

行政院原子能委員會
放射性物料管理局

乾式貯存設施於假設複合式災害事故下之
熱流分析暨密封鋼筒內部對流監測機制研究

期末報告

國立清華大學

施純寬

曾永信

中華民國 102 年 11 月 08 日

摘要

為增進乾貯系統之安全性與對內部對流機制之瞭解，本研究針對超越設計基準事故對於乾貯系統之熱流影響、燃料再取出作業以及密封鋼筒內部對流機制等重要熱傳議題進行研究。研究結果顯示，即使乾貯系統發生假設性位移事故或是假設性傾倒事故，皆不會對系統與內部燃料造成顯著影響。此外，再取出分析結果更顯示，原先設計於正常狀況下之燃料再取出作業仍可應用於超越設計基準事故下之燃料再取出。而後續的冷卻作業結果則顯示，冷卻流量對降溫速度並無明顯影響，且 INER-HPS 與 KSDSS 在經過 48 小時之冷卻後，其燃料最高溫度分別降至約 180°C 與 260°C 左右。此時進行 TSC 注水冷卻時之最大護套降溫速率分別約 0.7°C/S 與 1.0°C/S 左右。上述研究成果證實乾貯系統無論是抗災能力或是後續救援處置之能力皆優於溼式貯存，故妥善利用乾貯系統減少用過燃料池之裝載量將有助於增進整體電廠之安全性。

關鍵字：非設計基準事故、乾貯系統分析技術、再取出作業

ABSTRACT

In order to further understand the thermal-hydraulic behaviors and the safety of the dry-storage system (DSS) · the beyond design-base accident (DBA), spent fuel retrievability, and the internal convection behaviors have been considered in this study. The result of simulation shows that the no important safety issue or over-heat probability can be found in the shift and tip-over event. The result further shows that the fuel retrievability process for the normal condition can be applied for the beyond DBA situation. Moreover, the cooling speed of TSC has also be investigated, its shows that the temperature trend will not be obviously affected by the flow rate can be efficiency cool down within 48 hours. The maximum temperature of fuel in the two DSSs is 180 °C and 260 °C, respectively. Based on the finding, the further simulation shows that the maximum temperature cooling rate of cladding is 0.7 °C/S and 1.0 °C/S in those DSSs. Above results point out that the safety of DSS is better than wet-storage method. Proper use of dry storage system can reduce the load of spent fuel pool and enhance the overall plant safety.

Keywords: beyond DBA, dry storage technology shifty event, topple over event

目錄

摘要.....	i
ABSTRACT.....	ii
目錄.....	iii
圖目錄.....	v
表目錄.....	viii
一、前言.....	1
1.1 研究背景與目的.....	1
1.2 工作進度與達成度說明.....	3
二、我國核電廠乾貯系統資料與分析參考資料.....	4
2.1 乾貯系統結構.....	4
2.1.1 核一廠乾貯系統.....	4
2.1.2 核二廠乾貯系統.....	9
2.2 材料性質.....	18
2.2.1 流體熱傳性質.....	18
2.2.2 固體熱傳性質.....	19
三、分析模式建立.....	23
3.1 完整分析模式建立.....	23
3.2 位移事故分析模式建立.....	27
四、數值模式與軟體選用.....	30
4.1 統御方程式.....	30
4.2 數值模式.....	31
4.2.1 DO 熱輻射模式.....	31
4.2.2 紊流模式.....	33

4.2.3 自然對流模式.....	34
五、非設計基準事故之案例計算.....	35
5.1 位移事故對乾貯系統之熱流影響.....	35
5.2 傾倒事故對乾貯系統之熱流影響.....	42
5.3 再取出作業之熱流評估.....	49
5.3.1 再取出作業返送階段評估.....	50
5.3.2 再取出作業冷卻階段評估.....	52
5.3.3 再取出作業注水階段評估.....	55
5.4 密封鋼筒內部對流機制熱流評估.....	68
5.4.1 INER-HPS 內部對流現象研析.....	68
5.4.2 KSDSS 內部對流現象研析.....	78
六、結論.....	82
參考文獻.....	84

圖目錄

圖 1 核一乾貯系統示意圖.....	6
圖 2 核一乾貯系統功率配置圖.....	7
圖 3 相鄰燃料方管固定方式.....	10
圖 4 核二乾貯燃料提籃結構.....	11
圖 5 核二乾貯系統之密封鋼筒.....	12
圖 6 混凝土護箱.....	13
圖 7 混凝土護箱鋼質底座.....	14
圖 8 混凝土內襯.....	15
圖 9 整體核二乾貯設施構造示意圖.....	16
圖 10 以往對稱模型之建構示意圖.....	24
圖 11 核一乾貯系統完整分析模式.....	25
圖 12 核二乾貯系統完整分析模式.....	26
圖 13 位移事故模型建構示意圖.....	28
圖 14 位移事故之外圍流場模型.....	29
圖 15 0.5D 間距下之護箱間對流效應.....	37
圖 16 0.25D 間距下之護箱間對流效應.....	37
圖 17 0.05D 間距下之護箱間對流效應.....	38
圖 18 護箱位移事故下的表面溫度.....	39
圖 19 正常貯存下溫度分佈與流動路徑.....	44
圖 20 傾倒後之護箱溫度分佈.....	45
圖 21 (a)熱氣於空氣流道內積存之現象、(b)liner 溫度分佈狀況.....	47
圖 22 出口中心線與重力方向呈：(a) 0°夾角、(b) 45°夾角時之護箱溫度分佈.....	48

圖 23 假設事故發生後之再取出時間點.....	57
圖 24 再取出作業分析模式.....	58
圖 25 INER-HPS 傳送作業下 TFR 溫度分佈圖	59
圖 26 INER-HPS 傳送作業期間各元件溫度變化趨勢.....	60
圖 27 具空氣流道設計之送護箱對傳送作業期間之元件溫度趨勢.....	61
圖 28 KCDSS 乾貯系統於傳送作業期間之元件溫度變化趨勢.....	62
圖 29 INER-HPS 以 10GPM 行再取出之冷卻作業期間之元件溫度變化 趨勢.....	63
圖 30 KSDSS 以 38GPM 進行再取出之冷卻作業期間之元件溫度變化趨 勢.....	64
圖 31 INER-HPS 以 38GPM 行再取出之冷卻作業期間之元件溫度變化 趨勢.....	65
圖 32 兩套乾貯系統在充分冷卻後之最熱燃料軸向溫度分佈： (a)INER-HPS、(b)KSDSS	66
圖 33 INER-HPS 系統燃料束在注水作業期間的溫度變化(COLOR: VOF)	67
圖 34 KSDSS 系統燃料束在注水作業期間的溫度變化(COLOR: VOF)	67
圖 35 考慮內部對流機制下之 INER-HPS 溫度分佈.....	71
圖 36 INER-HPS 之 TSC 內部流場與溫度分佈	72
圖 37 INER-HPS 各燃料束之軸向速度分佈.....	72
圖 38 INER-HPS 於氦氣流失狀況下之溫度分佈.....	74
圖 39 INER-HPS 於氦氣流失狀況下之速度分佈(負為向下流,正為向上 流).....	75
圖 40 考慮內部自然對流狀況時 TSC 表面於全阻塞案例下之溫度分佈	76

圖 41 INER-HPS 考慮內部對流後，全阻塞案例之溫升趨勢.....	76
圖 42 TSC 內部填充氣體對 INER_HPS 系統 TSC 表面溫度分佈之影響	77
圖 43 KSDD 系統 TSC 內部軸向速度分佈圖：(a)正常狀況；(b)氦氣流 失。.....	79
圖 44 KSDD 系統 TSC 內部溫度分佈：(a)正常狀況；(b)氦氣流失。	80
圖 45 TSC 內部填充氣體對 KSDSS 系統 TSC 表面溫度分佈之影響 ..	81

表目錄

表 1 核一乾貯系統重要尺寸列表.....	8
表 2 核二乾貯系統重要尺寸列表.....	17
表 3 液態水熱傳性質.....	18
表 4 氬氣熱傳性質.....	19
表 5 空氣熱傳性質.....	19
表 6 中子屏蔽(NS-4)熱傳性質.....	19
表 7 不銹鋼(304 及 304L)熱傳特性.....	20
表 8 碳鋼(A-36、A-533 及 SA-588)熱傳特性.....	20
表 9 鉛屏蔽熱傳特性.....	20
表 10 鋁合金(6061-T651)熱傳特性.....	21
表 11 鋇合金熱傳特性.....	21
表 12 燃料丸(UO ₂)熱傳特性.....	21
表 13 混凝土熱傳特性.....	22
表 14 位移事故下乾貯護箱之進氣口流量(kg/s)比較表.....	40
表 15 位移事故下乾貯護箱之進氣口溫度(°C)比較表.....	40
表 16 位移事故(0.05D)下 INER-HPS 各元件溫度列表.....	41
表 17 位移事故(0.05D)下 KSDSS 各元件溫度列表.....	41
表 18 KSDSS 乾貯系統傾倒事故下乾貯系統之溫度分佈.....	46
表 19 考慮內部對流與否之 INER-HPS 分析結果比對.....	73
表 20 正常案例與氬氣被置換案例下之元件溫度比較.....	73
表 21 KSDSS 系統氬氣被置換為空氣案例與正常案例之元件溫度比較	81

一、前言

1.1 研究背景與目的

2011 年發生於日本福島第一核能電廠的事件結果顯示，該廠自 1995 年迄今所裝載貯存之 9 組金屬式護箱乾貯系統與已存放的 408 束用過核子燃料 3 月 11 日遭受 9 級地震所引發的海嘯衝擊後，並未如同該廠反應器與用過燃料池因喪失冷卻能力而失效。此一結果證實，妥善利用乾貯系統作為用過燃料的中期存放設施將有助於增進用過燃料之安全性以抵抗嚴重事故的威脅。

然而，依據 NUREG-1567 第 15 章要求，乾式貯存系統安全分析中[1,2]考量的設計基準事故(Design Basis Accident, DBA)並不包括上述如此嚴重的複合式災害。為了強化此部分在原有申照分析中未考慮的非設計基準事故(Beyond Design-Basis Accident)分析，我國用過燃料的管制單位-物管局已於民國 101 年委託清華大學進行非設計基準事故下之乾貯系統熱流分析。此研究工作除了順利地將所有事故情節對乾貯系統之影響有效的進行分類外，更藉由計算流體力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)分析技術，完成了事故情節較為嚴重的掩埋與沉浸的事故分析，並提出容許事故時限。

然而上述分析所著眼的案例皆是較為嚴重之假設事故，因此若將所有非設計基準事故全部採相同作法來進行事故的管控與處理時，將可能造成浪費救災資源的情事發生。這是因為先前的研究係以確保乾貯系統的完整性以及保護環境與人員為出發點，故優先選擇上述關鍵案例進行分析所致。因此，本研究擬沿續上述計畫之工作，以相符的 CFD 分析技術為基礎，進行適用於乾貯系統傾倒與位移等非設計基準事故案例之分析模式發展，藉以執行一系列的事故分析並獲得更多的量化結果，令乾貯超越設計基準事故之研究更為嚴謹且全面性。

此外，隨著國內核電廠對乾貯系統的需求增加，更為先進的乾貯系統考慮更為複雜的密封鋼筒設計；例如，採用高壓氬氣回充、考慮密封鋼筒內部對流效應等，以強化乾貯系統的內部熱傳能力。但為了確保密封鋼筒的包封性與強

度，目前無法直接對於密封鋼筒內的壓力以及對流機制進行監測，而只能以分析評估的方式來確保上述機制喪失時，乾貯系統內部熱流條件仍能滿足相關法規之限值。

因此本研究擬藉由 CFD 分析技術進行乾貯系統於複合災害下之熱水分析模式建立，並藉以執行物管局所要求之傾倒、位移等各種情節之案例分析，以期對上述事故情節下乾貯設施所受到的影響進行量化評估。同時，本研究擬針對乾貯系統面臨假設性事故的嚴重破壞而需藉由再取出作業進行處置時，各個階段可能發生之熱水流現象，以作為未來建立相關作業準則之依據。最後，因應即將進行乾貯裝載與運轉所需之管制作業，本研究亦將藉由 CFD 分析技術進行乾貯密封鋼筒內部對流機制的研究，協助物管局釐清內部對流機制對密封鋼筒表面溫度分佈之影響，以期作為未來監測乾貯設施貯存狀況與內部填充狀況之核心技術。

整體而言，本計畫之工作項目依物管局原訂研究目標可概分如下：

1. 假設複合式災害情節的分析模式建立
2. 假設複合式災害情節的傾倒案例熱流分析
3. 假設複合式災害情節的偏移案例熱流分析
4. 假設複合式災害情節時再取出作業熱傳效應分析
5. 密封鋼筒內部熱流特性解析
6. 針對所發現結果，進行研究計畫之期中與期末成果報告撰寫。

1.2 工作進度與達成度說明

本計畫於計畫期間，已依據原訂工作步驟及進度規劃順利達成所有工作，並通過委託研究單位 物管局之每次季查核。本計畫完成之工作項目共包括：

1. 假設複合式災害情節的分析模式建立；相關成果如第三章所述。
2. 假設複合式災害情節的偏移案例熱流分析；相關成果如第五章第一節所述。
3. 假設複合式災害情節的傾倒案例熱流分析相關成果如第五章第二節所述。
4. 再取出作業對之熱流現象分析之相關成果，如第五章第三節所述。
5. 密封鋼筒內部對流機制之分析與探討之相關工作成果，則如第五章第四節所述。

二、我國核電廠乾貯系統資料與分析參考資料

我國目前共有核一廠[1]及核二廠兩套乾貯系統[2]，兩個已執行建造或申照中的乾式貯存設施。上述二套系統之相關設計資料雖已於前期複合式災害分析報告[3]中加以蒐集並歸納，但在考量本報告之完整性與易讀性，仍將分析模式建立與模擬計算所需之資料納入本報告中。

2.1 乾貯系統結構

2.1.1 核一廠乾貯系統

核一乾貯系統(INER-HPS)是由核研所協助台電核一廠，引進自美國 NAC 公司 UMS 乾貯系統，其最大容許容量為 56 束沸水式(Boiling Water Reactor, BWR)用過核子燃料束。燃料束於本系統中乃是裝載於燃料套管內並由盤式提籃進行承載。此提籃主要之構成元件包括有中子吸收板 BORAL、燃料套筒(Sleeve)、碳鋼製承載圓盤(Supporter disk)、鋁製導熱圓盤(Conduction disk)以及用於固定上述元件之上下鉸件與繫桿(Tie rod)等元件。此系統與 NAC 公司 UMS 系統最大的不同在於本系統為確保此系統之屏蔽能力符合我國之相關法規，故於承載密封鋼筒的混凝土護箱外，額外加裝一外加屏蔽層以降低輻射劑量。

整體而言，核一廠之密封鋼筒直徑約為 1.7033 公尺，高度約為 4.835 公尺，其中內裝之鋼製承載盤約為 1.587 公分厚，總數量為 43 片；而鋁製之導熱圓盤厚度約為 1.27 公分，數量為 17 片。上述板件利用繫桿穿過上下焊件並鎖固而成為一體。而核一廠之混凝土護箱直徑約為 3.454 公尺，高度約為 5.74 公尺；外加混凝土屏蔽層係為與混凝土護箱等高厚度約為 35 公分之圓殼物體；此一屏蔽層於護箱安裝完畢後會再安裝於護箱外圍，整體相關重要尺寸經整理後如表 1 所示。

而在裝載功率的配置上，核一對於實際裝載時的功率係將整個燃料提籃之裝載空間分別三區(圖 2)並分別裝載具有：(A) 0.1644 kW、(B) 0.139 kW 與(C) 0.099 kW 三種功率之燃料，但相關安全分析報告中仍採用較保守之總熱負載 14kW、單束燃料具有 250W 衰變熱之條件進行分析。

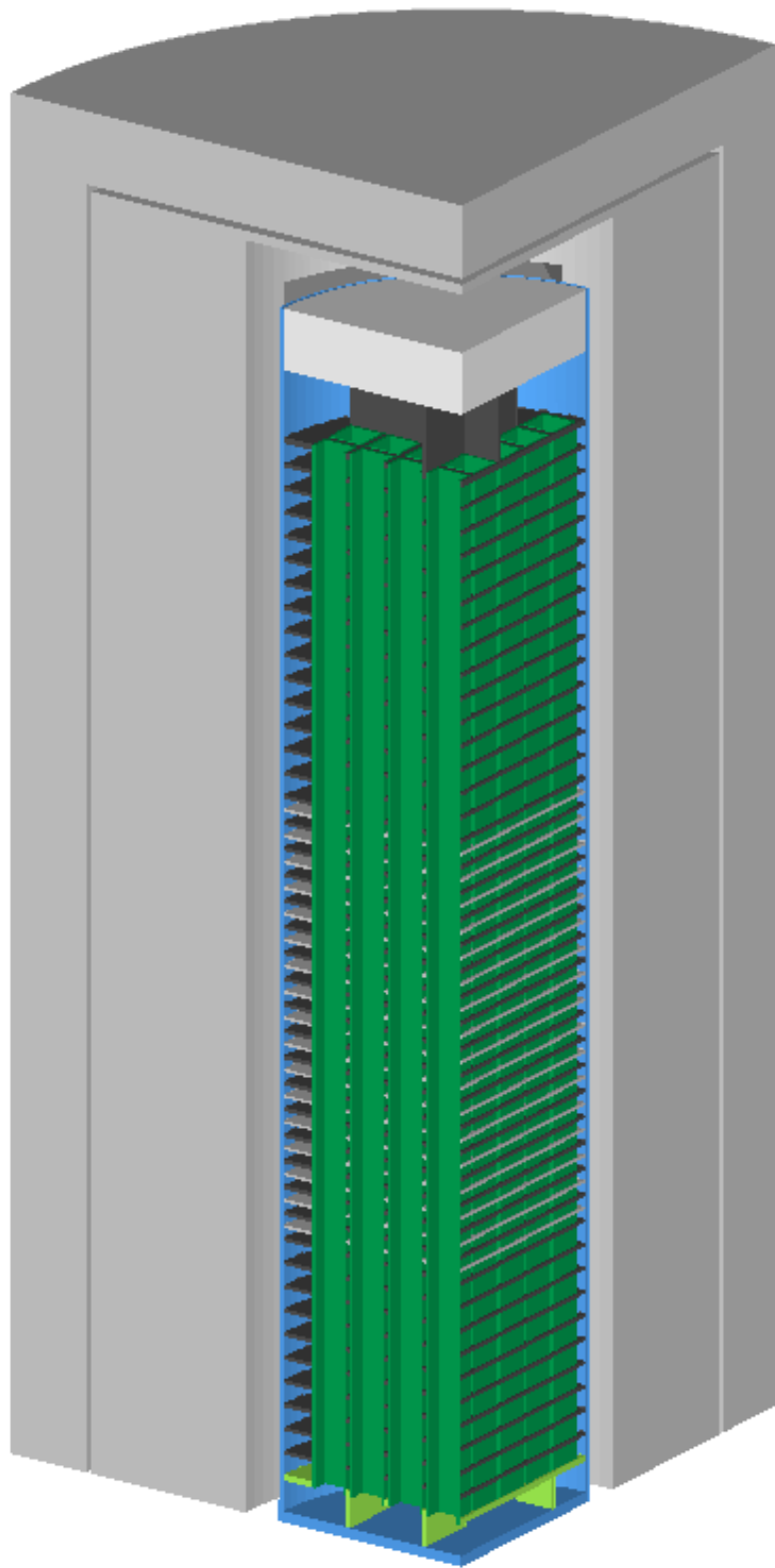


圖 1 核一乾貯系統示意圖

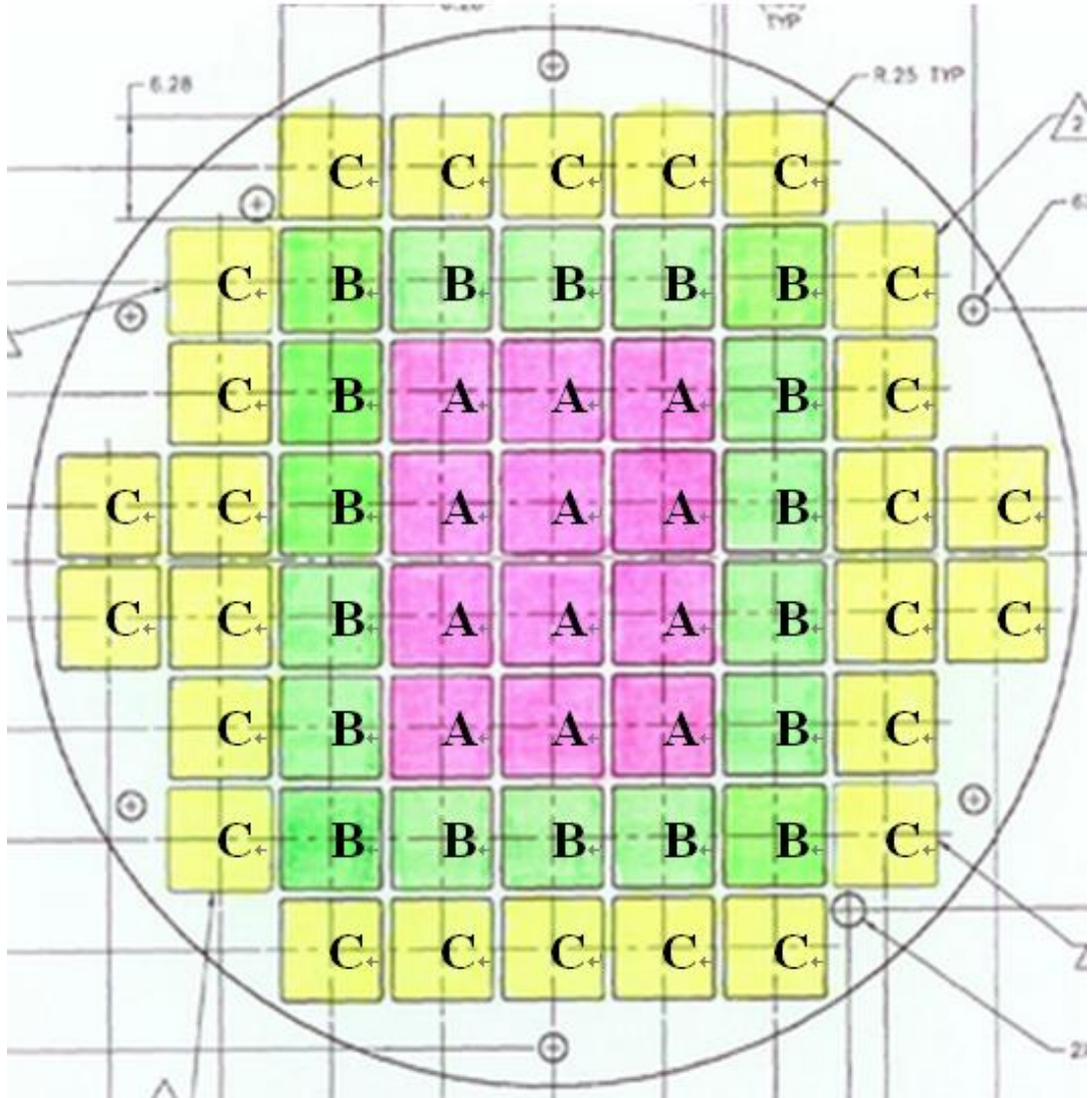


圖 2 核一乾貯系統功率配置圖

表 1 核一乾貯系統重要尺寸列表

系統組件	元件	特徵尺寸	數值(公尺)
密封鋼筒		外直徑	1.7033
		總長	4.835
		厚度	0.016
燃料提籃	承載圓盤	厚度	0.01587
	導熱圓盤	厚度	0.0127
	結構上蓋	厚度	0.076
	屏蔽上蓋	厚度	0.178
	底部焊件	高度	0.127
	可裝載燃料數		56
混凝土護箱	內襯	厚度	0.064
		外徑	2.019
	混凝土護箱	高度	5.70
		外徑	3.454
		厚度	0.719
	外加屏蔽層	厚度	0.35

2.1.2 核二廠乾貯系統

因核二廠係台電公司就 NAC 公司設計之 MAGNASTOR-87 系統進行必要的設計修正，以符合其需求；本文以縮寫 KSDSS (Kuosheng dry storage system) 簡稱之。根據台電核二乾貯安全分析報告，核二乾貯系統為一可容納 87 束 BWR 用過核子燃料之系統，其單一燃料套筒為一高度 421.79 公分之方型管。此元件內嵌中子吸收板與其護片後，所餘內徑為 14.88 公分。KSDSS 系統是採用交錯式組合法，利用插梢 (圖 3) 扣鎖四個相臨的套筒(圖 4)而額外組成一個容納空間。此一配置重覆的出現於整個系統中，直到提籃最外側再以護板加以固定，進而組合出可容納 89 個燃料組件的空間；由於其中 2 個空格將設計用以裝載抽、注水管，因此故不用於存放燃料。

此一組合後的提籃將會置於一外徑為 1.828 公尺，高度為 4.8705 公尺之密封鋼筒內(見圖 5)；鋼筒的上蓋為 22.86 公分厚而下底則為 6.99 公分厚，鋼筒側壁厚度為 1.27 公分。在用過核子燃料置入筒內後，上蓋將會施以銲接以達密封之目的。在忽略整體傳送過程的一連串處置與作業，密封鋼筒最終會置入混凝土護箱(圖 6)中進行長期貯存。此一護箱外徑約為 4.25 公尺，高約 5.990 公尺，其內部有一鋼質底座(圖 7)提供密封鋼筒乘載之用。此一底部有四個通氣口供空氣流入護箱內，並令空氣得以沿密封鋼筒表面與護箱內襯(圖 8)之間約 9.6 公分之間隙向上流動而達冷卻之目的。受熱後的空氣將會經由混凝土護箱上方的出氣孔排出系統外。

以上所蒐集之乾貯系統各元件主要尺寸經整理後詳列於表 2，而整體設施示意圖則如圖 9 所示。

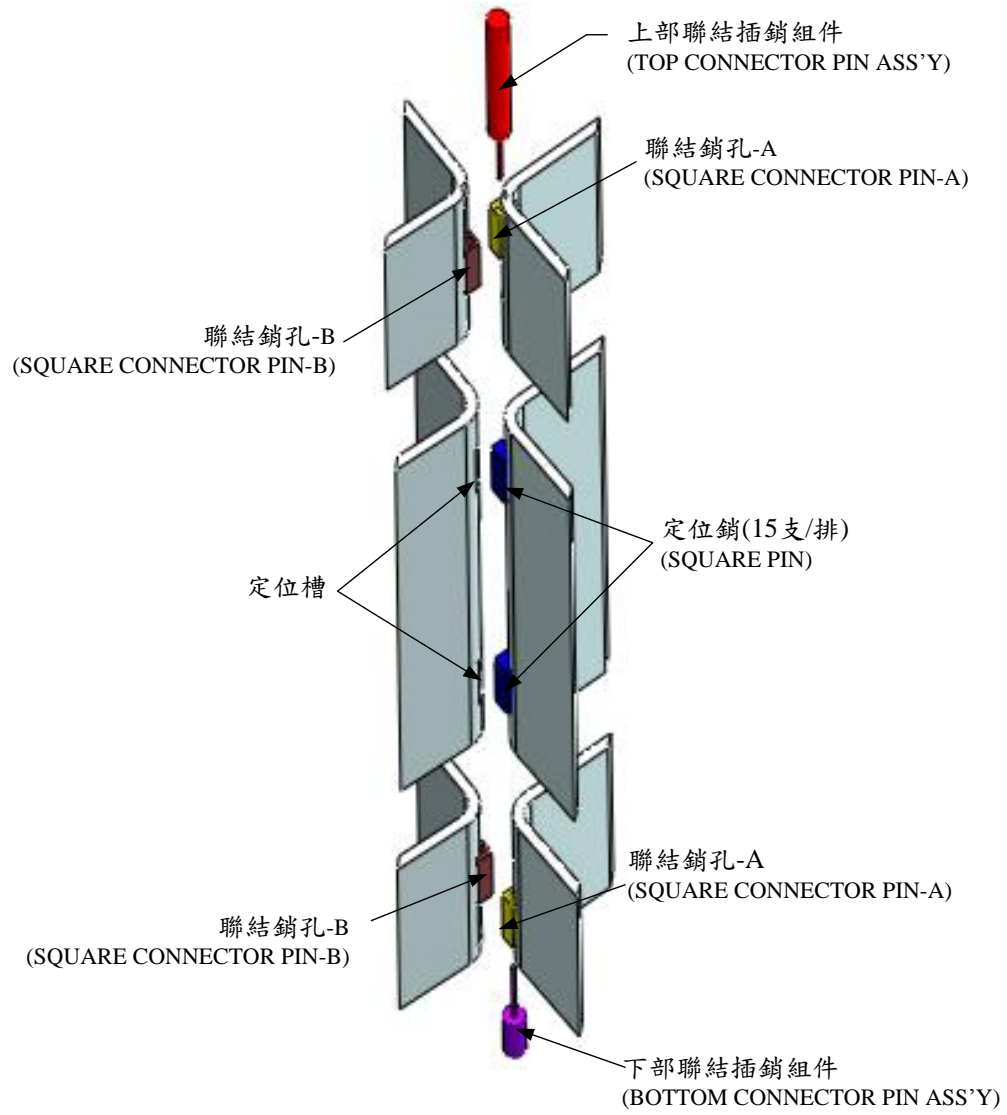


圖 3 相鄰燃料方管固定方式

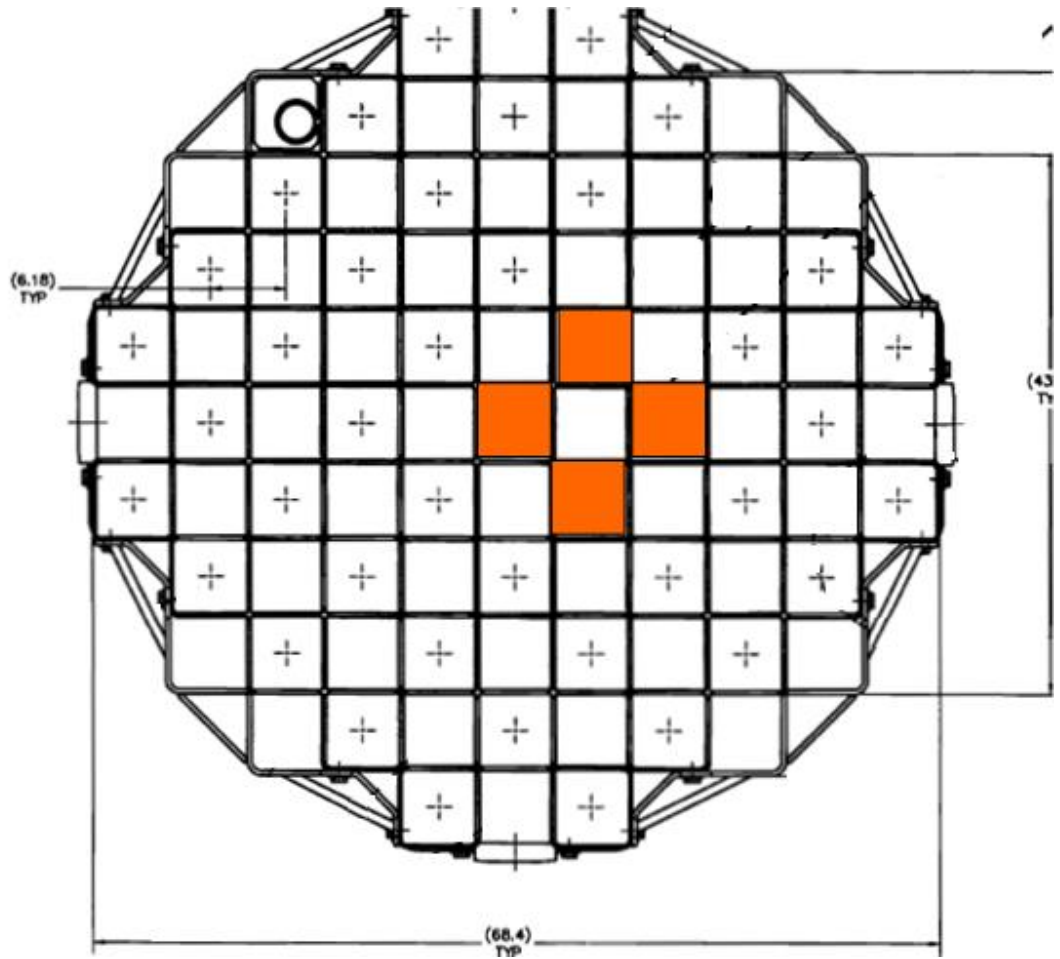


圖 4 核二乾貯燃料提籃結構

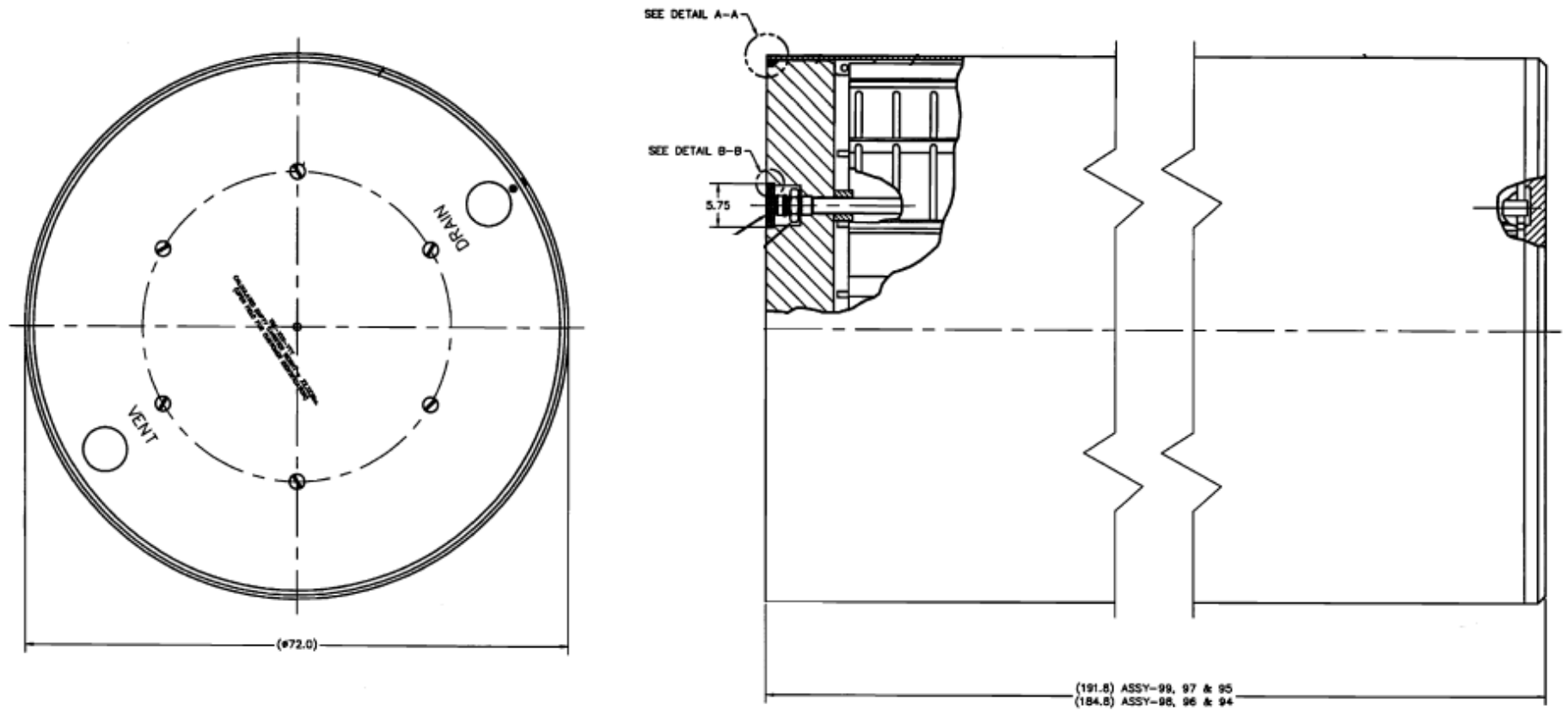


圖 5 核二乾貯系統之密封鋼筒

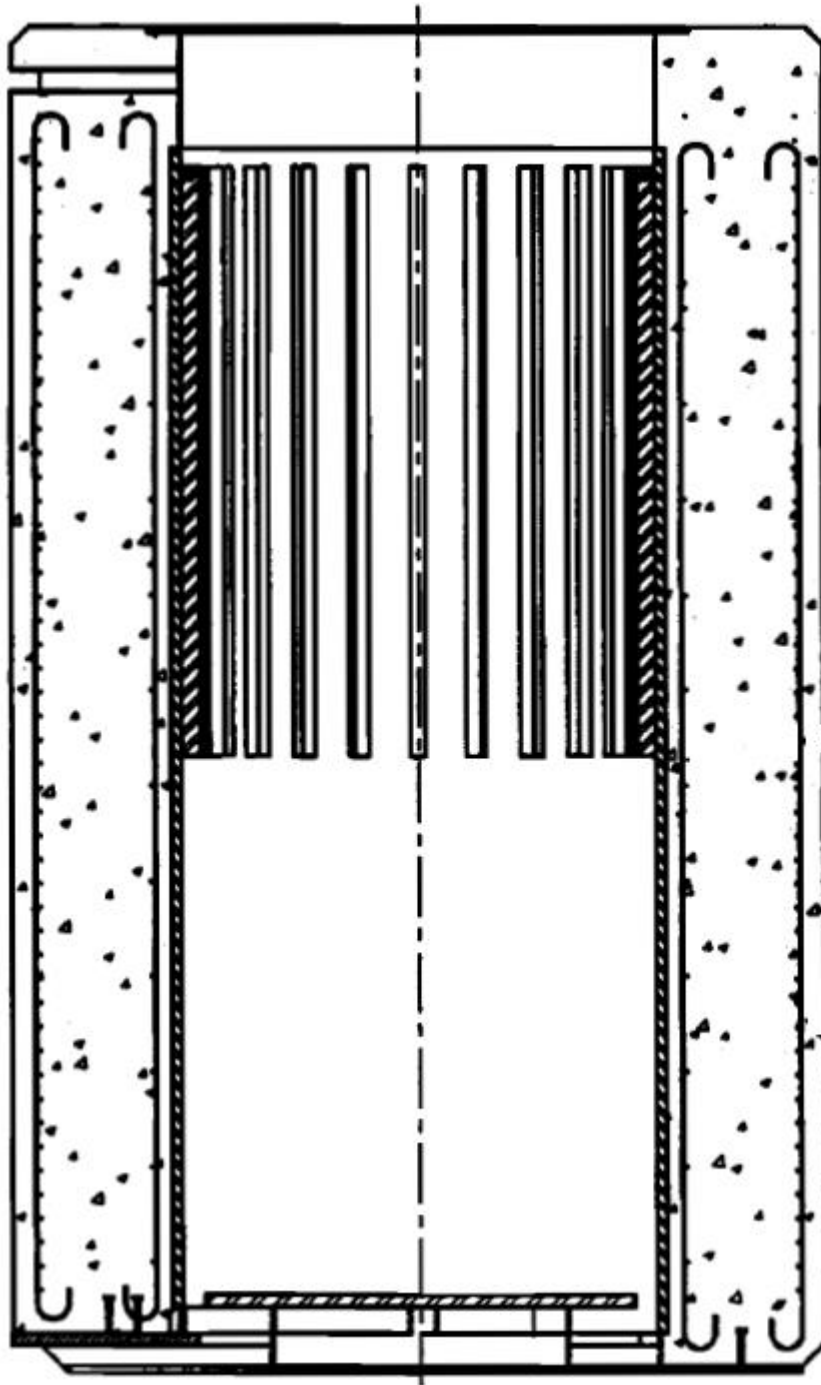


圖 6 混凝土護箱

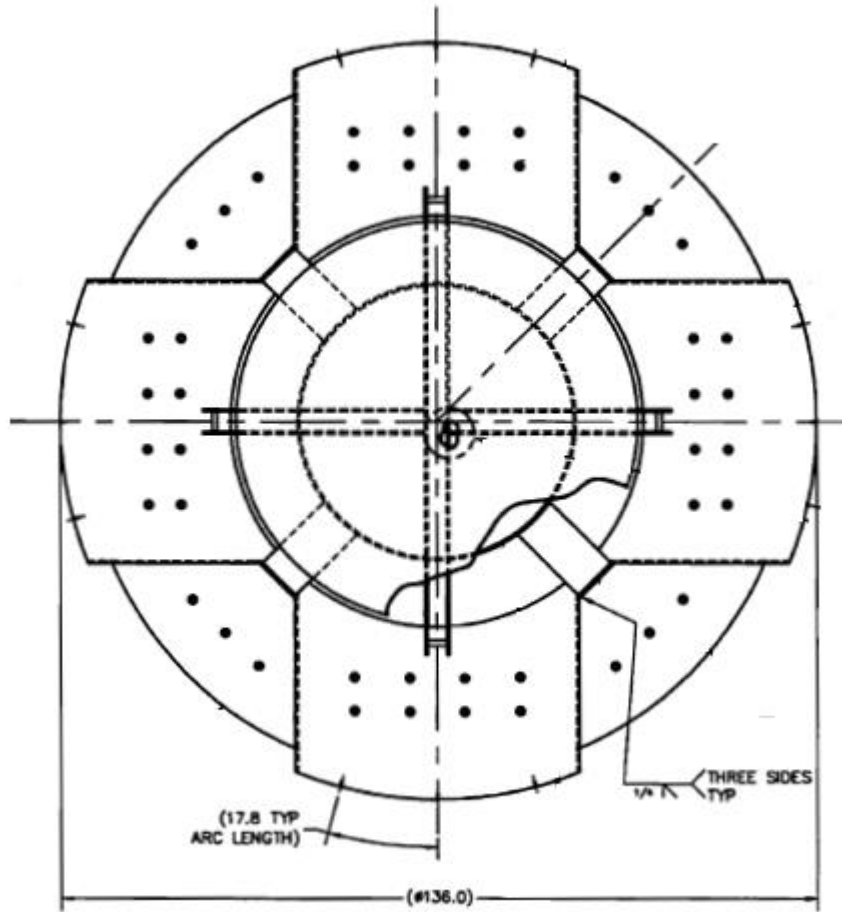


圖 7 混凝土護箱鋼質底座

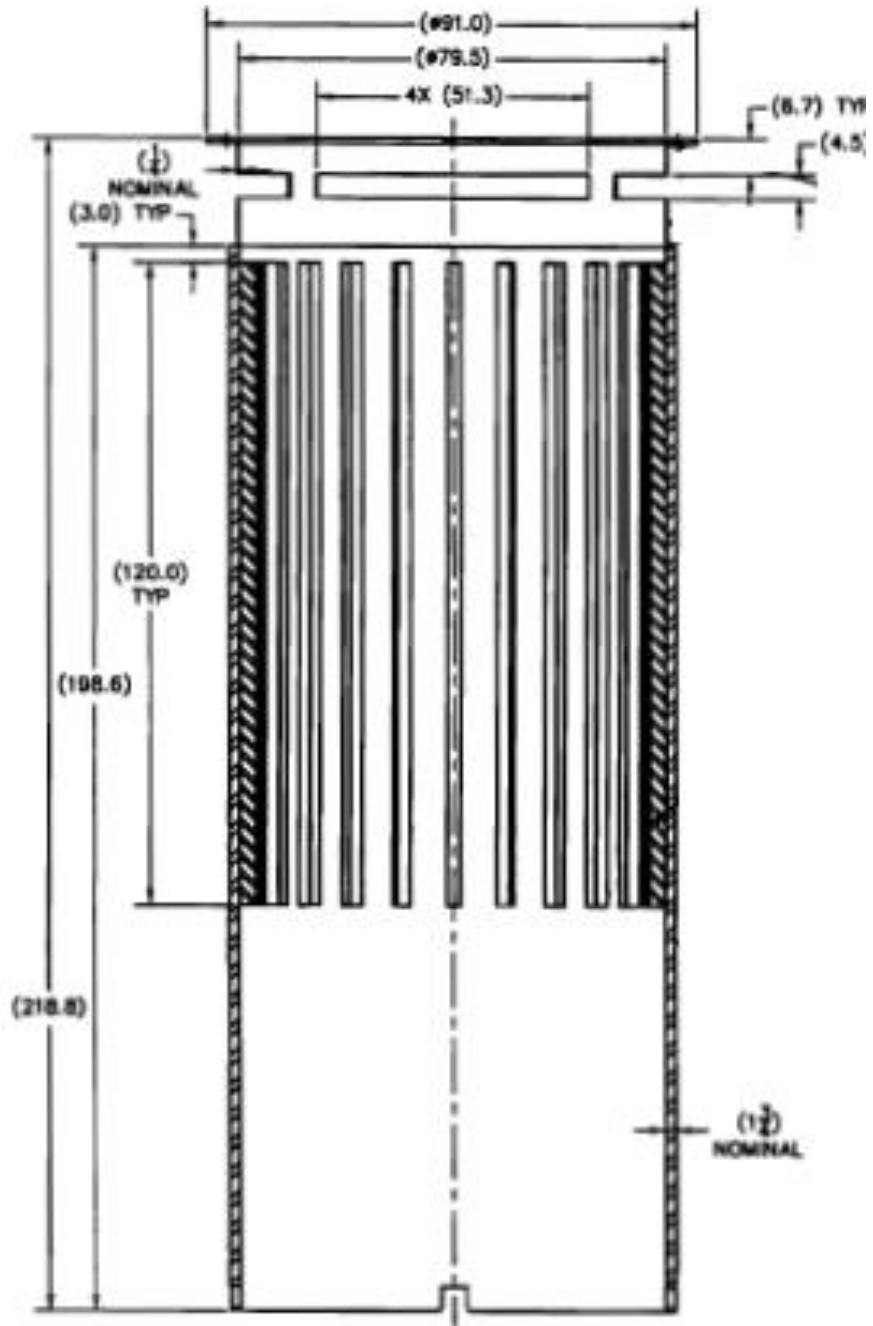


圖 8 混凝土內襯

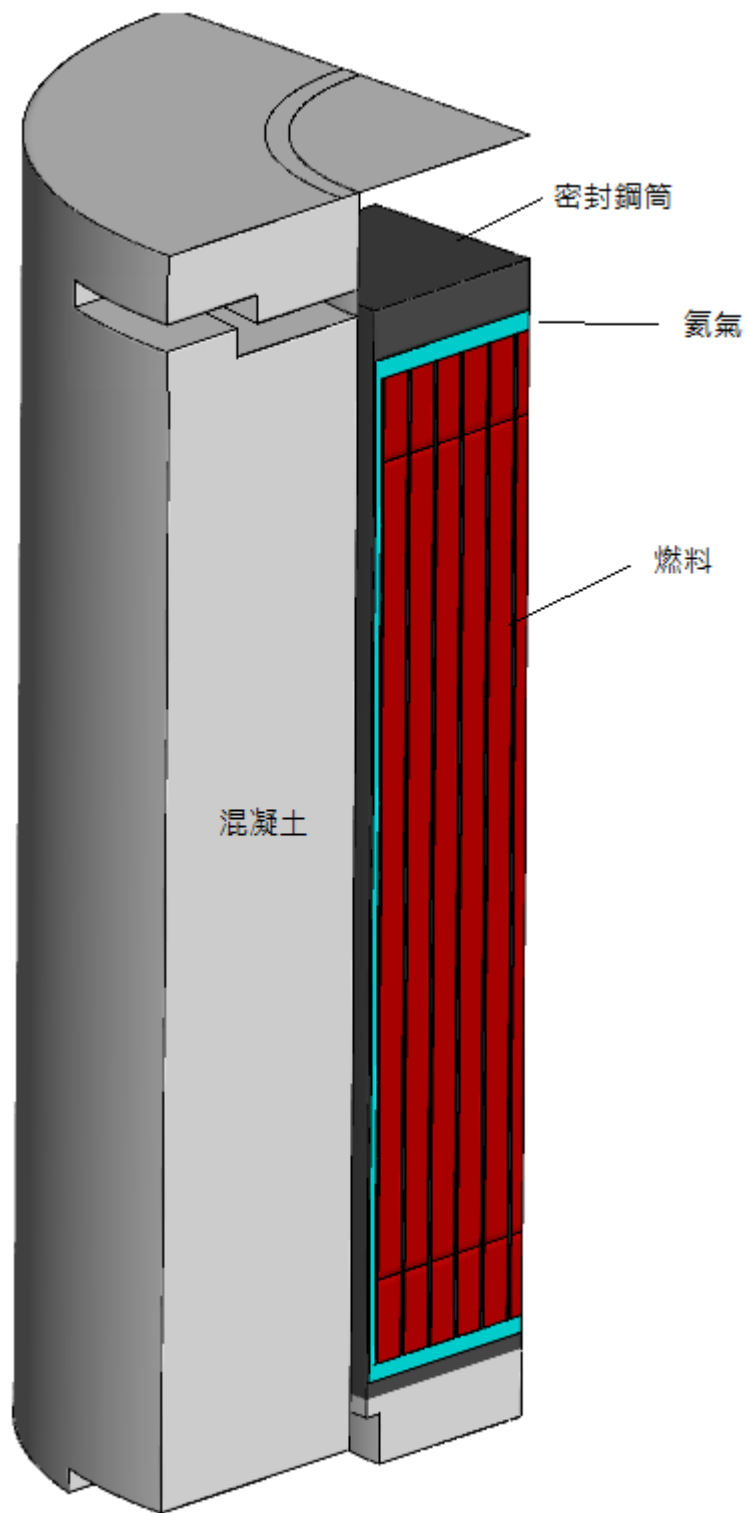


圖 9 整體核二乾貯設施構造示意圖

表 2 核二乾貯系統重要尺寸列表

系統組件	元件	特徵尺寸	數值(公尺)
密封鋼筒		直徑	1.828
		長度	4.8705
		側壁厚度	0.0127
燃料提籃		長度	4.5593
		總貯存量	87
		可裝載燃料數	87
		中子吸收板厚	0.0025
混凝土護箱	內襯	厚度	0.04445
		外徑	2.1082
	通氣孔	高度	0.0508
		寬度	3.4544
	混凝土	厚度	1.015
		高度	5.950

2.2 材料性質

無論是核一或是核二乾貯系統，兩個設施所選用的材料原則上並無明顯差異 [1, 2]，此二系統之各元件的熱傳特性經蒐集後整理為流體與固體兩類，並分別描述如下。

2.2.1 流體熱傳性質

本系統使用到的流體主要包括，裝載與冷卻所需之液態水、長期貯存所需之氬氣以及傳送與貯存過程中用以冷卻之空氣。而所蒐集到之材料性質如下表 [1,2] 所示：

表 3 液態水熱傳性質

	溫度(K)					
	300	320	340	350	360	373.15
DENSITY (Kg/m ³)	997.009	989.120	979.4319	973.710	967.118	957.854
Cp (J/Kg-K)	4179	4180	4188	4195	4203	4217
Viscosity (N-s/ m ²)	8.55e-4	5.77e-4	4.20e-4	3.65e-4	3.24e-4	2.79e-4
Thermal Conductivity (W/m-K)	0.613	0.640	0.660	0.668	0.674	0.680
Thermal Expansion Coefficient	3.365e-4					

表 4 氦氣熱傳性質

	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
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 5 空氣熱傳性質

	溫度(K)					
	300	400	500	600	700	800
DENSITY (Kg/m ³)	1.1614	0.8711	0.6964	0.5804	0.4975	0.4354
Cp (J/Kg-K)	1007	1014	1030	1051	1075	1099
Viscosity (N-s/m ²)	1.846e-5	2.301e-5	2.701e-5	3.058e-5	3.388e-5	3.698e-5
Thermal Conductivity (W/m-K)	0.0263	0.0338	0.0407	0.0469	0.0524	0.0573
Thermal Expansion Coefficient	3.33e-3					

2.2.2 固體熱傳性質

本系統使用到的固體包括有金屬類的碳鋼、不銹鋼、鉛、含硼鋁板、鋁合金等以及非金屬類的中子吸收材、混凝土、鈾燃料丸等。所蒐集到之材料性質如下表所示：

表 6 中子屏蔽(NS-4)熱傳性質

熱傳特性	NS-4-FR	NS-3
Conductivity (W/m-K)	0.65	0.85
Density (Kg/m ³)	1630.40	1718.98
Specific Heat (J/Kg-K)	1335.55	623.82

表 7 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 8 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 9 鉛屏蔽熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度 (K)			
	371.45	477.55	578.15	605.35
Conductivity (W/m-K)	33.87	31.69	25.12	20.93
Density (Kg/m ³)	11380			
Specific Heat (J/Kg-K)	125.60			
Emissivity	0.28			

表 10 鋁合金(6061-T651)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度 (K)					
	352.27	407.83	463.38	518.94	574.49	657.83
Conductivity (W/m-K)	171.30	174.00	176.28	176.28	176.28	176.28
Specific Heat (J/Kg-K)	962.94					
Emissivity	0.22					

表 11 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 12 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 13 混凝土熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度(K)		
	296.72	352.27	407.83
Conductivity (W/m-K)	1.89	1.85	1.79
Density (Kg/m ³)	2243		
Specific Heat (J/Kg-K)	837.4		
Emissivity	0.9		
Absorptivity	0.6		

三、分析模式建立

有鑑於本計畫所著眼之位移、傾倒事故，以及後續研究中需探討的密封鋼筒(TSC)內部對流機制等研究主題，係難以藉由先前分析技術中之對稱模式(如 1/4 模式)來加以研究。因此本研究於進行相關案例分析之前，即需進行更詳盡之分析模式建立，以求克服以往分析模式之不足。本章各節將針對所建立之模型加以說明：

3.1 完整分析模式建立

本分析模式之所以稱之為完整分析模式係因不考慮採用對稱邊界；這是因為以往的乾貯熱流分析中所採用的對稱邊界，係基於單一乾貯系統垂直擺置而形成的幾何與熱流現象的對稱性而發展(圖 10)，因此並不適用於本研究擬進行之位移與傾倒案例探討。

有鑑於此，本計畫需於執行位移、傾倒以及密封鋼筒內部對流機制等工作前，重新藉由第二章之工程圖面進行完整分析模式之建立。所獲之幾何模型則分別如圖 11 與圖 12 所示。其中，核一模型完整考量各個燃料結構、承載盤、散熱圓盤等所有細微結構，僅忽略外加屏蔽層底座之方形結構；方型結構在擬分析的本研究所考慮的應用分析中並不會明顯影響流場。而在核二模式的建構過程中，採用了與核一模式的相同的建模準則，僅將對熱傳機制影響不顯著的螺絲、拉桿等細微結構件予以忽略。

此一完整模型不僅可獨立應用於密封鋼筒內部對流的機制研究，更可配合數值模式的重力項調整，而達成不同傾倒事故的現象分析。而在位移事故的分析中，此模式更可成為核心模式，在配合外部流場的分析模式後，即可進行不同位移事故之熱流現象探討。

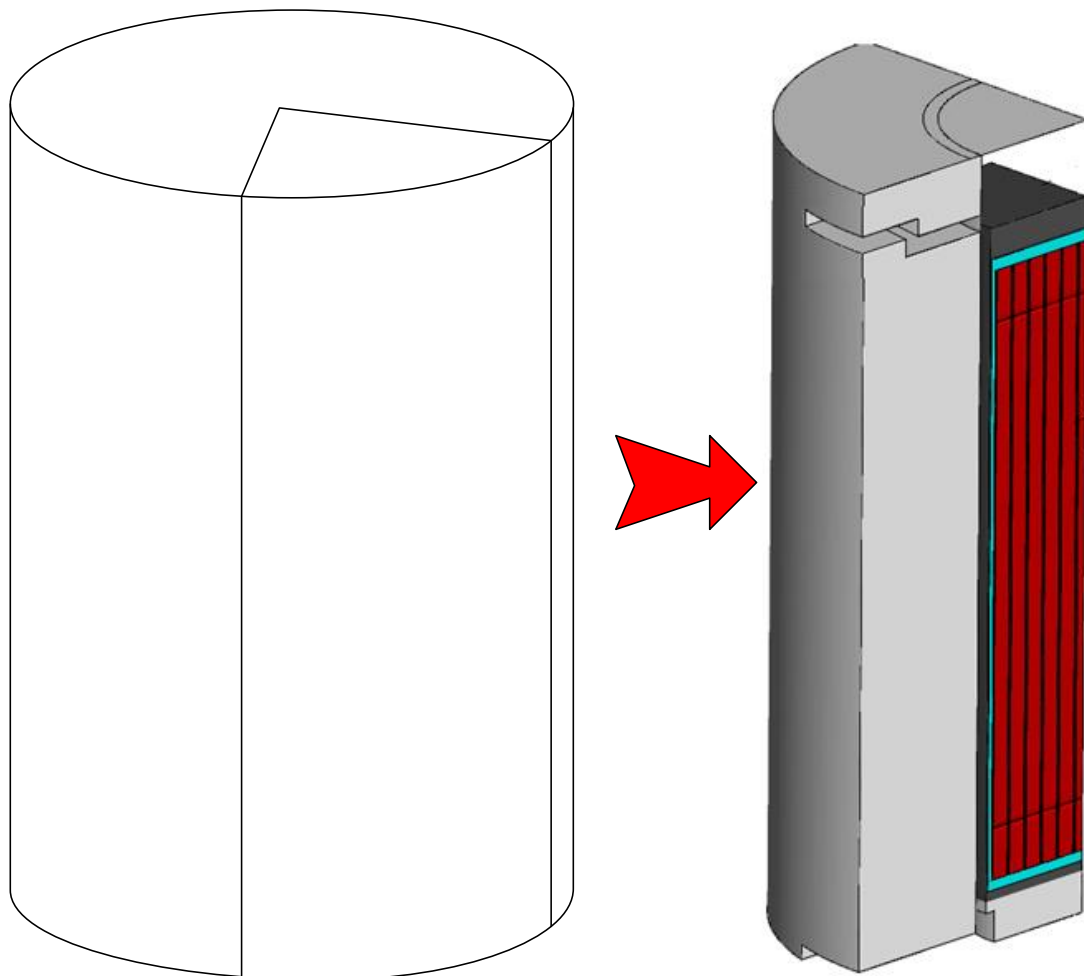


圖 10 以往對稱模型之建構示意圖

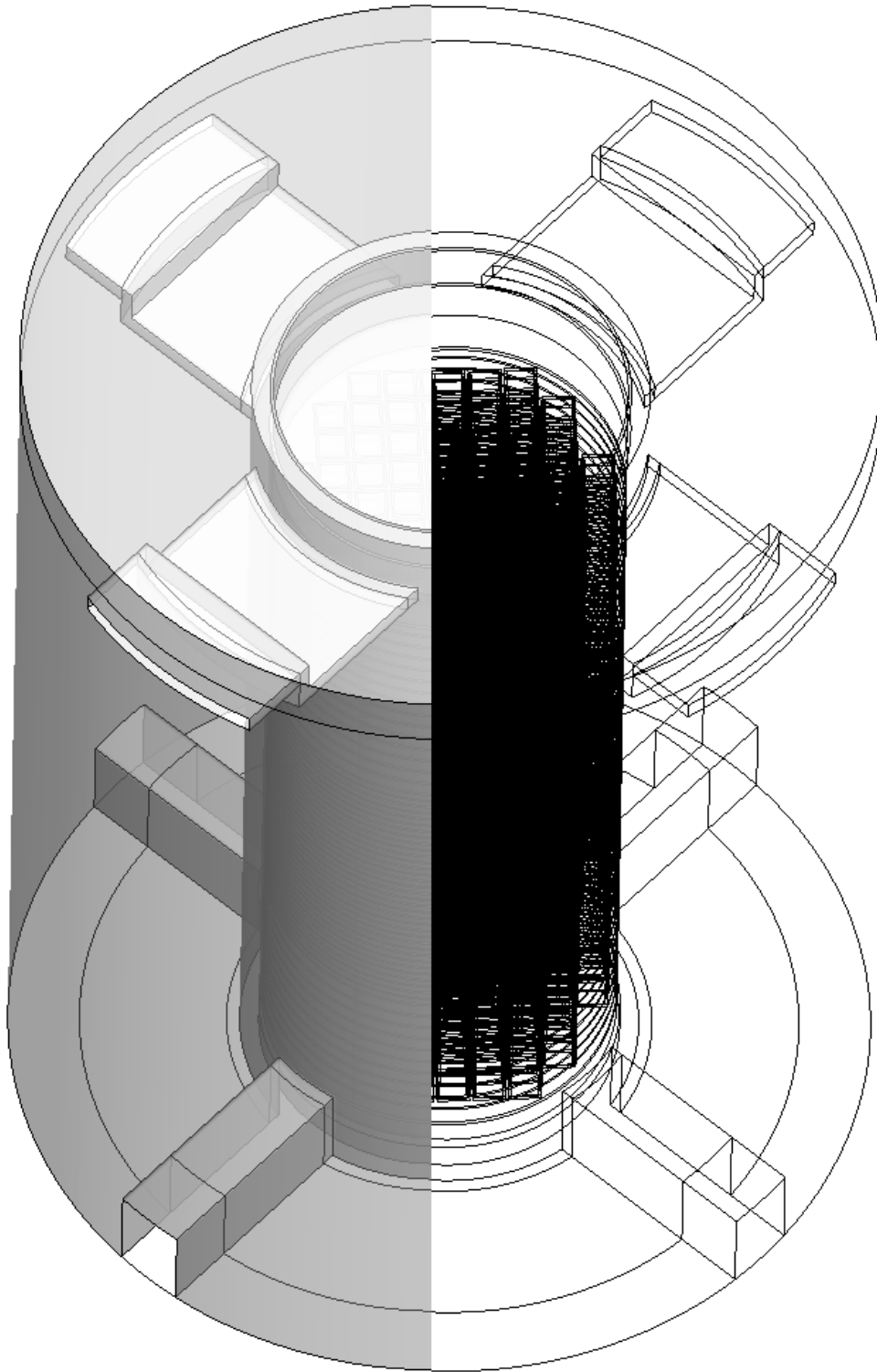


圖 11 核一乾貯系統完整分析模式

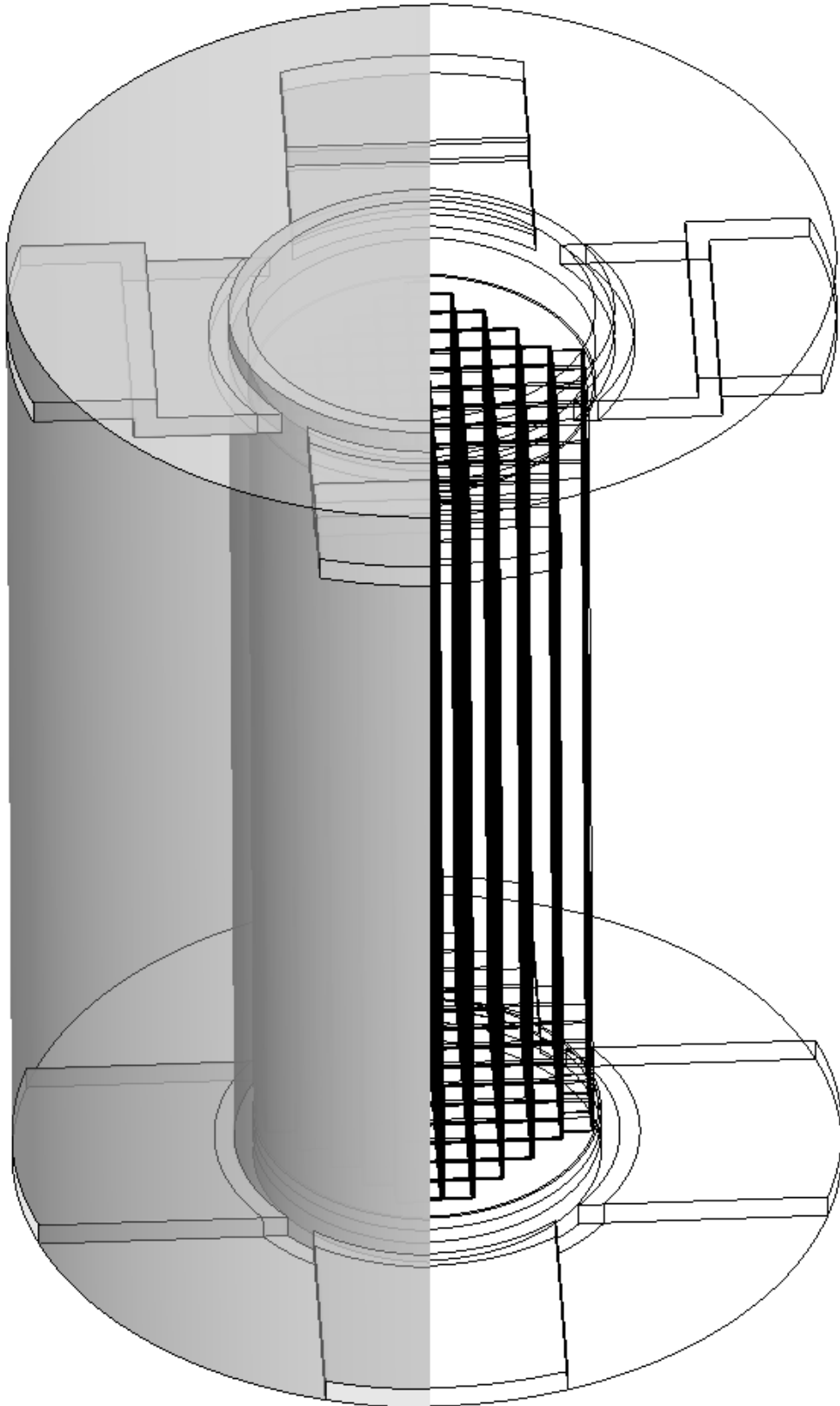


圖 12 核二乾貯系統完整分析模式

3.2 位移事故分析模式建立

為能模擬乾貯系統在受到假設性災害影響，並導致乾貯場址內護箱位移並致使乾式貯存設計所仰賴的自然對流受到影響；本研究特別針對以往熱流分析所忽略的外流場部分進行研究，以探討外流場因為護箱位移而間接造成受貯燃料之熱流特性變化。

為達成上述的研究目的，本工作針對乾貯護箱遭遇假設性事故而造成位移之狀況進行模擬，並藉由調整護箱的間距來探討偏移程度對於事故下乾貯系統內部各元件的熱流特性變化。如圖 13 所示，事故分析中假設燃料護箱在事故發生後，因外力而產生位移並以趨於最密堆積之方式形成圖中之擺置方式。其中， P 為護箱節距，代表相鄰護箱中心距離；而 G 為間隙，代表相鄰兩護箱之表面間距，亦即事故狀況下之可能空氣流道尺寸。在考量過大的間隙(G)下，內部護箱所受到的影響有限之前提下，本研究擬著手進行位移案例之間隙則依據乾貯護箱之直徑(D)為基準，分別為 0.5 、 0.25 與 $0.05D$ 之案例分析，而低於 $0.05D$ 之狀況則視為極嚴重位移，並依熱傳邊界之相似性與全掩埋歸為同類。

依據以上陳述，所建立之位移事故分析模式則如圖 14 所示，而相關網格配置則如圖上右側所示；整體外部流場模型之網格與單一乾貯系統模型之網格相近，皆為 1 仟萬左右。

由於受限於計算資源之故，整個的事故分析模型並無法直接獲得護箱內部之系統元件溫度，故需將其計算所得之護箱邊界條件提供給 3.1 節中所提及之完整邊界模型，以精確計算內部元件所受到的影響。

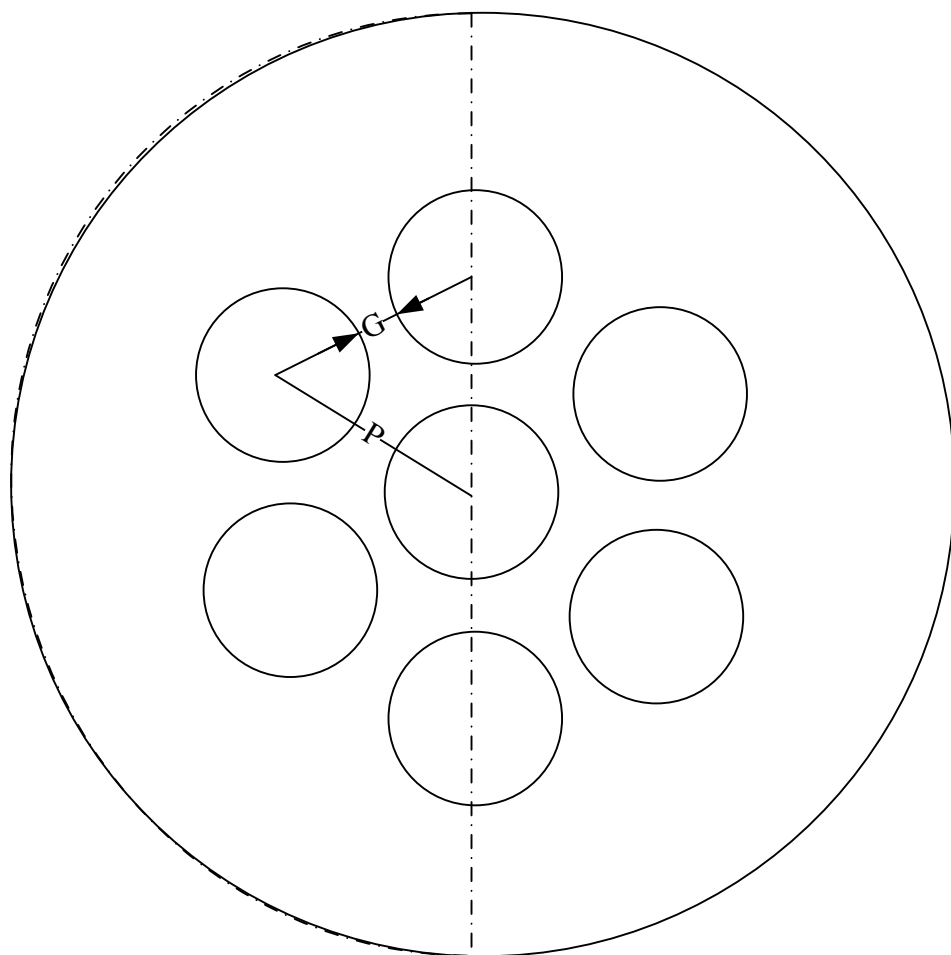


圖 13 位移事故模型建構示意圖

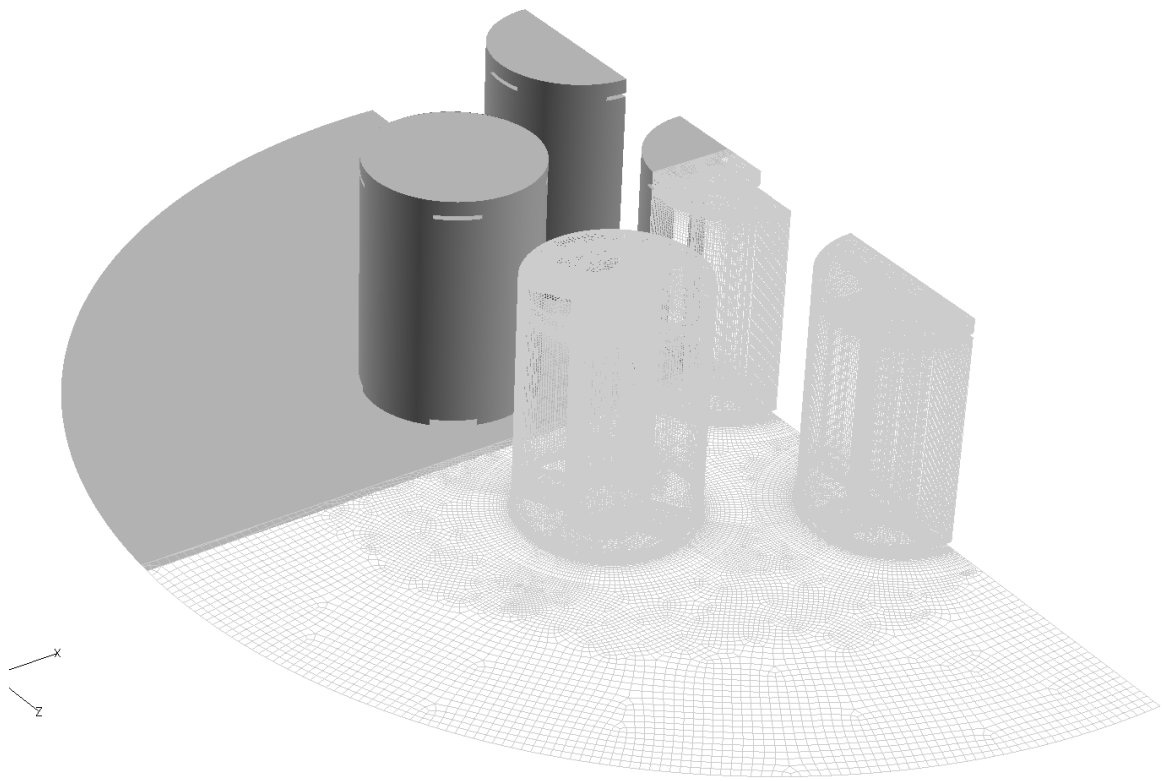


圖 14 位移事故之外圍流場模型

四、數值模式與軟體選用

4.1 統御方程式

本研究將在完成相關事故情節推演與案例評估後，即會針對所需的分析技術進行建立。然考量研究執行時間有限，且本案例之幾何形狀複雜，故本研究將以經過驗證之商用計算流體力學軟體-FLUENT V12.0 為基礎，進行一系列之模式建立、網格生成與測試、邊界模式建立與案例計算等工作。以作為訂定緊急處置措之參考依據。

乾貯系統於貯存狀態下可能發生之各種意外事故，其熱流特性可由以下統御方程式[4]加以描述：

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

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

其中， p 為靜壓力， $\rho \vec{g}$ 為重力項；

\vec{F} 為額外力源， $\overline{\tau}$ 為應力張量，其形式可以寫為：

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

其中，

μ 為流體黏滯係數；

I 則為單位張量。

能量守恆方程式

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

其中，

E 為單位質量之總能量；

h 為焓值；

p 為靜壓力；

\bar{v} 為速度向量；

κ_{eff} 則為等效熱導率：

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

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。

4.2 數值模式

4.2.1 DO 熱輻射模式

上述統御方程式雖可描述熱流現象中的流場以及傳導對流等熱傳機制，但對於熱輻射機制之模擬仍無法藉由以上模式來描述。為此，本研究選用已廣泛使用之 DO 模式進行模擬。此模式除已於許多乾貯相關的研究中被加以應用外，於本研究團隊中亦經過妥善的校驗 [5]。DO 模式主要乃是求解輻射傳輸方程式 (Radiation Transport Equation) 來計算有限體積法中各網格之熱輻射效應，其式可以寫為：

$$\nabla \cdot (I_\lambda(\vec{r}, \vec{s}) \vec{s}) + (a_\lambda + \sigma_s) I_\lambda(\vec{r}, \vec{s}) = a_\lambda n^2 I_{b\lambda} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I_\lambda(\vec{r}, \vec{s}') \Phi(\vec{s}, \vec{s}') d\Omega' \quad ; (6)$$

其中， $I(\vec{r}, \vec{s})$ 為 \vec{r} 點沿著 \vec{s} 方向之總輻射強度其式可以寫為：

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

λ 為波長；

a_λ 為吸收係數；

$I_{b\lambda}$ 為黑體輻射強度；

σ_s 為散射係數；

n 為折射率(refractive index)。

4.2.2 紊流模式

由於乾貯系統所包含的傳送護箱與貯存用混凝土護箱，其高度皆在 5m 以上，又即使發生傾倒，其高度仍接近 3m，因此高度所造成的自然對流動強度將促使內部對流呈現紊流流場。為求能精確的掌握紊流所造成的熱水流效應，本研究擬在乾貯熱流分析的相關應用中，已受認同的 k- ω 作為紊流模擬之數值模式。

k- ω 模式之方程式[6, 7]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，而 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，上述變數之定義可以表示為：

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

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

其中， 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

$$\alpha^* = \alpha_\infty^* + \left(\frac{\alpha_0^* + \text{Re}_t / \text{R}_k}{1 + \text{Re}_t / \text{R}_k} \right) ; \quad (13)$$

而， α_∞^* 為阻尼；

$$\text{Re}_t = \frac{\rho k}{\mu \omega} ; \quad (14)$$

$$\text{R}_k = 6 ; \quad (15)$$

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

$$\beta_i = 0.072 。 \quad (17)$$

4.2.3 自然對流模式

在 FLUENT 軟體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體積力的計算。由於重力場乃是一常數，因此如何模擬流體密度之變化即是建立自然對流模擬之重要參數。

在 FLUENT 中，用以設定流體密度變化的機制可以分為三種，其一為直接設定法，直接於材料性質表中，將材料性質設定為溫度之函數；而對於理想氣體而言，則可令 FLUENT 直接以理想氣體方程式來進行密度之計算；然而由於本分析中除了屬於理想氣體之空氣與氮氣外，仍有不適用於理想氣體方程式之水；故採用此法並非最佳處置方式。目前最常用的方法乃是採用博欣尼克近似法 (Boussinesq approximation) 來針對流體密度的變化進行處理：

$$\rho = \rho_0 (1 - \beta(T - T_\infty)) , \quad (18)$$

其中，流體之 β 值為流體之熱膨脹係數 (Thermal Expansion Coefficient)。

由於博欣尼克近似法具有較易收斂之特性，因此在本研究中將採用此法來處理乾貯內部自然對流之現象。

五、非設計基準事故之案例計算

依據前面各章所提及之事故類型與分析模模式，本計畫選用商用 CFD 軟體-FLUENT 來進行案例計算。以下將分別依照位移與傾倒事故之類型進行熱流現象探討。此外，由於超越設計基準事故下，各元件之溫度限值將因不同救援目的而有所改變，但為能求取較短之容許時限以作為作業之評定基準，故以下分析之相關溫度限值仍依原始安全分析報告中之事故容許溫度限值之評估依據。

5.1 位移事故對乾貯系統之熱流影響

當護箱之間因故而使得護箱間的最小距離接近 0.5 個護箱直徑時，外側護箱間將因為擺置方式之故直接獲得較多新鮮空氣的灌注，這些由外向中央護箱流動的新鮮空氣(如圖 15 所示)，更將於流動的過程中逐漸地受護箱的加熱而向上流動。此外，由於護箱聚集時所形成的自然對流效應，使得流體會流經較外側的護箱，並於中央護箱附近沿著護箱表面上升。此一現象意味著中央護箱所具有的所有進氣口，會因為外側護箱對空氣的吸抽作用而導致新鮮空氣的減少(表 14)；但由於護箱的加熱效果並不明顯，故各個護箱彼此間的進口溫度(表 15)在此間距下並無明顯差異。

若假設事故進一步造成更為嚴重的位移現象(間距=0.25D)，這雖然使得中央的護箱只能藉由更狹小的間隙取得冷空氣以進行散熱，但並未明顯影響各個護箱間的進口流量(表 14)，但由於間隙的縮小，故使得空氣流經設箱表面的加熱效果更為明顯(圖 18)，而使得中央護箱的進口溫度略為提升(表 15)。

上述的熱流現象在更為嚴重的 0.05D 案例中並沒有因為間隙的明顯縮小而使流量以及溫度呈現線性相關的變化；這是因為自然對流中實際的流場雖然會因為流阻的增加而受到影響，但反之因為熱源所提供的流場驅動力亦會隨之增加。因此兩種機制的相互抗衡與影響下，於此案例下中央護箱的進口溫度與流量並未

明顯改變。整體乾貯護箱的流阻，主要來自於流體由進口氣流入並沿著通道向上流動再由出氣口流出所造成的形狀阻力與摩擦阻力。因此除非護箱間間隙與其形成的面積遠小於空氣進口面積才會對流量造成明顯影響，但事實上由於護箱的高度極高，因此除非護箱間彼此幾乎直接接觸，否則預期將不會因為間距而造成護箱全無自然對流的狀況。以上的外流場分析結果不僅證實即使在假設性的意外事故下，乾貯系統的散熱並不會受到護箱間距的明顯影響，同時也意味著，忽略外部流場對於乾貯系統的熱流分析並不造成明顯的差異。因此，即使未將乾貯廠址不同擺置位置之因素納入考慮，仍不致於造成明顯的分析不準度或安全疑慮。

若更進一步的將所獲得之進口參數與邊界提供至完整邊界模型中，即可針對中央護箱的內部元件進行分析。表 16 與表 17 分別為 INER-HPS 與 KSDSS 系統在面臨位移事故時所造成的內部元件溫度表，其結果明顯顯示，此類事件只要未造成全密閉式(完全緊靠)的不通風狀況，皆不會造成元件超溫之情形。基於本類事故的分析結果以及先前複合式災害事故報告[3]發現，此類事故可由以下兩個方向來著手進行處置作業規劃：

1. 若發生假設性位移事故，並導致有任一護箱存在有全密閉式擺置時，可依循全掩埋案例進行處置準則要求；但若能採取額外灑水措施，仍可確保無安全之虞。
2. 反之，假設性位移事故在未造成任何全密閉式狀況時，分析結果指出並不會造成任何安全疑慮，此時原有安全分析報告中的半阻塞處置程序與時限，已足以滿足事故處置需求，而無需額外定訂處置作業。

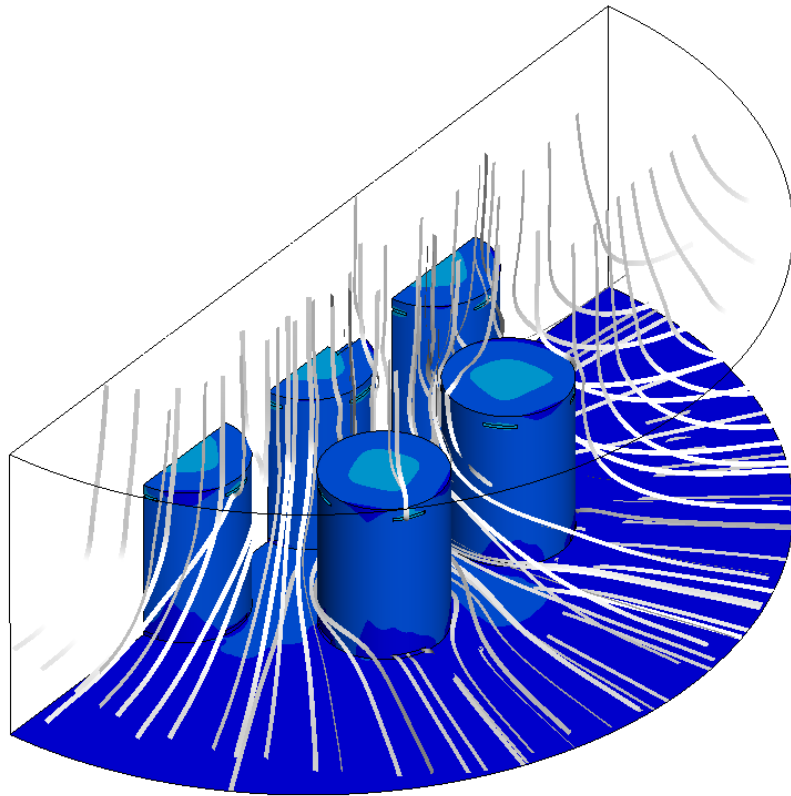


圖 15 0.5D 間距下之護箱間對流效應

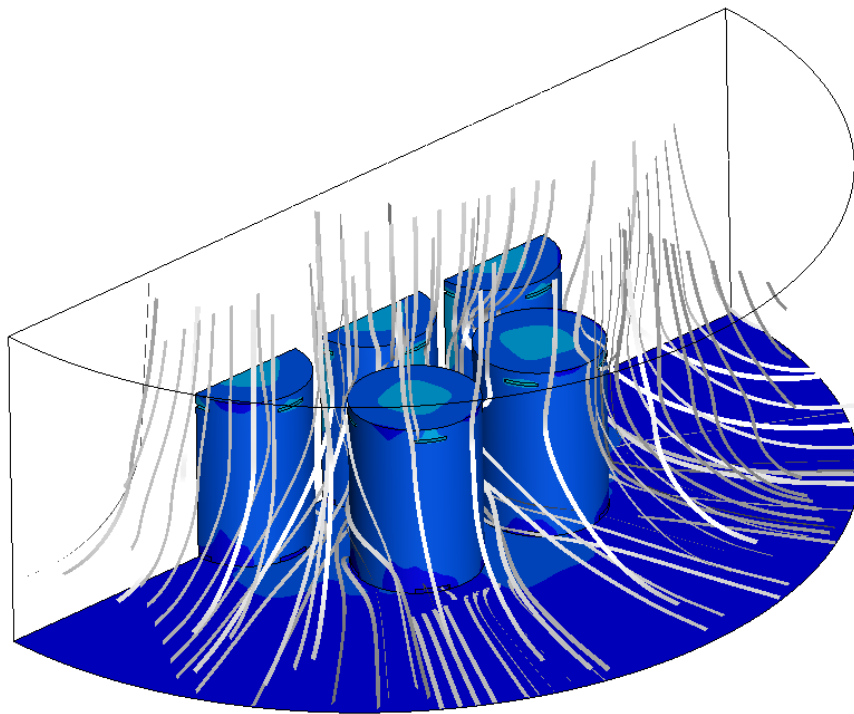


圖 16 0.25D 間距下之護箱間對流效應

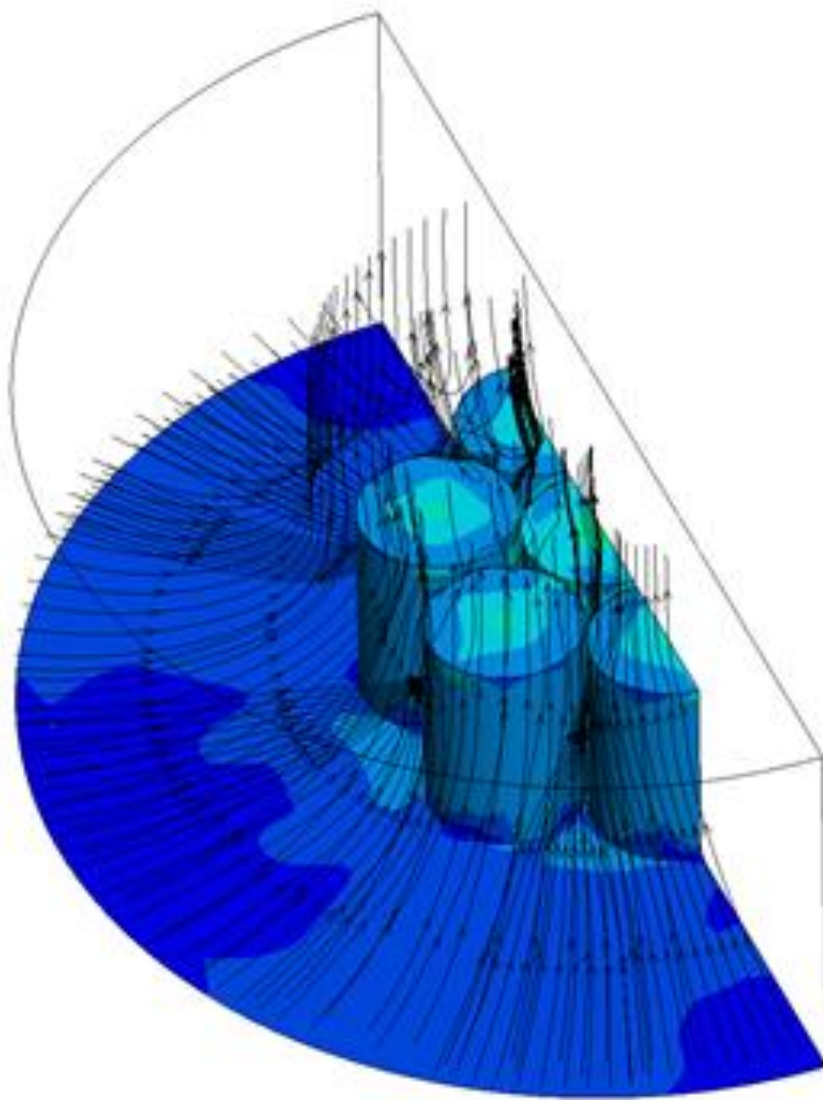


圖 17 0.05D 間距下之護箱間對流效應

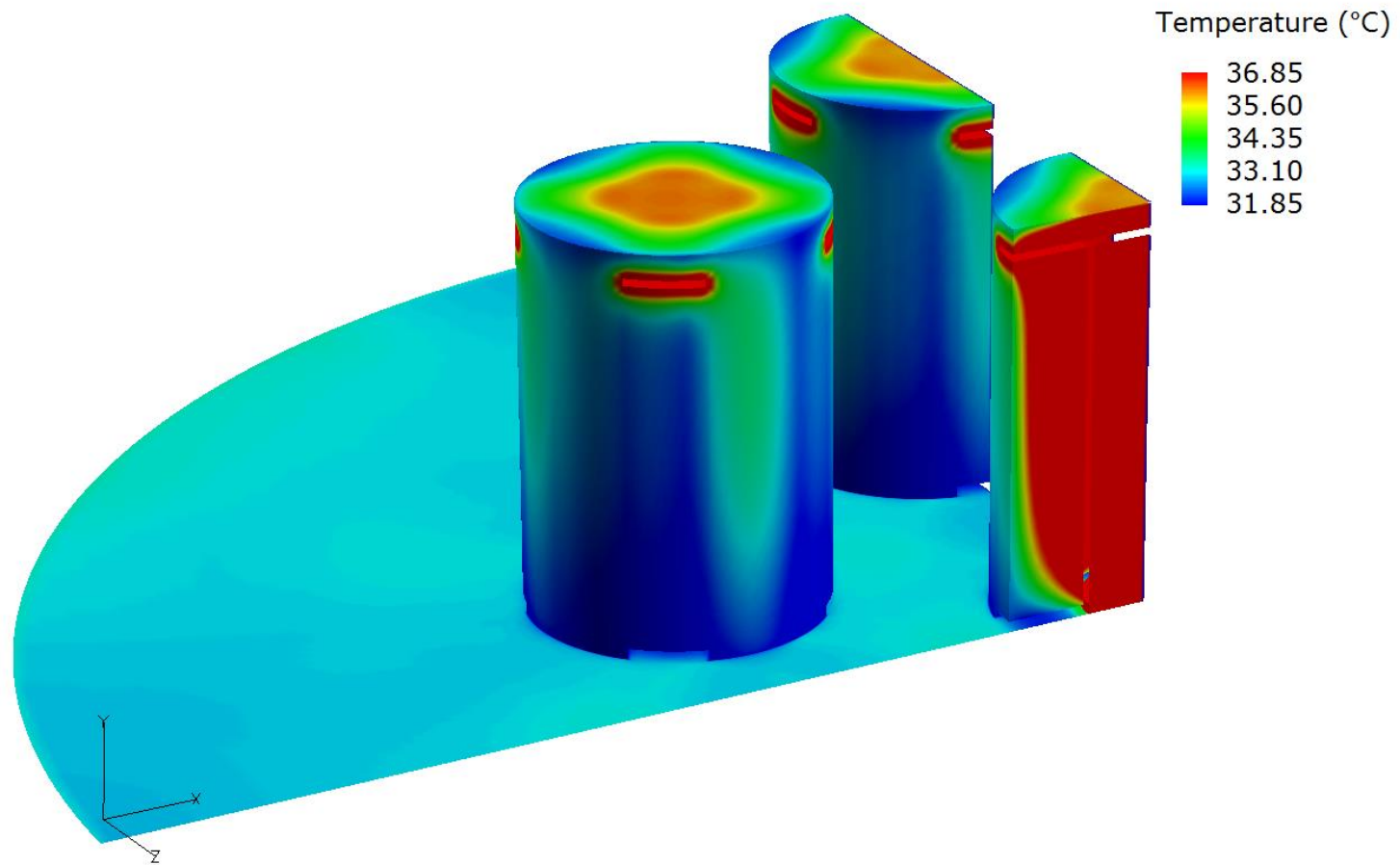


圖 18 護箱位移事故下的表面溫度

表 14 位移事故下乾貯護箱之進氣口流量(kg/s)比較表

護箱間距離	外圍護箱	中央護箱
0.05D	0.622	0.358
0.25D	0.634	0.338
0.5D	0.638	0.338

表 15 位移事故下乾貯護箱之進氣口溫度(°C)比較表

護箱間距離	外圍護箱	中央護箱
0.05D	35.78	35.34
0.25D	35.54	35.47
0.5D	34.98	34.92

表 16 位移事故(0.05D)下 INER-HPS 各元件溫度列表

元件名稱	元件溫度(°C)	溫度限值(°C)
燃料束	253.94	570
承載圓盤	248.60	371.1
導熱圓盤	248.96	398.8
TSC 上蓋	75.85	426.6
TSC 鋼筒	153.01	426.6
內襯	83.87	371.1
VCC(MAX)	83.53	176.6
VCC(AVG)	60.88	176.6
AOS(MAX)	81.55	176.6
AOS(AVG)	53.83	176.6

表 17 位移事故(0.05D)下 KSDSS 各元件溫度列表

元件名稱	元件溫度(°C)	溫度限值(°C)[2]
燃料束	289.25	570
燃料提籃	278.85	537.7
TSC 上蓋	191.85	426.6
TSC 鋼筒	160.85	426.6
內襯	121.85	371.1
VCC(MAX)	135.38	176.6
VCC(AVG)	63.45	176.6

5.2 傾倒事故對乾貯系統之熱流影響

乾貯系統在正常貯存狀況下，係為垂直擺置並令冷空氣由底部進氣口吸入，再流經空氣通道後，由護箱側邊上方的出氣口排出(圖 19)。如此的設計理念使得空氣並不會直接積存在護箱內部，除了有助於內貯燃料的衰變熱移除外，更可避免因為密封鋼筒中段的高溫對外側混凝土造成的加熱效應。在傾倒事故下，除了原本垂直擺置的空氣通道，將因為傾倒而變為水平擺置外，更使得護箱的進出氣口將在傾倒事故中，分別座落於 TSC 的兩端。這使得燃料所具有的衰變熱將難以直接的受到流入空氣的冷卻，而使得 TSC 中段因受迴流區(圖 20)的影響並使對流移熱效應減低。這樣的改變造成大部分零組件的溫度增加(表 18)，僅有 TSC 上蓋等少數元件因為不再受到出口高溫空氣的壟罩而使溫度得以下降。

更進一步的比較表 18 的結果更可以發現，若傾倒後的護箱其出口的中心線與重力場作用方向夾角不為 0° 時，將使各元件的溫度進一步地造成影響。這是因為當出口中線與重力場作用方向改變時，亦會造成進出口高度的改變；此一變化除了造成對流強度以及護箱空氣通道內可積存熱氣之空間的改變，而導致內部流體與元件之溫度變化(圖 21)之外，藉由固體的傳導效應，更將進一步地於護箱表面不同位置形成熱點(圖 22)。

整體而言，護箱傾倒的事故所造成的影響主要來自於熱氣積存對混凝土護箱的影響(表 18)。這是因為雖然內部的燃料與 TSC 等元件雖然在護箱傾倒所引起的對流效果減弱所影響，但因為上述元件並未直接受到流道內積存空氣的覆蓋而大幅改變，故僅有約 21°C 的升溫；反之，受到熱空氣積存影響的內襯與 VCC 等元件，則分別出現了超過 60° 與 40°C 以上的溫昇。因此，當乾貯系統發生假設性傾倒事故時，乾貯設施的混凝土護箱將可能因為材料本身溫度限值較低之故 (176.6°C)，而超出原有設計限值。

上述分析結果顯示，目前的乾貯系統，即使發生假設性傾倒事故，雖然將導致整體熱傳效果的減低，但仍不致於發生 TSC 與內部貯存燃料之熱流安全疑慮。

但由於熱氣積存效應之故可能導致混凝土護箱的溫度過高，故若系統發生假設性傾倒事故時，則該系統之混凝土護箱可再用性應於扶正後更進一步加以確認。

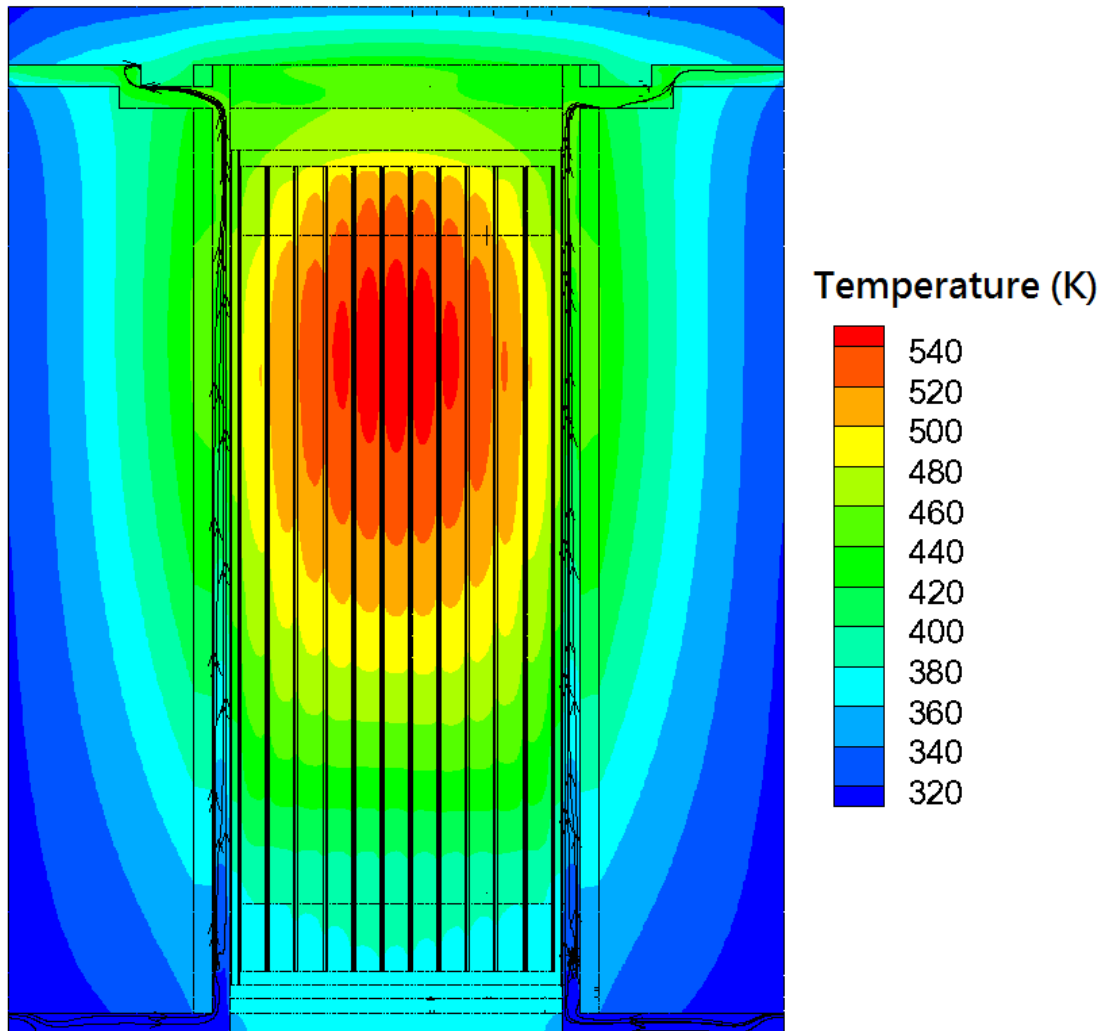


圖 19 正常貯存下溫度分佈與流動路徑

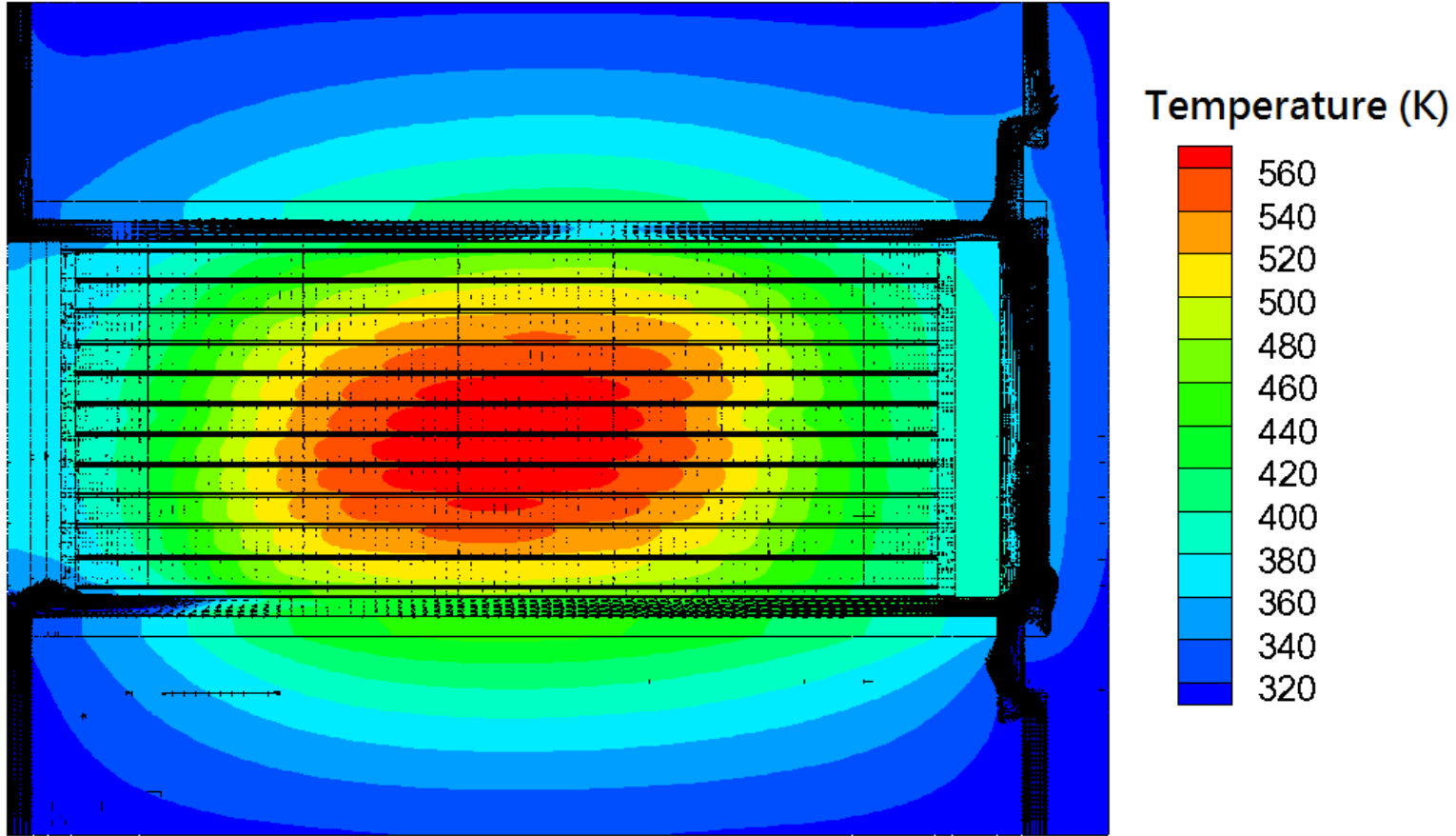
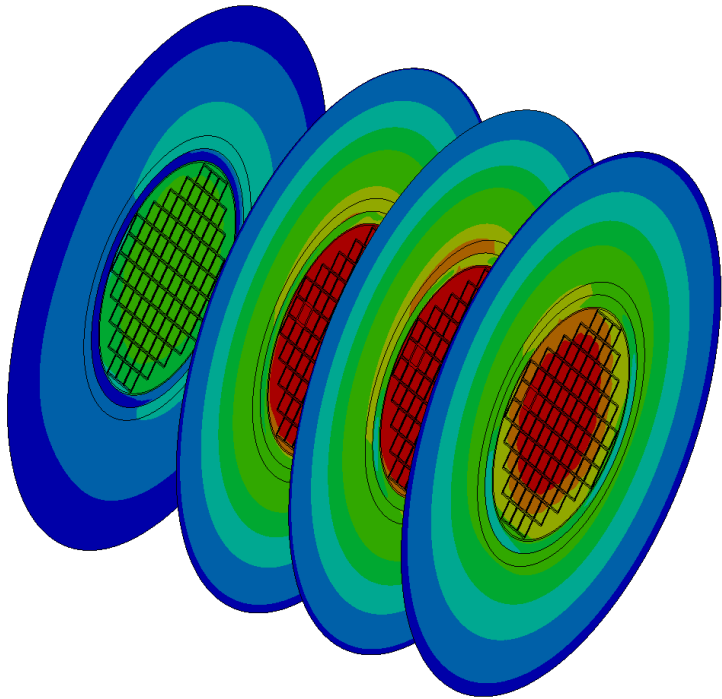


圖 20 傾倒後之護箱溫度分佈

表 18 KSDSS 乾貯系統傾倒事故下乾貯系統之溫度分佈

元件	出口中線與重力場之夾角				正常案例	溫度限值
	(0°)	(15°)	(30°)	(45°)		
燃料束	305 °C	310 °C	306 °C	301 °C	289.25 °C	570 °C
燃料提籃	298 °C	305 °C	300 °C	296 °C	278.85 °C	537.7 °C
TSC 上蓋	120 °C	127 °C	137 °C	138 °C	191.85 °C	426.6 °C
TSC 鋼筒	206 °C	214 °C	215 °C	211 °C	160.85 °C	426.6 °C
內襯	176 °C	182 °C	183 °C	178 °C	121.85 °C	371.1 °C
VCC	172 °C	178 °C	179 °C	174 °C	134.85 °C	176.6 °C

(a)



(b)

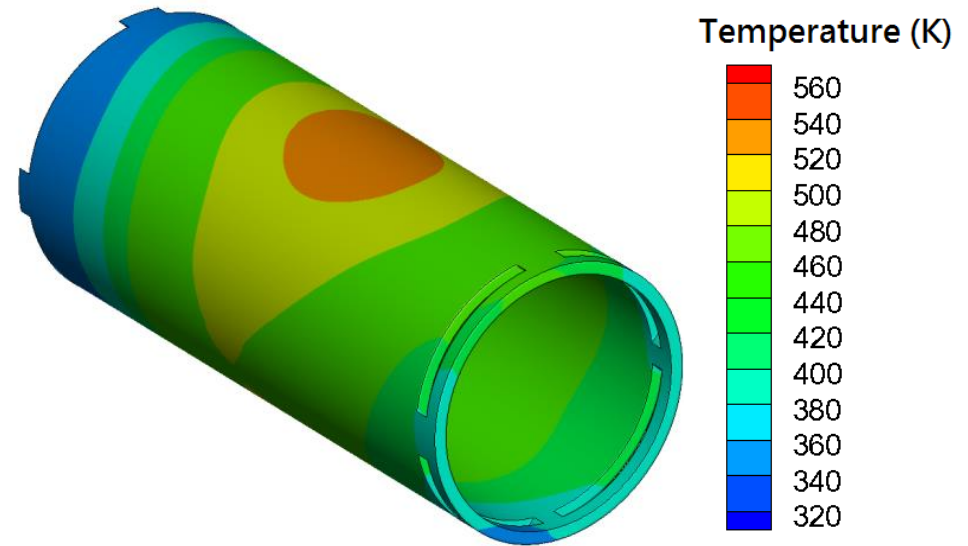


圖 21 (a)熱氣於空氣流道內積存之現象、(b)liner 溫度分佈狀況

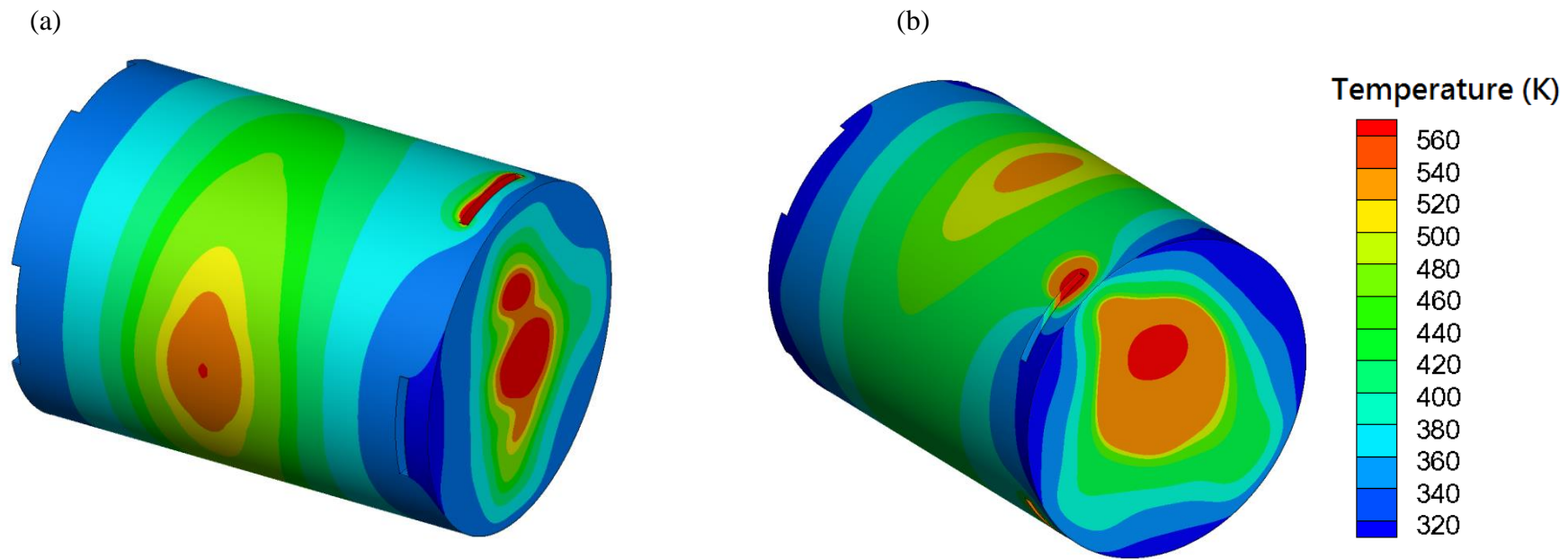


圖 22 出口中心線與重力方向呈：(a) 0° 夾角、(b) 45° 夾角時之護箱溫度分佈

5.3 再取出作業之熱流評估

在匯整所有複合式災害對乾貯系統之結果後可以發現，傾倒、位移與掩埋三類事故中，係以掩埋事故對乾貯系統之影響最為嚴重，亦較可能對乾貯系統各元件造成嚴重之熱流影響。為能更進一步提升乾貯系統於長期貯存下之安全性，本節更針對發生超越設計基準事故後之設施於進行燃料再取出之作業進行研析，以充分瞭解超越設計基準事故下再取出作業之熱流特性。

由先前複合式災害對乾貯系統之結果可以得知，當系統長期處於被掩埋狀況時，將導致系統元件之逐步升溫，除使原有溫度餘裕較小的元件先行出現安全疑慮外，並將因為不同事故時間而使救援作業的考量項目增加；例如當 VCC 超過溫度時，內襯與混凝土的握裹力可能會影響吊運作業，而若事故更進一步進展到 BORAL 可能超出溫度限值時，作業期間可能更需考量人員接受較高幅射劑量之可能。由於先前的分析結果已顯示兩套系統在 TSC 失效前仍有約一個月的時間，應足以施行本節所述的再取出作業，故本節之再取出作業研析中，僅就 TSC 及內部元件之溫度達到設計限值前之狀況(圖 23)進行探討。

為滿足燃料取出之目的，整體再取出作業大致可以透過 TSC 返送階段、冷卻階段與注水冷卻階段三個部分來加以涵蓋，其中返送階段主要是描述 TSC 由被掩埋的混凝土護箱中取出，並利用傳送護箱(TFR)移至原始裝載場所或是新構建的再取出設施之前的傳送狀態。而冷卻階段主要是描述裝載 TSC 後之 TFR 在執行外部冷卻作業時，對於其元件之冷卻狀況，以作為後續注水作業之評估依據。而注水作業則是假設 TSC 之注、及抽水口封焊被移除，並進行相關氬氣沖放後，著手進行內部注水之狀況，以期藉由燃料束受冷卻水直接冷卻的狀況，進行後續護套之應力評估。以下各節將針對上述之返送階段、冷卻階段與注水階段分別進行探討與結果說明。

5.3.1 再取出作業返送階段評估

本分析由於考量計算時效之故，因而選用 1/4 模式進行兩套乾貯系統之熱流模擬(圖 24)，並保守假設 TSC 內部元件因為事故而喪失內部對流能力。而其它分析條件則如下所述：

- A · 外界環境溫度假設與正常狀況一致；為 32°C；
- B · TFR 護箱底部因考慮利用油壓板車傳送之故，故忽略其熱傳能力；
- C · 為保守起見，忽略 TFR 外部因大氣風場所造成的冷卻能力，僅考慮其自然對流效應。

分析結果指出，當 INER-HPS 的 TSC 由被掩埋的護箱中取出，裝載至 TFR 時，由於內部元件長時間冷卻不良所導致的高溫，將致使 TFR 的各個元件因為此一熱量而升溫(圖 25)。此時，若 TFR 與 TSC 之間無良好的對流機制時，所有的熱將必需藉由 TFR 的表面來加以散逸。因此極大的熱通量將導致 TFR 的元件迅速升溫，並導致 TFR 之中子吸收材局部被持續加熱；而若由此傳送階段之暫態溫度變化趨勢(圖 26)之變化更可明顯發現，TFR 本身因為吸收了 TSC 所散逸出來的熱量，故使具有高熱傳能力的內殼體與鉛屏蔽層呈現了明顯的溫升，並形成與 TFR 外殼體明顯不同之溫度變化。而分析結果更進一步地指出，當 INER-HPS 的 TSC 在裝載至 TFR 後，預計於 8 個小時後將造成 NS-4 過熱。惟因 TFR 系統與 TSC 之間仍具有一定之間隙，因此實際狀況下若能妥善利用其對流效應，將可使各元件之溫度維持於設計限值之下(圖 27)。

上述 INER-HPS 之內外元件的溫度趨勢在 KSDSS 系統(圖 28)中亦可發現，但由於 KSDSS 系統因無導熱與承載圓盤阻礙流動之故，因此其初期的溫升狀況較 INER-HPS 更為短暫。此外，KSDSS 系統所具有的 ACWS 設計，使得在移除冷卻水設施後具有比 INER-HPS 更佳的自然對流能力，故使傳送系統元件(如中子吸收材 NS4)之溫度較 INER-HPS 系統更低。

上述分析結果充分顯示，目前兩套乾貯系統之 TFR 設施，其熱流設計基準，應足以滿足超越設計基準事故下的再取出作業中返送作業之需求。此外，由於空氣對流之冷卻能力有限，因此縱使將 TSC 與內部元件長時間的裝載於 TFR 中，其內部元件之溫度仍然極高($>350^{\circ}\text{C}$)；此時若直接進行注水冷卻作業，將導致護套因為溫差之故，而使護套受到較大的應力效應；因此於內部注水前，仍需進行更進一步的冷卻作業。

5.3.2 再取出作業冷卻階段評估

為能更進一步的降低 TSC 內部燃料的溫度，使最後注水作業對護套之影響減至最小，故在進行將冷卻水打入 TSC 內進行燃料束冷卻前，常會藉由 TSC 外部冷卻的方式，先行對 TSC 與內部元件進行初步冷卻。為探討此一作業對溫度之影響，故依下述條件進行模擬計算：

- A．外界環境溫度假設與正常狀況一致；為 32°C；
- B．TFR 護箱底部因考慮利用油壓板車傳送之故，忽略其熱傳能力；
- C．冷卻水溫假設與環境溫度相同，為 32°C；
- D．冷卻水流量 INER-HPS 為 10GPM，而 KSDSS 系統則為 38GPM。

雖然 INER-HPS 的 TFR 系統並未設計有可回收冷卻水之循環系統，但由於其原先設計用以防止 TSC 與 TFR 受池水污染之間隙注水系統仍可藉由其提供之冷卻流量進行降溫。唯因溢流所導致的回收作業，或是初期冷卻水氣化可能帶來的問題仍需由運轉作業人員與輻防專家進行相關評估。經計算後顯示，INER-HPS 在採用 10GPM 之流量進行冷卻作業的 3 小時後，其內部元件如燃料與提籃等元件之溫度即開始迅速的降溫。另一方面，由於水所提供的移熱能力，故 TFR 之溫度將不會像採用空氣冷卻般的明顯上昇。此外，受到冷卻水包覆之故，使得 TFR 的最高溫度將直接與流道之溫度有所關聯。此外，由圖上之溫度趨勢可知，內部元件之溫度在經過了約 48 小時的冷卻後即變化趨勢即趨於和緩，這是因為內部元件因為事故而累積的熱量，已逐漸的透過冷卻水移除。此穩定狀態可藉由進一步的進出口溫度差與流量之連續監測加以確認。

相同的降溫趨勢亦可於 KSDSS 系統之冷卻作業(圖 30)中發現，這是因為水所具有高移熱能力將使得整體系統之熱阻主要受到燃料至 TSC 表面之熱阻值影響，而冷卻水的流量、進口溫度只約略線性地改變其溫度值而已。整體而言，KSDSS 系統在藉由 38GPM 的 ACWS 冷卻約 48 小時後，其溫度變化亦將趨於和

緩。

為了更進一步的探討增進冷卻水流量對冷卻速度與燃料最終溫度之影響，本研究更進一步地選用 INER-HPS 系統進行 38GPM 之流量冷卻分析。選擇以 INER-HPS 系統作為測試之依據係因該系統之盤式提籃設計，而使其具有較大之熱容積/衰變熱之比值。可更清楚的瞭解系統在水冷條件改變時所能提供的冷卻效益。另一方面，僅選擇以 38GPM 之流量進行評估係考慮供水設備之可能性，故直接沿用 KSDSS 系統之設計流量進行探討；由於相關分析技術已然成熟，故未來若需針對實際運轉條件進行評估時，亦僅需花費計算時間即可達成。

圖 31 為增加流量後所得之溫度變化趨勢。雖然冷卻流量的增加將使 TSC 表面溫度因為水溫變化減小而略為下降；但整體而言，因 TSC 外表之對流流阻遠小於 TSC 內部之總流阻值，故流量減少所造成的溫差將遠小於燃料至環境之整體溫差。這使得增加流量所造成的冷卻貢獻不甚明顯，因此也無助於加速內部冷卻之發展。

基於以上結果可以合理地推論，再取出作業時可以在初期冷卻過後，改採較低流量來行持續冷卻。此一作法可獲得以下好處：

1. 若採用循環式冷卻系統，較小的流量有助於增加散熱器進口水溫，而使冷卻效率提高；
2. 若是採用開放式系統，減少流量可能有助於減低溢流問題，有助於提升作業期間之品質並減少人員劑量評估之變數。
3. 採用較小流量有助於增加冷卻水之進出口溫度差，對於擬採用連續監測來進行移熱效果與冷卻終止判斷時，有助於增進量測之精度；
4. 上述分析結果可供作業調度之彈性，因此若冷卻階段中不幸面臨冷卻水減量之事件，則無需費心重新評估；藉由已建置之監測系統進行移熱狀況之估算，即可持續進行作業，爭取再取出時效。

但唯獨考慮流量減少作業所造成的可能影響，仍需考慮以下各項：

1. 冷卻流量減少前，需先行預估減少之流量所造成的可能溫升，以免出口

溫度過高，而造成冷卻水汽化而衍生燙傷或是空浮疑慮；

2. 雖然在可能改變之操作運轉條件中減少冷卻水並不會造成明顯的負面影響，但仍應加以記錄以增進作業嚴謹度。

在完成相關之冷卻作業後，INER-HPS 與 KSDSS 系統之燃料最熱軸向溫度則如圖 32 所示，其中由於 INER-HPS 的裝載功率較低，且採用盤式提籃，故其最高溫度約為 180°C。反之，僅採用管式提籃且具有較高衰變熱的 KSDSS，由於不具額外的徑向冷卻設計，因此其溫度較高且於燃料中央處明顯具有熱點存在，其最高溫度約為 250°C 左右。此一溫度分佈除了顯示燃料在充分冷卻後確實可以明顯降溫外，所得的溫度趨勢更可作為後續注水階段評估之初始條件。

5.3.3 再取出作業注水階段評估

乾貯系統在經過充分的外部冷卻後，其內部元件將趨於穩定。此時再取出作業之工作人員即可進行相關的封焊移除作業，以除封住取水口與注水口的封焊，並執行 TSC 內部注水，使燃料溫度降低至與冷卻水相近。然而，由於內部注水作業將使冷卻水直接與燃料護套接觸，故需進行相關的溫度評估，以增進作業之嚴謹性。為達此一目的，此分析採用常溫水(32°C)並以較大的假設流量(38GPM)進行內部注水作業，以期瞭解注水作業期間燃料束與水溫之狀況。

圖 33 為 INER-HPS 系統最熱燃料棒於注水期間的溫度變化趨勢；其溫度分佈的與造成主因可概分為三個部分加以探討：

1. 燃料被水淹沒部分(~0.5m)：此一部分因已受冷卻水淹沒，且因水的高移熱能力而迅速降溫；
2. 水面位置以上約 0.3m 處：此部分之燃料護套溫度因為呈現近乎線性的溫度分佈，並導致最大的溫度梯度；
3. 水面 0.3m 以上範圍：此部分因未明顯受內部注水冷卻影響，故其溫度變化極小。

由上述的三個主要的溫度變化趨勢與機制可以發現，冷卻水開始淹沒燃料棒時，其冷卻能力會導致燃料的迅速降溫。因此冷卻水的自由液面處將是熱應力最明顯之處。然而，燃料束的降溫並非直接由原始溫度直接下降至水溫。這是因為燃料棒之軸向熱傳在燃料被水淹沒前，已先行對燃料束進行降溫，而令燃料護套所受之熱應力減低。若假設採用上述所提之注水速度並保守忽略冷卻水在降溫過程中之溫度變化，則 INER-HPS 系統中，燃料所受之最大溫度梯度大約為：

$$\Delta T/\Delta S=150^{\circ}\text{C}/30\text{cm}=5^{\circ}\text{C}/\text{cm}$$

基於分析假設之注水量下，淹沒燃料棒之所需時間約為一小時左右；此時燃料棒之最大降溫速率約為：

$$\Delta T/\Delta t=\Delta T/\Delta S\times\Delta S/\Delta t=(150^{\circ}\text{C}/30\text{cm})\times(30\text{cm}/210(\text{s}))=0.714(^{\circ}\text{C}/\text{s})$$

此一結果顯示，燃料束在內部注水作業時所受之溫度變化實為和緩降溫，故將不致對燃料護套之完整性造成顯著影響。且此一冷卻速度更可藉由注水速度與溫度或是採用換水方式(blooding and feeding)等作業措施，更進一步地降低燃料護套之降溫速率。

同樣的評估方式亦可應用 KSDSS 系統之應力評估作業下，但由於 KSDSS 之經外部冷卻後最高溫度仍接近 260°C，故其燃料所受之最大溫度梯度與最大降溫速率分別為：

$$\Delta T/\Delta S=228^{\circ}\text{C}/30\text{cm}=7.6^{\circ}/\text{cm}$$

又在本注水下量填淹沒燃料棒之所需時間約為 50 分鐘左右，則燃料棒之最大降溫速率約為：

$$\Delta T/\Delta t=228^{\circ}\text{C}/210(\text{s})=1.086 (^{\circ}\text{C}/\text{s})$$

整體而言，雖然 KSDSS 系統因為溫度較高而有較大的護套降溫速度，但整體而言其降溫速率的數量級預期仍無法導致燃料護套的損壞。基於上述結果，再取出作業之注水階段，應僅需針對護套因為受到冷卻水的再次浸潤而衍生的污染物(氧化層)脫離所衍生的人員、設備之污染管制。

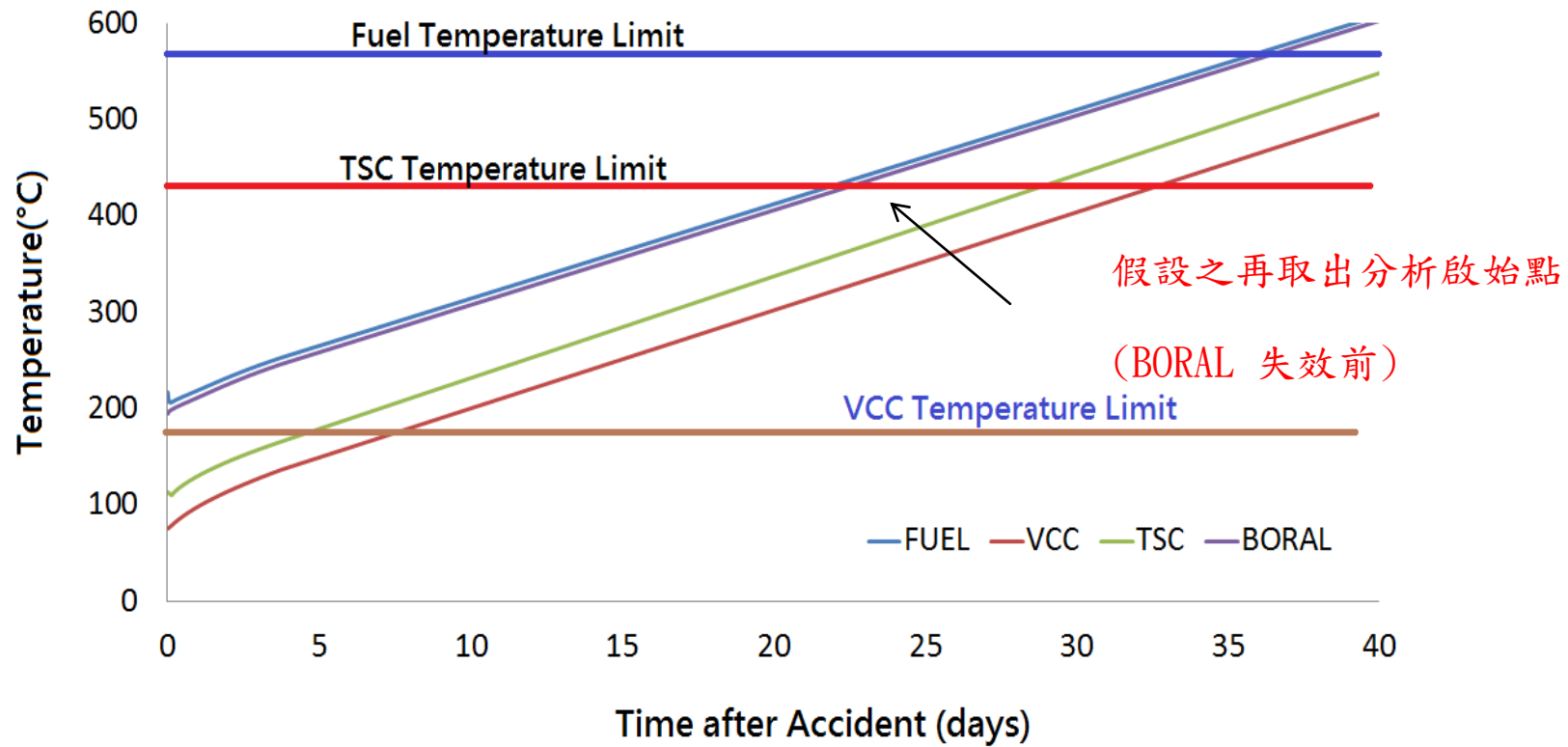
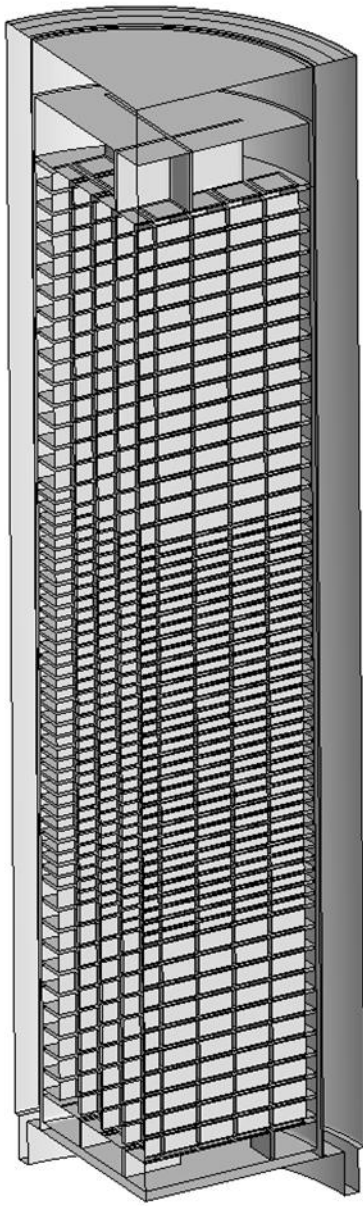


圖 23 假設事故發生後之再取出時間點

(a)



(b)

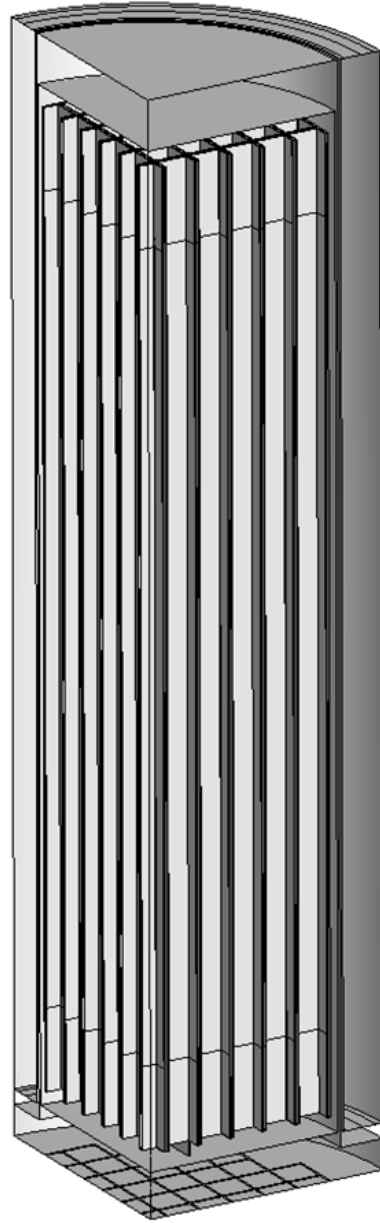


圖 24 再取出作業分析模式

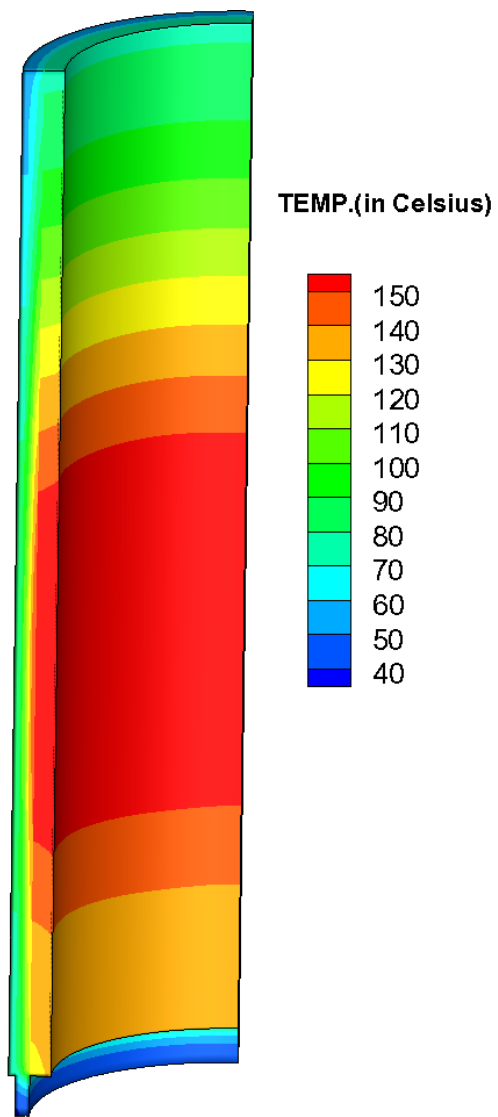


圖 25 INER-HPS 傳送作業下 TFR 溫度分佈圖

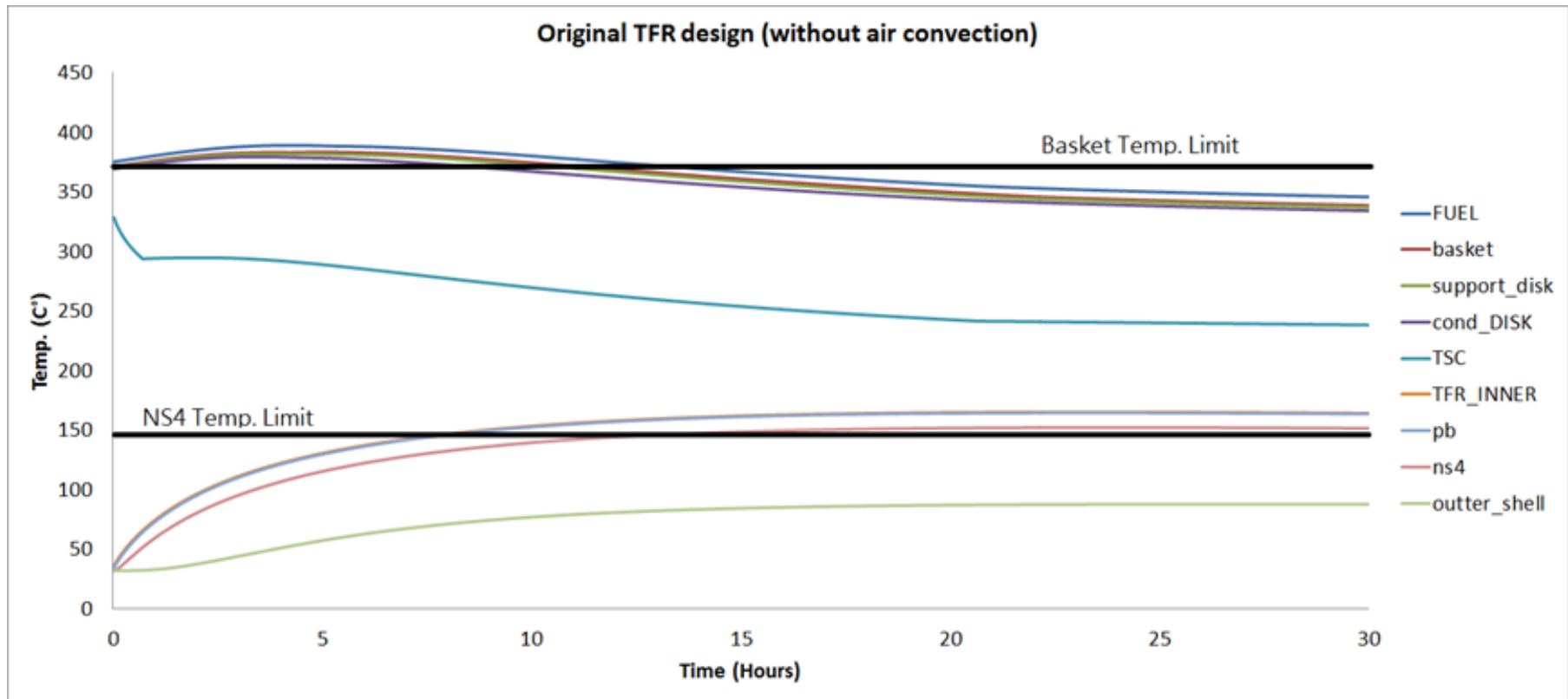


圖 26 INER-HPS 傳送作業期間各元件溫度變化趨勢

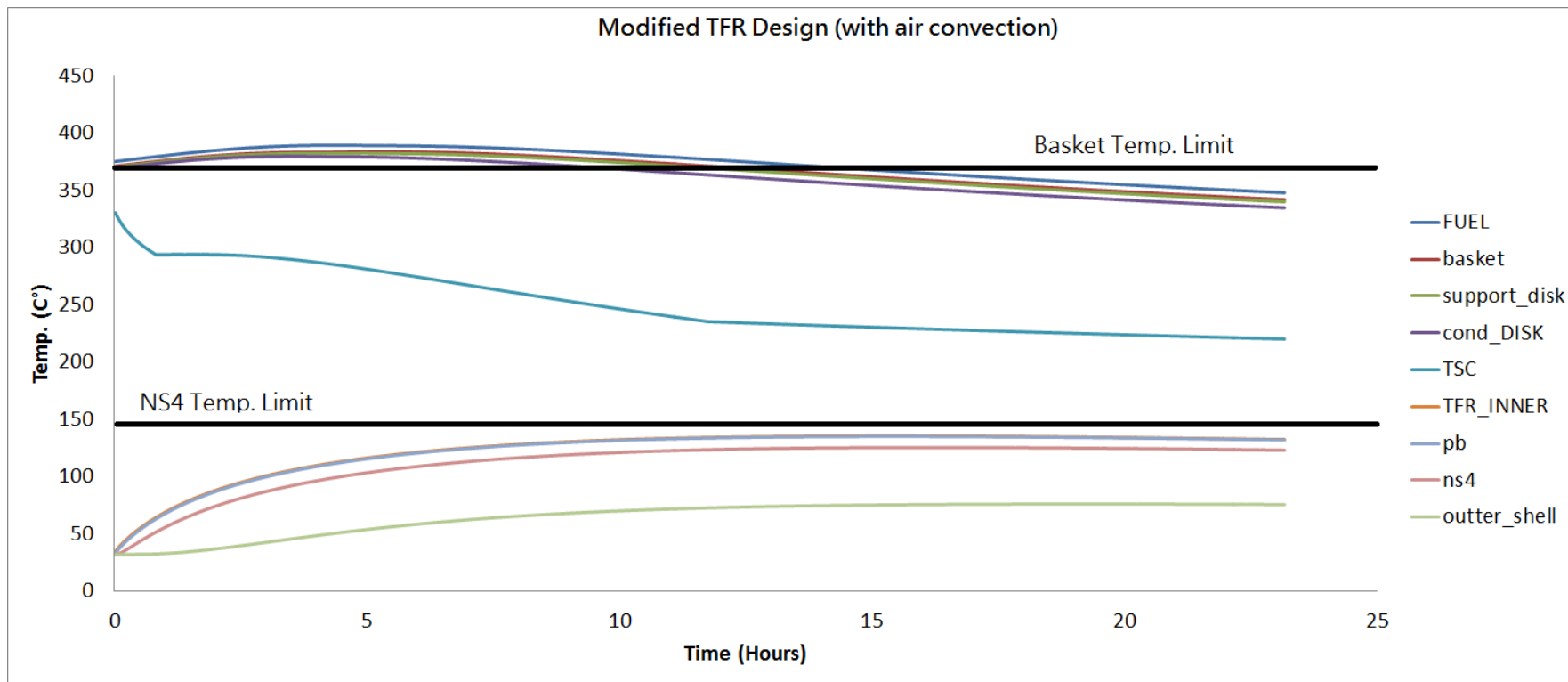


圖 27 具空氣流道設計之送護箱對傳送作業期間之元件溫度趨勢

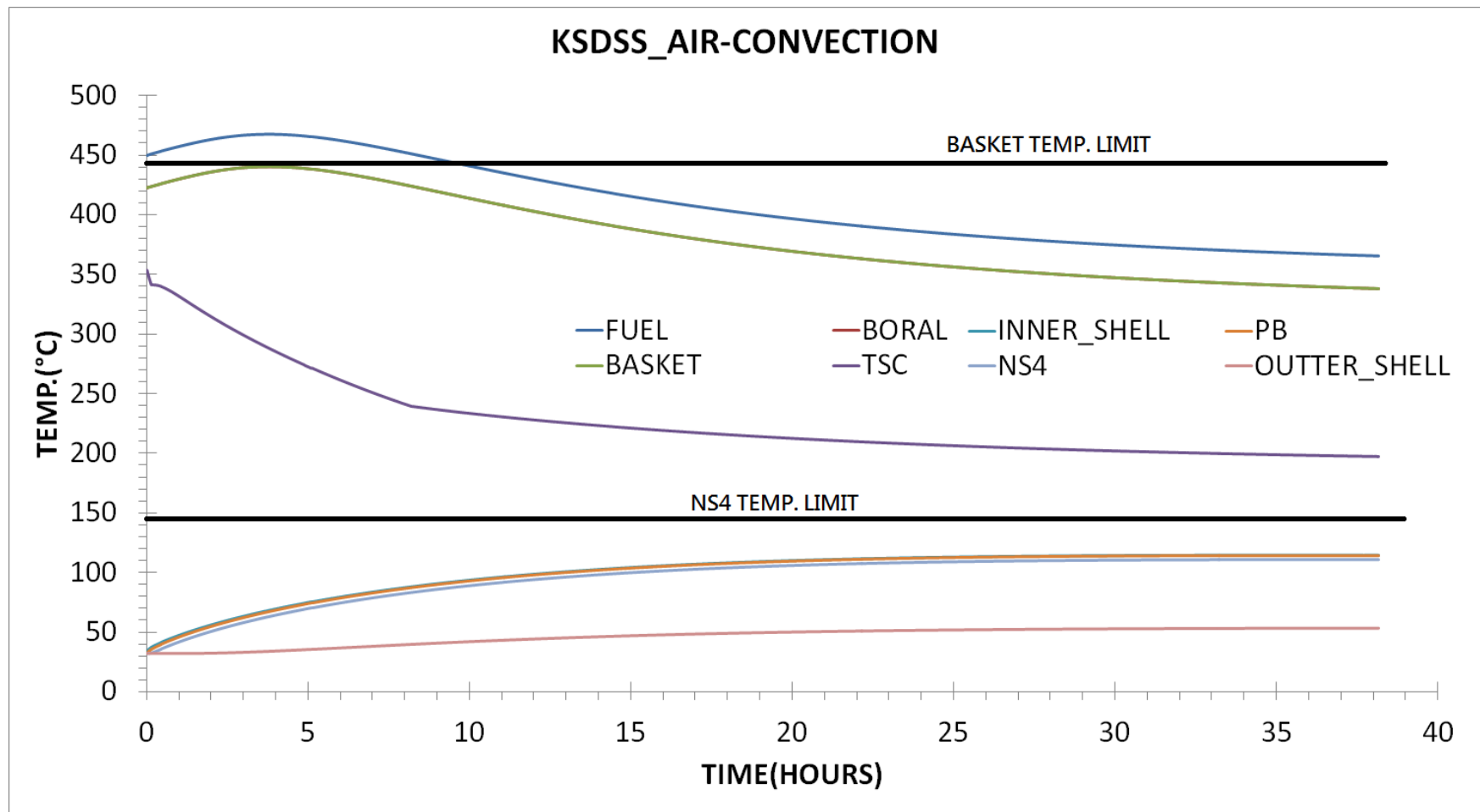


圖 28 KCDSS 乾貯系統於傳送作業期間之元件溫度變化趨勢

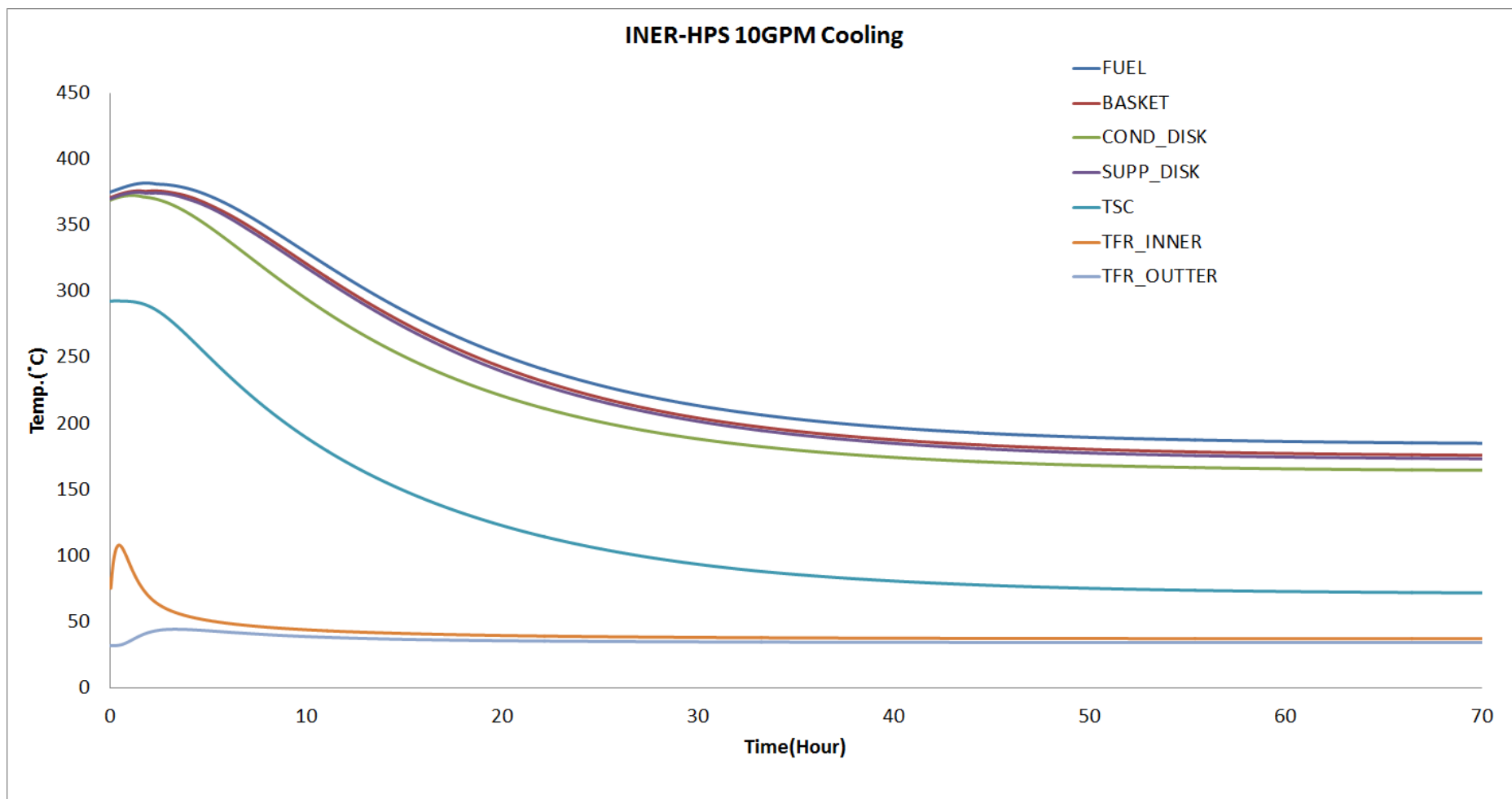


圖 29 INER-HPS 以 10GPM 行再取出之冷卻作業期間之元件溫度變化趨勢

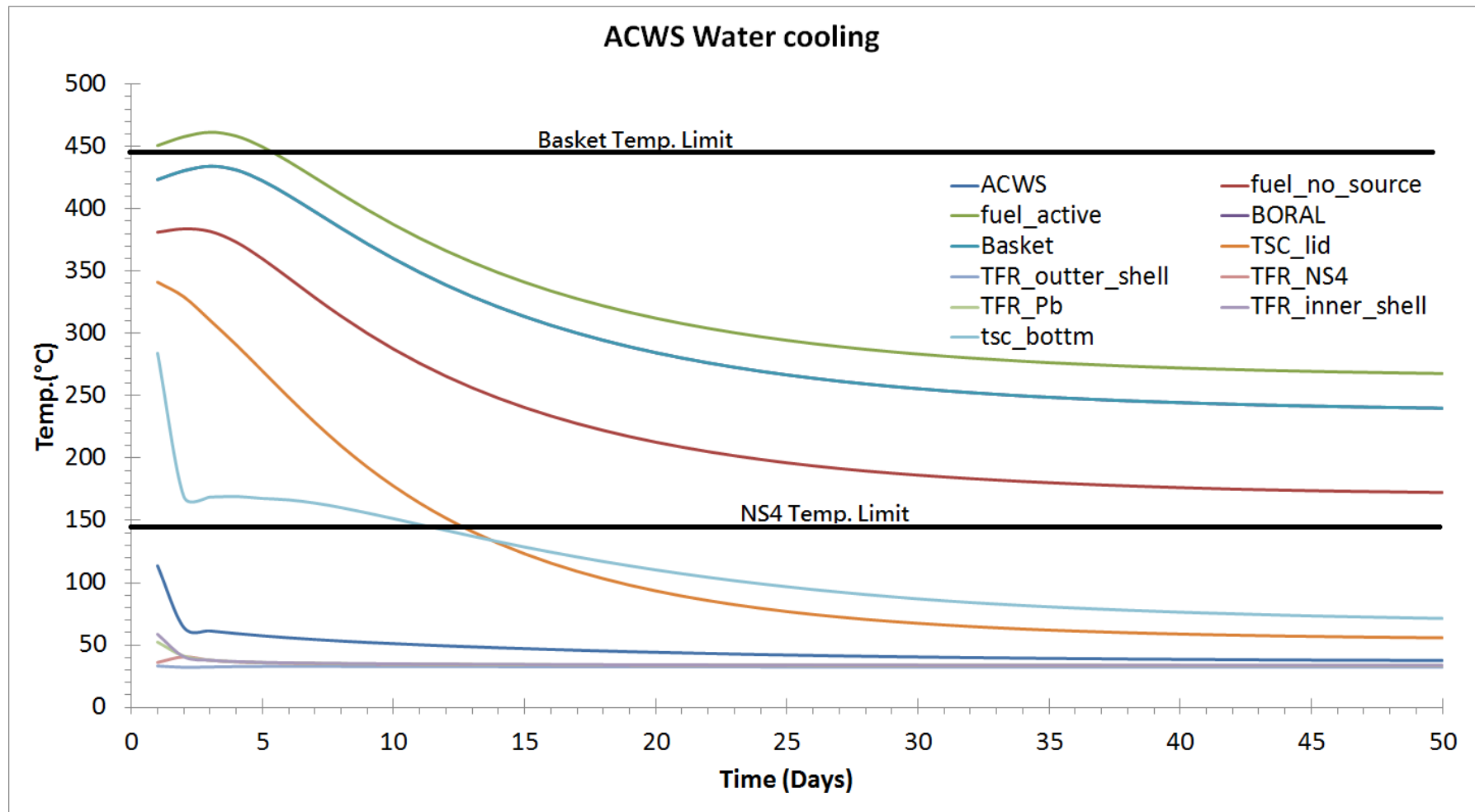


圖 30 KSDSS 以 38GPM 進行再取出之冷卻作業期間之元件溫度變化趨勢

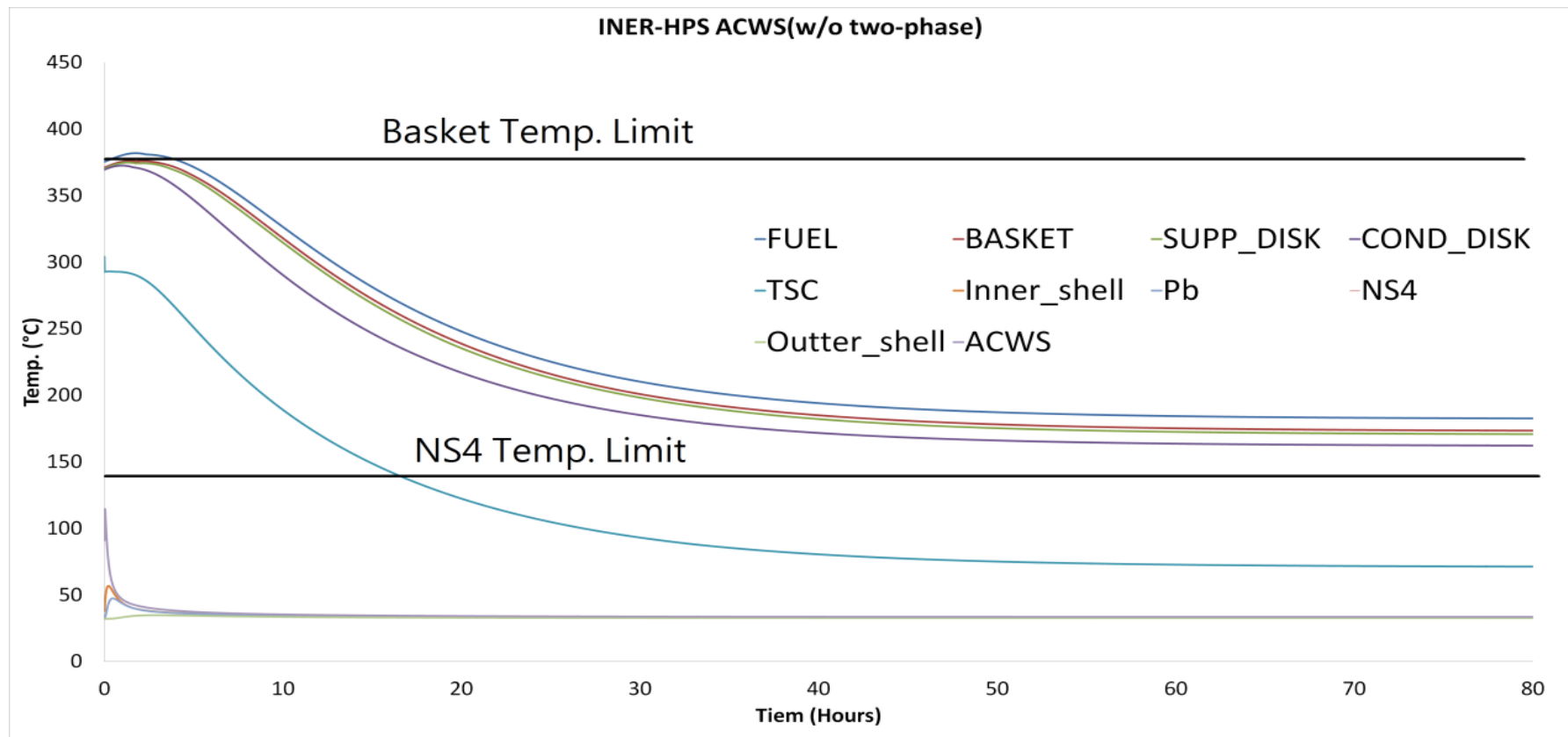
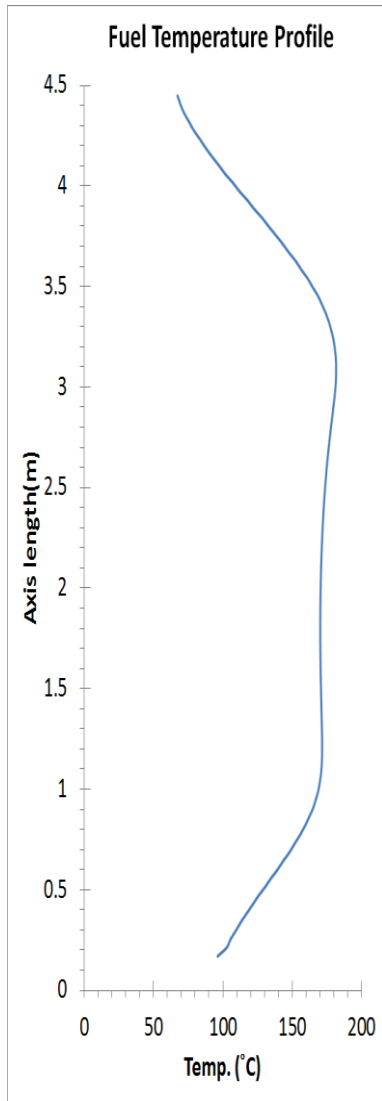


圖 31 INER-HPS 以 38GPM 行再取出之冷卻作業期間之元件溫度變化趨勢

(a)



(b)

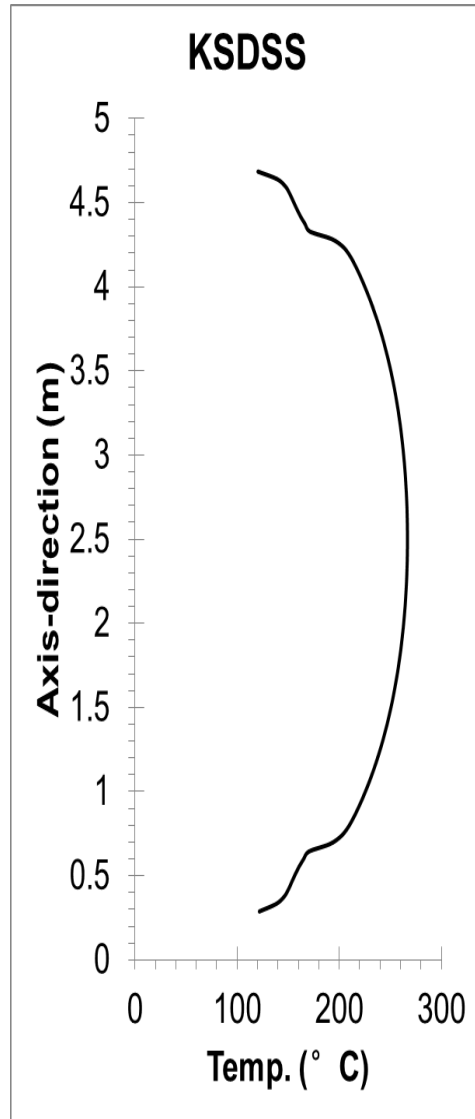


圖 32 兩套乾貯系統在充分冷卻後之最熱燃料軸向溫度分佈：

(a)INER-HPS、(b)KSDSS

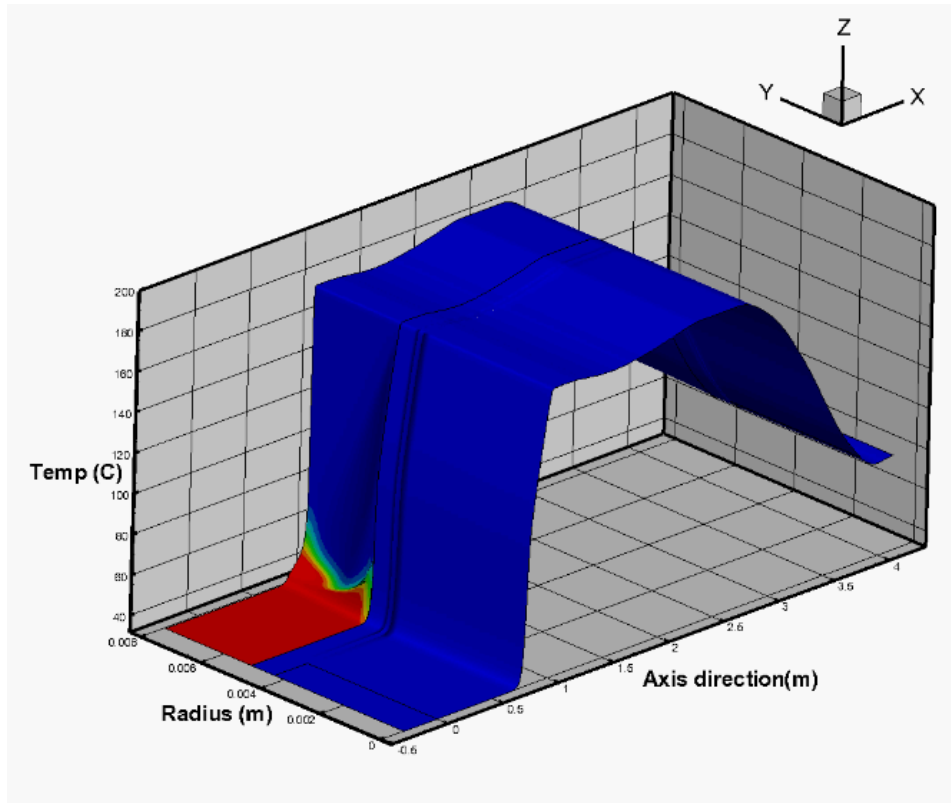


圖 33 INER-HPS 系統燃料束在注水作業期間的溫度變化(COLOR: VOF)

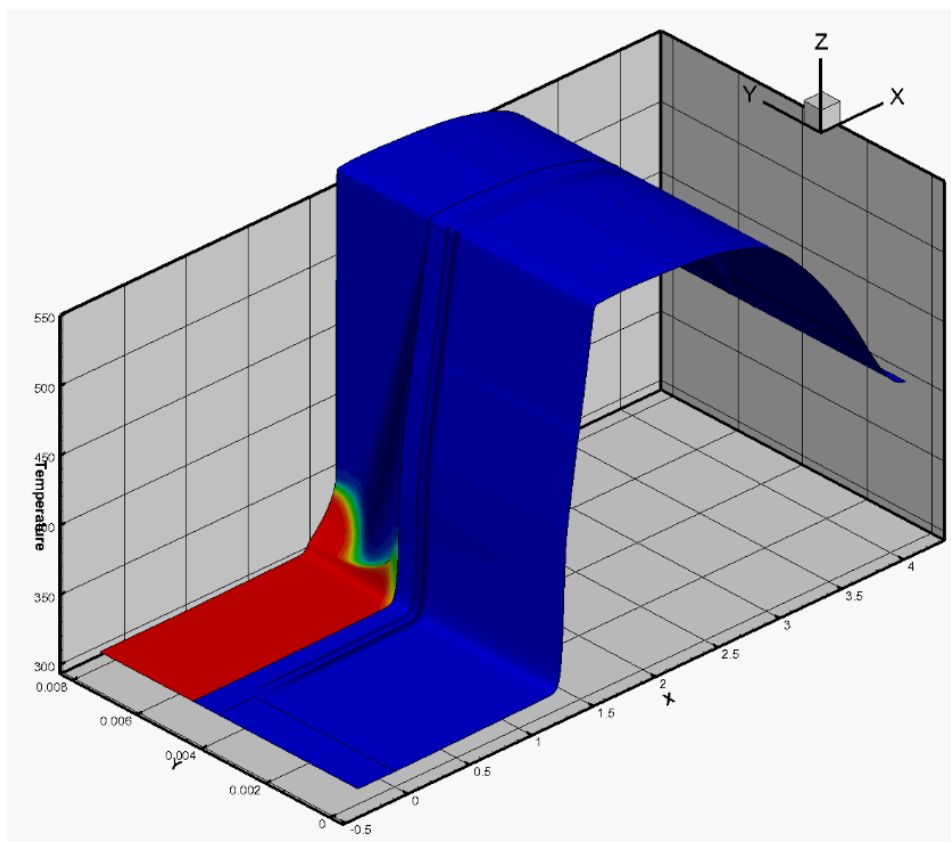


圖 34 KSDSS 系統燃料束在注水作業期間的溫度變化(COLOR: VOF)

5.4 密封鋼筒內部對流機制熱流評估

對於乾貯系統可能面臨的非設計基準事故與後續排除作業所需之再取出作業，業已藉由上述各節進行完整地評估並說明。然而，上述研究項目大多係針對外部熱傳機制因為假設性災害情境而改變之情形進行研析，而未對乾貯系統內部熱傳機制(尤其是自然對流)發生改變時，對整體熱傳效應與移熱能力進行探討。為能更完整地瞭解乾貯系統內部對流狀況發生改變時之影響，本節遂針對 INER-HPS 與 KSDSS 乾貯系統之內部對流現象分別進行深入研究，但考量正常與其它溫度異常案例之差異僅止於溫度值之不同而無需重覆探討之必要，故本節僅將就正常、全阻塞以及氬氣洩露等案例進行探討。

5.4.1 INER-HPS 內部對流現象研析

台電 INER-HPS 系統於最初申照之時，因受限分析方法之故而假設忽略其 TSC 鋼筒內部之熱對流機制，以期獲得較為保守之分析結果。相較於以往之安全分析報告，本研究藉由更為完整的分析技術將 INER-HPS 系統內的熱對流現象加以開啟，以期獲得更趨於實際現象之分析結果。

圖 35 為考慮內部對流機制後模擬所得之 INER-HPS 溫度分佈趨勢。整體而言，其溫度分佈趨勢大致與原始分結果相近；這是因為即使考慮內部對流之狀況，燃料束所產生的衰變熱仍有一部分係藉由盤式提籃之傳導效應，以及輻射熱傳機制對外散逸。

若更進一步地對 TSC 內部對流動機制(圖 36)進行觀察可以發現，在考慮自然對流效應時，提籃中央較熱的燃料(ZONE A 燃料；圖 2)將因為自然對流的趨動力之故，而獲得額外的冷卻能力；此現象使得燃料護套與相臨元件(如導熱圓盤)之溫度得以下降(表 19)，但對於外部元件並無任何顯著影響。而更進一步的量化比對結果則顯示現行申照所採用的分析方法因忽略內部對流之效應，故大略可以提供內部元件約 5%~13%的分析保守度。

相較於提籃中央的燃料束具有額外的對流冷卻，處於整體提籃較外部的燃料束(ZONE C)因衰變熱較小且溫度較低之故，而使其成為內部自然對流循環中向下流動(移熱)之通道(圖 37)。而介於中間的燃料束(ZONE B)則因為此一由 ZONE A 至 ZONE C 之自然循環所形成的屏蔽效應，而造成流速度遠低於中央 ZONE A 之狀況。此一結果顯示，INER-HPS 的自然循環係建立於不同位置之燃料束間，而使得其自然循環的總流阻因為需要流經兩束燃料而受到較大的阻礙。

除了燃料束間的對流之外，由圖 36 與圖 37 的速度分佈更可進一步發現；INER-HPS 的盤式提籃設計，將整個密封鋼筒中燃料束以外的空間沿著軸向分割為數十個小區間，並得內部對流因為受到盤式結構的限制而僅能於高度較大的區間(如兩個承載圓盤間)循環，而無法形成連貫的對流現象(圖 36)並使得 INER-HPS 的移熱能力因而受到限制。

相較於正常貯存案例，若假設 TSC 內部氬氣因為事故而洩漏，並因為 TSC 內部溫度的反覆變化而完全被置換為空氣時，所得之結果則如圖 38 所示。整體而言其溫度分佈大致與正常狀況下無異，但由於空氣之熱傳導係數較氬氣略差之故，除了使系統之溫度上升外(表 20)，更將因為溫度差的增加而導致內部流速略為增加(圖 39)。由於我國乾貯系統之申照熱負載皆遠小於系統之最大可裝載容量，故縱使發生假設性氬氣流失事故，其元件最高溫度仍遠低於原始設計限值。因此，對於此類假設性事故仍只需著眼於輻射物質外釋以及燃料長期存放於空氣中可能導致的護套完整性問題即可，而無需針對此一超越設計基準事故對貯存狀況或是再取出作業之熱流效應花費不必要的心力。

由於考慮自然對流將促使 TSC 的溫度(圖 40)因為內部對流之故而呈現較均勻的分佈(最大溫差僅 40°C)，因此若當系統發生全阻塞事故時，以往分析中最先發生溫度超出設計限值的 VCC 元件，將因為 TSC 表面溫度的均勻化而呈現較合緩的溫升趨勢(圖 41)，這使得 VCC 的最高溫度在發生事故後的 100 小時，仍低於其設計溫度限值。

除此之外，本研究更發現由於內部對流有助於進一步的減少 TSC 整體溫度的差異性，因此當內部填充氣體的性質明顯改變時，將會因為其熱物理性質的變化(如熱傳導係數)而導致整體溫度的變化。如圖 35 所示，當內部氣體被置換為空氣時，較差的氣體熱傳導係數與氣體比熱將導致燃料內的流體溫度差提高，並進而增加了燃料束內的氣體流速(圖 37&圖 39)而使得 TSC 表面的上半部的溫度分佈產生明顯的改變。預期未來若能針對 TSC 殼體的頂部、中段與底部溫度進行監測，並用其溫度差值進行判斷，將有機會建立內部對流監測機制，以瞭解內部對流效應與內填流體之性質是否在長期貯存後有所改變。

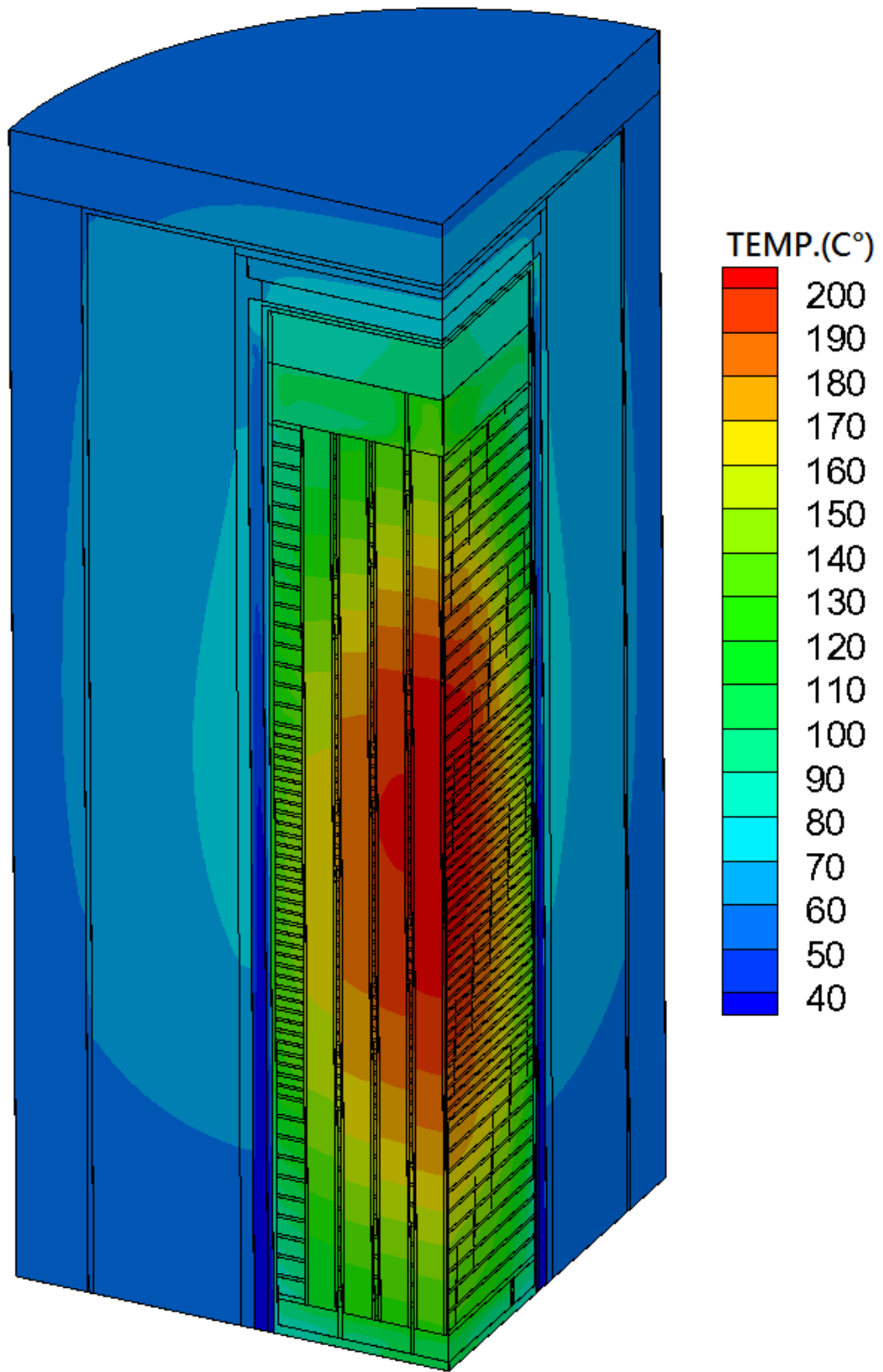


圖 35 考慮內部對流機制下之 INER-HPS 溫度分佈

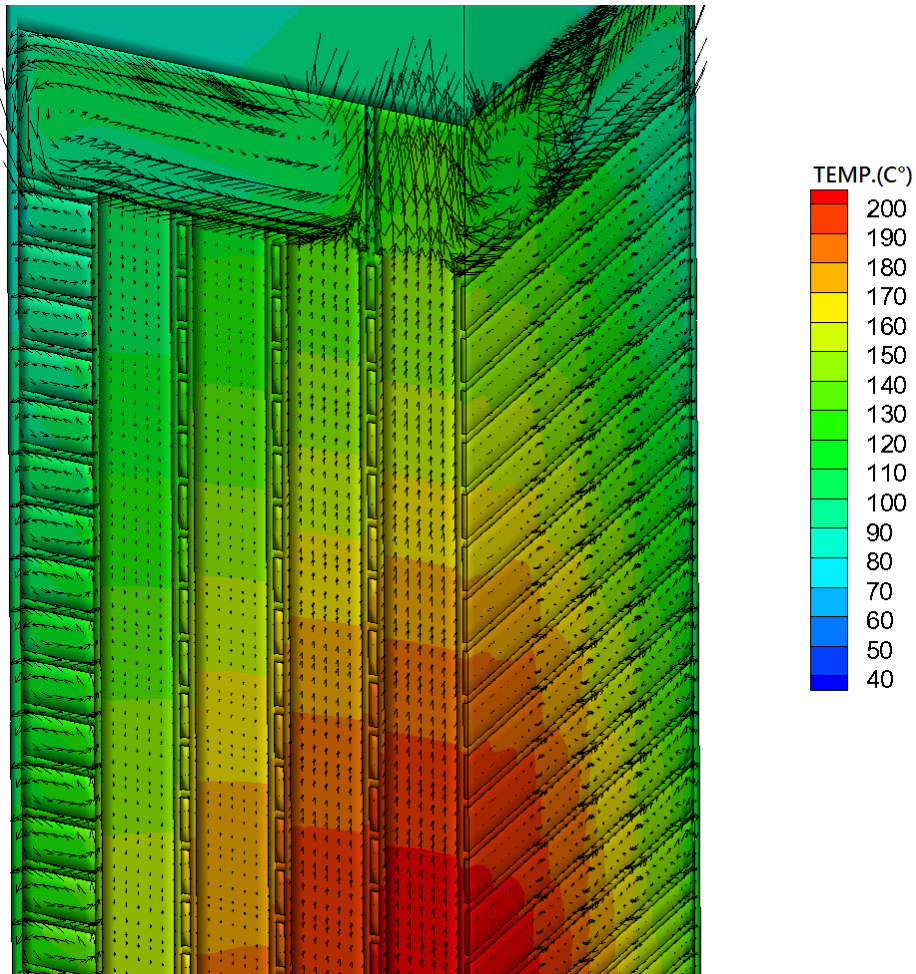


圖 36 INER-HPS 之 TSC 內部流場與溫度分佈

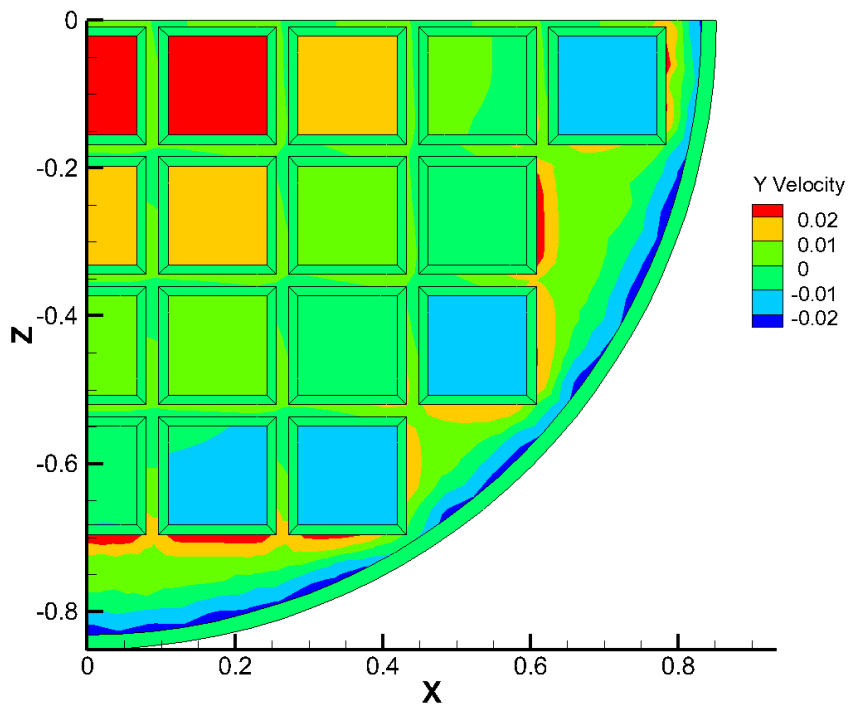


圖 37 INER-HPS 各燃料束之軸向速度分佈

表 19 考慮內部對流與否之 INER-HPS 分析結果比對

元件 \ 溫度	SAR 分析結果(°C)	本研究結果(°C)
燃料護套	236.8	209.22
承載圓盤	221.8	207.06
導熱圓盤	221.2	204.04
密封鋼筒	134.3	129.08
混凝土護箱 (局部)	63.2	63.98
(平均)	71.9	73.73
外加屏蔽層 (局部)	61.4	58.33
(平均)	71.0	61.36

表 20 正常案例與氬氣被置換案例下之元件溫度比較

元件 \ 溫度	正常案例(°C)	氬氣被置換案例 (°C)
燃料護套	209.22	219.69
承載圓盤	207.06	217.43
導熱圓盤	204.04	211.86
密封鋼筒	129.08	130.46
混凝土護箱 (局部)	63.98	64.45
(平均)	73.73	75.56
外加屏蔽層 (局部)	58.33	58.35
(平均)	61.36	61.38

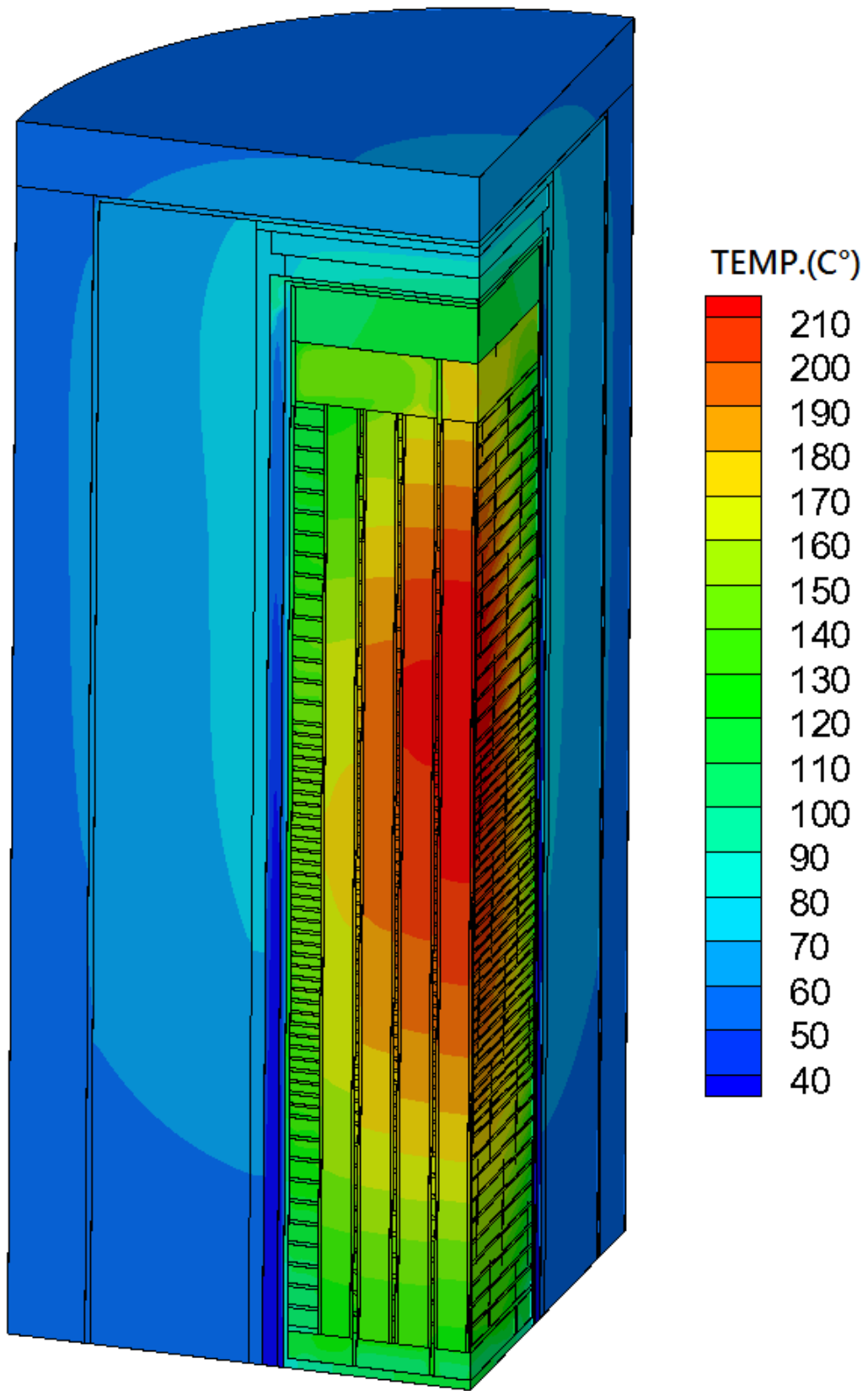


圖 38 INER-HPS 於氮氣流失狀況下之溫度分佈

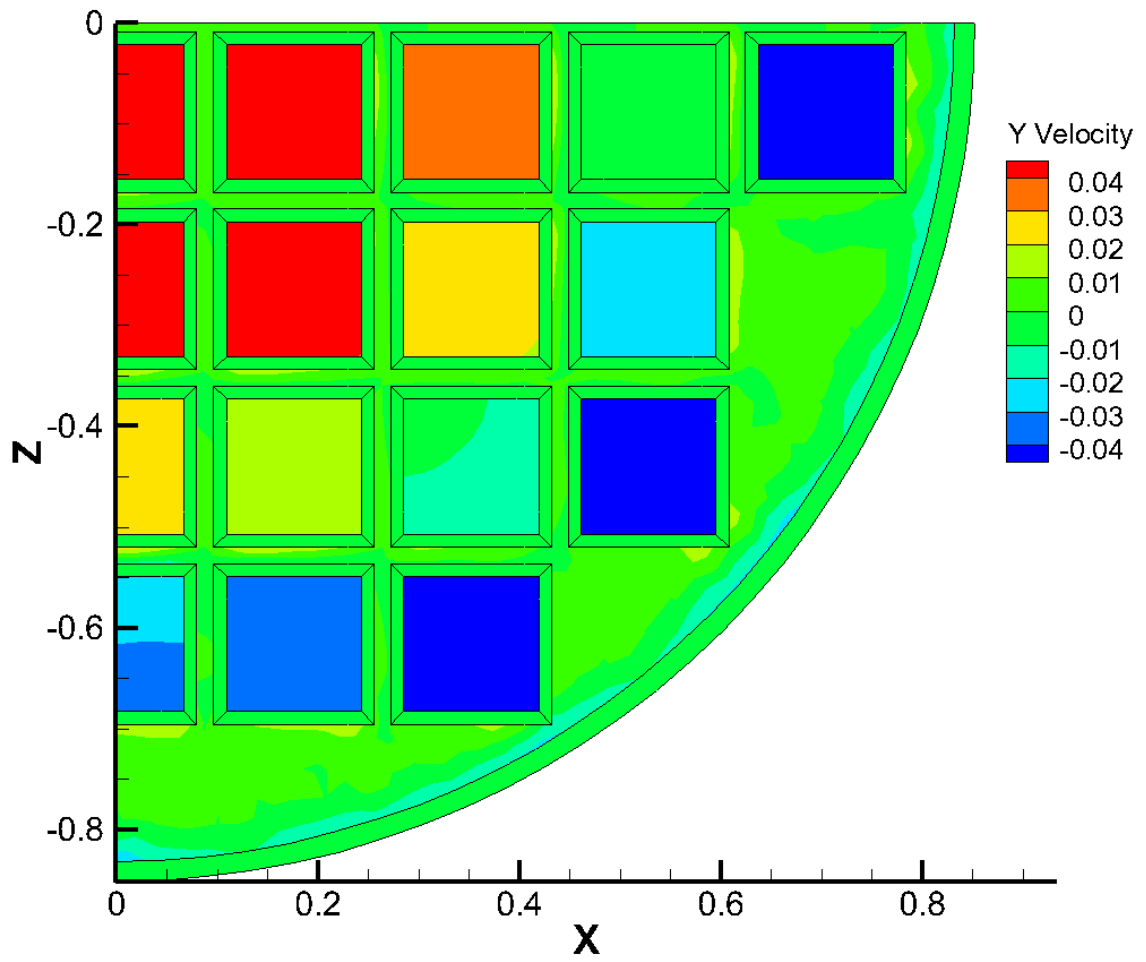


圖 39 INER-HPS 於氦氣流失狀況下之速度分佈(負為向下流，正為向上流)

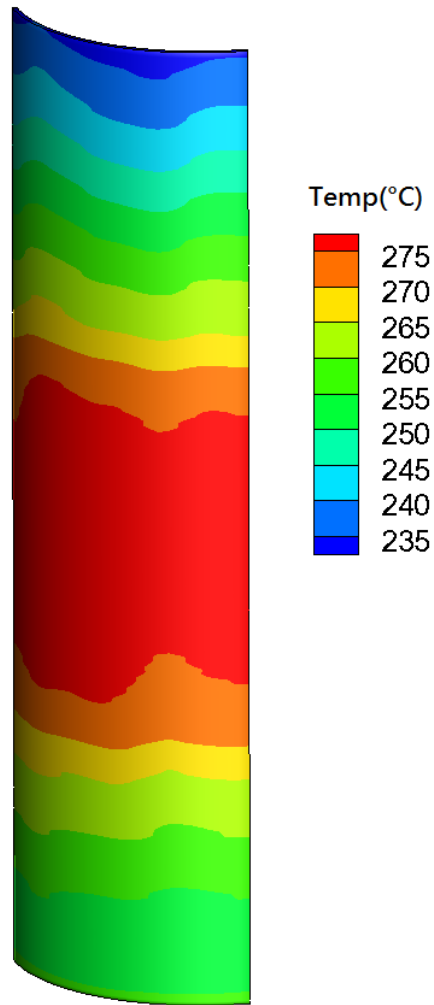


圖 40 考慮內部自然對流狀況時 TSC 表面於全阻塞案例下之溫度分佈

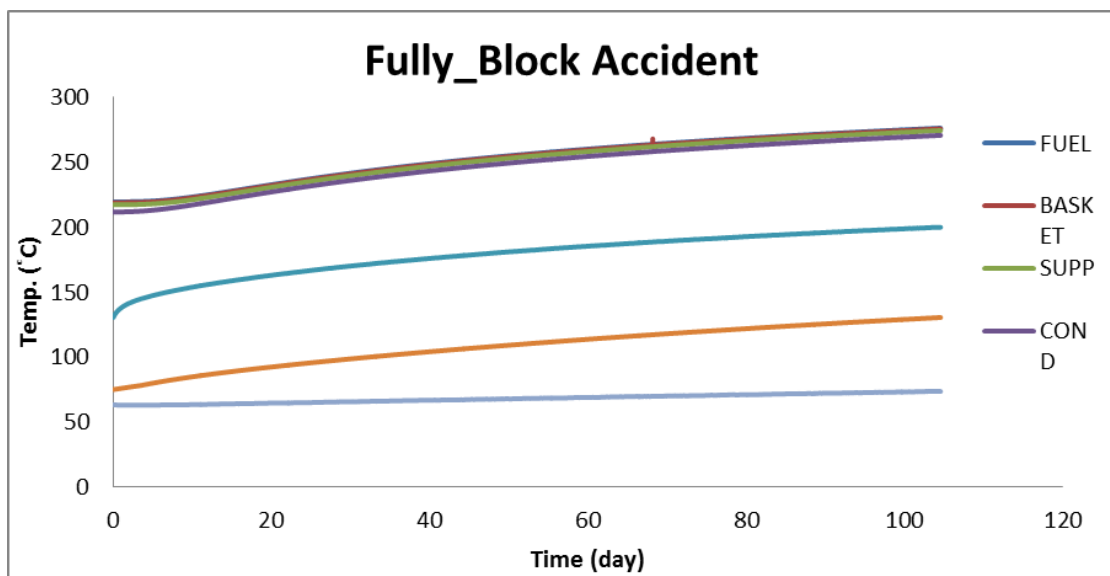


圖 41 INER-HPS 考慮內部對流後，全阻塞案例之溫升趨勢

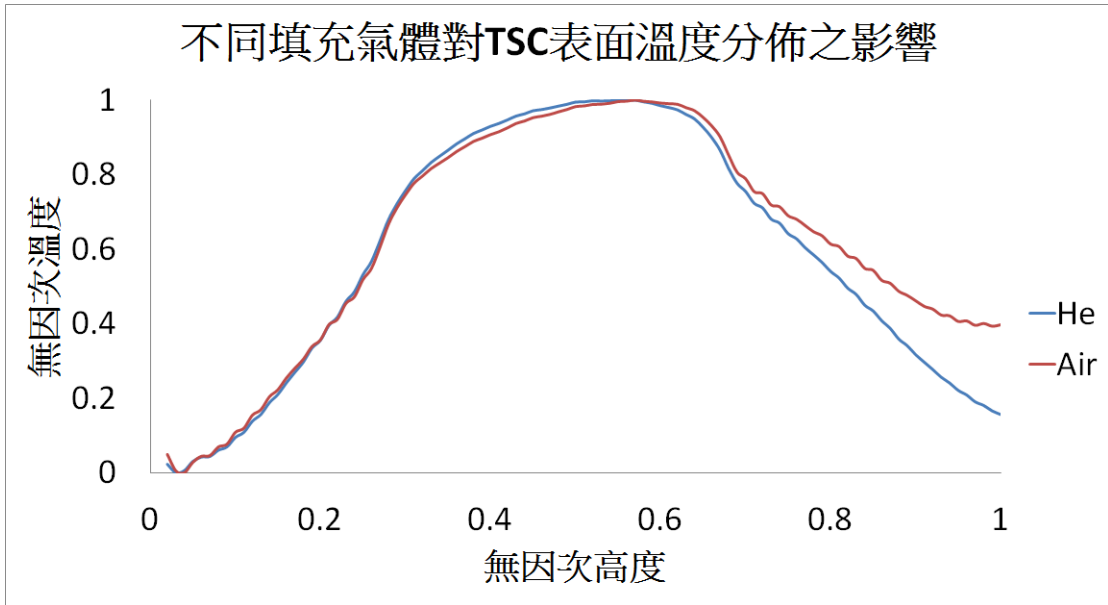


圖 42 TSC 內部填充氣體對 INER_HPS 系統 TSC 表面溫度分佈之影響

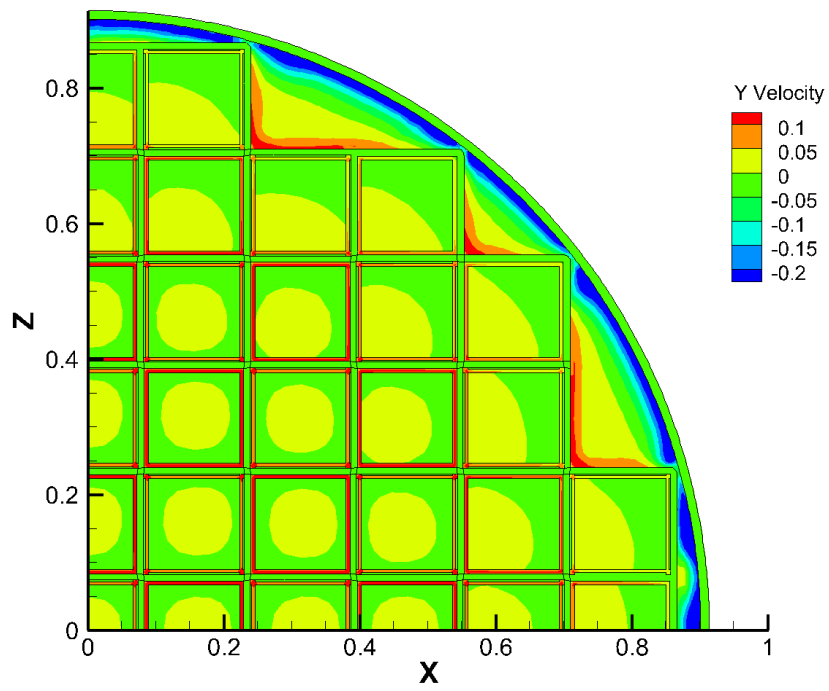
5.4.2 KSDSS 內部對流現象研析

不同於 INER-HPS 於安全分析報告中並未考慮內部自然對流效應，KSDSS 系統在發展之初即已將 TSC 內部的自然對流加以考慮，並完成所有安全分析工作；包括：正常、異常與事故(含進氣口全阻塞)；本研究無需如 INER-HPS 系統般，再次探討內部對流機制考慮與否對全阻塞事故下之影響。因此，本節僅就正常貯存條件下，氬氣洩露之狀況進行探討。

圖 43a 為正常狀況下之 TSC 內部速度分佈，整體而言，各燃料束內皆有自然對流所產生的流動對其冷卻。這是因為 KSDSS 的管式提籃型設計可以令 TSC 與提籃周圍存在充足的間隙，並發展成一自然循環路徑；也因此，KSDSS 內的自然對流僅需通過一次燃料束，故有比 INER-HPS 更低的流阻與更大的內部流速。這使得 KSDSS 內各燃料之溫度差(圖 44a；約 10°C)遠比 INER-HPS 更小(約 35°C)。也因為此一設計上的差異，使得 KSDSS 的 TSC 縱使出現假設性破損，而導致系統內的氬氣洩露並被置換為空氣時。其內部對流機制仍可維持乾貯系統充足的移熱能力(表 21)。兩者之流場與溫度場之差異極為有限。(圖 44b)。

若更進一步地將 TSC 表面溫度加以無因次化後並進行比對，則可發現在 TSC 表面的上緣依舊存在有不同溫度分佈趨勢之現象，但由於 KSDSS 系統所具有的充份對流效應，使得氣體性質改變所造成的差異範圍縮小。整體而言，透過 INER-HPS 與 KSDSS 系統的探討與比對可以得知，內部對流機制確實會對 TSC 表面產生約略 20% 的溫度差，故未來若能更進行深入之研究，將可藉此建立一套可供監測之技術，在不破壞 TSC 密封性的前提下，達到監測內部對流與氣體性質之目的。

(a)



(b)

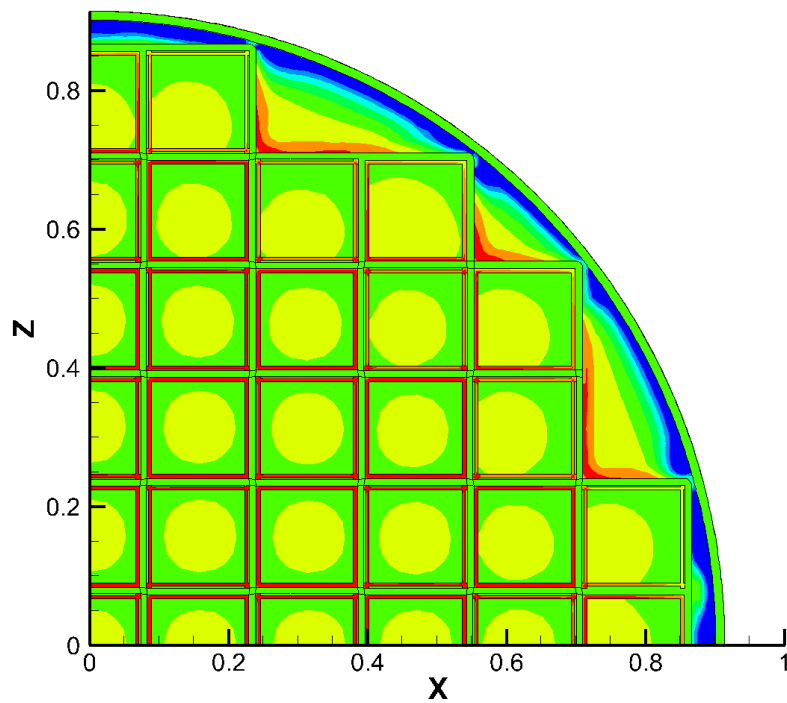


圖 43 KSDD 系統 TSC 內部軸向速度分佈圖：(a)正常狀況；(b)氦氣流失。

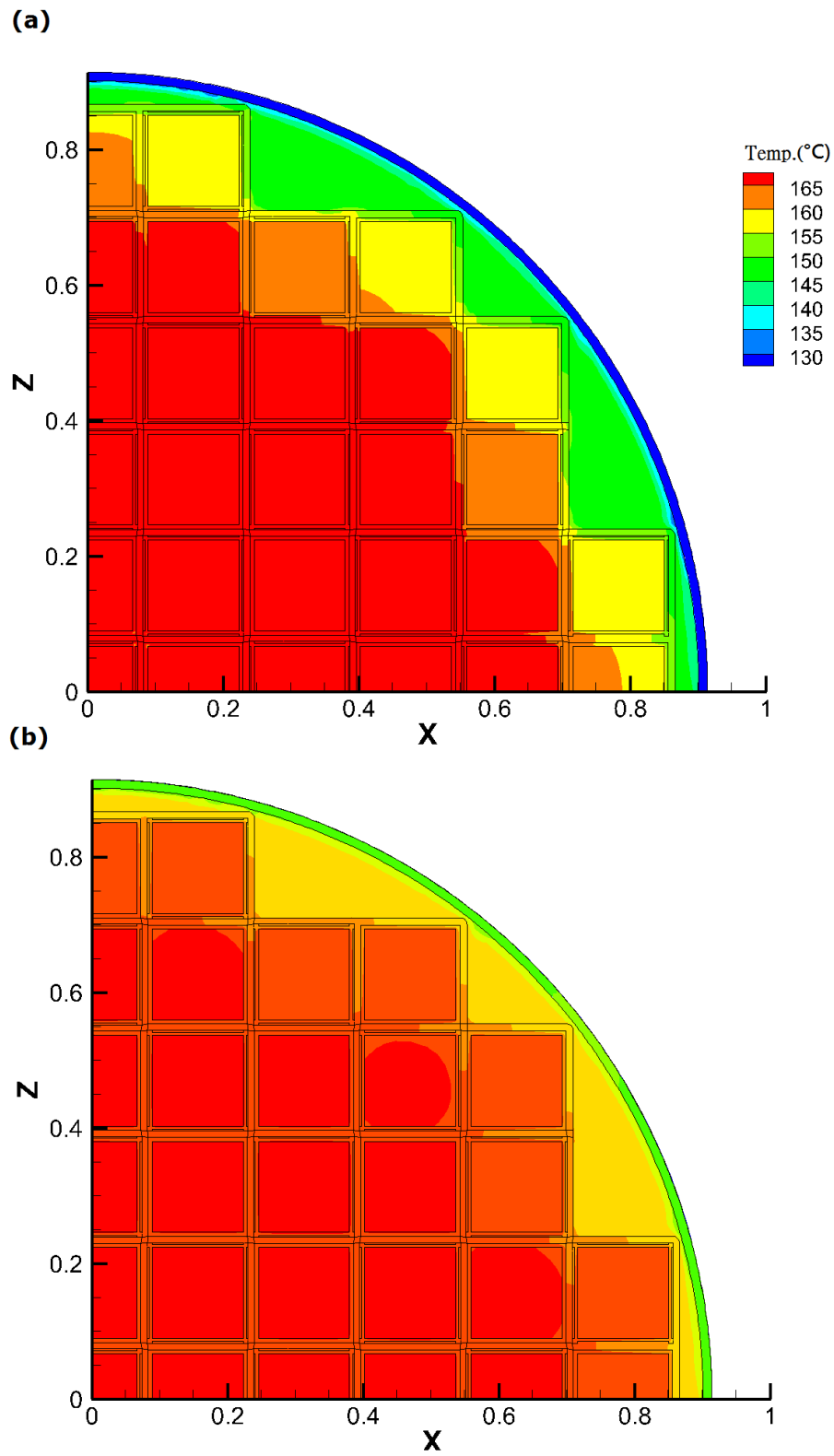


圖 44 KSDD 系統 TSC 內部溫度分佈：(a)正常狀況；(b)氮氣流失。

表 21 KSDSS 系統氦氣被置換為空氣案例與正常案例之元件溫度比較

元件 \ 溫度	正常案例(°C)	氦氣被置換 (°C)
燃料護套	251.75	256.41
燃料提籃	250.91	251.33
密封鋼筒殼體	173.02	133.01
密封鋼筒上蓋	157.77	152.55
混凝土護箱	93.95	95.3

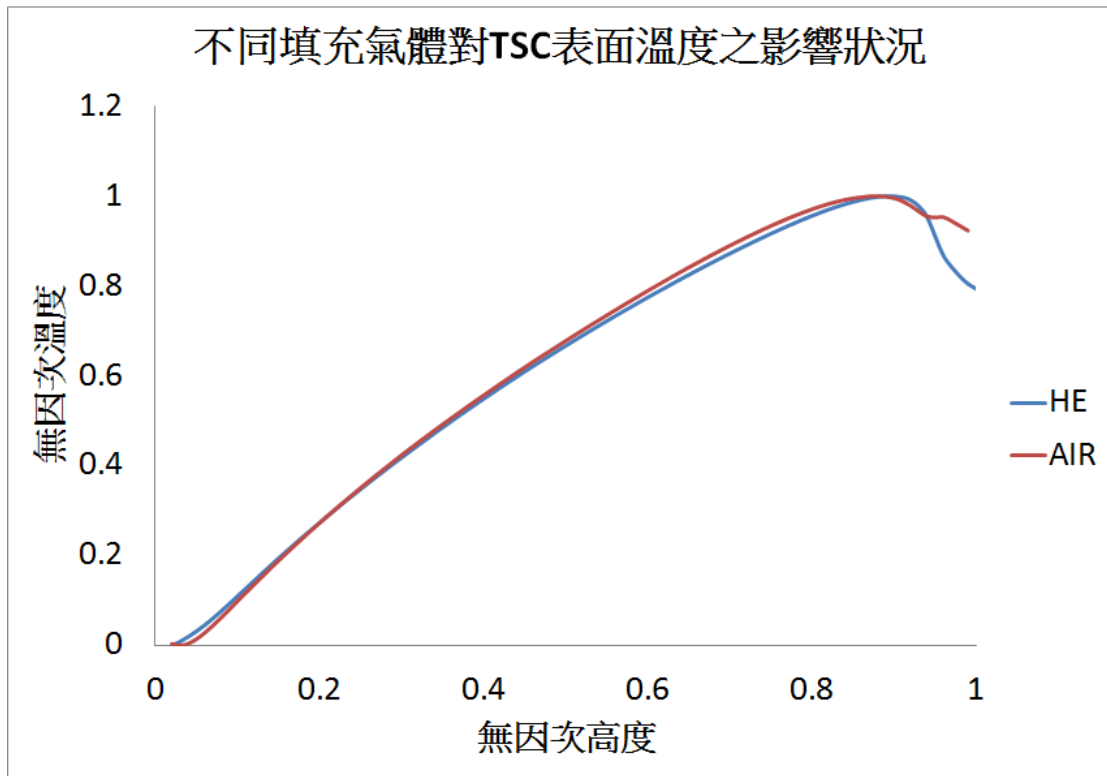


圖 45 TSC 內部填充氣體對 KSDSS 系統 TSC 表面溫度分佈之影響

六、結論

本計畫於執行期間，已經依原計畫書之規劃順利完成所有工作項目，包括有：事故分析所需之模式建立、超越設計基準事故分析、燃料再取出作業分析以及密封鋼筒內部對流研析。所建立之分析模式係採用全模型方式進行發展，以克服以往分析工作中採用 1/4 或 1/8 對稱模式所造成的應用性受限問題，並可與外流場模型搭配後延伸其應用性。

對於本研究選定之超越設計基準事故，其分析結果更指出乾貯護箱本身所具有的自然對流驅動力，因此足以克服極度緊靠的位移事故；因此即使假設性事故使得護箱間距離小於 0.05D 時(約 20cm 左右)，仍不致於使護箱內之各個元件以及內部貯存的用過燃料發生溫度超出設計限值之情事。基於以上結果，本研究建議可依循現行有半阻塞事故處理程序進行非極度緊靠 (護箱間存在空隙)狀況之事故處理，並配合去年度複合式災害之研究結果，將極度緊靠狀況視同於全掩埋事故以確保系統之安全性。

此外，傾倒事故雖然會造成整體自然對流效果的些微減弱但仍不致於使內部元件與燃料發生溫度超出設計限值之狀況；比較值得注意的是，傾倒所造成的對流途徑改變將導致熱氣的積存效應，將使得混凝土護箱被間接加熱，而造成護凝土護箱超溫之情形。

再取出分析結果更進一步顯示，由於將密封鋼筒移至傳送護箱時所造成的熱傳機制再分佈的效應，將使得初期仍有元件呈現冷卻遲滯的現象。另外，由於傳送階段僅能靠空氣對流進行移熱，因此需特別注意 TFR 與 TSC 間之空氣間隙的對流狀況。冷卻作業結果則顯示，在採用流量為 38GPM 左右之 ACWS 系統進行移熱 48 小時後， INER-HPS 與 KSDSS 之燃料局部最高溫度分別約為 180°C 與 260°C 左右，且受冷卻水流量減少而造成之影響有限。最後，分析結果更顯示，由於燃料束的軸向傳導能力之故，燃料束並不會形成快速降溫而淬火的狀況，

且其降溫速率可進一步的由內部注水流量與水溫之控制而進行抑低。

本研究對 TSC 內部對流機制之研究結果顯示，相較於 KSDSS 系統之管式提籃設計，INER-HPS 系統內的對流機制，因受限於盤式提籃的設計，而僅能藉由中央與外圍的燃料束之通道發展而使流動速度較慢。

而更進一步的比對更顯示，內部對流不僅有助於減低內部溫度之最大值，更有助於改善系統的均溫性並延後事故的發展狀況。這意味著採用現行的乾貯分析結果將使得系統的安全性與處置時限具有充足的保守性與餘裕。另一方面，在更進一步探討內部氬氣流失並被置換為空氣時對系統之熱流影響，其結果顯示自然對流機制將因為氬氣流失所導致的溫昇而獲致更強的驅動力，因此即使發生了氬氣洩露並被置換為空氣時，仍不致對內部的散熱機制造成影響，若發生該超越基準事故時，可先聚焦於防止污染擴散與護套氧化議題，而無需擔憂因為氬氣流失而帶來的熱流問題。

根據本團隊針對各式超越設計基準事故之研究成果可以得知，乾貯系統於各種設計基準與超越設計基準事故下，因為設計餘裕與極大系統熱質量之故，而具有極長的救援處置時間。以最為嚴重且有熱流處置時限之全掩埋事故而言，其可逕行執行再取出處置(TSC 過熱前)的時限約為三星期以上，較用採用溼式貯存時，燃料池於事故下發生裸露的時限(3.3 天)高出數倍有餘，且其救援措施中無需動用大量水源重新填滿燃料池，故善用乾式貯存對於核電廠之整體救災資源整合與應用有絕對正面之助益。

參考文獻

- 1 台灣電力公司，“核一廠用過燃料式貯存設施安全分析報告-第六章第三節 熱傳分析，”民國 97 年 1 月。
- 2 台灣電力公司，“核二廠用過燃料式貯存設施安全分析報告-第六章第三節 熱傳分析，”民國 101 年 3 月。
- 3 施純寬、曾永信，“假設複合式災害情節對乾式貯存設施營運影響分析報告，”101 年 12 月`
- 4 ANSYS, “FLUENT V12 Theoretical Manual,” ANSYS Inc., 2009.
- 5 Pacific Northwest Laboratory and Idaho National Engineering Laboratory, “Performance Testing and Analyses of the VSC-17 Ventilated Concrete Cask”, EPRI TR-100305, Final Report, May 1992.
- 6 F. R. Menter, M. Kuntz, and R. Langtry, “Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications.,” AIAA Journal, Issue 32Vol. 8, p.:1598-1605, 1994.
- 7 In K. Hanjalic, Y. Nagano, and M. Tummers, “Ten Years of Experience with the SST Turbulence Model.,” Begell House Inc., Heat and Mass Transfer Vol. 4, p.p. 625-632., 2003.