

國立臺灣大學工學院土木工程學系

碩士論文

Department of Civil Engineering

College of Engineering

National Taiwan University

Master Thesis



卵礫石層潛盾切刃磨損影響因素數值模擬

Numerical Simulation Study on Factors Influencing
Cutting Tools Wear in Gravelly Soils for Shield Tunnel

陳羿帆

Yi-Fan Chen

指導教授： 鄭富書 博士、王泰典 博士

Advisor: Fu-Shu Jeng, Ph.D., Tai-Tien Wang, Ph.D.

中華民國 112 年 6 月

June, 2023

誌謝



光陰荏苒、日月如梭，轉眼間兩年的碩士時光邁入尾聲，離別校園的日子越來越近。即將告別學生時代，走向社會，迎接人生下個階段，內心不免感慨萬千。回首這兩年短暫而又充實的求學歷程，記憶裡充滿歡樂與辛苦的時光，這些回憶至今回想起令人會心一笑。在此感謝一路上給予我支持和幫助的老師與同儕們，同時也感謝兩年前的自己，鼓起勇氣接受挑戰，給自己一個自我實現的舞台。

承蒙恩師王泰典教授的栽培與指導，無論是在學術或是生活方面，傳授許多知識、經驗以及待人處事的道理，竭盡所能的提供資源，激發出我們最大的潛能，得到豐碩的成果，並培養我們解決事情的能力與處理事情的態度，老師的諄諄教誨學生銘記在心，感激不盡。亦感謝鄭富書教授的教導，給予許多學理與研究上的建議，時常關心學生狀況，並打造優良的研究環境，使我順利完成學業，不勝感激。感謝口試委員熊彬成教授、邱家吉教授、李安歡教授對本論文悉心校閱並提供寶貴的建議，使本文更臻完善，致上真摯的感謝。

感謝學長宥傑、詠智、仲孝、威廷、嚴勝、冠霖、亮儒和學姊珮筠、百喬，在我就讀臺大的這段期間帶領著我。接著感謝研究室的同學們，首先是同門的夥伴俊廷、連冠、柏愷、士元、彥杰，從每學期的修課、每幾個月就一次的野外到每周的開會，有你們的陪伴才讓每項任務都順利完成。感謝同排鄰居錦德、育彰，我會懷念熱血打球、努力健身以及亂開玩笑的時光。亦感謝其他 212 的同學，陪伴著我碩士兩年。感謝室友凱傑、兆洋、湘潔的陪伴，在得和路的客廳時光十分歡樂。

最後感謝我親愛的父母，謝謝你們的養育之恩，感謝阿公阿嬤、伯父伯母、姐姐，在我求學階段無條件支持我，讓我無後顧之憂，順利完成碩士學位。感謝我的女友七七，謝謝妳在我每個焦頭爛額的時刻陪伴著我，不斷的鼓勵我關心我，讓我在高壓環境下拾起信心向前邁進。再次感謝你們作為我強大的後盾。

謹將此論文獻給所有曾幫助我、砥礪我的各位，謝謝你們。

2023 年 08 月于國立臺灣大學

摘要



過去幾十年來，隨著都市化的發展對基礎設施需求提升，往往應用潛盾工法進行地下空間開發，以土壓平衡式潛盾機應用最為廣泛。潛盾面盤由推進旋轉的方式與地層岩土材料接觸，複雜的開挖過程經常使潛盾機前端切刀面盤產生嚴重磨損，尤其在卵礫石層更是嚴重。將大幅地增加施工成本與工期，由此可知切刀磨損議題之重要性。然而近年來有諸多預測切刀磨損的模型，這些預測模型多半用於特定條件或經驗公式，並且也鮮少投入刀具與卵礫石切削關係的研究，評估礫石層潛盾隧道磨損率的方法還有待發展。

本研究旨在建立一套方法以探討影響卵礫石層切刀磨損的因素，並評估隧道開挖切刀磨損率。以離散元素法進行數值分析為基礎，利用 PFC^{3D} 建構卵礫石地層潛盾開挖刀刀磨損數值模型，力求更符合實際考量礫石不規則形狀與粒徑分布，抑低可能造成結果不確定的因素。並採前人實驗結果作為數值模擬中微觀參數的驗證對象，過程中進行複迴歸分析與變異數分析，釐清礫石微觀結構對磨損率的影響。最終，探配置不同開口率、切刀型式與切刀高度的面盤對隧道開挖的影響，以及切刀破碎礫石土壤的機制。

研究結果顯示，砂礫石微觀參數中，顆粒摩擦係數、鍵結抗拉強度、鍵結楊氏模數與礫石含量四項因子與磨損指標具高度相關，交互項則以摩擦係數與鍵結拉力強度項對磨損最具影響力。峰前刀具磨損主因和顆粒鍵結有關，峰後則與摩擦係數有關。最後，基於切刀齒配置的分析結果，齒式切刀採剝落切削的方式破壞，輪式切刀則採切割破碎的方式，而同時配置兩種切刀於切刀面盤上能更有效的進行隧道開挖。故本文發展的卵礫石對切刀齒磨損模擬方法，可以提供礫石層潛盾刀盤分析設計的參考。

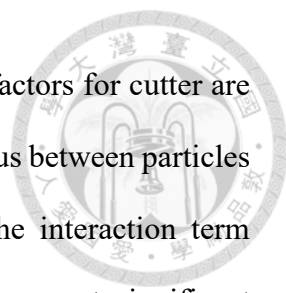
關鍵字：潛盾工法、切刀磨損、卵礫石層、離散元素法、隧道開挖

ABSTRACT



In recent decades, the development of urbanization has led to a rapid demand for infrastructure. The shield tunneling method has been widely used to underground space development, with the earth pressure balance shield machine being the most commonly used approach. The tunnel boring machine (TBM) cuts through the geological strata via rotational and advancing motion during excavation. The complex excavation process often leads to severe wear of the TBM's cutting tools, especially in gravelly soils. It always end up with a significant increase in construction cost and construction period, thus highlighting the importance of cutting tools wear issues. In recent years some studies have been developed to predict wear prediction model for disc cutters, mostly based on specific conditions or empirical formulas. However, there is limited research regarding the relationship between the tools and soils. The methods on assessing the wear of TBM in gravelly soils are still under development.

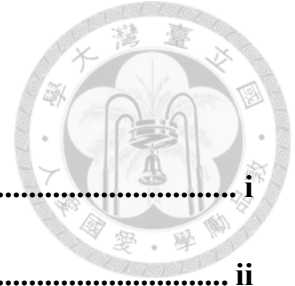
This study aims to establish a methodology to investigate the factors affecting cutter wear in sandy cobble strata and evaluate the wear rate during tunnel excavation. A numerical analysis approach based on discrete element method, PFC^{3D} is conducted to construct a wear model for gravelly soils. It can better capture the irregular shape and particle size distribution of gravel, reducing potential uncertainties. Previous experimental results are used to validate the microscopic parameters in the numerical simulations. Multiple regression analysis and analysis of variance are performed to clarify the influence of gravel microstructure on the wear rate. Finally, the impact of cutters allocation with different opening ratios, cutter types, and cutter heights on tunnel excavation is investigated, along with the mechanism of cutter-induced gravelly soils fragmentation.



The preliminary results from this research indicated that main factors for cutter are friction coefficient, bonding tensile strength and bond Young's modulus between particles plus gravel content are highly correlated with the wear index. The interaction term between the friction coefficient and bond tensile strength have the most significant influence on wear. The primary cause of wear before the peak is related to particles bonding, while after the peak, it is associated with the friction coefficient. Based on the analysis of cutters allocation, cutter bits exhibit peeling cutting, while disc cutters adopt cutting and fragmentation. Simultaneously employing both types of cutting tools on the cutterhead can enhance tunnel excavation efficiency. The developed simulation method for cutter wear on gravels in this study can provide a reference for the analysis and design of shield cutterheads in gravel layers.

Keywords: Shield tunneling method, Tool wear, Gravelly soils, Discrete element method, Tunnel excavation

目錄



誌謝	i
摘要	ii
ABSTRACT	iii
目錄	v
圖目錄	viii
表目錄	xi
第一章 緒論	1
1.1 研究背景與動機	1
1.2 研究目的與流程	3
1.3 論文架構及主要內容	4
第二章 文獻回顧	6
2.1 卵礫石層之相關文獻	6
2.1.1 臺灣卵礫石層分布區域與形成機制	6
2.1.2 卵礫石層力學特性	9
2.1.3 形狀對力學之影響	11
2.1.4 粒徑大小與試體尺寸之影響	12
2.1.5 顆粒力學之數值模擬分析	12
2.2 岩石切割之理論機制與數值分析	17
2.2.1 岩石切割理論與破壞機制	18
2.2.2 岩石切割實驗	23
2.2.3 岩石切割之數值模擬分析	24
2.3 切刃磨損相關研究	26



2.3.1 切刀磨損原理與因素	27
2.3.2 切刀磨損預測模型	29
2.3.3 磨損率指標	31
2.3.4 砂礫石土壤磨損率試驗	32
2.4 顆粒流力學與數值模擬	35
2.4.1 離散元素法簡介	35
2.4.2 PFC 程式簡介	36
2.4.3 PFC 程式運算邏輯	37
2.4.4 接觸模型	37
2.4.5 鍵結模型	38
2.5 實驗設計法率定微觀參數	39
2.5.1 實驗設計法	40
2.5.2 部分實驗設計法	41
第三章 數值模型試驗建立跟驗證	42
3.1 PFC ^{3D} 數值模型	42
3.1.1 數值模型的設計	43
3.1.2 數值模型建置流程	46
3.1.3 卵礫石模型基本性質	47
3.2 微觀參數評估與選定	49
3.3 磨損模型之數值分析結果	53
3.3.1 切刀齒受力分析	53
3.3.2 卵礫石土壤破壞型態	56
3.4 部分實驗設計法於磨損模型驗證	59
3.4.1 磨損指標	59
3.4.2 二水平六因子實驗結果	63

3.4.3 三水平六因子實驗結果	63
3.4.4 綜合討論	64
第四章 不同刀具配置開挖特性	71
4.1 潛盾轉盤刀具設計	71
4.2 隧道開挖模型分析結果	73
4.2.1 切刀轉盤開口率影響	73
4.2.2 切刀齒型式影響	75
4.2.3 切刀高度影響	77
4.3 隧道開挖效益評估	80
第五章 結論與建議	83
5.1 結論	83
5.1.1 切刀模型磨損模擬	83
5.1.2 面盤刀具配置分析	84
5.2 後續研究	85
參考文獻	86
附錄一 線性接觸鍵結模擬結果	91
附錄二 問題與回覆	99

圖目錄

圖 1.1.1 潛盾機面盤與切刀，(a)切刀轉盤，(b)全新刮刀，(c)磨損刮刀，(d)全新切 刀齒，(e)磨損切刀齒(Yang et al., 2021 ^[1]).....	2
圖 1.1.2 潛盾機切削刀具破壞之示意圖(Huang et al., 2018 ^[2]).....	2
圖 1.1.3 卵礫石地層，(a)砂土與卵礫石，(b)大小粒徑之卵礫石	3
圖 1.2.1 研究流程圖	4
圖 2.1.1 台灣卵礫層的分布與產狀形態(鄧屬予 ^[4] ，1996)	8
圖 2.1.2 台灣地區卵礫層分布示意圖(張吉佐等 ^[5] ，1996)	8
圖 2.1.3 砂礫岩根據礫石含量和礫石硬度之分類圖(Liu et al., 2022 ^[7]).....	11
圖 2.1.4 球狀率示意圖(Koerner, 1970 ^[9])	11
圖 2.1.5 尺寸效應對摩擦角之影響(Marsal, 1969 ^[11])	12
圖 2.1.6 卵礫石粒徑大小、含量對變形性、剪力強度之影響(張光宗等 ^[12] ，2014)	14
圖 2.1.7 微觀顆粒之間的接觸模式(Hsieh et al., 2008 ^[13]).....	15
圖 2.1.8 不同顆粒形狀剪應力比值與剪切位移的關係(Tian et al., 2018 ^[14]).....	15
圖 2.1.9 垂直應力 200 kPa 下的顆粒旋轉量(a)以圓形模擬粗顆粒之試體 (b)以三角 形模擬粗顆粒之試體 (c)以細長型模擬粗顆粒之試體(Tian et al., 2018 ^[14])	15
圖 2.1.10 骨材形狀對裂紋擴展的影響，(A)破碎區，(B)直向裂紋(Khanal et al., 2008 ^[15])	16
圖 2.1.11 不同球狀率之球團示意圖，球團內的平均球數分別為 8.92(左上)和 35.92(右上)，以及實際鐵路道渣示意圖(下) (Lu and McDowell, 2007 ^[16])	16
圖 2.2.1 應用於軟土中潛盾機面盤與刀具圖(Fu et al., 2021 ^[17]).....	20
圖 2.2.2 應用於硬岩中潛盾機面盤示意圖，(a)經砂岩與石灰岩之潛盾面盤(Ates and	

Copur, 2023 ^[76]), (b)岩石鑽掘潛盾機面盤(Farrokh, 2021 ^[22]).....	21
圖 2.2.3 (a)切割理論示意圖 (b)切割試驗之試體斷裂路徑圖(Evans, 1958 ^[23]).....	21
圖 2.2.4 鑿刀切割岩石理論圖解(Nishimatsu, 1972 ^[25]).....	22
圖 2.2.5 錐形鎬切割岩石理論圖解(Evans, 1984 ^[26]).....	22
圖 2.2.6 鑿刀切割週期示意圖(Yasar and Yilmaz, 2018 ^[29]).....	23
圖 2.2.7 錐形鎬切割岩石數值模擬示意圖(Su and Akcin, 2011 ^[35]).....	25
圖 2.2.8 輪式刀具切割岩石數值模擬示意圖(Zhang et al., 2020 ^[36]).....	25
圖 2.2.9 試體破壞示意圖 (Zhang et al., 2018 ^[36]).....	26
圖 2.3.1 潛盾隧道中影響刀具磨損之參數(Amoun et al., 2017 ^[43]).....	29
圖 2.3.2 物理磨損試驗, (a)磨損試驗裝置示意圖, (b)土壤磨損試驗裝置, 1:馬達; 2: 扭矩計; 3:圓柱形土倉及幾何尺寸; 4:進土孔; 5:倉內土樣; 6:密封鋼片及十 字金屬切刀; 7:交叉十字桿尺寸; 8:鋼製塊體切刀 (Wei et al., 2018 ^[3]).....	33
圖 2.3.3 粒徑分布圖, (a)Gravel A 系列, (b)Gravel B 系列(Wei et al., 2018 ^[3]).....	34
圖 2.3.4 不同礫石含量與粒徑的砂礫石混合土壤中鋼塊之平均扭矩與損失重量 (Wei et al., 2018 ^[3]).....	35
圖 2.4.1 PFC 程式運算邏輯(改繪自 PFC6.0 Documentation ^[69]).....	37
圖 2.4.2 接觸鍵結模型示意圖(改繪自 PFC6.0 Documentation ^[69]).....	38
圖 2.4.3 平行鍵結模型示意圖(改繪自 PFC6.0 Documentation ^[69]).....	39
圖 3.1.1 PFC ^{3D} 磨損模型尺寸圖.....	44
圖 3.1.2 切刀齒模型示意圖.....	44
圖 3.1.3 不同礫石含量之模型示意圖, (a)礫石含量 30%, (b)礫石含量 60%, (c)礫 石含量 75%, (d)礫石含量 90%, (e)礫石含量 100%.....	46
圖 3.1.4 模型中砂礫石土壤粒徑分布圖.....	46
圖 3.1.5 磨損數值模型示意圖.....	47
圖 3.1.6 生成不規則卵礫石球團.....	48

圖 3.1.7 數值模型中卵礫石球團	49
圖 3.3.1 切刀齒受力轉換示意圖，(a)y、z 座標轉換至切向、徑向示意圖，(b)切刀齒 F_n 、 F_r 、 F_s 方向示意圖.....	54
圖 3.3.2 砂礫石土壤中切刀齒磨損反力紀錄，(a) F_x 、 F_y 、 F_z ，(b) F_n 、 F_r 、 F_s	55
圖 3.3.3 切刀齒掘削過程中砂礫石土壤位移圖，(a)0.2 秒、(b)0.4 秒、(c)0.6 秒、(d)0.8 秒、(e)1.0 秒、(f)1.2 秒、(g)1.4 秒、(h)1.6 秒、(i)1.8 秒、及(j)2.0 秒	57
圖 3.3.4 砂礫石土壤受掘削裂縫分布圖	58
圖 3.3.5 砂礫石土壤裂縫數量圖	58
圖 3.4.1 礫石破壞體積示意圖，(a)礫石含量 30%，(b)礫石含量 90%	62
圖 4.1.1 四種切刀轉盤設計，(a)案例一，(b)案例二，(c)案例三，(d)案例四	72
圖 4.1.2 輪式切刀幾何尺寸	73
圖 4.1.3 案例四中最外圈、中間圈以及最內圈切刀高低差配置尺寸示意圖	73
圖 4.2.1 砂礫石土壤開挖面裂縫分布，(a)案例一，(b)案例二	74
圖 4.2.2 案例一及案例二開挖過程裂縫累積圖	74
圖 4.2.3 切刀轉盤上刀具編號示意圖，(a)案例二，(b)案例三	75
圖 4.2.4 砂礫石土壤開挖面裂縫分布，(a)案例二，(b)案例三	76
圖 4.2.5 切刀轉盤上刀具編號示意圖，(a)案例三，(b)案例四	78
圖 4.2.6 砂礫石土壤開挖面裂縫分布，(a)案例三，(b)案例四	78
圖 4.2.7 案例三及案例四開挖過程裂縫累積圖	79
圖 4.3.1 切刀齒型式破壞機制示意圖，(a)齒式剝削土體破壞圖，(b)齒式剝削土體裂縫圖，(c)輪式切割土體破壞圖，(d)輪式切割土體裂縫圖	81
圖 4.3.2 四案例開挖過程裂縫累積數量圖	82

表目錄



表 2.1.1 台灣地區礫石層材料特性(張吉佐等 ^[5] , 1996)	10
表 2.3.1 四種典型磨損機制(Li et al. 2020 ^[41]).....	28
表 2.3.2 既有切刀預測模型(改編自 Shen et al., 2022 ^[48])	30
表 3.1.1 各模型之球顆粒與球團數量	43
表 3.2.1 六因子二水平之部分實驗設計表	50
表 3.2.2 規劃 2^{6-1} 部分實驗設計直交表	50
表 3.2.3 六因子三水平之部分實驗設計表	51
表 3.2.4 規劃 3^{6-3} 部分實驗設計直交表	52
表 3.4.1 比能指標之二水平變異數分析結果	66
表 3.4.2 摩擦損耗指標之二水平變異數分析結果	66
表 3.4.3 比能指標之三水平變異數分析結果	67
表 3.4.4 摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果	67
表 3.4.5 第一門檻摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果	67
表 3.4.6 第二門檻摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果	68
表 3.4.7 比能指標之三水平交互作用項變異數分析結果	68
表 3.4.8 摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果	68
表 3.4.9 第一門檻摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果	69
表 3.4.10 第二門檻摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果	69
表 3.4.11 影響磨損率的重要因子	69
表 3.4.12 磨損數值模型之微觀參數	70
表 4.2.1 案例二與案例三切刀轉盤刀具做功分析結果	76
表 4.2.2 案例三與案例四切刀轉盤刀具做功分析結果	79
表 4.3.1 四案例開挖效率與摩擦損耗分析結果	82



第一章 緒論

1.1 研究背景與動機

歐亞板塊與菲律賓海板塊數千萬年以來持續推擠，造成地殼運動頻繁，臺灣逐漸演變成現今由高低起伏的高山、丘陵、平原以及盆地等地形所組成樣貌。暴露在地表的岩石經風化作用與侵蝕作用，破碎崩解後經河流搬運至河川下游，堆積於河谷、沖積扇平原，形成卵礫石層，分布於中央山脈等高山四周之平原、台地與丘陵地區。

潛盾工法應用於國內外隧道或是地鐵建設已發展成熟，交通、運輸、自來水、污水、電力等各類工程常需運用地下空間，大量採用潛盾工法建造，其中，土壓平衡式潛盾機在土質地層應用最為廣泛。潛盾機(TBM)於地下鑽掘係由切刀面盤旋轉，使面盤與地層岩土材料接觸，透過裝置於機身的千斤頂產生推力向前開挖。齒型或輪型切刀齒破碎、擾動或移除岩土材料過程，可能產生極大的摩擦力，經常造成潛盾機前端切刀面盤嚴重的磨損，此現象在卵礫石地層開挖更為嚴重(圖 1.1.1 與圖 1.1.2)。在潛盾工程設計時，切刀盤上刀具的磨損位置及磨耗量為重要的考量因素，一般磨耗檢測常透過裝置應用於潛盾機切刀齒上的油壓計或是電壓計檢驗切刀齒磨耗量，然而實際磨損量大於預估磨損量之窘境時有所聞。切刀盤高度磨損將縮短切刀齒的壽命，需要對刀盤和刀具進行頻繁的替換，大幅降低隧道開挖效率，為隧道工程機械化施工的巨大挑戰。

臺灣都市化的程度相當高，毗鄰臺北都會區的桃園，多項重大公共建設刻正如火如荼開展，例如機場捷運延伸工程、綠線、棕線捷運工程等。桃園屬台地地形，地層中普遍可見卵礫石層，其力學行為介於土壤與岩石之間，係由卵石、礫石、粗砂與部分黏土組成之不連續介質(圖 1.1.3)，基質與顆粒個別的力學特性差異甚大，兩者間互制作用引致不同的工程特性，與完整岩石或土壤等連續介質地層相比有

結構鬆散、滲透性高與變形特性複雜等特點。國內外目前在岩石隧道與土壤隧道之潛盾開挖經驗甚多，擁有豐碩的前人文獻與案例，然而卵礫石層潛盾開挖案例與研究有限，特別是潛盾機面盤上刀具預測磨損量與實際磨損量存在差異。有鑑於此，本研究應用離散元素法建立一套數值研究方法，探討微觀參數與刀刃磨損關係，提供潛盾機於卵礫石層開挖之機具磨損探討與相關應用。

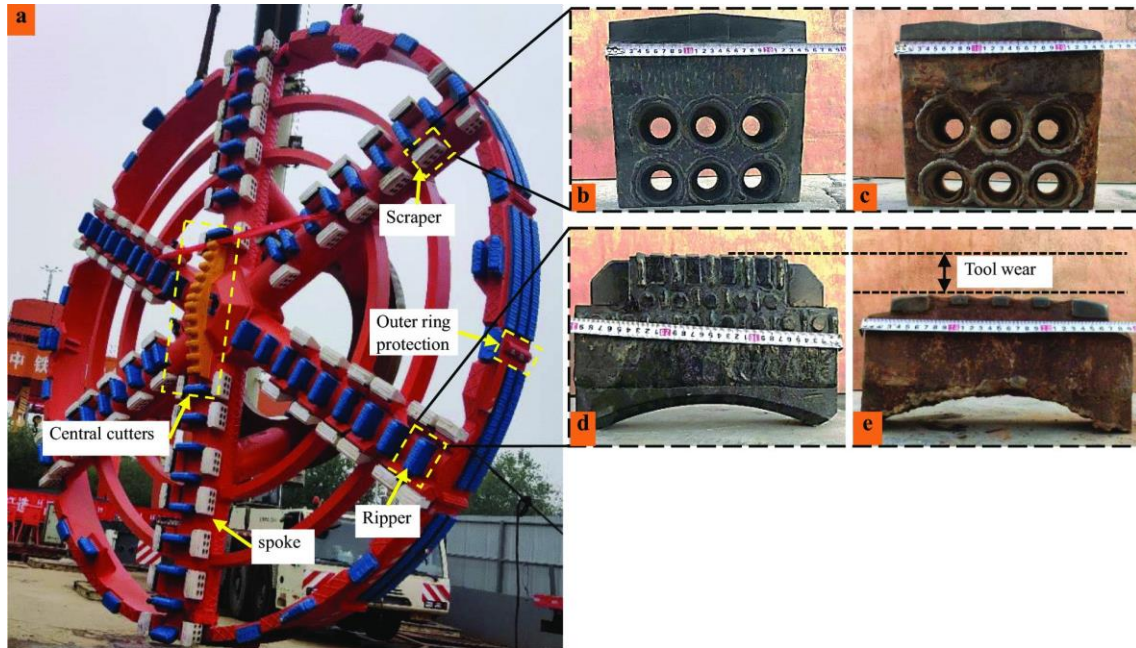


圖 1.1.1 潛盾機面盤與切刀，(a)切刀轉盤，(b)全新刮刀，(c)磨損刮刀，(d)全新切刀齒，(e)磨損切刀齒(Yang et al., 2021^[1])



圖 1.1.2 潛盾機切削刀具破壞之示意圖(Huang et al., 2018^[2])



(a)



(b)

圖 1.1.3 卵礫石地層，(a)砂土與卵礫石，(b)大小粒徑之卵礫石

1.2 研究目的與流程

本研究將以 Wei et al. (2018)^[3]得到的磨損實驗結果作為基礎加以延伸，利用三維離散元素法 PFC^{3D} 建立尺寸相同的數值模型，模擬切刀齒在卵礫石土壤中掘削的方式，探討切削刀具運轉過程的受力變化，建立一套數值模擬分析的方法，探求刀具與土壤間磨損率的關係，並採實驗設計法考慮不同的礫石與砂土混和比例下刀具磨損率，探討對刀具磨損率具顯著影響之微觀組構參數，以率定合理的參數組合；最終，透過三維離散元素法模擬不同面盤開口率與切刀齒配置下的隧道開挖，比較輪式、齒式切刀齒的破壞機制，藉此探討刀具配置的影響。圖 1.2.1 繪出本研究之研究流程。

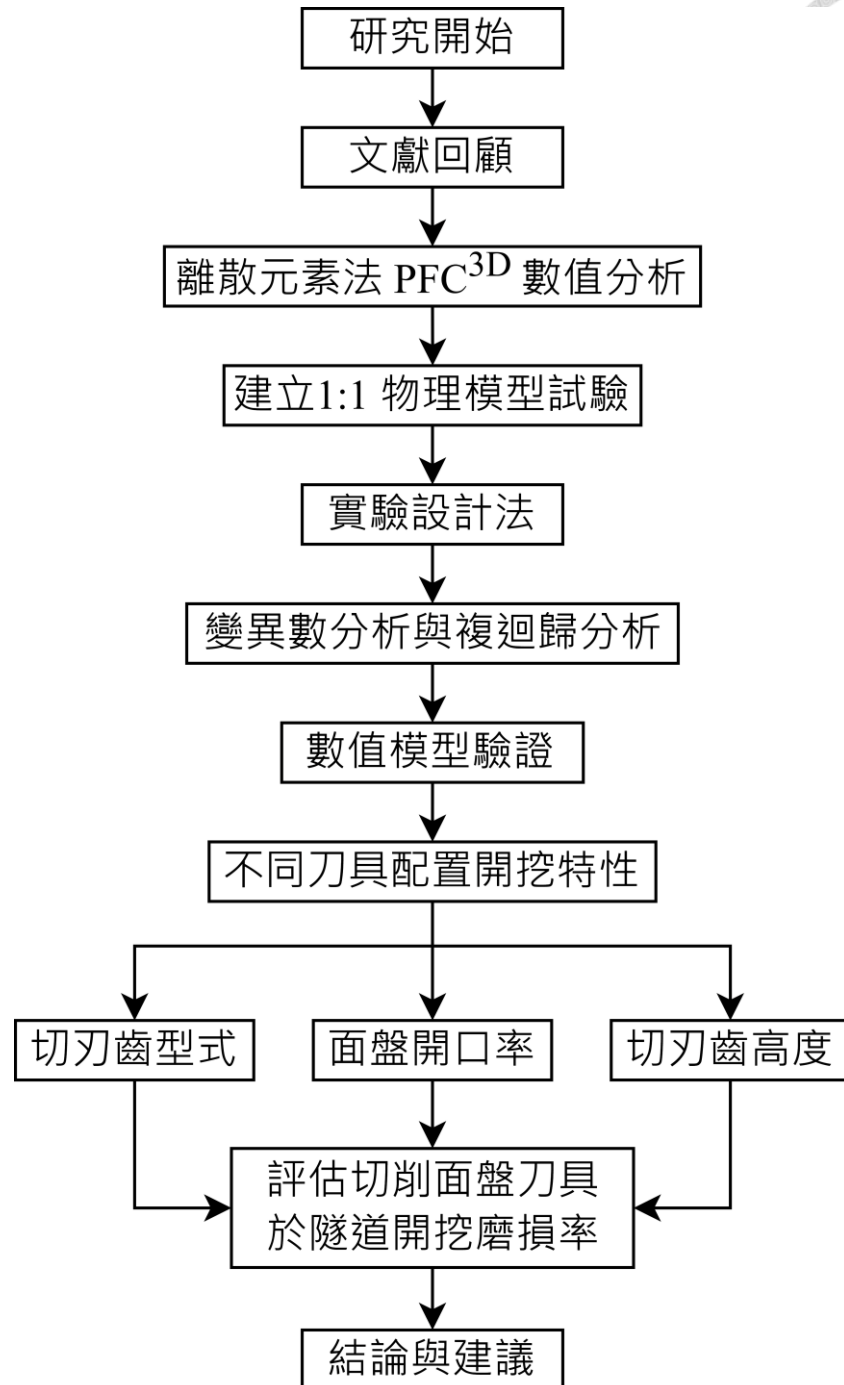


圖 1.2.1 研究流程圖

1.3 論文架構及主要內容

本文一共分成五章節，各章主要內容如下：

第一章 緒論

闡述本研究之研究背景、動機、目的與研究流程，以及論文架構。



第二章 文獻回顧

蒐集與歸納本研究主題相關的文獻，首先闡述卵礫石層背景、工程特性，介紹岩石切割理論、破壞機制與數值模擬，接續回顧材料磨損之相關研究及介紹顆粒流數值軟體 PFC^{3D} 程式計算原理及基本假設，最後整理實驗設計法相關應用。

第三章 數值模型試驗建立與驗證

以本研究之方法學為主軸，說明離散元素法 PFC^{3D} 建立數值模型過程，包括刀具磨損模型建置流程與模擬方法、如何設計實驗設計法探討微觀組構因子與介觀力學磨損率關係、分析物理試驗切刀齒切削過程之受力結果，以摩擦做功與開挖比能作為指標評估刀具磨損率，探討卵礫石層的受切削後破壞型態。

第四章 不同刀具配置開挖特性

確立微觀參數合理性後，建立不同開口率與切刀齒配置的切刀面盤，探討刀具配置的開挖特性，包含開口率、刀具數量、配置位置與刀刃高度，並比較輪型與齒型切刀齒對於開挖卵礫石土壤的破壞機制。

第五章 結論與建議

統整本研究之分析成果，並對後續研究提出相關建議。

第二章 文獻回顧



切刀面盤上刀具的磨損程度是影響潛盾隧道開挖效率的重要因素之一。潛盾工法由於施工效率高且公害小，在隧道工程眾多工法中有著不可或缺的地位，一般作業時，會由前端的切刀盤向前旋轉挖掘，然而在礫石層開挖時會因為遇到較大粒徑的礫石造成螺運機阻塞，需要透過輪式切刀齒進行切割磨碎，由齒式切刀齒將礫石磨碎後進入螺運機排除，因此刀具在卵礫石土壤中會有較大的磨損量，常需停止鑽掘作業進行刀盤維護和替換，增加作業程序、甚至延宕施工，大幅度降低潛盾機開挖效率，無法展現施工速度快及工期短的優點。

本章將統整上述議題，回顧前人研究，分為五小節，首先(2.1)卵礫石層之相關文獻、(2.2)岩石切割之理論機制與數值分析、(2.3)材料磨損相關研究、(2.4)顆粒流力學與數值模擬以及最後(2.5)實驗設計法率定微觀參數。

2.1 卵礫石層之相關文獻

以下將對卵礫石層相關文獻進行統整，包含臺灣卵礫石層分布區域與形成機制、力學特性、顆粒形狀影響與顆粒力學之數值分析。

2.1.1 臺灣卵礫石層分布區域與形成機制

圖 2.1.1 為臺灣卵礫石層分布，係鄧屬予(1996)^[4]彙整的研究成果。卵礫石層於雪山山脈與中央山脈兩側旁的山谷至平原幾乎處處可見，常堆積於河谷、丘陵、台地及平原地區，分布廣闊，這些區域大多是人口多且產業發達處，像是桃園台地、臺北盆地、臺中盆地、西南部平原，乃至花東縱谷。卵礫石形成機制之主要原因與岩礫的生成與堆積有關，當岩層因風化作用使岩塊剝落、碎化，最終被洪流沖刷，受到搬運作用下沿著坡面堆積至山脈前緣，在氾濫平原和沖積扇上經過長時間與土壤膠結而形成層狀的卵礫石地層，並依照地表產狀將臺灣卵礫石層大致分區為



以下四種：

(1) 河谷礫石

河谷礫石多數屬於間歇性洪水的沉積物，在臺灣山區河川中處處可見。此種礫石是偶發性的堆積物，多稜角且淘選度不佳，有組織鬆散與膠結性差等特點。

(2) 平地礫石

分布區域主要位於臺灣西南部，大致從彰雲地區至高屏地區的平原以及臺北、蘭陽山間盆地與桃園地區都能見其蹤跡。平地礫石受長途的搬運與淘洗過程，相較河谷礫石而言，有著較高的圓度與淘選度，再加上河川不停的搬運堆積，因此多數呈現層狀分布。

(3) 海岸礫石

多數位於海岸峭壁周圍地區，例如東部海岸以及恆春半島，由於海浪侵蝕將崖壁上岩塊刮下，再透過陡峭河川將粗礫搬運至海濱堆積；西北部台地丘陵一帶，礫石來自丘陵地區的河川將麓山帶中的頭嵙山層岩礫運至海邊堆積，由於經常受到海浪的淘洗沖刷，海岸礫石因此具有高圓度和良好的淘選度。

(4) 山地礫石

山地礫石主要分布於西部麓山帶的丘陵地區與東部的海岸山脈中，包含出露於山區的各式礫岩層。除了受到高覆土壓的壓密作用而固結，亦受到褶皺作用而傾斜，組成結構較其他種礫石堅實，因此山地礫石常形成陡壁。

張吉佐等 (1996)^[5]根據蒐集資料量依照地區性將台灣西部卵礫石層分成六大區域(圖 2.1.2)，包含台中分區、林口台地分區、大肚山分區、苗栗分區、竹山分區及八卦山分區。卵礫石層的形成原因與河流搬運密切相關，台灣東部宜蘭地區之蘭陽溪與花蓮地區之花蓮溪旁因分佈區域小而未被劃入圖 2.1.2 的分區中。

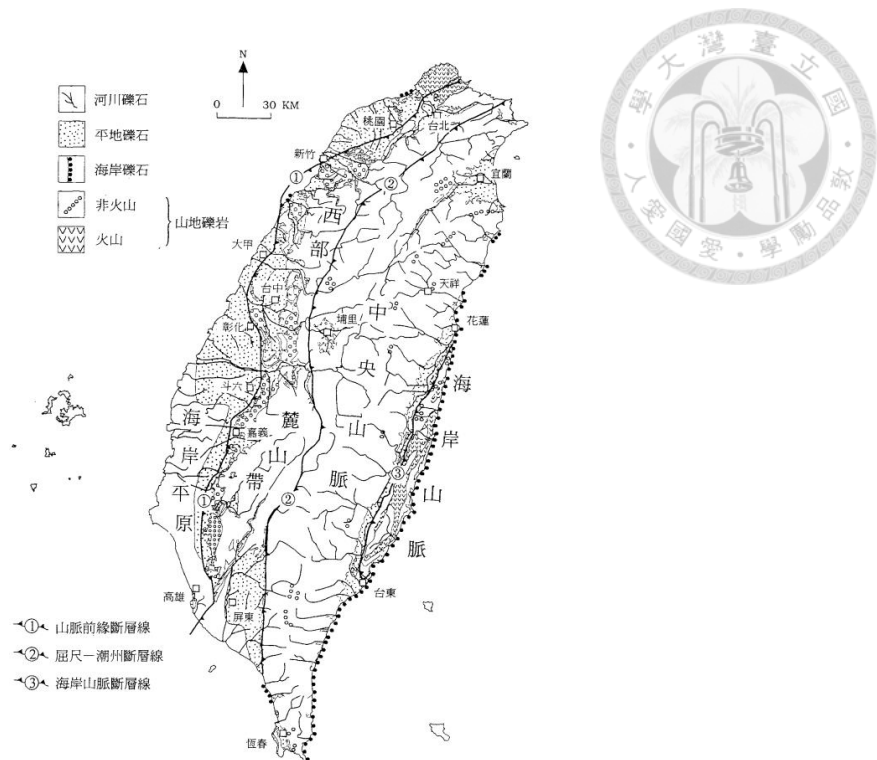


圖 2.1.1 台灣卵礫層的分布與產狀形態(鄧屬予^[4]，1996)

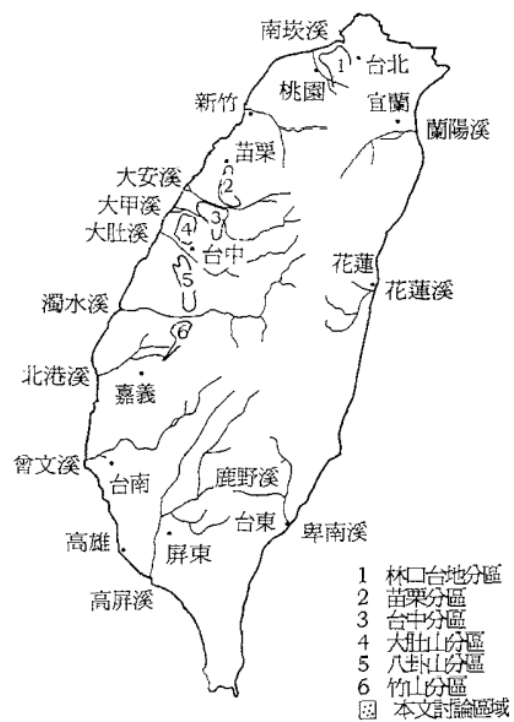


圖 2.1.2 台灣地區卵礫層分布示意圖(張吉佐等^[5]，1996)



2.1.2 卵礫石層力學特性

洪如江 (1978)^[1]指出當卵礫石層中礫石含量大於 75%，其工程特性會受到粗顆粒控制；反之若礫石含量小於 75%，則工程特性將改由小粒徑的材料所決定。一般而言，卵礫石含量多寡與材料尖峰抗剪強度有關，當礫石含量越高，抗剪強度越高，楊氏模數也越大。而卵礫石和基質之間的膠結程度，取決於卵礫石層風化的程度；固結程度也會導致不同大小的凝聚力，一般分為基質膠結、接觸膠結和空隙膠結。因此，礫石與基質間的比例、膠結狀況皆是影響卵礫石層之工程特性原因之一。

表 2.1.1 為張吉佐等 (1996)^[5]彙整國內卵礫石層六大分區進行的現地試驗結果，將卵礫石層視為複合材料，由顆粒卵礫石及細料基質組合而成，各地區會因材料組構不同導致礫石層顆粒比例、材料性質、細粒料性質和力學性質之間呈現極大的差異，影響礫石層之工程特性。

Liu et al. (2022)^[7]進行三點抗彎試驗，探討礫石強度與含量對砂礫岩力學特性之影響，分為四種類型(圖 2.1.3)，結果顯示礫石對砂礫岩的斷裂韌性(fracture toughness)具有提高或降低的影響。使用高強度礫石之砂礫岩斷裂韌性隨礫石含量的增加而提升，裂縫因無法穿透礫石產生偏轉，隨著礫石含量越高所產生的裂紋彎曲程度較高；反之使用低強度礫石之砂礫岩斷裂韌性隨礫石含量的降低而降低，裂縫分布較為簡單平坦，基質比礫石更容易變形開裂，形成斷裂區。礫石含量和支撐方式也顯著影響砂礫岩的力學性質，當礫石含量小於 35%時，由於礫石之間不再互相接觸，基質控制力學特性，對於 I 型和 III 型外部載重將由基質承受，從而決定砂礫岩的彈性模量。當礫石含量高於 35%時，礫石控制力學特性，當礫石含量上升到超過 35%時，礫石開始相互接觸，因此改由礫石支撐載重，彈性模數以礫石決定，因此，對於砂礫岩而言介觀支撐模式也是不可忽視的。



表 2.1.1 台灣地區礫石層材料特性(張吉佐等^[5], 1996)

分區	採樣場址	材料比例 (%)					礫石材料性質			細料性質					力學性質							參考文獻	
		礫石	砂	泥	粉土	現地含水量 w _m	統一土類分 類(USCS)	比重	吸水率 (%)	q _v kg/cm ²	比重	L.L.	P.L.	W _n (%)	統一土 壤分類	C _v kg/cm ²	φ _v	C _i kg/cm ²	φ _i	E t/m ²	K _v t/m ³		K _h t/m ³
林口台地分區	南崁山	62	36	2	1.79	-								19		0.84	21°			3300	6250		古志生, (民國 84 年)
	南崁山	74	23	3	1.84	-								10		1.33	28°	0.49	25°	5900	11200		古志生, (民國 84 年)
	樹林龜山	80-88	8-12	4-8	-	GP-GC										0.15	46°	0	34°	-	-		褚炳麟等, (民國 78 年)
	林口台地	59	19	22	2.00	-								11		0.45	30°	0.20	28°	1200	1850		林炳森等, (民國 77 年)
	龜山塔寮坑	58	36	6	2.16	GW-GM								8		0.10	50°	0	35°	1260	3200		中興工程顧問社, (民國 81 年)
	桃園南崁	52	21	15	1.76	GC								15		0.55	31°	0	31°				中興工程顧問社, (民國 81 年)
	桃園龜山	-	-	7	-	-								7-10		0.15	46°	0	35°	11000	16000		中興大學(民國 77 年)
	樹林龜山	75-85	13-22	3	1	GP	2.68																中興工程顧問社, (民國 84 年)
林口台地	76	17	7	1.90	GP-GC	2.50	4.5	1350	2.64	23-29	8	7	CL, M L									經濟部中央調查所, (民國 71 年); 吳文隆等, (民國 84 年)**	
苗栗分區	苗栗通霄	89	10	1	0	2.17	GP	2.63						2						25000	41000	3300	中興工程顧問社, (民國 84 年)
	苗栗日南	85	12	3	0	2.08	GP	2.65						6						12400	20000	10000	中興工程顧問社, (民國 84 年)
	苗栗火線寮	76	20	4	0	2.21	GP-GM	2.66						4						38800	62500	60000	中興工程顧問社, (民國 84 年)
	苗栗三義	70-85	10-20	5-10	-	-										0.15	54°	0	45°				褚炳麟等, (民國 78 年)
	苗栗分區	77-88	8-17	4-6	2.00	GP-GM	2.50	0.4-3.0	600-1450	2.64				3-20									經濟部中央調查所, (民國 71 年); 吳文隆等, (民國 84 年)**
台中分區	台中大甲	80	9	7	4	1.97	GP-GM	2.65						8		0.30	28°	0.10	28°				中興工程顧問社, (民國 84 年)
	台中外埔	80	10	7	3	1.96	GP-GM	2.64						10		0.30	33°	0.30	29°				中興工程顧問社, (民國 84 年)
	台中分區	82-91	9-15	0-3	2.10	GP	2.55	1.5-1.9	1200-1900	2.63	19-25	7-12	5-11	CL									經濟部中央調查所, (民國 71 年); 吳文隆等, (民國 84 年)**
大肚山	台中大肚山	75	10	15	2.10	-								10		0.30	42°	0	42°	39000	75000		中興工程顧問社, (民國 84 年)
	台中大肚山	84	12	4	2.08	GP								4		0.40	30°	0.40	28°	12500	25000		中興工程顧問社, (民國 82 年)
	大肚山分區	-	-	-	-	-	2.55	1.28	2000	2.68	23	12	15	CL		0.30	26°	0.24	25°				經濟部中央調查所, (民國 73 年); 吳文隆等, (民國 84 年)**
八卦山分區	彰化芬園	72	22	4	2	2.29	GP-GM							3		0.20	37°	0	32°	4350	7000		中興工程顧問社, (民國 83 年)
	彰化芬園	65	30	3	2	2.31	GP							3		0.40	37°	0	34°	12000	20000		中興工程顧問社, (民國 83 年)
	員林東山	68	26	6	2.21	GP-GM								3		0.60	38°	0	37°				中興工程顧問社, (民國 81 年)
	芬園林厝坑	81	17	2	2.19	GW								5		0.20	42°	0	38°	85000	1E+05		中興工程顧問社, (民國 81 年)
	八卦山分區						2.54	2.37	1050	2.70	39	14	11-26	CL									經濟部中央調查所, (民國 73 年); 吳文隆等, (民國 84 年)**
竹山分區	古坑-大林	83	15	2	2.15	GW								4		0.20	47°	0	47°				中興工程顧問社, (民國 82 年)
	古坑-大林	81	14	5	2.08	GW-GM								6		0.50	41°	0.20	38°				中興工程顧問社, (民國 82 年)
	大林竹崎	81	15	4	2.12	GW								6		0.37	29°	0.20	28°				中興工程顧問社, (民國 82 年)
	古坑-大林	82	15	3	2.39	-								6		0.40	45°	0	43°				中興工程顧問社, (民國 82 年)
	大林竹崎	75	13	12	2.18	-								5		0.20	35°	0.10	31°				中興工程顧問社, (民國 82 年)
	竹山分區						2.59	1.65	1235	2.55													經濟部中央調查所, (民國 73 年)**

* 地盤反力係數 K 由再壓曲線割線斜率之 1/2 求得, 再由 K 值推求力係數。
** 其結果為綜合不同試驗而得, 其餘則為單一試坑求得。

* 地盤反力係數 K 由再壓曲線割線斜率之 1/2 求得, 再由 K 值推求力係數。

** 其結果為綜合不同試驗而得, 其餘則為單一試坑求得。

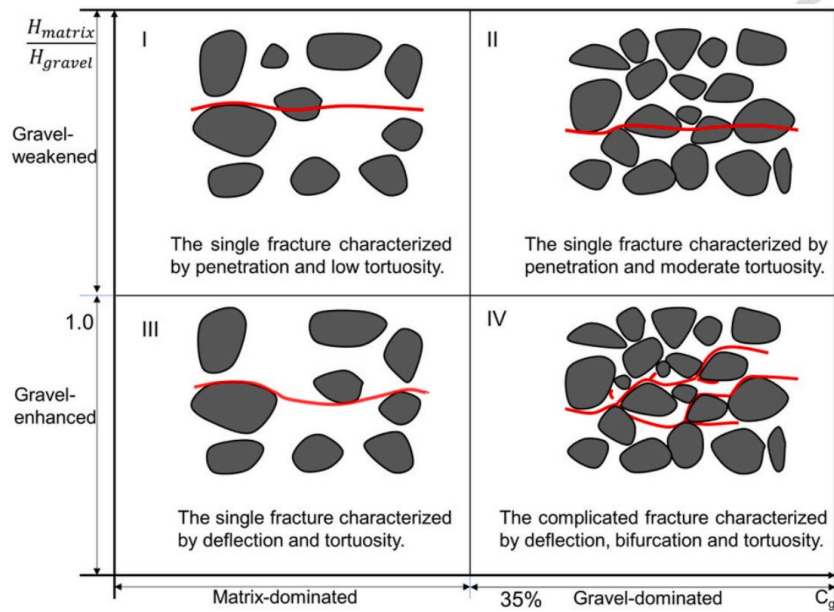


圖 2.1.3 砂礫岩根據礫石含量和礫石硬度之分類圖(Liu et al., 2022^[7])

2.1.3 形狀對力學之影響

蔡明欣等 (1995)^[7]整理台灣西部卵礫石層現地直剪試驗結果，歸納土層材料性質和剪力強度的關係，發現礫石在垂直沉積方向的剪力強度比現地試驗水平剪力高，顯示卵礫石材料形狀不規則而具有異向性。

Koerner (1970)^[9]指出，顆粒的形狀會影響堆石材料的剪力強度，並提出了一個稱為球狀率(sphericity)的比值，定義為顆粒投影面積除以外接圓面積，用以表示不同顆粒形狀之間的差異(圖 2.1.4)，對此進行飽和石英材料的三軸排水試驗，結果顯示球狀率愈小，相對密度和抗剪強度就愈高。

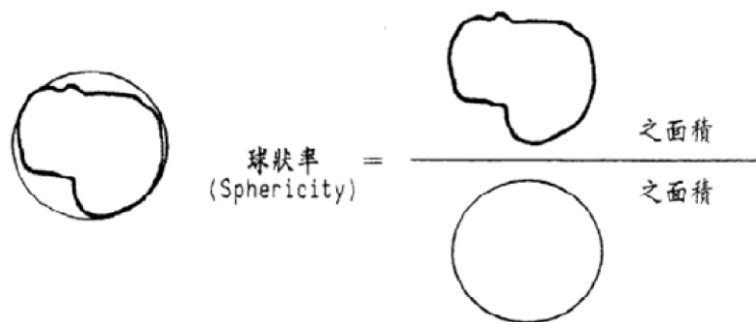


圖 2.1.4 球狀率示意圖(Koerner, 1970^[9])



2.1.4 粒徑大小與試體尺寸之影響

Marachi (1969)^[10]利用三軸試驗探討不同尺寸的碎石與試體直徑 D 對強度之影響，結果顯示若小於最大粒徑 $d_{\max}$ 的碎石佔總重 30%以下且為優良級配時，試體直徑與顆粒最大粒徑之比值($D/d_{\max}$)需大於 6；不良級配情況下，($D/d_{\max}$)應大於 20，若比值低於上述結果將導致大顆粒間產生交互作用而影響土壤的剪力強度。

圖 2.1.5 係 Marsal (1969)^[11]探討試體直徑 D 與顆粒最大粒徑 $d_{\max}$ 之比值($D/d_{\max}$)對剪切強度的影響結果，當($D/d_{\max}$)小於 6 時，尺寸效應會對結果產生劇烈影響；然而比值漸增後，摩擦角之影響漸小，當比值大於 10，抗剪摩擦角會趨於一定值，因此，在強度參數的選定上必須考慮尺寸效應之影響。

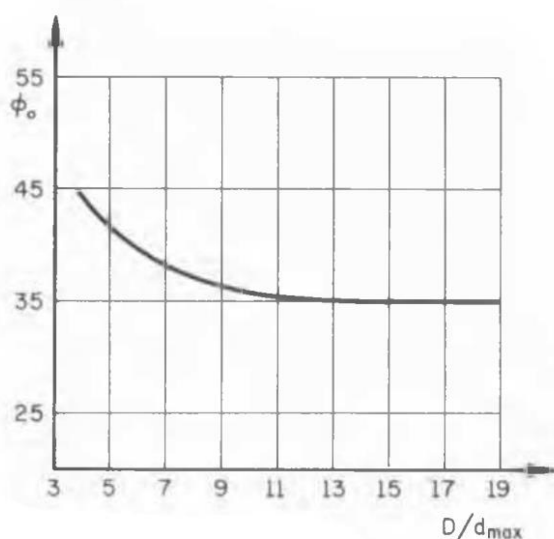


圖 2.1.5 尺寸效應對摩擦角之影響(Marsal, 1969^[11])

2.1.5 顆粒力學之數值模擬分析

圖 2.1.6 為卵礫石粒徑大小、含量對變形性、剪力強度之影響，由張光宗等 (2014)^[12]利用 PFC^{2D} 離散元素法模擬雙軸試驗以探討卵礫石之力學行為，反算分析率定微觀參數為基底，再以迴歸分析建立微觀參數與宏觀參數之關係式，其研

究成果顯示卵礫石含量與粒徑大小越大，則彈性模數、剪力強度、柏松比、摩擦角亦越大，唯有凝聚力會些微下降。

Hsieh et al. (2008)^[13]使用 PFC^{2D} 離散元素法針對砂岩進行研究，探討微觀鍵結模型對宏觀行為的影響，建立不同粗顆粒間鍵結基本組成單元(圖 2.1.7)，包括粒狀顆粒(GP)、基質顆粒(MP)、多孔隙顆粒(PP)，並使用反算分析校正微觀參數。研究結果顯示模型中引入 MP 與 PP 顆粒之後改變岩石性質，包含孔隙率以及顆粒面積比，因此對宏觀結果造成顯著影響。

Tian et al. (2018)^[14]採用 PFC^{2D} 離散元素法分析，模擬粗顆粒土壤直剪試驗，探討顆粒形狀對顆粒材料的微觀結構演化與力學特性的影響，以圓形、細長型與三角形作為不同形狀的粗顆粒。圖 2.1.8 為其分析結果，顆粒形狀對顆粒材料的力學性能影響顯著，顆粒形狀越規律，試樣更容易被壓縮；顆粒形狀越不規則，則峰值剪應力比、極限剪應力比和極限剪脹率均增大。此外，當顆粒形狀不同時，各顆粒的旋轉特徵不同，極限狀態下在剪切破裂面附近，顆粒越規律者，顆粒旋轉量越大(圖 2.1.9)。不同形狀粗顆粒在初始狀態下，細長顆粒異向性高，隨剪切位移的增加異向性減小，三角形或圓形顆粒與此相反，在初始狀態下，試體異向性較小，隨剪切位移的增大而增大。

Khanal et al. (2008)^[15]採用 PFC^{2D} 離散元素法分析，探討骨材顆粒形狀對於撞擊複合材料後斷裂的影響。圖 2.1.10 為 Khanal et al 的分析結果，骨料的形狀材料對材料斷裂方式有顯著的影響，較圓潤的骨材相比有稜角的骨材在撞擊後將產生更多的裂縫與破碎塊，裂縫沿著骨材和砂顆粒的接觸點發展，尤其在低速時顆粒形狀對複合材料的破碎行為有顯著影響，上排與下排撞擊速度分別為 29 m/s 與 49 m/s。

Lu and McDowell (2007)^[16]利用離散元素法 PFC^{3D} 三維分析，使用球團模擬不規則形狀之鐵路道碴，探討其形狀差異對模擬成果之影響(圖 2.1.11)。作者設計自動生成球團的程式碼以創建具有不同的球狀率、角度與表面粗糙度的球團，使用局

部坐標系可在 14 個不同方向上以選擇隨機直徑和隨機位置的球體的球團。研究結果表明，相對於圓形顆粒，具角度的球團可以更均勻地分布應力，且由於球團之間的互鎖作用，因此減少顆粒旋轉量進而提升顆粒間滾動阻力，更真實地模擬了載重造成的位移趨勢。

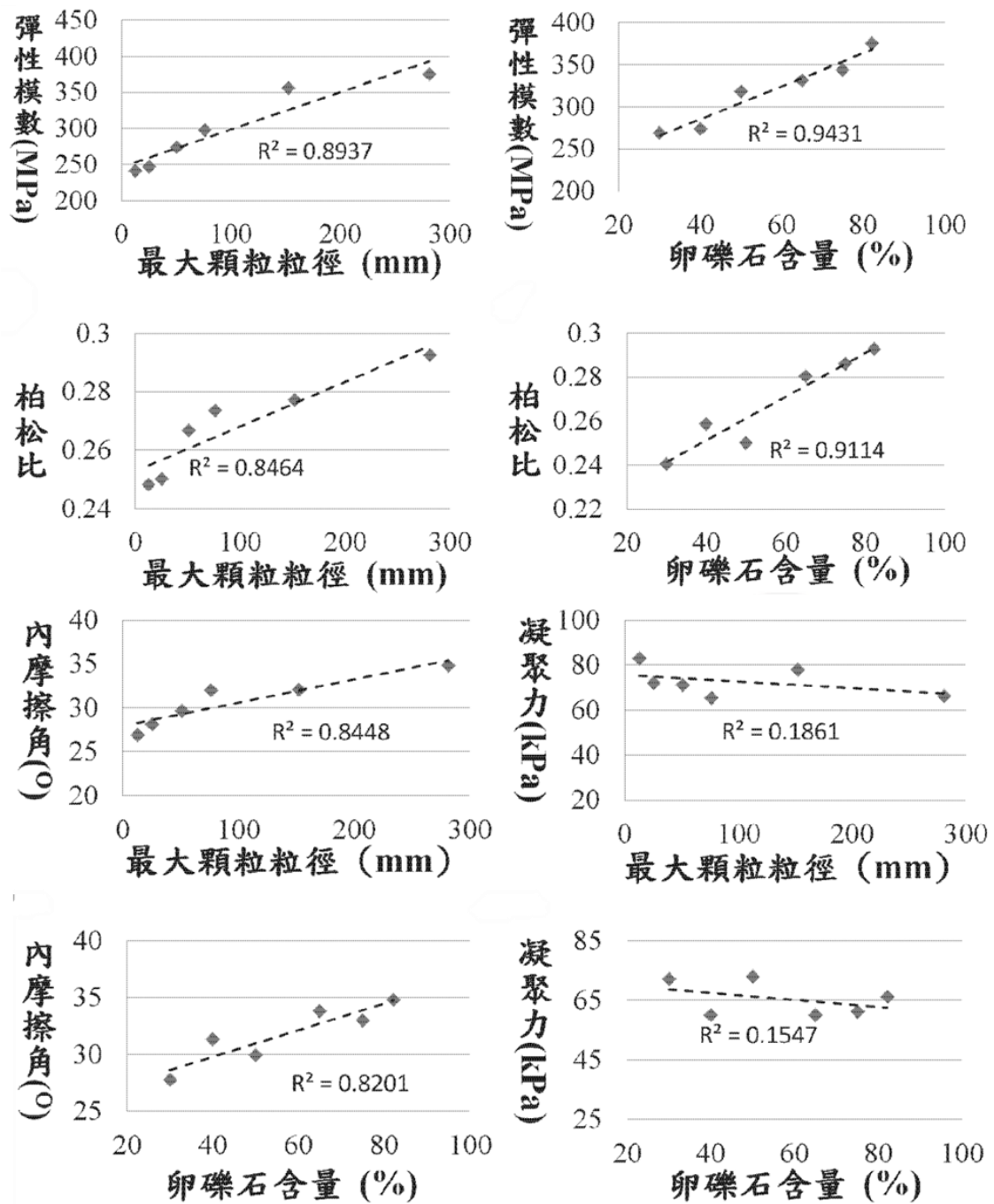


圖 2.1.6 卵礫石粒徑大小、含量對變形性、剪力強度之影響(張光宗等^[12]，2014)

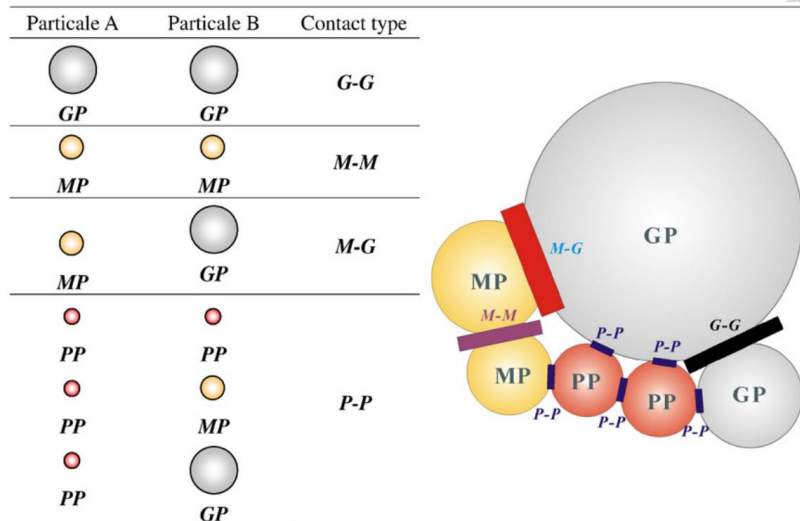


圖 2.1.7 微觀顆粒之間的接觸模式(Hsieh et al., 2008^[13])

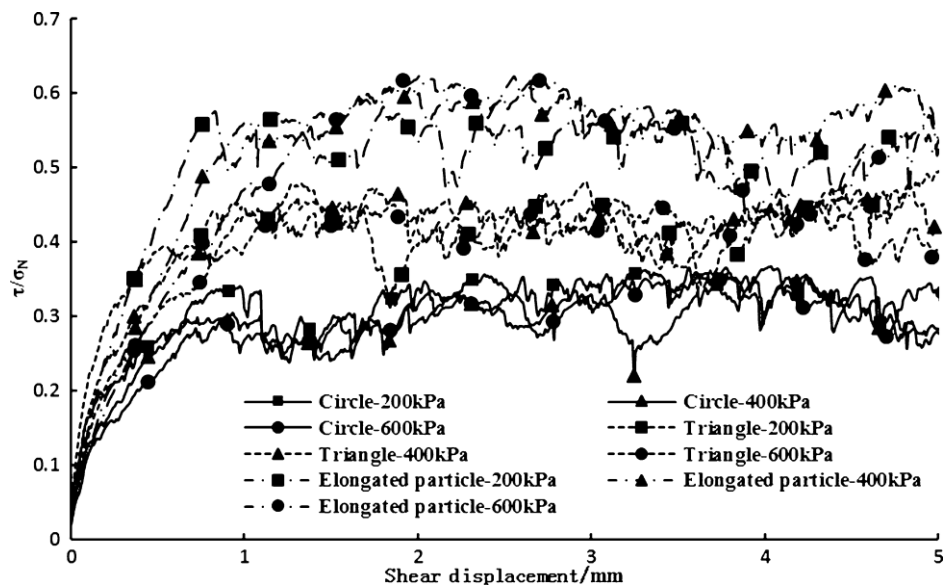


圖 2.1.8 不同顆粒形狀剪應力比值與剪切位移的關係(Tian et al., 2018^[14])

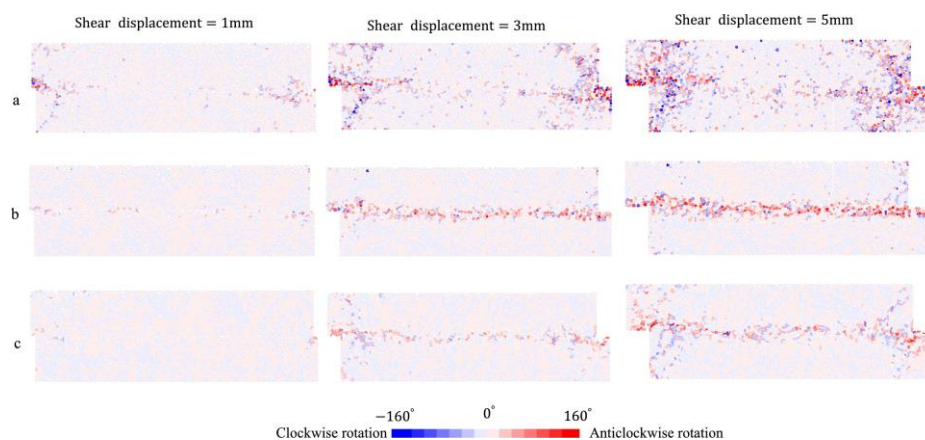


圖 2.1.9 垂直應力 200 kPa 下的顆粒旋轉量(a)以圓形模擬粗顆粒之試體 (b)以三角形模擬粗顆粒之試體 (c)以細長型模擬粗顆粒之試體(Tian et al., 2018^[14])

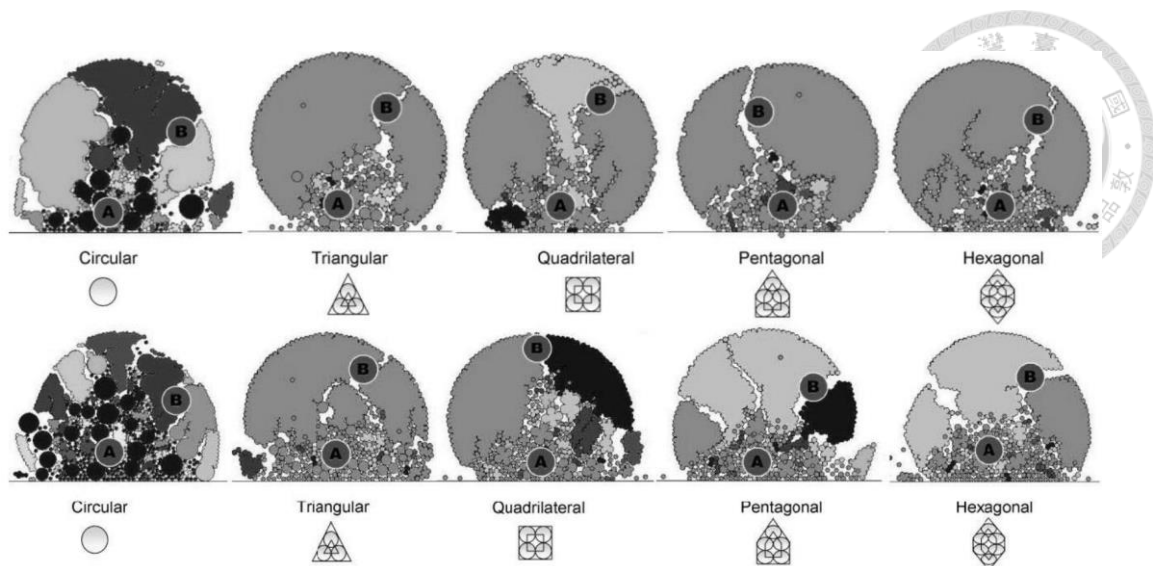


圖 2.1.10 骨材形狀對裂紋擴展的影響，(A)破碎區，(B)直向裂紋(Khanal et al., 2008^[15])

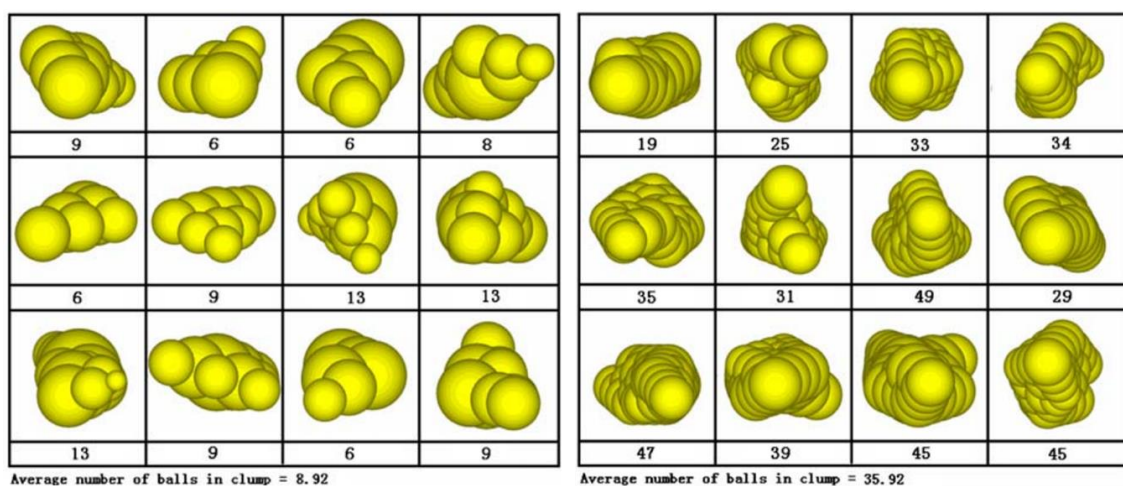


圖 2.1.11 不同球狀率之球團示意圖，球團內的平均球數分別為 8.92(左上)和 35.92(右上)，以及實際鐵路道渣示意圖(下) (Lu and McDowell, 2007^[16])



2.2 岩石切割之理論機制與數值分析

在隧道工程領域當中，潛盾工法的技術與應用已成熟許多，前人亦致力於不同常見材料如砂土層、黏土層、岩層等之開挖影響分析，圖 2.2.1 與圖 2.2.2 分別為典型應於土壤地層與岩石地層之潛盾機型式。彙整前人研究關於土壤隧道與岩石隧道潛盾開挖關鍵因素(Fu et al., 2021^[17]; Tang et al., 2022^[18]; Jakobsen and Lohne, 2013^[19]; Berdal et al., 2018^[20]; Zhou and Zhai, 2018^[21]; Farrokh, 2021^[22])。土壤隧道在潛盾開挖過程中，多採土壓平衡式潛盾機，轉盤以推進與旋轉的方式進行鑽掘。面盤上安裝多種刀具外觀像齒型的固定式刀具，包括裂土器(ripper tool)與刮刀(scraper tool)等。在砂土中，開挖關鍵在於砂顆粒的擠壓與摩擦作用。刮刀容易承受較大的反力，導致刀具表面產生受損。而在黏土中，開挖關鍵因素在於土壤本身具凝聚力因此黏性較高，加上施工泥漿附在刀具尖端表面，易形成泥餅(mud cake)。這導致凝聚力土壤難以撕裂，同時也可能因泥餅堵塞刀盤而嚴重影響潛盾機的開挖性能。岩石隧道適用的潛盾機面盤與土壤隧道不同，轉盤上以圓盤狀的輪式切刀(disc cutters)為主，且開口率較低。輪式刀具破碎岩石機制為，刀具施加壓力於岩石，內部產生拉應力，導致徑向裂紋的形成。當徑向裂縫擴展至一定程度時，裂縫間彼此相互交連因而產生切屑。然而，對於力學特性介於土壤與岩石間的卵礫石研究相對較少，當隧道遭遇粒徑較小的礫石時，其開挖行為類似土層，然而對於粒徑較大的礫石則需要透過切刀齒進行切割磨碎，導致開挖破碎行為與機制複雜。本節回顧整理不同刀具切割、破碎岩石之相關研究。

岩石切割機上配置的切削工具主要可分為兩種主要類型：拖曳鎬(drag picks)與滾輪鑽頭(roller bits)。拖曳鎬通常用於機器的部分斷面上，由一個刀片和一個固定在刀片上的齒狀物組成，可以安裝在各種不同類型的開採和挖掘設備上，例如懸臂式掘進機(roadheaders)、連續採礦機(continuous miners)、犁式採礦機(plows)和剪切機(shearers)上，使用拖曳鎬進行切割時，刀片會在岩石表面切割，同時齒狀物可以

挖掘出切割後之破碎岩塊。另一方面，滾動鑽頭則用於全面機器上，如隧道潛盾機，最常用的滾動鑽頭是輪式刀片。

輪式刀片是一種類似於刀齒鑽頭的鑽井工具，其結構為一個圓盤狀的切割頭部，透過旋轉並施加壓力的方式切削和磨損材料，在地下工程和礦業開採中有著廣泛的應用，以下將對上述切割刀具進行一系列的理論說明、破壞機制與數值分析。

2.2.1 岩石切割理論與破壞機制

Evans (1958)^[23]是首位提出岩石切割理論的學者，圖 2.2.3 為其利用對稱鑿刀(chisel pick)進行各種煤炭切割試驗，據以推導切割理論公式(2.1)：

$$FC = \frac{2\sigma_t dw \sin \theta}{1 - \sin \theta} \quad (2.1)$$

其中 FC(peak cutting force)是最大切割力， σ_t 是煤/岩石的抗拉強度(MPa)，d 是切削深度(mm)，w 是鑿刀寬度(mm)和 θ 是半楔角。研究結果指出，在切割路徑 xy 的作用面上會產生拉伸應力，且該路徑上拉伸強度若超過極限強度則岩石將產生斷裂。

Evans (1965)^[24]發現直接拉伸試驗之抗拉強度比切割試驗的數值高 5 倍，因而假設路徑 xy 上產生的拉應力並非均勻分布，x 處的拉應力為岩石的抗拉強度，y 處應力趨近於零，並定義了新的應力分布因數(stress distribution factor)，再考慮鑿刀和岩石之間的摩擦，提出修正後之理論公式，如式(2.2)。

$$FC = \frac{2\sigma_t dw \sin \left[(\pi/2 - \alpha + \phi)/2 \right]}{1 - \sin \left[(\pi/2 - \alpha + \phi)/2 \right]} \quad (2.2)$$

式(2.2)中 α 是刀具傾角(rake angle)， ϕ 是鑿刀與岩石之間的摩擦角。

Nishimatsu (1972)^[25]考慮 Mohr-Coulomb 破壞準則，以剪切強度占主要影響因素。作者在切割試驗中發現切割路徑可能屬直線破壞，因此提出修正後之岩石切割理論，圖 2.2.4 所示，其理論公式以式(2.3)表示之。

$$FC = \frac{2}{n+1} \frac{\sigma_s dw \cos(\phi - \alpha) \cos k}{1 - \sin(k - \alpha + \phi)} \quad (2.3)$$

式(2.3)中 k 是內摩擦角， σ_s 是剪切強度。作者亦建議使用應力分布因數 n 並定義 ϕ 為岩石切割摩擦，並將兩參數與 α 建立關聯，如式(2.4)、式(2.5)、式(2.6)，式(2.5)與式(2.6)分別為混凝土與青石凝灰岩(Aoishi tuff)的對應方程式。利用式(2.7)、式(2.8)可間接地得到 k 和 σ_s 。

$$n = 11.3 - 0.18\alpha \quad (2.4)$$

$$\phi = 25.4 + 0.66\alpha \text{ (Concrete)} \quad (2.5)$$

$$\phi = 22.9 + 0.32\alpha \text{ (Aoishi tuff)} \quad (2.6)$$

$$\sigma_s = \frac{\sigma_c \sigma_{bt}}{2\sqrt{\sigma_{bt}(\sigma_c - 3\sigma_{bt})}} \quad (2.7)$$

$$\tan k = \frac{\sigma_c^2 - 4\sigma_s^2}{4\sigma_c \sigma_s} \quad (2.8)$$

式(2.7)中 σ_c 是單軸抗壓強度， σ_{bt} 是利用巴西人試驗得到之間接抗拉強度。

圖 2.2.5 為錐形鎬(conical pick)切割岩石的理論，由 Evans (1984)^[26]首位提出，研究過程發現錐形鎬壓入岩石時，錐形鎬下方會產生一個孔洞，並產生徑向壓應力。根據作者的理論，此徑向壓應力伴隨著軸向拉應力，且軸向和徑向應力主導裂縫的生成，提出抗拉強度和抗壓強度是影響錐形鎬切削性能的主要原因，其理論公式以式(2.9)表示之。

$$FC = \frac{16\pi\sigma_t^2 d^2}{\cos^2(\phi/2)\sigma_c} \quad (2.9)$$

Roxborough and Liu (1995)^[27]修正了 Evans(1984)^[26]的點接觸切割工具理論，考慮刀具與岩石之間的摩擦角，更改後之理論公式以式(2.10)表示。

$$FC = \frac{16\pi d^2 \sigma_c \sigma_t^2}{\left(2\sigma_t + \frac{\sigma_c \cos \theta}{1 + \tan \phi / \tan \theta}\right)^2} \quad (2.10)$$

Goktan (1997)^[28]提出的理論模型修正 Evans(1984)^[26]理論的一些不足，如當鎬的半角為 0 時，切削力計算會是 0，彌補公式不全，且尚未考慮刀具與岩石之間的摩擦角等，此外，於理論公式中刪除抗壓強度，以便於計算平均峰值切削力，作者提出之理論公式以式(2.11)所示。

$$FC = \frac{4\pi d^2 \sigma_t \sin^2(\theta + \phi)}{\cos(\theta + \phi)} \quad (2.11)$$

Yasar and Yilmaz (2018)^[29]探討鑿刀切割破壞機制，圖 2.2.6 為拖曳鑿刀的切割週期，首先鑿刀會平行於岩石表面進行切割，鑿刀開始切割入岩後會剝離一個較大的岩石屑，並在工具尖端附近形成破碎區，此區域產生較小岩石顆粒，然而，此處壓痕與輪式刀片切割之痕跡不相同，在輪式刀片切割實驗中，已發現用於產生岩石屑的能量中有 90%是用於產生小的岩石顆粒，而不是用於產生大的岩石屑 (Bao et al., 2011^[30]; Entacher et al., 2015^[31])，且輪式刀片的切割方式是垂直於岩石表面。此外，小顆粒的產生與拖曳鑿的類型高度相關，鈍化程度可視為產成細顆粒的最重要參數 (Organiscak et al., 1996^[32])，鋒利鑿刀是以純剪作用切割岩石，因此直接將其剝落，待鑿刀剝落岩塊時，切割力驟降，被視為切屑的形成與小顆粒產生的指標，隨後，在圖 2.2.6 中觀察到拖拉鑿在切下細小岩屑會有較低的切割力，最終鑿刀將撞擊在新的工作面上，接續切下岩塊，反覆進行。

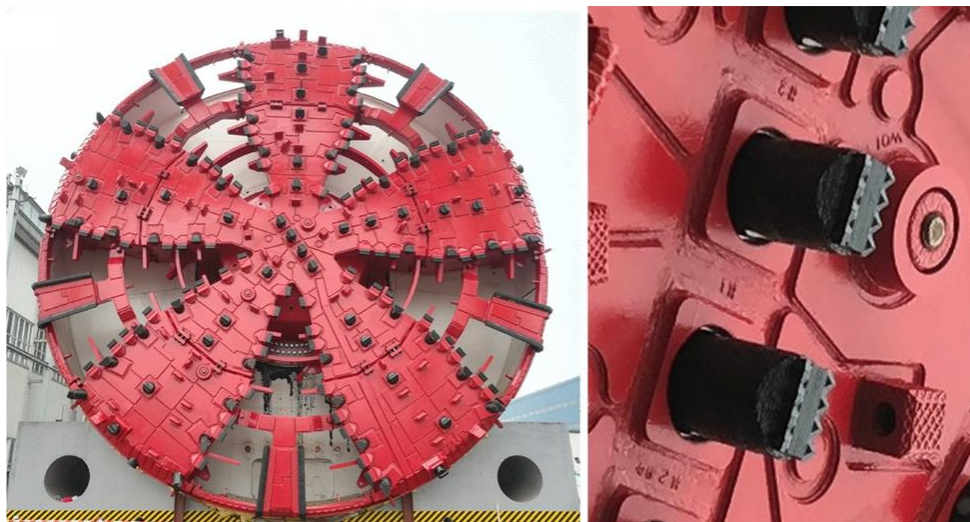


圖 2.2.1 應用於軟土中潛盾機面盤與刀具圖(Fu et al., 2021^[17])

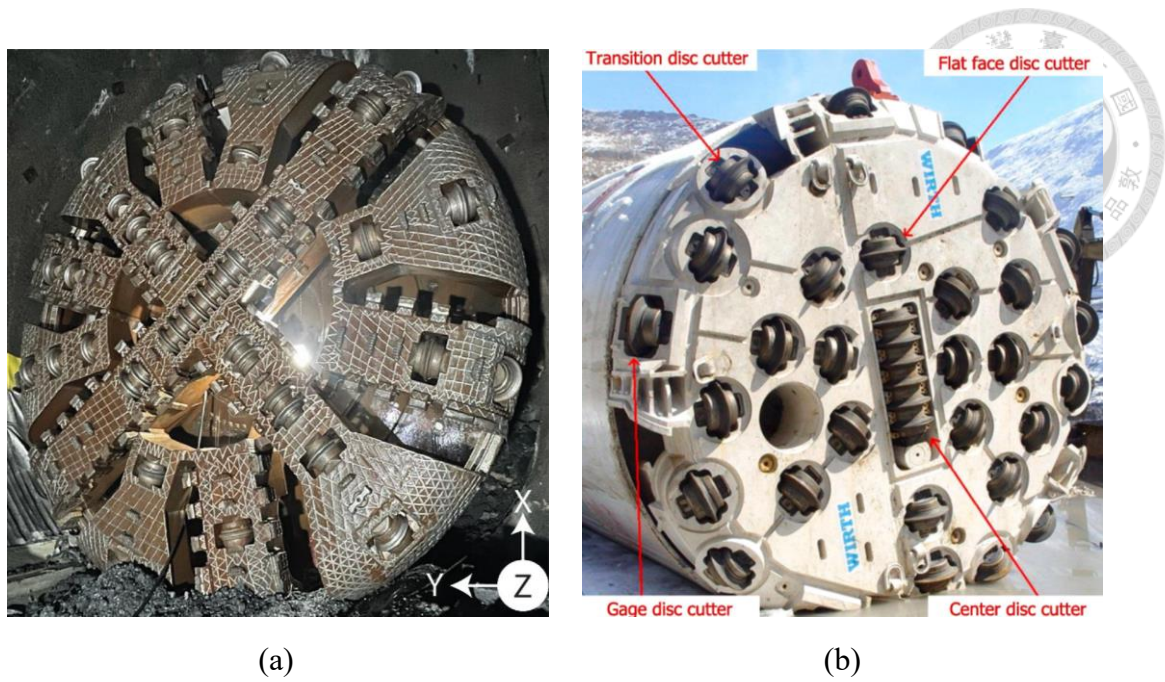


圖 2.2.2 應用於硬岩中潛盾機面盤示意圖，(a)經砂岩與石灰岩之潛盾面盤(Ates and Copur, 2023^[76])，(b)岩石鑽掘潛盾機面盤(Farrokh, 2021^[22])

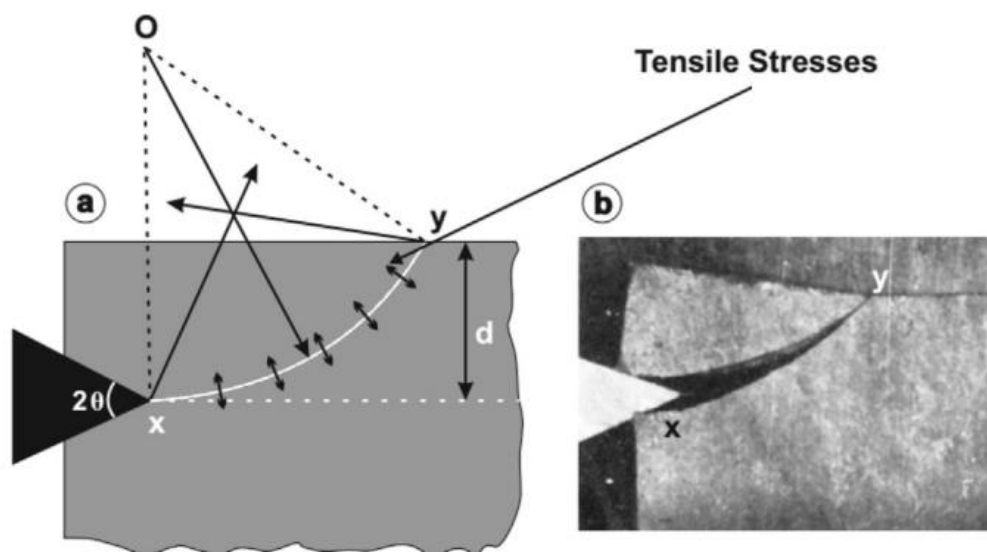
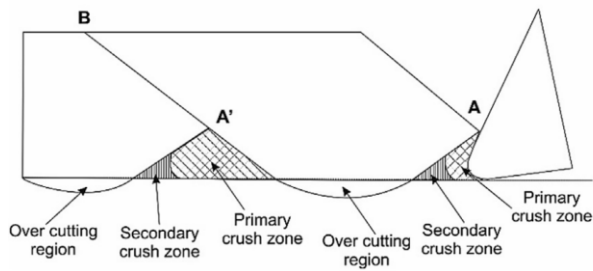


圖 2.2.3 (a)切割理論示意圖 (b)切割試驗之試體斷裂路徑圖(Evans, 1958^[23])

Schematic view of rock cutting according to Nishimatsu



Force generation and distribution of stresses in theory of Nishimatsu (1972)

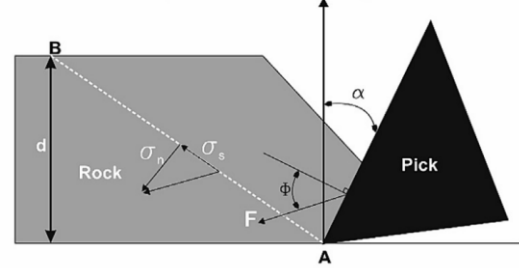
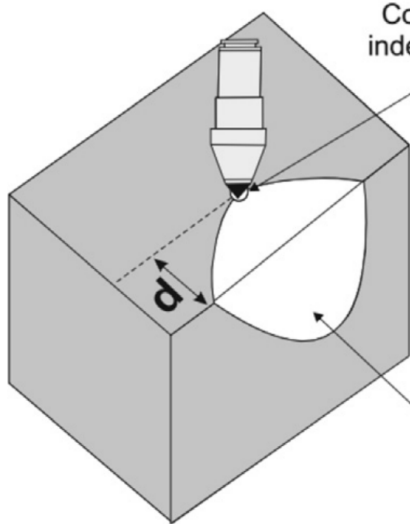
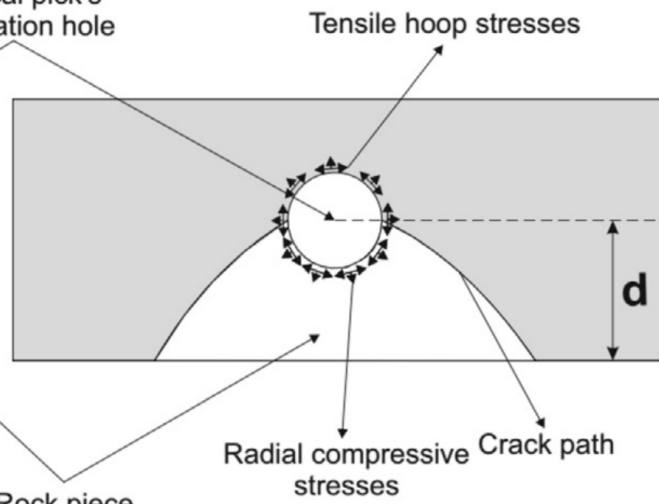


圖 2.2.4 鑿刀切割岩石理論圖解(Nishimatsu, 1972^[25])

Perspective View



Top view



Rock piece broke out by pick

圖 2.2.5 錐形鎬切割岩石理論圖解(Evans, 1984^[26])

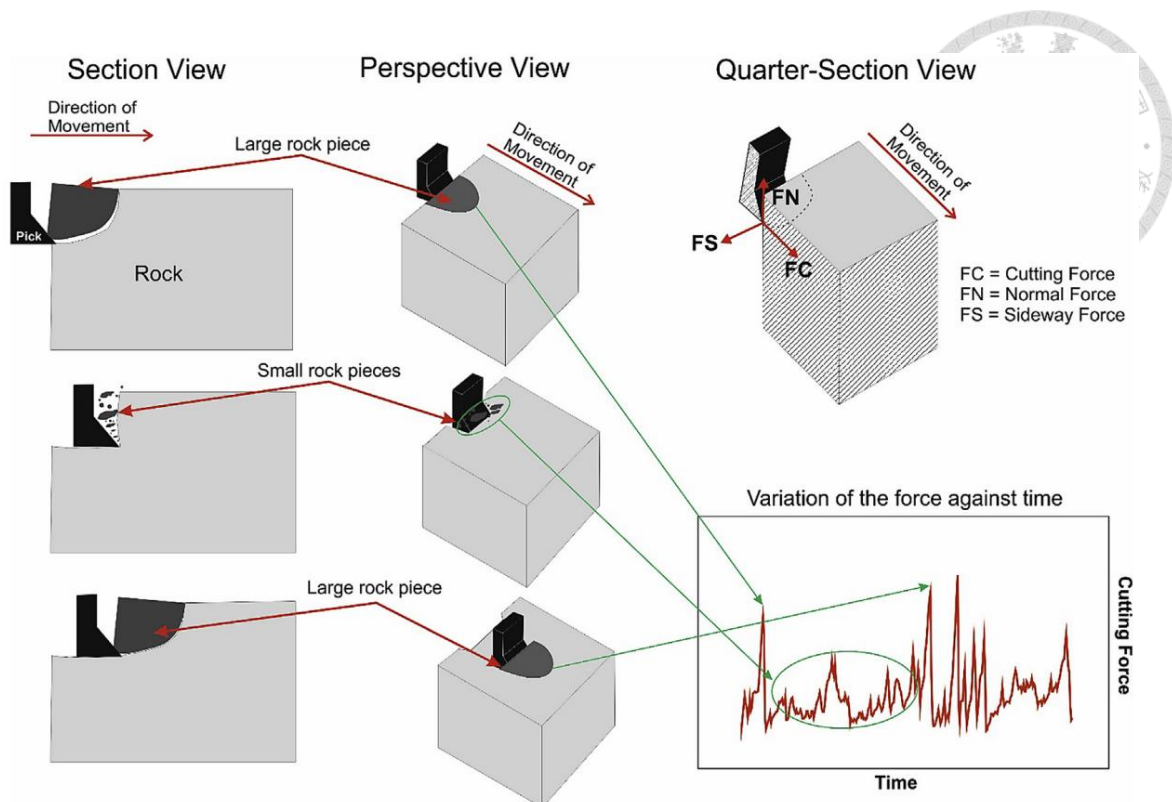


圖 2.2.6 鑿刀切割週期示意圖(Yasar and Yilmaz, 2018^[29])

2.2.2 岩石切割實驗

Yasar and Yilmaz (2018)^[29]進行多組岩石切割試驗，比較與討論鑿刀及錐形鎬切割岩石的理論和實驗結果，實驗結果顯示，切削力與切割深度成正比關係，然而理論模型與實際量測切削力結果不一致，提出應考慮更多因素，像是包括鑿刀形狀、切割角度與摩擦角等等之建議。

Bilgin (2006)^[33]探討岩石特性對切割效能(cutter performance)的影響，對 22 個不同抗壓強度之岩石樣本進行力學試驗，並使用錐形鑿頭對大型岩石樣本進行實驗室尺寸規模的線性切割試驗，測試不同切割深度和鑿頭間距值。試驗結果顯示，單軸抗壓強度與實際量測的切割效能最相關，此外，作者認為巴西抗拉強度、施密特錘回彈值、靜態和動態彈性模數也是影響切割效能的重要因素。並指出理論公式中考慮岩石與切削工具之間的摩擦角，且鑿刀切割力在切割深度為 5mm 時實驗與理論值一致，強調實驗在某種程度上可以幫助減少在現場使用試誤法的高成本。



2.2.3 岩石切割之數值模擬分析

Su and Akcin (2011)^[35]利用 PFC^{3D} 離散元素法模擬岩石切割測試，圖 2.2.7 為錐形鎬周圍形成的微裂紋(micro-cracks)、岩石損傷和碎屑結果，作者記錄隨時間刀具的切割力，將前十大峰值切割力平均視為最大切割力。初始切割階段，圖 2.2.7(a)中圓圈處可見刀具尖端開始出現微小裂縫，初始裂縫與後續切割的裂紋相互作用導致切屑形成，過程即為岩石破碎機制。切割過程岩石主是受到剪切破壞，圖 2.2.7(b)將裂縫可視為損傷的指標。同時作者將數值模擬結果與理論模型之間進行迴歸分析，兩者間的關係是可靠的，證明岩石切割機制的結果已被數值模型驗證，因此作者認為數值預測工具切割力以及實驗研究可以作為替代方法。

Zhang et al. (2020)^[36]採用 PFC^{3D} 離散元素法分析，從輪式刀具受力和岩石裂紋擴展的角度，分析探討輪式切刀刀在混合地層的切割過程。軟岩和硬岩在強度上的差異使得刀具在硬岩中的法向力遠大於軟岩，切割力的差異會使刀頭承受不平衡力和傾覆力矩，不利於刀頭的穩定，造成損壞。切割過程中若阻力力矩大於旋轉力矩將會造成刀具磨損，軟岩中滾動力較小，使旋轉力矩減小，從軟岩中切下大量的岩屑後，形成泥狀，將使切刀刀的阻力力矩增大。此外，在硬岩段，相鄰切刀刀間距須滿足要求，否則不易有裂縫產生，從而使岩石破碎更加困難(圖 2.2.8)。

Zhang et al. (2018)^[36]研究混合地質條件對隧道潛盾機開挖過程中切削力和破壞模式的影響，採用物理試驗和數值模擬分析，進行了楔形切削之岩石切割試驗，圖 2.2.9 上排(a)(b)(c)為物理試驗破壞過程，中間(d)(e)(f)為數值模擬結果，白線表示拉伸裂縫，紅線表示剪切裂縫，下排(g)(h)(i)為黃色矩形區域放大，紅線表示拉力，黑線表示壓力。研究結果顯示切割材料底部強度越低，x 方向應力分布越分散，裂紋向試體內部擴展得更深，y 軸位移越劇烈。此外，作者提出刀具的最大切割力主要由頂部材料控制，切割面材料頻繁變化將引致刀具受力不穩定，刀頭偏心力矩較大，是混合地層開挖中磨損較大的原因，建議潛盾機的開挖速度必須減慢以降低

損傷。

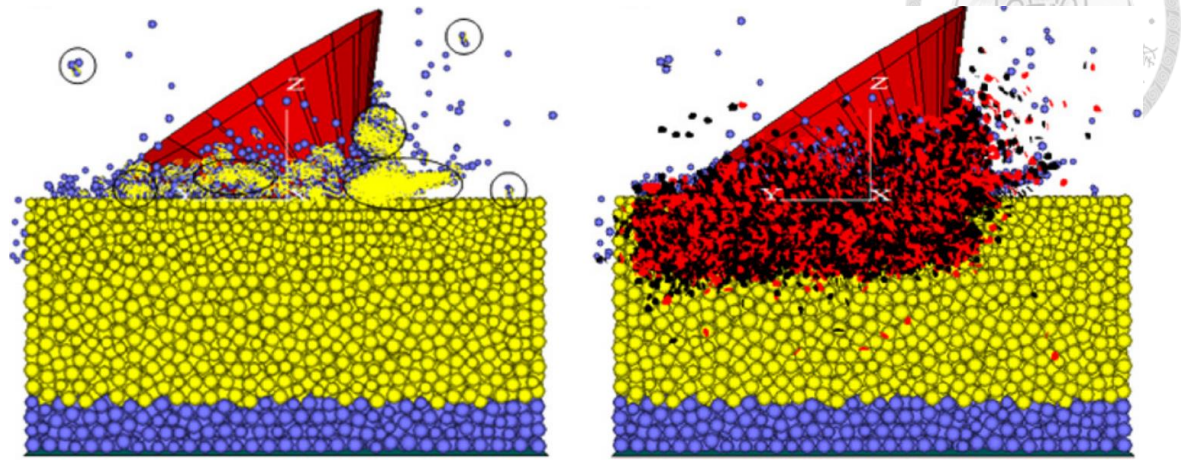


圖 2.2.7 錐形鎬切割岩石數值模擬示意圖(Su and Akcin, 2011^[35])

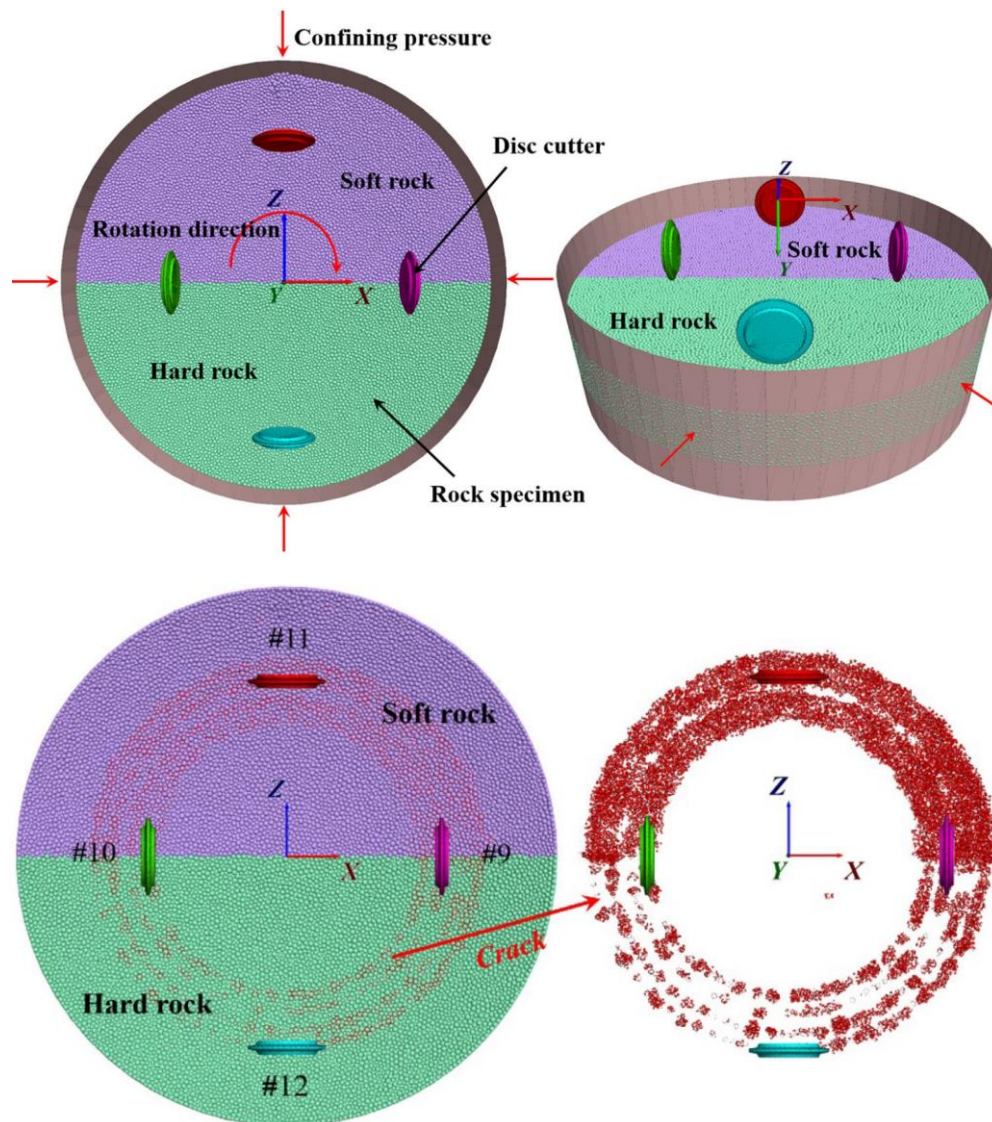


圖 2.2.8 輪式刀具切割岩石數值模擬示意圖(Zhang et al., 2020^[36])

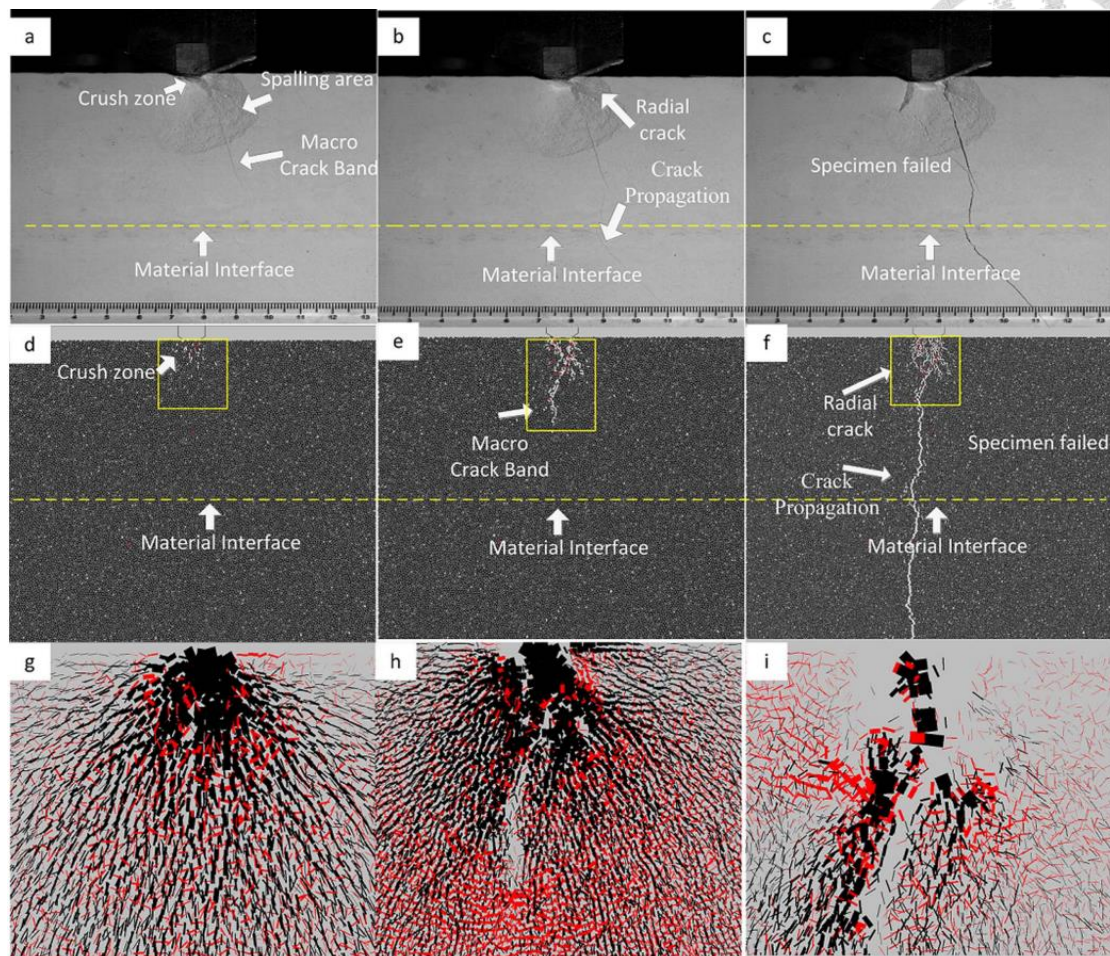


圖 2.2.9 試體破壞示意圖 (Zhang et al., 2018^[36])

2.3 切刀磨損相關研究

潛盾機於地下開挖時，由切刀面盤向前旋轉推進，與土壤間產生極大的摩擦，使得切削刀具磨損嚴重，必須頻繁進行刀具檢查和維護，是造成隧道工程運營延誤的重要原因。對切削工具磨損進行預測是必要的，不過目前在評估刀具磨損上仍是一項具有挑戰性的任務，對於刮刀或刀鏟等固定式刀具，已經開發基於液壓壓力或超聲波(acoustic emissions)的監測系統(Gharahbagh et al., 2013^[38]; Liu et al., 2017^[39])，不過對於在礫石層中發揮最重要作用的圓盤刀具而言，目前尚未有可用的監測系統(Rong et al., 2019^[40])。本節將統整前人對磨損主題之研究，包含影響材料磨損重要因素、磨損公式及其應用。



2.3.1 切刃磨損原理與因素

Li et al. (2020)^[41]彙整 Wen and Huang (2018)^[42]摩擦學原理中提及四種不同的磨損機制，表 2.3.1 為統整結果。硬岩潛盾機掘進過程中，輪式刀具切入岩體，與新鮮的岩石表面接觸。一般堅硬岩石表面具有石英含量，導致石英顆粒被壓在切刃的表層上，引起表面材料的局部塑性變形。此外，由於輪式切刃的切割作用導致刀具表面材料的損耗，在高應力作用下，可能發生脆性斷裂並導致磨損，即所謂的磨損(Abrasion wear)。

圖 1.1.3 可觀察出在砂礫石層包含許多元素，從小粒徑的黏土到大粒徑的卵石皆有，造成砂卵石地層中開挖所面臨的地層條件有所不同，造成磨損機制與硬岩中的磨損機制不同。當輪型切刃接觸到小顆粒砂土時，將輕易地貫入土層，較小的硬顆粒在輪式切刃的表面滑動，造成磨損(Abrasion wear)。反之當遇到較大尺寸的鵝卵石或巨石時，由於刀盤的旋轉和推進，刀具會撞擊鵝卵石而發生磨損。裂紋在反覆撞擊下產生並擴展。裂紋平行於表面或沿表面形成的小夾角方向延伸，並與相鄰裂紋連接，最終延伸到表面，導致材料斷裂剝落，此過程稱為疲勞磨損(Fatigue wear)。

Amoun et al. (2017)^[43]調查全長 6500 公尺沿線地層為砂礫石夾雜黏土之捷運隧道中使用的土壓平衡潛盾機的刀具磨損情況。圖 2.3.1 整理影響各種機器零件的磨損風險，包括地質條件、機器特性和操作因素。

Frenzel et al. (2008)^[44]提出影響圓盤刀具磨損的兩組主要因素，即地質條件和機具操作方法。地質條件包含岩石強度、磨蝕性、節理分布與含水量等等，並認為施工過程中在相同的推進速率下，調整刀盤轉速和推力可減少刀具磨損。

Hassanpour et al. (2014)^[45]探討硬岩隧道中地質參數與刀具消耗之間的關係，於火山碎屑岩和鎂鐵質火成岩中開挖，研究成果指出完整岩石 VHNR(Vickers Hardness Number Rock)硬度值、單軸抗壓強度與刀具壽命的關聯性最高。

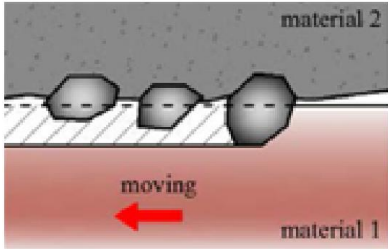
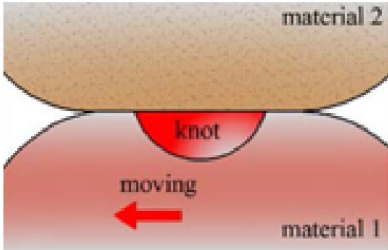
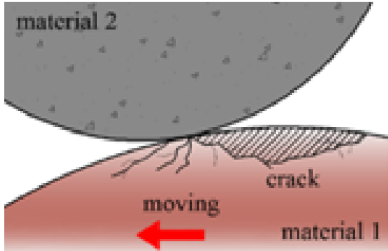
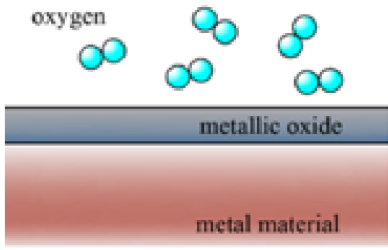
Macias et al. (2016)^[46]進行滾動壓痕磨損試驗，提出石英和堅硬磨蝕性礦物的



含量與刀頭設計皆會對岩石的磨蝕性產生影響。

Wu et al. (2013)^[47]指出在地下鑽掘時，刀頭的推力和鑿具的切削作用下，土壤發生變形、滑移、碎裂，工具整體受到摩擦導致磨損。由於摩擦是由正向力引起的，因此對工具的法向力和切削力視為磨損的指標，且磨損量與切削深度、土壤性質、刀具材料有關。

表 2.3.1 四種典型磨損機制(Li et al. 2020^[41])

Wear types	Schematic	Description
Abrasion wear		Exfoliation of surface material due to hard particles or convex parts during the friction process.
Adhesion wear		The knot formed by adhesion is either fractured or removed when the friction pair slides.
Fatigue wear		Fatigue fracture and spalling of the surface materials under the action of the periodic variation in the contact stress.
Corrosive wear		Surface damage due to chemical or electrochemical reactions of metals with surrounding media

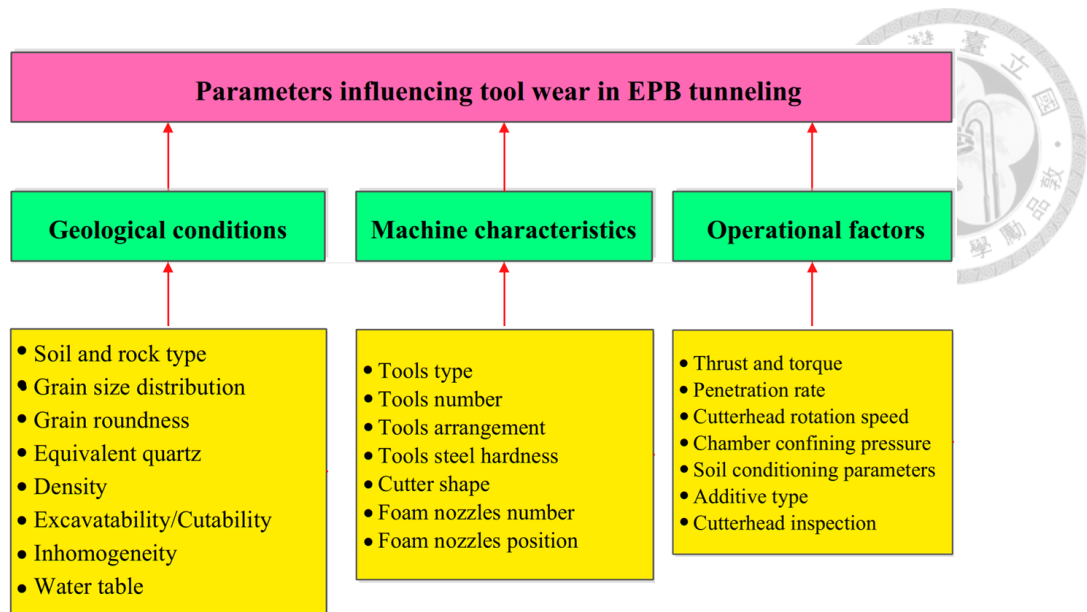


圖 2.3.1 潛盾隧道中影響刀具磨損之參數(Amoun et al., 2017^[43])

2.3.2 切刀磨損預測模型

Shen et al. (2022)^[48]回顧既有的切刀磨損預測模型加以評論，表 2.3.2 列出本文納入新的預測模型重製後的結果，對此本文不針對各方程式做詳述說明。眾多預測模型中，具四個基本研究方法，包含經驗法、理論方法、半經驗法與深度學習法。

經驗方法中最常使用的模型是由 Gehring^[49]和挪威科技大學(NTNU)提出，經驗法預測模型好處是具有簡單計算的特點，但大多僅適用於特定地層。理論方法方面，最先由 Evans^[26]提出根據岩石的抗壓強度和切割試驗中建立的理論預測模型。半經驗法與經驗法的主要區別在於採用理論分析方法，並對少數參數進行擬合使其物理意義更為合理。其中最經典的半經驗法是科羅拉多礦業學院(Colorado School of Mines, CSM)模型，由 Ozdemir^[50]提出並由 Rostami^[51]進行了修改。此外，尚有一些基於能量和非均質地層的刀具磨損預測模型。近年人工智能學習技術用於預測刀具的壽命，多採結合現場數據與神經網絡和遺傳算法以估計磨損量。

綜觀以上回顧，隧道工程中使用預測模型的案例有漸多的趨勢，不過大多數模型僅在特定應用範圍得到驗證，因此模型的預測結果僅能作為施工的參考依據。對此，本研究欲建立一考慮刀具上的複雜受力狀況以評估開挖效率與磨損量之關係。

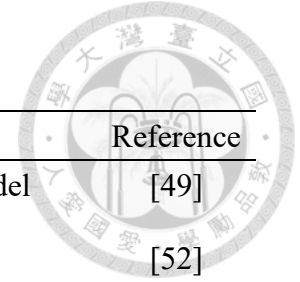


表 2.3.2 既有切刃預測模型(改編自 Shen et al., 2022^[48])

No.	Model name	Equation or deep learning	Model type	Reference
1	Gehring model	$v_s = 0.74 \times CAI^{1.93}$	Empirical model	[49]
2	NTNU model	$H_h = \frac{H_0 k_D k_Q k_{rpm} k_N}{N_{ibm}}$		[52]
3	Hassanpour et al. model	$H_f = -2.669HNR - 7891UCS + 3430.955$		[45]
4	Liu et al. model	$E_f = aCAI + bUCS + c$	Theoretical model	[53]
5	Evans model	$F_t = \frac{4}{3}\sigma_c p \tan \frac{\theta_c}{2} \sqrt{R^2 - (R - p)^2}$		[26]
6	Wijk model	$h = \frac{F\sqrt{\sigma_c \sigma_t}(CAI)^2 L}{\eta d T^2}$		[54]
7	CSM model	$P_r = a \cdot \sqrt[3]{\frac{S_s \cdot S^2 \cdot \sigma_t}{\varphi \cdot \sqrt{R_d \cdot w}}}$	Semi-empirical model	[50][51]
8	Wang et al. model	$W_{Fr} = a + b \ln(W_{Fn} + c)$		[55]
9	Wang et al. model	$V_c = K \cdot CC^{1.2} \cdot p^{0.5} \cdot CAI^\alpha \cdot P_m^\beta \cdot L$		[56]
10	Ren et al. model	$q = \frac{n_d \cdot F_n^4 \cdot n \cdot 2\pi r \cdot l}{k \cdot UCS \cdot T^2 \cdot v}$	Deep learning method	[57]
11	Shen et al. model	$D_T = (w_a / q) l s$		[48]
12	Rong et al. model	$N_C^* = 7.68 \times 10^{-8} W_T - 2.64 \times 10^{-6} V_f - 2.78$		[40]
13	Elbaz et al. model	Genetic algorithm (GA)		[58]
14	Mahmoodzadeh et al. model	Gaussian process regression (GPR) support vector regression (SVR) decision trees (DT), Knearest neighbors (KNN)		[59]
15	Yu et al. model	1D-Convolutional neural network (CNN)		[60]



2.3.3 磨損率指標

Archard (1953)^[61]基於接觸力學提出黏著磨損(adhesive wear)方程與材料表面的粗糙度有關，考慮接觸面的形貌，表面越粗糙，接觸的面積越大，從而加劇了磨損現象，磨損率公式以式(2.12)表示之。式(2.12)中 ω 為磨損率， p_n 為接觸壓力，兩者為正比關係， v_t 為滑動速度， H 為磨損表面的硬度， k 是無因次之磨損參數。

$$\omega = k \frac{P_n V_t}{H} \quad (2.12)$$

Teale (1965)^[62]提出比能(specific energy)的概念，指出鑽頭在破壞單位體積的岩石所需的能量，可用於評估鑽掘工具的性能與磨損以及施工效率與成本，比能公式以式(2.13)表示， W 為功， V 為體積， F 為推力， A 為開挖面積， N 為旋轉速率， T 為扭力， u 為貫入速率。

$$SE = \frac{\sum W}{V} = \left(\frac{F}{A}\right) + \left(\frac{2\pi}{A}\right)\left(\frac{NT}{u}\right) \quad (2.13)$$

Zhang et al. (2020)^[36]運用 Teale (1965)^[22]比能概念於 PFC^{3D} 中模擬混合地層的切削過程，考慮刀具受力狀況及岩石破碎、裂紋擴展的過程，提出刀具切削力、刀具受力狀況、刀具磨損率等評估指標，並研究了切削速率、岩石硬度等因素對刀具磨損率的影響，結果應證數值模擬與實驗結果相符，可為潛盾機的設計提供參考。

Ren et al. (2018)^[57]視刀具與地層接觸時產生的摩擦力對磨損具重要作用，認定摩擦屬刀刀磨損的主要機制之一，因此提出一以摩擦力做功(式 2.14)為基礎的潛盾機面盤切刀磨損的預測模型，並進行實驗數據的分析和對比，證明摩擦做功模型對切刀磨損的預測具一定的準確性和可靠性。

$$W = \sum_{i=1}^{N_f} W_i = \sum_{i=1}^{N_f} f \cdot s \quad (2.14)$$

Rong et al. (2019)^[40]利用摩擦力做功 W_f 為作為磨損預測的一個關鍵參數，在

切刀盤與土壤的摩擦系統， W_f 主要由切刀盤扭矩 W_T 為主要因素，由扭矩乘以角速度的積分後可得到式(2.15)，其中 T 與 n 分別為刀盤扭矩和轉速，以此作為刀具磨損之預測模型。

$$W_T = \int_{\text{operational time}} 2\pi \cdot T \cdot n \cdot dt = 2\pi \sum_i T_i n_i \Delta t_i \quad (2.15)$$

2.3.4 砂礫石土壤磨損率試驗

Wei et al. (2018)^[3] 進行一室內砂礫石土壤物理磨損實驗，圖 2.3.2 展示實驗裝置。實驗方法利用鋼性塊體視為切刀齒，將其於砂礫石土壤中推進掘削，探討砂礫石土壤中礫石含量和顆粒大小對磨蝕性的影響。圖 2.3.3 為土壤粒徑分布圖，Gravel A 屬於小粒徑的礫石土壤，Gravel B 屬於大粒徑的礫石土壤，本研究粒徑參考 Gravel A。圖 2.3.4 為磨損實驗結果，隨著礫石含量的增加，切刀齒的磨蝕性也相應增加，直到礫石含量為 75%，達到最高磨損量，且有較大顆粒的顆粒狀土壤導致更高的刀具磨損量。此外，作者討論砂礫混合土壤的磨損機制，發現礫石的磨損主要是由於礫石之間的撞擊和刮擦，而砂粒的磨損主要是由於持續接觸引起的摩擦作用，對於砂礫混合土壤的磨蝕機理以及工程設計選擇具有重要意義。

本研究以 Wei et al. (2018)^[3] 得到的磨損實驗結果作為基礎加以延伸，利用數值軟體 PFC^{3D} 建立尺寸相同的物理實驗模型進行磨損試驗模擬，藉此作為驗證對象進行刀具切削磨損試驗的模擬，其物理實驗結果作為數值分析中微觀參數之校正基準，最終建立一套數值分析的方法求得刀具受力與土壤間磨損的關係，相關細節將於後續第三章做詳細說明。

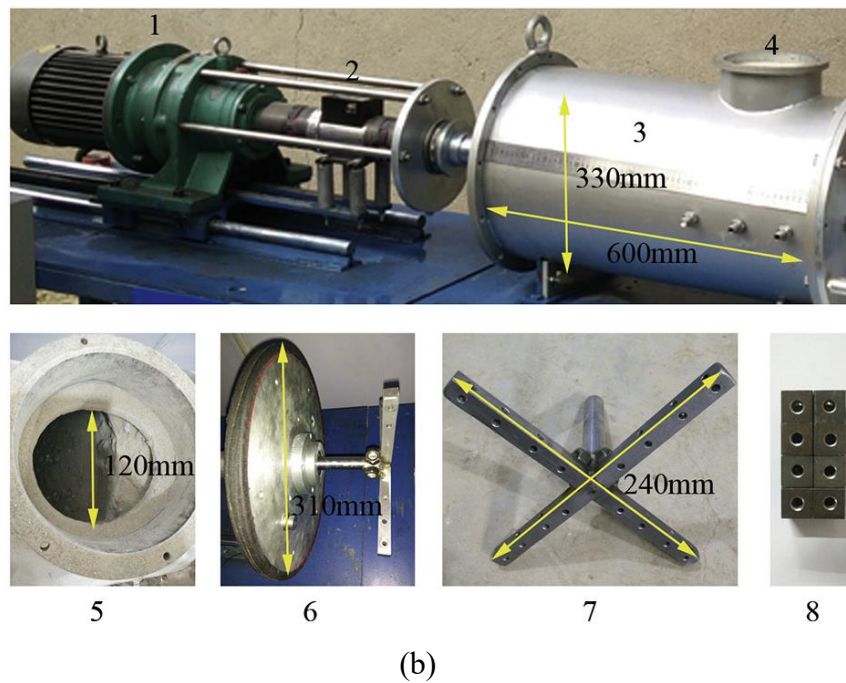
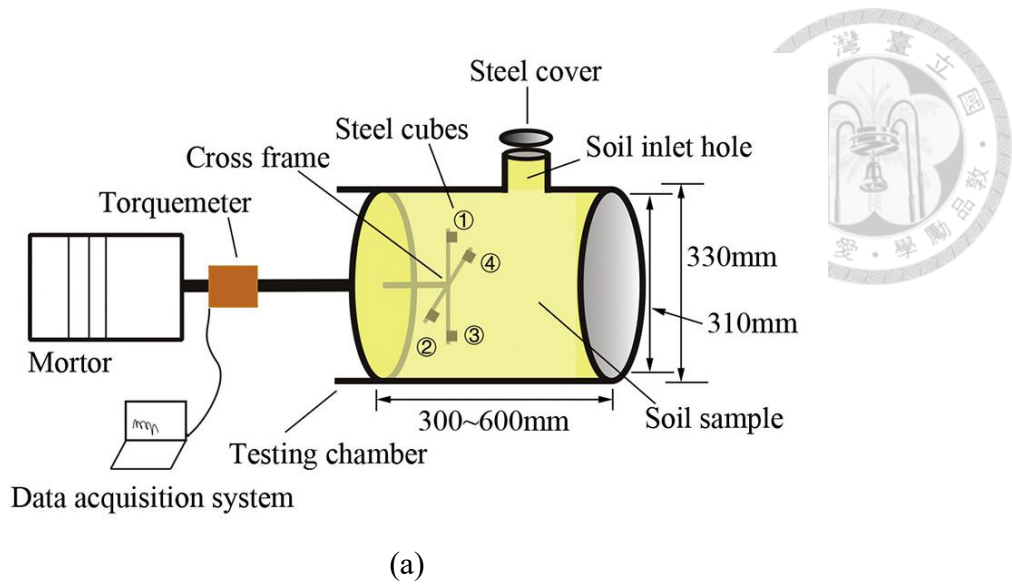


圖 2.3.2 物理磨損試驗，(a)磨損試驗裝置示意圖，(b)土壤磨損試驗裝置，1:馬達；2:扭矩計；3:圓柱形土倉及幾何尺寸；4:進土孔；5:倉內土樣；6:密封鋼片及十字金屬切刀；7:交叉十字桿尺寸；8:鋼製塊體切刀 (Wei et al., 2018^[3])

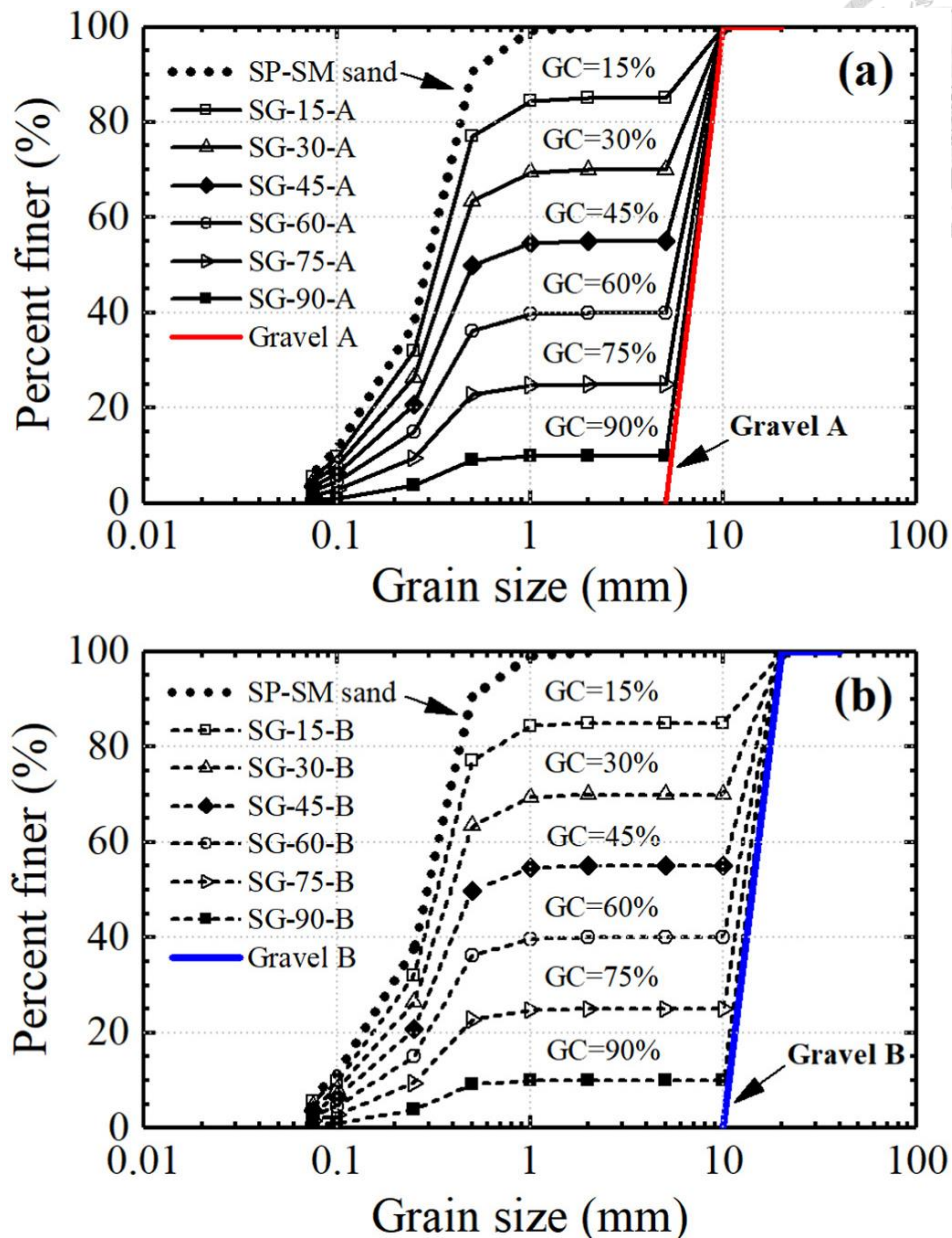


圖 2.3.3 粒徑分布圖，(a)Gravel A 系列，(b)Gravel B 系列(Wei et al., 2018^[3])

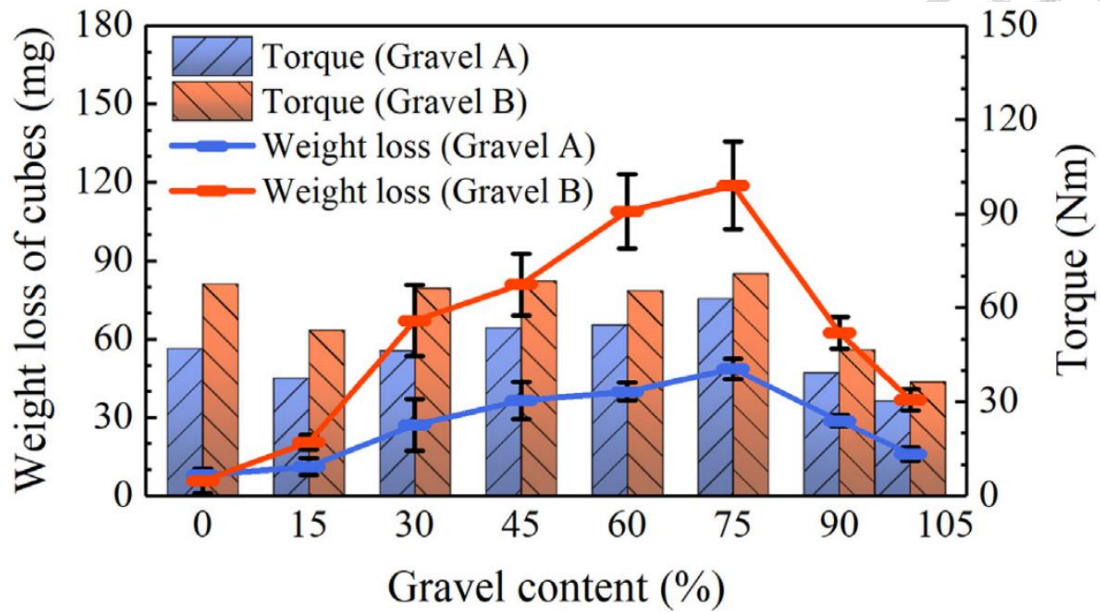


圖 2.3.4 不同礫石含量與粒徑的砂礫石混合土壤中鋼塊之平均扭矩與損失重量

(Wei et al., 2018^[3])

2.4 顆粒流力學與數值模擬

迄今為止，關於刀具切割岩石之破壞機制已有廣泛的研究，根據前人的文獻 (Liu et al., 2002^[63]; Cho et al., 2010^[64]; Menezes, 2016^[65]; Xiao et al., 2017^[66]; Fan et al., 2023^[67]) 有限元素法在建立模型流程、選定材料組成律模式以及邊界條件設定方面容易，因此被廣泛用於研究刀具切割岩石的破碎過程，然而，Zhang et al. (2020)^[36] 指出連續體力學理論發展的有限元模型以材料點損壞或塑性區作為斷裂單元，無法代表真實的裂紋，由於有限元數值算法的限制，無法有效地模擬刀具與岩石接觸過程中的破壞與剝落的運動過程，因此本研究將使用顆粒流力學數值軟體進行模擬。以下針對本研究當中方法學所使用的數值軟體進行說明，將簡介離散元素法，以及說明 PFC^{3D} 程式內部資訊與運算邏輯。

2.4.1 離散元素法簡介

離散元素法 (Discrete Element Method, DEM) 是一種數值計算方法，主要用於模擬形狀或性質不連續的物質，而後被用來廣泛應用於分析顆粒流體之運動及行為，

以及這些物質之間的相互作用。離散元素法最初由 Cundall (1971)^[68]提出，起初用以分析岩石力學中的大規模運動與漸進式破壞問題，DEM 使用外顯(explicit)計算方法，在極小的時階(timestep)內計算每個元素的位置和重疊量，依力一位移定律計算接觸力，然後根據牛頓第二運動定律計算每個物體新的速度和位置，直到模擬時間結束。

此外，DEM 已被廣泛應用於大地工程領域當中，像是在顆粒堆積或膠結而成的土壤和岩石結構中，DEM 相較於其他數值方法具有高度的自由度，使用者可以自行輸入模型材料性質、邊界條件等，可進行現實物理系統的模擬，模擬對象不受限，從室內實驗的小尺度到地下開挖、邊坡分析或斷層錯動等大尺度，透過顆粒流動、堆積、碎裂、壓縮和振動等過程，分析與監測物件之間的接觸力和摩擦力，探討不連續材料受力後的變形特性與微觀結構的裂紋發生和擴展。

2.4.2 PFC 程式簡介

本研究以 PFC^{3D}6.00 版(Particle Flow Code in 3 Dimensions)作為評估刀具開挖卵礫石層磨損率的分析工具，PFC 最初是 Cundall 於 1994 年與 1995 年發展出空間維度不同的 PFC^{2D} 與 PFC^{3D} 程式，與美國 Itasca Consulting Group Inc. 公司合作以離散元素法為基礎所開發的一款數值計算軟體。PFC 程式由物件與接觸模型所構成，物件包括球顆粒(balls)、球團(clumps)、牆體(walls)三種，以下為 PFC 程式中的基本假設。

- (1) 顆粒視為剛性物體且皆具有質量與空間。
- (2) 球顆粒在二維中視為單位厚度之圓盤；三維中視為球體。
- (3) 球團可在二維或三維中創建，形狀不受限制，為剛性物體且具有質量與空間。
- (4) 顆粒之間允許存在鍵結模型，彼此作用力來自接觸點上的關係。
- (5) 顆粒接觸產生之力和力矩與相對運動有關，適用力與位移法則。
- (6) 相鄰顆粒間允許在接觸點上產生重疊(overlap)，此重疊量和力與位移法則有關。



2.4.3 PFC 程式運算邏輯

PFC 程式在進行運算時係利用外顯有限差分法(explicit finite difference method)，圖 2.4.1 為程式運算邏輯，計算流程以迴圈(cycle)為單位，在每一個迴圈內執行一系列的力與位移關係式(force-displacement law)以及牛頓第二運動定律運算。首先決定一適當大小的時階，將影響系統的數值穩定性，可由使用者自行定義或是由軟體自行決定。接著，程式將計算各個顆粒所在位置與相鄰顆粒之重疊量，利用力與位移關係式計算顆粒所受接觸力後，藉由牛頓第二運動定律，更新每個顆粒的位置與速度，接觸模型所定義的力與位移關係會被用來計算新的接觸力和彎矩，進而完成一個運算迴圈，均遵循此一步驟並迭代運算，反覆求解直至系統趨於穩定或達使用者指定的終止條件。

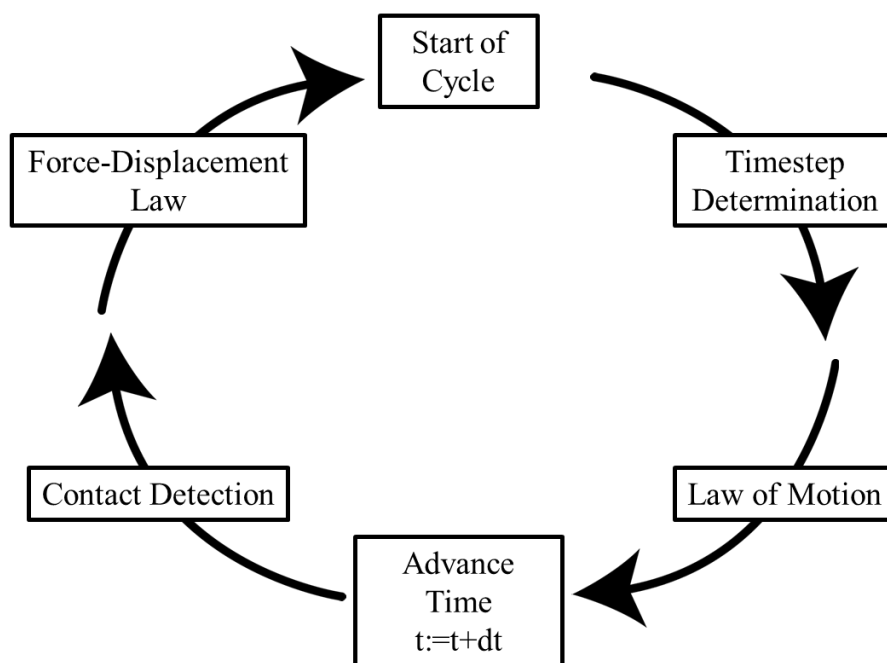


圖 2.4.1 PFC 程式運算邏輯(改繪自 PFC6.0 Documentation^[69])

2.4.4 接觸模型

在 PFC 程式中，球顆粒、球團與牆各元素本身屬於剛體，但當相鄰的兩元素接觸時，此行為是軟接觸(soft contact)，允許部分重疊，稱為接觸點。接觸點上具

有接觸模型，定義了接觸物體之間的力學行為，計算接觸時的力與彎矩，並根據物體的材料特性決定是否形成鍵結。PFC 提供多種接觸模型，以模擬不同材料的行為，可考慮接觸物體的彈性和非彈性變形應用不同的組成模式，如線性、非線性以及鍵結接觸模型(bonding model)，在鍵結模型中當接觸力超過元素之間的鍵結強度時，鍵結就會斷裂，下一小節將進一步回顧鍵結模型。

2.4.5 鍵結模型

PFC 程式中的鍵結模型是一種接觸模型，設定此模型後將會在兩元素間建立鍵結，若元素之間的作用力大於鍵結強度時，則鍵結會斷裂，並在斷裂處產生裂縫，以下是 PFC 程式中的兩種鍵結模型。

(1) 接觸鍵結模型(contact bond model)

圖 2.4.2 繪製接觸鍵結模型圖，概念是接觸點處具有法向和切向勁度的彈簧，提供一個無限小、線彈性以及具有鍵結或摩擦的界面。在接觸鍵結模型中接觸界面無法抵抗彎矩，加上鍵結後可承受張力，直到超過極限強度之後鍵結斷裂；若界面處無鍵結，則是以線彈性與摩擦行為主控。

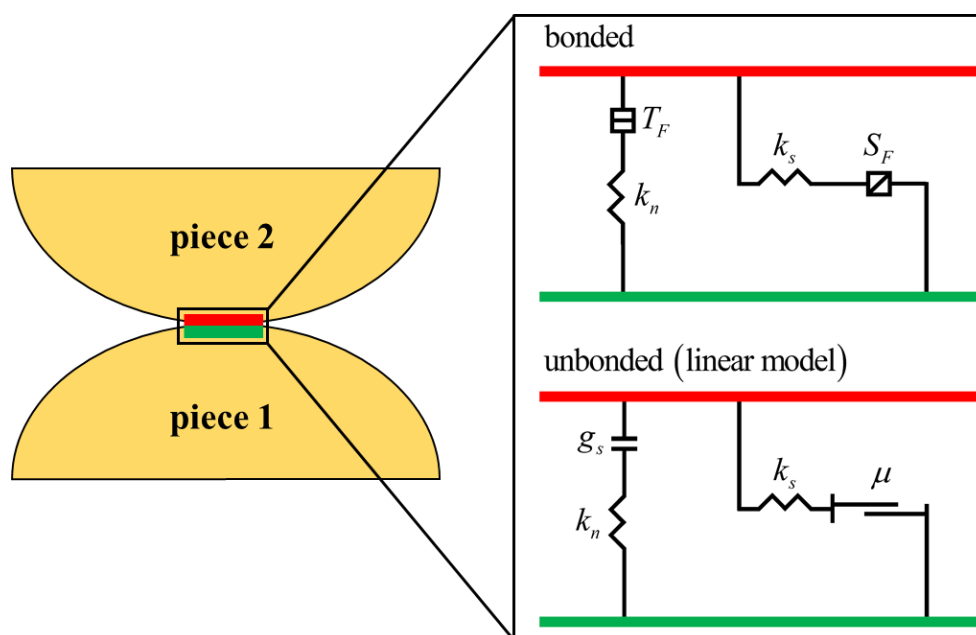


圖 2.4.2 接觸鍵結模型示意圖(改繪自 PFC6.0 Documentation^[69])

(2) 平行鍵結模型(parallel bond model)

圖 2.4.3 為平行鍵結模型圖示，概念同樣是在接觸點處具有法向和切向勁度的彈簧，在接觸點之間傳遞力，抵抗顆粒間的壓力與張力，當所受的應力超過鍵結強度時，鍵結會斷裂並喪失膠結效果，與接觸鍵結模型不同的是，平行鍵結模型允許傳遞彎矩。本研究使用此接觸模型。

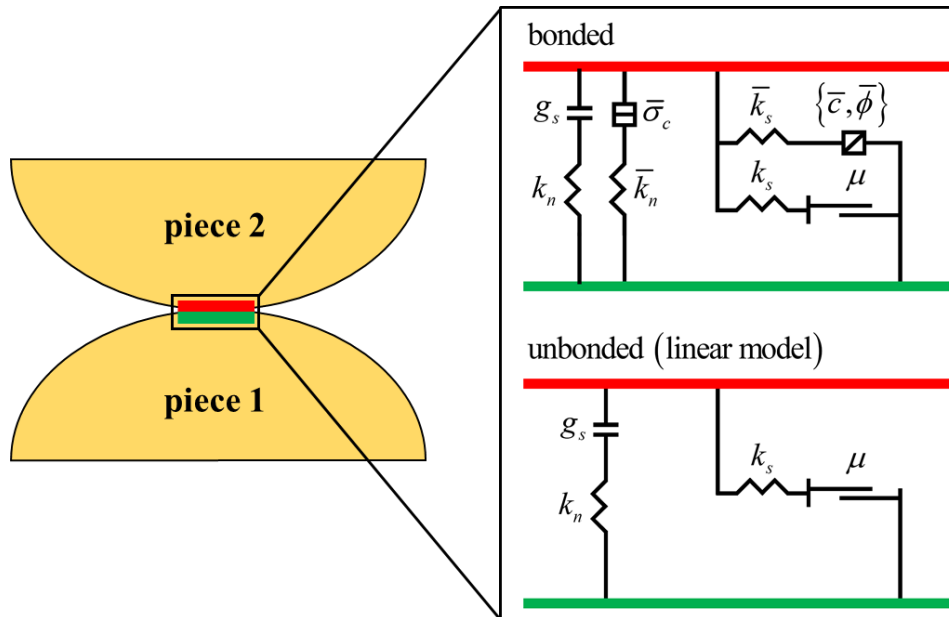
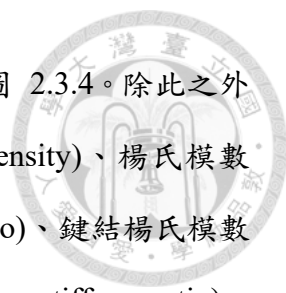


圖 2.4.3 平行鍵結模型示意圖(改繪自 PFC6.0 Documentation^[69])

2.5 實驗設計法率定微觀參數

本研究利用離散元素法 PFC^{3D} 模擬刀具於砂礫石土壤中磨損實驗，土壤由砂土與卵礫石組成，皆使用顆粒元素模擬，切刀刀具由牆元素模擬，各元素之間運動關係主要由微觀參數控制，並非直接給定宏觀物理力學參數，一般而言微觀參數與宏觀參數之間並無簡易的轉換公式，因此在決定微觀參數之前經常需要進行參數率定的動作以確保參數的合宜性，常見情況是進行試誤法模擬單壓試驗、抗彎試驗、巴西試驗或是三軸試驗，反覆調整微觀參數，使得室內物理試驗與數值模擬實驗結果相近，當模擬結果達到欲求強度時，對應之微觀參數值即為率定結果。

本研究模擬對象一文中並無提及砂礫石土壤強度參數，因此本文將目標設定成率定微觀參數至模擬結果為礫石含量 75%時造成最高的刀具磨損率，當含量高



於 75%或低於 75%則呈現漸低的情況，物理磨損試驗結果詳見圖 2.3.4。除此之外因 PFC^{3D} 中平行鍵結模型模式有多項微觀參數，包含密度(density)、楊氏模數(effective modulus)、法向剪切勁度比(normal-to-shear stiffness ratio)、鍵結楊氏模數(bond effective modulus)、鍵結法向剪切勁度比(bond normal-to-shear stiffness ratio)、凝聚力(cohesion)、抗拉強度(tensile strength)、摩擦角(friction angle)與摩擦係數(friction coefficient)，加上模型中有著球顆粒之間、球顆粒與球團之間以及球團之間三種鍵結，各鍵結具不同的微觀參數，造成變數過於複雜因此難以採用試誤法完成率定。有鑑於此，本研究在參數率定上選擇進行實驗設計法(design of experiment, DOE)作為數值模擬參數之設計，探討 PFC^{3D} 中微觀參數對磨損率有顯著影響之因子。以下將進行實驗設計法與部分實驗設計法之回顧。

2.5.1 實驗設計法

實驗設計法是一種基於統計學原理的方法，對實驗因子進行控制和調整，旨在最小化研究成本與時間以獲得最佳參數，DOE 通常用於研究因子之間的相互作用，探討顯著影響目標特性之因子與各因子最佳水平值。實驗設計法可區分為全因子設計和部分因子設計兩種類型，全因子設計是一種包含所有可能的變數和水平的設計，而部分因子設計只包含部分變數和水平的組合，目的是節省實驗時間和成本，實驗設計法通常會藉由直交表來協助設計，以確保實驗過程各因子之間的獨立性和均衡性。

許珮筠等 (2018)^[70]使用實驗設計法進行 PFC^{2D} 數值模擬參數之設計，且利用統計學中複迴歸分析，探討同一試體尺寸及應力狀態下，數值模擬中微觀材料力學特性參數對材料介觀特性之影響。研究結果顯示，顆粒楊氏模數、鍵結楊氏模數、鍵結勁度比及鍵結正向強度四個因子與試體單壓強度和楊氏模數具有高度相關性，由實驗設計法求得之複迴歸方程式能有效提高實驗擬合的效率，透過參數的調整可快速模擬出與實驗相近的結果，並能應用於多種岩石材料的力學特性模擬。



2.5.2 部分實驗設計法

部分實驗設計法是一種常用於多因子的實驗設計方法，其主要目的在於考量多個因子對結果的影響，同時達到減少實驗成本和時間，並能有效地確定各因素之間的影響和交互作用。相較於全因子實驗設計，部分實驗設計法僅對部分因子進行測試，因此大幅降低實驗次數，此外，透過假設其他變數對結果的影響並不顯著，選擇對實驗結果影響較顯著的某些因子進行設計，其餘因子的水平隨機選擇，或是使用全因子設計的一部分，以增加實驗的變異性，提高對各因子效應的估計準確度。

Yoon (2007)^[49]使用實驗設計法對 PFC 模型進行壓縮實驗的校準方法，在參數率定過程中進行複迴歸分析與顯著性檢驗，探討對模型結果有顯著影響之因子，率定過程採用部分實驗設計法可更快地確定模型中的重要因子，大幅減少實驗次數和時間成本。此外，進一步進行三水平實驗設計可以更好地理解變數對因變數的影響，提高模型的可靠性和預測能力。

第三章 數值模型試驗建立跟驗證



本研究利用離散元素法 PFC^{3D} 軟體模擬切刀齒在礫石土壤中的切削過程，從刀具與礫石互制受力角度，建立潛盾開挖過程刀具切削磨損的數值模擬模型。本章詳細說明數值模型試驗建立與驗證過程，首先介紹本研究使用離散元素法進行磨損試驗模擬的概念與設計過程，以及對模擬結果進行說明，並討論考慮不同的磨損指標下，傳統比能與摩擦損耗不同分析方法所得到的結果，接續闡述本文採用實驗設計法進行複迴歸分析(multiple regression analysis)與變異數分析(ANOVA)率定 PFC^{3D} 中微觀參數之流程，以及如何驗證所提研究方法論的可行性，藉以釐清礫石微觀參數間的交互作用，以及對磨損指標的影響。

3.1 PFC^{3D} 數值模型

根據第二章節文獻回顧之整理，起初投入刀具切削之相關研究多數利用有限元素法模擬均質土壤或岩石居多，近年逐漸使用離散元素法探討岩石切割的破壞機制，不過尚無討論卵礫石層受刀具切削之破壞機制或是礫石層開挖所造成刀具磨損等相關課題。卵礫石土壤由基質與顆粒組成，力學行為介於土壤與岩石之間，其特性受級配、顆粒形狀影響甚鉅，以致難以準確估計礫石層開挖所造成的刀具磨耗量；目前工程設計尚無可靠的依循或參考，僅透過經驗公式加以評估，結果時常偏離實際，造成潛盾隧道開挖卵礫石層存在較高的不確定性，導致工程不易掌握，為待解決的困難之一。

有鑒於此，本研究使用顆粒力學數值模擬技術，在考慮礫石層的粒徑分布、礫石顆粒形狀以及顆粒間的互鎖作用的情況下，針對不同形式的切削刀具於卵礫石土壤掘削進行磨損率評估，以及破壞機制的探討，利用模擬刀具切削、剝落礫石土壤的過程，計算刀具與顆粒之間的作用力與摩擦力加以評估刀具的磨損率，力求真實地反映實際的物理現象，提供更精確和可靠的數值結果。



3.1.1 數值模型的設計

本研究以 Wei et al. (2018)^[3]之物理磨損試驗作為依據，依照物理模型中實際模型尺寸、切削刀具外觀以及卵礫石土壤級配建置數值模型，模型幾何設定同 Wei et al. (2018)^[3]的物理試驗模型，即一直徑為 310 mm、長度為 600 mm 之剛性圓桶容器，除前方存在一開口之外，側面與後方皆屬封閉，圓筒內 2/3 空間填充砂礫石土壤，前端有一切削刀具向土壤進行切削，底座由長度 240 mm 之十字形狀組成，其前端有四個切刀齒作為切削與剝落主要工具，切刀齒之長寬高相同，設為 14 mm，圖 3.1.1 為 PFC^{3D} 數值模型，圖 3.1.2 為切刀齒模型。

為使數值模型儘可能重現實際物理模型試驗結果，並抑低數值結果的不確定性，本研究建立的數值模型透過(1)砂礫石土壤粒徑曲線與(2)礫石不規則形狀因素，納入礫石特性之考慮，力求更符合物理實驗之設計。其(1)將土壤粒徑曲線簡化後生成五個不同粒徑曲線之模型，分別為 A-30、A-60、A-75、A-90、A-100，其中 A 是指 Wei et al. (2018)^[3]文中的 Gravel A，後方數字則是指礫石的含量，圖 3.1.3 為不同礫石含量之示意圖，表 3.1.1 列出各個模型的球顆粒數與球團數。圖 3.1.4 繪製模型中所使用之粒徑分布曲線，黑色線段為文獻中所採用之粒徑分布，考量電腦運算效能，簡化後以彩色線段為 PFC^{3D} 中所指派之粒徑分布，以 4.75 mm 為界分成兩種粒徑，小粒徑視為砂土，大粒徑視為卵礫石。其(2)採用不規則形狀取代圓形顆粒，即實現礫石的不規則形狀以進行數值模擬，使生成之礫石與自然界礫石幾何特徵更為相符，最後納入切刀齒之幾何形狀與尺寸，將其作用於砂礫石土壤中進行磨損試驗切削模擬。

表 3.1.1 各模型之球顆粒與球團數量

	A-30	A-60	A-75	A-90	A-100
球顆粒數(balls)	693478	396114	298588	119533	0
球團數(clumps)	21727	43605	56526	67909	75518
球團內部顆粒數(pebbles)	477994	959310	1243572	1493998	1661396

PFC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Clump
Clumps (3573185)
clump

Ball
Balls (110005)
ball

Wall name
Facets (590)
Cutterbit
cylinderWall1

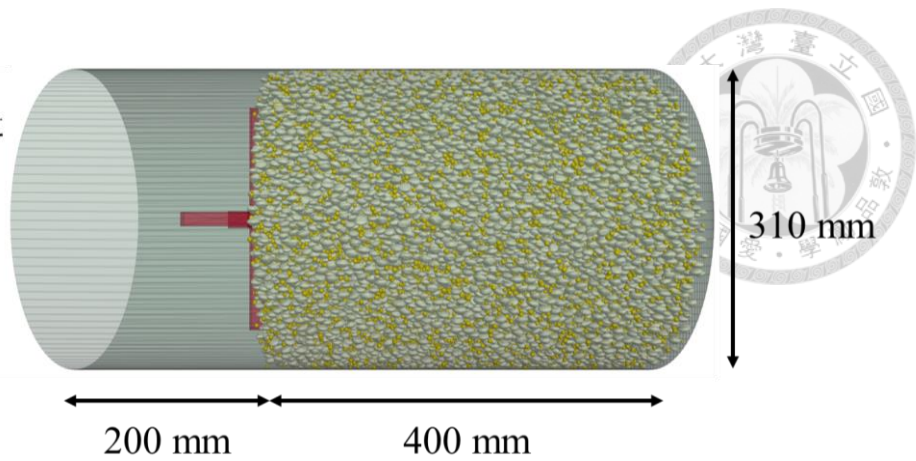


圖 3.1.1 PFC^{3D} 磨損模型尺寸圖

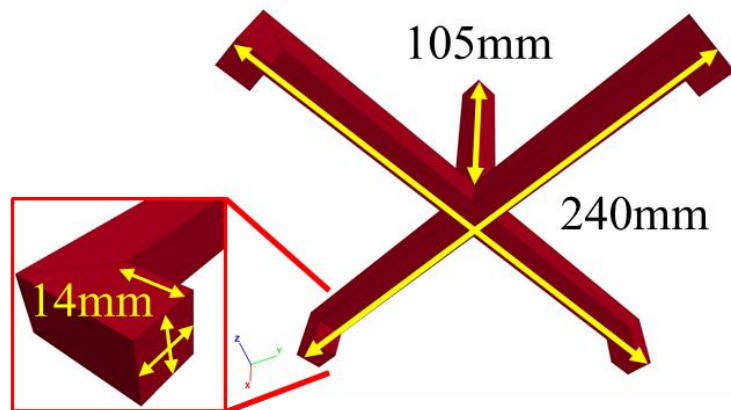


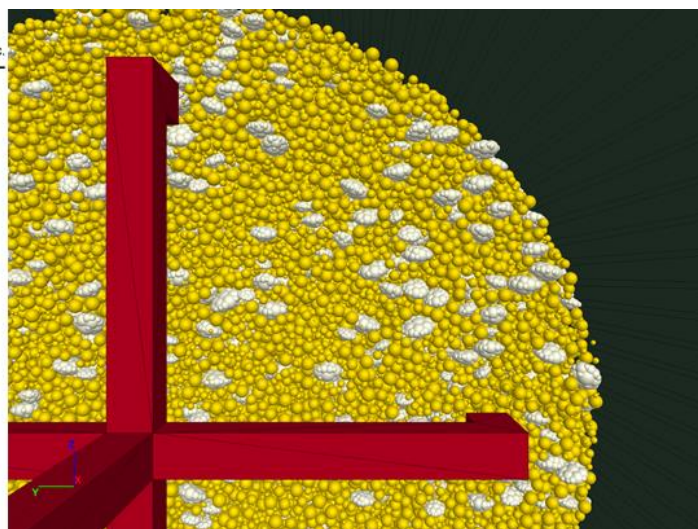
圖 3.1.2 切刀齒模型示意圖

PFC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Ball
Balls (693478)
ball

Clump
Clumps (477994)
clump

Wall name
Facets (584)
Cutterbit_1
cylinderWall1



(a)

PFC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

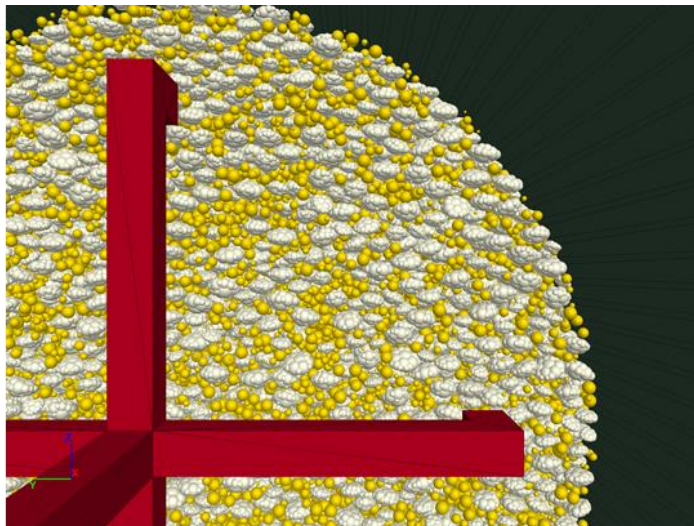
Wall name
Facets (584)
Cutterbit_1
cylinderWall1
Ball
Balls (396114)
ball
Clump
Clumps (959310)
clump



(b)

PFC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

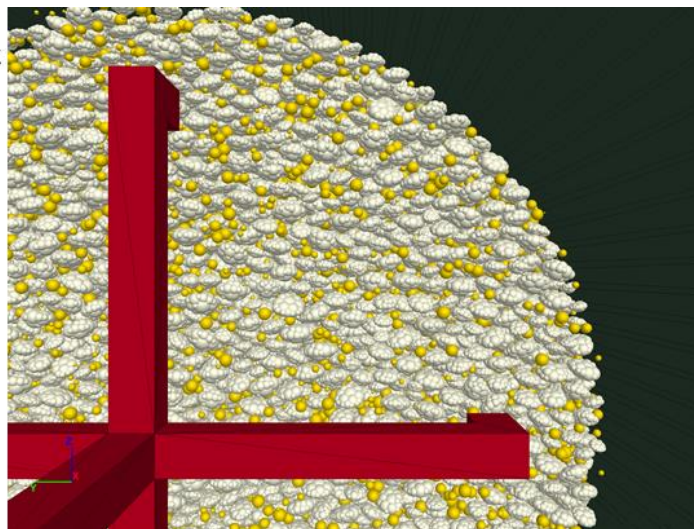
Wall name
Facets (584)
Cutterbit_1
cylinderWall1
Ball
Balls (298588)
ball
Clump
Clumps (1243572)
clump



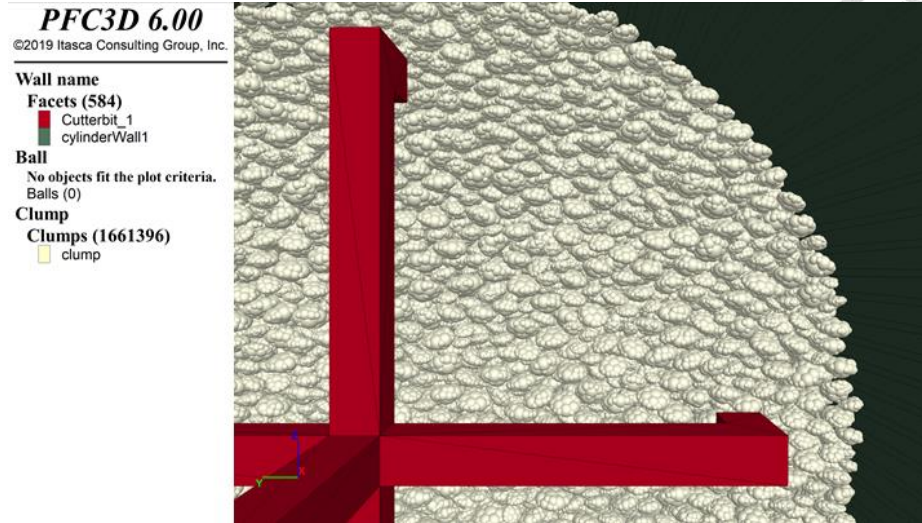
(c)

PFC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Wall name
Facets (584)
Cutterbit_1
cylinderWall1
Ball
Balls (119533)
ball
Clump
Clumps (1493998)
clump



(d)



(e)

圖 3.1.3 不同礫石含量之模型示意圖，(a)礫石含量 30%，(b)礫石含量 60%，(c)礫石含量 75%，(d)礫石含量 90%，(e)礫石含量 100%

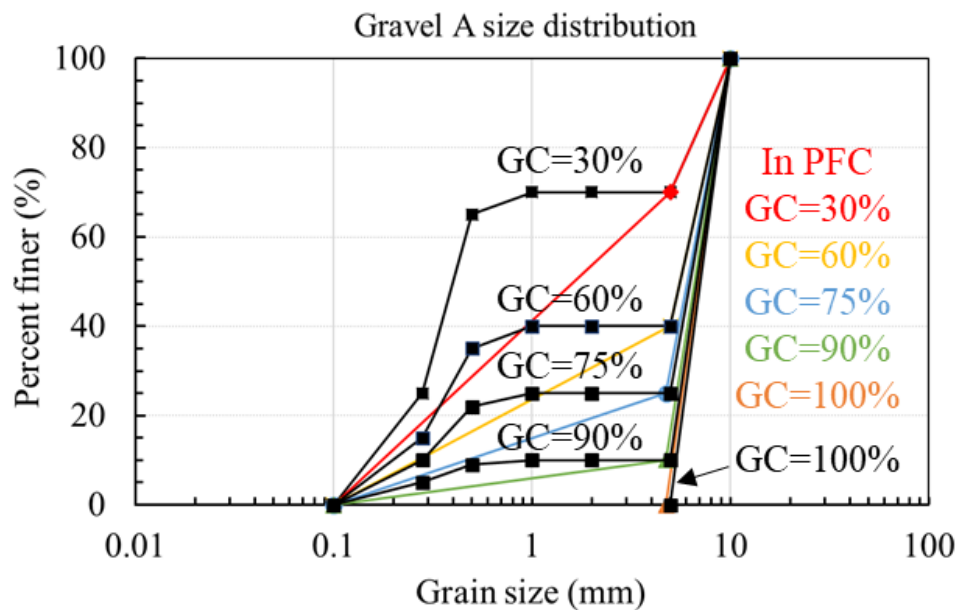


圖 3.1.4 模型中砂礫石土壤粒徑分布圖

3.1.2 數值模型建置流程

圖 3.1.5 為本研究 PFC^{3D} 數值模型，建置流程首先生成兩種大小不同的球顆粒 (ball) 於剛性桶 (wall) 中，球顆粒與剛性桶尺寸資訊已於 3.1.1 節中說明，而後匯入三維卵礫石之模型，製作流程係利用 AutoCAD 繪製，生成三維橢球體，匯出成「.stl」檔案，接著在 PFC^{3D} 中利用球團以模擬卵礫石，並將大顆粒的球顆粒替換為卵礫石

形狀的球團，以此方法考慮不規則幾何之卵礫石，且在生成階段時加入一隨機旋轉量使礫石層產生不規則排列，在建立完球顆粒與球團後，針對不同顆粒間設定不同種接觸模型(contact)，在此參考 Hsieh et al. (2008)^[13]做法，分為三種接觸種類(contact type)，分別為砂顆粒彼此之間、砂顆粒與礫石之間以及礫石彼此之間，並使其平衡，至此步驟砂礫石土壤已建置完成。針對數值模型的切刀齒條件則是依據物理試驗，賦予刀具推進與旋轉的條件，分別為角速度 30 rpm(π rad/s)與推進速度 5 mm/s(0.005 m/s)，圖 3.1.5 為磨損數值模型條件。另外，本研究編寫一套記錄球團與球顆粒間裂縫生成的 FISH 程式語言於完整模型中，透過斷鍵型態與裂紋擴展的資訊將其添加到離散網路中，視覺化模型的破壞機制，最後使用 Cycle 指令使數值軟體開始運算，當切刀齒向砂礫石土壤中掘削，球顆粒與球團互相碰撞擠壓、剝屑掉落直到切刀齒掘削深度進入約一個切刀齒的長度為止。

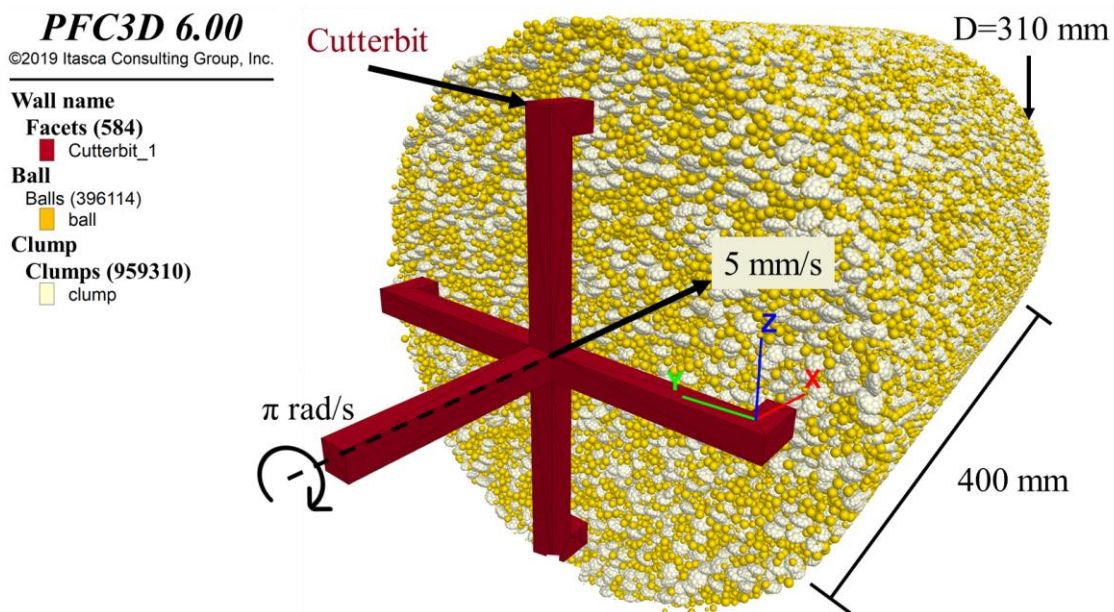


圖 3.1.5 磨損數值模型示意圖

3.1.3 卵礫石模型基本性質

本研究中數值模型中採用圓球顆粒模擬基質，球團顆粒模擬卵礫石，調整兩者間的占比以組合出不同含量的砂礫石土壤，球顆粒直徑設定介於 0.28 mm 到 5 mm 與 5 mm 到 10 mm 兩種，其中將小顆粒視為基質砂土，將大顆粒由相同體積之卵

礫石球團顆粒取代，透過表面不平整之幾何形狀，使顆粒發生相對移動時出現互鎖力(Ting et al., 1995^[72]; Lu et al., 2017^[73])，並參考(Tian et al., 2018^[14]; Chang et al., 2003^[74])作法，採用球團模擬複合形狀顆粒，將範圍設定稍微小於模型，待顆粒生成後使模型土壤孔隙率自動調整至設定值 0.4，以避免顆粒互相碰撞擠壓造成膨脹或是過多的重疊等問題。

由於礫石層的工程特性受到卵礫石的尺寸與形狀影響，礫石幾何形狀與地質條件、河川特性及搬運過程有關，大致上可分為不規則的角狀、球狀、橢圓狀、圓盤狀或扁平形。Wei et al. (2018)^[3]文中尚未提及礫石形狀，因此本研究數值模型中卵礫石形狀參考褚炳麟等 (1996)^[9]統計的結果，歸納臺灣地區礫石之主要形狀為圓盤狀。有鑑於此，本文先採 AutoCAD 程式繪製近似圓盤狀橢球體模板，再匯入至 PFC^{3D} 據以建立卵礫石數值模型；礫石顆粒粒徑分佈則參考 Wei et al. (2018)^[3]，惟以兩個平均粒徑取代，使模型內礫石的大小不一。圖 3.1.6 為本研究利用圖 3.1.7 之近似圓盤狀橢球體取代大圓顆粒的方式生成結果，模型中較大粒徑之卵礫石皆假設長軸與短軸比值(a/c)為 1.6，長軸與中軸比值(a/b)為 1.1。本研究聚焦刀刀於粗顆粒土壤中磨損，磨耗方式以剝落與磨削為主，因此磨損模型中不考慮礫石破碎的問題。

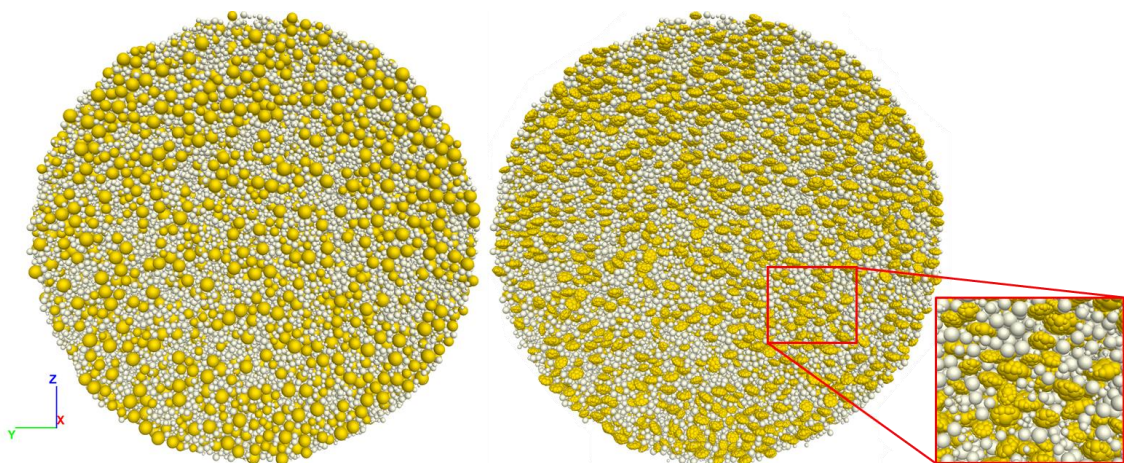


圖 3.1.6 生成不規則卵礫石球團

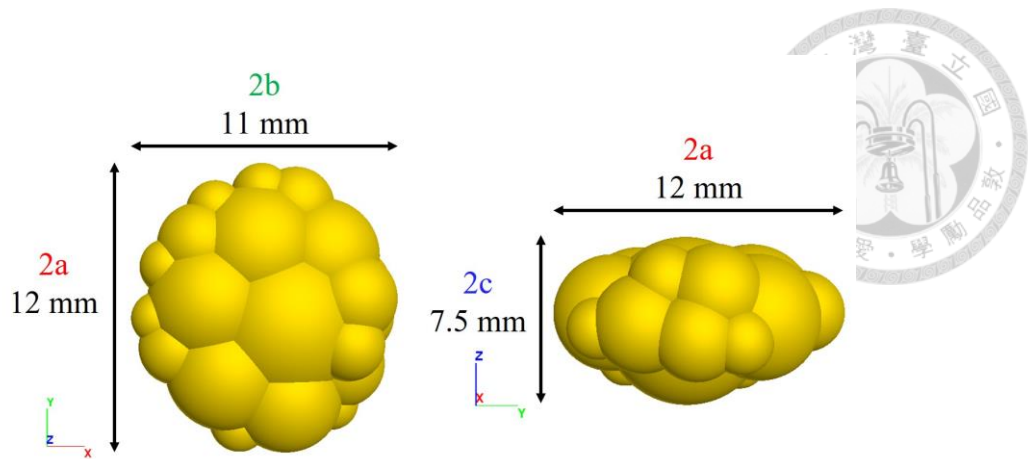


圖 3.1.7 數值模型中卵礫石球團

3.2 微觀參數評估與選定

本研究採用實驗設計法(design of experiment, DOE)探討 PFC^{3D} 中微觀參數對磨損率有顯著影響之因子。影響砂土、礫石層工程特性的微觀參數甚多(Weng and Li, 2012^[76]; Kozicki, 2014^[77]; Ho and Weng, 2021^[78])，本文參考 Ho and Weng (2021)^[78] 對礫石土壤研究成果，選擇最重要的六個微觀參數，然若直接對六因子採用三水平全因子實驗設計法將有 729 個組合，數值模擬將耗費大量時間。為優化分析時間，首先採取 2^{6-1} 六因子二水平部分實驗設計法，依據數值模擬結果按磨損指標探討具顯著影響的微觀參數，再以 3^{6-3} 六因子三水平部分實驗設計法進行後續模擬，數值模擬結果皆採複迴歸分析與變異數分析，將微觀參數之間的關係轉換為方程式，探討微觀參數與磨損程度間的非線性與相互作用關係，據以完成參數率定。

本研究首先選取六項微觀參數進行二水平的部分實驗設計法，設計 $2^{6-1}=32$ 組的直交表，尋找對於刀具磨損率有顯著影響的控制變數，六個變數項目為：(1)礫石含量、(2)砂礫石間摩擦係數，加上球顆粒與球團之間的四個鍵結參數，分別為(3)楊氏模數、(4)法向剪切勁度比、(5)凝聚力、(6)抗拉強度，並決定各變數的水平範圍，分為高低水準，六因子部分實驗設計條件如表 3.2.1 所示。

表 3.2.2 為部分實驗設計法中 32 組不同控制條件下之直交表，+1 代表著高階次的控制條件，-1 則代表著低階次的控制條件，以變數 μ 為例，+1 代表 μ 變數的

高階次控制條件，如表 3.2.1 其控制條件為 $\mu=1$ ；相反的變數 μ 的 -1 為低階次的控制，如表 3.2.1 其控制條件為 $\mu=0.2$ 。

完成首次部分實驗設計法後進行第二次的部分實驗設計法，捨去對磨損指標不顯著影響之參數，改納入其他礫石因子，重新設計六因子三水平之部分實驗設計法，三水平之六個變數項目為：礫石含量、顆粒間摩擦係數、礫石楊氏模數，再加上球顆粒與球團之間的三個鍵結參數，分別為楊氏模數、凝聚力、抗拉強度，如表 3.2.3 所示，表 3.2.3 中的 +1 代表著高階次的控制條件，-1 則代表著低階次的控制條件，0 則代表兩者間的幾何平均值，規劃 $3^{6-3}=27$ 組的直交表因子配置，三水平實驗設計法可更全面地評估變數的效應，從而更準確地估計變數的影響，雖進行三水平實驗設計法的時間與成本更高，需要更多的實驗次數和資源，不過三水平比二水平具更高的探究性，可觀察出更多的非線性效應和交互作用，從而更好地了解因素對因變量的影響。表 3.2.4 為部分實驗設計法中 27 組不同控制條件下之直交表。實驗設計結果詳見 3.4.2 節及 3.4.3 節。

表 3.2.1 六因子二水平之部分實驗設計表

Type	Items	Level		Unit
		-1	+1	
Basic microproperties	Friction coefficient, μ	0.2	1	-
	Gravel content, GC	30	90	-
Parallel bond properties (ball-clump)	Normal-to-shear stiffness ratio, $\bar{\kappa}$	0.4	4	-
	Effective modulus, $\bar{E}$	0.1	1	GPa
	Cohesion, $\bar{c}$	10	100	MPa
	Tensile strength, $\bar{\sigma}_t$	5	50	MPa

表 3.2.2 規劃 2^{6-1} 部分實驗設計直交表

Run	Factor					
	μ	$\bar{\kappa}$	$\bar{E}$	$\bar{c}$	$\bar{\sigma}_t$	GC
1	-1	-1	-1	-1	-1	-1
2	-1	-1	-1	-1	1	1



3	-1	-1	-1	1	-1	1
4	-1	-1	-1	1	1	-1
5	-1	-1	1	-1	-1	1
6	-1	-1	1	-1	1	-1
7	-1	-1	1	1	-1	-1
8	-1	-1	1	1	1	1
9	-1	1	-1	-1	-1	1
10	-1	1	-1	-1	1	-1
11	-1	1	-1	1	-1	-1
12	-1	1	-1	1	1	1
13	-1	1	1	-1	-1	-1
14	-1	1	1	-1	1	1
15	-1	1	1	1	-1	1
16	-1	1	1	1	1	-1
17	1	-1	-1	-1	-1	1
18	1	-1	-1	-1	1	-1
19	1	-1	-1	1	-1	-1
20	1	-1	-1	1	1	1
21	1	-1	1	-1	-1	-1
22	1	-1	1	-1	1	1
23	1	-1	1	1	-1	1
24	1	-1	1	1	1	-1
25	1	1	-1	-1	-1	-1
26	1	1	-1	-1	1	1
27	1	1	-1	1	-1	1
28	1	1	-1	1	1	-1
29	1	1	1	-1	-1	1
30	1	1	1	-1	1	-1
31	1	1	1	1	-1	-1
32	1	1	1	1	1	1

表 3.2.3 六因子三水平之部分實驗設計表

Type	Items	Level			Unit
		-1	0	+1	
Basic microproperties	Effective modulus, E_G	1	3.16	10	GPa
	Friction coefficient, μ	0.2	0.45	1	-
	Gravel content, GC	30	60	90	-

Parallel bond properties (ball-clump)	Effective modulus, $\bar{E}$	0.1	0.316	1	GPa
	Cohesion, $\bar{c}$	10	31.6	100	MPa
	Tensile strength, $\bar{\sigma}_t$	5	15.8	50	MPa

表 3.2.4 規劃 3^{6-3} 部分實驗設計直交表

Run	Factor					
	μ	$\bar{\sigma}_t$	$\bar{c}$	$\bar{E}$	E_{Gravel}	GC
1	-1	-1	-1	-1	-1	-1
2	-1	-1	-1	-1	0	0
3	-1	-1	-1	-1	1	1
4	-1	0	0	0	-1	-1
5	-1	0	0	0	0	0
6	-1	0	0	0	1	1
7	-1	1	1	1	-1	-1
8	-1	1	1	1	0	0
9	-1	1	1	1	1	1
10	0	-1	0	1	-1	0
11	0	-1	0	1	0	1
12	0	-1	0	1	1	-1
13	0	0	1	-1	-1	0
14	0	0	1	-1	0	1
15	0	0	1	-1	1	-1
16	0	1	-1	0	-1	0
17	0	1	-1	0	0	1
18	0	1	-1	0	1	-1
19	1	-1	1	0	-1	1
20	1	-1	1	0	0	-1
21	1	-1	1	0	1	0
22	1	0	-1	1	-1	1
23	1	0	-1	1	0	-1
24	1	0	-1	1	1	0
25	1	1	0	-1	-1	1
26	1	1	0	-1	0	-1
27	1	1	0	-1	1	0



3.3 磨損模型之數值分析結果

此節說明利用刀刀進行磨損實驗的數值模型模擬結果，分析切刀齒掘削進土壤一顆礫石的深度下，切刀齒在卵礫石土壤上切削力，以及探討切刀刀具在不規則形狀之礫石土壤中的受力狀況，最後探究切刀運動型態造成的礫石土壤破壞特徵與裂縫型態。

3.3.1 切刀齒受力分析

模擬方式以切刀刀具循同心圓方式向砂礫石土壤掘削，磨過大小不一且形狀不規則狀之砂礫石土壤，過程中可反映出摩擦特性與互鎖效應，因此產生複雜的正向力、滾動力與側向力相互作用，這些物理量在潛盾機應用中與千斤頂之推力與面盤扭矩息息相關。由於 PFC 內部座標軸不變，透過記錄切刀齒於掘削過程中的 X、Y、Z 方向受力，經角度與象限轉換，可將切刀過程的 F_x 、 F_y 、 F_z 轉換成 F_n (normal force)、 F_r (rolling force)、 F_s (side force)，切刀齒力的轉換方向如圖 3.3.1 所示，圖中 θ 表示刀具順時針旋轉之角度，轉換關係以式(3.1)、式(3.2)、式(3.3)表示之。

$$F_n = F_x \quad (3.1)$$

$$F_r = -F_y \cdot \cos \theta - F_z \cdot \sin \theta \quad (3.2)$$

$$F_s = -F_y \cdot \sin \theta + F_z \cdot \cos \theta \quad (3.3)$$

圖 3.3.2 為切刀齒受力情況，X、Y、Z 方向受力可拆解為正向力、滾動力與側向力，其中滾動力與側向力屬表面磨擦，在初始模擬階段刀具尚未接觸到土壤時為零。然而，隨著切刀齒進一步向土壤內部推動並扭轉，將切刀齒推入礫石土壤中，擠壓作用導致切刀齒受到較大的力，特別是當切刀齒碰撞到較大粒徑的礫石時，正向力明顯加大。隨著切刀齒的平面移動，表面摩擦力開始產生，並且在長時間的掘削過程中，摩擦力對切刀齒的磨耗更為明顯。

削磨土壤過程中，由於礫石之間互相接觸，具有摩擦特性與互鎖力，表示在剝

落礫石時會有較大的受力，必須斷裂鍵結方可剝下礫石顆粒。因砂礫石土壤的分布不均勻，粗顆粒與基質的大小、形狀、硬度皆不一致，以及可能存在空隙與孔洞等不均勻性，導致刀具受力高低起伏，使切刀齒在剝落礫石的過程中反力逐漸增加至峰值。在剝落礫石後，當切刀齒接觸到砂顆粒時，切割力較小，反力在達到高峰後迅速下降。

綜上所述，切刀齒在削磨土壤時受到複雜的力作用，包括正向力、表面摩擦力以及剝落礫石的互鎖力，這些力的變化和分布對切刀齒的磨損和耐久性具有重要影響。

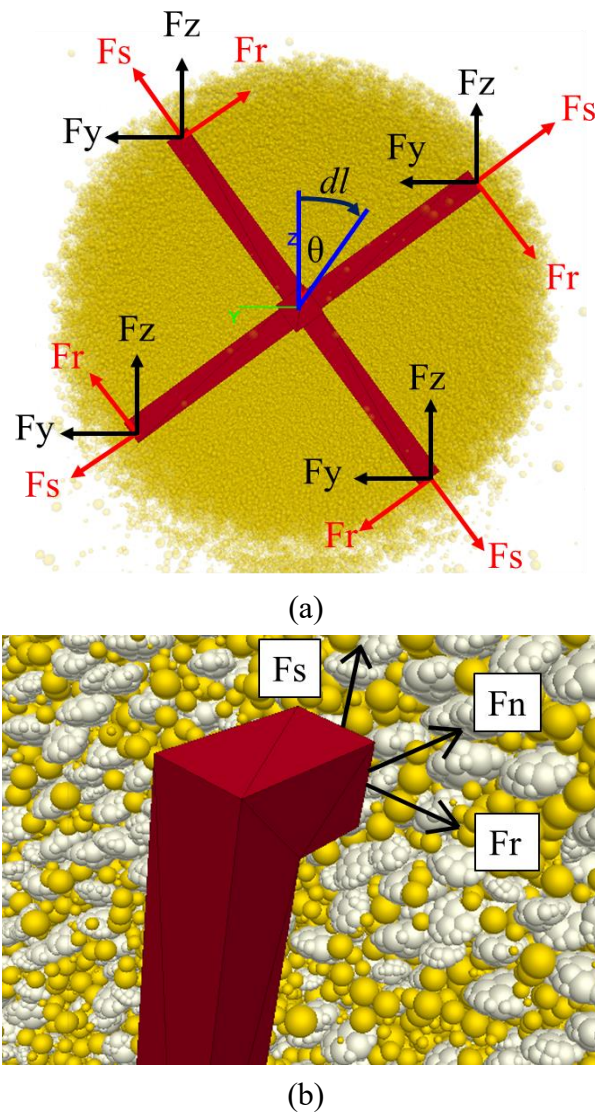
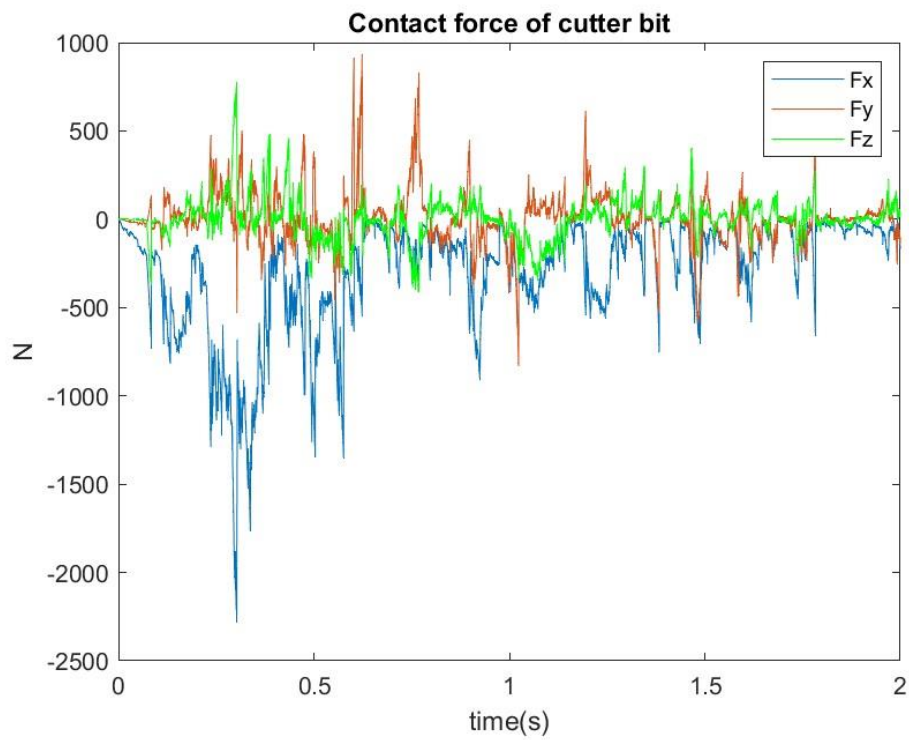
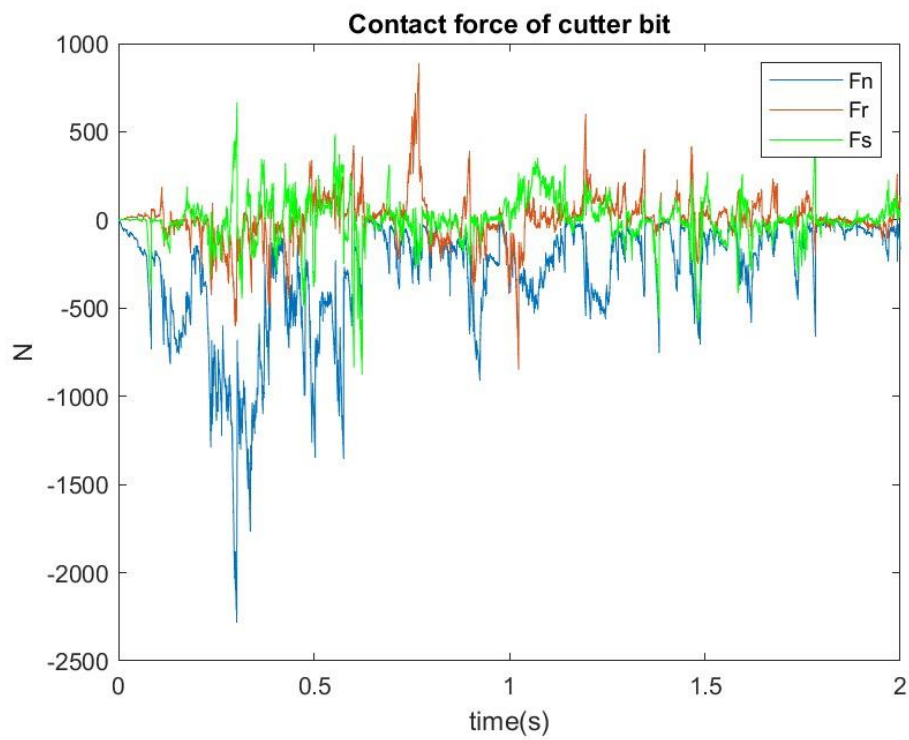


圖 3.3.1 切刀齒受力轉換示意圖，(a)y、z 座標轉換至切向、徑向示意圖，(b)切刀齒 F_n 、 F_r 、 F_s 方向示意圖



(a)



(b)

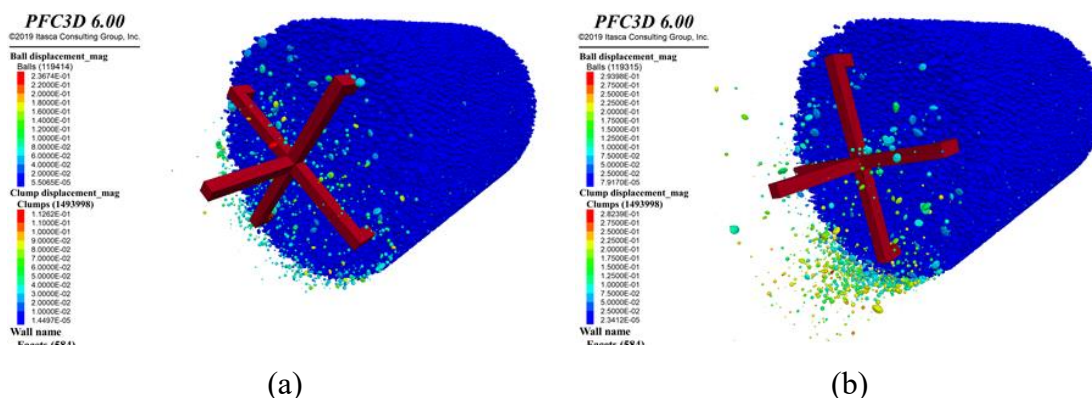
圖 3.3.2 砂礫石土壤中切刀齒磨損反力紀錄，(a) F_x 、 F_y 、 F_z ，(b) F_n 、 F_r 、 F_s



3.3.2 卵礫石土壤破壞型態

圖 3.3.3 為切刀齒隨時間推進挖掘剝落礫石過程，切刀齒接觸到卵礫石土壤表面後，透過切削力與扭力剝落土壤中的粗顆粒，如以切刀齒推入一顆礫石距離為基準，共約耗兩秒鐘。當切削作用超過土壤極限強度時，礫石將被剝落，而後在切割面上形成凹陷和凸起，形成不規則的表面。同時，隨著切刀齒的貫穿和剝削，產生礫石被剝落後向下集中堆積之掉落特徵，改變土壤的力學性質，造成切刀齒後續受力的不穩定。

此外，隨著切削的推進，切削力造成土壤顆粒間的鍵結受到破壞，切刀齒前端開始產生深度較淺的裂縫，初始裂縫與後續切削造成的裂縫相互作用，裂紋的發展形成切屑，隨著切削的進行形成更密集的裂紋。圖 3.3.4 為最終磨損模型裂縫分布，主要集中於切刀齒運動圓周附近，黃色裂縫表示顆粒之間的張力裂縫，黑色裂縫表示顆粒之間的剪力裂縫，裂縫可視為卵礫石損傷的指標。圖 3.3.5 為模擬切磨過程中砂礫石裂縫數量，主要是受張力破壞，推測原因是刀刃在卵礫石土壤中掘削的過程中，砂礫石土壤因受到推力與扭力的作用，使得土壤顆粒間的裂縫擴大，並且發生剝離現象。礫石顆粒受剝下破壞與顆粒之間產生相對位移的情況相比較少，因此導致土壤受剪力破壞的裂縫數量較低，不過兩者皆可能導致土壤的強度降低。



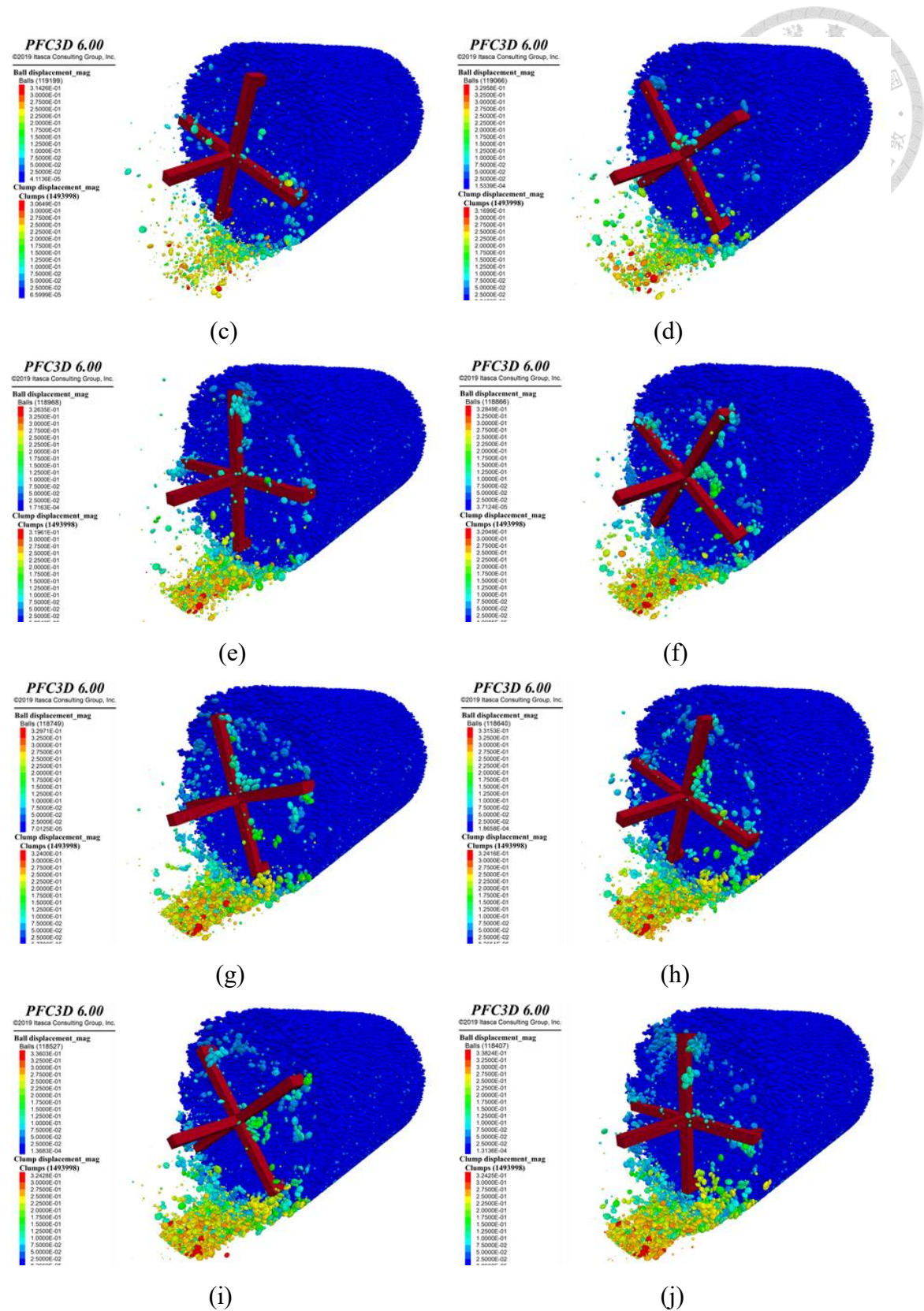


圖 3.3.3 切刀齒掘削過程中砂礫石土壤位移圖，(a)0.2 秒、(b)0.4 秒、(c)0.6 秒、(d)0.8 秒、(e)1.0 秒、(f)1.2 秒、(g)1.4 秒、(h)1.6 秒、(i)1.8 秒、及(j)2.0 秒

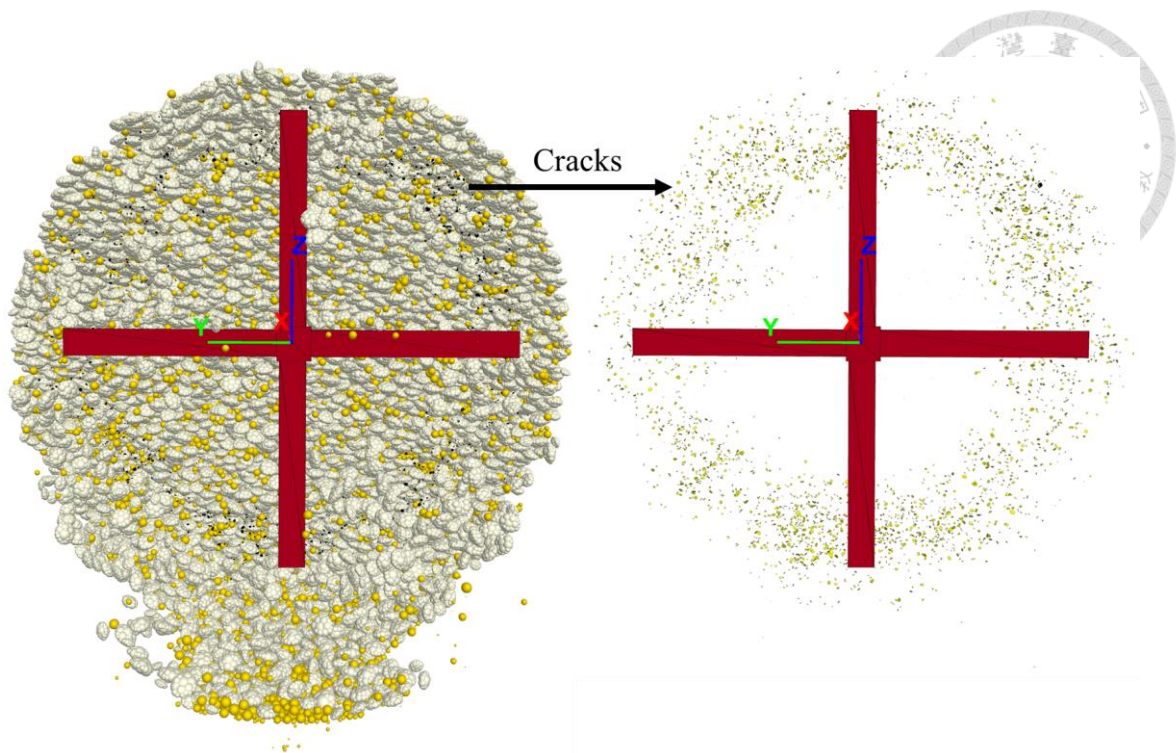


圖 3.3.4 砂礫石土壤受掘削裂縫分布圖

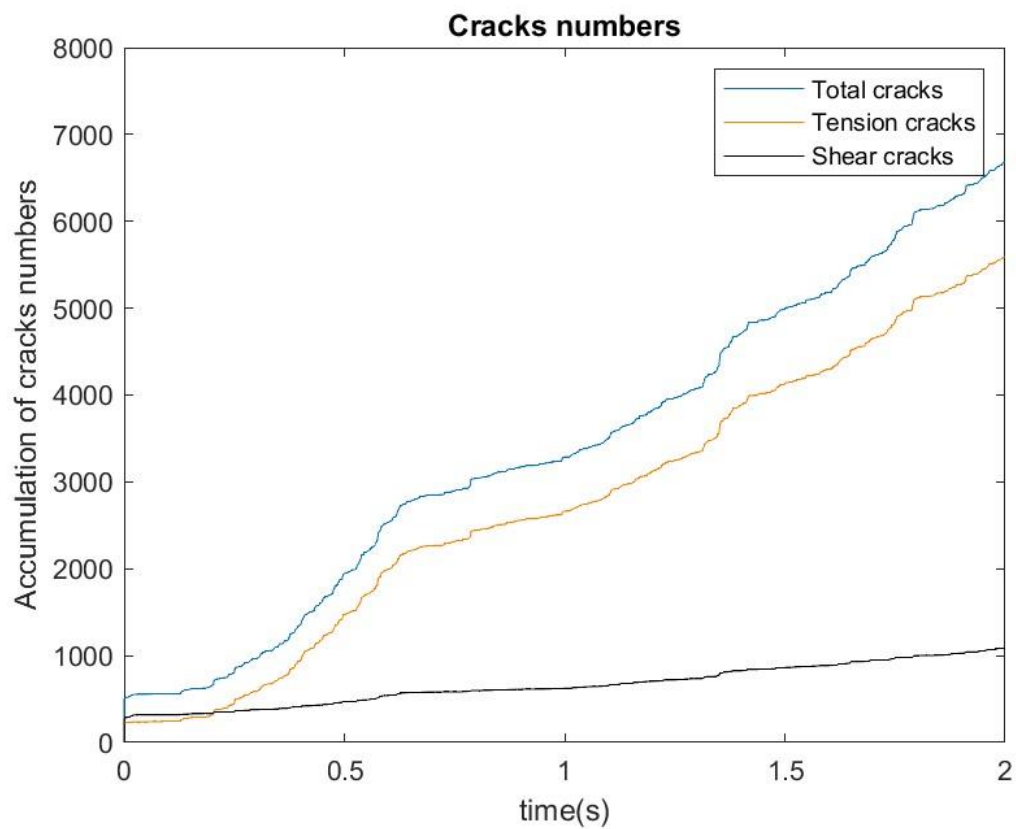


圖 3.3.5 砂礫石土壤裂縫數量圖



3.4 部分實驗設計法於磨損模型驗證

本研究以實驗設計法作為數值模擬中率定參數之方法，探討同一尺寸試體下，微觀力學特性對刀具磨損之影響。首先介紹本研究計算之磨損指標，接續說明使用實驗設計法進行統計學複迴歸分析與變異數分析之結果，討論變數之間相關性與相關預測公式之可靠性，最後進行綜合討論。

3.4.1 磨損指標

磨損指標是評估材料或工具在使用過程中磨損程度的重要依據，在工程領域中，工具的磨損程度不僅影響性能，甚至導致成本增加與工作效率下降，因此找出準確、可靠地磨損率指標以評估磨損程度對於設備維護、性能改進和成本控制至關重要。

磨損指標是一種量化磨損程度的工具，常見的磨損指標包括比能、摩擦做功、切削力、重量損失、尺寸變化與磨損面積等，不同磨損指標適用於不同情況和研究領域。對此，本研究採用比能與摩擦損耗的概念作為刀刃在掘削過程中磨損的指標，表現刀刃能量轉換和耗散的情況，其他磨損指標如重量損失、尺寸變化、表面溫升和磨損面積等不同觀點的評估指標礙於 PFC^{3D} 牆元素屬不可變形之剛體，因軟體限制目前尚無法實現，故本研究將比能與摩擦損耗視為摩擦指標進行討論，以下進行更進一步說明。

(1) 比能

比能的概念最早由 Teale (1965)^[62]提出，相關回顧詳見 2.3.3 節，比能的常用於比較不同材料或工具之間的磨損程度，以及評估工具的開挖效率。一般情況下比能越高，代表工具在摩擦或切削過程中所消耗的能量越大，磨損程度也就越高。

比能計算方式主要是透過測量工具所施加的力和相應的位移兩個物理量，因此，本研究在數值模擬切削過程中，同步紀錄刀刃切削力、扭矩與切削材料體積之間的關係。式(3.4)為計算公式，表示在單位體積上所需消耗的能量，分子項以刀刃做功表示，以切刀總扭矩做功(W_m)加上開挖推力做功(W_n)加總計算，分母項則是計算顆粒被切刀齒剝下之體積。圖 3.4.1 為剝落體積，綠色顆粒定義為被剝下之球顆粒，藍色顆粒定義為被剝下之球團顆粒。

$$SE = \frac{\sum W}{V} = \frac{\sum (W_m + W_n)}{V} = \frac{\sum_{i=1}^n \left(\int M_i \cdot d\theta + \int F_{n_i} \cdot dx \right)}{V} \quad (3.4)$$

(2) 摩擦損耗

考慮摩擦損耗作為磨損指標之主因係摩擦損耗直接關聯到刀具表面與接觸面之摩擦力，而摩擦力是造成刀具磨損和磨耗的主要因素之一。摩擦損耗的發生通常是物體產生相對運動或接觸過程中，表面之間產生摩擦力導致近表面結構的變形和剝落，從而引起材料的磨損，減少材料的質量或厚度，並有能量耗散和材料損失的現象，將導致能量轉化為熱能損耗與機械能損失，過高的摩擦損耗將加快刀具表面的磨損和破損。摩擦損耗計算如式(3.5)所示。

$$W_r = \sum_{i=1}^n \int F_{r_i} \cdot dl \quad (3.5)$$

(3) 摩擦門檻損耗值

設定門檻摩擦損耗是鑑於摩擦損耗而衍伸出之磨損指標，提供計算摩擦損耗時篩選關鍵摩擦力的方法，本文考慮二種摩擦門檻損耗值。第一種門檻值摩擦力低於某特定閾值時不予計算，著眼於過小的摩擦力不足以導致材料表面磨損的，僅有摩擦力超過閾值時，才對材料表面造成足夠的壓力和摩擦，使得材料產生磨損，因此在計算摩擦損耗時忽略低於閾值之摩擦力，僅計算高於閾值之摩擦力造成的損耗。

有鑑於此，第一種在設定磨損門檻值的做法是將最大切削力的 0.1 倍視為磨損起始的臨界點，當摩擦力超過此門檻值才開始考慮磨損的累積，如此一來

可更準確地聚焦到真正造成磨損的高摩擦力情況，避免對較低摩擦力的過度關注，視低於門檻值的摩擦力對刀具磨損影響相對小，以下稱此做法為第一門檻摩擦損耗。第一門檻摩擦損耗值計算如式(3.6)所示。

$$W_{r_{thres1}} = \sum_{i=1}^n \int (F_{r_i} - 0.1 \cdot F_{r_{Max}}) \cdot dl \quad (3.6)$$

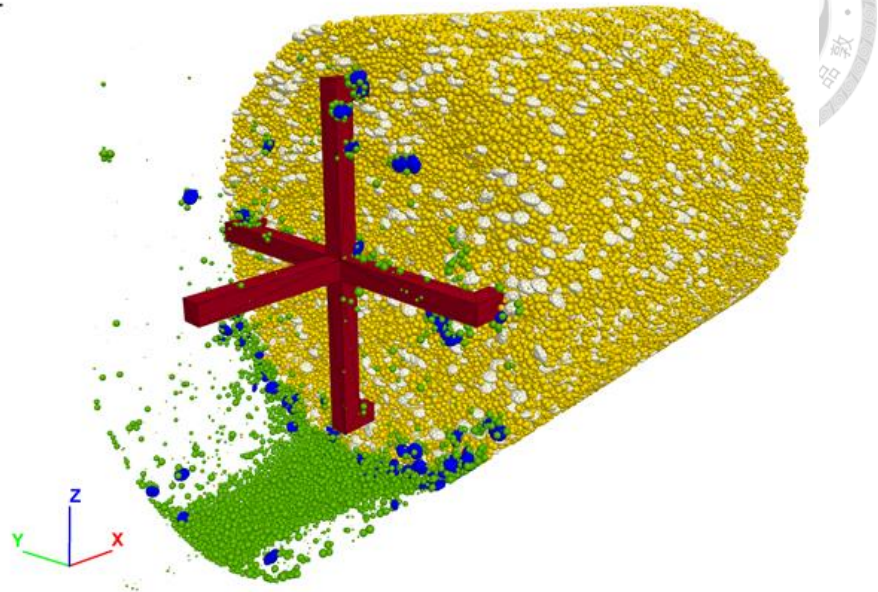
本研究設定門檻值摩擦損耗的第二做法是透過計算滾動力和正向力之間的差異來確定是否存在真實的滑動摩擦力，滾動力是切刀齒與土壤之間的滾動摩擦力，由切刀齒的旋轉運動和土壤的抵抗力所產生的，而正向力則是切刀齒在進行切割時對土壤施加的推進力，直接影響切割效果和刀具磨損的重要因素。對此，將滾動力扣除正向力乘上摩擦係數，可得到一差值，稱作門檻值摩擦損耗，此差值表示真實存在的滑動摩擦力，若差值大於零，則表示土壤和切刀齒之間存在滑動，摩擦力將對刀具造成磨損，反之，差值小於或等於零，則表示土壤和切刀齒之間不存在真實的滑動，摩擦力不會對刀具造成磨損，以下稱為第二門檻摩擦損耗。第二門檻計算式如式(3.7)所示。

$$W_{r_{thres2}} = \sum_{i=1}^n \int (F_{r_i} - \mu \cdot F_{x_i}) \cdot dl \quad (3.7)$$

門檻值摩擦損耗計算方法提供有效的評估刀具在與土壤接觸時的磨損情況，第一門檻值用於排除由於接觸力而引起的微小摩擦力，僅當摩擦力超過此門檻值時，才被視為真正的滑動摩擦力，有助於排除環境因素和微小變化對磨損計算的影響，使得結果更加穩定和可靠。第二門檻值則是用於確定實際的磨損情況，僅當滑動摩擦力超過正向力乘上摩擦係數差值時，才被視為具有磨損效應的摩擦力，有助於區分磨損與非磨損的情況，並專注於實際對刀具造成磨損的摩擦力，兩種門檻值的摩擦損耗計算方法理論上提供更準確和可靠的刀具磨損評估。

PFC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

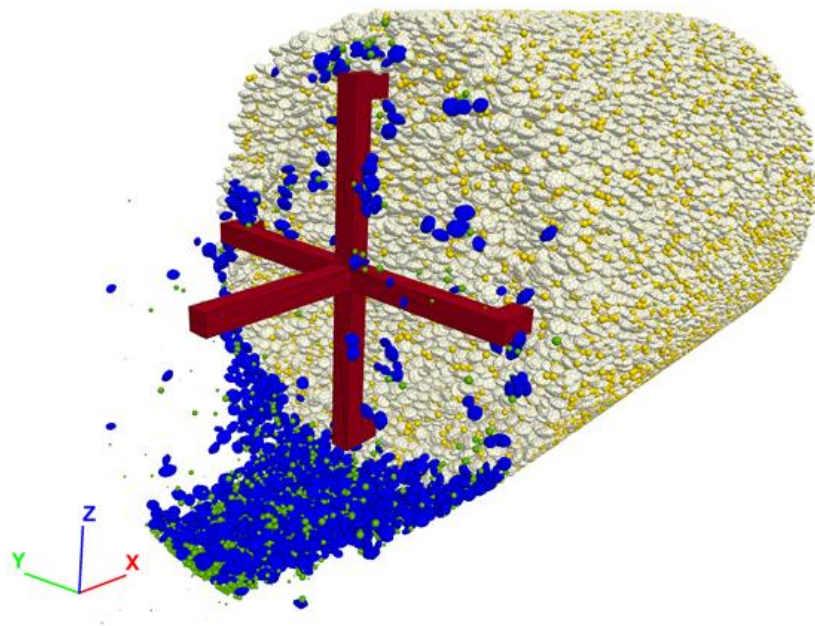
Wall name
Facets (584)
Cutterbit_1
Ball group Any
Balls (693281)
Default=ball2
Default=break_ba
Clump group Any
Clumps (477994)
Default=break_cl
None



(a)

PFC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Wall name
Facets (584)
Cutterbit_1
Ball group Any
Balls (118232)
Default=ball2
Default=break_ba
Clump group Any
Clumps (1493998)
Default=break_cl
None



(b)

圖 3.4.1 礫石破壞體積示意圖，(a)礫石含量 30%，(b)礫石含量 90%



3.4.2 二水平六因子實驗結果

影響礫石工程特性的微觀因子甚多，故先進行兩水平因子設計，依據 PFC^{3D} 數值模擬結果分析微觀組構因子對比能與摩擦損耗的影響。表 3.2.1 列出兩水平因子設計對應參數，表 3.4.1 整理微觀因子對比能指標進行變異數分析結果，在信賴區間設定為 90% 的情況下進行估計，因此採 $P < 0.1$ 的相應臨界值為顯著影響刀刃磨損因素的判斷門檻。分析結果除礫石與砂土間摩擦係數與鍵結法向剪切勁度比之外，其餘四因子與磨損指標比能具有高度相關性；表 3.4.2 統整以摩擦損耗作為磨損指標的結果，與比能指標結果雷同，不過礫石含量相較對摩擦損耗影響較小。

綜合上述，使用二水平實驗設計法分析後充分顯示出實驗因子對變數之影響程度，待 32 組實驗模擬完成後，針對模擬之磨損結果進行變異數分析，結果顯示除鍵結法向剪切勁度比及砂與礫石顆粒間摩擦係數外，其餘四因子與磨損指標具有高度相關性，因此後續進行三水平因子設計時，將鍵結法向剪切勁度比設為定值 1.5，並將摩擦係數修正為顆粒之間彼此間的摩擦係數，即砂顆粒間、礫石顆粒間、砂與礫石間三種摩擦係數設定為變數，額外加上礫石楊氏模數為新因子，與原先對磨損結果具顯著影響的四個因子進行三水平六因子實驗設計，表 3.2.3 列出三水平因子對應參數。

3.4.3 三水平六因子實驗結果

當變數之效應呈現非線性或非單一變化時，二水平設計可能無法反應出變化，因此需進行三水平實驗設計，能夠更準確地顯現因子的效應與評估對結果的影響。以下彙整三水平實驗設計法微觀參數對磨損指標變異數分析結果，分別為比能、摩擦損耗，以及兩種門檻值摩擦損耗，一共進行 27 組模擬。

表 3.4.3 彙整微觀因子對比能指標進行變異數分析結果，除礫石與砂土間凝聚力以及礫石楊氏模數之外，其餘四因子顆粒摩擦係數、鍵結抗拉強度、鍵結楊氏模

數以及礫石含量皆與磨損指標具有高度相關性，表示峰前磨損主要受鍵結參數影響，峰後斷鍵則由顆粒摩擦係數主控；表 3.4.4 以摩擦損耗指標進行變異數分析結果，除鍵結凝聚力、鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數之外，其餘三因子對磨損具有顯著影響，不過礫石含量對於摩擦損耗的影響相較對比能的影響較小，猜測原因為比能計算需除以開挖體積，而礫石含量與刀刃剝落下顆粒體積呈正相關，因此礫石含量因子使比能指標相較摩擦損耗指標較為顯著。

接續探討設定閾值摩擦損耗分析結果，表 3.4.5 為第一門檻值設定之變異數分析結果，結果與比能結果相同，除凝聚力以及礫石楊氏模數之外，其餘四因子皆與磨損指標具高度相關；表 3.4.6 為第二門檻摩擦損耗結果，與無設門檻值之摩擦損耗結果相同，皆為顆粒間摩擦係數、鍵結抗拉強度與礫石含量對磨損指標具顯著影響。

3.4.4 綜合討論

從上述結果中可見，在不考慮因子交互作用項之下，各個迴歸模型的適配度統計指標 R^2 ，亦稱判定係數，大約介於 0.6-0.7 之間。當係數愈高則表示迴歸模型能夠解釋資料的變異程度越高，分析過程引入交互作用項能更理解因子間複雜關係，並瞭解預測變量的效應在其他預測變量不同水平或組合下變異量。若未考慮交互作用項，可能無法捕捉到某些項次的變異，導致模型的解釋能力不足，無法解釋結果中的額外變異。因此，以下將納入交互作用項，包含六因子，再加上十五項的乘積項，因此共二十一項，以迴歸出較準確與可靠的方程式評估不同因子與因子間交互作用的磨損率關係。

表 3.4.7 統整考慮交互項下微觀因子對比能指標分析結果，模型 R^2 提升至 0.8，四項因子與比能指標據高度相關，包含顆粒摩擦係數、鍵結抗拉強度、礫石含量以及顆粒摩擦係數與鍵結抗拉強度交互項；表 3.4.8 為摩擦損耗指標考慮交互項後結

果，六因子皆屬顯著因子，再加上顆粒摩擦係數與鍵結抗拉強度交互項以及鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數交互項。

接續說明閾值摩擦損耗在考慮交互項的分析結果，表 3.4.9 為第一門檻值設定結果，模型 R^2 達 0.9，顆粒摩擦係數、鍵結抗拉強度、鍵結楊氏模數與礫石含量，交互項則包含顆粒摩擦係數與鍵結抗拉強度、顆粒摩擦係數與礫石楊氏模數、鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數以及鍵結凝聚力與礫石含量；表 3.4.10 為第二門檻摩擦損耗結果，模型 R^2 與前者同 0.9，且交互作用項顯著因子數量較多，鍵結抗拉強度、礫石楊氏模數與礫石含量，交互項則包含顆粒摩擦係數與鍵結抗拉強度、顆粒摩擦係數與礫石楊氏模數、鍵結抗拉強度與鍵結凝聚力、鍵結凝聚力與礫石楊氏模數以及鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數。

得到上述結果後，表 3.4.11 彙整各因子及交互作用項對四指標的影響，○表示具顯著影響，X 則無，可觀察出對各指標顯著影響之因子不盡相同，不過主要與(1)顆粒摩擦係數、(2)礫石含量、(3)鍵結抗拉強度、(4)鍵結楊氏模數、(5)顆粒摩擦係數與鍵結抗拉強度以及(6)鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數有關，其餘則沒有太多的共同顯著因子。最後對自變量與因變量之間的關係建立一預測方程式，用以做為預測不同參數可得到的磨損指標，而本研究在後續參數的選定上採用第一門檻值摩擦損耗指標迴歸後之方程式做為後續應用的基礎，如式(3.8)所示，運用此公式之誤差約為 22%，採複迴歸方程好處是可有效提升參數校正效率，能夠快速得到與實驗結果相近的預測結果。

本研究採實驗設計法做為驗證模型微觀參數的方法，驗證結果為礫石含量愈高，所得之磨損率愈高，雖與物理磨損試驗礫石含量 75%有著最高磨損率有些為落差，推測原因可能為本研究所選取的磨損指標不夠貼近實際，影響刀具磨損因素十分多種，若僅考慮刀具受力加以分析可能不盡完美。後續應用式(3.8)推估摩擦損耗，調整公式中六因子數值以得到礫石含量愈高磨損率愈高之現象，表 3.4.12 為最終設計之微觀參數組合。

$$Wr = -0.3224 \cdot \mu - 0.2039 \cdot \bar{\sigma}_t + 0.1823 \cdot \bar{E} - 0.1657 \cdot GC + 0.9963 \cdot \mu \times \bar{\sigma}_t + 0.3724 \cdot \mu \times E_G - 0.3546 \cdot \bar{E} \times E_G + 0.2497 \cdot \bar{c} \times GC \quad (3.8)$$

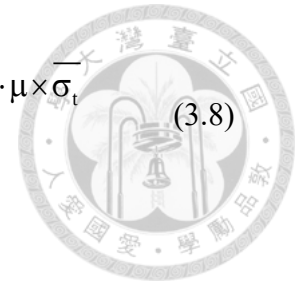


表 3.4.1 比能指標之二水平變異數分析結果

$R^2=0.8168, R_{adj}^2=0.7729$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	3.3628E-18	0.0212	1.5873E-16	1
μ	0.0386	0.0424	0.9112	0.3709
$\bar{\kappa}$	0.0356	0.0423	0.8393	0.4092
$\bar{E}$	-0.1186	0.0423	-2.7984	0.0097
$\bar{c}$	0.1263	0.0423	2.9795	0.0063
$\bar{\sigma}_t$	0.2621	0.0423	6.1858	1.8099E-06
GC	-0.3142	0.0423	-7.4144	9.1291E-08

表 3.4.2 摩擦損耗指標之二水平變異數分析結果

$R^2=0.7660, R_{adj}^2=0.7098$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-6.7949E-17	0.0263	-2.5790E-15	1
μ	0.0560	0.0527	1.0633	0.2978
$\bar{\kappa}$	0.0398	0.0527	0.7551	0.4572
$\bar{E}$	-0.1821	0.0527	-3.4558	0.0020
$\bar{c}$	0.1990	0.0527	3.7774	0.0009
$\bar{\sigma}_t$	0.3869	0.0527	7.3423	1.0823E-07
GC	0.0072	0.0527	0.1373	0.8919

表 3.4.3 比能指標之三水平變異數分析結果

$R^2=0.6834, R_{adj}^2=0.5885$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	4.7380E-17	0.0290	1.6293E-15	1
μ	0.1391	0.0696	1.9997	0.0593
$\bar{\sigma}_t$	0.3043	0.0682	4.4595	0.0002
$\bar{c}$	0.0324	0.0682	0.4742	0.6405
$\bar{E}$	-0.1183	0.0682	-1.7335	0.0984
E_G	0.0422	0.0682	0.6185	0.5432
GC	-0.2821	0.0712	-3.9599	0.0008

表 3.4.4 摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果

$R^2=0.6844, R_{adj}^2=0.5435$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-8.183E-18	0.0290	-2.8235E-16	1
μ	0.1845	0.0693	2.6618	0.0150
$\bar{\sigma}_t$	0.3223	0.0680	4.7393	0.0001
$\bar{c}$	0.0441	0.0680	0.6490	0.5237
$\bar{E}$	-0.0977	0.0680	-1.4364	0.1663
E_G	0.0264	0.0680	0.3883	0.7019
GC	-0.15514	0.0680	-2.184	0.0410

表 3.4.5 第一門檻摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果

$R^2=0.6462, R_{adj}^2=0.5401$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	1.5823E-17	0.0285	5.5510E-16	1
μ	0.2050	0.0682	3.0071	0.0070
$\bar{\sigma}_t$	0.2984	0.0669	4.4618	0.0002
$\bar{c}$	0.0077	0.0669	0.1157	0.9091
$\bar{E}$	-0.1295	0.0669	-1.9363	0.0671
E_G	0.0462	0.0669	0.6907	0.4977
GC	-0.1277	0.0698	-1.8291	0.0823

表 3.4.6 第二門檻摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果

$R^2=0.5953, R_{adj}^2=0.4738$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	2.6451E-17	0.0328	8.0744E-16	1
μ	0.1796	0.0784	2.2924	0.0329
$\bar{\sigma}_t$	0.3425	0.0769	4.4564	0.0002
$\bar{c}$	0.0641	0.0769	0.8342	0.4140
$\bar{E}$	-0.0504	0.0769	-0.6561	0.5193
E_G	0.0044	0.0769	0.0578	0.9545
GC	-0.1429	0.0802	-1.7805	0.0902

表 3.4.7 比能指標之三水平交互作用項變異數分析結果

$R^2=0.7995, R_{adj}^2=0.7631$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	3.7E-18	0.0221	1.68E-16	1
μ	-0.1169	0.0634	-1.8443	0.0787
$\bar{c}$	0.1388	0.0538	2.5806	0.0171
GC	-0.2821	0.0541	-5.2188	3.11E-05
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	0.6643	0.0911	7.2913	2.66E-07

表 3.4.8 摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果

$R^2=0.8601, R_{adj}^2=0.7980$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-5.9E-17	0.0193	-3.1E-15	1
μ	-0.2101	0.0959	-2.1904	0.0419
$\bar{\sigma}_t$	-0.1940	0.1189	-1.6308	0.0203
$\bar{c}$	0.2082	0.0572	3.6418	0.0019
$\bar{E}$	0.1930	0.0798	2.4184	0.0264
E_G	0.1530	0.0717	2.1327	0.0470
GC	-0.1551	0.0472	-3.2832	0.0041
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	1.024	0.2182	4.6929	0.0002
$\bar{E} \times E_G$	-0.2949	0.1297	-2.2737	0.0355

表 3.4.9 第一門檻摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果

$R^2=0.9030, R_{adj}^2=0.8599$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-6.6E-17	0.0157	-4.2E-15	1
μ	-0.3224	0.0852	-3.7849	0.0014
$\bar{\sigma}_t$	-0.2039	0.0942	-2.1641	0.0441
$\bar{E}$	0.1823	0.0626	2.9123	0.0093
GC	-0.1657	0.0450	-3.6858	0.0017
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	0.9963	0.1719	5.7948	1.72E-05
$\mu \times E_G$	0.3724	0.0870	4.2803	0.0005
$\bar{E} \times E_G$	-0.3546	0.0921	-3.8492	0.0012
$\bar{c} \times GC$	0.2497	0.0680	3.6711	0.0017

表 3.4.10 第二門檻摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果

$R^2=0.9011, R_{adj}^2=0.8571$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	2.4E-17	0.0170	1.41E-15	1
$\bar{\sigma}_t$	-0.2258	0.0973	-2.3207	0.0322
E_G	0.13838	0.0799	1.7314	0.1005
GC	-0.1134	0.0438	-2.5865	0.0186
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	0.5486	0.1240	4.4230	0.0003
$\mu \times E_G$	0.2535	0.1132	2.2392	0.0380
$\bar{\sigma}_t \times \bar{c}$	0.6798	0.1080	6.2940	6.21E-06
$\bar{c} \times E_G$	-0.3140	0.0955	-3.2865	0.0041
$\bar{E} \times E_G$	-0.2960	0.0797	-3.7144	0.0016

表 3.4.11 影響磨損率的重要因子

	SE	Wr	Wr _{thres1}	Wr _{thres2}
μ	○	○	○	○
$\bar{\sigma}_t$	○	○	○	○
$\bar{c}$	○	○	X	X
$\bar{E}$	○	○	○	X
E_G	X	○	X	○



GC	○	○	○	○
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	○	○	○	○
$\mu \times \bar{c}$	X	X	X	X
$\mu \times \bar{E}$	X	X	X	X
$\mu \times E_G$	X	X	○	○
$\mu \times GC$	X	X	X	X
$\bar{\sigma}_t \times \bar{c}$	X	X	X	○
$\bar{\sigma}_t \times \bar{E}$	X	X	X	X
$\bar{\sigma}_t \times E_G$	X	X	X	X
$\bar{\sigma}_t \times GC$	X	X	X	X
$\bar{c} \times \bar{E}$	X	X	X	X
$\bar{c} \times E_G$	X	X	X	○
$\bar{c} \times GC$	X	X	○	X
$\bar{E} \times E_G$	X	○	○	○
$\bar{E} \times GC$	X	X	X	X
$E_G \times GC$	X	X	X	X

表 3.4.12 磨損數值模型之微觀參數

Contact	Contact	μ	κ	$\bar{\kappa}$	E_G	$\bar{E}$	$\bar{\sigma}_t$	$\bar{c}$
Type	Model	(-)	(-)	(-)	(GPa)	(GPa)	(MPa)	(MPa)
Wall-Ball	linear	0.2	1.0	-	0.5	-	-	-
Wall-Pebble	linear	0.25	1.0	-	1.0	-	-	-
Ball-Ball	linearbond		1.0	0.4	1.0	0.1	5.0	10
Ball-Pebble	linearbond	0.2	1.0	1.5	1.0	1.0	8.0	100
Pebble-Pebble	linearbond		1.0	4.0	10	1.0	50	100

第四章 不同刀具配置開挖特性



透過本文磨損模型中得到之預測公式與前人物理實驗結果比較，可觀察出數值模擬結果與實驗磨損曲線特徵相似，依此確立模型與參數設定的合理性。本章藉由建立不同的切刀轉盤模擬礫石含量 75 之礫石層隧道開挖，進一步探討面盤上刀具配置開挖特性，包含不同面盤開口率、切刀齒型式以及切刀齒高度，據以歸納出配置各設計轉盤切刀之特性。

4.1 潛盾轉盤刀具設計

潛盾機轉盤設計考量因素眾多，包含地質因素、地層資料、開挖效率、開挖面穩定等等，因應不同考量會設計不同樣式之切刀轉盤。以下說明本研究設計不同切刀面盤考量，圖 4.1.1 設計四種不同樣式轉盤，分為四案例。案例一為切刀轉盤上有四個高度為 14 mm 切刀，種類皆為齒型切刀。案例二則是切刀轉盤上有七個高度皆為 14 mm 齒型切刀，分三圈設計，最外圈四顆切刀，中間圈配置兩個切刀，中圈長度為外圈一半，最內圈配置一個切刀，內圈長度為中圈的一半。與案例一進行開口率的對比，本研究中開口率定義為開挖面盤扣除切刀齒佔有的面積，一般開口率又稱切刀盤開孔比，即刀盤開孔與整個刀盤的面積之比值。若開口率較大則允許較小的礫石不需經磨碎直接排出，增加排土效率，減少礫石的堆積阻力。然而，過大的開口率可能會導致切削力分散不均，增加單個刀具的負荷，造成潛在刀具嚴重磨損與破壞的風險。

案例三轉盤上具七個 14 mm 切刀，與案例二不同之處為案例三轉盤上有配置四個輪式切刀，圖 4.1.2 展示本研究中輪式切刀幾何。案例三轉盤配置為外圈上具輪式與齒式各兩個，中圈則為輪式齒式各一，內圈配置一個輪式切刀。探討調整輪式與齒式切刀的比例，增加切刀破碎土壤的可能，降低齒式切刀磨損量。案例四切刀設計型式與案例三相同，四個輪型切刀加上三個齒型切刀。差異如圖 4.1.3 展示，

案例四中設計刀具高低配置，採外圈兩個輪式切刀高度較高，達 26 mm，突出量為一顆礫石的距離，中圈輪式切刀高度設計為 20 mm，內圈輪式切刀高度不變，與原設計相同 14 mm，其餘齒型切刀高度亦不變，皆為 14 mm。藉此探討採用高低差配置是否會提高土壤的破壞力和開挖效率，抑或增加較高之刀具負荷和磨損嚴重，進而增加開挖過程的不穩定性。

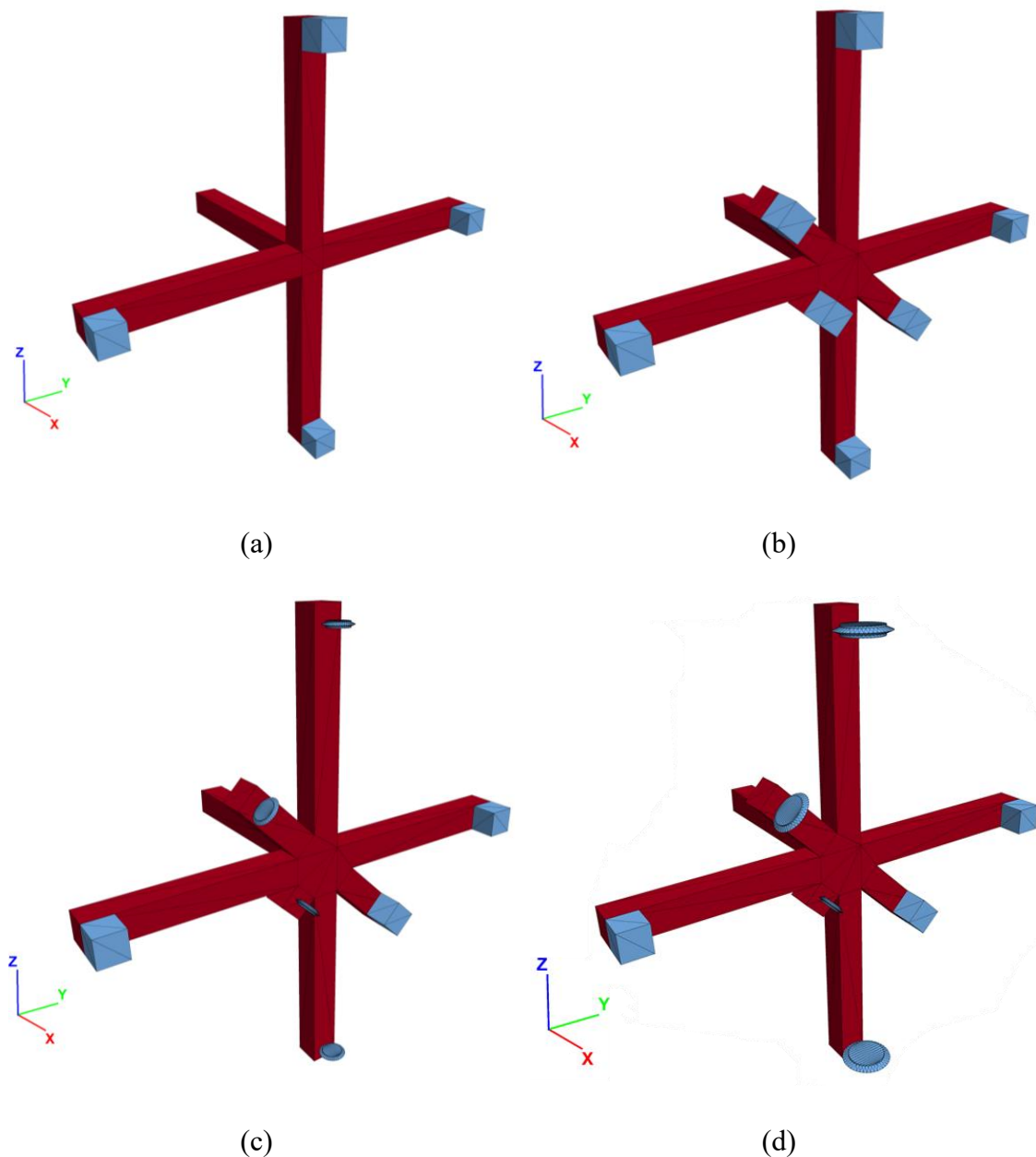


圖 4.1.1 四種切刀轉盤設計，(a)案例一，(b)案例二，(c)案例三，(d)案例四

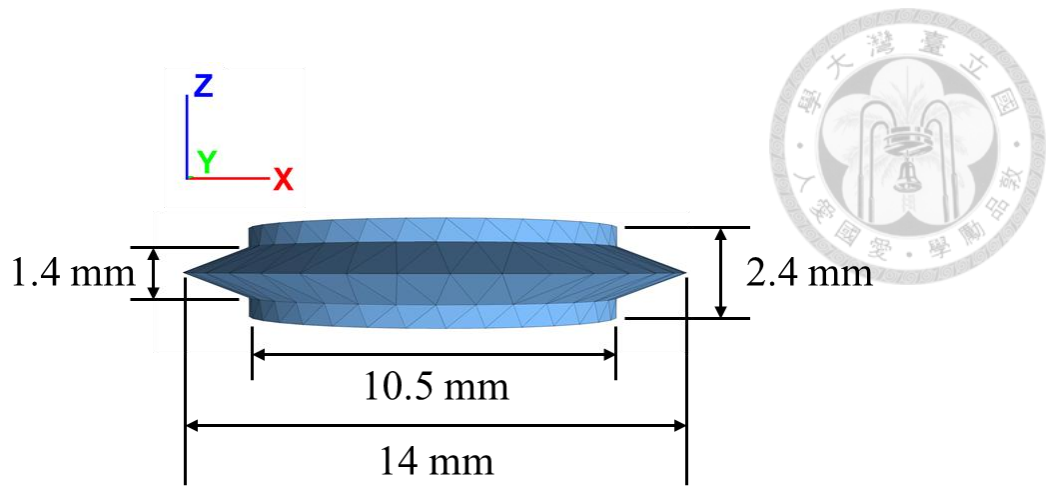


圖 4.1.2 輪式切刀幾何尺寸

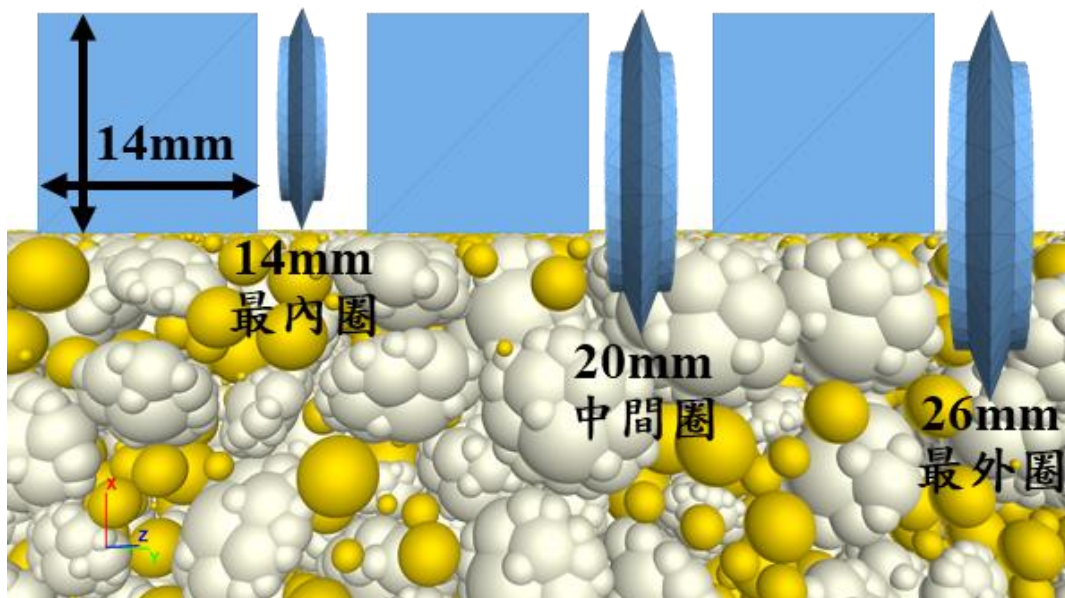


圖 4.1.3 案例四中最外圈、中間圈以及最內圈切刀高低差配置尺寸示意圖

4.2 隧道開挖模型分析結果

本節將對四案例分析結果進行比較及說明，考慮調整刀具配置後開口率、切刀型式以及切刀高度影響，從磨損指標的角度進行評估。

4.2.1 切刀轉盤開口率影響

圖 4.2.1 為案例一及案例二開挖破壞裂縫分布圖，案例一當中裂縫主要分布於切刀剝削路徑上，尚未相互貫穿連接，表示開挖面並非遭受整體破壞。因此在裂縫

分布較少的部分，增加面盤中間區域的切刃齒數量，以達到開挖面整體破碎的情況。此刀具配置下，隨著開挖的進行，裂縫數量漸增，逐漸向剝削路徑的兩側擴展成面狀裂縫。最後裂縫帶彼此互相連接且貫穿，形成開挖面破碎，圖 4.2.2 統計兩案例裂縫隨開挖時間累積量。

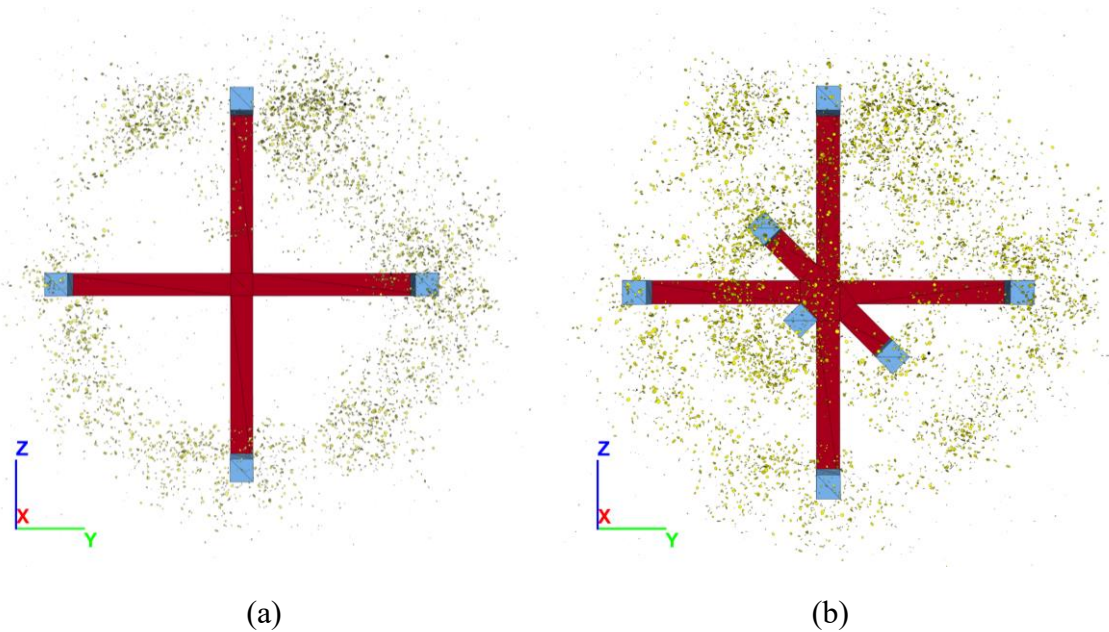


圖 4.2.1 砂礫石土壤開挖面裂縫分布，(a)案例一，(b)案例二

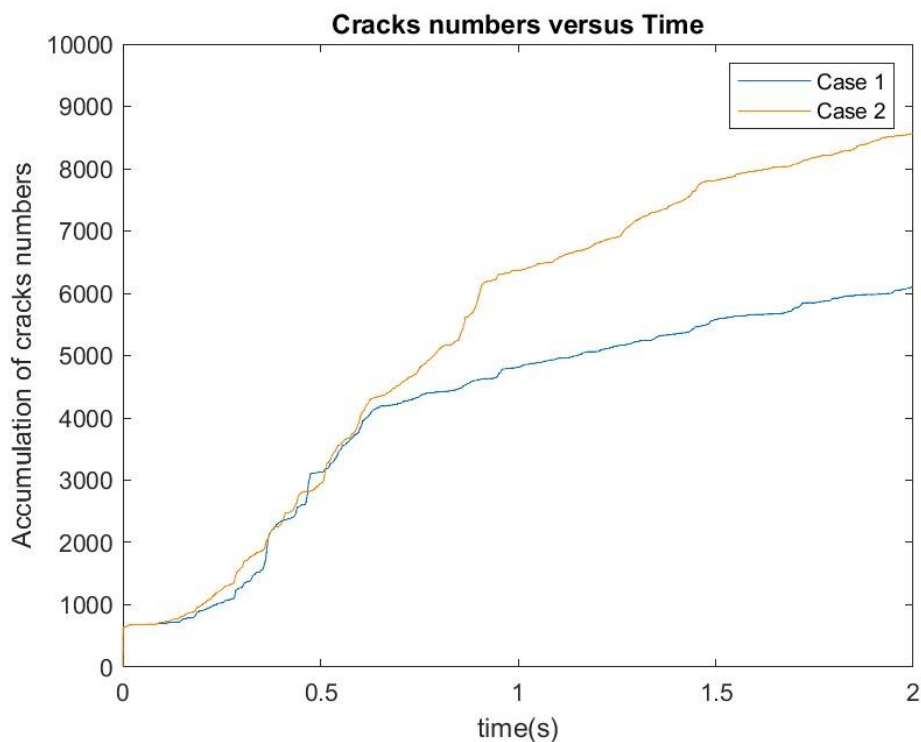


圖 4.2.2 案例一及案例二開挖過程裂縫累積圖



4.2.2 切刀齒型式影響

不同的切刀齒型式具不同的切削特性和適用範圍。在決定切刀齒之種類、形狀及配置時，主要需考量其遭遇之地層狀況，齒式切刀齒較適合用於土壤隧道，輪式切刀齒則適合用於破碎岩石隧道，而卵礫石層因力學性質介於兩者間，故本研究將配置齒式與輪式兩種切刀齒加以分析。本研究設計案例二與案例三進行切刀齒型式的比較，將對各個切刀齒受力進行分析，圖 4.2.3 呈現兩案例轉盤上的切刀齒編號，由外圈到內圈採逆時針方式進行 1 號到 7 號的編號，其中圖 4.2.3(b)中，粗體字表示同位置之切刀齒配置由原先齒式切刀齒替換為輪式切刀齒。

圖 4.2.4 為案例二及案例三隧道開挖後裂縫分布，兩案例發生的裂縫位置與數量差異不大，約略可觀察出案例三裂縫部分區域擴展較稀疏。表 4.2.1 整理案例二與案例三當中 1 號~7 號切刀齒做功分析結果，以編號 1、3、5、7 結果顯示，當齒式切刀齒替換為輪式切刀齒後，推力、彎矩做功以及摩擦損耗皆降低。因案例三替換部分齒式切刀齒成輪式，導致接觸面積下降，增加齒式切刀齒壓力，因此編號 2、4、6 齒型切刀齒，改變配置後發生磨損量稍高於原先的現象。不過就以整體切刀轉盤上刀具做功與損耗而言，調整輪式與齒式切刀齒比例有效提升轉盤開挖效率。

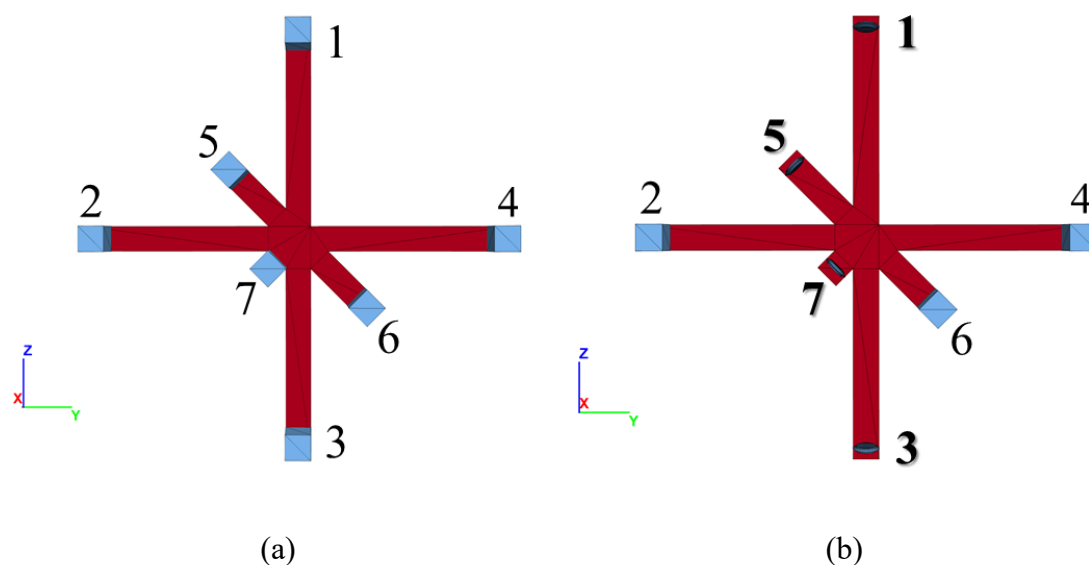


圖 4.2.3 切刀轉盤上刀具編號示意圖，(a)案例二，(b)案例三

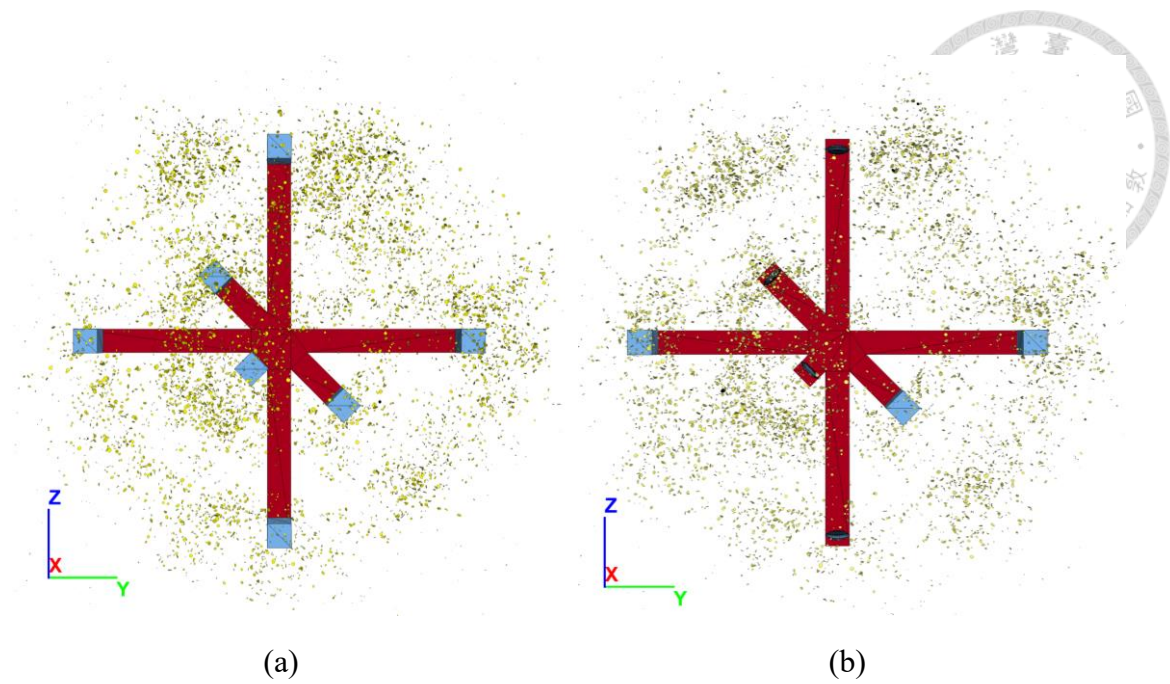


圖 4.2.4 砂礫石土壤開挖面裂縫分布，(a)案例二，(b)案例三

表 4.2.1 案例二與案例三切刀轉盤刀具做功分析結果

Cutter No.	W _n (J)		W _m (J)		W _r (J)	
	Case 2	Case 3	Case 2	Case 3	Case 2	Case 3
1	0.35	0.04	5.48	0.85	12.85	1.94
2	0.27	0.42	3.92	8.72	8.14	13.36
3	0.30	0.10	6.32	2.18	16.37	4.70
4	0.59	0.53	8.43	9.70	15.03	18.46
5	0.96	0.33	4.10	2.13	12.04	7.97
6	0.71	0.74	5.14	5.80	18.76	20.72
7	0.74	0.31	2.04	1.20	6.16	4.59



4.2.3 切刀高度影響

設計先行切刀齒目的為欲先切割及破碎開挖面外圈部分之地盤，成最先切削地盤之切刀齒，預期可減少其他切刀齒之開挖負荷，降低其餘切刀齒之磨損及損壞可能。圖 4.2.5 為案例三及案例四切刀齒轉盤上刀具編號，同樣採逆時針方式編號。圖 4.2.5(b) 中粗體字表示高度較高之先行切刀齒，一共有三個。外圈先行切刀齒編號為 1、3，高度為 26 mm，設計先行距離為一顆礫石粒徑，中圈先行切刀齒編號為 5，高度為 20 mm，先行距離為半顆礫石粒徑，其餘切刀齒皆為 14 mm。

圖 4.2.6 為案例三與案例四開挖後裂縫分布圖，可以看出裂紋擴展較廣，且數量與密度皆高於案例三，尤其外圈處更為明顯，由此可知與先行切刀齒配置有關。圖 4.2.7 顯示兩案例隨開挖過程累積裂縫總量，由於初始階段切刀齒接觸到土壤表面，因此初始值裂縫數驟增。不過案例四初始裂縫數相較於案例三數量呈倍增狀態，與先行切刀齒預先貫入土壤後立即旋轉切割有關，隨著開挖過程裂縫數也呈現正相關生長。

表 4.2.2 統整各個切刀齒受力分析的結果，編號 1、3、5 號先行輪式切刀齒結果中可發現案例四中先行切刀齒做功皆有大幅提升的現象，且摩擦損耗亦是。編號 2、4、6、7 切刀齒，無論是齒式或輪式皆有做功下降的趨勢，摩擦損耗量亦減低，表示先行切刀齒作用符合預期，佔去大多開挖所需的能量，減少其他切刀的磨耗。由此可知配置高低切刀能有效的降低切刀齒的損耗，轉變成先行切刀承受磨損，因此先行切刀極可能會有較高的磨損量，至於以整體而言此配置是否能提升開挖效率，將於下一節進行比能的探討。

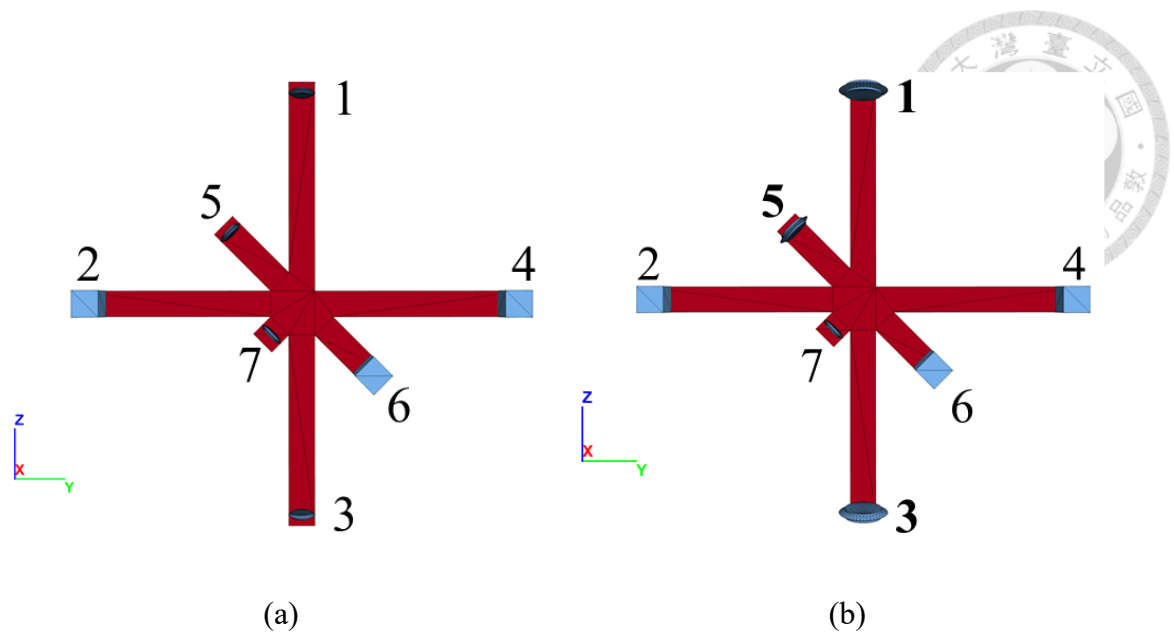


圖 4.2.5 切刀轉盤上刀具編號示意圖，(a)案例三，(b)案例四

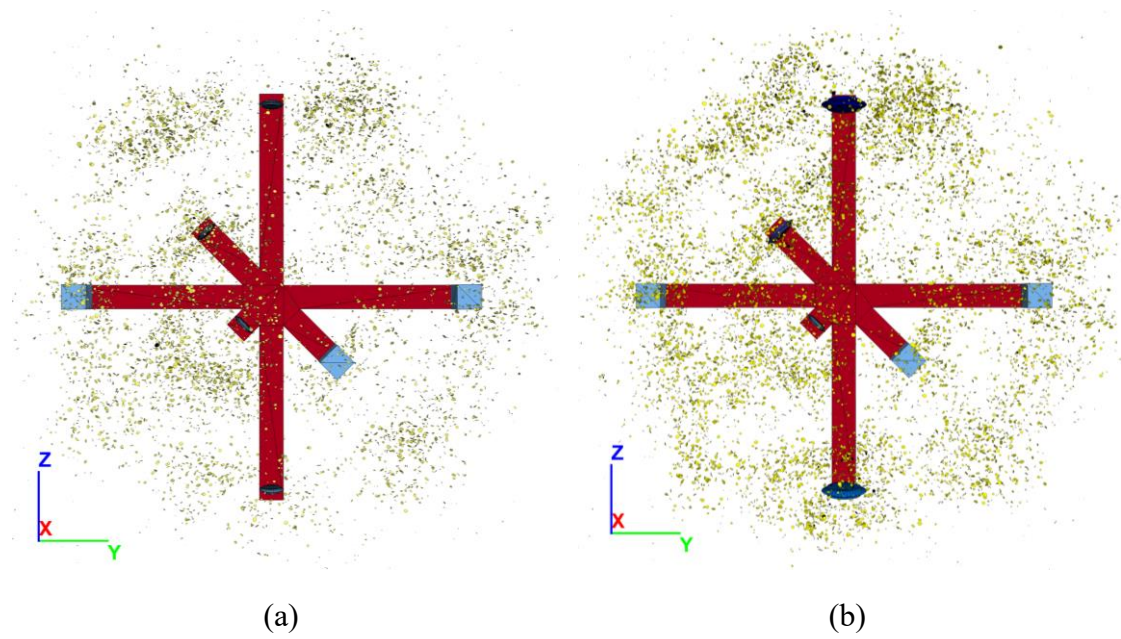


圖 4.2.6 砂礫石土壤開挖面裂縫分布，(a)案例三，(b)案例四

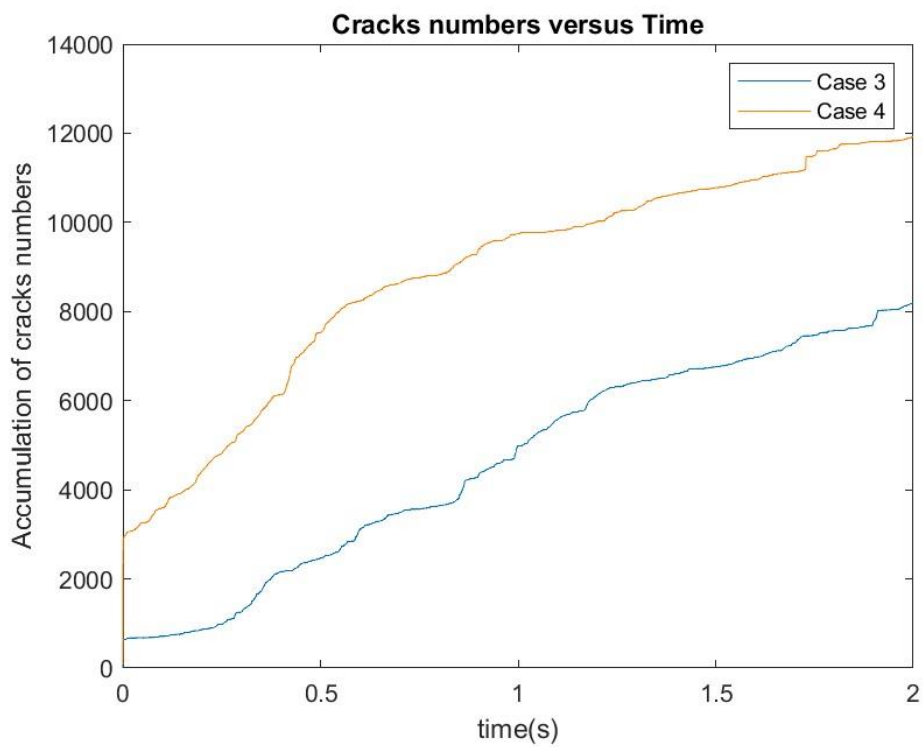


圖 4.2.7 案例三及案例四開挖過程裂縫累積圖

表 4.2.2 案例三與案例四切刀轉盤刀具做功分析結果

Cutter No.	W _n (J)		W _m (J)		W _r (J)	
	Case 3	Case 4	Case 3	Case 4	Case 3	Case 4
1	0.04	6.16	0.85	57.86	1.94	113.60
2	0.42	0.17	8.72	2.43	13.36	4.89
3	0.10	0.57	2.18	14.97	4.70	45.20
4	0.53	0.35	9.70	4.31	18.46	9.68
5	0.33	0.91	2.13	10.02	7.97	31.83
6	0.74	0.32	5.80	1.60	20.72	4.77
7	0.31	0.24	1.20	0.97	4.59	3.88



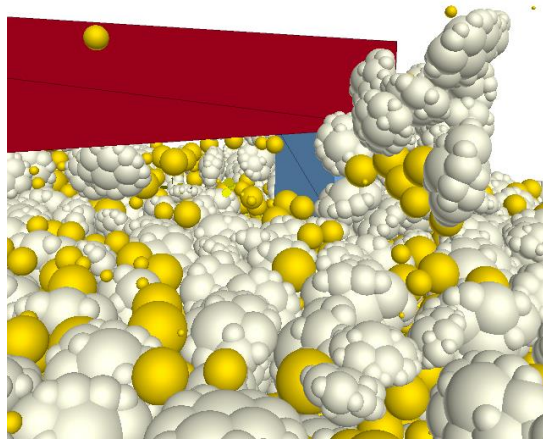
4.3 隧道開挖效益評估

本節將針對上述內容進行綜合評比，討論刀具配置分析結果，並分析各個案例對開挖效益的影響。圖 4.3.1 為切刀齒型式破壞機制的差異，齒式切刀齒破壞機制屬剝削破壞，採剝落礫石的方式進行破壞，由於礫石之間有互鎖效應，因此造成較大面積的破碎，裂紋生長範圍較寬。輪式切刀齒破壞機制則屬切割破壞，刀具採切割破壞顆粒間鍵結的方式破碎開挖面，裂紋生長於切割路徑上居多。

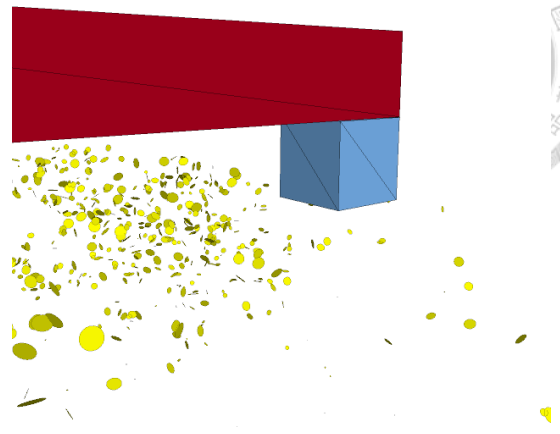
圖 4.3.2 比較四案例造成的裂縫總數。案例四採用先行切刀齒配置的轉盤造成最高數量之裂縫，裂縫擴展面積最大、深度最深。最後，對四種轉盤進行受力分析，表 4.3.1 彙整四案例之比能與摩擦損耗結果。由於案例一配置之刀具不足以完成斷面開挖，裂縫並無互相擴展連通，將開挖面破碎之現象，因此不考慮案例一。

以比能指標做為開挖效率評比對象，案例三的刀具配置具最高的開挖效率，表示同時配置齒型與輪型的切刀齒有助於提升開挖效能。兩種切刀齒能互相彌補缺失，輪式切刀齒進行小面積的切割破壞，減小磨耗量與破碎土體。雖然在同一開挖時間內案例四破壞的土壤體積最高，不過因整體切刀刀具做功量能過高，兩者相除之比值對於比能指標而言並非最佳效率。

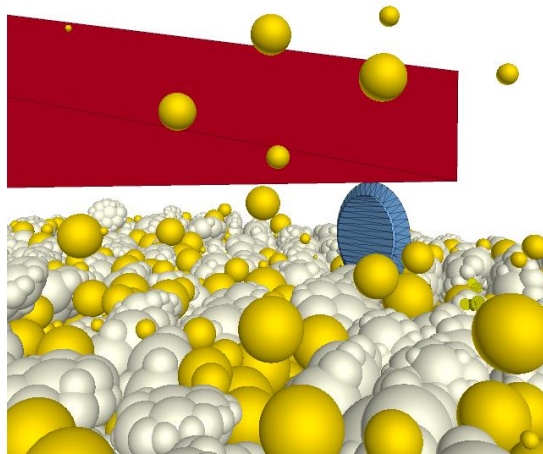
以摩擦損耗指標做為刀具磨損量指標進行評比，會得到類似結果。案例三的配置具有最低的摩擦損耗，即最低的刀具磨損量，表示轉盤中具輪式與齒式切刀齒為最佳配置。案例四當中由於先行切刀齒承受過多的摩擦損耗，雖能有幅度地減少轉盤中其他切刀齒的磨損量，不過就整體而言造成的磨損量過高，成四案例中磨損率最高的轉盤配置。



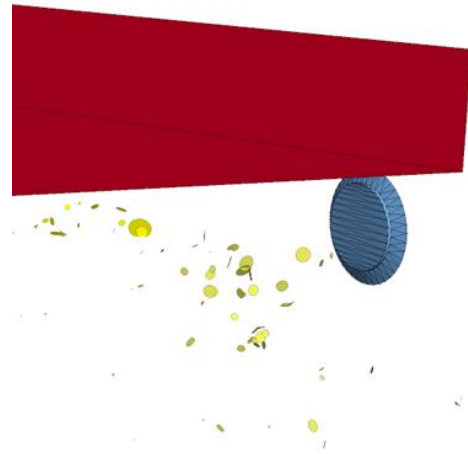
(a)



(b)



(c)



(d)

圖 4.3.1 切刀齒型式破壞機制示意圖，(a)齒式剝削土體破壞圖，(b)齒式剝削土體裂縫圖，(c)輪式切割土體破壞圖，(d)輪式切割土體裂縫圖

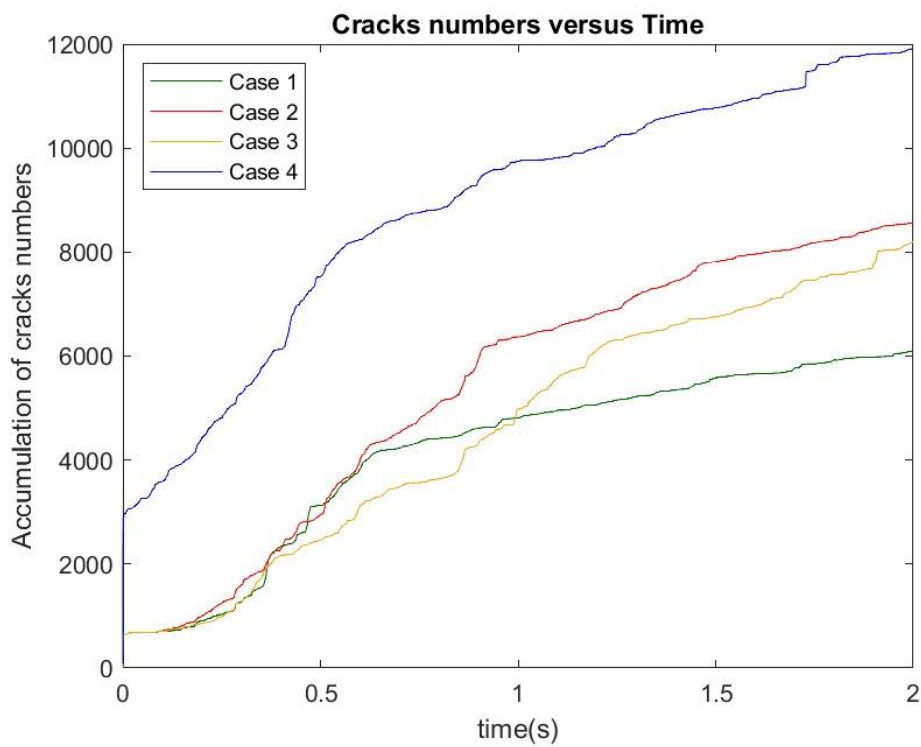


圖 4.3.2 四案例開挖過程裂縫累積數量圖

表 4.3.1 四案例開挖效率與摩擦損耗分析結果

Case	$\Sigma W(J)$	$V_{break} (m^3)$	$SE(kJ/m^3)$	Efficiency by SE	$W_r(J)$	Wear by W_r
1	25.25	0.000248	101.81		64.07	
2	39.35	0.000292	134.77	Medium	89.35	Medium
3	33.07	0.000268	123.26	High	71.74	Low
4	100.86	0.000363	277.73	Low	213.85	High

第五章 結論與建議



本研究基於隧道工程所遇之困境，針對潛盾工程於卵礫石中刀刃嚴重磨損課題，以及切刀面盤不同刀具配置開挖效率，建立卵礫石地層潛盾開挖切刀磨損數值模型，採部分實驗設計法分析微觀參數對磨損指標之相關性，並藉由比對前人實驗數據，佐證數值軟體中參數的選擇；接續設計不同切刀面盤以改變刀具配置，用以模擬礫石層隧道開挖，探討面盤不同開口率、切刀類型組合與刀具高度之特性。研究獲致以下結論與建議：

5.1 結論

5.1.1 切刀模型磨損模擬

1. 透過三維離散元素法技術可建立一卵礫石地層潛盾開挖刀刃磨損試驗模型，PFC 模型中礫石以球團元素建立不規則狀使其具互鎖效應，並以牆元素模擬切刀，施加推力與扭矩於卵礫石地層中，從而引起切刀齒的磨耗現象。通過切刀齒上反力紀錄得知，剝下礫石瞬間會產生峰值反力，剝離後刀刃受力下降。對受力過程進行做功運算後，本文以磨損指標的方式評估磨損率，包含比能、摩擦損耗以及兩種門檻值摩擦損耗作為指標。
2. 由切刀模型中卵礫石地層裂縫的分布，可觀察主要形成於切刀齒剝削路徑上，並且隨著礫石的擾動，裂紋逐漸密集且向外擴展。切刀齒採同心圓剝削的運動方式使卵礫石地層主要發生張力破壞，表示隨著切刀齒的切削剝落作用引致礫石顆粒間的裂縫擴大，從而產生剝離現象。
3. 依三水平部分實驗設計法分析之結果，顆粒間摩擦係數、鍵結抗拉強度、鍵結楊氏模數與礫石含量四項因子與磨損指標之間存在高度相關性，然而相對其餘三因子，發現到鍵結楊氏模數相關性稍微不顯著。此結果表示切刀齒在削磨

過程中，峰前磨損與顆粒之間強度有關，而在土壤破壞後磨損與顆粒摩擦係數有關。此外，礫石含量對磨損指標亦有顯著性的影響。

4. 考慮因子交互項分析中，摩擦係數與鍵結拉力強度之交互作用關係與比能指標最為顯著。另一方面，摩擦損耗指標的交互作用項較為複雜，主要和摩擦係數與拉力強度、摩擦係數與礫石楊氏模數以及鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數交互作用影響有關。此外，鍵結凝聚力的交互作用對於摩擦損耗門檻指標的影響亦有顯著影響。
5. 透過部分實驗設計法進行變異數分析與迴歸分析，所得到的複迴歸方程在提升未來參數率定效率與信心選擇方面具有重要作用。透過參數的調配能快速獲得與實驗結果相近的預測結果，進一步提升研究的效率與可靠性。

5.1.2 面盤刀具配置分析

1. 設計四組不同的面盤配置旨在探討切刀配置對開挖效果的影響，首先討論開挖面盤的開口率設計，採外圈四顆切刀齒、中圈兩顆與內圈一顆。此配置方式能有效使面盤在推進土壤時隨切刀齒的旋轉進行剝削，從而造成開挖面整體破碎。由微觀角度分析，裂縫最先形成於切削路徑附近，而後隨著切刀盤的開挖過程，裂縫數量逐漸上升且擴展。最後彼此相互連接並貫穿整個開挖面，因此視此開口率為有效的切刀配置面盤。
2. 進行切刀盤上切刀齒的型式更改後，與原先的齒型切刀相比，輪式切刀在土壤開挖過程中呈現不同的破壞方式。原先齒型切刀破壞方式為刀齒貫入土壤後進行切削並剝下礫石的方式進行開挖，而輪式切刀齒則是以切割破碎的方式進行開挖，並非像齒型切刀齒那般大面積的削磨。因此齒式切刀齒造成的裂縫數高於輪式切刀齒許多，同時齒型切刀齒亦呈現較高的摩擦損耗。
3. 由模擬結果觀察出配置高低輪式切刀齒面盤的情況下，儘管相同條件下開挖量有所提升，不過因先行切刀齒承受較高的反力，導致開挖過程中做功較高、

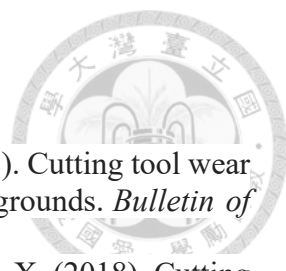
功耗較大，比能指標仍較大，此配置無法提升開挖效率，因此仍無法有效降低切刀齒磨損量。而位於先行切刀齒後方之切刀齒由於土壤已被大面積撥動，因此其磨耗量降低。

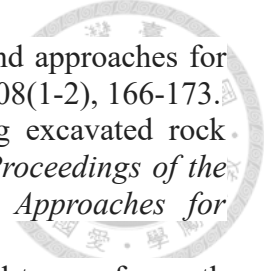
4. 同時配置齒型切刀和輪型切刀於切刀面盤上，能夠充分發揮各自的優勢，齒型切刀齒負責大面積的土壤剝落，而輪型切刀齒則採小面積的切割方式進行破碎。有效減少切刀受力，此結合使切刀面盤在開挖過程中能更有效地進行土壤破碎和移除，實現最佳的開挖效率並降低切刀損耗。

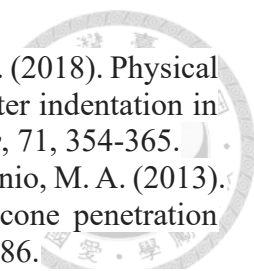
5.2 後續研究

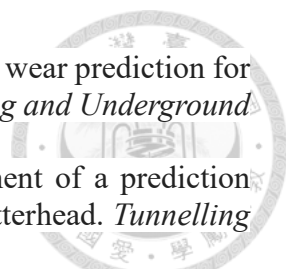
1. 目前因受限於電腦運算能力，現階段數值模型當中土壤粒徑分布採簡化方式模擬，盼日後能更貼近現地狀況。
2. 礫石層工程特性受礫石形狀影響甚大，本研究數值模擬僅考慮一種礫石形狀，未來研究可往考慮多種礫石形狀發展。
3. 數值模擬當中礫石採用球團元素進行模擬，屬剛體不會破碎。建議後續可採用柔性簇(cluster)模擬卵礫石，達極限強度後發生破碎，使其反映更貼近真實。
4. 刀具磨損機制難以完全實現，有待更深入的探討，目前指標選取上建議採用摩擦門檻值的方式，進一步觀察是否符合實際現象。
5. 本文為確保方法論正確與否因此以物理實驗作為驗證對象，導致數值模擬中礫石與刀具尺寸比例與現場情況不符，後續可進一步探討真實粒徑大小對刀具配置的影響分析。

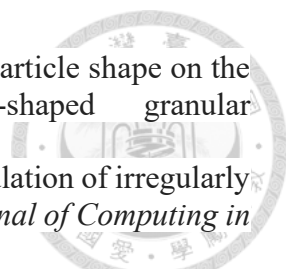
參考文獻

- 
- [1] Yang, Z., Sun, Z., Fang, K., Jiang, Y., Gao, H., and Bai, Z. (2021). Cutting tool wear model for tunnel boring machine tunneling in heterogeneous grounds. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 80(7), 5709-5723.
- [2] Huang, X., Liu, Q., Chen, L., Pan, Y., Liu, B., Kang, Y., and Liu, X. (2018). Cutting force measurement and analyses of shell cutters on a mixshield tunnelling machine. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 82, 325-345.
- [3] Wei, Y., Yang, Y., and Tao, M. (2018). Effects of gravel content and particle size on abrasivity of sandy gravel mixtures. *Engineering geology*, 243, 26-35.
- [4] 鄧屬予 (1996)，台灣卵礫石層的地質背景，地工技術，第 55 期，第 5-24 頁。
- [5] 張吉佐、陳逸駿、嚴世傑、蔡宜璋 (1996)，台灣地區中北部卵礫石層工程性質及施工探討，地工技術，第 55 期，第 35-46 頁。
- [6] 洪如江 (1978)，複合土工程特性之初步研究，台大工程學刊，第 23 期，第 1-12 頁。
- [7] Liu, J., Ge, H., Zhang, Z., Wang, X., and Wang, J. (2022). Influence of mechanical contrast between the matrix and gravel on fracture propagation of glutenite. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 208, 109639.
- [8] 蔡明欣、陳錦清、王銘德 (1995)，台灣西部地區卵礫石層現地抗剪強度研究，國際卵礫石層地下工程研討會，第 21-30 頁。
- [9] Koerner, R. M. (1970). Effect of particle characteristics on soil strength. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 96(4), 1221-1234.
- [10] Marachi, N. (1969). *Strength and deformation characteristics of rockfill materials*. University of California, Berkeley.
- [11] Marsal, R. J. (1969). Mechanical properties of rock-fill and gravel materials. *Special Session, 7th. ICSMFE*, 3, 499-506.
- [12] 張光宗、陳宥序、鄭敏杰 (2014)，以數值方法探討卵礫石層的力學行為，中華水土保持學報，第 45 卷，第 2 期，第 95-102 頁。
- [13] Hsieh, Y. M., Li, H. H., Huang, T. H., and Jeng, F. S. (2008). Interpretations on how the macroscopic mechanical behavior of sandstone affected by microscopic properties—Revealed by bonded-particle model. *Engineering Geology*, 99(1-2), 1-10.
- [14] Tian, J., Liu, E., Jiang, L., Jiang, X., Sun, Y., and Xu, R. (2018). Influence of particle shape on the microstructure evolution and the mechanical properties of granular materials. *Comptes Rendus Mécanique*, 346(6), 460-476.
- [15] Khanal, M., Raghuramakrishnan, R., and Tomas, J. (2008). Discrete element method simulation of effect of aggregate shape on fragmentation of particle composite. *Chemical Engineering and Technology: Industrial Chemistry-Plant Equipment-Process Engineering-Biotechnology*, 31(10), 1526-1531.
- [16] Lu, M. M. G. R., and McDowell, G. R. (2007). The importance of modelling ballast particle shape in the discrete element method. *Granular matter*, 9, 69-80.
- [17] Fu, J., Xia, Y., Lan, H., Wu, D., and Lin, L. (2021). A case study on TBM cutterhead temperature monitoring and mud cake formation discrimination method. *Scientific reports*, 11(1), 19983.
- [18] Tang, S. H., Zhang, X. P., Liu, Q. S., Xie, W. Q., Wang, H. J., Li, X. F., and Zhang, X. Y. (2022). New soil abrasion testing method for evaluating the influence of geological parameters of abrasive sandy ground on scraper wear in TBM tunneling. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 128, 104604.

- 
- [19] Jakobsen, P. D., and Lohne, J. (2013). Challenges of methods and approaches for estimating soil abrasivity in soft ground TBM tunnelling. *Wear*, 308(1-2), 166-173.
 - [20] Berdal, T., Jakobsen, P. D., and Jacobsen, S. (2018). Utilising excavated rock material from tunnel boring machines (TBMs) for concrete. In *Proceedings of the SynerCrete'18 International Conference on Interdisciplinary Approaches for Cement-based Materials and Structural Concrete*, 24-26.
 - [21] Zhou, X. P., and Zhai, S. F. (2018). Estimation of the cutterhead torque for earth pressure balance TBM under mixed-face conditions. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 74, 217-229.
 - [22] Farrokh, E. (2021). Cutter change time and cutter consumption for rock TBMs. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 114, 104000.
 - [23] Evans I. (1958). Theoretical aspects of coal ploughing. In: Walton WH, editor. *Mechanical properties of non-metallic brittle materials*. London: Butterworths; p. 451-468.
 - [24] Evans I. (1965). The force required to cut coal with blunt wedges. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*; 2(1):1-12.
 - [25] Nishimatsu, Y. (1972, March). The mechanics of rock cutting. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts* , 261-270.
 - [26] Evans, I. (1984). Theory of the cutting force for point-attack picks. *Int. J. Min. Eng.;*(United Kingdom), 2(1), 63-71.
 - [27] Roxborough, F. F., and Liu, Z. C. (1995). Theoretical considerations on pick shape in rock and coal cutting.
 - [28] Goktan, R. M. (1997, July). A suggested improvement on Evans' cutting theory for conical bits. In *Proceedings of fourth symposium on mine mechanization automation*, 1, 57-61.
 - [29] Yasar, S., and Yilmaz, A. O. (2018). Drag pick cutting tests: A comparison between experimental and theoretical results. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 10(5), 893-906.
 - [30] Bao, R. H., Zhang, L. C., Yao, Q. Y., and Lunn, J. (2011). Estimating the peak indentation force of the edge chipping of rocks using single point-attack pick. *Rock mechanics and rock engineering*, 44, 339-347.
 - [31] Entacher, M., Schuller, E., and Galler, R. (2015). Rock failure and crack propagation beneath disc cutters. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 48, 1559-1572.
 - [32] Organiscak, J. A., Khair, A. W., and Ahmad, M. (1995). Studies of bit wear and respirable dust generation. *TRANSACTIONS-SOCIETY FOR MINING METALLURGY AND EXPLORATION INCORPORATED*, 298, 1874-1879.
 - [33] Ates, U., and Copur, H. (2023). Investigation of parameters affecting vibration patterns generated during excavation by EPB TBMs. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 138, 105185.
 - [34] Bilgin, N., Demircin, M. A., Copur, H., Balci, C., Tuncdemir, H., and Akcin, N. (2006). Dominant rock properties affecting the performance of conical picks and the comparison of some experimental and theoretical results. *International journal of rock mechanics and mining sciences*, 43(1), 139-156.
 - [35] Su, O., and Akcin, N. A. (2011). Numerical simulation of rock cutting using the discrete element method. *International journal of rock mechanics and mining sciences*, 48(3), 434-442.
 - [36] Zhang, Z., Zhang, K., Dong, W., and Zhang, B. (2020). Study of rock-cutting process by disc cutters in mixed ground based on three-dimensional particle flow model. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 53, 3485-3506.

- 
- [37] Zhang, X. P., Ji, P. Q., Liu, Q. S., Liu, Q., Zhang, Q., and Peng, Z. H. (2018). Physical and numerical studies of rock fragmentation subject to wedge cutter indentation in the mixed ground. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 71, 354-365.
 - [38] Gharahbagh, E. A., Mooney, M. A., Frank, G., Walter, B., and DiPonio, M. A. (2013). Periodic inspection of gauge cutter wear on EPB TBMs using cone penetration testing. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 38, 279-286.
 - [39] Liu, Z., Wang, B., and Shang, W. (2017). Study of wireless detection system of shield cutter wear based on ultrasonic. *Tunnel Construction*, 37(11), 1469-1474.
 - [40] Rong, X., Lu, H., Wang, M., Wen, Z., and Rong, X. (2019). Cutter wear evaluation from operational parameters in EPB tunneling of Chengdu Metro. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 93, 103043.
 - [41] Li, Y., Di, H., Yao, Q., Fu, L., and Zhou, S. (2020). Prediction model for disc cutter wear of tunnel boring machines in sandy cobble strata. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 24, 1010-1019.
 - [42] Wen, S., and Huang, P. (2018). Principles of tribology, fifth printing. Tsinghua University Press, Beijing, China.
 - [43] Amoun, S., Sharifzadeh, M., Shahriar, K., Rostami, J., and Azali, S. T. (2017). Evaluation of tool wear in EPB tunneling of Tehran Metro, Line 7 Expansion. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 61, 233-246.
 - [44] Frenzel, C., Käsling, H., and Thuro, K. (2008). Factors influencing disc cutter wear. *Geomechanik und Tunnelbau: Geomechanik und Tunnelbau*, 1(1), 55-60.
 - [45] Hassanpour, J., Rostami, J., Azali, S. T., and Zhao, J. (2014). Introduction of an empirical TBM cutter wear prediction model for pyroclastic and mafic igneous rocks; a case history of Karaj water conveyance tunnel, Iran. *Tunnelling and underground space technology*, 43, 222-231.
 - [46] Macias, F. J., Dahl, F., and Bruland, A. (2016). New rock abrasivity test method for tool life assessments on hard rock tunnel boring: the rolling indentation abrasion test (RIAT). *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 49(5), 1679-1693.
 - [47] Wu, L., Guan, T., and Lei, L. (2013). Discrete element model for performance analysis of cutterhead excavation system of EPB machine. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 37, 37-44.
 - [48] Shen, X., Chen, X., Fu, Y., Cao, C., Yuan, D., Li, X., and Xiao, Y. (2022). Prediction and analysis of slurry shield TBM disc cutter wear and its application in cutter change time. *Wear*, 498, 204314.
 - [49] Gehring, K. (1995). Prognosis of advance rates and wear for underground mechanized excavations. *Felsbau*, 13(6), 439-448.
 - [50] Ozdemir, L. (1977). *Development of theoretical equations for predicting tunnel boreability* (Doctoral dissertation, Colorado School of Mines).
 - [51] Rostami, J. (1997). *Development of a force estimation model for rock fragmentation with disc cutters through theoretical modeling and physical measurement of crushed zone pressure*, 38, 56-64.
 - [52] Bruland, A. (2000). Hard Rock Tunnel Boring. Dissertation, Norwegian University of Science and Technology.
 - [53] Liu, Q., Liu, J., Pan, Y., Zhang, X., Peng, X., Gong, Q., and Du, L. (2017). A wear rule and cutter life prediction model of a 20-in. TBM cutter for granite: a case study of a water conveyance tunnel in China. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50, 1303-1320.
 - [54] Wijk, G. (1992). A model of tunnel boring machine performance. *Geotechnical and Geological Engineering*, 10, 19-40.

- 
- [55] Wang, L., Kang, Y., Zhao, X., and Zhang, Q. (2015). Disc cutter wear prediction for a hard rock TBM cutterhead based on energy analysis. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 50, 324-333.
 - [56] Wang, L., Li, H., Zhao, X., and Zhang, Q. (2017). Development of a prediction model for the wear evolution of disc cutters on rock TBM cutterhead. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 67, 147-157.
 - [57] Ren, D. J., Shen, S. L., Arulrajah, A., and Cheng, W. C. (2018). Prediction model of TBM disc cutter wear during tunnelling in heterogeneous ground. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 51, 3599-3611.
 - [58] Elbaz, K., Shen, S. L., Zhou, A., Yin, Z. Y., and Lyu, H. M. (2021). Prediction of disc cutter life during shield tunneling with AI via the incorporation of a genetic algorithm into a GMDH-type neural network. *Engineering*, 7(2), 238-251.
 - [59] Mahmoodzadeh, A., Mohammadi, M., Ibrahim, H. H., Abdulhamid, S. N., Ali, H. F. H., Hasan, A. M., ... and Mahmud, H. (2021). Machine learning forecasting models of disc cutters life of tunnel boring machine. *Automation in Construction*, 128, 103779.
 - [60] Yu, H., Tao, J., Huang, S., Qin, C., Xiao, D., and Liu, C. (2021). A field parameters-based method for real-time wear estimation of disc cutter on TBM cutterhead. *Automation in Construction*, 124, 103603.
 - [61] Archard, J. (1953). Contact and rubbing of flat surfaces. *Journal of applied physics*, 24(8), 981-988.
 - [62] Teale, R. (1965, March). The concept of specific energy in rock drilling. In *International journal of rock mechanics and mining sciences and geomechanics abstracts*, 2(1), 57-73.
 - [63] Liu, H. Y., Kou, S. Q., Lindqvist, P. A., and Tang, C. A. (2002). Numerical simulation of the rock fragmentation process induced by indenters. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 39(4), 491-505.
 - [64] Cho, J. W., Jeon, S., Yu, S. H., and Chang, S. H. (2010). Optimum spacing of TBM disc cutters: A numerical simulation using the three-dimensional dynamic fracturing method. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 25(3), 230-244.
 - [65] Menezes, P. L. (2016). Influence of friction and rake angle on the formation of built-up edge during the rock cutting process. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 88, 175-182.
 - [66] Xiao, N., Zhou, X. P., and Gong, Q. M. (2017). The modelling of rock breakage process by TBM rolling cutters using 3D FEM-SPH coupled method. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 61, 90-103.
 - [67] Fan, Q., Chen, C., Zhang, Q., and Liu, G. (2023). A dynamic analysis of a conical pick during rock-cutting process based on the smooth finite element method. *Wear*, 512, 204523.
 - [68] Cundall, P. A. (1971). A computer model for simulating progressive, large-scale movement in blocky rock system. In *Proceedings of the international symposium on rock mechanics*, 8, 129-136.
 - [69] Itasca Consulting Group Inc. (2019). User's manual for pfc3d, Minneapolis, USA.
 - [70] 許珮筠、林辰宇、李宏輝、翁祖炘、王泰典 (2018)，以實驗設計法探討個別元素法微觀組構因子與介觀力學特性參數關係，岩盤工程研討會，第 75-80 頁。
 - [71] Yoon, J. (2007). Application of experimental design and optimization to PFC model calibration in uniaxial compression simulation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44(6), 871-889.

- 
- [72] Ting, J. M., Meachum, L., and Rowell, J. D. (1995). Effect of particle shape on the strength and deformation mechanisms of ellipse-shaped granular assemblages. *Engineering computations*, 12(2), 99-108.
- [73] Lu, Y., Tan, Y., Li, X., and Liu, C. (2017). Methodology for simulation of irregularly shaped gravel grains and its application to DEM modeling. *Journal of Computing in Civil Engineering*, 31(5), 04017023.
- [74] Chang, Y. L., Chu, B. L., and Lin, S. S. (2003). Numerical simulation of gravel deposits using multi-circle granule model. *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, 26(5), 681-694.
- [75] 褚炳麟、潘進明、張國雄 (1996)，台灣西部卵礫石層現地之大地工程性質，地工技術，第 55 期，第 47-58 頁。
- [76] Weng, M. C., and Li, H. H. (2012). Relationship between the deformation characteristics and microscopic properties of sandstone explored by the bonded-particle model. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 56, 34-43.
- [77] Kozicki, J., Tejchman, J., and Mühlhaus, H. B. (2014). Discrete simulations of a triaxial compression test for sand by DEM. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 38(18), 1923-1952.
- [78] Ho, T. K. T., and Weng, M. C. (2021). Evaluating Influence of Microscopic Properties on Mechanical Behavior of Gravelly Soils by Using Discrete-Element Method. *International Journal of Geomechanics*, 21(12), 04021228.

附錄一 線性接觸鍵結模擬結果



茲比較礫石層間存在凝聚力土壤與不存在凝聚力土壤兩種可能，探討改變接觸鍵結後影響切刀磨損的因素。本文第三章中礫石層土壤屬於具有凝聚力土壤之材料，因此將礫石層顆粒接觸鍵結設定為平行鍵結模型。此章節不考慮礫石層的基質凝聚力，將礫石之間接觸模型由平行鍵結模型改成線性接觸模型，補充此鍵結模型之實驗設計法結果於本節中。

圖 1 至圖 3 為切刀齒受力圖，分別為礫石含量 30、60、90 三含量，可觀察出採用接觸鍵結後切刀齒受力較為平均，少有受力過於集中之現象。採用接觸鍵結後，因礫石之間少去承受彎矩的能力，因此礫石含量 90 的模型中切刀齒切削力非常小（圖 3），推測可能原因為當切刀齒向礫石層開挖撥動旋轉後，礫石隨即掉落，因此受力較小。

圖 4 至圖 6 為模型破壞圖，以含量 90 為例（圖 6），可觀察出礫石越高含量下，模型頂端礫石因彼此間無抵抗力，因此掉落情況愈嚴重，造成整體礫石層較為鬆動，礫石易堆積於模型前方。推測亦是造成含量 90 的礫石層切刀齒受力較小的原因。

首先統整不考慮交互作用下各因子對磨損指標的變異數分析結果。表 1 彙整微觀因子對比能指標進行變異數分析結果，除礫石與砂土間鍵結凝聚力、鍵結楊氏模數以及礫石楊氏模數之外，其餘三因子顆粒摩擦係數、鍵結抗拉強度、以及礫石含量皆與磨損指標具有高度相關性；表 2 以摩擦損耗指標進行變異數分析結果，除鍵結凝聚力、鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數之外，其餘三因子對磨損具有顯著影響，與第三章平行鍵結模型中顯著因子相同。

接續探討設定閾值摩擦損耗分析結果，表 3 為第一門檻值設定之變異數分析結果，除礫石與砂土間鍵結凝聚力以及礫石楊氏模數之外，其餘四因子顆粒摩擦係數、鍵結抗拉強度、鍵結楊氏模數以及礫石含量皆與磨損指標具有高度相關性；表 4 為第二門檻摩擦損耗結果，與無設門檻值之摩擦損耗結果相同，皆為顆粒間摩擦係數、鍵結抗拉強度與礫石含量對磨損指標具顯著影響。

以下說明考慮交互作用下各因子對磨損指標的變異數分析結果。表 5 統整考慮交互項下微觀因子對比能指標分析結果，模型 R^2 提高至 0.9，多項因子與比能指標高度相關，包含顆粒摩擦係數、鍵結凝聚力、鍵結楊氏模數、礫石含量以及顆粒摩擦係數與礫石楊氏模數之交互項；表 6 為摩擦損耗指標考慮交互項後結果，四因子顆粒摩擦係數、鍵結抗拉強度、鍵結凝聚力、礫石含量皆屬顯著因子，再加以摩擦係數、礫石楊氏模數、礫石含量組合為主的交互項。

接續說明閾值摩擦損耗在考慮交互項的分析結果，表 7 為第一門檻值設定結果，顯著因子與無設定門檻的摩擦損耗指標相同，為顆粒摩擦係數、鍵結抗拉強度、鍵結凝聚力與礫石含量，交互項則包含顆粒摩擦係數、鍵結楊氏模數、礫石楊氏模數為主的交互項；表 8 為第二門檻摩擦損耗結果，模型 R^2 與前者同 0.9，顯著因子有顆粒摩擦係數、鍵結凝聚力、鍵結楊氏模數與礫石含量，交互項則包含顆粒摩擦係數與鍵結抗拉強度、顆粒摩擦係數與礫石楊氏模數、鍵結凝聚力與礫石楊氏模數、鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數。

得到上述結果後，表 9 彙整接觸鍵結模型中各因子及交互作用項對四指標的影響，○表示具顯著影響，X 則無，可觀察出對各指標顯著影響之因子類似，主要與(1)顆粒摩擦係數、(2)礫石含量、(3)鍵結抗拉強度、(4)鍵結楊氏模數、(5)鍵結凝聚力、(6)顆粒摩擦係數與鍵結抗拉強度、(7)顆粒摩擦係數與礫石楊氏模數、(8)鍵結凝聚力與礫石楊氏模數以及(9)鍵結楊氏模數與礫石楊氏模數有關，其餘則沒有太多的共同顯著因子。最後對自變量與因變量之間的關係建立一預測方程式，用以做為預測不同參數可得到的磨損指標，摩擦損耗指標迴歸方程以式(1)表示，第一門檻值摩擦損耗指標迴歸方程以式(2)表示。

$$W_r = -0.3200 \cdot \mu - 0.1687 \cdot \bar{\sigma}_t + 0.2831 \cdot \bar{c} - 0.4541 \cdot GC + 0.8572 \cdot \mu \times \sigma_t + 0.3733 \cdot \mu \times E_G - 0.2885 \cdot \bar{c} \times E_G - 0.3301 \cdot \bar{E} \times E_G + 0.2825 \cdot \bar{E} \times GC + 0.2184 \cdot E_G \times GC \quad (1)$$

$$W_{r_{\text{thres1}}} = -0.3553 \cdot \mu - 0.2012 \cdot \bar{\sigma}_t + 0.1730 \cdot \bar{c} - 0.3447 \cdot GC + 0.9530 \cdot \mu \times \sigma_t + 0.3627 \cdot \mu \times E_G - 0.2952 \cdot \bar{E} \times E_G + 0.2335 \cdot \bar{E} \times GC \quad (2)$$

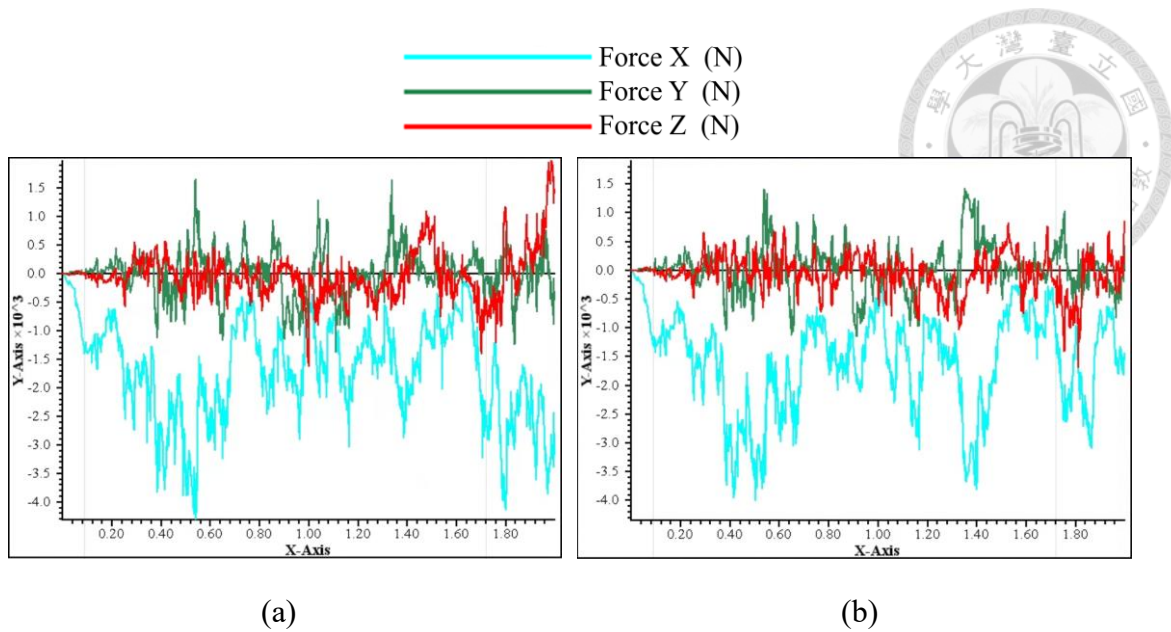


圖 1 礫石含量 30 之切刀齒受力對應時間圖，(a)平行鍵結模型，(b)接觸鍵結模型

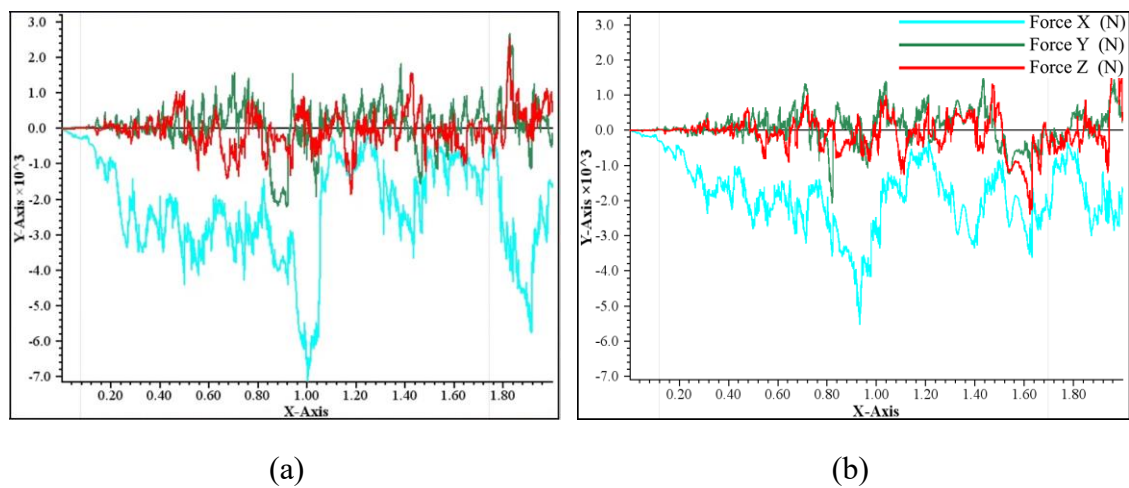


圖 2 礫石含量 60 之切刀齒受力對應時間圖，(a)平行鍵結模型，(b)接觸鍵結模型

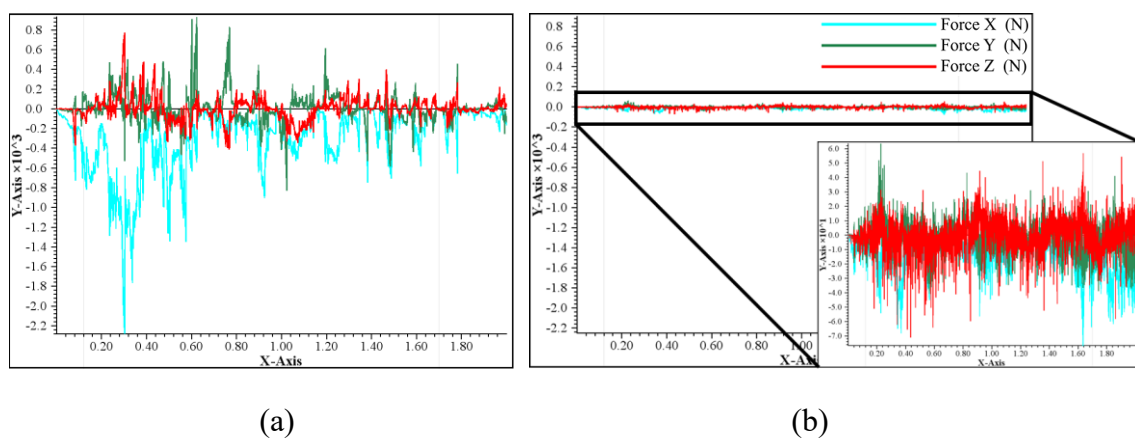
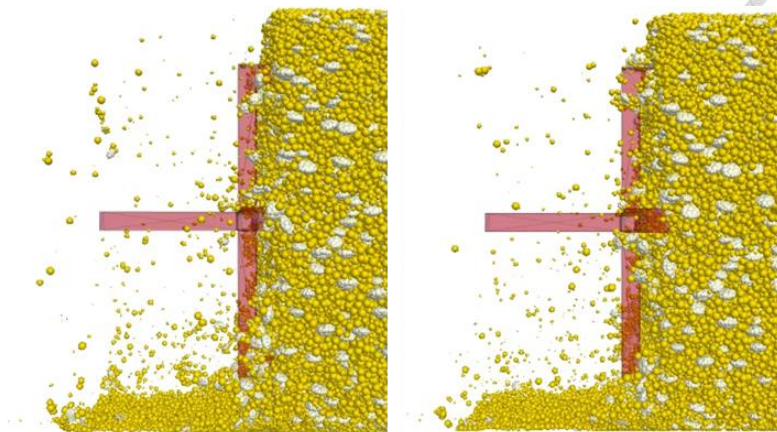


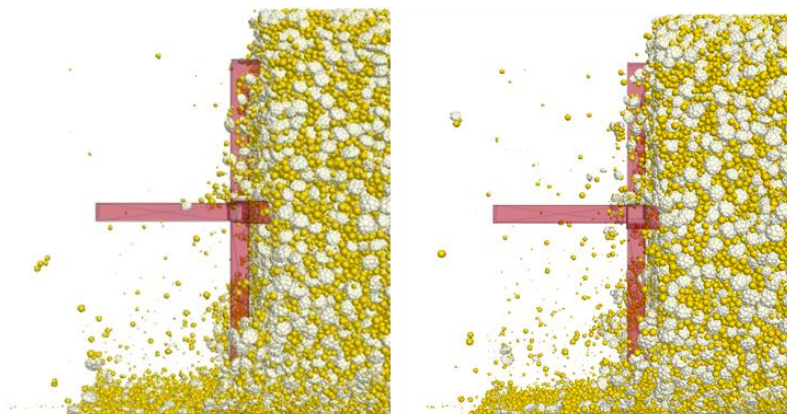
圖 3 礫石含量 90 之切刀齒受力對應時間圖，(a)平行鍵結模型，(b)接觸鍵結模型



(a)

(b)

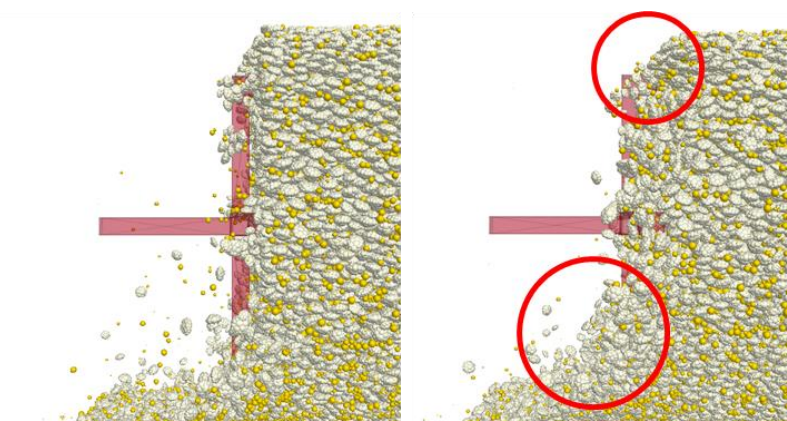
圖 4 礫石含量 30 之礫石層開挖破壞圖，(a)平行鍵結模型，(b)接觸鍵結模型



(a)

(b)

圖 5 礫石含量 60 之礫石層開挖破壞圖，(a)平行鍵結模型，(b)接觸鍵結模型



(a)

(b)

圖 6 礫石含量 90 之礫石層開挖破壞圖，(a)平行鍵結模型，(b)接觸鍵結模型

表 1 比能指標之三水平變異數分析結果

$R^2=0.7423, R_{adj}^2=0.6650$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-2.5E-17	0.0308	-8E-16	1
μ	0.1314	0.0736	1.7831	0.0897
$\bar{\sigma}_t$	0.2557	0.0722	3.5378	0.0020
$\bar{c}$	0.0268	0.0722	0.3713	0.7142
$\bar{E}$	-0.1181	0.0722	-1.6339	0.1179
E_G	0.0690	0.0722	0.9558	0.3505
GC	-0.4665	0.0754	-6.1814	4.87E-06

表 2 摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果

$R^2=0.6917, R_{adj}^2=0.5993$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-1.6E-17	0.0287	-5.6E-16	1
μ	0.1337	0.0688	1.9431	0.0662
$\bar{\sigma}_t$	0.2635	0.0675	3.9029	0.0008
$\bar{c}$	0.0219	0.0675	0.3253	0.7483
$\bar{E}$	-0.1059	0.0675	-1.5691	0.1322
E_G	0.0607	0.0675	0.8992	0.3792
GC	-0.3344	0.0704	-4.7439	0.0001

表 3 第一門檻摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果

$R^2=0.6803, R_{adj}^2=0.5844$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	2.4E-17	0.0299	8.02E-16	1
μ	0.1517	0.0716	2.1169	0.0469
$\bar{\sigma}_t$	0.2792	0.0703	3.9722	0.0007
$\bar{c}$	0.0202	0.0703	0.2886	0.7757
$\bar{E}$	-0.1312	0.0703	-1.8670	0.0766
E_G	0.0630	0.0703	0.8974	0.3801
GC	-0.3108	0.0734	-4.2352	0.0004

表 4 第二門檻摩擦損耗指標之三水平變異數分析結果

$R^2=0.6675, R_{adj}^2=0.5678$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	3.01E-17	0.0278	1.08E-15	1
μ	0.1255	0.0667	1.8819	0.0744
$\bar{\sigma}_t$	0.2784	0.0654	4.2555	0.0003
$\bar{c}$	0.0299	0.0654	0.4582	0.6517
$\bar{E}$	-0.0954	0.0654	-1.458	0.1603
E_G	0.0493	0.0654	0.7548	0.4591
GC	-0.2698	0.0683	-3.9499	0.0007

表 5 比能指標之三水平交互作用項變異數分析結果

$R^2=0.9040, R_{adj}^2=0.8614$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-4.7E-17	0.0157	-3E-15	1
μ	-0.2918	0.0593	-4.9187	0.0001
$\bar{c}$	0.2026	0.0559	3.6223	0.0019
$\bar{E}$	0.1264	0.0559	2.2593	0.0365
GC	-0.2130	0.0403	-5.2854	5.03E-05
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	0.5945	0.0679	8.7455	6.74E-08
$\mu \times E_G$	0.4885	0.0973	5.0205	8.88E-05
$\bar{c} \times E_G$	-0.1803	0.0943	-1.9123	0.0718
$\bar{E} \times E_G$	-0.2948	0.0943	-3.12662	0.0058

表 6 摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果

$R^2=0.9200, R_{adj}^2=0.8700$

	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-9.9746E-17	0.0163	-6.0860E-15	1
μ	-0.3200	0.0965	-3.3130	0.0043
$\bar{\sigma}_t$	-0.1686	0.0987	-1.7090	0.1067
$\bar{c}$	0.2831	0.0681	4.1534	0.0007
GC	-0.4541	0.0730	-6.2187	1.229E-05
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	0.8572	0.1803	4.7545	0.0002



$\mu \times E_G$	0.3733	0.1228	3.0394	0.0078
$\bar{c} \times E_G$	-0.2885	0.1052	-2.7422	0.0144
$\bar{E} \times E_G$	-0.3301	0.0950	-3.4731	0.0031
$\bar{E} \times GC$	0.2825	0.0883	3.1992	0.0055
$E_G \times GC$	0.2184	0.1214	1.7987	0.0909

表 7 第一門檻摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果

$R^2=0.8871, R_{adj}^2=0.8370$				
	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-6.6077E-17	0.0187	-3.5E-15	1
μ	-0.3553	0.0965	-3.6798	0.0017
$\bar{\sigma}_t$	-0.2012	0.1123	-1.7917	0.0899
$\bar{c}$	0.1730	0.0549	3.1500	0.0055
GC	-0.3447	0.0545	-6.3240	5.84E-06
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	0.9530	0.2049	4.6503	0.0002
$\mu \times E_G$	0.3627	0.0998	3.6317	0.0019
$\bar{E} \times E_G$	-0.2952	0.1008	-2.9287	0.0089
$\bar{E} \times GC$	0.2335	0.0968	2.4118	0.0267

表 8 第二門檻摩擦損耗指標之三水平交互作用項變異數分析結果

$R^2=0.9040, R_{adj}^2=0.8614$				
	Coefficient	Standard error	t-statistic	p-value (<0.1)
Residual	-4.7E-17	0.0157	-3E-15	1
μ	-0.2918	0.0593	-4.9187	0.0001
$\bar{c}$	0.2026	0.0559	3.6223	0.0019
$\bar{E}$	0.1264	0.0559	2.2593	0.0365
GC	-0.2130	0.0403	-5.2854	5.03E-05
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	0.5945	0.0679	8.7455	6.74E-08
$\mu \times E_G$	0.4885	0.0973	5.0205	8.88E-05
$\bar{c} \times E_G$	-0.1803	0.0943	-1.9123	0.0718
$\bar{E} \times E_G$	-0.2948	0.0943	-3.1266	0.0058

表 9 影響磨損率的重要因子

	SE	Wr	Wr _{thres1}	Wr _{thres2}
μ	○	○	○	○
$\bar{\sigma}_t$	○	○	○	○
$\bar{c}$	○	○	○	○
$\bar{E}$	○	X	○	○
E_G	X	X	X	X
GC	○	○	○	○
$\mu \times \bar{\sigma}_t$	○	○	○	○
$\mu \times \bar{c}$	X	X	X	X
$\mu \times \bar{E}$	X	X	X	X
$\mu \times E_G$	○	○	○	○
$\mu \times GC$	X	X	X	X
$\bar{\sigma}_t \times \bar{c}$	X	X	X	X
$\bar{\sigma}_t \times \bar{E}$	X	X	X	X
$\bar{\sigma}_t \times E_G$	X	X	X	X
$\bar{\sigma}_t \times GC$	X	X	X	X
$\bar{c} \times \bar{E}$	X	X	X	X
$\bar{c} \times E_G$	○	○	X	○
$\bar{c} \times GC$	X	X	X	X
$\bar{E} \times E_G$	○	○	○	○
$\bar{E} \times GC$	X	○	X	X
$E_G \times GC$	X	○	○	X

附錄二 問題與回覆

提問人 Questioner	問題與建議 Comments of Questioner	回覆 Answer
熊彬成 老師	1. 磨損數值模型之模擬須花費多少時間?	各組模擬時間視顆粒數量而有所不同，舉礫石含量上下限 30% 與 90% 為例。礫石含量 30% 模擬時間約為 10 天，礫石含量 90% 模擬時間約 7 天。
熊彬成 老師	2. 數值模型中因研究對象的礫石粒徑偏小，最大粒徑僅 12mm，是否會與實際現場礫石粒徑差異過大?	真實礫石層顆粒大小不等，範圍大多從數公分至 50 公分不等，最大可能達 80 公分。不過本文著重於透過數值方法建立一方法論以探討切刀磨損因素。對此將前人物理實驗作為本文之研究對象進行驗證，因此模型中礫石大小、刀具尺寸與模型配置皆依照前人文章中設定，確保方法論的可行性。未來若應用於真實礫石層隧道，將考慮實際案例之卵礫石尺寸。
熊彬成 老師	3. 五種礫石含量的設計原因為何?	由 2.3.4 節中圖 2.3.4 展現礫石含量對刀具磨損的影響曲線，當礫石含量達 75% 時會造成最大的刀具磨損量。因此本研究選取五種礫石含量以擬合此磨損曲線，以 75% 為中心，礫石含量低於 75% 取兩個點，礫石含量高於 75% 亦取兩個點，一共五個點。
熊彬成 老師	4. 模型當中球顆粒數量與球團顆粒數量如何決定?	本研究中數值模型生成顆粒的方式採生成指定孔隙率之兩種粒徑球顆粒，並且具不同的含量。之後將一部份的球顆粒替換

		為球團，產生相對應的球顆粒與球團顆粒，造成不同礫石含量具不同數量之原因。
熊彬成 老師	5. 第四章節提及的開口率似乎與認知中的開口率定義不同，建議對其進行說明。	感謝老師建議，已於 4.1 節補充說明。
熊彬成 老師	6. 如何將齒型切刀齒與輪式切刀齒匯入至模型中？	由於切刀齒形狀複雜，因此本研究先於外部繪圖程式完成外觀繪製後，再以牆體的方式匯入至數值模型中。
熊彬成 老師	7. 數值模型中裂縫累積量是如何計算的？	本研究額外撰寫一段程式碼計算球團與球顆粒模型之裂縫數量，內容主要是通過鍵結模型與斷裂準則計算。首先，鍵結模型用於描述顆粒間或與其他物體之間的連接，可設置鍵結的強度和剛度。當受到之力矩或拉力超過鍵結的強度時，鍵結可能斷裂形成裂縫，裂縫是由斷裂的鍵結所產生的間隙。再者，斷裂準則用於確定何時鍵結會斷裂。常見的斷裂準則包括基於應力或應變的準則，本研究採最大剪應力準則與最大拉應力準則以判斷此裂縫為剪力裂縫或是拉力裂縫。當斷裂準則滿足時，即受力超過鍵結的極限強度，使得鍵結斷裂，相鄰顆粒之間的連接被破壞，形成裂縫。判別裂縫數量後再將其進行總和運算即可得到裂縫累積量。
邱家吉 老師	1. 建議可採控制受力的方式使輸出的扭矩與研究對象	感謝老師建議。

	相近，可解決指標不同的問題。	
邱家吉 老師	2. 為何實驗設計法中六因子的選擇未將礫石的硬度納入考量?	起初二水平六因子實驗設計法中未考量礫石硬度的原因是欲先釐清各個鍵結對磨損指標的影響。後續設計三水平實驗設計法時有將礫石硬度納入考慮，以球團之楊氏模數表示礫石硬度。
邱家吉 老師	3. 礫石與礫石之間鍵結方式設定平行鍵結是否合理? 實際礫石與礫石之間是否會存在鍵結?	根據表 2.1.1 統計臺灣各地礫石層直剪試驗結果得知，礫石層凝聚力範圍約 0~80kPa，摩擦角最大達 54°，其中凝聚力取決於細粒料含量。因此礫石層顆粒特性可分為礫石與礫石間存在凝聚力土壤與不存在凝聚力土壤兩種，造成設定上不同。本研究起初考慮到實際卵礫石層中具有小顆粒黏性土壤的情況，因此將鍵結模式設定為平行鍵結。後續將不考慮礫石層的基質凝聚力，把礫石之間接觸模型由平行鍵結模型改成線性接觸模型，補充此實驗設計法結果於附錄一中。
李安歡 老師	1. 表 3.2.1 實驗設計表中+1 與-1 分別代表意思?為何以此符號表示?	一般情況下採實驗設計法需對各因子選擇兩個水平，即高階次與低階次，因此以+1 與-1 作為高低階符號，觀察因子水平對結果的影響。採用+1 與-1 符號表示高低階原因為目前國內外文獻大多用此符號，加上對於+1 與-1 的表示方式數二元特性，有利於表示兩個相對的水平或狀態進行比較和統計分析。

李安叡 老師	2. 如何決定參數是否對結果具顯著影響?	本研究透過 ANOVA 變異數分析與複迴歸分析確定參數對結果具顯著影響。變異數分析透過計算 F 值和 p 值以確定變量對結果的影響是否顯著。本文信賴區間以 90% 進行分析，因此 p 值小於 0.1 者表示該因子對結果具有顯著影響。迴歸分析用於探索變量之間的關係，並確定自變量對因變量的影響是否顯著。透過計算迴歸模型的係數、統計量和 p 值，可確定變量對結果的顯著影響。
鄭富書 老師	1. 數值模型中固定邊界的條件下，是否有高估或是低估磨損率的可能性?	數值模型因礫石土壤外圍具有一剛性桶，減少外圍礫石土壤與周圍礫石的互鎖力，造成整體礫石土壤皆會產生些微轉動。實際潛盾機開挖面礫石層因邊界條件不同，更具互鎖力，因此較不利於開挖，造成數值模擬有低估磨損率的可能性。
鄭富書 老師	2. 參考文獻引用格式須統一。	感謝老師提醒，參考文獻格式已統一。