

行政院原子能委員會
放射性物料管理局
委託研究計畫研究報告

108 年用過核子燃料處置審驗技術
研析及驗證工作
期末總報告

委託單位：行政院原子能委員會放射性物料管理局
執行單位：國立中央大學
計畫主持人：黃偉慶
子項主持人：黃偉慶、張瑞宏、楊樹榮、王韡蓓
計畫編號：108FCMA001
報告日期：中華民國 108 年 12 月 20 日

(此頁空白)

108 年用過核子燃料處置審驗技術 研析及驗證工作

受委託單位：國立中央大學

研究主持人：黃偉慶

協同主持人：黃偉慶、張瑞宏、楊樹榮、王韡蒨

研究期程：中華民國 108 年 01 月至 108 年 12 月

研究經費：新臺幣參佰玖拾陸萬元整

放射性物料管理局 委託研究

中華民國 108 年 12 月

(本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見)

(此頁空白)

目錄

一、 摘要（中、英文）	1
二、 計畫目標.....	2
三、 重要成果.....	2
四、 展望.....	6
五、 附件.....	7
子計畫 1「國際高放最終處置計畫安全分析報告審查成果瑞典案例研 析」期末報告.....	I
子計畫 2「地質處置設施母岩空間異質性分析驗證技術建立及處置罐 圍壓分析平行驗證計算」期末報告.....	II
子計畫 3「緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗及近場長期 變位模式發展與驗證」期末報告.....	III
子計畫 4「應用於高放處置設施之低鹼性混凝土配比及其性質研析」 期末報告.....	IV

(此頁空白)

計畫名稱：108 年用過核子燃料處置審驗技術研析及驗證工作

一、摘要（中、英文）

台電公司於 2017 年底提出「我國用過核子燃料最終處置技術可行性評估報告」(SNFD 2017)，先後經過國際同儕及國內主管機關的審查，為我國用過核子燃料最終處置計畫中重要之階段性安全分析報告。該報告係以瑞典核燃料及廢棄物管理公司(SKB)所提出之最終處置概念 KBS-3 為基礎，採用過核子燃料直接處置方式，且處置母岩以花崗岩為主要考量，輔以我國 K 區參考案例，說明台電公司現階段處置工程設計概念之掌握能力，以利於後續逐步推動安全處置作業。

基於上述，本計畫針對瑞典輻射安全管制局(Swedish Radiation Safety Authority, SSM)對 SKB 於 2011 年所提 SR-Site 計畫 Forsmark 處置場執照申請案發表之審查成果，即主審查階段(Main review phase)的 31 冊審查報告，分別就場址特性、處置設施、安全評估、輻射安全與法規等方面選擇 23 冊重要報告進行研析，俾利於掌握處置計畫推動方向及審查技術發展要項。同時，針對用過核子燃料處置安全評估所需的重要管制資訊及技術，以 SNFD 2017 報告內容或國際上普遍重視且已進行國際合作計畫的課題為標的，進行資訊蒐集與成果之平行驗證，包括處置設施母岩空間異質性分析驗證及處置罐圍壓分析平行驗證、緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗及近場長期變位模式驗證、以及應用於高放處置設施之低鹼性混凝土配比及其性質研析等。

Taipower completed a report on “Technical Feasibility Evaluation on the Final Disposal of Spent Nuclear Fuel” (SNFD 2017 report) at the end of 2017. This report went through international peer and domestic panel reviews, thus become an important safety assessment report at the current stage. Based on the well-developed KBS-3 disposal concepts proposed by SKB, SNFD 2017 report considers granite as the bedrock for the repository and demonstrates Taipower’s capability in developing a safe disposal program for spent nuclear fuels in Taiwan.

This project aims at studying the main review phase conducted by Swedish Radiation Safety Authority (SSM) on SKB’s license application for spent nuclear fuel repository at Forsmark (SR-Site). A total of 31 technical reports was published by SSM in the main review phase during 2013 to 2016. Among them 23 reports were selected and grouped into 4 categories, including site characteristics, repository design, safety analysis, and radiation protection and regulations, for detailed examination. Findings from the study are found to be beneficial to strengthening the technical reviewing capability of the Authority (FCMA). In addition to studying the technical reports, a few verification tasks on important safety features of the repository are included in the project. These tasks are intended to be conducted independently such that major findings from

SNFD2017 and/or international collaborated researches can be compared and/or verified. Thus, three technical sub-studies, namely, analysis on the spatial heterogeneity of repository bedrock and isostatic stress on canister, experimental determination on material properties of buffer/backfill material and simulations on the long-term deformation in the near-field, and requirements on the proportioning and properties of low pH cement concrete in application to a repository, are included in this research project.

二、計畫目標

台電公司於 2017 年提出「我國用過核子燃料最終處置技術可行性評估報告(SNFD 2017)」，經過國際同儕與主管機關原能會的審查，成為我國用過核子燃料最終處置計畫第一階段的重要里程碑。由於 SNFD 2017 報告係以瑞典 SKB 所提出之最終處置概念 KBS-3 為基礎，將用過核子燃料直接處置於地下 500 公尺方式，且處置母岩以花崗岩為主要考量，輔以我國 K 區參考案例，說明台電公司現階段安全處置用過核子燃料之初步能力；同時，針對主管機關要求應於 110 年底前提出「我國用過核子燃料最終處置初步安全論證報告」(SNFD 2021)，及於 2025 年提出「我國用過核子燃料最終處置安全論證報告」(SNFD 2025)，台電公司於工作計畫中規劃繼續依據 KBS-3 處置概念架構，整合 K 區資料，發展處置相關技術。因此，108 年度本計畫即以瑞典輻射安全管制局(SSM)對 SR-Site 執照申請案所執行的主審查階段技術報告為國際處置計畫研析目標，並選擇處置設施母岩空間異質性及處置罐圍壓分析、緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗與近場長期變位模式、以及高放處置設施用低鹼性混凝土配比及其性質等重要議題，進行資訊研析及平行驗證工作，以提升我國用過核子燃料最終處置計畫相關審驗技術與能力。

三、重要成果

子計畫一：國際高放最終處置計畫安全分析報告審查成果瑞典案例研析

子計畫一內容以瑞典輻射安全管制局(SSM)針對SKB所提SR-Site建造執照許可申請所執行之主審查階段技術報告為研析目標，期藉由了解瑞典Forsmark最終處置場安全審查成果，以提升國內相關處置計畫之審驗技術與能力；另外，參照其審查經驗，提出國內最終處置審查管制要項建議，供我國用過核子燃料最終處置計畫參考。瑞典SSM的主審查階段共發表31冊技術報告，是由SSM所委託的顧問機構所提出的審查技術報告，子計畫一依報告內容主題分為場址特性、處置設施與設計、安全分析、輻射安全與法規等分工，共選擇21冊報告及其他2冊報告，進行技術研析工作。

場址特性分組研析了三冊審查技術報告，內容分別包括Forsmark場址

之地震災害評估，地震規模、裂隙長度和剪力位移之間的關係對於處置岩體之影響，及處置岩體的熱演化模型及其引致地震活動之建模等。處置設施與設計分組探討了8冊技術報告，涵蓋Forsmark岩石之熱性質與熱模擬、岩體裂隙破裂成長的可能性與範圍、岩石力學議題及其對地下水流的影響、廢棄物罐失效情節模擬、雜散電流對銅罐可能造成的影響、廢棄物罐之燃料棒燃耗與中子增殖因數評估、緩衝材料與回填材料等內容。安全分析分組研究了4冊報告，包括安全分析案例對核種選擇之審驗、SR-Site地下水流場模擬之品質保證、地質圈核種Kd值評估、及地下水長期氧化還原演變等主題。最後輻安與法規分組則研析6冊主審查報告及其他2冊技術報告，內容涵蓋用過核子燃料的初始狀態、不確定性傳播與敏感度分析、安全論證中放射核種溶解度的限值、天然類比、簡單參考生物圈模式與地景劑量因子(Landscape Dose Factor, LDF)模式比較與生物圈劑量評估所使用參數值評估、以及Forsmark場址人類未來活動的水文地質觀點等。

子計畫二：地質處置設施母岩空間異質性分析驗證技術建立及處置罐圍壓分析平行驗證計算

本研究參考瑞典或其他國際研究報告所提供的母岩熱傳導係數之機率分布模型，針對不同之空間分布機制，進行處置場之溫度分布歷時分析。其次，建構吸水膨脹效應模擬分析之驗證技術，針對此膨脹部分進行應力效應評估，檢視其在處置近場中之效應。此外，參考國內外相關文獻建立處置罐模型，模擬處置罐在承受深地層處置設施負載環境下的圍壓分析。

1. 母岩空間異質性溫度影響效應驗證技術研析結果顯示，常態分佈的母岩熱傳導係數與均質的母岩熱傳導係數結果近乎相同。將處置罐周圍母岩熱傳導係數之極端結果相比(如圖 1)，可確定母岩熱傳導係數對中心處置罐的最高溫具有影響力。對於岩壁溫度以及岩壁/緩衝材料交界溫度差的理論亦可應用於非均質案例。將低熱傳導係數分佈機率增加，並使其分佈於處置罐周遭，所得峰值溫度結果有明顯差距。
2. 深地層處置設施吸水膨脹機制模擬及其效應驗證技術研究結果顯示，從不同邊界孔隙水壓的分析得知，增加邊界孔隙水壓，加快緩衝材料及回填材料到達飽和時間。本文參考 SKI 文獻提供的吸水膨脹計算方法，進行了多組案例，目的在於瞭解吸水膨脹係數對各個材料之影響。改變回填材料之膨脹係數，對於緩衝材料無影響。緩衝材料之最大壓力增量位置，發生在廢棄物罐周圍，回填材料則是與緩衝材料交界處為最大值。在總壓力增量的分析結果中，吸水膨脹係數對緩衝材料及回填材料都有巨大的應力影響。
3. 處置罐受圍壓作用分析之平行驗證計算方面，本研究依照台電公司 SNFD 2017 報告提供處置罐設置條件進行三維處置罐圍壓分析與驗

證，所得結果與台電公司報告相近(如圖 2)。藉由調整處置罐模型幾何與材料參數，觀察處置罐受圍壓時的影響效應，於圍壓加載作用下，所得處置罐之拉開間隙與最大塑性變形與文獻接近。

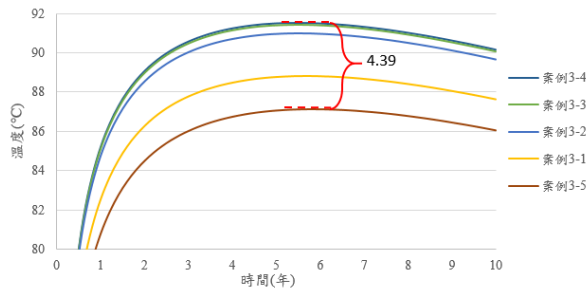


圖 1、母岩熱傳導係數之極端結果趨勢圖

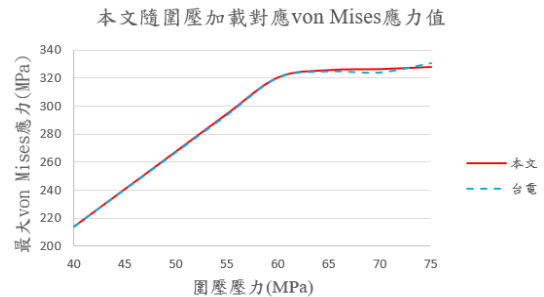


圖 2、圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖

子計畫三：緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗及近場長期變位模式發展與驗證

緩衝材料及回填材料位於處置孔內，其力學行為受環境溫度及水份長期影響，本研究進行了緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗與處置孔長期變位數值模擬分析。首先進行緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗量測，並引入近景攝影測量技術，應用於土壤水份特性曲線飽和度修正，同時利用有限元素法 ABAQUS 軟體，建立熱-水-力耦合作用下處置孔長期變位之數值模式並進行分析，最後將分析結果與國際資訊、國內階段成果報告之變位評估進行三方驗證，獲致以下重要成果：

1. 在熱-水-力耦合試驗相關參數量測方面，採用乾密度 1600 kg/m^3 之 MX80 膨潤土試體，先後進行了熱傳導試驗、水力傳導試驗與吸力試驗。根據 ASTM5334-14 進行了熱傳導係數量測，求取 25°C 、 40°C 以及 60°C 對應的熱傳導係數，結果與國內外文獻之相關資料較為接近。進而發現，隨著溫度的上升，緩衝材料 MX80 之熱傳導係數有逐漸增大之趨勢。在水力傳導試驗研究中，透過三組不同試體在乾密度 1600 kg/m^3 、溫度 25°C 的實驗條件下，求取水力傳導係數的三組平均值為 $8.33 \times 10^{-14} \text{ m/s}$ ，與國內外資訊吻合。在吸力試驗研究中，引入近景攝像測量技術，有助於對緩衝材料吸水膨脹後的體積變化作出研判分析，所得之土壤水份特性曲線(SWCC)，與 van-Genuchten 土壤持水模型吻合(見圖 3)，同時與國內外相關文獻之形態以及特徵均較為接近。
2. 在數值模擬方面，為探討熱水力耦合條件下緩衝材料及回填材料之長期變位行為，藉由有限元素法軟體，以瑞典 KBS-3V 之幾何模型為分析對象，將實驗所得各類參數納入處置孔數值模擬模式中進行分析，並將結果與國內研究報告以及國際相關研究成果進行比較與驗證。三方驗證結果證實，由於緩衝材料逐漸吸水從未飽和趨向飽和，研究結

果發現在緩衝材料與回填材料之交界面為長期變位最顯著處。在緩衝材料與回填材料之交界面外側區域，透過數值模擬分析預估第十萬年將產生約 12.66 cm 之向上隆起位移，與瑞典 SKB 研究報告(TR-10-11)數值模擬結果甚為接近，長期變位趨於穩定(見圖 4)。

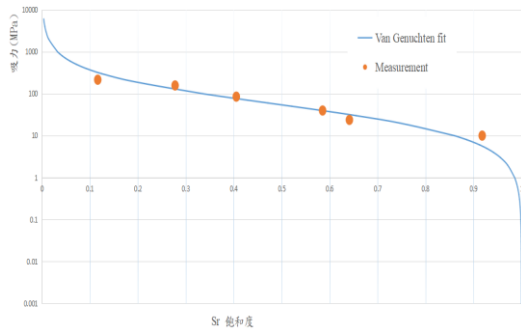


圖 3、吸力與飽和度關係曲線

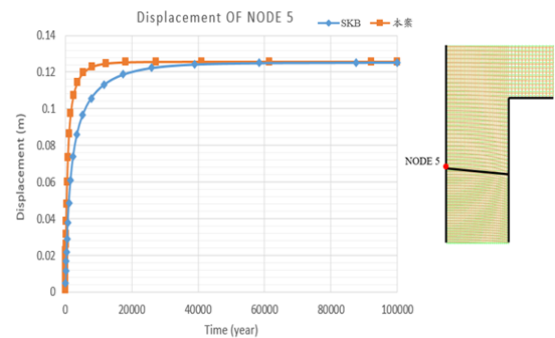


圖 4、處置孔 10 萬年間的豎向位移(NODE5)時程變化

子項計畫四：應用於高放處置設施之低鹼性混凝土配比及其性質研析

本子計畫在國際資訊研析方面，蒐集及整合最終處置場混凝土及環境作用機制，內容重點包括：(1) 依用途分不同類型低鹼性混凝土配比設計及在處置設施中的應用情況。(2) 不同類型低鹼性混凝土新拌性質、力學性質及耐久性質等研究。(3) 最終處置環境對水泥材料的影響情況，如圖 5。

通過改變膠結材料用量製作低鹼性一般混凝土(PC)、低鹼性自充填混凝土(SCC)，及通過改變水膠比製作低鹼性噴凝土(SHC)，進行共 9 組配比混凝土的新拌、硬固、耐久及水密特性等工程性質探討，完成高放處置設施低鹼性混凝土類型之配比設計及性質審查重點，獲致以下成果。

新拌性質方面，低鹼性一般混凝土以及低鹼性自充填混凝土之膠結材料使用量越少則強塑劑添加量需越多，低鹼性噴凝土設計水膠比降低亦會導致強塑劑添加量增加。硬固及耐久性質方面，低鹼性一般混凝土膠結材料使用量越多則 pH 值越高、強度越高、乾燥收縮量越小、但不影響其抗硫酸鹽能力，其膠結材料使用量達到 350 kg/m³ 即具有適當的強度及耐久性，同時 pH 值符合低鹼性混凝土之要求。低鹼性自充填混凝土之膠結材料使用量越多則 pH 值越高、乾燥收縮量越大、抗硫酸鹽能力越好，適量增加膠結材料使用量可幫助強度發展，但添加量過多可能不利於強度發展，其膠結材料使用量達 250 kg/m³，即具有適當的強度及耐久性，同時 pH 值符合低鹼性混凝土之要求。低鹼性噴凝土之水膠比越高強度越低、乾燥收縮量越大，但是不影響 pH 值以及抗硫酸鹽能力，其水膠比設定在 0.30 時，其強度效果最佳且耐久性質較佳，同時 pH 值呈現下降趨勢，整體效果最優。水密性質方面，快速氯離子滲透試驗(RCPT)結果顯示，低鹼性一般混凝土與低鹼性自充填混凝土之電滲量極低，代表二者皆擁有良好的水密性，

且改變混凝土膠結材料的使用量不會對其水密性造成影響，試驗設備及量測情形如圖 6。

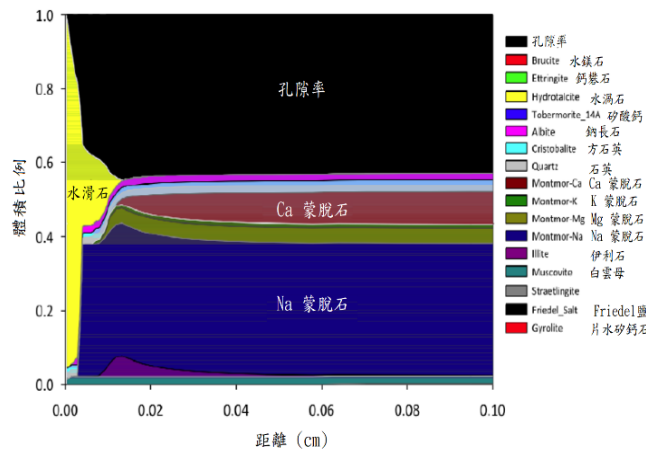


圖 5、膨潤土與低鹼水泥接觸 5900 年的化學演化

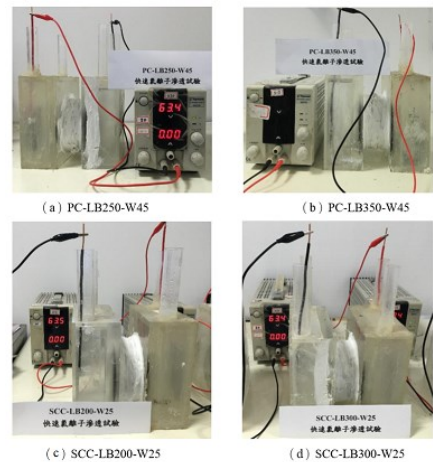


圖 6、PC 系列與 SCC 系列 RCPT 試驗

四、展望

參照國際核能先進國家高放最終處置技術，本計畫以處置概念發展較為完整成熟的瑞典案例申照審查技術報告擇要進行研析，透過對瑞典核能管制機關(SSM)於最終處置計畫主審查階段技術報告的審查重點，藉以了解處置設施申照階段所需的技術範疇、發展經過、審查結論等資訊與經驗予以總結，就我國未來用過核子燃料最終處置設施計畫需考量之審查關鍵要項與安全管制重點，提供國內主管機關及相關單位作為參考，使我國處置技術之發展能與國際接軌。

此外，為提升我國高放最終處置計畫之驗證能力，以及對國內階段成果報告進行平行驗證工作，本計畫針對台電公司及國際處置技術之驗證重點，主要就我國用過核子燃料最終處置技術可行性評估報告及國際相關技術報告有關之研究課題，來發展國內平行驗證技術，精進我國用過核子燃料最終處置領域之研究發展內容，並提升管制機關審查與驗證之技術能力。本年度針對母岩空間異質性及處置罐圍壓分析平行驗證、緩衝與回填材料之耦合參數實驗及近場長期變位模式、不同用途低鹼性混凝土配比及工程性質等研發工作，皆對應國際間普遍重視且共同合作的關鍵議題，顯示執行本計畫的重要價值，未來仍將緊隨國際趨勢，持續推動國內用過核子燃料最終處置計畫所需之研究能力與審驗技術。

五、 附件

- 子計畫 1 「國際高放最終處置計畫安全分析報告審查成果瑞典案例研析」期末報告
- 子計畫 2 「地質處置設施母岩空間異質性分析驗證技術建立及處置罐圍壓分析平行驗證計算」期末報告
- 子計畫 3 「緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗及近場長期變位模式發展與驗證」期末報告
- 子計畫 4 「應用於高放處置設施之低鹼性混凝土配比及其性質研析」期末報告

(此頁空白)

行政院原子能委員會放射性物料管理局

108 年用過核子燃料處置審驗技術研析
及驗證工作

子項計畫一：國際高放最終處置計畫安全分析報告
審查成果瑞典案例研析
期末報告

受委託單位：國立中央大學

子計畫主持人：黃偉慶

業務委託單位：行政院原子能委員會放射性物料管理局

計畫編號：108FCMA001

中 華 民 國 一 〇 八 年 十 二 月

(此頁空白)

108 年用過核子燃料處置審驗技術研析 及驗證工作

子項計畫一：國際高放最終處置計畫安全分析報告 審查成果瑞典案例研析

受委託單位：國立中央大學

研究主持人：黃偉慶

協同主持人：石瑞銓、周冬寶、林文勝、林善文

研究期程：中華民國 108 年 1 月至 108 年 12 月

研究經費：新台幣貳佰壹拾壹萬元整

行政院原子能委員會放射性物料管理局委託研究

中華民國 108 年 12 月

(本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見)

(此頁空白)

摘要

子計畫一『國際高放最終處置計畫安全分析報告審查成果瑞典案例研析』內容係以瑞典輻射安全管制局(Swedish Radiation Safety Authority, SSM)針對SKB所提SR-Site (Safety Assessment for a Repository for Spent Nuclear Fuel at Forsmark, Sweden) 建造執照許可申請所執行之主審查階段(Main review phase)技術報告為研析目標，以了解瑞典Forsmark最終處置場安全審查成果，期能藉以提升國內相關處置計畫之審驗技術與能力；另外，參照其審查經驗，提出國內最終處置審查管制要項建議，供我國用過核子燃料最終處置計畫參考。

瑞典SSM的主審查階段共發表31冊技術報告(Technical Note)，是由SSM所委託的顧問機構所提出的審查技術報告，依報告內容主題分為場址特性、處置設施與設計、安全分析、輻射安全與法規等分工，共選擇21冊報告，加上其他2冊報告，進行本計畫之技術研析工作。

場址特性分組研析了三冊審查技術報告，內容分別包括Forsmark場址之地震災害評估，地震規模、裂隙長度和剪力位移之間的關係對於處置岩體之影響，及處置岩體的熱演化模型及其引致地震活動之建模等。處置設施與設計分組探討了8冊技術報告，涵蓋Forsmark岩石之熱性質與熱模擬、岩體裂隙破裂成長的可能性與範圍、岩石力學議題及其對地下水流的影響、廢棄物罐失效情節模擬、雜散電流對銅罐可能造成的影響、廢棄物罐之燃料棒燃耗與中子增殖因數評估、緩衝材料與回填材料等內容。安全分析分組研究了4冊報告，包括安全分析案例對核種選擇之審驗、SR-Site地下水流場模擬之品質保證、地質圈核種Kd值評估、及地下水長期氧化還原演變等主題。最後輻射安全與法規分組則研析6冊主審查報告及其他2冊技術報告，內容涵蓋用過核子燃料的初始狀態、不確定性傳播與敏感度分析、安全論證中放射核種溶解度的限值、天然類比、簡單參考生物圈模式與LDF模式比較與生物圈劑量評估所使用參數值評估、以及Forsmark場址人類未來活動的水文地質觀點等。

(此頁空白)

目錄

摘要.....	i
目錄.....	iii
圖目錄.....	viii
表目錄.....	xiii
第一章、前言.....	1
1.1 瑞典用過核子燃料最終處置計畫發展過程.....	1
1.2 瑞典輻射安全管制局 SSM 審查程序.....	2
1.2.1 初步審查階段(Initial review phase)	3
1.2.2 主審查階段(Main review phase)	5
1.3 SKB 最終處置場執照申請進程.....	7
第二章、場址特性.....	10
2.1 場址之地震災害評估.....	10
2.2 地震規模、裂隙長度和剪力位移之間的關係對於處置岩體之影響.....	11
2.2.1 SKB 針對 Forsmark 場址之研究	12
2.2.2 SSM 的模擬方法.....	12
2.2.3 Forsmark 處置場模型	15
2.2.4 各種狀態下目標裂隙反應模擬.....	19
2.2.5 審查者的評估.....	25
2.3 處置岩體之熱演化模型及其引致地震活動之建模.....	29
2.3.1 利用 PFC2D 分析破裂剪位移.....	29
2.3.2 Forsmark 處置場模型	33
2.3.3 受熱應力引致地震和裂隙剪切位移模型計算結果-水平模型	38
2.3.4 熱應力引致地震和裂隙剪切位移計算模型-垂直模型	49
2.3.5 同時考慮熱和地震引致地震和裂隙剪位移模型.....	54
2.3.6 討論.....	56
2.3.7 審查者的整體評估與結論.....	59
2.3.8 審查者的建議.....	60

2.4 對於 SSM 技術報告之後續建議.....	61
第三章、處置設施與設計.....	62
3.1 岩石力學與熱應力效應.....	62
3.1.1 在 Forsmark 岩石之熱性質與熱模擬	62
3.1.2 裂隙破裂成長的可能性與範圍.....	67
3.2 岩石力學議題及其對地下水流的影响.....	76
3.2.1 工作坊背景說明.....	76
3.2.2 岩石力學議題對 SR-Site 水文地質分析的關聯性	79
3.2.3 SKB 設計前提的討論.....	82
3.3 廢棄物罐失效情節模擬.....	85
3.3.1 SKB 之廢棄物罐失效情節計算重現性審查.....	85
3.3.2 SKB 之廢棄物罐失效情節審視.....	85
3.3.3 情節計算重現性審查評估.....	91
3.3.4 對於審查方式之發現.....	93
3.3.5 高壓直流電傳輸的雜散電流對銅罐可能造成的影響.....	93
3.3.6 廢棄物罐中之 PWR 燃料棒燃耗與中子增殖因數評估.....	96
3.4 緩衝材料與回填材料.....	106
3.4.1 緩衝材料的流變性質.....	106
3.4.2 高密度膨潤土緩衝材料之流變與地質力學性質.....	106
3.4.3 低密度膨潤土緩衝材料之流變與地質力學性質.....	108
3.4.4 緩衝材料沖蝕幾何的假設.....	109
3.4.5 處置隧道回填可行性.....	110
第四章、安全評估.....	114
4.1 SKB 安全分析案例對核種選擇之審驗.....	115
4.1.1 核種篩選評估結果.....	115
4.1.2 核種萃取評估結果.....	118
4.1.3 審驗結論.....	119
4.2 SR-Site 地下水流場模擬之品質保證.....	120
4.2.1 地下水流場模擬品質保證審查會議.....	121
4.2.2 審查結論.....	125

4.3 SR-Site 地質圈之核種 Kd 值評估	127
4.3.1 評價 SKB 使用之 Kd 值	128
4.3.2 審查發現	129
4.3.3 SSM 有關 Kd 值審查管制要項	129
4.3.4 審查結論	133
4.4 SR-Site 地下水長期氧化還原演變	136
4.4.1 場址區域氧化還原條件的參考演變	140
4.4.2 地下水中溶解氧的變化	146
4.4.3 近場氧化還原和用過核子燃料溶解度	153
4.4.4 氧化還原敏感放射性核種的遷移	156
4.4.5 審查結論	158
第五章、輻射安全與法規	160
5.1 用過核子燃料的初始狀態	161
5.1.1 簡介	161
5.1.2 於 KBS-3 處置場處置的用過核子燃料 (SKB TR-10-13)	162
5.2 不確定性傳播與敏感度分析	165
5.2.1 簡介	165
5.2.2 SKB 進行敏感度分析所採用方法的合適性	165
5.2.3 採用保守的與最佳估計參數值的方法	168
5.3 安全論證中放射核種溶解度的限值	169
5.3.1 簡介	169
5.3.2 SSM 評估的動機	170
5.3.3 SKB 對放射核種溶解度的評估	170
5.3.4 評估	171
5.3.5 整體評估	171
5.4 天然類比	172
5.4.1 廢棄物處置銅罐的腐蝕問題	172
5.4.2 其他障壁的天然類比	173
5.5 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式比較	173
5.5.1 SSM 的安全法規及 SSM 審查方法概論	173

5.5.2 評估情境.....	174
5.5.3 系統描述及計算案例概要.....	178
5.5.4 概念及數學模式.....	179
5.5.5 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式的計算結果比較.....	179
5.5.6 重要結果摘要.....	180
5.5.7 審查者總結.....	181
5.6 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式的進一步比較.....	182
5.6.1 總體目標.....	182
5.6.2 總體結論.....	182
5.6.3 審查者總結.....	184
5.7 替代生物圈模式與 LDF 模式比較及生物圈劑量評估所使用參數值	
評估.....	185
5.7.1 引言.....	185
5.7.2 總體目標.....	186
5.7.3 整體評估.....	186
5.7.4 審查者總結.....	189
5.8 Forsmark 處置場未來人類活動的水文地質觀點.....	190
5.8.1 前言.....	190
5.8.2 總體目標.....	191
5.8.3 審查者的評估.....	191
5.8.3.1 封閉處置場情節的評估.....	191
5.8.3.2 未封閉處置場情境的評估.....	195
第六章、國內最終處置審查管制要項建議.....	198
6.1 場址特性.....	198
6.2 處置設施與設計.....	200
6.3 安全評估管制.....	201
6.4 輻射安全與法規.....	203
第七章、結論.....	205
7.1 場址特性.....	205
7.2 處置設施與設計.....	207

7.3 安全評估.....	209
7.4 輻射安全與法規.....	210
參考文獻.....	214

圖目錄

圖 1-1 瑞典用過核子燃料最終處置計畫發展歷程 (SKB, 2018).....	2
圖 1-2 瑞典 SKB 用過核子燃料最終處置計畫執照申請進程示意圖	9
圖 2-1 PFC 中 BPM 的計算流程(Itasca, 2009).....	13
圖 2-2 (a)合成岩體建模案例中 PFC3D 岩體模型；(b)地震活動建模案例中 PFC2D 模擬的地震事件.....	14
圖 2-3 (a)用 AE 傳感器測試 Lac du Bonnet 花崗岩樣品；(b)PFC2D 模擬的 破裂前和破裂後之結果；(c)實驗中監測的破裂前和破裂後 AE 事件。	14
圖 2-4 (a) Forsmark 場址之岩石區 RFM029 和 RFM045 分佈，以及長度大於 1 km 之變形帶；(b) PFC 中生成的 Forsmark 場址模型，包含 RFM045(深灰色)、RFM029(淺灰色)和處置場外區域(白色)三個岩石 區，以及長度大於 700 m(綠色)的變形帶.....	15
圖 2-5 水平模型的 DFN 具象化(a)DFN03h；(b)DFN06h.....	16
圖 2-6 (a)NW-SE 走向橫截面之岩石區域和變形帶(SKB, 2011)；(b) Forsmark 的垂直模型案例；(c) Forsmark 場址的 NW-SE 走向之震測結果	16
圖 2-7 DFN03v 之 Forsmark 的垂直模型案例.....	17
圖 2-8 目標區的破裂面域(FFM)以及變形帶(ZFM)三維模型(改自 SKB, 2007)...	17
圖 2-9 DFN03h 處置孔的位置	19
圖 2-10 同步受熱 50 年後，(a)Hökmark 等人(2010)；和(b)此技術報告中 PFC 模型 Forsmark 處置深度(460 m)的岩石溫度增加的等值線圖	20
圖 2-11 紅色表示在水平模型中選擇發生地震之變形帶	20
圖 2-12 ZFMWNW0809A 區域發生地震(使用 DFN03h)目標裂隙和變形帶平 滑節理的引致地震事件和剪位移的空間分佈.....	21
圖 2-13 使用 DFN03h 模擬變形帶 ZFMWNW0809A 地震造成不同長度的目 標裂隙和變形帶之剪位移與經驗裂面長度-剪位移回歸線進行比較	22
圖 2-14 使用 DFN03h 模擬之變形帶 ZFMWNW0809A 地震四個長度等級之 目標裂隙上平均剪位移的盒須圖.....	23

圖 2-15 地震模擬的盒須圖，包含九個區間段中目標裂隙之剪位移	23
圖 2-16 PFC 模擬之目標裂隙的震矩規模 M_w 與剪位移平均值的最大值和 95%信賴區間之關係	23
圖 2-17 連續 50 年的連續受熱後，變形帶 ZFMWNW0809A 地震引起目標裂 隙的剪位移.....	24
圖 2-18 連續 50 年的連續受熱後，變形帶 ZFMWNW2225 地震引起目標裂 隙的剪位移.....	24
圖 2-19 變形帶進行地震模擬之破裂面積與模擬剪位移(平均值)關係.....	25
圖 2-20 地震變形帶破裂面積(RA)與模擬地震力矩 M_w 的關係.....	26
圖 2-21 DFN03h 模擬 ZFMWNW0001 在當前「最可能發生」的逆斷層型應 力場下因活化而發生地震之分析結果.....	27
圖 2-22 平均滑動速度峰值與合成地震的力矩規模	28
圖 2-23 (a) 剪力負載下之驗證試驗模型示意圖，模型中含有一傾斜且隔離的 裂隙；(b) 在 PFC2D 中使用平滑節理的具象化；(c) 為圖(b)中方形 區域的放大圖，圖中顯示詳細的 PFC 顆粒和平滑的節理	29
圖 2-24 Pollard 和 Segall(1987)(Eq.1)所得之 PFC 裂隙剪位移剖面與解析解之 比較.....	30
圖 2-25 (a) 摩擦係數 μ 和(b) 裂隙長度 $2a$ 對 PFC 裂隙光滑節理的剪位移的 影響.....	30
圖 2-26 PFC2D 模型中包含(a)1 個 PFC 裂隙，(b)2 個相交的 PFC 裂隙，和 (c)5 個相交的 PFC 裂隙	31
圖 2-27 平滑節理的剪位移分佈以及它們沿著軌跡的絕對位移	31
圖 2-28 在透過刪除磨耗顆粒並軟化實際受損的顆粒後消除了尖峰值之後的 5 個交叉 PFC2D 裂隙的平滑節理剪位移分佈.....	32
圖 2-29 (a) 單一 PFC 裂隙和(b) 交叉裂隙(圖 2-26(c)中的裂隙編號 2)的剪位 移及其平均值和中位數.....	33
圖 2-30 Forsmark 處置場地質模型及 PFC2D 水平剖面數值模型	35
圖 2-31 Forsmark 處置場地質模型及所建構 PFC2D 之垂直剖面數值模型與 其初始溫度分布狀況.....	35
圖 2-32 PFC2D 模型所選定監測溫度與熱應力之部位	36

圖 2-33 在 PFC2D 模型模擬地震所取水平與垂直剖面上之主變形帶	38
圖 2-34 各處置區若同步受熱在各時期之岩石溫度分布	39
圖 2-35 各處置區若依序受熱在各時期之岩石溫度分布	40
圖 2-36 PFC2D 水平模型中同步受熱所有平面選定觀測點觀測岩石溫度升高 的時間變化.....	41
圖 2-37 PFC2D 水平模型中依序受熱 A 至 D 平面選定觀測點觀測岩石溫度 升高的時間變化.....	41
圖 2-38 各處置區同步受熱後之最大與最小主應力變化	42
圖 2-39 各處置區依序受熱後之最大與最小主應力變化	42
圖 2-40 各處置區若同步受熱，於熱作用後引致之地震事件大小與位置	43
圖 2-41 各處置區若依序受熱，於熱作用後導致之地震事件大小與位置	44
圖 2-42 各處置區同步受熱後熱作用引致各大小等級裂隙之剪位移量	45
圖 2-43 各處置區依序受熱後熱作用引致各大小等級裂隙之剪位移量	46
圖 2-44 各處置區依序受熱後在處置隧道區內與區外引致之剪位移量比較	47
圖 2-45 (左)Hökmark 等人(2010)使用 3DEC 建模得到 Forsmark 處置窖深度 的岩石溫度變化之分佈；和(右)PFC2D 模擬得到的溫度變化分佈。	48
圖 2-46 (a) A 點同時和依序受熱的熱應力變化(Hökmark 等人，2010，圖 6- 6)；(b) PFC2D 模型中，A 平面中心的熱誘應力變化.....	49
圖 2-47 (a)Yoon 等人(2014)，和(b) 在本技術報告中 PFC2D 水平模型，同步 受熱處置平面後 25 年內積累的熱應力引致地震事件.....	49
圖 2-48 PFC2D 垂直模型中，所有處置平面同步受熱隨時間之岩石溫度變化 ...	50
圖 2-49 PFC2D 垂直模型中，處置平面依序受熱隨時間之岩石溫度變化	50
圖 2-50 (a) 同步受熱之 PFC2D 垂直模型中，Scanline 1 於處置深度最大水平 和垂直應力變化；(b) 3DEC 模型中，觀測線 B 因熱引起的應力變化。 (Hökmark 等人，2010).....	51
圖 2-51 (a) 同步受熱之 PFC2D 垂直模型中，Scanline 2 於處置深度最大水平 和垂直應力變化；(b) 3DEC 模型中，觀測線 A 因熱引起的應力變化。 (Hökmark 等人，2010).....	51
圖 2-52 PFC2D 垂直模型中，(a)同時和(b)依序受熱 100 年所累積於光滑節理 的位移量，以及熱應力引致地震的分佈。	52

圖 2-53 PFC2D 垂直模型中，處置平面同步受熱並模擬 10,000 年	52
圖 2-54 PFC2D 垂直模型中，處置平面依序受熱並且模擬 10,000 年	53
圖 2-55 3DEC 模型(a)觀測線 B 和(c)觀測線 A 之溫度隨時間變化。(Hökmark 等人 2010)；PFC2D 垂直模型(b)觀測線 1 和(d)觀測線 2 之溫度隨時 間變化。	53
圖 2-56 地震事件與裂隙剪位移分布	54
圖 2-57 地震事件與裂隙剪位移分布	55
圖 2-58 各等級裂隙之受熱 100 年後以及在主變形帶發生地震	56
圖 2-59 Pärvie 斷層系統及地震活動分部的橫截面 (Ahmadi 等人，2015)	57
圖 2-60 技術報告模擬地震(紅色和藍色星號)與天然地震規模之間的關係。	58
圖 2-61 Yoon 等人(2014)之研究，連續受熱處置平面 50 年後產生裂隙的(a)平 均值和(b)最大剪位移的分佈	59
圖 2-62 技術報告(2016:23)中調整功率控制下連續受熱處置平面 50 年後產 生的裂隙的平均值 ((a)和(d))，中位數值 ((b)和(e)) 和最大剪位移 ((c)和(f)) 的分佈。	59
圖 3-1 在不同模擬範圍尺度下處置坑壁中段之溫度演變	64
圖 3-2 破裂延伸準則之圖示	67
圖 3-3 模擬裂隙發展之數值模型邊界與元素網格之建構	68
圖 3-4 以 roxol 有限元程式模擬裂隙發展之模型及其分析裂隙網絡擴展示意 圖	68
圖 3-5 受溫度熱應力造成平行最大水平主應力之垂直面的破裂發展情況	70
圖 3-6 模擬發生不同地震規模之大小斷層面	71
圖 3-7 在地震規模 7.0 作用下水平剖面上之破裂延伸增加 74.6%	73
圖 3-8 地震規模 7.0 作用下在平行水平最小主應力之垂直面的破裂延伸增加 42.4%	73
圖 3-9 各種模擬載重情境三個主應力方向之新破裂增加量百分比比較	74
圖 3-10 「封閉」評估領域之 C1 工作包「罐體腐蝕破壞」決策流程圖	77
圖 3-11 「封閉」評估領域之 C2 工作包「罐體地殼均衡或動態(剪切)破壞」 決策流程圖	77
圖 3-12 「初始狀態與可施工性」評估領域之決策流程圖	78

圖 3-13 廢棄物罐失效情節之近場模型概念圖(SKB COMP23 模式)	87
圖 3-14 PWR 燃料束壽齡與燃耗分布圖	97
圖 3-15 適用於瑞典貯存設施所貯存用過核子燃料之燃耗裝載曲線	98
圖 3-16 廢棄物罐用於裝填 PWR 用過核子燃料之每罐平均燃耗	98
圖 3-17 廢棄物罐與組件分解圖	99
圖 3-18 中子增殖因數與燃耗、鈾系元素與分裂產物之關聯性	100
圖 3-19 PWR 用過核子燃料束軸向燃耗分佈設定差異的影響與燃耗關係	101
圖 3-20 PWR 用過核子燃料束於不同燃耗，鈾系元素和分裂產物的長期反應 變化	101
圖 3-21 PWR 中子增殖因數與衰變時間、軸向燃耗分佈設定差異、不同燃耗， 鈾系元素和分裂產物的長期反應變化	102
圖 3-22 PWR 分析模型示意圖(含燃料束、切除頂部 1/2 與右前方約 1/4)	103
圖 4-1 SKB 水文地質模擬所考慮的三個地質圈水力範圍示意圖(SKB-09-22) ..	120
圖 4-2 水文地質基準案例、溫暖時期、冰河時期與場址描述模型之關係(SKB- 09-22)	121
圖 5-1 簡單參考生物圈模式開發方法	174
圖 5-2 SKB 的 KBS-3 處置概念	176

表目錄

表 1-1 SR-Site 計畫初步審查階段之 29 冊報告.....	4
表 1-2 SSM 主審查階段發表之 31 冊技術報告.....	6
表 1-3 瑞典用過核子燃料最終處置計畫 SR-Site 申照進程.....	9
表 2-1 岩體的力學和熱學模型參數.....	17
表 2-2 目標裂隙的模型參數.....	18
表 2-3 DFN03h 順序處置的情況，每個區域之處置罐數量和熱釋放的開始時間.....	18
表 2-4 PFC2D 模型所選用 Forsmark 處置場岩體與裂隙力學參數.....	34
表 2-5 在本研究中進行的模型案例.....	37
表 2-6 PFC2D 數值模型所取 Forsmark 處置場水平與垂直主應力值.....	37
表 3-1 SKB 所測得 Forsmark 處置場各類母岩之熱傳導係數.....	63
表 3-2 在 3DEC 程式模擬所採用的熱性質與參數.....	64
表 3-3 在 roxol 模擬離散裂隙網絡擴展採用之岩體性質參數值.....	69
表 3-4 在 roxol 模擬中採用之現地應力與熱應力增量值.....	69
表 3-5 模擬發生不同地震規模之斷層面積與最大錯位.....	71
表 3-6 模擬不同地震規模時之主應力與地下水壓力.....	72
表 3-7 地震規模 M6 與 M7 作用下在三個主應力方向平面上破裂延伸增量比較.....	72
表 3-8 各種模擬情境下新生破裂延伸之統計資料.....	75
表 3-9 工作坊對處置孔入流量議題的討論總結.....	82
表 3-10 工作坊對低連通裂隙導水率議題的討論總結.....	83
表 3-11 工作坊對處置孔周圍連通有效導水率小於 10^{-10} m ² /s 議題的討論總結.....	83
表 3-12 工作坊對沿處置隧道的不連續連通有效導水率小於 10^{-10} m ² /s 議題的討論總結.....	84
表 3-13 審查者對於 SKB 情節案例之彙整表.....	89
表 3-14 SKB 的萬一如果情節-假設不同的障壁完全失效.....	91

表 3-15 初始狀態尺寸	104
表 3-16 PWR 廢棄物罐材質	104
表 3-17 PWR 廢棄物罐與燃耗組合之分析結果	105
表 4-1 SR-Site 所挑選核種與其他核能廢棄物計畫所挑選核種比較	116
表 4-2 放射性核種相關特徵因素匯總	128
表 4-3 SKB 實例估計溶解氧進入和罐體影響之案例	150

第一章、前言

台電公司 2017 年提出「我國用過核子燃料最終處置技術可行性評估報告(SNFD 2017)」，經過國際同儕與主管機關原能會的審查，成為我國用過核子燃料最終處置計畫第一階段的重要里程碑。由於 SNFD 2017 報告係以瑞典核子燃料及廢棄物管理公司(SKB)所提出之最終處置概念 KBS-3 為基礎，將用過核子燃料直接處置於地下 500 公尺，且處置母岩以花崗岩為主要考量，輔以我國 K 區參考案例，說明台電公司現階段安全處置用過核子燃料之初步能力；同時，針對主管機關要求應於 110 年底前提出「初步安全論證報告(SNFD 2021)」，及於 114 年提出用過核子燃料最終處置安全論證報告(SNFD 2025)，台電公司於工作計畫中規劃繼續依據 KBS-3 處置概念架構，整合 K 區資料，發展處置相關技術。因此，108 年度本計畫選擇以瑞典輻射安全管制局(Swedish Radiation Safety Authority, SSM)針對 SKB 所提 SR-Site (Safety Assessment for a Repository for Spent Nuclear Fuel at Forsmark, Sweden) 建造執照申請案所執行的主審查階段(Main review phase)技術報告為研析目標，以有效掌握瑞典 Forsmark 最終處置場安全審查成果，供我國用過核子燃料最終處置計畫參考，同時提升國內相關處置計畫之審驗技術與能力。

1.1 瑞典用過核子燃料最終處置計畫發展過程

瑞典的用過核子燃料最終處置計畫發展歷程從 1970 年代中期開始，歷經知識累積、選址程序等兩階段發展後，於 2011 年提出最終處置場執照申請，整個最終處置計畫發展經過及規劃，示於圖 1-1 (SKB, 2018)。由圖中可見，自 1977 年以選址研究開始，接著執行一般選址調查，至 1992 年則選出 8 個潛在可能場址，進行長達 10 年的可行性研究，於 2002 年選出二個候選場址，即 Oskarshamn 與 Forsmark 兩處場址，然後進行場址調查，稱為 SR-Can 計畫。2009 年選定 Forsmark 為最終處置場址，而 Oskarshamn 則選為用過核子燃料封裝廠(encapsulation facility)所在地。隨後，SKB 於 2011 年向瑞典政府遞交用過核子燃料封裝廠與最終處置場建造執照申請，如順利取得許可執照，預計於 2020 年至

2030 年執行建造工作。

瑞典 SKB 開始建造處置場前，需通過瑞典輻射安全管制局(SSM)之審查及瑞典環境部土地與環境法庭的同意，而封裝廠及最終處置場所在 Oskarshamn 及 Forsmark 地區分別所屬之 Oskarshamn 自治市及 Östhammar 自治市則對擬建造的設施擁有各自的否決權；如順利通過前四項關卡，最終將由瑞典政府決定是否發給建造與運轉許可。

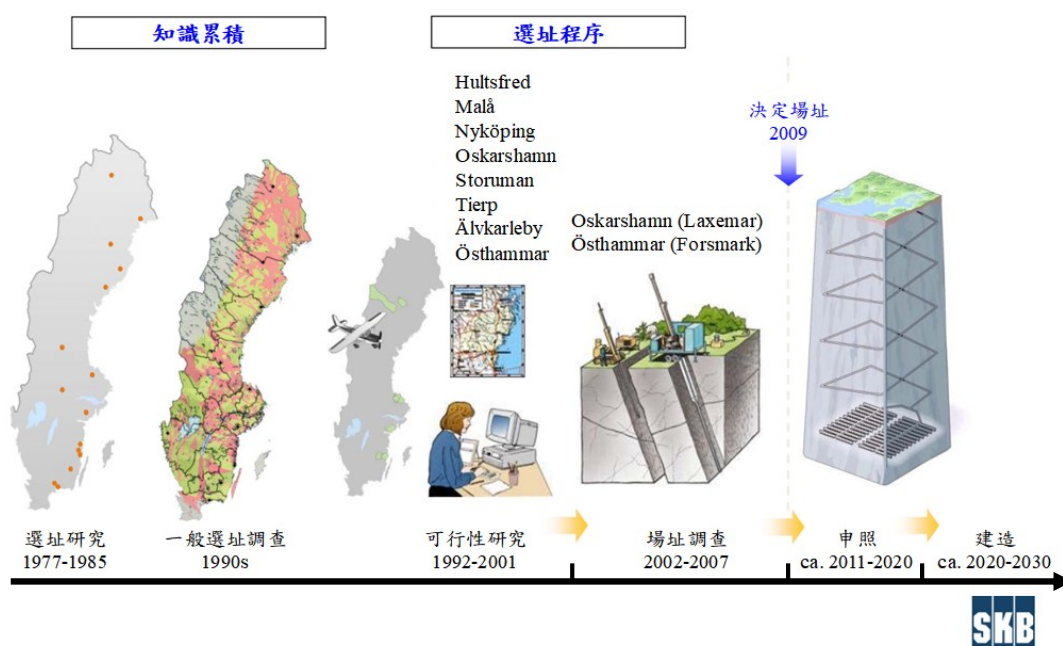


圖 1-1 瑞典用過核子燃料最終處置計畫發展歷程 (SKB, 2018)

1.2 瑞典輻射安全管制局 SSM 審查程序

瑞典核子燃料及廢棄物管理公司(SK B)於 2011 年完成 SR-Site 最終處置計畫安全評估報告，並於當年 3 月 16 日向瑞典政府提出用過核子燃料最終處置場建造與運轉的執照申請，隨即由瑞典輻射安全管制局(SSM)展開安全審查。

瑞典輻射安全管制局(SSM)對 SR-Site 計畫的審查工作分成兩個階段，於 2011 年收件起至 2013 年中完成了初步審查階段；隨後接著進行主審查階段，至 2016 年完成技術審查。審查期間發表的審查報告係由 SSM 針對特定議題，委託瑞典國內與國際顧問所獲取的資訊或專家意見，而以技術報告(Technical Note)的方式說明顧問工作的成果。

1.2.1 初步審查階段(Initial review phase)

SSM 對 SR-Site 計畫的審查工作分成兩個階段，於 2011 年至 2013 年中執行了初步審查階段，共發表 29 冊初步審查報告，這些審查報告係由 SSM 針對特定議題，委託國內與國際顧問所獲取的資訊或專家意見。表 1-1 SR-Site 計畫初步審查階段之 29 冊報告列出 SSM 所發表的初步審查報告以及本計畫專業分組的對應情形。

SSM 初步審查階段的總體目標是針對 SR-Site 及其支持文獻資料進行廣泛的審視，特別是確認須由 SKB 提供的輔助資訊和說明事項，以及 SSM 進行更深入審查的可能焦點。因此，初步審查階段的目的可歸納為：

- 評估 SKB 所提執照申請文件的整體品質。
- 確認須由 SKB 提供的輔助資訊與說明。
- 提出 SSM 下一階段細部審查的關鍵議題。

同時，針對初始階段審查所欲解決的關鍵問題，SSM 向審查人員發布了有關初始階段審查要求的一般指導原則(general guidelines)。以下明確列出初始審查需要考慮的項目：

- (1) 安全評估的完整性。
- (2) SR-Site 在科學上的品質與合理性。
- (3) 相關模型、數據與安全功能的充分性。
- (4) 不確定性的掌握。
- (5) 安全的重要性(safety significance)。
- (6) SR-Site 與相關參考文獻等資訊在透明度與可追溯性方面的表現。

初步審查階段於 2013 上半年完成後，SSM 認為 SR-Site 安全評估報告的品質與完整性足夠良好，接著即進行許可執照申請後續階段的深入審查－「主審查階段」。

表 1-1 SR-Site 計畫初步審查階段之 29 冊報告

編號	分組	報告標題
2012:24	A	Initial Review of SR-Site Main Report
2013:34	B	Seismology – Post-glacial seismicity and paleoseismology at Forsmark
2013:33	B	Seismology – Frequencies and mechanisms. -Initial review phase
2012:54	B	Initial Review Phase for SKB's safety assessment SR-Site: Geological structures and deformation zones, from site investigation to safety assessment
2012:46	B	Review of Landscape Models used in SR-Site
2012:41	B	Hydrogeological conditions at the Forsmark site
2012:57	C	Shear movement of near-field rock due to large earthquakes
2012:29	C	Initial review of chemical and erosional processes within the buffer and backfill – Geochemical processes
2012:28	C	Initial review of chemical and erosional processes within the buffer and backfill – Geochemical processes
2012:26	C	Initial review of chemical and erosional processes within the buffer and backfill – Chemical erosion processes
2012:21	C	Initial Review Phase for SKB's Safety Assessment SR-Site: Corrosion of Copper
2012:18	C	SR-Site Independent Modelling of Engineered Barrier Evolution and Coupled THMC: Contribution to the Initial Review Phase
2012:15	C	A review of the mechanical integrity of the canister
2012:63	D	Review of Radionuclide Sorption on Bentonite and Forsmark Bedrock Material
2012:62	D	Review of the MARFA Code
2012:60	D	Handling of climate related issues in the safety assessment SR-Site
2012:58	D	Independent radionuclide transport modelling – Reproducing results for main scenarios
2012:55	D	Review of SKB's Radionuclide Transport Methodology
2012:48	D	Use of Solubility Limits in the SR-Site Safety Assessment
2012:37	D	Selective review of the hydrogeological aspects of SR-Site
2012:34	D	Review of FEP Handling in the SR-Site Safety Assessment: Initial Review Phase
2012:33	D	Review of Groundwater Chemistry in SKB's Safety Assessment SR-Site
2012:32	D	Groundwater Chemistry in SKB's Safety Assessment SR-Site: Initial Review
2011:11	D	Handling Interfaces and Time-varying Properties in Radionuclide Transport Models
2012:59	E	Initial review phase – Dose Assessment Methodology
2012:56	E	Biosphere Dose Assessment: Review of Dose Consequence of Radionuclides in the Uranium-238 Series Decay Chain
2012:38	E	Radiological effects on non-human biota – initial review
2012:36	E	Documentation and Traceability of Data in SKB's Safety Assessment SR-Site: Initial Review Phase
2012:35	E	Review of SKB's Code Documentation and QA for the SR-Site Safety Assessment

※計畫分組：【A.綜合性】、【B.場址特性】、【C.處置設施與設計】、【D.安全評估與分析】、【E.輻射安全與法規】

1.2.2 主審查階段(Main review phase)

SSM 於 2013 年起至 2016 年間執行了主審查階段，共計發表 31 冊主審查報告，及其他 9 冊審查報告。這些審查報告係由 SSM 依據初始審查階段所找出的重要議題，委託顧問所取得的資訊或專家意見，同樣以技術報告的方式說明主審查階段顧問工作的成果。SSM 主審查階段發表之 31 冊技術報告依本計畫專業分組專長類別整理於表 1-2，由於此審查階段報告甚多，因此本計畫選擇其中 21 冊重要之審查報告進行研析，約佔全部報告三分之二，所選擇報告標示於表 1-2 之最右欄位。

本計畫即以表 1-2 最右欄所選取之主審查報告為研析標的，由參與之研究人員共九人依專長分組執行主審查報告研析工作，分別為場址特性、處置設施設計、安全評估、及輻射安全與法規等四個分組，針對所選取報告進行重點式研析。此外，由於 SSM 的主審查階段並未包括天然類比及人類入侵兩項議題，故輻射安全與法規分組另行增加 SSM 對此兩項議題前後發表的兩本研究報告納入研析範圍，包括：

- SSM (2009), Research 2009:30, A Review of Evidence for Corrosion of Copper by Water. 銅腐蝕證據之回顧；
- SSM (2015), Technical Note 2015:41, Hydrogeological aspects of future human actions for a repository at Forsmark. Forsmark 處置場未來人類活動之水文地質面向。

以完善本計畫所擬涵蓋的研析主題範圍。

本研究報告之章節編排係於第一章前言之後，即按照專業分工的四個分組，分別撰寫第二至第五章之內容，並於第六章提出國內最終處置審查管制要項建議，第七章則做全文結論。

表 1-2 SSM 主審查階段發表之 31 冊技術報告

編號	分組	報告標題	研析作業
2016:23	B	Modelling of the thermal evolution of the KBS-3 repository at Forsmark and associated induced seismic activity (Main Review Phase)	✓
2014:59	B	Relation between earthquake magnitude, fracture length and fracture shear displacement in the KBS-3 repository at Forsmark – Main Review Phase	✓
2014:22	B	Workshop on seismic hazard at Forsmark (Main Review Phase)	✓
2015:30	C	Rock Mechanics - Assessing the likelihood and extent of fracture growth in the KBS-3 repository at Forsmark (Main Review Phase)	✓
2016:16	C	Possible influence from stray currents from high voltage DC power transmission on copper canisters (Main Review Phase)	✓
2015:08	C	Rheological properties of the Bentonite Buffer (Main Review Phase)	✓
2015:06	C	Feasibility of Backfilling Deposition Tunnels (Main Review Phase)	✓
2015:01	C	Rock Mechanics - Thermal properties and thermal modelling of the rock in a repository of spent nuclear fuel at Forsmark – Main Review Phase	✓
2014:33	C	Reproduction of SKB's Canister Failure Calculations - What-If and "Residual" Scenario to Illustrate Barrier Functions (Main Review Phase)	✓
2014:10	C	Rock Mechanics - Confidence of SKB's models for predicting the occurrence of spalling – Main Review Phase	
2013:37	C	Rock Mechanics – Evolution of fracture transmissivity within different scenarios in SR-Site – Main Review Phase	
2013:35	C	Rock Mechanics – Confidence of SKB’s models for predicting the occurrence of a damage zone around the excavations – Main Review Phase	
2013:16	C	Assessment of PWR fuel depletion and of neutron multiplication factors for intact PWR fuel copper canisters – main review phase	✓
2014:23	C	Workshop on Rock Mechanics Issues and their Implications for Groundwater Flow – Main Review Phase	✓
2014:55	D	Further Reproduction of SKB's Calculation Cases and Independent Calculations of Additional "What IF?" Cases (Main Review Phase)	
2015:48	D	Supplementary review of SKB’s further RFI response (Main Review Phase)	
2014:47	D	Assessment of groundwater salinity evolution at repository depth and especially the impact of dilute water infiltration (Main Review Phase)	
2014:46	D	QA in SKB's Groundwater Flow Modelling (Main Review Phase)	✓
2014:41	D	Review of Radionuclide Abstraction and Selection in the SKB Safety Case - Main Review Phase	✓
2014:38	D	Detailed assessment of radionuclide Kd-values for the geosphere -main review phase	✓
2014:08	D	Review of Long-Term Redox Evolution of Groundwater and Potential Influence of Oxygenated Glacial Meltwater in SR-Site (Main Review Phase)	✓
2013:36	D	Review and assessment of aspects of the Qeq concept – Main Review Phase	
2015:51	E	Initial State of Spent Nuclear Fuel (Main Review Phase)	✓
2015:22	E	Further modelling and sensitivity study using the GEMA-Site “alternative biosphere models” and review of material from SKB’s RFI response (Main Review Phase)	
2015:05	E	Review of uncertainty propagation and sensitivity analysis in SR-Site (Main Review Phase)	✓
2014:54	E	Further Modelling Comparison of Simple Reference Biosphere Models with the LDF Modelling Approach – Main Review Phase	✓
2014:35	E	Modelling comparison of alternative biosphere models with LDF models and evaluation of selected parameter values used in the biosphere dose assessment - Main review phase	✓
2014:34	E	Modelling Comparison of Simple Reference Biosphere Models with LDF Models – Main Review Phase	✓
2014:17	E	Assessment of radiological effects on non-human biota –Main Review Phase	
2014:11	E	Radionuclide Solubility Limits in SKB's Safety Case (Main Review Phase)	✓
2013:16	E	Assessment of PWR fuel depletion and of neutron multiplication factors for intact PWR fuel copper canisters – main review phase	

※計畫分組：【B.場址特性】、【C.處置設施與設計】、【D.安全評估與分析】、【E.輻射安全與法規】

1.3 SKB 最終處置場執照申請進程

SKB 自 1970 年代即開始進行用過核子燃料最終處置相關研究，歷經三十餘年研究，於 2011 年 3 月 16 日向瑞典政府提出建造用過核子燃料封裝廠及最終處置場的申請。所遞交的文件中，SKB 申請於 Oskarshamn 自治市建造用過核子燃料封裝廠及於 Östhammar 自治市的 Forsmark 地區建造用過核子燃料最終處置場的許可，審查工作係分別由 SSM 及瑞典環境法庭來執行，然後還要經過擬興建設施所在自治市的認可，最後交由瑞典政府做政治決定。

執照申請案送出後，SSM 隨即分階段展開審查作業，包括初始審查階段及主審查階段，審查歷時超過五年。根據 SKB 於 2018 年的簡報(SKB, 2018)可將此段審查期間一些重要紀事說明如下：

- 截至 2013 年 3 月，SSM 共提出 277 項解釋或補充資訊的要求。
- 直到 2014 年 11 月 SKB 仍持續收到 SSM 提出新增的要求。
- SKB 與 SSM 持續對話，而 SKB 方面逐次提供答覆。
- SKB 對解釋或補充資訊的要求，分批交付回復文件，日期如下：
 - 2013 年 4 月、6 月和 12 月
 - 2014 年 2 月、7 月和 9 月
- SSM 完成初步審查，並開始進一步的深入審查(主審查階段)。
- 針對封裝廠的深入審查暫停，等待 SKB 對 SSM 審查報告的回應。
- 2015 年 1 月及 3 月：SKB 針對封裝廠及包括 11,000 噸的中期貯存設施的審查提問加以回應。
- 提出關於廢棄物罐議題的詳盡補充。

而環境法庭方面，則於 2012 年開始質詢 SKB 有關補充資訊的情形，並由利害關係者提出問題或要求，至 2017 年秋則利用兩個月的時間舉行了五週的聽證。整個審理過程的重要紀事說明如下(SKB, 2018)。

- 2012 年：法庭質詢了有關補充資訊及解釋的要求。
- 利害關係者們向法庭提出了達 350 項的問題/要求。
- 2013 年 4 月，SKB 將書面回應送達法庭(600 頁)。
- 2013 年秋季，審查者們針對 SKB 的答覆做出反應。
- 2014 年 9 月，SKB 提供了補充的回應和聲明。

- 2015年3月，SKB提供了有關封裝廠和中期貯存設施容納量(11,000噸)的最新資訊。

2018年1月23日，SSM及環境法庭分別宣告審查結果，SSM向瑞典政府建議同意SKB的申請案，環境法庭則同意了Forsmark場址、岩石、緩衝材料、環境影響評估，以及Oskarshamn封裝廠，但要求SKB提出更多有關廢棄物罐性質與其長期安全的證據。

隨後於2018年6月17日，Oskarshamn自治市議會同意支持在當地興建封裝設施。用過核子燃料的封裝是SKB所提方法的第一步，在Oskarshamn的封裝廠中，用過核子燃料將先以銅質容器包裝，然後再運往預定的最終處置場。依據瑞典環境法(Environmental Act)，所在地自治市議會的同意是政府做決定前必須經過的的程序。

另一方面，經過一年多的準備，SKB於2019年4月4日向瑞典環境部提送了補充文件，其中包括21件報告或文件，回應土地與環境法庭2018年初所提出關於廢棄物罐於處置場封閉後的長期安全議題。

瑞典用過核子燃料最終處置場執照申請的時程及進展情形，列於表1-3中詳細說明，同時也繪製時間圖標示與執照申請相關的重要事件，如圖1-2所示。

表 1-3 瑞典用過核子燃料最終處置計畫 SR-Site 申照進程

時間	進度及說明
2011 年 3 月 16 日	SKB 遞交用過核子燃料最終處置場建造執照申請。
2013 年 6 月	SSM 初步審查階段完成，提出 29 本審查報告。
2016 年 8 月	SSM 主審查階段完成，提出 31 本審查報告。
2018 年 1 月 23 日	1. SSM 建議瑞典政府同意於 Forsmark 場址設置最終處置場。 2. 瑞典土地與環境法庭發出聲明，同意 Forsmark 場址、緩衝材料、岩石、環境影響評估、及 Oskarshamn 封裝廠，但要求 SKB 提出更多廢棄物罐性質與其長期安全的證據。
2018 年 1 月	Östhammar 自治市宣布取消原定於 2018/03 舉行的地方公民投票。
2018 年 6 月 17 日	封裝廠所在地 Oskarshamn 市議會通過支持在當地興建封裝廠。
2019 年 4 月 4 日	SKB 向瑞典環境部提送補充文件，回應土地與環境法庭 2018 年初所提出有關廢棄物罐於處置場封閉後的長期安全議題。

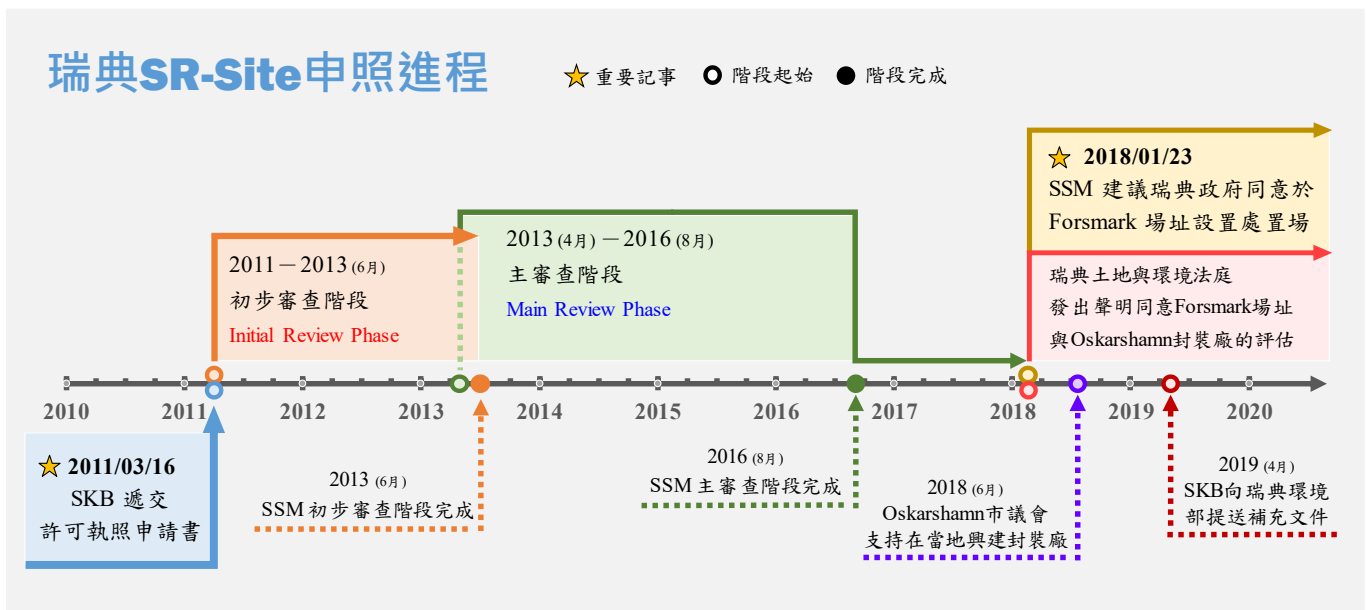


圖 1-2 瑞典 SKB 用過核子燃料最終處置計畫執照申請進程示意圖

第二章、場址特性

SSM於2013年至2016年期間所發表審查報告中，與場址特性相關者包含三本主審查階段技術報告，分別為：

- (1) Technical Note 2014:22 (簡稱TN-2014:22), 「Workshop on seismic hazard at Forsmark」, 於2.1節針對Forsmark場址之地震災害評估審查報告研析。
- (2) Technical Note 2014:59 (簡稱TN-2014:59), 「Relation between earthquake magnitude, fracture length and fracture shear displacement in the KBS-3 repository at Forsmark -Main Review Phase」, 於2.2節探討Forsmark場址地震規模、裂隙長度和剪力位移之間的關係對於KBS-3處置岩體之影響。
- (3) Technical Note 2016:23 (簡稱TN-2016:23), 「Modelling of the thermal evolution of the KBS-3 repository at Forsmark and associated induced seismic activity—Main Review Phase」, 於2.3節研析Forsmark場址KBS-3處置岩體之熱演化模型及其引致地震活動之建模。

本章根據上述三冊報告進行重點整理。

2.1 場址之地震災害評估

主審查階段技術報告(2014:22) (SSM, 2014a) SSM為因應SKB於Forsmark建造和運轉用過核子燃料處置場之許可證申請，依據「核子作業法」(1984:3)進行評估。SSM委託許多專家進行相關評估工作，其中的「地震情節」議題，乃討論處置場附近發生大地震的可能性，和不穩定機制可能會影響處置場的運轉安全。SSM並根據此議題舉辦工作坊，總結審查的初步結果並提出結論。

如果工作坊所提出之處置安全重要性議題超出SKB評估所未涉及到的範圍且具重要性，則SKB需要進行確認並進一步評估。James McCalpin提出建議使用LIDAR和執行機率式斷層位移危害度分析(PFDHA)以判斷有具潛在威脅之斷層可能發生之影響，諸如此類之工作，SKB將來可能會與其他工作整合，特別是大地測量和微地震監測，以及對地面和地下設施進行機率式地震危害度分析(PSHA)。另外，SKB應該針對地面和地下設施的建造和運轉期提出正式的機率式地震危害度分析(PSHA)，並且考慮至封閉後的時期。PSHA對於核設施評估有公

認的方法，並且有廣泛的全球經驗。與會者認為SSM對於SKB必須至少針對處置場的構造和運轉安全提供PHSA分析結果是合理的監管要求。

另一個關鍵主題，Youngs等人(2003)和McCalpin(2013)的一些地震報告中，認為SKB透過經驗觀察存在斷層帶位移，估算區域性地震的機率是否合理。主張合理的人認為，如果場址附近之斷層發生地震並產生大量位移，可能使發震之斷層附近的斷層錯動，進一步增加處置場發生地震的機率。SKB的方法是查看在處置場附近主要變形帶發生的地震時釋放的能量，並將其輸入至岩石力學模型中觀察周圍較小的裂隙位移。SKB的結論是，無論地震來源如何，需要在近距離內發生規模大於6的地震才能影響處置場。工作坊其中一個小組發現，距離處置場約2公里的Forsmark斷層可能發生規模7.2的地震。因此，處置場周圍可能產生超過規模6的大型地震事件之孕震斷層(或變形帶)似乎才是攸關處置場安全之關鍵因素，而不是變形帶上裂隙的位移。

2.2 地震規模、裂隙長度和剪力位移之間的關係對於處置岩體之影響

主審查階段技術報告(2014:59) (SSM, 2014b)中指出，SKB使用不同的程式模擬地震，並研究其造成目標裂隙的影響。利用程式3DEC進行動態分析研究斷層活動致裂隙剪力滑移問題，可以了解在何種合理的實際情況下，裂隙會滑移並破壞處置罐。然而所模擬的斷層亦須考慮未出露地表的盲斷層。審查結果認為所使用的模型和採用的模擬技術足以滿足許可證申請，但使用的方法似乎有侷限性。審查認為機率式斷層位移危害度分析(PFDHA)亦能得到處置場內的斷層位移資料，也應一併使用，並利用實際地震資料來校正斷層活動的數值模擬資料極為重要。技術報告試圖透過盡可能接近Forsmark場址的地質結構模型來克服這些限制，首先針對SKB對於處置場因熱應力引致和地震引致的剪力行為進行討論，接著介紹報告中所使用之PFC(Particle Flow Code)模擬方法，以及模型的生成過程。接著進一步針對用過核子燃料產生的衰變熱和地震引起目標裂隙的反應，以及熱和地震共同影響的狀況進行分析。

2.2.1 SKB 針對 Forsmark 場址之研究

SKB對於熱應力引致目標裂隙反應的分析，Fälth等人(2010)在沒有考慮Forsmark場址的實際應力或變形帶的實際幾何形狀下，針對後冰河期的地震(post-glacial earthquake)進行模擬，這種方法不適用於熱應力引致地震的分析。因此，Fälth和Hökmark於2013年的研究中，考慮特定場址的熱載重模型，以及相對應的後冰河期條件。研究結果指出，熱應力引致地震的影響遠小於後冰河期斷層運動造成的影響。地震引起的目標裂隙反應分析的部分，Fälth等人(2010)研究結果有幾項重要發現：(1)引致目標裂隙之剪位移量與斷層距離有很強的相關性；(2)無論是何種滑動機制，剪位移都以大致相同的方式隨著斷層距離增加而減小；(3)目標裂隙的剪位移與裂面的大小成線性關係。

審查結果指出，儘管SKB提供令人滿意的結論，但仍有需補充加強之處，例如目標裂隙上的剪位移超過50 mm而導致處置罐損壞機率為零需強化證據，有必要透過使用離散裂隙網路和SKB針對這幾個變形帶的觀察記錄進行更詳細的分析，以證明這個處置罐損壞上限值之合理性。此外，尚不清楚SKB是否明確考慮處置罐產生的熱對於目標裂隙和變形帶的影響。再者，假設岩體為彈性介質較不恰當，雖然可能在目標裂隙的剪位移得到更保守的結果，但這些結果僅限於幾何形狀相對簡單的情況下才有效。因此，此技術報告將透過一些方法克服以上問題。

2.2.2 SSM 的模擬方法

本節介紹技術報告(2014:59) (SSM, 2014)採用之顆粒流軟體(Particle Flow Code, PFC)，及一些參考文獻，以解決Forsmark場址中岩石工程相關問題。該報告使用鍵結顆粒模型(bonded-particle model, BPM)，並認為岩石的行為類似複合形狀顆粒的膠結顆粒材料，其中，顆粒和膠結都可變形並可能破裂，這種概念模型可以解釋許多岩石材料的物理和力學行為。計算流程如圖 2-1 所示，首先，從已知的顆粒和牆面位置去更新接觸點，再透過力與位移法求得每個接觸點之接觸力，顆粒經由接觸力作用而產生力與力矩，並依據牛頓第二運動定律計算每個顆粒上所有合力的作用，即可獲得新的速度與位置。

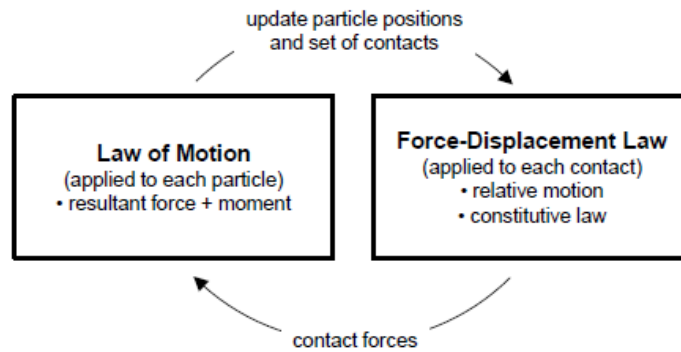


圖 2-1 PFC 中 BPM 的計算流程(Itasca, 2009)

破裂傳播模型方面，Yoon(2007)和Yoon等人(2012)使用PFC2D進行一系列的數值模擬，並研究在受限制之不對稱負載下，脆性岩石的斷裂和摩擦行為(Zang等，2002)。研究結果顯示，PFC2D模型可以成功模擬脆性岩石中裂隙的生成和發展。

合成岩體建模如圖 2-2(a)方面，PFC 已經顯示能夠重現岩石和節理岩體中破裂起始和傳播特徵的能力(Potyondy & Cundall, 2004; Yoon 等人, 2012)。Kulatilake 等人(2001)證明了 PFC3D 在單軸加載下的節理岩塊力學行為研究之應用。這些模型幾何結構相對簡單，包含實驗室尺度樣本中幾個持續貫穿節理(through-going joints)。Park 等人(2004)利用 PFC2D 建立更密集的 2D 岩體模型，透過在 30m × 30m 的塊體中結合多達 100 個離散裂隙網路的節理，他們還證明了節理的數量對應變軟化(strain-softening)特性有顯著影響。結果顯示，岩體隨節理數量增加而從較脆性的特性轉變為較韌性。

地震活動建模如圖 2-2(b)，參考 Hazzard 和 Young(2002; 2004)提出一種計算 PFC2D 中震源信息的數值技術，並將其計算法進行修改(Yoon 等人, 2014)，透過這種技術可監測和記錄時間和空間中的地震事件分布及規模。圖 2-2(b)為利用 PFC2D 進行地震活動性模擬再現直徑(x)為 0.05m、高度(y)為 0.1m 之花崗岩樣品在非對稱壓縮負荷下的聲發射模式(acoustic emission pattern)試驗結果，透過此技術可監測和記錄地震事件於時間和空間之分佈，以及地震事件的大小。

熱-力學耦合模型(圖 2-3)參考 Wanne 和 Young(2008)之研究，這項研究中包含 PFC2D 模型以進行受熱岩石的數值模擬，以及相對應之實驗室試驗驗證模型之結果。研究結果得知，兩者於破壞前後微裂紋的位置一致，驗證了 PFC2D 耦合熱-力學模型的能力和可靠性。

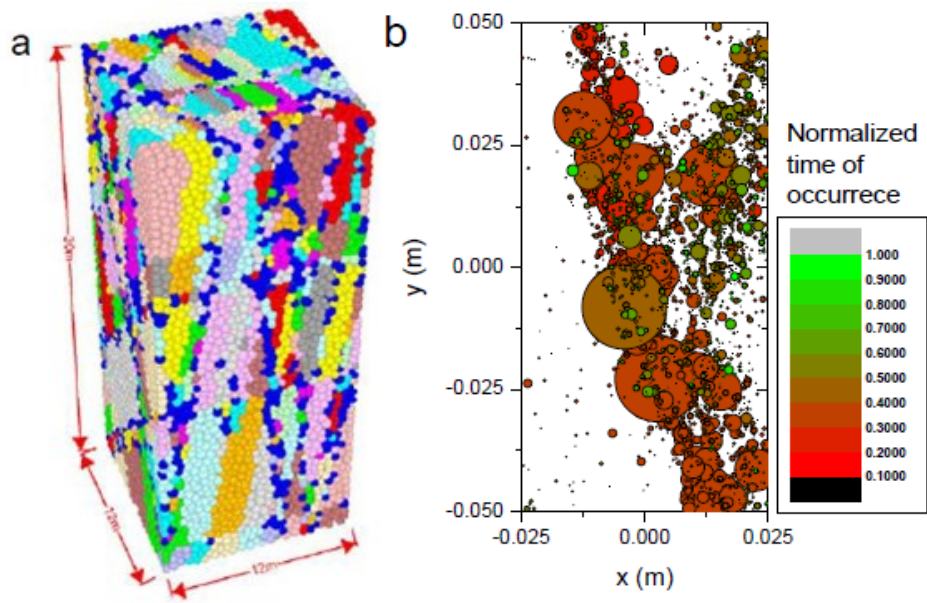


圖 2-2 (a)合成岩體建模案例中 PFC3D 岩體模型；(b)地震活動建模案例中 PFC2D 模擬的地震事件

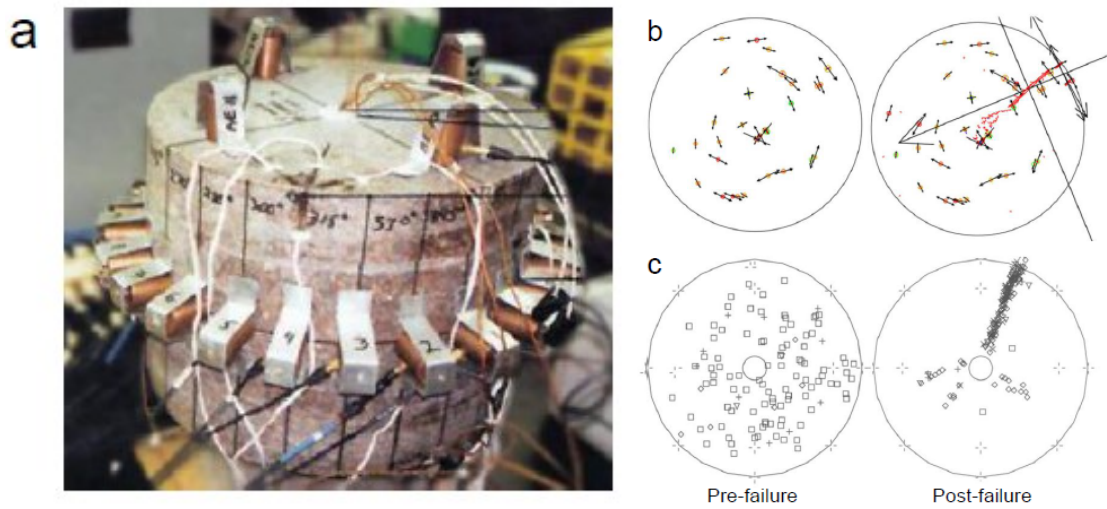


圖 2-3 (a)用 AE 傳感器測試 Lac du Bonnet 花崗岩樣品；(b)PFC2D 模擬的破裂前和破裂後之結果；(c)實驗中監測的破裂前和破裂後 AE 事件。

2.2.3 Forsmark 處置場模型

1. 生成Forsmark場址的模型以及使用參數

本小節介紹模型生成的過程，圖 2-4(a)為 SKB 的 Forsmark 場址模型水平模型。圖 2-4(b)為 PFC 模型，每一條綠線為一個獨立之變形帶，其中加入了圖 2-4(a)中綠色之大部分變形帶。並且擴大模型區域以消除可能會發生之邊界效應。此外，建立 10 組處置場區域之 DFN 案例(realizations of DFN)，並在這 10 組中選擇 DFN03h 和 DFN06h 進行後續模擬工作，如圖 2-5 所示，紅線為 PFC 裂隙(即目標裂隙)。SKB 的 Forsmark 場址的垂直模型(NW-SE 走向)如圖 2-6(a)所示，PFC 模型如圖 2-6(b)以及震測資料如圖 2-6(c)，圖 2-7 為 DFN03v 之 DFN 具象化。應力場的部分，報告中使用 SKB 認為是目前最可能之逆斷層型應力場，處置場深度之最大水平應力為 $SH=40\text{ MPa}$ ，最小水平應力為 $Sh=22\text{ MPa}$ (Martin, 2007; Glamheden 等人, 2007)，最大水平應力 SH 方位為 $N145^\circ E$ 。模型的參數部分，表 2-1 顯示岩石區、變形帶和目標裂隙的參數。除了這些參數之外，還使用地震活動性計算的其他模型參數。目標裂隙採用 FFM01 域岩石裂隙的力學性質(表 2-2)。其中，處置場址中有四個主要之破裂面域，包含 FFM01、FFM02、FFM03 和 FFM06，如圖 2-8 所示。

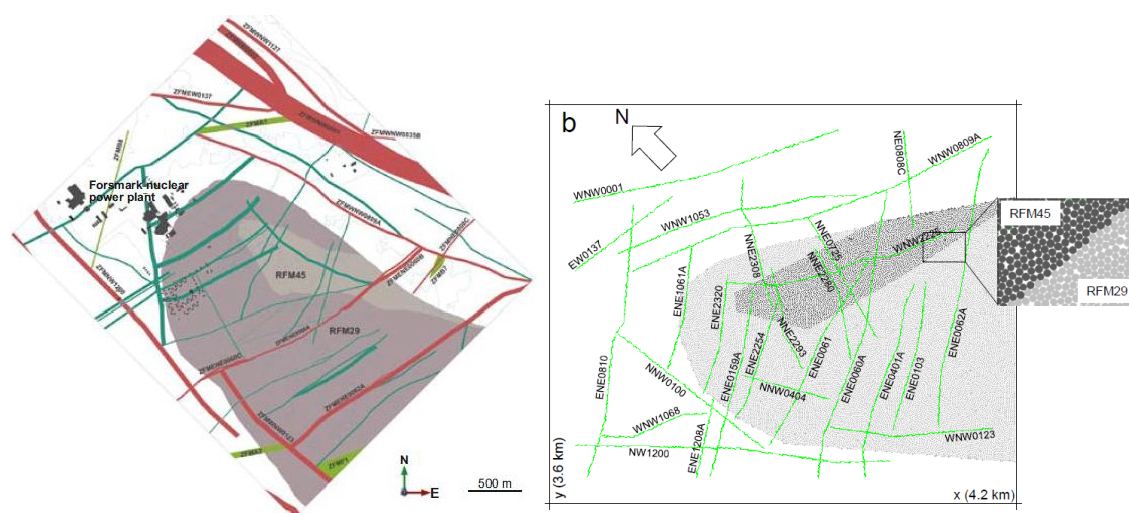
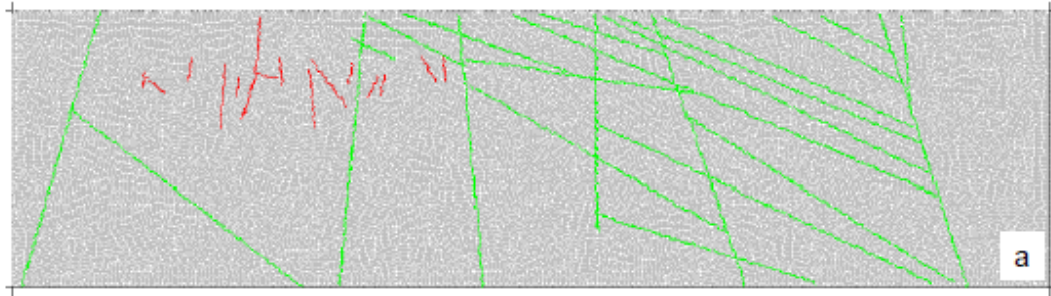


圖 2-4(a) Forsmark 場址之岩石區 RFM029 和 RFM045 分佈，以及長度大於 1 km 之變形帶；(b) PFC 中生成的 Forsmark 場址模型，包含 RFM045(深灰色)、RFM029(淺灰色)和處置場外區域(白色)三個岩石區，以及長度大於 700 m(綠色)的變形帶



※ (綠色為變形帶，紅色為 DFN 裂隙)

圖 2-7 DFN03v 之 Forsmark 的垂直模型案例

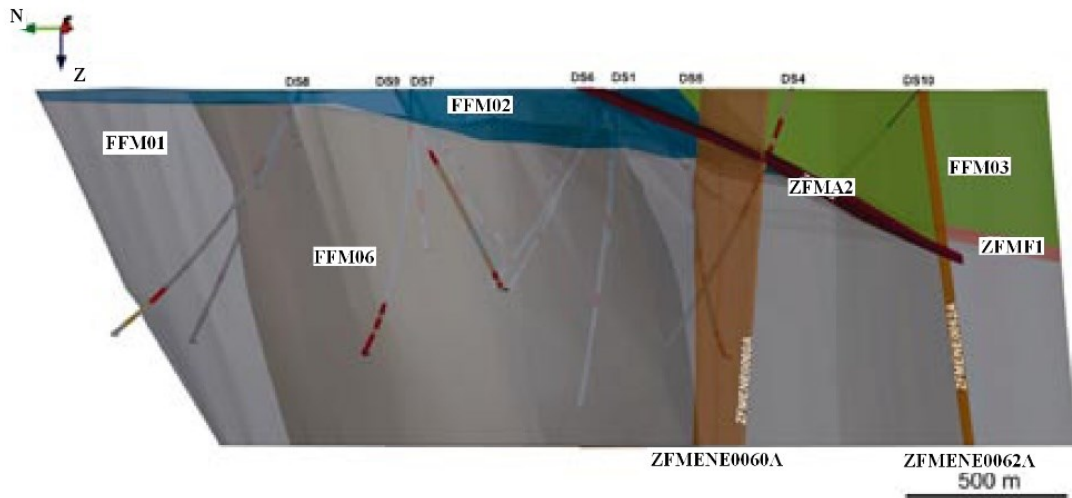


圖 2-8 目標區的破裂面域(FFM)以及變形帶(ZFM)三維模型(改自 SKB, 2007)

表 2-1 岩體的力學和熱學模型參數

Parameter (unit)	Value	Reference/Remark
Density (kg/m ³)	2700	Hökmark et al. (2010)
Deformation modulus (GPa)	70	Glamheden et al. (2007)
Poisson's ratio	0.23	Glamheden et al. (2007)
Tensile strength (MPa)	2.3	Glamheden et al. (2007)
Cohesion (MPa)	27	Glamheden et al. (2007)
Friction angle (°)	50	Glamheden et al. (2007)
Thermal conductivity (W/m-K)	3.57	Hökmark et al. (2010)
Linear thermal expansivity (1/K)	7.7e ⁻⁶	Hökmark et al. (2010)
Specific heat (MJ/m ³ -K)	2.06	Hökmark et al. (2010)

表 2-2 目標裂隙的模型參數

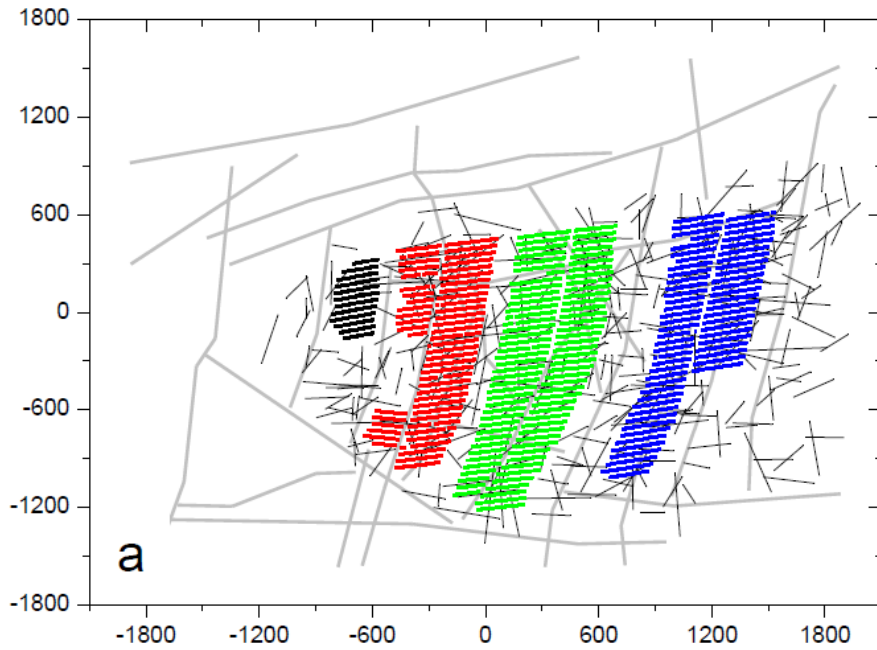
Parameter (unit)	Value	Reference and Remark
Shear stiffness, K_s (GPa/m)	34	Hökmark et al. (2010)
Normal stiffness, K_n (GPa/m)	656	Hökmark et al. (2010)
Friction angle ($^\circ$)	35.8	Hökmark et al. (2010)
Dilation angle ($^\circ$)	3.2	Hökmark et al. (2010)
Tensile strength (MPa)	0	Hökmark et al. (2010)
Cohesion (MPa)	0.5	Hökmark et al. (2010)

2. 熱載重

為了分析用過核子燃料的處置罐產生的熱引起的目標裂隙反應，將一組顆粒指定為點源(含有用過核處置罐或「等效罐」之處置孔)，透過接觸點向周圍的顆粒產生熱量。圖 2-9 為 DFN03h 之用過核處置罐處置孔位置，黑點是 A 平面中的用過核處置罐處置孔，紅色、綠色和藍色點分別是 B, C 和 D 平面的處置孔。其中，A 平面可處置 310 個等效的容器，處置時間約為 2.5 年，因此，A 平面於約 2.5 年開始受熱。B 平面中處置罐需要 12 年(1456 罐 \times 3 天/罐 \times 1 年/ 365 天= 12 年)，受熱開始時間為 14.5 年(2.5 + 12)，以此類推於 C 和 D 平面(表 2-3)。

表 2-3 DFN03h 順序處置的情況，每個區域之處置罐數量和熱釋放的開始時間

平面	處置罐數量	處置所需的時間(years)	放熱的開始時間(years)
A	310	2.5	2.5
B	1456	12.0	14.5
C	2263	18.6	33.1
D	1815	14.9	48.0
Total	5844		



※ (A、B、C 及 D 平面分別為黑色、紅色、綠色及藍色)

圖 2-9 DFN03h 處置孔的位置

2.2.4 各種狀態下目標裂隙反應模擬

1. 熱應力引致地震活動和目標裂隙反應模擬

開始研究引致地震活動之前，必須驗證處置場的熱演化。圖 2-10 分別顯示 Hökmark 等人(2010) (圖 2-10(a)) 和 PFC 模型 (圖 2-10(b)) 之 Forsmark 處置後 50 年地表下 460 m 的岩石溫度等值線圖，由圖中顯示，處置場周圍的岩石有相似的溫度增加趨勢。但 Hökmark 等人(2010)的結果顯示處置場區的溫度較 PFC 模擬值為高。在 PFC 模型中，溫度升高產生熱應力，這可能導致某些粒子鍵結失效，進一步引起屏障作用阻礙透過粒子接觸的熱傳導現象，導致非常局部的高溫度岩石區 (圖 2-10(b))。另一方面，此技術報告針對前一小節提到之 DFN03h 進行同步受熱以及依序受熱的模擬，結果顯示，同時處置的用過核子燃料處置罐，預計不會有目標裂隙超過 50 mm 的剪位移，並造成處置罐損壞的風險。按順序設置的用過核子燃料處置罐的熱載重，亦沒有處置罐損壞的風險(即目標裂隙超過 50 mm 的剪位移)。

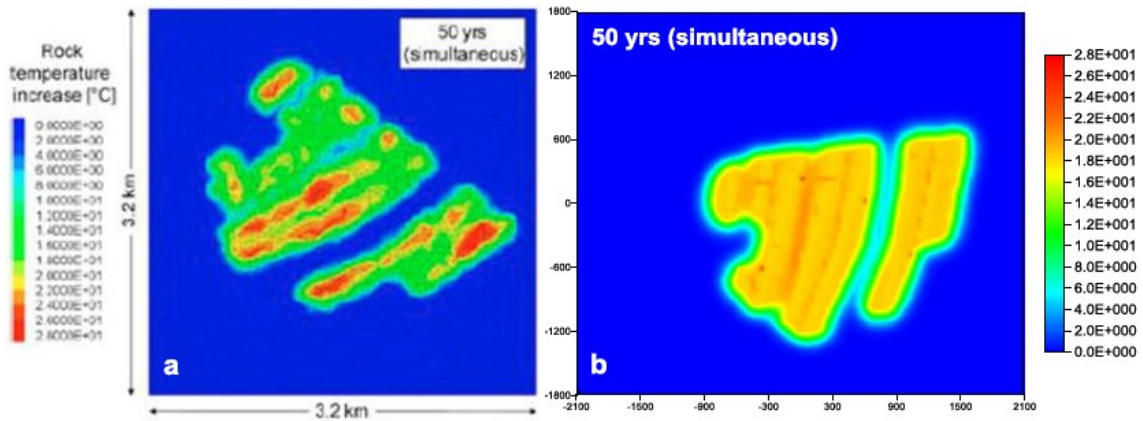


圖 2-10 同步受熱 50 年後，(a)Hökmark 等人(2010)；和(b)此技術報告中 PFC 模型 Forsmark 處置深度(460 m)的岩石溫度增加的等值線圖

2. 變形帶地震對目標裂隙影響的模擬

本節進一步討論變形帶產生地震對於選定之目標裂隙的響應，這份技術報告中討論的主題包含當今「最可能」發生的逆斷層型應力場、冰河期前緣隆起引致之應力場，以及冰河期最大冰覆蓋引致之應力場等。本節將以當今「最可能發生」的逆斷層型應力場為例進行討論。此技術報告使用 DFN03h 並針對處置場周圍之變形帶進行模擬，分別模擬 ZFMWNW0809A、ZFMWNW0001(Singö 斷層)以及 ZFMWNW2225 三處(如圖 2-11)地震引致之地震事件與目標裂隙之位移。

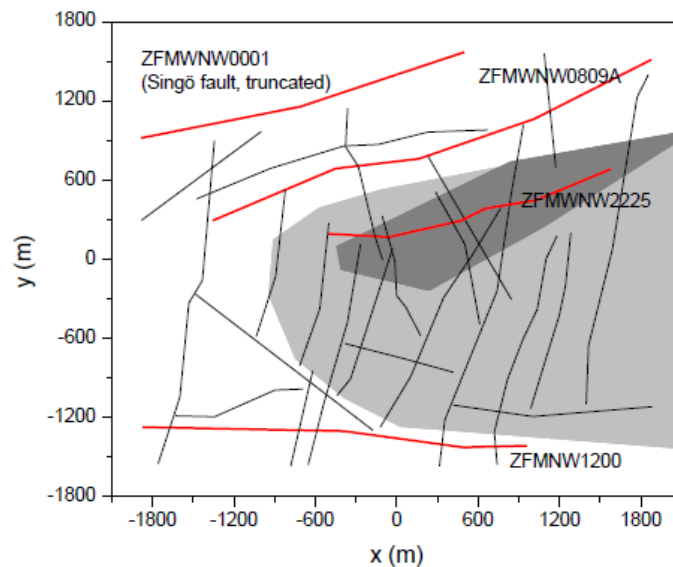


圖 2-11 紅色表示在水平模型中選擇發生地震之變形帶

以 ZFMWNW0809A 變形帶發生震矩規模為 M4.60 地震為例，圖 2-12 至圖 2-15 為該變形帶周圍因地震而引致之地震特性與目標裂隙位移特性，圖 2-12 為使用 DFN03h 進行模擬結果，若 ZFMWNW0809A 變形帶活化產生地震，岩體破裂以及目標裂隙和變形帶的節理面滑移引起的地震，許多同震事件發生在變形帶-變形帶、目標裂隙-變形帶交點以及目標裂隙和變形帶的尖端，最大規模是 M1.81。

圖 2-13 顯示不同長度目標裂隙和變形帶因發生於 ZFMWNW0809A 變形帶地震而引致的剪位移。ZFMWNW0809A 的長度和剪位移以黑色星號(平均值)標記，四個回歸分別為 Wells 和 Coppersmith(1994)和 Leonard(2010)的 Dip Slip(DS)，Strike Slip(SS)和 Stable Continental Region(SCR)。ZFMWNW0809A 的長度與位移非常吻合回歸線，表示模擬地震在長度與位移方面與文獻中的現地觀測結果非常吻合。一些目標裂隙位移大於處置罐損壞上限值 50 mm，即圖中紅色虛線上方的數據點。

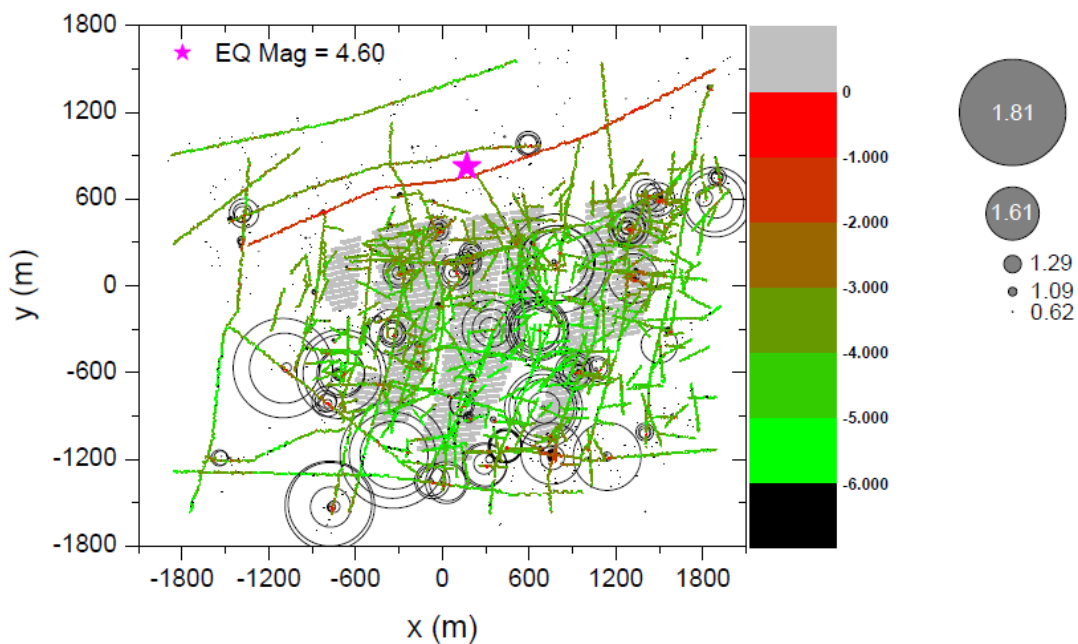


圖 2-12 ZFMWNW0809A 區域發生地震(使用 DFN03h)目標裂隙和變形帶平滑節理的引致地震事件和剪位移的空間分佈

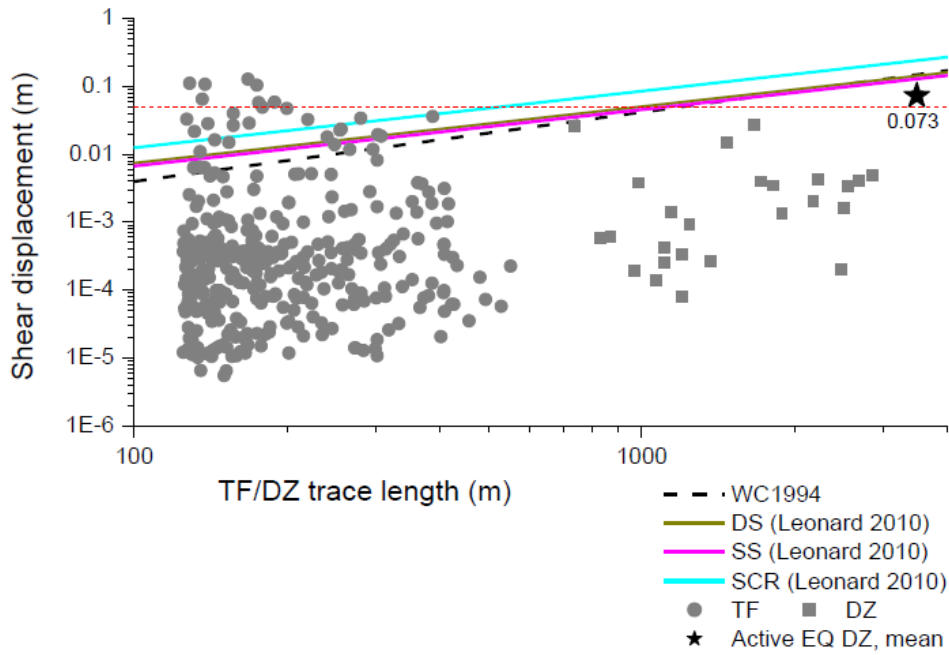


圖 2-13 使用 DFN03h 模擬變形帶 ZFMWNW0809A 地震造成不同長度的目標裂隙和變形帶之剪位移與經驗裂面長度-剪位移回歸線進行比較

如圖 2-14 中的盒須圖顯示雖然少數數據點超過 50 mm，但這些數據點高於 95%信賴區間，因此可被視為異常值。圖 2-15 顯示，通常距地震震源的距離越大，目標裂隙和變形帶組成的節理位移越小。可以看出，高於處置罐損壞上限值的那些數據點都高於 95%信賴區間，可視為異常值。圖 2-16 顯示模擬的震矩規模與目標裂隙剪位移的關係。當規模低於 M5 時，目標裂隙的剪位移與地震規模無關。規模大於 M5 時，最大值和 95%信賴值都隨著地震震級呈現增加趨勢。當地震規模低於約 M5.5 時，95%信賴區間之剪位移皆在處置罐破壞上限值 50 mm 以下，表示發生規模大於 M5.5 的地震時，可預期目標裂隙受剪力破壞而導致處置罐損壞的風險，與 Fäth 等人(2010)的研究結果一致。

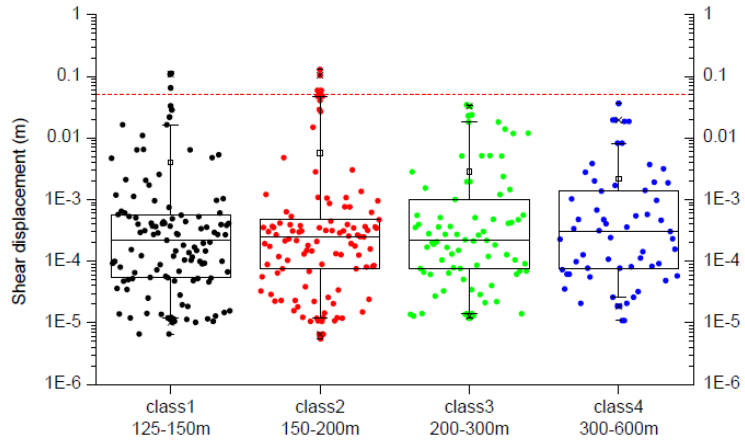


圖 2-14 使用 DFN03h 模擬之變形帶 ZFMWNW0809A 地震四個長度等級之目標裂隙上平均剪位移的盒須圖

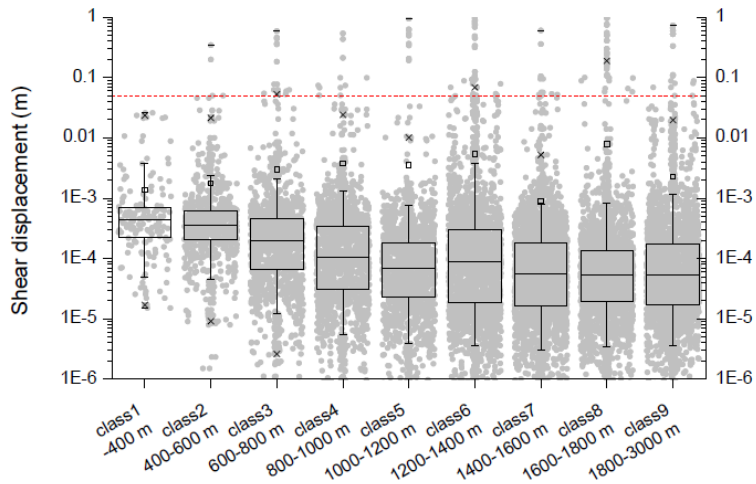


圖 2-15 地震模擬的盒須圖，包含九個區間段中目標裂隙之剪位移

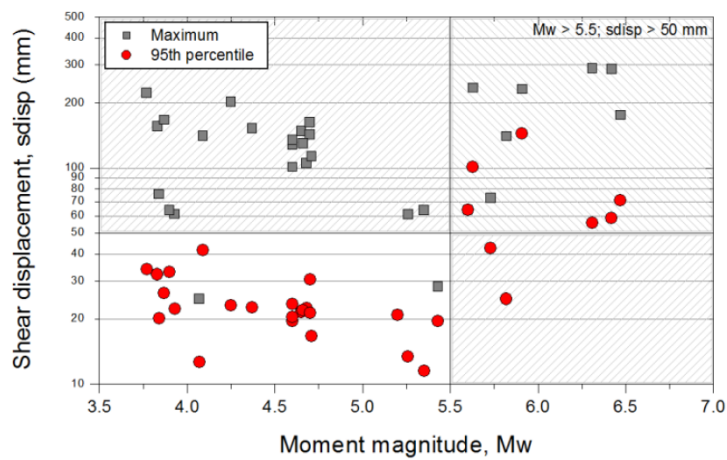


圖 2-16 PFC 模擬之目標裂隙的震矩規模 M_w 與剪位移平均值的最大值和 95%信賴區間之關係

3. 處置層同時發生地震和考慮受熱對於目標裂隙影響的模擬

本節考慮 SKB 認為「最可能」發生地震的兩個變形帶 ZFMWNW0809A 和 ZFMWNW2225，並分別模擬處置層岩體連續受熱 50 年後使變形帶發生地震。其中，ZFMWNW0809A 是 Forsmark 地質模型中最長的變形帶，而 ZFMWNW2225 跨越了處置場中的三個處置平面，亦是處置場區域中最大的威脅。分析結果得知，ZFMWNW2225 發生地震時(圖 2-17)，處置罐損害的風險高於(共 29 組剪位移大於 50 mm，其中 10 組不能視為異常值)ZFMWNW0809A(共 20 組剪位移大於 50 mm，其中 5 組不能視為異常值)(圖 2-18)。

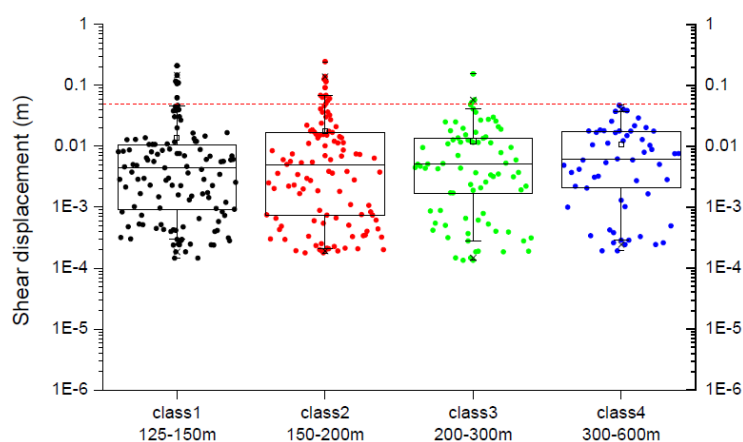


圖 2-17 連續 50 年的連續受熱後，變形帶 ZFMWNW0809A 地震引起目標裂隙的剪位移

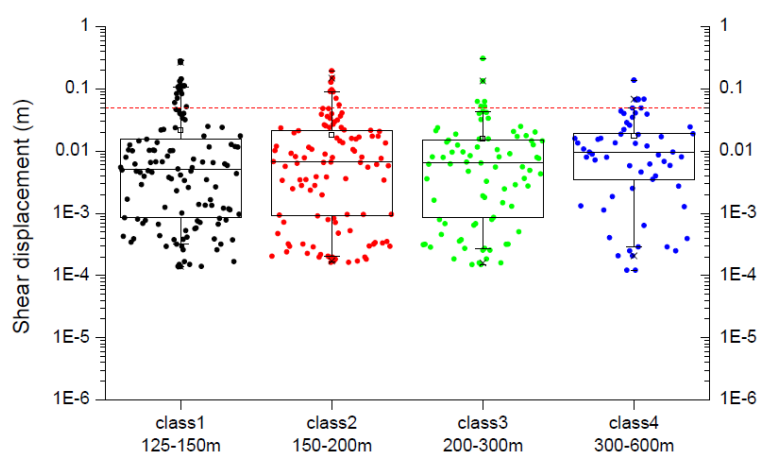
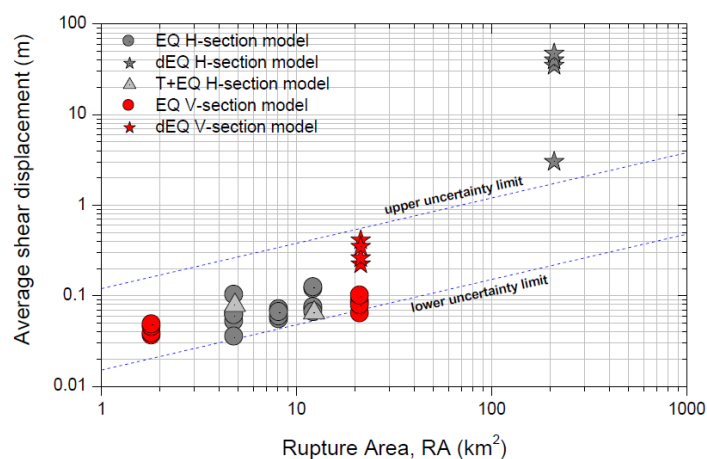


圖 2-18 連續 50 年的連續受熱後，變形帶 ZFMWNW2225 地震引起目標裂隙的剪位移

2.2.5 審查者的評估

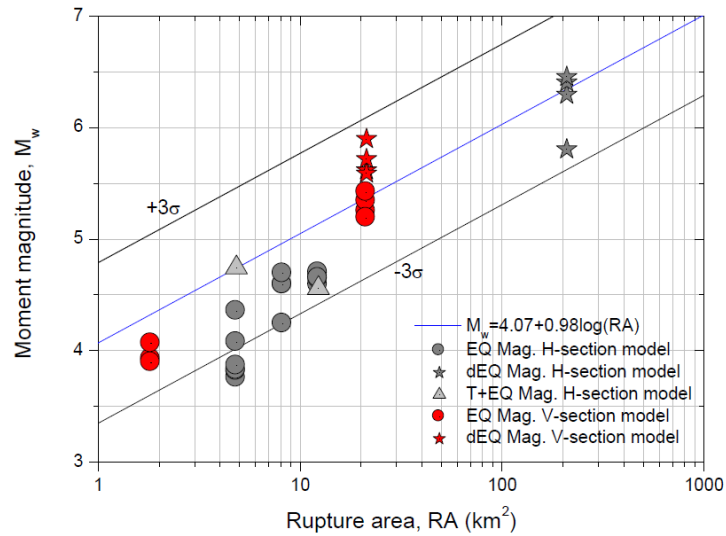
針對以上結果進行總結，討論Forsmark處置場長期安全性的影響。重點如下：

- (1) 對於所有的地震模型案例，受地震力影響之變形帶其剪位移與參考文獻相吻合(Wells和Coppersmith, 1994; Leonard, 2010)。因此，驗證此技術報告中地震的模擬結果。圖2-19顯示受地震力影響之變形帶其破裂面積與平均剪位移之間的關係，以及Leonard(2010)提供剪位移的上限和下限，並同時考慮回歸參數的不確定性。由圖可知，數值模擬之大部分結果都分佈在不確定範圍內。圖2-20顯示破裂區面積(RA)與震矩規模 M_w 之間的關係。結果顯示，大部分皆分佈在Wells和Coppersmith(1994)回歸平均值 ± 3 標準差($\pm 3\sigma$)的範圍內。



※ 圖中顯示 Leonard(2010)的不確定性回歸線。dEQ H-section model (灰色星號★)位於 Leonard 剪力位移上下限範圍以外，其中部分資料為 ZFMWNW0001 變形區(Singö 斷層)。此變形區總長為 15 km，但因此變形區位於模型的邊界，PFC 模型在計算過程中僅計算模型內之變形區長度(2476 m)，造成 ZFMWNW0001 變形區(15 km)產生規模 6.31 的剪應力全部集中在模型區域內之變形區(2476 m)中，因此產生幾十公尺的剪力位移。

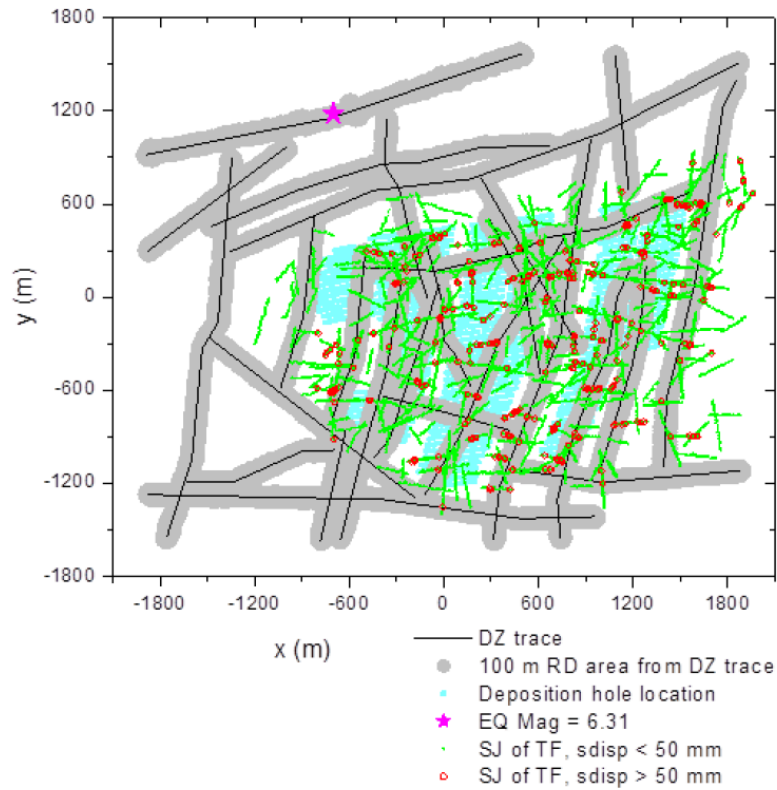
圖 2-19 變形帶進行地震模擬之破裂面積與模擬剪位移(平均值)關係



※ 圖中顯示 Wells 和 Coppersmith(1994)的回歸平均值 $\pm 3\sigma$ 的不確定性範圍。

圖 2-20 地震變形帶破裂面積(RA)與模擬地震力矩 M_w 的關係

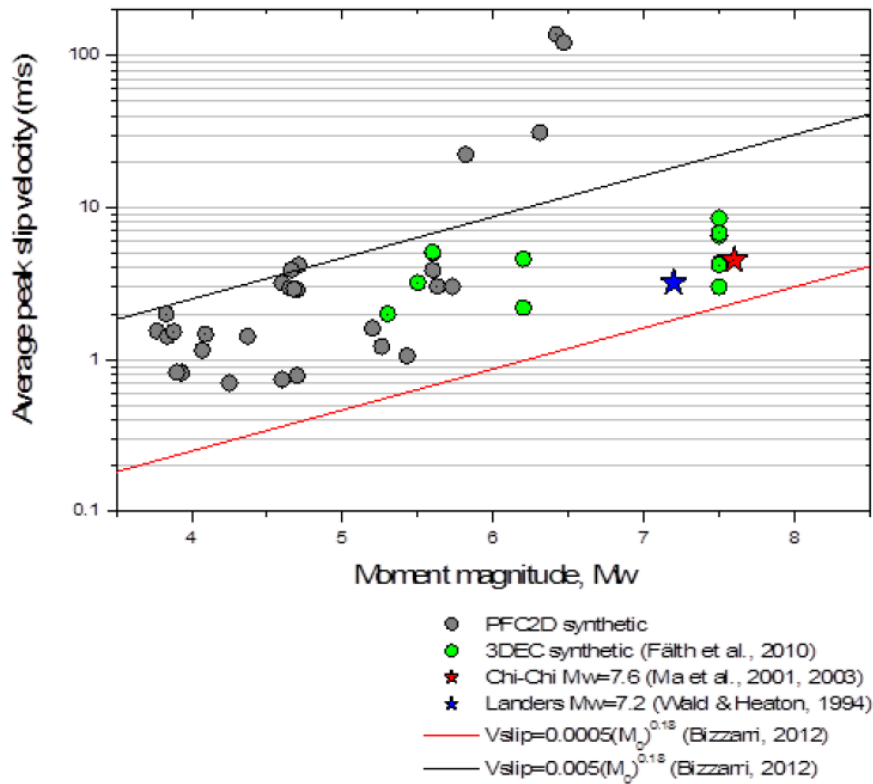
- (2) 根據處置場的受熱模型，發現不僅目標裂隙，一些變形帶可能因用過核子燃料的受熱而產生剪力破壞。對於同步受熱處置罐案例，研究發現處於穩定狀態的變形帶可能產生剪力，並且可能與不穩定狀態下之變形帶相互影響，並可能在其交點處產生同震事件。
- (3) 關於剪位移超過50 mm處置罐損壞上限的情況，建議進一步研究模型中不能算是異常值的位置。SKB指出，長度超過3 km的變形帶之100公尺範圍內不允許放置處置罐。在圖2-21中，剪位移小於50 mm的目標裂隙以綠色標示，高過50 mm以紅色標示。變形帶(黑線)100 m範圍(灰色區域)外之目標裂隙剪位移通常小於50 mm，但仍有一些超過損壞上限值。



※ 圖中顯示變形帶(黑線)之 100 m 距離(灰色區域)和構成目標裂隙的剪位移。其中，剪位移小於 50 mm 以綠色標示，剪位移大於 50 mm 的處置罐損壞上限以紅色標示。

圖 2-21 DFN03h 模擬 ZFMWNW0001 在當前「最可能發生」的逆斷層型應力場下因活化而發生地震之分析結果

- (4) 根據當今「最可能發生」之應力場案例，進行連續加熱處置場期間發生的地震模擬，研究結果發現目標裂面和變形區的剪力位移比未考慮加熱的情況下大，由於地震和加熱的重疊效應，位移增加至3倍，同時也增加觸發地震和同震事件的機率。
- (5) 圖2-22顯示模擬震矩規模與PFC模型中活動性變形帶之平均滑動速度峰值(average peak slip velocity)(灰點)之間的關係、Fälth等人(2010年)的3DEC合成地震(綠點)，以及集集地震(M = 7.6；Ma等，2001和2003)和Landers地震(M = 7.2；Wald&Heaton，1994)(分別用紅色和藍色星號標記)。如圖顯示，地震活動性變形帶之平均滑動速度峰值隨著震矩規模增加而增加。3DEC合成資料與PFC合成資料有類似的趨勢，但仍有一些結果有較大的滑移速度。其中，ZFMWNW0001區域(截斷的Singö斷層)上的剪力(shear force)增加而使震矩規模增加。



※ PFC 合成(灰點)和 3DEC(綠點；Fälth 等人，2010)與 Bizzarri(2012)的兩條回歸線進行比較，集集地震和 Landers 地震以藍色和紅色星號標示。

圖 2-22 平均滑動速度峰值與合成地震的力矩規模

2.3 處置岩體之熱演化模型及其引致地震活動之建模

主審查階段技術報告(2016:23)(SSM, 2016)為針對SSM於2014年之技術報告之補充，其目的是提供有關SKB針對瑞典Forsmark處置場封閉後安全分析的評論，著重於：(1) 封閉後廢棄物罐釋出衰變熱傳到岩體之熱應力所觸發的震動作，特別針對含有用過核子燃料之處置罐產生的熱而引起處置場周圍裂隙發生剪位移的影響。(2) 或處在這一熱應力作用期間，附近變形帶發生了地震，在二者複合作用之下，觸發目標裂隙(target fracture)或可稱為關鍵性裂隙之剪位移量，以致是否衝擊到處置場之完整性(physical integrity of the repository)問題進行討論。

報告中首先使用PFC2D驗證模擬方法，特別針對裂隙剪位移計算的可靠性；再分別針對處置場水平和垂直模型，分析因用過核子燃料產生的熱而引起的目標裂隙反應；之後再對處置場目標裂隙因地震引致而產生之剪位移影響進行模擬；最後，討論模擬結果及其對處置場安全的影響。

2.3.1 利用 PFC2D 分析破裂剪位移

技術報告所使用之方法係將許多光滑節理組成的「PFC 裂隙」(MasIvarsetal, 2011)嵌入彈性連續體中，並觀察單一「PFC 裂隙」的剪位移是否與 Pollard 和 Segall(1987)之研究結果一致。研究中所使用尺寸為 2x2 km 的 2D 矩形模型(圖 2-23)，模型正中間為半長度 500 m 之傾斜「PFC 裂隙」。

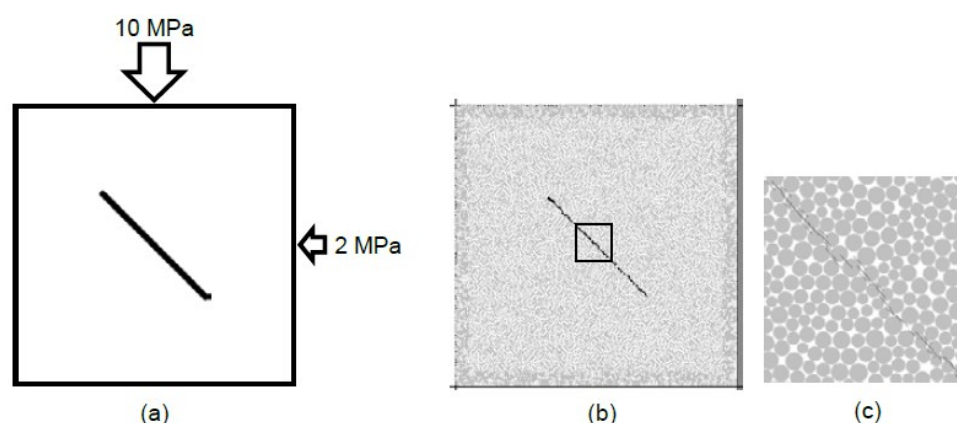


圖 2-23 (a) 剪力負載下之驗證試驗模型示意圖，模型中含有一傾斜且隔離的裂隙；(b) 在 PFC2D 中使用平滑節理的具象化；(c) 為圖(b)中方形區域的放大圖，圖中顯示詳細的 PFC 顆粒和平滑的節理

1. 與解析解之比較

比較 Pollard 和 Segall(1987) 研究所得的裂隙剪位移與 PFC2D 模型中平滑節理的剪位移，結果如圖 2-24 所示，兩者結果相似，表示 PFC2D 模型相關分析具有合理性。相關參數參考 Forsmark 的主要岩石類型。

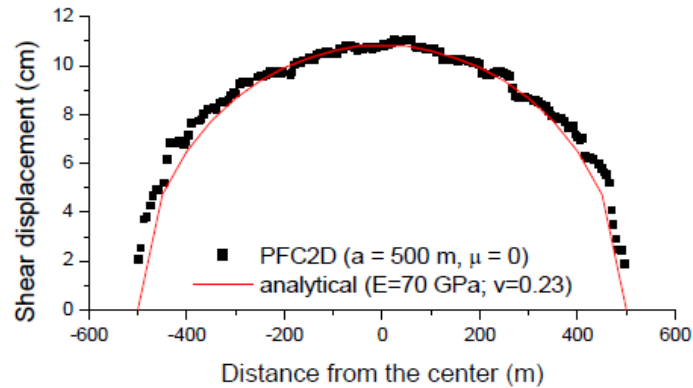


圖 2-24 Pollard 和 Segall(1987)(Eq.1)所得之 PFC 裂隙剪位移剖面與解析解之比較

2. 摩擦力和裂隙長度的影響

針對摩擦力和裂隙長度對於剪位移之影響，報告中測試了 5 個平滑節理摩擦係數(0、0.1、0.3、0.6 和 0.9)。結果如圖 2-25(a)顯示，光滑節理的摩擦力越低，裂隙位移越大。裂隙的長度則分別測試 5 個不同的長度，分別為 $a=100$ 、200、300、400 和 500 m，結果如圖 2-25(b)顯示，裂隙越長，剪位移也會越大。

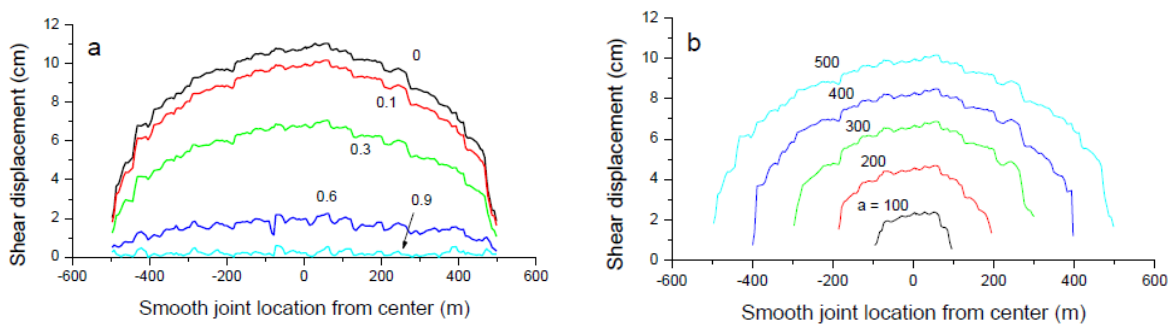


圖 2-25 (a) 摩擦係數 μ 和 (b) 裂隙長度 $2a$ 對 PFC 裂隙光滑節理的剪位移的影響

3. 交叉裂隙的影響

交叉裂隙對於位移所造成的影響，報告中分別測試了三種的情境：(a) 1 個 PFC 裂隙，(b) 2 個相交的 PFC 裂隙，以及(c) 5 個相交的 PFC 裂隙(如圖 2-26)。圖 2-27 顯示正規化之後，光滑節理的剪位移與每個 PFC 裂隙中的最大剪位移。圖中可見，當 PFC 裂隙在剪裂下與其他裂隙相交時，在裂隙交叉點處會產生位移突然跳躍/下降的現象，如圖 2-27(b)，並且在更多的裂隙相交時，每條裂隙的位移變得更加複雜。

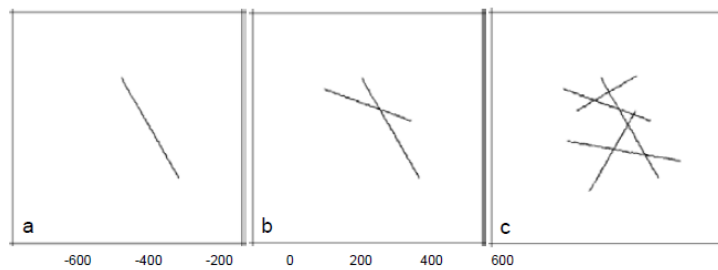
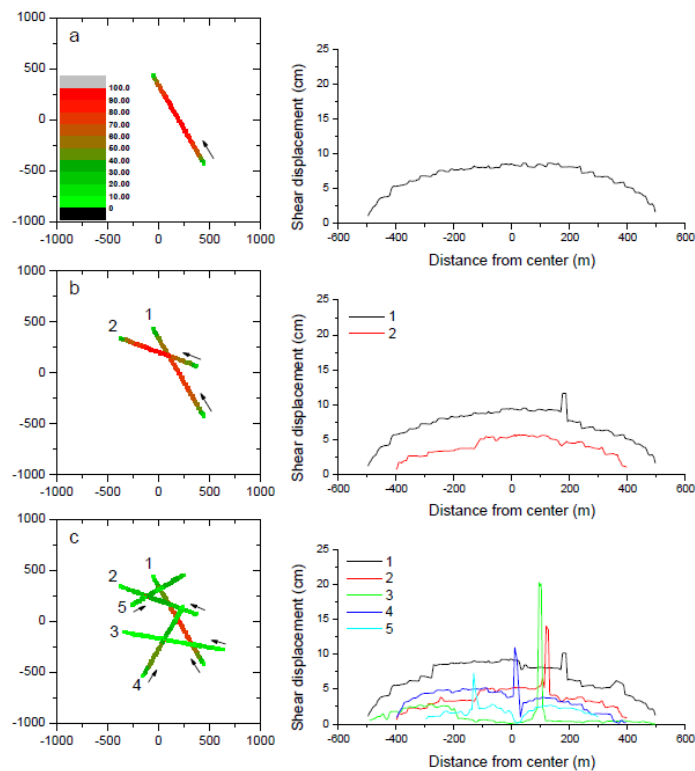


圖 2-26 PFC2D 模型中包含(a)1 個 PFC 裂隙，(b)2 個相交的 PFC 裂隙，和(c)5 個相交的 PFC 裂隙



※ (a) 1個PFC裂隙，(b) 2個相交的PFC裂隙，(c) 5個相交的PFC裂隙。

圖 2-27 平滑節理的剪位移分佈以及它們沿著軌跡的絕對位移

4. 「磨耗(rattler)」顆粒和應力集中在裂隙尖端的影響

經由 PFC2D 模擬結果顯示，單一裂隙的剪位移與解析解非常吻合，這結果表示利用 PFC2D 模擬一組光滑節理之剪位移是可靠的。當有裂隙交叉時，位移分佈會偏離解析解之結果。利用 PFC2D 模擬時，因為剛性顆粒之應力過度集中，導致該顆粒與周圍顆粒分離，造成裂隙交叉處的剪位移形成峰值，這種的顆粒於報告中稱為「磨耗(rattler)」顆粒。實際上，裂隙尖端處或在裂隙交叉處的應力集中可能導致該處岩石的局部破壞。假設裂隙交叉點處的岩石遭受破壞，一些能量可能會消散；因此，可能不會於上述的 PFC2D 模擬中，產生裂隙交叉處的位移尖峰。這些能量會轉移至相鄰的空間，並略微增加交叉點附近的裂隙之剪位移。

為了減輕磨耗粒子產生的位移峰值，並使結果趨近於理論值，報告中亦於 PFC2D 程式中開發兩項功能：(1) 消除磨耗粒子，計算裂隙的剪位移時不考慮附著在磨耗粒子顆粒上的光滑節理；(2) 軟化因破裂而損壞的剛性顆粒。利用上述方法模擬 5 條裂隙的結果如圖 2-28 所示。與圖 2-27(c)相比，所有大的尖峰值均被消除，但仍存有一些位移較高的交叉點(如圖 2-28 中紅色箭頭處)。作者透過使用具有更高粒子分辨率的模型研究這個問題，消除那些位移峰值。另外，引入一些「虛擬破壞」顆粒時，因應力集中在裂隙尖端處可能會破壞最靠近尖端的一些顆粒，增加其相鄰顆粒和平滑節理的應力，反而可能導致產生比考慮「虛擬破壞」顆粒前更大的位移。

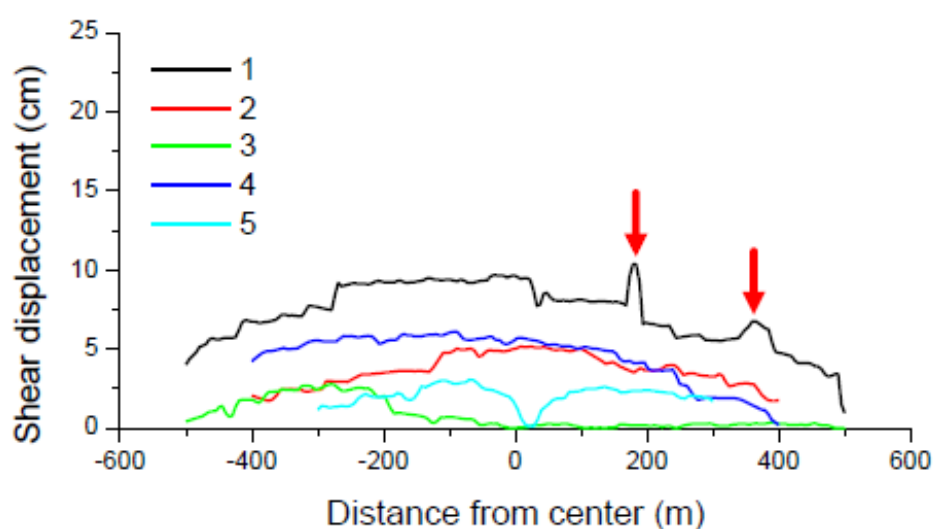


圖 2-28 在透過刪除磨耗顆粒並軟化實際受損的顆粒後消除了尖峰值之後的 5 個交叉 PFC2D 裂隙的平滑節理剪位移分佈

5. PFC2D模型中裂隙代表性剪位移的選擇

技術報告所使用之模型並未應用消除裂隙尖端高應力集中的「磨耗粒子」以及「虛擬破壞」技術，因上述的修正方案是技術報告後續章節模擬結果產生後才開發的方法。因此，技術報告採用中位數作為替代方案，忽略模型中的多個剪位移尖峰值。此外，在單一裂隙的情況下，選擇中位數位移常比平均位移更為保守，因為於模型中觀察到的剪位移分佈，中位數通常大於平均值，如圖 2-29(a)所示。雖然圖 2-27(c)中裂隙 2 的平均值大於中位數，如圖 2-29(b)所示，但因為中位數對於模型中的峰值較不敏感，選擇中位數是可被接受。此外，平均值和中位數之間的差異也僅小於 10%。

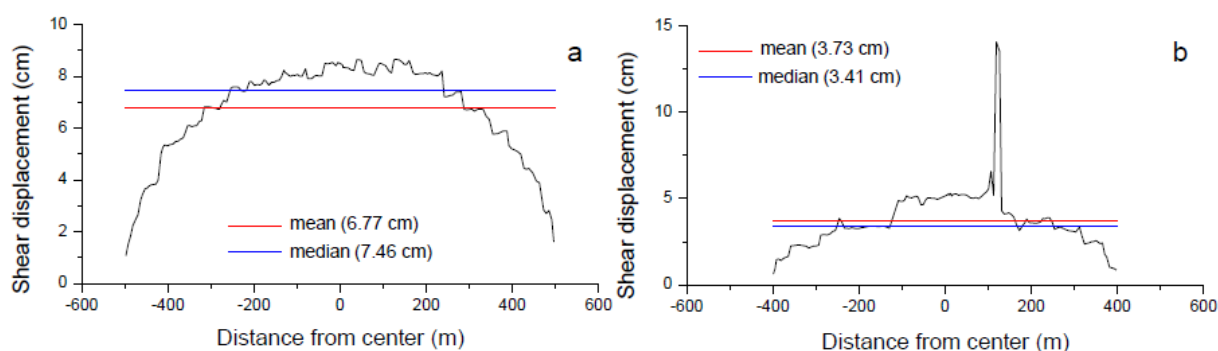


圖 2-29 (a) 單一 PFC 裂隙和(b) 交叉裂隙(圖 2-26(c)中的裂隙編號 2)的剪位移及其平均值和中位數

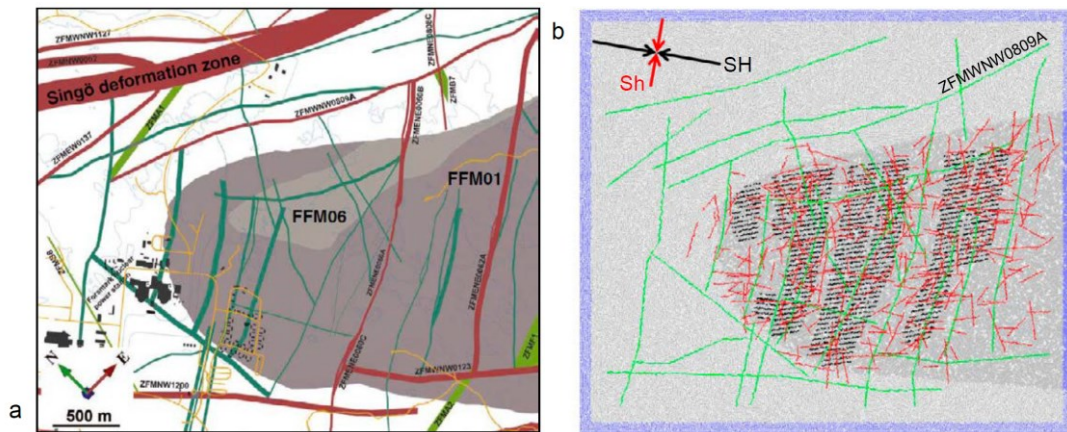
2.3.2 Forsmark 處置場模型

Forsmark 處置場模型是基於 Stephens 等人(2015)所使用的綜合地質模型建構，以個別元素法 PFC2D 程式模擬之數值模型，圖 2-30 所示是在深度 460 m 處之水平剖面分布構造，其內主要包含有：(1) 不同長度之主要變形帶(綠色)、(2) 目標裂隙(紅色)一係擷取處置場三維空間內統計離散裂隙網絡(Discrete Fracture Network, DFN)中，分布在 460 m 深平面之各裂隙跡長與方向、以及 (3) 熱源點(黑色)代表處置罐的發熱例子。圖中箭頭則標示現地應力方向，其水平最大主應力為 40 MPa、水平最小主應力為 22 Mpa，水平應力之梯度為 0.078 MPa/m，；上二應力係以控制四個邊界上所設一層外框顆粒之壓縮速度，陸續施加於數值模型邊界，直至模型內之應力條件符合上列現地主應力狀況(不考慮孔隙水壓)，然後於後續之模擬中，此等外框邊界層區之顆粒則一直被鎖住固定。

圖 2-31 之二維垂直剖面 PFC2D 模型，係選取自西北-東南剖面，垂直模型之處置場底部的最大水平和垂直初始應力分別 40 MPa 和 12.5 MPa，垂直應力之梯度為 0.026 MPa/m；在上述應力作用後，預設的初始溫度隨深度之分布值則示如圖 2-31(d)。於 PFC 模型岩體內之顆粒接觸模式係採用平行鍵結模式(parallel-bond model)、變形帶及目標裂隙內之顆粒則採用平滑節理模式(smooth joint model)，整體 PFC2D 所選用參數值列於表 2-4 之內。

表 2-4 PFC2D 模型所選用 Forsmark 處置場岩體與裂隙力學參數

Bond model	Property (unit)	Value	Reference
Rock mass (Enhanced parallel bond model)	Particle density (km/m ³)	2700	Hökmark et al. (2010)
	Particle elastic modulus (GPa)	70	-
	Particle stiffness ratio (-)	2.5	-
	Particle friction coefficient (-)	5.0	-
	Parallel bond elastic modulus (GPa)	70	-
	Parallel bond stiffness ratio (-)	2.5	-
	Parallel bond tensile strength (MPa)	2.3	Glamheden et al. (2007)
	Parallel bond cohesion (MPa)	27	Glamheden et al. (2007)
	Parallel bond friction angle (°)	50	Glamheden et al. (2007)
	Thermal conductivity (W/mK)	3.57	Hökmark et al. (2010)
	Thermal expansion coefficient (1/K)	7.7E-06	Hökmark et al. (2010)
Specific heat (J/kgK)	793	Hökmark et al. (2010)	
Deformation zones and fractures (Smooth joint model)	Smooth joint normal stiffness (GPa/m)	60.4	-
	Smooth joint shear stiffness (GPa/m)	34	-
	Smooth joint friction coefficient (-)	0.9	-
	Smooth joint tensile strength (MPa)	0.1	-
	Smooth joint cohesion (MPa)	0.5	Hökmark et al. (2010)
	Smooth joint friction angle (°)	35.8	Hökmark et al. (2010)
	Smooth joint dilation angle (°)	3.2	Hökmark et al. (2010)



※ 包含變形帶(綠色)、目標裂隙(紅色)和發熱粒子(黑點)。ZFMWNW0809A是本研究中用於地震模型的變形帶。箭頭表示最大(黑色)和最小(紅色)水平應力的方向。

圖 2-30 Forsmark 處置場地質模型及 PFC2D 水平剖面數值模型

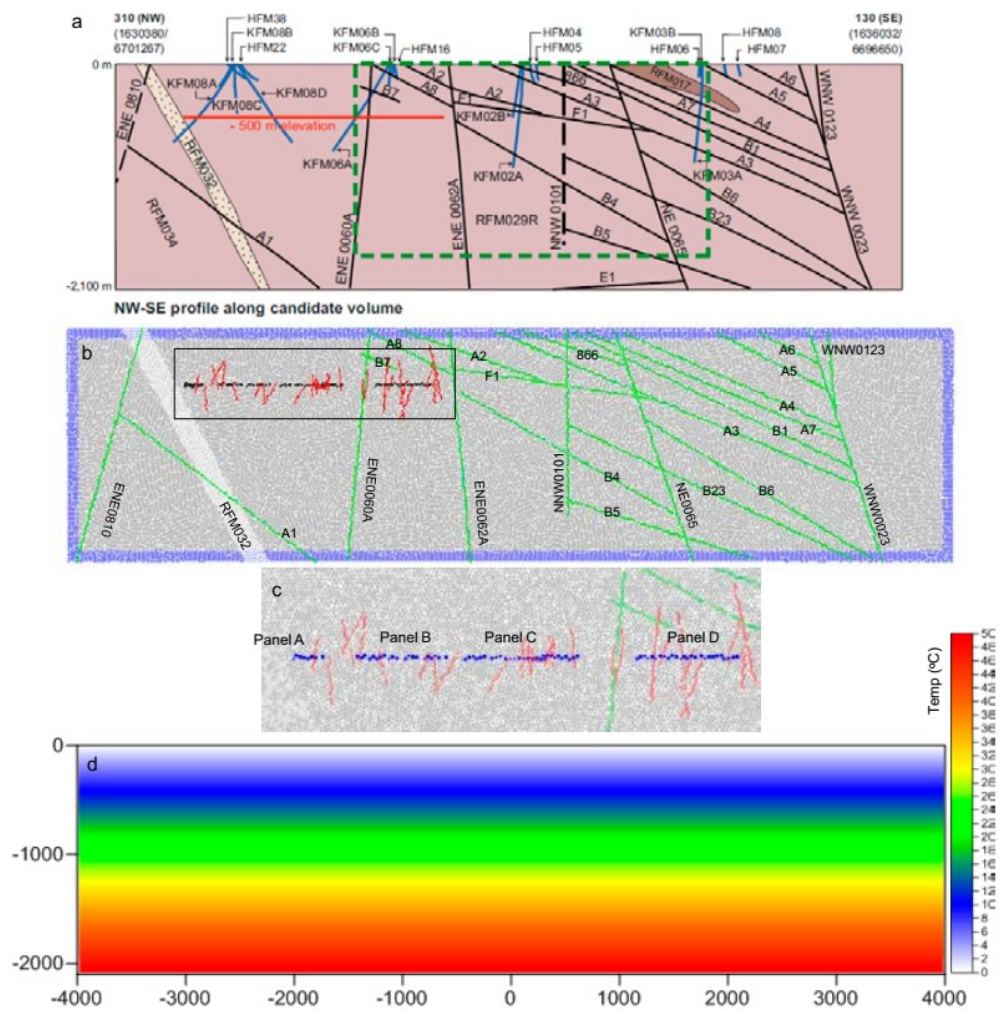
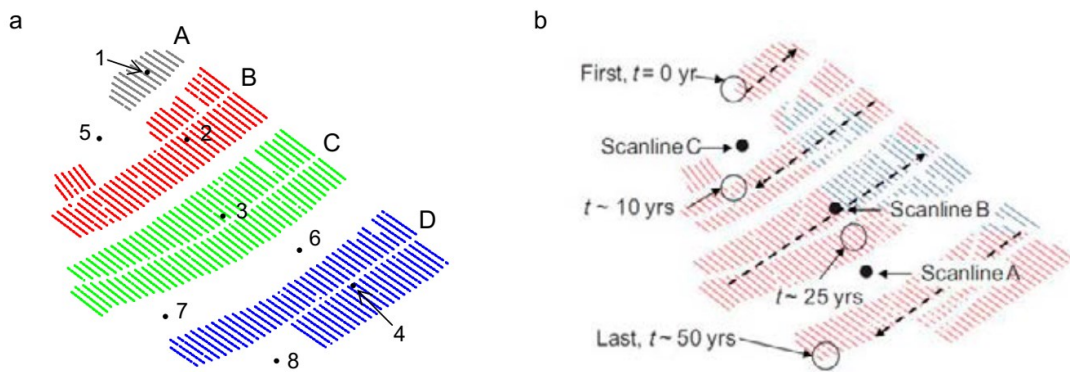


圖 2-31 Forsmark 處置場地質模型及所建構 PFC2D 之垂直剖面數值模型與其初始溫度分布狀況

1. 熱載重

地溫梯度乃由 Forsmark 於不同深度的平均現地溫度計算得出(Sundberg 等，2008)，梯度為 $23^{\circ}\text{C}/\text{km}$ 。報告中將地表保持 0°C ，模擬熱透過岩體傳遞至大氣的熱損失(Hökmark 等人，2010)。另外，報告中在水平及垂直模型中選擇幾個觀測點觀測溫度和熱應力的變化，在水平剖面 PFC2D 模型內(見圖 2-32)設有位於各區處置隧道群中央區內四個觀測點(1—4 號觀測點)，另四個位於各處置隧道群區域之外部(5—8 號觀測點)，共 8 個觀測點用以監測各時期之溫度與熱應力的演化，據之檢核 SKB 利用 3DEC 模擬結果，編號 1 至 4 號觀測點分別位於處置平面中心，5 至 8 號觀測點位於處置平面區域外，如圖 2-32(a)。垂直則有兩個垂直監測線(Scanlines1 及 Scanlines2)，分別在 C 平面以及 C、D 平面之間，如圖 2-32(b)。

表 2-5 列出了本技術報告所使用之模型案例，表格底部提供了模型主要特徵的描述。



(a) 觀測溫度和熱應力演變的粒子(編號1-4：面板區域中心，編號5-8：面板區域外)；(b) SKB3DEC模型中的Scanlines位置(Hökmark 等人，2010)。

圖 2-32 PFC2D 模型所選定監測溫度與熱應力之部位

表2-5 在本研究中進行的模型案例

負載條件 (模型類型)	受熱	現今的初始壓力場	離散裂隙 網絡(DFN)	DZEQ	處置完成後發生地震的時間
T(H)	Sim	Mls	DFN03h		
	Seq	Mls	DFN03h		
T(V)	Sim	Rsf	DFN06v		
	Seq	Rsf	DFN06v		
T+EQ(H)	Sim	Mls	DFN03h	ZFMWNW0809A	100yrs
T+EQ(V)	Sim	Rsf	DFN06v	ZFMA3	100yrs

※ T：熱應力引致；T+EQ：熱和地震引致；H：水平模型；V：垂直模型；Sim：同步受熱；Seq：依序受熱(A→B→C→D)；Mls：最有可能的壓力(SH=40 MPa、Sh=22 MPa)；Rsf：反向應力場(SH=40 MPa、Sv=12.5 MPa)；DFN03h：水平模型最保守的具象化(realization)；DFN06v：垂直模型最保守的具象化(realization)。

2. 地震載重

對特定主要變形帶之地震作用，係根據在已知應力作用下(見表 2-6)，以釋放儲存在變形帶內平滑接觸點之應變能，以模擬地震力作用。應變能之儲存係故意將顆粒間之接觸鍵結強度提高 1,000 倍，故能於現地應力作用時，不至於被破壞但卻可以儲存應變能。圖 2-33 內所示，是在模型內發生地震之主要變形帶，水平剖面內之 ZFMWNW0809A 變形帶與垂直剖面 ZFMA3 變形帶。

表 2-6 PFC2D 數值模型所取 Forsmark 處置場水平與垂直主應力值

Model	Stress components (MPa)			Remark and reference
	SH	Sh	Sv	
Horizontal	40	22	-	Most likely stress field (Martin, 2007)
Vertical	40	-	12.5	At the repository depth of 460 m, Reverse stress field (Fälth et al., 2010)

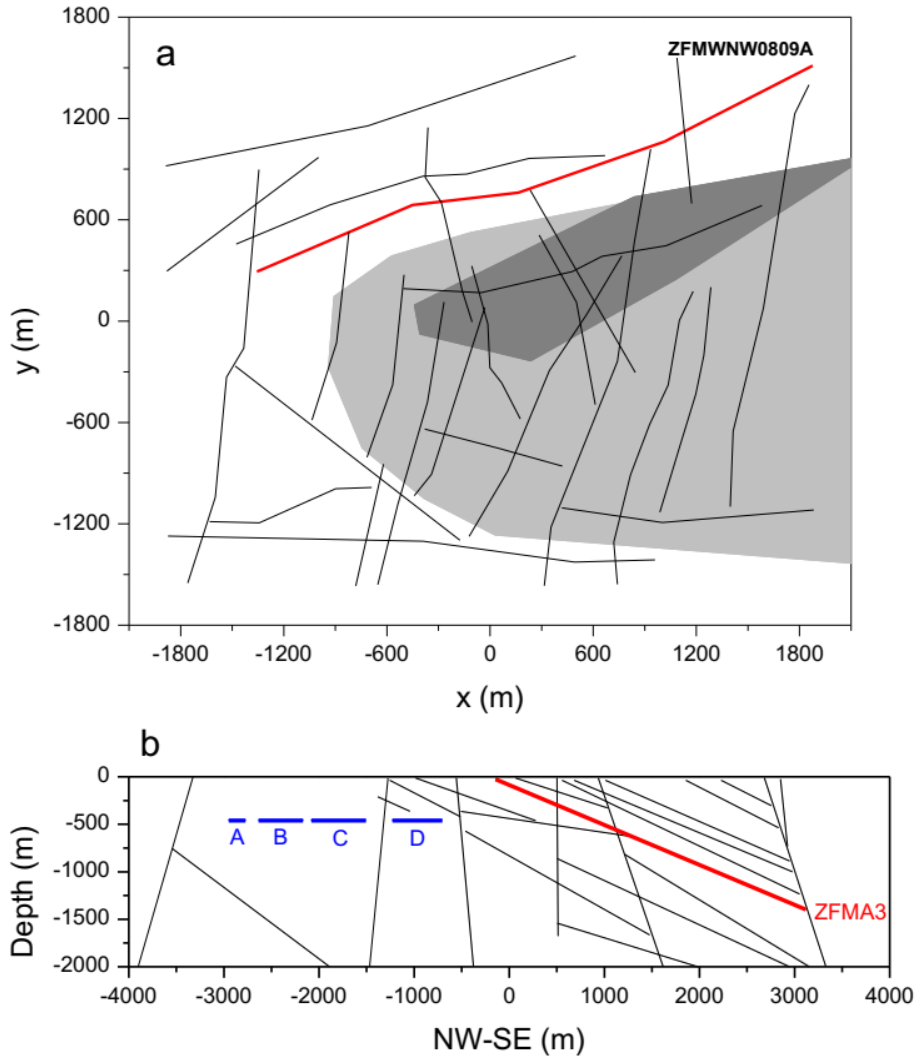


圖 2-33 在 PFC2D 模型模擬地震所取水平與垂直剖面上之主變形帶

2.3.3 受熱應力引致地震和裂隙剪切位移模型計算結果-水平模型

1. 溫度分佈的演化

圖 2-34 所示之幾個時間之溫度增加量分布圖，是假設各處置隧道群同時釋放熱作用，可觀察知：50 年後隧道群 A 溫度最高（見圖 2-32）；隧道群 B、C、D 在 100 年後溫度最高；隧道群 C 則因散熱隧道數量最多，故溫度增量持續最久。圖 2-35 所示則是假設各處置隧道群依序釋放熱作用，取幾個時間之溫度增加量分布圖。觀察得知：50 年後隧道群 A 溫度最高；隧道群 B、C、D 在 100 年後溫度最高；隧道群 C 則因散熱隧道數量最多，故溫度增量持續最久。

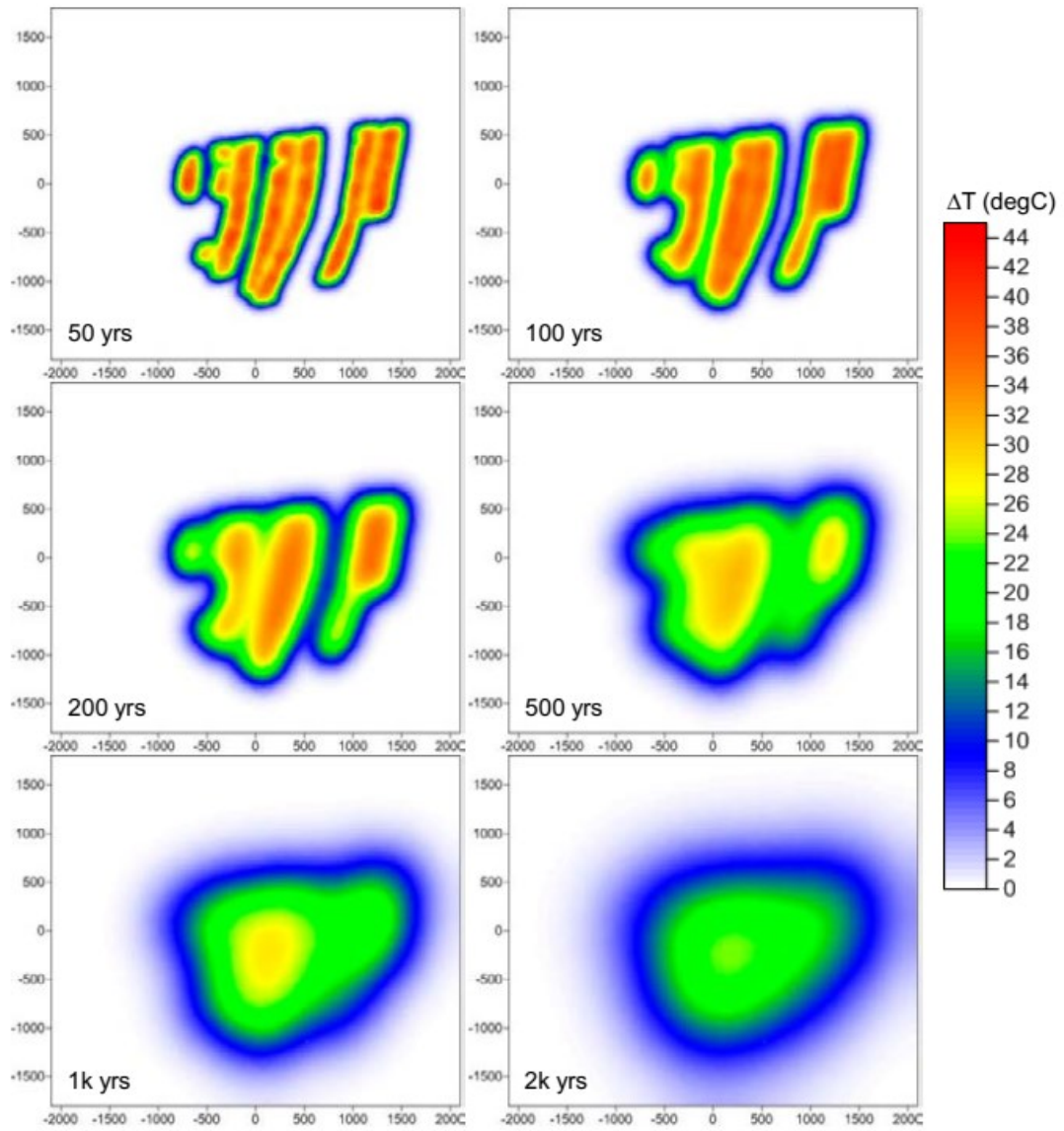


圖 2-34 各處置區若同步受熱在各時期之岩石溫度分布

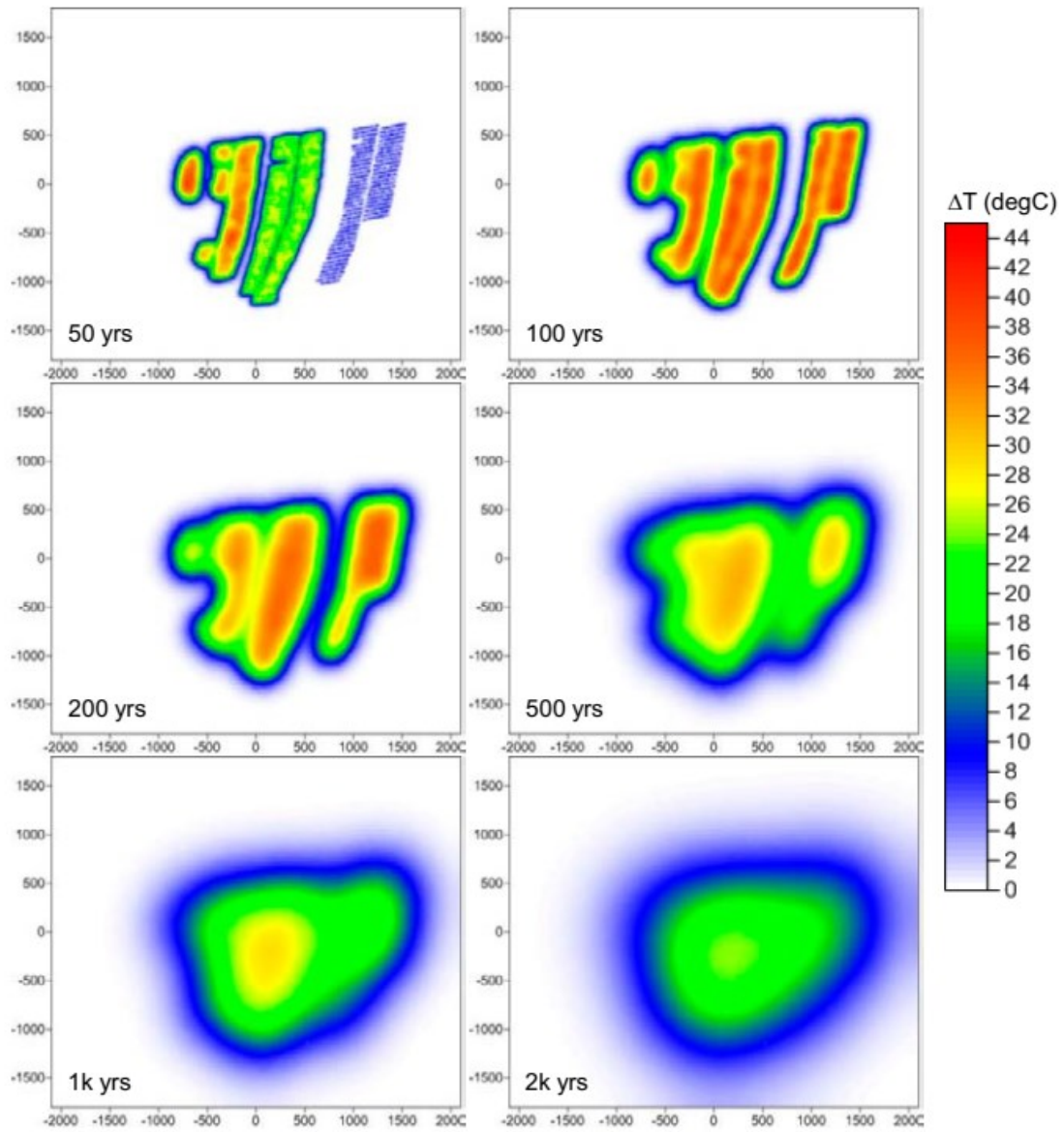


圖 2-35 各處置區若依序受熱在各時期之岩石溫度分布

無論是同步受熱(圖 2-36)或是依序受熱(圖 2-37), A 平面在 50 年時的溫度增加最高。B、C 和 D 平面則約在 100 年時溫度增加最高。由於平面 A 有最少的處置罐, 平面 D 遠離平面 C, 因此 1 號和 4 號觀測點溫度衰減速率較大, 而平面區域外約 100 m 處之觀測點(5-8 號)的岩石, 溫度持續增至 1,000 年後溫度降低。

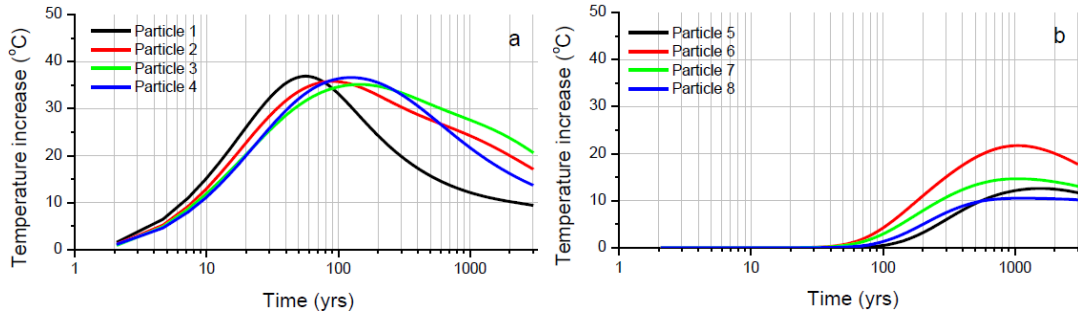


圖 2-36 PFC2D 水平模型中同步受熱所有平面選定觀測點觀測岩石溫度升高的時間變化

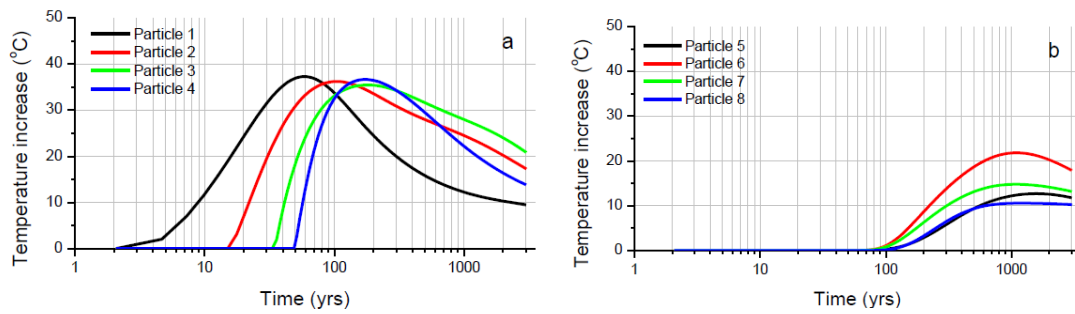
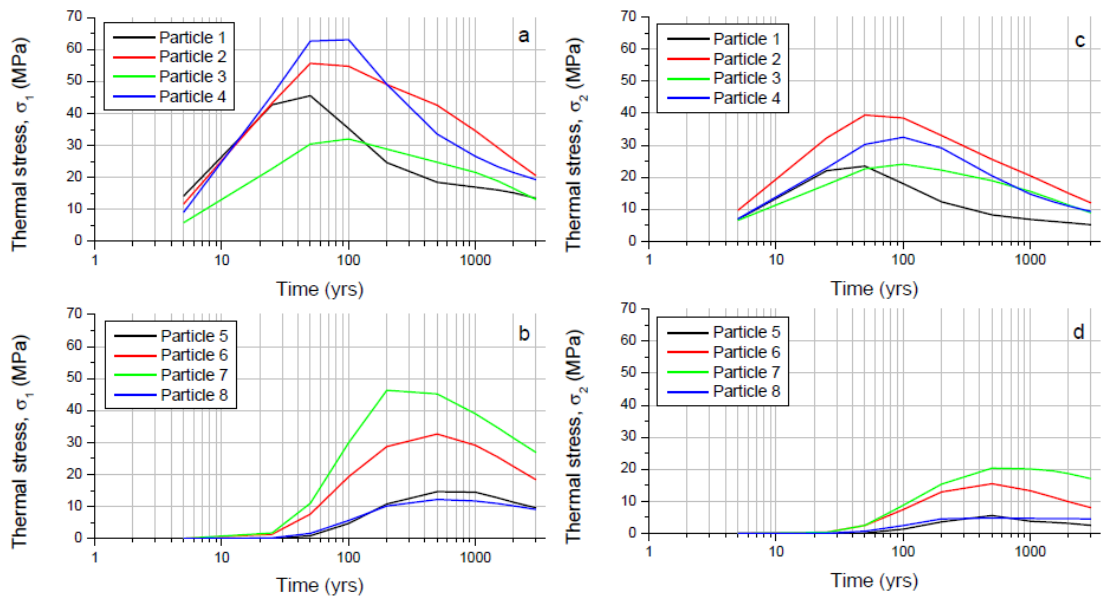


圖 2-37 PFC2D 水平模型中依序受熱 A 至 D 平面選定觀測點觀測岩石溫度升高的時間變化

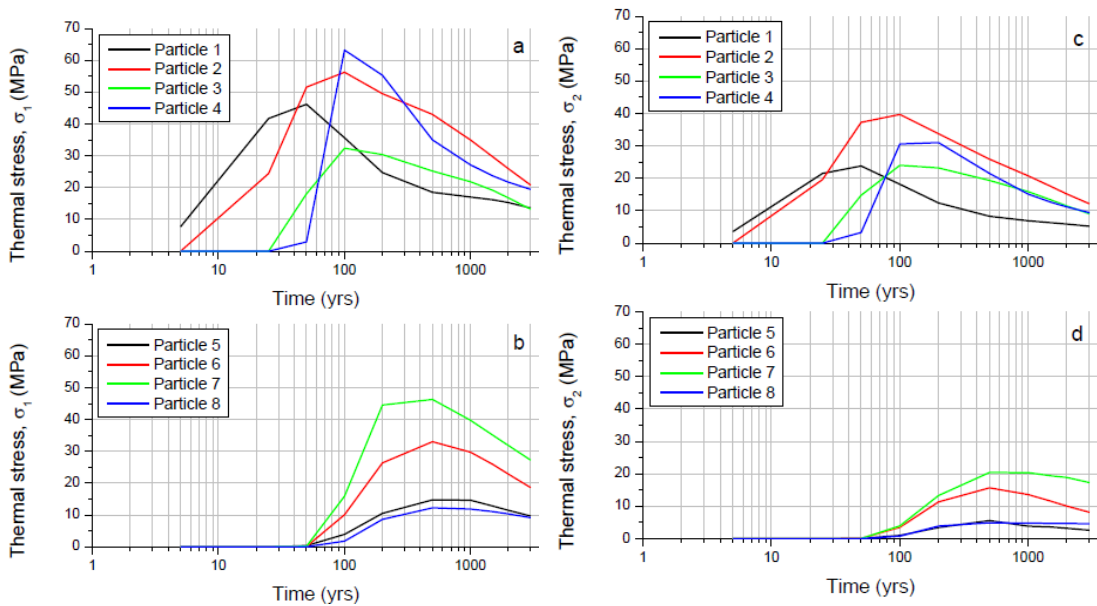
2. 熱應力引致的變化

由圖 2-38 與圖 2-39 所示, 分別為各處置隧道群同時釋放熱作用或依序釋放熱作用, 熱導致之最大及最小主應力演變圖。可觀察知: 在同步受熱下(如圖 2-38), 最大主應力 σ_1 的最大變化量發生在 D 平面的中心(particle #4 號觀測點), 約為 60 MPa, 最小主應力 σ_2 的最大變量發生在 B 平面(particle #2 號觀測點), 約為 40 MPa; 處置平面外圍的最大主應力 σ_1 的最大變化量發生在平面 C 和 D 平面之間(particle #7 號觀測點), 約為 45 MPa, 而最小主應力 σ_2 之變化量皆低於 20 MPa。依序受熱的熱應力隨時間演變之關係(如圖 2-39)類似於同步受熱的條件, 且處置平面中心處最大應力變化發生在 50 至 200 年之間。



※ PFC2D水平模型同步受熱所有平面，(a) 處置平面中心(1-4號觀測點)；(b) 平面外(觀測點5-8號)的熱應力引致最大主應力(σ_1)隨時間變化；(c) 處置平面中心；(d) 平面外的熱應力引致最小主應力(σ_2)隨時間變化。

圖 2-38 各處置區同步受熱後之最大與最小主應力變化



※ PFC2D水平模型依序受熱A至D平面，(a) 處置平面中心(觀測點1-4號)；(b) 平面外(觀測點5-8號)的熱應力引致最大主應力(σ_1)隨時間變化；(c) 處置平面中心；(d) 平面外的熱應力引致最小主應力(σ_2)隨時間變化。

圖 2-39 各處置區依序受熱後之最大與最小主應力變化

3. 熱應力引致之地震

因處置罐產生的熱而引起的應力變化，可能導致原本就存在之裂隙滑動及岩體的破壞。經由模擬結果發現，受熱100年後累積的地震規模大多低於Mw1.1，並且分佈在處置區內。隨時間演變，地震分佈會趨於聚集在裂隙密度較高之區域，於裂隙相交的區域和變形帶。

同時和依序受熱的結果顯示，受熱1,000年所產生的地震規模大多低於Mw2.2。這個結果應謹慎解釋，因為交叉點處平滑節理較大的位移可能是前述方法所產生的誤差，應力集中在交叉點可能會引起鄰近區域之岩體破壞，並且進一步引發該區域的多個小規模地震事件。

前述圖 2-38 及圖 2-39 之熱應力將觸發既有裂隙之滑移及岩體的破壞。圖 2-40 是各處置隧道群同時釋放熱之作用下，在 100 年內及 1,000 年內累積之地震動事件分佈。圖 2-41 對照則是各隧道群依序釋放熱之作用結果。

圖 2-40(a)及圖 2-41(a)顯示熱應力開始作用後，100 年內所觸動之地震規模最大者都低於 Mw1.1，且都叢聚於隧道群內之裂隙高密度區、以及裂隙與另一裂隙交會點或裂隙與主變形帶相交處。

圖 2-40(b)及圖 2-41 (b)則顯示 1,000 年內所觸動之地震逐漸離開隧道群區域，且地震規模最大者都低於 Mw2.2。

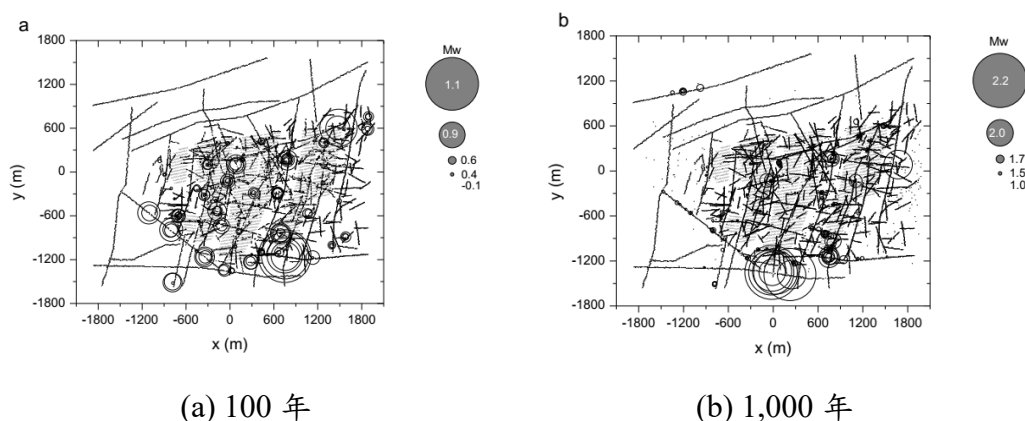


圖 2-40 各處置區若同步受熱，於熱作用後引致之地震事件大小與位置

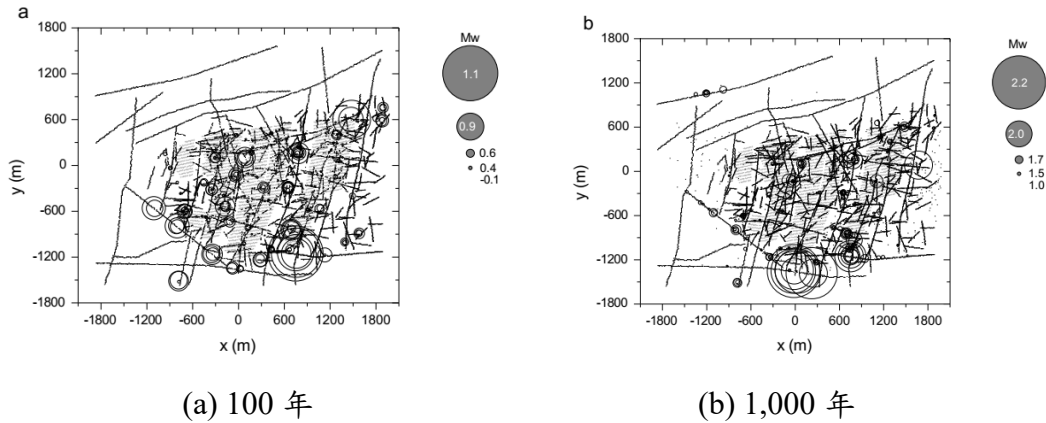


圖 2-41 各處置區若依序受熱，於熱作用後導致之地震事件大小與位置

4. 熱應力引致之裂隙剪位移

此研究將目標裂隙分成四個等級：第 1 類裂隙:長度在 100—150 m，第 2 類裂隙:長度在 150—200 m，第 3 類裂隙:長度在 200—300 m，第 4 類裂隙:長度在 300—600 m，並取該平滑裂隙剪位移量之中位數為代表。圖 2-42 及圖 2-43 所示剪位移，各為所有裂隙在模擬處置場隧道群同時受熱作用、或依序受熱作用時，於不同時間所觸動之位移量。

圖 2-42 為模擬在隧道群同時受熱作用後，四類目標裂隙所觸動之剪位移量，由圖可知:受熱作用後 20—100 年間所發生位移增加顯著，大約 1.5 mm；在 3,000 年後，位移量少於 1 mm。

圖 2-43 為模擬在隧道群依序受熱作用時，四類裂隙所觸動之剪位移量，其結果與上述同時受熱作用情況非常相似，在 3,000 年後位移量也低於 1 mm。其中值得注意的是，大部分裂隙之最大位移量延後發生於 100—200 年之間。

圖 2-44 則顯示位於處置平面內、外之裂隙組中各隨機選擇 20 個裂隙，隨時間所繪製的剪位移增加率演變。處置平面內的裂隙在處置場受熱初期有較大的剪位移，並於 100 年後隨著時間而減少。位於處置平面外的裂隙，其位移在整個時期內隨著時間的推移而穩定增加至 1,000 年後。

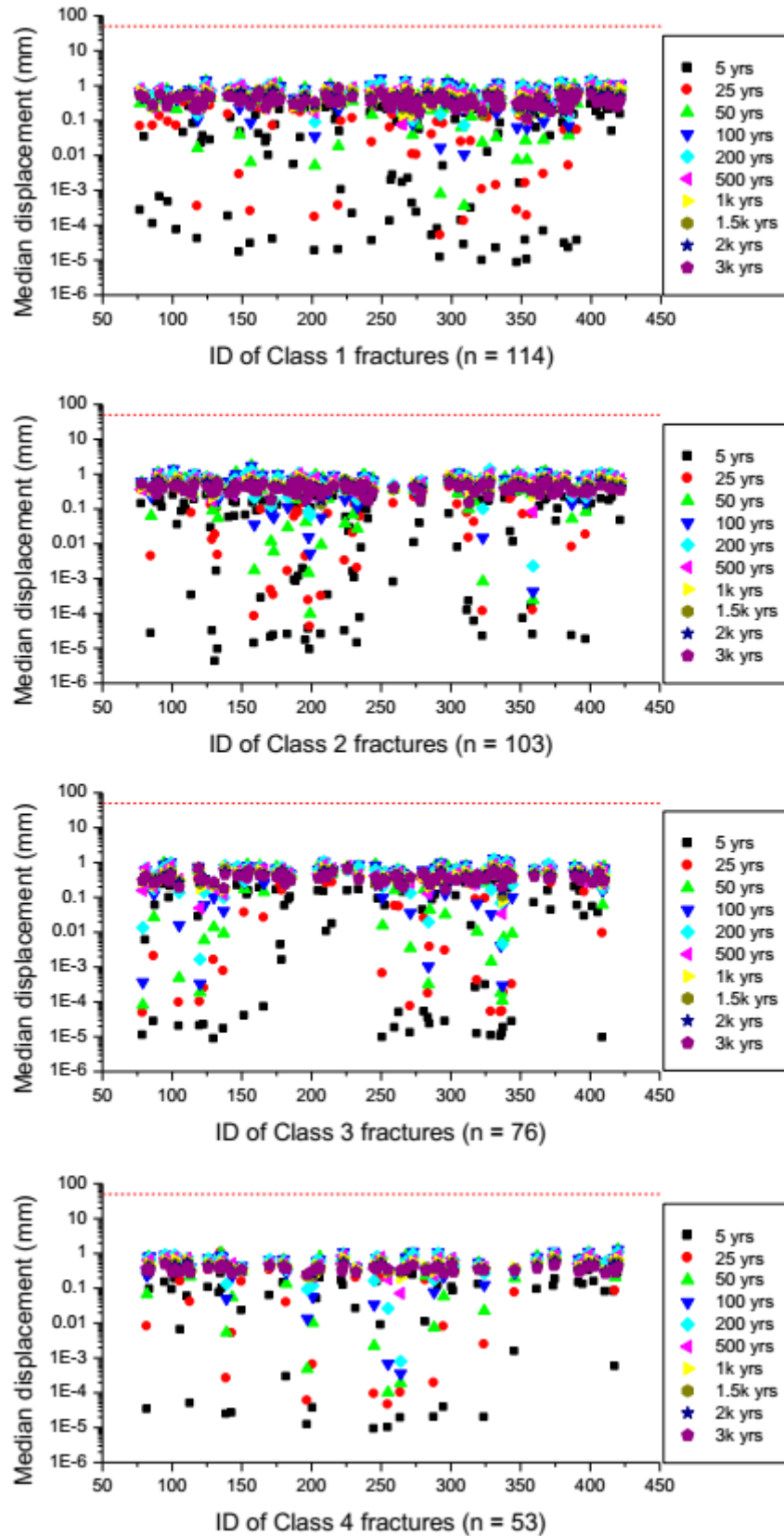


圖 2-42 各處置區同步受熱後熱作用引致各大小等級裂隙之剪位移量
(n：表裂隙數量)

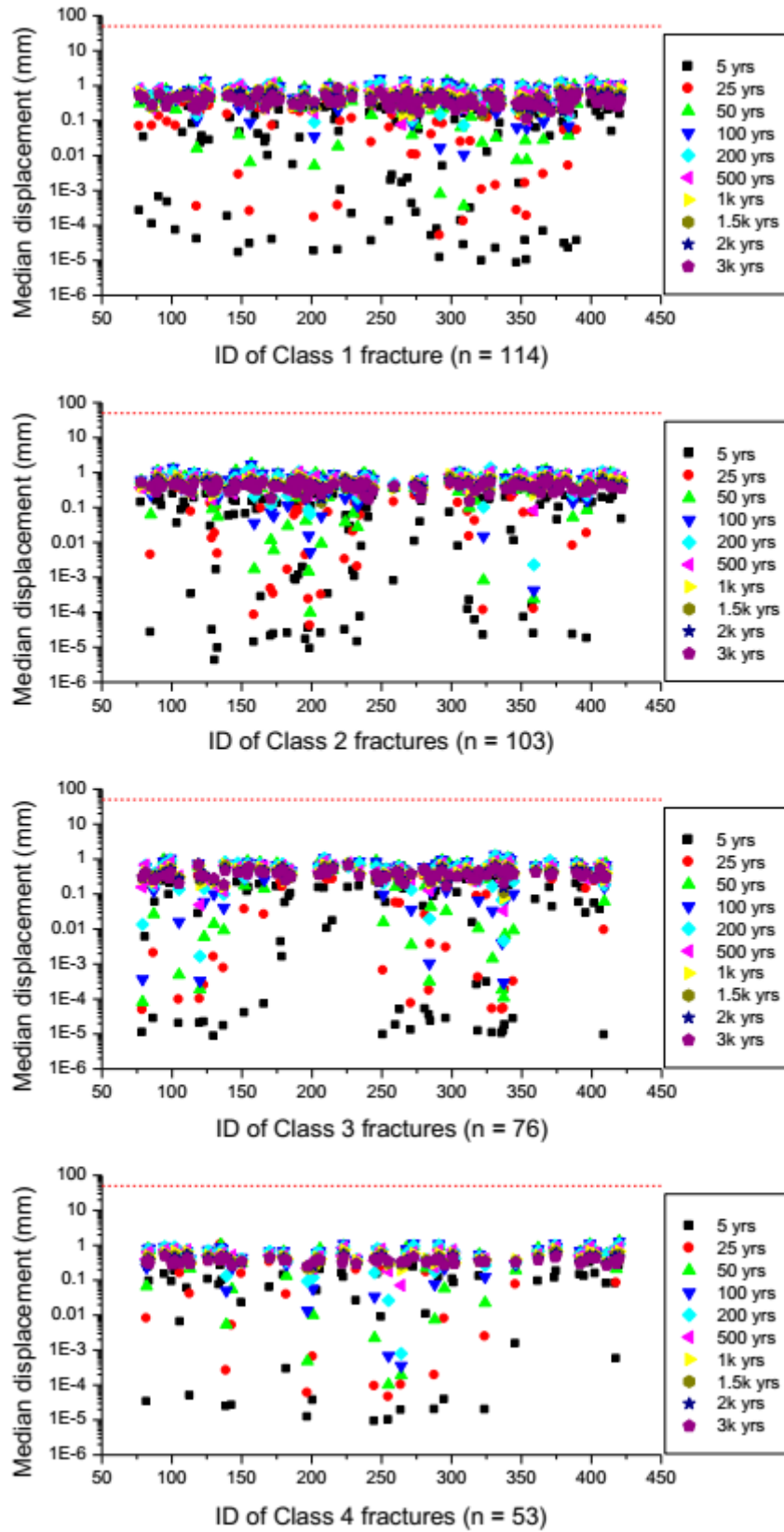
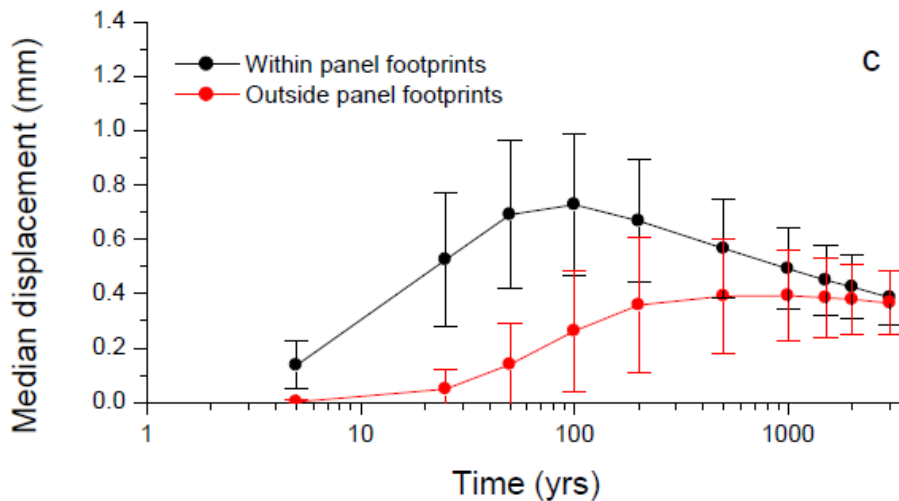


圖 2-43 各處置區依序受熱後熱作用引致各大小等級裂隙之剪位移量
(n：表裂隙數量)



※ PFC2D水平模型中，處置平面內(黑色)和平面外(紅色)各隨機選擇20個依序受熱裂隙的剪位移隨時間的平均值和標準偏差。

圖 2-44 各處置區依序受熱後在處置隧道區內與區外引致之剪位移量比較

5. 模擬結果比較

比較Hökmark等人(2010)使用3DEC模型與技術報告使用的PFC2D模型的同步受熱結果，使用3DEC模型所得最高的溫度為 28°C ，而使用PFC2D則為 44°C ，但兩個模型溫度變化於處置窖深度之空間分佈有良好的一致性(圖2-45)。而造成兩個模型最高溫度差異之原因，主要為3DEC使用的網格較粗，無法捕捉到模型中受熱點之真實資訊，低估了處置場中真正的最高溫度。然而，在PFC2D模型中，儘管發熱粒子和處置罐的尺寸不同，但因顆粒尺寸較3DEC模型中的網格小，使模擬結果更能反應真實的溫度。

比較 3DEC 模型(Hökmark 等人，2010)和 PFC2D 模型的熱應力隨時間變化(圖 2-46)。雖然 3DEC 模型熱應力引致最大應力(σ_{xx} 和 σ_{yy})在 20 MPa 至 25 MPa 的範圍內，儘管模型的幾何形狀，邊界和初始條件以及兩種模型之間的傳熱和熱應力模擬方式存在差異，結果仍顯示與 PFC2D 模型結果相似，可知利用 PFC2D 的熱傳導和熱應力演變模型具可靠性。

圖 2-47 為同步受熱平面後 25 年內累積的熱應力引致地震事件分佈。圖 2-47(a)為 Yoon 等人(2014)進行同步受熱之模擬結果，圖 2-47(b)為技術報告的結果。在相同位置，技術報告最大地震事件規模為 Mw0.7，Yoon 等人(2014)的結果為

Mw1.05。Yoon 等人(2014)可能高估了熱應力引致地震事件，因為裂隙交叉處和變形帶交叉處的平滑裂隙之剪位移可能被高估。圖 2-47(b)中的箭頭處之變形帶與交叉點的應力集中可能導致鄰近區域岩體破壞，進一步將能量轉移到相鄰區域，導致產生多個較低規模的地震。

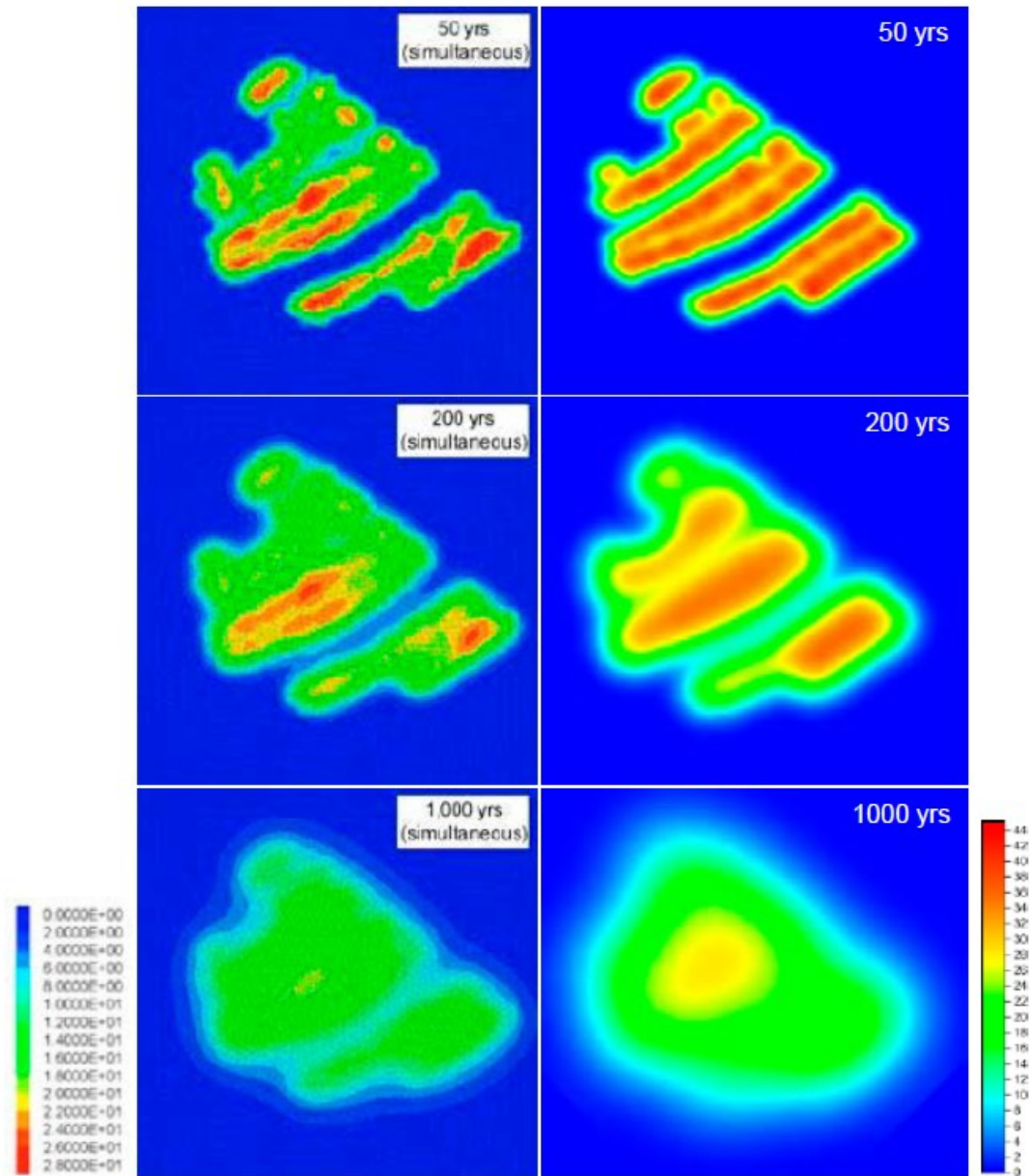


圖 2-45 (左)Hökmark 等人(2010)使用 3DEC 建模得到 Forsmark 處置窖深度的岩石溫度變化之分佈；和(右)PFC2D 模擬得到的溫度變化分佈。

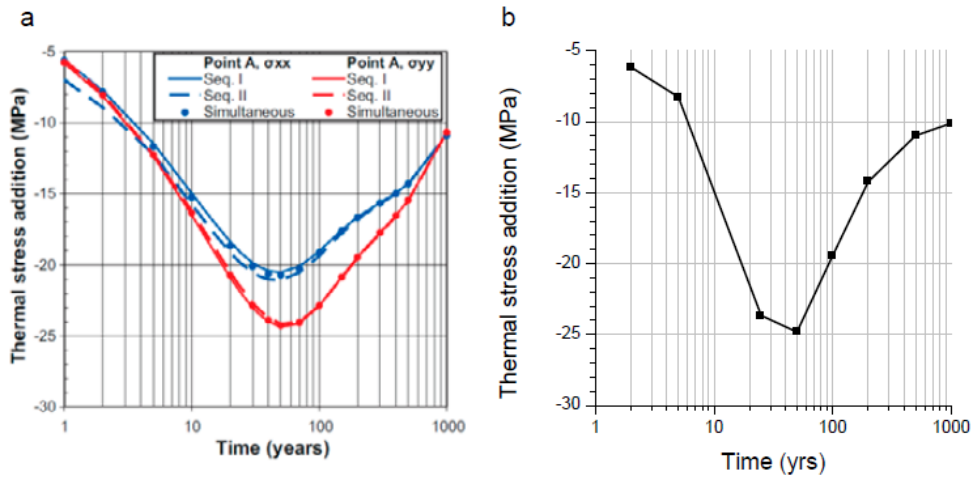


圖 2-46 (a) A 點同時和依序受熱的熱應力變化(Hokmark 等人，2010，圖 6-6)；
(b) PFC2D 模型中，A 平面中心的熱誘應力變化

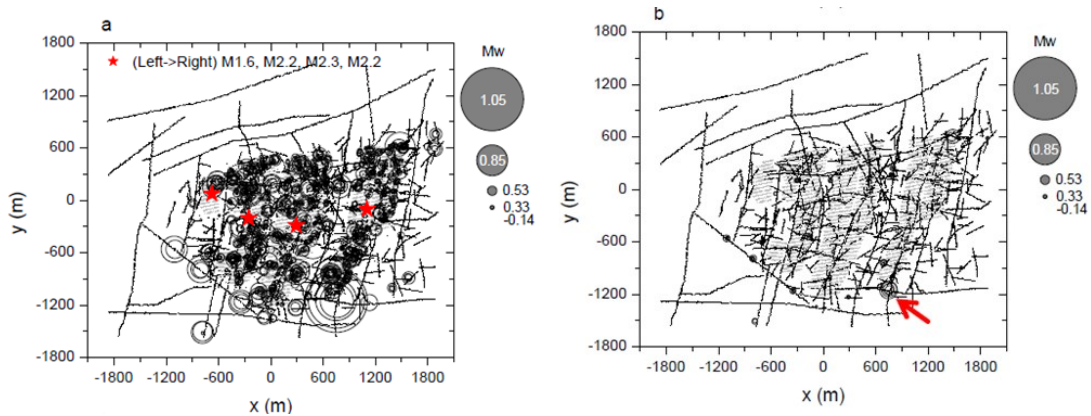


圖 2-47 (a) Yoon 等人(2014)，和(b) 在本技術報告中 PFC2D 水平模型，同步受熱處置平面後 25 年內積累的熱應力引致地震事件

2.3.4 熱應力引致地震和裂隙剪切位移計算模型-垂直模型

1. 溫度分佈的演化

在垂直模型部分，圖2-48顯示同步受熱時兩條觀測線上之溫度變化情況。處置初期，溫度升高的區域集中在處置場所在的深度，溫度峰值發生在處置後100年。經過較長時間後，處置場產生的熱向上下傳遞，處置場所在深度之溫度漸漸降低，溫度分散至處置場上下區域。依序受熱時除了處置後5年(見圖2-49(a)中的黑色曲線)外，其他觀測的時間點幾乎與同步受熱相同。

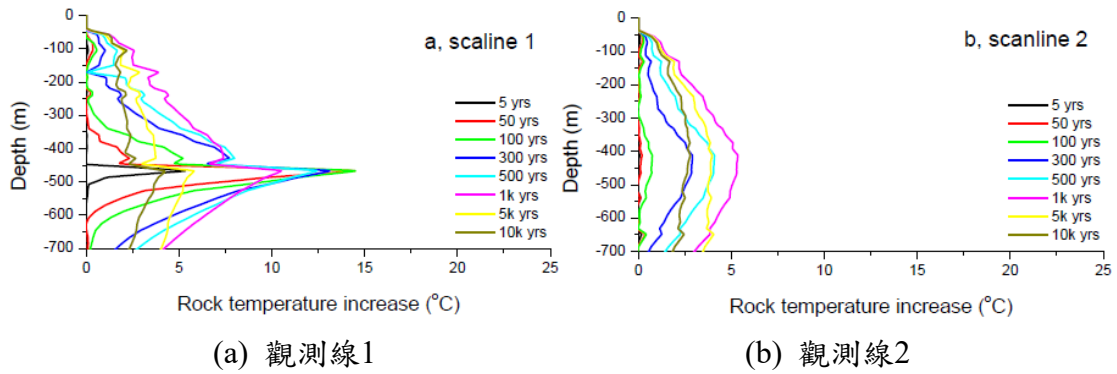


圖 2-48 PFC2D 垂直模型中，所有處置平面同步受熱隨時間之岩石溫度變化

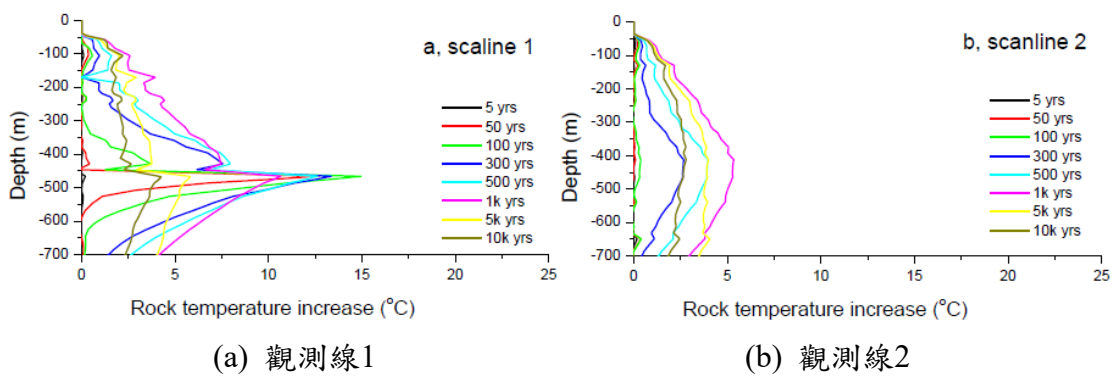


圖 2-49 PFC2D 垂直模型中，處置平面依序受熱隨時間之岩石溫度變化

2. 熱應力引致的應力變化

針對處置場之熱應力引致應力變化，比較了 PFC2D 模型的結果，如圖 2-50(a)，與 Hökmark 等人(2010)的 3DEC 模型結果，如圖 2-50(b)。圖中 PFC2D 模型中的 Scanline 1 對應於 3DEC 模型中的觀測線 B。

結果顯示，熱應力引致最大水平和垂直應力變化大至相同，但發生最大應力變化的時間不同，PFC2D 模型發生於處置後 1,000 年，而 3DEC 模型則在發生處置後 100 年。造成這種差異的部分原因，在於當既有裂隙溫度升高時，粒子的尺寸會隨著溫度和熱膨脹係數的增加而增加。粒徑的增加導致粒子周圍的應力產生變化，進一步影響了 PFC2D 模型中位於平滑裂隙上的岩石，而導致岩石粒子損壞。相較於 3DEC 模型中，岩體具有彈性、均向和均質性，不具不連續性，因此近場(100 年)溫度峰值的時間與應力峰值(100 年)的時間相同。Scanline 2 的觀測點對應於 3DEC 模型中 C 和 D 之間，裂隙相較於 Scanline 1 來的少，因此，熱應

力引致應力受到裂隙存在的影響較小(圖 2-51)。兩模型中發生水平和垂直應力峰值的時間皆為處置後 500 年左右。

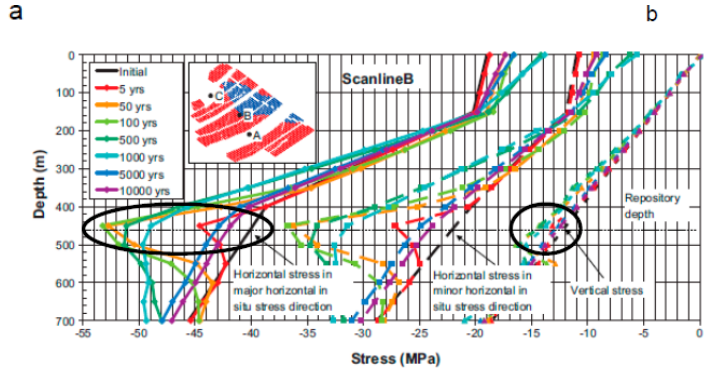
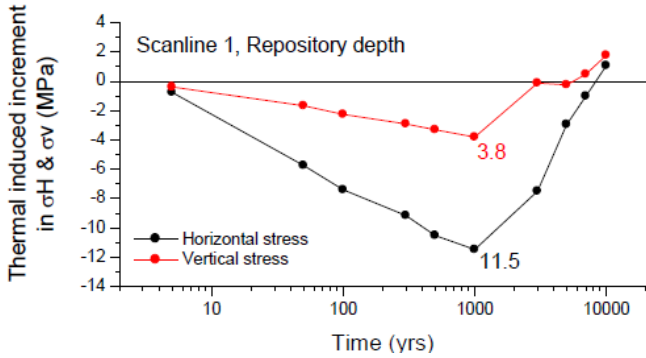


圖 2-50 (a) 同步受熱之 PFC2D 垂直模型中，Scanline 1 於處置深度最大水平和垂直應力變化；(b) 3DEC 模型中，觀測線 B 因熱引起的應力變化。(Hökmark 等人，2010)

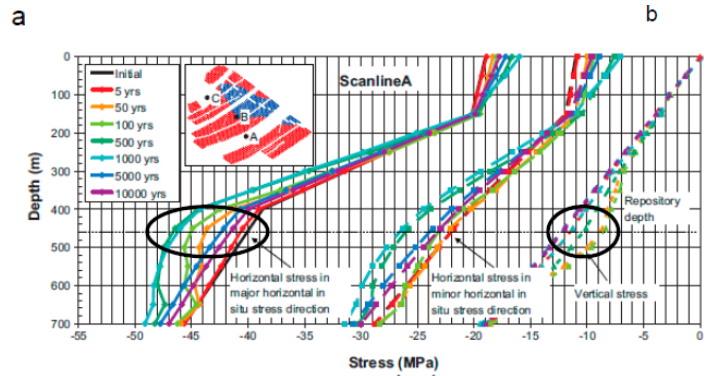
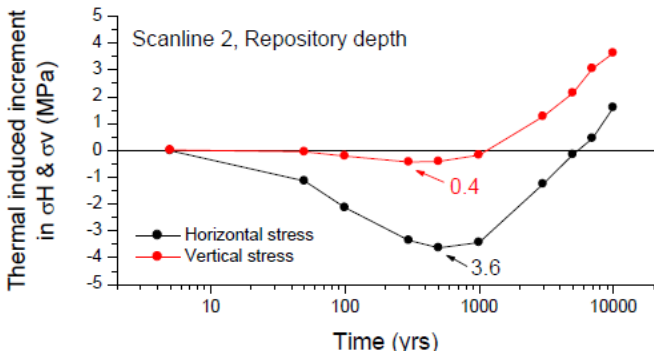


圖 2-51 (a) 同步受熱之 PFC2D 垂直模型中，Scanline 2 於處置深度最大水平和垂直應力變化；(b) 3DEC 模型中，觀測線 A 因熱引起的應力變化。(Hökmark 等人，2010)

3. 熱應力引致之地震

圖 2-52 顯示 PFC2D 垂直模型中的處置平面同時和依序受熱 100 年後導致之熱應力引致地震和平滑節理剪位移的分佈。兩個變形帶 ZFMWNW0810 和 ZFMA1 的交叉點處發生最大規模為 Mw1.7。如同水平模型案例，交叉點的地震應特別注意前述討論的數值假象。變形帶交叉處的應力足夠高引起岩石的局部破壞，可能產生多個較低規模的地震事件。

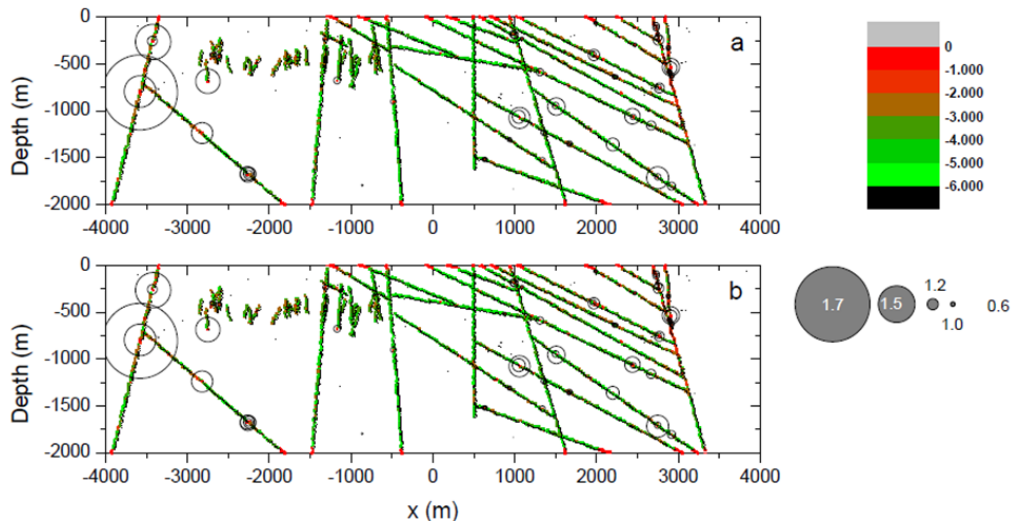
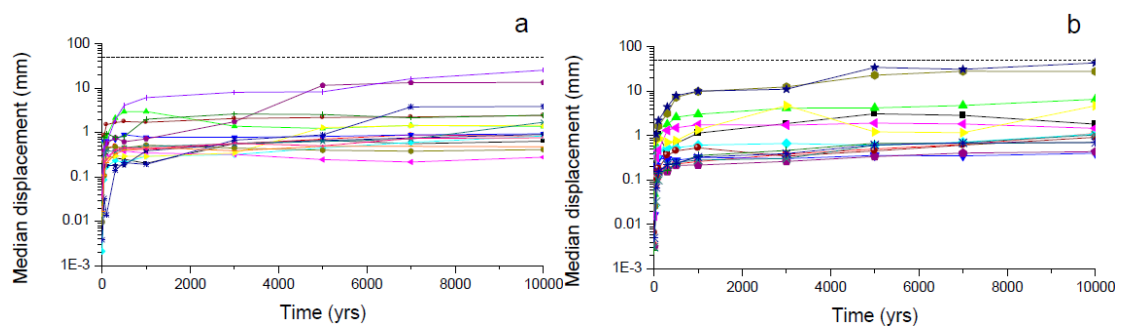


圖 2-52 PFC2D 垂直模型中，(a)同時和(b)依序受熱 100 年所累積於光滑節理的位移量，以及熱應力引致地震的分佈。

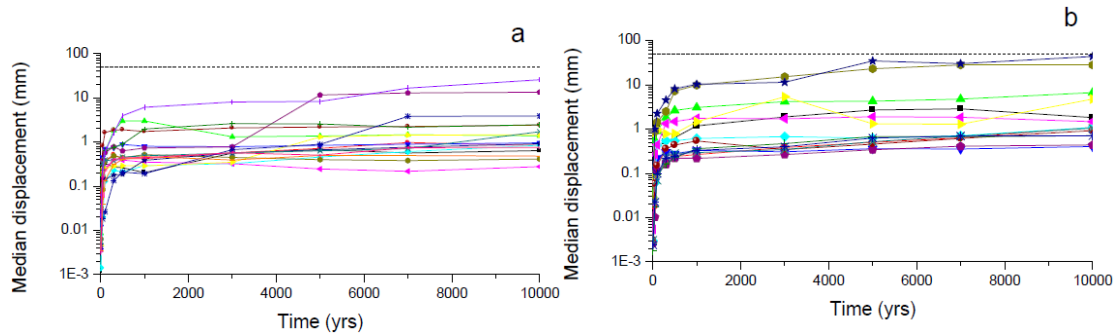
4. 熱應力引致之裂隙剪位移

若根據長度將裂隙分為兩類：1 級裂隙的長度在 100 m 到 200 m 之間，而 2 級裂隙的長度在 200 m 到 600 m 之間。圖 2-53、圖 2-54 分別為同時及依序受熱 (a) 1 級裂隙和(b) 2 級裂隙剪位移的中位數隨時間之變化。結果得知，依序受熱的剪位移與同步受熱相似，且 10,000 年的模擬時間內沒有剪位移大於 50 mm 的裂隙。



※ (a) 1 級裂隙，和(b) 2 級裂隙之中位數剪位移隨時間變化，虛線為 50 mm 處置罐損壞上限位移。

圖 2-53 PFC2D 垂直模型中，處置平面同步受熱並模擬 10,000 年



※ (a) 1 級裂隙，和(b) 2 級裂隙之中位數剪位位移隨時間變化，虛線為 50 mm 處置罐損壞上限位移。

圖 2-54 PFC2D 垂直模型中，處置平面依序受熱並且模擬 10,000 年

5. 模擬結果比較

圖 2-55 為利用 3DEC 模型(Hökmark 等人，2010)與技術報告使用 PFC2D 模型進行之溫度變化比較。結果顯示，兩模型結果大致相同，岩石溫度峰值發生在處置後 100 年，處置場受熱初期(小於 50 年)，溫度升高主要集中在處置窖所在之深度，然後熱由處置場向上下傳遞。然而，兩者溫度峰值並未吻合。在 3DEC 模型中，處置場深度 100 年時的溫度增加約為 26°C ，而 PFC2D 則為 15°C 。主要原因為 Hökmark 等人(2010)的 3DEC 模型中，處置隧道周圍的熱對溫度升高有貢獻，但 PFC2D 模型並沒有熱源來自處置平面之外。

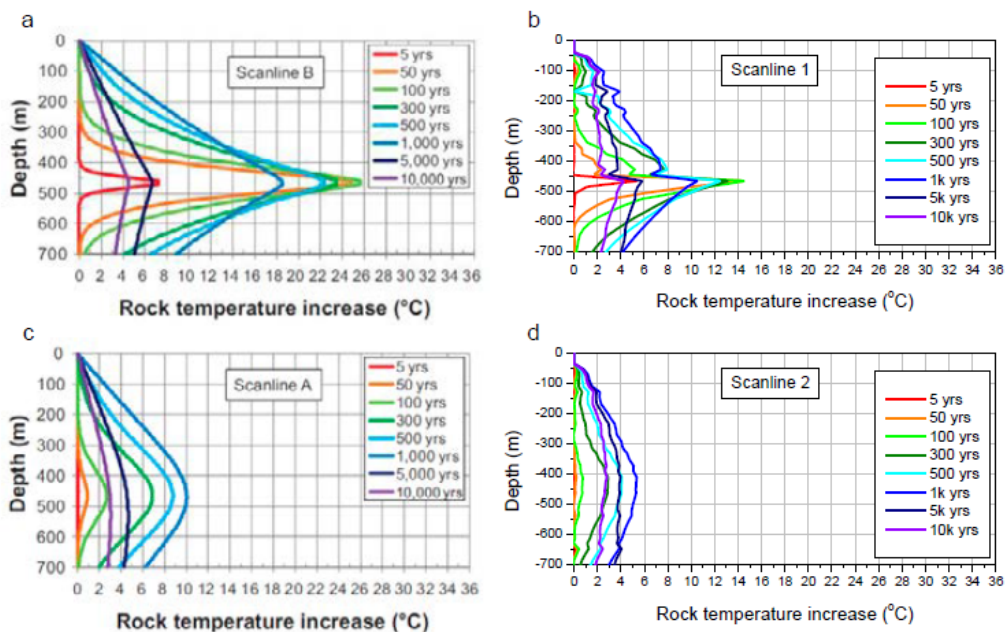
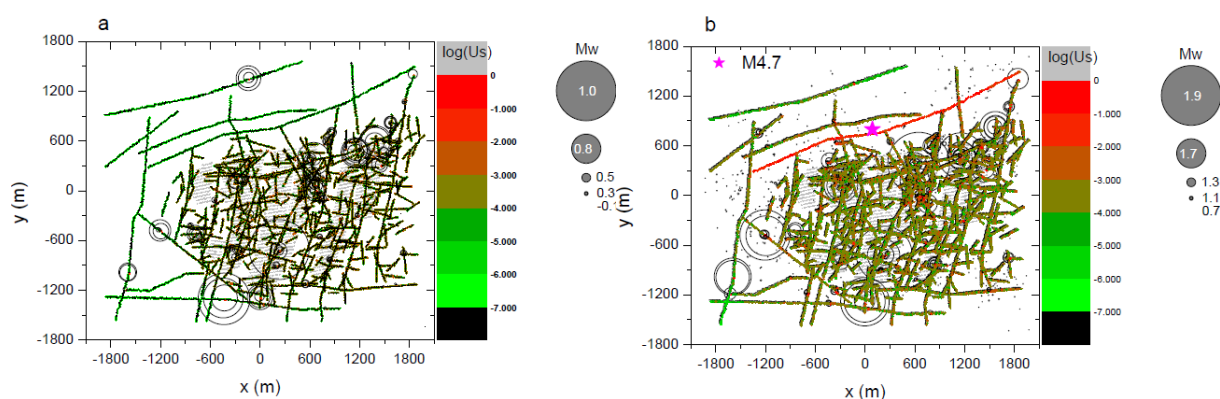


圖 2-55 3DEC 模型(a)觀測線 B 和(c)觀測線 A 之溫度隨時間變化。(Hökmark 等人 2010)；PFC2D 垂直模型(b)觀測線 1 和(d)觀測線 2 之溫度隨時間變化。

2.3.5 同時考慮熱和地震引致地震和裂隙剪位移模型

1. 在水平模型中主變形帶ZFMWNW0809A的活動

於水平剖面模型中，模擬處置坑道同時一起受熱至 100 年後，在主變形帶 ZFMWNW0809A 發生地震活動。圖 2-56(a)表示於開始之 100 年內，熱應力引致之地震事件，及主變形帶或各裂隙上造成之剪位移量大小分布。在同時受熱 100 年後，主變形帶 ZFMWNW0809A 釋放儲存的應變能，並發生地震規模 Mw4.7 地震。如圖 2-56(b)，ZFMWNW0809A 的能量釋放引起許多地震事件，主要集中在裂隙高密度區域和變形帶的交叉處。最大的引致地震事件是 Mw1.9。能量釋放後之 ZFMWNW0809A 中位數剪位移為 71 mm，與 Wells 和 Coppersmith(1994)的研究相似。



※ PFC2D水平模型處置平面同步受熱(a) 100年間和 (b) 受熱100年後變形帶ZFMWNW0809A發生Mw4.7地震引起的地震分佈和光滑節理的剪位移。

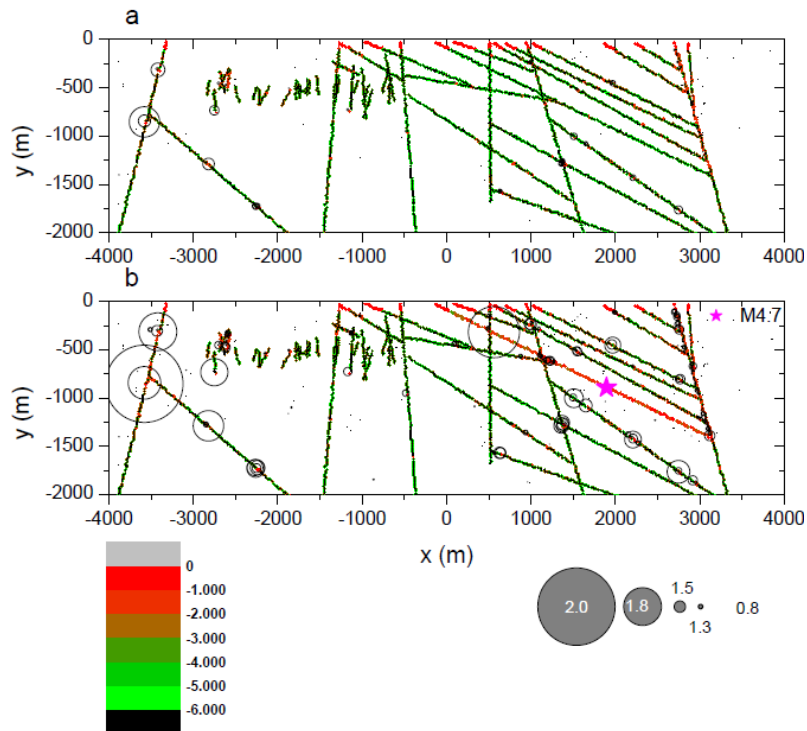
圖 2-56 地震事件與裂隙剪位移分布

2. 在垂直模型中主變形帶ZFMA3的活動

於垂直斷面模型內，模擬處置坑道同時一起受熱至 100 年後，在主變形帶 ZFMA3 發生地震。圖 2-57(a) 表示於開始之 100 年內，熱應力所引致之地震事件，及其對主變形帶及裂隙相交處造成之剪位移量大小分布。100 年後，假設主變形帶 ZFMA3 的再活動導致發生了一地震規模 Mw4.7 的地震，ZFMA3 變形帶上可產生 30 mm 剪位移，與 Wells 和 Coppersmith(1994)的研究相似。

如圖 2-57(b)中顯示 ZFMA3 能量釋放引致裂隙 ZFMA1 和 ZFMENE0810 交

又點產生規模 Mw2.0 的地震事件。由上述結果得知，主變形帶 ZFMA3 的活動能量釋放可以觸發距震源較遠(5—6 km)的其他變形帶域的運動。

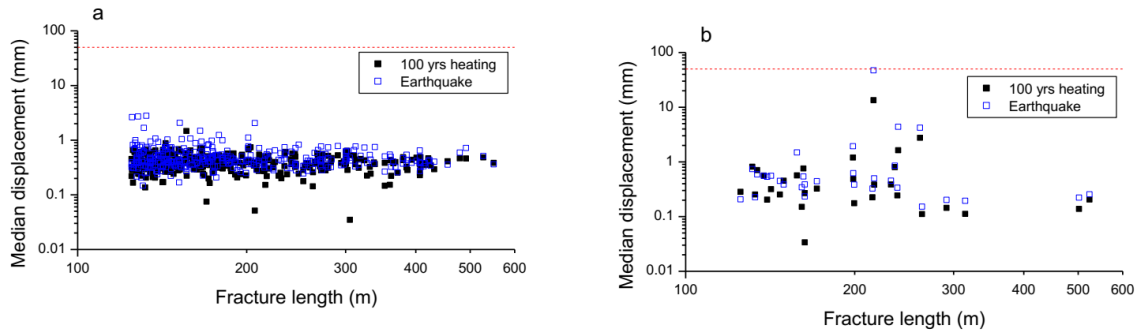


※ PFC2D水平模型中，處置平面同步受熱(a) 100年間和 (b) 受熱100年後變形帶ZFMA3發生Mw4.7地震引起的地震分佈和平滑節理的剪位移。

圖 2-57 地震事件與裂隙剪位移分布

3. 審查者的評估

由於地質構造之複雜性，一個變形帶的活動，可能觸動遠離震央的另一變形帶的運動。圖 2-58 所示，各是分別表示在水平剖面以及在垂直斷面上，各裂隙在 100 年內受熱作用、及受變形帶發生地震，所造成之剪位移量分布。比較之後，可發現受地震作用後，大多數的裂隙剪位移量均增大，但都未超過容許門檻值。然而，有些可能因地震造成了反方向的位移，而可能使累積剪位移量變少。



(a) 發生在水平剖面 ZFMWNW0809A 變形帶；(b) 發生在垂直剖面 ZFMA3 變形帶之剪位移量變化。

圖 2-58 各等級裂隙之受熱 100 年後以及在主變形帶發生地震

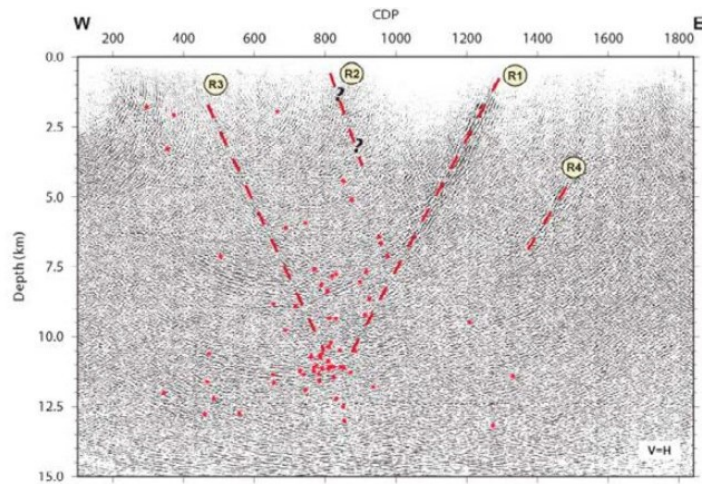
2.3.6 討論

1. 沒有裂隙剪位移超過50 mm的處置罐損壞上限

在PFC2D的水平模型中，於3,000年的模擬時間段內，由同步受熱和依序受熱處置平面而引起的剪切位移中值並沒有裂隙超過50 mm。此外，處置場受熱100年後，變形帶ZFMWNW0809A上亦沒有裂隙因地震引起的剪位移超過處置罐的損壞上限50 mm。即使在垂直模型中，於10,000年的模擬時間段內，並沒有因處置平面同時或依序受熱而引起的剪位移超過50 mm的裂隙。此外，處置場受熱100年後，變形帶ZFMA3裂隙因地震所引起的剪位移亦沒超過50 mm的處置罐損壞上限。

2. 變形帶交叉處的地震活動

報告中之 PFC2D 模型案例中，熱或地震引起的地震事件大部分皆聚集在裂隙密度高的地方和變形帶域相交處。交叉點處應力集中導致顆粒的局部位移，造成周圍平滑節理產生顯著的位移。實際的狀態下，集中在裂隙交叉處的應力容易導致裂隙周圍完整的岩石產生局部破壞，進一步導致裂隙交叉處周圍岩體產生多個地震事件。Ahmadi 等人(2015)對於 Pärvie 斷層的研究證明了上述結果(圖 2-59)，地震密集處位於 11.5 km 深之 R1 及 R3(Pärvie)兩個斷層交叉處。



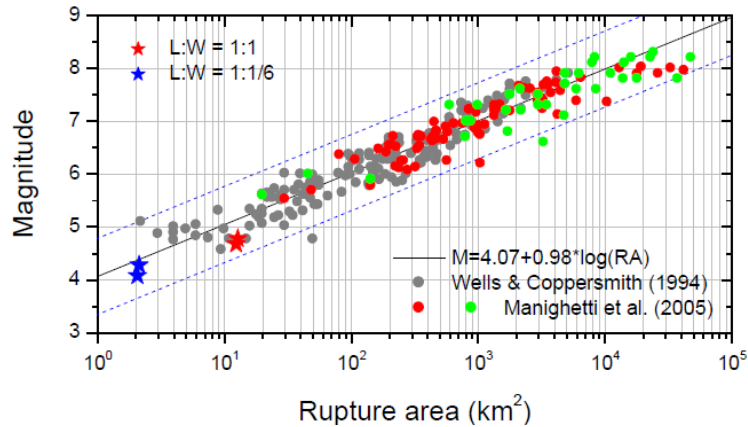
※ 虛線為斷層，紅色點為地震震源。

圖 2-59 Pärvie 斷層系統及地震活動分部的橫截面 (Ahmadi 等人, 2015)

3. PFC2D模擬地震規模的有效性

為了計算模擬地震規模，報告中使用由 Hazzard 和 Young(2002, 2004)開發，並且由 Yoon 等人(2014)修改之地震力矩張量，使其方法適用於本技術報告之案例。PFC 模型中，當一鍵結斷裂代表一平滑的節理遭破壞。當鍵結斷裂時，節理兩側的兩個粒子移動，粒子周圍會發生一些變形，並導致周圍接觸處的應力產生變化。地震力矩張量法透過鍵結斷裂周圍接觸力的變化來計算力矩張量，並進一步計算地震力矩和震矩規模。

透過 Wells 和 Coppersmith(1994)以及 Manighetti 等人(2005)使用天然地震資料進行本技術報告模擬地震規模的驗證，天然地震的規模通常與斷層破裂面積的大小成正比(圖 2-60)。圖中 PFC2D 模擬的地震資料以星號表示，紅色星號為破裂面長寬比 1:1 之模擬結果，藍色星號為長寬比 1:1/6 之模擬結果。PFC2D 模擬結果均在 Wells 和 Coppersmith(1994)的經驗回歸 ± 3 個標準差不確定性範圍內。



※ 黑色實線為(Wells 和 Coppersmith, 1994)的回歸線，以及不確定性範圍($\pm 3\sigma$)(虛線)。

圖 2-60 技術報告模擬地震(紅色和藍色星號)與天然地震規模之間的關係。

4. 重新分析和有效性檢查Yoon等人(2014)的裂隙剪位移

SSM 主審查階段技術報告(2014:59)中提出的結果(Yoon 等, 2014)中有兩個主要問題。第一，透過溫度控制熱負荷，處置平面之岩體溫度會瞬間從 11°C 升高到 50°C 。第二，模擬結果若沒有消除裂隙交叉處的數值假象(位移峰值)會嚴重影響模擬結果。

圖 2-61 顯示 Yoon 等人(2014)的兩個裂隙剪位移結果，左圖為平均值的分佈，右圖為最大剪位移的分佈。圖中最大位移分佈顯示有 17 個裂隙(約佔裂隙總數的 5%)剪位移超過 50 mm。由於位移「尖峰」的數值假象，最大位移不能用作安全評估參數，因此，Yoon 等人(2014)採用平均值作為結果。然而，在某些裂隙相交處有明顯的位移(位移尖峰)，部分人認為平均值的可靠性有待商榷。因此，技術報告(2016:23)提出另一個比較，圖 2-62 中左邊三張圖分別為 Yoon 等人(2014)之模擬結果裂隙(a)平均值、(b)中位數，以及(c)最大位移。圖 2-62 右邊三張圖分別為技術報告模擬之裂隙(d)平均值、(e)中位數和(f)最大位移。

圖 2-62(a)為 Yoon 等人(2014)之裂隙代表性位移平均值分佈，並與輸入熱負荷產生的位移分佈進行比較(圖 2-62(d)、(e)和(f))，其中數值假像已被消除。結果顯示，Yoon 等人(2014)的平均位移結果比平均值和中位數值位移分佈之結果更保守(圖 2-62(d)和(e))。表示儘管 Yoon 等人(2014)的結果是以輸入熱負荷這種不太可靠的方式獲得，數值假像沒有被正確消除，但此結果可用於某些預防措施，以判斷目標裂隙的最大剪位移，對於評估封閉後處置場安全是必需的。

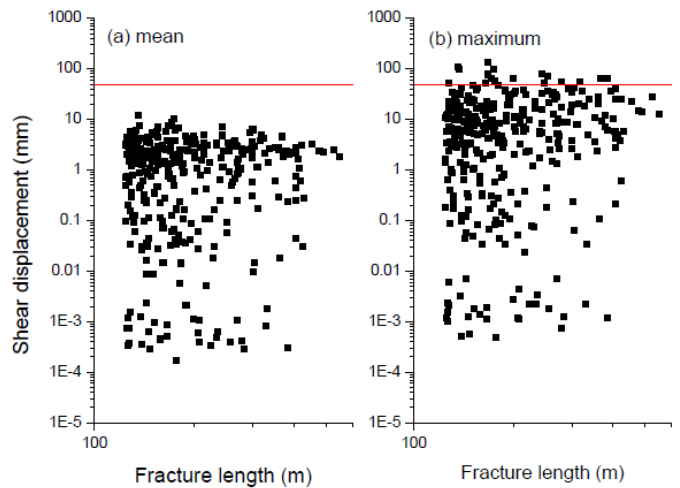


圖 2-61 Yoon 等人(2014)之研究，連續受熱處置平面 50 年後產生裂隙的(a)平均值和(b)最大剪位移的分佈

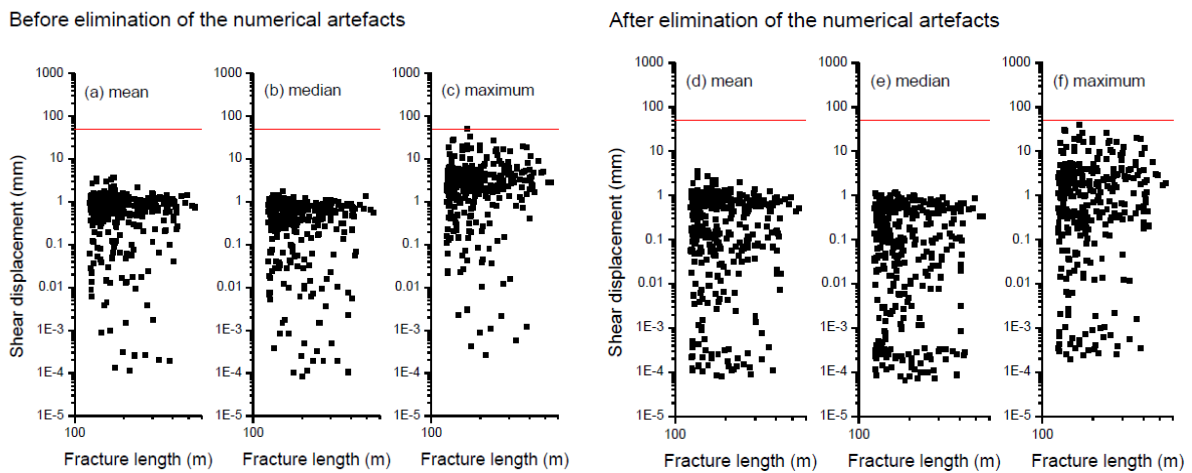


圖 2-62 技術報告(2016:23)中調整功率控制下連續受熱處置平面 50 年後產生的裂隙的平均值 ((a)和(d))，中位數值 ((b)和(e)) 和最大剪位移 ((c)和(f)) 的分佈。

※ (a)-(c)為消除數值假象之前的結果，而(d)-(f)為消除PFC2D中的數值假象後的結果

2.3.7 審查者的整體評估與結論

根據模擬的結果可以得出以下評估及結論：

- (1) 在PFC2D模擬中，以一群顆粒間之平滑節理來模擬單一目標裂隙(target fracture)的剪位移量，可獲得極佳的預估結果。在裂隙與裂隙交會處，則可能因數值誤差而高估其位移量，此研究則取該目標裂隙上各點剪位移量之中位數，可據以克服此問題。

- (2) 研究結果顯示，處置場之各目標裂隙在受到用過核子燃料釋出之衰變熱作用後，模擬直至3,000年或1,000年，所產生之累積剪位移量均沒超過廢棄物罐損傷門檻值(50 mm)。
- (3) 模擬各目標裂隙在受衰變熱作用100年而位移後，假設在處置場區域內之一個主要變形帶發生規模Mw4.7的地震，其所產生之剪位移量均低於廢棄物罐損傷門檻值(50 mm)。
- (4) 基於模擬處置場內之目標裂隙，在運轉期或封閉後短時期間，不論受到熱作用或同時受到熱與地震混合作用，其剪位移變形量均不超過廢棄物罐之50 mm損傷門檻值，故於此一結晶岩體內維持廢棄物罐之完整性可以被驗證。

2.3.8 審查者的建議

在SKB提供的DFN中僅採計長度介於125 m至600 m範圍內的裂隙。因為在一些地震模擬案例中，顯示最短裂隙也可能發生大剪位移，故長度小於100 m的目標裂隙，在特別的環境下也可能產生大位移，建議該DFN模型應擴大包含長度較小的裂隙。模擬受熱應力作用中，以處置隧道群一組一組依序受到熱作用比所有隧道群同時一起受熱之模擬情境更合理，但建議仍須進行更詳細的模擬，考慮SKB規劃每兩天處置一罐廢棄物罐之實際狀況。在地震模擬中，是以同時降低主變形帶內所有平滑節理之強度來釋放應變能，建議亦須將節理之正向勁度與剪力勁度予以降低，以觀察它對地震規模大小與餘震行為之影響。節理強度之下降也應分幾階段降低，以模仿變形帶之低脆性破裂性。

在受熱與地震模擬中，係模擬運轉期或封閉100年之受震情況，建議應進一步模擬幾個發生在不同時段之地震作用情況。另一方面，此處僅模擬單獨一個主要變形帶發生地震的情況，應該進步模擬多個變形帶同時被觸發地震的情況。為考慮可能發生於此一處置場模型邊界上方或下方變形帶的地震，應進一步採用三維PFC3D程式來模擬分析。

2.4 對於 SSM 技術報告之後續建議

1. 如主審查階段技術報告(2014:59)提及，SSM提供了十個DFN裂隙網路之具象化，但僅針對其中兩個裂隙網絡進行模擬。為了得到DFN裂隙網路對模擬結果的敏感性，建議針對不同DFN裂隙網路進行額外的模擬。
2. 報告採用的DFN裂隙長度在125到600 m之間，由於一些地震模擬案例顯示較短的裂隙可能具有較大的剪位移。因此，建議DFN裂隙長度範圍應擴大到包含較小的裂隙。
3. 對於本技術報告中為了解決裂隙交叉處之位移異常值，建議在後續模擬中可以於模擬時考慮「虛擬破壞」及「磨耗顆粒」，檢測並消除裂隙交叉處的剪位移異常值。
4. 透過降低變形帶之光滑節理粘合強度活化斷層，模擬斷層的能量釋放。除了降低參數強度外，還應測試降低節理正向力和剪力勁度，觀察其對於地震規模和後續影響。
5. 同步處置場受熱100年後，熱-地震引致地震之模擬案例中，建議進行更多的模擬案例，以及同時擾動空間上接近或相連的多個變形帶，例如，Forsmark東南方的Singö變形帶(ZFMWNW0001)及其分支斷層，或多個緩傾斜的變形帶。

第三章、處置設施與設計

本章針對瑞典 SSM 審查技術報告在處置設施與設計方面，探討岩石力學與熱應力(TN-2015:01、TN-2015:30)、岩石力學及其對地下水流影響(TN-2014:23)、處置罐失效情節(TN-2014:33、TN-2016:16、TN-2013:16)，與緩衝及回填材料(TN-2015:08、TN-2015:06)等四項部分做為本章分節，研析主審查階段與成果相關之審查報告加以討論。

3.1 岩石力學與熱應力效應

本節舉出 SSM 所發表審查報告中，研析與岩石力學特性相關者之兩本主審查階段技術報告：依序分別為：

- (1) Technical Note 2015:01 (簡稱 TN-2015:01), 「Thermal properties and thermal modelling of rock in repository of spent nuclear fuel at Forsmark」, 於 3.1.1 節針對 Forsmark 場址岩石之熱性質與熱模擬進行探討。
- (2) Technical Note 2015:30 (簡稱 TN-2015:30), 「Assessing the likelihood and extent of fracture growth in the KBS-3 repository at Forsmark」, 於 3.1.2 節中研析對於 KBS-3 處置場裂隙破裂成長的可能性與範圍。

3.1.1 在 Forsmark 岩石之熱性質與熱模擬

1. SKB之岩石熱性質資料庫

SKB 針對 Forsmark 主要代表性母岩的岩心進行了 74 個熱傳導試驗，試驗條件係在室溫下進行，採用體積 10 cm^3 之飽和圓盤狀岩心進行測試，試驗結果整理如表 3-1 所列，由其中可獲知熱傳導係數平均值為 3.68 W/m-K (最大值 4.01 、最小值 3.25 W/m-K)。

表 3-1 SKB 所測得 Forsmark 處置場各類母岩之熱傳導係數

Rock code	Rock name	Thermal conductivity k [W/(m ² K)]				No of samples
		Mean	St. dev.	Max	Min	
101057	Granitetogranodiorite, metamorphic, medium-grained	3.68	0.17	4.01	3.25	74 ¹⁾
101056	Granodiorite, metamorphic	3.04	0.09	3.20	2.98	5
101054	Tonalite to granodiorite, metamorphic	2.73	0.19	2.94	2.45	5
101051	Granite, granodiorite and tonalite metamorphic, fine- to medium-grained	2.85	0.26	3.39	2.46	12
101058	Granite, metamorphic, aplitic	3.85	0.13	4.06	3.68	12 ²⁾
101061	Pegmatite, pegmatitic granite	3.33	0.20	3.50	3.07	4
102017	Amphibolite	2.33	0.10	2.48	2.21	12
111058	Granite, fine- to medium-grained	3.47	0.17	3.62	3.22	5
103076	Felsic to intermediate volcanic rock, metamorphic	2.54		2.99	2.09	2
101033	Diorite, quartz diorite and gabbro, metamorphic	2.28				1

¹⁾ Includes four oxidised samples.

²⁾ Both altered and unaltered samples included.

2. 處置場的熱力學模擬

(1) SKB 的模擬

SKB 規劃處置場配置的策略，是基於須使任一個廢棄物罐周圍膨潤土緩衝材料的溫度不超過 100°C，因此 SKB 利用解析與數值分析法，考慮場址各類母岩的熱傳導係數，去判定處置孔的岩壁溫度及緩衝材料的尖峰溫度，以決定廢棄物罐的間距。

隨溫度的演變，岩石受熱膨脹之應力變化也一併納入考慮以決定處置場之配置，包括處置孔及處置隧道之間距問題，故 SKB 採用三維個別元素法 3DEC 軟體分析岩石的溫度，在於場址內兩種主要母岩之主要輸入參數列如

表 3-2。初始場址深度 400 m 處之現地溫度為 10.5°C、500 m 處溫度為 11.6°C、600 m 處溫度為 12.8°C。從 SKB 的分析結果主要獲知岩壁的溫度變化如圖 3-1，在各最不利的處置順序情況之下可上升到 48°C，導致水平方向上的熱應力增加了 27 MPa。

表 3-2 在 3DEC 程式模擬所採用的熱性質與參數

Parameter	Unit	RFM029/FFM01	RFM045/FFM06
Heat capacity (C)	MJ/(m ³ K)	2.06 (2.15)	(2.12)
Mean thermal conductivity (λ_m)	W/(mK)	3.57	3.56
Dimensioning thermal conductivity (λ_d)	W/(mK)	2.9	2.55
Density (ρ)	km/m ³	2700	2700
Young's Modulus (E)	GPa	70	69
Poisson's ratio (ν)	-	0.24	0.27
Heat expansion coefficient (α)	K ⁻¹	7.7x10 ⁻⁶	7.7x10 ⁻⁶

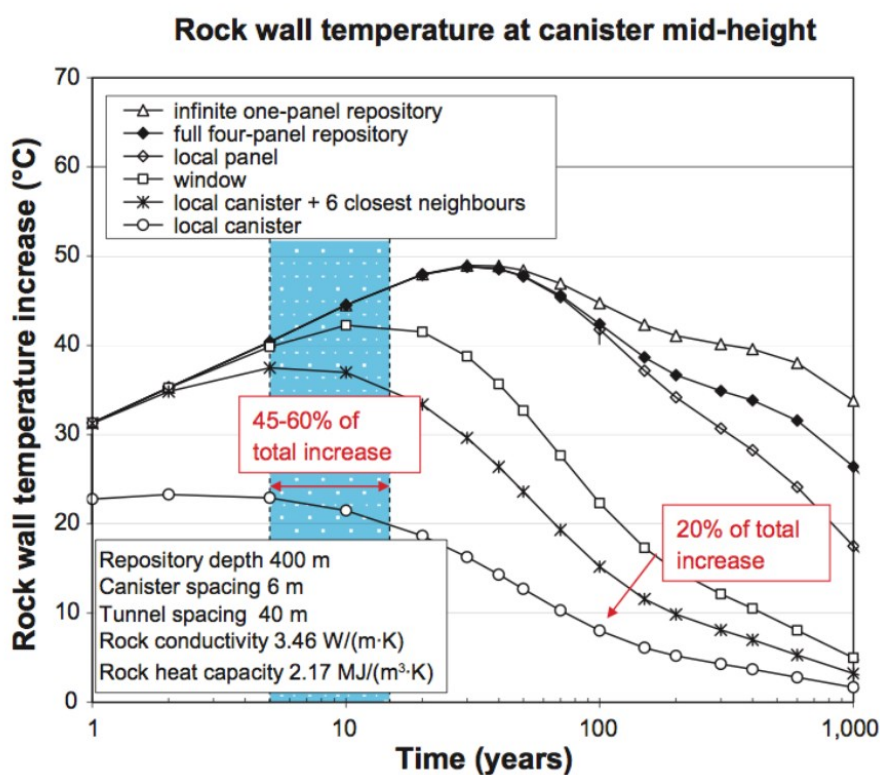


圖 3-1 在不同模擬範圍尺度下處置坑壁中段之溫度演變

(2) SSM 的模擬

在透過 DECVELEX 國際合作計畫團隊中，主要任務在分析熱-水力-力學 (THM) 耦合作用之模擬工作，對相關熱之耦合問題分析涵蓋以下六個不同數值模擬程式 (ABAQUS、COMSOL、FRACOD2D、PFC2D、PHASE2D、UDEC)，其中有關模擬熱性質之研究摘錄如下：

- SSM 2009:08 報告中，主要以 COMSOL 程式模擬剪動引致裂隙滑移以至滲透性改變之問題。從該分析得知，開始處置後 100—500 年後岩盤溫度可達 42°C，導致處置場之熱應力增量則為 21 MPa。
- SSM 2011:26 報告中，主要以 FRACOD2D 程式模擬溫度與水壓力引致處置孔周圍裂隙網絡之改變問題。從該分析中得知，開始處置後 11500 年後岩盤溫度可達 75°C，導致之處置場熱應力增量則為 20 MPa。
- SSM 2013:35 報告中，主要以 ABAQUS 程式模擬開挖損傷區 (Excavation Damage Zone) 問題。從該分析中得知，開始處置後 37 年後岩盤溫度可達 58°C，導致之處置孔壁之熱應力增量為 129 MPa。
- SSM 2014:10 報告中，主要以 COMSOL 程式模擬隧道開挖之剝落問題。在該分析中，設定岩盤之最高溫度為 48°C，導致處置場水平最大主應力增量為 16 MPa。
- SSM 2014:59 報告中，主要以 PFC2D 程式模擬熱與地震造成裂隙剪位移之問題。在該分析中，設定熱源顆粒之溫度為 48°C 向外傳遞。
- SSM 2013:37 報告中，主要以 UDEC 程式模擬裂隙傳導性之改變問題。從該分析中得知，開始處置後 25 年後處置孔壁之岩盤最高溫度為 50°C，導致之處置孔水平最大主應力增加了 48 MPa。

(3) SKB 與 SSM 熱模擬結果之比較

A. 輸入參數之比較

在 SSM 一系列的研究報告中，數值模擬重要之輸入參數，因都是直接摘自 SKB 報告故在輸入參數上與 SKB 的沒有重大的差異。

B. 岩壁的最高溫度

在 SSM 這些報告中假設岩壁的最高溫度介於 42—75°C 之間，大多依據 SKB 的模擬結果採用 48°C。但模擬的指定熱源方式有所不同，有點源式(由處置孔釋放出來)、或平面熱源方式(由處置場區釋放發出)。SSM 研究團隊中使用之 COMSOL 數值程式是遠場模型屬於平面熱源方式；其他程式之近場模型採點源式，其中 PFC 軟體是以單一顆粒熱源來代表每一個處置孔，其模擬似乎較為出色。

在模型比較上，理論上在處置孔的溫度應該指定為初始溫度加上岩壁溫度增加量 48 °C。處置隧道群是代表處置隧道與處置孔之配置，故溫度值應該較低一些，SKB 報告顯示在處置場尺度模擬時岩石之最高溫度平均只有 26 °C。

C. 引致最大熱應力量

雖然岩壁溫度差距很大，但因為採用的熱膨脹係數相同，故在 SSM 報告中岩石受熱膨脹所導致之熱應力差異不大，介於 16—23 MPa，其中以 20 MPa 的熱應力為最佳，介於 SKB 報告(20—27 MPa)的範圍，其間之差異依監測的點位與處置的順序有關。

3. 審查者評估

根據 SSM 審查發現，至今 SKB 尚未針對 Forsmark 場址母岩之熱傳導係數異向性對廢棄物罐間距及長期安全性的影響進行研究。針對不同分析方法所獲得溫度之不一致性，SSM 建議 SKB 提出一套決定熱性質的對策。

由於熱傳導係數是模擬處置場運轉與長期安全、以及規劃處置罐間距與處置隧道間隔之一個重要參數，故可能需要另外模擬包含低熱傳導性岩石之熱作用階段。在 SSM 團隊分析熱之耦合問題中，就六個不同程式(ABAQUS、COMSOL、FRACOD2D、PFC2D、PHASE2D、UDEC)對熱應力獨立模擬之評估結論為：(1) 雖然模擬方式不同，輸入參數是一致的。(2) SKB 報告指出在最不利的情境下，最大熱應力增量是 27 MPa，SSM 報告顯示最大應力增量在 16—23 MPa 之間，平均為 20 MPa。

3.1.2 裂隙破裂成長的可能性與範圍

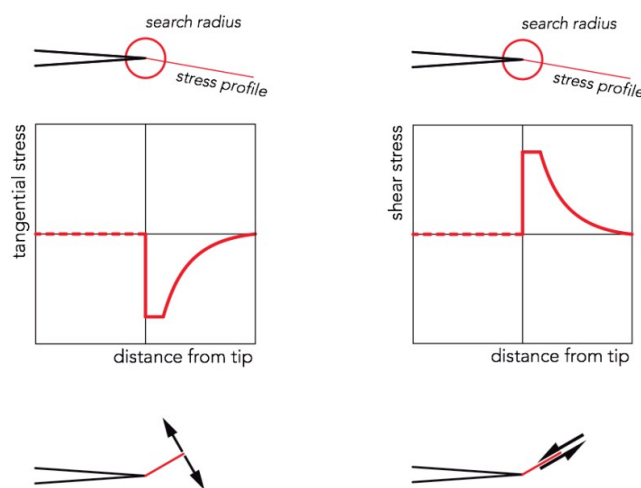
SSM 針對 SKB 在 SR-Site 中 KBS-3 處置場之安全評估進行審查，採用有限元素法結合破壞力學理論之數值軟體 roxol 分析，考慮在地殼等壓靜態荷重 (isostatic load)、剪力與熱應力載重、及冰河時期載重各類情境之作用下，模擬分析並驗證在處置隧道與處置孔周邊裂隙破裂成長的可能性與範圍。

1. 模擬概念

大地力學模型中判斷裂隙之破裂擴展延伸，係混合採用最小切線應力與最大剪應力準則(Whittaker等人，1992)。張裂及剪裂成長(見圖3-2)之臨界應力值 σ 與岩石破裂韌度 Kc 有關(見式3-1)：

$$\sigma = K_C / \sqrt{2\pi r} \quad (\text{式3-1})$$

其中， Kc 是破裂韌度、 r 是對裂隙尖端的評估半徑。此處，張裂之臨界破裂韌度 $K_{IC}=3.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 、剪裂之臨界破裂韌度 $K_{IIC}=5.1 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ ，評估半徑 $r=0.5 \text{ m}$ 。故臨界應力值 $=2.2 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_{CII}=32 \text{ MPa}$ ，下圖所示其搜尋示意。



(a) Mode I: tensile fracture (b) Model II: shear fracture

※ (a) 裂隙尖端處之最小切線應力小於其臨界值則張裂延伸；(b) 裂隙尖端處之最大剪應力小於其臨界值則剪裂延伸。

圖 3-2 破裂延伸準則之圖示

引用上述破裂理論根據之數值模型尺寸採用為72 m × 72 m(見圖3-3)，共計畫分為8100個元素，可據以模擬DFN之破裂發展與連結行為，其模擬及其結果示意可見圖3-4。

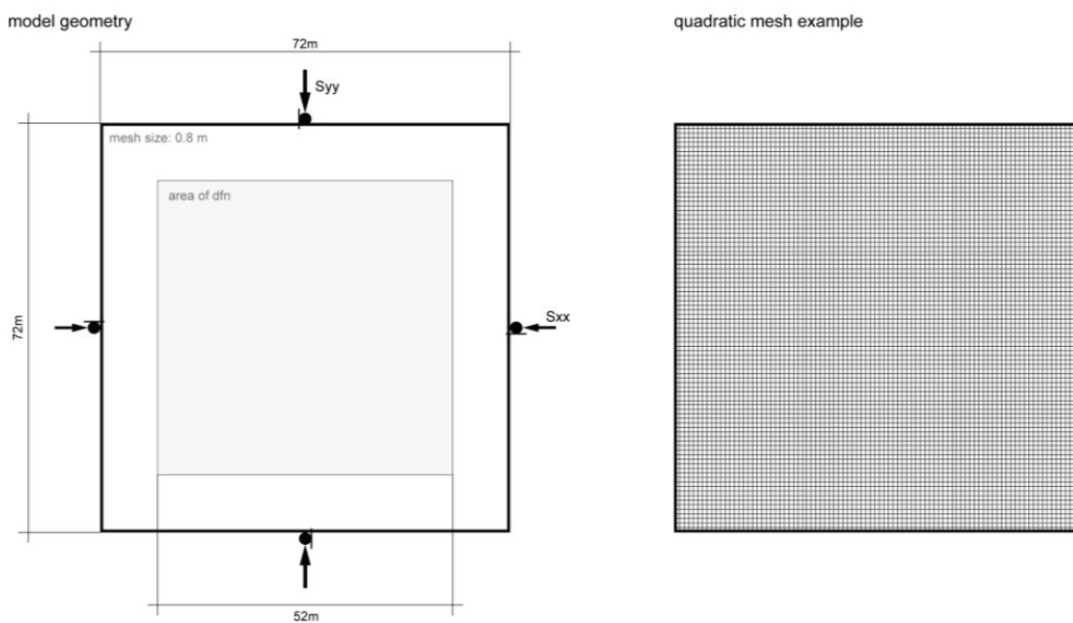


圖 3-3 模擬裂隙發展之數值模型邊界與元素網格之建構

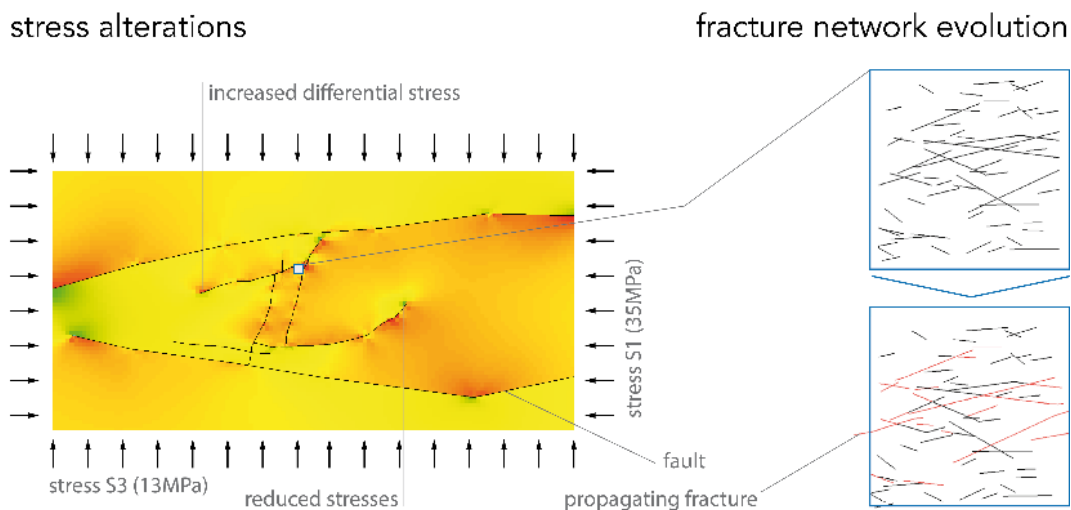


圖 3-4 以 roxol 有限元程式模擬裂隙發展之模型及其分析裂隙網絡擴展示意圖

2. 熱應力對破裂成長之影響評估

依SKB的分析結果顯示，裂隙受到溫度所造成熱應力之處位移量最多大約6 mm，遠低於容許值50 mm。但是，SKB並沒分析裂隙破裂之成長問題，故SSM進行了此一獨立驗證課題。

以roxol軟體模擬溫度造成的熱應力中，岩體之力學參數整理如表3-3，及其所採用的現地應力與熱應力值如表3-4。

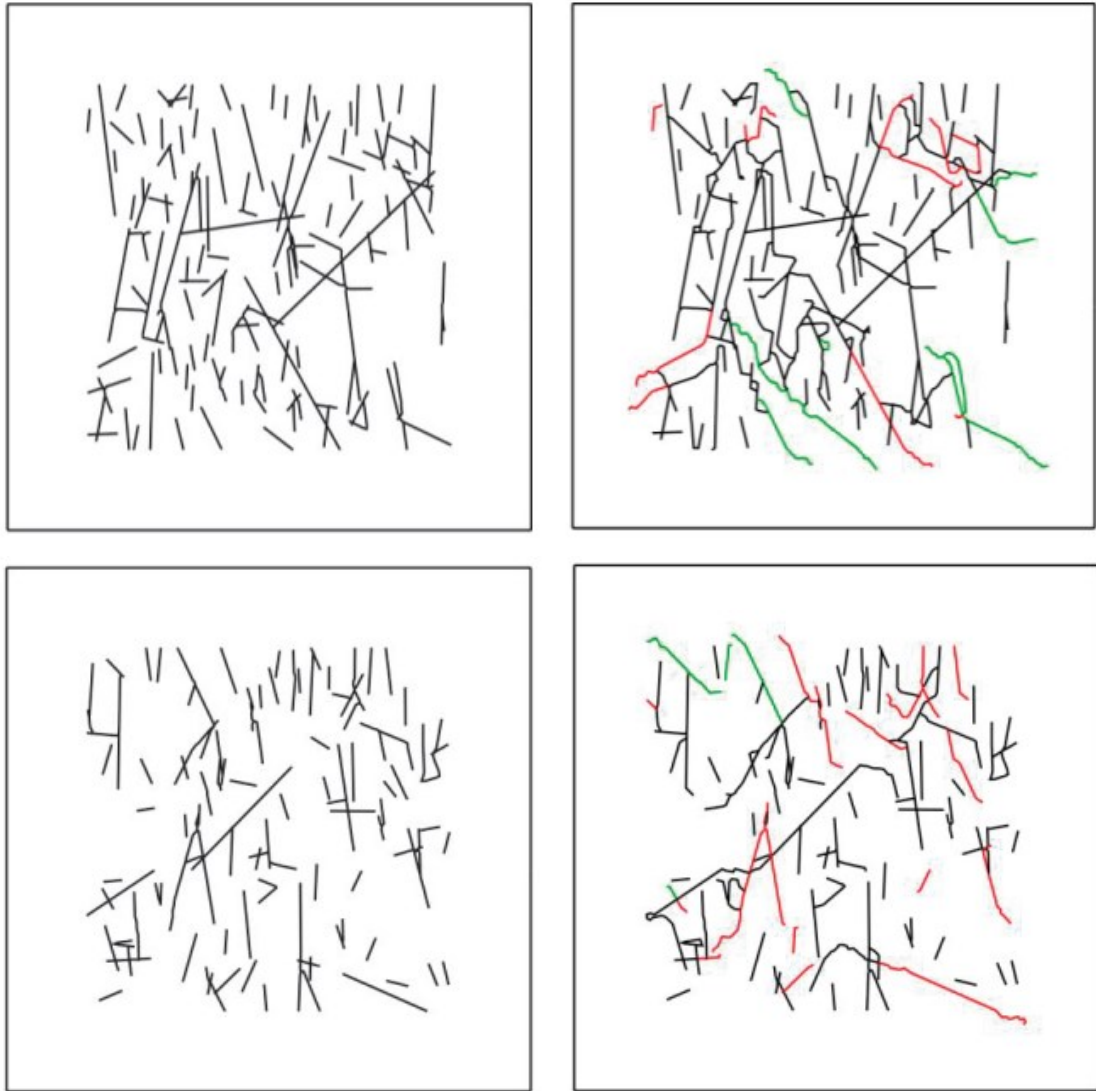
模擬結果：熱應力作用下，水平面、以及平行於最小水平主應力方向(N55E)之垂直面甚為穩定；平行於最大水平主應力之垂直面(N35W)，新生破裂量長度平均大約是原來裂隙長度之20.2%，參見圖3-5，模式II之剪力破裂平均佔81%。

表 3-3 在 roxol 模擬離散裂隙網絡擴展採用之岩體性質參數值

Model parameters	Type / Values	References
Young's modulus	76 GPa	SKB TR-08-05 Table 7-3
Poisson's ratio	0.23	SKB TR-08-05 Table 7-3
Fracture cohesion	0.8 MPa	SKB TR-08-05 Table 7-4
Fracture friction coefficient	0.72	SKB TR-08-05 Table 7-4
Mode I fracture toughness	3.8 MPa·m ^{1/2}	Backers (2005)
Mode II fracture toughness	5.1 MPa·m ^{1/2}	Backers (2005)

表 3-4 在 roxol 模擬中採用之現地應力與熱應力增量值

	SH	Sh	Sv	Pp
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
Present-day stresses (Backers et al., 2014, SSM Technical Note 2014:10)	35.5	13,3	13.3	5
Thermal stress increments (Hökmark et al., 2010, SKB TR-10-23)	27	23	3	0



※ (綠色：張裂，紅色：剪裂)

圖 3-5 受溫度熱應力造成平行最大水平主應力之垂直面的破裂發展情況

3. 地震對破裂成長之影響評估

SSM以roxol軟體利用不等斷層面尺寸、最大位移量的方式(見表3-5及圖3-6)，模擬兩個地震規模M6.0及一個M7.0的地震事件，其距處置場距離也不等。地震之動態作用力對應則整理於表3-6，其所採用的現地應力與熱應力值如前表3-4所示。

表 3-5 模擬發生不同地震規模之斷層面積與最大錯位

Color code	Moment Magnitude	Rupture Area [km ²]	Maximum Displacement [m]
●	M7	643.8	9.0
●	M6	373.7	0.5
●	M6	205.7	0.9

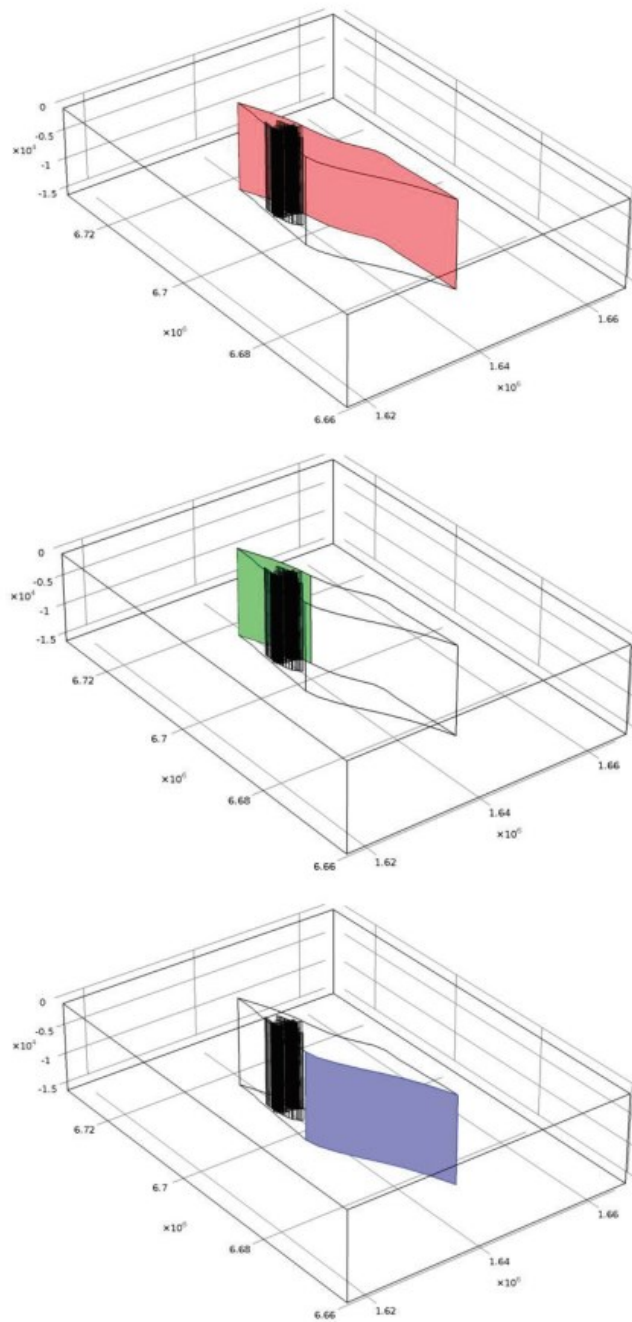


圖 3-6 模擬發生不同地震規模之大小斷層面

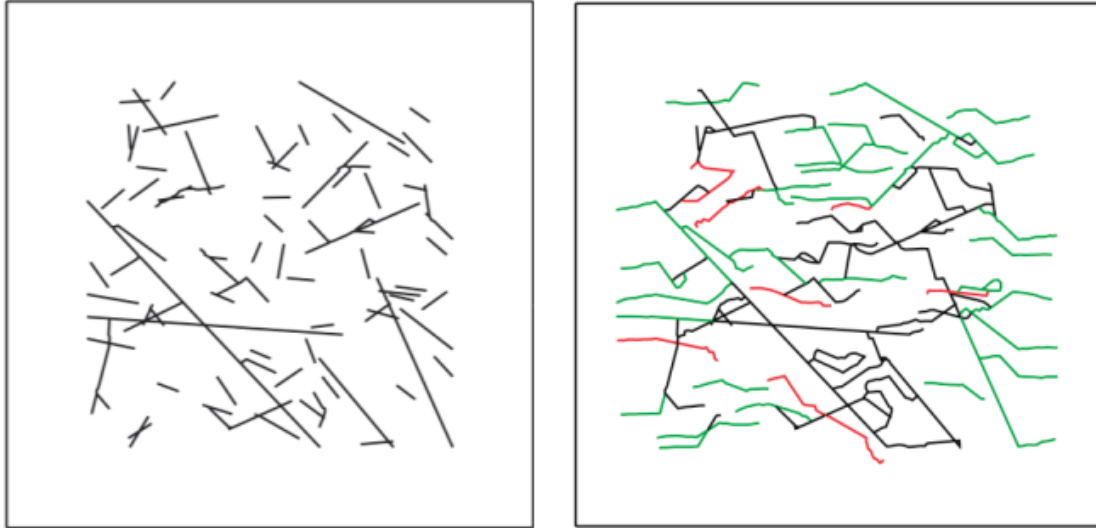
表 3-6 模擬不同地震規模時之主應力與地下水壓力

	SH	Sh	Sv	P _p
Moment Magnitude	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
M7	43,2	-0,4	13,3	5
M6	36,6	12,6	13,2	5

模擬結果顯示：當地震規模小於6.0，其僅能造成不到1%的微少破裂延伸量，整體數值模擬結果破裂數量、破裂長度、破裂模式等統計如表3-7，因此SKB認為在目前規定主要變形帶退縮距離之下，震規模小於6.0者並不至於對處置場造成危險。但當地震規模大於7.0，則觀察到張應力嚴重導致破裂延伸與連結。在地震力作用下，平行於最大水平主應力之垂直面(N35W)沒有嚴重破裂延伸，見圖3-7；但是在水平面平均有69.2%的新破裂延伸，平行於最小水平主應力方向(N55E)之垂直面平均有33.4%的新增破裂延伸，而且以模式I之張裂多(約佔80—90%)，見圖3-7。各種模擬情境下，三個主應力方向之新破裂延伸增加量比較則整理如圖3-8所示。

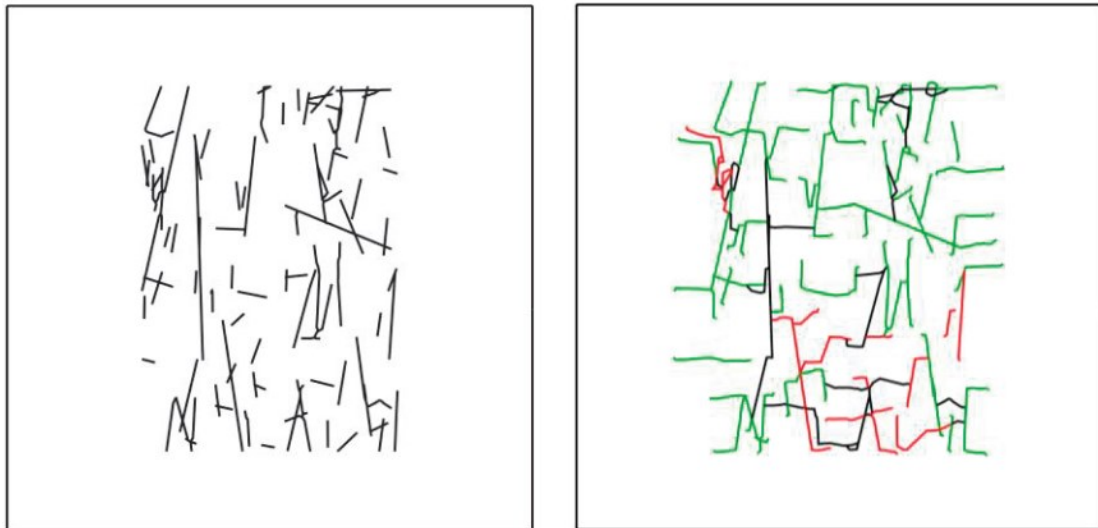
表 3-7 地震規模 M6 與 M7 作用下在三個主應力方向平面上破裂延伸增量比較

		Total length of new cracks	Relative crack length increase	Average propagation angle	Average Mode I	Average Mode II	No. of computation steps to stability
Model	Section	[m]	[%]	[°]	[%]	[%]	[-]
M6	HZ	4.2	0.6	41.9	94.2	5.8	2.3
	N35W	0.6	0.1	49.1	73.3	26.7	0.7
	N55E	0.1	0.0	36.6	100.0	0.0	0.3
M7	HZ	467.1	69.2	20.4	84.9	15.1	9.7
	N35W	3.6	0.5	46.4	89.2	10.8	2.7
	N55E	187.9	33.4	13.8	99.2	0.8	9.7
Fault jump	HZ	1.5	0.1	49.9	100.0	0.0	1.1



※ (綠色：張裂，紅色：剪裂)

圖 3-7 在地震規模 7.0 作用下水平剖面上之破裂延伸增加 74.6%



※ (綠色：張裂，紅色：剪裂)

圖 3-8 地震規模 7.0 作用下在平行水平最小主應力之垂直面的破裂延伸增加 42.4%

4. 審查者對Forsmark處置場之地震破裂成長可能性之整體評估

在這報告中，審查者已經檢查在各種情境下影響到現場之現地應力改變，使裂隙網絡成長對Forsmark處置場穩定性之影響。主要的結論如下：

- 現今的應力場對裂隙破裂穩定性有重要的影響，因此評估目前的應力場模型、或考量不同應力場模型對結果造成的變異性是很重要的。

- 溫度變化導致之熱應力影響階段，有一些新生破裂發生在裂隙走向平行於水平最大主應力方向者(N35W鉛直剖面)，表示會使岩體之水力傳導性提高。其他兩個主應力方向的裂隙之破裂延伸則多所被限制住較為穩定。
- 文獻研究以顯示，在較高溫度下，剪力破裂型之破裂韌度臨界 K_{IIC} 值會提高，反而有穩定破裂網絡效用。模擬考慮破裂韌度之溫度效應，結果也顯示在N35W方位之鉛直剖面之破裂成長長度，大約只有用室溫破裂韌度模擬結果之70%。
- 地震規模M6.0所造成應力增加，僅導致水平剖面(Hz)少許破裂延伸，整體裂隙網絡長度增加量少於1%。
- 地震規模M7.0，則顯示導致水平向(Hz)剖面及水平最小主應力向(N55E)之鉛直剖面發生有許多破裂延伸或連結；水平最大主應力方向(N35W)之鉛直剖面上，則在破裂長度延伸0.5%後會趨於穩定。上述表示Fosmark場址，在發生M7.0等級之地震事件，整體裂隙網絡之密度及水力傳導性會提高。

各種模擬載重情境下，相關詳細資料則列於表3-8，在三個主應力方向之新破裂延伸長度增加量之相對百分比比較，則整理如圖3-9所示。

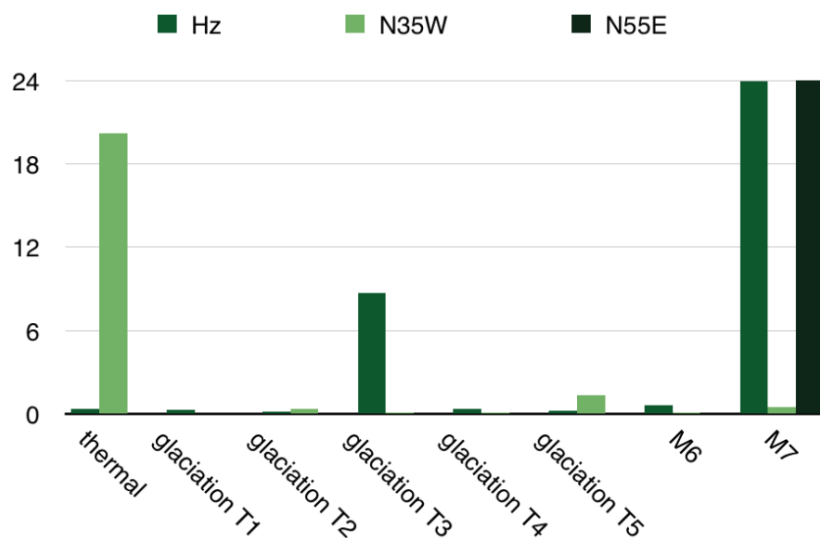


圖 3-9 各種模擬載重情境三個主應力方向之新破裂增加量百分比比較

表 3-8 各種模擬情境下新生破裂延伸之統計資料

		Total length of new cracks	Increase in total fracture length	Average propagation angle	Average Mode I	Average Mode II	No. of computation steps to stability
Model	Section	[m]	[%]	[°]	[%]	[%]	[-]
Thermal	HZ	2.3	0.3	36	15	85	1.3
	N35W	135.2	20.2	28	19	81	10
	N55E	0.1	0.0	71	100	0	0.2
Increased K_{IIC}	N35W	44.8	6.6	29	33	67	9
Deposition holes	HZ	4.6	0.7	40.9	18.5	81.5	2.1
T1	HZ	1.9	0.3	33	33	67	1.7
	N35W	0.2	0.0	37	17	83	0.5
	N55E	0.1	0.0	54	50	50	0.2
T2	HZ	1.1	0.2	46	52	48	0.7
	N35W	2.7	0.3	45	83	17	1.9
	N55E	0.1	0.0	54	100	0	0.2
T3	HZ	59.1	8.7	24	94	6	9.5
	N35W	0.8	0.1	52	92	8	0.9
	N55E	0.0	0.0	54	100	0	0.2
T4	HZ	2.4	0.3	35	9	91	1.3
	N35W	0.5	0.1	30	0	100	0.9
	N55E	0.1	0.0	60	67	33	0.3
T5	HZ	1.4	0.2	37.7	37.5	62.5	1.2
	N35W	9.3	1.3	38.3	70.5	29.5	5.4
	N55E	0.1	0.0	53.6	100.0	0.0	0.4
M6 proximal	HZ	4.2	0.6	41.9	94.2	5.8	2.3
	N35W	0.6	0.1	49.1	73.3	26.7	0.7
	N55E	0.1	0.0	36.6	100.0	0.0	0.3
M7	HZ	467.1	69.2	20.4	84.9	15.1	9.7
	N35W	3.6	0.5	46.4	89.2	10.8	2.7
	N55E	187.9	33.4	13.8	99.2	0.8	9.7
Fault jump	HZ	1.5	0.1	49.9	100.0	0.0	1.1

3.2 岩石力學議題及其對地下水流的影响

本節為瑞典輻射安全管制局(SSM)針對岩石力學議題及其對地下水流影响所辦理工作坊的簡要紀錄，作為審查瑞典核子燃料和廢棄物管理公司(SKB)所提 SR-Site 安全分析的部分工作。在許可執照審查過程的階段，考量到 SSM 正在進行的審查及審查者的最新科學評估結果，應能夠就 SKB 的申請案，在履行許可執照要求和制定所需的核照條件方面，得到科學合理性及完整性的初步結論。

SSM 邀請了八位岩石力學及水文地質學方面的審查者，以及七位 SSM 的成員在 2013 年 9 月 30 日和 10 月 1 日，於斯德哥爾摩舉行岩石力學與水文地質的工作坊。完整的工作坊經過與討論紀錄，請參見 SSM Technical Note 2014:23。

3.2.1 工作坊背景說明

1. 目的

工作坊的目的在於將岩石力學及岩石工程審查者與水文地質學者們的知識與評估加以整合，以確保能對位於 Forsmark 的 KBS-3 處置場周圍岩體近場及遠場的裂隙導水性和岩體水力傳導度的演變有完整的認識。

針對 SKB 在岩體破壞及處置場封閉後的演化相關重要參數的取得與量化能力方面，將加以討論，並聚焦於水文地質、核種傳輸及 SR-Site 計畫可能的遺漏或低估，以支持結果分析的考量。

2. 討論主題

SSM 的初步審查階段指出了對於證實 Forsmark 的 KBS-3 處置場安全性至關重要的一系列主題，在工作坊中針對以下主題的科學評估結果作出初步論述：

- 熱-水-力耦合(T-H-M)過程對裂隙導水性的影响(近場地下水流量，C1-1-c)(見圖 3-10)。
- 在 Q-路徑上的流量(Q-路徑上的流量，C1-1-d，見圖 3-10)。
- 應用岩石工程與地質方法於接受處置孔位置的適用性及可靠性(初始狀態，ISC-1-b，見圖 3-12)。
- 開挖擾動帶(EDZ)的證據(初始狀態，ISC-4-a，見圖 3-12)。
- SKB 在安全重要性方面未涵蓋的面向。

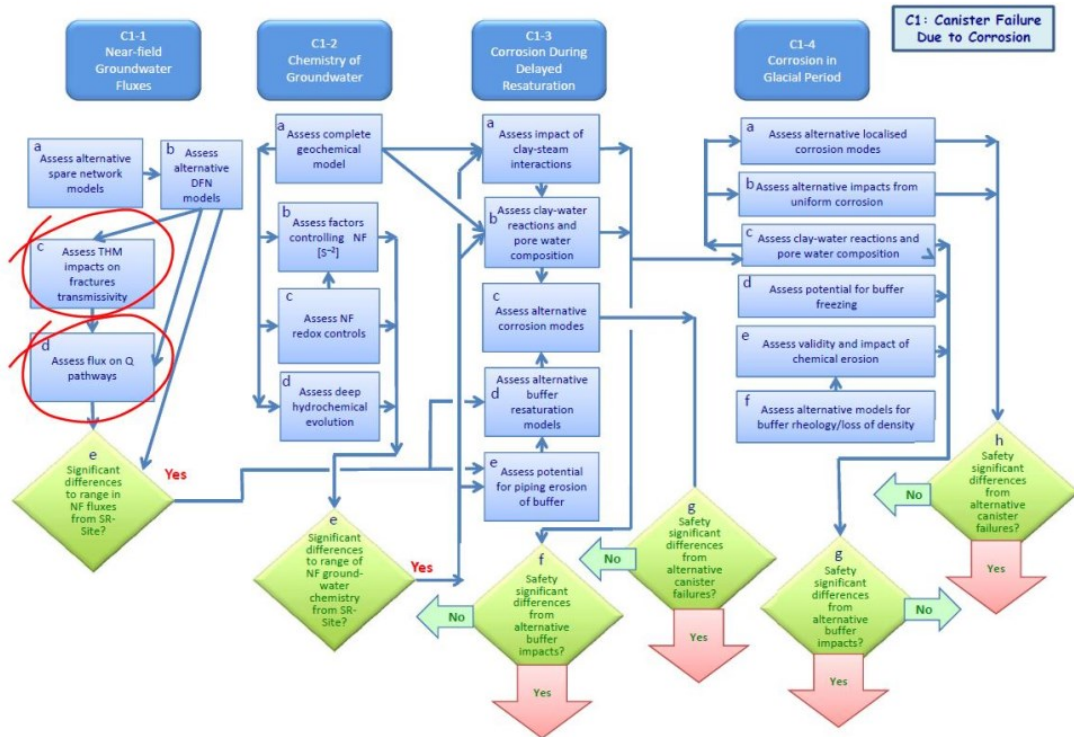


圖 3-10 「封閉」評估領域之 C1 工作包「罐體腐蝕破壞」決策流程圖

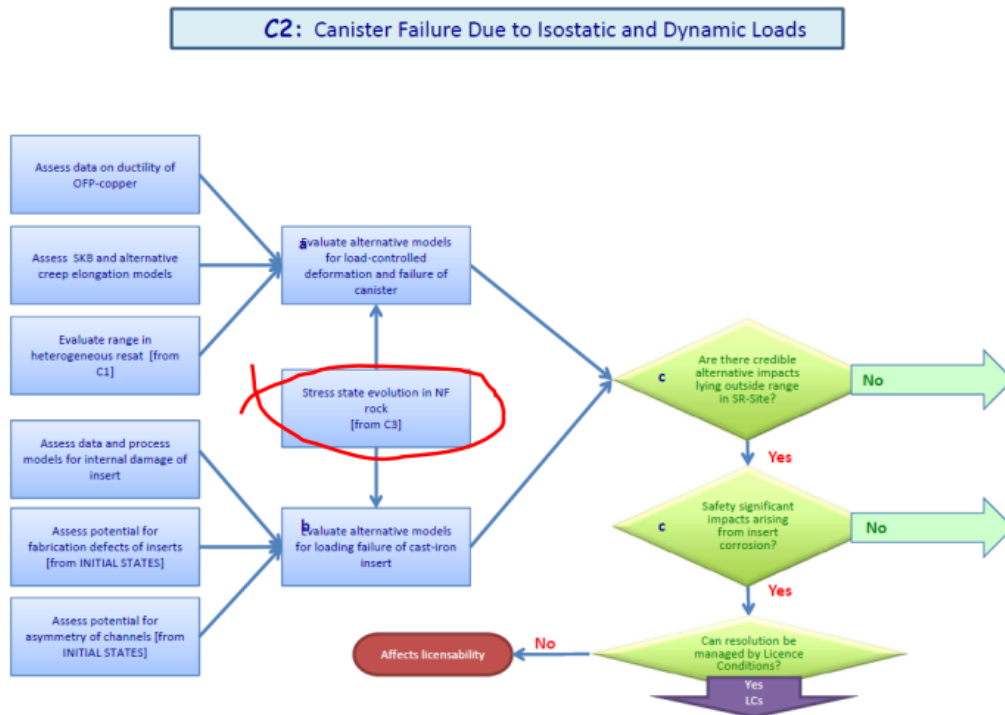


圖 3-11 「封閉」評估領域之 C2 工作包「罐體地殼均衡或動態(剪切)破壞」決策流程圖

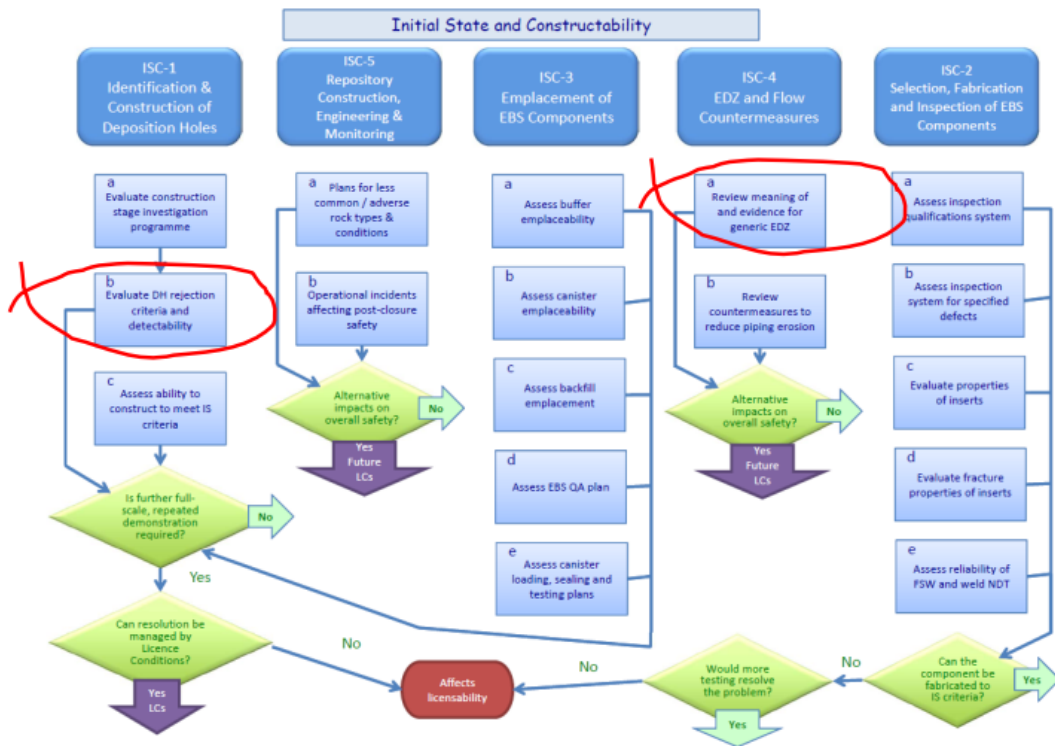


圖 3-12 「初始狀態與可施工性」評估領域之決策流程圖

3. SKB的相關設計前提

SKB 認為必須滿足以下的水力-力學條件，以確保 KBS-3 處置場能達到必要的安全水準(SKB TR-11-01，第 5.2.1 節及第 5.2.3 節)：

- 處置孔的流入總水量必須低於 150 m³，直到緩衝材料達到飽和。
對於目前的參考設計，若只接受入滲量低於 0.1 L/min 的潛在處置孔，則判斷其設計前提得以滿足。
- 切過處置孔的裂隙需要有足夠低的連通導水性。
- 在罐體放置之前，沿著處置孔壁總長及孔周圍平均的整體連通有效導水率須低於 10⁻¹⁰ m²/s。
- 開挖引起的破壞應加以限制，使得沿著處置隧道相當長度(即至少 20 至 30 m)和橫跨隧道地面的平均連通有效導水率，不致高於 10⁻⁸ m²/s。

4. 工作坊的目標

在工作坊之前，SSM 向參與者們提出了一系列的問題。SSM 要求在工作坊中，審查者們的簡報及議題討論應嘗試回答以下問題：

- SKB 所提出的安全相關參數範圍是否充分且保守？
- 任何可行且可信的替代模型所得結果是否會與 SKB 模型的結果有顯著的差異？
- 是否有所遺漏？而它們與 SR-Site 安全分析的關聯性又如何？
- 其設計前提的科學性是否充分？由 SKB 所提出的安全相關參數是否能以足夠的精度及信心進行量測？
- SKB 的方法是否足以核發建造執照，即便可能有其他替代的方法？

工作坊籌備期間，已要求審查者們針對 SR-Site 報告及相關背景報告等高層級文件的特定章節進行研析。

3.2.2 岩石力學議題對 SR-Site 水文地質分析的關聯性

工作坊是由 SSM 幕僚成員就水文地質及放射性核種傳輸與岩石力學相關的議題所提出的三場簡報揭開序幕。

1. SR-Site 審查的岩石力學相關議題

SSM 針對 SR-Site 整體審查上有關的評估領域包括：

- 封閉（腐蝕、地殼均衡荷載和動態(剪切)荷載）。
- 初始狀態及可施工性。
- 結果分析。
- 安全分析的方法。
- 管理要求的實現。

岩石力學特別相關的評估領域中，主要包括封閉、初始狀態及可施工性。SSM 開發了三個流程圖，用以說明評估領域內關鍵議題各流程間的程序和連結。

圖 3-10 至圖 3-12 說明了流程圖的過程，也稱之為工作包(Working Package)，C1 為「腐蝕引致處置罐失效」，C2 為「處置罐受地殼均衡和動態(剪切)荷載導致失效」，以及 ISC 為「初始狀態及可施工性」。

流程圖說明了工作包中的主要任務(深藍色矩形)以及主審查議題中的各個活動(淡藍色矩形)。

工作包協助決策的制定，並提供關鍵問題的答案(綠色三角形)。

假若其答案為「是」，則該議題對緩衝材料／處置罐的完整性具有重要的影響，因而衝擊處置場的整體安全性。

2. SR-Site的岩石破壞與水文地質分析

SR-Site 提出的水文地質計算結果中，為了長期的安全，SKB 應用水文地質計算結果來分析緩衝材料的沖蝕、銅罐的腐蝕及放射性核種的傳輸。並將水文相關設計參數(即設計前提)應用於處置孔及隧道。為避免緩衝材料的沖蝕與管湧，處置孔的入滲量應低於 150 m^3 ，沿處置孔及周圍的連通有效導水率應小於 $10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$ ，沿處置隧道地面的有效非連續導水率應小於 $10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ ，且回填材料的導水率應小於 10^{-8} m/s 。

隨著處置孔及隧道周圍的開挖擾動帶(Excavation Disturbed Zone, EDZ)發展，增加了裂隙網絡的連通性與導水性，進而影響了 SKB 達成其接受處置孔的設計前提。SKB 並未對 EDZ 或處置孔的剝落進行任何水力計算，並認為剝落是局部性的，且可以在放置罐體之前以刮削處置孔壁的方式移除。

基本案例模擬時，假設隧道周圍有 0.3 m 厚的 EDZ。SKB 以平行於隧道地面且導水率為 $10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ 之水平裂隙進行建模。並考慮了另外兩個案例，包括裂隙的導水率高出 1—2 個數量級，以及在隧道頂端回填區存在一間隙空間。Q2 路徑通過 EDZ 的達西通量，從處置罐頂部開始到隧道底板的 EDZ 為止，所得通量相較於處置孔壁上單一水平岩石裂隙的 Q1 路徑高出 2.5—4 個數量級的通量值(見圖 3-13)。這些數據適用於處置場的溫帶階段，在處置場的冰河期階段，其達西通量相較於溫帶階段的 Q1 及 Q2 增大了 1—2 個數量級。

SSM 官員介紹了不同的粒子追蹤計算結果，同時也注意到 Joel Geier 在 2008 年提出的裂隙網絡模型(Geier, 2008)，顯示 EDZ 將是處置場的主要傳輸路徑。

最近在 Posiva ONKALO 設施(芬蘭)裡的岩石力學壁槽內關於 EDZ 的地球物理測量結果，於壁槽地面的地電調查顯示出連續的 EDZ。在測試區域上觀察到的 EDZ 深度大致相同，且所呈現出來的剖面似乎顯示出一等向的型態。在壁槽地面進行電阻率量測的結果，可用於校正以其他地球物理儀器(如透地雷達)紀錄的 EDZ 深度。SKB 和 Posiva 已經提出了 EDZ 的調查結果，主要來自隧道部分的牆面，其中爆破損壞和應力集中的情況最少。這些結果對於 EDZ 的非連續性尚無定論。從 Posiva 隧道地面下調查所得新詳細資訊顯示，爆破損壞所造成的 EDZ

在地面上是連續的。同樣的結論可以延伸到 Forsmark 的硬質岩。因此，處置隧道地面上的連續性 EDZ 是 SR-Site 中流量及傳輸計算的可能情境。

SSM 初步審查階段(Eberhardt 與 Diederichs, 2012)曾討論關於來自應力改變的破壞所產生的 EDZ，必須與開挖方法產生的 EDZ 加以區分。

SKB 以截平面的裂隙表面，根據 DFN 模型計算地下水流量，即所謂的平行板流動模型。通道模型的概念化可能對處置孔產生不同的入滲分佈。目前，這正由 SKB 和 SSM 分別進行獨立的研究。

3. SKB 針對岩石破壞的後果分析

SKB 透過近場和遠場的傳輸模型，進行與岩石破壞有關的放射性核種傳輸的後果分析。SSM 說明三個近場模型 Q1, Q2 及 Q3 的後果分析。Q2 路徑的等效流速受到處置孔壁剝落的影響，因為剝落使從 Q1 到 Q2 的流動產生了短接。該模型考慮了剝落的寬度，長度和厚度。

SKB 以處置罐的銅殼中的穿透性針孔初始缺陷方式，設定了針孔破壞發展模式的增長。考慮處置孔壁剝落所得的遠場劑量計算結果，相較於不考慮剝落的案例，將會有高約 4 倍的劑量值。根據 SKB 的說法，不考慮剝落的情況所得的劑量值則比於風險管制限值的劑量約小 12 倍(見圖 6-14, SKB TR-10-50)。

EDZ 的存在表示有可能的釋放路徑位在處置隧道地面。在 SKB TR-10-50 報告中，針對年有效劑量值以三種不同的假設 EDZ 導水率值，提出的計算結果分別為： $10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ (基本情況)、 $10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ (EDZ 7)和 $10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ (EDZ 6)。在基本情況和最保守模型 EDZ 6 之間的劑量值差異達到 3 倍。根據 SKB 所稱，最保守模型 EDZ 6 所得的劑量值相較於風險管制限值的劑量約小 10 倍(見圖 6-40, SKB TR-10-50)。

SSM 的總結說明 SKB 的情境中並未考慮 EDZ 的影響。SSM 目前針對 Q2 流動路徑及 EDZ 的考慮，進行針孔情境重現 SKB 的案例計算。

3.2.3 SKB 設計前提的討論

工作坊的最後安排了一個時段聚焦於答覆 SSM 針對 SKB 設計前提所提出的特定問題，SKB 在近場岩體水文地質特徵化的焦點包括：

- 處置孔的入流量
- 近場的低連通裂隙導水性
- 處置孔周圍的連通有效導水率，應小於 $10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$
- 沿處置隧道的連通有效導水率，應為不連續並小於 $10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ 。

工作坊也逐一考慮了 3.2.1 節之第 3 點所列的設計前提。

技術報告以表列方式總結上述問題的討論，並特別指出 SKB 的設計前提均應可於施工時明確驗證，換言之，不應有不可量測的定量要求，例如處置孔壁的導水率，SKB 也認知他們需要發展實際及例行的方法來依據入流量去接受處置孔。針對上述議題 SSM 所提出問題的討論與看法，總結於表 3-9 至表 3-12。

表 3-9 工作坊對處置孔入流量議題的討論總結

議題	總結看法			說明
	適當	不確定	不適當	
SKB 的概念模式/方法是否適當?		×		處置孔內管流程序的最小通量；未知的可偵測界限；運轉時梯度可能會變化。
是否有與 SR-Site 相關的遺漏?	×			需要澄清：要求輔助資訊。
SKB 的參數及範圍是否適合 SR-Site?	×			100 kg 的膨潤土，於 20—200 年達飽和。
SKB 的設計前提是否適合 SR-Site?			×	0.1 l/min 對運轉而言過大。

表 3-10 工作坊對低連通裂隙導水率議題的討論總結

議題	總結看法			備註
	適當	不確定	不適當	
SKB 的概念模式/方法是否適當?		×		需證明設計前提的正當性。應提出提高導水率為 10^{-6} m ² /s (高導水裂隙)的動機。
是否有與 SR-Site 相關的遺漏?	—	—	—	不適用。
SKB 的參數及範圍是否適合 SR-Site?	×			處置孔周圍的連通導水率為核種傳輸運算的一項輸入參數。
SKB 的設計前提是否適合 SR-Site?			×	多重參數。SKB 認為能夠避免高連通導水裂隙。

表 3-11 工作坊對處置孔周圍連通有效導水率小於 10^{-10} m²/s 議題的討論總結

議題	總結看法			備註
	適當	不確定	不適當	
SKB 的概念模式/方法是否適當?		×		SKB 考慮了剝脫並假設大變形帶可以被刮除，而未考慮除剝脫外的其他岩石損傷。長期演化及熱引致剝脫並未包括。此安全功能係將緩衝材料外部的水流排除在外。
是否有與 SR-Site 相關的遺漏?		×		SKB 並未指明是如何計算此參數。
SKB 的參數及範圍是否適合 SR-Site?	×			增至 Q2 通量。
SKB 的設計前提是否適合 SR-Site?		×		需說明如何由直接或間接的現地地球物理量測來取得有效導水率。

表 3-12 工作坊對於沿處置隧道的不連續連通有效導水率小於 $10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ 議題的討論總結

議題	總結看法			備註
	適當	不確定	不適當	
SKB 的概念模式/方法是否適當?			×	SKB 需證明其認為開挖擾動帶(EDZ)不會發生的立論基礎。僅聚焦於施工損傷，而未分別考慮長期與短期損傷。SKB 的模式如考慮到 EDZ，則可能較其未考慮 EDZ 的概念模式更實際可行。
是否有與 SR-Site 相關的遺漏?		×		處置孔壁無 EDZ。傳輸行為的差異? (SKB 在隧道地面採用較大數值)
SKB 的參數及範圍是否適合 SR-Site?	×			SKB 選擇的數值範圍為 $10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ 至 $10^{-8} \text{ m}^2/\text{s}$ ，且無 EDZ。
SKB 的設計前提是否適合 SR-Site?		×		需說明如何由直接或間接的現地地球物理量測來取得設計前提。EDZ 的數值與連續性。未考慮延著處置隧道的連續量測。

3.3 廢棄物罐失效情節模擬

本節舉出 SSM 所發表審查報告中，研析與廢棄物罐失效情節相關之三本主審查階段技術報告：依序分別為：

- (1) Technical Note 2014:33 (簡稱 TN-2014:33), 「Reproduction of SKB's Canister Failure Calculations – What-If and “Residual” Scenario to Illustrate Barrier Functions」, 於 3.3.1 節研析 SKB 之廢棄物罐失效情節計算重現性審查。
- (2) Technical Note 2016:16 (簡稱 TN-2016:16), 「Possible influence from stray currents from high voltage DC power transmission on copper canisters」, 於 3.3.5 節中探討高壓直流電傳輸的雜散電流對處置銅罐可能造成的影響。
- (3) Technical Note 2013:16 (簡稱 TN-2013:16), 「Assessment of PWR fuel depletion and of neutron multiplication factors for intact PWR fuel copper canisters」, 於 3.3.6 節中研析對於廢棄物罐中之 PWR 燃料棒燃耗與中子增殖因數評估。

3.3.1 SKB 之廢棄物罐失效情節計算重現性審查

SKB 之廢棄物罐失效情節計算重現性審查報告(Technical Note 2014:33)其主審查對象為 SR-Site 主報告 TR-11-01 與 SR-Site 核種傳輸報告 TR-10-50 中關於廢棄物罐失效之情節分析。專家審查主要是透過重新計算 SKB 報告中之廢棄物罐失效情節，藉以檢視廢棄物罐之障壁功能。過程中將會檢視 SKB 於報告中與情節計算相關之假設、模型與參數，最後為 SSM 對 SKB 安全論證案的判斷提供依據。審查報告略可分為兩部分，第一部分為對於 SKB 報告所述內容之歸納與審視，第二部分為審查者利用自行開發之獨立模型與 SKB 分析結果進行比對。

3.3.2 SKB 之廢棄物罐失效情節審視

1. 審查報告對於 SKB 核種遷移計算模式之重點摘述

廢棄物罐失效情節之近場模型如圖 3-13。SKB 採用之核種傳輸模型包含了：

- (1) 代表用過核子燃料劣化的源項。
- (2) 核種均勻混和於廢棄物罐內之水體。

- (3) 核種自廢棄物罐上開口釋出且其開口可隨時間放大。
- (4) 處置孔周圍岩體剝落導致核種釋出之阻力下降。
- (5) 地下水流流經處置孔上方冠部回填區。
- (6) 核種於緩衝材料中之擴散行為。
- (7) 核種於坑道回填區之平流與擴散行為。
- (8) 核種於地質圈中之平流延散行為。

SKB 利用 Matlab 與 Simulink 建置 COMP23 模式，COMP23 模式為近場水相核種傳輸模式，用於模擬核種自廢棄物罐釋出，以及核種於緩衝材料與回填材料之遷移行為。

COMP23 模式可以模擬：

- (1) 核種衰變。
- (2) 受汙染結構元件之腐蝕(模式採恆定之金屬釋出率作為核種釋出率計算)。
- (3) 用過核子燃料溶解。
- (4) 開口處之核種溶解清單(模式採瞬時釋出)。
- (5) 核種沉澱為固相(透過溶解度限值設定)。
- (6) 緩衝材料之擴散與吸附行為。
- (7) 坑道回填區之平流、擴散與吸附行為。

COMP23 模式的模擬結果，主要為核種自近場流入鄰近地下水流徑中之釋出率。為了提升計算效率 COMP23 採用核種傳輸阻力設定，替代直接採用裂隙模型描述廢棄物罐裂隙與地下水流場之模擬方式。

SKB 考慮的近場核種遷移可分為三條傳輸途徑釋出至遠場：

- (1) Q1 路徑為最短釋出途徑，假定於廢棄物罐裂隙附近岩體存在一岩體裂隙而成為傳輸途徑，同時考量受熱力作用導致岩石剝落，降低了核種釋出阻力。
- (2) Q2 路徑則是代表核種經由處置坑道底部之開挖損傷區作為遷移途徑。
- (3) Q3 路徑為最遠路徑，其設定核種將自遠場岩體裂隙與坑道回填區交界處釋出至遠場。當失效廢棄物罐周圍存在 Q1 路徑存在時，SKB 忽略了 Q2 與 Q3 路徑之傳輸。

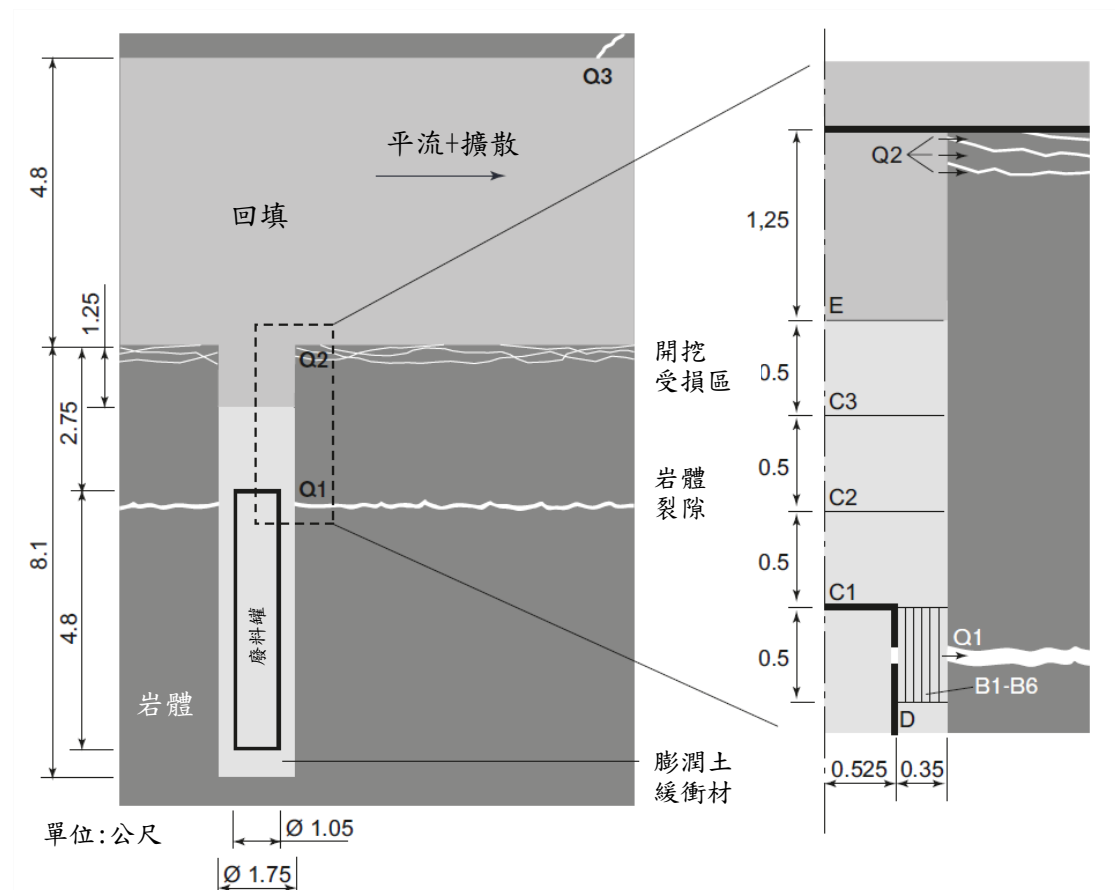


圖 3-13 廢棄物罐失效情節之近場模型概念圖(SKB COMP23 模式)

SKB 自其裂隙網絡地下水模型(遠場模型)模擬結果取得 Q3 之流量邊界，以及核種自廢棄物罐流至 Q3 路徑之最短途徑。回填材料之核種平流延散行為模擬包含在近場模型中，計算域採向下游方向延伸至 Q3 裂隙，流速採用達西流速。裂隙對廢棄物罐失效情節計算之關鍵影響在於裂隙與處置孔相交之數量，此數量將直接影響有多少處置孔會對核種傳輸產生影響。SKB 在裂隙網絡地下水模擬中採用 3 種不同模擬方式，分別為：(1) 與裂隙傳導特性及裂隙尺寸相關、(2) 與裂隙傳導特性及裂隙尺寸半相關、以及(3) 與裂隙傳導特性及裂隙尺寸無關。SKB 於廢棄物罐失效情節分析時主要採用半相關模擬方式，而其餘模擬方式用於「萬一如果」情節模擬時採用。

SKB 假設用過核子燃料為固定速率劣化，因此障壁功能的劣化率在模擬過程中將會隨時間改變。SKB 採用 FARF31 與 MARFA 模式計算一維核種遷移特性，其所需之流徑與傳輸時間輸入設定，則是由裂隙網絡地下水模擬結果中取得。

2. 審查報告對於廢棄物罐失效情節之重點摘述

審查者首先針對其審閱 SKB 報告時所發現之重點內容進行說明，以下摘錄其主要情節之審查重點，並彙整各情節重點如表 3-13 所列。

- (1) SKB 共考量六個不同廢棄物罐腐蝕失效情況，並定義其中之一為腐蝕情節主要情況。
- (2) SKB 認為腐蝕將發生於 100,000 年之後，由於緩衝材料被地下水流後，水流接觸廢棄物罐後開始產生腐蝕作用，最終導致廢棄物罐失效。
- (3) 腐蝕作用是由水質中所含化學物質驅動(硫化氫)。
- (4) 廢棄物罐失效後並未提供阻滯作用(無抑制核種釋出功能)，劣化後的緩衝材料同樣未提供阻滯作用。
- (5) 由於緩衝材料被快速水流帶走，SKB 認為 Q1 傳輸路徑將主導傳輸機制，因而在此情況下忽略 Q2 與 Q3 傳輸路徑。
- (6) 源項考量腐蝕釋出與瞬時釋出兩項特性，以固定的金屬腐蝕速率產生用過核子燃料腐蝕劣化，與其腐蝕後之核種瞬時溶解至水體中，釋出率介於 10^{-8} 至 10^{-6} 1/yr 。
- (7) 對於廢棄物罐內的水體，SKB 考量核種於水中的溶解度限值，藉以控制核種釋出。然而在主要情節時，SKB 將 U 與 Th 的同位素設定為 0，使得所有的 U 與 Th 停留於用過核子燃料中，而其餘核種之溶解度均設為無溶解限制。
- (8) 由於已產生快速水流，故遠場岩體之遲滯核種能力隨之下降。
- (9) 對於採機率式分析之案例，SKB 預期僅有低於一個廢棄物罐有可能發生失效，因而限制同時發生多個廢棄物罐失效的可能性，但失效時間可能會延續千年以上。
- (10) SKB 考量此狀況下，處置孔流速將變為 2 倍，遠場採用模擬所得之分布極值段設定水力與傳輸特性
- (11) 採機率式分析時，SKB 首先求取每 100,000 年時間間隔之廢棄物罐失效機率，而後求出每 100,000 年時間間隔之釋出總劑量，而後將每個時間間隔之廢棄物罐失效機率乘上釋出總劑量求取出總平均劑量。

表 3-13 審查者對於 SKB 情節案例之彙整表

廢棄物罐因針孔失效	廢棄物罐因腐蝕失效	廢棄物罐因剪力加載失效	廢棄物罐因靜負載失效
<ul style="list-style-type: none"> ■ 假設失效 ■ 一個廢棄物罐因針孔失效 ■ 廢棄物罐定置後 1,000 年開始釋出核種 ■ 針孔於廢棄物罐定置後 10,000 年瞬時成為大型針孔 ■ 核種瞬時釋出因子包含於主要計算中 	<ul style="list-style-type: none"> ■ 僅有很少的廢棄物罐因腐蝕而失效 ■ 高地下水流導致緩衝材料流失 ■ 地下水中的化學物質引發廢棄物罐腐蝕 ■ 銅罐腐蝕後，假設所含鐵件立即腐蝕 ■ 敏感度分析：包含 6 種不同程度腐蝕失效案例 ■ 核種瞬時釋出因子獨立計算，未含於主要計算中 	<ul style="list-style-type: none"> ■ 低發生機率(地震誘發) ■ 包含 3 種計算案例： <ol style="list-style-type: none"> 1. 於 100,000 年時發生 1 個廢棄物罐破壞。 2. 失效分布(1,000 – 1,000,000 年，採用悲觀之地景劑量因子) 3. 早期失效(0 – 10,000 年) ■ 核種瞬時釋出因子計算包含於早期失效案例，對於失效分布案例則僅考量 Tc-99。 ■ 腐蝕釋出因子採金屬腐蝕速率 ■ 敏感度分析：剪力負載與緩衝材料平流傳 	<ul style="list-style-type: none"> ■ 4 種失敗案例： <ol style="list-style-type: none"> 1. 於 10,000 年時發生 1 個廢棄物罐破壞。 2. 於 100,000 年時發生 1 個廢棄物罐破壞。 3. >1(分布式釋出之地景劑量因子)。 4. 所有廢棄物罐均失效。 ■ 瞬時失效設定(不考量銅殼或鐵件失效時間)
<p>廢棄物罐之阻滯能力假設於 10,000 年瞬時消失</p>	<ul style="list-style-type: none"> ■ 廢棄物罐無阻滯能力 ■ 廢棄物罐失效後立即釋出核種 	<p>廢棄物罐無阻滯能力</p>	<p>廢棄物罐無阻滯能力</p>
<p>完整的緩衝層(緩衝層具遲滯功能)</p>	<p>直接穿過緩衝層(核種藉由水流穿過廢棄物罐)</p>	<p>緩衝層厚度由 35 cm 降至 25 cm(敏感度分析案例:無緩衝層)</p>	<p>完整的緩衝層</p>

廢棄物罐因針孔失效	廢棄物罐因腐蝕失效	廢棄物罐因剪力加載失效	廢棄物罐因靜負載失效
廢棄物罐水體有設定核種溶解限值	<ul style="list-style-type: none"> ■ 廢棄物罐水體之 U 與 Th 溶解度為 0 ■ 其餘核種無溶解度限值 	廢棄物罐水體有設定核種溶解限值	廢棄物罐水體有設定核種溶解限值
模擬 Q1、Q2 與 Q3 傳輸途徑	僅模擬 Q1 傳輸途徑	僅模擬 Q1 傳輸途徑	模擬 Q1、Q2 與 Q3 傳輸途徑
包含岩體剝落(即 Q1 的傳輸阻力下降)	廢棄物罐周圍具高流量，約 1 m ³ /yr	高裂隙流量，約 1 m ³ /yr	包含岩體剝落(即 Q1 的傳輸阻力下降)
考量開挖損傷區之傳輸率(於 Q2 傳輸路徑)	未考慮 Q2，因此不考量開挖損傷區之傳輸率	未考慮 Q2，因此不考量開挖損傷區之傳輸率	考量開挖損傷區之傳輸率(於 Q2 傳輸路徑)
考量坑道內之膨脹壓(即基礎案例中 Q3 傳輸路徑無冠狀水流)	未考量	未考量	考量坑道內之膨脹壓(即基礎案例中 Q3 傳輸路徑無冠狀水流)
考量基礎案例之地質圈功能(即地質圈具遲滯功能)	考量基礎案例之地質圈功能，但因高流速水流而功能下降	未考量地質圈功能	考量基礎案例之地質圈功能(即地質圈具遲滯功能)
與裂隙特性半相關之遠場裂隙網絡模擬	與裂隙特性半相關之遠場裂隙網絡模擬	---	與裂隙特性半相關之遠場裂隙網絡模擬
<p>共同設定</p> <ul style="list-style-type: none"> ■ 廢棄物罐失效時瞬時發生缺口 ■ 用過核子燃料溶出率(介於 10⁻⁸ 與 10⁻⁶ 1/yr 之間) ■ 瞬時釋出因子-採瞬時釋出 ■ 腐蝕釋出因子-釋出 100—10,000 年 ■ 溫暖氣候地景劑量因子 			

※開挖損傷區(Excavation Damage Zone)

3. 審查報告對於萬一如果情節之重點摘述

審查者認為 SKB 並未定義如何選擇「萬一如果情節」之標準，並認為「萬一如果情節」是由主要情節與剩餘情節之敏感度分析變數組合而來。彙整如表 3-14 所列。

表 3-14 SKB 的萬一如果情節-假設不同的障壁完全失效

案例	情節說明
A	<ul style="list-style-type: none"> ■ 緩衝材料初始功能失效 ■ 處置孔成為平流主導環境 ■ 所有處置孔均受影響
B	<ul style="list-style-type: none"> ■ 銅殼於初始狀態即具有針孔 ■ 所有廢棄物罐均有此初始狀態
C	<ul style="list-style-type: none"> ■ 銅殼與鐵件於初始狀態即具有缺口 ■ 所有廢棄物罐均有此初始狀態
D	<ul style="list-style-type: none"> ■ 緩衝材料初始功能失效 ■ 銅殼與鐵件於初始狀態即具有缺口 ■ 案例 A+案例 C
E	<ul style="list-style-type: none"> ■ 銅殼與鐵件於初始狀態即具有缺口 ■ 於 100 年後用過核子燃料完成溶解 ■ 於 100 年後金屬完全腐蝕 ■ 案例 C+快速腐蝕與溶解

3.3.3 情節計算重現性審查評估

為了解報告中是否存在申照者未發現之安全問題，同時評估未來是否應要求申照者再強化因應對策，審查者另外建立屬於審查者使用之獨立模式。雖然模式將較為簡化，但可以依據審查者對於課題之了解，加入其認為重要卻未被申照者分析之特徵、事件或作用(features, events and processes, FEPs)。藉以探討 SKB 的模型建置方式、參數設定、模型相關之輸入與輸出關聯性、界定控制處置功能之關鍵元素，同時可以獲得超出 SKB 報告中所述範圍之推論與成果。

以廢棄物罐安全功能分析為例，審查者以其簡化模式分析了：(1) 初始狀態即處於平流環境之廢棄物罐腐蝕情境，(2) 用過核子燃料加速劣化之廢棄物罐腐蝕情境，(3) 廢棄物罐針孔增生且處置坑冠部具有水體流動之情境，(4) 廢棄物罐針孔增生且裂隙與縮短坑道介面間距離之情境。在這樣的審查過程中，主要是

為了評估申照者所考量的情境是否具代表性與重現性，並非是針對參數選用或取得參數之試驗過程是否合適進行評估。

審查者透過此方式，認為 SKB 報告中對於建立模型與計算方法之資訊，已足以提供進行獨立之重現分析使用。基於獨立分析結果，審查者認為 SKB 的模擬結果是合理的，且 SKB 亦清楚說明那些參數或模型屬於保守假設。雖然其案例組合是合理的，但卻無法清楚得知案例的組合是否經過系統化分析。有幾個「萬一如果情節」之結果暗示著這些情節假設是不重要的，但如果 SKB 可以進行更多的解釋，將有助於了解其結果。例如：即使所有廢棄物罐均失效，對於劑量釋出當量仍僅有小幅度的影響。但事實上，僅有少部分的廢棄物罐失效會對於劑量釋出結果有影響。這部分需要更詳細的審查，方能了解其成果為何有這類反應。

審查者認為其簡化模型模擬結果，基本上與 SKB 模擬結果相似，但受限於模式差異並無法完全相同。也有部分模擬呈現不同結果，例如在針孔失效的「萬一如果情節」模擬，在簡化模型的模擬呈現 Q1 傳輸路徑主導性大於 Q2 傳輸途徑，但 SKB 的模擬則呈現 Q2 傳輸路徑主導性大於 Q1 傳輸途徑的結果。

同時，利用其獨立模型發現當用過核子燃料劣化加速時，對於劑量釋出反應呈線性關係而非指數關係。

審查者認為 SKB 並未完整說明部分作用，例如 Q1、Q2 與 Q3 傳輸途徑之關聯性，以及機率式模擬時所採用之參數等。雖然交叉比對後，可以獲得各案例模擬劑量將不會超過劑量風險限值之結論，但是仍需要更進一步的獨立驗證來確定這個結論是否適用於更廣泛的假設。例如：

- (1) 分析在同一流徑上的處置孔同時失效的影響，確認廢棄物罐失效確實對劑量釋出反映影響不大。
- (2) SKB 分析案例於遠場僅使用與裂隙特性半相關之裂隙網絡地下水模擬方式，考量與裂隙特性完全相關或完全無關之裂隙網絡地下水模擬方式將可能導致更高的劑量釋出，應可做進一步之分析。
- (3) 處置孔的剝落現象將會降低 Q1 傳輸路徑阻滯核種傳輸能力，但目前尚不清楚其剝落是否會導致 Q1 與 Q2 傳輸路徑的連接，應可做進一步之分析。
- (4) 審查者認為獨立模式驗證的測試應可持續進行，除了重現 SKB 的計算案例，亦可進行替代案例測試。例如：測試何種程度的劣化將導致劑

量釋出超過限值，而非僅關注於障壁失效的影響。

- (5) 流場為控制處置坑道中核種傳輸的重要特性，應做進一步分析以利於增進對 SKB 在 Q3 傳輸路徑的分析。

3.3.4 對於審查方式之發現

1. 核種遷移計算模式審查發現

審查者對於 SKB 核種遷移計算模式之檢視，分析其審視重點在於：

- (1) 核種傳輸模式在那些單元模擬了那些特性。例如：時變的劣化特性、有三種傳輸途徑但不一定同時考量、核種傳輸之平流、擴散與延散等特性的考量等。
- (2) 模式採用何種方式模擬欲了解之特性。例如：流場特性採直接模擬或是給定代表參數數值、模擬核種釋出之方式、模擬溶解與沉澱特性之方式、採用模式的維度與其模擬之特性。
- (3) 各特性模式之重要參數意義與模式之間如何串聯，以及其模擬方式所代表之涵義。例如：三條傳輸途徑代表的意義與組合方式、遠場之地下水模擬結果作為近場模擬邊界條件與其給定方式對於傳輸量之影響。

2. 核種遷移計算重現性審查發現

- (1) 審查者另外建立屬於審查者使用之獨立模式，雖然模式較為簡化，但可以依據審查者對於課題之了解，加入其認為重要的特徵模擬。
- (2) 利用獨立模式驗證的過程中，可以確認申照報告所述之參數與模型建立概念是否充足，以及各模式間資訊串聯是否完整。
- (3) 重現計算案例的過程，利用不同參數調整以及與申照報告成果比對，可以增加審查者對於申照報告所述障壁設計與情節有更進一步的理解，可以更精準的掌握該障壁設計之功能特性。

3.3.5 高壓直流電傳輸的雜散電流對銅罐可能造成的影響

SSM要求SKB補充提供，有關來自於高壓電纜之雜散電流，對於銅罐腐蝕之影響。因此，SKB對高壓直流電傳輸的影響進行研究，並於TR-14-15報告中提出

研究成果，藉以回應SSM要求。該報告的審查方式，主要是借重審查者之分析經驗，審查者依SSM要求針對下列問題進行審查：

- (1) 報告中廢棄物罐上的電壓降分析是否準確。
- (2) 報告中所提出的分析是否充分描述了當前和未來的分析案例。
- (3) 地電流對銅罐電壓降的影響。

1. 分析方法審查

SKB建立大尺度之有限元素法模型，模擬處置設施鄰近地區之潛在電力場。再進一步的調整為小尺度的模型，並求得低海床坡降等效電阻率、不同母岩材料電阻率、電極的交替位置，以及處置設施於全球電力場的關聯性。計算銅罐周圍電壓降時，亦考慮膨潤土在乾燥與潮濕狀態具有不同的電阻率。

審查者並未另外建立獨立模式進行分析，主要是審查數值模式、參數設定與邊界條件等設定的合理性。基本上審查者認為SKB的報告已清楚說明其數值模型之相關設定。

2. 模擬值與實測值比較之審查

SKB於報告中有比對數值模型模擬與實際量測值之結果，顯示在距離電極較遠距離區域有較佳之模擬成果，而較接近的位置則求出較高的值，如模擬值為500V而量測值為200V。

審查者對於數值模式模擬結果與實測值的差異，在考量數值模型之空間分布並無法完整重現現實之空間分布特性，亦認為該數值模型的設定已屬合理。而對於其模擬結果的審查，主要考量其保守性是否可接受。

3. 電壓降模擬之審查

SKB對廢棄物罐周圍電壓降之模擬，含括廢棄物罐與包覆廢棄物罐之處置孔頂部至底部的膨潤土。潛在的驅動電力場是來自於外部的電力場，自處置坑道向下傳輸至處置孔底部，並設定不同飽和度膨潤土之電阻進行分析。SKB認為廢棄物罐高度遠大於其直徑長度，故直徑方向的電壓降並不明顯，而僅評估廢棄物罐垂向(罐高度方向)之電壓。

審查者同意SKB僅分析廢棄物罐垂向電壓之作法，但認為其報告中缺少對於廢棄物罐不同方向長度對於電壓差之影響，即便對於分析結果的影響可能不大。

例如，審查者認為廢棄物罐對角線長度方向的電壓降討論亦屬於代表長度選擇之影響範圍。此外，雖然SKB於報告中討論了廢棄物罐與電力場角度變化對於電壓之影響，但並未分析與評估其電力場為區域最大值或全域最大值，而直接假設其為全域最大值，並無法確認是否會發生大於其設定值之電力場。

4. 電極位置之影響審查

SKB 對於電極位置影響，採用了 4 種情境搭配 3 個不同的電力場進行分析。包含：

- (1) 電極距離處置設施約數公里，呈水平電力梯度。
- (2) 電極與高壓直流電系統位於處置設施頂部，呈垂直電力梯度並產生局部二次電力梯度場。
- (3) 高壓直流電系統位於處置設施頂部，呈垂直電力梯度。
- (4) 電極距離處置設施約數公里，呈有角度之電力梯度場。

審查者認為不同情節可以呈現不同電極與處置設施位置的關聯性，電極與設施位置的組合以及電力場的組合均屬合理。

5. 大地電流對銅罐電壓差可能造成的影響審查

SKB在報告中說明了僅有來自於高壓直流電系統引起大地電流有機會引起銅罐腐蝕，其餘的大地電流均可忽略。而經由計算案例的分析，來自於高壓直流電系統引起大地電流亦不會引起銅罐腐蝕。

審查者認為由高壓直流電系統引起大地電流的假設是正確的，並且可以忽略其他大地電流的來源。且由SKB的報告中亦可得到自然來源的大地電流遠小於由高壓直流電系統引起的大地電流強度。

6. 審查結論

審查者對 SSM 提出的以下的審查結論：

- (1) 廢棄物罐上的電壓降在合理的公差範圍內。
- (2) 報告中採用的計算方法具保守性。
- (3) 審查者認為由高壓直流電系統引起大地電流的假設是正確的，並且可以忽略其他大地電流的來源。
- (4) 報告中的分析已利用當前的技術，據以合理推測未來情況。

- (5) 報告的章節架構合理且對於模擬方法已有清楚的說明，但未詳細介紹其來源或近似的考量。

3.3.6 廢棄物罐中之 PWR 燃料棒燃耗與中子增殖因數評估

本篇報告為主審查階段之 Technical Note 2013:16。SKB 採用燃耗額度(burnup credit)作為其壓水反應爐(Pressurized Water Reactor, PWR)之用過核子燃料，以廢棄物罐處置於最終處置設施之安全進行佐證。燃耗額度為可減少有效中子增殖因數(Keff)的臨界安全分析因子之一，屬於重要的管制決策參數。臨界安全評估除技術報告評估項目之外，仍有許多情節需進行評估與考量。此報告主要的審查對象為完整且飽水的廢棄物罐其有效中子增殖因數之評估準確性。因此，這份評估審查報告並非是針對和臨界安全評估進行審查。但是審範圍仍然涵蓋了核臨界安全審查之相關重要組件，包含：用過核子燃料規格、用過核子燃料之運轉歷史、廢棄物罐的規格、評估時採用之計算方式與驗證、燃耗與有效中子增殖因數之計算方式、與 SKB 安全評估之比較，以及臨界安全審查之建議。

1. SKB 之核臨界安全評估條件

SKB 對於其處置設施之核臨界安全之設計要求為：在所有的設計基準事件下，對於事件當時之廢棄物罐內部幾何形狀與所含用過核子燃料之有效中子增殖因數評估，均應可維持有效中子增殖因數小於 0.95。

2. 審查者對用過核子燃料相關考量之審查方式

摘錄審查者對於用過核子燃料相關考量如下：

- (1) 用過核子燃料規格：審查者首先對於處置設施可能接收之用過核子燃料規格與數量進行審查。對於用過核子燃料規格主審查項目為：燃料束(fuel assembly)於照射前之最長長度、照射後增加之長度、照射前燃料束最大截面積，以及運轉過程中對於截面積可能產生之變形量。
- (2) 未被輻射照射時之用過核子燃料元件特性：主要審視之項目包含：燃料丸之鈾元素組成與重量、燃料棒覆層材料(鋁合金、不鏽鋼)、其他構造(底板和頂板，墊片等)材料、燃料丸所含其他元素組成、燃料束其他組件所含材料與元素組成、控制棒所含材料與元素組成
- (3) 用過核子燃料的燃耗特性：審查者依據 SKB 的核電廠運轉與燃料棒燃

耗之歷史資料，分析於不同時間所產生之用過核子燃料其燃耗狀況。較明顯的差異包含：1970 年代的燃耗為 23 MWd/kgU 到 2007 年的 53 MWd/kgU，貯存設施中之 PWR 用過核子燃料燃耗平均為 41 MWd/kgU，SKB 的參考案例則設定為 44.8 MWd/kgU。SKB 繪製了 2007 年於貯存設施的用過核子燃料燃耗分布，並推估 2045 年之處置設施可能接收之用過核子燃料燃耗分布狀況，如圖 3-14 所示。其中，較大的紅點代表一個批次的平均燃耗，較小的紅點為假設的標準偏差約為 3 MWd/kgU。

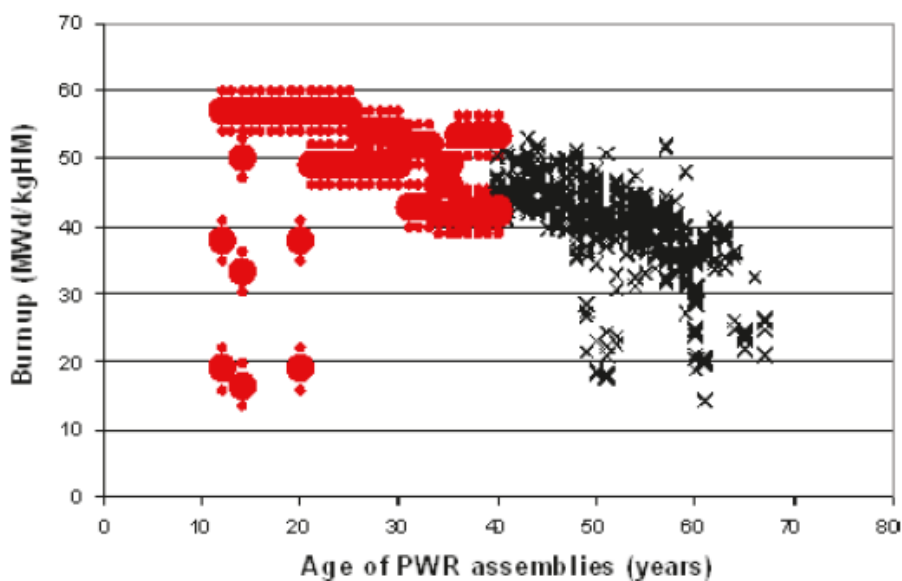


圖 3-14 PWR 燃料束壽齡與燃耗分布圖

- (4) 廢棄物罐中的用過核子燃料束裝填規劃與確認：與用過核子燃料裝入廢棄物罐裝填規劃影響較明顯的條件為有效中子增殖因數與表面劑量率，以及其他控制廢棄物罐環境之因子。SKB 為如何確定用過核子燃料之廢棄物罐裝填規劃，採用以下流程進行規劃。其規劃關鍵，在於設定以燃耗為基準的廢棄物罐裝填布置、優先檢查核臨界標準、其次評估表面劑量率是否符合要求，以及裝填作業優化考量等。
- (5) 燃耗裝載曲線：SKB 利用燃耗與濃化兩項因子推求出燃耗裝載曲線，如圖 3-15，用於前述廢棄物罐之用過核子燃料束裝填選擇與初判。意即，當廢棄物罐之用過核子燃料裝載後，其特徵在燃耗裝載曲線的範圍內，則可確定封裝不須再另行檢查。但當不符合燃耗裝載曲線時，則須計算

其有效中子增殖因數。如果無法組合出符合安全標準之廢棄物罐的用過核子燃料裝填規劃，則可以單獨將低燃耗用過核子燃料裝填於廢棄物罐中。如果混和裝填低燃耗與高燃料用過核子燃料束，或單獨裝填低燃耗用過核子燃料束，均無法滿足安全標準時，此時僅能重新調整廢棄物罐尺寸設計。

- (6) 三種 PWR 廢棄物罐型式：SKB 採用三種不同型式的廢棄物罐裝填規劃，如圖 3-16 所示

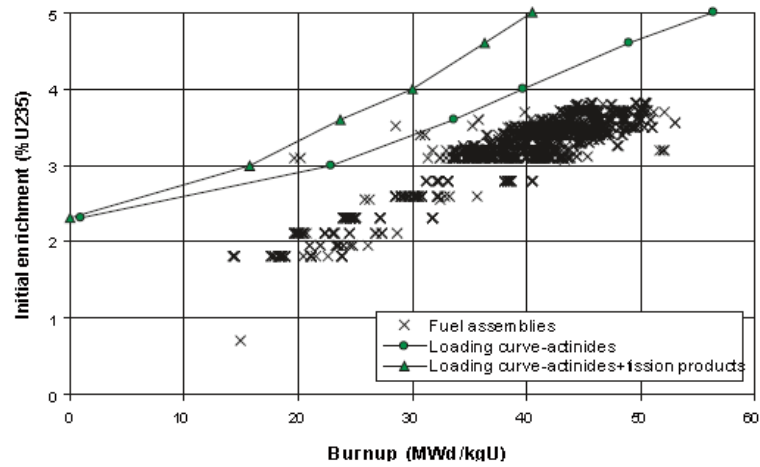


圖 3-15 適用於瑞典貯存設施所貯存用過核子燃料之燃耗裝載曲線

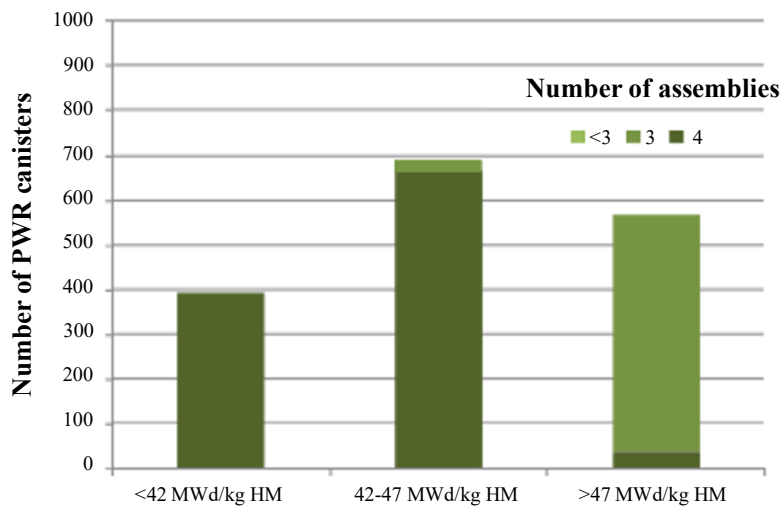


圖 3-16 廢棄物罐用於裝填 PWR 用過核子燃料之每罐平均燃耗

3. 審查者對廢棄物罐相關考量之審查方式

用於裝載 PWR 用過核子燃料之廢棄物罐，其最大載重為 26,800 kg。廢棄物罐之組件包含：銅質底座、銅質外殼、鑄鐵插件、不鏽鋼頂蓋、銅質頂蓋，如圖 3-17 所示。



※ 從左到右：銅質底座、銅質外殼、鑄鐵插件、不鏽鋼頂蓋、銅質頂蓋

圖 3-17 廢棄物罐與組件分解圖

銅質底座、銅質外殼與銅質頂蓋均由高純度銅製成，透過攪拌摩擦焊(Friction Stir Welding, FSW)將其焊接組合。為了便於操作廢棄物罐，於銅質頂蓋設有凸緣，讓吊裝設備易於抓取廢棄物罐。鑄鐵插件為球墨鑄鐵製成，在其中放置用過核子燃料，可裝填 4 個 PWR 燃料束。審查者主要關注於廢棄物罐各元件之尺寸、材質與組裝方式。

4. 審查者對 SKB 計算方法與廢棄物罐計算之審查

SKB 使用了 SCALE 的 5.1 版，此程式是由橡樹嶺國家實驗室(Oak Ridge National Laboratory, ORNL)開發，已有許多關於 SCALE 的開發、驗證和使用出版物。ORNL 和 NRC 以及美國的許多許可證申請人都使用此程式和資料，SKB 與他們選擇同一套程式。SKB 驗證 SCALE 5.1 適用於 PWR 用過核子燃料處置於 SKB 設計之廢棄物罐中，並進行處置時的臨界安全評估。

SKB 已在一定程度上驗證了燃耗額度用於特定 PWR 反應爐之測量使用，雖然兩份與燃耗不確定性有關之報告尚未提供審查。SKB 推估中子增殖因數變化與 PWR 燃料的燃耗呈線性關係。在 50 MWd/kgU 時，2 個標準偏差下其 PWR 用過核子燃料評估之不確性估計為 105 pcm，此燃料在使用前含有 5 wt.%之 U-235。隨著濃化程度降低，其不確定性將略有增加。

SKB 於其典型的 PWR 用過核子燃料束(Areva 17 × 17)，以及參考案例之場址母岩與設置膨潤土緩衝層環境，廢棄物罐在考量燃耗與濃化組合下，其中子增

殖因數計算均小於 0.95。此外，採用假設廢棄物罐內均裝填相同之用過核子燃料束之情境，進行不確定性分析計算。同時對不確性進行了系統性的調查，將所有可能影響臨界安全之參數均進行分析。再依其影響程度，將會影響臨界安全之參數歸類為重要參數。對於臨界安全造成影響之案例如，廢棄物罐裝填 PWR 用過核子燃料且罐內充水且被水反射，其中子增殖因數為 1.0872。廢棄物罐裝填 PWR 用過核子燃料且罐內充水且被膨潤土反射，其中子增殖因數為 1.0888。圖 3-18 顯示了燃耗與中子增殖因數的關係。圖 3-19 則顯示採均勻燃耗分佈假設與自邊界設定分佈的差異，燃耗對中子增殖因數的影響。圖 3-20 顯示出長衰減時間對中子增殖因數的影響。圖 3-21 顯示出軸向燃耗分佈的敏感性。

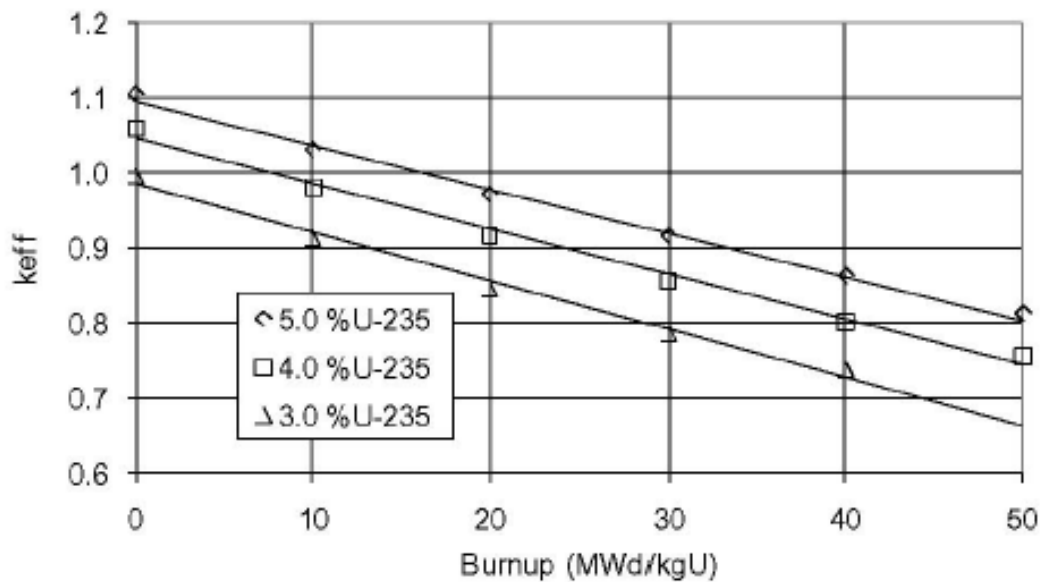


圖 3-18 中子增殖因數與燃耗、鈾系元素與分裂產物之關聯性

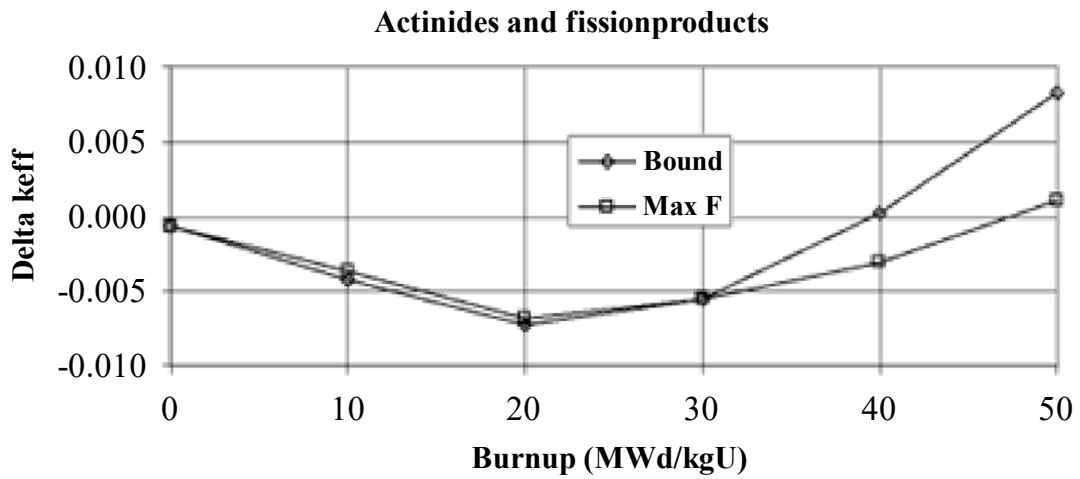


圖 3-19 PWR 用過核子燃料束軸向燃耗分佈設定差異的影響與燃耗關係

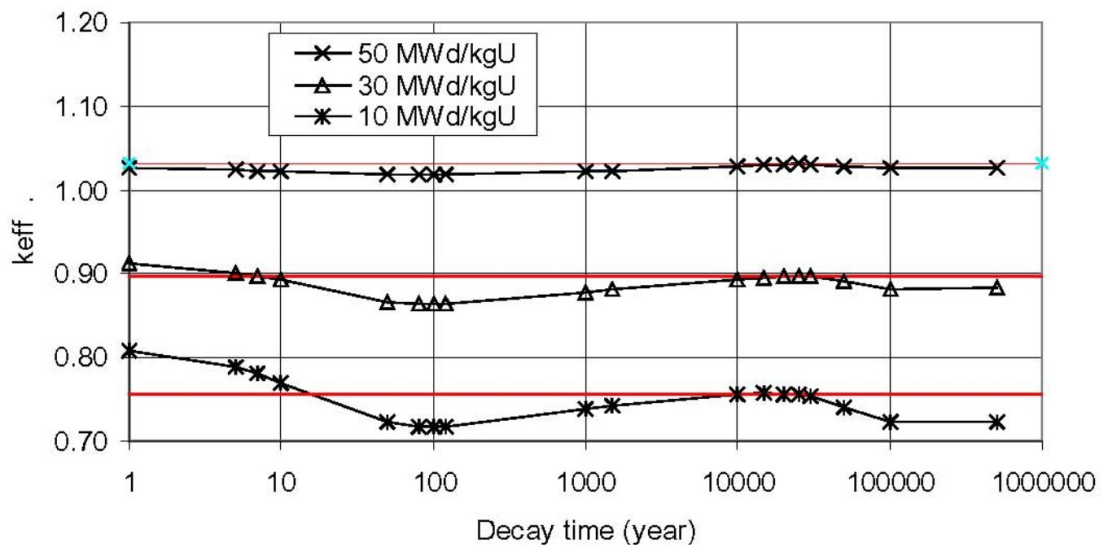


圖 3-20 PWR 用過核子燃料束於不同燃耗，鈾系元素和分裂產物的長期反應變化

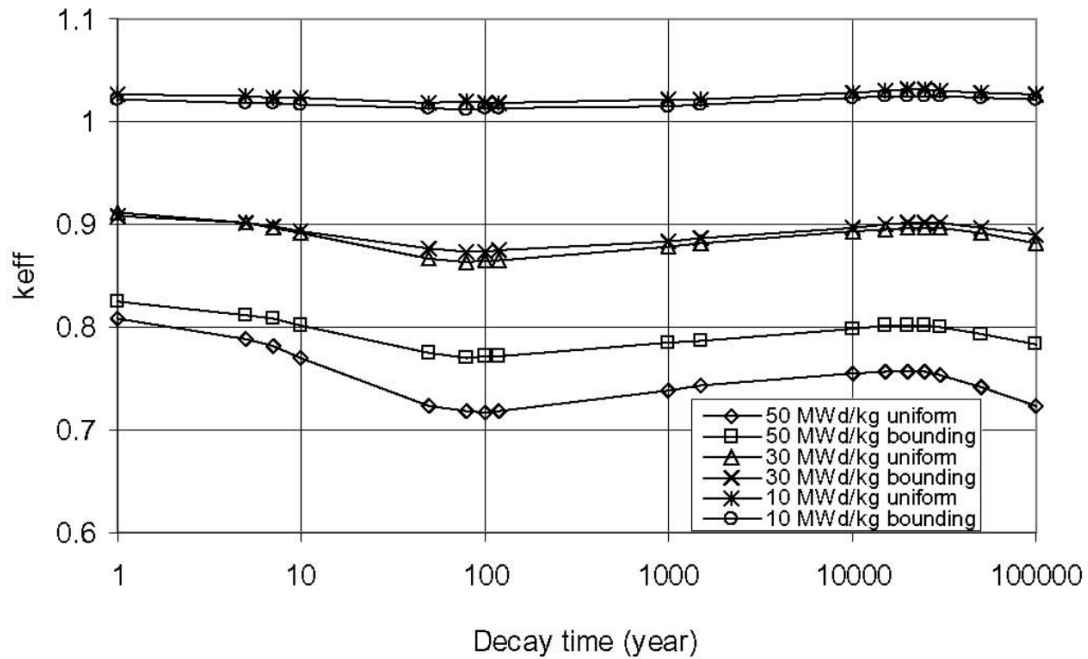


圖 3-21 PWR 中子增殖因數與衰變時間、軸向燃耗分佈設定差異、不同燃耗，鈾系元素和分裂產物的長期反應變化

5. 審查者對 SKB 計算廢棄物罐方法之審查

審查者分別採用 SCALE 6.1.1 與 MCNP5 進行審查計算，並利用 ANSI/ANS 8.24(臨界計算)、ANSI/ANS 8.27(燃耗額度)，以及 ISO 27468:2011(PWR 燃耗額度)進行驗證。首先，審查者先對所採用之標準計算方式、中子增殖因數計算方式、燃耗計算方式、數值程式等進行驗證。

審查者同樣是以 PWR 廢棄物罐之中子增殖因數計算為其分析目標，分析之基礎條件為廢棄物罐狀態完整且內部飽水、燃料束有不同廠家設計，包含未使用燃料與具有不同燃耗之燃料束，審查者使用之模型示意圖如圖 3-22 所示。廢棄物罐相關設定如表 3-15 與表 3-16 所列。審查者分別對未使用燃料束進行不同截面進行模擬，並對各種不同燃耗程度進行模擬，燃耗範圍自 0 至 45 MWd/kgU。相關審查之模擬案例結果如表 3-17 所列。審查者認為，在考慮雙方採用不同的方法和計算模型的基礎上，判定相似案例結果間的一致性非常好。

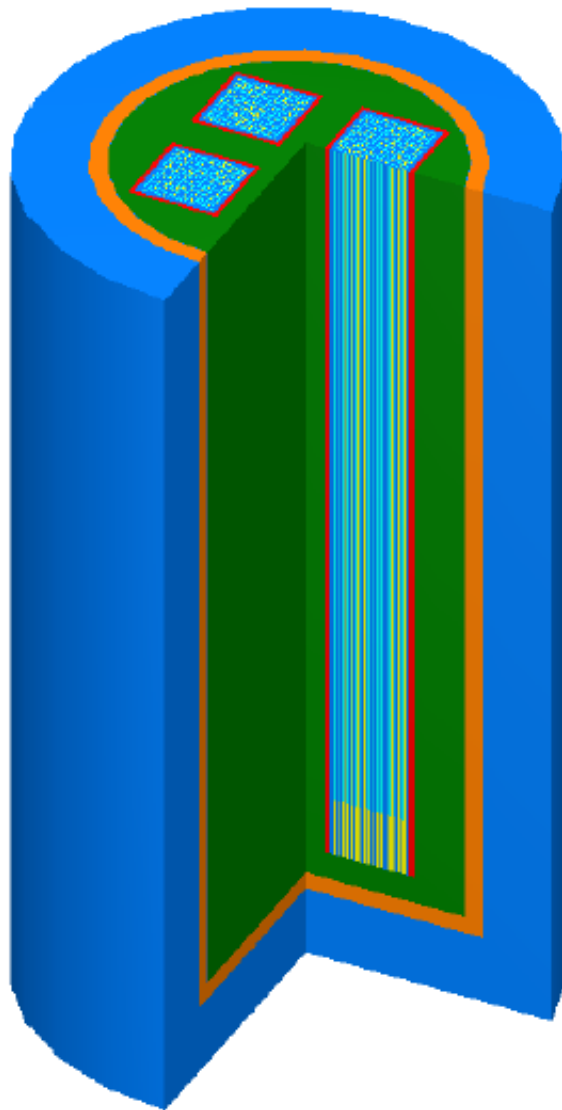


圖 3-22 PWR 分析模型示意圖(含燃料束、切除頂部 1/2 與右前方約 1/4)

表 3-15 初始狀態尺寸

Component	Material	Geometry shape	Parameter	Dimension ¹ (cm)
Canister shell – No flanges at the lid and the base	Copper	Cylinder shell (tube, lid and base without flanges)	Outer diameter	105.0
			Inner diameter	95.2
			Outer height	467.5 (+454.5/-13.0)
			Inner height	457.5 (+449.5/-8.0)
Insert	Nodular iron	Solid cylinder with tube and base and four channels for cassette	Diameter	94.9
			Outer height	457.3 (+449.3/-8.0)
			Inner height (without lid)	449.3 (+449.3/0)
	Stainless steel	Cassette with four boxes in symmetrical positions	Box outer sides	25.1 x 25.1
			Box inner sides	22.6 x 22.6
			Box height	444.3 (+443.0/0)
			Box C-C distance	37.0 (before casting)
	Stainless steel	Cylinder steel lid	Diameter	91.0
			Thickness	5.0 (+449.3/444.3)
	Fuel	UO2	17x17 lattice	See Table 22
Zircaloy				

¹ A coordinate system with the origin in the centre of the cassette lower end is selected.

表 3-16 PWR 廢棄物罐材質

Material	Component	Density (g/cm ³)	Elements	Weight fractions (wt.%)
Copper	Canister shell	8.9	Cu	100.0
Nodular iron (limiting values in parenthesis)	Insert	7.1	Fe	93.07 (90.0)
			C	4.0 (4.5)
			Si	2.8 (5.5)
			Mg	0.08 (0)
			Mn	0.05 (0)
Stainless steel	Square tube and lid (lid fractions slightly different, in parenthesis)	7.85	Fe	97.57 (96.79)
			C	0.22 (0.24)
			Si	0.55 (0.6)
			Mn	1.6 (1.7)
			P	0.03 (0.035)
			O	0.03 (0.035)
			Cu	0 (0.6)

表 3-17 PWR 廢棄物罐與燃耗組合之分析結果

Case	Axial burnup distribution	SCALE 6.1.1 sequence	Code for k_{eff}	ENDF/B-VII.0 cross-sections	k_{eff}	σ
Fresh fuel	Uniform	CSAS5	KENO Va	Cont. energy	1.0818	0.00025
Fresh fuel	Uniform	CSAS5	KENO Va	238-groups	1.0828	0.00030
Fresh fuel	Uniform	CSAS6	KENO VI	Cont. energy	1.0817	0.00025
15 MWd/kgU	Uniform	CSAS5	KENO Va	Cont. energy	0.9763	0.00025
15 MWd/kgU	Uniform	STARBUCS	KENO Va	238-groups	0.9741	0.00022
15 MWd/kgU	18 nodes	STARBUCS	KENO Va	238-groups	0.9901	0.00025
30 MWd/kgU	Uniform	CSAS5	KENO Va	Cont. energy	0.8945	0.00025
30 MWd/kgU	Uniform	STARBUCS	KENO Va	238-groups	0.8847	0.00022
30 MWd/kgU	18 nodes	STARBUCS	KENO Va	238-groups	0.8925	0.00023
45 MWd/kgU	Uniform	CSAS5	KENO Va	Cont. energy	0.8253	0.00025
45 MWd/kgU	Uniform	STARBUCS	KENO Va	238-groups	0.7980	0.00019
45 MWd/kgU	Uniform	STARBUCS	KENO Va	Cont. energy	0.7941	0.00022
45 MWd/kgU	18 nodes	STARBUCS	KENO Va	238-groups	0.8299	0.00024

6. 審查者之審查結論

經過審查者對於 SKB 所提 PWR 廢棄物罐評估之審查，認為 SKB 對於會影響中子增殖因數的重要參數選擇和評估似乎是完整和正確的。計算結果經過驗證後，確認已考量了已知參數的差異，且此結論適用於評估未使用與不同燃耗之 PWR 燃料束。因審查者並未對於 SKB 所提之各項參數進行驗證，對於參數正確性的審查態度較為保守，僅認為其參數似乎可信。

3.4 緩衝材料與回填材料

本節舉出所研析與處置場緩衝材料與回填材料相關之兩本 SSM 主審查階段技術報告：依序分別為：

- (1) Technical Note 2015:08 (簡稱 TN-2015:08), 「Rheological properties of the Bentonite Buffer」, 於 3.4.1 節研析緩衝材料的流變性質。
- (2) Technical Note 2015:06 (簡稱 TN-2015:06), 「Feasibility of Backfilling Deposition Tunnels」, 於 3.4.5 節中探討對處置隧道回填可行性。

3.4.1 緩衝材料的流變性質

一般認知的流變性質(Rheological properties)指物質在液體狀態下的流動性質，但在材料強度領域而言，流變性質亦包括在較軟固體狀態下產生變形(稱為塑性流)的行為。SSM 對 SKB 所提出緩衝材料在流變行為及地質力學(Geomechanical)方面的問題為：

- SKB 報告中針對膨潤土緩衝材料所述的流變性質與地質力學性質在科學上是否合理適用於高密度鈉型與鈣型膨潤土？
- 從低密度緩衝材料之流變與地質力學性質角度來看，SKB 報告中(TR-10-66 之 4.3.3 節)緩衝材料受沖蝕的幾何假設是否合理？

審查報告針對 SSM 所列舉的問題，提出審查者的看法與評估。

3.4.2 高密度膨潤土緩衝材料之流變與地質力學性質

緩衝材料於高密度下之重要參數主要包括：

- 膨脹壓力
- 束制模數
- 水力傳導度
- 吸力、持水性質
- 對剪動的抵抗、剪力強度

上述參數對於緩衝材料的均化作用(Homogenization)程序具有重要影響，而均化作用正是審查的重點。討論時，係將緩衝材料的均化作用視為整合上述參數的綜合性問題。以下針對 SKB 對各參數所做的處理加以討論。

1. 膨脹

審查者認為 SKB 在膨脹方面的研究結果相當完整而具邏輯性，而吸力參數對膨脹性質的影響也充分探討與掌握。研究結果的一個缺點是將膨脹壓力以獨特性質表示，而所提供的圖形顯示膨脹壓力隨緩衝材料密度、孔隙水化學不同而變化的情形。事實上緩衝材料的膨脹壓力與其試體應力歷史高度相關，而膨脹壓力本質上並非必然為均向性，且試體乾溼過程的歷史對膨脹壓力甚為重要。換言之，緩衝材料在主應力與方向上受載/解壓的變化，以及濕潤/乾燥歷程尚須加以探討，這對於進行有限元素法模擬時，緩衝材料組成模式的設計與發展至為重要。

2. 束制模數 (Constrained modulus)

審查者認為 SKB 對束制模數的研究結果也相當完整而具邏輯性，但需要更多細節資訊。於進行更多測試與發展時，如同針對膨脹方面所作的建議，將可從中取得束制模數的資訊。

3. 水力傳導度

水力傳導度為各物理參數中，數值上具有最大全距的參數，當緩衝材料的密度或飽和度出現少量變化時，其水力傳導度卻可能有數個數量級的變化。在飽和狀態下的水力傳導度，目前已充分掌握，但對未飽和條件下的緩衝材料，則具有較大的不確定性。在模擬緩衝材料飽和程序時，其水力傳導度極為重要。

4. 吸力與持水性質

緩衝材料的吸力及持水性質與其水力傳導度密切相關，且於模擬緩衝材料飽和程序時甚為重要，但當緩衝材料達到飽和後，即不再需要此參數。在實驗室中量測緩衝材料的吸力相當困難，尤其是在低飽和度條件下。目前的結果顯示對於緩衝材料飽和程序的預估應已具備良好的基礎，且對於飽和以後的狀態而言，吸力與持水性質已無顯著影響。

5. 剪力強度

SKB 已執行了少量的三軸實驗評估緩衝材料的剪力強度，由於破壞包絡線並非線性，因此如欲使用 Mohr/Coulomb 破壞條件，目前所掌握應力範圍內的強度參數的評估將甚為重要。緩衝材料於高密度下之強度參數應已足夠，但關於緩衝

材料與周圍母岩或銅罐間的摩擦行為則仍缺乏實驗資訊。

6. 均化作用與組成模式

膨潤土緩衝材料的濕潤、膨脹及均化問題為一相當複雜的過程，而以單一組成模式捕捉其各種面貌極為困難。對於像廢棄物罐取出試驗(canister retrieval test, CRT)如此複雜的試驗進行評估時，先對膨脹的原理試驗結果與預估情形進行比較，以檢測其模式相當重要，但這在分析 CRT 實驗時，並未針對模式完成系統性的工作。而當有一部分緩衝材料已流失時，仍使用同樣的模式模擬緩衝材料的均化作用，故這些結果的效用因而受限或受到質疑。

因此，發展一個能夠廣泛含括上述現象的有限元素法模式確為必要，以使用於預估使用 SKB 所提各項參數的試驗結果。如所得預估結果可接受，則模式才能針對一些難以實際進行實驗的情節進行模擬，而所得的預估結果方能作為評估這些情節的基礎。

SKB 已提出一些原理試驗的結果(TR-12-02)，成為檢驗所使用有限元素法模式的基礎，而可能需要更進一步的模式發展與測試。緩衝材料的膨脹程序確實相當複雜，而一些現象如側面摩擦、完全膨脹所需時間、潛變、遲滯效應、材料體積擴大(dilatancy)及應力引致的不等向性等皆必須加以考慮至少加以評估。

3.4.3 低密度膨潤土緩衝材料之流變與地質力學性質

緩衝材料係以高密度方式包裹在廢棄物罐周圍，並預期可維持於此狀態。但當暴露受到沖蝕時，緩衝材料將會膨脹且密度會逐漸降低。如沖蝕持續很長的時間，則緩衝材料將膨脹並進入周圍岩石的開孔口中，則所引致的沖蝕在特定條件下將使緩衝材料密度大幅降低，而緩衝材料將由固體狀態逐漸轉變為凝膠狀態，甚至可能成為懸浮顆粒的液態。由於此種程序，緩衝材料在極低密度下的性質需要加以了解。

SKB 報告中提出了兩種試驗，掌握了含水量與離子濃度對緩衝材料強度與黏滯度的影響，雖已進行了相當多試驗，但考慮此議題的重要性，仍有許多試驗需要進行。

1. 剪力強度

十字片鑽剪力試驗(vane shear test)為大地工程領域所發展並廣泛應用於土壤剪力強度的試驗方法，但通常測試土壤的強度在 kPa 數量級，SKB 報告中針對受長期沖蝕而呈懸浮狀態的膨潤土進行了數量甚多的測試，包括含水量由 0 至 300%、離子濃度由 0 至 100 mM NaCl，因此出現小至數個 Pa 或小於 1 Pa 的土壤強度，雖然這些數據看來仍屬合理，且試驗程序與精度也稱良好，但對於試驗結果正確性的質疑仍可能提出，因此建議與其他試驗結果進行系統性的比較，例如黏滯度儀試驗將可取得豐富的數據。使用振動式的試驗法亦可降低試驗的不確定性。

2. 流動模式(flow model)

SKB 探討了一些影響因子，且數個流動模式及相關參數也進行了評估，所提出的結果合理而具邏輯性，顯示實驗工作的良好數據品質。但在試驗結果的正確性方面，尚未加以驗證。

3. 通用模式(general model)

為模擬膨潤土懸浮液於高含水量下的行為，以及膨脹時如何進入裂隙並造成沖蝕，需要一通用的組成模式來描述及處理膨潤土的各種相態。目前對於是否能夠以幾個不同的簡單模式描述膨潤土的行為，仍存有疑問，尚未提出廣泛應用的通用模式。

緩衝材料的相態圖(phase diagram)及對其於膠體狀態的了解極為複雜，SKB 報告(TR-09-34)中觸及此一問題，但並未有深入的了解，故應擴充這方面的研究。

3.4.4 緩衝材料沖蝕幾何的假設

膨潤土緩衝材料受沖蝕體積的三度空間幾何之假設相當重要，不僅是沖蝕的時間，更重要的是造成廢棄物罐暴露於淡水中的尺度與面積，因為此暴露將造成廢棄物罐腐蝕。

既使在悲觀的假設下，SKB 認為此一議題的影響並不重要，但仍需指出 Neretnieks 等人(SK B TR-09-35, 2009)基於理論推導與少量經驗測試數據的模式，並未經孔口測試的試驗數據驗證。儘管如此，該模式應不致對沖蝕速率造成低估。

目前緩衝材料受沖蝕體積的幾何尺度所做的假設，並未有堅實的事實或文獻支持，SKB 僅加以討論並說明可能發生的情況及所做的假設。另一方面，最關鍵的情節是廢棄物罐僅暴露很小的面積，因此其幾何尺度或許並不重要。

如所假設的緩衝材料體積受到沖蝕，其周圍的緩衝材料會產生膨脹並造成緩衝材料密度改變，則早在廢棄物罐發生腐蝕之前即已違反處置安全指標。SKB 未提出有限元素法計算結果說明需要有多少緩衝材料被沖蝕才會造成所假設的孔洞，也未說明發生此情節所需的時間範圍。此外，在 SKB 報告(TR-10-11)中表明，既使流失了二或三塊緩衝材料，在假設緩衝材料的流失受到限制的條件下，流失所產生的孔洞仍會被封閉。SKB 如能提出類似此案例的計算，則將很具有啟發性，且有助於了解所假設孔洞的幾何尺度隨時間發展的資訊。

3.4.5 處置隧道回填可行性

本節針對 SKB 所提出用於填充處置孔的膨潤土回填材料，有關其安裝與初始狀態的相關議題，討論所提出的回填設計與功能，並檢視 SKB 在回填材料製造、安裝及測試所提出的解決方案。

針對此課題的審查目的，包括以下疑問與可行性議題：

- 回填作業是否有任何可預見的實際障礙，而將可能使回填所期望的初始狀態難以達成？
- SKB 對本議題的報告內容在科學上與技術上是否充分？
- SKB 在報告中所提出的回填作業方法及後續克服困難的技術發展，由科學與技術角度評估是否可靠？
- 是否存在基本上難以克服或需要很長時間(以十年為單位)發展技術才能克服的較大實際障礙？

目前 SKB 所提出的參考概念，回填是由放置於處置隧道的夯實膨潤土塊與粒狀膨潤土粒所組成，所使用膨潤土材料之蒙脫石含量應介於 50-60%，可接受變異範圍為 45-90%。同時，至少 60%的處置隧道空間需以膨潤土塊回填，其餘空間則以膨潤土粒回填(SK B, 2010, TR-10-16)。

1. 回填材料

由 SKB 在回填材料的組成方面持續發展的歷程可知，目前所提出的緩衝材料原則是適當的。但有一例外的問題，即 SKB 仍可能考慮使用膨潤土與開挖碎石的混合料作為回填材料，此一作法在 Keto 等人(2009, R-09-52)的報告中，已明確指出使用膨潤土與碎石混合物製作回填材料，可能無法達到低滲透性及自我封填能力的要求，而使安全餘裕不足。

另外的次要問題則包括：

- 指定的蒙脫石含量可接受範圍甚寬(45-90%重量比)，實際執行時可能導致處置場位於不同位置回填材料之性質差異。
- 需要針對回填材料中潛在的有害不純物標準及可能存在並活動的硫酸鹽還原菌持續進行研究。

2. 回填生產線

(1) 開挖與遞送

世界各地膨潤土料源甚廣，且業界商業化的開採與供應能力在生產線初期階段應無困難。SKB 也有從美國採購到接收 MX-80 膨潤土材料的經驗，而適當的品質保證方法將可確保生產線後期適當原料的供應。

(2) 製造

以膨潤土製造粒狀回填土粒及回填土塊的相關工業製造技術已具備，且應用於數個現地試驗計畫，其技術亦具可信度。但關於製造最大型的回填材料塊，尺寸達 700 × 667 × 510 mm，則尚無經驗，故仍需要進行一些測試及發展工作。

另需留意處置場的回填作業程序需達到一定的速率，才能與廢棄物罐及緩衝材料置入處置孔的速率相匹配。回填材料於處置罐及緩衝材料置入處置孔後應能盡速安裝，以免緩衝材料因膨脹而出現上舉現象，進而造成緩衝材料密度的降低。處置孔緩衝材料的密度是長期處置安全的重要性質，將影響安全功能的達成。

另外有關回填速率重要性的需求來自回填塊體設置後對於側向支撐與束制的提供，將回填塊體暴露於即使很小流量的入滲水，仍會造成回填塊凝聚力的迅速損失，及回填塊坍塌落於塊體與隧道開挖面的空隙中。

(3) 處理與安裝

SKB 的緩衝與回填材料生產線報告(SKB TR-10-16, 2010)已說明處置孔回填作業從處置罐置入、緩衝材料設置及回填材料安裝等一系列複雜的程序活動，所以整體後勤作業都需要完整而詳細的規劃。其中重點是需要有足夠時間供置入元件的品質及置放正確性的獨立查核，以及採取必要修正措施所需時間。

由於回填速率的考量，故需在短時間內搬運足夠數量的回填材料到達處置隧道層，因此運輸及置放的方法也需詳細考慮。Wimelius and Pusch (SKB R-08-59, 2008)報告列出三種作業方法，包括逐塊法、機器人法及模組法等，不論使用何種方法，均需及早進行現地測試及評估。

回填塊體填充處置隧道空間的比例也是重要的因素，這是由於回填塊體之密度較回填土塊高，因此隧道內回填材料到達飽和後的平均統體密度主要受此填充比例及塊體密度所影響。目前 SKB 的假設為回填塊體可填充 60%的處置隧道體積空間，但實際可達成的填充比例需要在地下隧道內測試及確認。

隧道內入流量對於回填作業有重要效應，特別是當回填作業因故被打斷而需暫停數小時的情況，進入處置隧道的水流將因流經回填材料而產生沖蝕情形。過去的一些實驗室小尺度試驗及大尺度試驗(Dixon 等人, 2008, R-08-132; Dixon 等人, 2011, P-11-44)也都清楚觀察到膨潤土的沖蝕及管流現象。回填材料受沖蝕或管流的程度顯然與進入處置隧道水流的流量及入流型態密切相關，因此針對回填作業的入滲水流發展有效管理的方法有其必要。

當大量水流進入隧道時，除了進入回填土粒與隧道牆面的間隙以外，也可能進入堆疊的回填土塊縫隙中，當水壓過大時可能造成回填土塊的位移而影響所欲達到的初始狀態。可見回填材料的正確置放與堆疊作業也需適當規劃，而前述的回填土塊置放作業方法的測試與評估將有利於避免此問題。

(4) 回填速率

處置隧道於廢棄物罐及緩衝材料置入後需迅速回填的必要性已於前段討論。目前 SKB 規劃的廢棄物罐封裝速率為每年 150 罐，換算處置罐置入速率應低於每日一罐，但預估每 1-2 分鐘置入一個回填土塊，並採用 24 小時輪班作業可能仍有需要。因此建議針對隧道環境下可達成的廢棄物罐置入速率及回填作業速率與方法，進一步加以考慮。

3. 整體評估

SKB 針對回填材料的選擇、回填作業的可操作性、回填料置入後的性質等可能影響長期安全的程序，已執行了許多科學與技術上的研發工作。審查者認為，SKB 的研究發展計畫已確認並處理了將影響回填程序的一些潛在實際障礙，但尚未完全獲得解決。這些潛在實際障礙的主要問題在於回填作業時進入處置隧道回填材料的入流水效應，例如管流與沖蝕、回填底面的濕潤等。這些障礙的意義及影響程度將與未來在處置場地下所遭遇的狀況(如入流量)有密切的關係。

於地下處置環境可達成的實際回填速率為需要進一步考慮的一重要因子，而規劃的最大尺寸回填土塊目前尚未有製作成功的經驗，需要進行測試發展。回填土塊安置方法的改善研究，對於回填作業的可達成性將很有助益。

審查者認為，進行全尺度的地下工程可行性試驗確有必要，以展現回填作業的可行性、推估 Forsmark 場址處置隧道的實際入流量、並決定在維持適當品質條件下能夠可靠達成的回填速率。另應考慮進行長期實驗，以量測回填概念下已填入回填材料之膨脹壓力與水力傳導度。上述這些測試與試驗可於 Forsmark 場址的處置場初期階段執行。

第四章、安全評估

針對瑞典 SR-Site 計畫審查成果報告在主審查階段與安全評估成果相關之審查報告進行研析，包含以下四本審查報告：

- (1) Technical Note 2014:41 (簡稱 TN-2014:41), 「Review of Radionuclide Abstraction and Selection in the SKB Safety Case – Main Review Phase」, 於 4.1 節為 SKB 安全分析案例對核種選擇之審驗。
- (2) Technical Note 2014:46 (簡稱 TN-2014:46), 「QA in SKB's groundwater flow modelling: main review phase」, 於 4.2 節為 SR-Site 地下水流場模擬之品質保證審查, 主要針對安全評估過程與地下水流場模擬之可信度與分析結果之可回溯性審驗。
- (3) Technical Note 2014:38 (簡稱 TN-2014:38), 「Detailed assessment of radionuclide Kd-values for the geosphere: main review phase」, 於 4.3 節為 SR-Site 地質圈核種 Kd 數值的詳細評估審驗, 主要在針對安全論證過程認為 SR-Site 地質圈具有良好核種遲滯之安全功能以支撐處置系統最佳化功能, 主要之論證基礎為地質圈處置母岩之核種 Kd 數值。
- (4) Technical Note 2014:08 (簡稱 TN-2014:08), 「Review of Long-Term Redox Evolution of Groundwater and Potential Influence of Oxygenated Glacial Meltwater in SR-Site」, 於 4.4 節係審驗 SKB 在 Forsmark 地區之深層地質處置場地下水中長期氧化還原演變的方法是否可行, 以及 SKB 分析過程中是否存在可能改變氧化還原 Eh 範圍的因素或條件。評價 Forsmark 地下水模型之氧化還原長期之研究基礎, 重點包括: 含氧冰川融水進入處置場內部造成之影響、地下水氧化還原狀態之 Eh 值擾動可能是受到處置場罐體置放位置附近的含氧水流入所造成。

本章針對上述四本主審查報告進行研析, 地下水流場是核種外釋遷移的重要路徑, 因此有必要去釐清地下水流場模擬之可信賴度, SKB 長期使用 ConnectFlow 及 DarcyTools 進行地下水流場模擬, TN-2014:46 即針對 SKB 在安全評估過程模式之使用及模擬所需資料之轉換進行審驗。TN-2014:41 係針對 SKB 安全分析案例對核種選擇之審驗, 透過該報告可以瞭解對於 SKB 安全分析案例所選擇核種

種類進行審驗，有利於關鍵核種審驗技術之建立。而核種在地質圈遷移，除受優勢流場影響外，另有關鍵因素是處置母岩之遲滯吸附安全功能，也就是地質圈之 Kd 數值，SKB 透過實驗室實驗數據結合文獻資料，提出 SR-Site 地質圈 Kd 數值，因此 TN-2014:38 即針對關鍵核種之 Kd 數值決定過程進行審驗。TN-2014:08 係針對處置場之地化條件之氧化還原狀態影響處置場銅罐腐蝕作用，SKB 發現氧化還原作用主要由於溶解氧、硫化物和硫酸鹽所影響。氧氣和硫化物之存在有利於銅腐蝕機制進行，但兩種因素都可能影響罐體容器障壁的完整性。SKB 發現硫酸鹽對容器腐蝕作用為重要因子，因為它可以透過微生物活動被還原為硫化物。綜合前述四本技術報告之研析，可以釐清影響安全評估可信度之四項關鍵因素，也就是地下水流場模擬、關鍵核種選擇、地質圈 Kd 數值及地化條件氧化還原狀態的審驗技術。

4.1 SKB 安全分析案例對核種選擇之審驗

Technical Note 2014:41, Review of radionuclide abstraction and selection in the SKB safety case: main review phase。此技術報告為核能廢棄物管制分析中心 (Center for Nuclear Waste Regulatory Analyses, CNWRA) 針對 SKB SR-Site 安全評估內容與核種篩選及核種萃取(abstraction)，提供給瑞典輻射安全管制局(SSM)的技術審驗文件。主要目的在審查是否有未被 SKB 所挑選與萃取的核種足以明顯影響安全評估結果。審驗的內容包針對二本 SKB 技術報告 Radionuclide transport report for the safety assessment SR-Site TR-10-50 (SKB, 2010a)與 Spent nuclear fuel for disposal in the KBS-3 repository (SKB, 2010b)。SKB 依據存量、半化期、放射毒性、溶解度篩選核種。SKB 使用 ORIGEN-S 計算燃料母岩的核種存量，超鈾放射性活度估算的較大不確定性可以透過使用較保守的燃耗數值表示。SKB 特別關心 ^{60}Co 由於是活化產物的主要放射性來源。

4.1.1 核種篩選評估結果

技術報告比較了 SKB SR-Site、US NRC、US DOE 及 Japan Nuclear Cycle Development Institute 所挑選的核種差異，如表 4-1 所示。

(1) USDOE 針對 Yucca Mountain 計畫篩選 32 個核種進行安全評估。SKB

SR-Site 未考慮其中 ^{228}Ra 與 ^{232}U 二核種，但另外考慮 13 個核種，總計 45 個核種。審查認為 SKB 所篩選核種較全面。

- (2) 相較於 USNRC，SKB 未考慮 ^{232}U ，CNWRA 同意認為 ^{232}U 對總鈾質量或放射性的貢獻較不顯著，因此不需要對 ^{232}U 進行獨立模擬。
- (3) 與日本的功能評估比較，CNWRA 指出 SKB 的模擬並未考慮母核種 ^{126}Sn 與子核種 $^{126\text{m}}\text{Sb}$ 及 ^{126}Sb 長期平衡的假設， $^{126\text{m}}\text{Sb}$ 及 ^{126}Sb 雖也未包含在 US DOE 的劑量計算中，但有單獨考慮 ^{126}Sn (半化期 100,000) 至 ^{126}Sb (半化期 12.4 天) 的衰變鏈，但不考慮 $^{126\text{m}}\text{Sb}$ (半化期小於 1 小時)。由於缺乏場址之 Sb 吸附分配參數資訊，CNWRA 要求 SKB 應提供足夠資訊說明不考慮 ^{126}Sb 的合理性。

SKB 雖然指出 ^{60}Co 是活化產物的主要放射性來源，但似乎卻未考慮將廢棄物罐早期失效所導致 ^{60}Co 沉積在燃料棒護套表面納入核種篩選。而 US DOE 在封閉前階段是有考慮 ^{60}Co 與 ^{55}Fe 納入護套表面的核種存量。建議 SKB 應提供補充資訊說明護套表面核種篩選評估。在封閉前階段 US DOE 也考慮 ^{90}Sr 與 ^{90}Y 這二個短半化期核種，CNWRA 認同 SKB 不考慮 ^{90}Y ，由於 ^{90}Y 半化期為 2.67 天且相較於 ^{90}Sr 有較低的溶解度與對較高吸附。

用過核子燃料在 5 或 10 年間 ^{85}Kr 是主要產生的氣體分裂產物，不像 ^{222}Rn 是持續產生的， ^{85}Kr 由於半化期只有 10.7 年因此會隨時間自然衰減，因此從用過核子燃料瞬間外釋的分裂氣體或直接揮發傳輸核種至生物圈的劑量將不會超過程式計算 ^{222}Rn 及其子核種劑量。因此不需要額外計算氣體分裂產物放射性。

表 4-1 SR-Site 所挑選核種與其他核能廢棄物計畫所挑選核種比較

Radionuclide	SKB SR-Site	U.S. Nuclear Regulatory Commission	U.S. Department of Energy	Japan Nuclear Cycle Development Institute
^3H	Included	Excluded	Excluded	Excluded
^{14}C	Included	Included	Included	Excluded
^{36}Cl	Included	Included	Included	Excluded
^{59}Ni	Included	Included	Excluded	Excluded
^{63}Ni	Included	Included	Excluded	Excluded
^{79}Se	Included	Included	Included	Included
^{90}Sr	Included	Included	Included	Excluded
^{93}Zr	Included	Included	Excluded	Included
^{93}Mo	Included	Included	Excluded	Excluded
$^{93\text{m}}\text{Nb}$	Included	Excluded	Excluded	Included

⁹⁴ Nb	Included	Included	Excluded	Included
⁹⁹ Tc	Included	Included	Included	Included
¹⁰⁷ Pd	Included	Included	Excluded	Included
^{108m} Ag	Included	Included	Excluded	Excluded
^{113m} Cd	Included	Excluded	Excluded	Excluded
^{121m} Sn	Included	Included	Excluded	Excluded
¹²⁶ Sn	Included	Included	Included	Included
¹²⁹ I	Included	Included	Included	Excluded
¹³⁵ Cs	Included	Included	Included	Included
¹³⁷ Cs	Included	Included	Included	Excluded
¹⁵¹ Sm	Included	Included	Excluded	Included
¹⁵² Eu	Included	Excluded	Excluded	Excluded
^{166m} Ho	Included	Excluded	Excluded	Excluded
²¹⁰ Pb	Included	Included	Included	Included
²¹⁰ Po	Excluded, secular equilibrium assumed (SKB, 2010a)	Excluded	Excluded	Included
²²⁶ Ra	Included	Included	Included	Included
²²⁷ Ac	Included	Included	Included	Included
²²⁸ Ra	Excluded, secular equilibrium assumed (SKB, 2010a)	Excluded	Included	Included
²²⁸ Th	Excluded, secular equilibrium assumed (SKB, 2010a)	Excluded	Excluded	Included
²²⁹ Th	Included	Included	Included	Included
²³⁰ Th	Included	Included	Included	Included
²³¹ Pa	Included	Included	Included	Included
²³² Th	Included	Excluded	Included	Included
²³² U	Excluded (SKB, 2010a, Table D-1 and Figure D-4)	Included	Included	Excluded
²³³ Pa	Refer to Section 3.3.2 (initial activity added to ²³³ U inventory)	Excluded	Excluded	Included
²³³ U	Included	Included	Included	Included
²³⁴ U	Included	Included	Included	Included
²³⁵ U	Included	Included	Included	Included
²³⁶ U	Included	Included	Included	Included
²³⁷ Np	Included	Included	Included	Included
²³⁸ Pu	Included	Included	Included	Excluded
²³⁸ U	Included	Included	Included	Included
²³⁹ Pu	Included	Included	Included	Included
²⁴⁰ Pu	Included	Included	Included	Included

^{241}Pu	Refer to Section 3.3.2 (initial activity added to ^{241}Am inventory)	Included	Included	Included
^{241}Am	Included	Included	Included	Included
^{242}Pu	Included	Included	Included	Included
$^{242\text{m}}\text{Am}$	Included	Included	Excluded	Excluded
^{243}Cm	Refer to Section 3.3.2 (initial activity added to ^{239}Pu inventory)	Included	Excluded	Excluded
^{243}Am	Included	Included	Included	Included
^{244}Cm	Refer to Section 3.3.2 (initial activity added to ^{240}Pu inventory)	Included	Excluded	Excluded
^{245}Cm	Included	Included	Included	Included
^{246}Cm	Included	Included	Excluded	Included

4.1.2 核種萃取評估結果

此處所指核種萃取在原報告的英文為 abstraction of selected radionuclides，也就是前一節所篩選核種中會進行功能評估的核種。SKB 簡化成四個衰變鏈的計算，包含鈾、鈷、鈾、鏷系列。

- 鈾衰變鏈系列從 ^{246}Cm 與 $^{242\text{m}}\text{Am}/^{242}\text{Am}$ 二分支開始，再整合成 ^{234}U
- 鈷衰變鏈系列從 ^{244}Cm 開始，再包含 ^{232}U 衰變成 ^{228}Th 的貢獻
- 鈾衰變鏈系列從 ^{243}Am 及 ^{243}Cm 二分支開始，再整合成 ^{239}Pu
- 鏷衰變鏈系列從 ^{245}Cm 開始

CNWRA 也進行評估來確認 SKB 的對於劑量計算是否不夠保守。同時也審查 SKB 所選用的劑量係數是否與文獻數據相符。對於主要衰變鏈的審驗結果，說明如下：

- (1) 鈷衰變鏈系列部分：SKB 應說明功能評估中如何處理因為假設 ^{228}Ra 、 ^{228}Th 、 ^{224}Ra 的衰變核種與長半化期母核種 ^{232}Th 達到長期平衡，所以不考慮這三個核種，除此之外 CNWRA 認為 SKB 在鈷系列部分之簡化是合理的。

- (2) 鐳衰變鏈系列部分：SKB 假設 ^{241}Pu 與母核種 ^{245}Cm 、 ^{233}Pa 與母核種 ^{237}Np 、 ^{225}Ra 及 ^{225}Ac 與其母核種 ^{229}Th 達長期平衡，SKB 應說明長期平衡假設在功能評估是如何處理的，除此之外 CNWRA 認為 SKB 在鐳系列部分之簡化是合理的。
- (3) 鈾衰變鏈系列部分：如同前面二個衰變鏈系列，SKB 應說明 ^{234}Th 與母核種 ^{238}U 、 ^{210}Bi 及 ^{210}Po 與其母核種 ^{210}Pb 、 ^{242}Cm 與母核種 $^{242\text{m}}\text{Am}$ 的長期平衡假設在功能評估是如何處理的。SKB 應評估自非降解(non-degraded)廢棄物的 ^{222}Rn 氣體外釋，並再評估先前計算結果是否受額外外釋影響，並確認對核種篩選的影響。但 CNWRA 先前的計算也發現 ^{222}Rn 的持續外釋對總劑量的估算無顯著影響。
- (4) 錒衰變鏈系列：同樣的 SKB 應說明 ^{239}Np 與母核種 ^{243}Am 、 ^{227}Np 及 ^{223}Ra 與其母核種 ^{227}Ac 的長期平衡假設在功能評估是如何處理的，除此之外 CNWRA 認為 SKB 在錒系列部分之簡化是合理的。

CNWRA 審查四個短半化期核種(^{233}Pa 、 ^{241}Pu 、 ^{243}Cm 與 ^{244}Cm)的物料存量計算，這四個核種的初始活度是直接加到其衰變子核種計算而不直接以衰變鏈模擬，基本上 CNWRA 的審查同意這樣的簡化。此外，CNWRA 指出 SKB 沒有說明部分劑量係數的選用標準。

4.1.3 審驗結論

與其他廢棄物管理計畫比較，SKB 挑選的核種大致完整，但對於部分未考慮核種，CNWRA 有以下幾項建議：

- SKB 應該提供排除 ^{126}Sb 的合理說明，特別是與其長半化期高吸附母核種 ^{126}Sn 的分配係數的比較。
- SKB 應該提供針對護套表面沉積核種篩選資訊的評估。
- SSM 應該要求 SKB 評估因為 ^{222}Rn 氣體外釋所導致近場 ^{210}Pb 釋出的潛在貢獻評估。
- SKB 應該釐清如何在功能評估考慮核種長期平衡的假設。
- 由於 SKB 指出短半化期核種的放射劑量係數無法從文獻驗證，SKB 應該提供補充資訊針對特定核種之劑量係數在功能評估是如何設定。

4.2 SR-Site 地下水流場模擬之品質保證

Technical Note 2014:46, QA in SKB's groundwater flow modelling: main review phase。此技術報告為 SR-Site 地下水流場模擬之品質保證審查，主要針對安全評估過程與地下水流場模擬之可信度與分析結果之可回溯性審驗，包含與 SKB 工作與合約人員涉及地下水流場模擬的品質保證審查會議，以及 SR-Site 地下水流場模擬的品質保證審查發現。

SKB 的水文地質模擬目的在了解 Forsmark 處置場 100 萬年的演化，因此參考演化定義為以 12 萬年的冰河循環來涵蓋 100 萬年的評估，以及考慮未來氣候因全球暖化之影響。在水文地質模擬部分地質圈被分成三部分，包含水力傳導範圍(Hydraulic Conductor Domain, HCDs)代表定量模擬變形區域、水力岩石範圍(Hydraulic Rock mass Domains, HRDs)代表存在於變形區域的較少裂隙岩體區間、水力土壤範圍代表風化層(Hydraulic Soil Domains, HSDs)，如圖 4-1 所示。

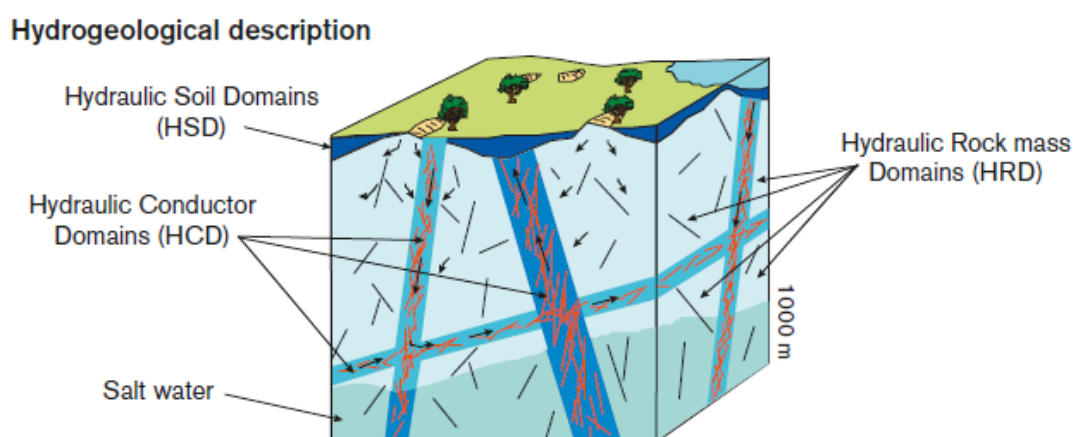


圖 4-1 SKB 水文地質模擬所考慮的三個地質圈水力範圍示意圖(SKB-09-22)

模式主要使用 DarcyTools 與 ConnectFlow (由 UK 的 AMEC 公司發展)，在溫暖時期模擬之水文地質基準案例模擬是與 SKB 的場址描述模型 SDM-Site 類似，其他二個時期的模擬是由基準案例演化而來，三者之關係如圖 4-2 所示。

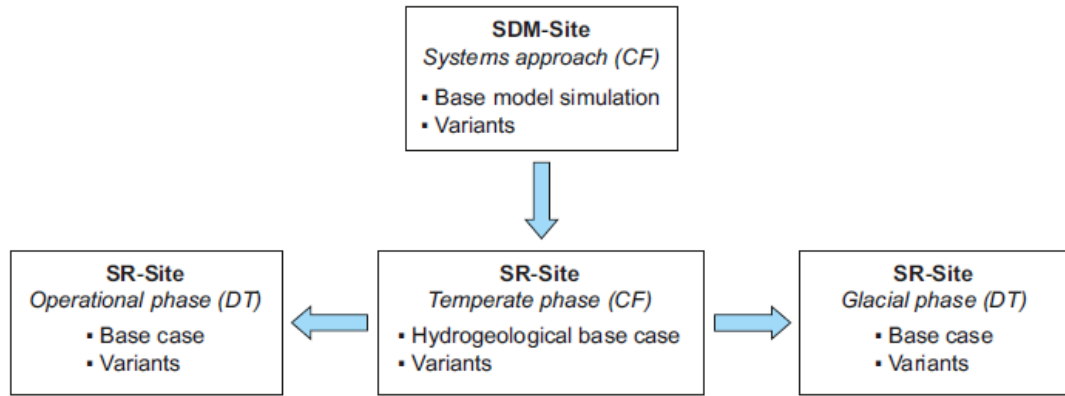


圖 4-2 水文地質基準案例、溫暖時期、冰河時期與場址描述模型之關係(SKB-09-22)

※ 圖中 DT 與 CF 分別代表 DarcyTools 與 ConnectFlow 模式。

4.2.1 地下水流模擬品質保證審查會議

審查會議於 2014 年 4 月 24 日在斯德哥爾摩 SKB 辦公室舉辦，主要討論針對以下幾項程序審查：

1. 地下水流模擬的程序

- (1) 是否有品質保證計畫？ SKB 說明 SR-Site 有一個依據 ISO 標準建立的上位品質保證計畫(但卻未 ISO 認證過)，然而缺乏針對地下水流模擬的品質保證計畫。雖然有程式管理系統，但在 SR-Site 計畫過程從未發展新的程式，因此需去找出 2008 年使用的 DarcyTools 並確認和現在版本有一樣的執行結果。品質保證計畫需提供程式執行的管理及備份等資訊。
- (2) 模式選用的標準？ 如何決定選用模式對水文地質模型與模擬目的是合適？ DarcyTools 與 ConnectFlow 常使用在 SKB 的計畫，SKB 認為對此二模式有充足信心且適用於模擬需求，二者有相似的模擬結果，且在大部分情況可以互相取代使用，但還是有部分差異，例如 DarcyTools 可以處理永凍土與冰河條件，ConnectFlow 可以處理巢狀網格。二者對於近地表條件的處理較弱，因此 SKB 用 Mike-She 銜接處理。在 SR-Site 模擬工作，DFN 資料則是由 ConnectFlow 轉檔供 DarcyTools 使用。
- (3) 如何選定進行模擬的組織及如何確保必要專業是足夠？ SKB 是和具

模擬專長的專家簽約而不是和該專家所屬公司簽約。SKB 有購買使用 ConnectFlow 的版權，但沒有程式原始碼。因此為避免 SKB 過度依賴 AMEC 來執行 ConnectFlow 的工作，這也是 SKB 同時使用 DarcyTools 的原因之一。

- (4) 是否有考慮替代模擬程式？ SKB 曾進行替代模式計畫嘗試使用 CHAN3D(Selroos 等人, 2002), 但該模式所採用概念和 ConnectFlow 相似，因此認為 CHAN3D 提供某種品質保證的確認而不是替代模式。
- (5) 採用何種程序來確保與管理承包商工作及確認程式知識與模擬工作是維持在一定水準？ SKB 成立一個 HydroNet 的討論群組，針對 SDM 與 SR-Site 工作開過 50 次會議，討論涉及模擬工作項目的任何變更，會議記錄保存在 SKB 的檔案管理系統。
- (6) 如何保存程式原始碼？ AMEC 保有 ConnectFlow 原始碼及備份程序，SKB 無法存取 AMEC 系統。DarcyTools 原始碼存放在二片 CDs 與 SKB 計畫資料庫，DarcyTools 包含二個程式，MIGAL 是解流場的程式，版權在一位顧問，該顧問擁有所有歷史版本，SKB 仰賴該顧問來維護與發展 MIGAL。MIGAL 是由 DarcyTools 內的一行指令去呼叫執行，因此 SKB 認為必要時 MIGAL 可由其他程式取代。
- (7) 採用何種程序來檢查輸入資料是足以供模擬？
- (8) 是否有程序來紀錄與測試改版更新後的程式？
- (9) 採用何種程序來保存模式應用程序？
- (10) 模擬案例如何挑選及後續模擬步驟？ 是否有紀錄捨棄掉的案例？
- (11) 輸入與輸出資料如何儲存(包含檢定過程)？
- (12) 所有程序文件是否足以提供重建立模式擬工作所需細節？
- (13) 是否有程序確認申照階段引用結果可以回朔至當初使用之程式版本與資料？
- (14) 採用何種準則來進行模式檢定、參數調整、判斷模擬結果的好壞？ 是否採用獨立資料來檢定？
- (15) 如何判斷最後採用的模擬結果是在合理範圍？
- (16) 採用何種程序來論述資料空缺？ 例如裂隙大小，這與導水率大小有關，SKB 採用三種不同模型來建立裂隙大小與導水率之關係。

- (17) 採用何種程序來決定模擬範圍大小？如何區隔 DFN 模擬區域、等效連續孔隙介質(Equivalent Continuous Porous Medium, ECPM)區域、連續孔隙介質(Continuous Porous Medium, CPM)區域？這些假設的敏感度？
- (18) 採用何種準則來進行敏感度與不確定性分析？如何決定統計分析採用幾組的重現模擬？

2. 地下水流模擬結果的使用程序

- (1) 採用何種程序確認 SR-Site 合理使用模擬結果，未超過原先假設？
- (2) 從模擬到結果的程序紀錄是如何呈現在申照文件？
- (3) 如何確認模擬結果符合目的？

3. 水文地質概念模式的發展程序

- (1) Forsmark 場址包含三種水文地質描述(HCDs、HRDs、HSD)，當有新資料提供時，將採用何種程序修正這三個水文地質模型？
- (2) 採用何種程序來確認與評估替代水文地質模型？
- (3) 採用何種程序來確認地質模型的一致性？水文地質學家嘗試參數化地質學家未確認的特徵。例如 DFN 模型採用指數分布來統計描述裂隙大小分布。

4. 水力資料的解釋程序

- (1) 採用何種程序來解釋水力資料、設定變形區域與裂隙區域水文模型？
- (2) 採用何種程序來決定裂隙分布？
- (3) 是否有考慮替代的詮釋與分布？
- (4) 對於詮釋與模型，採用何種獨立檢查？
- (5) 當有新資料提供時，採用何種程序檢查與修改模型及分布？採用之修改如何溝通與管理？

5. 水力資料的使用控制程序

- (1) 如何管控、溝通、儲存與備份資料？資料庫如何管理？
- (2) 水力資料的不確定性？如何考慮？
- (3) 如何決定與展示充足的最後資料集足以供申照？

(4) 如何管控與檢查資料有被合理使用？

6. 文件之品質保證審查

品質保證審查主要針對 SR-Site 與地下水流模擬相關之功能評估文件，檢視模擬與分析的可追溯性及模擬結果之使用，分成以下數節說明。

7. 開挖與運轉階段

開挖與運轉階段地下水流模擬使用的是 DarcyTools，雖不清楚使用的版本是 3.2 還是 3.4，但認為這二版在 SR-Site 的應用差異不大。對於地下水位面的決定雖提到方法卻無文獻可佐證。此外對於不同深度網格材質的決定也缺乏足夠資訊。對於不同深度鹽度的設定也缺乏可佐證資訊。對於用過核子燃料最終處置與 SFR(短半化期廢棄物最終處置)計畫同時運轉的影響雖透過變異案例探討，但其影響論述在主報告不同章節論述並不一致，對於入流計算在主報告內的論述亦與引用文獻不一致。流入處置窖的估算在主報告內認為與解析解相比誤差可控制在 10% 以內，但在引用文獻原文內是說提高灌漿效率，與解析解的差異可達 52%，雖然該文獻也提到差異可透過加密網格達到 10%，但主報告的論述無法得知是否真有進行網格加密模擬或是探討灌漿效率對地下水流入處置窖之影響。

8. 溫暖氣候階段

水文地質演化品質保證審查主要發現為主報告供文獻無法佐證主報告內對水文地質演化的論述。例如文獻內包含採用三種空間尺度(區域尺度、處置場尺度、場址尺度)與解析度(包含離散裂隙網絡、等效連續孔隙介質、連續孔隙介質)以 ConnectFlow 進行整合模擬，共使用三種模型區塊，卻無討論何者的解析度較合適。

主報告中提到的數個地下水出流點位置並提供參考文獻，但事實上難以追蹤出流點位置與地形特徵的關係，生物圈的討論提到深層地下水出流點位置會在陸域與近岸海域低點，但所引述文獻其實並未討論到這些細節。審查交叉比對主報告的章節可以得到較好的資訊佐證前面提到的難以追蹤疑問。

緩衝材料的沖蝕也發現類似的情形，例如提到有 25% 的緩衝材料在 100 萬年評估期間沖蝕，其中有 2% 會因沉澱產生高地下水流量。在交叉比對不同章節後可以得到相關佐證資訊與討論，但並不容易直接發現。

主報告針對水力岩石範圍採用 10 次重現模擬來探討母岩性質變異的影響，雖提供文獻佐證，但也無法釐清為何是 10 次的重現模擬。在 2011 年 NEA 的國際審查團隊也與 SKB 討論到這議題，後來 SKB 除了 SR-Site 的 5 個模擬外，另外進行了 15 個考慮全部變異的模擬，合計共 20 次重現模擬，而後得到以不超過 10 次的重現模擬可以考慮所有相關變異，但這論點未再重現在其他報告。

9. 冰河階段

冰河與冰緣期間的水文地質地下水模擬為使用 DarcyTools，主要輸出為處置深度之壓力、達西通量與鹽度。審查發現 DFN 參數與文獻有較多不一致或難以找出引用來源，審查報告列表整理 SKB 使用參數與文獻不一致或是欠缺引用依據的參數。

裂隙水的初始鹽度是 3 g/L，受冰河溶解水稀釋及受沖蝕緩衝材料使鹽度下降至 0.3 g/L，但為何是這二個數值未有說明，且假設 25% 的處置場地下水含有少於 3 g/L 的溶解鹽及大於 0.27 g/L 的總溶解固體。SSM 曾質疑為何是採用相對百分比而不是絕對數值作為指標。SKB 的回應是這些模擬旨在說明冰河期大尺度的鹽度分布行為，並未要用來評估沉澱孔洞數目與稀釋情況。

SKB 的氣候報告假設冰原撤退速率為 300 m/y，但在其他報告是使用 100 m/y (SKB R-09-21, 2010)，數值上的差異並未有任何討論。此外在冰河期與融冰期以三種不同次方 (q , $q^{0.41}$, $q^{0.5}$) 的達西通量比較在不同時間點的計算結果，但卻未說明為何對此三種次方的達西通量值感興趣。

4.2.2 審查結論

依據品質保證審查會議與文件品質保證審查發現，有以下幾項結論：

- SKB 提供證據說明 SR-Site 使用之地下水流模擬程式的發展與測試有依據合適品質保證程序。
- SKB 能提供說明與 SR-Site 模擬與包商間之資料傳輸如何管理，透過 HydroNet 會議與滾動式發展工作項目，這些都儲存與備份在 SKB 文件資料庫。然而需要有一定經驗的程式使用者才足以了解審查會議中所展示案例。
- SKB 展示模擬結果如何在 SKB 文件系統追溯，例如 SKB 所有文件都

有特定的品質保證程序，因此可追溯到相關文件，並於 Model Summary Report for the Safety Assessment SR-Site (SKB TR-10-51, 2010, Table 1-2) 中呈現已歸檔的模擬資料 SKBdoc 文件編號。

- SKB 仰賴有經驗的專家去執程式，然而 DarcyTools 內之 MIGAL 卻是透過單一承包人發展與維護，這是有風險的，雖然 SKB 宣稱 MIGAL 隨時可以被取代。此外，SKB 也仰賴 AMEC 提供 ConnectFlow 的模擬服務。例如為避免過度仰賴 AMEC，SKB 除持續使用 Darcy Tools 確保相關專業知識得以保留，而 AMEC 因有許多客戶，也可確保 ConnectFlow 的使用技術得以維持，並且 SKB 為 iConnect club 的成員，可透過 iConnect club 影響 ConnectFlow 程式碼的開發。
- 由於缺乏離散裂隙岩體的可引用文獻，SKB 發展 SR-Site 的模式檢定過程並發表在有審查的期刊，檢定過程的建立主要依據 HydroNet 會議的專家討論判斷。
- 品質保證審查會議並未有發現重大瑕疵，此會議也有助於確認 SR-Site 功能評估內所呈現模擬結果具可信賴的信心。
- 文件的品質審查確實需要花費比較多時間，這主要由於必須交叉比對主報告與不同技術報告間之細節，也發現少部分之不一致性論述，或是找不到引用資料來源或解釋。
- 整體而言幾乎所有與品質保證審查會議與文件品質保證審查關心的問題都具可回溯性，SKB 確實在許多間進行大量工作來達成申照與支援技術文件。

4.3 SR-Site 地質圈之核種 Kd 值評估

瑞典輻射安全管制局(SSM)正在審查瑞典核子燃料和廢棄物管理公司(SKB)於 2011 年提交的申請，以便在瑞典 Östhammar 市 Forsmark 建造和運轉用過核子燃料深地層地質處置場。SKB 在主要報告(SKB TR-11-01, 2011)和主報告引用多個支持技術文件中詳細介紹 SR-Site 長期安全評估。在發展 SR-Site 的安全論證案時，SKB 確定了地質圈的功能，提供能阻滯放射性核種傳輸條件，作為一種重要的安全功能，有助於處理系統的最佳功能安全評估。該條件是由於母岩的高吸附係數(Kd)值，SKB 選擇使用線性 Kd 值對放射性核種遲滯進行建立模式，並通過現場特定實驗室的實驗和公開文獻中的數據，支持 Kd 值的建立與發展。SSM 審查 SKB 對 SR-site 功能評估建立模式中使用 Kd 值的選擇(例如，Randall, 2012, SSM Technical Note 2012:63)。

這些評論確定了關於 Kd 值發展的一些潛在問題，並建議了額外的的工作，例如(1) 詳細檢查如何藉由 Kd 批次實驗產生吸附實驗數據，(2) 對吸附實驗詳細審查原始 Kd 數據產生的方法和實驗方法，以及(3) 評價功能評估模型中使用的概率分布函數的跨度。Technical Note 2014:38, Detailed assessment of radionuclide Kd-values for the geosphere: main review phase 報告是 SSM 主審查階段的一部分，旨在解決以往審查的意見，並對 SKB 的 Kd 值發展方法進行全面評估，包括吸附實驗的方法和結果，以及從這些實驗方法得到數據的相關性。還檢驗用於校正吸附數據之表面積、力學損害、陽離子交換容量(Cation Exchange Capacity, CEC)和地下水化學變化的轉移因子。考慮放射性核種一系列特徵，包括：數據來源、吸附的主要機制以及對安全功能的重要性，選擇放射性核種(Cs, Ra, Np, Pu 和 U)，表 4-2 為該放射性核種相關的因素的匯總。

表 4-2 放射性核種相關特徵因素匯總

放射性核種	因子
銫(Cs)	機制：離子交換 數據來源：內部 其他：對離子強度敏感
鐳(Ra)	機制：離子交換 數據來源：內部 其他：對功能屬於重要核種，在 SSM 工作任務被確認、對離子強度敏感
鏷(Np)	機制：表面絡合 數據來源：內部(未使用)，Kd 值來自使用類似物進行實驗。 其他：對氧化還原、pH 和 pCO ₂ 變化敏感，對功能屬於重要核種
鈾(Pu)	機制：表面絡合 數據來源：外部(使用於其他鈾系元素)，Kd 值來自使用類似物進行實驗。 其他：對氧化還原、pH 和 pCO ₂ 變化敏感
鈾(U)	機制：表面絡合 數據來源：內部及外部(兩者都使用) 其他：對氧化還原、pH 和 pCO ₂ 變化敏感

4.3.1 評價 SKB 使用之 Kd 值

SKB 使用兩個主要流程發展 SR-Site 功能評估建立模式中使用的 Kd 值。首先，SKB 進行實驗室計畫，利用 Forsmark 場址的水化學及地質材料，進行相關 Kd 值吸附參數實驗。其次，將實驗室實驗程序數據與來自開放科學文獻的數據共同比較，產生一組針對每個放射性核種的推薦 Kd 值。

該評價發現，SKB 的放射性核種實驗方案採用了廣泛接受的技術方法來測量表面積、陽離子交換容量和吸附的基本參數。審查發現，SKB 已經開展精心策劃和廣泛的實驗計畫，以支持 Kd 值發展，並將該計畫數據整合到嚴格且記錄完備的技術報告，該報告描述了 SR-Site 功能評估的推薦 Kd 值。總體而言，該計畫產生了一套技術上可利用的分配係數，這些係數很可能是保守的。但是，審查的計畫似乎有幾個方面可以進行改進。此外，隨著許可流程的推進，應該解決數據缺口。

審查發現，實驗計畫仍存在若干缺陷，包括缺乏對影響吸附的重要變量監測，例如溶液的氧化還原狀態和溶液 pH 和碳酸鹽濃度。這些缺陷掩蓋了未能在實驗中實現還原條件。由此產生的缺乏相關吸附數據，需要使用文獻衍生數據來發展所有銻系元素以及鎘的 Kd 值。

4.3.2 審查發現

審查發現，SKB 用於處理來自特定場址和公開文獻的 Kd 值實驗數據之方法是合理的，技術上是可接受的。審查發現，由於在數據處理階段做出若干保守選擇，最後提出的 Kd 值可能過於保守。

缺乏在相關 Forsmark 現場條件下收集的實驗數據，導致依賴於非特定地點的數據和使用類似物來發展幾種重要放射性核種的 Kd 值。

總之，SKB 發展的 Kd 值足以進行 SR-Site 評估，但仍然包含應該解決的實質性數據缺陷。其中一個缺點是在現場相關條件下缺少針對銻系元素以及鎘的 Kd 值。這個問題可以通過進行額外的重點實驗和進行吸附過程的地球化學模型來確定數據的潛在影響。

4.3.3 SSM 有關 Kd 值審查管制要項

為完整得到本土 Kd 值，需要依下列條件進行：(1) 建立與主要現場條件相似的還原、無氧條件；(2) 使用與現場地下水成分相當的合成地下水；(3) 為放射性核種選擇適當的濃度範圍。按照設計，實驗室程序生成了若干傳輸相關參數的數據。這些參數包括孔隙、孔隙分布、母岩擴散率、比表面積(Specific surface area)、陽離子交換容量和吸附係數。後三個參數的數據、方法和結果是主要關注的，因為它們支持 Kd 值的開發。

Kd 值概率分布函數的發展：Kd 值概率分布函數(概率分布函數 s)是利用實驗程式中產生的數據及來自公開文獻的數據來評估不確定性，並生成代表性吸附參數，用於現地功能評估。

進行有限的表面絡合模型，以評估銻系元素(特別是 Np, Pu 和 U)對 pH 和 pCO₂ 變化的敏感性。這將有助於驗證提議的 Kd 值概率分布函數。SKB 用於從文獻中開發概率分布函數的方法包含一些不確定性，但沒有明確考慮 pH 和 pCO₂ 變化對銻系元素吸附的非常重要的影響。建立模式的最終結果不會提供吸附值，

因為沒有現場相關數據來檢查模型，但可以深入了解（1）核種相關或非相關吸附行為，（2）與使用類似物有關的假設，以及（3）由地下水化學空間變化引起的吸附量的可能變化範圍。

建議在相關條件下進行一組有限的吸附實驗。實驗可以限於一種特定的水類型，應該包括 pH 和 pCO₂ 的變化和控制。放射性核種應包括 Tc, Np 和 U(Th 和 Pu 作為選項，但兩者都不是必需的)。

SKB 利用兩個主要過程開發了用於 SR-Site 效能評估建立模式的 Kd 值和概率分布函數。首先，SKB 進行了一個廣泛的基於實驗室的實驗項目，利用代表擬建場地的水化學特性，在 Forsmark 特定場地資料上量測 Kd 值和相關吸附參數，如表面積和 CEC(Sennert 等人，2008；SKB，2010c)。實驗計畫還包括對來自 Laxemar 的資料進行的類似量測，作為其平行位置評估和表徵的一部分(Sennert 等人，2009a；2009b；SKB，2010c)。現場和長期實驗也生成了數據，這些數據可供比較，但並未直接用於開發 Kd 數據或 Kd 概率分布函數(Crawford，2010；Widestrand 等人，2010；SKB，2010c)。

第二，將實驗室實驗計畫數據與開放科學文獻中的數據相結合，並對其進行處理，為每種感興趣的放射性核種生成一組推薦的 Kd 概率分布函數(Crawford，2010；SKB，2010b；2010c)。

1. 實驗項目和數據

SKB 進行了廣泛的實驗項目，以支持 Forsmark 的放射性核種傳輸數據開發和現場特徵化需求(SKB，2011；2010a；2010b；2010c)。傳輸實驗計畫的三個主要組成部分是：（1）獲得現場特定傳輸參數的現場量測；（2）現場特定岩石資料的實驗室實驗；（3）傳輸特性建立模式(Sennert 等人，2008)。在這篇審查中，重點是實驗室實驗，特別是地質圈無流動狀態下之材料實驗和量測。此外，該審查主要分析了與 Forsmark 場址相關的實驗結果(Sennert 等人，2008)。Laxemar 研究的結果(Sennert 等人，2009a；2009b)僅在需要時作為支持資訊提供。儘管 SKB 多年來一直在研究放射性核種的傳輸，但已經製定了一個更新的實驗方案計畫，以支持場址特定特徵的研究(Widestrand 等人，2003)。實驗室量測的主要目標是「對安全評估能確定核種對重要岩石材料之現場特定遲滯參數」，以及「Forsmark 場址的遲滯特性」(Widestrand 等人，2003)。

Widestrand 等人(2003)設計為指南而非嚴格的指導手冊，該計畫提供實驗計畫和支持計畫範圍和目的技術基礎說明，包括使用放射性核種示踪劑試驗策略、解釋實驗結果的策略以及優先順序和預期實驗數量之指導(Widestrand 等人，2003)。重要的是，Widestrand 等人(2003)提出實驗室實驗所需的一般條件。這些條件包括：(1) 建立與主要現場條件相似的還原、無氧條件；(2) 使用與現場地下水成分相當的合成地下水；(3) 放射性核種示踪劑選擇適當的濃度範圍。按照設計，實驗室程式生成了若干傳輸相關參數的數據(Selnert 等人，2008；2009a)。

這些參數包括孔隙、孔隙分布、母岩擴散率、比表面積(Specific surface area)、陽離子交換容量和吸附係數(Sennert 等人，2008；2009a)。後三個參數的數據、方法和結果是主要的關注，因為它們支持 Kd 值的開發，這是本次審查的重點。還對與 Laxemar 遺址相關的岩石和地下水類型進行了傳輸參數實驗室試驗(Sennert 等人，2009a)。用於開發 laxemar 數據的方法和與 Forsmark 的工作相同(Widestrand 等人，2003；Sennert 等人，2008；2009a)。

2. 實驗方案技術審查

數據審查者發現，SKB 設計並執行完整規劃實驗計畫，得到可用於傳輸之模擬重要參數(如 Kd 值)，以應用於特定現地環境(Sennert 等人，2008；2009a；Widestrand 等人，2003)。SKB 完整考慮相關現地特徵，並盡量採用代表 Forsmark 場址的實驗條件(Sennert 等人，2008；Widestrand 等人，2003)。

SKB 使用可靠且普遍能接受的方法，量測比表面積、陽離子交換容量和吸附(Sennert 等人，2008)。然而，對於實驗得到的 CEC，考慮到岩石樣品的性質，所選方法不足以精確定量的 CEC。SKB 對於 Forsmark 場址特定實驗項目得到大量數據，以支持功能安全評估中使用的 Kd 值和概率分布函數(概率分布函數 s)發展(Selnert 等人，2008)。但不完整的情況是，由於一些實驗的人為因素和不確定性，一些數據的適用性是有疑問的。

3. Kd 概率分布函數的發展

發展 Kd 值和 Kd 值概率分布函數，對於 Kd 值概率分布函數是利用實驗程序產生的數據，以及來自公開文獻的數據來評估其不確定性，並產生代表性的分配係數 Kd 值參數，以用於 SR-Site 功能評估。該建立過程在 Crawford(2010)中有詳細記錄。

Sennert 等人(2008)最先提出的吸附數據，係為能趨近現場特定岩石類型吸附特性(SKB, 2010b)。這些被稱為轉換因子的修正參數，解釋實驗樣品與母岩間存在的表面積和陽離子交換能力的差異(SKB, 2010b; Crawford, 2010)。他還對地下水成分變化的影響進行了修正(SKB, 2010b; Crawford, 2010)。這些修正結果在 Crawford(2010)中有詳細說明，Randall(2012)對此進行了討論。Crawford(2010)的轉換因子，包括：(1)表面積歸一化轉換因子(f_A)，(2)機械損傷轉換因子(f_M)，(3)陽離子交換容量轉換因子(f_{CEC})，(4)地下水化學遷移因子(f_{CHEM})。並將這些轉換因子應用於實驗數據。

4. Kd 概率分布函數技術審查

審查員發現，在 SR-Site 功能評估中，用於發展 Kd 值和 Kd 概率分布函數的技術基礎和方法，在很大程度上都在 Crawford(2010)中進行全面清楚的介紹。當與支持 SKB 的 Forsmark 應用的其他技術文件(例如，SKB, 2010a; 2010b; 2010c)結合使用時，充分展示和討論了關於使用基於 Kd 的放射性核種遲滯模型的技術、概念假設和考慮因素。

盡可能使用實驗室實驗計畫項目(Sennert 等人, 2008; 2009a)產生的可用吸附數據(Crawford, 2010)。雖然吸附實驗的最終化學條件不等於任何預測或量測的現地條件，但這些數據是適合使用，特別是通過離子交換吸附的放射性核種。Crawford(2010)認識到缺少氧化還原敏感放射性核種的特定位置吸附數據，並從公開文獻來源中適當選擇數據，為這些核種的 Kd 值選擇提供技術基礎。然而，最相關的可用資料是有限的，並且沒有描述過試圖利用其他資料來源來支持 Kd 值選擇的嘗試(Crawford, 2010)。省略收集廣泛變化的其他基本數據可能是合理的，因為轉換數據提供使用，通常需要結合若干假設和不確定性，這些假設和不確定性可能導致對應用無效的值。

審查發現，依靠一個放射性核種(Pu)收集的吸附數據來代表幾個放射性核種(Np、Tc、Th 和 U)的吸附是有問題的，並強調了 SKB 處置場計畫中可能存在的重大數據差距。單獨的鈾系元素和總碳元素在形態和絡合行為上有明顯和已知的差異。此外，許多可用數據(Hiutti 等人, 1996)和 Kulmala 等人(1998)對 pCO_2 (一種已知對吸附有影響的絡合劑)的限制較差。繼續依賴不屬於 Forsmark 場址的數據和/或熱力學建立模式不支持的數據，與提出最佳支持安全論證案的目標不一

致。應努力進行額外的實驗或建立模式工作，以支持和驗證這些+4 價核種的建議 Kd 值和概率分布函數。然而，重要的是要注意，從具有充分相似礦物學和化學性質的現場收集有效文獻數據，也可能被認為是建立安全論證案的可接受數據。

SKB 適當地支持關於裂隙地下水過去和現在還原條件的假設，並詳細描述了地下水化學特徵(例如，Salas 等人，2010；Laaksoharju 等人，2008a；2008b；Sidborn 等人，2010；SKB，2010a)。SKB 概念模型結合了 Forsmark 水化學數據，並將其用於詳細解釋，適當地利用水組成成分之閾值參考數據提供模型發展支援(Salas 等人，2010；Laaksoharju 等人，2008a；2008b；SKB，2008)。閾值參考數據的水組成很重要，因為它們構成了用於檢查該位點未來水化學演化的 SKB 詳細建立模式的基礎(Salas 等人，2010)。地球化學模型包括適當篩選的現場數據和合理的假設，以解決特定礦物相的混合沉澱和溶解的不確定性，以及 Forsmark 流動系統特徵的水文地質特徵。這些數據和結果適當地納入了 Kd 值和 Kd 概率分布函數的開發中(Crawford，2010)。Crawford(2010)還綜合了有關 Ra 和 Radon(Rn)濃度和分布的數據，以便對最終選定的 Kd 概率分布函數在當前 SR-Site 條件下的有效性進行合理評估。計算結果還表明，對斷裂襯礦物相的吸附可能對放射性核種的遲滯保留產生積極影響(Crawford，2010)。

4.3.4 審查結論

依據品質保證審查會議與文件品質保證審查發現，有以下幾項結論：

(1) 不同於實驗室大氣條件的地球化學條件下進行的吸附研究非常具有挑戰性。SKB 花了很多年完成很嚴格之工作。然而，實驗計畫之最終結果顯示，與處置場場址條件相關的條件下，幾乎沒有收集到任何數據。實驗計畫缺陷的一些例子包括：

- 沒有設計用於評估實驗實際氧化還原狀態的溶液分量測。沒有設計用於評估實際氧化還原狀態的溶液組合物量測的實驗。目前的結果，對研究者的觀點來看，該還原條件的實驗並不明顯，而且實驗是在氧化條件下進行的(如 Np 和 U 的低吸附行為)。
- 實驗設計不包括 pCO₂ 的控制。結果顯示，實驗過程中存在明顯的 pH 值漂移改變，並且最終的實驗條件實際上是無 CO₂ 產生。這基本上產生對計畫無用的了銅系元素的吸附數據，如果使用的話，在

技術上是不可能作為答辯說明的。

- 實驗容器壁吸附的校正方法可能導致大多數通過表面絡合機制 (Surface complexation model) 吸附的核種的壁吸附之不正确估算。
- 幸運的是，實驗內的化學物質無現場相關條件的漂移變化，對鐳的吸附數據影響很小，而鐳是 SR-Site 評估的主要放射性核種。

- (2) 審查者發現，Crawford(2010)為放射性核種 Kd 值開發概率分布函數所用的方法是合理的，可能產生一組保守值。可以針對轉移係數所用的具體方法和數值進行論證，但對這些方法和數值的更改不太可能以對安全或效能評估結果有重大意義的管道改變建議的 Kd 值或概率分布函數範圍。使用與 Forsmark 場址相關的文獻數據解釋了氧化還原敏感放射性元素缺乏位點特异性吸附數據，但文獻數據對 pCO_2 也有不確定性。
- (3) 審查發現，Crawford(2010)的方法論述清楚，但沒有提供足夠的資訊來說明某些轉移因素應用的透明度。每個步驟中都不可能再現數值，因為沒有明確地提供每個核種的校正值。Crawford 等人(2010)許多的明顯計算錯誤擴大這個問題。儘管差異通常很小，但計算與定義明確的函數相關，不應發生變化(例如， \log_{10} 轉換的值應精確到 SKB 報告中使用的精度)。錯誤的數量會侵蝕過程和報告結果的可信度。
- (4) 作為轉換因子素的修正通常顯得過於保守，特別是對於表面積修正。
- (5) Crawford(2010)充分考慮了實驗設計缺陷導致的實驗不確定性/缺口，但整體來看，對於氧化還原特性較為敏感之放射性核種，該 Kd 值來源大部分卻取自於文獻中小部分數據。
- (6) SKB 開發 Kd 值概率分布函數和使用 Kd 的一般功能評估方法是合理的，與其他國家處置場研究計畫現行方法一致。所使用方法主要缺點是缺乏關於從處置庫向環境釋出時間和實際釋出量的預測能力。有必要與 Crawford(2013)分析結果進行比較。
- (7) SKB 對避免使用表面絡合模型(Surface complexation model)來支持 Kd 值開發的原因進行了大量討論，這與大量可用的地球化學數據和 SR-Site 的特徵描述似乎不一致。離子交換、形態模型和計算廣泛應用於 SKB 開發某些 Kd 值選擇的科技基礎。使用 SCMS 可以為驗證提供一個重要的工具。將時間和空間不確定性(即概率分布函數範圍)的敏感性

分析納入擬定 Kd 值。

(8) 關於先前評審中的相關意見，如 Technical Note 2012:63 (Randall, 2012)、Technical Note 2012:55 (Little 等人, 2012)和 Stenhouse 等人(2008)的審查：

- 一個對於放射性核種而言，概率分布函數範圍既不太寬也不太窄，其吸附主要受離子交換控制。所選擇的範圍和分布類型似乎足以涵蓋在實驗中觀察到的和受化學變化影響的值的範圍和可變性。對於大多數銅系元素，很少或沒有評估 SR-Site 的 pH 或 CO₂ 預期變化的影響，因此建議的範圍仍然不確定。
- SKB 文件包含了足夠的討論和推理，專門用於實施線性 Kd 方法的假設，限制，警告和考慮因素。
- 使用類似物來發展氧化還原敏感型銅系元素的 Kd 值和概率分布函數是 SKB Kd 值數據使用的主要缺點。缺乏相關的實驗數據是這方面的主要限制，但它也受到缺乏利用表面絡合模型來發展其氧化還原作用所造成的影響。

4.4 SR-Site 地下水長期氧化還原演變

審驗 SKB 在 Forsmark 地區之深層地質處置場地下水中長期氧化還原演變的方法是否可行。處置場之氧化還原狀態影響處置場銅罐腐蝕作用，及 SKB 分析中是否存在可能改變氧化還原 Eh 範圍的因素或條件。以及論證研究在 Forsmark 地下水模型之長期氧化還原演變的基礎，含氧冰川融水進入處置場內部造成之影響。

在發展 SR-Site 安全論證案時，SKB 確立地下水還原條件的存在是重要的安全功能，以達到處置系統的最佳性能。本技術審查的目的是為確定 SKB 提出之代表 Forsmark 場址的深地層地質處置場長期氧化還原條件是合理的，且 SKB 分析過程是否存在一些未解釋的因素，可能會顯著改變所代表條件的範圍。

審查者檢查 SKB 的模型基礎，是否可用於 Forsmark 場址地下水長期演化，以及含氧的冰川融化水可能進入處置場內部之地層深度，然後審查該模型評估地下處置場長期安全性研究結果，與 SKB 是否沒有考慮到風險重大因素，這些因素可能會隨著時間的推移而改變 Forsmark 場區預期的氧化還原條件範圍。主要考慮因素是預期應用程序的數據是否足夠、SKB 模型的有效性、以及 SKB 在模型概念之理解和不確定性處理是否充分。

1. 對於安全功能適用性

SKB 確定銅罐的關鍵安全功能是提供腐蝕屏障，該屏障的基本要求是避免氧氣對罐體的腐蝕。SKB 已確定氧化還原條件敏感性之因子為：溶解的氧氣、硫化物和硫酸鹽。氧氣和硫化物可導致不同的銅腐蝕機制，但兩因子都可能影響罐體安全屏障的完整性。SKB 發現硫酸鹽對容器腐蝕作用具有影響，因為它可以透過微生物活性還原為硫化物。氧和硫化物是水中氧化還原狀態之敏感標記，因為（1）水中若可檢測到的溶解(分子)氧存在表示是具有氧化還原能力的決定性指標，和（2）若可檢測到硫化物量，表示是缺氧(還原)條件的一個指標。

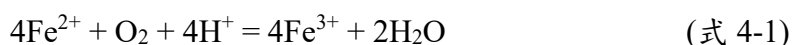
除了氧的影響外，地下水氧化還原條件還可能隨著時間的推移而發生其他變化，這是由於地質圈中氧化還原緩衝成分，如有機物、亞鐵、錳之水溶液物種和腐蝕劑硫化氫(HS⁻)的濃度變化所致。SKB 指出要確定現場的當下氧化還原條件，並考慮氧化還原條件是否或如何在未來可能發生演變。

鑑於 SKB 處置場設計係針對用過核子燃料的長期控制，以安全論證案而言，

地下水氧化還原條件的變化所產生最顯著影響，可能是罐體置放沉積位置附近的氧化水流入，有可能導致銅腐蝕和罐損壞。SKB 還指出，如果由於任何原因使罐體失去密封性，處置場中存在的還原條件將支持處置系統的功能，因為用過核子燃料本身在還原條件下的溶解度有限。此外，還原條件可限制某些具氧化還原敏感性放射性核種的溶解度或增強其吸附行為。在近場環境和地質圈中具有抑制放射性核種移動的功能。

2. 天然水域中的氧化還原電位

氧化還原反應涉及的化學元素可能會以一種以上的價態存在，這取決於它們的電子獲取或失去電子。該元素的氧化物是指已釋放電子的那些離子，還原物則是已獲取電子的那些離子。與溶液中 H^+ 離子(質子)的活性決定溶液的 pH 值不同，溶液中不存在可量測數量的自由電子，對於每個釋放電子的反應，必須同時發生另一個反應才能獲得電子。在化學反應式表達中，通常沒有明確顯示電子的傳輸，而是由離子的價態差異表示，如(式 4-1) 係將 Fe(II) (亞鐵) 氧化為 Fe(III) (三價鐵) 之示例：



氧化還原電位測量值(Eh)描述了溶液中元素的氧化和還原物的相對總活性，正 Eh 值表示溶液的總體趨勢是氧化反應，負值表明溶液的總體趨勢是還原反應。表示氧化還原電位的符號是 pe，為無因次，類似於 pH 和氫離子，被定義為溶液中電子活性的負對數。但是，電子的「活性」並不對應於可測量的游離濃度。

氧化還原電位很容易在電化學中表達，其中測試溶液包含單個氧化還原對，例如 Fe_2O_3 和 Fe^{2+} 。由於多種原因，地下水中的氧化還原電位難以解釋。首先，地下水通常包含多種化學元素，它們具有氧化還原敏感(例如鐵、硫、錳)，因此 Eh 測量基於所有這些元素(不僅是單一化學元素)的氧化和還原物的相對活性。第三，即使採取了周密的採樣程序，氧化還原測量也會受到少量的溶解氧的影響，這些溶解氧從鑽孔中的鑽孔水或從地下水樣品暴露到空氣中被轉移到地下水中。

地球表面的大氣雨水或雪水具有氧化還原電位，因為它與空氣平衡，因此含有溶解 O_2 。當大氣水沿著補注路徑進入地下時，水的氧化還原電位變化從氧化到還原通常在幾十公尺的距離進行，因為氧被土壤中的有機物、覆蓋物和由地下

微生物活動催化等相互作用所消耗。地下水中還原鐵、硫和錳離子存在於沿著水補注流動之路徑，由於微生物活性的持續發生效應，以及固相物如 $\text{Fe}(\text{OH})_3$ 、 Fe_2O_3 和 MnO_2 的沉澱，往往會緩衝地下水的氧化還原電位並促進溶解氧的進一步消耗及清除。這些因素，加上地下水循環速度是控制自然系統中氧化還原條件的最重要變數。除少數例外，如稀少之有機質乾旱沉積盆地，具有快速補注速率的裂隙含水層，或某些活躍的水熱系統，一般於全球結晶岩中的深層地下水通常以還原條件為特徵。

3. 冰川效應

冰川作用可能在地下水化學中產生兩個顯著變化：(1) 稀釋地下水的鹽度，這是由於融化水置換或與更多鹽水地下水混合產生的，以及 (2) 氧化還原電位的變化，特別是冰川融水比大氣水具有更大的氧化能力時。與這些變化相關的化學屬性可能是導致從溶液中析出固相，或固相與水接觸反應後產生溶解。與低鹽度相關的密度差異也會影響大尺度水文地質的流動和混合關係。

大氣水是氧化狀態的，因為它與大氣氧氣平衡。如果融水於冰層的形成過程中，在冰川中夾雜氣泡之額外溶解氧，冰川融水可能比大氣水形成更高的氧化能力。雖然目前對冰川微生物活動的觀察還沒有定論，但很可能在冰蓋下的生物活動減少，在這種情況下，大範圍的含氧水可以穿透地下岩石的深度的限制，並受到地質圈內的特定條件的控制，例如在大冰層下的融水停留時間、更深岩石中的微生物活動、水文地質地下水流動狀態、礦物學、和現況地下水化學。

與幾公里厚冰層進退有關的最極端水文地質變化很可能發生在冰層的前緣，這位置水壓力差異量大，可能導致深層鹽水的沖刷。融化水沿流動路徑傳輸對深部進行補注(例如，SKB, 2010, TR-10-48)。補注路徑將溶解氧氣攜帶到處置層深度的可能性取決於初始氧氣濃度、流速和化學反應速率之間的平衡，否則它們會沿傳輸路徑消耗氧氣。

4. Forsmark 場址特徵

SKB 在分析地下水成分的空間分布及其與 (1) 岩石帶的關係中開發水文地球化學概念模型，SKB 定義為大體積相似岩性的岩石，(2) 變形帶，為 SKB 通用的術語，指的是基本平面特徵(例如，裂隙帶)，沿著其存在脆性或韌性變形區域的濃度，以及 (3) 裂隙帶，SKB 定義為裂隙區外的大量岩石，其單元具有相

似的裂隙頻率特性。在處置場目標範圍內(即，Forsmark 場址候選區域的西北部)的研究及其對深度的擴展，岩性相對均質，且以元花崗岩(花崗質正長岩)為主導。

SKB 確定在 Forsmark 場址的變形帶包括：(1) 垂直地橫切該場址的陡傾裂隙區，以及(2) 緩和(水平)裂隙區。SKB 認為，該處置場的目標體積由兩個裂隙帶組成，分別為 FFM01 和 FFM06，其中 FFM01 是較大的岩石體積。在地表附近，FFM01 和 FFM06 被裂隙帶 FFM02 覆蓋。基岩最上部 150 公尺處之近水平裂隙似乎是受到與侵蝕和冰川作用有關的載入和卸載應力影響之最大構造。淺層裂隙為當前大氣雨水補注提供連接良好、高傳輸的近水平流動的構造網路。另一個大的裂隙帶 FFM03 從表面延伸到候選區域東南部 500 公尺以上的深度。它比 FFM01 和 FFM06 更具穿透性，具有低發生率的開放性或部分開放性裂隙。兩個較深的水平下裂隙帶 ZFMA2 和 ZFMF1 將候選區域西北部的裂隙帶與東南部分開。SKB 確定目標處置場位置位於這些裂隙帶的下盤側，標稱深度為 500 公尺，裂隙帶 FFM03 位於上盤側。與下盤側相比，上盤側具有高發生率的開放性和部分開放性垂直裂隙以及緩傾斜裂隙，具有更大的穿透性。

根據現場水文地球化學資料，SKB 描述 Forsmark 場址系統中的幾種獨特的地下水類型。SKB 開發一個古水文模型來描述從過去的地下水特徵演變到目前觀測到之水成分，包括由末次冰期引起的地下水化學的場址尺度變化。在古水文模型中，觀測到現今地下水成分被描述為是從具有明顯地球化學和同位素特徵的五個參考水域演變而來。SKB 廣泛使用統計分析技術(主成分分析)應用於大型地球化學和同位素數據集，並對結果進行解釋以定義參考水域地下水成分。在 Forsmark 場址的水類型如下：

- (1) 稀釋大氣水補注，類似於今天的「已改變的雨水」成分
- (2) 冰(冷氣候)同位素特徵的稀釋水
- (3) 「舊大氣水」補注水，
- (4) 具有獨特化學特性的立托里納(Littorina)海水(微鹹水)
- (5) 高鹽分的深層地下水

「舊大氣水」補注水具有與現今大氣補注水相似溫暖氣候的同位素特徵，但它在岩石中發生於更深處區域，並且經歷長時間的水-岩相互作用(從末次冰期之前，也許更長)。SKB 在深度低於 1,000 公尺的 Forsmark 場址並沒有高鹽度地下

水(例如鹽水)的深層樣品，但是基於主成分分析的預測和來自深層和古老結晶岩的觀測，SKB 假定存在該水域地下水。SKB 基於建模目的，在 Laxemar 的一個深鑽孔中取樣深度為 1500 公尺，略為修改高鹽分水(例如鹽水)的成分組成。

SKB 使用了五個參考水域水成分和來自古水文地質模型的概念發展，測試各種水文地質模型。特別是將水化學數據應用於與 SR-Site 相關的三套流動模型中。最初的資料被應用作為 SR-Site 描述建模的一部分。對於 SR-Site，SKB 還開發一個區域尺度水文地質模型，預計在溫帶氣候條件下，相當於從西元前 8,000 年到西元 12,000 年；以及一個區域尺度模型，在冰期和冰川氣候條件下較長的時間段。隨後，SKB 使用來自區域尺度水文地質建模的結果作為地球化學混合和平衡模型的輸入數據，SKB 用來檢驗未來很長一段時間之場址區域地下水化學演變，包括氧化還原條件。

4.4.1 場址區域氧化還原條件的參考演變

本節提出 SKB 如何使用場址特徵數據和水化學模型來描述 Forsmark 場址目前和未來的氧化還原條件。SKB 使用以下調查結果描述如何期望以 Eh 或 pe 表示氧化還原條件，

SKB 使用這些調查的結果來描述如何根據 Eh 或 pe 表示的氧化還原條件，回應於地下水混合和水-岩相互作用下，在溫帶和冰川期之參考演化之安全論證案。SKB 對冰川融水中溶解氧沿深層補注流徑的潛在遷移進行了評估，並進行單獨的分析。

1. 氧化還原敏感性裂隙礦物的分布

SKB 利用來自現場鑽孔資料，研究現有裂隙礦化之地質觀測資料，以對 Forsmark 場址目前和過去氧化還原條件的進行理解。SKB 分析對於氧化還原條件敏感之礦物在裂隙層和岩心中母岩的分布，事實上沒有證據顯示在基岩上幾十公尺範圍內有低溫礦物氧化反應，這說明岩石在深層處很少或沒有流入含氧水。除了用 SKB 的鑽孔成像處理系統在 Forsmark 場址的 7 個鑽孔中進行線上裂隙礦物測繪外，也從 22 個鑽孔岩芯中 200 多個選定的裂隙和 1 個基岩斷層進行了詳細的岩石學和地球化學研究，包括與裂隙相鄰的裂隙表面和蝕變岩石。分析包括對氧化還原敏感的礦物相識別、薄層裂隙中裂隙礦物的岩石學研究、單個礦物的

同位素分析以及相對於過去和現在地下水氧化還原條件的變化程度化學測定。

SKB 識別了 Forsmark 岩石中四代的裂隙礦物化，其中每一代的過程都包含地質長時間段。SKB 確定兩個最古老的裂隙礦物組合，Forsmark 岩石在地殼深處溫度升高係起源於十億多年前廣泛的構造熱事件。這些古老的裂隙礦物中有許多是封閉的裂隙，與相鄰岩石的紅色熱液蝕變帶有關，鐵礦石礦物之赤鐵礦明顯地被標記。在古生代開始時，這些深部結晶岩石被侵蝕到地球表面的准平原上，一直以來都是大規模的地貌特徵。這表示目前在 Forsmark 遭受侵蝕的基岩已在地表附近或被沉積岩覆蓋至少有 5 億年。

SKB 指出，在幾億年前的古生代就已經結晶出第三代裂隙礦物。第三代裂隙礦物的組成，在低於第一代和第二代裂隙礦物的溫度下形成，值得注意的是，因為它包括黃鐵礦、還原條件下結晶的亞鐵硫化物和瀝青石，而瀝青質是岩石孔隙空間中黑色、焦油狀、高粘性至固態烴類累積的總稱。SKB 報告指出，瀝青質在 150 公尺上部明顯存在。在 Forsmark 的基岩中，它稀疏地分布在幾個穿透性裂隙帶中，深度約 400 公尺處。SKB 指出瀝青質最有可能來源是有機質，在早期古生代時期從沉積的油頁岩層中遷移到裂隙，從那時起已經被沖蝕去除。在微生物或熱化學作用下，有機物存在下，地下水中硫酸鹽類物質的還原作用導致黃鐵礦在第三代裂隙礦物中的沉澱。

SKB 估計，在新生代到現在為止的幾千萬年的時間範圍內，形成最新一組裂隙礦物，即第四代。第四代裂隙礦物組合通常發生在水力傳導(開放)裂隙中，它們形成綠泥石和粘土礦物的混合物，以及方解石的薄低溫層。SKB 確認，在該深層處，該礦物組成之岩石上部 200 公尺中的一些方解石，具有與當今相同深度地下水組成相似的氧同位素比，它們可能是相對較新的沉澱物；其他方解石具有冷氣候同位素比率，並被認為是從較早的地下水中沉澱出來的，該冰川具有更多的冰川融水成分。

SKB 沒有獲得最有可能發現氧化條件的 Forsmark 場址最上層覆蓋層和基岩的礦物數據，因為對於任何鑽孔，都無法從 5.20 公尺以上的鑽孔獲得樣品。針鐵礦(FeOOH)經鑑定是唯一屬於低溫氧化還原敏感之地下水氧化條件狀態氧化鐵礦物。大多數觀察到的針鐵礦呈稀疏分布，呈棕紅色至鏽紅色的細粒沉澱物，主要出現在變形帶 FFM02 上部 50 公尺的緩傾斜裂隙中。少數陡傾斷裂帶中也發現少量針鐵礦，深度約為 200 公尺。SKB 還引用來自 Äspö 和 Oskarshamn 的鐵氧

化物裂隙填充相的詳細分析研究，其中低溫自然發生的鐵氧化物同樣被限制在小於約 100 公尺的深度。來自 Forsmark 的一個深裂隙樣品，從鑽孔 KFM02A 的 642 公尺深處，含有非常細粒度的低溫非晶態氧化鐵相，但其起源歸因於鑽井水的污染。

SKB 指出，特別是在 Forsmark 場址的還原條件下，黃鐵礦是一直持續存在的第三代裂隙礦物，且該時期並沒有發生變化。即使在淺層裂隙中，後期裂隙礦物存在針鐵礦，也證明該地區存在地下水氧化條件。SKB 指出，在這些位置上黃鐵礦和針鐵礦的並存，可能是由於沿流動路徑的氧化還原條件的局部化非均質性，或者可能是由於局部微生物環境導致某些位置針鐵礦沉澱，並在其他地方輔助黃鐵礦保存。

研究裂隙中方解石的分布和質地，可作為氧化還原條件變化的次要指標，方解石(CaCO_3)是 pH 敏感礦物，但嚴格來說不是氧化還原敏感礦物。瑞典類似的結晶基岩也注意到氧化還原前沿的位置與方解石的溶解之間存在明顯的關係，研究人員將這些觀察結果歸因於氧化水的酸性通常更高，造成方解石的融解。目前在 Forsmark 觀察到方解石分布尚無定論，此外，現場調查缺乏來自最可能存在氧化條件之基岩最上部 5 公尺的數據。

2. 地下水氧化還原能力的變化

SKB 安全功能 R1(a)指標因子指出，地球化學為處置場安全提供化學上有利的條件時，應「提出還原條件(Eh 限制)」(在 SKB 於 2011 年出版 TR-11-01 之報告內第 8.2 節)。SKB 於 Forsmark 場址在溫帶、冰緣和冰川條件下的地化演變模型，包括 Eh 隨時間推移的預期變化量的估計。Forsmark 場址與氧化還原相關特徵數據，包括：適量的地下水 Eh 量測值、以及對氧化還原敏感的化學元素和地下水中的離子物種(例如鐵、錳、鈾、硫酸鹽、二硫化物)的量測濃度。

SKB 指出在 Forsmark 場址除基岩上方幾公尺至幾十公尺範圍，區域之地下水氧化還原狀態為負 Eh 值(介於-143 至-281 mV 之間)。研究指出，基於古水文學模型，一些較老的水似乎已被保存在隔離的水層中，這些隔離區域的氧化還原電位與系統其他地方的地下水具有相同的深度。

SKB 報告指出，在所有量測深度下，地下水都存在各種濃度的硫酸鹽還原菌、鐵還原菌和錳還原菌，儘管在某些最深層地下水中，取樣深度大約為 900 公

尺，幾乎無法檢測到微生物活性。但 SKB 指出，地下水中的 Eh 值通常與同位置檢測到的硫酸鹽還原菌的數量有關。這表示，硫酸鹽還原菌會影響地下水的氧化還原狀態。但是，在 SKB 地下水演化模型中，微生物活性的影響並未特別包括在內。

SKB 指出微生物作用係影響 SKB 安全功能 R1(d)的因子，以限制 HS^- ， H_2 ， CH_4 ， K^+ 和 Fe 的濃度(在 SKB TR-11-01 之報告內第 8.3 和 8.4 節)。微生物可以代謝或產生對氧化還原敏感的化學成分(例如， SO_4^{2-} 和 H_2 之間的反應以還原硫酸鹽，並產生潛在的罐體腐蝕劑 HS^-)。除鉀離子(K^+)和鐵物種外，安全功能中列出的地下水成分 R1(d)因子通常僅以微量存在於地下水中。在冰川期，通過地表過程提供給地下水系統的前述微量成分，往往比目前條件下少。對於其他成分，包括：甲烷和氫氣等可能具有深層污染源的成分，未來將如何或為什麼會發生顯著變化，SKB 假設沒有可用資料可說明這些來源。因此，目前觀察到的最大濃度是可以用於未來情境的合理保守估計。

為了模擬約 10,000 年內溫帶氣候條件下 Forsmark 場址地下水化學如何演變，以 Forsmark 現地水文地質模型之五種參考水樣混合比例得出。該模型計算成千上萬個位置(單元)每次的混合比例，得到模型中與處置場相關的幾個關鍵斷面結果，以用於參考水樣更詳細組成之地球化學計算，有些參考水樣缺乏某些參數，例如 pH、Eh 以及 Al、Fe、P 和硫化物物種的濃度。因此使用模式 PHREEQC 模擬在選定溶解度控制礦物相之水化學成分組成，以估算缺少的水質資料。按照水流模型在每個單元指定水樣混合比例，與母岩地質一組簡單礦物反應，得到化學平衡的化學成分及濃度。使用模式模擬結果建立詳細的三維空間及時間變化的模擬，並得到在溫帶氣候時期之未來地球化學演變。

模式模擬結果包括氧化還原條件在系統中的演變資訊，其中氧化還原(Eh)值受 (1) 具有不同初始 Eh 值的混合水影響，和 (2) 用 Fe(+3)氫氧化物或無定形 Fe(+2)硫化物相平衡混合物。SKB 解釋指出 PHREEQC 模型假設在模式系統中不存在含氧水，因為在模式模擬的化學平衡條件下，任何溶解的氧將立即被模型中包含的黑色礦物所消耗。除近地表蝕變大氣降水外，所有起始(參考)水體均具有還原(負 pe)值。整個系統被預測在未來保持還原條件，儘管隨著時間的推移、深度的增加，幾百公尺岩石中的氧化還原條件比目前條件下的還原作用減少(即，負值減少)。

採用類似的混合和化學平衡的方法來模擬地下水地球化學演變的時間較長，在約 100,000 年的冰川週期條件下的部分期間。在冰川作用之水文地質建模，模型中的混合比例來源於兩個氯化物鹽水，由，包括：深層鹽水參考地下水和大氣降水的稀釋水，而不是來自在溫帶流動模型中使用之五個更詳細地下水成分。隨著冰川的進退，一個代表冰川融水的第三種成分包含在地下水流動模型中，以便在模式模擬後續時間進行水樣稀釋。已開發不同的地下水流動模型結果來研究冰期循環的不同階段或條件，包括鹽水淹沒期，冰川融水的滲入，與冰原推進有關的深層鹽水的沖刷以及冰原下方冰凍土壤的影響。

從冰川流動模型中獲得兩個(或三個)地下水成分混合比例後，使用地球化學模式 PHREEQC 模擬地下水與一組指定礦物的混合和平衡。PHREEQC 模型包括冰蓋前進過程中冰川融水的深層補注作用。但是該模型假設溶解氧不存在於系統中，並且藉由與 Fe(+3) 氫氧化物或無定形 Fe(+2) 硫化物相平衡的混合物來類比整個系統的氧化還原能力。在處置場上方冰層推進過程中，由於更深處有更多鹽水補注進來，在處置場深度之氧化還原演變將變得比目前更為還原。在處置場儲存庫上方的地面被冰蓋覆蓋之後，在冰蓋退縮期間，隨著再注入的融化水與更多的鹽水混合，處置場深處的模擬地下水還原狀態將變小。

3. 氧化還原條件長期發展的技術回顧

SKB 已適當支持裂隙地下水之過去和現在還原條件假設，並詳細描述 Forsmark 場址的裂隙礦物組成。特別地是 SKB 得知氧化鐵相是過去氧化還原條件的重要指標，因為儘管這些物質傾向於在氧化地下水環境中，容易地從 Fe 過飽和溶液中沉澱，但它們在還原地下水條件下強烈地阻礙其動力學溶解。這種持久性的另一個例子是在裂隙礦物組合中保存古老的次生赤鐵礦、結晶氧化鐵，儘管至少在數億年的時間裡一直處於減少地下水的條件下，但 Forsmark 的低溫裂隙礦物組成的分布，包括在距地表數十公尺的位置觀察到的針鐵礦，而不在更深的岩石中。但除了沿著生成到裂隙帶的位置以外，該生成過程與結晶基岩中氧化還原敏感性裂隙礦化的相似分析密切相關。SKB 研究在裂隙中的天然鈾分布，特別是鈾系衰變同位素分析證明，鈾(另一種氧化還原敏感元素)在過去百萬年左右的時間內在基岩的上層 150 公尺內移動，還發現了一些 U(VI) 在一些較深的岩石中的流動性的證據，但指出這些例子可能不代表氧化條件，因為用適量的碳酸氫

鹽濃度還可以輕度還原，使得 U(VI) 在該深度地下水中遷移流動。其他氧化還原異常，例如某些深度的裂隙中鈾氧化的證據尚不明確，因為鈾與古熱液蝕變有關。

先前 SR-Site 的審查已提出 SKB 在 Forsmark 場址已執行全面綜合的水化學特徵調查，例如：主要離子、微量金屬、穩定和放射性同位素、溶解氣體、有機和無機碳、微生物和膠體。SKB 認為從鑽孔中收集可靠的氧化還原電位(Eh)量測值的實際困難，已開發在井孔內長時間連續記錄三個不同電極的改進方法。藉由監測同一鑽孔段中的其他參數(例如 pH、溶解氧和電導率)來補充和檢驗 Eh 量測值。在大多數鑽孔樣品中都檢測到注入水，雖然在大多數鑽孔樣品中至少檢測到一些鑽井水，但是 SKB 要求氧化還原量測為其中鑽井水百分比小於 10% 的樣品的合理可信度。此外，所量測的 Eh 值可比較深度範圍為地下水的預期範圍，並且 Eh 隨深度的變化合理地與西北部、下部部分的岩石(FFM02 和 FFM01，包括目標處置場體積)傳導率之差異量相關。與東南部相比，場址的上部部分(FFM03 和 FFM01)更具傳導性。在沒有進行氧化還原量測或不被認為可靠的情況下，SKB 使用其他指示劑，例如測得的硫化物濃度來建立對取樣水中的還原條件。基於 SKB 地下水採樣過程的廣泛範圍和持續時間，以及 SKB 對資料的詳細篩選和其他指標的使用，審查認為儘管數據量不多，但 SKB 鑽井氧化還原量測在該階段的現場特徵還是相當完整和可以接受的。

SKB 沒有將微生物效應納入長期氧化還原演化的地球化學模型中，但承認微生物在地質圈中的普遍性，以及微生物活動在溫和條件下快速消耗淺層地下環境溶解氧作用。SKB 還引用 REX 實驗，該實驗是在 ÄspöHard 岩石實驗室進行的現場研究，它支持了 SKB 的假設，即微生物活動消耗深層地下水溶解氧有效性的假設，而不是指明或預測微生物對 SR-Site 安全評估對建立或維持地下水還原能力的影響。SKB 氧化還原演變的化學模型(特別是耗氧量)一般都假定地下水的氧化還原能力僅受非生物反應控制。對於 SKB 安全功能指標 R1(a)，該假設對於 Forsmark 岩石中氧化水進入的可能程度是保守的。

SKB 開發 Forsmark 場址的概念模型，以用於地下水化學的過去和未來演化，包括氧化還原特性，在實地調查期間獲得的多個資料來源，以及對 Fennoscandian Shield 地區之地質學有更廣泛了解。SKB 對於 Forsmark 場址描述在完成地面勘查階段時記錄了 SKB 如何收集、匯總和鑑定用於 SR-Site 評估的地質、水文地質和地球化學數據。SKB 分階段對 Forsmark 場址資料進行採集和解釋。在此期間，

分析和建模小組進行工作整合，以研究並確定在下一階段工作中正在進行的不確定性解決方案。在 Forsmark 地點缺乏深層(可能是高鹽度)地下水的特定地點數據，並且沒有深層地下水水質成分作為模擬驗證使用，使得 SKB 水化學建模具有一些不確定性。然而，根據 SKB 確定的現場氧化還原條件的未來長期演變，以及已知的全球類似地質環境中深層地下水化學的還原特徵。審查者同意 SKB 假設，Forsmark 場址的深層鹽水將有足夠的氧化還原能力，以保持處置場深層的還原條件，而不考慮其詳細的組成。

SKB 結合場址特徵數據和建模方法，特別是在溫帶氣候條件下，對地下水氧化還原條件和其他地球化學特性的演變進行設置。溫帶氣候的水文地球化學模型的輸入與使用由五個有代表性的最終地下水組成成分(它們是從地球化學場址特徵數據中得出)開發的地下水流動模型密切相關。未來冰期循環條件下 PHEEQC 模型的概念不確定性較大，冰期循環水文地質模型的地球化學標定較差；因為冰期循環只依賴於兩種廣義地下水類型(鹽水和稀釋水)，並且僅依賴於鹽度值來限制流動模型的校正和混合計算。關於冰川模型所描述是更廣泛的時間尺度和水文地質特性的巨大變化。然而，審查認為，模擬未來冰川條件的水文地球化學方法是可以接受的。

SKB 概念模型結合了 Forsmark 水化學資料並進行詳細分析，做為詳細建模的基礎，並應用於該場址未來的水化學演化之研究。地球化學模型包括適當篩選的現場資料和合理的假設，以解決有關混合沉澱和特定礦物相的溶解的不確定性，以及關於 Forsmark 流動系統特性的水文地質特徵。為了解決氧化還原礦物演化模型中的氧化還原控制礦物相的不確定性，SKB 完成兩個獨立的氧化還原演化計算，與氫氧化鐵(III)的平衡和與非晶鐵(II)硫化物的平衡進行演算。兩組結果都預測，整個模型體積的 Eh 值在溫帶和冰期的時間內仍然是負的(降低)。根據 Forsmark 場址資料，此評論認為 SKB 的氧化還原演變模擬結果可以作為對整個場址預期氧化還原條件長期演變的評估。

4.4.2 地下水中溶解氧的變化

SKB 有關地質圈安全功能要求 R1(a)「地質圈應提供還原條件」，與罐體安全功能指標 Can1「提供腐蝕屏障(銅厚度大於 0)」(詳見 SKB 於 2011 出版 TR-11-01 之圖 8-2)。因為溶解氧(O₂)存在下造成的腐蝕是 SKB 已確認兩種可以腐蝕處

置場中銅罐主要腐蝕機制之一。SKB 指出，在處置場中溶解氧造成罐體容器表面腐蝕之最可能兩種環境條件是：(1) 在運轉階段結束時，大氣中的氧氣從原本截留在回填和緩衝材料中，因材料再飽和作用使空氣遷移到容器表面，和 (2) 在未來冰川事件(詳見 TR-10-66，第 3.2 節)期間，含氧冰川融水向處置場深層的平流作用。在處置場內緩衝材料再飽和期間，SKB 估計，微生物活動以及與礦物(如黃鐵礦、碳酸鹽和含鐵(2 價)的矽酸鹽)在回填料和緩衝材料中的反應會在自由氧擴散到容器之前，便會迅速消耗掉大部分自由氧，導致容器腐蝕小於 0.5 mm(詳見 SKB 於 2011 年 TR-11-01 之第 10.2.5 節)。關於地下水氧化還原長期演變的審查主要集中在 SKB 之第二種環境條件的評估，包括在冰期循環期間融化水中溶解氧的遷移可能引起容器表面變化。對於 SR-Site，SKB 描述幾個氧化還原演變分析的結果，這些分析評估在冰川條件下，含氧融水是否可以滲透到處置場深度(詳見 SKB 於 2011 年 TR-11-01 之第 10.4.7 節)。SKB 考慮了參考演化案例以及替代安全論證案的潛在影響，這些案例特別關注罐體腐蝕過程。

1. 參考演化案例的氧氣進入計算

SKB 注意到在冰期當冰川前緣通過處置場時，水力梯度可能會發生很大變化，在這種情況下，較高的梯度可能會沿著岩石中陡峭的流動路徑向下驅動大量潛在含氧冰川融水(詳見 SKB 於 2011 年 TR-11-01 之第 10.4.7 節)。SKB 發現，儘管理論上冰川融水中溶解氧的最大可能濃度大於大氣降水中的溶解氧濃度，但在現有冰川融水中並未量測到這種升高的溶解氧濃度。SKB 指出，由於冰川內部和下方的一些潛在影響，如冰川表面的微生物活動以及通過與冰層內和冰層下的碎屑和細碎岩石礦物的反應進行的非生物還原作用，這些礦物提供了比完整礦物更大的反應表面積。SKB 表示，在沒有這些條件或地質圈本身沒有額外的微生物造成還原的情況下，系統的主要還原能力將取決於含氧水與岩石中含 Fe(+2)礦物的非生物反應。因此，SKB 開發水-礦物相互作用模型，並將其與 Forsmark 場址預期平流條件的水文地質模型相結合，以估算在各種冰川條件假設下含氧水可能滲入地下的深度。當概念模型確定，溶解氧在從融水中耗盡之前滲透到地下的深度取決於流速、與鐵礦物的反應從融水中清除氧的速率，以及模型所涵蓋的時間週期。根據冰層邊緣的位置，流動系統的水文地質會發生顯著變化，因此對處置場上方冰層模擬推進的幾個獨立階段進行氧氣進入計算。對於每一組計算，都假

設該位置之冰層在數百到數千年的特定時間內保持靜止。

水岩相互作用模型保守假設在裂隙流動水中溶解氧只會與黑雲母發生反應，黑雲母是鎂鐵質矽酸鹽，是 Forsmark 母岩中最豐富的含鐵(+2 價)礦物。亞鐵的氧化過程分為兩步驟：(1) 從黑雲母晶格中溶解鐵(+2 價)和 (2) 隨後將 Fe^{2+} 離子水溶液氧化。溶解氧在岩石中的遷移由兩個模型表示。首先，當含氧水進入裂隙水流徑時，裂隙面黑雲母的氧化作用取決於沿裂隙水流徑的 O_2 補注速率與根據黑雲母溶解速率釋出的鐵(+2 價)離子消耗 O_2 速率之間的平衡。第二，當裂隙面黑雲母中的鐵(+2 價)離子供應耗盡時，母岩中黑雲母的氧化取決於 O_2 向岩石中擴散的速率，在岩石中 O_2 將遇到從黑雲母中釋出的 Fe^{2+} 離子。

SKB 發現，沿著裂隙流動路徑的氧氣隨時間變化的總體遷移主要是由第二個模型確定的，即流速和氧氣於母岩擴散速率的組合。SKB 將母岩中黑雲母的溶解氧消耗率與母岩孔隙中的氧擴散阻力結合，並以關鍵的水文地質參數表示，稱為水流動之濕表面對流量比或 F 因子。

由 Forsmark 冰川條件提供 SKB 離散裂隙網路流動模型中的 F 因子，對於最保守的冰川情況，不太可能出現以下情況：(1) 初始冰川融水含有最大理論溶解氧量(約 1.5 mM)和 (2) 冰前鋒前沿在處置場上方最差水力位置保持靜止 1,000 年時間，該溶解氧濃度(超過 0.3 μm)數值雖小但可量測，可傳輸至 14 個罐體置放沉積位置(如表 4-3)。SKB 還指出，確定為接觸最高氧氣濃度的特定罐體位置與水文地質模型預測具有平流條件的位置不同，這些平流作用之水流會因沖蝕作用而損害緩衝材料的功能。SKB 進一步指出，對於近場提供的附加緩衝材料屏障，氧氣進入之模擬計算係保守未考慮溶解氧通過完整緩衝材料，才到達容器的遷移過程。計算出冰川融化水中的初始氧氣濃度很可能為 0.3 mM，根據模擬情況下與 F 係數相對應的流路距離，得出了罐體位置下降一個數量級或更多。

在 SR-Site 主報告中，總結了所發展之氧氣進入模型，並根據應用於特定地點水文地質條件的模型計算結果確定，「幾個」罐體置放沉積位置在假定的條件下，氧氣濃度超過 0.1 μM 可以到達到此位置。引用了氧氣進入模擬包含多個保守假設，以及缺乏實地證據表明含氧冰川融水已深入 Forsmark 場址或其他任何地方，可能是一些陡峭傾斜的裂隙通道除外。因此，SKB 的結論是，在 SR-Site 參考演化案例中，在「不可忽略的濃度」狀態下，氧氣不會到達 Forsmark 處置場的容器。因此，SKB 指出，在整個冰川事件期間，缺氧條件將持續存在，針對

SR-Site 參考案例考慮的所有時間段內，將滿足安全功能指標標準 R1(a)。

2. 罐腐蝕情況下計算氧氣進入

由於 SKB 排除含氧地下水可能會到達罐體置放沉積位置的可能性，因此 SR-Site 中參考演化安全論證案之安全評估計算未涉及任何可歸因於含氧地下水腐蝕罐體的影響(詳見 SKB 於 2011 年出版 TR-11-01 之第 10.4.7 節)。SKB 還調查了冰川融水進入氧氣對另一種安全情境(罐腐蝕情況)的潛在影響，該情境研究各種處置場其他演變情境對罐體完整性的影響(詳見 SKB 於 2011 年出版 TR-11-01 之第 12.6.2 節)。在輔助報告《腐蝕計算報告》(SKB 於 2010 年出版 TR-10-66 之第 5.2.3 節)中，SKB 進一步總結替代案例腐蝕情境計算的假設和結果，並提供了有關特定罐體腐蝕過程、處置場環境以及如何估算腐蝕速率。

對於腐蝕案例研究，SKB 使用地下水流模型的變數表示形式中，與流量相關的傳輸阻力值(F 因子)記錄的氧氣進入模擬方法(詳見 SKB 於 2010 年出版 TR-10-57)。SKB 指出，此變體模型(稱為擴展空間變異案例)是基於使用按比例放大之顯式 DFN 模型解釋冰川期整個水文地質範圍中的裂隙。SKB 除了用於模擬處置場所在的水流範圍部分的 DFN 特徵外，特殊情況還包括靠近地面具有代表性的補注水流路徑。使用 1.5 mM 的保守初始溶解最大氧濃度和擴展空間變異情況下的 F 因子進行地下水流模擬。SKB 確定，如果模擬條件持續 1,000 年，則 6,000 個罐體置放位置中的 31 的氧氣濃度會超過 0.1 μM (如表 4-3)。在這 31 個位置中，SKB 指出 6 個氧氣濃度會超過 1.0 mM。在第二個最保守情況下之模擬，即冰層前沿位於處置場上方的不同位置。SKB 估計，在 1,000 年後，受影響最大的沉積罐位置的 O_2 濃度將小於 0.15 mM(詳見 SKB 於 2011 年出版 TR-11-01 之第 12.6.2 節)。

SKB 指出，儘管腐蝕案例分析預測之一些模擬實例中，處置場中的一些容器將接觸在氧化水中，但對所有分析而言，對容器腐蝕的最大影響仍不足使容器完整性造成損害。為了支持本論點，SKB 根據這些罐體位置處的最大估計氧濃度計算了罐體腐蝕速率。該腐蝕速率之計算，SKB 假設：(1) 在罐體位置(即部分腐蝕緩衝區)普遍存在平流條件，以及(2) 所有接觸氧氣的罐體位置都受到 SKB 在單獨的敏感度分析中，使用相同最高水流流速，該敏感度分析研究硫化物存在時之罐體腐蝕速率(詳見 SKB 於 2010 年出版 TR-10-66 之第 4.3 節)。應用理論上的

最大初始氧濃度和最高流速，SKB 估計罐體的最大腐蝕速率略小於 6 $\mu\text{m}/\text{yr}$ ，如果這些氧氣進入條件如模型所描述狀態仍持續 1,000 年，這將導致罐體腐蝕深度約為 6 mm。SKB 在 SR-Site 主報告中引用了許多用於估算氧氣進入腐蝕速率的保守假設，所以得出結論，氧氣滲透對處置場深度的任何影響都可以排除罐體之腐蝕情況(詳見 SKB 於 2011 年出版 TR-11-01 之第 12.6.2 節)。

表 4-3 SKB 實例估計溶解氧進入和罐體影響之案例

融水中的 初始 O ₂ 濃度	F 因子 (yr/m)	1,000 年後罐 位置的 O ₂ 濃	受氧氣影響 罐數量	估計的 罐腐蝕率	來源(SKB 報告編號)
1.5 mM (理論最大值)	~5,400	大於或等於 0.3 mM	14	未估計	TR-10-57 (Sidborn et al., 2010)
1.5 mM	~9,400	大於或等 於.003 mM	25	未估計	TR-10-57 (Sidborn et al., 2010)
0.3 mM	~3,000	大於或等於 0.03 mM	7	未估計	TR-10-57 (Sidborn et al., 2010)
0.3 mM	~4,000	大於或等於 0.003 mM	11	未估計	TR-10-57 (Sidborn et al., 2010)
0.3 mM	未說明	大於 0.1 μM	「少許」	未估計	TR-11-01, Section 10.4.7 (參考演化)
1.5 mM	ECPM 變量模型	大於或等於 1.0 μM	6	$< 6 \times 10^{-6}$ m/yr	TR-11-01, Section 12.6.2 (替代方案，腐蝕情境) 平流條件
1.5 mM	近場 氧氣源	1.5 mM	未估計	3×10^{-7} m/yr	TR-11-01, Sec.12.6.2 (替代方案，腐蝕情境) 擴散條件

3. 已氧化冰川融水對氧化還原演變的技術審查綜述

Sidborn 等人(SKB 於 2010 年出版之 TR-10-57)的技術報告主要記錄 SKB 對含氧冰川融水到達罐體沉積位置潛力評估，總結氧氣進入最大影響之作用過程，清楚描述並定量評估該情境模擬方法之發展和應用，以及在芬諾坎迪安地盾(Fennoscandian Shield)其他位置的低溫氧化還原效應的相關觀察。SKB 指出，Forsmark 地下氧化還原係從近地表氧化轉變為深層還原地下水成分的特徵，由於缺乏從最上部幾公尺岩石的觀測，而這些岩石的過渡帶最有可能被識別出來。而 Sidborn 等人在 Laxemar 地區，根據 SKB 詳細調查資料，並總結淺層地下氧化還原敏感礦物的資訊。尤其是近地表(深度在 15 cm 到 2 m 之間)針鐵礦取代黃

鐵礦和在 Laxemar 岩石中靠近開放裂隙的綠泥石上氫氧化鐵沉澱相的例子可證明，Sidborn 等人描述的礦物氧化反應適用於淺層地下水區域，在這些淺層深度中，在與 Forsmark 場址類似的地質環境之地下水中具有類似於 Forsmark 場址的氧化能力。

Sidborn 等人(2010)提出了一個概念模型，該模型透過特定的反應路徑來描述裂隙和鄰近母岩中氧氣的消耗情況，這些路徑真實地描述這些條件下預期過程的範圍。對於詳細模型，Sidborn 等人適當關注最慢的反應路徑，以免高估沿裂隙傳輸過程中氧氣去除率的有效性。詳細的模型係使用 Forsmark 現場的現地特定資料計算電導率和估算母岩岩石中有效擴散係數。Sidborn 等人(2010)確定黑雲母和綠泥石是 Forsmark 岩石中的主要含鐵礦物。黑雲母是母岩岩石中的主要鎂鐵質礦物，幾乎占了岩石的全部鐵含量。該模型保守地排除所有其他除氧作用，包括所有微生物活性和有機物降解、含有少量但具有反應性的氧化亞鐵和硫化物相的水以及與主要的裂隙覆蓋礦物(綠泥石)的反應。

Sidborn 等人(2010)選擇黑雲母作為氧氣進入模型中的唯一反應固體，並適當使用 Forsmark 岩相資料來估計模型中黑雲母的平均可用反應表面積。

反應路徑模型解決了在裂隙表面和相鄰母岩中兩個位置的黑雲母氧化作用，並開發了單獨的分析模型解決方案來描述氧氣通過裂隙進入母岩的速率。保守地採用兩步驟溶解和反應過程從黑雲母晶格中除去 Fe(II)離子並隨後將溶液中的離子氧化。該模型合理地考慮沿流動路徑隨時間和距離的變化，將擴散效應納入母岩岩石中。黑雲母中鐵釋出速率的數值項取自地化條件下的實驗研究，該實驗研究與 SKB 模型之模擬結果一致。Sidborn 等人(2010)利用地化模式 PHREEQC(Parkhurst 和 Appelo, 1999)和 PHAST(Parkhurst 等人, 2004)地化傳輸模式，執行流路和母岩濃度曲線的解析解與數值模擬進行驗證分析，並對黑雲母活性表面積、岩石孔隙度和擴散係數、地下水 pH 值及其對溶解速率的影響，以及融水中溶解氧的起始濃度等關鍵不確定參數的變化進行敏感性分析。最後，將建模方法與 SKB 水文地質模型中之 Forsmark 參數值建立連結，因此氧氣進入速率和濃度可能與處置場中單個容器位置的融水補注路徑有關。

氧氣進入模型及其結果是支持 SKB 結論的關鍵，因為 SKB 得出的結論是：對參考演化情境和腐蝕情境，氧氣進入可能會對處置場深度產生影響。審查指出，該模型存在兩個潛在的不確定性來源：(1) 黑雲母釋放出的鐵的速率和 (2) 從

現場水文地質模型中獲取的 F 因子，表明深處將存在足夠數量的黑雲母。Sidborn 等人指出，即使在 1,000 年的保守時間範圍內，在深度處也會存在足夠數量的黑雲母，它也可與含氧融水發生反應。並解釋當作為反應流和擴散路徑部分的母岩礦物中，只有約 20% 的亞鐵在 1,000 年內會因暴露於流動裂隙中的含氧水(1.5 mM O₂)而耗盡。然而，審查者注意到，芬諾坎迪安地盾(Fennoscandian Shield)中的黑雲母顆粒持續了幾千年之久，在淺層裂隙中幾乎沒有或根本沒有明顯的變化，儘管它們可能在降雨水補注和多次過去的冰川作用中反復暴露在含氧水中。SKB 對於與 Forsmark 地下水中預期的情況相當的條件下，適當地選擇了黑雲母釋放率，但藉由對 Malmstrom 等人(1997 年)使用的釋出率不確定性進行敏感度研究的計算，SKB 的論點將得到加強。

如果將來在 Forsmark 進行鑽孔，SKB 應計畫用更詳細的淺層岩芯礦物學和地球化學分析(在地表以下最初幾公尺範圍內)補充現有礦物資料，以確定氧化地下水更常見的地方，是否如預期那樣，在深度不明顯處會發生氧化反應。特別是，近地表裸露裂隙中亞鐵礦物氧化成分和岩石學數據，將可以提供有用的資訊，如 Laxemar 地區(Drake 等人，2009；Sidborn 等人，2010)和加拿大地盾(McMurry 和 Ejeckam，2002)的張開裂隙中單個黑雲母顆粒的近地表調查所述。將氧氣進入模型與現場水文地質模型相結合，增加了模型流路長度和水文地質性質的不確定性，如：在參考演變情境下和罐腐蝕情境下，SKB 使用兩個不同的水文地質模型計算在深處位置之氧氣含量。

審查還指出，在 SR-Site 主報告(SK B，2011，TR-11-01，第 12.6.2 節)和輔助報告有關腐蝕計算(SK B，2010，TR-10-66，第 5.2.3 節)中，SKB 沒有提供記錄計算結果的參考資料。鑒於罐體安全功能的相關性，SKB 應藉由提供足夠的資訊來加強討論，以便對計算結果的適當性進行更詳細的審查。例如，在 SR-Site 主報告(SK B，2011，TR-11-01，第 12.6.2 節)中，SKB 描述腐蝕情境建模的 F 因子取自 Joyce 等人(2010)描述的顯式離散斷裂網路的擴展空間變異情況。但本文內容沒有提供關於不同水文地質模型的參考或其他資訊，也沒有提供與氧氣進入模型整合的結果。在描述另一組腐蝕計算時，SKB 指出，計算中使用的平流條件取自 SKB 用於估算硫化物腐蝕的單獨腐蝕模型，但也未提供該模型的參考。SKB 應證明以這樣一種非典型的方式表達這些模型結果是合理的，例如，在大多數情況下，說明 x 個罐位置將看到指定的低氧濃度值 y，「或更高」，而不是直接聲明實

際的最大值(例如, Sidborn 等人, 2010, TR-10-57 第 9 節)。另一個例子, 在 SR-Site 主報告, 指出 31 個沉積孔將經歷 10^{-7} M 以上的氧濃度; 其中, 6 個位置的氧濃度高於 ~ 1 mM (SKB, 2011 年, TR-11-01, 第 12.6.2 節)。在本例中, SKB 承認「最大值」結果中存在 4 個數量級的濃度差異, 但沒有更清楚地說明。為了全面審查, SKB 應提供計算的實際最大濃度結果。

SKB 承認氧氣進入計算存在內在的不確定性, 並確定建模的結果是為了說明問題。SKB 恰當地指出, 模型概念化中的許多保守假設, 排除了許多其他可能有效防止含氧水沿深處流路徑進入的平衡過程和條件。特別是, 與深度相關裂隙礦化模式的, SKB 分析流動裂隙中與含氧水的低溫相互作用(例如針鐵礦的沉澱), 似乎僅限於 Forsmark 場址基岩的上部幾十公尺岩石。如 Sidborn 等人(2010 年)所述, 基岩上部 150 公尺處未經改變的黃鐵礦和瀝青石的保存證明, 在過去 2.5 億年中, Forsmark 裂隙系統的大部分地區普遍存在還原條件。儘管氧氣進入模型中, 關於模擬黑雲母溶解速率敏感性之不確定性, 以及關於現場水文地質性質的綜合流動模型的不確定性, 但依據岩內礦物存在結果可作為現地的實證。基於這些觀察, 審查者同意 Sidborn 等人(2010)的觀點, 得出的結論是: 氧氣進入建模及其情境保守假設是高度保守的, 還原狀態將繼續在處置場深度佔主導之環境條件。

4.4.3 近場氧化還原和用過核子燃料溶解度

一般而言, 對於處置場安全評估計算, 鈾氧化物燃料顆粒的溶解速率控制著大多數其他放射性核種的釋出速率。鈾氧化物在還原條件下是熱力學穩定的, 在地質處置場中, 與用過核子燃料接觸的水溶液之氧化還原電位是一個關鍵變數, 因為 UO_2 在氧化條件下的溶解度增加了多個數量級。SKB 只考慮了近場(罐內)條件下地下水氧化還原條件對放射性核種溶解度的影響。SKB 指出, 將要處置的用過核子燃料係由瑞典 12 座核電廠的濃縮鈾氧化物燃料組成, 並附帶少量其他氧化物燃料。鈾氧化物燃料顆粒是具有結晶 UO_2 母岩的陶瓷固體。在核電廠反應爐中使用時, 鈾氧化物燃料經由輻射、裂變和放射性衰變得到其他的放射性核種(通常占總質量的百分之幾)。燃料元件中產生的放射性核種的具體清單由若干因素決定, 如反應爐的類型、燃料在反應爐中的時間量、燃料元件在爐心中的具體位置以及燃料在反應爐中的時間內產生的能量(燃耗)。SKB 確定, 總放射性核種清單中的一小部分, 包括在反應爐運轉條件下呈氣態或揮發性的碘或鈾等物質,

稱為瞬間釋放分數(詳細在 SKB 於 2010 年的 TR-10-52 之第 3.2 節)。對於 SKB 稱為腐蝕釋得分數的另一小部分放射性核種，也假設其釋出速度相對較快，腐蝕釋得分數包括由燃料包層、控制棒包層和燃料元件金屬部件等內部結構部件腐蝕釋放的放射性核種。其餘(和大部分)用過核子燃料，包括：(1) 燃料顆粒的 UO_2 結晶母岩；(2) 在 UO_2 中低溶解度且在反應爐運轉條件下遷移到 UO_2 結晶的少量金屬相，如鉬(Molybdenum)、鈀(Palladium)和鈳(Ruthenium)，在燃料顆粒中它們以小的離散固體形式存在；和(3) 放射性核種，如銻、錒和銻，可以化學取代鈾，並在結構上作為微量元素結合在 UO_2 晶格中。

1. 與SR-Site的相關性

在地下水的長期氧化還原演變可影響在處置場內用過核子燃料的溶解速率之前，必須首先突破其它重要障壁，特別是罐體提供的屏障產生缺口。在 SR 現場安全評估中，SKB 確定了兩種罐體失效機制，儘管不太可能，但在參考演變中並無法排除，包括：(1) 腐蝕導致的罐體失效和(2) 剪切載荷導致的罐體失效。SKB 指出，在任一罐體失效機制下，用過核子燃料在還原條件下的低溶解度將成為處置場安全的重要貢獻者。

SKB 假設立即釋出部分與水接觸時即立即釋出。SKB 假設所有含有腐蝕釋得分數的建築材料完全腐蝕，因此腐蝕釋得分數的全部清單在較短的時間內被釋出。腐蝕條件的釋出率被估計為缺氧條件，並基於假設的鐵容器插件和內部結構材料的腐蝕將確保在罐體的還原能力(詳見 SKB 於 2010 年出版 TR-10-52 之第 3.2.5 節)。SKB 從 UO_2 燃料母岩的溶解速率或轉化率估算其他放射性核種的釋出速率。SKB 描述 UO_2 燃料轉化為氧化溶解過程，當移動鈾物種從罐體溶出的傳輸速率較低時， UO_2 的溶解度限值導致溶解鈾物種達到溶解度上限，鈾物種形成 UO_2 的溶解和沉澱速率相同。SKB 認為，在大尺度上，結晶 UO_2 的質量是守恆的，但在微觀尺度上， UO_2 晶體的表面被重新作用，因此嵌入的放射性核種逐漸接觸在晶體表面，並可能從 UO_2 母岩和顆粒表面釋出(詳見 SKB 於 2010 年出版 TR-10-52 之第 3.3 節)。如果溶解鈾物種從罐體釋出的傳輸速率很大，則表示嵌入的放射性核種在 UO_2 的氧化溶解速率下釋出。

SKB 主要考慮用過核子燃料溶解性和放射性核種釋出速率的氧化條件，作為輻射分解的功能，這在處置場的早期歷程中是極重要的。對於 SR-Site，SKB

將所有燃料的轉化率和溶解率均基於還原條件，在溶解氫或活性腐蝕鐵存在的情況下對相對新興的用過核子燃料和 α 摻雜 UO_2 進行實驗和建模研究(詳見 SKB 於 2010 年出版 TR-10-52 之第 3.3.5 節)。SKB 指出，如果儲存條件的長期演變包括含氧冰川融水進入，用過核子燃料可能會比預期的還原條件以更快的速度溶解。SKB 描述 pH 值在 7 和 9 之間的氧化條件(達到空氣飽和)的用過核子燃料溶解速率將在 10^{-4} 至 $10^{-5}/yr$ 的區間內。對於含氧水從冰川作用進入，SKB 表示，這樣的事件只發生在短時間內，冰鋒直接在處置場上方，其影響是有限的。SKB 還指出，地下水中的溶解氧在接觸用過核子燃料之前可能會被工程障壁材料中的其他反應消耗掉。

SKB 還考慮近場氧化條件對用過核子燃料釋出到溶液中的放射性核種溶解度的影響(詳見 SKB 於 2010 年出版 TR-10-52 之第 3.4 節)。根據主要離子、pH 值和氧化還原電位對地下水成分的熱力學溶解度限值進行評估。然而，SKB 指出，對於 SR-Site，基於磁鐵礦-針鐵礦平衡，鑄鐵嵌件的腐蝕產物被安排可控制所有時間尺度的氧化還原電位。

為了模擬用過核子燃料溶解對 SR-Site 中安全評估計算的影響，SKB 通過採用三角對數概率密度函數的恒定分數溶解速率，在接觸水中時氧化能力造成影響，以 \log_{10} 形式表示，其下限、最佳估計、上限值分別為 10^{-8} 、 10^{-7} 和 10^{-6} 。SKB 指出，氧化條件(每年約 4×10^{-3} 莫爾氧氣)將被供應到用過核子燃料，而忽略罐體中任何其他還原材料的氧氣消耗，以得出這些用過核子燃料最大溶解速率為每年 10^{-6} 。

SKB 發現，高氧量的冰川融水滲透到處置場深層的可能性很低，只有一系列極端悲觀的假設才允許這種可能性。SKB 表示，即使發生這種極端情況，含氧水進入破裂的罐體，罐體中銅和鐵金屬的大量還原能力仍將繼續維持失效罐體內局部的還原條件。SKB 沒有考慮用過核子燃料之溶解度受到地下水氧化還原的演變。SKB 的結論是，SR-Site 數據報告(SK B, 2010, TR-10-52)中的放射性核種溶解度數據足以涵蓋罐體剪切失效案例的安全評估計算。

在考慮氧化還原條件對用過核子燃料溶解度的影響時，SKB 注意到，SR-Site 的罐體腐蝕情況排除了含氧冰川融水進入處置場深度的可能性，因為即使發生這種情況，也不足以損害罐體的完整性。SKB 指出，在替代情況下，除氧氣進入外的其他腐蝕機制是罐體失效的原因。SKB 再指出，由於含氧水進入處置場深度已

被排除在參考演變之外，這是導致罐體腐蝕失效的一個因素。因此，罐內用過核子燃料，無論其失效機制如何，地下水中任何少量的氧氣(可以想像，這些氧氣將重新注入處置場位置)都不會顯著影響用過核子燃料的溶解性。(詳細見 SKB 於 2011 年出版之 TR-11-01 第 13.5.5 節)。

2. 氧化還原演化和用過核子燃料溶解度的技術評論

審閱者檢查了 SR-Site 主報告(SKB 於 2011 年出版之 TR-11-01)和輔助數據報告(SKB，於 2010 出版之 TR-10-52)中，SKB 提出的有關氧化還原條件和放射性核種溶解度標準的資訊。該評論充分支持關於冰川融化水中氧氣進入的結論(即，可量測的溶解氧量不會滲透到 Forsmark 場址之目標岩石體積中的罐體放置沉積位置)。SKB 充分支持以下假設：在預期的儲存條件下，氧化性地下水條件不會顯著影響近場中的用過核子燃料溶解率或放射性核種溶解度。SKB 還保守地包含了上限溶解率，其解決了潛在氧化條件的影響，除了含氧地下水。

4.4.4 氧化還原敏感放射性核種的遷移

放射性核種通過地質圈遷移的速率受許多因素影響，包括：地下水流速、水流經過之地質材料性質、水化學性質以及放射性核種本身的化學性質。功能評估模型中考慮的主要阻滯機制，包括 SKB 的 SR-Site 場址功能模型，即放射性核種擴散到岩石基岩和吸附在岩石表面。吸附機制包括表面吸附和離子交換過程。表面相互作用，如溶解的成分和固相之間吸附作用可能是複雜的，特別是在異相的自然系統，在化學和物理環境的變化條件下很敏感。

不同的地下水氧化還原條件可以改變一些元素的價態。反過來，這些改變的價態可以對吸附量具有顯著的影響。幾個重要的放射性核種對處置場的安全評估的重要性是因為具有氧化還原敏感的特性。這些放射性核種包括鏷(Np)、鈾(Pu)、硒(Se)、鎳(Tc)和鈾(U)。一般來說，較低的氧化還原電位(即，較低的 Eh)產生的價態會增加這些氧化還原敏感元素的吸附量。因此，SKB 確定在處置場概念中地質圈的一個安全功能(R1a)，是存在化學上有利的還原條件(低 Eh)和處置場整個處置時間過程中 Eh 的變化有限(詳細在 SKB，2011 年的 TR 11-01)。

1. 吸附參數計算的選擇

SKB 承認地下水的化學組成和水溶質之間的反應對於掌握 SR-Site 場址模型中吸附作用過程是非常重要的。用來描述花崗岩中放射性核種吸附的機制模型，以及在整個場址大空間狀態下任何給定時間內地下水成分變化，所以 SKB 藉由使用具有定義的概率分布(詳細在 SKB，2010 出版的 TR-10-50)的平衡吸附分配係數(KdS)選出 SR-Site 場址的吸附過程。由於氧化還原條件對吸附的影響，選擇合適的 Kd 值和概率分布取決於瞭解地下水氧化還原隨時間的演變。因此，在為氧化還原敏感元素選擇 Kd 值時，SKB 將氧化還原形態作用視為一個單獨的因素(詳細在 SKB，2010 出版的 TR-10-50)。

SKB 開發地球化學模型，以評估 SR-Site 的 Forsmark 地區潛在長期氧化還原演變。然後利用這些模型生成的資料計算氧化還原敏感放射性核種之水溶液形態。再對 SR-Site 溫帶域模擬獲得 20,000 個隨機取樣地下水成分進行放射性核種形態計算。此外，對於假設之氧化還原電位範圍進行水化學計算(轉換條件)，其中還原和氧化的放射性核種以大致相等的濃度存在。然後，利用這些轉換條件評估系統化學演變過程中，及放射性核種氧化還原狀態變化的可能性。SKB 確定，除鈾的離子外，模擬的氧化還原變化不足以導致氧化還原敏感元素的氧化態變化。引用鈾形態的敏感性和相關的不確定性，在模擬地下水的氧化還原條件和碳酸鹽濃度時，在溫帶和冰河期的傳輸模型中，包括還原的鈾以及氧化的鈾物種。

SKB 還注意到，在冰川活動期間與氧化還原演化相關，並造成 Eh 值變大，在這些期間地下水化學的變化，可能會導致已吸附氧化還原敏感放射性核種再活化。SKB 研究了關鍵放射性核種的氧化還原性質，並得出結論，鈾(U)和鎇(Tc)是最有可能經歷這種事件的氧化物種轉變的放射性核種。SKB 進行了敏感度計算，以評估氧化還原效應在冰期循環期間對 U 吸附的可能作用，其中在冰面通過處置場上方時，使用氧化條件下的吸附 Kd 值及腐蝕情境作為傳輸的條件。

2. 氧化還原演化和放射性核種吸附的技術評論

審閱者審查 SR-Site 主報告(SK B 於 2011 出版的 TR 11-01 報告)中提出的氧化還原條件和放射性核種吸附係數的資訊，並支援放射性核種傳輸之參數資料輸入、Kd 值的選擇和場址地下水化學的演變。地下水水質變化的地球化學模型依賴於初始輸入條件和氧化還原反應模型中所包含的 Eh 偏移最小化。SKB 收集的

氧化還原敏感元素，在場址特徵活動期間的地球化學資料，為現地氧化還原條件概念模型提供合理的數據支援。特別是，U 濃度和非平衡隨深度的變化，與氧化還原電位的降低是一致的。

在氧化還原敏感形態存在顯著不確定性的情況下，例如在溫帶時域結束時 U 的物種存在不確定性時。SKB 選擇在其傳輸模型包括 U(IV) 和 U(VI) 氧化態，這種選擇是適當的，因為它既解決了氧化還原條件下不確定性的重要性，又避免了錯誤的假設，即相對於劑量而言，較低的吸附值的選擇必然是保守的。評論認為 SKB 的氧化還原演變模擬結果，可以作為整個長期處置時間內氧化還原條件的預期範圍內的變化。因此，根據預測的氧化還原過程選擇放射性核種吸附係數是合理和可接受的。

4.4.5 審查結論

此次審查的目的是針對 SKB 之 SR-Site 計畫安全功能，全面評估 SKB 如何以及在何處解決了 Forsmark 場址氧化還原條件長期演變的影響。由於還原條件對於保持罐體的完整性非常重要，因此 SKB 尤其重視如何根據含氧水對處置場安全的潛在影響，因此 SKB 將焦點關注在地質圈應提供還原條件的安全功能上。SKB 還考慮用過核子燃料溶解率和具氧化還原敏感的放射性核種遷移特性的安全功能。

SKB 進行全面的現場調查，包括地下水氧化還原特性描述和對氧化還原敏感之裂隙礦物空間分布分析。SKB 發現，除了 Forsmark 場址基岩上層幾公尺範圍外，所有基岩中都存在地下水還原條件。在選擇 Kd 值範圍用於 SR-Site 放射性核種遷移模型時，SKB 已適當考慮 Forsmark 場址在未來時間(包括溫帶和冰期)中之地下水預期氧化還原條件範圍。SKB 場址調查未發現任何化學，同位素或礦物學指標，表明在以前的冰川期間，在此類冰川水中溶解的氧氣已滲透到 Forsmark 的目標儲層岩石體積中數十公尺以上。即使假設在冰期期間藉由各種地球化學和微生物作用過程消耗的氧氣，在近地表環境中也可能會或不減少。SKB 引用來自瑞典和其他研究的合理觀察結果，微生物和礦物對 Forsmark 場址上的地質圈中氧化還原條件的控制，也可能足以在到達地表以下數百公尺深處的水中清除分子氧。

SKB 適當地識別含氧冰川融水進入處置場深層之潛在性，相對於 SKB 安全

功能之風險重要性。關於罐體完整性和放射性核種遷移率，SKB 在 SR-Site 的輔助報告中記錄了對該主題的全面考慮。評論認為，SKB 提供的資訊已充分闡述其結論，即含氧冰川融水的深層滲透不會影響處置場的安全性。場址特徵的關鍵支援資訊包括：(1) 基岩上層數十公尺的低溫針鐵礦沉澱，在過去的條件下最有可能發生或存在氧化條件，而在較深層的裂隙中缺乏氧化條件 (2) 保存在基岩上部 150 公尺中，至少有 2.5 億年有未改變的黃鐵礦和瀝青石。

SKB 藉由對地下水化學和礦物學的詳細特徵、水岩和混合模型的詳細描述，這些岩石模型說明了在特定未來條件下預期的變化，並再由鑒定觀察到許多附加控制的氧化還原演變，以支持氧化還原條件長期演化的關鍵結論。在當前條件下觀察到的演化，可能會在未來持續下去，但為保守評估而排除在 SKB 模型計算之外。SKB 已經適當地解釋和應用場地特徵資料，以發展合理的概念、分析和數值模型，以代表 Forsmark 場址氧化還原條件的長期演變，包括調查含氧冰川融水可能進入處置場深層位置的調查。在未來的場址特徵變化中，評價岩石在所有深度的氧化還原敏感礦物相的分布、組成和變化(包括非常近地表的層表面資料)的連續特徵狀態，因為岩石本身是過去氧化還原變化的最佳指標。

SKB 已經適當地確定對地下水氧化還原條件隨時間變化之最敏感處置場安全組成部分。SKB 指出，地下水氧化還原條件最安全、最顯著的潛在擾動很可能是罐體置放位置附近的含氧水流入。SKB 還確定並討論氧化還原條件變化對用過核子燃料氧化溶解的影響、氧化還原敏感放射性核種溶解度控制遷移率和氧化還原敏感核種的吸附特性。審查後沒有確定任何重大因素沒有被 SKB 提出，這些因素會改變預期氧化還原條件的範圍，從而影響處置場的安全功能。

第五章、輻射安全與法規

本章針對瑞典 SSM 對 SR-Site 計畫審查成果報告在主審查階段與源項、不確定性傳播與敏感度分析、核種溶解度限值、天然類比、獨立驗證生物圈模式及其結果及未來人類活動等審查報告進行研析，包括以下八本審查報告：

- (1) Technical Note 2015:51 (簡稱 TN-2015:51), 「Initial State of Spent Nuclear Fuel—Main Review Phase」, 於 5.1 節為用過核子燃料的初始狀態研析。
- (2) Technical Note 2015:05 (簡稱 TN-2015:05), 「Review of Uncertainty Propagation and Sensitivity Analysis in SR-Site—Main Review Phase」, 於 5.2 節為 SR-Site 的不確定度傳播與敏感度分析。
- (3) Technical Note 2014:11 (簡稱 TN-2014:11), 「Radionuclide Solubility Limits in SKB's Safety Case—Main Review Phase」, 於 5.3 節為 SKB 安全論證中放射核種溶解度的限值探討。
- (4) Swedish Radiation Safety Research Report No. 2009:30 (R2009:30), 「A Review of Evidence for Corrosion of Copper by Water」, 於 5.4 節討論銅廢棄物處置銅罐的腐蝕與天然類比相關議題。
- (5) Technical Note 2014:34 (簡稱 TN-2014:34), 「Model Comparison of Simple Reference Biosphere Models with LDF Model—Main Review Phase」, 於 5.5 節探討簡單參考生物圈模式與 LDF 模式之比較。
- (6) Technical Note 2014:54 (簡稱 TN-2014:54), 「Further Modelling Comparison of Simple Reference Biosphere Models with LDF Modelling Approach—Main Review Phase」, 於 5.6 節為簡單參考生物圈模式與 LDF 模式的進一步比較。
- (7) Technical Note 2014:35 (簡稱 TN-2014:35), 「Modelling comparison of alternative biosphere models with LDF models and evaluation of selected parameter values used in the biosphere dose assessment—Main Review Phase」, 於 5.7 節研析替代生物圈模式與 LDF 模式比較及生物圈劑量評估使用參數值評估。
- (8) Technical Note 2015:41 (簡稱 TN-2015:41), 「Hydrogeological aspects of

future human actions for a repository at Forsmark」，於 5.8 節針對 Forsmark 處置場人類未來活動(FHA)的水文地質觀點討論。

5.1 用過核子燃料的初始狀態

5.1.1 簡介

本項評估由五位專家執行，這五位專家亦為技術報告(TN-2015:51)之審查者。所審查的報告包括：

- SKB-TR-10-13：擬於 KBS-3 處置場處置的用過核子燃料，
- SKBdoc 1221579：最終處置廢棄物罐內的放射性活度，
- SKBdoc 1077122：裝載燃料組件廢棄物處置銅罐的輻射屏蔽計算。

SSM 所賦於的具體任務為，科學論證前述每一份報告，評估報告中資訊的可信度，特別是用過核子燃料放射核種存量、輻射劑量、以及輻射強度的計算。審查者亦被要求對獲取報告結果所採用計算機軟體程式的一般使用與驗證加以評估。技術報告並不包括審查者們自己的模擬計算。

基於此與已知的文件範圍，審查者們明確指出高度關注的領域，並針對這些領域評估文件。

- 對報告中問題的建構、目的、限制、報告的範圍以及科學的方法進行一般評論，
- 用過核子燃料中放射核種存量的計算，
- 衰變熱的計算，
- 劑量率與輻射防護的計算，
- 臨界計算，以及
- 所使用的軟體工具與其驗證。

審查者們曾要求額外的文件，並成功獲得下述報告：

- SKBdoc 1193244：處置罐的臨界安全計算，
- SKBdoc 1222975：最終處置場中由燃料釋放分裂氣體的計算。

技術報告的結構，以前述三份報告為個別章節討論。

5.1.2 於 KBS-3 處置場處置的用過核子燃料 (SKB TR-10-13)

SKB TR-10-13 為主要的審查文件。該文件的目的為說明擬封裝燃料的類型與數量、燃料性質與參數、燃料操作程序包括檢查與密封，並說明對封裝核子燃料長期安全評估具有重要性的參數之預期值。

1. SKB 的說明

在該報告的開始有一節說明該報告的目的與限制，以及概述 SKB 報告說明 KBS-3 處置場的設計、建造及監測。然而，該報告的具體目標為說明瑞典核能發電廠的運轉規劃與所產生用過核子燃料的存量，計算於廢棄物處置銅罐中放射核種存量與輻射強度，以及基於燃料類型與衰變熱負載進行用過核子燃料的操作與封裝。

(1) 一般評論

該報告為一技術報告，說明燃料的幾項重點(包括起始濃化度、燃耗、放射核種產量)與未來的封裝設施操作有關(輻射劑量與臨界)，並說明分析所採用的參考情節與限制，此與所闡明的目標有關。報告的結構清晰且易於了解，然而，審查者們對該報告有數點一般評論。

在該報告的前部，有一份圖表顯示有少數幾份報告彼此配合。然而，由此圖表與報告本文，並沒有明確指出 SKB TR-10-13 即為「用過燃料報告」。雖然可由該報告第 14 頁 1.4 節的資訊暗示了解。在某些報告中以粗體字顯示文辭，例如 SR-Site、SR-Operation、以及設計基準長期安全，而沒有引用適當的參考文獻。審查者無法得知這些是指哪一冊報告，因此必須妥善引用參考文獻。審查者也無法理解該報告的結果，與在 SKB 其他應用相關的報告的關係(例如，核子保防方面)，亦無法理解該報告與處置場長期安全方面的應用關係(例如，放射毒性與貯存時間)。

一般而言，該報告的技術詳細程度有些欠缺。報告中有許多選用的數據表格，而沒有說明為什麼必須或應該採用這些數據。在其他地方，審查者無法找到他們所預期的資訊，或在參考文獻中可以自行找到。此情況的例子為，「安全」與「長期」為報告中的關鍵詞，可是在報告中卻沒有提到包括那些方面的安全或由其他報告涵蓋那些方面(放射毒性、銅腐蝕、氣候變遷等)。另一個例子為，該報告包括廢棄物罐中活度的計算結果，但是並沒有將此資

訊關連到燃料的放射毒性與其貯存時間。

在 SKB TR-10-13 報告與其他某些引用的報告中，有某些敘述經常重複數遍。此可能由於在多個章節或上下文中採用相同的文詞敘述。審查者所發現的問題為，在參考文獻中有多次包括相同的敘述而沒有進一步的說明，或者引用到另一參考文獻，但是它卻是一樣採用一般敘述。此將造成極難評斷成果的可信度。與臨界相關的具體討論，列於以下小節。

(2) 擬於 KBS-3 處置場處置的用過核子燃料 (SKB TR-10-13 - Ch.2)

該報告(SKB TR-10-13)的第 2 章用以說明擬處置的用過核子燃料。說明瑞典的核能發電廠、燃料的數量與性質，例如燃耗與冷卻時間以及燃料尺寸。燃料的燃耗以三個直方圖顯示。燃料的冷卻時間以兩個散點圖顯示，其中黑點顯示已經貯存於 CLAB 的中期貯存場，紅點則顯示將來擬貯存的燃料。黑點顯示對於燃耗沒有不確定度，紅點顯示對於燃耗的標準差為 ± 3 百萬瓦日/公斤鈾。從科學觀點而言，審查者無法確定假設標準差的意義，亦不了解 3 百萬瓦日/公斤鈾是從何而來？此應在該報告或參考文獻中詳實說明。而且，在圖說中提到「批次平均退出燃耗」，但是並沒有說明在該批次中有多少燃料組件。此外，在貯存於 CLAB 的燃料亦應包括某些不確定性，可是該報告中卻全然沒有提及。

在 SKB TR-10-13 報告的 2.3.2 節說明於 BWR 與 PWR 不同類型的燃料組件中，元素 N、Cl、Ni、Nb 的差異性以隨機選取燃料類型來檢測，並藉由比較這些燃料的結構材料的數量與 Svea 96 Optima 2 和 Areva 17×17 分別來比較。保證這些元素的數量對 BWR 與 PWR 均是一樣。但是審查者要求妥善引用所決定的差異性。審查者也要求說明對於其他燃料如何執行隨機取樣。假若此項比較僅限於檢視隨機取樣表，則有何理由不採用全部的樣本。

審查者發現，該報告有所侷限，對於瑞典未來核能發電廠的運轉，僅考慮一種參考情節。主要因為，運轉的任何改變，不僅影響容量，也影響最終處置場的運轉，因為需要重新計算臨界與衰變熱。

(3) 操作用過核子燃料的規定 (SKB TR-10-13 - Ch.3)

本章說明於封裝前操作用過核子燃料的規定，包括用過核子燃料對於廢棄物罐所加諸的設計基準。本章亦分成兩部分，一部分針對長期安全的規定，

另一部分針對 KBS-3 運轉的規定。

審查者對於 SKB TR-10-13 第 3 章的審查意見為，有關於 KBS-3 運轉相關的實際規定應更為詳實。具體的意見為，燃料選取程序應提供更詳細的資訊，同時提報預期的量測與檢查。

(4) 長期安全

長期安全主要為用過核子燃料的衰變熱與核臨界有關。關於衰變熱，於 SKB TR-10-13 報告第 3.1.1 節與 4.4 節載明對處置場長期安全而言，此為重要參數之一，並且限制每一廢棄物罐大約最大 1700 瓦。也有規定選取燃料組件以不超過此限值。實際上，如何選定適當的燃料組件，或是選取程序的結果，並沒有加以說明。而且，在 6.4 節敘明「依照目前的組件選取方式，可確保廢棄物罐中，組件的總計算衰變功率不超過 1650 瓦」。對於 1700 瓦的安全限值提供了安全餘裕，以確保總衰變功率符合 1700 瓦的準則。在同一節載明所計算衰變功率的不確定度估計為 2%。假設 2% 的不確定度(一個標準差)，大約 30% 的廢棄物罐裝載 1650 瓦，實際上將導致衰變功率低於或高於 1650 ± 33 瓦，亦即在 1617—1683 的範圍之外。對於如何處理此種情況，該報告並無討論，例如如何降低所估計衰變功率的不確定度。而且，該報告也沒有說明為什麼設定 1650 瓦的限值。顯然，此限值必須更小，或者不確定度的可信水平必須更大。

在該報告 3.1.1 節的最後一段，提及在處置孔周邊可以有較高的衰變功率。但是並沒有詳細說明為何可以如此，僅假設在處置孔周邊位置表示在緩衝區內有較低的溫度，因為有較少的鄰居可以貢獻熱源。若能明確澄清此點，該報告將更明確。審查者了解臨界問題為其他審查團隊進行審查中，但是臨界問題亦為本審查文件中的一部分，因此決定在此對其提出評論。審查者發現在 SKB TR-10-13 報告中有關臨界的說明極為稀少，但是多次引用 SKBdoc 1193244 處置廢棄物罐。

臨界安全的計算，審查者在此針對此報告提出評論。文件 SKBdoc 1193244 證明臨界準則，如果有考慮燃耗額度，廢棄物罐充滿水中子增殖因數永遠小於 0.95 是可以達成的。其中許多準則與方法是基於美國核能管制委員會對於用過核子燃料運送與貯存的規定。

5.2 不確定性傳播與敏感度分析

5.2.1 簡介

此部分的報告涵蓋 SSM 所授予任務「在 SR-Site 的不確定度與敏感度分析」(TN-2015:05)的第 1 與第 2 部分。

第 1 部分：敘明問題

- SKB 執行敏感度分析所採用方法的合適性
- 依照工作規範，SKB 定量不確定度所採用方法的合適性，此包括
- SKB 對 SR-Site 所採用敏感度分析方法的合適性
- SKB 對其所採用敏感度分析方法的說明，包括可能採用其他方法以增進對於關鍵參數的了解
- 採用保守與最佳估計值的方法，以及
- 對於 SR-Can 安全評估審查意見的回應與假設

第 2 部分：審查工作

為對緩衝材沖蝕/廢棄物罐腐蝕情節(此後簡稱腐蝕情節)，不確定度的傳播，此情節依照 SKB 的計算，貢獻最大的風險。審查專注於風險計算中，藉由決定廢棄物罐失效分布來確定數種不確定性的特性與傳播。

5.2.2 SKB 進行敏感度分析所採用方法的合適性

1. 評估的動機

數十年來，敏感度分析(sensitivity analysis, SA)為深地層放射性廢棄物處置性能評估、安全評估、以及安全論證的一部分。傳統上，敏感度分析是指分析模式計算中輸入值與輸出值的關係。廣義而言，輸入值亦涵蓋模式假設(可能包括情節假設)、計算模式/計算機程式(此亦包括相關的假設)、以及模式計算輸入參數值等的選用。

有關情節、模式假設、計算模式、以及計算機程式的選用分析，通常以確定性論測試某一選項與另一選項的方式來執行，理想的方式為徹底、完整、有系統的方式。然而，審查者了解 SKB 處理情節與概念不確定度的審查，已由 SSM 指派其他團隊進行。因此，技術報告對於 SA 的問題，採行較狹義的作法，亦即檢

視模式計算輸入值與輸出值的關係。取決於分析所採用的方法，SA 可說明不同類型的輸入-輸出關係，例如線性單調(包括非線性單調)、非單調、以及影響輸出的概率分布。因此審查者的審查工作，將說明下列問題：

- SA 應用於那一個模式，
- SA 所產生的結果，可以妥善解釋模式的行為，且 SKB 有提報。

2. SKB 的說明

(1) 對中央腐蝕情況的 SA

狹義觀點的敏感度分析(亦即採用數值方法決定模式輸入與輸出的關係，請見 5.2.1 節簡介)呈現於 SR-Site 13.5.11 節。針對中央腐蝕情節(13.5.4 節)對劑量計算(包括總劑量與鐳 226 劑量)執行分析。SKB 說明選定鐳 226 乃是因為在大多數情況下，其為主要劑量貢獻來源。SA 乃是為了獲得相關性，並確認關聯於劑量高或低的參數。SKB 進一步說明有多種 SA 方法，藉由標準秩回歸係數(standardized rank regression coefficient, SRRC)(SRRC 的範例請參閱 A. Saltelli and T. Homma, *Computational Statistics and Data Analysis* 13(1992), p73-94)確認系統的單調性來選定其 SA。

已經針對「總劑量在一百萬年」計算出 SRR。SKB 於是將藉由此分析所獲得的參數稱為：燃料溶解速率、沿地圈流徑的核種傳輸阻力、以及廢棄物罐失效時間(依序遞減)。對於鐳 226 劑量，SA 獲得沿地圈流徑的核種傳輸阻力、燃料溶解速率、以及廢棄物罐失效時間。SKB 對於不同排序的解釋為核種傳輸阻力對於吸附核種很重要，某些分析中並不是鐳 226 為主要，而是不吸附的碘 129。由總劑量對時間的最大值進行 SA，亦產生類似的結果。顯然，SKB 進行更多的 SA，在 SR-Site 中亦提到對最大鎳 59 劑量進行 SA。報告中暗示有更多的 SA，但是並沒有明確提及與說明。

此外，也進行條件式平均值分析，以決定與最高劑量有關的變數(對於低劑量以及高低兩端的劑量，結果相同)。此項分析獲得失效時間、燃料溶解速率、核種傳輸阻力以及對於高值的參數 tw 。SKB 提到核種傳輸阻力、失效時間、以及第 3 個參數 tw 三者是相關的，意思為其重要性並不如 SRRC 方法所顯示的那麼高。此也藉由修正過的回歸模式進一步分析。此模式基於劑量計算模式的知識。在此模式中，利用一系列四個預先定義的近似模式，

回歸計算數據，開始由一個參數的模式進行分析，步進擴展再引進第二個參數、第三個參數、最後引入第四個參數。由使用四個參數的回歸結果，其近似模式與原模式的相關係數 R^2 為 0.99，顯示很強的解釋能力。

基於此，SKB 宣稱由 SRRC 方法確認對鐳 226 劑量重要的參數 t_w ，並不需要用來解釋鐳 226 劑量。

(2) 對剪力荷重使廢棄物罐失效的 SA

同前，SKB 對相同有意的物理量藉由 SRRC 方法執行 SA。R2 值介於 0.69 至 0.94。並對所獲結果討論其物理與化學意義。

3. 審查者的評估

SKB 對劑量計算模式進行 SA 的方法是既定又傳統的。然而，在 SKB 的方法論中極重要的安全功能指標，審查者建議對於計算這些指標的 T-H-M-C 模式執行 SA，以期能進一步獲得系統行為的內涵。對於中央腐蝕(central corrosion)情況，採用機率性計算的數據，亦為 SA 的數據，乃是基於半相關(semi-correlated)的 DFN 模式。同前，審查者建議不要僅限於此一模式。

在計算時間依存結果時，SA 的一項重要觀念步驟為選定「所關注的量」，亦即將所計算的時間系列轉換成單一數值，以供 SA 進行分析。

由於最大年有效劑量為決定符合法規的數值，因此顯然該選定此數值進行 SA。確實，SKB 針對最大年有效劑量進行 SA。此外，對於所計算時間尾端(106 年)亦進行有效劑量的 SA。即使如此，利用確定性計算所獲得的年有效劑量與利用機率性計算所獲得的平均值，此時仍是值得重視。

5.2.3 採用保守的與最佳估計參數值的方法

1. 評估的動機

在安全評估中有關參數值的不確定度，假若採用確定性的方法，可以用各種不同的方式來處理。在建模分析時，尤其要證明符合法規時，可能採用產生保守的誤差來涵蓋複雜的情況。此種保守性功能很好，但是其有用性則取決於處置場發展階段與生命週期。通常取決於分析的目的與所要探討的組件，而朝較不保守的方向偏轉，尤其是的選擇比較與最佳化時，此時讓我們更了解系統與其細節。此種較不保守的作法有時稱為「實際」，但是較好的稱謂為「最佳推測」或「最佳估計」。

2. SKB 的說明

針對 SKB 所呈現的數據報告，有下列數點意見：

- 必須有一辦法來說明輸入數據與其不確定度。
- 數據報告應具有蒐集具有不確定度估計的輸入數據的功能。
- 採用標準化的程序。
- 區別數據供應者的判斷與評估團隊的判斷。
- 品質保證措施，「對 SR-Site 提供數據報告」的具體規定。
- 對安全評估關鍵的不確定性來確認數據，此需要詳細定量不確定性。
- 以標準化的階段系列來進行數據的品質優化。

3. 審查者的評估

如同 SSM 於審查任務所使用保守性的意義，令人驚訝的是「保守性」並沒有出現在 SKB 的報告。在報告多處提到「悲觀假設」，不僅對數據、亦對發生的可能性/情節機率。前述文辭摘錄，顯示於提供數據時，最好獲得機率分布或最少包括範圍(range)。同時顯示悲觀的數據僅能在例外的情況下提供。

5.3 安全論證中放射核種溶解度的限值

5.3.1 簡介

1. SSM 的審查

審查任務的目標包括：

- 詳細審查 SKB 計算溶解度限值的方法。
- 對於 SKB 所計算溶解度限值，重複計算二至四個放射核種。
- 在達成前述目標後，若資源許可，額外計算進一步探討放射核種溶解度限值在地下水組成相關變化下的敏感度，以評估 SKB 所對應的結果。
- 在安全論證中，評論 SKB 對代表共沉澱的放射核種，尤其是鐳，所採用方法的優劣。

審查任務的範圍由一主要參考文獻列表所定義，雖然其他資料亦認為有關。

- 擬用於 SR-Can 濃度限值的決定與評估，SKB TR-06-32。
- 放射核種熱力學資料庫的更新以協助性能評估中的溶解度限值計算，SKB TR-06-17。
- 評估鐳-鋇共沉澱與其對近場中鐳溶解度的影響，SKB TR-08-07。
- 實驗決定鐳被硫酸鋇所吸附，SKB TR-10-43。
- SR-Site 安全評估的數據報告，SKB TR-10-52 第 3.4 節。
- SR-Site 安全評估放射核種遷移報告，SKB TR-10-50。

2. SKB 的處置概念

基於數十年的研發工作，SKB 建議依照 KBS-3 的方法建造用過核子燃料處置場，以對其進行最後階段的管理。KBS-3 處置場將放射性廢棄物與人類和環境隔離相當長的時間。目前，依照瑞典所核准的核能發電計畫，預期將有 12,000 噸用過核子燃料產生，對應於在 KBS-3 處置場將有 6,000 個廢棄物罐(SKB TR-11-01)。於 KBS-3 處置場用過核子燃料將置於廢棄物處置銅罐內，廢棄物罐將置於膨潤土緩衝層內，此在地下 500 m 深的飽和花崗岩層。在廢棄物處置銅罐內有鑄鐵格架支撐用過核子燃料。KBS-3 處置場將有系列水平的處置隧道，含廢棄物的廢棄物罐將置於在通道地板垂直鑽孔的孔洞內。在廢棄物罐與緩衝材料置放好後，通道將回填膨潤土並以混凝土塞封閉。

5.3.2 SSM 評估的動機

放射核種溶解度直接影響廢棄物罐失效後果分析的源項，放射核種遷移將導致對人類與其他物種造成潛在劑量。SSM 追蹤 SKB 對放射核種溶解度的處理方式有數年。對 SKB 安全評估有關放射核種源項指出一些問題，包括：

- SKB 文件的可追溯性與不一致問題，尤其是安全評估數據報告與支援技術研究報告。
- 需進一步執行並公開報告敏感度分析，以支援安全評估中所做的假設。
- 必須考慮與熱力學數據有關的誤差與不確定性。
- 必須考慮溫度對放射核種溶解度的效應。
- 必須考慮磷對鈾溶解度的效應。
- 必須考慮懸膠體對鈾(IV)溶解度的效應。
- 銅系元素絡合的不確定度，在安全評估中難以定義放射元素溶解產物的單一數值。
- 可能產生共沉澱與固體溶解程序，例如鋁、鎘、及鋇的溶解能力。
- 微生物活動的效應(例如硫酸鹽還原)在性能評估所使用有效放射核種溶解度的效應。
- 在溶解條件下，對於氧化還原條件的處理。
- 在溶解度計算時，對於銀的處理。

5.3.3 SKB 對放射核種溶解度的評估

1. SKB 的說明

(1) 概念模式

SKB 評估「再用過核子燃料附近放射核種的濃度限值」(TR-06-32)。SKB 宣稱假若緩衝區具有足夠高的密度，則在所關注的區域將不會有顯著的微生物活動。但是也說明，假若因為沖蝕使得緩衝區的密度降低，則可能發生微生物活動。TR-06-32 討論放射核種溶解度受微生物調解硫酸鹽還原反應的潛在效應，但是在計算與提報放射核種溶解度限值時，並沒有包括此過程的效應。SKB 強調所提報的溶解度限值，並不適用於處置場的遠場，在遠場放

射核種可能與存在於母岩中的礦物質產生交互作用。SKB 並討論主要水文地球化學的影響、腐蝕與氧化還原、地球化學型態溶解度模式與程式、熱力學數據、限制階段的溶解度與溶解度限值。

5.3.4 評估

基於審查 SKB 的報告與已經發表的材料(例如在科學文獻上)以及 SSM 過去十幾年來追蹤 SKB 計畫的經驗，本節呈現審查任務的發現，包括獨立計算所獲得的結果。以下各小節討論：

- SKB 評估放射核種溶解度限值所採用的模式，
- 在 SR-Site 安全評估 SKB 所採用的溶解度限值，
- 對於選定放射核種，獨立計算溶解度限值，
- 氧化還原條件與不確定度，
- 與鋇的共沉澱，
- 鈷溶解度。

這些小節也評論 SKB 的報告以及其他各種不同的不確定度。

5.3.5 整體評估

SKB 以數年來所發表的報告與論文，提報計算放射核種溶解度限值的概念模式。此模式基於科學與化學熱力學的原理。SKB 文件的可追溯性卻是一個問題，因而妨礙了目前與以往的審查。假若 SKB 能夠彙整一個完整透明最新的文件，說明其選用熱力學數據、確認與處理溶解度的限制階段、以及評估與使用放射核種溶解度限值於 SR-Site 的安全評估。

雖然受限於 SKB 的文件，仍然能夠了解 SKB 對放射核種溶解度限值的概念模式，以及整體而言，SKB 用以計算放射核種溶解度限值的計算機程式是妥善的，並且選定再現 SKB 地球化學模式的結果，而且具有相當小且可以理解的差異。對於 SKB 模式與數據，各種不同的科學問題與不確定度，提報如下：

- 腐蝕過程可能影響鑄鐵內架與可能形成的腐蝕產物，其複雜性與不確定度可能比 SKB 報告所提報的大。需要更多的研發工作以確定系統的氧化還原反應。

- 關於地下水化學，僅使用一組地下水組成來計算放射核種溶解度的限值並應用於 SR-Site 的安全評估。
- 由於地下水與緩衝區的化學交互作用導致水的組成變化，在 SKB 的安全評估中卻省略此效應，對此應妥善澄清。

5.4 天然類比

5.4.1 廢棄物處置銅罐的腐蝕問題

1. 瑞典的法規要求

規劃中的瑞典用過核子燃料處置場依賴銅鑄鐵廢棄物罐做為主要的工程障壁。在預期環境中，銅的腐蝕作用必須徹底了解，以作為處置場封閉後安全分析的基礎。在採用一百萬年的評估期間，證實銅的腐蝕作用為其劣化的主要因素。一百萬年的評估期限，為 SSM 法規指引的規定。

2. 背景資訊

以往的分析成果，乃是基於銅初始在氧化環境以及含硫化物的地下水中，一旦回復還原環境，即會腐蝕。此過程的定量分析，考慮大氣氧化與硫化物濃度的上限值，同時考慮膨潤土與緩衝材料與鄰近母岩的遷移限制。瑞典皇家技術學院的一群研究人員建議，基於已經發表的實驗結果，處置的廢棄物處置銅罐，因為氫的演化過程，也將與水本身產生腐蝕作用。

3. 評估目的

本項審查的目的，乃在評估瑞典皇家技術學院(KTH)的發現，此發現乃是基於評估其實驗方法、化學分析工作、熱力學模式、並討論反應機制、以及與銅礦類比行為做比較。

4. 評估結果

審查者的評估結論，KTH 的研究團隊無法令人信服的證明銅會受純水腐蝕，且在處置場環境中的還原化學條件下，此項過程不可能會變成主要的反應。然而，審查者沒有辦法完全排除，在大氣條件下，由水中抽離氧，會導致銅在水中逐漸腐蝕的情況。

5. 將來改進建議

純水造成銅腐蝕的議題，SKB 與 KTH 的研究人員，不論是由科學研究或安全分析的內涵，均應進一步仔細分析。

5.4.2 其他障壁的天然類比

其他障壁包括：用過核子燃料、金屬廢棄物罐、膨潤土緩衝材料、水泥材料、以及處置母岩等。其他障壁的天然類比評論，請見下列參考文獻：W. Russel Alexander, Heini M. Reijonen, and Ian G. Mckinley, “Natural analogues: studies of geological processes relevant to radioactive waste disposal in deep geological repositories”, Swiss J Geosci (2015) 108: 75-100.

5.5 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式比較

SSM 使用簡單參考生物圈模式的計算結果與 SKB SR-Site 的 LDF 比較，確認 SKB 的計算結果是否合理及可信的。

5.5.1 SSM 的安全法規及 SSM 審查方法概論

1. SSM 對於高放處置場的安全法規摘要

- (1) 處置場運轉時，對處置場以外所造成個人年劑量率不得超過每年 0.1 毫西弗。
- (2) 處置場封閉後，對群體中代表性個人的年風險值不得超過 10^{-6} ，劑量對風險的轉換因子為 0.073 西弗⁻¹(ICRP60, 1991)。
- (3) 必須計算處置場封閉後 1,000 年內，因放射性物質外流所造成的集體劑量總和，若處置設施確保 1,000 年內不外流，則不用提報；以及 10,000 年內的各年年集體劑量。
- (4) 生物圈的保護。
- (5) 必須對各種不同時期的闖入進行分析，採用最適化與最佳可用技術。
- (6) 所有評估均需進行不確定度分析。
- (7) 封閉後前 1,000 年需進行定量的分析，1,000 年至 100,000 年可進行定性分析，可用簡化的方法分析直至至少一百萬年。

2. SSM 審查方法概論

SSM 開發簡單參考生物圈模式，作為探討 SKB 在 SR-Site 所採用的地景劑量因子(Landscape Dose Factor, LDF)方法的一種手段，LDF 類似 IAEA BIOMASS 提到的生物圈劑量轉換因數(Biological Dose Conversion Factor),

SSM 成立一個評估團隊對模式獨立的進行開發改良。根據 IAEA(2003)的 BIOMASS 技術導則，系統地開發了簡單參考生物圈模式。評估團隊採用了簡化方法開發參考生物圈模式。該方法如圖 5-1 所示。

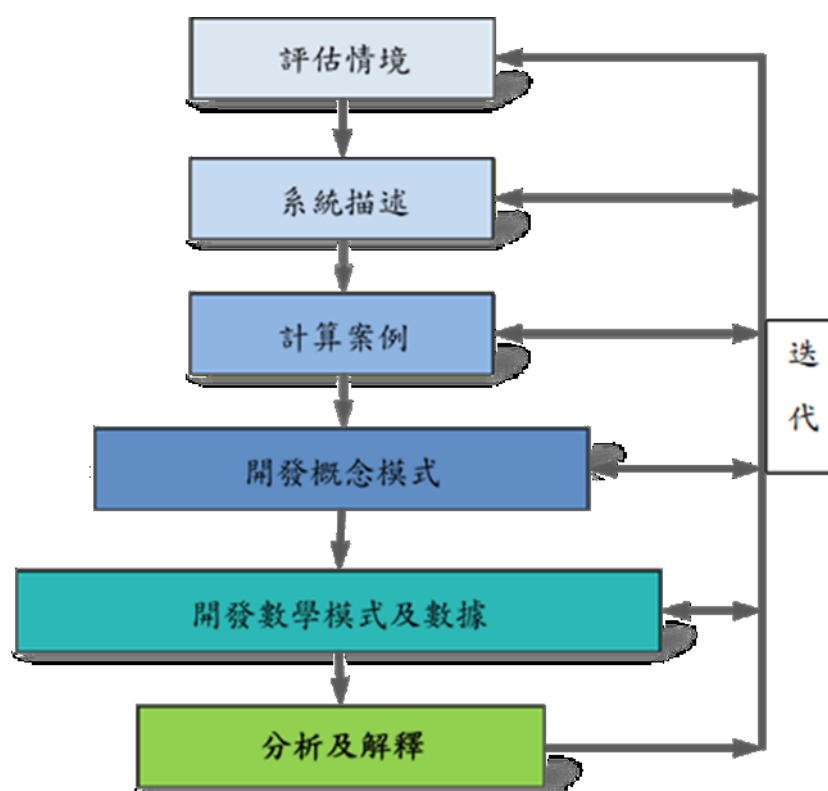


圖 5-1 簡單參考生物圈模式開發方法

5.5.2 評估情境

1. 評估目的

使用「參考生物圈」方法所開發的較簡單模式，評估 SKB SR-Site 生物圈劑量評估模式在非破壞性情節的適當性。簡化參考生物圈模式包括具可信度的核種遷移過程及代表各種類型的生物圈系統，如使用水井、農田、湖泊及沼澤(mire)。為確保與 SKB 結果比較有意義，模式使用 SR-Site 數據。然而簡單模式並不包括生物圈系統演替(例如從海洋至湖泊、沼澤、陸地系統的演替)。

2. 評估目的

SSM(2008)管制導則規定，處置場的設計應使封閉後最高曝露群體的有害年風險不超過 10^{-6} 。但如果曝露群體只有少數幾個人，則計算最高有害年風險若不超過 10^{-5} ，則可視為符合法規標準。鑽井飲用水情節的關鍵曝露群體就是一個例子。SR-Site 生物圈劑量評估模式主要在 LDF(單位為 Sv/Bq)計算。核種自處置場外釋經地下水、裂隙地質圈至生物圈每單位年外釋率(Bq/y)所造成的劑量率(Sv/y)。法規定義了風險標準，簡單參考生物圈模式亦需提供與處置場址有關的劑量因子(dose factors, DFs,單位為 Sv/Bq)，與 SR-Site 評估所使用的 LDF 進行比較。非人類生物劑量評估不在技術報告範圍內。

3. 評估方法

- (1) 依據 SSM 的管制導則(2008)，除非現況明顯與分析基礎的演化不一致，評估應使用切合現實的生物圈條件，並聚焦於現今處置場及其周邊地區的情況。
- (2) 為避免評估過於悲觀及確保不低估潛在劑量及風險，定義生物圈系統及其參數時採用符合現實的假設，對人類活動及潛在曝露途徑採取更謹慎的假設。
- (3) 簡單生物圈模式的參數選擇，採用確定性的方法。若可獲得參數的不確定性資訊(如直接由 SR-Site 評估使用的參數分布中取得數據)，將其納入敏感度計算之內。
- (4) 人類活動採用合理保守之確定性假設，尋求與生物圈系統的描述一致。

4. 處置場系統

SKB 所提出的 KBS-3 處置概念，係將用過核子燃料經中期儲存 30—40 年後，利用內部鑄鐵外部銅殼之廢棄物罐裝填用過核子燃料，提供足夠強度與抵抗外部侵蝕能力保護內部廢棄物體。接著將廢棄物罐運送至處置場址，利用豎井輸送至地下約 500 公尺處開挖完成的岩體處置坑中，再利用緩衝材料包覆及回填材料填充，利用其低水力傳導特性以遲滯核種釋出處置場，處置概念如圖 5-2 所示。

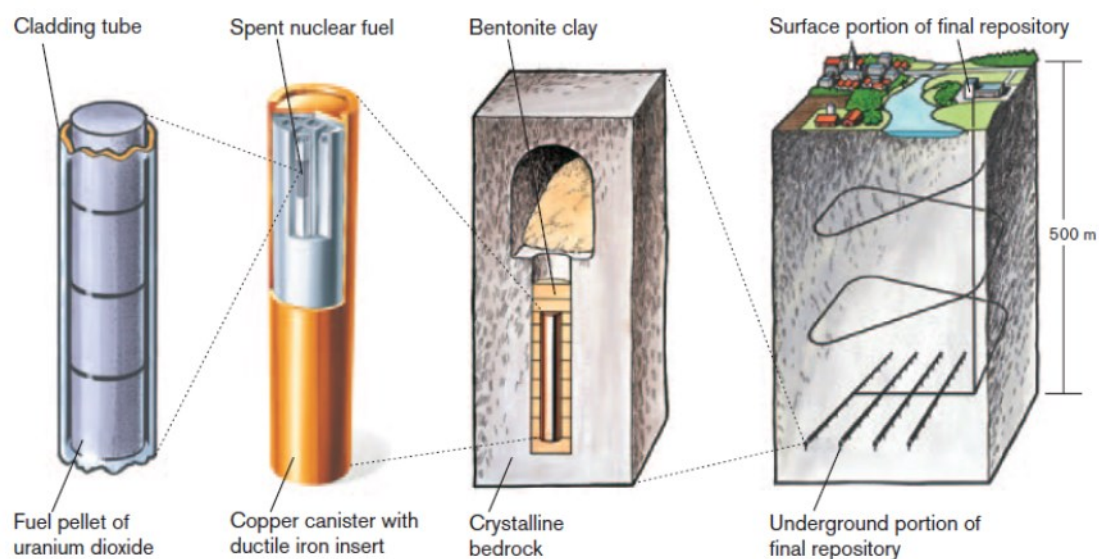


圖 5-2 SKB 的 KBS-3 處置概念

5. 場址情景

SSM 管制導則(2008)將重點放在處置場封閉後第一個 1,000 年，這個時期的評估具有高度可信度，1,000 年以後的評估是解說性的。除非確認有明顯的不一致，否則將評估現今的生物圈狀況作評估。SKB 對該場址進行了廣泛的場址特性調查，並針對遙遠的未來開發評估模式，而得到了很好的總結。

Forsmark 的土地因冰後隆起而上升，預計將持續超過一萬年。隨著土地的上升，從海底淹沒到孤立湖泊，再到沼澤地最後到陸地的變遷。大約 2500 年前，Forsmark 場址開始從海上出現。該地區的地形相對較淺，大多比現今的海平面低 20 m。第四紀沉積物以冰河冰磧土(glacial till)為主，包括沙質及粘土冰磧土，直到其他區域以含有冰磧土的巨石為主。冰後期陸地隆升導致近期出現的大部分土壤都不成熟，缺乏明顯的土層位(soil horizons)。泥炭發生在已成為沼澤之前的湖泊中。

Forsmark 地區的湖泊被歸類為貧營養(低營養)硬水湖泊。湖泊傾向於小而淺，理論上保水時間通常小於 1 年。Forsmark 的海洋生態系統位於一個相對高生產力的沿海地區，該地區的初級生產(primary production)相當低，這是由於大陸地區水分養分含量較高。

Forsmark 地區有林業歷史，今天被視為具有相當高比例的年輕及較老地貌。濕地頻繁發生並占三個主要集水區面積的 10—20%，在某些支流集水區可高達

25—35%。濕地的主要部分是針葉林沼澤和開放的沼澤。耕地、牧場及開闢空地而砍伐樹木(clear-cuts)佔據了開闊的土地。在定居點附近可發現耕地和牧場，這些牧場早些時候被廣泛使用，但在全國農業活動普遍退化後，今日已成為廢棄農地的一部分。

6. 源項及地質圈與生物圈介面

候選處置場將設置於結晶床岩石上，廢棄物罐中核種釋出後，經由膨潤土回填物質、裂隙及地下水而傳輸至地質圈及生物圈。SKB 對地下水流建立廣泛的程式，包括 DarcyTools，ConnectFlow 和 MIKE-SHE。用粒子追蹤(蒙地卡羅法)用於確認水流從處置孔(deposition hole)到生物圈的可能流動路徑(並提供其他功能性能的度量，如遷移時間)。

粒子追蹤模擬結果顯示：

- 排放集中在地形低點，這通常與較高的裂隙密度有關。
- 許多(但非全部)排放點與湖泊或河流/溪流相關(直接外釋至地表水體或與其相鄰的土地)。
- 隨著海岸線的撤退，將產生新的排放點。

核種釋出後至近地表地下水系統後的溶質評估模擬結果，不同區域間的遷移行為有很多種形式。結果顯示核種初始遷移主要在垂直方向，直接在釋出射源上方相對較小區域內發現高濃度。(Lindborg，2010)。

地下水井在 Forsmark 地區很常見，深度約為 25 m 到 90 m。一些井中的地下水適合飲用，但是許多水井存在鹽度，硬度和高礦物質含量(特別是鐵)等問題。當地私人水井的調查顯示，部分水井不能用於飲用及灌溉。

7. 時間框架

SSM 管制導則(2008)建議風險分析應該至少涵蓋十萬年或一個冰河周期。在此之後，計算結果旨在提供提高處置場保護能力可能性的重要資訊，評估考量時間應予以延長，最長為一百萬年。

8. 社會假設

SSM 管制導則(2008)建議風險分析應依據當今瑞典人所使用的多樣性環境及天然資源。

5.5.3 系統描述及計算案例概要

撰寫系統描述的目地為確認作為後續模式開發基礎的解釋及支持模式開發的自我一致文件，最大限度地減少讀者交叉引用支持文件的需要。

1. 氣候演化

SKB 確定了與 Forsmark 處置場相關的三個氣候時域：

- (1) 溫帶時域(temperate domain)： 溫帶氣候域被定義為沒有永久凍土或冰蓋存在的環境。溫帶時域擁有最溫暖的氣候，冬季寒冷，夏季可能涼爽或溫暖。全年都在降雨或降雪，沒有乾季。溫帶域包括冰河後期 Forsmark 地區可能因冰河後退而被水淹沒的時期。溫帶時域除包括當前氣候外，亦包括全球暖化影響的氣候。
- (2) 冰緣時域(periglacial domain)： 冰緣時域指具有完全或部分常年凍結的地表而沒有被冰層覆蓋的環境。永凍土層以零星、不連續或連續的形式出現。通常永凍土域氣候比溫帶域更冷，比冰河域更溫暖。季節的不同，降雨量可能會降雪或下雨。 在冰緣域內，Forsmark 一部分地區可能被水淹沒。
- (3) 冰河時域(glacial domain): 冰河時域指為冰河所覆蓋的環境。冰層可能有冷凍或解凍床，部分取決於主要的氣候條件。通常冰河域具有最冷氣候，降雪為降水的主要形式。

SKB 考慮了六個氣候案例，包括參考冰河循環期(最近一次的冰河循環期條件)、全球暖化、延長的全球暖化、延長冰層組態、最大冰層組態及嚴重永凍土(severe permafrost)。延長的冰層組態時間、最大冰層組態和嚴重永久凍土案例主要包括在 SR-Site 中作為極端情況，以測試處置場系統對可能重要的地表下作用的回應。

2. 六種生物圈系統(溫帶氣候)

計考量海洋(marine)、湖泊(lake)、沼澤(mire)、森林(forest)、牧場(pasture)、耕地(arable)等六種生物圈系統。

3. 定義計算案例

- (1) 考量現今 Forsmark 區域溫帶氣候。
- (2) 考量地球暖化而增加灌溉需求。
- (3) 冰緣期的變異情節(此期情況下耕地及牧場系統是不適合的)。
- (4) 為配合簡單參考模式的開發，六個系統獨立建立模式(不同生物圈系統間無交換)，以避免複雜作用改變核種釋出的分布。

5.5.4 概念及數學模式

1. 概念模式

建立六個生物圈系統的溫帶作用矩陣。

2. 數學模式

- (1) 考量核種在各區塊的流動(解聯立區塊控制方程式)
- (2) 離散化(discretisation)
 - 區塊內核種濃度假設為均勻。
 - 計算區塊內固相與液相濃度。
 - 假設區塊內人類活動是一致的，計算平均劑量。
 - 區塊分為較低表皮土(lower regolith)、土壤及沉積物、水三部分。
- (3) 數學表示
 - 動力過程：地下水排放、地下水流、灌溉及穿越流的轉移率(transfer rate)。
 - 環境濃度：計算環境中的核種濃度。
 - 平衡模式：計算核種遷移過程中達到平衡的濃度。
 - 曝露模式：計算年有效年劑量(annual effective dose)。

5.5.5 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式的計算結果比較

1. 生物圈模式所需參數值儘可能使用 SR-Site 的數據，但下列情況仍需設定模式所需其他參數值：
 - (1) SR-Site 評估中未包含的功能及流程。
 - (2) SR-Site 使用數據不合適或不同情況(如非演替取代演替系統)。

2. 參數種類：包括尺寸(面積及地層厚度)、介質屬性、水文及近地表水文地質學、其他轉移過程(地表水交換/周轉、沉澱及再懸浮、侵蝕、生物擾動、揮發及大氣、曝露群體假設、核種及衰變鏈、吸附、擴散、海浪增強、植物參數、陸生動物參數、水生生物參數、劑量因數等。

5.5.6 重要結果摘要

1. 不同生物圈系統的 DFs：

- (1) 最大 DF 主要為井水作為家庭用或農耕目的。
- (2) 次高 DF 主要為牧場系統與地下水排放有關情節(44 核種中有 20 個核種)，湖泊及森林系統主要為與地下水排放有關情節(44 核種中有 10 個核種)。
- (3) 許多核種在較長時間(大於 20,000 年)可達到最大 DF 的 90%，這與生物圈地層厚度、核種在地層中保留程度及核種半衰期有關。
- (4) 曝露途徑的貢獻：灌溉農作物的消費為最重要的潛在曝露。
- (5) 不同年齡群組的比較：考量 6 個群組。
- (6) 黏土粉質冰磧土(clayey silty till soils)的可能性：耕種系統的 DF 與泥炭/有機土類似或稍微低些；牧場系統中的 DF 有 14 個核種比泥炭/有機土略高(但小於 4 倍)。
- (7) 平衡時間：DF 與時間有關，這通常與表皮土(regolith)厚度、地下水流速及核種在土壤保留程度有關。

2. 與 SR-Site 的 LDF 比較：

- (1) (DF)max 發生在間冰期海水退縮期，某些情況發生在最大陸地化地點。
- (2) 所有生物系統中 18 個(39 核種中有 18 個核種)核種 DF 低於 SR-Site LDF。
- (3) 耕種系統中有 21 個(39 核種中有 21 個核種)核種的 DF 高於 SR-Site LDF(包括 226 Ra)。
- (4) 非耕種系統某些核種 DF 高於 SR-Site LDF(如 234U、238U)。
- (5) SR-Site 的評估不考慮灌溉，但考量人們及動物飲用地下水，並假設地下水排放至耕種系統而污染作物及牧場。而簡單模式考量井水灌溉，其

DF 高於 SR-Site 之 LDF。

- (6) 19 個核種之 DF 與 Avila(2010)圖 22 比較結果。
- 其中 12 個核種顯示簡單模式飲用水途徑的貢獻高於 SR-Site，其中 5 個核種貢獻差距更為顯著。
 - 7 個核種顯示兩種模式飲用水途徑重要性之合理一致性。
- (7) 變異情節：飲用水途徑占主導作用。

5.5.7 審查者總結

技術報告使用 SR-Site 報告所提供 Forsmark 處置場址的生物圈及土地使用現況資訊，合理化未來從處置場核種外釋至海洋、湖泊、沼澤、森林、牧場及耕地系統的生物圈模式。獨立建構系統化的簡單參考模式方法，但與 SR-Site 的安全評估不同的是，並未考量後冰河期地殼均衡回彈(isostatic rebound)所引起的陸地上升所趨動生物圈系統的自然演替。主要發現如下：

- (1) LDF 採用複雜地景演化模式，但生物圈目標地區(biosphere object)使用相對簡單、粗略的區塊模式。儘管 LDF 模式中地貌改變的時間尺度有很好的展現，但在不斷演化系統環境中的核種動態累積卻並非如此。
- (2) SR-Site 強調自海洋系統過渡到陸域系統，這顯示有機土壤的發展及變遷是很重要的。黏土質粉砂(Clayey silty)、土壤雖為 SR-Site 的主要組成，且較適合長期農業，但在 LDF 的對此的考量是有限的。
- (3) 調查顯示 SR-Site 之淺層地下水係用於灌溉，但灌溉未包含在 LDF 模式中，只在附帶計算時考量。
- (4) 根據生物圈模式、數據及其文件觀察，總結了以下 4 種情況限制了對計算結果的信心：
 - 對不同土壤及沈積物的吸附數據仍在進行彙整當中。
 - 地下水流模式的模擬結果及其在評估模式中使用之抽象與標準化程度。
 - 並未明確說明有關短壽命子核種的假設，子核種對劑量因數的貢獻在報告中並未適當的展現。
 - 以碳方法為基礎所定義的參數(包括平衡濃度比、轉移因子及習

慣)不易理解或與其他評估方法作比較。

(5) 簡單參考生物圈模式與 LDF 較複雜模式的比較結果：

- 對於經由地下水向表層土壤及沉積物排放的 SR-Site 中的重要核種，通常不會低估其潛在影響。
- 有 17 個核種的 SR-site 模式考量海洋、湖泊、沼澤及陸地系統之間過渡的劑量因數計算結果，比不進化生物圈系統的簡單參考模式得到的劑量因子，高出一個數量級。
- 有 6 個核種用簡單的參考物圈模式所得劑量因子比 SR-Site 中得到的劑量因子高出一個數量級。
- SR-Site 聚焦成年人的輻射曝露是合理的，但應該記住的是某些核種對兒童及嬰兒的劑量可能高達七倍。
- 簡單模式考量小型園藝使用淺層水井而引起潛在曝露(SR-Site LDF 未考慮)，則所產生的 DF (39 個核種中有 16 個核種)較 SR-Site 的 LDF 高出一個數量級。

5.6 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式的進一步比較

5.6.1 總體目標

技術報告(Technical Note 2014:34)已為溫帶氣候條件的 Forsmark 場址開發簡單生物圈模式提供 SSM 審查，並與 SKB 的 LDF 模式方法進行了比較，詳 5.5 節。本節所研析之技術報告(Technical Note 2014:54)其目標有二：

- (1) 擴展 SSM 的 Forsmark 場址簡單參考生物圈模式，使具有代表地球暖化及冰緣氣候的功能。
- (2) 比較 SSM 用簡單參考模式計算的 DF 與 SKB SR-Site 評估中使用的 LDF，進一步探討兩者計算結果的差異。

5.6.2 總體結論

發現 SKB SR-Site 劑量評估模式存在一些弱點，重要發現如下：

- (1) 因評估文件分散在五份報告中，很難整合解釋劑量評估模式。這些報告間的不一致不能幫助理解，尤其是如何表示氣候變暖及變冷的情況。文

件中的錯誤，如報告中 Ra 吸附係數與實際使用的鐳吸附係數的差異，無助於建立工作品質的信心。

- (2) LDF 模式並未明確處理核種的短壽命子核種，在 LDF 模式中表示核種 DF 包括短壽命子核種的貢獻，但實際上 SR-Site 所使用的 DF 已將子核種貢獻排除。這將影響 Ac-227，Am-243，Cs-137，Np-237，Pb-210，Ra-226，Sr-90，Th-229 和 U-238 的 DF。
- (3) 在計算井水核種濃度時，生物圈模式有考量子核種的貢獻，但在地質圈則未考慮。以 Po-210 為例，其在地質圈岩石的吸附度較低(DF 應較高)，Po-210 的 LDF 低估了。SKB 同樣也忽略了 Ra-228、Th-228 對 Th-232 LDF 的貢獻。
- (4) LDF 模式對表土層(regolith)採用粗離散化的方法，這並不是適用地下水排放途徑的表示法。儘管該方法對於壽命較短的核種特別保守，但這也意味著核種遷移及累積時間尺度沒有得到適當表示。對於表皮土內核種遷移時間尺度的處理不當，與 SKB 在地景演化及演替的時間尺度所採取的謹慎措施不一致。
- (5) 劑量評估模式中使用詳細的水文模式，可加強了近地表水文學的基礎。但是，將水文模擬結果外推是不適當的，因為忽略了某些水流，卻在其他地方使用淨水流，對平流(advection)交換並未得到適當的表示。
- (6) 以碳為基礎的模式用於加強劑量評估模式中資源使用表示的基礎，這有助於人們對假設的合理性充滿信心，但這也意味著代表性的習慣(尤其是消費率)並非透明的。
- (7) LDF 模式的某些功能有助於對 SR-Site 評估建立信心：
 - 該評估保守地使用了在所有生物圈目標地區及所有時間使用最高的 DF。
 - 劑量評估模式包括從深層井中飲用地下水，在許多情況下為主要路徑，有助於彌補劑量評估模式中的某些弱點。
- (8) 如果採用類似 SKB 模式假設，簡單生物圈模式所計算之 DF 可能與 SR-Site 評估所使用的 LDF 具合理的一致性。在對 LDF 模式進行一定程度的探討後，仍有一些重要問題並未得到充分解決。
 - SSM 劑量評估模式仍不能完全代表或探討 Forsmark 氣候變暖條件

的潛在影響。這種情況將在當前的間冰期發生，未來間冰期亦不能排除。

- 並未研究多年凍土條件下對小規模農業的潛在劑量影響，但在冰緣期的核種釋出與在溫帶氣候的核種釋出相比，其輻射後果顯著較低。
- 未充分探討灌溉的可能性，淺層地下水用於小規模灌溉可能會顯著增加某些核種的 DF。有證據顯示現今 Forsmark 已有民眾使用淺層地下水進行小規模灌溉，遑論較暖氣候。

- (9) 應注意的是簡單模式計算的 DF 較高，此與 LDF 模式考量較小區域及較少潛在曝露群體的釋出有關。SSM 管制導則(2008)建議，如果曝露群體只有幾個人時，可考量個人風險標準為每年 10^{-5} ，曝露人數較多時，風險標準為每年 10^{-6} 。計算最高個人風險不超過個人風險標準的情況下，可認為符合標準。

5.6.3 審查者總結

審查者總結審查結論如下：

- (1) 在簡單生物圈模式中，地球變暖系統的表示採用了 SR-Site 對 Forsmark 溫暖氣候描述，證明徑流、灌溉及占用(occupancies)的增加是合理的。氣候變暖條件的 DF 始終高於當今溫暖氣候條件的 DF，主要是因灌溉和占用增加所致。
- (2) SR-Site 評估「全球變暖」案例，Forsmark 的陸地、河床及海洋生物圈描述性報告敘述變暖的條件、徑流增加及提高生產率的參數值，但在劑量評估模式中並未考量這些因素，只將「全球變暖」情況以間冰期持續時間比參考冰河循環更長來表示，但冰期參數不變，無需改變系統參數。可預期的是全球變暖情況下，長壽命核種在參考冰河週期間冰期結束前仍未達到平衡，計算的 LDF 不同。
- (3) 擴展簡單生物圈模式包括冰緣期，冰緣期是依據 SR-Site 較冷條件的敘述，再修正替代水流及人們習慣，並考量可能的小規模農業。但 SR-Site 報告將多年凍土條件下農業生產的參數自劑量評估模式中排除。
- (4) 與 LDF 模式一致的是，簡單生物圈模式顯示冰緣期的 DF 通常顯著低於當今條件下的 DF，主因是未使用地下水灌溉、較低估用及假設只有

一小部分排放物可能流向與鄰近開闊永凍土(open talik)土壤。在冰緣期較短壽命核種的 DF 比永凍條件下的 LDF 顯著來的低，因兩個模式中均無井水途徑，這意味著 DF 值對 LDF 模式中採用粗離散化是非常敏感的，因此對於較短壽命核種而言使用 LDF 是非常保守的。

- (5) 簡單生物圈模式與 SR-Site 結果的進一步比較凸顯了間冰期井水途徑對 LDF 的重要性。研究顯示 39 個核種中有 32 個核種在飲用深層井之劑量貢獻佔 50%以上。如果簡單模式採用 SKB LDF 模式中的假設(排除使用地下水灌溉及使用了 SKB 的井水濃度模式)，間冰期簡單生物圈模式的 DF 與 SR-Site 的 LDF 將趨一致。但需注意的是，SKB 井水濃度模式在生物圈模式中忽略了核種貢獻，但在地球圈中並未明確建立模式(如 Po-210)。
- (6) 簡單模式並不代表棲息地演替及地景演化，但其垂直離散化更為複雜，比 SR-Site LDF 模式中的離散化更為精細，但簡單模式中垂直離散化適當的反應地下水源項中核種遷移的時間尺度。
- (7) 對於較短壽命核種而言，採用粗離散化的 SR-Site LDF 模式顯著保守。另外，粗離散化意味著核種累積所增加的時間尺度並未得到適當的表示。在 LDF 模式中井水途徑優勢蓋過了粗離散化的影響，此種粗略方法與 SKB 在研究及 LDF 建立模式與相關時間尺度上所採取的謹慎態度不一致。因此粗離散化在劑量評估模式中破壞了 Forsmark 進化系統所代表的價值。

5.7 替代生物圈模式與 LDF 模式比較及生物圈劑量評估所使用參數值評估

5.7.1 引言

SSM 針對 SKB 之 SR-Site 申照所提出評估報告及其支持性文件，進行階段性及反覆的審查。第一步於 2012 年所進行的起始審查階段，實現了 SR-Site 廣泛範圍的總體目標，確定 SKB 需補件的相關資訊及澄清。

採用 GEMA-Site 替代生物圈模式評估 SR-Site 之 LDF 模式及其結果的適當

性，在起始審查階段關於生物圈評估及結果分析方面，提出了許多需要在主審查階段進行更需週延考量的議題，包括：

- SR-Site 評估中的水文學表示。
- SKB 劑量評估模式與替代生物圈模式方法進行比較，並考慮替代生物圈模式及參考生物圈模式。
- 評估 SKB 生物圈模式的關鍵參數(包括轉移率及 Kd 值)是否適當。
- 審查非人類生物的影響評估。

技術報告審查重點是對剪切失效情節由 SKB 提出計算年有效劑量貢獻最大 5 個核種(C-14、Se-79、Nb-94、I-129 及 Ra-226)及支持這些核種評估模式所需參數值，並對 4 個微量元素(Se、Nb、I 及 Ra)的轉移參數、C-14 評估及人類曝露參數化進行了審查。

5.7.2 總體目標

1. 針對 SKB 位於 Forsmark 的 SR-Site 封閉後安全性分析提供評論意見。
2. 用替代生物圈模式與 SKB 的 LDF 模式方法進行比較，探討關鍵參數的不確定性，並對關鍵參數（如分配係數(Kd)取值及 SKB 在模式中使用的轉移率 (transfer rate)）進行深入審查。

5.7.3 整體評估

1. SKB 水文模式的解釋

審查 SR-Site 劑量評估模式中水文學表示，集中在 SKB 對 Forsmark 地景中近地表水文學的理解、如何通過六個關鍵模式參數用以設定核種傳輸模式的水文驅動基礎及劑量評估模式中水文參數的實施。主要發現有：

- (1) 劑量評估模式中的水文狀況與 SKB 總結及代表未來地景的盆地水文採用的「平均目標地區」(average object)所代表的水文狀況是大不相同的。
- (2) 一個重大差異是在 MIKE-SHE 與核種遷移模式間平衡的解讀出現顯著差異。核種遷移模式中並未重現「平均目標地區」水文學中所顯示的許多作用，SKB 也沒有對支持水文學結構的變化提出論證或討論。
- (3) 劑量評估模式中每個盆地水文狀況是依據「平均目標地區」，這既不代

表未來 Forsmark 地景中預期湖泊沼澤的代表性範圍，亦不代表其他各類關鍵目標地區的水文模式，尤其是河流目標地區(SR-Site 中得到最高 LDF 的目標地區)及農地。

- (4) 水文模式僅適用於 Forsmark 場址演化過程中現今存在陸域生物圈位於 5000 CE 之 6 個湖泊集合體。

很難有信心地說劑量評估模式的水文表示是否符合其目的。因此對 SKB 所計算 LDF 的不確定性的影響是未知的。因具有高度彈性，GEMA-Site 的調查是解決此問題的適當方法。

2. 獨立地景模式

開發替代劑量評估模式之目的是允許 SR-Site 計算得之 LDF 進行獨立的數值審查。GEMA-Site 模式包含高度特定地點的詳細資訊，同時保留了高度靈活的結構，對不斷演化盆地內實施水文學的替代實現。因此其方法的複雜性介於簡單參考生物圈模式及 SKB 的 LDF 模式之間。通過使用具代表性盆地內水文學的簡單解釋(可在未來 Forsmark 情景中通用)所計算得出的 LDF 與 SKB SR-Site 提出的 LDF 相似。SR-Site 所使用 LDF 是整個未來環境中的最大劑量，其取值有效地選擇了未來環境中最具放射性敏感之位置及時間。在此處討論的 GEMA-Site 的評估結果中，並未最適化地給出更高的 LDF 值。因此建議使用 GEMA-Site 模式方法決定 LDF 數值的可能不確定性。

3. 與核種有關數據的導出

這次審查的主要重點是分配係數(Kd)及植物濃度比的推導。

(1) 分配係數

主要數據庫(SICADA)中報告分析數據與 Forsmark 和 Laxemar 報告的現場 Kd 值間存在既一致又不一致之處。審查者無法從特定地點數據中獲得 SKB 宣稱相同數量的配對樣本(Ra-226 於表皮土之 Kd 除外)。即使僅 Forsmark 收集了 Ra-226 的數據，該數據具有統計上強大且具辯護的基礎，據此可以估算與場址有關 Ra-226 之 Kd 值，SKB 對 Ra-226 相較於審查者所檢驗的其他核種之建立模式，提供更好的基礎。

(2) 植物攝取

可以理解的是 SKB 希望以 Bq/kg C 為基礎計算植物和其他生物群中所有核種濃度，這意味著需對作物及生物群的碳含量做出假設及將參數值與其他參數數據庫(例如 IAEA, 2010)進行比較並非容易的事。在將 SKB 應用於文獻數據以獲得所選格式的濃度比的轉換中，發現了一些錯誤。對天然植物濃度比的推導的重視，表現出不同行為的廣泛植物類型所用的數據，可用一個數據分布適用於所有天然植物。

(3) 陸域及水生動物的攝取參數

- 有關肉類及奶類的轉移率，SR-Site 文件中給出的幾何標準差(Geometric Standard Deviations, GSD)值與相關文獻來源(主要是 IAEA, 2010)之間存在顯著差異。當從 SR-Can 值得出分佈時，同樣存在差異，這不會影響僅由確定性計算所計算的 LDF。而此忽略參數值自一個文件正確解讀到另一個文件的做法，無益於增強評估時正確所使用參數值的信心。
- 野生草食動物轉移率很難解釋及確認。因此不可能就 SR-Site 評估中使用參數值的適當性做出結論。
- 水生生物所使用的濃度比是基於比以前更多的最新文獻彙整，並增加了一些現場數據。因水生生物群在人類曝露居次要角色，本次審查未進一步要求使用現場數據及審查 SR-Site 評估所使用分布參數來源。

4. C-14 模式及評估

與先前 SKB SR-Site 評估的傳統濃度模式相比，此模式提供 C-14 動力學的較佳表示。與其他 SKB 所開發的簡單模式相比，它更為保守。此外 SKB 的 C-14 生物圈評估模式方法與其他組織一致，如 ÉdF 及加拿大核工業所依據的導則。

5. 人類曝露

SKB 確定絕大多數 LDF 峰值與生態系統相關聯，LDF 達到峰值時，該生態系統可以完全陸地耕種，並且沒有淡水體（如 SKB TR-10-09 報告地景模式中 Forsmark 區域生物圈目標地區(Biosphere Object)的位置編號 121_03），這意味著飲食結構主要是消費三種作物(蔬菜，塊莖和穀類)。

5.7.4 審查者總結

審查者總結審查結論如下：

- (1) 這份報告是 SSM 在 SKB SR-Site 對 Forsmark 預定建造的 KBS-3 地質處置設施(Geological Disposal Facility, GDF)的長期安全的功能評估的主審查階段的一部分。審查涉及 SR-Site 劑量評估計算中使用的方法，特別是在近地表環境中核種的遷移、累積及轉移議題及造成未來人類與非人類群體的輻射劑量。
- (2) 技術報告對 SR-Site 水文的代表性、SKB 劑量評估模式與獨立替代生物圈模式方法進行比較，評估 SKB 生物圈模式中關鍵參數(如轉移率、Kd 值及濃度比)是否適當進行評估。
- (3) 對 SKB 劑量評估模式中地表水文模式進行審查後發現，在未來 Forsmark 地景中缺乏盆地(basins)水文學假設的正當性，且該資訊需來了解未來地景的詳細水文模式。在推導劑量評估模式的水文基礎時若未充分利用未來地景的趨勢，可能丟掉了重要參數及過程。因此，在劑量評估模式中對地表水文學的解釋僅適用於特定類型的地景，作為特定時間條件的瞬間拍攝(snapshot)。因此，很難有自信地宣稱劑量評估模式中的水文表示是適合此目的。
- (4) 開發出一種替代模式方法，對實施水文學的替代解釋提供了框架。其目的是提供另一種劑量評估模式，對未來地景一系列不同的盆地條件可作彈性的表示，包括表示整個盆地的演化及演替。最初敏感度研究顯示在某些情況下，SR-Site 的 LDF 值可能會比替代模式的解釋值低。核種遷移模式確定地景中污染物遷移的模式，核種的水文地球化學決定了堆積量。因此，已經對 SR-Site 劑量計算所使用的核種數據進行了詳細審查。
- (5) 核種分配係數已通過文件追溯到 SKB 主數據庫(SI-CADA)。審查者無法從場址指定數據中獲得與 SKB 要求的數量相同的配對樣本，因此仍然存在一些不一致之處。但是 Ra-226 數據庫已得到良好的文件化及描述，且該處理方法為現場特定數據之取得設定了基準。
- (6) 在推導植物吸收值時發現了一些參數取值問題，原因似乎在於 SKB 使用 Bq/kg 代表碳的濃度，而不是通常文獻測量方法所使用 Bq/kg 乾重或

鮮重。陸域及水生動物的轉移因子主要來自現有的通用數據庫。不可能驗證其取值用於野生食草動物的適當性。

5.8 Forsmark 處置場未來人類活動的水文地質觀點

5.8.1 前言

通常深地層放射性廢棄物處置設施運轉後將歷經封閉、封填、監管及免於監管等階段，未來人類活動(Future Human Actions, FHA)如進入處置場，可能造成闖入者的健康安全及對處置場的危害。其中無意者闖入無可避免地導致大量放射性物質潛在暴露，此為處置場經營者於設計階段及安全評估所必須考量的。

依據 ICRP 於 2000 年所出版的報告，建議藉由處置場的設計，以防止封閉後監管期人類闖入(或降低闖入的機率)或降低其後果。瑞典 SSM 於 2008 年進行 SR-Can 的審查時，認為處置場封閉後應由國家來負責執行監測，而非業者 SKB。

SKB 依據全世界對於污染安全評估及採取行動的一般原則及 SSM 的規定，對於 FHA 發生時間(處置場密封後)、發生地點(處置場內或其附近)、發生情節(無意闖入)及主要目的(評估對處置場障壁安全功能的損害)等 4 項內容進行評估。FHA 單獨評估對處置功能的影響，並不列入主要參考情節或風險的加總。

SKB 將水文地質計算用作分析 FHA 的輸入，目的是考慮到給定不確定性及 SKB 如何將結果整合到後續結果分析計算的基礎上，以評估有關 FHA 的水文地質計算結果是否合理。技術報告 2015:41 審查考量以下主要報告：

- SKB R-10-41，Forsmark 的 SR-Site 廢棄但部分開放的處置場地下水流模擬。
- SKB R-10-18，Forsmark 的開放處置場水文及水文地質影響。
- SKB TR-10-53，SR-Site 安全評估的 FHA 之處理。

此外，還考慮了 SR-Site 主要報告的相關部分(SKB TR-11-01，主要 14.2 節)，以了解在安全論證中如何使用之結果。

5.8.2 總體目標

此計畫的目的是評估 SKB 與未來人類活動(FHA)情節相關水文地質之計算，這是安全分析 SR-Site 的一部分。

5.8.3 審查者的評估

SKB 將人類未來活動及其對處置場影響的評估，與其參考演化的主情節分析加以分離，且並未包含於風險總合內，牽涉未來人類活動的情節在某一程度上被視為是解說性質的，而非視為可能情節。考量 Forsmark 地區未來人類社會難以預見的大量可能性範圍、科技發展、天然資源上的需求及地文的利用等，目前所選擇的未來人類活動情節是屬於解說性質，而並非全面性的。

因此，SKB 在人類未來活動情節分析時，量化上的需求並未像參考演化情節一樣嚴格，故為支持其安全論證案，仍需確認人類未來活動情節經過足夠嚴格的評估。本評估主要著重於與未來人類活動有關的兩大類情節，包含：

- 封閉的處置場情境。
- 未封閉或未完全封閉的處置場情境。

針對上述兩類情節，將以 Mårtensson 和 Gustafsson(2010)對開放處置場的水文地質模式，以及 Bockgård(2010)對廢棄、部分開放處置場的水文地質模式進行討論。對封閉處置場的情節分析僅間接地依據一開放並運轉的處置場及其回填後再飽和的水文地質模式。此模式研究的主要重點是為生物圈模式提供資訊，並評估一開放處置場對環境的影響。在整體安全評估中，該模式僅應用於有限的目的。然而，由於對最上層的基岩和碎屑岩以及表層水文學進行了更詳細的處理，因此該模式可用於評估地表—地下水的交互作用，包括一運轉處置場及其再飽和的影響。

5.8.3.1 封閉處置場情節的評估

1. 運轉中處置場及其再飽和的影響

Mårtensson 和 Gustafsson(2010)對一個廢棄而充滿水的部分開放處置場的水文地質模式研究報告相當直接且清楚，包括加強模式信心的校正工作，描述了地表水文和淺層基岩水文地質對擾動的反應。

基岩和已回填處置場的表現方式在兩方面加以簡化。首先，基岩被建構為一連續體模式—儘管以離散裂隙網絡表現加以放大為等效連續性質，因而等同於 Svensson 和 Follin(2010)所使用的簡化方法。其次，回填部分被視為隧道內部的傳導層，而不是一個初始非飽和的多孔介質。

Mårtensson 和 Gustafsson(2010)對再飽和的簡化處理並未考慮水流入回填材料時非飽和水流的細節。由於用於回填的水力傳導係數值為飽和水力傳導度，因此可能導致高估處置場再飽和的速率。同樣如作者所述，並未考慮處置孔內膨潤土緩衝材和隧道封塞內的孔隙體積。此外，將周圍基岩表示為連續體可能無法充份表現在不規則連接的裂隙網絡中、甚至在稀疏通道網絡中，所預期出現的收縮流之影響。因此，由於建模方法和簡化之故，所計算的再飽和時間有可能被低估。

在 Mårtensson 和 Gustafsson(2010)報告摘要中認為地下水預計恢復時間為「數年」，這應是錯誤的陳述，因為所提出的結果顯示經過六年後地下水並未恢復。對結果的更合理描述應為十年左右。

Mårtensson 和 Gustafsson(2010)所估計 14.5 個月的再飽和時間與 Svensson 和 Follin(2010)的 DarcyTools 模式所得全部隧道的再飽和時間 150 年，兩者相差達到兩個級數。

Selroos 和 Follin(2010)並未評論這一重大差異。不過，他們在地下水位洩降的影響面積方面對進行了模式的比對，他們主張由於對地表水文和近地表水文地質的簡化處理，Svensson 和 Follin(2010)預測的影響面積可能過大達兩倍，也因此處置場周圍化學成分變化的模擬也被高估。此一論點被作為議論的基礎，在 SR-Site 中提出「在開挖和運轉階段的地下水化學(鹽度)不確定度不需就其傳播做進一步分析。」

Selroos 和 Follin(2010, p.55)也主張開放處置場的流入量在使用 DarcyTools 計算下被高估，歸因於 ECPM 方法的使用，以及 MIKE SHE 模式根據更詳細的地表和近地表水文模式顯示較低的總入流量。考慮到 MIKE SHE 模式中開放隧道的高度簡化表示(例如針對不同層級之灌漿效率仍假定均勻的水力傳導度)，以及對於回填/封閉後的狀態，尚不清楚 MIKE SHE 模式的結果是否能被視為這些論點的有力支持。這兩個模式之間計算所得再飽和時間的差異很大，顯示回填區內不同飽和度的入流過程也可能很重要。此外，兩個模式的隧道內流入點都未以離散方式表示(不論離散裂隙網路或通道網路)。

在校正 MIKE SHE 模式近地表部分的過程得出的結論是為相符合地表面水的排放數據，需要將水力傳導度的異向性(K_h/K_v)增加 25 倍。這表示儘管在許多淺層鑽孔中對這部分基岩提供了相對有力的數據支持，但這些模式用來產生上層基岩 ECPM 水力傳導度的水力-離散裂隙網絡(Hydro-DFN)表示方法並未能妥善地界定。基於上述論點，進行中的審查應考量忽略化學擾動所產生的影響。

2. 鑽探導致的廢棄物罐體破壞

鑽探導致廢棄物罐體破壞的後果評估僅有限應用了水文地質模式結果。用於井容量分析的數值透過從處置場上方區域的直接量測具有良好的支持。

水流通過受破壞罐體所屬處置孔中的假設數量是根據 Joyce 等人(2010)的基本案例模式考慮體積流的預測，如果處置孔標準是應用 FPC 或是 EFPC，則此預測可視為是保守的。

然而，一個不保守的面向是 Joyce 等人(2010)的模式所代表的情況是流量與水頭梯度受通過基岩至地表的排放路徑所控制。可以預期鑽孔會使得沿排放路徑的流動阻力減少，從而導致更高的流通量，但這似乎尚未被考慮在內。在這種情況下，即使鑽孔的流動阻力可忽略不計，流量仍受到通過基岩的流入路徑所控制。因此即便忽略水流系統受鑽孔短路影響，其結果可能使通過處置孔的計算通量最多不過增加兩倍。

3. 處置場附近的岩石設施

SKB 引用了 Bockgård(2010)針對廢棄、部分開放處置場的水文地質分析結果，主張淺層深度的廢棄隧道不會顯著影響位於處置場深度的水流大小。然而，Bockgård(2010)所考慮的是另一種水文地質情況，因為它包括位於處置場深度的(充滿水的)開放隧道，而這些隧道通過僅具有象徵性流動阻力的豎井連接到地面。儘管表面上這似乎是一個更極端的情況，不過開放運輸隧道可能充當「水力籠狀設施」，從而部分地保護處置隧道免受水力梯度的影響。位於淺層深度岩石設施的廢棄隧道並不會出現這種水力籠狀設施的效應，因此由淺層隧道排出路徑之短路造成的水力梯度增加情形，並不會被減緩。

要對岩石設施的後果效應進行健全的評量，就需要評估獨立隧道造成排出路徑短路的結果，且無論該設施的深度如何均為可行。由於 SKB 並未提供此類分析，故此審查需要基於簡單推論。由於最上方 150 m 的岩石被認為相對於較深的

基岩具有很高的水力傳導度，因此位於淺層深度的岩石設施開放隧道應不太可能顯著影響處置場深度的水流。較深的開放隧道則可能導致更明顯的效應。

在 Forsmark 用來處置用過核子燃料的基岩稱為靶區(target volume，約為地下 450 m)的上部基岩(自地表至地下 150 m)含有大量的水平裂隙、頁狀節理(sheet joint)，其導水係數比下部基岩高很多(尤其深度大於 400 m 時)，因此 SKB 以工程的觀點而言，基岩最上方 150 m 對於隧道而言是不利的深度，而未提出更大深度的後果分析。但從岩石設施工程的角度來看更大深度的基岩是更有利的。他們之所以將這種情況排除在考慮範圍之外，其原因是根據瑞典目前的實務，深度 50 m 內的隧道較為典型，因為就岩石設施的地質和目的而言，深度通常應盡可能淺。

考量到近年來地質技術發展的相當迅速，以及未來社會可能會在更深的地方使用岩石設施的可能性(例如，最近關於二氧化碳封存的研究)，因而似乎可以考慮更廣泛的情況，包括更接近處置場深度的隧道或坑道。

4. Forsmark 場址附近的礦坑

SKB 對礦坑開挖情境的考量並未做任何具體設計，這是根據當前採礦標準而言，礦資源的開發並不可行。他們認為採礦行為延伸到與處置場相同深度且最接近處置場的距離為 1—1.5 公里條件下，其影響極微。

此主張是基於處置場周圍岩石的低水力傳導度，模擬所得開放處置場模式於處置場西向的水位洩降甚為有限(Mårtensson 和 Gustafsson，2010 年)。SKB 指出「這樣拘束性的水力條件對於構造凸鏡體之外的潛在未來礦坑也有效」。這樣的論點其依據尚不明確，因為在具有更高儲水能力的透水性岩石中水排入鄰近礦坑並不能對應於在緊密岩層將水排入空隙中。來自礦坑相對透水的岩石可能會影響更大的區域，特別是一個深層露天礦坑與一個或數個主要變形區交會的情況下

如上所述，就地下水位明顯下降的面積預測而言，Mårtensson 和 Gustafsson(2010)的 MIKE SHE 模式與 Svensson 和 Follin(2010)的 DarcyTools 模式存在顯著差異。MIKE SHE 模式也基於 Joyce 等人(2010)提供的 Hydro-DFN 單次實現的 ECPM 性質，故並未探討在處置場與假定礦坑之間連通路徑機率的隨機不確定性影響。

在這個論點的適用性上，一個示範模式將可提供更多的保證。但是，從一般水文地質原理出發，並考慮到預定處置場周圍基岩所推斷出的滲透性非常低，對

比於附近基岩的高滲透率，SKB 的論點可視為合理。

5.8.3.2 未封閉處置場情境的評估

Bockgård(2010)針對廢棄而充水飽和的部分開放處置場的水文地質模式研究報告相當簡潔明瞭。對於處置場周圍稀疏破裂基岩的有效連續體表現的假設，儘管使模式受到限制，但使用同樣模式對與參考演化情節一致的封閉處置場之對比案例表現，則便於評估其結果。

對於尚未封閉或部分封閉處置場的評估，僅針對一種情況進行，即所有的處置罐已安置且所有處置隧道均已回填或封閉，而其餘的處置場通道開口仍保持開放的情況。因此，為了分析處置場被廢棄的情況，SKB 假定發生這種情況是在所有處置罐已安置且處置隧道都被回填和封閉，而所有其他處置場空隙處於未封閉的開放狀態。他們並沒有討論處置隧道在遭到廢棄時(例如由於安全危機)可能有一座處置隧道未被封閉或未完全回填的情況。對這種案例的分析中(SK B TR-11-01, p.757)，起始點為當特定的處置隧道失去封塞時，同時相鄰的隧道也將失去封塞。該假設限制了回填料可用於膨脹填充那些並未被回填的開口體積，這也因而限制了回填材料密度降低的範圍和程度。

儘管從工程的角度評估工程障壁的壽命超出本文的範圍，隧道封塞的失去將會分散於不同的時間，而非同時發生。根據 Hydro-DFN 模式預期回填隧道的入流量在空間上是變化的，因此回填重新飽和所需的時間、封填處水壓增強所需的時間、及導致封閉性能惡化的各種過程，將隨各不同隧道而有所不同。由於含水裂隙與隧道交錯的次要變形區域的灌漿壽命及變數的影響，因此可以預期這些過程中會有進一步暫時性的變化。因此，相對於 SKB 所假設所有的封口均同時失效，第一個封塞失效的處置隧道似乎將具有較大的體積可供回填料膨脹並進入。

據此，與 SKB 在其定量分析中考慮的情況相比，第一個封塞失效的隧道將具有更大的回填密度損失，並延著處置隧道長度而延伸。SKB 對這種情況的定性討論尚不清楚(SK B TR-11-01, p.757)，關於他們是否考慮過只有一個處置隧道封塞遠早於所有相鄰隧道之前發生失效的情況。討論僅提及「一」個附近隧道未發生封塞失效。

對於在這種情況下可以供回填料膨脹體積量的定量說明，也沒有對於他們所得出結論：「只有幾個額外處置孔會發生回填料密度低於可接受標準」，提出支持

的證據，但是，SKB 指出「在此情況下處置孔的確切數量對於分析劑量結果所選擇的方法並不重要」，這一說法需再進一步評估。

在討論分析這種情況的不確定性時(SKB TR-11-01, p.760)，SKB 提到計算回填料膨脹進入未填充的處置場開口所使用的摩擦角可能是保守的。在某種程度上，關於可膨脹的空間而言，這可以減輕原本似乎是不保守假設的後果。然而，在對不確定性的討論中，僅提到這兩種假設中被視為保守的一個。該假設可能與 SKB 用於評估罐體腐蝕的邊界條件是悲觀的說法有關，因為其假設在處置孔上方的處置隧道中的回填材已被溶氧飽和，而若氧氣沿處置隧道的傳輸是經由擴散而非對流，則此情況並不會發生。假如從單個處置隧道的回填材能膨脹到運輸隧道內的更大空間，則此假設可能是接近現實的，而非悲觀的。

5.8.4 整體評估

針對 Forsmark 處置場 FHA 的水文地質觀點評估如下：

- (1) 報告充分描述了 Mårtensson 和 Gustafsson(2010)和 Bockgård(2010)的模式，在科學上是可信的。然而控制裂隙岩石流入隧道水流過程的表示方法尚存疑慮。
- (2) 在 Bockgård(2010)的廢棄處置場模式中，比較參考狀態案例不符合參考狀態案例間的表示，可以解決此問題。
- (3) 在分析 SR-Site 安全論證的 FHA 時，SKB 對這些模式特定結果的重視度最低。除了由 Bockgård(2010)分析的廢棄但部分密封的處置場案例外，SKB 對與水文地質有關的 FHA 評估，主要基於定性論證。在引用特定模式結果是指已引用開發並應用於其他水文地質情況的模式。
- (4) 總的來說，SKB 對 FHA 的水文地質分析是粗略的，並未提供水文地質模式夠具體說明地下設施、礦場或無意闖入者鑽孔貫穿處置場的後果。
- (5) 已提出 GEMA-Site 模式方法與 SR-Site 模式方法間存在顯著差異，使得對控制水流入開放式或回填隧道過程的表示方法存在疑慮。有些問題是彼此相關的，如這與評估管道腐蝕的潛在影響相關。預期此方面應有所改善，可能是作為主管機關的許可條件。
- (6) 總體而言，SKB 對 FHA 的水文地質方面的評估非常有限，至少忽略了可預見將來可能被認為合理的情節。因為發生更嚴重後果重大事件的機

率較低，因此有限度的評估其後果是可接受的，仍建議 SSM 持續關切此議題。

5.8.5 審查者總結

審查者總結審查結論如下：

- (1) SKB 將水文地質計算用作分析未來人類活動(FHA)的輸入。本審查檢驗這些計算結果，著眼於不確定性及 SKB 如何將結果整合到結果分析。
- (2) SKB 在運轉階段的開放式處置場及廢棄處置場的水文地質模式有很好的描述，且對其最初用途是可信的。然而除了廢棄但部分密封的處置場外，SKB 對與水文地質有關的 FHA 的更高層次評估主要基於定性論證。當引用具體模式結果時，是指已開發並應用於不同水文地質情況的模式。
- (3) 廢棄但部分開放處置場模式用於評估封閉後處置場上方進行隧道傳輸的情況。一個潛在的重要區別是，部分開放處置場模式包括在處置場深度的開放(注水)隧道，這些隧道通過豎井連接到地面。因此與可能的模式相比，該模式通過處置隧道的水頭梯度非常低。在 FHA 情節中，較淺深度隧道使地下水流經封閉處置場的排放路徑短路。
- (4) 並無水文地質模式可具體說明地下設施、礦場或處置場無意鑽孔滲透的後果，亦未考慮涉及深度超過 150 公尺的洞穴建造情節。另外不同水文地質模型方法所得結果間存在顯著差異，對於有關控制水流流入隧道過程之代表性提出疑問。
- (5) 建議 SKB 評估有關 FHA 水文地質評估的侷限性，並考量這些情況的低概率，對 SR-Site 安全論述進行進階審查。

第六章、國內最終處置審查管制要項建議

本研究針對瑞典核能安全管制局(SSM)於2013年起至2016年間所執行的主審查階段(Main review phase)發表之技術報告擇要進行重點研析，並分別以場址特性、處置設施設計、安全評估、及輻射安全與法規等四個專業分組，共計研析23冊SSM所發表之審查技術報告，經統整各章節之關鍵議題、審查結論加以評析，並於本章提出可供國內參考之審查管制要項及建議。

6.1 場址特性

綜合瑞典、芬蘭以及日本的評估及審查資料顯示，對於大地震時切過處置孔的剪力位移對於用過核子燃料最終處置場會有較大的衝擊都有相同的看法。造成處置孔與廢棄物罐因剪力位移切過破壞的原因可能有下列3種：(1)發生地震之斷層造成的位移；(2)直接與地震斷層連接之裂面造成的滑移；(3)距離主斷層較遠裂面的誘發性二次位移。前兩項因可以利用場址調查以及避退距離來解決，但地震對於處置場最大的威脅是鄰近地區的地震誘發的破裂剪力位移穿透處置場的處置孔，而這個議題在操作上也較難有可行的方法來處理，可以利用數值或統計的方法去評估。

SSM於2013年至2016年其間與場址特性相關者包含三本主審查階段技術報告：分別為「(TN-2014:22) Workshop on seismic hazard at Forsmark」、「(TN-2014:59) Relation between earthquake magnitude, fracture length and fracture shear displacement in the KBS-3 repository at Forsmark—Main Review Phase」、以及「(TN-2016:23) Modelling of the thermal evolution of the KBS-3 repository at Forsmark and associated induced seismic activity—Main Review Phase」。根據上述報告，本研究建議未來國內進行處置時可參考下列重點結論。

機率式地震危害度分析(PSHA)被公認是處理核設施相關之工作的有效方法，並有廣泛的全球性經驗。未來國內進行處置時可參考SSM對於SKB之要求，針對地面及地下設施的建造和運轉亦進行機率式地震危害度分析(PSHA)，並且考慮至封閉後的時期。另外，大型地震事件似乎是攸關處置場安全之關鍵因素，我國的大地震發生潛勢，發生規模6以上地震之機率較Forsmark更為頻繁，因此，也需

特別注意場址周圍較大型的斷層，包括盲斷層。

對於場址之剪位移對於處置罐之影響，SKB以程式3DEC進行動態分析研究斷層活動造成誘發裂面剪力滑移問題，以及可能導致處置罐之破壞，而SSM利用PFC模擬方法驗證項目包含熱、地震以及熱-地震對於處置罐周圍裂隙之影響。這兩種技術與過程，皆值得我國高放處置技術精進之重要參考依據，特別是下列的關鍵問題：

- (1) 裂隙長度設定。SKB設定為125—600 m，但較短的裂隙也可能發生較大的位移，因此，我國高放處置未來進行評估時需謹慎的選擇裂隙長度之範圍，建議國內DFN模型也要包含在長度小於100 m的目標裂面。
- (2) SSM的模擬結果顯示，熱或地震引起的地震事件大部分皆聚集在裂隙密度高的地方和變形帶域相交處。但實際狀況顯示，裂隙或斷層交叉處有應力集中，可能導致交叉處周圍產生非單一地震，而是在鄰近岩體產生多個地震事件，我國未來針對處置場址周圍進行分析評估時，也應注意模擬的結果並與實際案例進行比較。
- (3) 地震規模通常與斷層破裂面積大小成正比，因此，針對模擬地震之結果，應與地震資料之經驗回歸結果進行比對，以符合實際狀況。
- (4) SSM建議，透過降低變形帶之平滑節理強度活化斷層，進一步模擬斷層的能量釋放。
- (5) 由熱應力引致地震的模擬案例中提供同步受熱及依序受熱兩項模擬的結果顯示，兩者處置場周圍岩體之溫度變化在初期仍有差異，並可能進一步影響處置場周圍岩體之應力變化。建議我國未來在進行模擬受熱應力作用時，以處置隧道群一組一組依序受熱作用之模擬情境較合理，並且需考慮實際上每日可放置處置罐之數量，以更接近實際處置受熱狀況之結果。

6.2 處置設施與設計

1. 岩石力學議題

- (1) 熱傳導係數是模擬處置場長期安全以及規劃處置罐間距與處置隧道間隔之一個重要參數，建議對場址母岩熱傳導係數之異向性的影響進一步探討。
- (2) 在往後地震模擬中，建議除了降低主變形帶內平滑節理之強度來釋放應變能，亦應考慮降低節理正向和剪力勁度，並觀察地震規模和後續影響。
- (3) 現場之應力改變會影響到裂隙網絡之成長，建議應確認國內場址應力場模型之可靠性，或考量應力場變異性的影響。

2. 廢棄物罐失效情節模擬

建議將採用獨立模式驗證之審查方式納入審查機制中，對於提升審查精度有相當之助益。

- (1) 利用獨立模式驗證的過程中，可以確認申照報告所述之參數與模型建立概念是否充足，以及各模式間資訊串聯是否完整。此外，審查者可依據其對於課題之了解，加入其認為重要的特徵模擬。利用其獨立模式進行模擬，釐清審查者認為之重要特徵對於處置設施功能的影響，可以更精準的掌握該障壁設計之功能特性是否如申請書所述。
- (2) 數值模式模擬審查重點仍會是模式模擬了那些特徵、模式採用何種方式模擬欲了解之特性、各特性模式之重要參數意義與模式之間如何串聯，以及其模擬方式所代表之涵義。
- (3) 審查者採獨立模擬驗證時，其模擬所得答案幾乎都與申照者所提供結果不完全相同。因此，審查者多會比較雙方在不同案例間之模擬特徵趨勢與雙方數值相似程度再行論證，並非以模擬之定量數值成果做為唯一的判斷標準。

3. 緩衝材料及回填作業

- (1) 對於確保緩衝材料的安全功能而言，如受到沖蝕或管流作用，將有相當重要的影響。因此發展緩衝材料的廣泛組成模式，以使用於極複雜耦合效應或長時間行為的推估，這方面需要長時間投入進行研究，以建立良

好的基礎，國內宜及早推動此項工作。

- (2) 目前雖然緩衝材料膠體與溶液的性質具有基礎的了解，但是對緩衝材料的膠體性質仍未充分掌握，考慮到這些性質對於評估緩衝材料暴露於淡水下受到沖蝕的風險，國內亦可考慮進行此方面的研究。
- (3) 處置隧道回填作業牽涉相當多深層地下工程後勤作業及管理工作，需要對廢棄物罐、安置操作、回填速率方面做詳細評估，此外在機械工業方面的自動化能力亦需一併配合，這方面國內目前仍處於選址的前段規劃工作，故尚不急於投入。
- (4) SKB 的研究發展計畫已確認並處理了將影響回填程序的一些潛在實際障礙，但尚未完全獲得解決問題包括回填作業時進入處置隧道回填材料的入流水效應，例如管流與沖蝕、回填底面的濕潤等，這些障礙的意義及影響程度將與未來在處置場地下所遭遇的狀況(如入流量)有密切的關係。此種需求也適用於未來我國最終處置場址。
- (5) 為展現回填作業的可行性、推估場址處置隧道的實際入流量、並決定在維持適當品質條件下能夠可靠達成的回填速率等需求，進行全尺度的地下工程可行性試驗確有必要。

6.3 安全評估管制

1. 核種篩選審查

- (1) 國內用過核子燃料關鍵核種篩選建議可以參考比較國際其他廢棄物處置計畫之核種篩選結果。
- (2) 所篩選關鍵核種之劑量係數與吸附分配係數應有足夠文獻資料佐證其合理性。
- (3) 建議管制機關進行平行驗證以確認核種盤存量與劑量計算之合理性。

2. 地下水流模擬審查

- (1) SSM透過品質保證審查會議來與SKB工作人員與承包商確認地下水流模擬的各項細節，包含模式的使用、資料的來源與可回朔性。建議國內可以針對特定技術議題召開專案審查會議，與實際負責該項技術工作執

行者進行品質保證審查。

- (2) SSM也針對地下水流模擬相關文件品質保證審查，主報告、技術支援報告、引用文獻的交叉比對是文件品質保證審查的重點。建議國內可由具地下水流模擬專長之學者專家組成地下水流模擬關文件品質保證審查團隊，重點在模式的檢定、資料的引用、模擬結果在功能評估的引用論述。
- (3) 審查也發現SKB其實對地下水流模擬的二個主要程式核心碼的掌握是欠缺的或是說依賴特定承包人或顧問公司。但SKB卻可透過良好的計畫管理與品質保證程序，來確保地下水流模擬的品質保證效益，值得國內高放處置計畫推動過程應積極建立知識管理與品質保證程序的借鏡。

3. Kd 數據審查

- (1) 參考SSM要求SKB進行有限的表面絡合模型，以評估銅系元素吸附對於pH和pCO₂變化的敏感性。建議國內應進行表面絡合反應的化學熱力學資料研究，這將有助於驗證提出之Kd值概率分布函數。將可明確了解pH和pCO₂變化對銅系元素吸附(特別是Np, Pu和U)影響。所建立模型可以深入了解(i)核種的相關或非相關吸附行為，(ii)與使用類似物有關的假設，以及(iii)由地下水化學空間變化特性，了解吸附量變化範圍。
- (2) 參考SSM強烈建議SKB在現場相關條件下進行一組有限的吸附實驗(或SSM應獨立進行這些實驗)。建議國內可進行一種特定的水樣類型實驗，水樣包括pH和pCO₂的變化和控制，用實驗證明選定Kd值具有充分性及必要的，避免Kd值僅止於文獻數據。

4. 地下水氧化還原狀態演變審查

為完整得到地下水氧化還原狀態演變，建議需要依下列條件進行：

- (1) 未來氣候條件於溫帶和冰川氣候條件下，處置場址的地下水化學是如何演變的，地質圈內地下水氧化還原狀態演變的模擬。
- (2) 建立對現場地下水化學和礦物學的詳細描述，進行水-岩和混合模型由地化模式模擬或實驗方式得出特定未來環境條件下的氧化還原狀態預期變化。
- (3) 調查處置現場所有深度的裂隙和岩石基岩中氧化還原敏感礦物相的分

布、組成和蝕變之岩石學連續特徵，包括來自地表或非常接近地表的基岩的基本資料，因為現存岩石是過去受氧化還原變化最清楚的指標之一，這將有助於瞭解未來氧化還原條件的演變。

- (4) 氧化還原條件的變化對用過核子燃料氧化溶解、具氧化還原敏感性之放射性核種的溶解度控制及遷移率影響，以及氧化還原敏感性放射性核種的吸附特性的潛在影響。
- (5) 處置場之罐體位置附近受到含氧水流入對於銅罐腐蝕的影響。

6.4 輻射安全與法規

1. 用過核子燃料的初始狀態

用過核子燃料中放射核種存量的計算、衰變熱的計算、劑量率與輻射防護的計算、臨界計算、以及所使用的軟體工具與其驗證。

2. 不確定性傳播與敏感度分析

執行敏感度分析採用方法的合適性與依照工作規範，定量不確定度採用方法的合適性。

3. 安全論證中放射核種溶解度的限值

詳細審查計算溶解度限值的方法與所計算溶解度限值，重複計算二至四個放射核種。

4. 天然類比

詳細審查用過核子燃料、金屬廢棄物罐、膨潤土緩衝材料、水泥材料、以及處置母岩等的天然類比。由於SSM的初始及主審查階段並未涵蓋天然類比的議題，僅較早於2009年發表對銅腐蝕證據的文獻回顧，說明天然銅礦床存在於玄武岩脈中長達11億年之久，並無天然銅在處置庫相關條件下生成穩定腐蝕產物銅氧化物(H_xCuO_y)的證據。

建議國內未來審查時，不限於銅金屬礦床的天然類比，亦應參考其他國際資訊，詳細審查用過核子燃料、金屬廢棄物罐、膨潤土緩衝材料、水泥材料、以及處置母岩等的天然類比。

5. 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式比較

SSM採用簡單參考模式驗證業者所提的生物圈安全評估模式及其結果的作法，對建立業者、主管機關、利害關係人及民眾信心是有必要的，其做法可供主管機關管制的參考。

6. 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式的進一步比較

SSM擴展簡單參考生物圈模式，另加考量地球暖化及冰緣氣候功能，使安全分析更為完整，其做法可供主管機關管制的參考。

7. 替代生物圈模式與 LDF 模式比較及生物圈劑量評估所使用參數值評估

SSM比較GEMA-Site的替代生物圈模式與SKB 的SR-Site模式方法，探討關鍵參數的不確定性，並對關鍵參數(如分配係數及轉移率)深入審查，可供主管機關管制的參考。

8. Forsmark 處置場人類未來活動的水文地質觀點

有關FHA的安全分析，因應處置場各種情況(密封、部分密封或開放)的水流控制之水文地質模式表示是非常重要的，SSM重視此議題，其作法可供主管機關管制的參考。

第七章、結論

本章節為各分組依據所研析之 SSM 主審查階段技術報告，總結研析之重要內容，提出以下結論：

7.1 場址特性

1. 場址之地震災害評估

SSM 為因應 SKB 於 Forsmark 建造和運轉用過核子燃料處置場之許可證申請，委託許多專家進行「地震情節」議題進行討論，並根據此議題舉辦工作坊，結論如下：

- (1) SKB 應針對地面和地下設施的建造和運轉執行正式的機率式地震危害度分析(PSHA)，並且建議考慮至封閉後的時期。PSHA 用於核設施安全評估已有公認的方法，並且在實施過程中擁有全球經驗。SSM 要求 SKB 必須至少針對處置場的構造和作業安全情況提供 PSHA 是的正常監管。
- (2) SKB 認為，無論地震來源如何，需要在近距離內發生規模大於 6 的地震才能影響處置場。工作坊其中一個小組發現，距離處置場約 2 公里的 Forsmark 斷層可能發生規模 7.2 的地震。因此，處置場周圍可能產生超過規模 6 的大型地震事件之孕震斷層(或變形帶)似乎才是攸關處置場安全之關鍵因素。

2. 地震規模、裂隙長度和剪力位移之間關係對於處置岩體之影響

SKB 利用程式 3DEC 進行動態分析研究斷層活動引致裂隙剪力滑移問題，可以了解在何種合理的實際情況下，裂面會滑移並破壞處置罐。此技術報告試圖透過盡可能接近 Forsmark 場址的地質結構模型來克服這些限制，透過二維 PFC(Particle Flow Code)模擬方法，針對用過核子燃料產生的衰變熱和地震引起目標裂隙的反應，以及熱和地震共同影響的狀況進行分析。結論如下：

- (1) 用過核子燃料的餘熱可能在處置平面和周圍岩體中引起地震活動。並可能引起變形區的剪位移，進一步導致與其他變形區的相互作用。這種相互作用可能導致發生一些地震事件，並發生在變形區的裂隙交叉點。

- (2) 變形區發生的地震可能觸發另一個變形區之地震事件。但 SKB 的模型沒有考慮處理多個變形區以及地震波的衰減，因此，SKB 無法針對此案例進行模擬。
- (3) 處置場處於受熱狀態時，附近的變形區發生地震可能會導致 1%至 3%的目標裂隙的剪位移超過處置罐破壞上限值 50 mm。
- (4) 與僅受熱的情況相比，地震造成目標裂隙的剪位移往往會比僅受熱的情況下增加三倍，其中，同步受熱和地震的模型，其最大剪位移可達 280 mm。
- (5) 所有的模擬案例中，變形區 ZFMWNW2225 在當前應力場和岩體受熱期間發生地震時，破壞處置場完整性的風險最高。
- (6) SSM 針對 SKB 審查的總體結論發現，SKB 進行的模擬和分析的範圍不夠廣泛，無法提供保證處置場的完整性論證，特別是在處置場運轉和受熱階段發生地震的情況。因此，SSM 建議 SKB 進行額外的模擬研究，同時需考慮 Forsmark 場址的真實幾何形狀。特別需要注意的是，應在處置場的運轉和用過核子燃料放熱期間進行地震模擬案例的測試。

3. 處置岩體的熱演化模型及其引致地震活動之建模

此報告為針對 SSM 於 2014 年之技術報告進行之補充研究，特別針對含有用過核子燃料之處置罐產生的熱而引起處置場周圍裂隙發生剪位移的響應，此報告進行了三項 2D 水平和垂直剖面之數值模擬，研究熱、地震以及合併熱與地震對 Forsmark 用過核子燃料處置場的影響，結論如下：

- (1) 單一裂隙的情況下，剪位移與解析解結果相似，此一結果驗證了使用 2D-PFC 的合理性。但多個裂隙相交的情況，PFC2D 模擬結果於裂隙交叉處會產生異常值。因此，基於評估之保守性，此報告使用剪位移的中位數，並提出了一種方法可以消除異常值，並且可增加模擬結果的可靠性，此方法得到之剪位移最大值可用於安全評估。
- (2) 熱引起處置場裂隙的剪位移模擬結果顯示，水平剖面模型於 3,000 年的模擬時間段內，處置平面內外皆未發現裂隙超過 50 mm 處置罐損壞上限，垂直剖面模型受熱 10,000 年內亦沒有裂隙大於 50 mm 損壞上限。
- (3) 對於同樣受熱 100 年後，水平剖面模型於變形區 ZFMWNW0809A 發生

規模 Mw4.7 地震，垂直剖面模型於變形區 ZFMA3 處發生地震。兩者雖皆增加了裂隙的剪位移，但所有裂隙位移皆小於 50 mm 之處置罐損壞上限。

- (4) 對於技術報告所涉及之情況，包含裂隙剪位移未超過 50 mm 之處置罐損壞上限、熱誘發，或運轉中及封閉後短期內發生熱和天然地震的情況，可適當考慮 PFC2D 模型中之異常值，使結晶岩中用過核子燃料處置場評估更具完整性。
- (5) 模擬受熱應力作用中，以處置隧道群一組一組依序受到熱作用比所有隧道群同時一起受熱之模擬情境更合理，但建議仍須考慮 SKB 規劃每日可處理之廢棄物罐之數量，以更接近實際狀況。

7.2 處置設施與設計

1. 岩石力學議題

- (1) 熱傳導係數是模擬處置場運轉與長期安全、以及規劃處置罐間距與處置隧道間隔之一個重要參數，SSM 審查發現至今 SKB 尚未針對 Forsmark 場址母岩之異向性熱傳導係數對廢棄物罐間距及長期安全性的影響進行研究。
- (2) 在 SKB 提供的 DFN 中僅採計長度介於 125 m 至 600 m 範圍內的裂隙。在一些地震模擬案例中顯示最短裂隙也可能發生較大的剪位移，故長度小於 100 m 的目標裂隙在特別的環境下也可能產生大位移，DFN 模型應擴大包含長度較小的裂隙。
- (3) 在地震模擬中是以同時降低主變形帶內所有平滑節理之強度來釋放應變能，故須將節理之正向勁度與剪力勁度予以降低，以觀察它對地震規模大小與餘震行為之影響。
- (4) 在各種模擬情境下影響到現場之應力改變，裂隙網絡成長會對 Forsmark 處置場穩定性造成影響。審查者建議評估目前的應力場模型可靠性，或考量不同應力場模型對結果造成的變異性是很重要的。

2. 廢棄物罐失效情節模擬

對於廢棄物罐評估之審查報告分別回顧了「廢棄物罐失效情節計算重現性審查報告(Technical Note 2014:33)」、「高壓直流電傳輸的雜散電流對銅罐可能造成的影響審查報告(Technical Note 2016:16)」與「廢棄物罐中之 PWR 燃料棒燃耗與中子增殖因數評估審查報告(Technical Note 2013:16)」。審查內容分別為廢棄物罐失效後對於核種傳輸影響、高壓直流電傳輸的雜散電流對銅罐之可能影響，以及完整且飽水的廢棄物罐其有效中子增殖因數之評估準確性。三冊報告均採取審查者建立獨立模式進行模擬之方式執行，藉此重建模型過程檢視 SKB 所提供之參數數據是否充足，各情節描述之特徵事件作用是否夠詳細，更進一步可以將 SKB 未進行評估但審查者認為有影響之因子建置於其獨立驗證模型中進行探討。

由於審查者均建立獨立審查模式做為審查工具，雖然審查的課題不同，但各審查者均基於其獨立審查模型與 SKB 模型之模擬成果進行比較，論證 SKB 模擬評估之合理性與審查結果。審查內容均包含：參數選用、模式所描述之特徵與作用是否充足，以及模擬結果合理性與正確性。

在「廢棄物罐失效情節計算重現性審查報告(Technical Note 2014:33)」中，審查者以其簡化模式分析了：(1) 初始狀態即處於平流環境之廢棄物罐腐蝕情境，(2) 用過核子燃料加速劣化之廢棄物罐腐蝕情境，(3) 廢棄物罐針孔增生且處置坑冠部具有水體流動之情境，(4) 廢棄物罐針孔增生且裂隙與縮短坑道介面間距離之情境。

「高壓直流電傳輸的雜散電流對銅罐可能造成的影響審查報告(Technical Note 2016:16)」中，審查者主要審查了：(1) 報告中廢棄物罐上的電壓降分析是否準確。(2) 報告中所提出的分析是否充分描述了當前和未來的分析案例。(3) 地電流對銅罐電壓降的影響。

「廢棄物罐中之 PWR 燃料棒燃耗與中子增殖因數評估審查報告(Technical Note 2013:16)」主要的審查對象為完整且飽水的廢棄物罐其有效中子增殖因數之評估準確性。

審查者基本認為 SKB 的報告已清楚列出足以進行獨立驗證作業所需之參數，並可接受其模擬評估結果，但對於 SKB 所提之各項參數正確性的審查態度則較為保守。

3. 緩衝材料與回填作業

緩衝材料受地下水流作用可能發生的沖蝕與管流現象對於維持其預期功能具有決定性的影響，而對處於低密度與高含水量狀態的緩衝材料進行強度與流動性質的實驗測試相當困難，為取得這些性質 SKB 執行了相當多實驗，其結果對於緩衝材料膠體與溶液的性質獲得基礎的掌握，但是對緩衝材料的膠體性質尚未充分了解，繼續深入探討仍屬必要，尤其考慮到此種性質對於評估緩衝材料暴露於淡水下受到沖蝕的風險極為重要。而 SKB 對於緩衝材料遭受沖蝕體積之幾何形狀所做的假設，並未有紮實的支持，如能執行有限元素法的模擬，可對此問題有最佳的掌握。

回填作業時進入處置隧道回填材料的入流水效應，如管流與沖蝕、回填底面的濕潤等，對於處置場地下所遭遇的狀況有密切的關係，仍需要尋求解決之道。此外，於地下處置環境可達成的實際回填速率為需要考慮的一項重要因子，需要有完備的後勤作業規畫與操作能力。為了確認回填作業的可行性、推估場址處置隧道的實際入流量、並決定在維持適當品質條件下能夠可靠達成的回填速率等需求，應有必要進行全尺度的回填作業地下工程可行性試驗。

7.3 安全評估

針對瑞典 SR-Site 計畫審查成果報告在主審查階段與安全評估成果相關之審查報告進行研析，由於地下水流場是核種外釋遷移的重要路徑，因此有必要去釐清地下水流場模擬之可信賴度，SKB 長期使用 ConnectFlow 及 DarcyTools 進行地下水流場模擬，所以針對 TN-2014:46，瞭解 SKB 在安全評估過程模式之使用及模擬所需資料之轉換進行審驗；針對 TN-2014:41 瞭解 SKB 安全分析案例對核種選擇之審驗，透過該報告可以瞭解對於 SKB 安全分析案例所選擇核種種類進行審驗，有利於關鍵核種審驗技術之建立；由於核種在地質圈遷移，除受優勢流場影響外，另有關鍵因素是處置母岩之遲滯吸附安全功能，所以針對 TN-2014:38，瞭解 SKB 透過實驗室實驗數據結合文獻資料，提出 SR-Site 地質圈 Kd 數值；針對 TN-2014:08，瞭解處置場之地化條件之氧化還原狀態影響處置場銅罐腐蝕作用，SKB 發現氧化還原作用主要由於溶解氧、硫化物和硫酸鹽所影響。氧氣和硫化物之存在有利於銅腐蝕機制進行，但兩種因素都可能影響罐體容器障壁

的完整性。

SKB 發現硫酸鹽對容器腐蝕作用為重要因子，因為它可以透過微生物活動被還原為硫化物。綜合前述四本技術報告之研析，可以釐清影響安全評估可信度之四項關鍵因素，也就是地下水流場模擬、關鍵核種選擇、地質圈 Kd 數值及地化條件氧化還原狀態的審驗技術。並提出前述四冊報告之審驗結論及該地下水流場模擬、關鍵核種選擇、地質圈 Kd 數值及地化條件氧化還原狀態四項關鍵因素，國內審查管制要項建議，將可作為國內管制單位之參考。

7.4 輻射安全與法規

1. 用過核子燃料的初始狀態

SSM 所賦於的具體任務為，科學論斷 SKB 每一份報告，評估報告中資訊的可信度，特別是用過核子燃料放射核種存量、輻射劑量、以及輻射強度的計算。審查者亦被要求對獲取報告結果所採用計算機軟體程式的一般使用與驗證加以評估。基於此與已知的文件範圍，審查者們明確指出高度關注的領域，並針對這些領域評估文件。

- 對報告中問題的建構、目的、限制、報告的範圍以及科學的方法進行一般評論。
- 用過核子燃料中放射核種存量的計算。
- 衰變熱的計算。
- 劑量率與輻射防護的計算。
- 臨界計算。
- 所使用的軟體工具與其驗證。

2. 不確定性傳播與敏感度分析

此部分敘明問題：

- SKB 執行敏感度分析所採用方法的合適性。
- 依照工作規範，SKB 定量不確定度所採用方法的合適性。
- SKB 對 SR-Site 所採用敏感度分析方法的合適性。

- SKB 對其所採用敏感度分析方法的說明，包括可能採用其他方法以增進對於關鍵參數的了解。
- 採用保守與最佳估計值的方法。
- 對於 SR-Can 安全評估審查意見的回應與假設。

3. 安全論證中放射核種溶解度的限值

審查任務包括：

- 詳細審查 SKB 計算溶解度限值的方法。
- 對於 SKB 所計算溶解度限值，重複計算二至四個放射核種。
- 在達成前述目標後，若資源許可，額外計算進一步探討放射核種溶解度限值在地下水組成相關變化下的敏感度，以評估 SKB 所對應的結果。
- 在安全論證中，評論 SKB 對代表性共沉澱的放射核種(representing co-precipitation radionuclides)，尤其是鐳，所採用方法的優劣。

4. 天然類比

審查任務包括：

- 銅與純水作用產生腐蝕的反應分析。
- 其他障壁的天然類比評論，請見下列參考文獻：W. Russel Alexander, Heini M. Reijonen, and Ian G. Mckinley, *Swiss J Geosci* (2015) 108: 75-100.

5. 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式比較

審查報告已為溫帶氣候條件的 Forsmark 場址開發簡單生物圈模式提供 SSM 審查，並與 SKB 的 LDF 模式方法進行了比較。具體結論總結如下：

- LDF 採用複雜地景演化模式，但生物圈目標地區使用相對簡單、粗略的區塊模式。LDF 模式中良好展現地景改變的時間尺度，演化系統環境中核種動態累積並非如此。
- SR-Site 強調自海洋系統過渡到陸域系統，顯示有機土壤的發展及變遷是重要的。黏土質粉砂、土壤為 SR-Site 主要組成，較適合長期農業，但在 LDF 的考量是有限的。
- SR-Site 淺層地下水用於灌溉，並未包含在 LDF 模式中，灌溉只在附帶計算時考量。

- 生物圈模式、數據及其文件的觀察，總結有 4 種情況限制了對計算結果的信心。

6. 簡單參考生物圈模式與 LDF 模式的進一步比較

技術報告(TN-2014:35)擴展簡單參考生物圈模式，使其代表地球暖化及冰緣氣候功能，比較 SSM 簡單參考模式計算的 DF 與 SKB SR-Site 評估中 LDF 的差異。

- 氣候變暖條件的 DF 始終高於當今溫暖氣候條件的 DF，主要是因灌溉和占用增加所致。較長壽命核種在參考冰河週期間冰期結束前仍未達到平衡，所計算的 LDF 不同。
- 冰緣期 DF 顯著低於當今條件下的 DF，主因是未使用地下水灌溉、較低估用及假設一小部分排放物可能流向鄰近開闊的永凍土壤。較短壽命核種 DF 比永凍條件的 LDF 明顯較低，因 DF 對 LDF 模式中粗離散化是敏感的，較短壽命核種使用 LDF 是保守的。
- 如果簡單模式採用 SKB LDF 模式中相同假設(排除使用地下水灌溉及使用了 SKB 的井水濃度模式)，間冰期簡單生物圈模式的 DF 與 SR-Site 的 LDF 將趨一致。

7. 替代生物圈模式與 LDF 模式比較及生物圈劑量評估所使用參數值評估

技術報告(TN-2014:54)用替代生物圈模式與 SKB 的 LDF 模式方法進行比較，探討關鍵參數的不確定性，並對關鍵參數(如分配係數及轉移率)進行深入審查。

- 若劑量評估模式的水文基礎並未充分呈現處置場未來的地景趨勢，地表水文學的解釋僅能適用特定類型地景，可能會丟掉重要參數及過程，無法宣稱水文表示是適合的。
- 核種分配係數已通過文件追溯到 SKB 主數據庫(SI-CADA)。審查者無法從場址指定數據中獲得與 SKB 要求的數量相同的配對樣本，因此仍然存在一些不一致之處。

- 在推導植物吸收值時發現了參數取值問題，原因似乎在於 SKB 使用 Bq/kg 代表碳的濃度，而不是通常文獻測量方法所使用 Bq/kg 乾重或鮮重。

8. Forsmark 處置場人類未來活動的水文地質觀點

技術報告(TN-2015:41)之目的是評估 SKB 與未來人類活動(FHA)情節相關水文地質之計算結果，這是 SR-Site 安全分析的一部分。

- SKB 對 FHA 的水文地質分析是粗略的，並未提供水文地質模式具體說明地下設施、礦場或無意闖入者鑽孔貫穿處置場的後果。除了廢棄但部分密封的處置場案例外，SKB 對與水文地質有關的 FHA 評估，主要基於定性論證。
- GEMA Site 模式方法與 SR-Site 模式方法間存在顯著差異，使得控制水流入開放式或回填隧道過程的表示方法存在疑慮。應有所改善，可能作為主管機關的許可條件。
- SKB 對 FHA 水文地質的評估有限，忽略了可預見將來可能認為合理的情節。但發生嚴重後果事件的機率較低，有限度評估後果是可接受的，仍建議 SSM 持續關切此議題。

參考文獻

- Apted, M. J., Bennett, D. G., and Saario, T., (2009). "A Review of Evidence for Corrosion of Copper by Water.", Research Report 2009:30, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Avila, R., Ekström, P-A., Åstrand, P-G., (2010). "Landscape dose conversion factors used in the safety assessment SR-Site.", SKB TR-10-06, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Åkesson, M., Kristensson, O., Börgesson, L., and Dueck, A., (2010): "THM modelling of buffer, backfill and other system components - Critical processes and scenarios.", SKB TR-10-11, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Alexander, W. R., Reijonen, H. M., and Mckinley, I. G., (2015). "Natural analogues: studies of geological processes relevant to radioactive waste disposal in deep geological repositories.", *Swiss J Geosci.* 108: 75-100.
- Ahmadi, O., Juhlin, C., Ask, M., Lund, B., (2015). "Revealing the deeper structure of the end-glacial Pärvie fault system in northern Sweden by seismic reflection profiling." *Solid Earth* 6, p. 621-632.
- Birgersson, M., Börgesson, L., Hedström, M., Karnland, O., and Nilsson, U., (2009). "Bentonite erosion - Final report.", SKB TR-09-34, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Bosbach, D., Böttle, M., and Volker, M., (2010). "Experimental study of Ra^{2+} uptake by barite ($BaSO_4$). Kinetics of solid solution formation via $BaSO_4$ dissolution and $Ra_xBa_{1-x}SO_4$ (re) precipitation.", SKB TR-10-43, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Bockgård, N., (2010). "Groundwater flow modelling of an abandoned partially open repository. SR-Site Forsmark.", SKB R-10-41, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Bizzarri, A., (2012). "Rupture speed and slip velocity: What can we learn from

- simulated earthquakes?.”, *Earth and Planetary Science Letters* 317-318, p. 196-203.
- Bennett, D. G., (2014). “Radionuclide Solubility Limits in SKB’s Safety Case – Main Review Phase.”, Technical Note 2014:11, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Bertetti, F. P., (2014). “Detailed assessment of radionuclide Kd-values for the geosphere” - Main Review Phase. Technical Note 2014:38, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Benke, R., and Mohanty, S., (2014). “Review of Radionuclide Abstraction and Selection in the SKB Safety Case” - Main Review Phase, Technical Note 2014:41, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Bennett, D. G., (2015). “Feasibility of Backfilling Deposition Tunnels – Main Review Phase.”, Technical Note 2015:06, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Backers, T., Meier, T., Gipper, P., Stephansson, O., (2015). “Rock Mechanics - Assessing the likelihood and extent of fracture growth in the KBS-3 repository at Forsmark – Main Review Phase.”, Technical Note 2015:30, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Crawford, J. (2010). “Bedrock Kd data and uncertainty assessment for application in SR-Site geosphere transport calculations.”, SKB R-10-48, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Chapman, N., Stephansson, O., Lanaro, F., and Sonnerfelt, L., (2014). “Workshop on seismic hazard at Forsmark – Main Review Phase.”, Technical Note 2014:22, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Duro, L., Grivé, M., Cera, E., Domènech, C., and Bruno, J., (2006). “Update of a thermodynamic database for radionuclides to assist solubility limits calculation for performance assessment.”, SKB TR-06-17, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Duro, L., Grivé, M., Cera, E., Gaona, X., Domènech, C., and Bruno, J., (2006). “Determination and assessment of the concentration limits to be used in SR-Can.”,

- SKB TR-06-32, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Dixon, D., Lundin, C., Örtendahl, E., Hedin, M., and Ramqvist, G., (2008a). “Deep Repository – Engineered Barrier System: Half-Scale Tests to Examine Water Uptake by Bentonite Pellets in a Block-Pellet Backfill System.”, SKB R-08-132, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Drake, H., E.-L. Tullborg, and A. B. MacKenzie. (2009). “Detecting the near-surface redox front in crystalline bedrock using fracture mineral distribution, geochemistry, and U-series disequilibrium.”, *Applied Geochemistry* (24), p. 1023-1039.
- Dixon, D., Sandén, T., Jonsson, E., and Hansen, J., (2011). “Backfill of Deposition Tunnels: Use of Bentonite Pellets.”, SKB P-11-44, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Dueck, A., Goudarzi, R., and Börgesson, L., (2011). “Buffer homogenization - status report.”, SKB TR-12-02, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Fälth, B., Hökmark, H., Munier, R., (2010). “Effects of large earthquakes on a KBS-3 repository. Evaluation of modelling results and their implications for layout and design.”, SKB TR-08-11, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Glamheden, R., Fredriksson, A., Röshoff, K., Karlsson, J., Hakami, H., Christiansson, R., (2007). “Rock Mechanics Forsmark. Site descriptive modelling Forsmark.”, stage 2.2, SKB R-07-31, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Grandia, F., Merino, K., and Bruno, J., (2008). “Assessment of the radium-barium co-precipitation and its potential influence on the solubility of Ra in the near-field.”, SKB TR-08-07, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Geier, J. E., (2015). “Hydrogeological aspects of future human actions for a repository at Forsmark.”, Technical Note 2015:41, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.

- Grape, S., Hellesen, C., Sjöstrand, H., Lantz, M., and Svärd, S. J., (2015). “Initial State of Spent Nuclear Fuel – Main Review Phase.”, Technical Note 2015:51, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Huitti, T., M. Hakanen, and A. Lindberg., (1996). “Sorption of cesium, radium, protactinium, uranium, neptunium, and plutonium on Rapakivi granite.”, Posiva 96-23. Helsinki, Finland: Posiva Oy.
- Hazzard, J. F., Young, R. P., (2002). “Moment tensors and micromechanical models.”, *Tectonophysics* 356, p. 181-197.
- Hazard, J. F., Young, R. P., (2004). “Dynamic modelling of induced seismicity.”, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 41, p. 1365-1376.
- Hökmark, H., Lönnqvist, M., and Fälth, B., (2010). “THM-issues in repository rock. Thermal, mechanical, thermo-mechanical and hydromechanical evolution of the rock at the Forsmark and Laxemar sites.”, SKB TR-10-23, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Hicks, T. W., (2014). “QA in SKB's Groundwater Flow Modelling.”, - Main Review Phase. Technical Note 2014:46, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- IAEA, (2003). “Reference Biospheres" for solid radioactive waste disposal.”, IAEA Co-ordinated Research Project on Biosphere Modelling and Assessment (BIOMASS). IAEA-BIOMASS-6, ISBN 92-0-106303-2. International Atomic Energy Agency, Vienna, Austria.
- IAEA., (2010). “Handbook of parameter values for the prediction of radionuclide transfer to humans in terrestrial and freshwater environments.”, IAEA Technical Reports Series 472, International Atomic Energy Agency, Vienna, Austria.
- Itasca, (2009). “PFC2D version 4.0. Theory and Background.”, Itasca Consulting Group Inc. Minneapolis, USA.
- Joyce, S., Simpson, T., Hartley, L., Applegate, D., Hoek, J., Jackson, P., Swan, D., Marsic, N., and Follin, S., (2010). “Groundwater flow modelling of periods with temperate climate conditions – Forsmark.” , SKB R-09-20, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

- Kulmala, S., M. Hakanen., and A. Lindberg., (1998). “Sorption of plutonium on rocks in groundwaters from Posiva investigation sites.”, Posiva 98-12. Helsinki, Finland: Posiva Oy.
- Kulatilake, P., Malama, B., Wang, J., (2001). “Physical and particle flow modelling of jointed rock block behavior under uniaxial loading.”, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 38, p. 641-657.
- Keto, P., Dixon, D., Jonsson, E., Börgesson, L., Hansen, J., and Gunnarsson, D., (2009). ”Assessment of Backfill Design for KBS-3V Repository.”, SKB R-09-52, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Klos, R., Limer, L., Shaw G., and Wormane, A., (2014). “Modelling Comparison of Alternative biosphere models with LDF models and evaluation of selected parameter values used in the biosphere dose assessment - Main Review Phase.”, Technical Note 2014:35, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Leonard, M., (2010). “Earthquake Fault Scaling: Self-Consistent Relating of Rupture Length, Width, Average Displacement, and Moment Release”. *Bulletin of Seismological Society of America* 100, p. 1971-1988.
- Lindborg, T., (2010). “Landscape Forsmark – data, methodology and results for SR-Site.”, SKB TR-10-05, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Löfgren, A., (2010). “The terrestrial ecosystems at Forsmark and Laxemar- Simpevarp. SR-Site Biosphere.”, SKB TR-10-01, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Little, R., P. Maul, P. Robinson, and C. Watson. (2012). “Review of SKB’s Radionuclide Transport Methodology.”, Technical Note 2012:55, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Lundmark, F., Hermansson, M., Edvinsson, J., (2016). “Possible influence from stray currents from high voltage DC power transmission on copper canisters – Main Review Phase.”, Technical Note 2016:16, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.

- Malmström, M., and Banwart, S., (1997). "Biotite dissolution at 25°C: The pH dependence of dissolution rate and stoichiometry.", *Geochimica et Cosmochimica Acta* (61), p. 2779–2799.
- Ma, K-F., Mori, J., Lee, S-J., Yu, S. B., (2001). "Spatial and Temporal Distribution of Slip for the 1999 Chi-Chi, Taiwan, Earthquake.", *Bulletin of the Seismological Society of America* 91 (5), p. 1069-1087.
- McMurry, J., and R. Ejeckam., (2002). "Paleohydrogeological study of fracture mineralogy in the Whiteshell Research Area.", OPG Report No. 06819-REP-01200-10082-R00. Toronto, Canada: Ontario Power Generation.
- Ma, K-F., Brodsky, E. E., Mori, J., Ji, C., Song, T-RA, Kanamori, H., (2003). "Evidence for fault lubrication during the 1999 Chi-Chi, Taiwan, earthquake (Mw7.6).", *Geophysical Research Letters* 30 (5), p. 1244.
- Manighetti, I., Campillo, M., Sammis, C., Mai, PM., King, G., (2005). "Evidence for selfsimilar, triangular slip distributions on earthquakes: Implications for earthquake and fault mechanics.", *Journal of Geophysical Research* 110, B05302.
- Martin, C. D., (2007). "Quantifying in situ stress magnitudes and orientations for Forsmark.", Forsmark stage 2.2. SKB R-07-26, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Mårtensson, E., and Gustafsson, L-G., (2010). "Hydrological and hydrogeological effects of an open repository in Forsmark. Final MIKE SHE flow modelling results for the Environmental Impact Assessment.", SKB R-10-18, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- McCalpin, J., (2013). "Seismology – Post-glacial seismicity and paleoseismology at Forsmark – Initial review phase.", Technical Note 2013:34, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- McMurry, J., and Bertetti, F. P., (2014). "Review of Long-Term Redox Evolution of Groundwater and Potential Influence of Oxygenated Glacial Meltwater in SR-Site – Main Review Phase.", Technical Note 2014:08, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Mohanty, S., and Pensado, O., (2014). "Reproduction of SKB's Canister Failure

- Calculations - What-If and "Residual" Scenario to Illustrate Barrier Functions” - Main Review Phase, Technical Note 2014:33, Swedish Radiation Safety Authority, Stockholm, Sweden.
- Neretnieks, I., Liu, L., and Moreno, L., (2009). “Mechanisms and models for bentonite erosion.”, SKB TR-09-35, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Pollard, D. D., Segall, P., (1987). “Theoretical displacements and stresses near fractures in rock: with application to faults.”, *Fracture Mechanics of Rock*, Academic Press Inc, London, p. 277-349.
- Parkhurst, D. L. and C.A.J. Appelo. (1999). “User’s guide to PHREEQC (version 2): a computer program for speciation, batch-reaction, one-dimensional transport and inverse geochemical calculation.”, Water Resources Investigation Report 99-4259. Denver, Colorado: U.S. Geological Survey.
- Park, E. S., Martin, C. D., Christiansson, R., (2004). “Simulation of the mechanical behavior of discontinuous rock masses using a bonded-particle model.” In: *Proceedings of the 6th North American Rock Mechanics Symposium*, Houston, Yale D et al. eds. Paper ARMA 04-480.
- Potyondy, D. O., Cundall, P. A., (2004). “A bonded-particle model for rock.”, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 41, p. 1329-1364.
- Parkhurst D. L., K.L. Kipp, P. Engesgaard, S.R. Charlton. (2004). “PHAST: a program for simulating ground-water flow, solute transport, and multicomponent geochemical reactions.”, *Techniques and Methods 6-A8*. Denver, Colorado: U.S. Geological Survey.
- Randall, M., (2012). “Review of Radionuclide Sorption on Bentonite and Forsmark Bedrock Material.”, Technical Note 2012:63, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Röhlig, K. J., (2015). “Review of uncertainty propagation and sensitivity analysis in SR-Site – Main Review Phase.”, Technical Note 2015:05, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Saltelli, A., and Homma, T., (1992). “Sensitivity Analysis for Model Output –

- Performance of Black Box Techniques on Three International Benchmark Exercises”, *Computational Statistics and Data Analysis* 13, 73-94.
- Selroos, J. O., Walker, D.D., Strom, A., Gylling, B., and Follin, S., (2002). “Comparison of alternative modelling approaches for groundwater flow in fractured rock”. *Journal of Hydrology*, 257, 174-188.
- Stenhouse, M., Jégou, C., Bown, P., Meinrath, G., Nitsche, H., and Ekberg. C., (2008). “Review of SR-Can: Evaluation of SKB’s handling of spent fuel performance, radionuclide chemistry and geosphere transport parameters.”, SKI Report 2008:17. Swedish Nuclear Power Inspectorate (SKI), Stockholm, Sweden.
- Selnert, E., Byegård J., and Widestrand. H., (2008). “Forsmark site investigation Laboratory measurements within the site investigation programme for the transport properties of the rock —Final report.”, SKB P-07-139, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Selnert, E., Byegård J., and Widestrand. H., (2009a). “Oskarshamn site investigation. Laboratory measurements within the site investigation programme for the transport properties of the rock - Final report.”, SKB P-07-179, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Selnert, E., Byegård, J., Widestrand, H., Carlsten, S., Döse, C., and Tullborg. E-L., (2009b). “Bedrock transport properties data evaluation and retardation model. Site descriptive modelling SDM-Site Laxemar.”, SKB R-08-100, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Salas, J., Gimeno, M.J., Auqué, L., Molinero, J., Gómez, J., and Juárez, I., (2010). “SR-Site –hydrogeochemical evolution of the Forsmark site.”, SKB TR-10-58, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Sidborn, M., Sandström, B., Tullborg, E.-L., Salas, J., Maia, F., Delos, A., Molinero, J., Hallbeck, L., and Pedersen. K., (2010). “SR-Site: Oxygen ingress in the rock at Forsmark during a glacial cycle.”, SKB TR-10-57, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Svensson, U., and Follin, S., (2010). “Groundwater flow modelling of the excavation and operation phases – SR-Site Forsmark.”, SKB R-09-19, Swedish Nuclear Fuel

and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

Stephansson, O., and Chapman, N., (2014). “Workshop on Rock Mechanics Issues and their Implications for Groundwater Flow – Main Review Phase.”, Technical Note 2014:23, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.

Stephansson, O., and Gipper, P., (2015). “Rock Mechanics - Thermal properties and thermal modelling of the rock in a repository of spent nuclear fuel at Forsmark – Main Review Phase.”, Technical Note 2015:01, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.

Sällfors, G., (2016). “Rheological properties of the Bentonite Buffer – Main Review Phase.”, Technical Note 2015:08, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.

SKB, (2007). “Geology Forsmark- Site descriptive modelling Forsmark stage 2.2.”, SKB R-07-45, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

SKB, (2010a). “Radionuclide transport report for the safety assessment SR-Site.”, SKB TR-10-50, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

SKB, (2010b). “Spent nuclear fuel for disposal in the KBS-3 repository.”, SKB TR-10-13, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

SKB, (2010c). “SR-Site groundwater flow modelling methodology, setup and results.”, SKB R-09-22, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

SKB, (2010). “Biosphere analyses for the safety assessment SR-Site – synthesis and summary of results.”, SKB TR-10-09, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

SKB, (2010). “Data report for the safety assessment SR-Site.”, SKB TR-10-52, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

SKB, (2010). “Corrosion calculations report for the safety assessment SR-Site.”, SKB TR-10-66, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm,

Sweden.

SKB, (2010). “Design Production and Initial State of the Backfill and Plug in Deposition Tunnels.”, SKB TR-10-16, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

SKB, (2011). “Long-term safety for the final repository for spent nuclear fuel at Forsmark.”, - Main report of the SR-Site project. SKB TR-11-01, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

SKB, (2018), “The Swedish Nuclear Fuel Management Programme.”, A presentation by Dr. Anders Sjöland on Jan. 24, 2018.

Vidstrand, P., Follin, S., and Zucec, N., (2010). “Groundwater flow modeling of periods with periglacial and glacial climate conditions - Forsmark.”, SKB R-09-21, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

Whittaker, B. N., Singh, R. N., Sun, G., (1992). “Rock Fracture Mechanics – Principles.”, Design and Applications, volume 72 of Developments of Geotechnical Engineering. Elsevier, Amsterdam - London - New York Tokyo.

Wells, D. L., Coppersmith, K. J., (1994). “New Empirical Relationships among Magnitude, Rupture Length, Rupture Width, Rupture Area, and Surface Displacement.”, Bulletin of Seismological Society of America 84, p. 974-1002.

Wald, D. J., Heaton, T. H., (1994). “Spatial and temporal distribution of slip for the 1992 Landers earthquake.”, California. Bulletin of the Seismological Society of America 84 (3), p. 668-691.

Widstrand, H., J. Byegård, Y. Ohlsson, and E-L. Tullborg. (2003). “Strategy for the use of laboratory methods in the site investigations programme for the transport properties of the rock.”, SKB R-03-20, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.

Wanne, T. S., Young, R. P., (2008). “Bonded-particle modelling of thermally fractured granite.”, International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences 45, p. 789-799.

Wimelius, H., and Pusch, R., (2008). “Backfilling of KBS-3V Deposition Tunnels –

- Possibilities and Limitations.”, SKB R-08-59, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company, Stockholm, Sweden.
- Walke, R., (2014). “Model Comparison of Simple Reference Biosphere Models with LDF Model.”, - Main Review Phase, Technical Note 2014:34, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Walke, R., Limer, L., (2014) “Further Modelling Comparison of Simple Reference Biosphere Models with LDF Modelling Approach, Main Review Phase, Technical Note 2014:54, Swedish Radiation Safety Authority.
- Youngs et al., (2003). “A Methodology for Probabilistic Fault Displacement Hazard Analysis (PFDHA).”, *Earthquake Spectra*, Volume 19, No. 1, pages 191–219, Earthquake Engineering Research Institute.
- Yoon, J. S., (2007). “Application of experimental design and optimization to PFC model calibration in uniaxial compression simulation.”, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 44, p. 871-889.
- Yoon, J. S., Zang, A., and Stephansson, O., (2012a). “Simulating fracture and friction of Aue granite under confined asymmetric compressive test using clumped particle model.”, *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 49, 68-83.
- Yoon, J. S., Zang, A., and Stephansson, O., (2014b). “Numerical investigation on optimized stimulation of intact and naturally fractured deep geothermal reservoirs using hydro-mechanical coupled discrete particles joint model.”, *Geothermics* 52, p. 165-184.
- Yoon, J. S., Stephansson, O., and Min, K. B., (2014). “Relation between earthquake magnitude, fracture length and fracture shear displacement in the KBS-3 repository at Forsmark – Main Review Phase.”, Technical Note 2014:59, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Yoon, J. S., Stephansson, O., Min, K-B., (2016). “Modelling of the thermal evolution of the KBS-3 repository at Forsmark and associated induced seismic activity – Main Review Phase.”, Technical Note 2016:23, Swedish Radiation Safety Authority (SSM), Stockholm, Sweden.
- Zang, A., Stanchits, S., and Dresen, G. (2002). “Acoustic emission controlled triaxial

rock fracture and friction tests.”, In: Dyskin, A.V., Hu, X., Sahouryeh, E., eds.,
Structural Integrity and Fractures, Swets & Zeitlinger, Lisse, p. 289-294.

(此頁空白)

行政院原子能委員會放射性物料管理局

108 年用過核子燃料處置審驗技術研析
及驗證工作

子項計畫二：地質處置設施母岩空間異質性分析驗證
技術建立及處置罐圍壓分析平行驗證計算
期末報告

受委託單位：國立中央大學

計畫主持人：黃偉慶 教授

子計畫主持人：張瑞宏 教授

業務委託單位：行政院原子能委員會放射性物料管理局

計畫編號：108FCMA001

中 華 民 國 一 〇 八 年 十 二 月

(此頁空白)

108 年用過核子燃料處置審驗技術研析 及驗證工作

子項計畫二：地質處置設施母岩空間異質性分析驗證 技術建立及處置罐圍壓分析平行驗證計算

受委託單位：國立中央大學

研究主持人：黃偉慶

協同主持人：張瑞宏

研究期程：中華民國 108 年 1 月至 108 年 12 月

研究經費：新台幣伍拾捌萬元整

行政院原子能委員會放射性物料管理局委託研究

中華民國 108 年 12 月

(本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見)

(此頁空白)

摘要

為了能夠了解用過核子燃料最終處置場母岩之熱傳導係數「空間異質性」之影響效應，本研究參考瑞典或其他國際研究報告所提供的母岩熱傳導係數之機率分布模型，發展相應之熱傳導分析驗證技術，並針對不同之空間分布機制，進行處置場之溫度分析。其次，為觀察膨潤土之吸水膨脹特性對處置場整體力學機制造成之影響，本研究建構吸水膨脹效應模擬分析之驗證技術，針對此膨脹部分進行應力效應評估，檢視其在處置近場中之效應。此外，由於廢棄物處置罐埋放於地表深度 500 公尺下，承受地表覆土壓力與緩衝材料吸水飽和所產生之回脹壓力，本研究因此參考國內外相關文獻建立處置罐模型，模擬處置罐在承受深地層處置設施負載環境下的圍壓分析。

母岩空間異質性之研究的結果顯示，常態分佈的母岩熱傳導係數與均質的母岩熱傳導係數結果近乎相同。將處置罐周圍母岩熱傳導係數之極端結果相比，可確定母岩熱傳導係數對於中心處置罐的最高溫具有影響力。

吸水膨脹機制模擬之分析中得知，增加邊界孔隙水壓，加快緩衝材料及回填材料到達飽和時間。本文文獻提供的材料參數，進行一個元素的模型分析；藉由固定元素面積以及使元素自由膨脹，其分析結果與文獻近乎相同。緩衝材料之最大壓力增量位置，發生在處置罐周圍，回填材料則是與緩衝材料交界處為最大值。在總壓力增量的分析結果中，吸水膨脹係數對緩衝材料及回填材料都有巨大的應力影響。

處置罐受圍壓作用分析得知，藉由調整處置罐模型幾何與材料參數，觀察處置罐受圍壓時的影響效應。剝離長度會影響拉開間隙，但長度越長對其影響則降低。

(此頁空白)

目錄

摘要.....	i
目錄.....	iii
圖目錄.....	vi
表目錄.....	ix
第一章、緒論.....	1
1.1 前言.....	1
1.2 研究動機.....	1
1.3 研究主題與方法.....	2
第二章、處置母岩空間異質性研究及處置罐圍壓作用之國際資訊研析.....	3
2.1 我國用過核子燃料之現況.....	3
2.2 處置母岩空間異質性研究之國際資訊研析.....	4
2.3 吸水膨脹影響效應之國際資訊研析.....	10
2.4 處置罐圍壓作用之國際資訊研析.....	11
第三章、母岩空間異質性之溫度影響效應驗證技術研析.....	17
3.1 前言.....	17
3.2 全域模型.....	17
3.2.1 模型幾何介紹.....	17
3.2.2 材料參數.....	18
3.2.3 初始條件及邊界條件.....	20
3.2.4 案例介紹.....	20
3.2.5 分析結果.....	28
3.3 代表體積單元模型.....	34
3.3.1 空間異質性案例介紹.....	34
3.3.2 空間異質性案例結果比較.....	40
3.4 小結.....	41
第四章、深地層處置設施吸水膨脹機制模擬及其效應驗證技術之研究.....	42
4.1 前言.....	42

4.2 吸水膨脹計算方式.....	42
4.2.1 SKB 之計算方式.....	42
4.2.2 SKI 之計算方式.....	43
4.3 吸水膨脹計算驗證.....	44
4.3.1 材料參數及初始條件.....	44
4.3.2 案例介紹.....	46
4.3.3 分析結果.....	47
4.4 深層地質處置場之吸水膨脹機制模擬.....	49
4.4.1 分析流程.....	49
4.4.2 模型幾何及材料參數.....	49
4.4.3 初始條件及邊界條件.....	51
4.4.4 案例介紹.....	53
4.4.5 壓力分析結果.....	54
4.4.6 孔隙水壓分析結果.....	57
4.4.7 總壓力增量分析結果.....	58
第五章、國內階段成果報告對處置罐受圍壓作用分析之平行驗證計算.....	60
5.1 前言.....	60
5.2 處置罐圍壓分析與台電報告平行驗證.....	60
5.2.1 模型幾何介紹.....	60
5.2.2 材料參數.....	61
5.2.3 邊界條件.....	62
5.2.4 分析結果.....	62
5.2.5 處置罐幾何參數分析.....	64
5.2.6 處置罐材料參數分析.....	66
5.3 處置罐圍壓分析與處置罐圍壓挫曲變形分析.....	71
5.3.1 模型幾何介紹.....	71
5.3.2 材料參數.....	72
5.3.3 邊界條件.....	72
5.3.4 分析結果.....	73
5.4 挫曲與未挫曲處置罐行為比較.....	75

5.5 處置罐與瑞典 SKB 之圍壓驗證分析.....	76
5.5.1 SKB 模型建立.....	76
5.5.2 材料參數.....	77
5.5.3 初始條件與邊界條件.....	77
5.5.4 分析結果.....	78
5.5.5 剝離長度幾何影響分析.....	80
5.5.6 剝離機制影響分析.....	81
5.5.7 RIKS—弧長法影響分析	83
5.5.8 小結.....	86
第六章、結論.....	87
參考文獻.....	89

圖目錄

圖 2-1 岩石區域熱性能之建模方法的示意圖(λ 表示熱傳導係數).....	8
圖 2-2 處置罐整體尺寸示意圖[9].....	13
圖 2-3 設計分析中完成的流程圖[13].....	16
圖 3-1 模型示意圖	18
圖 3-2 母岩域熱傳導係數分布機率圖[14].....	18
圖 3-3 第一案例組母岩熱傳導係數(W/m-K)隨機分布示意圖	21
圖 3-4 第二案例組模型示意圖	21
圖 3-5 第二案例組母岩熱傳導係數(W/m-K)隨機分布示意圖	22
圖 3-6 方塊熱傳導係數設置流程輔助圖	23
圖 3-7 案例 3-1 模型示意圖	23
圖 3-8 案例 3-1 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖	24
圖 3-9 案例 3-2 模型示意圖	24
圖 3-10 案例 3-2 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖	25
圖 3-11 案例 3-3 模型示意圖	25
圖 3-12 案例 3-3 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖	26
圖 3-13 案例 3-4、案例 3-5 模型示意圖.....	26
圖 3-14 案例 3-4 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖	27
圖 3-15 案例 3-5 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖	27
圖 3-16 參考案例中心處置罐溫度隨時間趨勢圖	29
圖 3-17 參考案例處置隧道溫度雲彩圖	29
圖 3-18 參考案例中心處置罐溫度雲彩圖	29
圖 3-19 第一案例組中心處置罐溫度隨時間趨勢圖	30
圖 3-20 第一案例組溫度雲彩圖	31
圖 3-21 第一案例組中心處置罐溫度雲彩圖	31
圖 3-22 第二案例組中心處置罐溫度時間趨勢圖	32
圖 3-23 第二案例組處置隧道溫度雲彩圖	32
圖 3-24 第二案例組中心處置罐溫度雲彩圖	32

圖 3-25 第三案例組中心處置罐溫度隨時間變化趨勢圖	33
圖 3-26 案例 5a 分布機率	35
圖 3-27 非均值案例母岩累積元素對應熱傳導係數表	35
圖 3-28 熱傳導係數區間圖例	36
圖 3-29 案例 2a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y-Z)	36
圖 3-30 案例 2a 母岩熱傳導係數分布圖(Y-Z).....	36
圖 3-31 案例 2a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Z).....	37
圖 3-32 案例 2a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y).....	37
圖 3-33 案例 3a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y-Z)	37
圖 3-34 案例 3a 母岩熱傳導係數分布圖(Y-Z).....	38
圖 3-35 案例 3a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Z).....	38
圖 3-36 案例 3a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y).....	38
圖 3-37 案例 4a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y-Z)	39
圖 3-38 案例 4a 母岩熱傳導係數分布圖(Y-Z).....	39
圖 3-39 案例 4a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Z).....	39
圖 3-41 各點溫度示意圖[14].....	40
圖 4-1 <i>M.S.</i> 值對應飽和度關係圖	46
圖 4-2 案例 1 模型邊界條件示意圖	46
圖 4-3 案例 2 模型邊界條件示意圖	47
圖 4-4 總壓力與飽和度之分析結果圖	47
圖 4-5 孔隙比與飽和度之分析結果圖	48
圖 4-6 孔隙比與吸力之分析結果圖	48
圖 4-7 處置場各材料之孔隙水壓與飽和度對應圖	50
圖 4-8 局部模型邊界孔隙水壓示意圖	52
圖 4-9 模型分析位置示意圖	54
圖 4-10 案例 5 緩衝材料之壓力雲彩圖(100000 年).....	55
圖 4-11 案例 5 回填材料之壓力雲彩圖(100000 年).....	55
圖 4-12 孔隙水壓歷時圖	57
圖 4-13 緩衝材料總壓力增量歷時圖	58
圖 4-14 回填材料總壓力增量歷時圖	59

圖 5-1 整體處置罐模型示意圖	60
圖 5-2 處置罐底部橫切面圖(封閉).....	61
圖 5-3 處置罐橫切面尺寸圖	61
圖 5-4 處置罐壓力加載示意圖	62
圖 5-5 本文與台電報告圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖.....	63
圖 5-6 處置罐圍壓 75 MPa 的 von Mises 應力分佈雲彩圖	64
圖 5-7 處置罐底部橫切面圖(開孔).....	64
圖 5-8 案例與台電隨圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖.....	65
圖 5-9 各案例隨圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖(1).....	68
圖 5-10 各案例隨圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖(2).....	70
圖 5-11 銅殼材料示意圖	71
圖 5-12 鑄鐵材料示意圖	72
圖 5-13 位移控制節點 A 與節點 B.....	73
圖 5-14 處置罐受 40 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(點 A 控制 2 毫米).....	74
圖 5-15 處置罐受 70 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(點 A 控制 3.4 毫米).....	74
圖 5-16 處置罐受 100 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(點 B 控制 4.5 毫米).....	74
圖 5-17 處置罐受 130 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(點 B 控制 11.5 毫米).....	75
圖 5-18 未挫曲之處置罐 70 MPa 圍壓 A 點 X 方向位移雲彩圖.....	76
圖 5-19 模型位置示意圖	77
圖 5-20 處置罐底部固定端示意圖	77
圖 5-21 處置罐受壓位置示意圖	78
圖 5-22 處置罐受 40 MPa 圍壓產生間隙 2.05 毫米.....	79
圖 5-23 處置罐受 70 MPa 圍壓產生塑性變形 3.32 毫米.....	79
圖 5-24 剝離長度示意圖(紅色線條為剝離位置，為 439.65 毫米).....	81
圖 5-25 鑄鐵槽之空間角落位置示意圖	82
圖 5-26 中間剝離點位置示意圖	82
圖 5-27 載重—位移響應示意圖	83
圖 5-28 弧長法迭代的示意圖	84

表目錄

表 2-1 核能電廠用過核子燃料貯存表[1].....	3
表 2-2 台灣各個核電廠的停止運轉年限[1].....	4
表 3-1 母岩熱傳導係數分布機率表	19
表 3-2 模型各材料之材料係數	20
表 3-3 各案例方塊尺寸及熱傳導係數	28
表 3-4 第一案例組溫度比較表	30
表 3-5 第二案例組溫度比較表	31
表 3-6 第三案例組溫度比較表	33
表 3-7 原始模型各材料之材料係數[14].....	34
表 3-8 各案例溫度比較表	41
表 4-1 水力分析之材料參數	44
表 4-2 孔隙水壓對應飽和度關係	45
表 4-3 水力分析之材料參數[15].....	50
表 4-4 膨脹應變對應飽和度	51
表 4-5 處置場各材料之水力分析初始條件	52
表 4-6 吸水膨脹效應案例介紹	53
表 4-7 不考慮水膨脹分析結果	56
表 4-8 各案例壓力增量結果	56
表 4-9 各案例總壓力增量分析結果	58
表 5-1 模型之材料參數	62
表 5-2 處置罐圍壓分段加載結果表	63
表 5-3 處置罐圍壓分段加載結果表	65
表 5-4 案例 1、2 材料參數表	66
表 5-5 案例 1、2 銅殼材料應力應變值	67
表 5-6 案例 3、4 材料參數表	67
表 5-7 案例 5、6、7、8 材料參數表	68
表 5-8 案例 5、6、7、8 鑄鐵材料應力應變值	69
表 5-9 案例 9 材料參數表	70

表 5-10 模型之材料參數	72
表 5-11 各圍壓負載的處置罐行為	73
表 5-12 圍壓下處置罐行為比較	78
表 5-13 圍壓下處置罐徑向變形之比較	80
表 5-14 不同剝離長度在兩個圍壓試驗下之結果	80
表 5-15 調整鑄鐵槽的空間角落之初始位移圍壓試驗下之結果	81
表 5-16 調整中間剝離點之初始位移圍壓試驗下之結果	82
表 5-17 使用 RIKS 分析在不同條件下的結果-1.....	85
表 5-18 使用 RIKS 分析在不同條件下的結果-2.....	85

第一章、緒論

1.1 前言

在現今社會各種發電方式中，核能發電雖然效率極高，但所產生的用過核子燃料及其他放射性廢棄物，需要進行妥適的貯存與處置，以免對生物圈造成傷害。國際間多年研究一致認為「深層地質處置」對於用過核子燃料是最好的處置方法，利用「多重障壁系統」有效阻隔放射性廢棄物對生物圈可能造成的影響。

1.2 研究動機

而位於深地層的用過核子燃料最終處置場，其處置概念為將放射性廢棄物處置罐之周圍填入緩衝材料與回填材料，組合成為處置區「近場」，再加上場址周圍的處置母岩(一般稱為「天然障壁」)，整體形成「多重障壁系統」，以能夠有效地圍阻與遲滯廢棄物中的放射性核種外釋與遷移。其中天然障壁是防止核種遷移的重要屏障，母岩熱傳導性質對於處置場最高溫之影響極為顯著，處置母岩的特性因此亦成為處置場選址之重要條件。在分析與設計中應考量現實之情況，考慮母岩熱傳導係數之隨機空間異質性，發展相應之熱傳導分析驗證技術，並針對不同之空間分布機制，加強天然障壁設施熱傳性質影響效應的相關研究，以確保處置場之安全。

由於膨潤土之吸水膨脹特性，於再飽和階段將使材料產生膨脹應變，填補處置隧道或處置孔中之縫隙，造成材料間的完全密合。為了瞭解吸水膨脹材料參數的使用模式及其相應之效應，須建構吸水膨脹效應模擬分析之驗證技術；在建構過程中，首先參考國內外文獻或報告提供之吸水膨脹材料試驗，藉由平行驗證，確認相符之結果；以進行後續之案例分析，瞭解處置場中吸水膨脹效應之影響，觀察各組成材料間之交互影響，檢視其在處置近場中之相關耦合效應。

由於廢棄物處置罐埋放於地表深度 300—500 公尺下，在地表覆土壓力與緩衝材料吸水飽和產生之回脹壓力的作用下，造成處置罐的外在力學負載。為確保處置罐於外在均勻負載下，依然能保持其結構的完整，需利用數值分析工具模擬

處置設施之實際負載環境，針對處置罐之圍壓承載過程進行非線性應力分析，以確認處置罐於圍壓作用下的穩定性具有安全餘裕。

1.3 研究主題與方法

1. 處置母岩空間異質性研究及處置罐圍壓作用之國際資訊研析

針對處置母岩空間異質性研究及處置罐圍壓作用之議題，蒐集、綜整、研讀及分析國際相關研究資訊。

2. 母岩空間異質性之溫度影響效應驗證技術研析

參考瑞典或其他國際評估報告所提供的母岩熱傳導係數之機率分布模型，依分布機率計算其加權平均值，並針對不同之空間分布機制，進行處置場溫度之熱傳導數值計算。

3. 深地層處置設施吸水膨脹機制模擬及其效應驗證技術之研究

藉由平行驗證的分析經驗，接續進行深層地質處置設施之膨脹效應研析，考慮各材料的吸水膨脹效應、彼此間的交互作用、及地下水壓的影響。

4. 國內階段成果報告對處置罐受圍壓作用分析之平行驗證計算

藉由模擬處置孔在負載環境下，針對處置罐進行圍壓分析，並與台電公司「我國用過核子燃料最終處置技術可行性評估報告(SNFD 2017)」進行平行驗證。

第二章、處置母岩空間異質性研究及處置罐圍壓作用之國

際資訊研析

2.1 我國用過核子燃料之現況

用過核子燃料是由燃料棒從反應爐退出而來，這類型的用過核子燃料含有超過兩百種的輻射同位素，其中對人體及環境傷害最大的，包含銻 239、碘 131、銇 137、銿 90 等，其半衰期從幾天到數萬年都有。除了輻射之外，也會產生大量衰變熱，在退出初期是最高的；退出後的燃料棒必須放置於濕式貯存設施中，藉由冷卻水循環，達成有效的降溫。

參考行政院原子委員會網站的核電廠用過核子燃料貯存表[1]，以及各個核電廠的停止運轉年限，如表 2-1、表 2-2，台灣在 107 年面臨第一次的核電廠除役工作。

表 2-1 核能電廠用過核子燃料貯存表[1]

機組	商轉 (年)	貯存容量 (束)	已貯存量		預估每週期(約 18 個月)最大退出量 (束)	
			束	公斤鈾		
核一廠	一號機	67	3,083	3,074	528,166.20	~110
	二號機	68	3,083	3,076	528,567.10	
核二廠	一號機	70	4,838	4,688	787,913.80	~180
	二號機	72	4,838	4,540	763,122.80	
核三廠	一號機	73	2,160	1,516	605,676.60	~70
	二號機	74	2,160	1,528	610,376.60	
合計			19,722	18,422	3,823,823.10	

統計至 108 年 5 月中止

表 2-2 台灣各個核電廠的停止運轉年限[1]

廠別	機組	停止運轉年限
核一廠	一號機	107 年 12 月 5 日
	二號機	108 年 7 月 15 日
核二廠	一號機	110 年 12 月 27 日
	二號機	112 年 3 月 14 日
核三廠	一號機	113 年 7 月 26 日
	二號機	114 年 5 月 17 日

台電對此也訂出了核電廠的除役計畫，計畫內容先將核電廠永久停止運轉，將用過核子燃料移出反應器，進行系統設備除汙作業，再將設備及建築物拆除，後續經由環境最終狀態輻射偵測確認符合法規後，廠址就恢復至非限制使用狀態，除役工作需耗費 25 年。後續廢棄物必須經由分類，將不含放射性的廢棄物當作事業廢棄物處理，如混凝土可以做為回填材料，廢五金可以回收再利用。高、低放射性廢棄物則須儲存於高放乾式貯存設施及低放貯存設施，等待最終處置場完成，再進行埋放。

用過核子燃料之高衰變熱、高輻射以及長半衰期等特性，必須選擇特定場址，使其可以永久貯存，深層地質處置目前是在種種條件下，最可行、最安全、最經濟的做法；這樣的處置方法同時間也獲得各國認可，對於現今來說，各國皆努力進行深層地質處置場的各项技術建立，以及相關的審查機制。

2.2 處置母岩空間異質性研究之國際資訊研析

以下文獻討論母岩熱傳導係數的不確定性與空間異質性的計算與分析方法，此概念引用至本計畫中母岩空間異質性的研究。

在母岩域中，熱傳導係數的分布和空間異質性決定了處置隧道中處置罐放置的密度，所以熱傳導係數的空間異質性對於最終處置場功能的影響十分重要。其中，在一個熱傳導係數機率分布中，其所相應的最低熱傳導係數，對於處置場最高溫度的影響是不可忽視的。

要得知母岩熱傳導係數之空間異質性可藉由實驗室之測量、礦物組成的估算、大規模的現地實驗和原位場的測量等途徑。其測量核心樣本，需考量許多複雜的

岩石類型，以估算空間異質性。常見的組成礦物有不同的熱傳導係數，由於火成岩由不同比例所組成，使用已知組成礦物的熱傳導係數，即可以估算任何已知礦物成分岩石的熱傳導係數。母岩熱傳導係數樣本可以從礦物的幾何平均數計算得到或使用 SCA(Self-Consistent Approximation)方法，此方法使用從模態分析得到的礦物組成和不同礦物的熱傳導係數的參考值，並在原場地的測量上使用單個或多個探測方法測量更大規模提供之結果，以消除實驗室結果相關的不確定性。同時，大規模實驗(100 公尺規模)亦有機會實施，且其有效熱傳導係數可能比預測值還要高，並且還要考慮水流的影响。另外，估算結晶岩中的熱傳導係數和空間異質性需要極高成本，特別是當岩石由廣泛的礦物所組成時，而這種廣泛的組成變化也暗示了花崗岩的熱傳導係數的空間異質性變化很大。

近期研究發現花崗岩的密度和熱傳導係數之間有其關連性，進而開發通過密度測井的方式間接確定熱傳導係數的方法，此關聯性可以有效率且連續的方式持續得到熱傳導係數之空間異質性。雖然，在早期已經提出了從密度測井方式的數據去預測熱傳導係數值，但那時只僅限於沉積岩；而在近期開始採用得到的火成岩礦物組成的測井數據，則用於計算熱傳導係數。[2]

SKB 公司在對於進行 Forsmark 建造和運轉用過核子燃料處置場，其現地調查上亦有著墨。詳細調查之結果可提供場地基岩、土壤沉積物和生態系統的相關數據和場址描述模型，以促進最終處置場的逐步設計和建設。這須要以滿足所有長期安全要求的方式實施，包括準確記錄施工工作，以及對處置場的環境影響進行評估。在運轉階段，詳細調查之結果可為處置過程及相關決策提供支持，從而能夠完成設計場地，並用於處置隧道和處置孔的選址和建造，以及處置罐的埋放，和後續的處置場回填與封閉。

處置場建造期間需要提前觀測建立關於選定的地科參數行為，使其有合理的限制，並制定計畫，採取措施將結果保持在這些限制內。同時，可為每個隧道區段建立預期岩石屬性進行預測，並將挖掘後的結果與可接受的結果範圍進行比較。來自詳細描述的資訊對於確認處置場適合於主要的岩石屬性十分重要。在過去的幾十年裡，SKB 應用了地上和地下的調查技術開發了地點特徵描述方法。這項工作的經驗，在現場調查期間施行，對 Forsmark 的基岩條件提供了紮實的了解和認識。

除了既定的方式和早期實踐的方法外，亦將採用進一步完善與新開發的技術方法，以描述調查、建模方法和技術的現狀，並概述了目前計畫的方法開發，還提出了一個擬議方案，說明如何根據目前可獲得的知識和技術進行詳細調查。

在此背景下，調查計畫的起點包括：（1）設施的參考設計、（2）與場地描述模型、（3）地下設計相關的剩餘不確定性。該方案強化了日常工作的調查，這些調查將地下挖掘工作的進展密切配合。與處置區域開發相關的調查，主要與處置孔的排序試驗和隨後挖掘處置隧道及隨後的全面鑽探處置鑽探孔有關。此外，對設施房屋的實現和設施文件的持續監督亦是重要的問題。[3]

現場於 2002 年開始調查。現地調查應提供對現地最終處置場適用性評估所需的資料。測量數據的解釋是根據現地描述模型所進行的，包括地質學、岩石力學之熱學性質、水文地質學、水文地球化學、岩石和地表生態系統之運輸特性。現地描述模型是理解調查數據的基礎，也是處置場的設計規劃和施工可行性研究與環境影響及安全評估的基礎。由於放射性的衰變會使沉積的處置罐發熱，考慮緩衝材料的最大溫度標準來設計處置場，且岩石的熱傳導係數會影響處置罐周圍緩衝材料的溫度，故重點在描述母岩熱傳導係數的分布。而其熱能性質的特徵表現是參考其熱能模型，在此提供了描述、預測和模型熱能現地描述方面的策略。該策略是在 Forsmark 和 Oskarshamn 地區的初始現地調查階段用於所有 SDM 版本早期策略的更新版本。

先前的熱能模型沒有在模擬期間充分考慮空間異質的相關性，結果是母岩熱傳導係數的變化性無法充分被描述。早期熱能現地模型的經驗表明需要發展方法，為了以可靠的方式描述母岩熱傳導係數的空間異質性，同時考慮了母岩類型和母岩交界類型之間的變化。有好的熱傳導係數機率分布的描述十分重要，這個機率分布圖的尾端(低熱傳導係數之部分)對於處置場的設計很重要，因為他會影響處置罐之間距。

熱能隨機模型策略的具體目標是：

- (1) 描述：母岩熱傳導係數的統計描述。
- (2) 預測：預測母岩體積中的熱傳導係數。
- (3) 視覺化：熱傳導係數空間分布的可視化。

現地熱能描述模型應該包含母岩的溫度分布和熱性質。溫度是處置場區域中，熱過程的結果。可以使用不同的方法確定熱性能的傳導性質，例如實驗室研究、現地測量、礦物的組成和分布、依照密度資料、溫度紀錄建模。在熱能建模必須考慮不同類型的資料數據代表了不同的面向尺度。可以使用鑽孔中的溫度紀錄來確定母岩的溫度分布和地熱梯度。而在實驗室岩心樣品上可以測量其他感興趣的熱能方向的數據例如母岩的熱膨脹係數。

而後 SKB 提出了一種熱能現地描述建模的方法。這是一種在母岩區域中母岩分配熱性質的方法，主要是導熱性和熱容量。該方法基於岩石特性和熱傳導係數的隨機模擬。主要結果跟實際的導熱性質一樣。其中值得注意的是熱傳導係數分布的結果，為此決定了處置罐之間的間距。

該方法包括了以下步驟，如圖 2-1：

- (1) 模擬尺度的選擇
- (2) 岩石特性數據的準備
- (3) 在母岩域內定義母岩熱能類型
- (4) 熱性質數據的準備
- (5) 改變其支承
- (6) 特定的專家知識
- (7) 估算 TRCs 的空間統計結構
- (8) TRCs 的隨機模擬
- (9) 估算每個 TRC 空間統計的熱模型
- (10) 熱傳導係數的隨機模擬
- (11) 跟現實合併
- (12) 升級模擬結果
- (13) 結果介紹[2]

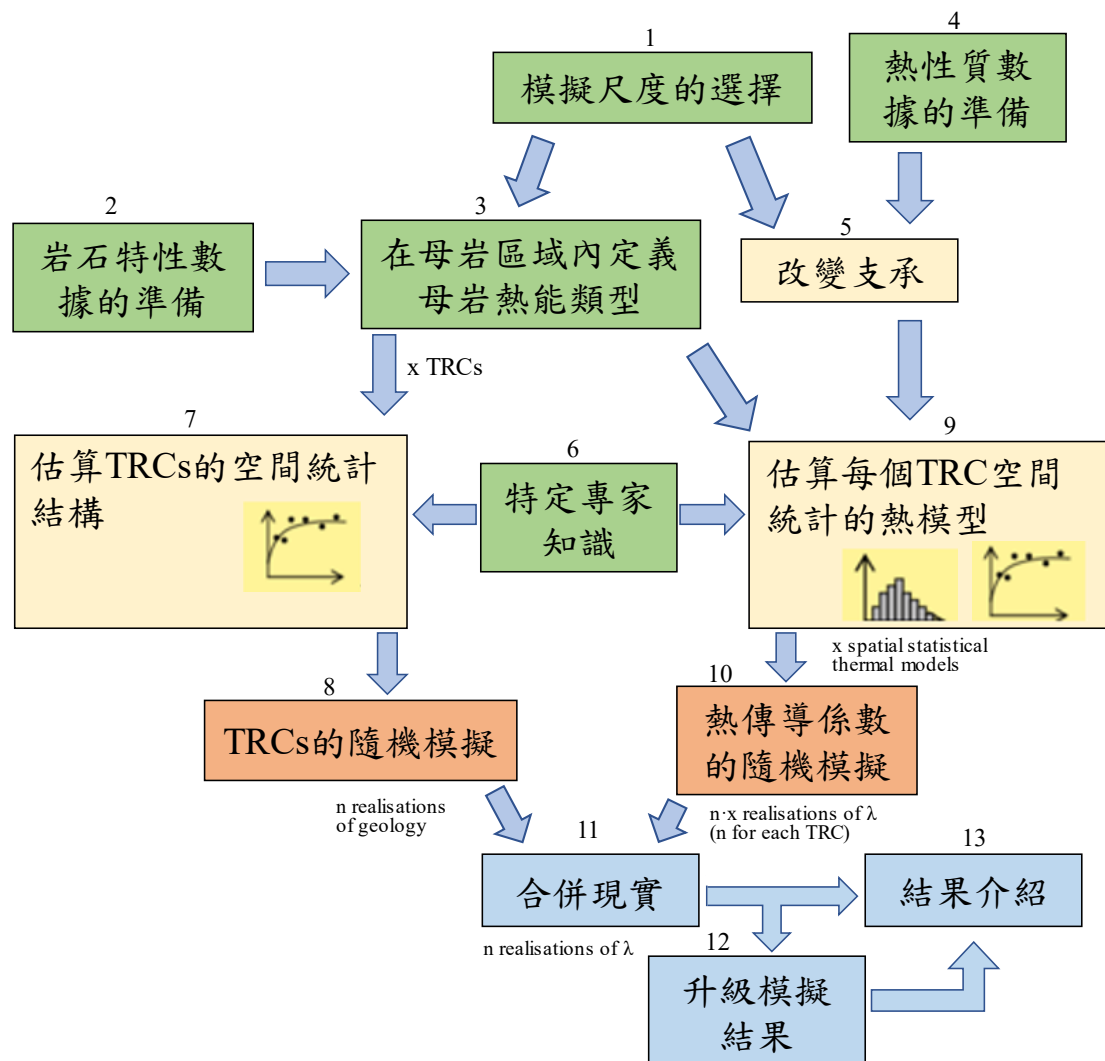


圖 2-1 岩石區域熱性能之建模方法的示意圖(λ 表示熱傳導係數)

而其在母岩熱傳導係數的空間異質性探討上，提及岩石的熱傳導係數是確定處置隧道之間和處置孔之間距離(間隔)的設計參數。在目前的參考設計中，這種岩石特性要求處置孔之間間距在岩石域RFM45中比在RFM029中略大。其中，斜長角閃岩是處置場中的次級岩石類型，其導熱性比花崗岩等主要岩石類型差。斜長角閃岩通常以小透鏡的形式出現，並且在繪圖中易於識別。如果角閃岩透鏡比場地描述更頻繁地發生，則處置區域需要更大的總面積。關於導熱性的不確定性是在處置區域內須進行的基本問題，一般而言，記錄角閃岩的發生是重要的任務。[3]

圖 2-1 的概念方法廣泛應用在各個母岩域熱傳模型的建立。從圖 2-1 的第一步驟「模擬尺寸」定義開始，此尺寸決定了應該如何準備岩石特性數據、熱傳特性數據、以及是否改變其支承(尺寸的改變)；並從鑽孔得到岩石特性數據，依母岩熱傳特性分類 TRCs，進而描述各個 TRC 的空間統計結構，求得其機率模型。基於熱傳特性的數據，為每個 TRC 建造空間統計熱傳模型，由不同的統計分布和變差函數所組成，可用於決定熱傳導係數的隨機模擬和母岩域的熱傳導係數。

考慮了每個 TRCs 熱傳特性的差異性和每個 TRC 中間的變化性，以適用於處置場設計(處置孔之間的距離)的統計分析和溫度的數值模擬。熱傳模型的主要結論是：

- (1) 尺寸的選擇對熱傳導係數的分布有很大的影響。隨著觀察的尺寸從 1 公尺增加到 5 公尺，其變動減少。最佳的 0.1 百分位數的熱傳導係數的估計為：
 - RFM029 母岩域：一公尺尺寸為 2.30(W/m-K)，5 公尺尺寸為 2.87 (W/m-K)
 - RFM045 母岩域：一公尺尺寸為 2.25 (W/m-K)，5 公尺尺寸為 2.33 (W/m-K)
- (2) 角閃岩的離散誤差在一公尺尺度的 RFM029 母岩域有最大不確定性。這個誤差導致了較低百分位數的保守估計。對於其他情形，與 TRCs(岩石特性)空間結構相關的不確定性和每個 TRC 空間統計熱模型是最重要的。
- (3) 對於角閃岩和花崗岩等低熱傳導係數母岩，其熱傳導係數分布函數的尾端形狀決定了這些母岩的類型。母岩域 RFM045 的結果中，其中一個最重要的不確定性是角閃岩的模型。基於相對有限的數據，角閃岩體的有限長度明顯比母岩域 RFM029 還要長。這個可能造成母岩域 RFM045 的熱傳導係數機率分布在尾部的地方太高。[4]

如熱傳導係數、磁導率、電容率、彈性模量、柏松比、熱膨脹係數等材料特性，在固態物體上具有隨空間變化性質的，如這種材料中功能分級的情況。找到這種空間異質性是一種逆向推論問題，此問題需要場域量的邊界值問題，像溫度，磁場勢或電場勢及其與邊界垂直的導數。本論文使用了徑向基函數，有限體積法

和有限元素法這些根據分析模擬的解法驗證之準確度，解決了基於測量的邊界值和擴散係數假設的空間異質性，進行預測場變量空間分布的問題。藉由最小化邊界處場量計算值和測量值之間標準化最小平方和的總和，導出分析模型中用於空間變化材料性質的空間異質性的正確參數。[5]

此外，在逆向推導方向上，亦有使用最小化成像非均質材料的未知熱傳導係數的共軛梯度法(Conjugate gradient method, CGM) 成功解決了二維的逆向熱傳導問題，此技術可應用在光纖醫學斷層的掃描問題。

假設在本研究中沒有可使用的未知熱傳導係數函數形式的前情資訊，即為逆向推論計算中的估計函數，通過中間介質上的精確模擬和不精確測量來檢查逆向分析的準確性，在本研究逆向分析中應用 CGM 的優點在於可以任意的選擇未知熱傳導係數的初始值猜測和其迅速的收斂速度。結果表示在奔騰 II-350 MHz PC 的 CPU 時間內可以在幾分鐘內獲得卓越的熱傳導係數估算值。最後，將給出精確的熱傳導係數和其估計的圖像。[6]

對於此逆向推導的發展，這個擁有直接熱傳方程式的初始值問題，衍生出新的梯度公式，共軛梯度法。共軛梯度法每次迭代時候遞迴的採用這些問題的解。根據差異原則標準停止迭代產生穩定的其結果顯示更穩健和更準確的數值方案。[7]

2.3 吸水膨脹影響效應之國際資訊研析

文獻報告中針對 SKB 的 SR-Can 計畫中，有關 Forsmark 和 Laxemar 等兩個預選場址的 T-H-M 耦合程序進行平行驗證審查，使用的各項參數皆來自 SKB 定義的場址描述資料。報告中，首先簡要敘述 SKB 在 SR-Can 中對於 T-H-M 耦合有關的分析，其中也包含驗證問題的部分，然後使用獨立的模擬工具進行分析。

根據該報告中的審查內容還有模型分析，驗證許多不明確的地方並得出結論，主要問題大致如下：

在 SKB 的計算中，分析得出的峰值溫度，可能是不保守的，其並未考慮緩衝材料的極端情況，以該報告的分析結果顯示緩衝材料飽和度低於 20% 將會出現溫度較高情形，溫度接近 100°C。

SKB 對於緩衝材料再飽和時間的分析結果可能低估，其原因有：

- (1) 假設建模區域附近有穩定的供水邊界。
- (2) 未考慮施工階段因通風導致的乾燥問題。
- (3) 母岩吸水性質的不確定性。

應該提供更多分析說明供水邊界的距離是否合理，並進行額外的吸水性和通風效應的敏感度分析。

在 SKB 的分析中回填材料是作為緩衝材料重要的供水來源，但在一些極端情況下，如母岩極度乾燥的情形，這個分析可能會有些不同。SKB 應該進一步研究或是重新考慮回填材料的設計，以確保緩衝材料在這種極度乾燥的母岩條件下不會受到回填材料的再飽和影響。

SKB 對於潛在岩石破壞的力學分析可以準確辨別 Laxemar 和 Forsmark 等地處置孔周圍剝落破壞的可能性，然而對於隧道岩壁拉伸破壞的可能性以及其後果(沿著隧道形成連續破壞區)並未定義。[15]

2.4 處置罐圍壓作用之國際資訊研析

瑞典 KBS-3 的處置罐由鑄鐵內襯和銅殼所組成，處置罐應該阻止其釋放放射性物質至少十萬年，其中銅殼保護其處置罐避免受到腐蝕，鑄鐵內襯則提供機械強度。在處置場中，來自地下水的靜水壓力和來自周圍膨潤土的膨脹壓力(總共導致 14 MPa 的最大壓力)，將使處置罐處於受壓的狀態。在極端的情況下，亦預期冰河期間的最大冰層厚度為 3,000 公尺，因而產生了額外 30 MPa 的壓力。所以 KBS-3 處置罐最大的設計壓力為 44 MPa。

在 SKB 的發展計畫中，已經製造了大量的處置罐。為了驗證這個階段處置罐的強度，SKB 與荷蘭 Petten 能源研究所歐洲委員會聯合研究中心(JRC)以及其他一些合作夥伴共同啟動了一個項目計畫。在此計畫中，三個鑄鐵內襯由瑞典三個不同的鑄造廠所製造，並發展了一個大型的統計測試程序來確定材料參數和缺陷分布的統計分布。這些數據和應力應變分析結果隨後將藉由概率分析，以確定從拉力區域中的高壓和裂縫導致的塑性崩塌的機率。

概率分析主要的結論如下：

- (1) 在 44 MPa 的壓力設計下，失敗破壞的概率已經不大顯著($\sim 2 \times 10^{-9}$)，即使在幾個非常保守的假設下也是如此。

- (2) 外部壓力的影響導致了內部的鑄鐵內襯受到的應力主要也是受壓的。如果滿足了處置罐的偏心率和角半徑的要求，那麼拉應力區域的空間將會非常小。
- (3) 在外部壓力低於 44 MPa 情況下，以拉力區域下裂縫發展導致破壞失敗的概率為主。而在更高壓力下，則受局部塑性破壞所控制。
- (4) 塑性坍塌分析中只考慮了第一次的局部坍塌事件，而鑄鐵內襯的完全坍塌則是在更高壓的情況下才會發生。

三個鑄鐵內襯材料的拉伸試驗結果主要在伸長率方面出現了相當大的分布(差異)。而低伸長率可歸因於存在夾渣、低球狀度(圓度)石墨區域，和在有些狀況下存在高波來鐵含量(pearlite content)的區域。隨著生產方法的改進，失敗概率將會進一步的降低。[8]

在聯合研究中心的活動「SAFE-CASK」(EURATOM 框架計畫 6)的範圍內，在能源研究機構中處理了三個 KBS-3 用過核子燃料處置罐的鑄鐵插入件進行一個全面性的實驗計畫發展。圖 2-2 顯示了這些處置罐的整體尺寸，這些處置罐設計用於 BWR 廢水反應爐用過燃料的深地層處置。外殼由 50 毫米厚的銅殼所組成，提供抗腐蝕能力，內部是球墨鑄鐵的厚壁內部插件，可確保足夠高的力學強度以承受深層處置場中的壓力。此處置罐的概念引用至本研究之處置罐圍壓分析中進行壓力分析。

能源研究機構和瑞典鑄造協會進行了大量的拉伸試驗，試驗樣品來自三個處置罐的內插件中各種取樣位置。這些拉伸試驗顯現了拉伸性能的顯著變化，雖然球墨鑄鐵總是按照相同的標準規格製造。低延展性的拉力測試數據可以與特定的鑄造缺陷有關，而所謂的「熔渣」佔了主導地位。在能源研究機構進行了一系列有限的壓力試驗，基本上是因為在深地層處置的環境條件下，處置罐最大部分是受到壓力荷載。壓力測試並不會導致低延展性的斷裂事件。最後，能源研究機構和皇家理工學院(斯德哥爾摩)聯合開展了一項斷裂試驗計畫。報告介紹了能源研究機構完成斷裂韌性的試驗結果。此試驗在室溫下和 0°C 下進行，是為了評估在深地層處置條件下溫度變化的影響。而除了球墨鑄鐵的材料以外，還討論了數個試驗的面向。此外，對於處置罐鑄鐵插入件內的多種取樣位置，給出了斷裂開始時的 J 積分[24]和隨後的抗生長裂紋性。[9]



圖 2-2 處置罐整體尺寸示意圖[9]

瑞典的用過核子燃料地質處置概念，也就是所謂的 KBS-3 的概念，其依賴於銅殼/鑄鐵罐做為第一層屏障的多重障壁系統。處置罐被設計保持它的完整性至少十萬年，這表示需要考慮到未來的冰川。一個 3km 厚的冰層和來自地下水的靜水壓力以及緩衝材料回脹壓力將產生的最大靜水壓力 44 MPa (440 bar)。儘管處置罐是在全負載的受壓情況，但隨著負載增加，在鑄鐵插入件通道表面也產生了拉伸應力。KBS-3 處置罐的發展階段中的內插入件材料的拉伸測試表明內部鑄鐵插入件的延展性有較大的離散和相對低的值。一個重要的考量是這是否會導致在 44 MPa 等向靜載下的處置罐的力學強度出現問題、或者是由於塑性坍塌、又或是由於拉應力區域的斷裂缺陷導致。此為本研究處置罐圍壓分析進行案例分析之目的。

因此，SKB 與歐洲委員會的 Petten 聯合研究中心(JRC)能源研究機構和一些瑞典合作夥伴共同啟動了一個項目計畫，以評估冰川期間力學強度出現問題的可能性。此計畫中使用了由不同鑄造廠生產的三個內插入件，稱為 I24、I25 和 I26。開發了一個大型的統計測試程序來確定多種材料參數和缺陷分布的統計。隨後的將這些數據使用在概率分析上，以確定局部的塑性坍塌或斷裂的可能性。結論主要是如果滿足一些基本的幾何要求，則在設計載重(44 MPa)下的失敗概率是極低的。

在統計測試程序和相關分析的同時，該小組也對模型處置罐進行兩個壓力測試，以證明實際的安全餘裕。拉伸樣品的斷口和放射學的研究表明低延展性和它的離散是由鑄造缺陷和細微結構的不均勻性的組合所引起。這些發現表示相同類型的缺陷也可能導致相同材料大部分元件失效，並且處置罐的破壞荷載可以通過尺寸效應來降低(亦即具有臨界缺陷的可能性隨著材料體積的增加而增加)，依此將進一步減少破壞載重。因此，代表完整 KBS-3 罐的兩個模型分別設計來自 I26 和 I24 的內件插入物，並在冷等靜壓機(CIP)中加載到高靜水壓力以確定坍塌載重和破壞原理。

將由 I26 內插入件製造的第一個模型加載至 130 MPa。在此荷載下，處置罐已經經歷了塑性變形但仍保持其整體的完整性。詳細試驗後的分析程序表明一些缺陷在穩定撕裂時，其撕裂長度長到 10 毫米，但沒有產生穿過整個結構體的裂縫。由內插入件 I24 製造的第二個模型在加載塑性坍塌時加載到 139 MPa。主要結果是，即使對於冰川期間可能發生極端的壓力，這兩項測試也顯示出較大的安全係數。當它最終塌陷時，塑性坍塌比鑄造缺陷更容易破裂。由於壓縮應力和材料固有的抗裂紋生長能力，因此缺陷導致的穿越結構體的斷裂極不可能發生。這些發現也與有限元素分析非常一致。[10]

用過核子燃料處置罐的鑄鐵插入件的概率分析結果。其主要的結論是：

- (1) 對於一般的情況，失敗的機率是微乎其微的(2×10^{-9})，此情況即使在潛在的確定性分析和概率分析中做了數個保守的假設，結果也是一樣的。
- (2) 在外部壓力低於 44 MPa，大於局部坍塌行為(更大範圍的坍塌)的活動佔了主導地位，而當外部壓力超過底線情況，則局部破壞情況佔了主導地位。
- (3) 局部坍塌的行為很大程度上取決於外部壓力的假設。
- (4) 坍塌行為的分析只考慮第一個局部坍塌的行為活動，鑄鐵內插入件的全部坍塌則需要更大的壓力
- (5) 影響結果的概率行為更多是取決於處置罐偏心距的假設，而不是處置罐鑄鐵斷面側邊的外部角半徑的部分，結果表示最大容許偏心距不應該大於 5mm。
- (6) 使用缺陷分布計算初使裂紋成長的概率，其中一個假設存在一個像裂紋的缺陷。可以應用簡單的縮放參數來考慮幾個厚度上的缺陷。[11]

在拉伸、受壓和斷裂韌性的全方位綜合試驗上，製作三個用於用過核子燃料處置罐的厚壁球墨鑄鐵內插件，結果數據輸入以評估處置罐的失敗破壞概率。這些數據可以有用的改善處置罐的鑄造技術，儘管一直都是使用相同的材料規格，但是發現材料的特性有很顯著的改變。將拉伸特性的離散與斷面和微觀結構的觀察聯繫起來後，發現低延展性的拉伸測試結果可能與特定處置罐的鑄造缺陷有關，因為氧化膜對其具有不利的影響。另一個重要的發現是壓力測試並不會導致低延展性的破壞，在斷裂測試期間，觀察到穩定的延展裂紋的擴張，而進行拉伸試驗的基本斷裂分析是為了更好理解缺陷尺寸、應力及應變行為和斷裂韌性對通過拉力測試的延展性測量的影響，以觀察到兩種相反樣品尺寸的效應。[12]

此設計分析報告還涵蓋了經由銅蓋拔離處置罐期間的負載分析，但主要工作仍放在處置場的條件分析。在設備處理期間或在運送處置罐到最終處置場期間，處置罐需要注意可能會受到其他額外的負載並進行分析。此報告確認 KBS-3 處置場中處置罐的力學強度遵守了指定設計的要求，並與 SKB 2009 中規定的參考設計一起使用。

相關的負載類型在設計的前置報告中定義了以下內容：

- 處置罐應該承受壓力均衡 45 MPa 的載重，即最大回脹壓力和最大地下水壓力之和。
- 處置罐周圍是密度小於 2,050 kg/m³ 的緩衝材料，相當於回脹壓力高達 15 MPa。
- 處置孔中剪切斷裂的所有位置和角度，在 2,050 kg/m³ 鈣膨潤土的緩衝材料特性，以 1 m/s 的速度進行 5 cm 剪切運動後，銅殼的抗腐蝕障壁應該要保持完整，並且溫度要低至 0°C，鑄鐵內插件應該保持它的抗壓特性以抵抗其均質的載重。

在處置場演變的不同階段中，緩衝材料在飽和後的密度分布不均勻加上處置孔的非直線情形則可能產生永久的不對稱載重。對於不對稱載重的最壞評估是有用的，但是認為其與剪切載重的案例一併發生的可能性太低。

基礎案例的設計也取決於考慮的時間尺度，對於超過十萬年的時間，SKB 2009 中提到的建議指出，對處置場防護能力的評估應基於對計算風險的推理以及處置場防護能力數個補充指標，如障壁功能、環境中的放射性流通量和濃度。

大地震和主要冰層等有害事件發生積累的可能性隨著時間而增加。而對持續的過程中發生不利的影響，如處置罐的腐蝕，也隨著時間而增加。在 SKB 2009 中指出嚴格的風險標準應用與十萬年的時間尺度有關。然而，最佳可用技術的原則適用於一百萬年的評估時間。因此，設計場所開發考慮了一百萬年的時間尺度。

在一系列負載中處理了力學負載，強度和抗斷裂性分析，流程圖如圖 2-3 所示。[13]此流程中的載重分析即為本研究中處置罐圍壓分析所進行的壓力分析。

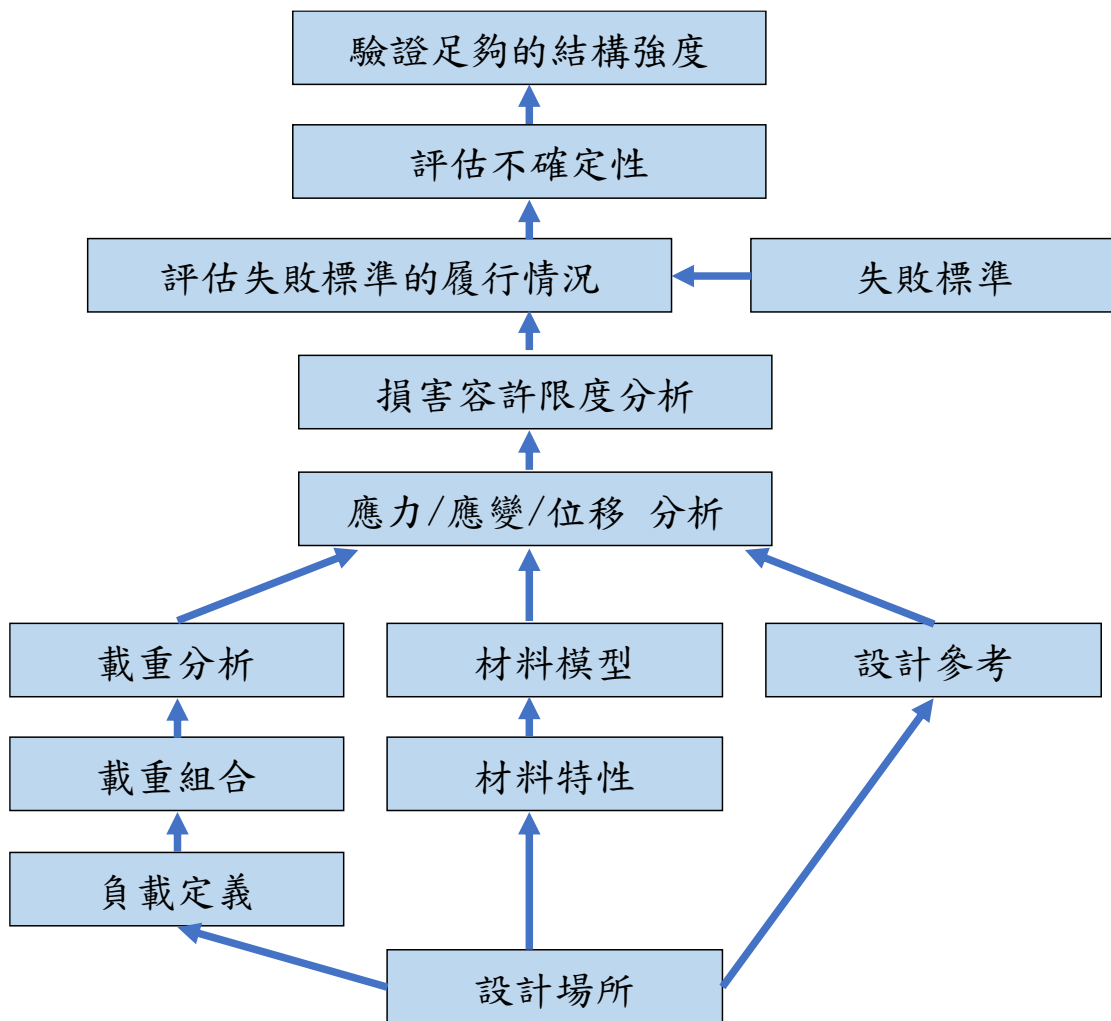


圖 2-3 設計分析中完成的流程圖[13]

第三章、母岩空間異質性之溫度影響效應驗證技術研析

3.1 前言

用過核子燃料最終處置場為位在深地層的龐大建物，由於處置場中母岩所佔比例最高，因此母岩熱傳導性質造成處置場最高溫之影響不可小覷。而現實處置場母岩熱傳導係數可能因為空間而變化，為非均質且隨機分布，稱為「空間異質性」。在分析與設計中應考量現實之情況，考慮這樣的隨機空間異質性，發展相應之熱傳導分析驗證技術，針對不同之空間分布機制進行分析，並觀察其影響效應。

本章分成兩種分析方式，分別為 3.2 節全域模型以及 3.3 節代表體積單元的模型進行空間異質性的熱傳導分析。

3.2 全域模型

本節參考瑞典 SKB 報告[14]中包含間隙的原始模型幾何配置，使用將原始模型銅罐不規則凸緣簡化、不保留間隙之等效模型建立三維多處置孔模型。

3.2.1 模型幾何介紹

本節參考瑞典 SKB 報告[14]中包含間隙的原始模型幾何配置，使用將原始模型銅罐不規則凸緣簡化、其間隙效應已藉由等效模型之概念予以考慮，建立三維多處置孔模型。整體模型為長 148 公尺、寬 40 公尺、高 120 公尺之單隧道模型，包含九個處置孔，處置孔間距 6 公尺，第一個處置孔距離縱向邊界 60 公尺，第九個處置孔距離另一縱向邊界 40 公尺，處置孔底部距離模型底部 60 公尺，如圖 3-1。

處置隧道長 52.6 公尺、寬 4.6 公尺、高 5.405 公尺，使用回填材料將其填充；隧道下方九個處置孔皆為長 7.85 公尺、半徑 0.875 公尺之圓柱，處置孔內包含處置罐為高 4.675 公尺、半徑 0.535 公尺圓柱體，包覆處置罐的緩衝材料尺寸為高 6.985 公尺、半徑 0.875 公尺，而每一處置孔上方還有一高 0.865 公尺、半徑 0.875 公尺的回填材料，單一處置孔體積為 18.88 立方公尺。

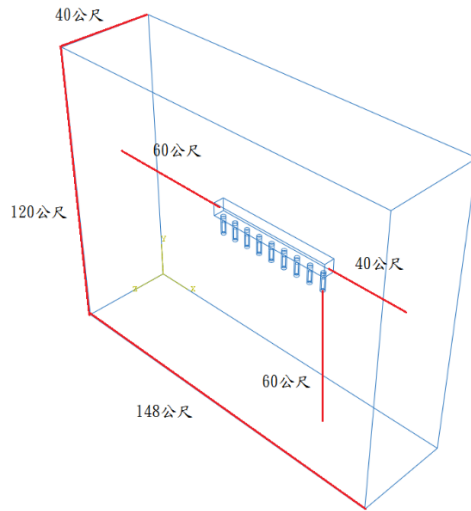


圖 3-1 模型示意圖

3.2.2 材料參數

本節母岩的熱傳導係數是依據瑞典 SKB 報告[14]所提供之圖 3-2 母岩熱傳導係數分布機率圖做為參考，並依分布機率計算加權平均值為 $\lambda = 3.536$ (W/m-K)，分布機率值以表 3-1 所示。

緩衝材料熱傳導係數採用等效模型母岩熱傳導係數為加權平均 $\lambda = 3.536$ (W/m-K) 對應的緩衝材料熱傳導係數 $\lambda = 0.5755$ (W/m-K)。表 3-2 為各材料所使用之材料參數，並提供原始模型之緩衝材料 1、2 之材料參數。

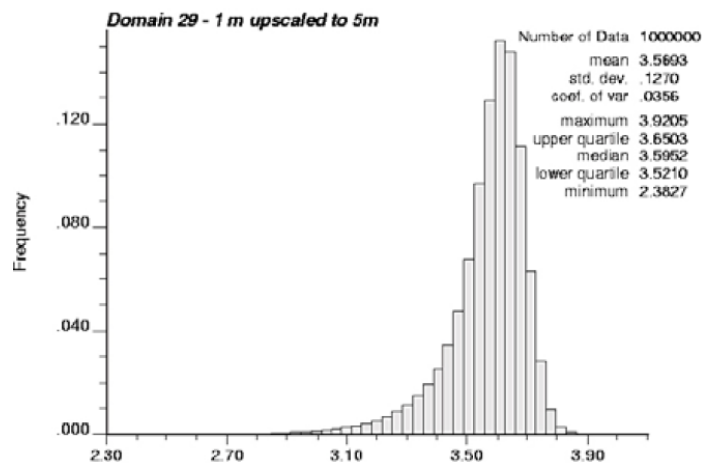


圖 3-2 母岩域熱傳導係數分布機率圖[14]

表 3-1 母岩熱傳導係數分布機率表

母岩熱傳導係數 (W/m-K)	分布機率 (%)	母岩熱傳導係數 (W/m-K)	分布機率 (%)
2.929	0.121	3.376	2.525
2.964	0.138	3.407	3.485
2.997	0.173	3.443	4.722
3.027	0.191	3.474	6.743
3.057	0.243	3.509	9.653
3.090	0.313	3.543	12.826
3.117	0.348	3.576	15.056
3.150	0.437	3.609	14.672
3.181	0.538	3.640	11.065
3.219	0.678	3.673	6.270
3.246	0.869	3.703	2.804
3.279	1.235	3.933	1.045
3.311	1.497	3.771	0.259
3.349	1.950	3.804	0.144

表 3-2 模型各材料之材料係數

材料種類	材料性質		
	熱傳導係數 (W/m-K)	比熱 (J/kg-K)	密度 (kg/m ³)
熱源	25	500	7200
緩衝材料	0.5755		
緩衝材料 1(原始)	1.1	800	2780
緩衝材料 2(原始)	1.0		
回填材料	0.7	780	2500
母岩	見案例	770	2770

3.2.3 初始條件及邊界條件

各案例初始溫度為 10.6°C，無設置邊界熱對流係數及其他相關條件。各案例處置罐能量使用瑞典 SKB 報告[14]提供之 1700W，熱衰變值由瑞典 SKB 報告[14]隨時間代入函數求得。

3.2.4 案例介紹

本節案例將分為參考案例與三大案例組。其中參考案例組為均值分布，三大案例組分別代表「全域非均質隨機分布」、「局部非均質隨機分布」及「極限非均質隨機分布」。參考案例使用加權平均的均質母岩熱傳導係數 $\lambda=3.536$ (W/m-K)，與三大案例組分析比較。

1. 第一案例組—全域非均質隨機分布：

為全域母岩熱傳導係數皆依瑞典 SKB 報告[14]提供之母岩域熱傳導係數分布機率(圖 3-2)進行隨機非均質分布，並以三種不同隨機分布型態分析比較，分別為案例 1-1、1-2、1-3，隨機分布示意圖如圖 3-3。

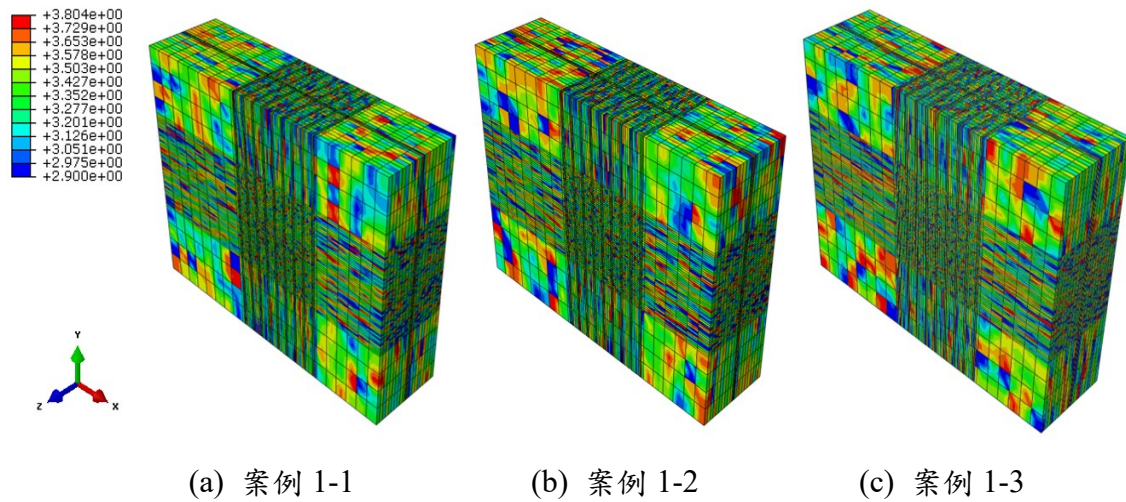


圖 3-3 第一案例組母岩熱傳導係數(W/m-K)隨機分布示意圖

2. 第二案例組—局部非均質隨機分布：

第二案例組參考瑞典 SKB 報告[14]分析空間異質性所使用之隨機分布區域，在處置場中心設置長 50 公尺、寬 40 公尺、高 50 公尺為非均質隨機分布的母岩熱傳導係數，其餘母岩熱傳導係數使用加權平均值 $\lambda = 3.536$ (W/m-K)，為均質母岩熱傳導係數，並以三種不同隨機分布型態案例進行比較，分別為案例 2-1、2-2、2-3，圖 3-4 為模型示意圖，隨機分布示意圖如圖 3-5。

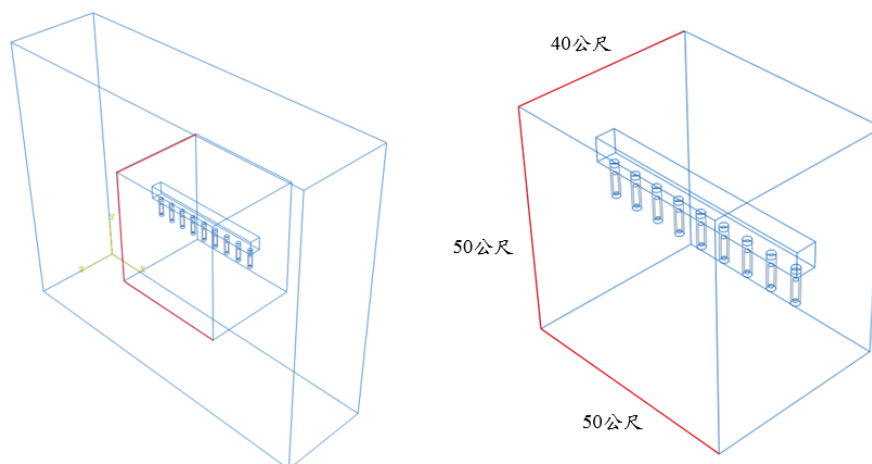


圖 3-4 第二案例組模型示意圖

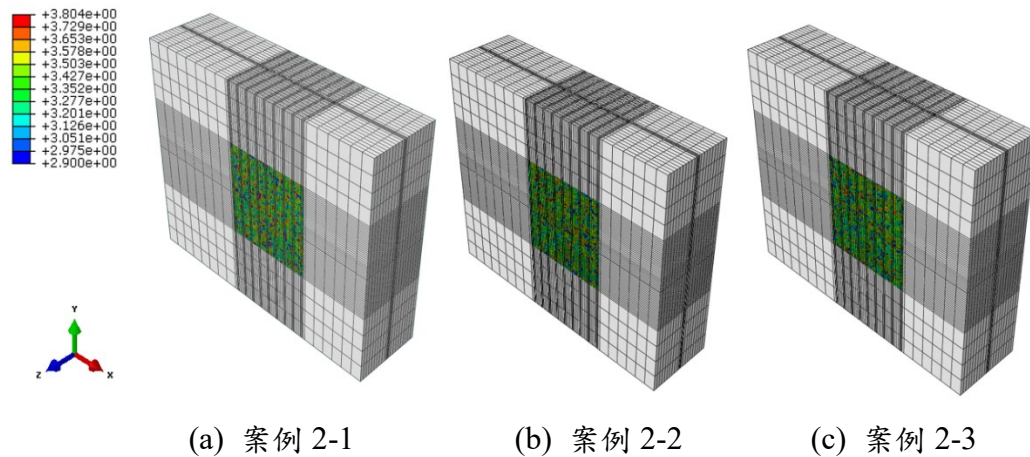


圖 3-5 第二案例組母岩熱傳導係數(W/m-K)隨機分布示意圖

3. 第三案例組—極限非均質隨機分布：

第三案例組在各案例非均質母岩(長 50 公尺、寬 40 公尺、高 50 公尺)內的中心處置罐放置隨網格大小設定之不同尺寸方塊，並根據瑞典 SKB 報告[14]母岩熱傳導係數分布機率圖(如圖 3-2)將極端的熱傳導係數集中於中心處置罐周圍之方塊內(均質)。

各案例方塊的熱傳導係數設置步驟為，計算方塊體積佔非均質母岩(長 50 公尺、寬 40 公尺、高 50 公尺)體積的比例，並依計算之結果得知方塊體積佔分布機率之區域(如圖 3-6 紅框)，加權平均後求得均質的方塊熱傳導係數值；而剩餘的非均質隨機分布母岩(長 50 公尺、寬 40 公尺、高 50 公尺之體積扣除方塊體積)依照剩餘分布機率(如圖 3-6 藍框)為非均質部份隨機分布狀態，而非均質母岩以外之母岩熱傳導係數使用加權平均值 $\lambda=3.536$ (W/m-K)為均質母岩熱傳導係數。

方塊熱傳導係數設置流程輔助圖如圖 3-6。以下將介紹各案例中心處置罐周圍母岩均質熱傳導係數與方塊尺寸，於表 3-3 整理各案例方塊對應之熱傳導係數。

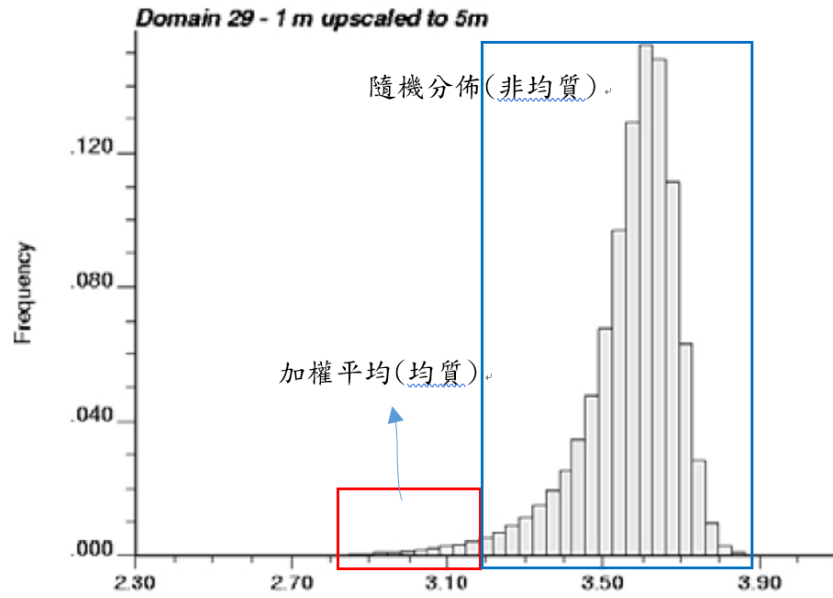


圖 3-6 方塊熱傳導係數設置流程輔助圖

案例 3-1 為中心處置罐建立一長 2 公尺、寬 2 公尺、高 7.85 公尺、體積為 31.4 立方公尺之方塊，母岩熱傳導係數為 $\lambda = 2.9(\text{W/m-K})$ ，圖 3-7 為模型示意圖，圖 3-8 為中心處置罐母岩熱傳導係數分布示意圖。

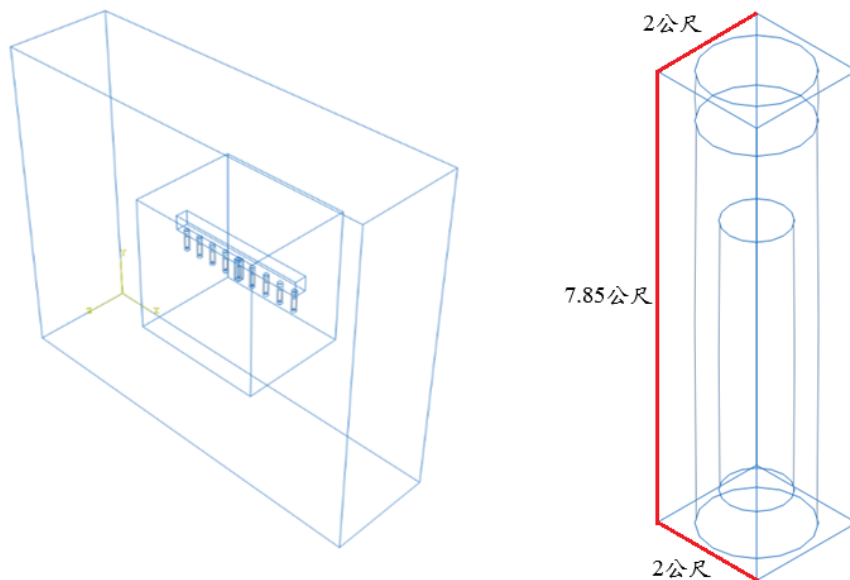


圖 3-7 案例 3-1 模型示意圖

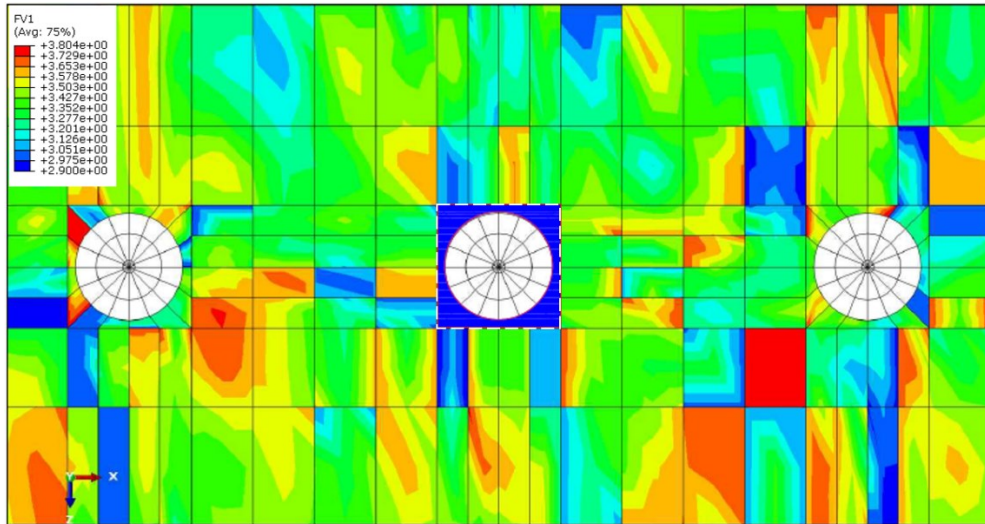


圖 3-8 案例 3-1 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖

案例 3-2 為中心處置罐建立一長 7.6 公尺、寬 7.6 公尺、高 7.85 公尺、體積為 453.416 立方公尺之方塊，母岩熱傳導係數為 $\lambda=2.95$ (W/m-K)，圖 3-9 為模型示意圖，圖 3-10 為中心處置罐母岩熱傳導係數分布示意圖。

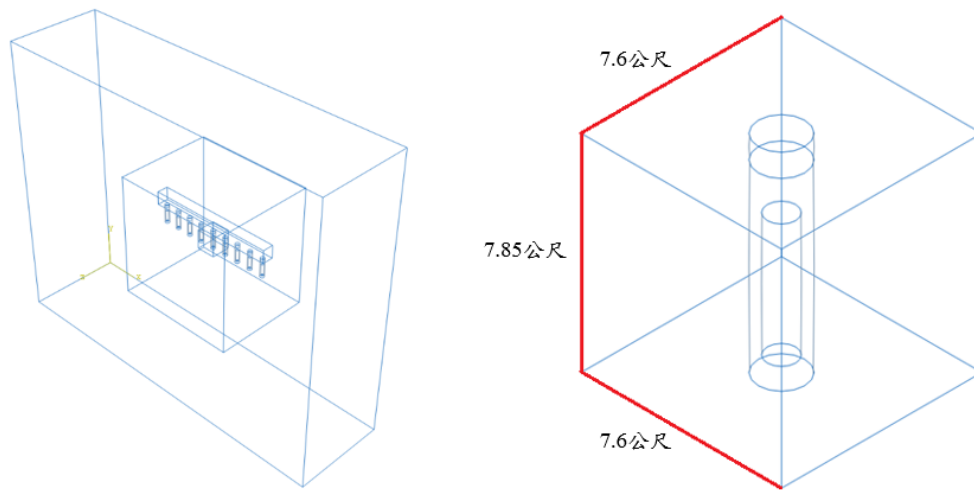


圖 3-9 案例 3-2 模型示意圖

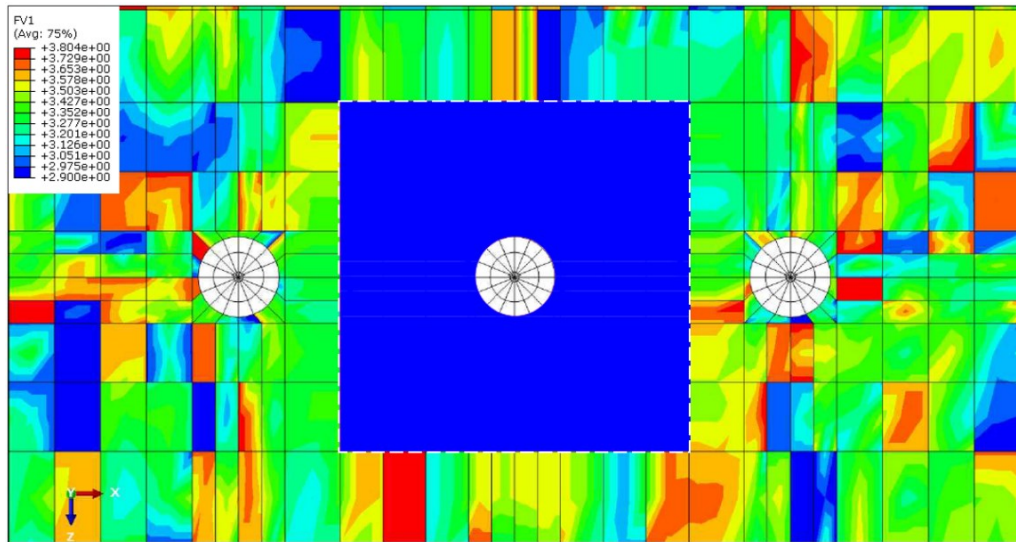


圖 3-10 案例 3-2 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖

案例 3-3 為中心處置罐建立一長 7.6 公尺、寬 7.6 公尺、高 7.85 公尺、體積為 453.416 立方公尺之方塊 1，母岩熱傳導係數為 $\lambda=2.95$ (W/m-K)；另一長 10 公尺、寬 11.65 公尺、高 10 公尺、體積為 711.584 立方公尺之方塊 2，母岩熱傳導係數為 $\lambda=3.045$ (W/m-K)，圖 3-11 為模型示意圖，圖 3-12 為中心處置罐母岩熱傳導係數分布示意圖。

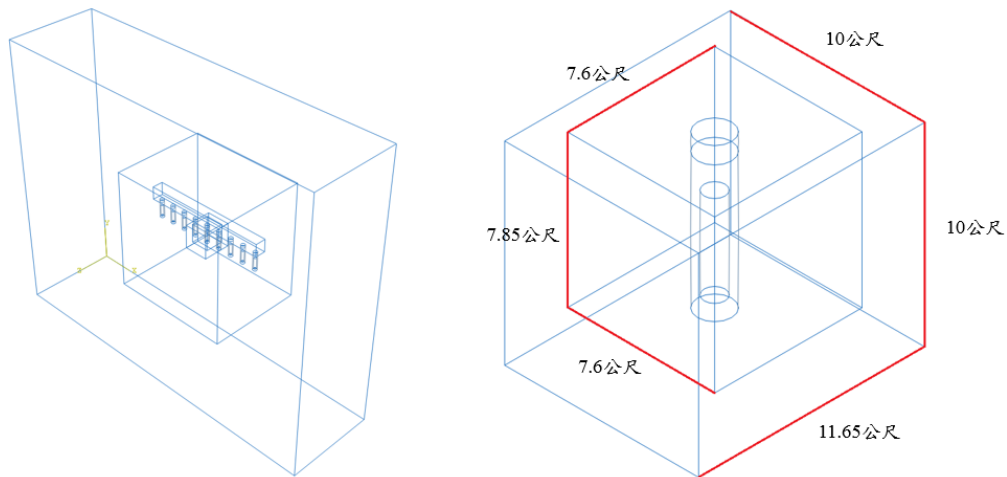


圖 3-11 案例 3-3 模型示意圖

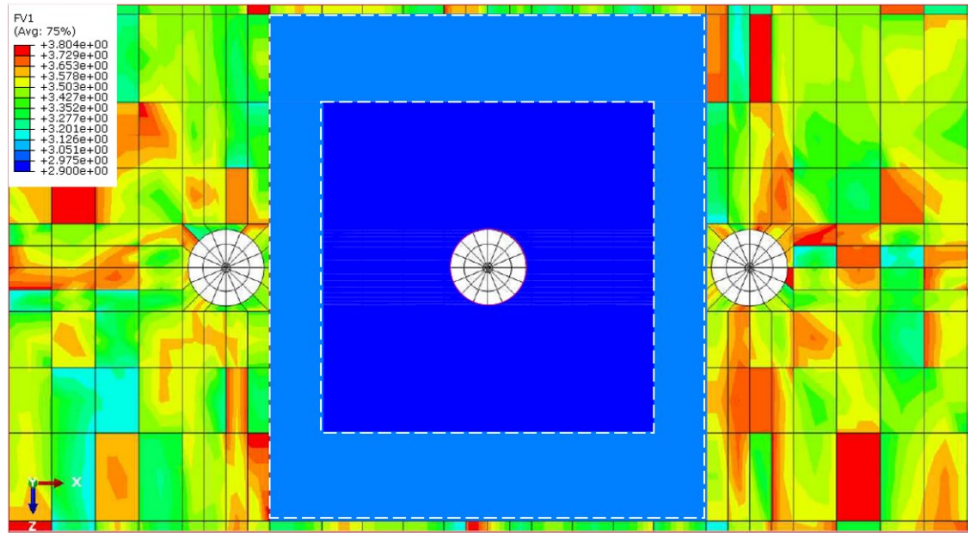


圖 3-12 案例 3-3 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖

案例 3-4 為中心處置罐建立一長 2 公尺、寬 2 公尺、高 7.85 公尺、體積為 31.4 立方公尺之方塊 1，母岩熱傳導係數為 $\lambda=2.9$ (W/m-K)；一長 4.58 公尺、寬 4.58 公尺、高 7.85 公尺、體積為 133.26 立方公尺之方塊 2，母岩熱傳導係數為 $\lambda=2.95$ (W/m-K)；一長 7.6 公尺、寬 7.6 公尺、高 7.85 公尺、體積為 288.75 立方公尺之方塊 3，母岩熱傳導係數為 $\lambda=2.98$ (W/m-K)；與另一長 10 公尺、寬 11.65 公尺、高 10 公尺、體積為 711.58 立方公尺之方塊 4，母岩熱傳導係數為 $\lambda=3.04$ (W/m-K)，圖 3-13 為模型示意圖，圖 3-14 為中心處置罐母岩熱傳導係數分布示意圖。

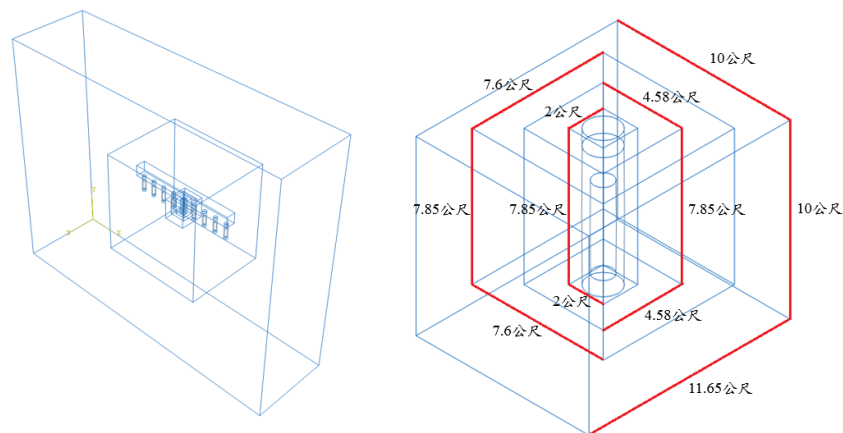


圖 3-13 案例 3-4、案例 3-5 模型示意圖

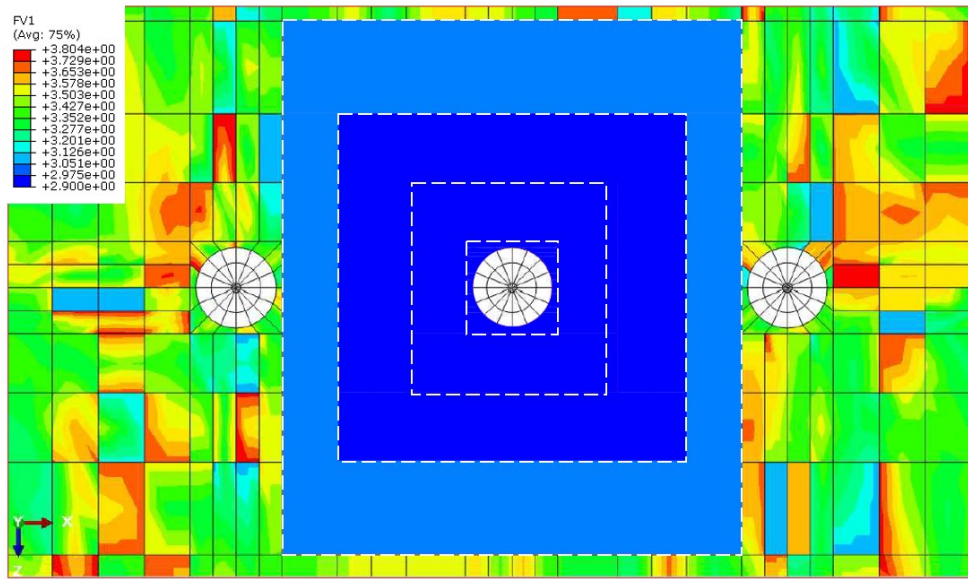


圖 3-14 案例 3-4 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖

案例 3-5 為高母岩熱傳導係數集中於中心處置罐，方塊尺寸與案例 3-4 相同，母岩熱傳導係數由內到外為 3.8、3.77、3.73、3.71(W/m-K)，圖 3-13 為模型示意圖，圖 3-15 為中心處置罐母岩熱傳導係數分布示意圖。

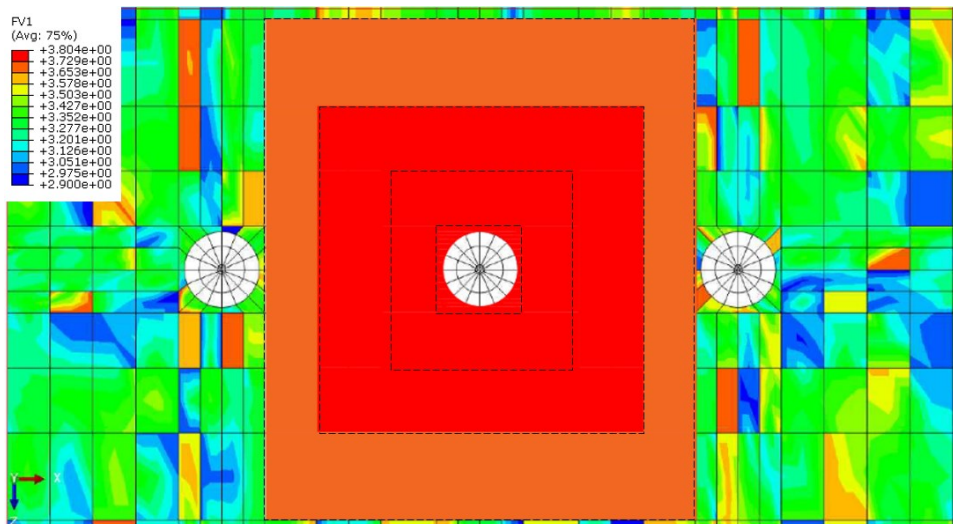


圖 3-15 案例 3-5 中心處置罐母岩熱傳導係數(W/m-K)分布示意圖

表 3-3 各案例方塊尺寸及熱傳導係數

案例	方塊尺寸				方塊熱傳導係數(W/m-K)
	長(m)	高(m)	寬(m)	體積(m ³)	
3-1	2.00	7.85	2.00	31.400	2.900
3-2	7.60	7.85	7.60	453.416	2.950
3-3	7.60	7.85	7.60	453.416	2.950
	10.00	10.00	11.65	711.584	3.045
3-4	2.00	7.85	2.00	31.400	2.900
	4.58	7.85	4.58	133.260	2.950
	7.60	7.85	7.60	288.750	2.980
	10.00	10.00	11.65	711.584	3.040
3-5	2.00	7.85	2.00	31.400	3.800
	4.58	7.85	4.58	133.260	3.770
	7.60	7.85	7.60	288.750	3.730
	10.00	10.00	11.65	711.584	3.710

3.2.5 分析結果

透過中心處置罐頂部與緩衝材料交界處之溫度探討處置場的母岩熱傳係數造成最高溫之發生狀態。

參考案例在 4.7 年時發生最高溫 88.09°C。圖 3-16 為中心處置罐溫度隨時間趨勢圖，圖 3-17 為處置隧道溫度雲彩圖，圖 3-18 中心處置罐溫度雲彩圖。

參考案例中心處置罐溫度隨時間變化趨勢圖

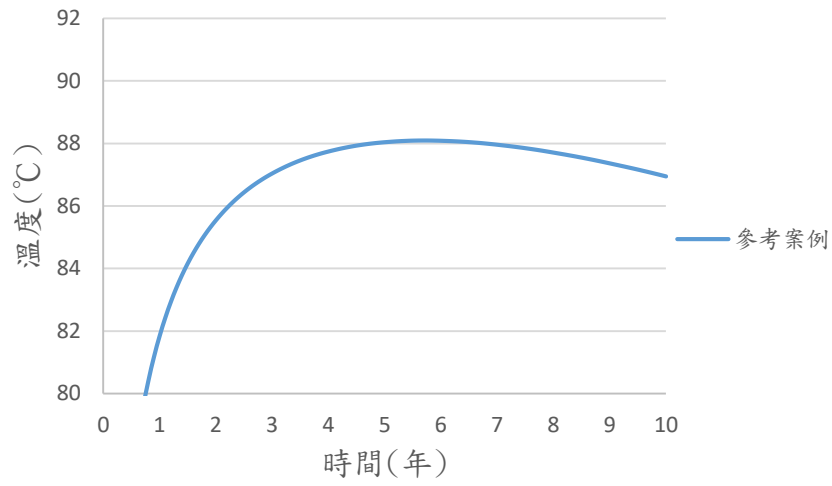


圖 3-16 參考案例中心處置罐溫度隨時間趨勢圖

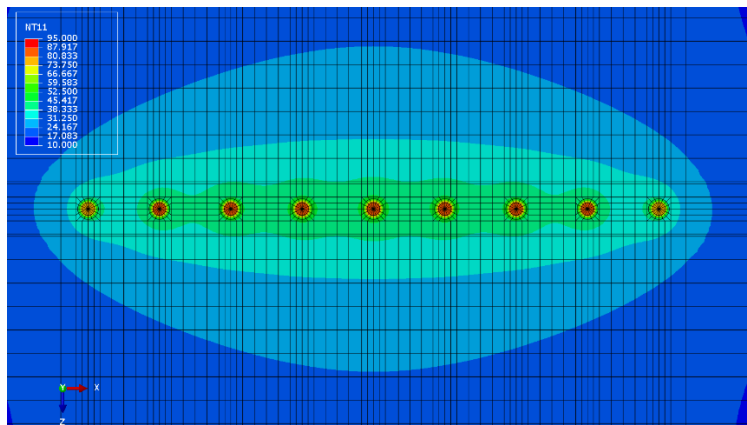


圖 3-17 參考案例處置隧道溫度雲彩圖

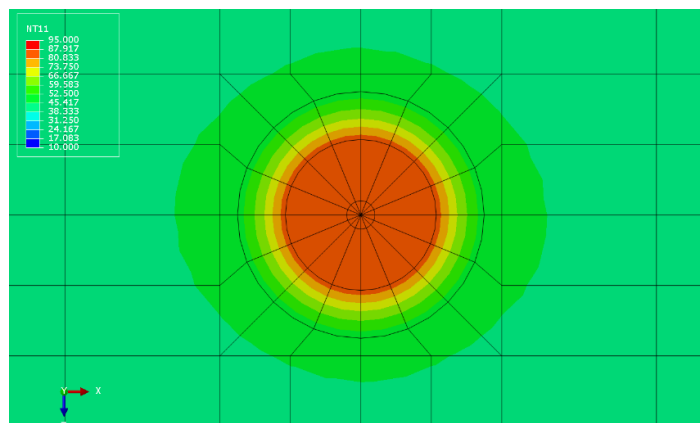


圖 3-18 參考案例中心處置罐溫度雲彩圖

1. 第一案例組分析比較：

第一案例組為全域母岩熱傳導係數為非均質隨機分布，表 3-4 為案例 1-1、1-2、1-3 在中心最高溫以及中心五個處置銅罐之平均溫度結果。圖 3-19 為中心處置罐溫度隨時間趨勢圖，圖 3-20 為處置隧道溫度雲彩圖，圖 3-21 為中心處置罐溫度雲彩圖。

表 3-4 第一案例組溫度比較表

	案例 1-1	案例 1-2	案例 1-3
參考案例 中心銅罐最高溫		88.09°C	
中心銅罐最高溫	88.18°C	88.16°C	88.19°C
中心五銅罐平均 溫度	87.63°C	87.63°C	87.62°C

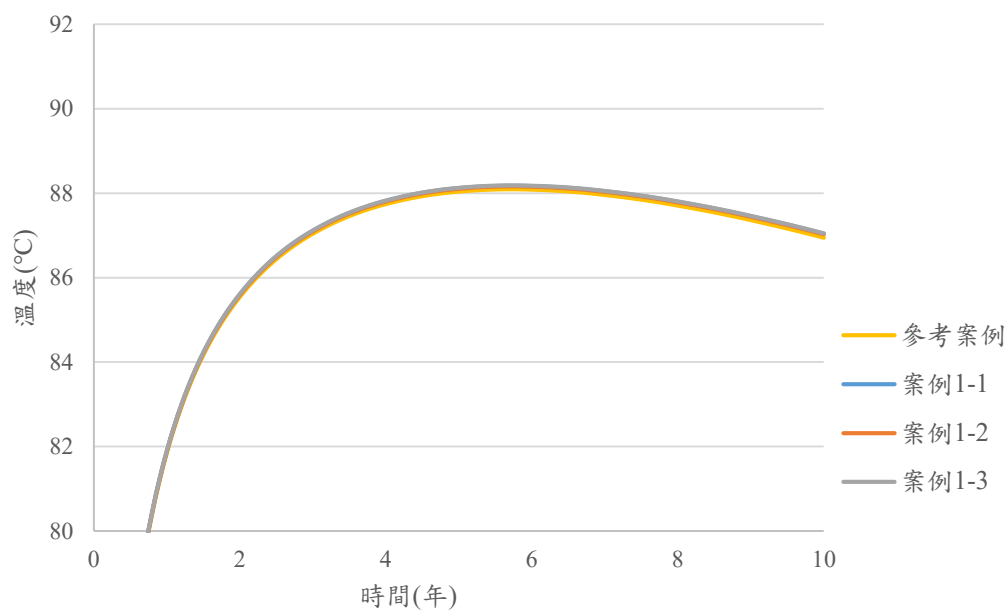


圖 3-19 第一案例組中心處置罐溫度隨時間趨勢圖

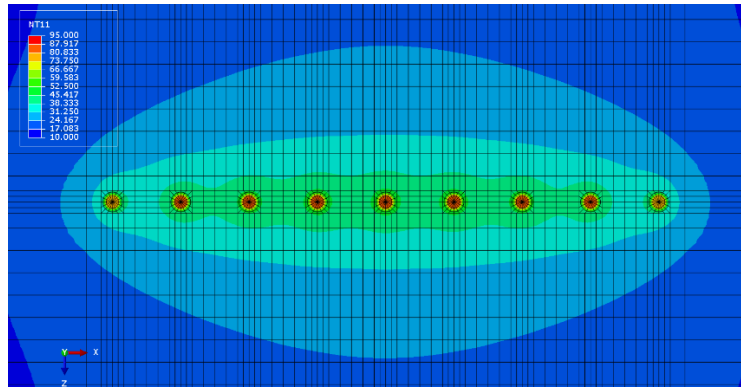


圖 3-20 第一案例組溫度雲彩圖

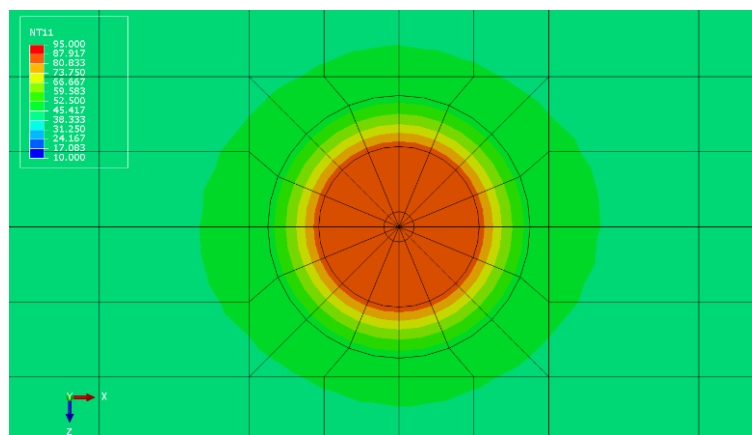


圖 3-21 第一案例組中心處置罐溫度雲彩圖

2. 第二案例組分析比較：

第二案例組為局部非均質母岩熱傳導係數隨機分布，表 3-5 為第二案例組溫度比較表。圖 3-22 為中心處置罐溫度時間趨勢圖，圖 3-23 為處置隧道溫度雲彩圖，圖 3-24 為中心處置罐溫度雲彩圖。

表 3-5 第二案例組溫度比較表

	案例 2-1	案例 2-2	案例 2-3
參考案例 中心銅罐最高溫		88.09°C	
中心銅罐最高溫	88.13°C	88.16°C	88.15°C
中心五銅罐平均 溫度	87.62°C	87.62°C	87.60°C

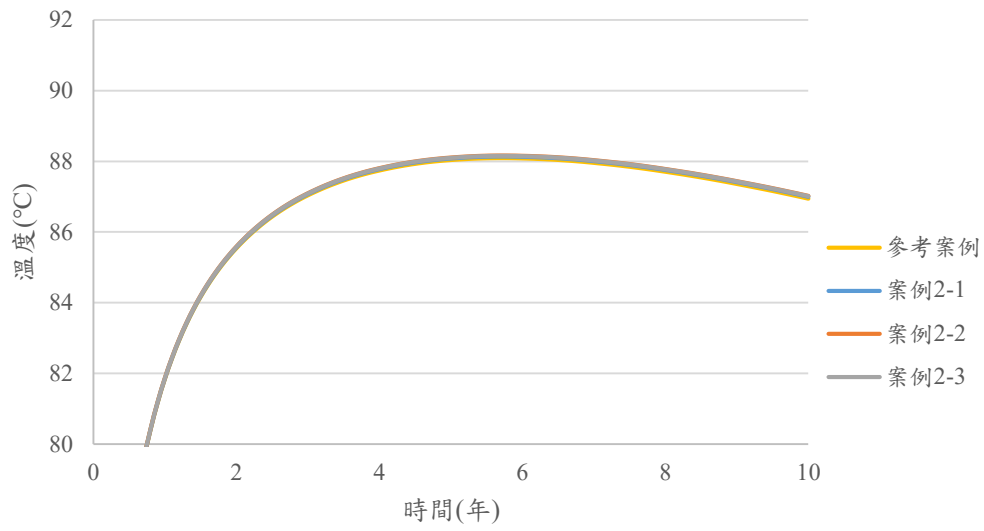


圖 3-22 第二案例組中心處置罐溫度時間趨勢圖

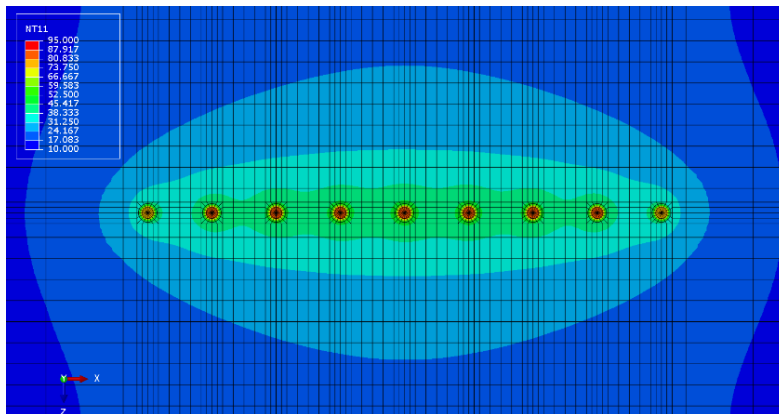


圖 3-23 第二案例組處置隧道溫度雲彩圖

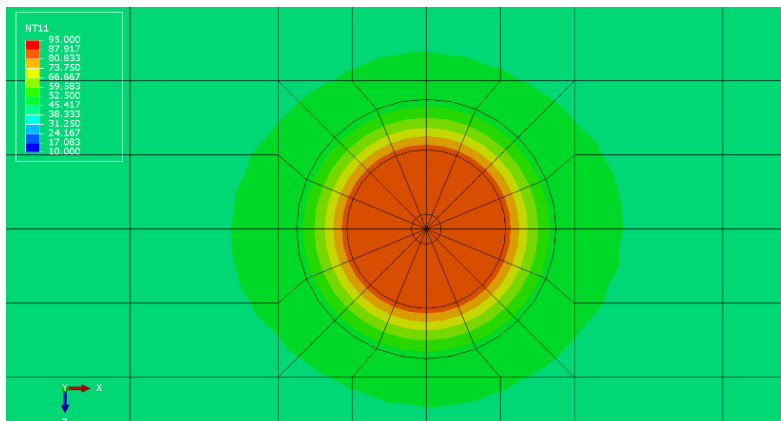


圖 3-24 第二案例組中心處置罐溫度雲彩圖

3. 第三案例組分析比較：

第三組溫度比較如表 3-6，圖 3-25 為溫度隨時間變化趨勢圖。案例 3-1 方塊熱傳導係數為 $\lambda=2.9(\text{W/m-K})$ ，案例 3-2 方塊熱傳導係數為 $\lambda=2.95(\text{W/m-K})$ ，但案例 3-2 與參考案例之溫差較為顯著，表示當中心處置罐低母岩熱傳導係數分布範圍較小時影響甚小。而案例 3-4 與案例 3-5 兩極端案例最高溫溫差為 4.39°C 。

表 3-6 第三案例組溫度比較表

	案例 3-1	案例 3-2	案例 3-3	案例 3-4	案例 3-5
參考案例 中心銅罐最高溫			88.09°C		
中心銅罐最高溫	88.83°C	90.99°C	91.43°C	91.53°C	87.14°C
與參考案例溫差	0.74°C	2.9°C	3.33°C	3.44°C	-0.96°C
高於 99%溫度維持時間	6.2 年	5.9 年	5.9 年	5.9 年	6.2 年

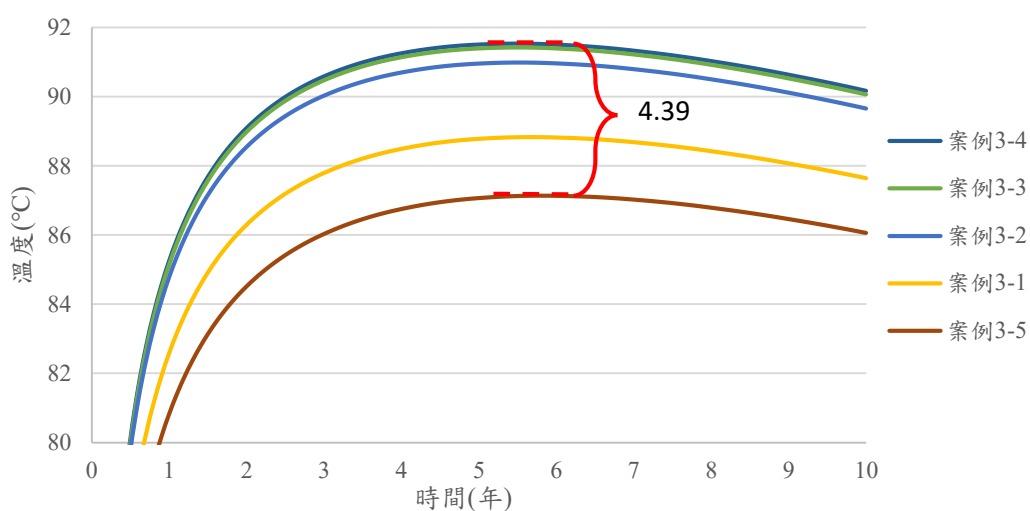


圖 3-25 第三案例組中心處置罐溫度隨時間變化趨勢圖

3.3 代表體積單元模型

本節使用代表體積單元進行空間異質性的熱傳導分析，材料係數以及模型幾何形狀採用等效模型，並且採用的處置罐間距為 6 公尺，材料係數除了母岩熱傳導係數以及隨其改變的緩衝材料熱傳導係數之外，其餘材料係數都不變(詳見表 3-7)。

本文使用的母岩熱傳導係數分布情況是採用文獻[14]所述的岩石域熱傳導係數分布機率圖表(詳見圖 3-2)作為參考依據，不同熱傳導係數所對應的分布機率以表 3-1 表示。

表 3-7 原始模型各材料之材料係數[14]

材料性質	材料種類				
	熱源&外包件	銅罐	間隙 1	間隙 2	緩衝材料 1
熱傳導係數(W/m-K)	25	390	0.04	1.0	1.1
比熱(J/kg-K)	500	390	1000	800	780
密度(kg/m ³)	720	8930	1.3	2780	2500

材料性質	材料種類		
	緩衝材料 2	回填材料	母岩
熱傳導係數(W/m-K)	1.0	0.7	2.5
比熱(J/kg-K)	770	780	770
密度(kg/m ³)	2770	2500	2770

3.3.1 空間異質性案例介紹

本節會建立四種不同的案例作介紹，案例 1a 為表 3-1 的熱傳導係數分布機率經過加權平均過得到的均質案例(母岩熱傳導係數 $\lambda=3.536$ (W/m-K))；案例 2a 為隨機分布的非均質案例；案例 3a 是將處置罐週遭的母岩元素(約占整體母岩元素的 16.5%)為較低熱傳導係數的非均質案例，設置方法是將處置罐週遭的母岩元素的累積元素百分比(16.5%)可以對應到各自的母岩熱傳導係數(見圖 3-27)；案例 4a 是將處置罐週遭的母岩元素(約占整體母岩元素的 16.5%)為較高熱傳導係數的非均質案例；案例 5a 是將所有母岩變成只有兩種極端的熱傳導係數，並且

將處置罐週遭的母岩元素(約占整體母岩元素的 16.5%)都設置為熱傳導係數 $\lambda = 2.9(\text{W/m-K})$ ，如圖 3-26 所述(藍色的分布機率)。熱傳導區間圖例如圖 3-28。除了均質案例與案例 5a 的每個非均質母岩熱傳導係數分布圖會在圖 3-29 至圖 3-40 表示。

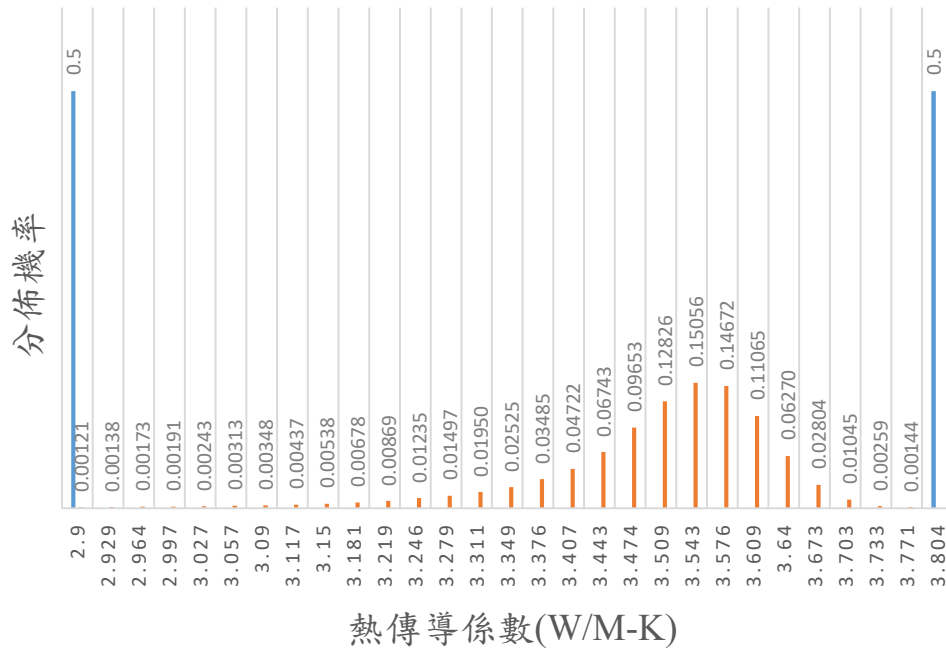


圖 3-26 案例 5a 分布機率

```
*Conductivity, DEPENDENCIES=1 3.349, ,0.08731
2.900, ,0.00000 3.376, ,0.11256
2.929, ,0.00121 3.407, ,0.14741
2.964, ,0.00259 3.443, ,0.19463
2.997, ,0.00432 3.474, ,0.26206
3.027, ,0.00623 3.509, ,0.35859
3.057, ,0.00866 3.543, ,0.48685
3.090, ,0.01179 3.576, ,0.63741
3.117, ,0.01527 3.609, ,0.78413
3.150, ,0.01964 3.640, ,0.89478
3.181, ,0.02502 3.673, ,0.95748
3.219, ,0.03180 3.703, ,0.98552
3.246, ,0.04049 3.733, ,0.99597
3.279, ,0.05284 3.771, ,0.99856
3.311, ,0.06781 3.804, ,1.00000
```

圖 3-27 非均值案例母岩累積元素對應熱傳導係數表

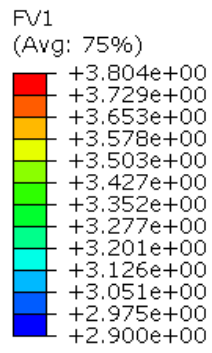


圖 3-28 熱傳導係數區間圖例

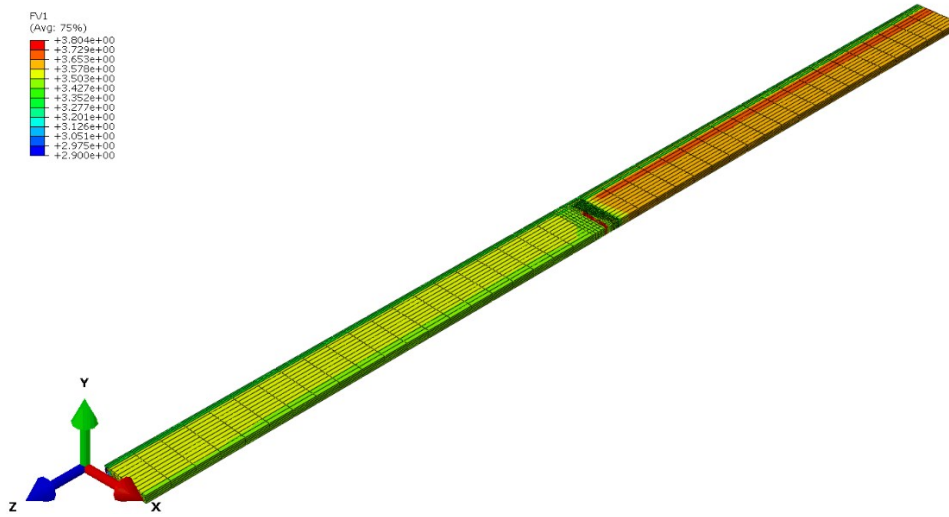


圖 3-29 案例 2a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y-Z)

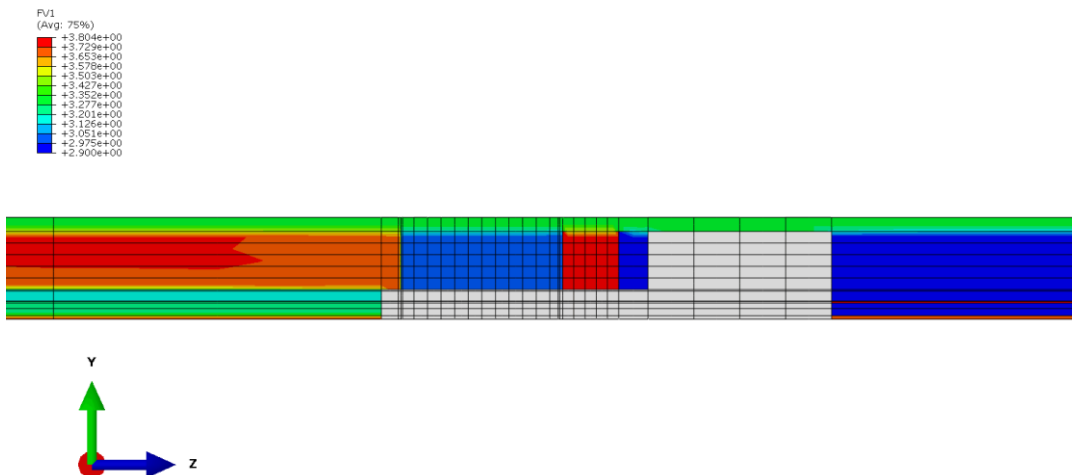


圖 3-30 案例 2a 母岩熱傳導係數分布圖(Y-Z)

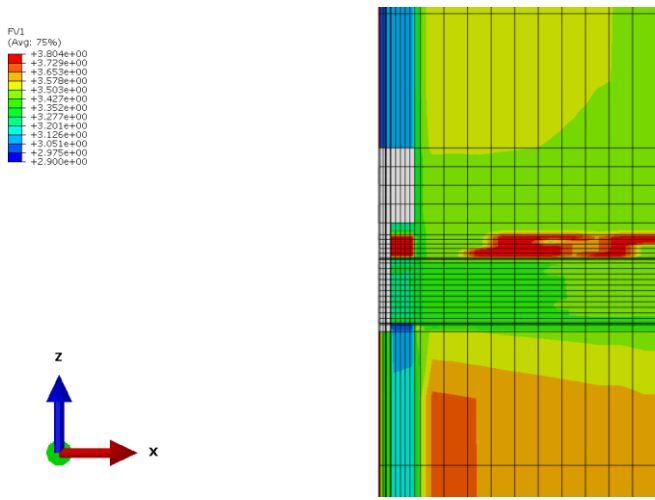


圖 3-31 案例 2a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Z)



圖 3-32 案例 2a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y)

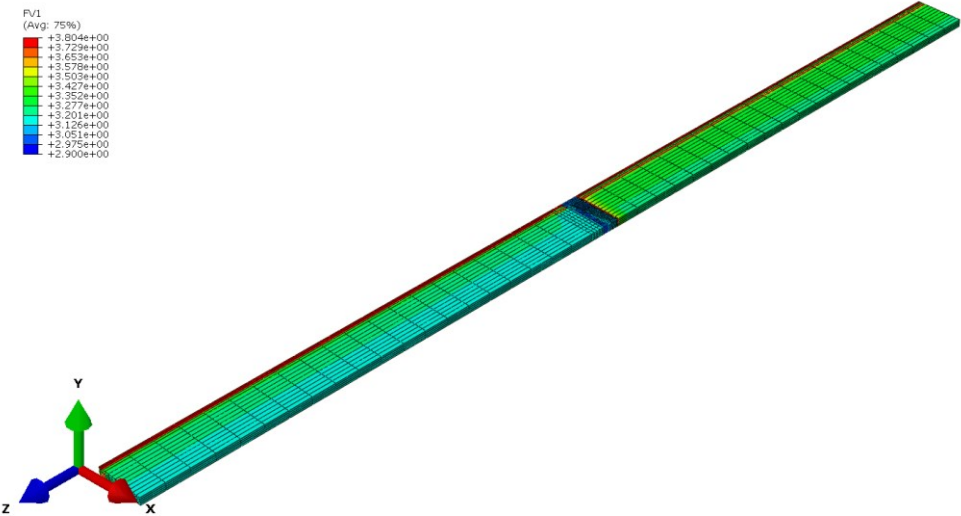


圖 3-33 案例 3a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y-Z)

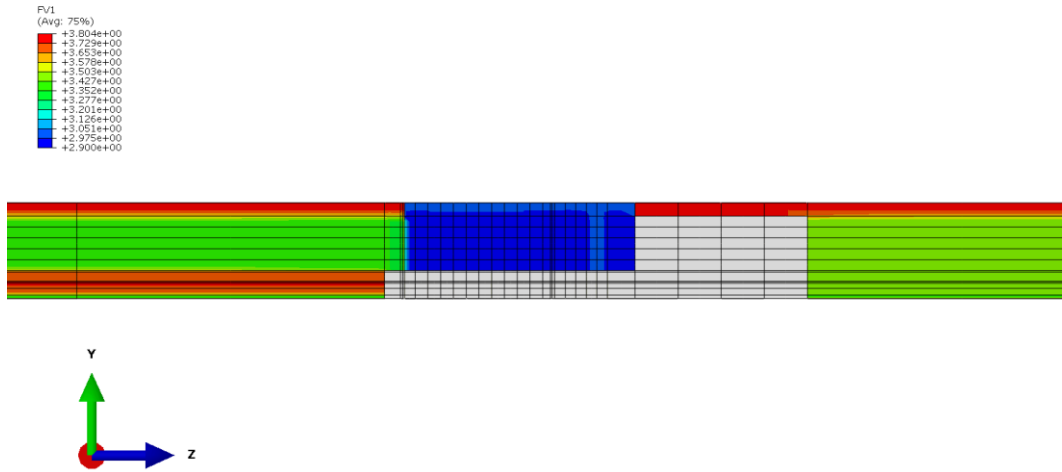


圖 3-34 案例 3a 母岩熱傳導係數分布圖(Y-Z)

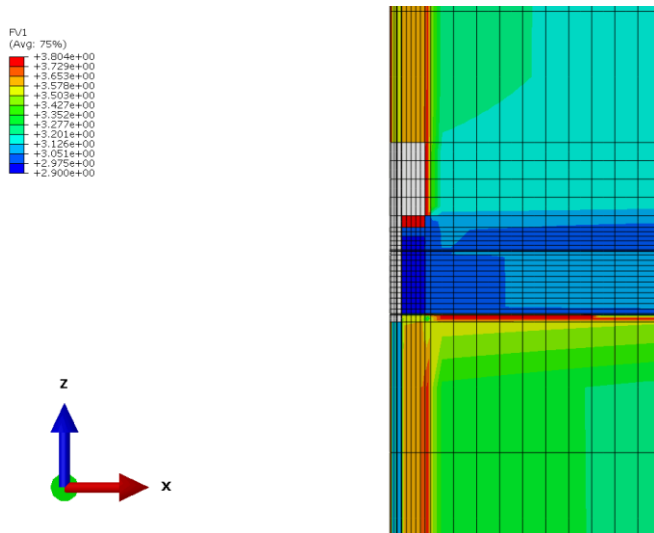


圖 3-35 案例 3a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Z)

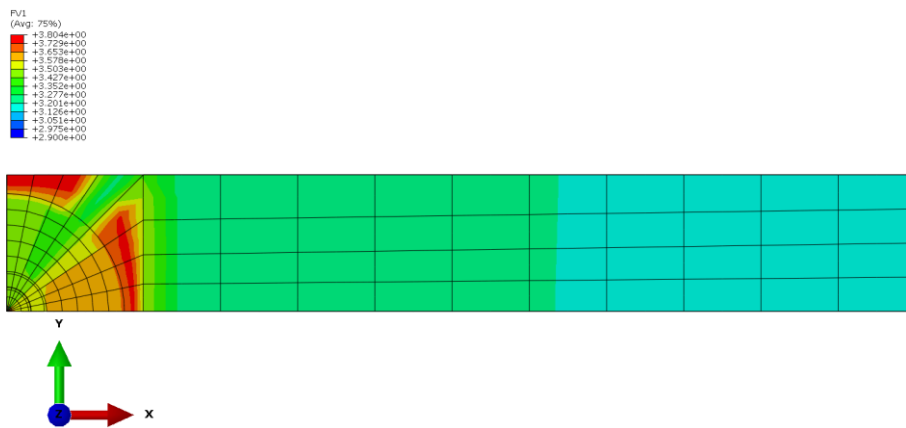


圖 3-36 案例 3a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y)

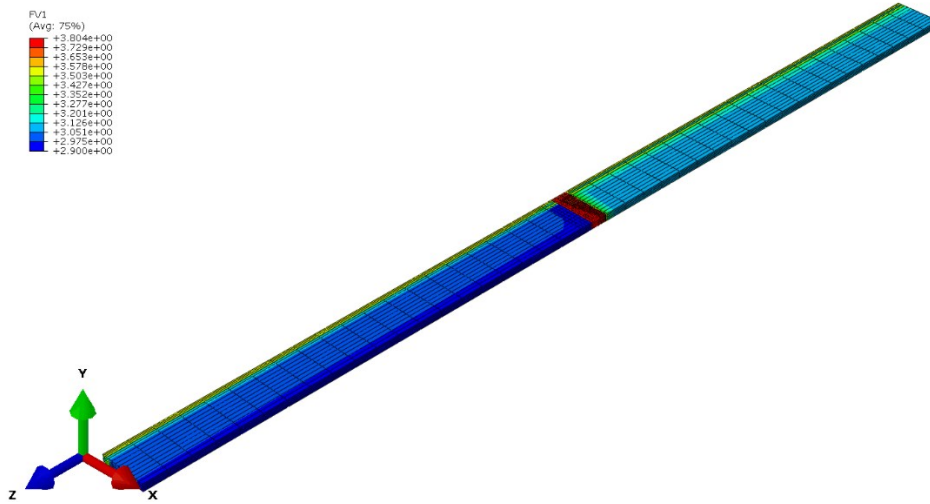


圖 3-37 案例 4a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y-Z)

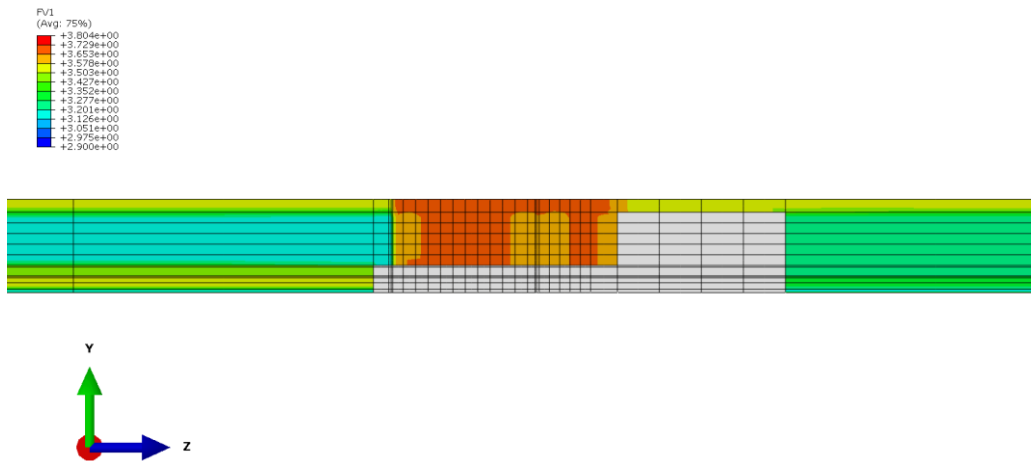


圖 3-38 案例 4a 母岩熱傳導係數分布圖(Y-Z)

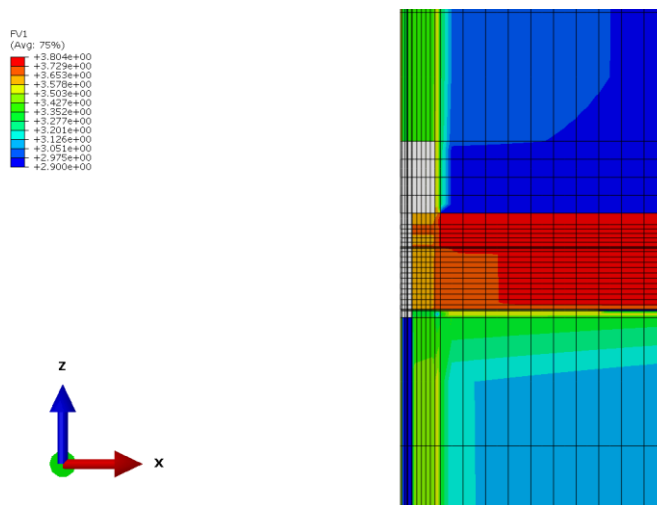


圖 3-39 案例 4a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Z)

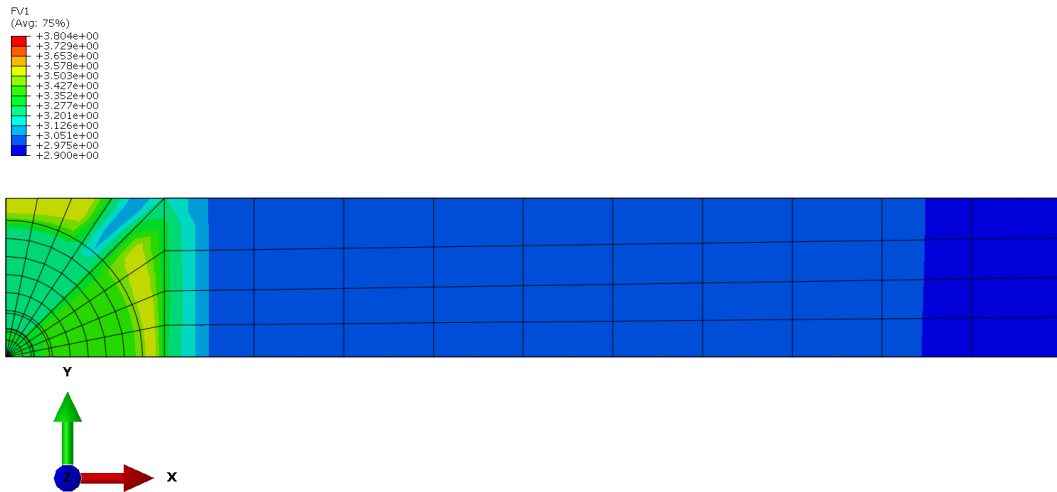


圖 3-40 案例 4 a 母岩熱傳導係數分布圖(X-Y)

3.3.2 空間異質性案例結果比較

此節會比較各個案例在處置罐頂端中心點與緩衝材料交界處的峰值溫度進行比較，同時會對於處置罐中間高度處的岩石壁溫度 $T_{wall}(t)$ (見圖 3-41 點 1)與岩石壁與所述處置罐/緩衝材料接觸的廢棄物罐頂部溫度差 $\Delta T_{total}(t)$ 結果比較。表 3-8 為各案例溫度比較表。

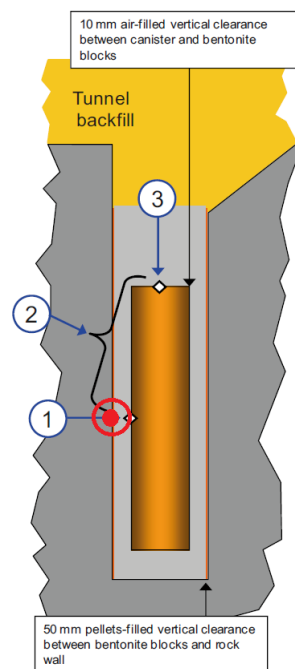


圖 3-41 各點溫度示意圖[14]

表 3-8 各案例溫度比較表

	案例 1	案例 2	案例 3	案例 4	案例 5
峰值溫度(°C)	79.47	79.42	80.50	79.34	84.48
$T_{\text{wall}}(^{\circ}\text{C})$	49.71	49.67	50.55	49.82	55.13
$\Delta T_{\text{total}}(^{\circ}\text{C})$	29.76	29.80	29.95	29.52	29.35

3.4 小結

1. 全域模型

透過各案例組結果可推論，非均質分布母岩熱傳導係數與經由分布機率得出之加權平均母岩熱傳導係數 $\lambda=3.536(\text{W/m-K})$ 有相同溫度結果，且 $\lambda=3.536(\text{W/m-K})$ 是可作為分析非均質母岩熱傳導係數時所使用之參考值。第三案例組極端案例可確定母岩熱傳導係數對於中心處置罐的最高溫是具有影響力，且不可排除此狀況發生的可能性。

2. 代表體積單元模型

從均值以及非均值案例的緩衝材料峰值溫度結果比較來看，無論是均值或是非均值案例的 ΔT_{total} 並不會隨著母岩熱傳導係數分布改變而更動，因此認為對於 ΔT_{total} 不隨母岩熱傳導係數而改變以及 $T_{\text{wall}}(t)$ 不隨處置孔內熱傳導係數而改變的理論可以應用在非均值母岩熱傳導係數上。

然而，均值與非均值案例的峰值溫度差距並不如預期來得大，因此使用案例 5a 進行低熱傳導係數分布範圍驗證，得出如果低熱傳導係數所佔的範圍並沒有很大，會使得非均值熱傳導係數的分布如同常態分布的結論，這或許是均值與非均值得出的峰值溫度結果相差不大的原因。

第四章、深地層處置設施吸水膨脹機制模擬及其效應驗證

技術之研究

4.1 前言

構思處置場材料階段，考慮到挖掘處置孔、處置隧道將造成周圍母岩有開挖擾動問題，使母岩上有裂縫產生，以及進行回填時，緩衝材料及回填材料皆無法與周圍母岩完全密合，對於這些條件影響，緩衝材料及回填材料於文獻[15]中將使用 MX-80 膨潤土及膨潤土混合岩石(30/70 backfill)之材料。由於膨潤土吸水膨脹特性，於再飽和階段使材料產生膨脹應變，藉此填補處置隧道或處置孔中之縫隙，達成材料間的完全密合，使功能有效發揮。吸水膨脹將產生額外應力，對安全產生影響，於 SR-Can 計畫中的文獻沒有提出有關的分析，SKI(Swedish Nuclear Power Inspectorate 瑞典核能檢查署)當局針對此部分進行應力效應評估，並定出吸水膨脹的應力規範，於 SKI 文獻呈現[16]。由於處置罐之溫度變化產生的熱膨脹應力較小，本章只探討水-力分析的影響，故沒有進行熱傳分析。

4.2 吸水膨脹計算方式

有關吸水膨脹之計算方法，於各個文獻中計算的假設及實驗方式有所不同，本節將呈現兩種吸水膨脹之計算方法。

4.2.1 SKB 之計算方式

SKB 文獻[17]中，提到吸水膨脹之材料參數計算及設定方法，該文獻中假設孔隙水壓從初始增加到 0 達到飽和，而總壓力將從 0 增加到指定的膨脹應力，這個值為實驗得到的，假設線性的關係式，如(式 4-1)。

$$p_{tot} = p_{inc} - \frac{p_{inc}}{u_0} \cdot u_w \quad (\text{式 4-1})$$

其中：

p_{tot} ：總壓力

p_{inc} ：膨脹應力

u_0 ：初始孔隙水壓

u_w ：孔隙水壓

在 Abaqus 手冊中[18]，提供孔隙材料彈性運動與體積比之關係式，如(式 4-2)。

$$\frac{\kappa}{1+e_0} \ln\left(\frac{p_0+p_t^{el}}{p+p_t^{el}}\right) = J^{el} - 1 \quad (\text{式 4-2})$$

其中：

κ ：對數體積模數 $\kappa = \frac{\Delta e}{\Delta \ln P}$ ，此數值經由壓密實驗結果計算得出[19]

e_0 ：初始孔隙比

p ：壓力，定義式為 $p = -\frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})$ (式 4-3)

p_0 ：初始壓力

p_t^{el} ：彈性拉力強度，一般為零

J^{el} ：彈性體積比

藉由(式 4-1)代入(式 4-2)中得到(式 4-4)。

$$\Delta \varepsilon_v = \frac{\kappa}{1+e_0} \cdot \ln\left(\frac{p_0}{p_{tot}-u_w \cdot S_r}\right) \quad (\text{式 4-4})$$

其中：

$\Delta \varepsilon_v$ ：體積應變變化量

S_r =飽和度

由(式 4-4)對應孔隙材料的吸力曲線，就可以得到 $\Delta \varepsilon_v$ 對應飽和度的關係，由於 Abaqus 在輸入吸水膨脹關係時(M.S.)，需要輸入對數體積應變值，這裡將透過式進行轉換，將其輸入到模型中，如(式 4-5)。

$$M.S. = \ln(1 + \Delta \varepsilon_v) \quad (\text{式 4-5})$$

4.2.2 SKI 之計算方式

瑞典 SKI 文獻[15]中，在文獻附錄 B 中提到吸水膨脹的計算方法如(式 4-6)。

$$\Delta\sigma' = 3K\beta_{sw}\Delta S_l \quad (\text{式 4-6})$$

其中：

σ' ：有效應力

K ：體積模數

β_{sw} ：吸水膨脹係數

S_l ：飽和度

(式 4-6)對緩衝材料及回填材料有不同的吸水膨脹係數，分別為緩衝材料： $\beta_{sw} = 0.4$ ；回填材料： $\beta_{sw} = 0.14$ ，透過(式 4-6)的計算，可以得到飽和度對應體積應變的關係，將其製作成表格輸入至模型中。

4.3 吸水膨脹計算驗證

瑞典 Äspö Hard Rock Laboratory 文獻[17]中，有提供緩衝材料膨脹性能實驗及有限元素模型計算，此部分計算內容為單一材料，較易瞭解吸水膨脹在有限元素軟體 Abaqus 中之應用，確定各項數值設定方式，以利後續深層地質處置場膨脹效應研析。

4.3.1 材料參數及初始條件

本分析為單一材料，使用的材料為緩衝材料，本節統整了文獻[17]使用的材料參數，分別有：密度、滲透係數、體積模數、波松比，如表 4-1。參考文獻提供飽和度對應孔隙水壓之關係，如表 4-2。

表 4-1 水力分析之材料參數

材料性質	值
密度(kg/m ³)	1620
滲透係數(m/s)	1.1×10^{-14}
體積模數(骨材)(kPa)	2.1×10^8
體積模數(流體)(kPa)	2.1×10^6
對數體積模數(-)	0.165
波松比(-)	0.4

表 4-2 孔隙水壓對應飽和度關係

飽和度	孔隙水壓(kPa)
0.072	-2000000
0.162	-1000000
0.195	-800000
0.267	-500000
0.434	-200000
0.582	-100000
0.734	-50000
0.859	-25000
0.920	-15000
0.952	-10000
0.981	-5000
0.99	-3000
0.994	-2000
0.998	-1000
1.000	0

於文獻中定義初始孔隙水壓 $u_0=-99460$ kPa，此時對應的飽和度 $S_r=0.58$ ，初始壓力 $p_0=57687$ kPa、初始孔隙比 $e_0=0.67$ ，並假設完全飽和時，緩衝材料完全飽和的膨脹應力 $p_{inc}=7000$ kPa，將上述值代入(式 4-1)中，可以得到(式 4-7)。

$$p_{tot} = 7000 + 0.07038 \cdot u_w \quad (\text{式 4-7})$$

再將(式 4-7)代入(式 4-4)中，並透過(式 4-5)得到 $M.S.$ 值，將 $M.S.$ 對應飽和度結果繪製成圖，如圖 4-1，該參數將做為吸水膨脹材料參數(Moisture Swelling)輸入到模型中。

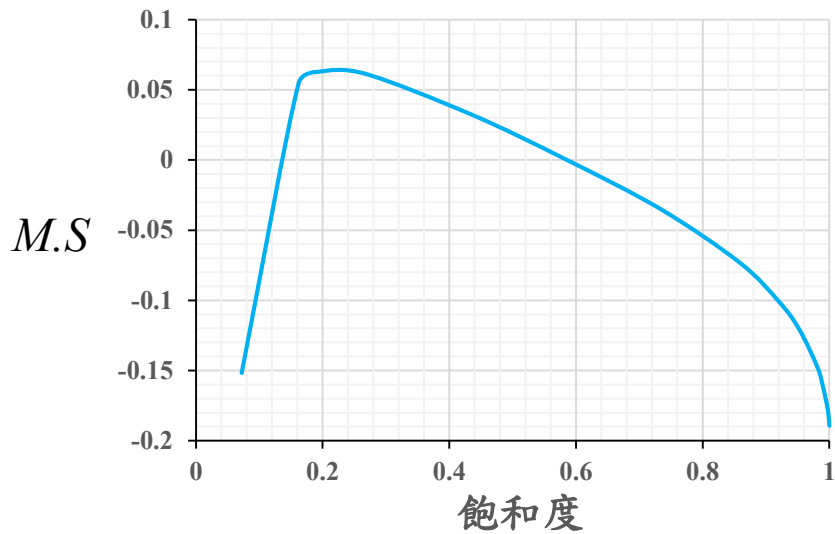


圖 4-1 $M.S.$ 值對應飽和度關係圖

4.3.2 案例介紹

為了瞭解吸水膨脹之材料參數，在程式中的運算情形，並確認運算結果是否符合預期，這裡將參考 SKB 文獻[17]進行兩個案例。案例 1：建置一個平面 2D 元素，將元素各節點給予 X 方向及 Y 方向束制，控制元素面積，如圖 4-2，指定該元素之孔隙水壓，從初始孔隙水壓(-99460 kPa)漸增至完全飽和(0 kPa)；案例 2：改變案例 1 模型的邊界條件，左邊及下方節點束制滾支承，使模型在進行再飽和過程可以自由膨脹，如圖 4-3，指定該元素之孔隙水壓，從初始孔隙水壓(-99460 kPa)漸增至完全飽和(0 kPa)。

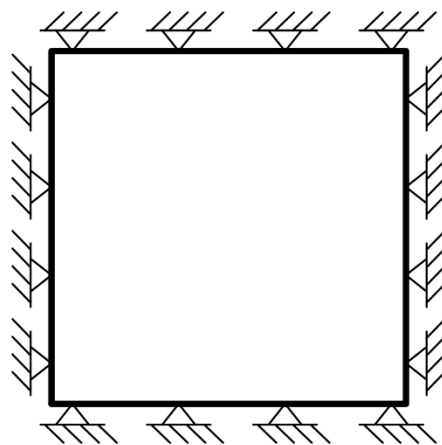


圖 4-2 案例 1 模型邊界條件示意圖

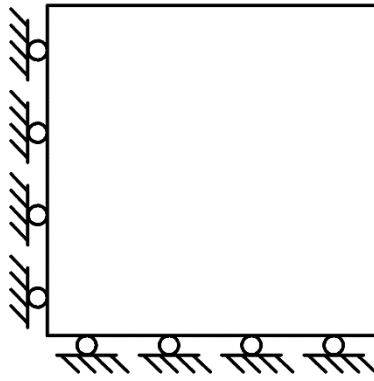


圖 4-3 案例 2 模型邊界條件示意圖

4.3.3 分析結果

案例 1 的分析為控制面積，直接求得完全飽和時相應的總壓力，本文得到的總壓力為 6935 kPa，而文獻[17]則是 6900 kPa，兩者差距相當接近，圖 4-4 為案例 1 總壓力與飽和度的分析結果圖，從該圖得知，案例 1 的分析結果與文獻近乎相同。

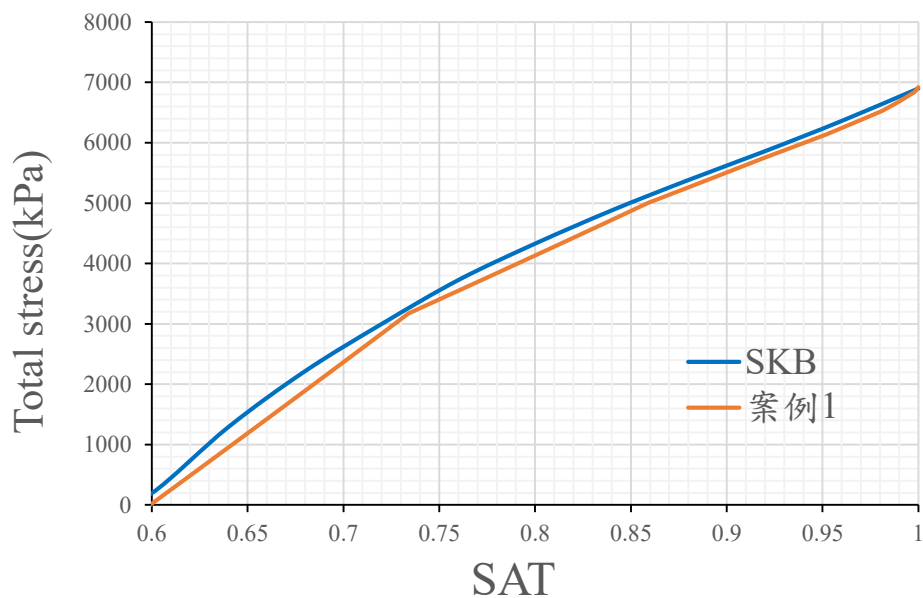


圖 4-4 總壓力與飽和度之分析結果圖

案例 2 的分析為模型自由吸水膨脹，得到因吸水膨脹而變化的孔隙比，圖 4-5、圖 4-6 為孔隙比與飽和度的關係圖以及孔隙比與吸力的關係圖。

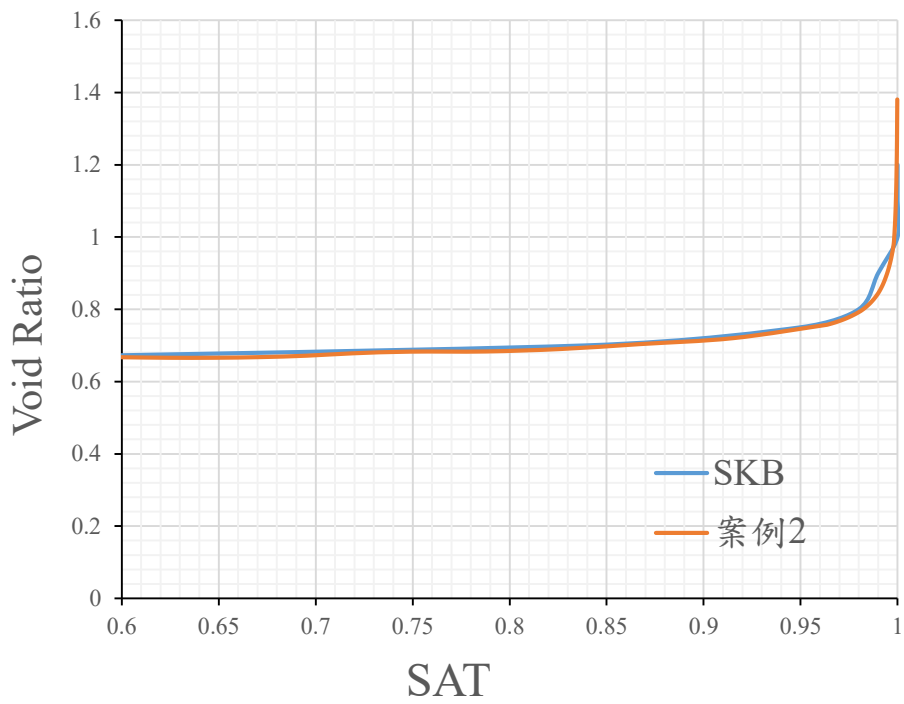


圖 4-5 孔隙比與飽和度之分析結果圖

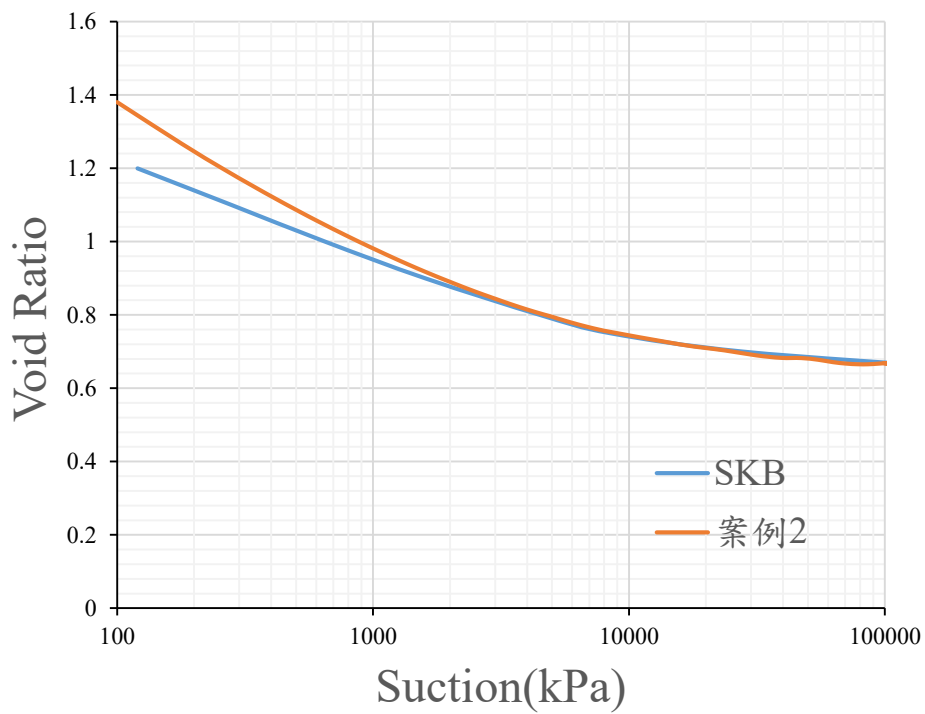


圖 4-6 孔隙比與吸力之分析結果圖

上圖中得知，飽和度從初始逐漸增加至完全飽和的過程中，本研究與文獻曲線非常接近，但達到完全飽和時，本文與文獻孔隙比不相同，分別為 1.38 及 1.2，差距為 0.18。

有了與 SKB 平行驗證的分析經驗，後續將進行深層地質處置設施之膨脹效應研析，必須考慮到各材料的吸水膨脹效應，以及彼此間的交互作用，外力部分必須考慮地下水壓的影響。

4.4 深層地質處置場之吸水膨脹機制模擬

本節將以 SKI 文獻[15]提供之材料參數，進行深層地質處置設施之吸水膨脹效應模擬，於分析中探討緩衝材料及回填材料膨脹效應；該材料以膨潤土為主之材料，再飽和過程中產生膨脹應變，使處置場中有額外的應力影響，造成安全上的疑慮，故本節透過有限元素程式計算，了解吸水膨脹效應對處置場之影響。

4.4.1 分析流程

深層地質處置場為多種材料所組成，彼此間孔隙水壓相差甚遠，進行最終處置場之水-力分析時，各材料彼此間會因為孔隙水壓的大小不同，而造成應力及應變的影響，為了計算出吸水膨脹所造成的應力影響，必須先分析無吸水膨脹材料參數之模型，將其與後續幾個有吸水膨脹之案例相減，得出該案例壓力增量。有了壓力增量，還需考慮邊界孔隙水壓所造成的應力影響，於 SKI 文獻中[15]將其二者做歷時上的加總，得出總壓力增量。

4.4.2 模型幾何及材料參數

本節處置場的配置情況與 SKI 文獻[15]相同，但模型的分析深度，本節只進行了 53 公尺的局部模型，目的在於縮小模型邊界，在分析中控制邊界孔隙水壓，同時間減少運算所需時間。

本節各材料之材料參數，如表 4-3，分別有：密度、彈性模數、波松比、線膨脹係數、滲透係數、孔隙比、體積模數等；後續還有緩衝材料、回填材料、母岩等三個孔隙材料的飽和度與孔隙水壓的對應關係，如圖 4-7；吸水膨脹(moisture swelling)之材料參數，本節參考 SKI 文獻[15]得到了吸水膨脹之計算方法，緩衝

材料及回填材料提供了不同的吸水膨脹係數，分別為緩衝材料： $\beta_{sw} = 0.4$ ；回填材料： $\beta_{sw} = 0.14$ ，透過(式 4-6)的計算，可以得到飽和度對應體積應變的關係，如表 4-4。

表 4-3 水力分析之材料參數[15]

材料性質	材料種類			
	廢棄物罐	緩衝材料	回填材料	母岩
密度(kg/m ³)	7000	1670	1750	2701
彈性模數(kPa)	2.1×10^8	17000	17000	6.8×10^7
波松比	0.3	0.3	0.3	0.22
線膨脹係數(1/°C)	1.2×10^{-6}	10^{-5}	10^{-5}	7.7×10^{-6}
滲透係數(m/s)	-	6.5×10^{-14}	5×10^{-11}	10^{-9}
孔隙體積模數(kPa)	-	2.1×10^8	2.1×10^8	2.28×10^7

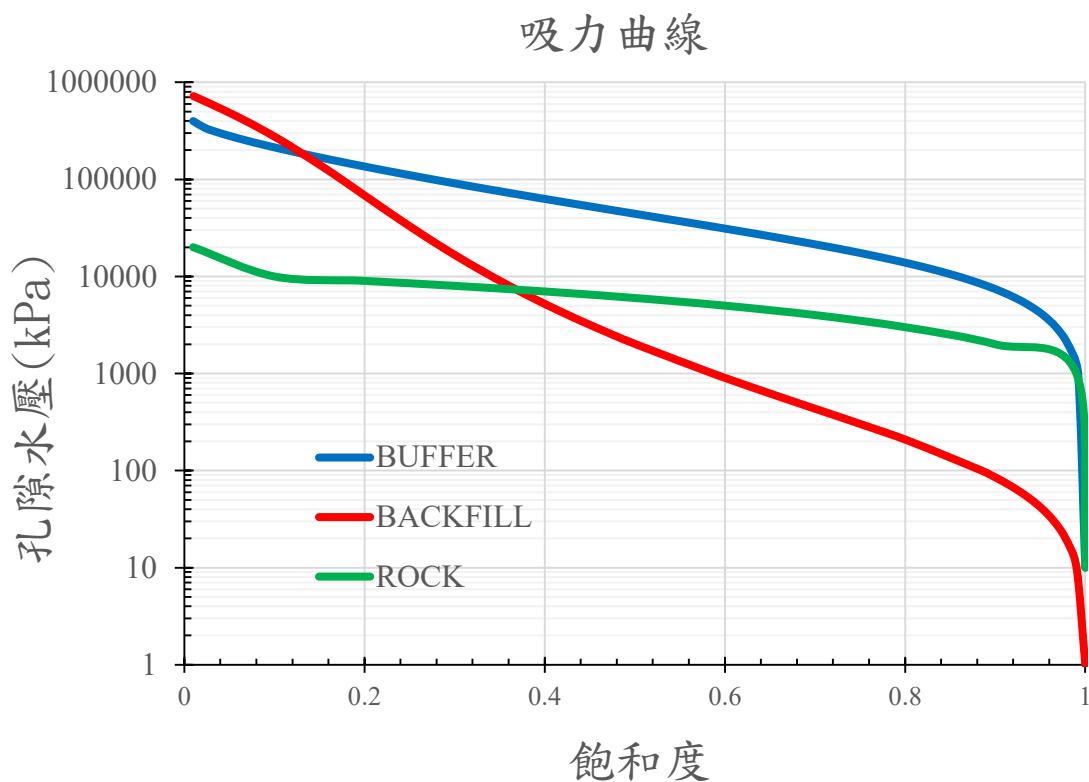


圖 4-7 處置場各材料之孔隙水壓與飽和度對應圖

表 4-4 膨脹應變對應飽和度

飽和度	緩衝材料 膨脹應變($\Delta\varepsilon_v$)	回填材料 膨脹應變($\Delta\varepsilon_v$)
0	-0.24	-0.084
0.1	-0.2	-0.07
0.2	-0.16	-0.056
0.3	-0.12	-0.042
0.4	-0.08	-0.028
0.5	-0.04	-0.014
0.6	0	0
0.7	0.04	0.014
0.8	0.08	0.028
0.88	0.112	0.0392
0.94	0.136	0.0476
0.97	0.148	0.0518
0.99	0.156	0.0546
1	0.16	0.056

4.4.3 初始條件及邊界條件

模型中除了廢棄物罐之外，皆為孔隙材料，在文獻中[15]提供各材料初始孔隙水壓、初始飽和度、初始孔隙比，如表 4-2，孔隙水壓和飽和度是對應關係，可以從表 4-2。得出對應的值。覆土壓力將產生巨大的應力影響，以及各種材料不同的孔隙吸力，也會對此影響，在計算初始有效應力時要使之平衡，達成應變較小情況，使模型能順利分析，總壓力在分析中假設為零，完成初始應力計算，如表 4-5。

表 4-5 處置場各材料之水力分析初始條件

初始條件	材料種類		
	緩衝材料	回填材料	母岩
孔隙水壓(kPa)	-30000	-900	-3500
飽和度	0.6	0.6	0.75
孔隙比	0.77	1.7	0.003
壓力(kPa)	-18000	-540	-2625

由於模型尺寸縮小，故本章節將模型邊界孔隙水壓調整為定值，Forsmark 處置場其埋放深度為 400 公尺，於模型邊界設置了 4000 kPa 的邊界孔隙水壓，如圖 4-8。

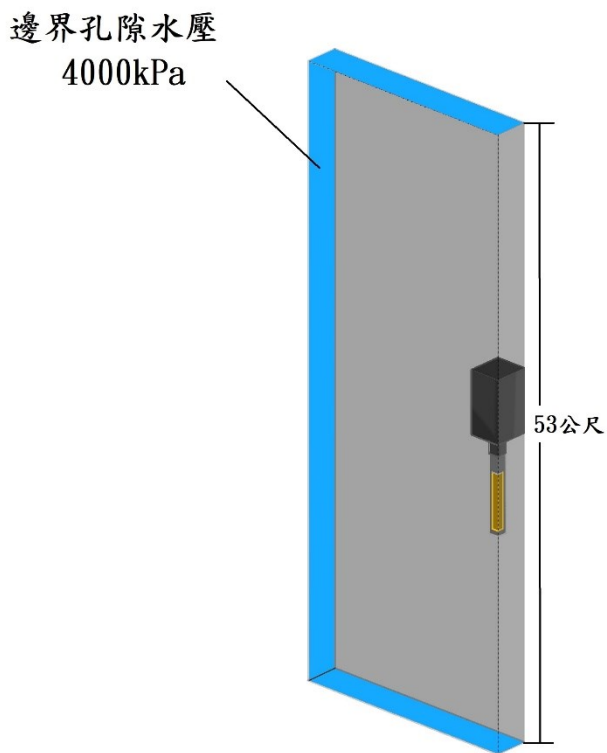


圖 4-8 局部模型邊界孔隙水壓示意圖

4.4.4 案例介紹

本研究為了瞭解膨潤土膨脹應力之效應，及確認緩衝材料及回填材料間是否有膨脹應力相互影響，進行了多組案例及分析，其案例如表 4-6。

表 4-6 吸水膨脹效應案例介紹

	吸水膨脹係數(β_{sw})	
	緩衝材料	回填材料
案例 1	0.4	0.14
案例 2	0.6	0.21
案例 3	0.8	0.28
案例 4	2	0.7
案例 5	2.4	0.84
案例 1 至案例 5 的 β_{sw} 是倍數差別，分別為原始、1.5 倍、2 倍、5 倍、6 倍，對應案例 1 到案例 5。		
案例 1a	0.4	0.21
案例 1b	0.4	0.7
案例 1c	0.4	0.84
案例 1a 至案例 1c 為固定緩衝材料 β_{sw} 。		
案例 2a	0.6	0.14
案例 2b	2	0.14
案例 2c	2.4	0.14
案例 2a 至案例 2c 為固定回填材料 β_{sw} 。		

上述所有案例參考文獻分析位置，緩衝材料選定了廢棄物罐中間外緣(點 a) 進行分析，而回填材料則是選擇中心位置(點 c)，如圖 4-9；除了紀錄該兩點外，本研究也記錄了最大壓力。

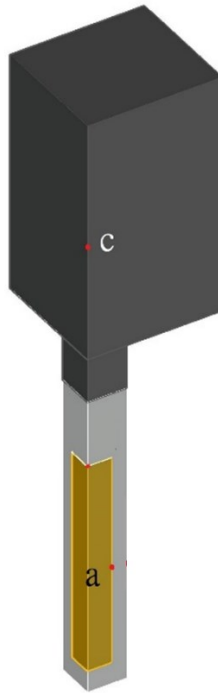


圖 4-9 模型分析位置示意圖

4.4.5 壓力分析結果

處置場埋放完成後，地下水逐漸流回處置場中，最終達到飽和，從表 4-4 得知，在達到飽和時，膨脹應力及應變為最大值，因此本研究將模型分析時間設成 10 萬年，以確保所有處置場部件皆達到飽和，並記錄此時的分析結果。圖 4-10 為案例 5 分析至 10 萬年時緩衝材料壓力雲彩圖，從雲彩圖分布得知，緩衝材料壓力分布較為均勻，壓力最大值多半發生在廢棄物罐附近，故本節只呈現廢棄物罐中間外緣(點 a)的分析結果；圖 4-11 為案例 5 分析至 10 萬年時回填材料壓力雲彩圖，從圖上分布得知，回填材料中最大壓力主要分布在回填材料與緩衝材料交界處，該數值與回填材料中心(點 c)相差約 40%，故後續呈現回填材料中心(點 c)及回填材料最大壓力的結果。

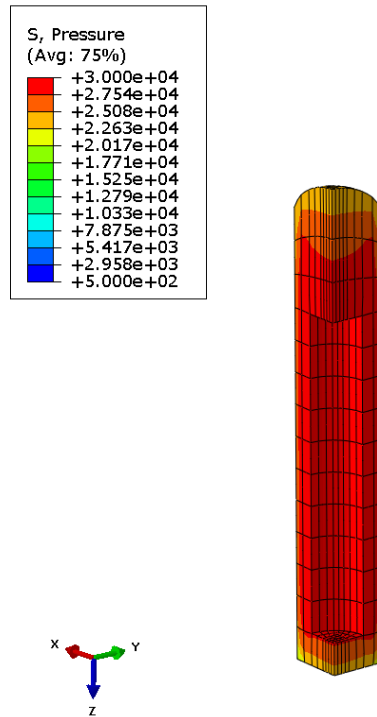


圖 4-10 案例 5 緩衝材料之壓力雲彩圖(100000 年)

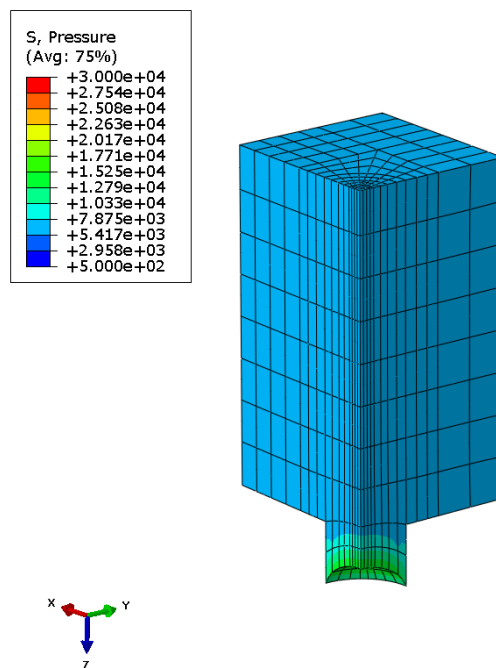


圖 4-11 案例 5 回填材料之壓力雲彩圖(100000 年)

由於緩衝材料及回填材料間，會因為孔隙水壓不同，有額外的應力應變變化，這裡我們透過分析一個不考慮水膨脹的模型，如表 4-7，將分析結果與其相減，得出因吸水膨脹而增加的壓力，如表 4-8。

表 4-7 不考慮水膨脹分析結果

	緩衝材料(a 點) 壓力增量(kPa)	回填材料(c 點) 壓力增量(kPa)	回填材料最大壓力 增量(kPa)
不考慮吸水膨脹	17975.1	556.8	2204.8

表 4-8 各案例壓力增量結果

	緩衝材料(a 點) 壓力增量(kPa)	回填材料(c 點) 壓力增量(kPa)	回填材料最大壓力 增量(kPa)
案例 1	1923.2	847.1	1177.3
案例 2	2881.1	1268.2	1764.2
案例 3	3839.1	1689.4	2351.1
案例 4	9586.5	4216.3	5872.4
案例 5	11502.4	5058.7	7046.2
案例 1a	1923.1	1266.9	1662.8
案例 1b	1922.5	4205.9	5061.2
案例 1c	1922.3	5045.6	6032.2
案例 2a	2881.2	848.4	1278.7
案例 2b	9587.3	857.5	3310.1
案例 2c	11503.3	860.1	3599.5

本研究進行多組案例，以了解吸水膨脹材料性質之影響。從案例 1 至案例 5 中，以案例 4 為最接近 SKI 文獻提供的結果(緩衝材料 9 MPa 及回填材料 3 MPa)[15]。文獻中吸水膨脹材料參數並沒有提供確切使用的數值，本研究透過(式 4-6)推估體積應變做為該材料參數使用。

案例 1a 至案例 1c 為固定緩衝材料吸水膨脹係數之分析，從結果得知，改變回填材料吸水膨脹係數的作法，對緩衝材料的應力結果影響較小，數值幾乎沒有變動，從該現象得知，回填材料的膨脹效應不會影響緩衝材料的應力結果。案例 2a 至案例 2c 為固定回填材料吸水膨脹係數之分析，從結果得知，緩衝材料之膨脹係數對回填材料應力影響較小，其值為 848.4 kPa 增加至 860.1 kPa，增加幅度為 1.4%。

回填材料之最大壓力增量與回填材料中心(點 c) 得到的結果差異較大，如案例 1 至案例 5，各案例相差介在 330 kPa 至 1987 kPa，所有的案例中，又以案例 2c 差距最大，為 2740 kPa，故在進行回填材料及緩衝材料之設計時，須深入考慮材料交界面之應力情況。

4.4.6 孔隙水壓分析結果

由於分析的處置場深度為 400 公尺，在局部模型中之邊界位置設置了邊界孔隙水壓 4000 kPa，該水壓為地下水因重力影響而產生，勢必會造成處置場中有額外的應力影響。本節進行孔隙水壓的分析，分析時間同樣為 10 萬年，其分析結果如圖 4-12。

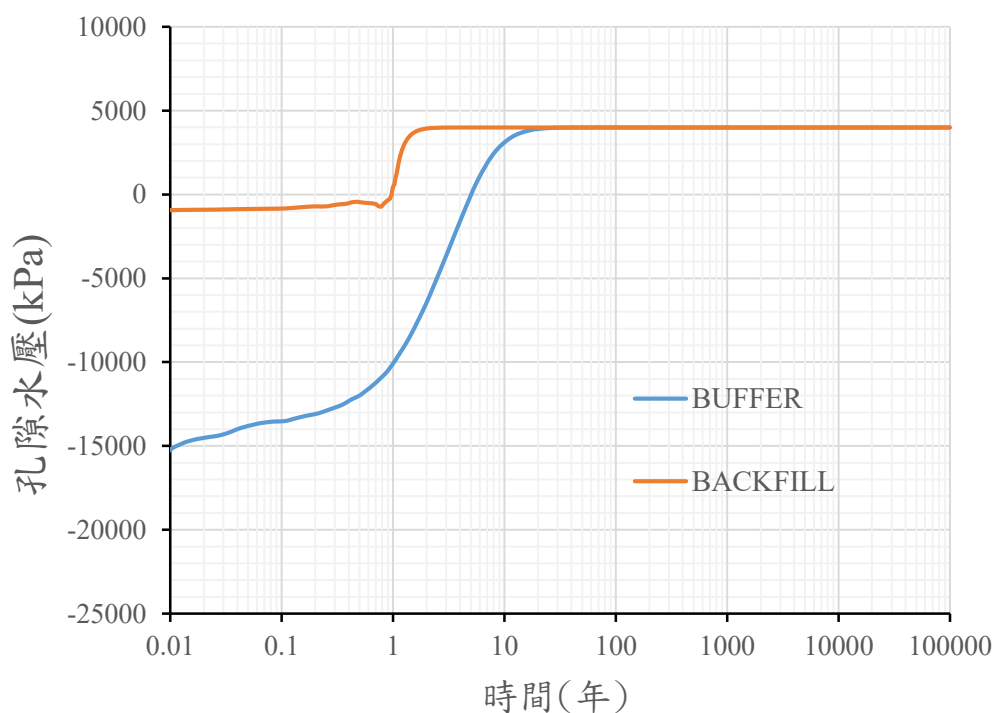


圖 4-12 孔隙水壓歷時圖

圖 4-12 中得知，孔隙水壓在分析初期為負值，其原因是該材料在此階段為未飽和狀態，對應吸力曲線關係得出值為負數；在大約 20 年時，緩衝材料及回填材料皆達到完全飽和，與此同時孔隙水壓大約為 4000 kPa，4000 kPa 的分析結果反應了邊界孔隙水壓的設定，且與 SKI 文獻[15]相符。

4.4.7 總壓力增量分析結果

參考 SKI 文獻作法，我們將壓力增量及孔隙水壓分別進行分析，最後將其分析結果於本節進行加總，得出的應力結果為總壓力增量。本節將呈現案例 1 至案例 4 之總壓力增量結果，如表 4-9，緩衝材料之總壓力增量歷時圖，如圖 4-13，回填材料之總壓力增量歷時圖，如圖 4-14。

表 4-9 各案例總壓力增量分析結果

	年	緩衝材料(a 點) 總壓力增量(kPa)	回填材料(c 點) 總壓力增量(kPa)
案例 1	100000	5923.2	4847.1
案例 2	100000	6881.1	5268.2
案例 3	100000	7839.1	5689.4
案例 4	100000	13586.5	8216.3
案例 5	100000	15502.4	9058.7

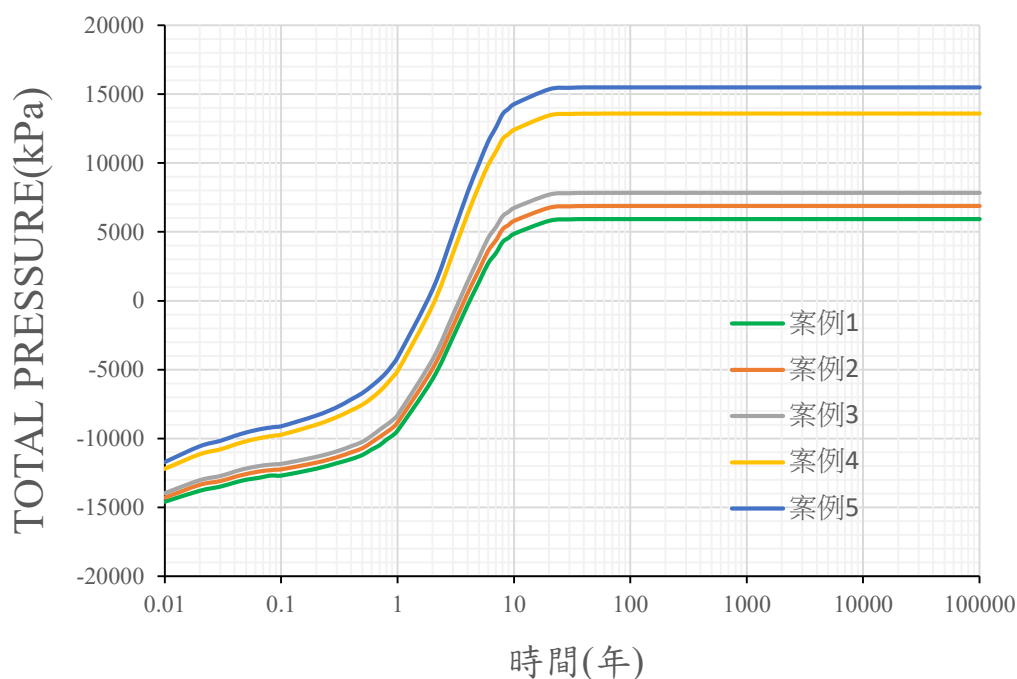


圖 4-13 緩衝材料總壓力增量歷時圖

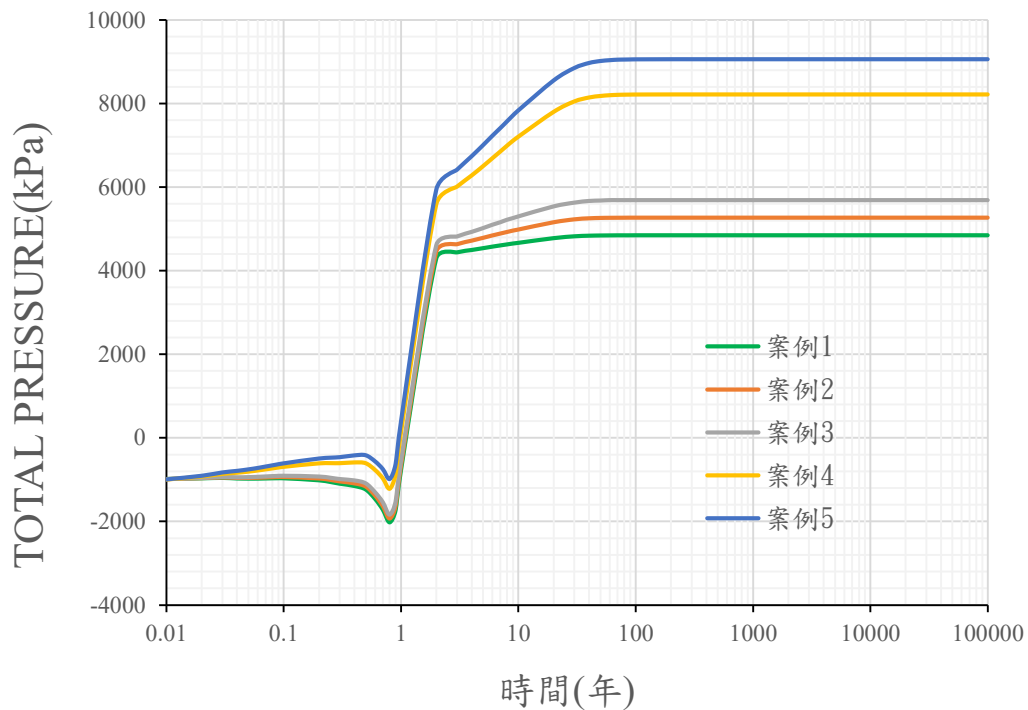


圖 4-14 回填材料總壓力增量歷時圖

在案例 1 至案例 5 的分析中，初始的總壓力增量皆為負值，此時因為吸水膨脹的應力較小，孔隙水壓較大造成此結果；在圖 4-13 中緩衝材料大約在 20 年時達到最大總壓力增量，而回填材料則大約為 50 年，透過表 4-9 中各個案例的比較得知，改變吸水膨脹係數，在模型中有顯著差異，以案例 1 及案例 5 為例，相差 9579 kPa，增加了 161%；在圖 4-14 中回填材料大約在 70 年時達到最大總壓力增量，回填材料與緩衝材料相同，各案例彼此間有顯著差距，以案例 1 及案例 5 為例，相差 4211 kPa，增加了 89%。

第五章、國內階段成果報告對處置罐受圍壓作用分析之平行驗證計算

5.1 前言

處置罐埋放在深度 500 公尺下，須考慮承受的地表覆土壓與緩衝材料吸水飽和所產生之回脹壓力，藉由模擬處置孔在負載環境下，針對處置罐進行圍壓分析，與台電報告附錄 D[20]進行平行驗證。

5.2 處置罐圍壓分析與台電報告平行驗證

本節圍壓分析中將針對處置罐銅殼表面進行 40 MPa 的壓力負載，以模擬處置罐承受回脹壓力與冰川壓力負載，並以 5 MPa 之壓力逐漸增加至 75 MPa，探討各圍壓壓力發生時的最大 von Mises 應力值，與台電報告[20]進行驗證。

5.2.1 模型幾何介紹

本節參考台電報告[20]幾何模型建立三維處置罐模型，為外部銅殼內鑲嵌鑄鐵材料。銅殼直徑 1.05 公尺、高度 4.835 公尺、厚度 0.05 公尺，底部為厚度 0.05 公尺封閉處置銅罐，模型如圖 5-1，底部橫切面如圖 5-2；如圖 5-3 模型幾何細節所示，鑄鐵材料為扣除放置 12 支用過核子燃料棒的空間。

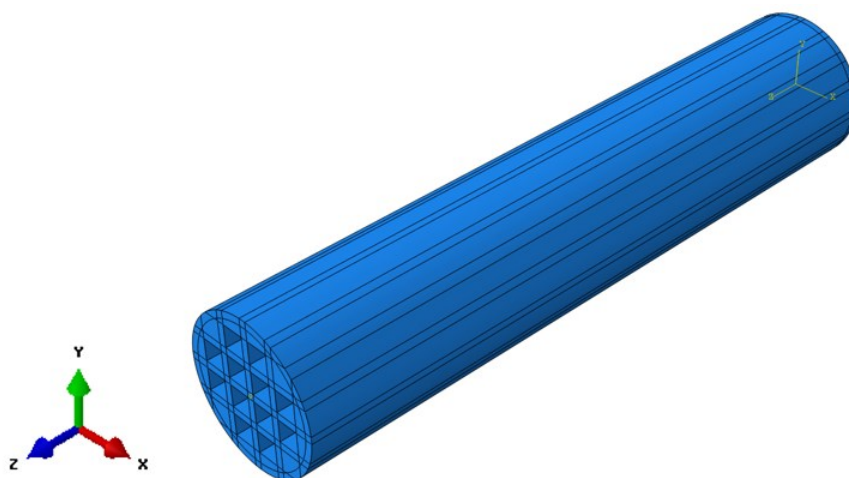


圖 5-1 整體處置罐模型示意圖

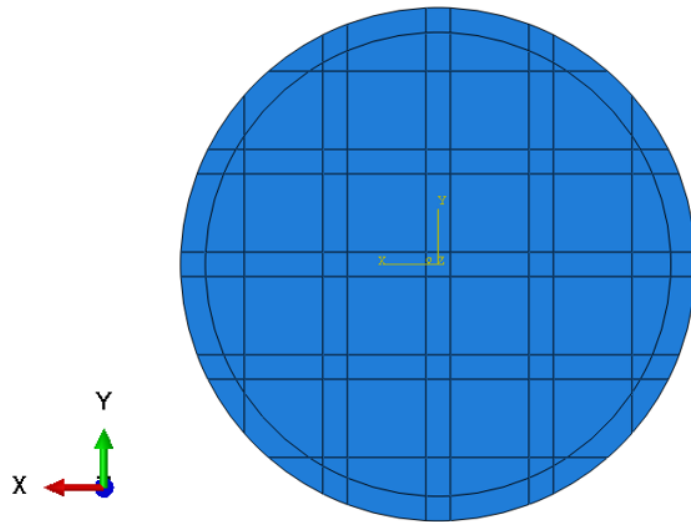


圖 5-2 處置罐底部橫切面圖(封閉)

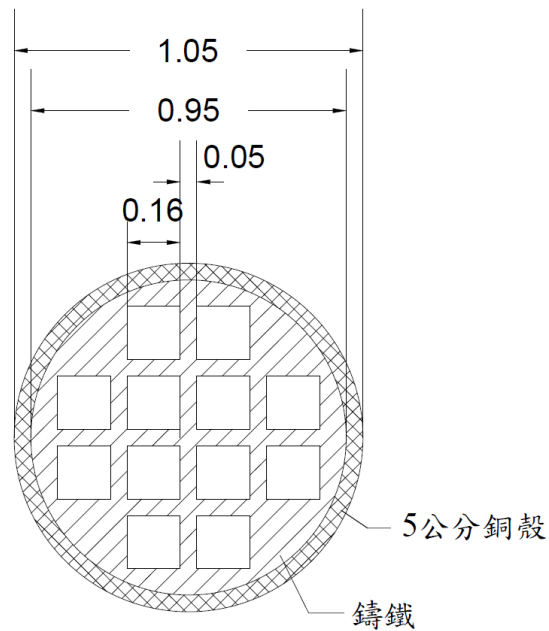


圖 5-3 處置罐橫切面尺寸圖

5.2.2 材料參數

處置銅罐所使用之材料為銅殼與鑄鐵，各材料性質包含楊氏模數、柏松比，塑性應力、塑性應變。詳細材料參數如表 5-1。

表 5-1 模型之材料參數

材料種類	彈性區域		塑性區域
	楊氏模數(MPa)	柏松比	應力(MPa)/塑性應變
銅殼	120,000	0.3	215/0
			288/0.24
鑄鐵	166,000	0.32	349/0
			491/0.16

5.2.3 邊界條件

將處置罐底部位移束制，並對銅殼周圍及罐頂部設置由 40 MPa 以每 5 MPa 逐漸增加至 75 MPa 的圍壓力，示意圖如圖 5-4。

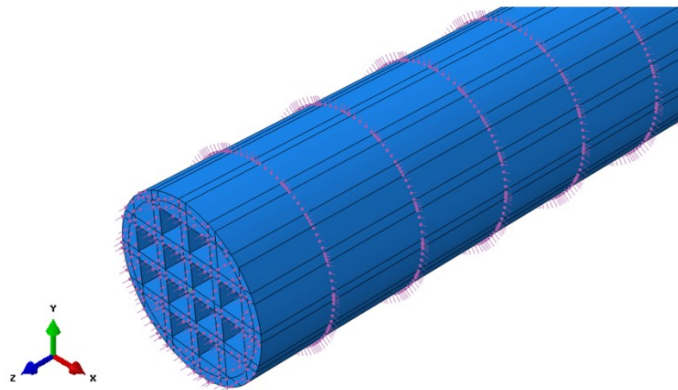


圖 5-4 處置罐壓力加載示意圖

5.2.4 分析結果

本文與台電報告的處置罐圍壓結果於表 5-2，最大差異約為 0.8%，圖 5-5 為最大 von Mises 應力比較圖，各案例最大 von Mises 應力發生位置皆在鑄鐵材料，圖 5-6 為本研究圍壓 75 MPa 的 von Mises 應力分佈雲彩圖。

表 5-2 處置罐圍壓分段加載結果表

圍壓負載(MPa)	本文	台電[20]
	最大 von Mises 應力(MPa)	
40	214.17	213.59
45	240.94	240.27
50	267.71	266.96
55	294.49	293.64
60	320.39	320.32
65	325.54	324.81
70	326.25	324.06
75	327.79	330.74

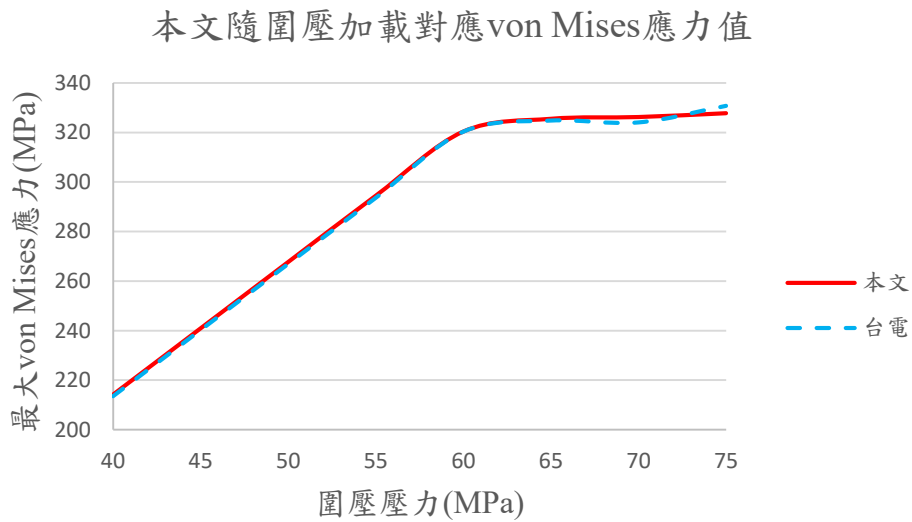


圖 5-5 本文與台電報告圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖

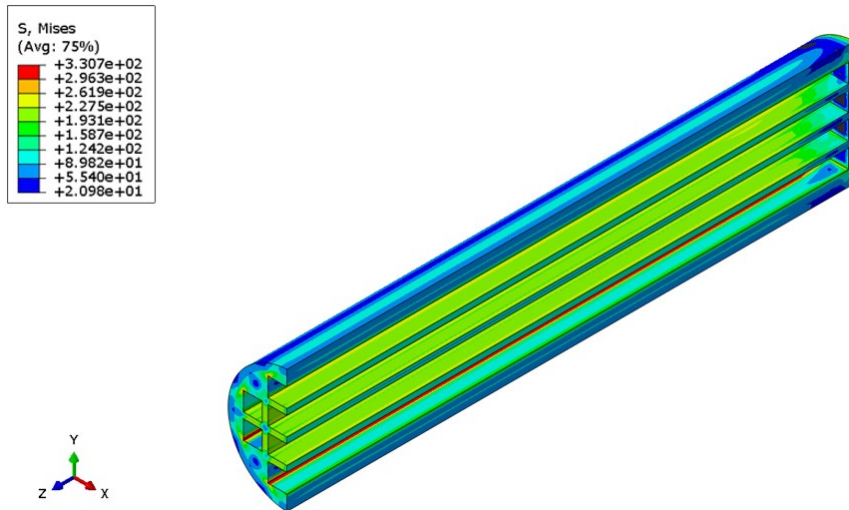


圖 5-6 處置罐圍壓 75 MPa 的 von Mises 應力分佈雲彩圖

5.2.5 處置罐幾何參數分析

本文與台電報告驗證過程嘗試不同參數條件，本節將以不同幾何配置案例進行參數分析。

此案例使用底部為開孔狀態之模型 (如圖 5-7)，其餘配置、材料參數與邊界條件與 5.2 節相同。

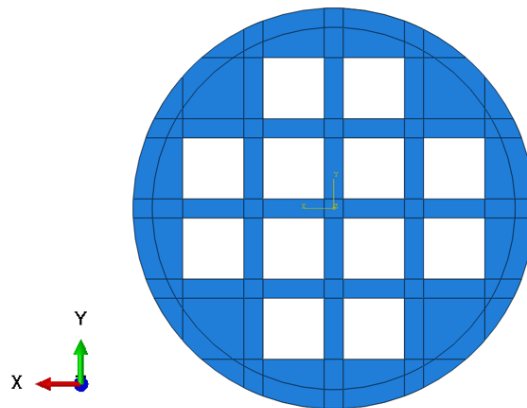


圖 5-7 處置罐底部橫切面圖(開孔)

案例結果於表 5-3，與台電報告最大差異為 1.6%，底部封閉模型結果更為接近台電分析。圖 5-8 為最大 von Mises 應力比較圖。

表 5-3 處置罐圍壓分段加載結果表

圍壓負載(MPa)	最大 von Mises 應力(MPa)
40	214.37
45	241.16
50	267.96
55	294.76
60	320.60
65	327.22
70	329.21
75	336.11

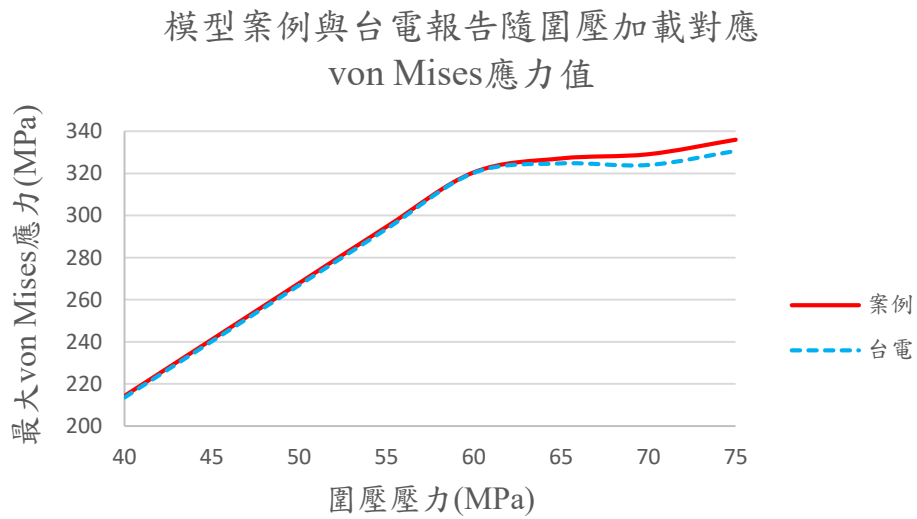


圖 5-8 案例與台電隨圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖

5.2.6 處置罐材料參數分析

本節針對銅殼與鑄鐵材料各進行 4、5 組材料參數分析，各案例幾何模型配置如 5.2 節，將使用相同網格、分析元素及邊界條件。

1. 銅殼材料參數分析

案例 1、2 為改變銅殼塑性應力及應變，詳細材料參數如表 5-4 與表 5-5，案例 3、4 為調整銅殼楊氏模數，材料參數如表 5-6。

表 5-4 案例 1、2 材料參數表

材料種類	楊氏模數(MPa)	柏松比	應力(MPa)/塑性應變			
銅殼	120,000	0.3	見表 5-5			
			293/0			
			324/0.01			
			349/0.02			
			389/0.04			
			404/0.05			
			418/0.06			
			428/0.07			
			鑄鐵	166,000	0.32	438/0.08
						447/0.09
						456/0.1
						465/0.11
						472/0.12
						484/0.14
						488/0.15
						491/0.16

表 5-5 案例 1、2 銅殼材料應力應變值

應力(MPa)/塑性應變		應力(MPa)/塑性應變	
			50/0
			100/0.0044
			150/0.0069
	250/0		200/0.0091
案例 1	270/0.15	案例 2	215.48/0.0096
	280/0.2		229.35/0.05
	290/0.25		245.19/0.1
			261.83/0.15
			276.85/0.2
			288.66/0.25

表 5-6 案例 3、4 材料參數表

材料種類	楊氏模數(MPa)		柏松比	應力(MPa)/塑性應變
銅殼	案例 3	案例 4	0.3	215/0
	22,480	120,000		288/0.24
鑄鐵	166,000		0.32	293/0
				491/0.16

由圖 5-9 所示，案例 1、2、4 在 50 MPa 時與台電結果接近，但隨後有提早發生降伏的趨勢，案例 3 調整楊氏模數造成效應較顯著。

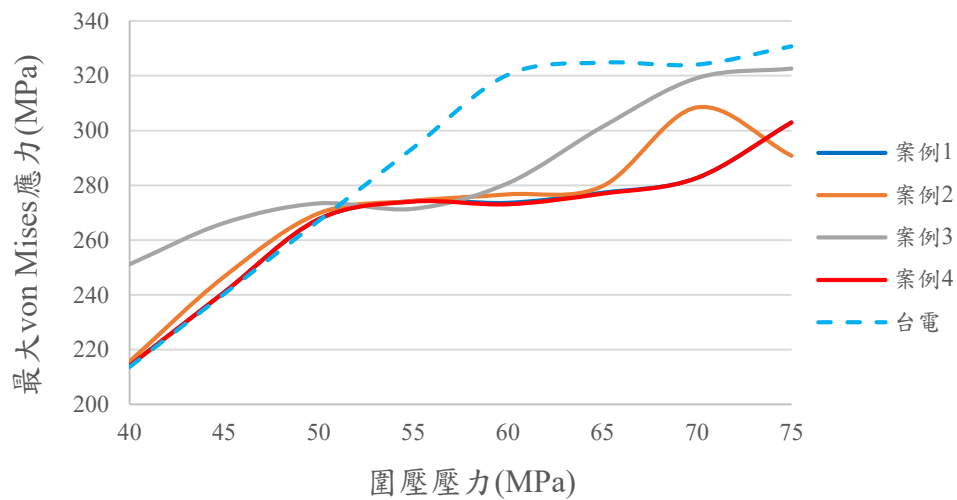


圖 5-9 各案例隨圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖(1)

2. 鑄鐵材料參數分析

案例 5 至案例 8 為改變鑄鐵塑性應力與應變，詳細材料參數如表 5-7 與表 5-8，案例 9 為調高鑄鐵材料降伏應力值，材料參數如表 5-9。

表 5-7 案例 5、6、7、8 材料參數表

材料種類	楊氏模數(MPa)	柏松比	應力(MPa)/塑性應變
銅殼	120,000	0.3	210/0
			210/0.001
			235/0.05
			250/0.1
			270/0.15
			280/0.2
			290/0.25
鑄鐵	166,000	0.32	見案例

表 5-8 案例 5、6、7、8 鑄鐵材料應力應變值

	應力(MPa)/塑性應變		應力(MPa)/塑性應變
案例 5	265/0	案例 6	260/0
	270/0.1627		267/0.16
	333/2		330/1.998
	394/4		366/4
	429/6		392/6
	482/10		427/9.998
	534/20		456/15.005
	550/50		480/49.99
	550/100		
	案例 7		293/0
324/1		324/0.01	
349/2		349/0.02	
389/4		389/0.04	
404/5		404/0.05	
418/6		418/0.06	
428/7		428/0.07	
438/8		438/0.08	
447/9		447/0.09	
456/10		456/0.10	
465/11		465/0.11	
472/12		472/0.12	
484/14		484/0.14	
488/15		488/0.15	
491/16		491/0.16	

表 5-9 案例 9 材料參數表

材料種類	彈性區域		塑性區域
	楊氏模數(MPa)	柏松比	應力(MPa)/塑性應變
銅殼	120,000	0.3	215/0
			288/0.24
鑄鐵	166,000	0.32	330/0
			456/5.34

各案例結果如圖 5-10 所示，案例 5、6 在圍壓壓力 45 MPa 後有發生降伏現象之可能性；案例 7、8 皆有延後了降伏發生的跡象，與台電報告至 50 MPa 之趨勢相近，但持續加載後結果與台電報告仍有差距；由案例 9 結果得處置罐受圍壓壓力至 55 MPa 時皆與台電報告有相似結果，與其他案例相比為最接近台電報告之案例。

由多組參數分析結果判斷，當以最大應力發生位置為鑄鐵材料的結果推估，改變鑄鐵材料的降伏應力時與文獻[20]結果相近。

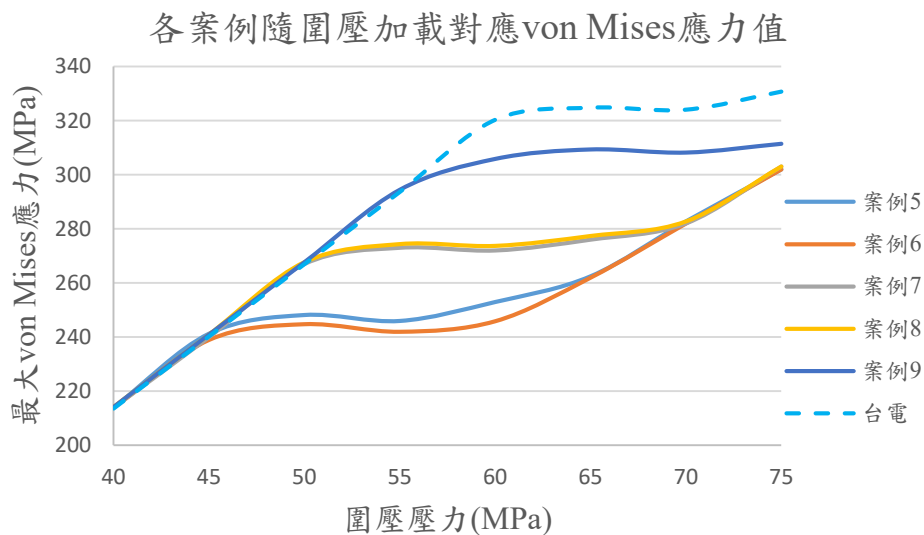


圖 5-10 各案例隨圍壓加載最大 von Mises 應力值比較圖(2)

5.3 處置罐圍壓分析與處置罐圍壓挫曲變形分析

本節依據處置罐圍壓挫曲變形分析對處置罐進行抗壓測試建立三維處置罐模型進行處置罐抗壓分析。

5.3.1 模型幾何介紹

本節接續 5.2 節之三維處置罐模型，為外部銅殼內鑲嵌鑄鐵材料。銅殼直徑 1.05 公尺、高度 4.835 公尺、厚度 0.49 公尺，底部厚度 0.05 公尺，底部凸緣高度 0.075 公尺、寬度 0.1 公尺，頂部厚度 0.05 公尺，頂部凸緣高度 0.05 公尺、寬度 0.1 公尺，最上方凸緣高度 0.035 公尺、寬度 0.11 公尺，銅殼示意圖如圖 5-11。內部鑄鐵材料直徑 0.95 公尺、高度 4.46 公尺，底部厚度 0.06 公尺，頂部厚度 0.05 公尺，鑄鐵材料為扣除放置 12 支用過核子燃料棒的空間，如圖 5-12。元素型式為 10 個節點的三維壓力分析元素 C3D10。

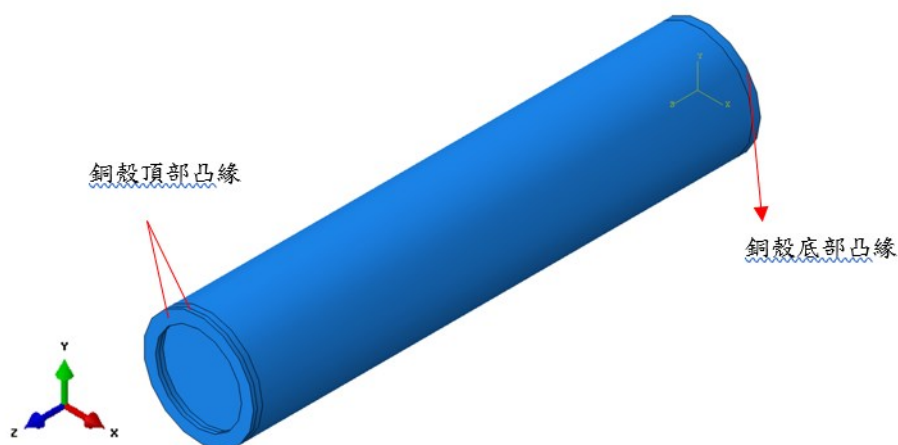


圖 5-11 銅殼材料示意圖

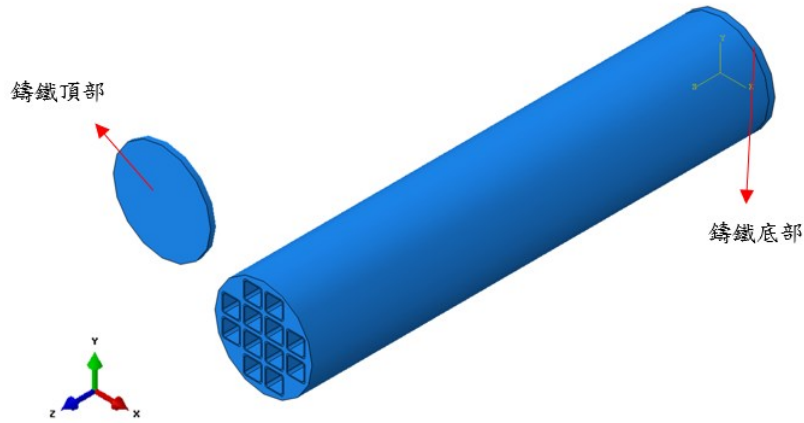


圖 5-12 鑄鐵材料示意圖

5.3.2 材料參數

處置銅罐所使用之材料為銅殼與鑄鐵，各材料性質參考瑞典 SKB 文獻[21] 包含楊氏模數、柏松比，塑性應力、塑性應變。詳細材料參數如表 5-10。

表 5-10 模型之材料參數

材料種類	彈性區域		塑性區域
	楊氏模數(MPa)	柏松比	應力(MPa)/塑性應變
銅殼	22,481	0.3	215/0
			288/0.24
鑄鐵	166,000	0.32	293/0
			491/0.16

5.3.3 邊界條件

將處置罐底部位移束制，並對銅殼周圍及頂部設置 40、70、100、130 MPa 之圍壓力。使用 Abaqus 的 riks 功能，40 MPa 與 70 MPa 分析在銅殼上方 (如圖 5-13 點 A)，X 方向位移控制 2 毫米與 3.5 毫米；在 100、130 MPa 分析中，在銅殼中心高度(如圖 5-13 點 B)位移控制分別設置 4.5 毫米、11.5 毫米。

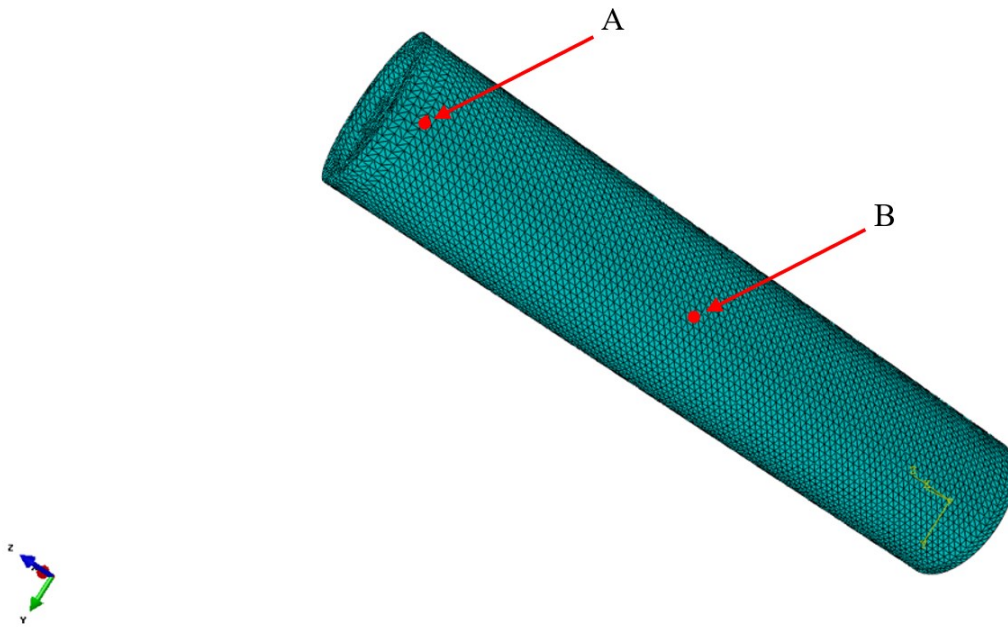


圖 5-13 位移控制節點 A 與節點 B

5.3.4 分析結果

透過處置罐圍壓分析，觀察壓力負載時處置罐產生挫曲變形，本文將取各圍壓負載 X 方向之位移控制節點位移量，如表 5-11。圖 5-14 為點 A 位移控制 2 毫米之處置罐受 40 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖，圖 5-15 為點 A 位移控制 3.5 毫米之處置罐受 70 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖，圖 5-16 為點 B 位移控制 4.5 毫米之處置罐受 100 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖，圖 5-17 為點 B 位移控制 11.5 毫米之處置罐受 130 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(各圖左上方之位移區間圖例單位皆為公尺)。

表 5-11 各圍壓負載的處置罐行為

圍壓負載(MPa)	本文
40	節點 A 位移 2.07mm
70	節點 A 位移 3.5mm
	節點 B 位移 18.9mm
100	節點 B 位移 5.5mm
130	節點 B 位移 11.51mm

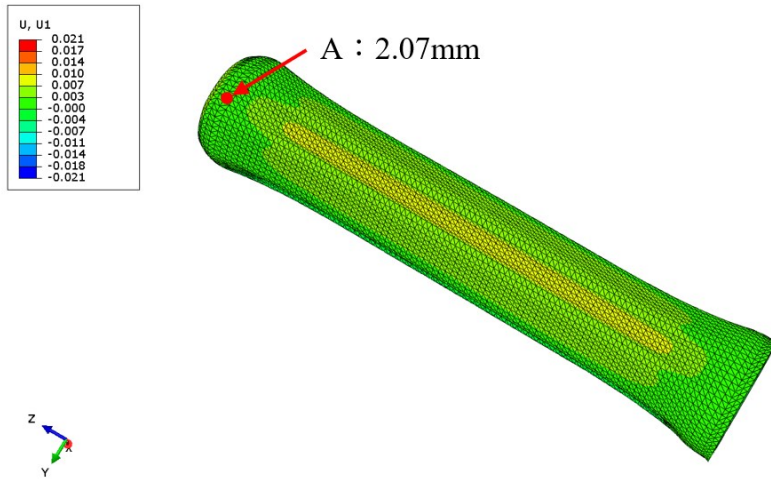


圖 5-14 處置罐受 40 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(點 A 控制 2 毫米)

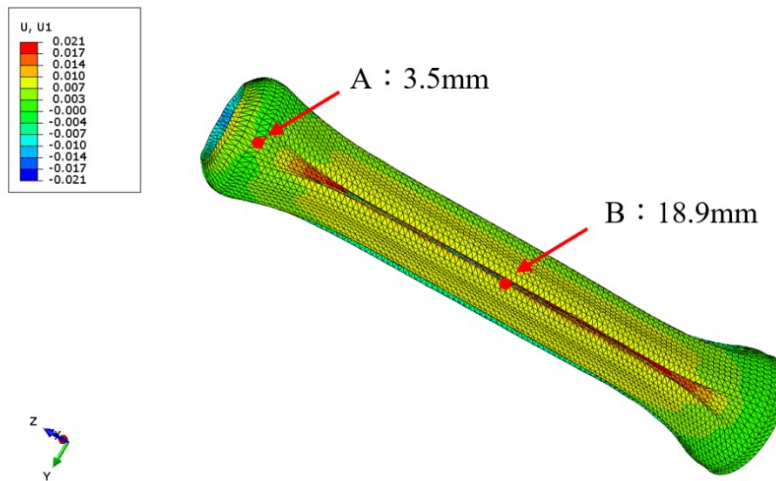


圖 5-15 處置罐受 70 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(點 A 控制 3.4 毫米)

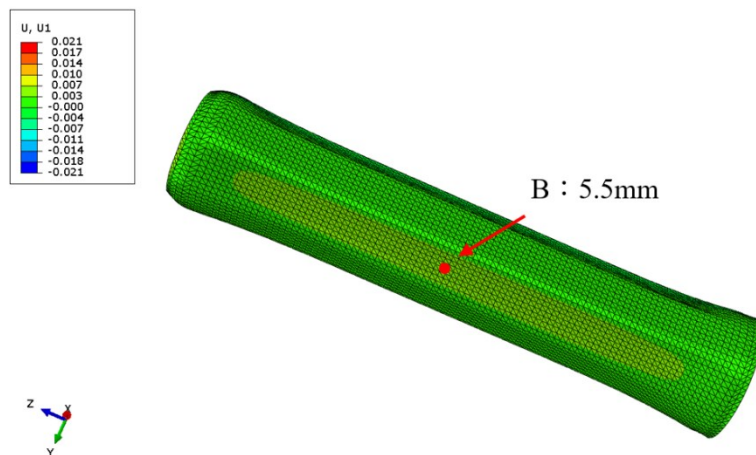


圖 5-16 處置罐受 100 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(點 B 控制 4.5 毫米)

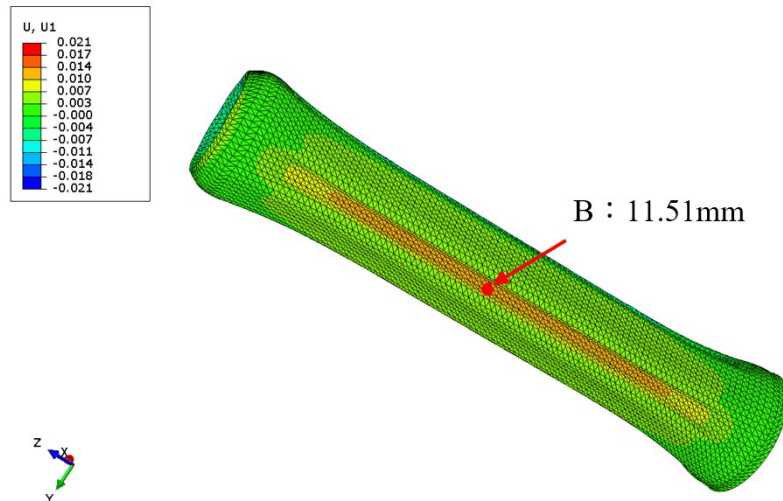


圖 5-17 處置罐受 130 MPa 圍壓 X 方向位移雲彩圖(點 B 控制 11.5 毫米)

在 70 MPa(控制點 A)分析中，當點 A 達到 3.5 毫米的位移量時，點 B 的位移量為 18.9 毫米，遠大於 130 MPa(控制點 B)的分析結果 11.5 毫米。

5.4 挫曲與未挫曲處置罐行為比較

本節將針對具有局部瑕疵之挫曲問題與未設置挫曲之處置罐以受圍壓 70 MPa 之最大 von Mises 應力值與點 A(如圖 5-15)之 X 方向位移進行比較。

參考瑞典 SKB 之模型幾何配置建立三維處置罐模型如圖 5-11 與圖 5-12，材料參數如表 5-10，將處置罐底部位移束制，並對銅殼周圍及罐頂部設置由 70 MPa 的圍壓力，而挫曲分析將在 A 點設置 X 方向位移控制 3.5 毫米。

挫曲分析之處置罐在 70 MPa 時最大 von Mises 應力為 826.53 MPa，發生在鑄鐵材料，A 點 X 方向位移為 3.5 毫米(如圖 5-15)；未挫曲分析之處置罐在 70 MPa 時最大 von Mises 應力發生在鑄鐵材料為 359.98 MPa，A 點 X 方向位移為 0.41 毫米(如圖 5-18)。

透過挫曲與未挫曲之處置罐受圍壓結果比較，得 2.3 倍之應力值以及相差 3.09 毫米之位移值，因此不可忽略局部瑕疵處置罐的挫曲變形問題。

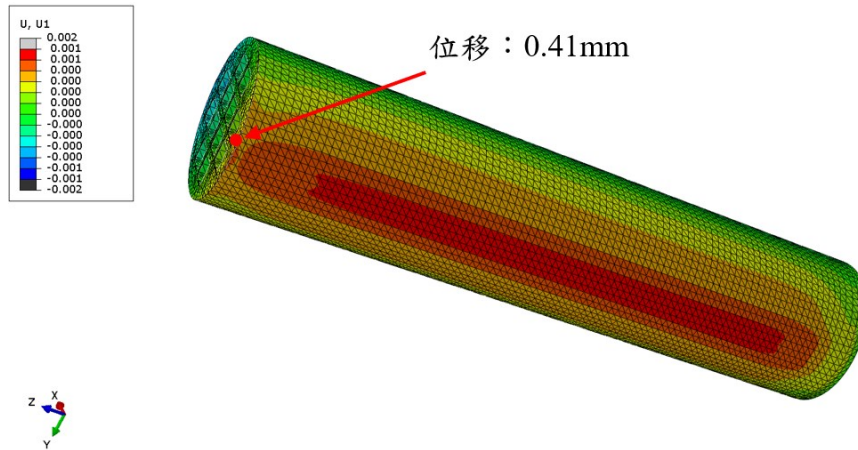


圖 5-18 未挫曲之處置罐 70 MPa 圍壓 A 點 X 方向位移雲彩圖

5.5 處置罐與瑞典 SKB 之圍壓驗證分析

本節依據瑞典 SKB[10][21]提供之處置罐抗壓試驗資訊，建立三維處置罐模型，進行圍壓分析，並與文獻[10]提供之結果進行驗證。

5.5.1 SKB 模型建立

本節根據瑞典 SKB 文獻[21]報告進行三維處置罐模型的尺寸建立，其外部為銅殼材料包封，內部為鑄鐵材料，如圖 5-19。銅殼高為 4.835 公尺、直徑為 1.05 公尺、厚度為 0.505 公尺，頂部凸緣高度為 0.05 公尺、直徑為 1.05 公尺、厚度為 0.1 公尺，最上方凸緣高度為 0.035 公尺、直徑為 1.05 公尺、厚度為 0.1145 公尺，底部高度為 0.075 公尺、直徑為 1.05 公尺、厚度為 0.1 公尺，銅殼示意圖如圖 5-11。內部鑄鐵材料部分，其高度為 4.463 公尺，直徑為 0.949 公尺，頂部厚度為 0.05 公尺，底部厚度為 0.06 公尺，鑄鐵材料模型為此尺寸再移除 12 支放置用過核子燃料棒的空間，如圖 5-12。使用元素為 C3D10，為 10 個節點的三維連體元素。

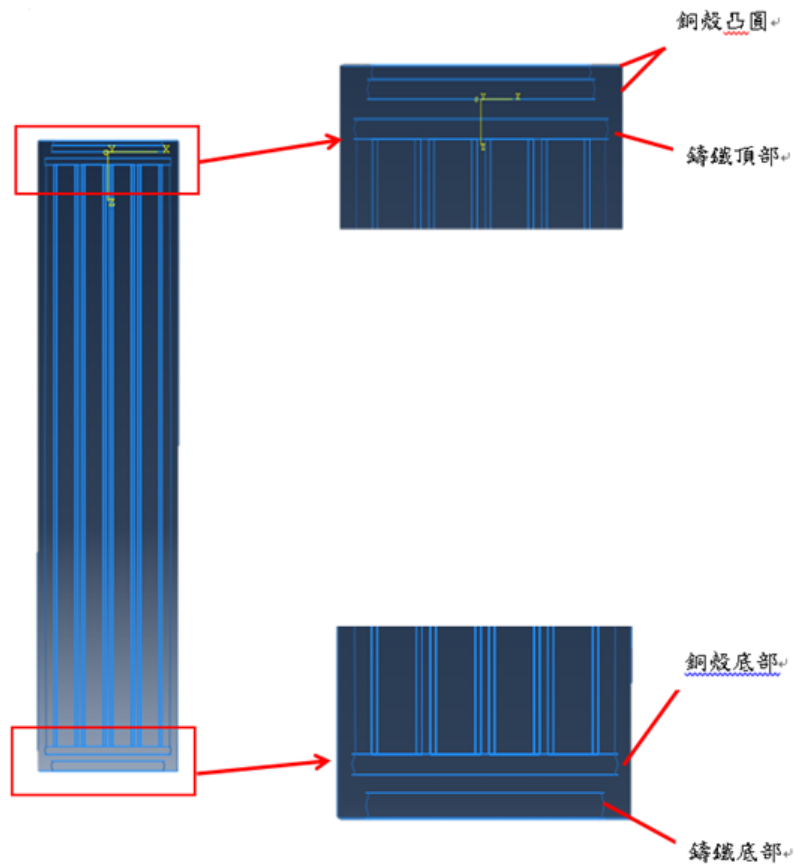


圖 5-19 模型位置示意圖

5.5.2 材料參數

本研究模型為銅殼與鑄鐵組成，其組成材料性質參考瑞典 SKB[21]文獻，有楊氏模數、柏松比、塑性應力與應變。其材料參數如表 5-10。

5.5.3 初始條件與邊界條件

處置罐底部為固定端，如圖 5-20，並對處置罐頂部及周圍部分進行 40 MPa 與 70 MPa 之負載圍壓，如圖 5-21，使用 Abaqus 之 Static,General 分析，使其線性加壓完成。



圖 5-20 處置罐底部固定端示意圖

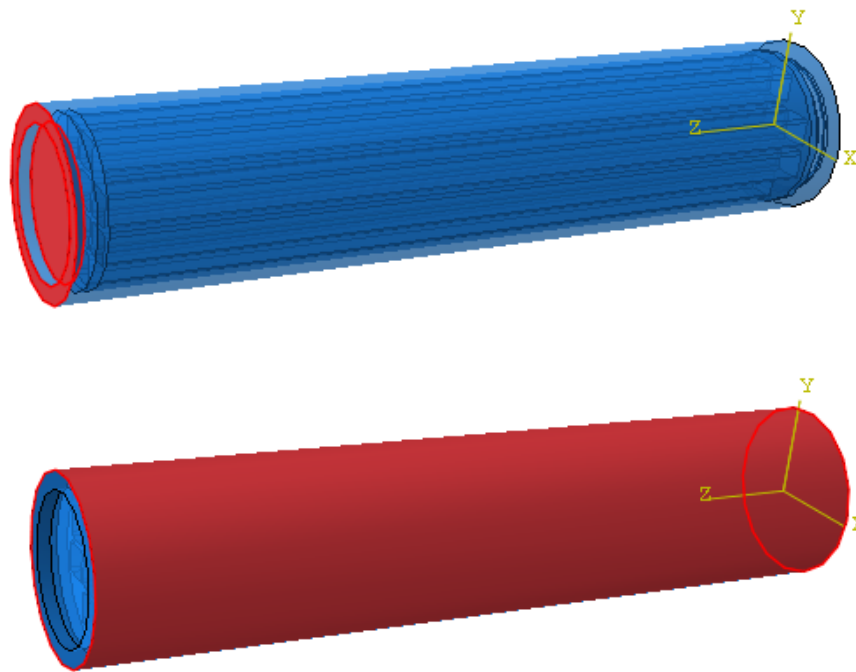


圖 5-21 處置罐受壓位置示意圖

5.5.4 分析結果

由處置罐之圍壓分析，觀察處置罐承受圍壓時，發生的挫曲變形與徑向變形。根據瑞典 SKB 文獻[10]對於試體變形描述，對模型受壓後結果進行分析比較，如表 5-12，表 5-13 圍壓下處置罐徑向變形之比較。圖 5-22 處置罐受 40 MPa 圍壓產生間隙 2.05 毫米(紅色圓圈處為其間隙)，並為處置罐在銅殼與鑄鐵間隙間的位移雲彩圖。圖 5-23 為處置罐受圍壓 70 MPa 下之塑性變形雲彩圖。

表 5-12 圍壓下處置罐行為比較

圍壓加載(MPa)	本文	瑞典 SKB 文獻[10]
40	銅殼與鑄鐵間 拉開間隙 2.05 毫米	銅殼與鑄鐵間 拉開間隙 2 毫米
70	塑性變形可達 3.32 毫米	塑性變形可達 3.5 毫米

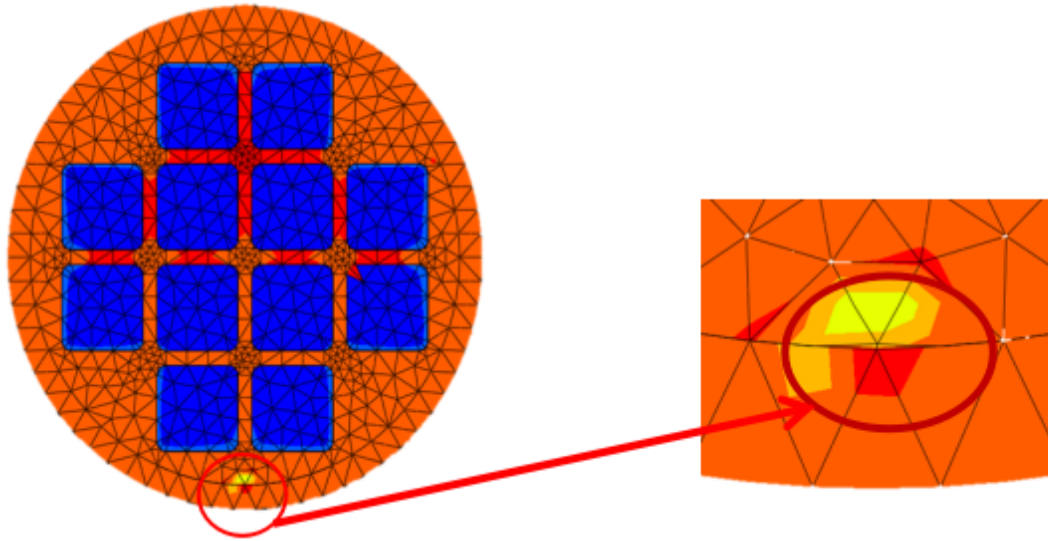


圖 5-22 處置罐受 40 MPa 圍壓產生間隙 2.05 毫米

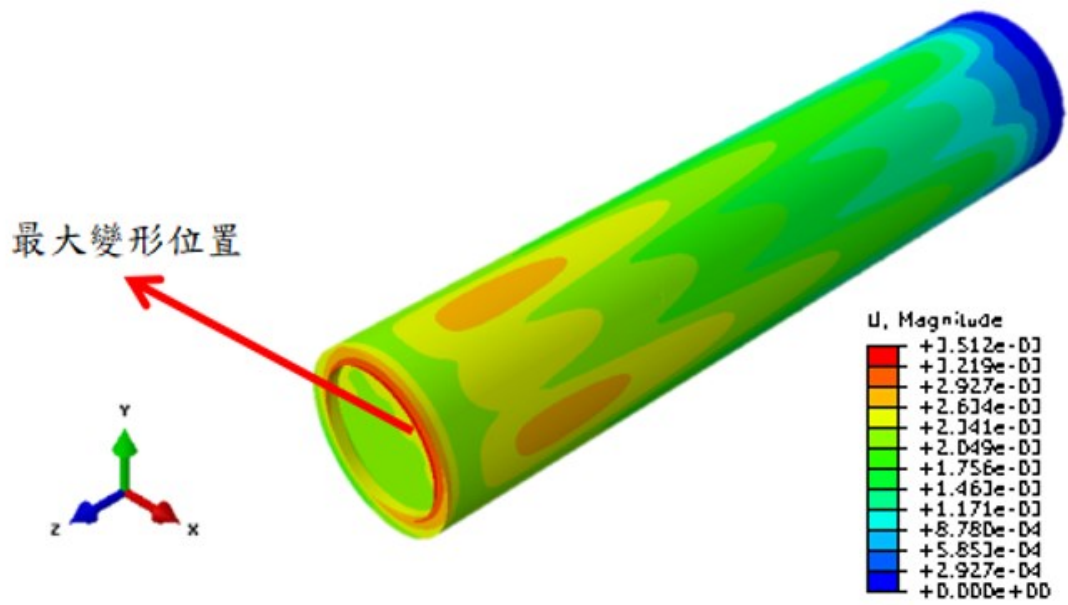


圖 5-23 處置罐受 70 MPa 圍壓產生塑性變形 3.32 毫米

表 5-13 圍壓下處置罐徑向變形之比較

圍壓	本文	瑞典 SKB 文獻[10]
40 MPa	產生最大徑向變形為 0.9518mm	產生最大徑向變形為 0.982mm
	產生最小徑向變形為 0.0353mm	產生最小徑向變形為 0.045mm
70 MPa	產生最大徑向變形為 2.8mm	產生最大徑向變形為 3.48mm
	產生最小徑向變形為 0.15mm	產生最小徑向變形為 0.982mm

本研究結果在處置罐行為比較上與瑞典 SKB 文獻結果[10]十分相近，差異分別為 2.5%與 0.3%，而在處置罐徑向變形比較上，因為[10]並無說明所使用之分析方式，且[10]對於分析結果論述很少，故認為此差異可以接受。

5.5.5 剝離長度幾何影響分析

本節觀察不同剝離長度的影響結果，以剝離長度的不同進行分析，其餘材料參數與邊界條件與 5.5.2 節、5.5.3 節相同。

案例分析結果如表 5-14，分別在不同剝離長度下，進行 40 MPa 與 70 MPa 的圍壓分析，如圖 5-24 為剝離長度示意圖。

表 5-14 不同剝離長度在兩個圍壓試驗下之結果

剝離長度(mm)	146.55	195.4	244.25	341.95
40 MPa 下銅殼與鑄鐵間的間隙(mm)	3	2.07	2.06	2.06
70 MPa 下處置罐之最大變形量(mm)	3.28	3.29	3.29	3.3

在剝離長度 146.55 毫米時，5.5.4 節之參考案例和本研究在 40 MPa 與 70 MPa 有 50%和 6.29%的差距，而隨著剝離長度增加其案例結果和參考案例差距則趨近相同。

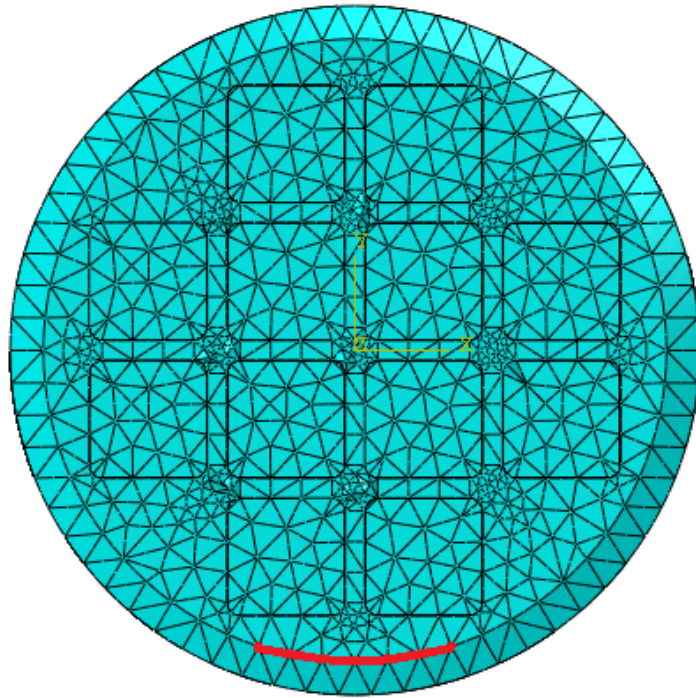


圖 5-24 剝離長度示意圖(紅色線條為剝離位置，為 439.65 毫米)

5.5.6 剝離機制影響分析

本節所述之剝離機制，係表示不同剝離位置所形成的破壞機制。剝離機制影響分析之目的，旨在觀察不同剝離位置所造成的影響。本節分別在剝離區域中間與鑄鐵槽的空間角落改變其條件進行分析，以 40 MPa 的案例為對照組進行調整。其餘材料參數與 5.5.2 節相同。表 5-15 為以鑄鐵槽的空間角落為邊界條件移動位置，如圖 5-25。表 5-16 為以剝離區域中間為邊界條件的移動位置，如圖 5-26。

表 5-15 調整鑄鐵槽的空間角落之初始位移圍壓試驗下之結果

	圍壓	邊界條件	拉開間隙
案例 A-1	40 MPa	向上移動 1 毫米	0.009 毫米
案例 A-2	40 MPa	向上移動 2 毫米	0.01 毫米

表 5-16 調整中間剝離點之初始位移圍壓試驗下之結果

	圍壓	邊界條件	拉開間隙
案例 A-3	40 MPa	鑄鐵處剝離點向上移動 1 毫米	0.0428 毫米
案例 A-4	40 MPa	鑄鐵處剝離點向上移動 2 毫米	0.121 毫米
案例 A-5	40 MPa	分別向上向下移動 1 毫米	2.16 毫米
案例 A-6	40 MPa	分別向上向下移動 2 毫米	4.26 毫米
案例 A-7	40 MPa	分別向上向下移動 0.8 毫米	1.74 毫米

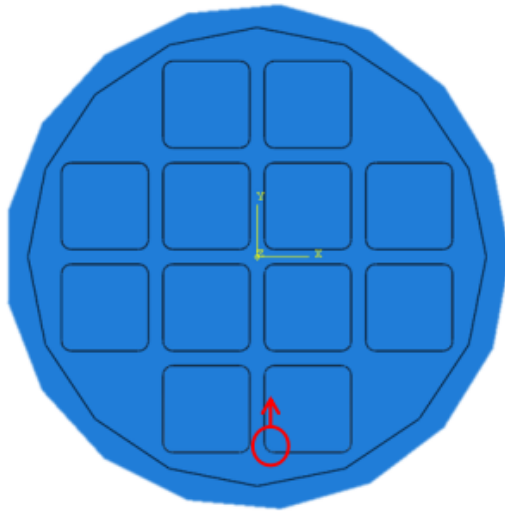


圖 5-25 鑄鐵槽之空間角落位置示意圖

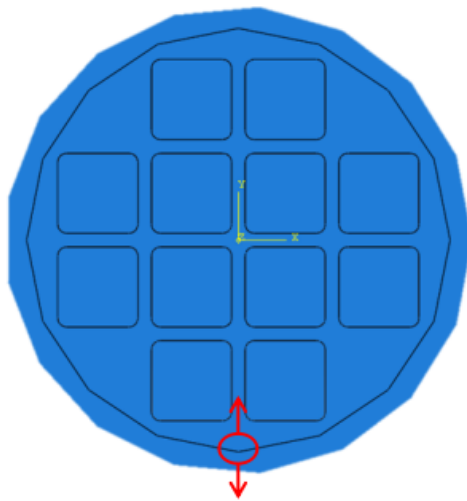


圖 5-26 中間剝離點位置示意圖

案例 A-1、A-2 與案例 A-3、A-4 為單向改動邊界條件，結果顯示拉開之間隙並沒有顯著之影響。如案例 4 與案例 5 之比較，同是在邊界條件上使剝離間隙達 2 毫米進行分析，但因為剝離方式上的不同，發現結果有明顯差異，而雙向的剝離則較接近 5.5.4 節之參考案例結果，另外也可以單從案例 A-1、A-2 與案例 A-3、A-4 的比較可以看出剝離機制在剝離區域中間比在鑄鐵槽空間角落更有影響。

5.5.7 RIKS—弧長法影響分析

1. RIKS 分析方法

對於結構不穩定問題，通常需求解非線性靜態方程式，其中載重-位移的行為可以在圖 5-27 看到其行為模式，本節採用 RIKS-弧長法影響分析之目的，藉由修改後的 RIKS 法即為可以有效解決此類情況的算法。

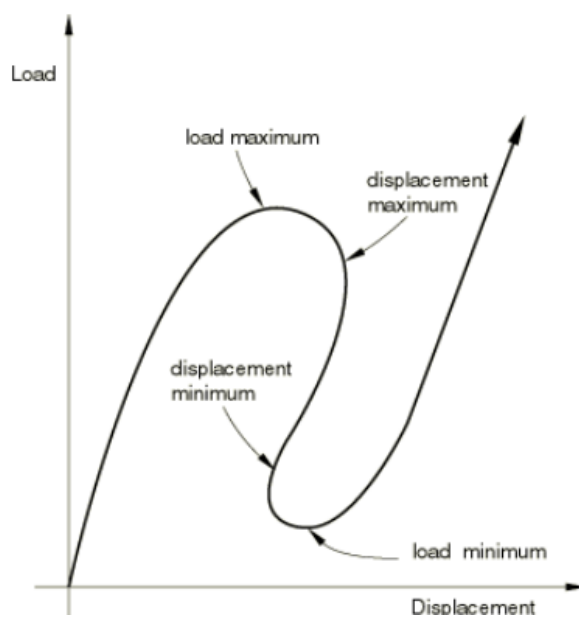


圖 5-27 載重—位移響應示意圖

假設負載是成比例的，即所有的負載值是隨著單尺度參數變化，此外假設反應行為是十分平滑，不會發生突然的分岔。目前最成功應用於此問題的方法是 Abaqus 修改後的 RIKS 法，此方法的方式可在自由節點變量和加載參數定義的空間中尋找單一的平衡路徑。基本算法仍然是牛頓法，因此在任何時候都會有一個有限的收斂半徑。此外，許多的材料(和可能的負載)將具有依賴路徑的行為。由於這些原因，必須要限制增量的大小，在修改的 RIKS 算法中，由於在 Abaqus

中使用，增量的大小受限於當前運算沿切線移動的距離，通過此方式可在相同切線正交的平面中尋找平衡。

弧長法被廣泛地證明可應對結構不穩定問題，且在大多數的有限元素商業軟件(如 Abaqus)中使用，大多數商業軟體引入一個全新的方程組可以同時求解位移和負載的校準值。[23]

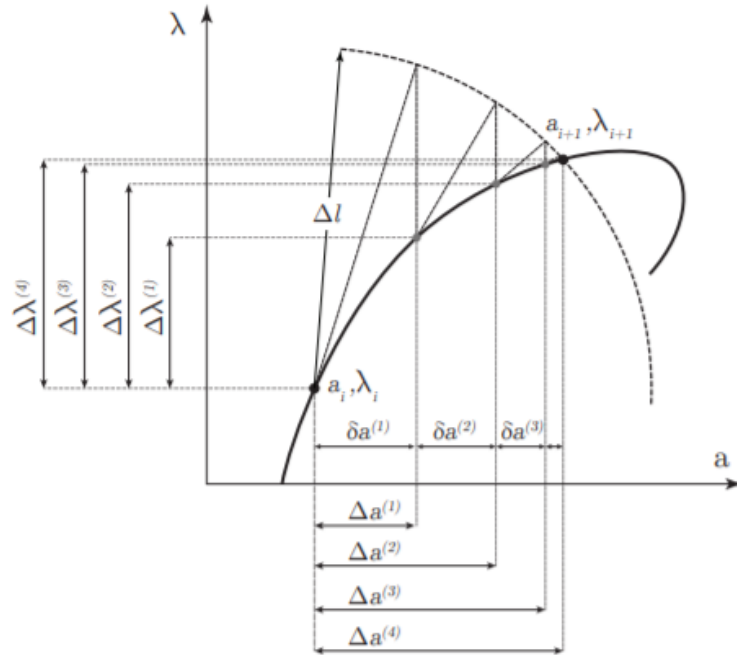


圖 5-28 弧長法迭代的示意圖

圖 5-28 中 a 表示為正交化的位移， λ 表示負載增量參數，增量由圓的半徑 Δl 定義下一個點(路徑和圓的交點)。

2. RIKS 位移控制之影響分析

本節研究在進行圍壓分析研究時，使用了 RIKS 方法進行分析。以此法進行多個位移控制，並在其中參雜不同的邊界位移，在位移控制下，試體達到條件控制時的臨界圍壓不盡相同。其模型尺寸與材料參數與 5.5.1 節、5.5.2 節相同，以 40 MPa 的初始圍壓設定進行加壓，並設立了一個剝離點如圖 5-27 位置，以下展示七個案例結果。表 5-17、表 5-18 為 RIKS 分析在不同條件控制與邊界條件下之結果。

表 5-17 使用 RIKS 分析在不同條件下的結果-1

	案例 B-1	案例 B-2	案例 B-3	案例 B-4
條件控制	在銅殼處的剝離點設置向 y 方向有 2 毫米的位移控制		在鑄鐵處的剝離點設置向 y 方向有 1 毫米的位移控制	
邊界條件	在鑄鐵槽之空間角落設定		在銅殼處的剝離點設置	
	向 y 方向有 1 毫米的初始條件	向 y 方向有 2 毫米的初始條件	向負 y 方向有 1 毫米的初始條件	向負 y 方向有 2 毫米的初始條件
臨界圍壓	85.04 MPa	51.72 MPa	58.04 MPa	53.36 MPa
產生間隙	拉開 0.012 毫米之間隙	拉開 0.011 毫米之間隙	拉開 0.082 毫米之間隙	拉開 1.052 毫米之間隙

表 5-18 使用 RIKS 分析在不同條件下的結果-2

	案例 B-5	案例 B-6	案例 B-7
條件控制	在銅殼處的剝離點設置向負 y 方向有		
	2 毫米的位移控制	1 毫米的位移控制	1 毫米的位移控制
邊界條件	分別在銅殼處的剝離點與鑄鐵處的剝離點設置向負 y 方向和 y 方向各 1 毫米的初始條件	在鑄鐵處的剝離點設置向 y 方向	
		1 毫米的初始條件	2 毫米的初始條件
臨界圍壓	80.44 MPa	55.4 MPa	55.52 MPa
產生間隙	拉開 4.587 毫米之間隙	拉開 3.338 毫米之間隙	拉開 4.845 毫米之間隙

研究結果顯示拉開間隙結果不接近 5.5.4 節之參考案例結果，原因為進行 RIKS 分析時，採用弧長法的概念，在進行位移控制時得到的臨界圍壓不是 40 MPa。此方法較適用於結構非線性計算中的負載行為。

5.5.8 小結

本研究與瑞典 SKB 文獻[10]結果進行平行驗證，觀察結果在處置罐行為與文獻接近，而在徑向變形則有些許差異。

在剝離長度影響效應分析上，其長度對於剝離處拉開間隙有明顯影響，而隨著剝離長度越大，對於拉開間隙影響則逐步降低。另外，在剝離機制的影響上，結果顯示，相同間距下，雙向的剝離方式比單向的剝離方式更接近參考案例。

第六章、結論

1. 母岩空間異質性之溫度影響效應驗證技術研析

- (1) 常態分佈的母岩熱傳導係數與均質的母岩熱傳導係數結果近乎相同。
- (2) 將處置罐周圍為低母岩熱傳導係數與高母岩熱傳導係數之極端結果相比，可確定母岩熱傳導係數對於中心處置罐的最高溫(4.39°C)具有影響力，且不可排除此狀況之可能性。
- (3) 對於岩壁溫度以及岩壁/緩衝材料交界溫度差的理論亦可應用於非均質案例。
- (4) 將低熱傳導係數分佈機率增加，並且使其分佈於處置罐周遭，所得出的峰值溫度結果有明顯的差距。

2. 深地層處置設施吸水膨脹機制模擬及其效應驗證技術之研究

- (1) 從不同邊界孔隙水壓的分析中得知，增加邊界孔隙水壓，加快緩衝材料及回填材料到達飽和時間。
- (2) 比較案例 1 與案例 2、案例 3 及原始案例得知，是否施予邊界孔隙水壓，對回填材料的影響較大。
- (3) 本文參考 SKB 文獻提供的材料參數，進行一個元素的模型分析；案例 1 固定元素面積，其分析結果與 SKB 近乎相同。
- (4) 案例 2 使元素自由膨脹，其分析結果與 SKB 近乎相同。
- (5) 本文參考 SKI 文獻提供的吸水膨脹計算方法，進行了多組案例，目的在於瞭解吸水膨脹係數對各個材料之影響，其中以案例 4 的結果最接近 SKI 文獻。
- (6) 在案例 1a 至 1c 的分析表明，改變回填材料之膨脹係數，對於緩衝材料無影響。
- (7) 緩衝材料之最大壓力增量位置，發生在廢棄物罐周圍，回填材料則是與緩衝材料交界處為最大值。
- (8) 在總壓力增量的分析結果中，吸水膨脹係數對緩衝材料及回填材料都有巨大的應力影響。

3. 國內階段成果報告對處置罐受圍壓作用分析之平行驗證計算

- (1) 本文依照台電報告提供處置罐設置條件進行三維處置罐圍壓分析與驗證，得到與台電接近之結果。
- (2) 藉由調整處置罐模型幾何與材料參數，觀察處置罐受圍壓時的影響效應。
- (3) 圍壓下處置罐之拉開間隙與最大塑性變形與文獻接近。在徑向變形則有些許差異，原因為文獻並未在瑕疵部分上進行描述，且對於結果論述很少，無法完整模擬文獻之案例。
- (4) 剝離長度會影響拉開間隙，但長度越長對其影響則降低。
- (5) RIKS 分析方法並不能使臨界圍壓在 40 MPa 完成分析。

參考文獻

- [1] 行政院原子能委員會：核能電廠用過核子燃料貯存容量表。取自 <https://www.aec.gov.tw/>
- [2] SKB,“Thermal site descriptive model. A strategy for the model development during site investigations - version 2”,R-07-42,September 2007
- [3] SKB,“Framework programme for detailed characterisation in connection with construction and operation of a final repository for spent nuclear fuel”,R-11-14,October 2010
- [4] SKB,“Thermal properties. Site descriptive modelling Forsmark - stage 2.2”,R-07-47, September 2007.
- [5] DE GRUYTER, “Inverse determination of spatially varying material coefficients in solid objects” ,March 2016
- [6] Elsevier,“A two-dimensional inverse problem in imaging the thermal conductivity of a non-homogeneous medium”, November 2000
- [7] Inverse problems in science and engineering,“Determination of thermal conductivity of inhomogeneous orthotropic materials from temperature measurements”, December 2018
- [8] SKB,“Probabilistic analysis and material characterisation of canister insert for spent nuclear fuel. Summary report”,TR-05-17, November 2005
- [9] European Commission,“Fracture Properties of Ductile Cast Iron used for Thick-Walled Components”, December 2005
- [10] SKB,“Pressure tests of two KBS-3 canister mock-ups”,TR-05-18, 2005.
- [11] SKB:“Probabilistic analysis of canister inserts for spent nuclear fuel”,TR-05-19, October 2005.
- [12] Journal of Materials Engineering and Performance,“Tensile, Compression and Fracture Properties of Thick-Walled Ductile Cast Iron Components”, January 2007
- [13] SKB,“Design analysis report for the canister”,TR-10-28, April 2010
- [14] SKB,“Strategy for thermal dimensioning of the final repository for spent nuclear fuel”,R-09-04,December 2009.

- [15] SKI, "Review of SKB's Work on Coupled THM Processes Within SR-Can.", SKI 2008:08, March 2008
- [16] SKI, "SKI's and SSI's review of SKB's safety report SR-Can.", SKI 2008:23
- [17] SKB, "Aspo Hard Rock Laboratory, DECOVALEX III, Task 1 Modelling of FEBEX in-situ test, Coupled thermo-hydro-mechanical analysis of the buffer and the rock.", IPR-08-12, January 2004
- [18] Dassault Systemes, "Abaqus 6.9 Online Documentation.", 2009
- [19] SKB, "Modelling of the physical behaviour of water saturated clay barriers. Laboratory tests, material models and finite element application.", TR-95-20, September 1995
- [20] 台灣電力公司, 「用過核子燃料最終處置計畫潛在處置母岩特性調查與評估階段 我國用過核子燃料最終處置技術可行性評估報告 技術支援報告(2) 處置設計與工程技術」, 106年12月。
- [21] SKB, "Design analysis report for the canister", TR-10-28, April 2010.
- [22] SKB, "Pressure tests of two KBS-3 canister mock-ups", TR-05-18, 2005.
- [23] Abaqus Documentation, "Abaqus Theory Manual" 取自 <http://cresearcher-pc:2080/v6.10/books/stm/default.htm>
- [24] 張豐志, 「利用J積分決定高分子聚摻合物的破壞韌性」, 國立交通大學應用化學研究所, 1995年。

行政院原子能委員會放射性物料管理局

108 年用過核子燃料處置審驗技術研析
及驗證工作

子項計畫三：緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合
參數實驗及近場長期變位模式發展與驗證
期末報告

受委託單位：國立中央大學

計畫主持人：黃偉慶 教授

子計畫主持人：楊樹榮 教授

業務委託單位：行政院原子能委員會放射性物料管理局

計畫編號：108FCMA001

中 華 民 國 一 〇 八 年 十 二 月

108 年用過核子燃料處置審驗技術研析 及驗證工作

子項計畫三：緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合 參數實驗及近場長期變位模式發展與驗證

受委託單位：國立中央大學

研究主持人：黃偉慶

協同主持人：楊樹榮

研究期程：中華民國 108 年 1 月至 108 年 12 月

研究經費：新台幣陸拾參萬伍仟元整

行政院原子能委員會放射性物料管理局委託研究

中華民國 108 年 12 月

(本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見)

(此頁空白)

摘要

用過核子燃料為高放射性廢棄物，為核能發電的必然產物。目前，國際間對於高放射性廢棄物的處置方式，均規劃採用深層地質處置方式。因處置場位於地下數百公尺處，緩衝材料與回填材料必定遭受地下水入侵之影響。在地下水尚未入侵處置孔前，緩衝材料與回填材料受衰變熱作用處於乾燥加熱狀態，然而當地下水入侵後，緩衝材料及回填材料逐漸趨於飽和，溫度變化使地下水流方向發生改變，且地下水的流動也影響著溫度場的重新分佈，使得處置孔近場整體系統形成熱-水-力耦合環境。另外，考量上述過程中，在處置罐底部緩衝材料會受到處置罐自重及緩衝材料回脹壓力長期作用，產生長期變位，影響處置罐之穩定性。另一方面，緩衝及回填材料受外在應力作用下可能產生之長期變形行為，對於處置安全影響亦甚為重要。因此，本子計畫主要進行緩衝材料與回填材料在上述熱-水-力耦合參數實驗，利用實驗建立分析參數，並發展處置孔近場長期變位之模式與數值模擬之模型，以便有效推估緩衝及回填材料長期受荷載下之變形行為，進而驗證分析結果並提出相對應之試驗與技術評析。

本子計畫研究重點分成五個部份。第一部分為蒐集世界各國用過核子燃料最終處置緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗模擬方法；第二部分為緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗量測，第三部分探討近景攝影測量技術應用於土壤水份特性曲線飽和度修正，第四部分建立熱-水-力耦合作用下處置孔長期變位之數值模式並進行分析，第五部分將分析結果與國際資訊、國內階段成果報告之變位評估進行三方驗證，盼能有助於瞭解緩衝材料於整體熱-水-力耦合環境下之相關物理特性，可供後續相關議題重點評析關鍵實驗技術參數與推估處置孔長期變形之穩定性參考使用。

本年度結合 105-107 年度相關計畫所獲得成果之基礎上，進行了緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗，並引入近景攝影測量技術應用於土壤水份特性曲線(SWCC)飽和度修正，同時利用有限元素法之 ABAQUS 軟體，建立熱-水-力耦合作用下處置孔長期變位之數值模式並進行分析，獲得以下成果：(1) 在熱傳導試驗中，求取了 25°C、40°C 以及 60°C 之對應的熱傳導係數，結果分別為 0.415 (W/m-K)、0.429 (W/m-K)與 0.451 (W/m-K)，研究結果發現，隨著溫度的上

升，緩衝材料 MX80 之熱傳導係數有逐漸增大之趨勢。(2) 在水力傳導試驗研究中，透過三組不同試體在乾密度 1600 kg/m^3 、溫度 25°C 的實驗條件下，取得水力傳導係數的平均值為 $8.33 \times 10^{-14} \text{ m/s}$ 。(3) 在吸力試驗研究中，本計畫所繪製之土壤水分特性曲線(SWCC)，與 van-Genuchten 土壤持水模型較為吻合，同時與國內外相關文獻之形態以及特徵均較為接近。(4) 本計畫數值模擬部分為探討熱水力耦合條件下緩衝材料及回填材料之長期變位行為，研究結果發現，由於緩衝材料逐漸吸水從未飽和趨向飽和，在緩衝材料與回填材料之交界面，長期變位較為顯著。在緩衝材料與回填材料之交界面外側區域，透過數值模擬分析預估第十萬年將產生 12.66 cm 左右之向上的豎向位移，與瑞典 SKB 研究報告數值模擬結果 10.34 cm 甚為接近，顯示研究成果具有相當可靠性。

目錄

摘要.....	i
目錄.....	iii
圖目錄.....	v
表目錄.....	viii
第一章、緒論.....	1
1.1 研究動機.....	1
1.2 研究方法.....	2
1.3 研究目的.....	3
第二章、文獻回顧.....	4
2.1 高放環境之熱-水-力耦合與近場長期變位概念.....	4
2.2 世界先進核能國家研究報告.....	7
2.2.1 瑞典 SKB 系列報告.....	7
2.2.2 芬蘭 Posiva 系列報告.....	16
2.2.3 日本 JNC 相關文獻.....	19
2.2.4 中國相關文獻.....	21
2.2.5 西班牙相關文獻.....	26
2.3 台電公司研究報告.....	29
2.3.1 台電公司 SNFD 2009 研究報告.....	29
2.3.2 台電公司 SNFD 2017 研究報告.....	35
第三章、緩衝材料及回填材料熱-水-力耦合下土壤水份特性曲線與參數量測...40	
3.1 實驗材料、試體.....	41
3.1.1 實驗材料.....	41
3.1.2 實驗試體製作.....	42
3.2 實驗設備.....	44
3.2.1 熱傳導實驗設備及流程.....	44
3.2.2 水力傳導實驗設備及流程.....	45
3.2.3 吸力實驗設備及流程.....	46

3.3 實驗規劃設置.....	50
3.4 實驗結果.....	51
3.4.1 熱傳導係數實驗結果.....	51
3.4.2 水力傳導係數實驗結果.....	52
3.4.3 吸力實驗結果.....	54
第四章、近景攝影測量技術應用.....	56
4.1 實驗材料及試體.....	57
4.1.1 實驗材料.....	57
4.1.2 試體尺寸差異分析.....	57
4.2 實驗設備.....	58
4.3 實驗規劃設置.....	59
4.3.1 實驗方法流程.....	59
4.3.2 實驗規劃.....	59
4.4 實驗結果.....	60
第五章、熱-水-力耦合作用下數值模式建立與分析.....	64
5.1 模型建立.....	65
5.1.1 實驗材料.....	65
5.1.2 參數反演計算.....	65
5.2 參數設置.....	67
5.3 模擬方法.....	69
5.4 模擬結果.....	70
5.5 處置孔長期變位分析結果之三方驗證.....	76
5.5.1 實驗結果之三方驗證.....	76
5.5.2 數值模擬結果之三方驗證.....	81
第六章、結論與建議.....	84
6.1 結論.....	84
6.2 建議.....	85
參考文獻.....	86

圖目錄

圖 2-1 瑞典深地層處置場多重障壁概念圖(SKB, 2006).....	4
圖 2-2 日本高放處置場 T-H-M-C 概念圖(日本經產省, 2011)	6
圖 2-3 高放處置環境溫度變化數值模擬(Posiva, 2012-49).....	6
圖 2-4 MX-80 膨潤土 ε_{cd0} and D_r 關係圖	9
圖 2-5 MX-80 膨潤土隨著時間之潛變速率變化圖	10
圖 2-6 第 1 階段潛變行為變化	11
圖 2-7 第 2 階段數值模擬潛變變化	12
圖 2-8 模擬處置罐體 10^3 年內的衰變功率時程變化(Posiva, 2012-47).....	16
圖 2-9 模擬 10^3 年內工程障壁特徵點的溫度時程變化(Posiva, 2012-47).....	17
圖 2-10 不同實驗條件下水力傳導係數與乾密度關係(Posiva, 2012-48).....	18
圖 2-11 吸力與飽和度關係圖 (Posiva, 2012-48).....	18
圖 2-12 定體積回脹實驗測定裝置圖(鈴木英明, 1994).....	19
圖 2-13 回脹應力之實驗值與解析值對照圖(鈴木英明, 1994).....	19
圖 2-14 緩衝材料內側接觸介面的溫度時程變化(千々松正和,2002).....	20
圖 2-15 緩衝材料 THM 耦合試驗研究(China-Mock-Up)(劉月妙, 2013).....	21
圖 2-16 膨潤土試驗台架 China-Mock-Up 實驗配置圖 (L. Chen, et al., 2014)	22
圖 2-17 豎向位移時程變化圖 (Chen et al., 2014)	23
圖 2-18 數值模擬之幾何模型及網格劃分圖(Zhao et al., 2016).....	23
圖 2-19 GMZ 膨潤土飽和度與熱傳導係數關係示意圖(Zhao et al., 2016).....	24
圖 2-20 緩衝材料不同部位之膨脹應力時程變化圖(Zhao et al., 2016).....	25
圖 2-21 瑞士 Grimsel 現地全尺寸示意圖(Torres et al., 2017).....	26
圖 2-22 CIEMAT 大型模型實驗佈置圖 (P.L. Martín et al., 2005)	26
圖 2-23 CIEMAT 實驗裝置外觀示意圖 (P.L. Martín et al., 2005).....	27
圖 2-24 CIEMAT 實驗緩衝材料溫度變化觀測圖 (P.L. Martín et al., 2005)	27
圖 2-25 FEBEX 膨潤土飽和度與熱傳導係數關係示意圖 (Villar et al., 2008).....	28
圖 2-26 FEBEX 膨潤土飽和度與吸力關係示意圖 (Villar et al., 2008).....	28
圖 2-27 日興土添加不同比例花崗岩之熱傳導係數變化(劉臺生, 2002).....	31

圖 2-28 一維半無限域中線狀熱源配置(田永銘，2002).....	31
圖 2-29 黏土含量與水力傳導係數關係圖(黃偉慶，2000).....	32
圖 2-30 回脹變形試驗儀器示意圖(田永銘，2001).....	33
圖 2-31 回脹壓力試驗儀器示意圖(田永銘，2001).....	33
圖 2-32 不同黏土體積比與平衡回脹應變之關係(田永銘，2001).....	34
圖 2-33 不同黏土乾密度與平衡回脹應變之關係(田永銘，2001).....	34
圖 3-1 土壤-水分特性示意圖(SWCC).....	40
圖 3-2 MX-80 產品包裝與顆粒粗細	41
圖 3-3 試體俯視示意圖	42
圖 3-4 壓桿、分裂模內模組合圖	42
圖 3-5 直接利用試驗環壓製試體	43
圖 3-6 吸力試驗試體模具及試樣	43
圖 3-7 熱傳導試驗配置圖	44
圖 3-8 熱探針校正	44
圖 3-9 水力傳導試驗配置圖	46
圖 3-10 可抽真空的乾燥皿	47
圖 3-11 相對濕度溫度計	48
圖 3-12 大容積烘箱	48
圖 3-13 稱重玻璃瓶	48
圖 3-14 抽真空機及真空膠	49
圖 3-15 水氣平衡法配置圖	49
圖 3-16 高精度電子秤	50
圖 3-17 溫度時程變化圖	51
圖 3-18 水力傳導之梯度變化圖	53
圖 3-19 MX-80 試體在 25°C 水汽平衡下重量之時程變化圖	54
圖 3-20 MX-80 試體在 40°C 水汽平衡下重量之時程變化圖	55
圖 3-21 MX-80 試體在 60°C 水汽平衡下重量之時程變化圖	55
圖 4-1 近景攝影測量原理示意圖(楊樹榮等，2018).....	56
圖 4-2 膨潤土試樣	57
圖 4-3 佳能攝像機(ENOS800D)	58

圖 4-4 試樣託盤 (12 個 30 角度劃分).....	58
圖 4-5 Photoscan 程式導入照片分析示意圖.....	60
圖 4-6 Photoscan 程式環拍照片 3D 建模分析示意圖.....	61
圖 4-7 Photoscan 程式一維精度校正分析示意圖.....	61
圖 4-8 Photoscan 程式二維(L-type)鋼尺精度校正分析示意圖.....	62
圖 4-9 Photoscan 程式模型體積最終演算結果示意圖(單位以 m 為基準).....	62
圖 4-10 吸力與飽和度關係曲線(本案研究).....	63
圖 5-1 數值模擬中材料模型(ABAQUS).....	65
圖 5-2 潛變速率與應力、時間相關圖(D.C.S Simulia, 2016).....	67
圖 5-3 處置場關閉瞬間模擬示意圖.....	69
圖 5-4 處置場關閉長期狀況模擬示意圖.....	70
圖 5-5 潛變模型網格配置圖.....	70
圖 5-6 回填材料地壓應力設定圖.....	71
圖 5-7 緩衝材料地壓應力設定圖.....	72
圖 5-8 母岩地壓應力設定圖.....	72
圖 5-9 載重設定圖.....	73
圖 5-10 初始標界條件設定圖.....	73
圖 5-11 標界條件設定圖(STEP 1).....	74
圖 5-12 位移變化圖(STEP 1).....	75
圖 5-13 位移變化圖(STEP 2).....	76
圖 5-14 水力傳導係數與乾密度對照示意圖.....	78
圖 5-15 飽和度與吸力關係(SKB, TR-06-14).....	80
圖 5-16 飽和度與吸力關係(Posiva, 2012-48).....	80
圖 5-17 數值模擬第 10 萬年之緩衝材料與回填材料之豎向位移.....	81
圖 5-18 節點 5(NODE 5)10 萬年間的豎向位移時程變化對比示意圖.....	82
圖 5-19 緩衝材料與回填材料交界處的長期變位數值模擬.....	83

表目錄

表 2-1 處置罐下沉預測計算結果(Pusch & Adey, 1999).....	13
表 2-2 五種類型的膨潤土之綜合比較(SKB,TR-99-33).....	14
表 2-3 五種類型的膨潤土之熱傳導係數實驗結果(SKB,TR-99-33).....	15
表 2-4 五種類型的膨潤土之水力傳導係數實驗結果(SKB,TR-99-33).....	15
表 3-1 MX-80 膨潤土基本物理性質	41
表 3-2 飽和溶液於不同溫度下之相對濕度與吸力值	47
表 3-3 MX-80 試驗參數規劃設計(含水量 13%)	50
表 3-4 MX-80 熱傳導參數試驗結果	52
表 3-5 MX-80 水力傳導係數試驗結果	53
表 4-1 試樣尺寸差異分析	57
表 5-1 膨潤土回脹行為(Rutqvist and Tsang , 2008).....	68
表 5-2 初始條件參數表	71
表 5-3 水力傳導係數與溫度以及孔隙比對照(部分).....	78

第一章、緒論

1.1 研究動機

核子燃料係由鈾 235(3%—5%)及鈾 238(95%—97%)同位素組成。核子燃料在核子反應器中經由中子撞擊，產生核分裂進而釋放出能量。當核子燃料在核子反應器中經過3年到5年時間的核反應後，會因鈾 235 含量減低而使核反應效率降低，這些核子燃料就必須退出反應爐並更換新的核子燃料。自核反應器退出之核子燃料，即為用過核子燃料。

根據我國「放射性物料管理法施行細則」第4條中對於「高放射性廢棄物」定義，指用過核子燃料或經過再處理所產生之萃取殘餘物，但我國現有於高放射性廢棄物處理上並未經過再處理之程式，因此我國高放射性廢棄物即是用過核子燃料。針對用過核子燃料之最終處置場建置，國際間目前一致採用「深層地質處置」的方式，以多重障壁的設計，將用過核子燃料埋置於地下數百公尺深的穩定地層中，利用廢棄物包件、工程障壁及周圍岩層等將廢棄物層層保護，使之與人類生活環境完全隔離。各核能發展先進之國家如瑞典、美國、日本、芬蘭等，均積極研究其相關的處置技術。

高放射性廢棄物深地層處置場的近場演化程式，主要受到四大因素所影響，包含熱學(Thermal, T)、水力(Hydraulic, H)、力學(Mechanical, M)、化學(Chemical, C)，簡稱為 T-H-M-C 耦合效應，其中，化學效應因參與平衡反應的因素與條件極為複雜，加以時間因素難於短時間內獲致成果，故目前各核能先進國家皆將研究焦點集中於熱-水-力耦合(T-H-M 耦合)效應的實驗及數值模擬。

近場環境之 T-H-M 耦合效應對於處置場整體功能的影響相當重要，而目前各國多透過國際合作，一方面進行地下實驗室的試驗模擬，另一方面發展數值模式擴大模擬的規模，以便能掌握整個處置場的功能成效。

即便如此，考慮各國的處置環境不同，難以將其國外研究成果直接應用，故將在現有基礎下，針對緩衝材料遭遇之環境條件模擬，於實驗室內求取緩衝材料及回填材料之 T-H-M 耦合參數，藉以探討高放處置環境下的近場長期行為模式，並建立處置孔之有限元素法數值模擬能力，同時將實驗所得耦合參數納入處置孔數值模擬模式中演算，並將結果與國際合作相關研究成果進行比較與驗證，從而

建立符合國內適合的環境與最終處置場耦合影響過程的研究，具有不可替代的必要性。

1.2 研究方法

為充分瞭解緩衝材料與回填材料乾濕過程的機制與有效模擬乾濕飽和的過程，本子計畫初期蒐集世界各國用過核子燃料最終處置緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗模擬方法，尤其是檢視實驗系統配置是否能充分反映處置場的近場環境，可做為後續緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗模擬量測系統開發之依據。

本子計畫延續 107 年「用過核子燃料處置安全審驗及平行驗證技術建立」子項計畫三：「高放處置設施工程障壁緩衝材料潛變及處置環境模型實驗審驗技術研析」中緩衝材料與回填材料之潛變參數實驗，採用實驗室之熱-水-力耦合物理模型試驗，以膨潤土(MX-80)為研究材料，引入水汽平衡法求得土壤水份特性曲線(Soil Water Characteristic Curve, SWCC)，即為不同溫度下之土壤吸力與飽和度關係，結果進一步與 SKB TR-10-11(2010)報告所採用之吸力與飽和度參數進行比較，並作為後續處置場近場長期變位數值模式分析之依據。

在 T-H-M 耦合作用下處置孔長期變位之數值模擬方面，引進實驗所得緩衝/回填材料參數，包括溫度、水力傳導度、土壤吸力等，以有限元素法推估處置孔內各種材料受到處置罐荷載、緩衝/回填材料回脹壓力等作用下之長期變位，以評估廢棄物罐在處置孔內之長期穩定性。

1.3 研究目的

首先透過文獻回顧，以掌握目前國際先進核能國家用過核子燃料深層地質處置之緩衝材料與回填材料設計及材料特性要求，同時針對各國材料特性及其於 T-H-M 耦合作用下之行為加以分析，供國內深地層最終處置緩衝材料與回填材料之選擇加以考量，部分資料並可提供其他子計畫有限元素模型分析參考運用。

今年將建立 T-H-M 耦合作用下土壤水份特性曲線之參數量測技術，進一步借助於有限元素之數值模擬，通過模型分析來瞭解緩衝材料受重量及回脹壓力影響產生長期位移變形行為，此實驗獲得之參數將用於未來設計參考之重要依據，同時建立 T-H-M 耦合作用下數值模擬模型，其分析結果與國際資訊、國內階段成果報告之變位評估進行三方驗證，將有助於瞭解緩衝材料/回填材料在處置罐長期荷載及回脹壓力作用下，所引致之長期變形是否對處置罐產生過度變形等不良效應。

第二章、文獻回顧

2.1 高放環境之熱-水-力耦合與近場長期變位概念

高放射性廢棄物之深地層處置環境中，近場(near field)包含廢棄物處置坑室、隧洞、緩衝區與回填區、開挖擾動區及周圍接觸母岩，此部分皆為用過核子燃料衰變熱與輻射影響所及區域。近場範圍內，形成了以天然障壁和人工障壁共同組成的多重障壁設置。如瑞典深地層處置場多重障壁概念圖2-1所示，其設計理念為選取足夠體積且完整的岩體，於適當之深度鑽鑿坑道，將固化處理後之放射性廢棄物，利用廢棄物包件、緩衝材料、回填材料及周圍岩層等組成多重障壁系統(multi-barrier system)，於高放射性廢棄物四周加以圍阻，構成近場的一部份。其功能以阻絕、延遲放射性廢棄物外釋或影響地下環境，達到將放射性廢棄物永久隔離生物圈之目的。

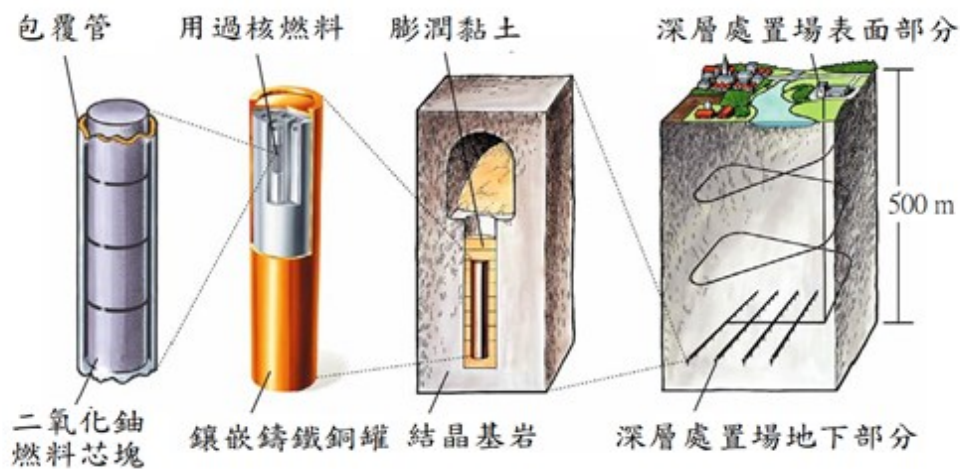


圖 2-1 瑞典深地層處置場多重障壁概念圖(SKB, 2006)

在用過核子燃料經中期貯存30—40年後，將用過核子燃料裝填於內部鑄鐵外部銅殼之廢棄物罐，藉以提供足夠強度與抵抗外部侵蝕能力保護內部廢棄物體，也可防止核種外釋至自然環境中。接著將廢棄物罐運送至處置場址，利用豎井輸送至地下 500 公尺或更深處已開挖好的岩體處置坑中，在將廢棄物罐嵌入前，處置坑內事先已襯填夯實的膨潤土塊(處置坑底部)與膨潤土圈(環繞於廢棄物罐周圍)，嵌入廢棄物罐後再利用膨潤土塊填滿處置坑。此項介於處置基岩與廢棄

物罐間之系統稱之為緩衝材料(buffer)，具有防止侵蝕性物質直接侵蝕廢棄物罐，以及減緩廢棄物罐內核種釋出等功能，在設計使用年限內，確保廢棄物與外部環境完全隔離。當處置工作完成後，工作坑道與豎井將會利用膨潤土與碎石混合料填充，以維持處置場的穩定性。

每個處置單元在處置場生命週期中包括開挖、運轉、封閉、監管、免於監管等階段，會受到不同程度的 T-H-M 耦合效應作用的影響，對處置設施產生不同程度的衝擊，舉例而言，處置設施在開挖作業階段，高放射性廢棄物尚未埋置，故無衰變熱產生，來自於地溫梯度的熱效應主要造成施工的不便，對於處置設施的功能影響相當小。但是，開挖作業會在近場形成擾動帶，將造成周圍母岩機械強度的大幅減小，同時開挖所產生的裂隙會增加水力傳導度。而在處置設施封閉後階段，高放射性廢棄物的衰變熱便扮演重要的角色。衰變熱持續由廢棄物包件傳輸至緩衝材料，提昇廢棄物包件附近局部緩衝材料的溫度形成溫度梯度驅使水往低溫區域流動；靠近廢棄物包件的緩衝材料因為高溫作用使水分蒸發流竄而形成核種傳輸通道，若緩衝材料在達到最高溫度前已經呈飽和狀態，則溫度增加會使水有膨脹傾向，此時緩衝材料的體積若受到侷限，熱誘發孔隙水壓力會施加在廢棄物包件上，產生額外應力。

在處置設施封閉後數百年乃至十萬年、數百萬年的複雜地質環境中，緩衝材料的潛變特性將顯著影響的人工障壁的長期穩定性，從而對整個近場的處置環境產生重大影響，如圖2-2所示。世界先進核能國家均通過不同尺度的室內外實驗研究，進一步獲取緩衝材料膨潤土之主要熱水力耦合之特性參數，以確定其長期變位之行為特性。而對於長達十萬年的時間歷程，顯然無法通過對等實驗進行逐項對比，但是可以通過模擬模型，通過數值分析來模擬實現，如圖2-3所示。

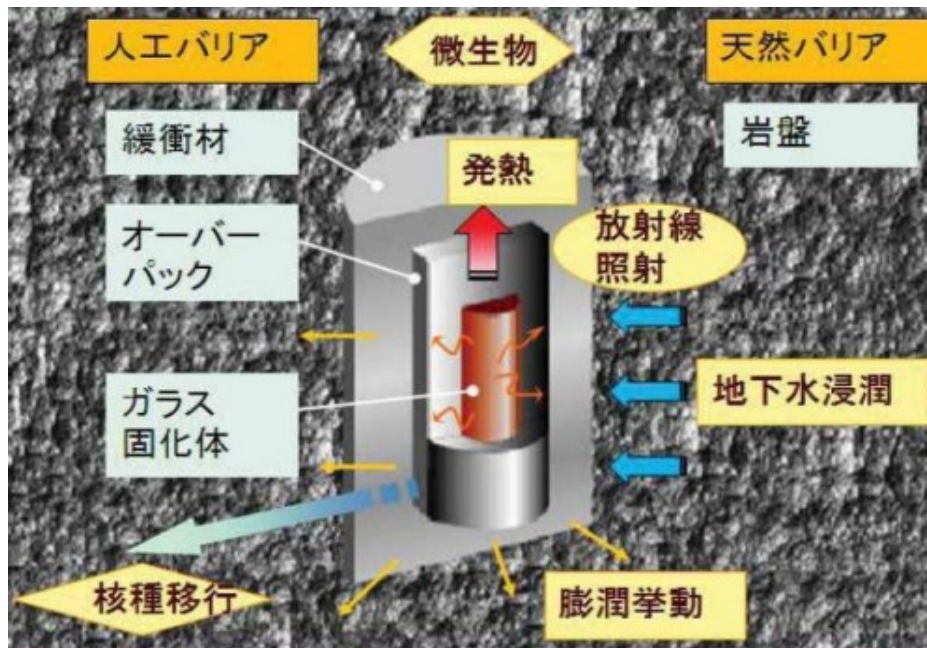


圖 2-2 日本高放處置場 T-H-M-C 概念圖(日本經産省，2011)

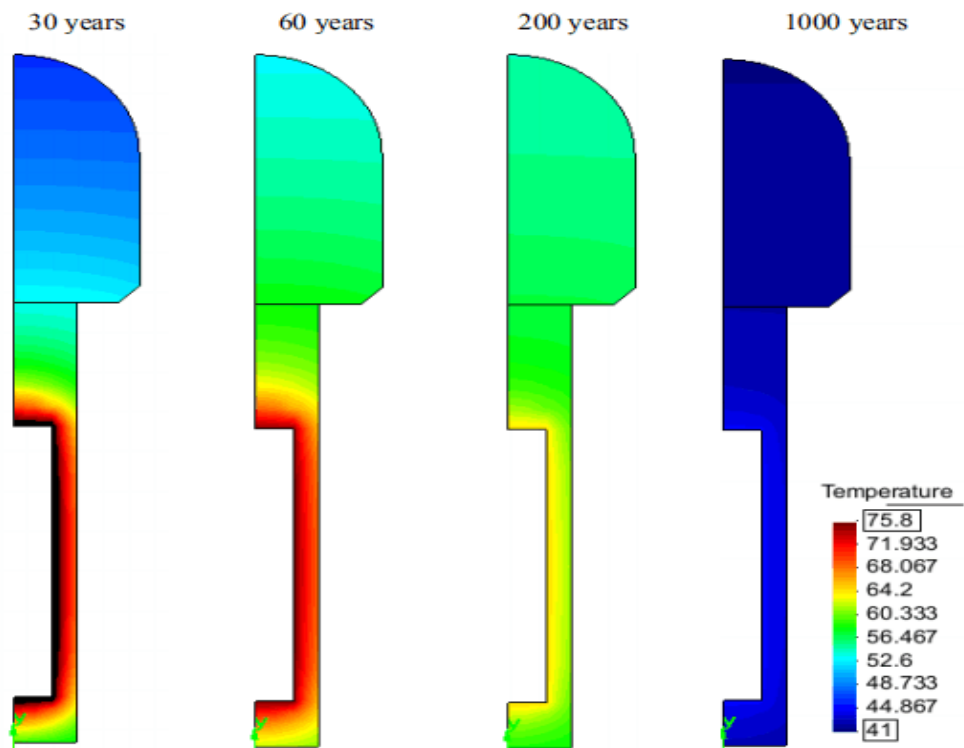


圖 2-3 高放處置環境溫度變化數值模擬(Posiva, 2012-49)

2.2 世界先進核能國家研究報告

2.2.1 瑞典 SKB 系列報告

為探討緩衝材料與回填材料在熱水力耦合作用下的各類影響，瑞典SKB採用了系列報告進行實驗技術探討與數值模擬研究分析，其中比較集中的有SKB TR-10-11、TR-99-32以及TR-99-33等。

1. SKB TR-10-11 報告

為緩衝材料、回填材料以及其他工程障壁系統之熱水力耦合模型研究。針對高放處置環境的長期複雜變化環境，該報告模擬了多達 22 個模擬案例(不同工況條件)下的模擬計算分析。針對熱水力耦合的特定要求，大多數情況下都使用了有限元素法(FEM)進行計算分析，主要使用國際工程界與學術界的專業軟體 ABAQUS 進行建模，在分析各別案例時，還採用了Code_Bright代碼進行專案分析。值得注意的是，Code_Bright是由義大利加泰羅尼亞理工大學開發的一套適用於岩土介質的熱-力-流耦合的大型有限元素分析開放來源程式，其開發初衷是用於分析深部放射性廢棄物處置相關問題，後來迅速擴展到非飽和土等其他相關領域分析，發展成為可以處理滲流場、溫度場、力場、變形場等多場耦合的強大數值分析工具，目前已經得到非常廣泛的工程應用。在22個模擬案例分析中，TR-10-11報告對模型選取的材料參數、元素參數以及建模採用的假設條件都進行了說明。

SKB TR-10-11報告在針對第九個模擬案例—模擬處置罐長期變位時，認為其長期變位模式來源於以下四個方面的影響：

- (1) 由於處置罐的重力而導致的緩衝材料壓密或膨脹；
- (2) 由於處置罐的重力而導致的緩衝材料體積變化；
- (3) 由於處置罐的重力而導致的緩衝材料偏應變；
- (4) 由於緩衝材料與回填材料共同作用產生的向上之膨脹應力。

由於上述四個方面的影響，報告建議將處置孔的長期變位模式分為兩個階段進行研究：第一階段為緩衝材料與回填材料從吸水未飽和到飽和之歷程，在此期間緩衝材料產生一定的土體壓密與膨脹變形，從而達到力學平衡。第二階段為緩衝材料吸水飽和後直到十萬年間的歷程，在此階段研究分析緩衝材料因潛變而產

生的長期壓密與膨脹之影響。

報告提出潛變的長期影響，依賴於潛變的速率變化，根據 Börgesson 等人 1995 年提出的潛變理論，並利用其潛變速率之方程式進行有限元素建模，其方程式如(式2-1)：

$$\dot{\epsilon}_{cdt} = \dot{\epsilon}_{cd0} \cdot e^{\alpha D_r} \cdot e^{-\alpha D_{r0}} \cdot \left[\frac{t}{t_0} \right]^{-n} \quad (\text{式 2-1})$$

而

$\dot{\epsilon}_{cdt}$ = 在任何時間上之偏向潛變速率

$\dot{\epsilon}_{cd0}$ = 在 $t = 0$ 時之偏向潛變

t = 時間

t_0 = 參考時間(10,000 s)

e = 設定之土壤孔隙比(2.7183)

D_r = 剪力強度 $(\sigma_1 - \sigma_3)/(\sigma_1 - \sigma_3)_f$

$(\sigma_1 - \sigma_3)$ = 偏應力

$(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ = 失敗時偏應力

D_{r0} = 參考剪力強度(0.5)

α = $\dot{\epsilon}_{cd0}$ 與 D_r 之關係曲線圖，取其斜率，如圖 2-4。

n = $\dot{\epsilon}_{cdt}$ 與 t 之間關係圖，取其斜率，如圖 2-5。

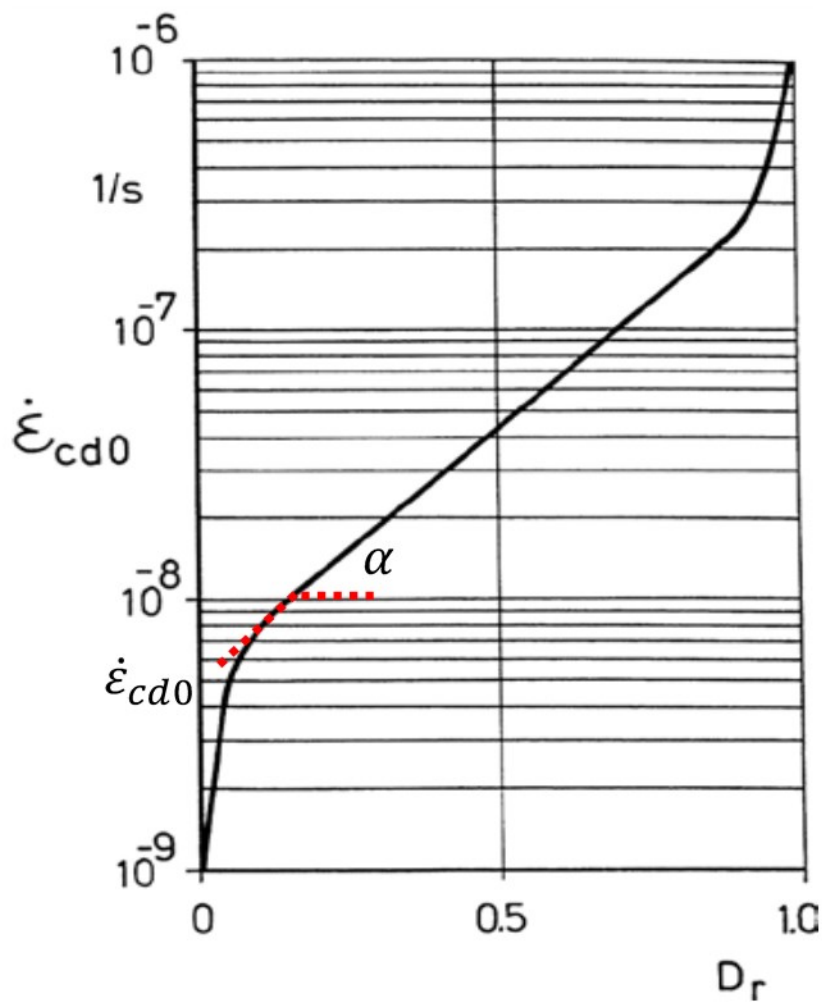


圖 2-4 MX-80 膨潤土 $\dot{\epsilon}_{cd0}$ and D_r 關係圖
 (Åkesson, Kristensson, Borgesson, Dueck, & Hernelind, 2010)

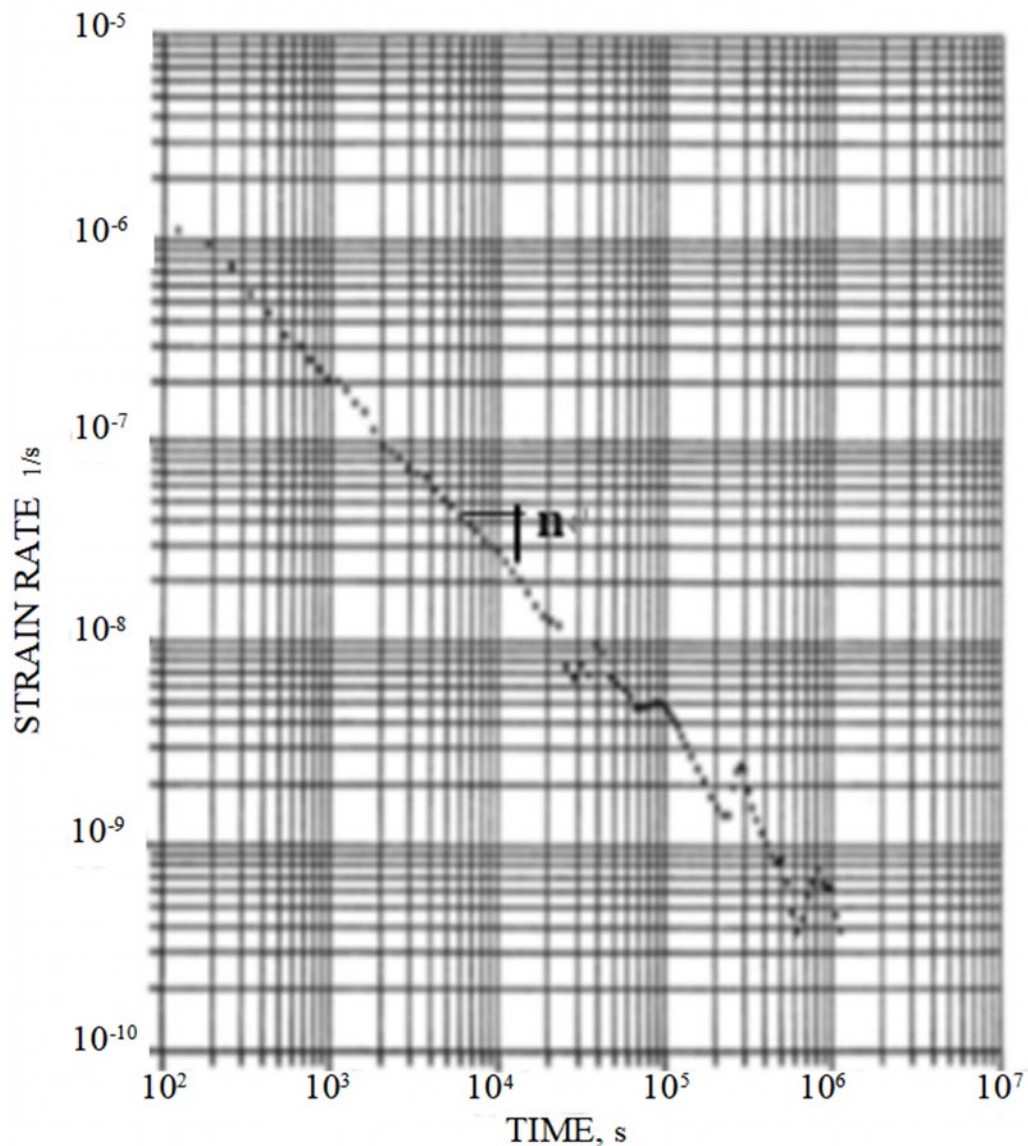


圖 2-5 MX-80 膨潤土隨著時間之潛變速率變化圖
(Åkesson, Kristensson, Borgesson, Dueck, & Hernelind, 2010)

SKB 採用 ABAQUS 軟體，對於不同情況，即設定不同邊界條件參數進行模擬計算，假設膨潤土飽和密度為 $\rho_m=2.01 \text{ g/cm}^3$ ，回脹壓力 $p=7,000 \text{ kPa}$ ，彈性模數 $E=33,000 \text{ kPa}$ ，模擬計算分為 2 種階段。第一階段為壓密作用，僅因處置罐自重造成緩衝材料之潛變行為，設定岩石及回填材料邊界上都是固定的；在第二階段，考慮岩石與回填材料之間的相互作用，並模擬可能受海水入侵使膨潤土飽和回脹行為。模擬結果顯示(Case 1)第一階段未加入回填材料計算，處置罐因自重影響下沉 2.2 cm，如圖 2-6 所示。

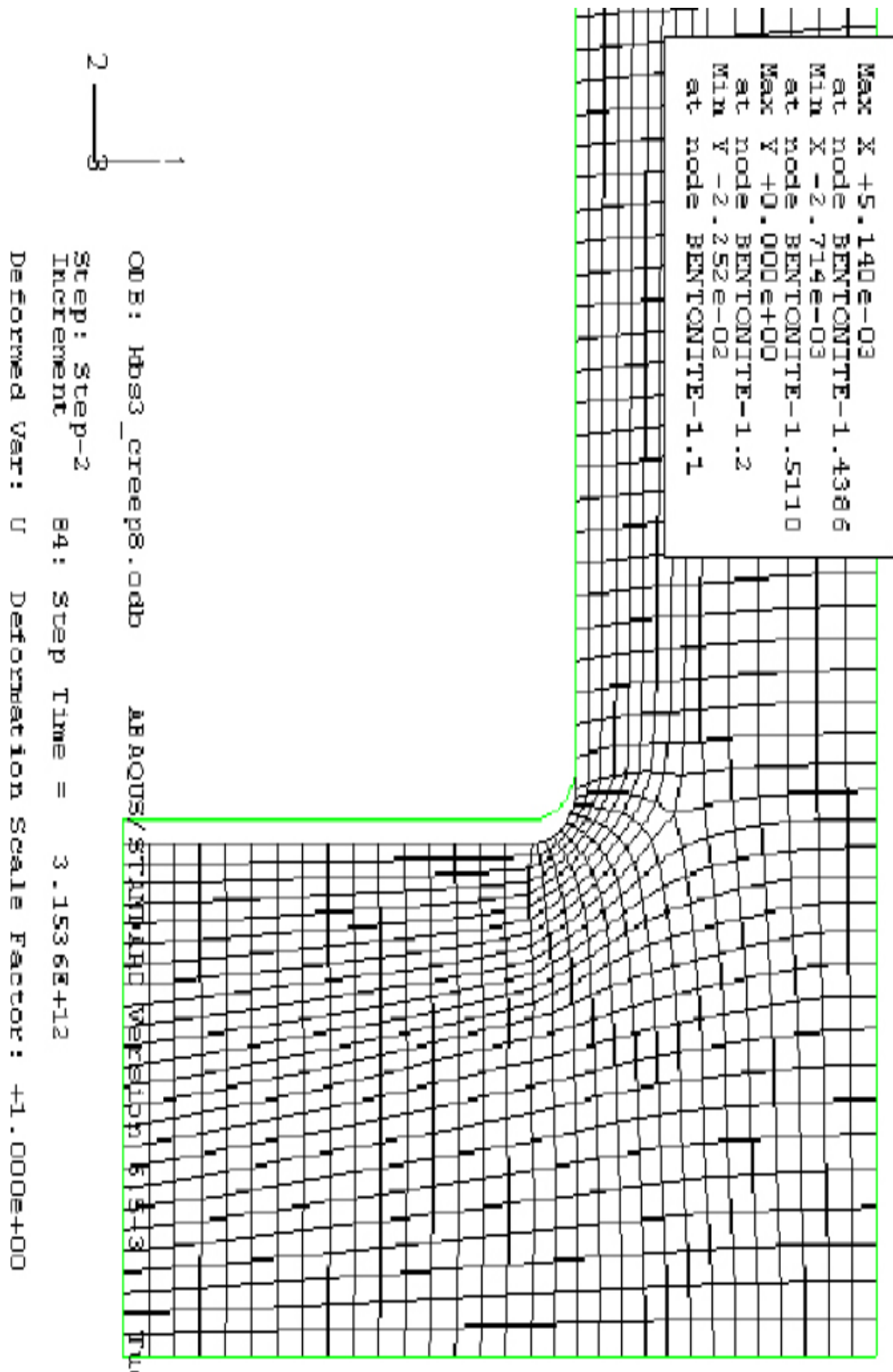


圖 2-6 第 1 階段潛變行為變化

(Åkesson, Kristensson, Borgesson, Dueck, & Hernelind, 2010)

SKB 在第二階段分析中，加入了回填材料及岩石邊界互制條件，預測緩衝材料之潛變行為達 10 萬年，結果發現因緩衝材料的回脹潛能下，處置罐上方之緩衝材料潛變量最為顯著，如圖 2-7 所示。原因在於，模擬之第一階段僅為壓密作用，模擬處置罐因自重造成緩衝材料之潛變行為。模擬之第二階段則另外考慮了岩石、回填材料與緩衝材料之間的相互作用，並模擬可能受海水入侵使緩衝材料於飽和過程下的回脹行為。MX-80 回脹壓力較大，處置罐下方包含壓密變形與向上回脹變形兩部分，向上與向下變形抵消一部分，因此第二階段變形量相較於第一階段潛變量最顯著的地方並非位於處置罐下方，而發生在處置罐上方位置。

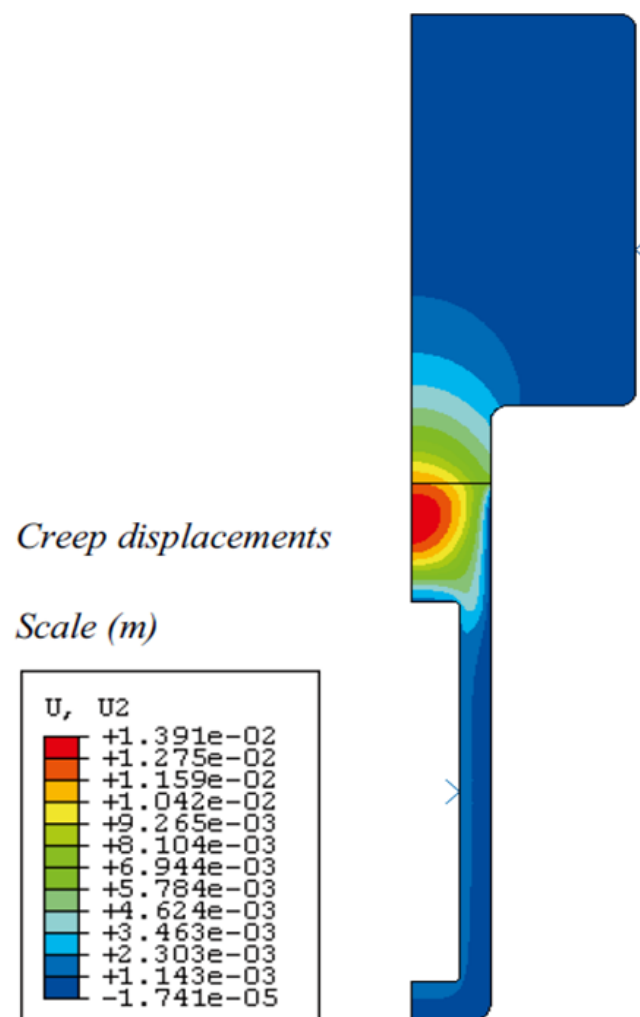


圖 2-7 第 2 階段數值模擬潛變變化

(Åkesson, Kristensson, Borgesson, Dueck, & Hernelind, 2010)

2. SKB TR-99-32 報告

該報告屬於專項報告，題為緩衝材料之潛變(creep in buffer clay)，本研究根據 SKB 研究報告指出用於表示潛變行為之黏土參數為 A、B 及 t_0 ，其公式定義如(式 2-2)，而此方程式對於大部分黏土針對於長期潛變的行為下有良好的表示：

$$\gamma = B \ln(t + t_0) + A \quad (\text{式 2-2})$$

其中 γ = 角應變

A = 常數

B = 倒剪係數〔高值表示低剪係數和其僵硬行為〕

t_0 = 潛變開始之初始時間

報告中其中一個模擬案例，假設處置罐及緩衝材料之間及緩衝材料與母岩之間有滑動情形，並遵循(式 2-3)之方程式，乘上一距處置罐距離 h，可以預測處置罐於 100 萬年後，位於處置罐下方之 0.5 m 膨潤土之應變，結果於表 2-1 所示。

$$\delta = h * \left[\frac{\text{Shear stress}}{\text{Shear Stress (experimental)}} [B \ln(t + t_0) + A] \right] \quad (\text{式 2-3})$$

其中各參數含義同(式 2-2)。

表 2-1 處置罐下沉預測計算結果(Pusch & Adey, 1999)

t (years)	Confined case(I) SLIP	Confined case(I) NO SLIP	OPEN case(I) NO SLIP
1	0.358	0.049	0.051
10	0.426	0.058	0.060
100	0.493	0.068	0.070
1,000	0.560	0.077	0.079
10,000	0.627	0.086	0.080
100,000	0.695	0.095	0.089
1,000,000	0.762	0.105	0.108

3. SKB TR-99-33 報告

該報告基於對大量文獻與 SKB 進行的實驗結果，將四種商業性質的膨潤土 (Saponite、Kaolinite、Palygorskite、mixed-layer smectite-mica) 與 MX-80 進行化學組成、水力傳導係數、熱傳導係數、膨脹特性等相關性能的綜合分析比較。結果表明：MX-80 是做為緩衝材料與回填材料的最佳選擇，當然其他商業性質的膨潤土也有部分可取之處。

表 2-2 為五種類型膨潤土(含水量為 10%)之綜合性能實驗結果比較，最後一筆 Montmorillonite 即是 MX-80。其中，K 代表水力傳導係數、D 代表核種延滯特性，E 代表膨脹特性，T 代表熱傳導係數，C 代表潛變特性，***代表最佳質量，而*表示質量較低。

表 2-3 為五種類型的膨潤土之熱傳導係數實驗結果比較。表 2-4 五種類型的膨潤土之水力傳導係數實驗結果。

表 2-2 五種類型的膨潤土之綜合比較(SKB,TR-99-33)

Clay type	K	D	E	T	C	Sum
Saponite	***	***	***	**	*	12*
Mixed-layer smectite-mica	**	**	**	***	**	11*
Kaolinite	*	* (***) ¹⁾	*	***	***	9* (12*) ¹⁾
Palygorskite	**	**	***	*	***	11*
Montmorillonite	***	***	***	**	*	12*

註：右上角 1)代表的是採用顆粒較細的試樣。

表 2-3 五種類型的膨潤土之熱傳導係數實驗結果(SK B,TR-99-33)

Clay type	Dry density 1600 kg/m ³	Dry density 800 kg/m ³	Remark
Saponite	0.5-0.7	0.2-0.4	Little water in interconnected hulls
Mixed-layer smectite-mica	0.6-0.8	0.2-0.4	Some water in interconnected hulls
Kaolinite	0.8-0.9	0.3-0.5	All water in interconnected hulls
Palygorskite	0.3-0.5	0.1-0.2	No water in interconnected hulls
Montmorillonite	0.5-0.7	0.2-0.4	Little water in interconnected hulls

表 2-4 五種類型的膨潤土之水力導係數實驗結果(SK B,TR-99-33)

Clay	Bulk density at saturation, kg/m ³	K, distilled water
Saponite	1800	E-12
	2000	5E-13
Mixed-layer	1800	5E-11
	2000	4E-12
Kaolinite	2000	2E-10
Palygorskite	1550	3E-11
	1650	E-12
Montmorillonite(MX-80)	1800	9E-13
	2000	4E-13

2.2.2 芬蘭 Posiva 系列報告

芬蘭放射性廢棄物處置公司Posiva仿效瑞典SKB，也公開出版了一系列技術報告。其中，有關高放環境下熱水力耦合效應的數值模型與實驗技術，主要集中在Posiva 2012-47、Posiva 2012-48。

1. Posiva 2012-47

該報告中利用CODE BRIGHT程式，模擬 T-H-M耦合效應下高放射性廢棄物處置罐體的熱源功率時程變化，並與 SKB 數據進行了對比，其中SKB的數據來源於Lönnqvist and Hökmark 2008 的資料，如圖2-8所示。

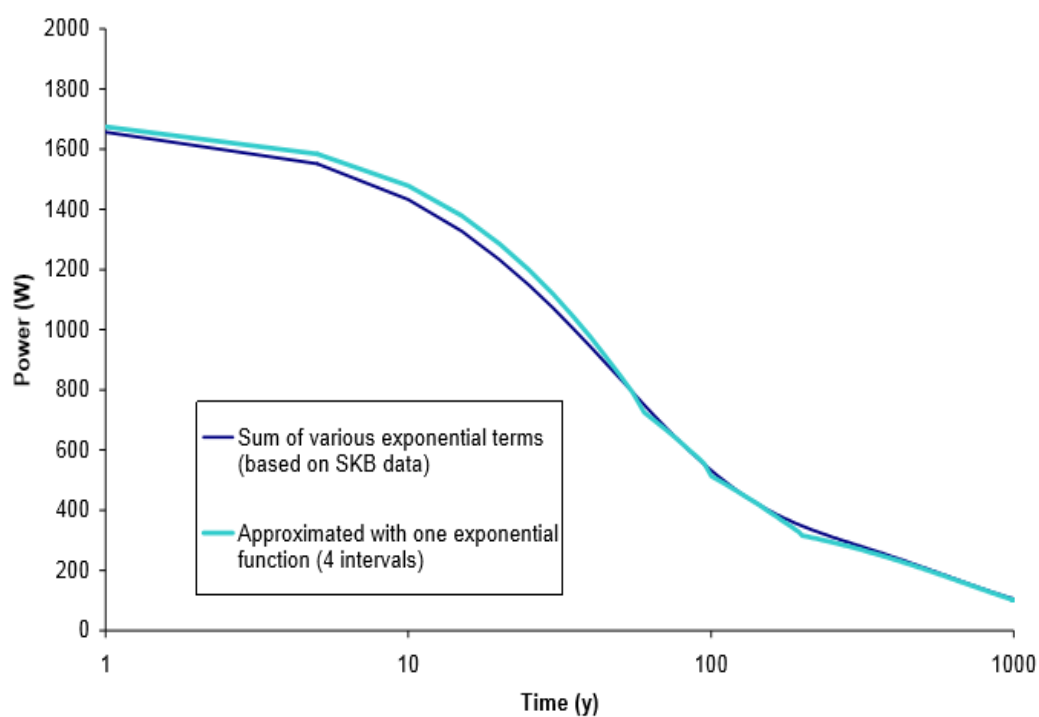


圖 2-8 模擬處置罐體 10^3 年內的衰變功率時程變化(Posiva, 2012-47)

同時，該報告模擬1000年之內，組成工程障壁之回填材料、回填材料與緩衝材料介面、緩衝材料與母岩介面、緩衝材料與處置罐體介面以及緩衝材料內部五個特徵點位置的溫度變化時程分析圖，如圖2-9所示。

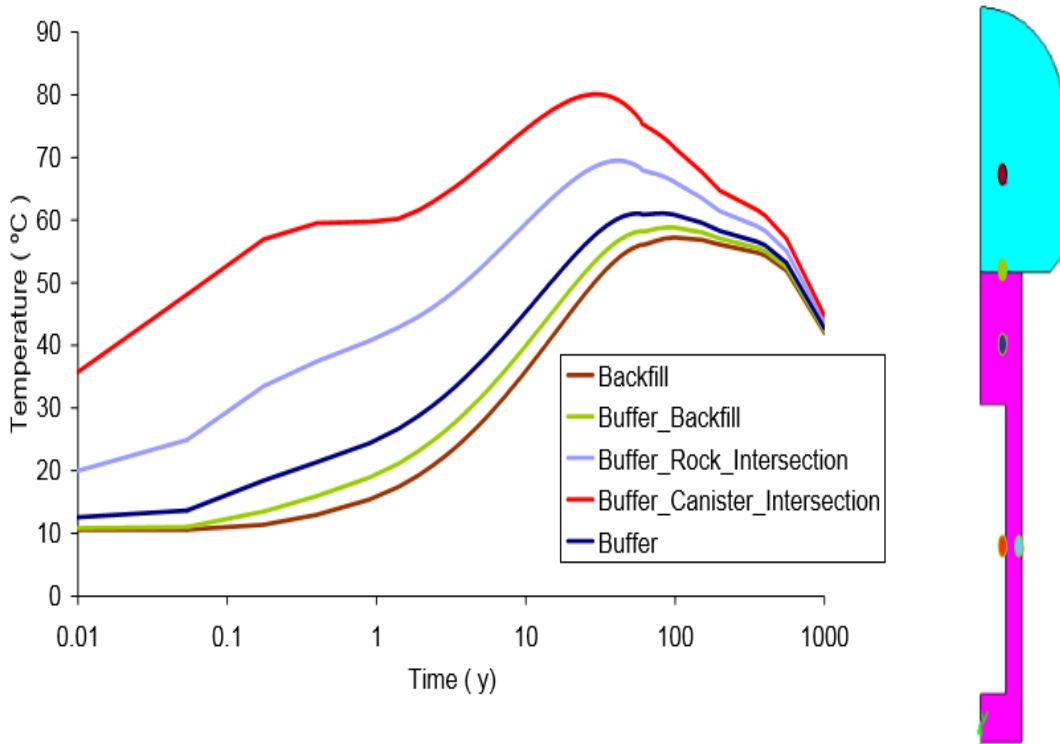


圖 2-9 模擬 10^3 年內工程障壁特徵點的溫度時程變化(Posiva, 2012-47)

2. Posiva 2012-48

該報告內容較為豐富，對緩衝材料之膨潤土 MX-80水力傳導特性、吸力、溫度等都進行了室內試驗或地下室模擬測試。

圖2-10為在四種不同實驗條件下所取得的水力傳導係數與乾密度關係，其中 fit為上述四種最終的擬合曲線，而B+Tech SP cells, B+Tech oedometer, B+Tech infiltration tests, Clay Tech SP cells 四種不同的實驗條件分別代表自由回脹壓力、定體積回脹、滲透實驗以及黏土特定回脹測試(Dueck,2004)。

圖2-11為吸力值與飽和度關係圖，並將實驗結果與Van Genuchten模型對照，具有較好的吻合度。

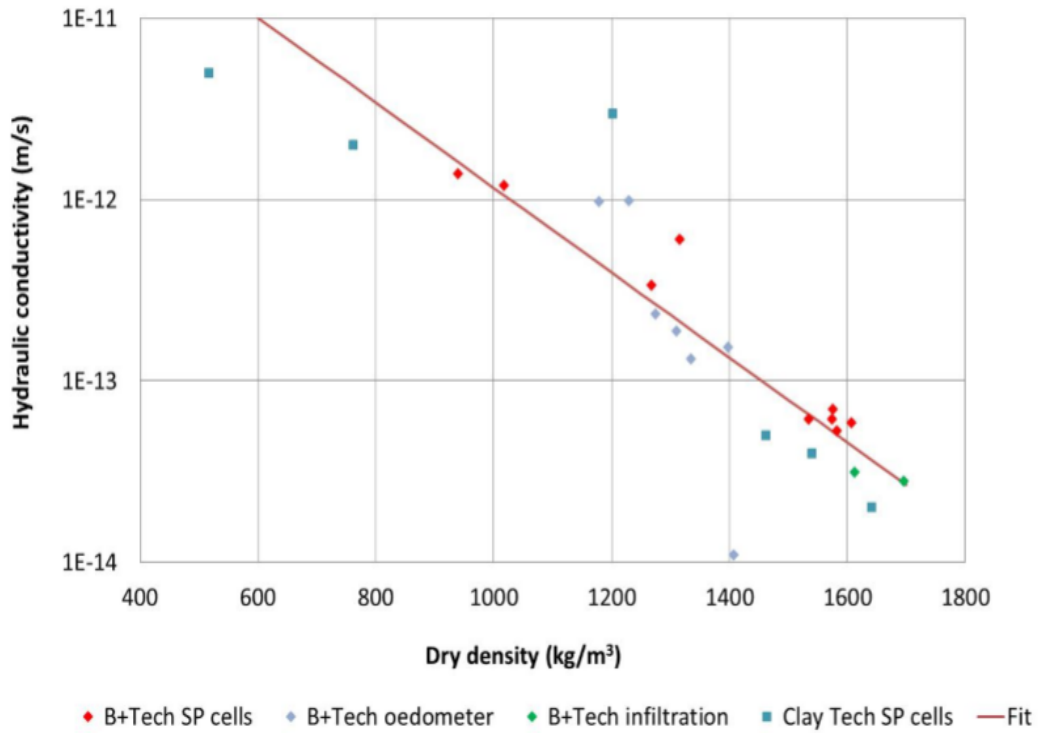


圖 2-10 不同實驗條件下水力傳導係數與乾密度關係(Posiva, 2012-48)

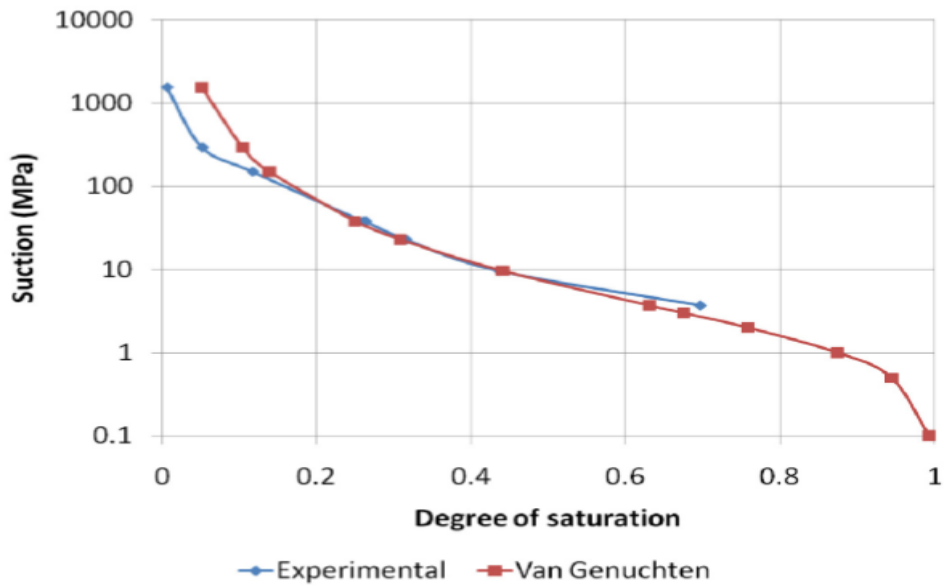


圖 2-11 吸力與飽和度關係圖 (Posiva, 2012-48)

2.2.3 日本 JNC 相關文獻

日本核子燃料開發研究所(JNC)是日本專門從事放射性廢棄物處置的研究機構，以鈴木英明、千々松正和為首的研究人員，對熱水力耦合模型進行了長期實驗研究與數位模擬分析。

試樣採用日本膨潤土 KV1,初始含水量為6.0%，試樣直徑2 cm，高2 cm，圖2-12為定體積回脹實驗測定裝置圖，圖2-13為實驗值與解析值對照圖。

1. 高放處置環境下熱水力耦合模型的實驗技術

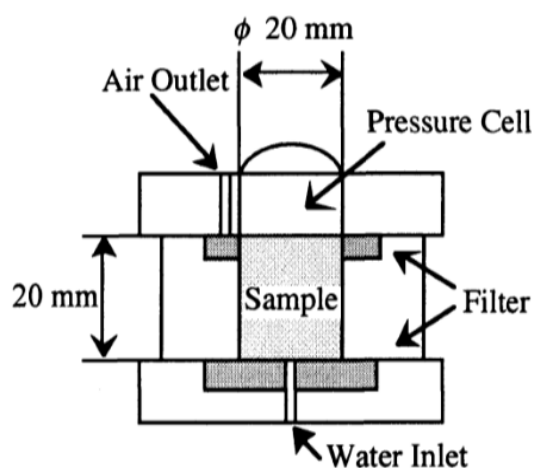


圖 2-12 定體積回脹實驗測定裝置圖(鈴木英明, 1994)

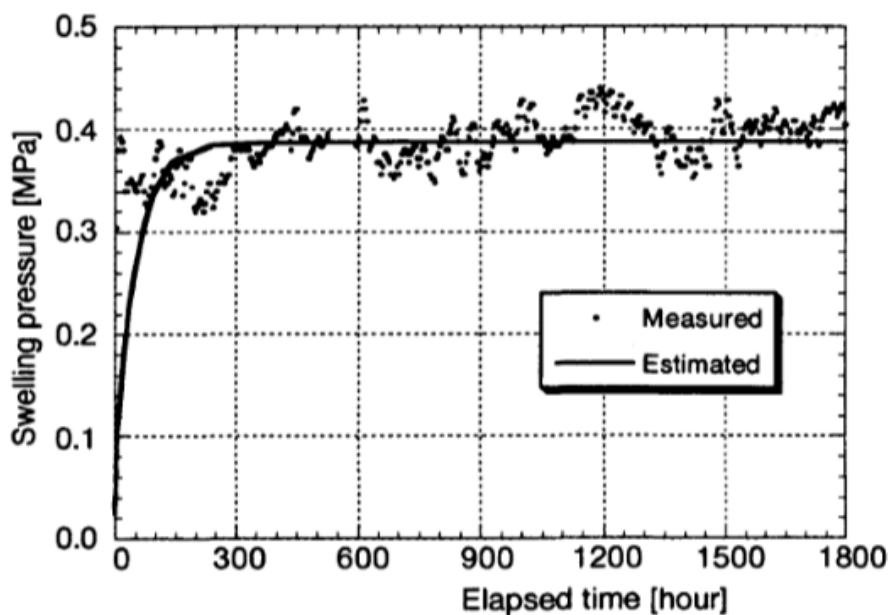


圖 2-13 回脹應力之實驗值與解析值對照圖(鈴木英明, 1994)

其中，解析解所採用的公式為(式 2-3)與(式 2-4)。

$$E=58.74-1.87\omega \quad (\text{式 2-3})$$

$$\pi' = F\pi \quad (\text{式 2-4})$$

(式 2-3)中， $\omega(\%)$ 為含水量，柏松比 $\nu=0.3$ 。

(式 2-4)中， $\omega(\%)$ 為含水量， $F=0.0375$ ， π 為膨脹壓力， π' 為膨脹應力。

2. 高放處置環境下熱水力耦合模型的模擬分析

如圖2-14所示，當緩衝材料的初始含水量在7% 時，數值模擬分析的溫度時程變化圖。K為水力傳導係數，當水力傳導係數越小，所達到的最高溫度就越高。

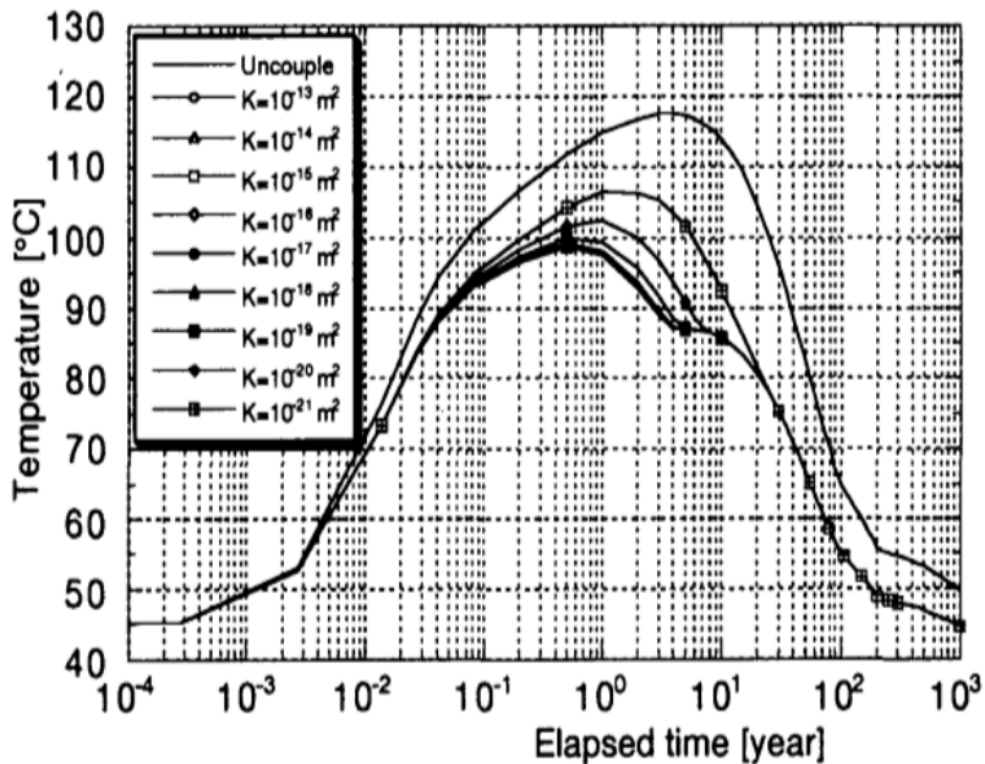


圖 2-14 緩衝材料內側接觸界面的溫度時程變化(千々松正和, 2002)

2.2.4 中國相關文獻

2010年，中國啟動了歐盟合作專案——高放廢棄物地質處置工程屏障長期性能研究(PEBS)。該專案主要目的是通過試驗、模型研究和分析可能影響緩衝材料熱-水-力-化學長期性能的因素，綜合評價高放廢棄物地質處置工程障壁隨時間的封堵和障壁性能。專案承擔單位由歐洲5個國家的15個研究院所和中國與日本的2個研究院共計17個參研單位組成。核工業北京地質研究院，作為該專案全職成員單位(Full partner)，負責子專題B——高放射性廢棄物地質處置大型緩衝材料熱-水-力耦合試驗台架研究(China-Mock-Up)，並參加該專案的所有相關研究。

2010年，核工業北京地質研究院完成1：2尺寸的大型緩衝材料(採用GMZ膨潤土)試驗台架(China-Mock-Up)的組裝，如圖2-15所示。其內部設置了各類傳感器，如圖2-16所示。通過即時監測緩衝材料在長期加熱和加水條件下的溫度、濕度、力學和位移等變化過程並進行了理論分析，揭示了熱-水-力耦合作用條件下緩衝材料行為特徵的變化規律，建立了模擬處置庫條件下緩衝材料的行為特徵監測方法。如圖2-17所示，其為監測記錄的豎向位移之時程變化，其正值表示LVDT受壓，GMZ膨潤土從未飽和到吸水飽和，並且受到熱力影響產生較大的膨脹效應，根據LVDT6的記錄顯示，有向上約4 mm的位移。

1. 高放處置環境下熱水力耦合大型實驗技術



圖 2-15 緩衝材料 THM 耦合試驗研究(China-Mock-Up)(劉月妙, 2013)

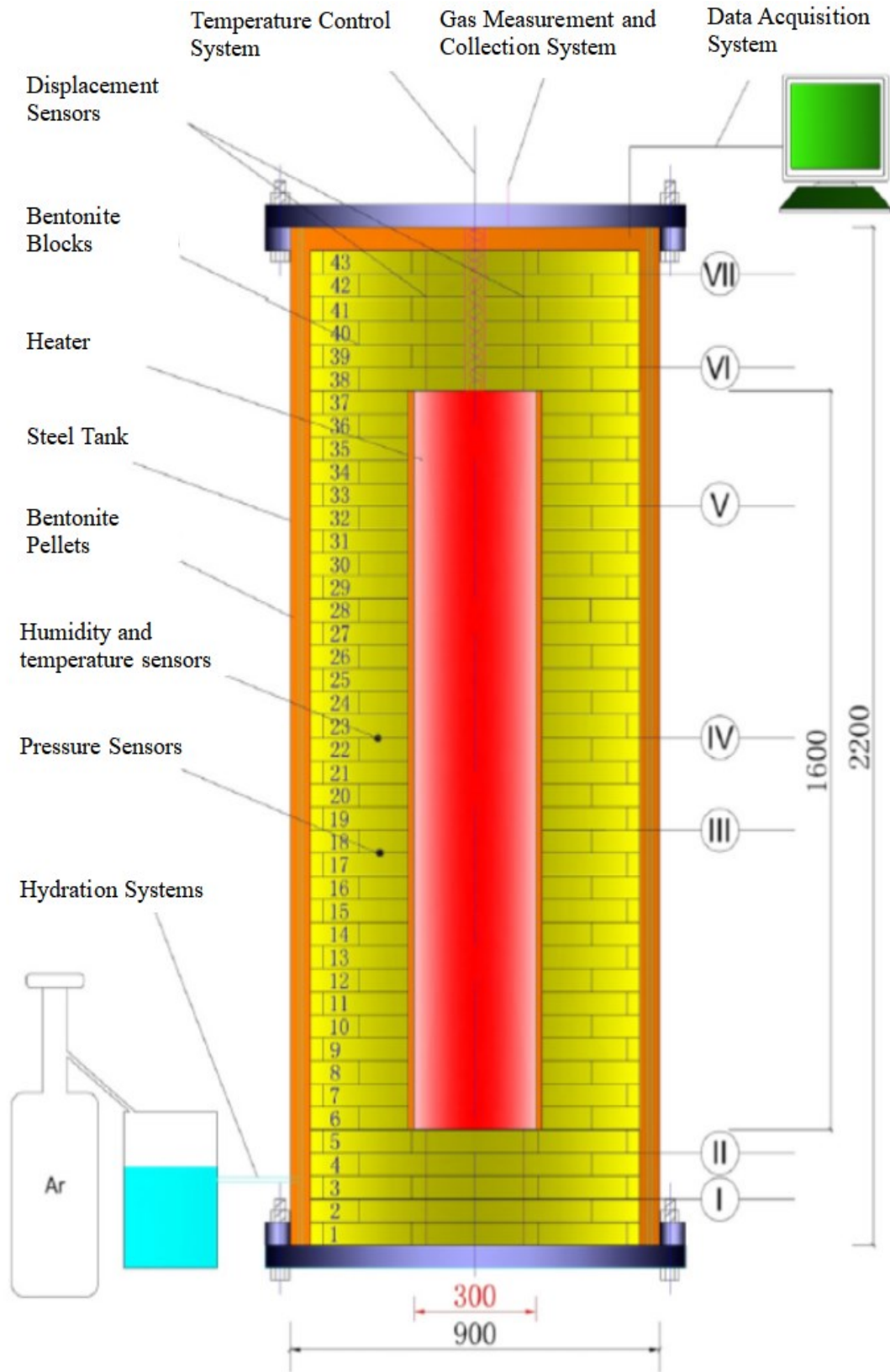


圖 2-16 膨潤土試驗台架 China-Mock-Up 實驗配置圖 (L. Chen, et al., 2014)

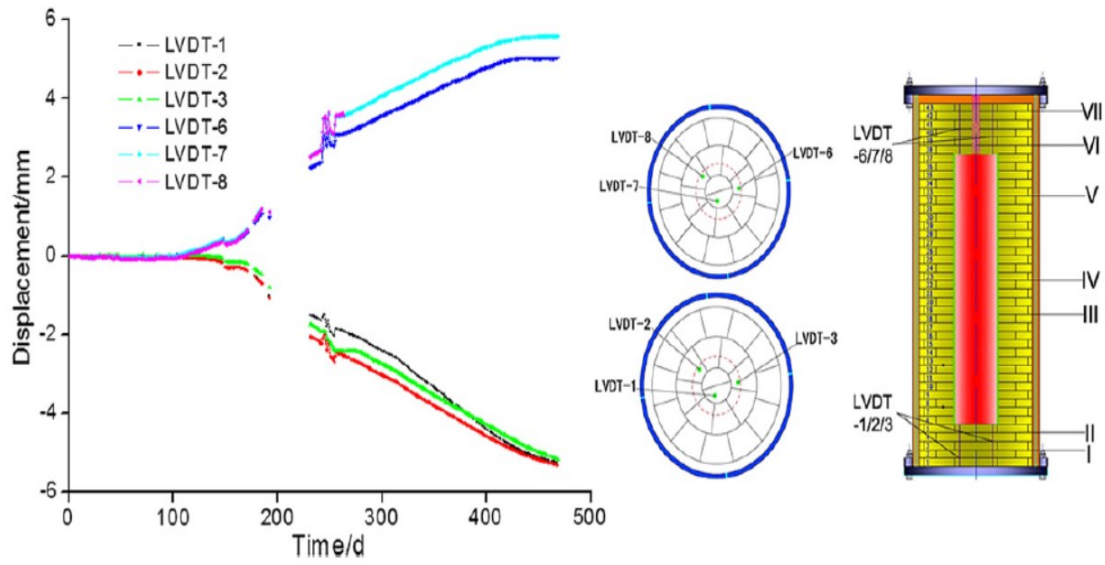


圖 2-17 豎向位移時程變化圖 (Chen et al., 2014)

2. 高放處置環境下熱水力耦合模型的模擬分析

China-Mock-Up實驗配置對應的幾何模型及網格劃分如圖2-18所示，採用的有限元素模擬軟體為LAGAMINE，經過小尺度矩形網格劃分，共有1482個單元與4244個節點。

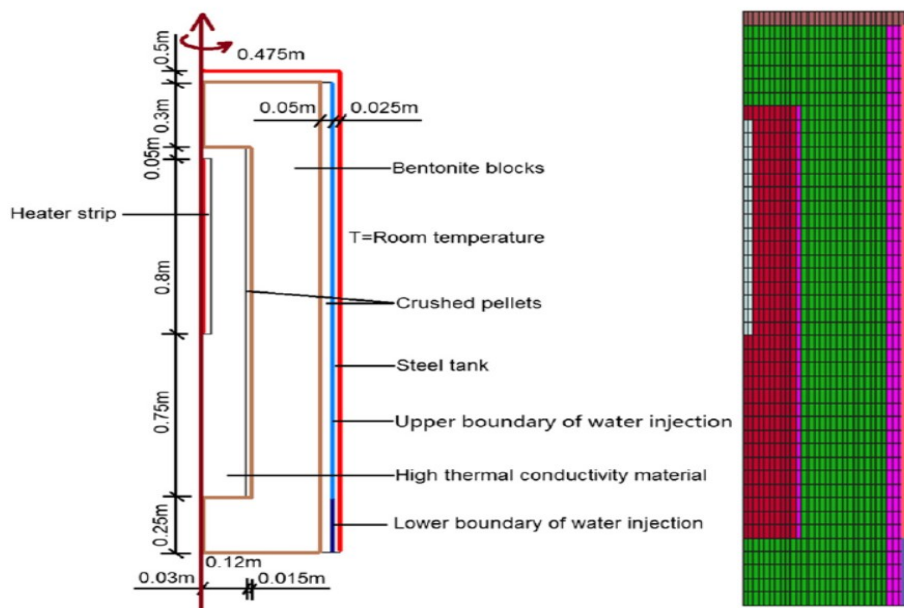


圖 2-18 數值模擬之幾何模型及網格劃分圖(Zhao et al., 2016)

China-Mock-Up實驗對應的熱傳導係數之模擬結果如圖2-19所示，它顯示了熱水力耦合作用下飽和度與熱傳導係數之間的關係，同時將實驗值與數值模擬值進行比較，甚為接近。

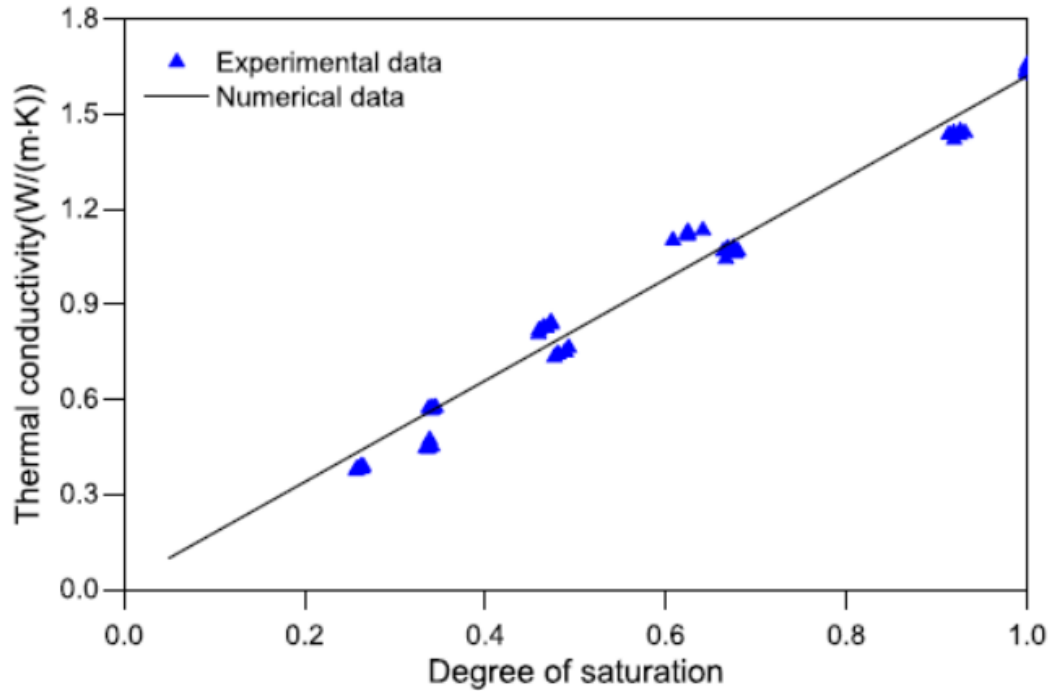
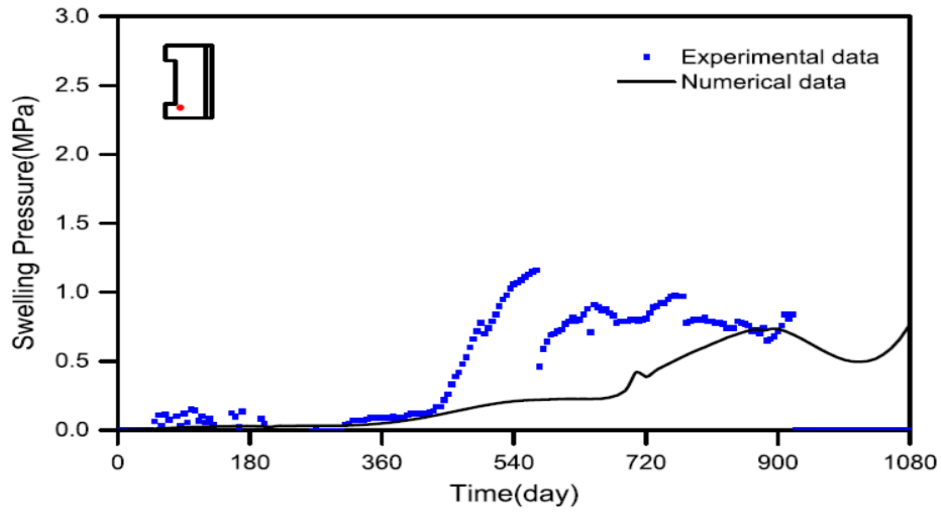
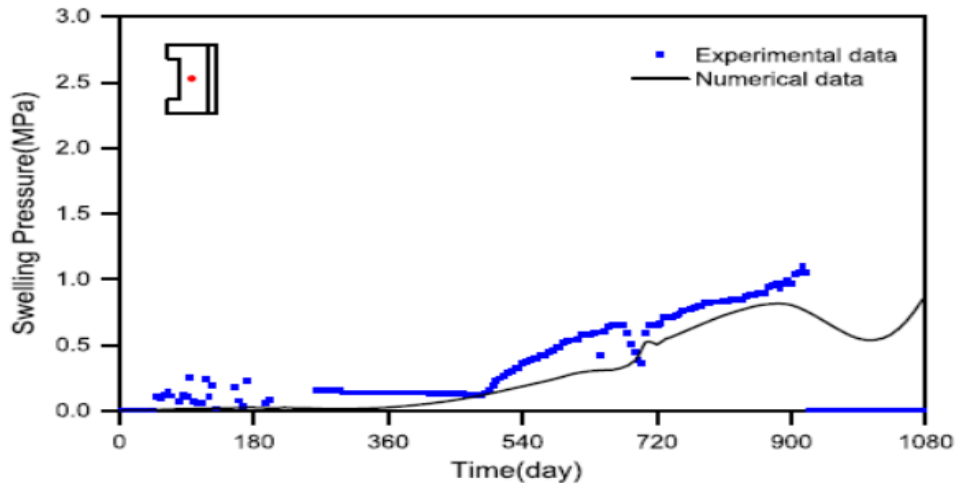


圖 2-19 GMZ 膨潤土飽和度與熱傳導係數關係示意圖(Zhao et al., 2016)

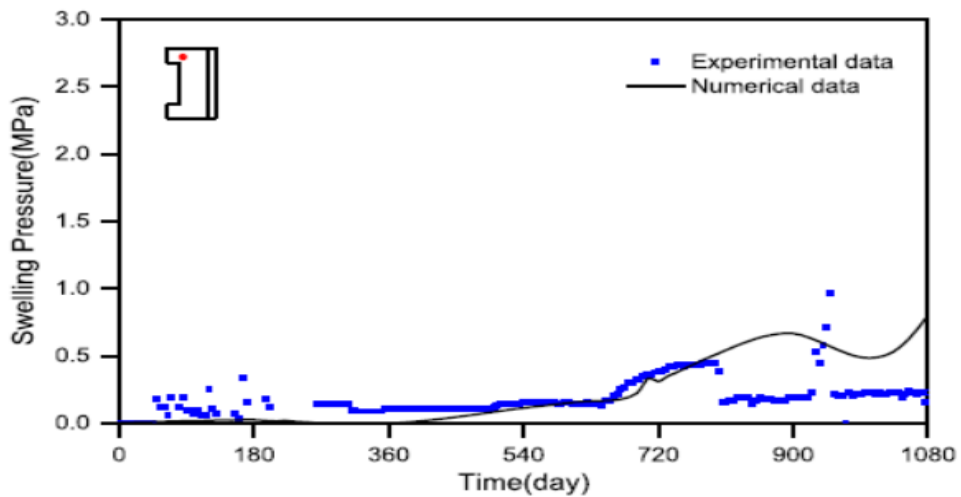
China-Mock-Up實驗對應的膨脹應力之模擬結果如圖2-20所示，它顯示了緩衝材料之不同部位(圖中紅色圓點所示意的區域)，約3年內的膨脹應力之時程變化，同時將實驗值與數值模擬值進行比較，發現在某些時程變化階段，實驗值與數值模擬值較為接近，總體趨勢保持一致。由於驗證的時間只是3年左右，GMZ膨潤土未達到飽和，膨脹應力最大約1 MPa，較相關國際文獻MX-80的膨脹應力偏低。



(a) 緩衝材料之下部



(b) 緩衝材料之中部



(c) 緩衝材料之上部

圖 2-20 緩衝材料不同部位之膨脹應力時程變化圖(Zhao et al., 2016)

2.2.5 西班牙相關文獻

為了加強放射性廢棄物管理，1984年西班牙組建國有控股公司——西班牙除役和廢棄物管理公司(ENRESA)，負責放射性廢棄物管理和核設施除役。該公司負責組織實施了兩項專項計劃：一個是在瑞士Grimsel進行現地全尺寸實驗，稱為FEBEX，如圖2-21所示。另外一個是在西班牙Madrid進行的大尺寸模擬實驗，稱為CIEMAT，如圖2-22及圖2-23所示。模擬實驗同時也採用了數值模型進行對比分析，採用的程式是CODE_BRIGHT program。

1. 高放處置環境下熱水力耦合模型的實驗技術

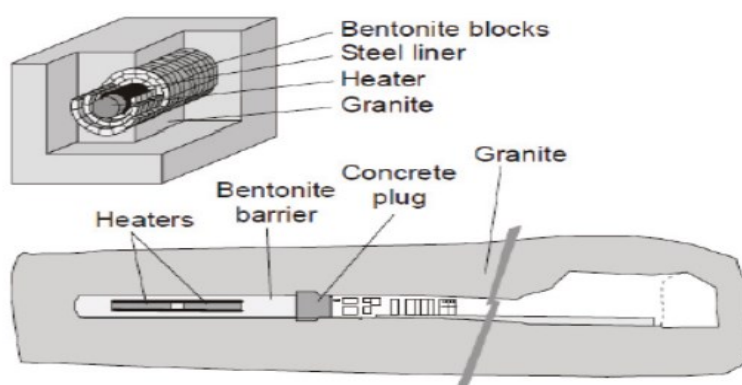


圖2-21 瑞士Grimsel現地全尺寸示意圖(Torres et al., 2017)

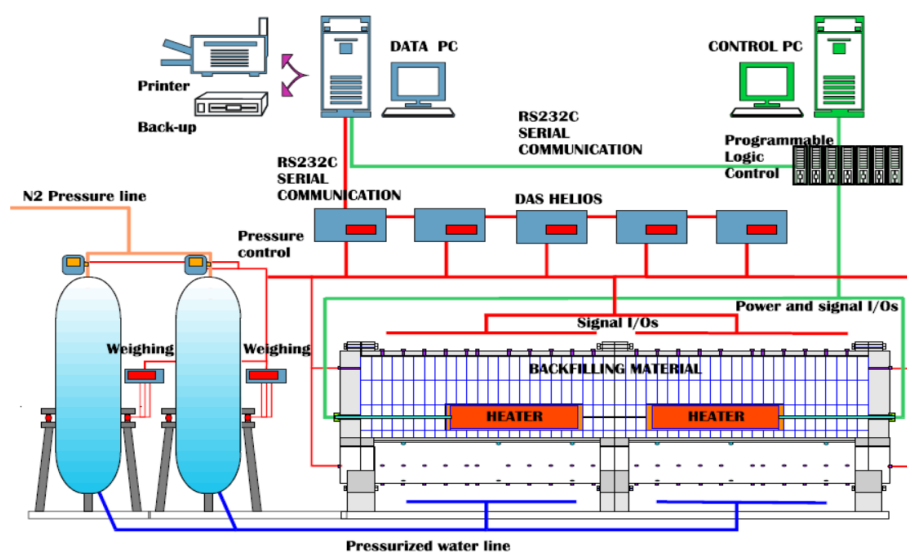


圖 2-22 CIEMAT 大型模型實驗佈置圖 (P.L. Martín et al., 2005)



圖2-23 CIEMAT實驗裝置外觀示意圖 (P.L. Martín et al., 2005)

在CIEMAT模型實驗中，採用的緩衝材料為西班牙之備選FEBEX膨潤土。安裝了溫度、濕度、液體壓力計、水壓計等傳感元件共438個。在膨潤土的內部溫度變化方面，所觀測記錄到的實驗結果如圖2-24所示。

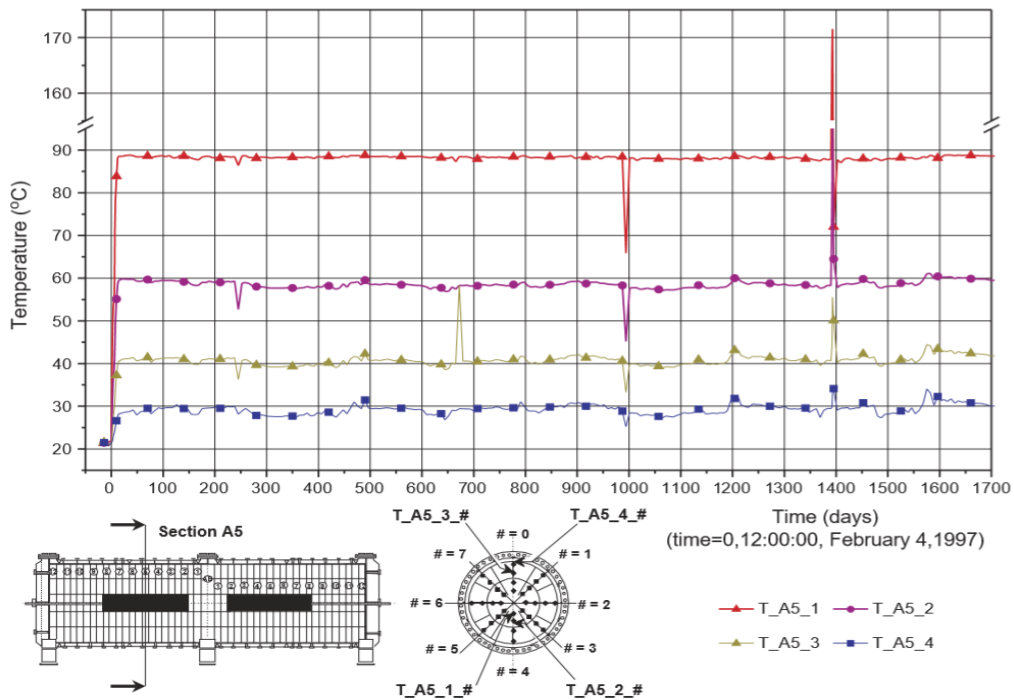


圖 2-24 CIEMAT 實驗緩衝材料溫度變化觀測圖 (P.L. Martín et al., 2005)

2. 高放處置環境下熱水力耦合模型的模擬分析

如圖2-25與圖2-26所示，通過實驗觀測與數值模擬，發現飽和度與熱傳導係數存在一定的正向變化關係，且實驗數據較為集中，與數值模擬結果較為接近。隨著飽和度升高，膨潤土(乾)密度隨著發生變化，並且吸力有明顯的下降趨勢。

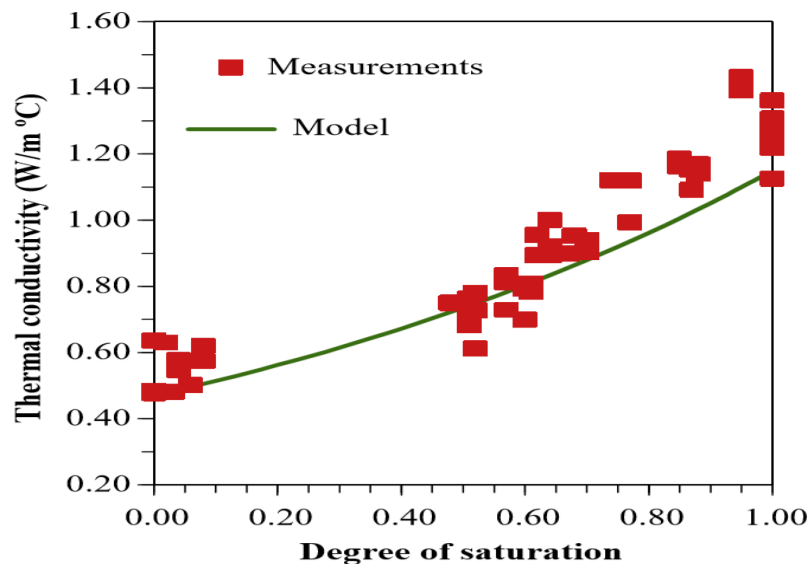


圖 2-25 FEBEX 膨潤土飽和度與熱傳導係數關係示意圖 (Villar et al., 2008)

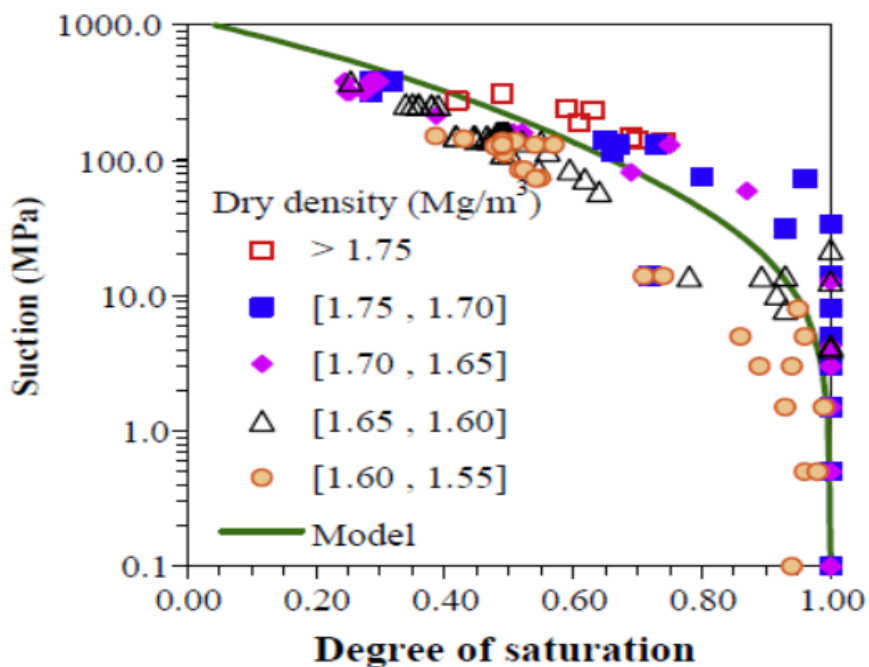


圖 2-26 FEBEX 膨潤土飽和度與吸力關係示意圖 (Villar et al., 2008)

2.3 台電公司研究報告

用過核子燃料是核能發電衍生的必然產物，用過核子燃料最終處置(Spent Nuclear Fuel Final Disposal, SNFD)安全問題亦成為公眾關切的議題。台電公司自1986年起即積極展開相關研究計畫，以尋求妥善的解決之道。計畫的整體策略在於循序發展必要的處置技術，使處置安全符合國際水準，以落實保障公眾健康與維護環境品質的最終目標。

台電公司遵照「放射性物料管理法施行細則」第37條之規定，提報「用過核子燃料最終處置計畫書」，說明具體計畫推動措施，並經主管機關核定後，依計畫時程執行。階段計畫執行期間設定2個里程碑，即分別於2009年完成「我國用過核子燃料最終處置初步技術可行性評估報告(SNFD 2009)」與2017年完成「我國用過核子燃料最終處置技術可行性評估報告(SNFD 2017)」主報告1冊、技術支援報告3冊，以及相關研究報告與資料等。

2.3.1 台電公司 SNFD 2009 研究報告

根據我國原子能委員會於2006年7月核定之「用過核子燃料最終處置計畫書」的要求，台電公司應針對「處置環境條件的調查研究」、「處置技術的研究發展」，及「用過核子燃料處置的功能評估」等三大議題，於2009年提出「我國用過核子燃料最終處置初步技術可行性評估報告」。在「處置技術的研究發展」方面，SNFD 2009報告係針對用過核子燃料最終處置的評估範圍，說明工程障壁處置設施與天然障壁的基本概念，以及各組成要件應具備的功能，並就國際間之工程障壁與處置設施技術的研究發展現況，擬定我國用過核子燃料最終處置場之處置概念與初步設計，作為進行初步技術可行性安全評估與分析的參酌依據來源。

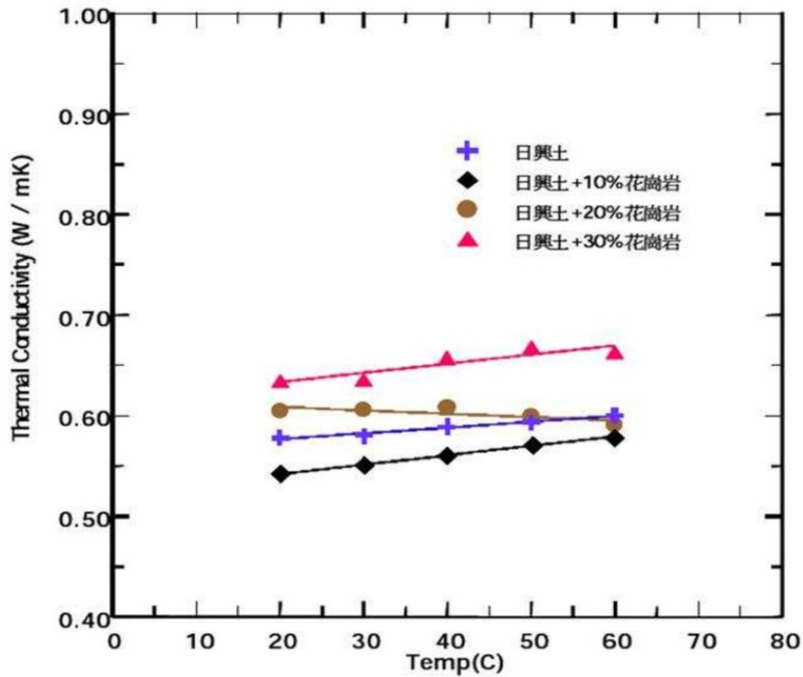
我國參考處置概念係使用純膨潤土做為緩衝材料，膨潤土之厚度取決於力學、化學、水文、熱力、氣體傳輸等性質與功能需求。例如膨潤土與廢棄物罐之交互影響、膨潤土之承載力、膨潤土之回脹力、膨潤土之水力傳導係數、膨潤土阻滯核種傳輸之能力、膨潤土之導熱性等因素。參考瑞典SR97(SKB, 1999)提出概念，為使廢棄物罐位於開挖擾動帶外，廢棄物罐頂部到處置隧道底部2.5公尺，考慮低水力傳導係數(hydraulic conductivity)及作業遮罩，則廢棄物罐上方膨潤土為厚1.5公尺。考慮可能核種障壁與膨潤土支承廢棄物罐荷重功能，設定底部膨潤土厚度

為0.5公尺。由於緩衝材料導熱性較圍岩差，較厚的緩衝材料將減放入廢棄物罐中之用過核子燃料數量，基於此因素及整個處置時程考慮維持廢棄物罐周圍的擴散障壁，設定廢棄物罐側向緩衝材料厚度為0.35公尺，整個處置孔置放直徑為1.75公尺，為廢棄物罐直徑與原始膨潤土厚度之和，並須考慮置放所需膨潤土與廢棄物罐間隙，膨潤土與岩壁間隙。緩衝材料其主體侷限在內側與廢棄物罐接觸部分，外側與底部與圍岩接觸，上部與回填材料接觸。緩衝材料之功能性，可得在這些有限空間裏所產生的各種作用，包括熱學(Thermal)、水力(Hydraulic)、力學(Mechanical)、化學(Chemical)等四類作用(簡稱T-H-M-C作用)。

上述T-H-M-C作用並非單一存在，而常為兩項以上同時存在並交互影響，稱之為耦合作用(coupling effect)(吳柏林，2005)。瑞典對於T-H-M-C之間所可能產生之交互耦合作用項目及相互關係有詳盡之說明(陳文泉，2002)。

以暫穩態之熱流計法量測技術(劉臺生，2002)，採用之實驗設備為日本EKO公司所發展的HC-074(FOX-150)實驗裝置。此儀器原理是根據1989年日本JIS所發展，以電力功率換算為熱流量的計測方式。實驗樣品為臺東縣樟原的日興礦業公司商業生產之膨潤土(日興土)。日興土分別添加10%~30%的粉碎花崗岩、10%~30%的矽砂，以及30%的泥岩等材料進行實驗。

實驗結果(圖2-27)發現：添加不同母岩材料確可提高其熱傳性質，然而增加的幅度不大(劉臺生，2002)。田永銘(2002)以室內暫態熱傳導係數量測試驗，相較於穩態量測方法而言具有更大的適用性，而且量測時間可大幅的縮短。而其中最主要應用在土壤熱傳導係數的量測方面的為熱探針(Thermal probe)法。一維單向度熱傳導(圖2-28)之熱傳導係數試驗採用材料為美國Black Hills Bentonite，混合不同比例之花崗岩碎石，試驗結果熱傳導係數在純膨潤土為0.66(W/m-K)，而隨花崗岩碎石添加比例之增加而上升。與前述穩態量測試驗結果相較，添加30%花崗岩碎石比例時，熱傳導係數增加皆在0.1以內。由本試驗可得知，當花崗岩碎石比例添加超過30%以上，熱傳導係數會有較顯著之增加。



(Temp：溫度；Thermal Conductivity：熱傳導係數)

圖 2-27 日興土添加不同比例花崗岩之熱傳導係數變化(劉臺生，2002)

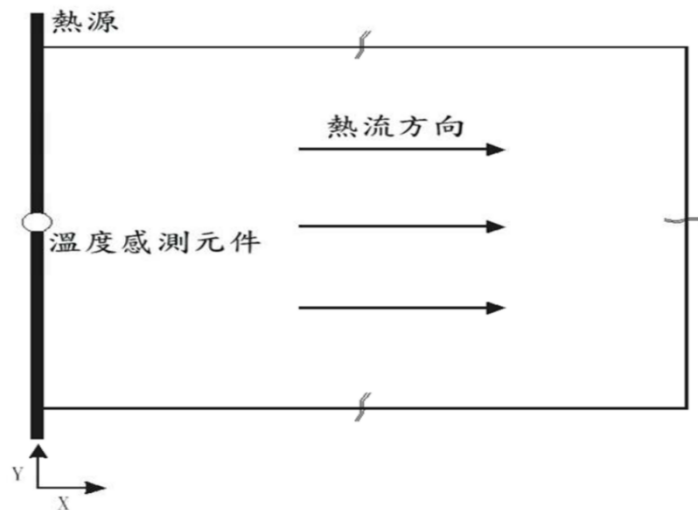


圖 2-28 一維半無限域中線狀熱源配置(田永銘，2002)

緩衝材料的水力性質包括含水量、水壓力、地下水流、氣體壓力與氣體流動等，後四項主要與緩衝材料飽和時的狀態有關。黃偉慶(2000)以三軸柔性壁滲透儀參考 ASTM D5084-90 進行水力傳導係數(在此同滲透係數，hydraulic conductivity)試驗。試驗土樣為高嶺土、日興土與Black Hills Bentonite。通過改變

黏土含量，來探討不同塑性指數黏土對緩衝材料水力傳導係數的影響。試驗所得之不同黏土之水力傳導係數(圖2-29)，其中美國之Black Hills Bentonite水力傳導係數最小，約為 $1.00E-13\sim 1.00E-14$ m/sec。

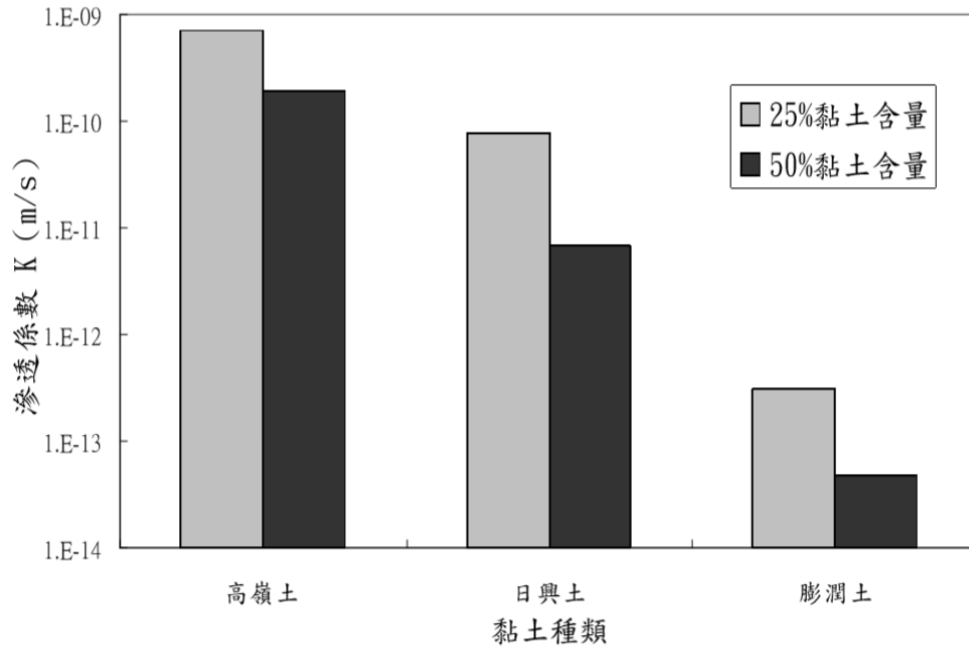


圖 2-29 黏土含量與水力傳導係數關係圖(黃偉慶，2000)

緩衝材料必須具備一定的回脹潛能，使緩衝材料具有自癒能力。田永銘(2001)改良國際岩石力學學會(International Society for Rock Mechanics, ISRM)針對回脹性岩石回脹試驗建議方法，進行包括室內自由回脹試驗與回脹壓力試驗，使其更適用於大量試驗及穩定水溫進行，如圖2-30及圖2-31所示。

試驗採用美國Black Hills Bentonite及國產日興土，分別混合不同比例之花崗岩碎石。試驗所得之回脹變形與黏土密度、碎石含量之關係如圖2-32及圖2-33所示。在高度夯實情況下，Black Hills Bentonite之回脹體積應變約為900%，日興土之回脹體積應變則近200%，而回脹變形隨著黏土密度降低及碎石含量增加而遞減。

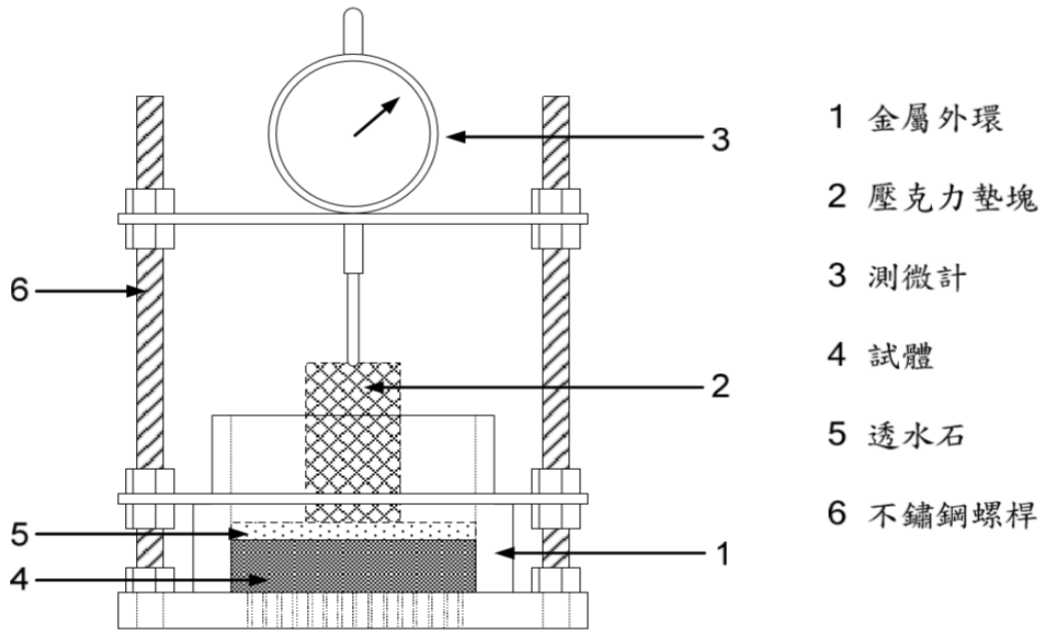


圖 2-30 回脹變形試驗儀器示意圖(田永銘，2001)

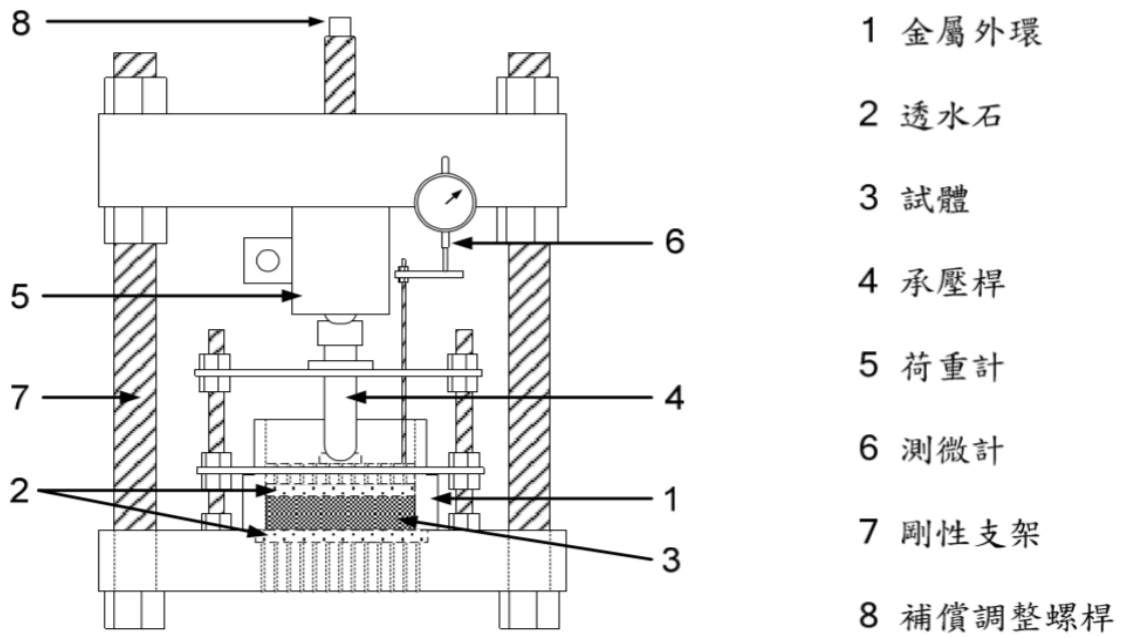
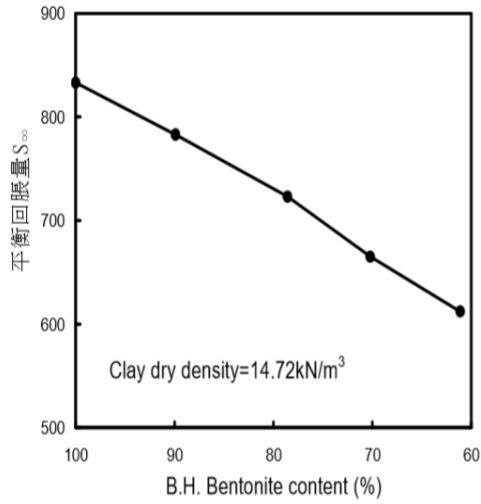
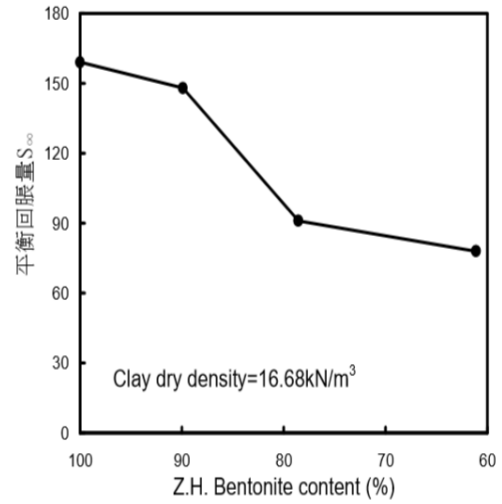


圖 2-31 回脹壓力試驗儀器示意圖(田永銘，2001)

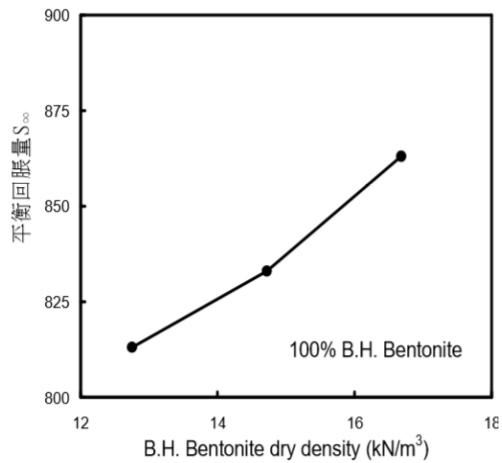


(a) Black Hills Bentonite

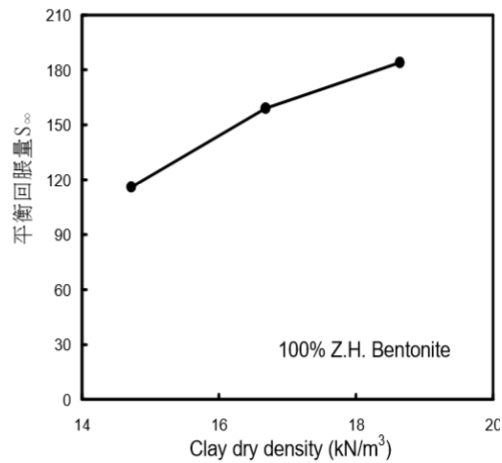


(b) 日興土

圖 2-32 不同黏土體積比與平衡回脹應變之關係(田永銘，2001)



(a) Black Hills Bentonite



(b) 日興土

圖 2-33 不同黏土乾密度與平衡回脹應變之關係(田永銘，2001)

參考處置概念之回填材料為膨潤土與花崗岩岩屑之混合物，在處置作業結束後，以回填材料將地下開挖之處置隧道、洞穴、坡道及豎井等依設計確實回填，以抑制地下水流通與處置場障壁之化學變化。

(1) 功能需求

回填材料的功能需求為必須維持隧道穩定，並保持緩衝材料於處置孔中。

此外須限制地下水的流動，不能使地下水水質劣化，須具有長期的化學穩定性等。

(2) 概念說明

參考處置概念之回填材料係以適當比例膨潤土與岩屑混合。使用現地花崗岩岩屑可以對處置場大量挖方產生之岩屑加以利用，以減回填材料需求成本，與適當比例之膨潤土混合後，可以填塞岩石顆粒間隙強化阻止地下水流通之功能需求，且其回脹壓力能促使隧道壁穩定化。瑞典(SKB, 1999)選擇的回填材料是10~30%膨潤土與岩屑的混合物，經現地夯實後，預估其水力傳導係數不超過 $1.00E-10m/s$ ，與難透水圍岩之水力傳導係數近似。

2.3.2 台電公司 SNFD 2017 研究報告

台電公司參考國內外技術發展經驗，將用過核子燃料最終處置計畫之技術發展，概略劃分為「地質環境」、「處置設計與工程技術」及「安全評估」3大技術領域，並投入適當的經費與整合國內專業團隊進行研發。SNFD 2017報告亦以此3大技術領域為主軸，進行成果彙整，以落實前述3項管制要求。

台電公司目前規劃用過核子燃料以直接處置為原則，而處置母岩以花崗岩為優先考量，故從SNFD 2009報告起即引進瑞典的先進技術做為處置技術能力發展(含設計與製造技術)的參考。優先參考瑞典經驗的理由在於該國是目前國際上用過核子燃料進程較快的國家，技術先進完備且經過實務驗證、核能規模與我國相近、母岩為花崗岩、用過核子燃料採直接處置等。

此外，瑞典相關技術已相當成熟、研究資料豐富健全且透明，並已實際應用於處置設施建造執照申請。故對於我國現階段的處置計畫發展，極具參考價值。參考國際先進成熟技術經驗，轉化為本土可行技術，將有助於提升處置設施安全性，達到國際水準，增進公眾對於處置安全的信心。SNFD 2017報告亦延續與瑞典國際合作的關係，持續發展相關技術，藉以驗證現階段處置工程設計概念之掌握能力，俾利於後續推動處置工程作業。

緩衝材料與回填材料扮演工程障壁之重要角色，在長時間演化下能否維持長期穩定性是重要的研究課題。本報告完成緩衝材料與回填材料之管流/侵蝕作用、熱膨脹作用、飽和時間、與地下水作用、膠體釋出等機制研究。並應用「SNFD

2017參考案例」，探討地下水流場與組成特性與緩衝材料之作用影響結果。

考量處置設施工程障壁材料之穩定性與工程性能，緩衝材料設計需具備足夠的熱傳導特性，使廢棄物罐內用過核子燃料產生之衰變熱可有效傳導，保持緩衝材料周圍環境溫度低於100 °C。在用過核子燃料處置初期，緩衝材料呈未飽和狀態，故設計時需考量緩衝材料於未飽和狀態下，不同含水量條件之熱傳性質。MX-80 膨潤土壓製為孔隙比0.8之膨潤土塊體，於不同含水條件下之熱傳導係數試驗，結果顯示其未飽和至飽和狀態之熱傳導係數值範圍，在0.6 (W/m-K)至1.3 (W/m-K)之間(Börgesson et al., 1994)。針對不同孔隙條件的影響，利用MX-80膨潤土進行熱傳導係數量測，含水量17%、孔隙比範圍在0.65至1.3之間，熱傳導係數值約在0.85 (W/m-K)至0.39 (W/m-K)範圍內。

緩衝材料之設計，需能有效限制影響處置設施功能與安全之溶質傳輸行為，故緩衝材料需具備低滲透性，以有效限制放射性核種由廢棄物罐傳輸至處置母岩，以及有效限制腐蝕劑由處置母岩傳輸至廢棄物罐表面。廢棄物罐周圍之緩衝材料需具備足夠低的水力傳導特性，使得溶質傳輸以擴散為主要機制。可利用Darcy定律來計算此條件之水力傳導係數如(式2-5)所示。

$$D_e/\Delta L > K_i \quad (\text{式 2-5})$$

其中，

D_e =有效擴散係數，陰離子之有效擴散係數約為 $10^{-12} \text{ m}^2/\text{s}$ ；陽離子之有效擴散係數約為 $10^{-10} \text{ m}^2/\text{s}$ 。

ΔL =傳輸距離，以一維條件之緩衝材料參考設計厚度為 0.35 m。

K =水力傳導係數，[m/s]。

i =水力梯度，在處置設施封閉後並達到平衡時，含水層之水力梯度可假設為 0.01。

根據上式，當水力傳導係數小於 2.86×10^{-10} m/s 時，傳輸行為將以擴散為主。由於地下水中陽離子與緩衝材料交互影響後，會提高緩衝材料之水力傳導係數，故為提升安全考量，應將水力傳導係數控制在小於 10^{-12} m/s (SKB, 2010)。為確保緩衝材料可以有良好的自癒性能，其回脹壓力需大於 1 MPa，其參考值為考量緩衝材料水力傳導係數低 10^{-12} m/s 時之相對應回脹壓力 (Karlund et al., 2006)。緩衝材料 MX-80 膨潤土在飽和密度 $2,000 \text{ kg/m}^3$ 且低鹽度水 (NaCl 3.0 M) 條件下，其水力傳導係數可低於 10^{-13} m/s (Karlund et al., 2006)。

緩衝材料之力學行為的評估，需考慮無圍壓縮強度、彈性模數、剪力強度、抗拉強度、初始孔隙率、壓縮指數、回脹指數及極限狀態參數等。緩衝材料之力學特性，受其乾密度設計、緩衝材料中黏土含量及圍壓大小等影響。國內學術研究曾以 MX-80 膨潤土混合不同比例之花崗岩碎石探討力學特性，針對力學性質有以下建議 (陳志霖，2000)：

- (1) 緩衝材料之應力-應變形態：應避免產生脆性破壞為其設計目標，以充分達到保護廢棄物罐的目的。
- (2) 緩衝材料力學強度之上限：應低於廢棄物罐之設計強度，以避免出現緩衝材料將廢棄物罐壓壞的意外。

目前採用純膨潤土為緩衝材料，未來不排除考量其他材料或配比設計，以配合適宜本土深層地質環境之設計。緩衝材料設計參數選用說明如下：

- (1) 蒙脫石含量為 75% 至 90% 依設計需求而定，需具備足夠之回脹性能，緩衝材料具備高回脹性能，主要是膨潤土中蒙脫石含量的影響 (SKB, 2010)。
- (2) 回脹壓力為 1 MPa 至 15 MPa 基本回脹壓力需大於 1 MPa，以有效提供廢棄物罐支撐，以及處置孔與緩衝材料塊體間之間隙的癒合能力 (SKB, 2006a, p45)。回脹壓力須低於 15 MPa，以避免過大壓力對廢棄物罐及處置孔周圍處置母岩造成剪切影響 (SKB, 2011a, p30)。
- (3) 飽和密度為 $1,900 \text{ kg/m}^3$ 至 $2,050 \text{ kg/m}^3$ 緩衝材料需有足夠的回脹壓力以防止微生物在土體孔隙間生存，回脹壓力大於 2 MPa 可有效降低微生物活性，其條件相對於飽和密度 $1,900 \text{ kg/m}^3$ (SKB, 2006b)。緩衝材料

飽和密度需低於 $2,050 \text{ kg/m}^3$ ，以保護廢棄物罐不受周圍母岩剪力破壞 (SKB, 2011)。

- (4) 初始含水量為 5%至 20%初始含水量視材料自然含水量及夯實條件而定，約為 5%至 20%之間。
- (5) 熱傳導係數為 0.7 (W/m-K) 至 1.3 (W/m-K) 緩衝材料需具備適當導熱性使廢棄物罐表面溫度低於 100°C ，MX-80 膨潤土孔隙比為 0.8 時，飽和度介於 40%至 100%之間時，其熱傳導係數為 0.7 (W/m-K) 至 1.3 (W/m-K) (Börgesson et al., 1994)。
- (6) 飽和水力傳導係數低於 $1.0 \times 10^{-12} \text{ m/s}$ 緩衝材料應避免發生平流傳輸現象，以有效限制地下水流動，並使溶質傳輸以擴散機制為主，達到延緩放射性核種隨地下水流動釋出之目的，故其飽和水力傳導係數需低於 $1.0 \times 10^{-12} \text{ m/s}$ (SKB, 2010)。
- (7) 容許溫度為 -4°C 至 100°C 確保緩衝材料在長時間下，不會變質且能保有原本的工程性能，容許環境溫度需低於 100°C ；但為避免膨潤土受冰凍影響失去原本之膠結自癒能力，其容許環境溫度亦需大於 -4°C (SKB, 2011)。

回填材料本身之設計參數，需依相關驗證試驗或數值分析進一步精進，以符合安全功能之設計條件。初步設計參數功能說明如下：

- (1) 蒙脫石含量大於 50% 基本的回脹性能要求為提供自癒性能，並確保回填材料的回脹均勻性與避免隧道內形成水流通的通道。在完全飽和後，足夠的回脹性能也可以抑制緩衝材料上舉的回脹壓力，以保持緩衝材料的體積 (SKB, 2010)。
- (2) 回脹壓力需高於 0.1 MPa 基本之回脹性能足以提供隧道支撐，與填充隧道周圍母岩周圍裂隙 (SKB, 2010)。
- (3) 乾密度須高於 $1,450 \text{ kg/m}^3$ 主要考量為提供足夠力學支撐、回脹性能，以及有效抑制地下水流動，但實際密度規格則需視材料本身夯實能力 (SKB, 2010)，並考量處置孔中緩衝材料飽和後之密度與回脹能力，以提供足夠的壓力使緩衝材料保持在處置孔中。

- (4) 初始含水量條件需視材料之夯實條件而定，瑞典 SKB 使用含水量為 17%之 MX-80 膨潤土，並夯實為塊體後堆疊(SKB, 2010)。
- (5) 熱傳導係數 1.5 (W/m-K)回填材料亦需具備適當的導熱性能並維持處置設施環境低於 100°C，以保持各工程障壁工程性能之長期穩定性；另回填材料之熱傳導係數範圍約 1.5 (W/m-K)，熱傳導係數值受材料之含水量影響而更低(SKB, 2010)。
- (6) 飽和水力傳導係數低於 1.0×10^{-12} m/s 回填材料應有效限制地下水流動使其溶質傳輸以擴散作用為主，延緩地下水流動及放射性核種釋出行為，飽和水力傳導係數需低於 1.0×10^{-10} m/s(SKB, 2010)。

第三章、緩衝材料及回填材料熱-水-力耦合下土壤水份特性曲線與參數量測

本年度計畫以不同模式求取回填材料與緩衝材料之熱-水-力耦合參數，以獲得土壤水分特性曲線。研究計畫採用的緩衝材料與回填材料為MX-80，非107年度計畫採用的緩衝材料 SPV200，但有關熱水力耦合參數量測方法仍延續107年度計畫，以獲取 MX-80相關的參數。

土壤水分特性曲線(Soil Water Characteristic Curve, SWCC)是Childs於1940年提出，主要在反映出 ϕ_p (matric suction)與對應之土壤含水量(θ)的關係，如圖3-1所示。

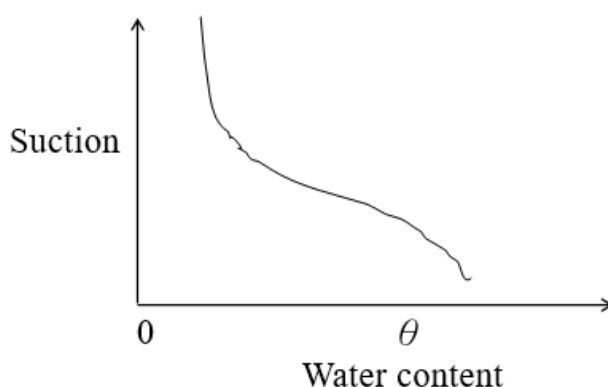


圖 3-1 土壤-水分特性示意圖(SWCC)

本計畫利用未飽和土壤吸力之觀念，探討地下水入侵時緩衝材料之行為，藉以模擬處置場中緩衝材料之再飽和行為，並進行必要的安全性評估。由於土壤水分特性曲線(SWCC)可表示土壤中孔隙狀態及通透性，故多數未飽和土壤水力傳導度之推估模式，多於土壤-水分特性曲線之基礎下來推求。本研究採用較為穩定的含鹽溶液法控制封閉系統中的飽和蒸氣壓，以量測緩衝材料與回填材料於不同含水量下之土壤吸力值，進而建立MX-80膨潤土之SWCC，並利用不同模式，推估所用緩衝材料與回填材料之完整 SWCC，以探討各模式之適用性。

3.1 實驗材料、試體

3.1.1 實驗材料

本計畫使用美國懷俄明州 Black Hills地區所生產之鈉型膨潤土(MX-80)，由磊營股份有限公司進口，其包裝如圖3-2(a)所示。MX-80之基本物理性質如表3-1所示。

表 3-1 MX-80 膨潤土基本物理性質

名稱	比重 Gs	活性 As	液性限度 LL	塑性限度 PL	塑性指數 PI
MX-80	2.69	5.85	434	54	380

(資料來源: American Colloid Company)

相較於粉末狀的 SPV200，雖然同屬於美國懷俄明州相同產區，但 MX-80未經磨粉，其粒徑明顯較大，如圖3-2(b)所示。



(a)

(b)

圖3-2 MX-80產品包裝與顆粒粗細

3.1.2 實驗試體製作

1. 熱傳導試驗

試驗採用分裂模設計方法來量取熱傳導係數，並在分裂模外圍利用圓形不鏽鋼圈(外束環)加以束制，以使兩半圓柱土體達到密合的效果。經由土體間隙測試及耦合回脹測試，結果發現分裂外模不僅可以使兩土體中間達到近乎無間隙，同時也發揮了良好的束制效果。圖3-3為設計模具之俯視分配圖。

試驗係將秤好所需設計之乾密度的膨潤土重量放入組合好的分裂模具中(如圖3-4所示)，再將壓桿放置在土樣上，隨後使用萬能試驗機以靜壓夯實方式壓製，最後兩個半圓模組成高 10 cm，半徑 5 cm的圓柱試體。

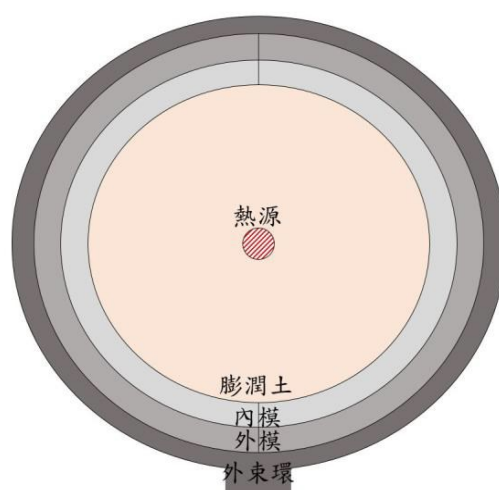


圖 3-3 試體俯視示意圖



圖 3-4 壓桿、分裂模內模組合圖

2. 水力傳導試驗

為了減少試體壓製過程不必要的擾動，直接將MX-80倒入試驗環，再利用萬能試驗機以靜壓夯實方式壓製試體，製作直徑 6 cm、高 1.2 cm，初始狀態乾密度 1600 kg/m^3 、含水量為 13 % 之試體，過程如圖3-5所示。



圖3-5 直接利用試驗環壓製試體

3. 吸力試驗

與水力傳導試驗製作試體方式相似，但需將試體頂出來進行吸力試驗，頂出後之試體如圖3-6所示。試體乾密度為 1600 kg/m^3 、含水量 13%、直徑 2 cm、高 1 cm。

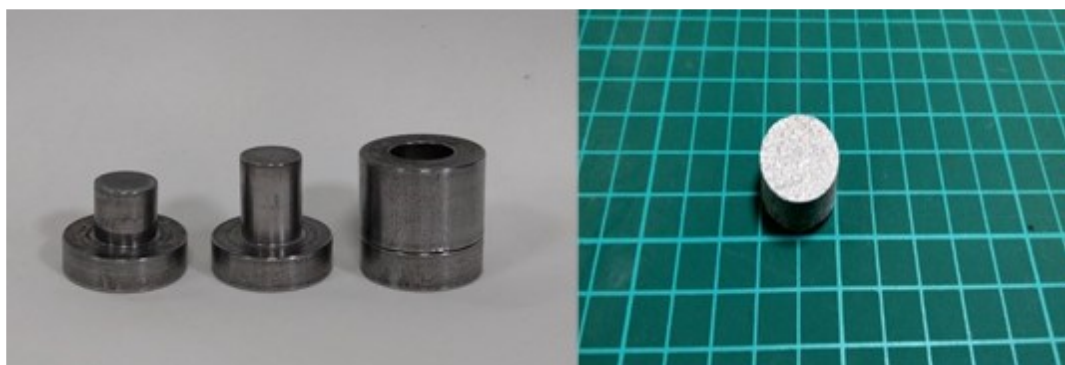


圖3-6 吸力試驗試體模具及試樣

3.2 實驗設備

3.2.1 熱傳導實驗設備及流程

熱傳導試驗須先將熱探針放入試體內並連上熱源供應器，熱源供應器可調式瓦數最大值為80W。之後啟動自動演算模式來輸出穩定熱源進行加熱，將T-type 熱電耦連同熱探針放入試體內，藉由溫度擷取器及軟體紀錄溫度變化歷程，並依據ASTM D5334規範求取不同溫度下的熱傳導係數。熱傳導試驗配置圖如圖3-7所示；熱探針校正如圖3-8所示。

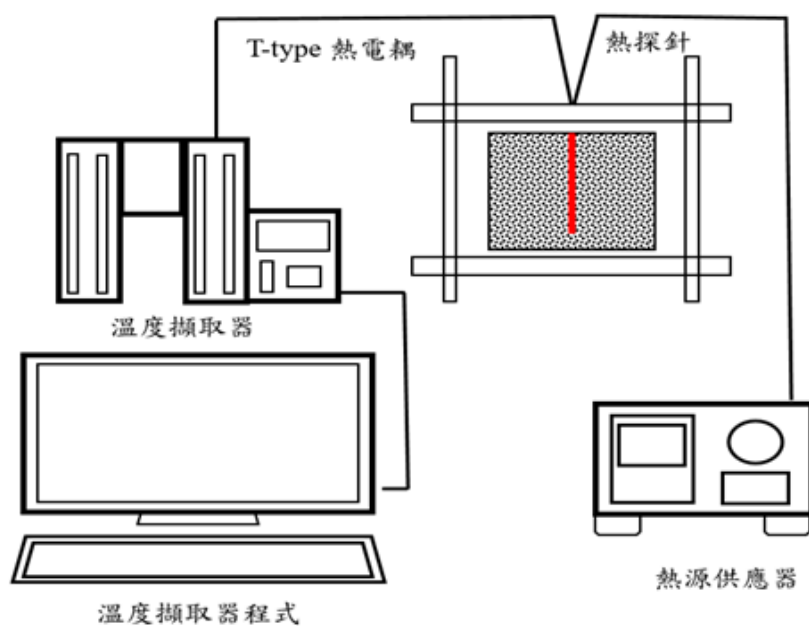


圖3-7 熱傳導試驗配置圖



圖3-8 熱探針校正

依據ASTM D5334規範進行試驗前必須利用去離子水對熱探針進行校正，但熱探針之熱流對水產生擾動進而產生誤差，故每公升的水需加入5g洋菜粉，以減少擾動之誤差，校正後測量值為 0.609 (W/m-K)。探針校正後依規範埋入試體，讀取溫度擷取器繪製溫度-時間對數 $\ln(t)$ 關係圖，選取線性段之斜率量測探針電壓、電流及電阻值進而計算熱傳導係數。

3.2.2 水力傳導實驗設備及流程

水力傳導試驗須先在試體上下側各放入一張濾紙和一塊透水石，再利用頂板及底板圍束試體，藉由高壓氮氣瓶可穩定控制注入試體的滲透壓力。在恆溫水槽 25°C、65°C的環境下，利用三組壓力 1.5 MPa、2.0 MPa、2.5 MPa三點梯度斜率求得不同溫度下的水力傳導係數。水力傳導係數試驗配置如圖3-9所示。

試驗過程中，當固定時間內量杯流出水量趨於定值，表示在該壓力下試體已達平衡，即可調整下一階段之壓力。經由流速與水力坡降之關係，可求得斜率，即為水力傳導係數。

水力傳導係數(hydraulic conductivity)是根據達西定律(Darcy's Law)與伯努力定律(Bernoulli's Law)之概念。水力傳導係數(K)經由流速(v)與水力坡降(i)可計算求出，公式如(式3-1)與(式3-2)所示，再由(v-i)圖中求其斜率值即為K。

$$v = K \cdot i \quad (\text{式 3-1})$$

$$i = h/L \quad (\text{式 3-2})$$

其中

v：流速

K：水力傳導係數

i：水力坡降

h：總水頭

L：試體高度

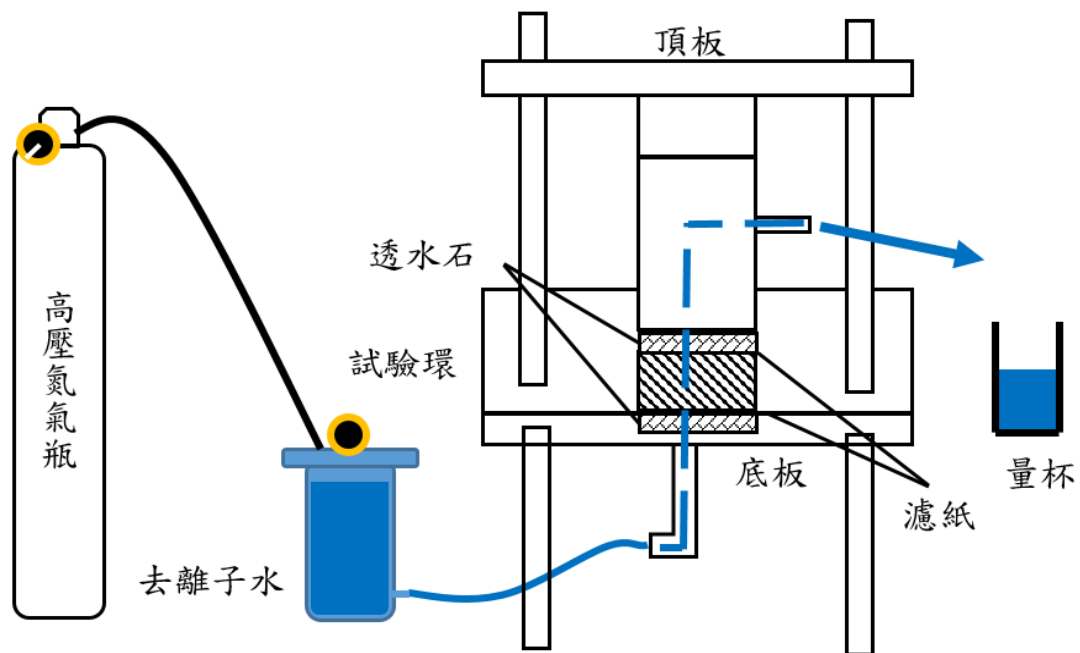


圖 3-9 水力傳導試驗配置圖

3.2.3 吸力實驗設備及流程

吸力試驗係利用水氣平衡法量測土壤吸力，試驗前將試體放入乾燥皿內(如圖3-10所示)，乾燥皿內部下方有飽和的鹽溶液，並用隔板來阻隔與上方的試體直接接觸，藉由不同溫度及不同飽和鹽溶液來控制環境相對濕度與吸力值，如表3-2所示。試驗同時利用相對濕度溫度計(如圖3-11)置於大容積烘箱內部(如圖3-12)來監測環境之變化，之後固定週期將試體從乾燥皿內取出，並利用稱重玻璃瓶量測其重量(如圖3-13)，如果重量變化趨於平緩，表示試體土壤間孔隙壓力與環境濕度已達平衡，可據此建立吸力-重量含水量關係之土壤水分特性曲線。

表 3-2 飽和溶液於不同溫度下之相對濕度與吸力值

Saturated solution	Temperature					
	25°C		40°C		60°C	
	RH (%)	Suction (MPa)	RH (%)	Suction (MPa)	RH (%)	Suction (MPa)
K ₂ SO ₄	97.2	3.9	96.8	4.7	96	6.2
KCL	85.1	22.1	82.5	27.6	*	*
NaCL	*	*	*	*	74	45.5
NaNO ₃	73.9	41.5	*	*	*	*
Mg(NO ₃) ₂	52.3	89.1	*	*	40.5	136.6
MgCl	33.2	151.3	32	163.4	*	*
LiCl	11.5	296.7	10.8	319.7	10.2	345.1

註：文獻來源(莊怡芳，2008)，其中帶*的數值通過其他文獻查詢所得。



圖3-10 可抽真空的乾燥皿



圖3-11 相對濕度溫度計



圖3-12 大容積烘箱



圖3-13 稱重玻璃瓶

為了讓乾燥皿有良好的密封效果，在乾燥皿頂蓋與容器介面處塗上真空膠，並使用抽真空機讓乾燥皿能緊密閉合，如圖3-14所示，隨後恢復正常氣壓進行實驗。在此之前放入溫度計、相對濕度計及壓力錶監測環境溫度、濕度及乾燥皿是否完整密封，之後再將乾燥皿放入烘箱進行試驗，其配置如圖3-15所示。



圖3-14 抽真空機及真空膠



圖3-15 水氣平衡法配置圖

每日固定時間取出吸力試體，用高精度電子秤(如圖3-16所示)量測試體重量並記錄之。當試體重量趨於平緩不再有明顯變化，表示試體土壤孔隙間壓力與環境濕度已達平衡，之後將試體送入烘箱烘至恆重求得重量含水量，建立吸力值-重量含水量關係之土壤水分特性曲線(SWCC)。

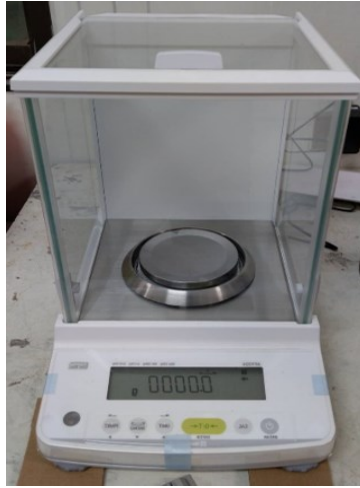


圖3-16 高精度電子秤

3.3 實驗規劃設置

為探討MX-80 膨潤土作為緩衝材料與回填材料之長期熱-水-力耦合行為，必須先瞭解相同乾密度及含水量的 MX-80 膨潤土試體，在不同溫度、飽和度對膨潤土吸力的影響，並求取相關實驗參數。MX-80 膨潤土試體初始狀態乾密度為 1600 kg/m^3 含水量為13%，分別利用熱傳導試驗、水力傳導試驗、吸力試驗獲取相關參數，以便後期進入更為精進之數值分析。具體實驗規劃設置，如表3-3所示。

表 3-3 MX-80 試驗參數規劃設計(含水量 13%)

名稱	熱傳導試驗	水力傳導試驗	吸力試驗*
乾密度(kg/m^3)	1600	1600	1600
溫度($^{\circ}\text{C}$)	25、40、60	25、60	25、40、60
實驗目的	求取熱傳導係數	求取水力傳導係數	求取持水曲線

註*：採用近景攝影測量技術，後期通過量測體積變化來修正飽和度。

3.4 實驗結果

3.4.1 熱傳導係數實驗結果

已知水在標準大氣壓且25攝氏度之熱傳導係數為0.607 (W/m-K)，本計畫採用去離子水來校正熱探針，率定取得修正係數C，之後進行不同溫度下MX-80的熱傳導係數之求取。根據ASTM D5334有關計算公式，先求取所用熱探針溫度隨時間變化之斜率，如圖3-17所示。

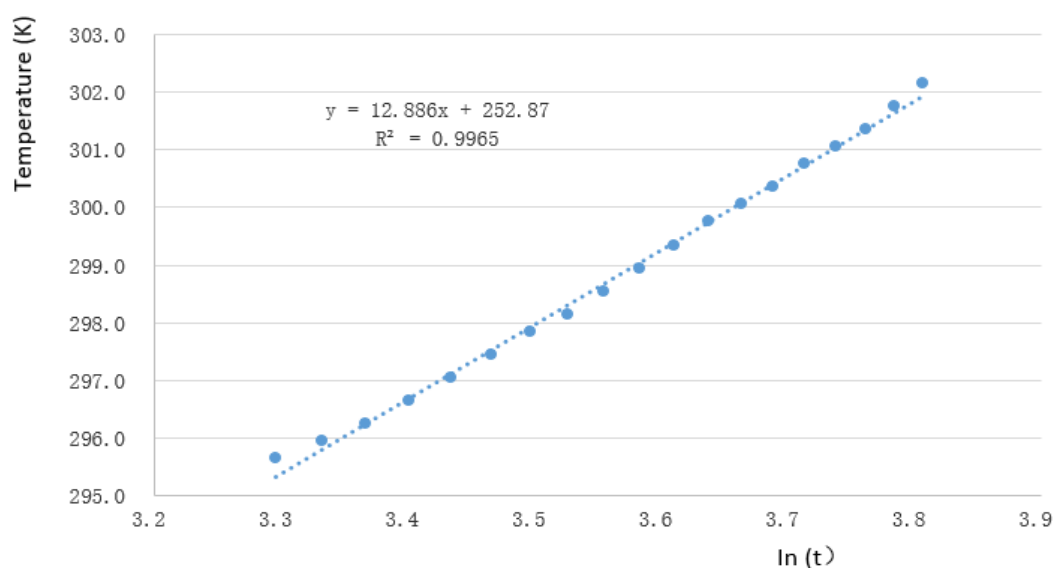


圖 3-17 溫度時程變化圖

ASTM D5334推薦之修正係數計算公式，如(式3-3)所示。

$$C = \frac{4\pi S \lambda}{Q} \quad (\text{式 3-3})$$

其中

λ ：25攝氏度之純水熱傳導係數，已知為0.607 (W/m-K)。

S ：溫度時程變化圖之斜率。

Q ：輸入之熱功率以(式3-4)計算。

$$Q = \frac{EI}{L} \quad (\text{式 3-4})$$

其中

E ：所測得電壓，依照國際單位制。

I ：所測得電流，依照國際單位制。

L ：熱探針長度，依照國際單位制。

據此， $C=4 \times 3.14 \times 12.886 \times 0.607 / (75.5 \times 0.529 / 0.1) = 0.246$ 。然後，根據(式 3-5)計算不同溫度下 MX-80 之熱傳導係數。最終求取得到不同溫度下 MX-80 的熱傳導係數如表 3-4 所示。

$$C = \frac{\lambda_{\text{material}}}{\lambda_{\text{measured}}} \quad (\text{式 3-5})$$

表 3-4 MX-80 熱傳導參數試驗結果

溫度 (°C)	熱傳導試驗 (W/m-K)	其他條件	備註
25	0.415		
40	0.429	乾密度 (1600 kg/m ³)	修正係數 C=0.246
60	0.451	含水量 13%	

3.4.2 水力傳導係數實驗結果

本計畫利用三組純MX-80試體，在滲透壓從1.5 MPa →2.0 MPa →2.5 MPa的逐步加壓過程中，獲取三點梯度之斜率，如圖3-18所示，並將三組實驗結果整理，如表3-5所示。

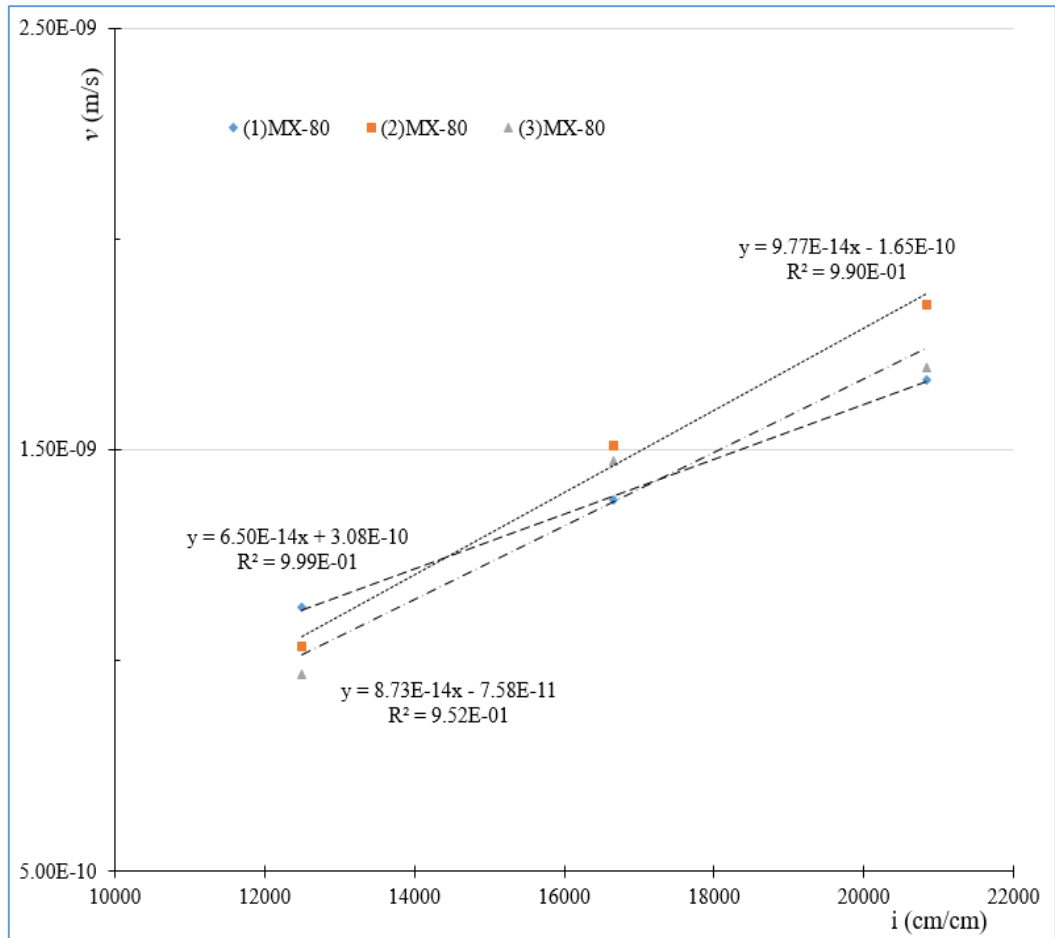


圖 3-18 水力傳導之梯度變化圖

表 3-5 MX-80 水力傳導係數試驗結果

試體	水力傳導係數 (m/s)	其他條件	備註
1	9.77×10^{-14}	乾密度(1600 kg/m^3) 溫度(25°C)	平均值為 8.33×10^{-14}
2	6.50×10^{-14}		
3	8.73×10^{-14}		

3.4.3 吸力實驗結果

將前述乾密度為 1600 kg/m^3 之 MX-80 膨潤土製作的試體(含水量 13%、直徑 2 cm、高度 1 cm)，在不同的鹽溶液中進行長達數個月的水汽平衡，並對每顆試體持續進行重量之量測，所得到的試體重量在水汽平衡法過程中的時程變化，試驗如圖 3-19，圖 3-20 以及圖 3-21 所示。其體積修正將由下一章的近景攝影測量方法進行量測，用來修正體積，從而探求飽和度與吸力之間的關係，在下一章中將修正後的飽和度與吸力繪製成為較為合理的土壤水分特性曲線(SWCC)。

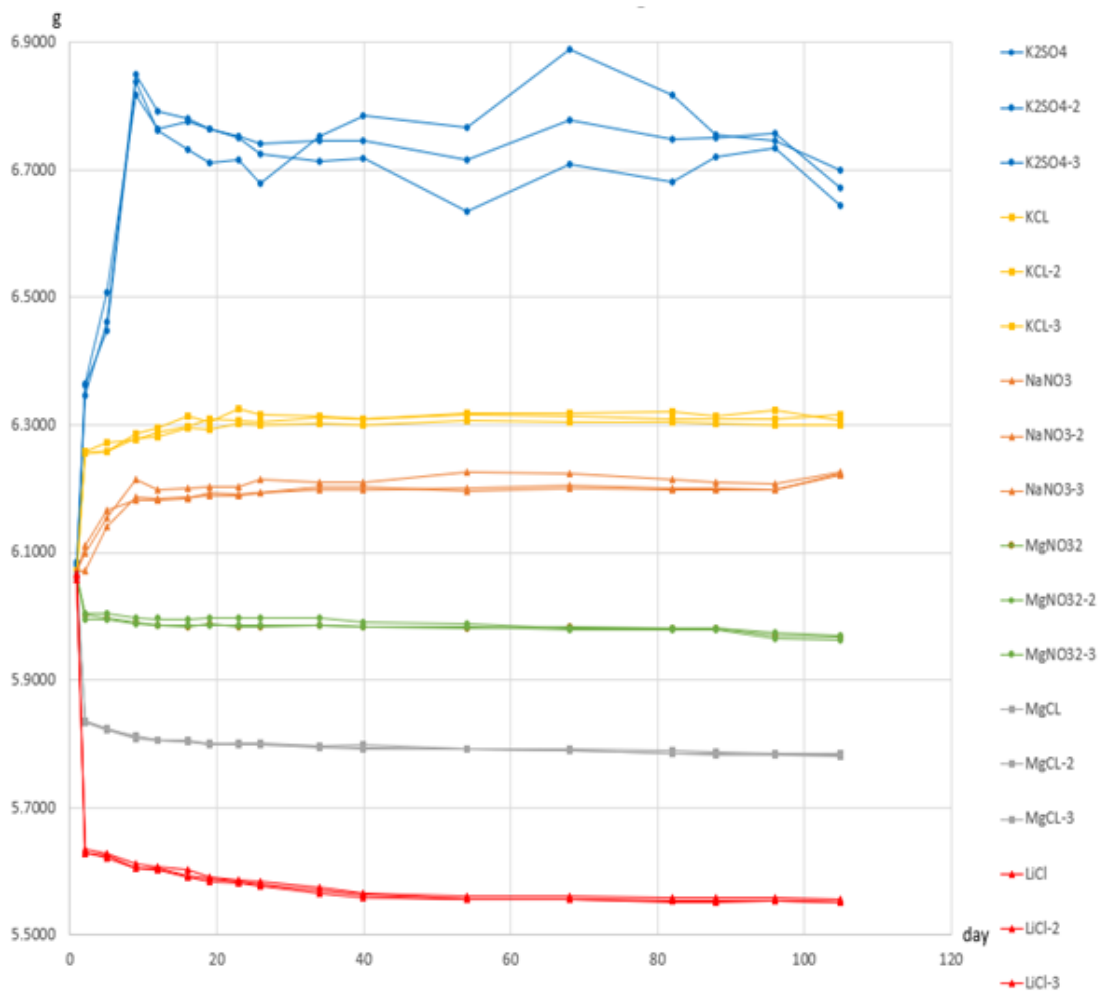


圖 3-19 MX-80 試體在 25°C 水汽平衡下重量之時程變化圖

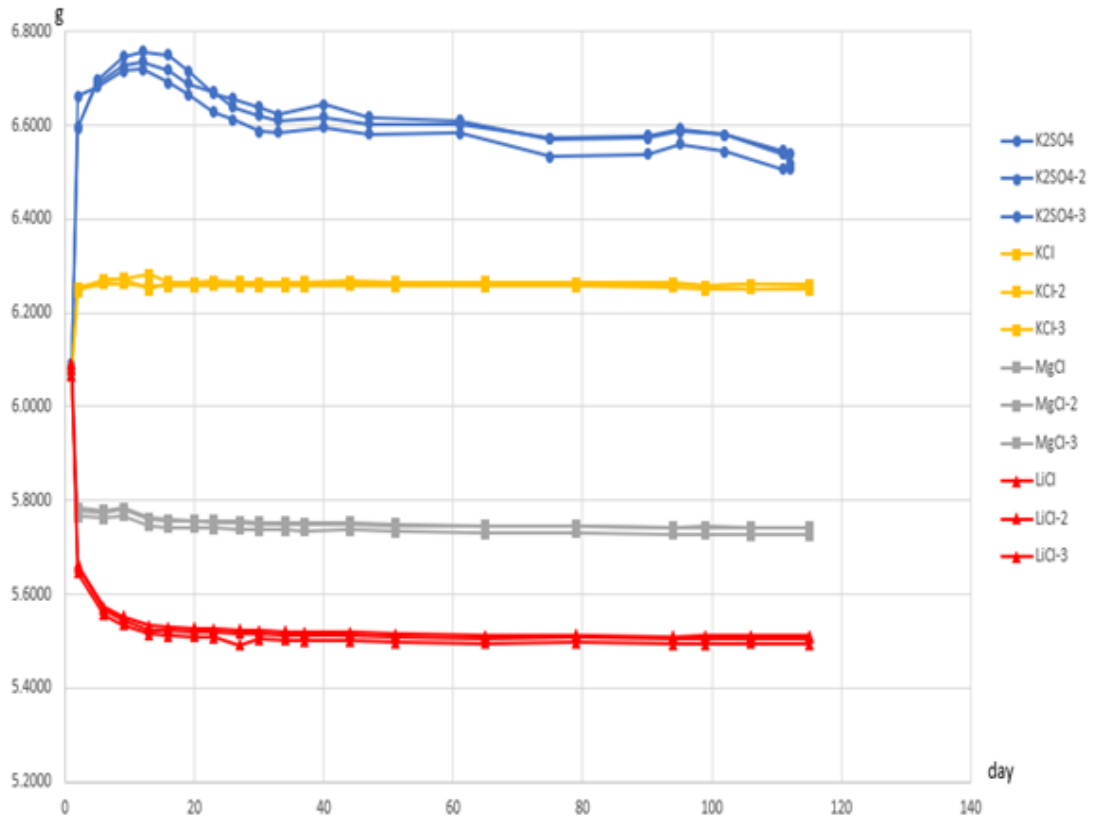


圖 3-20 MX-80 試體在 40°C 水汽平衡下重量之時程變化圖

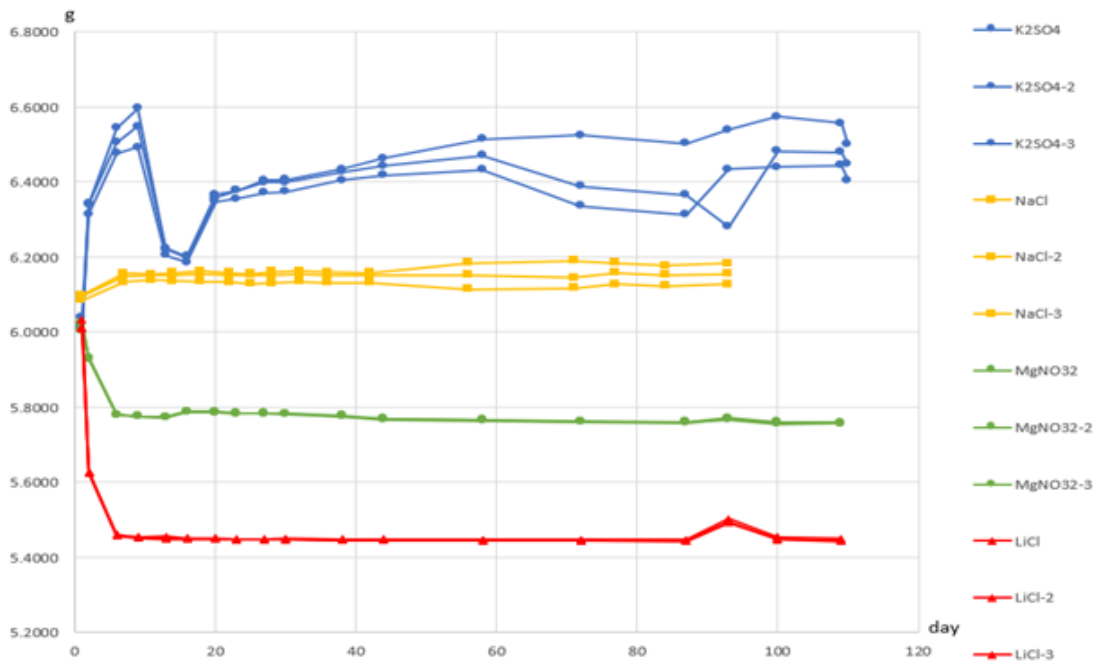


圖 3-21 MX-80 試體在 60°C 水汽平衡下重量之時程變化圖

第四章、近景攝影測量技術應用

近景攝影的應用範圍十分廣泛，舉凡建築工程、地形測繪、採礦工程、工業製造工程、土木工程、人類學乃至於電機領域的機器人視覺都可發現其應用實例。例如：在軋鋼生產流水線上，為了提高生產效率和產品品質，安裝量測攝影機，即時地量測被加工物體的大小和形狀，引導設備對鋼坯進行加工和處理。像這樣在近距離(一般指100公尺以內)拍攝物體之圖像，經過加工處理，確定其大小、形狀和幾何位置的技術，稱為近景攝影測量。

近景攝影測量(Close range Photogrammetry)，其攝影測量原理來自於傳統測量之交會方法，當被拍攝物體任一點反射光線透過透鏡中心(鏡頭)成像於感光元件上(相機)，實際物體、相片中的物體與鏡頭中心這三個空間點位會連接成一直線，數學上可用此三點座標推導出共線方程式(Collinearity Condition)，來進行物像與成像點座標的三維推算，即可得之照片成像中的所有景物之任意三維點座標。簡單來說，重建地物三維模型的流程，需對被攝物拍攝一組的重疊影像，照片與照片的重疊範圍須在60%以上，以獲取影像上足夠的共軛點(Tie points)，目的是要讓軟體進行影像之拼接、對位處理，再進行空間後方交會，藉此軟體即可推算相機在拍攝時的空間高度、位置與姿態。當攝影點的相機皆還原其拍攝方位，即可進行空間前方交會，解算影像之間相應的像點三維座標。近景攝影測量示意圖，如圖4-1所示。

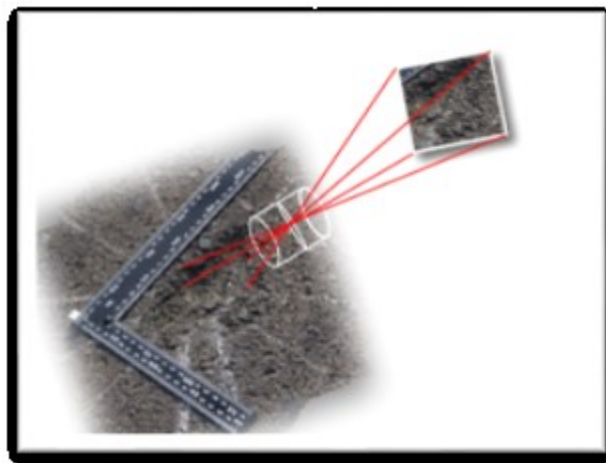


圖 4-1 近景攝影測量原理示意圖(楊樹榮等，2018)

4.1 實驗材料及試體

4.1.1 實驗材料

本計畫使用與熱-水耦合試驗相同之MX-80 膨潤土，試體含水量為 13%，自然乾密度為 1600 kg/m^3 。試樣為標準圓柱體，直徑為 2 cm，高度為 1 cm，採用模具擠壓成型，分三層壓實製作而成，如圖4-2所示。

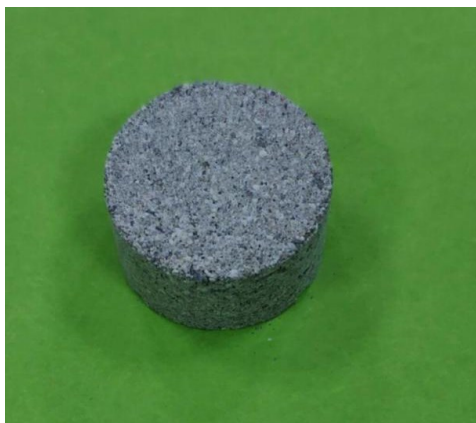


圖4-2 膨潤土試樣

4.1.2 試體尺寸差異分析

在50個試體中，隨機選擇 8 個，進行尺寸差異分析，如表4-1 所示，結果顯示試樣製作品質相當良好。

表 4-1 試樣尺寸差異分析

項目	1	2	3	4	5	6	7	8	平均值	標準差	變異係數
質量(g)	5.310	5.360	5.330	5.320	5.320	5.320	5.322	5.322	5.324	0.013	0.25%
高度(mm)	10.00	10.00	10.00	10.01	9.99	9.99	9.99	10.00	10.00	0.007	0.07%
直徑(mm)	20.02	20.01	20.02	20.01	20.02	20.03	20.03	20.03	20.02	0.008	0.04%

4.2 實驗設備

依據近景攝影測量的技術要求，所需的實驗器材與設備，如圖4-3及圖4-4所示。



圖4-3 佳能攝像機(E800D)

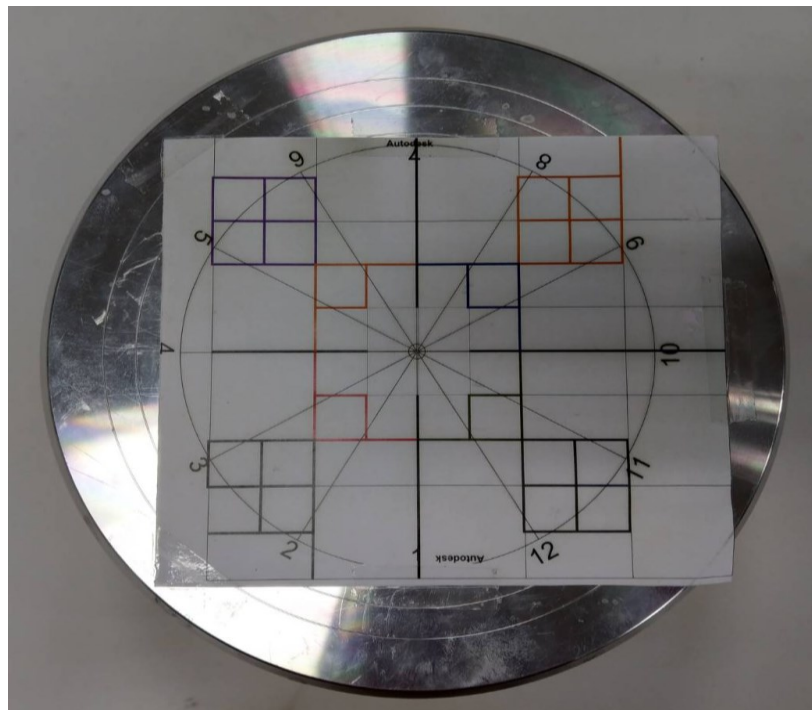


圖4-4 試樣託盤 (12個30角度劃分)

4.3 實驗規劃設置

4.3.1 實驗方法流程

本計畫為瞭解使用非監督影像群集分類法與人工手動圈選等高線法，對於試樣體積與表面積計算之差異，使用數位單眼相機搭配定焦鏡及廣角鏡作為拍攝之器材，並以俯角與環拍方式繞著試樣做拍攝，且每次移動固定之距離，以確保一定的重疊率與控制研究變因，及取得最佳畫質之影像。

影像拍攝完畢後，於內業進行影像資料建檔，將模糊、失焦、重複之影像刪除，並按拍攝高度分資料夾歸檔，接著將照片分別匯入 PhotoScan 軟體進行影像對齊、拼接成 3D 影像，並生成點雲資料及輸出數值地形模型與正攝影像，再生成 PhotoScan 報告，由報告中可得知拍攝高度、拍攝面積、解析度、鏡頭畸變、控制點誤差、數值模型解析度、密點雲數量等相關資訊。再將匯出之正攝影像與數值模型進行非監督影像群集分類，再針對坑洞部分進行體積及表面積之計算。研究步驟簡述如下：

- (1) 由近景攝影機對試體於幾個所設計的角度予以拍攝。
- (2) 選定所拍攝地區的控制點，做為以後儀器作業時座標控制，控制點的位置需儘量均勻分佈。
- (3) 進入程式解析作業流程以取得目標物的數值資料。
- (4) 根據解析計算的試體之體積，獲取土體吸水膨脹之體積變化，後期用於確定試體之實際含水量，完善土壤水特性曲線之特徵。

4.3.2 實驗規劃

- (1) 進行對試樣在乾密度 1600 kg/m^3 下的近景攝影，試樣個數為後期吸力實驗之全部試樣。
- (2) 採用多光源背景，對於同一密度下的試樣，將相機光圈採用 f8-f16，調整水準夾角 30° 、 60° 各環拍 12 張照片，並採用高低兩種角度，形成至少兩組照片群。
- (3) 利用轉盤上方格和每隔距離 1 cm 之立體比例尺，增加試體周遭環境參考點提升後續軟體分析建模的準確度，並跟蹤實驗反饋。
- (4) 採用軟體 Photoscan Professional 1.14，進行圖像數據分析，建立三維模

型，確定吸水飽和後之體積差異，應用於後期修正 SWCC 曲線特徵參數。

4.4 實驗結果

利用環拍24張定焦之照片，導入Photoscan中進行建模，生成的3D資料模型如圖4-5至圖4-9所示。

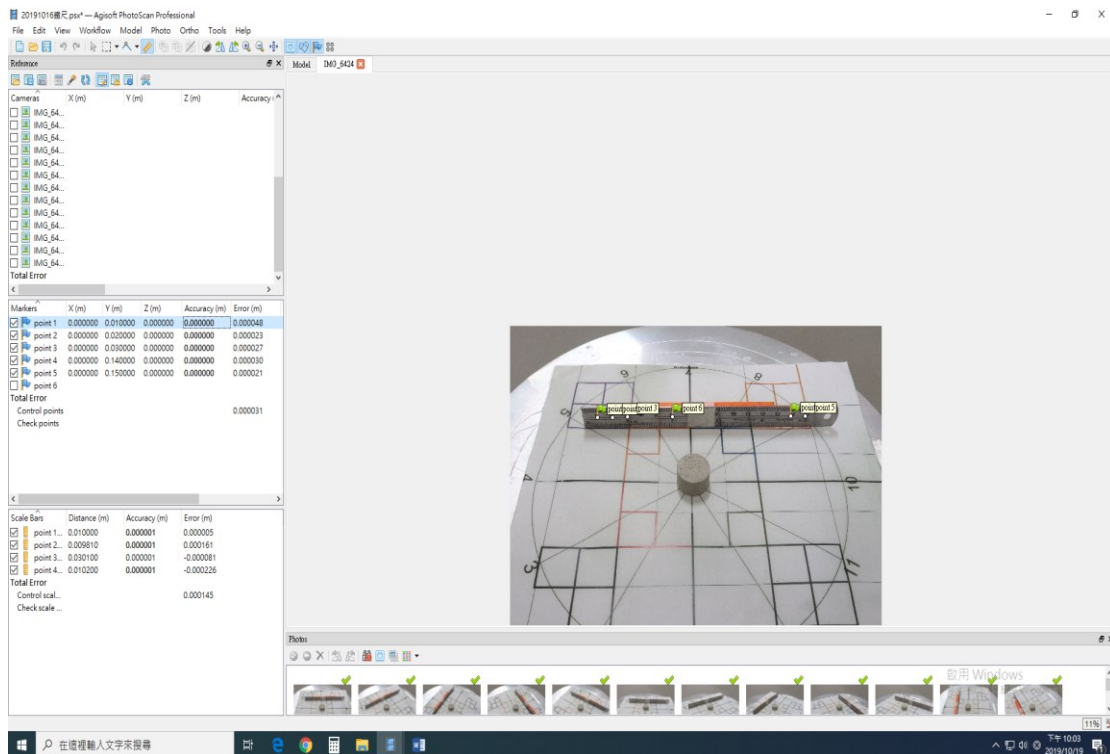


圖 4-5 Photoscan 程式導入照片分析示意圖

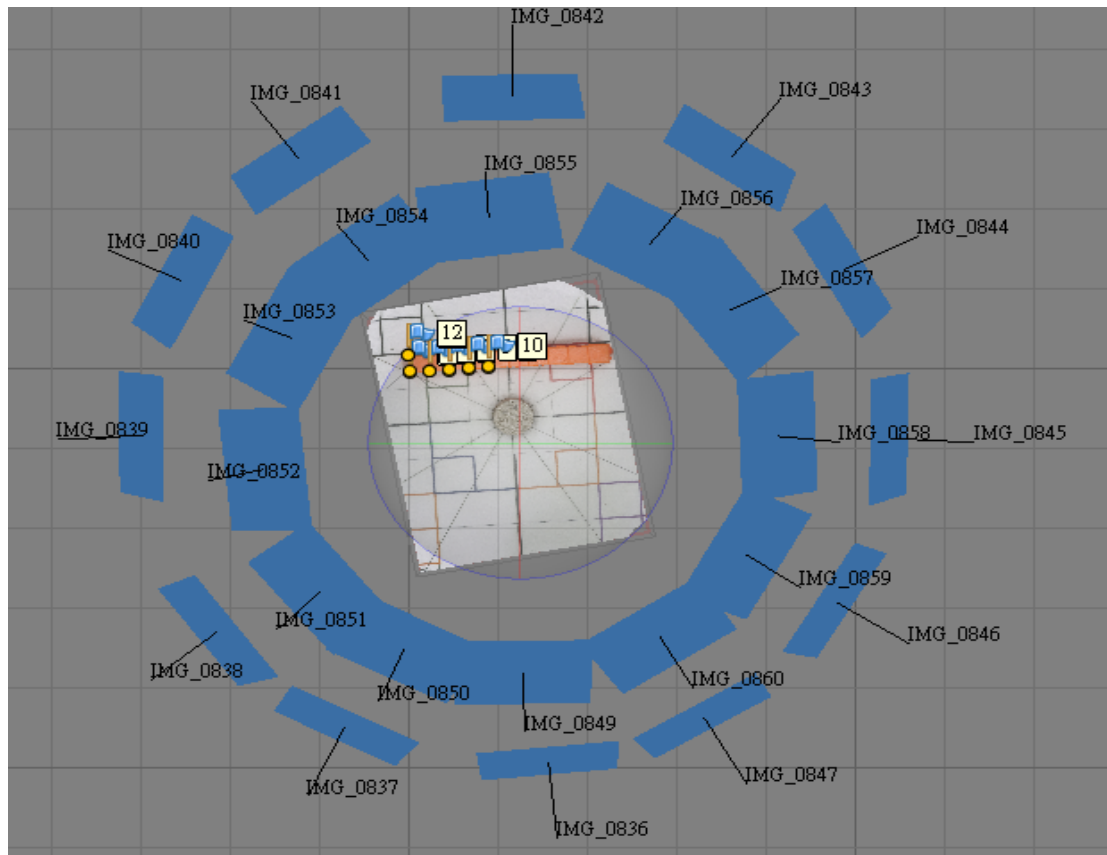


圖4-6 Photoscan程式環拍照片3D建模分析示意圖

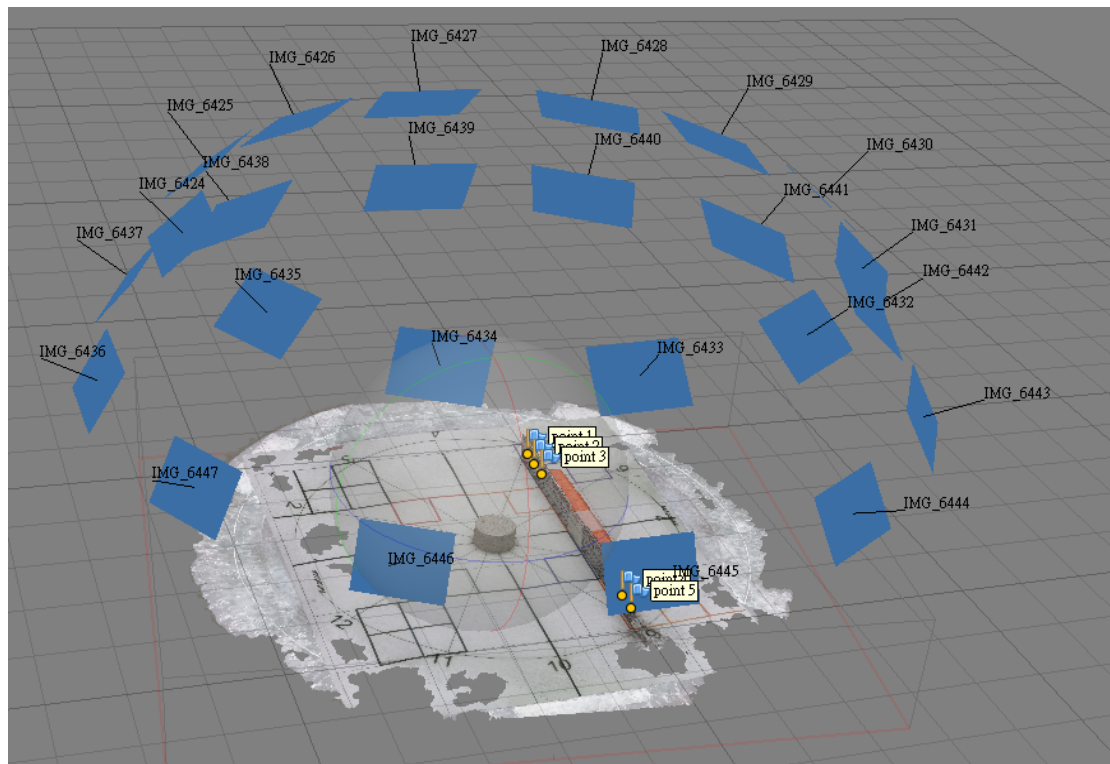


圖4-7 Photoscan程式一維精度校正分析示意圖

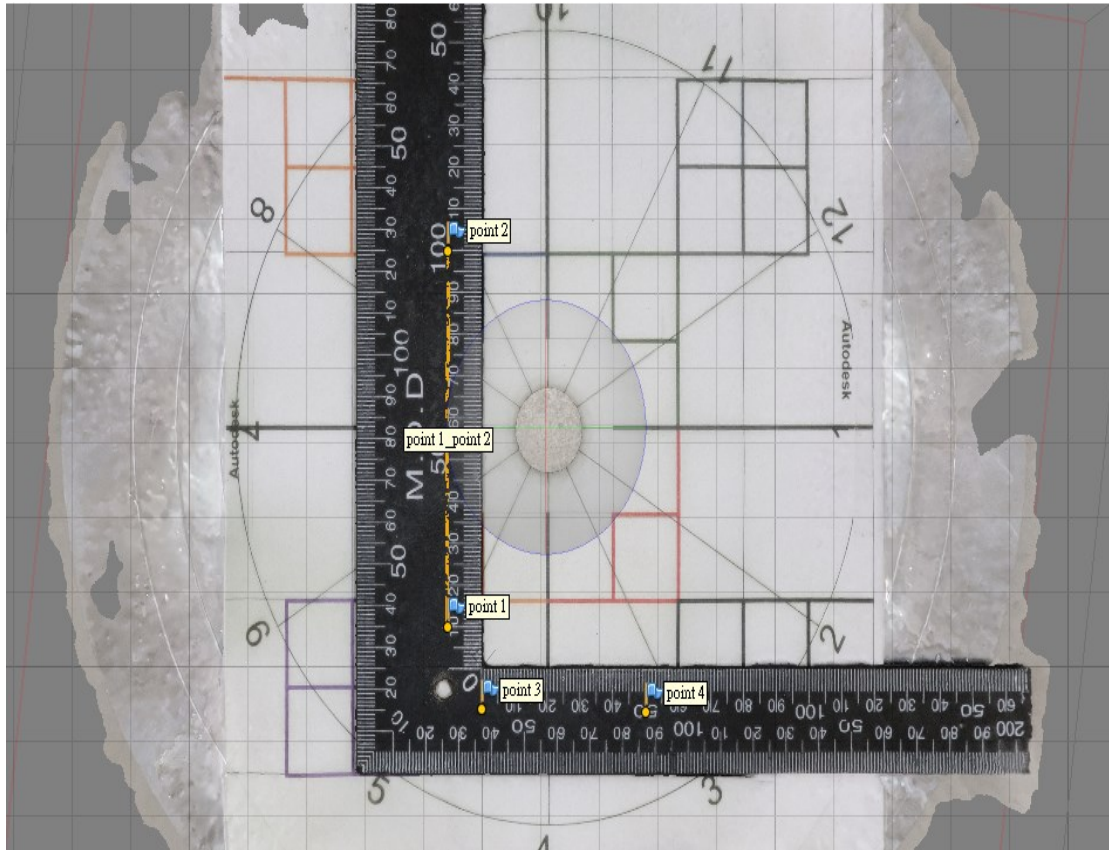


圖4-8 Photoscan程式二維(L-type)鋼尺精度校正分析示意圖

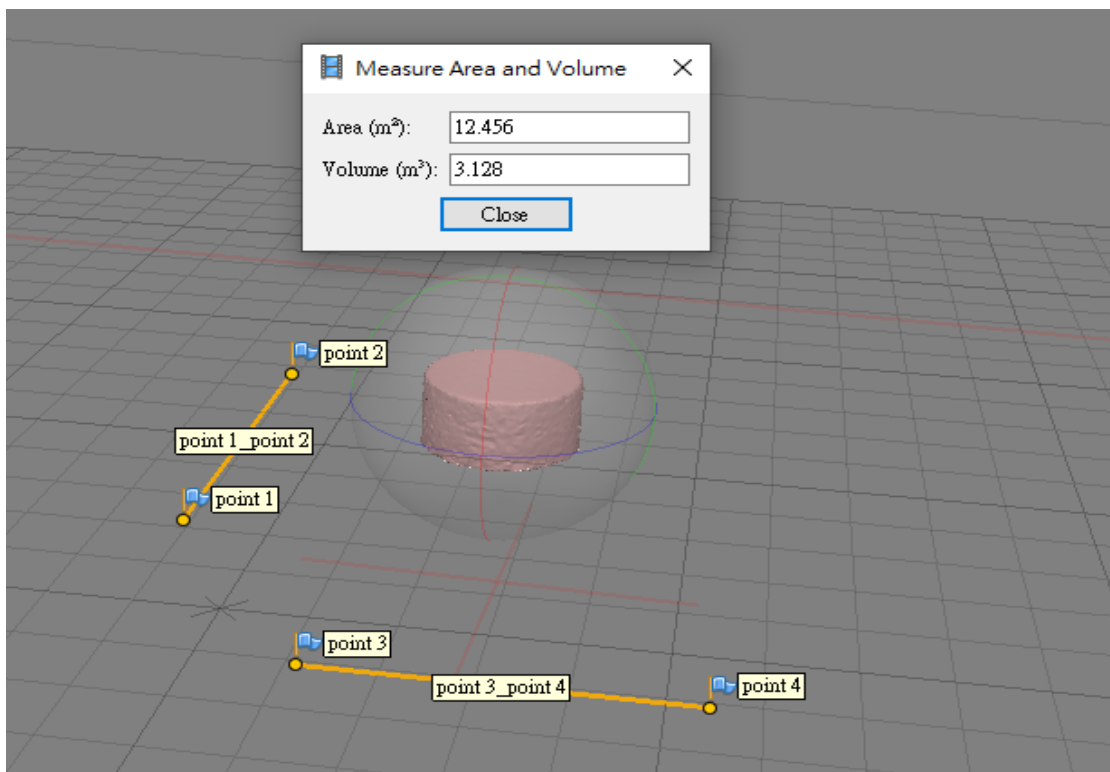


圖4-9 Photoscan程式模型體積最終演算結果示意圖(單位以m為基準)

以Photoscan程式模型體積最終演算，並結合體積修正與飽和度分析，對應原始吸力值(水汽平衡法標定)，便可以繪製出經過修正的土水特徵曲線(SWCC)，如圖4-10所示。與之對比的是van Genuchten模型，是目前國際土壤力學領域擬合水土特徵曲線應用較廣泛的SWCC曲線之一。本研究由於時間較短，如能具備更多的水汽平衡點，預見在曲線擬合上有更佳的效果。

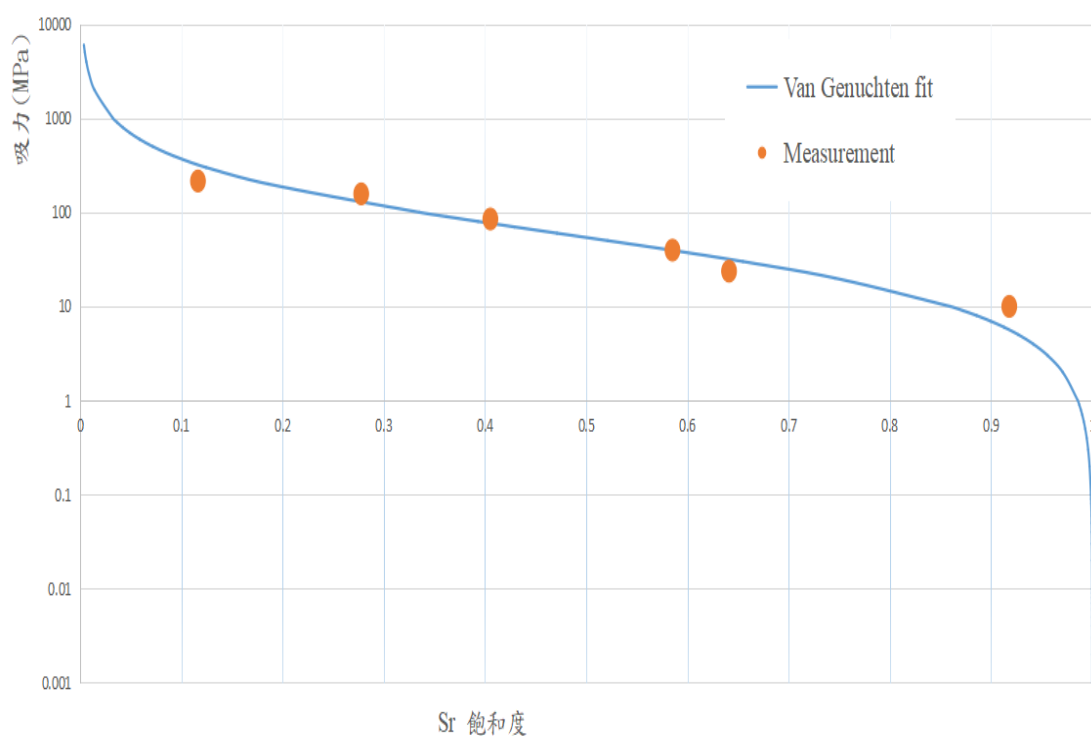


圖4-10 吸力與飽和度關係曲線(本案研究)

第五章、熱-水-力耦合作用下數值模式建立與分析

從世界先進核能國家的核能源利用與放射性廢棄物處置規劃來看，一般多選擇通過室內小型實驗、室內中尺度模擬實驗和現地大型地下實驗室模擬實驗，來求取不同情形下的熱-水-力耦合參數。本計畫中使用膨潤土的為MX-80，其材料性質係依賴於前述各項實驗技術來求取數值分析所需要之參數，然後延續107年度子計畫三中的數值模擬方法，採用瑞典 SKB 報告與芬蘭 Posiva 報告中常採用的ABAQUS軟體作為數值模擬程式工具，模擬處置場回填後，直到十萬年間左右的緩衝材料與回填材料之潛變行為的影響，以及預估近場環境之熱水力依照時程的動態分佈變化等。

通過數值模擬來考量用過核子燃料受到熱-水-力(T-H-M 耦合效應)耦合效應的影響，參照瑞典 SKB 報告以及世界先進核能利用諸國之研究成果，必須評估耦合行為的安全性和穩定性作為處置孔參考之依據。因此，數值分析分為兩個階段進行。第一階段：探討膨潤土作為緩衝材料以及回填材料的長期潛變參數，根據應變速率方程式，進行軟體程式模擬，預測長達100,000年的潛變行為分析。第二階段：依據前述各章節實驗所獲得參數，這些參數將被使用於ABAQUS有限元素程式進行數值模擬，並將100,000年的潛變數值分析結果與世界核能先進國家的研究報告以及國內前期報告的計算結果進行三方驗證比較。

5.1 模型建立

5.1.1 實驗材料

本計畫使用的膨潤土為 MX-80，為顆粒狀皂土，其材料為美國懷俄明州開採的膨潤土。經測試，自然含水率為 13%，對應乾密度為 1600 kg/m^3 。使用基於 ABAQUS 的有限元素程式分析時，主要構建 4 種材料之模型，如圖 5-1 所示。

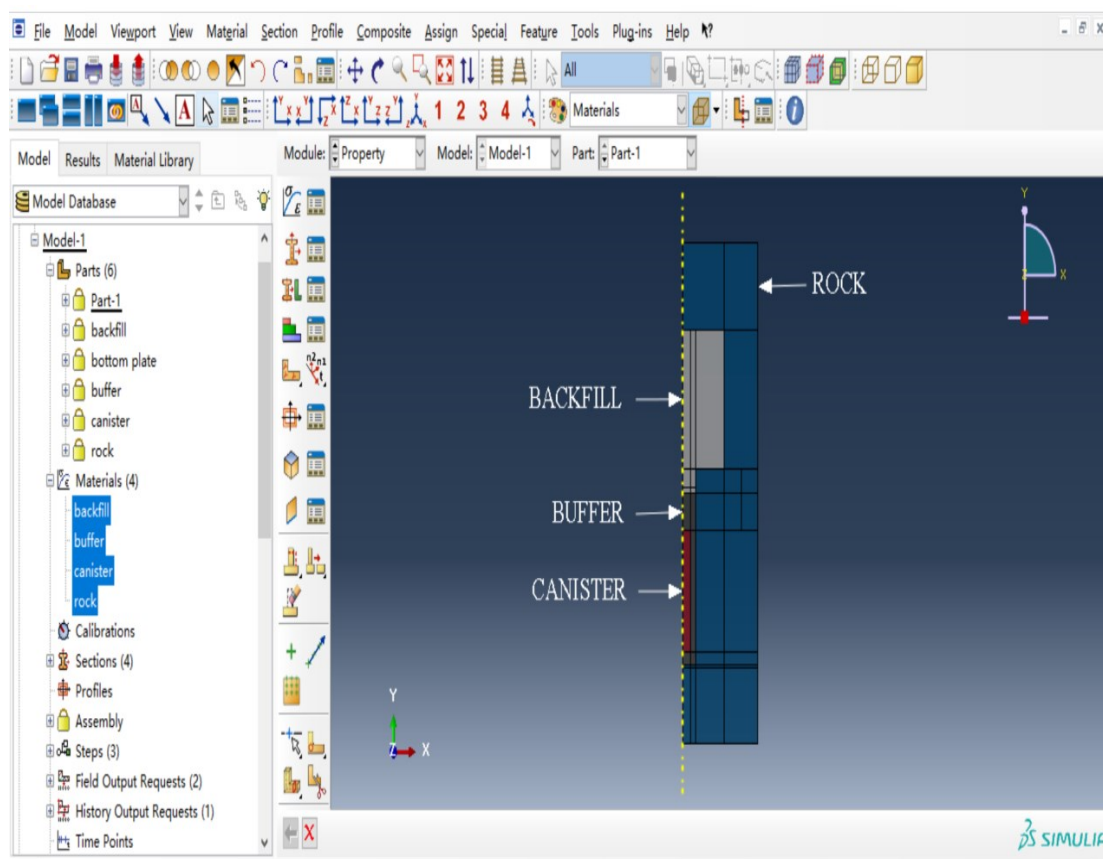


圖 5-1 數值模擬中材料模型(ABAQUS)

5.1.2 參數反演計算

緩衝材料與回填材料長期潛變行為之模型構建，可以參照前述瑞典 SKB 報告 SKB TR-88-30 以及 SKB TR-87-29、SKB TR-87-31 推崇的三參數模型方程式，如(式 5-1)所示。

$$\frac{dy}{dt} = Ae^{\alpha t} t^{-n} \quad (\text{式 5-1})$$

其中：

$\frac{d\gamma}{dt}$ = 潛變應變速率

A = 冪率乘數

τ = 偏應力

α = 應力水準

t = 時間

n = 時間順序

根據 ABAQUS 用戶手冊中，對長期潛變模型有對應解讀，如(式5-2)所示：

$$\dot{\epsilon}_{cr} = A\tilde{q}^n t^m \quad (\text{式5-2})$$

其中

$\dot{\epsilon}_{cr}$ = 潛變應變速率

A = 冪率乘數

\tilde{q} = 偏應力

n = 等效偏應力

t = 時間

m = 時間順序

根據 ABAQUS 用戶手冊中，對於物理上定義合理行為，A和n必須為正，且 $-1 < m \leq 0$ 。方程式的有效性取決於圖5-2的兩個觀察值，即圖5-2的應變率和偏應力之間的關係以及圖5-2中應變率和時間之間的關係。

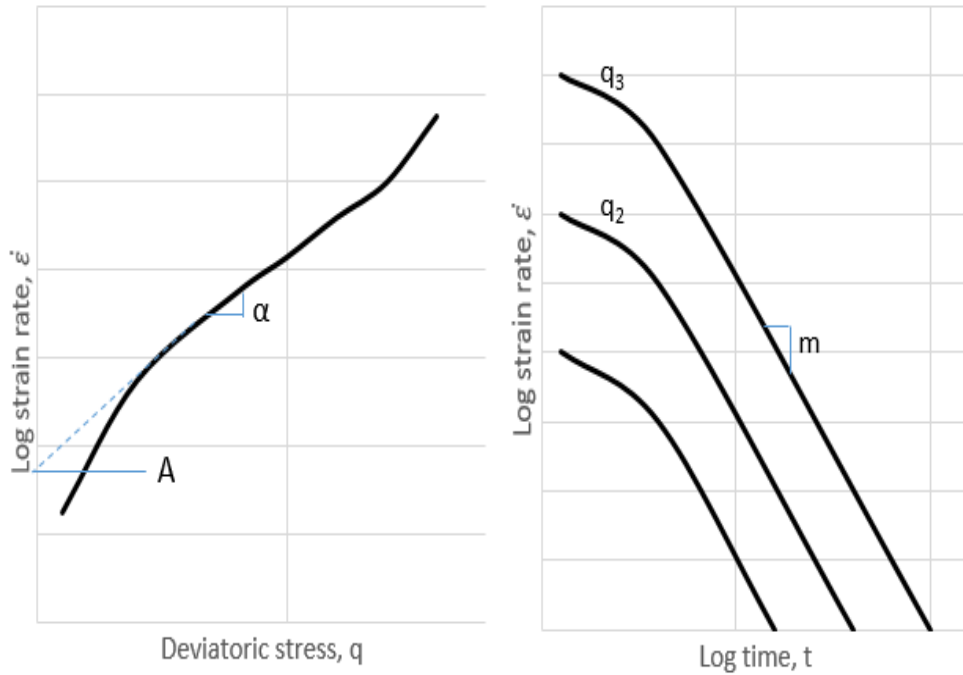


圖 5-2 潛變速率與應力、時間相關圖(D.C.S Simulia, 2016)

5.2 參數設置

1. 緩衝材料

MX-80 膨潤土作為緩衝材料之乾密度變化從 1600 kg/m^3 到 2010 kg/m^3 ，其中初始含水量 13% 對應的乾密度為 1600 kg/m^3 。楊氏係數隨著乾密度提升呈線性變化從 300 kPa 至 33000 kPa ，柏松比為 0.3。為了瞭解膨潤土之回脹模式，使用簡化的線性膨脹模型來表示膨潤土作為緩衝材料中回脹應力的膨脹和發展。在這個模型中，膨脹應力的計算公式如(式5-3)：

$$\Delta\sigma' = 3K\beta_{sw}\Delta S_l \quad (\text{式5-3})$$

為了定義回脹壓力隨著飽和度之變化，我們需要知道體積模量K和水分膨脹係數 β_{sw} 。從 MX-80 的實驗數據估算這兩個參數(Rutqvist and Tsang, 2008)。在表5-1中，ABAQUS 中水分回脹的性質將飽和度視為應變的函數。

表 5-1 膨潤土回脹行為(Rutqvist and Tsang, 2008)

Strain	Saturation
-0.24	0
-0.2	0.1
-0.16	0.2
-0.12	0.3
-0.08	0.4
-0.04	0.5
0	0.6
0.04	0.7
0.08	0.8
0.112	0.88
0.136	0.94
0.068	0.97
0.156	0.99
0.16	1

2. 回填材料

膨潤土作為回填土的密度為 1750 kg/m^3 ，被認為是具有線彈性性質：

$$E = 20.4 \text{ MPa}$$

$$\nu = 0.3$$

假定熱膨脹係數 $\beta_T = 0.000011/^\circ\text{C}$

3. 處置罐

處置罐重量密度為 7000 kg/m^3 ，設定為線性彈性材料，並具有以下性質：

$$E = 2.1 \times 10^5 \text{ MPa}$$

$$\nu = 0.3$$

4. 岩石

將岩石設定為剛體，且為線性彈性材料

$$E = 6.8 \times 10^4 \text{ MPa}$$

$$\nu = 0.22$$

5.3 模擬方法

根據 ABAQUS 數值模擬計算規則，一般通過多個Step來完成分析不同的模擬過程，該過程可能是彈性，也有可能是塑性，亦可能是靜力狀態，也可能動力狀態。這個參數的設置將影響後面的模擬分析結果，根據本子計畫的研究目標，對緩衝材料與回填材料的在熱水力耦合作用下的長期變位為研究重點，但是處置孔施工完畢的瞬間狀態，則是長期變位發展模式的初始狀態。因此，可以在程式模擬中，採取兩個Step來分析：第一個Step，研究處置孔施工完畢的瞬間狀態之受力情形，獲取緩衝材料與回填材料的進入長期變位發展模式的初始狀態各類特徵數據，如圖5-3所示。第二個Step，研究緩衝材料與回填材料的從開始進入長期變位發展模式直至第10萬年左右，期間在熱水力耦合作用下，不同時程條件下，溫度、飽和度、變位等具體分佈狀態，預估近場的安全性與長期穩定性，如圖5-4所示。

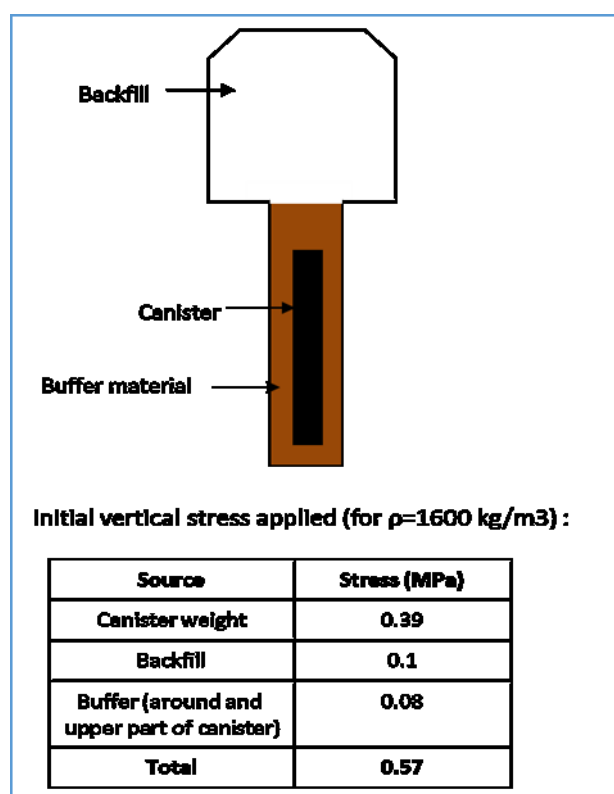


圖5-3 處置場關閉瞬間模擬示意圖

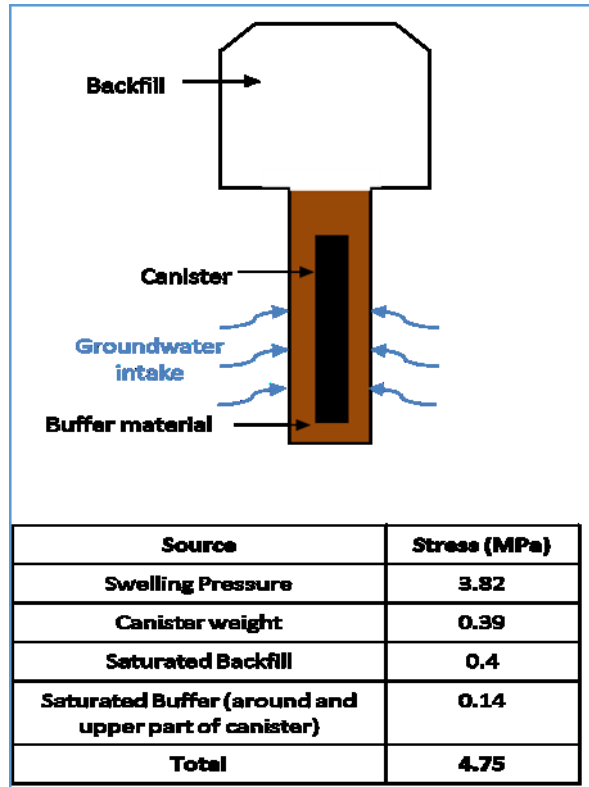


圖5-4 處置場關閉長期狀況模擬示意圖

5.4 模擬結果

處置孔的單元網格以軸對稱來建立，如圖5-5所示。整個模型的每一個網格設定約為 $0.5 \times 0.5 \text{ m}^2$ ，整體單元網格共有 411個。



圖5-5 潛變模型網格配置圖

根據每種材料屬性為模型的為每個部份設定初始條件，分為緩衝材料、回填材料及母岩。包含其初始飽和度、孔隙比、孔隙壓力及地壓應力，如表5-2所示。

表 5-2 初始條件參數表

部位	孔隙壓力 (MPa)	飽和度	地壓應力 (MPa)	孔隙比
回填材料	-0.9	0.6	-5.542	1.7
緩衝材料	-30	0.6	-23.002	0.76
母岩	-3.5	0.75	-7.627	0.003

指定的地壓應力初始條件是由初始條件下的孔隙壓力和飽和度通過來自外部邊界的靜水應力降低而計算之結果。對於地壓應力，取決於其回脹壓力，回填材料之地壓應力設定如圖5-6所示，緩衝材料之地壓應力設定如圖5-7所示。

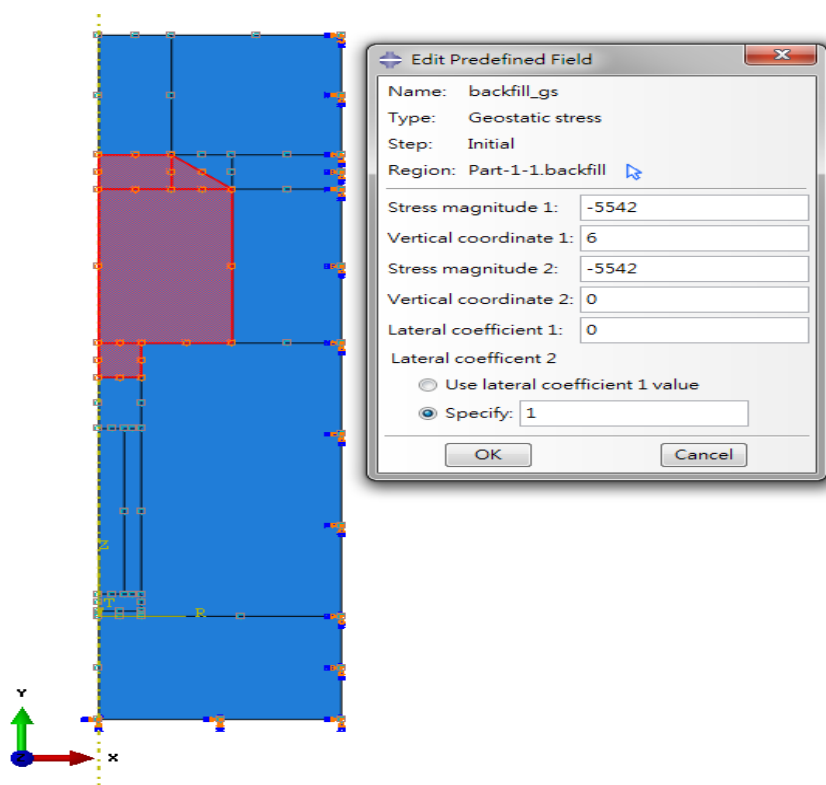


圖5-6 回填材料地壓應力設定圖

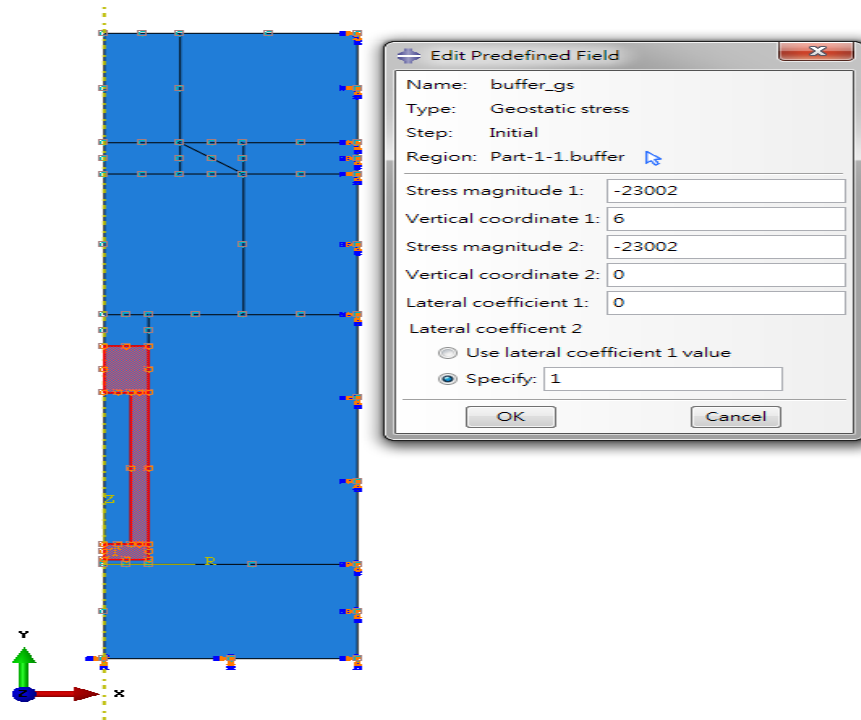


圖5-7 緩衝材料地壓應力設定圖

母岩地壓之應力設定如圖5-8所示。由於處置場通常為位於地下數十至數百公尺，因此將模型的外測邊界施加一個載重來自處置孔的近場環境的靜水應力的壓力，如圖5-9所示。

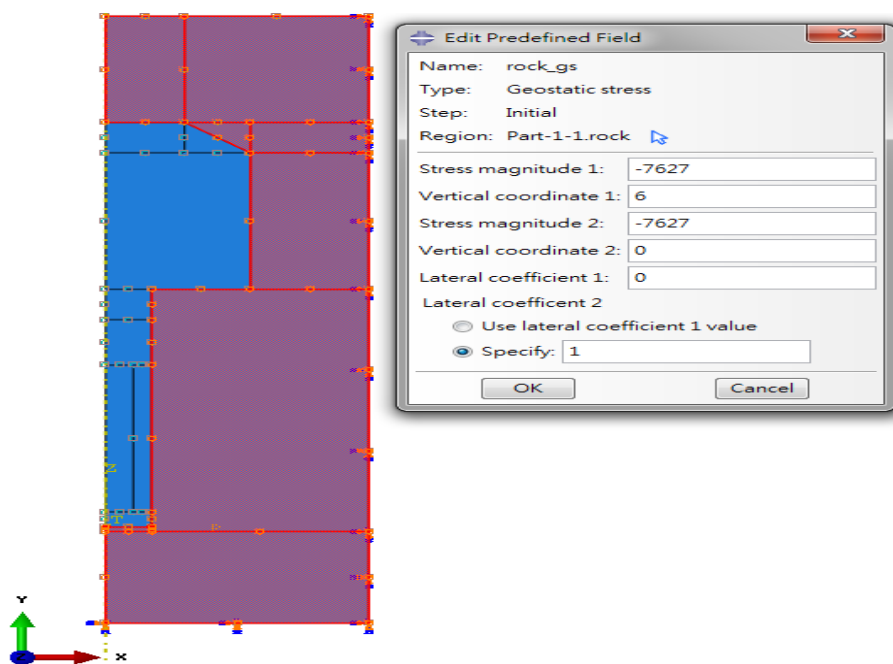


圖5-8 母岩地壓應力設定圖

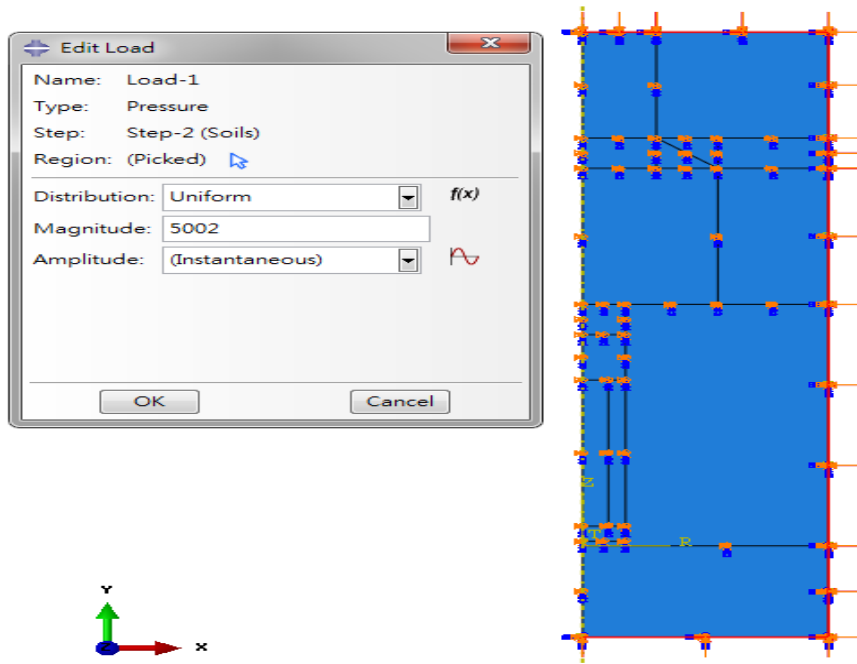


圖5-9 載重設定圖

在初始階段，將回填材料與岩石的整體邊界設定為束制情況，不允許發生位移變化，而在緩衝材料及處置罐則設定為只允許發生Y方向位移變化，並將X軸設定為束制，不允許發生側向的位移變化，設定的條件如圖5-10所示。

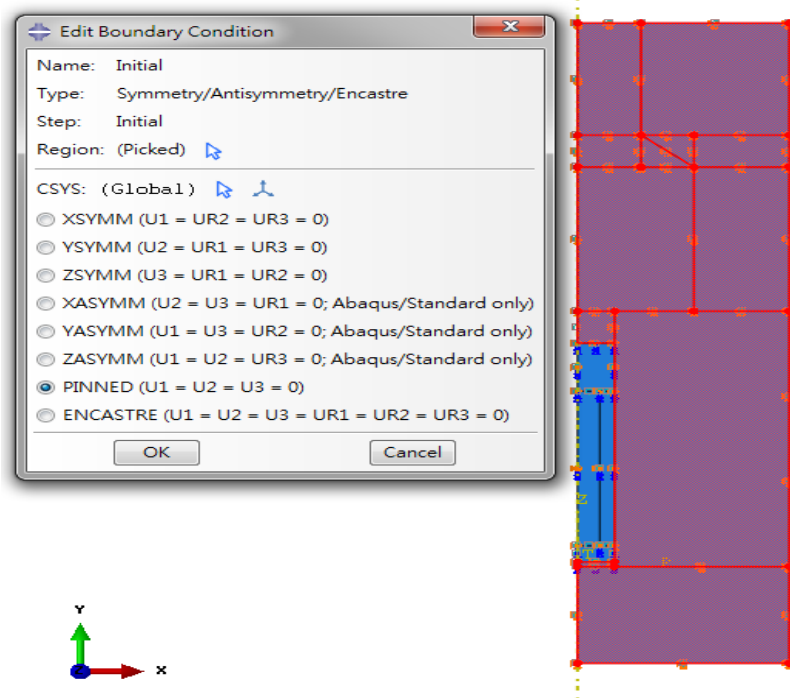


圖5-10 初始標界條件設定圖

計算分為兩個步驟，第一個步驟邊界條件設定如圖5-11所示，僅考慮由處置罐自重引起的緩衝材料的壓密作用，在設定上回填材料及岩石的邊界是固定的，計算時間為1天，即對應前述第一個Step，研究處置孔施工完畢的短期狀態之受力情形，此時並沒有熱水力耦合作用，僅存在壓密效應。而在執行第一個步驟之後，緩衝材料的長期潛變行為的模擬透過開放回填材料和岩石的邊界來進行在這第二個步驟計算潛變行為長達10萬年。

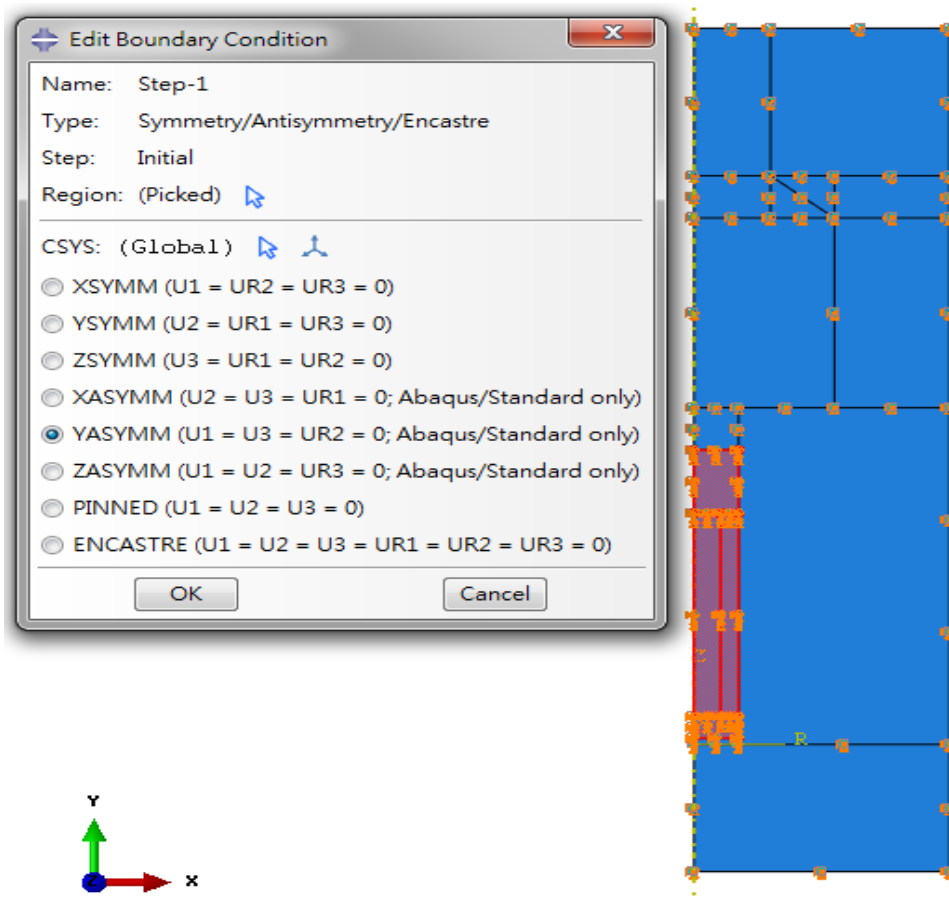


圖5-11標界條件設定圖(STEP 1)

在步驟一結果顯示如圖5-12所示，因受處置罐自重之影響，處置罐底部底角與緩衝材料接觸之間產生較大的位移變化，經過一天(86400秒)之後，大概向下發生了豎向位移為1.128 mm。

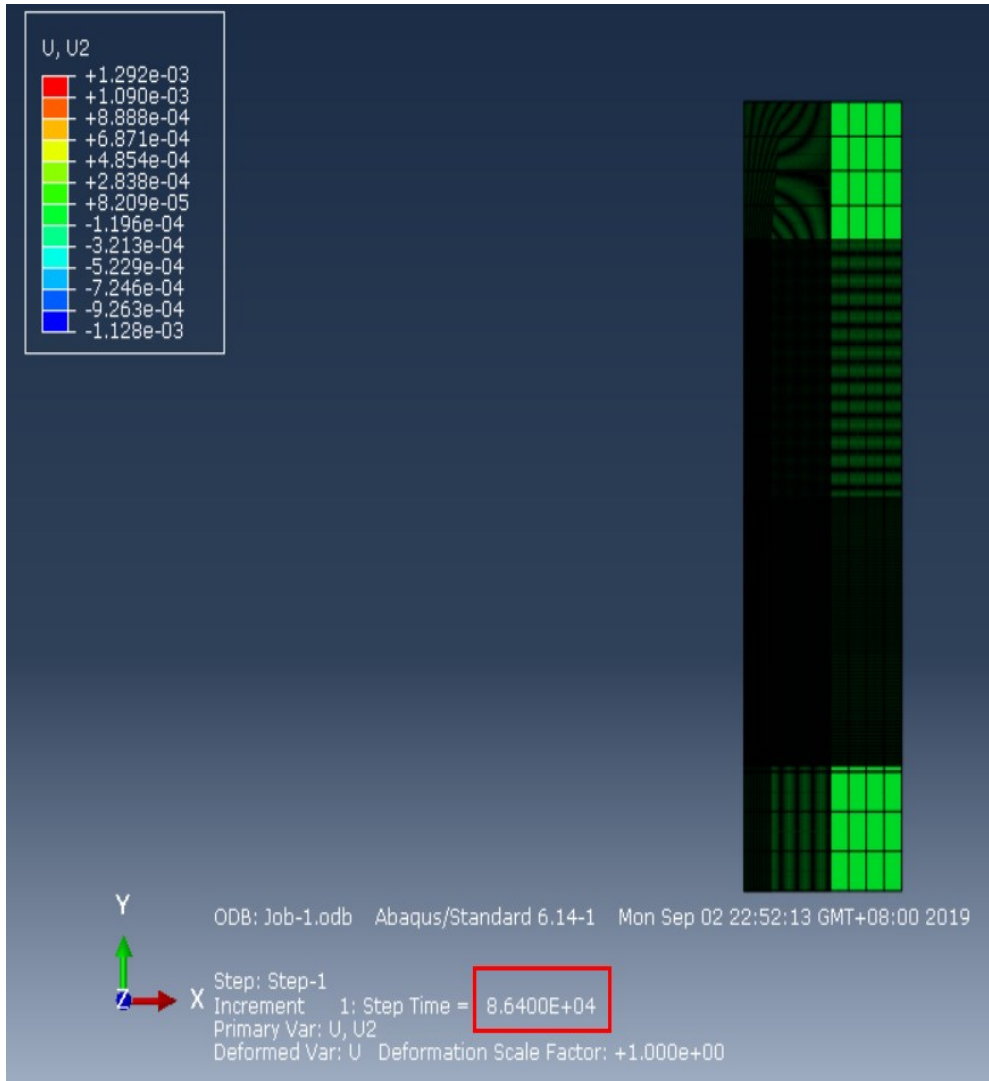


圖5-12 位移變化圖(STEP 1)

結束第一步驟(Step 1)進行之後，執行第二步驟(Step 2)，設定時間為10萬年甚至可以依賴程式預估其他各年份，而每次採取數值模擬步驟時，相關參數即是通過前述各類實驗求取之土水曲線的參數、水力傳導係數以及熱傳導係數等相關結果確認後，再後期進行數值模擬。第二步驟(Step 2)的位移變化如圖5-13所示，在第十萬年，緩衝材料之膨潤土MX-80由於受到熱水力之耦合作用，產生了較大的膨脹應力，在緩衝材料與回填材料交界處外側區域，發生了數值向上的最大位移，約為12.66 cm。

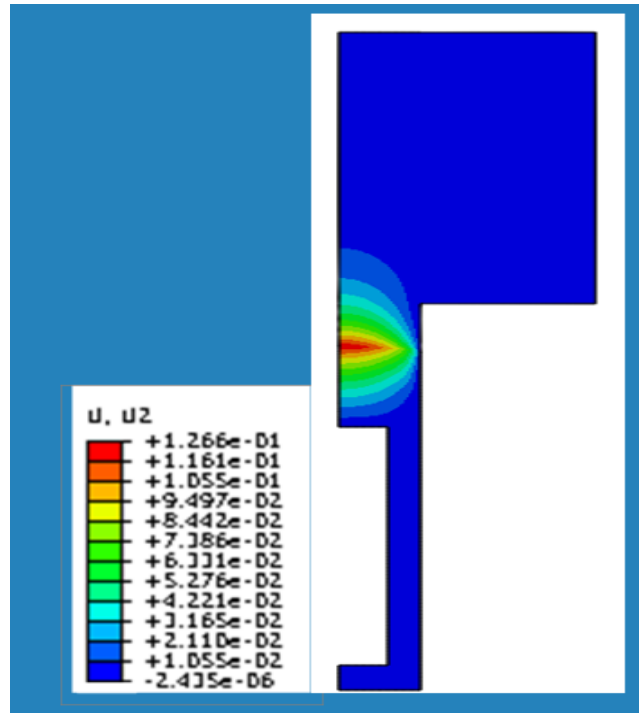


圖5-13 位移變化圖(STEP 2)

5.5 處置孔長期變位分析結果之三方驗證

5.5.1 實驗結果之三方驗證

1. 熱傳導係數

本計畫中的實驗過程，完全遵循 ASTM D5334 規範之規定，先通過率定，取得熱探針之修正係數為 0.246，後求得 MX-80 試體(乾密度為 1600 kg/m^3 ，含水量為 13%) 在 25°C 、 40°C 以及 60°C 之對應的熱傳導係數分別為 0.415 (W/m-K) 、 0.429 (W/m-K) 與 0.451 (W/m-K) 。可以推估，隨著溫度的上升，緩衝材料 MX-80 之熱傳導係數有逐漸增大之趨勢。

瑞典 SKB 研究報告(TR-10-44；TR-94-29)中，實驗表明熱傳導係數取值範圍在 $0.45\text{-}1.5 \text{ (W/m-K)}$ 之間，與所製作緩衝材料 MX-80 試體的含水量，孔隙比、飽和度以及試體本身溫度均由直接關係，並隨著溫度上升有增大之趨勢，且受到實驗所採用的熱探針周圍絕緣層影響，試體內所含空氣的熱傳導效應影響，因此熱傳導係數取值範圍差異較大。其中瑞典 SKB 研究報告(TR-06-14)之實驗結果，認為熱傳導係數與飽和度存在正向線性關係，在 25°C 時，乾密度為 1670 kg/m^3 ，含水量為 17% 之 MX-80 的熱傳導係數為 0.40 (W/m-K) 。

另外，芬蘭 Posiva 研究報告(Posiva, 2012-49)亦對 MX-80 之熱傳導係數進行了量測，認為熱傳導係數的主要影響因素為乾密度、含水量與飽和度，其中乾密度為 1636 kg/m^3 ，含水量為 7.8% 之 MX-80 的熱傳導係數為 0.481 (W/m-K) 。由此可知，SKB 與芬蘭 Posiva 熱傳導試驗結果與本計畫所得熱傳導試驗結果相當接近。

相較於國內研究，台電研究報告 SNFD 2017 在其第四章「處置設計與工程技术」之第五小節「工程障壁系統與處置設施的設計需求」中，僅提出緩衝材料建議使用為 MX-80，保證周邊溫度不高於 100°C ，利用 MX-80 膨潤土進行熱傳導係數量測，含水量 17%、孔隙比範圍在 0.65 至 1.3 之間，熱傳導係數值約在 0.85 (W/m-K) 至 0.39 (W/m-K) 範圍內。

台電研究報告 SNFD 2017 同時引用 SKB 文獻(Börgesson et al., 1994, p30)，指出 MX-80 膨潤土壓製為孔隙比 0.8 之膨潤土塊體，於不同含水條件下之熱傳導係數試驗，其未飽和至飽和狀態之熱傳導係數值範圍，在 0.6 (W/m-K) 至 1.3 (W/m-K) 之間。

從本計畫與國外資訊以及國內研究報告三方比較來看，本計畫之熱傳導實驗結果與國際資訊較為接近。目前台電報告尚未充分考慮含水量、飽和度以及孔隙比之對於熱傳導係數的影響，對其取值範圍界定較小，自身有關緩衝材料之熱傳導實驗尚未開展，多為直接引用瑞典 SKB 文獻之結論。建議在後續研究計畫中仿效 SKB 之研究結果，補充完善 MX-80 在多個因素影響下的不同熱傳導係數值，以利於後續之研究。

2. 水力傳導係數

本計畫中的水力傳導係數的計算，係根據達西定律(Darcy's Law)與伯努力定律(Bernoulli's Law)之概念，水力傳導係數(K)，經由流速(v)與水力坡降(i)分別以前述(式 3-1)與(式 3-2)計算，再由(v-i)圖中求其斜率值即為 K。目前求得三組不同試體在乾密度 1600 kg/m^3 、溫度 25°C 的實驗條件下，水力傳導係數的平均值為 $8.33 \times 10^{-14} \text{ m/s}$ 。

瑞典 SKB 研究報告(TR-06-14)中，通過大量實驗結果表明水力傳導係數與溫度以及孔隙比有關，並將資料匯成表格，如表 5-3 所示。其中溫度在 20°C ，孔隙比為 0.8 時對應的水力傳導係數為 $6.5 \times 10^{-14} \text{ m/s}$ 。

另外，芬蘭 Posiva 研究報告(Posiva, 2012-48)亦對 MX-80 之水力傳導係數進行了量測，認為水力傳導係數與乾密度存在一定的相關性，其實驗資料如圖 5-14 所示。

表 5-3 水力傳導係數與溫度以及孔隙比對照(部分)

溫度 T (°C)	孔隙比 e	水力傳導係數 K ($\times 10^{-13}$ m/s)
20	0.4	0.035
20	0.6	0.2
20	0.8	0.65
20	1.0	1.75
40	0.4	0.05
40	0.6	0.31
40	0.8	1.0
40	1.0	2.75

(資源來源：SKB TR-06-14)

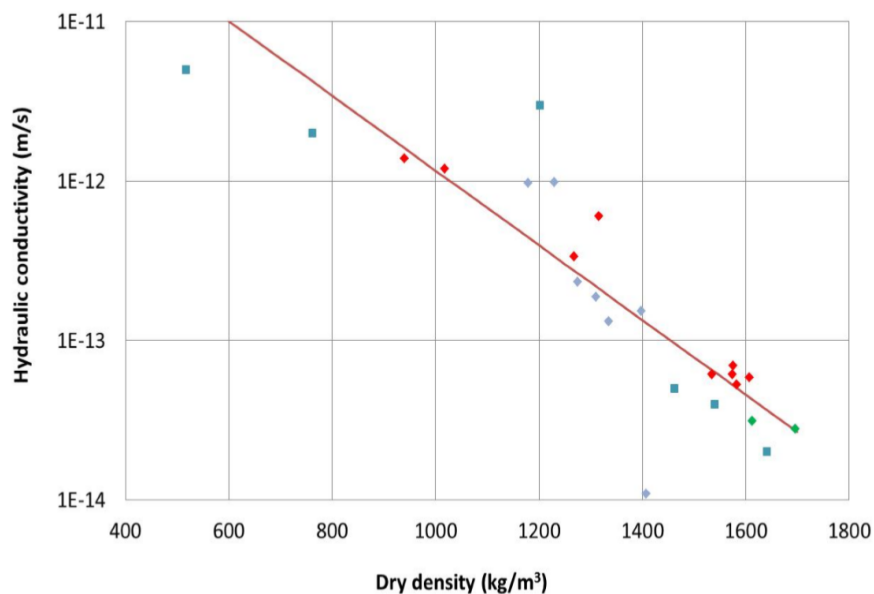


圖 5-14 水力傳導係數與乾密度對照示意圖

(資源來源：Posiva, 2012-48)

相較於國內研究，台電研究報告 SNFD 2017 在其第四章「處置設計與工程技術」之第五小節「工程障壁系統與處置設施的設計需求」中，提出緩衝材料應避免發生平流傳輸現象，以有效限制地下水流動，並使溶質傳輸以擴散機制為主，達到延緩放射性核種隨地下水流動釋出之目的，其飽和水力傳導係數可以參照瑞典 SKB 之研究成果(SKB, 2010e, p31)，需低於 1.0×10^{-12} m/s，但未見報告中有關於實驗內容之過程描述。

從本計畫與國外資訊以及國內研究報告三方比較來看，本計畫之水力傳導係數實驗結果與國際資訊較為接近，且滿足 SKB 水力傳導須低於 1.0×10^{-12} m/s 之要求，試驗結果均處於 $10^{-13} \sim 10^{-14}$ m/s 之範圍。目前台電報告自身有關緩衝材料之水力傳導實驗尚未開展，多為直接引用瑞典 SKB 文獻之研究成果。建議在後續研究計畫中可以進一步探究影響水力傳導係數之多元因數，以利於後續之研究。

3. 土壤水分特性曲線(SWCC)

本計畫中的土壤水分特性曲線係基於水汽平衡法來求取，即為不同溫度下之土壤吸力與飽和度關係，然後採用近景攝影測量之方法，修正吸水膨脹後的試體體積，最終將飽和度與吸力之間的關係繪製成曲線，並採用 van Genuchten 模型擬合試驗結果(圖4-14)。

瑞典SKB研究報告(TR-06-14)中，將實驗所得土水特徵曲線與 van Genuchten 模型並列繪製如圖5-15所示。另外，芬蘭Posiva研究報告(Posiva, 2012-48)亦對MX-80之吸力進行了量測，得到了繪製土水特徵曲線如圖5-16所示。

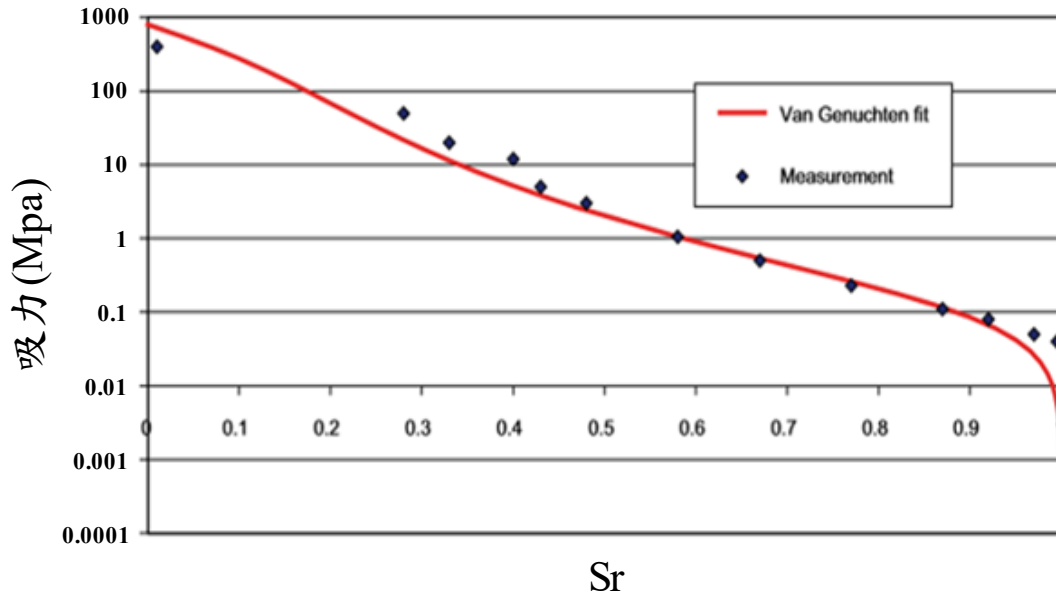


圖5-15 飽和度與吸力關係(SKB, TR-06-14)

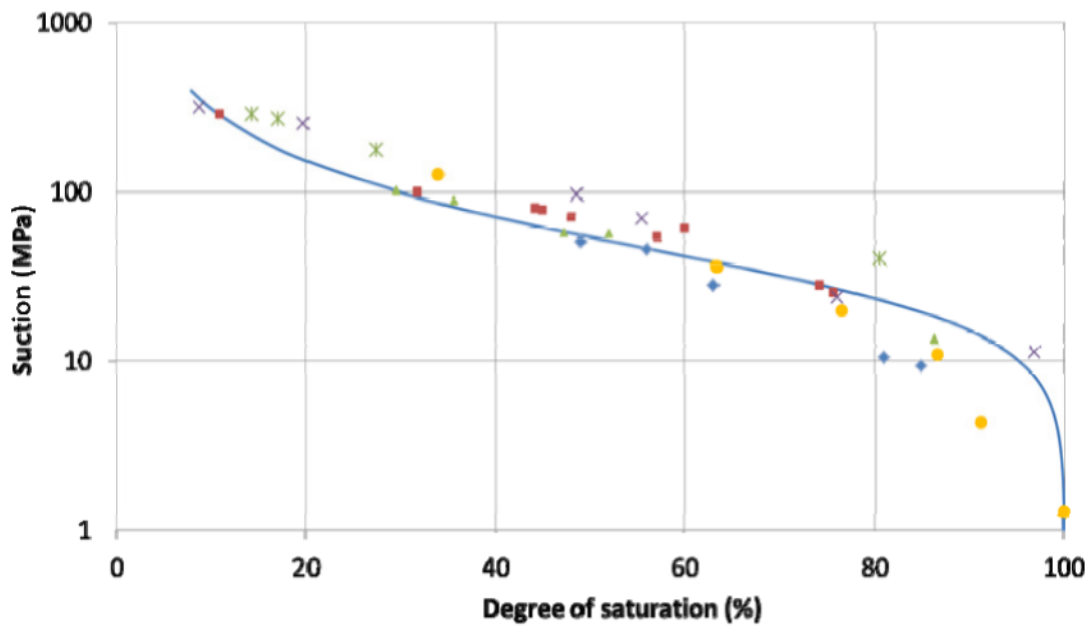


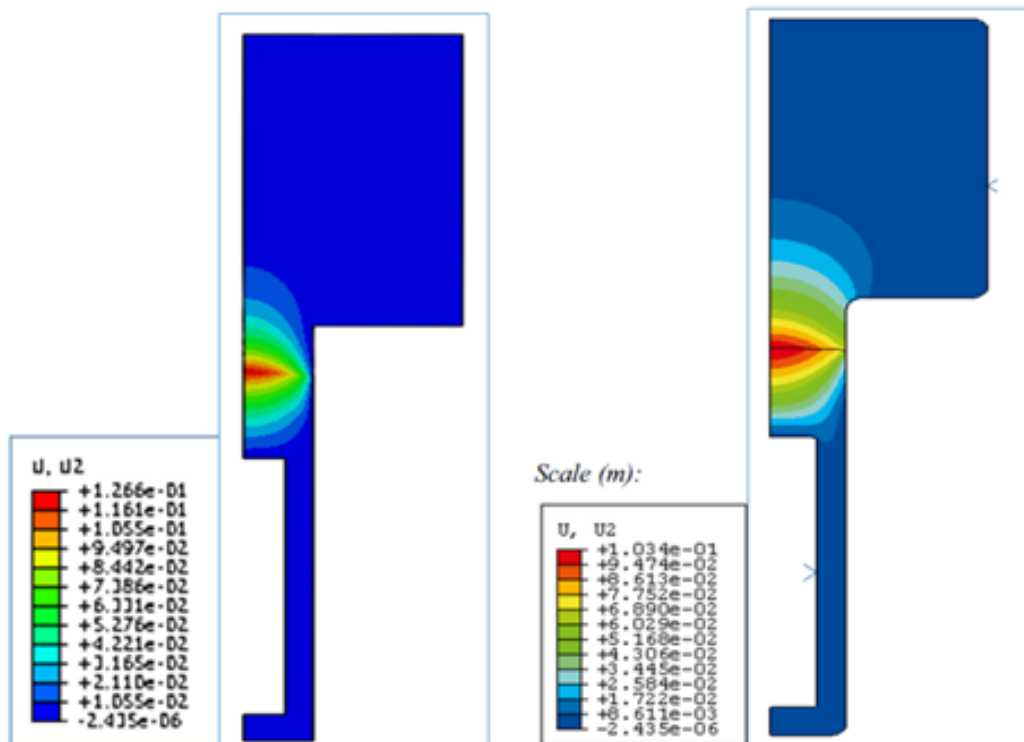
圖5-16 飽和度與吸力關係(Posiva, 2012-48)

與此對應之國內資訊：台電報告SNFD 2009與SNFD 2017均無相關描述，亦未見實驗分析。關於土壤水分特性曲線，其他國內文獻僅對臺灣地區的日興土(莊怡芳，2008)、非飽和紅土(吳永銘，2011)進行了研究，但研究結果與MX-80有明顯較大之差異。

從本計畫與國外資訊以及國內研究報告三方比較來看，本計畫之吸力實驗結果與國際資訊較為接近。建議在後續研究計畫中可以進一步探究補充完善高吸力與低吸力範圍內的實驗數據，以利於後續之研究。

5.5.2 數值模擬結果之三方驗證

在本計畫數值模擬中採取兩個Step 來分析。第一個Step主要分析處置孔施工完畢的瞬間狀態之受力情形，獲取緩衝材料與回填材料的進入長期變位發展模式的初始狀態各類特徵數據。第二個Step分析緩衝材料與回填材料的從開始進入長期變位發展模式直至第10萬年左右，期間在熱水力耦合作用下，不同時程條件下長期變位之情形，預估近場的安全性與長期穩定性。長期變位之模擬情形，可與瑞典SKB研究報告(TR-10-11)對比，如圖5-17以及圖5-18所示。



(a) 豎向位移分佈圖(本案研究)

(b) 豎向位移分佈圖(SKB TR-10-11)

圖5-17 數值模擬第10萬年之緩衝材料與回填材料之豎向位移

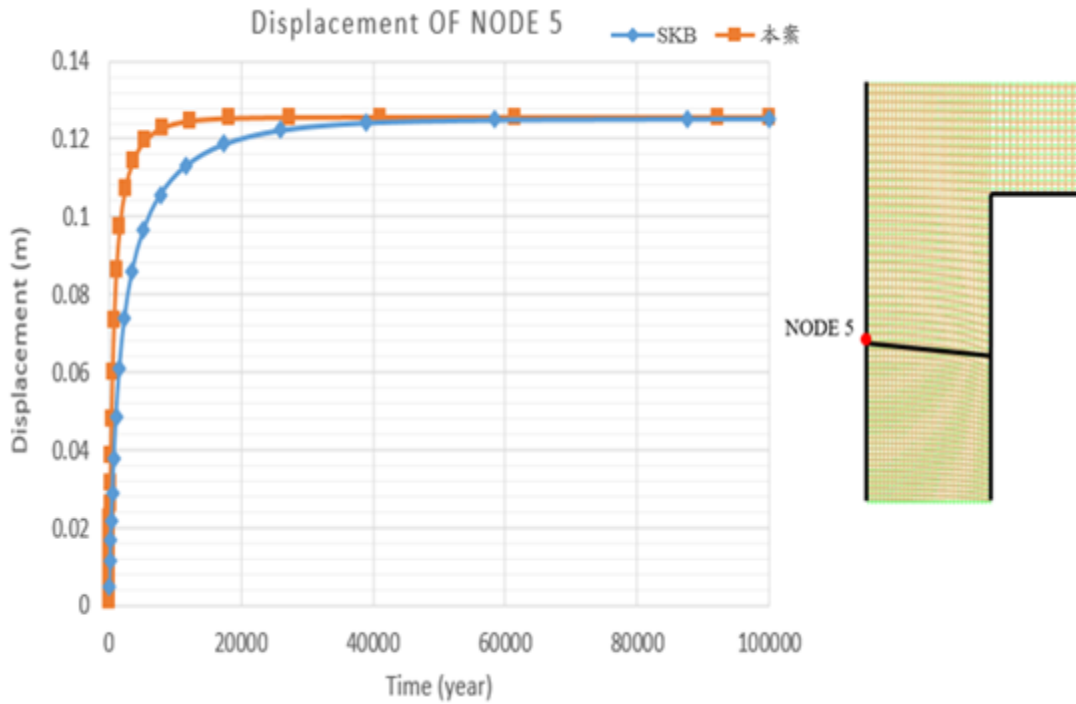


圖5-18 節點5(NODE 5)10萬年間的豎向位移時程變化對比示意圖

經比較得知，在十萬年時間點，由於膨脹應力較大，加之潛變作用，故最終緩衝材料與回填材料介面處發生向上產生位移，研究分析結果為12.66 cm，相較於SKB，其分析結果為10.34 cm，模擬結果在最大位移與位移時程變化上，均與SKB研究報告較為接近。由於本計畫求得之水力傳導係數略大於SKB之結果，因此數值模擬之長期變位也略微大於SKB之對應結果。另外，西班牙相關文獻(ERDEM TOPRAK, 2016)也以KBS-3V concept (Posiva, 2013)為基礎，緩衝材料採用MX-80，但回填材料採用法國備選膨潤土Friedland clay，計算採用the Barcelona Basic Model (BBM)，對緩衝材料與回填材料交界處的長期變位進行數值模擬，結果如圖5-19所示，其Wet case之最大豎向位移亦接近10 cm。

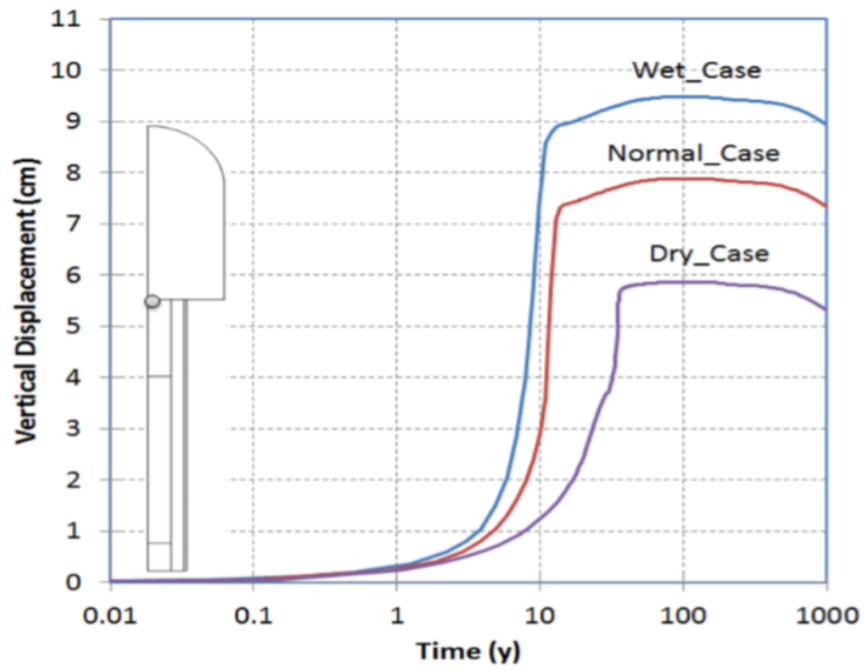


圖5-19 緩衝材料與回填材料交界處的長期變位數值模擬
(ERDEM TOPRAK, 2016)

與此對應之國內資訊方面，台電報告SNFD 2009與SNFD 2017均無相關內容，僅在SNFD 2017第四章中提出緩衝回填材料之設計需求與參數界定，亦未見數值模擬分析之結果。

第六章、結論與建議

6.1 結論

本年度子項計畫三在結合105—107年度相關計畫所獲得成果之基礎上，蒐集世界各國用過核子燃料最終處置緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗模擬方法，進行了緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗量測，引入近景攝影測量技術應用於土壤水份特性曲線(SWCC)飽和度修正，同時利用有限元素法之ABAQUS軟體，建立熱-水-力耦合作用下處置孔長期變位之數值模式並進行分析，最後將分析結果與國際資訊、國內階段成果報告之變位評估進行三方驗證，獲得以下成果及結論：

1. 本計畫實驗部分分別進行了熱傳導試驗、水力傳導試驗與吸力試驗。在熱傳導試驗中，求取了 25°C、40°C 以及 60°C 之對應的熱傳導係數，結果分別為 0.415 (W/m-K)、0.429 (W/m-K)與 0.451 (W/m-K)。研究結果發現，隨著溫度的上升，緩衝材料 MX80 之熱傳導係數有逐漸增大之趨勢。在水力傳導試驗研究中，透過三組不同試體在乾密度 1600 kg/m³、溫度 25°C 的實驗條件下，取得水力傳導係數的平均值為 8.33×10^{-14} m/s，與國內外資訊較為吻合。在吸力試驗研究中，引入近景攝像測量技術之應用，有助於對緩衝材料吸水膨脹後的體積變化作出研判分析，本計畫所繪製之土壤水分特性曲線(SWCC)，與 van-Genuchten 土壤持水模型較為吻合，同時與國內外相關文獻之形態以及特徵均較為接近。
2. 本計畫數值模擬部分為探討熱水力耦合條件下緩衝材料及回填材料之長期變位行為，藉由 ABAQUS 軟體，以瑞典 KBS-3V 之幾何模型為背景資訊，建立處置孔之有限元素法數值模擬能力，同時將實驗所得各類參數納入處置孔數值模擬模式中演算，並將結果與國際合作相關研究成果進行比較與驗證。三方驗證結果證實，由於緩衝材料逐漸吸水從未飽和趨向飽和，在緩衝材料與回填材料之交界面，長期變位較為顯著。在緩衝材料與回填材料之交界面外側區域，透過數值模擬分析預估第十萬年將產生 12.66 cm 左右之向上的豎向位移，與瑞典 SKB 研究報告數值模擬結果 10.34 cm 甚為接近，長期變位趨於穩定。

6.2 建議

1. 本研究在進行緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗過程中，主要依據 ASTM5334-14 進行緩衝材料之熱傳導係數實驗求取、依據達西定律進行水力傳導係數實驗求取，同時採用水汽平衡法進行不同含水量之試體的吸力量測，引入近景攝影法對體積變異分析，從而試體的修正飽和度，進一步獲取土體特徵曲線(SWCC)。通過上述實驗建立各類分析參數，並發展處置孔近場長期變位之模式與數值模擬之模型，以便有效推估緩衝及回填材料長期受荷載下之變形行為，進而與國內外研究報告驗證分析結果並提出相對應之試驗與技術評析。由於本研究是以實驗室模擬的方式進行試驗，建議未來研究中引入多方合作，有機會參與現場模擬試驗，以利於高放環境用過核子燃料處置場工程性質之探討。
2. 在進行緩衝材料與回填材料之熱-水-力耦合參數實驗過程中，根據 ASTM D5334-14 之實驗標準，採用熱探針法求取膨潤土之熱傳導係數時，必須先進行熱探針本身之熱傳導係數之率定，而通常採用 25 攝氏度之純水的熱傳導係數值 0.607(W/m-K)為基準。而對根據達西定律求取之水力傳導係數，一般為達到延緩阻滯放射性核種流動釋出，飽和水力傳導係數可以參照國內外之研究成果，需低於 1.0×10^{-12} m/s，建議限制在 $10^{-13} \sim 10^{-14}$ m/s 為宜。
3. 熱-水-力耦合作用下處置孔長期變位之數值模式建立與分析，可採用有限元素法進行分析，其數值模擬結果可與國際資訊、國內階段成果報告之變位評估進行三方驗證。採用有限元素法之 ABAQUS 軟體，進行熱-水-力耦合作用分析，並將熱-水-力耦合參數實驗過程中求取的熱傳導係數、水力傳導係數、吸力以及飽和度等參數逐步輸入，為進行依序耦合分析創造便利之條件。未來建議仍舊以瑞典 KBS-3V 之幾何模型為背景資訊，保持研究的延續性，對不同實驗條件下的熱-水-力耦合參數求取更多資料，以利於建立不同場景下的數值模擬，以便有效推估緩衝及回填材料長期受荷載下之變形行為。

參考文獻

- 行政院原子能委員會，(2010)，「放射性物料管理法」，行政院原子能委員會放射性物料管理局，華總一義字第 09100248760 號。
- 黃偉慶，(2014)，「用過核子燃料深層地質處置場近場緩衝材料耦合效應研析」，行政院原子能委員會放射性物料管理局，委託計畫研究期末報告。
- 臺灣電力公司，(2015)，「用過核子燃料最終處置計畫潛在處置母岩特性調查與評估階段」，103 年度成果報告上冊。
- 楊樹榮，蘇昱達，(2018)，「近景攝影測量結合非監督影像群集分類法應用於道路鋪面坑洞判釋」，第十三屆鋪面材料再生及再利用研討會暨 2018 世界華人鋪面專家聯合學術研討會，臺北。
- 莊怡芳，(2008)，「未飽和緩衝材料吸力與水力傳導度推求及再飽和行為」，國立中央大學，碩士論文。
- 吳永銘，(2011)，「濕吸力平衡路徑與水入滲對非飽和紅土之影響」，臺北科技大學，碩士論文。
- 日本經濟産業省・資源エネルギー庁，(2011)，「遠隔搬送・定置技術の開発」，第 3 章。
- 鈴木英明，藤崎淳，藤田朝雄，(1994)，「緩衝材の地球化學プロセスに著目した熱-水-化學連成挙動に関する工學規模の人工バリア試験と解析評価」，原子力バックエンド研究，Vol.16 No.1。
- 千々松正和，根山敦史，石原義尚，(2002)，「熱-水-応力-化學連成挙動に関する研究」，核燃料サイクル開発機構，JNC TJ8400 2002-003。
- Mattias, Å., Ola K., Lennart B., Ann D., and Jan H., (2010) THM modelling of buffer, backfill and other system components. SKB Technical Report TR-10-11 Swedish

- Nuclear Fuel and Waste Management Company Limited, Stockholm, Sweden.
- Roland, R., Robert, A., (1999) Creep in buffer clay. SKB Technical Report TR 99-32. Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company Limited, Stockholm, Sweden.
- Pusch, R., Borgesson, L. and Erlstrom, M. (1987a) Alteration of isolating properties of dense smectite clay in repository environment as exemplified by seven preQuaternary clays. SKB Technical Report TR 87-29. Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company Limited, Stockholm, Sweden.
- Toprak, E., Mokni, N., & Olivella, S. (2013). *Thermo-Hydro-Mechanical Modelling of Buffer..* Posiva Oy. Eurajoki, Finland. (Posiva 2012-47).
- Pintado, X., Mamunul, Rautioaho, E. (2013). *Thermo-Hydraulic Modelling of Buffer and Backfill.* Posiva Oy. Eurajoki, Finland. (Posiva 2012-48).
- Pintado, X., Mamunul, H. M., & Martikainen, J. (2013). *Thermo-Hydro-Mechanical Tests of Buffer Material.* Posiva Oy. Eurajoki, Finland. (Posiva 2012-49).
- Pusch, R. (1986). *Settlement of canisters with smectite clay envelopes in deposition holes.* . Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co. Stockholm, Sweden. (SKB TR-86-23).
- Pusch, R. (1999). *Is montmorillonite-rich clay of MX-80 type the ideal buffer for isolation of HLW?*. Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co. Stockholm, Sweden. (SKB TR-99-33).
- SKB. (2006). *Long-term safety for KBS-3 repositories at Forsmark and Laxemar – a first evaluation.* Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Co. Stockholm, Sweden. (SKB TR-06-09) .

(此頁空白)

行政院原子能委員會放射性物料管理局

108 年用過核子燃料處置審驗技術研析
及驗證工作

子項計畫四：應用於高放處置設施之低鹼性混凝土
配比及其性質研析
期末報告

受委託單位：國立中央大學

計畫主持人：黃偉慶 教授

子計畫主持人：王韡蓓 教授

業務委託單位：行政院原子能委員會放射性物料管理局

計畫編號：108FCMA001

中 華 民 國 一 〇 八 年 十 二 月

108 年用過核子燃料處置審驗技術研析 及驗證工作

子項計畫四：應用於高放處置設施之低鹼性混凝土 配比及其性質研析

受委託單位：國立中央大學

研究主持人：黃偉慶

協同主持人：王韡蒨

研究期程：中華民國 108 年 1 月至 108 年 12 月

研究經費：新台幣陸拾參萬伍仟元整

行政院原子能委員會放射性物料管理局委託研究

中華民國 108 年 12 月

(本報告內容純係作者個人之觀點，不應引申為本機關之意見)

摘要

子項計畫四主要有兩大研究方向，應用於高放處置設施之低鹼性混凝土相關國際資料彙整及不同類型低鹼性混凝土試體製作與工程性質研析，並於報告中提出研析成果。內容重點包括：（1）低鹼性混凝土應用於高放處置設施之要求：混凝土材料在處置坑道中的使用情況、各國對各部位混凝土材料使用的考量、對混凝土材料用在處置場中各部位性質的要求及目前在處置場中的實際運用情況。

（2）處置環境對低鹼性混凝土之影響：低鹼性混凝土材料對處置環境的影響情況以及處置環境對混凝土材料的影響情況。（3）高放射性廢棄物處置隧道中所使用的低鹼性混凝土(包括一般混凝土、自充填混凝土、噴凝土)之配比、性質要求及試驗結果與分析。

本年度相較於 106 年及 107 年度的研究內容上擴大混凝土類型，對不同部位所使用的不同類型的混凝土進行硬固性質、耐久性質及水密性質方面的研究，並獲得以下成果：（1）低鹼性一般混凝土之膠結材料使用量越多則 pH 值越高、強度越高、乾燥收縮量越少、但不影響其抗硫酸鹽能力。膠結材料使用量達到 350 kg/m^3 時，即具有適當的強度及耐久性，同時 pH 值符合低鹼性混凝土之要求。

（2）低鹼性自充填混凝土之膠結材料使用量越多則 pH 值越高、乾燥收縮量越大、抗硫酸鹽能力越好，適量增加膠結材料使用量可幫助強度發展，但添加量過多可能對強度發展不利。膠結材料使用量達到 250 kg/m^3 時，有助於強度及耐久性質有效提升，同時 pH 值符合低鹼性混凝土之要求。（3）低鹼性噴凝土之水膠比越高則強度越低、乾燥收縮量越大，但是不影響 pH 值以及抗硫酸鹽能力。水膠比設定在 0.30 時，其強度效果最佳且耐久性質較佳，同時 pH 值按照趨勢可能會持續下降，故整體效果最優。（4）低鹼性一般混凝土與低鹼性自充填混凝土的 RCPT 之電滲量結果顯示，均在可忽略的範圍內，顯示低鹼性混凝土具有良好的水密性。

(此頁空白)

目錄

摘要.....	i
目錄.....	iii
圖目錄.....	vi
表目錄.....	viii
第一章、緒論.....	1
1.1 研究背景.....	1
1.2 研究目的.....	2
1.3 研究內容.....	2
第二章、文獻回顧.....	3
2.1 深地層處置設施.....	3
2.2 高鹼性混凝土對深地層處置設施影響.....	6
2.3 低 pH 水泥介紹.....	6
2.3.1 低 pH 水泥之發展.....	6
2.3.2 國際間對低 pH 水泥之定義與要求.....	7
2.3.3 國際間運用低 pH 水泥之配比情況.....	7
2.4 處置環境對水泥材料影響.....	9
2.4.1 溫度對水泥材料影響.....	9
2.4.2 地下水對水泥材料影響.....	13
2.4.3 膨潤土對水泥材料影響.....	15
2.4.4 輻射對水泥材料影響.....	15
2.5 水泥對處置環境影響.....	17
2.5.1 水泥對母岩的影響.....	17
2.5.2 水泥對膨潤土的影響.....	19
2.5.3 低鹼水泥對膨潤土的影響.....	21
2.6 低鹼性混凝土應用於高放處置設施之要求.....	22
2.6.1 地下處置隧道回填材料.....	23
2.6.2 結構性水泥組成物(Structuralcements).....	24

2.6.3 密封應用(Sealingapplications).....	27
2.7 低鹼性混凝土不同類型之配比設計及工程性質資訊研析.....	43
2.7.1 密封物及裂縫水泥漿配比及工程性質.....	44
2.7.2 回填材料.....	45
2.7.3 隧道封塞混凝土.....	47
2.7.4 處置隧道襯砌.....	51
2.7.5 包括樓板、道路、隔壁及扶壁等支撐結構物.....	55
2.7.6 岩栓.....	56
2.8 低鹼性膠結材料各國配比之工程性質驗證.....	56
第三章、實驗規劃.....	60
3.1 試驗構想及流程.....	60
3.1.1 不同類型低鹼性混凝土之新拌性質.....	61
3.1.2 不同類型低鹼性混凝土之硬固及耐久性質.....	61
3.1.3 不同類型低鹼性混凝土之水密性質.....	61
3.2 試驗材料.....	63
3.3 試體編號.....	66
3.4 試驗混凝土配比設計.....	67
3.5 實驗設備及儀器.....	68
3.5.1 新拌性質試驗.....	68
3.5.2 硬固及耐久性質試驗.....	70
3.5.3 水密性質試驗.....	73
3.6 實驗方法.....	74
3.7 實驗要求.....	75
第四章、結果與討論.....	76
4.1 處置環境對低鹼性混凝土影響之國際資訊研析.....	76
4.1.1 處置環境對低鹼性混凝土之影響.....	76
4.1.2 低鹼性混凝土對處置環境之影響.....	77
4.2 低鹼性混凝土應用於高放處置設施要求之國際資訊研析.....	77
4.3 低鹼性混凝土不同類型之配比設計及工程性質資訊研析.....	78
4.4 低鹼性混凝土不同類型之代表配比製作及工程性質驗證.....	79

4.4.1 新拌性質.....	79
4.4.2 硬固及耐久性質.....	83
4.4.2.1 低鹼性一般混凝土.....	84
4.4.2.2 低鹼性自充填混凝土.....	89
4.4.2.3 低鹼性噴凝土.....	93
4.4.3 水密性質.....	97
4.4.3.1 低鹼性一般混凝土快速氯離子滲透試驗結果.....	98
4.4.3.2 低鹼性自充填混凝土快速氯離子滲透試驗結果.....	99
4.5 用於高放處置設施低鹼性混凝土之綜合討論.....	100
4.5.1 用於高放處置設施中低鹼性混凝土的特性與運用情況.....	100
4.5.2 裂縫填補.....	100
4.5.3 隧道襯砌.....	104
4.5.4 封塞混凝土.....	105
4.5.5 混凝土梁及底板等.....	107
4.5.6 運用於處置場中之低鹼性混凝土建議.....	109
4.6 用於高放處置設施低鹼性混凝土類型之配比設計及性質審查重點或 注意事項.....	110
第五章、結論與建議.....	111
5.1 結論.....	111
5.2 建議.....	113
參考文獻.....	114

圖目錄

圖 2-1 SKB-3V(圖左)與 SKB-3H(圖右)處置隧道示意圖[2]	3
圖 2-2 瑞典和芬蘭用過核子燃料處置場的概念示意圖[1]	4
圖 2-3 加拿大用過核子燃料處置場的概念示意圖[1]	5
圖 2-4 西班牙用過核子燃料處置場的概念示意圖[1]	5
圖 2-5 岩石受水泥孔隙溶液改變示意圖[58]	18
圖 2-6 岩石物理測量[62]	19
圖 2-7 超鹼孔隙流體經膨潤土傳輸(Migration)引起二次礦物形成的潛在順序 示意圖[3]	20
圖 2-8 MX-80 膨潤土與水泥孔隙溶液(pH9.70)接觸 5900 年的化學成分(體積 分數>0.5%)與界面不同距離的分布情形[73]	22
圖 2-9 KBS-3H 設計的處置水平坑道的細節顯示水平坑道不同部分的流入要 求(Qinflow 是地下水流入處置水平坑道的速率)	28
圖 2-10 SF/OPC 配方的 6 小時剪力強度和 28 天抗壓強度與 w/s 比關係	31
圖 2-11 TSX 配置和混凝土隔壁細節[92]	35
圖 2-12 FEBEXII 噴凝土封塞的設計[95]	37
圖 2-13 SKB 設計的拱形混凝土封塞[98]	39
圖 2-14 PFA、BFS 和矽灰含量對 OPC 自生收縮的影響[100]	41
圖 2-15 用於測試鑽孔密封封塞混凝土的剪力強度沖擊設備[103]	43
圖 2-16 高放射處置隧道斷面示意圖[107]	45
圖 2-17 KBS-3 處置隧道的設計[111]	55
圖 3-1 子計畫四研究流程圖	62
圖 3-2 混凝土拌合機	68
圖 3-3 坍度錐	69
圖 3-4 V 型漏斗	69
圖 3-5 B 型氣量計	70
圖 3-6 抗壓機	70
圖 3-7 油壓沖床	71

圖 3-8 研磨機	71
圖 3-9 pH 值測定儀	72
圖 3-10 比長儀	72
圖 3-11 電源供應器	73
圖 4-1 PC 系列坍度試驗現場情況	80
圖 4-2 SCC 系列坍流度試驗現場情況	81
圖 4-3 SHC 系列坍度試驗現場情況	83
圖 4-4 PC 系列抗壓強度試驗結果	85
圖 4-5 PC 系列 pH 值試驗結果	86
圖 4-6 PC 系列角柱乾燥收縮試驗結果	87
圖 4-7 PC 系列抗硫酸鹽侵蝕試驗結果	88
圖 4-8 SCC 系列抗壓強度試驗結果	90
圖 4-9 SCC 系列 pH 值試驗結果	91
圖 4-10 SCC 系列角柱乾燥收縮試驗結果	92
圖 4-11 SCC 系列抗硫酸鹽侵蝕試驗結果	93
圖 4-12 SHC 系列抗壓強度試驗結果	94
圖 4-13 SHC 系列 pH 值試驗結果	95
圖 4-14 SHC 系列角柱乾燥收縮試驗結果	96
圖 4-15 SHC 系列抗硫酸鹽侵蝕試驗結果	97
圖 4-16 PC 系列 RCPT 試驗現場情況	98
圖 4-17 SCC 系列 RCPT 試驗現場情況	99

表目錄

表 2-1 作為 GDF 應用的低 pH 水泥組成配比全球調查	8
表 2-2 溫度在 50-90 °C 對卜特蘭水泥的潛在影響[23]	11
表 2-3 用於 ESDRED 試驗的低 pH 噴凝土的力學性能規格[11]	26
表 2-4 用於注入深層儲置場低鹼水泥漿的特性[84]	30
表 2-5 不同國家 GDF 研究計畫中規定的封塞混凝土的功能要求[11]	34
表 2-6 用於 ONKALO 的岩縫灌漿水泥漿液配比[84]	44
表 2-7 用於 ONKALO 的岩縫灌漿水泥漿之工程性質[84]	45
表 2-8 高放射處置隧道緩衝材料配比及性質[107]	46
表 2-9 噴凝土封塞的混凝土配比[17]	47
表 2-10 改變粒料級配之噴凝土工程性質結果	48
表 2-11 Coumes 等學者三系統噴凝混凝土的試驗結果[108]	48
表 2-12 低鹼性 SCC 配比設計[98]	49
表 2-13 低鹼性 SCC 工程性質[98]	49
表 2-14 Posiva 混凝土最終配比設計(用於處置隧道端封塞)[109]	50
表 2-15 Posiva 混凝土最終配比工程性質[109]	51
表 2-16 早強低鹼性噴凝土之配比設計[17]	52
表 2-17 早強低鹼性噴凝土之工程性質[17]	52
表 2-18 ESDRED 項目不同填料噴凝土配比設計[11]	53
表 2-19 ESDRED 項目不同填料噴凝土工程性質[11]	53
表 2-20 選作隧道襯砌使用砂漿配比[110]	54
表 2-21 選作隧道襯砌使用砂漿之測試強度[110]	54
表 2-22 基本混凝土型態的名義上(nominal)組成[112]	56
表 2-23 不同使用目的砂漿之測試強度	57
表 2-24 各國低鹼性自充填混凝土工程性質及參考標準	58
表 2-25 各國低鹼性噴凝土工程性質及參考標準	59
表 3-1 水泥化學成分(單位：%)	63
表 3-2 水泥物理性質	64

表 3-3 矽灰性能測試	64
表 3-4 石灰石粉化學成分	65
表 3-5 低鹼混凝土配比設計	67
表 3-6 各類型低鹼混凝土參考要求	75
表 4-1 PC 系列坍度試驗測試結果	79
表 4-2 SCC 系列坍流度及流下性試驗測試結果	81
表 4-3 SHC 系列坍度及空氣含量試驗測試結果	82
表 4-4 ASTM C1202 氯離子穿透等級	97
表 4-5 PC 系列 RCPT 試驗結果	98
表 4-6 SCC 系列 RCPT 試驗結果	99
表 4-7 40 %、50 %矽灰取代水泥的砂漿不同齡期 pH 值及抗壓強度	101
表 4-8 矽灰與飛灰取代水泥的砂漿不同齡期 pH 值及抗壓強度	102
表 4-9 各配比 EDS 元素與化合物分析	103
表 4-10 本土化後低鹼性水泥砂漿工程性質	103
表 4-11 本土化後低鹼性噴凝土工程性質	105
表 4-12 本土化後低鹼性自充填混凝土工程性質	107
表 4-13 本土化後低鹼性一般混凝土工程性質	108
表 4-14 低鹼性混凝土在處置場中的應用及要求	109

(此頁空白)

第一章、緒論

1.1 研究背景

台電公司依據用過核子燃料最終處置計畫，於 106 年底提報「我國用過核子燃料最終處置技術可行性評估報告(SNFD 2017)」，SNFD 2017 經原能會要求應經國際同儕專家審視(peer review)，以確認報告品質可達國際水準。SNFD 2017 並為我國用過核子燃料最終處置計畫第一階段的重要里程碑。

目前瑞典 SKB 與芬蘭 Posiva 對放射性廢棄物最終處置場自充填混凝土(Self-Compacting Concrete)及封塞用混凝土(concrete plug)皆要求混凝土孔隙溶液之 pH 不大於 11，然而一般使用普通卜特蘭水泥製成之混凝土 pH 約在 13，顯然不適合作為放射性廢棄物最終處置場混凝土使用，故須使用低鹼性膠結材料製作混凝土以降低混凝土之 pH 值。

本研究負責子項計畫四的工作，配合主計畫的執行，主要參考 105-107 年之技術發展成果，進行低鹼性混凝土配比及性質驗證。研究團隊於 105 年「用過核子燃料處置安全審驗技術國際資訊研析」子項計畫三：低鹼水泥混凝土於最終處置設施之應用研究，先以最為有效的矽灰取代部分水泥，以降低水泥混凝土的 pH 值，並獲得膠結漿體、砂漿及混凝土等的微觀特性、工程性質及耐久性評估，另嘗試建立國內處置設施使用低鹼性水泥混凝土之審查管制要項。於 106 年「用過核子燃料處置長期安全評估審驗技術之研究」子項計畫四：處置坑道封塞用低鹼性混凝土管制資訊研析，置重點於封塞用低鹼性混凝土配方與資訊研析，探討封塞用低鹼性混凝土之配比技術與工程特性，據以建立未來使用封塞用低鹼性混凝土之審查重點及注意事項。於 107 年「用過核子燃料處置安全審驗及平行驗證技術建立」子項計畫四：高放處置設施低鹼性混凝土性質審驗技術及其與周邊環境作用機制資訊研析，重點置於蒐集封塞用水泥-矽灰-飛灰(或爐石粉)的三系統(卜特蘭水泥加二種礦物摻料)低鹼性混凝土國際資訊，並進行配比設計及試驗，探討最終處置環境下混凝土與周邊岩石/土壤環境作用機制提出審查重點或注意事項。而本年度子項計畫四重點在於通過國際文獻探討低鹼性混凝土與處置環境相互作用，探討不同類型低鹼性混凝土工程性質並與國際參考標準進行驗證，提出建議及注意事項。

1.2 研究目的

本項子計畫係針對日本、芬蘭、瑞典的多國合作計畫(SKBR-05-40)成果報告內容，對於低鹼性水泥系材料應用於深層處置場的研究成果進行國內本土技術與材料可行性之驗證。

1.3 研究內容

研究工作內容包括：

- (1) 低鹼性混凝土應用於高放處置設施之要求及處置環境對低鹼性混凝土影響之國際資訊研析：

若最終處置場設置於軟岩層或黏土層，則在處置坑外圍會使用混凝土障壁作包覆，以提升處置隧道的結構安全性，因此，混凝土障壁與緩衝材料長期間的相互接觸，可能使混凝土及緩衝材料性質產生變化。若處置坑位於花崗岩等硬岩層，則在設計上不會有混凝土障壁包覆，但是在處置場回填封閉時所使用的混凝土封塞材料會與緩衝材料長期的相互接觸，其影響必須加以評估。

- (2) 低鹼性混凝土不同類型之配比設計及工程性質資訊研析：

研析不同類型的低鹼性混凝土配比設計及其工程性質，例如用於填補處置設施週邊岩層縫隙，可使用低鹼性水泥漿體或砂漿，有利於填縫作業；用於處置隧道壁體而需採用噴漿方式施工時，可以製成低鹼性水泥噴凝土；用於支撐構造物時，可能受到空間限制而不易搗實，則可製成自充填混凝土。

- (3) 低鹼性混凝土不同類型之代表配比製作及工程性質驗證：

參考並根據國際文獻中不同類型低鹼性混凝土之相關配比製作出相應試體，並進行新拌性質、硬固性質以及耐久性質等相關試驗，對其工程性質進行驗證及探討。

- (4) 應用於高放處置設施低鹼性混凝土類型之配比設計及性質審查重點或注意事項：

針對所製作之不同類型低鹼性混凝土工程性質之試驗結果，結合國際文獻，提出建議及注意事項。

第二章、文獻回顧

2.1 深地層處置設施

在 2003 年底，許多國家面臨著尋找可接受解決高放射性廢棄物安全處置方案的挑戰，迄今，一個精心選址、設計、建造、運轉和封閉深部地質處置系統，深層地質處置場(Deep geologic repositories)，是最受青睞的解決方案[1]。

在過去 60 年，全世界已調查過數種地質，世界上最先進國家的用過核子燃料管理計畫主要聚焦於下列四種地質：鹽岩(Saltrock，德國及美國)、結晶岩(Crystallinerock，加拿大、芬蘭和瑞典)、黏土質岩(Clayrock，比利時、法國和瑞士)、凝灰岩(Tuff，美國)[1]。

舉例來說，SKB-3 是由瑞典及芬蘭所提出的深地層處置設施(Geological disposal facility, GDF)概念，GDF 使用多重障壁作為設計原則，根據廢棄物罐設計及擺放的方式可大略分為垂直(SK B-3V)及水平(SK B-3H)兩類，圖 2-1[2]。其它處置場如圖 2-2 至 2-4 所示[1]。

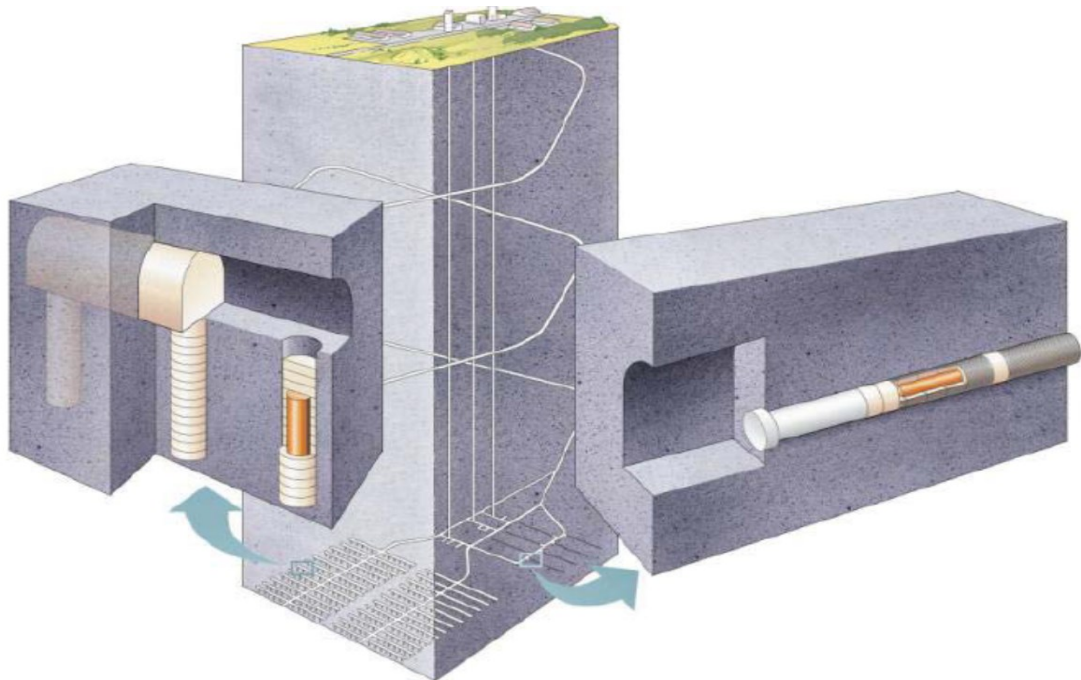


圖 2-1 SKB-3V(圖左)與 SKB-3H(圖右)處置隧道示意圖[2]

深地層處置為國際間核能先進國家對放射性廢棄物最終管理較普遍接受之方式，其設計理念為選取足夠體積且完整的岩體，於適當之深度鑽鑿隧道，放射性廢棄物利用廢棄物包件、緩衝材料、回填材料及周圍接觸母岩等組成多重障壁系統(Multiple barrier system)，以阻絕、延遲放射性廢棄物外釋或地下環境影響，達到將放射性廢棄物永久隔離生物圈之目的。在用過核子燃料經中期貯存 30-40 年後，利用內部鑄鐵外部銅殼之廢棄物罐裝填用過核子燃料，提供足夠強度與抵抗外部侵蝕能力保護內部廢棄物體，其尺寸約直徑 1 公尺、長 5 公尺，裝填廢棄物後重量約 25-27 噸。接著將廢棄物罐運送至處置場址，利用豎井輸送至地下 500-700 公尺處已開挖好的岩體處置坑中，再將廢棄物罐嵌入前，處置坑內事先已襯填好夯實的膨潤土塊(處置坑底部)與膨潤土圈(環繞於廢棄物罐周圍)，嵌入廢棄物罐後再利用膨潤土塊填滿處置坑。此項介於處置母岩與廢棄物罐間之系統稱之為緩衝材料(Buffer)，其具有防止侵蝕性物質直接侵蝕廢棄物罐及減緩廢棄物罐內核種釋出等功能，在設計使用年限內，確保廢棄物與外部環境完全隔離，瑞典、芬蘭的處置概念將其視為最主要的安全度貢獻因子。當處置工作完成後，工作隧道與豎井將會利用膨潤土與碎石混合料填充，此項回填混合料稱之為回填材料(Backfill)，用以維持處置場的穩定性[1]。

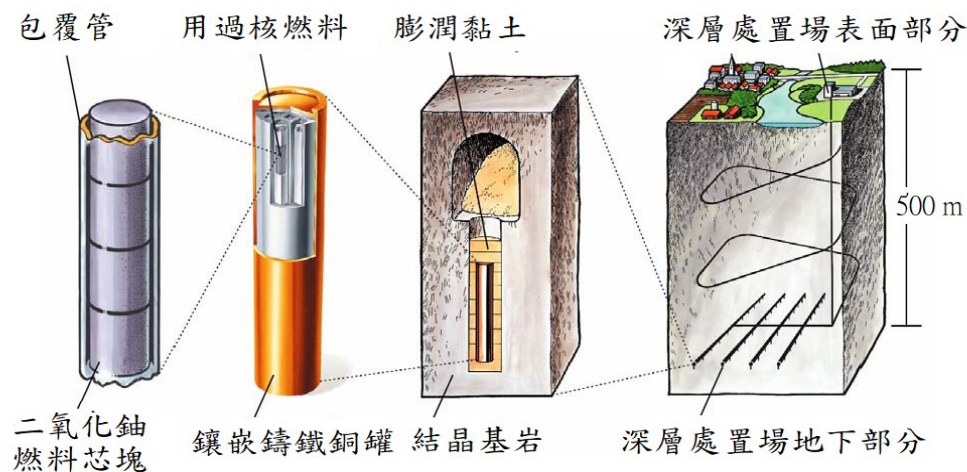


圖 2-2 瑞典和芬蘭用過核子燃料處置場的概念示意圖[1]

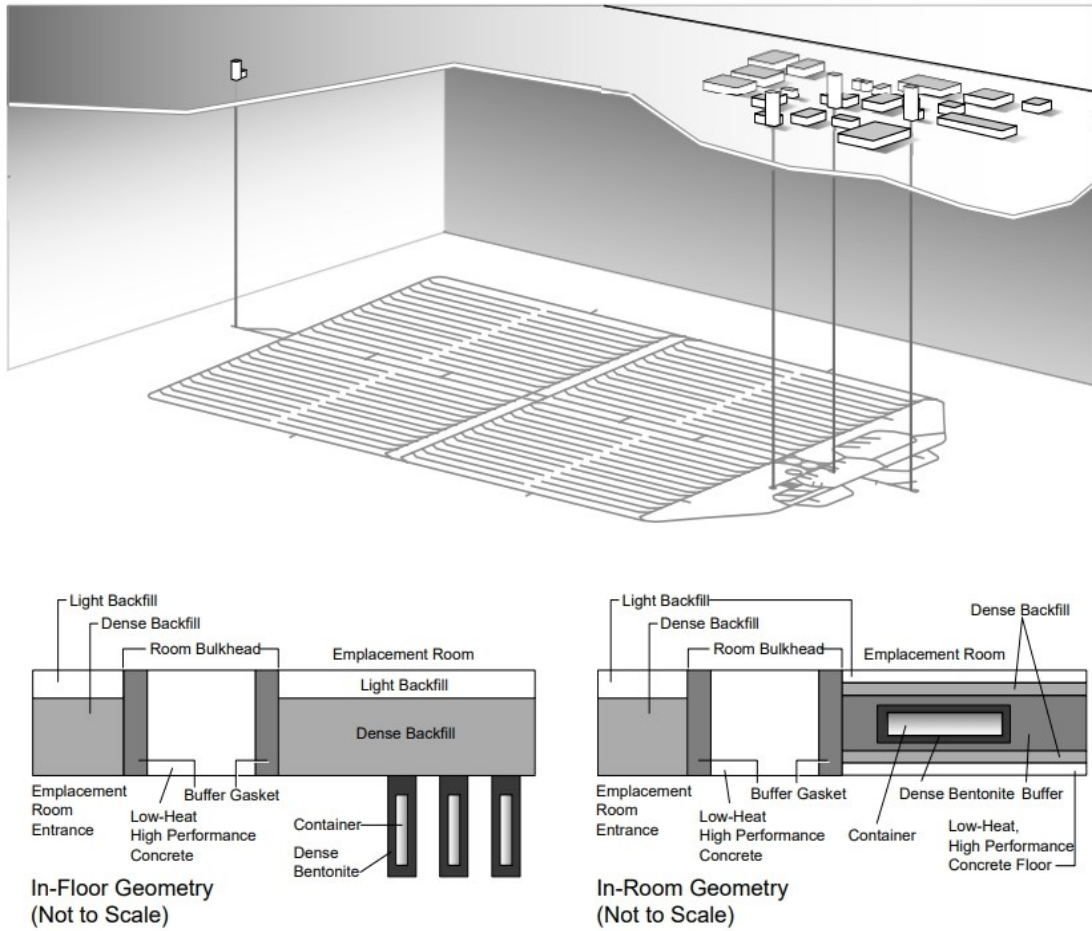


圖 2-3 加拿大用過核子燃料處置場的概念示意圖[1]

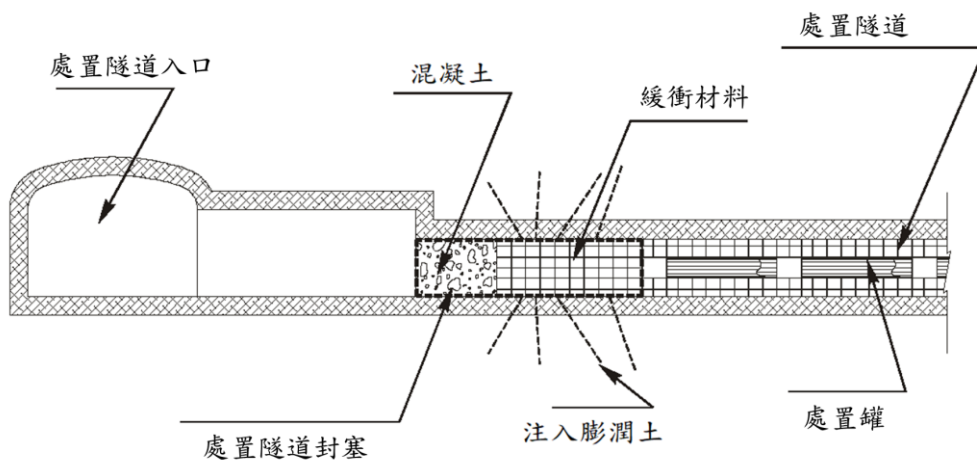


圖 2-4 西班牙用過核子燃料處置場的概念示意圖[1]

2.2 高鹼性混凝土對深地層處置設施影響

從 SKI 2007 文獻[3]中，使用水泥混凝土建造放射性廢棄物處置場時，地下水與水泥混凝土接觸會影響孔隙溶液之 pH 值，在長期發展下，此潛在有害因子進而影響到工程障壁系統(Engineered Barrier Systems, EBS)及緩衝材料膨潤土(Notably bentonite)。在高鹼性環境下，對膨潤土接觸鹼性溶液時會使膨潤土中之蒙脫石產生反應而使蒙脫石溶解，進而造成膨潤土失去原本應有的工程性質，影響膨潤土之回脹能力，導致緩衝材料的劣化，同時也會造成物理化學變化及改變放射性核種在處置場之性質，因此，需要降低孔隙溶液 pH 值而減少對膨潤土損害衝擊[4]。

2.3 低 pH 水泥介紹

為放射性廢棄物用在 GDF 的低 pH 水泥的開發，是源於普通卜特蘭水泥(Ordinary Portland cement, OPC)孔隙溶液的高 pH 情形($\text{pH} > 12$)下，擔憂會對母岩和其他 EBS 材料(特別是膨潤土)可能產生有害影響。

2.3.1 低 pH 水泥之發展

低 pH 水泥(也稱為低熱水泥)是被水泥工業開發用於大型結構(例如水壩)，其中大量水泥澆置期間產生的熱量可能導致隨後的結構破裂問題。這種類型的水泥最初是由加拿大原子能有限公司 (Atomic Energy of Canada Limited, AECL) 應用在 GDF 環境，AECL 開發一種低水化熱卜特蘭水泥(LHHPC)，用於處置隧道的混凝土封塞[5]。在低 pH 水泥中藉由如飛灰(Pulverised Fuel Ash, PFA)、高爐石(Blast-furnace slag, BFS)粉、矽灰或非卜作嵐矽灰(Pozzolanic silica flour)材料取代以減少水泥用量。必須使用摻料，如強塑劑改善低 pH 水泥的工作性。

矽灰(Silica fume)是目前低 pH 水泥漿最佳的副添加劑[6]。然而，矽灰的細顆粒尺寸會導致在應用上的困難；議題包括達到沒有結塊的物理性拌合、不利的混合流變(Mix rheology)及在凝結階段後的過度收縮[7]。而矽灰-OPC 混合物可以達到高抗壓強度和低滲透性，因此使用大量矽灰(超過 40%)可有效降低水泥漿浸濾液的 pH 值，但是高含量(超過 70%)會因黏滯性(Viscosity)增加而導致新拌混凝土

的工作性損失，因為矽灰的顆粒尺寸約為 0.1 μm ，為了確保工作性，矽灰的最大含量因而限制在 20%，飛灰為用於平衡的一種替代的卜作嵐材料[8]。

低鹼水泥因加入大量卜作嵐材料，受惠於卜作嵐材料之特性，包括增加晚期強度及使孔隙微細化，故使低鹼水泥具有高強度及低滲透性。研究已證實矽灰為最可靠的低鹼水泥摻料，是最有效降低孔隙溶液 pH 值的方式，且會大大加速 C_3S 之水化及 C-S-H 膠體形成，可以增加水泥漿體的強度，故具有高強度，用量需超過 20 % 才能消耗氫氧化鈣，但過高的矽灰比例會導致強度增加緩慢、較低的最終強度及對養護環境有較大的敏感性。而水淬爐石粉降低孔隙溶液 pH 值效果相較飛灰和矽灰差[3]。

2.3.2 國際間對低 pH 水泥之定義與要求

低 pH 水泥中的主要固相是低鈣矽比 C/S(<1.0)的 C-S-H 膠結料，此低 C/S 的 C-S-H 膠結料的生產增加了其所含矽酸鹽陰離子的平均尺寸，具有與碳化作用(Carbonation)相似的效果[9]。使用矽灰作為摻料，只要任何氫氧化鈣($\text{Ca}(\text{OH})_2$, Portlandite)被保留，平均 C/S 約為 1.5，如果大部分 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 被消耗，則 C/S 降低至約 1.0，一些研究顯明，添加矽灰可加速 C_3S 的水化作用，並且由此形成的 C-S-H 膠結料是高度聚合的，且注意到 C-S-H 膠結材和殘留二氧化矽之間的良好結合，這種系統可能具有高強度[10]。

瑞典 SKB、芬蘭 Posiva 與日本 NUMO 共同將低鹼性水泥定義為水泥孔隙溶液(Porefluids)目標 pH 值降至 11。低 pH 水泥漿體孔隙溶液相較於普通卜特蘭水泥(OPC)漿體富含 Si，且 C-S-H 膠體鈣矽比降至 0.8，為了達到此理想數據，膠結材之總矽含量須達 55 % 以上，卜作嵐膠結材取代水泥量至少 40 % 以上。低鹼水泥因加入大量卜作嵐材料，故需藉強塑劑(SP)改善工作性質[3]。

2.3.3 國際間運用低 pH 水泥之配比情況

SKB(瑞典)、Posiva(芬蘭)、Nagra(瑞士)、Andra(法國)和 JAEA(日本)都開發了低 pH 值的水泥，用於灌漿、封塞和噴凝土，大部分研究藉歐盟深地層處置技術的 ESDRED (Engineering Studies and Demonstrations of Repository Designs)計畫共同開展[6,11]，一些考慮的組合物總結在表 2-1 中。

整合性計畫 ESDRED(Engineering Studies and Demonstrations of Repository Designs)是由主要國家的放射性廢物管理機構（或機構的子公司）和代表九個歐洲國家的研究組織共同進行的一項研究工作，是邁出了堅實的一步，為證明深層處置結構中處置用過核燃料及長壽命放射性廢棄物的安全性奠定堅實的技術基礎，並支持歐洲就與廢物管理和處置有關的主要問題達成共識。ESDRED 五年綜合項目的總體目標是證明工業規格的技術可行性，以開展建造、運營和關閉深層地質處置場的活動，同時符合長期安全、操作安全、無法恢復性和監視等要求。該計劃提供了放射性廢棄物管理組織可以有效合作以生成可共享解決方案、系統和技術的機會。該項目著重於四項活動：緩衝結構、廢物罐的轉移和安置到水平和垂直的處置室中、在水平處置隧道中放置重物、臨時密封。

表 2-1 作為 GDF 應用的低 pH 水泥組成配比全球調查

國家	配比成分*	材料開發	參考文獻
加拿大-AECL	OPC50 %-SF50 %	高強度混凝土	[12]
芬蘭-PosivaOy	OPC60 %-SF40 %	注漿	[13]
法國-ANDRA、CEA、EDF	OPC60 %-SF40 % OPC37.5 %-SF32.5 %-FA30 % OPC20 %-SF32.5 %-BFS47.5 % OPC33 %-SF40 %-FA13.5 %- BFS13.5 %	高強度混凝土	[14]
日本-JAEA、CRIEPI、NUMO	OPC40 %-SF20 %-FA40 %	噴凝土 高強度混凝土 (場鑄或預鑄)	[8,15]
美國-ORNL	OPC40 %-SF5 %-FA25 %-BFS30 %	噴凝土 高強度混凝土	[16]
西班牙-IETcc-CSIC、ENRESA	OPC60 %-SF40 % OPC35 %-SF35 %-FA30 %	噴凝土	[17]
瑞士-Nagra	OPC60 %-SF40 %	噴凝土	[18]

(OPC:波特蘭水泥，SF:矽灰，FA:飛灰，BFS:高爐爐渣)

*這些配比還包括強塑劑至數個乾料重量%，在一些例子中還包括其他摻料，如在噴凝土中的輸氣劑和速凝劑[8,17]。

2.4 處置環境對水泥材料影響

2.4.1 溫度對水泥材料影響

在處置設施關閉後期間，可能經歷長時間持續升高的溫度，因此需探討熱效應對水泥材料的影響。

1. GDF 中的熱量產生

英國核能除役署(NuclearDecommissioningAuthority, NDA)對 GDF 的技術規範[19]提供以下對溫度限制的：

- (1) 為了規劃的目的，對所有(ILW)廢棄物封包及其後封閉的指導值是低於 50 °C，任何時期當超過該目標的後果(例如，使用水泥回填的養護)應予以考慮。在採用水泥回填的 ILW 處理設計中，可接受 5 年期間的廢棄物封包溫度最高可達 80 °C。
- (2) 石墨廢棄物的處置應考慮 Wigner 能量釋放對處置設施溫度的影響。
- (3) 為了規劃的目的，HLW 和 SF 處置模組的設計應基於設置後任何時候廢棄物罐外表面 100 °C 溫度的限制。

2. 卜特蘭水泥和混凝土中的礦物改變

GDF 封閉後的溫度擾動可能會改變水泥礦物相的型態，這些變化可能是不可逆的；形成的相的性質沒有很好的特徵。對新製備的 C-S-H 相的實驗工作顯示，熱水處理引起礦物相的變化，在較高的 C/S(>2)下，在 80 °C 至 200 °C 的熱水處理形成氫氧化鈣，在 C/S < 1.7 時，矽酸鈣(Tobermorite)是檢測到的主要相[20]。

實際水泥系統中的情況更加複雜，其中可以由水泥相中得到其它的元素。在 CaO-SiO₂-CaCO₃-H₂O 系統中，在 85 °C 下發生 C-S-H 結晶成為無矽酸鹽(Afwillite)和矽酸鈣(Tobermorite)，但 CaCO₃ 仍然是檢測到的唯一碳酸鹽。在 CaO-Al₂O₃-SiO₂-H₂O 系統中，在 85 °C 處理導致形成矽酸鈣、氫氧化鈣(Portlandite)、矽質水榴石(Siliceous hydrogarnets)、鈣鋁黃長石水化物(Gehlenite hydrate)、沸石 P(Zeolite P)和三水鋁石(Gibbsite)。對於 CaO-Al₂O₃-CaSO₄-H₂O 系統，對大多數水泥中典型的硫酸鹽含量(Sulphate levels)，單硫型鋁酸鹽(Monosulphoaluminate)在溫度高於 50 °C 時是最穩定的相。然而，在地下水入侵提高硫含量時鈣礬石變得更穩定。

新鮮的卜特蘭水泥與二氧化矽、優選石英和水混合，在環境溫度下製備成所需形狀後，此產品通常具有低 w/s，在 160–190 °C 飽和蒸汽中養護 12–16 小時，混合物的本身組成對於強度發展是重要的，為了產生強度，重要的是反應產物具有與普通水泥水化物大致相同的密度，約 2.3–2.4 g/cm³。卜特蘭水泥的 C/S 約為 2.6–2.9，結晶、水化矽酸二鈣(Dicalcium silicate hydrate)、2CaO·SiO₂·H₂O 的產物比目標值大得多，結果在熱壓(Autoclaved)中形成了大量開放的孔隙空間，所得產品的強度不佳。然而，兩種結晶相具有低密度和良好力學強度，為硬矽鈣石(Xonotlite)(C/S=1.5)和矽酸鈣(C/S=0.83)，因此，加入二氧化矽的量足以使混合物的平均 C/S 比接近所需結晶相的平均 C/S。為了達到快速反應，通常將二氧化矽研磨至微米尺寸， $\sim 1000 \text{ cm}^2\text{g}^{-1}$ ，反應的效率相對較高：大多數商業產品在熱壓後含有少量(1–5%)游離二氧化矽：C-S-H 雖然存在，但通常是次要組分。試驗顯示，爐石粉和飛灰不是石英的理想替代品，可能是因為除二氧化矽之外的高濃度氧化物會對反應產物產生不利影響。因此，石英仍然是添加二氧化矽的選擇。

CaO-SiO₂-H₂O 系統就熱壓過程而言已進行了很好的研究，而美國 Yucca Mountain 處置場，推測水泥可能暴露在高達 200 °C 的溫度下[21,22]。因此，在 120–200 °C 熱壓下相的關係已良好建立，該系統中的許多反應在實驗室時間尺度(數週、數月)內是可逆的，熱壓產生的主要相在環境溫度下無限期持續存在，如同自然發生所顯示的。

另一種經驗，主要是在 100 °C 以下的範圍內，由大型混凝土澆築的經驗提供，構造過程中，熱量僅緩慢逸出，結果是水泥水化反應部分在升高的溫度下發生，熱偏移可能導致兩種相反的結果：

- (1) 與大多數材料一樣，硬固水泥具有正的熱膨脹係數，因此隨著溫度的降低而收縮；
- (2) 水泥漿的礦物對溫度敏感，並且可以在升高和降低溫度時改變，結果穩定固體的摩爾體積隨溫度降低而趨於增加。

礦物學變化可能占主導地位並且會導致值得注意的長期膨脹開裂。這樣的兩種影響的組合通常不會抵消，部分原因是它們發生在不同的時間尺度上(對熱膨脹是快速的，而礦物學轉變是緩慢的)，其中最重要的是涉及在較低溫度下重新形成鈣礬石(延遲鈣礬石形成)[23]，延遲的鈣礬石形成可能為物理性破壞。

表 2-2 是在假設峰值溫度不會明顯超過 80 °C 的情形下，綜整升高溫度對水泥組成成分的潛在影響及對水泥成效的潛在影響。

Gordon[24]發表了一項關於 40 % 飛灰—60 % 卜特蘭水泥混合物的研究，在高溫暴露之前，混合水泥在約 20 °C 下接受 28 天水化，在 100 % RH 下 8 年後，反應產物的特徵受到反應的不完全和局部性質的影響，儘管消耗了自由的氫氧化鈣，但 C-S-H 組合物仍廣泛存在，C-S-H 的平均 C/S 約為 1.2，顯示氫氧化鈣與 C-S-H 的反應影響了 C-S-H 的成份。然而，從化學和微觀結構數據觀察，反應是不完整的，可以看到飛灰形態的殘餘物，這些在矽和鋁(Silicon and aluminium)中局部含量高，但在石灰(Lime)中含量低，strätlingite(C₂ASH₈)和矽質水榴石(C₃AS_{0.8}H_{4.4})都很豐富，並且推測它們的形成正在進行中；如果反應時間在 85 °C 延長，則會形成更多這些相。

表 2-2 溫度在 50—90 °C 對卜特蘭水泥的潛在影響[23]

	被影響的材料	影響
OPC	C-S-H	即使在高 RH 下，含水量也較低。增加密度和孔隙率，而孔隙率向更大的平均尺寸方向改轉：吸附性能可能會改變，可能發生不可逆轉的變化。
	Ca(OH) ₂	不受影響，因為早期階段的 pH 成效仍保持不變。
	爐石粉和 C-S-H 結晶化	有可能，但沒有支持的證據。
	次要相(AFm、AFt)	隨著矽質水榴石的形成可能減少或消失：由於在反應過程中固體密度增加而孔隙率增加。
混凝土	水泥成份	如上
	方解石(石灰石)粒料	石灰石幾乎是惰性的。
	矽質的礦物包括二氧化矽	通過水泥—粒料相互作用改變基質，導致與氫氧化鈣形成化學結合而 pH 降低，但是尺寸不穩定。

3. 力學性質

對英國五個核電站使用的混凝土進行試驗[25] 發現，在水分穩定提供的狀態下長期貯存，當溫度升到高達 95 °C 時並未對混凝土抗壓強度有不利影響。在

所有貯存溫度下，強度繼續發展，使得在 25 年後，強度幾乎是 28 天的兩倍，使用 OPC 或 OPC/PFA 組合的結果，後者的長期強度增幅略高。

同樣的研究[25]發表在試驗過程中，暴露於溫度快速變化後的抗壓強度，可以觀察到歸因於由於水泥漿和粒料的不同熱膨脹引起的內應力所造成的抗壓強度損失，灌漿中不會出現這種應力。溫度變化率為每小時 20 °C，發現從 20 °C 加熱至 80 °C 僅使抗壓強度降低不到 5 %；加熱至 120 °C 則可以顯著降低 20 %。顯著額外的損壞歸因於水泥漿和粒料的不同熱膨脹和漿料的乾燥收縮的組合，當溫度超過 100 °C 時，水泥漿的乾燥收縮顯著增加。由於回填溫度預計不會超過 80 °C，因此預期高溫不會對強度造成嚴重損害。

混凝土的勁度(Stiffness)受溫度的影響，隨著溫度升高，彈性模量降低。對核應用混凝土進行的進一步試驗[26]顯示，在 20 °C 至 95 °C 的溫度範圍內加熱試體 100 天，彈性模量概呈線性降低約 30 %。

另一個加載的混凝土據描述，在晚期(齡期從 12.5 到 24.5 年)也有類似的減少(在 20 °C 到 100 °C 範圍內約為 33 %)[27]。

潛變(在持續載荷下的變形)在升高的溫度較大情形下，與初始載荷時產生的彈性應變相比，顯著增加。例如，對於混凝土在 100 天齡時負載，負載時的溫度不同(從 20 °C 到 95 °C)會導致彈性應變增加約 50 %，但在持續負載下持續 100 天的總變形(彈性加潛變)增加約 100 % [27]。

因此，就結構行為而言，預計在 GDF 中的高溫不會對強度產生不利影響，但會降低勁度(較低的彈性模量和較高的潛變)。較低的剛度是有益的，因為與已知應變變化有關的應力也較低，並且降低了開裂的風險。負載引起的應力也更容易重新分布，達到更均勻的應力狀態[28]。

4. 熱的行為

熱膨脹係數必須在一定溫度範圍內測量，並且任何偏差在由線性的溫度-應變關係中都表示溫度的影響，在 20 °C 至 50 °C 範圍內的混凝土試驗中[29]在整個範圍內觀察到線性，在更高溫度的混凝土試驗中，據記載在 20-120 °C 範圍內，變化不大[30]，因此可以假設，在 GDF 內經歷的溫度範圍內，熱膨脹係數不會顯著變化[28]。

在混凝土試驗中，觀察到熱傳導係數(Coefficient of thermal conductivity)和比熱容(Specific heat capacity)的變化，隨著溫度在 0 至 80 °C 範圍內升高，熱傳導線性下降約 10 %，而比熱容線性增加相似的量，結合的效果是在相同的溫度範圍內隨著溫度的升高，熱擴散率(Thermal diffusivity)降低約 20 %[31]。

由上述研究顯示，為了可靠地模擬水泥基質的近場內的溫度變化，應考慮可能隨溫度發生的熱性質的變化。

2.4.2 地下水對水泥材料影響

由地下水與初始膠結材料交互作用產生的主要化學過程綜合如下。

1. 鹼金屬氧化物水泥組成成分的溶解

大多數新養護的水泥材料，包括 OPC 基質系統，在養護後具有重要的鹼金屬氧化物(Na_2O 、 K_2O)成分，這些成分是高度可溶的，並且在地下水飽和水泥時，它們的快速溶解而傾向於提高 pH(高於由於與氫氧化鈣平衡的 pH)，對於位於極低地下水流地質中的處置設施，它可以持續很長時間，例如，黏土[32]。

2. 水泥質材料的浸濾

地下水流傾向於溶解任何相對於地下水成分不飽和的水泥質材料，由於大多數這些組分溶解形成離子水性物質，因此通常會增強此過程以獲得更高離子強度的地下水[33]。

然而，在(例如)鈣和矽地下水組分以較高濃度存在的情況下，預期 C-S-H 相的溶解速率會較低。從氫氧化鈣中浸出鈣，及從高 C/S C-S-H 和鋁矽酸鈣水化物(C-A-S-H)相中優先浸出鈣，將導致隨時間推移有更多的富矽和富鋁相，一旦回填材料中過量的氫氧化鈣溶解，此過程導致孔隙溶液 pH 從 12.5 左右降低。

A. C-S-H 膠體溶解

C-S-H 膠體在去離子水中的溶解已經在廣泛的溶解度實驗[34-36]和動態浸出試驗[37-39]中研究，浸出研究證明高 C/S 比下 C-S-H 體系的不一致溶解，當溶解在溶液中的鈣和矽的摩爾比不同於固相中的摩爾比時，導致對固體的化學計量的改變，而發生不一致的溶解。不一致的溶解發生朝向一致的終點，固相 C/S 比在 0.7 到 0.9 之間[34,39,40]。在 NDA 研究計畫[41]下進

行的詳細研究為低 C/S 之 C-S-H 系統提供了改善的數據，顯示對於具有約 0.3 至 0.7 的初始 C/S 固體比率的 C-S-H 膠體，矽優先被浸出，導致 C/S 率增加至與高 C/S 系統所發現的相似的終點。

Glasser 等人[42]及 NDA 的研究計畫[43]已經研究了鹽度對 C-S-H 膠體溶解的影響，對較高的氯化鈉濃度，將測量到提高的鈣離子濃度，這與鈉離子和鈣離子之間的離子交換過程一致[44]。在進一步的研究[45]中，在 25 °C 和 45 °C 的溫度下平衡實驗顯示，溶解的鈣濃度和 pH 值會隨著溫度的升高而降低，這與氫氧化鈣的行為大致相似。

B. 水泥質回填材料溶解

浸出研究已經從 C-S-H 膠結系統擴展到 NRVB 在去離子水和模擬鹽水地下水中更複雜的溶解[46]，結果顯示在鹽水的 pH 值比去離子水的 pH 值更快地降低。

C. 低 pH 值水泥浸濾液(Leachates)的要求和特性

國際機構(例如 SKB、Nagra、Posiva、JAEA)已經定義低 pH 值水泥漿中浸濾液的 pH 限值 ≤ 11 (例如[6])。這種精確限制的基本原理尚不清楚，但總的來說，目的是避免或減少高 pH 的不利影響，例如減少緩衝材料中黏土礦物相的改變。顯然，在 pH 13 和 pH 11 之間，OH⁻濃度可以預期降低兩個數量級，但 pH 值 11 的限制似乎沒有關聯到特定的「功能指標」(例如[47])。另一種 pH 限制是由矽的水性形態變化(pH=10)定義的，高於該限制，不帶電的二氧化矽物質解離以產生矽酸鹽陰離子，從而增加矽酸鹽礦物的溶解度，然而原則上需要低 C/S 的 C-S-H 膠體，所以可能難以生產 pH ≤ 10 的水泥漿。

為了獲得低 pH 值的浸濾液中獲得低 pH，至少要加入如表 2-1 所示 40 % 的混合料(卜作嵐材料)。由於低 pH 水泥幾乎沒有或沒有游離的氫氧化鈣，因此水泥主要由 C/S ≤ 0.8 的水化矽酸鈣(C-S-H)膠結料組成，因此，對一定體積的水泥，低 pH 水泥比傳統 OPC 約少提供 50 % 的氫氧根離子[48]。

Harris 等人[39]發表了實驗數據，描述了在「靜態」和「連續」浸出條件下的純水中，隨 C/S 變化的 C-S-H 膠體的浸出，發現為了獲得小於 11 的 pH，則 C-S-H 膠體必須具有小於 0.81 的 C/S，這些膠體的溶解是一致的。低 C/S-C-S-H 膠體顯示矽優先浸出，這與具有更高 C/S 的膠體形成鮮明對比，

與較高 C/S 的膠體不同，C/S \leq 0.81 的膠體顯示隨著浸出的進行，C/S 朝著一致的組成增加，這意味著從凝膠中優先浸出矽。

更近期對更廣泛的低 C/SC-S-H 膠體(0.2–0.6)的浸出實驗[41]已經證實，對於所有的 C/S \geq 0.3 的膠體，C/S 約 0.8 和 pH 接近 11 的 C-S-H 膠體有一致的溶解點(Congruent dissolution)。這些結果再次應用於浸漬到去離子水中，並且顯示在控制溫度條件、相同溶解下的矽濃度接近 1 mmoldm⁻³。鈣濃度高於 1 mmoldm⁻³ 的地下水預期會抑制矽的溶解度，可能會影響一致溶解的 pH 值。然而，總體而言，確認了各種低 C/SC-S-H 膠體的一致溶解，有助於瞭解低鈣水泥在濾出條件下的長期 pH 行為的信心，只要有足夠的 C-S-H 殘留並且可以與孔隙水平衡，這個結論就適用。來自低 pH 水泥的浸濾液，通常具有較低的鹼金屬含量，因為它們被 C-S-H 吸附而移除，具有低 C/S 的 C-S-H 膠體產生負表面電荷，因而增加結合鹼金屬的效能，當 C/S 在 1.2 和 0.85 之間時，結合過程可能是最有效的[49]。

2.4.3 膨潤土對水泥材料影響

大多數關於水泥–膨潤土交互作用的工作集中在最小化水泥和相關鹼性羽流對膨潤土穩定性和性能的有害影響，關於膨潤土對水泥性能的影響的報告很少，對膠結材料的任何影響都可能是藉地下水作為媒介[28]。

2.4.4 輻射對水泥材料影響

為了研究輻射對核反應爐中使用的水泥物理性質的影響，已經做了大量的研究工作，然而，由於條件之間的顯著差異，很難將這些研究的結果與深地層處置設施中的材料行為聯繫起來。在反應爐研究中，大多數數據是針對中子和伽馬輻射的綜合影響，並且可能不能直接與 GDF 中的輻射效應比較。

關於地質處置方案的工作往往聚焦於將水泥漿用於在廢棄物包裝中的封裝材料。在許多方面，灌漿類似於回填水泥，主要成分是 OPC 與 BFS 或 PFA，因此，這些水泥漿的行為可以作為輻照對回填材料影響的指導。然而，在封裝灌漿的實驗中使用的劑量率(Doserates)通常為 1 Gy·s⁻¹，以模擬廢棄物包裝內的條件，深地層處置設施的回填區域的劑量率將顯著低於此，根據英國庫存資訊，未屏蔽的 ILW 廢棄物罐表面的平均劑量率在 2060 年計算為 6 \times 10⁻⁴ Gy·s⁻¹，到 2160 年降

至 $1 \times 10^{-4} \text{ Gy} \cdot \text{s}^{-1}$ [50]，對於屏蔽的 ILW 封裝和 LLW 封裝，劑量應該相當低。由於包裝提供的屏蔽，HLW 和 SF 容器周圍的劑量率預期不會顯著提高。作為瑞典 SR-Can 評估的一部分，罐外最大劑量率 $1 \times 10^{-4} \text{ Gy} \cdot \text{s}^{-1}$ ($500 \text{ mGy} \cdot \text{hr}^{-1}$)，主要來自 Cs-137 (半衰期約 30 年) 的計算 [51]。與 HLW 和 SF 容器一起使用的緩衝材料將可能是黏土基質，因此在緩衝材料之外的水泥材料的劑量率將顯著較低。

許多研究都觀察了輻射對水泥漿的物理性質和礦物組成影響，Wilding 等學者 [52] 研究了伽瑪輻射對 BFS/OPC 水泥漿的影響，研究所得結論，在劑量率高達 $3 \text{ Gy} \cdot \text{s}^{-1}$ 伽瑪輻射劑量高達 12 MGy 水泥漿並沒有明顯的物理性劣化，儘管在較高劑量率下，由於高劑量率，可檢測到因高放射氣體率而產生的一些破裂和剝落 (Spalling)。Richardson 等學者 [53] 檢查了在 $50 \text{ }^\circ\text{C}$ 下受放射線照射的 BFS/OPC 試體，在 2 年 (約 $1 \text{ Gy} \cdot \text{s}^{-1}$) 期間使用 3 至 80 MGy 的伽瑪劑量，檢測到很少的微觀結構改變，C-S-H 相的成分和形態保持不變，觀察到存在的水泥相的一些差異，其中三硫鋁酸鈣 (Tri-sulphoaluminate) 僅存在於經放射性照射的樣品中。在 Wilding 等學者 [54] 的研究中，將經放射線照射的燃料殼體包封在 $w/c=0.35$ 的 3:1 BFS/OPC 水泥漿中， α 射線劑量率約為 $0.002 \text{ Gy} \cdot \text{s}^{-1}$ ， β/γ $0.2 \text{ Gy} \cdot \text{s}^{-1}$ ，樣品保持良好的物理條件，沒有可測量到的尺寸變化。這些研究指出，在廢棄物包裝中預期的劑量率下，輻射對水泥的物理性質影響很小，在回填和密封灌漿所經歷的較低劑量率下，合理地假設通常其他效應如與地下水的交互作用，對物理性質的改變中將更為重要。

另一個重要的考慮因素是由孔隙水的輻射分解所引起的氣體產生，輻射水導致產生幾種主要物種，包括： OH^{-1} 、 H^{+} 、 e^{-} 、 H_2O_2 、 H_2 和 HO_2 。在空氣中已測量到在 γ 射線下由 BFS/OPC 水泥漿所釋放的氫和氧 [52]，結果指出，水泥漿中的一些次要成分可能會對氣體釋放產生影響，例如硝酸鹽 (Nitrates) 的存在抑制了 H_2 的釋放。預期在近場在減少的條件下，預期氧氣會被消耗，因此主要氣體釋放將是氫。研究也提出，在放射線照射下在水泥漿中看到的一些裂縫可能是由於來自孔中氣體積聚的壓力。

有機的摻料通常包含在水泥配方中以改善流動和凝結性質，並且在放射線照射下可以分解以釋放 H_2 和 CO_2 或低分子量碳氫化合物 (Hydrocarbons)。Palmer 等人 [55] 比較了具不同有機摻料的 3:1 BFS/OPC 水泥漿的氣體釋放，顯示純拌合物在劑量高達 9 MGy 的 γ 射線照射下釋放 H_2 和 CO_2 。當摻入水泥漿中，每單位

質量混合物的氫釋放至少低一個數量級。對磺化三聚氰胺(Sulphonated melamine)拌合物的 CO₂ 產生沒有變化，但磺化萘(Sulphonated naphthalene)在水泥漿中受放射線照射時產生更多的 CO₂。高 CO₂ 產率可能是由於化學作用，水泥漿的高 pH 值削弱了碳-碳鍵，然而差異可能是由於化學和放射性效應的聯合。

有機摻料可以產生與放射性核種形成含水複合物(Complexes)的可溶物質，從而改變它們的溶解度和吸附行為。放射性劣解摻料將改變它們的絡合行為(Complexing behaviour)，例如，水泥中使用的強塑劑已被證明可以增加鈾和鈾(Plutonium and uranium)的溶解度，但這種效應可藉 γ 射線照射而減少，這可能是由於強絡合配體(Strongly-complexing ligands)被分解[56]。

α 射線的影響將僅限於處置容器內的材料直到其容器破裂，在破裂之後， α 射線很可能在很長一段時間內於容器的鄰近區域集中，因此，回填中的 α 射線分布將受到限制，整體性質也應不至受到影響。

2.5 水泥對處置環境影響

2.5.1 水泥對母岩的影響

這個問題已經被 Nirex 在 20 世紀 90 年代廣泛研究，特別是從英國的角度來看，與水泥反應的地下水將遷移並可能與表層岩石和地下水發生化學反應。可以將改變視為由兩個主要組件組成，如下所述[57,58-61]。

最靠近水泥/混凝土的區域，可能存在礦物改變，主要反應是成岩礦物的溶解和二次固體的沉澱，這些可以是無定形的(Amorphous)和/或結晶的(Crystalline)，結果可能發生岩石物理性質的一些改變(孔隙率、滲透率)。

距水泥/混凝土更遠的區域，其 pH 值仍從其未受干擾的值升高，但低於礦物改變區域的 pH 值，在此區域中，離子交換占主導地位並且礦物改變反應以非常慢的速率發生，因此較不太可能發生物理性質變化。升高的 pH 將對諸如離子交換、放射性核種的吸附、黏土膨脹壓力、微生物的活性和膠體的流動性等過程產生影響。鹼性改變和超鹼性流體(Hyperalkaline fluid)遷移的示意圖如圖 2-5 所示，在評估任何鹼性擾動區(ADZ)的影響時，需要考慮以下問題：

- (1) 規模和空間範圍；
- (2) 它的壽命和穩定性；

- (3) 耦合過程導致母岩的放射性核種遷移和保留特性的改變(這包括孔隙率和滲透率改變的影響)；
- (4) 對岩石基質擴散行為的影響，以及放射性核種的吸附/吸收 (Sorption/uptake)；
- (5) 與膠體、細菌和天然有機物質的相互作用。

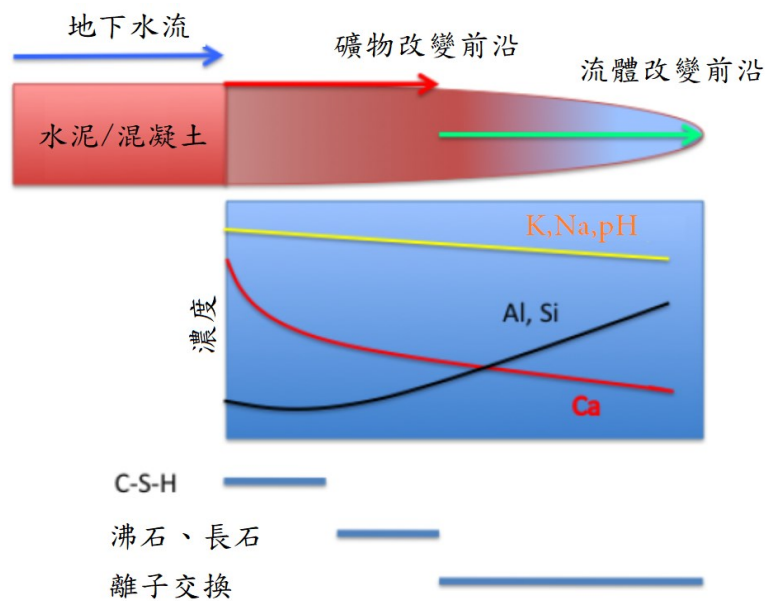


圖 2-5 岩石受水泥孔隙溶液改變示意圖[58]

圍繞水泥/混凝土的孔隙流體擾動和岩石改變發展區域，對在傳輸水泥孔隙流體中滴定氫氧根離子的化學反應的回應，可以設想氫氧根離子滴定的機制主要包括：

- (1) 稀釋和地下水混合。
- (2) 離子交換和表面錯合作用(Complexation)。
- (3) 含水物種形態。
- (4) 礦物水解。
- (5) 礦物質增長。

這些過程中的每個過程的相對作用是一個特定於場地(岩石)的問題[61]。

法國(Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire, IRSN)在 Tournemire 地下研究實驗室對水泥-黏土質地層(泥岩)進行界面研究現地試驗[62]。該試驗將歷經 15 年相互作用的水泥-泥岩界面，利用自發射線攝影技術(Autoradiography

technique)對材料界面特性加以強調，於瞭解每種材料的異質性和孔隙空間演變之間的關係後進行性質模擬，並根據水泥和泥岩孔隙率在時間尺度和空間分布進行紀錄。實驗結果顯示，兩材料界面間孔隙演化的擴展延伸僅到界面兩側的公分尺度，如圖 2-6，孔隙率於泥岩一側因堵塞而降低，而水泥一側之孔隙率則相應增加。

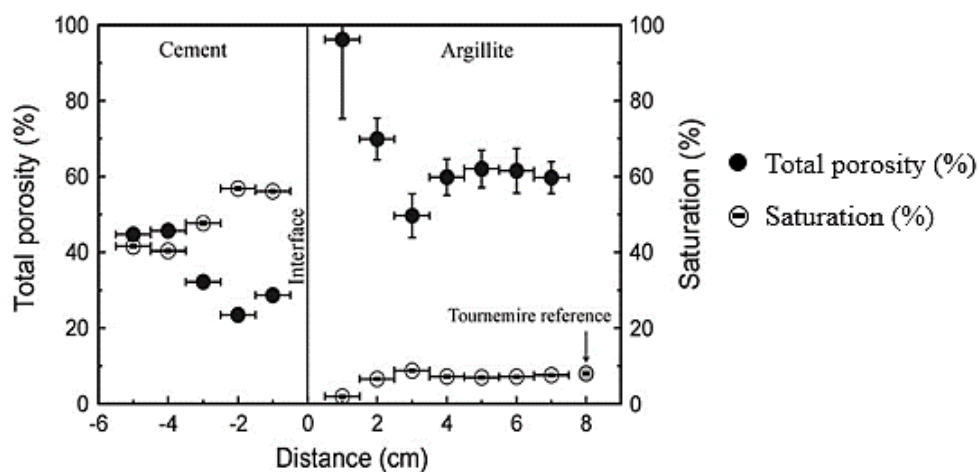


圖 2-6 岩石物理測量[62]

由於地球化學條件中，黏土質岩類相較於結晶岩類而言，較容易受到外在環境影響進而發生礦物與化學反應、改變自身性質，故歐洲各國大多專注於黏土質母岩與混凝土間之交互作用模擬。

國內目前用過核子燃料最終處置潛在場址地質岩相係以結晶岩為主，結晶岩具有相當穩定之礦物性質、不易與混凝土產生礦物及化學反應，因此，若作為未來處置場母岩，將具有比黏土質母岩較高之穩定性。

2.5.2 水泥對膨潤土的影響

水泥-黏土交互作用的空間和時間範圍中最重要的過程如下[63]。

- (1) 水泥孔隙流體藉孔隙流體的混合和反應而擴散到膨潤土中，孔隙水 pH 值和相對於界面處 CO_2 飽和度的梯度促使固體碳酸鹽的生長，導致孔隙率降低。
- (2) 水泥孔隙流體中的陽離子在蒙脫石(Montmorillonite)層間位置快速交換

，導致膨脹壓力降低，這些反應在溶解-沉澱反應之前進行。

- (3) 黏土邊緣部位發生去質子化反應(Protonation-deprotonation reactions)。
- (4) 蒙脫石和其他礦物質緩慢溶解，這些導致孔隙率增加並且可能降低黏土膨脹壓力。
- (5) 次生礦物的沉澱，以帶狀方式形成(圖 2-7)，當水泥孔隙流體組成隨時間演變，鈉-鉀將被更多鈣的變化物(Calclivarieties)取代。

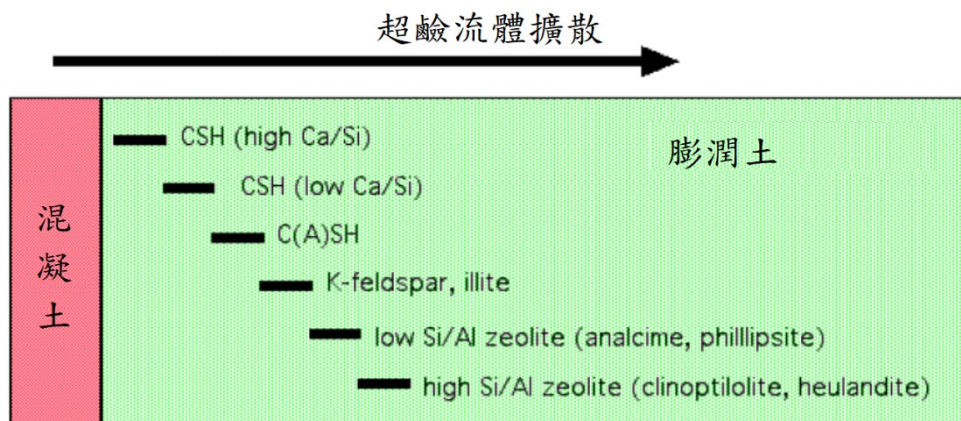


圖 2-7 超鹼孔隙流體經膨潤土傳輸(Migration)引起二次礦物形成的潛在順序示意圖[3]

先前的研究強調水泥-膨潤土交互作用是非線性的，流體輸送、黏土離子交換和溶解、二次礦物生長以及膨潤土物理性質隨之發生變化之間存在複雜的相互影響(圖 2-7)，這種複雜性使得難以將實驗室實驗的結果推斷到安全案例所關心的時間尺度。已經應用反應輸送模型(Reactive transport models)來預測膨潤土中礦物組合的演變，然而，可用於此類建模的數據存在許多不確定性，例如礦物改變產物的成長率。

這些反應可導致膨潤土性質變化如下：

- (1) 孔隙率(Porosity)：由於二次固體的沉澱，無論孔隙流體類型如何，黏土的孔隙率都會降低[64]。
- (2) 水力傳導度(Hydraulic conductivity)：由於在擴散運輸條件下水泥-黏土反應，預期孔隙率隨時間降低，水力傳導度也預期有類似變化。
- (3) 膨脹壓力(Swelling pressure)：膨潤土的膨脹壓力降低(比初始值低 30-80%)已經被測量，因在實驗室實驗中壓實膨潤土與水泥或水泥孔隙流體接觸的情況下，由於蒙脫石(Smectite)互層中 Ca 的 Na 交換[4,65]。

- (4) 礦物組成(Mineralogical composition): 由電腦模擬的數據顯示了類似的礦物改變序列(圖 2-7); 來自 Tournemire 的一個 133 年歷史工業類似物的黏土-水泥(OPC)交相互作用的證據, 顯示了一系列方解石、石膏、C-S-H 和鉀長石, 與水泥相鄰的 2-3 cm 黏土岩區域的距離增長[66,67]。

由於低鹼水泥浸出液中膨潤土反應的動力學極慢, 因此這些模型測試和相關的理解是困難的, 因此, 實驗室的研究會顯示很少或沒有礦物學變化。然而塞浦路斯自然類似物計畫(Cyprus Natural Analogue Project)[68]目的在了解鹼性地下水(大約 pH10-11)對黏土的長期影響, 包括膨潤土和相關的富含黏土的沉積物, 目前的結果顯示, 地下水的化學性質與低鹼水泥浸瀝濾有關, 確定了黏土反應的證據[69]。

OPC 衍生的孔隙溶液與黏土工程屏障的潛在有害交互作用, 可藉以下方式管理[70]:

- (1) 藉由設計選擇限制水泥的數量。
- (2) 使用替代普通水泥之組成材料, 包括如低 pH 水泥。

由於普通水泥孔隙流體對膨潤土的鹼性條件(pH>12)可能產生有害影響, 低 pH 水泥被認為是一種潛在的替代材料[71]。但是就目前而言, 低 pH 水泥與膨潤土的相互作用僅在模型研究中得到解決。

2.5.3 低鹼水泥對膨潤土的影響

Watson 等學者[72]比較了膨潤土樣品在幾種水泥孔隙溶液(pH = 10 至 13.2 範圍)影響下的演變, 模組模擬結果顯示, 當低 pH 水泥溶液與膨潤土交互作用時, 觀察到的劣化量可能比 OPC 溶液作為滲透液時要小得多, 在 pH 11 以下, 沒有可觀察到蒙脫石的溶解前沿, 這個結果支持了由 NUMO、Posiva 和 SKB 提出的水泥孔隙溶液降到 pH 11 的目標。

Lehikoinen 模擬了膨潤土與水泥孔隙流體在一個 pH 範圍內的交互作用[73], 所有模擬的特徵是在膨潤土和帶有鹼性水的岩石裂縫間的界面處的孔隙空間被堵塞, 根據羽流的計算中考慮的 pH 值(12.17、11.60 或 9.70), 在交互作用開始後分別在 10 年、18 年或 5,900 年後發生堵塞, 在每種情況下, 礦物改變區都被限制在界面附近, 如圖 2-8 所示。

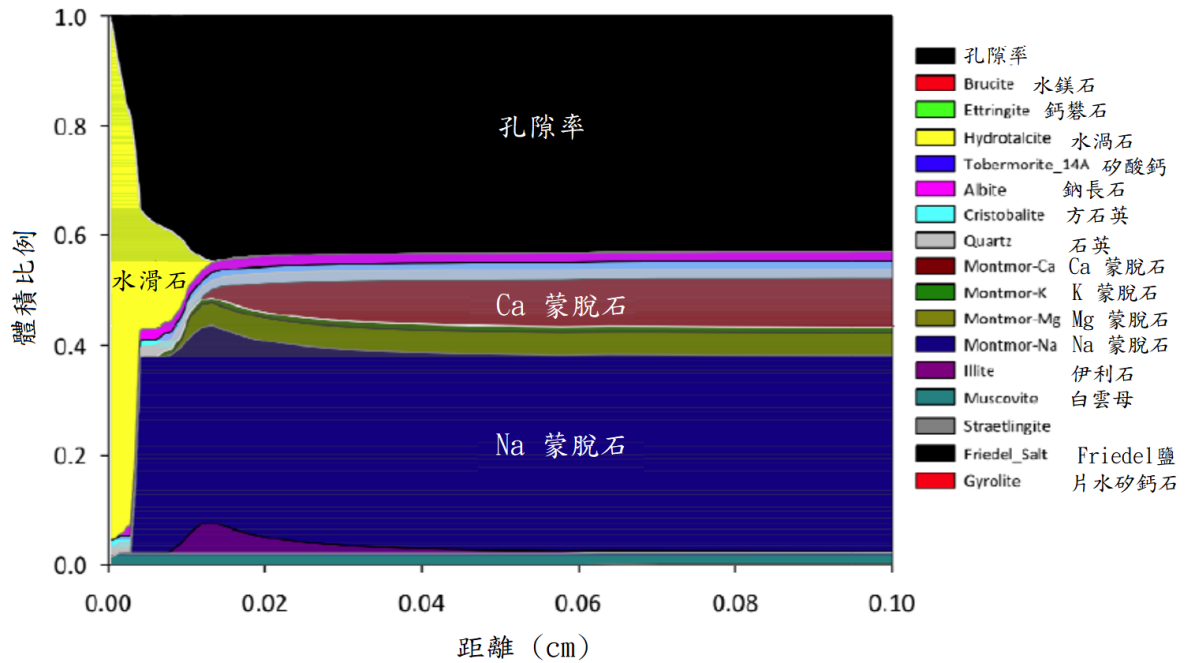


圖 2-8 MX-80 膨潤土與水泥孔隙溶液(pH 9.70)接觸 5900 年的化學成分(體積分數>0.5%)與界面不同距離的分布情形[73]

與天然地下水相比，低 pH 水泥漿孔隙溶液富含矽[3]，例如，Harris 等人[39]測量在 C-S-H 膠體浸出實驗中溶解的矽濃度，與低 pH 水泥組成成分有關，達到 2.2 mmoldm^{-3} ，相當於無晶形二氧化矽在 25°C 的中性 pH 下的溶解度。大多數天然地下水含有溶解的矽相當於玉髓(chalcedony)(在 25°C 時為 0.2 mmoldm^{-3})或石英(0.1 mmoldm^{-3})的溶解量。潛在地，低 pH 的較高矽濃度水泥漿孔隙溶液可能使蒙脫石不穩定，形成鈉長石(Albite)，這可能導致膨潤土脆化和膨脹性下降。

2.6 低鹼性混凝土應用於高放處置設施之要求

2012 年 Bamforth 等學者提出，英國政府欲對所有英國較高活性廢棄物使用單一深地層處置設施(Geological disposal facility, GDF)處理，水泥材料被涵蓋用於所有目前對於較高活性廢棄物地質處置概念的設計，且已被提出廣泛應用於：

- (1) 作為廢棄物封裝(waste encapsulation)的水泥漿。
- (2) 廢棄物處置容器(containers)及包裝(overpacks)。
- (3) 緩衝及回填(buffers and backfills)材料。
- (4) 密封物(seals)及裂縫水泥漿。

- (5) 隧道封塞(tunnelplugs)。
- (6) 坑道/地下處置隧道襯砌(vaultlinings)。
- (7) 包括樓板、道路、隔壁(bulkheads)及扶壁(butresses)等支撐結構物。

上述的水泥材料使用範圍由操作的安全有關到封閉後的安全(post-closuresafety)有關，對於每種應用的需求將隨處置概念而變。

對於回填材料，若用於中放射性廢棄物(intermediate-levelwastes, ILW)的水泥材料概念，水泥高 pH 值孔隙水的狀態對近場障壁成效有所貢獻，可減少放射性核種(radionuclides)在近場孔隙溶液中的溶解性、提供對放射性核種吸附的大表面積及減少廢棄物包裝的腐蝕。

而水泥材料作為結構/密封應用於在許多 SF/HLW(用過核子燃料/高放射性廢棄物)的處置概念中，高 pH 狀態對膨潤土緩衝材料(bentonitebuffer)有不利的影響，因此發展低 pH 水泥。

2.6.1 地下處置隧道回填材料

用以下三種處置概念的水泥回填材料的不同需求予以說明：

- (1) 英國在較高強度岩石中對 ILW 及 LLW 的處置例證概念(illustrativeconcept)[74]：以螺栓和具有金屬加勁網的噴凝混凝土用於開挖洞穴(excavation)的結構支撐；在地下處置隧道的數個點上要以水泥質材料回填；局部在廢棄物包裝周圍的回填和地下處置隧道與廢棄物容器堆之間的回填，都是使用相同的回填材料(NirexReferenceVaultBackfill, NRVB)，為高 pH 高吸附能力的地下處置隧道回填材料，與結構混凝土比，其抗壓強度相對較低，在需要時以具可回復性；具有較大的滲透性以利廢棄物產生氣體的釋放及吸附；進入隧道也是水泥質材料(不需與 NRVB 相同組成)，為具有低滲透性的密封物以限制水流；在廢棄物包裝堆上的空間，可以保持開放或填回填材料。
- (2) NRVB 的規格：長期的孔隙水要保持在 pH 值 10.5 以上，以輔助處置場近場化學性的放射性核種保留；立方塊的 7 天抗壓強度不超過 1.5 MPa，而 28 天不超過 4.0 MPa，但需提供連續的廢棄物包裝和回填層的適當支撐；立方塊強度在直到 50 年的任何時間的強度限制為不超過 10

MPa，以保留未來重新取回回填廢棄物的需要；流動的工作性需適於無振動下可進入 5 m × 3 m × 75 mm 高的水平空間；適合用於至少 250 m 長度水平管的泵送；泌水/沉降(bleeding/settlement)不超過 2 % 以減少包裝下孔隙形成和回填材軟弱表面。

- (3) 瑞士在蛋白石質黏土(opalinusclay)ILW/LLW 的處置概念[75]：NAGRA 提出在瑞士北部的蛋白石質黏土中為以放射性廢棄物設置處置場址(site repositories)，其一提供 SF、玻璃化 HLW 及持久的 ILW，另一提供中/低放射性廢棄物(ILW/LLW)。在後者中使用二種回填砂漿(M1 及 M2)，M2 用以填充廢棄物罐(drums)周圍空隙，M1 用於填充廢棄物處置容器(containers)及處置孔(carverns)間的空隙。配比具有低滲透性，孔隙率 0.3–0.5，高於多數水泥基質材料，但低於 NRVB(約達 0.5)，可以減少處置孔內的超壓(over pressurisation)問題，砂漿水泥需要高 pH 值以防內部金屬腐蝕問題。
- (4) 比利時超級容器(super container)概念[76]：在此概念中，玻璃化 HLW 的廢棄物罐(canisters)被置於大型的超級容器中(超級容器外半徑約為 1.9 m，總長度為 4.2 m)，再將超級容器移至約地平面下 230 m 的 Boom 黏土層的處置隧道中。水泥質材料用於超級容器不銹鋼外觀與中心廢棄物罐的合成包裝(overpack)間的緩衝材料、處置隧道內的結構支撐單元及處置孔回填，未與膨潤土接觸，故使用高 pH 值水泥以保護與混凝土接觸的金屬材料，提高金屬材料的抗腐蝕能力。

2.6.2 結構性水泥組成物(Structural cements)

用於 GDF 的水泥質組成物，扮演挖掘坑道及地下處置隧道支撐、緩衝及回填材料、廢棄物封包等結構性角色，結構性水泥組成(components)材料可包括：

- (1) 作為岩石及錨栓的水泥漿(grouts)以填充岩石和受拉力螺栓間的空隙，主要在提供腐蝕保護。
- (2) 作為地下處置隧道及隧道襯砌，以支撐及密封地下處置隧道及隧道壁。
- (3) 作為隔壁以支撐負載耐受裂縫。
- (4) 作為樓板及道路，以提供平整、可負載的表面。

一般而言，這些材料的主要功能需求為高抗壓強度及勁度，並無其它功能上的要求。但當靠近或在廢棄物處置區域內時，結構性水泥及其它工程障壁系統(Engineered barrier systems,EBS)材料間的潛在交互影響就需要考慮，在許多的處置概念中，對於水泥基質材料的性質要求，是不要對於其它 EBS 材料組成產生有害的衝擊，其中最重要的是在許多 HLW/SF 處置概念中的膨潤土緩衝材料(bentonitebuffer)，如瑞典的 KBS-3 概念。在一些概念中包括膨潤土緩衝材料的使用，在設施關閉，於出入隧道和豎井(shafts)密封及回填之前，設想先將道路、隧道襯砌及其它結構性水泥材料移除[77]，這是設計用以降低設施整體的水泥含量，藉以減少會衝擊膨潤土緩衝材料的水泥質孔隙水成份。

因此，對於結構性水泥材料，在本報告中主要關注的是特別用於 GDF 環境的材料發展。

1. 坑道及地下處置隧道襯砌

坑道及地下處置隧道襯砌的主要功能是用於在 GDF 運轉階段(Operation alphase)提供安全環境，噴凝土目的是在結構上穩定坑道及地下處置隧道並降低它們的滲透性，噴凝土的主要配比需求是可泵送性、速凝及高抗壓強度的發展。對於位於硬破裂和較軟沉積岩中的設施，大多數處理概念都設想了噴射入口坑道及地下處置隧道牆壁，特別是，用於岩石支撐的混凝土使用被認為是黏土地層中處置概念的關鍵問題，以確保挖掘的穩定性。

在 HLW/SF 的處置概念中，當包含黏土基質緩衝材料，許多普通卜特蘭水泥基質黏結材料具有超過 pH 12 的孔隙水，會對黏土礦物有害，故對於使用黏土基質緩衝的系統，其水泥基質構造物的水泥孔隙水平衡 pH 值需低於 pH11，對膨潤土的衝擊可減少非常多，許多這樣的發展工作已在歐洲的 ESDRED 計畫中完成，合作夥伴包括來自西班牙(ENRESA)、瑞士(Nagra)、芬蘭(Posiva)及瑞典(SKB)的廢棄物管理組織[78]。根據 ESDRED 計畫的模組 4，已經對用於岩石支撐的低鹼噴凝土(Shotcrete)進行了試驗，使用基於瑞典和瑞士先前測試的混合物(Mixtures)配方(Formulations)，這些噴凝土的功能需求已提供於 ESDRED 模組 4 的技術報告中，如表 2-3 所示[11]。

表 2-3 用於 ESDRED 試驗的低 pH 噴凝土的力學性能規格[11]

性質	之前的 Nagra (用於蛋白石質黏土中的 GDF)	之前的 SKB/Posiva (在堅硬破碎的岩石中)	新的規格
孔隙溶液 pH 值	<11	<11	<11
水力傳導係數	$K < 10^{-10}$ m/s	未標明	未標明
抗壓強度	≈10 MPa(8hours) ≈25 MPa(7days) ≈35 MPa(28days)	≈10 MPa(8hours) ≈25 MPa(7days) ≈35 MPa(28days)	≈10 MPa(36hours) ≈20 MPa(7days) ≈30 MPa(28days) ≈40 MPa(90days)
彈性模數	未標明	≈15 GPa(7days) ≈20 GPa(28days)	≈15 GPa(7days) ≈20 GPa(28days)
黏結強度	≈0.5 MPa (28days 岩石/黏土) ≈0.9 MPa (28days 混凝土)	≈0.9 MPa(7days) ≈1.5 MPa(28days)	≈0.5 MPa(7days) ≈0.9 MPa(28days)
耐久性	≥2 Years(抗硫酸鹽)	≥2 Years(抗硫酸鹽)	未標明但需抗硫酸鹽
工作性	≥2 hours	≥2 hours	≥2 hours
泵送性	>100 m	-15 m	>15 m
坍塌度	15-20 cm	15-20 cm	15-20 cm
水化溫度峰值	未標明(<100 °C)	-40 °C	未標明(<100 °C)
熱傳導係數	乾燥:>0.5 W/m °C 飽和:>1.2 W/m °C	未標明	未標明

2. 岩栓砂漿(Rock boltmortar)

岩栓砂漿用於岩石中黏結螺栓和其他可能錨件，岩栓通常由鋼桿組成，鋼桿一端帶有機械或化學錨，另一端帶有面板和螺帽，插入鑽入岩石的孔中，安裝後均受拉，岩栓失敗的主要原因之一是腐蝕，而此問題藉由於岩石和鋼螺栓之間填充水泥漿而減輕。

在芬蘭為 SF 在 ONKALO 挖掘 GDF，通常 3 m 長的岩栓安裝在屋頂和牆壁上[79]，這些灌漿岩栓被認為是永久性的運轉安全物，不會從 ONKALO 中移除，因此，低 pH 值的水泥漿將成為岩栓砂漿的首選材料，然而，因螺栓水泥漿的體積很小，Posiva 認為任何可能的 pH 羽流(Plume)都是局部的且不顯著，因此，其他方面，如螺栓防腐蝕被認為在開發計畫中更為重要。

岩栓砂漿的要求是抗壓強度(28 天時, ≥ 45 MPa)和足夠黏著性(Cohesion), 一旦注入孔中就保持在原位[79]。岩栓砂漿也要能夠繞著螺栓流動以減少螺栓暴露於地下水和空氣中。

3. 比利時超級容器概念中的結構性水泥組成物

比利時超級容器設計包含數個提供支撐的 EBS 水泥組成(Components)材料, 特別是處置隧道襯砌及隧道地板, 隧道襯砌將由混凝土楔塊(Wedgeblocks)組成, 這些楔塊將由非鋼筋混凝土預製, 這些楔塊將以環形放置在挖掘的隧道壁上, 由於這種襯砌的目的是提供結構支撐, 因此建議根據歐洲標準 EN206-1 提供高強度的混凝土(C50/60); 用於隧道地板的混凝土必須具有至少等於工業地板或停車場規定的強度等級(C30/37)。

上面是在概念發展階段沒有 GDF 特定功能要求的具體應用的例子, 這是由於具有高 pH 值水泥回填的優選結構性水泥組成物的性質。

2.6.3 密封應用(Sealing applications)

可以在 GDF 概念中識別兩個主要密封應用:

- (1) 與 GDF 的坑道和地下處置隧道相交的裂縫密封。
- (2) 用於地下處置設施、隧道、水平坑道(Drifts)和處置孔(Deposition holes)的封塞混凝土, 可於廢棄物已被安放且處置區域已回填時使用。

通常, 設計密封是要在施工、運轉和/或關閉期間, 使通過 GDF 的地下水流量減至最小, 重要的是要認識到需要密封孔洞(Aperture)的尺度從在裂縫岩石區域中的數十微米, 變化到用於橫向和用於水平坑道和隧道密封的 5 m 尺度。大多數處理概念都設想了水泥基質密封。

1. 瑞典 KBS-3SF 概念中的水泥應用

根據瑞典 KBS-3 設計[80], SF 廢棄物被密封在具有鐵插入物以提供力學強度的銅罐中。銅罐放置在裂縫結晶岩層鑽出的隧道中, 隧道可以是垂直處置孔(KBS-3V, 瑞典 SKB 採用的參考設計)或水平坑道(KBS-3H 是目前正在調查的另一種設計, 作為 SKB/Posiva(芬蘭)聯合項目的一部分)[81], 如圖 2-1 所示, 罐子被膨潤土緩衝液包圍, 然後用膨潤土基質回填材料填充入口隧道。

在英國處置系統安全案例(DSSC)[82]中，KBS-3V 被用作高強度岩石中對 HLW/SF 的作例證的地質處置概念。然而，由於其隧道幾何形狀，替代 KBS-3H 設計展示了更廣泛的密封應用。

水泥材料在 KBS-3 設計中的主要應用是：

- (1) 地下水流入控制的破裂灌漿。
- (2) 混凝土路床(Roadbeds)(將在 GDF 關閉前移除)。
- (3) 用於隧道和水平坑道的噴凝土。
- (4) 將支撐螺栓、錨錠螺栓、固定環等固定到岩石中的灌漿。
- (5) 密封件和封塞的結構和灌漿。

替代 KBS-3H 設計中單一處置水平坑道隧道的更詳細說明如圖 2-9 所示。在該設計中，多種 SF 罐佈置在大約 300 m 長的處置水平坑道中，略微向輸送隧道 (Transport tunnel) 傾斜，每個廢棄物罐以膨潤土緩衝材包覆裝在有孔的鋼殼內，與比利時的概念一樣，它也被稱為超級容器，超級容器被膨潤土間隔塊隔開，膨潤土間隔塊設計用於提供液壓分離和熱間距。水平坑道可以分成隔室以提供液壓隔離，特別是來自具有較高水流量的隧道區域，這可藉由鋼製封塞設計以承受隧道深度(450–500 m)的全部靜水壓力。裝滿後，隧道將用水平坑道端塞(Endplugs)密封，隔室和水平坑道端塞都可以包含水泥成分材料。在此設計[2]中，確保 SF 隔離和放射性核種密封的系統主要組成是罐、膨潤土緩衝材和間隔塊以及母岩 (Hostrock)，其他系統組成尚未分配特定的安全功能，但設計為與罐、膨潤土緩衝材和母岩的安全功能兼容並支持其安全功能，因此，用於 KBS-3 設計的水泥選擇關鍵標準是對罐、緩衝材和母岩的性能盡量縮小任何負面影響。

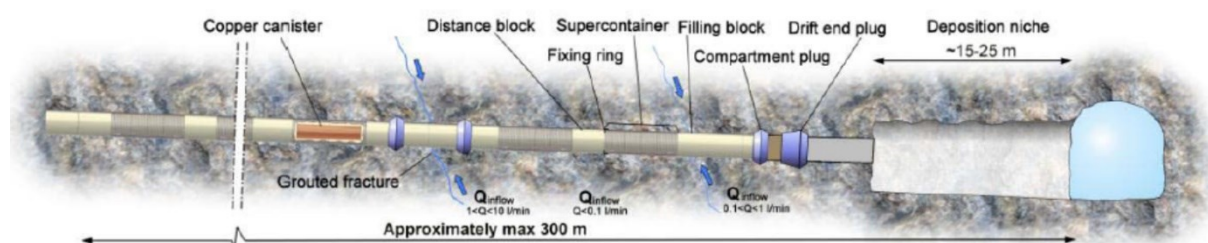


圖 2-9 KBS-3H 設計的處置水平坑道的細節顯示水平坑道不同部分的流入要求 (Q_{inflow} 是地下水流入處置水平坑道的速率)

2. 破裂灌漿

例如在瑞典，芬蘭和加拿大設想的 GDF 母岩，裂縫硬岩，藉由灌漿密封岩石是限制地下水流入開鑿洞穴的關鍵方法。

KBS-3 設計的成效對進入水平坑道或處置孔(Deposition holes)的地下水敏感，Posiva、SKB 和 NUMO(日本)合作開發和測試注入灌漿，用於密封裂縫以限制水流[6]。特別是，開發新型低鹼裂縫灌漿對於芬蘭 ONKALO 設施的建設是必要的，Posiva 開發的裂縫灌漿所需和想要的性能總結在表 2-4 中，應該注意的是，不同試驗的要求各不相同，除了低 pH 值之外，該應用的主要要求是灌漿對裂縫的滲透性，其特徵在於灌漿將流過的最小裂縫孔徑(B_{min})，高於臨界孔徑(B_{crit})其灌漿將不明確地流動。

SKB 為 KBS-3H 設計規定了以下地下水流入的要求：

- (1) 處置孔點(Spot)流入： 0.1 Lmin^{-1}
- (2) 處置隧道每 300 m 隧道 10 Lmin^{-1} ；點流入： 1 Lmin^{-1}
- (3) 豎井和入口坡道(Accessramp)每 100 m 隧道 10 Lmin^{-1}
- (4) 其他地下設施部分每 100 m 隧道 10 Lmin^{-1}

SKB 關於裂縫密封灌漿的規範從品質上而言定義得比 Posiva 更多，包括如下[83]：

- (1) 只能使用產生浸濾液 $\text{pH} \leq 11$ 的水泥漿(Grout)；
- (2) 可以使用強塑劑(Superplasticisers)及其他摻料(Additives)；
- (3) 對於可以使用的材料量沒有預先設定的限制，但是在不同方法之間進行選擇時，首選提供使用最少材料的方法；
- (4) 不要求長期耐久性(耐久性超過 5–10 年)；
- (5) 可以使用在隧道周邊外面的灌漿[注入]鑽孔；
- (6) 灌漿或其他鑽孔不得買穿處置孔。

SKB 還設想注入水泥漿將用於改善為提高結構承載能力所使用岩栓的黏結。因此，灌漿必須具有低水力滲透性(Hydraulic conductivity)、非常細的裂縫的良好滲透性、以及與母岩環境的物理和化學相容性，還有水泥和摻料數量需求及灌漿孔數量要減到最少。

表 2-4 用於注入深層儲置場低鹼水泥漿的特性[84]

	特性	要求			量測方法
		發展	芬蘭現地實驗	ONALKO 試驗性的實驗	
需要的特性 (Required Properties)	pH	≤11	≤11	≤11	浸取試驗 (Leaching tests)
	滲透能力 B _{min}	≤80 μm, 60 分	≤80 μm, 60 分	≤80 μm, 60 分	滲透性計
	滲透能力 B _{crit}	≤120 μm, 120 分	≤120 μm, 120 分	≤120 μm, 120 分	
想要的特性 (Desired Properties)	黏滯性	50 MPas	未使用	50 MPas	流變計
	降伏值	≤5 Pa	未使用	≤5 Pa	
	流動性	未使用	沒有數字設定	45 秒, 30 分	Marsh 錐
	泌水性	≤10 %	≤10 %	≤10 %	2 小時後 量測量杯
	工作性時間	≥60 分	≥60 分	≥30 分	滲透能力 流動性決定
	剪力強度	≥0.5 MPa, 6 時	6 小時約 超過 2 kPa	2 kPa, 8 時	落錐
	抗壓強度	≥4 MPa	≥8 MPa; 若其他 性質優良, 7 MPa 也可接受; 沒有 數字設定	≥4 MPa	28 天單軸 抗壓試驗

在廣泛的初步研究時，調查 4 種候選的水泥系統，包括：

- (1) OPC 加 SF；
- (2) OPC 加 BFS；
- (3) 超級硫酸鹽水泥(Super sulphate cement, SSC)
- (4) 低鹼水泥(Low alkali cement, LAC)

PFA 曾被納入研究，但因已確定的交貨(Delivery)和材料變異性的潛在問題而被排除。在初始研究結束時，兩個候選系統被進一步進行先導試驗(Pilot testing)，一個基於 SF/OPC 比率 0.69(少量高鋁水泥(Calcium aluminate cement, CAC)和石膏控制凝結)，另一個基於 BFS/OPC 比率 10(也包括 SF/S(爐石粉)比率為 0.5)，然而，在浸出試驗和長期安全性評估中，發現爐渣中的硫化物溶解在浸濾液中並

增加了總鹼度[85]。此外，芬蘭的先導試驗報告指出，爐石粉混合物的流動性很差，但增加含水量以改善流動性則會導致強度發展不足[86]，因此停止開發爐石粉混合物，僅留下 SF/OPC 配方。

在隨後的測試以評估使用強塑劑增強流動性和降低含水量的有效性，僅研究了 SF/OPC 配方[87]，測試了 17 種配方，並且在一些混合物中使用少量石膏和/或 CAC 以抵消強塑劑的延遲效應。然而，28 天的抗壓強度主要由 w/s 比決定，如圖 2-10 所示。對於那些沒有添加石膏或 CAC 的混合物以修正凝結的拌合物，6 小時的剪力強度也由 w/s 比決定，添加 CAC 可以增加剪力強度，添加石膏則會降低剪力強度。

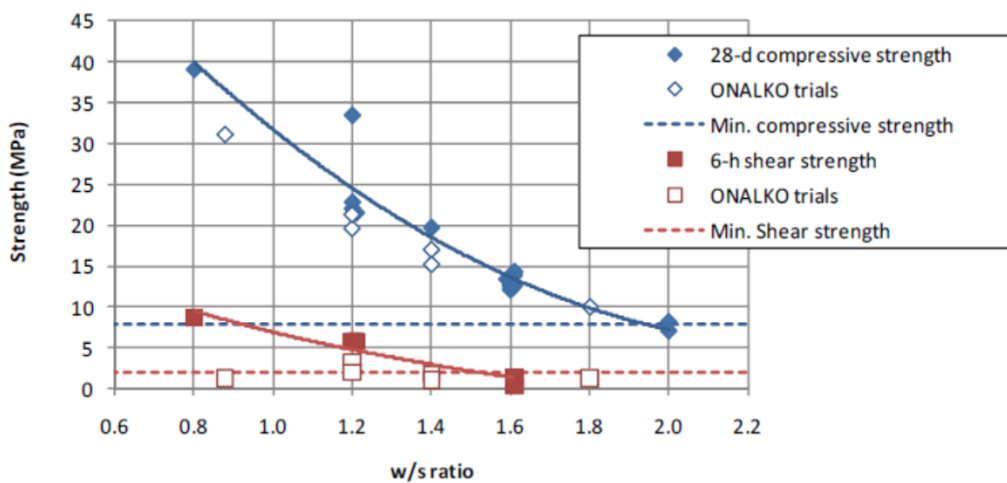


圖 2-10 SF/OPC 配方的 6 小時剪力強度和 28 天抗壓強度與 w/s 比關係

當使用強塑劑測試時，並且當水泥漿被認為足夠流動時，沒有任何混合物出現泌水。除了一種情況外，所有滲透性標準均得到滿足。測試了 17 種混合物，其中 5 種被認為是合適的，每種混合物包含 OPC、CAC、SF 和強塑劑。

選擇作為芬蘭[86]先導試驗的最終階段的混合物包括比例為 0.69 的 SF/OPC，水泥重量(OPC 加 SF)計 2%的強塑劑和 w/c 為 1.61。這三個批次測量的 Marsh 錐值為 51-54 s [注意，在此階段目標值為 40 s(非常好)，值為 40-50 s 被認為是有希望的]，沒有泌水，9 小時剪力強度約為 0.5 kPa。使用傳統的 OPC 水泥漿進行比較，低 pH 水泥漿在流動性、滲透能力和強度發展方面被認為「不完全令人

滿意」。得出的結論是，最終測試的水泥漿為進一步開發奠定了基礎，如果部分 SF 可以用一些其他降低 pH 值的成分替代，則改善可以達成。

在 LPHTEK 項目(一項芬蘭的計畫，關於優化低 pH 水泥漿技術性能)中進一步開發了低 pH 混合物，涉及進一步的先導試驗[88]，使用不同的強塑劑，其劑量隨 w/s 比率變化，在達到足夠流動性(最低 Marsh 流量錐值為 44s)使用高劑量強塑劑時，不能達到 6 小時的早期剪力強度。放寬試驗的要求，以便在 8 小時內達到 $\geq 2\text{kPa}$ 的剪力強度，而該計畫得出必需進一步開發和試驗的結論，此計畫突顯了難以同時滿足高流動性(要求高 w/s 或高劑量強塑劑)和足夠高的早期強度(當 w/s 或強塑劑劑量高時較低)的要求。

Holt[84]回顧了 Posiva 的低 pH 灌漿的潛在性能，並得出結論，與傳統的注漿灌漿相比，低 pH 灌漿的耐久性預計不會更差。將大量矽灰與水泥結合以產生低 pH 灌漿導致材料具有較低的滲透性，因此具有較高的耐浸出性和化學侵蝕性。然而，她指出需要進一步的實驗室測試來定量驗證她的發現並為長期建模提供輸入。

使用矽灰和微水泥組合可以成功開發和使用 w/s 為 6.0 的注射水泥漿，與微水泥漿混合物相比，含有矽灰的較高 w/s 的漿料具有顯著改善的滲透性，灌漿更加穩定，而泌水和沈降(Sedimentation)最小，因此沒有堵塞，由於在注入過程中水不會被排出，因此固體不會沉澱並沉積在靠近鑽孔的裂縫或孔隙中，如此灰漿可均勻的流入岩石[84]。矽灰水泥漿也與花崗有良好的粘合性[89]。使用高矽灰水泥漿的主要問題是[84]：混合物的總體「粘性」感覺、矽灰結塊的可能性、和延遲或較晚的凝結時間。

最終選擇用於 ONKALO 的低 pH 注入水泥漿的成分如下[84]。

- (1) 水泥：Ultrafin16-抗硫酸鹽、低鹼性注入微水泥，由瑞典 Cementa AB 製造，比表面積 $=1,600\text{ m}^2\text{kg}^{-1}$ 、 C_3A 含量 $=2\%$ 、含鹼量 $=-0.5\%$ 。
- (2) 卜作嵐材料(Pozzolan)：GroutAid-用於灌漿的矽灰基質摻料，由挪威的 Elkem AS Materials 生產。最小 SiO_2 含量為 86% 、固含量為 50% 、比表面積 $=15,000\text{ m}^2\text{kg}^{-1}$ 、 90% 的顆粒直徑 $<1\text{ }\mu\text{m}$ 、pH 值為 4.5 至 6.5、沒有加速劑添加劑(Accelerator additive)。
- (3) 化學摻料：「Mighty150」係由 Degussa(現為 BASF Construction Chemicals)所生產的萘磺酸鹽基強塑劑(Naphthalene Sulfonate Based Super

Plasticiser)。

含矽灰的混凝土的耐久性在過去的 30 年中得到了廣泛的研究[84]，然而，通常矽灰粉已用於具有低 w/s 且具有非常高的抗壓強度的混合物中，這對於低 pH 注入水泥漿是不正確的。最初的矽灰建築之一是在 1952 年挪威，其中各種混凝土樣品放置在有平均 pH 值為 5-6 的水的隧道中，平均硫酸鹽含量為 2.5 gdm^{-3} ，暴露 30 年後，只有用抗硫酸鹽水泥或摻入 15% 矽灰製成的混凝土才處於令人滿意的狀態[90]。1981 年，挪威使用了許多測試混凝土，其中 w/s 為 0.18 至 0.42，含有高達 50% 的矽灰，經過 20 年的使用後，這些混凝土沒有出現任何劣化的跡象[91]。

3. 低 pH 封塞混凝土(Plugs)

ESDRED 計畫對包含膨潤土緩衝材處置場的隧道和水平坑道密封塞的混凝土配方進行了試驗[11]，這些封塞需要限制地下水流動或提供對設置在廢棄物處置容器周圍的緩衝材及密封材料臨時的力學(有時是液壓)圍束。

在 ESDRED 計畫的模組 4 中，在開始時為封塞混凝土設計的一些輸入參數已同意及固定，這些「輸入數據」或「固定的設計標準」與母岩環境的特性、混凝土規範和設置方法有關；如下：

- (1) 採用噴凝土作為設置方法：噴凝土被認為是有效且省錢，可作為地下建造提供岩石支撐的方法，也可用於封塞混凝土的建造施工；
- (2) 混凝土孔隙溶液 pH 等於或小於 11：噴凝土配方需要 pH 值 ≤ 11 (藉孔隙擠壓榨取的孔隙溶液中量測)；
- (3) 母岩的力學性質：設計規定的岩石性質為：楊氏模數、柏松比、拉伸強度、摩擦角和內聚力；此外，還規定了一些岩石—栓界面的力學性質：摩擦角、內聚力和法向和剪力剛度；
- (4) 母岩的水力傳導度：通過噴凝土封塞容許的最大水力傳導度應至少為母岩的水力傳導度；
- (5) 地下水成分：噴凝土的耐久性將取決於地下水的侵蝕性，這是鹽度(Salinity)和流量的函數。
- (6) 此外，還確定了一些有彈性的要求(稱為功能要求)[11]，這些要求在國家計畫之間有所不同，如表 2-5。

表 2-5 不同國家 GDF 研究計畫中規定的封塞混凝土的功能要求[11]

項目	ENRESA (西班牙)	SKB(瑞典)、POSIVA(芬蘭)	ANDRA(法國)
水力傳導度(k)	$\leq 10^{-10} \text{ ms}^{-1}$	$\leq 10^{-10} \text{ ms}^{-1}$	取決於長度 L： $k/L \leq 10^{-12} \text{ s}^{-1}$
耐久性	≥ 100 年	≥ 100 年	盡可能高(及抗硫酸鹽)
工作性	≥ 2 小時	≥ 2 小時	≥ 2 小時
泵送性	250 m	250 m	>100 m
峰值水化溫度	≤ 40 °C	≤ 40 °C	≤ 30 °C
熱傳導係數	$1.2 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$	$1.2 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$	入口水平坑道封塞:未標明 處置單元封塞: $1.75 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$
建造速率	1 m/天	未標明	未標明
有機成份使用 (纖維或摻料)	未標明，待研究	不可以。但如果不可能，則 必須描述有機材料的數量和 類型	不可以。但如果不可能， 則必須描述有機材料的數 量和類型
封塞/緩衝材界面 估計壓力	7 MPa	15 MPa	入口水平坑道封塞:未標明 處置單元封塞:4.5 MPa
封塞的長度	未標明	盡可能短，但必須能夠以安 全係數承受估計的壓力	入口水平坑道封塞:未標明 處置單元封塞:4-6 m
直徑	未標明	1860-1840 mm	入口水平坑道封塞:7 m 處置單元封塞:0.7-3.5 m
排水	未標明	在施工期間(包括養護時間) 必須能夠通過封塞排水，並在 封塞建造完成後密封排水孔	未標明。但是，為了人工 供水到緩衝材料，可能需 要管道(最終進行灌漿)
最後的力學性質：			
柏松比	>20000 MP	>20000 MPa	不需要高強度，但對耐久 性的要求導致規定對應高 性能混凝土的混合物成分
拉伸強度	>1 MPa	>1 MPa	
摩擦角	$\geq 37^\circ$	$\geq 37^\circ$	
內聚力	≥ 2 MPa	≥ 2 MPa	
抗壓強度	≥ 10 MPa	≥ 10 MPa	90 天時 ≈ 60 MPa

A. 加拿大隧道封塞試驗

1998 年至 2004 年在加拿大進行的全面隧道密封試驗(Tunnel Sealing Experiment, TSX)，旨在描繪密封的特徵，及用於 GDF 的結構良好、全尺寸隔牆(Bulkhead)的結構潛力[92]。

TSX 包括兩個高 3.5 m、寬 4.4 m 的艙壁和長 46 m 的水平開鑿的洞穴，如圖 2-11 所示。一個隔壁由大約 9000 個高度壓實的膨潤土砂塊組成，而另一個則由加拿大原子能有限公司(AECL)開發的低熱高性能混凝土(LHHPC)組成(由於其成分，LHHPC 也是低 pH 混凝土)。隔壁之間的中央 12 m 長壓力室填充沙子並以水飽和。黏土隔壁的膨脹由一側的 TSX 壓力室中的沙子和另一側的結構鋼束制。在實驗的前 3 年，通過靜水頭將填充砂的測試室逐步加壓至 4 MPa。添加循環泵和加熱器的熱相在隔壁內表面的中心達到約 65 °C。滲流數據與由示跡劑(Tracer)測試得到的溶質輸送數據一起用於量化兩個隔壁的密封特性。在加熱結束時，三個月的冷卻時間之後是艙室的減壓。水泥壁配備了一系列位移傳感器、壓力傳感器、應變儀、熱電偶等，在整個實驗過程中進行了監測。在退役期間從隔壁中取樣以量測密度、含水量、結構、化學和強度。

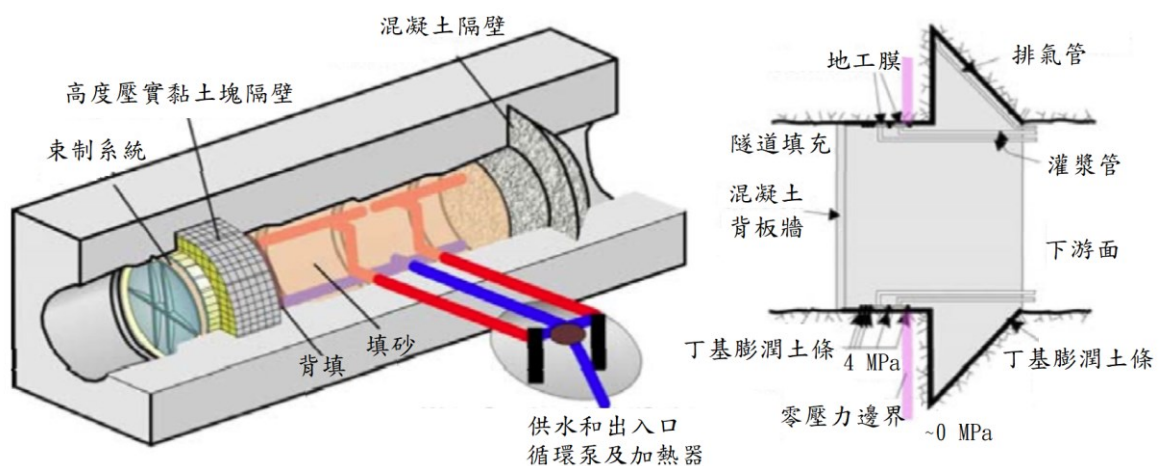


圖 2-11 TSX 配置和混凝土隔壁細節[92]

在用於 TSX 的 LHHPC 中，大部分卜特蘭水泥被卜特蘭矽灰和非卜作嵐二氧化矽灰(研磨二氧化矽)以 1:1:2 的比例代替，使用萘系(Naphthalene-based)強塑劑來提高工作性。混凝土通常具有 0.53 水膠比，但是允許增加到 0.57 以更容易在隔壁的上部泵送。用二氧化矽產品代替水泥降低了水化熱，並且還將硬固混凝土的鹼度降低到 9.8 到 10 的 pH 值。粒料是粉碎的 LacduBonnet 粉紅色花崗岩和局部圓形石灰石的混合物。76 m³ 混凝土隔壁在不到 8 小時的時間內一次澆置，養護 2 週。混凝土隔壁的前部形式是木材和鋼結構，帶有土工織物內襯，以便在澆築後十天內將水供應到隔壁的前面。在退役期間採集的樣品顯示，這種供水僅滲透到混凝土中 0.1 m。混凝土隔壁不需要加鋼筋。在澆置之前將灌漿管安裝在混凝土-岩石界面處以允許隨後的灌漿。

為了確保在實驗的時間尺度上可量測到反應，藉艙室加壓(以逐步方式加壓)在隔壁上產生非常高的水力梯度，供水基本上是無限的，這些代表在 GDF 中被認為不太可能的極端水力條件[93]。隔壁性能的主要衡量標準是滲漏，發現每次艙室中的壓力增加時滲漏率最初增加，但隨後在保持艙室壓力情形下會下降。滲透率增加歸因於混凝土-岩石界面處的開裂和脫黏，這是由於在增加的負載下隔壁的位移，隨後的減少歸因於界面中細小物質的積累(即沉降)或者隔壁內不完全水化區域的持續水化[94]。

在 800 kPa 的室壓下，通過混凝土隔壁的滲透速率穩定在 1.8 cm³/min 的速率。在 2 MPa 時滲透速率未完全穩定，達到最小值 14 cm³/min，即進行到下一步驟加壓至 4 MPa，4 MPa 下的穩定滲流率約為 10 cm³/min。在隨後的加熱階段，滲透率降低，到階段結束時達到最小 2 cm³/min，這種減少歸因於混凝土和岩石的熱膨脹，滲流路徑的孔徑減少。在退役期間從混凝土塊和岩石-混凝土界面取樣，雖然看起來均勻且沒有可見的粒料層，但是在隔壁上的物理性質是不同的。水力試驗顯明，在隔壁的中心體中發現最低的透過率(Transmissivity)($10^{-15} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$)，而在周圍處的透過率最大(10^{-13} 到 $10^{-14} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$)。岩石-混凝土界面和內部裂縫的透過率更大($10^{-12} \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$)。下游端的孔隙率最大(0.125)，但向中心(0.09)和上游端(0.065)減小。雖然混凝土隔壁沒有達到穩態狀態，也沒有經歷 GDF 預期的全部熱和水力條件，Martino 等人

[92]認為條件足夠極端，以致該 LHHPC 混合物可被視為值得進一步研究其在 GDF 中的長期密封和結構性能的材料。

B. FEBEX 計畫

西班牙的 FEBEX(Full-scale engineered barriers experiment)計畫為全尺寸的工程障壁試驗計畫。此計畫有二個目的，一為驗證基於西班牙在結晶母岩 SF(Spent Fuel)處置概念的實際製造和評估工程障壁的可行性；二為為了發展評估工程障壁系統的熱力水力力學的和地質的行為的方法及模型。

計畫中使用噴凝土，因為從工程角度，噴凝土具有許多優點[95]：

- (1) 不是必需模板(Forms)；
- (2) 快速施工；
- (3) 早期力學強度；
- (4) 與岩石表面的良好黏結；
- (5) 低滲透性材料；
- (6) 減少收縮；
- (7) 易於構建遠程操作/自動化系統(Tele-operated/robotizedsystems)。

這種噴凝土建造的一個例子如圖 2-12 中所示，為在 GrimselURL 是用於 FEBEX 計畫的封塞，封塞分兩個階段構建：2002 年建造了厚度約 1 m 的第一部分，第二部分約在 2003 年建造了 2 m。兩個部分都是以厚度為 5–67 cm 層的方式建造。然而，在較厚的層中觀察到一些收縮裂縫，因此標準層厚度最終設定為 25–30 cm[95]。

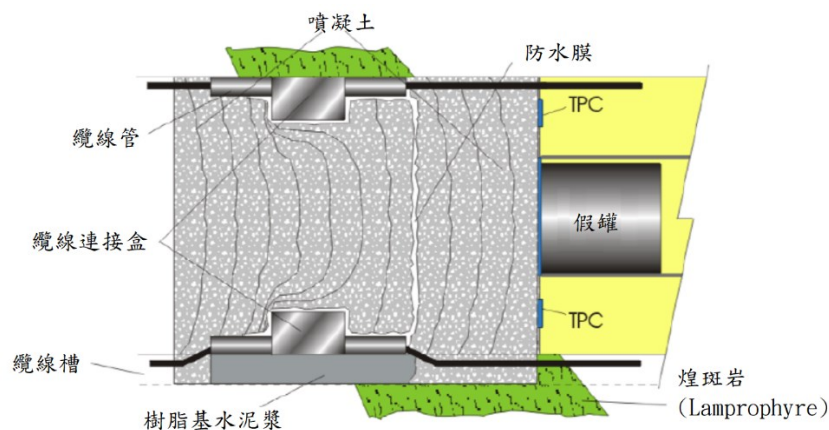


圖 2-12 FEBEXII 噴凝土封塞的設計[95]

C. ESDRED 隧道封塞試驗

本節介紹的現場實驗是 ESDRED 計畫的一部分[96]，在 Leon(位於西班牙)所進行的噴凝土試驗以檢測及獲得最佳低鹼性凝配。噴凝土試驗進行「短(1 m)」和「長(4 m)」封塞二種，二者以低 pH 值水泥噴凝土建構。

為了建造短封塞，噴凝土噴塗是使用獨立的混凝土泵手動完成的，距離超過 15 m，高度為 2 m，在硬固期後，在封塞的後表面施加力學壓力，藉將水注入並加壓到豎井後端留下的腔室中使其失效。封塞在壓力增加期間經歷彈性變形，當壓力下降時恢復，儘管在封塞底部檢測到明顯的漏水，但當考慮到封塞「失敗」時，可以將壓力增加到 27bar，位移率突然增加。

長封塞試驗由一個 4 m 長的平行低 pH 噴凝土封塞組成，該封塞在 3.5 m 直徑水平隧道的後端建造，在 Grimsel URL(瑞士)用隧道掘進機(TBM)挖掘花崗岩。隧道的末端用 1 m 的緩衝層密封，緩衝層由高度壓實的膨潤土塊構成。膨潤土具有用於注水的地工織物墊(Geotextile)，用作人工水合系統以加速飽和過程。封塞由 7 個彎曲層構成，總共使用噴塗機器人在 4 天內施加，混凝土攪拌器和泵安裝在離施工點 80 m 處。Garcia-Sineriz 等人[96]注意到對先前傳統設計做以下改進。

- (1) 封塞混凝土可以在沒有鋼筋(Reinforcement)的情況下建造，並且在岩石中沒有對堅硬岩層(花崗岩)挖掘出凹槽。
- (2) 封塞混凝土可以使用噴射澆置方法建造，其比澆置混凝土更加快速，可以容易地自動化，並且由於低 pH 混凝土在硬固期間的低熱釋放而幾乎可以連續。
- (3) 因使用低 pH 值水泥使相關的鹼性羽流效應減少，有更穩定的多重屏障系統(天然的和工程化的)而增加了長期安全性。

D. 用於處置隧道的自充填混凝土(Self-compacting concrete, SCC)

在 KBS-3SF 處理概念中，處置隧道中需要封塞混凝土來限制膨潤土緩衝區，並作為處置隧道密封系統的一部分。儘管封塞混凝土限制了水的移動，但它們並不是處置隧道中的主要水封。封塞混凝土需要承受 4 MPa 的液壓加上來自膨潤土緩衝液材料 2 MPa 的膨脹壓力，且沒有連續的裂縫或間隙[97]。

SKB 開發了一種用於處置隧道封塞的「自充填」低 pH 混凝土，SKB 對其處置隧道封塞混凝土設定了以下要求[98]：

- (1) 它應該是可泵送的；
- (2) 它應該是自充填的並且保持其自充填性能至少 2 小時；
- (3) 它應該可以在普通的混凝土工廠生產；
- (4) 它的最終抗壓強度應至少為 50 MPa；
- (5) 它應該提供盡可能低的放熱以減少冷卻措施，黏結料的量應保持較低，以減少熱量的產生和收縮；
- (6) 組件應該是商業上可買到的；
- (7) 浸出時混凝土的 pH 值應小於 11；
- (8) 允許混凝土含有機強塑劑，但應盡量少量；不允許其他有機成分。

封塞混凝土設計的幾何形狀(圖 2-13)要求混凝土自充填，新拌混凝土保持其自密實性能至少 2 小時，該封塞設計為一個加強的凸面的混凝土封塞，直徑略大於 5 m，整體封塞厚度約為 1.3 m，由於結構上的預期負載，該封塞可能需要加鋼筋。

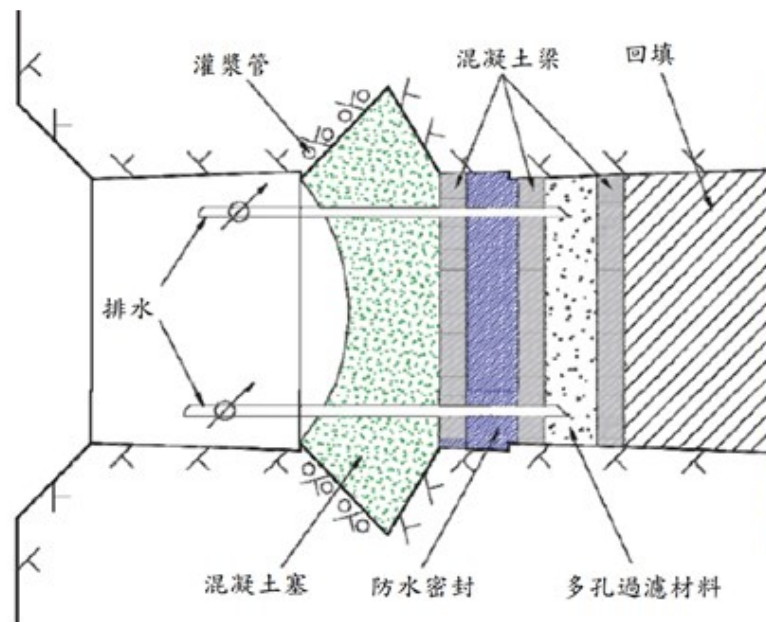


圖 2-13 SKB 設計的拱形混凝土封塞[98]

在封塞混凝土的大體積結構中，必須考慮到熱裂解(Thermalcracking)，因此，必須使溫度梯度和溫度升高最小化，通常在大體積結構中使用低熱水泥，或者，新澆置混凝土可在澆置前冷卻或使用冷卻管[98]。

由 SKB 開發的低 pH 值 SCC 配方含有 OPC、SF、石灰石填料、強塑劑、優質天然細粒料和一致品質的破碎粗粒料。已經測試了兩種混合設計，一種是每立方米混凝土 200 kg 黏結料(OPC60 %、SF40 %)(B200)，另一種是 300 kg 黏結料(B300)[98]。

B200 和 B300 混合物均在混合後 10 分鐘達到所需的流動性，剪應力值約為 25Pa 和 43Pa，90 分鐘後增加至 51Pa 和 72Pa。對於兩種混合物，塑性粘度(Plasticviscosity)最初約為 35Pa·s，並且在 90 分鐘內沒有顯著增加[98]。

在初始試驗中，28 天的立方體強度分別為 43.4 MPa 和 68 MPa，91 天後增加到 68 MPa 和 99 MPa，在全面生產中，試樣的強度略高，但從直徑 0.85 m×高度 3 m 高的試驗柱中鑽心強度，平均值比試樣低約 15%，這是混凝土建造的典型特徵。還測量了彈性模量，結果與低 pH 噴射混凝土的結果大致一致[98]。

在密封條件下保持混凝土以模擬塊狀封塞的含水狀態(即自生收縮(Autogenous shrinkage))，使用各種方法測量收縮率，4.5 個月後，B200 和 B300 的總收縮率分別約為 1000 和 1100 微應變(Microstrain, $\mu\epsilon$)，其中約 2/3 發生在最初的 24 小時內。EN1992-1-1[99]給出了一種基於傳統結構混凝土的 28 天抗壓強度估算自生收縮的方法，對於達成強度，預期自生收縮的值約為 100 $\mu\epsilon$ ，所獲得的值比估計值高約 10 倍，並證實了在其他研究有關矽灰對自生收縮的影響，如圖 2-14。

還進行了潛變測試(Creep testing)以支持可能導致開裂的熱應力模型，將結果與使用 EN1992-1-1 中提供的方法估算的潛變係數進行比較，似乎低 pH 混凝土的潛變低於相同強度的傳統結構混凝土的預期[28]。

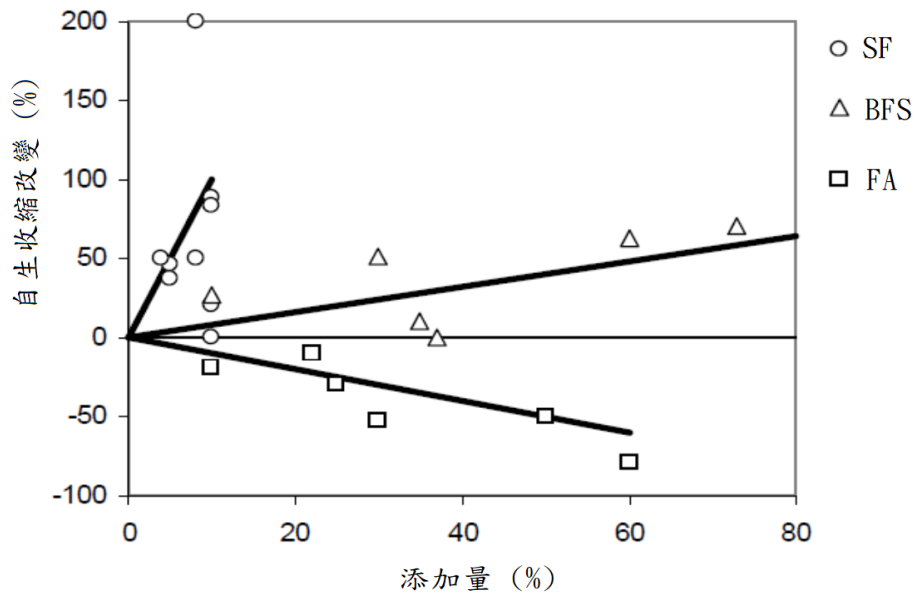


圖 2-14 PFA、BFS 和矽灰含量對 OPC 自生收縮的影響[100]

試驗的總結論是，開發了兩種可用於低 pH 自充填混凝土的混合設計，其開放時間和自充填性能足以用於隧道封塞混凝土[97]。

SKB 還分析了封塞是否需要鋼筋，二維軸對稱有限元分析被用於研究封塞混凝土的反應，假設考慮到岩石和混凝土接觸摩擦的岩石和混凝土中的線性彈性材料行為，共使用了 48 種主要負載組合，包括 8 種不同的負載情況和 6 種材料組合。已經發現，經受負載時，封塞混凝土不會保持未開裂，但是，仍然可以實現滿足設計要求的無鋼筋封塞混凝土。混凝土壓縮區的最小尺寸為 0.5 m，結果通過封塞的漏水量低於 0.01 升/分鐘的要求。此外，感興趣的最大壓縮應力為 33 MPa，封塞混凝土的最大位移約為 3 mm，這被認為是令人滿意的。因此，SKB 得出結論，似乎可以在不使用鋼筋的情況下將低 pH 值混凝土用於封塞[97]。

Grandia 等學者[101]已經研究了低 pH 隧道封塞混凝土與其他工程屏障組成的潛在化學交互作用，他們根據水泥化合物(主要是 C-S-H)的地球化學劣解(Geochemical degradation)進行了反應性傳送模擬(Transport simulations)，將劣解過程實施到地球化學模型中是基於 C-S-H 改變的固溶方法(Solid solution approach)。該數值模型還考慮了運輸性質(例如分子擴散係數)與由於礦物沉澱-溶解導致的孔隙率變化的依賴性，模擬預測低 pH 混凝土改變對回填材料(膨潤土)穩定性的影響是低的。在回填-混凝土邊界中控制地球化

學的主要過程是由於鈣礬石沉澱導致的孔隙率快速損失(在大約 10 年內)，這種礦物的非常高的摩爾體積增加了堵塞的速度，鈣礬石的形成主要由回填料隙水中的高硫酸鹽濃度驅動，而後者又通過與石膏的平衡來控制，來自混凝土的鈣（來自 C-S-H 置換）和鋁（來自加藤石(katoite)溶解）的釋放和擴散導致在混凝土-回填料隙邊界處的鈣礬石沉澱，孔隙度的損失大大減少了溶質擴散(Solute diffusion)，因此，回填料隙混凝土系統的計算結果保持不變，直至計算中考慮的千年。

E. 密封鑽孔(Sealing boreholes)

在 Olkiluoto 具有高比例砂灰的混合物也開發用於密封 76 mm 的鑽孔 [102]，開發了兩種混合物，一種用於穩定鑽孔的高流動砂漿和一種用於封塞混凝土的低強度混凝土，兩種混合物都使用白色卜特蘭水泥和砂灰的組成。高流動砂漿使用 40 %砂灰(黏結材料的 %wt)，加入細磨的 α -石英和細石英砂(高達 500 μm)。水泥含量為 857 kg/m^3 ， $w/c=0.285$ 。沒有報告長期強度，但混合物在 24 小時後抗壓強度超過 10 MPa。

用於封塞混凝土的配方包括 50 %白色 OPC/50 %砂灰，膠結固體含量僅為 120 kg/m^3 且 $w/c=1.2$ 。該混合物還含有 200 kg/m^3 細磨的 α -石英和 150 kg/m^3 的細磨碎的方矽石石英(Cristobalitequartz)，這兩者都有助於水化反應，並且達到約 0.32 的水/反應性粉末比，還使用 1700 kg/m^3 的花崗岩粒料(最多 4 mm)，該混合物在 7 天內達到 10 MPa 的抗壓強度。

幾乎相同的混合物用於 Äspö 的鑽孔密封路徑[103]，這在 28 天後產生 57.1 MPa 的抗壓強度。還在不同的 w/s 下進行了測試，以確定在澆置期間可能與混凝土混合的岩石中額外水的影響。 w/s 從 0.07 增加到 0.21(w/c 比為 0.32 增加到 0.96)，抗壓強度從 57.1 MPa 降低到 14.0 MPa。

作為這些試驗的一部分，通過模擬封塞上的潛在負載，對 28 天齡期混凝土進行沖剪試驗(Punching sheartests)，如圖 2-15 所示，為了增加抗剪性，增加了相應於 20 %混凝土質量(使用顆粒最大 10 mm)或 35 %質量使用顆粒最大 20 mm 的較大顆粒尺寸的破碎花崗岩粒料。控制混合物的沖剪強度值為 20 MPa，使用 20 %花崗岩為 37 MPa，使用 35 %花崗岩為 15 MPa。

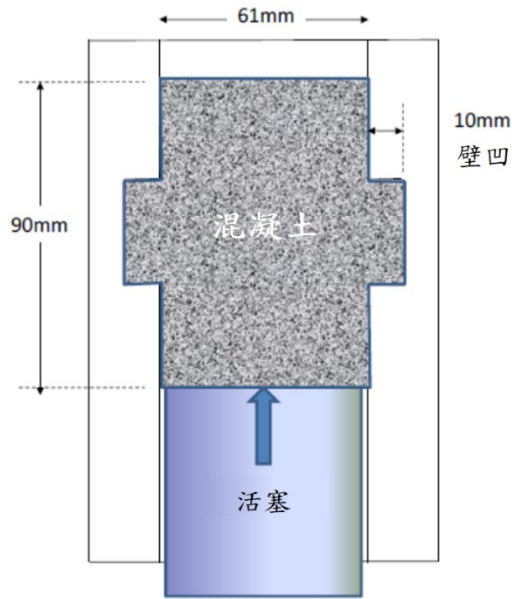


圖 2-15 用於測試鑽孔密封封塞混凝土的剪力強度衝擊設備[103]

4. 鹽岩混凝土密封材料

在用於 SF 和 HLW 處理的德國鹽丘(Salt Dome)概念中，廢棄物處置容器被放置在蒸發的母岩中挖掘的水平坑道中，然後水平坑道用壓碎的鹽岩回填[104]，回填後，將水平坑道密封。水平坑道密封材料的功能和要求是將處置區域與其餘開口和通往地下水系統的潛在通道(例如通過礦區的裂縫)液壓分離。這些密封材料的候選材料是鹽岩混凝土，為水泥、碎鹽岩和 PFA 的混合物。關於封閉後的性能，鹽岩混凝土水平坑道密封材料的關鍵特性是它們的長期滲透性；滲透率小於 10^{-18} m^2 (相當於水力傳導度約為 10^{-11} ms^{-1})是必需的[105]。藉氣體滲透性測量(Gas permeability measurements)[106]支持鹽岩混凝土達到這一要求的能力。

2.7 低鹼性混凝土不同類型之配比設計及工程性質資訊研析

由 2.6 節的討論可知，水泥材料使用範圍由與操作的安全有關到封閉後的安全有關，對於每種應用的需求將隨處置概念而變。

對於回填材料，若用於 ILW 的水泥材料概念，水泥高 pH 值孔隙水的狀態對近場障壁成效有所貢獻，可減少放射性核種在近場孔隙溶液中的溶解性、提供對放射性核種吸附的大表面積及減少廢棄物包裝的腐蝕。

而水泥材料作為結構/密封應用於在許多 SF/HLW 的處置概念中，高 pH 狀

態對膨潤土緩衝材料有不利的影響，因此已發展低 pH 水泥，主要用於：

- (1) 密封物及裂縫水泥漿；
- (2) 回填材；
- (3) 隧道封塞；
- (4) 坑道/地下處置隧道襯砌；
- (5) 包括樓板、道路、隔壁及扶壁等支撐結構物；
- (6) 岩栓。

有關低鹼水泥用於 GDF 的重要發展、要求及部分配比設計構想及成果說明於 2.6 節，以下針對配比設計及工程性質整理如下：

2.7.1 密封物及裂縫水泥漿配比及工程性質

2005 年 Posiva 的報告中(Kronlöf, 2005)，提出處置隧道要保持水密性，在鑽掘或挖掘出處置隧道後，常會以灌水泥漿方式密封 50–100 μm 寬度的裂縫，漿液為水泥加上矽灰及水，加入萘磺酸鹽基強塑劑以增加工作性及強度，用於 ONKALO 的漿液配比設計如表 2-6，工程性質如表 2-7[84]。為了獲得處置設施的岩層資料，或多或少都會鑽孔，最後需以低鹼性水泥漿填補[110]。

表 2-6 用於 ONKALO 的岩縫灌漿水泥漿液配比[84]

項目	標準水泥漿配比	參考水泥漿配比	P308B
水， kg/m^3	747	713	791
水泥， kg/m^3	625	879	329
矽灰， kg/m^3	110	0	226
萘磺酸基強塑劑， kg/m^3	20.7	17.5	22.4
水膠比	1.02	0.81	1.42

表 2-7 用於 ONKALO 的岩縫灌漿水泥漿之工程性質[84]

測試項目		標準水泥漿配比	參考水泥漿配比	P308B
密度		1521	1629	1384
剪力強度(kPa)	6h	0.66-1.58	0.16-0.61	0.25-3.37
	24h	>245	>245	94.1-245
抗壓強度(MPa)	1d	1.00-2.37	1.20-2.83	0.41-1.08
	28d	22.2-22.6	22.9-24.0	13.0-17.9
	91d	12.2-27.1	20.3	21.4-24.4

2.7.2 回填材料

Graeye 等學者[107]曾比較自充填混凝土及傳統震動混凝土作為用過核子燃料超級容器緩衝材料(如圖 2-16)的早期行為，發現若環境溫度未超過 20 °C，在早期不會有開裂；因水化熱的溫度發展，傳統震動混凝土低於自充填混凝土；潛變及自生收縮為不可忽略的影響行為，而自充填混凝土較傳統震動混凝土有較大的潛變及收縮影響，配比及結果如表 2-8 所示。

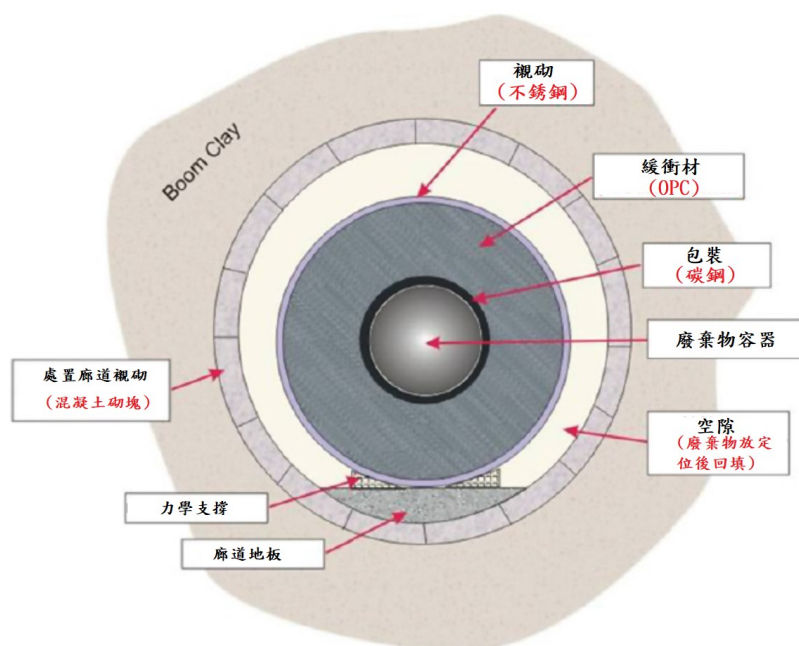


圖 2-16 高放射處置隧道斷面示意圖[107]

表 2-8 高放射處置隧道緩衝材料配比及性質[107]

組成	自充填混凝土 SCC(kg/m ³)	傳統振動混凝土 TVC(kg/m ³)	
一型水泥	350	350	
石灰石填料	100	50	
石灰石 0-4 mm	840	708	
石灰石 2-6 mm	327	414	
石灰石 6-14 mm	559	191	
石灰石 6-20 mm	0	465	
強塑劑	14.02	4.41	
水	175	175	
實驗項目及結果			
熱膨脹係數 (W/m-K)	新拌	14.5×10^{-6}	13.6×10^{-6}
	8-24h	10.9×10^{-6}	10.2×10^{-6}
	24-144h	8.7×10^{-6}	8.2×10^{-6}
	硬化	8.0×10^{-6}	7.5×10^{-6}
抗壓強度 (MPa)	1 天	13.7	15.4
	2 天	22.9	23.7
	3 天	28.7	28.7
	7 天	40.6	38.6
	14 天	49.3	45.5
	28 天	56.5	51.0

2.7.3 隧道封塞混凝土

1. 噴凝土

2007 年 Garcia 等學者[17]在 R&D on low-pH cement for ageological repository.3rd workshop 中提出(P.40-51)，於普通水泥中加入卜作嵐材料發展低鹼性水泥噴凝土封塞，粒料使用 51 %砂(0-4 mm)、37 %粗粒料(8-12 mm)、12 %中粒料(4-8 mm)，並進行工程性質測試，混凝土的配比如表 2-9，工程性質測試結果如表 2-10 所示。

表 2-9 噴凝土封塞的混凝土配比[17]

材料	短栓 (粒料來自開鑿)		長栓 (傳統粒料)
水泥成份	60 % OPC 40 % SF	35 % OPC 35 % SF 30 % FA	60 % OPC 40 % SF
水(kg/m ³)	277	237	230
膠結材(kg/m ³)	307	316	275
w/b(kg/m ³)	0.9	0.75	0.84
填料(kg/m ³)	-	-	70
碎石(Gravel)(kg/m ³)	615	635	-
細碎石(Gravel)(kg/m ³)	200	205	588
砂(kg/m ³)	818	843	1045
強塑劑(kg/m ³)	5.5	5.7	2.8
輸氣劑(kg/m ³)	0.6	0.6	-

表 2-10 改變粒料級配之噴凝土工程性質結果

試體	90 天靜彈性模數(GPa)	90 天抗壓強度(MPa)	90 天 pH 值
實驗室模擬	21.7	39.0	10.6
現場鑽心試體	13.7	26.8	10.5

Coumes 等學者[108]的三系統是使用普通卜特蘭水泥、矽灰及飛灰，試驗結果結表 2-11 所示，作為深層處置場封塞、漿液及岩栓使用。

表 2-11 Coumes 等學者三系統噴凝混凝土的試驗結果[108]

水泥成份	40 % OPC+20 % SF+40 % FA
w/b	0.3
粒料	1656 kg/m ³
細粒料/粗粒料	1.208 kg/m ³
強塑劑	3 kg/m ³
坍度	72.5 mm
溫度	50.2 °C
pH 值	11.0(28 天養護)
抗壓強度	105.7 MPa(91D)

2. 自充填混凝土

Vogt 等學者以自充填混凝土製造處置隧道封塞[98]，配比如表 2-12，後進行了相關實驗室及現場製作混凝土的試驗，並與 EN1992-1-1 規範中之參考數值進行對比，如表 2-13。

表 2-12 低鹼性 SCC 配比設計[98]

材料	單位	B200	B300
水泥(CEMI42.5MH/SR/LA)	kg/m ³	120	180
矽灰		80	120
水		165	165
石灰石填料 L25		369	269
砂(0-8 mm)		1,037	1,035
碎石(8-16 mm)		558	557
強塑劑(Glenium51)		6.38	7.08
水灰比		—	1.375
水膠比	0.825		0.55
水固比	0.29		0.29

表 2-13 低鹼性 SCC 工程性質[98]

實驗配比	抗壓強度 (MPa)		劈裂抗張 (MPa)		抗拉強度 (MPa)		乾燥收縮 (mm/m)
	28d	91d	28d	91d	28d	91d	
B200	43	73	4.2	5.7	2.94	4.0	0.17
B300	68	99	5.5	6.3	3.85	4.4	0.28
EN1992-1-1 (B200)	30	55	-	-	2.9	4.2	-
EN1992-1-1 (B300)	50	70	-	-	4.1	4.6	-

芬蘭低鹼性混凝土(POPLU)，為新開發符合用過核子燃料處置場要求新的低鹼性混凝土，POPLU 被芬蘭 PosivaOy 於 2014 年指定用於建造全尺寸處置隧道端封塞，混凝土具有高工作性、耐久性及提供週邊膨潤黏土環境穩定的低 pH 值，其二元配比(60 %OPC+40 %SF)及三元配比(37.5 %OPC+32.5 %SF+30 %FA)在實驗室證明具有高強度、低收縮量及低滲透性，並與 SKB 所設計的 B200 系列以及常規高性能混凝土進行對比，配比如表 2-14 及工程性質對比如表 2-15[109]。

表 2-14 Posiva 混凝土最終配比設計(用於處置隧道端封塞)[109]

配比	POPLU 三元配比	POPLU 二元配比	B200 SKB 使用芬蘭實驗室材料
水泥(kg/m ³)	105	120	120
矽灰(kg/m ³)	91	80	80
飛灰(kg/m ³)	84	-	-
石英填料(kg/m ³)	114	256	-
石灰石填料(kg/m ³)	-	-	370
當地粒料(kg/m ³)	1840	1805	-
VTT 實驗室粒料 (kg/m ³)	-	-	1600
有效含水量(kg/m ³)	126	125	157
w/b	0.45	0.60	0.79

表 2-15 Posiva 混凝土最終配比工程性質[109]

試驗項目	POPLU 三元配比	POPLU 二元配比	B200(SKB)	常規高性能混凝土
抗壓強度(MPa)	91.5	79.5	67.5	50
抗拉強度(MPa)	5.6	4.5	-	3.2
彈性模數(GPa)	37.4	34.2	-	34
自體收縮(mm/m)	0.22	0.15	0.03	0.1
乾燥收縮(mm/m)	0.17	0.22	-	0.6
水密性(mm)	4.0	5.0	5.3	25
氯離子擴散係數 (m^2/s)	2.1×10^{-12}	2.8×10^{-12}	-	$10-20 \times 10^{-12}$
硫酸鹽破壞	180d	180d	-	-
90 天 pH 值	11.4	11.4	11.4	12.5

2.7.4 處置隧道襯砌

由於噴凝土在現場施工時需要較高的早期強度來保證工程之安全性，因此日本提出以早強波特蘭水泥取代一般波特蘭水泥製作低鹼性噴凝土來確保施工完成後擁有足夠的早期強度[17]，配比如表 2-16。通過實驗室分析其工程性質，利用早強水泥所製之早強低鹼性噴凝土在於抗壓強度上皆高於一般混凝土製之噴凝土，測試強度如表 2-17。

表 2-16 早強低鹼性噴凝土之配比設計[17]

類型	單位	W/B(%)	水	水泥	矽灰	飛灰	細粒料	粗粒料	強塑劑
低鹼性 噴凝土	kg/m ³	35	193	220	110	220	931	632	1.1 %
		40	200	200	100	200	950	645	1.1 %
		45	203	180	90	180	976	663	1.2 %
早強 低鹼性 噴凝土		35	193	220	110	220	926	631	1.2 %
		40	200	200	100	200	948	644	1.2 %
		45	203	180	90	180	975	663	1.2 %

表 2-17 早強低鹼性噴凝土之工程性質[17]

類型	W/B(%)	坍度 (cm)	抗壓強度(MPa)			
			1 天	7 天	28 天	56 天
低鹼性 噴凝土	35	16	3.8	28.3	58.5	68.6
	40	19	2.8	22.3	49.9	56.1
	45	20	2	18.7	41	52.4
早強低鹼 性噴凝土	35	18.5	5.6	33.5	65	72.3
	40	18.5	5.3	28.3	55.4	65.1
	45	20.5	4.1	23.1	46	55.4
參考標準	-	18±2.5	-	-	46.8	-

歐洲 ESDRED 項目在低鹼性混凝土中分別加入石英填料(oresundsand<0.25 mm)和石灰石填料(Koping500<0.5 mm)[11]，配比如表 2-18。並在硬固後對其抗壓強度、密度以及彈性模數進行等工程性質進行探討，如表 2-19。

表 2-18 ESDRED 項目不同填料噴凝土配比設計[11]

材料	單位	低鹼性噴凝土 (石英石填料)	低鹼性噴凝土 (石灰石填料)
水	kg/m ³	158	158
水泥(CEMI42.5NSR/LA)		210	210
矽灰(940U)		140	140
粗粒料(5-11 mm)		550	552
細粒料(0-5 mm)		1051	1025
填料		250	250
強塑劑		2.67-3.35	3.15
輸氣劑		2.5	2.5
速凝劑	%	4-10	4-10
水膠比	-	0.45	0.45

表 2-19 ESDRED 項目不同填料噴凝土工程性質[11]

類型	抗壓強度(MPa)			密度(kg/m ³)			E ₀ /E _c (GPa)
	7 天	28 天	90 天	7 天	28 天	90 天	28 天
低鹼性噴凝土(石英石填料)	32.0	80.5	94.8	2350	2330	2320	30.0/33.8
低鹼性噴凝土(石灰石填料)	35.5	92.0	117.7	2400	2390	2390	35.5/38.7
ESDRED 標準	20	30	40	-	-	-	-

Mattus[110]研究顯示，以 ASTM C109 法進行五立方公分砂漿塊的抗壓強度試驗，以確認配比可以產生足夠的早期強度而可作為隧道的襯砌使用，配比如表 2-20，經 3 個月養護後，所有配比的強度均可達到 32 MPa 或更高，結果如表 2-21。

表 2-20 選作隧道襯砌使用砂漿配比[110]

材料配比	OPC-BFS-FA-SF				
	30 %-35 %- 30 %-5 %	35 %-40 %- 20 %-5 %	40 %-30 %- 25 %-5 %	45 %-25 %- 25 %-5 %	50 %-25 %- 20 %-5 %
TypeV(g)	120	140	160	180	200
BFS(g)	140	160	120	100	100
FA(g)	120	80	100	100	80
SF(g)	20	20	20	20	20
Wetsand(g)	1176	1176	1176	1176	1176
Water(g)	145	145	145	145	145
Glenium3030NS (mL)	1.5	0	1.5	2.5	2

表 2-21 選作隧道襯砌使用砂漿之測試強度[110]

抗壓強度 (MPa)	OPC-BFS-FA-SF				
	30 %-35 %- 30 %-5 %	35 %-40 %- 20 %-5 %	40 %-30 %- 25 %-5 %	45 %-25 %- 25 %-5 %	50 %-25 %- 20 %-5 %
3 天	6.9	8.3	9.0	8.3	9.1
7 天	14.1	17.6	16.9	15.9	16.6
14 天	23.4	25.2	25.9	25.9	27.6
28 天	31.0	23.1	30.7	33.4	36.9
2 月	28.6	29.0	34.5	37.6	41.4
3 月	33.1	32.4	38.3	40.7	42.1

2.7.5 包括樓板、道路、隔壁及扶壁等支撐結構物

圖 2-17 為 KBS-3 處置隧道的設計，底板(bottom plate)的厚度要配合岩石的粗糙度，使用 5-10 cm 厚的低鹼性一般混凝土製造，使處置隧道的底部平整，並降低與低鹼性水泥接觸的緩衝材料性質改變的速率[111]。

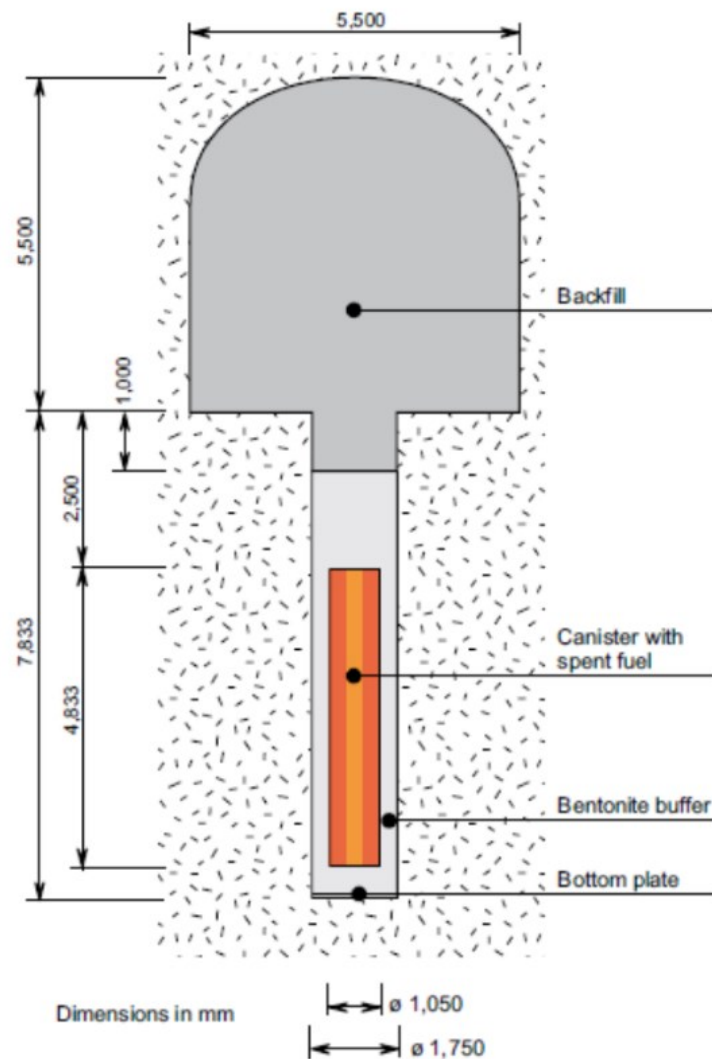


圖 2-17 KBS-3 處置隧道的設計[111]

2.7.6 岩栓

處置場岩栓所用之混凝土基本性質及其配比如表 2-22 所示。

表 2-22 基本混凝土型態的名義上(nominal)組成[112]

單位：kg/m³

出處	日本混凝土
水泥成份	40 %OPC+20 %SF+40 %FA 200-100-200
w/b	0.3
粒料	1656
細粒料/粗粒料	1.208
強塑劑	3
坍度	72.5 mm
溫度	50.2 °C
pH 值	11.0(28 天養護)
抗壓強度	105.7 MPa(91D)
用途	作為深層處置場封塞、漿液及岩栓。

2.8 低鹼性膠結材料各國配比之工程性質驗證

經由 2.7 節討論得知，各國所製作之低鹼性膠結材料皆擁有良好的工程性質，但使用位置及材料類型均有所不同。本節通過各國所製作使用的低鹼性膠結材料之類型不同進行綜合討論。

1. 低鹼性水泥砂漿

低鹼性水泥砂漿可運用於隧道中由於挖掘而產生的裂縫或者鑽心後留下之孔洞的填補，也可以作為隧道之襯砌進行使用。

Posiva 使用水泥加上矽灰作為膠結材料來製作水泥砂漿用於填補裂縫[84]，

抗壓強度作為其主要性質，在 91 天時最高可以達到 24.4 MPa。

Mattus[110]所研究之水泥砂漿主要是針對作為隧道開挖時的襯砌功能所設計，故需要較高的早期強度用於支撐周邊圍岩。最終選用之配比其抗壓強度在 3 天時就達到 9 MPa，在養護至一個月時，抗壓強度可達到 38.3 MPa。由於支撐圍岩需要較高的強度，故襯砌之水泥砂漿在抗壓強度上要略高於填補裂縫或孔洞之水泥砂漿，如表 2-23，但是目前隧道內之襯砌多使用低鹼性噴凝土進行施工，但是此方法使用之配比可用於參考之用。

表 2-23 不同使用目的砂漿之測試強度

砂漿用途	抗壓強度(MPa)					
	1d	3d	7d	28d	56d	91d
參考要求 [84]	-	-	-	≥4	-	-
用於填補 [84]	0.41-1.08	-	-	13.0-17.9	-	21.4-24.4
用於襯砌 [110]	-	9.0	16.9	25.9	30.7	34.5

2. 低鹼性自充填混凝土

低鹼性自充填混凝土可運用於製作隧道中之封塞混凝土或是用於隧道內狹小且不易於施工之位置。在用過核子燃料儲放階段，封塞混凝土負責提供已安放完成之處置罐暫時性的保護及保存功能，直到主隧道完成封閉，所以各國對處置場中封塞混凝土的力學性質皆提出參考數據[11]。

瑞典 SKB 使用矽灰和飛灰取代部分水泥，並在其中添加石灰石填料，用以製作低鹼性自充填混凝土[11]，分別為每立方米使用 200 kg 膠結材料之「B200」系列以及每立方米使用 300 kg 膠結材料之「B300」系列。結果證明，增加膠結材料的使用量可以有效增加混凝土之強度，但收縮也會隨之增加。

POPLU 同樣使用矽灰和飛灰取代部分水泥成為膠結材料，並加以填料來製作鹼性自充填混凝土，與 SKB 不同的是，所添加之填料為石英石填料[109]。其中分為僅使用矽灰取代部分水泥作為膠結材料之「二元配比」以及使用矽灰與飛灰共同取代部分水泥作為膠結材料之「三元配比」，並與常規高性能混凝土進行

工程性質之對比。結果證明，運用此方法所設計之鹼性自充填混凝土擁有較高的強度，且耐久性和水密性也幾乎優於常規高性能混凝土，但是其孔隙溶液之 pH 值在 90 天時仍大於 11。

經過比對，POPLU 所設計之鹼性自充填混凝土在強度方面，優於 SKB 所設計之「B200」系列，與「B300」系列相差無幾，但二者性能皆高於各國所定之查考標準，且除自體收縮表現較大外，其餘皆優於常規高性能混凝土，如表 2-24。

表 2-24 各國低鹼性自充填混凝土工程性質及參考標準

試體來源		抗壓強度 (MPa)	抗拉強度 (MPa)	彈性模數 (GPa)	自體收縮 (mm/m)	乾燥收縮 (mm/m)	硫酸鹽 破壞
參考 標準 [11]	ENRESA (西班牙)	≥10 MPa	>1 MPa	>20	-	-	-
	SKB (瑞典) POSIVA (芬蘭)	≥10 MPa	>1 MPa	>20	-	-	-
	ANDRA (法國)	≈60 MPa	-	-	-	-	-
瑞典 SKB [11]	B200	73	4	-	-	0.17	-
	B300	99	4.4	-	-	0.28	-
芬蘭 POPLU [109]	二元配比	79.5	4.5	34.2	0.15	0.22	180d
	三元配比	91.5	5.6	37.4	0.22	0.17	180d
常規高性能 混凝土[109]		50	3.2	34	0.1	0.6	-

3. 低鹼性噴凝土

低鹼性噴凝土也可用於製作封塞混凝土，但多用於處置隧道開挖過程中之襯砌，用以幫助隧道開挖時周邊圍岩之穩定，保證安全性，故需要較高之早期強度。歐洲 ESDRED 項目對於處置隧道內所使用之低鹼性噴凝土也給出了相應的參考標準[11]。日本所製作之低鹼性噴凝土利用添加矽灰和飛灰取代部分水泥，在此基礎上提出使用早強波特蘭水泥來代替一般波特蘭水泥來提高其早期強度[17]，並與使用一般波特蘭水泥所製作之低鹼性噴凝土進行強度上的對比。通過試驗室模擬結果顯示，早強低鹼性噴凝土在 1 天時的強度最高可以達到 5.6 MPa

，而 56 天時強度也並未降低，同樣優於一般低鹼性噴凝土，且與常規混凝土相同，其會根據 W/B 的增大而減小強度，在 W/B 上升至 0.45 時，其強度已經略低於參考標準，但由於考慮到工作性問題，故而依舊選取 W/B=0.4 之一般配比以及 W/B=0.45 之早強配比進行後續的現地試驗。

歐洲 ESDRED 項目在低鹼性混凝土中分別加入石英填料(oresund sand<0.25 mm)和石灰石填料(Koping500<0.5 mm)並對二者之抗壓強度、密度以及彈性模數進行對比[11]。經測試結果顯示，使用石英石作為填料之低鹼性噴凝土在測試項目上全面低於石灰石作為填料之低鹼性噴凝土，特別在強度方面，使用石英石填料之低鹼性噴凝土在 90 天時強度僅為 94.8 MPa，而使用石灰石填料之低鹼性噴凝土可達到 117.7 MPa，但是二者強度皆超過 ESDRED 項目所提供的參考標準。

由於用作處置隧道襯砌的低鹼性噴凝土所要求之性質幾乎全面高於用作封塞混凝土之低鹼性噴凝土，故使用 ESDRED 項目所提供的低鹼性噴凝土的力學性能作為參考，添加填料之低鹼性噴凝土相較於早強低鹼性噴凝土在強度表現上優秀許多，在 28 天時就已經達到較高的強度，幾乎為參考標準的三倍，但是其工作性以及早期強度並未明確表示，故無法確認其是否擁有足夠的早期強度，而早強水泥則擁有良好的工作性，且早強低鹼性噴凝土也已高於參考標準，如表 2-25 所示。

表 2-25 各國低鹼性噴凝土工程性質及參考標準

試體來源		坍度 (cm)	抗壓強度(MPa)					彈性模數(GPa)	
			1 d	7 d	28 d	56 d	90 d	7 d	28 d
日 本	低鹼性噴凝土	19	2.8	22.3	49.9	56.1	-	-	-
	早強 低鹼性噴凝土	20.5	4.1	23.1	46	55.4	-	-	-
歐 洲	低鹼性噴凝土 (石英石填料)	-		32.0	80.5	-	94.8	-	30
	低鹼性噴凝土 (石灰石填料)	-		35.5	92.0	-	117.7	-	35.5
ESDRED 參考標準		15-20		20	30	-	40	15	20

第三章、實驗規劃

3.1 試驗構想及流程

本子項計畫四的研究流程如圖 3-1 所示。在進行子項計畫四「應用於高放處置設施之低鹼性混凝土配比及其性質研析」研究時，先進行「低鹼性混凝土應用於高放處置設施之要求及處置環境對低鹼性混凝土影響之國際資訊研析」以及「低鹼性混凝土不同類型之配比設計及工程性質資訊研析」，重點包括：

- (1) 低鹼性膠結材料介紹與國際規範要求。
- (2) 低鹼性膠結材料在處置坑道內的使用類型及用途。
- (3) 不同類型低鹼性混凝土性質要求、工程特性及耐久性質。

其次，進行「低鹼性混凝土不同類型之代表配比製作及工程性質驗證」。根據相關研究顯示，在膠結材料中使用矽灰取代部分水泥是最有效降低水泥孔隙溶液 pH 值的方法，另一方面，考量矽灰使用成本相對於其他礦物摻料而言相對偏高，故低鹼性膠結材料以矽灰取代水泥方式為主，並加入飛灰作為第二項礦物摻料用於降低製作成本，因本子項計畫四之低鹼性膠結材料使用矽灰及飛灰取代部分水泥，並通過控制膠結材料的用量的變化探討最優選擇。經研究後決定取代量，膠結材料配比如下：

- (1) 一般混凝土的設計比例係根據本團隊前期計畫相關研究成果選擇矽灰 40%、飛灰 10%。
- (2) 自充填混凝土根據本團隊前期計畫相關研究成果以及參考瑞典研究配比，比例採用矽灰 40%、飛灰 10%。
- (3) 噴凝土則參考使用日本配比，比例採用矽灰 20%、飛灰 40%。

一般混凝土使用固定 0.45 之水膠比，探討不同低鹼性膠結材料之使用量對混凝土性質影響，膠結材料使用量分別為 250 kg/m³、300 kg/m³ 以及 350 kg/m³。

自充填混凝土參考 SKB 水固比之概念，設計使用固定 0.25 之水固比，探討不同低鹼性膠結材料的使用量對混凝土性質影響，膠結材料使用量分別為 200 kg/m³、250 kg/m³ 以及 300 kg/m³。

噴凝土則因為參考日本配比，固定使用 330 kg/m³ 膠結材料用量，探討不同

水膠比(W/B=0.30、W/B=0.35 以及 W/B=0.40)對混凝土性質影響。參考各國文獻以及研究結果，進行試驗項目如下：

3.1.1 不同類型低鹼性混凝土之新拌性質

新拌性質試驗用於瞭解矽灰及飛灰取代水泥量後，膠結材料之使用量對工作性及空氣含量等影響。

1. 一般混凝土

坍度試驗使用 CNS 1176 混凝土坍度試驗法。

2. 自充填混凝土

坍流度使用 CNS 14842 自充填混凝土之坍流度試驗，流下性試驗使用 CNS 14841 自充填混凝土流下性試驗法(漏斗法)。

3. 噴凝土

坍度試驗使用 CNS 1176 混凝土坍度試驗法、空氣含量試驗使用 CNS 9661 新拌混凝土空氣含量試驗法(壓力法)。

3.1.2 不同類型低鹼性混凝土之硬固及耐久性質

用於瞭解不同材料配比之低鹼性一般混凝土、自充填混凝土及噴凝土之混凝土強度、體積穩定性、耐久性質。試驗項目包括：pH 值、抗壓強度、乾燥收縮、抗硫酸鹽能力等試驗，並根據各試驗參考規範齡期進行混凝土各項性質分析。

抗壓強度使用 CNS 1232 混凝土圓柱試體抗壓強度檢驗法、乾燥收縮參考使用 CNS 11056 卜特蘭水泥砂漿乾燥收縮量測定法，用於測試混凝土角柱試體的乾燥收縮情況、抗硫酸鹽侵蝕參考使用 CNS 14794 水硬性水泥砂漿棒暴露於硫酸鹽溶液中之長度變化試驗法，用於測試混凝土角柱試體在硫酸鹽環境中體積的變化情況。

3.1.3 不同類型低鹼性混凝土之水密性質

用於瞭解不同材料配比之低鹼性一般混凝土及自充填混凝土之緻密性，驗證其是否擁有足夠的水密性。本研究使用 ASTM C1202 快速氯離子滲透試驗(RCPT)。

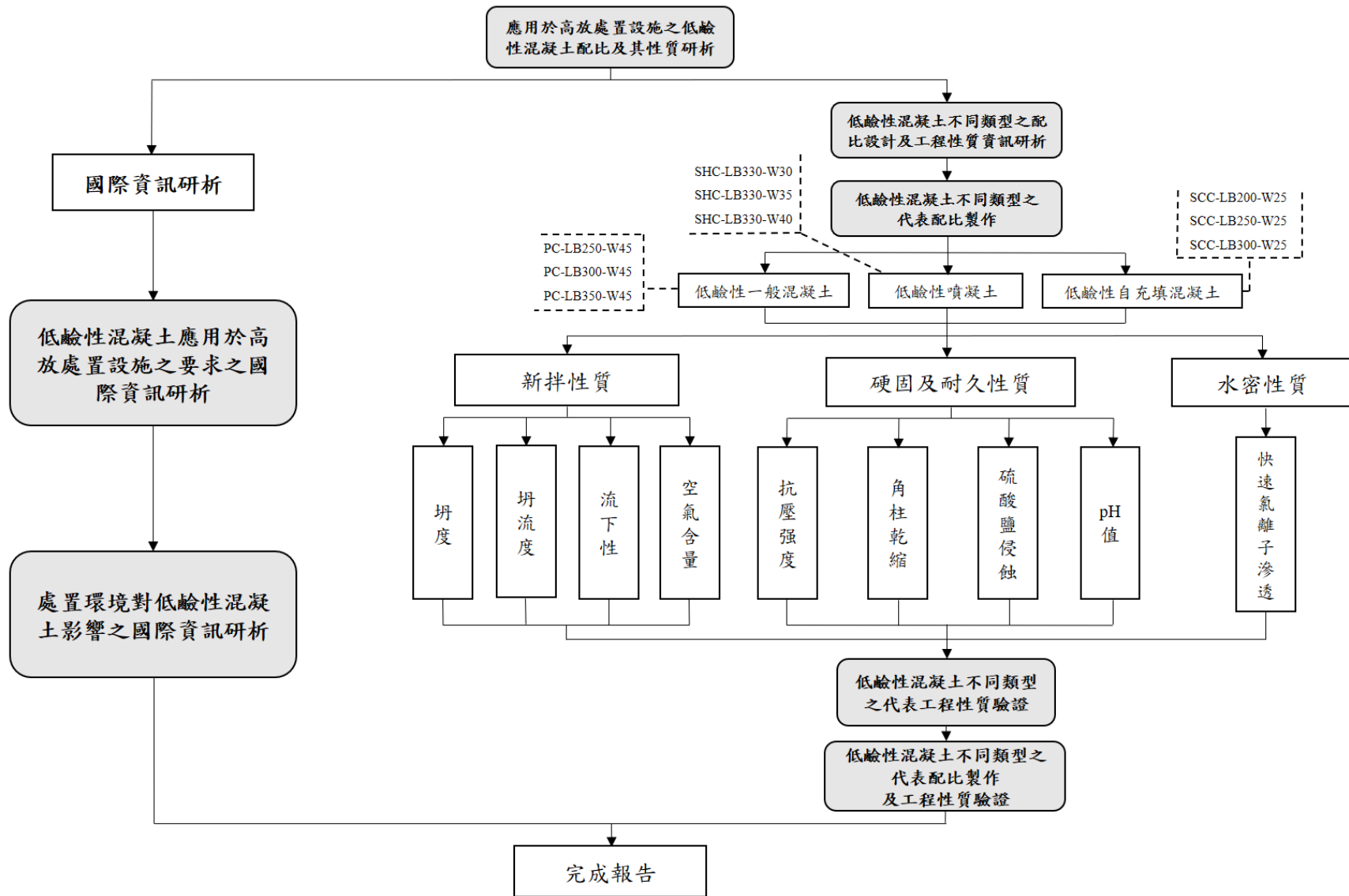


圖 3-1 子計畫四研究流程圖

3.2 試驗材料

1. 卜特蘭水泥

水泥採用台灣水泥公司所生產之卜特蘭水泥第一型，採一批次購置，將其密封包裝後放置乾燥儲存空間，以避免受潮而影響水泥性質。水泥化學成份分析與物理性質分別如表 3-1 及表 3-2 所示。

表 3-1 水泥化學成分(單位：%)

試驗項目	CNS 61R2001 規格	試驗結果
二氧化矽(SiO ₂)	-	22.0
三氧化鋁(Al ₂ O ₃)	-	5.4
三氧化鐵(Fe ₂ O ₃)	-	3.1
氧化鈣(CaO)	-	64.6
氧化鎂(MgO)	Max.6.0	1.4
三氧化硫(SO ₃)	Max.3.0	-
游離石灰(F-CaO)	-	-
含鹼當量 Na ₂ O _{eq} =Na ₂ O+0.658K ₂ O	Max.0.6	-
燒失量(I.L)	Max.3.0	1.06
鈣矽比	-	2.92

表 3-2 水泥物理性質

試驗項目		CNS 61R2001 規格	試驗結果
壩料空氣含量(%)		Max.12.0	7.2
細度(m ² /kg)		Min.280	345
熱壓膨脹(%)		Max.0.8	0.1
抗壓強度(MPa)	3 天	Min.12.4	22.7
	7 天	Min.19.3	30.2
	28 天	Min.27.6	39.3
凝結時間 (min)	初凝	不小於 45	155
	終凝	不大於 375	260

2. 矽灰

使用 ELKEM Microsilica940 型，外觀顏色為灰色，比重 2.2(台灣西卡股份有限公司提供)，表 3-3 為主要性質。

表 3-3 矽灰性能測試

屬性	單位	試驗結果(%)
SiO ₂ 含量	%	Minimum 90.0
燒失量	%	Maximum 3.0
> 45 μm 顆粒	%	Maximum 1.5

3. 飛灰

使用發電廠之燃煤飛灰，由台灣電力公司林口發電廠所提供，細度約為 250 m²/kg，比重為 2.11，外觀顏色為灰白色。

4. 石灰石粉

試驗用碳酸鈣粉末來自東部頂峰企業股份有限公司，於本試驗中作為混凝土配比之填料使用，經 XRF 檢測後，相關化學成分分析如表 3-4 所示。

表 3-4 石灰石粉化學成分

試驗項目	試驗結果(%)
氧化鈣(CaO)	70.94
二氧化矽(SiO ₂)	0.94
氧化鎂(MgO)	0.70
氧化鐵(Fe ₂ O ₃)	0.22
氯(Cl)	0.16
氧化鉀(K ₂ O)	0.04
三氧化硫(SO ₃)	0.09
試驗總百分比	73.13
燒失量(Ig.L)	42.00
比表面積(cm ² /g)	4000

5. 細粒料

低鹼性混凝土相關試驗用細粒料分為天然粒料和機制粒料，二者皆為國產實業所提供，以 1：1 比例調配使用，天然粒料來自新北市，比重及吸水率分別為 2.73(SSD)及 3.3%，機制粒料來自浙江省，比重及吸水率分別為 2.72(SSD)及 0.91%。

6. 粗粒料

粗粒料使用國產實業提供之粗粒料，分為一般混凝土使用之六分石以及自充填混凝土和噴凝土使用之三分石，皆來自浙江省，三分石比重及吸水率分別為 2.61(SSD)及 1.4%，六分石比重及吸水率分別為 2.65(SSD)及 0.6%。

3.3 試體編號

編號以 PC/SCC/SHC-LB××-W××表示，其中 PC、SCC 及 SHC 分別代表一般混凝土、自充填混凝土和噴凝土，LB 表示 1 m³ 之混凝土中低鹼性膠結材料使用量(kg)，W 則表示水膠(固)比，後面××為其數值。本計畫共計 9 組配比設計，編號分別為：

- (1) 一般混凝土：PC-LB250-W45、PC-LB300-W45、PC-LB350-W45
- (2) 自充填混凝土：SCC-LB200-W25、SCC-LB250-W25、SCC-LB300-W25
- (3) 噴凝土：SHC-LB330-W30、SHC-LB330-W35、SHC-LB330-W40

低鹼性一般混凝土所使用的水泥、砂灰和飛灰之重量比為 5：4：1，粒料使用量參考 ACI 配比設計法以體積進行控制，水膠比固定為 0.45，通過改變每組配比之膠結材料使用量進行分析其工程性質變化趨勢。

低鹼性自充填混凝土參考瑞典 SKB 之 B200 以及 B300 系列，所使用的水泥、砂灰和飛灰之重量比為 5：4：1，粒料使用量以通過控制體積的方式進行設計，由於加入石灰石填料，故用水量通過水固比進行控制，控制水固比為 0.25，通過改變每組配比之膠結材料使用量進行分析其工程性質變化趨勢。

低鹼性噴凝土所參考日本之 HFSC 系列，使用的水泥、砂灰和飛灰之重量比為 4：2：4，且使用量固定在符合施工綱要規範第 03372 章「噴凝土」所規定之 330 kg/m³，參考粒料使用量以通過控制體積的方式進行設計，以改變水膠比的方式進行分析其工程性質變化趨勢。

3.4 試驗混凝土配比設計

本研究試驗之低鹼性混凝土皆使用三元膠結材料進行配比設計，如表 3-5。

表 3-5 低鹼混凝土配比設計

材料		用量(kg/m ³)							
		水泥	砂灰	飛灰	石灰 石粉	粗粒料	細粒料	W/B	W/S
一般 混凝土	PC-LB250-W45	125	100	25	-	923	1120	0.45	0.45
	PC-LB300-W45	150	120	30		923	1007	0.45	0.45
	PC-LB350-W45	175	140	35	-	923	895	0.45	0.45
自充填 混凝土	SCC-LB200-W25	100	80	20	369	575	1068	0.71	0.25
	SCC-LB250-W25	125	100	25	319	574	1067	0.57	0.25
	SCC-LB300-W25	150	120	30	269	573	1066	0.47	0.25
噴凝土	SHC-LB330-W30	132	66	132	-	893	1072	0.30	0.30
	SHC-LB330-W35	132	66	132	-	874	1049	0.35	0.35
	SHC-LB330-W40	132	66	132	-	854	1025	0.40	0.40

3.5 實驗設備及儀器

3.5.1 新拌性質試驗

1. 混凝土拌合機

混凝土拌合採用之拌合機配有三段變速設定，如圖 3-2 所示。於實驗中主要用於膠結材料、粗細粒料及拌合水之混合料攪拌均勻使用，拌合程序參考 CNS 3655 水硬性水泥可塑稠性水泥漿及壩料之機械拌合法，依規定步驟進行混凝土試體之製作。



圖 3-2 混凝土拌合機

2. 坍度模具

坍度錐符合 CNS 1176 混凝土坍度試驗法之規定，為試驗用平截圓錐體模具，如圖 3-3 所示。



圖 3-3 坍度錐

3. V 型漏斗

用以檢測自充填混凝土工作性質，試驗程序參考 CNS 14841 自充填混凝土流下性試驗法(漏斗法)，如圖 3-4 所示。



圖 3-4 V 型漏斗

4. B 型氣量計

根據 CNS 9661 新拌混凝土空氣含量試驗法(壓力法)，由測筒與收集蓋組成之氣量計，如圖 3-5 所示。



圖 3-5 B 型氣量計

3.5.2 硬固及耐久性質試驗

1. 抗壓機

為進行混凝土抗壓試驗用，試驗抗壓速率設定符合 CNS 1232 混凝土圓柱試體抗壓強度檢驗法，如圖 3-6。



圖 3-6 抗壓機

2. 油壓沖床

進行試體破碎所使用的設備，如圖 3-7 所示。混凝土試體經油壓沖床破碎後，將進行砂漿部分樣品揀選，以進行研磨並繼續 pH 值測試。



圖 3-7 油壓沖床

3. 研磨機

用以將揀選後之混凝土砂漿部分進行研磨，使檢測樣本得以通過#200 號篩，並進行 pH 值之檢測，如圖 3-8。



圖 3-8 研磨機

4. pH 值測定儀

儀器如圖 3-9 所示，用以量測不同齡期之混凝土試體砂漿部分孔隙溶液 pH 值。儀器量測前須使用標準溶液進行校正，pH 值量測範圍 0-14、解析度 0.01 pH、精準度 ± 0.01 pH。



圖 3-9 pH 值測定儀

5. 比長儀

為進行混凝土角柱乾縮試驗以及抗硫酸鹽侵蝕試驗時，用以量測各齡期角柱長度變化量之儀器，儀器如圖 3-10 所示。

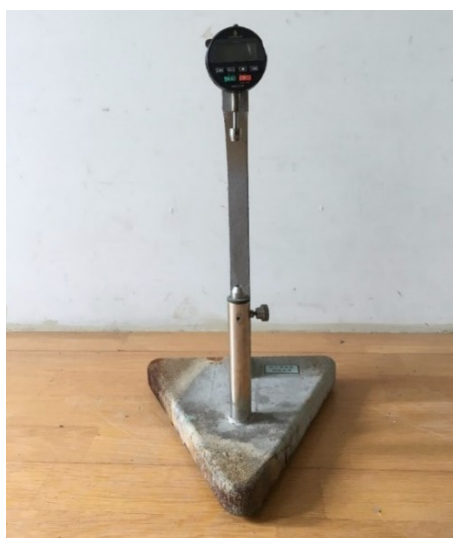


圖 3-10 比長儀

3.5.3 水密性質試驗

1. 電源供應器

在快速氣離子滲透試驗中為試體提供電力，施加 60 V 直流電壓 6 小時後獲得累計電量，如圖 3-11 所示。



圖 3-11 電源供應器

3.6 實驗方法

1. 坍度試驗

參考 CNS 1176 混凝土坍度試驗法,於混凝土拌合完成後分三層填入坍落錐,每層約為容器容積的三分之一並以搗棒搗實 25 次,抹平後將坍度錐在 3-7 秒內垂直提起,記錄下坍後試樣之與坍度錐之高度差。

2. 坍流度試驗

參考 CNS 14842 自充填混凝土之坍流度試驗,於混凝土拌合完成後,將混凝土分三層填入坍度錐,每層以搗棒搗實 25 次;待填充平面壘平後將坍度錐於 3-5 秒內提起,同時記錄流動時間以及流動停止時之直徑。

3. 流下性試驗

參考 CNS 14841 自充填混凝土之流下性試驗法,將拌合完成之混凝土試樣由漏斗上端平穩注入至漏斗灌滿,並以刮刀將混凝土頂面刮平。於刮平後 10sec 內打開底部卸料口,以碼錶量測自開蓋至漏斗內混凝土全量流出之時間。

4. 抗壓強度

依據 CNS 1232 規範要求,將混凝土製成 10 cm×20 cm(直徑×高度)之圓柱試體,並於濕養 24 小時後拆模,置入溫度 23 °C 之飽和石灰水中進行養護,後續按照規定之齡期(28、56 及 90 天)自水中取出並進行抗壓強度試驗。

5. 快速氯離子滲透試驗

試驗程序係參考 ASTM C1202 製作 10 cm×5 cm(直徑×高度)之混凝土圓柱試體。本設計試體於 90 天齡期進行 3 小時真空處理,並在真空環境下於去氣水(de-aerated water)中浸泡並抽真空 1 小時後靜置 18 小時撈出試驗。經過前置處理後,將試體置於兩壓克力槽中間。每個槽內均放置一片銅網做為電極。兩壓克力槽作為陽極與陰極,分別於陰及陽極試驗槽內置入 0.3 N NaOH 溶液及 3% NaCl 溶液。在其間以電源供應器施加 60 V 直流電壓,於 6 小時試驗期間內紀錄通過試體電流與試驗溶液溫度評估混凝土抵抗氯離子滲透的能力。

3.7 實驗要求

根據上節所進行之實驗項目應符合表 3-6 之要求。

表 3-6 各類型低鹼混凝土參考要求

實驗項目		混凝土類型		
		一般混凝土	自充填混凝土	噴凝土
新拌性質	坍度(cm)	5-21 (公共工程施工網要規範)	-	15-20 [11]
	坍流度(cm)	-	60-70 (CNS 14841)	-
	流下性(sec)	-	7-13 (CNS 14841)	-
硬固性質	pH 值	<11	<11	<11
	抗壓強度(MPa)	24 (公共工程施工網要規範)	90 d ≈ 50 [98]	90 d ≈ 40 [11]

第四章、結果與討論

4.1 處置環境對低鹼性混凝土影響之國際資訊研析

4.1.1 處置環境對低鹼性混凝土之影響

整理於 2.4 節，摘述如下：

1. 溫度升高影響

處置設施關閉後，可能經歷長時間持續升高的溫度。NDA 對 GDF 的技術規範為了規劃的目的，HLW 和 SF 處置模組的設計應基於設置後任何時候處置罐外表面 100 °C 溫度的限制。GDF 封閉後的溫度擾動可能改變水泥礦物成份，這些變化可能是不可逆的。對混凝土中水泥增加水化程度，C-S-H 增加使孔隙率降低；Ca(OH)₂ 成分不受影響。

英國五個核電站使用的混凝土進行試驗，發現在水分穩定狀態下長期儲存，高達 95°C 的溫度對混凝土抗壓強度沒有不利影響。在所有儲存溫度下，強度繼續發展，使得在 25 年後，強度幾乎是 28 天的兩倍，使用 OPC 或 OPC/PFA 組合的結果，後者的長期強度增幅略高。但混凝土暴露於溫度快速變化後的抗壓強度試驗當中，溫度變化率為每小時 20 °C，發現從 20 °C 加熱至 80 °C 使抗壓強度降低不到 5 %，由於回填溫度預計不會超過 80 °C，因此預期高溫不會對抗壓強度造成嚴重損害。混凝土隨著溫度升高，彈性模數降低。潛變在升高的溫度較大情形下，顯著增加。在 GDF 內經歷的溫度範圍內，熱膨脹係數不會顯著變化。因此，就結構行為而言，預計在 GDF 中的高溫不會對混凝土強度產生不利影響，但會降低勁度(較低的彈性模數和較高的潛變)。較低的剛度是有益的，因為與已知應變變化有關的應力也較低，並且降低了開裂的風險。負載引起的應力也更容易重新分佈，達到更均勻的應力狀態。

2. 地下水的影響

地下水與初始膠結材料會有交互作用產生，一般會溶解水泥中的鹼金屬氧化物的水泥組成成分而傾向於提高 pH 值。在鈣和矽地下水成分以較高濃度存在的情況下，預期 C-S-H 相的溶解速率會較低。

3. 膨潤土對水泥材料影響

關於膨潤土對水泥性能的影響的報告很少，對膠結材料的任何影響都可能是藉地下水作為媒介。

4. 輻射對水泥材料影響

在廢棄物包裝中預期的劑量率下，輻射對水泥的物理性質影響很小。另一個重要的考慮因素是由孔隙水的輻射分解所引起的氣體產生，在放射線照射下在水泥漿中看到的一些裂縫可能是由於來自孔隙中氣體積聚的壓力。

有機摻料通常包含在水泥配方中以改善流動和凝結性質，並且在放射線照射下可以分解以釋放 H_2 和 CO_2 或低分子量碳氫化合物。

4.1.2 低鹼性混凝土對處置環境之影響

整理於 2.5 節。研究顯示，當低 pH 水泥溶液與膨潤土交互作用時，觀察到的劣化量可能比 OPC 溶液作為滲透液時要小得多，在 pH 11 以下，沒有可觀察到蒙脫石的溶解前沿，這個結果支持了由 NUMO、Posiva 和 SKB 提出的水泥孔隙溶液降到 pH 11 目標的原因。

4.2 低鹼性混凝土應用於高放處置設施要求之國際資訊研析

整理於 2.6 節。研究顯示，水泥材料被涵蓋用於所有目前對於較高活性廢棄物地質處置概念的設計，且已被提出廣泛應用於：

- (1) 作為廢棄物封裝(waste encapsulation)的水泥漿；
- (2) 廢棄物處置容器(containers)及包裝(overpacks)；
- (3) 緩衝及回填(buffers and backfills)材料；
- (4) 密封物(seals)及裂縫水泥漿；
- (5) 隧道封塞(tunnel plugs)；
- (6) 處置隧道襯砌(vault linings)；
- (7) 包括樓板、道路、隔壁(bulkheads)及扶壁(buttrresses)等支撐結構。

而水泥材料作為結構/密封應用於許多 SF/HLW(用過核子燃料/高放射性廢棄物)的處置概念中，高 pH 狀態對膨潤土緩衝材料(bentonite buffer)有不利的影響，因此發展低 pH 水泥。

ESDRED 計畫對包含膨潤土緩衝材處置場的隧道和水平坑道密封塞的混凝土配方進行了試驗，這些封塞需要限制地下水流動或提供對設置在廢棄物處置容器周圍的緩衝材及密封材料臨時的力學(有時是液壓)圍束。

4.3 低鹼性混凝土不同類型之配比設計及工程性質資訊研析

有關不同類型低鹼性混凝土配比設計及工程性質則整理於 2.7 節，摘述如下：

芬蘭 Posiva 在報告中(Kronlöf, 2005)提出：處置隧道要保持水密性常會以灌水泥漿方式密封裂縫，漿液為水泥加上矽灰及水(85 % OPC+15 % SF)，加入萘磺酸鹽基強塑劑以增加工作性及強度。

瑞典 SKB 以自充填混凝土製造處置隧道封塞混凝土(60 % OPC+40 % SF)，其製作之 B200(膠結材料用量 200 kg/m³)及 B300 系列(膠結材料用量 300 kg/m³)皆可以符合 EN1992-1-1 規範中之參考數值。

芬蘭低鹼性混凝土(POPLU)，為新開發符合用過核子燃料處置場要求新的低鹼性混凝土，其二元配比(60 % OPC+40 % SF)及三元配比(37.5 % OPC+32.5 % SF+30 % FA)在實驗室證明具有高強度、低收縮量及低滲透性。

2007 年 Garcia 等學者提出，於普通水泥中加入卜作嵐材料發展低鹼性水泥噴凝土封塞(60 % OPC+40 % SF、35 % OPC+35 % SF+30 % FA)，粒料使用 51 % 砂(0-4 mm)、37 % 粗粒料(8-12 mm)、12 % 中粒料(4-8 mm)，並進行工程性質測試。結果顯示可以有效的降低噴凝土的 pH 值。

Coumes 等學者提出的三系統噴凝土為使用普通卜特蘭水泥、矽灰及飛灰(40 % OPC+20 % SF+40 % FA)，作為處置場中封塞、漿液及岩栓使用。

日本提出以早強波特蘭水泥取代一般波特蘭水泥製作低鹼性噴凝土來確保施工完成後擁有足夠的早期強度。結果顯示，利用早強水泥所製之早強低鹼性噴凝土在於抗壓強度上皆高於一般混凝土製之噴凝土。

ESDRED 項目在低鹼性混凝土中分別加入石英填料和石灰石填料。結果顯示，使用石英石作為填料之低鹼性噴凝土在測試項目上全面低於石灰石作為填料之低鹼性噴凝土，但是二者強度皆超過 ESDRED 項目所提供的參考標準。

4.4 低鹼性混凝土不同類型之代表配比製作及工程性質驗證

4.4.1 新拌性質

1. 低鹼性一般混凝土

PC 系列的膠結材料採用三元配比，水泥、矽灰和飛灰之重量比例分別為 50%、40%及 10%，設計之坍度為 18 ± 4 cm，以添加強塑劑方式調整，坍度試驗結果如表 4-1 所示，現場試驗照片如圖 4-1 所示。試驗結果顯示，PC 系列各試驗配比之坍度均符合要求，PC-LB250-W45、PC-LB300-W45 及 PC-LB350-W45 的坍度分別為 18 cm、19 cm 以及 18 cm，強塑劑添加量分別為 3.5%、2.0%和 1.5%，對於低鹼性一般混凝土配比，固定水膠比為 0.45 時，為達到設定工作性，所需的強塑劑用量會隨膠結材料增加而減少。

表 4-1 PC 系列坍度試驗測試結果

配比	強塑劑(%)	測試坍度(cm)
PC-LB250-W45	3.5	18
PC-LB300-W45	2.0	19
PC-LB350-W45	1.5	18



(a)PC-LB250-W45



(b)PC-LB300-W45



(c)PC-LB350-W45

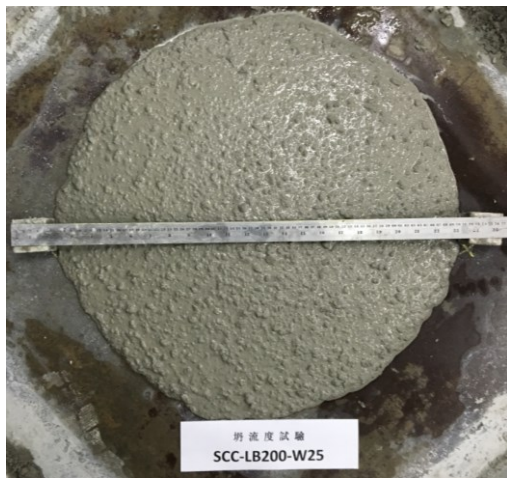
圖 4-1 PC 系列坍度試驗現場情況

2. 低鹼性自充填混凝土

SCC 系列的膠結材料採用三元配比，水泥、矽灰和飛灰之重量比例分別為 50 %、40 %及 10 %，設計的坍流度為 60-70 cm，以添加強塑劑方式調整，坍流度的試驗結果如表 4-2 所示，試驗照片如圖 4-2 所示。試驗結果顯示，SCC 系列各試驗配比之坍流度均符合 60-70 cm 的要求，SCC-LB200-W25、SCC-LB250-W25 及 SCC-LB300-W25 的坍流度分別為 67 cm、62 cm 及 64 cm，且直徑皆在標準時間(3-15 sec)內達到 50 cm。SCC 系列之流下時間分別為 13 s、12 s 和 8.5 s 內使漏斗內混凝土全量流出，皆符合 7-13s 之要求。強塑劑之添加量分別為 3.2 %、2.7 %和 2.4 %。

表 4-2 SCC 系列坍流度及流下性試驗測試結果

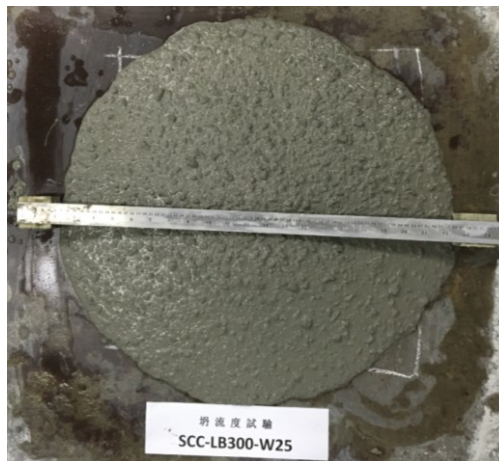
配比	強塑劑 (%)	測試坍流度 (cm)	達到 500 mm 時間 (sec)	測試流下時間 (sec)
SCC-LB200-W25	3.2	67	5	13
SCC-LB250-W25	2.7	62	9	12
SCC-LB300-W25	2.4	64	5	8.5



(a)SCC-LB200-W25



(b)SCC-LB250-W25



(c)SCC-LB300-W25

圖 4-2 SCC 系列坍流度試驗現場情況

以上配比之坍流度均達到標準，且流下時間也達到規範之要求。結果顯示，SCC 水固比固定為 0.25 時，為達到工作性要求，強塑劑用量隨膠結材料增加而降低，與一般混凝土的試驗結果相同。

膠結材料用量較少的配比相較於膠結材料用量較多的配比，在流下時間上明顯增加，說明在水固比不變且坍流度符合標準之情形下，SCC 的流下時間會隨膠結材料使用量增加而縮短，但本研究的膠結材料用量範圍內，200-300 kg/m³ 範圍內，流下時間均符合規範要求(7-13 sec)。

3. 低鹼性噴凝土

SHC 系列的膠結材料採用三元配比，水泥、矽灰和飛灰之重量比例分別為 40 %、20 %及 40 %，設計坍度為 15-20 cm，以添加強塑劑方法控制，坍度及空氣含量試驗結果如表 4-3 所示，現場試驗照片如圖 4-3 所示。試驗結果顯示，SHC 系列各試驗配比之坍度均符合要求，SHC-LB300-W30、SHC-LB330-W35 及 SHC-LB330-W40 配比的坍度分別為 18 cm、19 cm 和 18 cm，空氣含量分別為 3.0 %、2.5 %和 2.0 %，而強塑劑的添加量則分別為 3.0 %、2.0 %和 1.3 %。

以上配比均達到所要工作性的坍度要求。對於膠結材料使用量固定的 SHC，強塑劑的用量會隨著水膠比的降低而提高，且空氣含量也會隨著水膠比的增加而降低。

表 4-3 SHC 系列坍度及空氣含量試驗測試結果

配比	強塑劑(%)	測試坍度(cm)	空氣含量(%)
SHC-LB300-W30	3.0	18	3.0
SHC-LB330-W35	2.0	19	2.5
SHC-LB330-W40	1.3	18	2.0



(a)SHC-LB330-W30



(b)SHC-LB330-W35



(c)SHC-LB330-W40

圖 4-3 SHC 系列坍度試驗現場情況

4.4.2 硬固及耐久性質

硬固後之三種類型低鹼性混凝土分別對其硬固性質與耐久性質進行驗證。

首先是三種類型低鹼性混凝土材料 pH 值的驗證，若使用於處置隧道中的混凝土材料 pH 值過高(>11)，可能會導致作為緩衝材料的膨潤土膨脹性能降低，故希望作用於處置隧道中之混凝土材料可以擁有較低的 pH 值。

由於目前對於混凝土的 pH 值測試方法沒有規定的規範方法要求，故本研究在進行試驗方面，採用 ESL 法(易地浸出法)，ESL 的使用常見於土壤酸鹼值檢測，其標準檢測程序可參照 ASTM D4972 土壤 pH 之標準檢測方法，已於先前研究團隊的試驗驗證中證實試驗結果的穩定性。

其次是抗壓強度的驗證，本次抗壓強度試驗之試體為直徑 10 cm、高度 20 cm 之圓柱試體，灌漿完成 24 小時後放入飽和石灰水中進行養護，並分別於齡期達到 28 天、56 天以及 90 天時進行抗壓強度試驗。低鹼性混凝土材料主要作用在處置隧道的各個結構當中，故需要足夠的強度作為支撐，以及良好的強度發展來確保隧道內部結構的穩定性和安全性。

乾燥收縮試驗參照 CNS 11056 卜特蘭水泥砂漿乾燥收縮量測定法，製作 7.5 cm×7.5 cm×28.5 cm 之混凝土角柱，使用比長儀進行量測，試驗目的是為了驗證不同種類的之低鹼性混凝土的乾燥收縮量是否符合要求，方不致於因體積不穩定性而影響隧道的功能和使用。

抗硫酸鹽侵蝕試驗參考 CNS 14794 水硬性水泥砂漿棒暴露於硫酸鈉溶液中之長度變化試驗法，製作 7.5 cm×7.5 cm×28.5 cm 混凝土角柱試體，在飽和石灰水中養護一周達到一定強度後取出，再浸泡於濃度 50.0 g/L 之硫酸鈉溶液後，使用比長儀進行量測，測試各類型低鹼性混凝土材料對有害物質侵蝕的抵抗力，試驗目的同樣在確認低鹼性混凝土是否具有足夠的耐久性。

4.4.2.1 低鹼性一般混凝土

1. 抗壓強度

抗壓強度試驗結果如圖 4-4 所示。先探討養護齡期對抗壓強度影響，可以發現抗壓強度隨養護齡期增加而增加，對於 PC-LB250-W45 配比，56 天及 90 天齡期的強度分別為 28 天的 1.24 倍及 1.26 倍，56 天後的強度只再較 28 天強度增加 2%；對於 PC-LB300-W45 配比，56 天及 90 天齡期的強度分別為 28 天的 1.15 倍及 1.27 倍，56 天後的強度可再較 28 天強度增加 12%；對於 PC-LB350-W45 配比，56 天及 90 天齡期的強度分別為 28 天的 1.15 倍及 1.28 倍，56 天後的強度可再較 28 天強度增加 13%。由以上分析發現，膠結材料增加可增加一般混凝土晚期強度。

再探討固定水膠比時，膠結材料用量對抗壓強度影響，可以發現抗壓強度隨膠結材料增加而增加，以 90 天齡期的強度為例，PC-LB300-W45 及 PC-LB350-W45 的強度分別為 PC-LB250-W45 的 1.20 倍及 1.26 倍。90 天齡期時，PC-LB250-W45、PC-LB300-W45 及 PC-LB350-W45 的抗壓強度分別為 24.8 MPa、29.7 MPa 及 31.1 MPa。

最後再探討固定水膠比時，單位膠結材料重量所提供的抗壓強度效益，以 90 天齡期的強度為例，PC-LB250-W45、PC-LB300-W45 及 PC-LB350-W45 配比，每 kg 膠結材料可產生的抗壓強度效應分別為 0.12 MPa、0.10 MPa 及 0.09 MPa，以 250 kg/m³ 用量的膠結材料，每單位重量膠結材料用量對抗壓強度效益最高，但為發展到預期的整體抗壓強度，仍需藉增加膠結材料用量來達成。

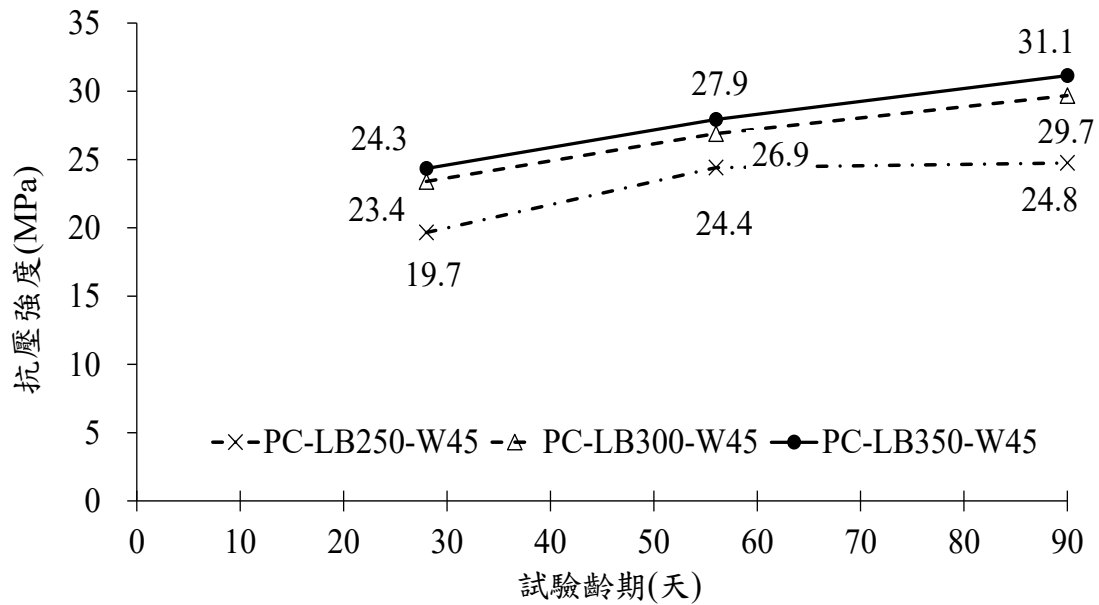


圖 4-4 PC 系列抗壓強度試驗結果

2. pH 值

pH 值試驗結果如圖 4-5 所示。先探討養護齡期對 pH 值的影響，可以發現 pH 值隨養護齡期增加而降低，對於 PC-LB250-W45 配比，7 天、28 天及 90 天齡期的 pH 值分別為 12.32、11.69 及 10.75；對於 PC-LB300-W45 配比，pH 值分別為 12.68、11.84 及 10.90；對於 PC-LB350-W45 配比，pH 值分別為 12.75、11.83 及 10.91。由以上試驗結果可知，當水膠比固定為 0.45 時，水泥、砂灰及飛灰重量比例固定為 50%、40% 及 10% 時，膠結材料增加，不同齡期的一般混凝土的 pH 值也會跟著增加，但是 90 天齡期時，pH 值均會降低至 11 以下。

再探討下降的幅度，結果顯示，pH 值於齡期 7-28 天時的下降幅度最大，而後隨齡期增加而穩定下降。最後由下降趨勢預判，隨著養護齡期增加，pH 值仍有可能再下降。

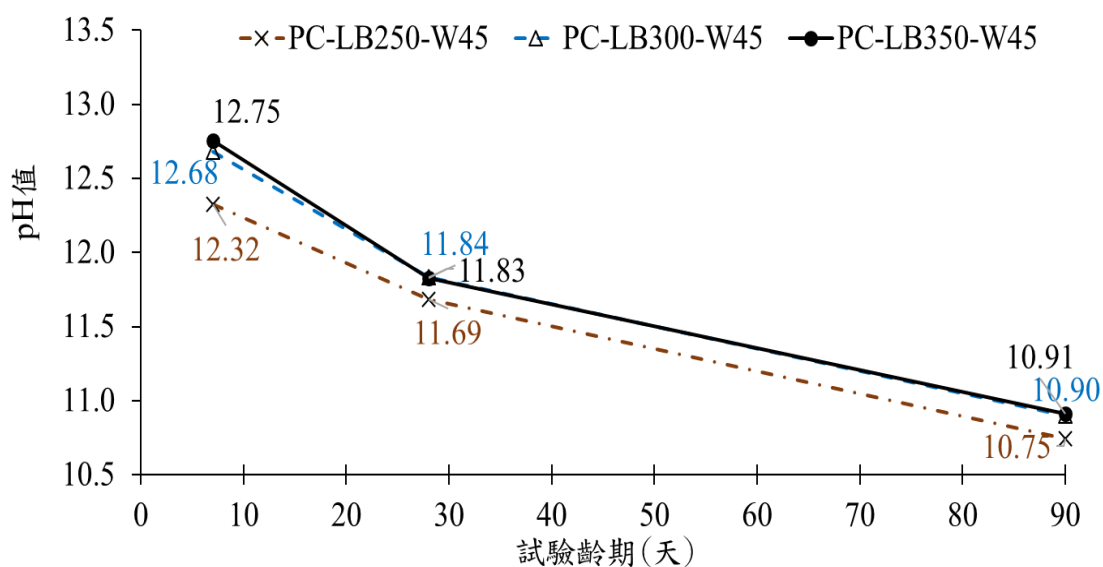


圖 4-5 PC 系列 pH 值試驗結果

3. 乾燥收縮

乾燥收縮試驗結果如圖 4-6 所示。先探討養護齡期對乾燥收縮的影響，可以發現乾燥收縮於 53 天前隨養護齡期增加而增加的幅度較大，而後至齡期 81 天後趨緩，對於 PC-LB250-W45 配比，53 天、81 天及 109 天齡期的乾縮量分別為 0.052%、0.057%及 0.058%；對於 PC-LB300-W45 配比，乾縮量分別為 0.047%、0.052%及 0.054%；對於 PC-LB350-W45 配比，乾縮量分別為 0.045%、0.050%及 0.053%。由以上試驗結果可知，當水膠比固定為 0.45，水泥、矽灰及飛灰重量比例固定為 50%、40%及 10%時，不同齡期的一般混凝土的乾縮量，會隨著膠結材料增加而減少。

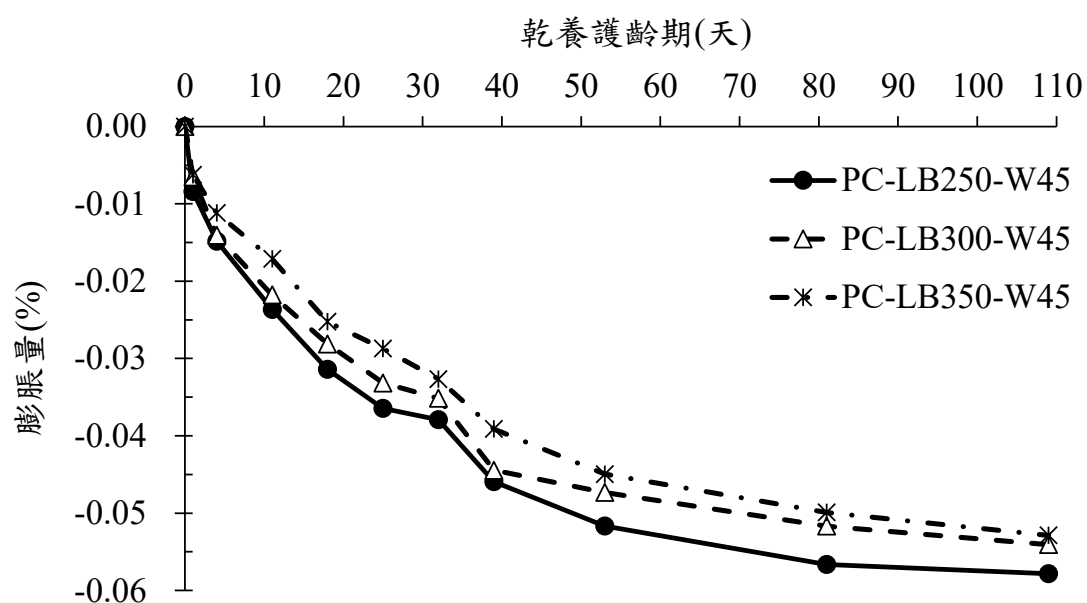


圖 4-6 PC 系列角柱乾燥收縮試驗結果

4. 抗硫酸鹽侵蝕

PC 系列各組試體在濃度 50.0 g/L 之硫酸鈉溶液中浸泡 16 週後試驗結果如圖 4-7 所示。結果顯示，試驗初期試體有收縮量較多，而後體積再增加，8 週後的膨脹量開始保持穩定，對於 PC-LB250-W45 配比，8 週、12 週及 16 週的硫酸鹽侵蝕膨脹量分別為 -0.0003 %、-0.0004 % 及 0.0011 %；對於 PC-LB300-W45 配比，硫酸鹽侵蝕膨脹量分別為 -0.0001 %、-0.0012 % 及 -0.0015 %；對於 PC-LB350-W45 配比，硫酸鹽侵蝕膨脹量分別為 0.0053 %、0.0043 % 及 0.0047 %。由以上試驗結果可知，當水膠比固定為 0.45，水泥、矽灰及飛灰重量比例固定為 50 %、40 % 及 10 %，試驗至 16 週時，一般混凝土的硫酸鹽侵蝕膨脹量低而且保持穩定。

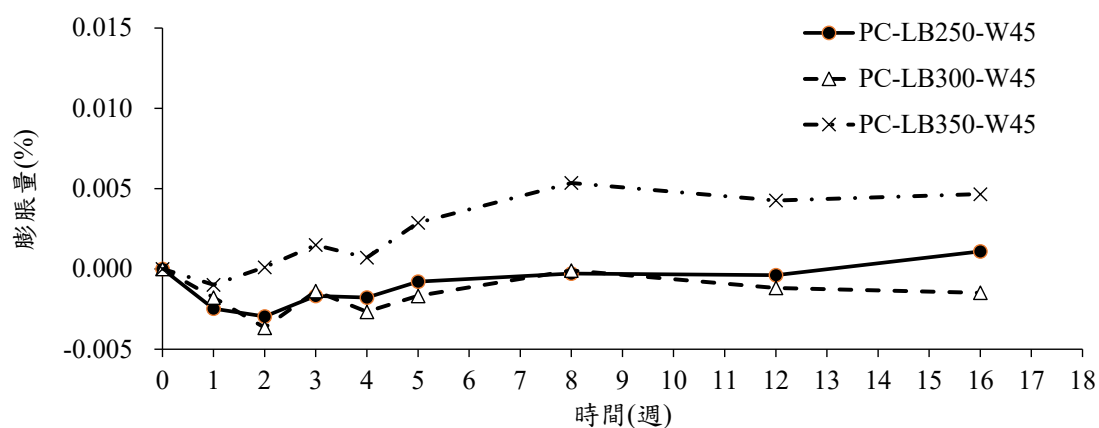


圖 4-7 PC 系列抗硫酸鹽侵蝕試驗結果

4.4.2.2 低鹼性自充填混凝土

1. 抗壓強度

試驗結果如圖 4-8 所示。先探討養護齡期對抗壓強度影響，可以發現抗壓強度隨養護齡期增加而增加，對於 SCC-LB200-W25 配比，56 天及 90 天齡期的強度分別為 28 天的 1.12 倍及 1.26 倍，56 天後的強度較 28 天強度再增加 14 %；對於 SCC-LB250-W25 配比，56 天及 90 天齡期的強度分別為 28 天的 1.22 倍及 1.31 倍，56 天後的強度可再較 28 天強度增加 9 %；對於 SCC-LB300-W25 配比，56 天及 90 天齡期的強度分別為 28 天的 1.15 倍及 1.20 倍，56 天後的強度可再較 28 天強度增加 5 %。

再探討固定水固比為 0.25 時，膠結材料用量對抗壓強度影響，可以發現抗壓強度隨膠結材料增加而增加，以 90 天齡期的強度為例，SCC-LB250-W25 及 SCC-LB300-W25 的強度分別為 SCC-LB300-W25 的 1.21 倍及 1.17 倍。90 天齡期時，SCC-LB200-W45、SCC-LB250-W25 及 SCC-LB300-W25 的抗壓強度分別為 39.7 MPa、48.2 MPa 及 46.6 MPa。也發現並非膠結材料用量越多越好，本研究的 SCC 配比抗壓強度，以 250 kg/m³ 膠結材料用量有較高的抗壓強度。

最後再探討固定水固比時，單位膠結材料重量所提供的抗壓強度效益，以 90 天齡期強度為例，SCC-LB200-W25、SCC-LB250-W25 及 SCC-LB300-W25 配比，每 kg 膠結材料可產生的抗壓強度分別為 0.20 MPa、0.19 MPa 及 0.16 MPa，較一般混凝土的膠結材料效益高，其中以 200 kg/m³ 用量的膠結材料，每單位重量膠結材料用量的抗壓強度效益最高。

對於一般混凝土及自充填混凝土進行比較，取 PC-LB250-W45 及 SCC-LB250-W25 的試驗結果，二者膠結材料均為 250 kg/m³，水泥、砂灰及飛灰的重量比例均為 50 %、40 %及 10 %，w/b 比分別為 0.45 及 0.57，前者較低，但是呈現出來的 90 天抗壓強度分別為 24.8 MPa 及 48.2 MPa，後者為前者的 1.94 倍，由此可以看出自充填混凝土的優勢。

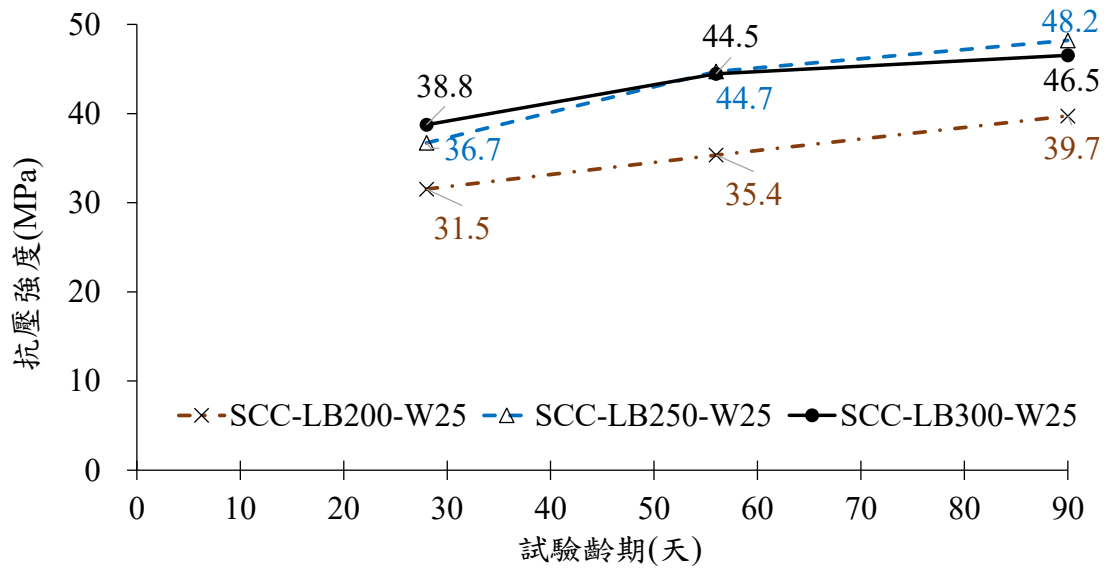


圖 4-8 SCC 系列抗壓強度試驗結果

2. pH 值

試驗結果如圖 4-9 所示。先探討養護齡期對 pH 值的影響，可以發現 pH 值隨養護齡期增加而降低，對於 SCC-LB200-W25 配比，7 天、28 天及 90 天齡期的 pH 值分別為 12.21、11.56 及 10.25；對於 SCC-LB250-W25 配比，pH 值分別為 12.25、11.41 及 10.30；對於 SCC-LB300-W25 配比，pH 值分別為 12.46、11.47 及 10.53。由以上試驗結果可知，當水膠比固定為 0.45 時，水泥、矽灰及飛灰重量比例固定為 50%、40% 及 10% 時，膠結材料增加，不同齡期的一般混凝土的 pH 值也會跟著增加，但是 90 天齡期時，pH 值均會降低至 11 以下。

再探討下降的幅度，結果顯示，pH 值於齡期 7-28 天時的下降幅度最大，28-90 天的下降趨緩。最後由下降趨勢預判，隨著養護齡期增加，pH 值仍有可能再下降。

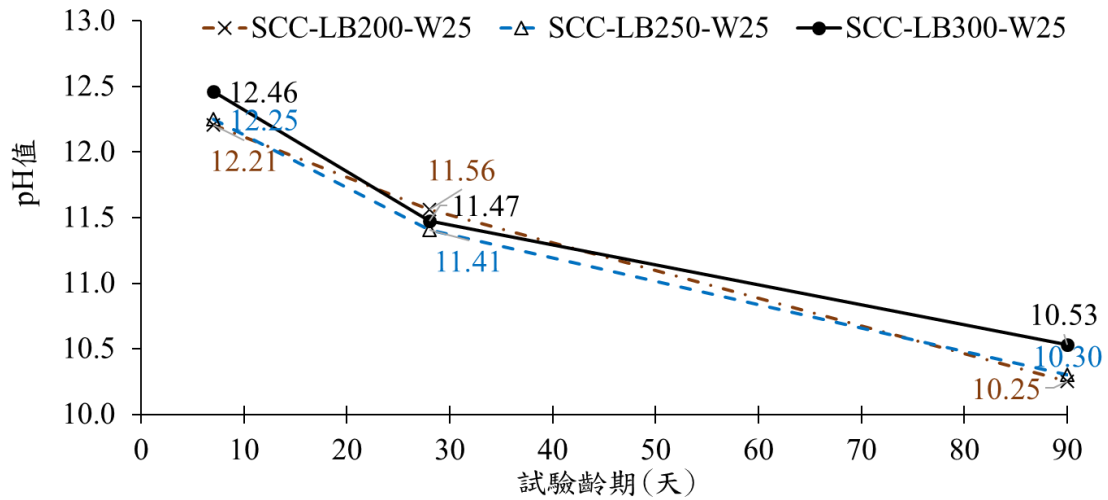


圖 4-9 SCC 系列 pH 值試驗結果

3. 乾燥收縮

試驗結果如圖 4-10 所示。先探討養護齡期對乾燥收縮的影響，可以發現乾燥收縮於 39 天前隨養護齡期增加而增加的幅度較大，而後至齡期 39 天後趨緩，與瑞典 SKB 所製作之 SCC 試驗結果相符。對於 SCC-LB200-W25 配比，39 天、53 天、81 天及 109 天齡期的乾縮量分別為 0.030 %、0.031 %、0.037 % 及 0.039 %；對於 SCC-LB250-W25 配比，乾縮量分別為 0.039 %、0.038 %、0.044 % 及 0.046 %；對於 SCC-LB300-W25 配比，乾縮量分別為 0.040 %、0.039 %、0.045 % 及 0.049 %。由以上試驗結果可知，當水固比固定為 0.25，水泥、矽灰及飛灰重量比例固定為 50 %、40 % 及 10 % 時，不同齡期的自充填混凝土的乾縮量，膠結材料較低的配比乾縮量較少，此結果與一般混凝土的結果相反，但是整體而言乾縮量較一般混凝土小。此外，SCC-LB250-W25 與 SCC-LB300-W25 乾燥收縮量相當，表示自充填混凝土的乾縮量，並不會隨著膠結材料增加而持續增加。

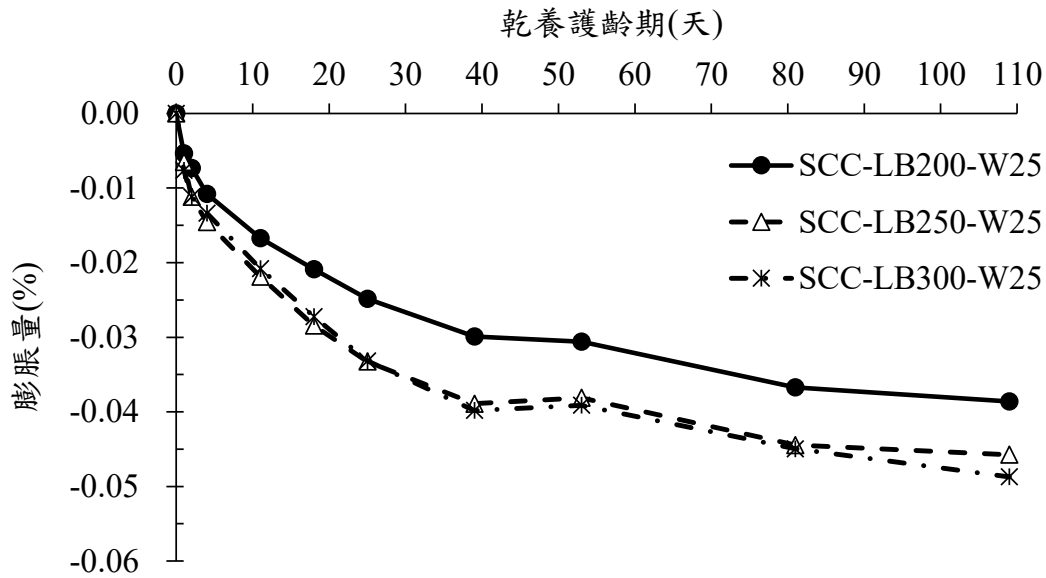


圖 4-10 SCC 系列角柱乾燥收縮試驗結果

4. 抗硫酸鹽侵蝕

SCC 系列各組試體在濃度 50.0 g/L 之硫酸鈉溶液中浸泡 16 週後試驗結果如圖 4-11 所示。結果顯示試驗初期試體有收縮量較多，而後體積再增加，5 週後的膨脹量開始保持穩定，對於 SCC-LB200-W25 配比，5 週、8 週、12 週及 16 週的硫酸鹽侵蝕膨脹量分別為 0.0018 %、0.0014 %、0.0036 %及 0.0023 %；對於 SCC-LB250-W25 配比，硫酸鹽侵蝕膨脹量分別為 -0.0009 %、0.0028 %、0.0030 %及 0.0010 %；對於 SCC-LB300-W45 配比，硫酸鹽侵蝕膨脹量分別為-0.0026 %、-0.0019 %、-0.0007 %及-0.0019 %。由以上試驗結果可知，當水固比固定為 0.25，水泥、砂灰及飛灰重量比例固定為 50 %、40 %及 10 %，試驗至 16 週時，自充填混凝土的硫酸鹽侵蝕膨脹量低而且保持穩定。因此，本研究的低鹼性自充填混凝土雖然使用的膠結材料量較一般混凝土少，但仍具有良好的抗硫酸鹽侵蝕之能力。

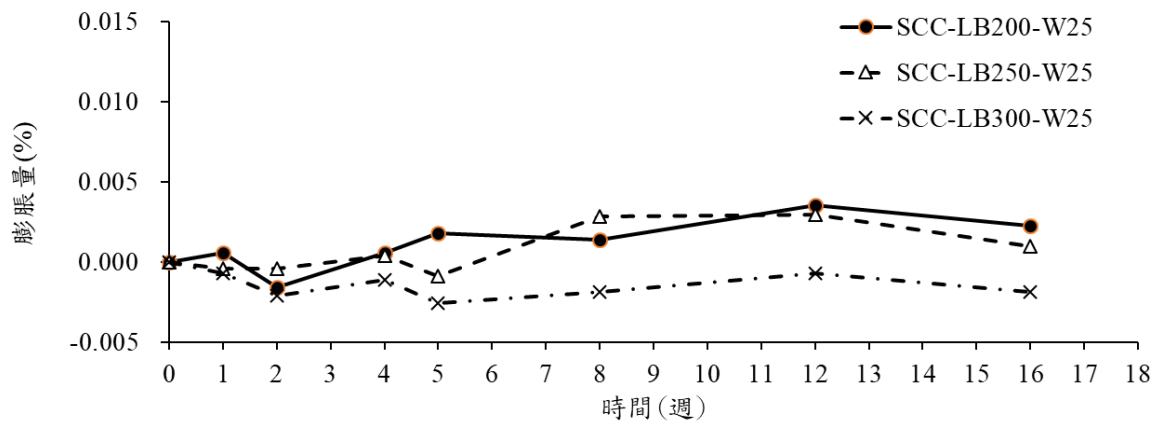


圖 4-11 SCC 系列抗硫酸鹽侵蝕試驗結果

4.4.2.3 低鹼性噴凝土

1. 抗壓強度

試驗結果如圖 4-12 所示。先探討養護齡期對抗壓強度影響，可以發現抗壓強度隨養護齡期增加而增加，對於 SHC-LB330-W30 配比，56 天齡期的強度為 28 天的 1.30 倍；對於 SHC-LB330-W30 配比，56 天齡期的強度為 28 天的 1.23 倍；對於 SHC-LB330-W30 配比，56 天齡期的強度為 28 天的 1.22 倍。

再探討固定膠結材料用量時用水量對抗壓強度影響，發現配比 SHC-LB330-W35 及 SHC-LB330-W40 的 28 天及 56 天強度相當，而 SHC-LB330-W30 的 56 天齡期抗壓強度約為前二者的 1.25 倍，故可以藉降低用水量而增加噴凝土的抗壓強度。

SHC-LB330-W30、SHC-LB330-W35 及 SHC-LB330-W40 配比 56 天強度分別為 56.75 MPa、45.49 MPa 及 45.42 MPa，三個配比皆可於 56 天齡期前達到 ESDRED 所訂定之參考標準(90 天=40 MPa)。

最後探討單位膠結材料重量所提供的抗壓強度效益，以 56 天齡期強度為例，SHC-LB330-W30、SHC-LB330-W35 及 SHC-LB330-W40 配比，每 kg 膠結材料可產生的抗壓強度分別為 0.17 MPa、0.14 MPa 及 0.14 MPa，其中以水膠比 0.30 的配比，每單位重量膠結材料用量的抗壓強度效益最高。較一般混凝土的膠結材料(56 天齡期，0.08-0.12 MPa)效益高，但較自充填混凝土的膠結材料(56 天齡期，0.15-0.18 MPa)效益低，再次顯示自充填混凝土的強度優勢。

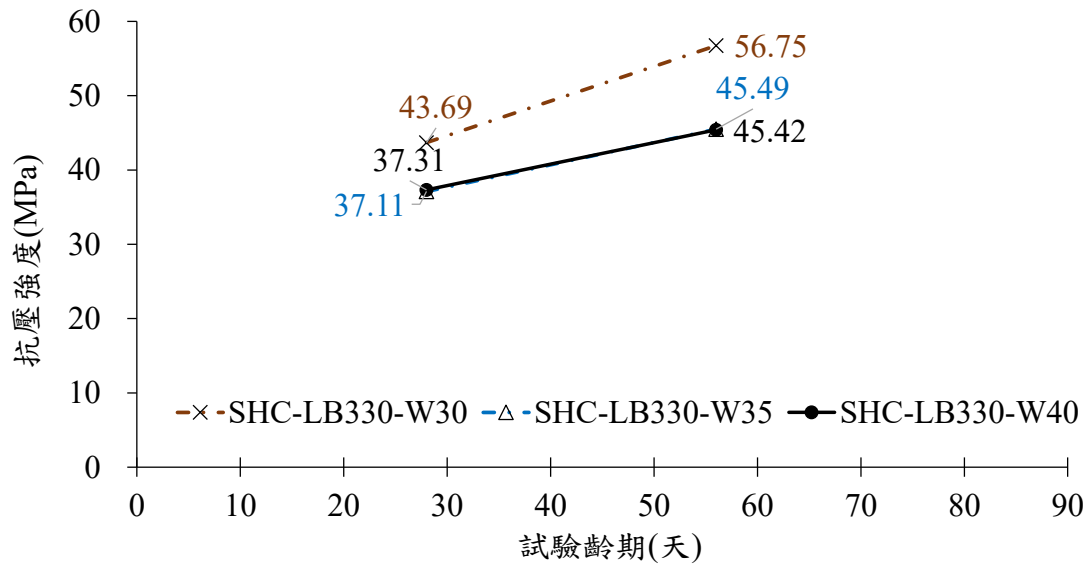


圖 4-12 SHC 系列抗壓強度試驗結果

2. pH 值

試驗結果如圖 4-13 所示，僅先針對 56 天齡期的試驗結果進行討論。先探討養護齡期對 pH 值的影響，可以發現 pH 值隨養護齡期增加而降低，對於 SHC-LB330-W30 配比，7 天、28 天及 56 天齡期的 pH 值分別為 12.53、11.94、及 11.58；對於 SHC-LB330-W35 配比，pH 值分別為 12.47、11.61 及 11.60；對於 SHC-LB330-W40 配比，pH 值分別為 12.33、11.78 及 10.56。由以上試驗結果可知，當噴凝土膠結材料固定為 330 kg/m^3 時，水泥、砂灰及飛灰重量比例固定為 40%、20% 及 40% 時，不同水膠比配比的 56 天 pH 值無明顯差異，約為 11.56-11.60，由一般混凝土及自充填混凝土的 pH 值試驗結果可知，56-90 天齡期的 pH 值仍會降低，一般混凝土降低約 0.65-0.68，自充填混凝土降低約 0.87-1.03，因此可以預判噴凝土的 90 天齡期 pH 值，應有機會降低至 11 以下。

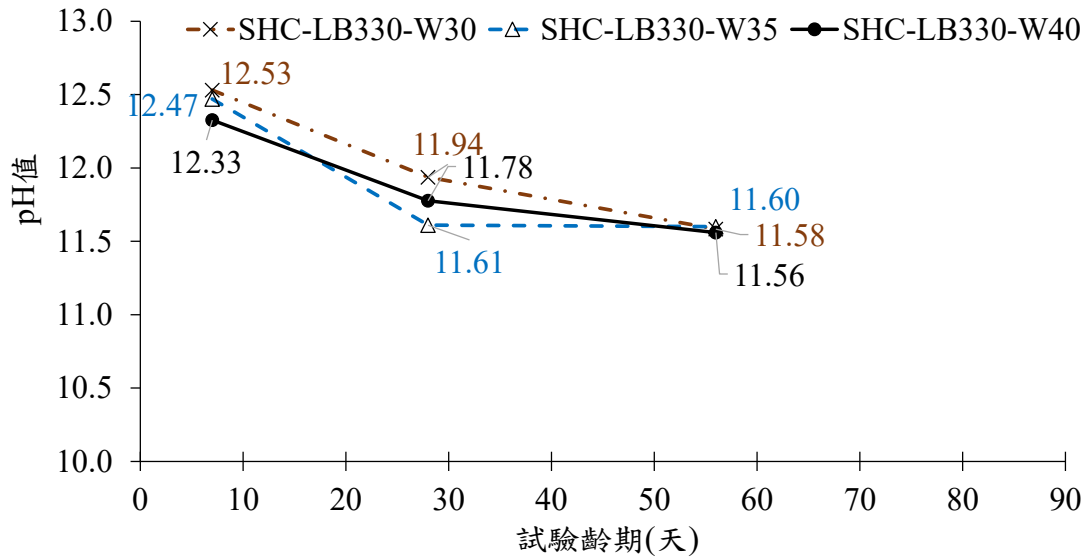


圖 4-13 SHC 系列 pH 值試驗結果

3. 乾燥收縮

試驗結果如圖 4-14 所示。先探討養護齡期對乾燥收縮的影響，可以發現乾燥收縮於 39 天前隨養護齡期增加而增加的幅度較大，而後至齡期 39 天後趨緩。

其次探討用水量對乾燥收縮的影響，由圖中可以清楚的看出，乾燥收縮量隨用水量增加而增加，對於 SHC-LB330-W30 配比，39 天、53 天及 81 天齡期的乾縮量分別為 0.040 %、0.042 % 及 0.047 %；對於 SHC-LB330-W35 配比，乾縮量分別為 0.044 %、0.047 % 及 0.051 %；對於 SHC-LB330-W40 配比，乾縮量分別為 0.052 %、0.056 % 及 0.060 %。

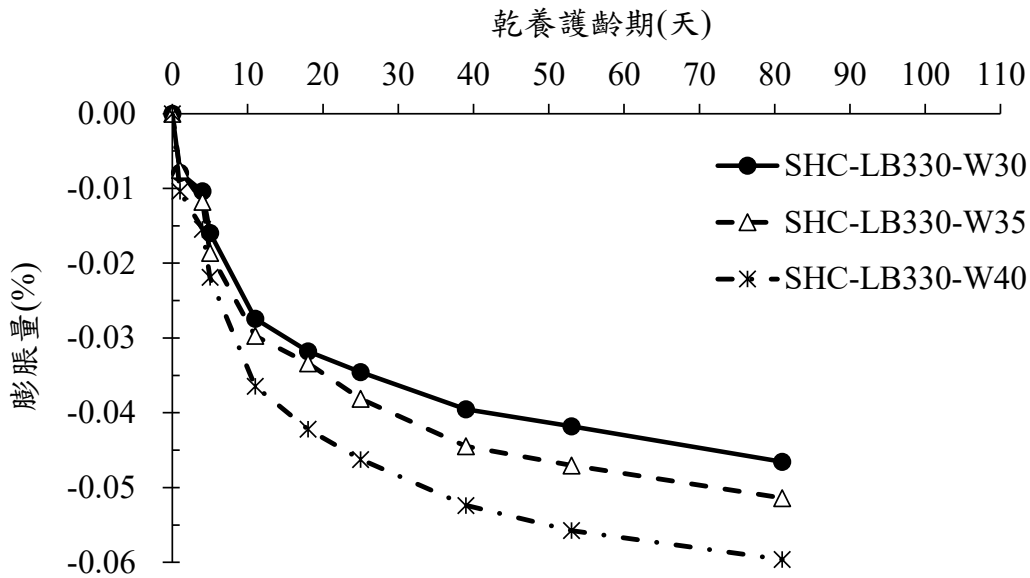


圖 4-14 SHC 系列角柱乾燥收縮試驗結果

4. 抗硫酸鹽侵蝕

SHC 系列各組試體在濃度 50.0g/L 之硫酸鈉溶液中浸泡 12 週後試驗結果如圖 4-15。結果顯示，試驗初期試體並未有與一般混凝土或自充填混凝土類似的收縮現象，體積傾向於隨齡期增加而微幅增加，8 週後的膨脹量幅度開始加大，至 12 週試驗為止，SHC-LB330-W30、SHC-LB330-W35 及 SHC-LB330-W40 配比的膨脹量分別為 0.0075 %，0.0034 %及 0.0083 %。

由 12 週的試驗結果顯示，噴凝土的膠結材料使用水泥、矽灰及飛灰重量比為 40 %、20 %及 40 %時，雖然使用較低的用水量，但抗硫酸鹽膨脹能力並不如使用水泥、矽灰及飛灰重量比為 50 %、40 %及 10 %，而用水量較高的一般混凝土及自充填混凝土，顯示抗硫酸鹽膨脹能力較差的原因，應與膠結材料的使用材料及其用量有關，亦即水泥用量減低同時飛灰用量增加，抗硫酸鹽膨脹能力變差。

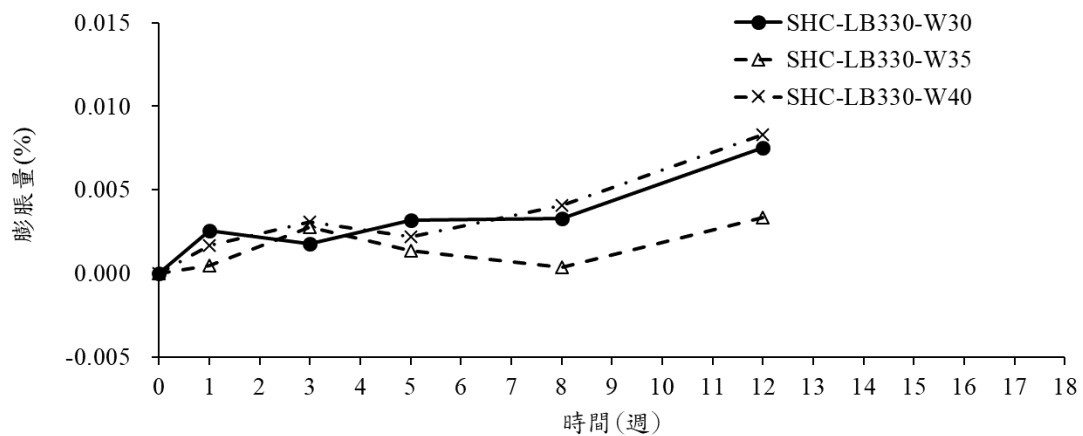


圖 4-15 SHC 系列抗硫酸鹽侵蝕試驗結果

4.4.3 水密性質

硬固後之各類型低鹼性混凝土分別進行水密性質的驗證，採用的方法是依據 ASTM C1202 進行快速氯離子滲透試驗(RCPT)，此法計算 6 小時的累積通過電量，通過電量高代表水密性差，反之，水密性佳。所測得之 RCPT 累積通過電量可依表 4-4 判斷氯離子於混凝土中穿透性的高低，亦即表示混凝土抵抗氯離子穿透的能力。

表 4-4 ASTM C1202 氯離子穿透等級

累積通過電量(C)	氯離子穿透性
>4000	高
2000-4000	中
1000-2000	低
100-1000	極低
<100	可忽略

4.4.3.1 低鹼性一般混凝土快速氯離子滲透試驗結果

PC 系列分別選取 90 天齡期的 PC-LB250-W45 以及 PC-LB350-W45 配比試體進行 RCPT，試驗照片如圖 4-16 所示。

結果顯示，低鹼性一般混凝土，當固定水膠比為 0.45 時，膠結材料使用水泥、砂灰及飛灰重量比例為 50 %、40 %及 10 %，膠結材料 250–350 kg/m³ 之配比，RCPT 累積通過電量均小於 5 C，氯離子穿透性可忽略，如表 4-5 所示。

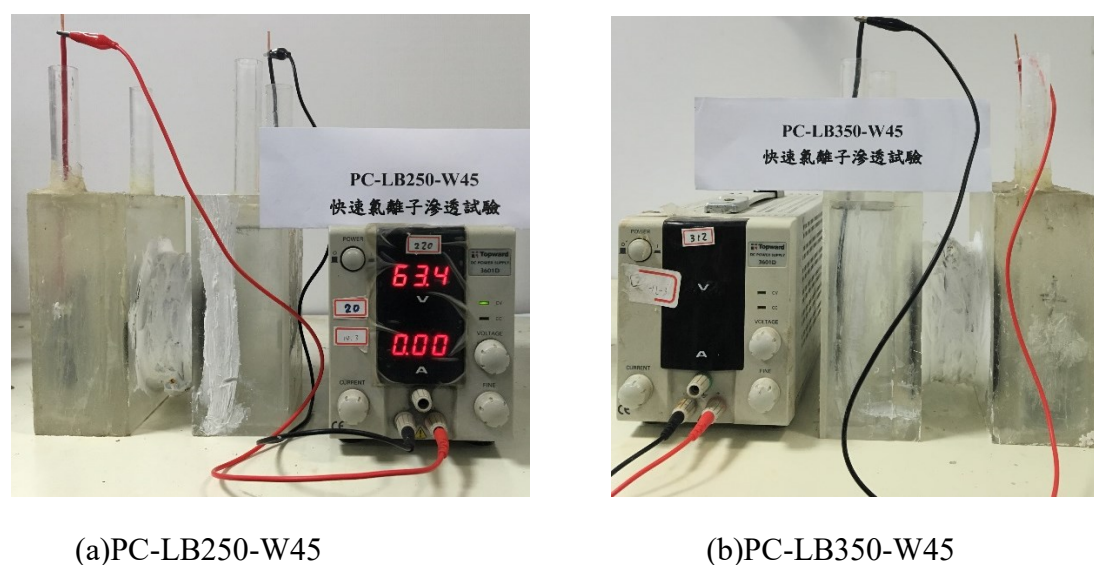


圖 4-16 PC 系列 RCPT 試驗現場情況

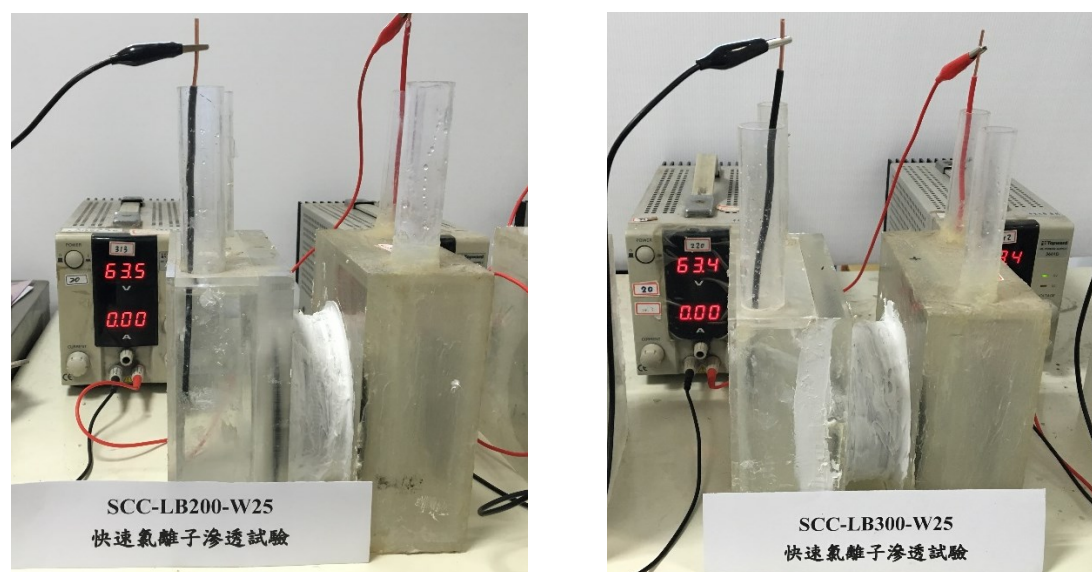
表 4-5 PC 系列 RCPT 試驗結果

測試配比(90 天)	累積通過電量(C)	氯離子穿透性
PC-LB250-W45	<5	可忽略
PC-LB350-W45	<5	可忽略

4.4.3.2 低鹼性自充填混凝土快速氯離子滲透試驗結果

SCC 系列分別選取 90 天齡期的 SCC-LB200-W25 以及 SCC-LB300-W25 配比試體進行 RCPT，試驗照片如圖 4-17 所示。

結果顯示，低鹼性自充填混凝土，當固定水固比為 0.25 時，膠結材料使用水泥、矽灰及飛灰重量比例為 50 %、40 %及 10 %，膠結材料 200–300 kg/m³ 之配比，RCPT 累積通過電量均小於 5 C，氯離子穿透性可忽略，如表 4-6 所示。



(a) SCC-LB200-W25

(b) SCC-LB300-W25

圖 4-17 SCC 系列 RCPT 試驗現場情況

表 4-6 SCC 系列 RCPT 試驗結果

測試配比(90 天)	累積通過電量(C)	氯離子穿透性
SCC-LB200-W25	<5	可忽略
SCC-LB300-W25	<5	可忽略

4.5 用於高放處置設施低鹼性混凝土之綜合討論

本小節綜合本計畫歷年子計畫之研究成果，就應用於不同部位及功能的低鹼性混凝土與世界各國所訂定之參考要求，進行驗證及討論。

4.5.1 用於高放處置設施中低鹼性混凝土的特性與運用情況

在處置隧道開挖過程中常會在應力集中處出現裂縫，在鑽心取樣後也會留下一些孔洞，以及岩栓在施工完成後與母岩之間產生的縫隙，這些都將影響處置隧道內的水密，而混凝土材料因為其中使用的粒料過大以及滲透性不足等問題無法對這些裂縫或孔洞進行填補，而單純的水泥漿或水泥砂漿則因為自身擁有較為優秀的流動性、滲透性及緻密性所以較為適用於孔洞、空隙及裂縫的修補工作，以保持隧道內之水密。

隧道在開挖的過程中，為了使周邊的母岩保持固定，通常會以混凝土施加襯砌，從而保證隧道內的安全性。噴凝土擁有不需用到模板、施工快速以及早期強度較高等特點，憑藉自身的特殊性，成為目前工程界在製作隧道襯砌方面最佳的材料選擇。

在處置場中，用於分割多重障壁結構的混凝土梁、處置孔中用於底面平整的底板以及各類結構物都需要使用混凝土材料進行製作，由於這些結構或部件對混凝土皆無包括強度在內的特殊要求，考慮到其他高性能混凝土的製作困難且施作不便，故使用較為經濟且易於生產的一般混凝土便可完成。

在多重障壁結構中，封塞混凝土負責提供已安放完成之處置罐暫時性的保護及保存功能，直到主隧道完成封閉。出於施工快速、體積穩定以及早期強度等因素的考量，這部分結構在國際上一般由噴凝土進行製作。但也有些國家所設計的封塞混凝土由於形狀複雜的原因而產生一些不利於施工的空間，故需要使用到流動性較強的自充填混凝土進行施作。其他一些狹小不便於施工的部位，如較大的空隙及邊角部位等，也可使用自充填混凝土進行施工。

4.5.2 裂縫填補

通過收集與研析相關國際文獻可得知，瑞典 SKB、芬蘭、Posiva 與日本 NUMO 皆通過注入灌漿之方式密封隧道內因挖掘或鑽孔所產生的裂縫，以保持隧道內的

水密性[6]。目前世界各國共同將低鹼性水泥定義為水泥孔隙溶液(Porefluids)目標 pH 值降至 11。低 pH 水泥漿體孔隙溶液相較於普通水泥漿體富含 Si，且 C-S-H 膠體鈣矽比降至 0.8，為了達到此理想數據，卜作嵐膠結材取代水泥量至少 40% 以上[3]。

本研究團隊於 105 年執行子項計畫三「低鹼性水泥混凝土於最終處置設施之應用研究」於結論提出：在水泥漿體中，以矽灰取代水泥可有效降低其 pH 值，取代比例越高 pH 值越低，但同時矽灰取代量越高，抗壓強度將會越低，但整體強度仍較純水泥混凝土高。加入矽灰會降低漿體的工作性，但可以通過增加強塑劑得到改善。可供裂縫填補的雙系統低鹼性水泥漿體，如表 4-7 灰底黑字所示。

表 4-7 40%、50%矽灰取代水泥的砂漿不同齡期 pH 值及抗壓強度

漿體配比	強塑劑 (%)	水膠比	抗壓強度(MPa)				pH 值			
			7 天	28 天	56 天	90 天	7 天	28 天	56 天	90 天
MC100-SF0	0	0.633	28.86	38.66	38.96	39.66	12.55	12.56	12.38	12.37
MC60-SF40	1.6		32.82	44.52	44.77	42.41	12.03	11.81	11.07	10.86
MC50-SF50	2.3		29.55	41.93	42.50	41.30	11.57	11.23	10.83	10.66

由 X 光繞射(X-ray diffraction, XRD)分析發現，隨著矽灰取代水泥量增加，Ca(OH)₂、C₂S、C₃S 及 CaCO₃ 的含量將會減少，C-S-H 的含量則會增加；熱重分析(Thermogravimetric analysis, TGA)試驗同樣發現，矽灰取代水泥量增加，C-S-H 膠體量增加，而 Ca(OH)₂ 含量減少；而通過 SEM-EDS 觀察漿體內部結構、微裂縫及鈣矽比的結果顯示，當使用矽灰取代水泥時，配比 C50-SF50 的鈣矽比最低，亦即會有較低的 pH 值。

本研究團隊於 106 年執行子項計畫四「處置坑道封塞用低鹼性混凝土管制資訊研析」之膠結漿體的設計，是基於 105 年度的研究基礎上，選擇以降低漿體鹼性較具成效的矽灰，以 40% 比例為最低用量，再增加卜作嵐材料用量或併用多種卜作嵐材料進行設計，以掌握雙系統及多系統的低鹼性膠結材料性質。

106 年子項計畫四在結論中提出：在雙系統中，單以矽灰取代部分水泥時，

取代量愈多則抗壓強度下降越多，但是抗壓強度會隨養護齡期增加而增加，於 56 天齡期時，矽灰取代量 40 % (配比 C60-SF40) 的強度發展與純水泥試體之強度相當。在三系統中，同時以矽灰及飛灰取代部分水泥，發現加入飛灰的漿體，其抗壓強度皆低於對照組(C100)與含 40–60 % 矽灰漿體的抗壓強度，故添加飛灰時的用量不得高於 30 %。而在漿體 pH 值方面，降低水泥用量，藉由摻配低鹼膠結材進行卜作嵐反應，可消耗孔隙溶液中之氫氧化鈣含量，促使 C-S-H 膠體及 C-A-S-H 膠體的形成，可以降低孔隙溶液之 pH 值。可供裂縫填補的三系統低鹼性水泥漿體，如表 4-8 灰底黑字所示。

由 EDS 試驗中可得到結論：Si 含量百分比會隨矽灰取代水泥比例增加而增加；而根據 CaO 與 SiO₂ 含量百分比計算而得之 CaO/SiO₂ 於 90 天齡期皆小於 0.8，並且各別 CaO/SiO₂ 值亦隨著矽灰取代比例的增加而有下降之趨勢，顯示當矽灰取代水泥量達 40 % 即可使 CaO/SiO₂ 有效降低，試驗結果如表 4-9。

表 4-8 矽灰與飛灰取代水泥的砂漿不同齡期 pH 值及抗壓強度

漿體配比	抗壓強度(MPa)			pH 值			凝結時間(hrs)	
	28 天	56 天	90 天	28 天	56 天	90 天	初凝	終凝
C100	37.34	45.20	50.47	12.95	12.97	12.78	-	
C60-SF40-FA00	34.85	43.35	47.24	12.42	11.98	11.37	8.62	9.38
C60-SF30-FA10	34.41	42.31	45.86	12.57	12.33	12.03	10.52	11.42
C50-SF50-FA00	33.15	37.95	45.37	11.76	11.23	10.75	8.43	9.20
C50-SF30-FA20	28.71	36.10	40.67	12.45	11.89	11.36	10.75	11.52
C40-SF60-FA00	28.43	36.05	37.73	11.26	11.04	10.46	8.08	8.97
C40-SF40-FA20	27.18	34.13	35.38	11.65	11.19	10.71	8.88	9.85
C35-SF35-FA30	25.96	36.09	37.53	11.70	11.17	10.58	9.70	10.68
C45-SF35-FA20	25.69	34.60	44.20	12.10	11.54	10.95	9.40	10.30
C55-SF35-FA10	34.79	43.80	52.14	12.16	11.92	11.43	9.30	10.15

表 4-9 各配比 EDS 元素與化合物分析

分析項目		重量(%)		
		C60-SF40	C50-SF50	C40-SF60
元素	Ca	10.79	20.81	13.21
	Si	14.35	25.92	27.61
氧化物	CaO	24.05	34.37	26.04
	SiO ₂	32.55	49.92	39.53
鈣砂比		0.74	0.69	0.66

通過以上研究成果與參考要求進行比對可得知，加入卜作蘭材料取代部分水泥可以有效減少水泥灌漿之 pH 值，其中以加入矽灰為最佳選擇，另外由於矽灰價格較高，若出於成本考量，可在矽灰取代量達到 40 % 後，再額外以飛灰部分取代水泥，但加入卜作蘭材料會使水泥漿灌漿之短期強度降低，不過當矽灰使用量達到 40 % 以上，則可以在保持較低 pH 值的同時，減少短期強度降低幅度，且符合各國提出的參考要求，如表 4-10。

表 4-10 本土化後低鹼性水泥砂漿工程性質

漿體編號	pH 值	鈣砂比	抗壓強度(MPa)	工作時間(hrs)
參考要求[84]	≤11	≤0.8	≥4	≥1
一般水泥漿體	12.78	-	50.47	-
C60-SF40-FA00	11.37	0.74	47.24	8.62
C50-SF50-FA00	10.75	0.69	45.37	8.43
C40-SF60-FA00	10.46	0.66	37.73	8.08
C40-SF40-FA20	10.71	-	35.38	8.88
C35-SF35-FA30	10.58	-	37.53	9.70
C45-SF35-FA20	10.95	-	44.20	9.40
C55-SF35-FA10	11.43	-	52.14	9.30

4.5.3 隧道襯砌

應用於處置場之低鹼性噴凝土，依照應用部位與功能性不同可分為用作結構支撐以及用作密封兩類，分別對應於隧道襯砌與製作封塞混凝土，但出於各國對二者所訂定之參考要求相仿且用作隧道襯砌強度方面要求較高，故本小節僅對低鹼性噴凝土用於隧道襯砌部分進行探討。

處置隧道內常常會因為開挖導致周邊岩石不穩定從而發生意外，而隧道襯砌的主要目的是幫助隧道周邊的岩石更加穩定，保證隧道內擁有足夠的安全性。由於使用的配比與工法的不同，噴凝土相較於一般的標準混凝土具有更高的密度和較低的滲透性等特性，因而能有效的降低表面開裂，噴凝土的使用被認為是地下施工中用於岩石支撐的高效率節約成本方法。

本年度子計畫四通過參考日本目前的膠結材料使用比例(C40-SF20-FA40)，並且將膠結材料之用量固定在符合施工綱要規範第 03372 章「噴凝土」所規定之 330 kg/m^3 ，本年度計畫之低鹼性噴凝土工程性質並主要與 ESDRED(Mod4-WP4-D9)[11]提出的參考標準進行對比驗證，如表 4-11，藉以嘗試製作本土化之低鹼性噴凝土並進行試驗室分析，其結果如下：

- (1) 當膠結材料使用量固定的條件下，水膠比越低則工作性越差，需要使用更多的強塑劑來改善工作性；此外，也發現水膠比越低加入強塑劑越多時，其空氣含量也會隨著增加。
- (2) 其抗壓強度會隨著齡期的增加而增加，且水膠比在一定範圍內的增加將不會影響其總體強度，但過高的水膠比可能會導致噴凝土的強度降低。
- (3) 低鹼性噴凝土之 pH 值會隨著齡期的增加而逐漸降低，且在合理範圍內水膠比的改變將不會影響 pH 值的發展。
- (4) 低鹼性噴凝土在空氣中放置時間越久則體積收縮率越大，收縮幅度將會隨時間的增加逐漸縮小，在收縮率達到最大值時體積逐漸趨於穩定。降低水膠比可以有效的減少暴露在空氣中之噴凝土的體積收縮，體積更早趨於穩定。
- (5) 低鹼性噴凝土早期抗硫酸鹽侵蝕之能力較強，隨時間的增加逐漸變弱，增加水膠比可以有效改善其抗硫酸鹽侵蝕，但是超過最佳水膠比後，繼續增加則可能導致其性能再度下降。

表 4-11 本土化後低鹼性噴凝土工程性質

混凝土編號	坍度 (cm)	pH 值	抗壓強度 (MPa)	乾燥收縮(%)	硫酸鹽侵蝕體積變化 (%)
參考要求[11]	15-20	≤11	≈40 (90 天)	0.07 (SKB 實驗室數據, 90 天)	抗硫酸鹽
SHC-LB330-W30	18	11.58 (56 天)	56.75 ((56 天)	0.040 (81 天)	0.008 (12 週)
SHC-LB330-W35	19	11.61 (56 天)	45.49 (56 天)	0.042 (81 天)	0.003 (12 週)
SHC-LB330-W40	18	11.57 (56 天)	45.42 (56 天)	0.047 (81 天)	0.008 (12 週)

註：90 天齡期尚未到達，依本研究的討論，90 天的 pH 值有機會降至 11 以下。

4.5.4 封塞混凝土

應用於處置場低鹼性封塞混凝土可以使用噴凝土進行製作，部分封塞則因應不同國家之地質環境，設計之幾何形狀，要求混凝土擁有一定程度自充填之特性。本小節僅針對歷年計畫所得到之低鹼性自充填混凝土進行綜合探討，低鹼性噴凝土見 4.5.3 小節。

根據各國研究成果顯示，運用於封塞混凝土之自充填混凝土其自密實性能至少 2 小時，且擁有良好的耐久性，其中，以瑞典 SKB 所製作之 B200 和 B300 系列以及芬蘭 Posiva 所使用的 POPLU 系列最具代表性。

本研究團隊 106 年執行子項計畫四「處置坑道封塞用低鹼性混凝土管制資訊研析」中，參考 SKB 之 B200 與 B300 系列，以雙系統製作本土化自充填混凝土，並在結論中提出：在 B200 系列中，加入矽灰可以使其黏稠度增加，同時凝結時間變長，若工作性不佳則可以通過加入強塑劑來得到改善。強度方面以矽灰取代 40 % 有較佳表現，隨矽灰取代量再增加，強度逐漸降低。pH 值隨時間的增加而降低，且隨矽灰取代量增加而降低。彈性模數則與抗壓強度的成長趨勢相符，在 90 天時均符合參考要求。耐久性方面以矽灰 40 % 取代水泥的混凝土有最低的膨脹量，即最佳耐久性。緻密性方面皆優於普通混凝土，但同樣以矽灰取代 40 % 水泥的混凝土緻密性最佳。

本研究團隊 107 年執行子計畫四「高放處置設施低鹼性混凝土性質審驗技術及其與周邊環境作用機制資訊研析」，是在前述雙系統的研究基礎上加以改進，

並製作出本土化之三系統自充填混凝土進行性質分析，並在其結論中提出：加入飛灰可以改善工作性，但最適添加量為 10-20% 之間。單以矽灰取代水泥量越高，凝結時間越長。若同時再加入飛灰，會使凝結時間再度繼續增加。強度方面同樣以矽灰單一取代部分水泥 40% 的強度表現最佳，而在加入矽灰的同時加入飛灰將會導致 pH 值降低幅度受限、強度出現降低、收縮量增加、抗硫酸鹽能力減弱，但依舊高於一般混凝土，而且在緻密性以及水密性方面優於單一矽灰。

本年度計畫之子計畫四則是在前述研究成果的基礎上，使用最佳低鹼性自充填混凝土膠結材料比例(C50-SF40-FA10)，並在固定的水固比的基礎上通過改變膠結材料之使用量(200 kg/m³、250 kg/m³ 以及 300 kg/m³)來探討其工程性質並加以分析。本年度之低鹼性自充填混凝土工程性質並與瑞典 SKB(R-09-07)[98]提出的參考標準進行對比驗證如表 4-12，所獲成果如下：

- (1) 在新拌性質方面，增加整體膠結材料用量會導致自充填混凝土之工作性降低，從而需要添加更多的強塑劑用以保證其擁有良好的工作性，三組配比皆可使用添加強塑劑的方式使其達到規定之坍流度。另外，膠結材料用量越少則自充填混凝土越黏稠，但三組配比皆符合規定之流下時間。
- (2) 自充填混凝土之強度發展會隨著時間的增加而增加，但在 56 天時就得以獲得大致穩定，pH 值之發展則會隨著時間的增加而逐漸降低，這與 106 及 107 年度之計畫研究結論一致。
- (3) 膠結材料的使用量與強度以及與其孔隙溶液之 pH 值之間的關係呈正向發展，即膠結材料的使用量越多，則自充填混凝土之強度越高，其孔隙溶液之 pH 值也會越高，但都能符合各國對強度及 pH 值之參考要求。
- (4) 在耐久性方面，膠結材料的使用量多寡對於自充填混凝土抵抗硫酸鹽侵蝕能力影響不大，但隨著膠結材料使用量的增加，其乾燥收縮量也會隨之增加，即膠結材料使用量越少則其體積容易越穩定，耐久性越佳。三組配比之乾燥收縮皆稍大於 SKB 所得到的試驗室數據，但是相差不大。

表 4-12 本土化後低鹼性自充填混凝土工程性質

混凝土編號	坍流度 (cm)	pH 值 90 天	抗壓強度 (MPa) 90 天	乾燥收縮(%) 109 天%	硫酸鹽侵蝕 體積變化 (%) 16 週	氯離子 穿透性 90 天	是否 符合
參考要求[98]	60-70	≤11	≈50	0.028 (SKB B300)	抗硫酸鹽	-	-
SCC-LB200-W25	69	10.3	39.72	0.039	0.002	可忽略	否
SCC-LB250-W25	70	10.3	48.21	0.046	0.001	-	是
SCC-LB300-W25	70	10.5	46.55	0.049	-0.002	可忽略	是

4.5.5 混凝土梁及底板等

處置隧道當中之用於提供運輸之道路、用於分割障壁結構各層之混凝土梁以及用於處置孔洞底部提供平整表面之混凝土底板等，主要目的是在處置隧道內提供平整表面或作為空間區隔之用，故可使用任意類型混凝土製作，但考慮到成本問題，可使用一般混凝土以預鑄或場鑄進行製作，故本小節僅針對低鹼性一般混凝土進行討論。

由於目前國際上並未針對用在處置隧道之低鹼性一般混凝土訂定出明確的參考標準，且低鹼性混凝土在強度發展上較為緩慢，在 90 天左右才可達到常規混凝土 28 天的抗壓強度，故而在強度評估方面，國際上一般都以其 90 天之強度作為考量項目。本年度子計畫四之低鹼性一般混凝土將使用其 90 天所達到之數據與常規用於擋土牆、基礎等地下工程所使用的一般混凝土 28 天之數據做工程性質驗證。

本年度子項計畫四使用 105、106 年度計畫結論所得出最佳漿體之配比(見 4.5.1)，在固定其水膠比的基礎上，通過改變其膠結材料之使用量(250 kg/m³、300 kg/m³、350 kg/m³)來製作低鹼性一般混凝土並對其工程性質進行討論與分析。本年度低鹼性一般混凝土工程性質驗證如表 4-13，所獲結果如下：

- (1) 在新拌性質方面，增加整體膠結材料用量會導致混凝土之工作性降低，從而需要添加更多的強塑劑用以保證其擁有良好的工作性。三組配比皆可通過添加強塑劑的方式達到規定坍度。

- (2) 混凝土之強度發展會隨著時間的增加而增加，但在 56 天時就得以獲得大致穩定，pH 值之發展則會隨著時間的增加而逐漸減少。
- (3) 膠結材料的使用量與強度及其孔隙溶液之 pH 值之間的關係均呈正向發展，即膠結材料的使用量越多，則混凝土之強度越高，其孔隙溶液之 pH 值則會越高。三組配比 pH 值均符合參考要求。
- (4) 乾燥收縮方面，其收縮量會隨著時間的增加而增加，但是收縮幅度也會隨著時間的增加而減少，直到收縮至最大值時開始出現平緩，不再收縮，且膠結材料使用量的改變對混凝土乾燥收縮影響不大。
- (5) 抗硫酸鹽侵蝕方面，混凝土膠結材料的使用量在合理範圍內的增減皆使對於混凝土擁有良好的抵抗硫酸鹽侵蝕能力，但膠結材料使用量過多則會導致早期抵抗硫酸鹽侵蝕能力下降。

表 4-13 本土化後低鹼性一般混凝土工程性質

混凝土編號	坍度 (cm)	pH 值 90 天	抗壓強度 (MPa) 90 天	乾燥收縮 (%) 109 天	硫酸鹽侵蝕 體積變化 (%) 16 週	氯離子 穿透性 90 天	是否 符合
參考要求	5-21	≤11	≈24	-	抗硫酸鹽	-	-
PC-LB250-W45	18	10.75	24.8	0.058	0.001	可忽略	是
PC-LB300-W45	19	10.90	29.7	0.044	0.002	-	是
PC-LB350-W45	20	10.91	31.1	0.053	0.005	可忽略	是

4.5.6 運用於處置場中之低鹼性混凝土建議

通過 4.5.1 小節對所收集之國際文獻的整理與研析以及 4.5.2 至 4.5.5 小節平行驗證之結果，針對各類型低鹼性混凝土在處置場中的應用及要求提出以下建議供參考，如表 4-14。

表 4-14 低鹼性混凝土在處置場中的應用及要求

混凝土類型	用途	目的	要求
低鹼性 水泥漿及砂漿	修補裂縫、孔洞	保持隧道之水密性	pH 值 ≤ 11 高流動性 高滲透性 早期強度高 低泌水性
	岩栓灌漿	保護岩栓不受腐蝕	
低鹼性 一般混凝土	混凝土梁	用於分割處置場中各層障壁結構	pH 值 ≤ 11 適當的強度 工作性良好
	處置孔之底板	用於讓處置孔的底部平整	
	樓板、道路等	用於提供平整、可負載的表面	
低鹼性 自充填混凝土	封塞混凝土	確保與外界隔離，保持隧道內水密	pH 值 ≤ 11 高流動性 較高的強度 良好的耐久性 良好的緻密性
	其他狹小空間	用於填補不易施工的部位等	
低鹼性 噴凝土	封塞混凝土	確保與外界隔離，保持隧道內水密	pH 值 ≤ 11 可泵送 快速施工 早期強度高 良好的耐久性 良好的緻密性
	隧道襯砌	用以支撐處置隧道及隧道圍岩	

4.6 用於高放處置設施低鹼性混凝土類型之配比設計及性質 審查重點或注意事項

由於常規水泥混凝土所產生之孔隙溶液 pH 值較高，可能會導致作為緩衝材料的膨潤土的作用喪失，故而需要研究設計可運用於高放處置設施之低鹼性混凝土。發展可運用於高放處置設施之低鹼性混凝土，需掌握應用之場合，針對其功能需求進行考量，以達到使用低鹼性水泥混凝土的預期目標，包括一般混凝土、自充填混凝土及噴凝土等，而各種不同之應用所要求之功能不同，故對於低鹼性水泥混凝土之配比，需具體考量其不同功能的要求及應用方式。

在對不同類型低鹼混凝土進行配比設計及工程性質審查時，經參採瑞典、芬蘭、日本及本研究結果，列出審查重點或注意事項：

- (1) 做為低鹼性混凝土，仍以混凝土的 pH 值能降低至 11.0 以下為目標，並採取添加矽灰方式配製膠結材料，矽灰、飛灰等取代卜特蘭水泥重量最少須達 40 %。
- (2) 自充填混凝土或噴凝土作為封塞使用時，需符合使用功能上對於封塞混凝土的工作性質、硬固性質以及耐久性質等要求，於混凝土使用前仍需進行配比設計及試拌。
- (3) 噴凝土作為隧道襯砌使用時，需考慮到現地環境因素以及噴射方式的選擇，噴凝土本身則需符合隧道襯砌之工作性質及硬固性質等要求。
- (4) 一般混凝土在使用時需要注意各構件所規定之尺寸，且應同時注意到其硬固性質及耐久性質之要求，若為場鑄結構體則應另外注意其工作性之要求。

第五章、結論與建議

5.1 結論

本年度子項計畫四在結合 105-107 年度相關計畫所獲得成果之基礎上，以矽灰及飛灰取代 50-60 %水泥製作不同類型之低鹼性混凝土，低鹼性一般混凝土、低鹼性自充填混凝土以及低鹼性噴凝土各類配比共 9 組，進行新拌、硬固及耐久、水密等性質試驗，進行工程性質探討，並與國際間所訂定之參考要求進行比對，獲得以下成果及結論：

1. 低鹼性混凝土應用於高放處置設施之要求之國際資訊研析方面，完成：
 - (1) 應用於高放處置設施不同功能需求的低鹼性混凝土類型區分。
 - (2) 各國所製作不同類型之低鹼性混凝土的工程性質分析。
2. 處置環境對低鹼性混凝土影響之國際資訊研析，完成：
 - (1) 溫度環境對混凝土材料之影響。
 - (2) 地下水對混凝土材料之影響。
 - (3) 膨潤土對混凝土材料之影響。
 - (4) 輻射環境對混凝土材料之影響。
3. 低鹼性水泥材料在處置場中之應用情況：
 - (1) 水泥砂漿及水泥漿可用於修補裂縫及孔洞，使處置隧道內保持水密，也可用於岩栓灌漿，保護岩栓不受外界侵蝕。
 - (2) 一般混凝土可用於製作混凝土梁，起分割各層障壁結構之用，也可用於製作處置孔之底板，使處置孔的底部保持平整，亦可以用於製作樓板、道路等結構物，以提供平整及可負載的表面。
 - (3) 自充填混凝土可以用於製作封塞混凝土，確保用過核子燃料與外界充分隔離，並保持隧道內水密密封，同時也可用於狹小空間的施工。
 - (4) 噴凝土同樣可以用與製作封塞混凝土，但更多用於處置隧道開挖時的襯砌，用以支撐處置隧道及隧道圍岩，保證隧道內的安全性。
4. 低鹼性混凝土不同類型之代表配比製作及工程性質驗證：

(1) 新拌性質方面：

- 各類低鹼性混凝土皆可通過加入強塑劑使其達到工作性要求，但工作性越差之混凝土，所需添加強塑劑則越多，添加量在膠結材料用量的 1-4 % 之間。
- 低鹼性一般混凝土以及低鹼性自充填混凝土膠結材料使用量越少則強塑劑添加比例則越多。
- 低鹼性噴凝土之水膠比降低亦會導致強塑劑添加比例增加。

(2) 硬固及耐久性方面：

- 低鹼性一般混凝土之膠結材料使用量越多 pH 值越高、強度越高、乾燥收縮量越小、但不影響其抗硫酸鹽能力。
- 低鹼性一般混凝土之膠結材料使用量達到 350 kg/m^3 時，即具有適當的強度及耐久性，同時 pH 值符合低鹼性混凝土之要求。
- 低鹼性自充填混凝土之膠結材料使用量越多 pH 值越高、乾燥收縮量越大、抗硫酸鹽能力越好，適量增加膠結材料使用量可幫助強度發展，但添加量過多可能對強度發展不利。
- 低鹼性自充填混凝土之膠結材料使用量達 250 kg/m^3 時，即可有助於強度及耐久性有效提升，同時 pH 值符合低鹼性混凝土之要求。
- 低鹼性噴凝土之水膠比越高強度越低、乾燥收縮量越大，但是不影響 pH 值以及抗硫酸鹽能力。
- 低鹼性噴凝土之水膠比設定在 0.30 時，其強度效果最佳且耐久性質較佳，同時 pH 值按照趨勢大幅下降，故整體效果最優。

(3) 水密性質方面：

- 低鹼性一般混凝土與低鹼性自充填混凝土皆擁有良好的水密性，且改變混凝土膠結材料的使用量不會對其水密性造成影響。

5.2 建議

1. 本研究以製作各類型低鹼性混凝土為主軸，嘗試改變其膠結材料用量或水膠比進行各項混凝土性質檢測，成果可提供後續進行現場模擬試驗提供選擇依據，並進行工程性質探討。
2. 本研究針對各類型低鹼性混凝土之試驗僅進行抗壓強度、pH 值、耐久性及體積穩定性等試驗，未來可進一步對各類型低鹼性混凝土之水密特性等性質分析。
3. 由於本研究是以實驗室模擬的方式進行試驗，故低鹼性噴凝土在進行現場試噴試驗時，建議在施噴設備中加入速凝劑後進行泵送性、凝結時間以及黏結性等試驗進行現場驗證。
4. 處置場混凝土與各界面材料互動部分，未來可朝模擬操作領域發展，推估材料長期演化用以評估環境安全性。

參考文獻

- [1] R. Pusch and C. Svemar, C., Comparison of repository concepts & recommendations for design and construction of future safe repositories, International Progress Report, IPR-04-55, 2004.
- [2] P. Anttila, J. Autio, J. Berghäll, L. Börgesson, M. Eriksson, A. Hagros, B. Halvarsson, E. Johansson, R. Kotola, I. Parkkinen, P. Rönnqvist and T. Sandén, KBS-3H design description 2007, Posiva Report 2008-01, 2008.
- [3] D. Savage and S. Benbow, Low pH cements, SKI Report 2007:32, 2007.
- [4] O. Karnland, Cement/bentonite interaction. Results from 16 month laboratory tests, SKB Technical Report 97-32, Sweden, 1997.
- [5] M.N. Gray and B.S. Shenton, Design and development of low-heat, high performance reactive powder concrete, in International Symposium on High Performance and Reactive Powder Concretes, Sherbrooke, Canada, 1998.
- [6] A. Bodén and U. Sievänen, Low-pH injection grout for deep repositories. Summary report from a co-operation project between NUMO (Japan), Posiva (Finland) and SKB (Sweden), SKB Report R-05-40, 2005.
- [7] F.P. Glasser, Properties of cement waste composites, Waste Management 16, 159-168, 1996.
- [8] Y. Kobayashi, T. Yamada, H. Matsui, M. Nakayama, M. Mihara, M. Naito and M. Yui, Development of low-alkali cement for application in a JAEA URL, in R&D on low-pH cement for a geological repository, Third ESDRED workshop, Paris June 13-14, 2007, Paris, pp. 98-106, 2007.
- [9] H.F.W. Taylor, Nanostructure of CSH: current status, Advanced Cement-based Materials 1, 38-46, 1993.
- [10] G.W. Groves and S.A. Rodger, The hydration of C3S and ordinary Portland cement with relatively large additions of microsilica, Advances in Cement Research 2, 135-140, 1989.
- [11] J. Alonso, J.L. Garcia-Siñeriz, I. Barcena, M.C. Alonso, L. Fernandez Luco, J.L. Garcia, T. Fries, S. Petterson, A. Boden and Jukka-Pekka Salo, ESDRED Module 4 (Temporary sealing technology) Final Technical Report, Mod4-WP4-D9, 2009.

- [12] J.B. Martino, D.A. Dixon, E.T. Kozak, M. Gascoyne, B. Vignal, Y. Sugita, T. Fujita, and K. Masumoto, The tunnel sealing experiment: an international study of full-scale seals, *Physics and Chemistry of the Earth* 32, 93-107, 2007.
- [13] M. Vuorio and J. Hansen, Long-term safety and durability related studies on low-pH grouting materials, in *R&D on low-pH cement for a geological repository*, Third ESDRED workshop, Paris, June 13-14, 2007, pp. 83-97, 2007.
- [14] C. Cau Dit Coumes, S. Courtois, D. Nectoux, S. Leclercq and X. Bourbon, Formulating a low-alkalinity, high-resistance and low-heat concrete for radioactive waste repositories, *Cement Concrete Research* 36, 2152-2163, 2006.
- [15] T. Nishiuchi, T. Yamamoto, M. Hironaga and H. Ueda, Mechanical properties of low pH concretes, LAC, HFSC AND SAC, in *R&D on low-pH cement for a geological repository*, Third ESDRED workshop, Paris, June 13-14, 2007, pp. 62-71, 2007
- [16] L.R. Dole and C. Matthus, Low pH concrete for use in a US high-level waste repository: Part II —formulation and tests, in *R&D on low-pH cement for a geological repository*, Third ESDRED workshop, Paris, June 13-14, 2007, pp. 72-81, 2007.
- [17] J.L. García, M.C. Alonso, A. Hidalgo and L. Fernández Luco, Design of low-pH cementitious materials based on functional requirements, in *R&D on low-pH cement for a geological repository*, Third ESDRED workshop, Paris, June 13-14, 2007, pp. 40-51, 2007.
- [18] T. Fries, H. Weber, V. Wetzig, Low pH shotcrete field tests on Opalinus Clay samples, in *R&D on low-pH cement for a geological repository*, Third ESDRED workshop, Paris, June 13-14, 2007, pp. 107-115, 2007.
- [19] Nuclear Decommissioning Authority, *Geological Disposal – Generic disposal system technical specification*, NDA Report.NDA/RWMD/044, 2010.
- [20] J.E. Goldberg, L.J. Gould, T.G. Heath, G.J. Holtom, S.W. Swanton and C.J. Tweed, Effects of elevated temperatures in the near field of a cementitious repository for radioactive waste, *Nirex Science Report S/97/013*, 1997.
- [21] S.-Y. Hong and F.P. Glasser, Thermal treatment of C-S-H gel at 1bar H₂O pressure up to 200°C, *Cement and Concrete Research* 33, 271-279, 2003.
- [22] S.-Y. Hong and F.P. Glasser, Phase relations in the CaO-SiO₂-H₂O system to 200°C at saturated steam pressure, *Cement and Concrete Research* 34, 1529-1534, 2004.

- [23] K. Scrivener and J. Skalny (eds.), Internal sulphate attack and delayed ettringite formation. Proceedings of the RILEM workshop TC-186-ISA, RILEM Proceeding PRO-35, Bagnoux, France, 2004.
- [24] L.E. Gordon, Impact of prolonged warm (40°C and 85°C) moist cure on fly ash-Portland cement paste, MSc Thesis, University of Aberdeen, 2004.
- [25] P.B. Bamforth and W.F. Price, The long-term properties of concrete used in prestressed concrete pressure vessels, Proc. Instn. Mech. Engrs. 28, 123-134, 1994.
- [26] S.N. Field and P.B. Bamforth, Long term properties of concrete in nuclear containment structures, Proceedings of ICE Conference on Civil Engineering in the Nuclear Industry, Thomas Telford, 305-318, 1991.
- [27] P.B. Bamforth, W.F. Price and C.C. Fleischer, The late-life in situ properties of concrete in nuclear power station construction, Nuclear Energy, 36 (2), 149-160, 1997.
- [28] P.B. Bamforth, G.M.N. Baston, J.A. Berry, F.P. Glasser, T.G. Heath, C.P. Jackson, D. Savage and S.W. Swanton, Cement materials for use as backfill, sealing and structural materials in geological disposal concepts. A review of current status, SERCO/005125/001 Issue 3, 2012.
- [29] Y. Chung and H-C Shin, Characterization of the coefficient of thermal expansion and its effect on the performance of reinforced concrete pavements, Canadian Journal of Civil Engineering 38,175-183, 2011.
- [30] K. William, Y. Xi, K. Lee and B. Kim, Thermal response of reinforced concrete structures in nuclear power plants, University of Colorado at Boulder Report 02-2009, 2009.
- [31] P. Morabito, Thermal properties of concrete – Variations with the temperature and during the hydration phase, Brite-Euram Contract No. BRPR-CT97-0437, IPACS – Improved Production of Advanced Concrete Structures, Report 2001:18-4, 2001.
- [32] Nagra, Project Opalinus Clay: Safety Report. Demonstration of disposal feasibility for spent fuel, vitrified high-level waste and long-lived intermediate-level waste (Entsorgungsnachweis), Nagra Technical Report NTB 02-05, 2002.
- [33] T.G. Heath, F.M.I. Hunter, S. Magalhaes and V. Smith, Spreadsheet model for the impact of waste packages on local pH conditioning, Serco Report SERCO/TAS/E000356/01 Issue 1 2011.

- [34] S.A. Greenberg and T.N. Chang, Investigation of colloidal hydrated calcium silicates: II. Solubility relationships in the calcium oxide-silica-water system at 25°C, *J. Physical Chemistry* 69, 182-188, 1965.
- [35] E. Macphee, K. Luke, F.P. Glasser and E.E. Lachowski, Solubility and ageing of calcium silicate hydrates in alkaline solutions at 25°C, *J. American Ceramic Society* 72 (4), 646-54, 1989 and; 73(10), 3087, 1990.
- [36] C.S. Walker, Characterisation and solubility behaviour of synthetic calcium silicate hydrates, PhD Thesis, Earth Sciences, 207 p., University of Bristol, UK, 2003.
- [37] A. Atkinson and R.M. Guppy, Evolution of pH in a radwaste repository: leaching of modified cements and reactions with groundwater, UKAEA Report AERE-R12961, 1988.
- [38]. A.W. Harris, P. Biddle, A. Hollinrake, M.C. Manning, W.M. Tearle and C.J. Tweed, Testing of models of the dissolution of cements - dissolution and leaching of synthetic CSH gels, AEA Technology Report, AEAT/ERRA-0368, 2002.
- [39] A.W. Harris, M.C. Manning, W.M. Tearle and C.J. Tweed, Testing of the models of the dissolution of cements – dissolution and leaching of CSH gels, *Cement and Concrete Research* 32, 731-746, 2002.
- [40] U.R. Berner, Modelling the incongruent dissolution of hydrated cement minerals, *Radiochimica Acta* 44/45, 387-393, 1988.
- [41] A. Clacher, T.G. Heath, S.W. Swanton and C. Utton, Leaching behaviour of low Ca:Si ratio CaO-SiO₂-H₂O systems, Serco Report SERCO/TCS/003133/003, in preparation, 2012.
- [42] F.P. Glasser, M. Tyrer, K. Quillin, D. Ross, J. Pedersen, K. Goldthorpe, D. Bennett and M. Atkins, The chemistry of blended cements and backfills intended for use in radioactive waste disposal, UK Environment Agency R&D Technical Report P98, 1990.
- [43] J. Hill, A.W. Harris, M.C. Manning, A.V. Chambers and S.W. Swanton, The effect of sodium chloride on the dissolution of calcium silicate hydrate gels, *Waste Management* 26, 758-768, 2006.
- [44] A.V. Chambers, T.G. Heath, F.M.I. Hunter, M.C. Manning and S.J. Williams, The effect of sodium chloride on the dissolution of calcium silicate hydrate gels, Serco Assurance Report, SA/ENV-0623, 2005.

- [45] S.W. Swanton, H.J. Fairbrother and N.A. Turner, The effect of sodium chloride on the dissolution of calcium silicate hydrate gels. II. Effects of temperature and cation type, Serco Assurance Report SA/ENV-0725, June 2005.
- [46] A.W. Harris, M.C. Manning and A.M. Thompson, Testing of models of the dissolution of cements - leaching behaviour of Nirex Reference Vault Backfill, AEA Technology Report, AEAT/ERRA-0316, 2001.
- [47] Svensk Kärnbränslehantering AB, Long-term safety for KBS-3 repositories at Forsmark and Laxemar - a first evaluation. Main report of the SR-Can project, SKB Technical Report TR-06-09, 2006.
- [48] N.A. Chandler, J.B. Martino and D.A. Dixon, The tunnel sealing experiment, in Sixth International Workshop on Design and Construction of Final Repositories, Backfilling in Radioactive Waste Disposal, Brussels, Belgium, March 2002.
- [49] S.Y. Hong and F.P. Glasser, Alkali binding in cement pastes Part I: The C-S-H phase, Cement and Concrete Research 29, 1893-1903, 1999.
- [50] W.G. Burns, J. Henshaw, W.S. Walters and S.J. Williams, Possible effects of radiolysis in the near field, AEA Technology Report AEAT/R/ENV/0239, 2003.
- [51] Svensk Kärnbränslehantering AB, Buffer and backfill process report for the safety assessment SR-Can, SKB Technical Report TR-06-18, 2006.
- [52] C.R. Wilding, D.C. Phillips and C.E. Lyon, The effects of radiation on intermediate level wastefoms, in Scientific Basis for Nuclear Waste Management XII, ed. W. Lutze and R.C. Ewing, Mat. Res. Soc. Proc. Pittsburgh PA, 127, 513-518, 1989.
- [53] I.G. Richardson, G.W. Groves and C.R. Wilding, Effect of γ -radiation on the Microstructure and Microchemistry of GGBFS/OPC Cement Blends, in Scientific Basis for Nuclear Waste Management XIII, ed. V.M. Oversby and P.W. Brown, Mat. Res. Soc. Proc. Pittsburgh PA, 176, 31-37, 1990.
- [54] C.R. Wilding, K. Berghman, A. Donato and F.P. Glasser, Effects of radiolysis, radiation damage and waste/matrix interaction, Proceedings of the Third European Community Conference on Radioactive Waste Management and Disposal, Luxembourg, 17-21 September 1990.
- [55] J.D. Palmer and G.A. Fairhall, The radiation stability of ground granulated blast furnace slag / ordinary Portland cement grouts containing organic admixtures, in Scientific Basis for Nuclear Waste Management XVI, ed. C.G. Interrante and R.T. Pabalan, Mat. Res. Symp. Proc. Pittsburgh PA, 294, 285-290, 1993.

- [56] A. Clacher, M. Cowper and S. Swanton, Effect of ADVA Cast 551 on the solubility of plutonium(IV) and uranium(VI), Serco Report SERCO/TAS/003145/001, Issue 2, 2011.
- [57] A.J. Baker, K. Bateman, E.K. Hyslop, D.J. Ilett, C.M. Linklater, A.E. Milodowski, D.J. Noy, C.A. Rochelle and C.J. Tweed, Research on the alkaline disturbed zone resulting from cement-water-rock reactions around a cementitious repository in a silicate-rich host rock, Nirex Report N/054, 2002.
- [58] D. Savage, Review of the potential effects of alkaline plume migration from a cementitious repository for radioactive waste, UK Environment Agency Research & Development Technical Report P60, 1997.
- [59] E. Gaucher and P. Blanc, Cement/clay interactions - a review: experiments, natural analogues, and modelling, *Waste Management* 26, 776-788, 2006.
- [60] D. Savage, Analogue evidence relevant to the alkaline disturbed zone, Quintessa Report QRS-1300A-1, Version 2.0, 2006.
- [61] D. Savage, A review of PA-relevant data from analogues of alkaline alteration, Nagra Report NAB 10-10, 2010.
- [62] S. Gaboreau, D. Prêt, E. Tinseau, F. Claret, D. Pellegrini, and D. Stammose. (2011). "15 years of in situ cement–argillite interaction from Tournemire URL: Characterisation of the multi-scale spatial heterogeneities of pore space evolution," *Applied Geochemistry*. Vol. 26. pp. 2159-2171.
- [63] J. Wilson, D.Savage, A. Bond, S. Watson, R. Pusch and D. Bennett, Bentonite: A review of key properties, processes and issues for consideration in the UK context, Quintessa Report QRS-1378ZG-1, 2011.
- [64] D. Savage, A review of experimental evidence for the development and properties of cement-bentonite Interfaces with implications for gas transport, Nagra Report NAB 09-30, 2009.
- [65] T. Sugiyama and Y. Tsuji, Use of a migration technique to study alteration of compacted sand-bentonite mixture in contact with concrete, *Physics and Chemistry of the Earth* 33 (S276-S284), 2008.
- [66] E. Tinseau, D. Bartier, L. Hassouta, I. Devol-Brown and D. Stammose, Mineralogical characterization of the Tournemire argillite after in situ reaction with concretes, *Waste Management* 26, 789-800, 2006.
- [67] E. Tinseau, D. Bartier, I. Techer, S. Gaboreau and J. Cabrera, 15 years in situ alkaline propagation in the Tournemire argillite, in Second International Workshop

- on Mechanisms and Modelling of Waste/Cement Interactions, Le Croisic, France, 2008.
- [68] A.E. Milodowski, C.A. Constantinou, W.R. Alexander, M. Rigas, C. Tweed, P. Sellin, P. Korkeakoski, S.J. Kemp and J.C. Rushton, Reaction of bentonite in low-alkali cement leachates: preliminary results from the Cyprus Natural Analogue Project, in Proceedings of the 12th International Conference on Environmental Remediation and Radioactive Waste Management, ICEM 2009, Liverpool, UK, October 2009.
- [69] Posiva Oy, Cyprus Natural Analogue Project (CNAP), Phase II Final Report, Eds. W. R. Alexander and A.E. Milodowski, Posiva Working Report 2011-08, 2011.
- [70] P. Gribi, L.H. Johnson, D. Suter, P.A. Smith, B. Pastina and M. Snellman, Safety assessment for a KBS-3H spent nuclear fuel repository at Olkiluoto: Process report, SKB Report R-08-36, 2008.
- [71] J.L. Garcia Calvo, A. Hidalgo, C. Alonso, and L. Fernandez Luco, Development of low-pH cementitious materials for HLRW repositories. Resistance against ground waters aggression, Cement and Concrete Composites 40, 1290-1297, 2010.
- [72] C. Watson, S. Benbow and D. Savage, Modelling the interaction of low pH cements and bentonite. Issues affecting the geochemical evolution of repositories for radioactive waste, SKI Report 2007:30, 2007.
- [73] J. Lehtikoinen, Bentonite-cement interaction – Preliminary results from model calculations, Posiva Working Report WR 2009-37, 2009.
- [74] Nuclear Decommissioning Authority, Geological Disposal. Near-field Evolution Status report, NDA Report NDA/RWMD/033, 2010.
- [75] Nagra, The Nagra research, development and demonstration (RD&D) plan for the disposal of radioactive waste in Switzerland, Nagra Technical Report 09-06, 2009.
- [76] ONDRAF/NIRAS, EBS Architecture for disposal of cat B and C waste in Boom Clay, ONDRAF/NIRAS Report NIROND 2003-01, 2003.
- [77] R. Pusch and C. Svemar, CROP – Cluster Repository Project Deliverable 6: Comparison of repository concepts and recommendations for design and construction of future safe repositories, SKB International Progress Report IPR-04-55, 2004.
- [78] See <http://www.esdred.info/> accessed on 12 November 2011.
- [79] M. Arenius, J. Hansen, P. Juhola, P. Karttunen, K. Koskinen, A. Lehtinen, T. Lyytinen, J. Mattila, S. Partamies, P. Pitkänen, P. Raivio, U. Sievanen, U. Vuorinen

- and M. Vuorio, R20 Summary Report: The groundwater inflow management in ONKALO – the future strategy, Posiva Working Report 2008-44, 2008.
- [80] Svensk Kärnbränslehantering AB, Long-term safety for KBS-3 repositories at Forsmark and Laxemar - a first evaluation: Main Report of the SR-Can project, SKB Report TR-06-09, 2006.
- [81] E. Thurner, S. Pettersson, M. Snellman and J. Autio, KBS-3H – development of the horizontal disposal concept, presented at Topseal 2006, 17-20 September 2006,
- [82] Nuclear Decommissioning Authority, Steps towards implementation, NDA Report NDA/RWMD/013, 2010.
- [83] A. Emmelin, M. Brantberger, M. Eriksson, G. Gustafson and H. Stille, Rock grouting: Current competence and development for the final repository, SKB Report R-07-30, 2007.
- [84] E. Holt, Durability of low-pH injection grout, Posiva Working Report 2007-57, 2007.
- [85] U. Vuorinen, J. Lehtikoinen, H. Imoto, T. Yamamoto and M.C. Alonso, Injection grout for deep repositories, Subproject 1: low-pH cementitious grout for larger fractures, leach testing of grout mixes and evaluation of the long-term safety, Posiva Working Report 2004-46, 2005.
- [86] U. Sievänen, P. Syrjänen and S. Ranta-aho, Injection grout for deep repositories. Low-pH cementitious grout for larger fractures, Field testing in Finland, Pilot tests, Posiva Working Report 2004-47, 2005.
- [87] A. Kronlöf, Injection grout for deep repositories – Low-pH cementitious grouts for large fractures: Testing effect of superplasticiser on technical performance, Posiva Working Report 2005-08, 2005.
- [88] U. Sievänen, P. Raivio, U. Vuorinen, J. Hansen, J. Norokallio and P. Syrjänen, Optimization of the technical properties of low pH cementitious injection grout, laboratory tests and pilot field test 3, Posiva Working Report 2006-85, 2006.
- [89] R.D. Hooton and L. Konecny, Permeability of grouted fractures in granite, Concrete International 48-56, 1990.
- [90] M. Maage and E.J. Sellevold, Effect of microsilica on the durability of concrete structures, Concrete International: Design and Construction 9-12, 39-43, 1987.
- [91] B. Buhr, E.S. Larsen, K. Eriksen, E. Stoltzner, and P. Fidjestik, 20 years of in-situ exposure of 36 edge beams cast using silica fume, fly ash and polypropylene fibers,

- paper SP-212-10 in 6th CANMET/ACI International Conference on Durability of Concrete, ACI Special Publication 212, 143-164, 2003.
- [92] J.B. Martino, D.A. Dixon, E.T. Kozak, M. Gascoyne, B. Vignal, Y. Sugita, T. Fujita and K. Masumoto, The tunnel sealing experiment: an international study of full-scale seals, *Physics and Chemistry of the Earth* 32, 93-107, 2007.
- [93] J.B. Martino, Low-heat high performance concrete used in a full-scale tunnel seal, in *Proceedings of Third low-pH Workshop*, Paris, 13-14 June, 2007.
- [94] N. Chandler and 15 others, The five year report of the Tunnel Sealing Experiment: An international project of AECL, JNC, ANDRA and WIPP, Atomic Energy of Canada Limited Report AECL-12727, 2002.
- [95] J.-L.Fuentes-Cantillana, F.J. Huertas and J. Cuevas, Potential applications of shotcrete techniques in HLW repositories. Engineering aspects and chemical implications, in *2nd Low-pH Workshop*, Madrid, June 15-16, 150-160, 2005.
- [96] J.-L. Garcia-Sineriz, M.C. Alonso and J. Alonso, Application of low pH concrete in the construction and the operation of underground repositories, in *Euradwaste '08*, Luxembourg, 1-8.
- [97] L.-O. Dahlström, J. Magnusson, G. Gueorguiev and M. Johansson, Feasibility study of a concrete plug made of low pH concrete, SKB Report R-09-34, 2009.
- [98] C. Vogt, B. Lagerblad, K. Wallin, F. Baldy and J.E. Jonasson, Low pH self compacting concrete for deposition tunnel plugs, SKB Report R-09-07, 2009.
- [99] European Standards, EN1992-1-1:2004, Eurocode 2. Design of concrete structures. General rules and rules for buildings, 2004.
- [100] P.B. Bamforth, Early-age thermal crack control in concrete, Appendix 2 in A model for predicting the temperature rise and temperature differentials using adiabatic temperature data, CIRIA Report C660, 2007.
- [101] F. Grandia, J.M. Galindez, J. Molinero, and D. Arcos, Evaluation of low-pH cement degradation in tunnel plugs and bottom plate systems in the frame of SR-Site, SKB Report TR-10-62, 2010.
- [102] R. Pusch and G. Ramqvist, Borehole project – Final report of Phase 3, SKB Report R-07-58, 2007. SERCO/
- [103] R. Pusch and G. Ramqvist, Äspö Hard Rock Laboratory, cleaning and sealing of borehole, Report on sub-project 4 of sealing of 200mm boreholes at Äspö, SKB
- [104] J. Krone, W. Brewitz and M. Wallner, Überprüfung des Instrumentariums zur sicherheitlichen Bewertung von HAW endlagern ISIBEL, untertägige entsorgung

7. Statusgespräch zu FuE-vorhaben auf dem gebiet der entsorgung gefährlicher abfälle in tiefen geologischen formationen, Karlsruhe, 2006 (in German).
- [105] D. Bennett, The joint EC/NEA engineered barrier system project: synthesis report (EBSSYN), Final Report, EUR 24232 EN, 2010.
- [106] U. Noseck, D. Becker, A. Rübél, Th. Meyer, R. Mauke and J. Wollrath, Treatment of drift seal performance in the long-term safety assessment for a repository in a salt formation, in: Engineered Barrier Systems (EBS) in the Context of the Entire Safety Case: The Role of Modelling, Workshop Proceedings, La Coruña, Spain, 2005, NEA/OECD, Paris, 2007.
- [107] B. Craeyea, G.D. Schuttera, H.V. Humbeeck, A.V. Cotthem, Early age behaviour of concrete supercontainers for radioactive waste disposal, Nuclear Engineering and Design, Vol.239, pp.23–35, 2009.
- [108] C. C. D. Coumes, S. Courtois, D. Nectoux, S. Leclercq and X. Bourbon, “Formulating a low-alkalinity, high-resistance and low-heat concrete for radioactive wast repositories,” Cement and Concrete Research, Vol.36, pp.2152-2163, 2006.
- [109] Holt, E., Leivo, M., and Vehmas, T. “Low-pH concrete developed for tunnel end plugs used in nuclear waste containment,” Concrete Innovation Conference 2014, June 11-13. Oslo, Norway, 2014.
- [110] L. Kucharska, Effect of products of the hydration of C3A on rheology of clinker and cement pastes, in Ed. P.F.G. Banfill, Proceedings of the International Conference on Rheology of fresh cement and concrete, University of Liverpool, March 1990, 47-54, E. and F. Spon, First Edition, 1991.
- [111] A. Hedin, E.L. Zetterström and K. Spahiu K, What if criticality in the final repository, SKBdoc 1417199 ver 1.0, Svens Kärnbränslehantering AB, 2013.
- [112] S. Greszczyk and L. Kucharska, The influence of chemical composition of cement on the rheological properties, in Ed. P.F.G. Banfill, Proceedings of the International Conference on Rheology of fresh cement and concrete, University of Liverpool, March 1990, 27-36, E. and F. Spon, First Edition, 1991.

(此頁空白)