

第六章第二節 結構評估

目錄

(斜體字章節內含 NAC Proprietary Information 之相關內容)

二、 結構評估	6.2.1-1
(一) 前言	6.2.1-1
(二) 設計準則與工業標準	6.2.2-1
1. 法規需求與重要組件設計準則	6.2.2-1
2. 天然災害	6.2.2-1
3. 程序及方法	6.2.2-1
4. 風及雨負荷；颱風風速轉換壓力	6.2.2-1
5. 地震分析	6.2.2-1
6. 負載組合	6.2.2-1
(三) 設計特性	6.2.3-1
1. 系統結構設計	6.2.3-1
2. 重量與重心	6.2.3-6
(四) 材料性質	6.2.4-1
(五) 分析程式	6.2.5-1
1. ANSYS 程式	6.2.5-1
2. LS-DYNA 程式	6.2.5-1
3. SHAKE 程式	6.2.5-1
4. SASSI 程式	6.2.5-1
5. SAP2000 程式	6.2.5-1
(六) 分析計算及結果	6.2.6-1
1. 護箱一般準則	6.2.6-1
2. 正常情況(斜體字部分包含圖、表為 NAC Proprietary Information)	6.2.6-20
3. 異常事件(斜體字部分為 NAC Proprietary Information)	6.2.6-43
4. 意外事故(斜體字部分為 NAC Proprietary Information)	6.2.6-52
5. 燃料棒	6.2.6-102
6. 混凝土基座結構評估	6.2.6-109
(七) 參考文獻	6.2.7-1

附圖目錄

圖 6.2.3.1-1 系統主要組件示意圖	6.2.3-2
圖 6.2.6.1-1 頂部環截面有限元素模型	6.2.6-18
圖 6.2.6.4-1 燃料方管在傾倒意外下之位移圖	6.2.6-71
圖 6.2.6.4-2 中子吸收板與固定板之有限元素模型	6.2.6-72
圖 6.2.6.4-3 混凝土護箱在傾倒狀態下之加速度歷時 - 標準 9.14 m 基座	6.2.6-93
圖 6.2.6.4-4 混凝土護箱在傾倒狀態下之加速度歷時 - 18.29 m 基座	6.2.6-93
圖 6.2.6.4-5 固定樁最大剪力與時間關係	6.2.6-94
圖 6.2.6.4-6 混凝土護箱最大垂直位移與時間關係	6.2.6-94
圖 6.2.6.4-7 傳送護箱傾倒示意圖	6.2.6-99
圖 6.2.6.4-8 狀況 3 之傳送護箱頂部環上緣處之加速度歷時	6.2.6-99
圖 6.2.6.4-9 狀況 3 之傳送護箱防撞緩衝器潰縮深度歷時	6.2.6-100
圖 6.2.6.4-10 狀況 3 之傳送護箱吊耳軸與撞擊面之間距歷時	6.2.6-100
圖 6.2.6.5-1 PWR 燃料束全模型	6.2.6-105
圖 6.2.6.5-2 高燃耗 PWR 燃料棒之 ANSYS 分析模型	6.2.6-108

附表目錄

表 6.2.3.2-1 貯存系統重量與重心摘要表.....	6.2.3-6
表 6.2.6.1-1 傳送護箱吊耳軸及頂部環應力強度.....	6.2.6-19
表 6.2.6.1-2 傳送護箱殼體及底部環應力強度.....	6.2.6-19
表 6.2.6.2-1 密封鋼筒熱應力(Q).....	6.2.6-26
表 6.2.6.2-2 密封鋼筒正常條件下之 P_m 應力.....	6.2.6-26
表 6.2.6.2-3 密封鋼筒正常條件下之 P_m+P_b 應力.....	6.2.6-26
表 6.2.6.2-4 密封鋼筒正常條件下之 $P+Q$ 應力.....	6.2.6-26
表 6.2.6.2-5 混凝土護箱垂直應力結果－外表面(kPa).....	6.2.6-42
表 6.2.6.2-6 混凝土護箱垂直應力結果－內表面(kPa).....	6.2.6-42
表 6.2.6.2-7 混凝土護箱環向應力結果－內表面(kPa).....	6.2.6-42
表 6.2.6.3-1 密封鋼筒異常應力分析 (P_m).....	6.2.6-45
表 6.2.6.3-2 密封鋼筒異常應力分析 ($P_m + P_b$).....	6.2.6-45
表 6.2.6.3-3 密封鋼筒異常應力分析 ($P + Q$).....	6.2.6-45
表 6.2.6.4-1 密封鋼筒意外事故下之應力狀態 (P_m).....	6.2.6-55
表 6.2.6.4-2 密封鋼筒意外事故下之應力狀態 ($P_m + P_b$).....	6.2.6-55
表 6.2.6.4-3 燃料方管應力強度－混凝土護箱傾倒意外.....	6.2.6-73
表 6.2.6.4-4 彎角支撐鉸件之彎角板應力－混凝土護箱傾倒意外.....	6.2.6-73
表 6.2.6.4-5 側邊支撐鉸件應力強度－混凝土護箱傾倒意外.....	6.2.6-73
表 6.2.6.4-6 混凝土護箱垂直應力摘要－外表面 (kPa).....	6.2.6-95
表 6.2.6.4-7 混凝土護箱垂直應力摘要－內表面 (kPa).....	6.2.6-95
表 6.2.6.4-8 混凝土護箱圓周向應力摘要－內表面 (kPa).....	6.2.6-95
表 6.2.6.4-9 燃料提籃在混凝土護箱傾倒狀態下之頻率.....	6.2.6-95
表 6.2.6.4-10 混凝土護箱在傾倒狀態下之動態負載因子與放大加速度.....	6.2.6-95
表 6.2.6.4-11 考慮土壤結構互制因素後之混凝土基座最大地震加速度值.....	6.2.6-96
表 6.2.6.4-12 混凝土護箱穩定性分析採用之地震輸入值及分析結果.....	6.2.6-96
表 6.2.6.4-13 傳送護箱傾倒意外之分析結果.....	6.2.6-101

二、結構評估

(一) 前言

本節主要敘述用過核子燃料乾式貯存設施之結構評估，將相關組件區分為貯存設備及吊運設備，分別進行結構安全評估。貯存設備評估包含密封鋼筒(Transportable Storage Canister, TSC) 及混凝土護箱(Concrete Cask, VCC)於貯存時的結構安全分析；吊運設備評估包含傳送護箱(Transfer Cask, TFR)及相關吊運組件於燃料裝載情況下之結構安全分析。

評估的方法是以傳統的力學理論或是透過有限元素程式建立分析模式進行分析計算後，再配合分析元件所適用的規範進行判別各元件受力情況是否符合規範要求。一般而言，貯存設施中的金屬結構物採用 ASME Code，混凝土結構物採用 ACI 349[5]之相關規範，至於吊運設施則適用於 NUREG-0612[3]與 ANSI N14.6[2]等法規要求，而整體貯存設施的設計則須遵循 10 CFR72[1]與 NUREG-1536[31]及 NUREG-1567[32]的規範。

本節主要針對貯存設施在正常貯存狀態與吊運時進行分析計算，分析結果顯示貯存設施在正常貯存與吊運時，均能維持正值安全餘裕；另系統在各項設計操作過程中，皆可保有結構完整性，無結構破損與放射性物質外洩之虞。而異常貯存狀態與意外事故時，貯存設施依然保有結構完整性並執行其正常功能。

(二) 設計準則與工業標準

1. 法規需求與重要組件設計準則

本系統之設計主要是遵循 10 CFR72[1]，而系統主要組件之設計係依據 NUREG-1536[31]及 NUREG-1567[32]的規定，並符合下列法規之要求。

- (1) 密封鋼筒－ASME B&PV Code, Section III[6]
- (2) 鋼筋混凝土結構－ANSI/ANS 57.9[4] & ACI 349[5]
- (3) 其他安全重要系統組件：
 - 鋼結構－ASME B&PV Code, Section III[7, 8, 33]
 - 非 ASME 規範之結構、系統與組件－ANSI/ANS-57.9[4]
 - 吊運設備－NUREG-0612[3], ANSI- N14.6[2]

2. 天然災害

天然災害(natural phenomena)－NUREG-0800[16]

3. 程序及方法

程序及方法(procedures and approaches)－RG 3.53[30]

4. 風及雨負荷；颱風風速轉換壓力

風及雨負載(wind and rain loads)；颱風風速轉換壓力(conversion of typhoon wind speed to pressure)－ASCE 7[17]

5. 地震分析

地震分析(seismic analysis)－ASCE 4[21]

6. 負載組合

負載組合(load combination)－NUREG-1536 Section 3.0 [31]

(三) 設計特性

1. 系統結構設計

(1) 主要元件

本系統中共有三個主要的組件，分別為混凝土護箱(Concrete Cask, VCC)、密封鋼筒(Transportable Storage Canister, TSC)以及傳送護箱(Transfer Cask, TFR)，如圖 6.2.3.1-1 所示。下表所示為三個主要組件中所包含的結構元件。

混凝土護箱	密封鋼筒	傳送護箱
鋼筋混凝土外殼	密封上蓋	吊耳軸(trunnion)
內襯(liner weldment)	外殼	內殼及外殼
底部鐸件(bottom weldment)	底板	屏蔽門
頂蓋組件(lid assembly)	燃料提籃	鉛和 NS- 4- FR 屏蔽

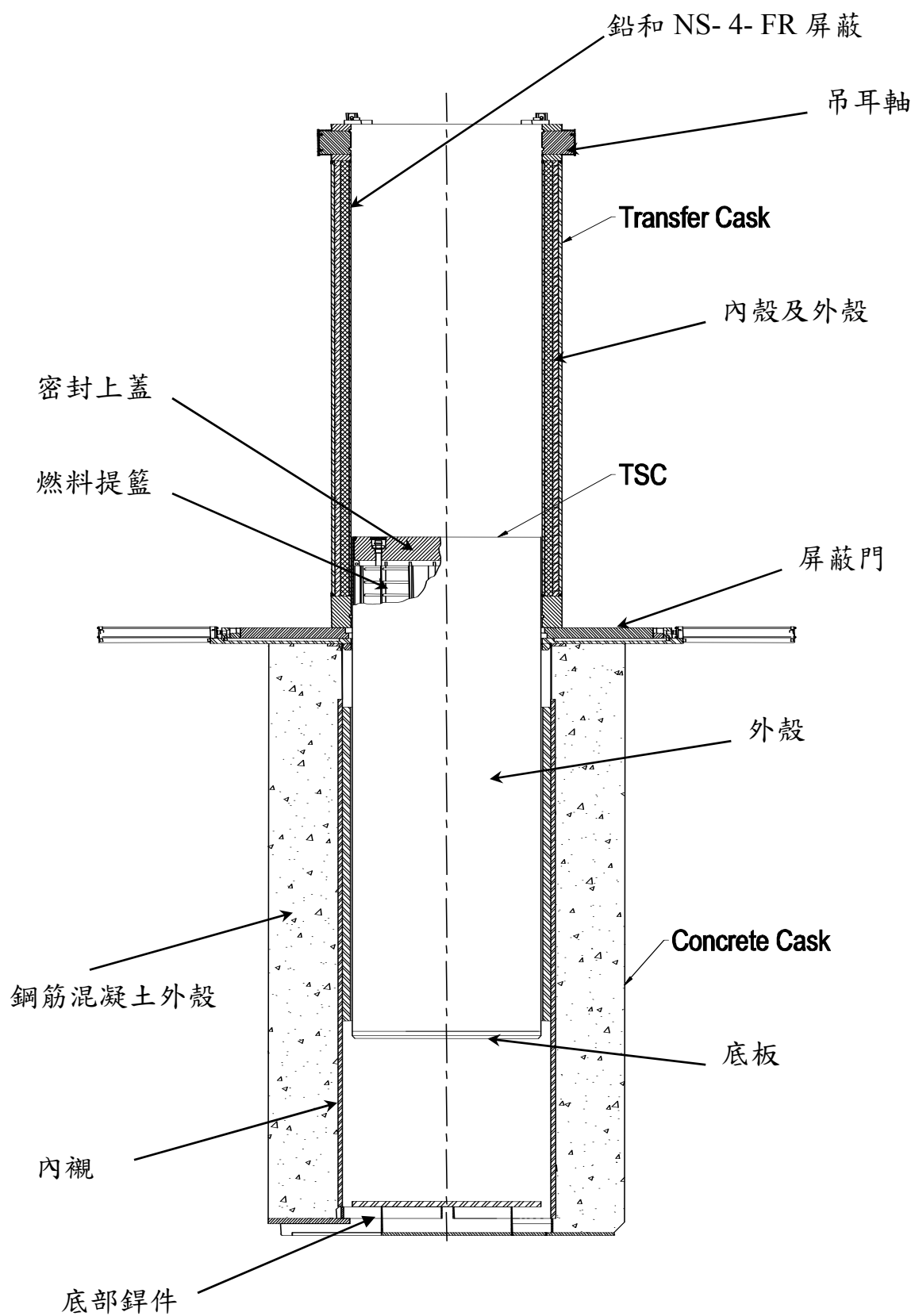


圖 6.2.3.1-1 系統主要組件示意圖

(2) 系統說明

圖 6.2.3.1-1 所示為系統的配置設計圖，其各組件重量以及重心則列於表 6.2.3.2-1 中。

本章節中的所有計算評估係基於各組件的保守涵蓋條件或極限條件。在大部分的分析中，不論是總重或涵蓋重量均保守考慮了結構可能產生的最大重量。經評估之後，若安全係數大於 10 則一般定義安全係數為“Large”，小於 10 的安全係數則顯示於報告中。

A. 混凝土護箱

混凝土護箱為一外直徑 4,250 mm (167.3 in)、高度約 5,950 mm (234.3 in)之中空鋼筋混凝土圓柱，其中間為一厚度 100 mm (3.94 in)且內直徑為 2,020 mm (79.5 in)之碳鋼內襯，且有 24 支 3x7 1/2 S 型樑銲接於內襯之內徑處。而中空腔體則具有 1,867 mm (73.5 in) 直徑的開口。內襯的厚度除了以輻射屏蔽為主要設計考量外，在設置上同時也需要配合混凝土護箱側邊混凝土厚度(1,015 mm)之設計。混凝土護箱外殼使用波特蘭 II 號水泥，其室溫下的平均密度為 2,323 kg/m³(145 lb/ft³)，抗壓強度為 27.58 MPa (4,000 psi)，並藉由垂直以及水平鋼筋組成了混凝土護箱內外部鋼筋組件。

藉由混凝土護箱底部的進氣口以及上部頂蓋的出風口，在混凝土護箱內襯以及密封鋼筒之間的環形空間形成氣體流場。經由自然對流的作用，冷空氣由底部的進氣口進入，吸收密封鋼筒外殼的熱量後，再由頂部的出風口排出。混凝土護箱的進氣口及出風口均是由碳鋼材料製造而成。混凝土護箱進氣孔加裝過濾網防止污泥或生物進入。

混凝土護箱頂蓋組件是由碳鋼以及混凝土製成，具有 420 mm (16.5 in) 的厚度以及 2,560 mm (100.8 in)的直徑。

B. 密封鋼筒

密封鋼筒是由金屬外殼及頂部密封上蓋組件所組成的中空圓柱體。鋼筒底部為 69.9 mm (2.75 in)厚的不銹鋼板，其與鋼筒外殼焊接，因此密

封鋼筒形成內含用過燃料提籃組件的密封邊界。此外，密封鋼筒內之用過燃料提籃的設計符合用過燃料組件的幾何外型。材料方面，密封鋼筒是由 SA240 Type 304/304L 不銹鋼所製造而成，密封上蓋的材料可為 SA336 Type 304/304L 不銹鋼 或 SA240 Type 304/304L 不銹鋼；若使用 SA336 不銹鋼，其降伏強度和極限強度必須等於或大於 SA240 不銹鋼之降伏強度和極限強度。幾何外型方面，密封鋼筒的外殼厚度為 12.7 mm (0.5 in)、外直徑為 1,829 mm (72 in)，密封上蓋則為 228.6 mm (9 in)厚的不銹鋼板。為了讓上蓋完全密封此鋼筒，利用穿透式槽銲(penetration groove weld)的方式結合上蓋以及鋼筒外殼，而在進行銲接之前，密封上蓋組件由四個等角度配置於密封鋼筒內徑殼體的上蓋支撐所支持。密封環銲接於密封上蓋以及鋼筒外殼之間；而氣/水孔蓋(port covers)則銲接於密封上蓋的排氣以及排水接頭處，以完整構成密封鋼筒的密封性。為了密封鋼筒的吊運(由傳送護箱傳送至混凝土護箱時)，密封上蓋頂部的 6 個螺栓孔可供吊具的 6 支螺栓栓入。系統的燃料提籃為裝填 87 支 BWR 燃料束的設計，提籃係利用 SA537 Class 1 碳鋼製造而成，其主要的三個組件分別為燃料方管、彎角支撐銲件以及側邊支撐銲件。燃料方管内側的四邊皆安裝中子吸收物與中子吸收物保護板。燃料方管為公稱內徑 148.8 mm (5.86 in)的方形管，45 支燃料方管經由螺栓與彎角支撐銲件以及側邊支撐銲件連結組合後，可形成燃料提籃的幾何外型，並提供 87 束燃料之貯放位置。

C. 傳送護箱

傳送護箱與吊軛(yoke)是密封鋼筒主要的屏蔽與吊運設備，提供裝載用過核子燃料後的密封鋼筒的生物屏蔽(biological shielding)，並提供密封鋼筒在進出燃料池以及混凝土護箱之間的垂直傳送。傳送護箱的屏蔽層採用多層設計(鋼/鉛/NS-4-FR/鋼)，並且可運送最重達 524,864 N (118,000lb)裝載用過核子燃料後的密封鋼筒。

在設計、製造以及負載測試上，傳送護箱滿足 ANSI N14.6 [2]以及 NUREG-0612 [3]的要求。在設計上，藉由護箱頂部的保護環以防止吊運滿載用過核子燃料的密封鋼筒在操作時不慎穿出傳送護箱的頂部。在傳送

護箱吊運作業中，傳送護箱底部的屏蔽門為關閉狀態，且利用螺栓插銷固定屏蔽門以防止作業中突然打開。在傳送密封鋼筒至混凝土護箱時，利用液壓缸將屏蔽門打開，使密封鋼筒緩慢落於混凝土護箱中。

D. 組件評估

本章共評估了下列組件：

- 密封鋼筒外殼、底板以及密封上蓋組件
- 燃料提籃
- 傳送護箱吊耳軸(Trunnion)、外殼、保護環、屏蔽門以及支撐滑軌
- 混凝土護箱
- 混凝土護箱鋼製組件評估，包括鋼筋、內殼、上蓋組件…等

本章將說明本系統中各組件皆符合其結構設計準則與安全貯存用過核子燃料的能力。

(3) 設計準則概要

本系統的結構設計準則描述於第三章第一節中。混凝土護箱系統的正常運轉、異常運轉以及意外事故下的組合負載評估均符合 ANSI/ANS-57.9 [4] 及 ACI 349 [5] 要求。形成封鋼筒密封邊界之組件以及鉸件的評估結果符合 ASME Code, Section III, Subsection NB [6] 對 Class 1 組件的要求；燃料提籃評估結果符合 ASME Code, Section III Subsection NG [7] 及 ASME Code, Section III, Appendix F [8] 的要求；燃料提籃的挫屈分析則符合 NUREG/CR-6322 [9] 的要求；而傳送護箱以及吊舉設備的設計則符合 NUREG-0612 [3] 與 ANSI N 14.6 [2] 的要求。

2. 重量與重心

表 6.2.3.2-1 所示為本系統原始設計尺寸配置的最大重量以及重心位置。

表 6.2.3.2-1 貯存系統重量與重心摘要表

說明	重量			重心	
	lbf	kgf	N	in	mm
最大內容物含量/燃料	61,248	27,782	272,431	-	-
燃料提籃	22,000	9,979	97,856	-	-
密封鋼筒殼體(不包含密封鋼筒上蓋及提籃)	9,500	4,309	42,256	-	-
密封上蓋	10,500	4,763	46,704	-	-
裝載燃料之密封鋼筒(含上蓋，不含水重)	103,000	46,721	458,144	99	2,515
密封鋼筒與傳送護箱中的水	18,500	8,392	82,288	-	-
空傳送護箱	109,000	49,442	484,832	94	2,388
防撞器(Impact Limiter)	4,000	1,814	17,792	-	-
滿載之傳送護箱(含水重)	230,000	104,328	1,023,040	99	2,515
滿載之傳送護箱(不含水重)	215,000	97,524	956,320	101	2,565
滿載之傳送護箱(不含水重)與防撞器(Impact Limiter)	218,500	99,112	971,888	102	2,591
吊軌	5,000	2,268	22,240	-	-
滿載含掛鉤傳送護箱重量(含水)	235,000	106,596	1,045,280	-	-
滿載含掛鉤傳送護箱重量(不含水)	216,500	98,204	962,992	-	-
空混凝土護箱(不含上蓋)	404,000	183,254	1,796,992	-	-
混凝土護箱上蓋	15,000	6,804	66,720	-	-
貯存時的滿載護箱(混凝土護箱、密封鋼筒頂蓋、燃料提籃、內容物、混凝土護箱頂蓋)	521,500	236,552	2,319,633	117	2,972
傳送護箱銜接器(Transfer Adapter)	9,000	4,082	40,032	-	-

- 以元件公稱尺寸做為最大重量及最高重心位置的計算值。
- 所有重量值以 2,224 N (500 lbf) 為單位，進位至保守重量值。元件重量為其約略重量，所以總重量將不等於個別元件重量的總和。
- 重心位置由每個組件的底部測量起而密封鋼筒內容物之重心則假設為鋼筒中空處之一半高度位置。
- 保守使用平均混凝土密度為 2,371 kgf/m³ (148 pcf)。
- 重心 in 與 mm 的單位轉換為 1 in = 25.4 mm。
- 重量 lb 與 kg 及 N 的轉換為 1 lbf = 0.4536 kgf，1 kgf = 9.806 N。
- 傳送護箱上舉吊軌之重量需參考核二廠廠址特性。
- 涵蓋重量同時包含了內部鋼筋之重量。

(四) 材料性質

系統主要貯件為密封鋼筒、混凝土護箱與傳送護箱，其材料性質請參閱本節附錄 B。

(五) 分析程式

結構方面的分析方式是使用有限元素結構力學評估程式 ANSYS 以及 LS-DYNA，經程式計算求得各項結構組件之應力，再與組件相關規範比對以確認符合規範要求。結構評估所用程式 ANSYS、LS-DYNA、SHAKE、SASSI 與 SAP2000 皆已經過程式驗證與檢核 (Verification and Validation, V &V) 程序，並經過品質保證(QA)程序。

1. ANSYS 程式

於 NUREG 1536[31]第三章結構評估中，說明有限元素分析模型可用於結構，本計畫結構分析工具使用 ANSYS 10 版本。

2. LS-DYNA 程式

依 NUREG 1567[32]第十五章意外事故審查分析之內容，組件之加減速度、挫屈變形分析方法可使用動態有限元素分析，本計畫動態有限元素分析工具使用 LS-DYNA 971 版本。

3. SHAKE 程式

SHAKE 91 於結構分析中，用於貯存場址土壤的評估計算，以作為貯存場址於地震分析時之輸入參數。

4. SASSI 程式

在於貯存場址的地震分析中，採用 SASSI 2000 程式，以計算岩層地震時，因土壤結構互制效應(Soil Structure Interaction)後，所造成之場址地震加速度。

5. SAP2000 程式

SAP2000 v10.0.7 程式可用於基座版及基樁之分析與設計，模擬土壤彈簧效應之土壓力及岩盤承载力作用於基座及基樁，並進行基礎之配筋設計。

(六) 分析計算及結果

本章節介紹本系統主要結構元件的設計與分析，並且證明本系統之密封、臨界控制、散熱及輻射屏蔽等組件皆符合 10 CFR 72 [1] 中對於正常運轉、異常運轉及意外事故下的結構設計要求。

1. 護箱一般準則

本系統是為了長期地安全存放用過核子燃料而設計的貯存系統。經評估，此系統在承受正常、異常運轉或是假設性的意外事故條件下，皆不會造成其內裝物質洩漏或是造成工作人員或一般民眾過量輻射暴露。

(1) 化學和電化學反應

本系統中用於製造以及運轉的材料性質(含化學與電化學反應)均評估詳述於本節附錄 B 中。

(2) 絕對的密封

密封鋼筒頂端之不銹鋼密封上蓋組件，在與密封鋼筒外殼銲接之前，係被支撐於密封鋼筒內壁之上蓋支撐上，支撐的高度必須能允許鋼筒及燃料提籃受熱膨脹時，仍能與上蓋組件保持間距而不互相接觸。在密封上蓋與密封鋼筒外殼銲接之後，可在密封上蓋的吊舉位置上安裝吊環進行密封鋼筒位置微調對中作業。密封鋼筒以一 12.7 mm (0.5 in) 的 J 形槽銲道結合上蓋以及外殼，根據 ANSI N14.6/ NUREG -0612 規定，密封上蓋及其與密封鋼筒外殼銲道，在密封鋼筒裝載燃料下必須具備 6 倍以上相對於材料降伏強度之安全係數，以及 10 倍以上相對於材料極限強度之安全係數的能力。12.7 mm (0.5 in) 喉深的槽銲結合密封上蓋及密封鋼筒，密封環則置於密封上蓋以及外殼的槽中，並分別與密封上蓋及密封鋼筒外殼銲接，密封環的雙重銲接提供鋼筒密封邊界複置的密封(redundant sealing)效果。上

蓋上方設有二個孔用於排水、真空乾燥以及氬氣充填。每一個孔有兩個孔蓋(port cover)焊接於孔上端提供雙重的密封邊界。孔蓋板銲接與密封環銲接皆為現場銲接(field welds)，其最終銲接(final weld)必須做銲道液體滲透測試(liquid penetrant, PT)；密封鋼筒的上蓋密封銲接亦為現場銲接，包含根部銲接(root weld)、中間層銲接(midplane weld) 與最終銲接(final weld)，也必須並做銲道液體滲透測試。測試係根據以下參數並要求密封上蓋銲接銲道處之缺陷尺寸小於 8.38 mm (0.33in)。

- 槽銲有效喉深為 12.7 mm (0.5 in)
- 銲道材料為 E308L
- 使用惰性氣體鎢電極電弧焊接(Gas Tungsten Arc Welding, GTAW)
- 密封鋼筒的內直徑為 1,803 mm (71.0 in)

(3) 吊運設備

為了提升本系統吊運作業的效率，針對各個元件設計有不同的吊運方法，分別利用傳送護箱上的吊耳軸及密封鋼筒上的螺栓孔與螺栓的組合來進行吊運作業。

本系統的設計滿足 NRC 在於 Bulletin 96-02[34]文件中所提及的關切議題，"Movement of Heavy Loads Over Spent Fuel, Over Fuel in the Reactor Core, or Over Safety- Related Equipment")：

- 本系統的吊舉操作組件之安全係數需符合 NUREG-0612 及 ANSI N14.6 之規定。
- 傳送護箱於用過燃料池內或燃料裝載區域吊運，或是傳送護箱於用過燃料池操作樓板上方吊運與移動應該要符合電廠的規定 (plant-specific basis)。目前為原則性描述，細節將於正式運貯前提出。

A. 密封鋼筒吊舉

密封鋼筒的吊舉分析，包括密封鋼筒的密封上蓋及其螺栓孔之螺紋、密封上蓋及鋼筒外殼間的銲道，其分析結果均應符合 NUREG-0612 [3] 及 ANSI N14.6 [2] 的要求。分析時考慮密封鋼筒重量為 533.8 kN (120,000 lb)，該重量可涵蓋密封鋼筒可能的最大重量 458.1 kN (103,000 lb)；分析時按 ANSI N45.2.15 4.3.1.5 節規定考慮動態負載因子為 10% [29]。

吊具評估

將規劃適當的吊具，並透過 6 支直徑 2 1/2-4- UNC 螺栓聯結密封鋼筒頂部螺栓孔，使吊具得以順利吊起並傳送密封鋼筒至混凝土護箱中。吊具的設計將會滿足 NUREG-0612 與 ANSI N14.6 要求。相關設計與評估之詳細內容將在運貯階段時提出。

密封上蓋螺栓孔螺紋剪力

密封鋼筒由頂部密封上蓋的 6 支螺栓吊舉，每一個螺栓孔的螺紋負載(F_y)以 151,232 N (34,000 lb)保守評估，這相當整個密封鋼筒的負載只由 4 支螺栓承受($120,000 \times 1.1/4 = 33,000$ ，分析時使用 34,000 lb)。

由 Machinery's Handbook[12]中得知，2 1/2-4-UNC 螺栓在密封上蓋螺紋孔的結合深度為 70 mm (2.75 in)，其對螺紋造成的剪應力為：

$$\tau = \frac{F_y}{A_n} = \frac{34,000 \text{ lb}}{16.7 \text{ in}^2} = 2,036 \text{ psi (14.29 MPa)}$$

其中：

$$A_n = 16.7 \text{ in}^2 (10,581 \text{ mm}^2)$$

密封上蓋組件中，70 mm (2.75 in)螺紋嚙合長度下之剪力面積

密封鋼筒上蓋所使用的材料為 SA240 或 SA336 Type 304 不銹鋼。其容許剪應力為 $0.6 S_y$ 以及 $0.5 S_u$ 。在 148.9°C (300°F)溫度下，相對於材料降伏強度之剪應力安全係數為：

$$FS_y = \frac{0.6 \times 22,400 \text{ psi}}{2,036 \text{ psi}} = 6.6 > 6$$

相對於材料極限強度之剪應力安全係數為：

$$FS_u = \frac{0.5 \times 66,200 \text{ psi}}{2,036 \text{ psi}} = 16.26 > 10$$

本節以最小啮合長度 70 mm (2.75 in) 進行分析，所得結果符合 NUREG-0612 及 ANSI N14.6 對無複置系統的要求。由於 6 倍承載之密封鋼筒涵蓋重量 3,202.6 kN (6 x 120,000 lb) 大於傳送護箱加上承載時之密封鋼筒重量 943.0 kN (109,000 lb + 103,000 lb)，因此以上分析能涵蓋密封鋼筒由傳送護箱傳送至混凝土護箱時的吊舉意外的螺孔螺紋剪力分析。

密封鋼筒本體吊舉評估

附錄六.二.A.2 節敘述利用有限元素法評估了密封鋼筒之密封上蓋組件及其銲接部份的結構分析。在密封鋼筒吊舉且受到重力的過程中，假設滿載的密封鋼筒在垂直方向的動態負載因子為 10%。下列所示為密封鋼筒在保守考慮僅以三點上舉的過程中發生最大應力強度的位置與數值：

組件名稱	應力強度 (MPa/psi)
密封鋼筒外殼 (封蓋銲道部份以下)	10.45/1,516
封蓋銲道部份	9.78/1,418

密封鋼筒上蓋及外殼材料為 SA240 Type 304/304L，在 149°C (300°F) 的溫度下，降伏強度為 154.45 MPa (22,400 psi)；極限強度為 456.45 MPa (66,200 psi)。計算上保守假設銲道部份的強度與基材的強度一致。因此，如上表所示，當外殼應力強度為 10.45 MPa (1,516 psi) 時，相對於材料降伏強度及極限強度之安全係數為：

降伏強度安全係數：

$$FS_y = \frac{\text{yield strength}}{\text{maximum stress intensity}} = \frac{22,400}{1,516} = 14.78 > 6$$

極限強度安全係數：

$$FS_u = \frac{\text{ultimate strength}}{\text{maximum stress intensity}} = \frac{66,200}{1,516} = 43.67 > 10$$

因此，密封鋼筒外殼以及密封上蓋均符合 NUREG-0612 及 ANSI N14.6 對於非複置吊舉系統的要求。

B. 傳送護箱吊舉

本系統中的傳送護箱負載必須符合 ANSI N14.6 [2]及 NUREG-0612 [3]對於吊舉的特別要求。針對傳送護箱的垂直吊運進行分析計算，分析結果是所有傳送護箱的負載路徑元件都滿足規範要求。由於傳送護箱並非複置吊舉設計，因此吊耳軸至少需具有六倍相對於材料降伏強度的安全係數以及十倍相對於材料極限強度的安全係數。

利用有限元素軟體 ANSYS，分析傳送護箱鍛件(forging)及其外殼與吊耳軸在滿載垂直吊舉時的應力狀態。此外，透過 ANSYS 軟體亦求得在異常吊舉下固定環之應力狀態。上述分析之詳細有限元素模型如附錄六.二.A.4 節所示。滿載傳送護箱的設計重量為 1,023.0 kN (230,000 lb)，評估時以 1,067.5 kN (240,000 lb)作為傳送護箱的涵蓋重量，並保守的以 1,174.3 kN (264,000 lb)(1,067.5 x 1.1 動態負載因子)作為有限元素分析時的負載。

評估傳送護箱本體之內外殼體、頂部及底部環與吊耳軸時，以 204.4 °C (400°F)的材料基性性質為評估基準，該溫度足以涵蓋傳送護箱各工作階段下的溫度。

傳送護箱本體

表 6.2.6.1-1 所示為整理出的吊耳軸與頂部環(top ring)七處截面位置的應力強度值；表 6.2.6.1-2 則為傳送護箱內殼、外殼及底部環(bottom ring)的應力值整理。各表均包括最大主薄膜應力強度(P_m)以及最大主薄膜應力強度加上彎矩應力強度($P_m + P_b$)與容許應力的比較。頂部環及底部環之

材料為 A516 Grade 70 或 A350 Grade LF2，分析時採用較弱材料性質之 A350 Grade LF2。

當以吊耳軸吊起傳送護箱時，吊耳軸最大彎矩出現在與頂部環外境交界處，故取該處元素兩側截面分析，以說明吊耳軸最大受力狀態；頂部環選擇五處截面，分別為與吊耳軸頂部、底部及側面(10 度)之相鄰截面，與相隔 45 度及 90 度角之截面。吊耳軸頂部、底部及側面之相鄰截面說明頂部環可能最大受力狀態，10、45 與 90 度的截面用以說明遠離吊耳軸區域的頂部環應力狀態，結果顯示其應力值皆小於吊耳軸區域的應力。

吊耳軸為圓形斷面。如圖 6.2.6.1-1 中所示，吊耳軸有限元素模型中有二處檢核截面。最大彎矩應力發生於頂部環(top forging ring)外徑與吊耳軸的交界處($x = 1,115 \text{ mm (43.9 in)}$)；最大應力則發生在吊耳軸表面，其值為 $26.20 \text{ MPa (3.8 ksi)}$ 。該應力值比對於材料 A350 Grade LF 2 的容許降伏強度以及極限強度，可得相對於降伏強度的安全係數為 8.1 (>6)，而相對於極限強度的安全係數為 18.4 (>10)。

在頂部環(Top Ring)的分析方面，如圖 6.2.6.1-1 所示，選擇五處截面作為分析位置。最大的彎矩應力加上薄膜應力發生位置為吊耳軸上方的半徑截面處(頂部環-A1)，其相對於頂部環材料 A350 Grade LF 2 的容許降伏強度以及極限強度的安全係數分別為 7.8 (>6)與 17.7 (>10)。

對傳送護箱內殼而言，最大應力強度發生位置為吊耳軸下方的($\theta = 10^\circ$ ， $z = -5.625 \text{ in}$)處，最大的彎矩應力加上薄膜應力為 $15.31 \text{ MPa (2.22 ksi)}$ 。相對於內殼材料 A588 的容許降伏強度以及極限強度，可得相對降伏強度的安全係數為 19.4 (>6)，而相對於極限強度的安全係數為 31.5 (>10)。

對於傳送護箱外殼而言，最大應力強度發生位置為吊耳軸下方的($\theta = 8.3^\circ$ ， $z = -5.625 \text{ in}$)處，最大彎矩應力加上薄膜應力為 $25.30 \text{ MPa (3.67 ksi)}$ 。相對於外殼材料 A588 的容許降伏強度以及極限強度，可得對降伏強度的安全係數為 11.7 (>6)，而對極限強度的安全係數為 19.1 (>10)。

對於底部環而言，最大應力強度發生於內外殼的正下方的位置($\theta = 90^\circ$, $z = -172.125$ in)，最大彎矩應力加上薄膜應力為 5.24 MPa (0.76 ksi)。相對於 A350 Grade LF 2 材料的容許降伏強度以及極限強度，可得對降伏強度的安全係數為 40.5 (> 6)，而對極限強度的安全係數為 92.1 (> 10)。

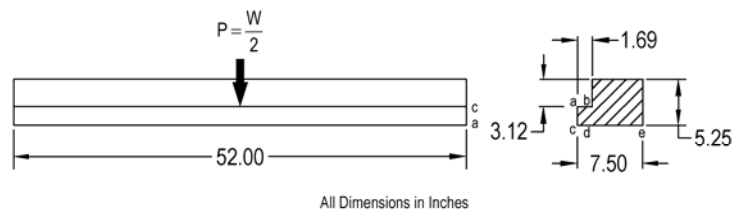
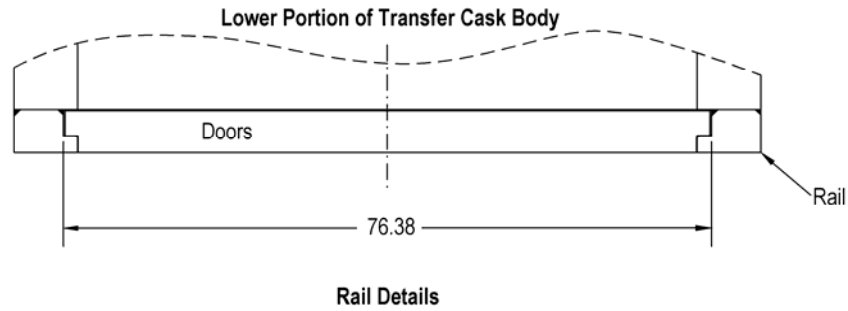
傳送護箱屏蔽外門滑軌及鉚道

本節所分析之傳送護箱屏蔽門、滑軌及鉚道均符合 NUREG-0612 與 ANSI N14.6 對於非複置吊舉系統的必須滿足大於 6 倍相對於材料降伏強度之安全係數，以及 10 倍相對於材料極限強度之安全係數的要求。傳送護箱屏蔽門以及滑軌必須能承受密封鋼筒(包含燃料提籃、燃料及水時)的最大載重 538.2 kN (121,000 lb = 235,000-109,000-5,000)。屏蔽門為 127 mm (5 in)厚且能於滑軌上滑行之金屬門板；而滑軌為鉚接於傳送護箱底部環之 190.5 mm 寬 x 1,320.8 mm 長(7.50 in x 52 in)之結構。屏蔽門及滑軌材料為 A350 Grade LF 2 低合金鋼。

傳送護箱屏蔽門與滑軌重量為 40.0 kN (9,000 lb)，所以密封鋼筒(包含燃料提籃、燃料及水時)與傳送護箱屏蔽門及滑軌的涵蓋重量為 578.2 kN (130,000 lb = 121,000 + 9,000)，考慮 10%的動態負載因子，保守使用 636.1 kN (143,000 lb)作為滑軌的評估負載。分析中保守採用各組件在 204.4 °C (400°F)溫度下之材料的容許應力值作為評估依據，此溫度可涵蓋正常操作條件下的傳送護箱底部的最高溫度。

屏蔽門滑軌應力評估

如圖所示，假設每個滑軌承受一半之負載。



根據施加負載情況，滑軌底板(b-d 部分)之剪應力(τ)為：

$$\tau = \frac{P}{A} = \frac{W/2}{A} = \frac{143.0/2}{110.8} = 0.65 \text{ ksi (4.45 MPa)}$$

其中：

$$W = 143,000 \text{ lb (636.1 kN)} \quad \text{涵蓋性總重(含 1.1 g)}$$

$$A = (5.25 - 3.12) \times 52 = 110.8 \text{ in}^2 (71,484 \text{ mm}^2) \text{ 剪力面積}$$

而彎矩應力(σ_b)則為：

$$\sigma_b = \frac{6M}{Lt_{a-c}^2} = 3.1 \text{ ksi (21.18 MPa)}$$

其中：

$$M = P \times L_{a-b} = 120.8 \text{ in-kip (13,648 N-m)} \text{ a 點之彎矩}$$

$$L_{a-b} = 1.69 \text{ in (42.9 mm)} \quad \text{彎矩力臂}$$

$$L = 52 \text{ in (1,320.8 mm)} \quad \text{滑軌長度}$$

$$t_{a-c} = 2.13 \text{ in (54.1 mm)} \quad \text{滑軌厚度}$$

滑軌底部最大應力(σ)強度為：

$$\sigma = \sqrt{(\sigma_b)^2 + 4\tau^2} = 3.4 \text{ ksi (23.18 MPa)}$$

基於材料的降伏強度，屏蔽門滑軌安全係數為：

$$FS = \frac{S_y}{\sigma} = \frac{30.8 \text{ ksi}}{3.4 \text{ ksi}} = 9.06 > 6$$

其中

$$S_y = 30.8 \text{ ksi (212.37 MPa)} \quad 204.4 \text{ }^{\circ}\text{C (400}^{\circ}\text{F)} \quad \text{A350 Grade LF2 降伏強度}$$

基於材料的極限強度，屏蔽門滑軌安全係數為：

$$FS = \frac{S_u}{\sigma} = \frac{70 \text{ ksi}}{3.4 \text{ ksi}} = 20.59 > 10$$

其中

$$S_u = 70.0 \text{ ksi (482.65 MPa)} \quad 204.4 \text{ }^{\circ}\text{C (400}^{\circ}\text{F)} \quad \text{A350 Grade LF2 極限強度}$$

屏蔽門應力評估

屏蔽門中心厚度為 127 mm (5 in)，在邊緣處經由階梯遞減至 74.7 mm (2.94 in)，屏蔽門即以此邊緣階梯跨置於滑軌上。此邊緣階梯的設計使屏蔽門能對準傳送護箱中心。因此分析上以簡支板模型進行分析。門與滑軌的嚙合長度為 1,320.8 mm (52 in)。屏蔽門側邊與滑軌接觸的剪應力為：

$$\tau = \frac{P}{A_s} = \frac{W/2}{A_s} = 0.47 \text{ ksi (3.22 MPa)}$$

其中

$$W = 143,000 \text{ lb (636,064 N)} \quad \text{涵蓋性總重(含 1.1 g)}$$

$$A_s = t_d \times L = 152.9 \text{ in}^2 (98,645 \text{ mm}^2) \quad \text{全部剪力面積}$$

$$t_d = 5.0 - 2.06 = 2.94 \text{ in (74.7 mm)} \quad \text{屏蔽門邊緣處厚度}$$

$$L = 52 \text{ in (1,320.8 mm)} \quad \text{屏蔽門與滑軌嚙合長度}$$

屏蔽門中心最大彎矩應力(σ_b)為：

$$\sigma_b = \frac{Mc}{I} = 3.98 \text{ ksi (27.42 MPa)}$$

其中

$$M = \frac{WL}{8} = 1.36 \times 10^6 \text{ in-lb (15.38} \times 10^6 \text{ N-m)}$$

$$W = 143,000 \text{ lb (636,064 N)} \quad \text{涵蓋性總重(含 1.1 g)}$$

$$c = \frac{h}{2} = 2.5 \text{ in (63.5 mm)} \quad \text{中性軸至表面距離}$$

$$I = \frac{bh^3}{12} = 853.6 \text{ in}^4 (355.3 \times 10^6 \text{ mm}^4) \quad \text{截面慣性矩}$$

$$b = 81.95 \text{ in (2,081.5 mm)} \quad \text{屏蔽門寬度}$$

$$L = 76 \text{ in (1,930.4 mm)} \quad \text{跨距}$$

屏蔽門最大應力強度(σ)為：

$$\sigma = \sqrt{(\sigma_b)^2 + 4\tau^2} = 4.09 \text{ ksi (28.20 MPa)}$$

因此，相對於降伏強度的屏蔽門安全係數為：

$$FS = \frac{S_y}{\sigma} = \frac{30.8 \text{ ksi}}{4.09 \text{ ksi}} = 7.53 > 6$$

其中：

$$S_y = 30.8 \text{ ksi (212.37 MPa)} \quad 204.4^\circ\text{C (400}^\circ\text{F)} \quad \text{A350 Grade LF 2 降伏強度}$$

相對於極限強度的屏蔽門安全係數為：

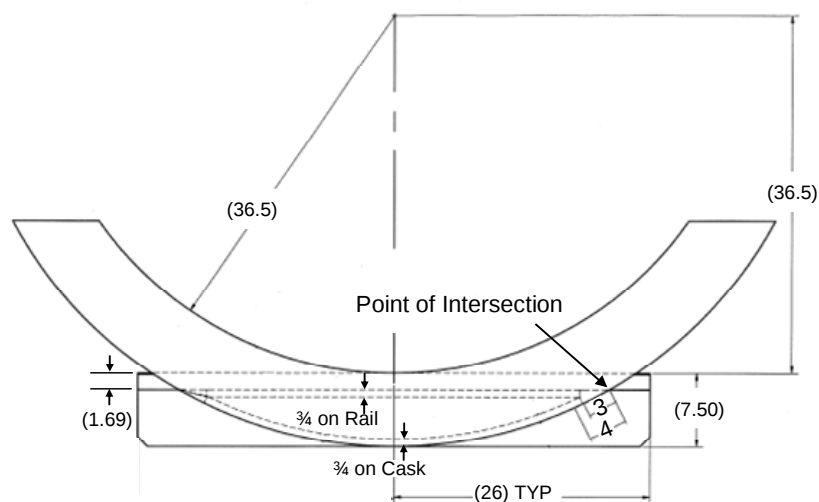
$$FS = \frac{S_u}{\sigma} = \frac{70.0 \text{ ksi}}{4.09 \text{ ksi}} = 17.11 > 10$$

其中：

$$S_u = 70.0 \text{ ksi (482.65 MPa)} \quad 204.4^\circ\text{C (400}^\circ\text{F)} \quad \text{A350 Grade LF 2 極限強度}$$

屏蔽門滑軌鉸道評估

如下圖所示，屏蔽門滑軌內表面以 19.05 mm (0.75 in) 的部分穿透傾斜式槽鉸(partial penetration bevel groove welds)結合護箱外徑於傳送護箱底部，每一滑軌的內外側全長皆施以此鉸道施作。由圖可知，透過此種焊接將於滑軌與環形處留下低於 88.9 mm (3.5 in) 之錐形交界點。在以下的分析計算中，保守考慮錐形交界之長度為 101.6 mm (4 in)，並且不考慮延伸錐形交界之填角鉸(fillet weld)長度。



各參數為：

$$P = 71.5 \text{ kip}$$

單一滑軌上之負載(含 1.1 g)

$$D = 88.0 \text{ in}$$

底環外直徑

$$t = 0.75 \text{ in}$$

焊接厚度

$$w = w_r - w_{rc} = 5.81 \text{ in}$$

屏蔽門滑軌上截面寬度

其中，

$$w_{rc} = 1.69 \text{ in}$$

滑軌截面(cutout)寬度

$$w_r = 7.5 \text{ in}$$

滑軌寬度

焊接特性

下圖為焊接錐形交界處區域之 ANSYS 有限元素模型，保守不考慮其兩端錐形交界 101.6 mm (4 in)之銲道。



經由分析，可得到焊接區域的截面特性：

$A = 54.84 \text{ in}^2$	焊接面積
$I_c = 232.85 \text{ in}^4$	慣性矩
$x_c = 40.48 \text{ in}$	形心位置
$C_i = x_c - (D/2 - w) = 2.29 \text{ in}$	形心至滑軌鉸件內表面距離

因此，焊接截面模數以及滑軌鉸件表面彎矩為：

$Z_c = I_c / C_i = 101.68 \text{ in}^3$	鉸件截面模數
$M = P(w_{rc} + C_i) = 284.6 \text{ kip-in}$	滑軌鉸件表面彎矩

由於垂直拉伸負載(P)同時作用於內鉸件以及外鉸件，加上彎矩負載(M)之拉應力施加於內鉸件(外鉸件為壓應力)，因此內鉸件之應力狀態為保守分析之應力值。其應力及安全係數為：

$S_m = P / A = 71.5 / 54.84 = 1.30 \text{ ksi (8.96 MPa)}$	鉸件薄膜應力
$S_b = M / Z_c = 284.6 / 101.68 = 2.80 \text{ ksi (19.31 MPa)}$	鉸件彎矩應力
$S_{mb} = S_m + S_b = 4.10 \text{ ksi}$	鉸件薄膜加彎矩應力
$FS = S_y / S = 30.8 / 4.10 = 7.51 > 6$	降伏強度安全係數

其中

$S_y = 30.8 \text{ ksi}$	204.4 °C (400°F) A350 LF2 材料之降伏強度
$FS = S_u / S = 70.0 / 4.10 = 17.07 > 10$	極限強度安全係數

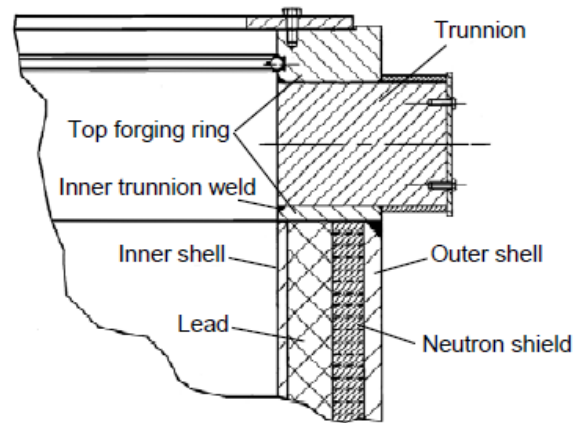
其中

$S_u = 70.0 \text{ ksi}$	204.4 °C (400°F) 下 A350 LF2 之極限強度
--------------------------	--------------------------------------

吊耳軸承壓應力評估

在垂直吊舉作業下，傳送護箱主要是透過吊耳軸進行施吊。如右圖所示：

每個吊耳軸的負載為 587,136 N (132 kips=1.1×240/2)。吊耳軸至少穿入頂部環 190.5 mm (7.5 in) 深度，但在分析中僅考慮其一半的深度。吊耳軸的直徑為 228.6 mm (9 in)。ANSI N14.6 與 NUREG-0612 並未規範承壓應力的安全係數，故以 ASME III Subsection NF, NF-3223.1 規定之 1 倍的材料降伏



強度評估吊耳軸承壓應力。因此吊耳軸承壓應力為：

$$\sigma_{brg} = \frac{W_{VL}}{A_{brg}} = \frac{132}{33.75} = 3.91 \text{ ksi (26.97 MPa)}$$

其中

$$W_{VL} = \frac{120 \text{ ton} \times 1.1 \times 2 \text{ kips/ton}}{2} = 132 \text{ kip} \quad \text{每個吊耳軸的負載}$$

$$A_{brg} = 0.5 \times 0.75 \times 9 = 33.75 \text{ in}^2$$

安全係數為：

$$FS = \frac{S_y}{\sigma} = \frac{30.8}{3.91} = 7.88$$

其中

$$S_y = 30.8 \text{ ksi (212.37 MPa)}$$

204.4°C (400°F) 吊耳軸材料 A350 LF2 之降伏強度

密封鋼筒對傳送護箱的異常吊舉

本分析將密封鋼筒對傳送護箱的異常吊舉定義為異常事件，可能發生的時機為密封鋼筒由傳送護箱傳送至混凝土護箱時，密封鋼筒先微微吊舉以利傳送護箱屏蔽門打開。在此事件中，密封鋼筒過度吊舉時有可能會吊舉傳送護箱，傳送護箱的重量將由傳送護箱內部上方裝配於傳送護箱頂部環的 A588 碳鋼保護環(retaining ring)所承受。因此，利用 1 吋

直徑之 A193 Grade B8 材料製成的螺栓固定於傳送護箱之保護環需有足夠的強度以支撐傳送護箱的重量。

在此情況下，應力狀態需滿足” ASME Code, Section III, 服役狀況 (Service Level) C ”中描述之容許應力極限值。分析中假設此時護箱頂部溫度為 93.3°C (200°F)。結構分析時所採計的溫度皆依據保守熱傳分析結果，並且高於熱傳分析之最終溫度數值，藉以使用較高溫度時的較低的材料機械性質保守進行評估。

保護環評估

利用有限元素法以及工程計算式將可計算出保護環在異常事件下之結構分析。保護環之有限元素模型及其邊界條件詳述於附錄六.二.A.4 節中。經由計算，保護環之容許薄膜應力為：

$$S_{\text{allow}} = 1.5S_m = 1.5(23.3) = 34.95 \text{ ksi (240.98 MPa)}$$

保護環之容許薄膜應力加彎矩應力為：

$$S_{\text{allow}} = 1.5(1.5)S_m = 2.25(23.3) = 52.43 \text{ ksi (361.50 MPa)}$$

其中

$$S_m = 23.3 \text{ ksi (160.65 MPa)}$$

保護環材料 A588, Type A,
B 碳鋼在 93.3°C (200°F)
下之設計應力強度

保護環應力狀態如下表所列：

保護環應力						
	S_x (MPa)	S_y (MPa)	S_{xy} (MPa)	應力強度 (MPa)	容許應力 (MPa)	安全係數
P_m	-0.69	-18.89	-1.10	62.81	240.98	3.84
P_m+P_b	6.69	222.43	13.17	254.08	361.50	1.42

由表可知，所有的應力狀態均符合規範要求。

經有限元素分析，螺栓頂部與保護環之間的承壓應力為：

$$\sigma_b = \frac{F}{A} = \frac{13,541}{0.8168} = 16,578 \text{ psi} = 16.58 \text{ ksi (114.32 MPa)}$$

其中

$$F = 13,541 \text{ lbs}$$

螺栓之拉伸負載

$$A = \frac{1}{4} \pi (d_{bh}^2 - d_h^2) = 0.8168 \text{ inch}^2$$

承壓面積

$$d_{bh} = 1.5 \text{ in}$$

螺栓頂部直徑

$$d_h = 1.1 \text{ in}$$

螺栓孔直徑

螺栓頂部與保護環之間的承壓應力的安全係數為

$$FS = \frac{S_y}{\sigma_b} = \frac{47.5}{16.58} = 2.86$$

其中

$$S_y = 47.5 \text{ ksi} \quad (327.51 \text{ MPa})$$

保護環材料 A588, Type A,
B 碳鋼在 93.3°C (200°F)
下之降伏強度

螺栓頂部之承壓安全係數為

$$FS = \frac{S_y}{\sigma_b} = \frac{25.0}{16.58} = 1.51$$

其中

$$S_y = 25.0 \text{ ksi} \quad (172.38 \text{ MPa})$$

螺栓材料 A193, Grade B8
不銹鋼在 93.3°C (200°F)
下之降伏強度

螺栓之拉伸面積為[12]：

$$A_t = 0.7854 \left(D - \frac{0.9743}{n} \right)^2 = 0.7854 \left(1 - \frac{0.9743}{8} \right)^2 = 0.6057 \text{ in}^2$$

其中

$$D = 1 \text{ in} \text{ 螺栓直徑}$$

$$n = 8 \text{ 每英吋螺紋數}$$

螺栓之拉伸應力為：

$$\sigma = \frac{F}{A_t} = \frac{13,541}{0.6057} = 22,356 \text{ psi} = 22.36 \text{ ksi} \quad (154.14 \text{ MPa})$$

其中

$$F = 13,541 \text{ lbs}$$

螺栓之拉伸負載

螺栓容許抗拉應力的計算除了依據文獻[33] NF-3324.6 規定之外，並依 NF- 3225.2 規定在服役狀況 C 時，考慮抗拉與抗剪的容許應力因子 1.25，故螺栓之容許抗拉強度為：

$$\sigma_{\text{allowable}} = \frac{1.25 \times S_u}{3.33} = \frac{1.25 \times 71,000}{3.33} = 26,652 \text{ psi (183.76 MPa)}$$

其中

$$S_u = 71.0 \text{ ksi (489.55 MPa)}$$

螺栓材料 A193, Grade B8
不銹鋼 93.3°C (200°F) 下
之抗拉強度

螺栓之容許抗拉安全係數為：

$$FS = \frac{\sigma_{\text{allowable}}}{\sigma} = \frac{26.65}{22.36} = 1.19$$

由於 A193 Grade B8 螺栓相較於頂部有較小之強度，因此有必要對其螺紋進行剪應力分析。經由文獻[12]，對於 1"-8UNC 螺栓之螺紋剪力面積為：

$$A_s = 3.1416nL_e K_n \max \left[\frac{1}{2n} + 0.57735(E_s \min - K_n \max) \right] = 2.4844 \text{ in}^2$$

其中

$$n = 8$$

每英吋螺紋數量

$$E_s \min = 0.910 \text{ in}$$

最小螺紋間距直徑

$$K_n \max = 0.890 \text{ in}$$

頂部環螺紋 (top ring threads) 最大直徑

$$L_e = 1.5 \text{ in}$$

最小螺紋嚙合長度

螺紋中之剪應力(τ_s)為

$$\tau_s = \frac{F}{A_s} = \frac{13,541 \text{ lb}}{2.4844 \text{ in}^2} = 5,450 \text{ psi (37.58 MPa)}$$

其中

$$F = 13,541 \text{ lbs}$$

螺栓之拉伸負載

容許剪應力([33], NF3324.6)為：

$$\tau_{\text{allowable}} = \frac{1.25(.62S_u)}{5} = \frac{1.25(.62(71,000))}{5} = 11,005 \text{ psi (75.88 MPa)}$$

其中

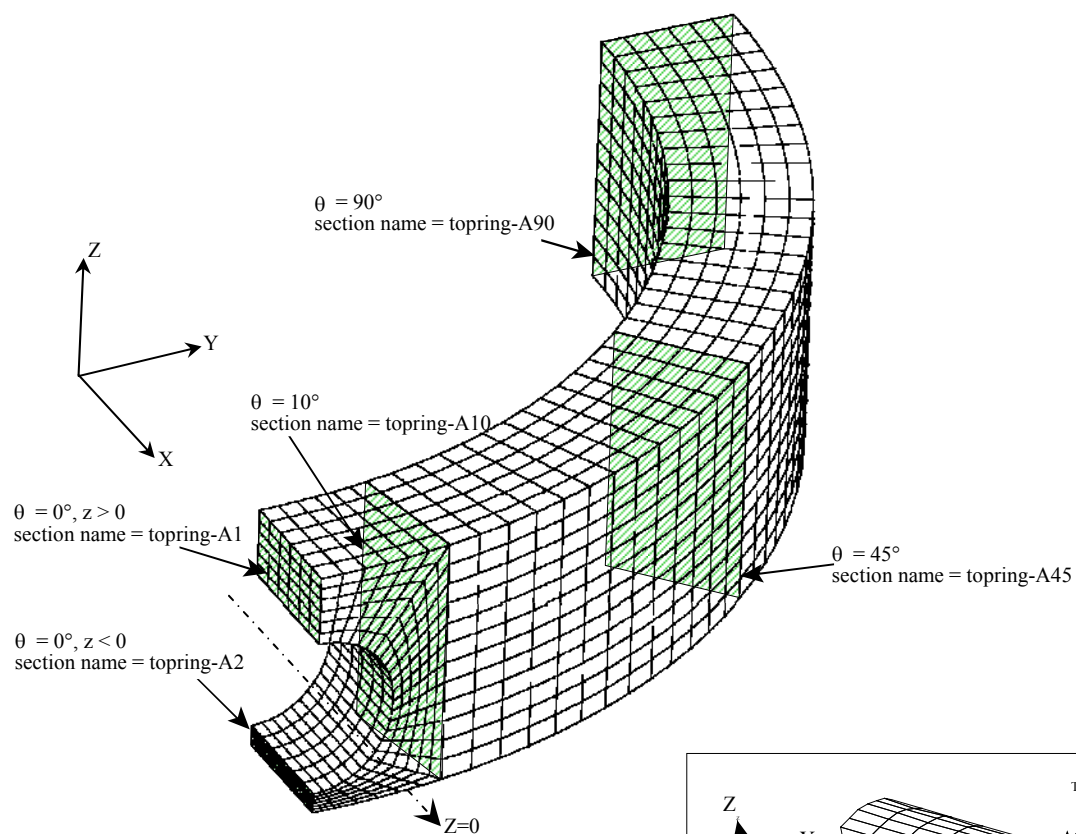
$$S_u = 71.0 \text{ ksi}$$

螺栓材料 A193, Grade B8
不銹鋼在 93.3°C (200°F)
下之抗拉強度

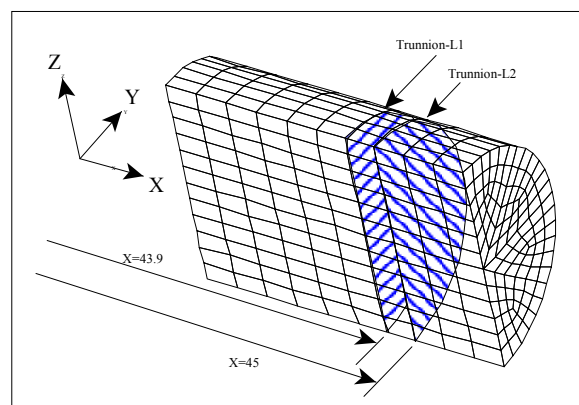
保護環螺栓螺紋抗剪安全係數為：

$$FS = \frac{\tau_{\text{allowable}}}{\tau_s} = \frac{11,005}{5,450} = 2.02$$

因此，在剪力負載下螺紋仍在安全狀態。



Top Forging Ring Section without Trunnion



Trunnion (enlarged)

圖 6.2.6.1-1 頂部環截面有限元素模型

表 6.2.6.1-1 傳送護箱吊耳軸及頂部環應力強度

位置 ^a	方位 ^a	P_m ^b MPa	P_b ^b MPa	$P_m + P_b$ ^b MPa	材料	S_{yield} MPa	$S_{ultimate}$ MPa	FS_{Yield}	$FS_{Ultimate}$
吊耳軸-L1	$x = 43.9 \text{ in}$	0.21	26	26.2	A350	212.37	482.65	8.1	18.4
吊耳軸-L2	$x = 45 \text{ in}$	0.00	14.13	14.13	A350	212.37	482.65	15.0	34.2
頂部環-A1	$\theta = 0^\circ, z > 0$	1.31	19.03	27.24	A350	212.37	482.65	7.8	17.7
頂部環-A2	$\theta = 0^\circ, z < 0$	0.69	23.37	24.06	A350	212.37	482.65	8.8	20.1
頂部環-A10	$\theta = 10^\circ$	0.41	7.86	8.27	A350	212.37	482.65	25.6	58.4
頂部環-A45	$\theta = 45^\circ$	0.76	5.45	6.27	A350	212.37	482.65	33.9	77.0
頂部環-A90	$\theta = 90^\circ$	0.76	4.96	5.65	A350	212.37	482.65	37.6	85.4

表 6.2.6.1-2 傳送護箱殼體及底部環應力強度

位置 ^c	方位 ^c	$P_m + P_b$ ^d MPa	材料	S_{yield} MPa	$S_{ultimate}$ MPa	FS_{Yield}	$FS_{Ultimate}$
內殼	$\theta = 10^\circ, z = -5.63 \text{ in}$	15.31	A588	296.49	482.65	19.4	31.5
外殼	$\theta = 10^\circ, z = -5.63 \text{ in}$	25.30	A588	296.49	482.65	11.7	19.1
底部環	$\theta = 90^\circ, z = -172.1$	5.24	A350	212.37	482.65	40.5	92.1

^a 圖 6.2.6.1-1 各截面位置。

^b P_m = 主要薄膜應力強度; P_b = 主要彎矩應力強度; $P_m + P_b$ = 主要薄膜應力強度 + 彎矩應力強度。

^c 相對於六.二.A.4 節中，圖 6.2.A.4-1 之位置。

^d $P_m + P_b$ = 主要薄膜應力強度 + 彎矩應力強度。

2. 正常情況(斜體字部分包含圖、表為 NAC Proprietary Information)

本節描述了貯存系統主要結構在正常運轉下的計算與分析。利用有限元素法以及古典力學計算方式進行密封鋼筒、燃料提籃以及混凝土護箱之結構評估。

(1) 密封鋼筒在正常運轉情況下之評估

在正常貯存情況下，以” ASME Code, Section III, Subsection NB 服役狀況(Service Level) A”作為密封鋼筒的允許應力評估依據。附錄六.二.A 之表 6.2.A.2 -1 到 6.2.A.2-6 為密封鋼筒詳細分析結果。

A. 密封鋼筒熱應力分析

密封鋼筒在正常運轉下之熱應力有限元素法分析結果描述於附錄六.二.A.2 節中。施加於密封鋼筒之溫度梯度可以涵蓋所有的貯存情況，因此分析結果具保守性。該熱梯度對密封鋼筒造成的最大熱應力(次要)值列於表 6.2.6.2-1 中。附錄六.二.A.2 節之圖 6.2.A.2-2 所表示的是密封鋼筒各應力截面的位置。密封鋼筒熱應力的分析結果可被六.二.(六).2.(1).E 密封鋼筒之內壓加吊舉載重加熱負載之組合載重所涵蓋。

B. 密封鋼筒呆載重

附錄六.二.A.2 節的描述是以有限元素模型進行密封鋼筒的呆載重(dead load, 自身重量)分析。六.二.(六).2.(1).E 節中的密封鋼筒在正常操作加上正常內壓的負載狀況可以涵蓋最大密封鋼筒呆載重應力。

此外，為了支撐尚未與密封鋼筒銲接的密封上蓋，四個上蓋支撐以間隔 90 度的排列方式銲接於密封鋼筒殼體頂部的內表面處。本分

析利用傳統方法計算呆載重狀態下之支撐應力狀態。保守考慮密封上蓋重量 46,704 N (10,500 lb)以及假設其他設備(如鉚接設備)重量 66,720 N (15,000 lb)施加於支撐之負載為 W，評估中亦考慮 10%動態負載因子。上蓋支撐的應力評估包含承壓應力以及鉚道剪切應力。承壓應力計算如下：

$$\sigma_{\text{bearing}} = \frac{W}{4A} = \frac{28,050 \text{ lb}}{4(0.55) \text{ in}^2} = 12,750 \text{ psi (87.91 MPa)}$$

其中

$$W = (10,500 \text{ lb} + 15,000 \text{ lb}) \times 1.1 = 28,050 \text{ lb (124.8 kN)}$$

$$A = 0.55 \text{ in}^2 \quad \text{支撐承壓面積}$$

保守假設在 200°F 溫度情況下，支撐承壓安全係數為：

$$FS = \frac{1.0 S_y}{\sigma_{\text{bearing}}} = \frac{25,000 \text{ psi}}{12,750 \text{ psi}} = 1.96$$

其中

$$S_y = 25,000 \text{ psi (172.39 MPa)} \quad \text{密封鋼筒殼體材料 SA240, Type 304 不銹鋼降伏強度 (200°F)}$$

支撐係由 3.18 mm (1/8 in)填角鉚接方式鉚接，故上蓋支撐在承載密封上蓋時，其鉚道剪應力(τ_w)計算如下：

$$\tau_w = \frac{W}{4A_{\text{eff}}} = \frac{28,050 \text{ lb}}{4(1.38) \text{ in}^2} = 5,082 \text{ psi (35.04 MPa)}$$

其中

$$A_{\text{eff}} = 0.707 \times 0.125 \times (2.0 + 5.8) \times 2 = 1.38 \text{ in}^2 \quad \text{鉚道面積}$$

保守假設在 200°F 溫度情況下，根據基材的剪力容許強度則上蓋支撐鉚道抗剪安全係數為：

$$FS = \frac{0.6 S_m}{\tau_w} = \frac{0.6 \times 20,000 \text{ psi}}{5,082 \text{ psi}} = 2.36$$

其中

$$S_m = 20,000 \text{ psi (137.90 MPa)}$$

密封鋼筒殼體材料 SA240,
Type 304 不銹鋼設計應力
強度(200°F)

C. 密封鋼筒最大內壓

附錄六.二.A.2 節說明使用有限元素模型進行密封鋼筒的最大內壓負載分析。沿著密封鋼筒殼體、底板以及密封上蓋內表面元素施加正常狀況下之最大內壓 758.45 kPa (110 psig)的面負載(surface load)。此內壓力涵蓋了所有正常運轉情況下之最大內壓負載。

表 6.2.6.2-2 及 6.2.6.2-3 所示分別為密封鋼筒在最大內壓下之主薄膜應力以及主薄膜應力加上主彎矩應力結果。各應力截面的位置則說明於六.二.A.2 節之圖 6.2.A.2-2 中。

D. 密封鋼筒吊運負載

附錄六.二.A.2 節描述了裝載燃料後的密封鋼筒在吊運負載下之有限元素模型。透過密封上蓋上的節點來模擬三吊舉點在正常吊運下之情況，並在模型的中心軸方向施加 1.1g 加速度負載(相對於呆載重 10%的動態負載因子)。在密封鋼筒的底板處施加 1.1g 壓力負載以模擬燃料提籃以及燃料所造成之重量負載。

六.二.(六).2.(1).E 節評估的正常吊運加上正常內壓情況下之密封鋼筒的最大應力狀態，可以涵蓋所有裝載燃料後的密封鋼筒正常吊運下的最大應力；所以不再分別說明各種正常吊運狀況下的密封鋼筒應力。

E. 密封鋼筒組合載重

附錄六.二.A.2 節描述了密封鋼筒同時在熱負載、呆載重、最大內壓力以及吊運負載下之有限元素分析模型與邊界條件。表 6.2.6.2-2、6.2.6.2-3 及 6.2.6.2-4 分別為密封鋼筒在此負載組合下之主

要薄膜應力、主要薄膜應力加主要彎矩應力以及與熱應力之負載組合分析結果。在模型中的每一切割角度的方位，評估 15 處截面應力，各應力截面位置如六.二.A.2 節中圖 6.2.A.2-2 所示。

由表 6.2.6.2-2 到 6.2.6.2-4 結果可知，在此負載組合情況下，密封鋼筒安全係數均大於 1。最小安全係數(1.23)發生於截面 3 位置的 $P_m + P_b$ 狀態。

F. 密封鋼筒疲勞分析

本節的目的在於評估密封鋼筒在週期負載下，是否必要進行疲勞評估。對於密封鋼筒的週期性操作的要求說明於 ASME Code, Section III, Subsection NB, Article NB-3222.4 [6]與 Subsection NG, Article NG-3222.4 [7]。是否需要進行疲勞負載分析，則視系統滿足以下六項要求。倘若滿足以下六項要求，則可排除進一步的疲勞分析。

1. 大氣壓力到運轉壓力循環
2. 正常運轉壓力波動
3. 溫差效應—啟動與停機情況
4. 溫差效應—正常與異常運轉情況
5. 溫差效應—相異材料
6. 機械負載

以上六項要求評估如下：

情況 1—大氣壓力到運轉壓力循環

本項不適用。ASME 規範定義循環壓力為壓力由大氣壓力到運轉壓力，再由運轉壓力至大氣壓力。而一旦密封鋼筒進行密封過程之後，內部將維持密封狀態，即內壓將不會由運轉壓力回到大氣壓力狀態。

情況 2—正常運轉壓力波動

本項不適用。明顯的週期性壓力波動的情況使得元件、設計壓力與元件材料的容許應力成為壓力波動的函數。密封鋼筒在運轉期間無週期性操作行為，預期內部壓力亦無明顯的週期性變化。

情況 3—溫差效應—啟動與停機情況

本項不適用。本系統為被動且長期之貯存系統，因此不會發生週期性的啟動與停機情況。

情況 4—溫差效應—正常與異常運轉情況

在 ASME 規範中描述了下列溫差計算式：

$$\Delta T = \frac{S_a}{2E\alpha} = 57^{\circ}\text{F} (31.7^{\circ}\text{C})$$

對於 304 不銹鋼而言：

$$S_a = 28,200 \text{ psi} (194.58 \text{ MPa}) \quad \text{由} < 10^6 \text{ 週期負載疲勞曲線得到}$$

$$E = 25.1 \times 10^6 \text{ psi} (173.19 \times 10^3 \text{ MPa}) \quad 343.3^{\circ}\text{C} (650^{\circ}\text{F}) \text{ 彈性係數}$$

$$\alpha = 9.9 \times 10^{-6} \text{ in/in-}^{\circ}\text{F} \quad 343.3^{\circ}\text{C} (650^{\circ}\text{F}) \text{ 熱膨脹係數}$$

因為密封鋼筒與混凝土護箱為一大型的熱質量體(large thermal mass)，並且密封鋼筒內的燃料使密封鋼筒有相對穩定的熱負載，所以不會發生超過 $31.7^{\circ}\text{C} (57^{\circ}\text{F})$ 的週期性溫差 ΔT 。

情況 5—溫差效應—相異材料

密封鋼筒內部包含了不同材料的組件。在分析設計過程中，均考慮了不同材料組件的熱膨脹係數，因此排除未經過分析而產生的熱應力集中效應。

情況 6—機械負載

本項不適用。在貯存作業期間並無週期性機械負載作用於混凝土護箱以及密封鋼筒中，因此不需進一步的週期性負載評估。

經過以上六項之討論，本貯存系統符合“ASME Code, Section III, Subsections NB, Articles NB-3222.4 及 NG-3222.4”要求，因此不需進行疲勞分析。

表 6.2.6.2-1 密封鋼筒熱應力(Q)

負載狀況	服役狀況	截面 ^a	應力分量 (MPa) ^b						S _{int}
			S _x	S _y	S _z	S _{xy}	S _{yz}	S _{xz}	
熱負載	A	12	-116.40	-103.16	-28.98	-3.45	-11.04	-0.69	90.05

表 6.2.6.2-2 密封鋼筒正常條件下之 P_m 應力

負載狀況	服役狀況	截面 ^a	應力分量 (MPa) ^b						S _{int}	S _{allow}	FS
			S _x	S _y	S _z	S _{xy}	S _{yz}	S _{xz}			
內壓	A	3	-3.45	-47.82	26.98	0.90	0.14	5.87	75.97	N/A	N/A
內壓 + 吊舉	A	3	-4.00	-65.48	33.33	-1.31	-0.21	6.97	100.12	138.00	1.38

表 6.2.6.2-3 密封鋼筒正常條件下之 P_m+P_b 應力

負載狀況	服役狀況	截面 ^a	應力分量 (MPa) ^b						S _{int}	S _{allow}	FS
			S _x	S _y	S _z	S _{xy}	S _{yz}	S _{xz}			
內壓	A	2	16.35	-79.14	-115.30	0.00	0.00	-6.83	132.41	N/A	N/A
內壓 + 吊舉	A	3	-1.73	-34.09	134.21	-0.55	-0.28	8.76	168.91	207.00	1.23

表 6.2.6.2-4 密封鋼筒正常條件下之 P+Q 應力

負載狀況	服役狀況	截面 ^a	應力分量 (MPa) ^b						S _{int}	S _{allow}	FS
			S _x	S _y	S _z	S _{xy}	S _{yz}	S _{xz}			
內壓 + 吊舉 + 熱負載	A	12	-283.18	-261.51	-58.31	-8.63	-1.04	-10.42	228.87	414.00	1.81

^a 與圖 6.2.A.2-2 所相對應之位置。

^b x、y 及 z 方向分別對應徑向、環向以及軸向之應力分量。

(2) 正常運轉情況下之燃料提籃評估

本節針對貯存系統之燃料提籃進行正常運轉時的安全分析。燃料提籃之安全係數需符合” ASME Code, Section III, Subsection NG, 服役狀況 (Service Level) A”[7]之要求。

正常操作分析

在正常操作情況下，以 1.1g 重力慣性計算燃料提籃呆載重以及搬運負載。由於燃料束之重量由密封鋼筒底部承受，燃料提籃將不承受燃料束之負載。在燃料提籃中共有 45 個燃料方管，而燃料提籃之涵蓋重量為 97.86 kN (22,000 lb)，燃料方管的應力狀態(σ_{tube})為：

$$\sigma_{\text{tube}} = \frac{P_{\text{tube}}}{A} = \frac{538}{6.1} = 0.1 \text{ ksi (0.69 MPa)}$$

其中：

$$P_{\text{tube}} = \frac{W \times a}{n} = 538 \text{ lb} \quad \text{每個燃料方管負載}$$

$$W = 22,000 \text{ lb} \quad \text{燃料提籃涵蓋重量}$$

$$a = 1.1g \text{ 重力慣性}$$

$$n = 45 \text{ 燃料方管數量}$$

$$A = 6.1 \text{ in}^2 \text{ 燃料方管截面積}$$

燃料方管承壓應力安全係數為：

$$FS = \frac{S_m}{\sigma_{\text{tube}}} = \frac{21.13}{0.1} = 211.3 \text{ (Large)}$$

其中：

$$S_m = 21.13 \text{ ksi (145.69 MPa)} \quad \text{燃料方管材料 725°F (385°C) SA537 Class 1 之設計應力強度}$$

燃料方管的重量(P_t)由 38 個聯結插銷(connector pins)所支撐。下圖所示為鄰近二個方管利用聯結插銷固定的截面圖，受到承壓負載的區域為聯結插銷與燃料方管的交集區域。聯結插銷直徑為 25.4 mm (1 in)。而承壓應力(σ_{brg})為：

**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。**

其中：

$$S_y = 35.4 \text{ ksi (244.08 MPa)} \quad 500^\circ\text{F (260}^\circ\text{C) SA537 Class 1 之燃料方管材料降伏強度}$$

密封鋼筒底板與聯結插銷間之承壓應力(σ_{brg})為：

$$\sigma_{brg} = \frac{1.1 \times P_{pin}}{A_{brg}} = \frac{1.1 \times 0.579}{0.785} = 0.81 \text{ ksi (5.58 MPa)}$$

其中：

$$A_{brg} = \frac{\pi}{4} D_{pin}^2 = 0.785 \text{ in}^2 \quad \text{承壓面積}$$

$$D_{pin} = 1.0 \text{ inch} \quad \text{聯結插銷直徑}$$

$$P_{pin} = 579 \text{ lb}$$

每個插銷承壓負載

密封鋼筒底板與聯結插銷間之承壓應力安全係數為：

$$FS = \frac{S_y}{\sigma_{brg}} = \frac{20.7}{0.81} = 25.56 \text{ (Large)}$$

其中：

$$S_y = 20.7 \text{ ksi}$$

400°F (204°C) SA240 Type
304 不銹鋼之降伏強度
(密封鋼筒底板)

側邊支撐鉸件及彎角支撐鉸件的重量由燃料提籃下方密封鋼筒底板處所支撐。彎角支撐鉸件受力較側邊支撐鉸件大，故分析如下。彎角支撐鉸件具有 203.2 mm (8 in) 長度以及 9.53 mm (0.375 in) 厚度，故其受力面積為 3 in²。彎角支撐鉸件的涵蓋重量為 5.34 kN (1,200 lb)，其中涵蓋了四個燃料方管的 25% 重量(每個方管重量 1.78 kN (400 lb))。因此承壓應力 (σ_{brg}) 為：

$$\sigma_{brg} = \frac{W_{sup}}{A_{sup}} = \frac{1,760}{3.0} = 0.6 \text{ ksi (4.14 MPa)}$$

其中：

$$W_{sup} = 1.1 \times (1,200 + 4 \times (0.25 \times 400)) = 1,760 \text{ lb}$$

$$A_{sup} = 3.0 \text{ in}^2$$

彎角支撐鉸件受力面積

彎角支撐鉸件承壓應力安全係數為：

$$FS = \frac{S_y}{\sigma_{brg}} = \frac{20.7}{0.6} = 34.5 \text{ (Large)}$$

其中：

$$S_y = 20.7 \text{ ksi}$$

400°F (204°C) SA240 Type
304 不銹鋼之降伏強度

側邊及彎角支撐鉸件係由螺栓固定於燃料方管上。對於 15.88 mm (5/8 in)的螺栓而言，最大扭矩為 5.65 N-m (50 in-lb (40±10 in-lb))。而螺栓中的預力(P)則為：

$$P = \frac{T}{0.2D} = \frac{50}{0.2 \times 0.625} = 400 \text{ lb (1.78 kN)} \quad [12]$$

其中：

$$T = 50 \text{ in-lb} \quad \text{螺栓最大扭矩}$$

$$D = 0.625 \text{ in} \quad \text{螺栓直徑}$$

螺栓中螺紋形式為 5/8-11 UNC，最小嚙合長度為 0.47 in。保守以螺栓負載為 1,800 lb 涵蓋 400 lb 的螺栓預力，透過 Machinery's Handbook [12]，螺栓拉伸強度(σ_t)為：

$$\sigma_t = \frac{P}{A_t} = \frac{1,800}{0.23} = 7.8 \text{ ksi (53.78 MPa)}$$

其中：

$$A_t = 0.7854 \left(D - \frac{0.9743}{n} \right)^2 = 0.23 \text{ in}^2$$

$$D = 0.625 \text{ in}$$

$$n = 11$$

側邊及彎角支撐鉸件之螺栓抗拉安全係數為：

$$FS = \frac{S_m}{\sigma_t} = \frac{23.3}{7.8} = 3.0$$

其中：

$$S_m = 23.3 \text{ ksi (160.65 MPa)} \quad \begin{array}{l} 700^\circ\text{F (371.1}^\circ\text{C) SA193} \\ \text{Grade B6 之螺栓設計應力} \\ \text{強度} \end{array}$$

存在於螺紋中之剪應力(τ_{bolt})為：

$$\tau_{\text{bolt}} = \frac{P}{A_s} = \frac{1,800}{0.469} = 3.84 \text{ ksi (26.46 MPa)}$$

其中：

$$A_s = 3.1416nL_e K_{n \max} \left[\frac{1}{2n} + 0.57735(E_{s \min} - K_{n \max}) \right] = 0.469 \text{ in}^2$$

$$n = 11$$

$$L_e = 0.47 \text{ in}$$

$$K_{n \max} = 0.546$$

$$E_{s \min} = 0.5589$$

側邊及彎角支撐鉚件之螺栓螺紋剪力安全係數為：

$$FS = \frac{0.6S_m}{\tau_{\text{bolt}}} = \frac{0.6 \times 23.3}{3.84} = 3.64$$

其中：

$$S_m = 23.3 \text{ ksi (160.65 MPa)}$$

700°F (371.1°C) SA193
Grade B6 螺栓之設計應力
強度

轂(Boss,指鉚接於燃料方管且具內螺牙的中空圓柱)，轂螺紋(boss thread)之剪應力(τ_{boss})為

$$\tau_{\text{boss}} = \frac{P}{A_n} = \frac{1,800}{0.67} = 2.7 \text{ ksi (18.62 MPa)}$$

其中：

$$A_n = 3.1416nL_e D_{s \min} \left[\frac{1}{2n} + 0.57735(D_{s \min} - E_{n \max}) \right] = 0.67 \text{ in}^2$$

$$L_e = 0.47 \text{ in}$$

$$E_{n \max} = 0.5732$$

$$D_{s \min} = 0.6113$$

$$n = 11$$

轂螺紋之剪應力安全係數為：

$$FS = \frac{0.6S_m}{\tau_{\text{boss}}} = \frac{0.6 \times 18.1}{2.7} = 4.02$$

其中：

$$S_m = 18.1 \text{ ksi (124.80 MPa)}$$

700°F (371.1°C) SA516
Grade 70 之設計應力強度

註：殼之材料可為 SA695 Type B Grade 40, SA696 Grade C 或 SA516 Grade 70。分析時，採用材料性質較低之 SA516 Grade 70。

殼(boss)係利用 4.76mm (3/16 in)槽銲方式銲接於燃料方管。因此殼銲道的剪應力(τ_{weld})為：

$$\tau_{\text{weld}} = \frac{P}{A_w} = \frac{1,800}{0.59} = 3.05 \text{ ksi (21.03 MPa)}$$

其中：

$$P = 1,800 \text{ lb}$$

$$A_w = \pi D t_{\text{weld}} = \pi \times 1.00 \times 0.1875 = 0.59 \text{ in}$$

$$D = 1.00 \text{ in} \quad \text{殼最小直徑}$$

殼銲道安全係數為：

$$FS = \frac{0.35 \times 0.6 S_m}{\tau_{\text{weld}}} = 1.25$$

其中：

$$S_m = 18.1 \text{ ksi (124.80 MPa)} \quad 700^\circ\text{F (371.1}^\circ\text{C) SA516 Grade 70 之設計應力強度}$$

註：殼銲道分析採燃料方管(SA537 Class 1)與殼(SA516 Grade 70)兩者材料性質較低者。

受到螺栓拉伸負載的影響，螺栓下方的墊圈為剪力負載形式。考慮螺栓拉伸負載為 8 kN (1,800 lb)，則墊圈最大剪應力則為：

$$\tau_{\text{wash}} = \frac{P}{A_w} = \frac{1,800}{0.736} = 2.45 \text{ ksi (16.89 MPa)}$$

其中：

$$A_w = \pi D_s t_w = 0.736 \text{ in}^2$$

$$D_s = 1.25 \text{ in} \quad \text{墊圈在銲件上之支撐直徑}$$

$$t_w = 3/16 \text{ in} \quad \text{墊圈厚度}$$

墊圈安全係數為：

$$FS = \frac{0.6 S_m}{\tau_{\text{wash}}} = \frac{0.6 \times 16.0}{2.45} = 3.92$$

其中：

$$S_m = 16.0 \text{ ksi (110.32 MPa)}$$

700°F (371.1°C) SA240
Type 304 之墊圈設計應力
強度

中子吸收板及保護板評估

中子吸收板係以保護板支撐於燃料方管之內表面，中子吸收板之插槽孔間隔配置距離則與保護板銲接釘之配置一致。密封鋼筒正常操作狀況下的燃料方管中子吸收板及其保護板的受力，可被其在 60 g 垂直加速度負載所涵蓋。60 g 垂直加速度負載下的燃料方管中子吸收板及其保護板的受力已敘述於六.二.(六).4.(2).A，故於此不再贅述。

熱應力評估

三維對稱之燃料提籃熱應力有限元素分析詳述於六.二.A.1.(2)節中。該模型同時分析了燃料提籃軸向及徑向溫度梯度所造成的熱應力。熱應力分析中所使用的溫度梯度涵蓋了所有貯存及運送的情況。根據法規“ASME Code, Section III, Subsection NG, 服役狀況(Service Level) A” [7]，可計算得到安全係數。如前面計算所示，燃料提籃在不考慮熱應力及正常操作下的最大應力為 0.69 MPa (0.1 ksi)。下表所示為燃料提籃同時考慮熱應力以及正常操作應力之結果：

組件	S_{therm} , MPa	S_{total} , MPa ⁽¹⁾	S_{allow} , MPa ⁽²⁾	FS
燃料方管	24.06	24.75	437.07	17.66
側邊支撐銲件	5.72	6.41	437.07	68.19
彎角支撐銲件	7.03	7.72	437.07	56.62

註：(1) S_{total} 是正常狀況應力與熱應力之和

(2) 對 SA537 Class A, 725°F 而言，容許應力 S_{allow} 是 $3S_m(3 \times 21.13) = 63.39 \text{ ksi (437.07 MPa)}$

總應力(S_{total})為熱應力及正常情況下應力的總和。容許應力為 $3S_m(437.07 \text{ MPa (} 3 \times 21.13 \text{ ksi)})$ ，取決於 SA537 Class 1 不銹鋼在 385°C (725°F) 下的設計應力強度。

燃料提籃中心的燃料方管的涵蓋平均溫度為 271°C (520°F)；提籃外徑的涵蓋平均溫度則為 227°C (440°F)。受到不同溫度熱膨脹的影響，提籃中心及外徑軸向位移差距為：

$$\Delta x = \Delta x_{\text{inner}} - \Delta x_{\text{outer}} = 0.55 - 0.44 = 0.11 \text{ in}$$

其中：

$$\Delta x_{\text{inner}} = \Delta T \times L \times \alpha_1 = (520 - 70)(166.5)(7.33 \times 10^{-6}) = 0.55 \text{ in}$$

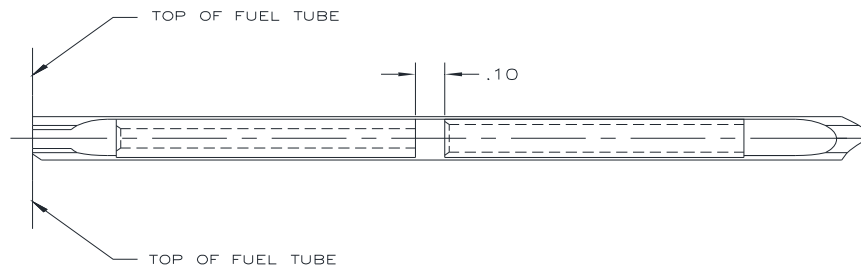
$$\Delta x_{\text{outer}} = \Delta T \times L \times \alpha_2 = (440 - 70)(166.5)(7.18 \times 10^{-6}) = 0.44 \text{ in}$$

$$L = 166.5 \text{ in 燃料方管長度}$$

$$\alpha_1 = 7.33 \times 10^{-6} \text{ in/in/}^\circ\text{F } 520^\circ\text{F } (271^\circ\text{C}) \text{ 下 SA537 CL1 之熱膨脹係數}$$

$$\alpha_2 = 7.18 \times 10^{-6} \text{ in/in/}^\circ\text{F } 440^\circ\text{F } (227^\circ\text{C}) \text{ 下 SA537 CL1 之熱膨脹係數}$$

藉由燃料提籃上方及下方之聯結插銷可在提籃組合過成中，輔助燃料方管陣列之維持。在相鄰二個燃料方管之間的聯結插銷配有一根插銷拴於其中，而相鄰二個聯結插銷間存在 2.54 mm (0.1 in) 之間格距離(如下圖所示)。在燃料提籃的半徑方向需配置至少三組聯結插銷。因此，受到熱膨脹的相鄰二個方管間格距離大約為 1.02 mm (0.04 in (0.11/3))。該距離小於插銷的間格距離(2.54 mm, 0.1 in)。在受到熱負載的情況下，燃料提籃並不會產生軸向熱應力。



經由 ANSYS 計算，燃料提籃受到徑向熱膨脹而導致轂(boss)產生之最大剪力負載為 178 N (40 lb)。轂之剪應力(τ_{boss})為：

$$\tau_{\text{boss}} = \frac{P}{A} = \frac{40}{0.47} = 0.085 \text{ ksi } (0.59 \text{ MPa})$$

其中：

$$A = \frac{\pi}{4} (D_o^2 - D_i^2) = 0.47 \text{ in}^2 \quad \text{轂截面積}$$

$$D_o = 1.00 \text{ in} \quad \text{轂外徑}$$

$$D_i = 0.63 \text{ in}$$

轂內徑

轂之剪應力安全係數為：

$$FS = \frac{0.6S_m}{\tau_{boss}} = \frac{0.6 \times 18.1}{0.085} = 127.76 \text{ (Large)}$$

其中：

$$S_m = 18.1 \text{ ksi (124.80 MPa)}$$

700°F (371.1°C) SA516
Grade 70 之設計應力強度

由於燃料提籃熱膨脹變形並不會對螺栓造成明顯的拉伸負載，因此將不對螺栓在熱負載情況下進行分析。

中子吸收板保護板熱應力評估

不銹鋼中子吸收板保護板 SA240 Type 304 係利用銲接釘(weld post)沿燃料方管長度方向採固定間隔釘裝於碳鋼材料之燃料方管 SA537 Class 1 上。由於材料性質的差異，組件間將因熱膨脹的影響而產生熱應力負載。經由計算，使用提籃涵蓋溫度 750°F (399°C)，碳鋼與不銹鋼間之熱膨脹 Δ 為：

$$\Delta = (\alpha_{ss} \times \Delta T \times L) - (\alpha_{cs} \times \Delta T \times L) \quad (1)$$

對於樑或是平板的位移方程式可表示為：

$$\Delta = \frac{PL}{AE} = \frac{\sigma L}{E} \quad (2)$$

將方程式(1)帶入(2)中，可解得保護板之熱應力為：

$$\sigma = \frac{E\Delta}{L} = E(\alpha_{ss} - \alpha_{cs})(\Delta T) = 38.2 \text{ ksi (263.39 MPa)}$$

其中

$$\alpha_{ss} = 10.0 \times 10^{-6} \text{ inch/inch/}^\circ\text{F}$$

SA240 Type 304 750 °F
(399 °C)之熱膨脹係數

$$\alpha_{cs} = 7.7 \times 10^{-6} \text{ inch/inch/}^\circ\text{F}$$

SA537 Class 1 在 750°F
(399 °C)之熱膨脹係數

$$\Delta T = 750^\circ\text{F} - 70^\circ\text{F} = 680^\circ\text{F (360}^\circ\text{C)}$$

最大溫差

$$E = 24.4 \times 10^6 \text{ psi (168.24 GPa)}$$

SA240 Type 304 在 750 °F
(399 °C)之彈性係數

中子吸收板之保護板安全係數為：

$$FS = \frac{3S_m}{\sigma} = \frac{46.5}{38.2} = 1.22$$

其中

$$S_m = 15.5 \text{ psi (0.1 MPa)}$$

SA240 Type 304 750°F
(399 °C)之設計應力強度

(3) 混凝土護箱在正常運轉下之評估

六.二.(六).2.(3).C 節為混凝土護箱在結合熱應力、呆載重、活載重以及風力負載下之結構評估。而受到風力負載而產生的應力計算則敘述於六.二.(六).4.(3).B 中。

A. 混凝土護箱熱應力

六.二.A.3 節中描述了混凝土護箱在正常熱負載情況下之有限元素分析，分析時的環境溫度為異常情況下之溫度(41.11°C, 106°F)，所以評估結果可適用於正常與異常狀況。下表所示為正常與異常情況下之最大熱應力值。

組件名稱	應力 (MPa)
圓周向鋼筋	131.01
垂直鋼筋	127.56
混凝土壓應力	12.14
混凝土張應力	0.69

六.二.(六).2.(3).C 節中的混凝土護箱在正常狀況下的負載組合可以涵蓋其熱負載之應力狀況。

B. 呆載重與活載重

呆載重

混凝土護箱之呆載重(Dead Load)主要為混凝土之重量。假設所有之呆載重由混凝土護箱較低處之部份承受，則僅需考慮垂直壓應力分量。混凝土護箱底部之混凝土最大應力為：

$$\sigma_{\text{cask}} = \frac{W_{\text{cask}}}{A} = \frac{425,000}{15,983} = 27 \text{ psi (186.2 kPa)}$$

其中：

$$W_{\text{cask}} = 425,000 \text{ lb}$$

空混凝土護箱涵蓋重量(>空

混凝土護箱+護箱上蓋重量
(404,000 lb+15,000 lb))

$$D_o = 167.3 \text{ in}$$

混凝土護箱外徑

$$D_i = 87.4 \text{ in}$$

混凝土護箱混凝土內徑

$$A = \pi (D_o^2 - D_i^2) / 4 = 15,983 \text{ in}^2$$

混凝土護箱之混凝土截面
積

經由下列計算式可知，混凝土的可承壓強度(f_b)大於所可能施加的最大負載：

$$\begin{aligned} f_b &= \phi(0.85 f'_c A) = 0.7(0.85 \times 3,700 \times 15,983) \\ &= 35.2 \times 10^6 \text{ lb} > 595,000 \text{ lb} (425,000 \times 1.4) (2,646.56 \text{ kN}) [5, \text{section 9.3.2}] \end{aligned}$$

其中：

$$\phi = 0.7$$

混凝土抗壓強度縮減因子[5,
section 9.3.2]

$$f'_c = 3,700 \text{ psi} (25.51 \text{ MPa})$$

350°F(176.7°C)混凝土抗壓
強度

活載重

當傳送護箱為了進行密封鋼筒傳送作業而置於混凝土護箱上方時，混凝土護箱將承受此種狀態下之活載重(Live Load)。在此情況下，混凝土部份將承受此垂直壓應力負載：

$$\sigma_{\text{concrete cask}} = \frac{W_{\text{TFR}}}{A} = \frac{232,000}{15,983} = 15 \text{ psi} (100.1 \text{ kPa})$$

其中：

$$W_{\text{TFR}} = 232,000 \text{ lb}$$

傳送護箱涵蓋重量

$$D_o = 167.3 \text{ in}$$

混凝土護箱外徑

$$D_i = 87.4 \text{ in}$$

混凝土護箱混凝土內徑

$$A = \pi (D_o^2 - D_i^2) / 4 = 15,983 \text{ in}^2$$

混凝土護箱之混凝土截面
積

六.二.(六).2.(3).C 節中的混凝土護箱在正常狀況下的負載組合可以涵蓋其呆載重與活載重之應力狀況。

C. 混凝土護箱組合應力

第三章所描述之組合負載將用來評估混凝土護箱在正常貯存作業下(負載情況 1、2 及 3)之應力狀態。表 6.2.6.2-5 到 6.2.6.2-7 為混凝土護箱在不同負載情況下之應力結果。混凝土容許壓應力(S_{con})為：

$$S_{con} = \phi f'_c = 2,590 \text{ psi (17.86 MPa)}$$

其中：

$\phi = 0.7$	混凝土抗壓強度縮減因子 [5]
$f'_c = 3,700 \text{ psi}$	350°F(176.7°C)混凝土抗壓 強度

經由文獻 [14]，混凝土最大容許張應力為最大容許壓應力的 8%到 15%。因此，最大容許張應力(S_{tc})為：

$$S_{tc} = 0.08 \times S_{con} = 0.08 \times 2,590 = 207 \text{ psi 或 } 0.21 \text{ ksi (1.43 MPa)}$$

由表 6.2.6.2-6，混凝土最大壓縮應力為 15.87 MPa (2,301 psi)，因此，在正常情況下混凝土安全係數為：

$$FS = \frac{2,590}{2,301} = 1.13$$

根據六.二.(六).2.(3).A 節，混凝土在熱負載下之最大張應力為 0.69 MPa (0.1 ksi)。根據第三章所述之 1.275 熱應力加權因子，混凝土在熱應力下之張應力強度安全係數為：

$$FS = \frac{S_{tc}}{S_t \times 1.275} = \frac{0.21}{0.1 \times 1.275} = 1.65$$

鋼筋容許應力(S_{rebar})為：

$$S_{rebar} = \phi F_r = 54.0 \text{ ksi (372.33 MPa)}$$

其中：

$$\phi = 0.9 \quad \text{強度縮減因子 [5]}$$

$$F_r = 60.0 \text{ ksi} \quad \text{鋼筋降伏強度}$$

由六.二.(六).2.(3).A 節可知，受到熱負載情況下之鋼筋應力為 131.01 MPa (19.0 ksi)。此應力值結果忽略其他形式的負載狀況。考慮 1.275 熱應力加權因子，鋼筋在熱應力下強度安全係數為：

$$FS = \frac{S_{rebar}}{S_t \times 1.275} = \frac{54.0}{19.0 \times 1.275} = 2.23$$

D. 混凝土護箱底部銲件

密封鋼筒呆載重負載

混凝土護箱底部銲件為混凝土與 A36 碳鋼之銲接組合結構物，在其負載路徑上只由底部混凝土底座承受密封鋼筒的呆載重，所以在分析上僅需考慮垂直壓應力分量。該混凝土底座由 A36 碳鋼包覆，評估時保守忽略 A36 碳鋼的結構強度貢獻。混凝土護箱底部之混凝土底座最大應力為：

$$\sigma_{cask} = \frac{W_{TSC}}{A} = \frac{103,000}{1,963} = 52 \text{ psi (362 kPa)}$$

其中：

$$W_{TSC} = 103,000 \text{ lb} \quad \text{裝載燃料之密封鋼筒重量}$$

$$D = 50.0 \text{ in} \quad \text{底部銲件混凝土底座外徑}$$

$$A = \pi D^2 / 4 = 1,963 \text{ in}^2 \quad \text{混凝土底座截面積}$$

經由下列計算式可知，混凝土的可承壓強度(f_b)大於所可能施加的最大負載：

$$\begin{aligned} f_b &= \phi(0.85 f'_c A) = 0.7(0.85 \times 3,700 \times 1,963) \\ &= 4.32 \times 10^6 \text{ lb} > 144,200 \text{ lb (103,000} \times 1.4) \text{ (641.40 kN) [5, section 9.3.2]} \end{aligned}$$

其中：

$$\phi = 0.7 \quad \text{混凝土抗壓強度縮減因子[5, section 9.3.2]}$$

$f'_c = 3,700 \text{ psi (25.51 MPa)}$

350°F(176.7°C) 混凝土抗壓
強度

表 6.2.6.2-5 混凝土護箱垂直應力結果 – 外表面(kPa)

狀況	靜負載	活負載	風力	熱負載	地震	洪水	颱風	加總
1	-256.7 ^a	-170.1 ^b	0	0	0	0	0	-426.8
2	-192.5 ^c	-127.6 ^d	0	0	0	0	0	-320.1
3	-192.5 ^c	-127.6 ^d	-142.5 ^e	0	0	0	0	-462.6

表 6.2.6.2-6 混凝土護箱垂直應力結果 – 內表面(kPa)

狀況	靜負載	活負載	風力	熱負載	地震	洪水	颱風	加總
1	-256.7 ^a	-170.1 ^b	0	0	0	0	0	-426.8
2	-192.5 ^c	-127.6 ^d	0	-15,478.5 ^f	0	0	0	-15,798.6
3	-192.5 ^c	-127.6 ^d	-74.5 ^e	-15,478.5 ^f	0	0	0	-15,873.1

表 6.2.6.2-7 混凝土護箱環向應力結果 – 內表面(kPa)

狀況	呆載重	活載重	風力	熱負載	地震	洪水	颱風	加總
1	0	0	0	0	0	0	0	0
2	0	0	0	-2,496.0 ^f	0	0	0	-2,496.0
3	0	0	0	-2,496.0 ^f	0	0	0	-2,496.0

- a. 依 3.1.2-4 表，靜負載=1.4 呆載重。
- b. 依 3.1.2-4 表，活負載=1.7 活載重。
- c. 依 3.1.2-4 表，靜負載=1.05 活載重。
- d. 依 3.1.2-4 表，活負載=1.275 活載重。
- e. 依 3.1.2-4 表，風力=1.275 風力載重(颱風風力載重)。
- f. 依 3.1.2-4 表，熱負載=1.275 熱應力負載。

3. 異常事件(斜體字部分為 *NAC Proprietary Information*)

本節描述本貯存系統主要結構在異常貯存事件下之分析。利用有限元素法以及工程計算式將可計算出系統中燃料提籃以及密封鋼筒在異常事件下之應力結果。異常事件係指無日照下 -40 °C (-40°F)、日照下 41.1 °C (106°F) 以及進氣口半堵塞。

(1) 密封鋼筒異常事件

A. 異常事件之熱應力

六.二.A.2 描述了密封鋼筒熱應力有限元素模型(ANSYS)。如六.二.(六).2.(1).A 節所述，密封鋼筒分析時的假設溫度負載涵蓋了所有貯存時的溫度梯度。因此該章節的熱應力分析結果亦同時涵蓋了異常溫度下之分析結果。

B. 密封鋼筒異常負載分析

根據表 3.1.2-3 之組合負載情況，下列二種異常負載將進行評估：

1. 異常內壓 + 正常操作負載 + 熱負載 (ASME Code, Level B)
2. 正常內壓 + 異常操作負載 (ASME Code, Level C)

異常內壓加正常操作負載

六.二.A.2 節描述了密封鋼筒在異常內壓與正常操作負載下之有限元素分析結果。在鋼筒正常吊舉時，以 1.1g 加速度進行結構分析。為了模擬異常內壓，設定鋼筒內表面、底板以及封蓋壓力為 896.4 kPa (130 psig)。在熱負載分析方面，已考慮了組件所涵蓋的溫差範圍(六.二.A.2 節)。

在 Level B 異常事件下，密封鋼筒最大主薄膜應力結果列於表 6.2.6.3-1 中、最大主薄膜應力加上彎矩應力列於表 6.2.6.3-2 中，而表 6.2.6.3-3 則列出了其與熱應力的組合負載分析結果。最小安全係數 1.18 之 ($P_m + P_b$) 發生於截面 3 之位置。各詳細應力評估位置則詳述於附錄六.二.A.2 節。

異常操作負載加正常內壓

針對密封鋼筒放置於混凝土護箱、密封鋼筒吊離混凝土護箱以及密封鋼筒由傳送護箱移出之異常負載情況已進行結構分析。六.二.A.2 節描述了密封鋼筒在吊舉作業時的有限元素分析。在分析時，考慮施加 0.5g 之加速度負載於三個方向(x、y 及 z)，並施加 1g 之加速度負載於吊舉負載中。經計算，密封鋼筒在此異常負載下側向之合成加速度為 0.707g 而軸向之合成加速度為 1.5g (0.5g + 1g)。為了模擬正常內壓，設定鋼筒內表面、底板及封蓋壓力為 110 psig。

在 Level C 異常事件下，密封鋼筒最大主薄膜應力結果列於表 6.2.6.3-1 中、最大主薄膜應力加上彎矩應力列於表 6.2.6.3-2 中，而表 6.2.6.3-3 則列出了其與熱應力的組合負載分析結果。最小安全係數 1.27 之 $(P_m + P_b)$ 發生於截面 3 之位置。各詳細應力評估位置則列於附錄六.二.A.2 節。

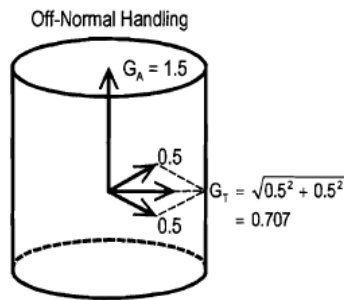


表 6.2.6.3-1 密封鋼筒異常應力分析 (P_m)

負載狀況	服役狀況	截面 ^a	應力分量 (MPa) ^b						S_{int}	S_{allow}	FS
			S_x	S_y	S_z	S_{xy}	S_{yz}	S_{xz}			
異常壓力 +正常操作	B	3	-4.62	-74.18	38.23	-1.45	-0.21	8.00	113.92	151.80	1.33
正常壓力 +異常操作	C	3	-4.28	-74.18	35.54	-1.73	-0.14	7.38	111.09	169.05	1.52

表 6.2.6.3-2 密封鋼筒異常應力分析 ($P_m + P_b$)

負載狀況	服役狀況	截面 ^a	應力分量 (MPa) ^b						S_{int}	S_{allow}	FS
			S_x	S_y	S_z	S_{xy}	S_{yz}	S_{xz}			
異常壓力 +正常操作	B	3	-1.93	-38.16	153.94	0.00	0.00	10.14	192.79	227.70	1.18
正常壓力 +異常操作	C	3	-1.59	-42.57	146.56	-0.97	0.35	9.32	189.68	240.12	1.27

表 6.2.6.3-3 密封鋼筒異常應力分析 ($P + Q$)

負載狀況	服役狀況	截面 ^a	應力分量 (MPa) ^b						S_{int}	S_{allow}	FS
			S_x	S_y	S_z	S_{xy}	S_{yz}	S_{xz}			
異常壓力 +正常操作 + 熱負載	B	12	-307.33	-284.42	-62.58	-9.38	0.41	-11.80	249.23	414.00	1.66

^a 與圖 6.2.A.2-2 所相對應之位置。

^b x、y 及 z 方向分別對應徑向、環向以及軸向之應力分量。

(2) 燃料提籃異常事件

利用有限元素法以及工程計算式將可計算出燃料提籃在異常事件下之結構分析。燃料提籃 0° 及 45° 之有限元素模型及其邊界條件描述於六.二.A.1 節中。燃料提籃之安全係數需符合” ASME Code, Section III, Subsection NG, 服役狀況(Service Level) C”之要求。在異常事件下結構之重力慣性負載方面，假設提籃之垂直加速度為 1.5g；側向加速度為 0.707g。

考慮燃料提籃涵蓋重量為 97.86 kN (22,000 lb)，可計算燃料方管軸向最大應力。保守考慮燃料提籃重量全部由燃料方管承受的情況下，方管軸向應力為：

$$\sigma_{\text{tube}} = \frac{P_{\text{tube}}}{A} = \frac{733}{6.1} = 0.12 \text{ ksi (0.83 MPa)}$$

其中：

$$P_{\text{tube}} = \frac{W \times a}{n} = \frac{22,000 \times 1.5}{45} = 733 \text{ lb}$$

$$W = 22,000 \text{ lb}$$

提籃涵蓋重量

$$n = 45$$

燃料方管數

$$a = 1.5g$$

慣性負載

$$A = 6.1 \text{ in}^2$$

方管截面積

經有限元素分析，在受到橫向負載(S_{tran})下，可計算出提籃最大主薄膜應力及主薄膜應力加上彎矩應力。圖 6.2.A.1-11 到圖 6.2.A.1-16 所示為應力分析時組件各關鍵截面及部位之編號。保守考慮最大組合應力強度(S_{tot})為最大軸向應力(σ_{tube})與最大側向應力(S_{tran})的加總。下表所列為應力分析之後各組合應力以及安全係數。在此異常事件下，容許薄膜應力為 $1.5S_m$ 、容許薄膜應力加上彎矩應力為 $2.25S_m$ 。

組件	S_{tran} , MPa	S_{tot} , MPa	S_{allow} , MPa	FS
燃料方管, P_m	48.61	49.44	216.50	4.38
燃料方管, $P_m + P_b$	101.7	102.53	324.07	3.16
彎角支撐鉸件, P_m	12.41	13.24	221.33	16.72
彎角支撐鉸件, $P_m + P_b$	67.78	68.61	332.34	4.84
側邊支撐鉸件, P_m	11.72	12.55	221.33	17.64
側邊支撐鉸件, $P_m + P_b$	34.2	35.03	332.34	9.49

註：燃料方管使用 750°F 時之容許應力值，彎角及側邊支撐鉸件使用 700°F 時之容許應力

燃料方管之重量係由 38 個聯結插銷所承受。考慮 1.5g 之垂直加速度，燃料方管插銷之承壓應力計算如下：

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。

其中：

$$S_y = 35.4 \text{ ksi (244.08 MPa)}$$

500°F SA537 Class 1 燃料方管材料之降伏強度

在密封鋼筒底板聯結插銷的承壓應力(σ_{brg})計算如下：

$$\sigma_{brg} = \frac{P_{brg}}{A_{brg}} = \frac{1.5 \times P_t}{A_{brg}} = \frac{1.5 \times 0.579}{0.785} = 1.11 \text{ ksi (7.65 MPa)}$$

其中：

$$A_{brg} = 0.785 \text{ in}^2$$

承壓面積

$$P_t = 579 \text{ lb}$$

燃料方管重量

因此，密封鋼筒底板聯結插銷的承壓應力安全係數為：

$$FS = \frac{S_y}{\sigma_{brg}} = \frac{20.7}{1.11} = 18.65 \text{ (Large)}$$

其中：

$$S_y = 20.7 \text{ ksi}$$

400°F SA240 Type 304 不銹
鋼密封鋼筒底板材料之降
伏強度

側邊支撐鉚件及彎角支撐鉚件之重量係由密封鋼筒底板之燃料提籃部份所支撐。彎角支撐鉚件具有 203.2 mm (8.0 in) 長度以及 9.53 mm (0.375 in) 厚度，且涵蓋重量為 5.34 kN (1,200 lb)。同時，該鉚件亦承受了四根燃料方管的 25% 重量(每個方管重量 1.78 kN, 400 lb)。因此，鉚件之承壓應力為：

$$\sigma_{\text{brg}} = \frac{W_{\text{sup}}}{A_{\text{sup}}} = 0.8 \text{ ksi (5.52 MPa)}$$

其中：

$$W_{\text{sup}} = 1.5 \times (1,200 + 4 \times (0.25 \times 400)) = 2,400 \text{ lb}$$

$$A_{\text{sup}} = 8.0 \times 0.375 = 3.0 \text{ in}^2$$

鉚件之承壓應力安全係數為：

$$FS = \frac{S_y}{\sigma_{\text{brg}}} = \frac{20.7}{0.8} = 25.88 \text{ (Large)}$$

其中：

$$S_y = 20.7 \text{ ksi}$$

400°F SA240 Type 304 密封
鋼筒材料之降伏強度

在異常負載下，0°提籃之最大螺栓負載為 6.07 kN (1,365 lb)；45°提籃之最大螺栓負載為 6.18 kN (1,388 lb)。考慮預應力情況，保守估計螺栓最大載重為 8 kN (1,800 lb)。由 Machinery's Handbook [12]，螺栓抗拉強度為：

$$\sigma_t = \frac{P}{A_t} = \frac{1,800}{0.23} = 7.83 \text{ ksi (53.99 MPa)}$$

其中：

$$A_t = 0.7854 \left(D - \frac{0.9743}{n} \right)^2 = 0.23 \text{ in}^2$$

$$D = 0.625 \text{ in}$$

$$n = 11$$

異常負載下之螺栓抗拉安全係數為：

$$FS = \frac{1.5 \times S_m}{\sigma_t} = \frac{1.5 \times 23.3}{7.83} = 4.46$$

其中：

$$S_m = 23.3 \text{ ksi}$$

700°F SA193 Grade B6 提籃
螺栓材料之設計應力強度

螺栓螺紋之剪應力(τ_{bolt})為：

$$\tau_{\text{bolt}} = \frac{P}{A_s} = \frac{1,800}{0.469} = 3.84 \text{ ksi (26.48 MPa)}$$

其中：

$$A_s = 3.1416nL_e K_{n \max} \left[\frac{1}{2n} + 0.57735(E_{s \min} - K_{n \max}) \right] = 0.469 \text{ in}^2$$

$$L_e = 0.47 \text{ in}$$

$$K_{n \max} = 0.546$$

$$E_{s \min} = 0.5589$$

$$n = 11$$

螺栓螺紋之剪應力安全係數為：

$$FS = \frac{0.9S_m}{\tau_{\text{bolt}}} = \frac{0.9 \times 23.3}{3.84} = 5.46$$

其中：

$$S_m = 23.3 \text{ ksi}$$

700°F SA193 Grade B6 提籃
螺栓材料之設計強度

軛中之螺紋剪應力(τ_{boss})為：

$$\tau_{\text{boss}} = \frac{P}{A_n} = \frac{1,800}{0.67} = 2.7 \text{ ksi (18.62 MPa)}$$

其中：

$$A_n = 3.1416nL_e D_{s \min} \left[\frac{1}{2n} + 0.57735(D_{s \min} - E_{n \max}) \right] = 0.67 \text{ in}^2$$

$$L_e = 0.47 \text{ in}$$

$$E_{n \max} = 0.5732$$

$$D_{s \min} = 0.6113$$

$$n = 11$$

殼螺紋剪應力安全係數為：

$$FS = \frac{0.9S_m}{\tau_{boss}} = \frac{0.9 \times 18.1}{2.7} = 6.03$$

其中：

$$S_m = 18.1 \text{ ksi (124.80 MPa)}$$

700°F SA516, Grade 70 提
籃殼材料之設計強度

殼係利用 4.76 mm (3/16 in) 槽銲的方式銲接於燃料方管中。因此殼銲道部份的剪應力為：

$$\tau_{weld} = \frac{P}{A_w} = \frac{1,800}{0.59} = 3.05 \text{ ksi (21.03 MPa)}$$

其中：

$$P = 1,800 \text{ lb}$$

$$A_w = \pi D t_{weld} = \pi \times 1.00 \times 0.1875 = 0.59 \text{ in}$$

$$D = 1.00 \text{ in}$$

最小殼直徑

燃料方管與殼的材料分別為 SA537 Class 1 與 SA516, Grade 70，考慮兩者材料較低之容許強度(S_m)，以取得較保守的安全係數，因此殼銲道安全係數為：

$$FS = \frac{0.35 \times 0.9S_m}{\tau_{weld}} = 1.87$$

其中：

$$S_m = 18.1 \text{ ksi}$$

700°F SA516, Grade 70 提
蓋殼材料之設計應力強度

受到螺栓拉伸負載的影響，螺栓下方的墊圈為剪力負載形式。考慮螺栓拉伸負載為 8 kN (1,800 lb)，則墊圈最大剪應力則為：

$$\tau_{wash} = \frac{P}{A_w} = \frac{1,800}{0.736} = 2.45 \text{ ksi (16.89 MPa)}$$

其中：

$$A_w = \pi D_s t_w = 0.736 \text{ in}^2$$

$$D_s = 1.25 \text{ in}$$

墊圈在銲件上之支撐直徑

$$t_w = 3/16 \text{ in}$$

墊圈厚度

墊圈安全係數為：

$$FS = \frac{0.9S_m}{\tau_{wash}} = \frac{0.9 \times 16.0}{2.45} = 5.88$$

其中：

$S_m = 16.0$ ksi 700°F (371.1°C) SA240 Type 304 之墊圈設計應力強度

在異常事件下，殼之最大剪力負載(P)為 671.95 N (151 lb)。其剪應力(τ_{boss})計算如下：

$$\tau_{boss} = \frac{P}{A} = \frac{0.151}{0.47} = 0.32 \text{ ksi}$$

其中：

$$A = \frac{\pi}{4} (D_o^2 - D_i^2) = 0.47 \text{ in}^2$$

$$D_o = 1.00 \text{ in}$$

殼外直徑

$$D_i = 0.63 \text{ in}$$

殼內直徑

殼剪應力安全係數為：

$$FS = \frac{0.9S_m}{\tau_{boss}} = \frac{0.9 \times 18.1}{0.32} = 50.91 \text{ (Large)}$$

其中：

$$S_m = 18.1 \text{ ksi}$$

700°F SA516, Grade 70
提籃殼材料設計應力強度

六.二.(六).4.(2)節對於意外事故下之中子吸收板以及固定版的分析可涵蓋本節異常事件之情況，因此在本節中，將不再重複敘述。

(3) 混凝土護箱在異常事件下之分析

六.二.(六).2.(3).A 節描述了混凝土護箱在正常運轉情況下之熱應力分析。該分析保守採用異常事件下之溫度為分析時的溫度梯度(106°F, 41.11 °C)，分析結果已涵蓋異常事件下之溫度條件。因此本節不再進行進一步的熱應力分析。

4. 意外事故(斜體字部分為 NAC Proprietary Information)

本節描述意外事故下本系統主要結構之結構分析。利用有限元素分析以及古典力學計算方式，計算出密封鋼筒、燃料提籃以及混凝土護箱之應力狀態。

(1) 密封鋼筒在意外事故下之評估

A. 意外壓力

意外壓力為一假設性意外事故，主要假設密封鋼筒內的燃料棒完全破損時，進而造成鋼筒內部之意外壓力。然而貯存作業時，不可能發生燃料棒全破的現象。六.二.A.2 節描述密封鋼筒在意外壓力以及考慮自重下之有限元素分析。在自重載重方面，施加 1.0g 之加速度負載於鋼筒軸向方向，並且施加壓力於鋼筒底板，用以模擬燃料提籃之重量。為了模擬意外壓力情況，本分析再施加 1,723.8 kPa (250 psig) 之壓力於鋼筒之內表面、底板及封蓋，表 6.2.6.4-1 及 6.2.6.4-2 分別為密封鋼筒在意外壓力下之主薄膜應力以及主薄膜應力加主彎矩應力結果。應力檢核截面位置如六.二.A.2 節敘述，其中截面 3 位置之 $P_m + P_b$ 應力結果產生最小安全係數為 1.59。由分析結果可知，當發生意外壓力的情況時，因燃料棒破損所增加的內壓力並不會影響鋼筒結構之安全性。密封鋼筒在 1,723.8 kPa (250 psig) 意外壓力之評估結果列於表 6.2.A.2-12 到表 6.2.A.2-13，所有安全係數皆大於 1.0。

B. 60g 垂直負載

為了評估地震時地表持續地以不同程度的加速度作用在混凝土護箱內的密封鋼筒，在地震意外事故情況下另考慮 60 g 的垂直負載，來涵蓋地震時的地表與混凝土護箱對密封鋼筒所產生之垂直作用力。附錄六.二.A.2 節敘述密封鋼筒在考慮 60 g 垂直加速度負載之有限元素分析。分析時考慮正常密封鋼筒內壓力與 60 g 垂直加速度負載，因為此 60 g 加速度負載屬於服役狀況 D 之意外狀況負載，所以評估時無需考慮熱應力負載，分析結果如表 6.2.A.2-16 表 6.2.A.2-17 所示，節錄 60 g

垂直加速度負載之 P_m 與 P_m+P_b 之最小安全係數應力截面的各應力值與安全係數於表 6.2.6.4-1 與表 6.2.6.4-2，所有安全係數皆大於 1.0。

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。

D. 洪水

洪水意外情況下，考慮的洪水水深為 15.24 m (50 ft)，流速為 4.57 m/sec (15 ft/sec) 之分析條件。在 15.24m 深度下，密封鋼筒之靜水壓(P_h)為：

$$P_h = \rho \times h = \left(62.4 \frac{lb}{ft^3} \right) \left(\frac{1 ft^3}{1,728 in^3} \right) \times (50 ft) \left(\frac{12 in}{1 ft} \right) = 22 \text{ psi (151.7 kPa)}$$

其中：

$$\rho = 62.4 \text{ lb/ft}^3 \quad \text{洪水密度}$$

$$h = 50 \text{ ft} \quad \text{淹沒深度}$$

密封鋼筒的設計內壓為 690 kPa (100 psig)，然而受到鋼筒外部靜水壓作用下，鋼筒內部之壓力將降低為 538 kPa (78 psig)，因此在此水深狀況下將不會增加鋼筒之

應力負載。

E. 颱風與颱風投射物

當混凝土護箱不會因假設性之颱風風力負載和颱風投射物撞擊而傾倒和穿透，因此，颱風負載以及其引起之投射物撞擊並不會對密封鋼筒造成影響。颱風所造成的外部壓力如同洪水的靜水壓一般，不會增加密封鋼筒的應力負載，故密封鋼筒之應力分析結果可被意外內部壓力之分析結果所涵蓋，詳見六.二.(六).4.(1).A 節。

表 6.2.6.4-1 密封鋼筒意外事故下之應力狀態 (P_m)

負載狀況	服役狀況	截面 ^b	應力分量 ^a (MPa)						S_{int}	S_{allow}	FS
			S_x	S_y	S_z	S_{xy}	S_{yz}	S_{xz}			
意外壓力	D	3	-7.80	-108.95	60.31	2.00	0.41	13.32	171.81	325.34	1.89
正常壓力+ 60 g 加速度垂直負載	D	4	-0.21	53.89	-29.39	0.00	0.00	0.00	83.28	309.12	3.71
正常壓力+ 傾倒	D	11	-164.8	-117.9	-131.4	74.3	-12.2	-61.5	200.4	239.6	1.20

表 6.2.6.4-2 密封鋼筒意外事故下之應力狀態 ($P_m + P_b$)

負載狀況	服役狀況	截面 ^b	應力分量 ^a (MPa)						S_{int}	S_{allow}	FS
			S_x	S_y	S_z	S_{xy}	S_{yz}	S_{xz}			
意外壓力	D	3	-3.17	-50.72	246.47	0.62	0.48	16.77	298.36	473.34	1.59
正常壓力+ 60 g 加速度垂直負載	D	12	124.06	125.79	11.32	4.62	5.24	-6.49	118.96	473.34	3.98
正常壓力+ 傾倒	D	5	4.7	412.1	288.3	0.1	5.6	1.9	407.5	439.9	1.08

^a x、y 及 z 方向分別對應徑向、環向以及軸向之應力分量。

^b 與圖 6.2.A.2-2 所相對應之位置。

(2) 燃料提籃之貯存意外事故評估

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。

其中：

$$S_u = 67.65 \text{ ksi}$$

725°F SA537 Class 1 極限
強度

彎角與側邊支撐鉸件底部皆有 76.2 mm (3 in) 高的支撐，其重量經由底部支撐傳遞至密封鋼筒底板。彎角支撐鉸件的重量遠大於側邊支撐鉸件，使其受力情況可涵蓋側邊支撐鉸件之支撐狀況。彎角支撐鉸件受力截面的尺寸是 203 mm (8.0 in) 長與 9.5 mm (0.375 in) 寬，以 5.34 kN (1,200 lb) 作涵蓋重量。彎角支撐鉸件也支撐四分之一支燃料方管(400 lb 涵蓋性重量)的重量。

薄膜應力為：

$$\sigma_m = \frac{W_{sup}}{A_{sup}} = \frac{96,000}{3.0} = 32.0 \text{ ksi}$$

其中：

$$W_{sup} = 60 \times (1,200 + 4 \times (0.25 \times 400)) = 96,000 \text{ lb}$$

$$A_{sup} = 8.0 \times 0.375 = 3.0 \text{ in}^2$$

彎角支撐鉚件的安全係數為：

$$FS = \frac{0.7S_u}{\sigma_m} = \frac{0.7 \times 67.65}{32.0} = 1.48$$

其中：

$$S_u = 67.65 \text{ ksi}$$

725°F SA537 Class 1 極限
強度

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。

中子吸收板評估

60 g 加速度垂直負載作用下，中子吸收板(neutron absorber)與銲接釘(weld post)沿著中子吸收板長度方向承受剪力，評估時考慮中子吸收板由中子吸收板底部端的兩支銲接釘支撐。此 60 g 加速度垂直負載的保守評估的涵蓋溫度為 500°F。對每支銲接釘施加中子吸收板的慣性負載。

$$F_{na} = L \times W \times t \times \rho \times a/2 = 262 \text{ lb}$$

其中：

$\rho = 0.1 \text{ lb/in}^3$	中子吸收板的涵蓋密度
$a = 60 \text{ g}$	加速度負載
$t = 0.1 \text{ in}$	中子吸收板厚度
$L = 165 \text{ in}$	中子吸收板長度
$W = 5.3 \text{ in}$	中子吸收板寬度

中子吸收板的抗剪能力：

$$F_{\text{shear_na}} = A_s \times \Phi_a = 0.91 \times 1,680 = 1529 \text{ lb}$$

其中：

$A_s = L_{NA} \times 2 \times t = 0.91 \text{ in}^2$	銲接釘兩側剪力面積
$L_{NA} = 4.53 \text{ in}$	中子吸收板最小邊緣距離
$\Phi_a = 0.42 S_u = 1.68 \text{ ksi}$	容許剪應力
$S_u = 40 \text{ ksi}$	中子吸收板 500°F 抗拉強度

中子吸收板之抗剪安全係數：

$$FS = F_{\text{shear_na}} / F_{\text{na}} = 1,529/262 = 5.84$$

由於銲接釘的抗剪能力明顯高於中子吸收板，因此不需要進一步分析銲接釘的剪力。

B. 混凝土護箱傾倒

本節說明混凝土護箱在傾倒意外事故下，燃料提籃的結構應力分析。每一個提籃組件分別於隨後各章節說明。燃料提籃應力分析之安全係數需符合 ASME Code, Section III, Subsection NG, Service Level D [7]以及 Appendix F [8]之要求。

燃料方管評估

在六.二.A.1 節中，已針對燃料提籃在護箱傾倒狀況下之三維有限元素分析作出詳細說明。燃料方管分析時，保守使用 35g 加速度作為側邊撞擊負載，可以涵蓋混凝土護箱傾倒時之密封鋼筒密封上蓋頂部之最大加速度 29.6 g。

圖 6.2.A.1-3 及 6.2.A.1-4 分別為燃料方管在 0 度及 45 度提籃方向有限元素模型，等效塑性應力則分別由這兩個方向的有限元模型計算得到。最大主薄膜應力以及薄膜應力加上彎矩應力強度之分析結果列於表 6.2.6.4-3 中。

ANSYS 以塑性有限元素模型進行分析時，使用了非線性的材料應力-應變關係曲線，並考慮材料的非彈性行為。塑性分析之容許應力係根據 ASME Code, Section III, Appendix F [8]所規範，容許薄膜應力為 $0.7S_u$ ；而容許薄膜加彎矩應力強度為 $0.9S_u$ 。燃料方管最小薄膜應力安全係數為 1.07 (45 度提籃方向)；最小薄膜加彎矩安全係數為 1.21 (0 度提籃方向)。

燃料方管係由二支 C 形管在長邊上進行全滲銲接(full penetration weld)製造而成的方管。結構 PT 或 MT 銲接測試需符合 ASME Code, Section III, Subsection NG-5232 以及使用 0.65 銲道品質因子(wf)之要求。根據提籃的塑性分析結果顯示，燃料方管銲道部份最大薄膜以及薄膜加上彎矩之應力強度分別為 91.7 MPa (13.3

ksi)及 210.02 kN (30.46 ksi)。鉚道部份薄膜應力安全係數為：

$$FS = \frac{0.7S_u \times wf}{\sigma} = \frac{0.7 \times 67.65 \times 0.65}{13.3} = 2.31$$

薄膜加彎矩應力安全係數為：

$$FS = \frac{0.9S_u \times wf}{\sigma} = \frac{0.9 \times 67.65 \times 0.65}{30.46} = 1.30$$

其中：

$$S_u = 67.65 \text{ ksi}$$

725°F SA537 Class 1 之極
限強度



其中：

$$S_u = 67.65 \text{ ksi}$$

725°F SA537 Class 1 插銷
材料之極限強度

中子吸收板及保護板

為進行保守評估，中子吸收板及保護板在混凝土護箱傾倒時，皆施加 60g 之側邊撞擊負載。保護板材料為 Type 304 不銹鋼且利用鉚接釘固定於燃料方管內表面。方管內具有二列間格為 91.44 mm (3.6 in) 及同時沿方管軸方向間格 304.8mm (12 in) 之鉚接釘。

中子吸收板係以保護板支撐於燃料方管之內表面。中子吸收板之插槽孔間隔配置距離則與保護板鉚接釘之配置一致。插槽孔的作用係防止燃料方管及中子吸收板在不同熱膨脹下產生互相干涉情況。鉚接釘的頂部則嵌入保護板錐形孔中以支撐保護板重量。

中子吸收板及保護板的有限元素模型則如圖 6.2.6.4-2 所示。透過 LS-DYNA 軟體計算出結構在 60g 負載下之動態反應。

經由暫態分析結果可知，保護板最大應變量為 2.5%，僅發生於錐形孔處。發生於二個鉚接釘之中間點保護板的最大位移為 1.78 mm (0.07 in)，分析結果顯示既在撞擊狀態下，保護板仍能以鉚接釘維持固定。鉚接釘之最大尖峰負載為 222.5 N (50 lb)。鉚接釘的直徑(D)為 6.35 mm (0.25 in)；而鉚道深度(h)為 3.3 mm (0.13 in)。基材中的控制應力為剪應力。因此，在意外事故下，容許剪應力為 $0.42S_u$ 。基材(SA240, 304 不銹鋼)之極限強度(S_u)為 435.77 MPa (63,200 psi)。鉚道強度(F_{cap})之計算式為：

$$\begin{aligned} F_{cap} &= 0.42 \times n \times S_u \times h \times \pi \times D \\ &= 0.42 \times 0.3 \times 63,200 \times 0.13 \times (3.1416 \times 0.25) \\ &= 813 \text{ lb (3.62 kN)} \end{aligned}$$

其中：

$$n = 0.3$$

根據 ASME Code, Section III, Subsection NG, Table NG-3352-1 及 NG-5260 得到。

鉚接釘鉚道安全係數為：

$$FS = \frac{813}{50} = 16.26$$

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。

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。

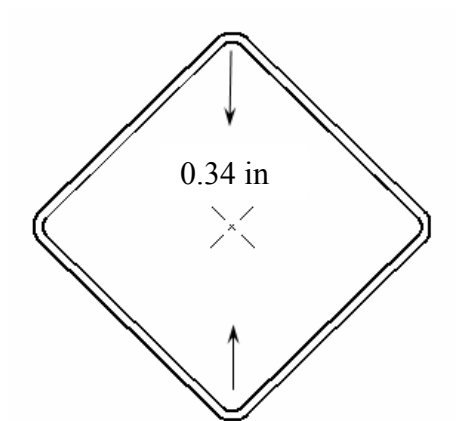
應廠家要求：
本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

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。

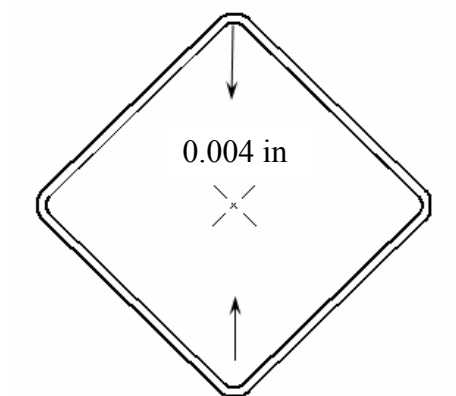
應廠家要求：
本部分涉及廠家商業機密，屬其智慧財產權，
不予公開。

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。



撞擊時之最大對角線位移



撞擊後之最大對角線位移

圖 6.2.6.4-1 燃料方管在傾倒意外下之位移圖

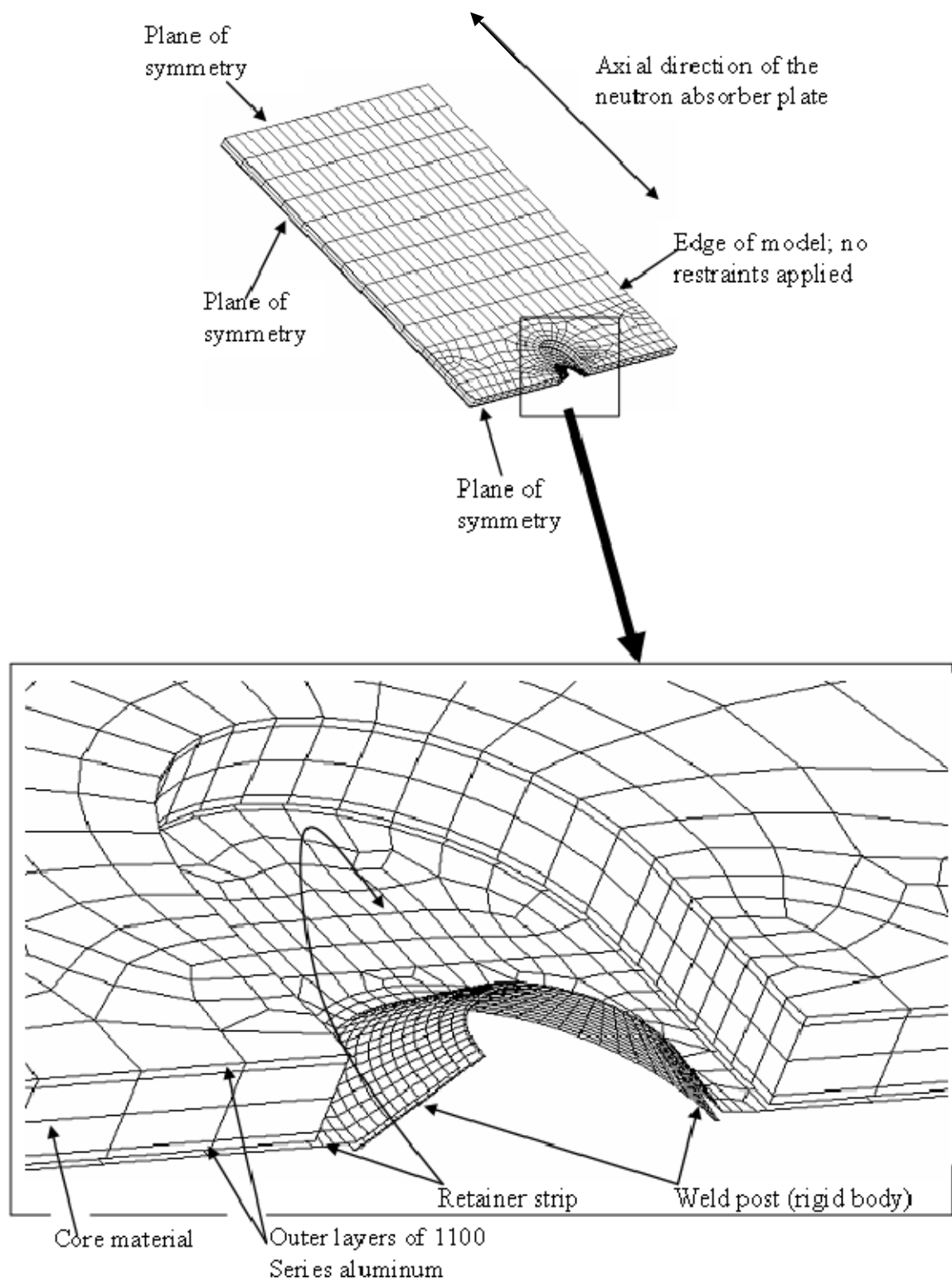


圖 6.2.6.4-2 中子吸收板與固定板之有限元素模型

表 6.2.6.4-3 燃料方管應力強度 - 混凝土護箱傾倒意外

方管	提籃 (deg)	P _m (MPa)			方管	提籃 (deg)	P _m + P _b (MPa)		
		S	S _{allow}	FS			S	S _{allow}	FS
8	45	305.59	326.48	1.07	25	0	346.06	419.77	1.21
1	45	300.07	326.48	1.09	8	45	305.59	419.77	1.37
21	0	291.25	326.48	1.12	1	45	299.93	419.77	1.40
20	0	287.36	326.48	1.14	20	0	298.97	419.77	1.40
22	0	286.69	326.48	1.14	201	0	298.56	419.77	1.41

表 6.2.6.4-4 彎角支撐鉸件之彎角板應力 - 混凝土護箱傾倒意外

截面	提籃 (deg)	P _m (MPa)			截面	提籃 (deg)	P _m + P _b (MPa)		
		S	S _{allow}	FS			S	S _{allow}	FS
72	0	284.76	330.13	1.16	49	45	304	424.46	1.40
71	0	284.7	330.13	1.16	37	0	290.21	424.46	1.40
48	0	283.73	330.13	1.16	48	0	290.21	424.46	1.46
49	45	283.52	330.13	1.16	72	0	287.38	424.46	1.48
68	0	282.49	330.13	1.17	71	0	287.25	424.46	1.48

表 6.2.6.4-5 側邊支撐鉸件應力強度 - 混凝土護箱傾倒意外

截面	提籃 (deg)	P _m (MPa)			截面	提籃 (deg)	P _m + P _b (MPa)		
		S	S _{allow}	FS			S	S _{allow}	FS
14	45	52.26	330.13	6.32	11	0	139.62	424.46	3.04
15	0	51.85	330.13	6.37	13	45	99.22	424.46	4.28
11	0	40.40	330.13	8.17	14	45	99.08	424.46	4.28
13	45	36.27	330.13	9.10	10	45	90.74	424.46	4.67

(3) 貯存意外事故下之混凝土護箱評估

混凝土護箱在貯存意外下之結構評估包含有：極端溫度事件(133°F, 56°C)、颱風、颱風投射物、洪水、地震以及傾倒意外。

A. 混凝土護箱熱應力

分析時使用六.二.A.3 節中的有限元素模型，進行混凝土護箱在熱負載意外下之結構分析，分析溫度為極端溫度 56° C (133° F)。下表列出各組件在意外熱負載下之最大熱應力。

元件	應力 (MPa)
圓周向鋼筋	137.90
垂直向鋼筋	135.83
混凝土壓應力	12.27
混凝土張應力	0.69

混凝土護箱熱應力狀況可由六.二.(六).4.(3).E 節中的混凝土護箱意外事故狀況下的負載組合涵蓋。

B. 颱風與颱風投射物

本節評估混凝土護箱在最大颱風負載以及颱風引起的投射物撞擊下之強度與穩定性。分析結果顯示，混凝土護箱在颱風負載以及投射物撞擊下仍能維持穩定。

混凝土護箱在颱風負載下之穩定性分析則是基於 NUREG-0800, Section 3.3.1, "Wind Loadings," 及 Section 3.3.2, "Tornado Loadings," [16]之風力載重進行分析。而颱風投射物分析則是根據 NUREG-0800, Section 3.5.1.4, Missiles Generated by Natural Phenomena.所定義之投射體質量與速度條件進行分析。

分析時，混凝土護箱所承受之最大颱風負載係基於 ANSI/ASCE 7-93 [17]之設計風壓並使用古典之自由體穩定分析方法進行分析計算。

混凝土護箱外殼的局部損傷係利用 NSS 5-940.1 [18]公式計算得到。該公式可計算出外殼經投射物撞擊之後的貫穿深度以及防止產生混凝土疤落(scabbing)的最小厚度。

混凝土護箱外殼的局部剪應力強度計算則是基於 ACI 349-85, Section 1 1.1 1.2.1 [5]之相關規定，且保守不考慮鋼筋以及內襯鋼板之效應。而受到颱風投射物撞擊之剪力強度評估則利用 ACI 349-85, Section 11.7 之方式進行。

颱風負載

根據 ANSI/ASCE 7-93, "Building Code Requirements for Minimum Design Loads in Buildings and Other Structures" [17]之最速哩風速(fastest-mile wind speed)之評估方法，將颱風風速換算成混凝土護箱面上之等效壓力。考慮颱風最大風速負載，最大等效壓力(q)為：

$$q = (0.00256) \times K(I \times V)^2 \text{ lb/ft}^2 = (0.00256) \times (1.0) \times (1.0 \times 360)^2 \\ = 331.8 \text{ psf}$$

其中：

$V = 360 \text{ mph}$	最大颱風風速(NUREG-0800 [16])
$K = 1.0$	速度壓力曝露因子(ASCE 7-93 [17])
$I = 1.0$	重要因子

由於混凝土護箱半徑遠小於颱風半徑，颱風產生之壓力將均勻分佈施加於護箱之投影面積上。由於混凝土護箱屬於通風狀態，因此颱風造成的壓降效應從內至外皆相同，不會對混凝土護箱結構造成影響。混凝土護箱投影面積之總風負載為：

$$F_w = q \times G \times C_f \times A_p = 59,419 \text{ lb} \cong 59,850 \text{ lb} (266 \text{ kN})$$

其中：

$q = 331.8 \text{ lb/ft}^2$	最大壓力
$C_f = 0.51$	力量係數(ASCE 7-93[17])
$A_p = H \times D_o = 234.3 \times 167.3 = 39,198 \text{ in}^2 = 272.2 \text{ ft}^2$	投影面積

$H = 234.3 \text{ in}$	混凝土護箱高度
$D_o = 167.3 \text{ in}$	混凝土護箱外直徑
$G = 1.29$	陣風因子(ASCE 7-93[17])

由颱風所產生的彎矩負載 (M_w) 為：

$$M_w = F_w \times \frac{H}{2} = 59,850 \times \frac{234.3}{2} = 7,011,428 \text{ in-lb} = 5.84 \times 10^5 \text{ ft-lb}$$

$$(7.92 \times 10^5 \text{ N-m})$$

在包含密封鋼筒、燃料提籃但無燃料負載下之混凝土護箱穩定彎矩為：

$$M_s = W_{cc} \times \frac{D_o}{2} = 370,000 \times \frac{167.3}{2} = 30.95 \times 10^6 \text{ in-lb} = 2.58 \times 10^6 \text{ ft-lb}$$

$$(3.50 \times 10^6 \text{ N-m})$$

其中：

$D_o = 167.3 \text{ in}$	混凝土護箱基板直徑。
$W_{cc} = 370,000 \text{ lb}$	保守以空混凝土護箱之最小重量來進行分析。

ASCE 7-93 中要求，除非結構被錨釘固定住否則因颱風而產生的傾倒彎矩將不能超過 2/3 的呆載重造成的穩定彎矩。因此，颱風時發生混凝土護箱傾倒之最小安全係數為：

$$FS = \frac{0.67M_s}{M_w} = 2.9$$

經由以上討論，混凝土護箱在颱風負載下之應力狀態為保守的評估方式。假設護箱底部被固定於基座，混凝土中之應力為：

$$\sigma_{\text{outer}} = \frac{M_{\text{max}} c_{\text{outer}}}{I} = 16.6 \text{ psi (114.5 kPa)} \quad (\text{拉伸應力或壓應力})$$

$$\sigma_{\text{inner}} = \frac{M_{\text{max}} c_{\text{inner}}}{I} = 8.7 \text{ psi (60.0 kPa)} \quad (\text{拉伸應力或壓應力})$$

其中：

$D_o = 167.3 \text{ in}$
$D_i = 87.4 \text{ in}$

$$A = \frac{\pi(D_o^2 - D_i^2)}{4} = 15,983 \text{ in}^2$$

$$I = \frac{\pi(D_o^4 - D_i^4)}{64} = 35.59 \times 10^6 \text{ in}^4$$

$$M_{\max} = \frac{F_w \times H}{2} = \frac{59,850 \times 234.3}{2} = 7.01 \times 10^6 \text{ lb-in}$$

$$c_{\text{outer}} = 167.3/2 = 83.65 \text{ in}$$

$$c_{\text{inner}} = 87.4/2 = 43.70 \text{ in}$$

混凝土護箱颱風負載狀況可由六.二.(六).4.(3).E 節中的混凝土護箱意外事故狀況下的負載組合涵蓋。

表 6.2.3.2-1 中貯存時的滿載混凝土護箱重量為 521,500 lb，混凝土護箱與基座間的摩擦係數假設為 0.35 [35]，故摩擦力為 $521,500 \times 0.35 = 182,525 \text{ lb}$ 。颱風時總風負載 59,850 lb；所以混凝土護箱摩擦力遠遠大於颱風時總風負載，故颱風時混凝土護箱不會滑動。因為摩擦力已足以抵禦颱風負載，所以固定樁不受力。

颱風投射物

本乾貯系統要求混凝土護箱在設計上必須能承受定義於 NUREG-0800 [16], Section 3.5.1.4.III.4, Spectrum I missiles 之投射物的衝擊，文獻[16]中的颱風投射物描述如下：

- 具有巨大動能的投射物(17.8 kN (1,814 kg(4,000 lb))重的車輛，具有 1.86 m^2 (20 ft^2)的撞擊變形面積)。
- 質量 1.25 kN (280 lb)，直徑 203.2 mm (8 in)之颱風投射物。
- 25.4 mm (1 in)直徑的實心鋼球。

在評估上，將假設上述之投射物以 126 mph 的速度(35%的最大颱風風速 360 mph)對護箱造成最大撞擊損傷方式進行分析。

混凝土護箱除了上方四個排氣口以及下方四個進氣口之外並無任何開口處。受到排氣口幾何的影響，25.4 mm (1 in)直徑之實心鋼材投射物將無法直接進入混凝土護箱內部；而受到基座底板的保護，實心鋼材投射物也無法從進氣口進入，因此鋼筒內部之密封鋼筒將不會受到投射物撞擊。綜合以上討論，混凝土護箱將不考慮 25.4mm (1 in)實心鋼材投射物之撞擊。

混凝土外殼局部損傷(穿透式投射物)

混凝土護箱本體之局部損傷係利用 NSS 5-940.1 [18]方法計算得到。該方法可計算出護箱外殼被投射物撞擊之後的凹陷深度以及防止產生疤落(scabbing)的最小厚度。透過以下公式將可計算出合乎實驗值的穿透深度：

$$x = \left[4KNW(d^{-0.8}) \left(\frac{V}{1,000} \right)^{1.8} \right]^{0.5} = \left[4(2.959)(1.14)(280(8^{-0.8}) \left(\frac{185}{1,000} \right)^{1.8} \right]^{0.5}$$
$$= 5.86 \text{ in (148.8 mm)}$$

其中：

$d = 8.0 \text{ in}$	投射物直徑
$K = 180/(f'_c)^{1/2} = 2.959$	混凝土強度相關係數
$N = 1.14$	投射物尖端形狀因子
$W = 280 \text{ lb}$	投射物重量
$V = 126 \text{ mph} = 185 \text{ ft/sec}$	投射物速度
$f'_c = 3,700 \text{ psi}$	350°F 下混凝土抗壓強度

防止產生疤落的最小混凝土厚度為三倍的穿透深度(438.15 mm, 17.25 in)。混凝土外殼厚度為 1,016mm (40.0 in)。所以混凝土外殼厚度對颱風穿透式投射物的安全係數為：

$$FS = \frac{40.0}{17.25} = 2.3$$

為保守計算分析結果，將忽略混凝土護箱之鋼筋及內襯鋼板。

混凝土護箱頂部蓋板局部損傷 (穿透式投射物)

混凝土護箱上有 38.1 mm (1.50 in)厚之頂蓋，由 6.35mm (0.25 in)碳鋼與包覆 666.75 mm (26.25 in)厚之混凝土所組成。為保守評估，頂蓋僅考慮鋼板部分，且其需能承受質量 1,246 N (280 lb)颱風投射物撞擊，評估時依據 NUREG-0800,section 3.5.1.4 [16]規定，垂直速度採計假設的水平速度的 70%計算。經由 BC-TOP-9A [19]計算，密封鋼板之穿透厚度(T)為：

$$T = \frac{\left(\frac{m_m V_s^2}{2} \right)^{2/3}}{672D} = 0.32 \text{ in (8.13 mm)}$$

其中：

$$m_m = 280 \text{ lb} / 32.174 \text{ ft/sec}^2 = 8.70 \text{ slugs (lb-sec}^2/\text{ft)} \text{ 之投射物質量}$$

$$V_s = 185 \times 0.7 = 129.5 \text{ ft/sec} \quad \text{投射物速度}$$

$$D = 8 \text{ in} \quad \text{投射物直徑}$$

為了防止貫穿，報告中建議鋼板厚度必須比穿透深度多出 25% 之厚度，因此建議的鋼板厚度為：

$$T = 1.25 \times 0.32 = 0.40 \text{ in (10.16 mm)}$$

故混凝土護箱頂部蓋板對於質量 1,246 N (280 lb) 之颱風投射物撞擊之安全係數為：

$$FS = \frac{1.57}{0.40} = 3.9$$

其中 1.57 in 為混凝土護箱頂部蓋板之鋼板厚度。

高能量投射物撞擊損傷預測

混凝土護箱為單獨直立之結構，因此在總體的損傷反應的主要考量為護箱受到高能量投射物撞擊時造成傾倒時的潛在可能性。根據能量守恆，混凝土護箱受到投射物撞擊的力量必須等於護箱角動量的改變量，並且該撞擊力量需等於投射物線動量(linear momentum)的改變量。以上描述可由下列方程式表示：

$$\int_{t_1}^{t_2} (F)(dt) = m_m (v_2 - v_1)$$

其中：

$$F \quad \text{投射物撞擊力量}$$

$$m_m = 4,000 \text{ lb/g} = 124 \text{ slugs/12} = 10.4 \text{ (lb sec}^2/\text{in)} \quad \text{投射物質量}$$

$$t_1 \quad \text{投射物撞擊時間}$$

$$t_2 \quad \text{撞擊變形歷時}$$

$$v_1 = 126 \text{ mph} = 185 \text{ ft/sec} \quad \text{投射物撞擊時間}$$

$$v_2 \quad t_2 \text{ 時間下之撞擊速度}$$

混凝土護箱底部外緣角動量的改變量可表示為：

$$\int_{t_1}^{t_2} M_c(dt) = \int_{t_1}^{t_2} (H)(F)(dt) = I_m(\omega_1 - \omega_2)$$

帶入

$$\int (F)(dt) = m_m(v_2 - v_1) = \frac{I_m(\omega_1 - \omega_2)}{H}$$

其中：

M_c 混凝土護箱撞擊產生之彎矩

I_m 護箱底部外緣之轉動慣量

ω_1 t_1 之角速度

ω_2 t_2 之角速度

$$m_c = 400,000/32.174 = 12,432 \text{ slugs/12} \\ = 1,036 \text{ lb sec}^2/\text{in} \quad \text{混凝土護箱質量}$$

$$I_{mx} = 1/12(m_c)(3r^2 + H^2) = 6.55 \times 10^6 \text{ lb-sec}^2\text{-in}$$

$$I_m = I_{mx} + (m_c)(d_{CG})^2 = 6.55 \times 10^6 + 1,036 \times 143.8^2 = 27.97 \times 10^6 \text{ lb-sec}^2\text{-in}$$

$$r = 83.65 \text{ in} \quad \text{混凝土護箱半徑}$$

$$H = 234.3 \text{ in} \quad \text{混凝土護箱高度}$$

$$d_{CG} = \sqrt{117.0^2 + 83.65^2} = 143.8 \text{ in} \quad \text{CG 至轉動點之距離}$$

根據動量守恆，投射物撞擊的衝量會等於作用在混凝土護箱上力量的衝量

$$m_m(v_2 - v_1) = I_m(\omega_1 - \omega_2)/H$$

$$\text{在時間 } t_1, v_1 = 185 \text{ ft/sec (2,220 in/sec) 及 } \omega_1 = 0 \text{ rad/sec}$$

$$\text{在時間 } t_2, v_2 = 0 \text{ ft/sec}$$

在撞擊的恢復階段(restitution phase)，投射物的終端速度與投射物恢復係數、投射物與目標物之幾何外形、入射角及投射物與目標物因變形導致的能量消散有關。根據 EPRI 的實測試基準，投射物的最終速度(v_f)在撞擊之後假設為零，即投射物之能量將完全的轉移至混凝土護箱中。透過能量守恆衝量方程式，可得到下列算式：

$$(10.36)(v_2 - 2,220) = 27.97 \times 10^6 (0 - \omega_2)/234.3$$

$$\text{令 } v_2 = 0,$$

$$\omega_2 = 0.193 \text{ rad/sec}$$

投射物撞擊點至護箱轉動點之距離 (Z) 為：

$$Z = \sqrt{167.3^2 + 234.3^2} = 287.9 \text{ in}$$

撞擊速度為：

$$v_2 = Z \times \omega_2 = (287.9) \times (0.193) = 55.6 \text{ in/sec}$$

保守假設投射物垂直撞擊混凝土護箱，投射物在恢復過程之力量將等於混凝土護箱之撞擊力量：

$$-[m_m(v_f - v_2)] = I_m(\omega_f - \omega_2)/Z$$

$$-[10.36(0 - 55.6)] = 27.97 \times 10^6(\omega_f - 0.193)/287.9$$

$$\omega_f = 0.199 \text{ rad/sec}$$

其中：

$$v_f = 0$$

$$v_2 = 55.6 \text{ in/sec}$$

$$\omega_2 = 0.193 \text{ rad/sec}$$

因此，經撞擊後混凝土護箱之最終能量(E_k)為：

$$E_k = (I_m)(\omega_f)^2 / (2) = (27.97 \times 10^6)(0.199)^2 / (2) = 5.54 \times 10^5 \text{ in-lb } (6.26 \times 10^4 \text{ N-m})$$

混凝土護箱勢能隨時間之改變量(E_p)係根據護箱之旋轉量，直到其重心高於被計算旋轉點之位置。重心的高度距離為：

$$h_{PE} = d_{cg} - h_{cg} = 143.8 - 117.0 = 26.8 \text{ in}$$

其中：

$$h_{cg} = 117.0 \text{ in}$$

滿載燃料的混凝土護箱之

涵蓋性重心高度

$$r_{cg} = 83.65 \text{ in}$$

混凝土護箱重心與旋轉點

半徑

$$d_{cg} = \sqrt{r_{cg}^2 + h_{cg}^2} = \sqrt{83.65^2 + 117.0^2} = 143.8 \text{ in}$$

$$E_p = (W_{cc})(h_{PE})$$

$$= 400,000 \text{ lb} \times 26.8 \text{ in}$$

$$= 10.72 \times 10^6 \text{ in-lb } (8.93 \times 10^5 \text{ ft-lb}, 1.21 \times 10^6 \text{ N-m})$$

由於高能量投射物僅傳送少部份動能於混凝土護箱並造成其势能上的改變，因此透過投射物撞擊將不會發生護箱傾倒。對發生傾倒的安全係數為：

$$FS = \frac{0.67 \times (10.72 \times 10^6)}{5.54 \times 10^5} = 13.0$$

颱風負載與投射物組合負載 (高能量投射物)

經由高能量投射物撞擊後，混凝土護箱之旋轉角為：

$$h_{KE} = \frac{E_k}{W_{CC}} = \frac{5.54 \times 10^5}{4000,000} = 1.39 \text{ in } (35.31 \text{ mm})$$

$$\theta = \alpha - \beta = 35.55 - 34.58 = 0.97^\circ$$

其中：

$$\cos \beta = \frac{h_{cg} + h_{KE}}{d_{cg}} = \frac{117.0 + 1.39}{143.8} = 0.8233$$

$$\beta = 34.58^\circ$$

$$\cos \alpha = \frac{h_{cg}}{d_{cg}} = \frac{117.0}{143.8} = 0.8136$$

$$\alpha = 35.55^\circ$$

$$e = d_{cg} \sin \beta = 148.3 \times \sin(34.58^\circ) = 81.6 \text{ in}$$

颱風投射物撞擊後的護箱重力恢復彎矩(gravity restoration moment)為：

$$\begin{aligned} M_{rst} &= W_{cc}e \\ &= 400,000 \times 81.6 = 32.64 \times 10^6 \text{ in-lb} = 2.72 \times 10^6 \text{ ft-lb } (3.7 \times 10^6 \text{ N-m}) \end{aligned}$$

颱風彎矩為 $5.88 \times 10^5 \text{ ft-lb}$ ，因此在結合颱風以及高能量投射物之負載對護箱傾倒的安全係數為：

$$FS = \frac{0.67(2.72 \times 10^6)}{5.88 \times 10^5} = 3.1$$

因此，在結合颱風以及高能量投射物之負載下，混凝土護箱將不會發生傾倒。

混凝土外殼局部剪力強度(高能量投射物)

本節評估混凝土護箱外殼在高能量投射物撞擊下的貫穿剪力強度。高能量投射物為一具有 1.86 m^2 (20-ft^2) 等效斷面積、速度 56.39 m/sec (185 ft/sec)、重 $17,800 \text{ N}$ ($4,000 \text{ lb}$)，且具有 2:1 的水平垂直外型比例。考慮高能量投射物對結構物所造成的剪力為 V_u ，結構物的抗剪能力為 V_n 。則

$$V_u \leq \phi V_n \quad [5, \text{Eq. 11-1}]$$

其中：

$$V_n = V_c + V_s \quad \text{法向剪力強度}[5, \text{Eq. 11-2}]$$

$$V_c = \text{混凝土法向剪力強度}$$

$$V_s = \text{鋼筋法向剪力強度}$$

$$\phi = 0.85 \quad \text{強度折減因子}[5]$$

評估時保守忽略鋼筋所提供的剪力強度，所以得 $V_n = V_c$ 。混凝土剪力強度 V_c

$$V_c = \left(2 + \frac{4}{\beta_c} \right) \sqrt{f'_c} (b_o d) = 4 \sqrt{f'_c} (b_o d) \quad [5, \text{Eq. 11-36}]$$

其中：

$$\beta_c = 2/1 = 2 \quad \text{長邊與短邊比例}$$

$$d = 40.0 \text{ in} \quad \text{混凝土厚度}$$

$$f'_c = 3,700 \text{ psi} \quad \text{200°F 之混凝土抗壓強度}$$

$$b_o = (2b + 2(d/2)) = 115.8 \quad \text{約距離投射物接觸面積 } d/2 \text{ 之剪力面積周長}$$

$$b = \sqrt{\frac{20 \text{ ft}^2}{2}} = 3.16 \text{ ft} = 37.92 \text{ in} \quad \begin{array}{l} \text{20 ft}^2 \text{ 長方形的短邊長度，} \\ \text{長方形的長短邊比例為} \\ \text{2/1。} \end{array}$$

所以混凝土護箱剪力強度

$$\phi V_n = 0.85 \times 1,127.0 = 958.0 \text{ kips}$$

4,000 lb 颱風投射物對混凝土護箱所造成的剪力：

$$V_u = LF \times F = 508.8 \text{ kip}$$

含負載因子之高能量投射
物力量[19]

$$F = 0.625(v)(W_m) = 462.5 \text{ kip}$$

高能量投射物力量[19,
Eq.5-1]

$$v = 185 \text{ ft/sec}$$

投射物速度

$$W_m = 4,000 \text{ lb}$$

投射物重量

$$LF = 1.1$$

10% 負載因子[5, Sec

9.1.1.3 與 9.2.1 Eq. 5 對極

端環境使用 1.0，此處保守

使用 1.1]

因此混凝土護箱外殼抵抗高能量投射物撞擊之剪力強度之安全係數為：

$$FS = \frac{\phi V_n}{V_u} = \frac{958.0}{508.8} = 1.88$$

經由以上計算，混凝土外殼具有抵抗高能量投射物撞擊之剪力強度。

C. 洪水

本節將驗證混凝土護箱在設計基準洪水意外下，抵抗傾倒的穩定性，並確保護箱的設計足以抵抗洪水所造成的應力，混凝土護箱重量將可以抵抗因洪水牽引而產生傾倒力量。分析時，假設混凝土護箱完全浸沒入穩態流場之中，透過工程流體力學公式，將可計算出護箱所承受之牽引力(F_D)。由於牽引力作用於護箱重心之水平方向，而護箱重量則是作用於重心之垂直方向，因此需比較牽引力以及重量作用於護箱底部之彎矩來決定護箱是否發生傾倒。

完全浸沒入水中之混凝土護箱重量為實際重量減去水中浮力。為保守評估起見，分析時假設護箱重量為空載重（即不含密封鋼筒）。根據 ACI 349-85 [5]的方法，將可以計算出混凝土護箱受到洪水牽引力而造成之應力狀態。為保守評估，僅考慮混凝土外殼結構部份。

中空混凝土護箱之體積為：

$$V_{cc} = \frac{\pi}{4}(D_o^2 - D_i^2)h = \frac{\pi}{4}(167.3^2 - 79.5^2)234.3 = 3,987,511 \text{ in}^3$$

其中：

$D_o = 167.3 \text{ in}$	混凝土護箱外直徑
$D_i = 79.5 \text{ in}$	混凝土護箱內直徑
$h = 234.3 \text{ in}$	混凝土護箱高度

浮力則相當於沒入水中的混凝土護箱所排出的水重(62.4 lb/ft^3)：

$$F_b = \frac{V_{cc}}{12^3} W_{h20} = \frac{3,987,511}{12^3} 62.4 = 143,993 \approx 144,000 \text{ lb (640,800 N)}$$

為保守評估洪水狀態下的傾倒作用，本重量為低估的混凝土護箱重量，與表 6.2.3.2-1 中實際的混凝土護箱重量不同。造成混凝土護箱發生傾倒的力量為牽引力彎矩以及護箱底部彎矩的加總。因此，對於一個空護箱而言，使其發生傾倒的最小力量為：

$$F_D = \frac{(W_{cc} - F_b)D_r}{h} = \frac{(370,000 - 144,000)167.3}{234.3} = 161,373 \text{ lb} \approx 161,400 \text{ lb} \\ (718,230 \text{ N})$$

其中：

$W_{cc} = 370,000 \text{ lb}$	空護箱重量
$D_r = 167.3 \text{ in}$	護箱基座直徑
$h = 234.3 \text{ in}$	護箱高度

造成混凝土護箱發生傾倒的水流速度(V)為：

$$V = \sqrt{\frac{2F_D}{C_D \rho A}} = \sqrt{\frac{2 \times 161,400}{0.7 \times 1.94 \times 272.2}} = 29.55 \text{ ft/sec (9 m/sec)}$$

其中：

$C_D = 0.7$	牽引係數 [20]
$\rho = 1.94 \text{ slugs/ft}^3$	水密度
$A = H \times D_o = 272.2 \text{ ft}^2$	投影區域
$H = 234.3 \text{ in}$	混凝土護箱高度
$D_o = 167.3 \text{ in}$	混凝土護箱外直徑

因此，洪水時之護箱抗傾倒之安全係數為：

$$FS = \frac{29.55}{15.0} = 1.97$$

在 $V=15$ ft/sec 水流速度情況下，假設護箱完全浸沒入水中且水流為穩態，對於一個剛性圓柱，則其水中牽引力(F_{D15})為：

$$F_{D15} = C_D \rho V^2 \left(\frac{A}{2} \right) = 0.7 \times 1.94 \times 15.0^2 \left(\frac{272.2}{2} \right) \approx 41,600 \text{ lb (185,120 N)} \quad [20]$$

其中：

$C_D = 0.7$	牽引係數 [20]
$\rho = 1.94 \text{ slugs/ft}^3$	水密度
$V = 15 \text{ ft/sec}$	水流速度
$A = H \times D_o = (167.3 \times 234.3)/144 = 272.2 \text{ ft}^2$	投影區域
$H = 234.3 \text{ in}$	混凝土護箱高度
$D_o = 167.3 \text{ in}$	混凝土護箱外直徑

混凝土受到牽引力所產生的應力為：

$$\begin{aligned} \sigma_{v \text{ outer}} &= M / S_{\text{outer}} = 11.5 \text{ psi (79.3 kPa)} & (\text{拉伸或壓縮}) \\ \sigma_{v \text{ inner}} &= M / S_{\text{inner}} = 6.0 \text{ psi (41.4 kPa)} & (\text{拉伸或壓縮}) \end{aligned}$$

其中：

$$\begin{aligned} D_o &= 167.3 \text{ in} \\ D_i &= 87.4 \text{ in} \\ h &= 234.3 \text{ in} \\ A &= \pi (D_o^2 - D_i^2) / 4 = 15,983 \text{ in}^2 \\ I &= \pi (D_o^4 - D_i^4) / 64 = 35.59 \times 10^6 \text{ in}^4 \\ S_{\text{outer}} &= 2I/D_o = 425,463 \text{ in}^3 \\ S_{\text{inner}} &= 2I/(D_i) = 814,416 \text{ in}^3 \\ w &= F_{D15}/h = 177.6 \text{ lb/in} \\ M &= w (h)^2 / 2 = 4.875 \times 10^6 \text{ in-lb} \end{aligned}$$

混凝土護箱的洪水牽引力之負載可由六.二.(六).4.(3).E 節中的混凝土護箱意外事故狀況下的負載組合涵蓋。

表 6.2.3.2-1 中貯存時的滿載混凝土護箱重量為 521,500 lbf；洪水中的混凝土護箱浮力 F_b 為 144,000 lb，混凝土護箱與基座間的摩擦係數假設為 0.35 [35]，故摩擦力為 $(521,500 - 144,000) \times 0.35 = 132,125$ lb。6.2.6.4.(3)C 節記載洪水對護箱的牽引力 $F_{D15} = 41,600$ lb；所以混凝土護箱摩擦力遠遠大於洪水對護箱的牽引力 ($132,125$ lb $\gg$ $41,600$ lb)，故洪水時混凝土護箱不會滑動。因為摩擦力已足以抵禦洪水對護箱的牽引力，所以固定樁不受力。

D. 地震

場址土壤結構互制評估

核二廠的建廠設計地震基準(DBE)為 0.4g 地震加速度，當 0.4g 的地震加速度由岩盤往貯存場址傳遞時，地震波經過岩盤與混凝土基座間的土壤影響，有放大地震加速度的可能。為確定貯存場址設施(混凝土基座與混凝土護箱)在場址發生設計地震基準(DBE)規模之地震時的地表地震加速度，必須執行土壤結構互制(soil-structure interaction, SSI)分析，以利後續評估裝填用過燃料之混凝土護箱在於混凝土基座上的地震行為。

核二乾貯現階段工作預計在一長條型(長 77.5 m $\times$ 寬 13.5 m $\times$ 厚 1.0 m)混凝土基座(concrete pad)上，以兩排混凝土護箱並列的方式，共設置 27 個混凝土護箱。每一個混凝土護箱位置的基座底下，皆有一支直徑 1.8 m、長 10.5 m~13.5 m 的混凝土樁連結岩盤與基座，以增進基座的穩定性。護箱的設置方式是先在混凝土基座上先佈滿空的混凝土護箱，再由傳送護箱載運密封鋼筒，傳送至混凝土護箱中。所以土壤結構互制分析時，為了涵蓋整個護箱設置的進度，進行 3 種狀況的評估，分別為 27 個裝填護箱(loaded cask)；14 個裝填護箱與 13 個空護箱；1 個裝填護箱與 26 個空護箱。每一種狀況皆以 3 種土壤特性評估，分別為最佳估算(best estimate, BE)土壤性質；下界限(lower bound, LB)土壤性質；上界限(upper bound, UB)。藉由以上各種參數的組合，經由 SASSI 程式的計算得到該參數組合下的所有護箱所在位置處的基座表面與各個護箱重心的地震加速度歷時。分析模型詳如附錄 6.2.A.5 節說明。

由附錄 6.2.A.5 節貯存場址之分析模型，以 SASSI 程式計算得土壤結構互制結果如表 6.2.6.4-11 所示。在護箱裝載中期(14 個裝填護箱與 13 個空護箱)與上界限(UB)條件下，有最大水平加速度 0.880 g，其相對應的垂直加速度為 0.474 g。表中所列各加速度為 BE、LB 與 UB 狀態下的整個基座模型中各方向最大加速度。

混凝土護箱穩定性分析

在本節中，透過有限元素軟體 LS-DYNA，對混凝土護箱在混凝土基座上之設計基準地震事件下之穩定性進行分析。當混凝土護箱在基座上完成混凝土澆注，並置入裝填燃料後的密封鋼筒，再以深入混凝土基座的 4 支直徑 152.4 mm (6 in) 鋼質固定樁(retaining bar)，將混凝土護箱限制在基座上的特定位置，避免護箱因地震而滑移。詳細之混凝土護箱在混凝土基座上的有限元素地震分析模型，請參考附錄 6.2.A.6 節說明。圖 6.2.A.6-1 中可清楚看出在基座上混凝土護箱底部周圍的 4 支固定樁；固定樁不是永久固定在基座上，而是活動式組件，亦即 4 支固定樁是安插於護箱旁基座上的 4 個孔，必要時可以移除，詳圖 6.2.A.6-2 至圖 6.2.A.6-4。所以在有限元素模型建構時，固定樁於基座固定孔中以間隙元素連結。

分析計算時，使用裝填燃料的混凝土護箱重量為 2,474 kN (556,169 lb)，此重量可以涵蓋表 6.2.3.2-1 中之混凝土護箱重量，也可得到 4 支固定樁較為保守的受力值。此外假設混凝土基座為剛體。混凝土護箱與基座間的摩擦係數假設為 0.7。於混凝土護箱的地震穩定性評估中，因為固定樁的設置使得混凝土護箱的滑移量顯得微不足道，因此評估的重點在於地震中護箱是否傾倒與固定樁的剪力強度評估。ASTM A36 固定樁的材料機械性質為 $E = 183.4 \text{ MPa}$ ($2.66 \times 10^7 \text{ psi}$)，柏松比 $\nu=0.31$ 。

對於固定樁的剪力負載評估，依據 ASME Section III-Appendix F 之 F1341.1[8] 規定，服役狀況(Service Level)D 的純剪負載情形下，元件截面的容許平均剪應力為 $0.42 S_u$ ，所以固定樁的剪力負載安全係數的計算為：

$$FS=0.42 S_u/(\text{固定樁剪力負載}/\text{固定樁截面積})$$

$$S_u = 399.91 \text{ MPa (58 ksi)} \quad \text{ASTM A36 } 65.5^\circ\text{C (150}^\circ\text{F)}$$

由表 6.2.6.4-11 可知，BE 與 UB 狀況之水平加速度值遠高於 LB 狀況下的水平加速度值，且在後續的護箱穩定性分析中，地震加速度加乘計算將使 BE、UB 與 LB 的垂直加速度趨於一致($0.78g$)，所以在於地震加速度的選用上，以表 6.2.6.4-11 之 BE 與 UB 狀況共 6 筆混凝土基座之土壤結構互制計算的基座表面地震加速度歷時曲線，作為混凝土護箱地震穩定性評估之地震加速度輸入資料。這些地震加速度足以涵蓋混凝土基座各位置的地震加速度值。評估時，表 6.2.6.4-12 中部份水平加速度大於 $0.78 g$ ，部份則小於 $0.78 g$ ，水平加速度若大於 $0.78 g$ 時，以實際評估所得進行後續地震評估，小於 $0.78 g$ 時則放大至 $0.78 g$ ；垂直加速度則皆小於 $0.78 g$ ，但後續之混凝土護箱地震評估則皆放大至 $0.78 g$ 進行評估，符合 ASCE-4 之垂直加速度值不可低於水平加速度值三分之二的規定與核二廠建廠廠址設計基準地震之要求。該 6 筆地震加速度歷時曲線的最大加速度值及其線性放大倍數值，皆已列於安全分析報告中表 6.2.6.4-12。

評估結果顯示，地震中護箱並未傾倒，地震過程中護箱最大傾斜角度為 2.8 度。表 6.2.6.4-12 中的 BE-Full 與 BE-Initial 數據計算，分別有最大的固定樁剪力與最大的混凝土護箱垂直位移量，其剪力與垂直位移相對於地震的時間關係如圖 6.2.6.4-5 與 6.2.6.4-6 所示。表 6.2.6.4-12 所列加速度，為表 6.2.6.4-11 中 BE 與 UB 狀態下，基座在各方向加速度歷時(acceleration time history)中的最大加速度值。圖 6.2.6.4-6 的混凝土護箱最大垂直位移 297.2 mm (11.7 in)造成護箱 4.0 度的傾斜量 ($167.3 \times \sin(4.0^\circ) = 11.7 \text{ in}$)，但仍不足以造成護箱傾倒；圖 6.2.6.4-5 的最大固定樁剪力為 2,768 kN (6.222E5 lb)，所以固定樁的剪力負載安全係數為

$$FS = 0.42 S_u / (\text{固定樁剪力負載} / \text{固定樁截面積})$$

$$= 0.42 \times 58E3 / (6.222E5 / (\pi \times 6^2 / 4)) = 1.1$$

因此，混凝土護箱將不會發生傾倒意外。此外，用以固定混凝土護箱之固定樁(retaining bar)分析結果滿足 ASME Section III-Appendix F 之設計要求。

混凝土護箱應力

對於滿載核燃料的混凝土護箱在地震時的結構分析上，考慮水平與垂直地震加速度各為 1.5g 與 1.0 g，以保守涵蓋前一小節的 0.88 g 與 0.78 g 的水平與垂直地震加速度。分析中保守忽略混凝土護箱中鋼質內襯的結構貢獻。對於混凝土護箱在於外部與內部混凝土護箱表面的最大壓應力的評估，保守考慮混凝土護箱固定在混凝土基座上。所以最大壓應力為

$$\begin{aligned} \sigma_{v \text{ outer}} &= \frac{M}{S_{\text{outer}}} + \frac{(1 + a_y) W_{\text{cask}}}{A} = \frac{9.23 \times 10^7}{425,463} + \frac{(2.0) \times 525,000}{15,983} \\ &= 283 \text{ psi (1,948.8 kPa)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{v \text{ inner}} &= \frac{M}{S_{\text{inner}}} + \frac{(1 + a_y) W_{\text{cask}}}{A} = \frac{9.23 \times 10^7}{814,323} + \frac{(2.0) \times 525,000}{15,983} \\ &= 179 \text{ psi (949.6 kPa)} \end{aligned}$$

其中：

$$a_x = 1.5 \text{ g 水平方向}$$

$$a_y = 1.0 \text{ g 垂直方向}$$

$$W_{\text{cask}} = 525,000 \text{ lb}$$

$$OD = 167.3 \text{ in}$$

$$ID = 87.4 \text{ in}$$

$$A = \pi (OD^2 - ID^2) / 4 = 15,983 \text{ in}^2$$

$$I = \pi (OD^4 - ID^4) / 64 = 35.59 \times 10^6 \text{ in}^4$$

$$S_{\text{outer}} = 2I/OD = 425,463 \text{ in}^3$$

$$S_{\text{inner}} = 2I/(ID) = 814,416 \text{ in}^3$$

$$w = (a_x \times W_{\text{cask}}) / 234.3 = 3,361 \text{ lb/in}$$

$$M = (w \times 234.3^2) / 2 = 9.23 \times 10^7 \text{ lb-in}$$

此混凝土護箱地震負載可被混凝土護箱組合負載所涵蓋，詳細評估詳六.二.(六).4.(3).E 節之混凝土護箱組合負載。

E. 混凝土護箱組合載重

第三章所描述之組合負載將用來評估混凝土護箱在意外事故下(負載情況 4、5、6 及 7)之應力狀態。表 6.2.6.4-6 到 6.2.6.4-8 為混凝土護箱在不同負載情況下之應力結果。混凝土容許壓應力(S_{con})為：

$$S_{\text{con}} = \phi f_c' = 2,590 \text{ psi (17.86 MPa)}$$

其中：

$$\phi = 0.7$$

混凝土抗壓強度縮減因子
[5]

$$f_c' = 3,700 \text{ psi}$$

350°F(176.7°C)混凝土抗壓
強度

由表 6.2.6.4-7，混凝土最大壓縮應力為 13,651.8 kPa (1,980 psi)，因此，在意外事故情況下混凝土壓應力之安全係數為：

$$FS = \frac{2,590}{1,980} = 1.31$$

由六.二.(六).4.(3). A 節混凝土護箱熱應力分析，混凝土最大張應力為(S_t)0.69 MPa (0.1 ksi)；根據文獻 [14]，混凝土最大容許強度為 8% 到 15% 之壓縮應力。因此，最大容許強度(S_{tc})為：

$$S_{tc} = 0.08 \times S_{con} = 0.08 \times 2,590 = 207 \text{ psi}$$

所以混凝土抗拉應力之安全係數為：

$$FS = \frac{S_{tc}}{S_t} = \frac{207}{100} = 2.07$$

F. 混凝土護箱傾倒

混凝土護箱的傾倒為一非機械因素造成(nonmechanistic)之假設性的意外事故，該分析用以作為安全評估的涵蓋分析。依分析結果，沒有任何設計基準上的意外事故會造成混凝土護箱傾倒。在功能上，傾倒之後的混凝土護箱並不會導致重大的不利影響，混凝土護箱、密封鋼筒、及提籃皆維持結構的完整性；屏蔽、幾何形狀、臨界控制以及密封狀態也維持了設計基準的要求。

當傾倒事件發生時，混凝土護箱以及滿載之密封鋼筒重心將在旋轉點之外。在此情況下，護箱以及密封鋼筒之位能將會轉換成動能並造成傾倒。透過 LS-DYNA 軟體針對混凝土護箱發生傾倒意外進行顯式非線性動態結構分析。六.二.A.3 節中有詳細之有限元素分析模型。

為確定混凝土護箱傾倒時，燃料提籃頂部及密封上蓋頂部所產生之加速度值，先以兩種基座幾何模型進行靈敏度分析，以評估混凝土基座尺寸大小對於護箱傾倒時的加速度影響。分析所採用之二種基座尺寸，寬度均為 9.14m (30 ft)，長度則分別為 9.14m (30 ft) 以及加長的 18.29m (60 ft)。

圖 6.2.6.4-3 與圖 6.2.6.4-4 分別為基座長度 9.14 m (30 ft) 以及 18.29 m (60 ft) 情況下，密封鋼筒與燃料提籃之加速度歷時。分析所得的加速度曲線以 200 Hz 的截斷頻率進行濾波後，得到下表所列之最大加速度值：

位置	距混凝土護箱基座距離 (mm)	加速度 (g) 標準混凝土基座	加速度 (g) 加長混凝土基座
燃料提籃頂部	4,514	26.4	26.6
密封鋼筒密封上蓋頂部	5,019	29.5	29.6

利用二維之有限元素提籃模型，可計算出燃料提籃的模態頻率。表 6.2.6.4-9 列出了 0 度與 45 度提籃方向之第一模態頻率。動態載重因子可以根據文獻[22]的方式計算得到，其以單自由度系統受到三角形脈衝負載之反應計算得到。密封鋼筒頂部與提籃頂部之動態載重因子以及最大加速度則列於表 6.2.6.4-10 中。由結果顯示，即便大幅增加 100%之基座之長度，但最大加速度值差異僅在 1%以下。因此，改變基座的長度將不致於使最大加速度產生明顯變化。在於混凝土護箱傾倒時的密封鋼筒與燃料提籃的分析中，分別以 40 g 加速度涵蓋表 6.2.6.4-10 中密封上蓋頂部的 29.6 g；以 35 g 加速度涵蓋表 6.2.6.4-10 中燃料提籃頂部的 28.5 g。

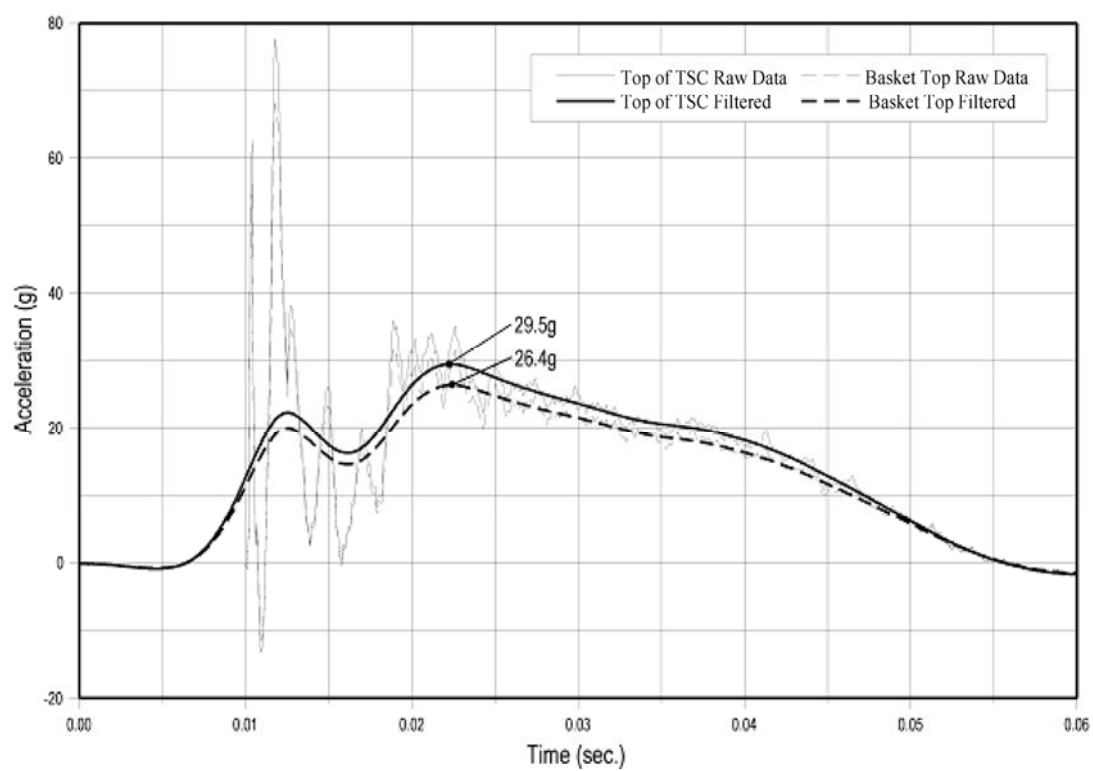


圖 6.2.6.4-3 混凝土護箱在傾倒狀態下之加速度歷時 - 標準 9.14 m 基座

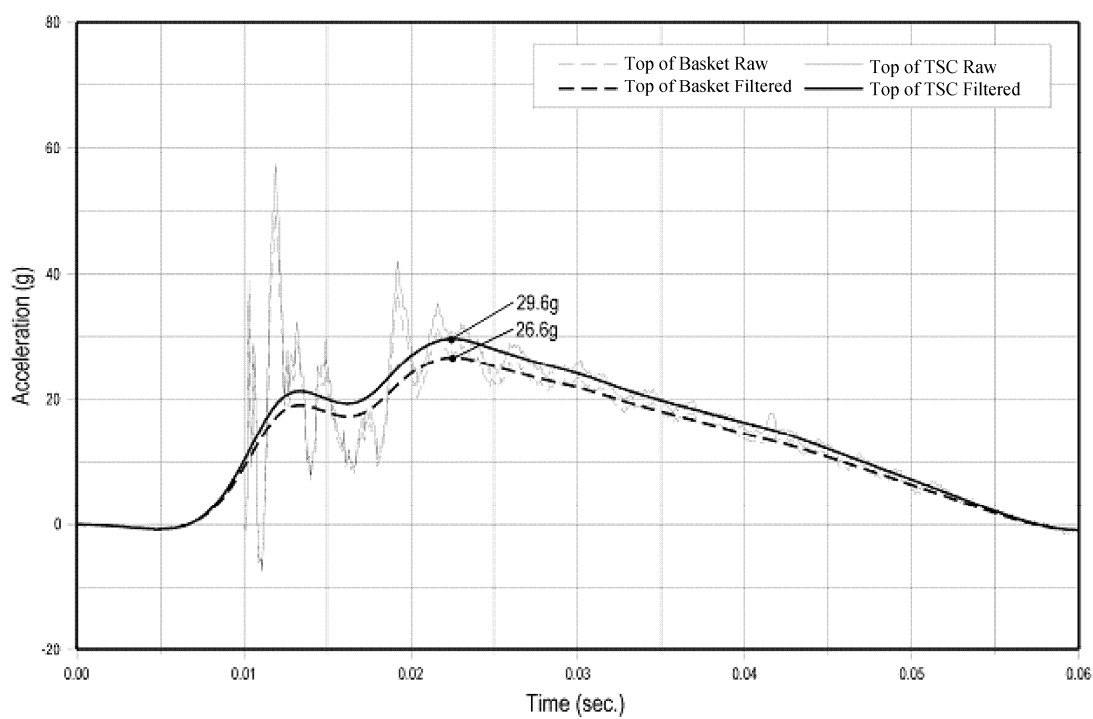


圖 6.2.6.4-4 混凝土護箱在傾倒狀態下之加速度歷時 - 18.29 m 基座

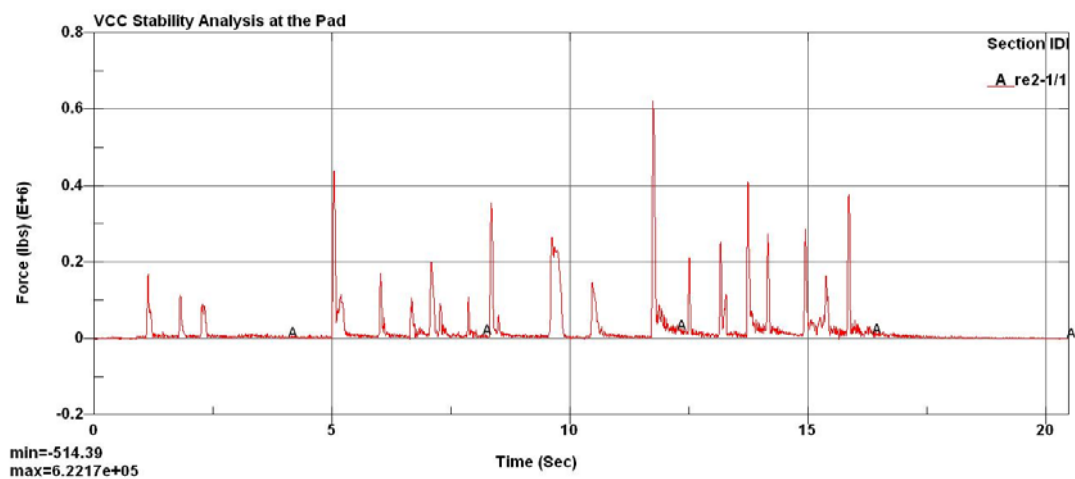


圖 6.2.6.4-5 固定樁最大剪力與時間關係

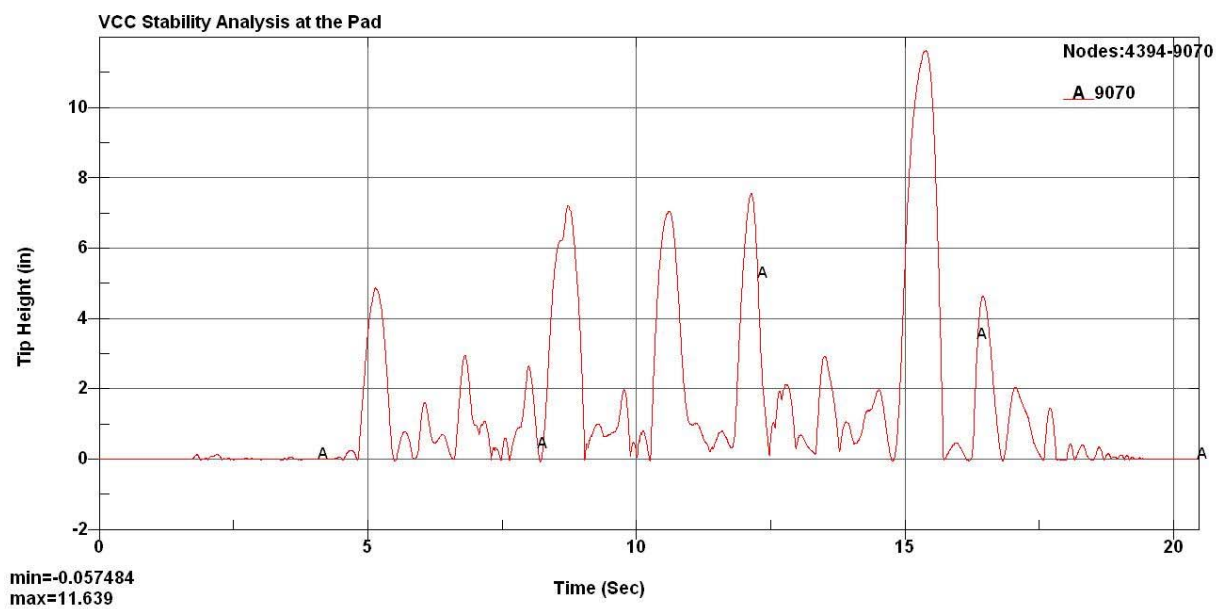


圖 6.2.6.4-6 混凝土護箱最大垂直位移與時間關係

表 6.2.6.4-6 混凝土護箱垂直應力摘要-外表面 (kPa)

狀況	呆載重	活載重	風	熱	地震	洪水	颱風	加總
4	-186.2	-103.4	0	0	0	0	0	-289.6
5	-186.2	-103.4	0	0	-1,951.3	0	0	-2,240.9
6	-186.2	-103.4	0	0	0	-82.7	0	-372.3
7	-186.2	-103.4	0	0	0	0	-117.2	-406.8

表 6.2.6.4-7 混凝土護箱垂直應力摘要-內表面 (kPa)

狀況	呆載重	活載重	風	熱	地震	洪水	颱風	加總
4	-186.2	-103.4	0	-12,280	0	0	0	-12,569.6
5	-186.2	-103.4	0	-12,128	-1,234.2	0	0	-13,651.8
6	-186.2	-103.4	0	-12,128	0	-41.4	0	-12,611.0
7	-186.2	-103.4	0	-12,128	0	0	-62.1	-12,631.7

表 6.2.6.4-8 混凝土護箱圓周向應力摘要-內表面 (kPa)

狀況	呆載重	活載重	風	熱	地震	洪水	颱風	加總
4	0	0	0	-2,000.0	0	0	0	-2,000.0
5	0	0	0	-1,958.2	0	0	0	-1,958.2
6	0	0	0	-1,958.2	0	0	0	-1,958.2
7	0	0	0	-1,958.2	0	0	0	-1,958.2

表 6.2.6.4-9 燃料提籃在混凝土護箱傾倒狀態下之頻率

燃料提籃角度	頻率 (F), Hz
BWR-0°	140
BWR-45°	39

表 6.2.6.4-10 混凝土護箱在傾倒狀態下之動態負載因子與放大加速度

燃料提籃 角度	密封上蓋頂部			燃料提籃頂部		
	基準加速 度, g	DLF	放大的加 速度, g	基準加速 度, g	DLF	放大的加 速度, g
BWR-0°	29.6	1.0	29.6	26.6	1.02	27.1
BWR-45°	29.6	1.0	29.6	26.6	1.07	28.5

表 6.2.6.4-11 考慮土壤結構互制因素後之混凝土基座最大地震加速度值

狀況	裝填 1 護箱 (未裝填 26 護箱)			裝填 14 護箱 (未裝填 13 護箱)			裝填 27 護箱		
	BE	LB	UB	BE	LB	UB	BE	LB	UB
基座 X(水平)	0.627	0.520	0.862	0.632	0.533	0.862	0.636	0.527	0.851
基座 Y(水平)	0.625	0.471	0.722	0.631	0.483	0.880	0.627	0.501	0.871
基座 Z(垂直)	0.455	0.485	0.429	0.497	0.487	0.474	0.496	0.495	0.484

註：表中所列之各方向最大加速度值，不一定發生於同一位置

表 6.2.6.4-12 混凝土護箱穩定性分析採用之地震輸入值及分析結果

	UB-Full	UB-Initial	UB-Inter	BE-Full	BE-Initial	BE - Inter
A_x (g)	0.839	0.862	0.851	0.635	0.627	0.631
A_y (g)	0.871	0.722	0.88	0.627	0.625	0.631
A_z (g)	0.434	0.429	0.434	0.496	0.455	0.497
R_{xy} (g)	1.21	1.124	1.224	0.893	0.886	0.893
SF_x	1.0	1.0	1.0	1.228	1.244	1.236
SF_y	1.0	1.08	1.0	1.244	1.248	1.236
SF_z	1.797	1.818	1.797	1.592	1.714	1.569
Tip Height H (in)	4.8	5.5	3.9	11.7	9.6	5.9
Tip Angle Φ (deg)	1.6	1.9	1.4	4.0	3.3	2.0
Max. Shear Force in Pole (lbs)	3.785E5	3.342E5	3.037E5	5.679E5	5.619E5	6.222E5
Factor of Safety	1.8	2.1	2.3	1.2	1.2	1.1

A_x, A_y, A_z = X, Y 與 Z 各別方向之加速度

R_{xy} = X 與 Y 方向加速度之合成

SF_x, SF_y, SF_z = 小於 0.78 g 之各方向加速度趨近 0.78 g 之放大因子

Full: 表示混凝土基座排列 27 個裝填燃料之混凝土護箱

Initial: 表示混凝土基座排列 1 個裝填燃料之混凝土護箱與 26 個空混凝土護箱

Inter: 表示混凝土基座排列 14 個裝填燃料之混凝土護箱與 13 個空混凝土護箱

本表所列加速度為表 6.2.6.4-11 中 BE 與 UB 狀態下，在基座最大加速度發生的位置，該位置各方向之加速度值

(4) 傳送護箱傾倒意外事故

核二廠用過燃料乾式貯存之運貯作業中，是以多軸油壓板車搭載裝填用過燃料的傳送護箱，再運送至貯存場址。運送中的傳送護箱配備防撞緩衝器 (Impact Limiter) 以減緩運送中的傳送護箱因傾倒意外事故對密封鋼筒的衝擊。本節說明含防撞緩衝器之傳送護箱安置於多軸油壓板車上，假設發生傳送護箱因傾倒撞擊地面後，檢核防撞緩衝器是否確實發揮吸收撞擊能量的功用，以及密封鋼筒無顯著變形並維持完整密封功能。傳送護箱傾倒為一假想狀況，但是基於深度防禦原則，仍進行此一保守且假設性的分析。經由分析結果顯示，在此一假想傾倒事件下，傳送護箱應力強度滿足 ASME Section III, Division 1-Appendix F, Subsection F1341.2 之設計準則。

如圖 6.2.6.4-7 所示為傳送護箱傾倒之示意圖，由於傳送護箱傾倒意外事故具有幾何外形及邊界條件對稱之特性，因此進行半對稱的傳送護箱有限元素分析模型進行結構分析。利用 LS-DYNA 建構分析模型，詳如附錄 6.2.A.7 節。有限元素分析模型主要包括了傳送護箱、密封鋼筒、燃料提籃、燃料棒及防撞緩衝器等部件。透過有限元素模型可以得到以下參數：

質量： $M = 284.2 \text{ lb-sec}^2/\text{in}$

屏蔽門上表面至重心距離： $h_{cg} = 94.5 \text{ in}$

質點 X 軸轉動慣量： $I_{cg} = 1.1928E6 \text{ lb-in-sec}^2$

旋轉軸至初始傾倒重心之水平距離： $d_p = 40.85 \text{ in}$

假設傳送護箱在油壓板車上由靜止狀態開始發生重力傾倒，則發生初始傾倒重心高度 h_a 為：

$$h_a = \sqrt{h_{cg}^2 + d_p^2} = \sqrt{94.5^2 + 40.85^2} = 102.95 \text{ in (2,614.9 mm)}$$

因此，傳送護箱傾倒時質心高度距離的改變量 h 為 1.47 m (58.03 in)，而以傳送護箱底部為轉軸的轉動慣量為：

$$I_o = I_{cg}^2 + mh_a^2 = 1.1928E6^2 + 284.2(102.95^2) = 4.2047E6 \text{ lb-in-sec}^2$$

根據能量守恆公式，撞擊角速度為：

$$\omega = \sqrt{\frac{2mgh}{I_o}} = \sqrt{\frac{2 \times 284.2 \times 386.4 \times 58.03}{4.2047E6}} = 1.74 \text{ rad/sec}$$

在數值計算上，將以 1.75 rad/sec 之角速度進行傳送護箱傾倒之有限元素分析。

傳送護箱實際運轉溫度為 0°C (32°F) 至 41.1°C (106°F)。然而在此傾倒分析中，本報告考慮四種特殊分析狀況，分別為：

狀況 1：環境溫度為 -28.9°C (-20°F)。

狀況 2：環境溫度為 60°C (140°F)。

狀況 3：環境溫度為 -28.9°C (-20°F) 以及增加 15% 防撞緩衝器泡棉潰縮強度。

狀況 4：環境溫度為 60°C (140°F) 以及減少 15% 防撞緩衝器泡棉潰縮強度。

藉由以上各狀況分析，透過 LS-DYNA 程式可計算得到傳送護箱在各極端溫度下發生傾倒時之加速度以及最大應力強度，而經由 ASME Section III-Appendix F, Subsection F-1341.2，在此意外事件下傳送護箱之主薄膜應力加彎矩應力需滿足 0.9 倍抗拉強度之要求。

透過有限元素軟體 LS-DYNA，分析各狀況之加速度、最大應力強度以及安全係數列於表 6.2.6.4-13 中。在此傾倒事件下，傳送護箱之最大加速度值為 25.7g（發生於狀況 3）；防撞緩衝器最大潰縮深度以及潰縮應變發生在狀況 4，其值分別為 373.4 mm (14.7 in) 以及 73.5%，而吊耳軸與撞擊面之最小剩餘間距為 7.6 mm (0.3 in)（發生於狀況 4）；在狀況 2 時，傳送護箱頂部環上緣有最大應力強度 229.80 MPa (33,328 psi)。在於傳送護箱傾倒意外事故中，最小的安全係數為 1.89，發生於狀況 2 時。

圖 6.2.6.4-8 至 6.2.6.4-10 為最小安全係數條件下（狀況 3）傳送護箱頂部之加速度歷時圖、防撞緩衝器潰縮深度歷時圖以及吊耳軸與撞擊面之間距歷時圖。由表 6.2.6.4-13 所列安全係數結果可知傳送護箱在傾倒事件下之應力結果皆能滿足 ASME Section III-Appendix F, Subsection F-1341.2 之規定。此外，由於傳送護箱發生傾倒時之最大速度為 25.7g，該值小於六.二.(六).4.(1).B 節中混凝土護箱傾倒意外事故下伴隨密封鋼筒之 29.6g 加速度，因此傳送護箱傾倒所造成的密封鋼筒各部元件應力值可被混凝土護箱傾倒意外事故下的密封鋼筒分析所涵蓋，該分析已在六.二.(六).4.(1).B 中證實密封鋼筒與燃料提籃皆符合 ASME Section III, Subsection NB 與 NG 規定。

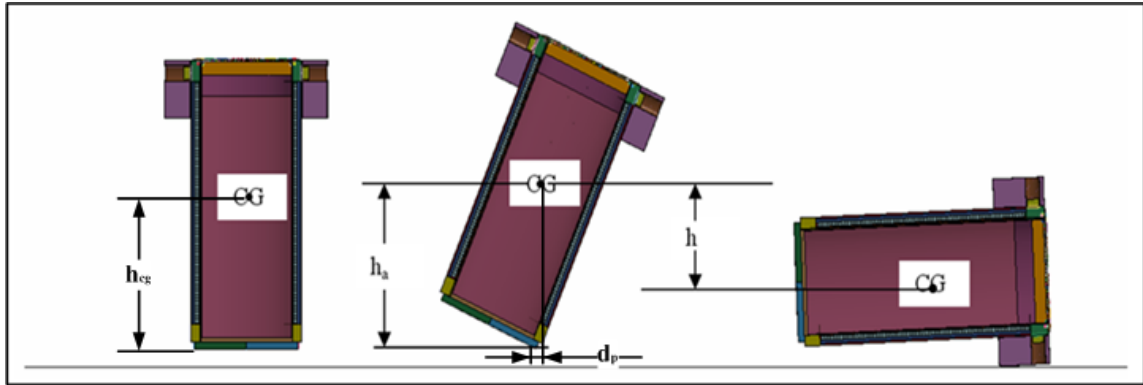


圖 6.2.6.4-7 傳送護箱傾倒示意圖

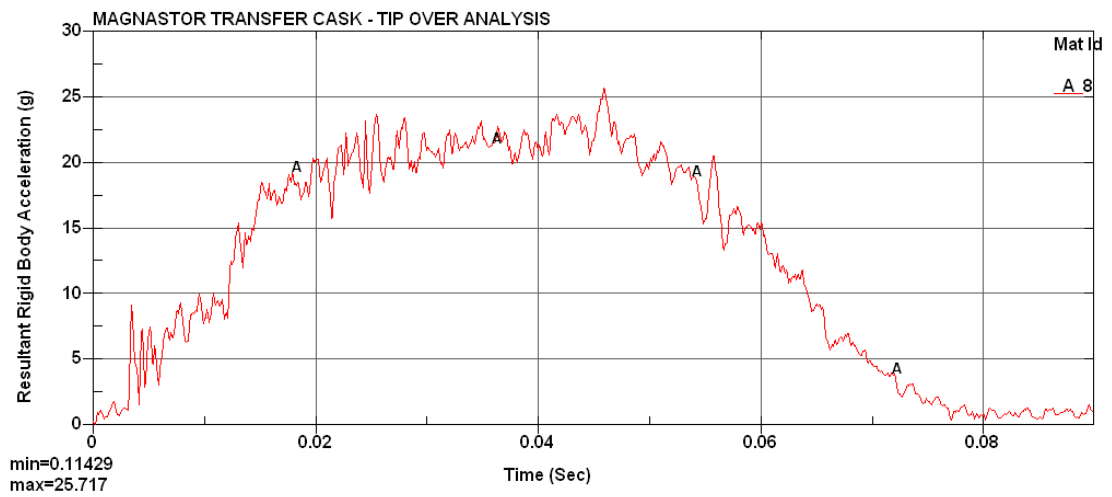


圖 6.2.6.4-8 狀況 3 之傳送護箱頂部環上緣處之加速度歷時

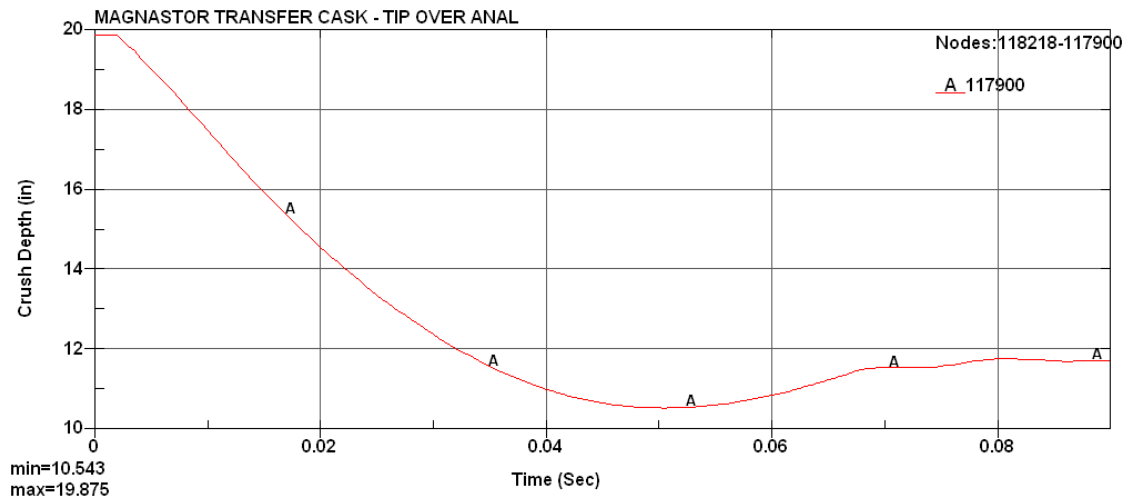


圖 6.2.6.4-9 狀況 3 之傳送護箱防撞緩衝器潰縮深度歷時

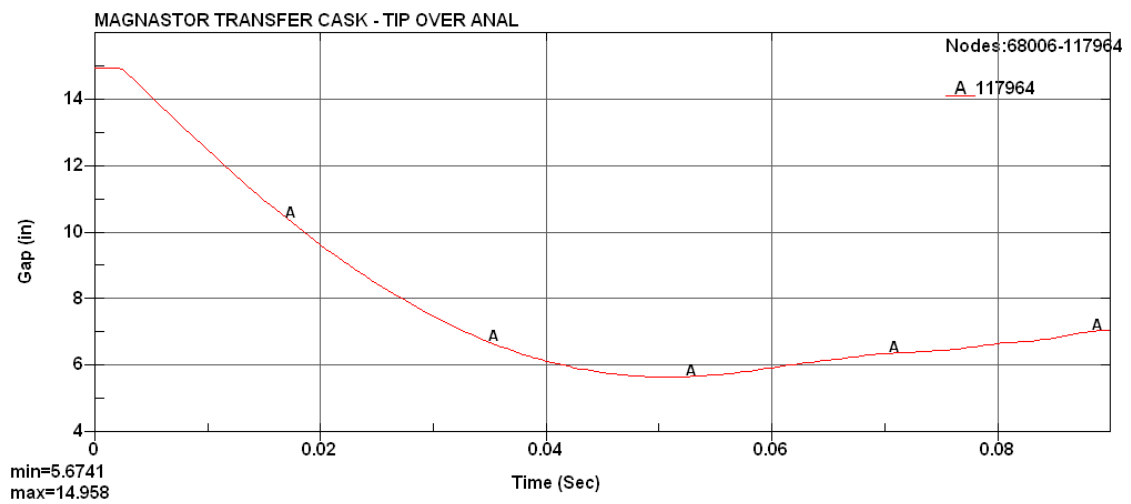


圖 6.2.6.4-10 狀況 3 之傳送護箱吊耳軸與撞擊面之間距歷時

表 6.2.6.4-13 傳送護箱傾倒意外之分析結果

狀況	條件	加速度 結果 (g)	潰縮 深度 (mm)	潰縮 應變 (%)	吊耳軸與 撞擊面之 間距(mm)	最大應力 強度 $S_{\max}$ (MPa)	# 安全係數 $0.9S_u / S_{\max}$
1	-28.9°C (-20°F)	24.2	256.5	50.5	124.5	188.70	2.30
2	60°C (140°F)	17.1	342.9	67.5	40.6	229.80	1.89
3	-28.9°C (-20°F) 以及增加 15% 防撞緩衝器泡 棉潰縮強度	25.7	236.2	46.5	144.8	191.21	2.27
4	60°C (140°F) 以及減少 15% 防撞緩衝器泡 棉潰縮強度	21.9	373.4	73.5	7.6	228.68	1.90

S_u 為 148.89°C (300°F) 下 ASTM A588 之抗拉強度 (482.64 MPa, 70,000 psi)

5. 燃料棒

用過核子燃料運貯過程中，因為吊運及可能的異常或意外事故造成燃料棒軸向或側向受力，而引發燃料棒結構完整性的顧慮。本章節的目的即在說明本系統的燃料棒於貯存狀態的評估。原 MAGNASTOR 系統適合 BWR 與 PWR 用過核子燃料的乾式貯存，但評估中因為 PWR 燃料棒的各項條件皆較 BWR 燃料棒保守，故以 PWR 燃料棒的分析計算結果來涵蓋 BWR 燃料棒的貯存狀況。

(1) 燃料棒挫屈分析

BWR 燃料棒挫屈分析乃基於以下 BWR 燃料棒的取樣資料。

燃料束	護套直徑 mm (in)	護套厚度 mm (in)
GE 7x7	14.30 (0.563)	0.81 (0.032)
GE 8x8-2	12.27 (0.483)	0.81 (0.032)
GE 8x8-4	12.29 (0.484)	0.81 (0.032)
GE 9x9-2	11.20 (0.441)	0.71 (0.028)
GE 10x10-2	9.60 (0.378)	0.61 (0.024)

BWR 燃料的側向支撐位置為：0.00 mm(0.00 in)、48.28 mm(22.88 in)、1,092.96 mm (43.03 in)、1,604.77 mm(63.18 in)、2,116.58 mm(83.33 in)、2,628.39mm (103.48 in)、3,106.42 mm(122.3 in)、3,644.39 mm(143.78 in)、與 4,150.87 mm(163.42 in)。

考慮上表中具有最大細長比(slenderness ratio)之 GE 10x10-2 燃料棒。考慮高燃耗燃料棒，護套厚度縮減 125 μ m (0.0049 in)。無側向支撐的燃料棒長度(L)與護套斷面旋轉半徑(r)的最大比值(細長比(slenderness ratio, L/r))為：

$$L/r = \frac{22.88}{0.5 \times \sqrt{((0.378 - 2 \times 0.0049)/2)^2 + (0.330/2)^2}} = 185$$

評估時保守考慮細長比較大的 PWR 燃料棒作為評估對象，以涵蓋以上 BWR 燃料棒的挫屈評估。考慮高燃耗護套厚度縮減 120 μ m (0.0047 in)。其無側向支撐的燃料棒長度(L)與護套斷面旋轉半徑(r)的最大比值為：

$$L/r = \frac{33}{0.5 \times \sqrt{((0.360 - 2 \times 0.0047)/2)^2 + (0.318/2)^2}} = 279$$

燃料棒款式	護套直徑 mm (in)	護套厚度 mm (in)	燃料棒節距 mm (in)	燃料束與燃料方 管壁間隙 mm (in)
We 17×17	9.14 (0.360)	0.53 (0.021)	12.60 (0.496)	14.33 (0.564)

由上表知一筆直 PWR 燃料束的外側燃料棒與 MAGNASTOR 燃料提籃中燃料方管的最大間隙為 31.24 mm (1.23 in)。評估時假設一原本彎曲 13.97 mm (0.55 in) 的燃料束，其容許在整個 31.24 mm (1.23 in) 的間隙中再彎曲 17.27 mm (0.68 in)。一具有 13.97 mm 彎曲位移的 PWR 17x17 燃料束(如前表，其間距小於 14.33 mm (0.564 in))。分析時使用一個半對稱的 ANSYS 分析模型以分析燃料束中的一行燃料棒(圖 6.2.6.5-1)，並在燃料束中製作一 13.97 mm 的彎曲位移，模型中的護套管以殼元素(shell element)模擬，在燃料束的格架位置則以方塊元素(brick element)維持燃料棒的間距，旁邊的燃料方管則模擬成方塊元素以限制燃料束的側向位移。ANSYS 分析模型中的各種燃料棒底部皆以簡單支撐的形式模擬。在最接近燃料棒軸向長度中心處的格架施加 13.97 mm 側向位移在 ANSYS 模型上，這分析的目的是提供護套變形後的座標給 LS-DYNA 分析使用。

LS-DYNA 分析模型，所有模型中都有 13.97 mm 的燃料棒側向彎曲位移，這些分析項目涵蓋 PWR 燃料棒斷面彎矩的範圍與燃料束底部的格架間距，整理如下表。

項目	燃料束	最小格架跨距 mm (in)	加速度
1	17×17	1,524 (60*)	45g
2	17×17	838.2 (33)	45g

*1,524 mm (60 in)為燃料束底部遺失兩組燃料格架時的最小格架跨距。

所有分析項目中，考慮護套管厚度因氧化層縮減 120 μ m (0.0047 in)。ANSYS 分析模型中使用彈性材料性質，LS-DYNA 分析模型則使用雙線性材料性質(bilinear properties)。分析模型中的所有節點皆具有一個 3.45 m/s (136 in/s) 的向下速度。減速度時間歷時則施加於燃料方管中所有方塊元素的節點上。燃料方管的側牆限制燃料棒的側向位移，也擴大了燃料棒撞擊燃料方管內壁對燃料棒的影響。處理每一分析的結果後確認護套外殼的最大剪應力，由 LS-DYNA 計算所得的最大剪應力的兩倍就是護套最大應力強度(maximum stress intensity)。下表表示以上分析項目的最大應力值。

項目	最大應力強度 MPa (ksi)	對於降伏強度的安全餘裕
1	289.11 (41.9)	1.86
2	239.43 (34.7)	2.25

以上項目 1，以最小的燃料棒護套截面積並且燃料格架相距 1,524 mm (60-in) 間距的條件下的計算結果可以涵蓋其他的項目。結果顯示此條件下的所有護套應力值皆小於護套材料降伏強度。結果確認高燃耗的 PWR 燃料棒在底部受 45g 加速度衝擊負載時，在燃料束底部至底部第一個燃料格架的最大距離 1,524 mm 的條件下，仍可保有燃料棒結構的完整性。因為 PWR 燃料棒的 L/r 的比值大於 BWR，所以 PWR 燃料棒的計算結果可以涵蓋 BWR 燃料棒。

Overall Plot of PWR Model

Model without the
Fuel Clad

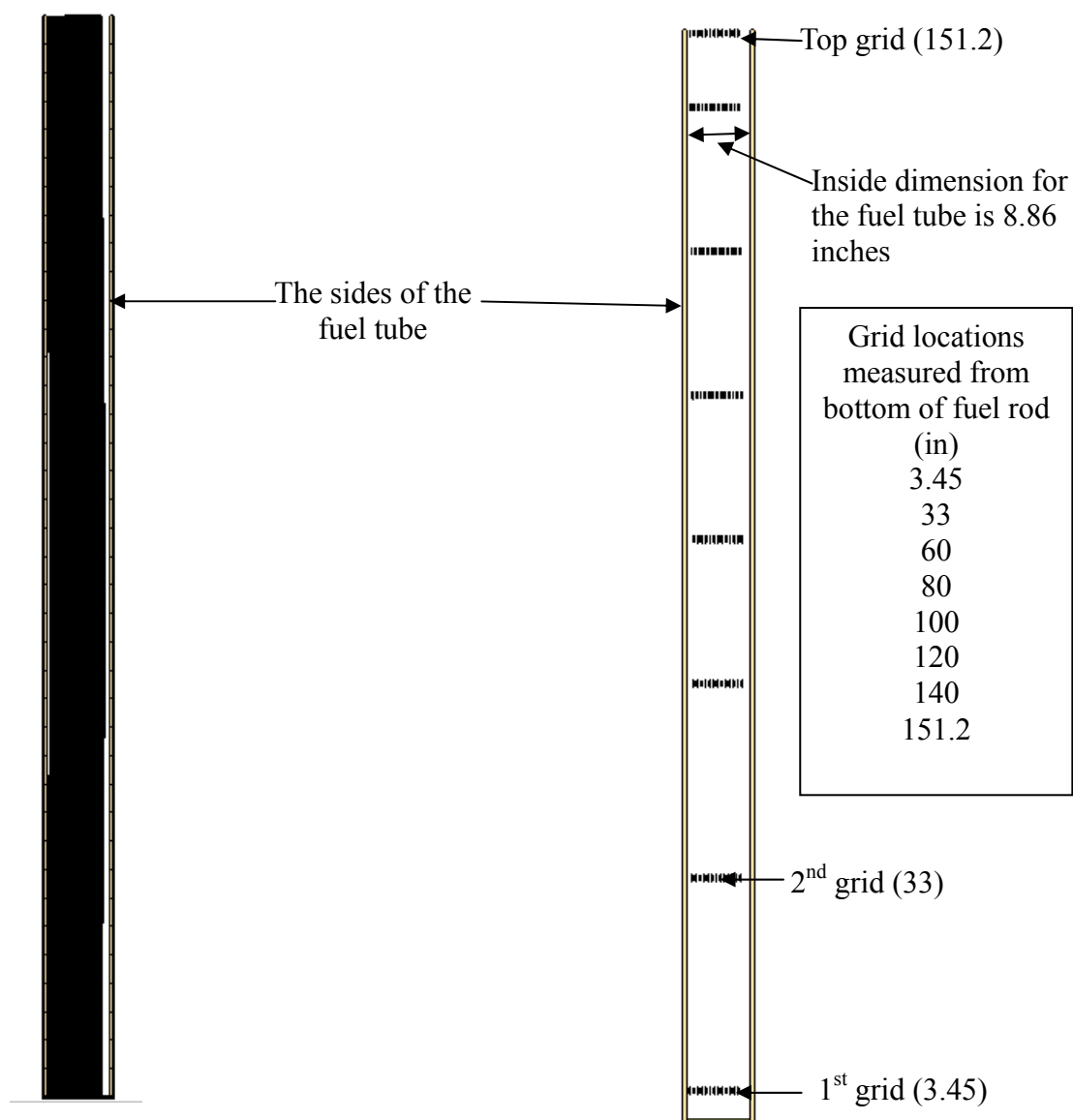


圖 6.2.6.5-1 PWR 燃料束全模型

(2) 燃料棒之熱評估

本系統依據 ISG-11, Rev. 3 規定，限制正常貯存狀態下的護套溫度必須 $\leq 400^{\circ}\text{C}$ (750°F)，預期在低於此溫度的惰性氣體環境下，不會發生鋁合金護套材料劣化。

短時間的異常狀態與意外事故下的燃料護套溫度限制在 570°C ($1,058^{\circ}\text{F}$)以下，參見第 4 章中以證實所有貯存狀況下的最大燃料護套溫度皆低於此一限值。

(3) 側邊墜落分析

燃料提籃側邊墜落的評估是沿著燃料提籃長度方向均勻施加 60g 的側向負載，此負載明顯涵蓋六.二.(六).4 節中混凝土護箱傾倒時，由護箱旋轉點接近零的加速度到提籃頂部的最大加速度 26.6g。使用 1,524 mm (60 in) 燃料棒長度的分析模型，以涵蓋所有燃料款式與無燃料格架支撐的燃料狀態。在於側邊墜落中，燃料棒的最大撓度是燃料束中的燃料棒間距，且 PWR 燃料棒較 BWR 燃料棒容易側向撓曲，故以 PWR 燃料棒的評估來涵蓋 BWR 燃料棒的側向撓曲。假設燃料束為 17x 17 排列，最大的燃料棒變形量(包含 120 μm 的氧化層)為：

$$(17-1) \times (0.496 - 0.36 + 2 \times 120 \times 10^{-3} \times 39.37) = 2.33 \text{ in}$$

評估三種燃料棒的側邊墜落負載，其側邊墜落負載代表應力模數 Z(彎矩(M)與斷面模數(S)的比值， $Z = M / S$ ，其中斷面模數(S)為斷面慣性矩對於最大應力處與中性軸距離的比值)與最大跨距(span) 的極限，如下表所示：

燃料棒款式	燃料棒直徑 mm (in)	護套厚度 mm (in)	應力模數 Z $\text{mm}^3 (\text{in}^3, 10^{-3})$	跨距 mm (in)
CE14×14	11.18 (0.440)	0.79 (0.031)	52.11 (3.18)	426.72 (16.8)
WE15×15	10.59 (0.417)	0.61 (0.024)	36.05 (2.20)	665.48 (26.2)
WE17×17	9.14 (0.360)	0.52 (0.0205)	21.79 (1.33)	523.24 (20.6)

以 ANSYS 計算側向負載的靜態分析，分析模式如圖 6.2.6.5-2 所示。以樑元素 (beam element)模擬燃料棒，並且計入燃料護套外徑 120 μm 氧化層的厚度縮減。樑元素材料採用鋁合金護套的密度(0.237 lb/in³)與燃料丸的密度(0.396 lb/in³)。分析模式中的側邊拘束表示燃料棒格架的位置，由燃料棒底端到第一個格架的位置距離為 1,524 mm (60 in)。分析結果証實燃料棒的側向位移為 59.20 mm (2.33 in)，

此結果為燃料棒相鄰格架支撐跨距 1,524 mm (60 in) 的計算結果，因此跨距間延著燃料棒的無支撐的位置已不具意義，不同燃料棒款式相鄰格架的跨距如前表所示。

在於側向墜落計算結果中顯示，最大的燃料棒位移量為 59.20 mm (2.33 in)，以 ANSYS 程式中的 CONTAC52 接觸元素建構於燃料棒的各個節點上，設定燃料棒上的最大節點位移為 59.20 mm (2.33 in)，設定 CONTAC52 的間隙勁度為 1.75×10^6 N/mm (106 lb/in)，此表示燃料提籃對於燃料棒位移的阻力。考慮燃料棒的側向彎曲勁度很小於提籃勁度，因為不論這勁度大或小，其對於燃料棒最大應力不會有影響，燃料棒的最大應力表示於下表，容許應力為燃料護套在 400 °C (752 °F) 時的降伏強度 480.24 MPa (69.6 ksi)。

燃料棒款式	最大應力值 MPa (ksi)	對於降伏強度 的安全餘裕
CE14×14	255.99 (37.1)	+0.88
WE15×15	331.89 (48.1)	+0.45
WE17×17	319.47 (46.3)	+0.50

分析證實經高燃耗的 PWR 燃料棒在於 60g 的側邊墜落情況下，仍可保有結構完整性，此分析可涵蓋傾倒意外狀況下的燃料棒受力情況。

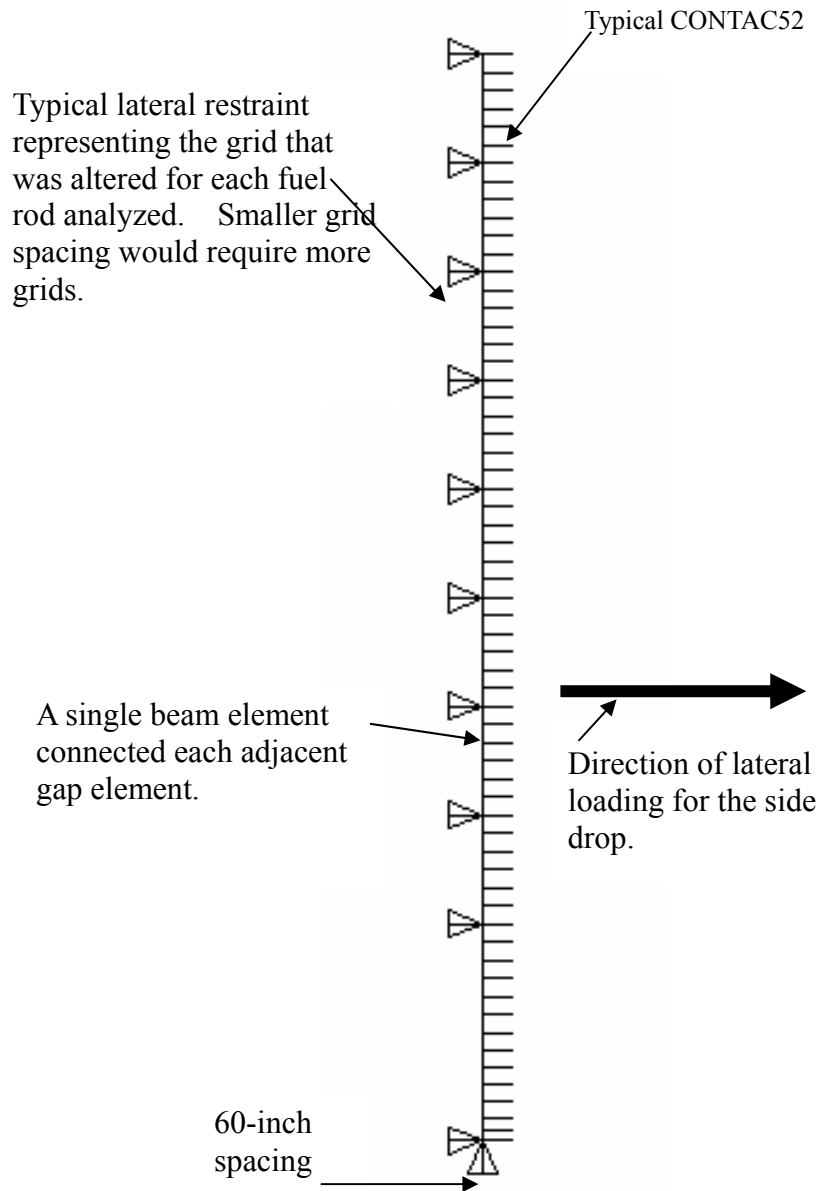
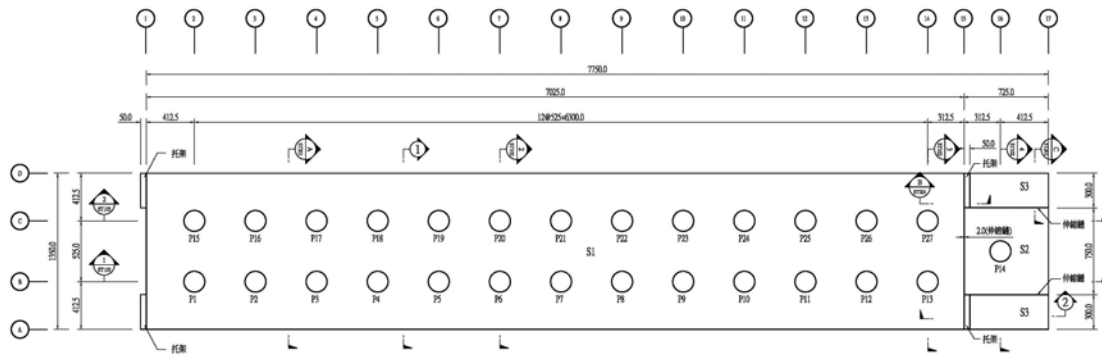


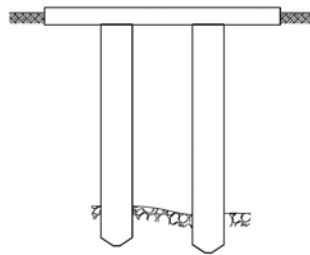
圖 6.2.6.5-2 高燃耗 PWR 燃料棒之 ANSYS 分析模型

6. 混凝土基座結構評估

本節描述了核二乾式貯存場的混凝土基座結構評估。混凝土基座位於核二廠內，作為用過核子燃料乾式貯存設施；混凝土基座長 77.5m，寬 13.5m，基座下方以基樁承載其垂直載重及地震力，混凝土基座設計如下圖所示。



結構平面圖



結構立面圖

(1) 法規依據

混凝土基座結構設計是依據 ACI 349 [5]、建築技術規則及基礎構造等相關法規進行設計，並符合 10 CFR 72 [1]之要求。

(2) 材料規格

● 混凝土

混凝土強度為 $f'_c=280 \text{ kgf/cm}^2$ (4,000 psi)，粗細骨材、水、摻料與配比等條件，接符合 ACI、ASTM 或 CNS 等規定。

● 鋼筋

使用之 6 號鋼筋以上的鋼筋強度採用 $f_y=4,200 \text{ kgf/cm}^2$ (包含 #6)，5 號鋼筋以下的鋼筋強度採用 $f_y=2,800 \text{ kgf/cm}^2$ (包含 #5)。

(3) 設計方法

核二乾式貯存場的混凝土基座結構是採用極限強度設計法，其原理是將線性結構受各項基本載重(如自重、活載重、地震力、風載重等)乘上載重因子(Load factor)當成設計載重，其相關載重組合如下所述：

A. 呆載重

項目	重量(kgf)	數量	總重(tf)
混凝土基座 (70.25m×13.5m×1m+7.25m×7.5m×1m)	2,40,700	1	2,407
貯存護箱負載 (混凝土護箱+密封鋼筒+提籃+燃料)	237,000	27	6,399
天車(Gantry)自重	234,000		234
			總重(tf)
			9,040

B. 活載重

項目	重量(tf)
密封鋼筒(含燃料)	46.76
傳送護箱	49.03
天車吊載重量	95.79

除了考慮以上的活載重之外，再考慮混凝土基座上有 $W_L = 500 \text{ kgf/m}^2$ 的均佈活載重。

C. 地震力

依據土壤結構互制分析(SSI)結果，混凝土基座表面水平最大地表加速度為 0.88g，大於合約最小之最大地表加速度不得小於 0.78g 之規定,故使用 0.88g 作為設計值。

評估輸入混凝土基座之總水平力,依實際結構行為可分為下列水平力之總和,即 $V_h = V_{h1} + V_{h2}$

(1) $V_{h1} = 0.88W_1$, W_1 為混凝土基座(77.5m × 13.5m × 1m)+天車(Gantry)之重量

(2) $V_{h2} = 0.5W_2$, 其中 0.5 為貯存護箱底座與混凝土基座表面之摩擦係數, W_2 為 27 個貯存護箱之總重量

(4) 結構分析

A. 水平地盤反力係數

依現地鑽探報告提供數值表列如下，其中標準貫入試驗(Standard

Penetration Test, 簡稱 SPT)是以 140 lbf (63.5 kgf)的夯錘，以 30 in (76.2 cm) 的落距，夯擊劈管取樣器入土 12 in 時，所需的打撃次數即為 SPT 的 N 值。

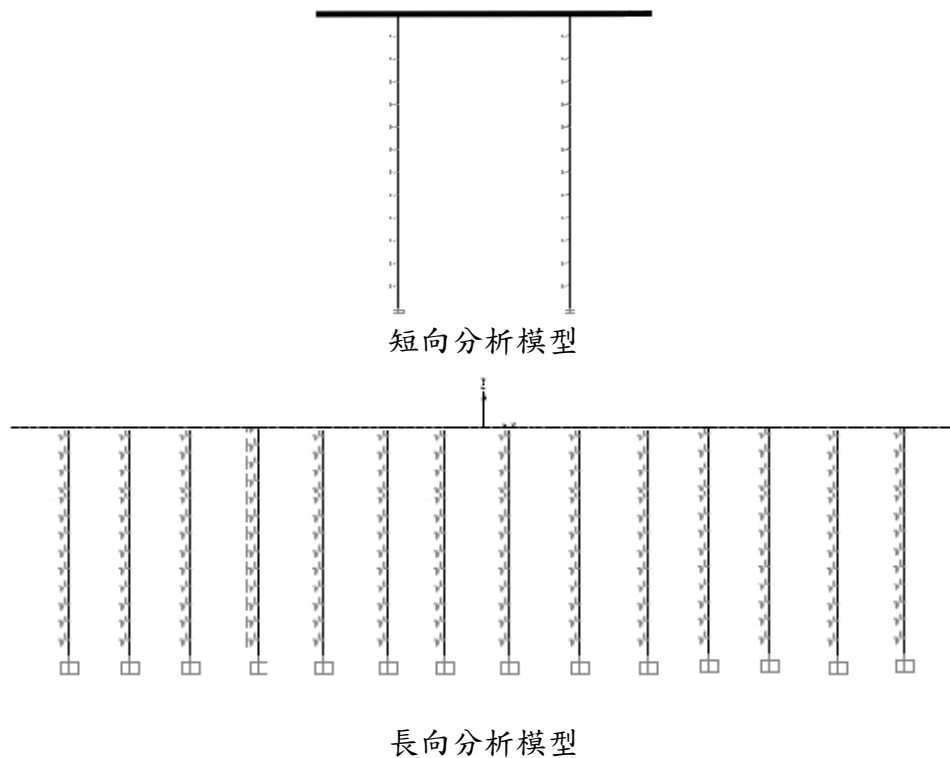
覆土層	覆土深度 (m)	單位重量 γ_i (t/m ³)	標準貫入 試驗 N 值	凝聚力 C(t/m ²)	摩擦角 ϕ (度)	變形 模數 E (t/m ²)	柏松比 ν	水平地盤 反力係數 k_h (tf/m ³)	單壓強度 q_u (kg/cm ²)
I	0-5m	1.85	4 (代表) 45 (最高)	0	29	1,000	0.25	1,200	---
II	5-8m	1.95	8 (代表) 42 (最高)	0	30	2,000	0.25	1,600	---
III	8m 以下	1.95	12 (代表) 41 (最高)	0	31	3,000	0.25	1,890	---
岩層	---	2.2	---	1.5	37	18,000	0.3	---	50

B. 土壤液化

考慮地下水位以下土壤，因液化而使土壤對基樁側向束制能力減低之行為。

(5) 分析模式

建構短向及長向分析模型。以基樁(pile)支撐混凝土基座，基樁以水平土壤彈簧模擬以抵抗側力，而地下水位以下土壤彈簧參數需考慮液化之影響作適當之折減以進行靜力分析。



以上靜力分析求得基樁與基座連接點(樁帽)之設計彎矩，利用設計彎矩設計基樁樁頭及混凝土基座所需鋼筋及尺寸。

(6) 分析結果

- A. 基樁最大水平位移量,依分析模式在承載設計載重下，為 1.65 公分。
- B. 各種載重條件下的配筋鋼筋最大受力為：基座最大受力配筋 #9 @9.0cm，基樁最大受力配筋 84-#9，hoop 2-#5 @8 cm。

(七) 参考文献

1. 10 CFR 72, Code of Federal Regulations, "Licensing Requirements for the Independent Storage of Spent Fuel, High Level Radioactive Waste and Reactor-Related Greater than Class C Waste," US Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
2. American National Standard for Radioactive Materials N14.6-1993, "Special Lifting Devices for Shipping Containers Weighing 10,000 Pounds (4500 kg) or More," American National Standard Institute, Inc., Washington, DC, 1993.
3. NUREG-0612, "Control of Heavy Loads at Nuclear Power Plants," U. S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, D.C., 1980.
4. ANSI/ANS-57.9-1992, American National Standard Design Criteria for an Independent Spent Fuel Storage Installation (Dry Type), American Nuclear Society, La Grange Park, IL, May 1992.
5. "Code Requirements for Nuclear Safety Related Concrete Structures (ACI 349-85) and Commentary (ACI 349R)," American Concrete Institute, Farmington Hills, MI.
6. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Subsection NB, "Class 1 Components," American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, 2001 Edition with 2003 Addenda.
7. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III Subsection NG, "Core Support Structures", American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, 2001, with 2003 Addenda.
8. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Appendix F, "Rules for Evaluation of Service Loadings with Level D Service Limits," The American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, 2001, with 2003 Addenda.
9. NUREG/CR-6322, "Buckling Analysis of Spent Fuel Basket," Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore, CA, 1995.
10. AFFDL-TR-69-42, "Stress Analysis Manual", Air Force Flight Dynamics Laboratory, Dayton, Ohio, 1969.
11. "Steel Structures Design and Behavior," C.G. Salmon and J.E. Johnson, Harper and Row Publishers, New York, NY, Second Edition, 1980.
12. "Machinery's Handbook," Industrial Press, New York, NY, 25th Edition, 1996.
13. "Roark's Formulas for Stress & Strain," Warren C. Young, McGraw Hill, New York, NY, Sixth Edition, 1989.
14. "Reinforced Concrete Design," Kenneth Leet, McGraw-Hill, New York, NY, Second Edition, 1991.
15. "Practical Stress Analysis in Engineering Design," Alexander Blake, Marcel Dekker, Inc., New York, NY, Second Edition, 1990.

16. NUREG-0800, "Standard Review Plan," U.S. Nuclear Regulatory Commission Draft, Washington, DC, 1996.
17. ASCE 7-93, "Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures," American Society of Civil Engineers, New York, NY, March 12, 1994.
18. NSS 5-940.1, "A Review of Procedures for the Analysis and Design of Concrete Structures to Resist Missile Impact Effects," Nuclear and Systems Sciences Group, Holmes & Narver, Inc., Anaheim, CA, September 1975.
19. BC-TOP-9A, Revision 2, Topical Report, "Design of Structures for Missile Impact," Bechtel Power Corporation, San Francisco, CA, September 1974.
20. "Engineering Fluid Mechanics," J. A. Roberson and C. T. Crowe, Houghton Mifflin Co., Boston, MA, 1975.
21. ASCE 4-86, "Seismic Analysis of Safety-Related Nuclear Structures and Commentary on Standard for Seismic Analysis of Safety-Related Nuclear Structures," American Society of Civil Engineers, New York, NY, 1986.
22. "Structural Dynamics," John M. Biggs, McGraw-Hill, New York, NY, 1964.
23. ISG-15, Revision 0, "Materials Evaluation," US Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, January 10, 2001.
24. "Dynamics of Structures," R. W. Clough and Joseph Penzien, 2nd Edition, McGraw-Hill, Inc., New York, NY, 1993.
25. Nuclear Power Plant Engineering, J. H. Rust, Georgia Institute of Technology, 1979.
26. ISG-12, Revision 1, "Buckling of Irradiated Fuel under Bottom End Drop Conditions," US Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, January 15, 2001.
27. "Mechanical Properties for Irradiated Zircaloy," K. J. Geelhood and C. E. Beyer, Pacific Northwest National Laboratory, Richland, WA.
28. NUREG/CR-5009, "Assessment of the Use of Extended Burnup Fuel in Light Water Power Reactors," Battelle Pacific Northwest Labs, Richland, Washington, February 1998.
29. ANSI N45.2.15 – 1981, "Hoisting, Rigging and Transporting of Items for Nuclear Power Plants.
30. Regulatory Guide 3.53, "Applicability of Existing Regulatory Guides to The Design And Operation of An Independent Spent Fuel Storage Installation", U.S. Nuclear Regulatory Commission, July 1982.
31. NUREG-1536, "Standard Review Plan for Dry Cask Storage Systems," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, January 1997.
32. NUREG-1567, "Standard Review Plan for Spent Fuel Dry Cask Storage Facilities," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, March 2000.

33. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III Subsection NF, "Supports", American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, 2005, with 2005 Addenda.
34. NRC Bulletin 96-02, "Movement of Heavy Loads over Spent Fuel, over Fuel in the Reactor Core, or over Safety-Related Equipment," U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, April 1996.
35. Funk, R., "Shear Friction Transfer Mechanisms for Supports Attached to Concrete". American Concrete International Journal, Vol. 11, No.7, July 1989.