

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) 分析方法	6.3.3-1
1. 分析軟體與架構	6.3.3-1
2. 分析模式	6.3.3-2
3. 熱流模式與經驗式	6.3.3-17
4. 軟體適用性與模式校驗	6.3.3-25
(四) 材料與等效熱傳性質	6.3.4-1
1. 材料性質	6.3.4-1
2. 等效熱流性質	6.3.4-2
(五) 假設與邊界條件	6.3.5-1
1. 燃料熱功率分佈	6.3.5-1
2. 燃料短期裝填與傳送	6.3.5-3
3. 正常貯存狀態	6.3.5-6
4. 異常貯存狀態	6.3.5-7
5. 事故狀態	6.3.5-8
6. 密封鋼筒內部壓力計算	6.3.6-10
(六) 評估結果說明	6.3.6-1
1. 燃料短期裝填與傳送	6.3.6-1
2. 正常貯存狀態	6.3.6-5
3. 異常貯存狀態	6.3.6-6
4. 事故狀態	6.3.6-7
6. 密封鋼筒內部壓力計算	6.3.6-11
(七) 結語	6.3.7-1
(八) 參考文獻	6.3.8-1
附錄 A	6.3.A-1

附圖目錄

圖 6.3.3-1 核二廠乾貯系統熱流分析模式架構圖	6.3.3-6
圖 6.3.3-2 核二廠乾貯系統三維燃料提籃與燃料束模型示意圖	6.3.3-7
圖 6.3.3-3 核二廠乾貯系統二維傳送護箱模式示意圖	6.3.3-7
圖 6.3.3-4 核二廠乾貯系統二維混凝土護箱模式示意圖	6.3.3-8
圖 6.3.3-5 二維燃料束、燃料方管及提籃模型示意圖	6.3.3-10
圖 6.3.3-6 核二廠乾貯系統二維燃料束模型示意圖	6.3.3-12
圖 6.3.3-7 核二廠乾貯系統二維燃料提籃模型示意圖	6.3.3-14
圖 6.3.3-8 BWR 燃料束具分隔柵之流阻計算模型示意	6.3.3-15
圖 6.3.3-9 BWR 燃料束不包含分隔柵之流阻計算模型示意	6.3.3-15
圖 6.3.3-10 通氣孔之流阻計算模型示意圖	6.3.3-16
圖 6.3.3-11 通氣孔流阻計算模型之網格分佈	6.3.3-16
圖 6.3.3-12 利用 FLUENT 模擬 TN-24P，於半徑 0.13m 處之軸向燃料溫度分佈比對圖	6.3.3-28
圖 6.3.3-13 利用 FLUENT 模擬 TN-24P，於半徑 0.31m 處之軸向燃料溫度分佈比對圖	6.3.3-29
圖 6.3.3-14 利用 FLUENT 模擬 TN-24P，於半徑 0.53m 處之軸向燃料溫度分佈比對圖	6.3.3-30
圖 6.3.3-15 利用 FLUENT 模擬 TN-24P，於半徑 0.65m 處之軸向燃料溫度分佈比對圖	6.3.3-31
圖 6.3.3-16 於不同紊流模式下，模擬 VSC-17 密封鋼筒殼體外表面溫度之結果比較	6.3.3-32
圖 6.3.3-17 不同紊流模式下，模擬 VSC-17 混凝土內襯溫度之結果比較	6.3.3-33
圖 6.3.5-1 BWR 用過核子燃料軸向功率分佈係數	6.3.5-1
圖 6.3.5-2 Washington Public Power BWR/4-6 BWR 燃料軸向歸一化之燃耗剖面圖	6.3.5-2
圖 6.3.5-3 核二廠 BWR 燃料軸向歸一化之燃耗剖面圖	6.3.5-2
圖 6.3.6-1 三維傳送護箱有限元素暫態分析模式	6.3.6-8
圖 6.3.6-2 火災事故下 NS4FR 溫度隨高度之變化圖	6.3.6-9
圖 6.3.7-1 真空乾燥階段密封鋼筒與傳送護箱溫度分布圖 (Unit: °C)	6.3.7-3
圖 6.3.7-2 氬氣階段達穩態時密封鋼筒與傳送護箱之溫度分布圖	6.3.7-4
圖 6.3.7-3 傳送階段時密封鋼筒與傳送護箱溫度分布圖 (Unit: °C)	6.3.7-6
圖 6.3.7-4 正常貯存時之溫度分布圖	6.3.7-7
圖 6.3.7-5 異常貯存時異常高溫與低溫溫度分布圖	6.3.7-8
圖 6.3.7-6 極高環溫溫度分布圖	6.3.7-11
圖 6.3.7-7 全阻塞事故溫度分布圖	6.3.7-12

附表目錄

表 6.3.2-1 核二乾貯系統熱流設計條件列表.....	6.3.2-3
表 6.3.2-2 35GWD/MTU 下熱負載與時間關係表	6.3.2-4
表 6.3.2-3 本設施之材料容許溫度.....	6.3.2-5
表 6.3.3-1 核二乾貯熱傳分析技術之分析軟體比較.....	6.3.3-1
表 6.3.3-2 不同乾貯分析模式所使用之相關模式列表.....	6.3.3-17
表 6.3.4-1 氬氣於回充壓力與相關分析限值之氣體密度.....	6.3.4-1
表 6.3.4-2 燃料方管等效熱力性質	6.3.4-2
表 6.3.4-3 燃料束等效熱力性質	6.3.4-3
表 6.3.4-4 燃料提籃等效熱力性質	6.3.4-3
表 6.3.6-1 充水階段下燃料與密封鋼筒最高溫度列表.....	6.3.6-1
表 6.3.6-2 真空乾操作業之元件最高溫度與時間限制。.....	6.3.6-2
表 6.3.6-3 充氬階段下燃料與密封鋼筒最高溫度列表.....	6.3.6-3
表 6.3.6-4 充氬階段下燃料最高溫度列表.....	6.3.6-4
表 6.3.6-5 正常貯存條件下系統各元件最高溫度列表.....	6.3.6-5
表 6.3.6-6 異常貯存條件下系統各元件最高溫度列表.....	6.3.6-6
表 6.3.6-7 極高環境溫度下系統各元件最高溫度列表.....	6.3.6-7
表 6.3.6-8 穩態進氣口全阻塞事故下系統各元件最高溫度列表.....	6.3.6-10
表 6.3.7-1 設施熱傳分析綜合結果.....	6.3.7-13
表 6.3.7-2 氣體溫度之結果綜合表.....	6.3.7-14
表 6.3.7-3 不同堵塞程度下之溫度趨勢表.....	6.3.7-14

三、 熱傳評估

本章節用以說明核二乾貯系統(以下稱本系統)所使用之熱流分析方法論，及其所包含之軟體、模式、經驗式與相關假設，並藉由各種貯存狀態(包含正常、異常以及事故)下之分析結果證明本系統確實符合 10 CFR Part72[1]之設計規範以及 NUREG-1567[2]與 NUREG-1536[3]等審查導則中所提之接受準則，以作為申照之依據。

(一) 前言

本系統主要包含有密封鋼筒，混凝土護箱及傳送護箱等組件。在貯存階段中，用過核子燃料乃是裝載於密封鋼筒內之燃料提籃內，並藉由混凝土護箱所提供之輻射屏蔽效果與自然對流來滿足長期貯存之條件。而傳送護箱主要用以確保密封鋼筒於裝載與傳送期間具有充足之屏蔽與熱移除能力以確保裝載作業之進行符合相關設計與法規要求。

裝載於密封鋼筒之用過核子燃料，其衰變熱將會透過與燃料提籃之間的對流、傳導以及輻射機制向外側之提籃以及燃料組件傳遞。相同的熱傳機制亦影響燃料提籃、密封鋼筒殼體以及混凝土護箱內襯或是傳送護箱內殼體表面之間的熱傳能力，並進一步影響各元件之溫度值。

基於長期貯存之安全性考量，本系統採用被動式(passive)散熱概念來進行設計，藉由衰變熱對空氣加熱後所造成的空氣密度差，令受熱空氣由混凝土護箱頂部之出氣口流出，並促使混凝土護箱底部之進氣口吸入低溫空氣而形成對流效果，進而達到移除用過核子燃料衰變熱之目的。基於以上所述，本系統於熱傳評估中除了因保守考量而忽略特定區域(如元件之間隙)之對流效應外，皆同時考慮傳導、對流以及輻射機制之影響；以下各節將針對所使用之軟體、模式假設與分析結果逐一說明。

(二) 設計基準

本系統擬用於裝載單一密封鋼筒內之最大總熱負載為 14.6kW 的 87 束用過核子燃料(每束 168W)；但為保守起見，本分析採用 17.0 kW(每束 195W)作為分析基準。本熱傳分析主要考慮系統於核二廠特定廠址環境中之正常、異常及事故狀態下之熱流行為，以確保用過核子燃料在核二廠址之氣候條件下可長期貯存 50 年；上述之各種貯存狀況的周圍溫度、日照考量與否及空氣進出口狀態則如表 6.3.2-1 所示。此外，依據 ISG-11[6]之要求，燃料護套之最高溫度需滿足：

1. 用過核子燃料之燃料護套溫度於正常貯存及短期裝填操作狀況下不得超過 400 °C；
2. 在系統發生異常或事故之狀況下，燃料護套溫度不得超過 570 °C。

基於此一要求，乾貯系統必須能將用過核子燃料產生之衰變熱移至周遭環境，以達到 ISG-11 對溫度限值之要求。此外，對於本系統之結構體於正常、異常及意外事故下所需滿足之元件溫度限值主要依循：

1. 對於混凝土製元件最高容許溫度，則依循 ACI-349 [5]與 NUREG-1567 [2]之限值進行訂定。

根據 NUREG-1536 第 3.5.1.2 節「Structural Design Criteria and Design Features」中提到，當混凝土整體或局部溫度超過 93°C 但未達 149°C 時，若採用 Type II 水泥且其選取之骨料符合下述所列者，則不須試驗以證明溫度對混凝土強度之折減效果。下列為細骨料及粗骨料可被接受之標準：

- 一. 滿足 ASTM C33(混凝土骨料標準規範) 中之要求以及其他 ACI 349 所引述對粒料之要求。
- 二. 滿足 ASTM C150(Portland 水泥標準規範) 中之要求以及其他 ACI 349 引述對粒料之要求。

三.已經證實熱膨脹係數(溫度範圍 20°C to 38°C [70°F to 100°F])不大於 11×10^{-6} mm/mm/°C(6×10^{-6} in./in./°F)，或以下礦物質：石灰石、白雲石、大理石、玄武岩、花崗岩、輝長岩、流紋岩。

2. 中子屏蔽材質最大操作溫度限制乃是依據製造商所訂定之溫度限值[8]為之，以確保其具有足夠的中子屏蔽能力；
3. 鉛屏蔽安全操作範圍決定之標準為避免鉛達到熔點[9]；
4. 對於提籃與密封鋼筒之鋼製元件，其溫度限值則依循 ASME Code Section II, Part D[10]、ARMCO [11]、ASME Code Case N-707 [註][12]以及 ASTM Standard[13]；

上述提及之溫度限值如表 6.3.2-3 所列；其中長期溫度限值適用於正常貯存狀況，短期貯存之溫度限值則規範了本系統在發生異常或是事故時之元件容許溫度，而溫度限值之相關文獻則如該表中參考資料欄所示。

除了溫度之外，由於本系統在完成真空乾燥後作業後將會利用流量質量計回充額定重量之氦氣 4.446Kg(minimum)至密封鋼筒內，在實際執行 FLUENT CFD 穩態熱流分析時，正常貯存狀況下密封鋼筒在此額定重量氦氣條件(4.446kg)及 17kw 熱負載下達到穩態時密封鋼筒壓力會達到 5.5 atm (79.5psig)，以利長期貯存之熱傳。因此本系統亦需確保密封鋼筒內部壓力於各種貯存或是傳送階段下，皆不得超過結構分析壓力(詳見本報告第六章第二節及第六節內容所述)。本系統之壓力限值可歸納如下：

1. 正常狀態下，密封鋼筒內部壓力不得超過 100psig；
2. 異常狀態(包含溫度異常及 10%燃料破損)下，密封鋼筒內部壓力不得超過 130 psig；
3. 意外事故狀態之壓力(包含 100%燃料破損與全阻塞)，密封鋼筒壓力不得超過 250 psig。

註：ASME Code Case N-707 的適用性已在 2012.6.12 由 NAC 致 NRC 函中澄清

表 6.3.2-1 核二乾貯系統熱流設計條件列表

用過核子燃料貯存狀況		環境溫度(°C)	日照 ⁷	混凝土護箱進出口狀況
短期裝填與傳送		32 ¹	無考慮	N/A
正常		32 ²	考慮	全開
異常	異常低溫	-40 ³	無考慮	全開
	異常高溫	41.1 ⁴	考慮	全開
	空氣進口半堵塞	32 ²	考慮	進口半阻塞 出口全開
事故	極高溫	56.1 ⁵	考慮	全開
	空氣進氣口全堵塞	32 ²	考慮	進口全阻塞 出口全開
	火災發生時	801.7 ⁶	考慮	全開
	火災發生後	32 ²		

¹ 作業區溫度約為 30 °C，保守假設為 32 °C。

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 23.26°C (台北地區)，因此本計畫系統正常周圍溫度本可略保守採用 NAC 使用值 24.4 °C，然在進行系統熱傳分析時，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 28 年平均值更為保守之 32°C，做為系統正常周圍溫度(溫度資料由中央氣象局提供，詳見第二章)。

³ 近 28 年，台北、基隆及淡水等三地區之最低日平均溫度為 6.6 °C (發生在 1991 年淡水，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 28 年，台北、基隆及淡水等三地區之最高日平均溫度為 33 °C (發生在 2003 年台北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 28 年，台北、基隆及淡水等三地區之日最高溫度為 38.8 °C (發生在 2003 年台北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 [3] 給定值。

⁷ 引用法規 10 CFR Part 71 [4]。

表 6.3.2-2 35GWD/MTU 下熱負載與時間關係表

Heat Load		Cool Time(years)					
Source	Units	20	30	40	50 ¹	60	70
CLAD	[W/assy]	3.52E-03	3.44E-04	8.56E-05	5.82E-05	5.00E-05	4.39E-05
ACT.	[W/assy]	41	40.4	39.5	38.3	37.1	36
F.P.	[W/assy]	127	98.7	77.4	60.8	47.8	37.6
Total	[W/assy]	168	139.1	116.9	99.1	84.9	73.6
Total	[kW/cask]	14.6	12.1	10.2	8.6	7.4	6.4

¹根據 IPCC(2007)第四版得知其 2100 年暖化程度約為 1.1°C ~6.4°C，溫度上升約為每年 0.07°C，50 年後約為 3.5°C。但由於衰變熱會隨著時間而遞減，以 50 年為例衰變熱大概下降 56%，因此並不會有太大影響。

表 6.3.2-3 本設施之材料容許溫度

材 料	溫 度 限 值 °C		參 考 資 料
	長 期	短 期	
燃料護套	400.0	400.0/570.0 ¹	ISG-11 [6] and PNL-4835 [7]
混凝土	93.3 (整體) 148.8(局部)	176.6	ACI-349 [5] NUREG-1567 [2] NUREG-1536 [3]
中子屏蔽(NS-4-FR)	148.8	148.8	JAPC [8]
化學銅鉛	315.5	315.5	Baumeister [9]
不銹鋼(Type 304)	426.6	426.6	ASME Code [10]
不銹鋼(SA564 Type 630 17-4PH)	343.3	426.6	ASME Code [10] ARMCO [11]
碳鋼 no tests to prove capability for elevated temperatures or reduction of concrete strength are required if Type II cement is used and aggregates are selected which are acceptable for concrete in this temperature range. (SA-537 Class 1)	426.6	454.4/537.7 ²	ASME Code [10] ASME Code Case N-707 [12]
碳鋼 (SA695 Type B Grade 40, SA696 Type C)	426.6	426.6	ASME Code [10]
碳鋼 (A36, A-588, A350 LF2)	371.1	371.1	ASTM Standard[13]
中子吸收劑	454.4	537.7	AAR Advanced Structures[33]

¹400 °C 為傳送過程中燃料護套之溫度限值；570 °C 為異常事件(off-normal)及意外事故(incident)的溫度限值。

²454.4 °C 為傳送護箱溫度限值，537.7 °C 為異常事件(off-normal)及意外事故(incident)的溫度限值。

(三) 分析方法

1. 分析軟體與架構

本系統之熱傳評估所使用之熱流分析技術(見表 6.3.3-1)，主要是由 ANSYS 10.0 以及 FLUENT 6.3 兩套分析軟體建構而成，且已獲美國 NRC 核准。本分析方法中所使用之分析模式依其用途可以區分為(1)申照分析模式與(2)係數估算模式。顧名思義，申照分析模式中所包含之 3D ANSYS 真空乾燥模式、2D 之 FLUENT 傳送護箱與混凝土護箱模式，主要用以計算系統於不同狀態下之熱傳特性與溫度值，以用於安全分析報告申照之用。而係數估算模式則是提供上述申照模式計算時所需要的邊界條件與材料性質，作為模式設定之基礎。本分析方法之特色在於不同案例之間，只需改變邊界條件即可獨立完成相關分析，而無需在案例改變時，改變其分析方法與模式。例如，FLUENT 之貯存狀態模式在改變邊界條件後可用於分析所有正常、異常與異外事故之案例，而無需如同核一乾貯在模擬全阻塞事故時，需進行資料轉換以改用不同分析模式進行計算。

此外，由於本安全分析報告中需考慮內部壓力之案例皆使用 FLUENT 進行分析，結合對密封鋼筒內部對流以及理想氣體進行氬氣性質之處理方式，可以直接藉由 FLUENT 之後處理系統進行密封鋼筒內平均壓力值進行計算。因此密封鋼筒內部氬氣在不同傳送階段或是貯存階段下，因為溫度所造成之壓力變化將先行由 FLUENT 計算後，再以理想氣體方程式針對各種狀態下需考慮不同效應(例如，不同燃料破損狀況)進行評估。

表 6.3.3-1 核二乾貯熱傳分析技術之分析軟體比較

	本安全分析報告	核一乾貯[14]	TITRAM[15, 附錄 A]
分析軟體	ANSYS[16]+ FLUENT 6.3 [17]	ANSYS [18]+ RELAP 5.0[19]	FLUENT V12 [20]
分析模式	3D+2D	3D/2D	3D
分析方法審查	NRC Approved	AEC Approved	AEC Approved

2. 分析模式

本安全評估報告中，各申照模式及其上游之係數估算模式之關係如圖 6.3.3-1 所示，各模式敘述如下；此外，本系統在經分析後發現在選定之分析熱負載下所有案例皆可滿足設計需求，因此以下之所有模式，皆採用穩態求解為之：

(1) 申照分析模式

A. 三維燃料提籃模式

本模式(圖 6.3.3-2)藉由 ANSYS 進行模擬，以評估系統裝載用過核子燃料後，進行密封鋼筒內水氣排除之真空乾燥作業下的熱傳分析，以獲得此階段下各元件之溫度值，分析範圍包含密封鋼筒及其內部之提籃與裝載之用過核子燃料。在此階段系統將會進行抽真空與充氮冷卻之作業，以排除密封鋼筒內所積存之液態水，而達到長期貯存所需之要求。為求分析結果之保守性，本分析忽略對流效應對熱傳之貢獻。除此之外，考量傳送護箱於真空乾燥作業進行期間之任一時間點下回置到用過燃料池時，其元件溫度並不致於對傳送系統形成熱衝擊，故於所有功率之案例分析中，皆採用密封鋼筒於充水階段之溫度分佈作為其邊界條件，而此邊界條件則是引用自以下之二維傳送護箱模式。

B. 二維傳送護箱模式

此模式係由 FLUENT 模擬傳送護箱、密封鋼筒以及內部提籃與燃料之二維軸向對稱模型(圖 6.3.3-3)；其中，傳送護箱乃是由一碳鋼內襯、加馬(鉛)屏蔽層、中子屏蔽層以及碳鋼外殼所構成。此護箱與密封鋼筒外殼間具有一環狀間隙，於裝載作業期間將會注入低於 37.7°C 之冷卻水，以提供所需的冷卻能力。此模式適用於用過核子燃料裝載期間之充水階段、完成真空乾燥之充氮以及裝載至混凝土護箱前之傳送階段。此外，值得注意的是，本系統之燃料提籃共有 89 個單元(cell)可供安置燃料組件，但由於需保留 2 個單元以供

放置抽排水管，因此實際裝載之燃料數量為 87 束。然而，在二維軸對稱之處理中，此二個未裝載燃料組件之單元將使均質化處理難以進行。因此在實際進行二維模式時乃是假設其裝載共 89 束之燃料組件(每束 0.168kW)，並以稍高之熱負載 17.39kW(17kW/87*89) 進行模擬。

考量所有案例可在改變邊界條件後，藉此二維模型完成模擬，因此於此節中僅敘述各案例之關係，而相關設定則於本章三、(五) 節假設與邊界條件中加以說明。

(a) 充水階段

此模擬密封鋼筒裝載用過核子燃料且吊離用過燃料池後，利用環狀間隙循環水冷系統進行移熱而達到穩態時，系統內燃料之最高溫度。為執行此一分析，環狀間隙循環水冷系統之進口溫度則假設為 37.7°C 以確保分析結果可以涵蓋冷卻水溫度之變化。計算所獲得之最高溫度值將供環狀間隙循環水冷系統停用時，內部液態水升溫至沸騰所需時間(Time to Boiling, TOB)計算，以供未來運轉作業之所需。

(b) 充氬階段

此階段乃是利用上述之二維軸向對稱模型進行分析。在此階段下，環狀間隙循環水冷系統仍持續運轉，並回充額定重量之氬氣至密封鋼筒內令壓力達到貯存條件。

(c) 傳送階段

沿續上一階段之作業，當環狀間隙循環水冷系統移除後，傳送護箱之環狀間隙循環水冷系統流道將充滿空氣，且由於冷卻能力的下降，整體系統將呈現較高的溫度表現，由於此一階段結果無法以充氬階段進行涵蓋，因此於此案例中，依作業階段之實際狀態重新分析傳送護箱之熱流特性。此外，由於傳送階段採用空

氣對流之機制來移除衰變熱，因此亦適合作為充氣以及真空階段下遭遇環狀間隙循環水冷系統失效時之處置動作。

C· 二維混凝土護箱模式

當系統完成傳送作業而裝載至混凝土護箱中後，即可進行長期貯存作業。為評估長期貯存下所有可能面臨之正常、異常與事故現象，本安全分析報告以 FLUENT 進行二維軸對稱之分析模式建立(圖 6.3.3-4)。其分析範圍包括：混凝土護箱及內襯、混凝土上蓋、密封鋼筒及內部組件與燃料。值得注意的是，為了使二維軸對稱模式中空氣通道截面積不致因為半徑變化而產生誤差，於此模型中將其截面積依其半徑變化加以調整，而出現略呈斜邊之進口幾何形狀。

由於所有貯存案例可在改變邊界條件後，藉由此二維模型完成，因此於此節中僅敘述各案例之主要考量與彼此間之關係，進一步的模式設定將於本章三、(五)節假設與邊界條件一節中加以說明。

(a) 正常案例

此案例用以分析進行本系統於正常貯存狀態之模擬，並依照乾貯廠址之天候狀況進行邊界條件設置，並考量日照輻射以符合相關法規。

(b) 環境溫度變化

此類型案例皆屬於氣溫變化所造成之案例，其中包括有 41.1 °C、56.1 °C 與 -40 °C 三個案例。由於此類案例不會產生時效性之安全疑慮，因此採用穩態分析方法求解。而日照輻射效應依據保守原則考量後，於氣溫為 -40 °C 之案例中不予以考慮。

(c) 進氣口半阻塞

此案例模擬在正常貯存環境下，進氣口半阻塞時之狀況，因為此案例並不涉及時效性之安全疑慮，因此亦以穩態求解。

(d) 進氣口全阻塞

此案例乃是模擬在正常貯存之期間下，混凝土護箱之進氣口全阻塞後，因主要移熱機制喪失所導致之溫昇。

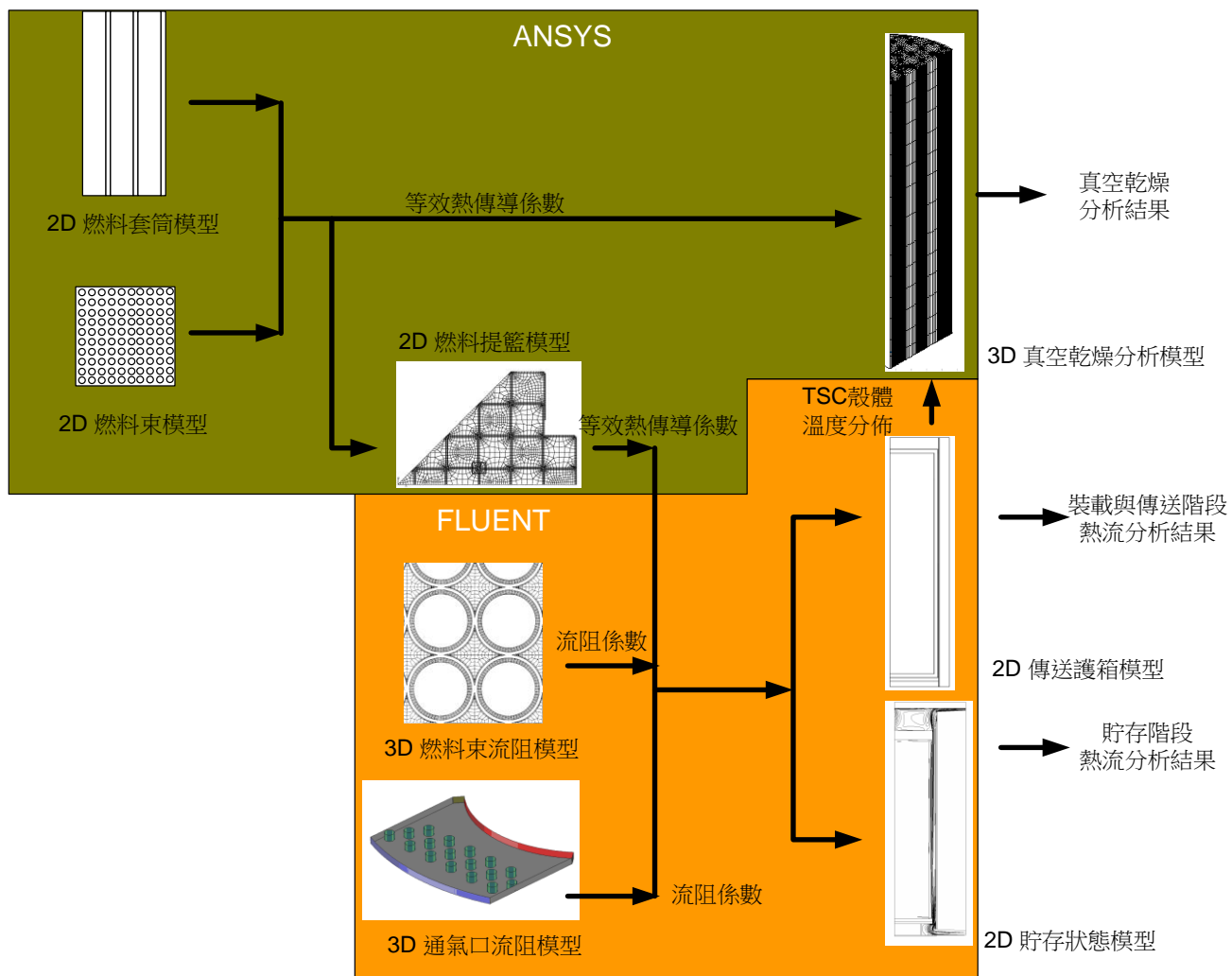


圖 6.3.3-1 核二廠乾貯系統熱流分析模式架構圖

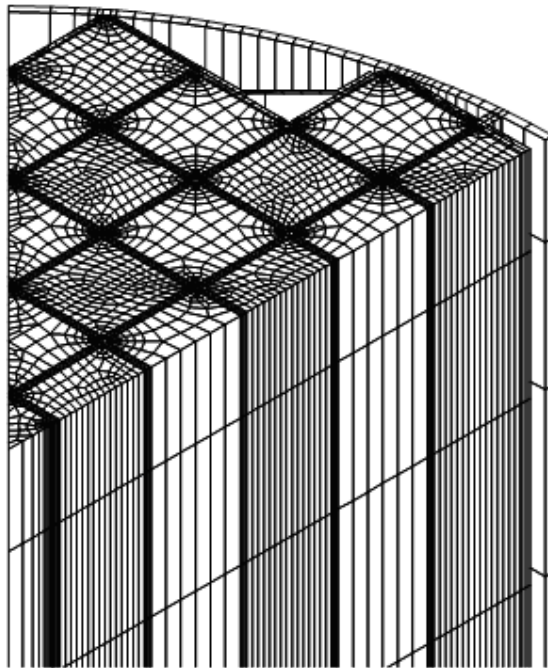


圖 6.3.3-2 核二廠乾貯系統三維燃料提籃與燃料束模型示意圖

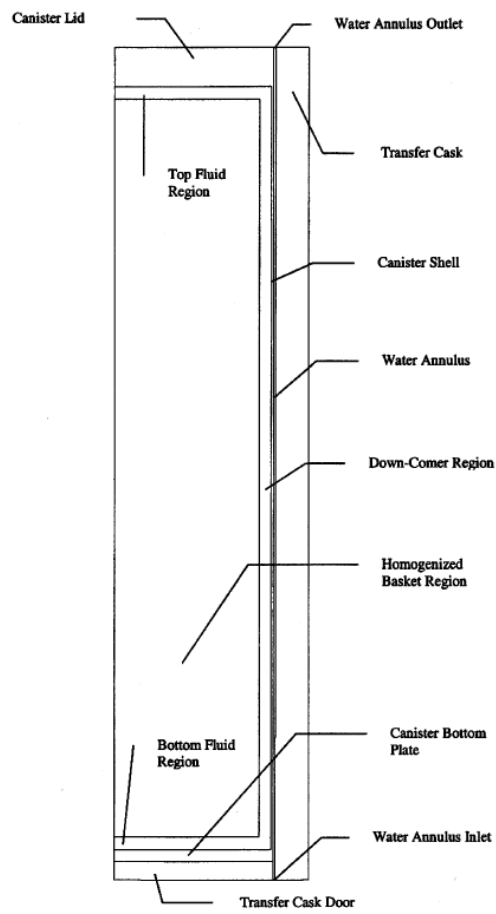


圖 6.3.3-3 核二廠乾貯系統二維傳送護箱模式示意圖

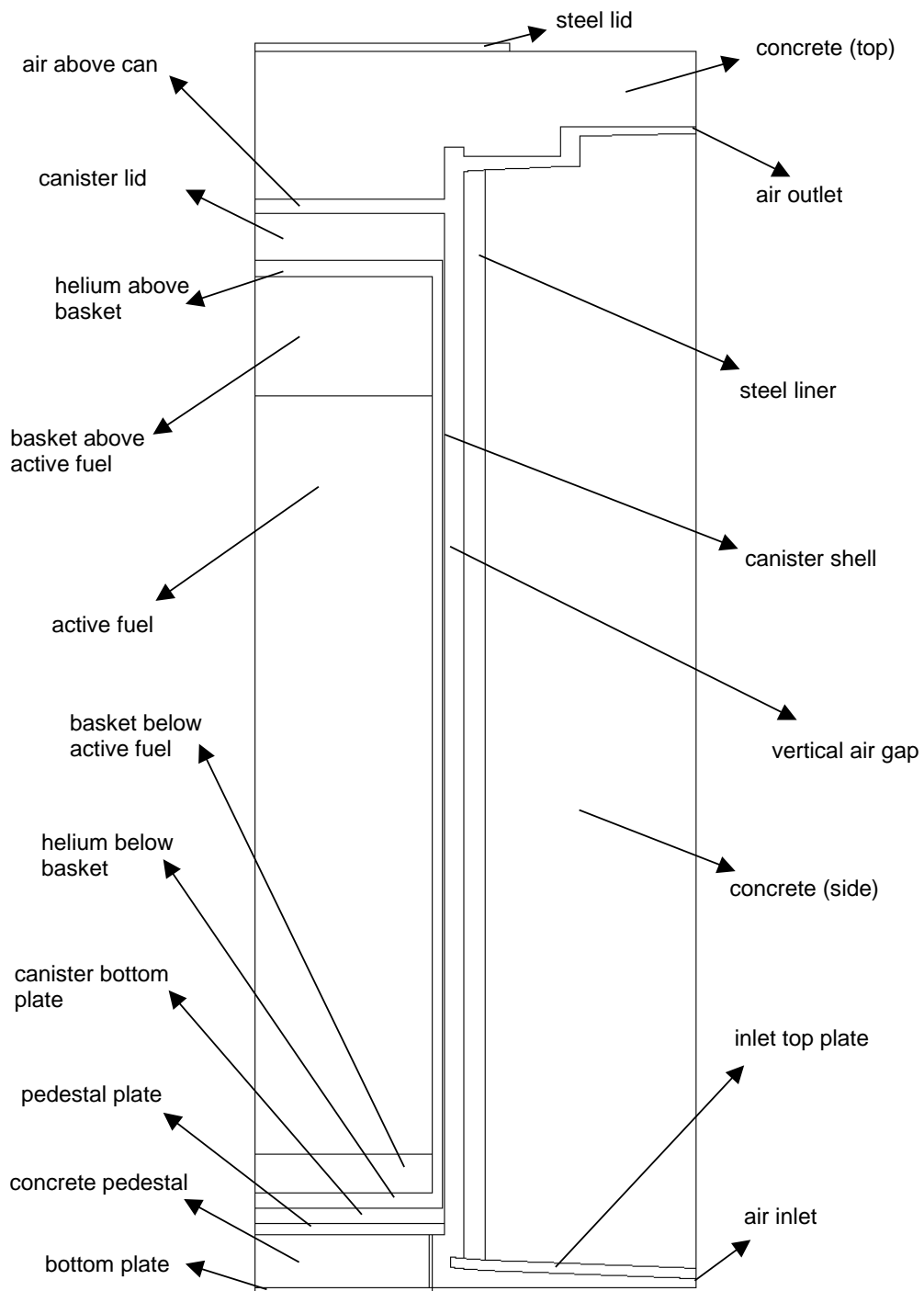


圖 6.3.3-4 核二廠乾貯系統二維混凝土護箱模式示意圖

(2) 係數估算模式

上述的三個申照分析模式主要用以計算申照所需之分析數據，但細部之元件熱流係數之估算仍需結合相關係數估算模式與相對應之經驗式方能達成，以下將逐一說明本方法論中使用之係數估算模式：

A. 二維燃料方管模型

如圖 6.3.3-5，此模式主要是利用 ANSYS 進行分析，用以計算燃料匣至燃料提籃之間的等效熱傳導度。利用串聯熱阻之概念，將燃料匣至中子吸收材以及燃料提籃結構之多層平板結構轉換為二維簡易模式，並考慮密封鋼筒內之填充流體不同時，所造成不同的等效熱傳導度。而計算方式乃是將其中一側定為固定溫度，並依據所輸入之熱通率進行溫差的計算，藉此求得該模組之串聯熱阻並進而推算出其等效熱傳導度[22]。此模式之計算結果將作為後續 ANSYS 或 FLUENT 分析之參數設定依據。

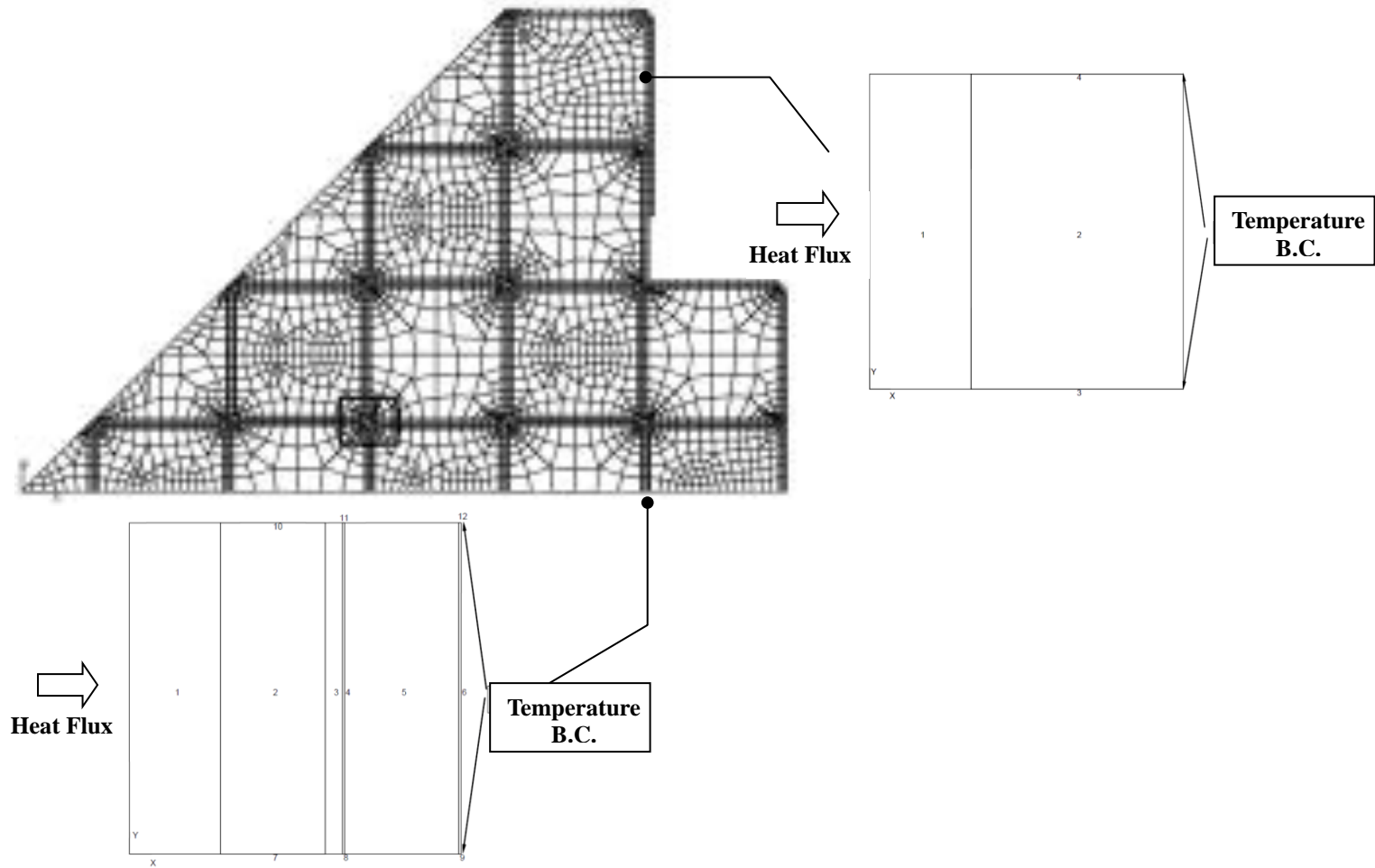


圖 6.3.3-5 二維燃料束、燃料方管及提籃模型示意圖

B · 二維燃料束模型

不同於上述燃料方管模型係用以計算系統內未具熱源之區域，此模式(圖 6.3.3-6)主要是模擬燃料匣以內流體介質區域以及燃料丸、護套等元件。相關模型將會於 ANSYS 中進行計算，在輸入其熱產生率(W/m^3)與相關材料特性並計算後，記錄燃料束之平均溫度與最大溫差；再藉由 Sandia National Lab. (SNL)所發展之經驗式[22]，將溫度差與熱產生率轉換為等效熱傳導度。有鑑於此模式中所使材料性質本身之熱傳導度即為溫度的函數，因此需藉由改變邊界溫度，以獲得對應溫度下之等效熱傳導度。SNL 之經驗式將於本章三、(三).3 節中加以描述。

此外，本分析選用 10×10 之燃料組件，利用相對保守之材料比進而獲得係數之保守性。

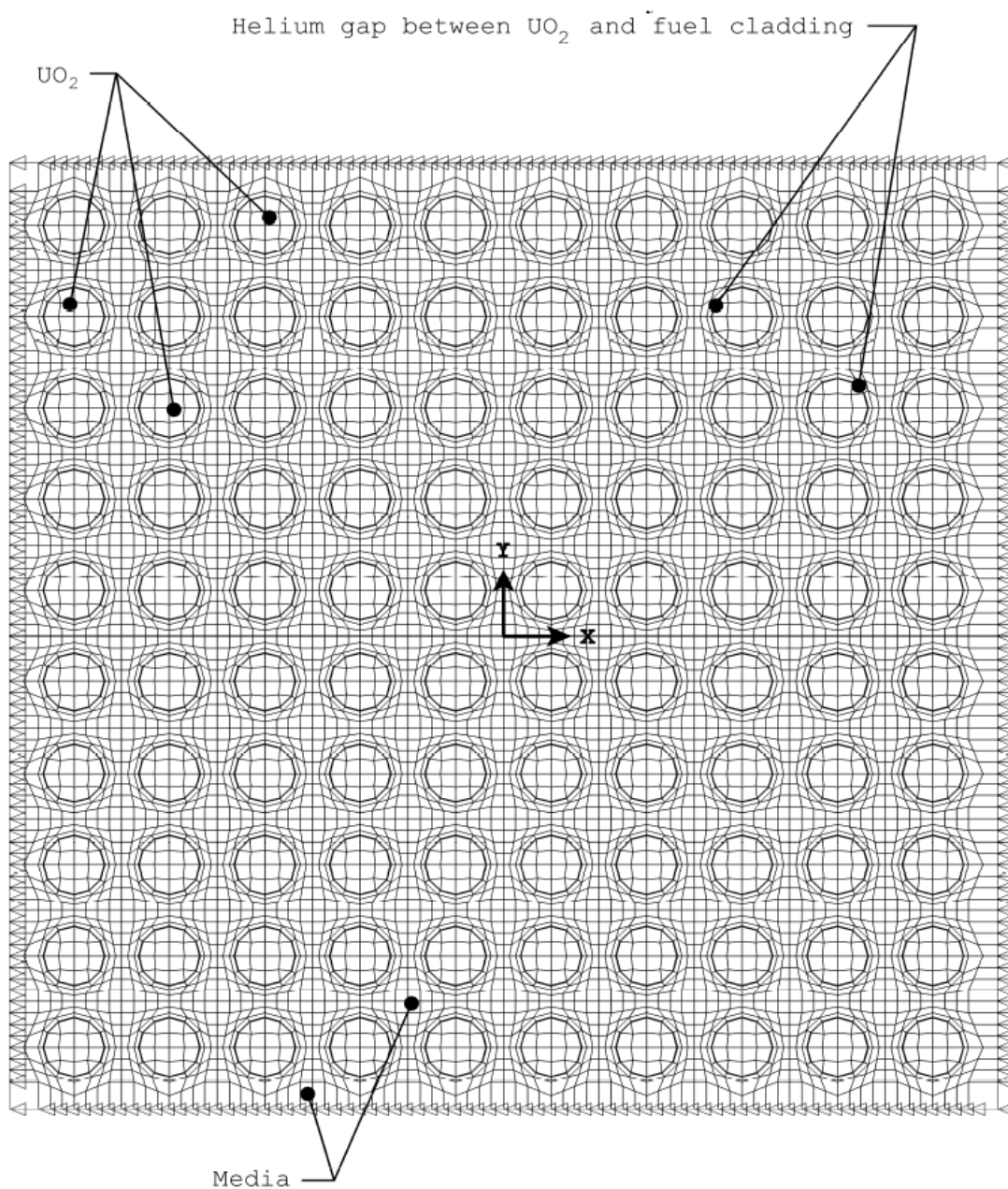


圖 6.3.3-6 核二廠乾貯系統二維燃料束模型示意圖

C· 二維燃料提籃模式

上述二模式經計算所得的等效熱傳導度將成為二維燃料提籃模式之材料性質，以進行整個燃料提籃之徑向等效熱傳導度估算。在考量本系統軸向截面之幾何形狀對稱性後，選定以一 1/8 模型(圖 6.3.3-7)進行計算。在調整燃料提籃之邊界溫度與內部填充之流體介質特性後，即可獲得整體燃料提籃在之徑向等效熱傳導度。此值將供傳送護箱模式與混凝土護箱模式於進行申照案例分析中使用。

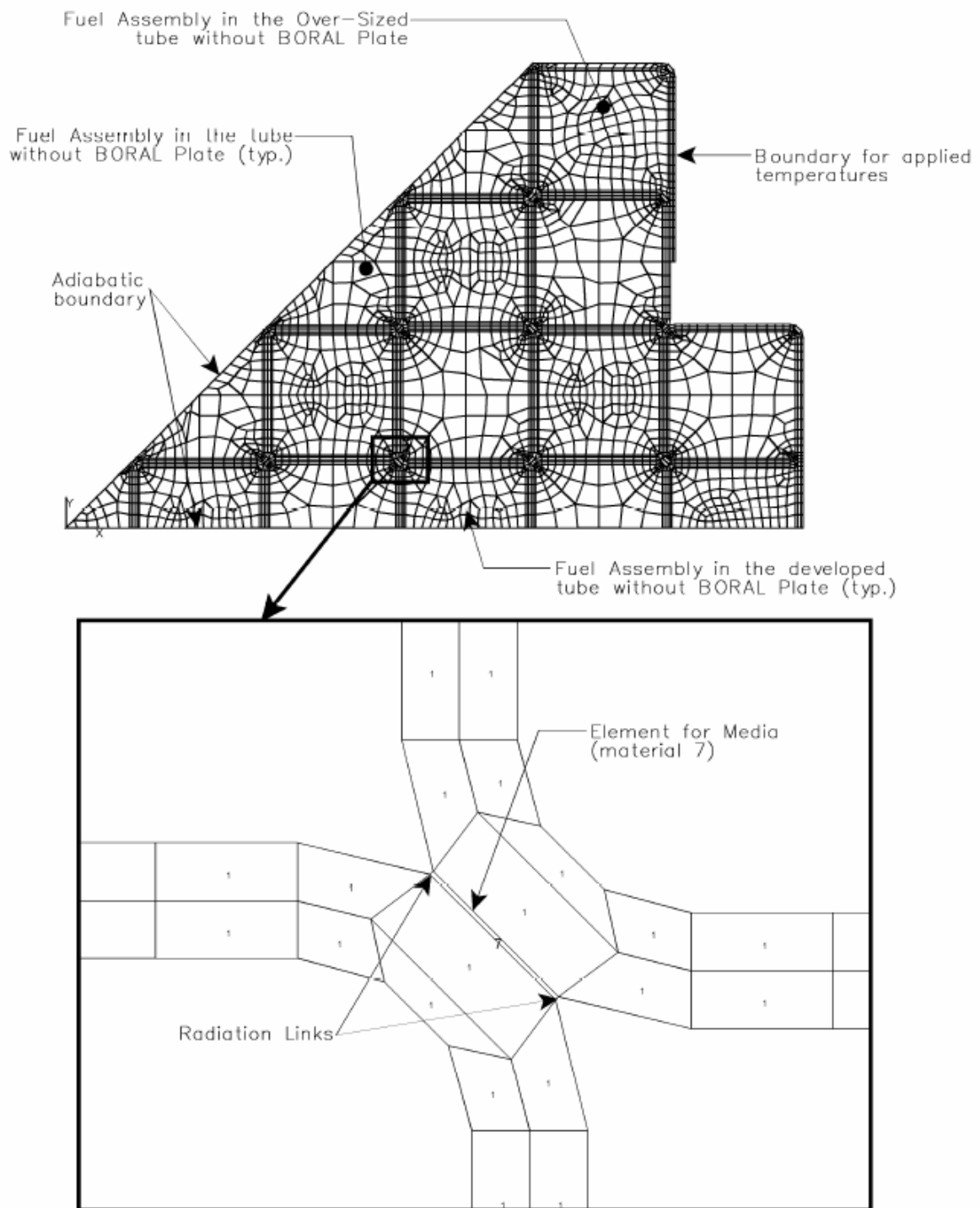


圖 6.3.3-7 核二廠乾貯系統二維燃料提籃模型示意圖

D · 三維燃料束流阻計算模式

基於傳送護箱模式與混凝土護箱模式中密封鋼筒以內之元件皆已進行均質化處理，並以多孔性材質模擬其對應之流阻。因此於進行相關申照分析前，需先行求得精確流阻係數。由於燃料提籃內之各個燃料方管可視為相等且獨立之單元，因此本安全分析報告即建立選定其中一單元，針對其幾何形狀進行模型建立。有鑑於相關元件之流阻取決於流道截面之孔隙度(permeability)與幾何形狀，因此單一燃料束可以拆解為(1)具有燃料 分隔柵(fuel spacer grid)之區域與(2)不具有燃料分隔柵之區域。本分析報告針對此二區域採用 10×10 之燃料組件進行幾何模型(圖 6.3.3-8、圖 6.3.3-9)建立，並藉由較小的流道截面積以及較長的分隔柵長度求得保守之流阻係數，最後再經多孔材質模式進行轉換後，成為對應之流阻係數 [23]；相關多孔性材質模式部分則將於本章三、(三).3 節中加以描述。

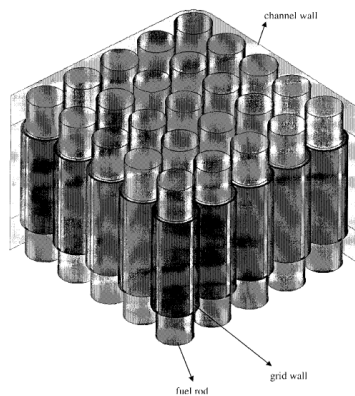


圖 6.3.3-8 BWR 燃料束具分隔柵之流阻計算模型示意

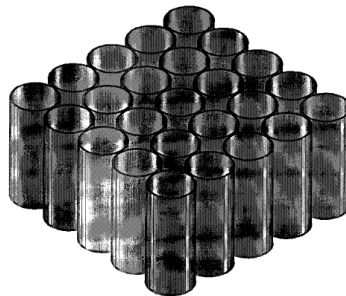


圖 6.3.3-9 BWR 燃料束不包含分隔柵之流阻計算模型示意

E. 三維混凝土護箱通氣孔流阻計算模式

本系統之混凝土護箱底部的四個通氣孔設有 17 根屏蔽柱，以加強輻射屏蔽效果(如圖 6.3.3-10)。然而此結構無法於二維軸對稱之混凝土護箱模式中加以描述，因此亦需藉由 FLUENT 針對實際幾何形狀進行模擬，並將計算所得之壓力降轉換為多孔性材質之流阻係數 [24]。

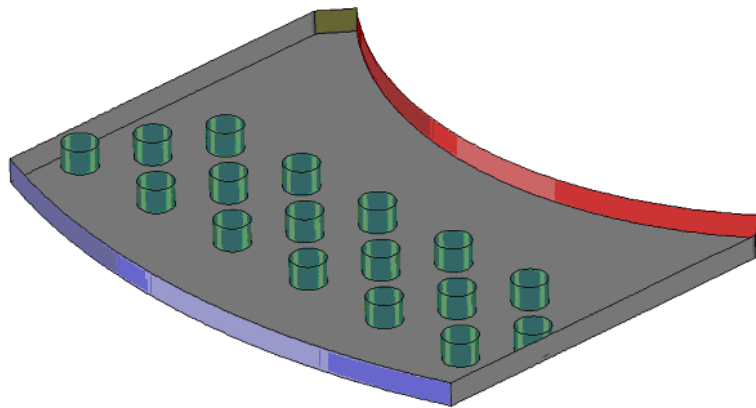


圖 6.3.3-10 通氣孔之流阻計算模型示意圖

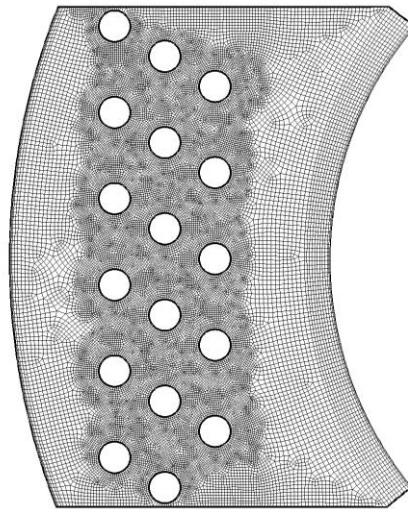


圖 6.3.3-11 通氣孔流阻計算模型之網格分佈

3. 熱流模式與經驗式

本系統熱傳分析模式中採用之相關熱流模式與經驗式，在與其它已經原能會核准之乾貯熱流之分析方法論比較後，可歸納於表 6.3.3-2。

如表所示，本安全分析報告之燃料組件之處理方式，與其它分析技術相同，皆是以二維模型並配合 SNL 所發展之經驗式[22]進行等效熱傳係數計算。而在燃料束以外至提籃組件之間呈多層分佈之燃料方管等效熱傳導度之處理上，除了 TITRAM (Taipower Iner TRansient Analysis Methodology) 之方法論採實際模擬而未另行處理外，其餘之分析技術皆採二維簡化模式，獨立計算其熱傳導度。而在混凝土護箱內部之空氣通道的對流係數之估算上，由於本安全分析報告與 TITRAM 方法論皆採用 FLUENT 程式進行模擬，因此其對流熱傳將由程式自行依據溫度與速度梯度來進行計算，而無需加以定義。相反的，所有的分析技術在考量計算時間與必要性後，皆將計算域定義至乾貯元件之最外側，因此所有之外部元件對流效應，皆是以對應之熱對流經驗式加以[26, 30]模擬；以下將針對各項經驗式與均質化模式逐項進行說明。

表 6.3.3-2 不同乾貯分析模式所使用之相關模式列表

	乾貯熱傳分析技術		
	本安全分析報告	核一 FSAR[14]	TITRAM[15]
燃料束徑向等效熱傳導度	Sanders[22]		
燃料方管等效熱傳導度	2D MODEL	2D MODEL	N/A ¹
燃料束軸向等效熱傳導度	權重法		
元件等效密度	權重法		
元件等效比熱	權重法		
空氣通道對流係數	N/A ¹	PNL & INEL[26]	N/A ¹
外部熱對流係數	側邊(Kreith) [26] 頂部(Incropera) [30]		
流阻係數	Porous Model	N/A ¹	Porous Model
熱輻射	MATRIX50 /DO	MATRIX50	DO

¹N/A 代表未用該方法處理

(1) 燃料束等效熱傳導度經驗式

本安全分析報告於燃料束徑向等效熱傳導度需係利用 SNL 所發展的經驗式[22]來進行估算，再將二維燃料束模型計算所得溫度差與對應之單位體積熱產生率輸入後，即可獲得該狀態（二維燃料束計算所得之平均溫度）下之等效熱傳導度：

$$k_{\text{eff}} = \frac{0.29468 \times Q \times a^2}{T_c - T_e} \quad (6.3- 1)$$

其中

- T_c = 燃料束中心溫度(°F)；
- T_e = 燃料束邊界溫度(°F)；
- Q = 單位體積熱產生率(But/hr-in³)；
- a = 二分之一方形截面邊長(inch)；
- k_{eff} = 徑向等效熱傳導度(But/hr-in-°F)。

(2) 權重法

除了燃料束截面之熱傳導度外，在此安全分析中仍需其它均質化之熱流性質，以模擬該元件於均質化前所具有之熱流特性。相較於燃料束截面具有之複雜熱傳機制而需以該法進行計算，當其它熱傳特性僅受材料比例影響時，即可利用權重法計算其熱物理性質；例如燃料束於軸向之等效熱傳特性僅與各種材料所佔之面積比有關；元件之等效比熱僅與各材料之重量比有關；元件等效質量比與各材料之體積比有關等，其式可以寫為：

$$P_{\text{homogeneous}} = \frac{\sum P_i \times X_i}{X_{\text{total}}} \quad (6.3- 2)$$

其中 P 為材料性質；而 X 則為均質化之基準參數(如；面積、體積或是質量；與該物理性質單位之分子相同)。

上式若應用於元件之軸向熱傳係數估算時，則可表示為：

$$k_{\text{axis}} = \frac{\sum k_i \times A_i}{A_{\text{total}}} \quad (6.3- 3)$$

K_{axis} = 燃料束軸向等效熱傳導度；

k_i = 燃料束各材料熱傳導度；

A_i = 燃料束各材料截面積；

A_{total} = 燃料束總截面積。

又，若應用於元件之比熱計算時，其式可表示為：

$$Cp_{\text{eff}} = \frac{\sum Cp_i \times M_i}{M_{\text{total}}} \quad (6.3- 4)$$

其中

Cp_{eff} = 元件等效比熱；

Cp_i = 元件各材料比熱；

M_i = 元件各材料所佔質量；

M_{total} = 元件總質量。

而應用於元件等效密度計算時，可表示為：

$$\rho_{\text{eff}} = \frac{\sum \rho_i \times V_i}{V_{\text{total}}} \quad (6.3- 5)$$

其中

ρ_{eff} = 元件等效密度；

ρ_i = 元件各材料密度；

V_i = 元件各材料所佔體積；

V_{total} = 元件總體積。

(3) 熱對流係數經驗式

本設施於混凝土護箱外部所採用之自然對流熱傳評估經驗公式，因其表面擺置方向之不同，可以分為垂直之側邊(side surface)及垂直向上之頂部(top surface)兩類，計算時採用之經驗公式如下：

- 垂直面[26]

$$\text{Nu} = 0.13 \times \text{Ra}^{1/3} \quad \text{for } \text{Gr} > 10^9 \quad (6.3- 6)$$

- 向上水平表面[30]

$$\text{Nu} = 0.15 \times \text{Ra}^{1/3} \quad \text{for } \text{Ra} > 10^7 \quad (6.3- 7)$$

其中，

Nu 為紐塞特數；

Ra 則為雷利數。

上述經驗式之紐塞特數之定義回推為 h 值後即可作為模擬之邊界條件：

$$h = \text{Nu} \times k / L ; \quad (6.3- 8)$$

k 為流體熱傳導度；

L 為特徵長度，於側邊表面為混凝土護箱高度，而在頂部表面時則代表混凝土護箱直徑。

(4) 多孔材(Porous Media)模式

多孔性材質模式所需之流阻係數於本分析報告可分為進氣孔流阻與裝載後之燃料提籃兩部分，其中進氣孔流阻是利用實際幾何模型模擬後所獲得的壓力降，透過曲線近似法(curve fitting)轉換為與速度一次方及二次方項相關之型式：

$$\Delta P = a \times V + b \times V^2 ; \quad (6.3- 9)$$

而在裝載後之燃料提籃流阻，由於其流速極低(約 0.03m/s)因此以上述方法進行流阻計算並無意義。故本分析報告於裝載後之提籃區域的流阻計算採用此單一流速進行摩擦阻力計算，並因速度極低而忽略形狀改變所造成之阻力。

不論採用何種方法，皆需藉由 FLUENT 軟體中的多孔材模式進行模擬，此一模式乃是利用外加一額外源項於動量方程式來指定特定區域所具有的流阻。而此一阻力項之相關係數即是利用多孔性材質模式來加以描述 [17、20]：

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{\mu}{\alpha \varepsilon} V + C \left(\frac{1}{2} \rho V^2 \right) \quad (6.3- 10)$$

其中，

μ = 流體黏滯係數(kg/m-s)；

ρ = 流體密度(kg/m³)；

V = 沿軸向之流體平均速度(m/s)。

上式於進氣口之流阻模擬時，可將 $\frac{1}{\alpha}$ 與 C 則分別可以定義為：

$$\frac{1}{\alpha} = \frac{a}{\mu \cdot \Delta n} \quad (6.3- 11)$$

，以及

$$C = 2 \times \frac{b}{\rho \cdot \Delta n} \quad (6.3- 12)$$

其中 Δn 即為該模型沿流動方向之長度。

而， a 與 b 則分別為速度-壓降近似式之係數。

而在裝載後之提籃流阻估算時，由於其流場為低流速，此時之流阻主要乃是受摩擦阻力所影響，故流阻可單純以達西定律 (Darcy's Law) 來表示：

$$\frac{\Delta P}{L} = \frac{\mu}{\alpha \varepsilon} V \quad (6.3-13)$$

(5) DO (Discrete Ordinates)模式

本分析方法論採用 FLUENT 中之 DO 模式[17]進行熱輻射模擬，此模式乃是利用有限體積法求解離散後之輻射傳輸方程式(radiation transfer equation, RTE)而獲得各個網格與表面之間的輻射熱傳。

4. 軟體適用性與模式校驗

(1) 軟體適用性

本分析所使用之軟體包含了 ANSYS 與 FLUENT，雖然此套分析技術所使用之軟體在乾貯系統熱傳分析的適用性可由 NRC 對此系統所核發之執照獲得印證，但為本安全分析報告之嚴謹與完整性，仍將於本安全分析報告中加以陳述。

本安全評估所使用之 ANSYS 軟體，本身已於 NAC UMS 系統之申照分析中，其結果更是我國核一乾貯系統分析技術驗證之基本案例。上述說明不僅可以證實本安全分析報告所選用之軟體不僅適用於乾貯熱流分析之外，亦可證實本安全報告內之相關分析工作之執行單位，已具備該軟體之操作與分析結果之判讀能力。

本安全分析告中所使用之軟體為 FLUENT 6.3 版，並使用其內建之 DO 模式、多孔材模式進行模擬計算。這些模式與原能會已核准的 TITRAM 方法論中使用的 FLUENT V12.0 並無不同，兩者皆採相同學術研究成果進行發展並經多方驗證，因此其軟體適用性應無問題。而對於其軟體因版次不同而存在需驗證之部份，將於本章三、(三).4 節申照模式校驗來證實其分析結果之保守性。

(2) 網格靈敏度測試

由於本熱流分析主要著重於乾貯系統於不同狀態下其元件之溫度表現，因此在網格靈敏度測試上，即選用此參數作為評估之依據。在經網格靈敏度測試後，本安全分析採用 FLUENT 進行分析之申照模式，於網格加密後計算得到之最高燃料溫度僅差異 1°F，而密封鋼筒之最高溫度差亦僅有 2°F。最大差異百分比僅約 0.14% 與 0.4%

另一方面，利用 ANSYS 進行計算之真空乾燥模型，在以倍增之網格分佈進行測試後，計算所得之燃料護套溫度亦僅由 634°F 變為 633°F；網格所造成的最大差異亦僅有 0.16%。根據以上之網格測試結果證實，本安全分析報告所使用之分析模式因網格分佈所造成的差異已不顯著。

(3) 申照模式校驗

經由以上陳述可知，本安全分析報告所使用之分析方法絕大多數已於核一乾貯案與 TITRAM 分析方法論中加以應用並完成申照。唯 FLUENT 之二維軸對稱模型，因未曾應用於其它乾貯案中，因此需針對其分析模式之正確性與保守度進行校驗。

考量本分析報告中採用之二維軸對稱分析模式雖包括有傳送護箱模式與混凝土護箱模式兩個不同模式，但考量兩者皆採用相同之技術，先行將密封鋼筒內之提籃與用過核子燃料，再利用先前所述之估算方法求得其等效熱流特性，而後將其輸入二維軸對稱模型中進行模擬，以求取本系統申照所需之熱流分析結果。因故此二模式將可統整為相同之分析方法論。

為確認此方法論於乾貯系統之適用性與保守度，本安全分析報告採用 VSC-17[26]與 TN-24P[27]乾貯系統之實驗結果進行校驗，而 FLUENT 二維軸對稱模式所需之燃料提籃熱傳性質等則採用本章三、(二).2 節中所述之係數估算模式進行模擬取得，相關計算過程如計算書 71160-3012[28]所述。

經模擬後所得比對結果如圖 6.3.3-12~圖 6.3.3-15 所示，圖中所選擇之四個半徑乃是以 TN-24P 之實際熱耦線設置為依據。由圖 6.3.3-12 可見，本方法論模擬所得之結果大致與量測結果一致，其中模擬所得最高溫度約為 233°C，較量測所得最高溫度 232°C 略高約 1°C。除此之外，由模擬結果亦可發現，不論是最靠近中央的燃料束(R=0.13m)或其它較外側的燃料束(R=0.53m、R=0.35m、R=0.65m)本方法論於燃料末端之模擬溫度皆高於實際量測之溫度；這意味著採用此方法論進行模擬時，計算所得之密封鋼筒上蓋溫度將較實際為高。故採用此分析方法論進行熱流模擬時，將可獲得應力分析上的保守度。

除此之外，由四個位置的比對結果可以發現，本方法論模擬所得之溫度，將隨著半徑的增加而與實測數據產生較明顯的溫度差。這是因為實測數據乃是位於燃料束中央，而本方法論計算所得則可視為該半徑之平均溫度，基於燃料束乃發熱源故有較高溫度之故，此差異應是合理且可接受的。除此之外，由於整個乾貯系統之外側燃料束溫度將明顯低於中央燃料

束之溫度，因此並非作為燃料及提籃最高溫度之判定依據，故本方法論於此處所呈現之差異並不會影響方法論之保守度。

基於上述校驗之結果可以證實採用相關係數估算模式並結合二維軸對稱模式之分析方法論，將可作為乾貯系統熱流分析之用，而其模擬結果透過 TN-24P 實測數據之比對後，亦可確認本方法論對密封鋼筒內溫度預估之保守度，未來在實際應用於案例分析後，搭配邊界條件之保守假設，即可提供具有充分之保守度之結果。

而在密封鋼筒以外的部分，本方法論則採用 VSC-17[26]之計算結果來作為校驗之基準，並藉此進行紊流模式適用性之比較。模擬結果如圖 6.3.3-16 與圖 6.3.3-17 所示；結果證實本方法論在結合 $k-\omega$ 紊流模式進行模擬將可獲得比 $k-\varepsilon$ 紊流模式更為保守之計算結果，故於本安全分析報告中，相關紊流之計算將採用 $k-\omega$ 模式為之。

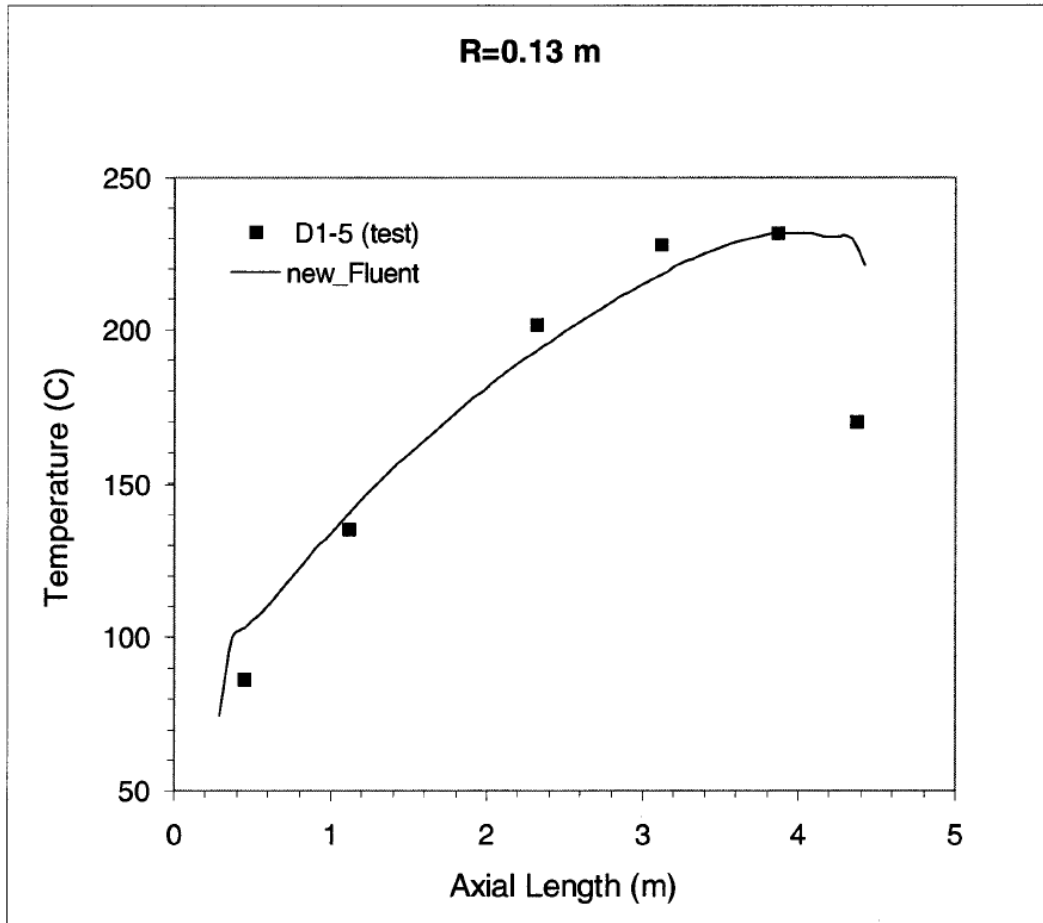


圖 6.3.3-12 利用 FLUENT 模擬 TN-24P，於半徑 0.13m 處之軸向燃料溫度分佈比對圖

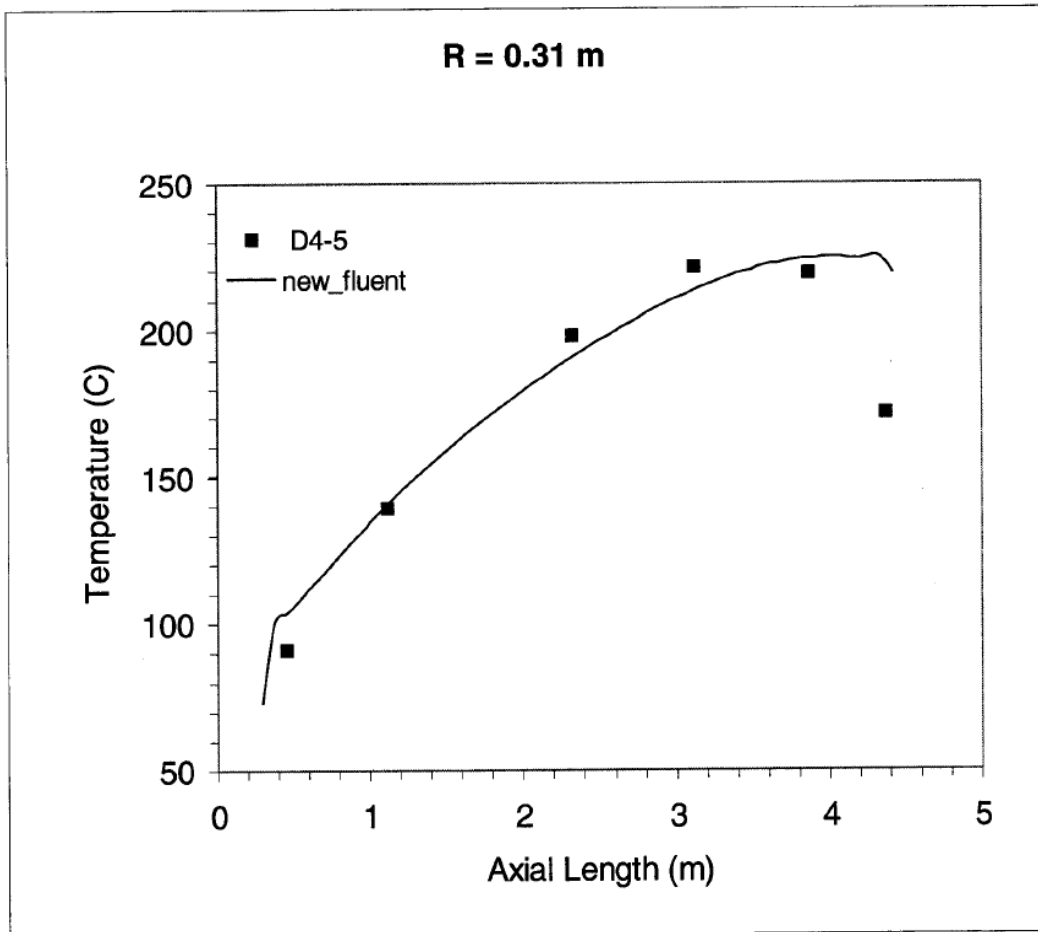


圖 6.3.3-13 利用 FLUENT 模擬 TN-24P，於半徑 0.31m 處之軸向燃料溫度分佈比對
圖

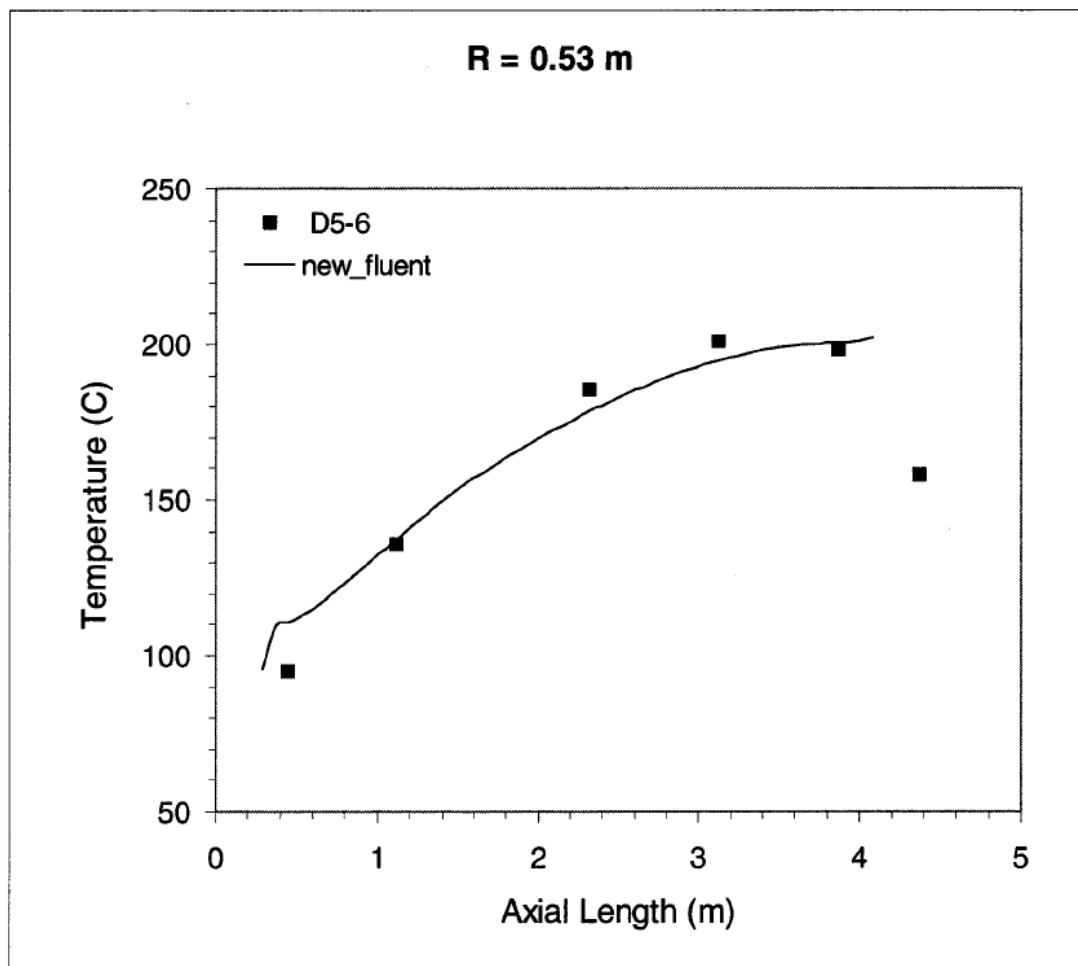


圖 6.3.3-14 利用 FLUENT 模擬 TN-24P，於半徑 0.53m 處之軸向燃料溫度分佈比對圖

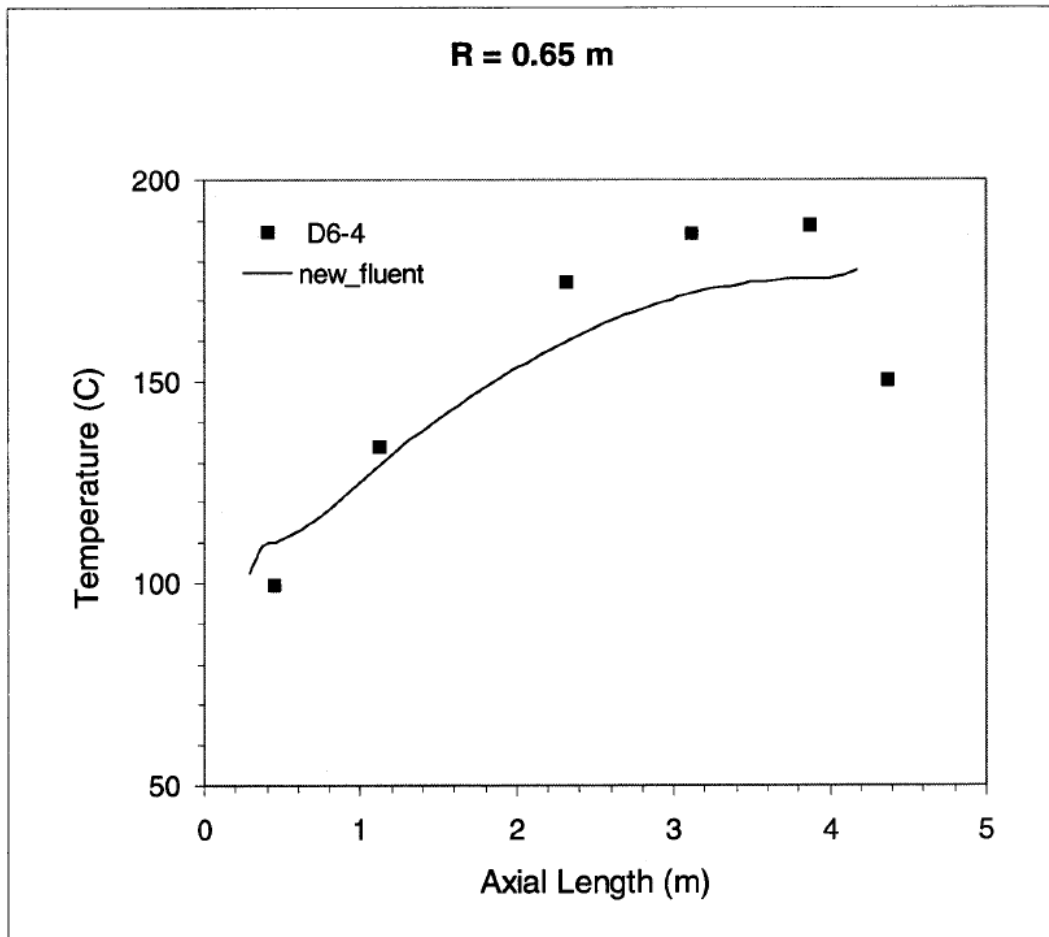


圖 6.3.3-15 利用 FLUENT 模擬 TN-24P，於半徑 0.65m 處之軸向燃料溫度分佈比對圖

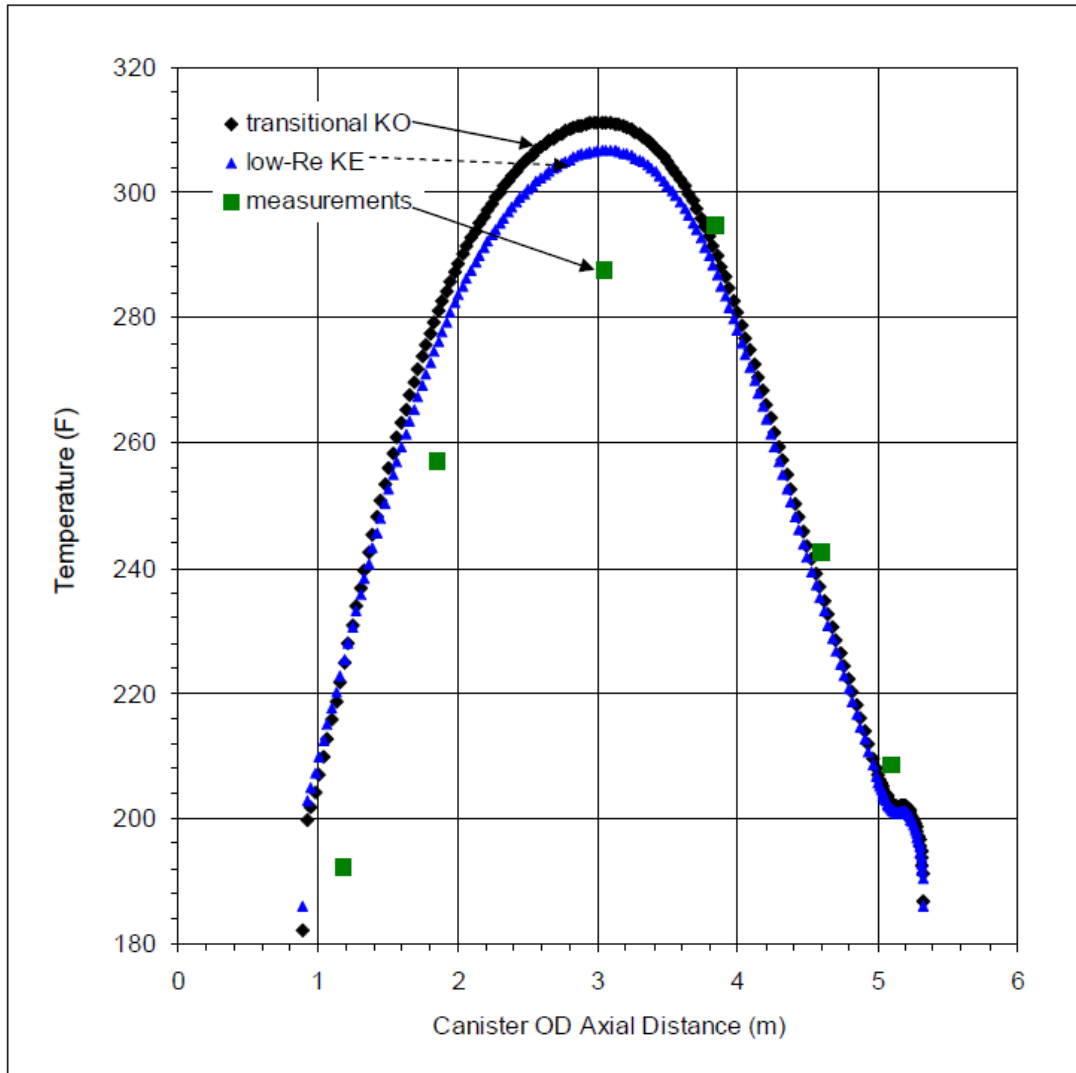


圖 6.3.3-16 於不同紊流模式下，模擬 VSC-17 密封鋼筒殼體外表面溫度之結果比較

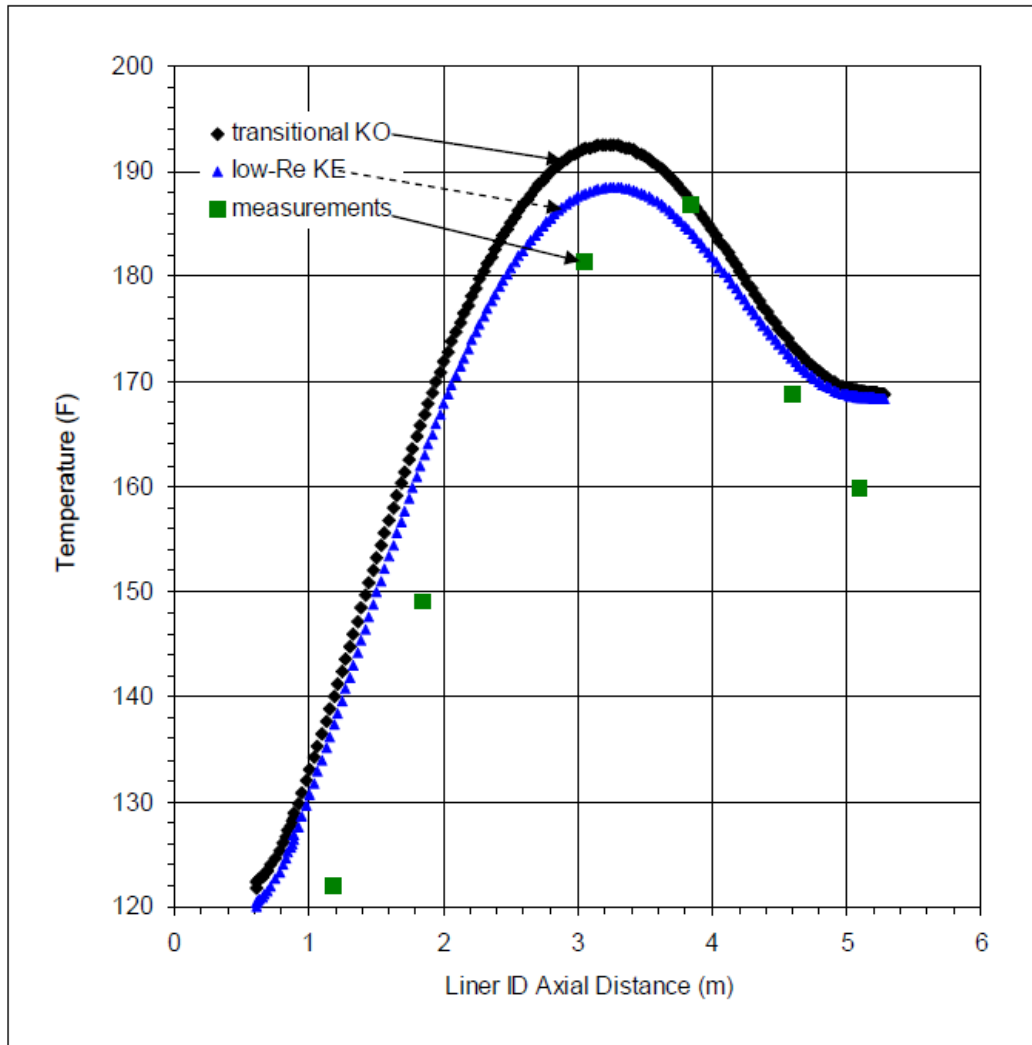


圖 6.3.3-17 不同紊流模式下，模擬 VSC-17 混凝土內襯溫度之結果比較

(四) 材料與等效熱傳性質

1. 材料性質

本系統相關元件其材料的真實熱流性質經歸納後已於本報告第六章第二節附錄 B.3 中詳列，因此不再贅述。此外，分析中的回充氬氣總質量乃是以氬氣密度進行設定，此參數如表 6.3.4-1 所示。

表 6.3.4-1 氬氣於回充壓力與相關分析限值之氣體密度

	標準回充值	下限值	上限值
密度 (g/L)	0.744	0.704	0.814

此分析執行為保守建立在下限密度的基礎上，所計算得知之氬氣平均溫度約為 340°F(171°C)，其溫度在表 6.2.B.3-17 中已有涵蓋。此外上限密度對應之溫度將會相似於下限密度所對應之溫度，因此 6.2.B.3-18 已涵蓋此區間之所有熱力性質。

2. 等效熱流性質

上述材料性質除用以設定於純物質之元件熱流性質外，亦將用以設定先前於本章三、(三).2(2)節所述之係數估算模式中，用以計算均質化後之元件等效熱傳特性。

(1) 燃料方管等效熱流係數

均質化燃料管於沿著燃料管表面垂直方向之熱傳性質(k_{xx})乃是利用先前所述之二維燃料管模型，以 ANSYS 進行求解獲得。在依燃料管材料輸入其對應之材料性質並改變邊界條件進行計算後，即可獲得 k_{xx} 。而對於燃料管另二個方向 k_{yy} 與 k_{zz} 之等效熱傳性質，由於其性質僅與燃料方管各材料比例有關，因此採用權重法進行估算，計算所得之燃料方管等效熱傳係數已詳錄於計算書 71160-3002[22]，此參數之保守度將由保假設燃料匣之厚度來達成。

表 6.3.4-2 燃料方管等效熱力性質

6.3.4-2-1 含中子毒物板之燃料方管等效熱力性質

	103°F	202°F	302°F	402°F	502°F	602°F	701°F
K_{xx} (Btu/hr-in-°F)	0.02373	0.02684	0.03003	0.03328	0.03665	0.04018	0.04395
K_{yy}/K_{zz} (Btu/hr-in-°F)	1.36182	1.39683	1.43161	1.46711	1.50760	1.54949	1.59444
ρ (lb/in ³)	0.11146						
C_p (Btu/lb-°F)	0.12028						

註: x 橫向於方管壁面. y 和 z 平行於方管壁面.

6.3.4-2-2 不含中子毒物板燃料方管等效熱力性質

	106°F	206°F	305°F	405°F	504°F	604°F	703°F
K_{xx} (Btu/hr-in-°F)	0.01177	0.01333	0.01495	0.01661	0.01834	0.02017	0.02214
K_{yy}/K_{zz} (Btu/hr-in-°F)	0.22827	0.22888	0.22947	0.23112	0.23881	0.24830	0.26135
ρ (lb/in ³)	0.07661						
C_p (Btu/lb-°F)	0.07205						

註: x 橫向於方管壁面. y 和 z 平行於方管壁面

表 6.3.4-3 燃料束等效熱力性質

	-16°F	189°F	392°F	595°F	800°F	1006°F
K_{xx} (Btu/hr-in-°F)	0.01744	0.02039	0.02799	0.03873	0.05217	0.06850
K_{yy}/K_{zz} (Btu/hr-in-°F)	0.13757	0.13428	0.12521	0.12214	0.12491	0.12733
ρ (lb/in ³)	0.13858					
C_p (Btu/lb-°F)	0.05947					

註: x、y 橫向於燃料組件. z 縱向於燃料組件

表 6.3.4-4 燃料提籃等效熱力性質

	122°F	238°F	353°F	469°F	586°F	704°F
K_{xx}/K_{yy} (Btu/hr-in-°F)	0.10632	0.11177	0.11804	0.12405	0.13014	0.13704
K_{zz} (Btu/hr-in-°F)	0.41957	0.42363	0.42177	0.42112	0.41908	0.41973
ρ (lb/in ³)	0.1490					
C_p (Btu/lb-°F)	0.07764	0.07912	0.08106	0.08283	0.08453	0.08582

註: x、y 橫向於提籃組件. z 縱向於提籃組件

(2) 燃料束等效熱流係數

燃料束截面之等效熱傳導度在將相對應之燃料丸、鋳合金護套以及間隙之介質輸入後二維燃料束模式後即可用以計算燃料束之等效熱傳導度。而軸向熱傳導度、等效比熱及等效密度則以權重法進行估算，相關計算已註記於 71160-3002[22]附錄 E 中。

(3) 燃料提籃等效熱流係數

上述性質在匯入二維燃料提籃模式後，即可進行其等效熱傳導度計算，其相關計算已註記於 71160-3002[22]中，此性質將供二維傳送護箱與混凝土護箱模型分析使用。而軸向熱傳導度、等效比熱及等效密度則以權重法進行估算，相關計算已註記於 71160-3002[22]附錄 E 中。

(4) 燃料束流阻係數

在本分析報告中採保守採用 10×10 之燃料束作為係數計算之基本模型，在將氦氣之流體性質輸入三維燃料流阻計算模式後，即可計算其壓降並計算相關之流阻係數，相關計算已註記於 71160-3027[23]中。此性質將供二維傳送護箱與混凝土護箱模型分析使用。

(5) 進氣口流阻係數

將空氣之流體性質輸入三維通氣口流阻計模式後，即可改變進口速度以計算通氣口屏蔽閘所造成的壓降，並藉由曲線近似法獲得壓降與速度關係式：

$$\Delta P = 0.35894 \times V + 1.9984 \times V^2$$

上式經本章三、(三).3(4)節所述之多孔性材質模式進行轉換後，即可獲得以下流阻係數，並供二維混凝土護箱模式使用。

$$1/\alpha = 15564 \text{ (1/m}^2\text{)} ; C = 2.8087 \text{ (1/m)}。$$

又在考慮孔隙度之影響後，則相關係數則為：

$$1/\alpha\varepsilon = 16995 \text{ (1/m}^2\text{)}$$

$$C/\varepsilon^2 = 3.3489 \text{ (1/m)}$$

此係數之相關計算過程已註記於計算書 630075-3001 [25]中。

(6) 裝載燃料束之提籃流阻係數

依據於本章三、(三).3 節中針對裝載燃料束之提籃之流阻係數計算方式，可獲得有無格架區之流阻係數分別為：

$$1/(\varepsilon\alpha)_{rod} = 884,926 \text{ (1/m}^2\text{)}$$

$$1/(\varepsilon\alpha)_{grid} = 7,806,363 \text{ (1/m}^2\text{)}$$

在考慮燃料總長(4.2926m)以及總格架長度(0.35m)後，此二流阻係數可依長度比例合為：

$$1/\alpha = 1,449,270 \text{ (1/m}^2\text{)} ;$$

此係數之相關計算過程已註記於計算書 71160-3027 [23] 中。

(五) 假設與邊界條件

1. 燃料熱功率分佈

依本章三、(二)節所述之設計基準，本安全分析採用最大系統之熱負載為 17.0 kW，並在考量二維軸對稱之模擬需求而調整為 17.39kW。此外，對於燃料軸向熱功率的分佈，本安全分析評估報告中皆採如圖 6.3.5-1 之功率分佈趨勢來加以設置，並以較短之有效發熱長度(Active Length; 144”)來進行模擬，以增加分析結果之保守度。上述之分佈將於 ANSYS 轉換為各網格之單位體積發熱量進行設定，而於 FLUENT 中，則是以使用者自定函數(UDF, User Defined Function)以 C 語言加以描述，相關 UDF 已詳列於計算書 71160-3009[24]中。

由於此功率分佈之假設適用於以下所有案例之分析，故於此節中統一說明，而不於各別案例中反覆陳述。

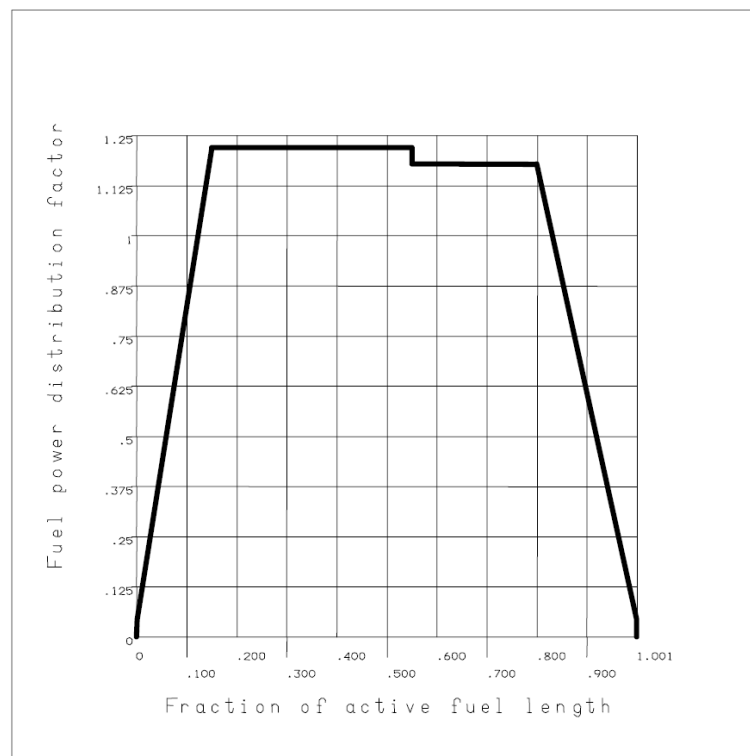


圖 6.3.5-1 BWR 用過核子燃料軸向功率分佈係數

下二圖為 BWR 燃料軸向歸一化之燃耗剖面圖，圖 6.3.5-2 虛線為 Washington Public Power BWR/4-6 的燃耗剖面圖，實線為取其燃耗最大值 1.22 和 1.18 做為其設計基準。圖 6.3.5-3 為核二廠退出燃耗與設計基準比較圖，由圖可以得知在燃料棒中央核二燃料退出之燃耗都較設計基準為低，而兩側較為高，但由於兩側之燃耗相較於中間部分低很多，故整體上核二廠之燃耗都可以被設計基準所涵蓋。

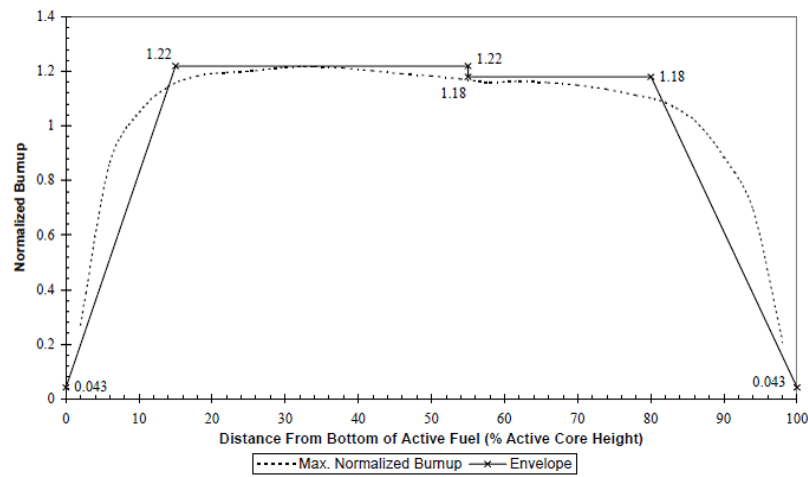


圖 6.3.5-2 Washington Public Power BWR/4-6 BWR 燃料軸向歸一化之燃耗剖面圖

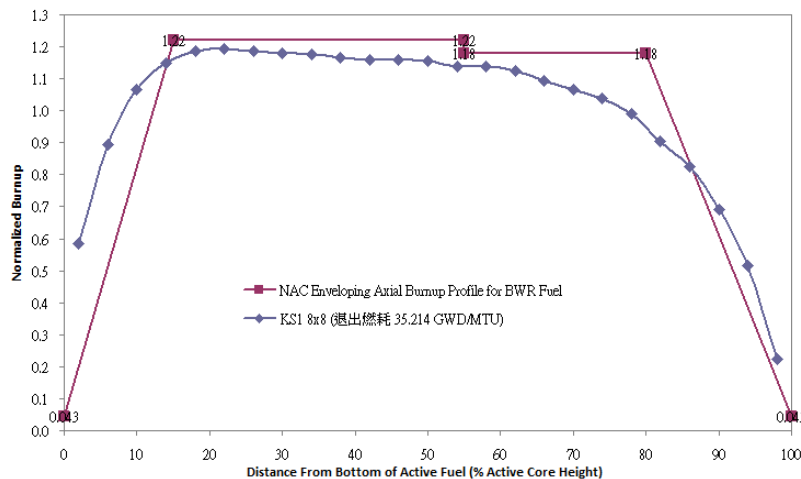


圖 6.3.5-3 核二廠 BWR 燃料軸向歸一化之燃耗剖面圖

2. 燃料短期裝填與傳送

(1) 充水階段

當傳送護箱吊離用過燃料池後，傳送護箱與密封鋼筒間環狀間隙將注入低於 37.7°C 之冷卻水以移除其衰變熱，直至密封鋼筒屏蔽上蓋封焊完畢並洩除內部液態水為止，因其內部間隙充滿液態水，因此稱為充水階段，此階段之熱流分析之假設可定義如下：

1. 本分析使用二維傳送護箱模式進行分析；
2. 以 FLUENT 二維穩態求解器進行求解；
3. 因作業位置位於廠房內，因此忽略日照影響並不會造成分析結果的不保守性；
4. 密封鋼筒內之流體因其具有燃料束與提籃等複雜結構，並將內部空間分割為較小之流道，因此保守假設內部對流為層流，以減少因紊流模式造成對流係數的提升，而增進分析結果之保守度；
5. 模型之所有外圍邊界，如密封鋼筒上蓋、傳送護箱底板以及傳送護箱側邊等皆保守假設為絕熱；此假設將減少熱散失之途徑，進而增進分析結果之保守度；
6. 環狀間隙循環水冷進出口採取自然對流之壓力邊界條件(進出口壓力均設為 0 psig)；基於本節所述模型的保守性及保守之熱負載 (17 kW)，以自然對流所計算出的冷卻水流量可保守地使用於運轉規劃中；
7. 環狀間隙循環水冷系統之冷卻水溫依運轉規劃，假設為 37.7°C；
8. 分析之熱負載除考慮最大熱負載之情況以作為環狀間隙循環水冷系統停用後之容許作業時間估算用；
9. 內部等效燃料區之熱流性質依充水階段進行假設；

10. 由於水以及水蒸汽皆是輻射熱的良好吸收體，故忽略熱輻射移熱機制，以增進分析之保守性；

(2) 真空乾燥階段

在本階段中，密封鋼筒將會執行真空乾燥之處理程序，以促進密封鋼筒內之殘留水汽蒸發。由於 17kW 之熱負載下，密封鋼筒內之用過核子燃料護套溫度並不會因為熱傳效果下降而超過 400°C 之限值，因此可以利用穩態求解方式，進行真空乾燥作業之下之燃料護套之溫度評估。針對此階段之分析假設，以下將分別對進行說明：

1. 本分析使用三維傳送燃料提籃進行分析；
2. 採用 17.39kW 熱負載並以穩態求解進行評估；
3. 因以密封鋼筒外殼為模擬邊界，因此不需考慮日照影響；
4. 忽略提籃內部對流效應；
5. 在此階段下，環狀間隙循環水冷系統持續運轉，因此保守以充水階段之密封鋼筒表面溫度作為邊界條件；

(3) 氦氣階段

1. 相關模式、求解器與外部邊界條件之設定引用充水階段之假設 1~假設 7；
2. 採用 17.39kW 熱負載並以穩態求解進行評估；
3. 內部等效燃料區之熱流性質依充氦階段進行假設；

(4) 傳送階段

1. 相關模式、求解器與外部邊界條件之設定引用充水階段之假設 1~假設 5；
2. 環狀間隙循環水冷系統通道材料性質依空氣性質進行設定；
3. 採用 17.39kW 熱負載並以穩態求解進行評估；
4. 內部等效燃料區之熱流性質依充氦階段進行假設；

3. 正常貯存狀態

1. 本分析使用二維混凝土護箱模式進行分析；
2. 以 FLUENT 二維穩態求解器進行求解；
3. 進氣通道底部假設為絕熱；
4. 純物質之材料熱流性質依本報告第六章第二節附錄 B.3 所列之材料性質進行設定；
5. 均質化後之燃料提籃性質依本報告第六章第二節附錄 B.3 所述之材料性質進行設定；
6. 燃料提籃之流阻係數依本章三、(四)節所述之流阻計算結果進行設定；
7. 通氣口之流阻係數依本章三、(四)節所述之流阻計算結果進行設定；
8. 空氣流道假設為紊流流場，並選用 $k-\omega$ 模式來模擬其熱流效應，此模式已經由第三章之校驗證實其保守性；
9. 均質化燃料區內流體假設為層流，藉以增進分析之保守度；
10. 混凝土護箱表面之對流係數依第三章所述，以經驗公式進行設定，
11. 採用保守裝載功率 17.39kW 作為分析熱負載；
12. 混凝土護箱側表面之放射率假設為 0.9，其視因子則保守假定為 0.182[32]；
13. 混凝土護箱頂部表面放射率考慮可能因為天候、積塵等因素而降低，故保守假設為 0.8，而視因子則設定為 1；
14. 依據法規 10 CFR Part 71，考慮日平均之日照熱通量，即系統頂表面日照熱通量為 387.6 W/m^2 ，側表面為 193.8 W/m^2 ；
15. 環境溫度依場址氣候評估結果假設為 32°C ，藉由較保守之最終熱沉溫度，進而獲得分析結果之保守度；

4. 異常貯存狀態

異常貯存狀態意指乾貯系統因為因氣候變化或是進氣口部分阻塞而形成的非正常貯存狀態。本計畫假設由於氣候所造成之系統周圍異常低溫及異常高溫分別為 -40°C 及 41.1°C ，而進氣口因異物而阻塞事故則是假設空氣進口一半遭外物所堵塞進行系統溫度評估，相關評估所需之假設則詳述如下：

(1) 異常高溫

1. 相關模式、邊界條件與求解器之設定引用正常貯存狀態之假設 1~14；
2. 環境溫度依異常之案例設定為 41°C ；

(2) 異常低溫

1. 相關模式、邊界條件與求解器之設定引用正常貯存狀態之假設 1~13；
2. 保守忽略日照輻射；
3. 環境溫度依異常低溫案例設定為 -40°C ；

(3) 進氣口半阻塞

1. 相關模式、邊界條件與求解器之設定引用正常貯存狀態之假設 1-14；
2. 通氣口之邊界尺寸之一半改為 wall 之邊界條件。

5. 事故狀態

(1) 極高環境溫度

1. 相關模式、邊界條件與求解器之設定引用正常貯存狀態之假設 1~14;
2. 環境溫度依異常之案例設定為 56.1°C ;

(2) 火災

本系統之火災依肇因可以分類為：a·載具油箱火災、b·油槽火災、c·變電箱火災以及 d·柴油發電機廠房火災。在考慮油槽火災以及變電箱火災因與貯存廠址有超過 100m 之距離，因此其火災輻射並不足以影響已進行長期貯存之護箱；又，若在傳送期間遭遇火災，在考量火災發展有其歷程，因此萬一發生火災時將可藉由行政管制傳送載具遠離火源即可避免火災所造成的影響，因此上述之油槽火災案例並非關鍵案例。而在柴油發電機廠房所引發的火災，由於其本身已受建築結構遮蔽，因此其熱輻射亦不會影響傳送期間與貯存中的護箱。根據以上之評估，唯有載具油箱中油料所造成的火災將會對處於傳送作業期間的傳送護箱造成一定程度的影響，因此在本分析報告中將針對此類型火災進行評估，而此事故案例之假設與邊界條件可定義如下：

1. 利用 FLUENT 進行評估；
2. 因載具油箱內之燃油而引起之火災，並保守假設其火災距傳送護表面為 2m(油箱距護箱表面最近距離為 6m)，此時最大輻射熱通率約為 $29.3\text{KW}/\text{m}^2$ ；
3. 輸入熱源分佈為保守假設自 TFR 底部往上 1m 處皆保持最大熱通量 $29.3\text{kW}/\text{m}^2$ ；
4. 在限制燃油為 50 加侖之條件下，其燃燒時間為 3.5 分鐘；
5. 熱通量共施加 210 秒，隨後將其移除並維持 30 分鐘的暫態分析；
6. 保守假設傳送護箱表面對火災輻射熱通率之吸收率為 1；

(3) 進氣口全阻塞

本案例主要用以模擬在長期貯存期間系統發生通氣孔全阻塞時之狀況，並用以計算全阻塞事故發生後系統內部溫度限值之狀況，本分析之相關設定可以假設如下：

1. 相關模式、邊界條件與求解器之設定引用正常貯存狀態之假設 1-15；
2. 進氣口由壓力邊界改為絕熱壁面。

6. 密封鋼筒內部壓力計算

(1) 正常狀態密封鋼筒內部最高壓力

1. 保守假設燃料束燃耗為 60,000 MWd/MTU；
2. 保守假設燃料丸經照射後產生之分裂氣體有 30% 會釋出之護套內部空氣；
3. 假設燃料護套破損時，內回充至 9.98 atm 之氬氣 100% 釋出至密封鋼筒內；
4. 引用正常貯存狀態下之計算氣體平均溫度作為基準；
5. 假設 1% 燃料破損；

(2) 異常狀態密封鋼筒內部最高壓力

1. 引用正常狀態壓力計算之假設 1~3；
2. 以涵蓋異常貯存狀態下之氣體平均溫度(251.85°C) 作為基準；
3. 假設 10% 燃料破損；

(3) 事故狀態密封鋼筒內部最高壓力

1. 引用正常狀態壓力計算之假設 1~3；
2. 假設在正常貯存狀態下遭遇 100% 燃料破損，或系統發生全阻塞事故；

(六) 評估結果說明

1. 燃料短期裝填與傳送

(1) 充水階段

當傳送護箱完成用過核子燃料之裝載並蓋上密封上蓋後，即可吊出用過燃料池準備進行封焊之作業。由於考量本案例主要用以評估充水狀態下之最高溫度，且傳送護箱之各元件因有環狀間隙循環水冷系統隔絕而未有明顯昇溫之故，本案例於表 6.3.6-1 中列出燃料護套與密封鋼筒表面之最高溫度。

分析結果顯示，即使於 17kW 的熱負載下，由於環狀間隙循環水冷系統的運作，燃料護套最高溫度仍低於 47.72°C。這意味密封鋼筒內的其它元件如提籃、中子屏蔽材等皆低於此溫度，故即使因採用均質化模式而無法實際呈現上述元件之溫度仍不影響本系統之熱流評估。

基於安全考量，若於充水階段下發生環狀間隙循環水冷系統不可用之狀況時，系統內之溫度將會因為移熱能力的喪失而升溫，因此有必要加以評估以作為作業規劃之依據。因此，在忽略所有對外熱傳能力並以最高溫度至沸騰溫度之溫度差作為沸騰時限(Time to Boiling, TOB)之評估依據下，藉由能量守恆方程式可得之最短 TOB 時間為 32 小時，於此時限前需將傳送系統回置用過燃料池中，或進行下一階段之工作。

表 6.3.6-1 充水階段下燃料與密封鋼筒最高溫度列表

熱負載(kW)	燃料護套最高溫度(°C)	密封鋼筒外側最高溫度(°C)
17	47.72	43.57

(2) 真空乾燥階段

當傳送護箱完成用過核子燃料之裝載並於充水階段完成上蓋封焊後，即可進行洩水抽真空作業，計算所得之燃料護套與提籃溫度則詳列於表 6.3.6-2；由於本系統之最大熱負載僅有 17kW，因此持續執行真空乾燥時不會使燃料護套溫度超過 400°C 之限值。

此外，在考慮運轉作業時需將環狀間隙循環水冷系統失效後之處置納入考量。依據移熱需求之考量，當真空乾燥期間發生環狀間隙循環水冷系統失效時，則需於容許時間內建立空氣冷卻之機制。若保守採用最輕(310kg)單根用過燃料組件並以均質化後之燃料組件比熱值 277J/kg-K 來估算，於裝載功率下經過 12 個小時，其溫升仍僅有 98°C。因此即使在真空狀態發生環狀間隙循環水冷系統失效，其 12 小時後之最高溫度僅約 359°C(261.1+98)；故只需於 12 小時內對密封鋼筒回充氬氣並建立空氣流通機制即可防止系統發生失效。

表 6.3.6-2 真空乾燥作業之元件最高溫度與時間限制。

總熱負載 (kW)	真空乾燥時間 限制(小時)	最高溫度值(°C)	
		燃料護套	燃料提籃
17	無限制	261.1	253.3

(3) 氦氣階段

當傳送護箱完成真空乾燥後，將加壓回充氦氣以準備長期貯存時，此時環狀間隙循環水冷系統持續運作以移除系統之衰變熱，因此傳送護箱之各個元件將逐漸由前一階段到達穩態。在考量系統元件溫度不致因為長時間處於此狀態而失效，因此採用穩態分析進行熱流特性計算。考量本案例主要用以評估充氦狀態下之元件最高溫度，且傳送護箱之各元件因有環狀間隙循環水冷系統隔絕而未有明顯升溫，故本案例於表 6.3.6-3 中僅列出燃料護套與密封鋼筒表面之最高溫度。

此外，當系統內部填充氦氣時，若 ACWS 失效，應於 12 小時內對 TSC 排水並施以氦氣回填至錶壓力 5.5 bar。並於 2 小時內將環狀間隙循環水冷系統移除，確保環狀間隙為暢通狀態。若確定 ACWS 系統已恢復冷卻能力，於管線接妥後 2 小時之內建立 ACWS 冷卻能力，便可繼續持行未完成之程序。

分析結果顯示，即使於 17kW 的熱負載下，由於環狀間隙循環水冷系統的運作，燃料護套最高溫度仍僅有 147.84°C。此溫度除遠低於用過核子燃料護套溫度限值(400°C)外，亦遠低於密封鋼筒內的其它元件如提籃、中子屏蔽材等元件之溫度限值，故即使因採用均質化模式而無法實際呈現上述元件之溫度仍不影響本系統於充氦階段之熱流評估。

表 6.3.6-3 充氦階段下燃料與密封鋼筒最高溫度列表

熱負載(kW)	燃料護套最高溫度(°C)	密封鋼筒外側最高溫度(°C)
17	147.84	45.80

(4) 傳送階段

在此階段下，由於環狀間隙循環水冷系統已先行移除，以便於傳送護箱的傳送，因此整個系統將喪失冷卻水所能提供的冷卻能力。此時，系統環狀間隙循環水冷系統通道中將會填充空氣，並因為加熱所導致的密度差而形成自然對流。分析結果顯示，當系統處於 17kW 的熱負載下，系統之最高溫度在達到穩態後，其燃料護套最高溫度仍僅有 317.8°C (如表 6.3.6-4)，因此本系統於傳送作業期間並無任何時間限制，但考量此階段仍不屬於正常之貯存狀態因此其相關作業容許時間將由相關行政管制值來加以規範。

表 6.3.6-4 充氦階段下燃料最高溫度列表

熱負載(kW)	容許作業時間(hour)	燃料護套與提籃最高溫度(°C)
17	無限制	317.8

2. 正常貯存狀態

承假設與邊界條件一節所述，用過核子燃料在正常貯存狀態下之分析結果如表 6.3.6-5 所示。其中由於本安全分析採用均質化模式進行密封鋼筒內元件之熱流評估，因此在此表中，除以計算所得之結果作為護套溫度值外，亦保守假設提籃溫度與護套溫度一致。分析結果顯示，在正常貯存下之各元件溫度皆滿足元件本身之容許溫度。此外，本案例分析結果亦將作為全阻塞案例之初始條件。

表 6.3.6-5 正常貯存條件下系統各元件最高溫度列表

元件名稱	元件最高溫度(°C)	元件容許溫度(°C)	
燃料護套	251	400	
燃料提籃 ¹	251	426.6	
密封鋼筒殼體	164	426.6	
混凝土護箱	(局部)	92	148.8
	(平均)	73	93.3

¹ 基於燃料護套之溫度恆高於燃料提籃之故，在均質化模式中保守假設提籃溫度等同於燃料護套之溫度。

3. 異常貯存狀態

如表 6.3.6-6 所示，由於乾貯系統乃是藉由自然對流機制進行移熱，因此其最終熱沉溫度與對流效果將影響系統的最高溫度。當系統環溫由正常的 32°C 上升至 41.1°C 時，其各元件溫度亦將隨之上升。相反的，當環境溫度急劇下降時，系統的元件溫度亦隨之下降，且因為低溫度案例中忽略日照之保守假設，使其混凝土最高溫度明顯低於正常案例。

而當進氣口發生半阻塞時，雖然其進口流阻因流動面積減少而增加，但同時亦因為溫度提高而形成更大的自然對流驅動力而使得在此異常事故下之元件溫度與正常貯存並無明顯差異。

最後若將計算結果與元件容許溫度相比，則可發現本系統於所有異常事故狀態下，其元件溫度皆遠低於相關設計限值。

表 6.3.6-6 異常貯存條件下系統各元件最高溫度列表

元件名稱	元件最高溫度(°C)			元件容許溫度(°C)
	41.1°C 環溫	-40°C 環溫	進口半阻塞	
燃料護套	260	169	251	570
燃料提籃	260	169	251	537.7
密封鋼筒殼體	173	89	164	426.6
混凝土護箱	103	-7	92	176.6

4. 事故狀態

(1) 極高環境溫度

本案例主要用以評估乾貯系統在長期貯存中遭受極高環境溫度時之熱流特性，並依據本章三、(五).5 節所述之假設進行模式設定。相關分析結果(表 6.3.6-7)顯示即使系統遭遇環境溫度超過 56.1°C 之事故時，系統各元件之最高溫度除低於設計限值外，更保有相當餘裕。

表 6.3.6-7 極高環境溫度下系統各元件最高溫度列表

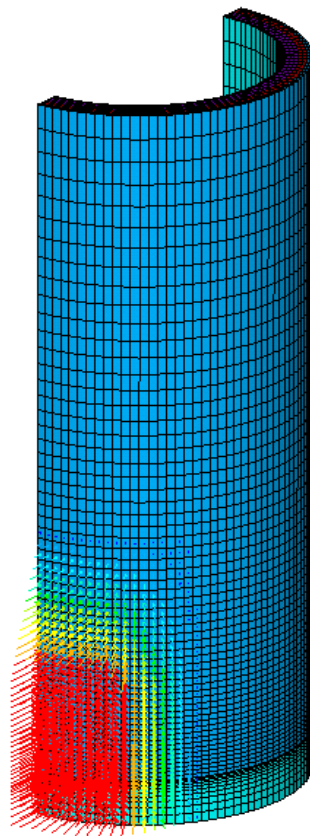
元件名稱	元件最高溫度(°C)	元件容許溫度(°C)
燃料護套	276	570
燃料提籃	276	537.7
密封鋼筒殼體	187	426.6
混凝土護箱	121	176.6

(2) 火災

本案例主要用以評估乾貯系統在傳送期間因為載具油箱中燃油造成火災時，對於系統所造成的影響。依其評估如下：

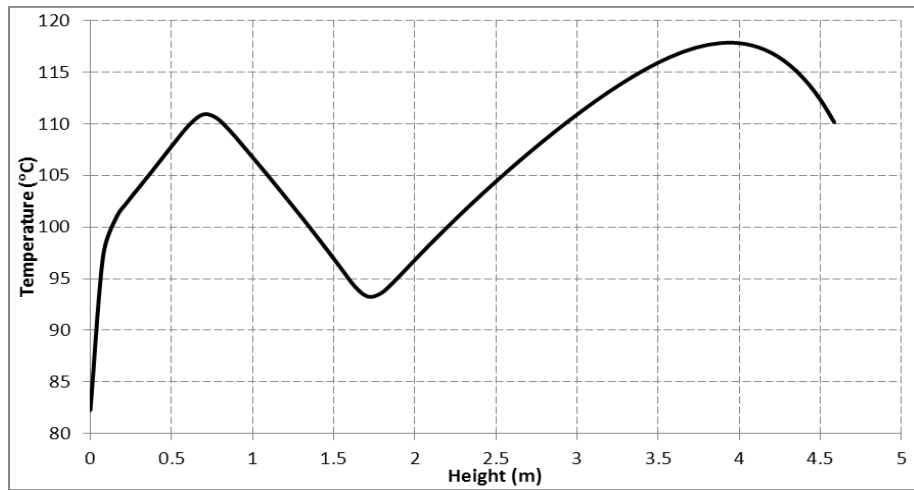
TFR 的火災熱傳分析以三維對稱有限元模型進行(如圖 6.3.6-1)，輸入熱源分佈為保守假設自 TFR 底部往上 1m 處皆保持最大熱通量 29.3 kW/m²，接著往上逐漸遞減至 2m 處為零。熱通量共施加 210 秒，隨後將其移除並維持 30 分鐘的熱暫態分析。

圖 6.3.6-1 三維傳送護箱有限元素暫態分析模式



分析結果顯示，傳送護箱殼體溫度僅上升約為 51°C，NS4FR 溫度上升為 40°C。考量護箱在傳送階段的穩態分析(保守以 TFR inner shell 內表面的溫度為 NS4FR 的溫度)，加上火災分析的升溫，NS4FR 最高溫度為 118°C(圖 6.3.6-2)，仍小於 NS4FR 的溫度限值 148.8°C。因此，NS4FR 並無失效之顧慮。故若發生 50 加侖油箱火災，對運貯設施不會有不利之影響。

圖 6.3.6-2 火災事故下 NS4FR 溫度隨高度之變化圖



(3) 進氣口全阻塞

本案例主要用以評估乾貯系統在長期貯存中遭受進氣孔全阻塞事故時之熱流特性，相關設定乃是依據本章三、(五).5 節所述之假設為之。相關分析結果(表 6.3.6-8)顯示系統在全阻塞事故下達到穩態，除混凝土護箱外，其他元件溫度仍低於設計限值，因此混凝土護箱將使用暫態進行分析，其結果顯示混凝土在 100 小時後會達到 170°C 將不會超過 176.6°C 之溫度限值，此狀況會在 24 小時內發現(每日定時檢視監測數據至少一次，或是每日以目視方式檢查進出口處是否有異物堵塞)並於事故發生後 100 小時內清除進、出氣口堵塞物，以恢復混凝土護箱熱移除系統至可用狀態。此外，在利用計算得所得密封鋼筒內部氣體之平均溫度進行內部壓力計算後發現，雖然全阻塞事故所導致的溫度上昇將使壓力大幅上昇，但仍遠低於本系統之設計限值，相關壓力評估細節則於本章三、(六).6 節內部壓力評估中詳述。

表 6.3.6-8 穩態進氣口全阻塞事故下系統各元件最高溫度列表

元件名稱	元件最高溫度(°C)	元件容許溫度(°C)
燃料護套	402	570
混凝土護箱	223 ¹	176.6
密封鋼筒殼體	271	426

¹ 混凝土護箱局部最高溫度為 223°C，此為穩態分析結果。全阻塞事故發生下，混凝土護箱在 100 小時後將接近其溫度限值（101.5 小時到達 176.6°C），根據第五章的要求，若發現任何阻塞，應立即清除到至少有兩個進口為通暢狀態。此時混凝土護箱外表面之溫度為 69°C。

6. 密封鋼筒內部壓力計算

(1) 正常狀態密封鋼筒內部最高壓力

在正常貯存狀況下密封鋼筒在加壓回充後將使內部壓力達到 5.41atm (gauge) 僅為 79.5psig，甚至保守以最大充填密度(0.814g/L)來進行估算時，其最大壓力仍僅有 93.5psig，即使額外考慮 1% 燃料護套破損後，燃料護套內部之回充氣體與分裂氣體釋出時僅會造成小於 1 psi 的內部壓力變化，故密封鋼筒內部壓力仍小於密封鋼筒的設計壓力(100psig)及結構應力分析所使用的 110psig。

(2) 異常狀態密封鋼筒內部最高壓力

在異常貯存狀況之壓力評估中，採用最為保守之氣體平均溫度(180°C)作為內部壓力計算之基礎，此時計算所得之內部壓力為 81.4 psig，與異常事故下應力分析所採用的 130 psig 容許壓力仍有超過 48 psi 之餘裕，足以滿足考量 10% 燃料破損對密封鋼筒所造成的 5 psi 壓力增加值。

(3) 事故狀態密封鋼筒內部最高壓力

在事故貯存狀況之壓力評估中，需分別考慮 100% 燃料破損或全阻塞案例所造成的壓力上升，其中，在 100% 燃料破損時破損用過核子燃料使密封鋼筒內部壓力增加約 53psig，但此時壓力仍未超過 140psig，遠低於密封鋼筒設計時訂定之 250psig 限值。

而在全阻塞案例中，當系統達到穩態時，其內部氬氣平均溫度為 299 °C，此時內部的氣體將會因為溫度的增加使內部壓力上昇至 102.6psig 但仍遠低於 250psig 限值。

(七) 結語

本系統的設計熱負載為 14.6kW，本章前述各節保守使用 17kW 針對用過核子燃料在裝載與傳送、正常貯存、異常與事故等不同狀況下之熱流分析結果可彙整如下：

1. 本系統於充水階段下進行的上蓋封焊作業，由於環狀間隙循環水冷系統的持續運轉，因此無作業時間之限制；但若環狀間隙循環水冷系統於此階段作業期間停用時，則需於 32 小時內完成冷卻系統再啟用或將傳送護箱與密封回置於用過燃料池。
2. 本系統於真空乾燥作業階段之乾燥時間並不受到限制，在冷卻系統可用的狀態下，可持續抽真空直至壓力滿足允收準則。
3. 當真空乾燥期間發生環狀間隙循環水冷系統失效時，可依循傳送作業階段之處置方式來進行氬氣回充並建立空氣冷卻能力，依評估結果顯示在 12 個小時內完成相關作業時，將可確保系統安全無虞。
4. 本系統於充氬階段因有環狀間隙循環水冷系統進行移熱，因此最大作業時間並無限制，但若環狀間隙循環水冷系統於此階段作業期間失效，則需移除冷卻系統管路，確保空氣流通，進入傳送階段；
5. 本系統之傳送作業在確保空氣通道開啟之狀態時並無時間限制；
6. 本系統於正常、異常以及極高溫度之事故狀況下，所有元件之溫度皆能符合相關法規與設計限值之要求，且無時間限制。
7. 正常貯存狀態下之密封鋼筒內部壓力計算結果顯示，在正常貯存條件下且同時考慮 1% 燃料破損時，其內部最大壓力可被本報告第六章第二節應力分析所採用之正常貯存狀態之壓力限值所涵蓋。
8. 異常貯存狀態下之密封鋼筒內部壓力計算結果顯示，在高氣體溫度下且同時考慮 10% 燃料破損時，其內部最大壓力可被本報告第六章第二節應力分析所採用之正常貯存狀態之壓力限值(130psig)所涵蓋。
9. 事故條件下之密封鋼筒內部壓力計算結果顯示，不論系統發生 100% 燃料

破損或是通氣口全阻塞之事故，內部壓力皆遠低於 250psig 之設計限值。

10. 當燃油火災發生後，傳送護箱之外殼體最高僅增加 52°C，故火災對於傳送護箱內之 NS-4 並不會導致任何破壞。

基於以上所述，有關法規 NUREG-1536 對用過核子燃料乾式貯存系統熱傳評估之要求，本乾貯系統均能符合。

(以下斜體字部分包含圖為 NAC Proprietary Information)

圖 6.3.7-1 真空乾燥階段密封鋼筒與傳送護箱溫度分布圖 (Unit: °C)”

應廠家要求：

本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

圖 6.3.7-2 氬氣階段達穩態時密封鋼筒與傳送護箱之溫度分布圖

17 kW 結果是根據 15 kW 及 20 kW 之分析結果得出 (Unit: °C)”

應廠家要求：
本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

應廠家要求：

本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

圖 6.3.7-3 傳送階段時密封鋼筒與傳送護箱溫度分布圖 (Unit: °C)

應廠家要求：
本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

圖 6.3.7-4 正常貯存時之溫度分布圖

應廠家要求：
本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

圖 6.3.7-5 異常貯存時異常高溫與低溫溫度分布圖

應廠家要求：
本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

應廠家要求：

本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

應廠家要求：

本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

圖 6.3.7-6 極高環溫溫度分布圖

應廠家要求：
本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

圖 6.3.7-7 全阻塞事故溫度分布圖

應廠家要求：
本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

表 6.3.7-1 設施熱傳分析綜合結果

燃料短期裝填與傳送 (周圍溫度 32°C)		最高溫度 (°C)			
		燃料護套	燃料提籃	密封鋼筒外側	
充水階段		47.72		43.57	
真空乾燥階段		261.1	253.3		
氬氣階段		147.84		45.80	
傳送階段		317.8	317.8		
限值		400	426.6	426.6	
正常貯存 (周圍溫度 32°C)		最高溫度 (°C)			
		燃料護套	燃料提籃	密封鋼筒 殼體	混凝土護箱 平均 局部
熱負載 17kw		251	251	164	63 92
限值		400	426.6	426.6	93.3 148.8
異常與事故		最高溫度 (°C)			
		燃料護套	燃料提籃	密封鋼筒 殼體	混凝土護箱
劇烈環境 溫度變化	低溫 -40°C	169	169	89	-7
	高溫 41.1°C	260	260	173	103
空氣進口半阻塞 (周圍溫度 32°C)		251	251	164	92
極高周圍溫度 56.1°C		276	276	187	121
空氣進口全阻塞 (周圍溫度 32°C)		402	402	271	223 ¹
限值		570	537.7	426.6	176.6

¹ 混凝土護箱局部最大溫度為 223°C，此為穩態分析結果。全阻塞事故發生下，混凝土護箱在 100 小時後(最高溫度為 170°C)將接近其溫度限值(平均最高溫度 176.6°C)，而根據 Ch. 5 的要求，在全堵塞發生之後 100 小時內，應清除到至少有兩個進口為通暢狀態，故不會超過其溫度限值。

表 6.3.7-2 氣體溫度之結果綜合表

正常貯存		氣體溫度(°C)		
		入口平均	出口平均	內部氦氣平均
		32	70	171
異常與事故		氣體溫度(°C)		
		空氣入口平均	空氣出口平均	內部氦氣平均
劇烈環境 溫度變化	低溫	-40	-12	94
	高溫	41.1	80	180
空氣進口半阻塞		32	71	171
極高周圍溫度		56.1	96	195
空氣進口全阻塞		32	43	299

在混凝土護箱空氣入出口溫度監測方面，考量空氣通道不同堵塞狀況下之分析結果如下表所示來說明。下表計算顯示不同程度阻塞，進出口溫差之變化。當阻塞率超過 70% 時，進出口溫差開始出現顯著變化。由溫差量測可偵測出嚴重之阻塞。當阻塞率達 85.8% 時，溫差為 52°C，但此時系統內各組件最高溫仍遠低於限值。本系統以溫差 50°C 作為設定點，一方面反應可能發生之嚴重阻塞，須及時處理；另一方面因餘裕很大亦充分考慮計算與量測不準度及環境因素之影響。

表 6.3.7-3 不同堵塞程度下之溫度趨勢表

Inlet % Blocked	Max Fuel T (C)	Max Concrete T (C)	Bulk Concrete T (C)	T = Mean Outlet T – Ambient T (C)
0	251	92	63	39
50.0	251	92	63	39
69.0	252	94	64	41
85.8	258	104	67	52
91.6	266	116	71	63

空氣通道所能帶走熱量約為總熱量的 85%，半阻塞狀況下與正常情況下其帶走之熱量差距小於 1%，因此相同熱負載下，達熱平衡時所需帶走之熱量與正常狀況下相當，因此在達到穩態時其入出口相較於正常狀況只相差 1°C。其他內部元件其內部對流與輻射傳熱機制皆沒有改變，因此其內部元件之溫度也無明顯差異。

(八) 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, “Standard Review Plan for Spent Fuel Dry Storage Facilities,” NUREG-1567, March 2000.
- 3 U.S. Nuclear Regulatory Commission, “Standard Review Plan for Dry Cask Storage Systems,” NUREG-1536, January 1997.
- 4 U.S. Government, “Packaging and Transportation of Radioactive Material,” Code of Federal Regulations, 10 CFR 71, Washington, DC.
- 5 American Concrete Institute, “Code Requirement for Nuclear Safety Related Concrete Structures and Commentary,” Farmington Hills, MI, ACI-349-85.
- 6 U.S. Nuclear Regulatory Commission, “Cladding Considerations for Transportation and Storage of Spent Fuel,” ISG-11, Rev. 3.
- 7 Johnson, A.B., and Gilbert, E.R., “Technical Basis for Storage of Zirconiumbased alloy-Clad Fuel in Inert Gases,” PNL-4835, 1985.
- 8 Japan Atomic Power Company, “NS-4-FR Fire Resistant Neutron and/or Gamma Shielding Material” - Product Technical Data, Tokyo, Japan.
- 9 Baumeister T. and Mark, L.S. “Standard Handbook for Mechanical Engineers,” 7th Edition, New York, McGraw-Hill Book Co., 1967.
- 10 ASME, “ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section II, Part D- Properties,” New York, NY, 2001 Edition with 2003 Addenda.
- 11 ARMCO, Inc., “17-4PH, Precipitation Hardening Stainless Steel,” ARMCO Product Data Bulletin No. S-22, 1988.
- 12 ASME, “Use of SA-537, Class A Plate for Spent-Fuel Containment Internals in Non-pressure Retaining Applications Above 700°F (370°C),” “ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case N-707, Section III, Division 3.
- 13 American Society for Testing and Materials, “Annual Books for ASTM Standards,” Section 1, Volume 01.04, West Conshohocken, PA.
- 14 台灣電力公司, “核一乾貯安全分析報告-第六章第三節 熱傳評估,” 民國九十七年。
- 15 曾永信, “計算流體力學分析方法論/乾式貯存與大修機組冷卻之熱流分析應用,” TITRAM-CS/KS-THT-MHD-02。
- 16 ANSYS, Revision 10.0, ANSYS INC, Canonsburg, PA.
- 17 ANSYS Inc., FLUENT V6.3 User’s Manuals, 2005.
- 18 ANSYS Inc., ANSYS 10.0 User’s Manuals, 2005.

- 19 INEL, RELAP5-3D Code Manuals, 1998.
- 20 ANSYS Inc., FLUENT 12.0 User's Manuals, 2009.
- 21 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.
- 22 NAC Co., "Effective Property Calculation of Loaded BWR Basket of NewGen System," NAC International Co, Calculation No: 71160-3002 Rev. 1.
- 23 NAC Co., "Determination of Flow Resistance for PWR and BWR Fuel Assemblies," NAC International Co, Calculation No: 71160-3027 Rev. 1.
- 24 NAC Co., "MAGNASTOR BWR Transfer Cask and Canister Thermal Evaluation," NAC International Co, Calculation No: 71160-3009 Rev. 1.
- 25 NAC Co., "Porous Media Calculation for VCC Inlet and outlet for Kuosheng," NAC International Co, Calculation No: 630075-3001 Rev. 0.
- 26 EPRI TR-100305, "Performance Testing and Analyses of the VSC-17 Ventilated Concrete Cask," Pacific Northwest Laboratory, Virginia Power Company and EG&G, Idaho National Engineering Laboratory, May 1992.
- 27 J. M. Creer, T.E. Michener etc, "TN-24P PWR Spent Fuel Storage Cask: Tsetting and Ansyses," Palo Alto, California: Electric Power Research Institute, EPRI NP-5128 1987.
- 28 NAC Co., "FLUENT Methodology Benchmark, Calculation No: 71160-3012 Rev. 0.
- 29 F. Kreith and M.S. Bohn, "Principles of Heat Transfer," 5th Edition, West Publi- shing Company, 1993.
- 30 F.P. Incropera and D.P. DeWitt, "Fundamentals of Heat and Mass Transfer," 4th Edition, 1996.
- 31 原子能委員會，"TITRAM-CS/KS-THT-MHD-02 安全評估報告，" NRD-SER- 99-06，中華民國 99 年 12 月。
- 32 F.P. Incropera and D. P. Dewitt, "Fundamentals of Heat and Mass Transfer,"1981.
- 33 "Standard Specification from BORAL Composite Sheet", AAR Advanced Structures, 1994.

行政院原子能委員會 函

機關地址：23452 台北縣永和市成功路 1 段 80 號 2 樓
承辦人：臧逸群
連絡電話：02-22322137
傳真：(02) 8231-7806
E-Mail：yctzang@aec.gov.tw

106

台北市羅斯福路 3 段 242 號

受文者：台灣電力股份有限公司

發文日期：中華民國 99 年 12 月 20 日

發文字號：會核字第 0990018787 號

速別：普通件

密等及解密條件或保密期限：

附件：NRD-SER-99-04、NRD-SER-99-06 與 NRD-SER-99-07 三本安全評估報告

主旨：貴公司檢送核能電廠暫態熱水流安全分析方法論第五階段沸水式電廠 4 本專題報告本會意見如說明，請 查照。

說明：

- 一、復 貴公司 99 年 5 月 6 日電核安字第 09905002391 號函。
- 二、三本專題報告 TITRAM/CS-THT-MHD-02「核一廠高壓注水誤啟動暫態分析方法論」、TITRAM/CS/KS-THT-MHD-01「計算流體力學分析方法論/乾式貯存與大修機組冷卻之熱流分析應用」及 TITRAM/CS/KS-THT-MHD-02「核一、二廠熱通道極限暫態分析模式更新校驗」，准予備查。
- 三、三本專題報告之重要後續要求管制與注意事項，請參考本會 NRD-SER-99-04、NRD-SER-99-06 與 NRD-SER-99-07 安全評估報告，如附件。
- 四、TITRAM/CS-THT-MHD-03「核一廠圍阻體分析方法論」，將待 貴公司將該報告 V&V 結果陳送本會審查後再行續辦。

正本：台灣電力股份有限公司

副本：行政院原子能委員會放射性物料管理局、核能管制處核一廠專案小組、核二廠專案小組、核三廠專案小組

主任委員 **蔡春鴻**

共1頁 第1頁

電收 收文日期 99 年 12 月 21 日	
	主辦單位
C 0991200729	核安