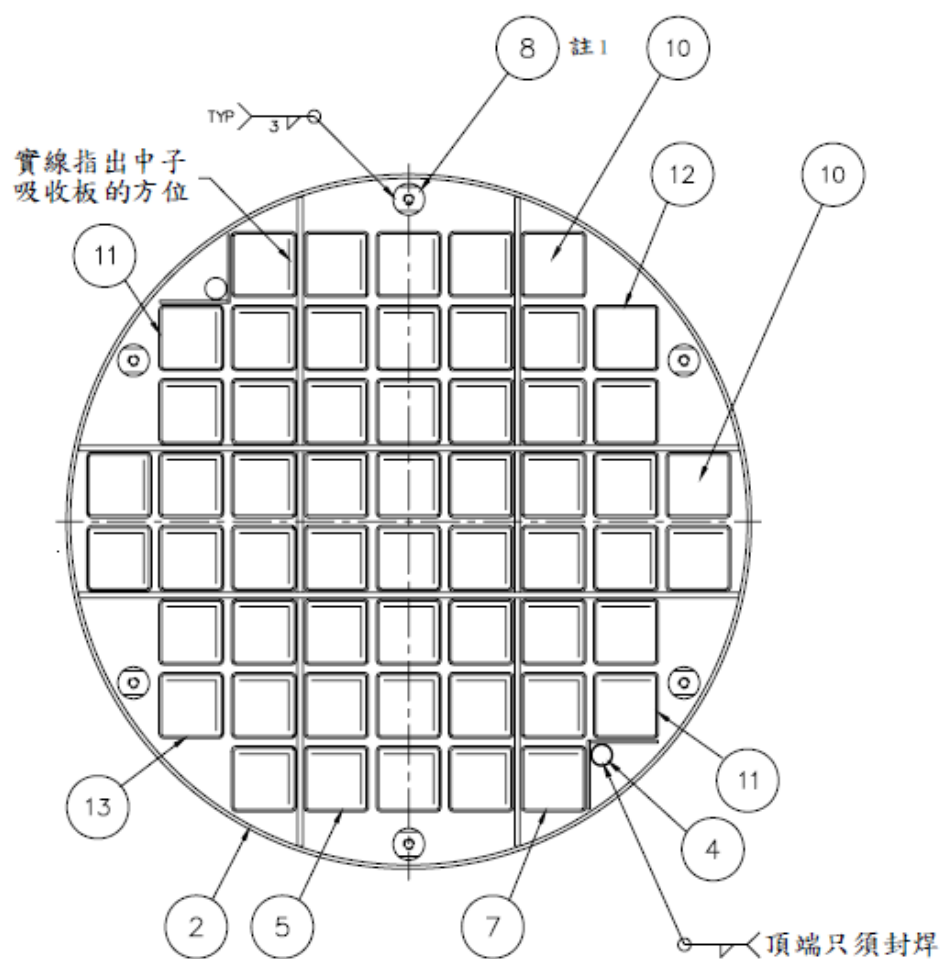


圖 4、研究中簡稱為護箱 A 之 NAC UMS 提籃設計

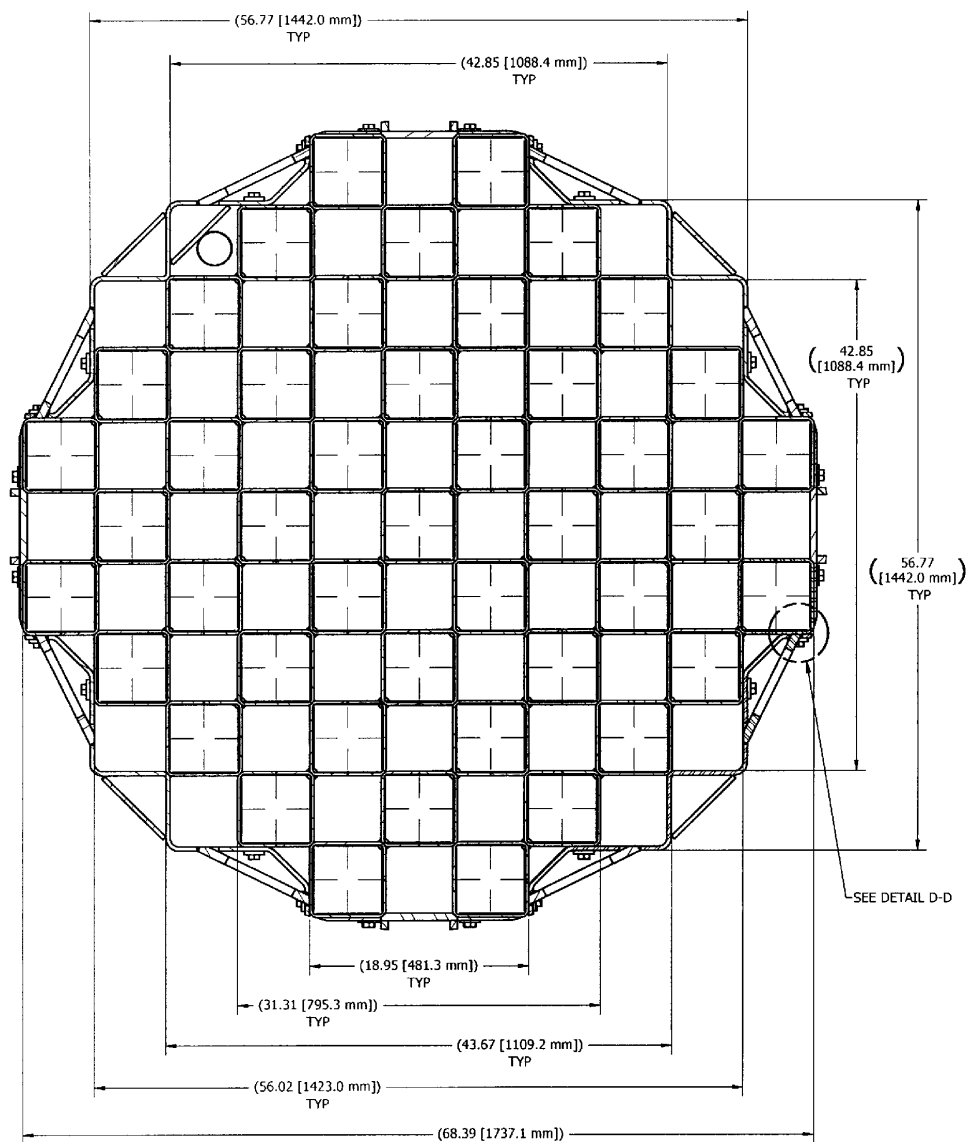


圖 5、研究中簡稱為護箱 B 之 MAGNASTOR 提籃設計

1.2.3 其它與研究相關之分析參數

經由上述選擇燃料與護箱類型後，預期將影響殘餘水量之參數僅剩下燃料於爐心使用之狀態與乾貯作業期間之操作條件；此類與燃料使用後之性質有關之參數，對殘餘水之影響可概分為幾何條件的改變以及熱源項的改變。其中幾何條件的改變主要如護套是否於運轉期間發生完整性疑慮；而熱源項雖然決定於燃耗與退出爐心之時間長度。其中燃耗除了導致不同的護套氧化程度之外，亦會讓用過核子燃料具有不同程度之初始衰變熱源；但預期不同的燃耗程度之燃料若具有相同的衰變熱時，兩者之分析結果預期將不會有顯著差異，是故研究期間將熱源視為燃耗與冷卻時間的綜合結果，而不反覆探討兩者對於殘餘水量之獨立影響。

此外，依據 ISG-1 rev2[12]對燃料可能存在之破損狀況描述(如圖 7 所示)可知，燃料護套若發生可見燃料丸之裂紋時，護套內填充之高壓氦氣將外釋並隨著燃料溫度的下降而吸入冷卻水，進而影響乾貯期間的初始殘餘水；是故，本研究於以下討論中僅將會導致冷卻水進入護套內之燃料(例如，具有 Pinhole 與 hairline gross 之燃料)視為破損燃料；若否，則視為非破損燃料並與完整燃料合併討論之。

綜合以上之說明，本研究選定之燃料運轉後條件與其對殘餘水之影響可以歸納如下：

- A．燃耗：影響護套表面之氧化層厚度；本研究依據 IAEA-TECO-1233[10]之描述，選擇以 35GWD 以及 45GWD 作為燃耗影響之探討參數。
- B．衰變熱：受燃耗與退出冷卻時間影響；本研究參考護箱 A 與護箱 B 之原始申照範圍，並考慮極低熱負載對乾操作業之影響後，規劃安全分析報告中所載之安全分析限值與允諾值作為研究時熱源之上下限。
- C．燃料完整性：選擇以完整燃料及破損燃料作為研析對象，並依照乾貯設施安全分析報告中之假設，將 1%燃料破損視為正常狀況進行探討。

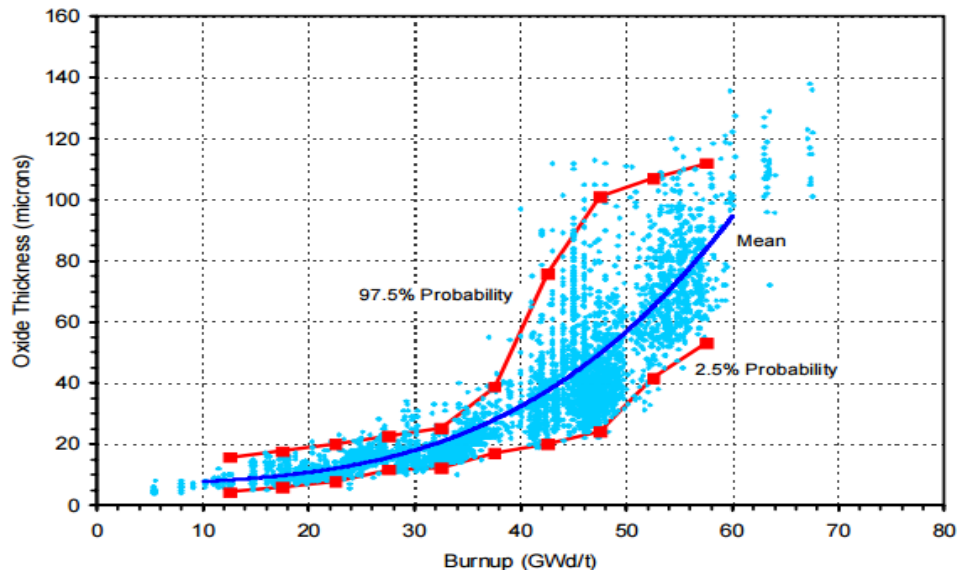


圖 6、IAEA TECDOC-1123 對燃料燃耗與護套氧化層之關係

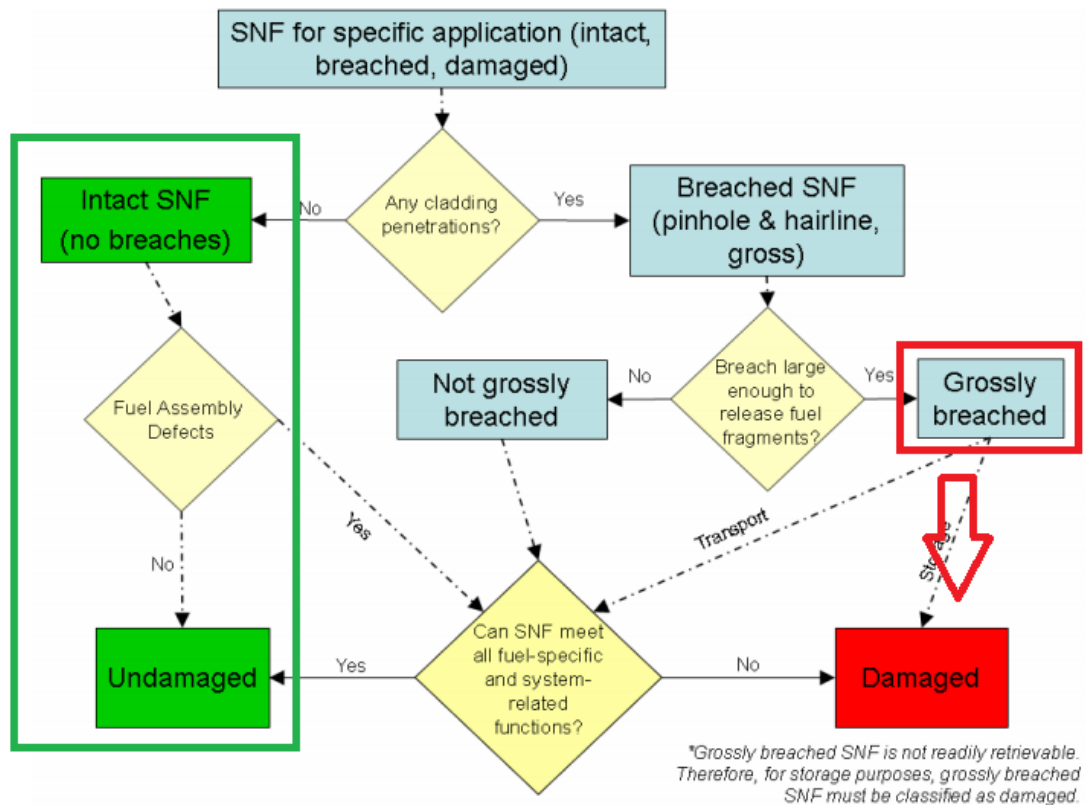


圖 7、ISG-1 rev2 中對燃料是否破損之定義

第二章、研究方法

本研究雖非針對乾式貯存設施進行安全分析或是審查校驗，為能確保各項分析工作能符合我國最新乾貯設施“用過核子燃料乾式貯存設施安全分析報告審查導則”(以下簡稱：審查導則)所載之各項熱傳評估要求。本研究擬基於主管機關已有多年使用經驗之計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)分析工具 FLUENT[13, 14]來進行各項分析模式之發展，並依據前述之護箱幾何與燃料特性進行建模與源項(Source term)、沉項(Sink term)程式碼撰寫，本研究中後述之各項國際資訊所蒐集之各項資訊，完成各項案例規劃與計算。

2.1 統御方程式

考量本研究計畫擬探討之標的貯存護箱(含護箱 A 與護箱 B)，其於裝載作業之充水、真空與充氦階段，其散熱機制皆是以被動式散熱(Passive Cooling)機制，藉由衰變熱對空氣所造成的加熱效果，並促使其密度發生改變而產生自然對流而達到熱移除之目的。研究中需模擬之計算域(Calculation Domain)，其整體熱移除路徑可自內部燃料束至傳送護箱外表面逐一系列如下：

- A．燃料丸所具有的衰變熱(熱產生率 W/m^3)透過氦氣夾層與燃料護套傳導/輻射以熱通量(W/m^2)之型式至燃料護套內表面；
- B．護套內表面之熱通量透過熱傳導機制傳送至護套外表面；
- C．護套外表面之熱通量藉由輻射與流體(含液態水、蒸汽或是氦氣)之傳導往外圍提籃結構/中子毒素材料甚至外圍燃料傳遞，部分亦藉由內部氦氣之受熱對流向燃料束上方移動；
- D．不論是藉由對流/傳導或是輻射機制，所有的熱將由密封鋼筒(TSC)之殼體、上蓋、底板以熱傳導機制向外傳遞；

此外，本研究所擬探討的標的貯存護箱，若要充份解析乾燥作業期間之熱流

特性，並據以作為鍵結水或非鍵結水之驅離評估標準，則勢必要以暫態分析方式進行求解。是故，在綜合上述各項分析需納入之熱流機制後，本研究將以一暫態自然對流之共軛熱傳，並包含輻射熱傳機制；其統御方程式可以描述如下：

質量守恆方程式

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

其中，

ρ 為流體密度；

而 \vec{v} 為速度向量。

動量守恆方程式

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

其中， p 為靜壓力， $\rho \vec{g}$ 為體積力項；

\vec{F} 為額外力源，於本研究中主要係為自然對流所生之浮力項； $\bar{\tau}$ 為應力張量，其形式可以寫為：

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

其中，

μ 為流體黏滯係數；

I 則為單位張量。

能量守恆方程式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \nabla \cdot [\vec{v}(\rho E + p)] = \nabla \cdot (\kappa_{eff} \nabla T) + S_h \quad (4)$$

其中，

E 為單位質量之總能量；

h 為焓值；

p 為靜壓力；

\vec{v} 為速度向量；

κ_{eff} 則為等效熱導率：

$$\kappa_{eff} = k + k_t \quad (5)$$

其中，

k 為物質本身之分子熱導率；

k_t 則為流場紊流所致之熱導率。

2.2 數值模式

在採用計算流體力學分析程式進行分析時，除了需就各項擬分析之熱流機制進行檢視，並以合適之統御方程式加以描述外，亦需就分析之熱流特性，導入合適之數值模式(Numerical Model)來加以模擬，雖然此一部分係屬於專業技術之描述，而與過往研析工作之程序多有相似，但為求本研究報告之可讀性與完整性，本節中仍針對研究所需考量的各項數值模式，例如輻射熱傳與紊流模式等進一描述。

2.2.1 DO 熱輻射模式

由於納維-斯托克斯(Navier-Stokes)方程式，未能用以描述熱輻射機制對此系統之影響。在此，本研究選擇已有多次驗證的 DO 模式進行熱輻射之模擬，除確保主管機關研究技術之一致性與延續性外，亦可減低研究前置作業之非必要校驗工作，以期能將計算資源投入本期研究擬探討之案例之中。此模式主要乃是求解輻射傳輸方程式(Radiation Transport Equation, RTE)來計算經有限體積法離散後的各個網格中，物質受輻射熱傳機制所造成的熱輻射效應，惟因乾貯設施貯存期間氣體係為透明體，故輻射熱傳於氣體間的散射效應將不予考慮。主要係針對輻射熱通量在一種透明(如流體)、非透明物體(如固體)間的傳播方式；而預期透過此模式之引入，將可使整體乾貯於裝載期間之真空與充氦階段下的輻射熱傳精確掌握。本模式之方程式可以寫為：

$$\nabla \cdot (I_\lambda(\vec{r}, \vec{s})\vec{s}) = 0. \quad (6)$$

其中， $I(\vec{r}, \vec{s})$ 為 \vec{r} 點沿著 \vec{s} 方向之總輻射強度：

$$I(\vec{r}, \vec{s}) = \sum_k I_{\lambda_k}(\vec{r}, \vec{s})\Delta\lambda_k; \quad (7)$$

λ 則為波長。

2.2.2 紊流模式

經檢視本研究所選定之 NAC UMS 或是 MAGNASTOR 可以發現，由於其內部裝載之燃料為 BWR 燃料，故其護箱空間高度約略為 4.5m，故其雷利數 (Rayleigh Number, $Ra = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)}{\nu\alpha}$) 超過 10^9 。是故，為求能精確的掌握紊流所造成的熱流效應，本研究參考有分析經驗以及國際間多項驗證報告[15-19]之比對後，選擇以具有一定適用性與精確度的 k- ω 模式作為紊流模擬之數值模式，k- ω 模式之方程式可以表示為：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \tilde{G}_k - Y_k + S_k \quad (8)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + \tilde{G}_\omega - Y_\omega + S_\omega \quad (9)$$

其中， k 為紊流動能；

ω 則為消散率；

\tilde{G}_k 為紊流動能梯度；

\tilde{G}_ω 為消散率梯度；

Y_k 與 Y_ω 分別為 k 與 ω 因為紊流所造成的消散量；

S_k 與 S_ω 分別為 k 方程式與 ω 方程式之源項；

Γ_k 與 Γ_ω 則為等效擴散項，且可進一步定義為：

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}; \quad (10)$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega}; \quad (11)$$

上二式中， μ 為流體黏滯係數， σ_k 與 σ_ω 為紊流普蘭特常數(turbulent Prandtl number)而， μ_t 則為：

$$\mu_t = \alpha^* + \frac{\rho k}{\omega}; \quad (12)$$

其中，紊流阻尼 α^* 可以定義為

$$\alpha^* = \alpha_\infty^* + \left(\frac{\alpha_0^* + Re_t / R_k}{1 + Re_t / R_k} \right); \quad (13)$$

而， α_∞^* 為阻尼；

$$Re_t = \frac{\rho k}{\mu \omega}; \quad (14)$$

$$R_k = 6; \quad (15)$$

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

$$\beta_i = 0.072. \quad (17)$$

2.2.3 自然對流模式

在 FLUENT 中的自然對流主要乃是藉由流體密度差以及重力場的設定而達成動量方程式中之額外力源項： \vec{F} 進行設定，並透過單位體積之密度差($\Delta \rho \vec{g}$)來提供流體額外的驅動力。由於重力場是一常數，因此模式中僅需將流體密度與溫度之變化特性加以聯結，即可完成此模式的設定。

在 FLUENT 中，用以設定流體密度變化的設定方法可以分為三種：

- 1．理想氣體法；
- 2．為溫度函數之材料性質；以及，
- 3．布希尼克(Boussinesq)近似法。

有鑑於國際間的研究成果[20]或是國內相關乾貯安全分析方法論的發展驗證[21]抑或近期的管制分析工作[15, 22]，皆證實採用布希尼克近似法有助於改善整體的收斂性並同時維持良好的模擬精度；故本研究選用此法進行流體性質與體積力之設定，其式中體積膨脹係數 β 可定義為：

$$\beta \approx -\frac{1}{\rho} \left(\frac{\rho_\infty - \rho}{T_\infty - T} \right); \quad (18)$$

其中， ρ 代表密度， T 代表溫度，而下標 ∞ 則代表參考條件下之量值。

第三章、乾貯護箱乾燥作業殘餘水分趨勢相關資訊蒐集研析

3.1 國際間相關研究資訊研析

為了確保用過核子燃料於乾式貯存設施裡的安全與保安，美國 NRC 於 2013 年委託位於德州的核廢料管制分析中心針對延長貯存與傳送之需求進行乾貯護箱乾燥作業的充足性(Adequacy)進行評估[8]，以滿足美國聯邦法規 10 CFR 72 中對於用過核子燃料乾貯作業的安全性與再取出性(retrieved)。這是因為各項安全分析報告的正常案例，皆是以燃料護套完整性不受乾貯作業影響為基準進行分析，而長時間的乾貯甚至是再延長貯存時間，則需確認內部的貯存環境不會存在造成護套潛在劣化之因子存在。

該研究指出殘餘水係為護套劣化的潛在因子，這是因為輻射分解(radiolysis)效應於貯存期間將促使殘餘水產生活性氧，進而造成護套、燃料丸或其它金屬造件的劣化。是故，該研究團隊針對延長貯存是否造成上述情境的發生，並導致護套完整性與再取出能力受到影響進行了探討。

針對此一議題 Kohli [23]等人曾利用 CASTOR V/21 進行的研究，並指出每一組採用溼貯的燃料預估將有 1.4-11moels(約 25-200ml)的非鍵結水，這些非鍵結的液態水將會存在於燃料組件各處經水濡溼後(waterlogged)的表面。而在乾燥時所採用小於 3Torr 的低壓所造成的液體蒸發與移熱的效果，將使殘餘水出現相變化，故在實際乾燥作業中經由燃料衰變熱的持續產生並維持溫度，將可對乾燥作業產生正向的效果。此外，該研究中細分汽態、液態的非鍵結與鍵結水等機制極具殘餘水量估計之技術價值，可供本研究作為建立假想護箱殘餘水計算方法之基礎。

針對上述濡溼表面的殘餘水，或可由現行常見的乾燥作業為何會同時考慮壓力與溫度的變化來進行乾燥作業，甚至部分廠家針對真空作業已達操作規範之容

器，會再次回充惰性氣體，並再次將護箱內壓力抽至額定標準後再行填充貯存時所需之氣體(此時多選用氬氣)。這是因為單純的加熱作業除了需要較高的溫度將水進行相變化之外，亦需較高的溫度使其體積膨脹。而採用低壓-常壓-低壓-常壓(或高壓)的真空乾燥-氣體回填程序，則可有效的使乾燥惰性氣體反覆進入各個隙縫並稀釋汽化後之蒸汽比例。若以 10Torr 作為操作條件，則反覆經過兩次操作後，其內部汽化蒸汽之比例應可有效減少至原來的 0.017%。此時即使再反覆進行多次的抽氣與回充的作業，其最終含水量預期將受回充氣體品質主導，而不再受殘餘水之初始量影響。

相較於以物理態存在的殘餘水可利透過水的物理特性(如低壓飽和溫度點)來儘早達成乾燥作業，具有特殊鍵結的化學態水往往以其水合物或化合物存在於燃料束的天然氧化層或是腐蝕產物中。而要達成乾化鍵結水的目的，則需要將水自上述水合物或化合物的晶格中加以移除，而移除所需的溫度則視化合物之形態而有所不同，一般約略為 120-150°C 開始作用。

透過上述的文獻研析發現，目前 NRC 賴以探討護套於延長貯存時所造成的劣化特性時，僅著手於各項數之各別影響並導入貯存期間之熱分析結果作為劣化速率之預估參數，此點與本研究主要擬針對燃耗、熱源與破損狀況對殘餘水量總量之探討略有差異。而為能達成本研究之主要目的，以下將參考 NRC 報告中對殘餘水之機制探討，逐一進行初始水量之預估技術研析，並據以標示出對應之關鍵參數，以供主管機關參考。

3.2 初始殘餘水估算方法研析與量化

3.2.1 非鍵結水

有鑑於非鍵結水主要係因為材料表面之物理特性或是設計之幾何特性而在排水作業導致部分液態殘餘水，因此非鍵結水的計算主要以間隙、表面毛孔附著以及微小空間等；例如提籃組件之間隙甚至是破損燃料之內部間隙等。只需將其幾何資訊加以轉換即可合理獲得對應之殘餘水量。以下即就各式設計下可能之殘餘水進行計算技術之規劃：

A．排水管間隙殘餘水

由於組件設計上之必要性，密封容器若以排水管組進行護箱內排水作業，則其長度將必定短於密封容器之內部高度，亦即排水管路與護箱底部將存在若干間距。在無任何特殊設計時，將使護箱底部留存一定厚度之液態水。而為能確認此部分之計算資訊符合實現況，本研究特別在與護箱供應商確認後，取得更為精確之沉水孔設計資料。

如圖 8 與圖 9 所示，密封鋼筒底部為避免實際組裝而需保留之間隙影響排水，於密封鋼筒底板處切割有一魚眼坑。其外圓直徑為 7.6cm、深度 0.97cm，內圓為排水管直徑一致，為 2.54cm，深度為 2cm。考量排水管採斜口設計，故定義其有效長度與 TSC 底板一致。而綜合此一資訊，並忽略抽水管之材料所佔體積後，該處魚眼坑之各階可能之初始殘餘水量總約有 54.1 ml：

$$(7.6/2)^2 \times 3.14 \times 0.97 = 43.98 \text{ ml} ;$$

$$(2.54/2)^2 \times 3.14 \times 2 = 10.129 \text{ ml}。$$

若對比於護箱底部面積，則可發現其面積高達 $21,934\text{cm}^2 (167.16/2)^2 \times 3.14$ ，故即使殘餘水僅有 1mm 厚，其殘餘水量仍將高達 2,193.4 ml。由此可知乾貯護箱之設計廠家實已謹慎考量排水作業可能出現之護箱底

部殘餘水，並施以合理之工程設計加以克服。

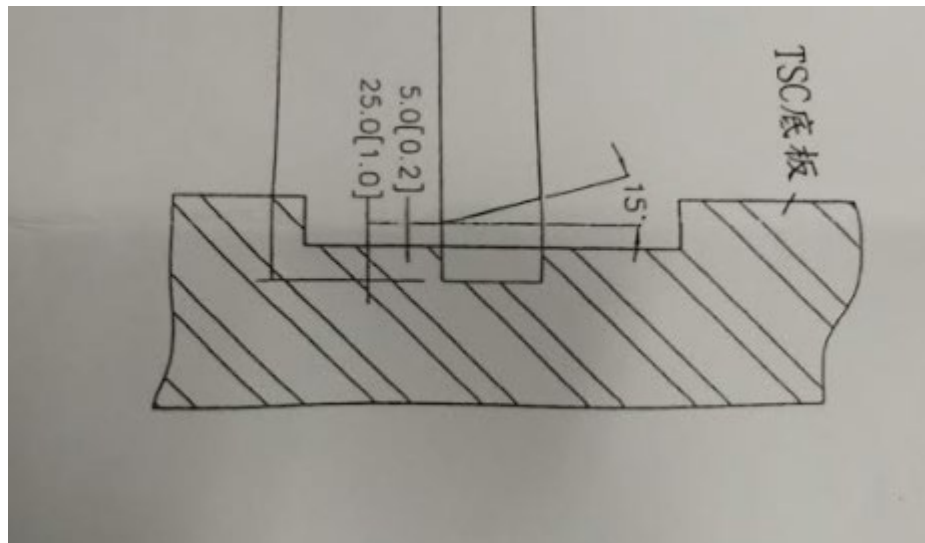


圖 8、實際護箱底部之排水設計

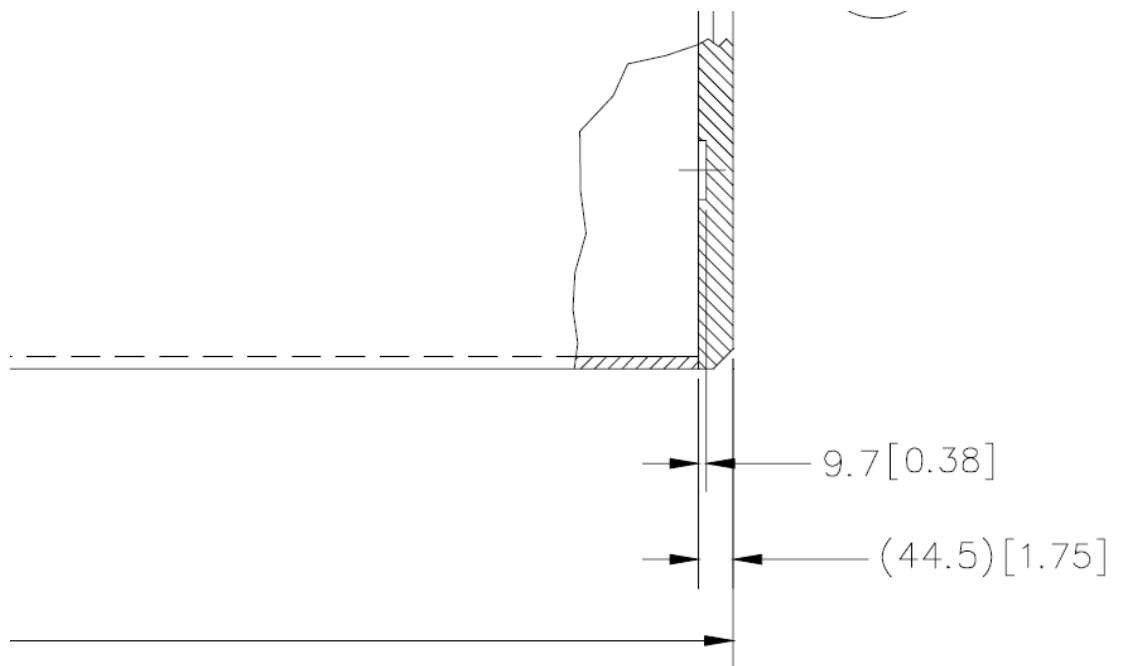


圖 9、實際護箱底部之排水坑幾何設計

B．提籃組合件殘餘水

由於護箱提籃需具備不同的材料特性以符合設計需求，故目前最常見之設計仍以鐵基金屬作為結構件，並搭配易與碳含硼粉末混合並加工的鋁基金屬所製成的中子毒素組合而成。然而各組件製造與組合時，除了特殊結合件需以干涉配合 (interference fit) 施作之外，大多數的組件之間需保留合理的公差；這些公差因為間隙極小，因此可以合理保守地假設護箱進入燃料池進行裝載時，即會因毛細現象而填滿水，是故透過工件公差的定義即可計算類殘餘水的體積。

為能保守計算各項組件之間隙，本研究透過研析安全分析報告所載設計資訊，以最小實體體積之方式將組件之孔徑定義為合理公差之上限，而軸、板、鍵等組件，則定義為合理公差之下限；而針對未標示公差則依據安全分析報告第 3.1.1 節所載，若未註明公差者，元件尺寸小於 152 mm，公差為 ± 0.5 mm；尺寸在 152-457 mm，公差為 ± 0.8 mm；尺寸大於 457 mm 時，公差為 ± 1.5 mm。

舉例來說，本研究所選定的護箱型式 A，其承載圓盤上用以容納燃料方管之孔其尺寸為 159.46 ± 0.38 mm，亦即其最大允收尺寸為 159.84 mm，而燃料方管為 156.2 mm，在考量燃料方管係以板件銲接而成，其厚度並非造成殘餘水之主因，同時需考慮內部尺寸需能容納燃料束之故，而將此工件應具備正公差，故其最大容許尺寸即為 156.2 mm。而在此條件下，每公分厚度下承載圓盤或導熱圓盤之殘餘水面積即可由方孔尺寸減去燃料方管外尺寸再減去中子毒物與蒙皮面積來求得：

$$\begin{aligned} & (255.49(\text{方孔面積}) - 243.95\text{cm}^2(\text{燃料方管面積}) - 8.977\text{cm}^2(\text{中子毒物面積}) \\ & \quad - 1.36\text{cm}^2(\text{蒙皮面積})) \\ & = 1.20\text{ml/cm} - \text{per fuel}。 \end{aligned}$$

護箱 A 之繫桿與間隔環之空間以及護箱 B 組成燃料方管之插銷與銷孔之間隙亦可由此法逐一求出：

繫桿與間隔環：

$$(4.29^2(\text{間隔環內徑}) - 4.1275^2(\text{繫桿外徑}))/4 \times 3.14 \times 144 \text{ 個} \times 8.141 \text{ 高} = 1258.77\text{ml} \circ$$

繫桿與承載圓盤：

$$\frac{4.29^2 - 4.1275^2}{4} \times 3.14 \times 41 \text{ 片} \times 6 \text{ 孔} \times 1.587(\text{厚度}) = 419.197\text{ml} \circ$$

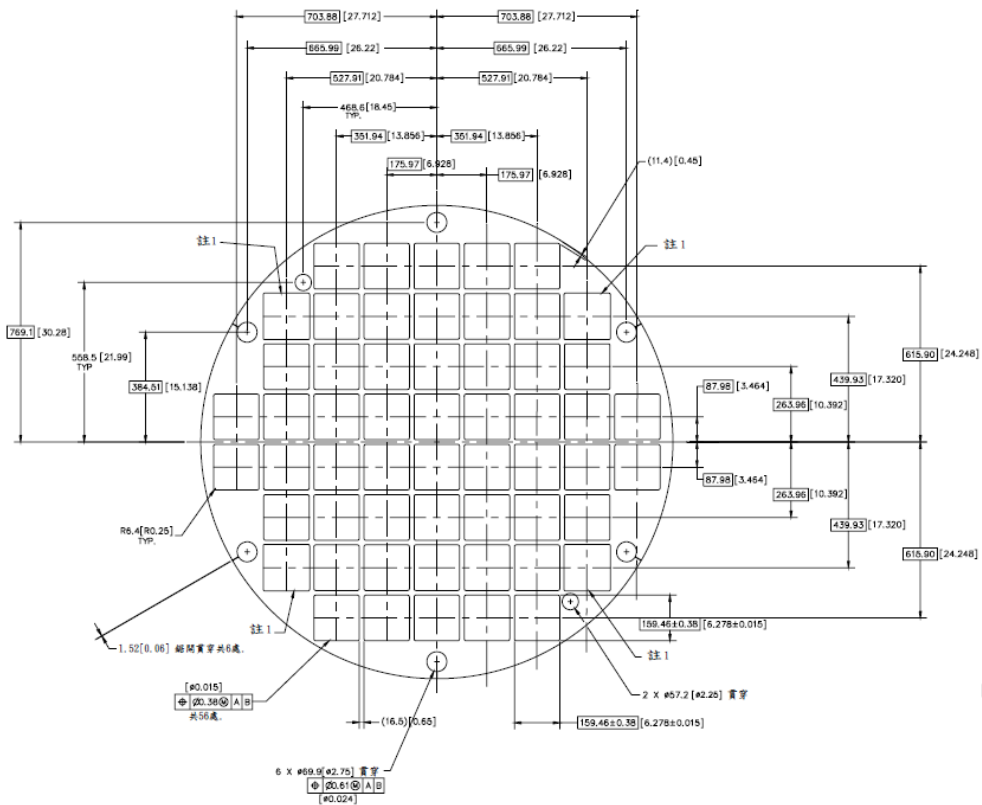


圖 10、護箱 A 之承載圓盤

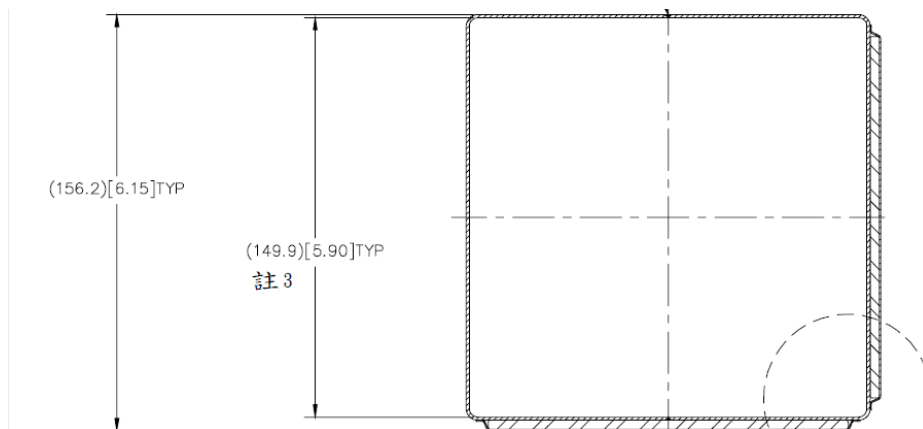


圖 11、護箱 A 之燃料方管

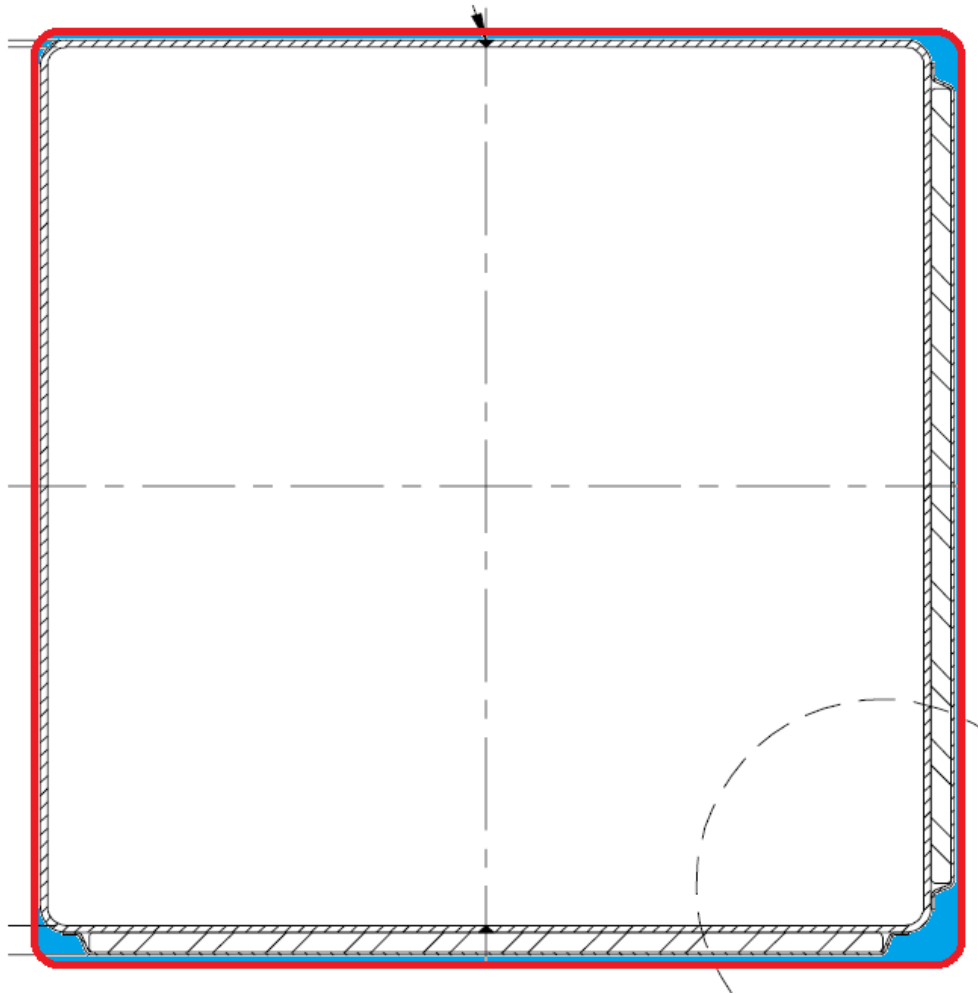
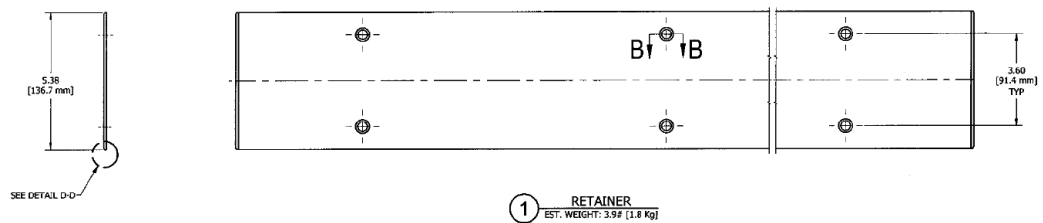


圖 12、護箱 A 承載圓盤與燃料方管之間隙

而針對護箱 B 而言，其提籃之設計已將有的半封閉中子毒物保護層加以改良，使其成為表面貼附式設計，但由於其設計仍採用多片式組合並鎖固之方式組裝，故仍可預期各板式組件間可能存在有些許間隙。



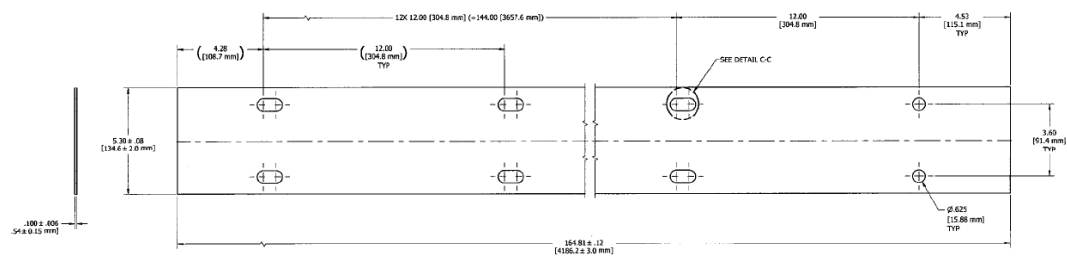


圖 13、護箱 B 之中子毒素保護板

C．破損燃料護套內殘餘水

破損燃料內的殘餘水計算主要係以燃料護套內的空間來加以計算，由於燃料組裝時除了內部的燃料丸之外，尚需保留些許長度並加裝彈簧，以提供燃料丸穩固性以及軸向高度變化的緩衝空間。此外，由於燃料的破損比例亦將影響其殘餘水量，是故以下的評估係以較為保守的全長棒，就每束燃料具 1%破損率進行殘餘量計算，如此所獲之結果即可同時適用於護箱 A 與護箱 B 之評估：

每束燃料之護套與燃料丸之間隙：

$$(0.884^2 - 0.867^2) \times 3.14 \times 91 \times 0.01 = 0.0213\text{ml/cm} \text{。 (長度 379.6cm)}$$

護套與彈簧之空間：

$$(0.884^2 - 0.1^2) \times 3.14 \times 91 \times 0.01 = 0.551\text{ml/cm} \text{。 (長度 28.12cm)}$$

若將上述資訊進一步換算，則可得知，每束燃料若發生 1%燃料破損，則其護套與燃料丸之間隙，僅會有 8.09ml 的水量，但燃料頂端的彈簧區將存在較大空間之故；破損燃料於此區段將會殘餘 15.49ml/bundle 之水量。

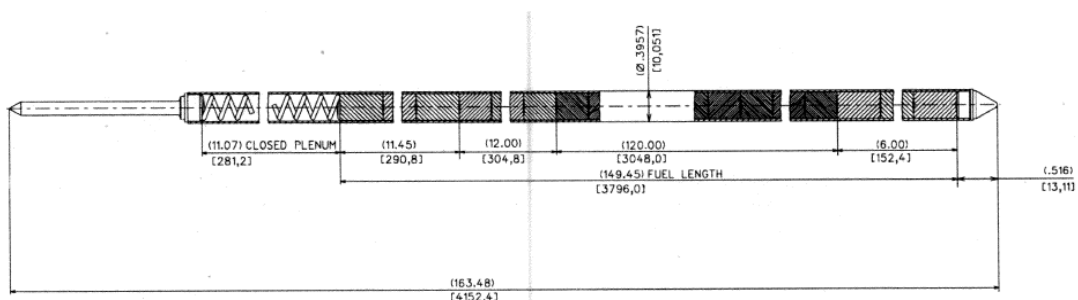


圖 14、ATRIUM-10 燃料束之設計資訊

D · 水平組件殘餘水

依據安全分析報告所載資訊，護箱 A 之各項組件於加工後將以無電鍍鎳進行表面處理，而此一處理方法可以有效提高表面的疏水性，而依據 Xiang 的研究[24]可知經處理後的表面其接觸角已大於 100° 。據此，吾等可將密封鋼筒內之各項組件(不含燃料束)之表面視為疏水性，故在排水過程中，水將會因表面張力而聚集並由各項工件孔隙排除，是故具有密集孔隙的承載圓盤與導熱圓盤(如圖 10)可合理假設其朝上之水平面將不會殘餘液態水。

然而，相較於上述的承載圓盤與導熱圓盤，護箱 A 頂部因為結構之穩固而設計有頂部鉸件(如圖 16 所示)，其外形可視為在承載圓盤周圍加鉸一層高度約 28cm 之環型板(以藍色標示)並以垂直交錯將圓盤劃分為九部分之支撐板(以紅色標示)組合而成。由於目前並無任何合適資訊可供計算該處之殘餘水，故本研究遂規劃由以下流程來進行保守估算：

1. 假設液態水在鄰近間隙時，將會因為毛細現象而向下流動，僅有遠離組件間隙之區域可能存在殘餘液滴；
2. 參考 Benroozi 之研究[25]利用液態水之接觸角將決定液滴最大高度之關係：以其 $y_0 = a[2(1 - \cos\theta_c)]^{1/2}$ 公式進行計算。在接觸角愈小的狀況下，液滴高度將愈低，是故在 100° 左右時，其液滴高度約為 4.7mm 左右。考量此一結果係基於圓型水滴之體積與表面張力之平衡而求得，在考慮液滴愈大時，其所造成的質量將呈尺寸之三次方增加，遠比表面張力之周長增加為大，故可確認此一結果應具有足夠之保守度。
3. 圖 18 護箱 A 之一側角落設計為充氣孔，因此當氣體充入時可以排除該區域之水平殘餘水；故即使保守假設組件隙縫內的水受水頭影響而向下流動時不會牽引水平板之其它區域時，護箱 A 可能具有殘餘水將僅有如圖上藍色標記之區域。在經使用 CAD 軟體進行繪圖並計算後，該區域面積約為 $2,386\text{cm}^2$ ，故殘餘水體積約為 1,121 ml ($0.47\text{cm} \times 2,386\text{cm}^2$)。

相較於設計與組裝較為複雜的護箱 A，護箱 B 之管式提籃則如圖 19 所示，

整體並無明顯之水平板件，故可視該護箱提籃頂部之殘餘水為 0。

除上位於頂部之鉚件可能積存液態水之外，位於護箱底部的部分亦有可能有液態水的存在，但不同於排水管路間隙所造成的殘餘水，此部分之殘餘水主要係源自於提籃與護箱底部接觸之結構邊界輪廓線(如圖 20 所示)，故可利用其邊界長度保守液滴高度來加以計算：

護箱 A 底部與提籃之接觸周長：

$$\left(\text{底部焊件}(\text{長} : 63.5 \times 2 + \text{寬} : 1.91 \times 2) + \text{繫桿周長}(\text{直徑} : 7.62 \times 3.14) \right) \times 6 \text{ 個} \times \text{液滴截面積}(0.47\text{cm} \times 0.47\text{cm}) / 2 (\text{液體面積}) = 102.55 \text{ ml}$$

護箱 B 底部與提籃之接觸周長：

$$\left(\text{棒型支撐件面積}(\text{直徑} : 1.91 \times 3.14) \times 34 \text{ 根} + \text{鈑件}(\text{寬} : 0.64 \times 2 + \text{長} : 3.625 \times 2) \times 8 \text{ 個} + \text{提籃支架}(\text{外長} : 16.74 + \text{內長} : 13.56 + \text{厚度} : 1.59 \times 8) \times 4 \text{ 個} \right) \times \text{液滴截面積}(0.47\text{cm} \times 0.47\text{cm}) / 2 = 49.07 \text{ ml}$$

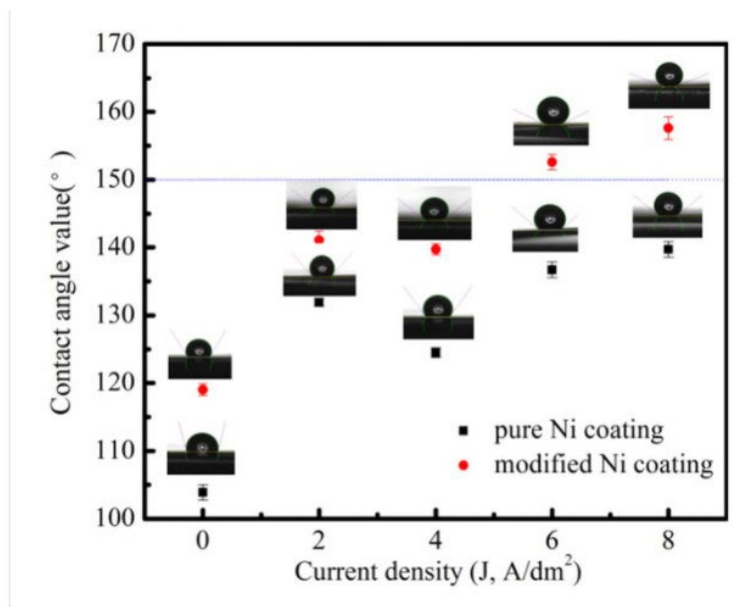


圖 15、純水於鍍鎳表面之接觸角[24]

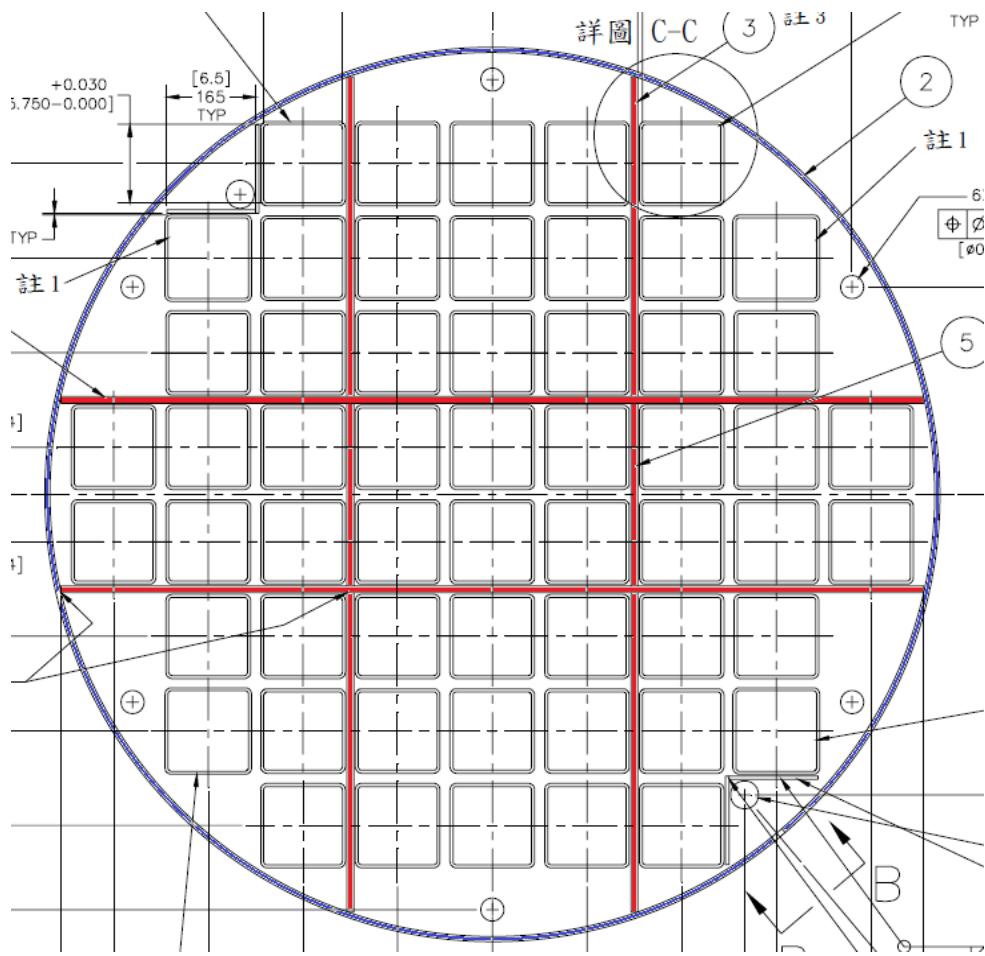
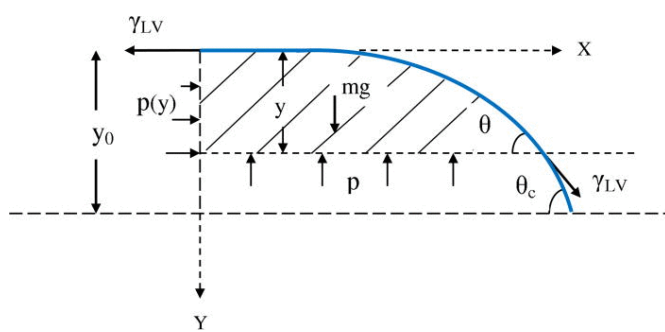


圖 16、護箱 A 之頂部鉚件以及其支撐板



$\theta_c(\text{deg})$	$Y_0(\text{mm})$
130	4.9 ± 0.1
120	4.7 ± 0.1
66	1.9 ± 0.1
58	1.7 ± 0.1

圖 17、Benroozi 研究中所使用之液滴高度示意圖及相對尺寸

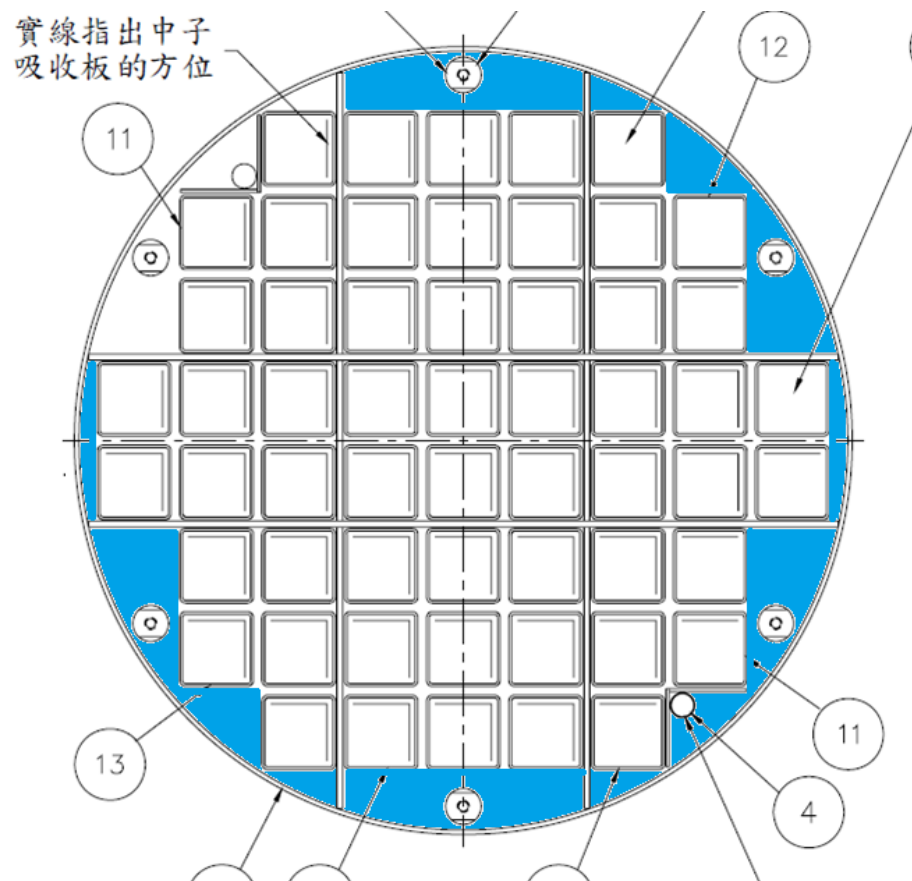


圖 18、護箱 A 可能水平板上方之殘餘水範圍



圖 19、護箱 B 之提籃設計。

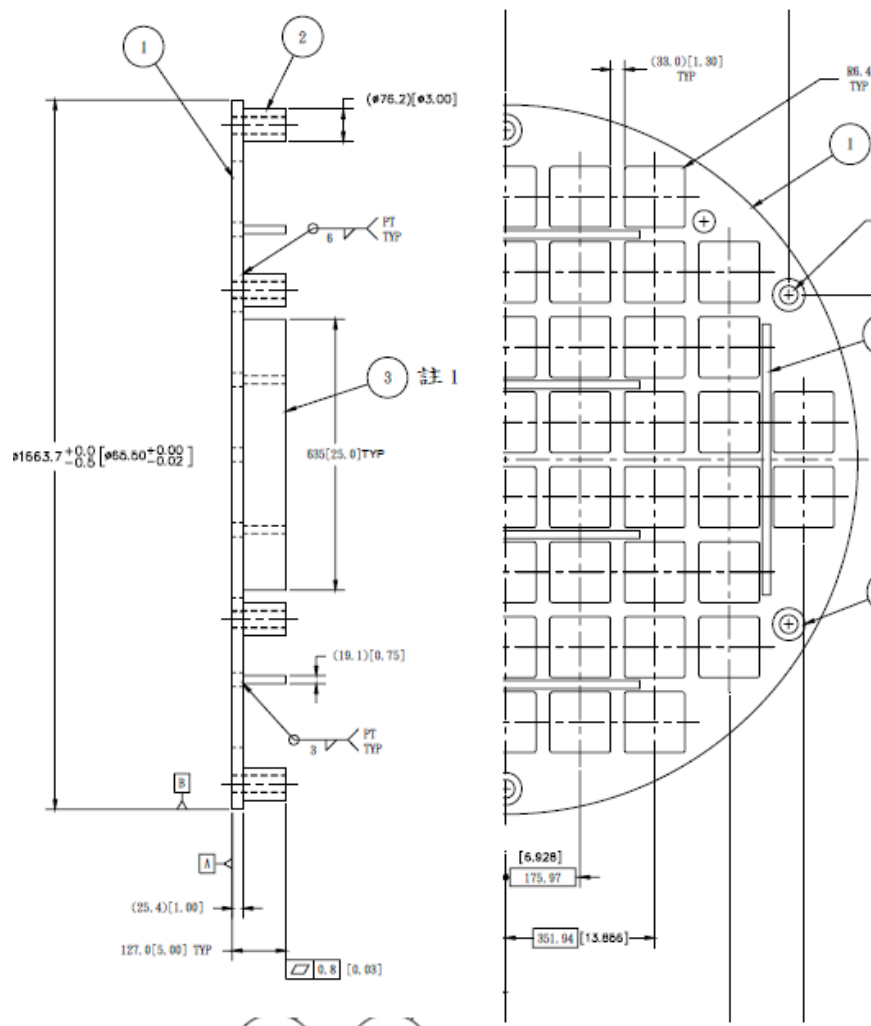


圖 20、護箱 A 提籃底部與密封鋼筒接觸之組件。

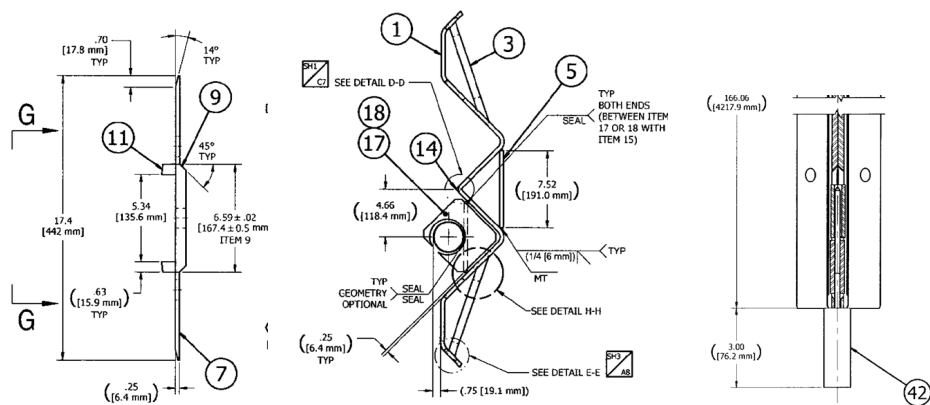


圖 21、護箱 B 提籃底部與密封鋼筒接觸之組件

3.2.2 鍵結水

由於鍵結水主要是組件材料長期使用後，因為氧化機制所構成之氧化物，在相較於燃料護套，整體乾貯護箱之組件在使用前皆為新品並採用無電鍍鎳表面加工處理，製造後仍需依照相關品質保證計畫妥善保存，故在本研究將忽略各項組件之氧化層與可能之鍵結水影響。僅就燃料組件因護套於爐心中燃耗所致之氧化層進行探討。由 Boer[25]的研究(如圖 22)可知，在含水之條件下，鋇的氧化物會因為水合或聚合等反應而形成富含水的物質，且在超過一定溫度時才有機會加以乾化。而依據 NRC 對於乾貯護箱內殘餘水之研究結果，可以歸納出以下數個重點：

- 鋇合金的氯化物可能存在八水合物之狀態($\text{ZrOCl}_2 \cdot 8\text{H}_2\text{O}$)，在 150°C 以下維持穩定，直至溫度超過 150°C 才開始乾化
- 鋇合金的氫氧化物 $\text{ZrO}(\text{OH})_2$ ，在輻射照射下可能形成 $\text{Zr}(\text{OH})_4$ 或 $\text{Zr}_4(\text{OH})_8 (\text{H}_2\text{O})_{16}$
- 其報告指出，在假設 $10\mu\text{m}$ 的厚度下， 600m^2 的護套表面積可能存在 1.1~85 莫耳(0.02-1.5L)的水
- 考量乾化所需之相變化熱量，研究中對於鍵結水趨離之評估若將整體護套氧皆視為殘餘水將獲得較為保守的溫升趨勢，待求解後再將具殘餘水之體積以莫耳分率進行換算即可求得含水量

考量燃料護套的氧化物厚度主要係與燃料於爐心之運轉歷史有關，且除了在 35GWD 與 45GWD 時將有顯著之不同外(圖 6)，亦需瞭解上述之燃料燃耗應合理視為該燃料束之平均燃耗，因此在計算燃耗所致之氧化層時，應合理將單束燃料在爐心內的軸向功率因子所造成的燃耗差異(如圖 23)納入考慮，以反應功率分佈對氧化層厚度 $t(\mu\text{m})$ 之影響(如圖 24)：

$$t(\mu\text{m}) = f_{\text{burnup}} \times f_{\text{axis } Y} \quad (19)$$

其中， $f_{\text{axis } Y}$ 為燃料軸向功率分佈，本研究將於報告第 4.3 節中與軸向源

項合併處理，而 f_{burnup} 則為燃料平均燃耗與氧化層厚度之關係：

$$f_{burnup} = 5.83 \times 10^{-4} X_{burnup}^3 - 1.8095 \times 10^{-1} X_{burnup}^2 + 0.4131 X_{burnup}^1 + 5.6667 \quad (20)$$

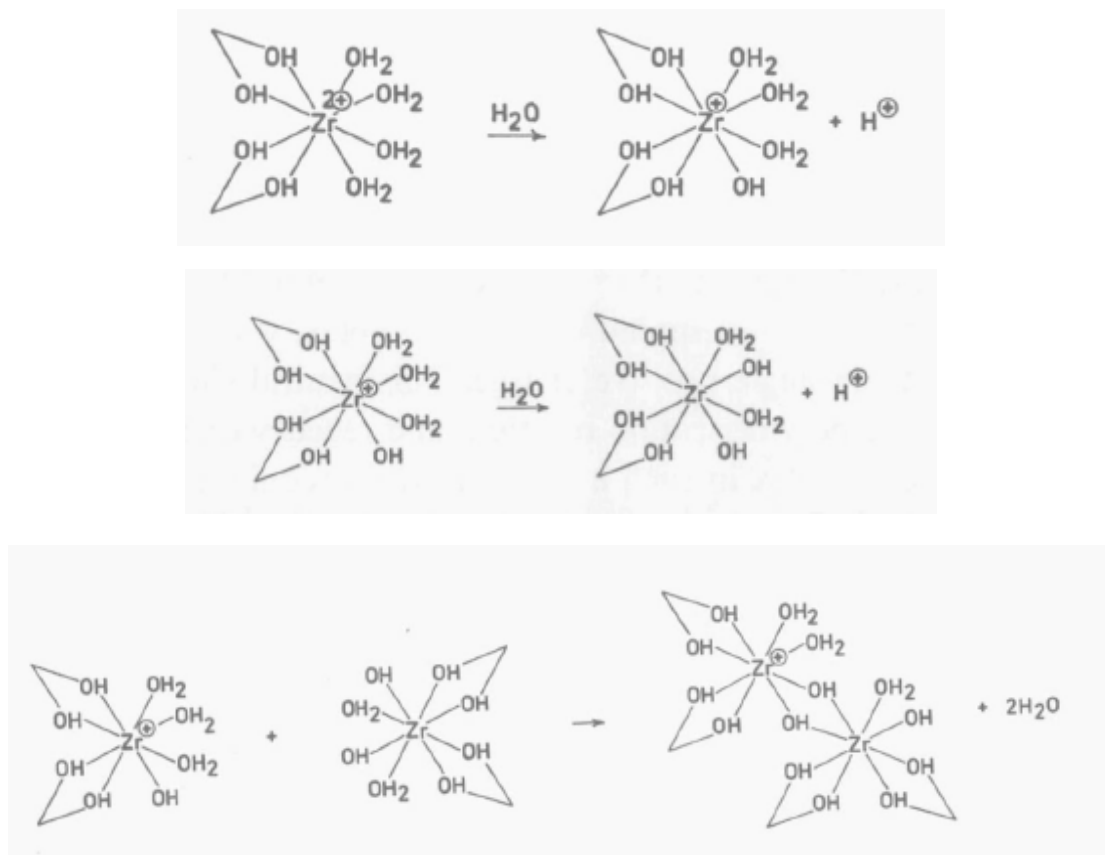


圖 22、鋯氧化物形成鍵結水之機制

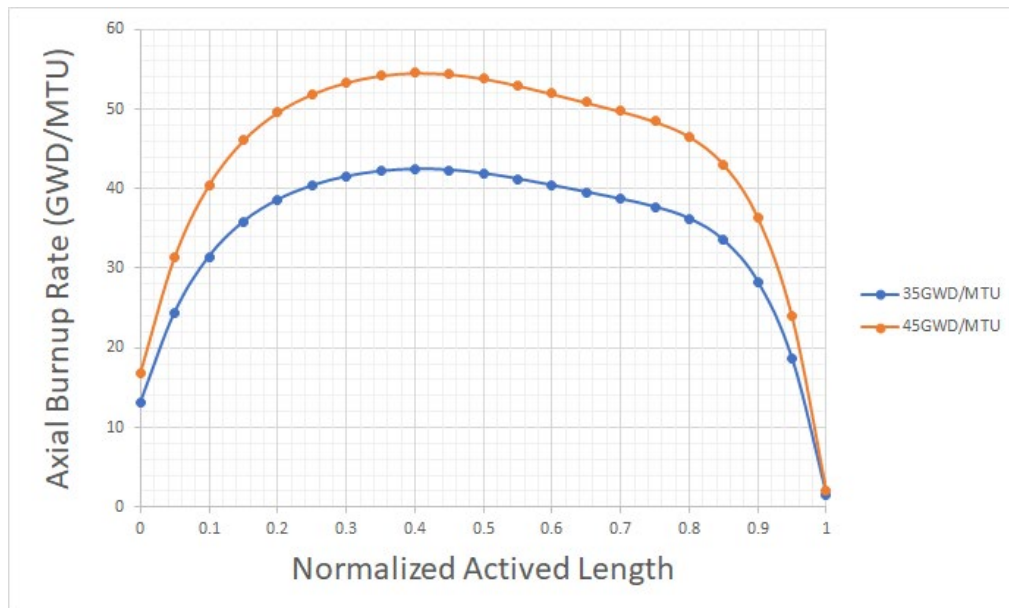


圖 23、35GWD 與 45GWD 平均燃耗下之軸向燃耗分佈

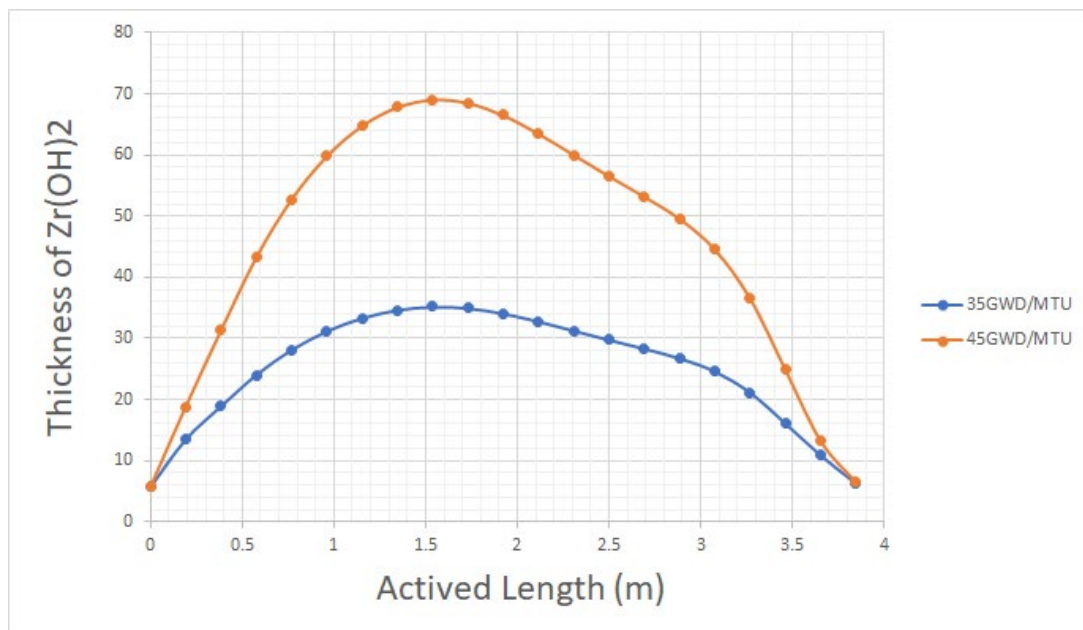


圖 24、考慮軸向燃耗分佈後，35GWD 與 45GWD 平均燃耗下之護套軸氧化層分佈

3.3 殘餘水驅離條件研析

誠如本報告第一章所述，密封容器的乾燥作業主要係以驅離殘餘水為目的，而各大廠施行此一乾燥作業之機制即是透過降壓、升溫或及其組合；例如 NAC 公司係以真空乾燥作業來令燃料快速升溫以達乾燥之目的。而 Holtec 則於部分護箱採用蓄熱乾燥之手法，先行將高壓氮氣打入密封容器的暫置於 HI-TRAC 中，直至燃料所具有的衰變熱整體護箱加熱並蓄積足夠之顯熱後再施以釋壓作業；此時，因為高溫低壓的特性，殘餘水即會產生相變化並隨後續的抽換氣作業排出。

上述兩種操作方式將有熱流特性上的不同，並進而產生一些額外的作業特性。例如，採用真空乾燥作業之護箱，其溫度在操作時間內往往係持續上升而需進一步進行暫態安全評估與確認；反之，蓄熱乾燥作業則是以最終蓄熱條件作為設計基準，在確保特定熱負載之最高穩態溫度不會高於設計基準與燃料護套的法規限值時，儘可能讓護箱升溫以達到蓄熱之目的。

然而，對於密封容器的乾燥而言，兩種方法確實皆能達到乾燥的目的，且可提供不同的作業餘裕，由工程角度而言僅有作業合適性之考量而無實際優劣之分。例如圖 1 所示之 NAC 真空乾燥作業溫升趨勢顯示，採用此一措施之護箱可以顯著降低傳送護箱之溫度，有助於避免以高分子聚合物製成的中子吸收材劣化，甚至搭配應用於 MAGNASTOR 系統的環狀冷卻水系統(ACWS)亦可確保高熱負載的；反之，採用充壓蓄熱的方式，則可在掌握燃料護套最高溫度之前提下有效驅離殘餘水，故特別適用於裝載有極高熱負載之護箱。

從以上對國際乾貯大廠作業程序之研析可以得知，乾燥作業之執行主要是透過溫度來提供能量，以利各式鍵結水或非鍵結水產生相變化；只要能有效的將上述殘餘水汽化，即可透過後續的排放與或抽換氣程序將其驅離。值得注意的是，此處之溫度係指溫度差而非絕對之高溫，是故能搭配改變作業壓力之措施(如抽真空等)來改變液態水之飽和曲線，進而在較低的燃料護套(或組件)溫度下達成乾燥之目的。而 Holtec 亦利用此種機制，設計了採用除溼機運作原理之設備，以期

在較低溫度即能有效降低密封容器內的溼度。綜合以上的討論，若要能針對非鍵結水與鍵結水之驅離機制進行探討，則可分別利用其汽化相變化點或化學鍵解離之溫度來加以探討。其中，前者屬於單純物理特性且已在熱力學充分研究，故可直接引用如圖 25 所示之飽和曲線來作為判定之依據；例如，常見以 10 Torr 作為抽氣標準的真空乾操作業，其液態水之飽和溫度約為 12°C 左右，故原廠於此操作條件下可確保燃料束等組件在合理作業環境(如廠房溫度)並供應相變化所需之能量時，所有液態非鍵結水皆能被汽化。

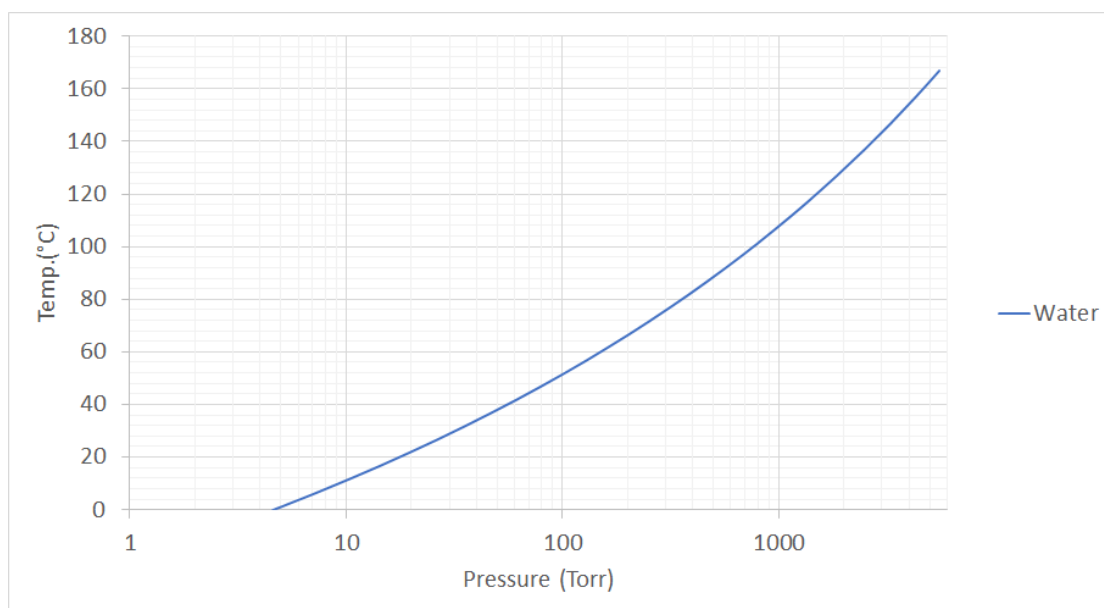


圖 25、水於不同壓力下之飽和溫度點

不同於非鍵結水提供能量加以汽化後即可驅離之狀況，要將鍵結水加以驅離則需要提供可以打破化學鍵結之能量，由前述討論可以得知，在具輻射場之條件下銦的氧化物可能形成八水合物而將水吸附於護套表面，惟隨著溫度的增加其鍵結水亦將被乾化。而進一步研析 Boer[25]所著之論著後可知，各式水合物之可能乾化溫度約略發生於 120°C 以上(如圖 26 所示)，此一溫度相較於 NRC 為評估延長貯存而進行的研究[8]結果(150°C)為低。考量上述文獻所載乾化溫度之保守性後，本研究先行以 150°C 作為護套水合物是否可以在真空乾操作業期間被有效驅離之條件。

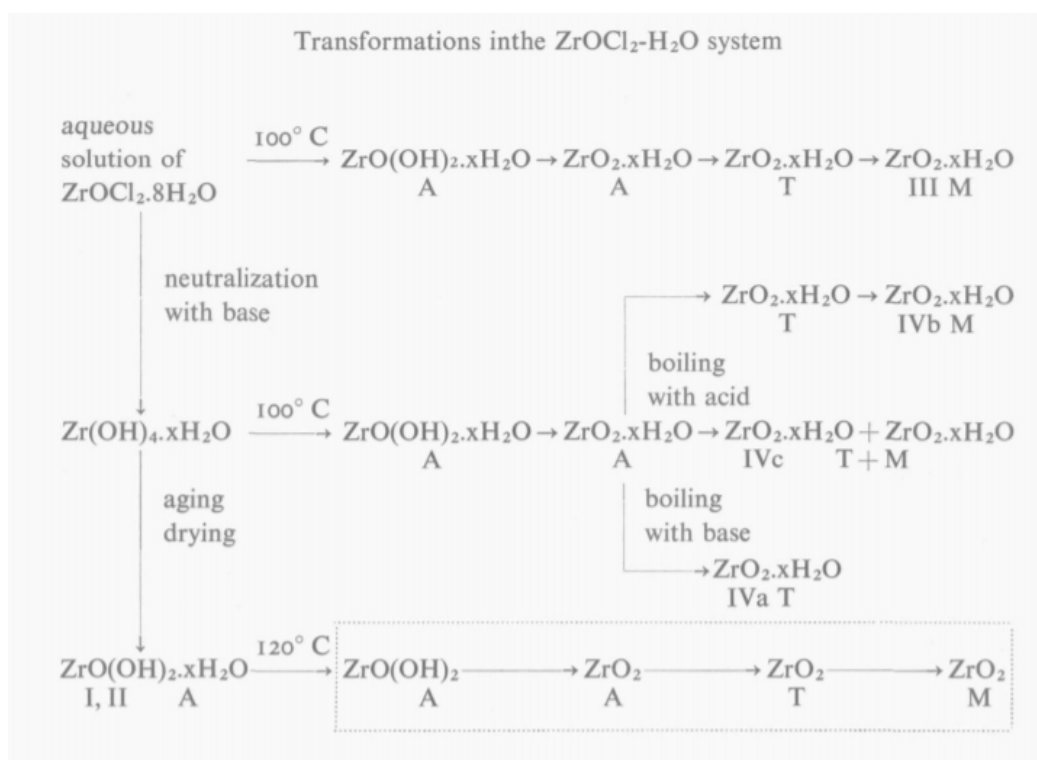


圖 26、Boer 對於鋇金屬氧化物之各種中性化與乾燥機制及溫度探討

3.4 護箱資訊與殘餘水量關聯性研析

基於以上之探討可知，護箱裝載之熱源項、溫度、操作壓力等條件將與後續乾燥作業之規劃有關，而部分安全分析時所採用的保守假設可能會對真空乾燥作業造成影響；經檢視護箱 A 與護箱 B 之相關設計資訊後，所得各項參數如下所示，其中：

1. 乾燥前之容許作業溫度因避免冷卻水產生非凝結氣體釋出而定義，此條件於安全分析時皆考慮其保守性而將其設定至上限值；惟實際作業時往往因為較功率與較短時間而讓護箱溫度較低，此時護箱內所具有的顯熱將較低；故研究中將針對兩種護箱於額定熱負載以及可能之最小熱負載進行評估後，以瞭解其影響。
2. 真空作業之條件壓力往往皆設定於護箱可以在抽至 10Torr 後維持 10 分鐘以上，以證實內部液態水已充份乾燥；此項為實際操作要求，故不會因為分析時所採用之條件而受到影響。
3. 容許熱負載為設計上限值，實際護箱裝載往往低於此熱源，故實際裝載時可能會使護箱加熱或蒸發液態水之能力減低；
4. 誠如前節所言，氬氣回充道數大於 2 次時，預期將無法對半封閉之間隙提供有效驅離水汽之功能，而後續研析可以依循護箱所選擇之兩次回充條件與回充壓力；
5. 而對於兩種護箱於真空乾燥期間之冷卻機制在乾燥作業期間將扮演極為特別的角色；對於液態非鍵結水而言，因為在低壓下只要能維持高於 12 °C 的溫度(表 3)即可形成蒸發，故此時外界的熱傳可以確保護箱底部能維持一定之溫度；反之，對燃料束表面之鍵結水而言，當熱被有效移除時將推遲燃料到達 150 °C 之時間，預期亦會減慢鍵結水乾化之時間。
6. 綜合以上之描述，各項護箱設計與操作之參數(如表 4)可知：

A. 除護套表面為鍵結水外，其它殘餘水皆為非鍵結水；

B．鍵結水主要與燃料燃耗有關，本研究選擇以 35 與 45GWD 作為探討之參數。

C．燃料束內部之殘餘水量主要與燃料破損率有關，故本研究依據乾貯設施之安全分析報告之 1%與 10%破損作為探討之參數。

D．而分析結果顯示，大多數的非鍵結水主要係源自於護箱與提籃之結構設計。

表 2、研究中選擇之兩種標的護箱乾操作業資訊研析

	假想護箱 A	假想護箱 B
乾燥前作業容許溫度(°C)	93.3	93.3
真空作業壓力條件(Torr)	10	10
燃料容許溫度(°C)	400	400
設計熱負載(kW)	14.3	17.0
允諾熱負載(kW)	7.0	14.0
氬氣回充次數	2	2
氬氣回充壓力(atm)	1	5.41
作業條件冷卻機制	自然對流	ACWS

表 3、組件表面殘餘水驅離條件

組件類別	操作流程			驅離條件
	蓄熱	抽真空	換氣	
燃料束表面	<93.3 °C	10Torr	760Torr	>150 °C
燃料束內部				>12 °C
燃料方管				>12 °C
提籃水平面				>12 °C
密封鋼筒				>12 °C

表 4、殘餘水類別與研究參數之關聯性

組件類別	殘餘機制		
	燃耗	破損燃料	提籃構型
燃料束表面	Bond	-	-
燃料束內部	-	Un-Bond	-
燃料方管	-	-	Un-Bond
提籃水平面	-	-	Un-Bond
密封鋼筒	-	-	Un-Bond
研究參數選定	35/45GWD	1/10%	護箱 A/B

第四章、乾貯護箱乾燥作業殘餘水分趨勢分析模式建立

4.1 幾何模式建立

基於上述對於研究用假想護箱之探討與類型選用後，本研究已自選定之護箱安全分析報告[2]中，取得建模所需之幾何參數，以下將逐一就各護箱於模式建立過程中之簡化與假設進行說明以利後續作為殘餘水量研析之基礎模型。

4.1.1 假想護箱 A 之幾何模式發展

由於假想護箱 A 為具有盤式結構之提籃搭配密封鋼筒所構成，其內部提籃係為相近對稱之設計，僅有燃料方管之右與下側貼附有中子毒素，而左及上側未貼附之差異，考量該差異可由熱阻進行處理，並令其誤差成為可接受之狀態，是故本護箱模式於模式建立時將依以下各項假設與簡化進行處理，並令其成為 1/4 對稱之模式：

1. 提籃之中子毒物與其蒙皮另行採用局部模式進行等效熱傳係數計算；
2. 提籃底部鉚件之基座與密封容器視為完全接觸；
3. 乎略 BWR 燃料底部之噴嘴等結構件之熱導特性；
4. 忽略密封容器內部用以固定提籃之提籃支持件(Basket Supports)
5. 所有組件間之接觸熱阻以一維薄殼熱傳模式進行設定其間隙性質則依據所處空間之流體性質進行設定；
6. 有鑑於對角列置的中子毒物設計，此對稱模型中將其均質化後之熱傳導性質進行材料設定，惟其厚度則為原來的 1/2，此舉將使燃料四周皆存在相同的流體空隙，由熱阻並聯之觀點可知其等效熱傳性能將略較實際結果保守；
7. 燃料束另以局部模型以均質化多孔性介質(Homogeneous Porous Media)

模式進行等效熱傳導係數計算；

基於以上假設與簡化所得之護箱 A 幾何形狀，藉由 CFD 分析軟體之前處理作業後，即可獲得如圖 27 所示之分析模式，而其網格分佈則如圖 28 所示。

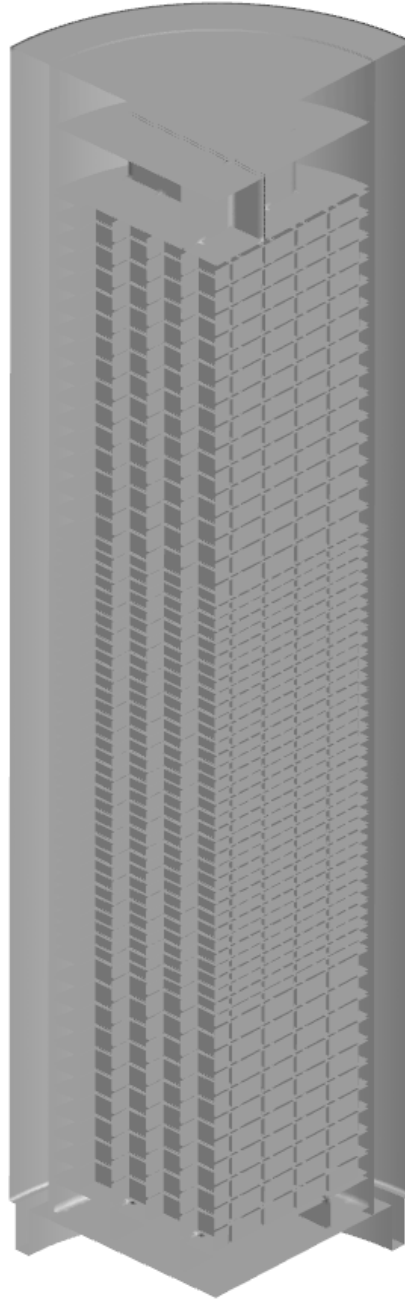


圖 27、假想護箱 A 之 1/4 對稱模型示意圖

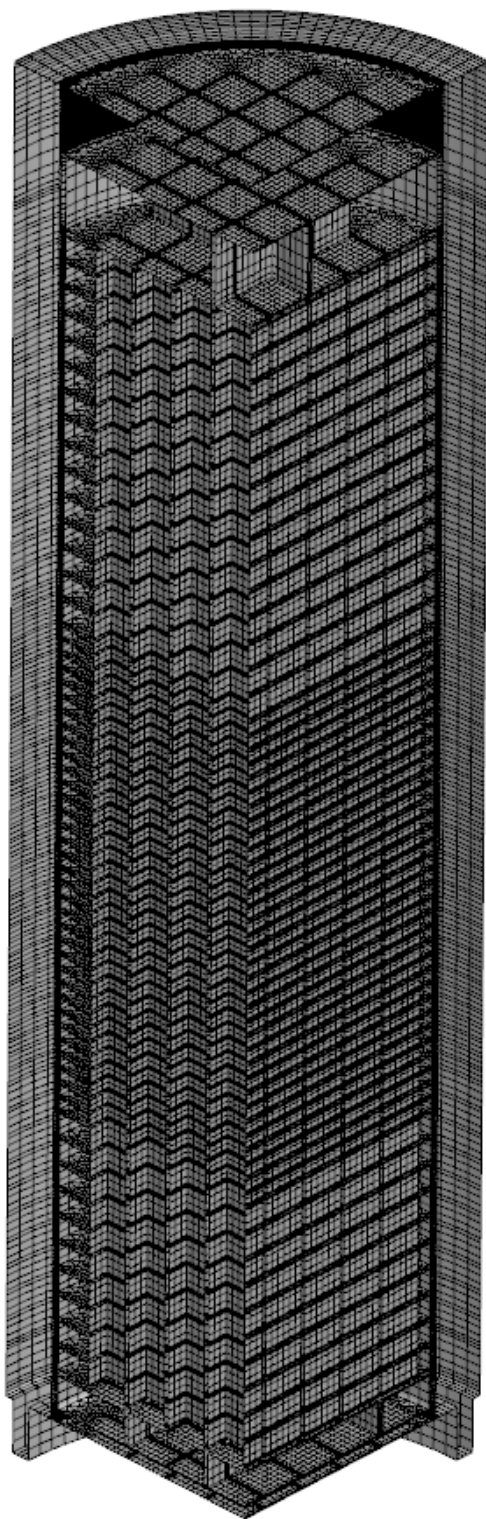


圖 28、假想護箱 A 之 1/4 護箱模式網格配置

4.1.2 假想護箱 B 之幾何模式發展

於假想護箱 B 為單純管式提籃之設計，其內部提籃係為相近對稱之設計，僅有燃料方管之右與下側貼附有中子毒素，而左及上側未貼附之差異，考量該差異可由熱阻進行處理，並令其誤差成為可接受之狀態，是故本護箱模式於模式建立時將依以下各項假設與簡化進行處理，並令其成為 1/4 對稱之模式：

1. 提籃之中子毒物與其蒙皮於模式中實際反應其材料，不再進行等效熱傳係數計算；
2. 提籃底部鉸件之基座面積極小，故將其假設為未與密封容器接觸；
3. 乎略 BWR 燃料底部之噴嘴等結構件之熱導特性；
4. 忽略密封容器內部用以固定提籃之提籃支持件(Basket Supports)
5. 所有組件間之接觸熱阻以一維薄殼熱傳模式進行設定其間隙性質則依據所處空間之流體性質進行設定；
6. 有鑑於對角列置的中子毒物設計，此對稱模型中將其均質化後之熱傳導性質進行材料設定，惟其厚度則為原來的 1/2，此舉將使燃料四周皆存在相同的流體空隙，由熱阻並聯之觀點可知其等效熱傳性能將略較實際結果保守；
7. 燃料束另以局部模型以均質化多孔性介質(Homogeneous Porous Media)模式進行等效熱傳導係數計算；

依據上述之各項簡化與假設，本研究即可獲得如圖 29 所示之假想護箱 B 幾何模式；而此一模型所具有之網格則如圖 30 所示。

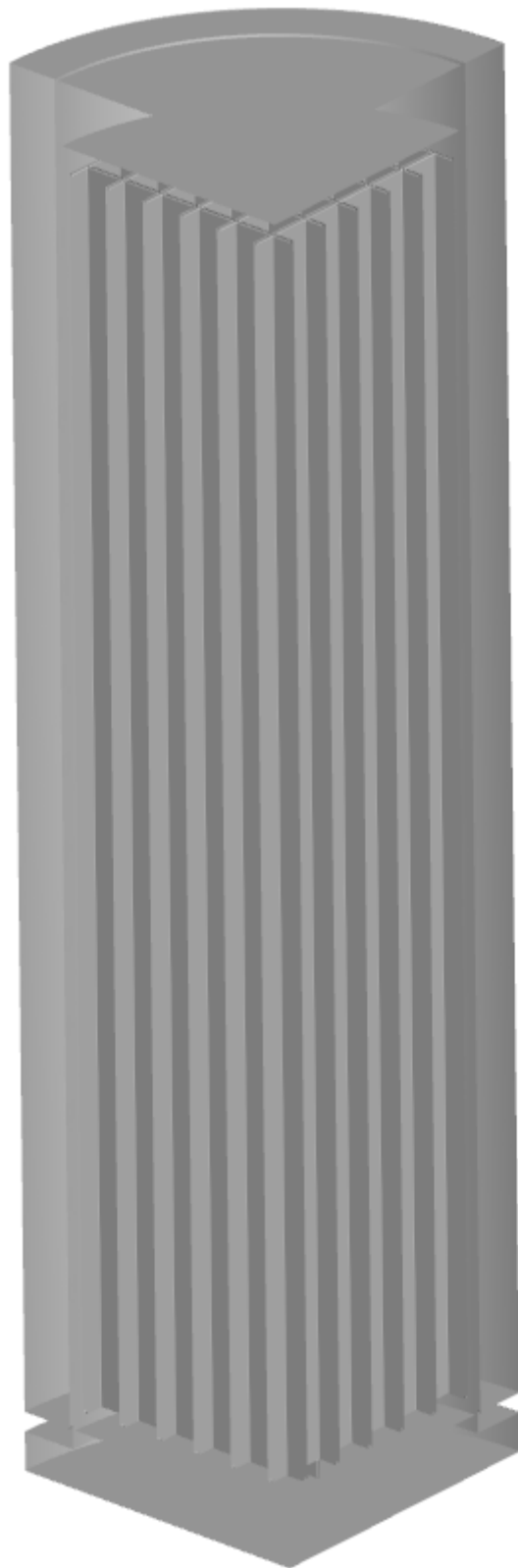


圖 29、假想護箱 B 之分析模式

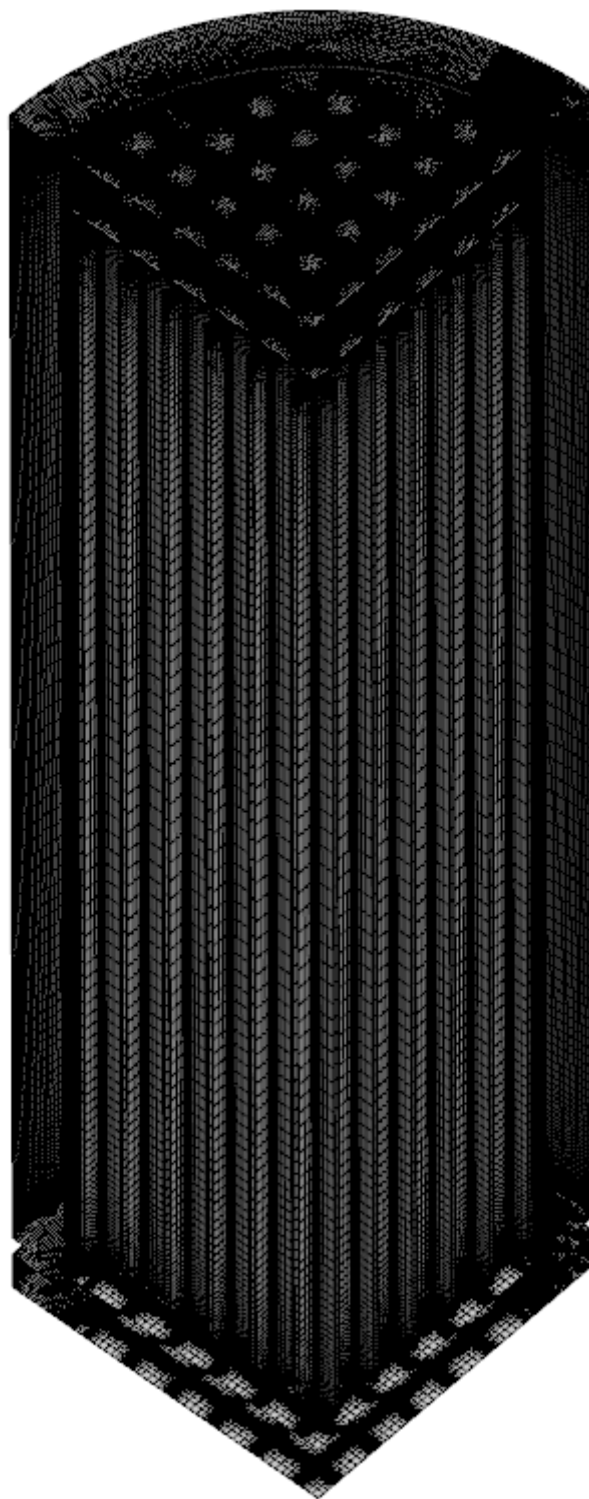


圖 30、假想護箱 B 之 1/4 護箱模式網格配置

4.2 材料性質

本研究針對上述所規劃的兩種假想護箱於乾操作業期間各項 SSCs 及其填充不同流體(如氬氣、真空或是純水)之材料熱流特性[2]，可依純物質、組零件均質熱導特性與流體三類進行說明如下。

4.2.1 固體材料

表 5、中子屏蔽熱傳性質

熱 傳 特 性	NS-4
Conductivity (W/m-K)	0.65
Density (Kg/m ³)	1630.40
Specific Heat (J/Kg-K)	1335.55

表 6、不銹鋼(304 及 304L)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度 (K)				
	296.72	352.27	463.38	546.72	657.83
Conductivity (W/m-K)	15.05	16.09	18.00	19.21	20.76
Density (Kg/m ³)	8016.37	7994.22	7949.93	7908.41	7858.59
Specific Heat (J/Kg-K)	483.98	503.24	533.38	550.13	567.30
Emissivity	0.36				

表 7、碳鋼(A-36、A-533 及 SA-588)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度 (K)					
	296.72	352.27	463.38	518.94	630.05	685.60
Conductivity (W/m-K)	41.36	41.59	41.88	41.01	38.77	37.54
Density (Kg/m ³)	7861.36					
Specific Heat (J/Kg-K)	473.10					
Emissivity	0.8					

表 8、鋁合金熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度 (K)			
	392	572	752	932
Conductivity (W/m-K)	14.33	15.16	16.61	18.06
Density (Kg/m ³)	6560.36			
Specific Heat (J/Kg-K)	301.44	309.82	318.19	330.75
Emissivity	0.75			

表 9、燃料丸(UO₂)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度 (K)				
	296.72	383.94	508.94	633.94	758.94
Conductivity (W/m-K)	7.89	7.20	5.75	4.90	4.40
Density(Kg/m ³)	1578	1716	1855	1965	2021
Specific Heat (J/Kg-K)	1658				
Emissivity	0.85				

表 10、鋁合金(6061-T651)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度(K)					
	366.45	422.05	477.55	533.15	588.75	672.05
Conductivity (W/m-K)	171.3	174.0	176.3	176.3	176.3	176.3
Density(Kg/m ³)	963					
Specific Heat (J/Kg-K)	220					

4.2.2 流體材料

考量本研究主要著眼於貯存期間之熱流特性探討，故研究所需之流體性質僅需考慮填充於護箱內的氦氣(表 11)以及液態水(表 12)即可：

表 11、氦氣熱傳性質

性質	溫度(K)					
	300	400	500	600	700	800
DENSITY (Kg/m ³)	0.1625	0.1219	0.09754	0.0834	0.06969	0.0611
Specific Heat at Constant Colume, Cp (J/Kg-K)	5193					
Viscosity (N-s/ m ²)	1.99e-5	2.43e-5	2.83e-5	3.20e-5	3.50e-5	3.82e-5
Thermal Conductivity (W/m-K)	0.152	0.187	0.220	0.252	0.278	0.304
Thermal Expansion Coefficient	3.33e-3					

表 12、液態水熱傳性質

性質	溫度(K)	
	294.25	366.45
Thermal Conductivity (W/m-K)	0.6023	0.6854
DENSITY (Kg/m ³)	996.5	968.8
Specific Heat at Constant Colume, Cp (J/Kg-K)	4,178	4,187

4.2.3 燃料束均質化性質

針對本研究擬探討之貯存階段材料性質將需採用均質化模式將其與填充之氬氣加以均質化，以簡化計算模型。

表 13、充水階段燃料束均質化等效熱傳性質

溫 度 (K)	熱傳導係數(W/m-K)		定容比熱 (kJ/kg-K)	密 度 (kg/m ³)
	徑 向	軸 向		
237.75	0.94519	4.18284	0.73947	4601.23
352.95	1.03553	4.06487	0.73763	4569.12
468.45	1.03221	3.82063	0.74069	4504.9
585.05	0.83927	3.5118	0.83288	4408.85
700.75	0.82681	3.36974	0.9221	4312.53
816.25	0.8266	3.27857	0.88203	4216.48

表 14、真空階段燃料束均質化等效熱傳性質

溫 度 (K)	熱傳導係數(W/m-K)		定容比熱 (kJ/kg-K)	密 度 (kg/m ³)
	徑 向	軸 向		
332.75	0.05794	3.75189	0.25071	4008.05
395.05	0.11381	3.62270	0.26528	4008.05
486.95	0.22243	3.38822	0.28060	4008.05
592.15	0.40271	3.20442	0.29245	4008.05
702.75	0.66481	3.20151	0.30501	4008.05
815.75	1.01414	3.23640	0.31409	4008.05

表 15、充氬階段燃料束均質化等效熱傳性質

溫 度 (K)	熱傳導係數(W/m-K)		比 熱 (kJ/kg-K)	密 度 (kg/m ³)
	徑 向	軸 向		
248.95	0.30904	3.91887	0.2328	4008.05
360.15	0.40084	3.76331	0.2583	4008.05
472.45	0.56595	3.54025	0.2772	4008.05
585.75	0.78485	3.36019	0.2927	4008.05
699.75	1.07126	3.36434	0.3052	4008.05
814.35	1.38840	3.41917	0.3140	4008.05

4.3 燃料熱源配置

由於燃料所具有的熱源可視為燃耗與退出爐心冷卻後隨時間改變之綜合效應，不同之燃耗的燃料在經過不同冷卻時間後仍有可能出現相同的熱源強度，且本研究已將燃耗所致之護套氧化另行作為一獨立參數，是故本研究以下將逐一對兩種護箱之熱源配置進行整合規劃，而不再對燃耗與冷卻時間對殘餘水分別進行討論。

4.3.1 假想護箱 A 熱源配置

本研究參考假想護箱 A 之原安全分析報告[19]所載熱源配置，規劃以每束 250W 之平均熱源以及由內而外分為三區，並設定每束具有 164W、139W 以及 99W 熱源之條件作為本護箱之熱源條件，其配置狀況可參考圖 31 所示。

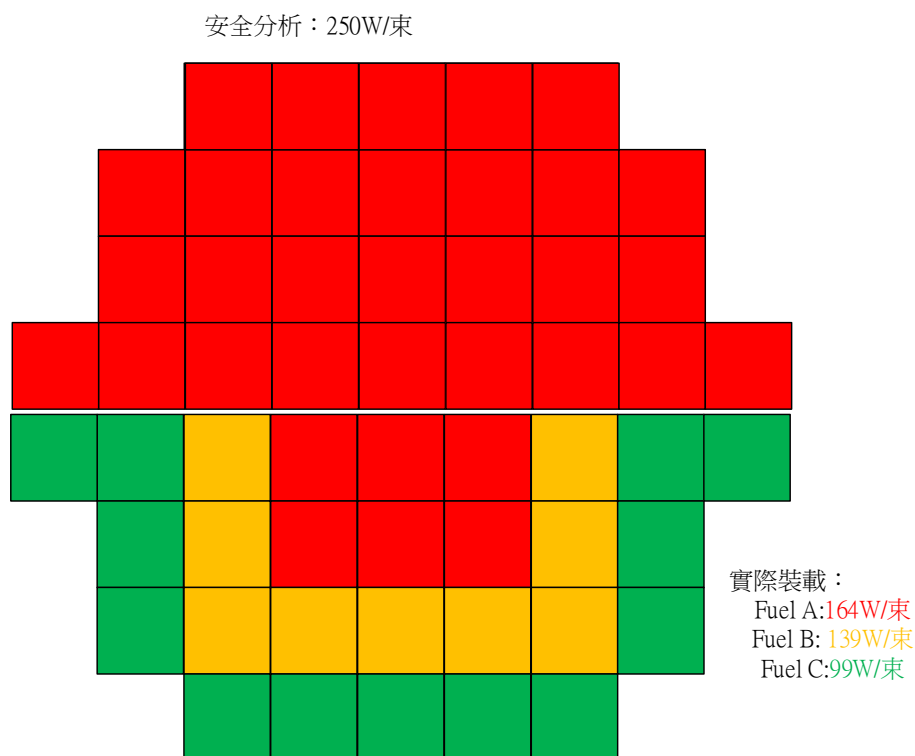


圖 31、本研究於假想護箱 A 所使用之熱源配置

4.3.2 假想護箱 B 熱源配置

不同於護箱 A 採用分區規劃之設計，護箱 B 於原安全分析報告[19]中述及，其設計係基於每束 200W 之平均分佈方式為之，而實際裝載熱源則以每束 161W 定義之，其配置狀況可參考如圖 32 所示。

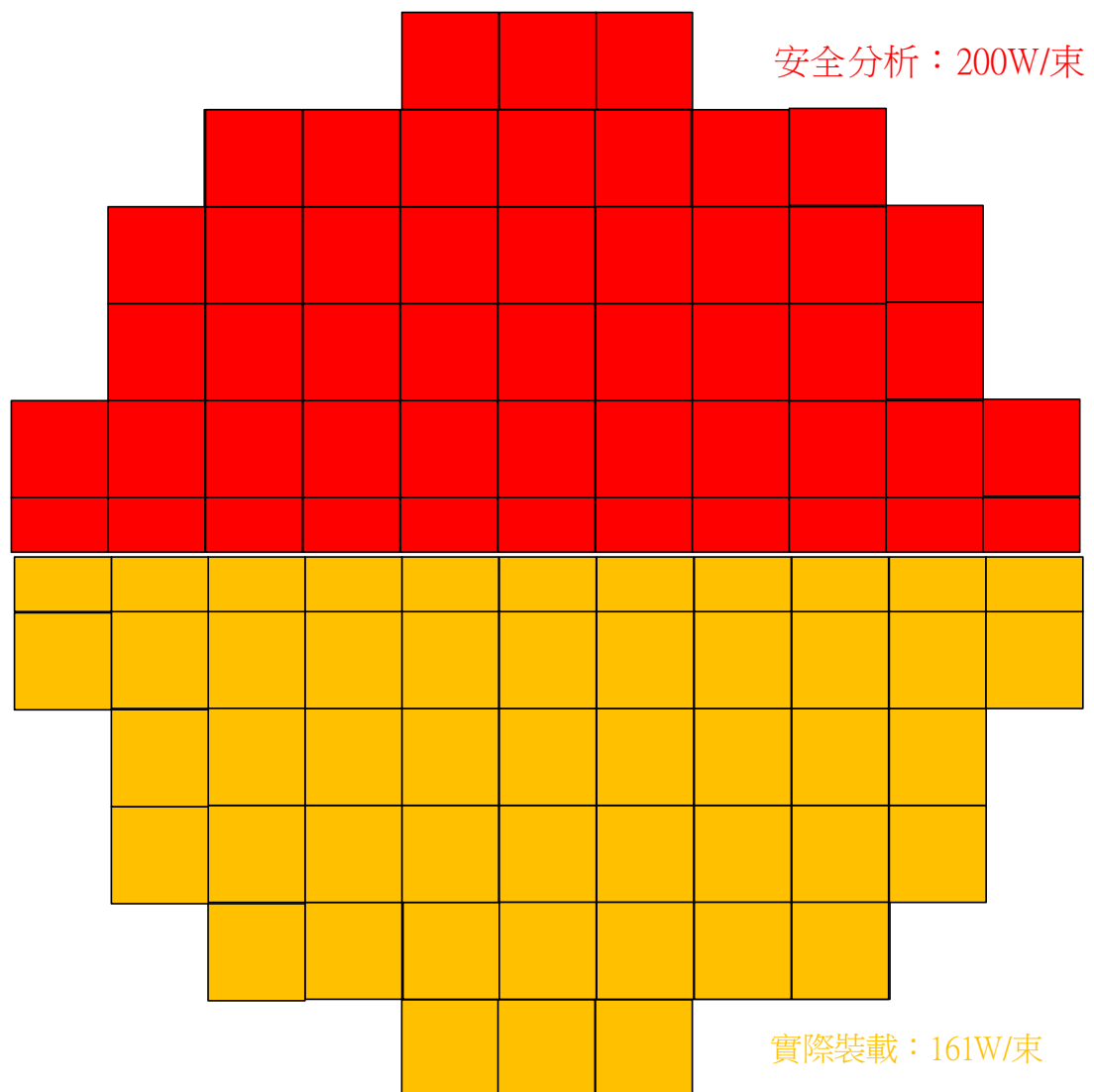


圖 32、本研究於假想護箱 B 所使用之熱源配置

4.3.3 軸向源項配置

本研究基於第一章所述，瞭解護套面積對殘餘水議題之影響後，選擇以表面積最大之 ATRIUM-10 燃料作為分析標的，而為能反應該種燃料之實際熱流特性，分析時應使用對應之燃料軸向功率分佈。如圖 33 所示，ATRIUM-10 燃料之軸向功率配置係為一連續之變化趨勢，且於有效發熱段頂部約具有 40% 之平均功率，且最大尖峰因子約為 1.2；該配置係引用自物管局 107 年之計畫成果並於後續多年研究中多次引用。

經採用軸向高度之 6 次式進行燃料特性能之曲線適配(Curve-fitting)化後，其軸向功率因子 $f_{axis Y}$ 可寫為：

$$f_{axis Y} = -61.266Y_{active}^6 + 168.83Y_{active}^5 - 187.29Y_{active}^4 + 109.4Y_{active}^3 - 38.146Y_{active}^2 + 8.1456Y_{active} + 0.3738 \quad (21)$$

其中， Y_{active} 代表自有效發熱段起點至該點之軸向距離。

進一步利用分析工具所具有之使用者自定函式(User Defined Function, UDF)程式碼進行撰寫後，即可於軸向高度產生對應之源項：

$$Q'''(W/m^3) = P_{fuel} \times f_{axis Y} \quad (22)$$

其中， Q''' 為單位體積熱產生率； P_{fuel} 為單束燃料衰變熱功率(W/Assembly)，故僅需將前節提及之燃料佈局與此軸向功率分布結合，即可由分析程式自動產生每一網格所需之源項。

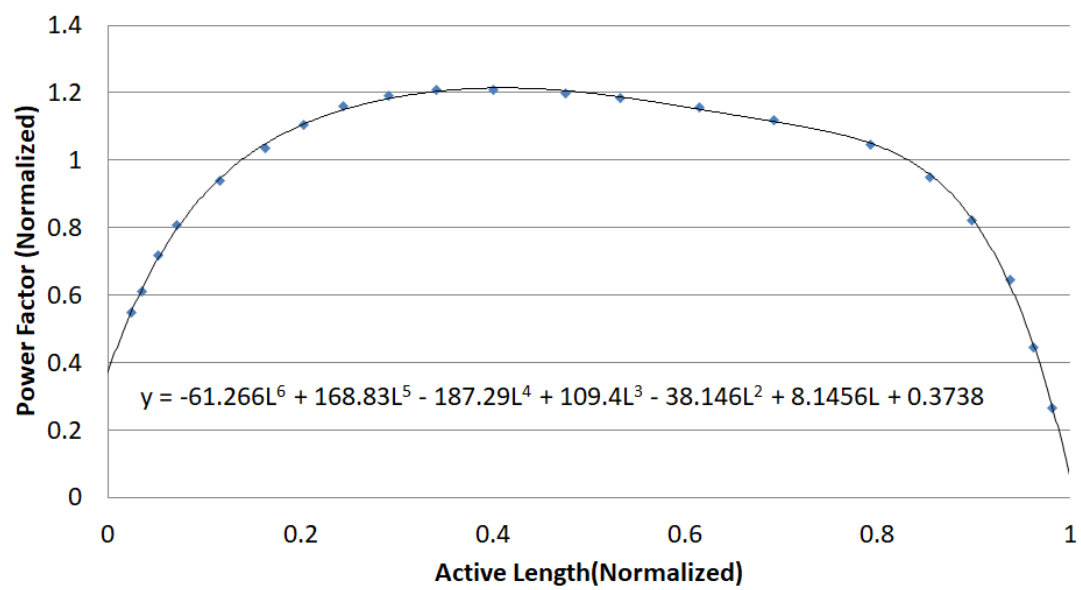


圖 33、本研究所採用之燃料軸向功率配置圖

第五章、乾貯護箱殘餘水分對用過核燃料長期貯存安全探討

為能深入瞭解各項機制對於殘餘水量體之影響程度，本研究擬於本章逐步自初始殘餘水分佈、關鍵參數對殘餘水之影響等逐一進行探討，在求得初始之殘餘水量資訊後導入計算流體力學分析技術，探討自上蓋封鐸至氦氣回充之作業對於殘餘水相變化以及驅離或置換之能力，而作為提出具參考價值的審查要點，以供主管機關參考。

5.1 初始殘餘水之分佈與量化研析

5.1.1 護箱 A 之初始殘餘水分佈

依據本報告於第三章所載之各項初始殘餘水計算公式，計算後所得之護箱 A 初始殘餘水分佈圖 34 所示，其重點可逐一概述如下：

1. 提籃所具有之初始殘餘水，因其殘餘機制主要源自於幾何形狀所具有的毛細現象，因此整體呈現不連續之分佈狀況；例如水平組件主要因為液滴殘留而存在於水平組件之特定位置。而承載圓盤與導熱圓盤與燃料方管之隙縫隨其高度分佈而存在於特定位置；
2. 同樣因為破損燃料之幾何形狀而導致之護套內殘餘水，其趨勢則明顯指出，在具有燃料丸之位置，每 1% 燃料破損所造成的殘餘水量極為有限，但在燃料頂部之彈簧區域，則因為有較大的空間導致殘餘水量的增加。
3. 不同於圓盤組件之影響，護箱 A 用以構成整體外型之繫桿係為由上到下的連通設計，故其與間隔環或圓盤之間隙存在有一連續之空間，故其殘餘水量分佈亦呈現連續且定值之分佈。
4. 相較於受幾何形狀影響之非鍵結水，附著於護套表面氧化層之鍵結水則直接與燃料軸向燃耗有關，在 35GWD 之燃料平均燃耗下，其中央部位

已超過了 35GWD 之燃耗值，故合理具有最高之氧化層進而吸附更多之水合物。

5. 經比對 NRC 報告中對於每 600m² 表面積若存在 10μm 氧化層厚之殘餘水量，則可見採用 IAEA 技術報告所載護套氧化層厚度分佈所求得之殘餘水量將明顯大於 NRC 結果之狀況；推測係因為採用 IAEA 之技術報告主要係定義氧化層之可能厚度，但未探討銦氧化物在形成水合物後是否因為後續作業而與護套分佈之狀況。考量本研究主要係探討殘餘水量之可能機制、總殘餘水量區間等，故於本研究中將此二種結果分別視為鏈結水之合理存在量值與最大可能量值兩種情境。
6. 綜合各機制可能殘餘水的量可以發現，燃料方管與圓盤之間隙為最顯著之因素之一，惟其實際總量仍視圓盤與燃料方管之交介面積(圓盤總厚度)方可決定。如圖 35 所示，在將各機制可能造成之殘餘水量進行軸向累積後，所得之趨勢即為對應機制之重要性之外，其最終累積值亦可視為該機制之量化表現。
7. 經比對後可知正常條件下破損燃料所致之殘餘水並非主要關鍵，其可能挾帶的殘餘水量僅為提籃組件(繫桿與間隔環)40%左右，而更遠低於燃料氧化層與燃料方管與圓盤之影響。
8. 在單純考量燃耗對護套氧化層厚度之影響，並將其完全視為殘餘水厚度時，依據相同計算標準(燃料護套面積與氧化層厚度)所獲得的護套殘餘水，而 NRC 模式則是將其報告上所載殘餘水量依照面積與厚度進行比例計算；兩者之殘餘水量相差約 3.7 倍。

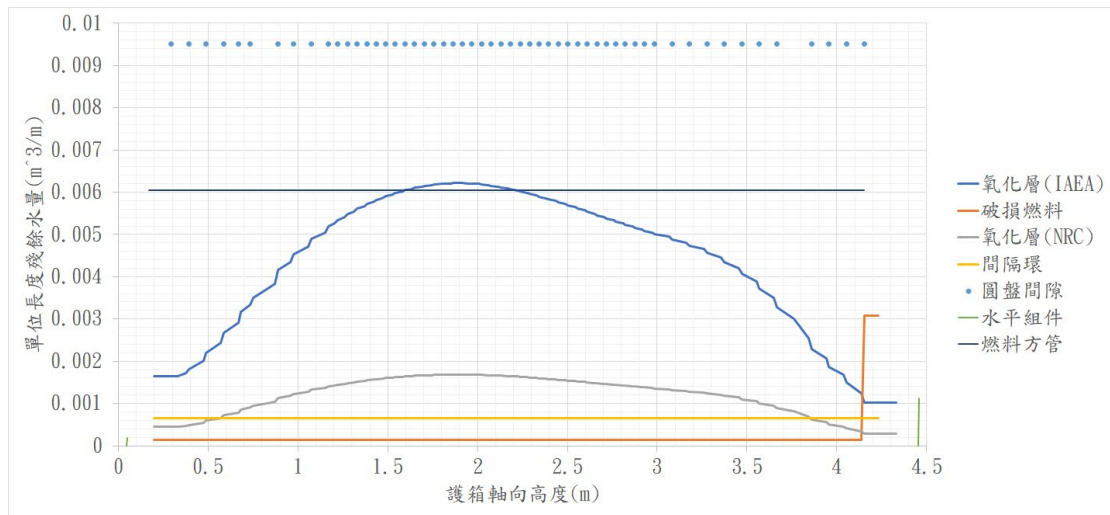


圖 34、護箱 A 於 35GWD 燃耗與 1%燃料破損條件下所求得之初始殘餘水量分佈圖

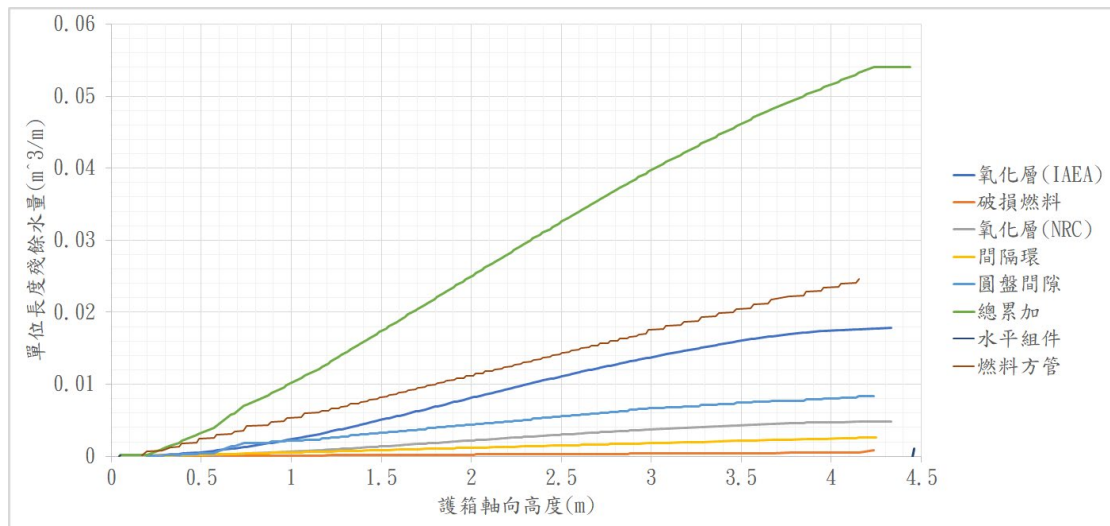


圖 35、護箱 A 於 35GWD 燃耗與 1%燃料破損條件下所求得之初始殘餘水量沿軸線方向累加之趨勢

5.1.2 護箱 B 之初始殘餘水分佈

相較於採用半密閉式中子毒素保護板設計的護箱 A，護箱 B 僅在中子毒素材料正面貼附一層薄金屬板，並利用 8 個螺絲進行固定。其中除一組(2 個)螺絲孔係作為定位用而以圓孔加工之外，其它三組螺絲孔為令其具有加工誤差，而採用具有 15.88mm 孔距的孔槽(圖 13)，雖然此一設計預期將導致些微的孔隙，但整體而言，因為中子毒素板的厚度僅有 2.54mm，故在孔槽面積有限之前提下，其夾帶初始殘餘水量並非主要影響參數。反之，中子毒素板之厚度於設計規範中其容許公差係為 $2.54 \pm 0.15\text{mm}$ ，而保護層設計厚度則為 0.38mm，合計仍小於 3mm；但考量螺絲頭段長為 3.3mm 且預期組裝後不得凸出保護層之故，螺絲預期需往提籃主結構鎖入。在預留的保護層鎖點有效高度僅有 1.62mm 的前提下，最薄的中子毒素板與保護層之裝備組合中，將無法排除保護板些許翹曲並出現夾帶水份的間隙。由於缺乏實際裝配的資訊，研究中將直接將此一變形所造成的間隙高度視為近似三角形，並在相關厚度下所求得的可能變化量下，以 0.115mm 的平均厚度(圖 36)來作為初始殘餘水量計算。

經代入各項殘餘水機制並進行計算後，所得之初始殘餘水量分佈如圖 37 所示，在與護箱 A 分佈相比後可以獲得以下之異同點：

1. 在相同的燃料類型與燃耗下，護箱 B 所具有之氧化層鍵結水主要與裝載數量呈線性關係，與其它參數無關；
2. 破損燃料所夾帶之殘餘水分佈特性亦與護箱 A 無差異，其量值僅與護箱裝載量呈正比(56 束 V.S. 87)。
3. 且即使護箱之提籃已無水平組件之設計，提籃與燃料方管組件等組件之殘餘水量仍為非鍵結水之主要之殘餘機制；
4. 由圖 38 軸向累加趨勢可以明顯確認，中子毒素保護層可能為水份殘留之主要機制，在軸向設計無變化的前提下，其整體趨勢近似線性之分佈。

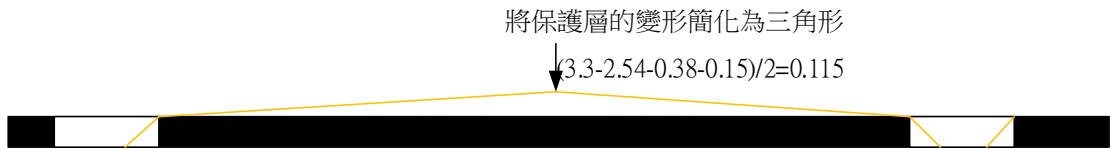


圖 36、護箱 B 保護層之假設變形狀況

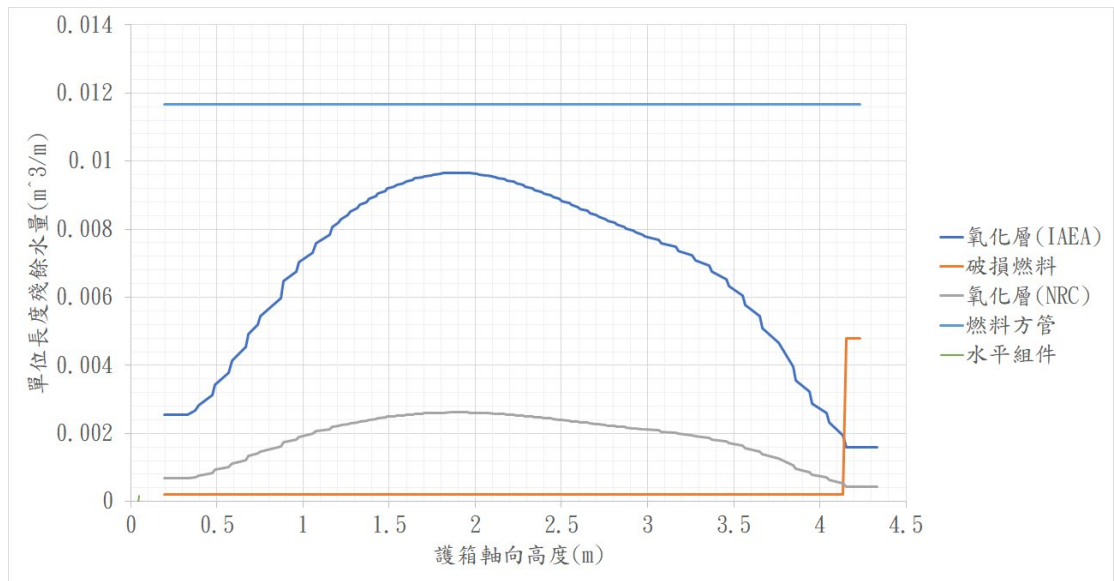


圖 37、護箱 B 之初始殘餘水分佈

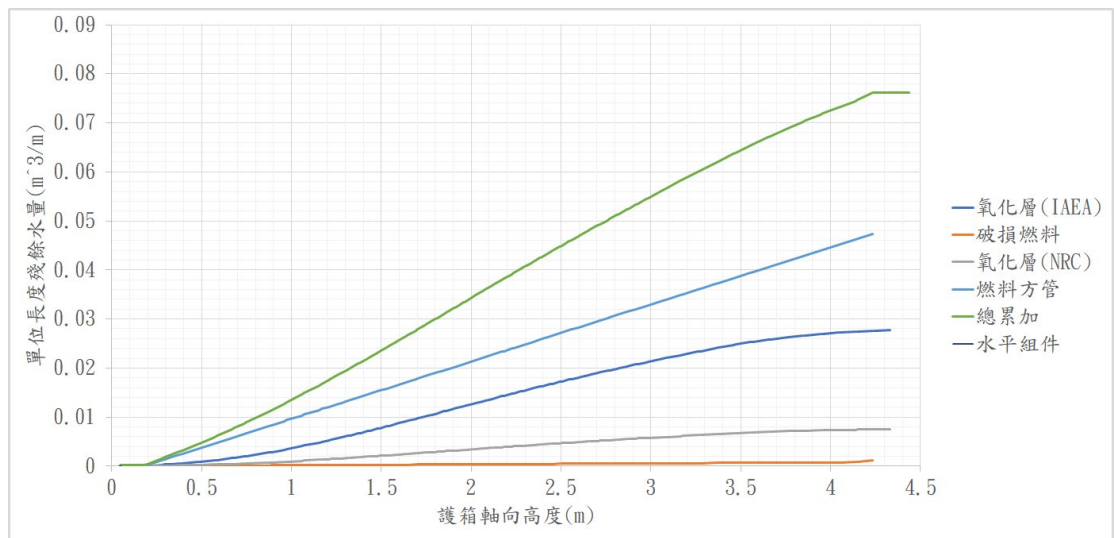


圖 38、護箱 B 沿軸向之初始殘餘水累加趨勢

5.1.3 護箱型式對初始殘餘水量之影響

由於兩種護箱可裝載容量與結構設計並不相同，不宜以直接之量值進行比較，故需對各類殘餘機制依照其貯存量進行比例化處理。為此本研究以上述殘餘量值中佔比最小，且與其它設計條件或運轉歷史無關之破損燃料殘餘水量為基準，進行所有殘餘水量比例化作業。經處理後所得結果詳如表 16 所示；其比例顯示，處理之後護套氧化層之殘餘水量，可視為已轉換為每束燃料之平均結果，故不論護箱 A 或 B 皆呈現相同之比例，其數值約略為每 1%燃料破損所致殘餘水量的 22 倍。除此之外，護箱 A 因水平組件與間隔環之殘餘水比例因為整體提籃中僅有六根繫桿之故，與水平組件之殘餘水比例並不顯著；而護箱 B 中更因為沒有上述組件，而無需考慮其殘餘水。

相較於佔比較小的其它殘餘機制(如水平組件或間隔環)，燃料方管與中子毒物及保護層(蒙皮)，之寬度約有 13.6cm，而長度更高達 4m 以上，且在護箱 A 或是護箱 B 中，此一組件則份別具有約 100-200 片左右。在極大面積的加乘效應下，微小間隙所造成的殘餘空間仍極為可觀。是故兩種護箱因為燃料方管與中子毒素板材間隙所造成的殘餘水量，最大可達 1%破損燃料下之 30-37 倍。若進一步把護箱 A 因燃料方管與圓盤間隙之殘餘水合併視為結構設計所致之殘餘水；則兩種護箱之殘餘水量約略皆為破損燃料的 37-40 倍左右。

此一結果顯示，相較於提籃設計型式，中子吸收板與燃料方管間所構成之組間隙將成為殘餘水之關鍵機制，並可作為可能殘餘水量之高標(如表 17 上半部)。另一方面，若假設提籃設計採用如同 Holtec HI-STORM FW 之單一組件設計抑或具有良好疏水性能令水無法透過毛細現象附著於隙縫時，所求得之初始殘餘水量將可視為一低標值(如表 17 下半部)。有鑑於此初始殘餘水量可以透過後續的乾燥作業進行驅離，此階段所獲之結果不可直接作為探討乾貯期間材料劣化之條件，亦不宜視為評定護箱設計優劣之標準。

表 16、各項殘餘機制與破損燃料內殘餘水之比例關係

殘餘水 類別	鍵結水	非鍵結水				
(%)	護套 氧化層	燃料 方管	水平 組件	繫桿與 間隔環	圓盤 間隙	破損燃料 (比較基準)
護箱 A	21.9	30.22	1.377	3.216	10.23	1
護箱 B	21.9	37.48	-	-	-	1

表 17 考慮提籃結構殘餘水與否所致之初始殘餘水總量

考慮提籃結構之殘餘水量		鍵結水(L)	非鍵結水(L)	總量(L)
護箱 A	以 IAEA 模式計算	17.839	37.467	55.31*
	以 NRC 模式計算	4.833	37.467	42.30
護箱 B	以 IAEA 模式計算	27.713	48.643	76.36*
	依 NRC 模式計算	7.508	48.643	56.15
忽略提籃結構之殘餘水量		鍵結水(L)	破損燃料(L)	總量(L)
護箱 A	以 IAEA 模式計算	17.839	0.814	18.65
	依 NRC 模式計算	4.833	0.814	5.65**
護箱 B	以 IAEA 模式計算	27.713	1.264	28.98
	依 NRC 模式計算	7.508	1.264	8.77**

*最大殘餘量

**最小殘餘量

5.2 關鍵參數對殘餘水量之影響研析

5.2.1 破損燃料比例之影響

相較於前節中提及護箱提籃設計將對殘餘水量造成顯著影響，燃料於貯存前發生破損並滲入冷卻水之狀況則單純與燃料護套內空間有關；在燃料束幾何形狀固定之前提下，破損燃料所造成的殘餘水量將僅與燃料破損比例有關。如表 18 所示，每 1%之燃料破損約略增加 0.8-1.2L 之空間可以容納殘餘水，故當此一比例增加為 10%時，其可能容納的水量亦將增加 10 倍。整體而言，燃料護套與提籃所造成的初始殘餘水仍為主要殘餘機制，故可知在合理之裝載條件下，破損燃料所造成的初始殘餘水量屬於影響相對較小之機制，且於實際作業前已有對應之池邊檢驗措施加以因應，暫無需進行細部探討。

表 18、破損燃料比例對初始殘餘水總量之影響

燃料破損比例		鍵結水(L)	非鍵結水(L)		總量(L)	破損燃料殘餘水量佔比(%)
			提籃	破損燃料		
護箱 A	1%	17.839	36.653	0.814	55.31	1.47
	10%	17.839	36.653	8.14	62.63	13.0
護箱 B	1%	27.713	47.829	1.264	76.81	1.65
	10%	27.713	47.829	12.64	88.18	14.3

5.2.2 燃料燃耗之影響

不同於上述各項參數之討論，燃料氧化層所造成的殘餘水，可視為護箱中唯一鍵結水之來源，且與氧化層厚度及護套面積乘積有關；由於後者直接與燃料類型相關，故在選定研究的燃料類型後，燃耗與氧化層之關係即可視為燃耗與鍵結水殘餘量之關係，據此本節中可針對單一燃料束於不同燃耗下之殘餘水量進行探討，再就兩種護箱之型式獨立討論。

評估結果指出，在將氧化層厚度視為鍵結水厚度進行計算時，隨著燃耗的增加，護套可能之殘餘水量將以指數趨勢快速上升，在 35GWD/MTU 時每束燃料可能約有 0.3L 之鍵結水，而隨著燃料燃耗的增加，此一變化亦將逐步上升，預期在燃料之平均燃耗 55GWD/MTU 時，單束燃料其殘餘水量可能達 1.0L/bundle。而依據報告 5.1 節所述，此估算結果因直接將氧化層視為水合物厚度，故所獲殘餘水量將明顯高於 NRC 報告中所載數據，惟此一保守假設有助於估算最大殘餘水量，以作為後續乾燥作業之特性以及最終殘餘水量預估，故在本研究基於探討殘餘水量與驅離能力之目的下將不細究兩者之差異原因，但讀者亦不宜逕以此結果作為後續探討或材料劣化評估之依據。

在將兩種預估方法所獲之單束燃料殘餘水量與護箱裝載量相乘後，即可獲得如表 19 之護箱內燃料束殘餘水量，各結果之間僅存在模式預估(約 3.7 倍)或裝載量之比例差(56 束 V.S.87 束)，故不再進行細述。

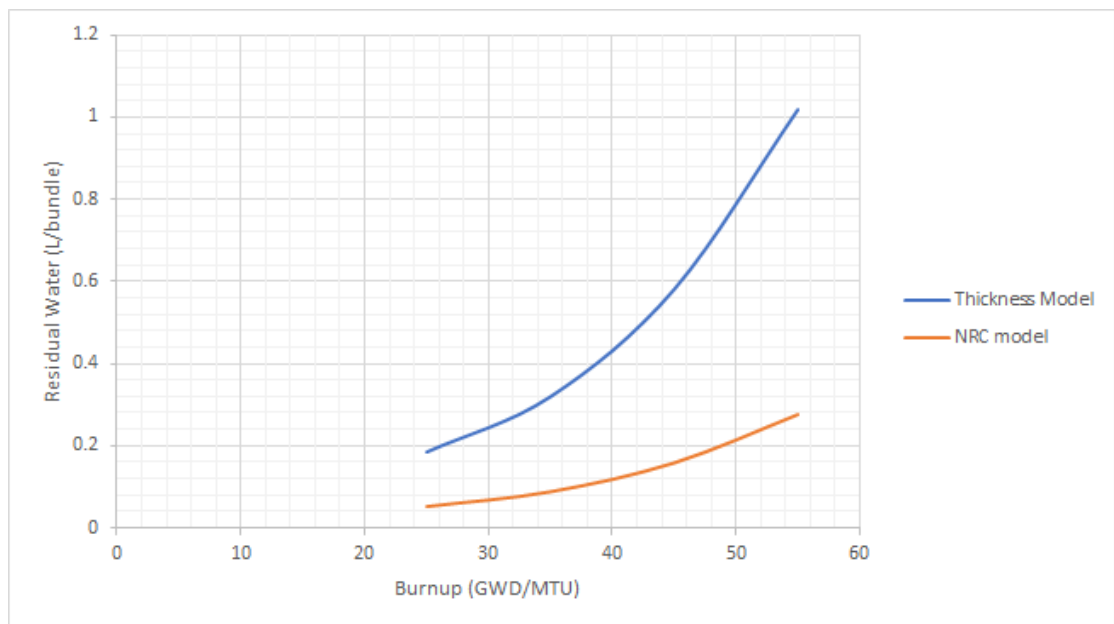


圖 39、單束 ATRIUM-10 燃料於不同燃耗與預估模式下之殘餘水量

表 19、不同燃料燃耗對初始鍵結水量之影響

不同氧化層計算基礎		35GWD	45GWD	差異量(L)
護箱 A	Thickness model	17.84	32.49	14.65
	NRC model	4.83	8.80	3.97
護箱 B	Thickness model	27.71	50.47	22.76
	NRC model	7.51	13.68	6.62

5.3 殘餘水驅離效果研析

前節所提之初始殘餘水量需進一步針對其非鍵結水與鍵結水進行乾化與驅離機制之評估，方可估算出各殘餘水在乾操作業完成後的殘餘水量。其中完成非鍵結水單純以純水飽合曲線進行能量守恆評估即可，但相較於非鍵結水的能量守恆評估，鍵結水的乾化計算則需採用對應的模擬技術，並於分析時考量以下物理現象與作業實務限制：

1. 何時元件溫度滿足鍵結水驅離之溫度條件(暫以保守之 150°C 為之)?
2. 燃料衰變熱何時能有效乾化對應位置之護套鍵結水?
3. 是否有局部燃料組件無法達到此一溫度之狀況?
4. 若有，是否有方法可以量化該組件之總殘餘水量?

如此，方可整併各項資訊並轉換為可供管制單位決策之技術依據。上述分析需求已然無法簡易的能量守恆計算來證實，而需引入本研究於第二、三章所建立之計算流體力學技術進行探討。

5.3.1 護箱 A 與護箱 B 非鍵結水乾化效果研析

綜合上述對各項殘餘水影響參數之探討，在考慮最大可能殘餘水量之正常狀況下(1%燃料破損)，兩種研究標的護箱將在進行初步的排水階段後，留下約 76-55L 之殘餘水，其中護箱 A 與護箱 B 分別約為 37.5L 與 48.64L 之非鍵結水(表 17)。

由於先前已經提及非鍵結水於低壓操作條件下，其相變化溫度僅約 12°C 。故即使不考慮上蓋封焊期間之升溫，原始裝載下之可能溫度(約 42°C)即已符合相變化之條件。若進一步以護箱 A 及護箱 B 系統質量所具有的顯熱可以得知，在其系統之巨大質量下，乾燥非鍵結水所需之能量只會造成些許的溫降：

$$\text{護箱 A: } \Delta T = (37.5\text{kg} \times 2450(\text{kJ/kg})) / 34,470 \text{ kg} \times 400(\text{J/kg} - \text{K}) \sim 6.66\text{K}$$

$$\text{護箱 B: } \Delta T = (48.64\text{kg} \times 2450((\text{kJ}/\text{kg}))) / 46,700\text{ kg} \times 400(\text{J}/\text{kg} - \text{K}) \sim 6.36\text{K}$$

這意味著所有的非鍵結水在排水與抽真空的過程中，元件所具有的顯熱即可提供蒸發所需之熱量，進而讓所有液態水汽化。而依據原始設計規劃，兩種假想護箱皆將進行氦氣充放作業來將汽化水進行置換，其置換效果由操作壓力與回充壓力之比值(約1/76)即可初步評估，詳細之殘餘量與對燃料長期貯存之影響則應併同鍵結水機制，於 5.4 節最終殘餘水量與 5.5 節長期貯存之影響章節中進行討論。

本研究依據上述之計算結果，將不再評估非鍵結水之汽化對乾燥期間持續升溫護箱進行微小影響之探討；僅於計算最終殘餘水量時，依據其汽化後的物理性質，以理想氣體方程式估算其於護箱內空間與操作壓力下之殘餘量。

5.3.2 燃耗對護箱 A 鏈結水乾化效果之影響研析

在進行護箱表面鏈結水量討論前本研究再次重申!此研究係基於熱流學之基礎，探討各項殘餘水參數對乾化作用之影響；研究之初確保假想條件之涵蓋性，於初始鏈結水量預估部分採用了相對保守的假設條件，如鏈結水乾化溫度，鏈結水體積。未來各單位引用時應明確瞭解本研究各結果之探討基準，或引入更具材料科學知識甚或實驗數據之結果替換上述假設件，如此估算所得之殘餘水量，方可視為合理之乾燥後殘餘水量。

圖 40 與圖 41 為護箱 A 以 148°C 均勻初始溫度進行分析模式測試之結果，其計算之目的在於在相對單純之條件下評估分析模式的正確性，並作為實際參數計算之差異探討，進而作為提出管制建議的佐證；而為能充分展現不同熱負載之影響，本護箱將如圖 31 所示分為 Fuel A-C 三個區域進行討論。圖 40 所示之趨勢可以發現，在額定熱負載護箱僅需 6 分鐘(0.1)小時，即會開始出現鏈結水乾化之現象。而相對應的圖 41 溫度亦顯示出，護箱內燃料束在此一區間上升至 150°C 後，即因為熱源造成結晶水解離的吸熱而令溫度維持於 150°C 。

值得注意的是，本測試案例在約 57 分鐘時開始呈現升溫之現象，此時並非整體燃料束之所有鏈結水已經完全乾化，而是在結晶水量與軸向功率比相對較小處之水份先行乾化，而導致局部溫升。故在圖 40 中的相同時間點下，可以發現整體鏈結水的乾化比例僅約 55% 左右。測試案例亦指出，因為燃料束軸向與徑向傳導效果在真空作業時偏低之故，而使殘餘水在持續乾化過程中，伴隨了燃料最高溫度的持續上升。

由熱傳學理可以合理的推測，當燃料束溫度持續上升時，大部分的鏈結水都可有效的乾化，但因為密封鋼筒在乾操作業期間仍具有些許的熱散失，且會經由燃料的端部(含頂部與底部)與相鄰組件之溫度差對外散失。也因為如此，燃料束端部之溫度將可能因為熱散失而無法達到 150°C 的乾燥所需溫度，進而使護套表面殘餘水形成少量殘留(圖 40)的狀況。

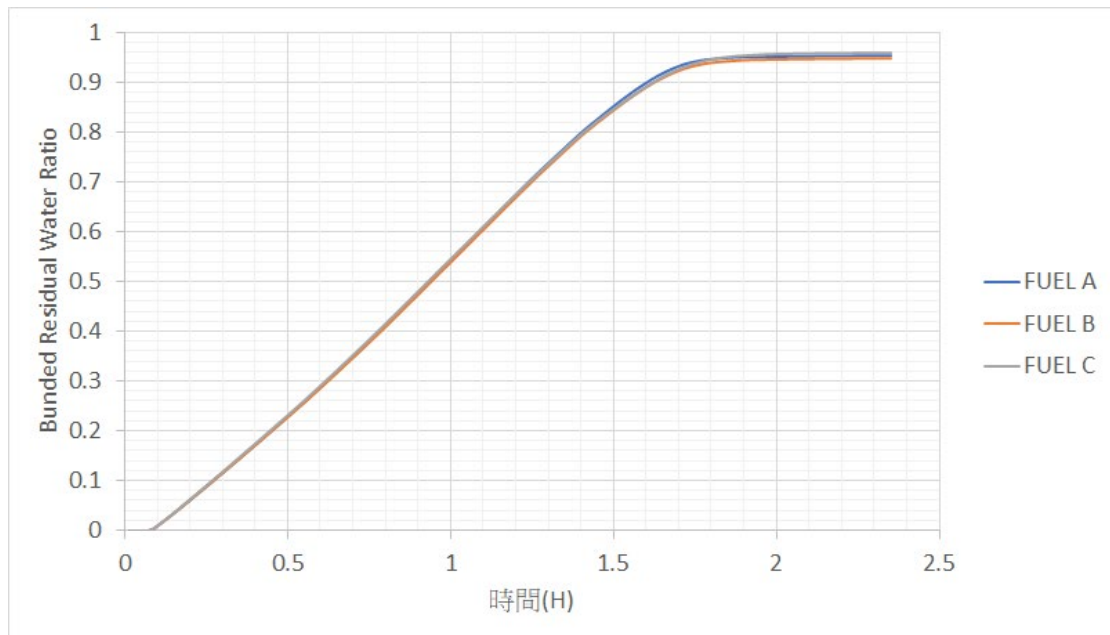


圖 40、護箱 A 於設計熱負載下以 148°C 初始溫度進行計算之基準案例

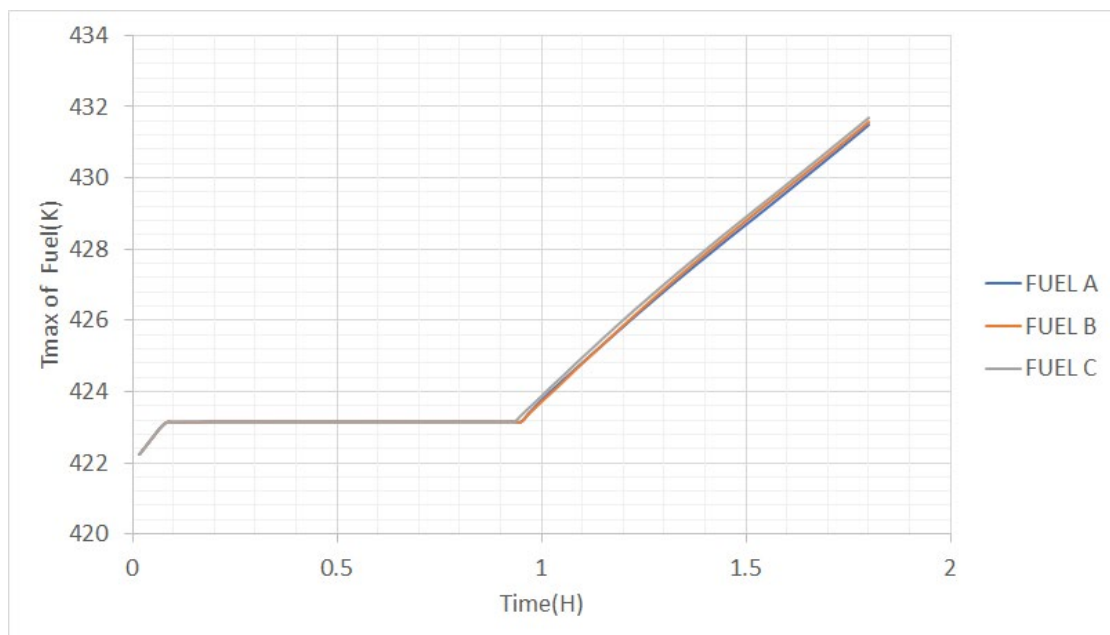


圖 41、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，乾燥作業期間燃料護套溫度 (K) 變化趨勢

上述以平均初始溫度進行計算的案例除了證實本研究所建立之分析模式可以正確呈現鍵結水乾化之物理現象外，更指出燃料端部可能因為燃料護套溫度較低而存在些許的殘餘水。這意味著採用不合理的初始溫度將令分析所得的結果出

現偏差之外，亦無法反應中央燃料與外圍燃料因為溫度差異所造成的乾化反應。

為此，本研究即針對護箱 A 於額定熱負載下且具有 35GWD 燃耗之案例先行探討，進一步展示本分析方法結合計算流體力學對於各束燃料溫度之計算能力下所能提供的詳細訊。如圖 42 所示，在以充水階段之作業停止點($T_{\max} < 93.3^{\circ}\text{C}$)作為乾操作業之初始條件後，因為初始溫度較低之故，燃料需約 5 小時的升溫過程，才會令最高溫度到達鍵結水解離之溫度點(150°C)並產生鍵結水驅離的效果。

在進一步檢視圖 43 所示之乾化率時可以發現，因為提籃呈現如圖 44(a)所示般的內熱外冷溫度分佈之故，使得如圖 44(b)中位於提籃中央的 A 區燃料(FUEL A)具有大的乾化速率進而在圖 43 呈現最快的乾化速度；處於較外圍的 B 區，其乾燥比略較 A 區燃料為低。C 區燃料則因為處於提籃的最外圍而接近密封鋼筒內表面，使其最高溫度與乾化作業進展最慢。值得注意的是，若進一步將圖 42 至圖 44 的資訊加以結合，則可以得知 FUEL A 的最高溫度在上升至溫度限值(例如 400°C 或其它更低的行政管制值)時，各區燃料仍存在之鍵結水應計入最終殘餘水總量中。

經進一步比對各區燃料溫度與乾化比後，其結果顯示：

1. A 區燃料於乾操作業進行 20 小時後已趨於完全乾化；
2. B 區燃料於 25 小時後亦獲得與 A 區燃料相近之乾化效果；
3. C 區燃料因位處提籃最外圍，即使乾操作業歷時 30 小時，其有效乾化比約為 95%，仍明顯低於其它區之燃料；
4. 在歷經 45 小時的乾燥後，A 區燃料護套最高溫度約達 273°C ，此時 C 區之燃料乾化趨勢已趨於平緩。
5. 綜合上述各項資訊，當施行 45 小時的真空乾燥後，提籃內各區燃料(A、B、C 區)乾化比分別為 99.99%、99.39%以及 97.1%；依據體積進行平均後所得整體乾化比為 98.4%。
6. 將第 5 點所載之整體乾化率代入氧化層模式與 NRC 模式所預估得之水量進行換算，兩者之鍵結水殘餘水量分別為 0.285L 與 0.077L。此結果證

實只要能夠有效將燃料升溫至鍵結水相變化溫度，真空乾燥之作業確實能驅離絕大部分的護套鍵結水。

相較於燃耗為 35GWD 時之護套氧化層，具有 45GWD 燃耗之燃料，於護套表面之氧化層厚度將相對增加約 82%，故有必要進一步探討以釐清燃耗對於乾化趨勢與殘餘水量之影響。如圖 45 所示之乾化率時可以發現，位於提籃中央的 A 區燃料(FUEL A)因為溫度較高之故，其乾化速率與 35GWD 並無太顯著之差異，其乾化趨勢亦可於 18 小時左右達到跟 35GWD 相當之比例。但進一步檢視其燃料最高溫度可知，兩種燃耗之 A 區燃料，其溫度將會因為鍵結水乾化的耗能而導致兩者溫度約有 3-5°C 之差異。

相較於 A 區燃料，C 區因為受到密封鋼筒的熱散失而致使升溫速率較慢。這使得燃料要供應足夠的熱進行升溫與鍵結水乾化將需花較多的時間。故在相同的時間下；例如圖 47 與圖 48 中所示乾燥作業開始 15 小時之結果，C 區的燃料乾化比將僅有 55%，明顯較 35GWD 燃耗之 70%為低。經進一步比對 35 與 45GWD 燃料之各項差異後，其結果顯示：

1. A 區燃料在兩種燃耗下之差異有限，亦可在乾燥 20 小時後有效乾燥；考慮實際合理作業規劃與燃料最高容許溫度仍有餘裕之前提下，不同燃耗對該區燃料之乾化影響可被忽略不計；
2. B 區燃料受燃耗影響所致之差異亦不明顯，具 45GWD 燃耗之燃料亦可於 25 小時左右獲得與低燃耗燃料(35GWD)相近之乾化效果；
3. 由於不同燃耗之燃料氧化層在燃料端部的差異將遠小於燃料中段區域，故隨著護套中段區域乾化程度愈高，不同燃耗間的差異將逐漸變小；於乾燥 20 小時後兩種不同燃耗之 C 區燃料，其乾化比僅有(87-84%=)3%差異，並於乾燥 25 小時後獲得與低燃耗相當的結果(92%)；
4. 綜合上述各項資訊，當施行 45 小時的真空乾燥後，提籃內各區燃料之乾化比分別為 99.99%、99.96%以及 97.97%；依據體積進行平均後所得整體乾化比為 98.94%。

5. 相較於 35GWD 燃耗案例所得之結果可知，45GWD 案例(圖 48)因為燃耗所增加的氧化層厚度以燃料中段為主，故燃耗愈高之燃料其相對殘餘比較低，但實際殘餘量值將較低燃耗燃料為多。

6. 將第 4 點所載之整體乾化率代入氧化層模式與 NRC 模式所預估得之水量進行換算，45GWD 燃耗下之鏈結水殘餘水量分別約為 0.344L 與 0.093L，顯示真空乾燥之作業仍可對高燃耗燃料提供有效的護套鏈結水乾化效果。

7. 在相同的燃料熱負載下，氧化層厚度不會對乾化所需時間與趨勢造成顯著影響；主要原因是燃料端部溫升主要受限於軸向熱傳與熱散失，而非護套氧化層之熱源消耗量影響之故。

8. 相對的，由於護套氧化層之厚度差異，高燃耗燃料之局部區域將較早達到乾化之目的，故其乾化後的升溫較低燃耗燃料略高。

考量安全分析選用之參數、本研究條件甚至實際裝載條件間，必然存在一定程度之差異；建議主管機關不宜著眼於上述分析之定量結果，而應以其乾化趨勢跟參數間之定性資訊作為管制技術佐證依據。

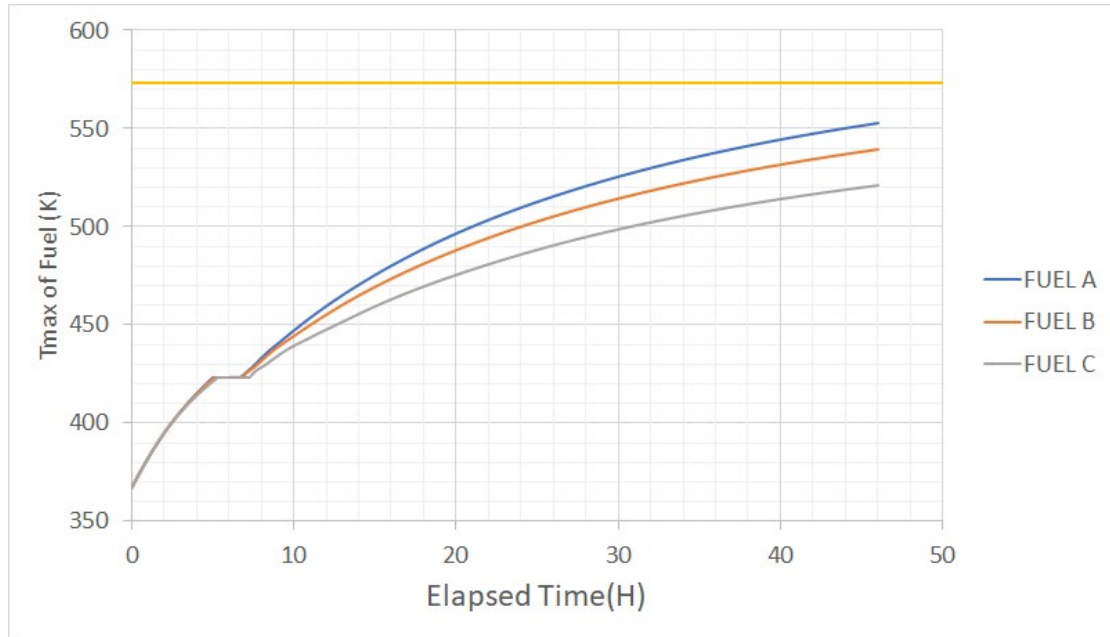


圖 42、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，乾燥作業期間燃料護套溫度 (K) 變化趨勢。

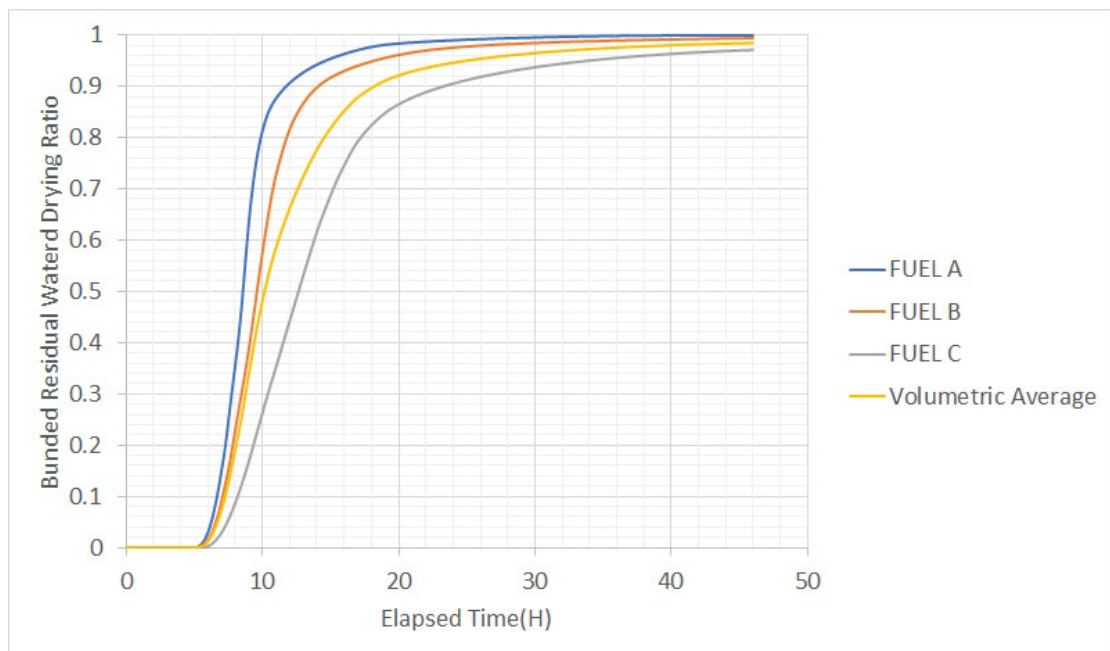
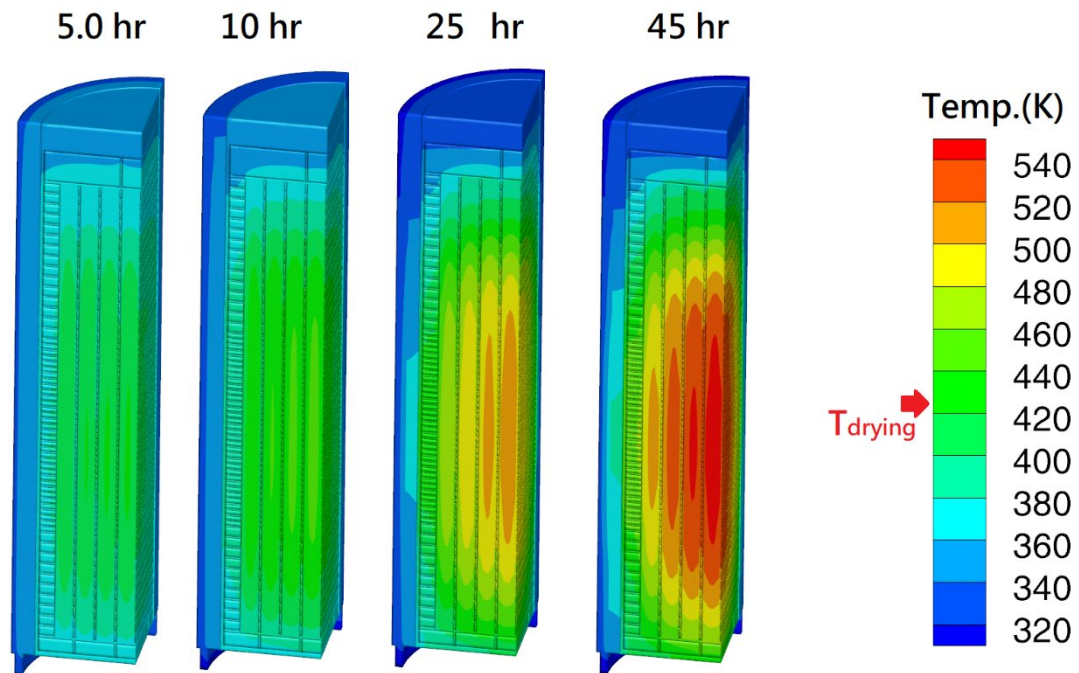


圖 43、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，燃料護套表面鍵結水乾燥趨勢。

(a)



(b)

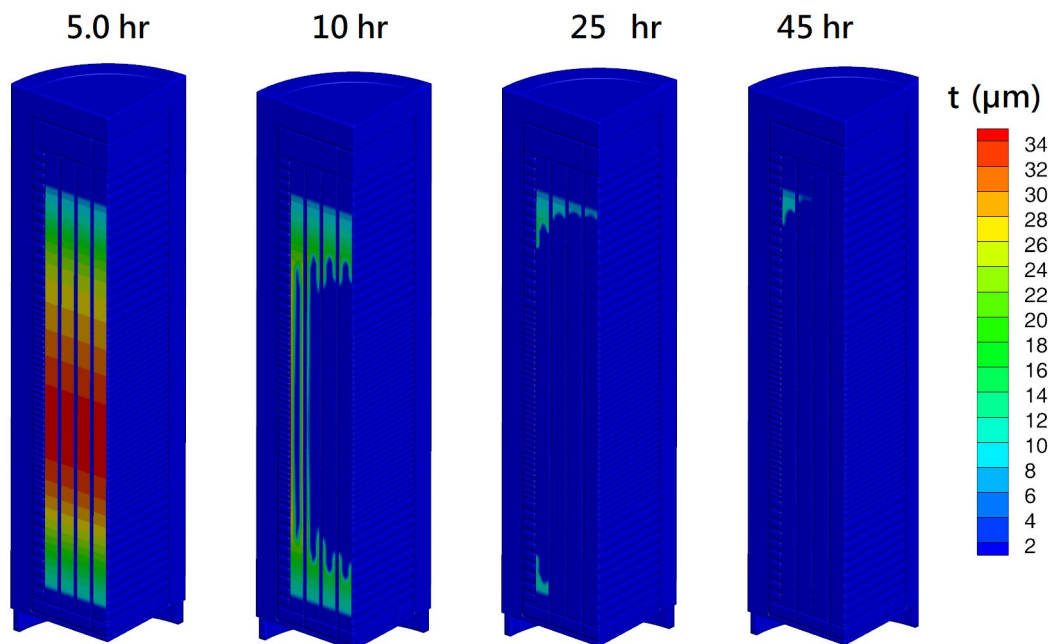


圖 44、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，整體護箱溫度與鍵結水厚度分佈

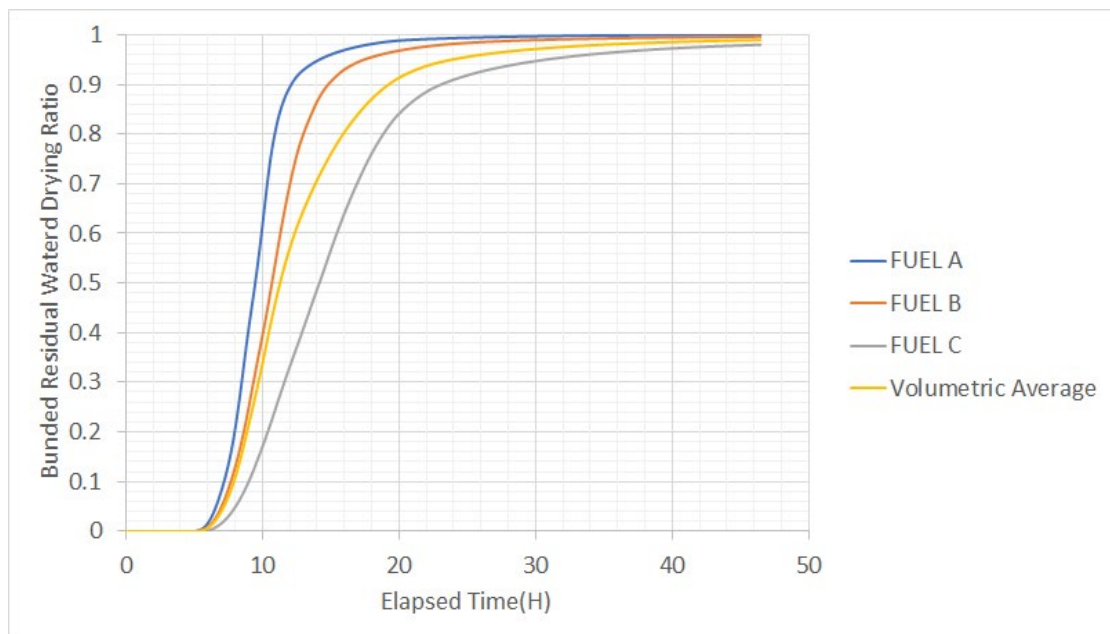


圖 45、護箱 A 於設計熱負載與 45GWD 燃耗下，燃料護套表面鍵結水乾燥趨勢。

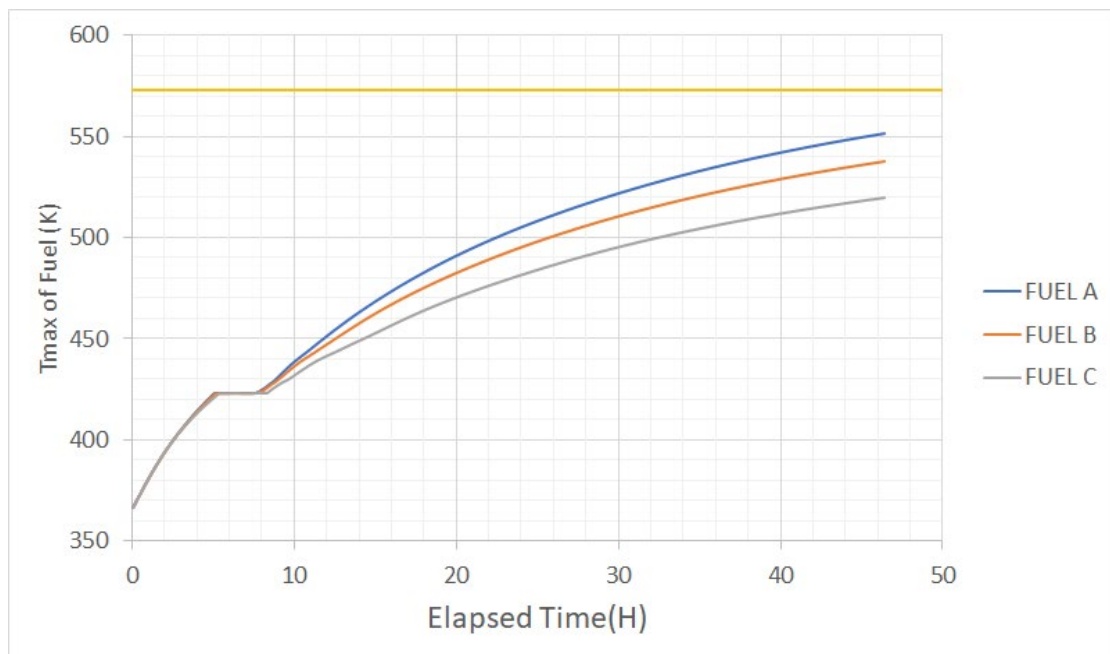


圖 46、護箱 A 於設計熱負載與 45GWD 燃耗下，乾燥作業期間燃料護套溫度 (K) 變化趨勢。

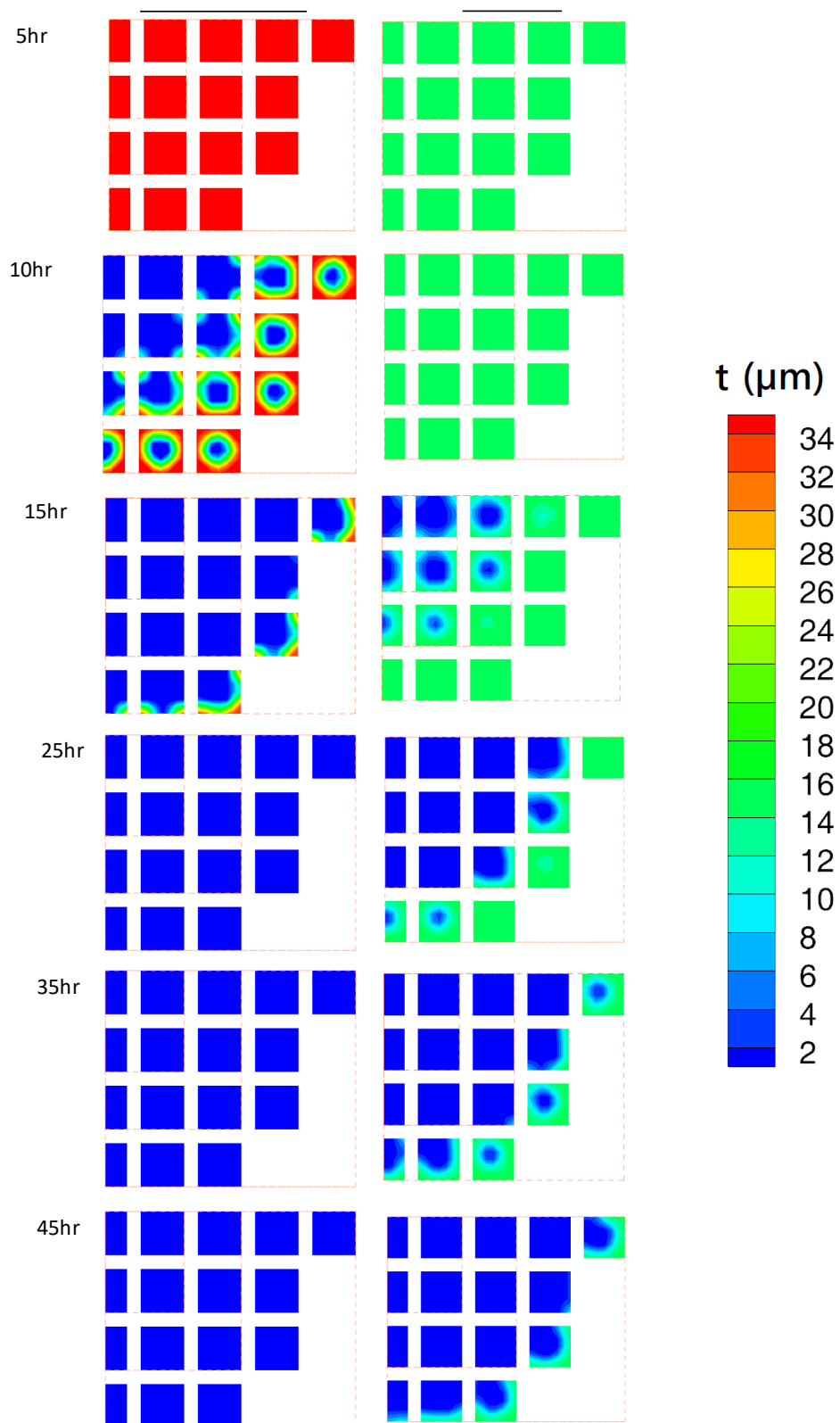


圖 47、護箱 A 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，進行乾燥作業期間之燃料中央與頂部之殘餘水層分佈。

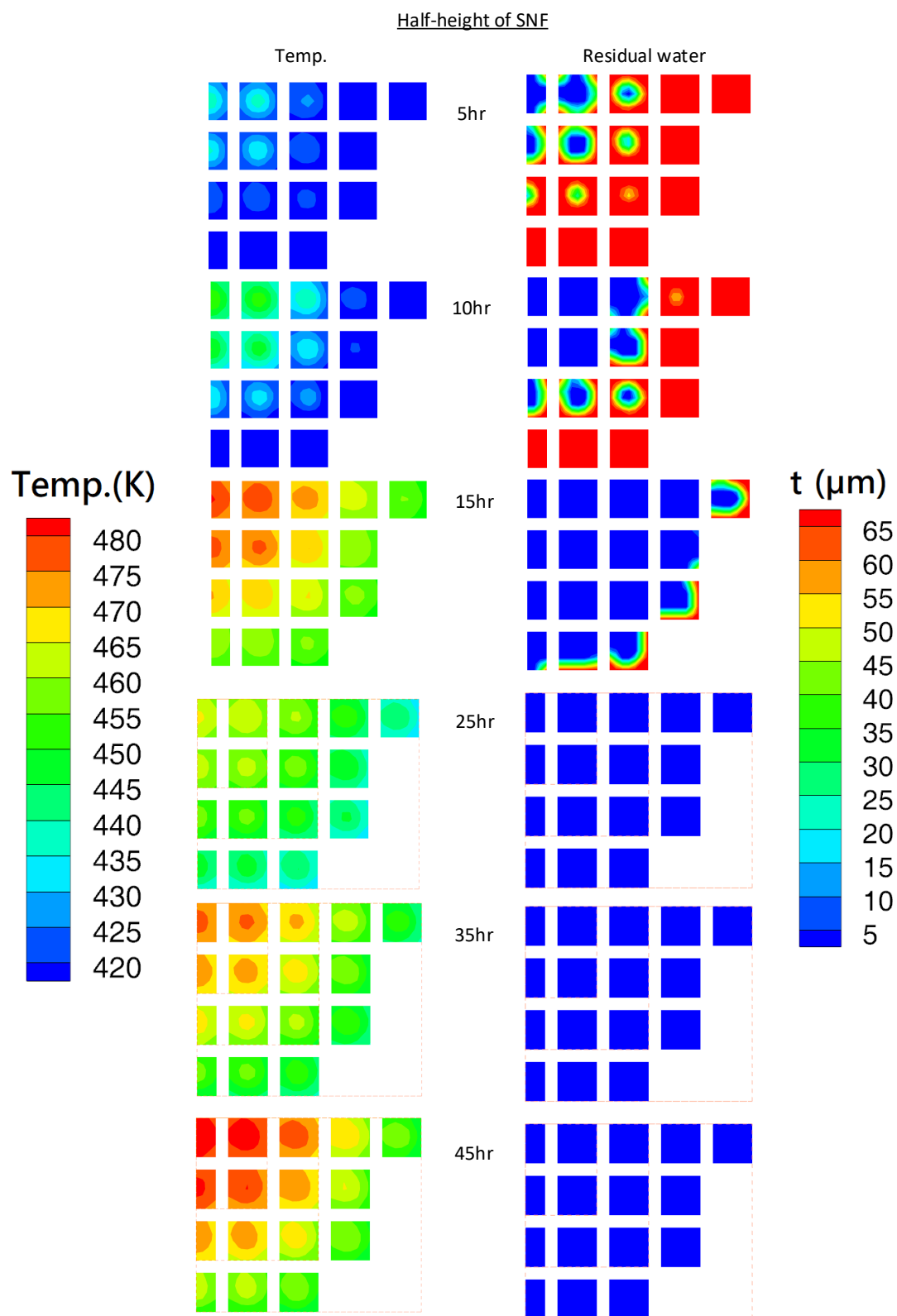


圖 48、護箱 A 於設計熱負載與 45GWD 燃耗下，進行乾燥作業期間之燃料溫度與殘餘水層分佈。

5.3.3 熱負載對護箱 A 鏈結水乾化效果之影響研析

上述對燃耗影響之結果顯示，燃耗所造成的氧化層厚度僅影響局部乾化之時間長短，而不會顯著影響整體之乾化結果。但由位於提籃中不同相對位置之燃料束則可發現，燃料束需要有溫度差才可對外熱傳，是故中央的燃料將遠比外圍的燃料溫度更高，且同一燃料束之中段溫度亦將高於端部之溫度。

由熱傳導學理可知，在相同的結構與等效熱阻條件下，溫度差將直接與源項的大小有關，故可預期燃料的熱負載由原來護箱 A 的設計裝載條件(14kW)改變為允諾裝載值(7kW)時，將使燃料於穩態解中的最高溫度下降。但由於本研究之乾化閾值係為 150°C ，而容許元件溫度值係為 400°C ，故此一議題仍需藉由暫態計算來探討乾化期間的溫升趨勢方可求得鏈結水驅離的狀況。

圖 49 與圖 50 係將具有 45GWD 燃耗之燃料設定為允諾熱負載，並進行計算之初步結果。其結果顯示隨著各區燃料熱源項呈不同比例的減低，將使各區於一開始之溫升趨勢即有顯著差異。這意味著各區燃料抵達 150°C 之鏈結水驅離溫度的時間點將具有明顯之差異，並延遲各區燃料乾化的時間。如圖 49 所示，提籃中央的 A 區燃料於 10 個小時左右才會抵達 150°C ，並開始達到局部乾燥的效果(圖 50)，但仍需要超過 30 小時的時間才能乾化局部的鏈結水(圖 51)，而 B 區因為熱源項更低之故，其燃料中段的局部乾化時間將延遲至 15 小時(圖 50)，左右才會開始，並於 30 小時左右才形成顯著的局部乾化(圖 51)。

若進一步將乾操作業時間拉長至 140 小時，則可明顯發現各區燃料束於超過 60 小時後之升溫趨勢即已趨緩，但其最高溫度並未超過 500K，明顯較設計熱負載之 550K 明顯為低。在軸向功率分佈趨勢相同的條件下，此一現象意味著燃料束的整體溫度趨勢將明顯低於前節所述案例。此一相對較低的燃料溫度導致護箱 A 即使經過如圖 50 所示之 140 小時乾操作業，其外圍燃料束區域(FUEL C)仍有逾 40%的鏈結水無法乾化(圖 51)。整體處於提籃中央的 FUEL A 仍可獲得極佳的乾化效果，而 FUEL B 亦與前節所述之設計熱負載所得之乾化效果相去不遠，

但在 FUEL C 溫度較低之影響下，使得該配置下的護箱 A，其整體燃料殘餘水乾化比僅能到 77%。

而針對一乾化結果，本研究特別以合理之工程作業，其作法係將邊界溫度提升一定量值，並確保此量值小於較護箱中具最小溫度餘裕之元件(如中子吸收材)，如此即可將 CASK A 之外圍環溫度合理的提升(如 20/40°C)，並確保此一操作不會造成組件失效之風險。例如圖 52 所示之結果中將環境溫度分別增加 20 與 40 °C，促使燃料的熱散失合理減少。而所得結果亦證實採用此類簡易的工程操作期間，對最高溫元件之溫升仍保持在容許範圍內。而由燃料溫度在不同邊界條件下之差異遠小於環境溫度值之結果，亦可證實此一操作方法對外部元件之溫度影響亦將小於其調升值。

透過此一具安全考量之操作方式所獲之殘餘水量趨勢則如圖 53 所示，其中最中央的 FUEL A 區因已趨完全乾化，故結果並未因此處置而有顯著改變，但對於 FUEL B 與 C 區之部分則可顯著改善；整體護箱之殘餘水比將由原來的 23% 左右下降至 6.7% 之外，其作業時間亦可顯著縮短至 85 小時左右。此一結果證實對於低熱源之裝載規劃可在不影響護箱組件安全之情況下改善並加速其乾化結果，且可透過更為嚴謹的最佳化作業將可更进一步改善。考量本研究主要係探討各項參數之影響並尋求應於審查時管制之要項，故不再對此類屬於工程最佳化之作業進行細部討論。

綜合本節對護箱 A 之各項模擬可以得知，在以護箱內燃料束所具有之衰變熱為加熱源時，應注意安全分析報告所採用之熱源項與可能裝載規劃之差異；在燃料或組件溫度與實際裝載例之間可能潛在顯著差異時，宜進一步檢視其溫度量值，以確保與溫度相關的各項作業評估(如真空乾燥)與時限能貼近實際狀況。

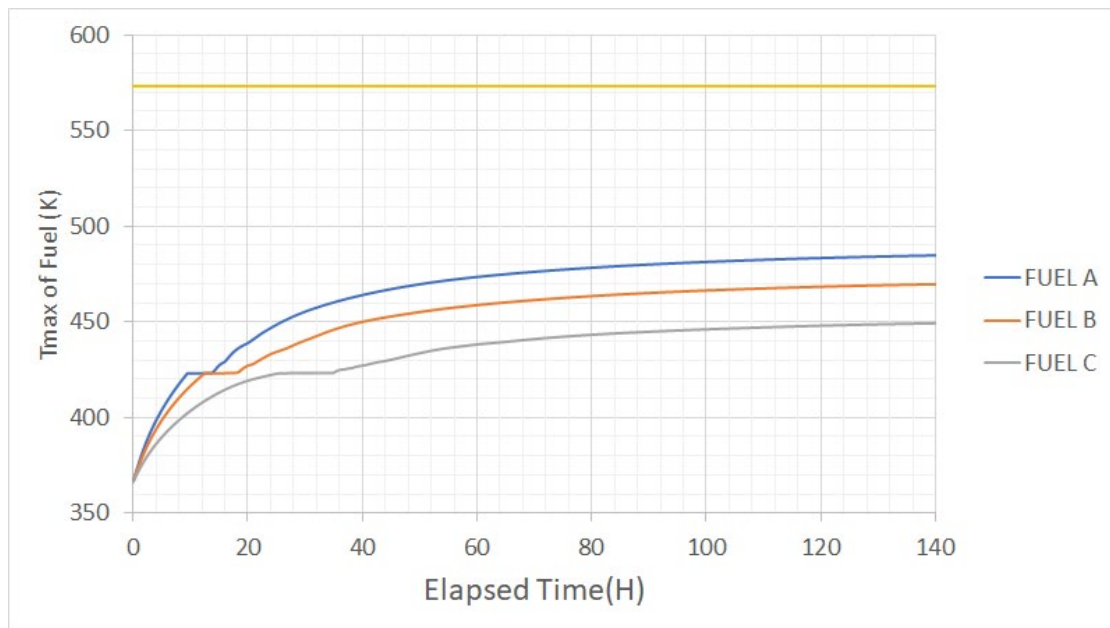


圖 49、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，乾燥作業期間燃料護套溫度 (K) 變化趨勢。

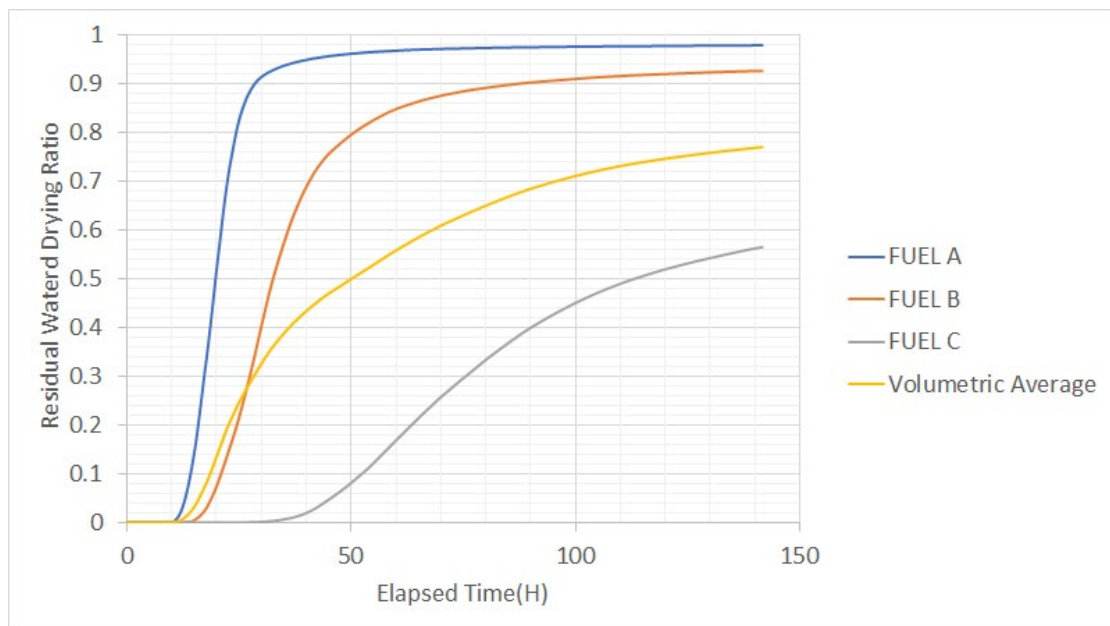


圖 50、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，燃料護套表面鍵結水乾燥趨勢。

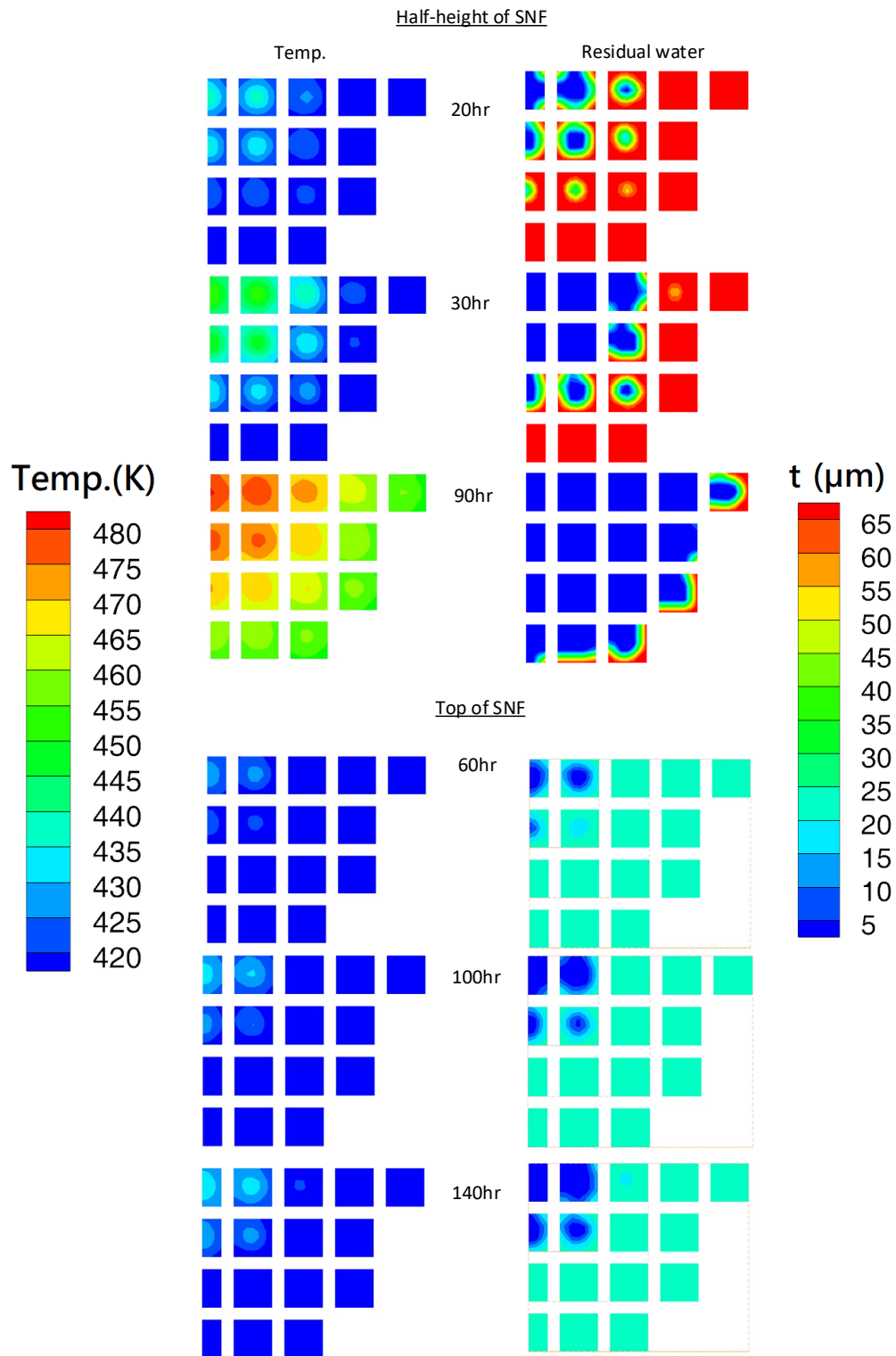


圖 51、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，之燃料溫度與鍵結水層厚度

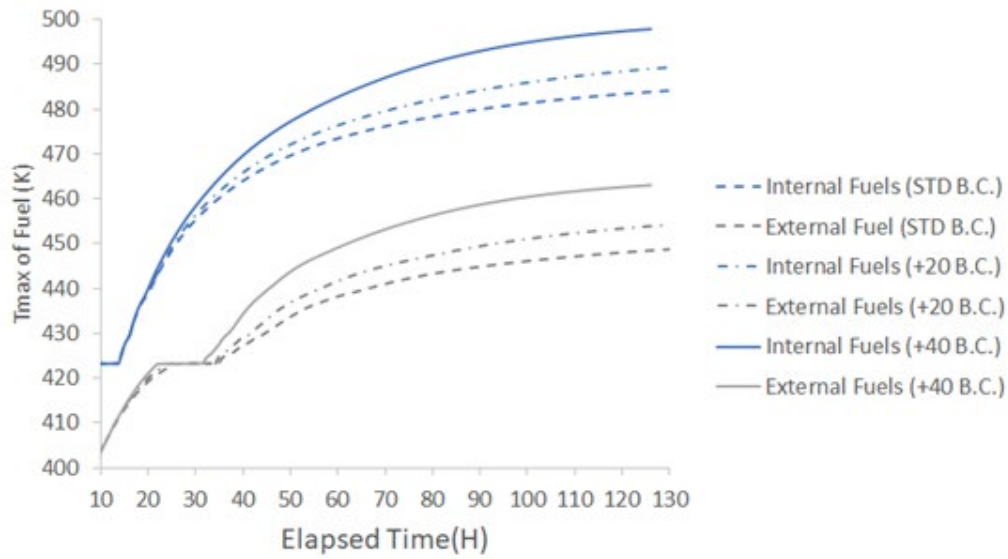


圖 52、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，利用合理工程作業加速乾燥
作業期間燃料護套溫度(K)變化趨勢。

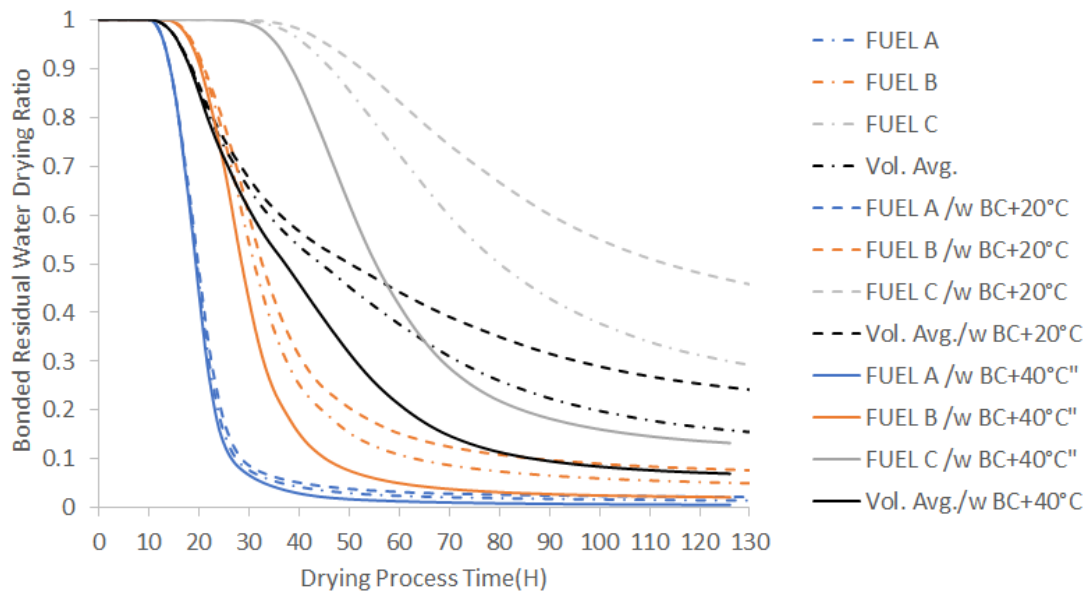


圖 53、護箱 A 於允諾熱負載與 45GWD 燃耗下，利用合理工程作業加速乾燥
之燃料護套表面鍵結水變化趨勢。

5.3.4 熱負載與燃耗對護箱 B 鍵結水乾化效果之影響研析

透過前節就護箱 A 於真空乾燥作業期間的溫升趨勢以及燃料束溫度分佈所致之鍵結水乾化趨勢已有充份了解，且考量護箱 B 在原始安全分析中即將整體護箱內燃料之裝載設定為平均分佈，故可預期護箱 B 於乾燥作業下，其整體護箱與內部燃料之熱傳機制與護箱 A 並無明顯不同。這意味著本節中無需再就護箱 B 於真空作業期間各處的局部乾化趨勢變化進行探討，僅需就整體乾化效果進行探討，即可獲得後續評估所需之殘餘水量。

如圖 54(a)所示，護箱 B 在 35GWD 的燃耗條件下，於真空乾燥作業時受本身熱質量影響之故，需一段時間的升溫才能上升至 423.15K(150°C)並使燃料表面的鍵結水產生乾化。圖 54(b)的乾化趨勢顯示，整體護箱在乾燥作業進展約 20 小時後即可有效將乾化比推升至 90%以上，並於 34 小時左右達到 99%以上。相同的趨勢在 45GWD 的案例中(圖 55)亦可發現，兩者之間僅因為燃耗差異所造成的鍵結水量不同，而 45GWD 燃耗的案例其乾化趨勢與溫升趨勢略為延後，但最終仍具有相當的乾化效果。

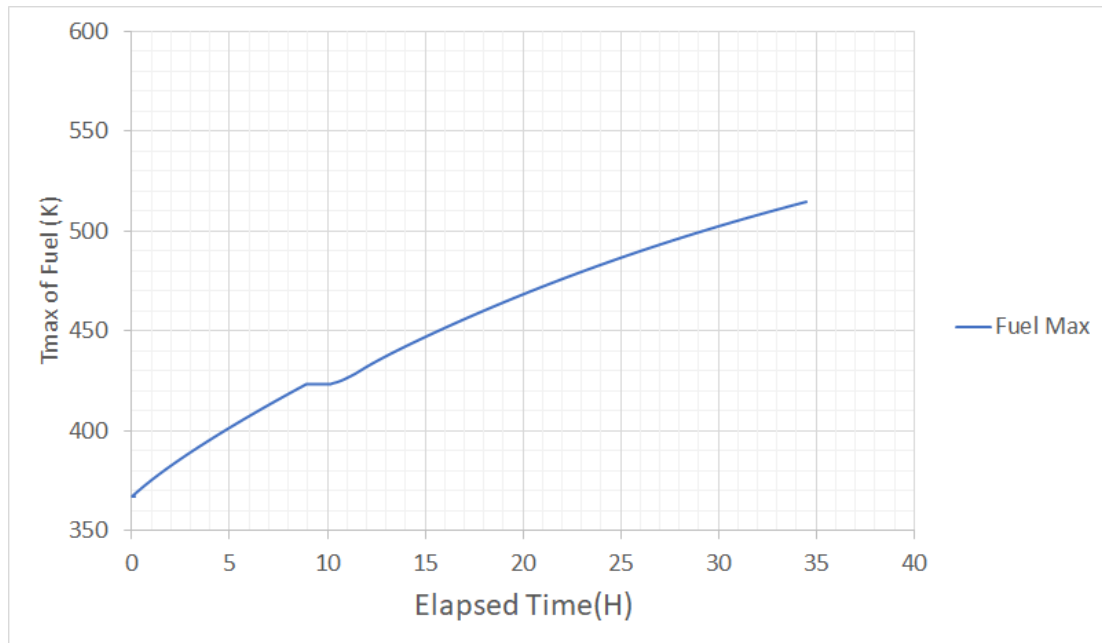
而進一步將前述二例與護箱 B 申照時所考慮的允諾裝載值(14kW)納入考量，則可發現隨著熱負載的減少，護箱 B 將呈現如圖 56 所示之乾化比與溫度趨勢，其重點可進一步可整理如下：

1. 由 45GWD 之案例比較，護箱 B 所規劃的允諾裝載值仍可有效達到乾化所需之燃料溫度，故整體升溫趨勢雖然隨熱負載減少而推遲，但仍可有效達到幾近完全乾化之結果；惟本結果僅止於申照之熱負載規劃比較，並非作為上述任一護箱優劣之比較結果。護箱 B 之實際裝載值若與允諾裝載值相距過遠，仍可能出現護箱 A 分析中不易乾化之狀況；
2. 由相同熱負載之結果可以比較得知，燃耗增加所形成的鍵結水量將略使乾化趨勢延後但不影響其特徵；此與護箱 A 之分析結果一致；意味著任一護箱間在裝載不同燃耗之燃料時，預期不會因為燃耗之不同而對最終

殘餘水乾化比例產生顯著影響。

3. 由於安全分析報告中往往僅呈現最高溫度結果，而不一定註記其燃料最低溫度；但因為燃料軸向功率分佈趨勢的相似性，將使各燃料之最高燃料與最低溫度間將具有一定之相關性；故主管機關或可由燃料是否達某一指標溫度來簡易判斷該配置是否能有效達到預期的乾化比。例如由護箱 A 與 B 之分析結果顯示，若燃料高溫度可接近 500K，則可預期其乾化比較佳；反之若某一特定熱負載下最高燃料溫度僅止於 460K，則可預期該配置之乾化比將明顯低於前述案例。
4. 綜合護箱 B 各案例之乾化結果，其結果顯示其乾化皆可達 99.8% 以上，彼此間僅因 14kW 案例熱量較低而需略長時間進行乾化；考量兩種條件差異有限後續分析中將以此乾化比作為殘餘水量評估依據。

(a)



(b)

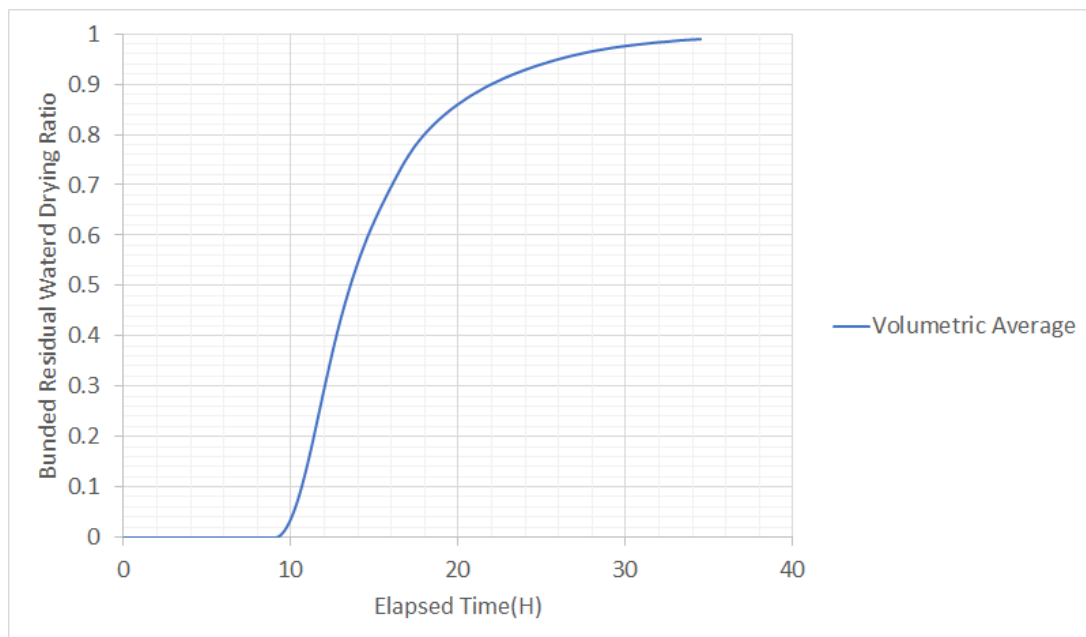
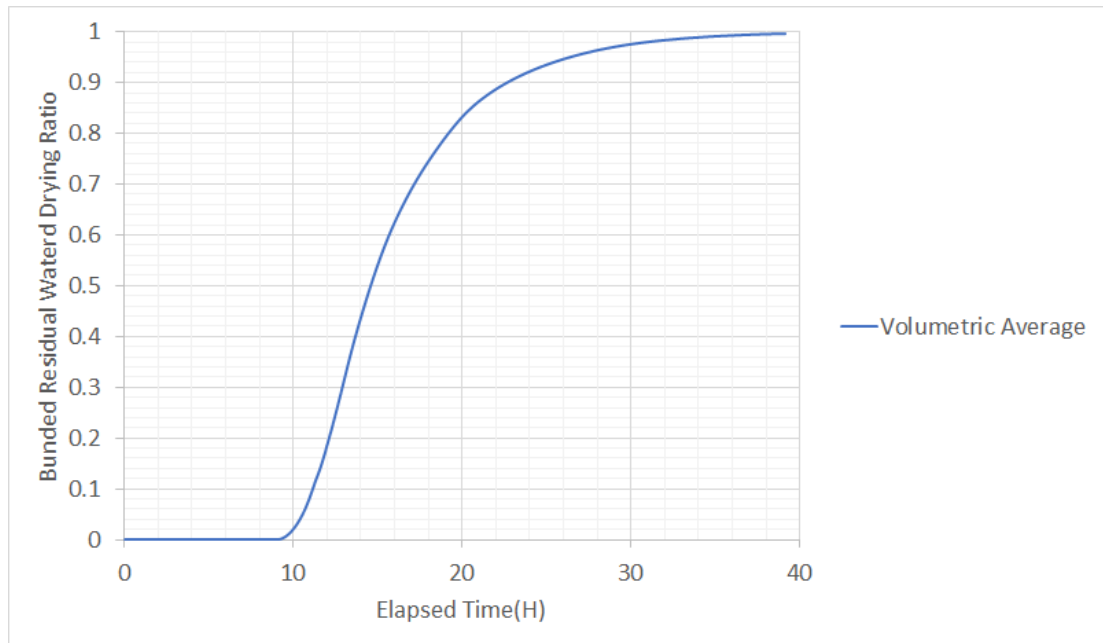


圖 54、護箱 B 於設計熱負載與 35GWD 燃耗下，於真空乾燥作業期間 (a)燃料最高溫度變化趨勢，以及(b)殘餘水乾化趨勢。

(a)



(b)

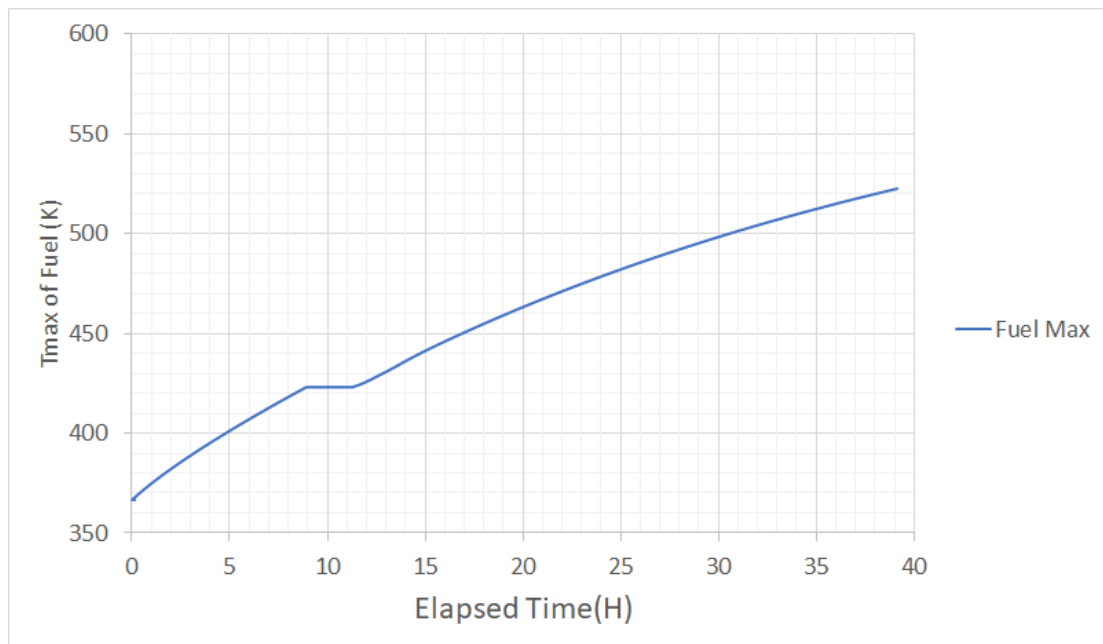
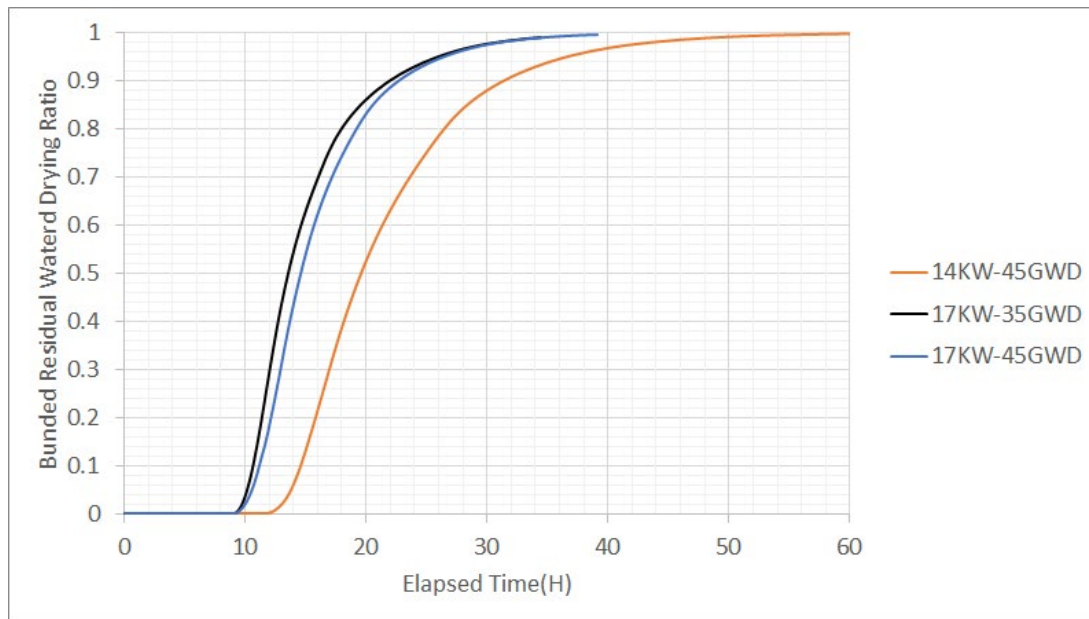


圖 55、護箱 B 於設計熱負載與 45GWD 燃耗下，於真空乾燥作業期間之(a)殘餘水乾化趨勢以及(b)燃料最高溫度變化趨勢。

(a)



(b)

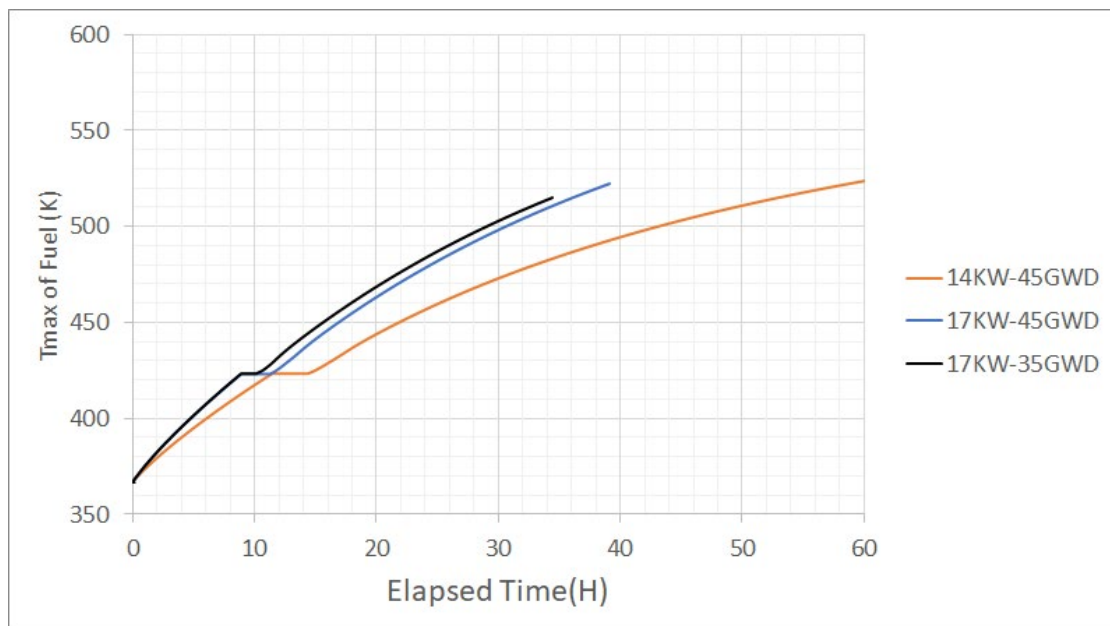


圖 56、綜合比較護箱 B 於不同熱負載與燃耗下之(a)殘餘水乾化趨勢以及(b)燃料最高溫度變化趨勢。

5.4 最終殘餘水量評估

回顧本研究於前述所作的各項研析與技術發展，在充份考慮參數保守性下求得了表 20 與表 21 所列的初始殘餘水量，並得知物理(液)態水與鍵結水主要分別受護箱類型與燃料參數(如類型、燃耗等)有關，而與熱負載無顯著關係。在進一步利用熱流分析技術以求取其溫度分布後，可獲得護套表面鍵結水之乾化狀況，並藉以求得上述二表所載之最終殘餘水體積。此外，對於物理態水之水量，在考量乾化期間絕大多數處於液態之殘餘水將可透過吸收上蓋封焊作業期間組件之溫升來加以汽化，最終僅剩護箱內空間於 10 Torr 所殘留的汽化水。故物理態之水汽可以透過以下簡易算式來加以估算：

$$M(\text{kg}) = \rho (\text{kg}/\text{m}^3)V(\text{m}^3)$$

其中 V 為護箱內空餘體積，於假想護箱 A 與 B 中分別為 $5.5(\text{m}^3)$ 與 $5.0(\text{m}^3)$ ，而密度 ρ 係指護箱內蒸汽密度。在考量乾化作業期間護箱內壓力將抽至 10 Torr 並於回充氬氣後再次抽至上述壓力，其蒸汽密度分率係可以下式表示：

$$\frac{\text{常壓密度}(0.5863\text{g}/\text{L})}{1/76^2}$$

經此簡易計算後所得蒸汽量為：

$$5500\text{L} \times \frac{0.5863\text{g}/\text{L}}{5776} = 0.558\text{g}$$

而相同條件下護箱 B 之蒸汽將僅有約 0.51g。此一結果顯示，在充份採用反覆充放與抽氣之程序確實有助於減少已汽化之餘水，故無需再就此部分之審查增加其它要求。

而在鍵結水的部分，由先前分析所得結果可以得知，各護箱乾化比約略於 93.3-99.9% 左右，結果顯示護箱 A 於低熱負載(7KW)將具有較多的殘餘水(約 2.177L)但隨著熱負載的增加將能有效的改善。而護箱 B 則因為設計熱負載與允諾裝載值相差不大之故，使其鍵結水都可有效的乾化，其各項參數組合下，最大殘餘量約為 0.1L 左右。二者相比之下可以發現，非鍵結水機制所殘餘的水遠較

燃料護套表面之鍵結水少，這是因為兩者在真空乾燥條件下的乾化點溫度差異 (12°C V.S. 150°C) 所致。

最後若將本研究與 NRC 報告中所載之水量(55mole 約 0.99L)相比看似高出許多，這是因為本研究在前述模式建立時為求升溫趨勢之保守而將整體護套氧化層全視為液體以增加相變化所需之潛熱所致。在實際情況下，護套表面之鋇氧化層形成鍵結水之機制仍如圖 22 所示。此外，即使以含水量最高的八水合物 ($\text{ZrOCl}_2 \cdot 8\text{H}_2\text{O}$) 來看，由八水合物(322.25 g/mol)轉換為無水合物(178.13 g/mol)之每莫耳克重改變約 44.7%(144.12 g/mol)，故在將其轉換後所得之水量約為 54.2 莫耳($2182\text{g} \times 0.447 \div 18 \text{ g/mol}$)。此外，NRC 報告中用以評估之護箱係為 Nuclear Co. 的 CASK-17 型式護箱，其可裝載之 PWR 燃料表面積為 530.95m^2 亦明顯小於本研究選擇的護箱 A(燃料表面積 670.8 m^2)或護箱 B(燃料表面積 1042.2 m^2)。

上述的資訊顯示，本研究計算所得的殘餘水量在換算為單位燃料護套面積所存在的殘餘水量時，其比例仍未超過 NRC 報告所載之量體(表 22)；故各項 NRC 報告中所討論及的潛在殘餘水對護套完整性之影響機制評估，將可作為本研究後續評估與對比之依據。

表 20、護箱 A 在不同燃耗與熱負載下其初始與最終含水體積之比較

	熱負載	初始含水體積(L)	最終含水體積(L)	乾化比(%)
35GWD	14kW	物理水：36.65	0.0056	99.999%
		鍵結水：17.84	0.189	98.94%
		總共：54.49	0.195	99.64%
	7kW	物理水：36.65	0.0056	99.999%
		鍵結水：17.84	1.195	93.3%
		總共：54.49	1.20	97.79%
45GWD	14kW	物理水：36.65	0.0056	99.999%
		鍵結水：32.49	0.344	98.94%
		總共：69.14	0.35	99.49%
	7kW	物理水：36.65	0.0056	99.999%
		鍵結水：32.49	2.177	93.3%
		總共：69.14	2.182	96.84%

表 21、護箱 B 在不同燃耗與熱負載下其初始與最終含水體積之比較

	熱負載	初始含水體積(L)	最終含水體積(L)	乾化比(%)
35GWD	17kW	物理水：48.64	0.0051	99.99%
		鍵結水：27.71	0.055	99.8%
		總共：76.35	0.0601	99.92%
	14kW	物理水：48.64	0.0051	99.99%
		鍵結水：27.71	0.055	99.8%
		總共：76.35	0.0601	99.92%
45GWD	17kW	物理水：48.64	0.0051	99.99%
		鍵結水：50.47	0.101	99.8%
		總共：99.11	0.1061	99.89%
	14kW	物理水：48.64	0.0051	99.99%
		鍵結水：50.47	0.101	99.8%
		總共：99.11	0.1061	99.89%

表 22、不同護箱下護套單位面積之殘餘水量

護箱類型	單位面積殘餘水(mole/ m ²)
Nuclear Co. Cask-17[8]	0.1036
假想護箱 A	0.0808
假想護箱 B	0.0025

5.5 護箱內殘餘水份對用過核燃料長期貯存之影響機制研析

依據 NRC 就乾操作業對乾貯護箱或傳送護箱之延長貯存充足性評估之[8]結果顯示，當護箱內存在不同程度的殘餘水時，各項可能之作用機制將對護套、護箱或是作業安全造成影響：

- 氧化(Oxidation)：

對燃料丸而言，水分可能使燃料丸進一步由二氧化鈾轉化為三氧化八鈾，並導致體積膨脹而使其超過應變量閾值。而對護套而言，在原先存在超過 1mm 寬的破損燃料的裂隙則可能進一步使護套因 PCI (Pellet Cladding Interaction)而開裂。NRC 評估結果指出若燃料丸得以接觸水汽時，則依其所處環境或殘餘水量之多寡及溫度之差異，則有可能對燃料丸出現可測得的之影響(Measurable Impact)。

而在護套的部分，評估結果顯示殘餘水量不致對護套既有氧化層厚度造成顯著影響，使其超過 NRC10 CFR50.46(b)(2)對最大護套氧化層之極限需低於護套厚度 17%以下之要求。

- 可燃性(Flammability)：

護箱內的水汽經過分解之後所產生的氫與氧若其莫耳分率大於或等於 5%時，可能因為引火源的存在而導致燃燒；原 NRC 之分析報告係以 CASK-17 所具有之 2100L 空間進行評估；在進一步導入對應之護箱 A 與護箱 B 內部體積後，可知在本研究所探討的護箱中，其影響將因為內部體積倍增之故而緩解；尤其是在採用較高壓力回充之護箱 B 中，其氫與氧之莫耳分率預期將因為填充壓力的增加而減少。

- 氫損傷(Hydrogen- Induced Damage)：

殘餘水在經過輻射分解所產生的氫若進一步被護套吸收，則可能使護套內的氫含量增加；而在內部組件中若氫滲入鋼材則可能導致其結構強度的減少。而 NRC 之研究報告指出由於護套表面的緻密氧化層將阻絕氫

的吸收，而在鋼材部分受限於護箱內部氫氣氣體分壓過低之故，在護箱內的氫並不致於對鋼材造成影響。

另外，透過本報告第三章對兩種護箱之設計資訊研析可知，兩種護箱之內部組件於加工完成後，皆有無電鍍鎳塗層；在考量鎳與氫之活性較其它材料更高，其或將進一步減少護箱內氫氣分壓以及其氫損傷。

- 水腐蝕(Aqueous Corrosion)：

水腐蝕機制可能在合適的環境條件組件下對護套造成穿壁裂紋，對於護箱密封鋼筒而言，亦可能因為穿壁裂紋而造成穿孔或是因為內部組件之材料損失而導致塌陷。然而NRC的研究指出即使在不同的殘餘水量下，乾貯環境條件之組合仍與形成水腐蝕之各項條件不符，故不致產生上述之情況。另外，即使在高殘餘水量與低溫與更長的貯存時間下，亦無實際資訊可以證實會對護箱造成潛力應力腐蝕破裂。

綜合以上各項影響機制後，研究中兩種假想護箱於可能之貯存條件與潛在含水量下可獲得如表 23 所示之可能影響。其結果明顯可見，對於兩種假想護箱而言，僅可能對符合 ISG-1 Rev.2 之破損或具瑕疵之燃料護套，可能因為燃料丸暴露於具水汽之貯存條件下而造成其轉換；但預期對於完整燃料則無需考慮此類影響。對於可燃性氣體之部分，在綜合考慮兩種護箱之潛在含水量後可知，護箱 A 在最高殘餘水量下其最大含水量約有 54 莫耳，而採用常壓回充氫氣時內部空間 5500L 之體積約可容納 220 莫耳氫氣，其比例顯示可能需考慮可燃氣體之影響。但若護箱 A 於再取出作業時，依循原安全分析報告第 5 章第(三)節第 3 項所載之再取出作業中的(13)項作業，以氫氣持續沖刷 10 分鐘應可避免可燃氣體之影響。而對於護箱 B 而言，由於其回充氣體壓力高達 5.41 個大氣壓，且其殘餘水量極低，故可忽略此類機制所造成之影響。上述討論可見，即使在考慮不同殘餘水量下，兩種護箱並無顯著超出原安全分析或 NRC 評估報告所載內容之狀況。

表 23、NRC 就乾貯設施延長貯存之各式影響機制匯整

影響 機制	組件 名稱	輻射 強度	初始 溫度	殘餘水量(moles)		
				5.5	17.4	55
氧化	燃料丸	H	H	#	#	#
			L	#	#	#
		L	H	-	-	#
			L	-	#	#
	護套	H	H	-	-	-
			L	-	-	-
		L	H	-	-	-
			L	-	-	-
可燃性	N/A	H	H	-	-	!/-
			L	-	-	!/-
		L	H	-	-	!/-
			L	-	-	!/-
氫損傷	護套	H	H	-	-	-
			L	-	-	-
		L	H	-	-	-
			L	-	-	-
	護箱內部組件	H	H	-	-	-
			L	-	-	-
		L	H	-	-	-
			L	-	-	-
水腐蝕	護套	H	H	-	-	-
			L	-	-	-
		L	H	-	-	-
			L	-	-	-
	護箱內部組件	H	H	-	-	-
			L	-	-	-
		L	H	-	-	-
			L	-	-	-

#可測得之影響

!在具點火源之狀況下有顯著影響

-環境參數及其組合與機制所需條件不符

第六章、研提熱傳分析評估審查重點或注意事項

本研究經檢視國際相關文獻並探討護箱內可能殘餘水機制後，選定兩種符合裝載我國待貯燃料之假想護箱，並以保守於 NRC 評估報告之參數基礎進行了初始殘餘水之評估及驅離機制研析技術。為能令本研究各項成果得以應用於未來管制作業，本報告彙整各項發現與建議事項，以供主管機關參考之用：

1. 經檢視各項設計資訊後可知，國際廠家於護箱開發之初即進行多項考量與工程設計，以期減少初始殘餘水量；審查時可就類似之設計進行檢視以確認乾燥作業執行之效益；
2. 各項參數對殘餘水量之影響經探討後發現，各組件間隙內之冷卻水可能受表面張力吸附而殘留；惟在乾燥作業期間只要能有效降低壓力並維持溫度，此類殘餘水將可被輕易驅離；審查期間可以合理而非保守之乾燥作業初始溫度為基礎，並以系統熱質量預估其乾化狀況。
3. 破損燃料內之殘餘水直接受限於護套內空間，故正常貯存假設之燃料破損比例下，其比重並非主要殘餘水來源，但仍預期應於審查期間就其安全分析之預估進行檢視。
4. 燃料護套表面之氧化層所形成的鍵結水為第二重要之初始殘餘水來源，且因乾化機制不同之故，預期將成為殘餘水之主要機制。考量其量體與燃耗有關，故建議應於安全報告審查期間，要求廠家提供足以評估其量體與後續影響之資訊。
5. 由於護箱內燃料之最高溫度與最低溫度將與所選用的設計及軸向功率相關，故不同熱負載下仍將保有其相關性；主管機關可就低熱負載下之最高燃料溫度進行檢視，若其明顯低於設計熱負載之結果時，建議可請廠家進一步說明低熱負載下之乾化作業合適性。

第七章、結論

依據最初研究工作規劃，本子項執行至今已順利完成國際間對於乾式貯存護箱殘餘水之文獻蒐集與研讀，並參考技術先進國對殘餘水機制之分類方式，將其區分為非鍵結水與鍵結水進行探討。其中非鍵結水主要係與護箱提籃型式、加工方法、護箱貯存容量有關，而與貯存之燃料狀況(如燃熱源強度、燃料類型、運轉歷史等)無關；反之，鍵結水主要存在於燃料護套於燃耗期間所產生的氧化層有關，故與護套表面積及運轉歷史直接相關。透過國際間代表性護箱類型研析後，本研究選擇以 2 種具最大提籃差異性之護箱以作研究標的，並導入不同燃料之燃耗(35 與 45GWD)、燃料破損比例(1%與 10%)以及不同衰變熱源(安全分析上限與容許裝載上限)對於最終殘餘水量之影響。

初步研究結果指出，護箱提籃設計所存在的組件間隙為影響初始殘餘水量之主要關鍵，而透過較為簡易之幾何設計甚至是無蒙皮或單一材料構成之提籃將有助於大幅改善初始殘餘水量。此外，研究中發現，對於可能因為抽水管路間隙而使密封容器底部殘餘大量液態水的問題，實務上廠家已規劃有簡易且有效的排水設計進行改善。

透過本研究所執行的技術發展與案例研析，研究團隊已利用兩種假想護箱於不同燃耗下的參數條件，進行其初始殘餘水體積與乾燥作業後之最終殘餘水量評估。研究結果初步指出，真空乾燥作業可以有效的對護套表面的鍵結水與結構組件表面的非鍵結水進行乾化，惟需注意實際裝載燃料之熱源若明顯低於設計限值，進而令燃料最低溫度接近甚至低於鍵結水乾化溫度時，建議應就其乾化狀況進行確認，以期掌握各項護箱裝載之初始資訊，並作為未來貯存期間再評估之依據。最後本研究針對護箱中尚殘留少量水份之境況進行影響評估，其結果顯示兩種護箱對各項因殘餘水所導致之潛在劣化或影響機制並無明顯超出原安全分析或 NRC 評估報告所載內容之狀況。

參考文獻

- 1、台灣電力股份有限公司，“核一廠用過燃料式貯存設施安全分析報告”，97年1月。
- 2台灣電力股份有限公司，“核二廠用過核子燃料乾式貯存設施熱傳安全驗證研究，”101年12月。
- 3、U.S.NRC, “ADAMS,” <https://www.nrc.gov/reading-rm/adams/web-based.html>.
- 4、HOLTEC, “Final Safety Analysis Report OF HI-STAR 100 Cask System,” ML093070147, Rev. 3.I.
- 5、NRC, “, HOLTEC INTERNATIONAL HI-STORM 100CASK SYSTEM SAFETY EVALUATION REPORT,” ML003711779.
- 6、HOLTEC, “Final Safety Analysis Report for the HI-STORM 100 Cask System,” Docket No. 72-1014, Rev. 13, 2016
- 7、<https://holtecinternational.com/products-and-services/innovative-technologies/forced-helium-dehydrator/>
- 8、Hundal Jung et.al., “Extended Storage and Transportation: Evaluation of Drying Adequacy,” NRC-02-07-006, June 2013.
- 9、NRC, “Standard Review Plan for Spent Fuel Dry Storage Systems at a General License Facility,” NUREG-1536 Revision 1, 2010.
- 10、IAEA, “Optimization Strategies for Cask Design and Container Loading in Long Term Spent Fuel Storage ,” IAEA-TECDOC-1523, Dec. 2006.
- 11、Powers, D.A. & Gary B, “Characterization of the Thermal Dehydration of Zirconium Oxide Halide Octahydrate,” Inorganic Chemistry, Vol.12, No.11 pp. 2,721-2,726, 1973.
- 12、NRC, “Division of Spent Fuel Storage and Transportation Interim Staff Guidance -1, Classifying the Condition of Spent Nuclear Fuel for Interim Storage and Transportation Based on Function,” Revision 2.
- 13、Ansys, “FLUENT 2020 R1 User Manual,” 2020.
- 14、Ansys, “FLUENT 2020 R1 User Defined Function Manual,” 2020.
- 15許榮鈞等人，“精進用過核燃料室內乾式貯存設施安全審查技術之研究，”期末報告，107年12月。
- 16許榮鈞等人，“核電廠除役之室內乾貯安全分析平行驗證研究，108年12月。
- 17行政院原子能委員會放射性物料管理局，“申請設置用過核子燃料乾式貯存設施安全分析報告導則，”108年1月18日，會物字第10800005641號令。
- 18行政院原子能委員會放射性物料管理局，“用過核子燃料乾式貯存設施安全分析報告審查導則，”108年1月18日，會物字第10800005551號令。
- 19、HOLTEC INC, “Final Safety Analysis Report OF HI-STAR 100 Cask System,”

ML093070147, Rev. 3.I.

- 20、Y.S. Tseng, C.H. Lin, C. Shih, J.R. Wang, “Evaluating the feasibility of new surveillance concept for Dry Storage System through CFD methodology,” *Annals of Nuclear Energy*, Vol, 304, pp.1-10 ,2016.
- 21、許榮鈞等人, “除役核電廠用過核燃料室內乾式貯存安全管制技術,” 期末報告, 106年12月。
- 22、許榮鈞等人, “精進用過核燃料室內乾式貯存設施安全審查技術之研究,” 期末報告, 107年12月。
- 23、Kohli, R., D. Stahl, V. Pasupathi, A.B. Johnson, and E.R. Gilbert. “The Behavior of Breached Boiling Water Reactor Fuel Rods on Long-Term Exposure to Air and Argon at 598 K.” *Nuclear Technology*. Vol. 69. pp. 186–197. 1985.
- 24、Tengfei Xiang et. al, “Effect of current density wettability and corrosion resistance of superhydrophobic nickel coating deposited on low carbon steel,” *Materials and Design* 2016.
- 25、J. H. De BOER, “ZIRCONIA,” ISSN:1957-4386, 1971.
- 26、F. Bohroozi, “Determination of contact angle from the maximum height of enlarged drops on solid surfaces,” *American Journal of Physics* Vol. 80, pp284, 2012.