

行政院原子能委員會
放射性物理管理局

核二廠用過核子燃料乾式貯存設施熱傳安
全驗證研究

期末報告

受委託機關：國立清華大學

計畫主持人：施純寬 教授

計畫編號： 101FCMA004

報告日期： 中華民國 101 年 12 月

摘要

本計畫延續第一年所建立的乾貯分析方法論，進行一連串的方法論校驗與核二乾貯分析報告(Safety Analysis Report, SAR)之熱水流分析平行驗證工作。研究中採用 VSC-17 之實驗數據作為本方法論校驗之依據，並以台電 SAR 中所載之分析數據作為平行驗證之比對目標。結果顯示，本研究所建立之分析方法論足以提供精確之預估數據供平行驗證使用。更進一步的工作成果指出，核二廠安全分析報告內所載的大多分析案例，因所採用之二維均勻化模型與部分假設會造成 TSC 熱傳機制之差異，故與本方法論所預測之結果略有不同，但並不影響上述案例之安全評估結果。

然而，值得注意的是，在全阻塞案例的分析中，本方法論所預測之混凝土溫度遠高於台電 SAR 內的數值，這使意味著該案例的混凝土護箱存在失效的風險，故必需要求台電再分析與回報。此外，壓力分析結果亦顯示，若在裝填氬氣時採用了原計畫書中所述之最大密度(0.844g/L)時，將有可能使正常狀況下的密封鋼筒內部壓力接近應力分析之設計限值。為確保未來核二乾貯系統之安全性，故建議審查委員對充氬程序進行合理之要求。

關鍵字：核二廠乾貯系統、平行驗證、安全分析報告、審查要點

ABSTRACT

The methodology developed in the first year has been utilized to execute the parallel verification for the Safety Analysis Report, (SAR) of KSDSS. The experimentation data of VSC-17 and results of SAR of KSDSS are considered to examine the works of accuracy validation and parallel verification, respectively. The validation result of show that the accuracy of developed methodology is enough to catch the detail thermal-hydraulic behavior in the DSS and can be used to examine the calculation results in the SAR of KSDD through the parallel verification work in this study.

The results of study also show that some results in the SAR of KDSS exist temperature deviation due to the 2-D methodology with lumped fuel model has been employed to simplified the simulation difficult in the SAR. However, the deviation of calculation result in the SAR would not affect the most evaluation results in the SAR.

More importantly, the predicted maximum temperature for the concrete in the full-block case is higher than the result in the SAR, which means that the concrete will fail in the event and need be re-analyzed and reported by Taipower Co. And, the pressure analysis also shows that the internal pressure of TSC under normal storage condition might close to the limit of stress analysis as the maximum refilling density (0.844g/L) has been considered. In order to ensure the safety of KSDSS, we suggest that a suitable requirement related to the helium refilling procedure should be made by the review committee of AEC.

Keywords : KSDSS, parallel verification, Safety Analysis Report, review suggestion

目錄

摘要.....	i
ABSACT.....	ii
目錄.....	iii
圖目錄.....	v
表目錄.....	vii
一、研究背景與目的.....	1
二、數值模式與軟體選用.....	2
2.1 統御方程式.....	2
2.2 數值模式.....	3
2.2.1 DO 熱輻射模式.....	3
2.2.2 紊流模式.....	5
2.2.3 自然對流模式.....	6
三、核二廠乾貯系統資料蒐集與匯整.....	7
3.1 廠址與氣候特性.....	7
3.2 系統幾何.....	8
3.3 材料性質.....	16
3.3.1 流體熱傳性質[9].....	16
3.3.2 固體熱傳性質.....	17
四、分析技術驗證.....	20
4.1 模型建立.....	20
4.2 模式設定與假設.....	23
4.3 模擬與校驗評估.....	25
五、平行驗證結果.....	30

5.1 傳送階段案例效驗.....	30
5.1.1 充水階段.....	30
5.1.2 真空階段.....	33
5.1.3 充氮階段.....	35
5.1.4 傳送階段.....	37
5.2 貯存階段案例.....	39
5.2.1 正常貯存.....	39
5.2.2 極低溫度(-40°C).....	42
5.2.3 異常高溫(41.1°C).....	44
5.2.4 異常狀態(進氣口半阻塞).....	46
5.2.5 極度高溫(56.1°C).....	48
5.2.6 事故狀態(進氣口全阻塞).....	50
5.2.7 內部壓力評估(所有案例).....	56
5.2.8 內部壓力洩漏對熱傳效果之影響評估.....	57
六、平行驗證結果歸納與審查要點提報.....	58
六、結論與建議.....	61
參考文獻.....	62

圖目錄

圖 1 核二廠廠址.....	7
圖 2 燃料提籃結構.....	9
圖 3 密封鋼筒.....	10
圖 4 傳送護箱.....	11
圖 5 混凝土護箱.....	12
圖 6 凝鋼質底座.....	13
圖 7 混凝土內襯.....	14
圖 8 VSC-17 燃料功率配置與計算域選用範圍示意圖	21
圖 9 VSC-171/2 模型示意圖	22
圖 10 VSC-17 乾貯系統實驗場址之經緯度大略位置	24
圖 11 VSC-17 乾貯系統實驗場址之於 10 月之估算輻射.....	24
圖 12 整體溫度分佈.....	26
圖 13 燃料 9(中央)之軸向溫度分佈.....	27
圖 14 燃料 10 之軸向溫度分佈.....	27
圖 15 燃料 7 之軸向溫度分佈.....	28
圖 16 燃料 6 之軸向溫度分佈.....	28
圖 17 充水階段下傳送護箱溫度分佈.....	32
圖 18 真空階段下傳送護箱溫度分佈.....	34
圖 19 充氬階段下傳送護箱溫度分佈.....	36
圖 20 傳送階段下傳送護箱溫度分佈.....	38
圖 21 正常貯存狀態之乾貯系統溫度分佈.....	41
圖 22 極低溫狀態之乾貯系統溫度分佈.....	43
圖 23 異常氣溫下之乾貯系統溫度分佈.....	45

圖 24 進口半阻塞狀況下之乾貯系統溫度分佈.....	47
圖 25 極高環境溫度下之乾貯系統溫度分佈.....	49
圖 26 全阻塞案例下之乾貯系統溫度分佈.....	53
圖 27 各案例之徑向溫度分佈.....	54

表目錄

表 1 核二乾貯系統重要尺寸列表.....	15
表 2 液態水熱傳性質.....	16
表 3 氬氣熱傳性質.....	16
表 4 空氣熱傳性質.....	17
表 5 中子屏蔽(NS-4)熱傳性質.....	17
表 6 不銹鋼(304 及 304L)熱傳特性.....	17
表 7 碳鋼(A-36、A-533 及 SA-588)熱傳特性.....	18
表 8 鉛屏蔽熱傳特性.....	18
表 9 鋁合金(6061-T651)熱傳特性.....	18
表 10 鋇合金熱傳特性.....	19
表 11 燃料丸(UO ₂)熱傳特性.....	19
表 12 混凝土熱傳特性.....	19
表 13 利用 VSC-17 進行分析方法論校驗之量化比較.....	29
表 14 充水階段下傳送護箱各元件最高溫度列表.....	31
表 15 真空階段下傳送護箱各元件最高溫度列表.....	34
表 16 充氬階段下傳送護箱各元件最高溫度列表.....	36
表 17 傳送階段下傳送護箱各元件最高溫度列表.....	38
表 18 正常貯存狀態之乾貯系統各元件最高溫度列表.....	40
表 19 極低溫狀態之乾貯系統各元件最高溫度列表.....	43
表 20 異常氣溫下之乾貯系統各元件最高溫度列表.....	45
表 21 進口半阻塞狀況下之乾貯系統各元件最高溫度列表.....	47
表 22 極高環境溫度下之乾貯系統各元件最高溫度列表.....	49
表 23 全阻塞案例下之乾貯系統各元件最高溫度列表.....	53

表 24 全阻塞事故下，燃料至 TSC 表面之溫度差比較表。	54
表 25 全阻塞事故下，TSC 至混凝土之溫度差	55
表 26 假設洩漏事件下之元件溫度.....	57

一、研究背景與目的

台電公司核二廠商業運轉至今已逾 30 年，更換下來之用過核子燃料均暫存於用過燃料池，由於用過燃料池貯存容量設計不足存放 40 年運轉之用過核子燃料，因此台電公司規劃於核二廠內興建乾式貯存設施。經濟部已於 98 年 8 月底核定核二廠用過核子燃料乾式貯存設施計畫，規劃之貯存容量為 2,400 束之用過核子燃料。該計畫之環差分析報告，環保署已於 99 年 1 月審查通過。台電公司並於 99 年 11 月完成本案之招標作業，由我國俊鼎公司與美國 NAC 公司共同承攬。

依據台電公司的時程規劃，已於 100 年 11 月提送核二廠用過核子燃料乾式貯存設施建造執照申請案，其中乾式貯存設施熱傳之安全評估為設施安全的關鍵議題。行政院原子能委員會放射性物料管理局為確保台電提交之相關分析報告確實足以用於證實其乾貯系統之實際熱流行為，遂委託本團隊於民國 100 年執行「核二廠用過核子燃料乾式貯存設施熱傳分析技術研究」一案，以先期掌握核二廠用過核子燃料乾式貯存設施熱傳安全關鍵議題，以確保核子燃料貯存之安全。

在完成相關分析技術後，本研究今年之計畫目的，即是利用已完成的分析方法論針對台電所提交之核二廠安全分析報告中第六章第三節-熱流分析之相關分析案例進行平行驗證。本計畫之全年工作項目主要包括有：方法論驗證、傳送案例校驗、貯存案例校驗、特殊案例校驗以及結果比對與審查要點提報等項；依據原有計畫書之規劃，此次期中報告之工作項目與查核點可整理如下：

1. 完成分析方法論之精確度校驗
2. 完成核二乾貯模式整備
3. 執行部分熱傳案例平行驗證
 - A. 傳送階段案例校驗
 - B. 貯存階段案例校驗
3. 依目前完成部分，整理相關審查意見

二、數值模式與軟體選用

2.1 統御方程式

本研究將以商用計算流體力學軟體為基礎，進行一系列之模式建立、網格生成與測試、數值模式測試與比對、假設、簡化以及邊界條件靈敏度測試等工作，以獲得足夠之分析結果供台電提交之安全分析報告進行比對，以完成平行驗證之工作。基於乾貯系統於貯存於裝載、傳送以及貯存之不同狀態下，其熱流特性可由以下統御方程式[1]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

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

其中， p 為靜壓力， $\rho \vec{g}$ 為重力項；

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

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

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。

2.2 數值模式

2.2.1 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。在此平行驗證工作中採用於第一年研究中已充份校驗之熱輻射模擬模式-DO 模式。DO 模式除已於許多乾貯相關的研究中被加以應用外，於本研究團隊中經過妥善的校驗，且具有充份的使用經驗。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 為吸收系數；

$I_{b\lambda}$ 為黑體輻射強度；

σ_s 為散射系數；

n 為折射率(refractive index)。

2.2.2 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，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。為求精確的掌握紊流所造成的熱水流效應，本研究擬在相關分析採用適用性已受認同的 k- ω 作為紊流模擬之數值模式，k- ω 模式之方程式[3, 4]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；

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

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

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

$$\beta_i = 0.072 。 \quad (17)$$

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體積力項的計算。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的液態水；故本研究對於氣體部分，將採用理想氣體模式進行自然對流模擬，而在液態水之部分，則採用線性分段法，將液態水的密度於材料性質表中加以設定。

三、核二廠乾貯系統資料蒐集與彙整

本章主要用以陳述所蒐集到的相關場址特性、系統幾何與材料性質等資訊，以供後續之執行審查工作與平行驗證之用。其中，相關場址特性主要來自於氣象與地理資料蒐集，其可作為環境溫度與日照之設定依據。而系統幾何資料與材料性質則是用以進行分析模式建立，並依據其加工方法，評估熱流分析報告中所使用假設之保守性。

3.1 廠址與氣候特性

核二廠座落於新北市萬里區(25.207235, 121.65971)，此處依氣象局之統計資料，其夏日平均最高溫度達 28.5°C 而冬季平均為 15.1°C。全年降雨天數約為 184 天，主要集中於 10 月~3 月期間。基於第一年所蒐集之資料核二廠乾貯之貯存廠址(圖 1)與分析評估後發現，核二廠廠址之最大平均直射日照輻射量僅有 343 W/m²，此值仍小於 10 CFR 71[7]中所規範之 387.6 W/m²，因此在本平行驗證中將選用 10CFR 71 中之日照輻射規範值進行模擬，以確保分析結果的保守度。



圖 1 核二廠廠址

3.2 系統幾何

依據台電所提供之核二乾貯系統安全分析報告 [8]-已核准之圖面(License Drawing)之資料得知，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外徑 6.59 吋之方型管，內嵌中子吸收板與其護片後，內徑為 5.86 吋。此外值得注意的是，此系統與核一乾貯系統不同，核一之系統中各個待貯燃料皆是套入套燃料提籃之筒中；但核二系統採用交錯式組合法，四個相臨的套筒藉由螺栓扣鎖而額外組成一個容納空間(如圖 2 所示)；此一配置重覆的出現於整個系統中，直到最外側處，再以額外之護板加以固定，進而組合出可容納 89 個燃料組件的空間，其中由於 2 個空格將設計用以裝載抽、注水管，因此該空格將不存放燃料。

這個組合後的提籃將會置於一外徑為 72 吋，高度為 191.8 吋之密封鋼筒內(見圖 3)；鋼筒的上蓋為 9 吋厚而下底則為 2.75 吋厚，鋼筒厚度則為 0.5 吋厚。在用過燃料置入筒內後，上蓋將會施以銲接以達密封之目的。

由於傳送之屏蔽需求，密封鋼筒需置於傳送護箱內以降低輻射強度，此一護箱之高度約為 197.6 吋，外徑約為 88 吋，其結構乃是以四層材料-包括-鋼、鉛以及中子吸收材所組成(見圖 4)配合一鋼質底殼所構成。另外，值得一提的是，此系統之傳送護箱具有水封，可於各種階段的工作期間由側邊底部注水進行冷卻，而被加熱的水將由側邊上方流出系統。

透過傳送護箱傳送後的密封鋼筒，將會置入一混凝土護箱(圖 5)中進行長期貯存。此一護箱外徑約為 136 吋，高約 225.3 吋，其內部有一鋼質底座(圖 6)提供密封鋼筒乘載之用。值得注意的是，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 7)之間約 3.75 吋之間隙向上流動而達冷卻之目的；最後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。以上為所蒐集之乾貯系統各元件之主要尺寸與功能描述，而相關重要尺寸經整理後如表 1 所示。

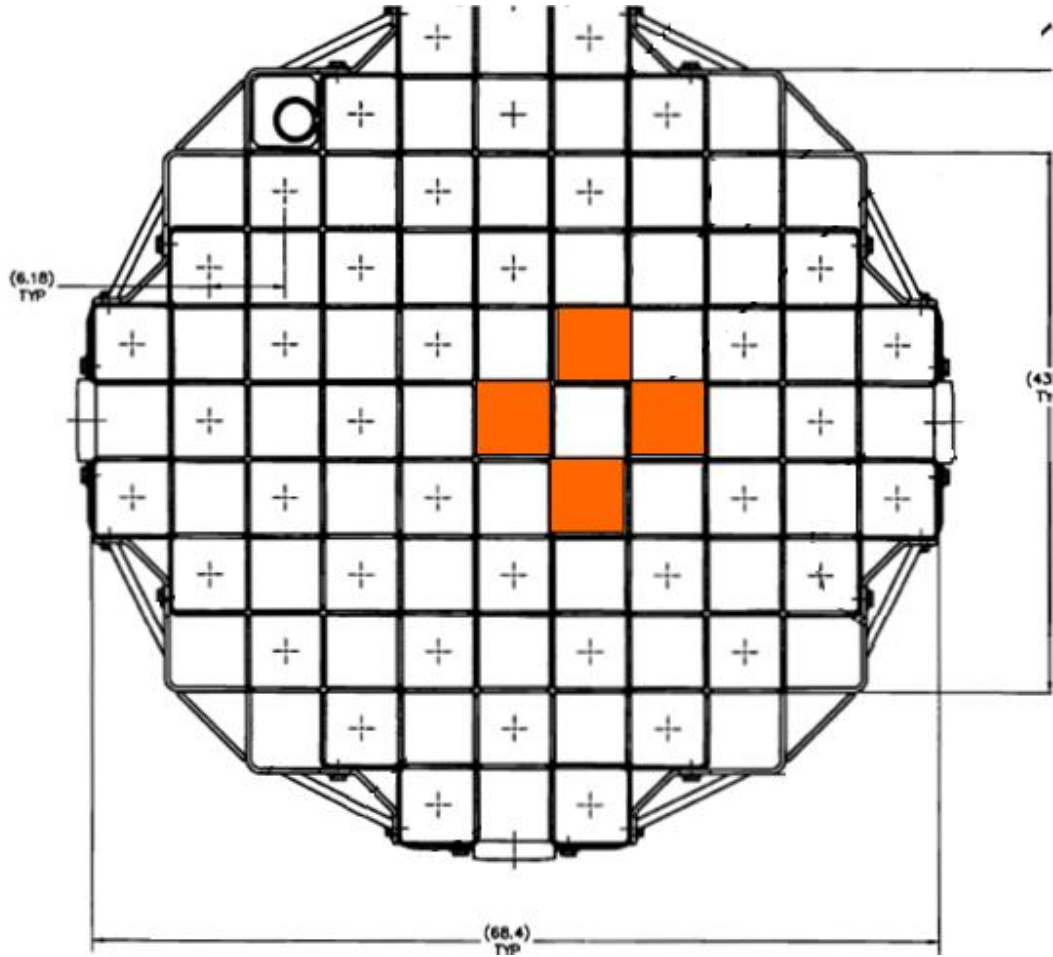


圖 2 燃料提籃結構

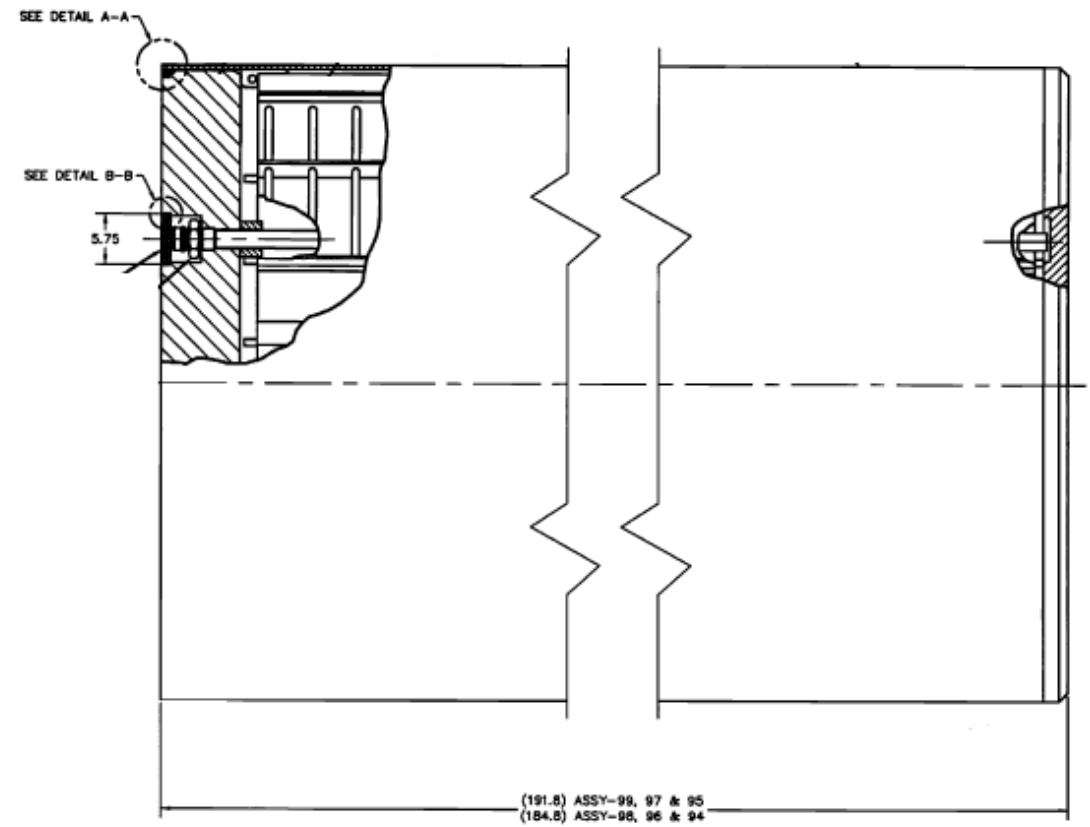
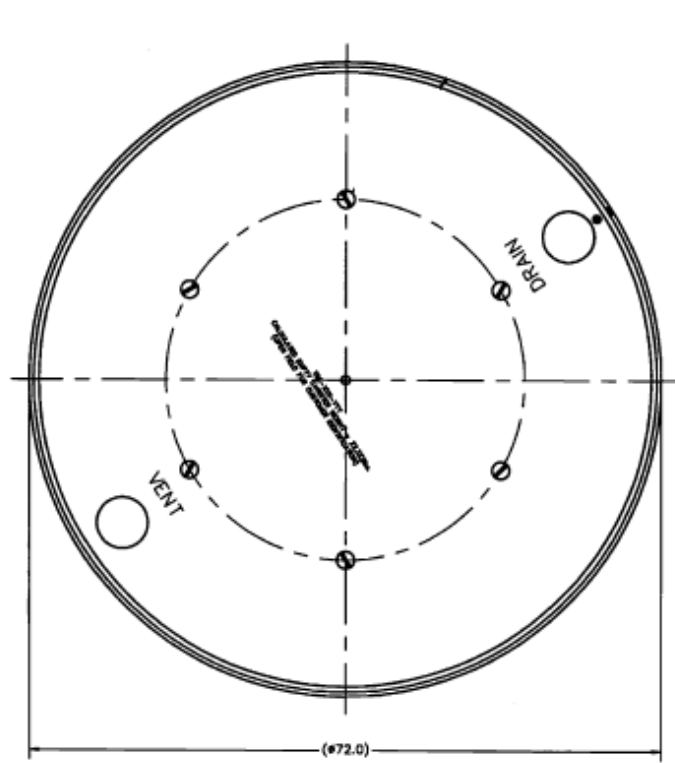


圖 3 密封鋼筒

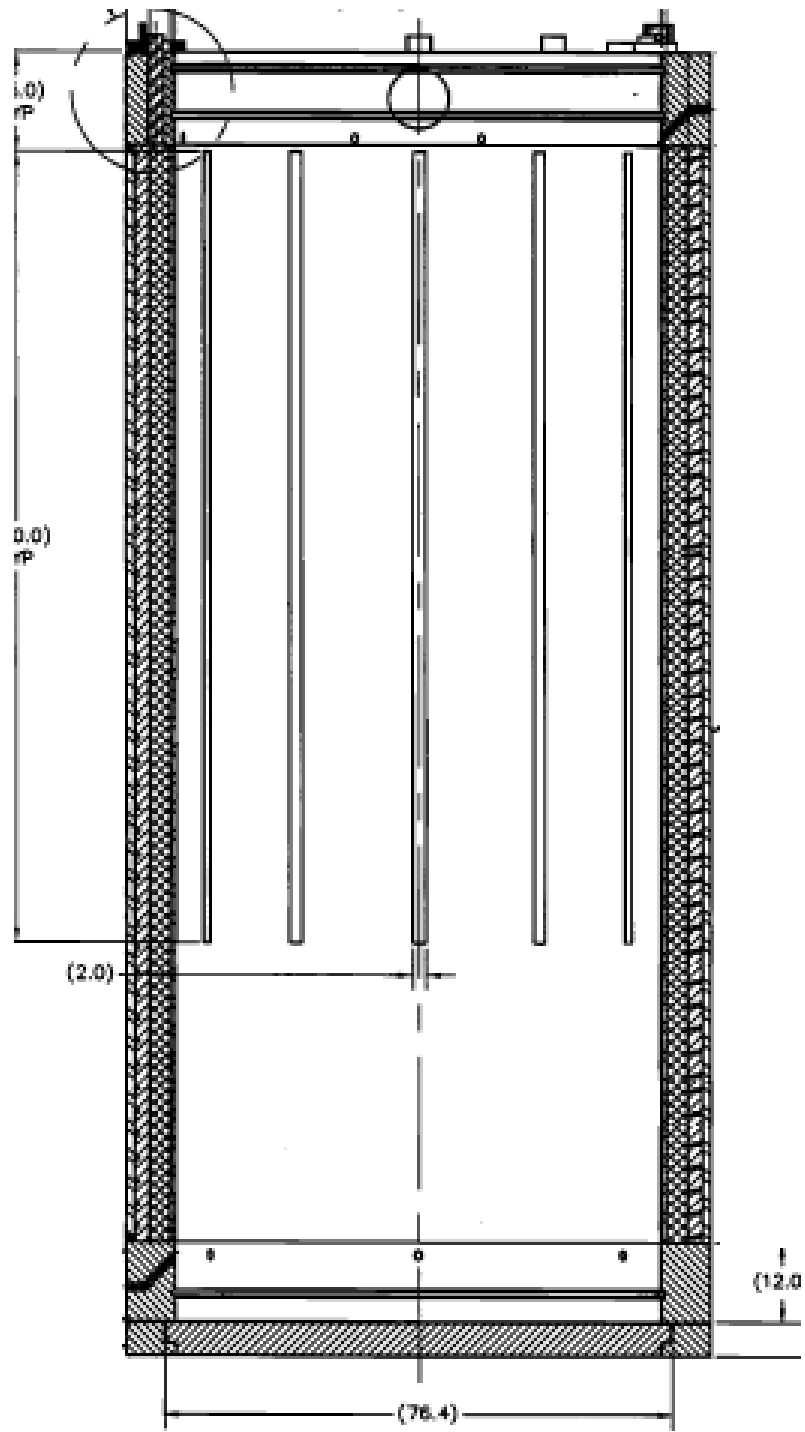


圖 4 傳送護箱

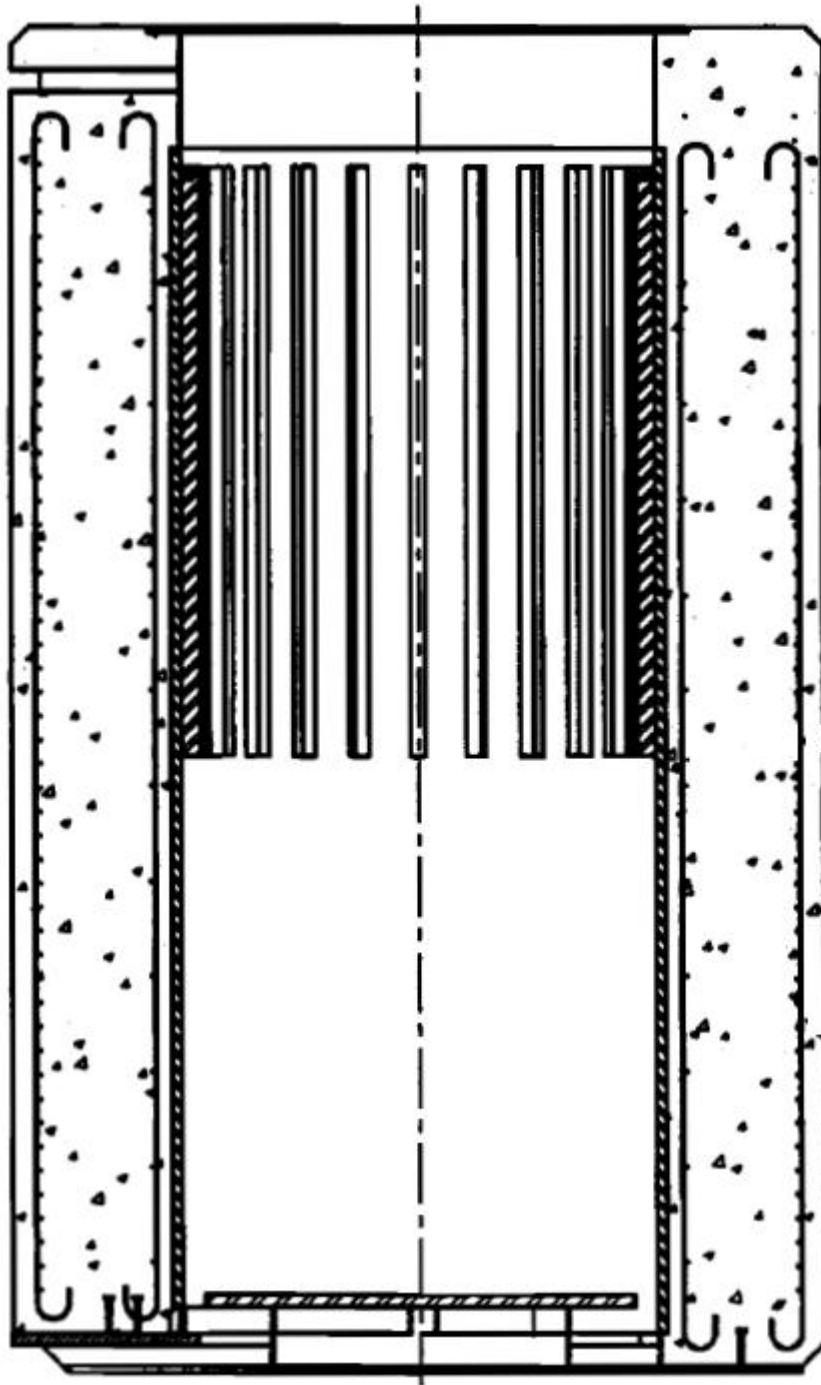


圖 5 混凝土護箱

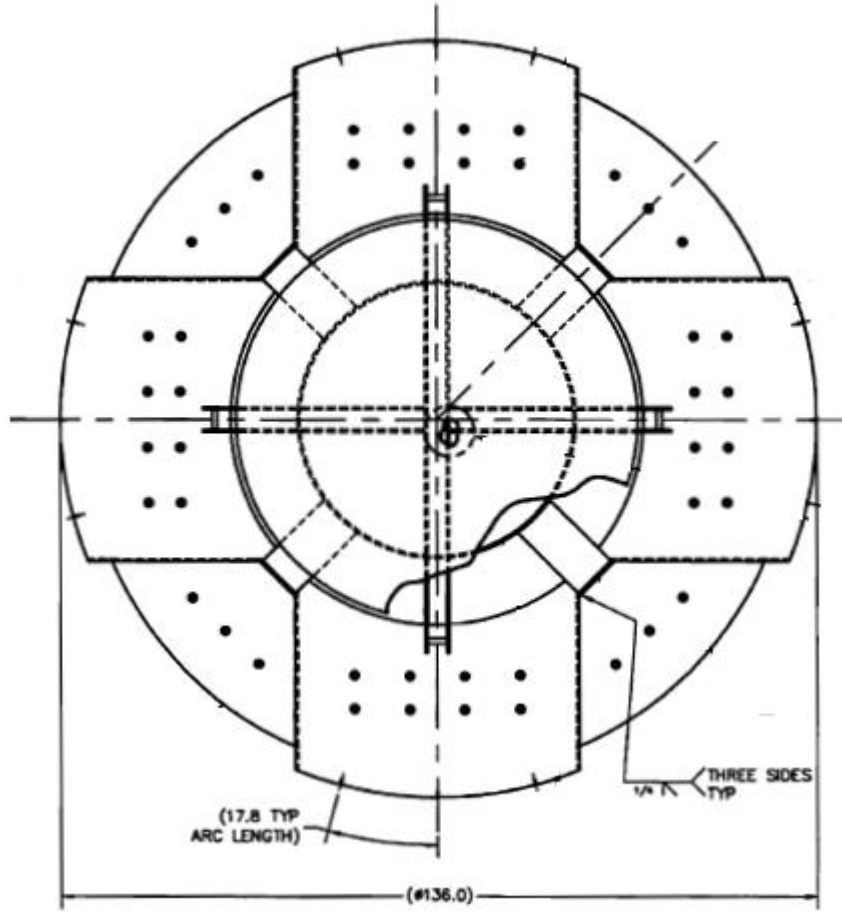


圖 6 凝凝鋼質底座

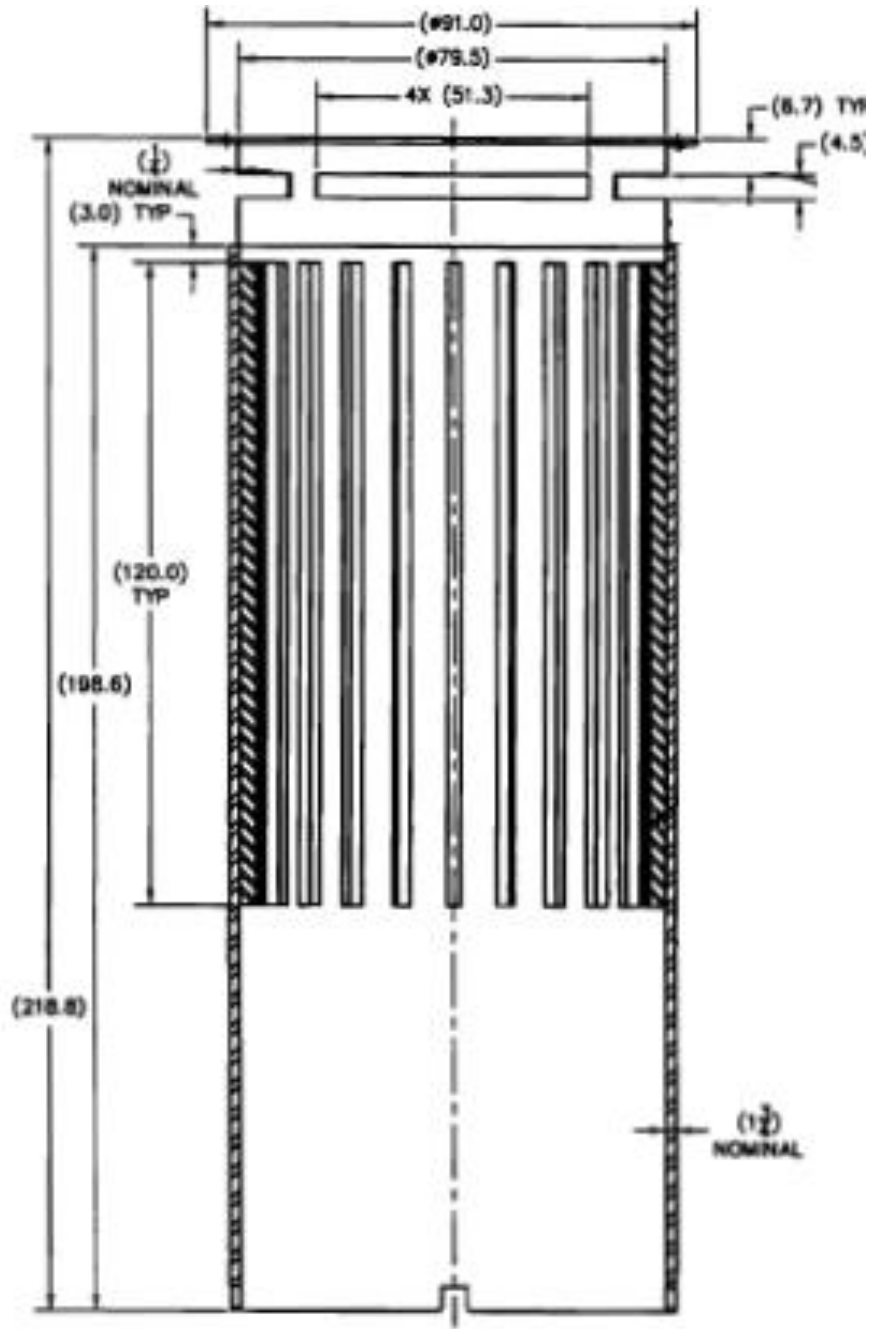


圖 7 混凝土內襯

表 1 核二乾貯系統重要尺寸列表

系統組件	元件	特徵尺寸	數值
密封鋼筒		直徑	72
		長度	191.8
		厚度	0.5
燃料提籃		長度	179.5
		直徑	70.76
		總貯存量	87
		套筒數	45
混凝土護箱	內襯	厚度	1.75
		外徑	83
	通氣孔	高度	2
		寬度	136
	混凝土	厚度	26.5
傳送護箱	內殼板	厚度	0.75
	外殼板	厚度	1.25
	鉛屏蔽	厚度	3.2
	中子屏蔽	厚度	2.25
	屏蔽門	厚度	5

3.3 材料性質

核二廠乾貯系統各元件之熱傳特性經蒐集後整理為流體與固體兩類，以下將分析詳述所蒐集到之材料與其處理後之結果。

3.3.1 流體熱傳性質[9]

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所示：

表 2 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

表 3 氬氣熱傳性質

	溫度(K)					
	300	400	500	600	700	800
DENSITY (Kg/m ³)	0.1625	0.1219	0.09754		0.06969	
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

表 4 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

3.3.2 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、鋳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 5 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 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 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 9 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 10 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 11 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 12 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		

四、分析技術驗證

本研究於進行核二廠乾貯系統之熱水流案例之平行驗證案例工作前，將延續第一年的工作進度進行本年度的研究工作。而在執行相關平行驗證前則將先行針對此一分析方法論進行校驗，以確保此分析技術所得之熱水流結果，確可用於核二平行驗證工作中。為此，本研究選用 EPRI 所建立之 VSC-17 實驗數據作為驗證之比對依據。

4.1 模型建立

VSC-17 系統系一裝載用過沸水式燃料之乾貯系統，其設計與實際商用版之 VSC-24 雷同，僅依據其裝載燃料數量進行尺寸修改而獲得之實驗用乾貯系統。此一系統所裝載之燃料並非單純退爐之核子燃料，其燃料匣可稱之為集束式燃料 (collected fuel rod) 匣；當用過核子燃料在準備進行乾貯時，將先行拆除相關格架與其它元件，僅留下燃料棒並集中擺置於一方型不銹鋼燃料匣中，故稱之為集束式燃料匣。

圖 8 為 VSC-17 之配置圖，圖中各個方格代表一束燃料束，且其中之分別標註其燃料編號而括號內數值即為該燃料束之發熱功率(W)；如圖所示，VSC-17 乾貯系統之熱負載可沿 4 號燃料與 14 號燃料之方向分割為 2 個近似對稱之分佈；兩者除 2 號燃料與 11 號燃料有較明顯的差異外，其餘燃料之功率差異有限。故本計畫於保守考量下，選用右上方之 1/2 區域作為模擬計算域進行驗證工作，而所獲得之幾何形狀則如圖 9 所示。

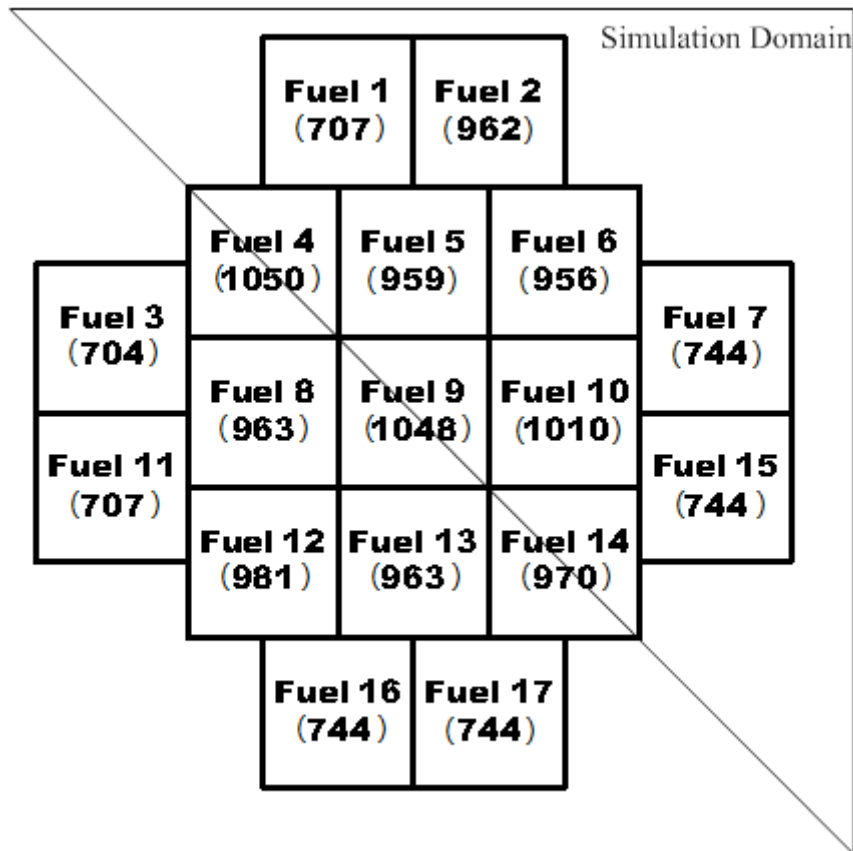


圖 8 VSC-17 燃料功率配置與計算域選用範圍示意圖

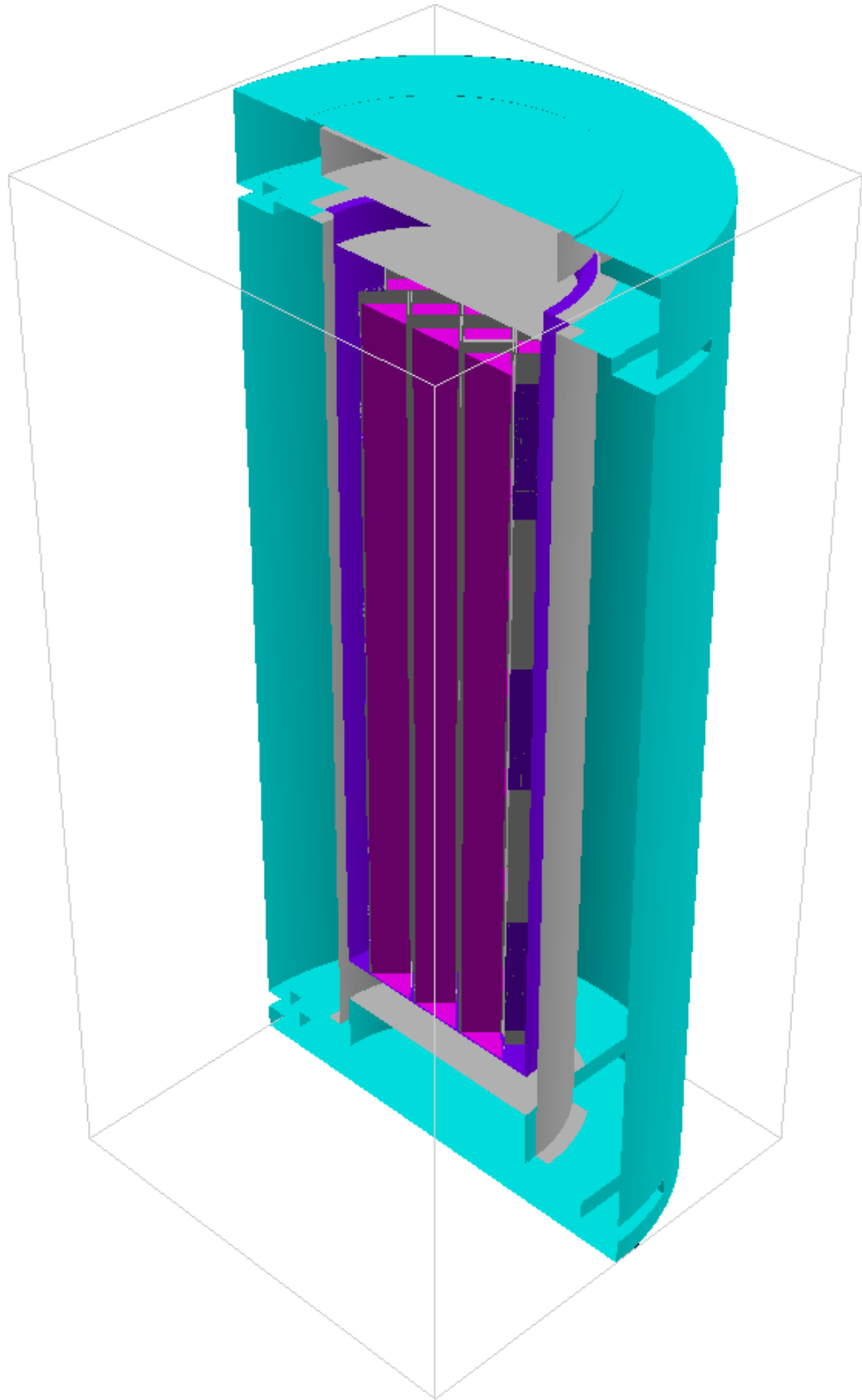


圖 9 VSC-171/2 模型示意圖

4.2 模式設定與假設

根據先前所建立之模式，本研究即可進行 VSC-17 熱流校，所有模式之假設條件與簡化如下所述：

1. 採用 VSC-17 實驗報告中 SURRY 功率分佈進行功率設定；
2. 各組燃料之發熱量依實際分佈進行配置；
3. 利用多孔性材質進行燃料束設定，以提供一有流阻效應之通道，供燃料組件簡化為均質模式，透過並聯熱阻之方式進行計算。由於此燃料櫃內之燃料束並非原始之 PWR 燃料束，而是將燃料束密集堆疊於一不銹鋼製之燃料櫃內，因此除軸向之等效熱傳導率不同外，另二個座標之熱傳導率假設為一致；此簡化已廣泛用於各種燃料束模式建立，其可靠度已廣被接受。
4. 混凝土基座底部假設為絕熱，以接近實際物理現象並略微增加保守度。
5. 所有材料性質依報告所述之材料性質進行設定。
6. 外側對流係數以先前所建立之 UDF 為之；
7. 環境溫度假設為 21°C 與 VSC-17 實驗條件一致；
8. 日照輻射依 IDAHO 之實際經緯度(43.516689,-112.060547)(圖 10)輸入 FLUENT 中進行計算，於 10 月時其平均直射日照強度為 $36.7\text{W}/\text{M}^2$ ，而側邊日照強度則約 $30.91\text{W}/\text{M}^2$ (圖 11)。

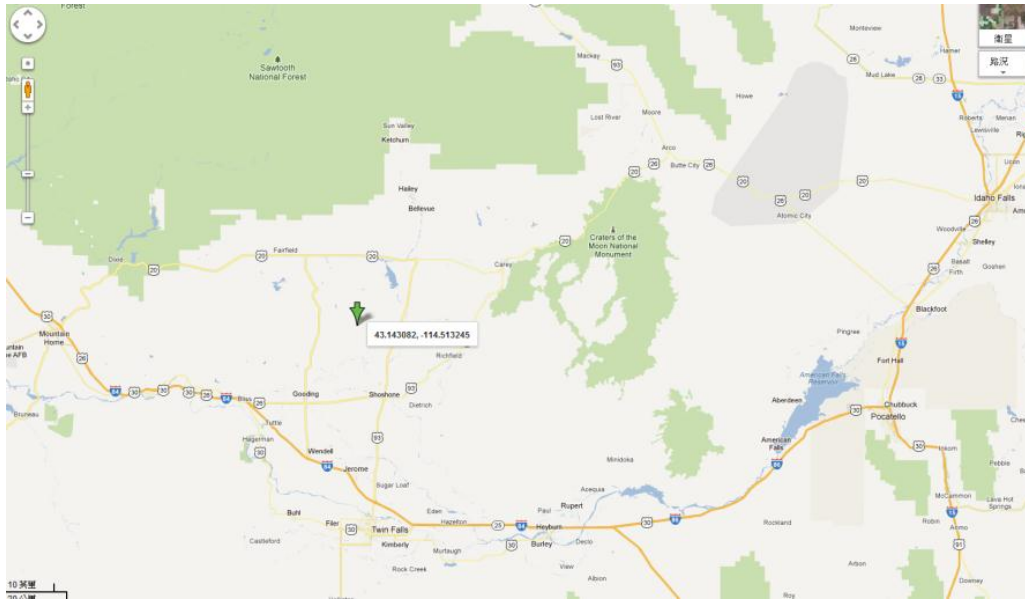


圖 10 VSC-17 乾貯系統實驗場址之經緯度大略位置

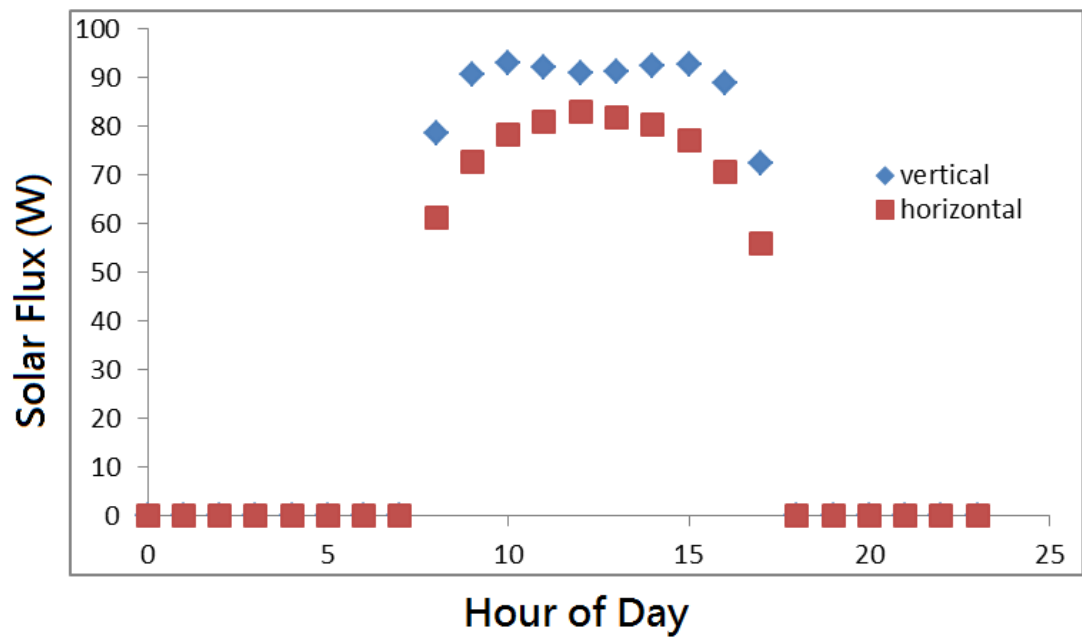


圖 11 VSC-17 乾貯系統實驗場址之於 10 月之估算輻射

4.3 模擬與校驗評估

經上述之建模與假設過程，所得之溫度分佈結果如圖 12 所示。圖中燃料束因為衰變熱的作用而合理的高於其它元件，並且透過其它元件將熱傳遞至外部的金屬罐，並經由空氣對流將其帶至外界。因此，整體溫度分佈由內而外呈現由高逐漸降低的分佈。

若再更進一步的將計算結果與 VSC-17 的實驗結果依燃料 9(圖 13)、燃料 10(圖 14)、燃料 7(圖 15)與燃料 6(圖 16)之量測結果進行比對，則可以發現，本分析技術所獲得的分析結果與實驗值不僅趨勢一致，其量化比對亦顯示兩者的誤差低於 0.5°C 以下。唯一較明顯的差異是出現在較外側的燃料束中下緣部分，此部分的計算結果略低於實驗所得之數值。此一差異主要是來自於燃料匣與金屬罐之間的接觸熱阻不一致所致。

而更進一步的量化數據顯示，本平行驗證所採用之方法論，確可在各項元件之最高溫度預測上，獲得與實驗數據相符的結果。其中，雖然混凝土元件雖有約為 2.7°C 之溫度差，但此誤差係單純係因實驗所提供之數據並非真實混凝土之最高溫度所造成的差異，故此差異的存在並不影響分析方法論之精確性。

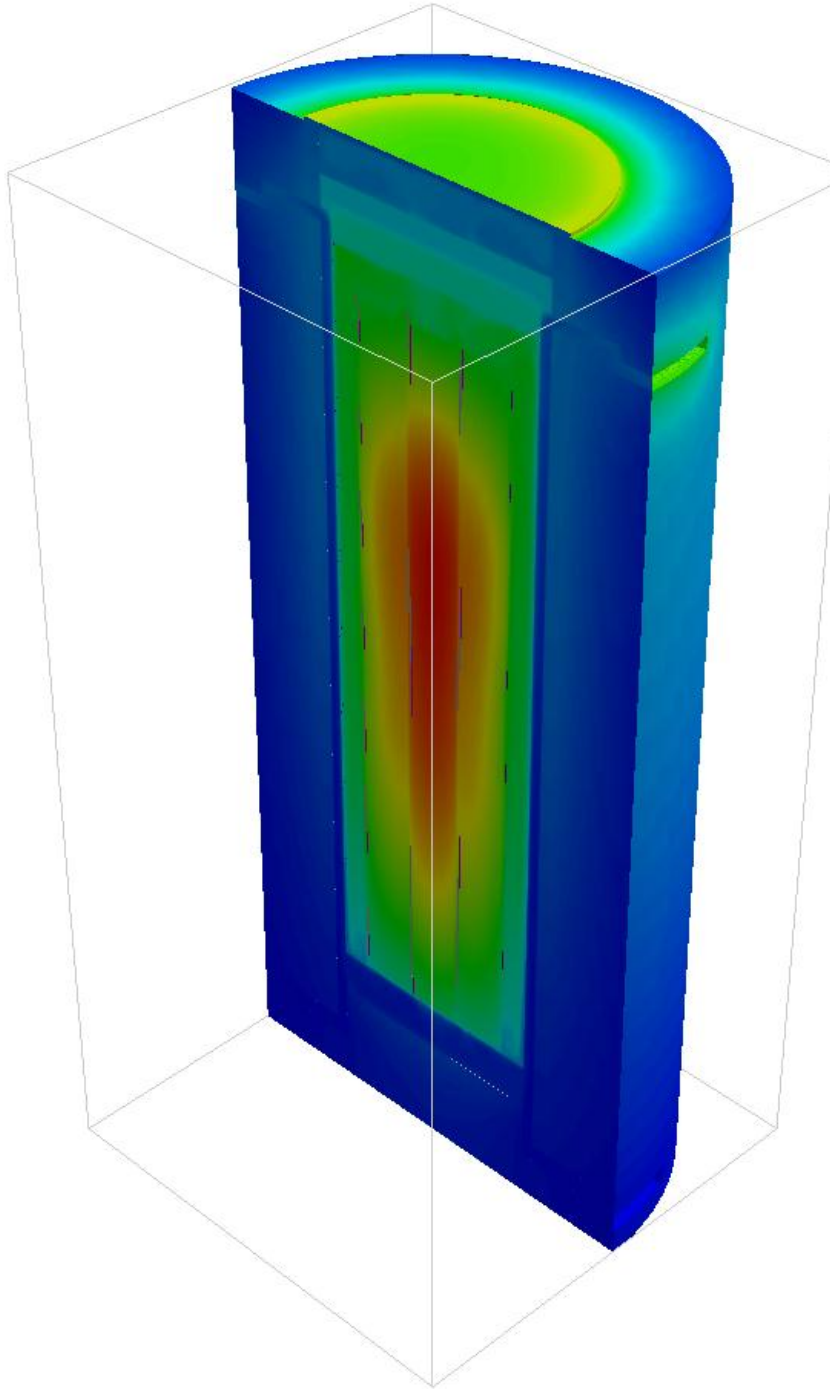


圖 12 整體溫度分佈

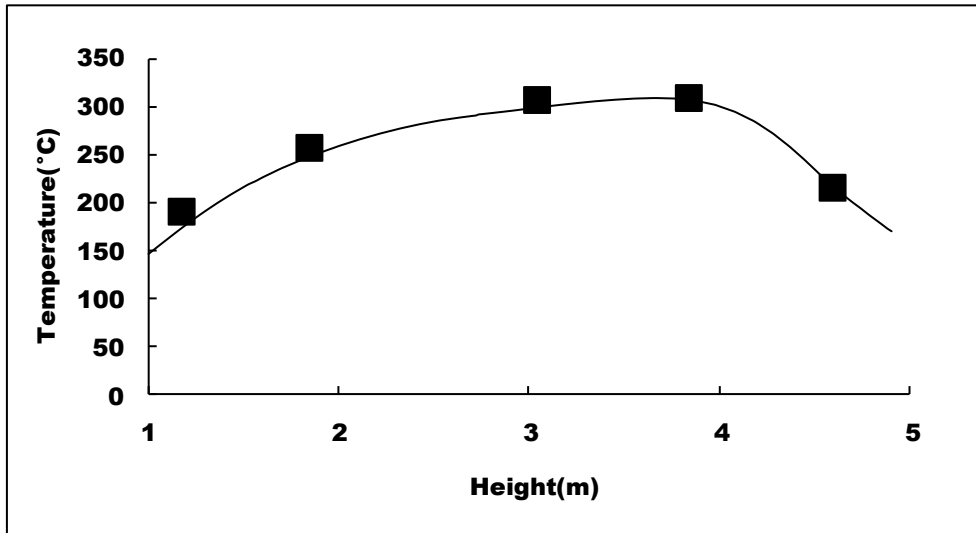


圖 13 燃料 9(中央)之軸向溫度分佈

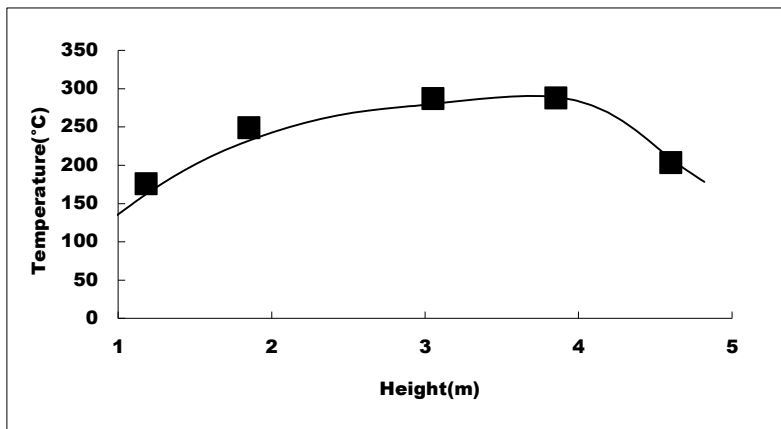


圖 14 燃料 10 之軸向溫度分佈

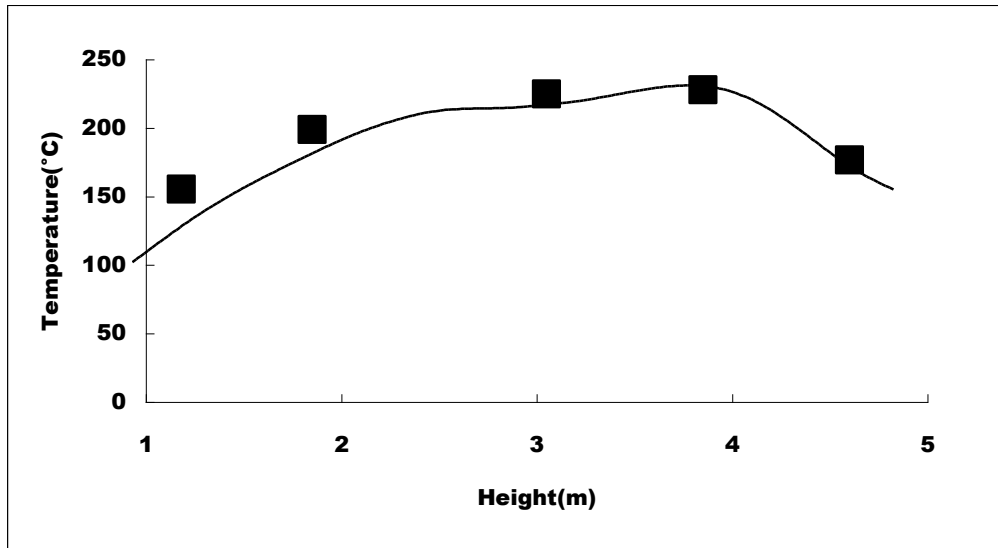


圖 15 燃料 7 之軸向溫度分佈

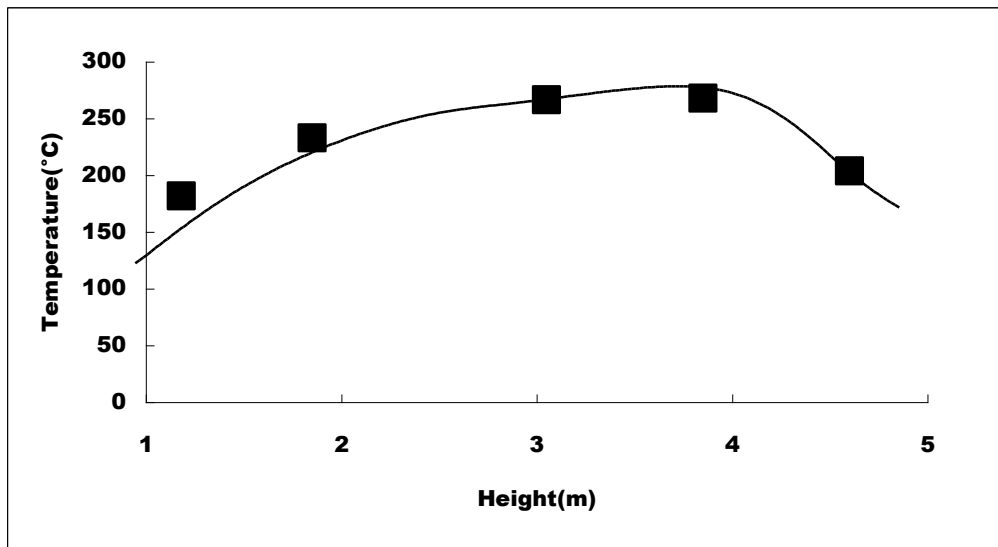


圖 16 燃料 6 之軸向溫度分佈

表 13 利用 VSC-17 進行分析方法論校驗之量化比較

最高溫度	實驗結果	模擬結果
(P9)	316.0	319.79
(P10)	292.48	299.28
(P6)	281.67	282.08
(P7)	243.29	234.85
混凝土	69.2	70.963
上蓋	62.47	62.386

五、平行驗證結果

本研究在完成模式建立、方法論校驗後，即可針對台電核二廠乾貯系統安全分析報告進行熱流分析的平行驗證，依原先計畫書規劃本計畫於上半年執行期間將完成以下類型之案例分析：(一)傳送階段案例、(二)貯存階段案例。而剩餘較為特殊的事故案例；例如，內部壓力等案例，則將於第三季執行完畢。以下將針對上述之(一)傳送階段案例、(二)貯存階段案例進行平行驗證之討論與說明。

5.1 傳送階段案例效驗

本節將針對傳送階段的充水階段、真空階段、充氦階段與傳送階段進行校驗分析。

5.1.1 充水階段

此節主要用以校驗傳送護箱在 ACWS 為可用且 TSC 填充水的狀態下之熱流特性，依據台電原有 SAR 之分析設定，此案例之邊界條件可歸納如下：

- 忽略熱輻射機制
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定(孔隙度 0.5569)
- ACWS 供水條件為 38GPM，水溫 37.7°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應。
- 每束燃料假設為 195W；

經計算後所得之結果如圖 17 所示；由於內部充水所具有的高移熱能力，使得提籃與燃料束之溫度極為均勻，而由右下流線圖的分佈亦可發現自然對流所造成的內部流動，將使水由提籃底部流入，並經燃料加熱後向上流動，最後再由

TSC 表面經 ACWS 冷卻後向下，形成完整的循環。

此現象顯示，在 TSC 中的流體將因為提籃阻礙而必需經由較小間隙流入待貯燃料束的實際情形，且當水流入燃料束後因受到提籃與燃料匣之結構阻礙而無法形成橫向流通。然而此一現象在台電所採用的 SAR 因 TSC 內部元件已完全均質化而將產生差異，而形成些微的差異。

本案例所獲得的分析結果與台電 SAR 可進一步量化比對後彙整為表 14。整體而言，台電計算所得之結果於此案例中，並未因為均質化設定而有明顯誤差發生。兩者之溫度差僅約 1.7°C，故無需再更進一步的探討比較。

而由於此案例同時被應用於 ACWS 失效時之容許作業時間估算，在考慮台電 SAR 所計算之最高溫度比本分析案保守之故，其所估算之充水階段下的 ACWS 失效容許處置時間，將是合理且保守的。

表 14 充水階段下傳送護箱各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	47.72	46.74
提籃		46.58
TSC	43.57	44.36
中子吸收板	N/A	46.58
TFR 內/外殼體	N/A	38.29/38.12
NS4	N/A	38.26

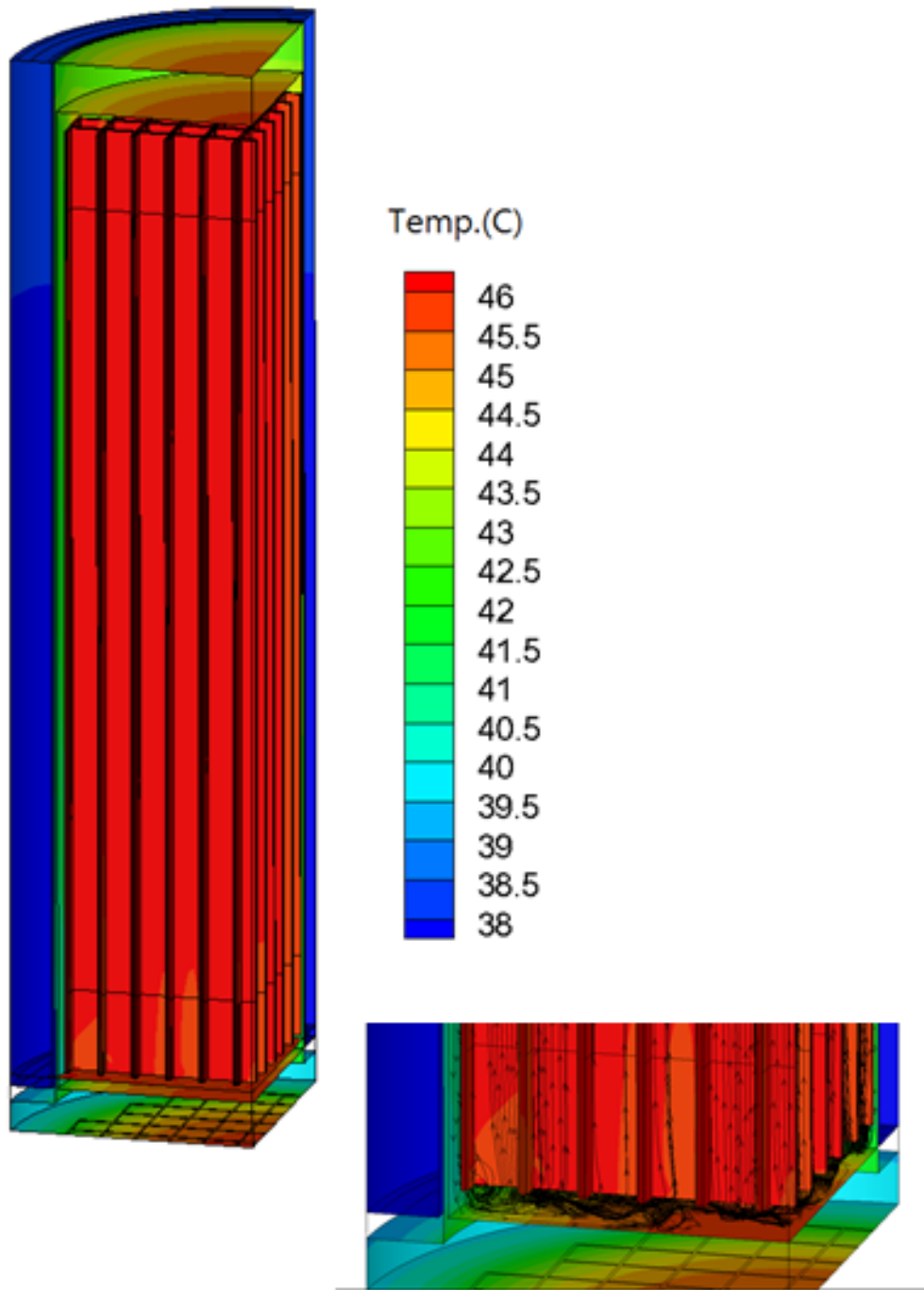


圖 17 充水階段下傳送護箱溫度分佈

5.1.2 真空階段

此節主要用以校驗傳送護箱在 ACWS 為可用，且 TSC 內所有流體已經由真空泵抽出之狀態下的熱流特性，依據台電原有 SAR 之分析設定，此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮熱輻射機制
- 由於真空條件下無需考慮燃料束內部對流效應，故將材料假設為固體，並依均質化處理進行材料性質設定
- ACWS 供水條件為 38GPM，水溫 37.7°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應。
- 每束燃料假設為 195W；

經計算後所得之結果如圖 18 所示；由於在真空階段內部並無任何流體，因此整體的熱傳導效果將比充水階段為差，而使得燃料束的溫度分佈呈現明顯的差異；然而由於外部 ACWS 系統仍持續作用，因此內部燃料束的最高溫度仍可有效的控制在溫度限值內。

本案例所獲得的分析結果與台電 SAR 進一步量後已後匯整至表 15；結果顯示，本研究所獲得之燃料束最高溫度值較台電 SAR 中所載溫度高出約 30°C，但仍低於溫度限值(400°C)。上述誤差推測是來自於台電 SAR 中採用充氦階段中較低的 TSC 表面溫度作為真空階段之邊界條件所造成；較低的 TSC 表面溫度使得真空階段內的輻射機制，由於溫度差的增加而提升，進而使預估得到的內部元件溫度值較低。另一方面，熱輻射模式的不同亦可能造成此一差異；台電此案例係利用 ANSYS 軟體之熱輻射模式進行計算，與本研究所採用的 DO 模式有所不同。

由於此階段之燃料最高溫度與溫度限值仍有明顯的差異，因此台電 SAR 中利用此溫度餘裕作為 ACWS 失效時的緩衝，是為合理且保守之處置。

表 15 真空階段下傳送護箱各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	261.1	291.195
提籃	253.3	273.38
TSC	N/A	64.75
中子吸收板	N/A	273.215
TFR 內/外殼體	N/A	38.29/37.84
NS4	N/A	38.25

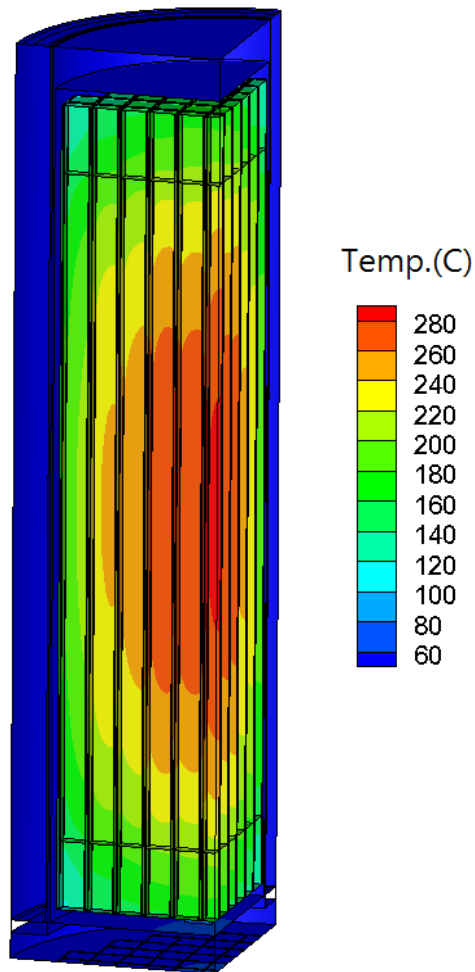


圖 18 真空階段下傳送護箱溫度分佈

5.1.3 充氦階段

此節主要用以校驗傳送護箱在 ACWS 為可用，且 TSC 填充氦的狀態下之熱流特性，依據台電原有 SAR 之分析設定，此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮熱輻射機制
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定
- ACWS 供水條件為 38GPM，水溫 37.7°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應。
- 每束燃料假設為 195W；

圖 19 為充氦階段的溫度分佈圖；相較於真空階段中因為無任何流體而致使 TSC 內部為純熱輻射熱傳之狀況，充氦所提供的自然對流明顯的提供了額外的移熱能力。除此之外，TSC 內燃料束的軸向溫度分佈也因為自然對流的作用而由原本真空狀態下的近似對稱轉變為高溫區偏上的狀況。這是因為自然對流由提籃底部流入燃料束後，因為衰變熱的作用而升溫所致而導致的溫度分佈偏移。

本案例之平行驗證計算所獲得之燃料束最高溫度，較台電 SAR 中所載之數值高出約 60°C(表 16)；此差異主要來自於 TSC 內部模式的不同。但由於此階段之燃料最高溫度與溫度限值仍有明顯的差異，故此不影響最終之安全評估結果。

表 16 充氦階段下傳送護箱各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	147.84	210.01
提籃		204.06
TSC	45.80	44.45
中子吸收板	N/A	203.85
TFR 內/外殼體	N/A	38.01/37.91
NS4	N/A	37.9

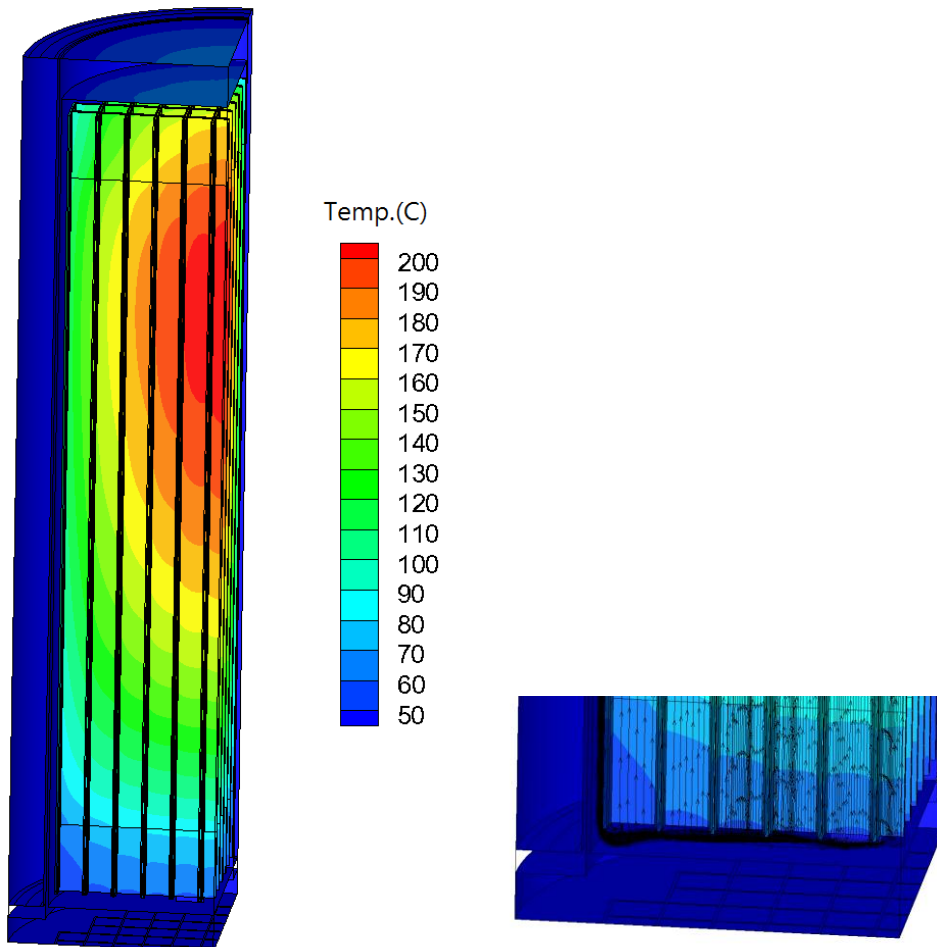


圖 19 充氦階段下傳送護箱溫度分佈

5.1.4 傳送階段

此節主要用以校驗傳送護箱在 ACWS 移除後，傳送護箱準備進行移送至乾貯廠並裝載易混凝土護箱前的狀態，依據台電原有 SAR 之分析設定，此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮熱輻射機制
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定
- 假設空氣通道之對流機制已經建立，並假設其環境溫度為 32°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應。
- 每束燃料假設為 195W；

圖 20 為傳送階段的溫度分佈圖；相較於充氬階段時因為 ACWS 系統持續對 TSC 進行冷卻，傳送階段的 ACWS 通道因已移除供水管線而僅能以空氣對流效應來移除衰變熱，以致於系統之整體溫升大幅的提高。此案例之平行驗證計結果顯示，燃料束最高溫度約為 362.13°C，較台電 SAR 中所載之數值高出約 50°C(表 17)，由於其誤差原因與先前案例相同故不再加以說明。

此外，由於此階段之分析結果因涉及傳送階段遭遇燃油火災之分析，故此計算所得之傳送護箱外殼體溫度亦可供燃油火災案例之系統安全性分析。針對此一火災案例，台電公司所送 SAR 未包含此階段下的 NS4 及傳送護箱外殼體溫度，卻又以其溫升作為火災影響程度評估；經此計算後發現，NS4 在此傳送階段之最高溫仍有逾 80°C 的餘裕，故若依能量守恆估算火災之溫度變化(約 52°C)，傳送護箱並無安全疑慮，已建議管制單位要求台電公司提供其分析所得之傳送護箱外殼溫度，以提升安全分析報告之嚴謹性。

表 17 傳送階段下傳送護箱各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	317.8	362.13
提籃		356.69
TSC	N/A	257.28
中子吸收板	N/A	355.46
TFR 內/外殼體	N/A	69.96/67.97
NS4	N/A	68.5

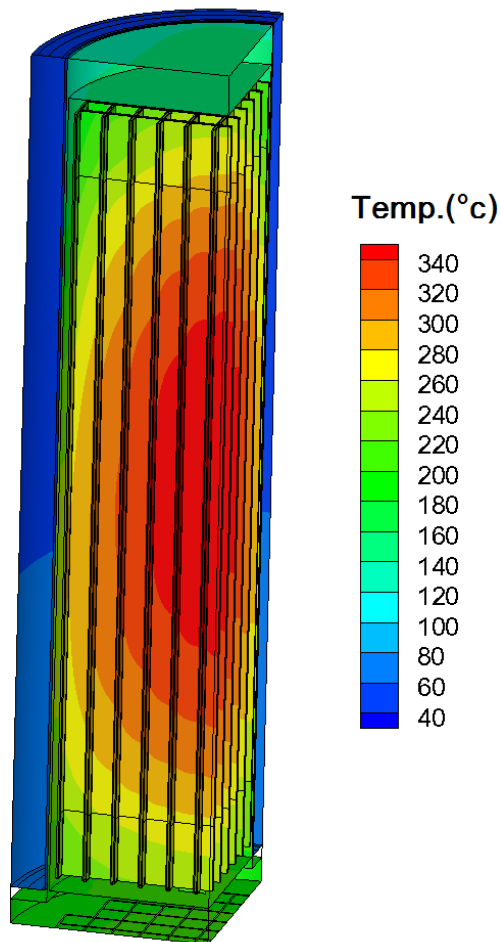


圖 20 傳送階段下傳送護箱溫度分佈

5.2 貯存階段案例

本節將針對乾貯系統於貯存階段下可能遭遇的正常、異常與事故狀態，共計六個案例進行校驗分析。

5.2.1 正常貯存

此節主要用以校驗乾貯設施(混凝土護箱與 TSC)在正常貯階段的傳送護箱在 ACWS 移除後，傳送護箱準備進行移送至乾貯廠並裝載易混凝土護箱前的狀態，依據台電原有 SAR 之分析設定，此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮輻射熱傳機制
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定
- 假設空氣通道之對流機制已經建立，並假設其環境溫度為 32°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應
- 每束燃料假設為 195W
- 日照輻射熱對混凝土護箱之影響以 10 CFR 71 規範為依據

圖 21 為整體乾貯系統在正常狀態的溫度分佈圖；由溫度分佈可以發現，空氣由混凝土護箱底部的通氣孔受到自然對流效應的影響而流入護箱中，並沿空氣流道向上流動，進而藉由 TSC 與內襯表面之對流將衰熱移除。加熱後的空氣將經由混凝土護箱頂部的出氣口流出，並使得混凝土的頂部溫度明顯高於底部。

此案例經本研究所使用的方法論計算後所得結果與台電 SAR 數據之量化比對之結果則如表 18 所示。兩者的比較結果顯示，本分析所獲得燃料溫度略高於台電 SAR 中所記載之值。反之，外部元件溫度，例如 TSC 混凝土最高溫度皆略低於 SAR 之值。然而兩者之間的差異並不明顯，且符合相關設計限值，故不影響安全評估之結果。

表 18 正常貯存狀態之乾貯系統各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	251	254.73
提籃		243.34
TSC	164	150.50
中子吸收板	N/A	243.10
混凝土最高溫度	92	87.69
混凝土平均溫度	63	66.08

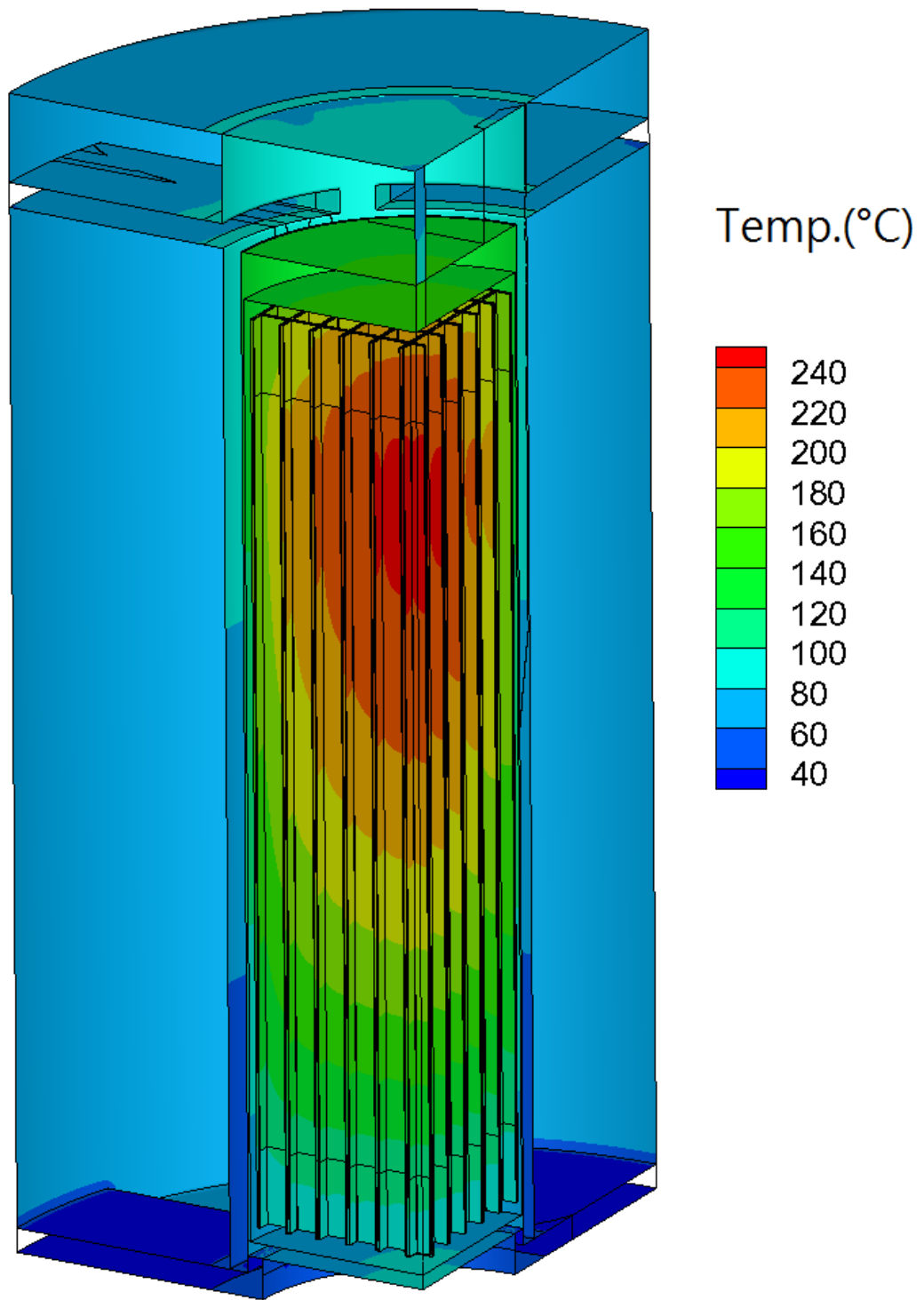


圖 21 正常貯存狀態之乾貯系統溫度分佈

5.2.2 極低溫度(-40°C)

相較於正常狀態，極低氣溫案例即是針對氣溫因故下降所可能造成的影響進行涵蓋性評估，此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮混凝土內之輻射熱傳機制
- 忽略凝土護箱表面日照與輻射效應
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定
- 假設空氣通道之對流機制已經建立，並假設其環境溫度為-40°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應
- 每束燃料假設為 195W

圖 22 為極低溫度狀態下的乾貯系統溫度分佈圖；由溫度分佈可以發現，整體溫度分佈的趨勢與正常案例相似，但由於進氣口溫度極低且無日照影響，故混凝土護箱的溫度明顯低於正常貯存狀況。由於環境溫度遠低於正常貯存狀態，故於此案例下之元件溫度，將有更大的溫度餘裕(表 19)。

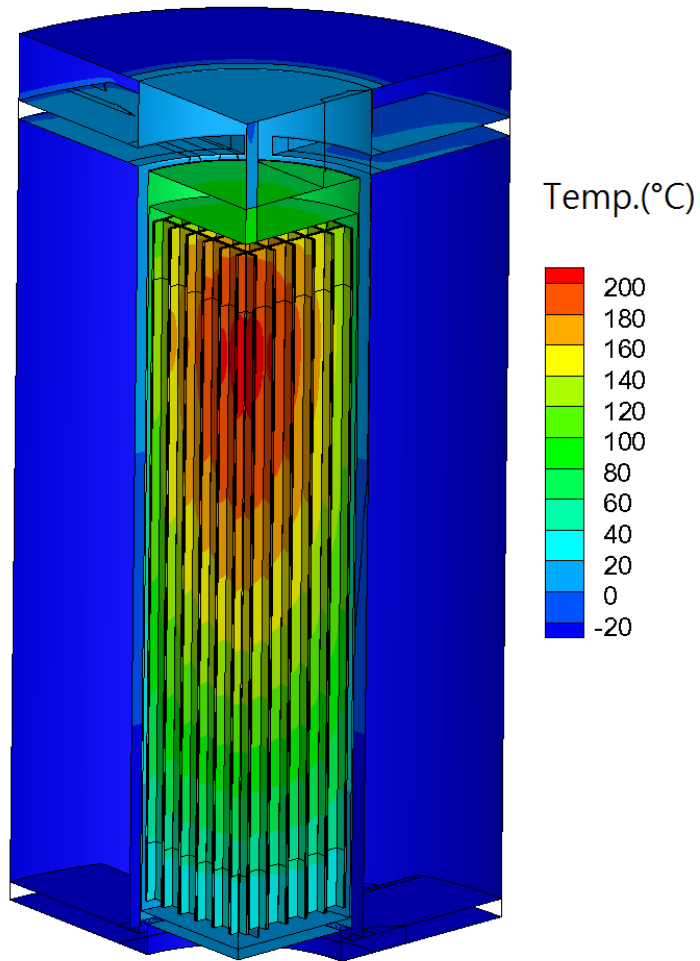


圖 22 極低溫狀態之乾貯系統溫度分佈

表 19 極低溫狀態之乾貯系統各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	169	214.30
提籃	169	202.07
中子吸收板	N/A	202.04
TSC	89	93.37
混凝土最高溫度	-7	12.28

5.2.3 異常高溫(41.1°C)

相較於正常狀態，異常高溫案例主要是針對氣溫因故升高時對乾貯系統可能導致之影響進行探討，此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮輻射熱傳機制
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定
- 假設空氣通道之對流機制已經建立，並假設其環境溫度為 41.1°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應
- 每束燃料假設為 195W
- 考慮日照輻射熱對混凝土護箱之影響

圖 23 為異常溫度狀態下的乾貯系統溫度分佈圖；由溫度分佈可以發現，整體溫度分佈的趨勢與正常案例相似，兩者僅因環溫不同而有些許的溫度差（表 20），且兩者結果間之差異並不影響乾貯系統的安全性，故無需再進一步加以討論。

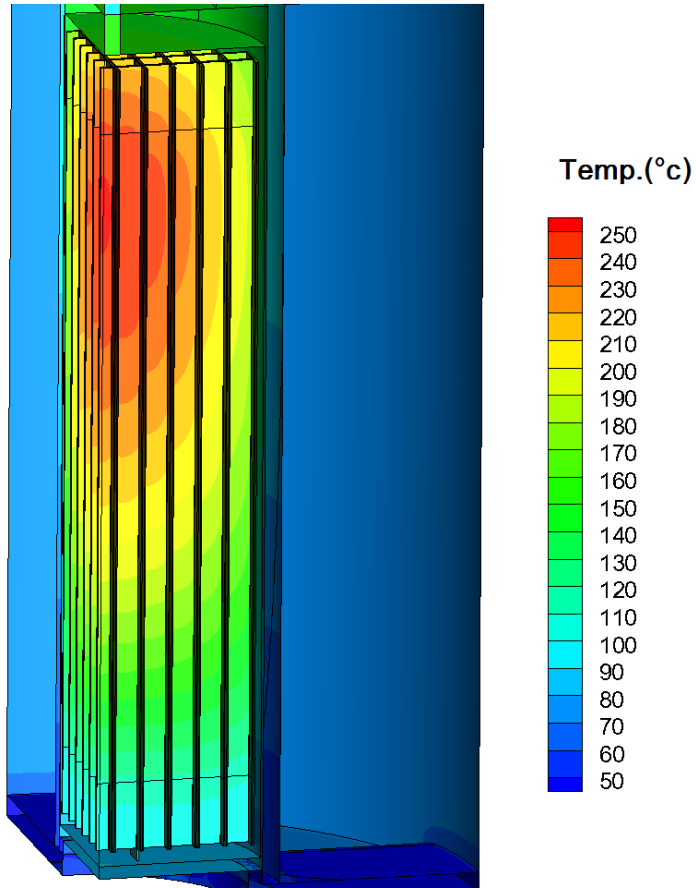


圖 23 異常氣溫下之乾貯系統溫度分佈

表 20 異常氣溫下之乾貯系統各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	260	260.58
提籃	260	249.33
中子吸收板	N/A	249.31
TSC	173	158.64
混凝土最高溫度	103	97.16

5.2.4 異常狀態(進氣口半阻塞)

相較於正常狀態，異常高溫案例主要是針對氣溫因故產生變化對乾貯系統可能導致之影響進行探討，此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮日照輻射熱對混凝土護箱之影響
- 考慮輻射熱傳機制
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定
- 假設空氣通道之對流機制已經建立，並假設其環境溫度為 32°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應
- 每束燃料假設為 195W
- 考慮日照輻射熱對混凝土護箱之影響
- 半數進氣口受阻塞

圖 24 為進氣口半阻塞狀態下的乾貯系統溫度分佈圖；由溫度分佈可以發現，整體溫度分佈的趨勢與正常案例相似，這是因為兩案例間僅因進口面積而使進氣狀態略有改變，但由於此案例中所減少的進口面積不致造成過大的流動阻力，故對空氣通道內之淨空氣流量影響極為有限。

整體而言，本案例之最高溫度低於正常案例更低之狀況是來自於底部不均勻的進氣效應造成了氣體再空氣通道中除了向上移動外，更需由較小的進氣口擴散至整個空氣通道，進而形成額外的弧向速度分量，並促使 TSC 表面之速度梯度與熱對流係數高於正常案例。整體而言，兩方法論所獲得的結果差異有限，且無任何超出設計限值或安全疑慮。

表 21 進口半阻塞狀況下之乾貯系統各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	251	249.13
提籃	251	237.58
中子吸收板	N/A	237.56
TSC	164	146.0
混凝土最高溫度	92	99.11

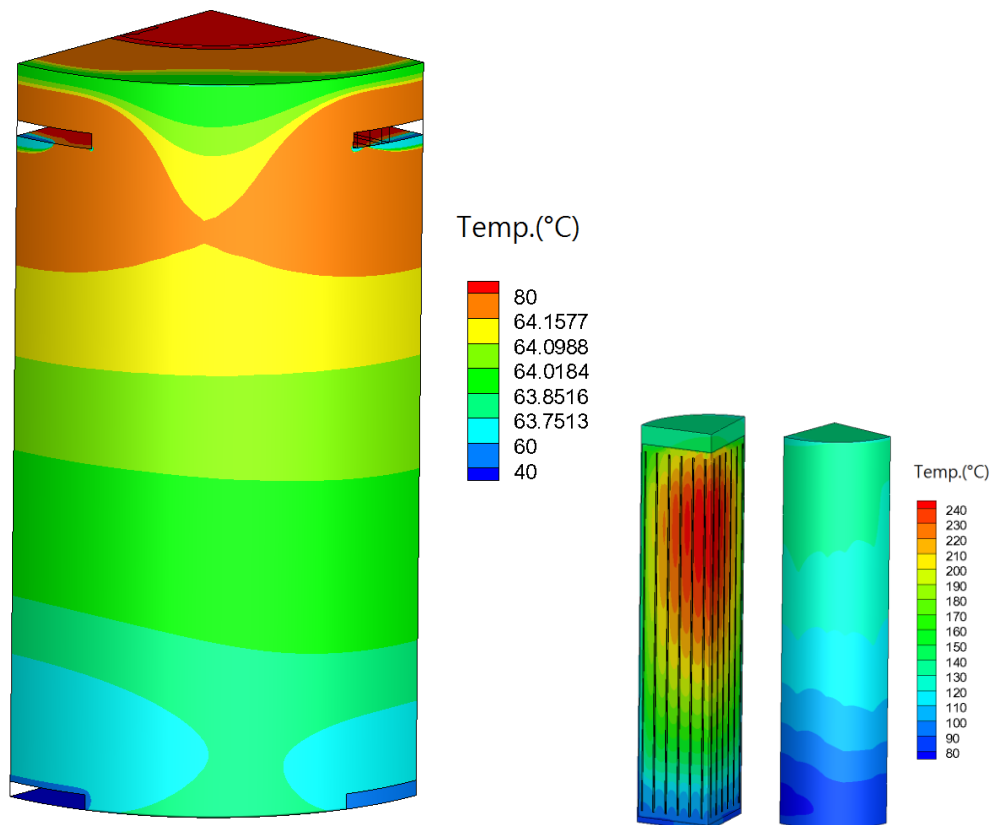


圖 24 進口半阻塞狀況下之乾貯系統溫度分佈

5.2.5 極度高溫(56.1°C)

相較於正常狀態與異常高溫案例，極度高溫的事故案例除了溫度明顯高於上述兩案例外，並無其它因素之影響此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮輻射熱傳機制
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定
- 假設空氣通道之對流機制已經建立，並假設其環境溫度為 56.1°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應
- 每束燃料假設為 195W
- 考慮日照輻射熱對混凝土護箱之影響

此案例之溫度遠比正常貯存及異常狀態的 41.4°C 來的高，使得所有元件之最高溫度隨之增加，然而環溫增加的幅度遠小於系統於上述兩案例中所具有的溫度餘裕，使得此案例的溫升並未造成明顯的結果變化，所有元件溫度仍距設計限值一段距離。故核二乾貯系統在面臨此一事故時，並不會有安全的疑慮。

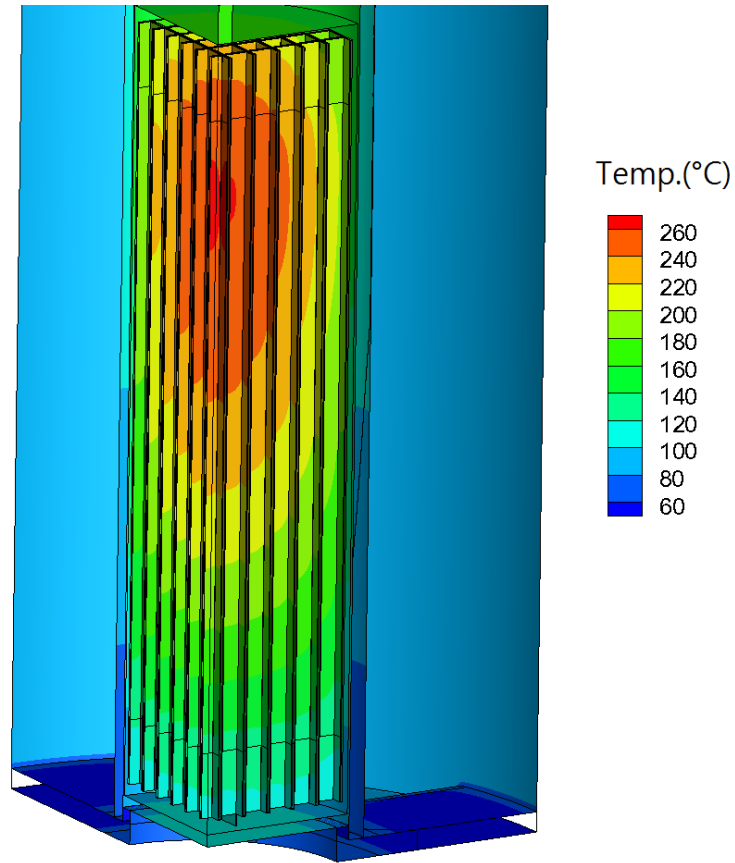


圖 25 極高環境溫度下之乾貯系統溫度分佈

表 22 極高環境溫度下之乾貯系統各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	276	270.85
提籃	276	259.87
中子吸收板	N/A	259.855
TSC	187	170.08
混凝土最高溫度	121	111.85

5.2.6 事故狀態(進氣口全阻塞)

相較於正常狀態與異常高溫案例，極度高溫的事故案例除了溫度明顯高於上述兩案例外，並無其它因素之影響此案例之邊界條件可歸納如下：

- 考慮輻射熱傳機制
- 由於考慮燃料束內部對流效應，故以多孔性材質模擬，並以均質化處理進行材料性質設定
- 假設空氣通道之對流機制已經建立，並假設其環境溫度為 32°C
- 底部假設為絕熱，其它邊界考慮輻射與對流效應
- 每束燃料假設為 195W
- 考慮日照輻射熱對混凝土護箱之影響
- 進氣口受阻塞

乾貯系統仰賴空氣道中受自然對流導入之低溫空氣進行熱移除，因此當進氣口全阻塞時，將會導致主要散熱機制消失。此時，原本藉由空氣對流移除的熱源，必需經過凝土護箱表面的對流散逸至大氣中；這使得原本可以良好移熱的系統，因為多了一道極厚且低傳導度的混凝土熱阻而導致溫度大幅提高(圖 26)，也因此乾貯系統的各元溫度在全阻塞事故下將大幅的提高(表 23)。本方法論所燃料護套最高溫度約為 443.85°C，雖略高於台電 SAR 之 402°C 但仍未發生燃料損壞之情形；其它金屬製元件也有相類似的情形，但皆低於設計限值。然而，本方法論所求得之凝土護箱的溫度卻大幅超過台電 SAR 之預估值。若此結果屬實，將使得凝土護箱在此事故下無法如台電 SAR 中所述，對於此事故之處置，可以不受失效時限之規範。

為求評估之嚴謹性，本計畫進一步的將各案例之徑向溫度分佈繪製並整理於圖 27 中，其結果顯示，本分析所計算得到的 TSC 內部溫差(由燃料束至 TSC 表面)約略呈現相同的分佈趨勢。這是因為無論在何種事故中，TSC 內部的熱傳機

制並未有明顯變化，其內部熱傳機制僅因為溫度值的變化而造成輻射熱傳與對流熱傳比例的改變。當溫度提高時，輻射熱傳因為藉由溫度四次方的差值進行傳遞，而使其效益變大；反之，理想氣體的熱膨脹係數因與絕對溫度之倒數有關且氣體黏滯係數亦將隨溫度的提高而增加，故愈高的流體溫度將導致更小的對流效應。

上述的影響若更进一步的藉由量化的溫度差值，將可更清楚的呈現。如表 24 所示，本研究所得的內部元件溫度差值(燃料束→TSC 表面)將因上述效應而隨著元件與氬氣溫度的提高逐漸減少。但於台電送交的 SAR 中，由於 TSC 內部元件採用均質化模式並忽略輻射效應之故，其內部元件溫度差值僅受流體熱膨脹能力影響，故僅隨溫度的上升而使溫差略為上升。然而，此一趨勢在全阻塞事故之內部元件溫度差卻與其它案例明顯不同，極高的溫度差值意味著台電 SAR 中 TSC 表面溫度並未隨著內部元件的升溫而等效的增加。換言之，在衰變熱通率不變的狀況下，此結果意味著 TSC 表面的總移熱能力(熱傳+輻射)較先前案例為高。此為台電分析中第一個需深入澄清之疑點。

此外，當熱量傳遞至 TSC 表面時，因為空氣流道受阻之故而僅能藉由輻射與傳導將熱由 TSC 表面傳送至混凝土內襯，再由混凝土表面散逸至大氣中。由此於途徑係為全阻塞事故下的主要熱傳途徑，故混凝土的溫度預期將因為流經此處的熱通量的增加而使溫度梯度大幅提高(圖 27)。

基於以上的說明，若更进一步的比較 TSC 至混凝土內層的溫度差值可以發現，空氣對流存在的案例，內襯與混凝土雖受輻射熱傳而升溫，但仍可透過冷空氣的冷卻而略為降溫，但故可由圖 27 與

表 25 中發現較大的溫度差(TSC→混凝土最高溫度)，此一溫差在環溫愈高的案例或是流量愈小的案例，將因為熱輻射效益的增加與對流能力的減少而隨之降低，而造成更高的混凝土溫度。但於台電 SAR 的全阻塞案例卻呈現與其它計算結果(SAR 或本計畫)不同的趨勢，此為台電分析中第二個需深入澄清之疑點。

另外若更直接的以各案例下的混凝土溫度值進行比較則可以發現，在空氣對

流存在的 41.1°C 與 56.1°C 度案例中，混凝土的溫度即由 103°C 合理地上升至 121°C 。但何以在完全喪失空氣流道的冷卻的案例中，大部分衰變熱需藉由混凝土進行熱移除的案例中，其混凝土溫度僅比 56.1°C 度案例高 1°C ，此為台電分析中第三個需深入澄清之疑點。

就上述三個台電 SAR 中所載的三個與基礎熱傳原理相悖之結果推論，在阻阻塞案例中，混凝土的溫度應該較合理趨近於本究所得之結果，而非台電 SAR 中過於低估之值。建議台電沿用核一廠 SAR 之分析方式，採用暫態分析模式進而求取合理之容許失效時間，並進一步訂定相符之緊急處置措施，以排除 SAR 中在全阻塞事故下的安全疑慮。

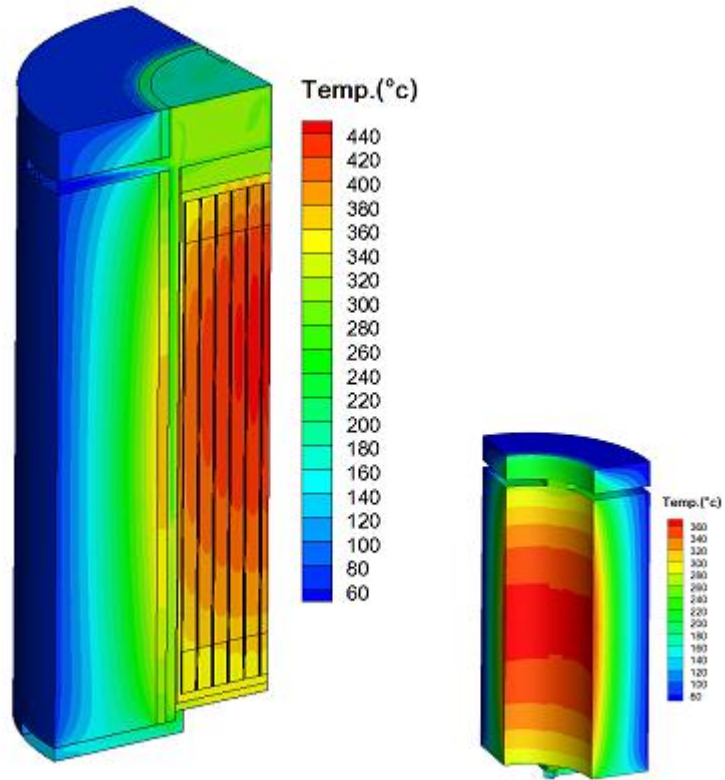


圖 26 全阻塞案例下之乾貯系統溫度分佈

表 23 全阻塞案例下之乾貯系統各元件最高溫度列表

元件	SAR(°C)	分析結果(°C)
燃料束	402	443.85
提籃	402	437.23
中子吸收板	N/A	
TSC	271	383.14
混凝土最高溫度	122	367.33

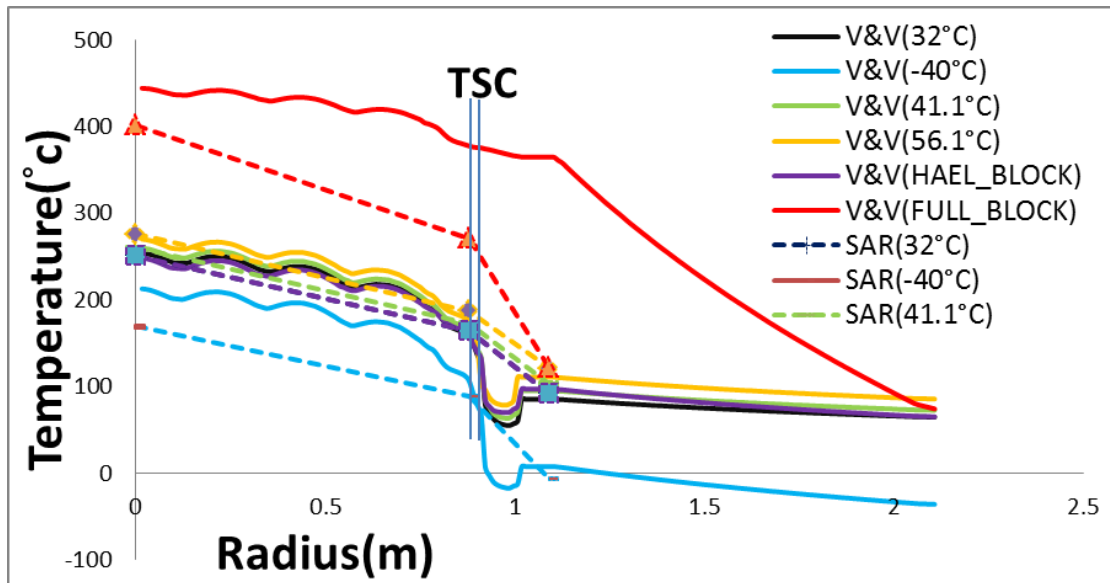


圖 27 各案例之徑向溫度分佈

表 24 全阻塞事故下，燃料至 TSC 表面之溫度差比較表。

案例類型	SAR 結果(°C)	本計畫結果(°C)
-40°C	80	120.93
32°C	87	104.73
41.1°C	87	101.94
56.1°C	89	100.77
HALF-OPEN	87	102.13
FULL BLOCK	131	60.14

表 25 全阻塞事故下，TSC 至混凝土之溫度差

案例類型	SAR 結果(°C)	本計畫結果(°C)
-40°C	96	81.09
32°C	72	62.81
41.1°C	70	61.48
56.1°C	66	58.23
HALF-OPEN	72	46.11
FULL BLOCK	149	15.81

5.2.7 內部壓力評估(所有案例)

根據以上計算所得之故案例結果，其內部壓力可進一步地估算，

$$P(\text{bar})V(\text{m}^3) = 8.314 \times 10^{-2} (\text{m}^3 \times \text{bar} / \text{Kmol} \cdot \text{K}) \times n(\text{Kmol}) \times T(\text{K})$$

其壓力之邊界條件可歸納如下：

- 假設壓內部初始填充氬氣密度為安全分析報告中的標準填充值：0.744 kg/m³；
- 依 CFD 模式所估算得之內部空間為 6.152 m³；
- 各案例之平均壓力依 CFD 計算結果進行平均；

計算後發現，正常案例下的密封鋼筒內壓力約為 96.45 psig，較 SAR 所求得之 79.5 psig 明顯為高，這是因為本案例計算所得之燃料最高溫度比 SAR 所求得為高。此結果意味著若填充值為可能填充上限(0.814 kg/m³)時，將有可能使得內部壓力因為溫度的增加而提高到達 106.32psig。但由於此限值仍低於結構設計時採用之 110psig，故仍於可接受範圍之內。

而在異常狀態下，本分析工作所求得之最高壓力約為 108.17 psig，與先前案例相差不大，但由於異常狀態下之容許限值為 130psig，故在考慮 10% 燃料破損所可能造成的 5psi 影響下，系統仍具有約 11% 的壓力餘裕。

最後，基於台電以穩態計算之全阻塞事故條件，所得之內部壓力將因為溫度過高而達到 160psig，雖仍遠低於設計限值的 250psig，但系統仍將因為元件溫度過高而不符原始設計基準。

5.2.8 內部壓力洩漏對熱傳效果之影響評估

基於審查會議中委員提及萬一密封鋼筒若於長期貯存時發生洩漏事件時，是否會影響系統安全之疑慮，本計畫特別為些設計一保守案例，以瞭解高壓填充設計失效時是否影響核二乾貯之熱流特性。其分析條件如下：

- 採用正常貯存模式為基準進行模型設定與外界邊界條件處置；
- 關閉內部對流機制，僅保留氬於常壓下之熱傳導特性；
- 利用穩態進行計算求解；

如表 26 所示，在保守的分析模式下進行洩漏事件分析所得之結果並不會因為內部對流喪失之故，而導致超出設計限值之疑慮。其中受影響較大的元件皆是位於密封鋼筒以內。

表 26 假設洩漏事件下之元件溫度

	正常狀態	洩漏事件
燃料束	254.7	292.061
提籃	243.34	264.862
密封鋼筒	150.50	126.532
LINER	87.69	83.019
VCC(MAX)	87.69	82.854
VCC (AVERAGE)	66.08	66.34

六、平行驗證結果歸納與審查要點提報

本研究於執行期間藉由 CFD 分析技術，完成了一套具有高精確度的分析技術，並藉此針對台電所提交的核二乾貯系統安全分析報告進行了完整的平行驗證。所有執行期間之研究發現，可分類詳述如下：

A·安全分析報告檢核

- 經檢核後發現，台電安全分析報告第六章第三節中並未詳述傳送護箱外殼體、NS-4 等元件溫度；針對此項不足之處已建議管制單位要求台電公司提供其分析所得之傳送護箱外殼溫度，以增進安全分析報告之嚴謹性。
- 經檢核後發現，台電安全分析報告第六章第三節中所採用的多孔材模式，雖已於軸向流阻部分施以合理處置，但於徑向流阻部分卻未考慮 BWR 燃料束具有 Channel Box 之實際情形，修正多孔材模式之係數。本計畫已針對此項提出補充說明，以增進安全分析報告之嚴謹性。
- 針對台電安全分析報告中，採用均質化模式進行處理可能造成的 POWER DENSITY 下降疑慮，已要求台電提供分析模式中的功率分佈模式，經再確認後已證實其 POWER DENSITY 符合分析保守性。

B·分析結果校驗

傳送階段

- 整體而言，本平行驗證工作結果顯示：台電送審之安全分析報告中所載之傳送模式分析結果，雖與本平行驗證所得數值略有差異，但兩者之誤差係於可接受範圍之內；且兩者間之差異原理亦可藉分析

方法之間的假設、模型與邊界條件設定的差異獲得具理論基礎之解釋，故其相關分析結果符合管制需求。

- 比對結果發現，兩分析模式於傳送階段案例中之內部元件溫度所得結果之差異較大(約為 15%)。在經介面審查後發現此一差異將影響實際作業中面臨 ACWS 失效時的容許時限計算。然而，經過額外的檢核工作評估後發現：
 - 保守以能量守恆進行估算時，充氬階段即使遭遇 ACWS 失效；只需依台電提出作業程序，於 12 小時內處置完畢，則最高溫度仍低於護套溫度限值(308°C)，符合要求。
 - 保守以能量守恆進行估算時，真空階段遭遇 ACWS 失效；只需依台電提出作業程序，於 12 小時內處置完畢，則最高溫度仍低護套溫度限值(389.19°C)，符合要求。
- 經查證後發現，原有台電公司所送安全分析報告，並未包含此階段下的 NS4 及 TFR 外殼溫度。因此無法以此作為火災影響程度之評估依據，雖經本平行驗證工作比對後，已確認 NS4 在此傳送階段之最高溫度距材料溫度限值仍有逾 80°C 的溫度餘裕，足以涵蓋火災事故下的最大外殼體溫升(52°C)，但為維持安全分析報告之品質，仍已要求台電提供相關數據，以證明其分析結果符合設計基準。

貯存階段

- 整體而言，比對結果顯示，本平行驗證所得之結果於正常貯存、環溫改變案例(高溫)以及進口半阻塞等案例之結果與 SAR 相異有限，且相關差異值可由兩者之假設與模式選用獲得合理解釋，故台電所提交的 SAR 所附之相關分析結果係可接受。
- 極低溫度案例之比對結果顯示，平行驗證模式所得結果較 SAR 為高，其差異約為 45°C，此一差異係因 TSC 內部之幾何結構的模擬方法不同所致，但整體而言此差異並不構成審查議題。

- 經結果比對與熱流原理之推論後發現，台電原本提交的全阻塞案例分析結果確有需改進之處，已建議採用暫態分析取代穩態分析，進行全阻塞案例分析。而其補正資料顯示，藉由暫態分析並提具合理的事務排除時間，確可保證核二乾貯系統在面臨全阻塞事故時之元件最高溫度不致超過設計基準。
- 由於正常貯存案例之溫度差異將導致正常貯存狀況下之密封鋼筒內壓力接近設計限值。此時密封鋼筒內裝填了超過原設計重量之氬氣時(如原安全分析報告中提及的最大密度：0.844g/L)，將有使內壓力超過正常貯存狀況之壓力限值。對此，已提出相關審查意見，以確保未來台電依分析結果謹慎執行氬氣填充之作業。

六、結論與建議

本計畫於年度執行期間已依計畫書原訂之工作項目完成了分析方法論校驗、核二廠模式整備與傳送階段與貯存階段的平行驗證及審查要點提報等工作。上述研究成果顯示，本計畫藉由 FLUENT 所建立之乾貯系統熱流分析技術與 VSC-17 的實驗數據比對結果顯示，本方法論具有極佳的預測精確度，足以作為核二廠乾貯熱流分析平行驗證之用。又，本研究進行傳送階段之平行案例計算的過程，不僅逐一檢驗台電提交之 SAR 的分析結果，此一完整的分析方法論更提供了如燃料提籃、中子吸收材等元件計算溫度，可補充原 SAR 中不足的資料(例如：火災事故下的 NS-4 的可能最高溫度等)以作為審查委員之參考依據。目前結果顯示，針對台電原有安全分析報告中所載之全阻塞事故分析結果，已作成相關審查意見請台電公司檢討修正，以確保分析之可信度。而壓力分析結果亦顯示，若在裝填氬氣時採用了原計畫書中所述之最大密度(0.844g/L)時，將有可能使正常狀況下的密封鋼筒內壓力接近應力分析之設計限值，已建議審查委員對此提出相關審查意見，以確保未來台電依分析結果謹慎執行氬氣填充之作業。

參考文獻

- 1 ANSYS, “FLUENT V12 Theoretical Manual,” ANSYS Inc., 2009.
- 2 Incropera, F. P., and DeWitt, D. P., 1996, “Fundamentals of Heat and Mass Transfer-4th ed.,” Wiley, New York, pages.719 and 733, Chap. 13.
- 3 F. R. Menter, M. Kuntz, and R. Langtry, “Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications,” *AIAA Journal*, 32(8):1598-1605, August 1994.
- 4 In K. Hanjalic, Y. Nagano, and M. Tummers, editors, “Ten Years of Experience with the SST Turbulence Model,” *Turbulence, Heat and Mass Transfer 4*, pages 625-632. Begell House Inc., 2003.
- 5 ANSYS Inc., “FLUENT UDF Manual,” 2009.
- 6 核能研究所, “TITRAM 方法論-乾式貯存與大修機組冷卻之熱流分析應用,” 民國 99 年 12 月。
- 7 U.S. NRC, “Packaging and Transportation of Radioactive Material,” 10 CFR Part 71, April 1996.
- 8 NAC, “MAGNASTOR System FSAR,” Docket No 72-1031 Rev. 0, 2009.
- 9 Frank P. Incropera and David P. Dewitt, “Fundamentals of Heat and Mass Transfer,” 4th edition, Appendix A.