

核能安全委員會 委託研究計畫研究報告

112 年低放射性廢棄物坑道處置環境 與異向性審驗技術研析 期末總報告

委託單位：核能安全委員會
執行單位：臺灣地下水資源暨水文地質學會
計畫主持人：王士榮
子項主持人：楊長義
計畫編號：112FCMA002
報告日期：中華民國 112 年 12 月 19 日

112 年低放射性廢棄物坑道處置環境 與異向性審驗技術研析

受委託單位：臺灣地下水資源暨水文地質學會

研究主持人：王士榮

協同主持人：楊長義

研究期程：中華民國 112 年 02 月至 112 年 12 月

研究經費：新臺幣 2,249,000 元

核能安全委員會 委託研究

中華民國 112 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)

目 錄

一、 摘要(中、英文)	1
二、 計畫目標	2
三、 重要成果	3
四、 展望	6
五、 附件	I
子計畫 1： 「112 年低放射性廢棄物坑道處置之岩體裂隙於不同環境 下之水力-力學耦合模擬技術研析」期末報告.... I	
子計畫 2： 「112 年低放射性廢棄物坑道處置之異向性岩體破壞準則 建構技術與應用」期末報告..... II	

計畫名稱：112 年低放射性廢棄物坑道處置環境與異向性審驗技術研析

一、摘要

(一) 中文摘要

我國目前朝向非核家園的目標前進，但低放射性廢棄物處置仍然為必須處理的課題。前期委託研究已針對集中貯存應變方案，以及封閉後安全管制等議題進行研究，另一部分也針對低放坑道處置技術持續精進，本年度接續上個年度之低放坑道處置議題，提出「112 年低放射性廢棄物坑道處置環境與異向性審驗技術研析」，主要內容包括：岩體裂隙化學環境下水力-力學耦合模擬技術研析，以及異向性岩體材料強度試驗與破壞準則建構技術與應用，持續精進並更新國際低放廢棄物處置技術，進一步提升管制量能。

(二) 英文摘要

The current direction of our country is towards a non-nuclear home, but the disposal of low-level radioactive waste remains a necessary issue to address. Early commissioned research has focused on centralized storage contingency plans and issues related to secure control after closure. Another part of the research continues to improve the technology for low-level waste disposal in tunnels. In the current year, following the previous year's low-level waste disposal issues, this study presents an analysis of "Environmental and Anisotropy Examination Technology for the 112th Year Low-Level Radioactive Waste Tunnel Disposal." The main content includes the analysis of hydraulic-mechanical coupling simulation technology in the chemical environment of fractured rock masses. Additionally, it involves the construction and application of testing and destruction criteria for the strength of anisotropic rock mass materials. The goal is to continuously improve and update international low-level waste disposal technology in Taiwan, further enhancing regulatory capacity.

二、 計畫目標

為響應全球趨勢，我國積極以推動無核家園為目標。我國法規中，將放射性廢棄物分類為高、低放射性廢棄物並分別依不同標準進行處置。其中，低放除了核電場受核污染之廢棄物外，還有包含醫療、工業、農業以及研究單位所持續產生的低放射性廢棄物，因此低放射性廢棄物處置為國內重要的課題。本計畫以前期研究成果為基礎，持續針對低放射性廢棄物坑道處置技術之議題，提出「112 年低放射性廢棄物坑道處置環境與異向性審驗技術研析」，包含兩個子計畫。子計畫一針對岩體裂隙於不同化學環境下，水力-力學耦合模擬相關之文獻進行蒐整與研析，透過研析岩體裂隙於不同化學環境下，水力-力學耦合模擬方法及模擬結果之案例，並與室內試驗之結果相互驗證其合理性。子計畫二綜整國際間有關異向性岩體之場址調查與坑道開挖案例，針對異向性岩體破壞準則及破壞模式進行研析，並彙整我國本土異向性岩體力學特性與破壞準則研究成果，以提供未來有關處置母岩之場址特性調查、試驗規劃及發展相關審驗技術之參考。另外，本計畫亦舉辦國內專家技術討論會，針對本研究提出之議題進行討論。透過此研究，期能協助管制單位持續精進審查技術，並提供相關建議。

三、重要成果

(一) 子計畫一：112 年低放射性廢棄物坑道處置之岩體裂隙於不同環境下之水力-力學耦合模擬技術研析

- 1、化學環境下之水力-力學耦合模擬，Yasuhara 等人(2003)首先提出多孔介質的壓實現象模型，並於後續的研究進行改良(圖 1)，應用於裂隙受不同化學環境(包含溫度)下之裂隙水力-力學耦合。此模型包含幾個機制，分別為裂隙粗糙接觸處的壓溶作用、溶解後之物質的擴散、溶質於裂隙表面的沉澱，以及自由面的溶解等機制。
- 2、不同模型所考量之關鍵參數不盡相同。Yasuhara 等人(2006)之研究中反應速率常數、孔隙面積等影響模擬結果顯著，其原因源自於待測樣本岩性的不確定性；Liu 等人(2006)之研究中 α 、 β (粗糙接觸處寬度)和 γ (溶解速率常數)是主要控制之三個常數；McGuire 等人(2013)之研究中，受壓溶解機制的不同也可能導致模擬結果與試驗結果的差異。
- 3、由 Yasuhara 等人(2006)、Liu 等人(2006)和 McGuire 等人(2013)之研究中發現，在粗糙接觸處的受壓溶解機制也有所不同。Karcz 等人(2008)研究中展示了應力作用下，裂隙粗糙接觸處之三種不同機制(圖 2)。包含壓溶作用(滲透率減小)、應力

腐蝕破裂(滲透率減小)，以及快速流動通道(滲透率增加)。

2、綜整有關裂隙岩體於不同化學環境下水力-力學耦合之室內

試驗與數值模擬相關文獻，並將重要資訊彙集成表。(1)

室內試驗的部分包含室內試驗裝置、所使用之觀測儀器、試

驗項目、樣本之岩性、流體化學特性以及滲透率變化等。(2)

數值模擬的部分包含了幾何參數的假設、模擬機制以及關鍵

的參數等。

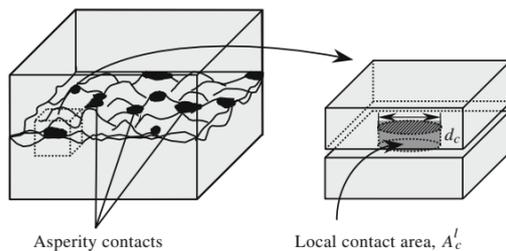


圖 1 裂隙粗糙接觸處之理想化模型

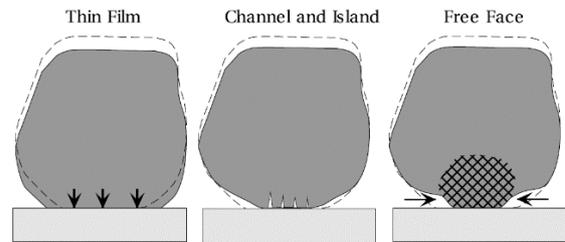


圖 2 三種受壓溶解模型示意圖

(二) 子計畫二：112 年低放射性廢棄物坑道處置之異向性岩體破壞準

則建構技術與應用

1、完整岩石的勁度、強度、熱傳導率、電阻率等特性，端視試

體取樣方向不同，其試驗結果亦有所差異，對於處置場的設

計與建造、熱傳建模與坑道穩定性分析等，必須將處置母岩

的葉理特徵及其影響納入考量。

2、處置母岩若具葉理特徵，不僅對坑道式處置之數值模型建模、

工程規劃與設計具有重要意義，對場址調查工作階段，尤其

是現地應力量測亦屬重要。目前的現地應力量測技術，無論是水力破裂法或是應變釋放法，處置母岩既存弱面對現地應力量測結果存在直接或間接的影響，應特別注意。

3、Posiva(2006)提出的岩石力學葉理參數(rock mechanics foliation number, RMF)與葉理分類矩陣(圖 3)可提供工程師了解處置母岩葉理分布特徵，及評估數值分析採離散裂隙模型(Discrete Fracture Model, DFM)建模之必要性。

4、異向性岩體破壞準則之建構，必須考慮參數數量、參數是否具備物理及力學意義、參數如何獲得、破壞準則與試驗數據之驗證與峰後行為之適用性，另外，其應用於數值分析之可行性亦須一併考量。

5、基於葉理面破壞準則(Foliation failure criterion, FFC)所開發的 FFC Jmodel 與 Ubi-FFC Cmodel，經驗證已可模擬異向性岩體力學特性(圖 4)。

	rock mechanics significance of foliation increasing from left to right		
rock mechanics significance of foliation increasing from top to bottom	G1 gneissic low App. 1A(b)	G2 gneissic intermediate App. 1A(c)	G3 gneissic high App. 1A(d)
	B1 banded low App. 1B(b)	B2 banded intermediate App. 1B(c)	B3 banded high App. 1B(d)
	S1 schistose low App. 1C(b)	S2 schistose intermediate App. 1C(c)	S3 schistose high App. 1C(d)

Legend	
	foliation of low rock mechanics significance (RMF 1)
	foliation of intermediate rock mechanics significance (RMF 2)
	foliation of high rock mechanics significance (RMF 3)

圖 3 根據葉理發育狀態與型態建立之葉理矩陣

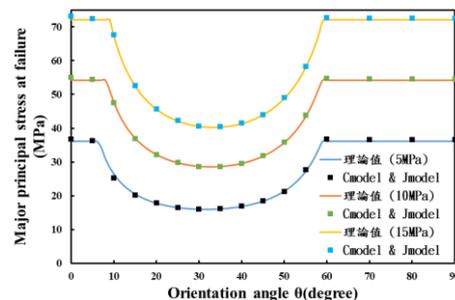


圖 4 岩體滑動破壞強度理論值與模擬比較(以 Cmodel 與 Jmodel 複合模型為例)

(三) 展望

本研究中，針對岩體裂隙於不同化學環境下水力-力學耦合之議題，蒐整許多國際間的室內試驗及數值模擬相關文獻。室內試驗部分研究耗費資源龐大(例如:CT電腦斷層掃描)，如未來我國需發展相關技術，可從投入資源較少的項目開始著手。數值模擬結果可能會受到反應速率常數、孔隙面積等參數影響，模型中所考慮的機制也會影響模擬結果。因此，未來我國之研究方向可朝向建立一個水力-力學-化學矩陣列表，盤點研究現況；或是先給定一個化學條件，聚焦在特定議題下進行相關研究。異向性岩體破壞準則建構技術與應用之議題，Posiva(2006)針對岩石是否為均質或異向性岩體，及葉理結構及對岩石異向性特徵的描述與分類經驗，值得我國參考。另外，岩體異向性對開挖引致岩體損傷與支撐設計之影響，以及本土具葉理面與劈理面之變質岩類，其異向性對岩石強度、變形特性與水力特性之影響，及不同岩石類別在上述異向性之差異，可做為未來之研究課題。

五、附件

子計畫 1 「112 年低放射性廢棄物坑道處置之岩體裂隙於不同環境下水力-力學耦合模擬技術研析」期末報告

子計畫 2 「112 年低放射性廢棄物坑道處置之異向性岩體破壞準則建構技術與應用」期末報告



核能安全委員會
Nuclear Safety Commission

行政院核能安全委員會
委託研究計畫研究報告

112 年低放射性廢棄物坑道處置環境
與異向性審驗技術研析

子計畫一：112 年低放射性廢棄物坑道處置之岩體裂
隙於不同環境下之水力-力學耦合模擬技術研析
期末報告

計畫編號：112FCMA002

計畫主持人：王士榮

子計畫一主持人：王士榮

受委託機關(構)：台灣地下水資源暨水文地質學會

報告日期：中華民國 112 年 12 月

112 年低放射性廢棄物坑道處置環境 與異向性審驗技術研析

子計畫一：112 年低放射性廢棄物坑道處置之岩體裂隙於不同環境下之水力-力學耦合模擬技術研析

受委託單位：台灣地下水資源暨水文地質學會

計畫主持人：王士榮

子計畫一主持人：王士榮

研究期程：中華民國 112 年 2 月至 112 年 12 月

研究經費：新臺幣 126.9 萬元(子計畫一經費)

行政院核能安全委員會
委託研究計畫研究報告

中華民國 112 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)

中文摘要

岩體之裂隙為非光滑之表面，而是具有不一定程度之粗糙表面，因此裂隙部分表面會相互接觸，部分則不接觸。當施加法向應力時，應力集中於裂隙相互接觸處，即粗糙接觸處 (contacting asperities)，使該區域之局部應力高於整個裂隙之平均法向應力，進一步可能發生礦物受力學作用而破碎。前期研究結果得知(原能會物管局，2022)，當岩體暴露於非平衡的化學環境時，化學效應對於岩體裂隙造成不同程度之影響。例如壓溶作用 (pressure solution)，即裂隙局部應力較高的粗糙接觸處，其礦物溶解度較高，礦物被溶解後並在應力較低的地方沉澱。另外，不同岩性之裂隙，受到化學環境之影響程度也不同，而岩體滲透率的變化關係到處置場址的安全性問題。因此，在處置場址的安全評估中，不同岩體在不同化學環境下對岩體滲透率之影響，需進行進一步釐清。基於前期之研究，本年度研究針對此議題進一步探討，針對岩體裂隙於不同化學環境之水力-力學耦合數值模擬相關之文獻進行研析。透過研析文獻的模擬理論與技術，瞭解國際上針對此議題的評估與定量方法，並透過模擬結果與室內試驗進行比對與驗證，瞭解各理論與模擬技術的合適性。

本研究首先針對不同化學環境下水力-力學耦合之議題，蒐整數篇有關室內試驗及數值模擬相關之文獻，並進行內容重點摘述。研析有關數值模擬的方法後發現，不同化學環境下水力-力學耦合理論模型主要受控於受壓溶解、自由面溶解、擴散及沉澱等機制，其中，受壓溶解包含壓溶作用及應力腐蝕破裂 (Stress corrosion cracking)。不同文獻中假設之裂隙幾何模型以及其模擬結果也不盡相同，Yasuhara 等人(2006)及 Liu 等人(2006)的模擬結果與 Polak 等人(2004)之室內試驗結果比較發現，試驗前半段(地下水)兩者模擬結果皆與室內試驗結果相符，但 Ca 離子濃度兩者模擬結果皆與試驗結果有差異。本研究舉辦低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合模擬國內專家技術討論會，邀請相關領域之專家進行討論，並提供相關意見。最後，綜整上述之研究成果，將相關重點資訊彙集成表，並提出岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬技術要項建議。

關鍵詞：水力化耦合、低放廢棄物處置、壓溶作用、數值模擬

Abstract

When rock mass fractures are exposed to non-equilibrium chemical environments, chemical effects will affect them to varying degrees. For example, pressure solutions, that is, contacting asperities with higher stresses in fractures have higher solubility, and precipitate in pores with lower stress. Fractures with different rock properties are affected by the same chemical environment to varying degrees, further affects the penetration characteristics. The rock mass fracture permeability is related to the safety of the disposal site. Therefore, factors related to permeability need further study in the safety assessment of disposal sites. This project conducts research on hydraulic-mechanical coupling numerical simulation of rock mass fractures in different chemical environments. Research international numerical simulation theory and technology, as well as comparison and verification of numerical simulation results and laboratory experiments. Assist management agencies to improve their verification capabilities. This study collected several laboratory experiments and numerical simulation literature on hydraulic-mechanical coupling in different chemical environments, and compiled relevant key information into a table. The study found that the hydraulic-mechanical coupling theoretical models of different chemical environments are mainly controlled by mechanisms such as pressure solution, free surface dissolution, diffusion and precipitation. The geometric models and their simulation results in different studies are also different. This project will hold a domestic technical seminar. We invite experts to discuss at seminars and provide relevant advice. Finally, based on the above-mentioned research results, suggestions for hydraulic-mechanical coupling simulation technology of rock mass fracture in fluids with different chemical characteristics are put forward.

Key words: hydro-mechanical-chemical coupling, low-level radioactive waste disposal, pressure solution, numerical Simulation

目錄

中文摘要.....	1
Abstract	3
目錄	5
圖目錄	7
表目錄	9
第一章 前言.....	11
1.1 研究背景.....	11
1.2 本計畫之前期研究回顧.....	11
1.3 研究重點及章節安排.....	13
第二章 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬國際文獻蒐整	17
2.1 不同化學環境下水力-力學耦合之室內試驗與其研究成果回顧	18
2.2 不同化學環境下水力-力學耦合模擬相關文獻蒐整	21
第三章 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬方法探討	29
3.1 不同化學環境下水力-力學耦合之數值模擬機制	30
3.1.1 粗糙接觸處的壓溶作用機制	30
3.1.2 裂隙表面溶解後之擴散機制	32
3.1.3 裂隙表面溶解後之沉澱機制	32
3.1.4 自由面溶解機制	33
3.2 裂隙之幾何模型及計算步驟.....	33
3.2.1 Yasuhara 等人於 2006 研究之模型及計算步驟.....	34
3.2.2 Liu 等人於 2006 研究之模型及計算步驟.....	37
3.2.3 McGuire 等人於 2013 研究之模型	43
第四章 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學模擬研究案例	47
4.1 案例一	47

4.1.1 室內試驗結果回顧	48
4.1.2 Yasuhara 等人(2006)模擬結果	50
4.1.3 Liu 等人(2006)模擬結果	57
4.1.4 綜合討論	62
4.2 案例二.....	63
4.2.1 室內試驗結果回顧	63
4.2.2 模擬結果	68
4.3 綜合比較.....	71
第五章 低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合模擬國內專家技術討論會	75
5.1 會議說明.....	75
5.2 專家技術討論會成果彙整.....	77
5.2.1 專家意見彙整	78
5.2.2 討論會之結論與建議	79
第六章 低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬技術要項建議.....	81
6.1 國際間室內試驗及數值模擬之技術與成果評析.....	81
6.2 我國低放處置模擬技術要項建議.....	87
第七章 結論與建議.....	89
7.1 結論.....	89
7.2 建議.....	90
參考文獻.....	93
附錄一 專家技術討論會簽到表.....	99
附錄二 專家技術討論會簡報.....	101
附錄三 成果報告審查意見答覆.....	109

圖目錄

圖 2.1	多孔介質的壓實現象力學模型示意圖(Yasuhara 等人, 2003).....	22
圖 2.2	裂隙受應力及溶解作用使開口閉合模型示意圖 (Yasuhara 等人, 2003).....	23
圖 2.3	受正應力之裂隙受壓溶作用導致開口寬縮小之示意圖(Zhao 等人, 2014).....	25
圖 2.4	McGuire 等人提出之模型及模擬過程示意圖(McGuire 等人, 2013).....	26
圖 2.5	McGuire 論文第一篇研究之試驗裝置示意圖(McGuire, 2012).....	27
圖 2.6	McGuire 論文第二篇研究之試驗裝置示意圖(McGuire, 2012).....	28
圖 2.7	McGuire 論文第三篇研究之試驗裝置示意圖(McGuire, 2012).....	28
圖 2.8	REV 模型示意圖(Ishibashi 等人, 2013).....	28
圖 3.1	裂隙粗糙接觸處之理想化模型 (Yasuhara 等人, 2006)	35
圖 3.2	開口寬與接觸面積比之間的關係(Yasuhara 等人, 2006)	36
圖 3.3	岩石裂隙剖面模型及其因壓溶作用及自由面溶解而變化之示意圖(Liu 等人, 2006)	39
圖 3.4	McGuire 等人提出之模型示意圖(改自 McGuire 等人, 2013).....	44
圖 4.1	兩個階段室內試驗之 Ca、Mg 離子及 pH 值隨時間的變化結果(Polak 等人, 2004)..	49
圖 4.2	兩個階段室內試驗之壓力差、水力內寬及滲透率的變化(Polak 等人, 2004).....	49
圖 4.3	Polak 等人(2004)的試驗資料與 Yasuhara 等人(2006)模型的模擬結果比較：(a)壓力差、(b) 開口寬變化；(c) Ca 離子濃度(出水口減去入水口)隨時間的變化.....	52
圖 4.4	流體的流速及性質發生變化時開口寬隨時間變化的比較。(a)全程使用地下水；(b)全程使用蒸餾水；(c)前半段使用地下水，後半段使用蒸餾水(Yasuhara 等人, 2006)...	56
圖 4.5	Liu 等人(2006)模型模擬裂隙在不同時間的變化	59
圖 4.6	裂隙中平均有效應力的演變(Liu 等人, 2006)	60
圖 4.7	模型與試驗壓力差隨時間之變化(Liu 等人, 2006)	61
圖 4.8	模型與試驗平均裂隙開口寬隨時間之變化 (Liu 等人, 2006)	61
圖 4.9	模型與試驗 Ca 離子濃度隨時間之變化 (Liu 等人, 2006).....	61
圖 4.10	實驗裝置的照片及示意圖(McGuire 等人, 2013).....	64

圖 4.11	McGuire 等人(2013)之室內試驗中，裂隙的水力內寬變化.....	66
圖 4.12	流體 pH 值為 7 之裂隙水力內寬隨時間之變化(McGuire 等人，2013).....	67
圖 4.13	流出 Ca 離子濃度與粒度為 150 之「細」磨料研磨過之破裂面的流體體積流速關係 (McGuire 等人，2013).....	67
圖 4.14	McGuire 等人(2013)之室內試驗與數值模擬裂隙之水力內寬變化比較.....	69
圖 4.15	裂隙於流體 pH 值為 7 時之滲透率之室內試驗結果，以及其受不同機制作用之分布	71
圖 4.16	三種受壓溶解模型示意圖(Karcz 等人，2008)	72
圖 4.17	自由面溶解(左)及應力腐蝕破裂(右)之示意圖(改自 McGuire 等人，2013).....	73

表目錄

表 2.1	不同化學環境下水力-力學耦合室內試驗研究整理	17
表 4.1	Yasuhara 等人(2006)之模擬中，參考 Polak 等人(2004)之室內試驗結果所使用的參數	51
表 4.2	分析中使用的邊界條件及參數修改.....	52
表 4.3	室內試驗量測及數值模型中估算的方解石(CaCO ₃)被帶離破裂面之體積.....	54
表 4.4	Liu 等人(2006)用於模擬裂隙之初始幾何參數	57
表 4.5	不同模擬階段計算得到的幾何參數(Liu 等人，2006)	59
表 4.6	三個階段的 α 、 β 、 γ 值.....	63
表 4.7	McGuire 等人(2013)之試驗參數列表.....	65
表 5.1	專家技術討論會議程.....	76
表 6.1	岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合之室內試驗裝置彙整	82
表 6.2	岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合之室內試驗結果彙整	85
表 6.3	岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合之數值模擬相關資訊彙整	86

第一章 前言

1.1 研究背景

為響應全球趨勢，我國積極推動非核家園為目標，逐步朝向非核家園的目標前進，如終止核四運轉，以及陸續將仍在營運之核電場除役。使用核能這段期間產生不同輻射程度的放射性廢棄物，依據我國法規，放射性廢棄物分類為高、低放射性廢棄物(之後簡稱高放與低放)，並分別依不同標準進行處置。其中，低放除了核電場受核污染之廢棄物外，還有包含醫療、工業、農業及研究單位所持續產生的低放射性廢棄物，因此低放廢棄物處置為國內重要的課題。經濟部於 101 年 7 月 3 日公告兩處低放處置設施建議候選場址，而台電公司則依據場址之環境條件，並透過國際間持續更新之處置技術，推動低放處置計畫。做為管制單位之核能安全委員會核物料管制組(原為原子能委員會放射性物料管理局)為善盡安全管制機關的職責，亦持續的精進低放處置審驗技術與管制法規。前期委託研究除針對蘭嶼貯存場之低放射性廢棄物遷移，積極推動集中貯存應變方案所需之管制技術，以及封閉後安全管制等議題進行研究外，另一部分也持續針對低放廢棄物坑道處置技術進行精進，於各方面提升管制量能，期為民眾做好低放廢棄物處置安全把關工作，以徹底解決核廢料問題。爰此，提出「112 年低放射性廢棄物坑道處置環境與異向性審驗技術研析」計畫，主要工作內容包括：岩體裂隙化學環境下水力-力學耦合模擬技術研析，以及異向性岩體材料強度試驗與破壞準則建構技術與應用兩個子計畫。本計畫(子計畫一)為針對岩體裂隙化學環境下水力-力學耦合模擬技術相關資訊進行研析。透過研究之成果，持續精進並更新國際低放廢棄物處置技術與法規發展，並回饋於我國低放處置環境之地質條件與處置設計概念，提出適合於我國之低放處置技術發展之建議，進一步提升管制量能。

1.2 本計畫之前期研究回顧

本計畫之前期研究成果主要分為三個研究階段，102 年至 104 年重點針對「低放射性廢棄物處置設施安全分析報告審查導則(第 0 版)」修訂草案，有關場址特性的議題進行研究；

105 年至 108 年更進一步協助物管局修訂「低放射性廢棄物處置設施安全分析報告審查導則」，並提供一個可公告之建議修訂版本；而本 4 年期(即 109 至 112 年度)之研究，為響應全球趨勢，我國積極推動非核家園為目標，因此持續精進並更新國際低放廢棄物處置技術與法規發展，並反饋於我國低放處置環境之地質條件與處置設計概念，探討我國目前現況並提出相關建議。研究重點依各年度計畫以條列方式簡述如下：

- 102 年度計畫「低放射性廢棄物處置場址特性與設施設計審查規範精進之研究」(原能會物管局，2013)，提供審查導則場址及設施設計相關條文之修訂方向建議；
- 103 年度計畫「低放射性廢棄物處置場址特性審查規範精進之研究」(原能會物管局，2014)，針對審查導則場址相關條文，提出「低放射性廢棄物處置設施安全分析報告審查導則(第 0 版)之場址特性修訂草案」；
- 104 年度計畫「低放射性廢棄物處置場址特性審查規範精進之研究」(原能會物管局，2015)，進行場址之特性描述審查規範精進進行研究；
- 105 年度計畫「低放射性廢棄物坑道處置場址特性審驗技術建立之資訊研析」(原能會物管局，2016)，彙整國外放射性廢棄物坑道處置設施安全評估審查技術；
- 106 年度計畫「低放射性廢棄物坑道處置場址特性審驗技術之關鍵課題研究」(原能會物管局，2017)，針對場址初始狀態定量化，以及力學-水力耦合量化資訊之不確定性進行深入探討；
- 107 年度計畫「低放射性廢棄物坑道處置場址特性審驗技術驗證評估研究」(原能會物管局，2018)，研究重點包含研析國際間坑道處置攸關水力-力學耦合流場分析之相關技術文獻，並進一步建立近場流場分析之平行驗證技術。另外，主導共同研讀 NUREG-2175 技術報告(NRC，2015)，並提出 NUREG-2175 技術報告之重點，探討與國內處置環境之差異；
- 108 年度計畫「低放射性廢棄物近岸坑道處置之場址參數驗證技術研究」(原能會物管局，2019)，以台電公司「低放射性廢棄物最終處置技術評估報告」為審驗對象，透過岩盤裂隙之重要參數對場址於不同深度進行計算及評估，並探討各項參數之不

確定性；

- 109 年度計畫「低放射性廢棄物處置岩體裂隙研究方法研析」(原能會物管局, 2020), 透過研析國際間一些有關裂隙特性相關之技術報告, 探討在進行模擬前, 針對現地所蒐集之資料進行校正, 模型中可能遭遇之可變性及不確定性, 以及實際分析運用到 Laxemar 及 Forsmark 兩處處置場址之離散破裂網路之建模方法, 逐步釐清透過現地量測資料如何判定其裂隙特性；
- 110 年度計畫「低放射性廢棄物處置土壤及岩體變形區導水特性研析」, 針對中尺度岩石裂隙特性之現地量測方法及其應用進行研析, 了解現地水力-力學相關場址特性參數之量測方法。再者, 將重點著重於變形區之導水特性, 研究淺層未固結沉積層因受到斷層剪切作用對水力特性的影響, 以及透過相關案例及室內試驗結果之研析, 探討岩體之變形區及破裂損傷區之導水特性；
- 111 年度計畫「111 年坑道處置不同化學環境之力學及水力耦合特性研析」, 針對前期研究尚未涉及的不同化學環境之力學-水力耦合作用議題中, 其室內試驗相關文獻進行研析。透過蒐集並彙整美國、中國及日本的相關研究, 整理有關力學-水力耦合之室內試驗研究方法, 並透過案例分析對此議題進一步掌握。

1.3 研究重點及章節安排

本計畫(子計畫一)延續前一個年度之研究成果, 持續針對岩體裂隙於不同化學環境下, 水力-力學耦合相關之文獻進行蒐整, 並針對數值模擬之理論與技術進行重點研析, 了解國際上於水化學環境下之水力-力學耦合模擬理論與技術發展現況, 以提供國內技術發展參考與精進審驗知識。首先, 持續蒐整國際間有關不同化學環境下水力-力學耦合研究相關之文獻, 針對數值模擬之理論與方法進行研析, 並透過案例的分析進一步了解模擬結果是否能驗證室內試驗之結果。之後針對相關議題舉辦國內專家技術討論會議, 邀請相關領域之專家學者參與討論, 並提供國內發展相關試驗與模擬技術之建議。最後則提出我國低放處置岩體裂隙, 於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬技術要項之建議。透過以上之計畫研究, 期能協助

管制單位持續針對我國低放廢棄物處置審查技術進行精進，並提供低放廢棄物坑道處置之相關建議。以下為各章節之說明：

第一章 前言

本章說明本計畫之研究背景，對於低放廢棄物處置議題之背景進行闡述，以及本計畫之目的；接著，針對不同時期所需探討的議題，進行逐年研究成果的回顧；最後，說明本計畫之研究重點及章節之安排。

第二章 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬國際文獻蒐整

岩體裂隙之流動特性，本團隊前期研究已針對許多水力-力學耦合之相關議題進行研析，並獲得彙整成果。然而，裂隙中如有礦物沉澱或溶解反應，可能會使裂隙的水力傳輸特性更為複雜，產生不確定性。上個年度之研究針對不同化學環境之水力-力學耦合的室內試驗進行研析，本年度重點針對不同化學環境之水力-力學耦合模擬理論與方法進行蒐整，以了解國際上在此議題的數值模擬現況。由於數值模擬方法所得到之結果需要透過室內試驗結果相互驗證，因此，本章除針對模擬方法文獻蒐整外，亦持續補充室內試驗研究之相關文獻，對此議題進行更完整的了解。

第三章 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬方法探討

前期研究發現，能使裂隙滲透率產生強烈影響的機制為壓溶作用(*pressure solution*)，當礦物在應力接觸處溶解時，這些溶解的碎屑會沿著裂隙一層薄薄的水膜移動，並沉澱在裂隙表面的其他地方。前人的研究中，已經開發相關理論模型來描述這種可能發生在裂隙中的現象。本章將依據前一章所蒐整之不同化學特性流體環境下之水力-力學耦合模擬相關文獻，進一步針對其模擬理論與方法進行整理與研析，以了解不同理論與方法的優缺點。

第四章 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學模擬研究案例

前兩章已針對岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學模擬之相關研究文獻進行蒐整，以及對於其模擬方法進行了解。本章針對研究案例更進一步進行研析，包含去年度所彙整 Polak 等人(2004)之案例，重點回顧此案例之試驗結果，接續針對 Yasuhara

等人(2006)及 Liu 等人(2006)之研究進行研析。此兩研究案例皆以 Polak 等人(2004)之研究為背景，透過假設不同幾何模型進行研究案例模擬。除此之外，本研究也針對 McGuire 等人(2013)的室內試驗及數值模擬結果進行研析。透過模擬結果與實際室內試驗操作所得到之結果進行比對，進一步了解什麼模擬方法適合用於此議題，亦可透過模擬結果確認於不同化學環境下，水力-力學耦合之關鍵因子。

第五章 低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合模擬國內專家技術討論會

為了能將本研究研析成果進一步提供我國相關技術發展之參考，本研究辦理國內專家技術討論會議，邀請國內相關研究之專家學者，一同針對不同地下水環境之水力-力學耦合之議題進行實質討論。本章首先將專家技術討論會成果重點進行說明於 5.1 節，並且整理會議中，受邀之專家提供之意見於 5.2 節。

第六章 低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬技術要項建議

本研究回顧岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合之室內試驗相關文獻，並針對數值模擬的研究，整理不同岩體之水力-力學耦合機制，最後並舉例不同研究中，所使用的模型的差異性，以及針對這些機制所考慮的重點。因此，本研究舉辦國內專家技術討論會，針對本研究之議題邀請專家進行討論。綜整上述成果，提出低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬技術要項建議。首先，6.1 節整理不同化學特性下水力-力學耦合相關研究之重點，6.2 節則針對所彙整之重點，回饋於我國低放廢棄物處置相關要項之建議。

第七章 結論與建議

本章針對國際間有關不同化學環境下水力-力學耦合相關文獻蒐整、數值模擬理論與方法、研究案例及專家技術研討會等章節內容進行結論，並對後續研究提供相關建議。

第二章 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合

模擬國際文獻蒐整

岩體之裂隙表面通常為非光滑平面，而是具有一定程度之粗糙表面。因此，當兩裂隙表面相互平行並置時，部分突起的表面會相互接觸，部分則不接觸。施加法向應力時，應力將會集中於裂隙相互接觸處，使接觸處之局部應力高於整個裂隙之平均法向應力，進一步可能使接觸處之礦物受力學作用而破碎或溶解。當岩體暴露於非平衡的化學環境時，化學效應對於岩體裂隙造成不同程度之影響。例如壓溶作用，即裂隙局部應力較高的粗糙接觸處 (contacting asperities)，其礦物溶解度較高，礦物被溶解後並在應力較低的地方沉澱。另外，不同岩性之裂隙，受到相同化學環境之影響程度也不同。本團隊去年之研究(原能會物管局, 2022) 蒐整國際間有關不同化學環境下水力-力學耦合室內試驗研究案例(表 2.1)，整理不同類型岩石在不同應力及化學條件下裂隙滲透率的變化。這些研究結果顯示，部分試驗之裂隙岩體滲透率隨時間減小(申林方等人, 2010；Ishibashi 等人, 2013)，部分受自由面溶解(例如石灰岩樣本之裂隙受酸性溶液溶解)使滲透率增加(Polak 等人, 2004；Khan 等人, 2022)。因此，不同岩體在不同化學環境下，滲透率可能有不同的變化形態，其關係到處置場址的安全性問題，需進行進一步的研究與探討。

表 2.1 不同化學環境下水力-力學耦合室內試驗研究整理

作者	破裂岩體樣本	流體化學特性	滲透性變化
申林方等人(2010)	北山花崗岩	濃度為 0.01 mol/L 的 Na ₂ SO ₄ 溶液	減少
Ishibashi 等人(2013)	Capitan 石灰岩	pH 值大於 6.5 之水溶液	減少
		pH 值小於 6.1 之水溶液	增加
Polak 等人(2004)	Bellefonte 石灰岩	pH 值約為 8.15 之地下水	減少
		pH 值約為 6 之蒸餾水*	增加
Khan 等人(2022)	Wolfcamp 頁岩	pH 值為 2 之水溶液	增加

*蒸餾水可能溶解空氣中的二氧化碳，使 pH 值呈弱酸性

基於前期研究結果，本研究持續針對此議題進行進一步探討，重點針對岩體裂隙於不同化學環境下，水力-力學耦合模擬之相關文獻進行研析，進一步透過研析這些模擬結果與室內試驗之驗證結果，瞭解數值模擬的合適性。由前期研究結果得知，文獻中除針對不同化學環境下之水力-力學耦合作用進行室內試驗外，部分研究也涉及數值模擬，並與室內試驗結果進行比對與驗證。因此，本章針對國際間有關不同化學環境下水力-力學耦合室內試驗及數值模擬之文獻進行整體性的蒐整。首先，2.1 節就不同化學環境下水力-力學耦合室內試驗相關文獻進行概要式的介紹，內容包含前期蒐整到的文獻；而本年度研究在蒐整數值模擬相關文獻中，另外蒐集到的其他室內試驗研究也一併納入本節中進行彙整，並針對文獻中試驗樣本的岩體、試驗流程及研究發現，進行重點式的回顧及研析。2.2 節進一步彙整不同化學環境下水力-力學耦合有關數值模擬相關的文獻，並逐篇重點式的說明所使用之數值模擬理論與工具。

2.1 不同化學環境下水力-力學耦合之室內試驗與其研究成果回顧

前期研究成果(原能會物管局，2022)發現，當裂隙中有礦物發生沉澱或溶解反應，將可能導致裂隙的水力傳導特性更為複雜，並增加不確定性因素。例如，礦物受溶解反應的速度大於沉澱的速度，裂隙中可能會產生水體的優先流動路徑(Polak 等人，2004)，以放射性廢棄物地質處置為例，可能導致受污染之流體透過優先流動路徑快速被帶離處置區。因此，去年度之研究中，進一步考慮流體化學性質對裂隙岩體的影響。結果發現，許多因素(例如：壓溶作用、自由面溶解、礦物沉澱或是快速的流動通道產生)會使水力內寬(hydraulic aperture)增加或減少，進一步改變裂隙之滲透率。本節回顧不同化學環境之水力-力學耦合室內試驗之相關文獻，並根據其岩性與化學環境等外在因素進行重點式說明。其中，部分文獻於去年研究成果中已蒐整，詳細內容請參閱前期研究報告(原能會物管局，2022)。

1. 「Spontaneous switching of permeability changes in a limestone fracture with net dissolution」(Polak 等人，2004)。

(1) 室內試驗之設計：本文獻已收錄於前期研究成果報告(原能會物管局，2022)，研究樣本為美國賓夕法尼亞州貝爾豐特(Bellefonte)石灰岩，將帶有裂隙之石灰岩樣

本置於流體流動試驗裝置內，試驗分成兩個階段，前 935 小時以地下水進行流通試驗，後 555 小時則替換成蒸餾水進行試驗。

(2) 試驗結果：前 935 小時的階段，裂隙之水力內寬逐漸下降。於後 555 小時的階段，裂隙發展出快速流動通道，使水力內寬快速上升。

2. 「Experimental Measurements of Stress and Chemical Controls on the Evolution of Fracture Permeability」(McGuire 等人，2013)。

(1) 室內試驗之設計：研究之樣本來自美國 Capitan 石灰岩，將石灰岩樣本以人工方式製造裂隙，並將樣本置於流體流動試驗裝置內，以不同濃度之氯化銨水溶液(pH 值為 5、6 及 7)及施加 2.5、5.0 及 10 MPa 不同大小之應力作用於石灰岩裂隙樣本。

(2) 試驗結果：水力內寬之大小受流經裂隙之溶液 pH 值影響，pH 值為 5、6 時，水力內寬隨時間增加，當 pH 值為 7 時，水力內寬緩慢減小。

(3) 本篇文獻後半段為數值模擬，模擬方法請參照 2.2 節第 6 篇。

3. 「X-ray CT based numerical analysis of fracture flow for core samples under various confining pressures」(Watanabe 等人，2011)。

(1) 實驗設計：研究樣本為日本茨城縣 Inada 花崗岩及北海道約 4300 米深之油氣儲層鑽芯花崗岩體，透過 NaCl 及 NaI 水溶液進行流體流動試驗，觀察孔隙率及滲透率隨圍壓之變化，並與數值模擬結果進行比較。

(2) 研究結果：模擬結果與室內試驗存在較大的差異，作者表示模擬結果可能未考慮到樣本裂隙其他影響結果之因素。

4. 「Permeability evolution in carbonate fractures: Competing roles of confining stress and fluid pH」(Ishibashi 等人，2013)。

(1) 室內試驗之設計：本文獻已收錄於前期研究成果報告(原能會物管局，2022)，樣本為美國新墨西哥州瓜達盧佩山脈(Guadalupe Mountains)之 Capitan 石灰岩，將

帶有裂隙之樣本置於流體流動試驗裝置內。調配氯化銨的濃度製備 pH 值為 5.0、6.0、6.1、6.3、6.5 及 7.0 的六種不同試驗溶液，針對樣本進行流體流通試驗。

(2) 試驗結果：石灰岩受溶液 pH 值影響顯著，當流體 pH 值小於 6.1 時，水力內寬明顯增加，pH 值大於 6.5 時，水力內寬緩慢減小，pH 值範圍於 6.1 至 6.5 之間時，此區間為水力內寬增加及減小之過渡區。

5. 「單裂隙花崗岩在應力-滲流-化學耦合作用下的試驗研究」(申林方等人，2010)。

(1) 室內試驗之設計：本文獻已收錄於前期研究成果報告(原能會物管局，2022)，試驗樣本為中國甘肅北山的花崗岩，將帶有裂隙之花崗岩試驗樣本置於流體流動試驗裝置內，試驗的溶液為 0.01 mol/L 之 Na_2SO_4 ，並用鹽酸調配至 pH 值為 2 之水溶液，針對試驗樣本進行流體流通試驗。

(2) 試驗結果：試驗樣本的裂隙表面受酸性水溶液影響，試驗過程中流出水溶液挾帶之 SiO_2 及 Al^{3+} 離子濃度均有上升的趨勢，且裂隙之水力內寬隨時間增加而漸漸減小，試驗後之裂隙粗糙係數(*JRC*)也明顯小於試驗前的結果。

6. 「Experimental study of limestone micro-fracturing under a coupled stress, fluid flow and changing chemical environment」(Feng & Ding，2007)。

(1) 室內試驗之設計：本研究開發用於觀察岩石試驗樣本在單軸或三軸壓縮下的整個微破裂過程的試驗系統。該研究分析石灰岩試驗樣本受 CaCl_2 (0.01 mol/l，pH 9) 及 NaCl (0.01 mol/l，pH 7) 溶液影響下，其樣本裂隙的破裂特性。

(2) 試驗結果：試驗溶液使石灰岩樣本之裂隙強度降低，並造成裂隙中較脆弱的區域產生破壞的現象，進一步使裂隙開口寬減小。

7. 「Impact of Concurrent Solubilization and Fines Migration on Fracture Aperture Growth in Shales during Acidized Brine Injection」(Khan 等人，2022)。

(1) 室內試驗之設計：本文獻已收錄於前期研究成果報告(原能會物管局，2022)，樣本取自於美國二疊紀盆地深度 2.83 km 的 Wolfcamp 頁岩，將帶有裂隙之樣本置

於流體流動試驗裝置內，使用 pH 值為 2 之酸性水溶液針對岩體樣本進行試驗。

- (2) 試驗結果：酸性水溶液可溶解裂隙表面的可溶性礦物，使被溶解之礦物及岩屑被帶出裂隙，進一步導致裂隙之開口寬變大。受酸性溶液溶解的礦物被帶離後，新鮮未受反應的岩石曝露於裂隙表面，反覆上述循環使開口寬進一步增加。

8. 「Direct observation of reactive flow in a single fracture」(Durham & Bourcier, 2001)。

- (1) 室內試驗之設計：樣本為義大利的 Carrara 大理岩(marble)，將帶有裂隙之大理岩置於流體流動試驗裝置內，研究中施加 0.2 MPa 之應力，流經裂隙之流體為稀釋後之碳酸水溶液，水溶液之 pH 值約為 4.0，並進行約 140 小時之流通試驗。

- (2) 試驗結果：受到應力及酸性流體的作用下，水力內寬逐漸減小。

2.2 不同化學環境下水力-力學耦合模擬相關文獻蒐整

有關不同化學環境下，水力-力學耦合之相關研究中，2.1 節已彙整有關不同流體之化學性質，對於不同岩體造成之裂隙水力內寬變化之室內試驗相關研究。為了更進一步探討此議題，本節進一步對於數值模擬的相關研究進行彙整。其中，Yasuhara 等人(2003；2004；2006) 逐步開發一套數值模式，來模擬不同化學環境下，水力-力學耦合之相關議題，其模型之開發過程如下 1~3 點所述。接著，Liu 等人(2006) 及 Zhao 等人(2014)參考並修改 Yasuhara 等人提出之數值模式，運用於不同化學溶液下之水力-力學耦合模擬。另外，McGuire 等人(2013)也開發一套運用於此議題的數值模式。各研究介紹如下：

1. 「A mechanistic model for compaction of granular aggregates moderated by pressure solution」(Yasuhara 等人，2003)。

Yasuhara 等人提出一個力學模型來描述多孔介質的壓實現象，模型結合顆粒間滲透特性的一個重要影響因子，且伴隨著壓溶作用(pressure solution)使顆粒間幾何重新排列。模型由三個重要的部分所組成，包含(1) 控制多孔介質之孔隙率以漸進式的方式減少，其控制變因為破壞顆粒表面所需之能量，即表面能(surface energy)，及顆粒壓溶作用

後，引起顆粒間應力變化的相互作用兩個因素；(2) 控制顆粒接觸處受應力作用導致的壓實現象，即壓實速率，此作用會導致顆粒重新排列並引致顆粒間的空隙縮小。此處受顆粒界面處的溶解、沿顆粒界面的擴散傳輸及最終在自由面上沉澱的一系列過程，如圖 2.1 所示。其中，顆粒與顆粒接觸處，礦物由於高集中應力而溶解，溶質從界面擴散到孔隙空間；最後，由於孔隙流體中溶質過飽和而發生沉澱；(3) 顆粒接觸處以不可逆的方式進行質量轉移，改變多孔介質的幾何形狀及孔隙間的相互連通性，同時因為顆粒間受力面積增加造成顆粒接觸處應力的降低。顆粒接觸處應力降低使溶解速率降低，同時因為顆粒間之接觸面積增加使顆粒間擴散路徑長度也隨之增加，反覆此循環過程使孔隙率降低速率減緩。

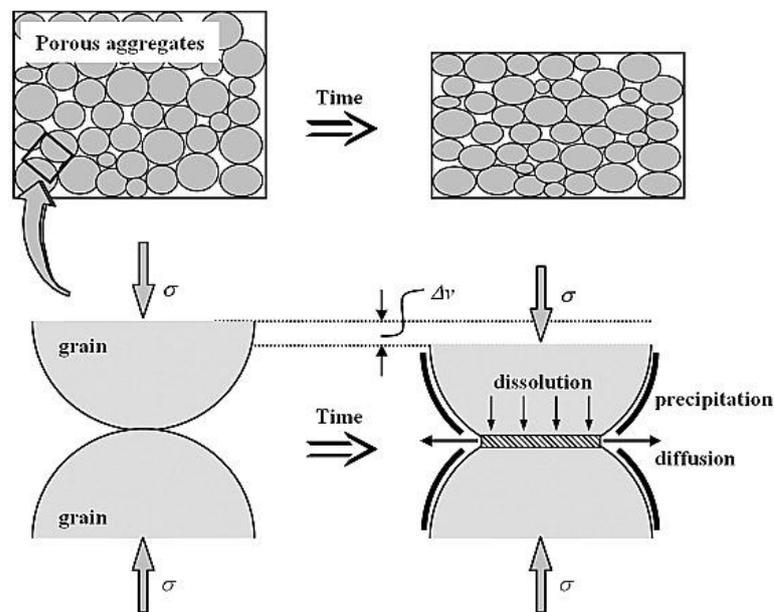


圖 2.1 多孔介質的壓實現象力學模型示意圖(Yasuhara 等人，2003)

2. 「Evolution of permeability in a natural fracture: Significant role of pressure solution」
(Yasuhara & Elsworth, 2004)。

此文獻主要關注裂隙受循環高溫溶液導致壓溶作用時，其傳輸參數的變化。該研究重點是定義控制壓溶作用速率的過程，壓溶作用速率會影響裂隙開口寬，進而控制傳輸特性。該過程涉及高應力作用下，礦物粗糙接觸處的一系列溶解過程、溶解物質沿接

觸邊界的擴散傳輸及最終在自由面上沉澱。因此，提出一個力學模型來描述岩體中受應力及溶解導致的裂隙開口閉合機制，如圖 2.2 所示。模型中裂隙受應力及溶解作用，顆粒接觸處，礦物由於局部高應力而溶解，溶解的物質從界面擴散到裂隙間之孔隙中，最後，在孔隙中之壁面發生沉澱，導致開口閉合。此模型之幾何形狀參考自 Yasuhara 等人(2003)提出之多孔介質模擬壓實現象模型的幾何形狀。裂隙定義為，兩個粗糙的表面，因顆粒接觸處的支撐使兩粗糙表面間產生之空隙。其中，顆粒接觸處的應力使溶出之礦物透過水膜沿顆粒邊界傳輸，然後釋放到裂隙的空隙中，以便隨後沉澱到孔隙壁或隨著流體流出系統。

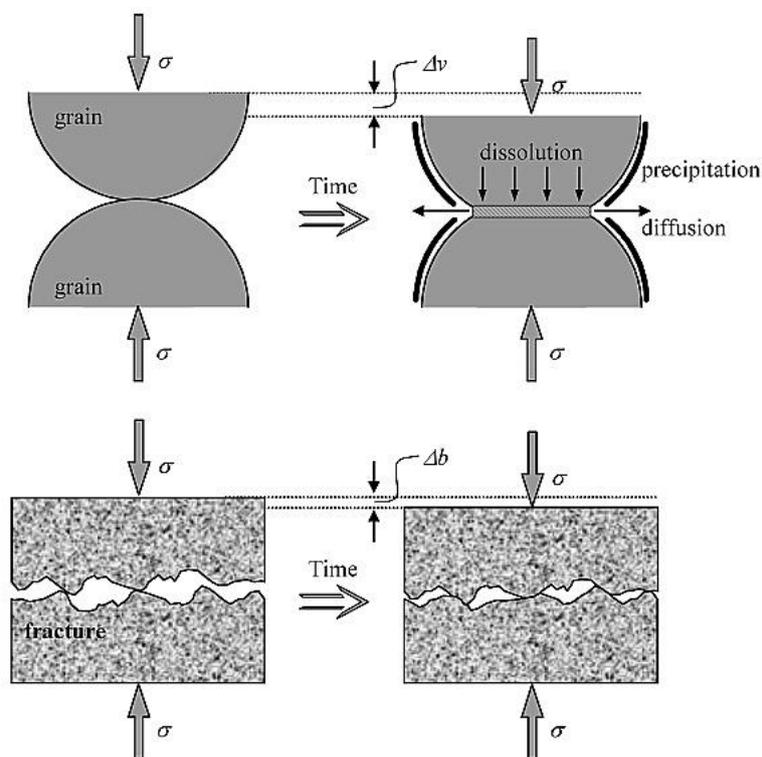


圖 2.2 裂隙受應力及溶解作用使開口閉合模型示意圖 (Yasuhara 等人，2003)

3. 「Spontaneous Switching between Permeability Enhancement and Degradation in Fractures in Carbonate: Lumped Parameter Representation of Mechanically- and Chemically-Mediated Dissolution」(Yasuhara 等人，2006)。

本文獻參考 Yasuhara 等人於 2003、2004 持續提出之數值模型，提出一個模型來描述

岩體裂隙中礦物溶解的變化，該模型適用壓溶作用及自由面溶解兩個機制的影響，假設壓溶作用較佔優勢，裂隙的水力內寬(或滲透率)可能會降低，反之，假設自由面溶解較佔優勢，裂隙之水力內寬(或滲透率)可能會增加。本文獻亦針對 Polak 等人(2004)使用石灰岩樣本進行地下水及蒸餾水流體流通試驗結果進行數值模擬，模擬結果與 Polak 等人(2004)之室內試驗結果進行比較，詳細內容於 4.1 節呈現。

4. 「A fully-coupled hydrological–mechanical–chemical model for fracture sealing and preferential opening」(Liu 等人，2006)。

本文獻參考 Yasuhara 等人(2004)所提出之壓溶作用與自由面溶解等機制，開發完全耦合的水力-力學-化學(HMC)模型，模擬現地條件下石灰岩裂隙內發生的滲透率變化。本文獻透過 Polak 等人(2004)之研究中，觀測溶解及沉澱造成的裂隙變化結果為基礎。使用 HMC 模型評估 Polak 等人(2004)之室內試驗所得到的資料，顯示滲透率降低及滲透率增加之間的變化。模型的部分，假設裂隙由一系列由粗糙接觸處分隔的孔隙所組成，孔隙包含兩個不同大小的尺寸，其排列方式根據 X-Ray CT 掃描裂隙之結果進行排列，裂隙內的溶解機制可以從混合模式(壓溶作用及自由面溶解的組合)切換到單一模式(壓溶作用或自由面溶解)，允許隨著礦物質質量隨流體從粗糙接觸面中去除，進而降低滲透率，也可以隨著自由面溶解而提高滲透率。

5. 「Solute transport in a single fracture with time-dependent aperture due to chemically mediated changes」(Zhao 等人，2014)。

本文獻之研究目的，主要在瞭解受化學環境影響下，裂隙開口寬隨時間變化，進一步影響污染物(例如放射性核種或礦物溶質物質)於岩體裂隙間的傳輸行為。文獻中參考 Yasuhara 等人(2004)開發的概念模型，解釋化學環境如何影響裂隙開口寬的變化，模型示意圖如圖 2.3 所示。當應力施加於裂隙岩體時，裂隙中應力將集中施加在粗糙接觸面(如圖 2.3)。此時，破裂面之礦物因受壓導致溶解度高於沒有接觸的地方(即裂隙間之空隙)，因此礦物在粗糙接觸面產生溶解，並在應力較低的地方沉澱。這個過程稱為壓溶作用，該反應持續一段時間後，可能有助於裂隙開口的閉合。另外，此模型之另一種機制為礦物顆粒的溶解，進一步促使自由面溶解並導致裂隙張開。

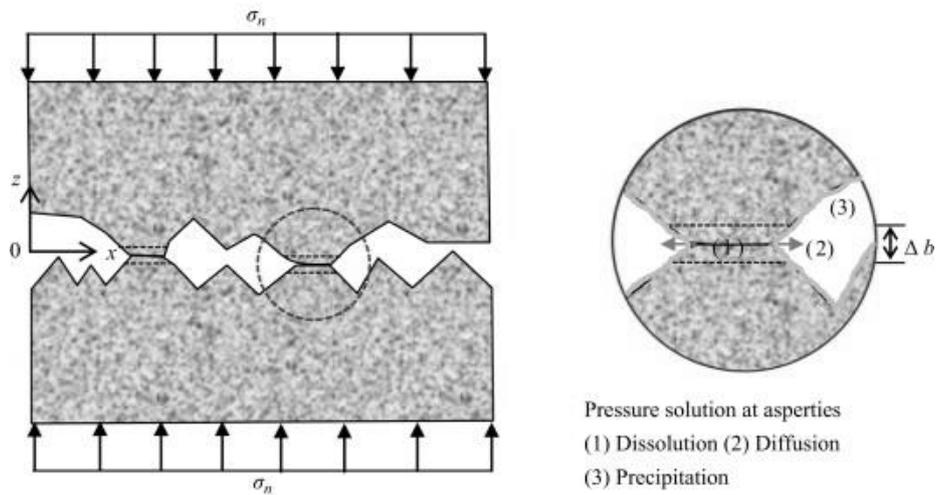


圖 2.3 受正應力之裂隙受壓溶作用導致開口寬縮小之示意圖(Zhao 等人，2014)

6. 「Experimental Measurements of Stress and Chemical Controls on the Evolution of Fracture Permeability」(McGuire 等人，2013)。

此研究將 Capitan 石灰岩樣本切成光滑的軸向裂隙後，進行裂隙表面粗糙化，並使用蒸餾水或蒸餾水-氯化銨溶液通過這些樣本，以控制裂隙之粗糙度、入口流體 pH 值及圍壓。試驗過程中，測量流體流速及化學成分。另外，研究中提出一個集合參數模型，模擬裂隙同時經歷壓溶作用及自由面溶解，進一步推斷開口寬增加或減少。模型結合圍壓、裂隙接觸面積、流體的成分及反應性的作用，模型主要特徵如圖 2.4 所示。其中，上圖為模擬開始前的裂隙剖面及假設單一接觸處的半球模型；下圖中間為模擬開始後的裂隙剖面；下圖左側為自由面溶解及其造成裂隙退縮的控制參數(b_{FF})；下圖右側為壓溶作用及其引起的兩裂隙粗糙接觸處優先溶解(b_{SSC})。

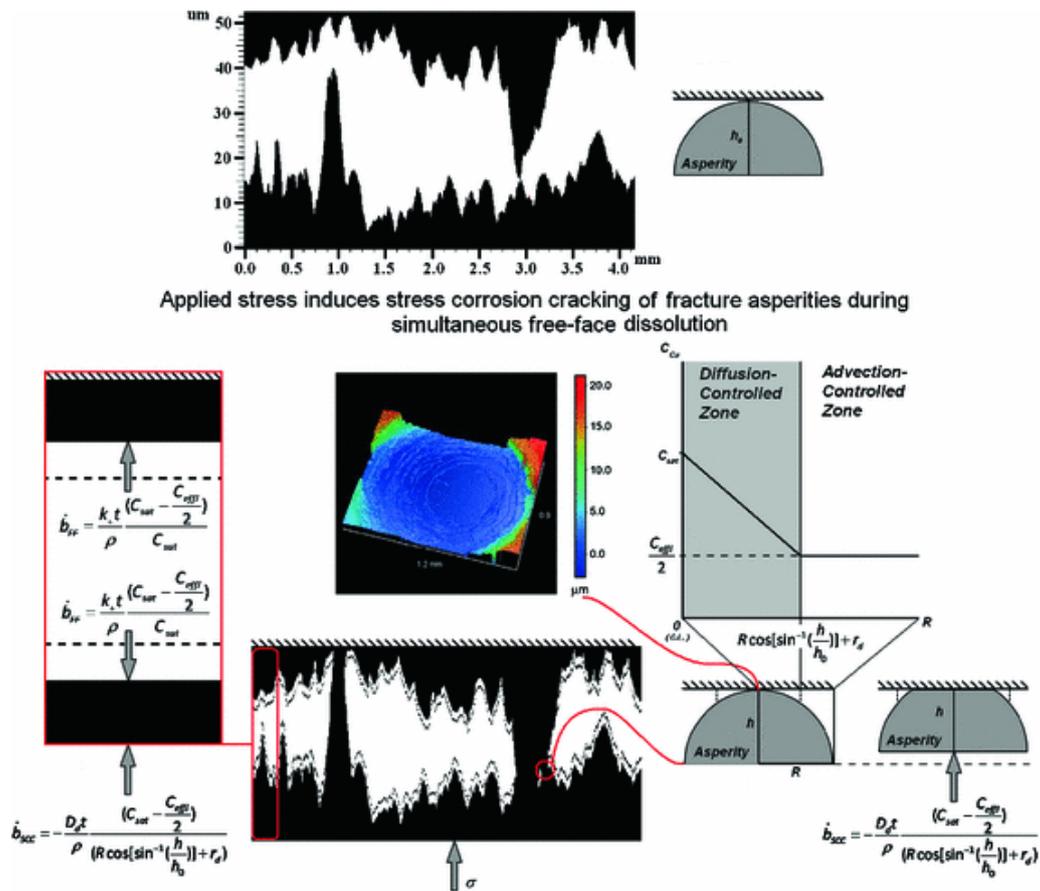


圖 2.4 McGuire 等人提出之模型及模擬過程示意圖(McGuire 等人，2013)

7. 上述第 6 篇文獻之作者除了該篇研究外，本計畫亦蒐集該作者的博士研究論文，論文題目為「Permeability Evolution Of Stressed Fractures Permeated By Reactive Fluids」(McGuire, 2012)，論文共分為三個章節，並收錄 4 篇研究，如下所述：

- (1) 「Characterizing the threshold between fracture permeability evolution controlled by stress effects and free-face dissolution kinetics: Experimental measurements and lumped parameter modeling.」。
- (2) 「Extreme Sensitivity of Permeability Evolution in Fractures to Initial and Evolving Fracture Conditions.」。
- (3) 「Contrasting reaction rates for free-face dissolution and pressure solution in carbonate permeated by under-saturated twophase aqueous carbon dioxide solutions.」。

三篇研究中的研究目的不盡相同。其中，第一篇與 McGuire 等人(2013)研究相同，也是三篇中室內試驗設置的基礎，其試驗裝置如圖 2.5 所示；第二篇的室內試驗是將兩個相同的裂隙樣本串聯於流體流動裝置中，觀察延伸樣本裂隙長度後的滲透率變化，本試驗裝置亦可測量多組裂隙樣本的滲透率演變，試驗裝置如圖 2.6 所示；第三篇的室內試驗裝置設計，主要是模擬碳酸鹽類礦物之含水層對二氧化碳注入的影響，進一步證明二氧化碳封存的長期安全性及有效性。因此將流體輸入端加裝一個二氧化碳高壓瓶，進而模擬二氧化碳注入地層裂隙時的變化，裝置如圖 2.7 所示。

(4) 「Permeability Evolution of Carbonate Fractures: Competition between Stress and Reactivity.」。

McGuire(2012)論文附錄中收錄了這一篇研究，McGuire 在這篇研究中為共同作者，主要擔任的工作為協助實驗設計及資料分析。本文獻已收錄於去年研究之第四章「坑道處置化學環境之水力-力學耦合案例分析」，研析成果詳見前期研究報告(原能會物管局，2022)。針對此文獻使用之模型部分，模型示意圖如圖 2.8 所示，即代表性基本體積(representative elemental volume, REV)，其中 e_h 為裂隙之水力內寬； $V_{pore}(t)$ 為 REV 內的孔隙體積； A_{total} 為裂隙的總面積； R_c 為接觸面積比(與圍壓有關之參數)。模型中，孔隙間充滿水溶液，粗糙接觸面接假設含有一層水膜，這些粗糙接觸處的水膜的厚度遠小於孔隙間之厚度。其中，粗糙接觸面之壓溶作用與自由面溶解的反應機制參考 Yasuhara & Elsworth (2004)之研究。

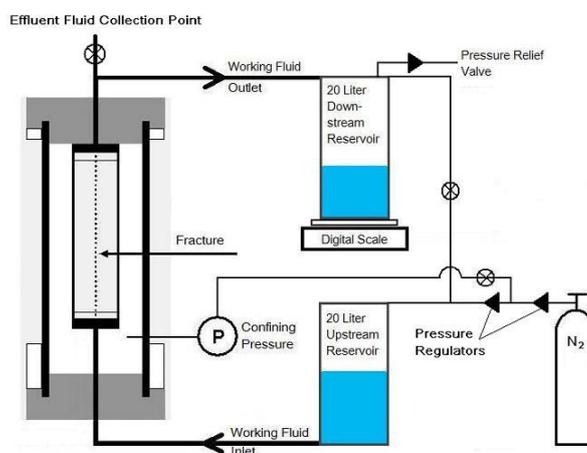


圖 2.5 McGuire 論文第一篇研究之試驗裝置示意圖(McGuire, 2012)

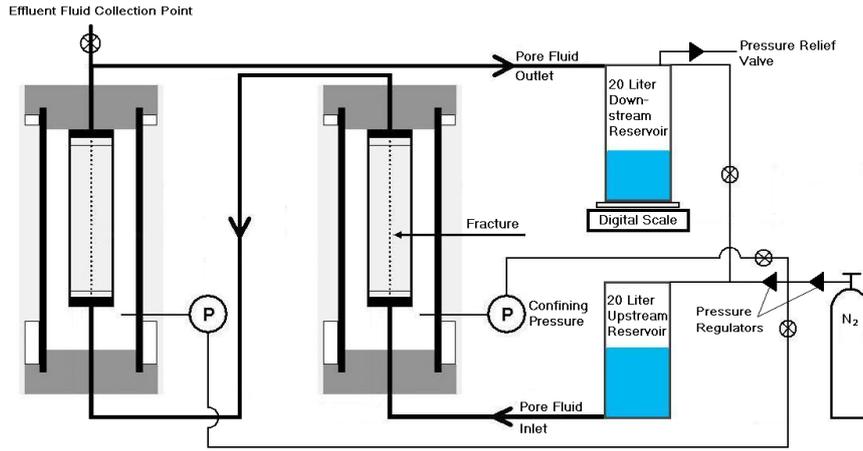


圖 2.6 McGuire 論文第二篇研究之試驗裝置示意圖(McGuire, 2012)

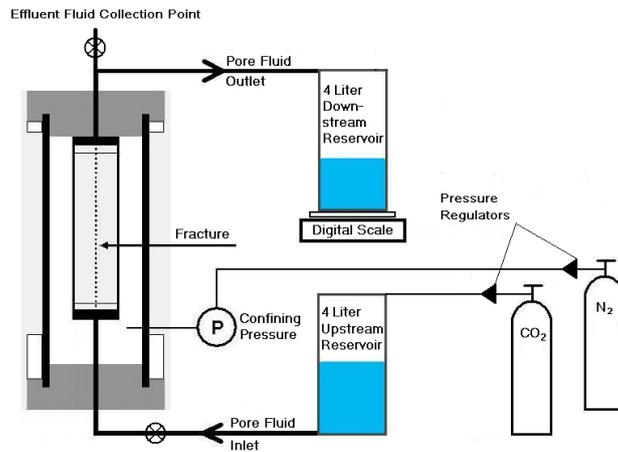


圖 2.7 McGuire 論文第三篇研究之試驗裝置示意圖(McGuire, 2012)

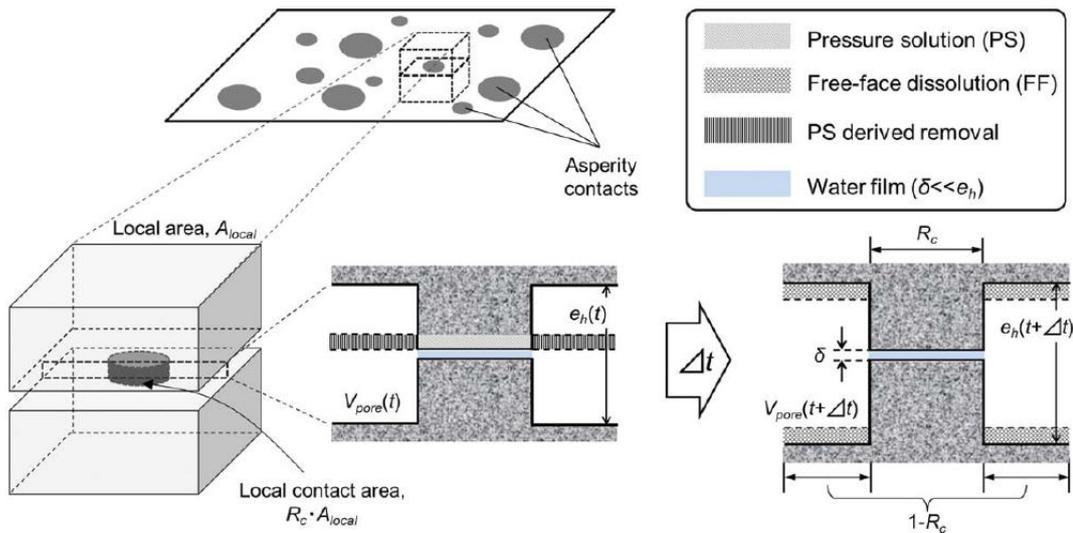


圖 2.8 REV 模型示意圖(Ishibashi 等人, 2013)

第三章岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬方法探討

前期研究已發現，能使裂隙滲透率產生強烈影響的機制為壓溶作用，當礦物在應力接觸處溶解時，這些溶解的碎屑會沿著裂隙一層薄薄的水膜移動，並沉積在裂隙表面的其他地方，其中，壓溶作用影響的程度會受到壓力、岩體中的礦物及其所遭遇之水溶液環境而有不同程度的影響。許多研究中也證實(申林方等人, 2010; Ishibashi 等人, 2013; McGuire 等人, 2013; Feng & Ding, 2011)，壓溶作用會導致滲透率下降。另一種機制為自由面溶解，當裂隙之自由面溶解時可能造成滲透率上升(Ishibashi 等人, 2013; McGuire 等人, 2013; Khan 等人, 2022)。前人的研究中，已經開發許多理論模型來描述這種可能發生在破裂中的現象，例如前一章所彙整之文獻，包含 Yasuhara 等人(2003)首先提出一個力學模型來描述多孔介質的壓實現象；而後，Yasuhara & Elsworth (2004)參考 Yasuhara 等人(2003)之模型，進一步提出描述岩石中受應力及溶解導致的裂隙開口閉合的模型；Liu 等人(2006)參考 Yasuhara & Elsworth (2004)所提出之壓溶作用與自由面溶解等機制，開發完全耦合的水力-力學-化學(HMC)模型，模擬現地條件下石灰岩裂隙內發生的滲透率變化；Ishibashi 等人(2013)提出之代表性基本體積(REV)模型，其中粗糙接觸面之壓溶作用與自由面溶解的反應機制亦是參考 Yasuhara & Elsworth (2004)之研究。因此，本章依據前章彙整之不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬相關文獻，進一步針對其模擬方法進行整理與研析，以瞭解不同理論與方法的優缺點。

本章 3.1 節首先針對數值模擬中，對於不同化學環境下水力-力學耦合相關的機制進行說明，包含粗糙接觸處的受應力作用導致溶解、溶解後溶質擴散、溶質擴散後於裂隙表面沉澱及自由面表面溶解機制等，這些機制為彙整 Yasuhara 等人(2003)、Yasuhara & Elsworth (2004)及 Yasuhara 等人(2006)之研究結果。接著，3.2 節根據不同研究中所提出的裂隙幾何模型及其模擬計算步驟進行彙整，其中包含 Yasuhara 等人(2006)、Liu 等人(2006)及 McGuire 等人(2013)的研究中所提出之模型及計算步驟。相關內容如下。

3.1 不同化學環境下水力-力學耦合之數值模擬機制

本節中討論之不同化學環境下水力-力學耦合之數值模擬機制，主要是彙整 Yasuhara 等人(2003)、Yasuhara & Elsworth (2004)及 Yasuhara 等人(2006)所研究之結果，包含粗糙接觸處之受應力作用導致溶解、裂隙表面溶解後之擴散、裂隙表面溶解與擴散後之沉澱及自由面溶解等機制。上述研究中，並非所有內容皆與本研究有直接相關，而是透過其提出的理論模型，依研究主題需求逐步修改。Yasuhara 等人(2003)提出多孔介質的壓實現象之模型，模型中顆粒間壓溶作用機制運用至 Yasuhara & Elsworth (2004)之研究，將兩裂隙表面之粗糙接觸處間的關係假設為兩顆粒間壓溶作用；之後，Yasuhara 等人(2006)將這模型運用至模擬室內試驗的研究案例中。相關彙整如下。

3.1.1 粗糙接觸處的壓溶作用機制

壓溶作用包括受壓處的溶解、溶解的物質沿受壓處之界面的一層水膜進行擴散，然後透過流體沉澱到裂隙之自由面壁面的一系列過程。首先，第一步為透過作用於粗糙接觸處的應力導致溶解，並由粗糙接觸處的溶解提供質量來源，這些被溶出的物質透過沿粗糙接觸處之間的一層水膜進行擴散。接著，粗糙接觸處因溶出之物質被帶離後，並受應力影響再次被壓實，壓實的速率受粗糙接觸處界面的擴散作用及擴散路徑的影響。

由於壓溶作用導致多孔介質壓實行爲(示意圖請參考圖 2.1)，顆粒接觸處溶解引起的應變率(strain rate)，類似於裂隙中的粗糙接觸處，可定義為(Revil, 1999；修改自 Raj, 1982)：

$$\dot{\epsilon}_{diss} = \frac{3V_m k_+}{RTd} (-\Delta\mu) \quad (3-1)$$

其中 $\dot{\epsilon}_{diss}$ 為應變率， V_m 是莫耳體積(Molar volume)， k_+ 是溶解速率常數， R 是氣體常數， T 是系統的溫度， d 為粗糙接觸處顆粒的直徑， μ 為裂隙中接觸處壓溶作用部位與應力較小之自由面之間的化學位能差(chemical potential difference)，為驅動壓溶作用的動力(受熱力學規定為負號，即 $\mu = \mu_{last} = -\mu_{initial}$)，應用非靜水壓(Non-hydrostatic) 及非平衡態熱力學(Non-equilibrium thermodynamics)，因此受應力作用之接觸處的化學勢 μ 可定義為(Heidug, 1995)：

$$\mu = (\sigma_a + p)V_m + f - 2H\gamma \cdot V_m \quad (3-2)$$

其中 σ_a 是分離壓力(disjoining pressure)，即作用於接觸處的壓力超過靜態孔隙水壓(hydrostatic pore pressure)的量， p 為孔隙壓力， f 是莫耳亥姆霍茲自由能(molar Helmholtz free energy)，此參數可能包含彈性及塑性應變能。等式右側的最後一項(即 $2H\gamma \cdot V_m$)表示接觸處的表面能，其中 H 是固態-液態界面的平均局部曲率(mean local curvature)， γ 是比界面能(specific interfacial energy)。由於作用在裂隙之自由面壁面上的壓力是孔隙壓力，因此溶質的化學位能差 $\Delta\mu$ 如下：

$$-\Delta\mu = \sigma_a V_m + \Delta f - 2H\gamma \cdot V_m \quad (3-3)$$

其中 Δf 是受應力作用的粗糙接觸處及自由面壁面之間的莫耳亥姆霍茲自由能差。為了簡化模型計算，假設模型處於單軸壓縮條件下，且粗糙接觸處的應力不隨界面中的位置而變化，因此，分離壓力 σ_a 可表示如下：

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{eff}}{R_c} \quad (3-4)$$

其中 σ_{eff} 為有效應力， $R_c(0 < R_c < 1)$ 為接觸面積與垂直於施加應力的最大橫截面積之比。當系統達到熱力學平衡時，化學位能差將為零(即 $-\Delta\mu = 0$)，施加在接觸區域的應力 σ_a 將達到臨界應力 σ_c 。因此，根據方程式(3-3)及(3-4)得出方程式(3-5)：

$$\sigma_a^{eq} = \sigma_c = \frac{\sigma_{eff}}{R_c^{eq}} = 2\gamma H^{eq} - \frac{\Delta f^{eq}}{V_m} \quad (3-5)$$

其中上標 eq 表示每一項的平衡條件。將方程式(3-5)代入方程式(3-3)的化學式關係中，得到：

$$-\Delta\mu \approx (\sigma_a - \sigma_c) \cdot V_m \quad (3-6)$$

並為啟動壓溶作用機制提供臨界應力 σ_c ，代入方程式(3-1)，粗糙接觸處溶解產生的壓實應變率如方程式(3-7)，臨界應力之適當性(即方程式(3-7)的有效性)由實驗數據支持(Elias & Hajash, 1992; Dewers & Hajash, 1995)：

$$\dot{\epsilon}_{diss} = \frac{3V_m^2 k_+}{RTd} (\sigma_a - \sigma_c) \quad (3-7)$$

定義質量再分佈時，將溶解質量通量 dM_{diss}^{PS}/dt 與應變率相關聯，應變率方程式 $\dot{\epsilon}_{diss}$ 表示為 $\dot{\epsilon}_{diss} = (1/V)dV/dt$ ，其中 V 為體積。在一維情況下，應變率可定義為：

$$\dot{\epsilon}_{diss} = \frac{1}{d} \frac{\Delta d}{\Delta t} \quad (3-8)$$

使用溶解質量通量 dM_{diss}^{PS}/dt ， $\Delta d/\Delta t$ 可表示為：

$$\frac{\Delta d}{\Delta t} \approx \frac{dM_{diss}^{PS}}{dt} \cdot \frac{1}{\rho_g} \cdot \frac{1}{(\pi/4)d_c^2} \quad (3-9)$$

其中 ρ_g 為顆粒密度， d_c 為接觸處的直徑， $(\pi/4)d_c^2$ 項表示受壓界面處的接觸面積。透過方程式 (3-7) 至 (3-9) 得知溶解質量通量 dM_{diss}^{PS}/dt 如下：

$$\frac{dM_{diss}^{PS}}{dt} = \frac{3\pi V_m^2 (\sigma_a - \sigma_c) k_+ \rho_g d_c^2}{4RT} \quad (3-10)$$

3.1.2 裂隙表面溶解後之擴散機制

當裂隙表面溶出之物質轉移到溶液中，這些被溶出的物質透過擴散從粗糙接觸處轉移到孔隙中。穩定狀態的條件下，溶質的擴散可由菲克第一定律 (Fick's first law) 進行描述：

$$J = -D_b \frac{dC}{dx} \quad (3-11)$$

其中 J 是溶質的通量， D_b 是擴散係數， dC/dx 是濃度梯度。根據方程式 (3-11)，半徑為 r 的圓形接觸區之擴散的質量通量 J_m 可寫為：

$$J_m = -2\pi r \omega D_b \left(\frac{dC}{dx} \right)_{x=r} \quad (3-12)$$

其中 ω 為粗糙接觸處之界面處的水膜厚度， $2\pi r \omega$ 表示當 $x=r$ 時，溶液擴散時通過的面積。在 $a \leq x \leq d_c/2$ 範圍內對方程式 (3-12) 進行積分，擴散的質量通量，即溶質從粗糙接觸面之界面帶離的速率，方程式為：

$$J_m = \frac{dM_{diff}}{dt} = \frac{2\pi \omega D_b}{\ln(d_c/2a)} (C_{int} - C_{pore}) \quad (3-13)$$

其中 dM_{diff}/dt 是擴散的質量通量， $(C_{int})_{x=a}$ 及 $(C_{pore})_{x=d_c/2}$ 分別是粗糙接觸處界面及自由面間的空間濃度。

3.1.3 裂隙表面溶解後之沉澱機制

粗糙接觸處表面溶解出的溶質，被帶離粗糙接觸面並傳輸到相鄰自由面之孔隙空間中，可能沉澱於自由面的孔隙壁上。透過 Canals & Meunier (1995) 及 Renard 等人 (1997) 使用石英的沉澱速率常數來描述溶質沉澱到孔隙的自由面，可寫為：

$$\frac{dC_{pore}}{dt} = \frac{A}{M} k_- (C_{pore} - C_{eq}) \quad (3-14)$$

其中 A 為顆粒相對表面積， M 為流體的相對質量，是由 Rimstidt & Barnes(1980)定義的無因次參數， C_{pore} 是自由面間之孔隙流體溶質的濃度， k_- 是溶解物的沉澱速率常數，可從實驗室研究中獲得(例如 Rimstidt & Barnes, 1980; Bird 等人, 1986)， C_{eq} 是溶解物的溶解度(例如 Fournier & Potter, 1982; Ragnarsdóttir & Walther, 1983)。沉澱的質量通量，即溶質從自由面之間的孔隙空間沉澱到自由面表面的速率，如下：

$$\frac{dM_{pore}}{dt} = V_p \frac{A}{M} k_- (C_{pore} - C_{eq}) \quad (3-15)$$

其中 dM_{pore}/dt 是沉澱質量通量， V_p 是孔隙體積。

3.1.4 自由面溶解機制

最後一個部分，自由面溶解機制與 3.1.3 節中之沉澱機制被量化為質量通量(即 dM_{diss}^{FF}/dt 及 dM_{pore}/dt)，透過溶解及沉澱速率常數，以及自由面之間的孔隙空間中的流體質量濃度與平衡濃度之間的差異進行定義，將方程式(3-14)修改並參考 Dreybrodt & Buhmann (1991) 及 Palmer (1991)研究，可寫為：

$$\frac{dM_{diss}^{FF}}{dt} = k_+ A_{pore} \rho_g V_m \left(1 - \frac{C_{pore}}{C_{eq}}\right)^n \quad (3-16)$$

$$\frac{dM_{pore}}{dt} = k_- A_{pore} \rho_g V_m \left(\frac{C_{pore}}{C_{eq}} - 1\right)^n \quad (3-17)$$

其中 A_{pore} 為裂隙間之空隙面積， n 表示反應級數，此值受控於實驗之過程，例如 Dreybrodt (1998)的研究中， Ca 的反應級數大致為一級，且反應級數隨著流體接近飽和而增加。

3.2 裂隙之幾何模型及計算步驟

Yasuhara 等人(2006)及 Liu 等人(2006)之研究中，皆以 Yasuhara 等人(2003)、Yasuhara & Elsworth (2004)所提出的壓溶作用、擴散、沉澱及自由面溶解等機制作為後續模擬研究之基礎，但此兩篇文獻中，針對幾何模型及計算步驟上有不一樣的假設，因此，本節針對此兩篇研究

提出模型的幾何形狀及其分別的計算步驟進行說明。除此之外，本研究也蒐整 McGuire 等人 (2013) 的研究模型，相關說明如下。

3.2.1 Yasuhara 等人於 2006 研究之模型及計算步驟

1. 幾何模型

Yasuhara 等人(2006)研究中所假設的裂隙模型如圖 3.1(左)所示，單個裂隙被理想化為受粗糙接觸面支撐而分開的兩個粗糙表面，黑色區域為粗糙接觸處，並假設等於整體的局部接觸面積 A_c^l 與總破裂面積 A_t^l 的比率。平均接觸面積比 R_c 可透過定義接觸面積 A_c^l 來確定。裂隙由數個網格組成，圖 3.1(右)為一個網格內的接觸處 A_c^l ，其中，假設接觸區為直徑 d_c 之圓形接觸面，方程式如下：

$$R_c = \frac{A_c^l}{A_t^l} = \frac{A_c^l}{A_t^l} \quad (3-18)$$

網格內，局部接觸區域 A_c^l 的接觸直徑 d_c 定義為：

$$d_c = \sqrt{\frac{4A_c^l}{\pi}} \quad (3-19)$$

對於單軸加壓，法向的力作用在獨立網格內產生施加在接觸區的應力 σ_a 可表示為：

$$\sigma_{eff} \cdot A_t^l = \sigma_a \cdot A_c^l \quad \Rightarrow \sigma_a = \frac{\sigma_{eff}}{R_c} \quad (3-20)$$

其中 σ_{eff} 是平均有效應力。

裂隙表面壓溶作用及自由面溶解的相互作用過程改變裂隙表面之幾何形狀，裂隙之開口寬及接觸面積之間的關係可以定義單一網格內的裂隙開口寬及接觸面積比。Yasuhara 等人(2004)透過輪廓法量化裂隙獲得裂隙之開口寬與接觸面積比之間的關係，並獲得迴歸曲線如下：

$$\langle b \rangle = b_r + (b_0 - b_r) \cdot \exp(-(R_c - R_{c0})/a) \quad (3-21)$$

其中 $\langle b \rangle$ 、 b_r 及 b_0 分別是平均力學內寬、殘餘內寬及初始內寬， R_c 是接觸面積比， a 是常數。此方程式用於描述裂隙接觸面積及內寬之間的關係，以計算壓溶作用及自由面溶解產生裂隙閉合及張開的現象。

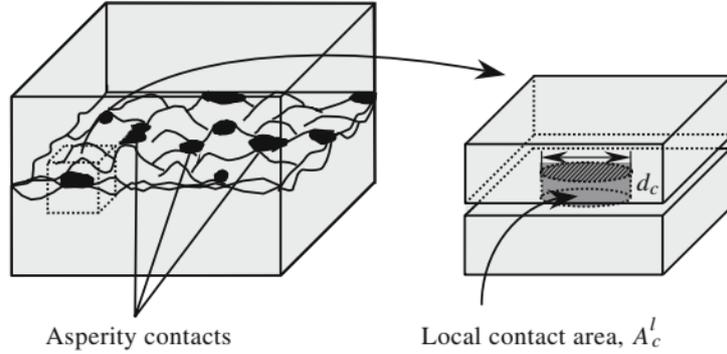


圖 3.1 裂隙粗糙接觸處之理想化模型 (Yasuhara 等人, 2006)

2. 計算步驟

粗糙接觸處受壓溶作用溶解並沿接觸處界面之水膜進行擴散、自由面溶解及沉澱之整體過程進行組合，以定義裂隙開口寬隨時間變化之過程。過程如下：

- (1) 初始條件下，將單一網格之裂隙的初始內寬施加有效應力，接觸區域之壓溶作用、擴散、自由面溶解及沉澱同時分別由方程式(3-10)、(3-13)、(3-16)及(3-17)進行評估。物理定義上，由方程式(3-10)評估得到的溶解物質提供給粗糙接觸面之界面，並且透過擴散沿著界面傳遞，如方程式(3-13)。因此，整體裂隙中從接觸處進行擴散的溶質體積可表示為：

$$V_t^C = \sum_{\Delta t} \left(\frac{dM_{diff}}{dt} \right) \frac{\Delta t}{\rho_g} \quad (3-22)$$

- (2) 從接觸區域帶離的溶質計算如下：

$$dV_t^C = WLR_c \left(-\frac{d\langle b \rangle}{1-R_c} \right) \quad (3-23)$$

其中 W 及 L 分別是樣本的寬度及長度， $-d\langle b \rangle / (1-R_c)$ 表示給定時間之位移變化。

- (3) 從接觸區域移除的累積體積可以透過方程式(3-22)對接觸面積比進行積分，如下：

$$V_t^C = WL \int_{R_{c0}}^{R_{c1}} \frac{R_c}{1-R_c} \frac{d\langle b \rangle}{dR_c} dR_c \quad (3-24)$$

(4) 將(3-22)代入方程式(3-21)更新接觸面積比，並使用方程式(3-20)計算平均裂隙開口寬，如下：

$$\langle b \rangle_c | _t = 10.0 + 13.5 \exp(-(R_c | _t - R_{c0})/6.5) \quad (3-25)$$

其中 $\langle b \rangle_c | _t$ 為由粗糙接觸處受溶解及擴散作用後更新的裂隙開口寬，其中不包括自由面溶解及沉澱的貢獻。

(5) 從裂隙之自由面壁面溶解或沉澱的溶質體積 V_t^F 如下：

$$V_t^F = \langle b \rangle_F | _t \cdot WL \quad (3-26)$$

其中 $\langle b \rangle_F | _t$ 表示由於自由面溶解或沉澱導致的開口寬變化。在此假設自由面的溶解及沈澱過程對接觸面積比及位移的變化無貢獻，僅改變裂隙間之空隙的體積。

(6) 最後，考慮壓溶作用、擴散、自由面溶解及沉澱整個過程的平均裂隙開口寬如下：

$$\langle b \rangle | _t = \langle b \rangle_c | _t + \langle b \rangle_F | _t \quad (3-27)$$

裂隙壁面的淨溶解使孔隙擴大與粗糙接觸處縮短及裂隙壁面的沉澱引起的閉合相互競爭，其關係圖如圖 3.2。這種在自由表面上的沉澱或溶解是由孔隙流體溶液及該流體的平衡濃度之間的相對濃度差所控制(方程式(3-16) 及(3-17))。

(7) 重複以上步驟，進一步觀察裂隙空隙中溶解濃度以及開口寬的變化。

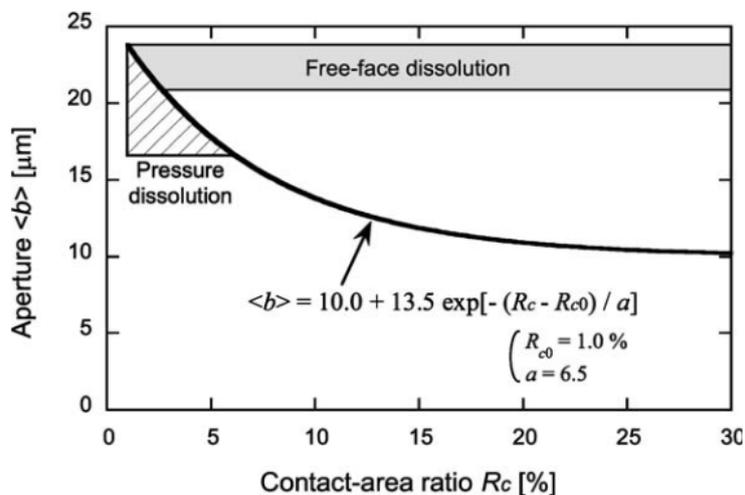


圖 3.2 開口寬與接觸面積比之間的關係(Yasuhara 等人，2006)

3.2.2 Liu 等人於 2006 研究之模型及計算步驟

1. 幾何模型

假設裂隙可表示為一系列由粗糙接觸處分隔的孔隙，如圖 3.3(a)所示。裂隙剖面透過四個幾何參數進行特徵化如圖 3.3(b)，包含孔隙的高度 h_f 、孔隙壁的傾斜角 θ 、孔隙的水平長度 l_f 及分隔相鄰孔隙的接觸區域的水平長度 l_c 。這些參數將隨著粗糙接觸面及孔隙表面的溶解或沉澱而變化。接觸處的溶解導致的寬度變化 G_a ，及由於孔隙表面溶解導致的寬度變化 G_f 。Liu 等人(2006)的研究中將方程式(3-10)及(3-13)修改為 G_a 及 G_f ，如下：

$$\frac{dG_a}{dt} = \alpha(\sigma_{eff} - \sigma_c)^\beta \quad (3-28)$$

$$\frac{dG_f}{dt} = \gamma \quad (3-29)$$

其中 α 及 β 為常數， σ_{eff} 為接觸處平均有效應力， β 為粗糙接觸處的微破裂量單位， γ 為 $k_+ V_m$ ，Liu 等人(2006)假設為常數。

假設孔隙表面均勻的去除質量，孔隙壁傾角將保持恆定 θ ，孔隙受溶解而高度與長度增加可由 Δh_f 及 Δl_c 定義，如圖 3.3(c)及圖 3.3(d)所示。孔隙高度及孔隙壁後退的變化相關：

$$\Delta h_f = G_a - \frac{G_f}{\cos \theta} \quad (3-30)$$

$$\Delta l_c = \frac{G_a}{\tan \theta} - \frac{G_f}{\sin \theta} \quad (3-31)$$

溶解過程中，孔隙的大小可能會增加、減小或保持不變，孔隙大小受控於 Δh_f 及 Δl_c ，這兩個值主要取決於溶解的速度，即孔壁處或在粗糙接觸處上的溶解。

(1) 自由面溶解

對於自由面溶解，將 $G_a=0$ 代入方程式(3-30) 及(3-31)得到

$$\Delta h_f = -\frac{G_f}{\cos \theta} \quad (3-32)$$

$$\Delta l_c = -\frac{G_f}{\sin \theta} \quad (3-33)$$

上述方程式中， Δh_f 及 Δl_c 皆小於零，顯示開口寬隨著自由面溶解而增加。

(2) 壓溶作用

對於壓溶作用，將 $G_f = 0$ 代入方程式(3-30) 及(3-31)得到

$$\Delta h_f = G_a \quad (3-34)$$

$$\Delta l_c = \frac{G_a}{\tan \theta} \quad (3-35)$$

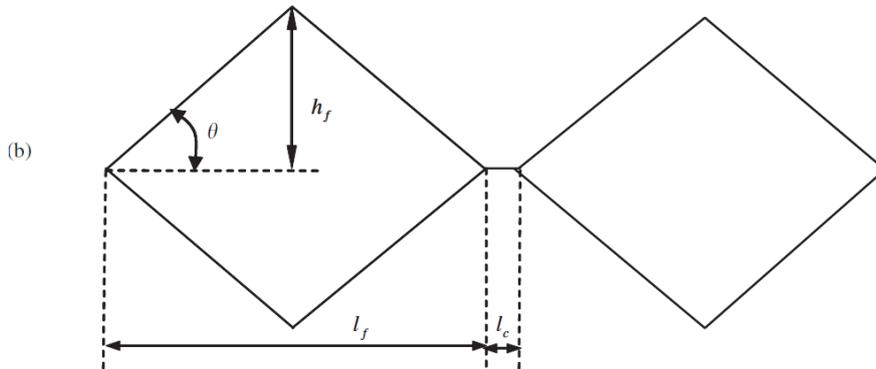
上述方程式中， Δh_f 及 Δl_c 都大於零，表明開口寬隨著壓溶作用而減小。

(3) 混合溶解

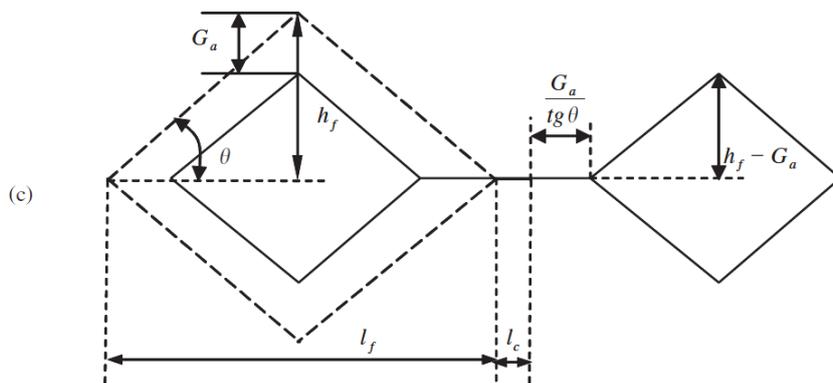
對於大多數情況，溶解是自由面溶解及壓溶作用的組合，即 $G_a \neq 0$ 、 $G_f \neq 0$ 在這些情況下，開口寬是增大、減小還是保持不變將取決於 Δh_f 及 Δl_c 的值。如果 $\Delta h_f = 0$ 且 $\Delta l_c = 0$ ，即 $G_a = G_f / \cos \theta$ ，則開口寬將保持不變。如果 $\Delta h_f < 0$ 且 $\Delta l_c < 0$ ，即 $G_a < (G_f / \cos \theta)$ ，開口寬會增大。Liu 等人(2006)的研究中，定義不同尺寸開口寬的裂隙，並依據破裂面的表面形狀進行不同尺寸裂隙的排列，由於裂隙大小分佈不均勻，裂隙可能在不同位置優先被張開。假設 $\Delta h_f > 0$ 且 $\Delta l_c < 0$ ，i.e. $G_a > (G_f / \cos \theta)$ ，開口寬將減小，並最終可能導致裂隙的開口閉合。由於裂隙或裂隙幾何形狀的初始狀態是非均勻分佈，可能優先發生閉合。對於裂隙處於自由面溶解及壓溶作用兩者效應相近的情況下，流動通道將保持不變，且不會因此改變流體的流動通道。對於裂隙閉合(壓溶作用佔優勢)或打開(自由面溶解佔優勢)的兩種情況，流動通道將分別變小或變大，進一步改變裂隙的流場。假設流速為恆定，則壓力差便能因此增加或減小，而由於裂隙幾何形狀不均勻，在混合溶解情況下，便可能形成優先流動路徑。



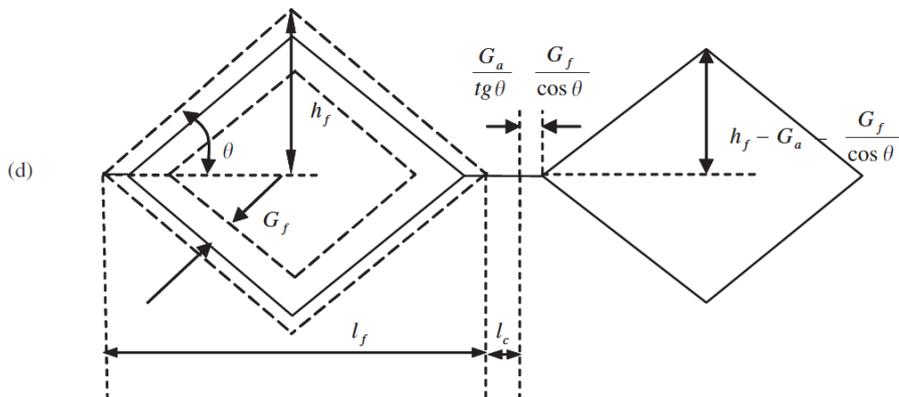
(a) 裂隙剖面的幾何模型示意圖



(b) 圖(a)中圓圈處之裂隙剖面特徵化



(c) 壓溶作用改變的裂隙剖面



(d) 受自由面溶解改變的裂隙剖面

圖 3.3 岩石裂隙剖面模型及其因壓溶作用及自由面溶解而變化之示意圖(Liu 等人，2006)

2. 全耦合 HMC 模型

(1) 初始破裂模型

為了模擬初始幾何形狀為非均勻分布的裂隙，裂隙剖面被簡化為兩個不同開口寬的群體，分別為 l_{f1} 及 l_{f2} 及 h_{f1} 及 h_{f2} ，如圖 3.3(a)所示，裂隙具有相同的裂隙壁面的傾角 θ 。基於觀察到裂隙幾何形狀，將小尺寸的裂隙位於包含較大裂隙的兩側。小裂隙總寬度與樣本直徑之比 r_{l1} 定義為 $r_{l1}=W_1/W$ ，其中 W_1 是小裂隙總寬度， W 是樣本直徑。幾何參數 h_{f1} 、 l_{f1} 及 l_{c1} 代表小尺寸裂隙， h_{f2} 、 l_{f2} 及 l_{c2} 代表大尺寸裂隙。關係式如下：

$$r_h = \frac{h_{f2}}{h_{f1}} = \frac{l_{f2}}{l_{f1}} = \frac{l_{c2}}{l_{c1}} \quad (3-36)$$

在此條件下，接觸面積比定義為：

$$r_a = \frac{l_{c1}}{l_1} r_{l1} + \frac{l_{c1}}{l_1} (1 - r_{l1}) \quad (3-37)$$

(2) 裂隙中的流動

壓差 ΔP 下通過單個恆定截面三角裂隙(圖 3.3(b))的流體通量可以定義為：

$$q = 2 \frac{\Delta P}{12\mu L} \int_0^{(h_f/\tan\theta)} (2x \tan\theta)^3 dx = \frac{4}{\tan\theta} h_f^4 \frac{\Delta P}{12\mu L} \quad (3-38)$$

其中 m 是流體的溫度相關動態粘滯度， L 是樣本的長度， q 是流速， ΔP 是壓力差。每個裂隙寬度 W 的 i 尺寸裂隙的數量定義為：

$$n_i = \frac{W}{l_i} = \frac{W}{(2h_{fi}/\tan\theta) + l_{ci}} \quad (i=1,2) \quad (3-39)$$

因此，具有 i 尺寸裂隙寬度 W 中的流體流量可以定義：

$$q_i = q n_i = (2h_{fi})^3 \frac{h_{fi}}{2l_1 \tan\theta} \frac{\Delta P W}{12\mu L} \quad (3-40)$$

通過所有小尺寸裂隙的流量計算為：

$$Q_1 = q_1 r_{l1} = (2h_{f1})^3 \frac{h_{f1}}{2l_1 \tan\theta} r_{l1} \frac{\Delta P W}{12\mu L} \quad (3-41)$$

通過所有大尺寸裂隙的流量計算為：

$$Q_2 = (2h_{f2})^3 \frac{h_{f2}}{2l_2 \tan \theta} (1 - r_{l1}) \frac{\Delta PW}{12\mu L} \quad (3-42)$$

用等效水力開口寬表示的流量為：

$$Q = \frac{\Delta PW}{12\mu L} \bar{b}^3 \quad (3-43)$$

其中 \bar{b} 是岩石裂隙的等效水力開口寬。總流量是所有的總和，如下：

$$Q = Q_1 + Q_2 \quad (3-44)$$

將方程式(3-41)到(3-42)代入(3-44)得到：

$$\frac{4h_{f1}^4 W r_{l1}}{l_1 \tan \theta} + \frac{4h_{f2}^4 W (1-r_{l1})}{l_2 \tan \theta} = \bar{b}^3 W \quad (3-45)$$

$$h_{f1} = h_{f1}|_{t=0} - \left(G_a - \frac{G_f}{\cos \theta} \right) \quad (3-46)$$

$$h_{f2} = r_h h_{f1}|_{t=0} - \left(G_a - \frac{G_f}{\cos \theta} \right) \quad (3-47)$$

其中 t 是時間。式中破裂的所有幾何參數都是時間的函數。當 $t=0$ s 時，從等式(3-45)可以得到小尺寸裂隙的初始高度 h_{f1}

$$h_{f1}|_{t=0} = \frac{\bar{b}|_{t=0}}{2} \sqrt[3]{4 \frac{l|_{t=0}}{2h_{f1}|_{t=0} / \tan \theta} \frac{1}{r_{l1}|_{t=0} + (1-r_{l1}|_{t=0})r_h^3|_{t=0}}} \quad (3-48)$$

(3) 質量守衡

根據式(3-30) 及(3-31)，一個 i 尺寸裂隙去除礦物體積及其接觸面積可計算為：

$$\Delta V_{removi} = 2 \left(\left(l_{ci} + \frac{G_a}{\tan \theta} \right) G_a + \left(\frac{h_{fi}}{\sin \theta} + \frac{G_f}{\tan \theta} \right) 2G_f - 2F_a \frac{G_f}{\sin \theta} \right) \quad (i=1,2) \quad (3-49)$$

那麼從裂隙表面去除的總體積 V_{remov} 為：

$$V_{remov} = [\Delta V_{remov1} n_1 r_{l1} + \Delta V_{remov2} n_2 (1 - r_{l1})] WL \quad (3-50)$$

其中 ΔV_{remov1} 是從一個小尺寸裂隙及其接觸面積移除的體積， ΔV_{remov2} 是從一個大尺寸裂隙及其接觸面積移除的體積。方程式(3-49) 及(3-50)用於計算溶解過程中去除的質量。

(4) 全耦合方程式

上述過程，包括壓溶作用方程式(3-28)、自由面溶解方程式(3-29)、裂隙中的流體流動方程式(3-45) 及質量守衡方程式(3-50)為一個全耦合系統，為透過粗糙接觸處的壓溶作用及孔隙壁處的自由面溶解的競爭過程完全耦合。壓溶作用及自由面溶解改變裂隙形貌，在每個時間段 Δt 期間，更新的接觸面積、開口寬、有效應力及破裂幾何參數，再代入方程式中求解。全耦合方程式總結如下：

$$\frac{dG_a}{dt} = \alpha(\sigma_{eff} - \sigma_c)^\beta \quad (3-28)$$

$$\frac{dG_f}{dt} = \gamma \quad (3-29)$$

$$\frac{4h_{f1}^4 W r_{l1}}{l_1 \tan \theta} + \frac{4h_{f2}^4 W (1-r_{l1})}{l_2 \tan \theta} = \bar{b}^3 W \quad (3-45)$$

$$V_{remov} = [\Delta V_{remov1} n_1 r_{l1} + \Delta V_{remov2} n_2 (1 - r_{l1})] WL \quad (3-50)$$

3.2.3 McGuire 等人於 2013 研究之模型

本節整理 McGuire 等人(2013)所提出的模型。裂隙粗糙度、環境應力、流體流速及流體化學特性的不同條件下，主要觀察裂隙之水力內寬的變化及流出流體的濃度。模型的主要特徵如圖 2.4 所示，上圖為施加應力前破裂面剖面及單個粗糙接觸處之半球模型；下圖(中)為施加應力後之破裂面剖面；下圖(左)為自由面溶解及其對自由面表面退後之控制方程式及示意圖；下圖(右)為受到應力導致應力腐蝕破裂、擴散之粗糙接觸區。其中，一維裂隙之水力內寬變化速度由自由面溶解(\dot{b}_{FF})、應力腐蝕破裂及擴散(\dot{b}_{SCC})(Timms 等人，2010)所控制。

1. 礦物傳質機制

裂隙表面的主要質量傳輸機制是透過裂隙粗糙接觸處的擴散及孔隙間之平流流動所控制。裂隙壁到裂隙內寬中心(在 $r_d=b^2$ 處)的流速剖面由方程式(3-51)定義，其中 V 是局部流體速度， r_d 是距溶解壁的距離， V_a 是整個裂隙內寬的平均流速， b 是有效水力內寬。

$$V = \frac{8V_a r_d^2}{b^2} \quad (3-51)$$

佩克萊特數(Pe ，Péclet number)是平流與擴散通量的比率，如方程式(3-52)所示，其中 D_d 是溶解礦物的擴散係數。

$$Pe = \frac{V_c r_d}{D_d} \quad (3-52)$$

當佩克萊特數低於 1 的情況下，擴散傳輸作用將大於平流傳輸。因此，將佩克萊特數設置為 1 可以確定臨界局部速度 V_c ，假設低於該速度，擴散將是主要的質量傳輸機制。將方程式(3-51)中的局部速度(V)代入方程式(3-52)中的臨界速度(V_c)，可以在方程式(3-53)中確定臨界裂隙內寬(b_{crit})，其中 L 是樣本(裂隙)的幾何長度， μ 是流體的動態黏度， dP 是樣本上的壓力差。

$$b_{crit} = 2r_d = \sqrt[3]{\frac{12D_d L \mu}{dP}} \quad (3-53)$$

假設在水力內寬小於臨界裂隙水力內寬，擴散將是粗糙接觸處及周圍主要的質量傳輸機制。水力內寬大於臨界值，質量傳輸將受平流所控制。

2. 自由面溶解

當裂隙之水力內寬大於受擴散控制之半內寬兩倍的情況下，礦物質量傳輸機制主要將由自由面溶解所控制。在這區域中，破裂面壁面溶解並被帶離，是由氫離子與裂隙表面之碳酸鹽結合的速率所控制。因此，當氫離子濃度增加(即 pH 值降低)，自由面溶解速率 k_+ 增加。自由面溶解引起的質量通量(\dot{M}_{FF})由方程式(3-54)表示，其中 A 是受自由面溶解之破裂面表面積，自由面溶解以流出的溶液中 Ca 離子濃度(C_{eff}) 及飽和 Ca 離子濃度(C_{sat})表示。裂隙自由面後退速度(\dot{b}_{FF})由時間(t) 及礦物密度(ρ)控制。

$$\dot{M}_{FF} = Ak_+ \frac{(C_{sat} - C_{eff1}/2)}{C_{sat}} \quad (3-54)$$

$$\dot{b}_{FF} = \frac{2k_+t}{\rho} \frac{(C_{sat} - C_{eff1}/2)}{C_{sat}} \quad (3-55)$$

McGuire 等人(2013)的研究中，自由面溶解速率 k_+ 參考以下兩篇之文獻，其一為 Plummer 等人(1978)用於流體 pH 值約 5 至 7 量化結果，其值約為 10^{-8} 至 10^{-6} kg/m²-s。另一篇文獻探討材料實際上的表面積(White & Peterson, 1990)，即 BET 表面積，由圖 3.4 之模型示意圖解釋，BET 表面積為模型中包含凹凸不平的表面的總面積，BET 理論為 Stephen Brunauer、Paul Hugh Emmett 及 Edward Teller 三位科學家於 1938 年提出的理論，該文獻中提到，BET 表面積與廣義表面積(樣本透過幾何方法量測的表面積)之比率約為 1.08 至 15 之間，而 Plummer 等人(1978)提出的自由面溶解速率 k_+ 乘以 7，反應該平均表面積比例的結果。

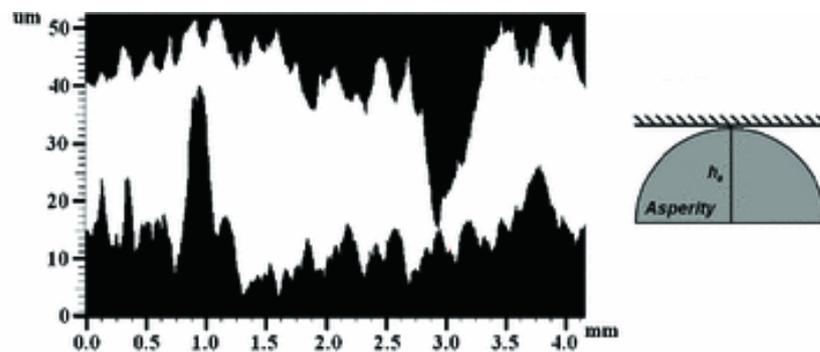


圖 3.4 McGuire 等人提出之模型示意圖(改自 McGuire 等人，2013)

3. 應力腐蝕破裂

在 McGuire 等人(2013)所提出的模型中，假設壓溶作用不會對滲透流體產生顯著的質量通量。因此，McGuire 等人假設應力腐蝕破裂(Stress corrosion cracking, SCC)，是模型中唯一在粗糙接觸處的破壞機制(破裂後受應力壓實)。應力腐蝕破裂受到應力粗糙接觸處的擴散速率影響。假設質量在整個粗糙接觸處上被均勻去除，因此可以在給定的粗糙接觸處上，評估由應力腐蝕破裂引起的擴散質量通量。應力腐蝕破裂之質量去除率(\dot{M}_{SCC})及由此產生的裂隙閉合速度(\dot{b}_{SCC})在方程式(3-56)及(3-57)中定義：

$$\dot{M}_{SCC} = AD_d \frac{(C_{sat} - C_{eff1}/2)}{(R \cos[\sin^{-1}(\frac{h}{h_0})] + r_d)} \quad (3-56)$$

$$\dot{b}_{SCC} = \frac{D_d t}{\rho} \frac{(C_{sat} - C_{eff1}/2)}{(R \cos[\sin^{-1}(\frac{h}{h_0})] + r_d)} \quad (3-57)$$

其中 A 是發生在應力腐蝕裂縫的接觸面積， D_d 是礦物的擴散係數，R 是這些準半球形粗糙接觸處的最大半徑，假定初始高度等於施加壓力前的最大模擬裂隙內寬(h_0)，h 是施加壓力後最大裂隙內寬的高度。

假設水力內寬因應力腐蝕破裂而關閉，流速降低導致流體停留時間延長，粗糙接觸處的擴散長度及流出水溶液中的 Ca 離子濃度都會增加。

4. 整體模型

模型假設由於應力腐蝕破裂，整個裂隙之水力內寬以裂隙閉合速度(\dot{b}_{SCC})成正比的速率閉合，並且該速率受擴散機制所控制。裂隙內的孔隙結構由粗糙度控制，小於臨界裂隙內寬 b_{crit} 的水力內寬，應力腐蝕引起的破裂是裂隙間孔隙變化之唯一機制。同時，大於臨界裂隙內寬 b_{crit} 的水力內寬，自由面溶解會導致裂隙壁面後退，應力腐蝕破裂引起的擴散會導致裂隙閉合。因此，這兩個機制消長將導致整個裂隙之水力內寬隨時間增加或減少。

第四章 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學模擬

研究案例

第二章中，我們整理數篇不同化學環境下水力-力學耦合特性研究，包含室內試驗及數值模擬相關之文獻；第三章根據這些整理的文獻，針對數值模擬的部分進行研析，對於數值模擬理論與方法進行了解；本章進一步針對研究案例進行研析，透過數值模擬結果與實際室內試驗操作所得到之結果進行比對，了解模擬理論與方法之適合性。

本章首先要關注的文獻為 Polak 等人(2004)之研究，該文獻於去年度成果進行部分彙整，研究內容主要針對含有裂隙之石灰岩圓柱岩心樣本進行室內試驗。試驗中，針對樣本進行前 935 小時為地下水，後 555 小時為蒸餾水之流體流通試驗，試驗前後透過 X-ray CT 掃描，進行裂隙之開口變化之觀察。而本年度所蒐整到之文獻中，Yasuhara 等人(2006) 及 Liu 等人(2006) 之研究針對 Polak 等人(2004)之室內試驗的結果進一步透過數值模式進行模擬。透過第三章的研究發現，Yasuhara 等人(2006) 及 Liu 等人(2006)針對壓溶作用、自由面溶解、沉澱等機制，為參考 Yasuhara 等人(2003)及 Yasuhara 等人(2004)之研究。因此，本章分為兩個案例進行研析，4.1 節首先針對 Polak 等人(2004)之研究進行簡要回顧，接著研析 Yasuhara 等人(2006) 及 Liu 等人(2006)兩篇論文的研究案例，根據此兩研究所模擬之結果與 Polak 等人(2004)之室內試驗結果進行比較。4.2 節則研析 McGuire 等人(2013)的研究。最後，4.3 節根據上述之不同案例之模擬結果進行綜合比較。

4.1 案例一

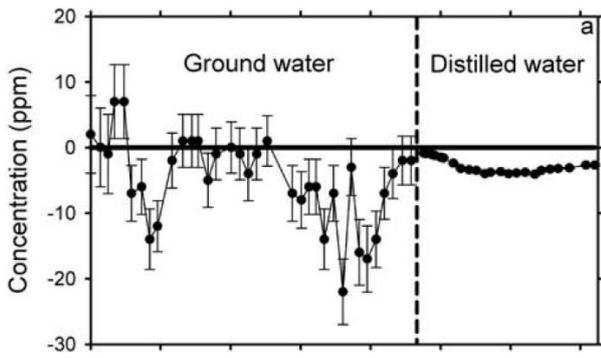
案例一關注 Yasuhara 等人(2006) 及 Liu 等人(2006)兩篇數值模擬之研究，此兩篇研究以 Polak 等人(2004)之室內試驗研究結果為基礎，分別使用不同數值模型進行模擬。因此，本節首先將回顧 Polak 等人(2004)之研究，初步了解其室內試驗之基本設定及試驗結果。接著，分別針對 Yasuhara 等人(2006) 及 Liu 等人(2006)兩篇進行研析，進一步分析其模型假設之優劣，成果如下。

4.1.1 室內試驗結果回顧

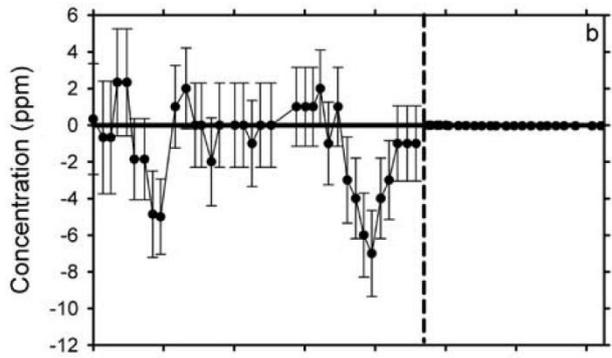
Polak 等人於 2004 年之研究中，試驗目標岩體為美國 Bellefonte 帶有裂隙之圓柱石灰岩岩心樣本。樣本外部用環氧樹脂密封以防止水滲出，並置於 Viton® 套筒內，於工業級 X-ray CT 電腦斷層掃描儀內進行流體流動試驗。整個實驗期間流量為 $2 \text{ cm}^2/\text{min}$ ，總試驗時間為 1500 小時，試驗期間樣本通過兩種不同成分的水依次循環，前 935 小時為地下水，後 555 小時為蒸餾水，試驗前後使用 X-ray CT 掃描儀進行垂直於核心軸之掃描。

試驗結果顯示，Ca 及 Mg 離子濃度(入口減去出口)隨時間的變化如圖 4.1(a)及圖 4.1(b)所示，其中正值代表樣本內沉澱作用大於溶解作用，反之，負值代表樣本內溶解作用大於沉澱作用。試驗第一階段 Ca 及 Mg 的濃度差異分別達到 22 及 7 ppm，試驗開始於前 100 小時內有物質沉澱，並於後續試驗之時間段短暫出現沉澱。溶解的主要階段發生在 500 小時後，此時大量的 Ca 從樣本中被帶出，如圖 4.1(a)所示；隨後於試驗後 700 小時左右開始有少量的 Mg 被移除。實驗初期樣本表面物質被溶液帶走狀況不顯著，但隨時間增加開始增加，出口端之 pH 值隨時間略有增加(圖 4.1(c))，進一步證實樣本中的 Ca 及 Mg 被溶解並被帶離至出口處，使 pH 值增加。而可明確確定裂隙發生顯著質量重新分布的兩個時間為 70-190 小時及 640-890 小時。實驗的第二階段(935-1490 小時)中，僅在出口處檢測到 Ca。

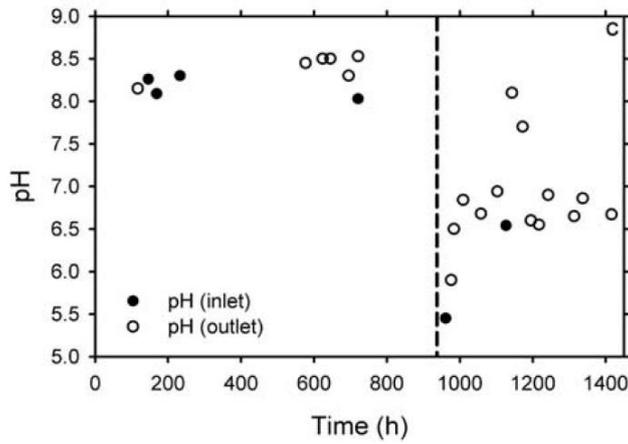
壓力差及滲透率變化的部分，試驗的第一階段(0-935 小時)使用地下水進行試驗，樣本的壓力差從 67 kPa 上升到 172 kPa，水力內寬從 24 mm 減小到 18 mm。試驗的第二階段開始進行蒸餾水的循環，試驗過程觀測到兩種不同的流動行為模式。最初壓力差在 139 小時內從 84 kPa 躍升至 520 kPa，對應於水力內寬從 18 mm 減小到 12 mm(圖 4.2)。隨後在進水成分沒有變化的情況下，壓力在 400 小時內從 520 kPa 急劇下降至 11 kPa，對應的滲透率增加 100 倍，等效水力內寬增加約 4 倍，達到 43 mm。最後的 200 小時內，水力內寬以每小時 0.075 mm 的速度增加。對壓力差的解釋，CT 成像顯示，於樣本兩端狹窄流動通道(wormhole)的發展，可能使這種概念上相當簡單的平行裂隙變的複雜。



(a) Ca 離子濃度隨時間的變化

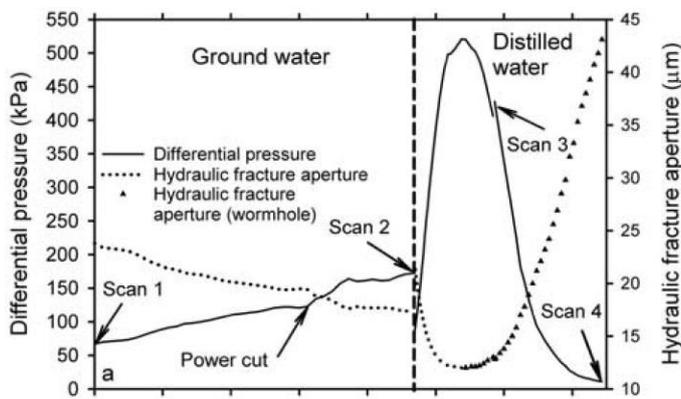


(b) Mg 離子濃度隨時間的變化

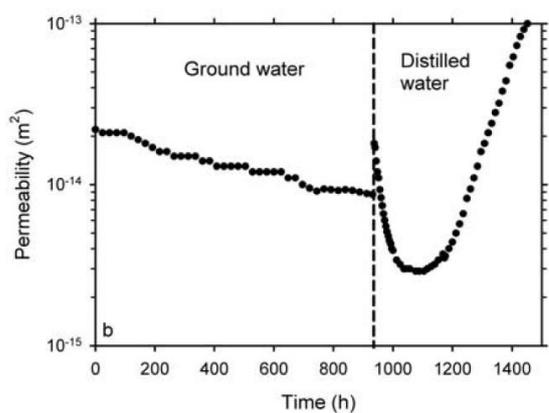


(c) pH 值隨時間的變化

圖 4.1 兩個階段室內試驗之 Ca、Mg 離子及 pH 值隨時間的變化結果(Polak 等人，2004)



(a) 壓力差(實線)及水力內寬(虛線) 隨時間的變化



(b) 滲透率隨時間的變化

圖 4.2 兩個階段室內試驗之壓力差、水力內寬及滲透率的變化(Polak 等人，2004)

4.1.2 Yasuhara 等人(2006)模擬結果

Yasuhara 等人(2006)之模擬方法如 3.2.1 節所述，本節針對參數設定及模擬結果進行討論。

1. 參數設定

Yasuhara 等人(2006)之研究中，模擬 Polak 等人(2004)之室內試驗中觀察到的結果。包含 Mg 及 Ca 離子濃度的變化及平均裂隙開口寬或樣本中壓差的變化。由室內試驗結果可發現，Mg 離子濃度變化很小，檢測結果皆在正負 10 ppm 左右，反之，Ca 離子濃度於第一階段(地下水流通階段)時則變化較大(圖 4.1)。Ca 離子濃度變化可能是導致開口寬變化的主要因素。因此，Yasuhara 等人(2006)參考 Plummer 等人(1978)研究中之方解石溶解的淨速率 R ，如下式：

$$R = k_{+,1}(a_{H^+}) + k_{+,2}(a_{H_2CO_3^*}) + k_{+,3}(a_{H_2O}) - k_-(a_{Ca^{2+}})(a_{HCO_3^-}) \quad (4-1)$$

其中 $k_{+,1}$ 、 $k_{+,2}$ 及 $k_{+,3}$ 是與溫度有關的一階溶解速率常數， k_- 是與溫度及 CO_2 孔隙壓力有關的沉澱速率常數。 a_i 表示第 i 階段的試驗。該等式右邊中的前兩項分別是 H^+ 及 CO_2 的孔隙壓力之整體流體活度函數。擴散係數則參考 Li and Gregory(1974)之研究。透過方解石的解離常數預測 Ca 離子的平衡濃度(Harned and Scholes, 1941; Harnd and Davis, 1943; Jacobson and Langmuir, 1974; Kehew, 2001)，在接近 20 °C 的溫度下，開放系統的 CO_2 孔隙壓力大約為 $10^{-3.5}$ atm(大氣壓力)，pH 值約為 8.15，與 Polak 等人(2004)之室內試驗中，地下水循環期間入口處流體的平均 pH 值相近。

裂隙的參數部分，臨界應力 σ_c 為 20 mPa 時情況下，石灰岩的單軸抗壓強度通常在 10 至 100 mPa 之範圍內。另外，破裂面間之接觸面，其水膜厚度 ω 也是一個不容易預測之參數，厚度取決於施加的應力(例如 Mullis, 1991; Heidug, 1995)，其值約為 10^{-9} m。Yasuhara 等人(2006)研究中，假設厚度 ω 為 4 nm，上述相關參數統整於表 4.1 中。

試驗分為三個階段：第一階段使用地下水進行試驗，試驗時間為第 0 至 932 小時，第二、三階段使用蒸餾水進行試驗，且整個第二、第三階段試驗條件保持不變。第二階段試驗時間為第 932 至 1082 小時，為破裂面達到最小開口寬之前，第三階段試驗時間為 1082 至 1487 小時，為快速的流動通道形成的階段(Polak 等人, 2004)。使用地下水進行

試驗的第一階段，參考 Polak 等人(2004)之室內試驗結果，設定進水口之 Ca 離子濃度接近 Ca 離子在 20°C 及一大氣壓下的平衡溶解度為 40 ppm，第二、第三階段 Ca 離子濃度設置為零。

表 4.1 Yasuhara 等人(2006)之模擬中，參考 Polak 等人(2004)之室內試驗結果所使用的參數

溫度 T(°C)	有效應力 σ_{eff} (MPa)	臨界應力 σ_c (MPa)	擴散路徑寬度 ω (nm)	擴散係數 D_b (m^2s^{-1})	溶解速率常數 K_+ ($\text{mol m}^{-2}\text{s}^{-1}$)	沉澱速率常數 K_- ($\text{mol m}^{-2}\text{s}^{-1}$)	Ca 的溶解度 (ppm)
20	3.0	20.0	4.0	6.93×10^{-10}	1.15×10^{-6}	1.21×10^{-6}	37.4

2. 參數修改

表 4.1 初步設定與 Polak 等人(2004)的試驗兩個主要階段的物理參數量級一致，即使用地下水進行試驗的第一階段及使用蒸餾水進行試驗的第二、第三階段。為了使模擬結果能更吻合試驗結果，進行相關參數調整，三個階段之參數如表 4.2 所示。進水口流體之 Ca 濃度分別設定為 40 及 0 ppm，其對應 pH 值約為 8 之第一階段及 pH 約為 6 之第二、第三階段。沉澱速率常數 k_- 及溶解速率常數 k_+ 的初步設定如表 4.1 所示，在此將溶解速率常數 k_+ 為及沉澱速率常數減少 10^{-2} 倍，以對應 Mg 離子溶解及沉澱速率的影響(Gautelier 等人，1999；Martinez and White，1999；Brown and Glynn，2003)。當循環流體改為蒸餾水時，pH 值降低，因此將反應速率常數增加 200 倍，以對應 H^+ 離子的影響。

裂隙間的接觸面積及空隙面積難以進行準確的量化，Yasuhara 等人(2006)將這兩個參數視為按比例變化之變量，反應速率會隨著接觸面積增加而降低，假設裂隙接觸面積 A_c 隨模擬時間進行自然演變，但裂隙孔隙的表面積 A_{pore} 設置為原空隙面積的 1/200，總面積定義為 A_t ，其中 $A_{\text{pore}} = A_t - A_c$ 。上述選定的參數，Polak 等人(2004)之室內試驗及 Yasuhara 等人(2006)之模擬結果之間的壓力差、開口寬及 Ca 離子濃度變化的比較結果如圖 4.3 所示。其中，黑色實線為 Polak 等人(2004)之室內試驗結果，空心圓點及空心方型之連線分別為 Yasuhara 等人(2006)之數值模擬中，修改參數前及修改參數後之結果。表 4.2 中 Yasuhara 等人(2006)對於模型所設置之參數，其模擬結果準確地與 Polak 等人(2004)的室內試驗第一階段及第二階段結果相吻合，模型也能夠準確的模擬室內試驗中發生在約 1030 小時，原本滲透性降低之趨勢轉換至增加的結果。在 1082-1487 小時之第三階段期間，將裂隙孔隙的表面積從 1/200 增加 60 倍至 60/200，改善擬合的結果。但 Yasuhara 等

人(2006)強調，這是一種臨時性的修改，調整的原因是為了進行反應 Polak 等人(2004)的室內試驗中快速的流動通道的發展。

表 4.2 分析中使用的邊界條件及參數修改

參數	試驗階段		
	I	II	III
進水濃度(Ca) ppm	40	0	0
進水 pH	~8	~6	~6
沉澱速率常數 k_-	$k_-(\text{pH}\sim 8)\times 10^{-2}$	$k_-(\text{pH}\sim 6)\times 10^{-2}$ $k_-(\text{pH}\sim 6) = k_-(\text{pH}\sim 8)\times 200$	$k_-(\text{pH}\sim 6)\times 10^{-2}$ $k_-(\text{pH}\sim 6) = k_-(\text{pH}\sim 8)\times 200$
溶解速率常數 k_+	$K_+(\text{pH}\sim 8)\times 10^{-2}$	$K_+(\text{pH}\sim 6)\times 10^{-2}$ $K_+(\text{pH}\sim 6) = k_+(\text{pH}\sim 8)\times 200$	$K_+(\text{pH}\sim 6)\times 10^{-2}$ $K_+(\text{pH}\sim 6) = k_+(\text{pH}\sim 8)\times 200$
接觸面積 A_c	A_c	A_c	A_c
裂隙孔隙面積 A_{pore}	$(A_t - A_c)\times 1/200$	$(A_t - A_c)\times 1/200$	$(A_t - A_c)\times 1/200$ $(A_t - A_c)\times 1/200 \rightarrow 60/200$

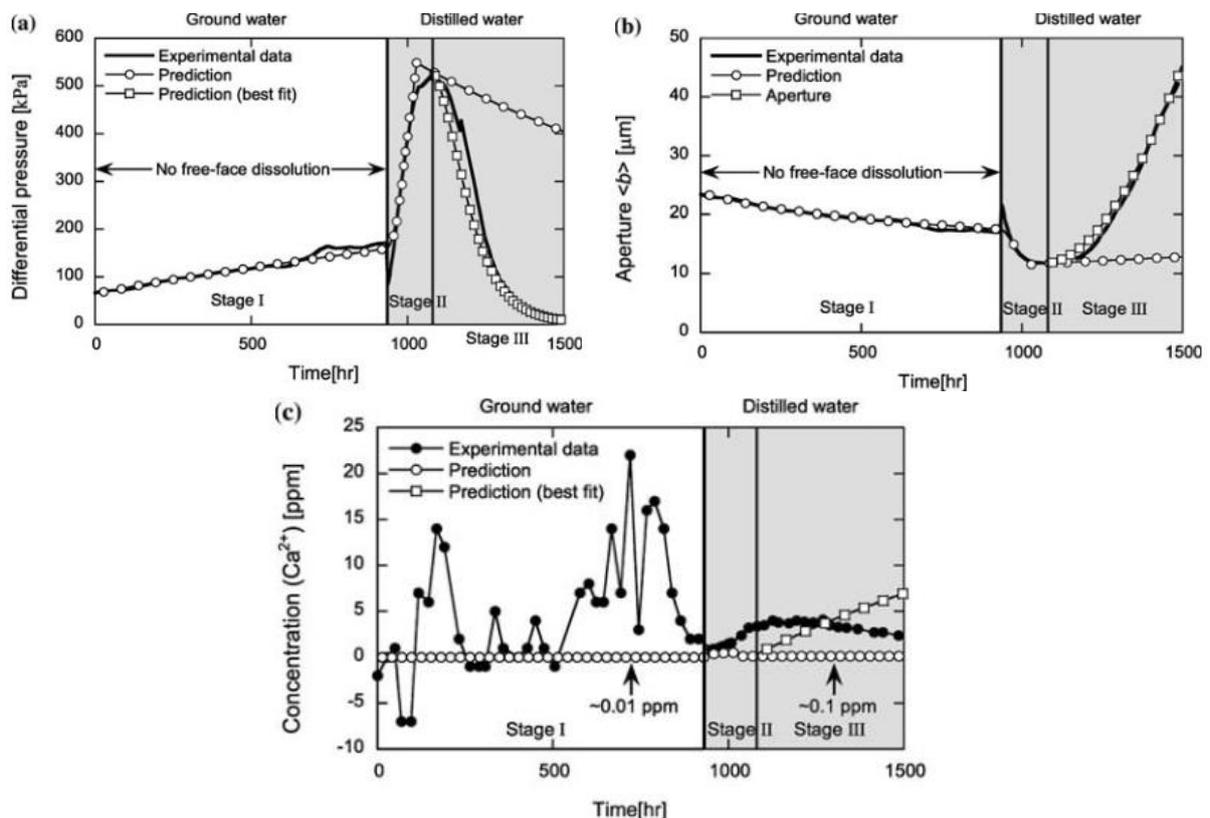


圖 4.3 Polak 等人(2004)的試驗資料與 Yasuhara 等人(2006)模型的模擬結果比較：(a)壓力差、(b) 開口寬變化；(c) Ca 離子濃度(出水口減去入水口)隨時間的變化

2. 模擬結果討論

透過室內試驗了解裂隙開口寬的演變，進而透過數值模型針對裂隙間的變化進行模擬。由 Polak 等人(2004)的試驗中觀察開口寬變化，初始開口寬為 24 μm ，隨著試驗時間推移，開口寬逐漸關閉後自發張開，且未提供新的變數進行觸發。這些結果是由於裂隙粗糙表面壓溶作用或自由面表面溶解之間競爭的結果。圖 4.3 顯示壓力差、開口寬及 Ca 濃度(出水口減去入水口)的模擬結果及室內試驗測量值。模擬結果是使用表 4.1 中的物理參數，但這些參數已先進行修改(表 4.2)。以下依第一階段及第二、第三階段兩個部分進行模擬結果討論。

(1) 第一階段(pH 值約為 8)之模擬結果

Yasuhara 等人(2006)將初始接觸面積設為 1%，其模擬結果之開口寬變化與室內試驗量測結果(Polak 等人，2004)非常吻合。裂隙接觸面積的初始值選定對於裂隙變化不敏感。第一階段(第 0 小時至第 932 小時)結束時，裂隙接觸面積增加約至 5%，開口寬從 24 μm 減小為 18 μm 。

室內試驗測量值及模擬預測值之 Ca 離子濃度變化之比較如圖 4.3(c)所示。模擬預測值的濃度變化(出水口減去入水口)約為 0.01 ppm，由結果可以發現，模擬結果沒有室內試驗測量中大幅的波動(Polak 等人，2004)，歸因於模型中未考慮較大的相對測量誤差及局部快速的溶解。室內試驗測量值之 Ca 離子濃度變化略大於模擬預測值，導致室內試驗之孔隙壁上出現相對應的沉澱，進一步導致裂隙開口寬減小。而數值模擬之開口寬變化僅受壓溶作用所控制。因此，模擬預測濃度與室內試驗測量濃度之間產生些許不吻合的現象，如圖 4.3(b)所示。

第一階段中被帶離破裂面之方解石(CaCO_3)總體積，根據數值模擬的流出水量評估為 0.86 mm^3 ，與根據室內試驗測量的流出資料為 262 mm^3 之結果有著較大差異，如表 4.3 所示。這差異可能是由破裂面表面局部大量溶解引起，其中又以第 70 至第 190 小時及第 640 至第 890 小時期間，由室內試驗量測之濃度記錄中很明顯發現，這種局部大量溶解之現象並且未在模型中考慮。

表 4.3 室內試驗量測及數值模型中估算的方解石(CaCO₃)被帶離破裂面之體積

試驗階段	流水性質	時間(h)	預計體積(mm ³)		預測來源(%)	
					粗糙接觸處	自由面溶解
1	地下水	0-932	262	0.86	100	0
2	蒸餾水	932-1082	33	5.3	58	42
3	蒸餾水	1082-1487	127	176	0	100

(2) 第二、第三階段(pH 值約為 6) 之模擬結果

隨著試驗流體由地下水換至蒸餾水，裂隙閉合開始加速，接觸面積在第 1082 小時增加到約 15%，且有最小的開口寬 12 μm。主要是因為流體之 pH 值的降低，導致壓溶作用增加，因此加速開口寬的閉合，如表 4.2 中明顯提升溶解常數 k_+ 所對應之反應。在第二階段，壓溶作用占主導地位，但隨著裂隙形貌及流動結構改變，主導地位逐漸由壓溶作用轉移到自由面溶解。此轉變被 Yasuhara 等人(2006)標記為第三階段的開始，但試驗變量在整個第二及第三階段不變。隨著自由面溶解在閉合之孔隙中作用，裂隙逐漸打開。圖 4.3(b)顯示開口寬的這種機制切換及滲透率變化，儘管在第三階段模擬(修改孔隙面積前)的開口寬增加速率小於室內試驗觀察到的結果。只有在 1082-1487 小時期間修改孔隙面積時，才能吻合室內試驗觀察到的開口寬增加速率。修改孔隙面積之情況下，模擬的結果與室內試驗測量的有效開口寬從約 12 μm 增加至約 43 μm 的結果非常吻合。

整個第二階段，接觸面積比從約 5%增加至約 15%，按接觸面積比降低接觸應力 σ_a ，並增加接觸面間之擴散長度，這些變化在減慢壓溶作用速率，並進一步使開口寬減小。接著，第三階段之自由面溶解占主導地位，並導致裂隙張開，此轉變發生在約第 1082 小時，即試驗第二階段及第三階段之間的轉變。隨著裂隙在第二階段閉合，模擬預測的 Ca 離子濃度低於室內試驗之測量值。第二階段模擬計算得到 Ca 離子被帶離破裂面之體積為 5.3 mm³，其中 58%從粗糙接觸處帶離，42%從裂隙孔隙帶離，而室內試驗測量 Ca 離子被帶離之體積為 33 mm³，如表 4.3 所示。在第三階段期間，室內試驗量測 Ca 離子被帶離的體積為 127 mm³。這與模擬結果得到的值 176 mm³ 相似，儘管模擬濃度及測量濃度隨時間的趨勢不同。

(3) 不同假設情節之結果

進一步透過流速及循環流體性質變化進行比較，特別是裂隙開口寬及傳輸特性變化。當在地下水之環境時(pH 值約為 8)，自由面溶解對孔隙變化的貢獻度遠小於粗糙接觸處的壓溶作用。當在蒸餾水之環境時(pH 值約為 6)，將加速粗糙接觸處及自由空隙壁的溶解速率。圖 4.4 為模擬流體的流速及性質發生變化時開口寬隨時間變化的比較。三種模擬情境包含(a) 整個模擬期間皆為地下水環境(pH 值約為 8)；(b) 整個模擬期間皆為蒸餾水環境(pH 值約為 6)；(c) 整個模擬期間前半段(第 0 小時至第 932 小時)為地下水環境(pH 值約為 8)，後半段(第 932 小時之後)為蒸餾水環境(pH 值約為 6)。施加的流量部分，三種情境皆分別模擬與室內試驗相同(2 cc/min)、增加一個數量級(20 cc/min) 及減少兩個數量級(0.02 cc/min)之流量進行模擬比較。

模擬全程使用地下水環境(pH 值約為 8)之結果如圖 4.4(a)。此情境裂隙開口寬逐漸減小，與壓溶作用的質量去除速率相比，自由面溶解速率太小，無法對結果產生影響，因此沒有轉換為增加滲透率。壓溶作用受到許多因素影響，隨著粗糙接觸面積增加，粗糙接觸處之平均應力降低，進一步減慢壓溶作用速率。值得注意這種裂隙閉合模式，改變流速對裂隙閉合幾乎沒有影響，因為這個過程的溶解速率完全由應力大小控制。裂隙之開口寬隨著模擬時間逐漸與原始設定環境(即流體前半段為地下水，後半段為蒸餾水)所得到之最小閉合寬度靠近，由於這個開口寬是由閉合應力及臨界應力 σ_c 所控制。

模擬全程使用蒸餾水環境(pH 值約為 6)之結果如圖 4.4(b)所示，這種情境之壓溶作用占優勢轉變為自由面溶解之過程，轉變發生的時間更早。主要是由於 pH 值降低，導致溶解物質沿著粗糙接觸面的擴散也隨之增加。此情節產生的最小開口寬與原始設定環境所獲得的開口寬相同，主要受力學性質(臨界應力 σ_c)所控制。當接近最小開口寬時，流體流速對閉合速率幾乎沒有影響。達到最小開口寬後，裂隙開口寬由自由面溶解速率常數控制，當流速下降兩個數量級時，此流速會影響溶解及質量去除率，裂隙張開率也會相應降低。

模擬前段首先使用地下水環境(pH 值約為 8)，後段使用蒸餾水環境(pH 值約為 6)，如圖 4.4(c)所示。此情境可發現改變流速對開口寬造成的影響：達到最小開口寬之前，流速對開口寬變化沒有影響，因為此階段主要由壓溶作用所控制；當流體改為蒸餾水後，裂隙開口寬變化之軌跡與圖 4.4(b)相同。

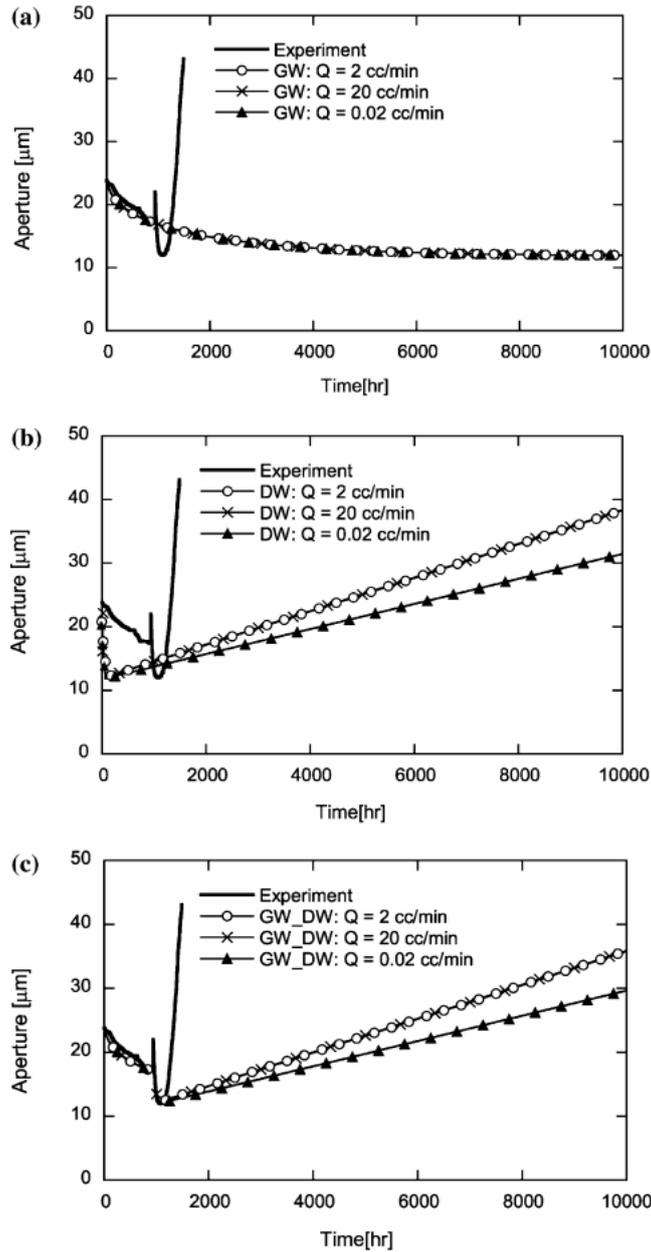


圖 4.4 流體的流速及性質發生變化時開口寬隨時間變化的比較。(a)全程使用地下水；(b)全程使用蒸餾水；(c)前半段使用地下水，後半段使用蒸餾水(Yasuhara 等人，2006)

4.1.3 Liu 等人(2006)模擬結果

Liu 等人(2006)之模擬方法如 3.2.2 節所述，本節針對參數設定及模擬結果進行討論。

1. 參數設定

設置初始裂隙幾何形狀以啟動計算，裂隙模型之示意圖如圖 3.3 所示。裂隙的寬度 (W) 及長度(L)分別為 50 mm 及 108 mm。假設裂隙壁面傾角 $\theta=30^\circ$ ，開口寬比 $r_h=1.5$ ，臨界應力 $\sigma_c=6.65$ MPa，即有效應力，平均相對接觸面積為 52.6%。假設小孔隙的總寬度與裂隙模型直徑之比為 $r_{11}=0.8$ 。Liu 等人(2006)之模型計算中，假設在施加的正應力為 3.5 MPa 時，接觸面積的平均比例為 10%。由式(3-45)可計算出小孔隙高度 $h_{f1}=17.3$ mm、大孔隙高度 $h_{f2}=26.0$ mm、單個小孔隙寬度 $l_1=66.7$ mm、單個大孔隙寬度 $l_2=100.0$ mm。裂隙剖面之初始幾何參數如表 4.4 所示。整個試驗期間，流體中的 Ca 離子及 Mg 離子濃度分別保持在 40-60 及 20-30 ppm 之間。於 10°C 的開放系統中，溶解的方解石在 $C_{eq}(\text{CaCO}_3)$ 當量= 273 mgL^{-1} 時達到平衡(Palmer, 1991)。試驗過程中流體內的濃度變化不大，因此濃度的變化不會過度影響裂隙壁面的後退速度。數值模擬中，整個試驗分為三個階段：第一階段使用地下水進行試驗，時間從第 0 小時至第 932 小時；第二、三階段分別為第 932 小時至第 1071 小時及第 1071 小時至第 1487 小時，使用蒸餾水進行試驗。

表4.4 Liu等人(2006)用於模擬裂隙之初始幾何參數

描述	數值
樣品寬度W(mm)	50
樣本長度L(mm)	108
小孔總寬度與樣品直徑之比 r_{11}	0.8
裂隙壁面傾角 $\theta(^{\circ})$	30
開口寬比 r_h	1.5
平均接觸面積比 r_a	0.1
小孔的高度 $h_{f1}(\mu\text{m})$	17.3
臨界應力 $\sigma_n(\text{MPa})$	6.65

2. 模擬結果討論

模型各階段之變化示意圖如圖 4.5 所示。試驗的第一階段，以地下水進行試驗，時間為第 0 至第 932 小時，控制常數的大小為 $\alpha=0.018$ ， $\beta=0.4$ ， $\gamma=0.030$ 。粗糙接觸處及裂隙的自由面之礦物同時溶解並被帶離破裂面，但壓溶作用主導此階段的響應，對應於圖 4.5 中 $T=0$ h 至 $T=932$ h 之結果，兩種尺寸之裂隙都呈現縮小的趨勢。隨著接觸面積比的增加，局部圍壓從 35.0 MPa 逐漸減小到 11.9 MPa。

試驗的第二階段，以蒸餾水進行試驗，時間為第 932 至第 1071 小時，控制常數的大小為 $\alpha=0.049$ ， $\beta=0.54$ ， $\gamma=0.012$ 。由於試驗流體之 pH 值較低，粗糙接觸處壓溶作用加速，使兩種尺寸之裂隙持續縮小。隨著相對接觸面積的增加，應力對壓溶作用迅速減弱。在這個階段結束時，壓溶作用的影響幾乎消失，平均相對接觸面積增加 50% 以上。由圖 4.5 中 $T=932$ h 至 $T=1071$ h 可發現，模型中大尺寸孔隙比前一個時間段更小，小尺寸孔隙幾乎閉合，流體主要通過(80%以上)大孔隙進行流通。在第 1071 小時， $\sigma_{eff}=6.745$ Mpa，而平均相對接觸面積為 51.9%，有效應力接近臨界應力 σ_c 。

試驗的第三階段，仍然以蒸餾水進行試驗，時間為第 1071 至第 1487 小時，控制常數的大小為 $\alpha=0.0$ ， $\beta=0.0$ ， $\gamma=0.067$ 。在第 1071 小時，小孔隙高度為 8.69 mm，只有一小部分(低於 20%)流體由小孔隙進行流通。因此，可以假設小孔隙完全閉合，所有流體皆從大孔隙進行流通。從圖 4.5 中 $T=1071$ h 開始，由於壓溶作用的影響完全消失，僅有大孔隙之裂隙壁面的自由面被溶解，自由面溶解速率(γ)在該階段的前 150 小時內從 0.012 增加到 0.067，然後持續維持在 $\gamma=0.067$ 。隨著大孔隙內自由面溶解作用增加，大孔隙內的接觸面消失，進一步導致裂隙張開，快速的流動通道逐漸形成，如圖 4.5 中 $T=1350$ h 之結果所示。此階段結束(即圖 4.5 中 $T=1487$ h)時，快速的流動通道的開口寬幾乎達到 100 μm ，表 4.5 整理不同模擬階段的計算幾何參數。

表4.5 不同模擬階段計算得到的幾何參數(Liu等人，2006)

$T(h)$	$h_{f1}(\mu m)$	$l_{c1}(\mu m)$	$h_{f2}(\mu m)$	$l_{c2}(\mu m)$
0	17.3	6.67	26.0	10.0
932	13.34	20.49	22.04	23.65
1071	8.69	36.60	17.39	39.76
1210	8.69	36.60	22.35	22.58
1350	8.69	36.60	35.38	0.0
1487	8.69	36.60	49.64	0.0

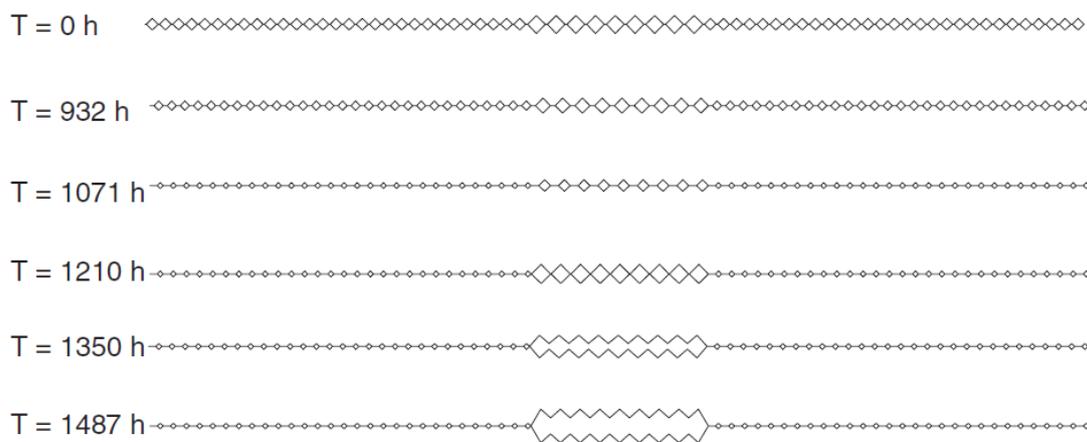


圖4.5 Liu等人(2006)模型模擬裂隙在不同時間的變化

第一階段使用地下水試驗時，模擬計算Ca離子溶解並被帶離破裂面量為 360.7 mm^3 ，與室內試驗實際被帶離破裂面的量 360 mm^3 一致。在第二、第三階段使用蒸餾水試驗時，模擬計算Ca離子溶解並被帶離破裂面量為 131.1 mm^3 ，是室內試驗去除體積 160 mm^3 的81.9%。模型結果與試驗數據的比較如圖4.6至圖4.9所示。由這些結果顯示，模擬結果受壓降影響關係密切，而壓降又受到開口寬變化演變的影響。由圖4.7及圖4.8可知，裂隙進水口及出水口之間的壓力差與開口寬呈現反比的關係，第一階段開口寬受壓溶作用影響呈緩慢下降趨勢，而壓力差呈緩慢上升；到了第二階段，裂隙開口寬快速下降，而壓力差快速上升；到了第三階段，由於快速流動通道產生，開口寬快速上升，而壓力差快速的下降。模擬Ca離子被帶離破裂面的結果與室內試驗量測結果不太一致(圖4.9)，此差異主要可能來自於實驗量測的誤差，圖4.9之室內試驗結果隨時間呈現非線性分布，原因可能來自於室內試驗時，裂隙中局部Ca離子被大量帶離，而模型未考慮此現象。

整個模擬試驗過程中，平均有效應力的變化如圖 4.6 所示，圖中顯示試驗過程主要分為 4 個有效應力變化的階段，基於應力的變化，識別出四種不同的溶解階段，包含①壓溶作用；②混合壓溶作用及自由面溶解；③壓溶作用；④自由面溶解。在第一階段使用地下水進行試驗的前 150 小時(即圖 4.6 中之第①階段)，壓溶作用作用占主導地位，此階段之平均開口寬減小。粗糙接觸區被快速溶解並帶離破裂面，使粗糙接觸處之面積增加，進一步導致有效應力快速下降。第一階段的第 150 至第 932 小時(即圖 4.6 中之第②階段)，有效應力逐漸減小，壓溶作用及自由面溶解基本達到平衡。壓溶作用微弱，此階段之平均開口寬下降緩慢，但有效應力仍保持在 12 MPa 以上，接觸面積比約為 29%。

在第二階段使用蒸餾水進行試驗的前 140 小時(即圖 4.6 中之第③階段)，由於蒸餾水的 pH 值較低，壓溶作用再次占主導地位，此階段平均開口寬迅速減小至約 12 μm 。粗糙接觸區上的有效應力減小至臨界應力 σ_c ，此階段壓溶作用停止。接觸面積增加到 50% 以上，大多數較小尺寸的孔隙變得太小而無法相互連接。因此，在第三階段使用蒸餾水進行試驗的第 1071 至第 1487 小時(即圖 4.6 中之第④階段)，只有自由面溶解發生在較大尺寸的孔隙中。隨著局部較大孔隙壁被溶解而退縮，裂隙滲透率迅速增加，少數局部較大孔隙處因自由面溶解逐漸形成快速的流動通道。

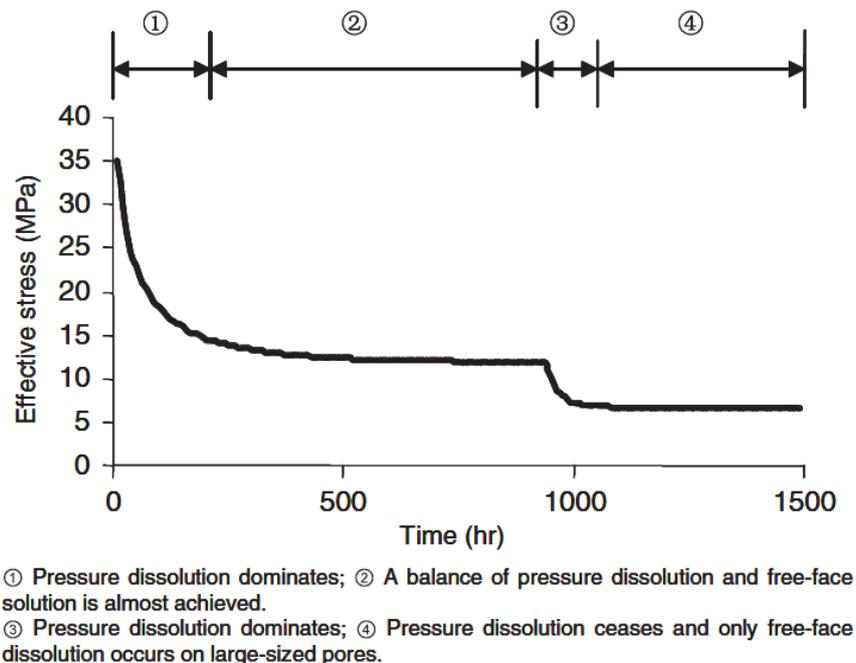


圖 4.6 裂隙中平均有效應力的演變(Liu 等人，2006)

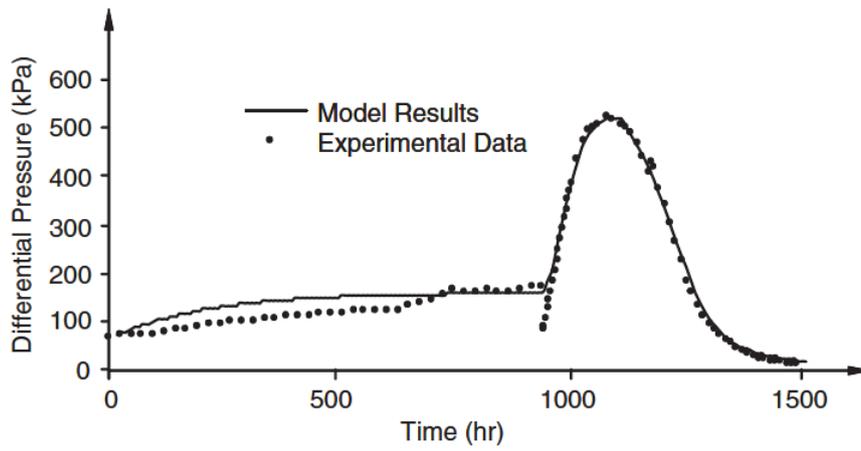


圖4.7 模型與試驗壓力差隨時間之變化(Liu等人，2006)

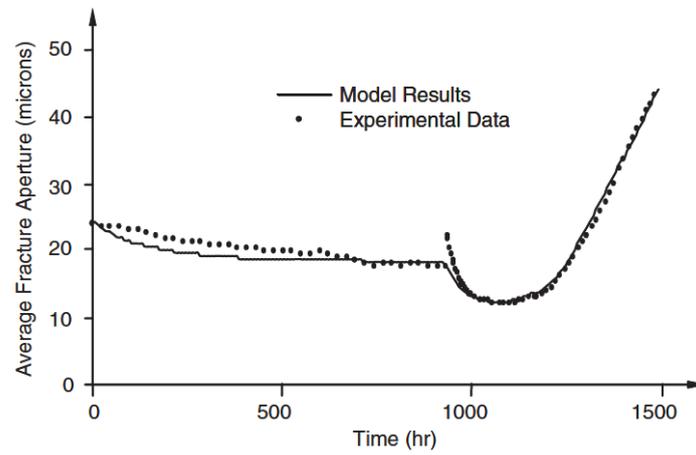


圖4.8 模型與試驗平均裂隙開口寬隨時間之變化 (Liu等人，2006)

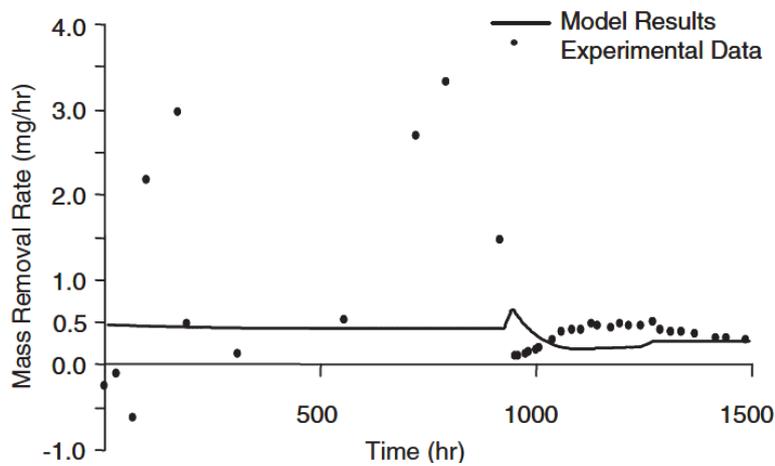


圖4.9 模型與試驗Ca離子濃度隨時間之變化 (Liu等人，2006)

4.1.4 綜合討論

Polak 等人(2004)之室內試驗觀察到壓溶作用及自由面溶解機制之間的轉換及競爭。當壓溶作用占優勢時裂隙逐漸閉合，流體流動受到限制，同時減低壓溶作用的速率，最後導致流體僅能通過局部連接的裂隙，最終形成快速的流動通道。了解 Polak 等人(2004)之室內試驗過程及裂隙的變化之後，可以定義各個階段的化學相互作用，以及系統內的傳輸，包含粗糙接觸處的溶解、溶解物質沿粗糙接觸面之界面進行擴散，並在裂隙孔隙表面沉澱。裂隙孔隙中，流體為不飽和溶液的情況下，會溶解裂隙空隙壁面並被帶離破裂面。透過與裂隙開口寬及接觸面積相關的裂隙幾何模型，這些過程與裂隙開口寬的演化及流體傳輸參數相關聯。

Yasuhara 等人(2006)開發一個模型來解釋在碳酸鹽岩裂隙中所觀察到的滲透率變化。該模型複製從受應力作用之石灰岩裂隙中，透過不同水化學環境的試驗觀察結果(Polak 等人，2004)。模型之滲透率隨時間變化及開口寬變化與室內試驗觀察結果一致。儘管在地下水初始階段(第一階段)期間流出液中的 Ca 離子濃度被低估。第一階段使用地下水進行試驗(第 0 至第 932 小時)，裂隙開口寬逐漸減小，該階段僅由壓溶作用為主要控制機制。第二階段使用蒸餾水進行試驗(第 932 至第 1082 小時)，流體換成 pH 值較低的溶液(pH 約為 6)，導致開口寬減小速率加快。接近第 1082 小時，由於局部應力降低，自由面溶解的作用首次超過壓溶作用。最後，同樣使用蒸餾水之第三階段(第 1082 至第 1497 小時)，壓力差突然下降，直到試驗終止，此階段自由面溶解是質量去除的主要機制。在試驗中觀察到形成一個單一的直通管道，但在分析中假設的模型無法適當地模擬這個過程。為了準確地複製觀察到的現象，必須人為地增加裂隙表面積的演化，以增加自由面溶解對變化快速的流動通道產生貢獻。

Liu 等人(2006)之模型中，參數 α 、 β 及 γ 的值決定每種情境下的孔隙率變化。試驗第一階段(第 0 至第 932 小時)，隨著粗糙接觸處的溶解及破裂面開口寬的閉合，模擬結果與試驗結果吻合，參數 α 、 β 及 γ 分別為 0.030、0.400 及 0.018。試驗第二階段從地下水轉換至蒸餾水，使流動壓力差加速變化。壓力差在最初快速增加，至開口寬閉合後停止，並使壓力差轉變為呈指數下降，這個現象與室內試驗觀察到的快速的流動通道產生相對應。這個階段最初測得的壓力差增加與破裂面閉合的時間一致，與試驗第一階段相比， γ 的值應該更小， α 及 β 的值應該更大，參數 α 、 β 及 γ 的數值分別為 0.049、0.540 及 0.012。最後，試驗第三階段

持續維持使用蒸餾水，破裂面達到最大壓力差後，隨著主要流動通道的發展，壓力差急劇下降。這個階段由自由面溶解占主導地位，而壓溶作用減弱。這在 α 及 β 的值為 0，且 γ 的值應該比前一階段高，參數 γ 的數值為 0.067。表 4.6 提供三個階段的 α 、 β 、 γ 值。影響溶解的因素很多，例如應力、溫度、流體的 pH 值、裂隙材料的物理特性、裂隙表面的幾何分佈及裂隙在恆定正應力下隨時間閉合等，上述物理因素對溶解度的影響複雜，故 Liu 等人(2006)之研究中簡化為與溶解係數及裂隙寬度有關之 α 、 β 、 γ 值進行計算。

表4.6 三個階段的 α 、 β 、 γ 值

	α	β	γ
Stage 1	0.018	0.40	0.030
Stage 2	0.049	0.54	0.012
Stage 3	0.0	0.0	0.067

4.2 案例二

McGuire(2012)針對相關的議題進行研究，在室內試驗的部分，除基本的試驗裝置如圖 2.5 所示外，McGuire(2012)將室內試驗裝置進行改良，包含將兩個裂隙樣本串聯於流體流動裝置中(圖 2.6)，觀察延伸樣本裂隙長度後的滲透率變化，及將流體輸入端加裝一個二氧化碳高壓瓶(圖 2.7)，進而模擬二氧化碳注入地層時裂隙的變化。其中，與本研究較相關之研究(McGuire 等人，2013)，除了針對 Capitan 塊狀石灰岩樣本進行室內試驗，觀察碳酸岩中的裂隙滲透率如何因為使用之流體的化學特性而變化之外，亦針對其室內試驗之條件進行數值模擬。結合圍壓、裂隙接觸面積、流體的成分及化學作用，將這些理論模型得到之理論值與室內試驗得到之滲透率變化，和流體礦物含量及化學特性變化進行比較。本節將針對室內試驗結果及數值模擬結果兩個部分進行說明。

4.2.1 室內試驗結果回顧

McGuire 等人於 2013 的研究中，使用石灰岩樣本進行室內試驗。以下將針對室內試驗條件及試驗結果進行說明。

1. 室內試驗條件

試驗樣本為長 5.0 公分、直徑 2.5 公分之石灰岩，試驗溫度保持在 293 K(約 20°C)，透過人工產生裂隙，每次試驗之前，使用粒度為 60 之「粗」陶瓷磨料(平均顆粒大小為 423 μm ，使破裂面之粗糙度為 8.27 μm)或粒度為 150 陶瓷磨料(平均顆粒大小為 169 μm ，使破裂面之粗糙度為 3.80 μm)使破裂面表面粗糙化。將樣本密封在乳膠膜內，然後將整組樣本放置在一個封閉單元內，並用管線連接，使加壓氮氣能夠將上游儲存槽之水溶液流至下游儲存槽中(圖 4.10)。每次獨立試驗，施加各方向皆穩定且相同之應力，範圍從 2.5 至 10.0 MPa。岩心樣本保持 4.0 MPa/m 的固定水力梯度，即輸入端之儲存槽維持 0.2 MPa，輸出端之儲存槽為大氣壓力，水溶液以氯化銨溶液調配至 pH 值為 5、6、7 及 8，試驗參數整理如表 4.7。

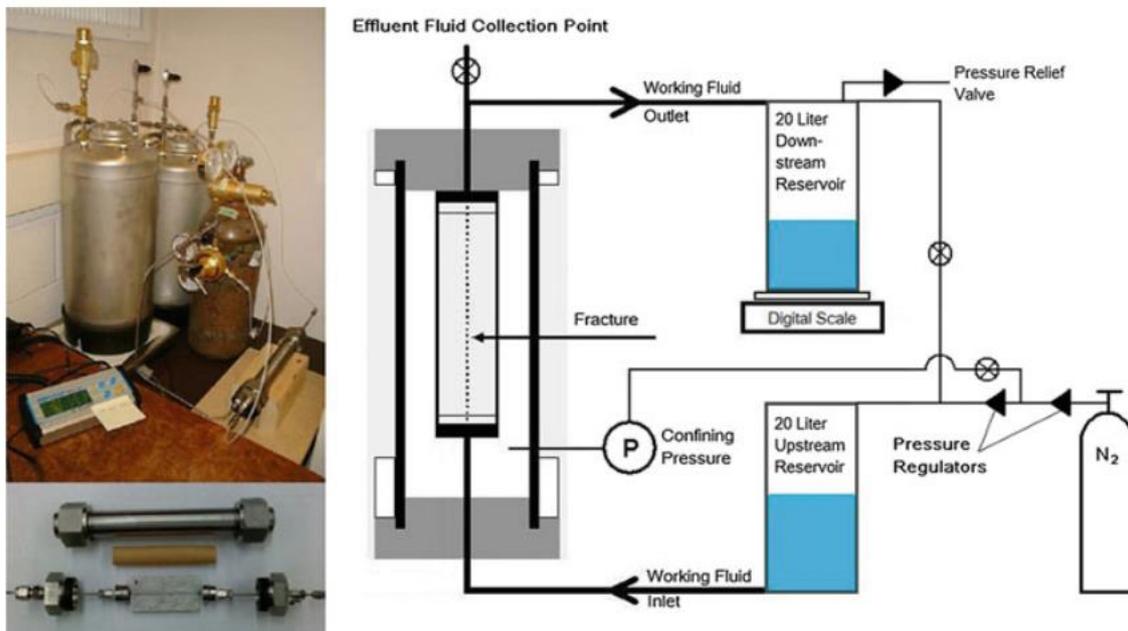


圖 4.10 實驗裝置的照片及示意圖(McGuire 等人，2013)

表 4.7 McGuire 等人(2013)之試驗參數列表

試驗編號	施加應力(MPa)	流體 pH 值	破裂面表面粗糙度 (μm)
1	2.5	7	3.80
2	2.5	5	3.80
3	5.0	7	3.80
4	5.0	5	3.80
5	10	7	3.80
6	2.5	7	8.27
7	2.5	5	8.27
8	5.0	7	8.27
9	5.0	5	8.27
10	2.5	6	3.80
11	5.0	6	3.80
12	2.5	6	8.27
13	5.0	6	8.27
14	2.5	7	3.80
15	2.5	8	3.80
16	2.5	7	8.27
17	5.0	7	8.27

2. 試驗結果

(1) 水力內寬變化

對樣本進行滲透率及流出水溶液 Ca 離子濃度測量，以了解不同的有效圍壓、初始裂隙粗糙度及水溶液之 pH 值對裂隙滲透率變化的影響。圖 4.11 為 McGuire 等人 (2013)進行的室內試驗隨時間的有效水力內寬變化，其中圖 4.11(a)、圖 4.11(b)所使用之流體 pH 值為 5、6；圖 4.11(c)、圖 4.11(d)所使用之流體 pH 值為 7；圖 4.11(a)、圖 4.11(c)所使用之破裂面樣本為透過粒度為 150 之「細」磨料研磨過之破裂面(粗糙度為 $3.80 \mu\text{m}$)；圖 4.11(b)、圖 4.11(d)所使用之破裂面樣本為透過粒度為 60 之「粗」磨料研磨過之破裂面(粗糙度為 $8.27 \mu\text{m}$)。研究結果發現，當流體 pH 值為 7 時，無論是哪種粗糙度之破裂面，水力內寬皆呈現逐漸關閉之趨勢，如圖 4.11(c)及圖 4.11(d)；

流體換成 pH 值為 6 及 5 時，兩種粗糙度之水力內寬呈現逐漸打開之趨勢。其中，pH 值為 5 時，水力內寬張開速度較快，如圖 4.11(a)及 4.11(b)所示。

McGuire 等人(2013)為了更進一步了解破裂面之水力內寬受流體 pH 值影響的機制，因此，將流體 pH 值為 7 之試驗組持續進行試驗，直至水力內寬達到穩定的狀態。圖 4.12 顯示 pH 值為 7 之試驗組之結果，其中，圖 4.12(a)為透過粒度 60 之陶瓷磨料研磨過後之破裂面試驗結果，即圖 4.11(d)之接續試驗結果；4.12(b)為透過粒度 150 之陶瓷磨料研磨過後之破裂面試驗結果，即圖 4.11(c)之接續試驗結果。pH 值為 7 之流體試驗期間，粒度 60 及 150 之磨料所製備的裂隙，水力內寬達到穩定狀態之前的速率及程度皆不盡相同。

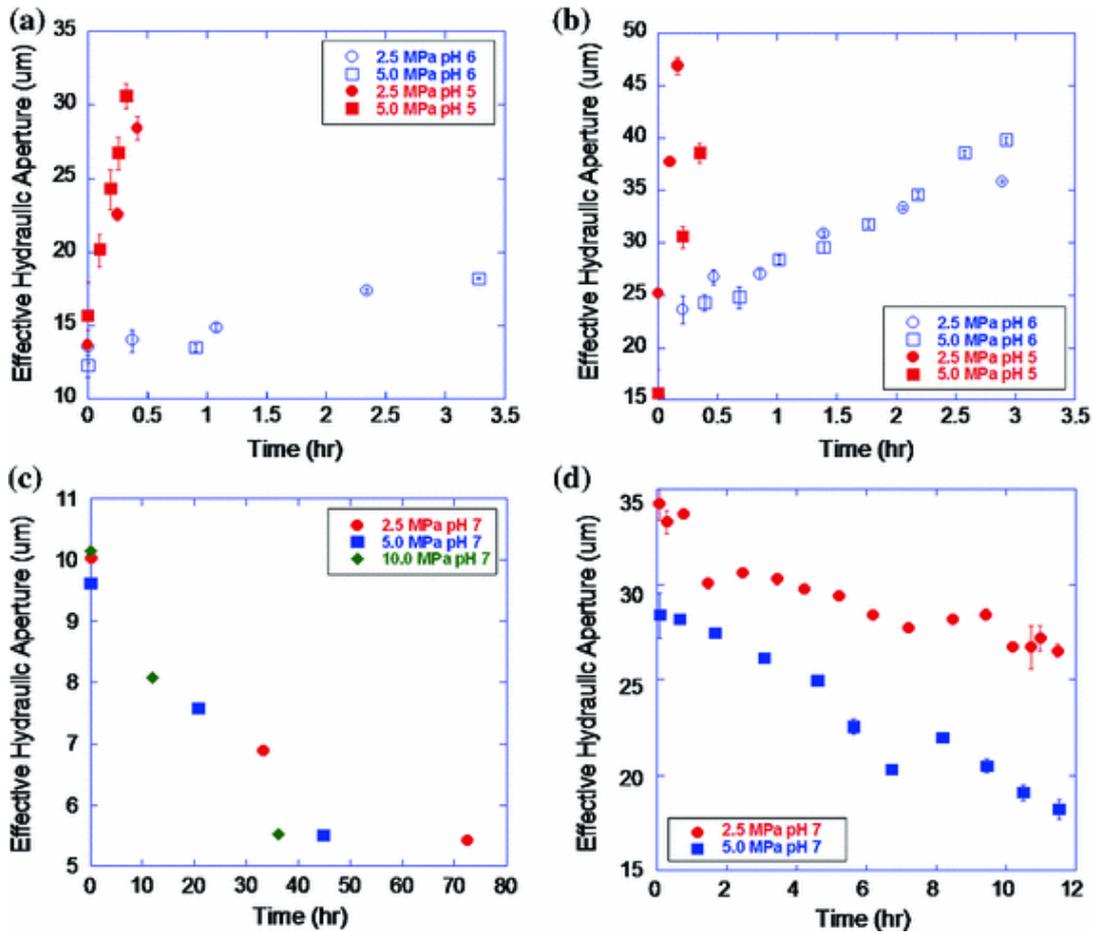


圖 4.11 McGuire 等人(2013)之室內試驗中，裂隙的水力內寬變化

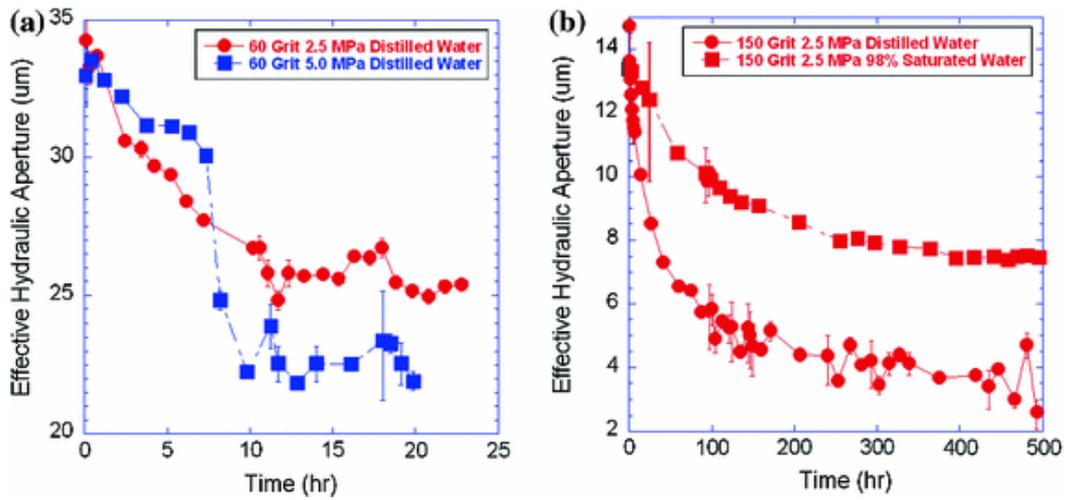


圖 4.12 流體 pH 值為 7 之裂隙水力內寬隨時間之變化(McGuire 等人，2013)

(2) Ca 離子濃度變化

為了方便觀察，McGuire 等人(2013)在整個試驗過程中使用 pH 值為 7 及 5 的流體，並監測流出物 Ca 離子濃度，結果如圖 4.13 所示。試驗結果顯示出兩種趨勢，其一為降低流體之 pH 值可以提高破裂面表面溶解後被帶出離子質量。其二，流出之溶液中，Ca 離子濃度皆遠低於每種條件下的飽和水溶液條件(流體 pH 值為 7 之飽和水溶液為 $32.5 \text{ mg}_{\text{Ca}}/\text{kg}_{\text{solution}}$ ；流體 pH 值為 5 之飽和水溶液為 $114 \text{ mg}_{\text{Ca}}/\text{kg}_{\text{solution}}$)。

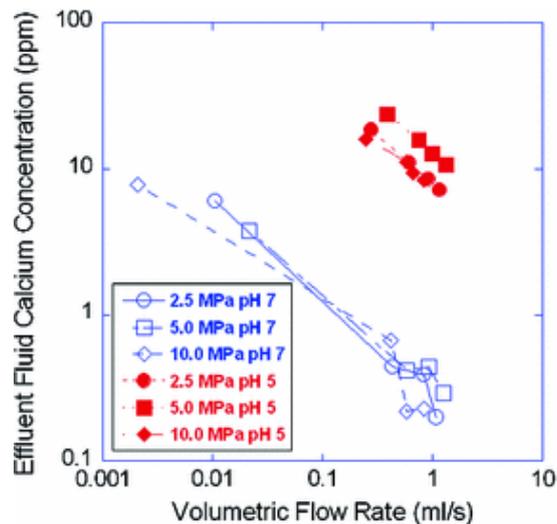


圖 4.13 流出 Ca 離子濃度與粒度為 150 之「細」磨料研磨過之破裂面的流體體積流速關係 (McGuire 等人，2013)

(3) 室內試驗結果及其機制討論

當流體 pH 值從 7 降低到 6 時，測量到裂隙開口寬從縮小變為張開(圖 4.11、圖 4.13)。流體 pH 值進一步降到 5，開口寬張開的速率比 pH 值為 6 時增加將近一個數量級，且流出液體之 Ca 離子濃度比 pH 值為 7 之流體增加近兩個數量級。圍壓在 2.5 至 10 MPa 下，測量 pH 值 5 及 7 的流體流動過程中的 Ca 離子濃度，Ca 離子濃度僅隨流體 pH 值的變化而變化(圖 4.13)，表示自由面溶解受圍壓作用影響有限。

裂隙閉合僅發生在流體 pH 值時，且閉合速率及閉合量隨著施加應力的增加而增加，這與 McGuire 等人(2013)的模型中假設的應力腐蝕破裂解作為主要機制一致。然而，由於應力腐蝕破裂及自由面溶解的速率均與溶解速率常數 k_+ 成比例，因此，圖 4.11 中，流體 pH 值較低的情況下，應力腐蝕破裂的影響反而也較低(即裂隙閉合)，與假設的理論反而不一致。McGuire 等人(2013)透過流體動力學來解釋這種現象：由於粗糙接觸處存在低流速或停滯流動的區域，應力腐蝕破裂後之溶質停留在粗糙接觸處，無法透過平流被帶離。這些停滯流動的區域僅透過擴散進行傳輸，且擴散速率限制溶質從粗糙接觸處進入裂隙內的活躍平流流場，進一步造成水力內寬增加。

4.2.2 模擬結果

1. 水力內寬變化

圖 4.14 為 McGuire 等人(2013)研究中，室內試驗與數值模擬之裂隙水力內寬變化比較結果。其中，圓點及方點為室內試驗得到之結果，虛線及實線為數值模擬之結果。圖 4.14(a)、圖 4.14(b)所使用之流體 pH 值為 5、6；圖 4.14(c)、圖 4.14(d)所使用之流體 pH 值為 7；圖 4.14(a)、圖 4.14(c)所使用之破裂面樣本為透過粒度為 150 之「細」磨料研磨過之破裂面(粗糙度為 $3.80\ \mu\text{m}$)；圖 4.14(b)、圖 4.14(d)所使用之破裂面樣本為透過粒度為 60 之「粗」磨料研磨過之破裂面(粗糙度為 $8.27\ \mu\text{m}$)。由圖可發現，裂隙粗糙度較大的樣本，模擬結果及室內試驗測量的內寬產生較大差異。當流體 pH 值為 7 時，粒度為 150 之「細」磨料研磨之裂隙模擬預測將以類似於室內試驗中觀察到的速率閉合。隨著流體更換為 pH 值 6 及 5 時，無論哪個粗糙度之樣本，其模型及室內試驗均顯示裂隙張開速率

增加。然而，流體 pH 值為 7 與粒度為 60 之「粗」磨料研磨之裂隙的組合，該模型無法準確預測室內試驗結果。

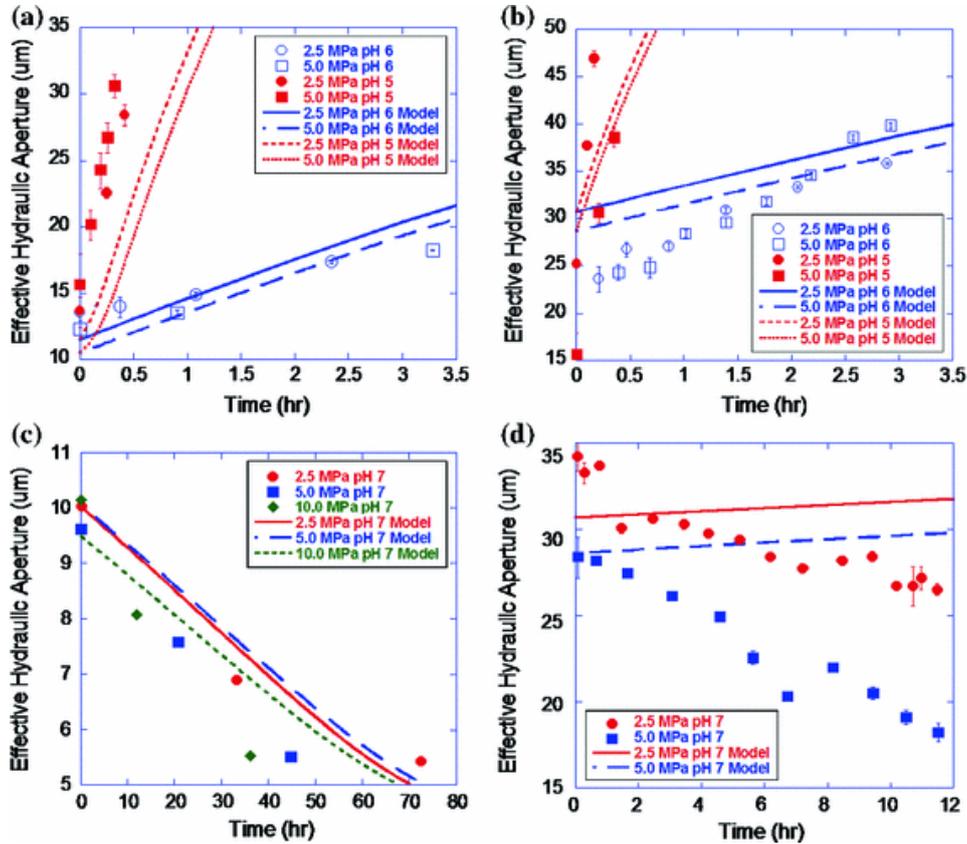


圖 4.14 McGuire 等人(2013)之室內試驗與數值模擬裂隙之水力內寬變化比較

2. 討論

透過數值模型模擬應力腐蝕破裂、擴散及自由面溶解對裂隙滲透率的影響。由圖 4.14 之結果可以發現，pH 值為 7 之流體流經受粒度 60 磨料處理過之裂隙的情況，McGuire 等人(2013)的模型不能準確預測室內試驗結果。以下將針對幾個部分進行討論：

(1) 壓溶作用及應力腐蝕破裂

壓溶作用僅發生在局部應力大於臨界應力的區域(例如：方解石約為 199 MPa)。因此，當局部應力較高時，壓溶作用可能主導試驗結果。隨著裂隙閉合，粗糙接觸處之接觸面積增加、應力減小，因此，壓溶作用的作用減弱，應力腐蝕破裂誘發擴

散成為主導過程。圖 4.15 包含圖 4.12 的室內試驗結果，並標示臨界壓力的範圍(圖 4.15(a))；壓溶作用主導(pressure solution dominated, PSD)、應力腐蝕破裂主導(stress corrosion cracking dominated, SCCD) 及平流主導(advection-dominated, AD)等，於粗糙接觸處的三種破裂理論機制分佈(圖 4.15(b))，及為這些機制作用於粗糙接觸處之礦物濃度分布(圖 4.15(c))。

數值模型與室內試驗測量趨勢的差異，即數值模擬未考慮壓溶作用機制，如 3.2.3 節所述，McGuire 等人(2013)認為壓溶作用不會對滲透流體產生顯著的質量通量，模型中僅剩應力腐蝕破裂是唯一在粗糙接觸處的破壞機制(破裂後受應力壓實)。室內試驗的部分，中性流體(pH=7)流過粒度 60 之「粗」磨料製備的裂隙初期，記錄到水力內寬數值突然下降。但在數值模型部分，由於粗糙接觸處之擴散半徑較粒度為 150 之「細」磨料製備之裂隙長，導致粗糙接觸處之擴散區溶解之溶質不易往外擴散，因此粗糙接觸區靠外側的區域溶解速度大於內側(圖 4.15(c))，進一步使模型預測之水力內寬緩慢張開。這些結果顯示，當流體 pH 值為 7 時，室內試驗觀察到的大部分裂隙閉合，可歸因於部分粗糙接觸處因溶解成細長柱狀，應力腐蝕破裂後導致塑性塌陷，類似於 Karcz 等人(2008)研究中所觀察到的現象。

(2) 自由面溶解

自由面溶解於流體在 pH 值為 5 及 6 較具優勢，模型準確預測流體 pH 值為 6 及 5 的裂隙張開率。然而，模擬結果為了與室內試驗觀察到的孔隙溶解速率吻合，該模型中，假設裂隙的有效表面積大約是裂隙表面積的七倍，即參考 White & Peterson(1990)研究中提出的比率約為 1.08 至 15 倍之平均一致。由結果可知，此比率也充分反應化學反應流體引起裂隙自由面後退的速率，與有效表面積及化學溶解速率常數的乘積成正比。

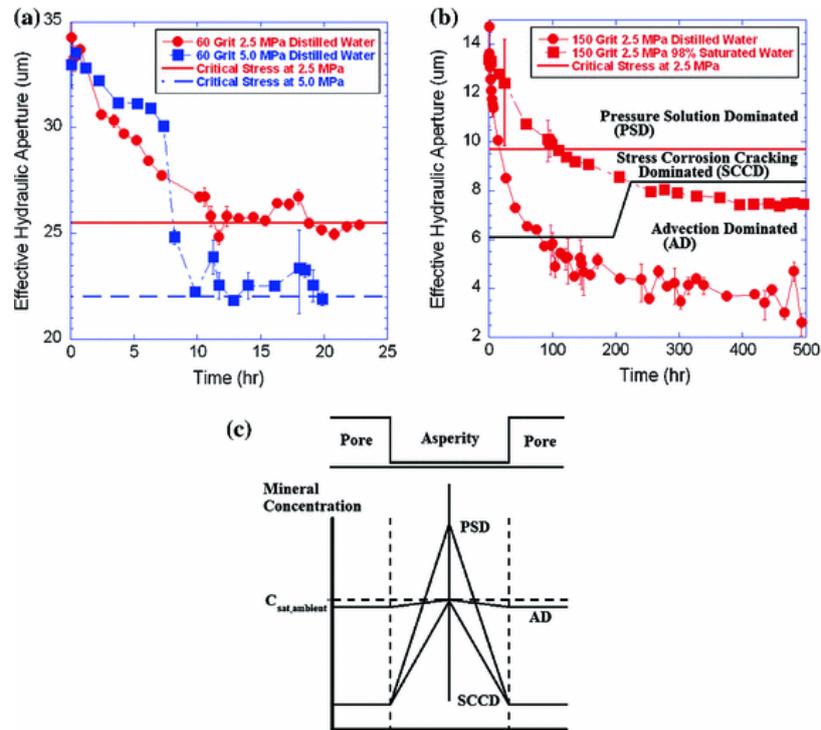


圖 4.15 裂隙於流體 pH 值為 7 時之滲透率之室內試驗結果，以及其受不同機制作用之分布

4.3 綜合比較

數值模擬案例分析中，本研究找了三種不同的數值模型來探討岩體裂隙於不同化學特性流體之水力-力學耦合特性，其中兩篇是根據 Polak 等人(2004)之室內試驗之研究結果。室內試驗分為兩個部分，前半段使用地下水(pH 值約為 8)，後半段使用蒸餾水(pH 值約為 6)，針對石灰岩裂隙進行試驗，並觀察其水力內寬及 Ca 離子濃度的變化。Yasuhara 等人(2006) 及 Liu 等人(2006)的研究中，依據其試驗環境及結果分別提出兩組不同之模型進行模擬。另一篇則是 McGuire 等人(2013)的研究，透過不同 pH 值之流體、不同裂隙粗糙度及不同圍壓下之組合，透過數值模擬與試驗結果進行比對。以下根據這幾篇研究進行綜合比較。

1. 數值模擬機制

本研究蒐整一系列有關裂隙岩體於不同化學環境下，水力-力學耦合數值模擬相關之研究，主要之機制包含粗糙接觸處的受壓溶解(壓溶作用)、裂隙表面溶解後之擴散、溶解物質經擴散後的沉澱及自由面的溶解等四個重要的機制。然而，McGuire 等人(2013)的模型中，使用另一個在裂隙岩體中受化學作用之機制，即應力腐蝕破裂，這種現象可以透過 Karcz 等人(2008)研究中之示意圖來解釋。

圖 4.16 為三種受壓溶解模型的示意圖，這三種模型的环境皆為考量於單軸應力作用下之顆粒，並浸在具有與顆粒產生化學反應之流體中。第一種模型如圖 4.16(左)，此種狀況為溶解位置位於固-固接觸的水膜，並在相鄰的孔隙表面上沉澱，此種狀況需要溶質通過所假設的薄膜進行擴散以傳輸質量，但直接導致裂隙的閉合。第二種模型如圖 4.16(右)，此種狀況溶解發生在與固體接觸處相鄰的高度應變的暴露表面上，透過應變能及表面能驅動接觸處邊緣的溶解。此種狀況裂隙的閉合是間接發生的，隨著接觸處的面積變小，接觸應力增加，直到產生變形(塑性)或破裂(脆性)。第三種為混合模型，如圖 4.16(中)，顆粒之間接觸是類似島狀構造，並允許流體自由流動的通道網路。本研究中，案例一的模型類似第一種(地下水流動的第一階段)及第三種(蒸餾水流動的第三階段)，而案例二中，McGuire 等人(2013)的模型假設壓溶作用的反應不顯著，因此參考第二種模型。

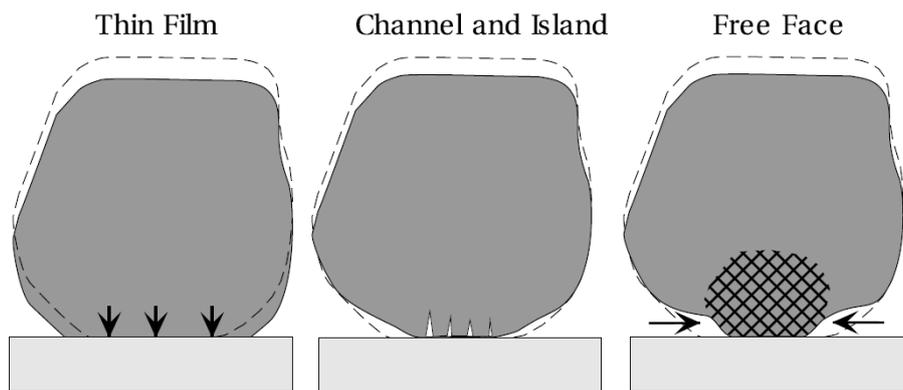


圖 4.16 三種受壓溶解模型示意圖(Karcz 等人，2008)

2. 數值模型比較

Yasuhara 等人(2006)的模型如圖 3.1(左)所示，單個裂隙被理想化為受粗糙接觸面支撐而分開的兩個粗糙表面，黑色區域為粗糙接觸處，裂隙由數個網格組成(圖 3.1(右))。將單一網格之裂隙的初始內寬施加有效應力，接觸區域之壓溶作用、擴散、自由面溶解及沉澱同時進行評估，計算整體裂隙中從接觸處進行擴散的溶質體積，並且評估接觸區域被帶離的溶質，以及裂隙之自由面壁面溶解或沉澱的溶質體積，更新接觸面積比，最後，考慮壓溶作用、擴散、自由面溶解及沉澱整個過程的平均裂隙開口寬。

Liu 等人(2006) 的模型假設裂隙可表示為一系列由粗糙接觸處分隔的孔隙，如圖 3.3(a)所示。裂隙剖面透過幾何參數進行特徵化如圖 3.3(b)，這些參數將隨著粗糙接觸處面及孔隙表面的溶解或沉澱而變化。透過壓溶作用及自由面溶解機制改變裂隙形貌，在每個時間段，更新的接觸面積、開口寬、有效應力及破裂幾何參數，再代入方程式中求解。其中， α 、 β 及 γ 是主要控制上述機制的三個常數， α 、 β 與粗糙接觸處寬度有關。 γ 與溶解速率常數有關，主要控制孔隙表面溶解導致的寬度變化。

最後，McGuire 等人(2013)的模型如圖 2.4 所示，假設壓溶作用的質量通量不顯著。因此，應力腐蝕破裂是模型中唯一在粗糙接觸處的破壞機制(破裂後受應力壓實)，示意圖如圖 4.17(右)。整個裂隙之水力內寬以裂隙閉合速度成正比的速率閉合，並且該速率受擴散機制所控制。裂隙內的孔隙結構由粗糙度控制，自由面溶解(圖 4.17(左))會導致裂隙壁面後退，應力腐蝕破裂(圖 4.17(右))引起的擴散會導致裂隙閉合。因此，這兩個機制消長將導致整個裂隙之水力內寬隨時間增加或減少。

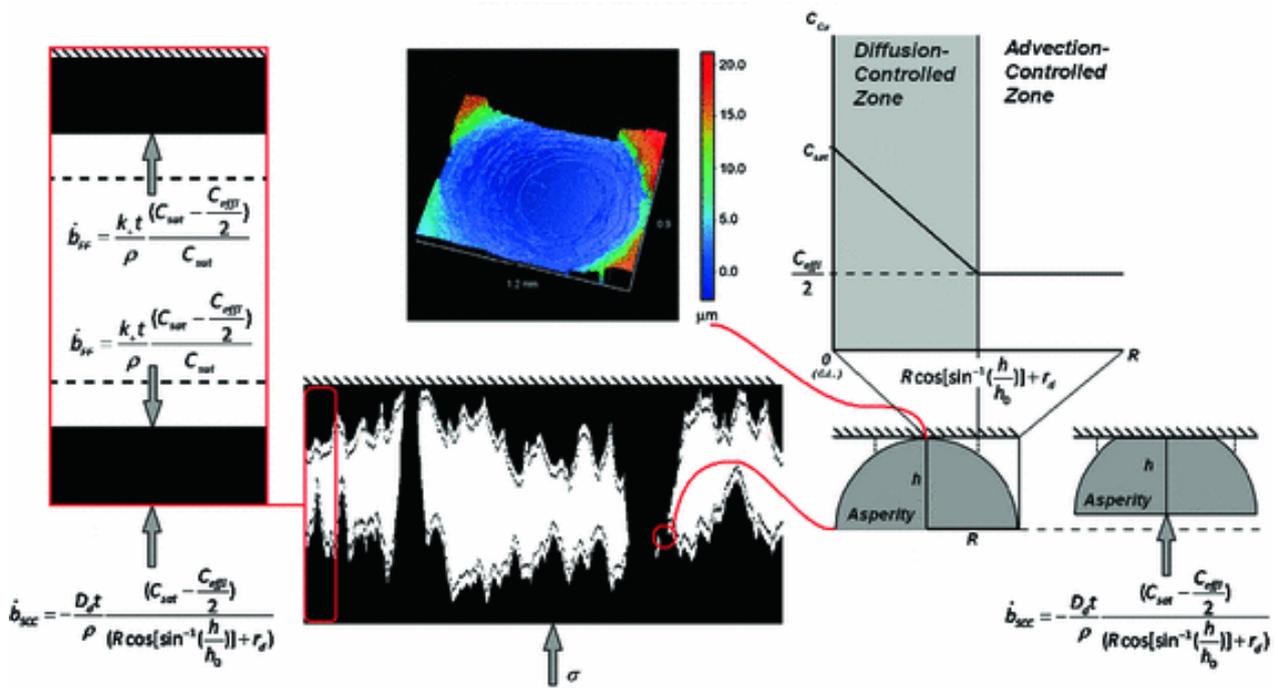


圖 4.17 自由面溶解(左)及應力腐蝕破裂(右)之示意圖(改自 McGuire 等人，2013)

3. 模擬結果比較

案例一的 Yasuhara 等人(2006)與 Liu 等人(2006)兩篇研究，依據 Polak 等人(2004)之室內試驗進行數值模擬。試驗分為三個階段，第一階段(第 0 至第 932 小時)使用 pH 值約為 8 之地下水進行試驗，第二階段(第 932 至第 1082 小時) 及第三階段(第 1082 至第 1497 小時)則使用 pH 值約為 6 之蒸餾水進行試驗。透過這兩篇研究可以發現，於第一階段及第二階段時，無論是 Yasuhara 等人(2006)原始參數或修改參數後，或是 Liu 等人(2006)之模擬結果，模擬結果皆與試驗結果吻合。不過到了第三階段，Yasuhara 等人(2006)原始參數模擬結果被低估。在此，Yasuhara 等人(2006)透過修改沉澱速率常數 k 、溶解速率常數 k_+ 及裂隙孔隙面積 A_{pore} 後，其結果與試驗結果吻合。這個結果與 Ishibashi 等人(2013)之研究在 pH 值較低之環境所模擬的結果類似，透過修改反應速率常數後，其模擬結果與試驗結果相符。主要原因可能是石灰岩中的方解石溶解速率常數存在很大的不確定性，例如粒度、結晶度、雜質等(Chou 等人，1989；Arvidson 等人，2003)，因此透過修改相關常數以符合室內試驗之結果。在 Ca 離子濃度的部分，Yasuhara 等人(2006)或 Liu 等人(2006)對於 Ca 離子濃度模擬，在地下水循環時之模擬結果皆與試驗結果有顯著差異，兩篇研究皆推測為實驗誤差及存在大量溶解所導致。

McGuire 等人(2013)的研究中，室內試驗測量結果與數值模型模擬結果吻合。特別是在 pH 值小於 7 的情況下，模型能夠準確模擬在應力作用的石灰岩裂隙中，自由面溶解與擴散控制應力腐蝕破裂誘發壓實兩個機制之間競爭的情況。隨著流體對礦物的反應性降低，即 pH 值增加，裂隙自由面後退速率逐漸接近應力腐蝕破裂誘發的擴散導致的裂隙壓實速率，最終使裂隙之水力內寬達到穩定狀態。當裂隙粗糙度增加時，裂隙接觸面積足夠小，以至於接觸處上的應力超過臨界應力，因此壓溶作用主導裂隙壓實。這解釋流體 pH 為 7 時，粒度 60 之「粗」磨料製備的裂隙之室內試驗測得的水力內寬變化與數值模型模擬結果之間的誤差。

第五章低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合模 擬國內專家技術討論會

前期研究於去年度完成不同地下水環境之水力-力學耦合室內試驗相關文獻蒐整及研析，今年度之研究根據去年之研究成果，進一步針對數值模擬相關文獻進行研析，並整理相關重點。透過兩年之研究，掌握國際間不同地下水環境之水力-力學耦合室內試驗及數值模擬技術的研究成果。為將研究成果進一步提供於我國相關技術發展之參考，並持續提供主管機關審驗技術之能量，本研究於計畫執行期間，辦理國內專家技術討論會議，邀請國內相關研究之專家學者，一同針對不同地下水環境之水力-力學耦合議題進行實質討論。本章共分為 2 個小節，5.1 節首先將專家技術討論會進行整體說明。5.2 節整理會議中受邀之專家提供之意見，並針對討論會進行結論與建議。

5.1 會議說明

1. 會議資訊

本子計畫之專家技術討論會與子計畫二共同舉辦，舉辦日期為 2023 年 10 月 20 日，會議議程如表 5.1 所示，討論會分為上下半場，上半場由本子計畫進行，討論議題為「低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合試驗及模擬」，下半場為子計畫二，由楊長義教授、李宏輝教授及翁孟嘉教授主持(詳請參閱子計畫二成果報告)。場地的部分，因本研究計畫內容與岩盤工程暨工程地質研討會高度相關，且將邀請之專家學者亦會出席該會議，因此選擇在岩盤工程暨工程地質研討會結束後，於鄰近會議室舉辦專家技術討論會議。本計畫感謝研究團隊國立陽明交通大學土木工程學系翁孟嘉教授協調，協助本計畫於國立陽明交通大學博愛校區賢齊館春耕軒會議廳舉辦本次的專家技術討論會議。

表 5.1 專家技術討論會議程

時間	議程
13：30~13：40	主席致詞
13：40~14：30	<u>低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合試驗及模擬</u>
	13：40~13：55 簡報
	13：55~14：30 意見交流與討論
14：30~14：40	休息
14：40~15：30	<u>低放射性廢棄物坑道處置之異向性岩體破壞準則</u>
	14：40~14：55 簡報
	14：55~15：30 意見交流與討論

2. 與會成員

本次專家技術討論會之參與成員包含主管機關核能安全委員會相關人員，以及本計畫之成員台灣地下水暨水文地質學會會員王士榮副教授、淡江大學楊長義教授、國防大學李宏輝教授、國立陽明交通大學翁孟嘉教授，及本團隊專業顧問林伯聰經理之外，本次討論會亦邀請四位專家，包含國立中央大學應用地質研究所董家鈞教授、國立臺灣大學土木工程學系王泰典教授、國立中央大學土木工程學系田永銘教授，及台灣電力公司核能後端營運處李在平博士。透過邀請學術界及業界之專家，共同參與討論並提出寶貴之意見。簽到記錄參見附錄一，專家之建議請參閱 5.2 節。

3. 討論內容

本次討論會議主要將去年度不同地下水環境之水力-力學耦合之室內試驗，及本年度不同地下水環境之水力-力學耦合之數值模擬研析成果進行統整，架構如圖 6-1 所示。其中，室內試驗內容包含試驗方法及試驗結果，數值模擬的部分包含模型的概念及演進，及其計算之耦合機制；最後，透過案例分析說明，將上述兩者進行實質的案例討論，簡報參見附錄二。

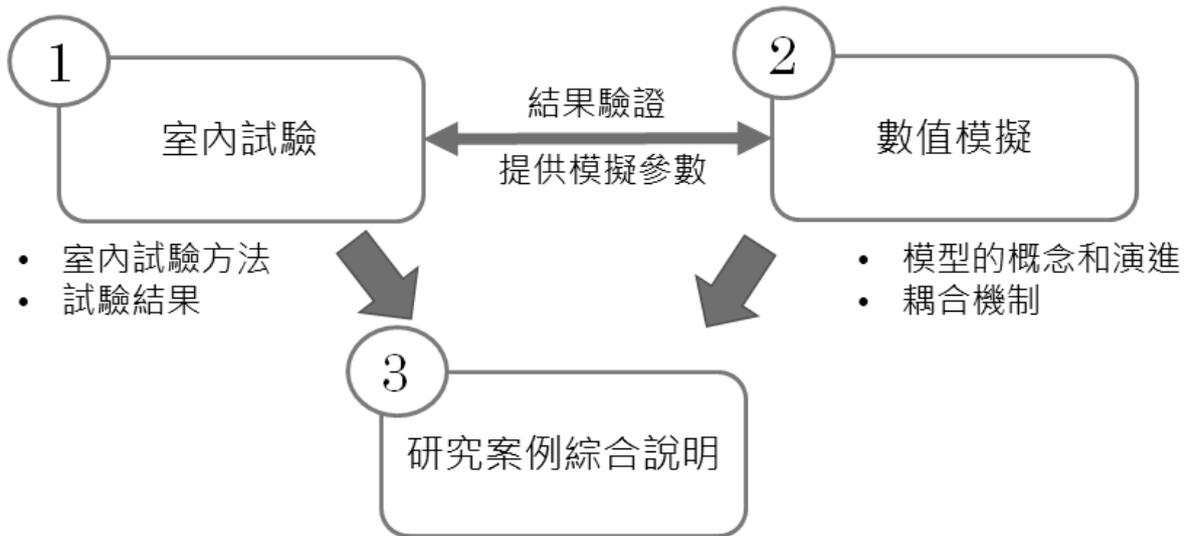


圖 6-1 專家技術討論會簡報內容之架構

5.2 專家技術討論會成果彙整

本討論會針對我國岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之主題，擬定幾項議題提供會議上進行討論，主要包含室內試驗設計及數值模擬工具發展兩個部分(簡報如附錄二)。室內試驗的部分，討論議題包含(1)這些文獻提到之室內試驗是否適用於我國？(2)目前所蒐集到的文獻皆以國外研究為主，我國是否需要發展相關的試驗技術？(3)我國現有的實驗室儀器是否能支持相關的研究。

數值模擬的部分，討論議題包含(1)台灣目前是否有可運用之工具？(2)相關之反應機制是否可運用到我國場址？(3)由本研究發現，Yasuhara 等人是考量化學反應及傳輸機制，Liu 等人之模型則偏向物理之概念進行破裂面模擬之計算。因此，是否有較適合的方法可運用到我國？(4)參數取得的部分，Yasuhara 等人的參數是參考前人之研究，因此在模擬結果也造成比較大的誤差，最後是運用反演算之方法進行處理。因此，我國如果要進行相關的模擬，是否有辦法取得相關的資料，這些資料不僅是前面提到的水-力-化相關資料，也包含例如擴散係數或反應常數等這些現地資料。討論議題如下：

1. 我國岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之室內試驗設計

(1) 相關試驗是否可運用於我國(例如：低放、高放、地熱、CO₂ 封存)；

- (2) 我國目前是否有相關試驗研究；
- (3) 是否有相似之室內試驗儀器可改良。

2. 我國岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之模擬工具發展

- (1) 我國相關研究是否有可運用之模擬工具；
- (2) 反應機制是否合宜並可運用至我國相關場址；
- (3) 我國是否有關鍵參數(例如：反應常數、擴散係數等)相關試驗研究。

5.2.1 專家意見彙整

本節針對本計畫所擬定之議題，整理專家技術討論會所受邀之專家提供之意見，專家提供建議如下：

1. 董家鈞教授提供之意見

- (1) 我國有關低放之一般技術發展會以相關業界(例如台灣電力公司)主導。而物管局(現核能安全委員會)計畫是以建立審驗技術為主，而非以技術研發為主軸。主要原因為，未來業界提送安全報告書，在核能安全委員會的立場，是否有能力針對安全報告書進行審查。因此，未來在規劃研究方向時，建議以核能安全委員會之立場為考量，例如針對可能會造成安全問題之關鍵因素之審查能力進行發展。
- (2) 水力-力學耦合的議題其實還有許多問題要釐清，例如應力會造成裂隙開口寬的變化；應力造成新的裂隙，這些新的裂隙進一步造成水力特性的變化等。因此，進一步討論水-力-化耦合行為將更為複雜，建議建立一個矩陣列表，以顯示其相互關係，再一一盤點研究現況。

2. 王泰典教授提供之意見

關於岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之室內試驗設計、模擬工具發展，建議考慮我國後續最迫切需求的項目。另外，水力-力學耦合的考慮與尺寸有很大的關係，如果要進行耦合模擬(例如室內試驗的尺度及場址的尺度)，在驗證上也可能有許多困難。

另外，如果是場址尺度的耦合模擬研究，我國也有可能遭遇量能不足難以撐起相關研究的狀況，因此，建議一併納入技術研析考量。

3. 田永銘教授提供之意見

水力-力學耦合之室內試驗種類、尺度、模擬情境複雜度等，需要投入不同程度之影像試驗儀器或其他資源，例如使用電腦斷層掃描(CT)量測破裂面之內寬，但電腦斷層掃描設備價格昂貴，及具有放射性等問題，需要專業人員進行設備操作。我國目前有許多醫療機構有相關設備，但執行不易。因此，建議從投入資源較少的部分開始建立我國相關試驗技術。

4. 李在平博士提供之意見

(1) 目前國外對於水-力耦合相關研究仍有許多精進空間，如果加入化學作用(例如壓溶作用)可能會使相關機制變得更複雜，例如計畫中提到石灰岩中的碳酸鈣溶解，而我國相關研究中也有針對大理岩等含有碳酸鈣之岩體進行討論。我國過去討論比較多的可能是在結晶(應力閉合)，進一步導致導水特性變差。因此，如果再把化學作用考慮進來可能會是未來討論的方向。

(2) 將化學放入水力-力學耦合機制中可能還有許多議題需要釐清，建議可以先給定一個化學條件，可較聚焦在特定議題下進行水力-力學耦合相關研究。

5.2.2 討論會之結論與建議

本研究彙整國際間有關岩體裂隙不同化學環境之水力-力學耦合技術，了解目前國際間相關技術之進展及其研究成果。透過本研究所舉辦之專家技術討論會，讓相關領域之專家進行討論，結論及建議如下：

1. 結論

(1) 本討論會彙整本研究與前期研究有關岩體裂隙不同化學環境之水力-力學耦合技術相關文獻，並整理成重點於討論會中進行報告。

- (2) 針對本研究設計之討論議題於討論會中進行充分的討論，針對專家提供的意見，本研究進行彙整，並可提供於後續的研究方向。

2. 建議

- (1) 未來我國如果要發展岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合室內試驗相關技術，建議以投入資源較少的項目開始，例如掃描電子顯微鏡(SEM)。
- (2) 岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之室內試驗設計、模擬工具發展，建議考慮我國後續最迫切需求的項目開始進行發展。
- (3) 如要進行水力-力學耦合模擬，需考量尺度問題(例如室內試驗的尺度及場址的尺度)，尺度的訂定會影響後續驗證的難易度。另外，我國對於場址尺度的耦合模擬研究也可能遭遇量能不足的狀況。
- (4) 我國過去的研究針對水力-力學耦合有較豐富討論，本研究提到的石灰岩中的碳酸鈣溶解，我國亦有大理岩等含有碳酸鈣成分之岩體。因此，未來研究方向可考慮將化學作用一起併入討論。
- (5) 對於岩體裂隙於水化學環境下水力-力學耦合機制之研究，建議未來可以先給定一個化學條件，聚焦在特定議題下進行水力-力學耦合研究。
- (6) 對於岩體裂隙於水化學環境下水力-力學耦合研究，建議可先建立一個矩陣列表，以顯示其相互關係，再一一盤點研究現況。
- (7) 針對研究主題及方向，建議可以以可能會造成安全問題之關鍵因素之審查能力進行發展，協助管制單位有足夠能力審查業界提出之安全報告書。

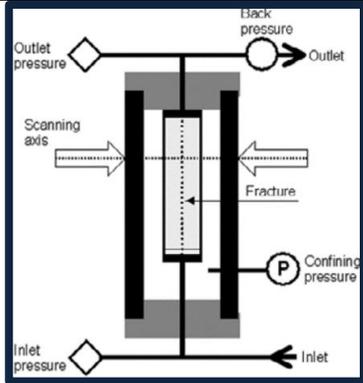
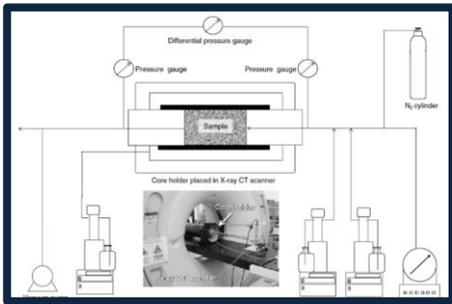
第六章低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬技術要項建議

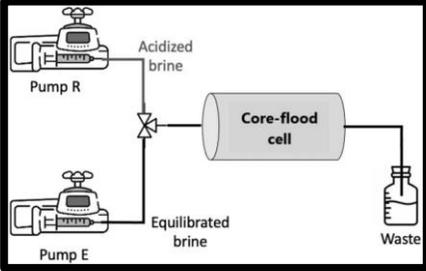
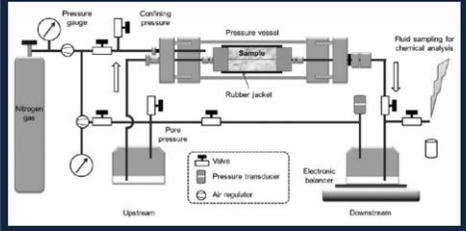
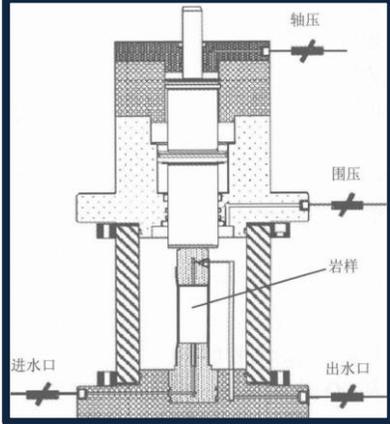
本章回顧本研究所研析之重點，並依據這些研析結果提出岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬技術要項建議。本研究首先蒐整岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合室內試驗相關文獻，掌握在不同化學特性之流體下，針對不同岩體之水力-力學耦合的研究方法及研究成果。再者，針對數值模擬的研究，整理不同岩體之水力-力學耦合機制，主要包含受壓溶解(壓溶作用、應力腐蝕破裂)、擴散、沉澱及自由面溶解等。並舉例不同研究中，所使用的模型的差異性，以及針對這些機制所考慮的重點。另外，本研究舉辦專家技術討論會，針對本研究所研析的內容進行實質討論，並蒐集專家學者的意見，供未來之參考。綜整上述研究，本章提出低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合模擬技術要項建議。首先，6.1 節將整理不同化學特性下水力-力學耦合相關研究之重點，包含室內試驗之各項內容(包括儀器、裝置、方法及試驗結果)列表，及數值模擬所參考之重點進行彙整。6.2 節則針對所彙整之重點，提出相關要項之建議。

6.1 國際間室內試驗及數值模擬之技術與成果評析

本節根據去年度及今年所研析之成果，彙整室內試驗及試驗結果如表 6.1 及表 6.2 所示。表 6.1 包含岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合室內試驗之試驗裝置說明、裝置示意圖及所使用之破裂面表面觀測裝置。表 6.2 為本研究所蒐整到與室內試驗相關試驗成果資訊，包含所使用之待測樣本、試驗流體之化學特性、圍壓及滲透性變化等。表 6.3 整理本研究中彙整之數值模擬相關資訊，包含數值模型假設、模擬機制及關鍵參數。

表 6.1 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合之室內試驗裝置彙整

作者	試驗儀器及裝置			分析項目
	流體流動試驗裝置	裝置示意圖	破裂面表面觀測裝置	
Polak 等人 (2004)	<ul style="list-style-type: none"> • 三軸加壓裝置 • 控制流速及圍壓的雙反衝程 (twin opposing-stroke) 泵 Quizix (5400) • 輸入、輸出試驗流體之管線 • 輸入、輸出端流體儲存槽(6L) 		<ul style="list-style-type: none"> • X-ray CT 掃描儀(電壓為 195 kV, 電流為 800 μA, 平面內像素分辨率為 47 μm) • 電感耦合等離子體原子發射分光光度計 • ROSS pH 電極 • 壓力感測器 	<ul style="list-style-type: none"> • CT 圖像分析 • 化學分析 <ul style="list-style-type: none"> — 濃度檢測 — pH 值 • 開口寬分析
Watanabe 等人 (2011)	<ul style="list-style-type: none"> • Core Laboratories Inc.生產的 FCH 系列 (X 射線) 岩心架 • 輸入、輸出試驗流體之管線 • 施加流體及指定壓力的注射泵 • 清潔樣本之氮氣鋼瓶、真空泵 		<ul style="list-style-type: none"> • 東芝醫療系統公司生產的 Aquilion™ 第三代醫用掃描儀(電壓為 120 kV, 電流為 150 μA, 像素分辨率為 0.35 μm) 	<ul style="list-style-type: none"> • CT 圖像分析

<p>Khan 等人 (2022)</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 岩心-溢流裝置 (core-flood apparatus) • 輸入、輸出試驗流體之管線 • 施加流體及指定壓力的注射泵 • 廢液收集槽 		<ul style="list-style-type: none"> • 伊利諾伊大學厄巴納-香檳分校基因組生物學研究所的工業 CT 掃描儀(North Star Imaging X5000)(電壓為 90 kV、電流為 70μA) • 掃描電子顯微鏡(SEM) • EDS 掃描 	<ul style="list-style-type: none"> • CT 圖像分析 • SEM 成像分析 • EDS 礦物成分分析
<p>Ishibashi 等人 (2013)</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 三軸加壓裝置 • 輸入、輸出試驗流體之管線 • 控制應力及流體壓力的氮氣鋼瓶 • 輸入、輸出端流體儲存槽 		<ul style="list-style-type: none"> • 掃描電子顯微鏡(FEI Quanta 200) • 光譜儀 (PERKIN ELMER Optima 5300DV) • 壓力感測器 	<ul style="list-style-type: none"> • 化學分析 <ul style="list-style-type: none"> — 濃度檢測 — pH 值 • 開口寬分析
<p>申林方等人 (2010)</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 中國科學院武漢岩土力學研究所與法國里爾科技大學合作開發之岩石三軸流變儀 		<ul style="list-style-type: none"> • 掃描電子顯微鏡(SEM) • 三維表面雷射掃描 • LVDT 位移感測器 	<ul style="list-style-type: none"> • 應變分析 • 化學分析 <ul style="list-style-type: none"> — 濃度檢測 • 開口寬分析

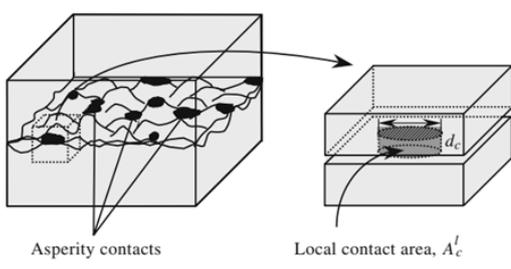
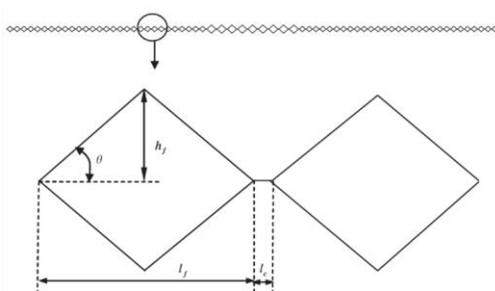
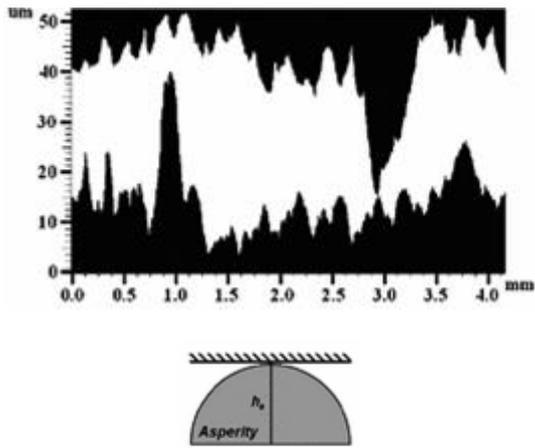
<p>Feng & Ding (2007)</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 控制流體及圍壓之伺服控制加載系統 • 裝載試驗流體之流體力學及化學測試系統 		<ul style="list-style-type: none"> • 觀測記錄分析系統 	<ul style="list-style-type: none"> • 圖像分析 • 應力-應變曲線
<p>McGuire 等人 (2013)</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 流通式岩心支架 • 流體傳輸管線 • 輸入、輸出端流體儲存槽 • 控制應力及流體壓力的氮氣鋼瓶 		<ul style="list-style-type: none"> • 白光干涉儀 (Wyko NT1100) • 掃描電子顯微鏡 • 光譜儀 (PERKIN ELMER Optima 5300DV) • 壓力感測器 	<ul style="list-style-type: none"> • 化學分析 <ul style="list-style-type: none"> — 濃度檢測 — pH 值 • 裂隙表面分析 • 開口寬分析
<p>Durham & Bourcier(2001)</p>	<ul style="list-style-type: none"> • 流通試驗裝置(包含岩心架、輸入及輸出端流體儲存槽、鋼瓶、加壓泵) 		<ul style="list-style-type: none"> • 輪廓儀(Profilometer) 	<ul style="list-style-type: none"> • 表面輪廓分析

表 6.2 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合之室內試驗結果彙整

作者	破裂岩體樣本	施加應力	流體化學特性	滲透性變化
申林方等人(2010)	北山花崗岩	10.0 MPa	濃度為 0.01 mol/L 的 Na ₂ SO ₄ 溶液	減少
Ishibashi 等人 (2013)	美國 Capitan 石灰岩	3.0、5.0、10.0 MPa	pH 值大於 6.5 之水溶液	減少
			pH 值小於 6.1 之水溶液	增加
Polak 等人(2004)	Bellevue 石灰岩	3 MPa	pH 值約為 8.15 之地下水	減少
			pH 值約為 6 之蒸餾水*	增加
Khan 等人(2022)	Wolfcamp 頁岩	-	pH 值為 2 之水溶液	增加
McGuire 等人(2013)	美國 Capitan 石灰岩	2.5、5.0、10.0 MPa	pH 值為 5、6 氯化銨水溶液	增加
			pH 值為 7 的純水	減少
Feng & Ding(2007)	石灰岩	0~25 MPa	CaCl ₂ (0.01 mol/l, pH 9) 水溶液	減少
			NaCl(0.01 mol/l, pH 7)水溶液	減少
Durham & Bourcier(2001)	義大利 Carrara 大理岩	0.2 MPa	pH 值約為 4.0 之碳酸水溶液	減少

*蒸餾水可能溶解空氣中的二氧化碳，使 pH 值呈弱酸性

表 6.3 岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合之數值模擬相關資訊彙整

Yasuhara 等人(2006)		
模型假設	單個裂隙被理想化為受粗糙接觸面支撐而分開的兩個粗糙表面，黑色區域為粗糙接觸處。	 <p>Asperity contacts</p> <p>Local contact area, A'_c</p>
模擬機制	接觸區域之壓溶作用、擴散、自由面溶解及沉澱。	
關鍵參數	裂隙岩體之反應速率常數、接觸面積比。	
Liu 等人(2006)		
模型假設	裂隙可表示為一系列由粗糙接觸處分隔的孔隙，並透過幾何參數進行特徵化。	
模擬機制	透過壓溶作用及自由面溶解機制改變裂隙形貌，在每個時間段，更新的接觸面積、開口寬、有效應力及破裂幾何參數，再代入方程式中求解。	
關鍵參數	α 、 β 及 γ 是主要控制上述機制的三個常數， α 、 β 與粗糙接觸處寬度有關。 γ 與溶解速率常數有關，主要控制孔隙表面溶解導致的寬度變化。	
McGuire 等人(2013)		
模型假設	假設裂隙為兩個不平整的表面，接觸處為一半圓球體。	 <p>um</p> <p>0 10 20 30 40 50</p> <p>0.0 0.5 1.0 1.5 2.0 2.5 3.0 3.5 4.0 mm</p> <p>Asperity</p> <p>h_a</p>
模擬機制	假設壓溶作用的質量通量不顯著。因此，應力腐蝕破裂 (Stress corrosion cracking, SCC) 是模型中唯一在粗糙接觸處的破壞機制(破裂後受應力壓實)。	
關鍵參數	裂隙粗糙度，接觸面積過小可能導致接觸應力超過臨界壓力，進一步誘發壓溶作用。	

6.2 我國低放處置模擬技術要項建議

本節就上述所彙整之研究成果，針對岩體裂隙於不同化學環境之水力-力學耦合室內試驗及研析成果進行技術要項建議，內容如下：

1. 室內試驗評析與建議

- (1) 有關室內試驗項目，本研究所蒐整到之文獻中，大部分的研究主要目的是探討裂隙在水化學環境下受應力作用滲透率的變化；另外，也有研究主要是在探討裂隙岩體在這種環境下，岩體破裂的特性(Feng & Ding, 2007)，或是裂隙表面的變化(Durham & Bourcier, 2001；Watanabe 等人, 2011)。因此，我國未來要發展相關室內試驗技術，試驗裝置可考量不同面向的試驗方式對裂隙進行檢視。
- (2) 有關室內試驗設備，本研究所蒐整到之文獻中，可發現許多運用於裂隙觀測的設備，例如 X-ray CT 掃描儀、壓力感測器、掃描電子顯微鏡(SEM)、光譜儀等。上述的儀器中，部分需要投入大量資源，對於相關技術發展而言門檻較高(例如：X-ray CT 掃描儀)，在專家技術討論會中，專家亦建議優先從不需要投入大量資源的儀器先進行發展，因此，綜觀所彙整之資訊中，可先針對壓力感測器、掃描式電子顯微鏡等不需要投入太大資源的設備開始進行相關試驗。
- (3) 有關室內試驗結果，本研究所彙整之資料發現，岩體裂隙於不同化學特性流體環境之水力-力學耦合機制受到裂隙岩體的礦物特性、流體化學特性、圍壓等作用，這些作用造成裂隙的滲透率增加或減小。因此在未來我國發展低放坑道處置時，建議可先針對待測岩體的岩性(例如：礦物成分)、可能遭遇之水化學環境(例如：pH 值)、圍壓及裂隙岩體中對於水化學環境敏感之礦物等相關背景參數進行調查，降低試驗結果或數值模擬的不確定性。

2. 數值分析評析與建議

- (1) 有關數值模擬機制，主要包含粗糙接觸處之受壓溶解、溶解後於粗糙接觸處擴散至裂隙孔隙(自由面)中、裂隙孔隙中沉澱及自由面的溶解等機制。其中，粗糙接觸處之受壓溶解也有不同的機制，根據 Karcz 等人(2008)的研究中展示的三種

受壓溶解型態，包含壓溶作用(滲透率減小)、應力腐蝕破裂(滲透率減小)及快速流動通道(滲透率增加)。這些不同的機制主要受到局部的應力大小、裂隙岩體的特性等產生不同的溶解型態。因此未來要進行相關模擬評估時，建議可以先釐清裂隙之間的相關機制，以降低其不確定性。

- (2) 有關幾何模型假設及參數設定，本研究蒐整之文獻中所假設之模型不盡相同，模型中所設定的參數對於模擬結果的敏感度也不同，使這些數值模擬結果與試驗結果比對後，不同模型間各有差異。例如 Yasuhara 等人(2006)之模型，反應速率常數、孔隙面積等參數會受方解石之粒度、雜質等不確定性影響；Liu 等人(2006)之模型中，主要控制模擬的三個常數 α 、 β 及 γ ，分別與粗糙接觸處寬度及溶解速率常數有關；McGuire 等人(2013)之模型中，裂隙接觸處的臨界應力可能會影響壓溶作用或應力腐蝕破裂兩種機制之間的作用。因此，未來我國如欲參考上述之模型進行相關研究時，除了考慮所使用之數值模擬工具是否能有效反應所參考的模型外，同時也須釐清運用於模型中裂隙的重要參數。
- (3) 承前一項建議，本研究結果發現，水力-力學-化學耦合之機制頗為複雜，專家技術討論會中，對於這個議題也有許多討論。因此建議未來如需進行相關研究時，可以先建立一個矩陣列表，針對水力-力學、力學-化學、水力-化學等之間的機制進行釐清，或是先假設一個水化學環境，可較聚焦在特定議題下進行水力-力學耦合相關研究。

第七章結論與建議

本研究於前期已針對岩體裂隙於不同化學環境之水力-力學耦合室內試驗進行相關文獻研析。本研究接續前期之研究成果，持續針對此議題有關數值模擬的部分進行研究。首先，針對國際間有關岩體裂隙之不同化學環境下，水力-力學耦合之理論與數值模式相關文獻進行蒐集，並同時增加相關試驗之研究文獻；之後進一步針對化學環境之水力-力學耦合之耦合理論與模擬方法進行研析，比較這些研究方法之異同。最後，透過實際之案例，對數值模擬結果與室內試驗結果之比對進行探討。另外，本研究在執行過程中，舉辦專家技術討論會議，邀請相關領域之專家學者進行討論，並提供相關建議供未來參考。研究成果綜整如下。

7.1 結論

1. 有關化學環境下之水力-力學耦合模擬，Yasuhara 等人(2003)首先提出多孔介質的壓實現象模型，並於後續的研究中，將此模型進行改良，並應用於裂隙受不同化學環境(包含溫度)下之裂隙水力-力學耦合。此模型包含幾個機制，分別為裂隙粗糙接觸處的壓溶作用、溶解後之物質的擴散、溶質於裂隙表面沉澱及自由面的溶解等機制。
2. 研究發現，國際上許多文獻皆參考 Yasuhara 等人(2003)所提出之化學環境下水力-力學耦合模擬機制，但就模型中的幾何形狀仍有些許差異。Yasuhara 等人(2006)中，假設裂隙以許多圓形的接觸處進行支撐，使裂隙其他部分產生孔隙。而 Liu 等人(2006)之研究中，幾何模型的概念假設裂隙由一系列由粗糙接觸處分隔的孔隙所組成，孔隙包含兩個不同大小的尺寸，其排列方式根據 X-Ray CT 掃描裂隙之結果進行排列。McGuire 等人(2013)假設裂隙為兩個不平整的表面，接觸處為一半圓球體。
3. 透過案例研析發現，不同模型所考量之關鍵參數也不盡相同，Yasuhara 等人(2006)之研究中反應速率常數、孔隙面積等影響模擬結果顯著，其原因源自於待測樣本岩性的不確定性；Liu 等人(2006)之研究中 α 、 β (粗糙接觸處寬度) 及 γ (溶解速率常數)是主要控制之三個常數；McGuire 等人(2013)之研究中，受壓溶解機制的不同也可能導致模擬結果與試驗結果的差異。

4. 由 Yasuhara 等人(2006)、Liu 等人(2006) 及 McGuire 等人(2013)之研究中發現，在粗糙接觸處的受壓溶解機制也有所不同。Karcz 等人(2008)研究中展示應力作用下，裂隙粗糙接觸處之三種不同機制。包含壓溶作用(滲透率減小)、應力腐蝕破裂(滲透率減小)及快速流動通道(滲透率增加)。
5. 本研究於 2023 年 10 月 20 日舉辦裂隙岩體於不同化學環境下水力-力學耦合模擬專家技術討論會，會議中邀請相關專業領域之專家共同討論，並提供我國未來相關技術發展建議及後續推動方向。
6. 本研究綜整了本年度及去年度有關裂隙岩體於不同化學環境下水力-力學耦合之室內試驗與數值模擬相關文獻，並將各文獻重要資訊以列表比較方式，彙整於本報告 6.1 節內，以作為主管機關審驗技術精進及我國後續技術發展之參考，相關重要資訊包括：
 - (1) 室內試驗：包括室內試驗裝置設計、試驗觀測儀器、試驗分析項目、試驗樣本岩性、試驗流體之化學特性及試驗結果比較(滲透率變化)等。
 - (2) 數值模擬：包括模型假設(模型幾何參數設定)、模擬機制及關鍵參數等。

7.2 建議

1. 針對研究主題及方向，建議可以採用可能會造成安全問題之關鍵因素之審查能力進行發展，協助管制單位有足夠能力審查業界提出之安全報告書。
2. 我國過去的研究針對水力-力學耦合有較豐富討論，本研究提到的石灰岩中的碳酸鈣溶解，我國亦有大理岩等含有碳酸鈣成分之岩體。因此，未來研究方向可考慮將化學作用一起併入討論。
3. 有關岩體裂隙於不同化學環境下水力-力學耦合室內試驗，透過本研究所彙整的資料，及專家技術討論會的結果，建議如下：

- (1) 未來我國如果要發展岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合室內試驗相關技術，建議以投入資源較少的項目開始，例如掃描電子顯微鏡(SEM)。
 - (2) 岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之室內試驗設計、模擬工具發展，建議考慮我國後續最迫切需求的項目開始進行發展。
4. 不同數值模型之模擬結果可能會受到一些關鍵參數影響，例如 Yasuhara 等人(2006)之模型，反應速率常數、孔隙面積等參數會受方解石之粒度、雜質等不確定性影響。另外，模型中所考慮的機制(例如：壓溶作用、應力腐蝕破裂)也會對模擬結果產生影響。由此可知，水-力-化耦合行為複雜，透過本研究彙整的資料，及專家技術討論會的結果，如未來欲發展相關技術，建議可以朝以下幾個方向推動：
- (1) 如要進行水力-力學耦合模擬，需考量尺度問題(例如室內試驗的尺度及場址的尺度)，尺度的訂定會影響後續驗證的難易度。另外，我國對於場址尺度的耦合模擬研究也可能遭遇量能不足的狀況。
 - (2) 對於岩體裂隙於水化學環境下水力-力學耦合機制之研究，建議未來可以先給定一個化學條件，聚焦在特定議題下進行水力-力學耦合研究。
 - (3) 對於岩體裂隙於水化學環境下水力-力學耦合研究，建議可先建立一個矩陣列表，以盤點不同變量的交互作用關係，再一一研析研究現況。

參考文獻

1. Bird, G., Boon, J., & Stone, T., 1986. Silica transport during steam injection into oil sands: 1. Dissolution and precipitation kinetics of quartz: New results and review of existing data. *Chemical geology*, 54(1-2), 69-80.
2. Brown, J. G. and Glynn, P. D.: 2003, Kinetics dissolution of carbonates and Mn oxides in acidic water: measurement of in situ field rates and reactive transport modeling, *Appl. Geochem.* 18, 1225–1239.
3. Canals, M., & Meunier, J. D., 1995. A model for porosity reduction in quartzite reservoirs by quartz cementation. *Geochimica et Cosmochimica Acta*, 59(4), 699-709.
4. Dewers, T., & Hajash, A., 1995. Rate laws for water-assisted compaction and stress-induced water-rock interaction in sandstones. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 100(B7), 13093-13112.
5. Dreybrodt, W. and Buhmann, D.: 1991, A mass transfer model for dissolution and precipitation of calcite from solutions in turbulent motion, *Chem. Geol.* 90, 107–122.
6. Dreybrodt, W.: 1998, Principles of karst evolution from initiation to maturity and their relation to physics and chemistry, in: Yuan, D. X. and Liu Z. H. (eds), *Global Karst Correlation*, Science Press, Beijing, pp. 33–49.
7. Durham, W. B., Bourcier, W. L., & Burton, E. A., 2001. Direct observation of reactive flow in a single fracture. *Water Resources Research*, 37(1), 1-12.
8. Elias, B. P., & Hajash Jr, A., 1992. Changes in quartz solubility and porosity due to effective stress: An experimental investigation of pressure solution. *Geology*, 20(5), 451-454.
9. Feng, X. T., & Ding, W., 2007. Experimental study of limestone micro-fracturing under a coupled stress, fluid flow and changing chemical environment. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44(3), 437-448.
10. Fournier, R. O., and R. W. Potter II., 1982. An equation correlating the solubility of quartz in water from 25C to 900C at pressure up to 10,000 bars, *Geochim. Cosmochim. Acta*, 46, 1969–1973.

11. Gautelier, M., Oelkers, E. H. and Schott, J., 1999, An experimental study of dolomite dissolution rates as a function of pH from -0.5 to 5 and temperature from 25 to 80 °C, *Chem. Geol.* 157, 13–26.
12. Harnd, H. S. and Scholes, S. R., 1941, The ionization constant of HCO_3^- from 0 to 50°C , *J. Am. Chem. Soc.* 63, 1706–1709.
13. Harned, H. S. and Davism, R., 1943, The ionization constant of carbonic acid in water and the solubility of carbondioxide in water and aqueous salt solutions from 0 to 50 °C, *J. Am. Chem. Soc.* 65, 2030–2037.
14. Heidug, W. K., 1995. Intergranular solid-fluid phase transformations under stress: The effect of surface forces. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 100(B4), 5931-5940.
15. Ishibashi, T., McGuire, T. P., Watanabe, N., Tsuchiya, N., & Elsworth, D., 2013. Permeability evolution in carbonate fractures: Competing roles of confining stress and fluid pH. *Water Resources Research*, 49(5), 2828-2842.
16. Jacobson, R. L. and Langmuir, D., 1974, Dissociation constants of calcite and CaHCO_3^+ from 0 to 50°C , *Geochim. Cosmochim. Acta*, 38, 301–318.
17. Karcz, Z., Aharonov, E., Ertas, D., Polizzotti, R., Scholz, C., 2008. Deformation by dissolution of a single crystal sodium chloride indenter: an experimental study under the confocal microscope. *J. Geophys. Res.* doi:10.1029/2006JB004630
18. Kehew, A. E., 2001, Carbonate mineral equilibria, In *Applied Chemical Hydrogeology*, Prentice Hall Press, Upper Saddle River, N.J. pp. 53–59.
19. Khan, H. J., Ross, C. M., & Druhan, J. L., 2022. Impact of Concurrent Solubilization and Fines Migration on Fracture Aperture Growth in Shales during Acidized Brine Injection. *Energy & Fuels*.
20. Li, Y. H. and Gregory, S., 1974, Diffusion of ions in sea water and in deep-sea sediments, *Geochim. Cosmochim. Acta*, 38, 703–714.
21. Liu, J., Sheng, J., Polak, A., Elsworth, D., Yasuhara, H., & Grader, A., 2006. A fully-coupled hydrological–mechanical–chemical model for fracture sealing and preferential opening. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 43(1), 23-36.

22. Martinez, M. I. and White, W. B., 1999, A laboratory investigation of the relative dissolution rates of the Iirio Limestone and the Isla de Mona Dolomite and implications for cave and karst development on Isla de Mona, *J. Cave Karst Stud.* 61, 7–12.
23. McGuire, T. P., 2012. Permeability evolution of stressed fractures permeated by reactive fluids. PhD dissertation, College of Earth and Mineral Sciences, The Graduate School, The Pennsylvania State University.
24. McGuire, T. P., Elsworth, D., & Karcz, Z., 2013. Experimental measurements of stress and chemical controls on the evolution of fracture permeability. *Transport in porous media*, 98(1), 15-34.
25. Mullis, A. M., 1991, The role of silica precipitation kinetics in determining the rate of quartz pressure solution, *J. Geophys. Res.* 96, 10007–10013.
26. NRC, 2015. Guidance for Conducting Technical Analyses for 10 CFR Part 61, Draft Report for Comment (NUREG-2175).
27. Palmer, A. N., 1991. Origin and morphology of limestone caves, *Geol. Soc. Am. Bull.* 103, 1–21, 1991.
28. Polak, A., Elsworth, D., Liu, J., & Grader, A. S., 2004. Spontaneous switching of permeability changes in a limestone fracture with net dissolution. *Water Resources Research*, 40(3).
29. Ragnarsdóttir, K. V., and J. V. Walther., 1983. Pressure sensitive “silica geothermometer” determined from quartz solubility experiments at 250C, *Geochim. Cosmochim. Acta*, 47, 941–946.
30. Raj, R., 1982. Creep in polycrystalline aggregates by matter transport through a liquid phase. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 87(B6), 4731-4739.
31. Renard, F., Ortoleva, P., & Gratier, J. P., 1997. Pressure solution in sandstones: influence of clays and dependence on temperature and stress. *Tectonophysics*, 280(3-4), 257-266.
32. Revil, A., 1999. Pervasive pressure-solution transfer: A poro-visco-plastic model. *Geophysical Research Letters*, 26(2), 255-258.
33. Rimstidt, J. D., & Barnes, H. L., 1980. The kinetics of silica-water reactions. *Geochimica et Cosmochimica Acta*, 44(11), 1683-1699.

34. Timms, N., Healy, D., Reyes-Montes, J., Collins, D., Prior, D.: Paul Young, R., 2010. Effects of crystallographic anisotropy on fracture development and acoustic emission in quartz. *J. Geophys. Res.* doi:10.1029/2009JB006765
35. Watanabe, N., Ishibashi, T., Ohsaki, Y., Tsuchiya, Y., Tamagawa, T., Hirano, N., ... & Tsuchiya, N., 2011. X-ray CT based numerical analysis of fracture flow for core samples under various confining pressures. *Engineering Geology*, 123(4), 338-346.
36. White, A., Peterson, M., 1990. Role of reactive-surface-area characterization in geochemical kinetic models. *ACS Symp. Ser.* doi:10.1021/bk-1990-0416.ch035
37. Yasuhara, H., Elsworth, D., & Polak, A., 2003. A mechanistic model for compaction of granular aggregates moderated by pressure solution. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 108(B11).
38. Yasuhara, H., Elsworth, D., & Polak, A., 2004. Evolution of permeability in a natural fracture: Significant role of pressure solution. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 109(B3).
39. Yasuhara, H., Elsworth, D., Polak, A., Liu, J., Grader, A., & Halleck, P., 2006. Spontaneous switching between permeability enhancement and degradation in fractures in carbonate: Lumped parameter representation of mechanically-and chemically-mediated dissolution. *Transport in Porous Media*, 65, 385-409.
40. Zhao, Z., Liu, L., Neretnieks, I., & Jing, L., 2014. Solute transport in a single fracture with time-dependent aperture due to chemically mediated changes. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 66, 69-75.
41. 申林方, 冯夏庭, 潘鹏志, 周辉, 2010, 单裂隙花岗岩在应力-渗流-化学耦合作用下的试验研究. *岩石力学与工程学报*, 29(7), 1379-1388.
42. 原能會物管局, 2012, 低放射性廢棄物處置設施安全分析報告審查導則(第0版)。
43. 原能會物管局, 2013, 低放射性廢棄物處置場址特性與設施設計審查規範精進之研究, 102FCMA009。
44. 原能會物管局, 2014, 低放射性廢棄物處置場址特性審查規範精進之研究, 103FCMA002。
45. 原能會物管局, 2015, 低放射性廢棄物處置場址特性審查規範精進之研究, 104FCMA002。

46. 原能會物管局，2016，低放射性廢棄物坑道處置場址特性審驗技術建立之資訊研析，104FCMA019。
47. 原能會物管局，2017，低放射性廢棄物坑道處置場址特性審驗技術之關鍵課題研究，105FCMA011。
48. 原能會物管局，2018，低放射性廢棄物坑道處置場址特性審驗技術驗證評估研究，107FCMA002。
49. 原能會物管局，2019，低放射性廢棄物近岸坑道處置之場址參數驗證技術研究，108FCMA002。
50. 原能會物管局，2020，低放射性廢棄物處置岩體裂隙研究方法研析，109FCMA003。
51. 原能會物管局，2021，低放射性廢棄物處置土壤及岩體變形區導水特性研析，110FCMA003。
52. 原能會物管局，2022，111 年坑道處置不同化學環境之力學及水力耦合特性研析，111FCMA005。

附錄一 專家技術討論會簽到表

會議簽到表	
會議名稱：「112 年低放射性廢棄物坑道處置環境與異向性審驗技術研析」之專家技術討論會	
場次：「低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合試驗及模擬」	
會議日期：2023/10/20	會議時間：13：30~14：30
地點/會議室：國立陽明交通大學博愛校區賢齊館一樓春耕軒	

單位	姓名	簽到
核能安全委員會	鍾沛宇 技正	鍾沛宇
核能安全委員會	謝正驥 技士	謝正驥
核能安全委員會	葉斌 助理研究員	葉斌
國立中央大學	董家鈞 教授	董家鈞
國立台灣大學	王泰點 教授	王泰點
國立中央大學	田永銘 教授	田永銘
台灣電力公司	李在平 博士	李在平
國立中央大學	王士榮 副教授	王士榮
國立陽明交通大學	翁孟嘉 教授	翁孟嘉
淡江大學	楊長義 教授	請假
國防大學	李宏輝 教授	李宏輝
中興工程顧問股份有限公司	林伯聰 經理	林伯聰
國立中央大學	梁興樑 助理	梁興樑
國立中央大學	賴宣庭 助理	賴宣庭

附錄二 專家技術討論會簡報

112年低放射性廢棄物坑道處置之岩體裂隙於不同環境 下之水力-力學耦合模擬技術研析

專家技術討論會

報告人：梁興樸 計畫經理

計畫主持人：王士榮 會員
臺灣地下水資源暨水文地質學會

112年10月20日(星期五)下午13:30

國立陽明交通大學賢齊館

2

簡報大綱

- 前言
- 執行架構與成果
 - 室內試驗
 - 數值模擬
 - 研究案例
- 討論

3

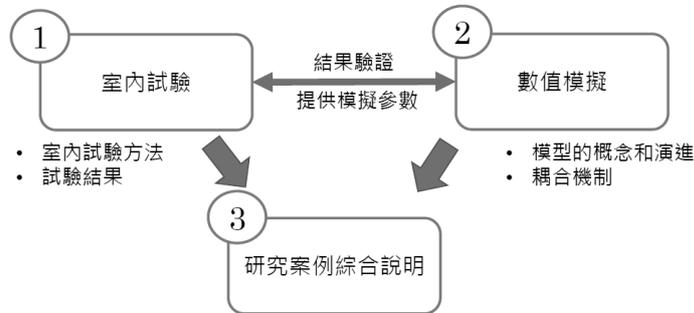
前言

- 使用核能會產生不同輻射程度的放射性廢棄物，我國將放射性廢棄物分類為高、低放射性廢棄物並分別依不同標準進行處置。其中，低放除了核電場受核污染之廢棄物外，還有包含醫療、工業、農業以及研究單位所持續產生的低放射性廢棄物，因此低放射性廢棄物處置為國內重要的課題。
- 處置岩體之裂隙為低放處置安全的不確定性因素，因為核種可透過連通的裂隙進行傳輸。因此，裂隙間一些作用可能進一步會造成裂隙的張開或閉合。
- 裂隙為具有一定程度之粗糙表面，施加應力時，應力集中於裂隙相互接觸處，使該區域之局部應力高於整個裂隙之平均法向應力，進一步可能發生礦物受力學作用而破碎。
- 岩體暴露於非平衡的化學環境時，化學效應對於岩體裂隙造成不同程度之影響。例如受壓溶解現象，即兩裂隙局部應力較高的接觸處，礦物溶解度高於沒有接觸的地方，因此礦物被溶解並在應力較低的地方沉澱。不同岩性之裂隙，受到相同化學環境之影響程度也不同，而岩體滲透率的變化關係到處置場址的安全性問題。

4

執行架構及成果

- 岩體裂隙可能因不同地下水環境(例如：pH值)，引致水力-力學-化學耦合交互作用



5

1

岩體裂隙於不同化學特性流體環境 之水力-力學耦合室內試驗

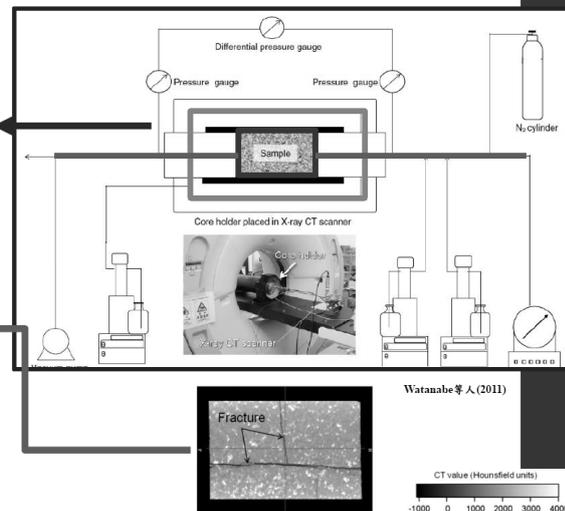
室內試驗方法

流體流動試驗裝置

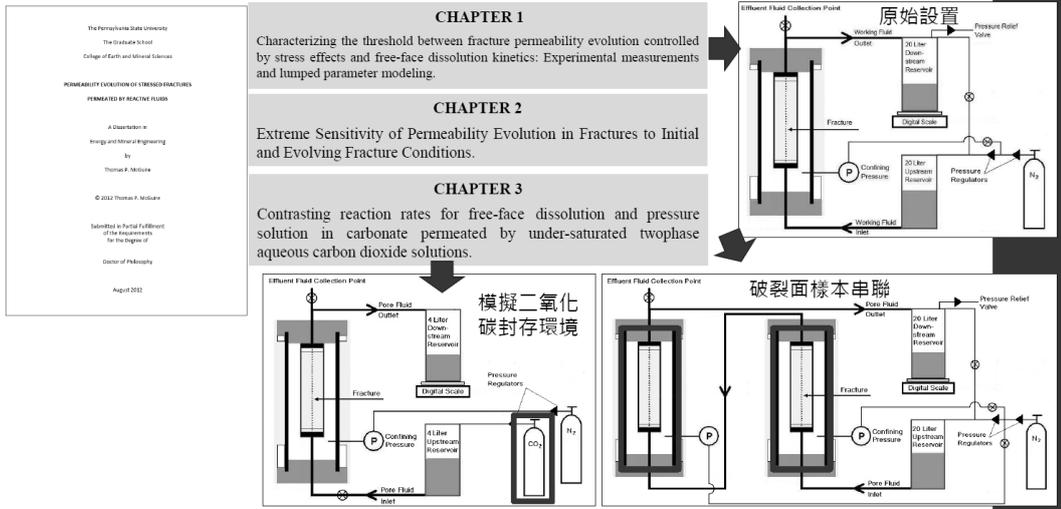
- 製作帶有破裂面之樣本
- 使用乳膠、橡膠或環氧樹脂將樣本包覆
- 置入三軸加壓裝置
- 樣本上下兩側封蓋開孔並穿入輸液管線

破裂面表面觀測裝置

電腦斷層掃描(CT)	<ul style="list-style-type: none"> 破裂面礦物重新分布狀況 透過CT值轉換為裂隙開口寬
掃描式電子顯微鏡(SEM)	判別礦物密度、破裂面表面成像
能量色散X射線光譜法(EDS)	地球化學變化
溶液濃度變化	
進水口和出水口pH值	



室內試驗裝置其他應用



室內試驗結果

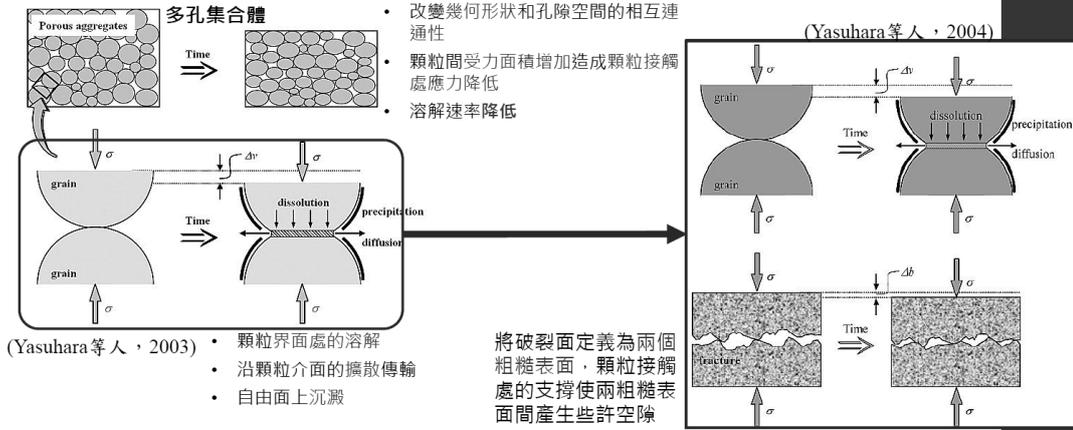
文獻	破裂岩體樣本	流體化學特性	滲透性變化
申林方等人(2010)	北山花崗岩	濃度為0.01 mol/L的Na ₂ SO ₄ 溶液	減少
Ishibashi 等人(2013)	美國Capitan石灰岩	pH值大於6.5之水溶液	減少
		pH值小於6.1之水溶液	增加
Polak等人(2004)	Bellefonte石灰岩	pH值約為8.15之地下水	減少
		pH值約為6之蒸餾水	增加
Khan 等人(2022)	Wolfcamp頁岩	pH值為2之水溶液	增加
McGuire等人(2013)	美國Capitan石灰岩	pH值為5、6氯化銨水溶液	增加
		pH值為7的純水	減少
Feng & Ding(2007)	石灰岩	CaCl ₂ (0.01 mol/l, pH 9)水溶液	減少
		NaCl(0.01 mol/l, pH 7)水溶液	減少
Durham & Bourcier(2001)	義大利Carrara大理岩	pH值約為4.0之碳酸水溶液	減少
台東縣達仁鄉	硬頁岩(石英、白雲母、高嶺石、綠泥石、鈉長石與葉臘石)	民用水井：6.3~6.7 山壁內地下水體：6.82~7.13 雨水：5.7~7.4	
金門縣烏坵鄉	花崗岩層、閃長岩脈(石英、長石類)	地下水pH值：5.84~9.6	

2

岩體裂隙於不同化學特性流體環境 之水力-力學耦合數值模擬

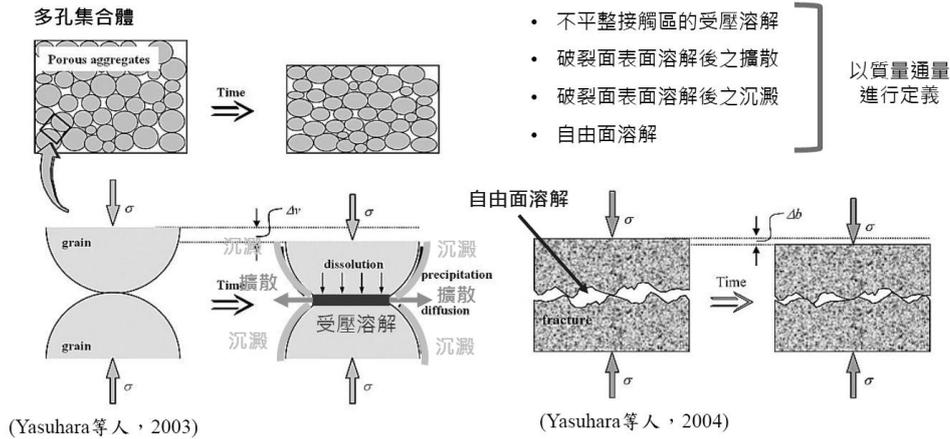
數值模擬方法

Yasuhara等人提出之模型演進



數值模擬方法

數值模擬之耦合機制(1/2)



數值模擬方法

數值模擬之耦合機制(2/2)

受壓溶解機制

$$\frac{dM_{diss}^{PS}}{dt} = \frac{3\pi V_m^2 (\sigma_a - \sigma_c) k_+ \rho_g d_c^2}{4RT}$$

擴散機制

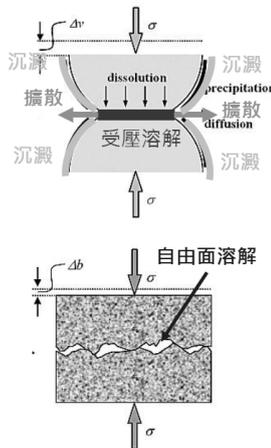
$$\frac{dM_{diff}}{dt} = \frac{2\pi\omega D_b}{\ln(d_c/2a)} (C_{int} - C_{pore})$$

沉澱機制

$$\frac{dM_{pore}}{dt} = k_- A_{pore} \rho_g V_m \left(\frac{C_{pore}}{C_{eq}} - 1 \right)^n$$

自由面溶解機制

$$\frac{dM_{diss}^{FF}}{dt} = k_+ A_{pore} \rho_g V_m \left(1 - \frac{C_{pore}}{C_{eq}} \right)^n$$



- σ_c : 臨界應力
- σ_a : 分離壓力
- T : 系統的温度
- R : 氣體常數
- ρ_g : 密度
- d_c : 接觸處的直徑
- V_m : 莫耳體積(Molar volume)
- D_b : 擴散係數
- C_{int} : 不平整接觸處界面之濃度
- C_{pore} : 自由面間的空隙之濃度
- C_{eq} : 溶解物的溶解度
- A_{pore} : 破裂面間之空隙面積
- k_+ : 溶解速率常數
- k_- : 沉澱速率常數

*分離壓力(disjoining pressure): 作用於接觸處的壓力超過靜態孔隙水壓(hydrostatic pore pressure)的量

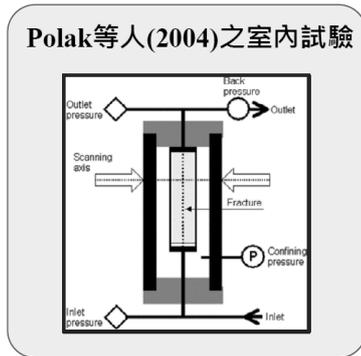
3

岩體裂隙於不同化學特性流體環境 之水力-力學耦合研究案例

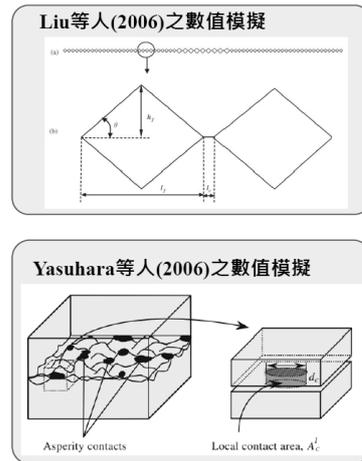
14

參考案例關係說明

室內試驗



數值模擬

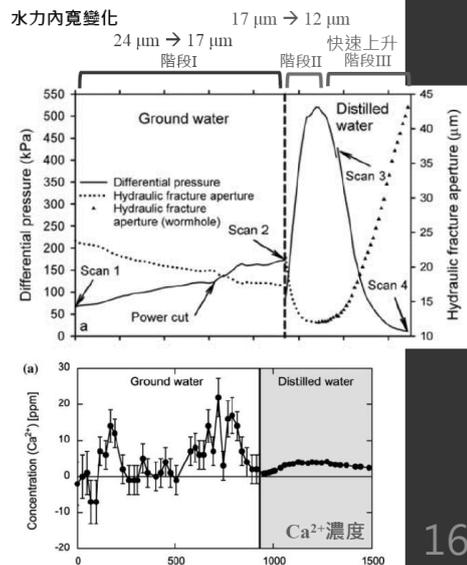


15

室內試驗案例

Polak等人(2004)之室內試驗

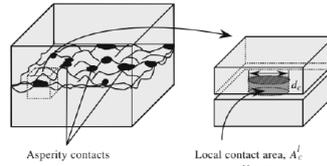
- 樣本材質：白雲質石灰岩(92 wt.%方解石和 8 wt.%白雲石)
- 試驗溫度：20 °C(恆溫)
- 流體流速： $3.33 \times 10^{-8} \text{ m}^3/\text{s}$ (2 cc/min)(恆定)
有效應力： $\sim 3 \text{ mPa}$ (恆定)
- 試驗流體：
 - 階段I：地下水(pH \sim 8)(932小時)
 - 階段II、III：蒸餾水(pH \sim 6)(555小時)



16

數值模擬案例-案例1

Yasuhara 等人(2006)之數值模擬



模型參數設定

方解石溶解速率R(Plummer等人, 1978):

$$R = k_{+,1}(a_{H^+}) + k_{+,2}(a_{H_2CO_3^*}) + k_{+,3}(a_{H_2O}) - k_{-}(a_{Ca^{2+}})(a_{HCO_3^-})$$

- $k_{+,1}$ 、 $k_{+,2}$ 和 $k_{+,3}$ 是取決於溫度的一級溶解速率常數
- k_{-} 是取決於溫度和CO₂孔壓力的沉澱速率常數
- 擴散係數參考Li和Gregory (1974)
- 晶粒間接觸面寬度 ω 約為 10^{-9} m (=1 nm) · 取決於施加的應力(例如Mullis, 1991; Heidug, 1995)

作用機制

$$\frac{dM_{diss}^{PS}}{dt} = \frac{3\pi V_m^2 (\sigma_a - \sigma_c) k_{+} \rho_g d_c^2}{4RT}$$

$$\frac{dM_{diff}}{dt} = \frac{2\pi\omega D_b}{\ln(d_c/2a)} (C_{int} - C_{pore})$$

$$\frac{dM_{pore}}{dt} = k_{-} A_{pore} \rho_g V_m \left(\frac{C_{pore}}{C_{eq}} - 1 \right)^n$$

$$\frac{dM_{diss}^{FF}}{dt} = k_{+} A_{pore} \rho_g V_m \left(1 - \frac{C_{pore}}{C_{eq}} \right)^n$$

溫度 T (°C)	有效應力 σ_{eff} (MPa)	臨界應力 σ_c (MPa)	擴散路徑寬度 ω (nm)	擴散係數 D_b (m ² s ⁻¹)	溶解速率常數 K_{+} (mol m ⁻² s ⁻¹)	沉澱速率常數 K_{-} (mol m ⁻² s ⁻¹)	鈣的溶解度 (ppm)
20	3.0	20.0	4.0	6.93×10^{-10}	1.15×10^{-6}	1.21×10^{-6}	37.4

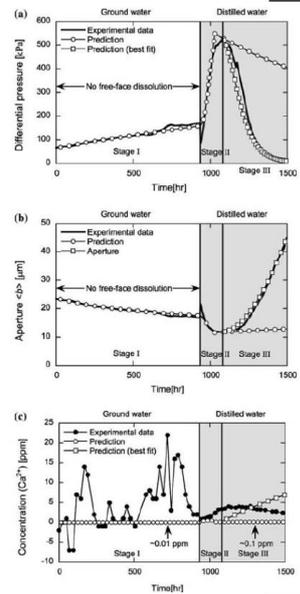
17

數值模擬案例-案例1

模型參數調整

溫度 T (°C)	有效應力 σ_{eff} (MPa)	臨界應力 σ_c (MPa)	擴散路徑寬度 ω (nm)	擴散係數 D_b (m ² s ⁻¹)	溶解速率常數 K_{+} (mol m ⁻² s ⁻¹)	沉澱速率常數 K_{-} (mol m ⁻² s ⁻¹)	鈣的溶解度 (ppm)
20	3.0	20.0	4.0	6.93×10^{-10}	1.15×10^{-6}	1.21×10^{-6}	37.4

參數	試驗階段		
	I	II	III
進水濃度(Ca) ppm	40	0	0
進水pH	~8	~6	~6
沉澱速率常數 k_{-}	$k_{-}(\text{pH} \sim 8) \times 10^{-2}$	$k_{-}(\text{pH} \sim 6) \times 10^{-2}$	$k_{-}(\text{pH} \sim 6) \times 10^{-2}$
溶解速率常數 k_{+}	$K_{+}(\text{pH} \sim 8) \times 10^{-2}$	$K_{+}(\text{pH} \sim 6) \times 10^{-2}$	$K_{+}(\text{pH} \sim 6) \times 10^{-2}$
接觸面積 A_c	A_c	A_c	A_c
裂隙孔洞面積 A_{pore}	$(A_r - A_c) \times 1/200$	$(A_r - A_c) \times 1/200$	$(A_r - A_c) \times 1/200 \rightarrow 60/200$



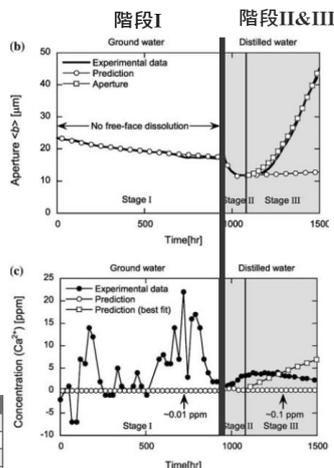
8

數值模擬案例-案例1

模擬質量去除和滲透性響應

- 階段I(pH~8)**
- 第一階段之水力內寬模擬結果與室內試驗得到之開口寬變化非常吻合。
 - 模擬Ca濃度變化與觀測值落差大，模型中未考慮測量誤差和部分破裂面的溶解。
 - 去除的方解石(CaCO₃)總體積模擬結果為0.86 mm³，與室內試驗結果落差大(262 mm³)，從室內試驗結果發現，是由兩次較大規模的溶解引起。

階段	流水性質	時間(h)	預計體積 (mm ³)		預測來源(%)	
			實驗	模擬	受壓	自由面
I	地下水	0-932	262	0.86	100	0
II	蒸餾水	932-1082	33	5.3	58	42
III	蒸餾水	1082-1487	127	176	0	100



- 階段II&III行為(pH~6)**
- 階段II受壓溶解占主導地位，但隨著裂隙表面形貌和流體流動結構改變，主導地位轉移至自由面溶解。
 - 裂隙在階段II閉合，計算得出的移除體積為5.3 mm³。
 - 階段III期間室內試驗結果與模擬結果相近，儘管模擬濃度和測量濃度隨時間的趨勢不同。

19

數值模擬案例-案例2

Liu 等人(2006)之數值模擬

計算流程

粗糙接觸處的受壓溶解和裂隙壁面的自由面溶解結合，並定義裂隙開口寬隨時間減少/增加。

設定初始裂隙幾何參數。

描述	值
樣品直徑W(mm)	50
樣本長度L(mm)	108
小孔總寬度與樣品直徑之比 r_{11}	0.8
裂隙壁面傾角 $\theta(^{\circ})$	30
開口寬比 r_1	1.5
平均接觸面積比 r_a	0.1
小孔的高度 $h_1(\mu\text{m})$	17.3
臨界應力 $\sigma_c(\text{MPa})$	6.65

時間長 Δt 期間，根據已知的擴散質量大小，計算並更新接觸面積和開口寬。

計算粗糙接觸區域的平均有效應力，並施加環境應力。

$$\sigma_{eff} = \frac{\sigma_{amb}}{r_a} - \frac{1-r_a}{r_a} p$$

礦物質量平衡和幾何關係，

$$\text{質量平衡方程式 } V_{remov} = [AV_{remov}]^{n_1}$$

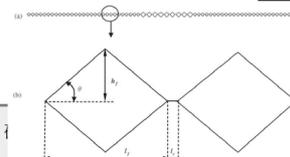
$$\text{受壓溶解方程式 } \frac{dG_a}{dt} = \alpha(\sigma_{eff} - \sigma_c)^\beta$$

$$\text{自由面溶解方程式 } \frac{dG_f}{dt} = \gamma$$

計算受壓溶解和自由面溶解產生的粗糙接觸處高度 G_a 和裂隙壁面後退 G_f 的總值

$$\text{裂隙中的流體流動方程式 } \frac{4h_1^2 W r_{11}}{l_1 \tan \theta} + \frac{4h_2^2 W (1-r_{11})}{l_2 \tan \theta} = \beta^3 W$$

裂隙壁面的自由面溶解和粗糙接觸處的受壓溶解引起的閉合競爭。
例如：有效應力降低到臨界應力，受壓溶解停止，只存在自由面溶解。



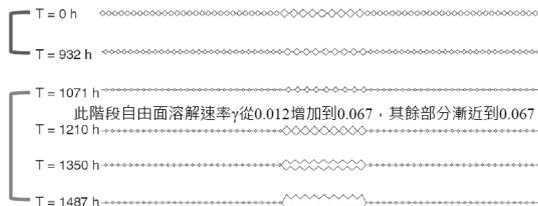
數值模擬案例-案例2

裂隙之模擬結果

第一階段地下水

$$\alpha=0.018, \beta=0.4, \gamma=0.030$$

- 粗糙接觸處和自由面同時被溶解，但受壓溶解仍佔優勢
- 隨著接觸面積比的增加，局部圍壓從35.0MPa 逐漸減小到11.9MPa



第三階段蒸餾水 $\alpha=0.0, \beta=0.0, \gamma=0.067$

- 只有一小部分通量(低於20%)流過小孔，因此假設小孔完全閉合
- 受壓溶解的影響完全消失，只有大孔裂隙壁面的自由面被溶解
- 大孔隙內的接觸面消失，裂隙張開，快速的流動通道逐漸形成
- 此階段結束時，快速的流動通道的開口寬幾乎達到100 μm

第二階段蒸餾水

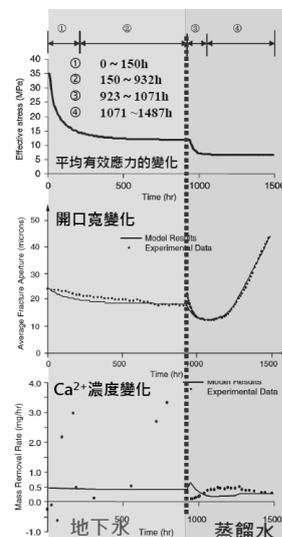
$$\alpha=0.049, \beta=0.54, \gamma=0.012$$

- 蒸餾水的pH值較低，粗糙接觸處受壓溶解加劇
- 接觸面積的增加，受壓溶解作用減弱，此階段結束時，受壓溶解幾乎消失，接觸面積增加了50%以上
- 小孔幾乎閉合，主要流體流通過大孔

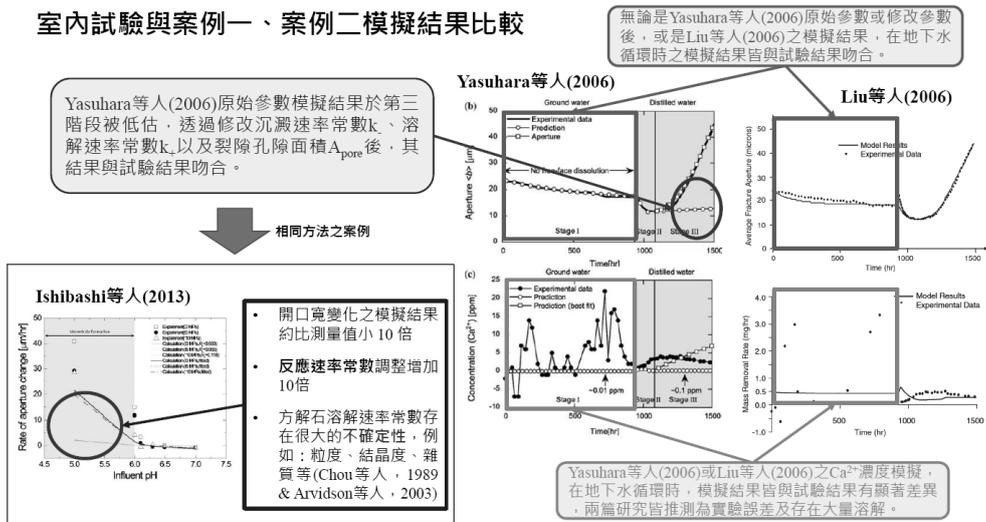
數值模擬案例-案例2

裂隙之模擬結果

- 受壓溶解占主導地位，開口寬減小，粗糙接觸處被快速溶解，使接觸面積增加，有效應力快速下降。
 - 有效應力逐漸減小，受壓溶解和自由面溶解達到平衡，開口寬下降緩慢。有效應力仍保持在12MPa以上，接觸面積率約為29%。
 - 蒸餾水的pH值較低，受壓溶解再次占主導地位。開口寬迅速減小到約12 μm 。接觸區域上的有效應力減小到臨界應力使受壓溶解停止。接觸面積增加到50%以上，大多數小尺寸孔隙無法相互連接。
 - 只有自由面溶解發生在接觸良好的較大尺寸的孔隙中，裂隙滲透率迅速增加，在少數局部大孔隙處因自由面溶解逐漸形成快速的流動通道。
- Ca^{2+} 濃度變化的結果不太一致，尤其是試驗的初期，主要源於試驗中大量溶解的不合理誤差。



室內試驗與案例一、案例二模擬結果比較



23

討論

- 我國岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之室內試驗設計
 - 相關試驗是否可運用於我國(例如：低放、高放、地熱、CO₂封存)
 - 我國目前是否有相關試驗研究
 - 是否有相似之室內試驗儀器可改良
- 我國岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之模擬工具發展
 - 我國相關研究是否有可運用之模擬工具
 - 反應機制是否合宜並可運用至我國相關場址
 - 我國是否有關鍵參數(例如：反應常數、擴散係數等)相關試驗研究
- 針對本研究主題之其他建議

24

簡報完畢
敬請指教

附錄三 成果報告審查意見答覆

「112年低放射性廢棄物坑道處置環境與異向性審驗技術研析」

委託研究計畫 成果報告審查意見

子計畫一：112年低放射性廢棄物坑道處置之岩體裂隙於不同環境下之水力-力學 耦合模擬技術研析

編號	1	章節	2.2	頁碼	21~22	行數	
第一次審查意見							
有關 P.21~22 參考文獻 1 之力學模型，相關問題如下：							
1. 請補充說明「表面能」之定義，及說明其如何造成孔隙率以漸進式方式減少。							
2. 「控制顆粒接觸處受應力作用導致顆粒重新排列，即壓實速率，……」，本段文字是否指模型需控制顆粒重新排列之速率，請再說明。							
第一次審查意見答復說明							
感謝委員的意見，回覆如下：							
1. 已補中「表面能」相關之敘述，該段修改為「...，其控制變因為破壞顆粒表面所需之能量，即表面能(surface energy)，...」。							
2. 該段文字補充說明為「(2) 控制顆粒接觸處受應力作用導致的壓實現象，即壓實速率，此作用會導致顆粒重新排列並引致顆粒間的空隙縮小。…」。							

編號	2	章節	第三章	頁碼	29	行數	
第一次審查意見							
P.29 第 3 行提到：「前期研究已發現，能使裂隙滲透率產生強烈影響的機制為壓溶作用，……」。請問壓溶作用影響程度是否會隨岩性及礦物種類而有差異，請於報告內補充說明。							
第一次審查意見答復說明							
感謝委員的意見，補充說明於該段「前期研究已發現，能使裂隙滲透率產生強烈影響的機制為壓溶作用，當礦物在應力接觸處溶解時，這些溶解的碎屑會沿							

著裂隙一層薄薄的水膜移動，並沉積在裂隙表面的其他地方，其中，壓溶作用影響的程度會受到壓力、岩體中的礦物 and 其所遭遇之水溶液環境而有不同程度的影響。…」。

編號	3	章節	4.1.3	頁碼	59~61	行數	
----	---	----	-------	----	-------	----	--

第一次審查意見

有關 4.1 案例一，相關問題及建議如下：

1. 請於報告內文中補充說明圖 4.5 在不同時間中圖形變化所代表意義及趨勢。
2. 請於報告中補充說明圖 4.7 及圖 4.8 模擬及試驗結果之變化趨勢。
3. 圖 4.9 中有關鈣離子濃度試驗結果隨時間之變化，在試驗前 900 小時並未像壓力差及平均裂隙開口寬呈明顯線性關係，請再補充說明原因。

第一次審查意見答復說明

感謝委員之意見，第 4.1 節案例一之回覆如下：

1. 已補充圖 4.5 相關說明於該段文章中，修改為：

「試驗的第一階段，以地下水進行試驗，時間為第 0 至第 932 小時，控制常數的大小為 $\alpha=0.018$ ， $\beta=0.4$ ， $\gamma=0.030$ 。粗糙接觸處和裂隙的自由面之礦物同時溶解並被帶離破裂面，但壓溶作用主導此階段的響應，對應於圖 4.5 中 $T=0$ h 至 $T=932$ h 之結果，兩種尺寸之裂隙都呈現縮小的趨勢。…」。

「試驗的第二階段，以蒸餾水進行試驗，時間為第 932 至第 1071 小時，控制常數的大小為 $\alpha=0.049$ ， $\beta=0.54$ ， $\gamma=0.012$ 。由於試驗流體之 pH 值較低，粗糙接觸處壓溶作用加速，使兩種尺寸之裂隙持續縮小。隨著相對接觸面積的增加，應力對壓溶作用迅速減弱。在這個階段結束時，壓溶作用的影響幾乎消失，平均相對接觸面積增加了 50% 以上。由圖 4.5 中 $T=932$ h 至 $T=1071$ h 可發現，模型中大尺寸孔隙比前一個時間段更小，小尺寸孔隙幾乎閉合，流體主要通過(80% 以上)大孔隙進行流通。…」。

「試驗的第三階段，仍然以蒸餾水進行試驗，時間為第 1071 至第 1487 小時，控制常數的大小為 $\alpha=0.0$ ， $\beta=0.0$ ， $\gamma=0.067$ 。在第 1071 小時，小孔隙高度為 8.69 mm，只有一小部分(低於 20%)流體由小孔隙進行流通。因此，可以假設小孔隙完全閉合，所有流體皆從大孔隙進行流通。從圖 4.5 中 $T=1071$ h 開始，由於壓溶作用的影響完全消失，僅有大孔隙之裂隙壁面的自由面被溶解，自由面溶解速率(γ)在該階段的前 150 小時內從 0.012 增加到 0.067，然後持續維持在 $\gamma=0.067$ 。隨著大孔隙內自由面溶解作用增加，大孔隙內的

接觸面消失，進一步導致裂隙張開，快速的流動通道逐漸形成，如圖 4.5 中 T=1350 h 之結果所示。此階段結束(即圖 4.5 中 T=1487 h)時，...」。

2. 已補充圖 4.7 和圖 4.8 相關敘述，該段修正為「...模型結果與試驗數據的比較如圖 4.6 至圖 4.9 所示。由這些結果顯示，模擬結果受壓降影響關係密切，而壓降又受到開口寬變化演變的影響。由圖 4.7 及圖 4.8 可知，裂隙進水口和出水口之間的壓力差與開口寬呈現反比的關係，第一階段開口寬受壓溶作用影響呈緩慢下降趨勢，而壓力差呈緩慢上升；到了第二階段，裂隙開口寬快速下降，而壓力差快速上升；到了第三階段，由於快速流動通道產生，開口寬快速上升，而壓力差快速的下降。...」。
3. 已補充圖 4.9 相關說明，該段修正為「...模擬 Ca 離子被帶離破裂面的結果與室內試驗量測結果不太一致(圖 4.9)，此差異主要可能來自於實驗量測的誤差，圖 4.9 之室內試驗結果隨時間呈現非線性分布，原因可能來自於室內試驗時，裂隙中局部 Ca 離子被大量帶離，而模型未考慮此現象。」。

編號	4	章節	頁碼	行數
第一次審查意見				
有關 4.2 案例二，相關問題及建議如下：				
1. 第 65 頁第 9~11 行：「研究結果發現 pH 值為 7 之試驗流體換成 pH 值為 6 時，原本水力內寬逐漸關閉，由於流體之 pH 值下降導致水力內寬呈現逐漸打開之趨勢。」。本段描述易讓人誤導該試驗之設計係先進行 pH 值 7 之試驗流體，再改用 pH 值 6 之試驗流體進行試驗，建議釐清並修訂。				
2. 有關圖 4.11 各子圖之試驗結果及變化趨勢，建議於報告內文中分別補充說明。				
3. 有關圖 4.12 係將流體 pH 值 7 之試驗組持續進行試驗，直至水力內寬達穩定狀態。請再釐清說明圖 4.2 之(a)、(b)圖之試驗，是否係圖 4.11 之(d) 之 12 小時及(c)之 80 小時後的接續試驗。				
4. 圖 4.13 之部分圖名：「150 個砂礫製備樣品」與報告內文使用描述不一致，建議修訂。				
第一次審查意見答復說明				
感謝委員的意見，相關修正如下：				
1. 與 2. 一併修改，內容如下。				
2. 本段修改為「...研究結果發現，當流體 pH 值為 7 時，無論是哪種粗糙度之				

- 破裂面，水力內寬皆呈現逐漸關閉之趨勢，如圖 4.11(c)和圖 4.11(d)；流體換成 pH 值為 6 和 5 時，兩種粗糙度之水力內寬呈現逐漸打開之趨勢，其中，pH 值為 5 時，水力內寬張開速度較快，如圖 4.11(a)和 4.11(b)所示。」。
- 圖 4.12 之(a)、(b)圖試驗，分別為圖 4.11 之(d) 之 12 小時及(c)之 80 小時後的接續試驗。已於該段補充相關說明為「…圖 4.12 顯示 pH 值為 7 之試驗組之結果，其中，圖 4.12(a)為透過粒度 60 之陶瓷磨料研磨過後之破裂面試驗結果，即圖 4.11(d)之接續試驗結果；4.12(b)為透過粒度 150 之陶瓷磨料研磨過後之破裂面試驗結果，即圖 4.11(c)之接續試驗結果。」。
 - 圖 4.13 圖說修訂為「流出 Ca 離子濃度與粒度為 150 之「細」磨料研磨過之破裂面的流體體積流速關係」。

編號	5	章節	4.22	頁碼	70	行數	
----	---	----	------	----	----	----	--

第一次審查意見

有關(2)自由面溶解之討論，相關問題如下：

- 「假設裂隙的有效表面積大約是裂隙表面積的七倍」：此處之七倍係指該模型之初始設定嗎？建議應於 3.2.3 節內補充說明。
- 「裂隙自由面後退的速率與有效表面積和化學溶解速率常數的乘積成正比」，本項結果於 3.2.3 節中各模型方程式無法對應，請問是否係試驗及模型結果討論而得，請再補充說明。
- 本項討論文字過於簡略，建議再說明，俾利理解本項議題之討論重點。

第一次審查意見答復說明

感謝委員的意見，相關意見回覆如下：

- McGuire 等人(2013)模型假設參考 White & Peterson(1990)的研究，該文獻提到材料實際上的表面積(White & Peterson, 1990)，即 BET 表面積，與廣義表面積(樣本透過幾何方法量測的表面積)之比率約為 1.08 至 15 之間，而 McGuire 等人(2013)的研究則參考其平均作為研究設定。
- 承上，設定表面積後，McGuire 等人(2013)模型引用了 Plummer 等人(1978)用於流體 pH 值約 5 至 7 之自由面溶解速率 k^+ 量化結果，其值約為 10^{-8} 至 $10^{-6} \text{ kg/m}^2\text{-s}$ 。有了有效表面積和化學溶解速率常數兩個參數，即可與裂隙自由面後退的速率(反應於水力內寬)進行比對。
- 本建議與前兩項意見一併修正如下：
 - 3.2.3 節補充於「2. 自由面溶解」，修正為「McGuire 等人(2013)的研究

中，自由面溶解速率 k_d 參考以下兩篇之文獻，其一為 Plummer 等人 (1978) 用於流體 pH 值約 5 至 7 量化結果，其值約為 10^{-8} 至 $10^{-6} \text{ kg/m}^2\text{-s}$ 。另一篇文獻探討材料實際上的表面積 (White & Peterson, 1990)，即 BET 表面積，由圖 3.4 之模型示意圖解釋，BET 表面積為模型中包含凹凸不平的表面的總面積，BET 理論為 Stephen Brunauer、Paul Hugh Emmett 和 Edward Teller 三位科學家於 1938 年提出的理論，該文獻中提到，BET 表面積與廣義表面積(樣本透過幾何方法量測的表面積)之比率約為 1.08 至 15 之間，而 Plummer 等人 (1978) 提出的自由面溶解速率 k_d 乘以 7，反應該平均表面積比例的結果。」

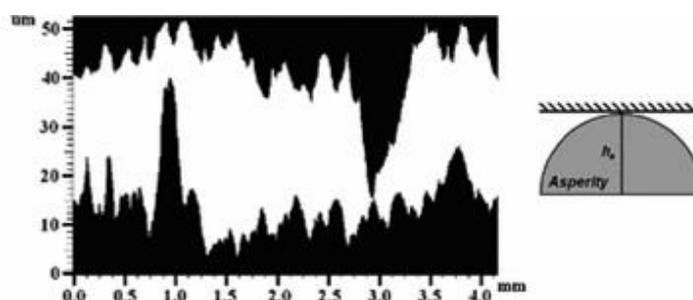


圖 3.1 McGuire 等人提出之模型示意圖(改自 McGuire 等人，2013)

(2) 4.2.2 節補充修正於「(2) 自由面溶解」，修正為「自由面溶解於流體在 pH 值為 5 和 6 較具優勢，模型準確預測流體 pH 值為 6 和 5 的裂隙張開率。然而，模擬結果為了與室內試驗觀察到的孔隙溶解速率吻合，該模型中，假設裂隙的有效表面積大約是裂隙表面積的七倍，即參考了 White & Peterson (1990) 研究中提出的比率約為 1.08 至 15 倍之平均一致。由結果可知，此比率也充分反應化學反應流體引起裂隙自由面後退的速率，與有效表面積和化學溶解速率常數的乘積成正比。」。

編號	6	章節	4.3	頁碼	72	行數	
第一次審查意見							
第 72 頁第 14 行：「McGuire 等人 (2013) 的模型如圖 3.4 所示」，「圖 3.4」是否應修正為「圖 2.4」，請再釐清確認。另若為圖 2.4，建議可在該節中中心擷取圖 2.4 部分圖形針對「自由面溶解」及「應力腐蝕破裂」等兩個機制進行說明。							
第一次審查意見答復說明							

感謝委員的意見，該段「圖 3.4」為「圖 2.4」，修正並補充該段內容，如下：「最後，McGuire 等人(2013)的模型如圖 2.4 所示，假設壓溶作用的質量通量不顯著。因此，應力腐蝕破裂是模型中唯一在粗糙接觸處的破壞機制(破裂後受應力壓實)，示意圖如圖 4.17(右)。整個裂隙之水力內寬以裂隙閉合速度成正比的速率閉合，並且該速率受擴散機制所控制。裂隙內的孔隙結構由粗糙度控制，自由面溶解(圖 4.17(左))會導致裂隙壁面後退，應力腐蝕破裂(圖 4.17(右))引起的擴散會導致裂隙閉合。因此，這兩個機制消長將導致整個裂隙之水力內寬隨時間增加或減少。」

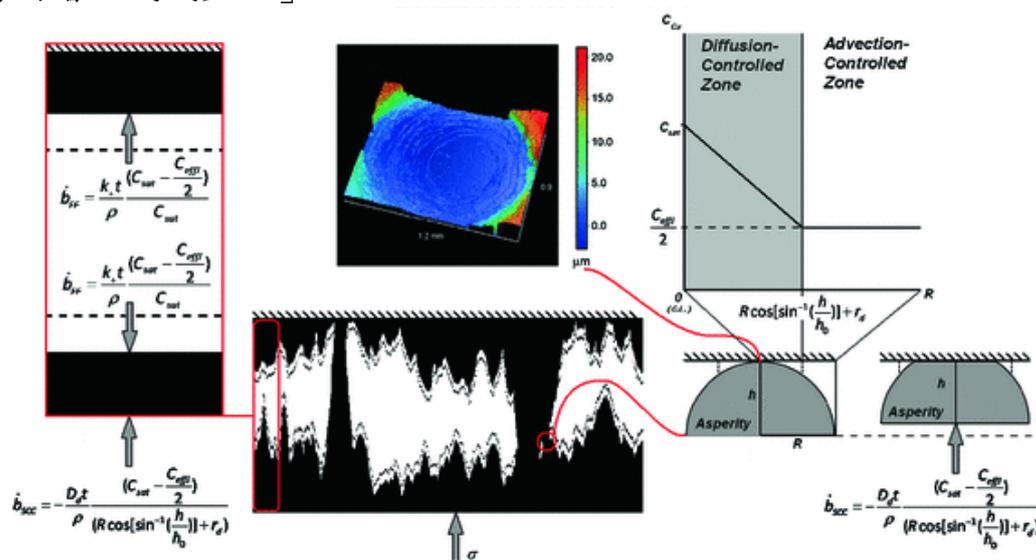


圖 4.17 自由面溶解(左)及應力腐蝕破裂(右)之示意圖(改自 McGuire 等人，2013)

編號	7	章節	5.2.2	頁碼	80	行數	
----	---	----	-------	----	----	----	--

第一次審查意見

有關 5.2.2 節專家討論會之重點及結論，相關意見如下：

1. 建議該節名稱可修訂為「討論會之結論與建議」，並重新檢視專家討論會之內容，將結論與建議之事項分別進行描述說明。
2. 建議可再將現有兩項重點及結論擇要修訂精簡文字，並再重新檢視會中討論意見及擇要列出，以豐富本項工作之成果，並將相關建議納入 7.2 節之內容。

第一次審查意見答復說明

感謝委員的意見，相關修訂如下：

1. 該節名稱修訂為「討論會之結論與建議」，並重新檢視本章重點，修改為：

「本研究彙整國際間有關岩體裂隙不同化學環境之水力-力學耦合技術，了解目前國際間相關技術之進展及其研究成果。透過本研究所舉辦之專家技術討論會，讓相關領域之專家進行討論，結論及建議如下：

1. 結論

- (1) 本討論會彙整本研究與前期研究有關岩體裂隙不同化學環境之水力-力學耦合技術相關文獻，並整理成重點於討論會中進行報告。
- (2) 針對本研究設計之討論議題於討論會中進行充分的討論，針對專家提供的意見，本研究進行彙整，並可提供於後續的研究方向。

2. 建議

- (1) 未來我國如果要發展岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合室內試驗相關技術，建議以投入資源較少的項目開始，例如掃描電子顯微鏡(SEM)。
- (2) 岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之室內試驗設計、模擬工具發展，建議考慮我國後續最迫切需求的項目開始進行發展。
- (3) 如要進行水力-力學耦合模擬，需考量尺度問題(例如室內試驗的尺度及場址的尺度)，尺度的訂定會影響後續驗證的難易度。另外，我國對於場址尺度的耦合模擬研究也可能遭遇量能不足的狀況。
- (4) 我國過去的研究針對水力-力學耦合有較豐富討論，本研究提到的石灰岩中的碳酸鈣溶解，我國亦有大理岩等含有碳酸鈣成分之岩體。因此，未來研究方向可考慮將化學作用一起併入討論。
- (5) 對於岩體裂隙於水化學環境下水力-力學耦合機制之研究，建議未來可以先給定一個化學條件，聚焦在特定議題下進行水力-力學耦合研究。
- (6) 對於岩體裂隙於水化學環境下水力-力學耦合研究，建議可先建立一個矩陣列表，以顯示其相互關係，再一一盤點研究現況。
- (7) 針對研究主題及方向，建議可以以可能會造成安全問題之關鍵因素之審查能力進行發展，協助管制單位有足夠能力審查業界提出之安全報告書。」。

2. 5.2.2 節文字修訂如 1. 所述，相關內容一併補充於 7.2 節，修訂為

「1. 針對研究主題及方向，建議可以以可能會造成安全問題之關鍵因素之審查能力進行發展，協助管制單位有足夠能力審查業界提出之安全報告書。」

2. 我國過去的研究針對水力-力學耦合有較豐富討論，本研究提到的石灰岩中的碳酸鈣溶解，我國亦有大理岩等含有碳酸鈣成分之岩體。因此，未來研究方向可考慮將化學作用一起併入討論。
3. 有關岩體裂隙於不同化學環境下水力-力學耦合室內試驗，透過本研究所彙整的資料，及專家技術討論會的結果，建議如下：
 - (1) 未來我國如果要發展岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合室內試驗相關技術，建議以投入資源較少的項目開始，例如掃描電子顯微鏡(SEM)。
 - (2) 岩體裂隙對於水化學環境下水力-力學耦合之室內試驗設計、模擬工具發展，建議考慮我國後續最迫切需求的項目開始進行發展。
4. 不同數值模型之模擬結果可能會受到一些關鍵參數影響，例如 Yasuhara 等人(2006)之模型，反應速率常數、孔隙面積等參數會受方解石之粒度、雜質等不確定性影響。另外，模型中所考慮的機制(例如：壓溶作用、應力腐蝕破裂)也會對模擬結果產生影響。由此可知，水力-化耦合行為複雜，透過本研究彙整的資料，及專家技術討論會的結果，如未來欲發展相關技術，建議可以朝以下幾個方向推動：
 - (1) 如要進行水力-力學耦合模擬，需考量尺度問題(例如室內試驗的尺度及場址的尺度)，尺度的訂定會影響後續驗證的難易度。另外，我國對於場址尺度的耦合模擬研究也可能遭遇量能不足的狀況。
 - (2) 對於岩體裂隙於水化學環境下水力-力學耦合機制之研究，建議未來可以先給定一個化學條件，聚焦在特定議題下進行水力-力學耦合研究。
 - (3) 對於岩體裂隙於水化學環境下水力-力學耦合研究，建議可先建立一個矩陣列表，以顯示其相互關係，再一一盤點研究現況。」。

編號	8	章節	文字 修訂	頁碼		行數	
第一次審查意見							
1.	第 6 頁第 14 行：第六章之章節目錄請與第五章及第七章修訂對齊。						
2.	第 9 頁表目錄之排版不一致，請修訂對齊。						
3.	第 18 頁第 12 行：「100 年度」有誤，請再確認修訂。						
4.	第 20 頁第 1 行：「瓜達盧佩盧佩山脈」請修訂為「瓜達盧佩山脈」。						

5. 第 21 頁最後 1 行：「漸近式」請修訂為「漸進式」。
6. 第 47 頁第 6 行：「適合用」有誤，請再確認修訂。
7. 第 47~48 頁出現之「岩芯」一詞，報告其他處採用「岩心」，建議統一。
8. 第 50 頁第 18 行：「石灰石」請修訂為「石灰岩」。
9. 第 63 頁第 11 行標題：「4.1.1」請修訂為「4.2.1」；第 68 頁第 9 行標題：「4.1.2」請修訂為「4.2.2」。
10. 報告中使用「鈣離子」、「Ca 離子」及「Ca²⁺」等名詞，以及「鎂離子」及「Mg 離子」等，建議予以統一。
11. 第 73 頁第 17 行：「pH 小於」請修訂為「pH 小於 7」。
12. 第 76 頁第 2 行：「主管機關核能安全委員會的長官們」請修訂為「主管機關核能安全委員會相關人員」。
13. 第 75 頁第 3 行：「本研究於去年度……」請修訂為「前期研究於去年度……」。第 6 行：「內化」一詞不宜用於此處，請再修訂。第 17 行：「選擇在岩盤工程暨工程地質研討會相同地點舉辦專家會議。」請修訂為「選擇在岩盤工程暨工程地質研討會結束後，於鄰近會議室舉辦專家技術討論會議。」。
14. 第 88 頁第 14 行：「本研究研究」請修訂為「本研究」。
15. 第 90 頁第 7 行：「112/10/20」請修訂為「112 年 10 月 20 日」。第 8~9 行：「並提供相關技術建議以及可以發展的方向。」請修訂為「並提供我國未來相關技術發展建議及後續推動方向。」。最後 1 行：「進行」請修訂為「推動」。

第一次審查意見答復說明

感謝委員的意見，相關修訂如下：

1. 目錄各章節已重新檢視並對齊。
2. 表目錄已重新檢視並對齊。
3. 該段部分字句內容有誤，經重新檢視後，將原段落「有關岩體裂隙中流體的流動特性議題，本團隊已於 100 年度之前的研究，針對岩體裂隙之水力-力學耦合相關文獻進行研析，研究成果發現，…」修正為「前期研究成果(原能會物管局，2022)發現，…」
4. 已將「瓜達盧佩盧佩山脈」修訂為「瓜達盧佩山脈」。
5. 已將「漸近式」修訂為「漸進式」。
6. 該段文字修訂為「...，了解模擬理論與方法之適合性。」。

7. 已將「岩芯」一詞，統一修正為「岩心」。
8. 已將「石灰石」修訂為「石灰岩」。
9. 已修訂相關章節(包含目錄)編號錯誤。
10. 統一修訂為「Ca 離子」和「Mg 離子」。
11. 已將「pH 小於」修訂為「pH 小於 7」。
12. 已將「主管機關核能安全委員會的長官們」修訂為「主管機關核能安全委員會相關人員」。
13. (1) 已將「本研究於去年度……」修訂為「前期研究於去年度……」。
(2) 「內化」一詞出現於兩處(第 1.3 節和第五章)，已修訂相關字句。
(3) 已將「選擇在岩盤工程暨工程地質研討會相同地點舉辦專家會議。」請修訂為「選擇在岩盤工程暨工程地質研討會結束後，於鄰近會議室舉辦專家技術討論會議。」。
14. 已將「本研究研究」修訂為「本研究」。
15. (1) 統一格式，將「112/10/20」修訂為「2023 年 10 月 20 日」。
(2) 已將「並提供相關技術建議以及可以發展的方向。」修訂為「並提供我國未來相關技術發展建議及後續推動方向。」。
(3) 已將「進行」修訂為「推動」。



核能安全委員會
Nuclear Safety Commission

核能安全委員會
委託研究計畫研究報告

112 年低放射性廢棄物坑道處置環境
與異向性審驗技術研析
子計畫二：112 年低放射性廢棄物坑道處置之
異向性岩體破壞準則建構技術與應用
期末報告

計畫編號：112FCMA005

計畫主持人：王士榮

子計畫二主持人：楊長義、翁孟嘉、李宏輝

受委託機關(構)：台灣地下水暨水文地質學會

報告日期：中華民國 112 年 12 月

112 年低放射性廢棄物坑道處置環境

與異向性審驗技術研析

**子計畫二：112 年低放射性廢棄物坑道處置之
異向性岩體破壞準則建構技術與應用**

受委託單位：台灣地下水暨水文地質學會

計畫主持人：王士榮

子計畫二主持人：楊長義、翁孟嘉、李宏輝

研究期程：中華民國 112 年 2 月至 112 年 12 月

研究經費：新臺幣 98 萬元(子計畫經費)

核能安全委員會

委託研究計畫研究報告(期末報告)

中華民國 112 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)

中文摘要

我國目前規劃的低放射性廢棄物處置方式係採坑道式處置，其設計原則與國際處置技術先進國家所採用之「多重障壁」處置概念相同，透過盛裝容器、緩衝與回填材料、工程結構物障壁及處置母岩天然障壁之多重組合，阻絕及限制核種的外釋。處置場之母岩地質條件，為影響處置坑道與處置設施規劃、設計、建造與長期運轉安全之根本因子。根據我國目前之低放射性廢棄物處置進程，已公告達仁鄉與烏坵鄉二處為建議候選場址，然而相關之正式場址調查(包括鑽探、岩石取樣與試驗)尚未進行，對於建議候選場址的處置母岩力學特性與現地應力量測並無足夠的數據資料可供進一步的研析。

有鑑於達仁鄉位處變質岩區，岩體具葉理構造，岩石強度與變形特性具有一定程度之異向性，未來於是類岩體進行場址調查與工程設計，實有必較將岩體異向性的影響納入考量。爰此，本子計畫透過國內、外文獻蒐集，包括國際間有關異向性岩體之場址調查與坑道開挖案例，及我國本土異向性岩體力學特性與破壞準則研究成果，以作為未來低放射性處置工作之參考。根據蒐整之文獻，Posiva 針對岩石是否為均質或異向性岩體，及葉理結構及對岩石異向性特徵的描述與分類經驗，值得我國未來有關處置母岩調查項目之參考。處置母岩若具葉理特徵，不僅對坑道式處置之數值模型建模、工程規劃與設計具有重要意義，對場址調查工作階段，尤其是現地應力量測亦屬重要，應特別注意。異向性岩體破壞準則之建構，必須考慮參數數量、參數是否具備物理及力學意義、參數如何獲得、破壞準則與試驗數據之驗證與峰後行為之適用性，且其應用於數值分析之可行性亦須一併考量。最後，本研究舉辦「低放射性廢棄物坑道處置之異向性岩體破壞準則」國內專家技術討論會，邀請相關領域專家進行討論，並提供相關意見，經綜整上述研究成果，提出低放射性廢棄物最終處置場具異向性岩體特性之場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議。

關鍵詞：放射性廢棄物處置、處置坑道、岩體異向性、場址調查、安全評估技術

Abstract

The current low-level radioactive waste disposal plan in Taiwan employs a tunnel-type disposal method. Its design principle aligns with the "multi-barrier" disposal concept embraced by countries with advanced international disposal technology. This approach utilizes containers, buffering and backfill materials, along with engineering structural barriers within the host rock, to obstruct and contain the release of nuclear elements. The geological conditions of the host rock of the disposal site are the fundamental factors affecting the planning, design, construction and long-term operation safety of disposal tunnels and disposal facilities. According to the current low-level radioactive waste disposal process in Taiwan, Daren and Wuqiu have been announced as proposed candidate sites. However, the relevant formal site investigations (including drilling, rock sampling and testing) have not yet been carried out. For the proposed candidate sites, there is insufficient data for further research and analysis on the mechanical properties and in-site stress measurement of the disposal host rock.

Considering that Daren is situated within a region of metamorphic rock characterized by a foliated structure, the rock exhibits anisotropic properties in terms of strength and deformation. It becomes imperative to conduct site investigations and engineering designs that specifically address and accommodate this anisotropy within the rock mass. Hence, this project collects literature on encompassing site investigations, tunnel excavation cases and the research about the failure criteria associated with anisotropic rock masses. In addition, it also includes research findings on the mechanical properties and failure criteria of local anisotropic rock masses in Taiwan. The purpose is to provide a comprehensive reference for forthcoming low-radioactivity disposal endeavors. Drawing from the gathered literatures, Posiva's expertise in characterizing rock homogeneity or anisotropy, including the understanding of foliation structures and anisotropic rock features, stands as a valuable reference for future parent rock disposal investigations in Taiwan. When the disposal host rock displays foliation characteristics, it significantly impacts not only the numerical modeling for engineering planning and design of

tunnel-type disposal but also the site investigation phase, particularly in-site stress measurements. Special attention is crucial in these aspects. The construction of anisotropic rock mass failure criteria must consider the number of parameters, whether the parameters have physical and mechanical meanings, how to obtain the parameters, the verification of the failure criteria and test data, the applicability of post-peak behavior, and the feasibility of its application in numerical analysis must also be considered.

Finally, this study held a domestic expert technical seminar on "Anisotropic Rock Mass Damage Criteria for Tunnel Disposal of Low Radioactive Waste", inviting experts in related fields to discuss and provide relevant opinions. Finally, based on the above-mentioned research results, the key site investigation items and tunnel disposal safety assessment technical recommendations for low-level radioactive waste final disposal sites with anisotropic rock mass characteristics are put forward.

keywords : radioactive waste disposal, disposal tunnels, rock mass anisotropy, site investigation, safety assessment technology

目錄

中文摘要	I
Abstract.....	II
目錄	IV
表目錄	VI
圖目錄	VII
第一章 前言	1
1.1 計畫背景.....	1
1.2 計畫目的與重要性.....	1
1.3 報告內容.....	2
第二章 國際間有關異向性岩體之場址調查及坑道開挖案例文獻蒐整.....	5
2.1 異向性岩體對坑道式處置設施的影響.....	5
2.2 弱面位態調查—以 Olkiluoto 場址為例	15
2.3 異向性岩體評估指標.....	23
2.4 異向性岩體對隧道穩定性之影響.....	27
第三章、異向性岩體破壞準則及破壞模式研析	38
3.1 異向性岩體破壞模式.....	38
3.2 岩石之破壞準則.....	45
3.3 異向性岩體破壞準則之比較與研析.....	51
第四章、我國異向性岩體力學特性、破壞準則建構及結合數值分析之應用	62
4.1 實驗岩樣.....	62
4.2 葉理面張力強度試驗與剪力強度試驗.....	65
4.3 破壞準則建構.....	71

4.4 結合數值分析之應用	76
第五章、國內專家技術討論會	86
5.1 會議說明	86
5.2 專家技術討論會成果彙整	88
第六章、低放射性廢棄物最終處置場具異向性岩體特性之場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議	93
6.1 具異向性岩體特性之場址調查要項建議	93
6.2 坑道處置安全評估審驗技術建議	95
第七章、結論與建議	97
7.1 結論	97
7.2 建議	98
參考文獻	100
附錄 A 岩石組構補充說明	104
附錄 B 專家會議簽到表	106
附錄 C 我國潛在候選場址岩石力學試驗相關成果	107
附錄 D 開挖損傷區及調查方法	110
附錄 E 成果報告期末審查意見與答覆說明	120

表目錄

表 2.1-1 影響處置母岩勁度、強度，及對 EDZ 發展有關之葉理特徵.....	15
表 2.2-1 OLKILUOTO 有關岩石異向性的描述.....	19
表 2.3-1 不同岩石種類之異向性比(R_c).....	25
表 2.3-2 不同岩石種類之異向性指標(AI).....	25
表 2.4-1 層狀構造岩體之開挖模擬分析所採參數.....	32
表 3.3-1 異向性材料破壞準則分類.....	51
表 3.3-2 法國昂熱(ANGERS) 片岩試驗規劃與組數.....	52
表 3.3-3 法國昂熱(ANGERS) 片岩試驗規劃與組數.....	60
表 3.3-4 數學模式、經驗模式與不連續面模式之比較.....	61
表 4.3-1 古爾溪板岩、飽和紅葉片岩與與大南澳片岩之葉理面破壞準則參數	73
表 4.4-1 3DEC 數值模型設定參數表.....	78
表 4.4-2 3DEC 岩石直剪試驗模型設定之參數.....	80
表 4.4-3 3DEC 三軸壓縮試驗模型設定之參數.....	82
表 5.1-1 國內專家技術討論會議程表.....	86
表 5.2-1 專家討論會意見暨後續回應與建議.....	90
表 C-1 我國潛在候選場址岩石力學試驗相關成果.....	107
表 D-1 EDZ 之調查方法、不確定性與降低不確定性之建議.....	112
表 D-2 ONKALO 採用的 GPR 量測系統.....	114

圖目錄

圖 2.1-1 坑道式放射性廢棄物處之數值模型建模概念圖	6
圖 2.1-2 橫向等向性岩石之彈性參數	8
圖 2.1-3 葉理角度對岩石單壓強度的影響。水平軸為大主應力加載方向與葉理面排列方向所夾角度(β).....	9
圖 2.1-4 板岩、千枚岩與片岩等數種異向性岩石之單軸壓縮試驗結果.....	9
圖 2.1-5 異向性岩體之圓形坑道壁面不同位置之受力示意圖	10
圖 2.1-6 於等向性岩體和異向性岩體進行坑道開挖對鄰近開挖壁面岩體之影響	11
圖 2.1-7 岩心試體分別在開挖擾動與未開挖擾動條件下之放射自顯影技術成像	12
圖 2.1-8 弱面間距(s)與鑽孔直徑(D)比及弱面角度(θ)對水力破裂誘發裂隙之影響	13
圖 2.1-9 芬蘭 PÄIJÄNNE 輸水隧道發生落石事件之位置數，及隧道軸線與劈理走向之關係	14
圖 2.2-1 數位鑽孔壁面影像擷取技術	16
圖 2.2-2 OLKILUOTO 所屬場址之片麻岩(葉理類型 G)代表性岩心	20
圖 2.2-3 OLKILUOTO 所屬場址之帶狀岩石(葉理類型 B)代表性岩心	21
圖 2.2-4 OLKILUOTO 所屬場址之片岩(葉理類型 S)代表性岩心	22
圖 2.2-5 根據葉理發育狀態與型態建立之葉理矩陣	23
圖 2.3-1 偏光顯微鏡條件下之具高度葉理特徵之雲母片岩薄片分析	24
圖 2.3-2 具異向性岩體之岩心試體取樣	26
圖 2.4-1 具層狀構造之石灰岩岩體	27
圖 2.4-2 於層狀構造岩體進行隧道開挖之開挖面反應	29

圖 2.4-3 層狀構造岩體之變形參數等值化示意圖	30
圖 2.4-4 以有線元素分析軟體 PHASE2 進行層狀構造岩體之開挖模擬分析	31
圖 2.4-5 FORTSAKIS 等人採用之參考岩體對應於 GSI 圖表所屬條件	32
圖 2.4-6 圓形孔洞在均質及異向性岩體模型因坑道開挖引致的開挖面變形	33
圖 2.4-7 位於 LIAS 石灰岩層之 LÖTSCHBERG 隧道之鋼支保變形	34
圖 2.4-8 圓形孔洞在均質及異向性岩體模型因坑道開挖引致的塑性區分布	34
圖 2.4-9 α 角度之定義	35
圖 2.4-10 不同探討因子條件下之圓形孔洞開挖斷面收斂比	35
圖 2.4-11 具襯砌之圓形孔洞開挖斷面收斂比隨 α 角之變化	36
圖 3.1-1 異向性岩體之強度曲線種類	39
圖 3.1-2 MARTINSBURG 板岩之劈理面傾角與試體破壞角度之關係	40
圖 3.1-3 橫向等向性岩體之破壞模式分類示意圖	41
圖 3.1-4 層狀石灰岩經等向壓縮後之試體變形情形	42
圖 3.1-5 TOURNEMIRE 頁岩之破壞形態及其與傾角與圍壓之關係圖	43
圖 3.1-6 橫向等向性岩體單壓試驗下之破壞模式	44
圖 3.2-1 MOHR-COULOMB 破壞準則	46
圖 3.2-2 GRIFFITH 破壞準則示意圖	47
圖 3.2-3 HOEK & BROWN 破壞準則之岩體參數 M 對破壞包絡線的影響	48
圖 3.2-4 岩體參數 S 代表岩體破碎程度及其對岩石強度的影響	48
圖 3.2-5 PATTON 破壞模式	49
圖 3.2-6 JRC 對應粗糙度剖面圖	50
圖 3.3-1 昂熱片岩的破壞模式	53

圖 3.3-2 昂熱片岩之三軸試驗成果	53
圖 3.3-3 不同圍壓條件下之強度異向性(R_c).....	54
圖 3.3-4 昂熱片岩之軸差應力隨弱面角度之試驗曲線與破壞模式預測結果	59
圖 4.1-1 紅葉片岩鑽探取樣地點及岩心試體.....	63
圖 4.1-2 大南澳片岩鑽探取樣地點及岩心試體.....	64
圖 4.2-1 拉拔試驗照片及破壞模式示意圖.....	66
圖 4.2-2 抗張試驗結果比較.....	66
圖 4.2-3 拉拔試驗試體經製備.....	67
圖 4.2-4 飽和紅葉片岩試體拉拔試驗之張力強度成果.....	67
圖 4.2-5 岩石直接剪力試驗設備與試體製備.....	68
圖 4.2-6 飽和片岩試體之莫爾庫倫破壞包絡線.....	69
圖 4.2-7 飽和片岩試體之剪力勁度.....	70
圖 4.2-8 飽和片岩試體之極限強度與殘餘強度比較.....	70
圖 4.3-1 葉理面破壞準則建構程序.....	72
圖 4.3-2 葉理面破壞準則與莫爾庫倫破壞準則之比較.....	72
圖 4.3-3 葉理面破壞準則與實驗數據之比較.....	73
圖 4.3-4 異向性岩體破壞準則之破壞機制.....	74
圖 4.3-5 葉理面或層面之角度定義.....	74
圖 4.3-6 異向性岩體破壞準則示意圖.....	75
圖 4.4-1 3DEC 異向性岩體破壞準則建構示意圖.....	76
圖 4.4-2 剪向勁度評估方式.....	77
圖 4.4-3 3DEC 直接剪力試驗模型.....	79
圖 4.4-4 田古爾板岩直接剪力試驗模擬與比對.....	80
圖 4.4-5 大南澳片岩直接剪力試驗模擬與比對.....	80

圖 4.4-6 紅葉片岩直接剪力試驗模擬與比對	81
圖 4.4-7 殘餘強度實驗結果	81
圖 4.4-8 3DEC 三軸壓縮式驗模型	83
圖 4.4-9 岩體滑動破壞強度理論值與模擬比較	83
圖 4.4-10 不同弱面角度之 CMODEL 與 JMODEL 複合模型示意圖	84
圖 4.4-11 岩體滑動破壞強度理論值與模擬比較	84
圖 4.4-12 破壞情形比較	85
圖 A-1 岩石組構基本分類	104
圖 A-2 L、S 與 LS 構造岩	105
圖 D-1 鄰近坑道壁面之開挖損傷區(EDZ)實例及不同坑道斷面形狀對 EDZ 的影響	110
圖 D-2 POSIVA 於 ONKALO 進行的 EDZ 先導試驗	115
圖 D-3 POSIVA 以透地雷達進行 EDZ 量測之結果	116
圖 D-4 超音波試驗應用於 EDZ 量測之設備配置圖	117
圖 D-5 超音波試驗於坑道壁面 EDZ 探測之配置實例	117
圖 D-6 超音波試驗於坑道壁面 EDZ 探測之量測結果	118

第一章 前言

1.1 計畫背景

根據低放射性廢棄物最終處置技術評估報告(台灣電力公司, 2017), 我國目前規劃的低放射性廢棄物處置係採坑道式處置方式, 其設計原則與國際處置技術先進國家所採用之「多重障壁」處置概念相同, 透過盛裝容器、緩衝與回填材料、工程結構物障壁及處置母岩天然障壁之多重組合, 阻絕及限制核種的外釋。處置場之母岩地質條件, 為影響處置坑道與處置設施規劃、設計、建造與長期運轉安全之根本因子。根據我國目前之低放射性廢棄物處置進程, 雖已公告達仁鄉與烏坵鄉二處為建議候選場址, 惟相關之正式場址調查(包括鑽探、岩石取樣與試驗)尚未進行, 對於建議候選場址的處置母岩力學特性與現地應力量測並無足夠的數據資料可供進一步的研析。

本子計畫前期研究—「111 年處置設施場址岩石力學特性及其對現地應力量測結果之影響研析」(楊長義與李宏輝, 2022)根據「101 安朔至草埔地質調查」鑽探試驗報告, 顯示達仁鄉所處地質條件, 其岩體強度與變形特性具有一定程度之異向性, 未來於是類岩體進行場址調查與工程設計, 應就岩體異向性部分加以考量。爰此, 本子計畫透過國內、外之文獻蒐集, 綜整國際間有關異向性岩體之場址調查與坑道開挖案例, 及我國本土異向性岩體力學特性與破壞準則研究成果, 以提供未來有關處置母岩之場址特性調查、試驗規劃及發展相關審驗技術之參考。

1.2 計畫目的與重要性

根據 Posiva(2006)對於 Olkiluoto 中低放射性廢物處置場之處置母岩異向性調查研究與經驗, 異向性岩體之弱面型態、分布、位態與力學特性, 對處置場的設計與建造、現地應力調查及坑道穩定性分析等, 扮演著重要的角色。有鑑於此, 本計畫藉由國內、外的資料蒐整, 瞭解國際間處置技術先進國家有關處置場址具異向性岩體之調查與評估經驗, 並針對異向性岩體破壞準則及破壞模式進行資料蒐整與研析, 期能提供我國建議候

選場址未來有關場址特性調查之參考。此外，國內在異向性岩體之力學特性研究，破壞準則建構及應用亦一併納入探討，相關結果期能提供我國未來有關低放射性廢棄物處置場之場址特性調查及審驗工作之參考依據。

1.3 報告內容

本研究之工作項目細分為「國際間有關異向性岩體之場址調查及坑道開挖案例文獻蒐整」、「異向性岩體破壞準則及破壞模式研析」、「我國異向性岩體力學特性、破壞準則建構及結合數值分析之應用」、「低放射性廢棄物最終處置場具異向性岩體特性之場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議」與「國內專家技術討論會」等五項。除本章前言及第七章結論與建議外，依計畫擬定之工作項目內容提列各章標題，其內容摘述如後。

第二章 國際間有關異向性岩體之場址調查及坑道開挖案例文獻蒐整

無論是宏觀的節理或是微觀的葉理構造，因其幾何分布與甚低的張力強度，可能導致隧道開挖面的幾何形狀發展不如預期，並且形成超挖或鄰近開挖面處衍生新生裂隙，影響隧道穩定性甚鉅。本章旨在蒐整國際間有關異向性岩體之場址調查(包括鑽探取樣與試驗)，及實際的隧道工程開挖案例，以作為我國發展坑道處置相關場址調查與安全評估之參考。

第三章 異向性岩體破壞準則及破壞模式研析

隧道與岩石邊坡等大地工程設計，必須考慮岩石材料的強度與變形特性，若岩體存在層理、葉理或節理等弱面，其力學性質易受弱面力學特性與弱面位態所主控，對於此類岩體的工程設計與安全評估工作，如何建構適切的異向性岩體破壞準則甚為重要。爰此，本章內容在於蒐整異向性岩體之破壞準則建構技術，及異向性岩體在外力作用下之破壞模式，以提供後續有關異向性岩體特性之場址調查要項擬定之參考。

第四章 我國異向性岩體力學特性、破壞準則建構及結合數值分析之應用

台灣因位處菲律賓海板塊與歐亞大陸板塊擠壓帶，大規模的造山運動導致變質岩在台灣常見的各類岩石中佔有相當的比例，其中，板岩與硬頁岩因具有葉理狀構造，其強度、變形性與破壞模式具有明顯的異向性，於此類岩體進行隧道開挖與邊坡工程時，應審慎評估弱面的影響。循此，本章內容係蒐整台灣本土異向性岩石相關試驗成果、破壞準則建構技術及結合數值工具於大地工程之應用，以提供後續有關異向性岩體坑道處置安全評估審驗技術研析之參考。

第五章 國內專家技術討論會

有鑑於我國地質條件與國外處置技術先進國家之處置母岩特性迥異，相關工程環境及處置場址調查經驗亦有所不同，為能將本研究蒐整之資料供後續有關場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議之研擬參考，本子計畫依總計畫之規劃辦理國內專家技術討論會議，邀請國內相關領域之專家學者進行實質討論。茲將專家技術討論會會議資訊及本計畫羅列之討論重點整理於 5.1 節，受邀專家提供之意見整理於 5.2 節。

第六章 低放射性廢棄物最終處置場具異向性岩體特性之場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議

「金門縣烏坵鄉」與「台東縣達仁鄉」為我國公告之二處低放射性廢棄物最終處置建議候選場址，根據本子計畫前期研究—「111 年處置設施場址岩石力學特性及其對現地應力量測結果之影響研析」(楊長義與李宏輝，2022)，研判「台東縣達仁鄉」所處母岩在岩石強度與變形特性具有一定程度之異向性，故本章綜整前四項工作成果，及參考鄰近「台東縣達仁鄉」建議候選場址之公共工程建造經驗，針對具異向性岩體特性之場址調查要項與坑道處置安全評估工作提出適切的建議。

第七章 結論與建議

本子計畫延續前期研究—「111 年處置設施場址岩石力學特性及其對現地應力量測結果之影響研析」(楊長義與李宏輝, 2022), 進一步針對異向性岩體破壞準則建構技術與應用進行國內外文獻蒐整與研析, 並藉由舉辦國內專家技術討論會議, 期將本研究蒐整之資料供後續有關場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議研擬之參考。本章綜合前述各章內容, 提出結論與建議, 分述於 7.1 與 7.2 節。

第二章 國際間有關異向性岩體之場址調查及坑道開挖案例文獻蒐整

無論是宏觀的節理或是微觀的葉理(foliation)構造，因其幾何分布與甚低的張力強度，可能導致隧道開挖面的幾何形狀發展不如預期(Bewick & Kaiser, 2009)，並且形成超挖或鄰近開挖面處衍生新生裂隙，影響隧道穩定性甚鉅。本章內容旨在蒐整國際間有關異向性岩體之場址調查(包括鑽探取樣與試驗)，及實際的隧道工程開挖案例，以作為我國發展坑道處置相關場址調查與安全評估之參考。

2.1 異向性岩體對坑道式處置設施的影響

岩石材料如片狀變質岩(片岩、板岩與片麻岩等)與層狀沉積岩(砂岩、頁岩與石灰岩等)，可能因葉理、劈理(cleavage)與層面(bedding plane)，或裂隙與節理的存在，導致其材料性質具異向性(anisotropy)。以變質岩為例，岩石經區域性變質作用，常含密集弱面(葉理)，其礦物顆粒多呈順向排列，是為變質岩之原生弱面，常見的變質岩原生弱面，包括了板劈理(slaty cleavage)、片理(schistosity)、片麻岩葉理(gneissic foliation)等等(洪如江, 1997)。針對此類異向性岩石對工程的影響，洪如江(1997)以板劈理在工程上之意義，揭櫫了下列三點：

- 岩石力學性質異向性，包括岩石之強度在平行劈理方向者遠大於垂直於劈理方向，岩石之壓縮性在垂直於劈理方向者遠大於平行劈理方向。
- 沿劈理面之剪力強度甚低，主要是因為劈理面較易於因風化或其他地質作用而剝離，而剝離之劈理面常甚為平順或光滑，因此，沿劈理面之剪力強度常甚低。
- 岩體工程性質之異向性，以隧道開挖為例，開挖方向與劈理之交角不同，開挖之難易程度也不大相同。劈理傾向以開挖之空間者，開挖作業中，岩板易於滑落而傷害工作人員及機具，因此，開挖之作業方式及支撐，必須將劈理之方位、間距、發育程度以及裂縫特性，加以瞭解並預作安全與經濟之措施。

瑞典作為放射性處置技術發展之先驅國家，其所屬之 Olkiluoto 核電廠自 1980 年開始運轉，隨即展開了中低放射性廢棄物處置場之場址調查工作，並選定距離核電廠不到 1 km 處，地下 60 m 至 100 m 之結晶岩盤建造中低放射性廢棄物最終處置(VLJ 處置場)。處置場於 1987 年 11 月開始興建，1991 年 5 月完工，於 1992 年 5 月開始運轉，預訂於 2060 年關閉，可用以處置 Olkiluoto 電廠 40 年運轉期間所產生的中低放射性廢棄物，同時可接收芬蘭境內因醫療、研究及工業方面所產生之低放射性廢棄物。

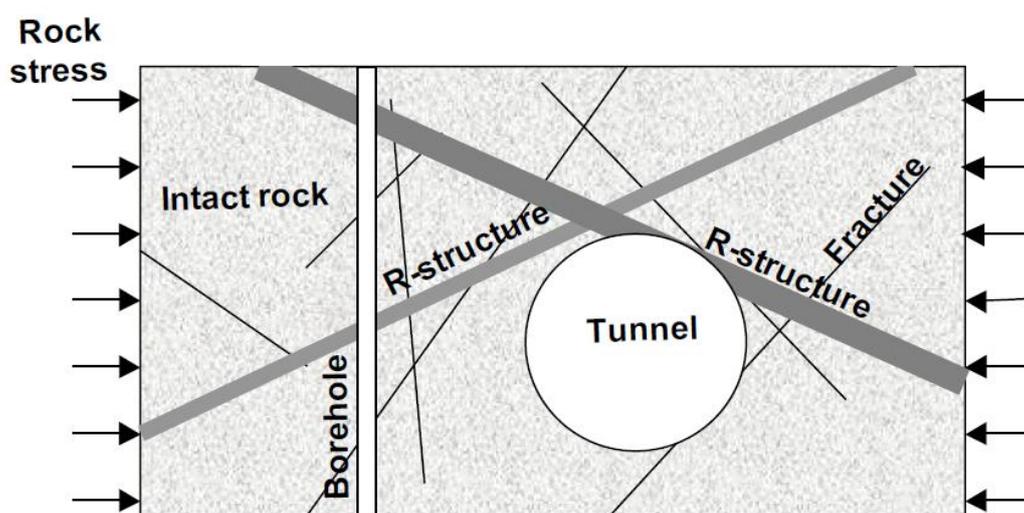


圖2.1-1 坑道式放射性廢棄物處之數值模型建模概念圖。其中，R-structure 係指 Olkiluoto 處置母岩中的破裂帶(fracture zone)(Posiva, 2006)

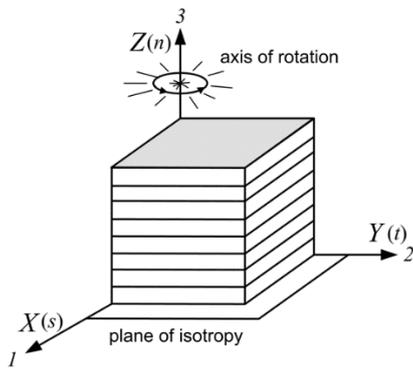
根據 Posiva (2006) 技術報告編號 2006-3-「Olkiluoto 所處地區的葉理面地質背景，岩石力學意義與初步調查(Foliation Geological Background, Rock Mechanics Significance, and Preliminary Investigations at Olkiluoto)」，基於 Olkiluoto 中低放射性廢物處置場之最佳化設計目的，例如處置坑道與聯絡坑道的空間配置，同時為能詳實考量地質條件對開挖工法的限制，Posiva 透過一系列的數值模擬研究各種可能的配置方案，並指出詳實的場址調查工作為數值模型建模的重要關鍵，尤其是數值模型中含括之邊界條件、完整

岩石力學特性、裂隙分布、地質構造與坑道幾何斷面等，詳圖 2.1-1，必須經過審慎的場址調查決定之。

該技術報告指出完整岩石的特性是處置設施設計所需的重要參數，且葉理是影響 Olkiluoto 處置母岩力學特性之主要地質因素之一，並指出葉理對完整岩石與岩體的影響 (Posiva, 2006)：(i) 單一且持續定向的葉理面，可能會影響完整岩石特性的定向變化。完整岩石的勁度(stiffness)、強度(strength)、熱傳導率(thermal conductivity)、電阻率(resistivity)等特性，端視試體取樣方向不同，其試驗結果亦有所差異。因此，對於處置場的設計與建造、熱傳建模(thermal modelling)、坑道穩定性分析等，必須將場址的葉理特徵納入基本地質模型；(ii) 除了完整岩石的特性外，岩體中的裂縫(fractures)和脆性變形區域(brittle deformation zone)亦是數值模型建模的關鍵組成部分，如圖 2.1-1。此外，分別就異向性岩體之彈性參數，異向性對岩石強度、現地應力量測與開挖擾動區(EDZ)的影響提出相關說明，茲整理摘述如後：

(1) 異向性岩體之彈性參數

材料的彈性參數(elastic parameters)為進行應力分析之重要材料力學參數，就均質材料(homogenous material)而言，所需要的彈性參數計有彈性模數(Young's modulus)與柏松比(Poisson ratio)。但就異向性材料而言，例如片狀變質岩、層狀沉積岩與具有一組節理之岩體，可將之視為橫向等向性材料(transverse isotropy material)。此時需要五個材料參數來描述岩石的變形性，包括彈性模數 E 與 E' ，柏松比 ν 與 ν' ，及剪力模數 G' ，詳圖 2.1-2。對大部分的橫向等向性岩石材料而言，模數比 E/E' 、 G/G' 介於 1 ~ 3，柏松比 ν 與 ν' 則是介於 0.15 ~ 0.35 (Amadei 等人, 1987; Gerrard, 1975)。



$$E_s = E_t = E_1$$

$$E_n = E_2$$

$$\nu_{ns} = \nu_{nt} = \nu_1$$

$$\nu_{st} = \nu_2$$

$$G_{ns} = G_{nt} = G_2$$

$$G_{st} = G = E_s / 2(1 + \nu_{st})$$

圖2.1-2 橫向等向性岩石之彈性參數

(2) 異向性對岩石強度的影響

異向性岩體因所含礦物顆粒或裂隙呈順向排列，取其岩心試體進行單軸壓縮試驗時，岩石強度隨最大主應力加載方向與弱面排列方向所夾角度(β)之變化而有所不同，如圖 2.1-3，二者之關係呈現 U 字形的線形變化。根據 Jaeger 單一弱面理論(Jaeger's single plane of weakness theory)(Jaeger, 1960)，若夾角 β 介於 $\phi_j \sim \pi/2$ (ϕ_j 為弱面的摩擦角)，為弱面滑動的合理範圍，且其強度在 $\beta = 45^\circ + \pi/2$ 有最小值。若夾角 β 超出上述角度範圍，則由完整岩石的強度主控。

Plinninger & Alber (2015) 蒐集了板岩、千枚岩與片岩等十種異向性岩石之單軸壓縮試驗結果，並繪製單壓強度與 β 角之關係圖，詳圖 2.1-4，並整理出下列二點：(i)單壓強度比($UCS_\beta/UCS_{\beta=90^\circ}$)隨著作用力方向與弱面夾角 β 的變化而有所差異，當 $\beta = 0^\circ$ 與 90° ，單壓強度比具有最大值，其中， $\beta = 0^\circ$ 時有顯著變異性，其與岩石種類不同有關；(ii)當 $30^\circ < \beta < 50^\circ$ ，其值最小，且介於 0.04(板岩)~0.65(雲母片岩)。

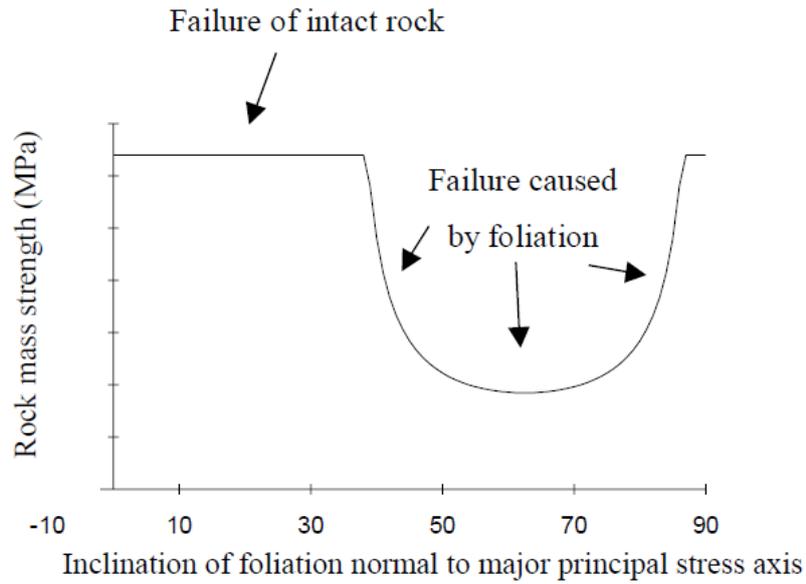


圖2.1-3 葉理角度對岩石單壓強度的影響。水平軸為大主應力加載方向與葉理面排列方向所夾角度(β)。水平線段為完整岩石的強度，U 形線段由弱面強度主控。
(Posiva, 2006)

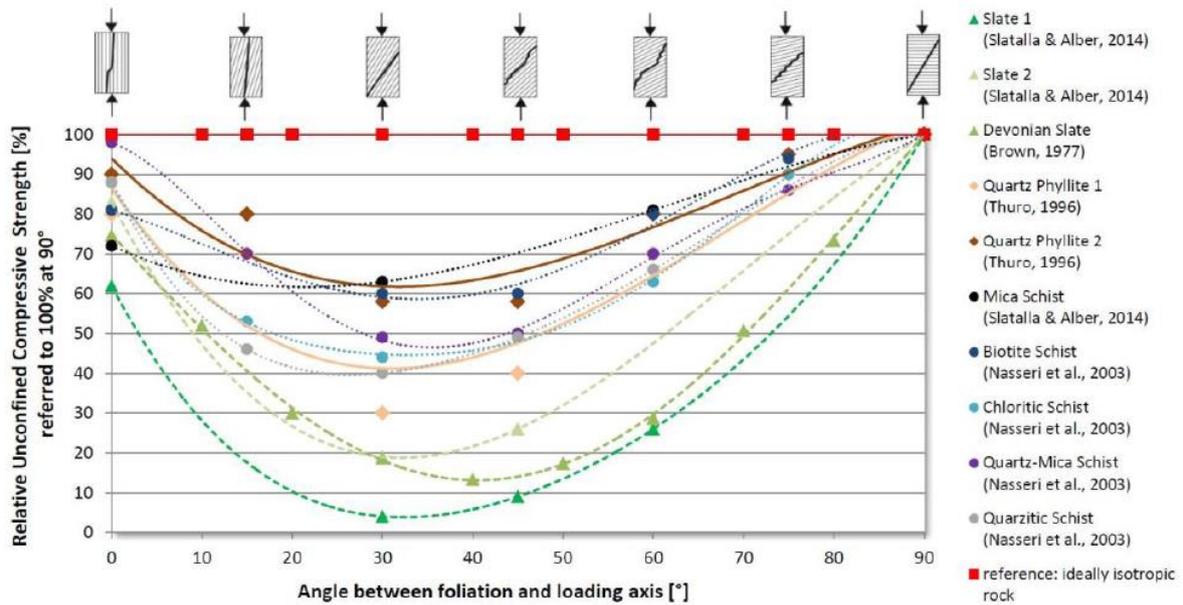


圖2.1-4 板岩、千枚岩與片岩等數種異向性岩石之單軸壓縮試驗結果(Plinninger & Alber, 2015)

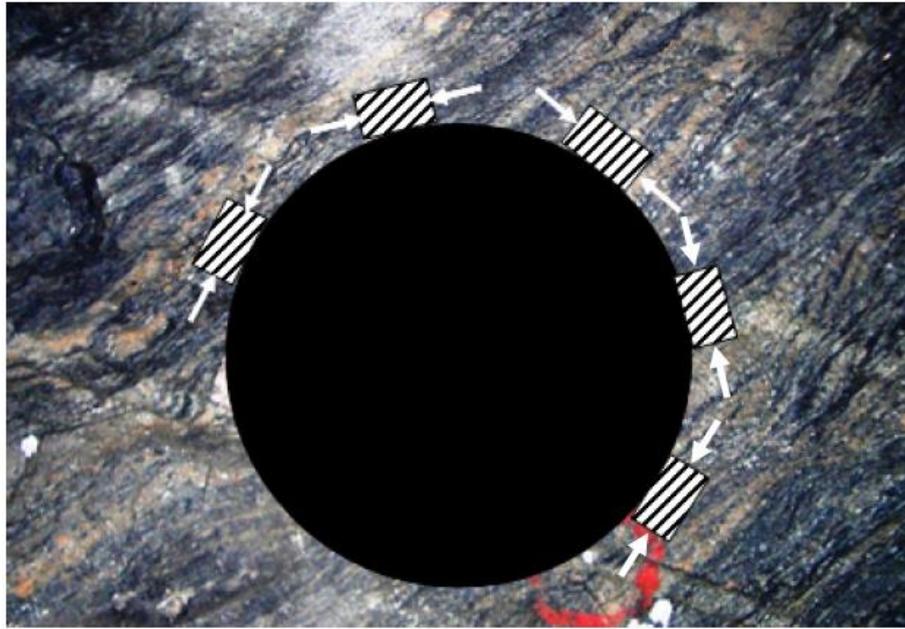


圖2.1-5 異向性岩體之圓形坑道壁面不同位置之受力示意圖。異向性岩體開挖圓形坑道其坑道壁面穩定性必須考量切線應力與岩石強度隨葉理方向而異的特性 (Posiva, 2006)

以圓形坑道開挖為例，詳圖 2.1-5，岩體經開挖後，其原本的應力狀態將重新調整，且沿著開挖壁面的位置不同，其切線應力值(如圖中白色箭頭)亦隨之變化。若為等向性岩石材料，可直接比較開挖壁面不同位置的應力值與岩石強度，即可評估坑道壁面是否穩定；然而，當岩體存在異向性，相同的評估工作必須額外考量岩石強度隨葉理方向而異的特性。

(3) 對開挖擾動損傷的影響

開挖損傷區(excavation damage zone, EDZ)為處置坑道安全分析之重要課題，尤其當處置母岩存在葉理或裂隙等弱面時，因坑道開挖引致的處置母岩損傷或擾動，將可能造成新生裂隙沿著既有的弱面發展，導致處置母岩的強度與變形性降低、滲透性增加。以處置母岩的滲透性係數為例，採用機械式的開挖方式其岩體損傷深度(裂縫延伸長度)僅數公分，水力傳導係數約在 10^{-10} m/s (例如瑞典 SKB 公司 Äspö 地下硬岩實驗室)甚至更低，若採用鑽炸法進行坑道開挖，其造成的岩體損傷深度可達數十公分，水力傳係數約為 10^{-8} m/s。

於等向性岩體和異向性岩體進行坑道開挖時，其對開挖壁面與鄰近壁面之岩盤影響，包括了力學作用(Mechanical effect, M effect)、水力作用(Hydraulic effect, H effect)與化學作用(Chemical effect, C effect)，詳圖 2.1-6，並區分下列四點：(i)岩體挖除後，坑道周圍岩體因解壓而往開挖面方向移動，屬力學作用；(ii)開挖後因應力重新調整，主應力平行於坑道壁面，屬力學作用；(iii)地下水往開挖面流動，屬水力作用；(iv)長時間滲流條件下，於裂隙中可能因化學沉澱現象(chemical precipitation)導致岩體滲透性改變，屬化學作用。其中，若屬異向性岩體開挖，可能因為開挖壁面的新生裂隙發展，導致岩壁鬆動或是落石的發生。

Autio 等人(1999) 曾於 Olkiluoto 研究隧道(Research Tunnel)中，針對機械式開挖對全尺寸處置孔壁面損傷的影響進行研究，並透過放射自顯影技術(autoradiography)分別拍攝擾動與未擾動岩心試體，詳如圖 2.1-7。其結果顯示，經機械式開挖之岩心試體有明顯的開挖擾動裂隙，且因葉理的存在導致裂隙發展更為顯著。

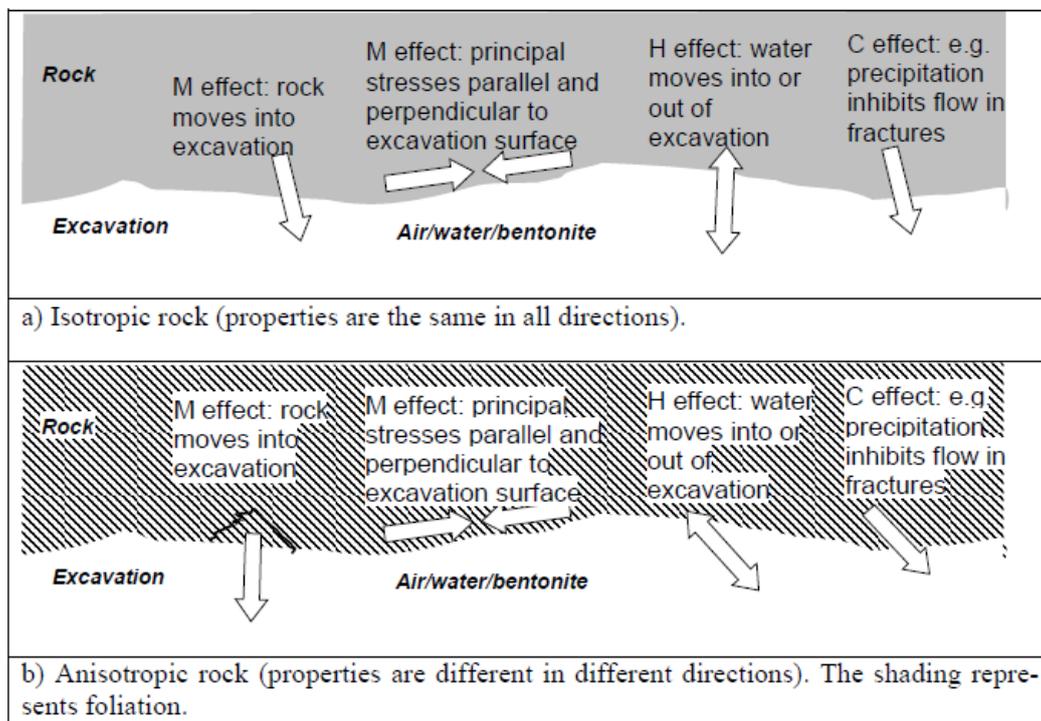
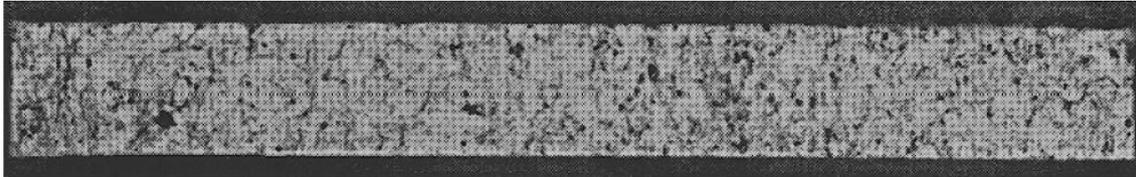


圖2.1-6 於等向性岩體和異向性岩體進行坑道開挖對鄰近開挖壁面岩體之影響(Posiva, 2006)



(a) 受開挖擾動之岩心試體



(b) 未擾動之岩心試體

圖2.1-7 岩心試體分別在開挖擾動與未開挖擾動條件下之放射自顯影技術成像(Autio 等人, 1999)

(4) 對現地應力量測的影響

處置母岩若具葉理特徵，不僅對坑道式處置之數值模型建模、工程規劃與設計具有重要意義，對場址調查工作階段，尤其是現地應力量測亦屬重要。目前的現地應力量測技術，無論是水力破裂法或是應變釋法，處置母岩既存的弱面均會直接或間接地影響現地應力量測結果。本計畫前期研究曾以 UDEC 探討異向性岩體中，弱面間距與鑽孔直徑比(s/d)及弱面角度(θ)變化對水力破裂誘發裂隙之影響，詳圖 2.1-8，茲摘述其重點如下：(i) $s/d \leq 0.6$ ， $\theta \leq 45^\circ$ ，水力破裂誘發之裂隙均沿著弱面發展；當 $\theta > 45^\circ$ ，會隨著弱面角度不同，誘發之裂隙與最大主應力方向有 $0^\circ \sim 15^\circ$ 之誤差。(ii) 若 $s/d \geq 1.0$ ， $\theta \leq 30^\circ$ ，水力破裂誘發之裂隙均沿著弱面發展；當 $\theta > 30^\circ$ ，誘發之裂隙與最大主應力方向有 $0^\circ \sim 10^\circ$ 之誤差。(楊長義與李宏輝，2022)

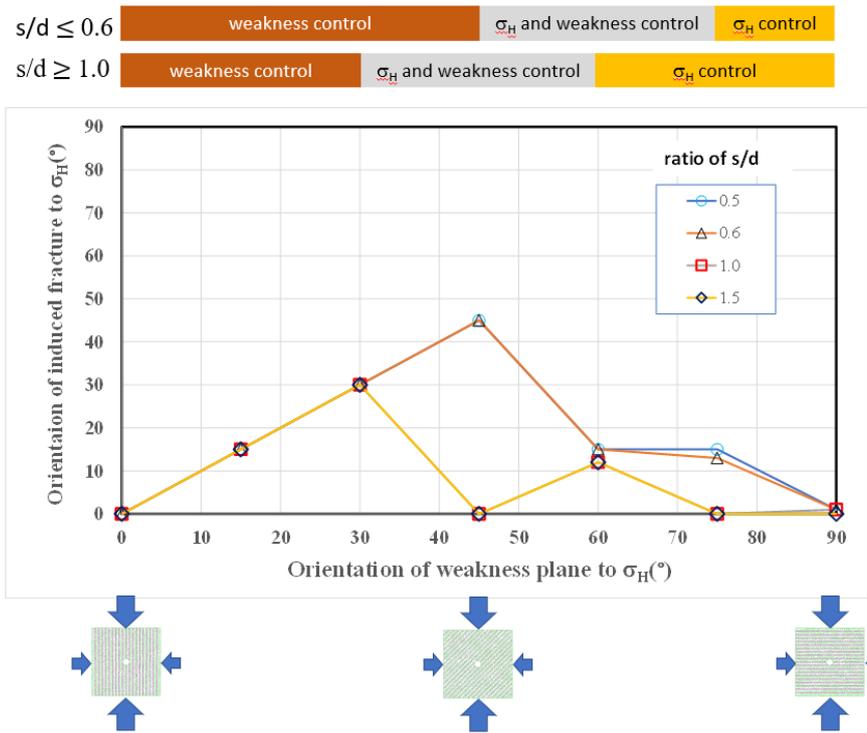


圖2.1-8 弱面間距(s)與鑽孔直徑(d)比及弱面角度(θ)對水力破裂誘發裂隙之影響(楊長義與李宏輝，2022)

(5) 對處置設施空間配置之影響

由於異向性岩體之岩石強度具有方向性，尤其是沿著弱面之剪力強度甚低，甚至可能因所處環境加速岩體風化，進而導致岩體品質劣化，影響坑道結構穩定性。基於長期安全考量，坑道結構的空間配置必須考慮岩體中既存的弱面位態。Posiva(2006) 以位於芬蘭的 Pääjärve 輸水隧道為例，說明了劈理及葉理等弱面對坑道結構穩定性之重要性。Pääjärve 輸水隧道於 1982 年啟用，全長 120 km，並位於前寒武紀花崗岩(Precambrian granite)與混合岩體(migmatite)中。隧道兩端連接了 Pääjärve 湖與赫爾辛基(Helsinki)大都會地區，屬重要的民生基礎設施。Pääjärve 輸水隧道自營運後，因地下水於岩體中的滲流，導致坑道周圍岩體產生了風化(weathering)、膨脹黏土(swelling clay)、侵蝕(erosion)、

地下水及壓力變化等現象，並造成隧道壁面結構不穩定。Lipponen 等人(2005) 整理了該隧道發生落石紀錄，及隧道軸線與劈理走向夾角之關係，詳圖 2.1-9。

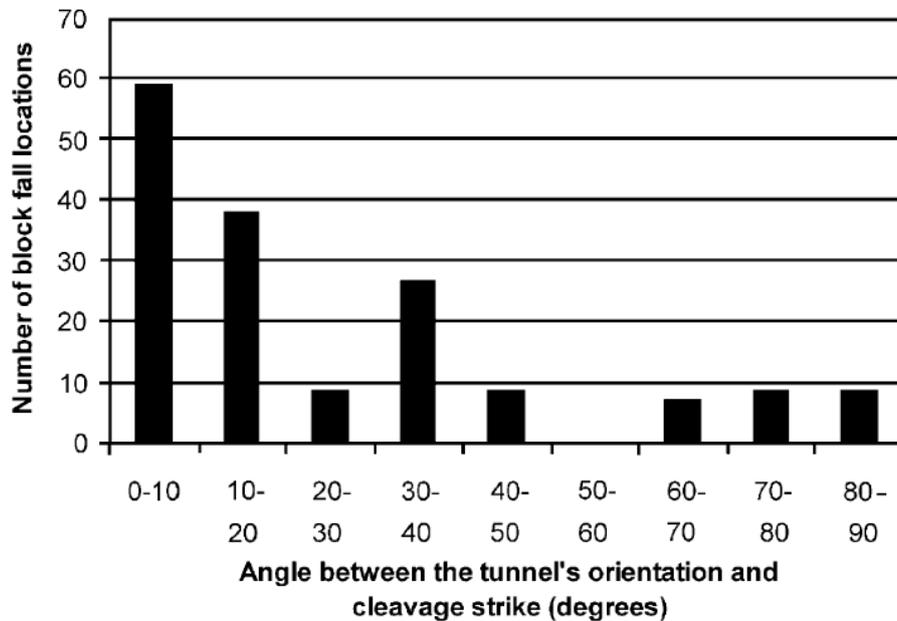


圖2.1-9 芬蘭Päijänne 輸水隧道發生落石事件之位置數，及隧道軸線與劈理走向之關係 (Lipponen 等人，2005)

在總計 167 次的落石紀錄次數中，35% 的落石事件發生在夾角小於或等於 10° ，58% 的落石事件發生在夾角小於或等於 20° ，80% 的落石事件發生在夾角小於或等於 40° 之條件。進一步分析劈理傾角的影響，41% 的大型岩石墜落位置，其傾角大於 70° ，而 88% 的大型岩石墜落位置，其傾角大於 50° 。

針對處置設施的設計、建造與安全評估，Posiva (2006) 提出下列三點重要課題：(i) 必須能夠預測處置孔(repository opening)周圍的岩石應力和變形分佈；(ii)確保岩石不會因局部岩石應力達到處置孔周圍的岩石強度而破壞；(iii)掌握開挖損傷區(EDZ)的岩石特性。針對前述有關葉理對岩石勁度、強度，以及對 EDZ 發展等相關方面的影響，Posiva (2006) 提出葉理三項特徵作為其處置母岩異向性調查工作的重點，包括葉理的方向(orientation

of foliation)、葉理的密集度(intensity of foliation)及葉理的型態(type of foliation)，詳表 2.1-1。

表2.1-1 影響處置母岩勁度、強度，及對 EDZ 發展有關之葉理特徵(Posiva, 2006)

葉理的方向 (Orientation of foliation)	必須掌握葉理的方向(位態)，如此才能掌握其在不同方向之強度變化，尤其是強度最弱的方向。葉理位態的空間變異性亦必須一併調查。
葉理的密集度 (Intensity of foliation)	密集度愈高的葉理面，其對岩體異向性的影響愈顯著。
葉理的型態 (Type of foliation)	必須將不同型態的葉理予以分類，因其對岩石的力學特性影響並不相同。

2.2 弱面位態調查—以 Olkiluoto 場址為例

針對 Olkiluoto 場址的葉理位態調查，Posiva 選定了鑽孔編號 OL-KR12 進行相關研究，透過定向岩心(oriented cores)與數位鑽孔壁面影像(digital borehole-wall images)擷取技術，例如孔內數位影像處理系統(Borehole Imaging Processing System，簡稱 BIPS)與孔內攝影系統(Optical Televiewer，簡稱 OPTV)，其井下攝影工具之組成及實際獲得之鑽孔壁面影像詳如圖 2.2-1。上述的調查技術提供了良好的影像分辨率、弱面定向資訊與弱面的連續性，為 Olkiluoto 獲得處置母岩地質條件與弱面空間特性之現地調查方法之一。其施作過程是將有線探頭放入鑽孔，以 LED 為輔助光源，解析度為 360 (BIPS) 或 720 (OPTV) 畫素的 CCD 攝像鏡頭，於每秒 1/50 幀的速率條件下進行畫面擷取，並透過傾斜儀(inclinometer)(BIPS)或磁性三軸磁通門羅盤(magnetic 3-axial Fluxgate compass)進行定向分析。

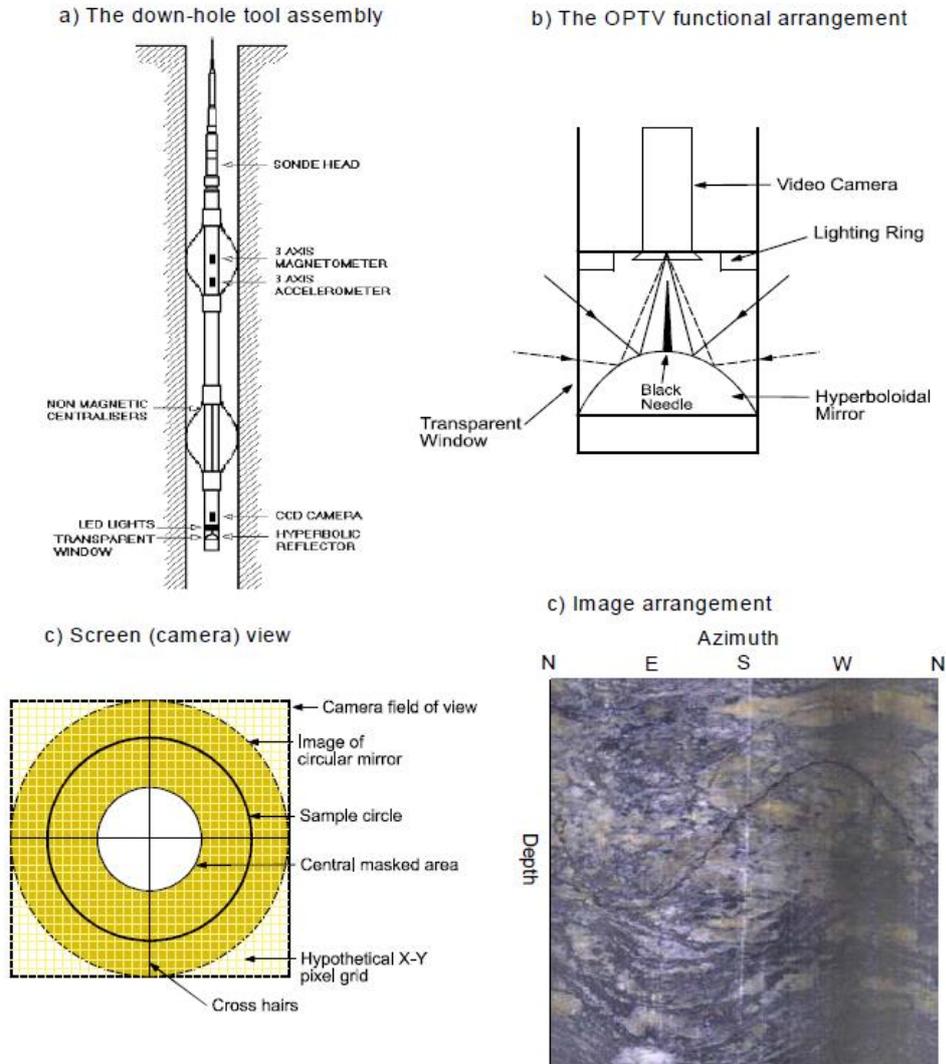


圖2.2-1 數位鑽孔壁面影像擷取技術：(a)井下攝影工具之組成、(b)OPTV影像擷取功能示意圖、(c)攝影成像視窗及(c)實際獲得的鑽孔孔壁影像。(Tammisto等人，2002)

針對以數位鑽孔壁面影像進行葉理調查工作，Posiva 建議 OPTV 組合而成的鑽孔孔壁影像長度以 30 ~ 70 m 為宜，據以進行觀察與紀錄，並建議以下列程序進行壁面影像紀錄：

- (i) 將孔壁影像細分出具有代表性的部分，尤其必須呈現葉理在方向、密集度與類型的特徵。在 KR-12 中的研究經驗中，具代表性的孔壁影像長度通常為 10 ~ 100 cm，

若總鑽孔長度是 800 m，即可區分出約 4000 個代表性影像。針對每個代表性影像進行葉理的位態量測(包括傾角和傾向)，並紀錄該段鑽孔影像的起、訖深度位置，及岩石狀況是否屬於塊狀(massive)岩石或具有不規則(irregular)之岩脈或礦脈(vein)。

- (ii) 評估葉理結構密集度(intensity of foliation)，按低=1、中等=2、高=3(0 代表無葉理構造，即塊狀岩石)進行記錄。實際的操作過程是將圖像與一系列預先分類的代表性岩心照片進行目視比較，詳圖 2.2-2 至圖 2.2-4，屬定性分類。葉理結構密集度係指葉理的發育程度(development of foliation)，是根據葉理的變形狀態而定。
- (iii) 紀錄葉理的類型，S 代表葉理狀(schistosity)，G 代表片麻岩狀(gneissic)與 B 代表帶狀(banded)，C 代表混合型(combined)葉理。
- (iv) 執行上述紀錄程序期間，任何可能具有特殊意義的觀察結果，都應加以說明，例如岩石特徵的問題、不確定性以及對岩石變形過程或形成之歷史。

此外，基於對處置場址母岩力學性質之掌握，及提供後續數值分析建模所需資訊，包括岩石是否為均質或異向性岩體，及葉理結構之分類，Posiva 依下列三步驟進行岩石異向性特徵的描述與分類，亦如表 2.2-1 所示：

步驟 1：根據等向性(isotropy)、異向性(anisotropy)、均質性(homogeneity)、異質性(heterogeneity)對完整岩石進行分類。

步驟 2：根據線狀或平面結構型式區分異向性種類，包括 L 構造岩(L-tectonites)、S 構造岩(S-tectonities)與 SL 構造岩(SL-tectonities)，有關 L、S 與 SL 構造之說明另整理於附錄 A。

步驟 3：根據葉理的種類與葉理結構密集度區分葉理狀岩石，葉理種類區分為片麻岩狀(gneissic, G)、帶狀(banded, B)與葉理狀(schistose, S)，另根據葉理的變形狀況區分低(1)、中等(2)與高(3)三種葉理發育狀態。其中，片麻岩狀(G)係指含有石英和長石為主的岩石，且不含連續的雲母或角閃石；帶狀(B)係指夾片麻岩層和片岩層；葉理狀(S)係指含有雲母和/或角閃石礦物為主的岩石，且這些礦物呈現一定的方向排列，並形成力學上的弱面。

根據上述步驟，將分類的岩石類別賦予岩石力學葉理參數(rock mechanics foliation number, RMF)，據此提出一葉理矩陣(foliation matrix)，如圖 2.2-5 所示，由矩陣對角線

左上至右下，代表葉理特徵愈顯著。透過岩石力學葉理參數(RMF)，可提供工程師了解處置母岩葉理分布特徵，據以提供場址安全分析與工程設計時，評估數值分析採離散裂隙模型(Discrete Fracture Model, DFM)建模之必要性，例如 RMF 0 屬於“塊狀”岩石，其數值模型無需考慮裂隙、葉理等弱面的影響。有關岩石力學葉理參數(rock mechanics foliation number, RMF)之進一步說明與應用，茲分述如下：

RMF 0：此類岩石不含葉理，屬“塊狀”岩石，包括了等向性/均質性岩石、不規則或異質性岩石。

RMF 1：岩石具有低度葉理特徵，包括 G1、B1、G2。就大部分的情況而言，仍可視此類岩石為“塊狀”岩石，但仍需注意葉理位態與隧道長軸方向二者之空間關係。

RMF 2：岩石具有中度葉理特徵，包括 S1、B2、G3。是 Olkiluoto 最常見的岩石類別，此類岩石雖然仍需考慮葉理的存在，但在此類進行地下開挖作業時，並不需要採取額外的特殊措施。

RMF 3：岩石具有高度葉理特徵，包括 S2、B3、S3。此類岩石所在區域是最需要關注的，尤其是相關的地質數據必須審慎採集，並進行相關試驗與研究。

表2.2-1 Olkiluoto 有關岩石異向性的描述(岩石尺度 1 ~ 10 m)(Posiva, 2006)

完整岩石(intact rock)										
步驟 1、根據等向性(isotropy)、異向性(anisotropy)、均質性(homogeneity)、異質性(heterogeneity)對完整岩石進行分類										
<p>等向性岩石(isotropic rocks) 如塊狀岩石，並區分以下二類：</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 1A 均質性(homogenous) ● 1B 異質性(heterogeneous) <p>此類岩石在岩石力學性質及數值分析之裂隙系統建模(fracture system modelling)均視為均質性岩石</p>	<p>異向性岩石(anisotropic rocks) 包括具有片麻岩狀(gneissic)、帶狀(banded)、葉理狀(schistose)構造之構造岩(tectonites)，並區分以下二類：</p> <ul style="list-style-type: none"> ● 2A 均質性(homogenous) ● 2B 異質性(heterogeneous) 									
	步驟 2、根據線狀或平面結構型式區分異向性種類									
	<p>具線狀結構之異向性 (Linear anisotropy) 岩石，歸類於 L 構造岩(L-tectonites)</p> <p>此類岩石在岩石力學性質及數值分析之裂隙系統建模(fracture system modelling)可約略視為均質性岩石</p>	<p>具平面，或平面/線狀結構之異向性 (Planar and planar/linear anisotropy)，並區分以下二類：</p> <ul style="list-style-type: none"> ● S 構造岩(S-tectonities)，為發育良好的葉理狀岩石 ● SL 構造岩(SL-tectonities)，為發育良好且具線狀排列的葉理狀岩石 								
	<p>步驟 3、根據葉理的種類與葉理密集度區分葉理狀岩石</p> <p>根據葉理的種類型態區分 G：片麻岩狀(gneissic) B：帶狀(banded) S：葉理狀(schistose)</p> <p>根據葉理密集度區分 1：低 2：中 3：高</p> <table border="1"> <tr> <td>G1</td> <td>G2</td> <td>G3</td> </tr> <tr> <td>B1</td> <td>B2</td> <td>B3</td> </tr> <tr> <td>S1</td> <td>S2</td> <td>S3</td> </tr> </table>		G1	G2	G3	B1	B2	B3	S1	S2
G1	G2	G3								
B1	B2	B3								
S1	S2	S3								
步驟 4、指定岩石力學葉理參數(RMF)										
RMF = 0	<p>G1、B1、G2，RMF = 1 S1、B2、G3，RMF = 2 S2、B3、S2，RMF = 3</p>									

(L、S、LS 構造岩之說明詳附錄 A)

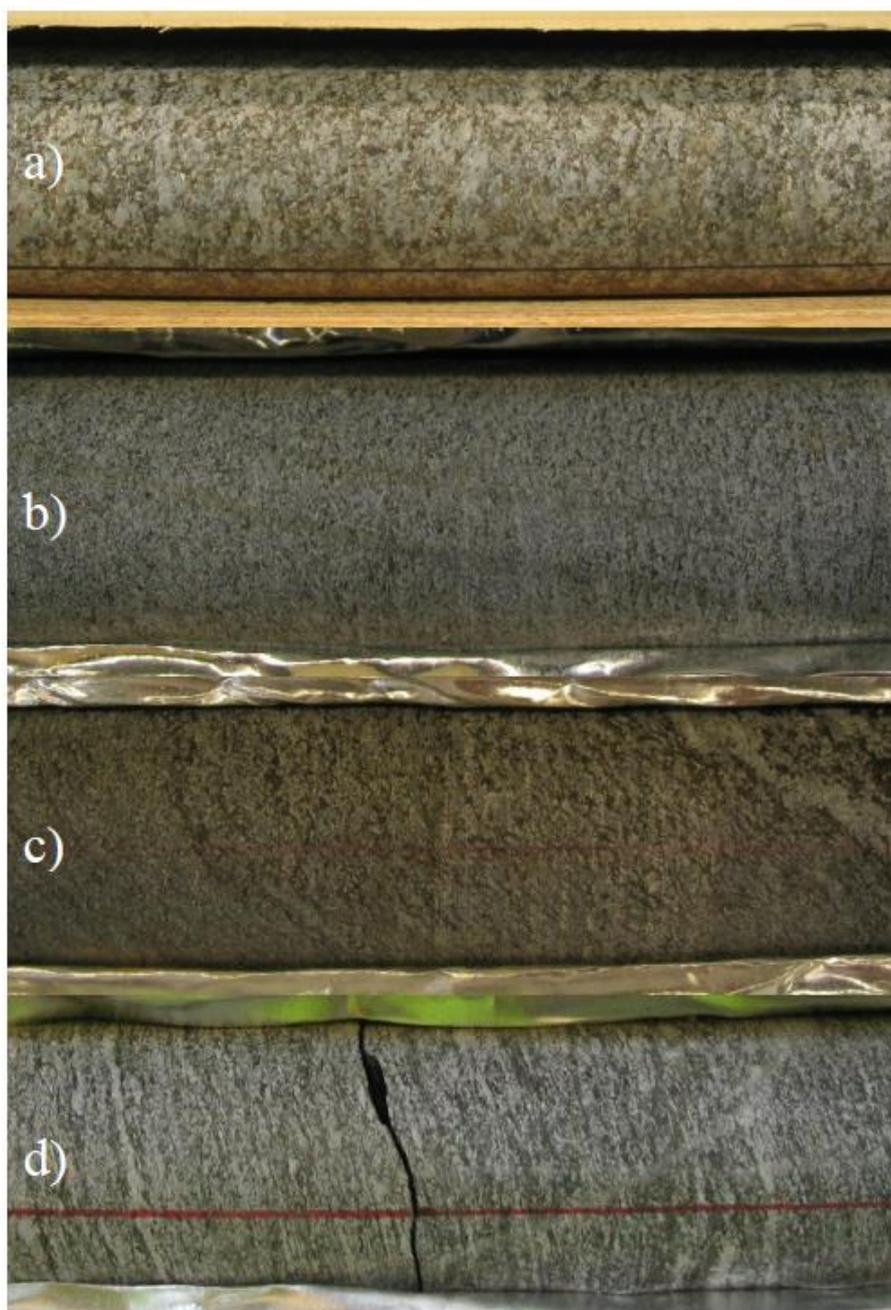


圖2.2-2 Olkiluoto 所屬場址之片麻岩(葉理類型 G)代表性岩心：(a)塊狀且富含石英和長石(RMF = 0)、(b)具低葉理密集度(G1， RMF = 1)、(c)具中等葉理密集度(G2， RMF = 1)、(d)具高葉理密集度(G3， RMF = 2) (Posiva， 2006)

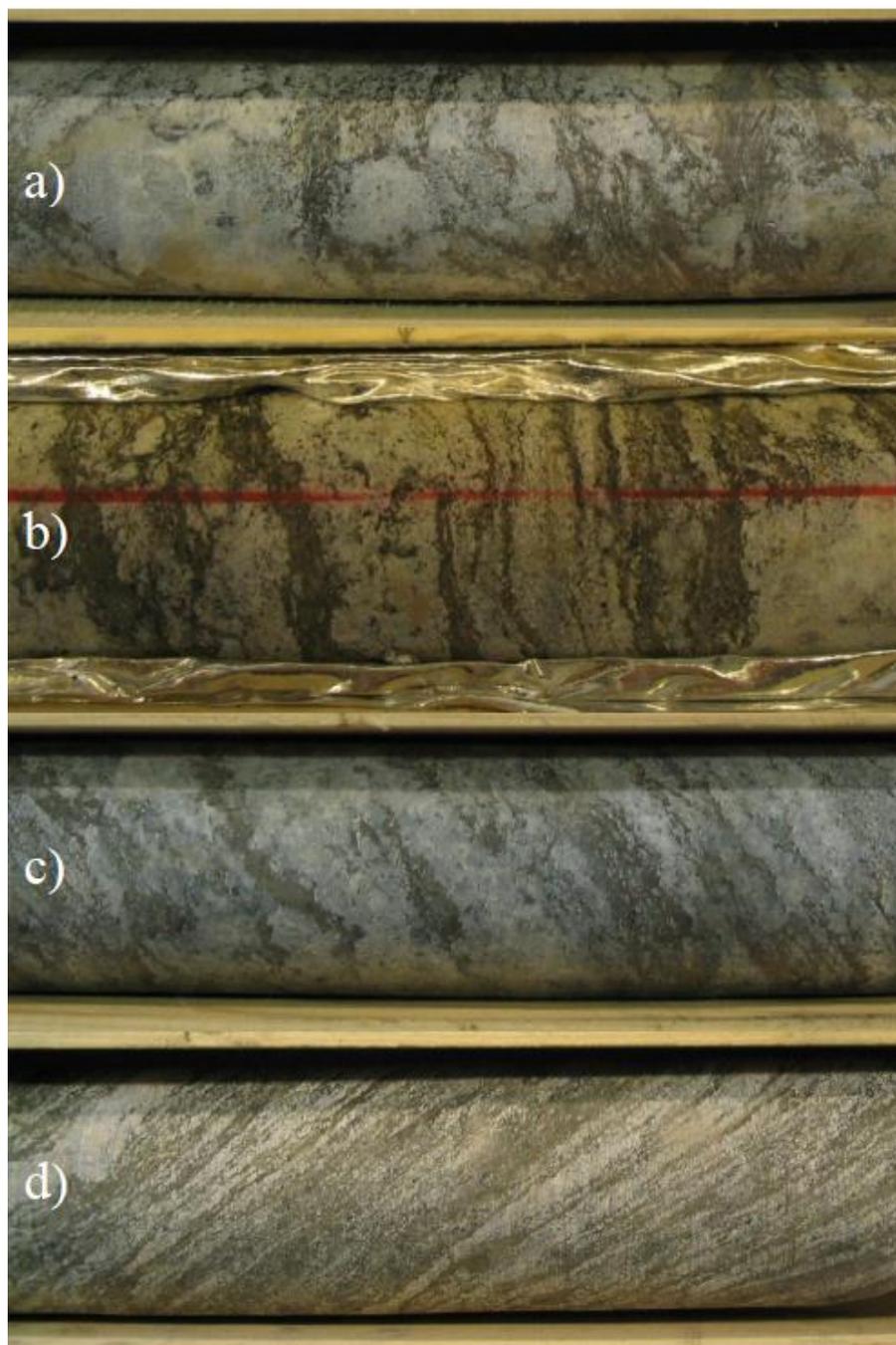


圖2.2-3 Olkiluoto 所屬場址之帶狀岩石(葉理類型 B)代表性岩心：(a)塊狀岩石(RMF = 0)、(b)具低葉理密集度(B1， RMF = 1)、(c)具中等葉理密集度(B2， RMF = 1)、(d)具高葉理密集度(B3， RMF = 3) (Posiva， 2006)

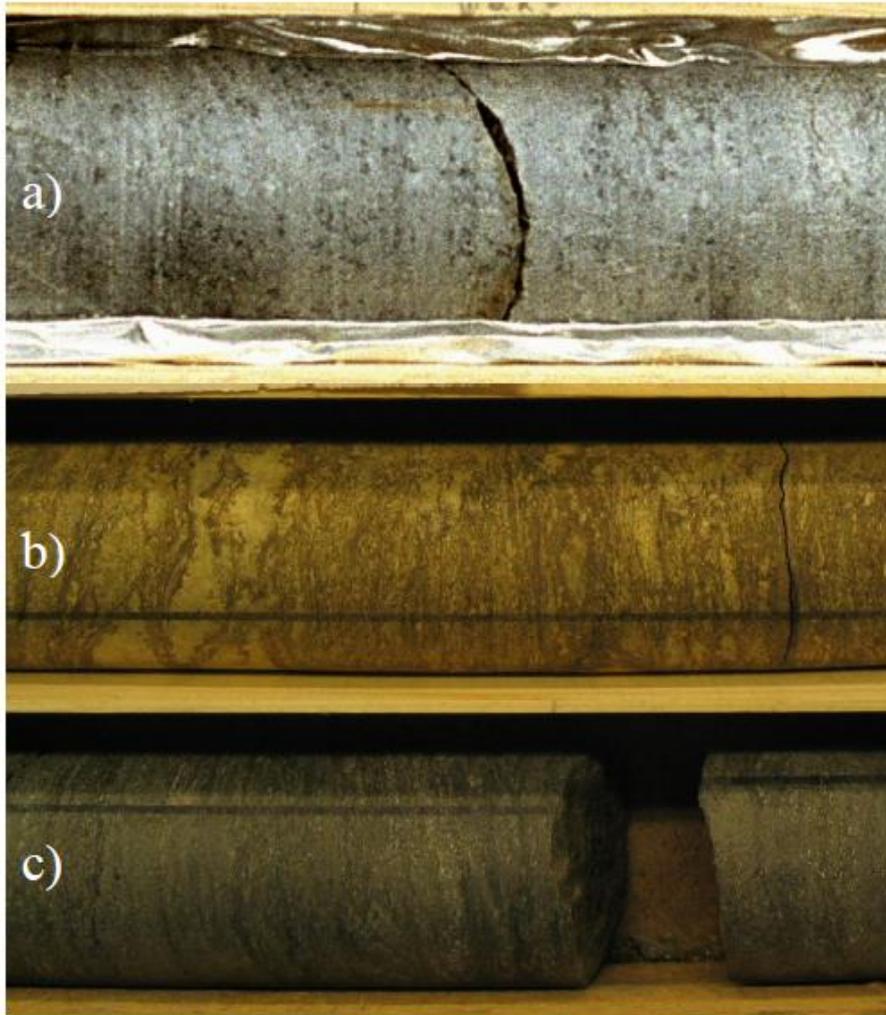


圖2.2-4 Olkiluoto 所屬場址之片岩(葉理類型 S)代表性岩心：(a)富含雲母和角閃石的岩石，屬於不存在任何片理之塊狀岩石(RMF = 0)、(b)具低葉理密集度(S1，RMF = 2)、(c)具中等葉理密集度(S2，RMF = 3) (Posiva, 2006)

	rock mechanics significance of foliation increasing from left to right		
rock mechanics significance of foliation increasing from top to bottom	G1 gneissic/low App. 1A(b)	G2 gneissic/intermediate App. 1A(c)	G3 gneissic/high App. 1A(d)
	B1 banded/low App. 1B(b)	B2 banded/intermediate App. 1B(c)	B3 banded/high App. 1B(d)
	S1 schistose/low App. 1C(b)	S2 schistose/intermediate App. 1C(c)	S3 schistose/high App. 1C(d)

Legend

	foliation of low rock mechanics significance (RMF 1)
	foliation of intermediate rock mechanics significance (RMF 2)
	foliation of high rock mechanics significance (RMF 3)

圖2.2-5 根據葉理發育狀態與型態建立之葉理矩陣 (Posiva, 2006)

2.3 異向性岩體評估指標

岩石力學行為具異向性，係與岩石組成礦物和岩石形成的地質過程有關。如果岩石組成包含了片狀礦物，例如層狀矽酸鹽(layered silicates)類之粘土礦物或雲母礦物，其在結構上的分布具一定方向排列，將導致岩石力學特性具異向性，而造成組成礦物具一定排列特性之原因，主要是在沉積過程中因地質營力作用所導致，如圖 2.3-1 所示之高度葉理特徵之雲母片岩薄片岩象，顯示片狀雲母礦物呈現一定方向之排列。此外，岩石在變質過程中，可能因特定應力作用下導致片狀礦物顆粒排列方向垂直於最大主應力方向，例如片理或葉理。因此，沉積岩和變質岩普遍具有異向性的特性；然而，即使火成岩如花崗岩或閃長岩，也可能因為岩漿流動形成的結構導致其異向性。

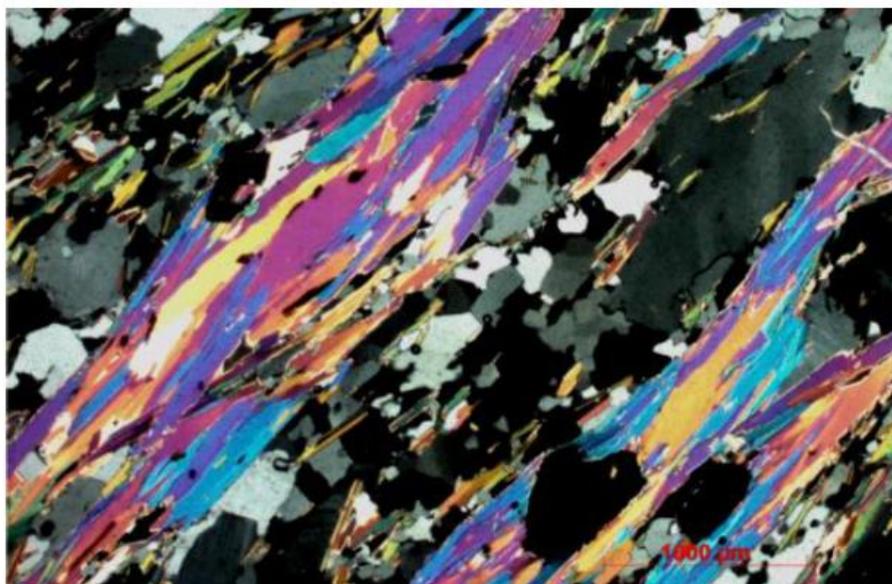


圖2.3-1 偏光顯微鏡條件下之具高度葉理特徵之雲母片岩薄片分析。顯示不同的片狀、多色雲母(白雲母)層和灰色石英和長石層(Plinninger, 2015)

針對異向性程度的評估，本計畫蒐整了三種評估指標，包括強度異向性指標、異向性比及異向性指標，茲分述如後：

(1) 強度異向性指標(Strength anisotropy index, $I_{a(50)}$)

強度異向性指標($I_{a(50)}$) 是由 Broch (1983)所提出，分別取垂直與平行於弱面之岩石試體進行點荷重試驗並進行比較，其結果差異愈大，異向性愈顯著。

(2) 異向性比(Anisotropy ratio, R_c)

異向性比(R_c) 是由 Singh 等人(1989)所提出，其以垂直於葉理面取樣之岩心試體進行單軸壓縮試驗，獲得之單壓強度($\sigma_{c,90}$)，及任意一取樣角度下獲得之單壓強度最小值($\sigma_{c,min}$)，取二者之比值定義為異向性比($R_c = \sigma_{c,90}/\sigma_{c,min}$)。當 R_c 趨近於 1，代表其趨於等向性，隨著 R_c 愈大則屬於異向性。Singh 等人(1989) 取頁岩、板岩與千枚岩進行之單壓試驗結果並計算異向性比，詳表 2.3-1，顯示頁岩的異向比介於 1.0~4.0，板岩介於 4.01~6.0，千枚岩大於 6，屬極度異向性。

表2.3-1 不同岩石種類之異向性比(R_c) (Singh 等人, 1983)

$R_c = \sigma_{c,90} / \sigma_{c,min}$	分類(classification term)	岩石種類
1.0 ~ 1.1	等向性	頁岩(shale)
1.11 ~ 2.0	低異向性	頁岩(shale)
2.01 ~ 4.0	中等異向性	頁岩(shale)
4.01 ~ 6.0	高度異向性	板岩(slate)
> 6.0	極度異向性	千枚岩(phyllite)

(3) 異向性指標(Anisotropy index, AI)

異向性指標(AI) 是由 Plinninger (2022)所提出，該指標之定義恰與前述異向比(R_c)互為倒數，即 $AI = \sigma_{c,min} / \sigma_{c,max}$ ，所指 $\sigma_{c,max}$ 與 $\sigma_{c,min}$ 分別為任意一取樣角度下獲得之單壓強度最大值與最小值，且異向性指標(AI)其值介於 0.0 ~ 1.0，當值趨近於 1，代表其強度具等向性；反之，若其值趨近於 0，則異向性愈強烈。Plinninger (2022) 整理了各類不同岩石之異向性指標，詳表 2.3-2，例如花崗岩與塊狀石灰岩(massive limestone)之 $AI = 1$ ，屬等向性材料；雲母片岩(mica schist)、石英千枚岩(quartz phyllite)之 AI 介於 0.4~0.6，屬於明顯異向性材料；具明顯葉理特徵之板岩(slates with excessive foliation) 之 $AI < 0.2$ ，屬於極度異向性材料。

表2.3-2 不同岩石種類之異向性指標(AI) (Plinninger, 2022)

$AI = \sigma_{c,min} / \sigma_{c,max}$	分類(classification term)	岩石種類
1.0	等向性	花崗岩、塊狀石灰岩
0.8 ~ 1.0	低異向性	片麻岩、石英岩、塊狀砂岩
0.6 ~ 0.8	中等異向性	層狀砂岩
0.4 ~ 0.6	明顯異向性	雲母片岩、石英千枚岩
0.2 ~ 0.4	高度異向性	千枚岩、板岩
< 0.2	極度異向性	具明顯葉理特徵之板岩

強度異向性指標($I_{a(50)}$)、異向性比(R_c)及異向性指標(AI)均是採垂直與平行於弱面之岩石試體進行強度試驗後，再依各評估指標之定義進行異向性評估。強度異向性指標($I_{a(50)}$)因點荷重試驗具操作簡單且試體製備相對容易之優點，可做為初期調查之參考。異向性比(R_c)及異向性指標(AI)均採單軸壓縮強度為其評估依據，其中，異向性指標(AI)評估值介於 0.0~1.0，且評估值趨近於 1 代表等向性，趨近於 0 代表異向性愈強烈，更能清楚且直觀地反應岩石異向性，可做為我國後續評估場址岩體異向性之參考指標。

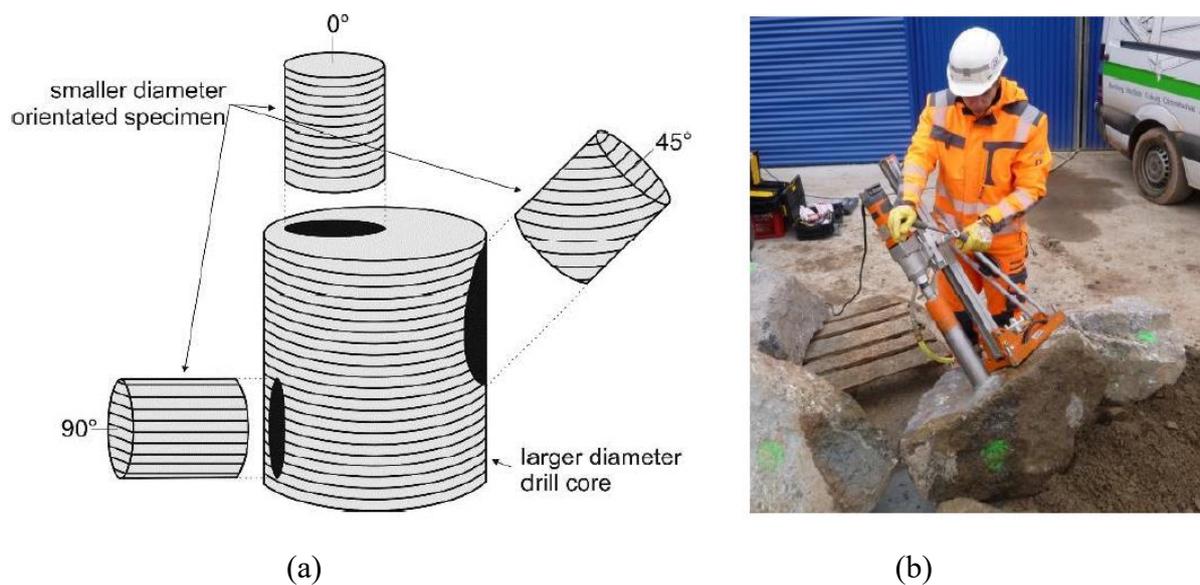


圖2.3-2 具異向性岩體之岩心試體取樣：(a)進行現場非定向岩心鑽探，再利用套鑽法獲得某特定方向之試體時、(b)在現場取得較大的岩塊之後，另外再進行定向岩心鑽探，以獲得試驗試體(Plinninger, 2015)

以岩石單軸壓縮試驗所需之圓柱試體為例，可透過以下程序進行異向性岩體的取樣工作(Plinninger, 2015)：(i)進行現場定向岩心鑽探，以獲得任意直徑的岩心樣本，惟須注意在鑽心取樣深度範圍內，葉理或層理面的可能變化；(ii)進行現場非定向岩心鑽探(一般係指垂直方向)後，再利用套鑽(overcoring)獲得某特定方向之試體時，依經驗，非定向岩心直徑 ≥ 120 mm，可提供後續以套鑽法進行定向取樣(圓柱試體直徑 50 mm)，詳圖 2.3-2(a)；(iii)現場取得較大的岩塊之後，另外再進行定向岩心鑽探，以獲得試驗所需試體，詳圖 2.3-2(b)。

2.4 異向性岩體對隧道穩定性之影響

異向性岩體一般具有顯著的層狀結構，主要出現於沉積岩與變質岩。沉積岩在沉積過程中可能因為沉積材料的不連續或沉積形成年代的不連續而形成了不連續面，或稱層面，變質岩則是因變質作用導致片狀礦物呈現一定方向之排列特性，如圖 2.4-1 所示之層狀構造石灰岩體。

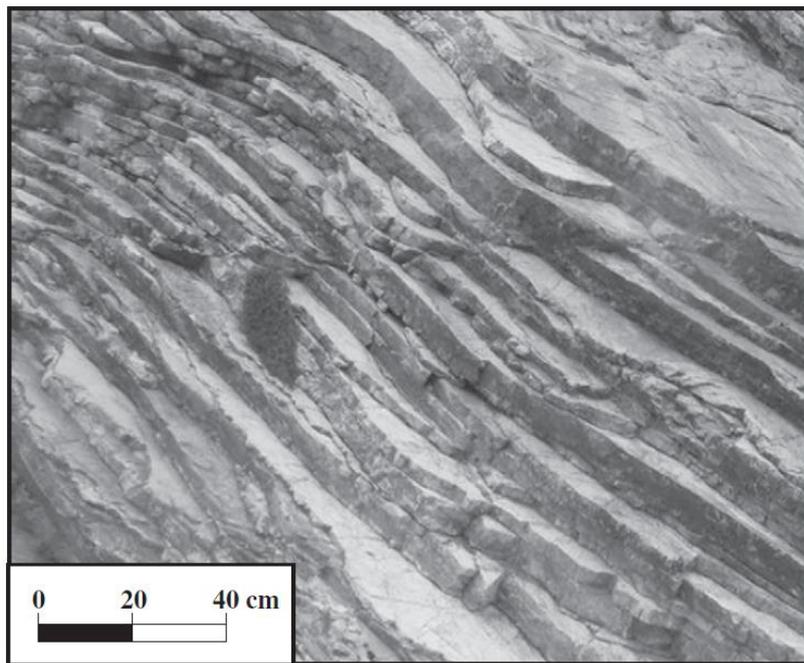


圖2.4-1 具層狀構造之石灰岩岩體(limestone stratified rock mass)(Fortsakis 等人，2012)

2.4.1 層狀岩體開挖引致之開挖面反應

坑道式處置設施係於天然母岩中進行坑道挖掘，坑道的設計與建造必須考量完整岩石與岩體的工程特性、天然弱面的力學行為及現地應力的影響，尤其在具有異向性的層狀岩體中，更需注意弱面位態與坑道之幾何關係。針對層狀岩體之坑道開挖常見之工程行為，Fortsakis 等人(2012) 以具有層狀沉積構造之沉積岩為例，針對開挖過程引致的岩體反應整理如下列四種情況，相關圖示說明詳如圖 2.4-2。

- **Case A**：於含有粉砂岩(siltstone)薄層之水平砂岩(中之厚層狀結構)進行坑道開挖，岩體可能因小規模楔形破壞(wedge failure)而導致落石。此外，因層狀構造呈現水平分布，故不太容易發生沿著層理的滑動破壞，屬於穩定(St)的開挖條件。
- **Case B**：同樣是含有粉砂岩薄層之砂岩，但具傾斜之沉積構造，較大的楔形鬆動岩塊可能沿著層理面而有掉落或滑動破壞，屬於地質構造主控之楔型破壞(Wg)型態。由於粉砂岩與砂岩之界面摩擦特性相對較低，故滑動面通常發生在粉砂岩與砂岩之交界。此外，**Case A** 與 **Case B** 於平行層面有較大的應力作用時，亦可能發生砂岩層的屈曲破壞。
- **Case C**：當岩體強度較低時，例如偶夾砂岩之粉砂岩，且因層狀砂岩形成岩體異向性時，其隧道開挖面的變形行為亦屬異向性。
- **Case D**：在高度剪切的粘土復理岩層(heavily sheared clayey flysch)中，其組成特徵為粉砂岩-黏土頁岩且偶夾砂岩(siltstones – clay shales with sparse sandstone layers)，此類岩體可視為偽等向性混合物(pseudo-isotropic mixture)，因開挖引致的開挖面擠壓變形(Sq)屬均勻的變形行為。

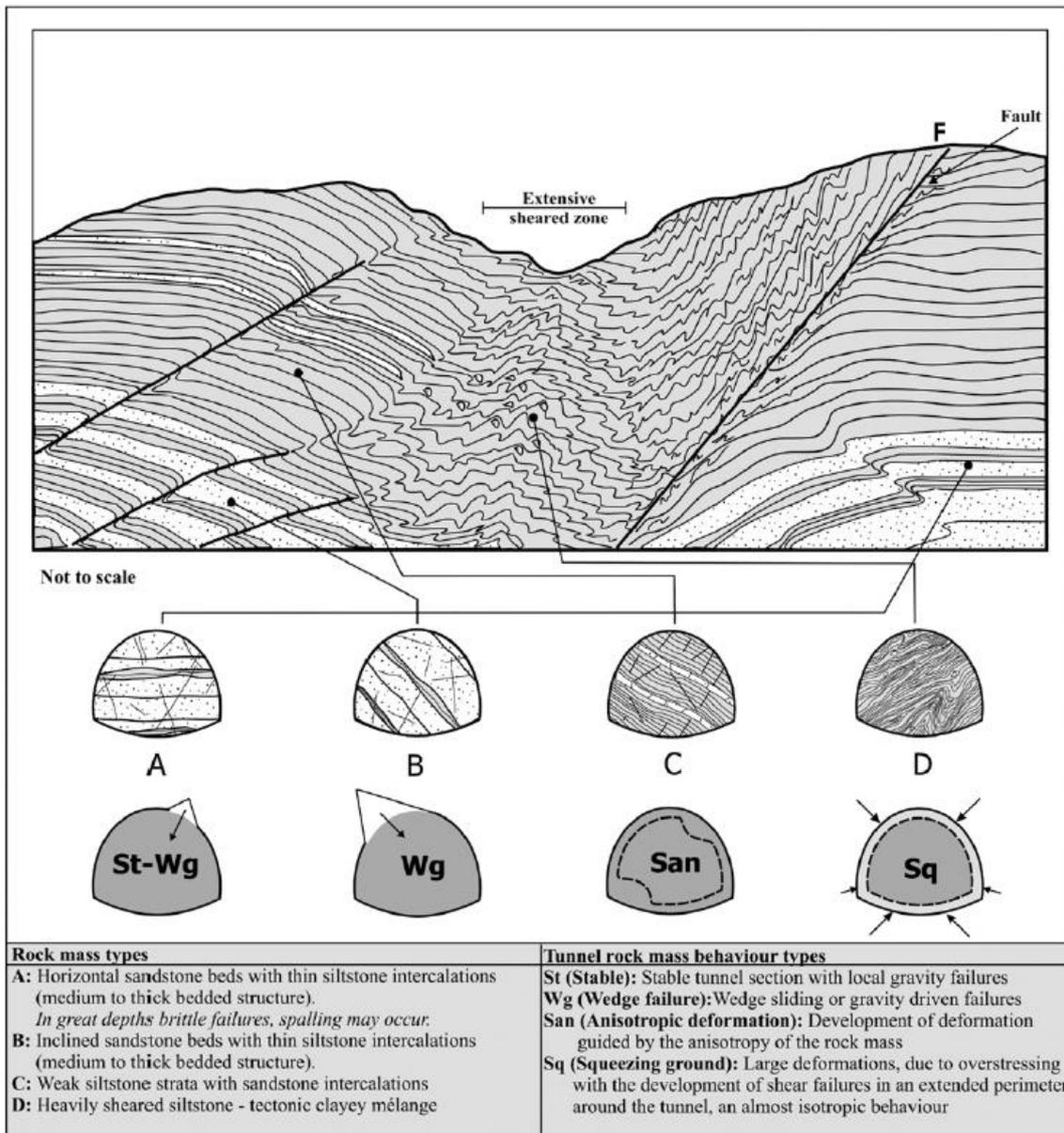


圖2.4-2 於層狀構造岩體進行隧道開挖之開挖面反應(Fortsakis 等人，2012)

2.4.2 層狀岩體參數之量化

於層狀岩體中進行坑道設計，一般係將層狀岩體的力學特性透過等值化(equivalent)的過程，將之簡化為等向性材料。而層狀岩體參數的量化步驟，係將層狀岩體視為參考岩體(reference rock mass)，其變形為固有岩體(internal rock mass)與顯性不連續面(dominant discontinuities)變形之總和，如圖 2.4-3 所示。

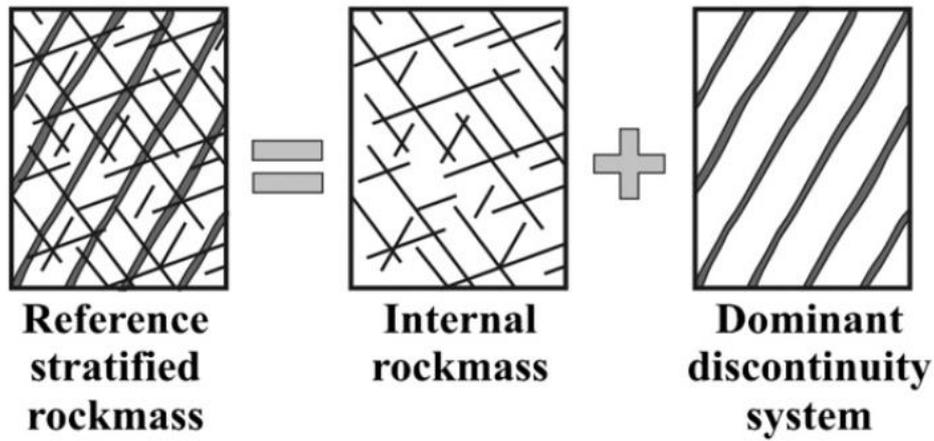


圖2.4-3 層狀構造岩體之變形參數等值化示意圖。係將層狀岩體視為參考岩體，其變形為固有岩體與顯性不連續面變形之總和(Fortsakis 等人，2012)

固有岩體係包括了完整岩石(intact rock)與次生不連續面(secondary discontinuities)，且不考量持續性的弱面(persistent discontinuities)；顯性不連續面，為影響岩體之主要且具持續性之不連續面，例如層理與片理。上述有關參考岩體、固有岩體與顯性不連續面之變形參數，具有下列關係：

$$\frac{1}{E_{m,ref}} = \frac{1}{E_{m,int}} + \frac{1}{S_p \times k_{nn}} \quad (2.4.1)$$

$$\frac{1}{G_{m,ref}} = \frac{1}{G_{m,int}} + \frac{1}{S_p \times k_{ss}} \quad (2.4.2)$$

$E_{m,ref}$ 與 $G_{m,ref}$ 是參考岩體的變形模數與剪力模數， $E_{m,int}$ 與 $G_{m,int}$ 是固有岩體的變形模數與剪力模數， k_{nn} 與 k_{ss} 是弱面的法向與切向勁度， S_p 是弱面的間距。

2.4.3 層狀岩體之開挖模擬分析

針對層狀岩體進行隧道開挖之工程地質行為，Fortsakis 等人(2012) 利用有限元素分析軟體 Phase2 進行層狀岩體之隧道開挖模擬與分析，藉以了解層狀岩體之工程反應與臨界破壞機制。其所建立的層狀岩體隧道開挖模型詳如圖 2.4-4(a)，以模擬距地表面 $H = 100\text{ m}$ 與 300 m ，且側向壓力係數 $K = 1$ 之圓形隧道開挖，模型中的三角形網格代表固有岩體，並利用介面元素模擬顯性不連續面的影響。在完整岩石(intact rock)與參考岩體(reference rock mass)參數部分，完整岩石單壓強度為 $\sigma_{ci} = 20\text{ MPa}$ ， $m_i = 7$ ，模數比(modulus ratio, MR)為 500；在參考岩體參數部分，其考慮的弱面表面條件屬於於良好(good)至非常差(very poor)，岩塊結構類型屬於互鎖且僅受部份擾動之完全塊狀(very blocky)，及互鎖狀況不良且受擾動多塊狀(blocky/disturbed/seamy)條件，其地質強度指標(Geological Strength Index, GSI)分別為 18、25、35 與 45，詳圖 2.4-5 之 GSI 圖表。在顯性不連續面部份，採不連續面之殘餘摩擦角(φ_r)為 30 度，弱面間距 0.5 m 之條件下，進一步考慮節理粗糙係數(JRC = 2、6、10、14)、節理側壁強度(JCS = $0.1 \sim 0.6\sigma_{ci}$)與弱面傾角($\beta = 0^\circ$ 、 30° 、 45° 、 60° 與 90°)。其中，弱面角度定義詳如圖 2.4-4(b)，即 $\beta = 0^\circ$ 時，弱面呈現水平分布； $\beta = 90^\circ$ 時，為垂直分布之弱面。綜合上述參數之組合，其模型可區分 M1~M6，詳如表 2.4-1 及圖 2.4-5。

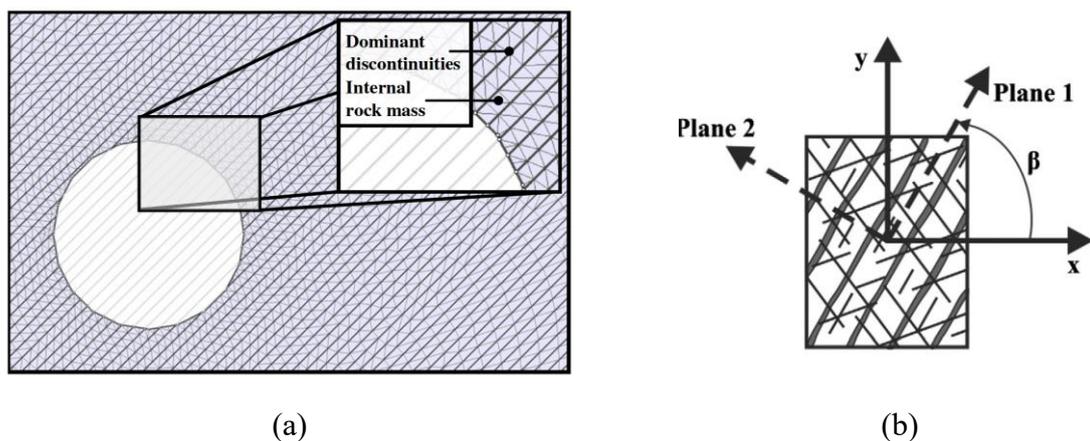


圖2.4-4 以有限元素分析軟體 Phase2 進行層狀構造岩體之開挖模擬分析(Fortsakis 等人，2012)

表2.4-1 層狀構造岩體之開挖模擬分析所採參數(Fortsakis 等人，2012)

Reference rock mass			Dominant discontinuities				
Model (Figure 5)	Discontinuity surface quality	GSI _{ref}	φ_r (°)	JRC	JCS (MPa)	s_p (m)	Bedding angle β (°)
M1	Poor	35	30	6	$0.30\sigma_{ci} = 6$	0.50	0, 30, 45,
M2	Very poor	25		2	$0.10\sigma_{ci} = 2$		60, 90
M3	Good	45		14	$0.60\sigma_{ci} = 12$		
M4	Fair	35		10	$0.50\sigma_{ci} = 10$		
M5	Poor	25		6	$0.30\sigma_{ci} = 6$		
M6	Very poor	18		2	$0.10\sigma_{ci} = 2$		

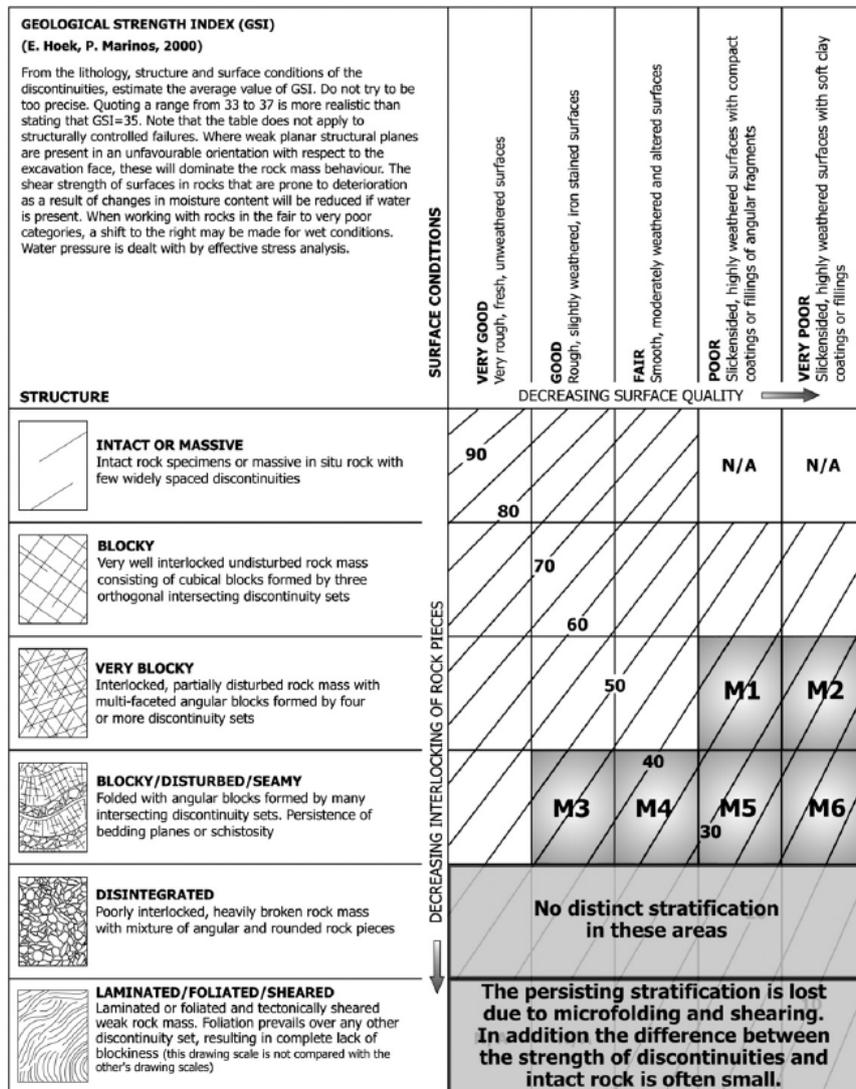


圖2.4-5 Fortsakis 等人採用之參考岩體對應於GSI圖表所屬條件(Fortsakis 等人，2012)

Fortsakis 等人以數值分析模擬均質及異向性岩體模型因坑道開挖引致的開挖面變形，詳圖 2.4-6。就均質模型而言，坑道斷面呈現均勻的收斂變形，就層狀異向性岩體而言，坑道斷面變形隨弱面傾斜角度之不同而有所變化。具體言之，由顯性不連續面所夾之扁平狀細長岩體好比一受力之梁桿件，因坑道開挖導致垂直於弱面方向之側向解壓與明顯的撓度發展，此一模擬結果與隧道開挖案例研究中觀察到的變形非常吻合，詳圖 2.4-7。至於塑性區(plastic zone)的分布，詳圖 2.4-8，則是發生在有明顯的變形區域。

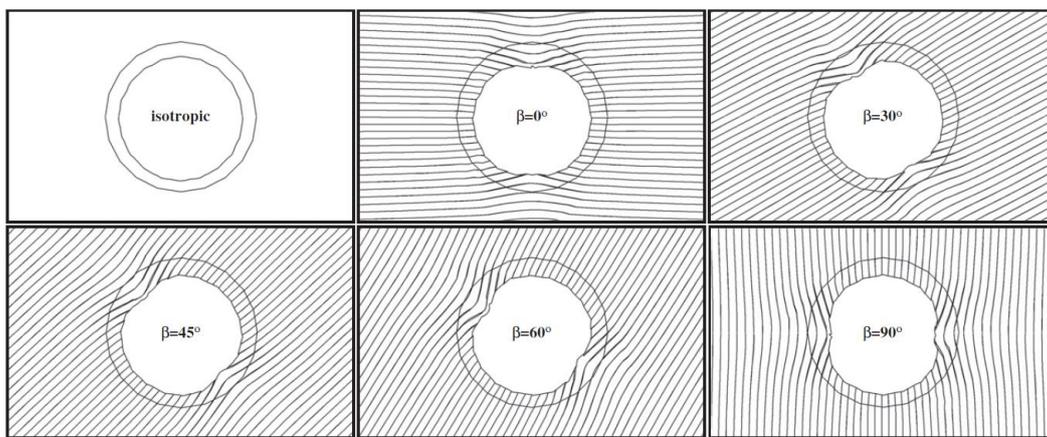


圖2.4-6 圓形孔洞在均質及異向性岩體模型因坑道開挖引致的開挖面變形(側向壓力係數 $k = 1$ 之條件下)(Fortsakis 等人，2012)

為進一步探討均質及異向性岩體模型因隧道開挖引致的隧道斷面變形，分別取異向性與等向性模型在隧道斷面某特定位置(以 θ 角表示)之變形量 u 與 u_{is} 之比值(u/u_{is} ，以下簡稱開挖斷面收斂比)進行比較，若是 u/u_{is} 值大於 1，表示異向性岩體模型分析之隧道斷面變形量較高。 θ 代表隧道斷面某個特定位置與圓心連線且與水平線之夾角($\theta = 0^\circ$ 、 180° 代表隧道側壁， $\theta = 90^\circ$ 、 270° 代表隧道頂拱，並以逆時針為正)， β 為弱面傾角，其定義同前述之圖 2.4-4(b)， α 為上述兩個角度差之絕對值，即 $\alpha = |\theta - \beta|$ 。以傾角 $\beta = 45^\circ$ 為例，如圖 2.4-9，當 $\alpha = 0^\circ$ 、 180° ，該特定點與圓心之連線平行於弱面；當 $\alpha = 90^\circ$ 、 270° ，該特定點與圓心之連線垂直於弱面。

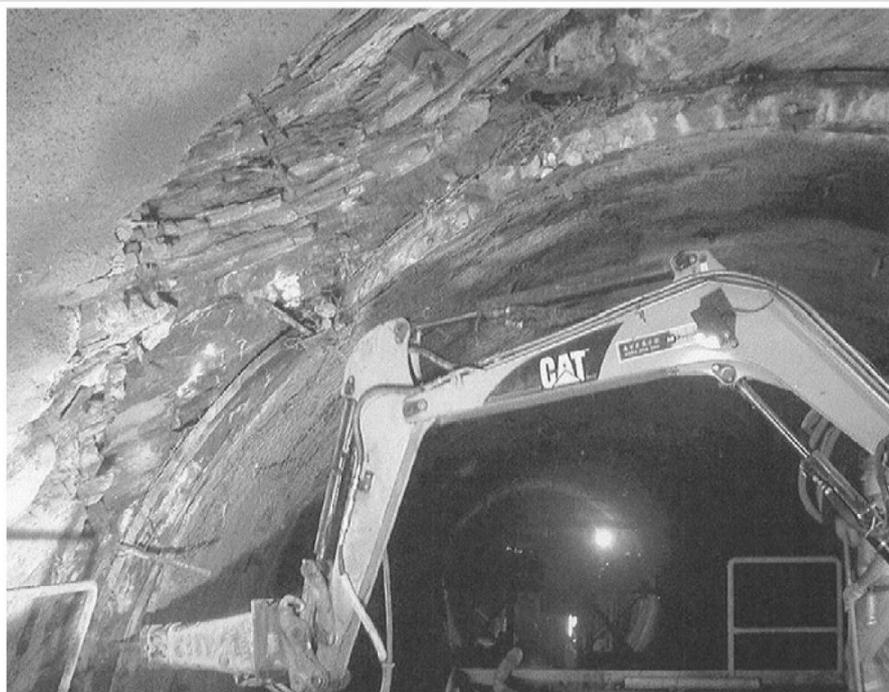


圖2.4-7 位於 Lias 石灰岩層之 Lötschberg 隧道之鋼支保變形(Seingre, 2005)

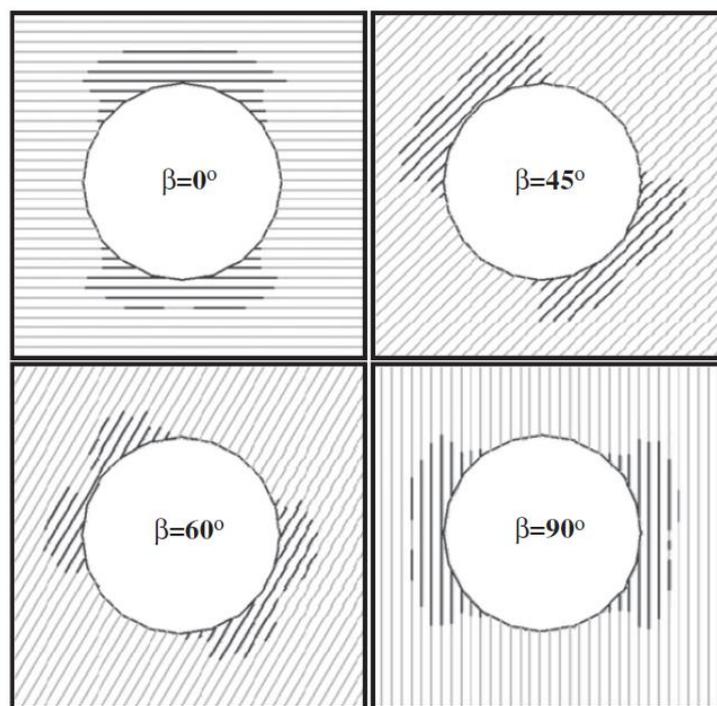


圖2.4-8 圓形孔洞在均質及異向性岩體模型因坑道開挖引致的塑性區分布(側向壓力係數 $k = 1$ 之條件下)(Fortsakis 等人, 2012)

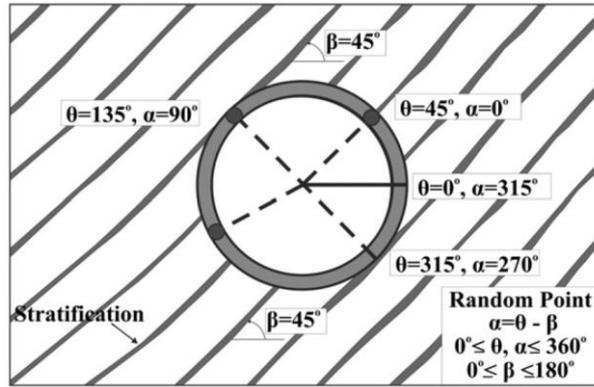


圖2.4-9 α 角度之定義($\alpha = |\theta - \beta|$ ，當 $\alpha = 0^\circ$ 、 180° ，隧道斷面某特定點與圓心之連線平行於弱面，當 $\alpha = 90^\circ$ 、 270° ，則垂直於弱面) (Fortsakis 等人，2012)

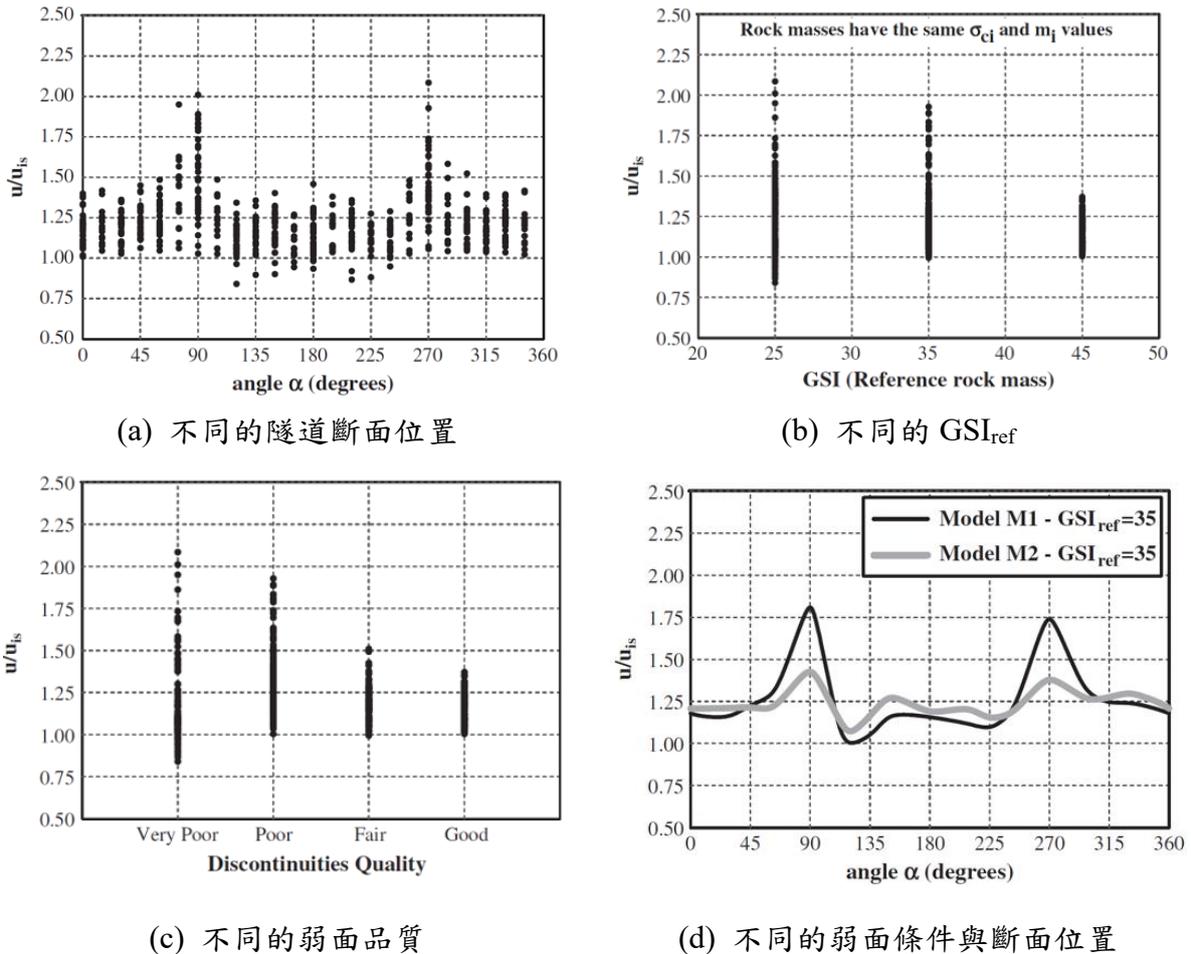


圖2.4-10 不同探討因子條件下之圓形孔洞開挖斷面收斂比 (Fortsakis 等人，2012)

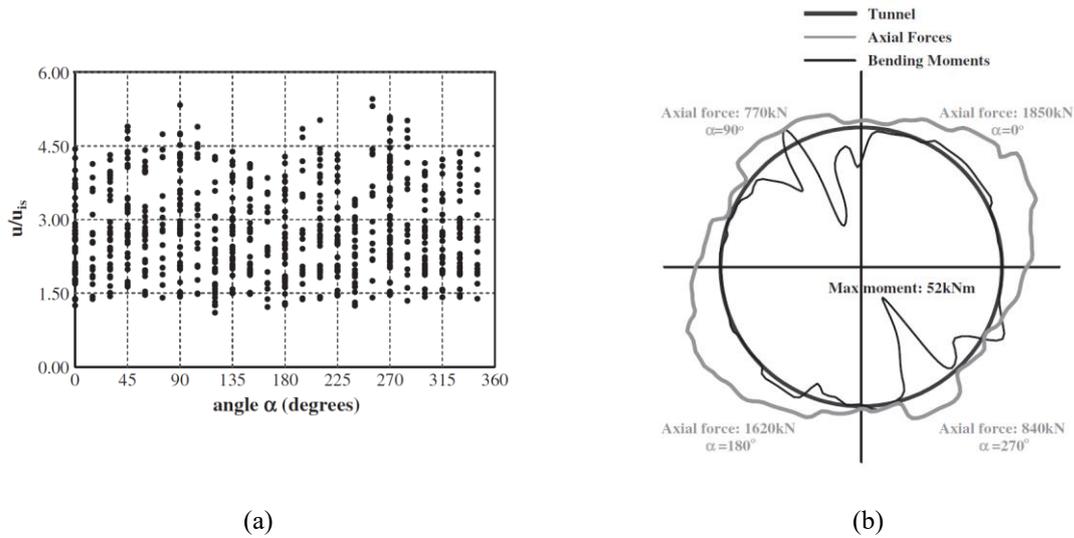


圖2.4-11 具襯砌之圓形孔洞開挖斷面收斂比隨 α 角之變化(Fortsakis 等人，2012)

茲就其模擬分析結果整理如下列幾點：

- (1) 圖 2.4-10(a)為無襯砌隧道下之開挖斷面收斂比(u/u_{is})隨 α 角之變化，其圖形呈正弦曲線形狀，且在 α 角分別接近 90° 與 270° ，即斷面位置與圓形斷面連線垂直於弱面，該比值高達 1.50~2.00；在 α 角分別接近 0° 與 180° ，即斷面位置與圓形斷面連線平行於弱面，該比值介於 1.00~1.40。
- (2) 圖 2.4-10(b)為 $GSI_{ref} = 25$ 、35 與 45 條件下之開挖斷面收斂比(u/u_{is})，顯示 GSI 值愈高，岩體品質相對提升， u/u_{is} 比值愈小。另外，隨著不連續面的品質愈佳，即弱面粗糙度愈高，亦呈現相同的趨勢變化，詳圖 2.4-10(c)。
- (3) 針對具有相同的 GSI_{ref} 值，但弱面條件不同的情況，例如表 2.4-1 的 M1 與 M4，其 GSI_{ref} 均為 35，但 M1 的弱面表面狀況屬於高度風化之不良(poor)條件，M4 屬於中度風化之普通(fair)條件，二者在固定弱面傾角 $\beta = 30^\circ$ 之條件下，其 u/u_{is} 比值隨 α 角之變化詳圖 2.4-10(d)。結果顯示，因弱面品質下降可能導致隧道斷面的收斂變形比(u/u_{is})由 1.40 增加至 1.80。
- (4) 圖 2.4-11(a)為噴凝土襯砌條件下之圓形隧道開挖斷面收斂比，相較於圖 2.4-10(a)，有襯砌隧道條件下之開挖斷面收斂比(u/u_{is})仍隨 α 角呈正弦曲線形狀變化，惟數值

分散程度較為顯著且 u/u_{is} 比值較高，主要原因來自襯砌對等向性岩體的開挖變形抑制效果明顯高於異向性岩體。

- (5) 有關襯砌結構的軸力與彎矩分布亦與弱面傾角有關，以傾角 $\beta = 30^\circ$ 的分析結果為例，其最大軸力在 $\alpha = 0^\circ$ 處，最大彎矩發生在 $\alpha = 90^\circ$ 處，即開挖斷面收斂變形最大處，詳圖 2.4-11(b)。

第三章、異向性岩體破壞準則及破壞模式研析

隧道與岩石邊坡等大地工程設計，必須考慮岩石材料的強度與變形特性，若岩體存在層理、葉理或節理等弱面，其力學性質易受弱面的力學特性與位態所主控，對於此類岩體的工程設計與安全評估工作，如何建構適切的異向性岩體破壞準則甚為重要。爰此，本章內容在於蒐整異向性岩體在外力作用下之破壞模式及相關之破壞準則，以提供後續有關異向性岩體特性之場址調查要項擬定之參考。

3.1 異向性岩體破壞模式

3.1.1 異向性岩石的分類與強度曲線

根據 Mclamore & Gray (1967) 的建議，其將異向性區分為平面型異向性(planar type of anisotropy) 與直線型異向性(linear type of anisotropy)。平面型異向性係指由劈理(cleavage)或片理(schistosity)所引致的異向性，故又可稱為劈理型異向性(cleavage type of anisotropy)，例如片岩及板岩，此類異向性岩石之最大抗壓強度發生在最大主應力與劈理面夾角 $\beta = 90^\circ$ 時。直線型異向性係指由層面(bedding plane)構成的弱面，故又稱為層面型異向性(bedding type of anisotropy)。此類異向性岩石之最大抗壓強度發生在 $\beta = 0^\circ$ 時，其破壞模式多為非滑動型破壞。根據 Ramamurthy (1993) 的研究，將異向性岩體之強度曲線(即抗壓強度與傾角 β 之關係曲線)，依岩體異向性種類區分為 U 型、波動形與肩膀型，詳如圖 3.1-1：

(1) U 型(U type)~

此類岩石的強度曲線呈現 U 型分布，主要是因為一組平行的劈理面或弱面所引致的異性向，例如板岩(slate)，其最大單壓強度 $\sigma_{c(max)}$ 發生在最大主應力與劈理面夾角 $\beta = 90^\circ$ 時，最小單壓強度 $\sigma_{c(min)}$ 發生在 $\beta = 30^\circ$ 處。

(2) 波動形(Undulatory type)

此類岩石的強度曲線呈現波動型分布，此一類型的岩石特徵係具有一組以上之交叉弱面，如煤(coal)與矽藻土(diatomite)即為典型岩石，其最大單壓強度 $\sigma_{c(max)}$ 發生在 $\beta = 90^\circ$ 時，最小單壓強度 $\sigma_{c(min)}$ 發生在 $\beta = 30^\circ$ 處。

(3) 肩膀型(Shoulder type)

此類岩石的強度曲線在靠近 $\beta = 90^\circ$ 時呈現肩膀狀，即異向性強度曲線存在一水平區域，此時的破壞型態為非滑動破壞。此類型岩石之最大單壓強度 $\sigma_{c(max)}$ 發生在 $\beta = 0^\circ$ 時，最小單壓強度 $\sigma_{c(min)}$ 發生在 $\beta = 15^\circ \sim 30^\circ$ 。

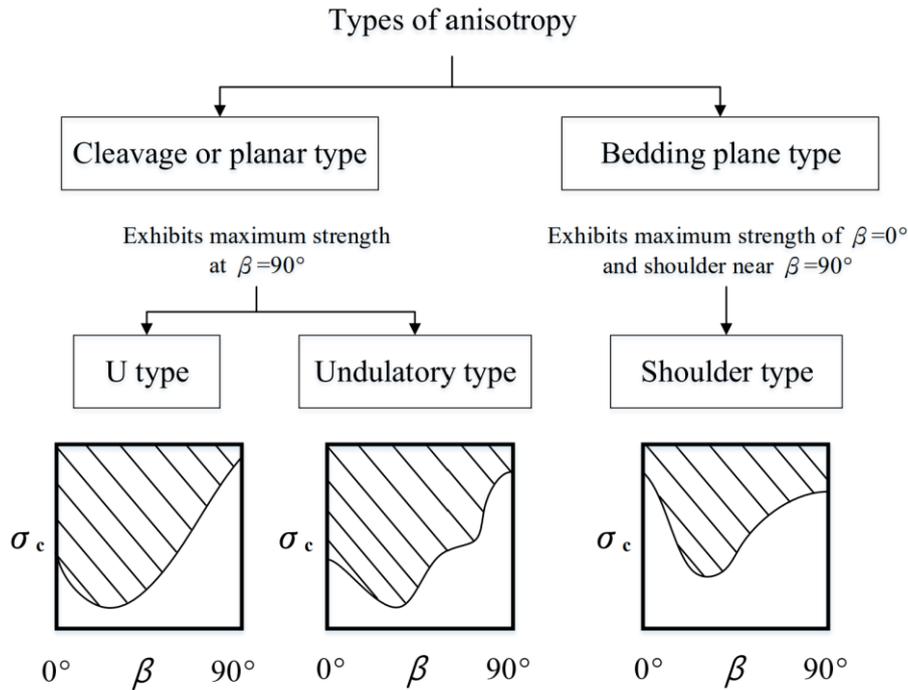


圖3.1-1 異向性岩體之強度曲線種類 (Ramamurthy, 1993)

3.1.2 破壞模式之分類

異向性岩石之破壞模式攸關其破壞強度與破壞機制，對於異向性岩石破壞準則發展與應用，應先就其破壞模式特徵與分類有一充分了解。本節參考吳偉豪(2006)之論文研

究，整理了 Donath(1964)、McLamore & Gray(1967)、Allirot 等人(1977)與 Niandou(1997)有關異向性岩石破壞模式之分類，本研究另蒐整 Tine 等人(2006)之研究成果，一併摘述如後。

(1) Donath(1964) 之分類

Donath 以 Martinsburg 板岩進行一系列的岩石三軸試驗，並針對該類橫向等向性岩石之強度變化、變形行為、破壞模式、應力狀態及層面傾角關係進行探討，其整理之板岩在不同劈理面傾角(β)與試體破壞角度(θ)之關係，詳如圖 3.1-2。當劈理面傾角(β)介於 $15^\circ \sim 45^\circ$ 時，試體大多沿著劈理面產生滑動破壞，此時的破壞角度(θ)與劈理面傾角(β)相當一致。當 $\beta = 0^\circ$ 或 $60^\circ \sim 90^\circ$ ，板岩試體因裂縫穿越劈理面而形成了剪裂破壞(shear fracture)。隨著圍壓增加，除了上述兩種破壞模式外，可能產生破壞面與劈理面傾角一致之塑性流(plastic flow)破壞，即破壞面有顯著的塑性變形；而在 $\beta = 0^\circ$ 之條件下，劈理面因受壓彎曲形成一具有明顯轉折帶之扭曲(kinking)破壞，此時破壞面與劈理面之夾角並不一致。

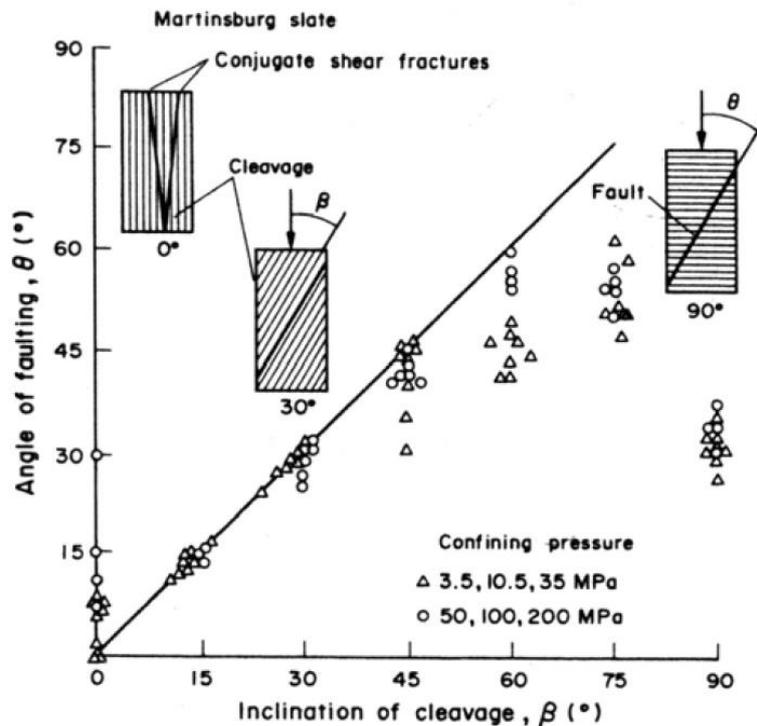


圖3.1-2 Martinsburg 板岩之劈理面傾角與試體破壞角度之關係(Ramamurthy, 1998)

(2) McLamore & Gray(1967) 之分類

McLamore & Gray(1967) 針對三種具有異向性行為及特性的沉積岩進行破壞模式探討，包括 Austin 板岩、Green River 頁岩(I)與 Green River 頁岩(II)，並歸納出橫向等向性岩體在不同層面傾角及圍壓條件下的三種主要破壞模式，詳圖 3.1-3，包括：

- a. 沿著層面(bedding plane)或穿越層面之剪力破壞(shear fracture)。
- b. 沿著層面產生塑性流(plastic flow)之滑動破壞，即材料所受應力已超過其降伏強度(yielding strength)，其變形已進入塑性行為，且滑動面角度大致與弱面角度一致。
- c. 層面因受壓彎曲滑動導致試體內部形成具有明顯轉折帶(kink band)之扭曲變形。

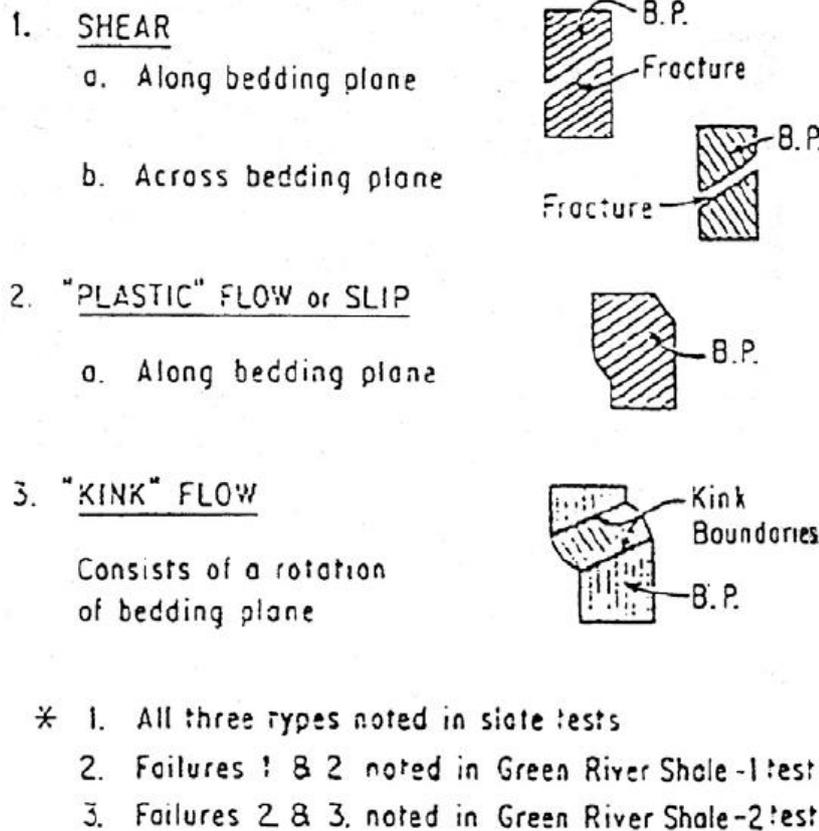


圖3.1-3 橫向等向性岩體之破壞模式分類示意圖(McLamore & Gray, 1967)

(3) Alliot 等人(1977) 之分類

Alliot 等人(1977) 針對具有橫向等向性特性的軟質石灰岩進行等向壓縮試驗，藉以探討不同層面傾角條件下之石灰岩壓縮變形特性，詳圖 3.1-4，茲將其成果摘述如下列幾點：(i) $\beta = 0^\circ$ 時，試體於等向壓縮後，垂直層面方向產生明顯變形，試體斷面形狀從試驗前的正圓形轉為橢圓形，試體高度略微縮短，形成橢圓柱體；(ii) $\beta = 90^\circ$ 時，試體高度明顯減少，橫向等向平面之變形量相同，故試體變形後仍保持圓柱體；(iii) $\beta = 30^\circ$ 時，試體經等向壓縮後呈現歪斜(distortion)，且試體之橫向等向面由初始之圓形轉變為橢圓形。

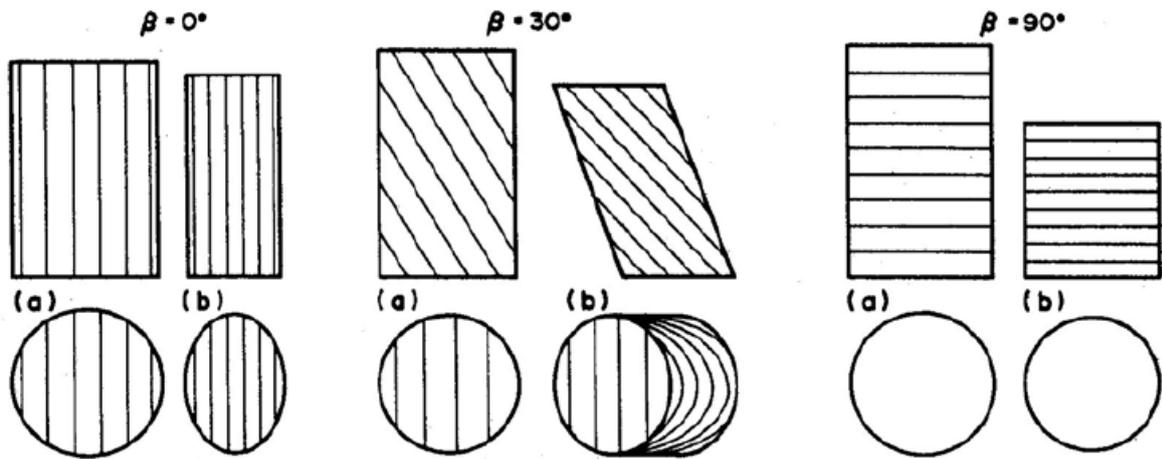


圖3.1-4 層狀石灰岩經等向壓縮後之試體變形情形：(a)試驗前與(b)試驗後(Alliot 等人，1977)

(4) Niandou(1997) 之分類

Niandou(1997) 針對 Tournemire 頁岩之力學行為進行探討，將主要的破壞型態區分為張力破壞(extension failure)與剪力破壞(shearing failure)，詳如圖 3.1-5 所示，其成果摘述如下列幾點：(i) $\beta = 0^\circ \sim 15^\circ$ ，在低圍壓條件下將發生張裂破壞，高圍壓條件下則形成剪裂帶(shear band)，即剪力破壞；(ii)載重方向與層面夾角 $\beta = 15^\circ \sim 65^\circ$ ，在低圍壓條件下，將沿著層面產生滑動破壞，此時的破壞角度約等於層面傾角，但

是在高圍壓條件下，破壞面會跨越層面，Niandou 將此破壞形態歸類於剪力破壞；
 (iii) $\beta = 65^\circ \sim 90^\circ$ ，無論圍壓條件為何，其破壞型態皆屬於剪力破壞。

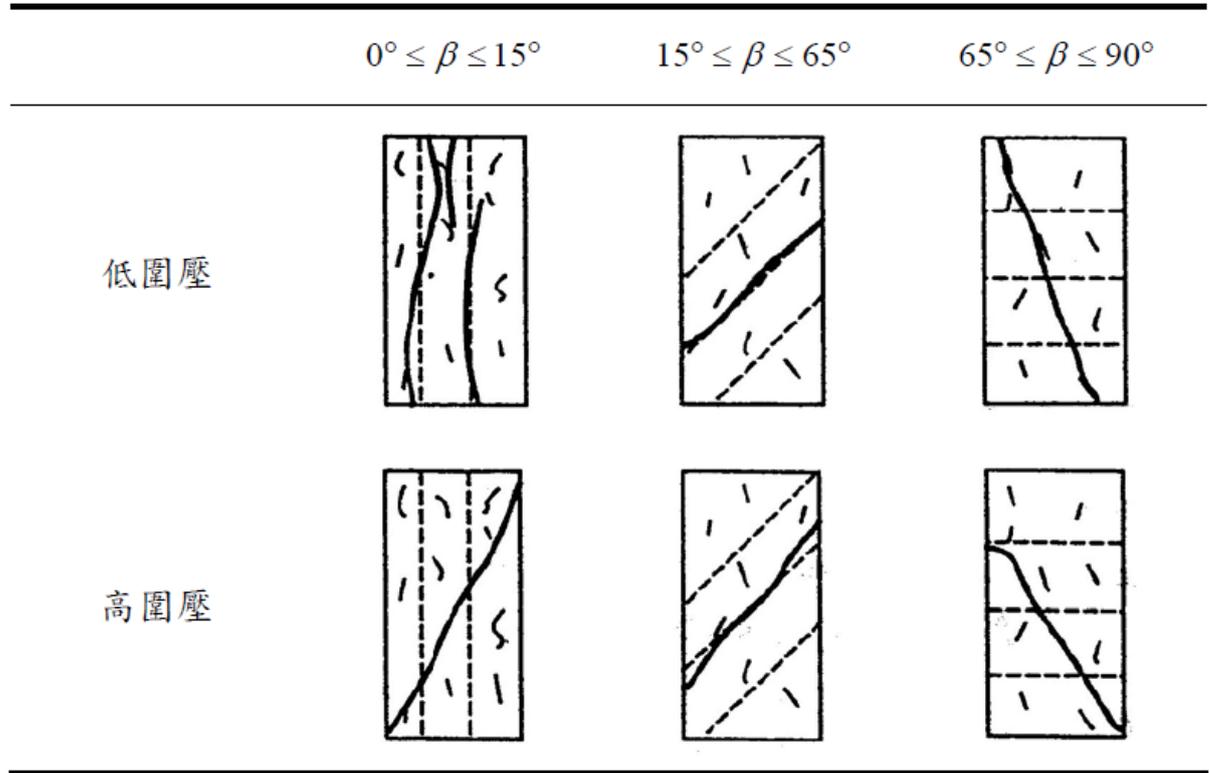


圖3.1-5 Tournemire頁岩之破壞形態及其與傾角與圍壓之關係圖(Niandou, 1997)

(5) Tine 等人(2006) 之分類

以橫向等向性岩石在單軸壓縮試驗條件下之破壞模式為例，根據 Tine 等人(2006) 的研究，依弱面傾角的變化可將破壞模式可分為四類，詳如圖 3.1-6。

(i) 穿層破壞模式(sliding or split across inherent fracture mode, SS)

裂縫發展貫穿弱面，且裂縫發展方向垂直於弱面。此類破壞較不受原生弱面的影響，易發生於傾角 $\beta = 60^\circ$ 、 75° 、 90° 之條件。

(ii) 滑動破壞模式(sliding along inherent fracture model, SL)

新生裂縫發展沿著於弱面方向平行發展，且裂縫逐漸與原有的弱面產生連結，形成新的不連續面，進而造成滑動破壞，多發生在 $\beta = 15^\circ$ 、 30° 、 45° 之條件。

(iii) 劈裂破壞模式(split along inherent fracture mode, SP)

裂縫沿著既有弱面方向平行發展，並與既有的弱面連接形成開裂面，易生發於 $\beta = 0^\circ$ 之條件。

(iv) 混合模式(mixed mode, M)

當滑動與穿層破壞，或滑動與劈裂破壞模式同時發生時是為混合模式，易發生在 $\beta = 15^\circ、75^\circ$ 之條件。

β°	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°
Tien et al. (2006)							
Cho et al. (2012)							
This study Fracture Parameter : $\kappa = \infty$ $P_{32} = 1 \text{ (m}^{-1}\text{)}$ $D = 2 \text{ (m)}$	 SP	 SL	 SL	 SL	 M	 SS	 SS

圖3.1-6 橫向等向性岩體單壓試驗下之破壞模式 (劉家豪，2009)

圖 3.1-6 所列 Tine 等人(2006)之研究分類雖與劉家豪(2009)之數值分析研究略有差異，其原因在於 Tine 等人(2006)之分類係根據人造異向性岩石之實驗研究，僅可從宏觀尺度觀察破壞模式。劉家豪(2009)之研究係以離散元素法進行同類主題研究，其透過數值模型提供的顆粒元素斷裂追蹤機制，可從微觀尺度探討其破壞機制，據而提出滑動與穿層破壞混和模式(M)之存在。兩處說明雖略有差異，主要係研究方法，及破壞模式觀察之尺度不同所致。

3.2 岩石之破壞準則

放射性廢棄物採坑道式處置設計，相關領域涉及岩石力學、隧道工程與工程地質等領域，其工程設計需考慮完整岩石與弱面之力學特性，必須透過各種室內或現地試驗求取岩石與弱面的力學參數，並經由實驗結果，透過理論或統計等方式，以應力或應變的函數型態決定代表岩石破壞條件之方程式，此方程式稱為破壞準則。為能對以下將分別針對大地工程與岩石力學領域所採用的破壞準則，及針對異向性岩體所發展之破壞準則依序介紹。

3.2.1 Mohr-Coulomb 破壞準則

Mohr-Coulomb 破壞準則係指材料達到極限平衡狀態，材料內部某一平面承受之剪應力超過其能承受之剪力強度即發生破壞。其作法是透過將多組試驗，包括單軸拉力試驗、單軸壓縮試驗與三軸壓縮試驗，於各個試驗條件下得出破壞點並於莫爾圓上連接成為破壞包絡線，詳如圖 3.2-1。Mohr-Coulomb 破壞準則假設材料為完整、無裂隙的均質材料，因此不適用於存在弱面之岩石。此破壞準則為正向應力之函數，如下：

$$\tau = c + \sigma_n \tan \phi \quad (3.2.1)$$

以主應力來表示可改寫為如下：

$$\sigma_1 = \sigma_3 \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\phi}{2} \right) + 2c \tan \left(45^\circ + \frac{\phi}{2} \right) \quad (3.2.2)$$

其中， ϕ 為岩體內摩擦角， c 為岩體凝聚力， σ_1 、 σ_3 分別為最大與最小主應力。

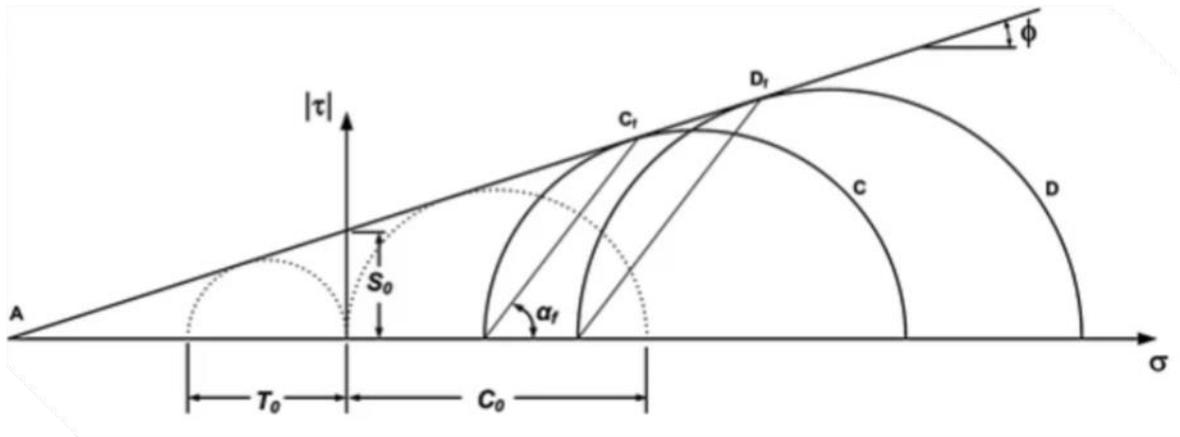


圖3.2-1 Mohr-Coulomb破壞準則(ISRM)

3.2.2 Griffith 破壞準則

Griffith (1921)提出了針對脆性岩石材料的破壞準則，脆性岩石的破壞是因其內部存在的裂隙因外力作用導致裂隙兩端出現應力集中的現象，當應力超過岩石的強度時裂隙便會延伸發展，最終當裂隙發展至一定程度後將導致材料破壞。其中有幾個基本假設：(i)裂隙形狀視為橢圓，相鄰之裂隙不互相作用且忽略材料局部的強度變化；(ii)橢圓裂隙周圍以二維平面應力場進行分析。

依據岩石之巴西人試驗、單軸壓縮試驗及三軸壓縮試驗所得之實驗數據可繪出其破壞包絡線，詳如圖 3.2-2，破壞準則可表示如下：

$$\tau_f^2 = 4T_0(\sigma_n + T_0) \tag{3.2.3}$$

其中， T_0 為張力強度， σ_n 為正向應力。

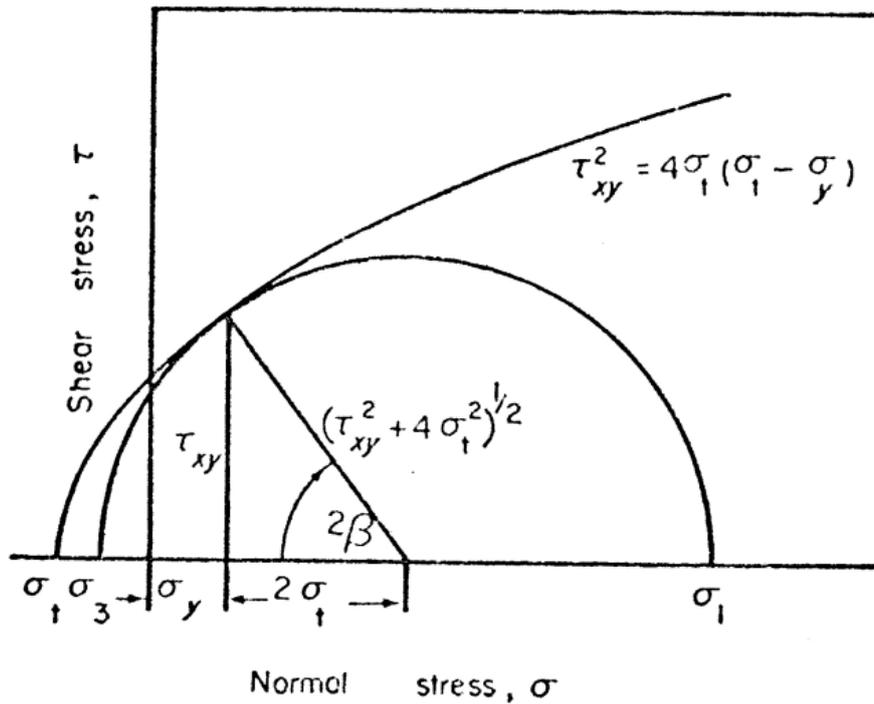


圖3.2-2 Griffith破壞準則示意圖(Hoek, 1968)

3.2.3 Hoek & Brown 破壞準則

Hoek & Brown (1980) 以地質強度指標(GSI)為基礎，將完整岩體之強度因節理造成的弱化程度進行折減，發展出一套適用於破碎岩體的強度經驗公式，如下：

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sqrt{m\sigma_c\sigma_3 + s\sigma_c^2} \quad (3.2.4)$$

其中， σ_c 為完整岩體之單壓強度， m 為岩體強度有關之經驗參數，其值與完整岩石所含礦物顆粒尺寸有關，若固定參數值 $s = 1$ 條件下， m 值愈高，內摩擦角(ϕ)愈大，詳圖 3.2-3；若固定參數值 m 條件下， s 值愈低，凝聚力(c)愈小，詳圖 3.2-4。

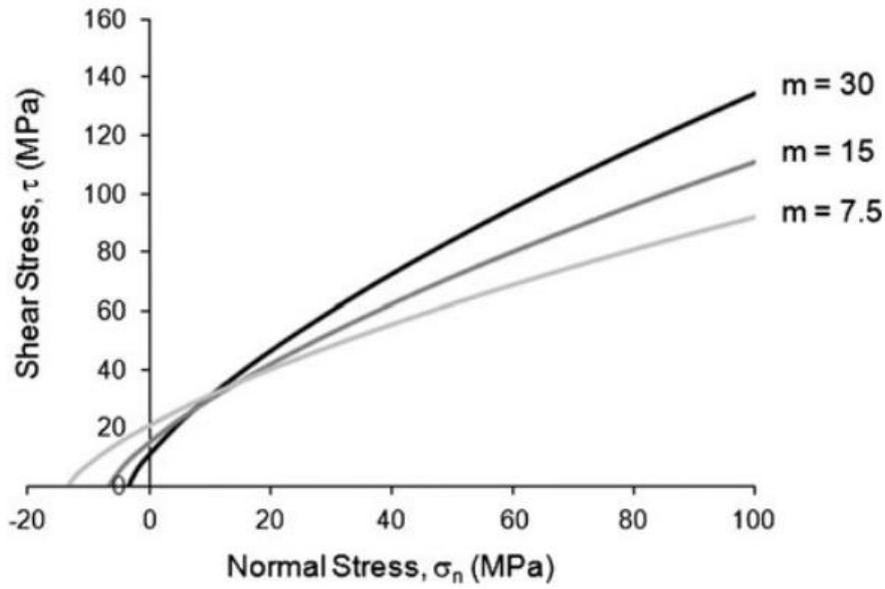


圖3.2-3 Hoek & Brown破壞準則之岩體參數 m 對破壞包絡線的影響(ISRM)

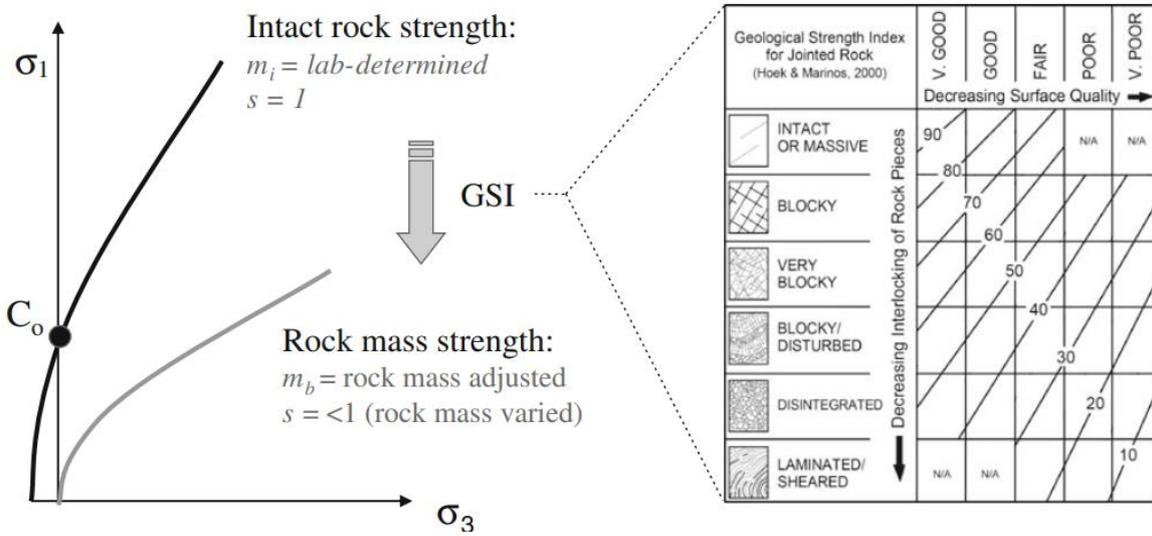


圖3.2-4 岩體參數 s 代表岩體破碎程度及其對岩石強度的影響(ISRM)

3.2.4 Barton 節理面破壞模式

Patton(1966) 以人工製造之節理面模型，進行不同正向應力下不同剪脹角(i)對剪力強度之影響。所述剪脹角(i)係指岩石節理面在直接剪力試驗過程中，剪切位移的軌跡與水平面的夾角，詳圖 3.2-5，亦可由試驗期間所記錄的岩石節理試體垂直位移量(Δv)與水平位移量(Δu)，並根據式(3.2.5)計算之。

$$\tan (i) = \frac{\Delta v}{\Delta u} \quad (3.2.5)$$

根據 Patton(1966)的研究發現，節理試體在低正向應力條件下，會隨著剪動過程而有沿著節理面爬升，並造成垂直位移量增加(Δv)的現象，是為剪脹現象，此時剪力強度(τ_f)由節理之基本摩擦角(ϕ_r)與剪脹角(i)所控制，可表示如下：

$$\tau_f = \sigma_n \tan (\phi_r + i) \quad (3.2.6)$$

在較高之正向應力下，因節理面上之鋸齒會受剪破壞導致剪脹現象減少，此時剪力強度由節理面上之材料凝聚力(c)以及節理之基本摩擦角(ϕ_r)所控制，可表示如下：

$$\tau_f = c + \sigma_n \tan \phi_r \quad (3.2.7)$$

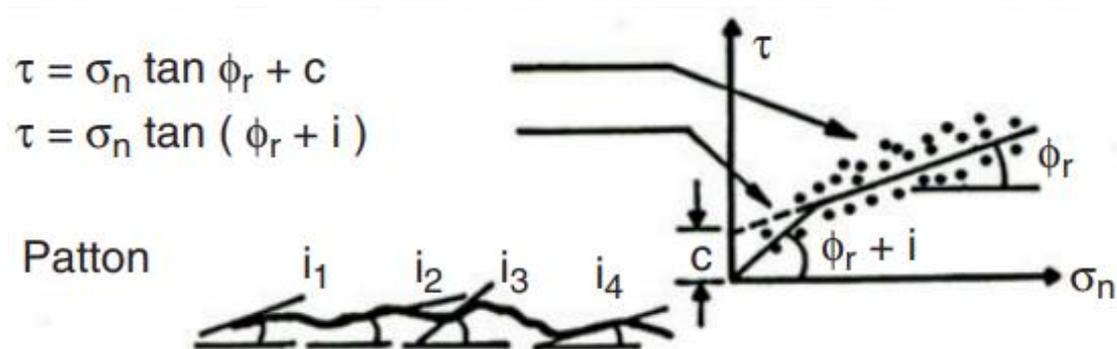


圖3.2-5 Patton破壞模式(Patton, 1966)

Patton 的破壞模式僅適用於人工製造的規則節理面，而自然岩石材料節理面之剪脹角並非一定值，實際上會隨著受剪時剪位移之增加而逐漸變小。因此 Barton & Choubey(1977) 透過 130 組天然岩石直剪試驗之結果，修正 Patton(1966)所提出之破壞模式，提出以下新的破壞模式：

$$\tau_f = \sigma_n \tan \left[JRC \log \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) + \phi_r \right] \quad (3.2.8)$$

其中，JRC 為岩石節理粗糙係數 (Joint Roughness Coefficient)，可透過 Barton & Choubey(1977) 提出的 10 個代表性粗糙度剖面圖進行比對，並根據相近的粗糙幾何變化定義 JRC，此標準在 1978 年被 ISRM 所採用，詳圖 3.2-6。JCS 為岩石節理壁單壓強度 (Joint Wall Compressive Strength)，係指節理壁面經鑽心取樣後進行岩石單軸壓縮試驗，或是透過施密特錘 (Schmidt Hammer) 進行現場試驗，經由回彈的指數間接獲得岩石壁面單壓強度。

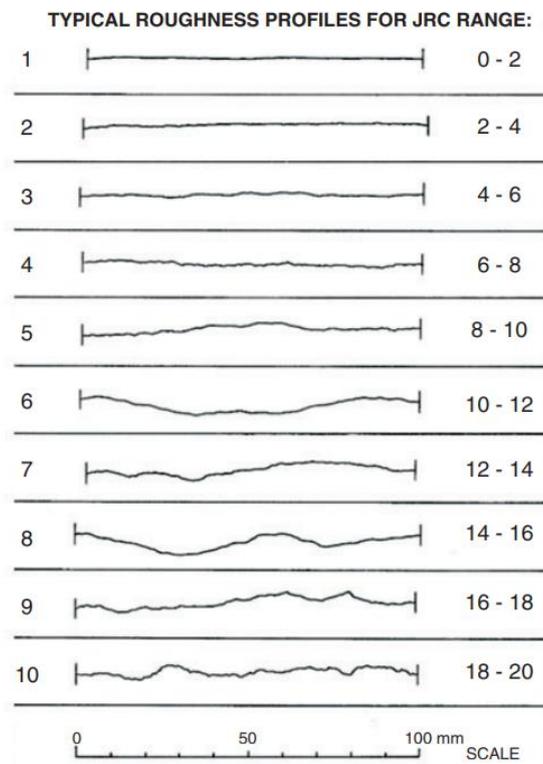


圖3.2-6 JRC對應粗糙度剖面圖(Barton & Choubey, 1977)

3.3 異向性岩體破壞準則之比較與研析

針對具有強烈異向性之大地材料(anisotropic geomaterial)，依其發展的理論與採用的方法，可區分數學模式、經驗模式及不連續面準則三大類(Duveau 等人，1998)，茲分述如後：

- (1) 基於數學方法(mathematical approach)發展之數學模式，基於材料為連續體，及強度具有連續性變化的假設前提下，透過數學技巧(mathematical technique)及材料對稱性(material symmetries)描述異向性材料的力學特性。
- (2) 基於經驗方法(Empirical approach)發展之經驗模式，係假設材料為連續體，且某些材料參數是加載方向的函數，藉此反應強度的異向性。相關的材料參數及其與加載方向的函數關係必須透過實驗數據進行參數率定。
- (3) 不連續面準則(discontinuous criteria)，係假設異向性岩體的強度，端視弱面與最大主應力作用方向之夾角，而可能有沿著弱面(層理或葉理面)滑動，或是完整岩石的破壞，這類最具代表性的模型是由 Jaeger 提出的單一弱面理論。

針對上異向性材料破壞準則，已有相當多的學者提出許多不同的異向性材料破壞準則，Duveau 等人(1998)按前述三類破壞準則的分類，詳列於表 3.3-1。

表3.3-1 異向性材料破壞準則分類(Duveau 等人，1998)

Continuous criteria		
Mathematical approach	Empirical approach	Discontinuous criteria
<ul style="list-style-type: none"> • Von Mises⁵¹ • Hill¹⁷ • Olszak and Urbanowicz⁵² • Goldenblat⁵³ • Goldenblat and Kopnov¹⁸ • Bohler and Sawczuk^{21,22} • Tsa and Wu¹⁹ • Pariseau²⁰ • Bohler²⁵ • Dafalias^{54,55} • Alliro and Bohler¹³ • Nova and Sacchi⁵⁶ • Nova^{57,58} • Bohler and Raclin²⁴ • Raclin⁵⁹ • Kaar <i>et al.</i>⁶⁰ • Cazacu²⁶ 	<ul style="list-style-type: none"> • Casagrande and Carillo⁶¹ • Jaeger (variable cohesive strength theory)³⁰ • McLamore and Gray¹⁰ • Ramamurthy, Rao and Singh²⁸ 	<ul style="list-style-type: none"> • Jaeger (single plane of weakness theory)³⁰ • Walsh and Brace³² • Murrell⁶² • Hoek⁶⁻⁸ • Barron⁶³ • Ladanyi and Archambault⁶⁴ • Bieniawski⁶⁵ • Hoek and Brown^{33,34} • Duveau and Henry³⁵

3.3.1 法國昂熱片岩試驗研究

為了解不同的異向性材料破壞準則的適用性與差異，Duveau 等人(1998)以法國昂熱(Angers)市所處地區的中奧陶世片岩(Ordovician schist)之試驗資料進行研析。昂熱中奧陶世片岩相關研究的展開，是 ANDRA(法國國家放射性廢物管理機構)基於放射性深層地質處置的研究需要所進行的一系列試驗研究。該片岩屬弱變質作用之片岩，其特徵係具有明顯的片理面(schistosity planes)與層面(stratification planes)。岩石的主要礦物成分是綠泥石(chlorite)、白雲母(muscovite)和石英(quartz)，及少量的黃鐵礦(pyrite)、方解石(calcite)和氯化物(chloritoide)。顆粒尺寸從 10 到 20 μm 不等。Duveau 等人(1998)年整理了相關的試驗成果，包括了片理面與水平面夾角(θ)介於 0~90°，及圍壓介於 0~40 MPa 條件下之三軸試驗結果，作為後續各種破壞準則參數率定之依據，法國昂熱(Angers)片岩試驗規劃與組數詳表 3.3-2。

表3.3-2 法國昂熱(Angers) 片岩試驗規劃與組數(Duveau 等人，1998)

Preliminary tests	3 Ultrasonic measurement tests 1 Hydrostatic compressibility test						
	Loading orientation θ	Confining pressure σ_3 (MPa)					
		0	5	10	20	30	40
Triaxial tests	0°	2	1	1	2	2	3
	10°	—	—	—	1	—	—
	13°	—	—	1	—	—	—
	15°	1	1	1	2	2	—
	16°	—	3	—	—	1	2
	30°	3	2	2	1	1	1
	45°	2	1	2	2	1	1
	60°	1	1	3	1	1	1
	74°	1	—	—	—	—	—
	75°	—	—	1	2	—	—
	76°	—	—	—	—	1	1
	77°	—	1	—	1	—	1
	78°	1	1	1	1	1	—
	90°	2	2	1	2	2	2

根據單軸壓縮與三軸壓縮試驗結果，整理了昂熱(Angers)片岩的破壞模式：(1) $\theta = 0^\circ$ ，在低圍壓條件下，形成沿著弱面的劈裂破壞；在較高的圍壓條件下，形成沿著弱面

的劈裂與貫穿完整岩石的混合破壞，詳圖 3.3-1(a)；(2) $\theta = 30\sim 60^\circ$ ，其破壞形式為沿著弱面的滑動破壞，詳圖 3.3-1(b)；(3) $\theta = 90^\circ$ ，形成貫穿完整岩石的破壞，詳圖 3.3-1(c)。

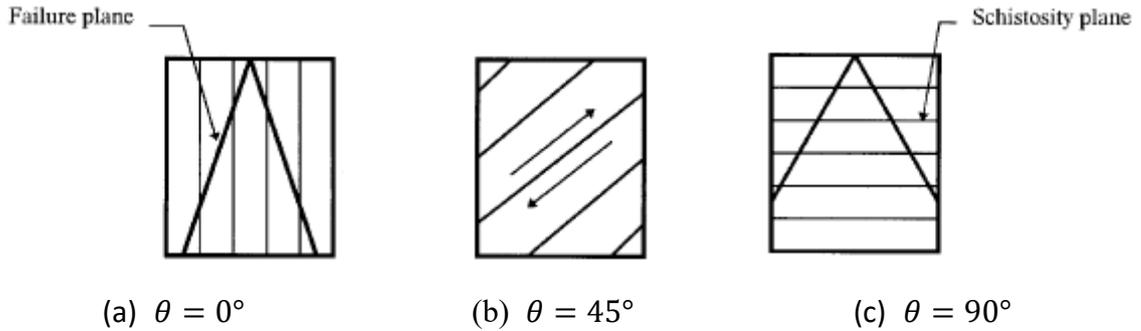


圖3.3-1 昂熱片岩的破壞模式(Duveau 等人，1998)

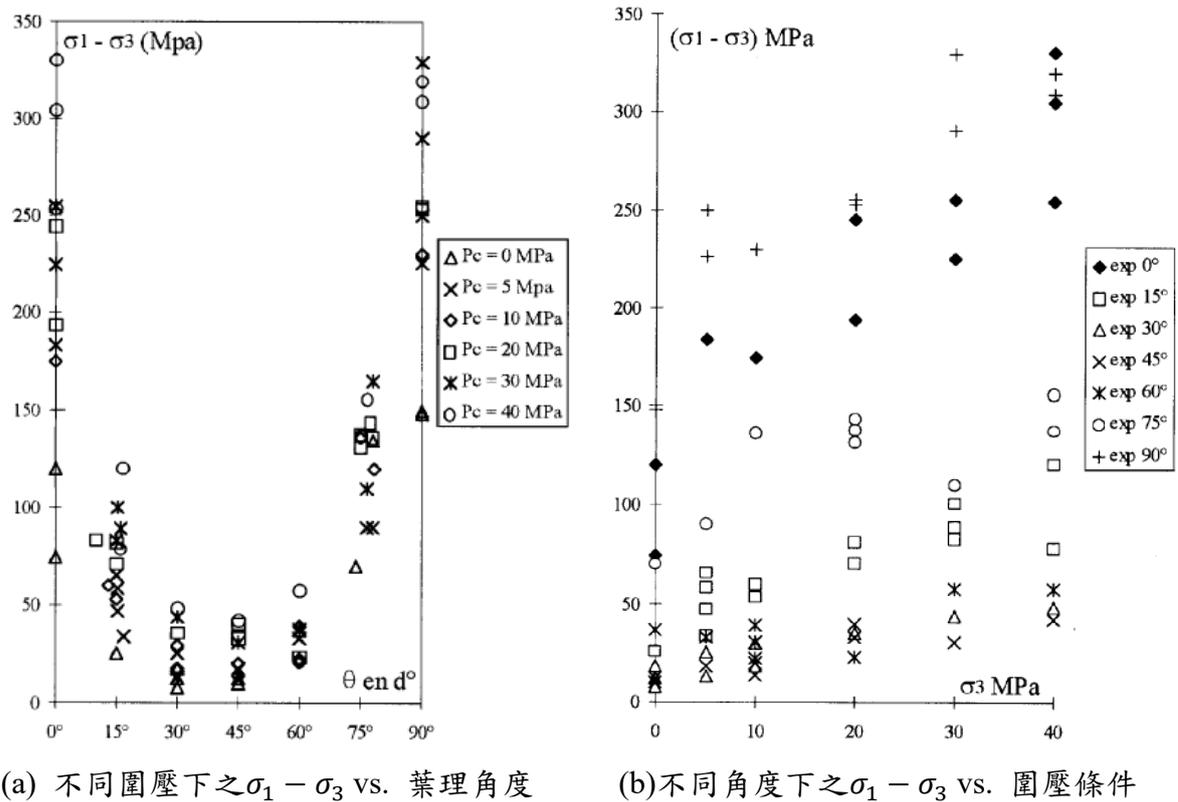


圖3.3-2 昂熱片岩之三軸試驗成果 (Duveau 等人，1998)

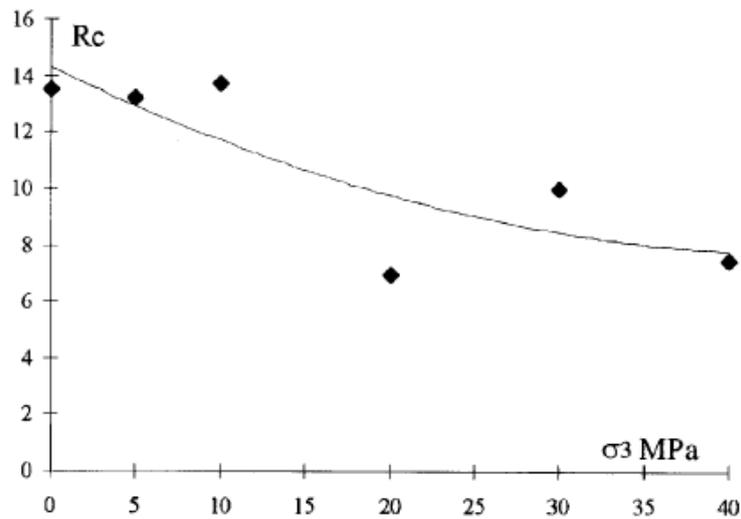


圖3.3-3 不同圍壓條件下之強度異向性(R_c) (Duveau 等人, 1998)

此外，分別將不同的圍壓(σ_3)與葉理角度(θ)條件下所獲得的最大與最小主應力差值($\sigma_1 - \sigma_3$)(或稱尖峰軸差應力)繪製於圖 3.3-2，可發現；(1) $\theta = 0\sim 30^\circ$ 及 $\theta = 60\sim 90^\circ$ 之角度範圍內，尖峰軸差應力($\sigma_1 - \sigma_3$)隨著 θ 角度呈現相當程度的變化；(2)當 θ 分別趨於 0° 與 90° ，此時異向性岩石的破壞模式屬於完整岩石的剪力破壞，強度由完整岩石的剪力強度所主控，此時，隨著圍壓愈高，其強度差異愈顯著；(3) $\theta = 30\sim 60^\circ$ ，尖峰軸差應力($\sigma_1 - \sigma_3$)呈現最小值，其破壞屬於沿著弱面的滑動破壞，在此範圍內，圍壓對強度的影響相對較小；(4) 根據每一組圍壓且不同葉理角度條件下之試驗結果，取其壓力強度最大值(σ_{cmax})與最小值(σ_{cmin}) 計算強度異向性程度(the degree of strength anisotropy) $R_c = \sigma_{cmax}/\sigma_{cmin}$ ，可獲知圍壓 $\sigma_3 = 0$ 時有 R_c 最大值，且隨著 σ_3 增加，其值逐漸降低並收斂 6.8，詳圖 3.3-3。

3.3.2 異向性岩體破壞準則

為能通盤了解與比較不同異向性岩體破壞準則之差異，本節針對前述表 3.2-1 所羅列的破壞準則，分別自數學模式、經驗模式及不連續模式破壞準則各取一例予以整理並摘述如下。

(1) 數學模式-

以 Pariseau 提出的數學模式為例，是以 Hill 提出的異向性數學模型為基礎，進一步發展具有凝聚力與摩擦特性的土壤與岩石材料異向性模式，同時考慮了平均應力 (mean stress) 的影響，其提出的破壞準則如式(3.3.1)。

$$[F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G\{(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2\} + (2G + 4F)\sigma_{23}^2 + M(\sigma_{31}^2 + \sigma_{12}^2)]^{n/2} - [U\sigma_{11} + V(\sigma_{22} + \sigma_{33})] = 1 \quad (3.3.1)$$

式中共有 F 、 G 、 M 、 U 、 V 、與 n 六個材料參數， σ_{ij} 為應力張量，其中參數 $n \geq 1$ 用以描述材料在不同的平均應力條件下具有非線性之特性。上述材料參數可以透過垂直或平行於弱面方向之單軸拉伸、單軸壓縮與純剪(pure shear)試驗獲得，但是對於岩石材料而言，純剪試驗並不容易施作。

$$2V = \frac{1}{T_{0//}} - \frac{1}{C_{0//}} \quad (3.3.2)$$

$$2U = \frac{1}{T_{0P}} - \frac{1}{C_{0P}} \quad (3.3.3)$$

$$2G = \frac{1}{4} \left(\frac{1}{T_{0P}} + \frac{1}{C_{0P}} \right)^2 \quad (3.3.4)$$

$$2F = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{T_{0//}} + \frac{1}{C_{0//}} \right)^2 - 2G \quad (3.3.5)$$

$$M = \left(\frac{2}{C_{45}} + U + V \right)^2 - (F + G) \quad (3.3.6)$$

T_{0P} 與 C_{0P} 分別為加載方向垂直於弱面之張力強度與單壓強度， $T_{0//}$ 與 $C_{0//}$ 分別為加載方向平行於弱面之張力強度與單壓強度， C_{45} 為加載方向與弱面夾角 45° 度條件下之單壓強度。

(2) 經驗模式

McLamore & Gray 根據 Jaeger 的「可變的凝聚力強度理論(the variable cohesive strength theory)」及 Mohr-Coulomb 破壞準則，同時考量相關參數與弱面角度的關係而提出其破壞模式，詳式(3.3.7)至式(3.3.9)。

$$\tau = c + \sigma \times \tan\phi \quad (3.3.7)$$

$$c = A_{1,2} - B_{1,2} \times \cos [2(\xi_c - \theta)^n] \quad (3.3.8)$$

$$\tan\phi = C_{1,2} - D_{1,2} \times \cos [2(\xi_c - \theta)^m] \quad (3.3.9)$$

τ 為剪力強度， σ 為正向應力， c 為凝聚力， ϕ 為內摩擦角。 A_1 與 B_1 為 $0^\circ \leq \theta \leq \xi_c$ 條件下之凝聚力參數， A_2 與 B_2 為 $\xi_c \leq \theta \leq 90^\circ$ 條件下之凝聚力參數， ξ_c 為具有最小凝聚力時之加載方向與弱面所夾角度。 C_1 與 D_1 為 $0^\circ \leq \theta \leq \xi_c$ 條件下之內摩擦角參數， C_2 與 D_2 為 $\xi_c \leq \theta \leq 90^\circ$ 條件下之內摩擦角參數， ξ_ϕ 為具有最小摩擦角時之加載方向與弱面所夾角度。若為葉理與片理面， m 與 n 之值介於 1~3，若為層面則介於 5~6。此模式所採用的參數具有實際的力學意義，且凝聚力與摩擦角考慮了加載方向與弱面夾角之關係，惟參數的率定必須透過大量的試驗數據始能獲得。

(3) 不連續面準則

a. Jaeger 單一弱面理論

Jaeger(1960)針對含有一個或一組平行弱面的節理岩體提出了「單一弱面理論(single plane or a system of parallel planes of weakness)」，針對此類具有橫向等向性岩體的破壞模式，區分為完整岩石的剪力破壞及沿著弱面的滑動破壞，相關的破壞準則摘述如下。

(a) 完整岩石的剪力破壞

完整岩石的剪力破壞係根據 Mohr-Coulomb 破壞準則評估岩體的強度：

$$\sigma_1 = \sigma_3 \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\phi}{2} \right) + 2c \tan \left(45^\circ + \frac{\phi}{2} \right) \quad (3.3.10)$$

或

$$\tau = c + \sigma \times \tan \phi \quad (3.3.11)$$

c 與 ϕ 為完整岩石之凝聚力與內摩擦角。

(b) 沿著弱面的滑動破壞

弱勢沿著弱面的滑動破壞，岩體的強度係取決於弱面的凝聚力 c_j 與內摩擦角 ϕ_j ，此時的岩體強度為：

$$\tau_j = c_j + \sigma_n \times \tan \phi_j \quad (3.3.12)$$

σ_n 為弱面上的正向應力。[Jaeger\(1960\)](#) 提出的單一弱面理論簡單且易懂，破壞準則含括的參數具有清楚的物理意義，均可透過三軸試驗獲得。

b. Hoek & Brown 破壞準則

[Hoek and Brown](#) 根據大量的實驗資料，以非線性破壞包絡線取代 Mohr-Coulomb 線性破壞包絡線，提出之破壞準則如下所示。

$$\sigma_1 = \sigma_3 + (m\sigma_c\sigma_3 + s\sigma_c^2)^{1/2} \quad (3.3.13)$$

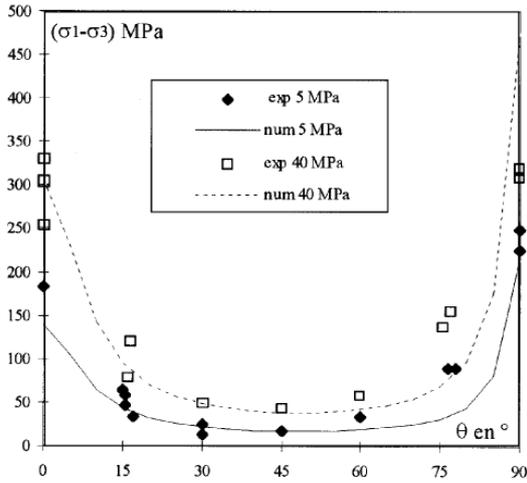
σ_c 為完整岩石之單軸壓縮強度， m 與 s 為岩體材料參數，其中 m 與岩石材料的組成顆粒有關， s 與岩體破碎程度有關($s = 0$ 代表完全破碎， $s = 1$ 代表完整岩石)。此外，針對具有一組弱面的異向性岩體，上述的岩體參數需區分完整岩石的岩體參數(m, s)，及弱面的岩體參數(m_j, s_j)。針對完整岩石($s = 1$)，可透過單軸壓縮試驗獲得單軸壓縮強度(σ_c)，另配合三軸試驗可獲得岩體參數 m 。此外，在已知的圍壓(σ_3)及 $\theta = 45^\circ$ 條件下，可獲得弱面的岩體參數(m_j, s_j)。若將 Hoek and Brown 破壞準則以 Mohr-Coulomb 破壞準則的形式表示，可得式(3.3.14)：

$$\tau = c^*(m, s; \sigma_n) + \sigma_n \times \tan\phi^*(m, s; \sigma_n) \quad (3.3.14)$$

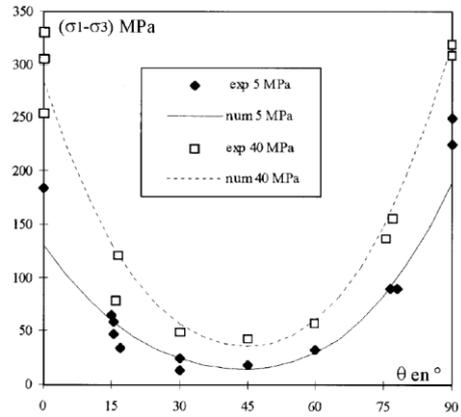
3.3.3 破壞模式之比較與討論

為進一步探討不同破壞模式的適用性，Duveau 等人(1998)整理了昂熱(Angers)片岩在圍壓 5 MPa 至 40 MPa 條件下之軸差應力($\sigma_1 - \sigma_3$)隨弱面角度(θ)之變化曲線，及利用不同分析模式之預測結果，詳圖 3.3-4。所列舉之破壞準則適用性探討，及其所需參數與數量、參數率定方法與採用的參數值等，一併整理如表 3.3-3，有關數學模式、經驗模式與不連續面模式之比較則整理於表 3.3-4，並整理摘述如下：

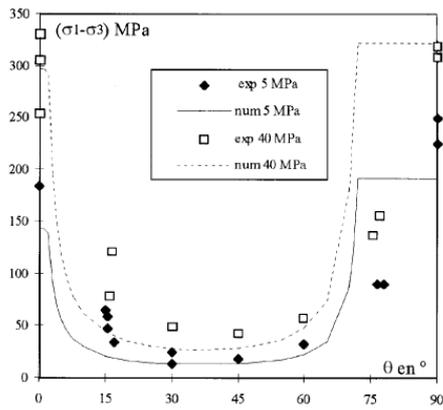
- (1) Pariseau 模式與實驗結果一致，詳圖 3.3-4(a)，尤其在 $\theta = 30^\circ \sim 60^\circ$ 有極佳的預測效果，但是無法同時滿足在 $\theta = 0^\circ$ 與 $\theta = 90^\circ$ 之強度預測。
- (2) McLamore and Gray 模式的預測結果與實驗一致，詳圖 3.3-4(b)，惟模式所採參數較不具有實際的物理或力學意義，必須透過大量的實驗資料作為參數率定的依據。
- (3) Pariseau 模式及 McLamore and Gray 模式之強度預測曲線均相對平滑，無法反應出岩體由岩石材料的剪力破壞至弱面滑動破壞之過渡行為。
- (4) Jaeger 模式及 Hoek and Brown 之強度預測曲線可明顯區分完整岩石材料的剪力破壞及弱面的滑動破壞，詳圖 3.3-4(c)(d)，且模式中採用的參數具有實際的力學意義，其中，以 Hoek & Brown 模式所需參數數量 5 個，為所列舉的四種模式中相對較少者。



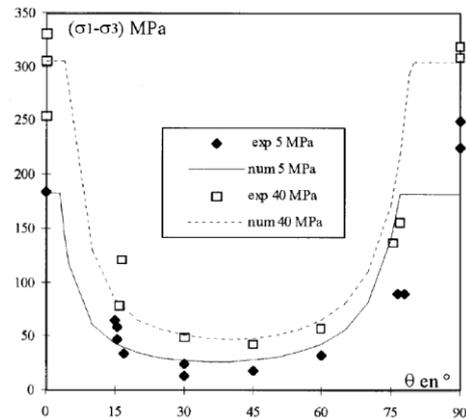
(a) Pariseau



(b) McLamore and Gray



(c) Jaeger



(d) Hoek and Brown

圖3.3-4 昂熱片岩之軸差應力($\sigma_1 - \sigma_3$)隨弱面角度(θ)之試驗曲線與破壞模式預測結果

(Duveau 等人, 1998)

表3.3-3 法國昂熱(Angers) 片岩試驗規劃與組數(Duveau 等人, 1998)

破壞準則	Pariseau	McLamore and Gray	Jaeger	Hoek and Brown
所需參數與數量	F、G、M、U、V、N 共 6 個	A_1 、 B_1 、 C_1 、 D_1 、 A_2 、 B_2 、 C_2 、 D_2 、 m 、 n 共 10 個	c_0 、 ϕ_0 、 c_{90} 、 ϕ_{90} 、 c' 、 ϕ' 共 6 個	m 、 s 、 σ_c 、 m_j 、 s_j 共 5 個
參數率定方法	僅根據 $\theta = 0^\circ$ 、 45° 與 90° 條件下之三軸試驗資料，搭配數值擬合分析	根據所有不同 θ 角度條件下之三軸試驗資料，搭配數值擬合分析	僅根據 $\theta = 0^\circ$ 、 45° 與 90° 條件下之三軸試驗資料，搭配數值擬合分析	僅根據 $\theta = 0^\circ$ 、 45° 與 90° 條件下之三軸試驗資料，搭配數值擬合分析
參數值	$n = 1$ $F = 8.8 \times 10^{-4} \text{ MPa}^{-2}$ $G = 9.6 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-2}$ $M = 0.0237 \text{ MPa}^{-2}$ $U = -0.012 \text{ MPa}^{-1}$ $V = 0.0212 \text{ MPa}^{-1}$	$m = n = 1$ $A_1 = 0.94$ $B_1 = -0.70$ $C_1 = 23.29$ $D_1 = -18.78$ $A_2 = 0.87$ $B_2 = -0.63$ $C_2 = 39.02$ $D_2 = -34.415$	$c_0 = 26.10 \text{ MPa}$ $\tan\phi_0 = 0.94$ $c_{90} = 40.04 \text{ MPa}$ $\tan\phi_{90} = 0.86$ $c' = 4.01 \text{ MPa}$ $\tan\phi' = 0.30$	$m = 10.80$ $s = 1$ $\sigma_c = 158 \text{ MPa}$ $m_j = 0.27$ $s_j = 0.32$

θ ：弱面與加載方向所夾角度

表3.3-4 數學模式、經驗模式與不連續面模式之比較

	數學模式	經驗模式	不連續面模式
定義	基於材料為連續體，及強度具有連續性變化的假設前提下，透過數學技巧(mathematical technique) 及材料對稱性(material symmetries)描述異向性材料的力學特性。	係假設材料為連續體，且某些材料參數是加載方向的函數，藉此反應強度的異向性。相關的材料參數及其與加載方向的函數關係必須透過實驗數據進行參數率定，此類模型不包括任何明確的物理和數學背景。	假設異向性岩體的強度，端視弱面與最大主應力作用方向之夾角，而可能有沿著弱面(層理或葉理面)滑動，或是完整岩石的破壞。
代表性的準則	最早且主要的異向性材料數學模式是 Hill 根據 Von-Mises 等向性理論提出之無摩擦特性材料準則，Pariseau 進一步發展具有凝聚力與摩擦特性的土壤與岩石材料異向性模式。	McLamore and Gray 提出的異向性強度準則，是根據 Jager 提出的” the variable cohesive strength theory” 發展此一破壞準則，而該準則是根據 Mohr-Coulomb 破壞準則發展而來的	Jaeger(1960)針對含有一個或一組平行弱面的節理岩體提出了「單一弱面理論(single plane or a system of parallel planes of weakness)」
所需參數數與參數率定方式	<ul style="list-style-type: none"> 以 Pariseau 模式為例，需要 6 個參數。 實驗資料搭配曲線擬合分析。 	<ul style="list-style-type: none"> 以 McLamore and Gray 模式為例，需要 10 個材料參數。 實驗資料搭配曲線擬合分析。 	<ul style="list-style-type: none"> Jaeger 模式需要 6 個材料參數。 Hoek and Brown 模式需要 5 個材料參數。 實驗資料搭配曲線擬合分析。
特色	<ul style="list-style-type: none"> 參數具有實際的力學意義。 在 $\theta = 30^\circ \sim 60^\circ$ 有極佳的預測效果，但是無法同時滿足 $\theta=0^\circ$ 與 $\theta=90^\circ$ 之強度預測。 	<ul style="list-style-type: none"> 模式的預測結果與實驗一致，惟其含括的參數較不具有實際的物理或力學意義。 所需參數多，且必須透過大量的實驗資料作為參數率定的依據。 	<ul style="list-style-type: none"> 針對此類具有橫向等向性岩體的破壞模式，區分為完整岩石的剪力破壞及沿著弱面的滑動破壞。 參數具有實際的力學意義。

第四章、我國異向性岩體力學特性、破壞準則建構及結合數值分析之應用

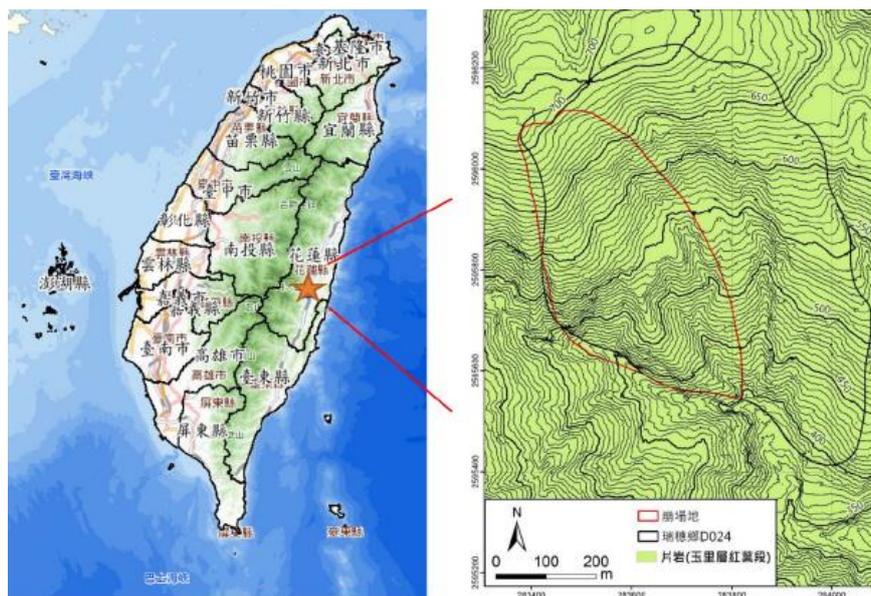
臺灣位處歐亞大陸板塊與菲律賓海洋板塊交界帶，地質環境複雜且多變，西部以沉積岩地質為主，東部則以變質岩為主。有鑑「台東縣達仁鄉」為我國公告之低放射性廢棄物最終處置建議候選場址，未來在進行場址的調查、規劃與工程設計，必須考量到該地區的地質概況及力學行為，尤其是當該處是具有葉理特徵的變質岩時。爰此，本章內容係蒐整我國本土異向性岩石相關試驗成果、破壞準則建構技術及結合數值工具於大地工程之應用，以提供後續有關異向性岩體坑道處置安全評估審驗技術研析之參考。

4.1 實驗岩樣

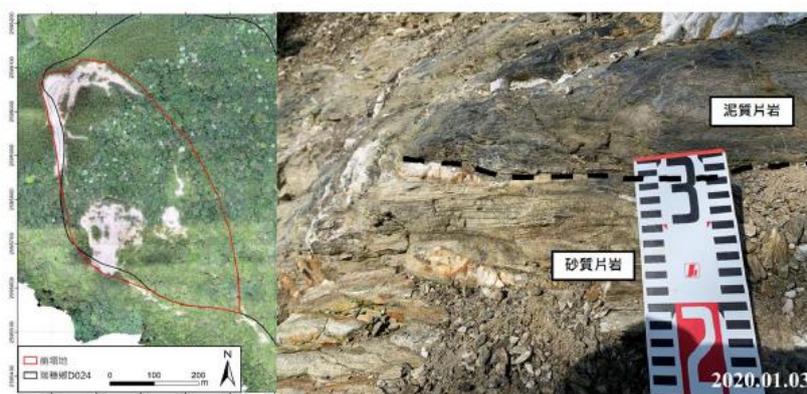
有關我國本土異向性岩石相關試驗成果，本計畫蒐整陳顥仁(2021)有關變質岩葉理面破壞準則之研究，其所採實驗岩樣取自兩個場址，分別為花蓮縣瑞穗鄉舞鶴山之紅葉片岩及台東縣海端鄉霧鹿村之大南澳片岩。其實驗岩樣選取原則，以具有明顯的葉理面特徵，且不具有褶皺為優先，外觀上不存在明顯的節理或不連續面，以確保試驗時，作用力方向係沿著葉理面，且破壞面沿著葉理面發展。

4.1.1 紅葉片岩

紅葉片岩係取自花蓮瑞穗地區之岩塊，其位於經濟部中央地質調查所出版之五萬分之一地質圖—玉里圖幅(1991)中之玉里層紅葉段，詳圖 4.1-1(a)。岩塊選取以新鮮、外觀上無明顯裂痕，葉理面方向明顯且一致，無褶皺，且初步使用地質錘輕敲並沒有發展出裂隙或是導致岩塊完整度下降，詳圖 4.1-1(b)。基於後續試體製備，所採岩樣高度至少 70 mm，長寬至少 60 mm，並挑選形狀接近四邊形、底部平穩且底面平行葉理面之岩塊為最優，以利後續裁切，詳圖 4.1-1(c)。瑞穗地區的裸露岩體多屬砂質片岩與泥質片岩，根據陳顥仁(2021)的研究，其單位重大約為 25.3 kN/m^3 ，其孔隙率為 3.97%。



(a) 取樣場址示意圖



(b) 紅葉片岩之岩性



(c) 紅葉片岩之岩塊試體

圖4.1-1 紅葉片岩鑽探取樣地點及岩心試體(陳顯仁, 2021)

4.1.2 大南澳片岩

大南澳片岩取自台東縣海端鄉霧鹿村之鑽探岩心，其地層屬於大南澳片岩區，岩性為黑色片岩，詳圖 4.1-2(a)。因岩石樣品取自垂直鑽孔岩心，且鑽孔之水平面方向與岩盤葉理面有一夾角，故選取之岩心試體係以岩心水平面與葉理面夾角較小為原則。基於後續岩石直接剪力試驗之需要，試體製備係將其葉理面平行放置於水平桌面，以試體高度不超過 80 mm，直徑至少 50 mm 之圓柱試體進行裁切，詳圖 4.1-2(b)。該地區之岩性為黑色片岩，單位重大約為 27.0 kN/m^3 ，孔隙率 3.00%。



(a) 取樣場址示意圖



(b) 大南澳片岩岩樣示意圖

圖4.1-2 大南澳片岩鑽探取樣地點及岩心試體(陳顥仁，2021)

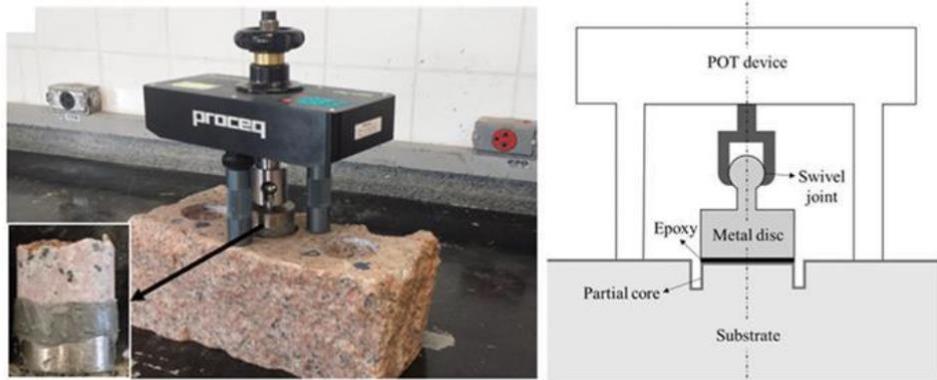
4.2 葉理面張力強度試驗與剪力強度試驗

岩石的單壓強度、張力強度、內摩擦角與凝聚力等，為坑道式處置有關聯絡隧道與處置坑安全評估分析之重要力學參數。關於岩石的張力強度，可透過直接抗拉試驗(direct tensile)、巴西人法抗張試驗(Brazilian test)、彎曲試驗 (bending test)與點荷重試驗(point load test)與拉拔試驗(Pull-off test)等方式獲得，壓力強度、內摩擦角與凝聚力可透過壓力試驗獲得，弱面之剪力強度可透過岩石直接剪力試驗獲得。針對具有葉理、劈理或層面之異向性岩石，其葉理面張力強度與剪力強度，需考量弱面的空間份布與試驗加載方向之關係，相關試驗方法茲摘述如後。

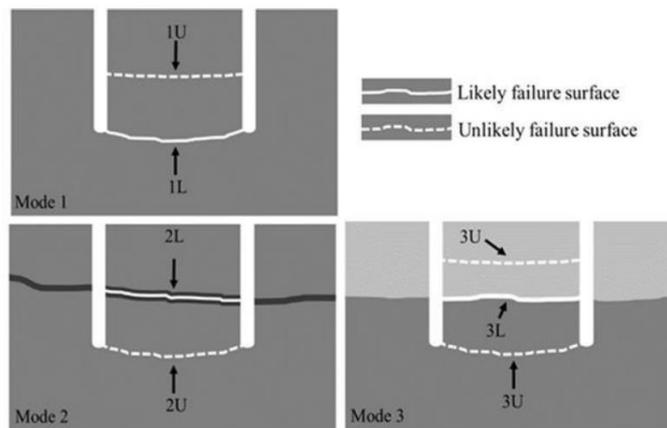
4.2.1 葉理面張力強度試驗

拉拔試驗(Pull off test)被廣泛用於量測建築以及工程材料的抗張強度，試驗儀器詳圖 4.2-1(a)，例如混凝土與磁磚間的抗拉強度之檢覈，近年已被採用於天然岩石材料的抗張強度量測。Pedro & Macros(2018)以不同種類的岩石、不同尺寸之試體進行拉拔試驗，並整理提出此試驗方式可能會出現的三種破壞模式：(i)若為均質材料，破壞面可能發生在岩柱底部；(ii)若體存在弱面時，可能從弱面產生破壞；(iii)試體由兩種以上材質組成，可能從不同材料的介面產生破壞，上述相關破壞模式詳圖 4.2-1(b)。

為證明此試驗用於測量岩石張力強度的可行性，Pedro & Macros 將拉拔試驗結果與直接抗張試驗及巴西人法抗張試驗所得之數據進行比對，看出彼此之間的強度關係，詳圖 4.2-2，可發現若以直接抗張試驗得到的張力強度為基準，巴西人試驗所算出之強度會有高估的情形，大約是直接拉力試驗的 1.2 倍；相較之下，拉拔試驗得到的強度是直接拉力試驗的 0.88 倍。考量處置設施位於天然岩體，可能因材料組成之變異性、鑽探取樣與試驗誤差等諸多不確定性因素影響調查結果，採用拉拔試驗之張力強度符合工程實務基於保守處理之原則。



(a) 拉拔試驗照片



(b) 拉拔試驗破壞模式

圖4.2-1 拉拔試驗照片及破壞模式示意圖(Pedro & Macros, 2018)

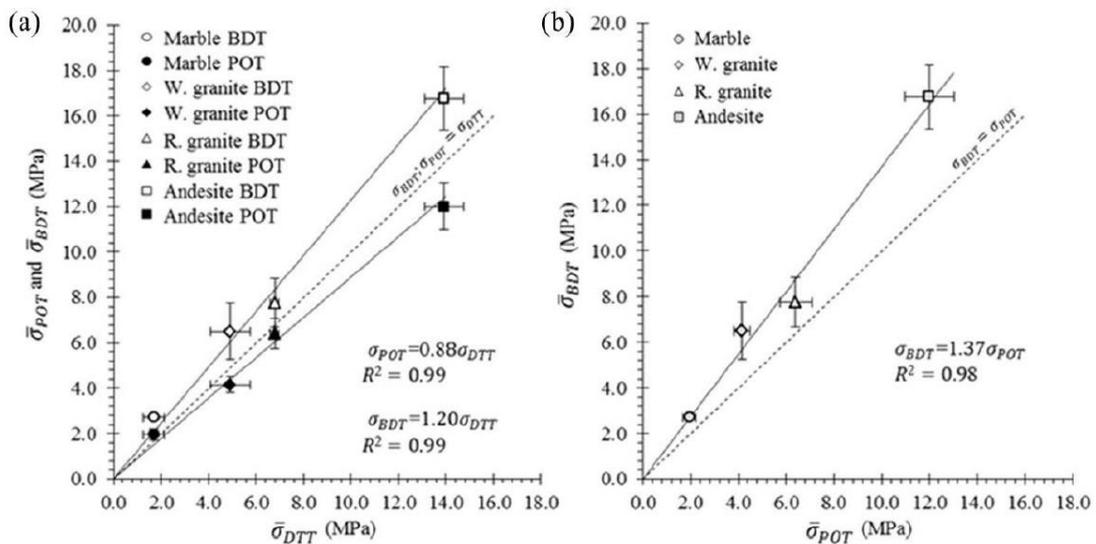


圖4.2-2 抗張試驗結果比較(Pedro & Macros, 2018)

為發展台灣本土地質材料特性之葉理面破壞準則，陳顥仁(2021)以花蓮縣瑞穗鄉舞鶴山之紅葉片岩及台東縣海端鄉霧鹿村之大南澳片岩進行一系列拉拔試驗與岩石直接剪力試驗。在拉拔試驗部分，係將試體加工切割後再與試驗夾具黏合固定，詳圖 4.2-3，並將試體浸泡於水中 72 小時以達飽和狀態後再進行拉拔試驗，其試驗獲得的飽和紅葉片岩與大南澳片岩試體張力強度成果詳如圖 4.2-4，平均值分別為 134.69 kPa 及 155.90 kPa。

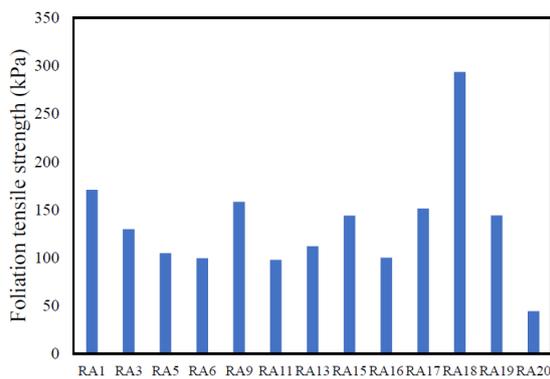


(a) 切割後之試體

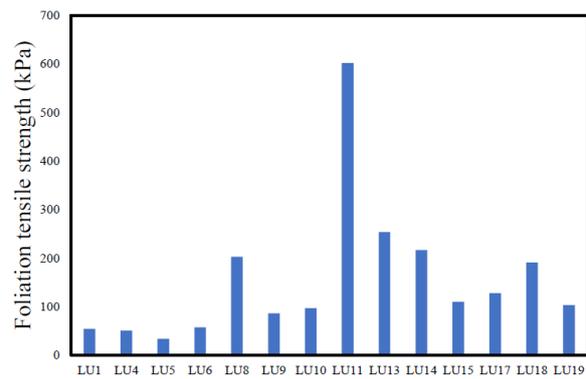


(b) 與試驗夾具黏合固定

圖4.2-3 拉拔試驗試體經製備(陳顥仁，2021)



(a) 紅葉片岩



(b) 大南澳片岩

圖4.2-4 飽和紅葉片岩試體拉拔試驗之張力強度成果(陳顥仁，2021)

4.2.2 葉理面直接剪力強度試驗

為探討葉理面的剪力強度參數，[陳顯仁\(2021\)](#) 利用國防大學理工學院之岩石直接剪力試驗設備，詳圖 4.2-5(a)，其主要構造計有上下直剪盒、荷重裝置、垂直加載單元、水平推力單元，MTS 控制系統分別控制垂直正向力與水平向位移速率。在試體製備部分，係將岩石加工切割成長寬皆為 50 mm 之方形後，再用石膏澆注包裹岩石，經養護後置入直剪盒，詳如圖 4.2-5(b)(c)。

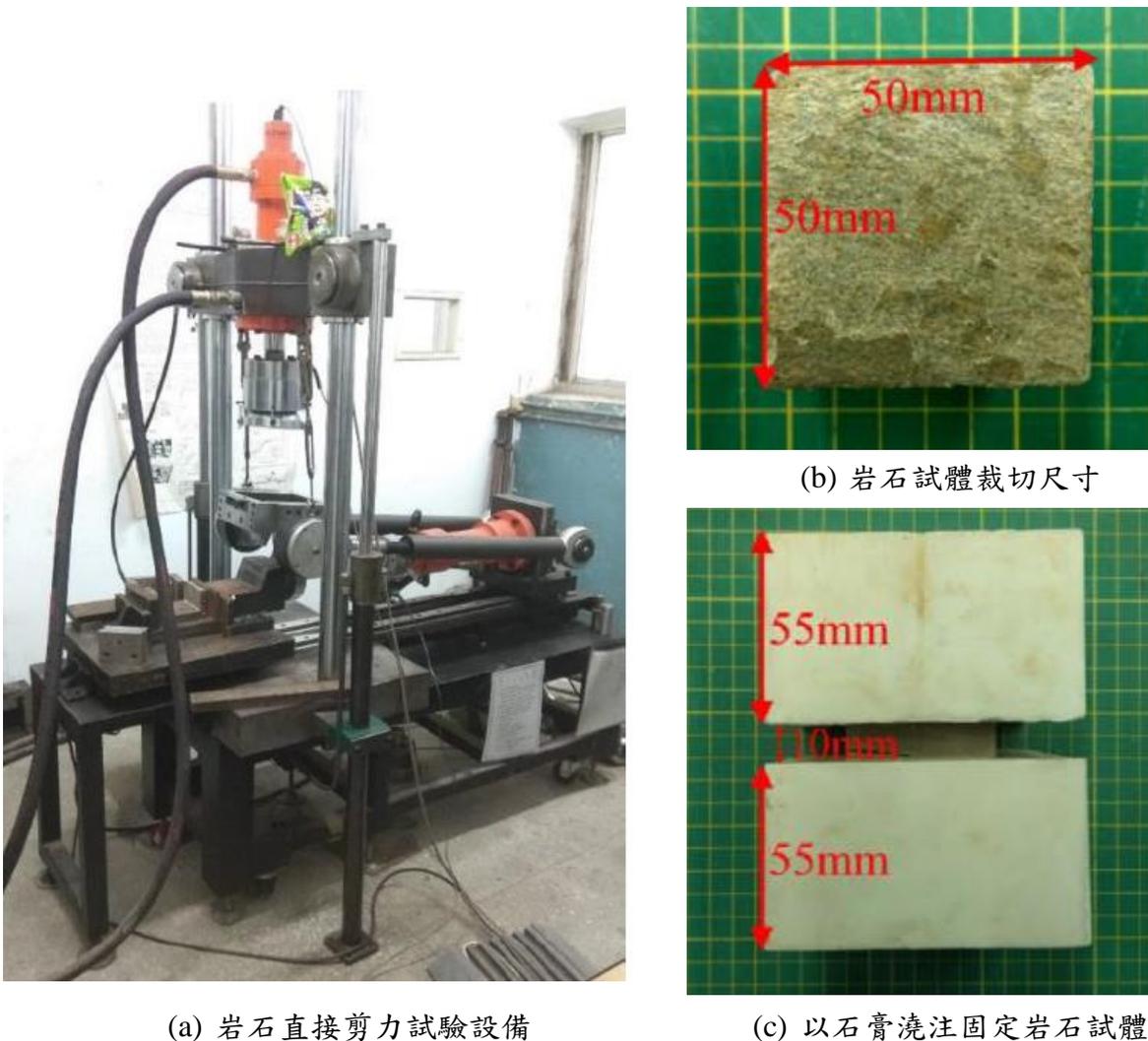


圖4.2-5 岩石直接剪力試驗設備與試體製備([陳顯仁，2021](#))

經試驗獲得的飽和紅葉片岩與大南澳片岩試體之莫爾庫倫破壞包絡線詳如圖 4.2-6。其中，飽和紅葉片岩之摩擦角為 46.64° ，凝聚力為 126.78 kPa ，飽和大南澳片岩之摩擦角為 51.87° ，凝聚力為 512.45 kPa 。此外，針對不同正向應力條件下，取剪力曲線之 50% 峰值之切線斜率計算剪力勁度 $K_{S,50}$ ，結果詳圖 4.2-7，可透過線性回歸獲得剪力勁度與正向應力之關係式，詳式(4.2.1)與式(4.2.2)，可從其回歸之趨勢線發現，無論是紅葉片岩或是大南澳片岩，均隨著正向應力越高，其剪力勁度越大，表示其在高正向應力時條件下，該葉理面對變形的抵抗力較高。

$$\text{紅葉片岩剪力勁度} \quad K_{S,50} = 556.27\sigma_n + 116127 \text{ (kPa)} \quad (4.2.1)$$

$$\text{大南澳片岩剪力勁度} \quad K_{S,50} = 1181.8\sigma_n \text{ (kPa)} \quad (4.2.2)$$

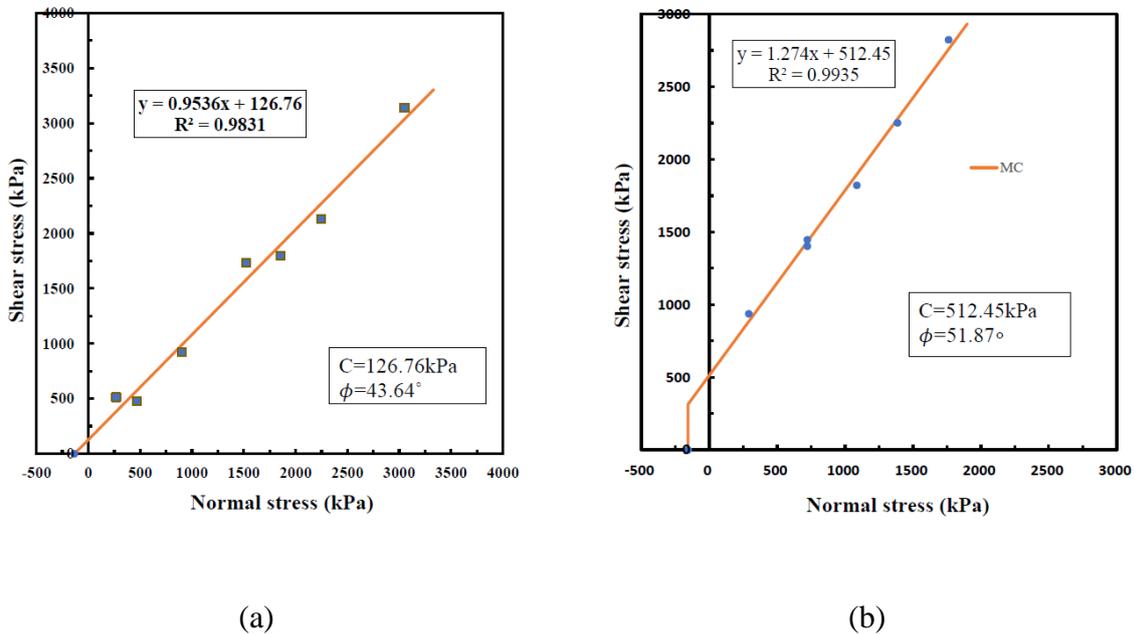


圖4.2-6 飽和片岩試體之莫爾庫倫破壞包絡線：(a)紅葉片岩與(b)大南澳片岩(陳穎仁，2021)

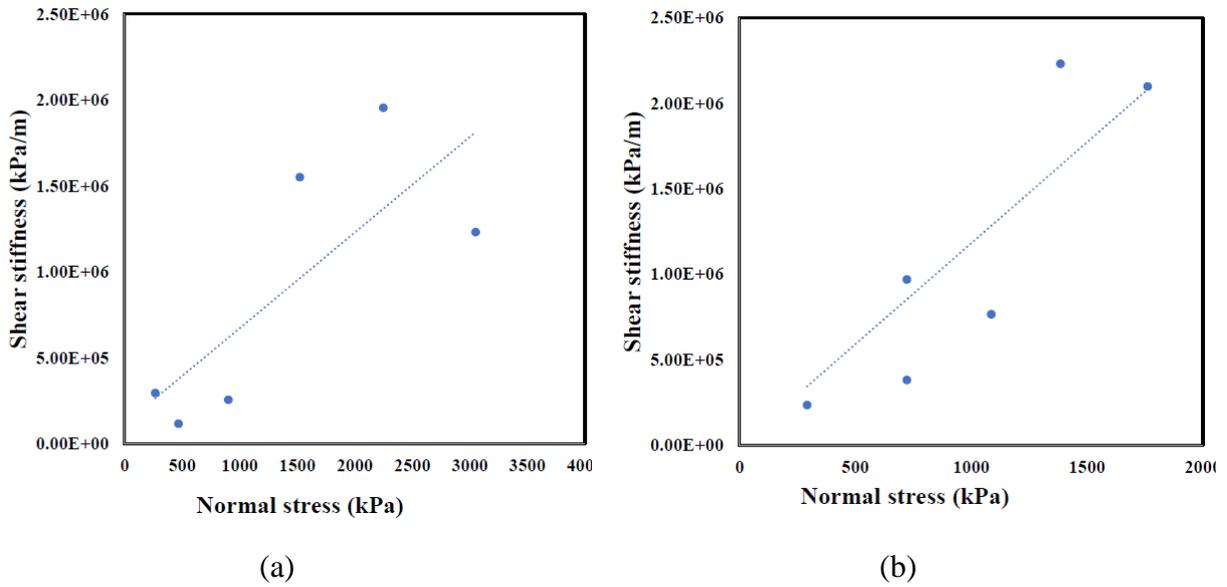


圖4.2-7 飽和片岩試體之剪力勁度：(a)紅葉片岩與(b)大南澳片岩(陳顥仁，2021)

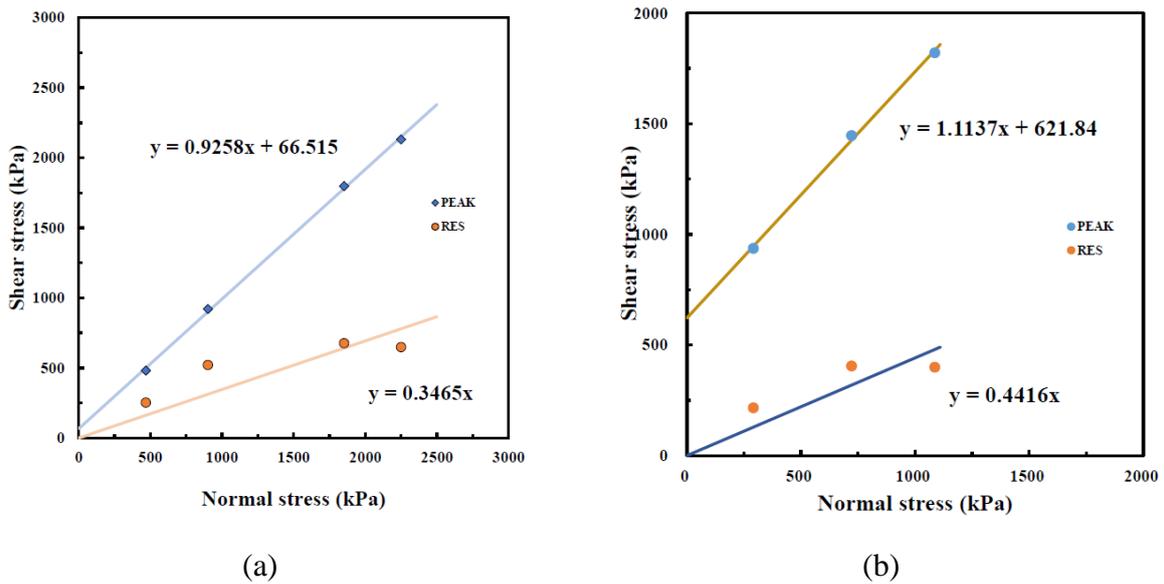


圖4.2-8 飽和片岩試體之極限強度與殘餘強度比較：(a)紅葉片岩與(b)大南澳片岩(陳顥仁，2021)

為獲得片岩之殘餘強度，以測定破壞發生後破壞面之摩擦行為。陳顥仁(2021)將直剪試驗產生破壞面後的試體，再進行單一方向之剪動，剪動距離為試體長度的 10%，經反覆執行四次剪動試驗，最終得出之剪力強度會趨於一定值，即為殘餘強度。經試驗結

果獲得之殘餘剪力強度與極限強度之比較詳圖 4.2-8，可獲知紅葉片岩之殘餘摩擦角為 19.11° ，大南澳片岩則為 23.83° ，且隨著正向應力愈高，殘餘強度與尖峰強度之差距愈大。

4.3 破壞準則建構

4.3.1 葉理面破壞準則

張荐宇(2019)根據李晉泓(2017)與李沅昶(2018)有關葉理面破壞準則之試驗與模式研究，針對宜蘭田古爾溪板岩試體進行了一系列的拉拔與直剪試驗，利用實驗數據提出一套建立葉理面破壞準則的標準程序，詳圖 4.3-1，並具體提出一代表葉理面之破壞準則(Foliation failure criterion, FFC)，以下簡稱為 FFC。如式(4.3.1)：

$$\tau_f = [\alpha T_0(\sigma_n + T_0)]^\beta \quad (4.3.1)$$

其中， T_0 為葉理面張力強度(kPa)， α 、 β 實驗結果回歸求得。此破壞準則之特點在於張力區及低正向應力區的破壞包絡線是以非線性之弧線取代莫爾庫倫破壞包絡線之折角，詳圖 4.3-2，除更能表現自然界材料可能的破壞行為，也能反應葉理面摩擦角隨正向應力變化之特徵，相較之下，線性莫爾庫倫準則視摩擦角為定值實有失其準確性。此破壞準則之特點在於張力區及低正向應力區的破壞包絡線，有別於常用之莫爾庫倫破壞包絡線在此應力區為一折角，而是以非線性之弧線取代，更能表現出自然界材料可能表現出的破壞行為，詳圖 4.3-2。根據實驗資料也能發現葉理面摩擦角會隨其受不同正向載重時變化，式(4.3.1)中的指數項參數 β 能使破壞包絡線呈現其非線性之趨勢。陳顥仁(2021)綜整田古爾溪板岩、飽和紅葉片岩與大南澳片岩之葉理面破壞準則(FFC)所需參數，及破壞包絡線與實驗數據之比較，分別詳如表 4.3-1 與圖 4.3-2，顯示依圖 4.3-1 所列程序建構之葉理面破壞準則(FFC)符合實驗結果。

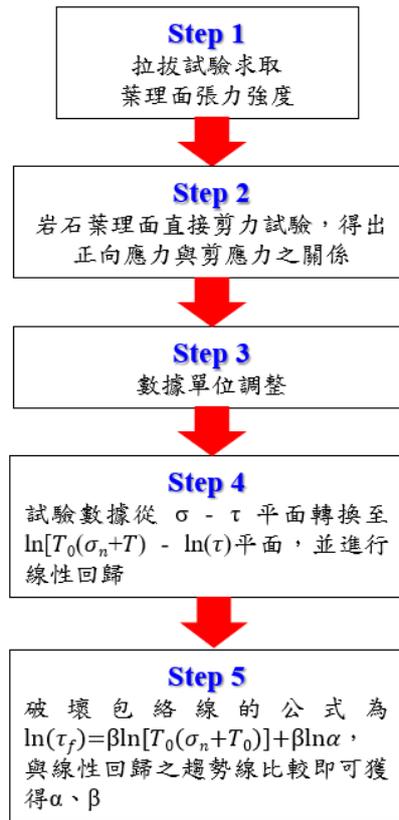


圖4.3-1 葉理面破壞準則建構程序(張荐宇，2019)

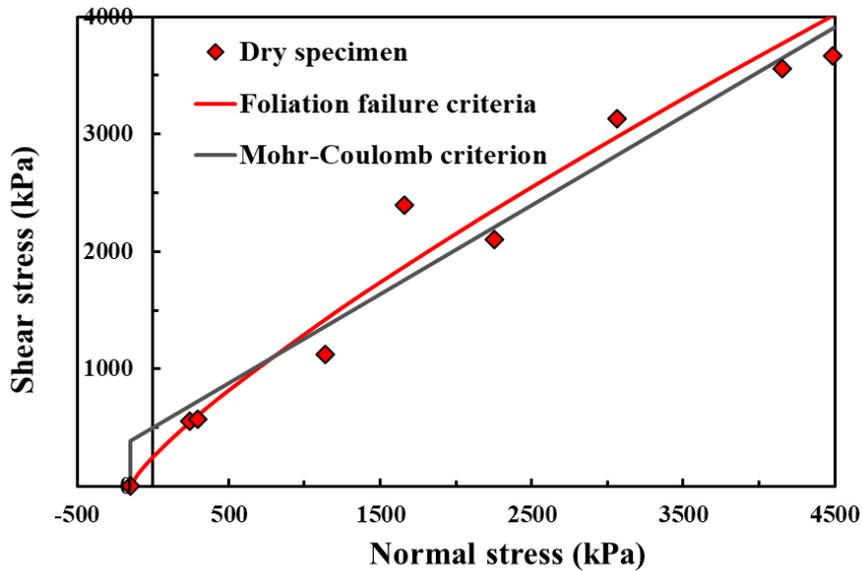


圖4.3-2 葉理面破壞準則與莫爾庫倫破壞準則之比較(以田古爾溪板岩為例)(張荐宇，2019)

表4.3-1 古爾溪板岩、飽和紅葉片岩與大南澳片岩之葉理面破壞準則參數(陳顥仁 2021)

	α	β	拉力強度(kPa)
紅葉片岩	0.011	0.941	134.7
大南澳片岩	0.125	0.746	155.9
田古爾溪板岩	0.023	0.836	131.9

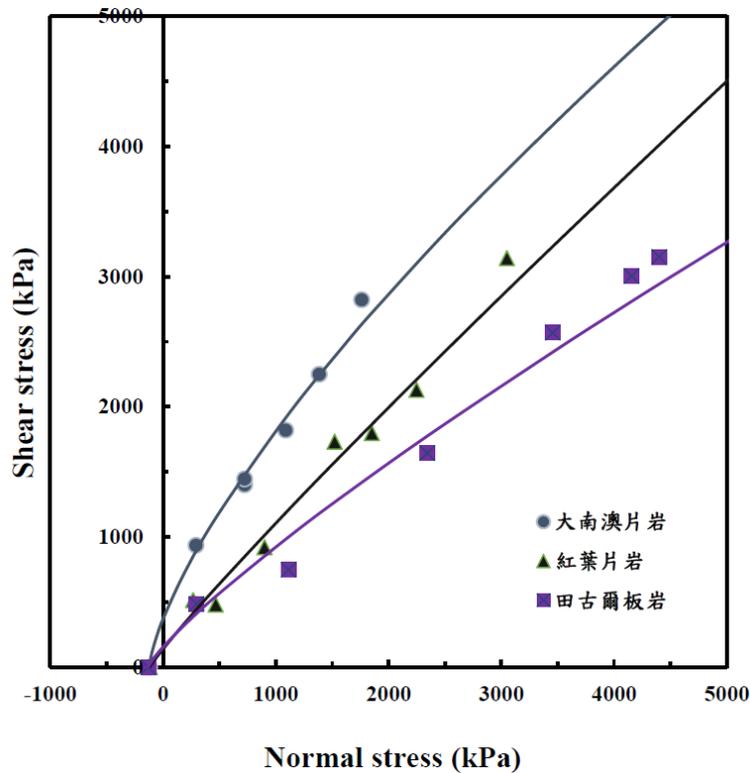


圖4.3-3 葉理面破壞準則與實驗數據之比較(陳顥仁2021)

4.3.2 異向性岩體破壞準則

針對台灣具葉理構造之變質岩力學行為，因其具橫向等向性岩體之力學行為與破壞模式，均深受結構內部層面或葉理等弱面角度(θ)之影響，方智鴻(2021)進而提出了新的異向性岩體的破壞準則。此異向性岩體破壞準則可分為：(i)岩體破壞及(ii)沿弱面滑動破壞兩種形式，詳圖 4.3-4，其中沿葉理面之滑動破壞延伸自張荐宇(2019)提出之葉理面破

壞準則，其弱面角度(θ)定義詳圖 4.3-5，而岩體之非滑動破壞改善自 Tien & Kuo(2001)提出之破壞準則。

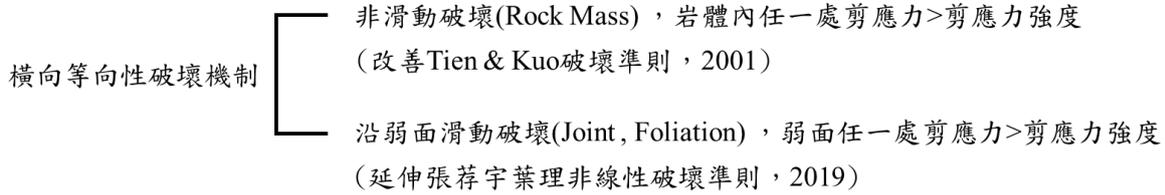


圖4.3-4 異向性岩體破壞準則之破壞機制(方智鴻，2021)

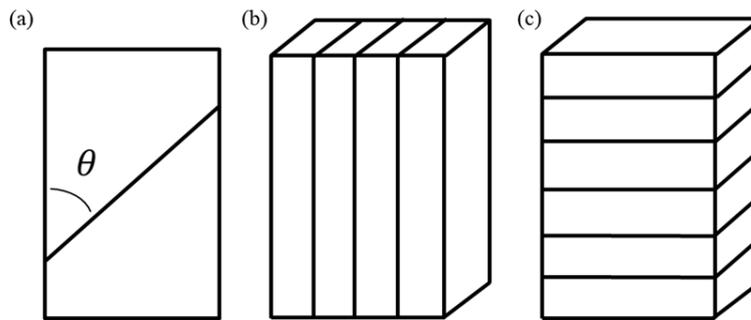


圖4.3-5 葉理面或層面之角度定義：(a)為弱面與最大主應力方向所夾角度、(b) $\theta = 0^\circ$ 與 $\theta = 90^\circ$ (方智鴻，2021)

沿弱面之滑動破壞係延伸自張荐宇(2019)針對田古爾溪板岩試體葉理面進行之張力強度及剪力強度試驗，利用實驗數據所提出之葉理面破壞準則(Foliation Failure Criterion, FFC)，如式(4.3.1)，並將此破壞準則由正向應力、剪應力座標(σ_n - τ 平面)轉換至岩體強度最大、最小主應力座標(σ_1 - σ_3 平面)，以莫爾庫倫公式代入葉理面破壞準則：

$$\sigma_n = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\theta \tag{4.3.2}$$

$$\tau = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \sin 2\theta \tag{4.3.3}$$

最後可得破壞準則由 σ_1 與 σ_3 表示為(4.3.4)：

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \frac{2[\alpha T_0 \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \cos 2\theta + T_0 \right)]^\beta}{\sin 2\theta} \quad (4.3.4)$$

綜合上述有關具葉理面之橫向等向性岩體破壞準則建構方法，係以岩石直剪試驗及拉拔試驗之試驗成果獲得葉理面破壞包絡線，再結合從單壓試驗獲得岩石彈性參數並計算岩體三軸材料強度，兩條準則合併後，加入適當之條件式，藉以判斷：(i)滑動破壞強度小於非滑動破壞強度，岩體由滑動破壞強度控制；(ii)滑動破壞強度大於非滑動破壞強度，由材料強度控制，即可繪出試體最大破壞軸向應力 σ_1 於不同葉理面角度 $0^\circ \sim 90^\circ$ 之預測，詳圖 4.3-6。

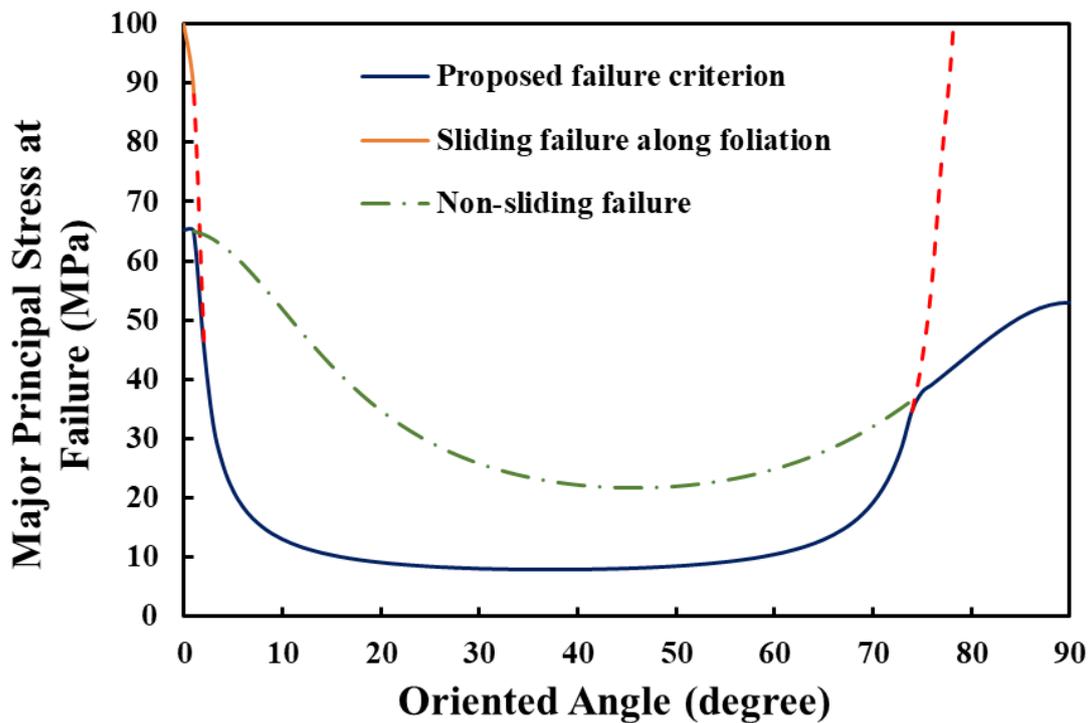


圖4.3-6 異向性岩體破壞準則示意圖(方智鴻，2021)

4.4 結合數值分析之應用

為能將葉理面破壞準則導入數值分析軟體以進行相關工程應用，[彭嘉勳\(2022\)](#)採用由美國 ITASCA Consulting Group Inc. 所開發的三維離散元素法模擬分析軟體 3DEC (3 Dimensional Distinct Element Code)進行相關之一用研究。3DEC 是基於離散元素法作為基本理論並透過顯性有限差分法進行數值求解，其組成元素分為塊(岩)體與不連續面(節理)兩個部分，利用不連續面(節理)的分佈來決定塊體大變位與旋轉發生的位置，僅有設計節理的地方會產生分離破壞，因此 3DEC 適用於模擬存在不連續面岩體的破壞行為。

4.4.1 3DEC 葉理面破壞準則模型之建立

[彭嘉勳\(2022\)](#)利用 3DEC 軟體提供之使用者自定義組成律模式(User Defined constitutive Model, UDM)的功能，將前述建構之葉理面破壞準則，搭配 Visual Studio C++ 建置 DLL 檔，並載入 3DEC 中即可使用自定義組合律模式進行模擬分析。其建立之模型有二，分別為：(i)使用於不連續面(節理)且可模擬葉理分離破裂行為之 FFC Jmodel，此為平面元素之裂隙模型；(ii)使用於塊體(岩體)且可模擬具有發達葉理之岩體的 Ubi-FFC Cmodel，此為體積元素之連體模型，所述模型建立概念詳圖 4.4-1。

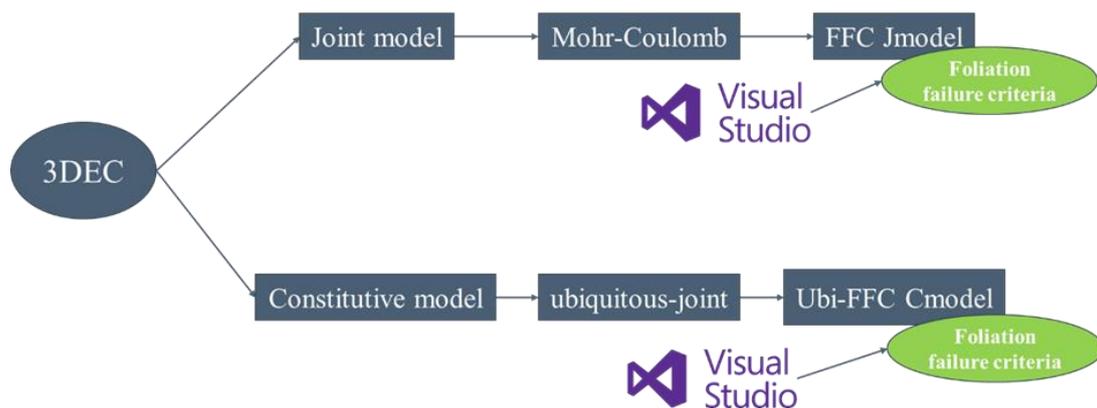


圖4.4-1 3DEC異向性岩體破壞準則建構示意圖(彭嘉勳，2022)

(1) FFC Jmodel

此模型適用於不連續面，為平面元素之裂隙模型，將 FFC 直接建構於節理面模式中 (以下簡稱 Jmodel)，破壞準則由 FFC 控制，詳式(4.3.1)。破壞後之殘餘剪力強度由 Mohr-Coulomb 破壞準則，及給定之殘餘摩擦角(φ_{res})、殘餘凝聚力(c_{res})決定，詳式(4.4.1)，若無特別設定上述值，則殘餘凝聚力為 0，殘餘摩擦角則維持初始值：

$$\tau_{res} = c_{res} + \sigma_n \tan\varphi_{res} \quad (4.4.1)$$

為使模擬更加擬合實驗數據，該研究採尖峰剪力強度(τ_f)與剪位移(D_s)之比值做為剪向勁度(K_s)，詳式(4.4.2)，此模式運用於 3DEC 時，所需之參數詳表 4.4-1(a)。

$$K_s = \frac{\tau_f}{D_s} \quad (4.4.2)$$

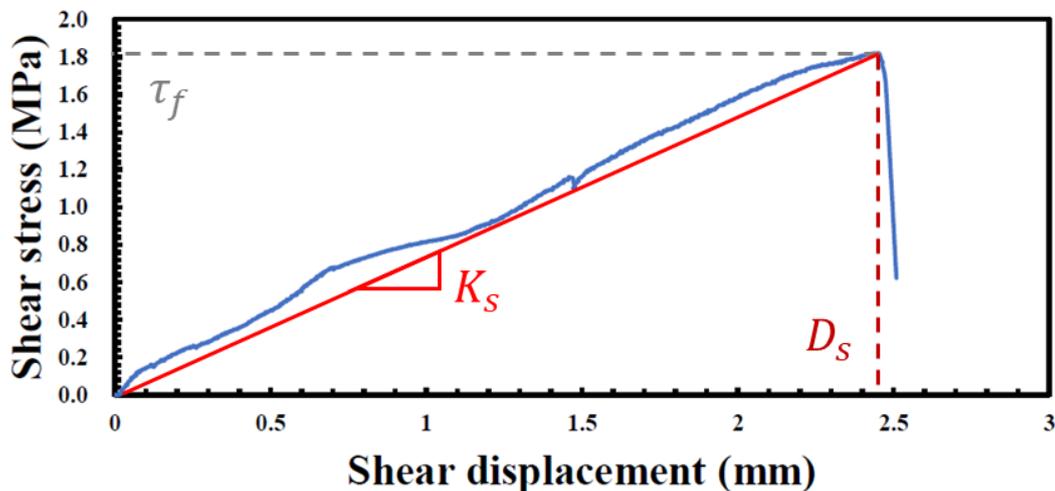


圖4.4-2 剪向勁度評估方式(彭嘉勳，2022)

(2) Ubi-FFC Cmodel

Ubi-FFC Cmodel 適用於富有葉理之岩體(以下簡稱為 Cmodel)，係修改自內建之遍在節理模式(Ubiquitous-joint model)。此模型為連續體之概念，為體積元素之連體模型，材

料破壞後無法產生分離破壞，其優勢在於模擬葉理發達之岩體時，可大幅縮短因設定過多不連續面所需耗費的運算時間，且塊體中每個網格皆可視為一弱面存在處，此模式運用於 3DEC 時，所需之參數種類詳表 4.4-1(b)。

表4.4-1 3DEC數值模型設定參數表(彭嘉勳，2022)

(a) FFC Jmodel

Parameter	Description	Keyword
α	FFC 常數項參數	alpha
β	FFC 指數項參數	beta
T_0	張力強度(Pa)	tension
m	剪向勁度參數(1/m)	m
n	剪向勁度參數(Pa/m)	n
ℓ	正向勁度參數(1/m)	l
k	正向勁度參數(Pa/m)	k
φ_{res}	殘餘摩擦角(degrees)	friction-residual
ψ	剪脹角(degrees)	dilation
T_{res}	殘餘張力強度(Pa)	tension-residual

(b) Ubi- FFC Cmodel

Parameter	Description	Keyword
α	弱面常數項參數	alpha
β	弱面指數項參數	beta
T_0	弱面張力強度(Pa)	joint-tension
ψ_j	弱面剪脹角(degrees)	joint-dilation
c	岩體凝聚力(Pa)	cohesion
φ	岩體摩擦角(degrees)	friction
ψ'	岩體剪脹角(degrees)	dilation
σ_t	岩體張力強度(Pa)	tension
弱面傾角(Dip)		dip
弱面傾向(Dip-Direction)		dip-direction

4.4.2 破壞準則應用於數值模型之驗證

為確認前述之葉理面破壞準則能正確運作於數值模擬軟體中，並表現出預想之力學行為模式，彭嘉勳(2022)以岩石直剪試驗以及三軸壓縮試驗模擬來進行模型之驗證，茲分別介紹如後。

(1) 岩石直剪試驗模擬

於 3DEC 中建立一 $5 \times 5 \times 8$ cm，模型之長方形模型，於模型 1/2 高度設置一道節理，並將節理的破壞準則採 FFC Jmodel。岩體部分設定為 Mohr-Coulomb 破壞準則，網格尺寸為 0.5cm，共 9712 個網格。試體上方設定正向荷載，固定下方塊體並給予固定速度推動下方塊體，模型底部設定為絞支承邊界，模型完成邊界條件受定後之初始狀態詳圖 4.4-3(a)。經直接剪力試驗模擬後，模型破壞後之產狀如圖 4.4-3(b)，因模型中只設定一道節

理，故模型之破壞只會發生在所設定之節理面上，整體的強度由 FFC Jmodel 的強度控制。

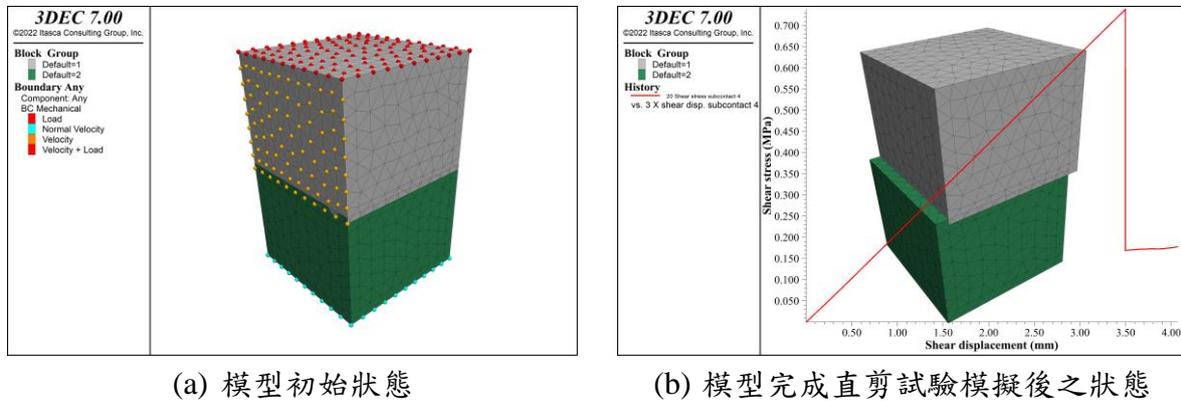
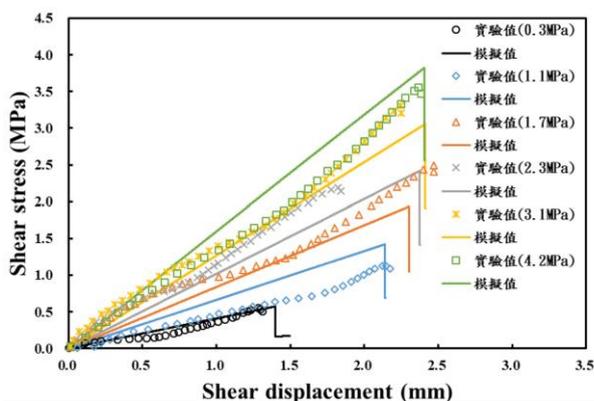


圖4.4-3 3DEC直接剪力試驗模型(彭嘉勳，2022)

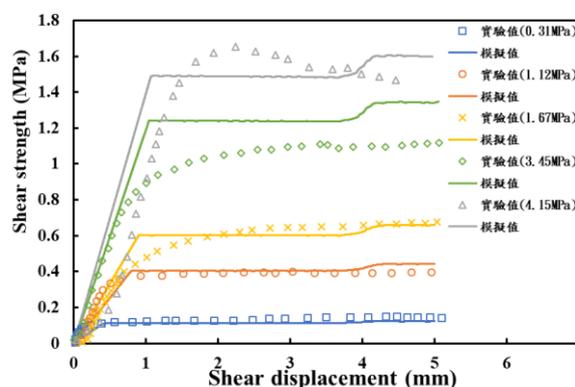
彭嘉勳(2022)分別取田古爾板岩、大南澳片岩與紅葉片岩直接剪力試驗之結果進行比較，其 3DEC 模擬所使用之葉理面強度參數如表 4.4-2，上述三種岩石之直接剪力試驗及 3DEC 數值模擬結果分別詳如圖 4.4-4(a)、圖 4.4-5(a)與圖 4.4-6(a)，顯示 Jmodel 能有效模擬不同正向應力條件下之葉理面剪向勁度及尖峰剪力強度。此外，將田古爾板岩、大南澳片岩與紅葉片岩三種岩石之長位移直接剪力試驗所獲得的殘餘剪力強度與模擬結果進行比較，分別詳如圖 4.4-4(b)、圖 4.4-5(b)與圖 4.4-6(b)，顯示田古爾板岩之殘餘剪力強度模擬效果較佳，而大南澳片岩與紅葉片岩之 Jmodel 模擬結果存有明顯差異，其原因為殘餘剪力強度係由殘餘摩擦角所決定。根據上述三種岩石之殘餘剪力強度實驗結果，以田古爾板岩的實驗數據回歸相關性較佳，詳圖 4.4-7(a)，而大南澳片岩與紅葉片岩之實驗數據回歸相關性相對較差，詳圖 4.4-7(b)(c)，此為 Jmodel 在此二類岩石之殘餘剪力強度模擬結果存在顯著差異之原因。

表4.4-2 3DEC岩石直剪試驗模型設定之參數(彭嘉勳, 2022)

	α	β	$T_0(\text{kPa})$	φ_{res}	K_s (MPa/m)	K_n (MPa/m)
田古爾板岩	0.04	0.81	151.4	31.2°	$389.06\sigma_n+221.4$	$3 K_s$
大南澳片岩	0.26	0.72	121.6	23.8°	$583.26\sigma_n+28.33$	$3 K_s$
紅葉片岩	0.026	0.89	109.4	19.1°	$385.4\sigma_n+23.67$	$3 K_s$

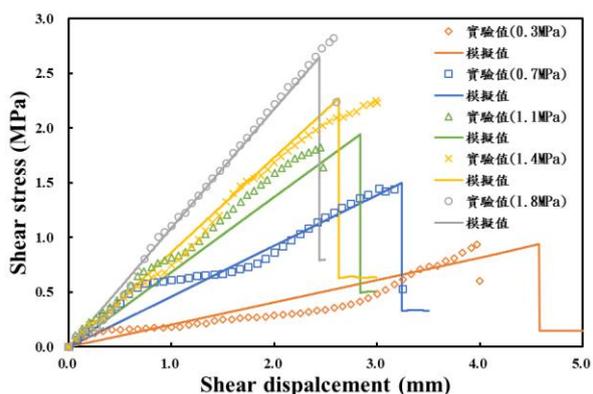


(a) 直接剪力試驗模擬結果

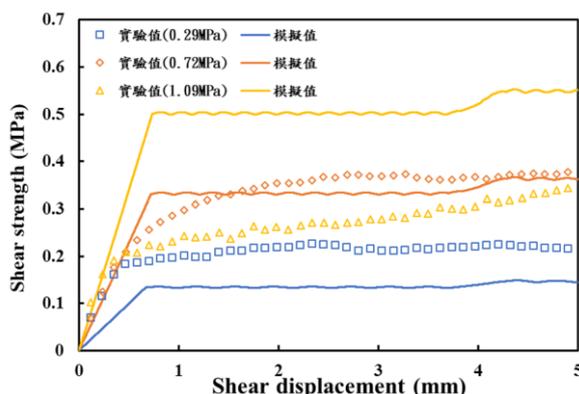


(b) 長位移直剪試驗模擬結果

圖4.4-4 田古爾板岩直接剪力試驗模擬與比對(彭嘉勳, 2022)



(a) 直接剪力試驗模擬結果



(b) 長位移直剪試驗模擬結果

圖4.4-5 大南澳片岩直接剪力試驗模擬與比對(彭嘉勳, 2022)

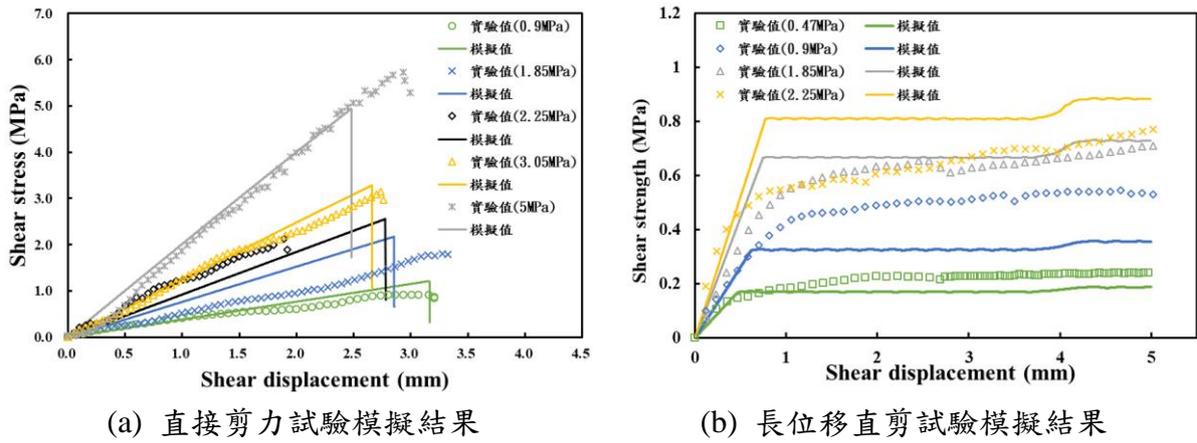


圖4.4-6 紅葉片岩直接剪力試驗模擬與比對(彭嘉勳, 2022)

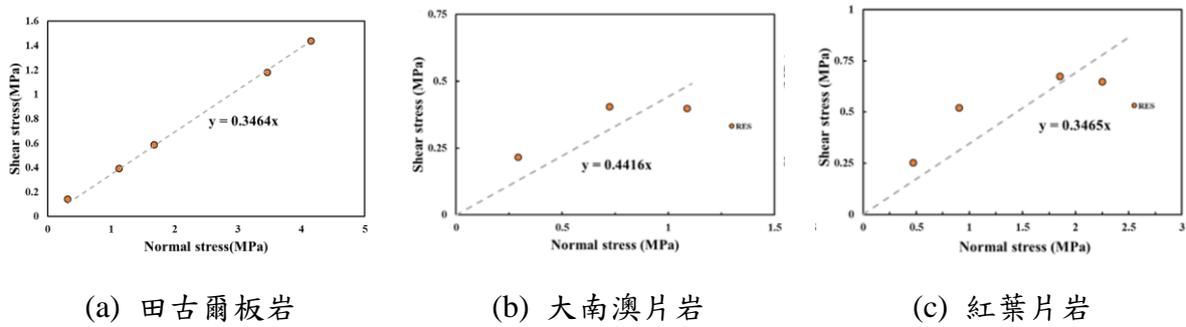


圖4.4-7 殘餘強度實驗結果(彭嘉勳, 2022)

(2) 三軸壓縮試驗模擬

以 3DEC 建立一直徑 5.5 cm、高 11 cm，長徑比為 2 之圓柱形試體。此試驗分為兩種建模方式進行驗證，第一種為 Cmodel 模型，此模型不含可分離的節理，岩體設定為不同弱面角度之 Ubi-FFC Cmodel，第二種為 Jmodel 與 Cmodel 複合模型，建模含一道節理，節理設定為 FFC Jmodel，岩體弱面設定為與節理位態相同之 Ubi-FFC Cmodel。材料參數設定如表 4.4-3。

表4.4-3 3DEC三軸壓縮試驗模型設定之參數(彭嘉勳，2022)

Parameter (unit)	Value
Rock (Mohr-Coulomb)	
Young's modulus [E (GPa)]	7.63
Poisson's ratio (ν)	0.22
Cohesion [c (MPa)]	4.79
Friction angle (degree)	34.4
Foliation (FFC Jmodel)	
Tension [T_0 (kPa)]	131.9
α	0.023
β	0.84
Residual friction (degree)	19.1
Shear stiffness [K_s (MPa/m)]	$281.36\sigma_n + 183.66$
Normal stiffness [K_n (MPa/m)]	$3K_s$
Dilation angle (degree)	5

a. Cmodel 模型

Cmodel 模型係基於連續體概念所發展，模型內不存在可分離節理，詳圖 4.4-8，網格尺寸為 0.8 cm，共 3262 個網格。模型上邊界採固定速率向下對試體進行加載，模型下邊界設定為滾支承，改變 Cmodel 設定之弱面角度，即可得出 $\theta = 0^\circ \sim 90^\circ$ 區間之強度變化 (θ 定義如圖 4.3-5)，並繪出岩石模型在相同圍壓且不同弱面角度之強度曲線。此模型之材料強度為均向性，意即弱面角度在 0° 與 90° 時所產生之強度相同，並無強軸與弱軸之分，詳如圖 4.4-9。可看出在不同圍壓條件下，滑動破壞的強度皆與破壞準則所得出之理論值高度吻合。

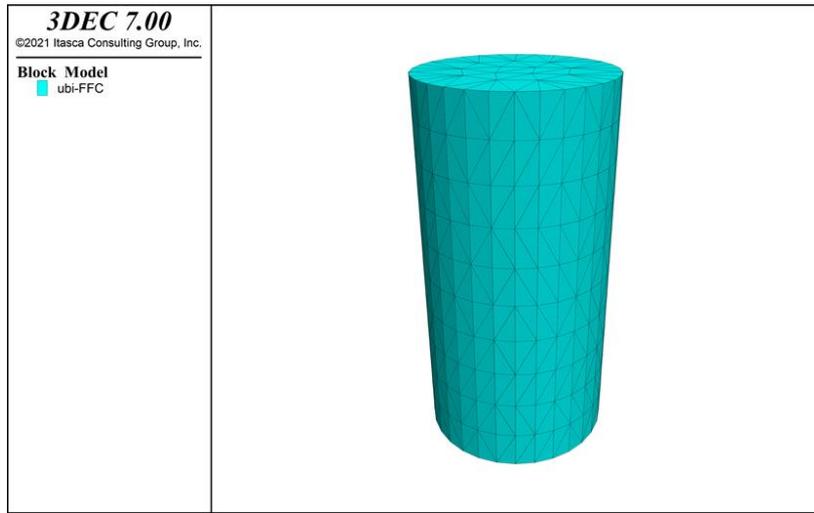


圖4.4-8 3DEC三軸壓縮式驗模型(彭嘉勳，2022)

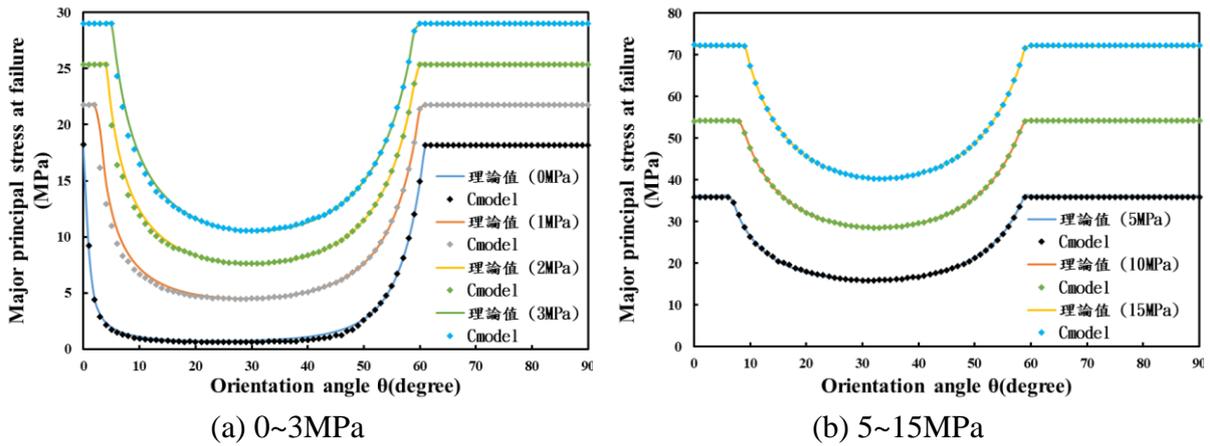


圖4.4-9 岩體滑動破壞強度理論值與模擬比較(彭嘉勳，2022)

b. Cmodel 與 Jmodel 複合模型

根據前述的 Cmodel 模型，再加上一道可分離破壞之節理，節理之破壞準則採用 FFC Jmodel，材料強度參數設定同上階段之設定同表 4.4-3，並在不同的弱面角度條件下分別建立了 16 組數值模型，如圖 4.4-10。圖 4.4-11 顯示加上 Jmodel 後之模型其強度也與理論值高度吻合，說明 Cmodel 及 Jmodel 都能很好的模擬具葉理岩體之強度

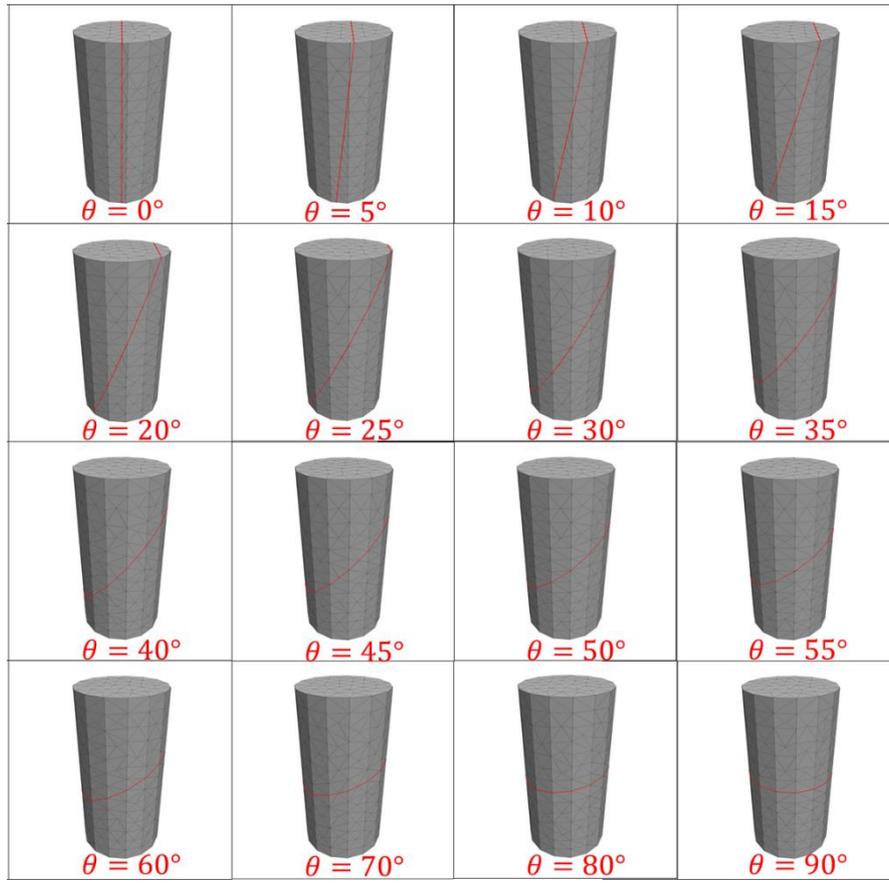


圖4.4-10 不同弱面角度之Cmodel與Jmodel複合模型示意圖 (彭嘉勳, 2022)

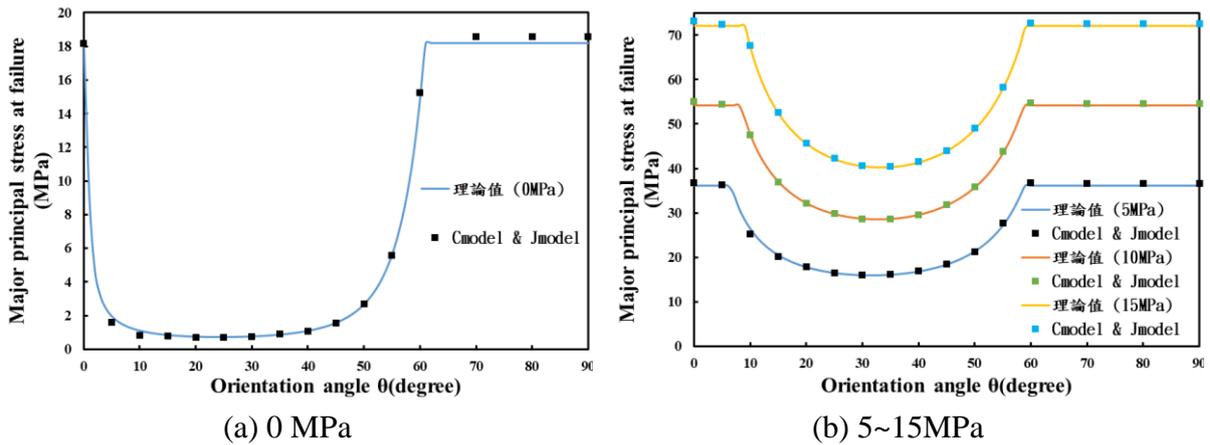


圖4.4-11 岩體滑動破壞強度理論值與模擬比較(彭嘉勳, 2022)

圖 4.4-12 為兩種模型之破壞情形比較，網格為藍色代表岩體或弱面之剪力破壞，顯示在加上 Jmodel 後的複合模型因節理破壞滑動後進入殘餘強度，強度表現有明顯的峰後行為，且因節理之分離破壞使周圍之岩體破壞較 Cmodel 模型小

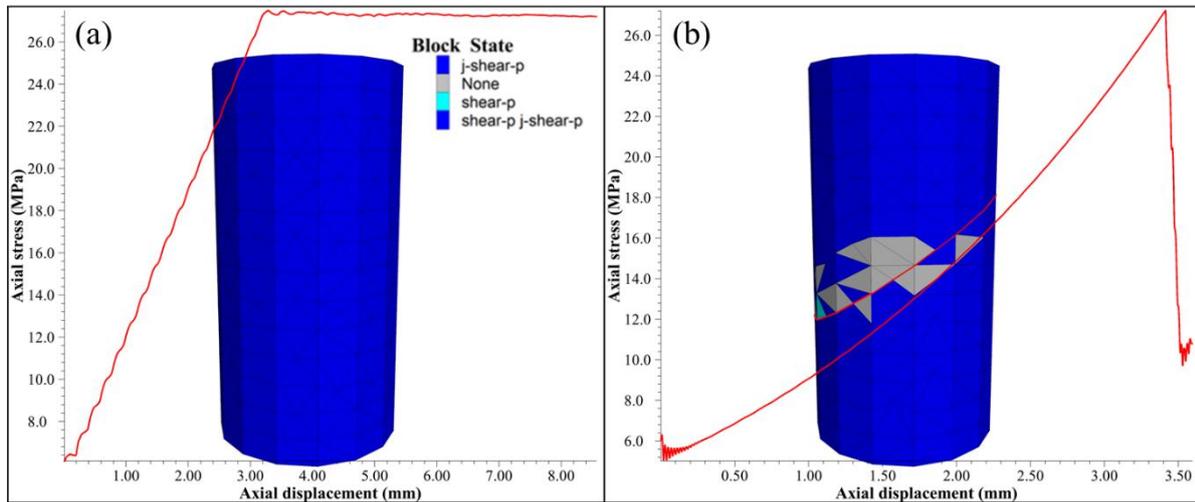


圖4.4-12 破壞情形比較：(a)Cmodel模型與(b)Cmodel與Jmodel複合模型(彭嘉勳，2022)

彭嘉勳(2022)建立了兩個基於 FFC 所開發的模型，分別為 FFC Jmodel 與 Ubi-FFC Cmodel。其中 Jmodel 設定於不連續面上，可用以模擬葉理面之分離破壞模式，且剪力、正向勁度可給定與正向應力相關之參數，以非定值來表現葉理之行為，符合實驗結果。Cmodel 則可用以模擬葉理面發達之變質岩體，可設定弱面之位態，並於弱面發生破壞後產生塑性變形的行為，而此模型為連續體之概念，無法產生真正的分離破壞，但在塊體中每一網格皆可為弱面存在之處，可大幅縮短因設定過多不連續面所需之預算時間。

第五章、國內專家技術討論會

有鑑於我國地質條件與國外處置技術先進國家之處置母岩特性並不相同，相關工程環境及處置場址調查經驗亦存在差異，為能將本研究蒐整之資料供後續有關場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議研擬之參考，本子計畫依總計畫之規劃辦理國內專家技術討論會議，邀請國內相關領域之專家學者進行實質討論。茲將專家技術討論會會議資訊及本計畫羅列之討論重點整理於 5.1 節，受邀專家提供之意見整理於 5.2 節。

5.1 會議說明

5.1.1 會議資訊

本子計畫之專家技術討論會由總計畫統籌辦理，舉辦日期為 2023 年 10 月 20 日，會議議程如表 5.1-1 所示，討論會分為上下半場，上半場由子計畫一進行，討論議題為「低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合試驗及模擬」，下半場為本子計畫(子計畫二)，由楊長義教授、李宏輝教授以及翁孟嘉教授主持，舉辦於國立陽明交通大學博愛校區賢齊館春耕軒會議廳。

表5.1-1 國內專家技術討論會議程表

時間	議程
13：30~13：40	主席致詞
13：40~14：30	低放射性廢棄物坑道處置岩體裂隙之水力-力學耦合試驗及模擬
13：40~13：55	簡報
13：55~14：30	意見交流與討論
14：30~14：40	休息
14：40~15：30	低放射性廢棄物坑道處置之異向性岩體破壞準則
14：40~14：55	簡報
14：55~15：30	意見交流與討論

5.1.2 與會成員

本次專家技術討論會之參與成員包含了主管機關核能安全委員會相關人員，以及本計畫之成員臺灣地下水暨水文地質學會會員王士榮副教授、淡江大學楊長義教授、國防大學李宏輝教授、國立陽明交通大學翁孟嘉教授，以及本團隊專業顧問林伯聰經理之外，本次討論會亦邀請了四位專家，包含國立中央大學應用地質研究所董家鈞教授、國立臺灣大學土木工程學系王泰典教授、國立中央大學土木工程學系田永銘教授，以及台灣電力公司核能後端營運處李在平博士，透過邀請學術界及業界之專家，共同參與討論並提出寶貴之意見，簽到記錄參見附錄 B。

5.1.3 討論議題

本子計畫彙整本年度前四項工作項目，包括「國際間有關異向性岩體之場址調查及坑道開挖案例文獻蒐整」、「異向性岩體破壞準則及破壞模式研析」與「我國異向性岩體力學特性、破壞準則建構及結合數值分析之應用」，研擬專家技術討論會議題，如下列所示：

- (1) 場址特性調查
 - a. 鑽探取樣與岩心判釋
 - b. 現地試驗－現地應力調查
- (2) 室內試驗
 - a. 考量不同弱面傾角條件下異向性岩體之強度與變形性
 - b. 不同弱面傾角條件下之三軸壓縮試驗
- (3) 異向性岩體破壞準則建構
- (4) 異向性岩體工程特性－蘇花改工程經驗

5.2 專家技術討論會成果彙整

本節針對本子計畫所擬定之議題，整理專家技術討論會所受邀之專家提供之意見與建議如下：

(1) 王泰典教授

- a. 異向性岩體之工程特性部分，建議可以蒐集國內隧道如蘇花改工程及台九線南迴公路改善案例。以蘇花改為例，根據個人過去從事隧道工程規劃、設計與施工經驗，於異向性岩體進行隧道挖掘，時有湧水與抽坍等工程挑戰，國內既有的隧道工程經驗確實可供低放射性廢棄物採坑道處置時，有關場址調查與坑道長期穩定相關審驗技術之參考。
- b. 異向性岩體破壞準則蒐集，建議針對重要者評述破壞後變形特性或是流動規則^註。破壞準則一般取材料的尖峰強度作為準則建立之依據，但是處置母岩經隧道挖掘擾動後，其力學特性可能已進入峰後行為，其殘餘強度、破壞後的變形特性可納入未來異向性岩體破壞準則之參考。

註：流動規則(flow rule)或譯為塑流法則，是彈塑性理論(elastic-plastic theory)為建立材料之應力-應變組成律時，有關材料塑性變形之分析概念。當材料承受之應力超過其降伏強度(yielding strength)即進入塑性變形階段，此時的塑性應變增量($d\varepsilon^p$)可視為向量，且其與塑性勢能面(plastic potential surface)函數(f)及應力(σ)之關係為 $\varepsilon^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma}$ ，其中 $d\lambda$ 為一非負純量函數(non-negative scalar function)。

(2) 田永銘教授

- a. 目前異向性岩體破壞準則多以三軸試驗($\sigma_2 = \sigma_3$)結果驗證或建立，宜擴展至真三維應力下的破壞準則。考量實際處置場址的現地應力條件可能存在 $\sigma_2 \neq \sigma_3$ 之條件，針對真三維應力條件下發展破壞準則之相關文獻，及所需的實驗設備與技術，可納入未來研究規劃。

- b. 可發展 anisotropic synthetic rock mass(異向性合成岩體)相關的模擬技術。為能對異向性岩體能有系統性的了解，可透過人造異向性合成岩體之模擬技術，進行相關影響因子的探討。

(3) 李在平博士

- a. 地下設施與坑道設計本土研究應用希望提供執行單位參考。研究計畫執行期間蒐整的「我國潛在候選場址岩石力學試驗相關成果」，及有關變質岩葉理面破壞準則之實驗研究等資料，資料蒐整齊全，且有關變質岩葉理面的試驗研究為近期之研究資料，可提供執行單位作為相關模擬分析與評估工作之參考依據。
- b. 本土潛在母岩異向性差異評估，後續可進一步研究差異影響。有鑑「台東縣達仁鄉」為我國公告之低放射性廢棄物最終處置建議候選場址，且該處是具有葉理特徵的變質岩區，相關的岩石力學特性及異向性差異，可作為後續研究課題。

(4) 董家鈞教授

- a. 除了對坑道 EDZ 與支撐設計之影響外，可以更廣泛的思考岩石強度、變形性與水力特性之異向性對處置規劃設計之影響，如對現地應力量測之影響與對安全評估之影響。
- b. 板岩與硬頁岩之異向性差異可以加以評估。有鑑於達仁鄉潛在候選場址位處變質岩地區，岩層包含了板岩與硬頁岩等變質岩類，針對是類岩石的異向性與差異亦可作為後續研究主題。

本研究根據專家學者意見，綜整本子計畫前期與年度內計畫成果，及相關文獻資料，提出後續處理與建議，詳表 5.2-1，並將相關內容反饋至第六章「低放射性廢棄物最終處置場具異向性岩體特性之場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議」，及第七章之結論與建議。例如，有關「臺 9 縣南迴公路安朔草埔段隧道工程施工經驗」述及之工程實務特殊問題，包括湧水、剪裂破碎帶及洞口段穩定問題等，即可納入坑道處置安全評估審驗技術建議之參考。

表5.2-1 專家討論會意見暨後續回應與建議

受邀專家	編號	意見內容	本子計畫之後續處理與建議
王泰典教授	1	異向性岩體之工程特性部分，建議可以蒐集國內隧道如蘇花改工程及台九線南迴公路改善案例，可以提供審查驗證參考。	<p>根據臺 9 縣南迴公路安朔草埔段隧道工程施工經驗(藍維恭等人，2015)，其計畫路線是以板岩及硬頁岩之潮州層為主，地質構造型態為褶皺，沿板岩劈理面常有剪裂帶發育，地層較為破碎，其在主隧道北口水平鑽探過程中即遇有湧水現象，湧水量約為 72 m³/hr。為避免隧道施工時遭遇湧水及抽坍等現象，其遭遇之問題與處理對策計有：</p> <p>(1) 湧水問題</p> <ul style="list-style-type: none"> 路線可能遭遇之地下水問題，施工時藉助排水鑽孔來預先掌握地下水情況。湧水處理之對策可分為湧水之排除與阻止兩方式。 於豎井開挖遭遇大量湧水，其處理工法即採用化學灌漿工法。 <p>(2) 剪裂破碎帶</p> <ul style="list-style-type: none"> 隧道開挖前採長距離前進探查孔、隧道震波探測(TSP)等，確認隧道開挖面前方斷層破碎帶位置、影響範圍及滲水潛能。 以排水工法、阻水工法(化學灌漿、水泥系灌漿或兩法併用)預先減輕或避免湧水之影響，再搭配管幕工法或地盤改良等措施因應。 <p>(3) 隧道洞口段穩定</p> <ul style="list-style-type: none"> 針對地質條件較差之洞口段邊坡，採地錨格梁護坡先行穩定，隧道頂部以管幕鋼管先行支撐後再進行隧道鑽掘。 <p>(4) 隧道通風系統</p> <ul style="list-style-type: none"> 該交通隧道超過 3,000 m，屬甲級隧道，採用點排式與縱流式通風方式併用系統處理通風問題。 <p>(5) 隧道內主動式人員車輛機具管理</p>

			<ul style="list-style-type: none"> • 隧道施工區內均佈設無線射頻(RFID)辨識系統，透過 RFID 的讀取器及資料傳送器(或中繼站)，將配帶感應晶片之人員、車輛及機具之動、靜態資料傳送至設置監控崗哨或工務所之 PC 監控程式內，進行全方位之安全監控。 <p>(6) 全生命週期隧道維護管理</p> <ul style="list-style-type: none"> • 全生命週期觀點的隧道設計考量，包括隧道長期穩定之考量、斷面設計納入維修補強淨空餘裕、排水設施與襯砌設計水壓、重點斷面(區段)的長期監測設施及導入全生命週期之營運維護檢測監測。
	2	異向性岩體破壞準則蒐集，建議針對重要者評述破壞後變形特性或是流動規則。	<p>(1) 目前本計畫所蒐整之強度破壞準則，係以尖峰強度為主，有關峰後(破壞後)之殘餘強度與變形特性，或是流動規則，建議可納入未來之研究課題。</p> <p>(2) 翁孟嘉教授及其研究團隊所發展之葉理面破壞準則，可考量葉理面在破壞後(峰後)經持續長位移剪動條件下之殘餘強度，其提出之橫向等向性岩體破壞準則符合我國本土地質條件特性，建議未來可結合此一破壞準則進行隧道開挖案例研析。</p>
田永銘教授	3	目前異向性岩體破壞準則多以三軸試驗($\sigma_2 = \sigma_3$)結果驗證或建立，宜擴展至真三維應力下的破壞準則。	有關真三維應力條件下之破壞準則發展、相關試驗與應用，可納入未來研究議題。
	4	可發展 anisotropic synthetic rock mass(異向性合成岩體)相關的模擬技術。	異向性合成岩體的模擬技術區分下列二點，建議可納入未來研究議題： <p>(1) 人工模擬材料製作異向性合成岩體之模擬技術與試驗研究。</p> <p>(2) 利用數值工具建立具異向性岩體之模擬與分析技術。</p>

李在平博士	5	地下設施與坑道設計本土研究應用希望提供執行單位參考。	本計畫將前期研究蒐整之岩石力學參數一併納入期末報告附錄 C，以供未來相關執行單位參考。
	6	本土潛在母岩異向性差異評估，後續可進一步研究差異影響，	根據「101 安朔至草埔地質調查」鑽探試驗報告，顯示硬頁岩分別經水平與垂直鑽探取樣後進行之岩石單軸壓縮試驗，其水平/垂直之平均強度比為 1.47，水平/垂直之平均楊氏模數比為 2.25，惟針對不同葉理面傾角條件下之單軸與三軸壓縮試驗，目前尚無系統性的系列研究與調查成果，除可納入未來研究議題外，亦可做為未來低放射性廢棄物處置場場址特性調查之建議項目。
董家鈞教授	7	除了對坑道 EDZ 與支撐設計之影響外，可以更廣泛的思考岩石強度、變形性與水力特性之異向性對處置規劃設計之影響，如對現地應力量測之影響與對安全評估之影響。	<p>(1) 有關岩體異向性對開挖引致岩體損傷(EDZ)、支撐設計、岩石強度、變形特性與水力特性之影響，除可納入未來研究議題外，亦可做為未來低放射性廢棄物處置場場址特性調查之建議項目。</p> <p>(2) 根據本子計畫前其研究「低放射性廢棄物處置現地應力量測影響因子研析」(楊長義與李宏輝, 2011)，採 UDEC 數值分析探討異向性岩體中，弱面間距與鑽孔直徑比(s/d)及弱面傾斜角(θ)對水力破裂誘發裂隙之影響，例如當 $s/d \leq 0.6$ 且 $\theta \leq 45^\circ$，水力破裂誘發之裂隙均沿著弱面發展；當 $\theta > 45^\circ$，將隨著弱面角度不同，誘發之裂隙與最大主應力方向有 $0^\circ \sim 15^\circ$ 之誤差，顯示異向性岩體之弱面及其角度確實對現地應力量測存在影響。</p>
	8	板岩與硬頁岩之異向性差異有多大?或許可以加以評估一下。	<p>(1) 目前蒐整之資料僅有硬頁岩之水平/垂直之平均強度與楊氏模數比。針對板岩之異向性及其與硬頁岩之差異，建議可納入未來資料蒐整與研究項目。</p> <p>(2) 根據 Singh 等人(1983) 的研究，頁岩的異向比介於 1.0~4.0，板岩介於 4.01~6.0，可作為初步之參考。</p>

第六章、低放射性廢棄物最終處置場具異向性岩體特性之場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議

「金門縣烏坵鄉」與「台東縣達仁鄉」為我國公告之二處低放射性廢棄物最終處置建議候選場址，根據本子計畫前期研究—「111 年處置設施場址岩石力學特性及其對現地應力量測結果之影響研析」(楊長義與李宏輝，2022)，研判「台東縣達仁鄉」所處母岩在岩石強度與變形特性具有一定程度之異向性，故本項工作將綜整各項工作成果，及參考鄰近「台東縣達仁鄉」建議候選場址之公共工程建造經驗，針對具異向性岩體特性之場址調查要項與坑道處置安全評估工作提出適切的建議。

6.1 具異向性岩體特性之場址調查要項建議

完整岩石的特性是處置設施設計所需的重要參數，且岩體中既存的弱面，無論是葉理面、劈理面、層面或是節理等，為影響處置母岩力學特性之重要地質因素，包括岩石的勁度(stiffness)、強度(strength)、熱傳導率(thermal conductivity)、電阻率(resistivity)等特性，端視試體取樣方向不同，其試驗結果亦有所差異(Posiva, 2006)。爰此，針對具異向性岩體特性之場址調查要項提出以下幾點建議：

(1) 鑽心取樣與異向性程度評估

異向性岩體的取樣工作，必須充分獲得不同弱面傾斜角度之試體，可透過以下方法進行鑽心取樣：

- 採現場定向岩心鑽探獲得任意直徑的岩心樣本，惟須注意在鑽心取樣深度範圍內，葉理或層理面的可能變化。
- 進行現場非定向岩心鑽探(一般係指垂直方向)後，再利用套鑽獲得某特定方向之試體。依經驗，非定向岩心直徑 ≥ 120 mm，可提供後續以套鑽法進行定向取樣(圓柱試體直徑 50 mm)。
- 現場取得較大的岩塊之後，另外再進行定向岩心鑽探，以獲得試驗試體。

此外，在異向性程度評估部分，本計畫蒐整了強度異向性指標($Ia_{(50)}$)、異向性比(R_c)及異向性指標(AI)三種評估指標，可作為異向性程度的評估依據。以異向性比(R_c)為例，係以垂直於葉理面取樣之岩心試體進行單軸壓縮試驗，獲得之單壓強度($\sigma_{c,90}$)，及任意一取樣角度下獲得之單壓強度最小值($\sigma_{c,min}$)，取二者之比值定義為異向性比($R_c = \sigma_{c,90}/\sigma_{c,min}$)。根據Singh 等人(1983)的研究，頁岩的異向比介於 1.0~4.0，板岩介於4.01~6.0，千枚岩大於 6，屬極度異向性。

(2) 處置母岩異向性調查與岩心判釋

- 根據 Posiva (2006)提出處置母岩異向性調查工作重點，計有葉理方向、葉理密集度及葉理型態，詳表 2.1-1。葉理方向可透過數位鑽孔壁面影像擷取技術，獲得代表性影像以進行葉理位態判釋。
- 葉理密集度與葉理型態部分，可預先提供處置母岩代表性岩心照片供現場或實驗室人員進行判釋與分類，Posiva (2006)將葉理結構密集度區分低、中、高，及代表無葉理構造之塊狀岩石。
- 已完成分類的岩石賦予岩石力學葉理參數(RMF)，該參數可提供工程師了解處置母岩葉理分布特徵，據以提供場址安全分析與工程設計時，評估數值分析採離散裂隙模型(Discrete Fracture Model, DFM)建模之必要性。

(3) 異向性岩體破壞準則

- 異向性岩體破壞準則須能反應岩體在不同的弱面傾角、圍壓條件下之強度變化、變形特性與破壞模式，準則所需參數數量、參數獲得所需試驗及率定方式應一併考量。
- 考量岩體經開挖擾動後，其強度可能已達峰後之殘餘強度，變形特性也與峰前迥異，故異向性岩體破壞準則在峰後行為的適用性亦屬重要，應一併考量。
- 有鑑於數值分析已廣泛應用於工程實務問題之模擬與分析，異向性岩體特性之處置母岩坑道安全評估採數值分析時，應考量所採異向性岩體破壞準則之適用性，並在完成數值模型與參數率定程序後，始能運用於處置坑道安全評估分析。

(4) 現地應力調查

- 處置母岩若具葉理特徵，不僅對坑道式處置之數值模型建模、工程規劃與設計具有重要意義，對場址調查工作階段，尤其是現地應力量測亦屬重要。目前的現地應力量測技術，無論是水力破裂法或是應變釋放法，處置母岩既存的弱面對現地應力量測結果存在直接或間接的影響，應特別注意。
- 本計畫前期研究曾以 UDEC 探討異向性岩體中，弱面間距與鑽孔直徑比(s/d)及弱面角度(θ)變化對水力破裂誘發裂隙之影響：(i) $s/d \leq 0.6$ ， $\theta \leq 45^\circ$ ，水力破裂誘發之裂隙均沿著弱面發展；當 $\theta > 45^\circ$ ，會隨著弱面角度不同，誘發之裂隙與最大主應力方向有 $0^\circ \sim 15^\circ$ 之誤差。(ii) 若 $s/d \geq 1.0$ ， $\theta \leq 30^\circ$ ，水力破裂誘發之裂隙均沿著弱面發展；當 $\theta > 30^\circ$ ，誘發之裂隙與最大主應力方向有 $0^\circ \sim 10^\circ$ 之誤差。(楊長義與李宏輝，2022)

6.2 坑道處置安全評估審驗技術建議

(1) 開挖損傷區(excavation damage zone, EDZ)之調查與評估

EDZ為處置坑道安全分析之重要課題，尤其當處置母岩存在葉理或裂隙等弱面時，因坑道開挖引致的處置母岩損傷或擾動，將可能造成新生裂隙沿著既有的弱面發展，導致處置母岩的強度與變形性降低、滲透性增加。爰此，應審慎評估於異向性岩體之開挖損傷潛勢，作為坑道開挖方法與支撐方式之選定依據，有關開挖損傷區之調查與評估另整理於附錄C。

(2) 異向性岩體之坑道開挖考量

根據臺9縣南迴公路安朔草埔段隧道工程於板岩及硬頁岩之施工經驗，因地層較為破碎，且沿板岩劈理面常有剪裂帶發育，經研析其針對可能遭遇之湧水、剪裂破碎帶及洞口段穩定問題與處理對策後，整理下列三點：

- 隧道開挖前方地質調查

應於隧道開挖前再次確認前方地質條件，例如於隧道開挖前進面採長距離前進探查孔或隧道震波探測(Tunnel Seismic Prediction, TSP)，確認隧道開挖面前方斷層破碎帶位置、影響範圍及湧水潛能。

- 湧水問題與剪裂破碎帶

針對可能的湧水問題提出適當的處理對策，包括湧水之排除與湧水之阻止。湧水之排除可透過排水鑽孔來預先掌握及排除地下水，湧水之阻止可採阻水工法(化學灌漿、水泥系灌漿或兩法併用)以預先減輕或避免湧水之影響，再搭配管幕工法或地盤改良等措施因應。

- 隧道洞口穩定

針對地質條件較差之洞口段邊坡應提出適切的邊坡穩定方法，待邊坡穩定後再進行隧道鑽掘，例如可採地錨格梁護坡先行穩定，隧道頂部以管幕鋼管先行支撐。

(3) 弱面位態對處置設施空間配置之影響

由於異向性岩體之岩石強度具有方向性，尤其是沿著弱面之剪力強度甚低，甚至可能因所處環境加速岩體風化，進而導致岩體品質劣化，影響坑道結構穩定性。基於長期安全考量，坑道結構的空間配置必須考慮岩體中既存的弱面位態，並視需要提出符合坑道結構長期穩定之支撐方式。

(4) 全生命週期之坑道維護管理

全生命週期觀點的隧道設計考量，包括隧道長期穩定之考量、斷面設計納入維修補強淨空餘裕、排水設施與襯砌設計水壓、重點斷面(區段)的長期監測設施及導入全生命週期之營運維護檢測監測。

第七章、結論與建議

本子計畫延續前期研究—「111 年處置設施場址岩石力學特性及其對現地應力量測結果之影響研析」(楊長義與李宏輝, 2022), 進一步針對異向性岩體破壞準則建構技術與應用進行國內外文獻蒐整與研析, 並藉由舉辦國內專家技術討論會議, 將本研究蒐整之資料供後續有關場址調查要項及坑道處置安全評估技術建議研擬之參考。本章綜合前述各章內容, 提出結論與建議, 分述於 7.1 與 7.2 節。

7.1 結論

- (1) 完整岩石的勁度、強度、熱傳導率、電阻率等特性, 端視試體取樣方向不同, 其試驗結果亦有所差異, 對於處置場的設計與建造、熱傳建模與坑道穩定性分析等, 必須將處置母岩的葉理特徵及其影響納入考量。
- (2) 處置母岩若具葉理特徵, 不僅對坑道式處置之數值模型建模、工程規劃與設計具有重要意義, 對場址調查工作階段, 尤其是現地應力量測亦屬重要。目前的現地應力量測技術, 無論是水力破裂法或是應變釋放法, 處置母岩既存弱面對現地應力量測結果存在直接或間接的影響, 應特別注意。
- (3) Posiva(2006)提出的岩石力學葉理參數(rock mechanics foliation number, RMF)與葉理分類矩陣可提供工程師了解處置母岩葉理分布特徵與三維地質模型建模所需資訊, 及評估數值分析採離散裂隙模型(Discrete Fracture Model, DFM)建模之必要性。
- (4) 異向性岩體破壞準則之建構, 必須考慮參數數量、參數是否具備物理及力學意義、參數如何獲得、破壞準則與試驗數據之驗證與峰後行為之適用性, 另外, 其應用於數值分析之可行性亦須一併考量。
- (5) 基於 FFC 所開發的 FFC Jmodel 與 Ubi-FFC Cmodel 可用來模擬異向性岩體力學特性, Jmodel 可用以模擬葉理面之分離破壞模式, Cmodel 係基於連續體之概念來模

擬葉理面發達之變質岩體，雖無法產生真正的分離破壞，但在塊體中每一網格皆可為弱面存在之處，可大幅縮短因設定過多不連續面所需之預算時間。

7.2 建議

- (1) 為能掌握處置場址母岩力學性質，及提供後續數值分析建模所需資訊，Posiva(2006)針對岩石是否為均質或異向性岩體，及葉理結構及對岩石異向性特徵的描述與分類經驗，值得我國未來有關處置母岩調查項目之參考。
- (2) 為獲得異向性岩體在不同弱面傾角條件下之力學特性，所準備的試體必須具備不同之弱面傾角條件，若透過岩心鑽探取得試驗試體，應注意岩石弱面的可能變化，及注意鑽心過程中對弱面造成的擾動。
- (3) 本研究蒐整之三項異向性評估指標，包括強度異向性指標($I_{a(50)}$)、異向性比(R_c)及異向性指標(AI)均是採取各種不同弱面角度之岩石試體進行強度試驗後，再依各評估指標之定義進行異向性評估。強度異向性指標($I_{a(50)}$)因點荷重試驗具操作簡單且試體製備相對容易之優點，可做為初期調查之參考。異向性比(R_c)及異向性指標(AI)均採單軸壓縮強度為其評估依據，其中，異向性指標(AI)評估值介於 0.0 ~ 1.0，其評估值趨近於 1 代表等向性，趨近於 0 代表異向性愈強烈，更能清楚且直觀地反應岩石異向性，可做為我國後續評估場址岩體異向性之參考指標。
- (4) 目前異向性岩體破壞準則多以三軸試驗($\sigma_2 = \sigma_3$)結果驗證或建立，宜擴展至真三維應力下的破壞準則。
- (5) 針對我國現階段的放射性廢棄物處置規劃係採深層地質處置，處置母岩在該地質深處條件下，其變形是否具塑性行為，實需搭配三軸壓縮試驗始能獲得。針對我國現階段所列二處潛在候選場址，未來可透過岩石鑽心取樣進行力學試驗研究，以提供處置設施坑道結構穩定分析所需材料參數，並作為選定適切的材料組成律與破壞準則之參考依據。

- (6) 岩體異向性對開挖引致岩體損傷(EDZ)與支撐設計之影響，可納入未來研究議題，亦可做為未來低放射性廢棄物處置場場址特性調查之建議項目。
- (7) 本土具葉理面與劈理面之變質岩類，其異向性對岩石強度、變形特性與水力特性之影響，及不同岩石類別在上述異向性之差異，可做為未來之研究課題。

參考文獻

- [1] 洪如江，變質岩之原生弱面，地工技術，第62期，1997。
- [2] 台灣電力公司，低放射性廢棄物最終處置技術評估報告，2017。
- [3] 低放射性廢棄物最終處置技術評估報告，台灣電力公司，2017。
- [4] 李晉泓，板片岩葉理面破壞準則研究。國立高雄大學土木與環境工程學系碩士論文，2017。
- [5] 李沅昶，板岩逆向坡之穩定性控制因子研究，國立台灣大學土木工程學系碩士論文，2018。
- [6] 吳偉豪，橫向等向性併購岩之製作與力學性質，國立中央大學土木工程學系，碩士論文，2006。
- [7] 張荐宇，板岩葉理之非線性破壞準則及其邊坡穩定分析應用，國立台灣大學土木工程學系碩士論文，2019。
- [8] 陳顥仁，變質岩葉理面破壞準則之研究，國立陽明交通大學土木工程學系，碩士論文，2021。
- [9] 彭嘉勳，以離散元素法探討板岩葉理力學特性對工程之影響，國立陽明交通大學土木工程學系，碩士論文，2022。
- [10] 楊長義、李宏輝，111年處置設施場址岩石力學特性及其對現地應力量測結果之影響研析，行政院原子能委員會核能研究所，2022。
- [11] 劉家豪，橫向等向性合成岩體之力學行為及其變異性，國立中央大學土木工程學系，碩士論文，2019。
- [12] 藍維恭、蘇文崎、林志權、陳正勳，臺9線南迴公路安朔草埔段隧道工程特殊考量及施工挑戰，中華技術，No. 105，2015。
- [13] Alliro, D., Boehler, J. P., and Sawczuk, A. (1977) Irreversible deformation of anisotropic rock under hydrostatic pressure. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, Vol. 14, 77-83. (間接引用自吳偉豪，2006)
- [14] Amadei, B., Savage, W. Z. and Swolfs H. S., 1987. Gravitational stresses in anisotropic rock masses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, Vol. 24, 5-14.

- [15] Autio, J., Johansson, E., Kirkkomäki, T., Hakala, M., Heikkilä, E., 2000. In-situ failure test in the Research Tunnel at Olkiluoto. Posiva, Oy, report POSIVA 2000-05.
- [16] Barton, N. and Choubey V. (1977) The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics*, Vol. 19, 1-54.
- [17] Bewick R. P and Kaiser P. K. (2009) Influence of Rock Mass Anisotropy on Tunnel Stability. Conference: ROCKENG09: Proceedings of the 3rd CANUS Rock Mechanics Symposium.
- [18] Broch, E. (1983) Estimation of Strength Anisotropy using the Point-Load Test. *Int. J Rock Mech. Min Sci. & Geomech Abstr* Vol 20, No 4, 181-187.
- [19] Donath, F. A. (1964) Strength variation and deformational behavior in anisotropic rock. In *State of Stress in Earth's Crust*, Eds. Judd, W. R., Elsevier, Amsterdam, 280-297. (間接引用自吳偉豪，2006)
- [20] Duveau G., Shao J. F. and Henry J. (1998) Assessment of some failure criteria for strongly anisotropic geomaterials. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials*, Vol. 3, 1-26.
- [21] Fortsakis P., Nikas K., Marinos V. & Marinos P. (2012) Anisotropic behaviour of stratified rock masses in tunnelling. *Engineering Geology*, 74-83.
- [22] Gerrard, C. M. (1975) Background to mathematical modeling in geomechanics: the roles of fabric and stress history, in *Proc. Int. Symp. On Numerical Methods*, Karlsruhe, Balkema, Rotterdam, pp. 33-12.
- [23] Griffith, A. A. (1921) The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, 221, 163-198.
- [24] Hoek, E. (1968) Brittle failure of rock. *Rock Mechanics in Engineering Practice*, Stagg and Zienkiewicz (editors), Wiley, London, pp. 99-124.
- [25] Hoek, E and Brown, E.T. (1980). *Underground Excavations in Rock*, Institution of Mining and Metallurgy, London.
- [26] Jaeger, J. (1960) Shear failure of anisotropic rocks. *Geol. Mag.*, 97, 65-72.
- [27] Lipponen A. Manninen S. Niini H., Rönkä E., 2005. Effect of water and geological factors on the long-term stability of fracture zones in the Pääjanne Tunnel, Finland: a case study. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 42 (2005) 3-12.

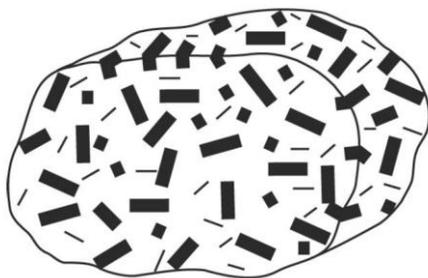
- [28] McLamore, R. and Gray, K. E. (1967) The mechanical behavior of anisotropic sedimentary rocks. *Journal of Engineering for Industry, Trans. of the A.S.M.E.*, Vol. 89.
- [29] McLamore R. and Gray K. E. (1967) The Mechanical Behavior of Anisotropic Sedimentary Rocks. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 89(1), 62-73.
- [30] Niando, H., Shao, J. F., Henry, J. P., and Fourmaintraus, D. (1997) Laboratory investigations of the mechanical behavior of Tournemire shale. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science*, Vol. 34(1), 3-16. (間接引用自吳偉豪，2006)
- [31] Pariseau, W. G. (1972) Plasticity theory for anisotropic rocks and soils. *Proc. 10th Symp. on Rock Mech*, Vol. 1, AIME. (間接引用自Duveau，1998)
- [32] Pedro P. C. and Marcos M. F. (2018) Assessing the tensile strength of rocks and geological discontinuities via pull-off tests. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 52, 44-52.
- [33] Patton, F. D. (1966) Multiple modes of shear failure in rock. In: *Proc., 1st Int. Cong. Rock Mech.*, Lisbon, Vol. 1, 509--513.
- [34] Plinninger R. J. and Alber M. (2015) Assessment of Intact Rock Strength in Anisotropic Rock - Theory, Experiences and Implications on Site Investigation. *EUROCK 2015 & 64th Geomechanics Colloquium*.
- [35] Posiva (2006) Foliation: Geological Background, Rock Mechanics Significance, and Preliminary Investigations at Olkiluoto. Working Report 2006-03.
- [36] Ramamurthy, T., Rao, G. V., and Rao, K. S. (1985) A Strength Criteria for Rocks. In *Peoc. Indian Geotech. Conf.*, Roorkee, Vol. 1, 59-64.
- [37] Ramamurthy, T. (1993) Strength and modulus responses of anisotropic rocks, In *Comprehensive Rock Engineering*, Vol. 1. Fundamentals, Pergamon Press, Oxford, 313-329.
- [38] Seingre, G. (2005). Tunnel de base du Lötschberg-Bilan de l'excavation aux tunneliers, In: Arnould, M., Ledru, P. (Eds.), *GEOLINE 2005*, BRGM editions. Lyon, France, 23-25 May.
- [39] Singh, J., Ramamurthy, T. & Rao, G.V. (1989) Strength anisotropies in rocks. *Indian Geotech J*, 19, 147–166.

- [40] Tammisto, E., Lehtimäki, T., Palmén, J., Hellä, P. & Heikkinen, E. 2002. Fracture mapping from Olkiluoto borehole image data, 2001. Working Report 2002-22. Posiva Oy, Helsinki.
- [41] Tien, Y. M., Kuo, M. C., and Lu, Y. C. (2011) A failure criteria for transversely isotropic rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts*, Vol. 38(3), 399-412.

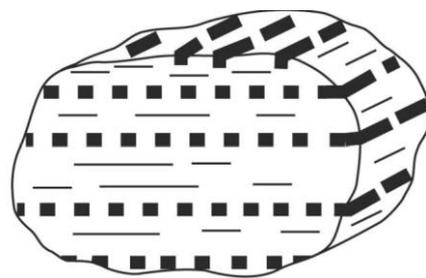
附錄 A 岩石組構補充說明

構造岩(tectonite)是指岩石組構(fabrics)具有某種規律性之岩石，造成該規律性特徵之原因，可能係岩石生成時所造成，例如火成岩因岩漿的流動，或沉積岩因自然營力作用，導致岩石礦物存在某種定向排列構造。此外，岩石生成後，可能因地質構造作用導致岩石中某種礦物形成晶格的定向排列，亦屬於構造岩。岩石組構可大致區分為：

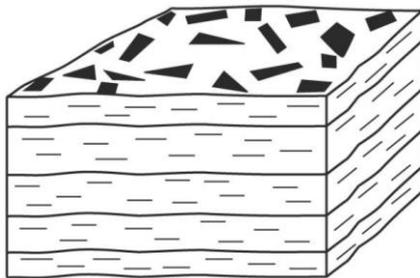
- 散亂的組構(random fabric)，即礦物排列不具特定排列之方向性，詳圖 A-1(a)。
- 具優向排列的組構(preferred fabric)，即礦物排列具特定排列之方向性，詳圖 A-1(b)。
- 面狀組構(planar fabric)，礦物組構具面狀構造，詳圖 A-1(c)，岩石具有此類面狀構造者統稱為葉理(foliation)。
- 線狀組構(linear fabric)，礦物組構具線狀特徵，詳圖 A-1(d)，岩石具有此類線狀構造者稱為線理(lineation)。



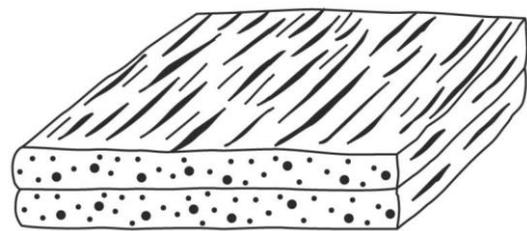
(a) 散亂的組構



(b) 具優向排列的組構



(c) 面狀組構

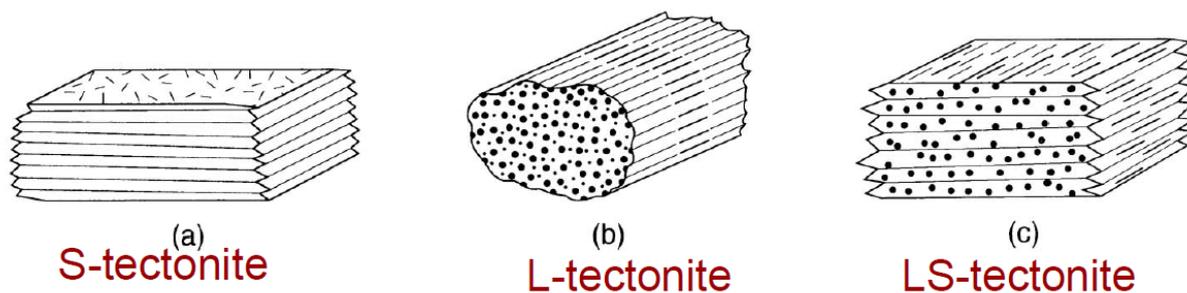


(d) 線狀組構

圖A-1 岩石組構基本分類(摘自楊昭男教授之Fabrics (組構): Foliation and Lineations (葉理與線理)簡報資料)

根據上述之組構分類，可進一步定義 L、S 與 LS 構造岩：

- 岩石組構是以線理為其主要特徵，稱為 L 構造岩(L-Tectonite)，詳圖 A-2(a)。
- 岩石組構是以葉理為其主要特徵，稱為 S 構造岩(S-Tectonite)，詳圖 A-2(b)。
- 岩石組構同時具有葉理與線理特徵者，稱為 LS 構造岩(LS-Tectonite)，詳圖 A-2(c)。



圖A-2 L、S與LS構造岩(摘自楊昭男教授之Fabrics (組構): Foliation and Lineations (葉理與線理)簡報資料)

附錄 B 專家會議簽到表

「112 年低放射性廢棄物坑道處置環境與異向性審驗技術研析」舉辦之專家技術

會議簽到表	
會議名稱：「112 年低放射性廢棄物坑道處置環境與異向性審驗技術研析」之專家技術討論會	
場次：「低放射性廢棄物坑道處置之異向性岩體破壞準則」	
會議日期：2023/10/20	會議時間：14：30~15：30
地點/會議室：國立陽明交通大學博愛校區賢齊館一樓春耕軒	

單位	姓名	簽到
核能安全委員會	鍾沛宇 技正	鍾沛宇
核能安全委員會	謝正驥 技士	謝正驥
核能安全委員會	葉斌 助理研究員	葉斌
國立中央大學	董家鈞 教授	董家鈞
國立台灣大學	王泰典 教授	王泰典
國立中央大學	田永銘 教授	田永銘
台灣電力公司	李在平 博士	李在平
國立中央大學	王士榮 副教授	王士榮
國立陽明交通大學	翁孟嘉 教授	翁孟嘉
淡江大學	楊長義 教授	
國防大學	李宏輝 教授	李宏輝
中興工程顧問股份有限公司	林伯聰 經理	林伯聰
國立中央大學	梁興揆 助理	梁興揆
國立中央大學	賴宣庭 助理	賴宣庭

附錄 C 我國潛在候選場址岩石力學試驗相關成果

表C-1 我國潛在候選場址岩石力學試驗相關成果

試驗參數		達仁鄉建議候選場址鄰近調查資料	離島花崗岩調查資料
完整 岩石 力學 參數	楊氏模數(unit: GPa)	<ul style="list-style-type: none"> 「101安朔至草埔地質調查」：板岩14.80、砂岩24.90、頁岩：28.57 	<ul style="list-style-type: none"> 台電金門塔山電廠花崗岩盤之設計資料：31.13 ~ 59.01 金門片麻花崗岩(趙振宇，2006)：27 福建花崗岩(趙振宇，2005)：45
	柏松比	<ul style="list-style-type: none"> 「101安朔至草埔地質調查」：板岩0.26、砂岩0.19、頁岩：0.25 	<ul style="list-style-type: none"> 台電金門塔山電廠花崗岩盤之設計資料：0.17 ~ 0.24 金門片麻花崗岩(趙振宇，2005)：0.47 福建花崗岩(趙振宇，2005)：0.28
	單軸壓縮強度 (σ_c)(unit: MPa)	<ul style="list-style-type: none"> 「建議候選場址遴選報告」(經濟部，2011)：硬頁岩 19.6 ~ 49 「101安朔至草埔地質調查」： 靜彈模數試驗：板岩 21.07、砂岩 22.87、頁岩 30.32； 單軸壓縮試驗：板岩 6.80、砂岩 59.67、頁岩 15.06、 砂頁岩 63.79 「107大鳥村、紅葉村地質調查」：灰色板岩 10.0~27.8、 黑色板岩(偶夾變質砂岩) 16.8~106.0 「南迴線金崙等七座隧道安全檢測評估報告」(交通部 台灣鐵路管理局，2008)：硬頁岩 20~50 	<ul style="list-style-type: none"> 「建議候選場址遴選報告」(經濟部，2011)：閃長岩 209.62 MPa、花崗岩類 161.31 MPa 台電金門塔山電廠花崗岩盤之設計資料：75.8 ~ 174.7 金門片麻花崗岩(趙振宇，2005)：125.36 福建花崗岩(趙振宇，2005)：180 金門大橋工程設計(國道新建工程局，2011)：花崗片 麻岩 4.13 ~ 122.42、花崗岩 44.42 ~ 69.8 「料羅港E2碼頭及後線場地新建工程委託規劃技術服 務案」：46.1 ~ 54.8

	張力強度(unit: MPa)	無 ^{註1}	<ul style="list-style-type: none"> 「台灣潛在母岩破壞強度特性與處置坑道破裂關係之研析」(楊長義, 2016): 7.37
	裂隙形成應力 (σ_{ci}) (unit: MPa)	無 ^{註2}	<ul style="list-style-type: none"> 李宏輝與楊長義(2020)根據趙振宇(2005)金門花崗岩片麻岩單軸壓縮試驗資料進行研析: 單壓強度(UCS) 125.36 MPa 裂縫形成應力為 38.58 MPa(= 0.31UCS) 裂縫損傷應力為 70.47 MPa(=0.56UCS)
	三軸試驗剪力強度參數(c)(unit: MPa)	<ul style="list-style-type: none"> 「101安朔至草埔地質調查」: 板岩 2.21、砂岩 10.17、頁岩 2.70、砂頁岩 2.58 	<ul style="list-style-type: none"> 金門片麻花崗岩(趙振宇, 2005): 20 福建花崗岩(趙振宇, 2005): 32 金門大橋工程設計(國道新建工程局, 2011): 花崗片麻岩 0.42~9.22、花崗岩 0.0~7.8
	三軸試驗剪力強度參數(ϕ)(unit: °)	<ul style="list-style-type: none"> 「101安朔至草埔地質調查」: 板岩 42、砂岩 55、頁岩 38°、砂頁岩 42° 	<ul style="list-style-type: none"> 金門片麻花崗岩(趙振宇, 2005): 54 福建花崗岩(趙振宇, 2005): 57 金門大橋工程設計(國道新建工程局, 2011): 花崗片麻岩 35.8~63.9、花崗岩 30.6~34.5
裂隙力學參數	變形特性(K_N 、 K_S)	無	無
	弱面直接剪力強度參數($c_{p,r}$)(unit: MPa)	<ul style="list-style-type: none"> 「101安朔至草埔地質調查」 尖峰凝聚力: 砂岩 0.04、砂頁岩互層 0.02、頁岩 0.03 殘餘凝聚力: 砂岩 0.02、砂頁岩互層 0.01、頁岩 0.02 	<ul style="list-style-type: none"> 金門大橋工程設計(國道新建工程局, 2011): 花崗片麻岩凝聚力近乎零

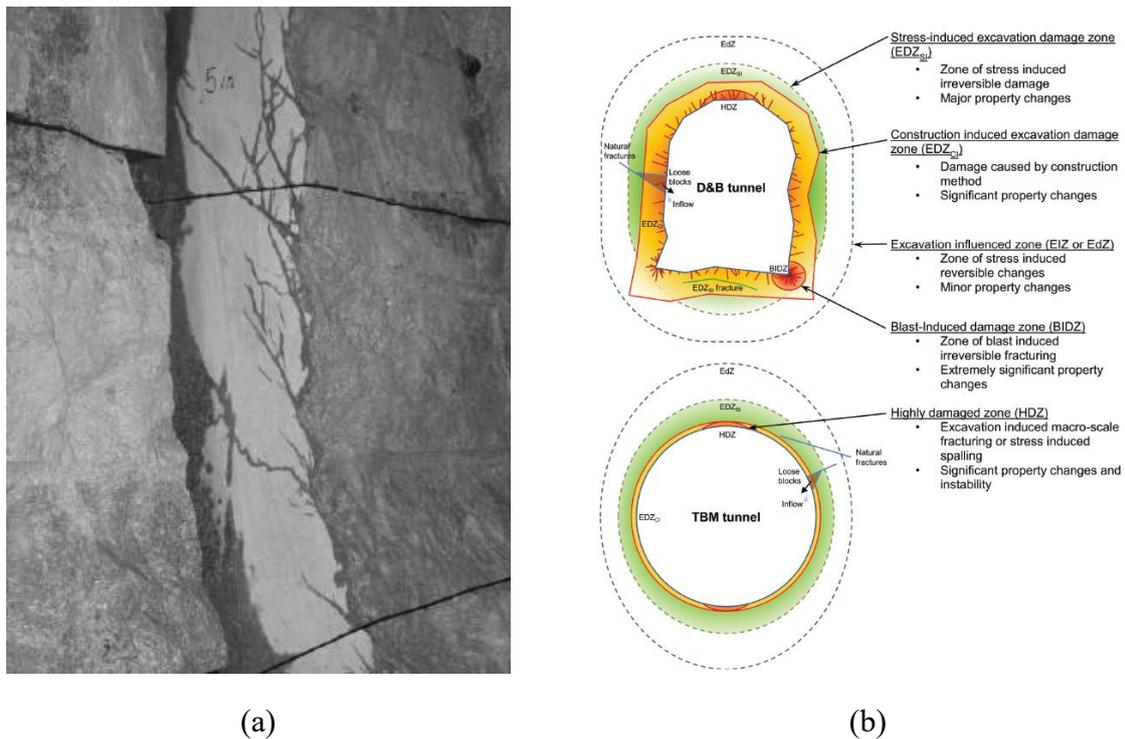
	剪力強度參數 $(\phi_{p,r})(\text{unit: } ^\circ)$	<ul style="list-style-type: none"> 「101安朔至草埔地質調查」： 尖峰摩擦角：砂岩 32、砂頁岩互層 30、頁岩 28 殘餘摩擦角：砂岩 29、砂頁岩互層29、頁岩 26 	<ul style="list-style-type: none"> 台電金門塔山電廠花崗岩盤之設計資料：平滑節理之摩擦角(ϕ_b)介於 41~46 金門大橋工程設計(國道新建工程局，2011)：花崗片麻岩 30.6~34.5
--	--	--	---

註1：可採單軸壓縮強度之1/10~1/20 評估之(Barton，1970)

註2：可透過完整岩石力學之軸向應力－軸向(側向)應變曲線評估之

附錄 D 開挖損傷區及調查方法

處置設施在建造過程中，因為處置隧道或處置孔的開挖，造成鄰近開挖區域一定範圍的處置母岩產生新的裂隙而形成開挖損傷區(excavation damage zone, EDZ)，可能導致岩體強度、變形性與滲透性等力學性質的改變，進而影響處置母岩的力學穩定性，及阻絕與遲滯核種外洩與遷移的功能。EDZ 以鄰近開挖面的裂隙分布密度較高，離開挖面愈遠，裂隙分布密度愈小，詳圖 D-1(a)，且不同坑道斷面形狀的 EDZ 分布位置略有差異，若採用馬蹄型坑道斷面，除了頂拱外，易在底拱與側壁轉角處觀察應力集中與岩體損傷，若採圓形坑道斷面，容易在圓形隧道產生剝落現象(SK B, 2001)，詳圖 D-1(b)。有關 EDZ 的調查方法與評估項目，茲分別介紹於 D.1 與 D.2 節。



圖D-1 鄰近坑道壁面之開挖損傷區(EDZ)實例及不同坑道斷面形狀對EDZ的影響：(a)瑞典 Äspö Hard Rock 地下實驗室之EDZ切割剖面(Hudson等人，2009)及(b)不同坑道斷面形狀因開挖引致之岩體損傷，馬蹄型坑道斷面易在頂拱，及底拱與側壁轉角處發生應力集中與岩體損傷現象，圓形坑道斷面易在坑道正上方與正下方產生剝落現象(SK B, 2001)

D.1 開挖損傷區之調查方法

參考 Hudson 等人(2009)整理之 EDZ 調查技術，詳表 D-1，有關 EDZ 的調查方法，依試驗的尺度計有下列幾種：

- 坑道尺度(tunnel scale)

音洩檢測(AE, Acoustic Emission)、震測法(Seismic investigation)、雷達探測法(Radar methods)、裂縫、岩石類型與水流狀況的地質觀測(Geological observations of fractures, rock types, water flow)、染料滲透試驗(Dye penetration test)、開挖面的幾何量測(Geometrical measurement of the excavation)、採鑽炸法(D&B)施炸後之爆孔痕跡測繪(Mapping of visible trace of blastholes)、探測孔的水壓變化監測(Monitoring water pressure in probe holes)、地下水流入坑道的體積變化(Water flow into tunnel)、探測孔注水後的累積水壓測試(Pressure build-up tests in probe holes)及現地氣體滲透性測試(In-situ gas permeability)等方法。

- 岩心鑽孔-岩心取樣(Core boreholes-core logging)

岩心地質測繪(Geological mapping of cores)、岩心試體之 P 波與 S 波波速量測(Seismic investigation- P-wave and S-wave velocities in core)、鑽孔孔內攝影(Borehole television logging, BIPS)與定向鑽孔雷達探測(Directional borehole radar)等方法。

- 實驗室尺度(laboratory scale)

取自坑道壁面內不同深度處之岩心試體進行試驗，試驗方法包含顯微鏡和掃描電子顯微鏡薄片研究(Microscopic and SEM investigations of thin sections)、X-ray 斷層掃描(X-ray tomography)、單軸壓縮試驗條件下之音洩檢測(AE onset under uniaxial compressive loading)、孔隙率量測(Porosity measurements)與染料滲透試驗(Dye penetration)等。

表D-1 EDZ之調查方法、不確定性與降低不確定性之建議(Hudson等人, 2009)

Measurement method	Uncertainty aspect	Mitigating the uncertainty
Tunnel scale		
Acoustic Emission (AE) during tunnelling (requires extensive pre-excavation installation)	The location of the AE event	Use no less than three AE sensors in the vicinity of the event.
Seismic investigations (P-wave and S-wave velocities) in tunnel wall	Saturated, unsaturated conditions in tunnel wall, interpretation of the results	Verification of conditions and structures by drilling
Radar methods	Saturated, unsaturated conditions in tunnel wall, interpretation of the results, salinity of water, electric objects – minerals, installations, orientation of structure	Verification of the structures by drilling, hydro-chemical analysis of water, general investigation of fracture minerals, remove disturbing installations, measurements from different orientation
Geological observations of fractures, rock types, water flow	One-dimensional or generally two-dimensional information, and the limitation of sampling area	Geometrically link the information to the three-dimensional structure, increase area of sampling
Dye penetration test	See previous. Also, the conditions for penetration might create bias	See previous. Also, several locations for sampling
Geometrical measurement of the excavation	Only surface information	Additional complementary investigations into the wall, as in drillholes
Mapping of visible trace of blastholes	Qualitative investigation, strongly depending on rock type/explosives	Geometrical information of the drillhole position from the collar
Monitoring water pressure in probe holes	Packer position, packer closure effectiveness	Alternative positioning of measurement, large amount of measurements
Water flow into tunnel	Capturing the volume	Compartmentalization of the inflow
Pressure build-up tests in probe holes	Manual water flow rate measurements, ground water pressure measurements (insufficient evacuation of air, etc.), evaluation of test /Almén & Stenberg, 2005/.	In-situ calibration, information of the related status in the pressure reference system, correct ground water model /Almén & Stenberg, 2005/.
In-situ gas permeability	Small volume sampled, interference of rock matrix	Several samples, both in-situ and on specimens of the rock type x-rayed and found to be without fractures

Core boreholes-core logging		
Geological mapping of cores	‘One-dimensional’ data, core loss and orientation of core	Core in different directions, alternative orientation identification
Seismic investigations (P-wave and S-wave velocities) in core	Determination of onset of P- and S-wave velocities, pseudo-elastic parameters calculation, arrival time of signal, position in rotational measurements	Larger amount of sampling in the same conditions, verification against geological data, alternative orientation identification
Borehole television logging (BIPS)	Color, dark wall reflection, orientation and deformation of image due to eccentricity of borehole, depth location due to cable elasticity	Control of light source, clean borehole, alternative orientation measurement, correction of geometry using image analysis, information of elasticity parameters for cables
Directional borehole radar	Salinity of water, electric objects – minerals, orientation of structure	Hydro-chemical analysis of water, general investigation of fracture minerals, measurements from different orientation
Laboratory scale (measurements on core samples from different depths in the tunnel wall)		
Microscopic and SEM investigations of thin-sections	Proportion of fractures induced by sample preparation, two-dimensional investigation	Control of preparation, several samples
X-ray (tomography)	Resolution, small volume of specimen	Increase number of specimens
AE onset under uniaxial compressive loading	Controlling of loading and displacement, location of AE event	Determining appropriate loading conditions, enough AE sensors surrounding the specimen, with optimal sensitivity
Porosity measurements (PMMA, He-gas diffusion)	Imaging of pores, two-dimensional information	Image analysis, many samples
Dye penetration (UV-sensitive resin into fractures)	Penetration of dye, evaluation of area and structures observed	optimize preparatory method

有鑑於 EDZ 調查方法相當多，本研究僅針對坑道尺度之現地試驗，蒐集了 POSIVA(2008)利用透地雷達進行之先導試驗，及 Tao 等人(2019)利用超音波試驗探測 EDZ 之經驗，以供我國未來有關坑道處置 EDZ 調查方法選定之參考。

(1) 透地雷達

POSIVA 曾利用透地雷達(ground penetrating radar, GPR)於 ONKALO 進行先導試驗研究，藉以了解 EDZ 的影響範圍，現場施測照片詳圖 D-2。透地雷達屬非破壞檢測技術，其檢測原理是利用發射天線向待測物發射出高頻電磁波(雷達波)，利用電磁波在不同電性介質介面(例如岩體中的弱面、空洞與裂隙)產生反射訊號，經接收天線接擷取反射訊號後，進行訊號處理與分析。POSIVA 於先導試驗研究採用的 GPR 量測系統及天線型號詳如表 D-2，包括：

- SIR-2000 量測系統搭配 400 MHz 及 1500 MHz 天線
- SIR-20 量測系統搭配 1000、1500 及 2200 MHz 天線
- Geoscope 透地雷達裝置搭配 100-2000 MHz 之天線組合

表D-2 ONKALO 採用的 GPR 量測系統(POSIVA, 2008)

System	Antenna Type	GC/ AC	Antenna Frequency
SIR-2000 (1)	GSSI 5103	GC	400 MHz
	GSSI 4100	GC	1500 MHz
SIR-20 (1)	GSSI 4108	AC	1000 MHz
	GSSI 4100	GC	1500 MHz
	GSSI 4105	AC	2200 MHz
Geoscope (2)	3D-Radar B0607	AC	100-2000 MHz

1) Manufactured by Geophysical Survey Systems Inc. (GSSI), USA; 2) Manufactured by 3D-Radar As, Norway.

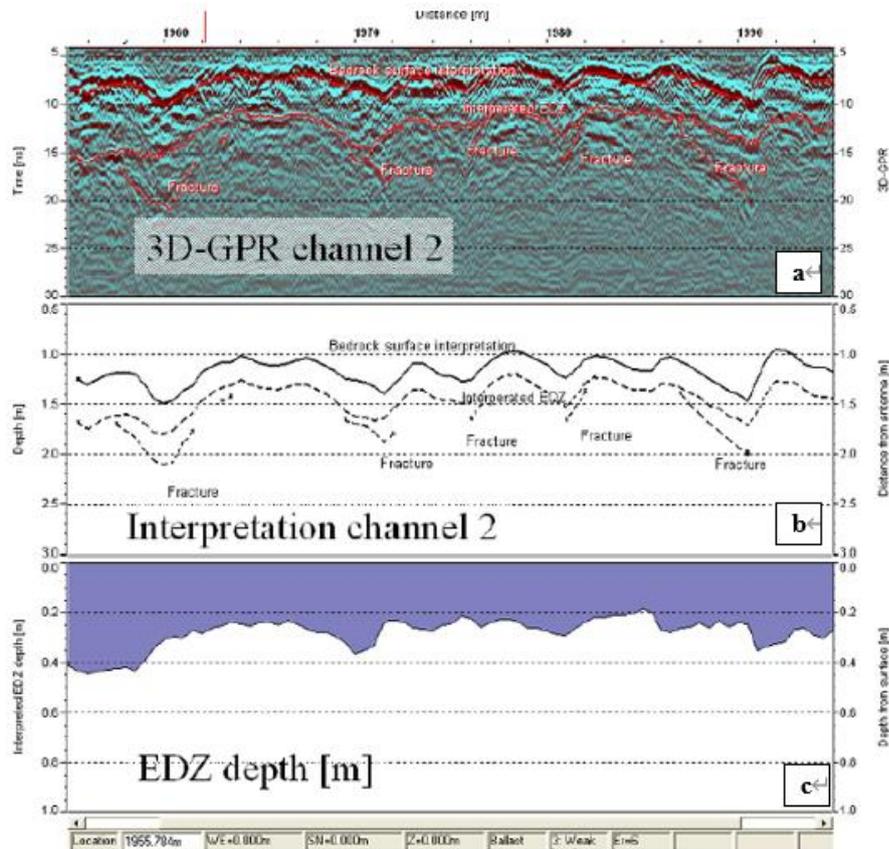


圖D-2 POSIVA 於 ONKALO 進行的 EDZ 先導試驗。其採用之 GPR 量測系統：(a) GSSI SIR-2000 搭配 400 MHz 天線及(b) 1500 MHz 天線、(d) GSSI SIR-20 搭配 1 GHz 及 2.2 GHz 天線及(e) 3D-Radar Geoscope 搭配多頻道天線(POSIVA, 2008)

利用 GPR 檢測 EDZ 所獲得的結果，以 Geoscope 3D-Rader 為例，GPR 原始資料及經過分析判釋後的 EDZ 深度剖面詳如圖 D-3，顯示在該測試範圍內的 EDZ 深度介於 0.2–0.4 m 左右。針對 POSIVA 於 ONKALO 進行之先導試驗研究，摘錄其成果如下：

- (i) GPR 非破壞性檢測技術係透過電導率(electric conductivity)的變化，可獲知岩體內部裂隙、孔洞、岩層層面之潛在深度，有鑑於裂隙內寬甚小，宜採用具有較高解析度之高頻天線進行檢測，以 SIR-2000 量測系統為例，搭配 1500 MHz 天線能有效判釋 EDZ 位置。相較之下，400 MHz 天線的解析度較低，無法有效辨識 EDZ 位置。
- (ii) SIR-2000 量測主機及天線所占空間小且重量較輕，可由人員攜帶操作，詳圖 D-2(a)(b)，SIR-20 及 Geoscope 3D-Rader 及其搭配之天線所占空間大且重量較重，需搭配車輛載運，屬車載雷達裝置，分別詳如圖 D-2(c)(d)。

- (iii) Geoscope 3D-Rader 施測速度快且具效率，但是資料處理過程較為複雜且耗時，分析人員必須受過良好的技術訓練。
- (iv) 進行 GPR 檢測 EDZ 時，天線應貼近處置母岩壁面，且要避開鋼絲網與岩栓等鋼製加勁材料與混凝土襯砌。

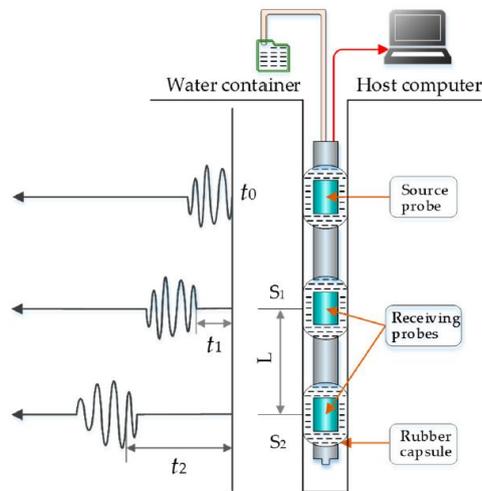


圖D-3 POSIVA以透地雷達進行EDZ量測之結果：(a)(b)分別為GPR獲得的原始檢測剖面，及經過判釋後之處置母岩壁面、EDZ與可能存在的天然裂隙距離天線施測位置之剖面、(c)為EDZ深度剖面(以處置母岩壁面為基準面)(POSIVA, 2008)

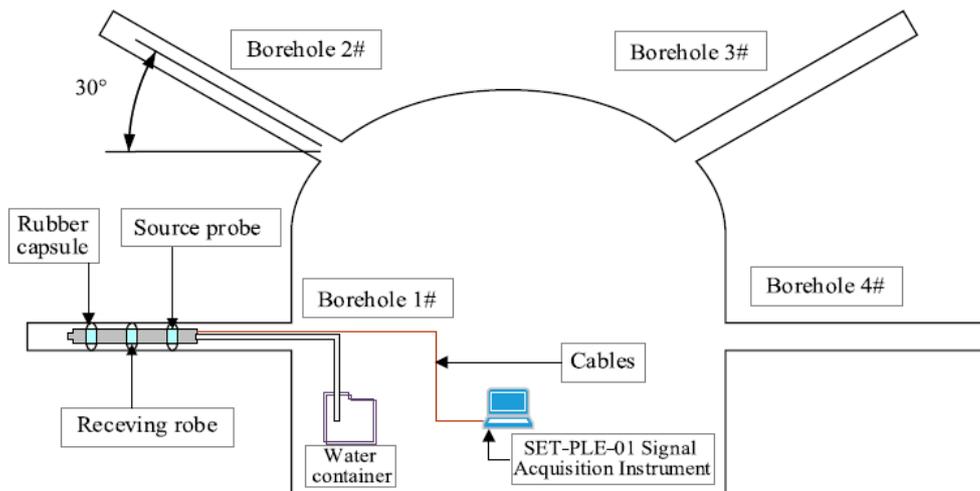
(2) 超音波試驗

超音波試驗(ultrasonic testing)是利用超音波探頭髮射與接收高頻率的聲波(acoustic wave)訊號，藉由發射/接收訊號的時間差及已知的探頭距離換算波傳速度。由於聲波在完整材料的傳遞速度高於含有裂隙之材料波傳速度，藉此速度差異可評估岩體內部 EDZ 的分布範圍。以超音波試驗進行 EDZ 探測需搭配鑽孔實施，其設備配置

詳圖 D-4，包括電腦主機、水箱、超音波探頭與橡皮膠囊。其施測方式係將超音波探頭置於橡皮膠囊內，並依規劃探頭數量與埋設深度置入鑽孔後，再將水注入橡皮膠囊，使之與鑽孔壁面貼合。透過聲波訊號的發射與接受，及已知的探頭間距換算波傳速度。Tao 等人(2019) 曾利用超音波試驗探測公路隧道在開挖後的 EDZ 分布範圍，其在坑道壁面分別打設水平探測孔及傾斜探測孔各兩孔，探測孔孔徑為 51 mm，深度為 3.2 m，其超音波探頭間隔為 0.1 m，其現地試驗配置詳圖 D-5。

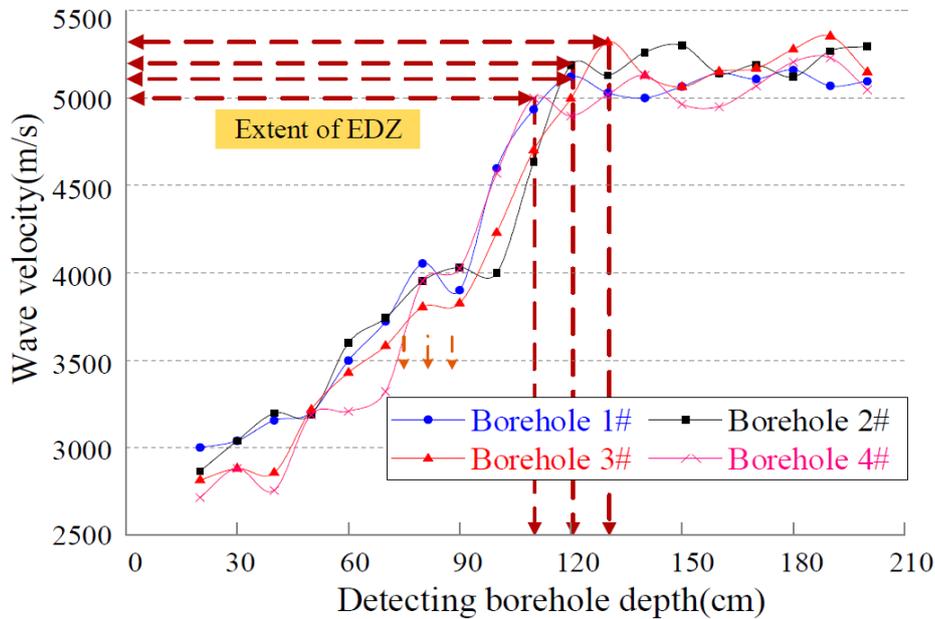


圖D-4 超音波試驗應用於EDZ量測之設備配置圖(Tao等人，2019)



圖D-5 超音波試驗於坑道壁面EDZ探測之配置實例(Tao等人，2019)

根據試驗結果，詳圖 D-6，在距離坑道壁面 1.0–1.3 m 之範圍內，波速與探測孔深度成正比，研判此深度範圍內為 EDZ 分布之範圍，當探測深度超過 1.3 m 後，波速呈現穩定值，顯示此區域不受開挖擾動之影響。



圖D-6 超音波試驗於坑道壁面EDZ探測之量測結果(Tao等人，2019)

D.2 開挖損傷區的評估項目

Hudson 等人(2009)以高放射性廢棄物處置為例，建議應從處置設施的建造、運轉到封閉的三個階段，評估 EDZ 的產生及裂隙演化對處置母岩的影響：

階段 1：處置設施建造期間，鄰近開挖壁面之處置母岩因開挖擾動產生 EDZ 後，其對處置母岩力學與水文地質特性，及化學環境的影響。

階段 2：坑道經開挖後，可能因地下水的流出或流入，而有化學沉澱現象的產生並導致岩體滲透性改變。

階段 3：處置坑置入處置容器並回填封塞後，處置坑圍岩溫度變化對裂隙內寬的影響。

基於上述三階段可能遭遇的問題，整理 EDZ 的評估項目如下：

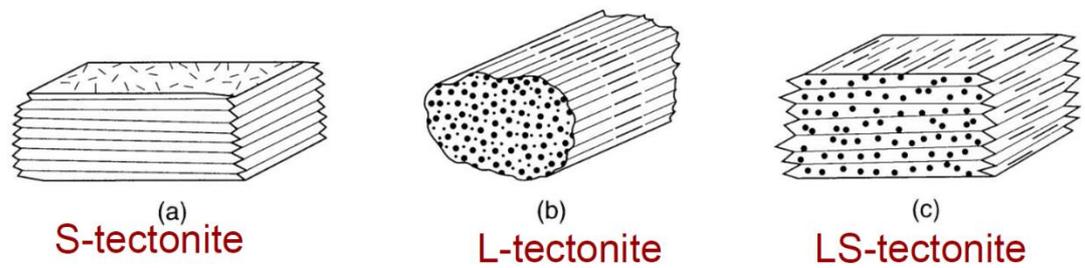
- (1) 圍岩經開挖擾動形成 EDZ 之後，必須考慮坑道設施在長時間運轉下，圍岩是否具有依時變形的特性，亦可能因為裂隙的存在導致應力重新分布，甚至有應力集中現象，造成坑道壁面破壞。
- (2) 因處置容器的置入導致處置坑圍岩溫度升高，引致之裂隙熱力(T)－力學(M)耦合問題。
- (3) EDZ 形成後，裂隙在不同化學環境(C)下之裂隙水力(H)－力學(M)耦合行為。

參考文獻

- [1] Hudson J. A., Bäckström A., Rutqvist J., Jing L., Backers T., Chijimatsu M., Christinansoon R., Feng X. T., Kobayashi A., Koyama T., Lee H. S., Neretnieks I., Pan P. Z., Rinne M., Shen B. T. (2009). Characterising and Modelling the Excavation Damaged Zone (EDZ) in Crystalline Rock. *Environmental Geology*, 57, 1275-1297.
- [2] in the Context of Radioactive Waste Disposal
- [3] Posiva (2008). ONKALO EDZ-Measurements Using Ground Penetrating Radar (GPR) Method, Working Report 2008-58.
- [4] SKB (2001). Rock stability considerations for siting and constructing a KBS-3 repository, TR-01-38.
- [5] Tao M., Hong Z., Peng K., Sun P., Cao M. Du K (2019). Evaluation of Excavation-Damaged Zone around Underground Tunnels by Theoretical Calculation and Field Test Methods. *Energies*, 12(9). (doi.org/10.3390/en12091682)

附錄 E 成果報告期末審查意見與答覆說明

編號	1	章節	2.1	頁碼	13~14	行數	
第一次審查意見							
有關第 13 頁「(5) 對處置設施空間配置之影響」，依據圖 2.1-9 所探討為隧道走向與劈理(cleavage)間夾角之落石數量，但報告內文及該圖圖名顯示均為葉理，請再確認或修訂。							
第一次審查意見答復說明							
感謝委員審查意見。內文已修訂為「...以位於芬蘭的 Päijänne 輸水隧道為例，說明了劈理及葉理等弱面對坑道結構穩定性之重要性」，圖名亦修訂為「劈理」。							

編號	2	章節	2.2	頁碼	19	行數	
第一次審查意見							
有關表 2.2-1，相關問題如下：							
<ol style="list-style-type: none"> 第 19 頁說明岩石異相性分類步驟 2 係根據線狀或平面結構型式，區分異向性種類為 L、S 及 SL 構造岩等 3 類，惟依據表 2.2-1 內之說明仍難以區分其差異，建議於報告中再以圖形方式補充說明此 3 類型之差異。 葉理密集度分為低、中及高等 3 級，報告中雖已利用圖 2.2-2~圖 2.2-4 說明，惟 Posiva 是否有量化數據說明此 3 等級之差異，若有則請於報告中補充說明。 							
第一次審查意見答復說明							
<ol style="list-style-type: none"> 感謝委員審查意見。配合構造岩(tectonite)與岩石組構(fabrics)之補充說明，將 L、S 與 LS 構造岩之圖示一併納入報告附錄 A，茲摘述如下： <ul style="list-style-type: none"> ● 岩石組構是以線理為其主要特徵，稱為 L 構造岩(L-Tectonite)，詳圖 A-2(a)。 ● 岩石組構是以葉理為其主要特徵，稱為 S 構造岩(S-Tectonite)，詳圖 A-2(b)。 ● 岩石組構同時具有葉理與線理特徵者，稱為 LS 構造岩(LS-Tectonite)，詳圖 A-2(c)。 							
 <p style="text-align: center;">(a) S-tectonite (b) L-tectonite (c) LS-tectonite</p>							
圖A-2 L、S與LS構造岩(摘自楊昭男教授之Fabrics (組構): Foliation and Lineations (葉理與線理)簡報資料)							
<ol style="list-style-type: none"> 根據 Posiva (2006) 技術報告編號 2006-3 內容所述，葉理結構密集度的分類，是由工作人員根據實際的岩心取樣，配合代表性岩心照片進行目視比對，屬定性分類，並無定量的標準。 							

編號	3	章節	2.2	頁碼	24~25	行數	
第一次審查意見							
2.2 節中提出已蒐整 3 項異向性程度指標，請說明此 3 項應用性指標再國際間及工程實務上之泛用性程度較高為何者？是否均適宜作為我國後續評估場址岩體異向性之指標？是否會依據場址母岩岩性不同而有不同之適用性？請再說明。							
第一次審查意見答復說明							
<p>1. 感謝委員所提意見。強度異向性指標($I_{a(50)}$)、異向性比(R_c)及異向性指標(AI)均是採取各種不同弱面角度之岩石試體進行強度試驗後，再依各評估指標之定義進行異向性評估。強度異向性指標($I_{a(50)}$)因點荷重試驗具操作簡單且試體製備相對容易之優點，可做為初期調查之參考。異向性比(R_c)及異向性指標(AI)均採單軸壓縮強度為其評估依據，其中，異向性指標(AI)評估值介於 0.0 ~ 1.0，其評估值趨近於 1 代表等向性，趨近於 0 代表異向性愈強烈，更能清楚且直觀地反應岩石異向性，可做為我國後續評估場址岩體異向性之參考指標。</p> <p>2. 本研究蒐整之三項異向性程度指標均以強度為其評估依據，岩性不同，其強度與異相性亦有差異，如表 2.3-2 所列不同岩石種類之異向性指標，以具明顯葉理特徵之板岩其 $AI < 0.2$，屬極度異向性。相較之下，花崗岩、塊狀石灰岩之 $AI = 1.0$，其強度具等向性。</p> <p>3. 針對我國現階段所列二處潛在候選場址之異向性評估，初步可採強度異向性指標($I_{a(50)}$)為評估依據，若取得大量可供基本力學試驗之岩心試體，則採異向性指標(AI)評估之。惟取樣時應紀錄取樣方向與弱面方向之關係，並確保有足夠的試體數量足以反應弱面角度之變化。</p> <p>4. 上述部分說明內容已補充於報告第 98 頁 7.2 節。</p>							

編號	4	章節	3.1	頁碼	40	行數	
第一次審查意見							
1. 第 40 頁第 11 行：「破壞模式外，在高圍壓條件下將沿著弱面產生塑性流 (plastic flow) 破壞或扭曲 (kinking)破壞。」，請再補充塑性流破壞及扭曲破壞之定義或說明。							
2. 承上，上述兩類破壞模式是否有發生於圖 3.1.2 內，請再補充說明。							
第一次審查意見答復說明							
1. 以 McLamore & Gray(1967) 提出之橫向等向性岩體破壞模式分類為例，詳圖 3.1-3，所指塑性流(plastic flow)破壞即材料所受應力已超過其降伏強度(yielding strength)，其變形已進入塑性行為，且破壞面角度大致與弱面角度一致。扭曲 (kinking)破壞是弱面因受壓彎曲滑動導致試體內部形成具有明顯轉折帶(kink band)之扭曲變形。							
2. 承上，原第 40 頁第 11 行文字補充修訂為：「隨著圍壓增加，除了上述兩種破壞模式外，可能產生破壞面與劈理面傾角一致之塑性流(plastic flow)破壞，即破壞面有顯著的塑性變形；而在 $\beta = 0^\circ$ 之條件下，劈理面因受壓彎曲形成一具有明顯轉折帶之扭曲(kinking)破壞，此時破壞面與劈理面之夾角並不一致。」							
3. 圖 3.1-2 呈現之破壞模式圖示已包括在較高圍壓試驗條件下(50、100、200 MPa)發生之塑性流破壞，其破壞面與劈理面傾角具一致性，圖中數據亦包括扭曲(kinking)破壞，惟所列圖示並無展示該類破壞模式。							

編號	5	章節	3.1	頁碼	43~44	行數	
第一次審查意見							
第 43 頁內說明有關 Tine 等人(2006)之分類，穿層破壞模式(SS)易發生於傾角 $\beta=60^\circ$ 、 75° 及 90° ，惟在圖 3.1-6 內，當 $\beta=60^\circ$ 時，破壞模式以混和模式(M)為主，兩處說明有異，請再說明或修訂。							
第一次審查意見答復說明							
感謝委員建議。Tine 等人(2006)之分類係根據人造異向性岩石之實驗研究，僅可從宏觀尺度觀察破壞模式。劉家豪(2009)之研究係以離散元素法進行同類主題研究，其透過數值模型提供的顆粒元素斷裂追蹤機制，可從微觀尺度探討其破壞機制，據而提出滑動與穿層破壞混和模式(M)之存在。兩處說明雖略有差異，主要係研究方法，及破壞模式觀察之尺度不同所致。 上述說明已補充於第 44 頁。							

編號	6	章節	4.1.2	頁碼	64	行數	
第一次審查意見							
<ol style="list-style-type: none"> 第 3~4 行：「因岩石樣品取自鑽探岩心，且岩心鑽探之地平面方向與葉理面有一夾角，故選取之試體係以岩心與葉理面夾角較小為原則。」，建議修訂為：「因岩石樣品取自垂直鑽孔岩心，且鑽孔之水平面方向與岩盤葉理面有一夾角，故選取之岩心試體係以岩心水平面與葉理面夾角較小為原則。」。 第 5~6 行：「試體製備係將其葉理面平行放置於水平桌面，以長度不超過 80 mm，高度至少 50 mm 之試體進行裁切，詳圖 4.1-2(b)」。圖 4.1-2(b)中係將岩心圓柱體水平放置桌面，且其長(高)度超過 80mm。本段文字建議以岩心圓柱體之直徑、長(高)度等修訂及說明。 							
第一次審查意見答復說明							
<ol style="list-style-type: none"> 感謝委員修訂建議，已依建議完成修訂。 該段文字修訂為：「...，試體製備係將其葉理面平行放置於水平桌面，以試體高度不超過 80 mm，直徑至少 50 mm 之圓柱試體進行裁切，...」。 							

編號	7	章節	4.4.2	頁碼	79~80	行數	
第一次審查意見							
圖 4.4-5 及圖 4.4-6 有關大南澳片岩及紅葉片岩之直接剪力試驗模擬與比對結果，請於報告中補充說明。另圖 4.4-5(b)比對結果有明顯差異，請說明可能原因。							
第一次審查意見答復說明							
<p>感謝委員建議。該段文字經補充說明後修訂如下：</p> <p>彭嘉勳(2022)分別取田古爾板岩、大南澳片岩與紅葉片岩直接剪力試驗之結果進行比較，其 3DEC 模擬所使用之葉理面強度參數如表 4.4-2，上述三種岩石之直接剪力試驗及 3DEC 數值模擬結果分別詳如圖 4.4-4(a)、圖 4.4-5(a)與圖 4.4-6(a)，顯示 Jmodel 能有效模擬不同正向應力條件下之葉理面剪向勁度及尖峰剪力強度。此外，將田古爾板岩、大南澳片岩與紅葉片岩三種岩石之長位移直接剪力試驗所獲得的殘餘剪力強度與模擬結果進行比較，分別詳如圖 4.4-4(b)、圖 4.4-5(b)與圖 4.4-6(b)，顯示田古爾板岩之殘餘剪力強度模擬效果較佳，而大南澳片岩與紅葉片岩之 Jmodel 模擬結果存有明顯差異，其原因為殘餘剪力強度係由殘餘摩擦角所決定。根據上述三種岩石之殘餘剪力強度實驗結果，以田古爾板岩的實驗數據回歸相關性較佳，詳圖 4.4-7(a)，而大南澳片岩與紅葉片岩之實驗數據回歸相關性相對較差，詳圖 4.4-7(b)(c)，此為 Jmodel 在此二類岩石之殘餘剪力強度模擬結果存在顯著差異之原因。</p>							
<p>(a) 田古爾板岩 (b) 大南澳片岩 (c) 紅葉片岩</p> <p>圖4.4-7 殘餘強度實驗結果(彭嘉勳，2022)</p>							

編號	8	章節	5.2	頁碼	87	行數	
第一次審查意見							
有關王泰典教授之建議，請說明何謂「流動規則」，並說明其後續之發展及研究課題有哪些。							
第一次審查意見答復說明							
<p>1. 流動規則(flow rule)或譯為塑流法則，是彈塑性理論(elastic-plastic theory)為建立材料之應力-應變組成律時，有關材料塑性變形之分析概念。當材料承受之應力超過其降伏強度(yielding strength)即進入塑性變形階段，此時的塑性應變增量(ε^p)可視為向量，且其與塑性勢能面(plastic potential surface)函數(f)及應力(s)存在下列關係：</p> $\varepsilon^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma}$ <p>其中 $d\lambda$ 為一非負純量函數(non-negative scalar function)。由於此時的塑性應變增量方向與塑性勢能面互為正交，故又稱正交定律(normality condition)。</p> <p>上述說明以註解方式補充於第 88 頁，5.2 節。</p> <p>2. 材料組成律(constitutive law)為描述材料之應力與應變關係，材料組成律及相關參數之選定必須搭配一系列之岩石基本力學試驗始能獲得。針對我國現階段的放射性廢棄物處置規劃係採深層地質處置，處置母岩在該地質深處條件下，其變形是否具塑性行為，實需搭配三軸壓縮試驗始能獲得。針對我國現階段所列二處潛在候選場址，未來可透過岩石鑽心取樣進行力學試驗研究，以提供處置設施坑道結構穩定分析所需材料參數，並作為選定適切的材料組成律與破壞準則之參考依據。</p> <p>上述說明補充於第 98 頁，7.2 節建議(4)。</p>							

編號	9	章節	6.2	頁碼	94	行數	
第一次審查意見							
6.2 節坑道處置安全評估審驗技術之「(1) 開挖損傷區 (excavation damage zone EDZ)之調查與評估」，請再補充說明在既有案例及實務上，一般採用的調查方法及評估項目有哪些？							
第一次審查意見答復說明							
感謝委員建議，有關開挖損傷區之調查與評估項目，已新增五篇文獻並另整理於期末報告之附錄 D，僅摘述如下：							
1. 開挖損傷區之調查方法							
參考 Hudson 等人(2009)整理之 EDZ 調查技術，有關 EDZ 的調查方法，依試驗的尺度計有下列幾種：							
<ul style="list-style-type: none"> ● 坑道尺度(tunnel scale) <p>音洩檢測(AE, Acoustic Emission)、震測法(Seismic investigation)、雷達探測法(Radar methods)、裂縫、岩石類型與水流狀況的地質觀測(Geological observations of fractures, rock types, water flow)、染料滲透試驗(Dye penetration test)、開挖面的幾何量測(Geometrical measurement of the excavation)、採鑽炸法(D&B)施炸後之爆孔痕跡測繪(Mapping of visible trace of blastholes)、探測孔的水壓變化監測(Monitoring water pressure in probe holes)、地下水流入坑道的體積變化(Water flow into tunnel)、探測孔注水後的累積水壓測試(Pressure build-up tests in probe holes)及現地氣體滲透性測試(In-situ gas permeability)等方法。</p> ● 岩心鑽孔-岩心取樣(Core boreholes-core logging) <p>岩心地質測繪(Geological mapping of cores)、岩心試體之 P 波與 S 波波速量測(Seismic investigation- P-wave and S-wave velocities in core)、鑽孔孔內攝影(Borehole television logging, BIPS)與定向鑽孔雷達探測(Directional borehole radar)等方法。</p> ● 實驗室尺度(laboratory scale) <p>取自坑道壁面內不同深度處之岩心試體進行試驗，試驗方法包含顯微鏡和掃描電子顯微鏡薄片研究(Microscopic and SEM investigations of thinsections)、X-ray 斷層掃描(X-ray tomography)、單軸壓縮試驗條件下之音洩檢測(AE onset under</p> 							

uniaxial compressive loading)、孔隙率量測(Porosity measurements)與染料滲透試驗(Dye penetration)等。

2. 開挖損傷區的評估項目

Hudson 等人(2009)以高放射性廢棄物處置為例，建議應從處置設施的建造、運轉到封閉的三個階段，評估 EDZ 的產生及裂隙演化對處置母岩的影響：

階段 1：處置設施建造期間，鄰近開挖壁面之處置母岩因開挖擾動產生 EDZ 後，其對處置母岩力學與水文地質特性，及化學環境的影響。

階段 2：坑道經開挖後，可能因地下水的流出或流入，而有化學沉澱現象的產生並導致岩體滲透性改變。

階段 3：處置坑置入處置容器並回填封塞後，處置坑圍岩溫度變化對裂隙內寬的影響。

基於上述三階段可能遭遇的問題，整理 EDZ 的評估項目如下：

- (1) 圍岩經開挖擾動形成 EDZ 之後，必須考慮坑道設施在長時間運轉下，圍岩是否具依時變形的特性，亦可能因為裂隙的存在導致應力重新分布，甚至有應力集中現象，造成坑道壁面破壞。
- (2) 因處置容器的置入導致處置坑圍岩溫度升高，引致之裂隙熱力(T)－力學(M)耦合問題。
- (3) EDZ 形成後，裂隙在不同化學環境(C)下之裂隙水力(H)－力學(M)耦合行為。

編號	10	章節	文字 修訂	頁碼		行數	
第一次審查意見							
<p>1. 報告封面及內頁之「行政院原子能委員會放射性物料管理局」請修正為「核能安全委員會」。報告內文頁首「12年」請修正為「112年」。另頁首之「行政院原子能委員會放射性物料管理局」及「期末報告」等文字請刪除。</p> <p>2. 報告中採用引號有「」及兩種，建議統一採用標楷體之引號「」。報告中使用單位如「公尺」、「m」；「公」里、「km」；「公分」、「cm」等，建議統一。</p> <p>3. 第6頁第11行：「處置坑」是否應修訂為「處置坑道」，請再確認。</p> <p>4. 第7頁第15行：「彈性數」是否應修訂為「彈性參數」，請再確認。</p> <p>5. 第8頁第9行：「整如」是否應修訂為「整理」，請再確認。</p> <p>6. 第13頁第4行：「節理組位態」建議修訂為「弱面位態」。</p> <p>7. 第15頁第1行：「foliatio」請修訂為「foliation」；「folidation」請修訂為「foliation」。</p> <p>8. 第28頁第5行：「破壞(Wg)」建議修訂為「楔型破壞(Wg)」。</p> <p>9. 第51頁第3行：「不連續準則」請修訂為「不連續面準則」。</p> <p>10. 第3.3.1節：請統一「昂熱(Angers)片岩」及「昂節(Angers)片岩」之中譯。</p> <p>10. 第61頁表3.3-4第3列第3行：「Jager」請修訂為「Jaeger」。</p> <p>11. 第62頁第3行：「菲律賓海洋」請修訂為「菲律賓海板塊」。</p> <p>12. 第85頁第9行：「總計會」一詞是否有誤，請再確認修訂。</p> <p>13. 第86頁第2行：「主管機關核能安全委員會的長官們」請修訂為「主管機關核能安全委員會相關人員」。</p> <p>14. 第88、89及94頁：「安塑草埔」請修訂為「安朔草埔」。</p> <p>15. 第91頁右下角欄：「(2) 根據 Singh 等人(1983)」，其中的“S”字母請修正顏色。</p> <p>16. 第92頁第7行：「台東縣烏坵鄉」請修訂為「台東縣達仁鄉」。</p>							
第一次審查意見答復說明							
<p>感謝委員建議，已遵照審查意見完成修訂，惟審查意見2所建議事項，僅餘第10頁第13行，「...採用機械式的開挖方式其岩體損傷深度(裂縫延伸長度)僅數公分，...」因考量敘述內容，故仍保留「公分」用語。</p>							