

第六章第三節 熱傳評估

目錄

三、 熱傳評估	6.3.1-1
(一) 前言	6.3.1-1
(二) 設計基準	6.3.2-1
(三) 元件技術規格與材料熱傳特性	6.3.3-1
1. 元件技術規格	6.3.3-1
2. 材料熱傳特性	6.3.3-1
(四) 熱負載與環境狀況	6.3.4-1
(五) 分析方法	6.3.5-1
1. 分析技術架構	6.3.5-1
2. 重要分析模式	6.3.5-3
(1) 燃料短期裝填與傳送暫態分析模式	6.3.5-3
(2) 正常貯存穩態分析模式	6.3.5-4
(3) 異常與事故穩態分析模式	6.3.5-5
(4) 事故暫態分析模式	6.3.5-5
(5) 密封鋼筒內部壓力計算模式	6.3.5-6
(6) 燃料束均質化等效熱傳特性計算模式	6.3.5-8
3. 重要經驗公式	6.3.5-12
(1) 自然對流熱傳經驗公式	6.3.5-12
(2) 外加屏蔽結構體外部強制對流熱傳經驗公式	6.3.5-13
(3) 燃料束均質化等效熱傳導係數計算公式	6.3.5-14
(4) 外加屏蔽結構體外部熱輻射計算公式	6.3.5-15
(六) 模式校驗	6.3.6-1
(七) 分析假設與結果	6.3.7-1
1. 燃料短期裝填與傳送	6.3.7-1
(1) 屏蔽上蓋封銲(Water)	6.3.7-1

(2) 洩水、抽真空及充氦氣(Vacuum)	6.3.7-4
(3) 結構上蓋封鐸及傳送(Helium).....	6.3.7-6
2. 正常貯存	6.3.7-9
3. 異常與事故	6.3.7-13
(1) 異常狀況	6.3.7-13
(2) 事故狀況	6.3.7-15
(八) 結語	6.3.8-1
(九) 參考文獻	6.3.9-1

附圖目錄

圖 6.3.5-1 ANSYS 模式與 RELAP5-3D 模式耦合計算技術架構.....	6.3.5-16
圖 6.3.5-2 ANSYS 混凝土護箱模式.....	6.3.5-16
圖 6.3.5-3 ANSYS 模式與 RELAP5-3D 模式耦合計算程序.....	6.3.5-17
圖 6.3.5-4 ANSYS 傳送護箱模式.....	6.3.5-18
圖 6.3.5-5 RELAP5-3D 混凝土護箱模式.....	6.3.5-19
圖 6.3.5-6 ANSYS 密封鋼筒模式.....	6.3.5-20
圖 6.3.5-7 ANSYS 混凝土護箱模式.....	6.3.5-21
圖 6.3.5-8 設施空氣進出口全堵塞模式.....	6.3.5-22
圖 6.3.5-9 介質為氬氣時本計畫待貯燃料均質化徑向等效熱傳導 係數比較.....	6.3.5-23
圖 6.3.5-10 燃料束示意圖.....	6.3.5-23
圖 6.3.5-11 燃料束均質化徑向等效熱傳導係數計算模式.....	6.3.5-24
圖 6.3.7-1 用過核子燃料軸向功率分佈[28].....	6.3.7-24
圖 6.3.7-2 燃料護套、密封鋼筒重要組件及傳送護箱重要組件溫度 隨時間變化趨勢(熱負載 14 kW).....	6.3.7-24
圖 6.3.7-3 正常貯存密封鋼筒三維溫度分佈(熱負載 14 kW).....	6.3.7-25
圖 6.3.7-4 正常貯存混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度分佈 (熱負載 14 kW).....	6.3.7-25
圖 6.3.7-5 正常貯存設施空氣通道空氣溫度分佈(熱負載 14 kW).....	6.3.7-26
圖 6.3.7-6 異常低溫密封鋼筒三維溫度分佈.....	6.3.7-27
圖 6.3.7-7 異常低溫混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度分佈.....	6.3.7-27
圖 6.3.7-8 異常高溫密封鋼筒三維溫度分佈.....	6.3.7-28
圖 6.3.7-9 異常高溫混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度分佈.....	6.3.7-28
圖 6.3.7-10 空氣進口半堵塞密封鋼筒三維溫度分佈.....	6.3.7-29
圖 6.3.7-11 空氣進口半堵塞混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫 度分佈.....	6.3.7-29
圖 6.3.7-12 極高周圍溫度密封鋼筒三維溫度分佈.....	6.3.7-30

圖 6.3.7-13 極高周圍溫度混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度 分佈	6.3.7-30
圖 6.3.7-14 空氣進出口全堵塞事故燃料護套及設施重要組件溫度 隨時間變化趨勢(熱負載 14 kW).....	6.3.7-31
圖 6.3.7-15 燃油火災事故燃料護套及密封鋼筒重要組件溫度隨時 間變化趨勢，(a)事故發生時，(b)事故發生後	6.3.7-32
圖 6.3.7-16 灌木林火災事故燃料護套及設施重要組件溫度隨時間 變化趨勢，(a)事故發生時，(b)事故發生後	6.3.7-33

附表目錄

表 6.3.2-1 設施組件材料容許溫度.....	6.3.2-2
表 6.3.3-1 中子屏蔽(NS-4-FR 及 NS-3)熱傳特性.....	6.3.3-2
表 6.3.3-2 不銹鋼(304 及 304L)熱傳特性.....	6.3.3-2
表 6.3.3-3 碳鋼(A-36、A-533 及 SA-588)熱傳特性.....	6.3.3-3
表 6.3.3-4 鉛屏蔽熱傳特性.....	6.3.3-3
表 6.3.3-5 鋁合金(6061-T651)熱傳特性.....	6.3.3-4
表 6.3.3-6 氬氣熱傳特性.....	6.3.3-4
表 6.3.3-7 空氣熱傳特性.....	6.3.3-5
表 6.3.3-8 鋳合金熱傳特性.....	6.3.3-5
表 6.3.3-9 燃料丸(UO ₂)熱傳特性.....	6.3.3-6
表 6.3.3-10 混凝土熱傳特性.....	6.3.3-6
表 6.3.3-11 水熱傳特性.....	6.3.3-7
表 6.3.4-1 設施熱傳分析邊界條件.....	6.3.4-2
表 6.3.4-2 燃料短期裝填與傳送條件.....	6.3.4-3
表 6.3.5-1 介質為氬氣時本計畫待貯燃料均質化徑向等效熱傳導 係數比較.....	6.3.5-25
表 6.3.5-2 GE8×8-2 燃料束資料.....	6.3.5-25
表 6.3.5-3 介質為水時 GE8×8-2 燃料束均質化等效熱傳性質.....	6.3.5-26
表 6.3.5-4 介質為真空時 GE8×8-2 燃料束均質化等效熱傳性質.....	6.3.5-26
表 6.3.5-5 介質為氬氣時 GE8×8-2 燃料束均質化等效熱傳性質.....	6.3.5-26
表 6.3.6-1 設施重要組件本計畫與 NAC 分析技術比較.....	6.3.6-5
表 6.3.6-2 設施不同狀況本計畫與 NAC 分析技術比較.....	6.3.6-6
表 6.3.7-1 燃料短期裝填與傳送過程設施熱傳分析結果.....	6.3.7-34
表 6.3.7-2 正常貯存燃料護套及設施重要組件溫度.....	6.3.7-35
表 6.3.7-3 正常貯存空氣通道熱流分析結果.....	6.3.7-35
表 6.3.7-4 異常與事故燃料護套及設施重要組件溫度.....	6.3.7-36
表 6.3.7-5 異常與事故空氣通道熱流分析結果.....	6.3.7-36

表 6.3.7-6 正常、異常及事故狀況密封鋼筒內部壓力分析結果.....	6.3.7-36
表 6.3.7-7 空氣進出口全堵塞事故發生 72 h 後燃料護套及設施重 要組件溫度	6.3.7-37
表 6.3.7-8 火災事故燃料護套及設施重要組件最高溫度.....	6.3.7-37
表 6.3.8-1 設施熱傳分析綜合結果.....	6.3.8-3

三、熱傳評估

(一) 前言

本章節介紹用過核子燃料乾式貯存設施於正常、異常及事故狀況下之熱傳評估與分析，分析對象包括 NAC UMS 系統設計基準燃料、本設施設計基準燃料及本計畫待貯燃料，其中正常貯存狀況分析考量之燃料為本設施設計基準燃料；在異常與事故狀況中，針對空氣進出口全堵塞事件，分析時亦考量本設施設計基準燃料，而對於其它異常及事故事件，分析時考量之燃料則為 NAC UMS 系統設計基準燃料；至於在短期裝填與傳送過程之分析，因除計算不同作業階段下之設施溫度外，另亦需評估各作業階段容許之作業時間，因此考量之燃料為本設施設計基準燃料及本計畫待貯燃料。計算結果顯示，針對上述燃料進行分析，本設施均可符合法規 10 CFR Part72 之熱傳性能要求[1]。本設施主要包括密封鋼筒、混凝土護箱、混凝土護箱外加屏蔽結構體及傳送護箱。在正常貯存狀況下，燃料置放於密封鋼筒內之提籃結構中；密封鋼筒則放置於提供輻射屏蔽及空氣自然對流冷卻之混凝土護箱內；而混凝土護箱外部有增加輻射屏蔽用之混凝土結構體。傳送護箱之主要功能係用以傳送密封鋼筒。本設施在貯存及傳送期間之熱行為(thermal performance)，於此章節中將詳加敘述及分析。

本設施之熱傳設計特點為沿密封鋼筒外側由下往上流動之被動式(passive)自然對流空氣。常溫空氣經混凝土護箱底部之進氣口流入，而熱空氣則由護箱頂部之出氣口流出，移除密封鋼筒產生之熱能。輻射熱傳機制發生於密封鋼筒內部及密封鋼筒與混凝土護箱間，最後將熱能傳送至設施周遭的空氣。密封鋼筒內部之熱傳導及熱輻射、混凝土護箱內部之空氣自然對流及密封鋼筒與混凝土護箱間之熱輻射為本設施主要之熱傳機制，使得燃料護套及設施各組件之溫度皆能維持於限值之下。

密封鋼筒內部之熱傳機制包括(1)熱傳導、(2)熱輻射及(3)充填氬氣之自然對流。由於密封鋼筒內部之自然對流尚缺乏足夠測試數據，因此目前 NRC 暫不接受此項熱傳機制之考慮。所以，密封鋼筒之熱傳分析僅考慮鋼筒內部各組件間之三維熱傳導及熱輻射。而密封鋼筒外部之熱傳機制包括(1)密封鋼筒與混凝土護箱間

空氣通道之空氣自然對流熱傳及(2)密封鋼筒與混凝土護箱間之輻射熱傳。至於混凝土護箱外加屏蔽結構體，對於外在環境之熱傳機制則包括：(1)外加屏蔽結構體頂部及側面之空氣自然對流熱傳及(2)外加屏蔽結構體外側之輻射熱傳。密封鋼筒內部用過核子燃料之衰變熱移除，即經由上述多重熱傳機制傳至周遭環境。

(二) 設計基準

本用過核子燃料乾式貯存設施之重要組件包括密封鋼筒、混凝土護箱、混凝土護箱外加屏蔽結構體及傳送護箱。各組件材料之溫度因貯存狀況不同而有不同之限值要求。對用過核子燃料而言，於短期裝填與傳送及正常貯存時，視為正常狀況；而設施發生異常或事故事件時，則視為異常狀況。依據 NRC ISG-11 Rev. 3 [2]之最新要求，為能確保燃料護套之完整性，下列三項要求需充分滿足：

1. 對於所有燃耗之用過核子燃料，在正常貯存(normal storage condition)及短期裝填操作(short-term loading operations)狀況下，燃料護套溫度不得超過 400 °C(752 °F)；
2. 於短期裝填操作時，重覆性之熱循環不得超過 10 次，且每一次之溫度升降變化不得超過 65 °C(117 °F)；及
3. 在設施發生異常或事故之狀況下，燃料護套溫度不得超過 570 °C(1,058 °F)。

至於設施各組件材料長期及短期狀況下之容許最高溫度，詳列於表 6.3.2-1。在正常貯存及假定事故狀況下，設施必須能將用過核子燃料衰變熱移至周遭環境，且設施中與安全相關重要組件之溫度不得超過操作溫度範圍。另外，於正常貯存狀況下，為維護燃料棒之完整性，用過核子燃料必須貯存於惰性氣體環境中，且維持在足夠之低溫下，以防止燃料護套劣化。最後，對於本設施之結構體，其承受之溫度、壓力及機械負載所造成應力，必須低於材料容許值。而在正常、異常及事故下，密封鋼筒內部壓力不得超過結構分析壓力(詳見第六章第二節及第六節內容所述)。

表 6.3.2-1 設施組件材料容許溫度

材 料	溫 度 限 值 °C(°F)		參 考 資 料
	長 期	短 期	
混凝土	65.5 (150, 整體) 93.3 (200, 局部)	176.6 (350)	ACI-349 [3]
燃料護套*	400.0 (752)	570.0 (1058)	ISG-11 [2] 及 PNL-4835 [4]
鋁合金 (6061-T651)	343.3 (650)	398.8 (750)	MIL-HDBK-5G [5]
中子屏蔽 (NS-4-FR 及 NS-3)	148.8 (300)	148.8 (300)	GESC [6]
化學銅鉛	315.5 (600)	315.5 (600)	Baumeister [7]
不銹鋼 (304 及 304L)	426.6 (800)	426.6 (800)	ASME Code [8]
碳鋼 (A-36、A-533 及 SA-588)	371.1 (700)	371.1 (700)	ASME Code [8] 及 ASME Code Case N-71-18 [10]
中子毒素材料 (Boral)	454.4 (850)	537.7 (1,000)	參考文獻[45]

* 正常貯存(長期)及裝填與傳送(短期)狀況之燃料護套溫度限值為 400 °C。異常及事故(短期)狀況之燃料護套溫度限值為 570 °C。

(三) 元件技術規格與材料熱傳特性

1. 元件技術規格

本設施五個主要組件必須維持在其各自的安全操作溫度範圍之內，包括混凝土護箱及外加屏蔽結構體的混凝土，傳送護箱的鉛屏蔽及中子屏蔽，以及密封鋼筒提籃結構中的鋁導熱圓盤及碳鋼承載圓盤。上述組件安全運作範圍之最低溫度為 -40°C (-40°F)，而最高溫度限值則詳如表 6.3.2-1 所列。

鉛屏蔽安全操作範圍決定之標準為避免鉛達到熔點 326.7°C (620°F) [7]，基於保守考量，本計畫採用 315.5°C (600°F) 做為限值。而中子屏蔽材質最大操作溫度限制由製造商決定，以確保其具有足夠的中子屏蔽能力。

訂定鋁導熱圓盤和碳鋼承載圓盤的安全操作範圍，主要為考量圓盤的完整性。依據引自 MIL-HDBK-5G 的數據，鋁導熱圓盤在長期和短期狀況下的溫度限制分別是 343.3°C (650°F) 和 398.9°C (750°F)。

2. 材料熱傳特性

熱傳分析上使用之各種材料熱傳特性如表 6.3.3-1 至表 6.3.3-11 所示，而保守估算之組件等效熱傳特性在本章第三、(五).2.(6) 節中有詳細之說明。表 6.3.3-1 至表 6.3.3-11 包含熱傳分析模式中形成熱傳途徑之組件材料，非模式直接考量之組件材料，則不包含於材料熱傳特性表中。

表 6.3.3-1 中子屏蔽(NS-4-FR)熱傳特性

熱 傳 特 性 [6]	NS-4-FR	NS-3
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F)	0.6459 (0.0311)	0.8453 (0.0407)
密度(Density, Borated) kg/m ³ (lbm/in ³)	1,630 (0.0589)	1,719 (0.0621)
密度(Density, Non-Borated) kg/m ³ (lbm/in ³)	1,680 (0.0607)	1,772 (0.0640)
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F)	1,336 (0.319)	623.8 (0.149)

表 6.3.3-2 不銹鋼(304 及 304L)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度				
	37.8 °C (100 °F)	93.3 °C (200 °F)	204.4 °C (400 °F)	287.8 °C (550 °F)	398.9 °C (750 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/hr-in-°F) [8]	15.06 (0.7250)	16.10 (0.7750)	18.00 (0.8667)	19.21 (0.9250)	20.77 (1.0000)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/in ³) [11]	8,016 (0.2896)	7,994 (0.2888)	7,950 (0.2872)	7,908 (0.2857)	7,858 (0.2839)
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F) [11]	484.0 (0.1156)	503.3 (0.1202)	533.4 (0.1274)	550.1 (0.1314)	567.3 (0.1355)
放射度(Emissivity) [11]	0.36				

表 6.3.3-3 碳鋼(A-36、A-533 及 SA-588)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度					
	37.8 °C (100 °F)	93.3 °C (200 °F)	204.4 °C (400 °F)	260.0 °C (500 °F)	371.1 °C (700 °F)	426.7 °C (800 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F) [8]	41.37 (1.992)	42.22 (2.033)	41.89 (2.017)	41.02 (1.975)	38.78 (1.867)	37.55 (1.808)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/in ³) [13]	7,861 (0.284)					
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F) [14]	473.1 (0.113)					
放射度(Emissivity) [7]	0.8					

表 6.3.3-4 鉛屏蔽熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度			
	98.3 °C (209 °F)	204.4 °C (400 °F)	305 °C (581 °F)	332.2 °C (630 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F) [15]	33.87 (1.6308)	31.69 (1.5260)	25.12 (1.2095)	20.93 (1.0079)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/in ³) [15]	11,380 (0.411)			
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F) [15]	125.6 (0.03)			
放射度(Emissivity) [16]	0.28			

表 6.3.3-5 鋁合金(6061-T651)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度					
	93.3 °C (200 °F)	148.9 °C (300 °F)	204.4 °C (400 °F)	260.0 °C (500 °F)	315.6 °C (600 °F)	398.9 °C (750 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F) [5, 8]	171.3 (8.25)	174.0 (8.38)	176.3 (8.49)	176.3 (8.49)	176.3 (8.49)	176.3 (8.49)
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F) [8]	963 (0.23)					
放射度(Emissivity) [12]	0.22					

表 6.3.3-6 氬氣熱傳特性

熱 傳 特 性 [17]	溫 度			
	26.7 °C (80 °F)	126.7 °C (260 °F)	226.7 °C (440 °F)	426.7 °C (800 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F)	0.1560 (0.00751)	0.1900 (0.00915)	0.2218 (0.01068)	0.2814 (0.01355)

熱 傳 特 性 [16]	溫 度			
	93.3 °C (200 °F)	204.4 °C (400 °F)	315.6 °C (600 °F)	426.7 °C (800 °F)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/in ³)	0.1337 (4.83e-6)	0.1024 (3.70e-6)	0.08332 (3.01e-6)	0.06975 (2.52e-6)
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F)	5,192 (1.24)			

表 6.3.3-7 空氣熱傳特性

熱傳特性 [16]	溫度			
	37.8 °C (100 °F)	148.9 °C (300 °F)	260.0 °C (500 °F)	371.1 °C (700 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F)	0.02658 (0.00128)	0.03344 (0.00161)	0.04008 (0.00193)	0.04631 (0.00223)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/in ³)	1.138 (4.11e-5)	0.8332 (3.01e-5)	0.6588 (2.38e-5)	0.5453 (1.97e-5)
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F)	1005 (0.240)	1022 (0.244)	1034 (0.247)	1059 (0.253)

表 6.3.3-8 鋁合金熱傳特性

熱傳特性	溫度			
	200 °C (392 °F)	300 °C (572 °F)	400 °C (752 °F)	500 °C (932 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F) [18]	14.33 (0.69)	15.16 (0.73)	16.62 (0.80)	18.07 (0.87)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/in ³) [19]	6,560 (0.237)			
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F) [18]	301.5 (0.072)	309.8 (0.074)	318.2 (0.076)	330.8 (0.079)
放射度(Emissivity) [18]	0.75			

表 6.3.3-9 燃料丸(UO₂)熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度				
	37.8 °C (100 °F)	93.3 °C (257 °F)	204.4 °C (482 °F)	287.8 °C (707 °F)	398.9 °C (932 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F) [18]	7.892 (0.380)	7.207 (0.347)	5.753 (0.277)	4.901 (0.236)	4.403 (0.212)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/in ³) [18]	1,578 (0.057)	1,716 (0.062)	1,855 (0.067)	1,965 (0.071)	2,021 (0.073)
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F) [19]	1658 (0.396)				
放射度(Emissivity) [18]	0.85				

表 6.3.3-10 混凝土熱傳特性

熱 傳 特 性	溫 度		
	37.8 °C (100 °F)	93.3 °C (200 °F)	148.9 °C (300 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F) [22]	1.890 (0.091)	1.848 (0.089)	1.786 (0.086)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/ft ³) [23]	2,243 (140)		
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F) [14]	837.4 (0.2)		
放射度(Emissivity) [14, 24]	0.9		
吸收度(Absorptivity) [25]	0.6		

表 6.3.3-11 水熱傳特性

熱傳特性 [26]	溫度		
	21.1 °C (70 °F)	93.3 °C (200 °F)	148.9 °C (300 °F)
熱傳導率(Conductivity) W/m-K (BTU/h-in-°F)	0.6023 (0.029)	0.6854 (0.033)	0.6854 (0.033)
密度(Density) kg/m ³ (lbm/in ³)	996.5 (0.036)	968.8 (0.035)	913.4 (0.033)
比熱(Specific Heat) J/kg-K (BTU/lbm-°F)	4,178 (0.998)	4,187 (1.000)	4,312 (1.030)

(四) 熱負載與環境狀況

NAC UMS 系統之設計最大熱負載為 23 kW，其密封鋼筒內最多可存放 56 束沸水式核反應器用過核子燃料束(每束最大熱負載為 0.411 kW)，此值用於校驗本系統(INER-HPS)之相關熱流計算以及本計畫設施之熱傳評估。本計畫設施之設計基準熱負載為 14 kW(以用過核子燃料束最大平均燃耗 36 GWD/MTU，最小冷卻時間 10 年，換算而得)，而實際裝填之最大熱負載則為 7 kW (詳見第三章第一、(一)節)。在設施熱傳分析中，於燃料短期裝填與傳送狀況下，除計算各作業階段設施組件溫度是否滿足相關限值之要求外，另亦需評估各作業階段容許之作業時間，所以本計畫設施設計基準熱負載及實際裝填熱負載應用於此狀況之計算中。而 NAC UMS 系統設計熱負載及本計畫設施設計基準熱負載則用於正常貯存及異常與事故狀況之分析，其中在正常貯存狀況下，設施進行計算採用之熱負載為 14 kW (設施設計基準熱負載)；於異常與事故狀況下，針對空氣進出口全堵塞事件，設施熱負載亦採用設施設計基準熱負載(14 kW)進行分析，而對於其它異常與事故事件，則採用更保守之 NAC UMS 系統設計熱負載(23 kW)進行設施熱傳計算。本計畫熱傳分析主要考慮設施於核一廠特定廠址環境下，正常、異常及事故狀況之熱行為，而各種狀況之周圍溫度、日照考量與否及空氣進出口狀態則列於表 6.3.4-1。燃料短期裝填與傳送條件定義於表 6.3.4-2，其考慮傳送護箱(內含密封鋼筒)吊離燃料池後至密封鋼筒置入混凝土護箱前之暫態過程。在正常操作下，密封鋼筒考慮內部充滿水並置於傳送護箱內。密封鋼筒接續進行組件封銲、內部洩水及抽真空作業，最後密封鋼筒內部重新回充氦氣並傳送置入混凝土護箱內。於上述處理過程中，用過核子燃料處於水中、真空及氦氣狀況期間需加以管理控制作業時間，以防止密封鋼筒內水沸騰，並保證設施各組件溫度不超過容許限值(如燃料護套、承載圓盤和導熱圓盤等)。

表 6.3.4-1 設施熱傳分析邊界條件

用過核子燃料 貯存狀況		熱負載 (kW)	周圍溫度(°C)	日照 ^[8]	空氣進出口 狀況
短期裝填與傳送		14	32 ^[1]	—	—
正常		14	32 ^[2]	考量	全開
異常	異常低溫	23	-40 ^[3]	不考量	全開
	異常高溫	23	41.1 ^[4]	考量	全開
	空氣進口 半堵塞	23	32 ^[2]	考量	進口半堵塞 出口全開
事故	極高溫	23	56.1 ^[5]	考量	全開
	空氣進出口 全堵塞	14	32 ^[2]	考量	全堵塞
	油箱火災	23	801.7 ^[6] (發生時) 32 ^[2] (發生後)	考量	全開
	灌木林火災	23	73 ^[7] (發生時) 32 ^[2] (發生後)	考量	全開

- [1] 作業區溫度約為 30 °C，保守假設為 32 °C；密封鋼筒內初始水溫假設為 41 °C (參考行政作業管制，詳見第五章)。
- [2] 由於台北、基隆及淡水等三地區年平均溫度之近 5 年平均最高值為 23.4 °C (台北地區)，因此本計畫設施正常周圍溫度本可略保守採用 NAC 使用值 24.4 °C，然在進行設施熱傳分析時，則採用較台北、基隆及淡水等三地區每年最高日平均溫度之近 21 年平均值更為保守之 32 °C，做為設施正常周圍溫度(溫度資料由中央氣象局提供，詳見第二章)。
- [3] 近 21 年，台北、基隆及淡水等三地區之最低日平均溫度為 6.6 °C (溫度資料由中央氣象局提供，詳見第二章)，保守假設為 -40 °C。
- [4] 近 21 年，台北、基隆及淡水等三地區之最高日平均溫度為 33 °C (溫度資料由中央氣象局提供，詳見第二章)，保守假設為 41.1 °C。
- [5] 近 21 年，台北、基隆及淡水等三地區之日最高溫度為 38.8 °C (溫度資料由中央氣象局提供，詳見第二章)，保守假設為 56.1 °C。
- [6] 採用法規 NUREG-1536 給定值。
- [7] 保守假設。
- [8] 採用法規 10 CFR Part 71 給定值，並依據法規 NUREG-1536 取 24 h 平均。

表 6.3.4-2 燃料短期裝填與傳送條件

作 業 狀 況 ^[1]	容許最長作業時間 ^[2] (h)
密封鋼筒屏蔽上蓋封鐸 (密封鋼筒內充滿水) ^[3]	21
密封鋼筒內洩水、抽真空及充氬氣 (密封鋼筒內真空)	31
密封鋼筒結構上蓋封鐸及傳送 (密封鋼筒內充滿氬氣)	50

[1] 所有作業狀況周圍溫度為 32 °C。

[2] 熱負載為 14 kW。

[3] 初始水溫為 41 °C。

(五) 分析方法

1. 分析技術架構

本設施之熱傳分析與評估主要涵蓋兩項程式，即 ANSYS [29] 和 RELAP5-3D [30]，其中 ANSYS 主要用於計算密封鋼筒、混凝土護箱及外加屏蔽結構體之三維熱傳導及熱輻射；而 RELAP5-3D 則計算密封鋼筒外部之空氣自然對流。ANSYS 之主要計算產出為密封鋼筒、混凝土護箱及外加屏蔽結構體之三維溫度分佈，而 RELAP5-3D 則為空氣通道自然對流流量、一維軸向空氣溫度分佈及熱傳係數。ANSYS 和 RELAP5-3D 間之耦合(coupling)計算如圖 6.3.5-1 所示，於耦合計算時，ANSYS 之計算模式僅涵蓋密封鋼筒之三維熱傳分析，而 RELAP5-3D 之計算模式則包括空氣通道、混凝土護箱及外加屏蔽結構體之一維熱傳分析。

耦合計算時 RELAP5-3D 需提供密封鋼筒外部之空氣溫度分佈及對應之等效對流係數(effective convection coefficient)，以供 ANSYS 計算密封鋼筒之溫度分佈及密封鋼筒外傳之熱通量分佈(heat flux distribution)。RELAP5-3D 所提供之等效對流係數涵蓋自然對流與熱輻射兩項機制之傳熱。而 ANSYS 則需提供密封鋼筒內壁之外傳熱通量分佈，以供 RELAP5-3D 計算混凝土護箱空氣通道內之對流及輻射熱轉移。RELAP5-3D 將計算出空氣通道自然對流流量、一維軸向空氣溫度分佈及空氣通道內之對流熱傳係數(convective heat transfer coefficient)。ANSYS 計算密封鋼筒溫度分佈時所需之密封鋼筒壁上之等效熱傳係數(effective heat transfer coefficient, h_{eff})涵蓋熱對流及熱輻射兩項熱傳效應，等效熱傳係數 h_{eff} 之計算如下：

$$h_{eff} = q'' / (T_w - T_a) \quad (6.3.5-1)$$

其中

- h_{eff} = 密封鋼筒筒壁等效熱傳係數；
- q'' = RELAP5-3D 模式中密封鋼筒筒壁外傳熱通量邊界條件值；
- T_w = RELAP5-3D 模式計算之密封鋼筒筒壁表面溫度值；
- T_a = RELAP5-3D 模式計算之密封鋼筒筒壁空氣溫度值。

於 RELAP5-3D 及 ANSYS 之耦合計算中，當 ANSYS 所計算之密封鋼筒外傳熱通量分佈收斂時，耦合疊代(iteration)計算即算完成，其收斂條件為：

$$\text{Max of } \left| \frac{\phi^{n+1} - \phi^n}{\phi^n} \right| \leq 10^{-3} \quad (6.3.5-2)$$

上述之 RELAP5-3D 及 ANSYS 耦合計算方法，適用於穩態之溫度分佈計算。當耦合計算完成時，則可得到由 ANSYS 所計算之密封鋼筒三維溫度分佈。至於混凝土護箱及外加屏蔽結構體之三維溫度計算，則需由耦合計算所得之密封鋼筒殼體內壁熱通量分佈、空氣通道內空氣溫度分佈及對流熱傳係數，提供做為對流及輻射傳熱之分析邊界條件。ANSYS 混凝土護箱三維溫度計算模式如圖 6.3.5-2 所示。

至於空氣通道內之暫態對流熱傳分析及密封鋼筒內之暫態熱傳分析，由於暫態計算時，RELAP5-3D 和 ANSYS 間之耦合分析方法耗時過久，必須採用適當之保守假設以合理簡化計算程序。上述分析技術之結構與應用可綜合陳述如下：

- (1) 一般穩態計算主要採用 ANSYS 與 RELAP5-3D 耦合之計算方式，主要計算程序如圖 6.3.5-3，主要應用項目包括：
 - A. 正常貯存計算；
 - B. 異常周圍溫度計算；
 - C. 空氣進口半堵塞計算。
- (2) 除火災外之一般暫態分析主要應用 ANSYS 單一程式進行溫度隨時間變化之計算，應用項目包括：
 - A. 燃料短期裝填與傳送計算；
 - (a) 屏蔽上蓋鉀封(water)
 - (b) 洩水、抽真空及充氦氣(vacuum)
 - (c) 結構上蓋鉀封及傳送(helium)
 - B. 空氣進出口全堵塞計算。

由於 ANSYS 與 RELAP5-3D 之耦合計算相當複雜與耗時，特定事故之暫態分析(如燃油火災計算)將採取保守假設，以簡化程式間之耦合計算。例如於燃油火災加熱過程中之保守假設為：

- ANSYS 提供正常貯存時密封鋼筒內壁之溫度分佈；
- 於固定密封鋼筒內壁溫度分佈下，RELAP5-3D 計算空氣通道內因火災所形成隨時間變化之向下空氣流(downward air flow)及加熱於密封鋼筒外壁之熱通量；
- ANSYS 接著採用 RELAP5-3D 所計算之熱通量為邊界條件，計算密封鋼筒內部於火場加熱下之溫度分佈。

至於火災過後之冷卻計算，則可採用下列保守假設以簡化計算過程：

- 採用正常貯存時密封鋼筒壁上釋放之熱通量分佈，做為火災後密封鋼筒之冷卻邊界條件；
- ANSYS 於固定熱通量之邊界條件下，負責計算密封鋼筒內部於火災過後之溫度分佈。

2. 重要分析模式

於燃料短期裝填與傳送、長期貯存及異常與事故等狀況下，將採用適當之分析模式進行用過核子燃料及設施重要元件之傳熱評估與溫度分析。分析之主要元件共計有密封鋼筒、混凝土護箱、外加屏蔽結構體及傳送護箱等。在密封鋼筒模式中，特別保守假設用過核子燃料束放置於燃料管(fuel tube)之正中央；而燃料管放置於承載圓盤及導熱圓盤孔槽(slot)之正中央；燃料提籃則放置於密封鋼筒之正中央，提籃各組件間無任何接觸。

(1) 燃料短期裝填與傳送暫態分析模式

燃料短期裝填與傳送時需進行溫度分析之特定階段，可分為下列數項：

- A. 屏蔽上蓋封鐳(water)；
- B. 洩水、抽真空及充氦氣(vacuum)；
- C. 結構上蓋封鐳及傳送(helium)。

於上述三特定階段中，除密封鋼筒內部介質不同外，傳送護箱對外之熱傳機制均相同，其分別為：

- A. 密封鋼筒殼體經由密封鋼筒與傳送護箱間之空氣自然對流及熱輻射(自然對流於分析中保守忽略不計，考慮空氣為靜止不流動，僅有熱傳導)，傳熱至傳送護箱內壁；
- B. 傳送護箱外壁經由外圍之空氣自然對流及熱輻射(輻射熱傳於分析中保守忽略不計)，將熱傳至外圍環境。

分析工具採用 ANSYS，該程式之應用計算為計算密封鋼筒及傳送護箱內部三維熱傳導及熱輻射，雖然密封鋼筒與傳送護箱間空氣環狀間隙內仍有空氣自然對流，但保守假設該間隙內之空氣為靜止(僅提供空氣熱傳導)，ANSYS 三維分析模式如圖 6.3.5-4 所示。

(2) 正常貯存穩態分析模式

於正常貯存狀況下，穩定之熱傳機制有(1)密封鋼筒內部之熱傳導和熱輻射；(2)密封鋼筒與貯存護箱間空氣通道內之自然對流傳熱；以及(3)密封鋼筒輻射傳熱至混凝土護箱內襯等，以將用過核子燃料熱負載移除至外界。當然混凝土護箱外加屏蔽結構體外壁之空氣自然對流及輻射熱傳，亦貢獻一部分之熱負載移除。正常貯存狀況之分析工具計有：

- RELAP5-3D

採用含空氣通道的一維混凝土護箱分析模式，並與三維之 ANSYS 密封鋼筒模式進行耦合分析，以計算空氣通道內自然對流熱傳係數與空氣溫度分佈，RELAP5-3D 混凝土護箱之一維分析模式如圖 6.3.5-5 所示。

- ANSYS

採用 RELAP5-3D 計算之空氣通道內部自然對流相關參數為邊界條件，分別計算密封鋼筒、混凝土護箱及外加屏蔽結構體之三維溫度分佈。ANSYS 密封鋼筒及混凝土護箱三維分析模式，分別如圖 6.3.5-6 及圖 6.3.5-7 所示。

(3) 異常與事故穩態分析模式

設施於異常與事故狀況下，採穩態分析之事件共計有下列數項，其使用之分析模式和正常貯存完全相同。

- A. 劇烈周圍溫度變化；
- B. 空氣進口半堵塞；
- C. 極高周圍溫度。

(4) 事故暫態分析模式

A. 火災

貯存場發生火災之機率不高，但保守起見仍需分析火災發生對於燃料護套及設施各組件溫度之影響。本計畫共考量兩種火災事故，即載具燃油所引發之火災和邊坡灌木林燃燒之火災事故(另貯油槽火災事件則被灌木林火災之情況所涵蓋，詳如第八章內容所述)。

燃油火災發生時，就熱傳溫度分析而言，共計改變下列諸項現場環境狀況：

- (a) 空氣溫度急驟上昇為 $801.7^{\circ}\text{C}(1,475^{\circ}\text{F})$ ；
- (b) 空氣通道內原先正常穩定之自然對流將受到直接影響，由於周圍溫度高於密封鋼筒表面溫度，自然對流移熱機制將喪失。空氣在空氣通道內之流動方向將由原先由下而上之移熱機制，改變為由上而下之加熱機制；
- (c) 混凝土護箱外加屏蔽結構體表面將曝露於火災熱空氣之強制熱對流及熱輻射加熱狀況下。

燃油火災狀況下採用之分析工具包括：

- ANSYS
計算密封鋼筒內部三維熱傳導及熱輻射。
- RELAP5-3D
計算火場環境下空氣通道內熱空氣加熱於密封鋼筒及混凝土護箱之熱通量，以及混凝土護箱和混凝土護箱外加屏蔽結構體之溫度變化。

而在灌木林火災發生時，則有下列諸項現場環境狀況會發生改變：

- (a) 空氣溫度上昇為 73 °C；
- (b) 混凝土護箱外加屏蔽結構體之表面將承受灌木林燃燒火焰造成之輻射熱。

灌木林火災狀況下採用之分析工具為：

- ANSYS
計算密封鋼筒內部三維熱傳導及熱輻射，以及混凝土護箱和混凝土護箱外加屏蔽結構體之溫度變化。

B. 空氣進出口全堵塞

此事故考慮空氣通道進出口發生全堵塞，因此造成空氣通道內正常之自然對流機制停止。本事故需估算設施組件溫度達到限值所需要的最短時間，如達到燃料護套溫度限值所需要的時間等。於此事故下，正常熱傳機制之改變如下：

- (a) 空氣通道內自然對流停止；
- (b) 空氣通道內之熱傳簡化為熱傳導及熱輻射。

此事故僅需採用 ANSYS 模擬密封鋼筒、混凝土護箱及外加屏蔽結構體之三維熱傳導及熱輻射，ANSYS 設施三維空氣通道全堵塞分析模式，詳如圖 6.3.5-8 所示。

(5) 密封鋼筒內部壓力計算模式

雖然大量燃料棒破損並非設施之設計基準事故(design basis accident, DBA)，但事故分析中仍需評估不同程度燃料棒破損所造成密封鋼筒壓力之上昇。而除考慮燃料棒破損的增壓效果外，本計畫另亦考慮在最高溫度下密封鋼筒內部壓力的變化。最大溫度狀況主要考慮於異常或事故狀況下，密封鋼筒由於高溫所造成的壓力變化。在上述考量之狀況下，密封鋼筒將承受不同程度的內壓，但其值不可超過結構分析壓力(詳見第六章第二節及第六節內容所述)。

密封鋼筒內壓之計算基準如下所示：

1. 燃料束數量：56 束(GE 8×8)；
2. 燃料束荷重：0.1880 MTU [32]；
3. 燃料束燃耗：60000 MWD/MTU [32]；
4. 冷卻時間：40 年[32]。

分析方法係利用理想氣體方程式 $PV = NRT$ 計算密封鋼筒內部壓力。其中 P 為密封鋼筒內部壓力；V 為密封鋼筒內部空間(free space)；N 為密封鋼筒內部氣體總莫耳數；R 為理想氣體常數；T 為密封鋼筒內部氣體平均溫度。密封鋼筒中主要有四種氣體會對內部壓力產生影響[32]，其分別為(1)燃料棒回充氣體；(2)燃料棒產生的分裂氣體；(3)放射性物質衰變產生之氣體；以及(4)密封鋼筒回充氣體。回充氣體的莫耳數同樣是利用理想氣體方程式計算。燃料棒分裂氣體與放射性物質衰變產生氣體總莫耳數是使用 NAC 計算書[32]內之值再加上 15 % 的保守度計算而得，最後計算出的分裂氣體莫耳數為 1034.91 Moles/Canister。

計算密封鋼筒及燃料棒回充氬氣莫耳數時，密封鋼筒的內部壓力及溫度分別為 1 atm 及 32 °C(保守假設)，而燃料棒的內部壓力及溫度分別為 9.98 atm(146.7 psia)及 20 °C(68 °F) [32]。密封鋼筒在正常狀況下，採用保守之內部氣體整體平均溫度(226.85 °C 或 500 K)進行計算，而於異常與事故狀況時，密封鋼筒內部氣體整體平均溫度則保守採用 266.85 °C 或 540 K。

計算密封鋼筒內壓的程序分為五個步驟，概略敘述如下：

- 步驟一 計算燃料棒內部的 free space，以便計算燃料棒回充氣體的莫耳數；
- 步驟二 由已知的燃料棒回充壓力及溫度與燃料棒 free space，計算燃料棒回充氣體的莫耳數 N_{fuel} ；
- 步驟三 計算燃料棒內分裂氣體的莫耳數 N_{fission} ；

步驟四 計算密封鋼筒內部 free space 的大小，然後利用已知密封鋼筒回充氬氣時的溫度及壓力，計算回充至密封鋼筒內部氬氣的莫耳 N_{canister} ；

步驟五 最後利用理想氣體方程式 $P = N_{\text{total}}RT/V$ ，計算密封鋼筒在不同貯存狀況下之內部壓力，其中 N_{total} 為 N_{fuel} 、 N_{fission} 及 N_{canister} 三種氣體莫耳數的總合。

(6) 燃料束均質化等效熱傳特性計算模式

為簡化分析的複雜度，本計畫假設燃料束為均質物質。燃料束均質化之徑向等效熱傳導係數係利用 ANSYS 程式建立二維燃料束模式計算求得，其值可應用於密封鋼筒內部溫度分佈之計算。

在燃料束二維 ANSYS 模式中，包括燃料丸、燃料丸與燃料護套間的氬氣、燃料護套及燃料棒與燃料棒間的介質[28]。在裝填用過核子燃料的過程中，密封鋼筒內部首先充滿儲存池水，然後將池水排出，之後密封鋼筒內部抽真空，最後填充氬氣，故分析時，燃料棒與燃料棒間的介質分為三種，即水、真空和氬氣。在計算時，燃料棒與燃料棒間的熱傳機制僅考慮熱傳導及熱輻射，保守忽略熱對流現象。模式使用 ANSYS PLANE55 熱傳導元素及 MATRIX50 元素，模擬熱傳導與熱輻射。熱輻射現象考慮發生於燃料棒與燃料棒間，以及燃料棒與燃料匣內壁間，而燃料丸與燃料護套間的熱輻射則保守忽略不計。

燃料束均質化徑向等效熱傳導係數計算係利用美國 Sandia 國家實驗室所推導的方程式[28]，此方程式可計算於均勻熱產生率條件下，等向性均質方形截面燃料束的最高溫度，在方形截面的邊界上，溫度為固定值，即燃料束中心溫度可由下列方程式決定：

$$T_c = T_e + 0.29468 (Q \times a^2 / k_{\text{eff}}) \quad (6.3.5-3)$$

其中

T_c = 燃料束中心溫度；

T_e = 燃料束邊界溫度；

- Q = 單位體積熱產生率；
 a = 二分之一方形截面邊長；
 k_{eff} = 徑向等效熱傳導係數。

而上述方程式亦可改寫為：

$$k_{\text{eff}} = \frac{0.29468Qa^2}{T_c - T_e} \quad (6.3.5-4)$$

即徑向等效熱傳導係數可由熱產生率及溫差求得。由於熱傳導係數為溫度的函數，因此要多組不同邊界溫度，以便得到所需溫度範圍內的等效熱傳導係數。

燃料束軸向熱傳導係數係利用面積權重法(area-weighted approach)計算求得[28]：

$$k_{\text{parallel}} = \frac{\sum k_i \times A_i}{A_{\text{total}}} \quad (6.3.5-5)$$

其中

- k_{parallel} = 燃料束軸向等效熱傳導係數；
 k_i = 燃料束各元件熱傳導係數；
 A_i = 燃料束各元件截面積；
 A_{total} = 燃料束截面積。

再者，燃料束等效比熱之計算係採用質量權重法(mass-weighted approach) [28]：

$$C_{p_{\text{eff}}} = \frac{\sum C_{p_i} \times M_i}{M_{\text{total}}} \quad (6.3.5-6)$$

其中

- $C_{p_{\text{eff}}}$ = 燃料束等效比熱；
 C_{p_i} = 燃料束各元件比熱；
 M_i = 燃料束各元件質量；
 M_{total} = 燃料束總質量。

另外，燃料束等效密度係採用體積權重法(volume-weighted approach)計算而得[28]：

$$\rho_{\text{eff}} = \frac{\sum \rho_i \times V_i}{V_{\text{total}}} \quad (6.3.5-7)$$

其中

- ρ_{eff} = 燃料束等效密度；
- ρ_i = 燃料束各元件密度；
- V_i = 燃料束各元件體積；
- V_{total} = 燃料束總體積。

本計畫選用用過核子燃料 GE8×8-2 作為計算的基準，採用此用過核子燃料的原因係在初步分析四種用過核子燃料後發現，用過核子燃料 GE8×8-2 的等效熱傳導係數較其他三種為小(見表 6.3.5-1 及圖 6.3.5-9 所示)，故應用在三維密封鋼筒內部溫度分佈計算上會較為保守。BWR 燃料束是由燃料棒所組成之方陣組態(其組態可能為 7×7、8×8 或 9×9 等，但本計畫欲貯放之四種用過核子燃料皆為 8×8 方陣組態)，置放於鋁合金燃料匣內。燃料棒與燃料棒間充滿介質(水、真空或氬氣)。燃料護套包覆著燃料丸，燃料護套與燃料丸間的空隙填充氬氣，分析時保守假設燃料丸與燃料護套不相互接觸。圖 6.3.5-10 為 GE8×8-2 用過核子燃料的示意圖。由於燃料匣鋁合金組件已於燃料管均質化模式中考量，因此模式之外側表面即為燃料匣內側表面。GE8×8-2 用過核子燃料的詳細規格如表 6.3.5-2 所示。

模式是由 ANSYS PLANE55 二維熱傳導元素建構而成，計算格點如圖 6.3.5-11 所示，其中模式最外側表面為燃料匣鋁合金的內側表面。模式中，熱量由燃料丸產生，經由熱傳導及熱輻射將熱量傳至模式外側表面，計算時保守忽略熱對流效應。分析時，熱輻射是應用 ANSYS MATRIX50 元素計算。當燃料棒與燃料棒間介質為水時，保守不考慮輻射熱傳效應。

計算燃料束徑向等效熱傳導係數時，首先利用下列公式計算燃料丸的單位體積熱產生率[28]：

$$q''' = \frac{Q \times \text{peakf} \times 3413}{N_{\text{assm}} \times (\text{fu_area} \times \text{fu_act})} \quad (6.3.5-8)$$

其中

- q''' = 燃料丸單位體積熱產生率；
- Q = 密封鋼筒總熱負載(23 kW)；
- peakf = 燃料束軸向尖峰因子(peaking factor, 1.22)；
- N_{assm} = 燃料束數量(56)；
- fu_area = 燃料丸截面積；
- fu_act = 有效燃料長度(active fuel length)。

燃料束中心最高溫度係由 ANSYS 模式計算而得，並由已知之固定邊界溫度可得溫差，再應用下列公式可計算出燃料束之等效徑向熱傳導係數[28]：

$$k_{\text{eff}} = \frac{0.29468 \times q''' \times a^2}{\Delta T} \quad (6.3.5-9)$$

其中

- q''' = 燃料束單位體積熱產生率；
- a = 二分之一燃料束邊長；
- ΔT = 中心最高溫度與邊界溫度之差。

為建立一組與溫度相關的徑向等效熱傳導係數，ANSYS 模式的固定溫度邊界需予以改變，其分別為 -40 °C、75.6 °C、191.1 °C、306.7 °C、422.2 °C 和 537.8 °C。由公式計算出的等效熱傳導係數，與 ANSYS 模式計算之燃料截面平均溫度相關，而不與中心最高溫度或邊界溫度相關[28]。此外，燃料束軸向熱傳導係數、等效比熱及等效密度亦是與燃料截面平均溫度相關。最後之計算結果如表 6.3.5-3 至表 6.3.5-5 所示。

3. 重要經驗公式

於設施熱傳分析模式之建立中，除採用適當之分析工具外，如 ANSYS 及 RELAP5-3D 等，仍有其它必要之經驗公式及個別參數處理模式需應用於分析技術架構內，相關項目共計有：

- 自然對流熱傳經驗公式；
- 外加屏蔽結構體外部強制對流熱傳經驗公式；
- 燃料束均質化等效熱傳導係數計算公式；
- 外加屏蔽結構體外部熱輻射計算公式。

(1) 自然對流熱傳經驗公式

A. 一般貯存

自然對流熱傳發生於空氣通道內及外加屏蔽結構體外部，其主要之功用是移除密封鋼筒內部之燃料熱負載及密封鋼筒輻射至混凝土護箱內襯之熱量。在使用 RELAP5-3D 模式進行分析時，空氣通道內之自然對流熱傳係數計算採用參考文獻[33]中所提之經驗公式，相關經驗公式為：

- 層流(laminar flow)

$$\text{Nu} = 4.8 \quad (6.3.5-10)$$

- 紊流(turbulent flow)

$$\text{Nu} = 0.023 \times \text{Re}^{0.8} \times \text{Pr}^{0.4} \quad (6.3.5-11)$$

參考文獻[33]所載是由美國 DOE 及 EPRI 共同合作之 VSC-17 混凝土護箱測試與驗證工作。於本計畫用過核子燃料之貯存熱傳分析中，對流熱傳係數值略小於 $8 \text{ W/m}^2\text{-K}$ ，而 BNFL 可運送混凝土護箱系統安全分析報告[34]中顯示，採用之自然對流熱傳係數為 $11.4 \text{ W/m}^2\text{-K}$ ($2 \text{ BTU/h-ft}^2\text{-}^\circ\text{F}$) [35, 36]。至於 NAC 設施之熱傳分析因採用 ANSYS FLOTTRAN 程式直接計算二維流場及相關傳熱[37]，並未採

用任何經驗公式決定熱傳係數，但自其計算結果顯示，FLOTRAN 程式計算之自然對流熱傳係數平均值約介於 5~10 W/m²-K。

外加屏蔽結構體外部之自然對流熱傳經驗公式可分為側面(side surface)及頂部(top surface)兩類，計算時採用之經驗公式和 NAC 相同：

- 側面[14]

$$\begin{aligned} \text{Nu} &= 0.13 (\text{Gr} \times \text{Pr})^{1/3} && \text{for Gr} > 10^9 \\ h &= \text{Nu} \times k / H \end{aligned} \quad (6.3.5-12)$$

- 頂部[25]

$$\begin{aligned} \text{Nu} &= 0.15 \times \text{Ra}^{1/3} && \text{for Ra} > 10^7 \\ h &= \text{Nu} \times k / L \end{aligned} \quad (6.3.5-13)$$

其中

H = 外加屏蔽結構體高度；

L = 特徵長度(頂部面積 / 頂部圓周長)。

B. 燃料短期裝填與傳送

於傳送護箱計算模式中，傳送護箱外部之自然對流熱傳經驗公式與 NAC 所採用之公式相同，而密封鋼筒與傳送護箱間環狀間隙之空氣則保守假設為靜止，即僅提供熱傳導移熱機制。傳送護箱外部之自然對流熱傳經驗公式為[38, 39]：

$$h_c = 0.00132 \times \Delta T^{1/3} \quad (6.3.5-14)$$

其中

ΔT = 護箱表面溫度和週邊周圍溫度之差異。

(2) 外加屏蔽結構體外部強制對流熱傳經驗公式

依據 NUREG-1536 審查導則之要求[40]，火災時混凝土護箱外加屏蔽結構體外部之熱傳機制包括強制對流(forced convection)及熱輻射。此時強制對流所採用之經驗公式為 Dittus-Boelter 關係式[41]：

$$\text{Nu} = 0.023 \times \text{Re}^{0.8} \times \text{Pr}^n \quad (6.3.5-15)$$

其中

Re = Reynolds number ;

Pr = Prandtl number ;

n = 加熱過程採用 0.4，冷卻過程採用 0.3。

(3) 燃料束均質化等效熱傳導係數計算公式

燃料束內部由燃料棒及空間介質所構成，分析時需將燃料束內部均質化(homogenized)，以方便多維溫度分佈計算，其中空間介質於不同操作階段分別為水、真空及氬氣。均質化後之等效熱傳導係數可分為兩類：(1)徑向等效熱傳導係數(effective conductivity, k_{eff})及(2)軸向等效熱傳導係數(k_{zz})。

A. 徑向等效熱傳導係數(k_{eff})

計算徑向等效熱傳導係數所採用之應用公式係由美國 Sandia 國家實驗室所推導[42]：

$$T_c = T_e + 0.29468 (Q \times a^2 / k_{\text{eff}}) \quad (6.3.5-16)$$

其中

T_c = 燃料束中心溫度；

T_e = 燃料匣內表面邊界溫度；

Q = 單位體積熱產生率；

a = 燃料匣方形橫截面半長度；

k_{eff} = 徑向等效熱傳導係數。

上述公式可應用於計算燃料束內部之最高溫度。當完整之燃料匣二維模式計算出燃料束內部最高溫度後，代入上述公式即可求得燃料束之徑向等效熱傳導係數(k_{eff})。ANSYS 燃料束二維計算模式，詳如圖 6.3.5-10 所示。

B. 軸向等效熱傳導係數(k_{zz})

燃料束之軸向等效熱傳導係數(k_{zz})係依據各種材料在橫截面上之面積比率計算而得：

$$k_{zz} = \frac{\sum A_i k_i}{\sum A_i} \quad (6.3.5-17)$$

其中

A_i = 材料 i 之截面積；

k_i = 材料 i 之熱傳導係數。

(4) 外加屏蔽結構體外部熱輻射計算公式

混凝土護箱外加屏蔽結構體外壁與周邊之等效(equivalent)輻射熱傳係數可由下列公式[28]計算：

$$h_{\text{rad}} = \frac{\sigma(T_1^2 + T_2^2)(T_1 + T_2)}{1/\varepsilon_1 + 1/\varepsilon_2 + 1/F - 2} \quad (6.3.5-18)$$

其中

h_{rad} = 等效輻射熱傳係數；

F = 視因子(View factor)；

T_1 & T_2 = 表面及周圍溫度；

ε_1 & ε_2 = 表面及周圍放射度；

σ = 史蒂芬-波茲曼常數(Stefan-Boltzmann constant)。

於本計畫設施熱傳分析中，保守忽略外加屏蔽結構體外部之輻射熱傳。

熱傳分析技術架構

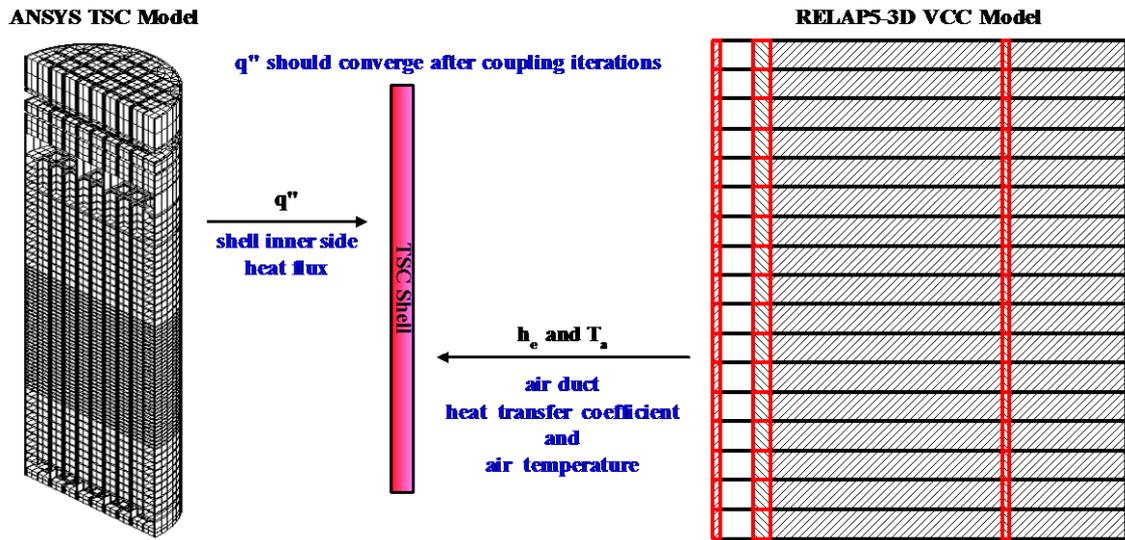


圖 6.3.5-1 ANSYS 模式與 RELAP5-3D 模式耦合計算技術架構

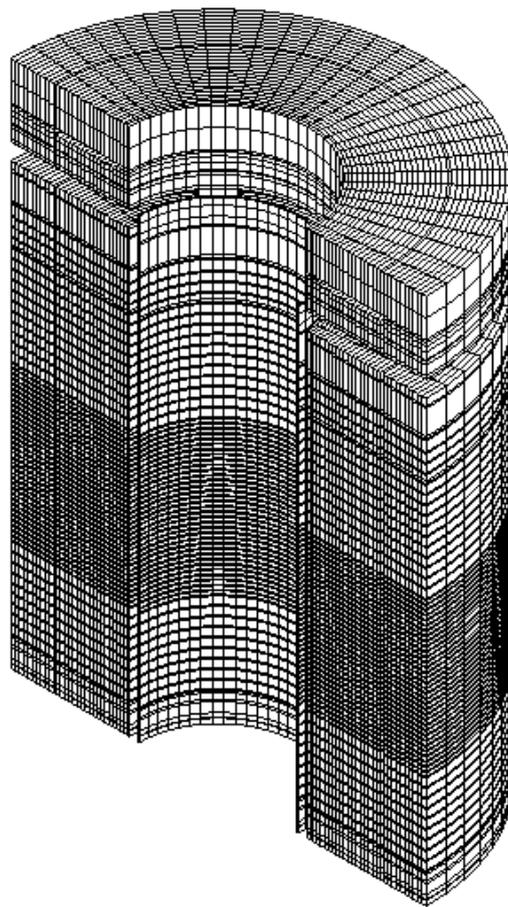


圖 6.3.5-2 ANSYS 混凝土護箱模式

熱傳分析計算流程

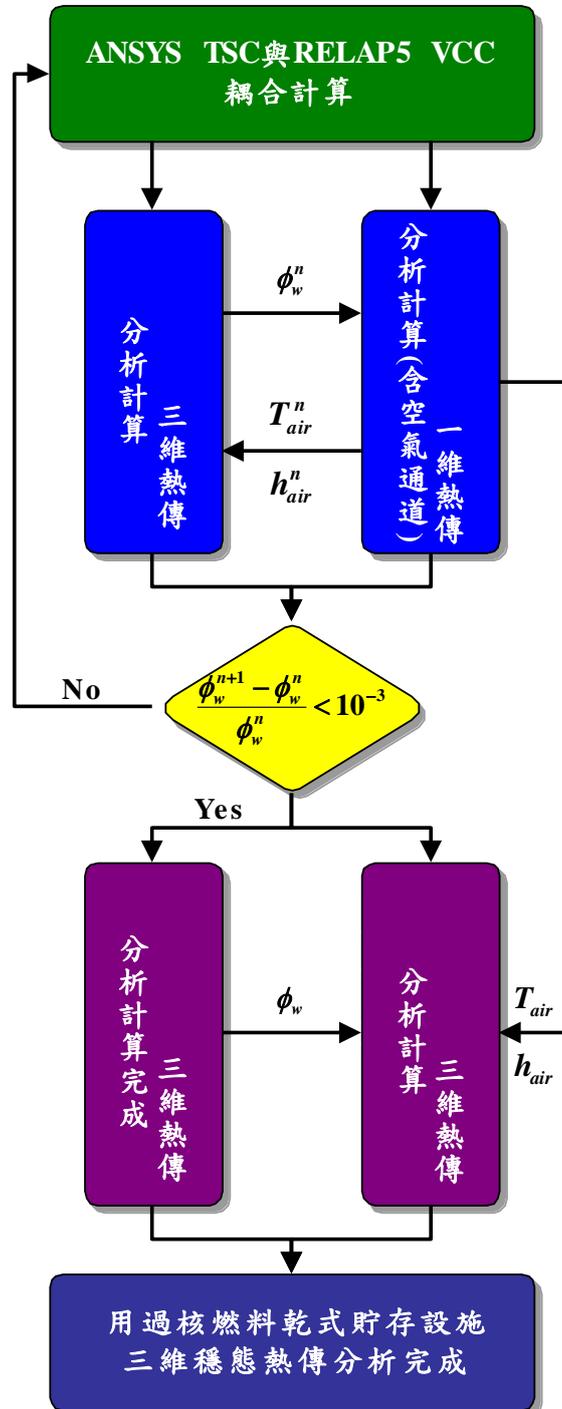


圖 6.3.5-3 ANSYS 模式與 RELAP5-3D 模式耦合計算程序

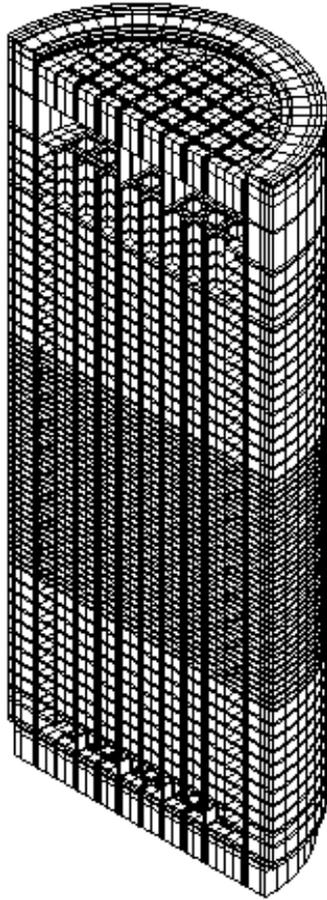


圖 6.3.5-4 ANSYS 傳送護箱模式

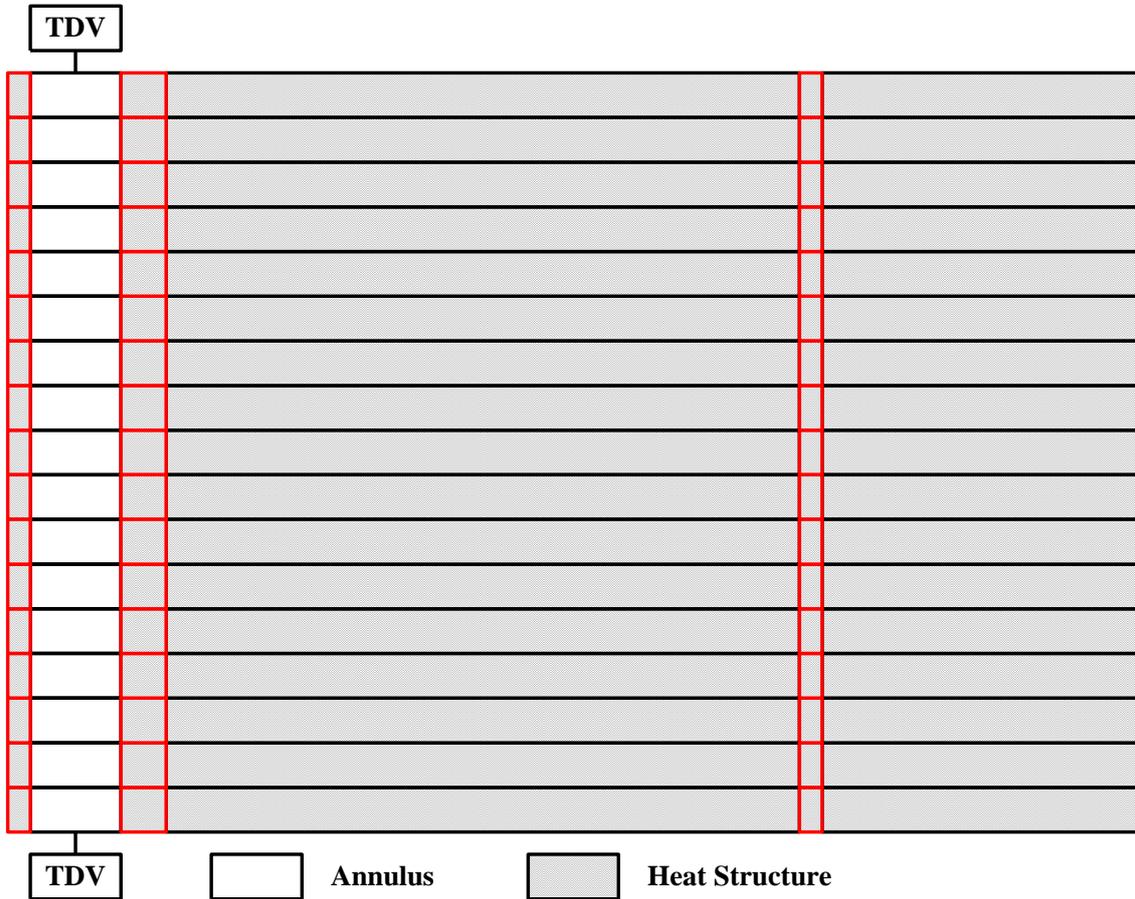


圖 6.3.5-5 RELAP5-3D 混凝土護箱模式

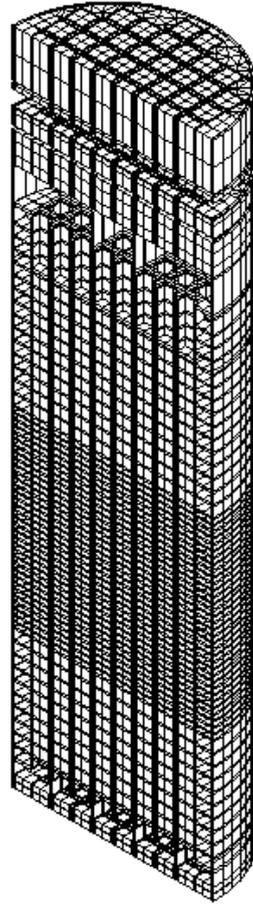


圖 6.3.5-6 ANSYS 密封鋼筒模式

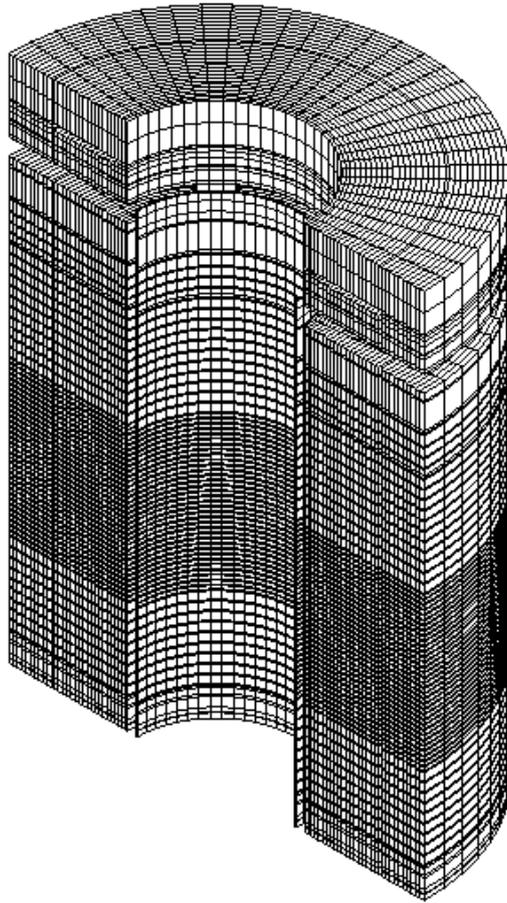


圖 6.3.5-7 ANSYS 混凝土護箱模式

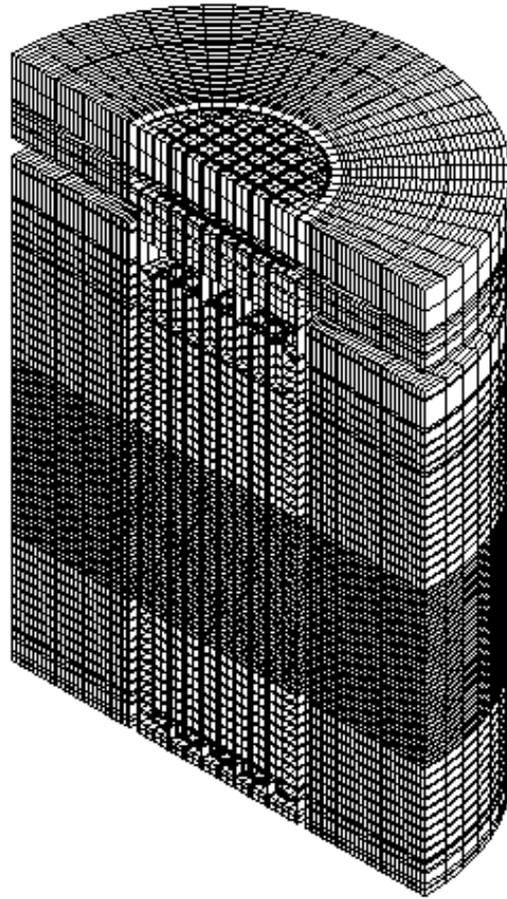


圖 6.3.5-8 設施空氣進出口全堵塞模式

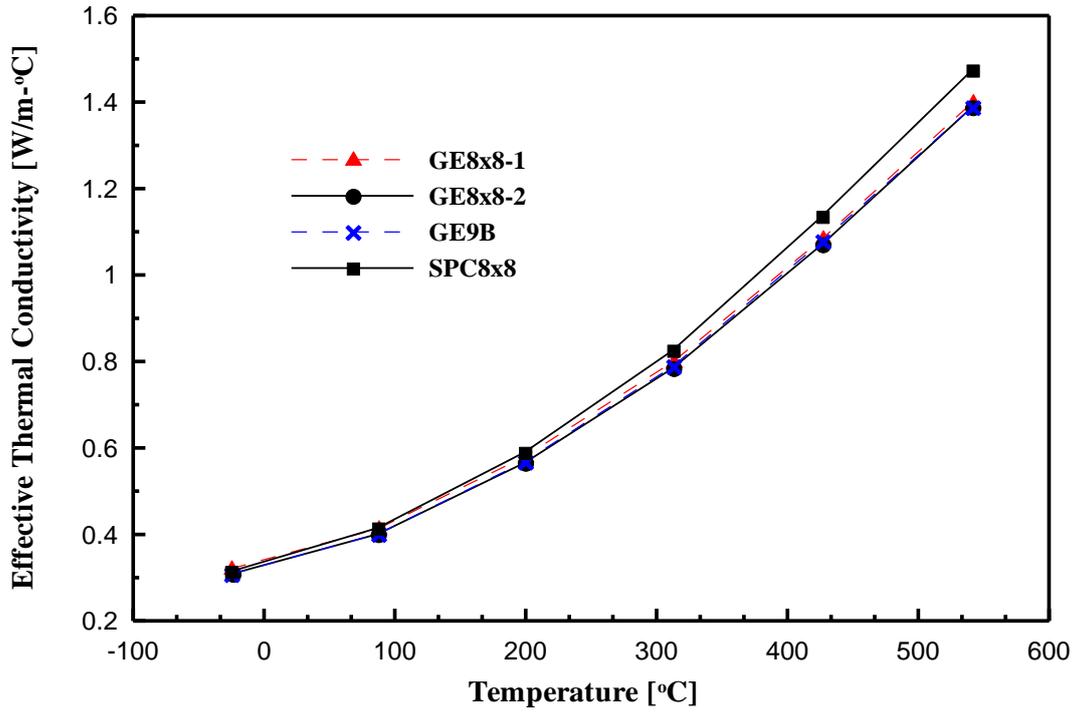


圖 6.3.5-9 介質為氬氣時本計畫待貯燃料均質化徑向等效熱傳導係數比較

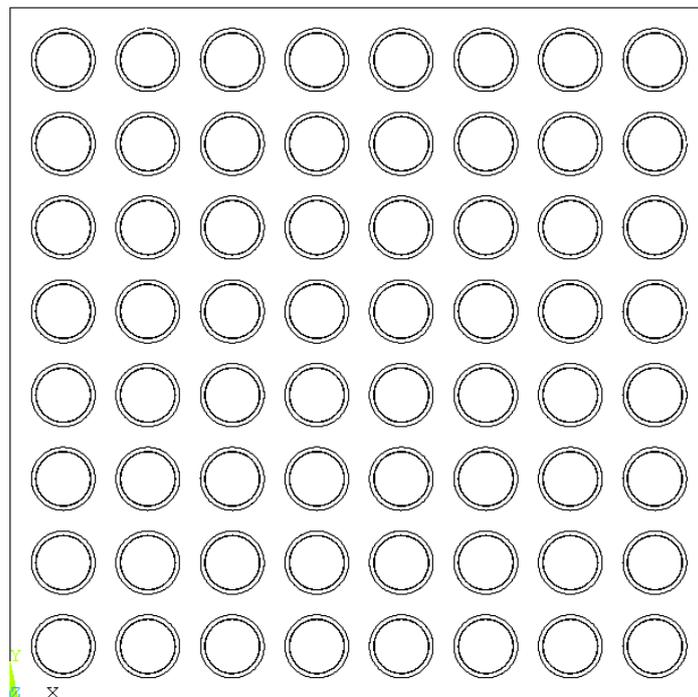


圖 6.3.5-10 燃料束示意圖

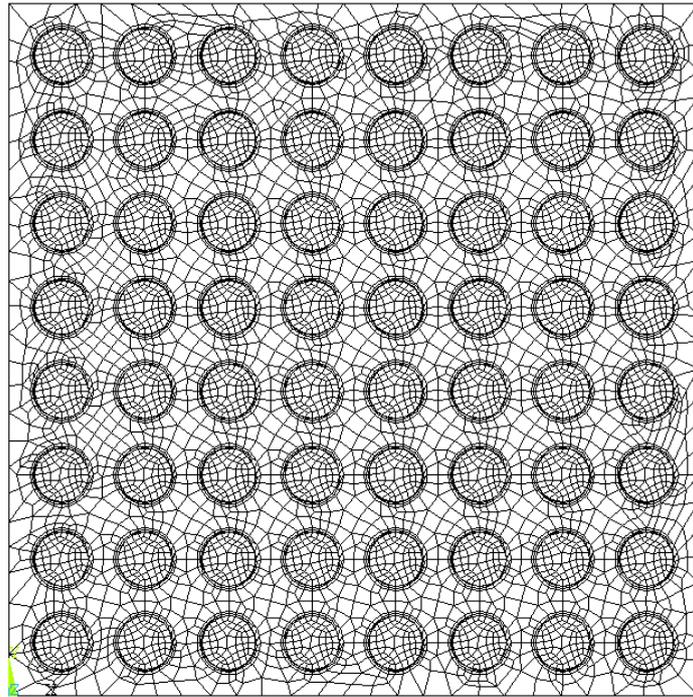


圖 6.3.5-11 燃料束均質化徑向等效熱傳導係數計算模式

表 6.3.5-1 介質為氦氣時本計畫待貯燃料均質化徑向等效熱傳導係數比較

溫度 (°C)	徑向等效熱傳導係數 (W/m-°C)			
	GE8×8-1	GE8×8-2	GE9B	SPC8×8
0	0.34140	0.32902	0.32908	0.33710
100	0.43267	0.41995	0.42045	0.43554
200	0.58144	0.56730	0.56960	0.59191
300	0.77483	0.76051	0.76463	0.80016
400	1.01776	1.00443	1.01101	1.06409
500	1.28580	1.27438	1.27699	1.35294

表 6.3.5-2 GE8×8-2 燃料束資料

燃料束組態	燃料棒數目	水棒數目	燃料丸直徑(cm)	燃料棒	
				間距(cm)	有效長度(cm)
8×8	62	2	1.0414	1.6256	381

燃料護套			燃料匣		
內徑(cm)	外徑(cm)	材質	內徑(cm)	厚度(cm)	材質
1.0643	1.2268	Zr-2	13.4061	0.254	Zr-4

表 6.3.5-3 介質為水時 GE8×8-2 燃料束均質化等效熱傳性質

溫度 (°C)	熱傳導係數(W/m-°C)		比熱 (kJ/kg-°C)	密度 (kg/m ³)
	徑向	軸向		
-35.4	0.94519	4.18284	0.73947	4601.23
79.8	1.03553	4.06487	0.73763	4569.12
195.3	1.03221	3.82063	0.74069	4504.90
311.9	0.83927	3.51180	0.83288	4408.85
427.6	0.82681	3.36974	0.92210	4312.53
543.1	0.82660	3.27857	0.88203	4216.48

表 6.3.5-4 介質為真空時 GE8×8-2 燃料束均質化等效熱傳性質

溫度 (°C)	熱傳導係數(W/m-°C)		比熱 (kJ/kg-°C)	密度 (kg/m ³)
	徑向	軸向		
59.6	0.05794	3.75189	0.25071	4008.05
121.9	0.11381	3.62270	0.26528	4008.05
213.8	0.22243	3.38822	0.28060	4008.05
319.0	0.40271	3.20442	0.29245	4008.05
429.6	0.66481	3.20151	0.30501	4008.05
542.6	1.01414	3.23640	0.31409	4008.05

表 6.3.5-5 介質為氦氣時 GE8×8-2 燃料束均質化等效熱傳性質

溫度 (°C)	熱傳導係數(W/m-°C)		比熱 (kJ/kg-°C)	密度 (kg/m ³)
	徑向	軸向		
-24.2	0.30904	3.91887	0.2328	4008.05
87.0	0.40084	3.76331	0.2583	4008.05
199.3	0.56595	3.54025	0.2772	4008.05
312.6	0.78485	3.36019	0.2927	4008.05
426.6	1.07126	3.36434	0.3052	4008.05
541.2	1.38840	3.41917	0.3140	4008.05

(六) 模式校驗

本計畫熱傳評估所採用之分析技術和設施原始設計廠家 NAC 公司所採用之技術相當一致，其中主要之差異為空氣通道內自然對流空氣流量及熱傳之計算。各主要區塊之分析技術比較詳列如下：

1. 密封鋼筒內部熱傳及溫度分析

NAC 及本計畫皆使用 ANSYS 進行三維熱傳及溫度計算。

2. 空氣通道內部自然對流空氣流量及熱傳計算

NAC 使用 ANSYS FLOTTRAN 進行二維流場及熱傳分析，而本計畫則使用 RELAP5-3D 進行一維自然對流流量及熱傳計算。

3. 混凝土護箱內部熱傳及溫度分析

NAC 使用 ANSYS 進行二維熱傳及溫度分析，而本計畫則使用 ANSYS 進行三維熱傳及溫度分析。

相關分析技術之比較詳列於表 6.3.6-1 及表 6.3.6-2。本計畫針對 NAC 之原始設計，已完成平行計算校驗工作[43]。進行之計算比對項目共計有(1)密封鋼筒模式獨立校驗比對，(2)混凝土護箱模式獨立校驗比對，(3) RELAP5-3D 熱虹吸管自然對流計算校驗，(4)整合模式整體校驗比對，(5)空氣通道進出口全堵塞模式暫態計算校驗，(6)傳送護箱模式暫態計算校驗，(7)密封鋼筒內壓計算校驗，以及(8)燃料束均質化模式計算校驗。相關模式校驗案例說明如下：

1. 密封鋼筒模式獨立校驗比對

進行密封鋼筒模式獨立校驗比對時，將固定模式之密封鋼筒表面溫度分佈，使之與 NAC 計算溫度相同。如此經比較密封鋼筒內部之溫度分佈，可確認本計畫所建立 ANSYS 三維密封鋼筒模式之正確性。

2. 混凝土護箱模式獨立校驗比對

進行混凝土護箱模式獨立校驗比對時，將固定模式之密封鋼筒表面溫度分佈，使之與 NAC 計算溫度相同。如此經比較混凝土護箱內部之溫度分佈，可確認本計畫所建立 ANSYS 三維混凝土護箱模式之正確性。

3. RELAP5-3D 熱虹吸管自然對流計算校驗

進行 RELAP5-3D 熱虹吸管自然對流計算校驗時，RELAP5-3D 所計算隨熱負載變化之自然對流流量，將與理論推導值直接進行比對，以確認 RELAP5-3D 對自然對流流量計算之正確性。

4. 整合模式整體校驗比對

將整合 ANSYS 密封鋼筒模式、RELAP5-3D 混凝土護箱模式及 ANSYS 混凝土護箱模式，進行設施熱傳分析。計算所得之結果將與 NAC 之整體分析結果直接進行比對，以驗證整合模式之分析正確性。

5. 空氣通道進出口全堵塞模式暫態計算校驗

將以空氣通道進出口全堵塞模式進行設施暫態熱傳分析，計算結果並直接與 NAC 分析結果進行比對，以確認模式之暫態熱傳計算正確性。

6. 傳送護箱模式暫態計算校驗

計算屏蔽上蓋封銲作業階段密封鋼筒內儲存池水及設施元件之溫度變化，並與 NAC 之分析結果直接進行比對，以確認傳送護箱模式暫態熱傳計算之正確性。

7. 密封鋼筒內壓計算校驗

用過核子燃料在貯存過程中，密封鋼筒可能遭受一些意外事故狀況，例如火災導致密封鋼筒內部氣體溫度升高、燃料棒破裂導致燃料棒內部氣體外洩等，如此將使得密封鋼筒需承受不同程度的內壓。而為使分析結果能適用於所有 BWR 燃料束，在進行密封鋼筒內壓計算時，採用最大之燃料棒外洩氣體莫耳數，最小之密封鋼筒內部空間，以及遠超過執照許可之燃料束燃耗值，且分析結果將與 NAC 之計算值直接進行比對。

8. 燃料束均質化模式計算校驗

本計畫假設燃料束為均質物質，故其熱傳特性亦予以均質化。燃料束均質化徑向等效熱傳導係數係利用 ANSYS 二維模式計算求得，將應用在密封鋼筒內部溫度分析上。計算校驗主要在分析本計畫 GE8×8-2 燃料束，並與 NAC 之計算結果進行比對，以確認本計畫採用分析方法的可靠性。

而以上模式校驗之綜合結論為：

1. 當空氣流動雷諾數大於 3,000 時，即在紊流流場狀況下，RELAP5-3D 程式對於空氣自然對流流量之計算結果與理論值相較，誤差值不到 4 %；換言之，RELAP5-3D 程式高估空氣自然對流流量約 4 %。於實際應用分析時，RELAP5-3D 程式計算之空氣自然對流流量將扣除 4 % 之誤差。
2. 以 ANSYS 密封鋼筒模式進行獨立分析計算可得較 NAC 密封鋼筒模式保守約 8 °C(2.4 %) 左右之燃料護套最高溫度；就燃料護套溫度限值而言，仍具有 53 °C(15.3 %) 之餘裕。
3. 以 ANSYS 混凝土護箱模式獨立進行混凝土護箱混凝土結構體局部最高溫度分析計算，可得較 NAC 混凝土護箱模式保守約 2 °C(2.2 %) 左右之結果。
4. 密封鋼筒與混凝土護箱整合模式計算之空氣自然對流流量略低於 NAC 分析結果，而由於本計畫與 NAC 在自然對流熱傳計算方式上之不同，整體自然對流熱移除能力略高於 NAC 之分析結果約 5.6 %。
5. 密封鋼筒與混凝土護箱整合模式計算之燃料護套最高溫度略低於 NAC 模式之分析結果值，除密封鋼筒殼體及混凝土護箱混凝土結構體之最高溫度外，其它設施組件之最高溫度差異均小於 1 %；
6. 設施空氣通道進出口全堵塞模式經校驗比對後得知，設施各組件之升溫行為均與 NAC 模式之計算趨勢一致，且可提供合理保守之分析結果，其中事故發生 7 天燃料護套最高溫度之計算保守度約為 33.8 °C(6.9 %)，而該值距燃料護套溫度限值仍有 46 °C(8.8 %) 之餘裕。
7. 傳送護箱模式可用以處理燃料短期裝填與傳送暫態熱傳分析計算工作。校驗結果顯示，各組件溫度計算誤差相當有限。在校驗案例中，最重要參數最熱燃料束內水溫於 17 h 後之分析結果比較僅差 1 °C(1.1 %)。

8. 在大量燃料棒破損(100 %)的狀況下，密封鋼筒內壓分析結果(35.9 psig)與 NAC 計算值(35.3 psig)相較，本計畫計算內壓值略為保守，此證明本計畫密封鋼筒內壓分析之合理保守性。
9. 燃料束均質化軸向等效熱傳導係數、等效比熱及等效密度與 NAC 計算結果相當一致。由於 NAC 在計算燃料丸單位體積熱產生率時用錯燃料棒數目，且採用舊的氬氣熱傳導係數，故驗證案例之均質化徑向等效熱傳導係數分析結果與 NAC 之計算結果產生 10 % 左右之差異，但相較仍趨於合理保守。

表 6.3.6-1 設施重要組件本計畫與 NAC 分析技術比較

	密封鋼筒	空氣通道	混凝土護箱	傳送護箱
本計畫	使用 ANSYS 進行三維傳熱及溫度計算	使用 RELAP5-3D 進行一維自然對流流量及傳熱分析	使用 ANSYS 進行三維熱傳及溫度分析	使用 ANSYS 進行三維熱傳及溫度分析
NAC	使用 ANSYS 進行三維傳熱及溫度計算	使用 FLOTRAN 進行二維流場及傳熱分析	使用 ANSYS 進行二維熱傳及溫度分析	使用 ANSYS 進行三維熱傳及溫度分析

表 6.3.6-2 設施不同狀況本計畫與 NAC 分析技術比較

	短期裝填與傳送			正常貯存	異常		事故		
	水階段	真空階段	氦氣階段		空氣進口半堵塞	劇烈周圍溫度變化	極高周圍溫度	空氣進出口全堵塞	火災
本計畫	ANSYS	ANSYS	ANSYS	ANSYS RELAP5-3D	ANSYS RELAP5-3D	ANSYS RELAP5-3D	ANSYS RELAP5-3D	ANSYS	ANSYS RELAP5-3D
NAC	ANSYS	ANSYS	ANSYS	ANSYS FLOTRAN	ANSYS FLOTRAN	ANSYS FLOTRAN	ANSYS FLOTRAN	ANSYS	ANSYS FLOTRAN

(七) 分析假設與結果

1. 燃料短期裝填與傳送

裝有密封鋼筒之傳送護箱於用過核子燃料儲存池中進行用過核子燃料裝填作業；裝填作業完成後，傳送護箱吊離儲存池進行密封鋼筒組件封銲、內部抽真空及灌氦氣等後續工作；而以上作業完成後，密封鋼筒即置入混凝土護箱準備進行貯存。於此燃料短期裝填與傳送過程中，需進行溫度分析之作業階段分為以下三部份：

- 自傳送護箱吊離儲存池起至密封鋼筒屏蔽上蓋封銲完成止之屏蔽上蓋封銲作業階段(此階段密封鋼筒內充滿儲存池水，故簡稱為 Water 階段)；
- 自密封鋼筒內儲存池水開始洩除起至密封鋼筒內氦氣填充完畢止之洩水、抽真空及充氦氣作業階段(此階段密封鋼筒內依序分別進行洩水、抽真空及充氦氣作業，而為使分析結果趨於保守，故假設密封鋼筒內為真空狀態進行分析，並簡稱為 vacuum 階段)；
- 自密封鋼筒結構上蓋開始封銲起至密封鋼筒置入混凝土護箱前之結構上蓋封銲及傳送作業階段(此階段密封鋼筒內充滿氦氣，故簡稱為 helium 階段)。

燃料短期裝填與傳送過程屬暫態(transient)熱傳過程，於進行各作業階段之溫度分析時，燃料護套、密封鋼筒及傳送護箱之初始溫度分佈皆需由前一作業階段之計算結果提供。然而，在設施熱負載較低之狀況下(≤ 7 kW，以本計畫設施為例)，部份作業階段可採用穩態(steady-state)計算分析，惟需確認燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度皆滿足對應溫度限值之要求。

(1) 屏蔽上蓋封銲(Water)

A. 分析假設

當傳送護箱吊離儲存池後，傳送護箱與密封鋼筒間環狀間隙內之潔淨水先行洩除，其後依序進行密封鋼筒屏蔽上蓋封銲及內部儲存池水洩除作業。在進行儲存池水洩除作業前，密封鋼筒內水溫不

得超過沸騰溫度(100 °C)，而水溫自儲存池內最高溫度上升至 93.3 °C (200 °F)所需花費之時間即為此階段之容許作業時間，一般而言 NAC UMS 系統在其設計熱負載(23 kW)下容許之作業時間為 17 h [28]。容許作業時間用盡後，儲存池水洩除作業必須於 2 h 內開始執行。此作業階段主要之熱移除機制為傳送護箱與密封鋼筒間環狀間隙內部、密封鋼筒頂部及傳送護箱外部之空氣自然對流及熱輻射。密封鋼筒及傳送護箱溫度之暫態變化計算採用 ANSYS 程式，分析模式(圖 6.3.5-4)可計算出密封鋼筒及傳送護箱隨時間變化之三維溫度分佈，分析假設如下列所示：

- 採用本計畫設施設計基準熱負載(14 kW)；
- 用過核子燃料徑向功率分佈假設為均勻分佈；
- 考慮用過核子燃料軸向功率分佈，燃料軸向功率分佈見圖 6.3.7-1 所示；
- 用過核子燃料均質化熱傳特性使用本計畫 4 種待貯燃料 (GE 8×8-1、GE 8×8-2、SPC 8×8 及 GE 9B)之最保守值，見表 6.3.5-3 至表 6.3.5-5 所列；
- 經比較本計畫 4 種待貯用過核子燃料與設施原始設計廠家貯存燃料之幾何特性後，本計畫燃料管均質化熱傳特性決定採用廠家所使用之值[28]，理由如以下所述。由於燃料束銦合金燃料匣之熱傳特性包含於燃料管均質化熱傳特性中，而本計畫 4 種待貯燃料之燃料匣厚度(2.54 mm 或 0.1 in)均較廠家使用值(2.032 mm 或 0.08 in)為大，燃料匣厚度越大，則燃料匣與燃料管間介質(水或氬氣)厚度越小。再者，銦合金之熱傳導必較介質為好。所以，本計畫燃料束與燃料管間熱阻必較廠家為小，即可得較大之燃料管均質化熱傳導係數。然而，為使本計畫在分析上可有較保守之計算結果，故採用廠家使用之燃料管均質化熱傳特性；
- 密封鋼筒與傳送護箱間環狀間隙內之空氣自然對流保守忽

略，假設空氣靜止不流動，即僅考慮空氣熱傳導；

- 密封鋼筒頂部及傳送護箱外部僅考慮空氣自然對流，熱輻射保守忽略；
- 作業區周圍溫度約為 30 °C，進行分析時保守假設為 32 °C；
- 保守假設傳送護箱底部為絕熱；
- 密封鋼筒、傳送護箱及密封鋼筒內部儲存池水之初始溫度均假設為 41 °C (參考行政作業管制，詳見第五章)。

B. 分析結果

圖 6.3.7-2 為熱負載 14 kW (本計畫設施設計基準熱負載) 時，各作業階段，燃料護套、密封鋼筒重要組件及傳送護箱重要組件最高溫度隨時間變化趨勢圖。圖中顯示，在屏蔽上蓋封銲作業階段(water)中，燃料護套、密封鋼筒重要組件及傳送護箱重要組件最高溫度皆呈穩定上升的趨勢。本計畫設施的設計基準熱負載為 14 kW，而本計畫設施實際裝填及試運轉之最大熱負載分別為 7 kW (詳見第三章第一、(一)節) 及 4 kW。表 6.3.7-1 所列即熱負載 14 kW、7 kW 及 4 kW 時，各作業階段之容許作業時間，以及燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度(包含 water 作業階段，密封鋼筒內部儲存池水最高溫度)。表中顯示當熱負載為 14 kW 時，在屏蔽上蓋封銲作業進行經 21 h 後，燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度皆低於對應之溫度限值，且此時儲存池水溫度為 92.7 °C，尚未超過參考限值 93.3 °C，所以規範當熱負載為 14 kW 時，water 作業階段之容許作業時間為 21 h。而由表 6.3.7-1 所列同時可知，當熱負載為 7 kW 及 4 kW 時，water 作業階段之容許作業時間分別為 45 h 及 90 h。關於 water 作業階段密封鋼筒內部儲存池水最高溫度之計算，本計畫是以所有燃料束中最高溫度發生位置之面積平均溫度做為觀測水溫，此相較於設施原始設計廠家 NAC 以各燃料束體積平均溫度之最高值做為觀測水溫，本計畫採用之水溫值相對較保守，即對應之容許作業時間亦較為保守。

(2) 洩水、抽真空及充氦氣(vacuum)

A. 分析假設

此階段涵蓋之作業範圍包括從密封鋼筒內儲存池水洩除開始至密封鋼筒內氦氣填充完畢止。於進行溫度分析時，假設作業過程中密封鋼筒內為真空狀態，保守估算此階段之容許作業時間，而容許作業時間之評估，則是以作業開始至燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度上升不超過對應溫度限值所需時間為依據，一般而言 NAC UMS 系統在熱負載 23 kW 狀況下之容許作業時間為 25 h [28]。由於假設作業過程密封鋼筒內維持真空，因此密封鋼筒內僅有三維輻射熱傳機制。此階段之熱移除機制有環狀間隙內部、密封鋼筒頂部及傳送護箱外部之空氣自然對流及熱輻射。採用本計畫設施設計基準熱負載(14 kW)進行暫態熱傳分析，燃料護套、密封鋼筒及傳送護箱之初始溫度分佈，由屏蔽上蓋封鐸作業階段溫度計算結果提供。應用 ANSYS 程式計算密封鋼筒及傳送護箱隨時間變化之三維溫度分佈，分析時之假設為：

- 熱負載為 14 kW；
- 燃料徑向功率分佈假設為均勻分佈；
- 考慮燃料軸向功率分佈，見圖 6.3.7-1 所示；
- 燃料均質化熱傳特性使用本計畫待貯燃料之最保守值，見表 6.3.5-3 至表 6.3.5-5 所列；
- 燃料管均質化熱傳特性保守採用設施原始設計廠家使用值，理由如屏蔽上蓋封鐸作業階段之分析假設內容所述；
- 假設密封鋼筒內為真空狀態，即密封鋼筒內僅考慮輻射熱傳；
- 環狀間隙內之空氣自然對流保守忽略，假設空氣靜止不流動，即僅考慮空氣熱傳導；
- 密封鋼筒頂部及傳送護箱外部僅考慮空氣自然對流，熱輻射保守忽略；

- 作業區周圍溫度約為 30 °C，分析時保守假設為 32 °C；
- 保守假設傳送護箱底部為絕熱。

B. 分析結果

於洩水、抽真空及充氬氣作業階段(vacuum)之暫態溫度分析中，熱負載採用 14 kW (本計畫設施設計基準熱負載)，而燃料護套、密封鋼筒及傳送護箱的初始溫度分佈，則由屏蔽上蓋封銲作業階段(water)計算結果提供。由於分析時保守假設密封鋼筒內維持真空，即密封鋼筒內僅有輻射熱傳，熱傳遞變得較不容易。整體而言，燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度，皆呈上升之趨勢，其中以燃料護套及密封鋼筒圓盤最高溫度之上升幅度相對較大，見圖 6.3.7-2 所示。而觀察圖 6.3.7-2 可發現，在 vacuum 作業階段開始初期，密封鋼筒組件最高溫度皆呈下降的趨勢。造成此現象之原因係由於密封鋼筒內熱傳變差，故在作業初期，燃料束產生之熱不容易傳遞給密封鋼筒組件，熱累積於燃料束中(由燃料護套最高溫度急遽上升可知)，即密封鋼筒組件所受加熱量相對變少；此時密封鋼筒圓盤之熱分佈開始改變，溫度分佈開始呈均勻化，使得密封鋼筒圓盤最高溫度開始下降；由於密封鋼筒殼體所受加熱量變少，且密封鋼筒外部之熱移除機制仍然維持，使得密封鋼筒殼體最高溫度亦開始下降。而隨著燃料束溫度持續的上升，燃料束對密封鋼筒組件之輻射熱傳加熱效應逐漸增強，如此使得密封鋼筒組件溫度由原先呈下降之趨勢轉而變為呈持續上升之趨勢。表 6.3.7-1 列有熱負載為 14 kW、7 kW(本計畫設施實際裝填最大熱負載，詳見第三章第一、(一)節)及 4 kW(本計畫設施試運轉最大熱負載)時，vacuum 作業階段之容許作業時間，以及燃料護套、密封鋼筒組件與傳送護箱組件最高溫度。表中顯示，當熱負載為 14 kW 時，在洩水、抽真空及充氬氣作業進行經 31 h 後，燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度皆低於對應之溫度限值，所以，規範熱負載為 14 kW 時，vacuum 作業階段之容許作業時間為 31 h。vacuum 作業階段和結構上蓋封銲

及傳送作業階段(helium)容許作業時間之評估，皆是以作業開始至燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度上升，不超過對應溫度限值所需時間為依據，而 vacuum 作業階段的溫度計算結果，又提供做為 helium 作業階段暫態溫度分析之初始條件，所以，vacuum 作業階段及 helium 作業階段容許作業時間之選取，是相互牽動地。若 vacuum 作業階段選取較長之容許作業時間，則 helium 作業階段之容許作業時間就較短；若 vacuum 作業階段選取較短之容許作業時間，則 helium 作業階段之容許作業時間就較長。雖然，表 6.3.7-1 顯示在熱負載 14 kW 狀況下，vacuum 作業階段之燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度與對應溫度限值間，尚有相當之餘裕，但為使 helium 作業階段能有合理之容許作業時間，因此，選取 vacuum 作業階段之容許作業時間為 31 h。另外，表 6.3.7-1 中所示 vacuum 作業階段在熱負載為 7 kW 及 4 kW 狀況下，其燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度是穩態計算分析之結果，由於燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度，皆低於對應之溫度限值，即意謂著在設施熱負載低於 7 kW(含 7 kW)之狀況下，Vacuum 作業階段無作業時間上之限制。然而，vacuum 作業階段畢竟不是用過核子燃料的正常貯存狀況，所以，依照參考文獻[4]合理規範容許作業時間為 600 h。

(3) 結構上蓋封鐳及傳送(Helium)

A. 分析假設

此階段主要之作業內容包括密封鋼筒結構上蓋鐳封，以及將密封鋼筒傳送至混凝土護箱內，容許作業時間的評估，是以作業開始至燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度上升不超過對應溫度限值所需時間為依據，一般而言 NAC UMS 系統在熱負載 23 kW 狀況下之容許作業時間為 16 h [28]。此階段之熱移除機制與前一作業階段相同，而由於密封鋼筒內充滿氦氣，因此密封鋼筒內之熱

傳機制包括三維熱傳導及熱輻射。進行此階段之暫態溫度分析時，燃料護套、密封鋼筒及傳送護箱之初始溫度分佈，由洩水、抽真空及充氦氣作業階段溫度計算結果提供，採用本計畫設施設計基準熱負載(14 kW)，同樣使用 ANSYS 程式計算密封鋼筒及傳送護箱隨時間變化之三維溫度分佈，分析時之假設如下：

- 熱負載為 14 kW；
- 燃料徑向功率分佈假設為均勻分佈；
- 考慮燃料軸向功率分佈，見圖 6.3.7-1 所示；
- 燃料均質化熱傳特性使用本計畫待貯燃料之最保守值，見表 6.3.5-3 至表 6.3.5-5 所列；
- 燃料管均質化熱傳特性保守採用設施原始設計廠家使用值，理由如屏蔽上蓋封鐸作業階段之分析假設內容所述；
- 環狀間隙內之空氣自然對流保守忽略，假設空氣靜止不流動，即僅考慮空氣熱傳導；
- 密封鋼筒頂部及傳送護箱外部僅考慮空氣自然對流，熱輻射保守忽略；
- 作業區周圍溫度約為 30 °C，分析時保守假設為 32 °C；
- 保守假設傳送護箱底部為絕熱。

B. 分析結果

於熱負載 14 kW(本計畫設施設計基準熱負載)狀況下，結構上蓋封鐸及傳送作業階段(helium)之暫態溫度分析結果，如圖 6.3.7-2 所示；分析時燃料護套、密封鋼筒及傳送護箱的初始溫度分佈，由洩水、抽真空及充氦氣作業階段(vacuum)計算結果提供。整體而言，在 helium 作業階段中，燃料護套、密封鋼筒重要組件及傳送護箱重要組件最高溫度皆呈上升的趨勢。此外，圖 6.3.7-2 亦顯示於 helium 作業階段開始初期，燃料護套最高溫度是呈下降之趨勢，而密封鋼筒組件最高溫度則呈急遽上升的趨勢。造成此現象之原因係在 helium 作業階段中，密封鋼筒內充滿氦氣，即密封鋼筒內的熱傳機制包括

熱傳導及熱輻射，此相較於前一作業階段(vacuum 作業階段)密封鋼筒內僅有熱輻射而言，密封鋼筒內之熱傳遞變得相對較好。由於傳導熱傳效應的加入，且在作業初期，燃料束與密封鋼筒組件間溫差較大，使得燃料束產生之熱變得較容易傳遞給密封鋼筒組件，因此，燃料護套最高溫度進而下降，而密封鋼筒組件最高溫度則隨之上升。熱負載為 14 kW 時 helium 作業階段之容許作業時間，以及燃料護套、密封鋼筒組件與傳送護箱組件最高溫度列於表 6.3.7-1。表中顯示當熱負載為 14 kW 時，在結構上蓋封銲及傳送作業進行經 50 h 後，燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度皆低於對應之溫度限值，其中以傳送護箱中子屏蔽最高溫度(147.5 °C)最接近相對應之溫度限值(148.8 °C)，所以，規範熱負載 14 kW 時，helium 作業階段之容許作業時間為 50 h。熱負載為 7 kW(本計畫設施實際裝填最大熱負載，詳見第三章第一、(一)節)及 4 kW(本計畫設施試運轉最大熱負載) 時 helium 作業階段之容許作業時間，以及燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度，亦列於表 6.3.7-1。而表中所示燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度皆為穩態計算分析之結果，由於燃料護套、密封鋼筒組件及傳送護箱組件最高溫度皆低於對應之溫度限值，即意謂在設施熱負載低於 7 kW(含 7 kW)之狀況下，故 helium 作業階段無作業時間上之限制。然由於 helium 作業階段畢竟非用過核子燃料的正常貯存狀況，因此，依照參考文獻[4]合理規範容許作業時間為 600 h。

2. 正常貯存

(1) 分析假設

A. 熱傳分析

本計畫用過核子燃料乾式貯存設施在正常貯存狀況下，其主要之熱移除機制包括密封鋼筒內之熱傳導及熱輻射、密封鋼筒與混凝土護箱間空氣通道內之空氣自然對流及密封鋼筒與混凝土護箱間之熱輻射。當然，混凝土護箱外加屏蔽結構體外表面之空氣自然對流及熱輻射亦貢獻部份之熱移除能力。於正常貯存狀況下，本計畫採用 ANSYS 程式計算密封鋼筒、混凝土護箱及外加屏蔽結構體之穩態三維溫度分佈，而 RELAP5-3D 程式則用以計算空氣通道流量及空氣通道內一維空氣溫度分佈。設施分析模式(圖 6.3.5-5、圖 6.3.5-6 及圖 6.3.5-7)進行熱傳計算時之假設如下列所示：

- 採用本計畫設施設計基準熱負載(14 kW，詳見第三章第一、(一)節)進行分析；
- 用過核子燃料之徑向功率分佈假設為均勻分佈；
- 考慮用過核子燃料軸向功率分佈，見圖 6.3.7-1 所示；
- 用過核子燃料均質化熱傳特性使用本計畫 4 種待貯用過核子燃料(GE 8×8-1、GE 8×8-2、SPC 8×8 及 GE 9B)之最保守值，見表 6.3.5-3 至表 6.3.5-5 所列；
- 經比較本計畫 4 種待貯用過核子燃料與設施原始設計廠家貯存燃料之幾何特性後，本計畫燃料管均質化熱傳特性決定採用廠家使用值[28]，理由如以下所述。由於燃料束鋁合金燃料匣之熱傳特性包含於燃料管均質化熱傳特性中，而本計畫 4 種待貯燃料之燃料匣厚度(2.54 mm 或 0.1 in)均較廠家使用值(2.032 mm 或 0.08 in)為大，燃料匣厚度越大，則燃料匣與燃料管間氬氣層厚度越小。再者，鋁合金之熱傳導必較氬氣為好。所以，本計畫燃料束與燃料管間熱阻必較廠家為小，即可得較大之燃料管均質化熱傳導係數。

然而，為使本計畫在分析上可有較保守之計算結果，故採用廠家使用之燃料管均質化熱傳特性；

- 本計畫設施熱傳分析保守採用較設計為大之外加屏蔽結構體厚度，外加屏蔽結構體頂部及側邊設計厚度分別為 0.3 m 及 0.35 m，而分析時採用之頂部及側邊厚度則分別為 0.4 m 及 0.45 m。另外，設施熱傳計算保守忽略設施方形基座四個角落之混凝土，即假設基座為圓形。採用以上假設之理由如下：由於部份燃料熱負載需透過設施表面之空氣自然對流熱傳機制移除，所以採用較大之外加屏蔽結構體厚度將增加設施之熱阻，使燃料熱負載不易移除，進而得到較保守之設施溫度分析結果。另外，對設施之基座而言，因基座內側有相對較低溫之空氣冷卻，而外部則考量有日照之影響，所以日照熱將透過基座之混凝土傳入設施內部。計算時假設基座為圓形，忽略方形基座四個角落之混凝土，如此將可降低基座之熱阻，使日照熱較容易傳入設施內部，即亦可有較保守之設施溫度分析結果；
- 依據法規 10 CFR Part 71 及法規 NUREG-1536，考慮 24 h 平均之日照熱通量，即設施頂表面日照熱通量為 387.6 W/m²，側表面為 193.8 W/m²；
- 外加屏蔽結構體外表面僅考慮空氣自然對流，熱輻射保守忽略；
- 由於台北、基隆及淡水等地每年最高日平均溫度之近 21 年平均值低於 32 °C，且核一廠廠區每年最高日平均溫度之近 4 年平均值亦低於 32 °C(詳見第二章第四、(一)、2 節)，因此保守假設周圍溫度為 32 °C；
- 混凝土護箱與外加屏蔽結構體間之空氣假設靜止不流動，即僅考慮空氣熱傳導；
- 設施底部保守假設為絕熱。

B. 壓力分析

密封鋼筒於正常貯存狀況下內部壓力之計算假設密封鋼筒內氣體整體平均溫度為 226.85 °C(500 K)，且 1 % 燃料棒發生破損。再者，假設 30 % 分裂氣體及 100 % 燃料棒回充氬氣自破損燃料棒中釋出[40]。另外，假設分裂氣體莫耳數為密封鋼筒原始設計廠家採用值之 115 %。而密封鋼筒回充氬氣時之溫度保守假設為 32 °C。熱傳分析結果顯示，正常貯存狀況下，熱負載為 14 kW 時，密封鋼筒內氣體整體平均溫度為 154.9 °C(< 226.85 °C)。

(2) 分析結果

A. 熱傳分析

表 6.3.7-2 及表 6.3.7-3 為正常貯存狀況下，設施熱負載為 14 kW (本計畫設施設計基準熱負載)時之熱傳分析結果。表中數據顯示燃料護套及設施重要組件溫度皆低於對應之限值。因此，用過核子燃料及設施於本計畫設計基準應用上可說在溫度上之考量安全無虞。由本計畫設施設計基準燃料熱負載分析結果可知，設施內部有較高之溫度，混凝土溫度呈現由內向外遞減之趨勢(如圖 6.3.7-4)，即部份燃料熱負載需由外加屏蔽結構體表面移除。計算結果顯示，燃料熱負載約有 95 % 藉空氣通道內之空氣自然對流移除，剩餘燃料熱負載則由外加屏蔽結構體表面之空氣自然對流移除，而日照對密封鋼筒之影響相對較小。本計畫設施熱傳分析考量之日照熱負載約為 13.5 kW。圖 6.3.7-3 及圖 6.3.7-4 為設施三維溫度分佈。而圖 6.3.7-5 所示為設施空氣通道內之空氣溫度分佈，其顯示空氣溫度呈穩定上升之趨勢。

密封鋼筒在置入混凝土護箱時，鋼筒定位可能發生微幅偏移，而根據參考文獻[28]內容所述，密封鋼筒定位發生微幅偏移時，對設施熱傳有正面效應，因此，本計畫假設密封鋼筒置於混凝土護箱正中央可視為保守。

因本計畫在設施輻射劑量上之保守考量，空氣進口內增設有屏蔽結構物，而依據參考文獻[44]內容所提分析結果顯示，空氣進口內裝設屏蔽結構物對密封鋼筒筒體溫度之影響低於1%，由於本計畫分析所得燃料護套及設施重要組件溫度與限值間尚有足夠之餘裕，因此，空氣進口內裝設屏蔽結構物對燃料護套及設施重要組件在溫度上之考量可說安全無虞。

為減少設施之輻射劑量，混凝土護箱上方設有做為中子屏蔽用途之屏蔽塞。而本計畫為降低屏蔽塞製作上之複雜度，故將屏蔽塞原始設計所採用之中子屏蔽材料 NS-3 更換為混凝土，此材料變更對設施熱傳之影響評估如下。由於密封鋼筒所產生之熱主要是透過空氣通道內之空氣自然對流移除，而熱自密封鋼筒頂部傳至屏蔽塞、混凝土護箱頂蓋、外加屏蔽結構體，最後，由設施表面之空氣自然對流移除，此並非密封鋼筒熱移除之主要熱傳路徑，所以屏蔽塞材料更換對設施熱傳之影響將不顯著。再者，由於混凝土之熱傳導係數較 NS-3 為大[45]，因此，屏蔽塞材料變更對密封鋼筒之熱移除將可有正面之效果。所以，本計畫假設屏蔽塞中子屏蔽材料為 NS-3 進行設施熱傳分析，則可有保守之分析結果。

B. 壓力分析

正常貯存狀況下，密封鋼筒之內壓計算假設密封鋼筒內氣體整體平均溫度為 226.85 °C，1%燃料棒發生破損，30%分裂氣體及 100%燃料棒回充氬氣自破損燃料棒中釋出，而分裂氣體莫耳數為密封鋼筒原始設計廠家使用值之 115%，且密封鋼筒回充氬氣時之溫度為 32 °C。分析結果顯示，於所列假設條件下，密封鋼筒內部壓力為 1.66 atm。另外，由正常貯存狀況下之熱傳分析結果可知，熱負載為 14 kW 時，密封鋼筒內氣體整體平均溫度為 154.9 °C，較假設值為低，即計算之密封鋼筒內壓較為保守。

3. 異常與事故

設施異常狀況之發生機率定義為每年一次，而事故狀況之發生機率則定義為設施生命週期內一次。至於發生機率極低之假設性事故，因其發生後對設施之影響相對較嚴重，所以亦列於事故狀況中。在本計畫中，除空氣進出口全堵塞事故外，其它異常及事故狀況分析均保守假設設施熱負載為 NAC UMS 系統設計值 23 kW，異常狀況共計有下列三項需進行熱傳或壓力分析：

- 劇烈(severe)周圍溫度變化；
- 空氣進口半堵塞；
- 10 %燃料棒破損。

而事故狀況則共計有下列四項需進行溫度或壓力分析：

- 極高周圍溫度(extreme heat)；
- 空氣進出口全堵塞；
- 火災；
- 100 %燃料棒破損。

(1) 異常狀況

A. 分析假設

(a) 劇烈周圍溫度變化

此事件針對因氣候變化造成周圍溫度異常進行設施之熱傳評估。本計畫假設由於氣候所造成之設施周圍異常低溫及異常高溫分別為-40 °C 及 41.1 °C (-40 °F 及 106 °F，詳見第三章) [28]。劇烈周圍溫度變化事件之分析工具及假設與設施正常貯存熱傳分析相同，其中燃料熱負載保守假設為 23 kW，而周圍溫度則設定為前述之異常值。

(b) 空氣進口半堵塞

此異常事件針對空氣進口一半遭外物所堵塞進行設施溫度評估。採用之熱傳分析假設及工具與設施正常貯存分析時相

同，除需假設空氣通道流量為正常貯存時之二分之一[28]，而考慮之燃料熱負載為 NAC UMS 系統設計值。

(c) 10 % 燃料棒破損

此異常狀況假設用過核子燃料在貯存狀況下，10 % 之燃料棒發生破損，且 30 % 分裂氣體及 100 % 燃料棒回充氬氣自破損燃料棒中釋出[40]。再者，分裂氣體莫耳數假設為密封鋼筒原始設計廠家採用值之 1.15 倍。另外，密封鋼筒回充氬氣時之溫度假設為 32 °C。而密封鋼筒內氣體整體平均溫度則假設為 266.85 °C(540 K)。於本計畫所考量之各種異常或事故事件中，密封鋼筒內氣體整體平均溫度之最高值為 248.4 °C(空氣進出口全堵塞事件)。

B. 分析結果

(a) 劇烈周圍溫度變化

此異常事件之設施熱傳分析結果見表 6.3.7-4 及表 6.3.7-5 所示。於異常低溫及異常高溫狀況下，燃料護套及設施重要組件之溫度皆滿足限值要求，即當發生此類異常事件時，周圍溫度若介於 -40 °C 與 41.1 °C 間，燃料護套及設施重要組件在溫度上之考量安全無虞。圖 6.3.7-6 及圖 6.3.7-7 為異常低溫事件下，設施三維溫度分佈；而異常高溫事件之設施三維溫度分佈，則顯示於圖 6.3.7-8 及圖 6.3.7-9。

(b) 空氣進口半堵塞

由表 6.3.7-4 及表 6.3.7-5 所列數值可知，發生空氣進口半堵塞之異常狀況時，燃料護套及設施重要組件之溫度皆低於限值，即燃料護套及設施重要組件無溫度所造成安全上之疑慮。圖 6.3.7-10 及圖 6.3.7-11 顯示設施之三維溫度分佈。

(c) 10 %燃料棒破損

此 10 %燃料棒發生破損之異常狀況，假設密封鋼筒內氣體整體平均溫度為 266.85 °C，且 30 %分裂氣體及 100 %燃料棒回充氬氣自破損燃料棒中釋出。於所列之保守假設條件下，密封鋼筒內部壓力為 2.02 atm。而用過核子燃料在不同貯存狀況下之密封鋼筒內壓比較，詳見本章表 6.3.7-6。

(2) 事故狀況

A. 分析假設

(a) 極高周圍溫度

極高周圍溫度事件與異常事件劇烈周圍溫度變化類似，即針對因氣候異常所造成極高周圍溫度進行設施之熱傳評估。此事故事件保守假設周圍溫度為 56.1 °C(133 °F，詳見第三章) [28]。極高周圍溫度事件之分析工具及假設與正常貯存分析相同，其中設施熱負載保守假設為 23 kW，而周圍溫度則保守設定為 56.1 °C。

(b) 空氣進出口全堵塞

此事故考慮空氣通道進出口全部遭異物堵塞之狀況，空氣通道內之空氣自然對流完全停止。本事故需估算設施各組件中達溫度限值所需之最短時間。於此事故下，設施熱傳機制改變如下：

- 空氣通道內空氣自然對流停止；
- 空氣通道內之熱傳簡化為熱傳導及熱輻射。

本計畫使用 ANSYS 程式計算密封鋼筒、混凝土護箱及外加屏蔽結構體隨時間變化之三維溫度分佈。模式(圖 6.3.5-8)相關之分析假設為：

- 採用本計畫設施設計基準熱負載(14 kW，詳見第三章第一、(一)節)進行分析；
- 用過核子燃料之徑向功率分佈假設為均勻分佈；
- 考慮用過核子燃料軸向功率分佈，見圖 6.3.7-1 所示；
- 燃料均質化熱傳特性使用本計畫待貯用過核子燃料之最保守值，見表 6.3.5-3 至表 6.3.5-5 所列；
- 燃料管均質化熱傳特性保守採用設施原始設計廠家使用值，理由如正常貯存分析假設內容所述；
- 考慮 24 h 平均日照熱通量，設施頂表面日照熱通量為 387.6 W/m²，側表面為 193.8 W/m²；
- 外加屏蔽結構體外表面僅考慮空氣自然對流，熱輻射保守忽略；
- 周圍溫度假設為 32 °C；
- 設施初始溫度分佈由正常貯存分析結果決定；
- 事故發生即假設空氣通道內空氣自然對流完全停止；
- 空氣通道內僅考慮熱傳導及熱輻射；
- 混凝土護箱與外加屏蔽結構體間之空氣假設靜止不流動，即僅考慮空氣熱傳導；
- 設施底部保守假設為絕熱。

(c) 火災

本計畫針對此事故之熱傳分析共考量兩種狀況，一為設施搬運載具油箱破損燃油溢出造成火災；另一為設施貯存場址邊坡灌木林受天然或人為因素影響造成火災。分析時，設施之熱負載保守採用 NAC UMS 系統設計值 23 kW。

於燃油火災狀況下，周圍溫度瞬間上升至燃油燃燒溫度 (801.7 °C 或 1,475 °F)。此時周圍溫度高於密封鋼筒殼體及混凝土護箱內襯表面溫度，空氣通道內之空氣自然對流移熱機制喪失，空氣正常之由下往上流動改變為由上往下，即空氣自然對

流熱傳機制由移熱轉變為加熱。再者，外加屏蔽結構體外表面正常之空氣自然對流及熱輻射移熱亦受火災之影響，改變為空氣強制對流及熱輻射加熱狀況。此燃油火災狀況之熱傳計算共分為兩階段，一為火災期間設施加熱階段；另一為火災過後設施冷卻階段。於設施加熱階段中，首先利用 RELAP5-3D 混凝土護箱模式(圖 6.3.5-5)，在密封鋼筒殼體採用固定溫度邊界條件下，計算密封鋼筒殼體表面隨時間變化之熱通量和混凝土護箱及外加屏蔽結構體之溫度變化。其後，以分析所得密封鋼筒殼體表面隨時間變化之熱通量做為 ANSYS 密封鋼筒模式(圖 6.3.5-6)之邊界條件，計算密封鋼筒內暫態溫度變化。火災發生期間，密封鋼筒因空氣之加熱，殼體溫度逐漸升高，如此造成密封鋼筒加熱量逐漸減少。為了能有較保守之設施熱傳分析結果，RELAP5-3D 模式之密封鋼筒殼體固定溫度邊界值採用正常貯存狀況下之計算結果，如此可有最大之密封鋼筒加熱量。

在設施冷卻階段中，ANSYS 密封鋼筒模式之密封鋼筒殼體給予固定熱通量邊界條件，用以計算密封鋼筒內隨時間變化之溫度分佈，並估算密封鋼筒溫度回復正常狀況所需時間。火災發生過後，周圍溫度回復為正常值(32 °C)，設施空氣通道內之空氣自然對流移熱機制重新建立，此時密封鋼筒殼體溫度仍偏高，如此造成較正常貯存狀況為大之密封鋼筒移熱量。而為了能得到較保守之設施熱傳分析結果，採用正常貯存狀況下之密封鋼筒殼體熱通量做為 ANSYS 模式之邊界條件，如此密封鋼筒移熱量為最小值，即密封鋼筒於火災發生過後之冷卻過程計算相對較保守。

發生燃油火災事故時，設施熱傳分析之假設如下所列：

- 採用 NAC UMS 系統設計熱負載(23 kW)；
- 假設用過核子燃料之徑向功率分佈為均勻分佈；

- 考慮用過核子燃料軸向功率分佈，燃料軸向功率分佈見圖 6.3.7-1 所示；
- 考慮 24 h 平均日照熱通量，設施頂表面日照熱通量為 387.6 W/m^2 ，側表面為 193.8 W/m^2 ；
- 火災發生期間，假設密封鋼筒殼體溫度為正常貯存狀況下之分析結果，保守計算密封鋼筒殼體表面之加熱熱通量；
- 火災發生過後，假設密封鋼筒殼體熱通量為正常貯存狀況下之分析結果，保守計算密封鋼筒於火災發生過後之冷卻過程；
- 火災發生期間，外加屏蔽結構體外表面考慮空氣強制對流及熱輻射；
- 火災發生過後，外加屏蔽結構體外表面僅考慮空氣自然對流，熱輻射保守忽略；
- 火災發生期間，周圍溫度為 $801.7 \text{ }^\circ\text{C}$ ；
- 火災發生過後，周圍溫度為 $32 \text{ }^\circ\text{C}$ ；
- 設施初始溫度分佈由正常貯存分析結果決定；
- 假設火災發生持續 8 min；
- 設施底部保守假設為絕熱。

在灌木林火災狀況下，周圍溫度保守假設為 $73 \text{ }^\circ\text{C}$ (此事故狀況下之流場分析結果顯示，周圍溫度為 $36.5 \text{ }^\circ\text{C}$ ，詳見第八章)。此時周圍溫度仍較密封鋼筒殼體及混凝土護箱內襯表面溫度為低，即空氣通道內之自然對流空氣仍具移熱功能。而受火災之影響，灌木林燃燒產生之熱透過輻射熱傳機制，對外加屏蔽結構體外表面進行加熱作用，其中保守假設設施之周圍皆為灌木林所環繞，且灌木林燃燒火焰溫度為 $801.7 \text{ }^\circ\text{C}$ 。此灌木林火災狀況之熱傳分析包括火災期間設施加熱及火災過後設施冷卻兩階段，此兩階段皆採用 ANSYS 程式計算密封鋼筒、混凝土護

箱及外加屏蔽結構體隨時間變化之三維溫度分佈。雖然於此事故狀況下，空氣通道內之空氣自然對流移熱機制仍具功能，但為了能有較保守之設施熱傳分析結果，忽略空氣通道內之空氣自然對流移熱。而發生灌木林火災事故時，設施熱傳分析之假設包括：

- 採用 NAC UMS 系統設計熱負載(23 kW)；
- 假設用過核子燃料之徑向功率分佈為均勻分佈；
- 考慮用過核子燃料軸向功率分佈，燃料軸向功率分佈見圖 6.3.7-1 所示；
- 考慮 24 h 平均日照熱通量，設施頂表面日照熱通量為 387.6 W/m^2 ，側表面為 193.8 W/m^2 ；
- 保守假設設施之周圍皆受灌木林所環繞，且灌木林燃燒火焰溫度為 $801.7 \text{ }^\circ\text{C}$ ；
- 事故發生即忽略空氣通道內之空氣自然對流移熱；
- 火災發生期間，空氣通道內僅考慮熱傳導及熱輻射；
- 火災發生過後，假設密封鋼筒殼體熱通量為正常貯存狀況下之分析結果，保守計算密封鋼筒於火災發生過後之冷卻過程；
- 火災發生期間，外加屏蔽結構體外表面考慮熱對流及熱輻射；
- 火災發生過後，外加屏蔽結構體外表面僅考慮空氣自然對流，熱輻射保守忽略；
- 火災發生期間，周圍溫度為 $73 \text{ }^\circ\text{C}$ ；
- 火災發生過後，周圍溫度為 $32 \text{ }^\circ\text{C}$ ；
- 設施初始溫度分佈由正常貯存分析結果決定；
- 假設火災發生持續 120 min；
- 設施底部保守假設為絕熱。

(d) 100 % 燃料棒破損

針對此事故，密封鋼筒之內部壓力計算共考慮兩種狀況，一為用過核子燃料於正常貯存狀況下，100 % 燃料棒發生破損；另一為密封鋼筒內氣體整體平均溫度因異常或事故狀況發生產生最高值，而此時 100 % 燃料棒又發生破損。兩種狀況之分析假設如下列所示：

- 燃料於正常貯存狀況下，假設 100 % 燃料棒破損，且 30 % 分裂氣體及 100 % 燃料棒回充氬氣自破損燃料棒中釋出[40]。再者，假設分裂氣體莫耳數為密封鋼筒原始設計廠家採用值之 115 %。另外，假設密封鋼筒回充氬氣時之溫度為 32 °C。而密封鋼筒內氣體整體平均溫度則假設為 226.85 °C(500 K)。熱傳分析結果顯示，正常貯存狀況下，熱負載為 14 kW 時，密封鋼筒內氣體整體平均溫度為 154.9 °C(< 226.85 °C)；
- 在異常或事故狀況下，假設密封鋼筒內氣體整體平均溫度為 266.85 °C(540 K)，且 100 % 燃料棒發生破損。再者，假設 30 % 分裂氣體及 100 % 燃料棒回充氬氣自破損燃料棒中釋出[40]。另外，假設分裂氣體莫耳數為密封鋼筒原始設計廠家採用值之 1.15 倍。而密封鋼筒回充氬氣時之溫度保守假設為 32 °C。於本計畫所考量之各種異常或事故事件中，密封鋼筒內氣體整體平均溫度之最高值為 248.4 °C(空氣進出口全堵塞事件，< 266.85 °C)。

B. 分析結果

(a) 極高周圍溫度

圖 6.3.7-12 及圖 6.3.7-13 為事故發生時，設施之三維溫度分佈。表 6.3.7-4 及表 6.3.7-5 顯示，發生極高周圍溫度事件時，燃

料護套及設施重要組件之溫度皆滿足限值之要求，即燃料護套及設施重要組件於發生此事故時無溫度所造成安全上之疑慮。

(b) 空氣進出口全堵塞

表 6.3.7-7 為設施空氣進出口發生全堵塞 72 h 後，燃料護套及設施重要組件溫度分析結果。表中數據顯示，燃料護套及設施重要組件在事故發生 72 h 後溫度均低於限值。由分析結果可知，在此事故發生不超過 72 h 之條件下，燃料護套及設施重要組件於本計畫設計基準應用上可說在溫度之考量上安全無虞。圖 6.3.7-14 為本計畫設施設計基準熱負載(14 kW)條件下，於事故發生 7 d 之期間內，燃料護套及設施重要組件溫度隨時間變化之趨勢。

(c) 火災

表 6.3.7-8 為火災事故狀況下，燃料護套及設施重要組件溫度分析結果。在燃油火災事故下，除外加屏蔽結構體混凝土最高局部溫度外，燃料護套及設施其它重要組件之最高溫度均低於限值。燃油火災分析假設事故持續 8 min，且火災發生期間周圍溫度為 801.7 °C，如此使得外加屏蔽結構體之混凝土外表面有最高局部溫度 518.3 °C。根據法規 NUREG-1536 [40] 內容所述，在火災事故狀況下，容許混凝土溫度超過法規 ACI-349 [3] 之限值(176.6 °C)。燃油火災事故之分析結果顯示，燃料護套溫度上升並不顯著，且最高溫度相較於限值 570 °C 尚有相當大之餘裕。再者，外加屏蔽結構體混凝土之最高整體溫度為 110 °C，遠低於混凝土外表面之最高局部溫度 518.3 °C，且符合限值要求。所以倘若設施發生燃油火災事故，可預期將只對外加屏蔽結構體之混凝土外表面造成影響，對燃料護套及絕大部份設施重要組件在溫度考量上並不會有安全之顧慮。圖 6.3.7-15 為燃油火災事故發生時及發生後，燃料護套及密封鋼筒重要組件溫

度隨時間變化之趨勢。由圖可知，燃油火災事故發生時及發生後，燃料護套、承載圓盤及導熱圓盤之溫度變化並不明顯。由於分析時保守採用最大加熱量對密封鋼筒進行加熱，並以最小移熱量進行密封鋼筒之冷卻，因此密封鋼筒殼體溫度於火災發生時明顯上升(前 8 min)，而在火災發生後隨即緩慢下降。計算結果顯示，雖保守採用最小移熱量對密封鋼筒進行冷卻，但約僅需 24 h，密封鋼筒殼體溫度即可回復至正常貯存狀況下之值。

而關於灌木林火災之設施熱傳分析，表 6.3.7-8 顯示燃料護套及設施重要組件最高溫度均低於限值，但外加屏蔽結構體混凝土最高局部溫度除外，然此為法規所容許。雖然分析時保守假設設施受灌木林環繞，灌木林燃燒火焰溫度為 801.7 °C，且火災發生期間，周圍溫度為 73 °C，並忽略空氣通道內之空氣自然對流移熱。但由計算結果可知，燃料護套最高溫度為 352.4 °C，遠較限值 570 °C 為低。另外，外加屏蔽結構體外表面之溫度(混凝土最高局部溫度)雖高達 748.3 °C，但外加屏蔽結構體混凝土最高整體溫度僅為 159.7 °C，符合限值要求。所以，在發生灌木林火災事故之狀況下，同樣可預期將只對外加屏蔽結構體之混凝土外表面造成影響，燃料護套及絕大部份設施重要組件溫度並不會造成設施安全上之顧慮。灌木林火災事故發生時及發生後，燃料護套及密封鋼筒重要組件溫度隨時間變化之趨勢如圖 6.3.7-16 所示。由於分析時假設事故持續 2 h，且保守忽略空氣通道內之空氣自然對流移熱，因此密封鋼筒殼體溫度於火災發生期間明顯上升。另外，因保守採用最小移熱量對密封鋼筒進行冷卻，計算結果顯示事故發生後 5 d，密封鋼筒殼體溫度即可回復至正常貯存狀況下之值。

(d) 100 % 燃料棒破損

在此 100 % 燃料棒破損事故中，假設 30 % 分裂氣體及 100 % 燃料棒回充氬氣自破損燃料棒中釋出。於密封鋼筒內氣體整

體平均溫度為 226.85 °C 時，密封鋼筒內部壓力為 3.9 atm；而當氣體整體平均溫度為 266.85 °C 時，則內壓為 4.22 atm。不同用過核子燃料貯存狀況下之密封鋼筒內壓比較，詳見表 6.3.7-6。

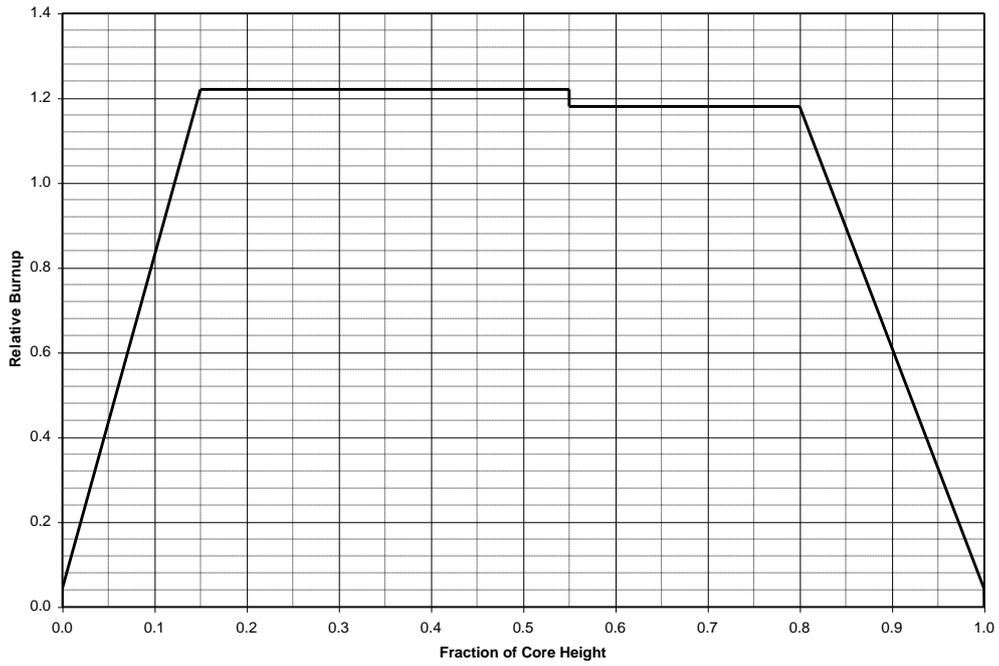


圖 6.3.7-1 用過核子燃料軸向功率分佈[28]

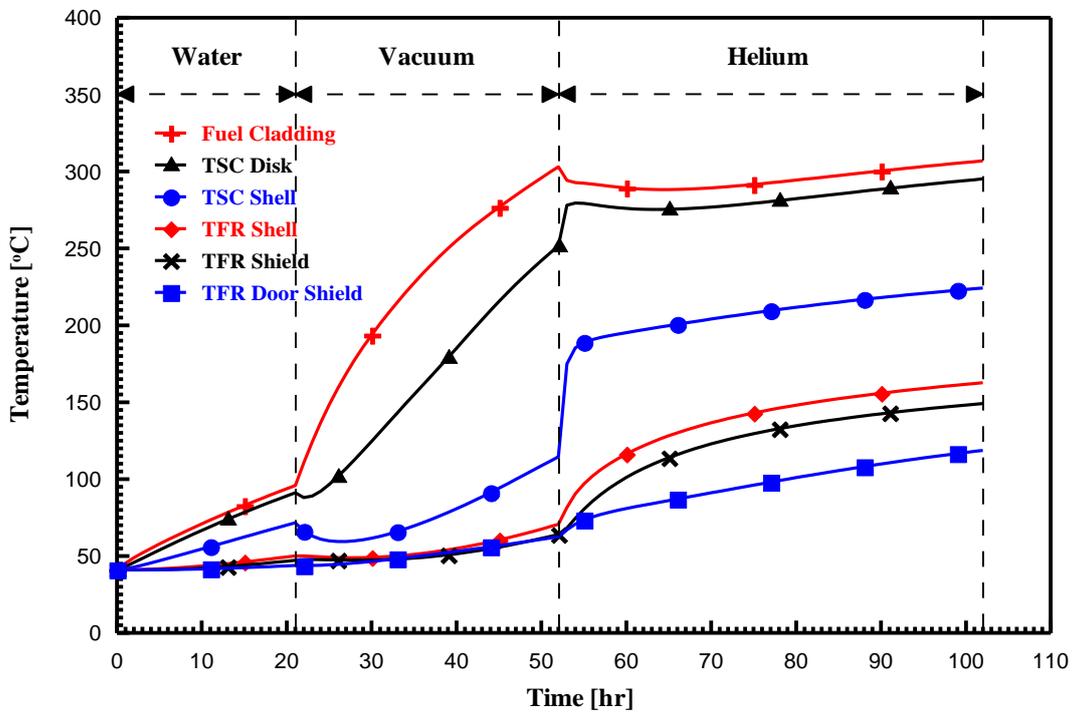


圖 6.3.7-2 燃料護套、密封鋼筒重要組件及傳送護箱重要組件溫度隨時間變化趨勢
(熱負載 14 kW)

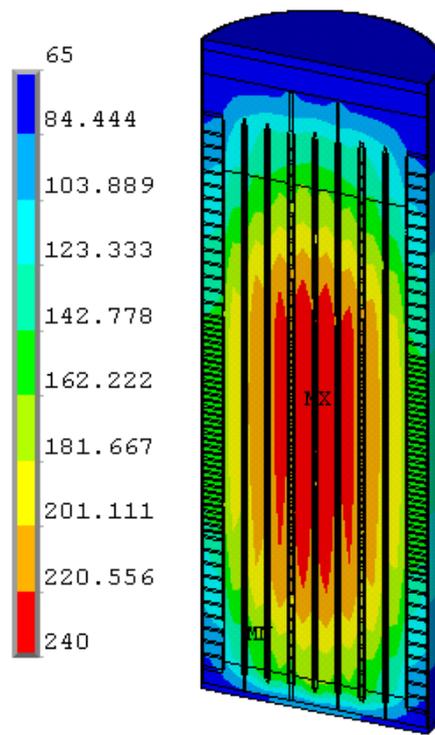


圖 6.3.7-3 正常貯存密封鋼筒三維溫度分佈(熱負載 14 kW)

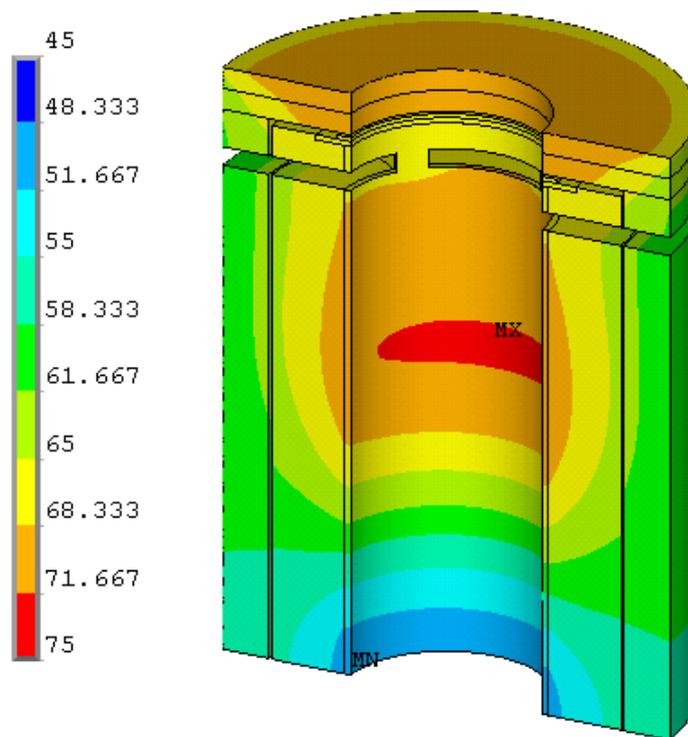


圖 6.3.7-4 正常貯存混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度分佈(熱負載 14 kW)

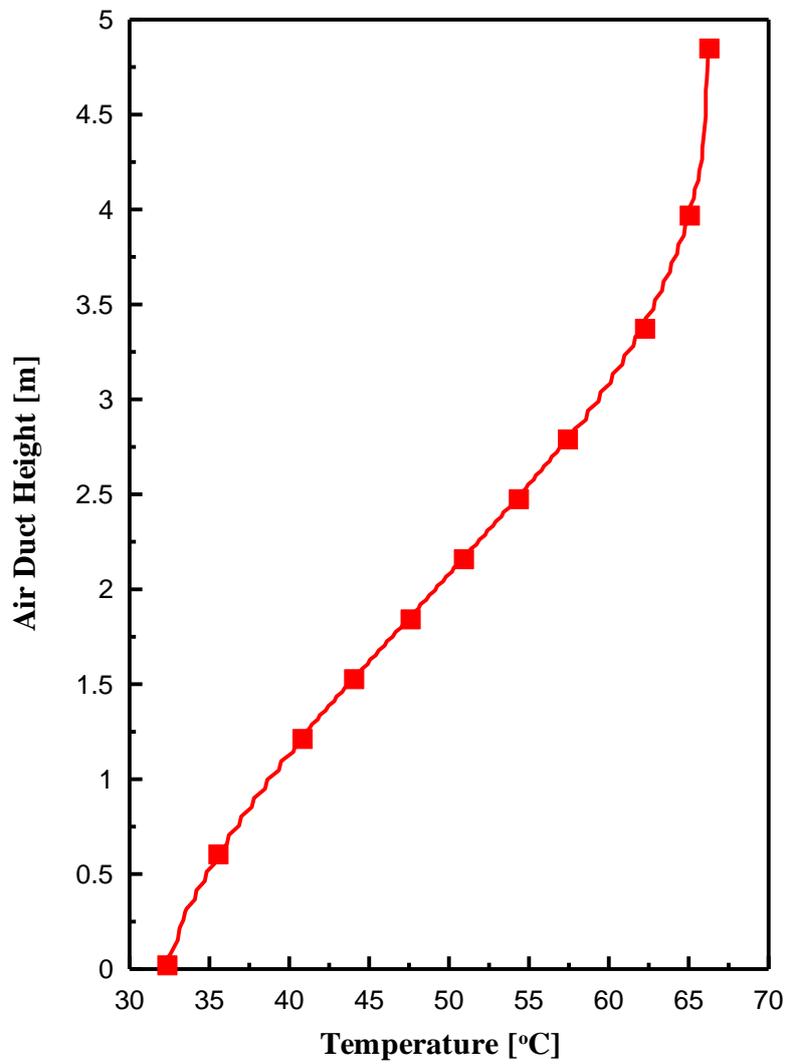


圖 6.3.7-5 正常貯存設施空氣通道空氣溫度分佈(熱負載 14 kW)

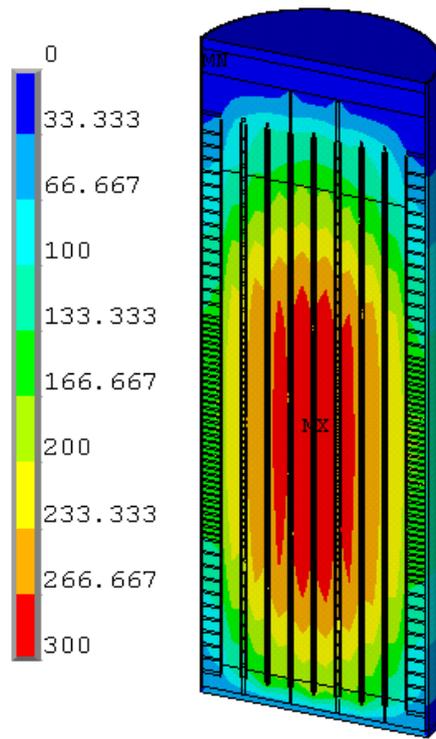


圖 6.3.7-6 異常低溫密封鋼筒三維溫度分佈

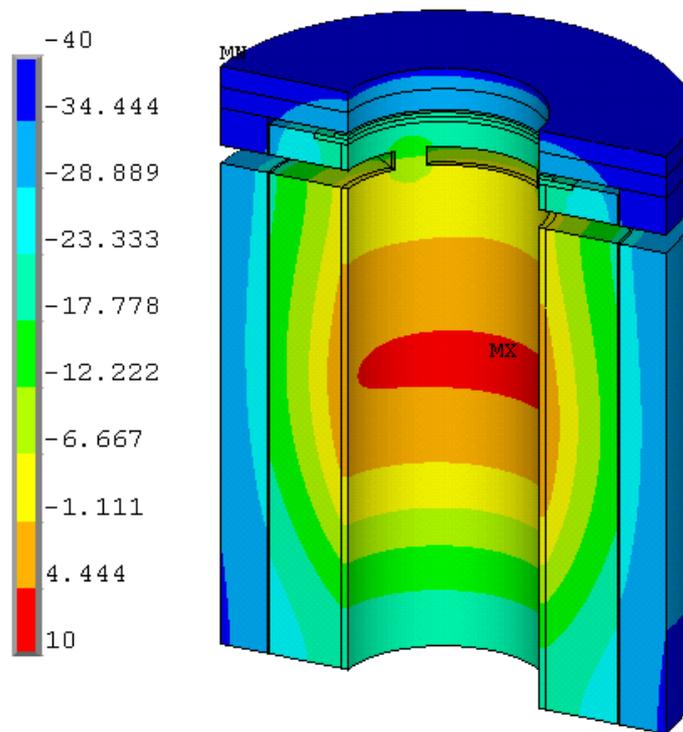


圖 6.3.7-7 異常低溫混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度分佈

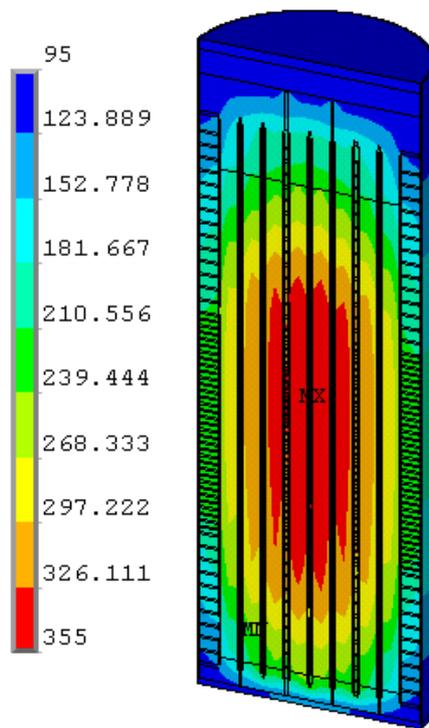


圖 6.3.7-8 異常高溫密封鋼筒三維溫度分佈

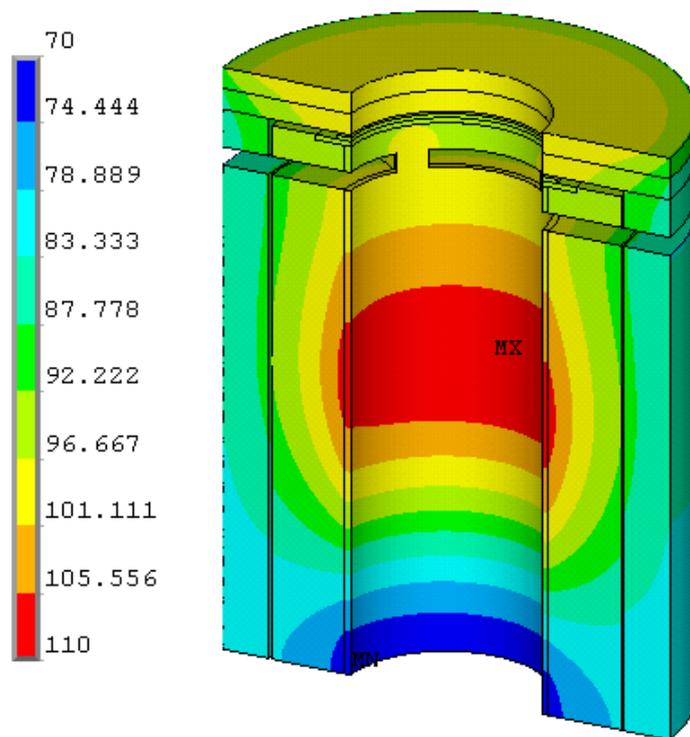


圖 6.3.7-9 異常高溫混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度分佈

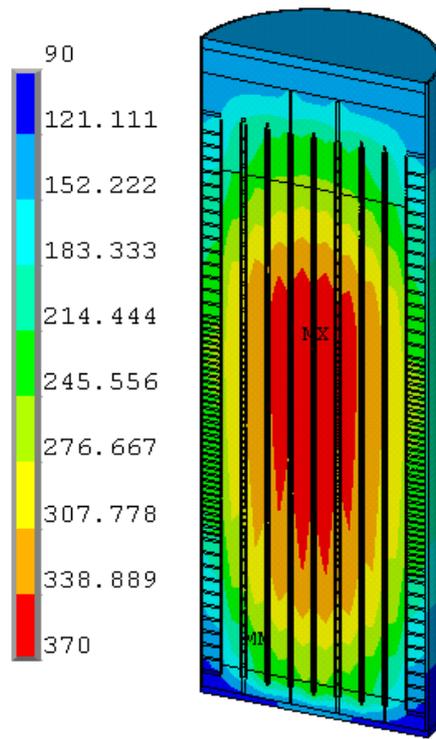


圖 6.3.7-10 空氣進口半堵塞密封鋼筒三維溫度分佈

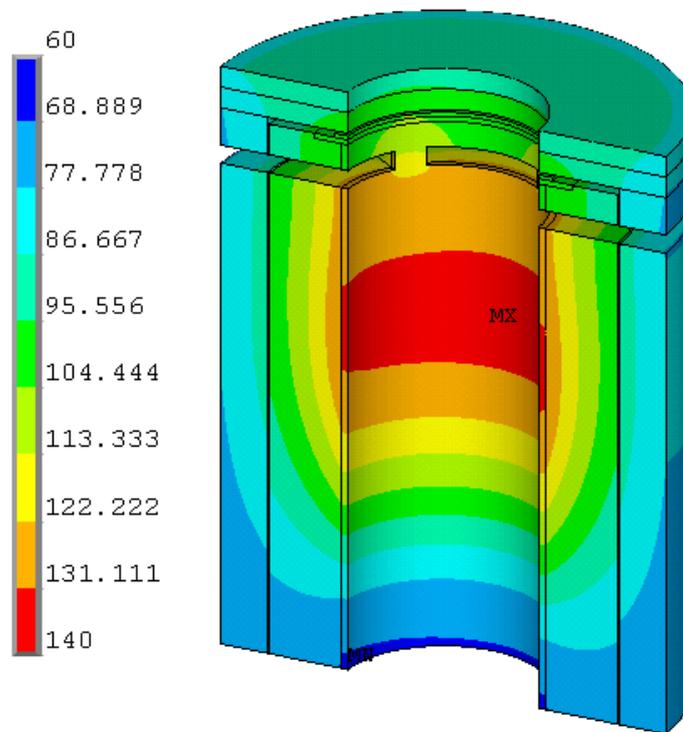


圖 6.3.7-11 空氣進口半堵塞混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度分佈

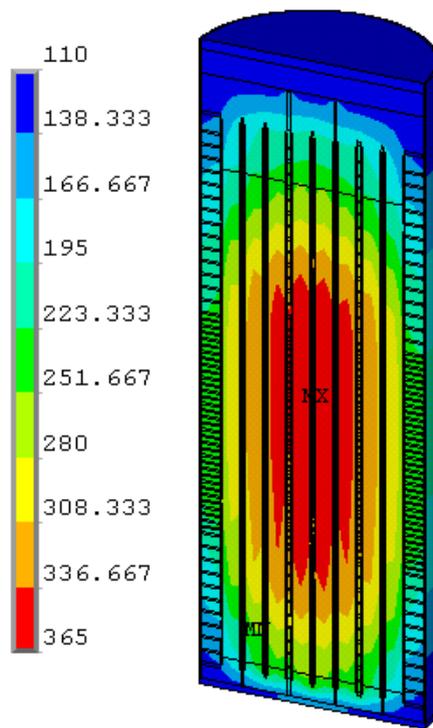


圖 6.3.7-12 極高周圍溫度密封鋼筒三維溫度分佈

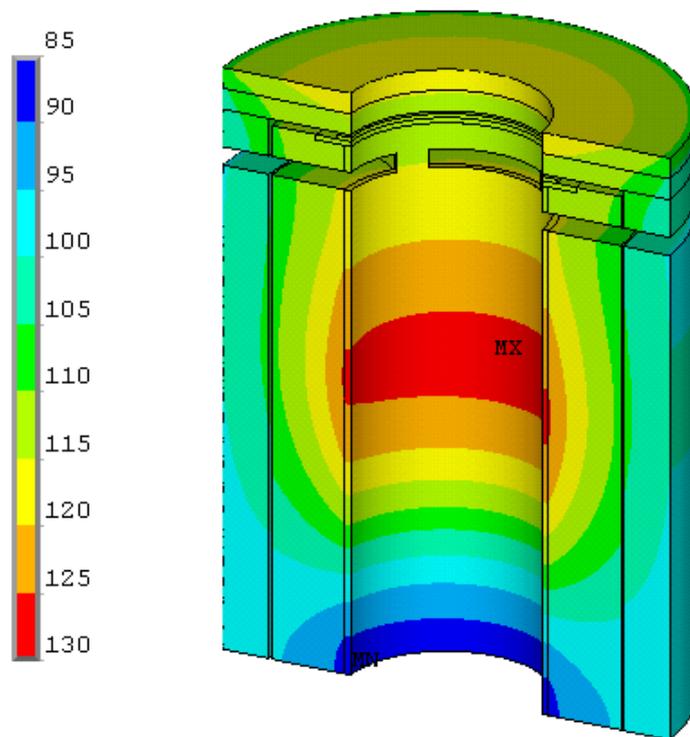


圖 6.3.7-13 極高周圍溫度混凝土護箱及外加屏蔽結構體三維溫度分佈

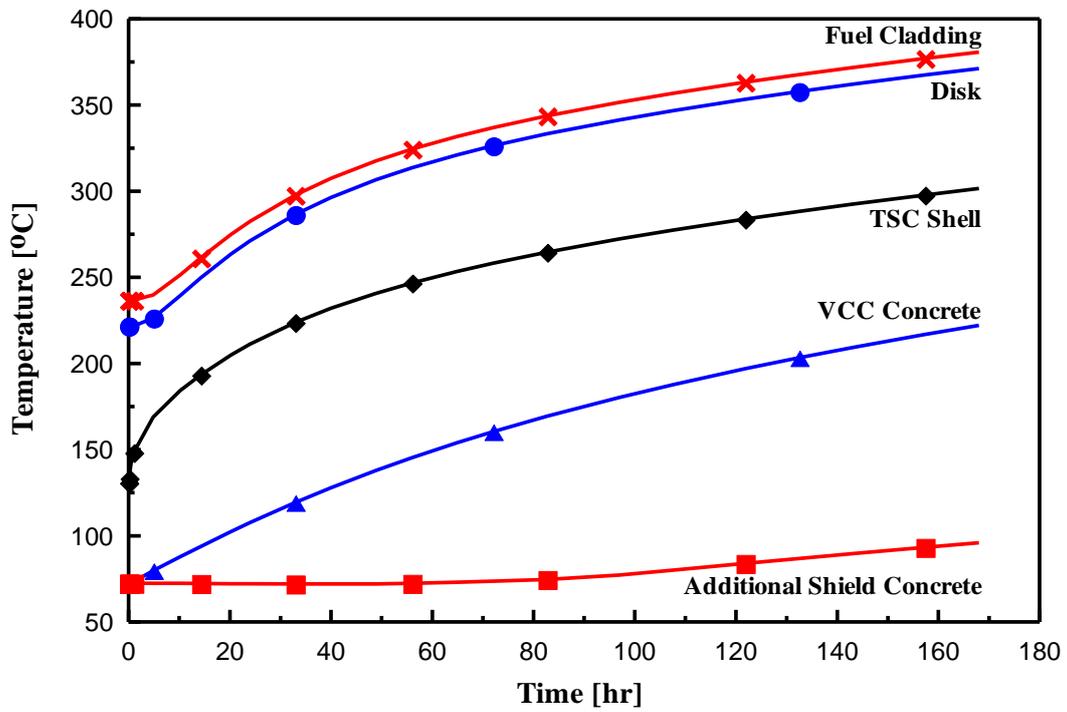
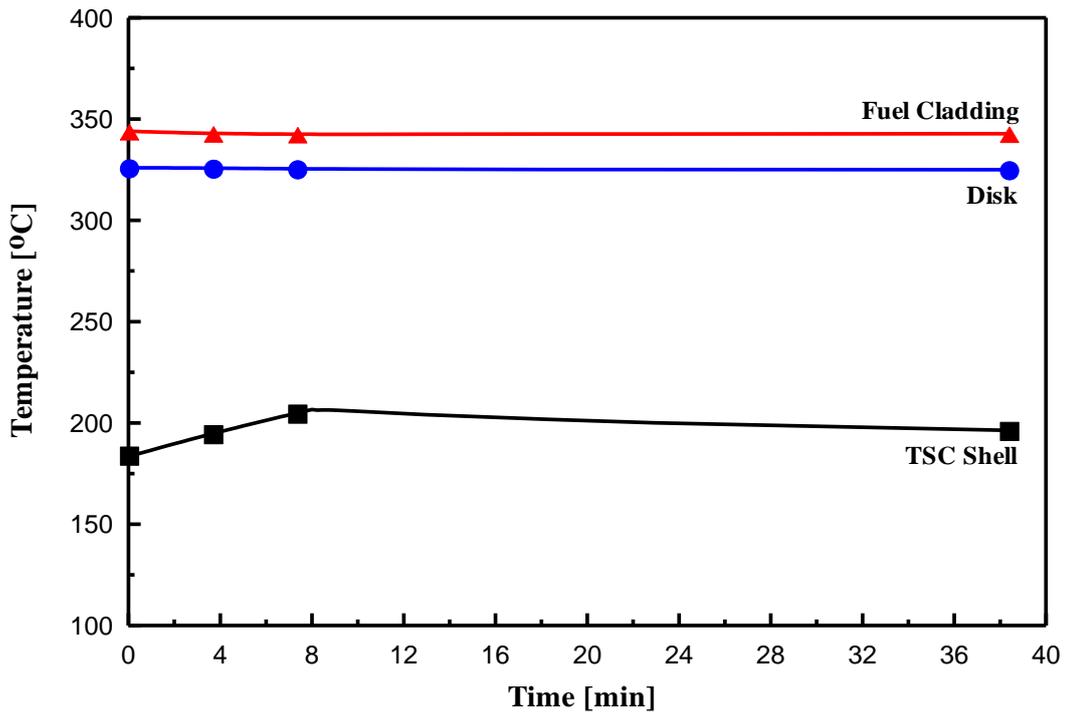
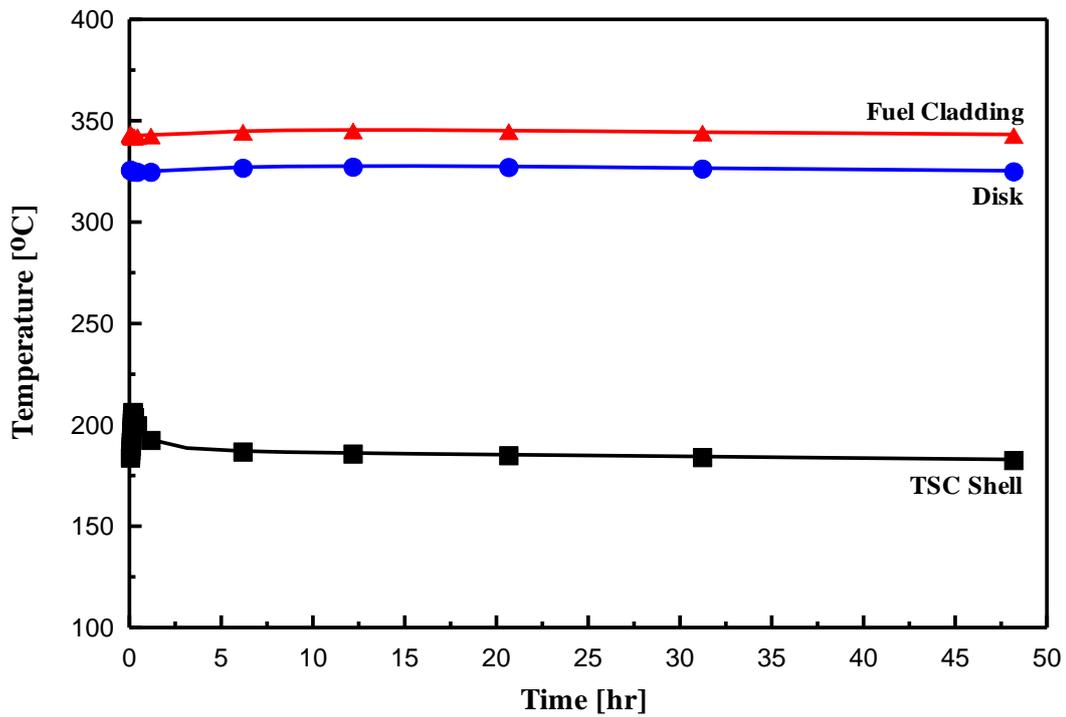


圖 6.3.7-14 空氣進出口全堵塞事故燃料護套及設施重要組件溫度隨時間變化趨勢
(熱負載 14 kW)



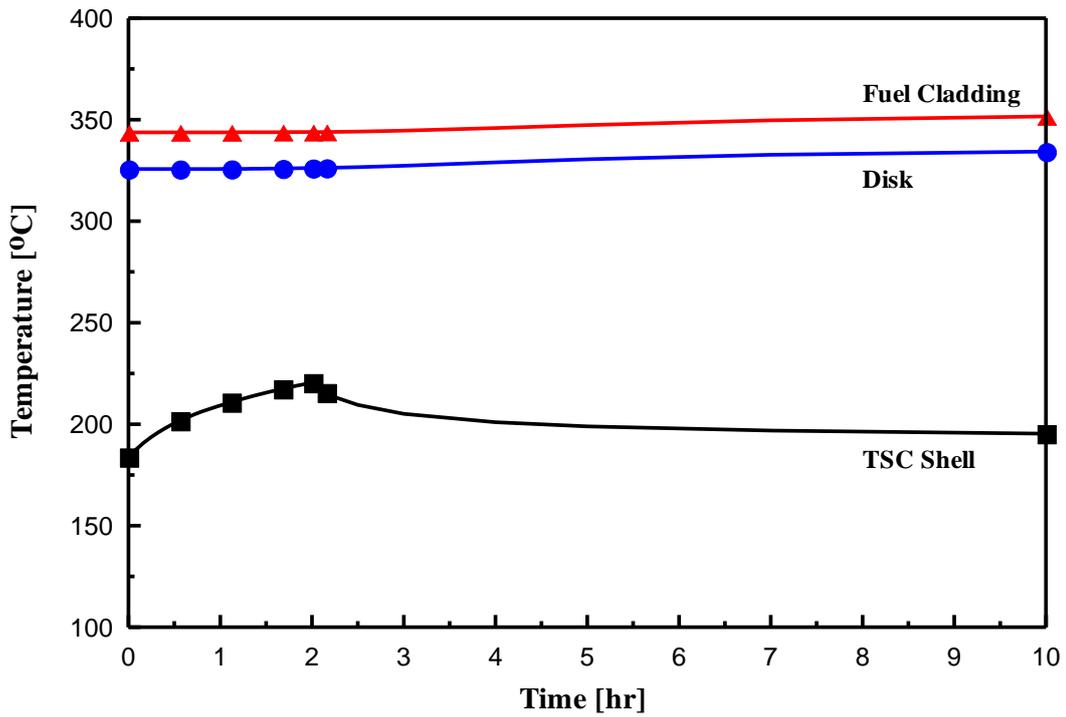
(a)



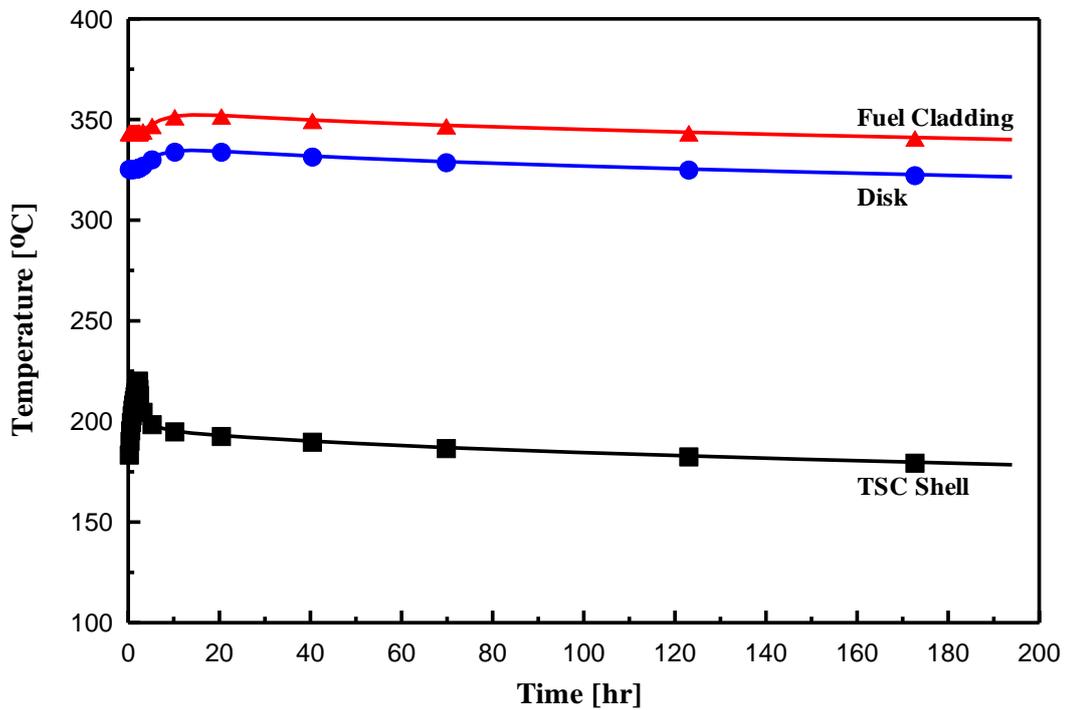
(b)

圖 6.3.7-15 燃油火災事故燃料護套及密封鋼筒重要組件溫度隨時間變化趨勢，(a)

事故發生時，(b)事故發生後



(a)



(b)

圖 6.3.7-16 灌木林火災事故燃料護套及設施重要組件溫度隨時間變化趨勢，(a)事故發生時，(b)事故發生後

表 6.3.7-1 燃料短期裝填與傳送過程設施熱傳分析結果

熱負載 (kW)	作業 階段	容許 作業時間 (h)	最 高 溫 度 (°C)								
			燃料護套	承載圓盤	導熱圓盤	密封鋼筒 殼體	傳送護箱 殼體	鉛屏蔽	中子屏蔽	底門 中子屏蔽	密封鋼筒 內部 儲存池水
14	Water	21	95.9	91.2	91.0	71.7	50.2	47.3	47.0	43.9	92.7
	Vacuum	31	303.1	251.6	251.5	114.5	70.7	64.1	63.5	62.6	—
	Helium	50	307.0	295.3	294.8	224.3	162.7	149.2	147.5	118.8	—
7	Water	45	95.7	91.8	91.7	72.8	52.9	50.2	49.9	46.6	93.1
	Vacuum	600	322.0	280.9	280.7	157.9	115.7	107.8	106.9	108.9	—
	Helium	600	217.6	207.1	206.7	160.5	117.1	108.9	108.0	103.3	—
4	Water	90	96.0	91.8	91.5	74.6	55.9	53.3	53.0	50.2	93.1
	Vacuum	600	271.5	210.5	210.3	114.5	85.3	80.4	79.8	85.3	—
	Helium	600	162.6	150.5	150.1	117.7	86.7	81.5	81.0	80.0	—
		溫度限值 (°C)	400.0	371.1	398.8	426.6	371.1	315.5	148.8	148.8	93.3

表 6.3.7-2 正常貯存燃料護套及設施重要組件溫度

組件名稱	溫度 (°C)	
	熱負載 14 kW	限值
燃料護套	236.8	400.0
承載圓盤	221.8	371.1
導熱圓盤	221.2	343.3
密封鋼筒殼體	134.3	426.6
混凝土護箱 混凝土	63.2 (整體) 71.9 (局部)	65.5 (整體) 93.3 (局部)
外加屏蔽結構體 混凝土	61.4 (整體) 71.0 (局部)	
鋼筒內氣體 整體平均溫度	154.9	—

表 6.3.7-3 正常貯存空氣通道熱流分析結果

空氣通道	熱負載 14 kW
流量(kg/s)	0.401
進口溫度(°C)	32.0
出口溫度(°C)	66.3

表 6.3.7-4 異常與事故燃料護套及設施重要組件溫度

組件名稱	溫度 (°C)				
	異常與事故				
	劇烈周圍溫度變化		空氣進口 半堵塞	極高 周圍溫度	限 值
	異常低溫	異常高溫			
燃料護套	292.3	350.8	367.4	362.4	570.0
承載圓盤	271.1	333.2	352.2	345.4	371.1
導熱圓盤	270.2	332.3	350.5	344.5	398.8
密封鋼筒殼體	128.2	198.0	215.8	211.3	426.6
混凝土護箱 混凝土	5.1	108.8	133.1	126.9	176.6
外加屏蔽結構體 混凝土	-24.8	100.3	99.5	116.7	
鋼筒內氣體 整體平均溫度	160.6	228.8	244.0	241.9	—

表 6.3.7-5 異常與事故空氣通道熱流分析結果

空氣通道	異常與事故			
	劇烈周圍溫度變化		空氣進口 半堵塞	極高 周圍溫度
	異常低溫	異常高溫		
流量(kg/s)	0.571	0.415	0.213	0.394
進口溫度(°C)	-40.0	41.1	32.0	56.1
出口溫度(°C)	-1.7	94.3	130.8	111.9

表 6.3.7-6 正常、異常及事故狀況密封鋼筒內部壓力分析結果

密封鋼筒	正常	異常	事故	
			狀況一	狀況二
燃料棒破損程度(%)	1	10	100	100
內部溫度(°C)	226.85	266.85	226.85	266.85
內部壓力(atm)	1.66	2.02	3.90	4.22

表 6.3.7-7 空氣進出口全堵塞事故發生 72 h 後燃料護套及設施重要組件溫度

組件名稱	溫度 (°C)	
	熱負載 14 kW	限值
燃料護套	337.0	570.0
承載圓盤	326.4	371.1
導熱圓盤	325.9	398.8
密封鋼筒殼體	258.2	426.6
混凝土護箱 混凝土	160.5	176.6
外加屏蔽結構體 混凝土	73.7	
鋼筒內氣體 整體平均溫度	248.4	—

表 6.3.7-8 火災事故燃料護套及設施重要組件最高溫度

組件名稱	溫度 (°C)		
	燃油火災	灌木林火災	限值
燃料護套	345.5	352.4	570.0
承載圓盤	327.7	334.8	371.1
導熱圓盤	326.7	333.9	398.8
密封鋼筒殼體	206.6	220.5	426.6
混凝土護箱 混凝土	116.6	102.1	176.6 *
外加屏蔽結構體 混凝土	110.0 (整體) 518.3 (局部)	159.7 (整體) 748.3 (局部)	
鋼筒內氣體 整體平均溫度	223.9	228.7	—

* 針對火災事故，法規 NUREG-1536 容許混凝土溫度超過法規 ACI-349 限值要求。

(八) 結語

前述各節用過核子燃料在短期裝填與傳送、正常貯存、異常與事故等不同狀況下，乾式貯存設施之熱傳分析結果及相關溫度限值綜合整理於表 6.3.8-1。由表中所列燃料護套及設施各重要組件最高溫度與相對應限值之比較可知：

1. 於考量本計畫設施設計基準熱負載(14 kW)狀況下，屏蔽上蓋封銲作業階段(密封鋼筒內充滿水之情境)之暫態熱傳分析結果顯示，作業開始經 21 h 後，密封鋼筒內水溫為 92.7 °C，仍低於參考限值 93.3 °C，且此時燃料護套及設施重要組件溫度限值之要求均可被滿足，所以規範當熱負載為 14 kW 時，此作業階段之容許作業時間為 21 h；
2. 在洩水、抽真空及充氬氣作業階段(密封鋼筒內為真空之情境)，採用本計畫設施設計基準熱負載 14 kW 進行暫態熱傳分析，其結果顯示作業開始經 31 h 後，燃料護套及設施重要組件最高溫度皆能滿足相對應限值之要求，所以規範熱負載為 14 kW 狀況下，此作業階段之容許作業時間為 31 h；
3. 於熱負載採用本計畫設施設計基準熱負載(14 kW)之狀況下，由結構上蓋封銲及傳送作業階段(密封鋼筒內充滿氬氣之情境)暫態熱傳分析之計算結果可知，作業開始經 50 h 後，燃料護套及設施重要組件溫度限值之要求皆可被滿足，所以規範當熱負載為 14 kW 時，此作業階段之容許作業時間為 50 h；
4. 用過核子燃料於正常貯存狀況下，當設施熱負載為 14 kW (本計畫設施設計基準熱負載)時，燃料護套及設施重要組件最高溫度均符合相對應限值之要求。混凝土護箱及外加屏蔽結構體混凝土之最高局部溫度為 71.9 °C(< 93.3 °C，限值)，而混凝土護箱及外加屏蔽結構體混凝土之最高整體溫度則為 63.2 °C(< 65.5 °C，限值)；
5. 除空氣進出口全堵塞事故外，於其它異常或事故狀況下，即使採用 NAC UMS 系統之設計熱負載(23 kW)，燃料護套及設施重要組件最高溫度皆能滿足相對應限值之要求；

6. 在空氣進出口全堵塞事故中，當熱負載為 14 kW(本計畫設施設計基準熱負載)時，設施暫態熱傳分析結果顯示，事故發生 72 h(> 24 h)後，燃料護套及所有設施重要組件最高溫度均符合相對應限值之要求，此時承載圓盤最高溫度為 326.4 °C(< 371.1 °C，限值)；
7. 密封鋼筒內部壓力計算結果顯示，採用保守氣體整體平均溫度(正常 226.85 °C，異常及事故 266.85 °C)和 115 %分裂氣體莫耳數之假設條件，即使在 100 %燃料棒破損且高溫之事故狀況下，密封鋼筒內之壓力僅為 4.22 atm，仍不超過結構分析壓力(詳見第六章第六節內容所述)。

而有關法規 NUREG-1536 對用過核子燃料乾式貯存設施熱傳評估之要求，由表 6.3.8-1 所列數據之比較可知，法規之各項要求，本計畫均能充分滿足。

表 6.3.8-1 設施熱傳分析綜合結果

燃料短期 裝填與傳送 ^[1] (周圍溫度 32 °C)		最高溫度 (°C)							
		燃料護套	承載圓盤	導熱圓盤	密封鋼筒 殼體	傳送護 箱殼體	鉛屏蔽	中子屏蔽	底門 中子屏蔽
屏蔽上蓋封鐸 ^[2]		95.9	91.2	91.0	71.7	50.2	47.3	47.0	43.9
洩水、抽真空及 充氬氣 ^[2]		303.1	251.6	251.5	114.5	70.7	64.1	63.5	62.6
結構上蓋 封鐸及傳送 ^[2]		307.0	295.3	294.8	224.3	162.7	149.2	147.5	118.8
限 值		400.0	371.1	398.8	426.6	371.1	315.5	148.8	148.8
正常貯存 ^[3] (周圍溫度 32 °C)		最高溫度 (°C)							
		燃料護套	承載圓盤	導熱圓盤	密封鋼筒 殼體	混凝土護箱混凝土		外加屏蔽結構體 混凝土	
						整體	局部	整體	局部
熱負載 14 kW		236.8	221.8	221.2	134.3	63.2	71.9	61.4	71.0
限 值		400.0	371.1	343.3	426.6	65.5	93.3	65.5	93.3
異常與事故		最高溫度 (°C)							
		燃料護套	承載圓盤	導熱圓盤	密封鋼筒 殼體	混凝土護箱混凝土		外加屏蔽結構體 混凝土	
劇烈環境 溫度變化 ^[4]	低溫 -40 °C	292.3	271.1	270.2	128.2	5.1		-24.8	
	高溫 41.1 °C	350.8	333.2	332.3	198.0	108.8		100.3	
空氣進口半堵塞 ^[4] (周圍溫度 32 °C)		367.4	352.2	350.5	215.8	133.1		99.5	
極高周圍溫度 ^[4] 56.1 °C		362.4	345.4	344.5	211.3	126.9		116.7	
空氣進出口 全堵塞 ^[5]	熱負載 14 kW	337.0	326.4	325.9	258.2	160.5		73.7	
火災 ^[6]	燃油	345.5	327.7	326.7	206.6	116.6		110.0 (整體) 518.3 (局部)	
	灌木林	352.4	334.8	333.9	220.5	102.1		159.7 (整體) 748.3 (局部)	
限 值		570.0	371.1	398.8	426.6	176.6		176.6 ^[7]	

- [1] 熱負載 14 kW。
- [2] 暫態分析，作業過程最高溫度。
- [3] 穩態分析。
- [4] 穩態分析，熱負載 23 kW。
- [5] 暫態分析，事故發生經 72 h 後溫度。
- [6] 暫態分析，熱負載 23 kW，事故發生過程最高溫度。
- [7] 針對火災事故，法規 NUREG-1536 容許混凝土溫度超過法規 ACI-349 限值要求。

(九) 參考文獻

1. U.S. Nuclear Regulatory Commission, "Licensing Requirements for the Independent Storage of Spent Nuclear Fuel and High Level Radioactive Waste," 10 CFR Part 72, January 1996.
2. U.S. Nuclear Regulatory Commission, "Cladding Considerations for Transportation and Storage of Spent Fuel," ISG-11, Rev. 3.
3. American Concrete Institute, "Code Requirement for Nuclear Safety Related Concrete Structure and Commentary," ACI-349.
4. A.B. Johnson and E.R. Gilbert, "Technical Basis for Storage of Zircaloy-Clad Fuel in Inert Gases," PNL-4835, 1985.
5. U.S. Department of Defense, "Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures," MIL-HDBK-5G, Military Handbook, November 1994.
6. Genden Engineering Services & Construction Company, "NS-4-FR Fire Resistant Neutron and/or Gamma Shielding Material- Product Technical Data."
7. T. Baumeister and L.S. Mark, "Standard Handbook for Mechanical Engineers," 7th Edition, McGraw-Hill Book Company, New York, 1967.
8. The American Society of Mechanical Engineers, "ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section II, Part D- Properties," 1995 Edition with 1995 Addenda.
9. ARMCO, Inc., "17-4PH, Precipitation Hardening Stainless Steel," ARMCO Product Data Bulletin No. S-22, 1988.
10. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Cases-Nuclear Components, 2000, December,8, CASE N-71-18.
11. Hanford Engineering Development Laboratory, "Nuclear Systems Materials Handbook," TID26666, Volume 1, Design Data, Westinghouse Hanford Company.
12. J.A. Bucholz, "Scoping Design Analyses for Optimized Shipping Casks

- Containing 1-, 2-, 3-, 5-, 7-, or 10-Year-Old Spent Fuel,”
ORNL/CSD/TM-149, Oak Ridge National Library, 1983.
13. R.B. Ross, “Metallic Specification Handbook,” 4th Edition, Chapman and Hall, London, 1992.
 14. F. Kreith and M.S. Bohn, “Principles of Heat Transfer,” 5th Edition, West Publishing Company, 1993.
 15. Edwards, “TRUMP, A Computer Program for Transient and Steady State Temperature Distributions in Multidimensional Systems,” UCLR-14754, Rev. 1, Lawrence Radiation Laboratory, Livermore, May 1968.
 16. F. Kreith, “Principles of Heat Transfer,” 3rd Edition, Intext Educational Publishers, New York.
 17. N.B. Vargaftik, et al., “Handbook of Thermal Conductivity of Liquids and Gases,” CRC Press, October 1993.
 18. D.L. Hagrman and G.A. Reymann, “Matpro- Version 11 A Handbook of Material Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Rod Behavior,” EG&G Idaho, Inc., Idaho Falls, ID, 1979.
 19. J.H. Rust, “Nuclear Power Plant Engineering,” Holland Company, Atlanta, GA, 1979.
 20. “AAR BORAL Sheet Manufacturers Data,” Sheet Product Performance Report 624, Brooks & Perkins Advanced Structures Company, 1983.
 21. “AAR Standard Specification Sheet for BORAL™ Composite Sheet,” BRJREVO-940107, Brooks & Perkins Advanced Structures Company.
 22. M. Fintel, “Handbook of Concrete Engineering,” 2nd Edition, Van Nostrand Reinhold Co., New York.
 23. American Society for Testing and Materials, “Standard Specification for Portland Cement,” ASTM C150-95a.
 24. R. Siegel and J.R. Howell, “Thermal Radiation Heat Transfer,” 3rd Edition, Hemisphere Publishing Co., 1992.
 25. F.P. Incropera and D.P. DeWitt, “Fundamentals of Heat and Mass Transfer,”

4th Edition, 1996.

26. F. Kreith, "Principles of Heat Transfer," 2nd Edition, International Textbook Company, Scranton, PA, 1965.
27. Northeast Technology Corporation, "METAMIC Qualification Program for Nuclear Fuel Storage Applications- Final Test Results," NET 152-03, Rev. 0, September 2001.
28. NAC International Inc., "Final Safety Analysis Report for the UMS Universal Storage System," Rev. 5, October 2005.
29. ANSYS Inc., ANSYS 9.0 User's Manuals, 2005.
30. INEL, RELAP5-3D Code Manuals, 1998.
31. NAC International Inc., "Work Request and Report- UMS-PWR Cask RELAP5 Cooldown Transient Analysis for 5 and 8 gpm Cooling Water Flow Rates," EA790-3900, Rev. 2, November 2002.
32. NAC International Inc., "Work Request and Report- UMS Internal Pressure Evaluation," EA790-3311, Rev. 2, October 2001.
33. PNL and INEL, "Performance Testing and Analyses of the VSC-17 Ventilated Concrete Cask," EPRI TR-100305, May 1992.
34. BNFL Fuel Solutions, Corp., "Safety Analysis Report for the TRANSTOR™ Storage Cask," SNC-96-72SAR, February 1999.
35. J.M. Creer, et al., "The TN-24P PWR Spent Fuel Storage Cask: Testing and Analysis," EPRI-UP-5128, Electrical Power Research Institute, Palo Alto, CA, 1987.
36. Pacific Sierra Nuclear Corporation, "Safety Analysis Report for the Ventilated Storage Cask System," PSN-91-001, Rev. 0A, Docket 72-1007.
37. NAC International Inc., "Work Request and Report- UMS VCC Air Flow and Temperature Calculation," EA790-3301, Rev. 2, February 1999.

38. E.A. Avallone and T. III Baumeister, "Mark's Standard Handbook for Mechanical Engineers," 9th Edition, McGraw-Hill Book Company, New York, 1986.
39. NAC International Inc., "Work Request and Report- Transfer Cask Transient Analysis- Enhanced UMS BWR," EA790-3207, Rev. 1, January 2002.
40. U.S. Nuclear Regulatory Commission, "Standard Review Plan for Dry Cask Storage Systems," NUREG-1536, January 1997.
41. F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, "Heat Transfer in Automobile Radiations of the Tubular Type," Publications in Engineering, 2, University of California, Berkeley, pp. 443-461, 1930.
42. T.L. Sanders, et al., "A Method for Determining the Spent-Fuel Contribution to Transport Cask Containment Requirements," SAND90-2406, TTC-1019, UC-820, November 1992.
43. 梁國興、楊宗祐及汪吉昌，"用過核燃料乾式貯存設施熱傳分析方法論及技術驗證報告，" ISFSI-04-REP-06001 最新版。
44. NAC International Inc., "Work Request and Report- Evaluation of the Effect of the Supplemental Shielding Inserts on VCC Air Flow Analysis," EA790-3303, Rev. 0, June 2001.
45. NAC International Inc., "Work Request and Report- Structural and Thermal Material Properties," EA790-2001, Rev. 10, February 2002.