

國立交通大學  
土木工程學系碩士班  
碩士論文



塊體抽離沖蝕行為數值模擬

Numerical Simulation of Bedrock Incision by Plucking

研究生：鍾里泉

指導教授：潘以文 博士

中華民國一百年十月

塊體抽離沖蝕行為數值模擬

Numerical Simulation of Bedrock Incision by Plucking

研究生：鍾里泉

Student : Li-Chuan Chung

指導教授：潘以文 博士

Advisor : Dr. Yii-Wen Pan

國立交通大學

土木工程學系碩士班

碩士論文

A Thesis

Submitted to Department of Civil Engineering

College of Engineering

National Chiao Tung University

In Partial Fulfillment of the Requirements

for the Degree of

Master

in

Civil Engineering

October 2011

Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國一百年十月

# 塊體抽離沖蝕行為數值模擬

學生：鍾里泉

指導教授：潘以文 博士

國立交通大學土木工程學系碩士班

## 中文摘要

台灣河川多具坡陡流急之特性，西部麓山帶河川又屬較為年輕之地層，岩床極易受水流沖蝕。河床面快速降低及地形持續變化，造成河道不穩定且威脅各種水工構造物之安全或使其喪失功能。

岩石河床之沖蝕行為與較為人知的沖積層河床沖蝕行為差異甚巨，岩石河床局部之沖蝕行為因地形或水流條件等差異，產生不同之沖蝕機制。在岩床岩體屬於較為破碎之節理岩體時，岩塊抽離機制（plucking）常成為沖蝕行為之主控機制，其沖蝕速率往往驚人，因此需要特別重視與深入探討。影響岩塊抽離機制之因子則受岩體弱面控制，弱面位態、間距、切割形成之塊體形狀、弱面特性等皆造成不同之沖蝕行為。

數值模擬方法俱備可任意控制變因、可大量進行分析，耗時較短之優點，又不受試體取樣與準備不易之困擾，本研究因而嘗試以數值模擬方法為工具，將數值模擬視為「虛擬沖蝕試驗」，代替實體試驗，針對河段尺度之富含節理岩體的虛擬岩床模型進行沖蝕模擬，以探討不同因子對岩塊抽離沖蝕機制之影響。沖蝕模擬分析相關結果如下：

1. 節理位態對沖蝕啟動剪應力之影響受順水流方向之塊體爬升面坡角控制，爬升面坡角提升造成啟動剪應力相對上升。沖蝕啟動後之沖蝕行為則並非由爬升面坡角控制，而由模型中最平緩之坡面主控。由此可見，沖蝕啟動難易程度與啟動後之行為的影響因子並不完全相同。
2. 節理間距愈大即代表塊體尺寸愈大，沖蝕模擬所得之沖蝕啟動剪應力隨岩體模型之節理間距呈大幅度升高。沖蝕啟動後，應以超額剪應力為基準，比較不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響；剪應力作用於岩床面個別塊體之作用面積越大，平均沖蝕下切速率也因而越高。
3. 藉由改變塊體細長比，探討塊體形狀因素對沖蝕行為之影響時，當塊體為非等邊長之塊體，傾角方向與水流方向可能出現順流抑或逆流兩種情況。順逆流方向影響塊體脫離岩床之運動方式，因此沖蝕啟動難易程度與沖蝕啟動後之行為，皆受順逆流方向之影響。

**關鍵字：**岩石河床、沖蝕機制、岩塊抽離、沖蝕數值模擬

# Numerical Simulation of Bedrock Incision by Plucking

Student : Li-Chuan Chung

Advisor : Dr. Yii-Wen Pen

Department of Civil Engineering

National Chiao Tung University

## ABSTRACT

During flood season, river discharge in Taiwan varies significantly, stream power sometimes can become very high. The outcrop in the western foothill of Taiwan contains mostly young formation with low resistance and poor cementation. Once the armor layer in river channel becomes eroded away, the exposed rock bed will be subjected to irrecoverable erosion. Intensive incision or widening of riverbed causes the instability of river channels and threatens the safety of cross-river or near bank structures.

The erosive mechanisms of bedrock and alluvium are very different. Among various erosion mechanisms, plucking is often the dominant mechanism of bedrock erosion when rock bed is composed of broken rock masses. For this situation, the erosion rate can be very high and deserves attention. Geologic factors affecting plucking mechanism are primarily related to the characteristics of weak planes in the rock mass: including discontinuity, orientation, block size, and block shapes, among others.

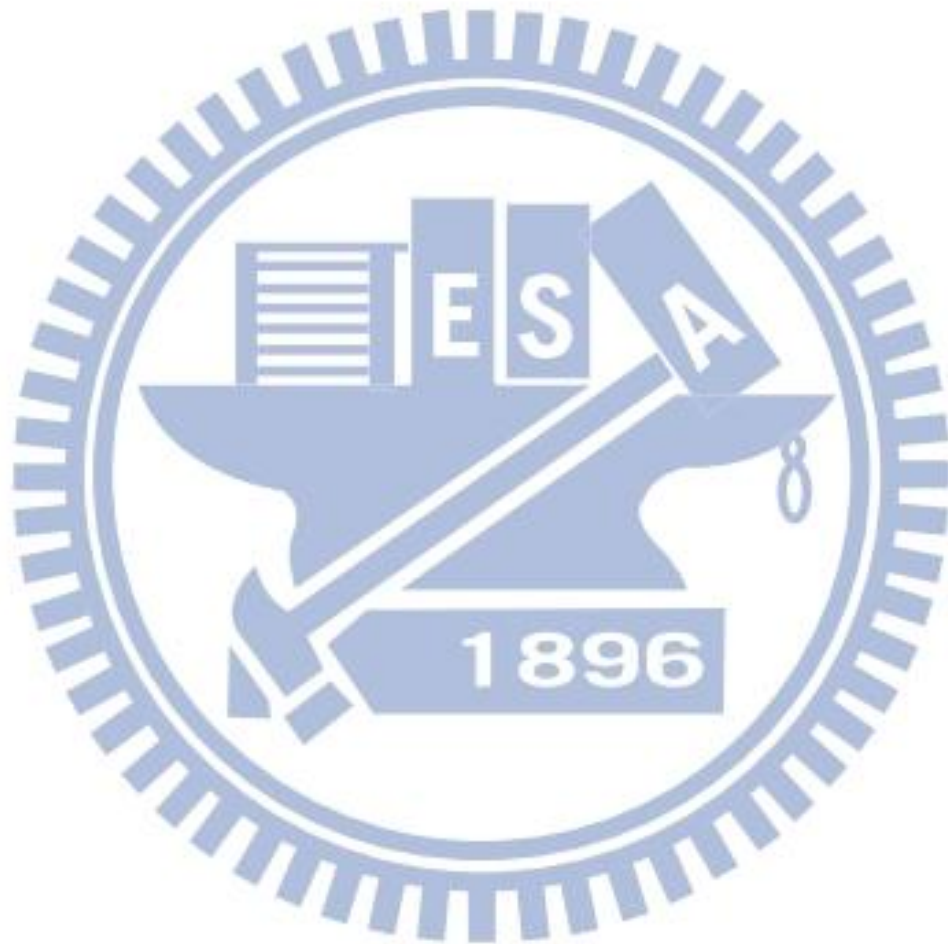
Unlike running laboratory erosion tests for natural rock specimen, the usage of numerical simulation for a physical problem has several advantages. For example, it is easy to control over affecting factors; one

can run as many cases of simulations as he wish. Furthermore, numerical simulation is less time-consuming and the specimen is always reproducible. This thesis hence uses numerical simulation as a tool for “virtual erosion test” in place of physical rock-mass erosion tests in reach scale. The virtual specimen is assumed to be heavily jointed rock mass containing two sets of weak planes in two dimensions. The virtual specimen of rock mass is subjected to shear traction on the top to simulate bed shear stress from water flow. From a series of virtual erosion tests, the following are summarized.

1. Effect of joint orientation on the threshold shear stress for plucking is examined by varying the slope of the climbing plane heading the flow direction of rock block. It appears the threshold shear stress for plucking increases with the angle of climbing plane. Once the applied shear stress exceeds the threshold value, erosion behavior will be no longer controlled by the angle of climbing plane, the erosion rate is controlled by the gentlest slope in the rock block.
2. Large spacing between joints will form larger block size. The threshold shear stress obtained from virtual erosion tests increases significantly with increasing joint spacing. Erosion rate is compared on the basis of excess shear stress (the amount of shear stress exceeds the threshold value). It appears the area of exposed plane to bed-shear traction affects the erosion rate of jointed rock mass.
3. The effect of block shape on plucking behavior is examined by varying the ratio of spacing of two joint sets. Slender rock blocks can be dipped along or against the flow direction. The angle between the dip angle and the flow direction affects the kinematic of blocks

departing from the rock bed; hence, it thus affects the threshold shear stress and erosion rate for rock-mass plucking.

**Keywords:** rockbed; erosion mechanism; plucking; numerical simulation



## 誌謝

碩士班求學過程由初入學時的不疾不徐，以至迂迴輾轉的研究過程，並在最後奮力一搏的衝刺後畫下了句點。最感謝的是指導教授潘以文老師耐心與細心的指導，還有百般的包容，不論是課業上或在生活中都不斷給予提醒與幫助，使學生不至迷失方向，此篇論文也才能順利完成，在此致上無比的感謝與敬意。此外也感謝廖志中老師每週開會討論時的建議，讓我能有多元的思考，使論文更加完整。

感謝口試委員吳建宏老師、董家鈞老師、吳博凱老師及柳志錫博士，費心審閱學生論文提出寶貴意見。課堂上承蒙方永壽老師、黃安斌老師、單信瑜老師及林志平老師於學識的指導。

另外也特別感謝潘廖的各位學長們，明萬、國維、文凱、智仁、聰吉、永奇、文驤，總是對學弟有問必答，多所照顧。還有一起出差跋山涉水的同學俊文、佩錚、炳宏、偉欽及學弟妹們。

最大的感謝獻給永遠在身邊支持我的家人，總是最擔心最掛念我的老爸，耐心聆聽所有問題的媽媽，還有忙得再累，大小事也從來沒缺席過的老姐。

**謝謝你們！！！！**



# 目錄

中文摘要.....	i
ABSTRACT.....	iii
誌謝.....	vi
目錄.....	vii
表目錄.....	xii
圖目錄.....	xiv
第一章 前言.....	1
1.1 研究動機.....	1
1.2 研究目的.....	2
1.3 研究內容與流程.....	3
第二章 文獻回顧.....	5
2.1 岩床沖蝕下切模型.....	5
2.2 岩床沖蝕機制.....	7
2.2.1 岩塊抽離 (plucking).....	7
2.2.2 磨蝕 (abrasion).....	9
2.2.3 顆粒跳躍衝擊 (saltation).....	11
2.2.4 穴蝕 (cavitation).....	14
2.3 抗沖蝕能力指標—Erodibility Index.....	15

2.3.1 簡介 .....	15
2.3.2 水流侵蝕能力與岩床材料特性 .....	16
2.3.3 沖蝕啟動門檻 .....	32
2.3.4 評估方法 .....	35
2.4 Discrete Element Method (DEM) 數值模擬分析方法 .....	36
2.4.1 方法簡介 .....	37
2.4.2 非連續體數值模擬分析工具 .....	39
2.4.3 非連續體數值模擬應用案例 .....	40
2.5 文獻回顧總結 .....	49
第三章 研究方法 .....	51
3.1 節理岩體分析方法與工具 .....	51
3.2 UDEC 程式簡介 .....	52
3.2.1 UDEC 程式基本理論 .....	52
3.2.2 岩體材料行為與組成模式 .....	53
3.2.3 節理行為與組成模式 .....	56
3.2.4 運算時階決定 .....	62
3.2.5 UDEC 基本分析步驟 .....	63
3.3 沖蝕模型運算流程 .....	65
3.3.1 本論文相關名詞定義 .....	66

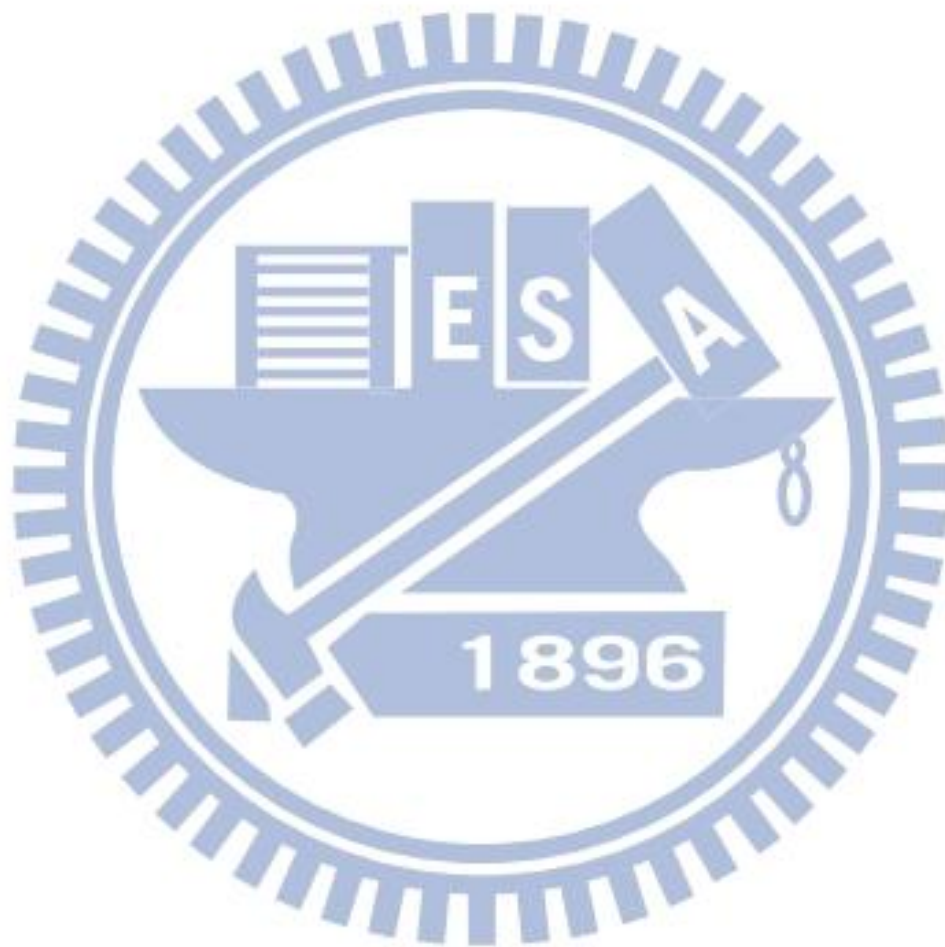
3.3.2	模型建立 .....	69
3.3.3	初始條件設定 .....	73
3.3.4	沖蝕驅動剪應力 .....	74
3.3.5	移除脫離塊體 .....	77
3.3.6	模擬結果判釋與資料分析 .....	82
3.4	UDEC 程式運算能力與限制 .....	85
3.5	沖蝕模擬分析流程與規劃 .....	88
3.5.1	沖蝕模擬分析流程 .....	88
3.5.2	沖蝕模擬分析規劃 .....	90
第四章	模型參數與影響性檢討 .....	97
4.1	數值模型參數 .....	97
4.2	參數影響性與靈敏度分析 .....	99
4.2.1	圓角邊長—[round length] .....	99
4.2.2	節理勁度—[jkn & jks].....	103
4.2.3	床面剪應力重設週期—[reset].....	105
第五章	沖蝕模擬分析結果 .....	107
5.1	抗沖蝕能力指標（Erodibility Index）啟動剪應力評估.....	107
5.2	模型假設條件與參數選擇對沖蝕模擬分析之影響歸納.....	112
5.3	床面剪應力影響趨勢 .....	114

5.3.1 沖蝕下切速率趨勢驗證 .....	115
5.3.2 討論 .....	117
5.4 節理位態影響趨勢 .....	118
5.4.1 啟動剪應力 .....	119
5.4.2 沖蝕下切速率與沖蝕形態 .....	125
5.4.3 討論 .....	128
5.5 節理間距影響趨勢 .....	129
5.5.1 啟動剪應力 .....	129
5.5.2 沖蝕下切速率與沖蝕形態 .....	132
5.5.3 討論 .....	136
5.6 塊體細長比與順逆流影響趨勢 .....	137
5.6.1 啟動剪應力 .....	137
5.6.2 沖蝕下切速率與沖蝕形態 .....	139
5.6.3 討論 .....	144
5.7 層面影響趨勢 .....	144
第六章 結論與建議 .....	146
6.1 結論 .....	146
6.2 建議 .....	150
參考文獻 .....	152

附錄.....155

附錄 A 固定圓角邊長數值 (ro) &比例 (ro/spacing) 模擬結果  
比較.....156

附錄 B 模擬結果最終沖蝕形態 (超額剪應力=0.1kPa) .....162



# 表目錄

表 2.1 岩石材料 $M_s$ 值(Annandale, 2006b).....	23
表 2.2 凝聚性土壤 $M_s$ 值(Annandale, 2006b).....	24
表 2.3 非凝聚性土壤 $M_s$ 值(Annandale, 2006b).....	24
表 2.4 節理組參數 $J_n$ (Annandale, 2006b).....	26
表 2.5 節理面粗糙度參數 $J_r$ (Annandale, 2006b).....	28
表 2.6 節理改變參數 $J_a$ (Annandale, 2006b).....	29
表 2.7 地盤構造條件參數 $J_s$ (Annandale, 2006b).....	31
表 3.1 UDEC 塊體組成模式(Itasca, 2004).....	55
表 3.2 UDEC 節理組成模式(Itasca, 2004).....	62
表 3.3 模型試體尺寸.....	73
表 3.4 剪應力影響探討.....	91
表 3.5 節理間距 (1:1) 與位態影響探討.....	93
表 3.6 塊體細長比與順逆流影響探討.....	95
表 3.7 層面影響探討.....	96
表 4.1 沖蝕數值模型參數.....	99
表 5.1 抗沖蝕能力指標參數.....	111
表 5.2 模型假設與參數選擇對模擬分析結果之影響.....	114
表 5.3 剪應力影響探討模擬結果.....	117

表 5.4 節理位態影響探討模擬結果 .....	121
表 5.5 節理間距影響探討模擬結果 .....	130
表 5.6 塊體細長比與順逆流影響探討模擬結果 .....	138
表 5.7 層面影響探討模擬結果 .....	145
表 A.1 固定圓角邊長與固定圓角化比例模擬結果比較 (ro/spa=12.5%) .....	157
表 A.2 固定圓角邊長與固定圓角化比例模擬結果比較 (ro/spa=4.17%) .....	158



## 圖目錄

圖 1.1 研究流程圖 .....	4
圖 2.1 岩塊抽離示意圖(Annandale, 1995) .....	8
圖 2.2 岩塊抽離示意圖(Whipple, et al., 2000) .....	9
圖 2.3 磨蝕沖蝕示意圖(Whipple, et al., 2000) .....	10
圖 2.4 理想化顆粒跳躍沖蝕示意圖(Sklar & Dietrich, 2004) .....	13
圖 2.5 顆粒彈跳運動軌跡(Sklar & Dietrich, 2004) .....	13
圖 2.6 塊體傾向對抵抗沖蝕能力之影響(Annandale, 2006b) .....	19
圖 2.7 岩塊攜出作用力示意圖(Annandale, 2006b) .....	20
圖 2.8 Bollaert 岩塊尺寸示意圖(Annandale, 2006b) .....	21
圖 2.9 節理面粗糙度示意圖(Annandale, 2006b) .....	27
圖 2.10 岩塊細長比(Annandale, 2006b) .....	30
圖 2.11 Erodibility Index 沖蝕啟動門檻(Annandale, 1995) .....	33
圖 2.12 $K \leq 0.1$ 沖蝕啟動門檻(Annandale, 1995) .....	34
圖 2.13 $K > 0.1$ 沖蝕啟動門檻(Annandale, 1995) .....	34
圖 2.14 DEM 數值分析程式特性(Itasca, 2004) .....	40
圖 2.15 斷層引致褶皺之 DEM 數值模型(Jing & Stephansson, 2007) .....	42
圖 2.16 隧道穩定性試驗離心機模型與破壞形式(Jing & Stephansson, 2007) .....	45



圖 2.17 UDEC 數值模型與破壞形狀比對(Jing & Stephansson, 2007).	46
圖 3.1 UDEC 程式每一時階之運算流程(Itasca, 2004) .....	54
圖 3.2 角對邊或角對角之接觸方式(Itasca, 2004) .....	56
圖 3.3 圓角化之邊長基準(Itasca, 2004) .....	58
圖 3.4 邊對邊節理接觸方式(Itasca, 2004) .....	58
圖 3.5 節理受剪行為模式(Itasca, 2004) .....	60
圖 3.6 UDEC 模型一般運算流程(Itasca, 2004) .....	64
圖 3.7 沖蝕模型運算流程圖 .....	66
圖 3.8 無限延伸河床示意圖 .....	69
圖 3.9 節理組建立方法(Itasca, 2004) .....	71
圖 3.10 沖蝕模型與節理組建立 .....	72
圖 3.11 模型沖蝕驅動剪應力示意圖 .....	76
圖 3.12 剪應力換算與施加方式 .....	77
圖 3.13 不同塊體接觸方式：(a)模型內部塊體，各邊皆以邊對邊方式 相連，(b)邊界塊體點對點與點對邊接觸方式，(c)邊界塊體邊 對邊接觸方式。 .....	79
圖 3.14 錯誤邊界(紅色線條為 UDEC 自定義之外邊界)：(a)邊界外尚 有塊體存在，(b)新邊界未包含模型主體。 .....	80
圖 3.15 沖蝕模擬過程（穩定均勻下切） .....	81

圖 3.16 沖蝕模擬過程（未達穩定均勻下切） .....	81
圖 3.17 平均沖蝕下切速率變化圖 .....	83
圖 3.18 資料分析排除邊界效應 .....	84
圖 3.19 邊界效應實際範圍 .....	85
圖 3.20 細胞邏輯運算模式(Itasca, 2004) .....	86
圖 3.21 沖蝕模型運算方法與限制 .....	88
圖 3.22 沖蝕模擬分析流程圖 .....	90
圖 3.23 方形塊體位態示意圖 .....	92
圖 3.24 細長塊體與位態示意圖 .....	94
圖 3.25 順逆流方向相異之塊體：(a)逆流 $\beta = 30^\circ$ ，(b)順流 $\beta = -60^\circ$ 。 .....	95
圖 4.1 圓角化方法與大小差異 .....	101
圖 4.2 圓角邊長—啟動剪應力影響性分析 .....	102
圖 4.3 沖蝕下切速率趨勢錯誤(圓角化比例=25%).....	103
圖 4.4 重設週期對外邊界之影響 .....	105
圖 5.1 以沖蝕下切速率驗證剪應力影響趨勢 .....	117
圖 5.2 不同位態條件對啟動剪應力之影響趨勢(數值模擬結果).....	121
圖 5.3 不同位態對條件啟動剪應力之影響趨勢( $K_h$ 指標所估結果)	122
圖 5.4 不同位態條件模擬結果與 $K_h$ 指標所估結果之比較(節理間距 =0.2x0.2m).....	122

圖 5.5 不同位態條件模擬結果與 $K_h$ 指標所估結果之比較(節理間距 =0.4x0.4m).....	123
圖 5.6 不同位態條件模擬結果與 $K_h$ 指標所估結果之比較(節理間距 =0.8x0.8m).....	123
圖 5.7 不同位態條件模擬結果與 $K_h$ 指標所估結果之比較(節理間距 =1.2x1.2m).....	124
圖 5.8 較陡之爬升面坡角下可能出現之塊體脫離型態 .....	124
圖 5.9 不同位態條件對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(節理間距 =0.2x0.2m).....	126
圖 5.10 不同位態條件對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(節理間距 =0.4x0.4m).....	127
圖 5.11 不同位態條件對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(節理間距 =0.8x0.8m).....	127
圖 5.12 不同位態條件對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(節理間距 =1.2x1.2m).....	128
圖 5.13 不同節理間距對啟動剪應力之影響趨勢(數值模擬結果) ...	131
圖 5.14 不同節理間距對啟動剪應力之影響趨勢( $K_h$ 指標所估結果) .....	131
圖 5.15 $\beta=15^\circ$ 時不同節理間距模擬結果與 $K_h$ 指標所估結果之比較	132
圖 5.16 以剪應力為基準比較不同節理間距平均沖蝕下切速率之變化 ( $\beta=15^\circ$ ).....	133

圖 5.17 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=15^\circ$ ).....	134
圖 5.18 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=30^\circ$ ).....	135
圖 5.19 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=45^\circ$ ).....	135
圖 5.20 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=60^\circ$ ).....	136
圖 5.21 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=75^\circ$ ).....	136
圖 5.22 不同細長比及順逆流方向對啟動剪應力之影響趨勢(模擬結果與 $K_n$ 指標所估結果之比較).....	139
圖 5.23 不同細長比對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(順流方向) ...	141
圖 5.24 不同細長比對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(逆流方向) ...	141
圖 5.25 順流時模型高度限制迫使模擬終止 .....	142
圖 5.26 順逆流方向對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(細長比 1 : 2) .....	142
圖 5.27 順逆流方向對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(細長比 1 : 3) .....	143
圖 5.28 順逆流方向對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(細長比 1 : 4) .....	143
圖 5.29 順流塊體傾倒形成護甲層 .....	144
圖 5.30 層面與節理組平均沖蝕下切速率之比較 .....	145
圖 A.1 模擬結果啟動剪應力變化趨勢比較 ( $\sigma/\sigma_a=12.5\%$ ) .....	157

圖 A.2 模擬結果啟動剪應力變化趨勢比較 ( $\sigma/\rho g h = 4.17\%$ ) .....	158
圖 A.3 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢 ( $\sigma = 0.05$ ) .....	159
圖 A.4 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢 ( $\sigma/\rho g h = 12.5\%$ ) .....	160
圖 A.5 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢 ( $\sigma/\rho g h = 4.17\%$ ) .....	160
圖 B.1 不同節理位態沖蝕形態模擬結果 (節理間距 $0.2 \times 0.2\text{m}$ ) ...	162
圖 B.2 不同節理位態沖蝕形態模擬結果 (節理間距 $0.4 \times 0.4\text{m}$ ) ...	163
圖 B.3 不同節理位態沖蝕形態模擬結果 (節理間距 $0.8 \times 0.8\text{m}$ ) ...	163
圖 B.4 不同節理位態沖蝕形態模擬結果 (節理間距 $1.2 \times 1.2\text{m}$ ) ...	164
圖 B.5 不同塊體細長比沖蝕形態模擬結果 (順流, $\beta = -60^\circ$ ) .....	165
圖 B.6 不同塊體細長比沖蝕形態模擬結果 (逆流, $\beta = 30^\circ$ ) .....	165

# 第一章 前言

## 1.1 研究動機

台灣屬於亞熱帶季風氣候區，降雨量豐沛，且至海距離短，造成台灣河川有坡陡流急之特性。台灣西部麓山帶出露之地層由較為年輕之上新世與更新世地層組成，豐水期產生之大流量與高流速時常造成河床劇烈之沖蝕。河床面快速降低與地形持續的變化，不只造成河道不穩定，也威脅各種水工構造物之安全或使其喪失功能。以往探討河川沖蝕問題，皆以岩層河床為沖蝕之終點，著重於構造物基礎穩固與安全性問題。但近年來，幾次的颱風造成國內許多橋梁損毀，經調查後發現多數構造物本體並無破壞，而是做為構造物基礎之岩石河床受水流沖蝕掏空進而產生破壞。因此，岩石河床之沖蝕行為已成為工程上一重要課題。

現有岩床沖蝕理論多為大規模流域尺度之定性探討，較難掌握局部區域由於流況與地質條件不同，所可能產生不同之沖蝕現象與機制。常見岩床沖蝕機制包括岩塊抽離 (plucking)、磨蝕 (abrasion)、顆粒跳躍衝擊 (saltation) 及穴蝕 (cavitation) 等。通常岩體皆存在裂隙或弱面，當裂隙受水流作用聯通後，或在富含弱面之岩床條件下，弱面切割岩體形成較小岩塊而受水流帶離，形成岩塊抽離之沖蝕機制。由於岩塊抽離機制產生之沖蝕以塊體為脫離之單位，往往造成大量且速

率驚人的沖蝕下切行為，實有特別探討之必要。

目前較廣泛使用之沖蝕評估方法如抗沖蝕能力指標評估，並非以力學基礎探討沖蝕過程，僅由一系列之經驗關係評估沖蝕行為，無法驗證其適用性。若欲以室內試驗探討沖蝕行為，又有試體難以取得、較難控制變因且極為耗時費工等問題。本研究因而嘗試採用數值模擬分析方法，將數值模擬視為「虛擬沖蝕試驗」，探討不同因子對岩塊抽離沖蝕機制之影響。

## 1.2 研究目的

本研究先由文獻回顧著手，介紹岩床沖蝕之下切模式與各種常見機制，並探討影響岩塊抽離機制之可能因子。繼而運用離散元素法之數值分析程式（UDEC）為工具，藉數值模擬進行一系列之虛擬沖蝕試驗，針對河段尺度之富含節理岩體（jointed rock masses）或破碎岩體（broken rock masses）的虛擬岩床模型進行沖蝕模擬。分別控制各影響因子，以探討不同因子對岩塊抽離沖蝕機制之影響，瞭解與詮釋岩塊抽離沖蝕機制之微觀力學行為。並以抗沖蝕能力指標評估方法為對照，檢討比較虛擬沖蝕力學試驗及經驗關係所得結果之差異。

### 1.3 研究內容與流程

本論文共分六章，除本章介紹此研究之動機與目的，第二章為與本研究相關之文獻回顧，先回顧各種沖蝕模式與岩床常見沖刷機制以及節理岩體抗沖蝕能力指標之評估方法，繼而介紹非連續體模擬分析方法與其相關應用。第三章說明本研究所採方法，介紹富含節理岩體岩塊抽離沖蝕之分析方法與工具，解說本研究之模型建立、模擬分析之流程與規劃。第四章檢討各數值模型參數與影響性，並說明與選定所需之模型參數。第五章呈現沖蝕模擬分析結果，討論富含節理岩體因岩塊抽離所致沖蝕作用之重要影響因子，並對照比較由抗沖蝕能力指標所推估之結果。第六章提出本研究之結論與建議。整體之研究流程圖如圖 1.1 所示。



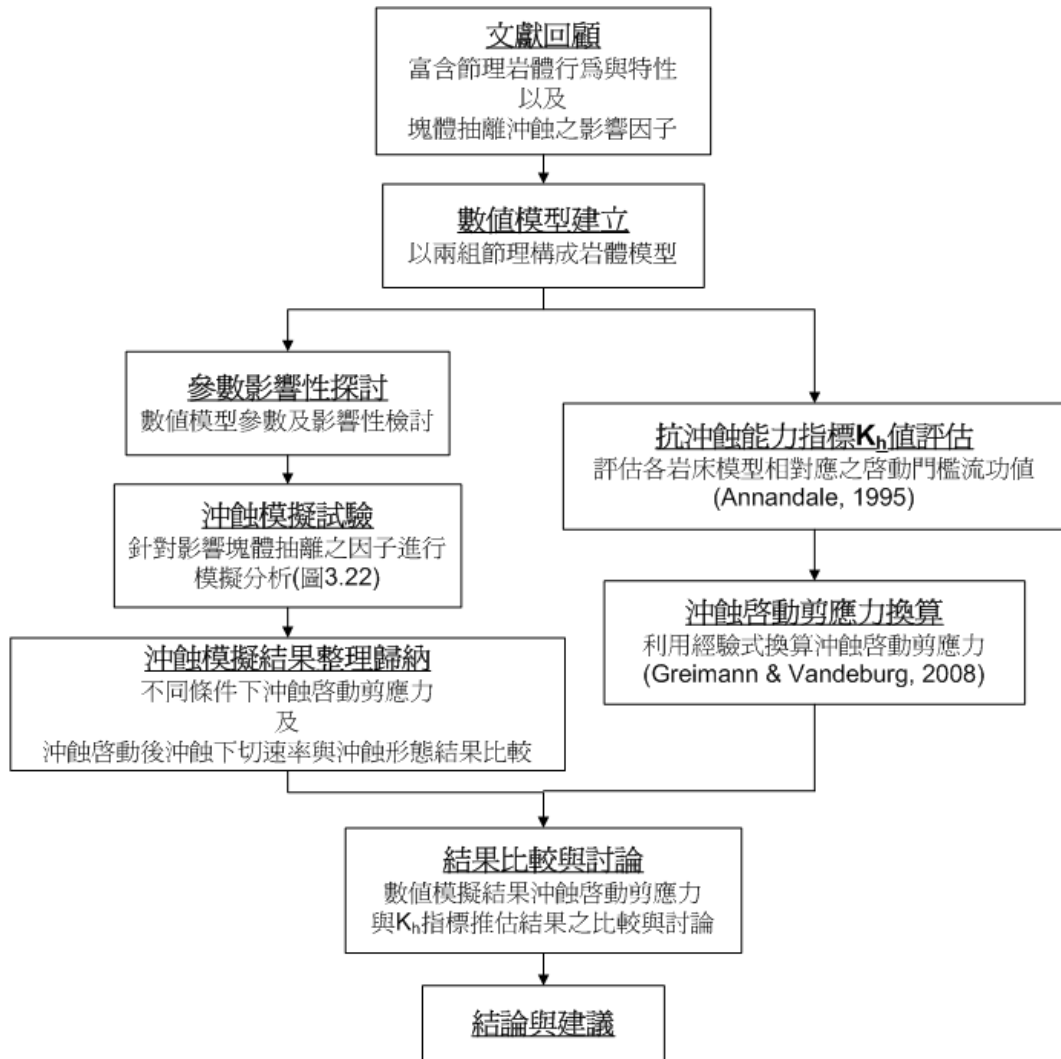


圖 1.1 研究流程圖

## 第二章 文獻回顧

岩床沖蝕之行為與速率受不同地質與水流條件所左右，而欲了解與分析沖蝕之過程則必須注意不同沖蝕機制造成之影響。本研究以數值分析方法，針對岩床沖蝕之岩塊抽離(plucking)機制進行模擬分析，探討影響節理岩體岩床沖蝕現象之主要因子。本章整理與討論相關之文獻，內容包括：(一) 岩床沖蝕下切模型、(二) 岩床沖蝕機制、(三) 抗沖蝕能力指標－Erodibility Index、(四) Discrete Element Method(DEM)數值模擬分析方法。

### 2.1 岩床沖蝕下切模型

為了探討河川區域之地形演化並準確掌握其特性，必須了解岩石河床之沖蝕下切行為。而岩石河床之沖蝕下切行為與速率可視為水流產生之能量與岩床抵抗沖蝕能力間之交互作用。除去沉積物覆蓋與些許風化效應之作用，此時控制河床沖刷之因素只有岩床抵抗水流造成之床面剪應力，Howard & Kerby(1983)基於此理念提出岩床河道沖蝕模型，將岩床下切速率  $E$  與床面剪應力  $\tau_b$  表示為：

$$E \propto \tau_b^a \quad (2.1)$$

岩床存在一啟動沖蝕之剪應力門檻值  $\tau_c$ ，可將超過門檻值之超額剪應力  $(\tau_b - \tau_c)$  取代上式之  $\tau_b$ ，下切速率  $E$  則可以下式表示：

$$E \propto (\tau_b - \tau_c)^a \quad (2.2)$$

式中 a 為連結岩床下切速率與床面剪應力之參數。

Howard & Kerby(1983)認為岩床河道下切速率 E 與沉積料輸送率也存在正相關之關聯，而沉積料輸送率與河川流量有關，流量則與集水區面積相關。因此以上游集水區面積(A)及坡度(S)代表沉積料輸送率，提出岩床下切速率 E 與河川沉積料輸送率之關係式：

$$E = KA^m S^n \quad (2.3)$$

其中 K 為一包含岩性、氣候、河道寬度等因子之參數，m 與 n 則取決於沖刷機制、流域及河道水文特性，其數值依不同流域特性而改變 (Whipple, et al., 2000)。

Seidl & Dietrich(1992)檢視 Howard & Kerby(1983)提出之岩床下切速率 E 與河川沉積料輸送率之關係式(式 2.3)，進行一系列之考察，歸納出(m/n)之比值受河床坡度之影響。在坡度小於 0.2 時，(m/n)值為 1，代表岩床沖刷與流功(stream power)之相依性，與普遍認為河道下切與水流造成之床面剪應力或流功相關之理念符合。在坡度大於 0.2 時，(m/n)值約為 0.7，坡度之影響較集水區面積大，因坡度較大引致土石流掏刷而產生之結果。Seidl & Dietrich(1992)也指出岩床下切不只受水流之沖刷，也會受到偶發土石流之掏刷與突降點(knick point)後退蔓延等不同機制之影響。若沒有考慮不同沖刷機制之影響，欲以單一沖蝕模型描述岩床河道之沖蝕現象並不合宜，且易造成結果

失真。

Whipple, et al.(2000)指出(m/n)值變化不大，且約為一接近 0.5 之定值，不同沖刷機制之影響較小。參數 n 與 a 則與沖刷機制有直接關聯性，且  $n=(2/3)a$ ，不同之沖刷機制造成岩床下切速率之差異。欲探討岩床沖蝕行為與速率，必須先了解在岩床發生之實際過程，掌握不同沖蝕機制之影響。

## 2.2 岩床沖蝕機制

根據以往學者之研究，可能出現之岩床沖蝕機制有水流產生之剪應力、岩塊抽離(plucking)、水流夾帶懸浮載與河床載造成之磨蝕作用(abrasion)、穴蝕(cavitation)。不同沖蝕機制受底床材料特性所左右，節理間距、裂隙、岩層等為最直接之主控因子。不同環境與條件下產生不同之沖蝕機制，甚至為數種機制之混合，不同機制彼此間之交互作用與分界則極為重要(Whipple, et al., 2000)，以下四小節分別探討各種機制。

### 2.2.1 岩塊抽離 (plucking)

Annandale(1995)利用三個步驟解釋塊體抽離之過程(圖 2.1)，其中水流流向與岩層呈逆向之關係。首先岩床表面由水流造成之壓力波動將弱面頂開(jacking)，由於水流作用而將塊體移出(dislodgment)，最

後由水流將其帶離(displacement)。

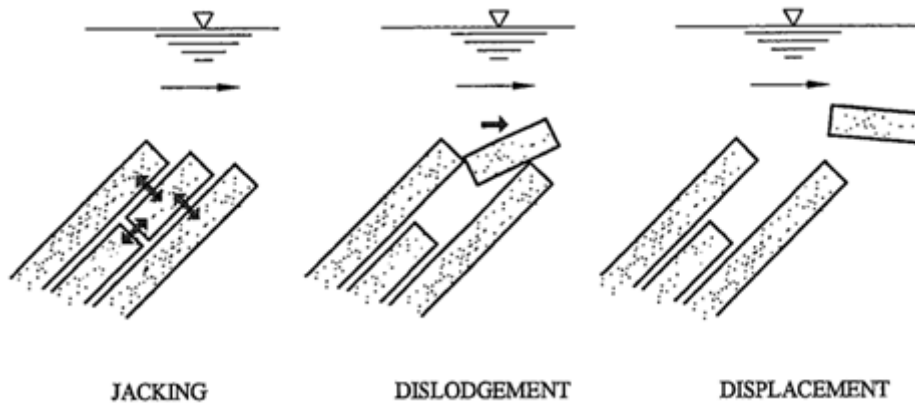


圖 2.1 岩塊抽離示意圖(Annandale, 1995)

Whipple, et al.(2000)藉由一系列之現地觀測，提出當底床裂隙與岩層較多、節理間距小於 1m 時，沖刷機制以岩塊抽離為主。此節理間距之門檻值上限，隨流量和坡度而改變，能量較大之河流觀察到之門檻值上限可到達 2~3m。這項觀察對任何岩床性質(砂岩、花崗岩、變質岩等)皆適用，此時底床材料之強度已成為次要因子。岩塊抽離機制之實際過程則由四種主要作用使裂隙擴展與節理岩塊鬆脫：(1)沿節理面之風化作用，(2)細小顆粒將裂隙頂開，(3)顆粒彈跳衝擊造成之裂隙延展與(4)渦流產生之壓力波動造成的裂隙延展。渦流與顆粒彈跳衝擊造成裂隙延展，再經由風化作用使弱面完全聯通，細小顆粒進一步將裂隙頂開使塊體鬆脫，最後由水流之拖曳力與塊體底層之水壓將塊體帶離，如圖 2.2 所示。

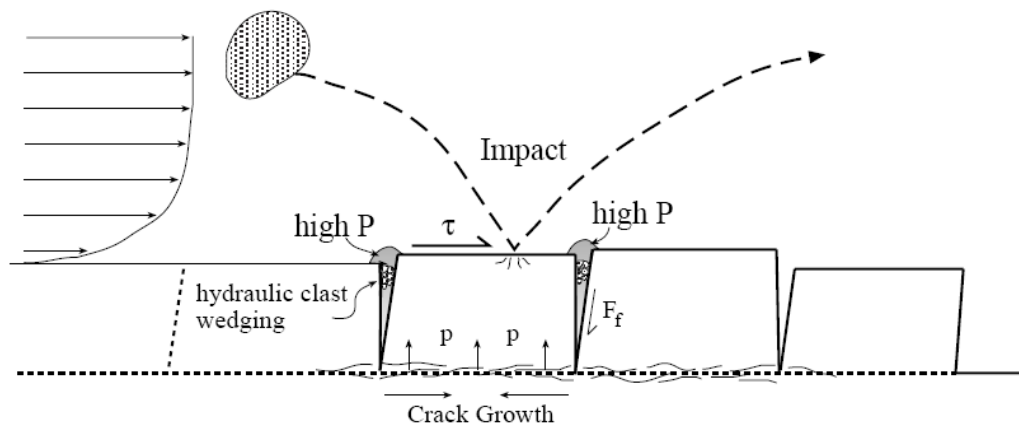


圖 2.2 岩塊抽離示意圖(Whipple, et al., 2000)

### 2.2.2 磨蝕 (abrasion)

Whipple, et al.(2000)對現地觀測之結果顯示，當底床條件為較巨大且節理間距大於 1m 之完整岩盤時，其受沖刷之型態由水流、懸浮載或河床載造成之磨損效應構成，此時 abrasion 成為主控下切速率之機制。由 plucking 轉而成為 abrasion 主控之節理間距門檻值，隨流量與坡度改變，其值由 1~5m 不等。懸浮載造成的磨蝕效應實際之沖蝕過程，可約略以水流輸送顆粒之粒徑大小分為不同階段。最大之顆粒有較大之慣性力，在障礙物之上游側即撞擊此河道中之凸起。中等大小之顆粒則順著水流越過障礙物，碰撞發生於障礙物之下游側，同時渦流在此處也形成壺穴(pothe)與滑槽(flute)。最小之顆粒則與水流結合，流經障礙物且不與之發生碰撞，如圖 2.3 所示。

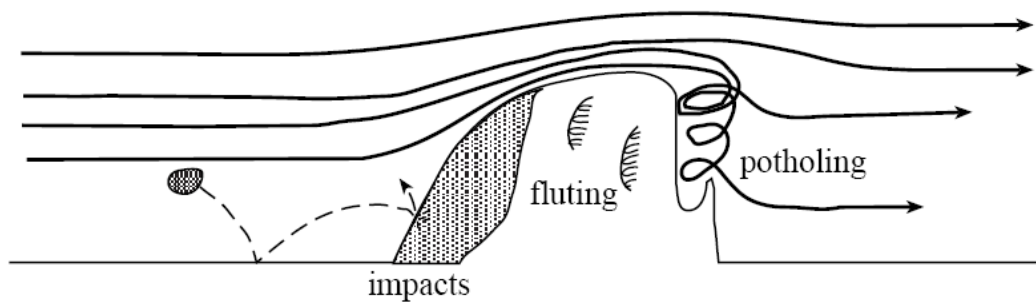


圖 2.3 磨蝕沖蝕示意圖(Whipple, et al., 2000)

Sklar and Dietrich(1997,1998)指出河床載之動能會在相互碰撞下或與在床面滾動之碎屑撞擊而削減，且在多數流域系統中，河床載沉積料只佔總輸送沉積料之5~10%。基於上述原因與現地勘查發現沖刷集中於障礙物之下游側且由懸浮載所造成，Whipple, et al.(2000)認為在能量較大之河流系統中，河床載磨蝕沖刷(abrasion by saltating bedload)較無重要性。

Graham(1987)認為懸浮載沖蝕效應受局部河床地形之影響，因不規則之地形易於產生渦流，而渦流造成穴蝕使懸浮載沖蝕效應更為顯著。局部區域機制之交互作用也直接影響了岩床之下切，在節理較發達之區域由 plucking 作用造成表面不規則之岩床，使紊流得以發展並形成 abrasion 之作用。反之，裂隙少之完整岩石經由 abrasion 與壺穴作用之磨損，至其間隙小到足以使裂隙發展，而由 plucking 作用將其抽離(Whipple, et al., 2000)。

### 2.2.3 顆粒跳躍衝擊 (saltation)

Whipple, et al.(2000)認為顆粒跳躍衝擊之河床載磨蝕效應較無重要性，在能量較小之河川區域才可能有較為明顯之影響，並將顆粒跳躍衝擊造成之影響歸納為對 plucking 機制之貢獻。但對岩性軟弱之底床，即使弱面並不發達，較大顆粒彈跳的破壞效果與程度仍可能顯著 (Whipple & Tucker, 1999)。

Foley(1980)指出當沉積料撞擊岩床時，部分之動能消耗於撞擊造成之岩床面破裂進而使岩床材料得以移除，磨蝕下切速率因此可假設與沉積料輸送率成正比。Bitter(1963a,b)噴砂磨損(sandblasting effect)之模型，將磨損分為兩類：(1)低角度撞擊造成之切削模損(cutting wear)，(2)高角度撞擊(垂直岩床面速度分量)造成岩床面變形與疲勞破壞之變形磨損(deformation wear)。Foley(1980)則利用此模型將總磨蝕速率表達為以上兩者效應之綜合。

Sklar & Dietrich(2004)認為顆粒跳躍衝擊造成之河床載磨蝕為常見且有時為主控岩床沖刷之沖刷機制，其原因有以下數種：(1)所有河流皆有沉積料之輸送，(2)其它沖刷機制需在某些限制條件下才發生，(3)顆粒撞擊是將水流能量轉於岩床之良好方式，(4)實驗中量測到顆粒撞擊造成之岩床磨損。由於多數地形演化之模型皆使用單一與簡化之沖刷定理，將影響沖刷下切之諸多因子混合於一組參數中表達，



且不與任何一種沖刷機制有直接關連，此類模型難以應用於真實之地形條件。因此針對顆粒跳躍衝擊沖刷機制，提出單一岩床沖刷機制之物理模型。

Sklar & Dietrich 之模型考慮與水流平行之理想化河道受顆粒跳躍衝擊，假設流經斷面之顆粒皆為相同大小之圓球，且所有河床載之運動方式皆為顆粒彈跳，另外如滾動與滑動之運動方式所造成之沖刷量則視為不明顯，如圖 2.4 所示(灰色區域為沉積料附蓋並提供底層岩床保護之區域)。可將岩床沖蝕下切率( $E$ )以基本關係式表示為： $E = V_i \cdot I_r \cdot F_e$ ，式中  $V_i$  為單次塊體撞擊之平均脫離塊體體積， $I_r$  為單位時間在單位面積上發生之顆粒撞擊率， $F_e$  為未受沉積料覆蓋之出露岩床比例。沉積料覆蓋層之範圍取決於粗顆粒供應量與河床載輸送能力之比值( $q_s/q_t$ )，顆粒撞擊速度與撞擊頻率則與彈跳軌跡相關(圖 2.5)，可由超額剪應力之經驗公式估算，得到複合關係式：

$$E = \frac{0.08R_b g Y}{k_v \sigma_t^2} q_s \left( \frac{\tau^*}{\tau_c^*} \right)^{-1/2} \left( 1 - \frac{q_s}{q_t} \right) \left( 1 - \left( \frac{u_s}{w_f} \right)^2 \right)^{3/2} \quad (2.4)$$

式中  $R_b = \rho_s / \rho_w - 1$ ， $\rho_s$  與  $\rho_w$  分別為顆粒與水之單位重、 $g$  為重力加速度、 $Y$  為楊氏模數、 $k_v$  為岩石沖蝕參數、 $\sigma_t$  為岩石張力強度、 $\tau^*$  與  $\tau_c^*$  分別為無因次床面剪應力與臨界剪應力、 $u_s$  與  $w_f$  分別為橫向與垂直向之平均撞擊速度。

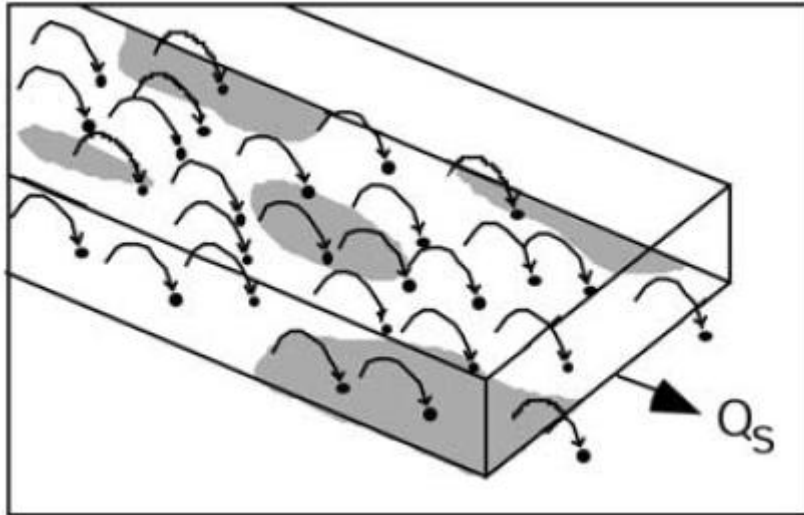


圖 2.4 理想化顆粒跳躍沖蝕示意圖(Sklar & Dietrich, 2004)

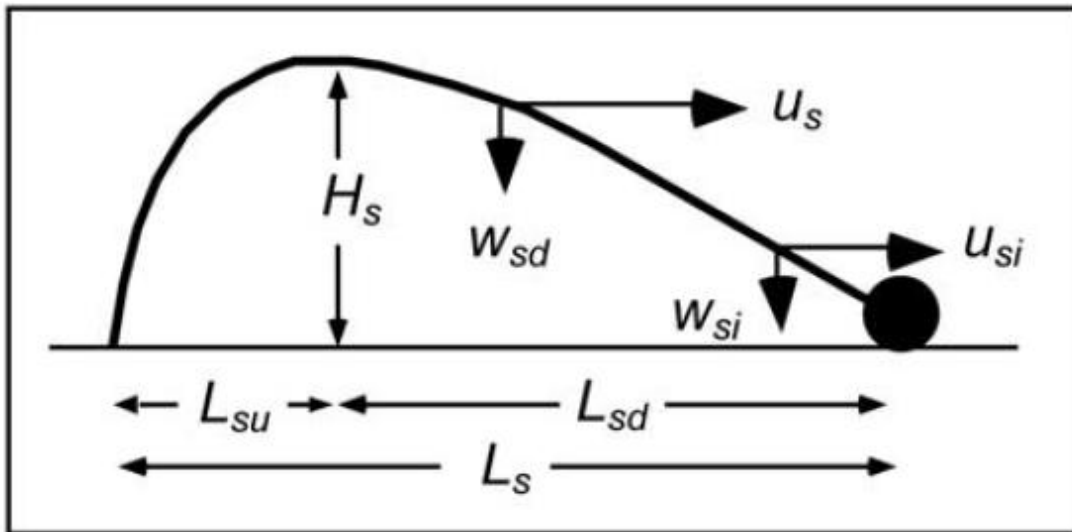


圖 2.5 顆粒彈跳運動軌跡(Sklar & Dietrich, 2004)

Gilbert(1877)認為沉積料供應一方面扮演磨蝕出露岩床面之工具效應(tool effect)，另一方面也可扮演限制岩床出露之覆蓋效應(cover effect)，與 Sklar & Dietrich 模型相互呼應，因此最大之磨蝕下切率發生於中等之沉積料供應率。最有效率且能造成工具效應之顆粒大小為，

足以成為河床載而非隨流水漂浮之懸浮載，卻又不至於過大而無法受流水輸送之中等大小顆粒。此外，剪應力增加，顆粒撞擊能量也增加，但同時造成撞擊頻率下降，因此最大磨蝕下切率也發生於中等等級之超額剪應力狀況下。沉積料供應、粒徑大小、與剪應力為此岩床下切模型之基本控制條件。

## 2.2.4 穴蝕 (cavitation)

當底床岩性屬於強度高且無發達節理之完整岩盤，此時岩床沖蝕必須以磨蝕或穴蝕方式進行。水流在河道遇到障礙物或階狀落差時，沖蝕多集中於下游側，雖產生之沖蝕多源於懸浮載之磨蝕效應，穴蝕效應之影響也不可忽略，下游側壺穴與滑槽之產生即與渦流狀況下之穴蝕相關(Whipple, et al., 2000)。

穴蝕之成因為水中之氣泡，當氣體受水流包覆形成氣泡，受水流導引進入水壓較高處時，在接近岩床表面處氣泡爆裂瓦解，則造成穴蝕破壞。可利用穴蝕起始指標(cavitation inception index  $\sigma$ )判斷穴蝕發生之可能性：

$$\sigma = \frac{P_0 - P_v}{\frac{1}{2}\rho U_0^2} \quad (2.5)$$

式中

$P_0$ ：靜水壓力，

$P_v$ ：汽化壓力，

$\rho$ ：流體密度，

$U_0$ ：自然流速 (free – stream velocity)。

依照此定律，判斷穴蝕之發生以穴蝕起始指標低於 1 時為準則。

Whipple, et al.(2000)卻觀察到在雷諾數較高時( $10^5 \sim 10^6$ )，即便穴蝕起始指標高達 3~4，穴蝕之情況還是發生，且穴蝕在指標約 2~3 時也屬常見。特別在渦流造成之滑槽處，由於滑槽局部之壓力可輕易降至平均動態壓力之下，穴蝕發生之機會大增。

## 2.3 抗沖蝕能力指標 – Erodibility Index

沖蝕過程時常由不同沖蝕機制交互作用形成，且既有沖蝕模型無法有效評估沖蝕之過程。因此 Annandale(1995)提出一種適用於不同水流與河床材料特性之簡易沖蝕評估方法，稱為抗沖蝕能力指標 (Erodibility Index)，本節將分別介紹其原理與評估方法。

### 2.3.1 簡介

以往學者對沖蝕行為之研究大多偏重於水流條件或地質條件其中一項，而 Annandale(1995)認為分析沖蝕行為時應等值並重地考量水流與地質條件，由侵蝕能力與抵抗能力兩者均衡的進行評估。沖蝕現象發生與否由沖蝕門檻將其區分，此門檻值連結了侵蝕能力與抵抗

能力，當侵蝕能力剛好達到抵抗能力時，意謂著沖蝕過程之開始。

Annandale(1995)使用指標參數表達水流之侵蝕能力(Erosive Capacity of Water)，以抗沖蝕能力指標(Erodibility Index— $K_h$  value)表示河床材料抵抗水流沖蝕之能力，以及兩者之門檻值關連(Threshold Relationship)，進而提出抗沖蝕能力指標方法。此評估方法透過河床條件給定其抗沖蝕能力指標，並與作用於河床之水流侵蝕能量比較，評估沖蝕現象是否發生。

### 2.3.2 水流侵蝕能力與岩床材料特性

#### (一)水流侵蝕能力

水流侵蝕能力在某些程度上是難以確定的，基本方法是使用指標參數(indicator parameter)將其相對強度進行定量。指標參數需能正確表達水流侵蝕能力之變化，同時必須能夠經由簡單換算獲得。Annandale(2006a)提出，河床沖蝕現象大多集中發生於水流湍急之情況下，因此他認為在紊流情況下形成之壓力波動(fluctuating pressure)為造成沖蝕行為之主因。壓力波動與能量消散(energy dissipation)存在一正比關係，而能量消散可使用流功(stream power)表示，因而選擇以流功為指標參數表示水流之侵蝕能力。其餘常用之指標參數如剪應力也可使用，選擇以流功為指標參數則因其與壓力波動之關聯較為相

近。

流功即為水流實際作用於岩床侵蝕所消耗之能量，單寬流量之能量耗損  $P$  能以水之單位重  $\gamma$ 、單寬流量  $q$  及能量損耗  $\Delta E$  之乘積表示為一通式：

$$P = \gamma q \Delta E \quad (2.6)$$

單寬流量之能量耗損  $P$  定義為單寬流量下作用於單位面積上之能量，其單位為  $KW/m^2$ 。

水流條件在現實中有各種不同型式，如水流越頂(headcut)、跌水衝擊(hydraulic jump)、自然明渠(open channel)等不同流況，皆可使用此通式之形態推導出相對應之水流侵蝕能量。

## (二) 岩床材料特性

Kirsten(1982)以 Barton(1974)之 Q-System 岩體評分方法為基礎建構了抗沖蝕能力指標，僅針對岩塊與弱面進行評估，主要適用於估計岩床抵抗抽離之能力。如前所述，Whipple, et al.(2000)認為當底床裂隙與岩層較多時，沖蝕行為以岩塊抽離方式為主，故此處特別探討節理岩體(jointed rock)之特性與對岩體抵抗沖蝕能力之影響。

### 1. 節理岩體特性(整理自 Annandale, 2006b)

探討節理岩體受沖蝕行為之影響時，需考慮岩體整體之性質，不

只考慮岩石之強度，尚需考慮弱面對岩石抵抗沖蝕能力之影響。整體來說，影響抵抗沖蝕能力之岩體特性有岩石強度、塊體大小與形狀、弱面特性。而弱面特性包含節理組數量、節理間距與位態(joint spacing & orientation)、節理開裂間距(joint aperture spacing)與填充物(filling)、粗糙度(roughness)等。

岩石之強度決定了較大之完整岩盤能否受水流侵蝕而破裂形成較小之岩塊，才可由水流將其帶離。幾乎所有岩石表面皆有弱面存在，不同之弱面特性對岩石抵抗沖蝕之能力有不同的影響。節理組數量越多，代表岩體受節理組切割形成更為破碎之塊體，而節理間距越小越相近，塊體大小也因此相對降低，則提高受水流抽離之可能。節理開裂間距越大，塊體越容易被攜出。節理之粗糙度與填充物性質影響了其間之剪力阻抗，也因此影響了抵抗沖蝕之能力。塊體之形狀與位態也影響了水流將塊體攜出之難易程度，細長塊體較方形塊體難以脫離，塊體之傾向若與水流方向相同，則水流較易由底部穿透並將塊體舉起而使塊體脫離，如圖 2.6 所示。

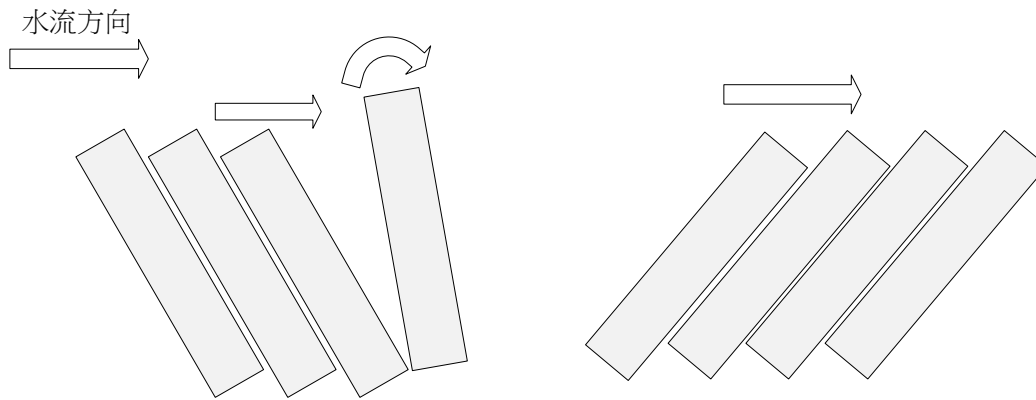


圖 2.6 塊體傾向對抵抗沖蝕能力之影響(Annandale, 2006b)

當岩床表層之單向裂隙(close-ended fissure)受床面壓力波動衝擊而使裂隙擴展連通，岩床破裂形成較小且鬆脫之岩塊。此離散單元以接觸方式與相鄰岩塊連結，其對抗沖蝕之能力由各單元之自重與單元間所能產生之摩擦力決定，而在淨壓力波大於岩塊之抵抗能力時，塊體將被抽離，如圖 2.7 所示。圖中 $F_{up}$ 為上舉力、 $F_{down}$ 為床面水壓、 $Wg$ 為塊體自重、 $F_{s1}$  &  $F_{s2}$ 為剪力阻抗。



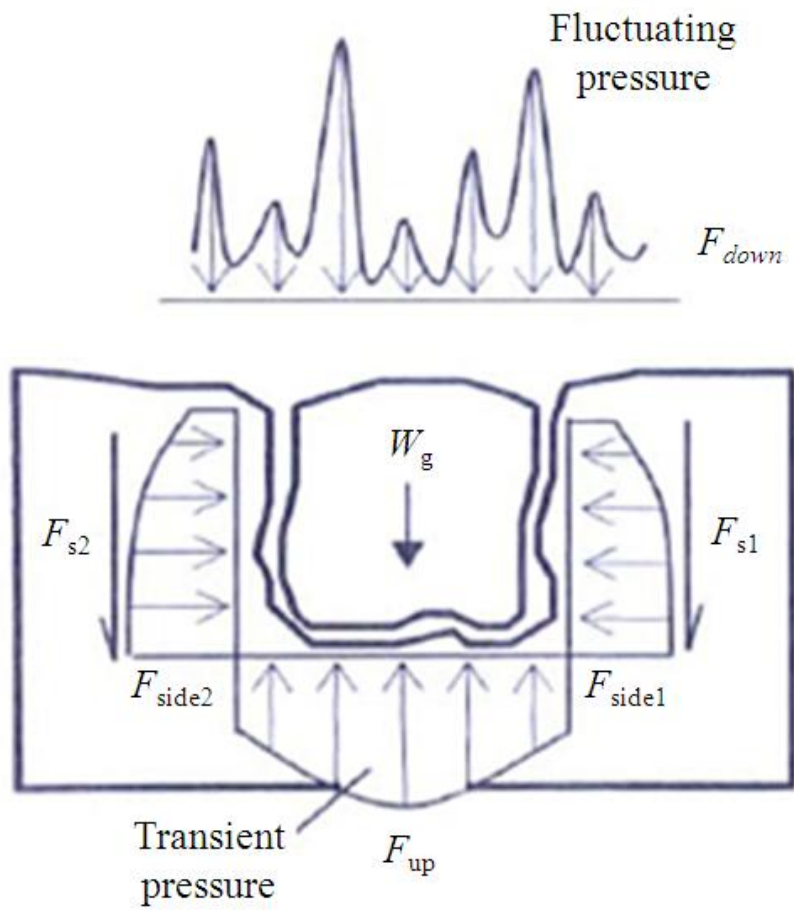


圖 2.7 岩塊攜出作用力示意圖(Annandale, 2006b)

在 $\Delta t$ 之時間內作用於塊體之各種力量可以下式表達(Bollaert, 2002)：

$$\int_0^{\Delta t} (F_{up} - F_{down} - Wg - F_{s1} - F_{s2}) dt = F_{\Delta t} = mv_{\Delta t} \quad (2.7)$$

式中 $F_{\Delta t}$ 為淨壓力、 $m$ 為岩塊質量、 $v_{\Delta t}$ 為塊體受力產生之平均速度。當淨壓力方向朝上時，此力量總和所能造成塊體上舉之高度： $h = \frac{v_{\Delta t}^2}{2g}$ ，式中 $g$ 為重力加速度。Bollaert(2002)提出，當塊體上舉高度超過塊體高度之一半時( $0.5 \leq h_{up}/z_b < 1$ )，塊體較有可能受水流抽離(圖 2.8)，

並以塊體細長比( $z_b/x_b$ )與塊體上舉比例( $h_{up}/z_b$ )作圖，發現在細長比不超過 1:2 時，塊體上舉比例較易達到抽離之可能範圍 0.5 以上。

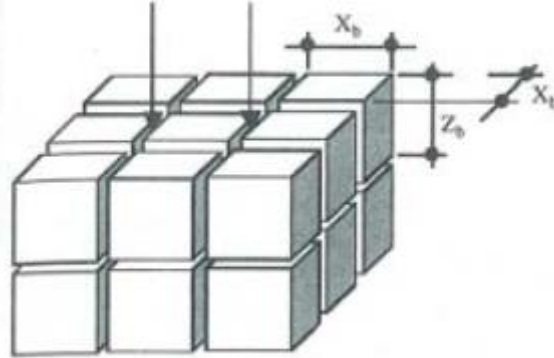


圖 2.8 Bollaert 岩塊尺寸示意圖(Annandale, 2006b)

## 2. Erodibility Index – $K_h$ 值

抗沖蝕能力指標(Erodibility Index)顧名思義是將材料抵抗水流侵蝕的能力量化的指標，將影響材料抵抗力之參數進行評分，抗沖蝕能力指標  $K_h$  值則可表達為四項參數之乘積：

$$K_h = M_s \cdot K_b \cdot K_d \cdot J_s \quad (2.8)$$

式中  $M_s$  為材料強度參數、 $K_b$  為尺寸參數、 $K_d$  為抗剪強度參數、 $J_s$  為構造條件參數。 $K_h$  值由各項參數評分後之乘積得到，此值越大代表材料抵抗沖蝕之能力越高。

Annandale(1995)引用上述 Kirsten(1982)所建立之評分系統，擴展可評估之材料範圍，將材料依不同特性分為岩石(Rock)、凝聚性土壤(Cohesive soils)與非凝聚性土壤(Non-cohesive soils)，所有土壤與岩石

材料皆包含在內。以下分別介紹抗沖蝕能力指標各參數之評分方法：

(1) 材料強度參數(Mass strength number,  $M_s$ )

材料強度與  $M_s$  值有正相關之關係，對岩石材料而言，評估強度參數時使用無圍壓縮強度(UCS)做為參考依據， $M_s$  值計算方式如下：

$$M_s = C_r \cdot (0.78) \cdot (\text{UCS})^{1.05} \quad \text{when UCS} \leq 10\text{MPa} \quad (2.9)$$

$$M_s = C_r \cdot (\text{UCS}) \quad \text{when UCS} > 10\text{MPa} \quad (2.10)$$

式中：

UCS：無圍壓縮強度，

$C_r$ ：相對密度係數， $C_r = \frac{g \cdot \rho_r}{27 \times 10^3}$ ，

$g$ ：重力加速度，

$\rho_r$ ：岩塊密度( $\text{kg}/\text{m}^3$ )。

除了使用無圍壓縮強度計算  $M_s$  外，也可採用建議之表格透過簡易之現場判斷查表得到  $M_s$  值(表 2.1)。另外，凝聚性土壤之  $M_s$  值以剪力強度為參考依據(表 2.2)，當剪力強度超過 750kPa 視為岩石材料。非凝聚性土壤則以標準貫入試驗 SPT-N 值作為參考依據(表 2.3)，當 SPT-N 值超過 80 視為岩石材料。

表 2.1 岩石材料  $M_s$  值(Annandale, 2006b)

Hardness	外表識別	UCS (MPa)	$M_s$
Very soft rock	Material crumbles under firm(moderate) blows with sharp end of geological pick and can be peeled off with a knife; is too hard to cut tri-axial sample by hand.	小於 1.7	0.87
		1.7~3.3	1.86
Soft rock	Can just be scraped and peeled with a knife; indentations 1 mm to 3 mm show in the specimen with firm(moderate) blows of the pick point.	3.3~6.6	3.95
		6.6~13.2	8.39
Hard rock	Cannot be scraped or peeled with a knife; hand-held specimen can be broken with hammer end of geological pick with a single firm(moderate) blow.	13.2~26.4	17.70
Very hard rock	Hand-held specimen breaks with hammer end of pick under more than one blow.	26.4~53.0	35.0
		53.0~106.0	70.0
Extremely hard rock	Specimen requires many blows with geological pick to break through intact material.	大於 212.0	280.0

表 2.2 凝聚性土壤  $M_s$  值(Annandale, 2006b)

Consistency	外表識別	剪力強度 (kPa)	$M_s$
Very soft	Pick head can easily be pushed in up to the shaft of handle. Easily molded by fingers.	0~80	0.02
Soft	Easily penetrated by thumb; sharp end of pick can be pushed in 30~40 mm; molded by fingers with some pressure.	80~140	0.04
Firm	Indented by thumb with effort; sharp end of pick can be pushed in up to 10 mm; very difficult to mold with fingers. Can just be penetrated with an ordinary hand spade.	140~210	0.09
Stiff	Penetrated by thumbnail; slight indentation produced by pushing pick point into soil; cannot be molded by fingers. Requires hand pick for excavation.	210~350	0.19
Very stiff	Indented by thumbnail with difficulty; slight indentation produced by blow of pick point. Requires power tools for excavation.	350~750	0.41

表 2.3 非凝聚性土壤  $M_s$  值(Annandale, 2006b)

Consistency	外表識別	SPT-N 值	$M_s$
Very loose	Crumbles very easily when scraped with geological pick.	0~4	0.02
Loose	Small resistance to penetrate by sharp end of geological pick.	4~10	0.04
Medium dense	Considerable resistance to penetration by sharp end of geological pick.	10~30	0.09
Dense	Very high resistance to penetration of sharp end of geological pick – requires many blows of pick for excavation.	30~50	0.19
Very dense	High resistance to repeated blows of geological pick – requires power tools for excavation.	50~80	0.41

(2) 顆粒或塊體尺寸參數(Block or particle size number,  $K_b$ )

$K_b$  值由岩體的岩心岩石品質指標 RQD 與節理組數參數  $J_n$  來定義：

$$K_b = \frac{RQD}{J_n} \quad (2.11)$$

其中  $5 \leq RQD \leq 100$ ， $1 \leq J_n \leq 5$ 。

當沒有鑽孔取樣時，RQD 值可用經驗公式推估：

$$RQD = \left(105 - \frac{10}{D}\right) \quad (2.12)$$

式中：

D 為平均塊體尺寸， $D = (J_x \cdot J_y \cdot J_z)^{0.33}$  (m)，

$J_x$ 、 $J_y$ 、 $J_z$  分別為 xyz 三個方向上之平均節理間距。

節理組參數  $J_n$  則可由表 2.4 查得。RQD 越大、節理組數越少則塊體尺寸( $K_b$ )越大，岩體越完整，因此抗侵蝕能力越高。

當材料為凝聚性土壤時， $K_b = 1$ ，而非凝聚性土壤之  $K_b$  值可由顆粒粒徑求得：

$$K_b = 1000D^3 \quad (2.13)$$

表 2.4 節理組參數  $J_n$ (Annandale, 2006b)

節理組數	Joint set number ( $J_n$ )
完整、無、很少節理/裂隙	1.00
一組節理/裂隙	1.22
一組節理/裂隙與隨機	1.50
兩組節理/裂隙	1.83
兩組節理/裂隙與隨機	2.24
三組節理/裂隙	2.73
三組節理/裂隙與隨機	3.34
四組節理/裂隙	4.09
複合組數節理/裂隙	5.00

(3) 弱面或顆粒間抗剪強度參數(Discontinuity/interparticle bond shear strength number,  $K_d$ )

$K_d$  值由岩體之節理面粗糙度參數(Joint roughness number,  $J_r$ )與節理改變參數(Joint alteration number,  $J_a$ )來定義：

$$K_d = J_r / J_a \quad (2.14)$$

節理面粗糙度參數  $J_r$  代表開裂節理分離之兩面間的粗糙度，受到不連續面形狀之影響，如圖 2.9 所示。依據節理的兩面是否分離進行判斷，之後再依不同之接觸面形狀查表 2.5 而得。

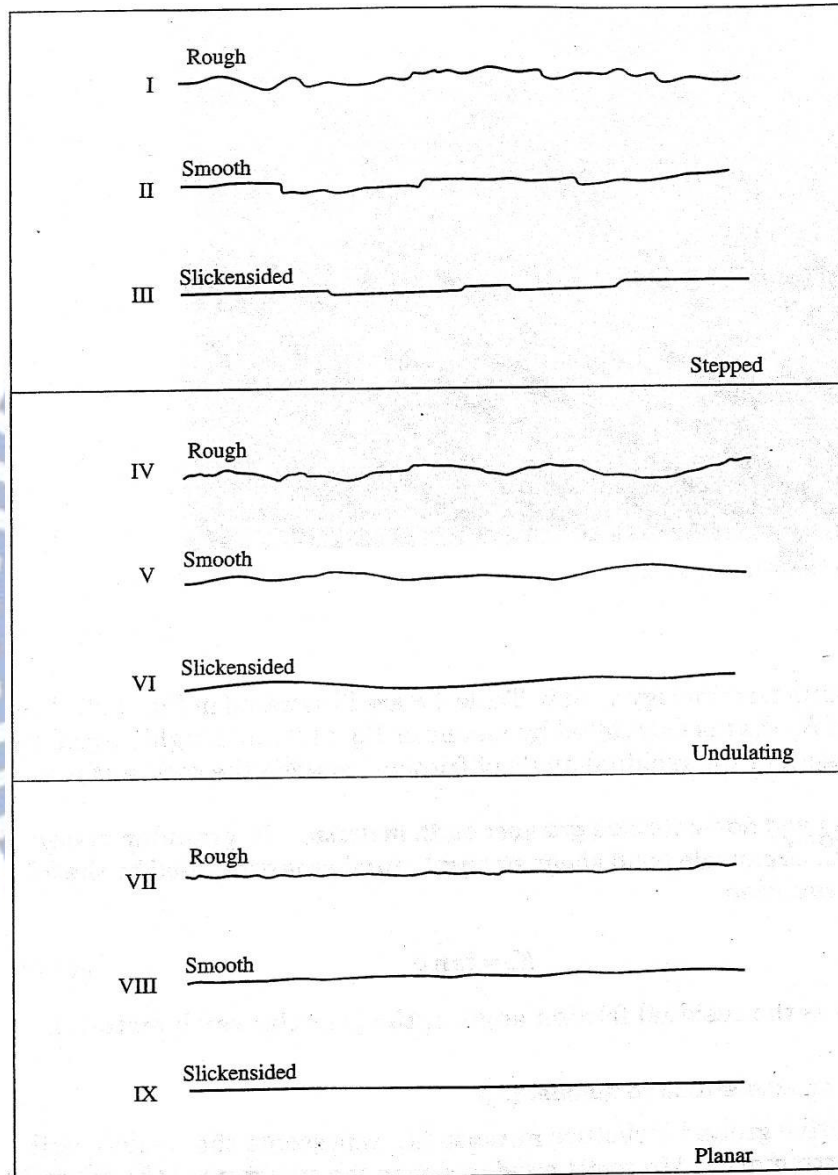


圖 2.9 節理面粗糙度示意圖(Annandale, 2006b)



表 2.5 節理面粗糙度參數  $J_r$ (Annandale, 2006b)

Joint separation	Condition of joint	Joint roughness number ( $J_r$ )
Joints/fissures tight or closing during excavation	Stepped joints/fissures	4.0
	Rough or irregular, undulating	3.0
	Smooth undulating	2.0
	Slickensided undulating	1.5
	Rough or irregular, planar	1.5
	Smooth planar	1.0
	Slickensided planar	0.5
Joints/fissures open and remain open during excavation	Joint/fissures either open or containing relatively soft gouge of sufficient thickness to prevent joint/fissure wall contact upon excavation.	1.0
	Shattered or micro-shattered clays	1.0

節理改變參數  $J_a$  與節理面空隙內之填充材料相關，如植生、鏽染、凝聚性或非凝聚性材料等，會影響不連續面之摩擦力。判斷節理分離之程度後，再依填充材料之性質查表 2.6 得到此參數。

表 2.6 節理改變參數  $J_a$  (Annandale, 2006b)

Description of gouge	Joint alteration number( $J_a$ )		
	Joint separation(mm)		
	1.0	1.0~5.0	5.0
Tightly healed, hard, non-softening impermeable filling	0.75	--	--
Unaltered joint walls, surface staining only	1.0	--	--
Slightly altered, non-softening, non-cohesive rock mineral or crushed rock filling	2.0	2.0	4.0
Non-softening, slightly clayey non-cohesive filling	3.0	6.0	10.0
Non-softening, strongly over-consolidated clay mineral filling, with or without crushed rock	3.0	6.0	10.0
Softening or low friction clay mineral coatings and small quantities of swelling clays	4.0	8.0	13.0
Softening moderately over-consolidated clay mineral filling, with or without crushed rock	4.0	8.0	13.0
Shattered or micro-shattered(swelling) clay gouge, with or without crushed rock	5.0	10.0	18.0

凝聚性與非凝聚性土壤則因沒有節理存在，顆粒間之抗剪強度參數由殘餘摩擦角 $\phi$ 計算：

$$K_d = \tan(\phi) \quad (2.15)$$

(4) 地盤構造條件參數(Relative ground structure number,  $J_s$ )

地盤構造條件參數受水流方向、主要節理傾向(塊體長軸方向)及塊體形狀之影響。主要節理傾向與水流方向相同時，水流較易由底部

穿透並將塊體舉起而使塊體脫離(見圖 2.6)。岩塊之形狀影響因子則採用節理間距比(Ratio of joint spacing,  $r$ )表示岩塊形狀對抵抗侵蝕能力之影響，如圖 2.10 所示。當主要節理傾向與水流方向相反時，呈現塊體越細長抵抗侵蝕之能力越強之趨勢，而當主要節理傾向與水流方向相同時，則因細長塊體較易傾倒，而形成塊體越細長水流越容易由底部穿透舉起塊體，造成塊體越易脫離之趨勢。

判斷河流流向與主要節理傾向後，依塊體形狀因子(節理間距比  $r$ )查表 2.7 可得  $J_s$  值。當材料為完整材料(intact material)時，取  $J_s = 1$ 。在塊體細長比超過 1:8 時，則取  $J_s$  為 1:8 時之數值。

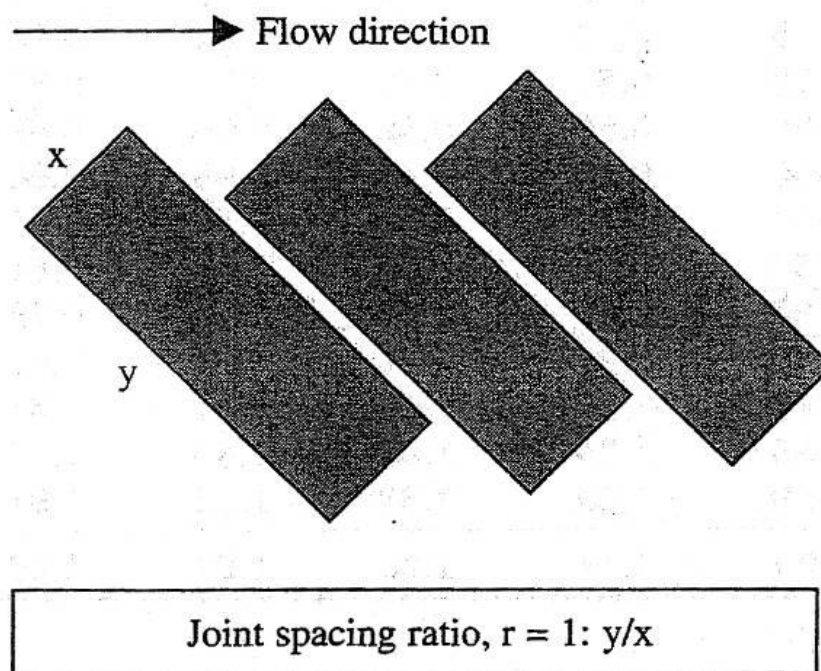
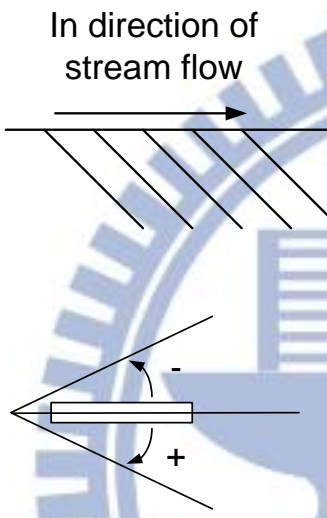
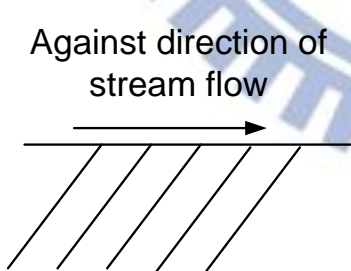


圖 2.10 岩塊細長比(Annandale, 2006b)

表 2.7 地盤構造條件參數  $J_s$ (Annandale, 2006b)

間距較相近之節理組傾向 (degrees)	間距較相近 之節理組傾 角 (degrees)	節理細長比 $r$				
		1:1	1:2	1:4	1:8	
180/0	垂直 90	1.14	1.20	1.24	1.26	
 <p>In direction of stream flow</p>	89	0.78	0.71	0.65	0.61	
	85	0.73	0.66	0.61	0.57	
	80	0.67	0.60	0.55	0.52	
	70	0.56	0.50	0.46	0.43	
	60	0.50	0.46	0.42	0.40	
	50	0.49	0.46	0.43	0.41	
	40	0.53	0.49	0.46	0.45	
	30	0.63	0.59	0.55	0.53	
	20	0.84	0.77	0.71	0.67	
	10	1.25	1.10	0.98	0.90	
	5	1.39	1.23	1.09	1.01	
	1	1.50	1.33	1.19	1.10	
	0/180 (角度旋轉起點)	水平 0	1.14	1.09	1.05	1.02
	 <p>Against direction of stream flow</p>	-1	0.78	0.85	0.90	0.94
-5		0.73	0.79	0.84	0.88	
-10		0.67	0.72	0.78	0.81	
-20		0.56	0.62	0.66	0.69	
-30		0.50	0.55	0.58	0.60	
-40		0.49	0.52	0.55	0.57	
-50		0.53	0.56	0.59	0.61	
-60		0.63	0.68	0.71	0.73	
-70		0.84	0.91	0.97	1.01	
-80		1.26	1.41	1.53	1.61	
-85	1.39	1.55	1.69	1.77		
-89	1.50	1.68	1.82	1.91		
180/0	垂直-90	1.14	1.20	1.24	1.26	

### 2.3.3 沖蝕啟動門檻

Annandale(1995)提出，沖蝕現象發生與否由沖蝕啟動門檻將其區分，此門檻值連結了水流之侵蝕能量與材料之抵抗力，並維持兩者之平衡。水流侵蝕能量由流功(P)表示，材料之抵抗能力則由抗沖蝕能力指標之函數  $f(K_h)$  表示，在侵蝕能量剛好達到材料之抵抗能力時，兩者之沖蝕門檻關係式可表示為：

$$P = f(K) \quad (2.16)$$

當  $P > f(K)$  時，則有可能發生沖蝕現象，反之則不發生沖蝕。

Annandale(1995)藉由蒐集 150 例美國農務署(USDA)與南非不同河床性質之現地資料以建立沖蝕啟動門檻關係。分別估算各處之水流侵蝕能量與河床抗沖蝕能力指標  $K_h$  值評分，並由現地觀測評估是否發生沖蝕行為，將資料點分為發生沖蝕與不發生沖蝕。將各資料點繪製於以  $K_h$  值為橫軸、能量耗損率為縱軸之圖表(圖 2.11)，可清楚劃分出發生沖蝕與不發生之分界，此分界即為連結侵蝕力與抵抗力之沖蝕啟動門檻。

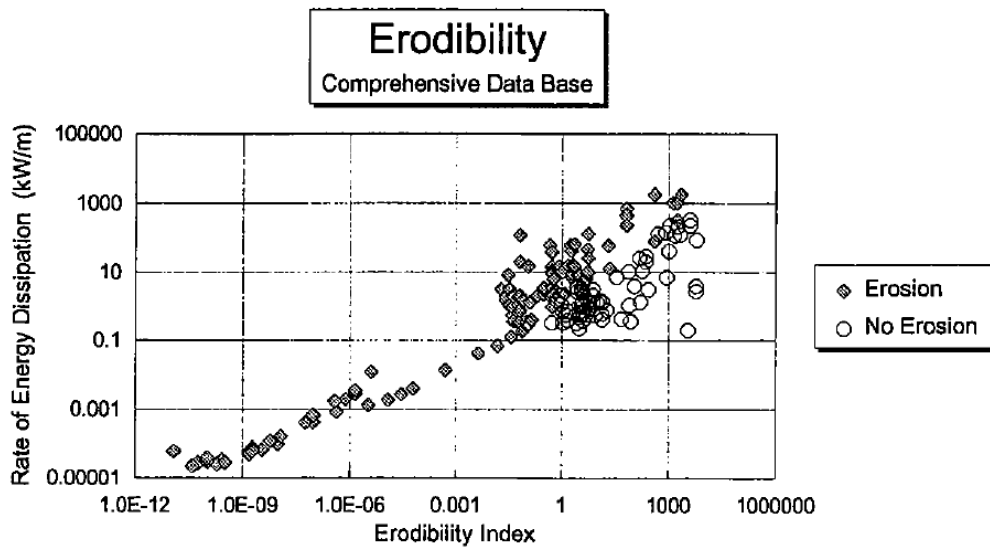


圖 2.11 Erodibility Index 沖蝕啟動門檻(Annandale, 1995)

圖中左側之資料點為抗沖蝕能力指標  $K_h$  值較小之顆粒性材料，而右側之資料點為  $K_h$  值較大之岩石材料。因此 Annandale(1995)將左右兩側之沖蝕啟動門檻，以  $K_h$  值為 0.1 作為分界點，得到兩沖蝕啟動門檻關係式：

$$P_c = 0.48(K)^{0.44} \quad \text{for } K \leq 0.1 \quad (2.17)$$

$$P_c = K^{0.75} \quad \text{for } K > 0.1 \quad (2.18)$$

式 2.17 為非凝聚性顆粒材料之沖蝕啟動門檻，如圖 2.12 所示；式 2.18 為岩石材料之沖蝕啟動門檻，如圖 2.13 所示。

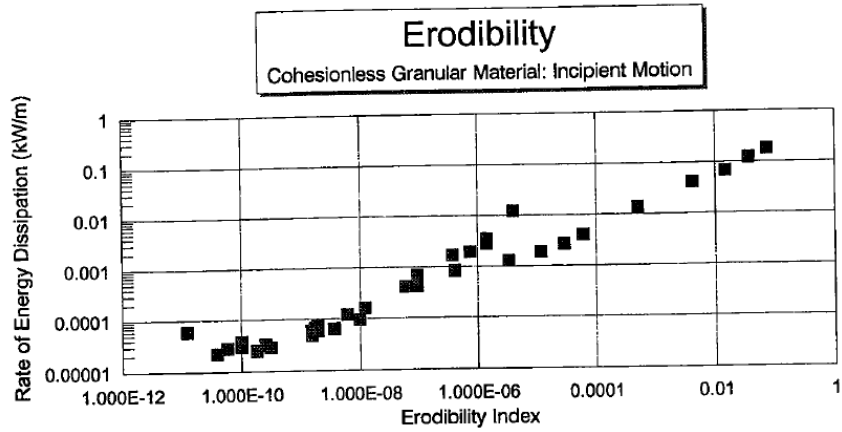


圖 2.12  $K \leq 0.1$  沖蝕啟動門檻(Annandale, 1995)

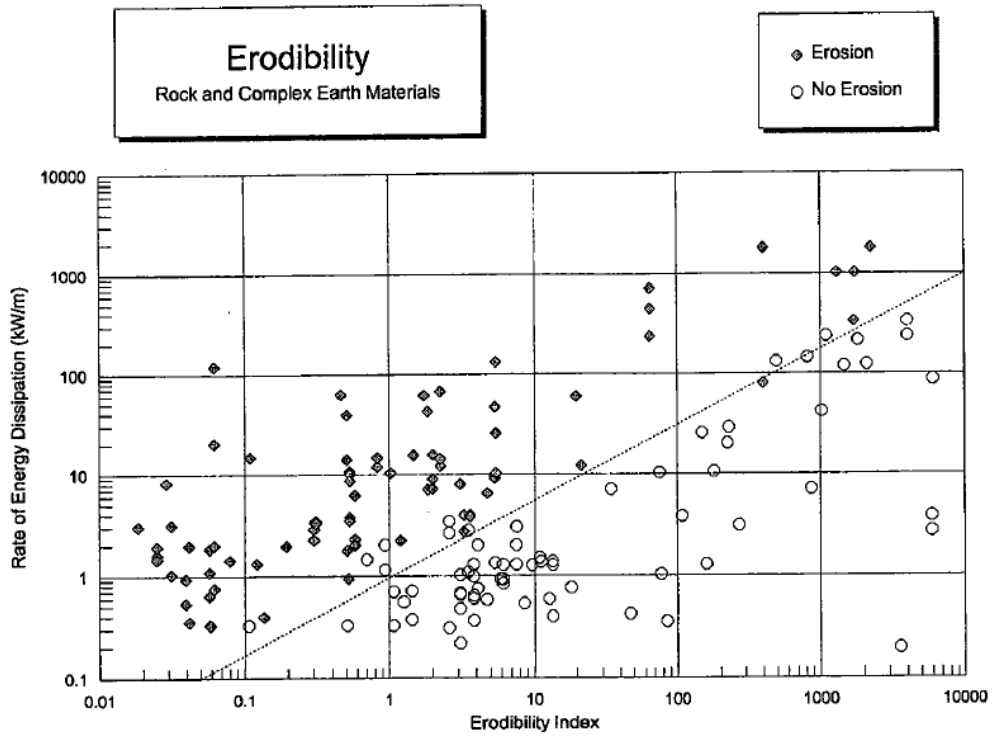


圖 2.13  $K > 0.1$  沖蝕啟動門檻(Annandale, 1995)

其他學者也相繼進行抗沖蝕能力指標之研究(Temple & Moore, 1994; van Schalkwyk et al., 1995; Kirsten et al., 1996)，各自發展出不同之沖蝕啟動門檻關係。Temple & Moore(1994)表達水流侵蝕能量之單

位與其他研究不同，較難利用其結果進行比較，且不發生沖蝕之資料樣本數量不足，得到之沖蝕啟動門檻關聯過高。Kirsten et al.(1996)嘗試以單一門檻值關聯涵蓋所有河床材料範圍，van Schalkwyk et al.(1995)則建立不同條件下，不同沖蝕程度之分界。Annandale(2006b)整理各項研究，相互比較之結果顯示 Annandale(1995)與 van Schalkwyk et al.(1995)所建立之門檻值關係大致相符且趨於保守，故較適用於沖蝕行為之評估。

#### 2.3.4 評估方法

水流侵蝕能量與材料抵抗能力經由沖蝕啟動門檻關係連結，此評分方法即可廣為使用。欲評估是否發生沖蝕行為，僅需將河床條件進行  $K_h$  值評分，並與估算之水流侵蝕能量值(P)依  $K_h$  值分界標註於圖 2.12 或圖 2.13 上，若標註位置位於啟動門檻之上則可能發生沖蝕現象，反之，若位於啟動門檻之下，則不發生沖蝕。另外也可在  $K_h$  值評分後，利用沖蝕門檻關係之推估公式(式 2.17 & 2.18)，計算啟動沖蝕所需之流功臨界值，若現地估算之水流侵蝕能量大於此臨界值則可能發生沖蝕行為。

Greimann & Vandeburg(2008)引用 Annandale(1995)提出之臨界流功( $P_{cri}, \frac{W}{m^2}$ )概念推導臨界剪應力( $\tau_{cri}, Pa$ )之計算方法，將臨界流功與臨



界剪應力之關係表示為：

$$\tau_{\text{cri}} = \left[ \frac{P_{\text{cri}} \sqrt{\rho}}{7.66} \left( \frac{k_s}{R} \right)^{1/6} \right]^{2/3} = \left[ \frac{P_{\text{cri}} \sqrt{\rho}}{7.66} \right]^{2/3} \cdot \left( \frac{k_s}{R} \right)^{1/9} \quad (2.19)$$

式中  $\rho$  為水密度， $R$  為水力半徑， $k_s$  為粗糙度。 $(k_s/R)^{1/9}$  之影響範圍只介於 0.6~0.9。

若使用剪應力為代表水流侵蝕能力之指標參數時，可在  $K_b$  值評分後以沖蝕啟動門檻值推估公式得到臨界流功( $P_{\text{cri}}$ )，再由此轉換公式換算為臨界剪應力( $\tau_{\text{cri}}$ )。啟動門檻值得到臨界流功( $P_{\text{cri}}$ )之單位為  $\text{KW}/\text{m}^2$ ，需先換算為  $\text{W}/\text{m}^2$  再代入轉換公式，換算得到臨界剪應力( $\tau_{\text{cri}}$ )之單位為  $\text{Pa}$ 。

## 2.4 Discrete Element Method (DEM) 數值模擬分析方法

本研究使用美國 Itasca 公司所發展之 UDEC(Universal Distinct Element Code)數值分析程式為工具，針對節理岩體(jointed rock)之不同特性進行模擬分析，探討影響岩床沖蝕之岩塊抽離機制的各項因子。UDEC 是利用個別元素法(Distinct Element Method)撰寫而成之二維數值分析程式，屬於離散元素法(Discrete Element Method)之範疇，主要用於非連續體之模擬分析。

節理岩體之特性為富含弱面與裂隙，其行為模式除岩石強度外尚

受弱面之特性影響，可歸類為非連續體之分析模式。UDEC 程式最初建立之目的即為結合由不連續面分離之剛性或可變形塊體，以進行非連續體靜態或動態之模擬分析，因此本研究選用 UDEC 程式為數值模擬分析工具。以下將非連續體數值模擬分析之方法、軟體工具與應用分別做介紹。

### 2.4.1 方法簡介

連續體與非連續體主要差異在於非連續體之塊體間有接觸點或介面存在。進行非連續體模擬分析時，必須同時掌握塊體之行為模式與不連續面之行為模式此兩項不連續系統之特性，而連續體之模擬分析方法如邊界元素法(Boundary Element)、有限元素法(Finite Element)等，為了模擬非連續體材料之行為而使用特殊元素代表非連續體間之介面，也因此在某些方面受到限制：(1)當許多介面相互交錯時可能導致方法失效，(2)可能無法自動辨識新產生之接觸點，(3)只能容許較小之位移量與旋轉。離散元素法(Discrete Element Method)就是為了因應非連續體之特性及應用所產生之模擬分析方法。

離散元素法(Discrete Element Method)最初建立之目的是用於節理岩體邊坡之穩定性分析，其特色為不連續面上允許大量之位移與旋轉，包括完全脫離之狀態，且程式計算過程中必須能夠自動辨識新產生之

接觸點，如此才能表現非連續體之重要行為與機制。離散元素法 (Discrete Element Method) 中非連續體以離散塊體之集合呈現，由不連續面將其切割。個別之塊體可為剛性(rigid)或可變形(deformable)材料，可變形之塊體又切割成有限差分元素網格，各切割元素由指定之應力—應變定律控制。塊體間之不連續面則視為各塊體之介面，屬於邊界條件而非特殊元素。不連續面上之接觸點依其在正方向之行為模式也可分為軟性接觸點(soft-contact approach)與剛性接觸點(hard-contact approach)。軟性接觸點需考慮接觸點或節理間之正向勁度，而硬式接觸點則完全不允許內部之貫穿。不連續面間正向與剪向之相對運動則由力-位移定律控制。

基於離散元素法(Discrete Element Method)對非連續體模擬分析之特性，現已發展出各種不同之非連續體數值模擬分析程式，且發展至其他研究領域之應用，如流質學(particle flow)、顆粒性材料之微觀力學、岩石與混凝土之裂隙發展、節理岩體之力學問題等。UDEC 程式不適合用於顆粒性材料之模擬分析，因微小顆粒間之交互作用扮演了相當重要之角色，可使用 PFC<sup>2D</sup> 程式進行此類微觀問題之模擬。若需了解模型在三維幾何條件下之反應，則可選用 3DEC 或 PFC<sup>3D</sup> 等程式。

## 2.4.2 非連續體數值模擬分析工具

目前以離散元素法(Discrete Element Method)為基礎架構之非連續體數值分析程式可分為四種類型：

1. 個別元素法(Distinct Element Method)：塊體可為剛性或可變形塊體，接觸點為可變形接觸點。較具代表性之軟體工具有 TRUBAL(1979)、UDEC(1980)、3DEC(1988)、3DSHEAR(1988)、PFC<sup>2D & 3D</sup>(1995)等。
2. Modal Method：剛性塊體之狀況下與個別元素法類似，可變形塊體則使用疊加(modal superposition)之運算方式，適用於弱面較不密集之非連續體模擬分析。屬於此類型之數值分析程式為 CICE(1985)。
3. 不連續變形分析(Discontinuous Deformation Analysis)：塊體可為剛體或可變形塊體，接觸點則為硬式接觸點，不允許內部之貫穿。DDA(1989)即屬於此類型之分析程式。
4. Momentum - Exchange Methods：塊體與接觸點皆為剛性(rigid)利用相鄰塊體接觸時之動量交換進行運算。

各類型 DEM 數值分析程式之特性可由下圖 2.14 綜合歸納。

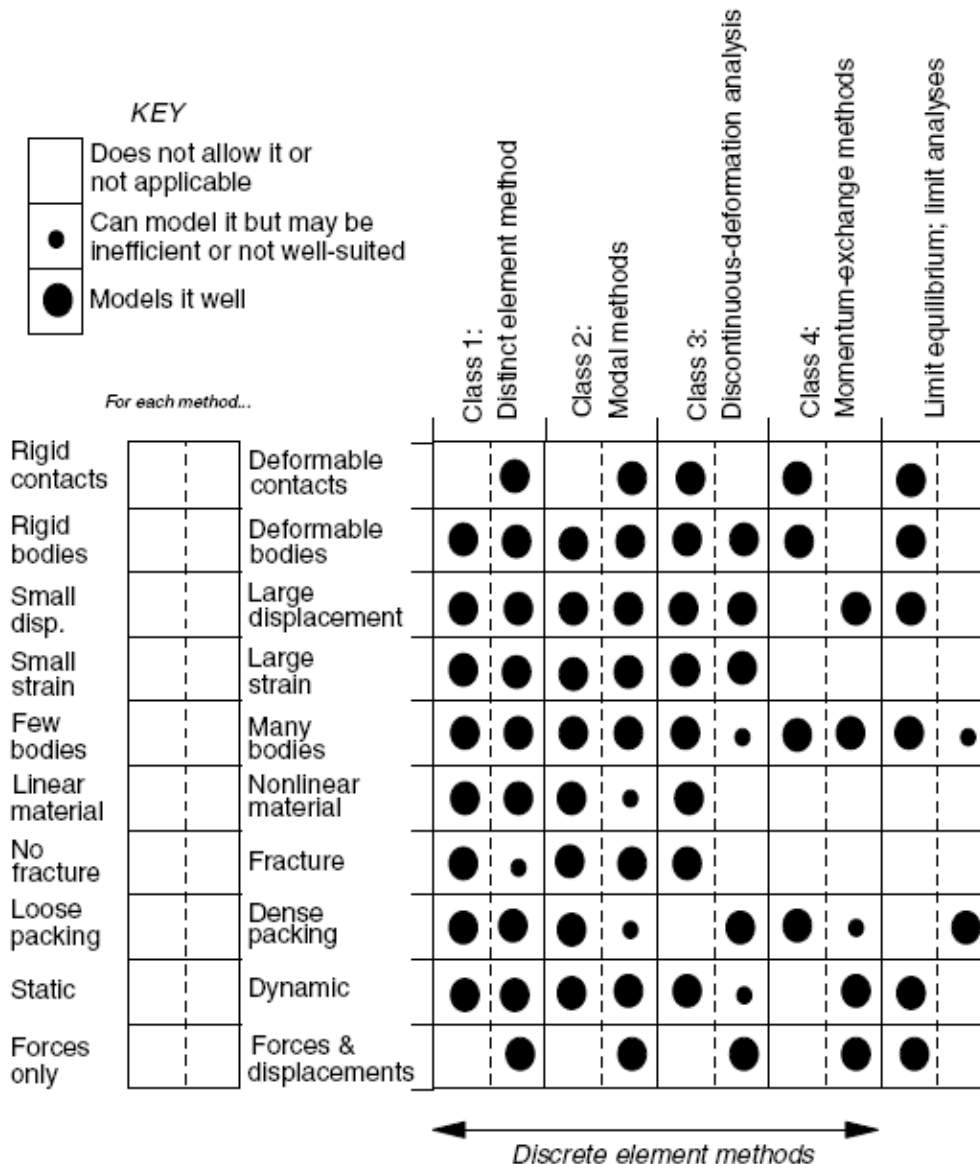


圖 2.14 DEM 數值分析程式特性(Itasca, 2004)

### 2.4.3 非連續體數值模擬應用案例

非連續體之運動與相互碰撞等行為通常難以用理論之解析方法解答，又由於時間、經費等限制，也時常無法由實驗得到結果，因此各類型 DEM 數值分析程式之應用相當廣泛。Jing & Stephansson(2007) 回顧超過 200 篇文獻，整理歸納並將應用於岩石工程之 DEM 數值模

擬以不同領域分為：地質構造與行為、地下開挖之穩定性、礦場、放射性廢料棄置及滲流問題。以下依此分類分別介紹各領域國內外之相關應用：

## 1. 地質構造與行為

DEM 方法可進行地質行為之物理性試驗的模擬分析，同時也可應用於全尺寸之問題研討(Cundall & Hart,1992a,b)，也因此地質構造與行為之相關應用最為廣泛，且可細分為地殼變動(Crustal Deformation)、地震、大地應力(Rock Stresses)、邊坡穩定等問題。

地殼變動方面，Rosengren & Stephansson(1993)利用 UDEC 模擬冰河作用，探討大型破裂帶之應力及位移之狀態。Finch et al.(2003)建立 2D 之 DEM 模型，模擬斷層引致之摺皺(fault-propagation folds)，探討底層岩盤抬升傾角與覆蓋沉積岩之強度對摺皺之影響(圖 2.15)。由於 DEM 模擬可容許造之大量變位，也因此能比較強度不同之覆蓋沉積層在模型中之反應，此模型中同時模擬了斷層之脆性變形機制與皺摺之延展性變形機制。

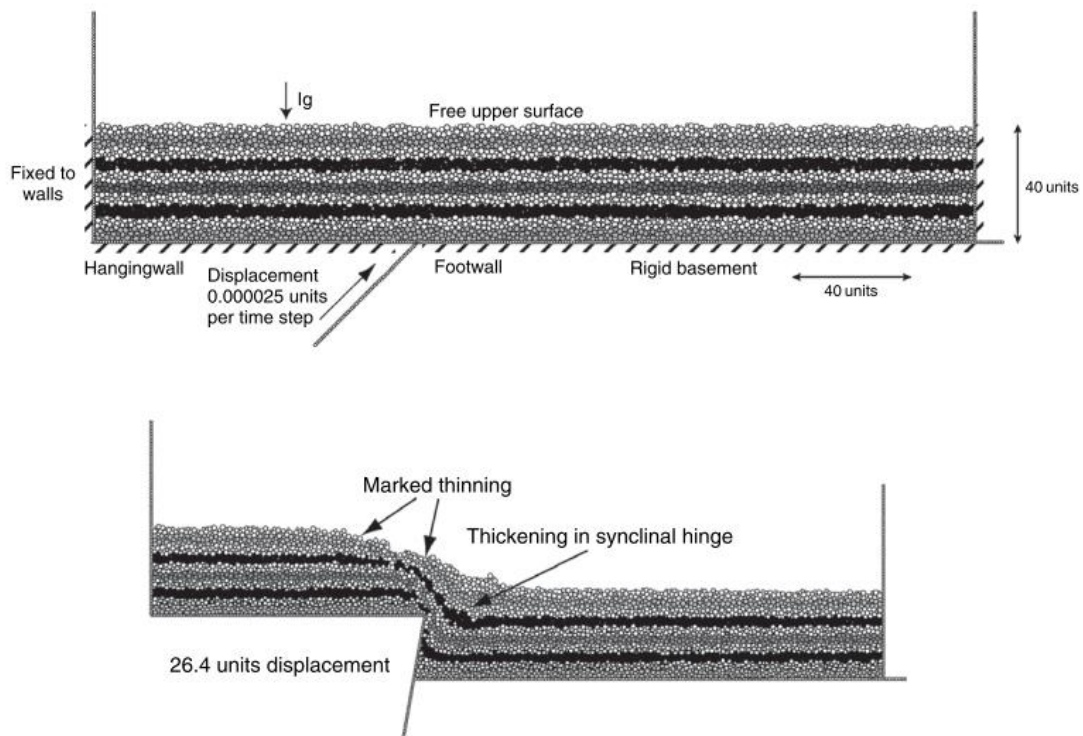


圖 2.15 斷層引致褶皺之 DEM 數值模型(Jing & Stephansson, 2007)

地震問題則為動態之模擬分析，DEM 可呈現真實時間之位移與應力、峰後行為及應力波傳遞，且可模擬幾何形態複雜之斷層破壞與地震機制，包含交錯之斷層間的相互影響，因此為探討破碎岩體動態之問題的良好工具(Jing & Stephansson, 2007)。Lorig & Hobbs(1990) 展示 DEM 模擬斷層摩擦滑動(frictional sliding)與黏滯滑移(stick-slip)行為的能力，並建議周圍岩體可採用邊界元素法(Boundary Element Method) 進行模擬。Cai et al.(2000) 利用 LDDA(Lagrangian Discontinuous Deformation Analysis)模擬規模 7.8 之泰山大地震，模擬結果顯示在斷層處之位移量最大且隨距離增加而減少，此與實地觀察

及量測相符。陳春華(2008)使用 DDA 分析方法模擬集集地震造成之草嶺邊坡崩塌以了解其破壞行為，發現摩擦角為影響較大之因子，且在低摩擦角時模擬結果與現地崩塌後之地形相當符合。

岩石中之應力無法直接量測，必須間接地經由擾動岩體而得到，如鑽孔後再量測岩體之反應。由於岩石中之應力通常使用連體力學描述，Chandler & Martin(1994)使用有限差分法(Finite Difference Method) FLAC 程式與 DEM 之 UDEC 程式同時建立數值模型進行大地應力之模擬分析。結果顯示 FLAC 與 UDEC 模型分析之大地應力結果相近，雖在淺層處皆高估水平應力，但大致與實際量測值相符，證實簡單之數值模擬可估計大地應力狀態，因此在較深層無法量測之應力狀況也應可由數值模擬分析估算。蘇秋樺(2005)使用 UDEC 程式模擬天然氣及石油場域開發工程中，鑽井井壁的穩定性問題。模擬時使用不同之水平大地應力比，發現隨著水平大地應力相差越大，塊體在最大水平應力方向之位移也隨之提升，且井壁的不穩定顯著增加，在最小水平應力方向之節理則產生閉合現象，使得位移減少。

岩坡穩定性由破裂面位態、裂隙之持續性、粗糙度、強度與水壓等因素決定。岩坡之不穩定通常由滑動造成，且多數由既存之破裂面控制，並由於天然岩坡之塊狀特性(blocky)，因此這類問題適合以 DEM 方法進行模擬(Vengeon et al., 1996)。Adachi et al.(1991)、Hsu &



Nelson(1995)、Esaki et al.(1999a,b)皆利用 UDEC 程式模擬分析岩坡之穩定性問題，Ishida et al.(1987)則利用 UDEC 分析岩坡破壞之傾倒(toppling)模式。張嘉興(2004)採用 UDEC 程式進行岩石邊坡之穩定分析，以實際量測之斷面及節理弱面資料建立網格，模擬現地之地質構造情況。所進行的分析包括不同初始應力  $K$  值之影響，及地震力或水壓力作用時對邊坡所造成之影響等。

## 2. 地下開挖之穩定性

現代都市的繁榮發展致使土地需求之擴展，由於環保因素與經濟考量，因此地下空間成為替代之選擇。地下構造物之設計需考量周遭岩體之應力及位移，DEM 為分析此種問題之良好方法，且由於地下開挖必須使用支撐物，數值模型必須能充分表現支撐物與岩體間之交互作用(Jing & Stephansson, 2007)。隧道與地下岩石洞穴(rock caverns)為較普遍之地底構造物，利用數值方法分析各階段之穩定性可確保施工與使用的安全性。

隧道開挖安全問題最重要的即為隧道表面之穩定性，在較軟弱之岩石條件下可使用不同支撐方式維持隧道表面穩定，常見之支撐與加勁材料有岩栓、鋼條、金屬網、噴凝土等。Kamata & Mashimo(2003)利用離心機模擬重力進行隧道穩定性試驗，並與 UDEC 數值模擬結

果相互比較。使用 UDEC 進行模擬時，利用離心機模擬隧道在無支撐時破壞之形狀做為對照，可對數值參數進行校準。當數值模擬無支撐之破壞形狀與離心機相符時，則使用此時之參數與節理條件進行岩栓加勁之模擬(圖 2.16, 2.17)。離心機與 UDEC 數值模擬結果皆顯示岩栓長度需為一半之隧道直徑，才能維持隧道表面之穩定性。

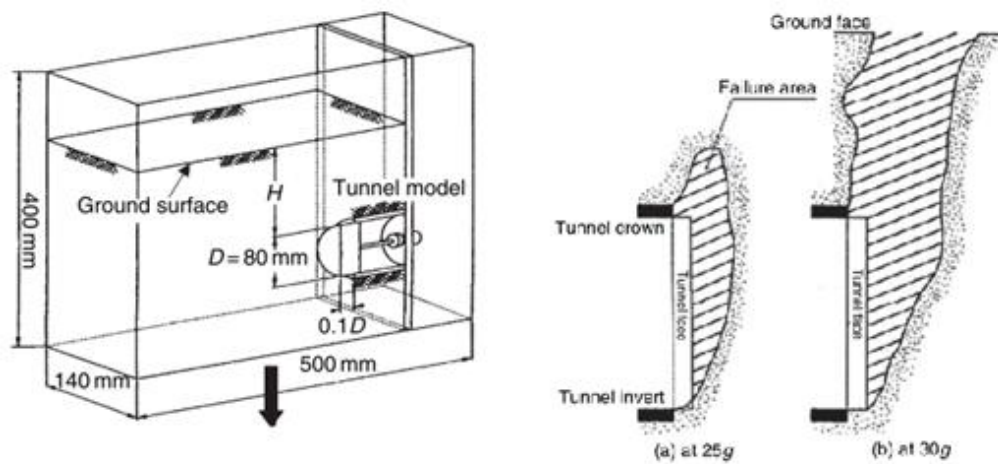


圖 2.16 隧道穩定性試驗離心機模型與破壞形式(Jing & Stephansson, 2007)

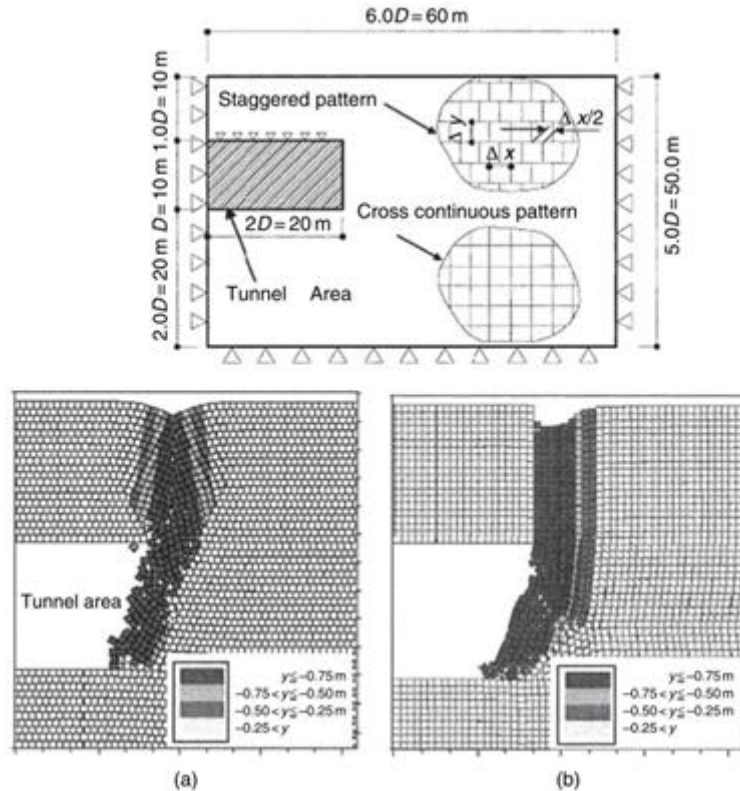


圖 2.17 UDEC 數值模型與破壞形狀比對(Jing & Stephansson, 2007)

地下岩石孔穴提供儲存空間或可用於公共建設設施，其設計與施工之主要目標為減少週遭岩石擾動、以最理想之幾何條件加強結構自身穩定性、並滿足長期之機能性，理想之位置應避開主要裂隙或破裂帶。Akky et al.(1994)、Barton et al.(1991, 1994)、Bhasin et al.(1996)等人使用 UDEC 模擬分析地下孔穴之設計，Dasgupta et al.(1995)利用三維分析程式 3DEC 模擬檢視剪裂帶對水力電廠之影響。Chryssanthakis & Barton(1995)利用非線性 UDEC-BB 模式模擬地下運動場各階段施工時之穩定性。

### 3. 礦場

採礦時必須由地表開鑿入口通道到達礦物所在處並進行開採，礦場之型式可分為露天礦場與地下礦坑，主要由礦物所在位置決定，而礦物體分佈形態、礦物與週遭岩體之裂隙及強度性質決定了開採方式之選擇。在不同開採階段，可進行大量數值模擬分析以幫助礦場規劃與控制開採時造成週遭岩體之變形與變位。

在露天礦場，增加開採坡度可提升開採量而使利潤相對上升，但提升開採坡度也影響了岩石邊坡之穩定性且造成破壞風險增加。露天礦場不常利用岩栓加勁穩定邊坡，因此邊坡設計完全根據地質構造與邊坡之幾何條件完成。不同形狀之岩塊滑動破壞為最常見之破壞模式，此等破壞模式由於位移量大，適宜以 DEM 方法進行模擬分析。Hencher et al.(1996)利用 UDEC 模擬礦場坡腳複雜之破壞模式，Zhu et al.(1996) & Coulthard et al.(1997)利用 UDEC 與 3DEC 模擬分析礦場邊坡之穩定性問題。

地下礦坑開挖之數值模型必須能考慮岩不同岩石種類及特性與時間和空間上開採順序之差異，Cundall & Hart(1992b)、Hart(1990)回顧不同 DEM 方法，認為個別元素法(Distinct Element Method)最適用於深開挖與地下礦坑之重要機制模擬。Jing & Stephansson(1991)以 3DEC 對瑞典一處地下礦坑進行模擬，測試生產力較高之開採方法。

歸納數值分析之結果，他們認為連續體分析不適用於此類模擬，且二維數值模型可能無法適當表達地下礦坑複雜之構造。

#### 4. 放射性廢料棄置

地底儲存為放射性廢料永久棄置方法之一，而儲存系統之安全性為最重要的考量，尤其必須注意岩體中之裂隙所造成的影響。由於核廢料棄置問題並無完整解答(closed-form solution)，全尺寸試驗又受限於空間與較長時間需求，因此數學模型或數值方法為核廢料棄置問題主要之研究方式。Stephansson et al.(1996) & Stephansson et al.(2004)以節理岩體與緩衝材料內之熱—水—機械耦合分析(coupled thermo-hydro-mechanical processes)模擬核廢料棄置系統。Hansson et al.(1995) & Jing et al.(1997)利用三維 DEM 方法模擬探討棄置系統受循環之熱與冰河載重的影響，結果顯示冷熱循環效應對穩定性與安全性皆有嚴重之衝擊，並提出此類問題需要以完整之熱—水—機械—化學耦合模式進行分析。

#### 5. 滲流

岩體裂隙中之流體行為在核廢料棄置、地下儲存、流體傳輸及汙染擴散等問題皆有相當之重要性。早期 UDEC 只能模擬節理內穩態(steady-state)之受限流(confined flow)，Lemos & Lorig(1990)則發展出

機械—水流完全耦合分析之演算法，可模擬受限流與自由表面流 (flow with a free surface) 之穩態(steady-state)與瞬時(transient)流況。Gutierrez & Barton(1994)利用 UDEC 之機械—水耦合分析模式(Itasca, 1991)探討單一裂隙內水流與裂隙變形之特性，Kim & Lee(1995)也使用具耦合分析能力之 UDEC 模擬分析地下石油儲存孔穴之效能與穩定性。

Kemeny(2004)利用 UDEC 並藉由改變塊體內之凝聚力模擬岩橋聯通效應。顧承宇(2006)將不連續變形分析(DDA)應用於岩坡落石運動機制之模擬，並與三維雷射掃描技術整合，可確實反應現地地形，也能提升數值模擬之準確性，並為後續之應用提供良好之地形資訊。李佩鐸(2009)以 PFC<sup>3D</sup> 為工具，針對軟弱岩層進行虛擬岩床沖蝕試驗，以水流造成之床面剪應力及顆粒彈跳造成之撞擊力為沖蝕驅動作用力，探討軟弱岩床在不同的沖蝕機制下之沖蝕速率與影響因子。隨著 DEM 方法技術之進步，應用領域也越趨多元，提供各種問題更有效之評估能力。

## 2.5 文獻回顧總結

岩床之沖蝕行為可歸咎於水流侵蝕能力與岩床材料抵抗能力兩者間相互之影響，不同條件下產生不同之沖蝕形態與機制，難以使用

單一之沖蝕模型描述。岩床材料特性影響了抵抗侵蝕之能力，除了基本岩石強度差異外，尚需考慮弱面之影響。當節理與裂隙發達時，岩床較為破碎，造成抵抗水流侵蝕之能力降低，且在節理間距小於 1m 左右，由弱面切割形成之較小岩塊容易鬆脫而受水流抽離(Whipple et al., 2000)。

此類弱面發達之節理岩體屬於非連續體之範疇，因此本研究選用以非連續體數值分析為理論基礎之個別元素法(Distinct Element Method)撰寫而成之 UDEC 二維數值分析程式為模擬分析之工具。針對岩床沖蝕之岩塊抽離機制進行模擬分析，以河段尺度之虛擬沖蝕試驗探討節理岩體對沖蝕行為之影響，並搭配 Annandale(1995)所提出之抗沖蝕能力指標(Erodibility Index)做為對照，以期能對岩塊抽離機制之影響因子有較透徹之了解與掌握。

## 第三章 研究方法

本章介紹研究之方法，由模擬分析工具切入並講解運算分析之流程，最後將模擬分析探討流程與規劃列出。

### 3.1 節理岩體分析方法與工具

由於現地沖蝕速率之量測不易進行亦或需要較長時間之觀測，若欲探討影響現地沖蝕行為與速率之主要因子時，也不易控制單一之影響因子。室內試驗則必須建立能重現各種現地情況之試驗儀器，且必須取得有代表性之試驗樣本，不容易進行大量之沖蝕試驗。故本研究利用數值分析程式模擬節理發達之岩石河床受水流沖蝕之過程與速率，進而對各主要影響因子進行分析與探討。

當岩床屬於裂隙較多，且節理間距約為 1m 以下之節理岩體時，沖蝕行為由岩塊抽離機制主控(Whipple et al., 2000)。本研究即針對岩石河床沖蝕之岩塊抽離機制進行模擬分析，探討節理岩體影響沖蝕行為之各項因子。節理岩體之數值模擬可歸類為非連續體分析模式，而離散元素法(Discrete Element Method) 即為因應此類非連續體特性所產生之模擬分析方法。因此本研究選用以離散元素法為理論基礎之個別元素法(Distinct Element Method) 撰寫而成之 UDEC 二維數值分析程式為模擬分析之工具。



UDEC 程式由牛頓第二運動定律(Newton's Second Law) 計算塊體之運動，且在運算過程中可自動判別產生之新接觸點，配合力一位移定律(Force - Displacement law) 計算得到不連續面間之新接觸力，做為下一時階塊體所受之邊界外力值。因此具備模擬岩塊在靜態或動態條件下產生即時位移之能力，並可模擬岩塊大量位移與轉動行為。

本研究採用 UDEC 4.0 版(Itasca, 2004)，此版本之 UDEC 具備「fish」指令功能，可外掛於輸入檔中，執行較複雜之運算與量測紀錄。Cundall(1985) 發展出適用於三維分析模式之 3DEC，可分析節理岩體之三向度行為，本研究因考量時效性並未採用。

## 3.2 UDEC 程式簡介

### 3.2.1 UDEC 程式基本理論

UDEC 程式係根據分離元素法所撰寫而成，此法將岩體詮釋為由許多個別塊體(block) 組合而成之集合體，塊體則由不連續面分開。不連續面可視為塊體間之界面，其在模型中之角色為邊界條件，而非特殊元素。

UDEC 程式之運算主要是根據牛頓第二運動定律(Newton's Second Law) 計算塊體之運動，由已知的作用力計算塊體之運動速度與位移，再配合力-位移定律(Force - Displacement law) 計算得到不連

續面間之新接觸力，做為下一時階塊體所受之邊界外力值。就剛性塊體而言，塊體質量與不連續面之勁度決定了時階的大小；對可變形塊體而言，則採用區域尺寸及包含完整岩石模數與接觸勁度所造成之系統勁度來決定時階之大小。UDEEC 程式每一時階之運算流程如圖 3.1 所示。

### 3.2.2 岩體材料行為與組成模式

UDEEC 程式中完整的岩體材料可假設為剛性或可變形體，一般而言，系統在承受低應力狀況下，產生破壞的主因由滑動或轉動所造成，可選擇剛性之完整岩塊材料模式；相對地，在高應力的狀況下，則可選擇採用可變形體材料模式來分析。岩體材料行為與不同之組成模式分述如下：

#### (一) 岩體材料行為(圖 3.1)

1. 剛性塊體：由輸入之外力值計算塊體中心點之合力與合力矩，再依運動定律求得塊體之加速度與旋轉加速度，即可決定下一時階中塊體之運動行為。
2. 可變形塊體：由輸入之塊體外力值，依 UDEEC 內部系統設定之三角形固定應變有線差分區(zone) 以及給定之塊體組合率，即可求得新的應力—應變行為，接著求得新的應力—應變行

為下塊體的合力與加速度，即可決定下一時階中可變形塊體之運動行為。

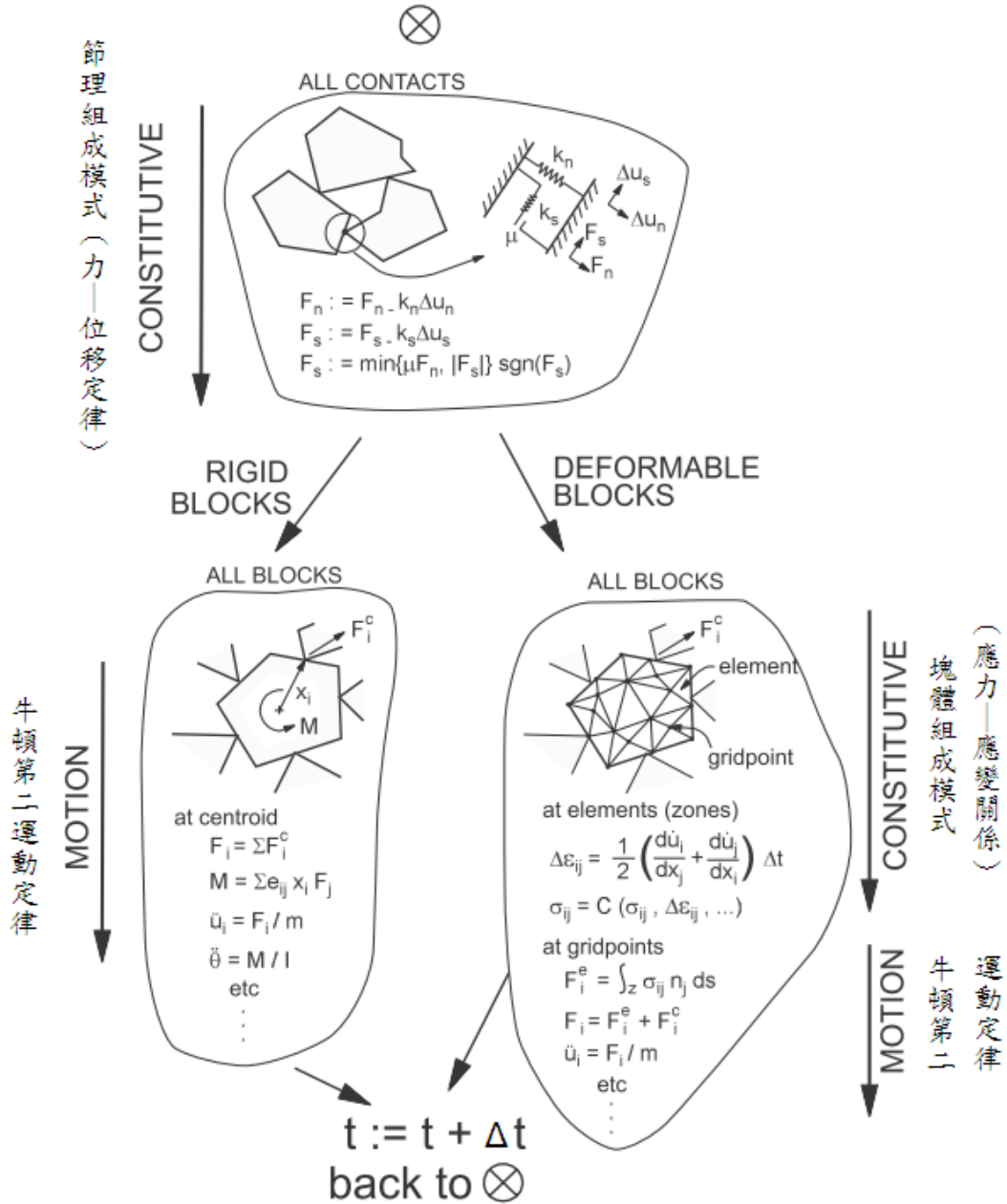


圖 3.1 UDEC 程式每一時階之運算流程(Itasca, 2004)

## (二) 岩體材料組成模式

在 UDEC 程式中提供了七種的材料組成模式供作不同的模擬狀況分析時使用：(1)零效模式(null)、(2)彈性等向模式(elastic isotropic)、(3)Drucker-Prager 塑性模式、(4)Mohr-Coulomb 塑性模式、(5)應變軟化/硬化模式(strain softening/hardening model)、(6)遍佈節理模式(ubiquitous joint model)、(7)雙重降伏模式(double-yield model)。

彈性等向模式適用於當滑動明顯沿著不連續面發生時，而完整岩體的破壞分析則可採用 Mohr-Coulomb 模式。表 3.1 列出各種組成模式分別適用的岩體材料及適用範圍可供參考。

表 3.1 UDEC 塊體組成模式(Itasca, 2004)

模式	適用材料	應用範圍
Null	沒有材料存在時	模擬孔穴、掘洞、開挖，可在往後階段重新填入材料
Elastic	均質、等向性連續體；線性應力-應變行為	節理岩體中，當塊體強度遠高於節理強度時；可計算安全係數
Drucker-Prager	應用有限、低摩擦角之軟弱黏土	為與有限元素程式比較之一般模式
Mohr-Coulomb	疏鬆及膠結粒狀材料	一般土壤、岩石之行為機制(如邊坡穩定分析或地下開挖)
Strain-softening/hardening	具非線性應變硬化或軟化之粒狀材料	研究破壞後之塑性行為
Ubiquitous joint	薄頁岩具強度異向性之材料	在密集成層材料中開挖
Double-yield	因壓力而造成永久體積縮小之輕微膠結粒狀材料	水力填築與土壩回填土石之評估

### 3.2.3 節理行為與組成模式

UDEC 程式在節理面的模擬上是假設兩個完整岩塊間的接觸面有許多接觸點，採用這些接觸點的性質來模擬節理面。接觸方式可依照完整岩塊為剛性或可變形體分為兩種：(1)剛性塊體是採角對角 (corner to corner) 及角對邊 (corner to edge) 的接觸方式，如圖 3.2 所示；(2)可變形體則將接觸邊上所有的網格點作為接觸點，網格越小時接觸點越多。

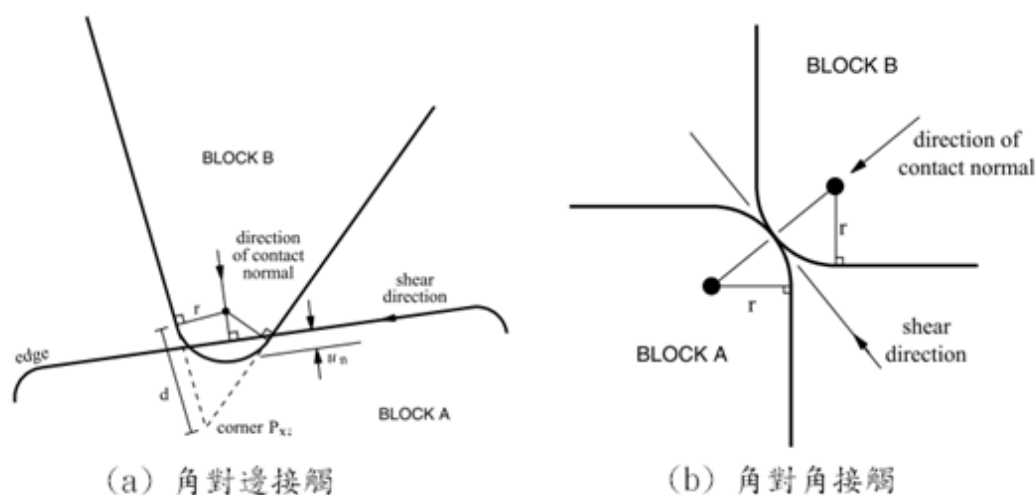


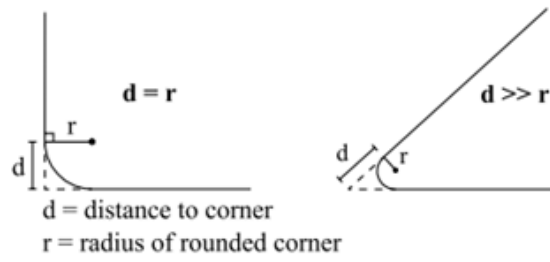
圖 3.2 角對邊或角對角之接觸方式 (Itasca, 2004)

由於接觸點模擬節理面的效果將影響數值分析結果，因此 UDEC 程式利用下列四種假設解釋破裂面上接觸點之力學行為：

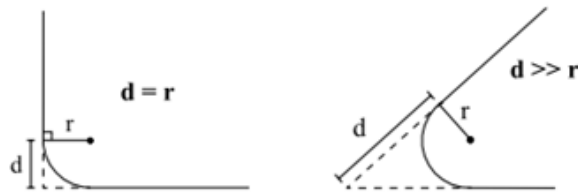
1. UDEC 程式無法辨識角對角之接觸方式，因此採圓角方式 (round) 進行模擬，以一定量邊長或半徑為修角基準，如圖 3.3 所示。
2. 圓角化僅對塊體間接觸點之力學計算有作用，其他計算及參數值

並無影響，而是以圓角化之前的完整塊體來運算。另外，所採圓角化的半徑大小將影響計算精度與運算時間，一般採用完整岩塊邊長的 1% 即能獲得良好的精度。

3. UDEC 程式會自動更新現有的接觸點，以避免完整岩塊滑動時接觸點消失造成計算錯誤，此方法將有助於動態的分析及模擬，其分析的方式是當完整岩塊滑動時，UDEC 程式更新功能自動產生許多新接觸點，刪除舊接觸點，並將舊的接觸點上所存放資料完全轉移至新接觸點上。
4. UDEC 程式對於面上之正向應力及剪應力計算方式是取用接觸點及接觸點至臨近接觸點間距離的一半為其長度，計算節理上的正向應力及剪向應力值，如圖 3.4 所示。



(a) rounding of corners using constant rounding length,  $d$



(b) rounding of corners using constant radius,  $r$

圖 3.3 圓角化之邊長基準 (Itasca, 2004)

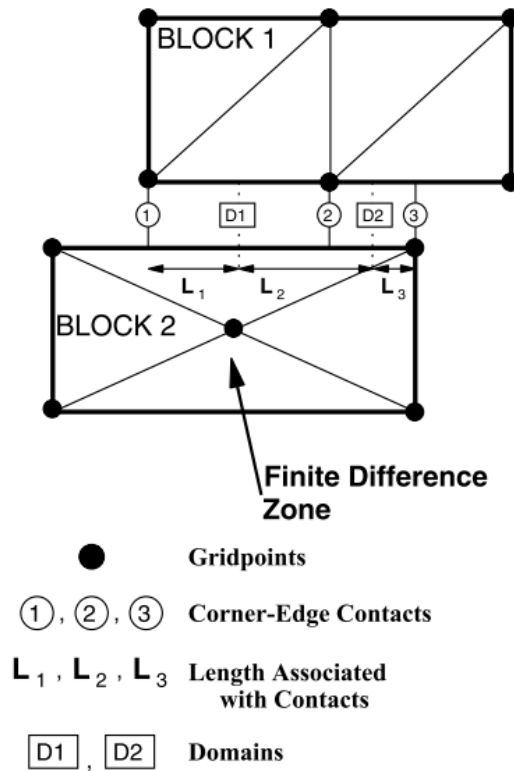


圖 3.4 邊對邊節理接觸方式 (Itasca, 2004)

## (一)節理行為分析

在 UDEC 程式中對於節理作用力計算，主要是根據應力－位移關係式，可分為下列兩項：

### 1. 正交方向：

在此方向作用之應力為正向應力，並假設其應力行為為線性且受正向勁度參數( $k_n$ ) 控制，其應力－變形關係可用以下數學式描述之：

$$\Delta\sigma_n = k_n \cdot \Delta u_n \quad (3.1)$$

其中 $\Delta\sigma_n$ 為正向應力增量， $\Delta u_n$ 為正向位移增量。由於 UDEC 程式採用軟性接觸，當所採用  $k_n$  值太小時，將會發生塊體重疊(overlap)現象。此外當節理發生張力現象，節理面上的正向應力小於節理面張力強度時，此時其正向應力值應等於零。

### 2. 剪力方向：

此方向為與節理平行之方向，於此方向作用之應力為剪向應力。剪向應力由剪向勁度參數( $k_s$ ) 控制，剪力強度則是受凝聚力  $c$  值以及摩擦角  $\varphi$  值所限制( $\tau_{\max} = c + \sigma_n \tan \varphi$ )，其剪應力與位移的關係可由下列二式來描述，如圖 3.5 所示。

$$\text{when } |\tau_s| \leq \tau_{\max} \Rightarrow \Delta\tau_s = k_s \cdot \Delta u_s^e \quad (3.2)$$

$$\text{when } |\tau_s| \geq \tau_{\max} \Rightarrow \tau_s = \text{sign}(\Delta u_s) \cdot \tau_{\max} \quad (3.3)$$



其中  $\Delta u_s^e$  為剪力位移增量之彈性分量， $\Delta u_s$  為總剪力位移增量  
(含彈性及塑性位移)。

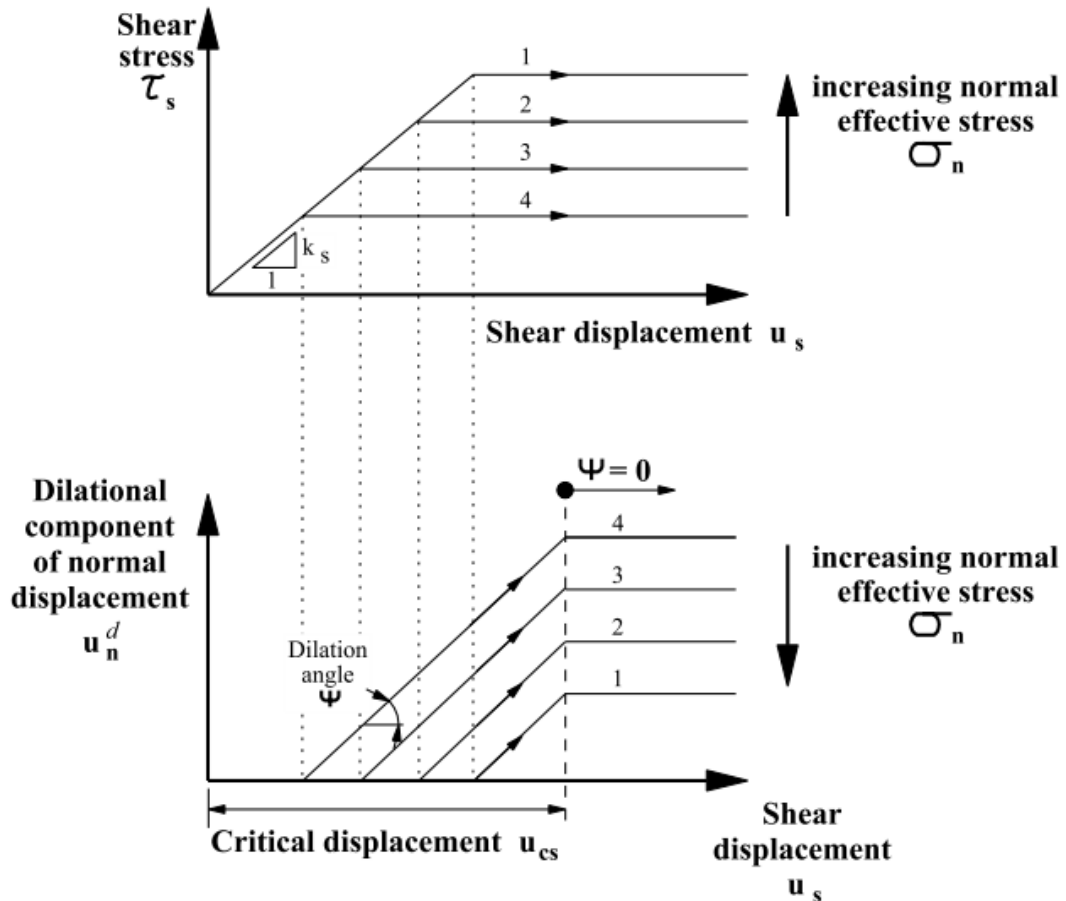


圖 3.5 節理受剪行為模式 (Itasca, 2004)

## (二) 節理組成模式

UDEC 程式中提供以下五種不同節理材料組成模式，作為各種不同性質節理使用，其中大部分是依據庫倫滑動定律 (Coulumb slip law) 發展而成，各種模式之基本假設及特性介紹如下：

1. 點接觸庫倫滑動模式(point contact)：

使用於當二塊體接觸面積和塊體本身面積相對較小時。

2. 面接觸庫倫滑動模式(area contact)：

適用於節理為面接觸並緊密結合時。主要根據岩石節理的彈性勁度、摩擦角、凝聚力及張力強度等參數再配合其膨脹特性提供線性節理勁度及降伏極限的行為模式。

3. 面接觸位移弱化模式(displacement-weaking)：

使用於當節理面達剪力破壞時，將失去凝聚力及張力強度之模擬。

4. 連續降伏模式(continuously-yield)：

該模式較 Coulomb 滑動模式複雜，程式中所需輸入參數相當多，要從一般的物理試驗得到較為困難。該模式可用於節理達尖峰強度後持續軟化行為之模擬。

5. Barton-Bandis 模式：

為非線性之節理行為模式，由 Nick Barton & Stavros Bandis 所提出，直接使用試驗所得特有節理指數性質(index property)，但非 UDEC 的基本配備，需另外添購。

上述五種節理組成模式中，以採用節理為面積接觸之庫倫

(Coulomb) 滑動模式最適用於一般工程的應用，此模式所需的摩擦角、凝聚力參數比其他參數易於取得。連續降伏及 Barton-Bandis 節理模式皆為不具理論基礎的經驗模式，因此需更多節理行為的相關知識及較多的專有參數值方能配合使用。此五種模式所適用之地質材料及研究範圍歸納於表 3.2。

表 3.2 UDEC 節理組成模式(Itasca, 2004)

模式	適用材料	應用範圍
點接觸模式 (point contact)	粒狀材料、不規則形狀岩塊鬆散組成之岩體	破碎性岩塊之邊坡穩定分析
面接觸模式 (area contact)	岩體中之節理面、斷層及層面	一般性岩石力學分析 (地下開挖工程)
面接觸位移弱化模式 (displacement-weaking)	節理面具有明顯之尖峰強度及殘餘強度	一般性岩石力學分析
連續降伏模式 (continuously-yield)	節理面具有逐漸破壞及遲滯行為	回復式載重及具有明顯遲滯現象之岩石材料、動態分析
Barton-Bandis 模式	可由 Barton-Bandis 指數定義之節理面	水在岩體中不連續面流動分析

### 3.2.4 運算時階決定

由於 UDEC 程式採用外顯有限差分法演算岩體受力後的狀態，時階值的大小將會影響數值分析的穩定，因此時階大小的決定極為重要。此程式主要是根據岩塊內部變形的穩定性及完整岩塊滑動的穩定

性來決定時階的大小。

1. 岩體內部變形上的穩定性估計時階如下：

$$\Delta t_n = 2 \min \left( \frac{m_i}{k_i} \right)^{1/2} \quad (3.4)$$

式中  $m_i$  為節點所代表的質量， $k_i$  為節點周圍元素的量測勁度。 $k_i$  值由完整岩塊勁度( $k_{zi}$ ) 與節理勁度( $k_{ji}$ ) 計算而得，如下式所示：

$$k_i = \sum (k_{zi} + k_{ji}) \quad (3.5)$$

其中  $k_{zi} = \frac{8}{3} \left( K + \frac{4}{3} G \right) \frac{b_{\max}^2}{h_{\min}}$ ， $K$ 、 $G$  分別為完整塊體之體積模數與剪力模數， $b_{\max}$  為網格的最大長度， $h_{\min}$  為網格的最小高度， $k_{ji}$  為節理正向勁度或剪向勁度較大者。

2. 完整岩塊位移的穩定性估計時階如下：

$$\Delta t_b = 2 \left( \frac{M_{\min}}{K_{\max}} \right)^{1/2} \quad (3.6)$$

式中  $M_{\min}$  為模型中最小完整岩塊的質量， $K_{\max}$  為最大的接觸勁度， $\text{frac}$  為使用者調整值，預設值=0.1。

時階大小取決於此二者之較小值，即  $\Delta t = \min(\Delta t_n, \Delta t_b)$ 。 (3.7)

### 3.2.5 UDEC 基本分析步驟

使用 UDEC 進行問題之模擬分析時，首先必須建立待解決問題之模型，亦即設定節理模式、定義塊體組成率模式與材料性質、指定邊

界與初始條件等。以上各部分模型設定完成後，必須進行運算使模型達到初始穩定之狀態，再由開挖、邊界條件改變、材料改變等變更，造成模型產生不平衡力及可能的位移，才開始數值之計算產生分析結果。一般工程問題分析程序如圖 3.6 所示。



圖 3.6 UDEC 模型一般運算流程(Itasca, 2004)

### 3.3 沖蝕模型運算流程

進行沖蝕模擬試驗時，首先必須建立河床試體及節理組，定義欲模擬材料之組成模式、材料性質與邊界條件等初始條件。經程式運算使模型達到初始穩定後，即完成試體準備，可開始進行沖蝕模擬流程。模擬沖蝕行為之運算流程包括：(1)施加邊界剪應力，(2)程式運算，(3)移除脫離塊體三項。為模擬真實情況水流之作用，此運算流程必須反覆進行，如此才可隨時間與空間對水流拖曳力形成之床面剪應力及岩床受沖蝕後造成之幾何形態改變進行變更。沖蝕模擬運算流程停止後，必須進行結果判釋與資料分析，檢視沖蝕狀態與平均下切速率，決定是否繼續沖蝕模擬運算。以下小節將分別介紹各運算流程，沖蝕模型之運算流程如圖 3.7 所示。

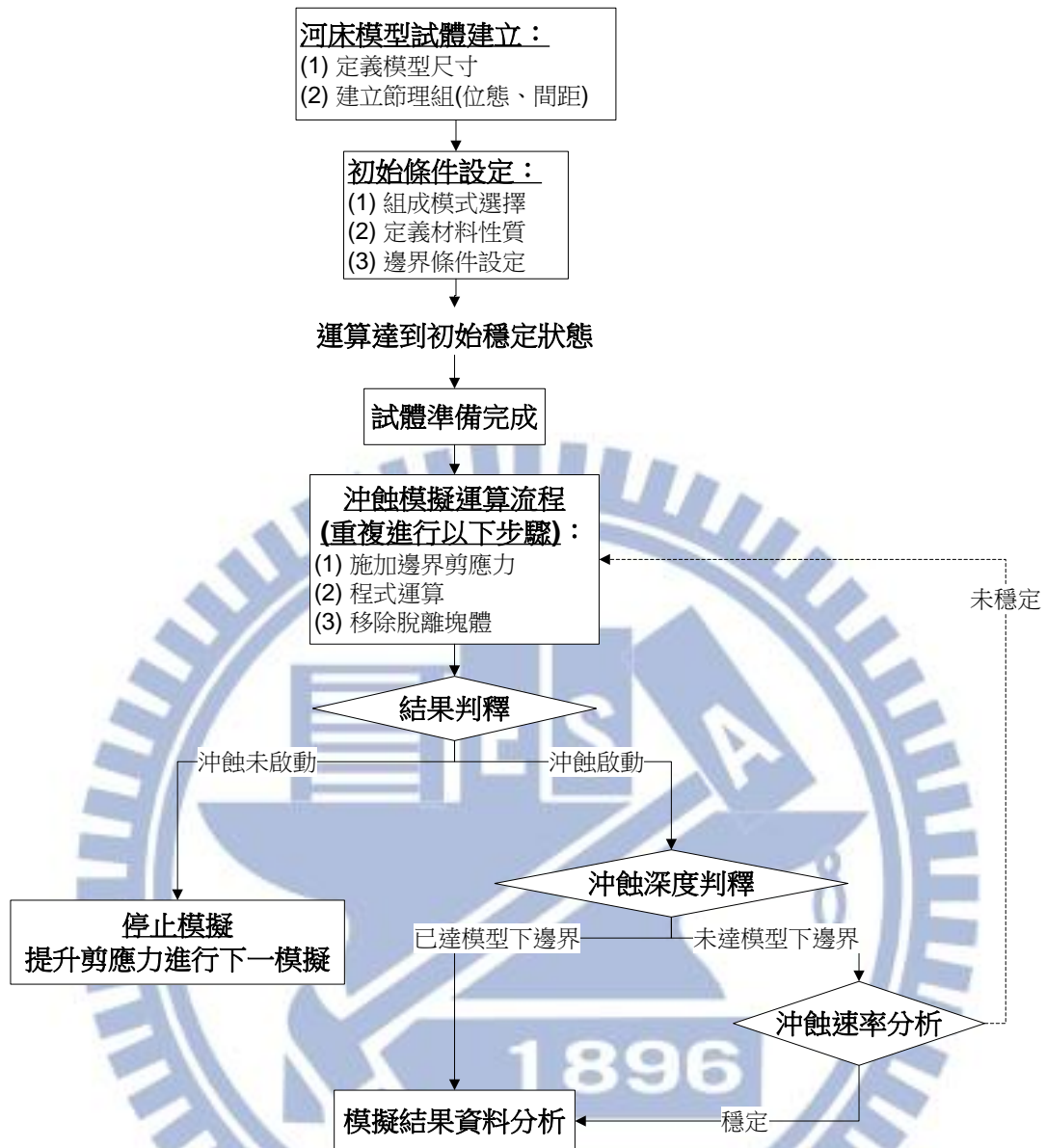


圖 3.7 沖蝕模型運算流程圖

### 3.3.1 本論文相關名詞定義

#### 1. 水流拖曳力：

水流流經河床時，因水流之黏滯性與床面之粗糙度，對床面材料產生拖曳之作用。拖曳力為造成河床沖蝕的外力之一，床面剪應力即由拖曳力而產生。

## 2. 流功 (Stream Power, $P$ )、床面剪應力 (Bed Shear, $\tau$ ):

水流造成河床沖刷之侵蝕能力，可採用不同指標參數(indicator parameter)表示，流功與床面剪應力皆為可描述侵蝕能力之指標參數。

流功為抗沖蝕能力  $K_h$  指標所採用，本研究則採用床面剪應力 (沖蝕模擬試驗驅動力輸入值) 為指標參數，兩者關聯可由公式換算得到(式 2.19)。

## 3. 啟動剪應力 ( $\tau_c$ ):

不同河床條件，啟動沖蝕行為所需之侵蝕能力也不同，啟動剪應力即為啟動沖蝕行為正要啟動時之最小床面剪應力值。臨界剪應力、門檻剪應力皆與啟動剪應力同義。

## 4. 超額剪應力 ( $\tau - \tau_c$ ):

床面剪應力大小達到或超過啟動剪應力後，沖蝕行為啟動，當沖蝕正要啟動時 ( $\tau_c$ )，超額剪應力=0、沖蝕下切速率=0。床面剪應力值超越啟動剪應力值之多寡即為超額剪應力，床面剪應力持續增加則造成沖蝕行為與速率改變。沖蝕模擬試驗床面剪應力最小調整幅度為 0.1kPa，因此有沖蝕行為發生 (下切速率 > 0) 之最小超額剪應力值 =0.1kPa。

## 5. 沖蝕深度:

由初始模型床面起始，因受床面剪應力作用而向下沖蝕，沖蝕模



擬試體高度有限，最大沖蝕深度為模型高度。

#### 6. 沖蝕下切速率 (Erosion Rate, ER) :

沖蝕下切速率為單位時間內，受沖蝕所造成床面之垂直高度變化。平均沖蝕下切速率則為河床各處垂直高度變化之平均值，經換算後之單位為 m/hr。

#### 7. 穩定均勻下切 :

在超額剪應力較小之情況，相同時間下，河床各處之沖蝕深度未必相同。當超額剪應力夠大時，河床各處之沖蝕深度變化則可能一致，此時模型達到穩定均勻下切階段。床面之垂直高度變化由沖蝕下切速率表示，因此可藉由沖蝕下切速率改變之趨勢判斷是否達到穩定均勻下切。

#### 8. 節理、塊體 :

UDEC 由節理（不連續面）或節理組將模型切割為塊體，模型中塊體數量由節理緊密程度決定，而節理之位態與間距則造成塊體形狀的不同。節理或裂隙中，未完全連通處則稱為岩橋。

#### 9. 時階 (Timestep) :

UDEC 模擬之時間並非真實時間，而是採用時階的累加，每一時階進行一次程式運算，時階大小將直接影響數值分析之準確性與穩定性，因此程式隨時自動更新適合之時階大小。

### 3.3.2 模型建立

本研究欲模擬之情況為無限延伸的河床受沖蝕之行為，模擬試體則由此無限延伸河床面任取一區段構成，如圖 3.8 所示。由於模擬試體為有限長度之河床面，此與現實無限延伸之河床條件不符，因此在模型兩側必將產生邊界效應影響模擬結果，將於後續解釋邊界效應之影響範圍及移除方式。

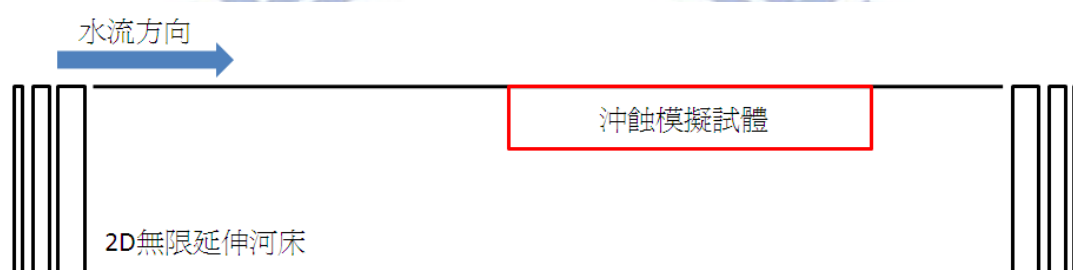


圖 3.8 無限延伸河床示意圖

使用 UDEC 程式建立模型時，必須先建立基本模型之外圍邊界，細部形狀則藉由切割或移除等方式完成模型建製。其次則必須建立將模型切割為塊體之節理組或裂隙，但 UDEC 不支援未連通裂隙之存在，所有節理組或裂隙必須閉合形成完整塊體，否則 UDEC 將於運算前自動刪除未連通之裂隙。

沖蝕模擬試體採用節理組將試體切割，仿造節理岩體河床之型態。節理組則由 UDEC 內建指令建立，依使用者輸入之節理位態角度及間距等條件，從座標原點或使用者定義處起始，依序在整體模型或指

定範圍內建立節理組網格，如圖 3.9 所示。由於現地出現之弱面多為直角相交，且抗沖蝕能力指標(Annandale, 1995) 也只提供方形塊體的抗沖蝕能力評估( $J_s$ )，因此本研究採用正方形與長方形塊體模擬岩床受兩組正交弱面切割形成之不同幾何條件。兩正交節理組於所有模擬中皆設定為完全聯通，並未採用塊體交錯之方式建立模型（圖 2.17a 即為塊體交錯之節理組合）。

若選取不同河段之模擬試體（不同模型切割造成試體內部之差異）或採用塊體交錯之試體進行沖蝕模擬試驗，無法大幅影響模擬結果，僅可能造成沖蝕形態（最大下切深度位置）之變化。



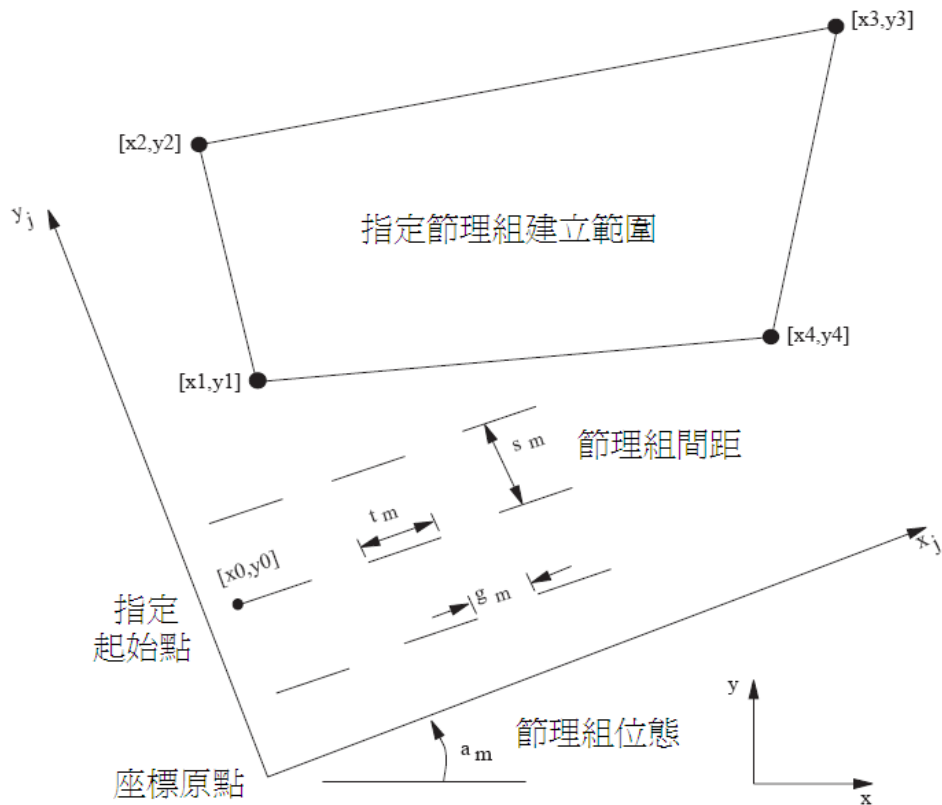


圖 3.9 節理組建立方法(Itasca, 2004)

模型塊體數量直接影響了計算效能，為能兼顧效能與排除邊界效應之影響，並維持足夠數據資料以進行分析，模型需保持細長。設定模型尺寸為：高度=15\*節理間距、寬度=15\*模型高度，如圖 3.10 所示。圖中塊體為正方形，節理間距為 0.2x0.2m，模型尺寸為 3x45m，此時塊體數量約 3000 個。

為維持初始床面平整，經節理組切割後，邊界處塊體形狀不一，造成塊體尺寸不同。沖蝕啟動初期可能影響沖蝕率，但影響幅度與時間極短，無需特別探討。當圓角邊長與節理間距之比例 ( $r_0/\text{spacing}$ )

較大時，邊界處可能產生節理連接扭曲，此因圓角幅度過大而無法切割形成較小之塊體，此現象之影響也僅限於沖蝕啟動初期，且影響幅度不大。

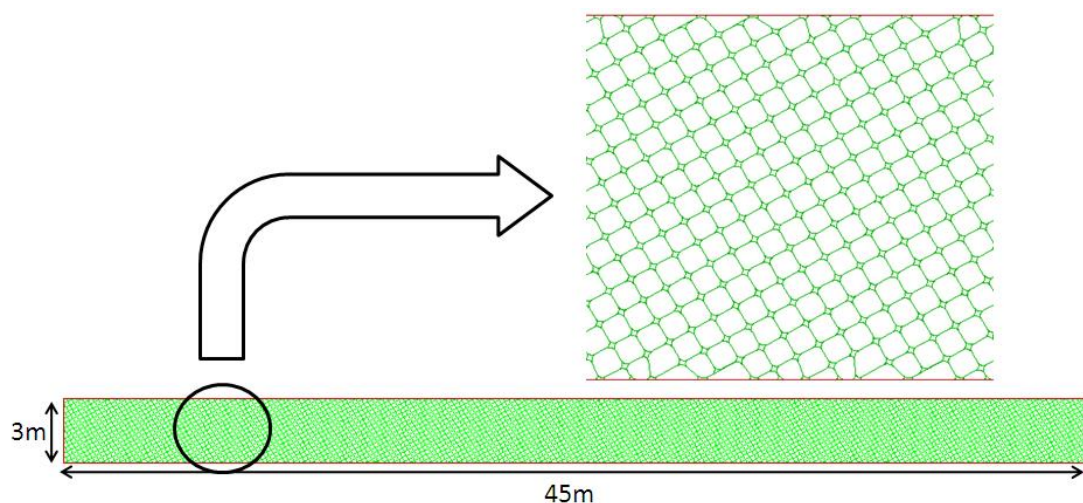


圖 3.10 沖蝕模型與節理組建立

節理間距直接影響塊體尺寸，為維持塊體數量與邊界效應影響大致相同，當節理間距改變時，模型大小隨之改變。節理間距上升時，塊體尺寸增加，因此模型大小等比例提升，不同節理間距相對應之模型試體尺寸如表 3.3 所示。

表 3.3 模型試體尺寸

節理間距(m)	模型尺寸(m)
0.2 x 0.2	3 x 45
<b>細長比&amp;層面模擬基準</b>	
0.4 x 0.4	6 x 90
0.8 x 0.8	12 x 180
1.2 x 1.2	18 x 270

### 3.3.3 初始條件設定

初始條件設定首先必須依問題特性選擇塊體與節理之組成模式，而設定塊體組成模式前，必須先考慮使用可變形塊體或剛性塊體進行數值模擬。UDEC 使用三角形之分析區間(zone)，以進行塊體內部材料行為之模擬，此分析區間之大小則會影響分析之準確度與計算時間，越小之分析區間所得到之結果越精確，但同時也造成所需分析時間較長。由於河床塊體之變形性對本研究之數值分析並無顯著影響，主要影響源自於床面塊體沿弱面之滑動與滾動行為，因此模型選用剛性塊體進行模擬分析，如此也可大幅提高數值模型之運算效率。採用剛性塊體即代表塊體內部材料並無變形行為，如此則不需設定塊體之組成模式。

節理組成模式則選擇使用面接觸庫倫滑動模式(area contact)，因

河床面塊體之移動方式主要為沿弱面之滑動與些許滾動，點對點接觸方式較少發生，故選擇面接觸模式進行分析較為合理。

設定塊體與節理組成模式後，則必須定義與組成模式相應之塊體及節理材料性質與其他條件。需定義之參數有重力加速度、岩塊密度、弱面正向與剪向勁度(jkn, jks)、弱面間摩擦角與凝聚力等，各參數值與影響性於第四章進行介紹。

最後必須設定模型之邊界條件，才可進行程式運算達到初始穩定狀態完成模型準備。此沖蝕模型為模擬某一區段之岩石河床受水流沖蝕的行為，為使模型簡化，選擇將模型左、右、下方之外邊界塊體固定，上方邊界則完全不受限制，容許上層塊體受模擬之水流拖曳力而脫離模型主體。由於模型左右兩側之邊界皆固定，模擬分析結果將會有邊界效應的影響，此邊界效應在現實無限延伸之河床不應存在，於結果資料分析時，需將左右兩側接近邊界一定範圍之資料予以剔除，以消除邊界效應對平均沖蝕下切速率之影響。

### 3.3.4 沖蝕驅動剪應力

為進行沖蝕模擬分析，必須模擬水流造成之沖蝕驅動力，本研究沖蝕驅動力之作用方式為水流拖曳力沿床面所產生之床面剪應力，如圖 3.11 所示。其餘如水流產生之壓力波動在節理間形成之上舉力、

渦流等作用力方式，未在此進行模擬。剪應力利用 UDEC 程式附加之 fish 指令計算，由床面剪應力配合邊界之長度與方向，換算不同邊界型式（外邊界傾斜角度及邊長）對應之角隅載重(corner load)，剪應力換算與施加方式如圖 3.12 所示。

水流於河床表面邊界上產生與水流方向相同之床面剪應力(水藍色箭頭)，此剪應力在不同角度之表面上可換算得到沿邊界方向作用之邊界剪應力(紅色箭頭)，而邊界剪應力與塊體邊界長度相乘則得到單一塊體上沿邊界方向作用之邊界力(長條紅色箭頭)，如圖 3.12(左)所示。單一塊體上之邊界力由前後角隅共同分擔，再將各角隅所分擔之半邊界力換算為 X 方向與 Y 方向之角隅載重(紫色箭頭)，如圖 3.12(右)所示。以床面邊界塊體上之單一角隅為床面剪應力換算與施加的基準，沿床面逐一施加各角隅所需負擔相對應之角隅載重。

床面剪應力之作用與施加有以下幾點假設：

1. 垂直邊界因無法有效判斷作用力之方向，且為避免介入床面剪應力以外之作用力方式，因此垂直邊界不施力。
2. 不論邊界方向如何，床面剪應力皆假設與水流方向相同，即永遠保持水平（非指換算後之角隅載重）。此假設將造成沖蝕率之高估。
3. 床面剪應力為瞬間形成，並未採用漸進之施加方式，如此也可降



低所需模型高度。

床面剪應力於模型上邊界施加完成後進程式運算，運算時床面塊體因受到床面剪應力換算施加之角隅載重作用而鬆脫，塊體滑動或脫離將改變床面邊界之幾何形態，必須隨時改變施加之剪應力。每一運算時階皆重設床面剪應力為理想化之模擬方式，但由於重設床面剪應力之頻率過高將大幅影響程式運算效率，因此評估塊體鬆脫過程與速率，固定運算 500 時階後進行脫離塊體之移除並重新施加床面剪應力以進行下一階段的程式運算。

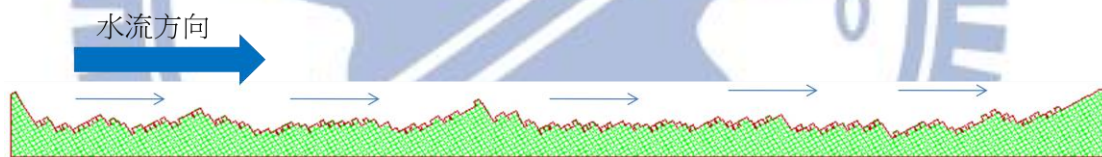


圖 3.11 模型沖蝕驅動剪應力示意圖

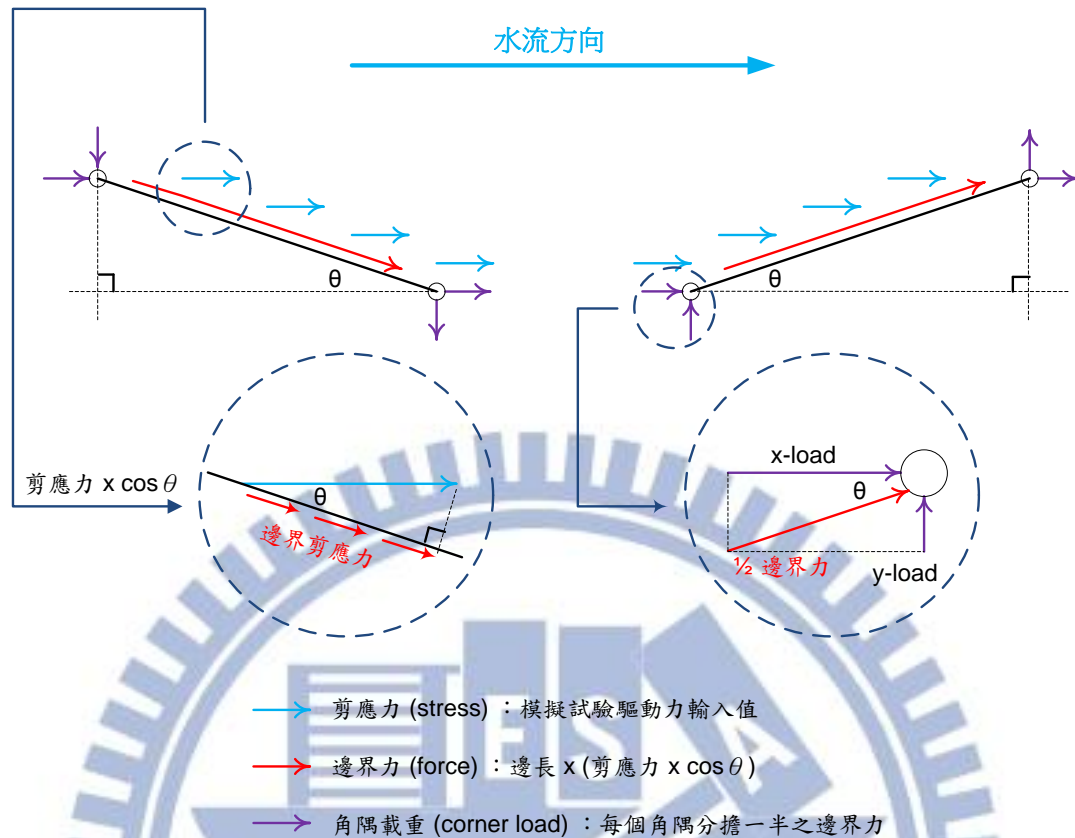


圖 3.12 剪應力換算與施加方式

### 3.3.5 移除脫離塊體

脫離塊體之判別與移除為模型運算之重要流程，除紀錄床面受沖蝕驅動剪應力作用後脫離主要模型之塊體資訊以供分析外，也由於 UDEC 程式對邊界之定義，必須經由刪除邊界上之塊體破壞原有外邊界，程式才可重新定義外邊界，而讓較底層之河床面邊界塊體出露，始得重新施加新的床面剪應力。邊界塊體受床面剪應力作用後滑動或脫離，原有邊界並未因此而自動重整，此時達脫離標準之塊體尚在邊界上，因此必須定義塊體脫離之標準以判別脫離塊體並將其刪除。

塊體接觸方式有點對點接觸、點對邊接觸、邊對邊接觸三種，模型內部之塊體四周環繞其它塊體，皆以邊對邊接觸方式相連，此時接觸點數量最多，塊體之束制也最大，單一塊體共有八個接觸點，如圖 3.13(a) 所示。邊界塊體則接觸點較少，初始狀態即已少了單面之兩個接觸點，再經由床面剪應力作用，周圍塊體移動並不再提供束制，則塊體越接近脫離或可能脫離之標準。三種接觸方式中，點對點與點對邊接觸僅有單一接觸點，可謂已完全脫離主要模型(圖 3.13, b)，而邊對邊接觸則代表只剩下兩個至三個接觸點，此時塊體已鬆脫，即將受水流帶離，如圖 3.13(c) 所示。因此模擬運算以單一塊體上少於兩個接觸點為判別脫離塊體之標準，此判別準則將以邊對邊接觸方式與主要模型連結之塊體視為脫離，造成沖蝕能力之高估，但模擬分析之結果可謂保守，進行沖蝕評估時較符合安全性之考量。

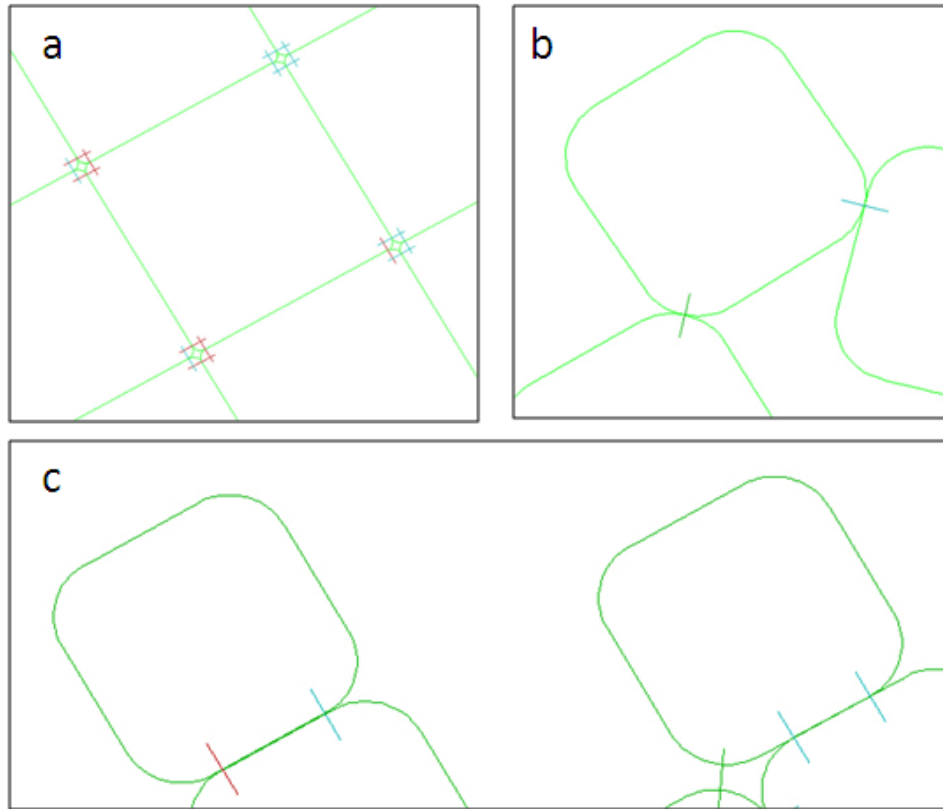


圖 3.13 不同塊體接觸方式：(a)模型內部塊體，各邊皆以邊對邊方式相連，(b)邊界塊體點對點與點對邊接觸方式，(c)邊界塊體邊對邊接觸方式。

達到脫離標準之邊界塊體移除後，舊有模型外邊界破壞，此時 UDEC 可自行重新定義新的外邊界，提供下一階段邊界力施加之標準。也由於新邊界由程式自行定義，因此可能產生兩種錯誤邊界的形成：

1. 重新定義之邊界外尚有塊體存在。(圖 3.14, a)

新邊界外之塊體因不在邊界上，因此無法對塊體施加床面剪應力而影響周圍塊體之運動。此種錯誤邊界也利用塊體接觸點數量之特性

為判別準則進行排除。

## 2. 新邊界並未包含模型主體。(圖 3.14, b)

新邊界不包含模型主體時，則代表形成新邊界之塊體集合與模型主體間並無連結，且無法對完整外邊界施加角隅載重，可視為達到脫離標準之塊體或塊體群。此種錯誤邊界皆由極少數量之塊體群所形成，因此可利用邊界塊體數量為判別準則進行排除。

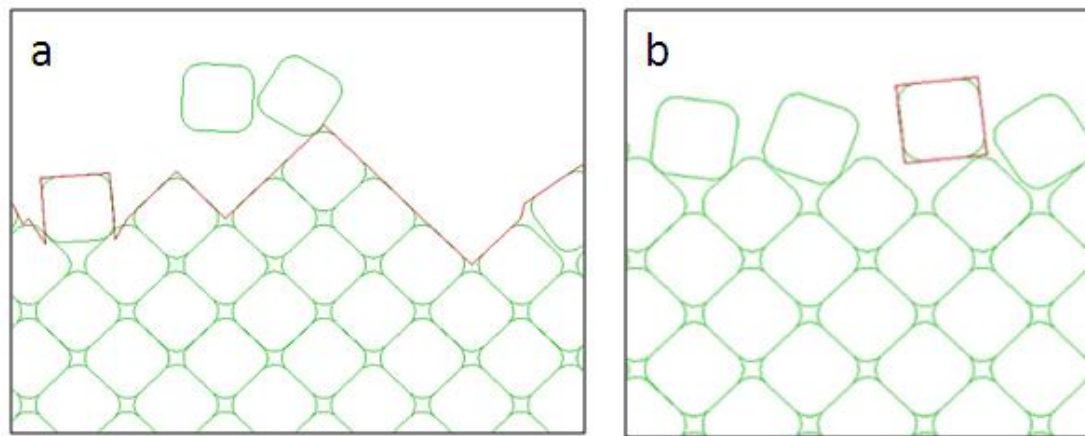


圖 3.14 錯誤邊界(紅色線條為 UDEC 自定義之外邊界)：(a)邊界外尚有塊體存在，(b)新邊界未包含模型主體。

以上錯誤邊界由程式自動判別並排除後，即再次定義新的外邊界，可繼續進行沖蝕模擬程序。重複進行模擬程序至沖蝕深度達下方邊界，或沖蝕達穩定均勻下切時止，完整沖蝕模擬過程依模擬時間之變化如圖 3.15 & 16 所示。兩圖中所有條件皆相同，僅有施加之超額剪應力不同。

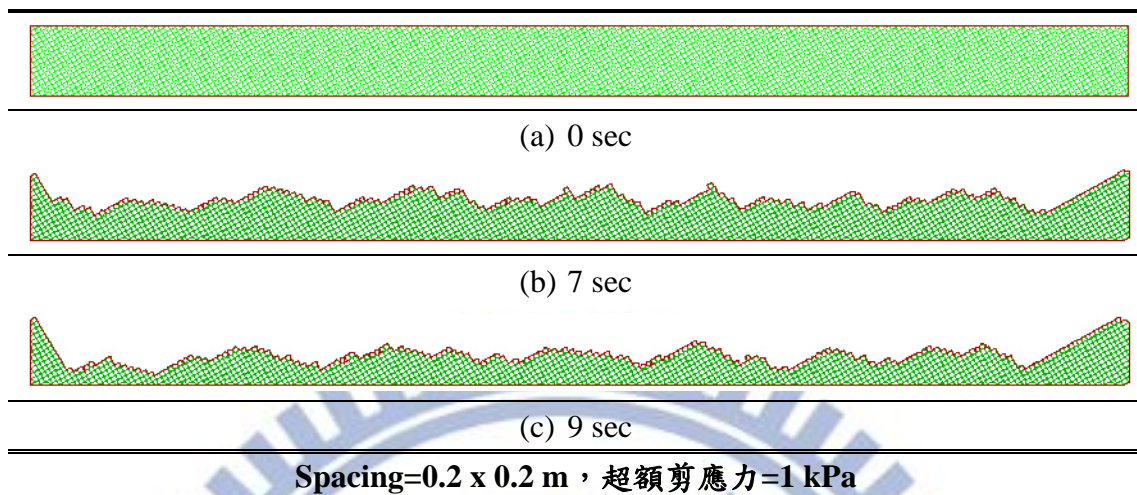


圖 3.15 沖蝕模擬過程（穩定均勻下切）

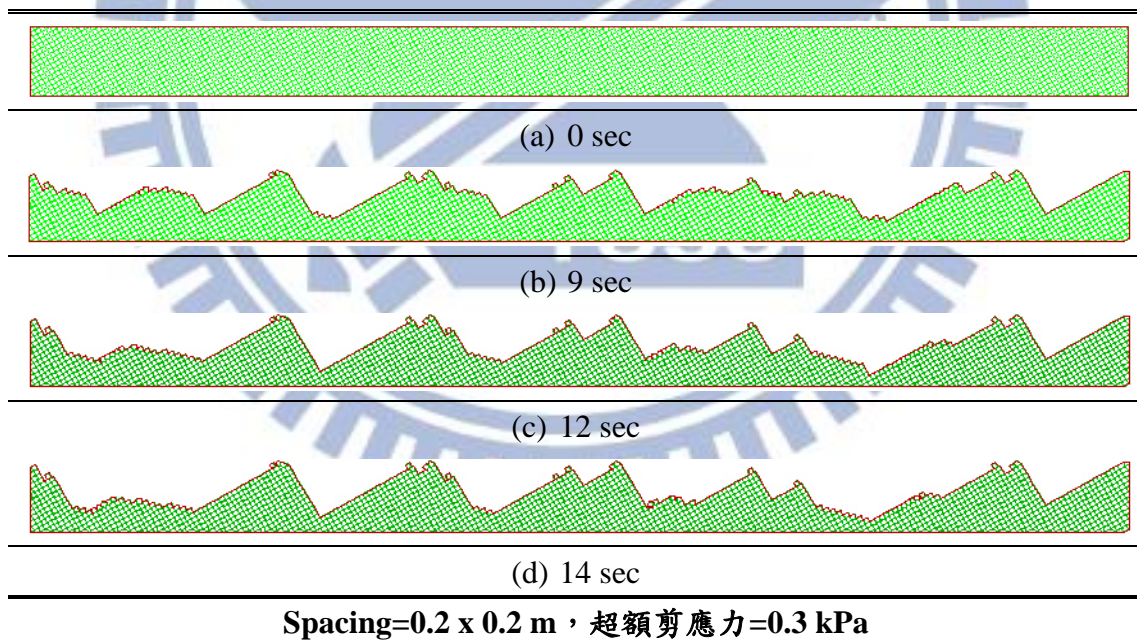


圖 3.16 沖蝕模擬過程（未達穩定均勻下切）

### 3.3.6 模擬結果判釋與資料分析

自動化沖蝕模擬運算流程因顧及運算效率，依不同模型條件設定較保守之反覆進行次數，當運算流程停止時必須判別模型反應（圖 3.7）。若沖蝕未啟動，停止模擬並提升剪應力於下一初始模型進行模擬，施加剪應力之最小調整幅度為 0.1kPa。若沖蝕已啟動則需進一步判釋沖蝕深度是否已達模型下方邊界，當模型任一處沖蝕深度達到下邊界時，繼續進行模擬將影響沖蝕速率之平均值，因此不論沖蝕速率是否穩定，皆已無法繼續進行模擬。

當沖蝕深度未達下邊界時，可先進行沖蝕速率資料估算，若區段時間之平均沖蝕下切速率已呈現穩定幅度之震盪，代表沖蝕模型達到穩定且平均的下切，如圖 3.17 所示。此時繼續模擬已不造成沖蝕下切速率改變，因此不需繼續進行模擬。圖中兩曲線分別為區段時間之平均沖蝕下切速率及總時間之平均沖蝕下切速率的變化趨勢，兩者皆尚未排除邊界效應之影響。若沖蝕率未達穩定，則回歸模擬運算流程繼續進行模擬分析至沖蝕率穩定或沖蝕深度達到模型下邊界。

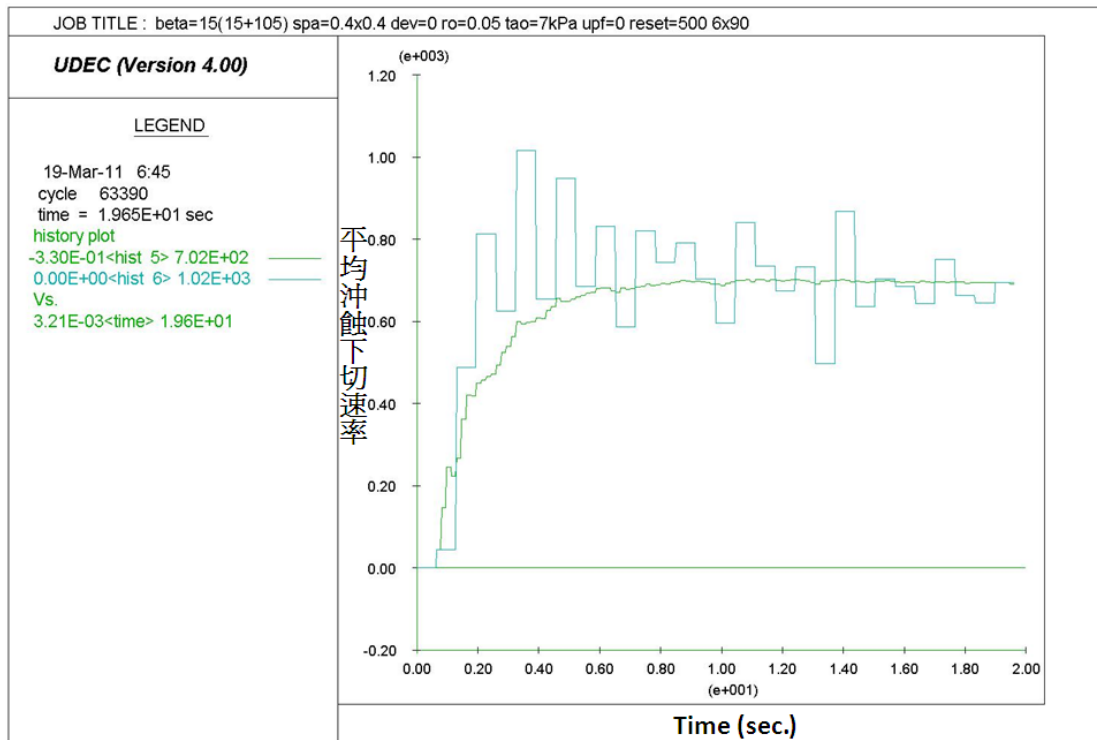


圖 3.17 平均沖蝕下切速率變化圖

沖蝕率穩定或沖蝕深度到達模型下邊界之模擬組合，則進行最後之結果分析。模擬結果分析時為排除左右兩側邊界固定造成之邊界效應，必須將兩側一定範圍所刪除的塊體資訊排除在外，由未受影響之區間換算平均沖蝕下切速率，如圖 3.18 所示。計算方式以圖中兩紅色線條間未受邊界效應影響區間的面積總和，扣除此區間剩餘之塊體面積，則可得到不受邊界效應影響，因沖蝕而脫離之塊體面積 (Target Area)。由此面積除以模擬之總數值時間，得到此區間內單位時間的沖蝕面積 ( $m^2/s$ )，再除以未受邊界效應影響之區間長度，則可得到最終之平均沖蝕下切速率 ( $m/s$ )，最後將單位換算為  $m/hr$ 。



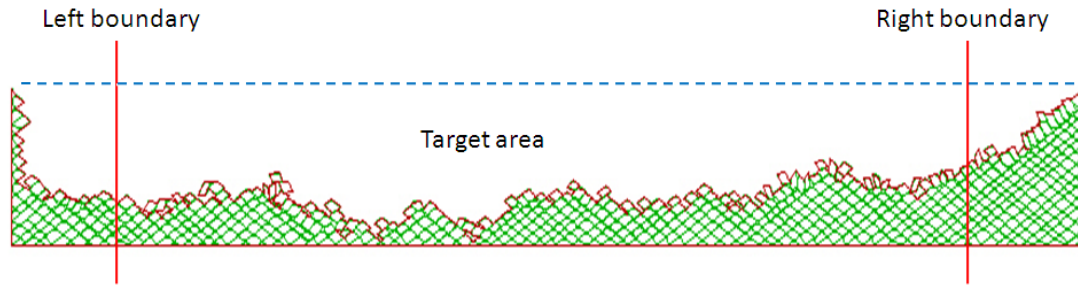


圖 3.18 資料分析排除邊界效應

由圖 3.15 & 3.16 可見，模型左右兩側之邊界效應從上邊界沿節理傾角向下延伸。當節理角度越平緩，向下延伸範圍於水平方向之投影長度越長，而模擬試驗最平緩的節理組角度為  $15^\circ$ ，故以此情況下所產生之邊界效應範圍為剔除之標準。模擬試驗為顧及時效，或因未達穩定下刷前，沖蝕深度最大處已至模型底端迫使模擬終止，平均沖蝕深度大多僅為模型高度之半。依此平均沖蝕深度換算得到之實際邊界效應範圍約為  $1/9$  模型長度，如圖 3.19 所示。

由於模擬之兩節理組，固定為直角相交，因而產生補角之關聯，模型左右兩側皆可能產生此最大幅度之邊界效應範圍。且為避免人為挑選分析資料範圍的介入，所有模擬組合左右兩側皆同時剔除  $1/9$  模型長度之刪除資訊，以排除邊界效應的影響。當節理間距為  $0.2 \times 0.2$  m 時，模型大小為  $3 \times 45$  m，此時分析範圍為中段之 35 m。

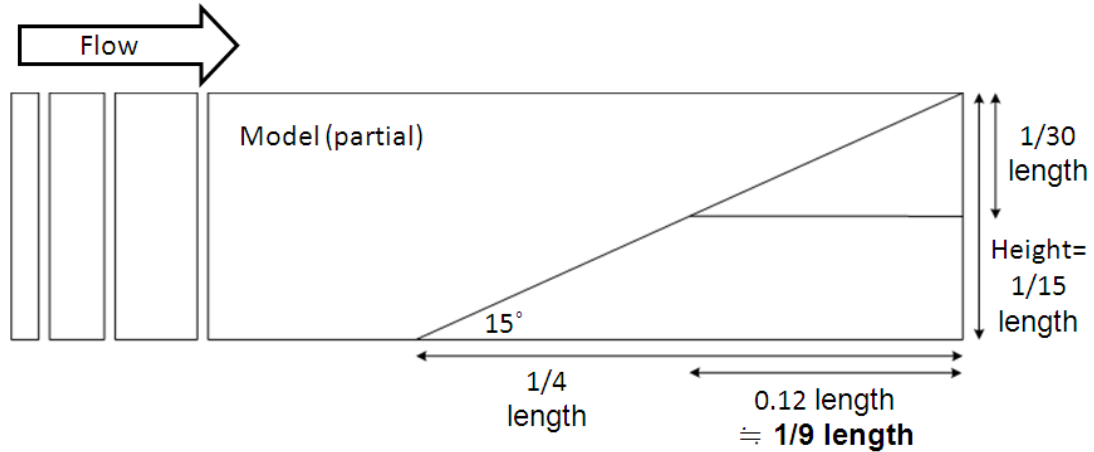


圖 3.19 邊界效應實際範圍

### 3.4 UDEC 程式運算能力與限制

UDEC 原始之運算方式為區域接觸偵測模式(Domain Contact Detection)，區域(domain) 為塊體間的孔隙空間(圖 3.4)，而單一時階中必須在相同區域內才可形成新的接觸點，此運算模式並不適合較鬆散或有瞬間大量位移之模型。UDEC 提供另外一種細胞邏輯運算模式(Cell Logic)，此運算模式不使用區域偵測接觸點，模型建立時即將所有塊體置入細胞空間(cell space) 中，並利用完整包覆塊體之封套(envelope) 進行塊體間行為之偵測，如圖 3.20 所示。此運算模式可處理有較大變位量之模型如塊體彈跳之模擬，且不浪費計算效能於未移動之塊體，理應較適用於塊體持續脫離模型主體之沖蝕模擬試驗。緊密結合之模型應用此運算模式並無優勢，且需使用區域進行運算之模型也無法使用。UDEC 模型之外邊界由外區域(outer domain) 構成，

而細胞邏輯運算模式不使用區域，故此運算模式無法提供外邊界之相關資訊。

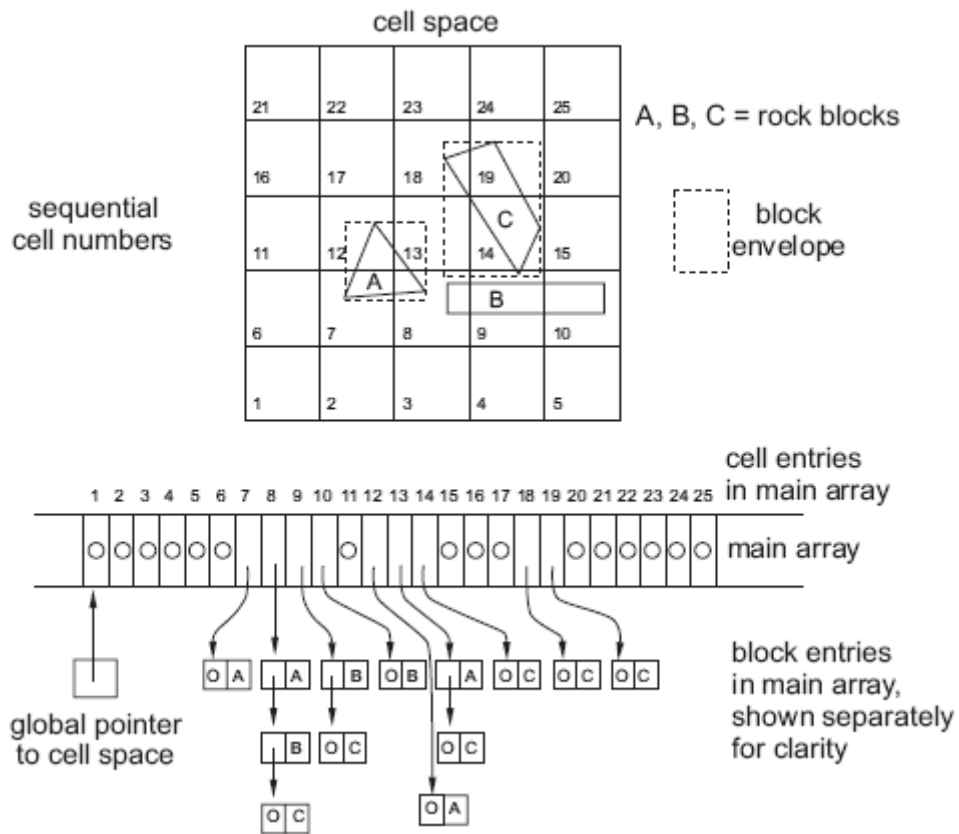


圖 3.20 細胞邏輯運算模式(Itasca, 2004)

沖蝕模擬運算流程中，床面剪應力施加與脫離塊體移除為模型中最重要之運算步驟。前述之床面剪應力換算施加方法極為耗費運算效能，也因此造成無法模擬較長之河段，增加可分析之資訊。脫離塊體移除則因 UDEC 運算之限制而有高估沖蝕能力與錯誤邊界的問題。

UDEC 基本指令中雖俱備邊界剪應力施加之指令，但此指令卻無法正確模擬水流拖曳力沿床面所產生之床面剪應力，而造成必須使用

耗時之角隅載重換算施力方式。沖蝕模擬運算流程採用之驅動剪應力施加方式，主要由邊界塊體之邊長及角度進行角隅載重的換算，需利用試體模型外邊界資訊方能達成，因此必須使用區域接觸偵測運算模式 (Domain Contact)。

由於運算時效問題，無法隨時進行床面剪應力之變更，也因而產生相隔 500 時階才重設床面剪應力之限制(以下將重設床面剪應力簡稱為 reset)。在進行 reset 步驟前又必須先由刪除外邊界上之塊體才得以破壞原有邊界，使 UDEC 重新定義包含下層出露塊體之外邊界，為更新床面剪應力之依據，且可能造成錯誤邊界的產生，因此必須使用較為寬鬆之脫離塊體判斷標準。若使用較為嚴格之塊體移除標準，則可能 reset 時邊界尚未重新定義，造成施力與現實情況不相符。施力與移除兩重要步驟相互牽連與限制，其關聯如圖 3.21 所示。

由於角隅載重換算之需求，而必須使用區域接觸偵測運算模式，進而造成脫離塊體移除諸多限制與誤差，此現象可謂惡性循環。若能改善剪應力施加方式，並與細胞邏輯運算模式 (Cell Logic) 結合，脫離塊體移除步驟將不再如此受限，且種種問題也不再發生(圖 3.21)。同時，應可更準確掌握沖蝕行為模擬之過程與結果，並能大幅提升運算效能。

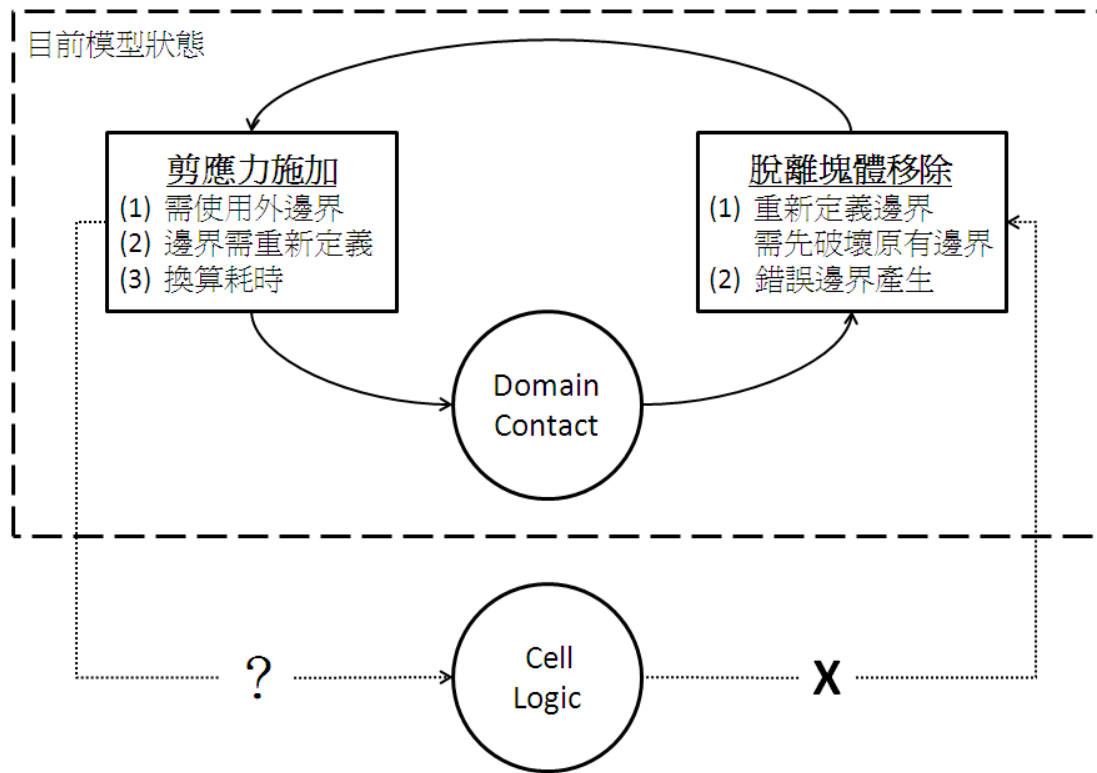


圖 3.21 沖蝕模型運算方法與限制

### 3.5 沖蝕模擬分析流程與規劃

#### 3.5.1 沖蝕模擬分析流程

現地之節理岩體大多含有岩橋，亦即節理未完全聯通，但由於 UDEC 程式之限制，所有節理組或裂隙必須閉合形成完整塊體，含有岩橋之節理於程式運算時將自動剔除。雖可利用塊體內之高凝聚力仿造岩橋之效果(Kemeny, 2004)，但難以與實際情形結合，在此並不採用，因此使用完全聯通節理進行沖蝕模擬分析。使用完全聯通節理進行模擬，省略了水流作用力必須先使節理連通形成塊體之步驟，因而造成沖蝕率之高估。

影響節理發達之岩石河床受水流沖蝕造成塊體抽離現象的因子有剪應力、節理面位態、節理面間距、塊體形狀、節理面間凝聚力等。為單獨探討特定影響因子對沖蝕行為之影響，在進行模擬分析時，其餘影響因子皆固定，最後探討此單一影響因子對啟動剪應力( $\tau_{cri}$ )與沖蝕下切速率(Erosion Rate)之影響。沖蝕模擬分析首先進行沖蝕下切率與剪應力關聯之驗證，接下來則對不同幾何條件之影響進行模擬分析，探討不同幾何條件對沖蝕啟動難易程度之影響。最後分析並檢視不同條件下剪應力大小與沖蝕下切率之關聯，不同條件啟動剪應力不同，利用超額剪應力( $\tau - \tau_{cri}$ )進行比較則可排除啟動剪應力不同之問題。沖蝕剛啟動時，可能產生不均勻下切之沖蝕行為，因此利用沖蝕下切率之穩定性，觀察不同模型達到穩定下切所需超額剪應力之變化趨勢。沖蝕模擬分析流程如圖 3.22 所示。

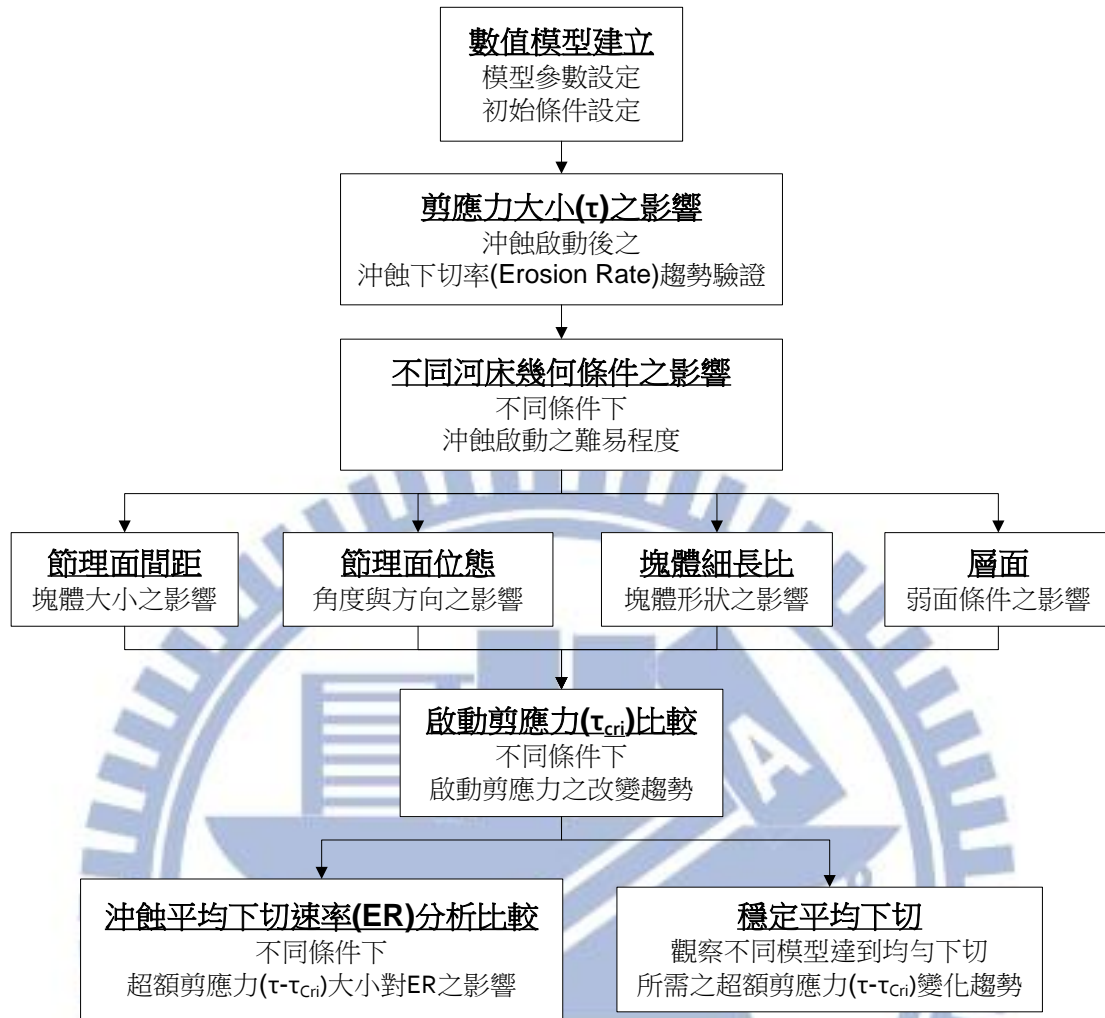


圖 3.22 沖蝕模擬分析流程圖

### 3.5.2 沖蝕模擬分析規劃

#### 1. 剪應力影響探討

床面剪應力為沖蝕驅動之作用力，其大小決定了沖蝕是否啟動，沖蝕啟動後則影響了沖蝕下切之速率。為驗證剪應力大小( $\tau$ ) 對模型之影響，首先必須找到模型對應之沖蝕啟動剪應力( $\tau_{cri}$ )，沖蝕啟動後再依序增加剪應力並檢視模型反應與平均下切速率之變化。模型建立

完成後進行模擬時，每一組不同剪應力之模擬分析皆由此初始模型狀態開始進行模擬運算。材料參數、節理間距、塊體位態與形狀等條件皆固定，在啟動剪應力確定後，規劃模擬之超額剪應力( $\tau - \tau_{cri}$ )由 0 至 3 kPa，以 0.5kPa 為調整間距，共分為六組進行模擬，模擬組合如表 3.4 所示。

表 3.4 剪應力影響探討

超額剪應力 (kPa)	平均沖蝕下切速率 (m/hr)
0.5	
1	
1.5	
2	
2.5	
3	

## 2. 節理間距與位態影響探討

塊體大小影響了沖蝕之難易程度，而節理間距則主控塊體之大小。不同之節理面位態造成岩床幾何型態改變，兩組節理組之交角也間接影響了塊體之大小。探討塊體大小與節理面位態對沖蝕行為之影響時，為避免介入不同塊體形狀之影響，採用正方形塊體進行模擬，即代表兩組節理組以正交方式交錯且兩節理組之間距相同，此時塊體細長比為 1:1。



合併節理位態及節理間距之沖蝕模擬分析，分別探討不同大小之塊體在不同位態條件時對沖蝕之影響，塊體大小以節理組間距 (spacing) 代表，因兩節理組之交角固定為  $90^\circ$ ，塊體位態即為節理組之位態，塊體位態使用  $\beta$  角度表示。當塊體水平時  $\beta = 0^\circ$ ，逆時針旋轉後與水平之夾角即為塊體之位態  $\beta$ 。由於此處採用方型塊體，且兩組節理組條件完全相同，有對稱之效果，因此  $\beta$  之範圍為  $0^\circ \sim 90^\circ$ ，如圖 3.23 所示。

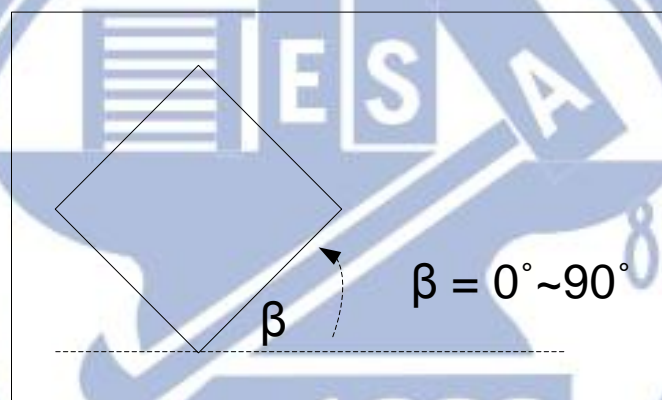


圖 3.23 方形塊體位態示意圖

模擬規劃以  $15^\circ$  為調整間距，配合四種塊體大小進行，紀錄不同條件下啟動剪應力之改變趨勢，如表 3.5 所示。其中  $\beta = 0^\circ$  &  $90^\circ$  屬於特殊狀況，在此不進行模擬。不同模型尋找啟動剪應力時，剪應力之最小調整幅度為  $0.1 \text{ kPa}$ ，以下其餘模擬分析皆相同。

各模擬組合啟動剪應力確定後，則依序增加超額剪應力，以得到沖蝕啟動後不同條件的改變對平均沖蝕下切速率及沖蝕形態之影響。

由於組合過多，在此不另外列表歸納，於第五章沖蝕模擬分析結果處一併呈現討論，以下各模擬分析皆同。

表 3.5 節理間距 (1:1) 與位態影響探討

$\beta$	節理間距(m)	0.2 x 0.2	0.4 x 0.4	0.8 x 0.8	1.2 x 1.2
	啟動剪應力 (kPa)				
15°					
30°					
45°					
60°					
75°					

### 3. 塊體細長比與順逆流影響探討

塊體細長比則為塊體形狀因素，也可能對沖蝕行為造成影響。為排除塊體大小之影響因素，只針對塊體形狀進行探討，因此將細長比不同之塊體面積基準固定為當細長比 1:1，且節理間距為 0.4 m 時之塊體面積(正方形塊體)。細長塊體面積之固定可藉由控制兩組節理組之間距達成 (固定塊體面積=0.4x0.4 m<sup>2</sup>)，節理組交角則繼續保持為直角相交，材料性質也不做更動，如此模擬結果可與前者進行比較。

由於細長之長方形塊體已無對稱之特性，塊體位態  $\beta$  角度將由原本之 90° 範圍增加至 180°。定義之方式也有些許改變， $\beta$  角在塊體細長比模擬時代表塊體長軸之節理組(節理間距較近之節理組) 與水

平之夾角，順逆時針各  $90^\circ$  為其範圍，以逆時針旋轉為正(同節理間距與位態影響探討)，順時針旋轉為負，塊體細長比與  $\beta$  角之方向定義如圖 3.24 所示。

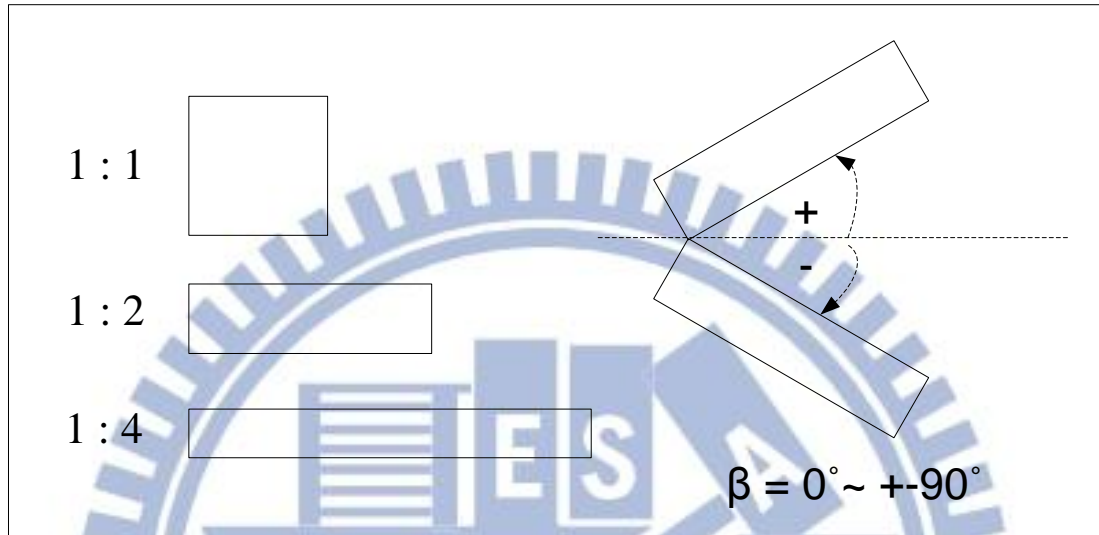


圖 3.24 細長塊體與位態示意圖

塊體因不再對稱而有方向性後，則可將順逆流之塊體位態一併列入探討。承襲抗沖蝕能力指標(Annandale, 1995) 對順逆流之定義，順流之定義為塊體長軸傾角方向與水流方向相同，逆流則反。但此處定義之  $\beta$  角度旋轉方向與抗沖蝕能力指標相反，兩者之關係為  $\beta = -J_s \text{ angle}$ (表 2.7)，因此  $\beta > 0$  時為逆流， $\beta < 0$  時為順流。

模擬規劃以不同塊體細長比，由一比一至一比四，搭配相同節理位態但順逆流方向不同(塊體位態不同) 之兩組塊體位態進行模擬，如圖 3.25 所示。規劃之模擬組合如表 3.6 所示。

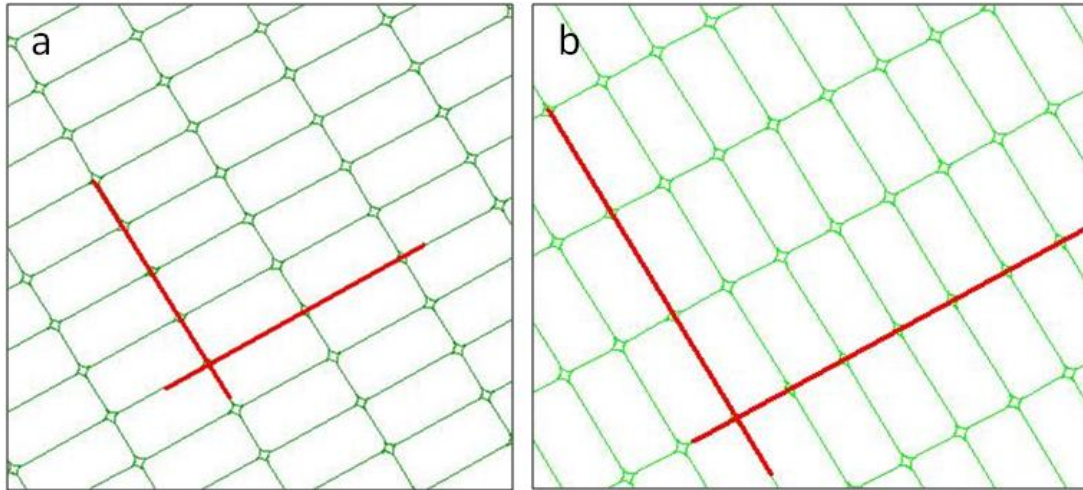


圖 3.25 順逆流方向相異之塊體：(a)逆流  $\beta = 30^\circ$ ，(b)順流  $\beta = -60^\circ$ 。

表 3.6 塊體細長比與順逆流影響探討

$\beta$	$30^\circ$ (逆流)	$-60^\circ$ (順流)
塊體細長比	啟動剪應力 (kPa)	
1:1		
1:2		
1:3		
1:4		

#### 4. 層面影響探討

現地之弱面形態不盡相同，有裂隙、節理、劈理、層面等，不同弱面形態則可能產生不同的弱面行為，而弱面間之填充物與粗糙度等也對沖蝕行為造成影響。此處規劃模擬包含一組層面之模型，利用弱面間之凝聚力模擬層面條件，其餘參數則與其他模擬分析之節理組完全相同。塊體因受模擬之水流作用開始移動後，假設層面間之凝聚力

不再作用。原有之層面間接觸點為具有凝聚力之條件，此假設之模擬方式為當塊體移動至接觸點消失、新的接觸點產生時，將新產生接觸點設定為節理之性質，不再有凝聚力之作用。

數值模型之建立，保持使用兩組弱面組，以層面條件取代其中一組節理組，並維持兩組弱面直角相交且間距相同(1:1)，切割形成之塊體為正方形塊體，採用之間距為 0.4x0.4 m，如此也可與前述之模擬進行比較。層面形成之過程由懸浮載沉積所造成，因此模擬時層面之位態選擇為與水平相近之 15 度角，規劃之模擬組合如表 3.7 所示。

表 3.7 層面影響探討

層面位態	層面啟動剪應力 (kPa)	節理組啟動剪應力 (kPa)
15°		表 3.5

## 第四章 模型參數與影響性檢討

### 4.1 數值模型參數

沖蝕數值模型建立後，需設定塊體與節理之力學模式，並定義與選擇力學模式所需之材料參數與分析過程設定之控制參數。所需設定之模型材料參數整理如下：

#### 1. 塊體材料參數：

由於沖蝕模型使用剛性之塊體進行模擬，無需選擇塊體之組成模式，因此塊體之相關參數僅有塊體材料密度[**density**]。

#### 2. 節理材料參數：

節理力學模式選擇使用面接觸之庫倫滑動模式(Area contact with Coulomb slip failure)，相對應需輸入之參數有圓角邊長[**round length**]、節理正向勁度[**jkn**]、節理剪向勁度[**jks**]、節理摩擦角[**friction**]、節理凝聚力[**jcohesion**]等。

使用固定之圓角半徑( $r$ )或圓角邊長( $d$ )可達到圓角化的效果，沖蝕模擬試驗採用固定圓角邊長之方式進行圓角化程序，為避免與塊體密度混淆，圓角邊長代號使用  $ro$  (非圓角半徑)。節理間之阻抗有摩擦角及凝聚力，當沖蝕啟動後，塊體移動使凝聚力不再作用，而摩擦角則持續以阻抗之型式作用，並非如動、靜摩擦之關聯。其中節理凝聚力只在模擬層面影響時輸入大於零之輸入值，其餘模擬皆使用無

凝聚力之節理條件。

### 3. 沖蝕模型之控制參數：

沖蝕模擬運算流程中，床面剪應力施加後必須進程式運算以模擬水流造成之沖蝕行為。程式運算後則必須移除達到脫離條件之塊體，如此才可依床面幾何條件之改變而重新施加床面剪應力，並進行下一階段之模擬運算流程，此程式運算時階(timesteps)間隔即為床面剪應力之重設週期[reset]。

表 4.1 列出所需參數之輸入值與各自單位。密度、摩擦角及凝聚力選用與現實相符之數值，不再多做贅述。其它可能影響沖蝕數值模型結果之重要參數有圓角邊長(ro)、節理正向及剪向勁度(jkn & jks)與床面剪應力重設週期 (reset)，下節將說明此些重要參數對沖蝕模擬分析結果之影響與數值選擇的依據。

表 4.1 沖蝕數值模型參數

		數值	單位
<b>塊體材料參數</b>			
密度 (d)	Density	2500	kg · m <sup>-3</sup>
<b>節理材料參數</b>			
圓角邊長 (ro)	Round length	0.05	m
節理正向勁度 (jkn)	Joint normal stiffness	10 <sup>9</sup>	Pa · m <sup>-1</sup>
節理剪向勁度 (jks)	Joint shear stiffness	2 · 10 <sup>4</sup>	Pa · m <sup>-1</sup>
摩擦角 (jf)	Joint friction angle	30	degrees
凝聚力 (jc)	Joint cohesion	0 or 100	kPa
<b>沖蝕模型衍生參數</b>			
床面剪應力重設週期 (reset)	Reset period	500	steps

## 4.2 參數影響性與靈敏度分析

模型參數選擇將影響沖蝕模擬分析之結果，本節先藉由靈敏度分析，嘗試了解各參數對沖蝕模型模擬分析結果之影響。檢視之重要參數有圓角邊長(round)、節理正向與剪向勁度(jkn & jks)與床面剪應力重設週期(reset)，以下各小節將分別探討各參數之影響性，並解釋參數值選擇之依據。

### 4.2.1 圓角邊長—[round length]

圓角化為 UDEC 數值模擬時為避免應力集中所使用之假設，僅影響塊體間接觸點之力學計算，圓角邊長值應在模型建立前即事先設定。



圓角化之方法與大小差異如圖 4.1 所示，利用固定的圓角邊長可達到圓角化之效果(圖 4.1, c)，而圓角化大小則造成接觸點形成位置之差異(圖 4.1, a & b)，圖中紅色線條為接觸點位置。圓角邊長值對數值分析之精確度與運算時間皆有影響，由於 UDEC 以接觸點為塊體運動行為計算之依據，而圓角邊長過大則造成接觸點不易形成(圓角化比例  $r_0/\text{spacing}$  達到 50% 時，即已無法切割形成塊體)，程式將無法正確進行塊體運動及變形之計算。圓角邊長值越小分析則越精確，但也同時造成運算時間增加。UDEC 建議採用塊體邊長之 1% 為圓角化之半徑，即可得到良好之計算精度。



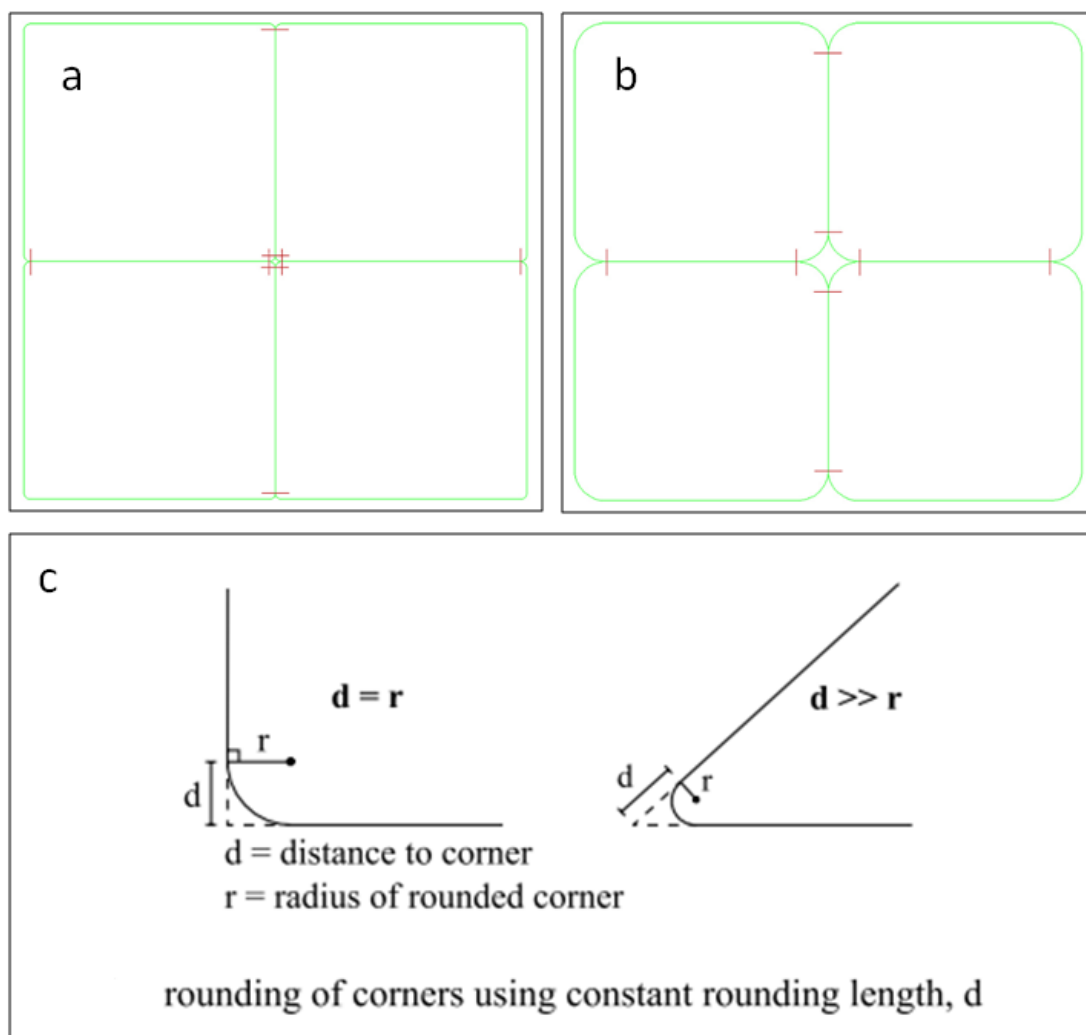


圖 4.1 圓角化方法與大小差異

基於 UDEC 之建議，圓角邊長本不應屬於模型重要參數之一，然而由實際測試發現圓角邊長值對沖蝕模型之啟動剪應力與沖蝕下切率皆會造成影響。節理組間距不同造成塊體邊長改變，對圓角邊長與塊體邊長之比例（圓角化比例  $r_0/\text{spacing}$ ）也產生影響，由於節理組間距為沖蝕模型欲探討影響參數之一，因此有必要先比較不同圓角邊長設定值下分析所得之結果，以檢視圓角邊長值之影響性。採用節理

間距 0.4x0.4 m (細長比 1:1)、 $\beta=30^\circ$ 之模型條件進行圓角邊長靈敏度分析，不同圓角邊長值對啟動剪應力之影響如圖 4.2 所示。

圖 4.2 顯示：圓角邊長下降，造成沖蝕模型之啟動剪應力提升。此分析模型之最小節理間距為 0.4m，圓角邊長分析範圍為 0.01~0.1，相對應之圓角化比例(round/spacing) 則為 2.5~25%。分析範圍雖未達到程式建議之 1% 以下，但已嚴重影響運算時間，且在此分析區間圓角邊長之影響性並未達到收斂，因此選擇所有沖蝕模型皆將圓角邊長固定，以控制其影響性。模擬規劃中圓角化比例最大者為節理間距 =0.2x0.2 m 之組合，模擬效率相對最快，此時每組模擬（包含尋找啟動剪應力&啟動後之行為）約需 30 分鐘至一小時。

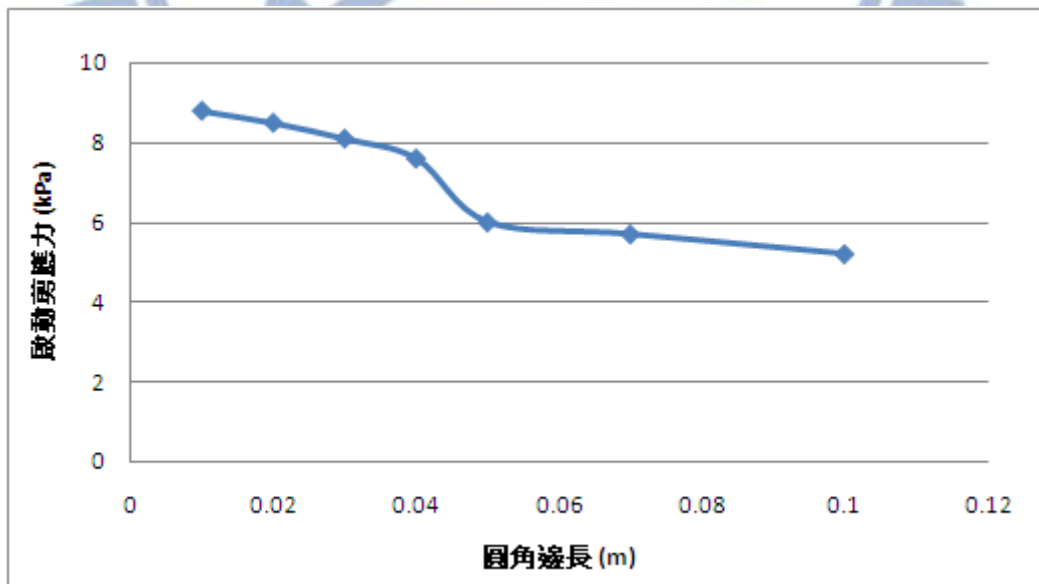


圖 4.2 圓角邊長—啟動剪應力影響性分析

圓角邊長對平均沖蝕下切速率則較無明顯影響，但卻造成模擬時沖蝕行為穩定性之差異。圓角化比例降低，沖蝕模型較容易達到穩定平均下切，大約以 10% 為臨界值。當比例高於 10% 時，沖蝕模型則容易在超額剪應力較小之情況下產生不均勻下切行為，甚至在 25% 時造成剪應力與平均下切速率趨勢錯誤，如圖 4.3 所示。因此基於運算時間之考量與圓角邊長對沖蝕模擬結果穩定性之影響，後續分析固定所有沖蝕模型之圓角邊長為 0.05 m。

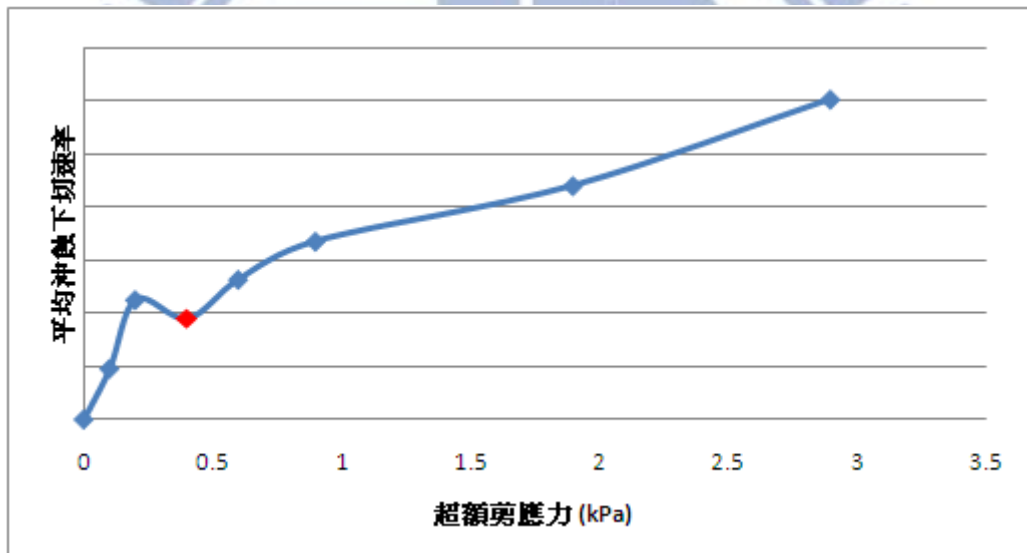


圖 4.3 沖蝕下切速率趨勢錯誤(圓角化比例=25%)

#### 4.2.2 節理勁度—[jkn & jks]

節理間勁度定義接觸點上接觸力增量及位移增量之間的關係，其主要之作用在於計算接觸點之接觸力。節理間正向勁度(jkn)影響塊體間之正向位移行為，若使用過小之正向勁度數值，於模擬運算時將容

易產生塊體重疊(overlap)現象，過量之塊體重疊可能造成模型無法繼續運算而停止。節理間剪向勁度(jks)則影響了塊體沿節理面之剪向位移行為，剪向勁度越大，塊體移動越困難。對於使用剛性塊體之模型而言，正向與剪向勁度較大者直接決定了運算時階(timestep)的大小，數值越大運算時階相對越小，也增加運算時間。

進行沖蝕模擬運算流程前，必須先進行運算確保模型初始條件之穩定與內力平衡。若正向勁度數值設置過低，模型在達到初始穩定時即已產生下陷之情形，造成沖蝕模擬前床面邊界不平整。為避免計算效率過低（控制模擬運算時間）與初始床面下陷情形，本研究以合理範圍之初始床面下陷所能使用之最低正向勁度值為選擇之依據，如此也可盡量縮短程式運算時間，選擇之正向勁度值( $1 \text{ GPa} \cdot \text{m}^{-1}$ )相對應的模型沉陷量小於模型高度之 0.01%。

沖蝕模型選擇之正向與剪向勁度值差異甚大，UDEC 雖建議  $jkn = 2 \sim 10 \cdot (jks)$ ，但經由沖蝕模型測試，若使用與正向勁度相近之較大剪向勁度進行沖蝕模擬，將造成模型難以達到穩定平均下切。此外，過小之剪向勁度使模型不穩定，容易產生運算錯誤造成模型完全停擺，且無法經由人為修正。剪向勁度值在此許可範圍內（範圍僅約為  $10^1$ ），對啟動剪應力與沖蝕下切速率之影響較小，因此剪向勁度選擇未依照 UDEC 之建議，而以能夠正常運算且模擬結果不致過於極

端（不論超額剪應力大小皆難以達到均勻下切）為選擇之依據。

### 4.2.3 床面剪應力重設週期—[reset]

床面剪應力重設週期為本研究沖蝕模型之分析控制參數，並非 UDEC 程式內建參數之一，其主要影響在於移除脫離河床之塊體及床面剪應力重設之間隔。由於床面剪應力僅施加於出露之河床表面邊界，當塊體受剪應力作用而移動脫離河床模型主體，出露之河床表面邊界幾何條件改變，但數值模型之外邊界尚未重新定義，此即造成模擬之誤差，如圖 4.4 所示。圖中紅色線條即為模型之外邊界，且將邊界塊體之位移量誇大呈現。

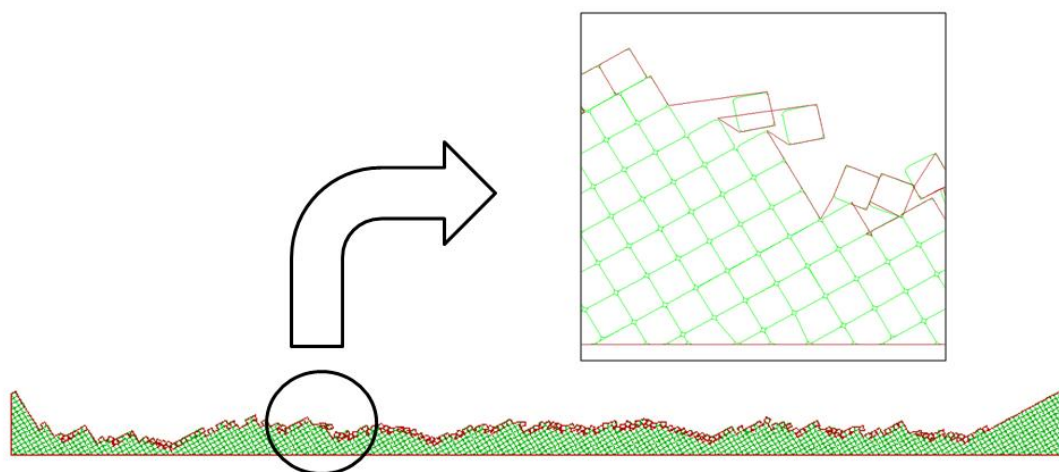


圖 4.4 重設週期對外邊界之影響

不論重設週期如何，過小之床面剪應力皆無法使塊體移動造成沖蝕行為，因此重設週期對沖蝕模型之啟動剪應力影響較小。重設週期

對沖蝕模型較直接的影響在於沖蝕啟動後，造成刪除頻率不同，也因此影響了模型之沖蝕下切速率。沖蝕啟動後，沖蝕下切速率與重設週期約略呈線性之關聯，重設越頻繁，相對應之平均沖蝕下切速率越快。

理論上，最接近現實情況之理想狀況係在每一時階運算後都進行重設，如此最能符合床面邊界條件改變之情況。但重設週期直接影響了運算所需時間，兩者呈線性反比之關係，當重設週期降低，則等比例增加了運算時間，因此每一時階運算後皆進行重設可謂幾近無法達成之條件。由於沖蝕模擬之主要目標為探討不同模型條件下啟動剪應力之變化，而重設週期並不影響模型之啟動剪應力，因此重設週期選擇之依據以運算所需時間為主要考量，並評估塊體運動特性、鬆脫過程與速率，選擇每運算 500 時階後進行重設。

## 第五章 沖蝕模擬分析結果

本章分別探討影響岩塊抽離機制之因子，並呈現沖蝕模擬分析之結果。首先介紹沖蝕數值模型中虛擬岩體之抗沖蝕能力指標  $K_h$  值的評分標準，以估算不同條件下之沖蝕啟動剪應力並與模擬分析結果進行比較。繼而嘗試綜合整理與歸納數值模型中在不同假設條件與設定參數下所得之模擬分析結果，並進行討論。

### 5.1 抗沖蝕能力指標 (Erodibility Index) 啟動剪應力評估

本研究嘗試在沖蝕數值模擬分析完成後，利用抗沖蝕能力指標與模擬結果進行比較與驗證，因此必須先對沖蝕數值模型之虛擬岩體進行  $K_h$  指標值評分，由  $K_h$  指標值換算後可得到與模型相對應之沖蝕啟動剪應力（運用 2.17 至 2.19 式）。以下分別介紹沖蝕數值模型  $K_h$  值評估、沖蝕啟動門檻流功及剪應力值之計算。

#### 1. 沖蝕數值模型 $K_h$ 值評估：

抗沖蝕能力指標  $K_h$  值以材料強度參數( $M_s$ )、塊體尺寸參數( $K_b$ )、弱面抗剪強度參數( $K_d$ )及地盤構造條件參數( $J_s$ )四項參數之乘積表示(式 2.8)。評分所得之  $K_h$  數值越高，代表岩床抵抗沖蝕的能力越強，造成沖蝕行為啟動所需之啟動剪應力越大。



(一)材料強度參數( $M_s$ ):

沖蝕數值模型由剛性塊體(岩塊)組成, 假設岩塊(視為完整岩石材料)之無圍壓縮強度為 40MPa, 由表 2.1 可查得相對應之材料強度參數  $M_s=35$ , 此參數評分值所有沖蝕數值模型皆相同。材料強度參數於數值模型中對塊體之抽離雖不具太大重要性, 但在現實中強度較低之河床岩體, 則可能因磨蝕、顆粒衝擊或表面風化等其他作用, 造成裂隙擴展及塊體碎裂, 而使塊體更易抽離。

(二)塊體尺寸參數( $K_b$ ):

塊體尺寸參數需藉由岩石品質指標(RQD)與節理組參數( $J_n$ )進行計算, RQD 則可利用平均塊體尺寸(D)換算得到(運用式 2.11~2.12 以及表 2.4)。由於 UDEC 為二維之數值分析程式, 沖蝕模型僅有兩個向度, 平均塊體尺寸為  $D = (J_x \cdot J_y)^{1/2}$ , 使用模型之兩組節理組間距進行換算( $J_x$  &  $J_y$  為數值模型中兩節理組之間距), 即可得到相對應之 RQD。

當兩節理組間距為 0.2x0.2m 時, 平均塊體尺寸  $D = (0.2 \cdot 0.2)^{1/2} = 0.2$  (m), 節理間距增加, 平均塊體尺寸則相應提升。模擬細長塊體時, 因不同細長比之模擬分析皆固定基本面積為 0.4x0.4m 之塊體面積, 因此平均塊體尺寸不隨塊體細長比不同而改變, 細長比模型平均塊體尺寸 D 固定為 0.4m。

對於節理組參數，假設第三維也具有一組節理，共有三組節理組，如此才可切割為塊體，節理組參數由表 2.4 查得  $J_n=2.73$ 。

平均塊體尺寸  $D$  於現實及數值模型中，對塊體抽離行為之影響皆極為重要，平均塊體尺寸( $D$ )隨不同塊體大小改變（塊體大小由兩組節理間距決定）。節理組參數  $J_n$  則間接影響現地岩體之塊體尺寸，但由於數值模型採用二維之模擬試體，無法真確表現出節理組參數之影響性，僅能以假設方式進行評分，因此所有沖蝕數值模型之節理組參數( $J_n$ )則保持相同。

### (三)弱面抗剪強度參數( $K_d$ )：

弱面抗剪強度參數需由粗糙度參數( $J_r$ )與節理改變參數( $J_a$ )決定。實際節理岩體中，節理越粗糙（節理粗糙度參數）、節理內之填充物具高凝聚性或不透水性（節理改變參數），皆使節理抗剪強度提升，阻礙塊體抽離。但由於沖蝕數值模型節理組為平滑之完全聯通節理，並未模擬粗糙度與節理間填充材料之特性，因此假設為顆粒性之材料性質，利用節理間摩擦角進行換算(式 2.15)，節理間摩擦角假設為  $30^\circ$ ，得  $K_d = \tan(30^\circ) = 0.577$ ，所有沖蝕數值模型之弱面抗剪強度參數( $K_d$ )評分值保持不變。

#### (四)地盤構造條件參數( $J_s$ ):

地盤構造條件參數同時考慮塊體之位態與形狀因素，列於表 2.7。先由塊體長軸之方向與傾角判斷位態，再對照塊體之細長比關聯即可得到相對應之參數值。抗沖蝕能力指標對塊體位態之順逆流方向定義，與數值模型之  $\beta$  角定義方向相反，兩者關聯為  $\beta = -J_s \text{ angle}$ 。

位態條件直接造成塊體周遭條件的改變，影響塊體抽離的難易程度，塊體形狀則產生順逆流之差異，並可能產生塊體傾倒等行為。兩者於現地岩床及模型中對塊體抽離行為皆有決定性之影響，因此地盤構造條件參數  $J_s$  之變化，對本研究數值模型評分極為重要。所有沖蝕數值模型之地盤構造條件參數( $J_s$ )評分值隨沖蝕模型之幾何條件而改變。

塊體尺寸參數( $K_b$ )及地盤構造條件參數( $J_s$ )兩者為模型評分時，隨模型改變之參數，其餘參數皆不做變更。假設模型條件為邊長（節理間距）0.2x0.2m 之正方形塊體，塊體位態  $\beta=30^\circ$ ，與模型條件相對應之各項參數值及計算後之  $K_h$  值一併列於表 5.1。現地岩床之  $K_h$  值評估約介於 100~500 間(本研究以大安溪卓蘭大橋上游側大峽谷區段之岩床為比較範例)，數值模型之評估結果落於此區間內，因此各項假設應屬合理。

表 5.1 抗沖蝕能力指標參數

	數值	隨模型改變
材料強度參數( $M_s$ )	35	否
UCS	40MPa	否
塊體尺寸參數( $K_b$ )	20.15	是
D	0.2	是
RQD	55	是
$J_n$	2.73	否
弱面抗剪強度參數( $K_d$ )	0.577	否
$\phi$	30	否
地盤構造條件參數( $J_s$ )	0.5	是
$\beta$	30°	是
細長比	1:1	是
$K_h = M_s \cdot K_b \cdot K_d \cdot J_s$	203.43	是

## 2. 沖蝕啟動門檻流功及剪應力值計算：

不同模型之  $K_h$  值評估完成後，即可進行沖蝕啟動門檻流功值之計算(式 2.17 & 2.18)，上述模型條件換算後得到沖蝕啟動流功值  $P_{cri} = 62.913 \text{ kW/m}^2$ 。由於沖蝕模擬分析使用床面剪應力為沖蝕驅動作用力，因此需將啟動流功值進一步換算為啟動剪應力值方可相互比較。抗沖蝕能力指標並未提供換算之方法，需利用 Greimann&Vandeburg(2008)所提出之臨界流功( $P_{cri}$ )推導臨界剪應力( $\tau_{cri}$ )之計算方法進行(式 2.19)。式 2.19 中水力半徑及粗糙度無法由數

值模型評估，所幸其影響範圍僅限制於 0.6~0.9 間，因此取兩參數之影響範圍平均值 (0.75) 代換進入公式進行沖蝕啟動剪應力之換算。此公式中流功值之單位為  $W/m^2$ ，需先將抗沖蝕能力指標啟動流功值進行換算後代入，得到前述模型條件之沖蝕啟動剪應力  $\tau_{cri} = 2752.8 \text{ Pa} = 2.75 \text{ kPa}$ 。不同沖蝕數值模型中的虛擬岩體由抗沖蝕能力指標評估及換算所得之沖蝕啟動剪應力門檻值，將與模擬分析結果一併呈現，用於比較與驗證數值模擬分析之結果。

## 5.2 模型假設條件與參數選擇對沖蝕模擬分析之影響歸納

利用數值分析程式 UDEC 模擬沖蝕行為時，為克服程式之限制而使用許多假設，參數值選擇時，也必須考量運算時間，因此可能造成模擬分析之誤差。在說明模擬分析結果前，先於此小節將所有之影響因素列舉並歸納於表 5.2。

模型建製方面，沖蝕模擬分析時採用完全聯通節理進行，忽略了現實中岩橋之影響，因此高估了沖蝕下切之速率。沖蝕已啟動但超額剪應力較小時，產生不均勻下切行為，因模型高度之限制，沖蝕深度達模型下邊界後即無法繼續進行模擬，可能造成模型啟動剪應力之低估。

沖蝕驅動作用力方面僅模擬水流拖曳力造成之床面剪應力，並未考慮其他不同作用力型式的影響，如此則高估啟動剪應力，也同時低估了沖蝕下切速率。床面剪應力施加於床面外邊界時，本研究中假設換算之角隅載重 X 分量永遠與水流方向相同，此假設可能造成高估沖蝕下切速率。此外，因 UDEC 程式對外邊界之定義與限制，需將達到脫離條件的塊體移除才可重新定義外邊界，且由於外邊界之定義由程式自動完成而可能形成錯誤邊界，因而使用較為寬鬆之脫離塊體判斷準則，造成沖蝕下切速率之高估。

參數值選擇以程式運算時間為主要考量，由參數靈敏度分析發現：使用較大之圓角半徑，將低估啟動剪應力，對於沖蝕速率則較無明顯影響。床面剪應力重設週期為沖蝕模型之預設控制參數，也因考量程式之運算效能而需使用較長之重設週期，對沖蝕下切速率有低估之趨勢。

表 5.2 模型假設與參數選擇對模擬分析結果之影響

模型假設與參數選擇	影響性	
	啟動剪應力	沖蝕下切速率
<b>模型設置</b>		
完全聯通節理		高估
模型高度限制沖蝕深度	低估	
<b>沖蝕驅動作用力</b>		
僅模擬床面剪應力	高估	低估
X 分量永遠與水流方向相同		高估
<b>脫離塊體移除</b>		
脫離條件較寬鬆		高估
<b>參數選擇</b>		
圓角半徑較大	低估	
重設週期較長		低估

### 5.3 床面剪應力影響趨勢

在進行模型條件變更探討不同條件下沖蝕啟動之難易程度前，首先必須驗證床面剪應力大小對沖蝕模型的影響，並以沖蝕數值模型換算而得之沖蝕下切速率為驗證床面剪應力影響性之憑藉。床面剪應力影響趨勢驗證選用之模型條件為兩組節理間距皆為 0.4m 之正交節理組，切割形成邊長比 1:1 之正方形塊體，相對應之模型大小為 6x90m，塊體位態  $\beta=15^\circ$ 。當此模型之沖蝕啟動剪應力( $\tau_{cri}$ )確定後，則可逐步增加床面剪應力( $\tau$ )，並以超額剪應力( $\tau - \tau_{cri}$ )為基準，比較沖蝕下切

速率之變化。

### 5.3.1 沖蝕下切速率趨勢驗證

沖蝕數值模擬分析結果沖蝕下切速率之換算，在移除邊界效應影響範圍後，將分析範圍內脫離塊體面積加總，除以分析範圍長度與總模擬時間，得到此模型分析範圍區間內，單位時間床面之平均下降高度(見圖 3.18)，並將單位換算為m/hr。使用不同超額剪應力進行模擬，可得到不同的模型平均沖蝕下切速率，分析比較沖蝕下切速率之變化趨勢以驗證床面剪應力對沖蝕模型之影響，模擬結果列如表 5.3 所示。資料整理分析後發現，超額剪應力較小時，沖蝕下切速率之變化幅度較大，因此額外增加不同床面剪應力進行模擬，如圖 5.1 所示，圖中紅色資料點為原規劃之模擬組合。

模擬分析結果顯示，當剪應力越大，對應之沖蝕下切速率隨之提升，但換算後得到之沖蝕下切速率值過大，顯然遠遠超過現地河道岩床所可能發生之沖蝕下切速率範圍，在此僅就其趨勢進行探討。此現象由於：(1)DEM 數值模擬時間軸並非真實時間，而是時階的累加、(2)沖蝕行為屬於動態之過程，但模擬分析時為顧及運算效能而以靜態之模擬程序進行。以靜態程序進行模擬時，程式將自動調整模型之內部密度進而造成時階大小上升(mass scaling)，在最快時間內得到模



擬分析結果。此調整雖不影響模擬運算之結果，卻造成模擬之時間軸比例改變，繼而影響換算所得之平均沖蝕下切速率值。後續不同模型條件對沖蝕下切速率之比較，將以指標方式呈現模擬分析後改變的趨勢，針對不同條件相互間之趨勢關聯進行探討。

當超額剪應力提升至一定大小後，沖蝕下切速率變化幅度降低，此為床面剪應力重設週期造成之影響。超額剪應力較小時，單一時階內塊體移動較少，重設週期造成的影響也較不明顯。當超額剪應力繼續提升，塊體移動能力相對上升，此時重設週期則限制了脫離塊體之移除，造成沖蝕下切速率提升幅度降低。因此不同模型啟動剪應力有差異時，無法以剪應力為比較下切速率之基準，僅能採用超額剪應力進行比較，後續將提出比較與說明。

沖蝕剛啟動、超額剪應力較小時，模型可能產生不均勻之下切行為，此時尚未達到穩定之平均下切階段。不同模型條件下，不均勻下切階段之範圍不同，在不均勻下切階段，通常有沖蝕下切速率持續下降的趨勢，而影響最終之沖蝕下切速率平均值。可利用區段時間之沖蝕下切速率振盪幅度維持穩定與沖蝕形態判斷模型是否達到穩定平均下切，此模型約於超額剪應力 0.2kPa 時即可達到穩定平均下切，對平均沖蝕下切速率之影響較小。

表 5.3 剪應力影響探討模擬結果

超額剪應力 (kPa)	平均沖蝕下切速率 (m/hr)
0.5	464.8
1	478.2
1.5	543.8
2	672.2
2.5	737.3
3	818.1

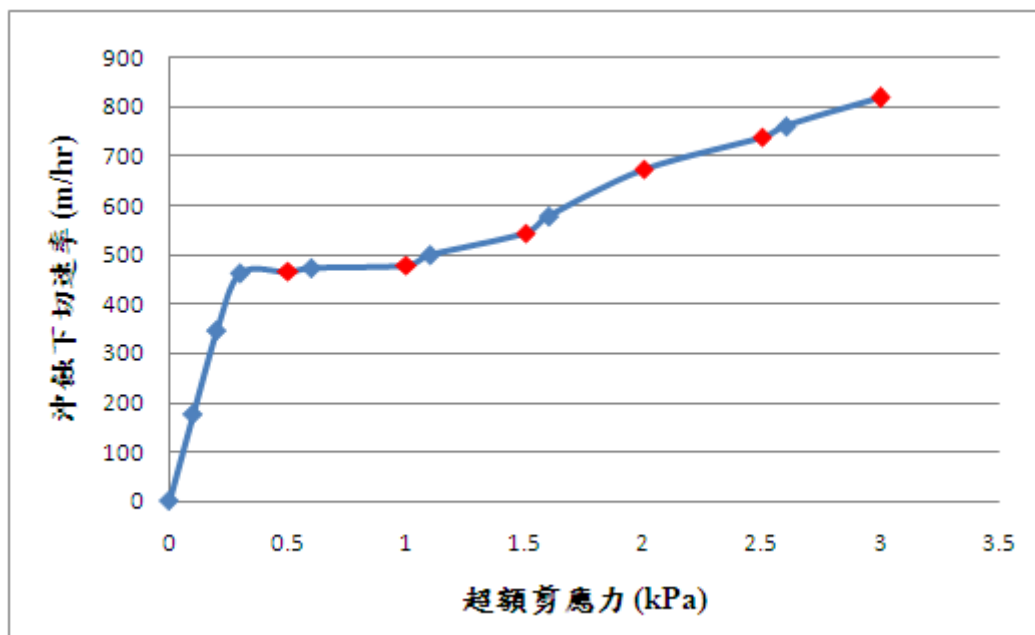


圖 5.1 以沖蝕下切速率驗證剪應力影響趨勢

### 5.3.2 討論

當河道岩床面之剪應力低於某門檻值前，岩床表面岩塊皆能維持其穩定性，無岩塊發生脫離。一旦超越門檻值，岩塊可陸續由床面脫離，發生沖蝕。若逐步調整所施加之床面剪應力，可找到相對於此模

型條件之沖蝕啟動剪應力。待找到啟動剪應力後，可逐漸提升剪應力，得到超額剪應力與平均沖蝕下切速率之關聯與變化趨勢。

床面剪應力重設週期與不均勻下切行為皆會對平均沖蝕下切速率變化趨勢造成影響。超額剪應力較小時，可能出現不均勻下切行為；在超額剪應力較大時重設週期造成平均沖蝕下切速率提升幅度降低；皆分別會影響到計算沖蝕下切速率平均值之正確性。討論沖蝕下切速率改變趨勢時，同時亦觀察不同條件下，模擬試驗達到穩定均勻下切所需超額剪應力之變化範圍（以及不均勻下切範圍）。

#### 5.4 節理位態影響趨勢

本節藉由比較相同節理間距，但不同節理位態之條件所造成岩床沖蝕行為之差異，以探討節理位態對岩床沖蝕行為之影響趨勢。探討內容主要分為沖蝕啟動難易程度與沖蝕啟動後之沖蝕行為。就沖蝕啟動剪應力之探討，比較不同節理位態條件數值模擬分析計算結果之變化趨勢，及與抗沖蝕能力指標 ( $K_h$ ) 換算所得之啟動剪應力的關聯。當剪應力超越啟動剪應力令沖蝕啟動後，藉由改變超額剪應力，評估平均沖蝕下切速率之變化趨勢，並比較不同位態條件下若未能達穩定平均下切時之沖蝕形態。

### 5.4.1 啟動剪應力

在固定之節理間距條件下，探討節理位態對沖蝕啟動難易程度的影響，模擬不同位態岩體之啟動剪應力，模擬結果如表 5.4 及圖 5.2 所示，圖 5.2 為數值模擬所估之抗沖蝕能力與節理位態間關係。圖 5.3 則為各種岩塊組合條件對應之  $K_h$  值所估出的抗沖蝕能力。圖 5.2 與圖 5.3 中各含四條曲線，分別對應四種不同岩塊尺寸 0.2x0.2m、0.4x0.4m、0.8x0.8m、1.2x1.2m。圖 5.4~5.7 分別比較岩塊尺寸 0.2x0.2m、0.4x0.4m、0.8x0.8m、1.2x1.2m 時，對應不同節理位態下，由  $K_h$  推估之抗沖蝕能力與數值模擬估得之抗沖蝕能力。

模擬結果顯示（圖 5.2）當爬升面坡角（ $\beta$  角度）提升，對單一塊體而言，順水流方向之爬升面坡角越大，啟動剪應力也相對提升。當爬升面坡角  $\beta$  由  $30^\circ$  提升至  $45^\circ$ ，啟動剪應力之增幅較小，此因爬升面坡角  $\beta=45^\circ$  時模型具對稱性，塊體較容易脫離，可列為特殊狀況。不論節理間距大小，爬升面坡角  $\beta$  提升至  $60^\circ$  以上，啟動剪應力皆有急遽抬升之現象，此因順水流方向之沖蝕抵抗角度過大，塊體沿弱面滑動難度增加，造成塊體運動型式改變，無法單純以滑動方式脫離模型主體，而需伴隨滾動行為達到脫離之條件，而達到滾動所需之剪應力因此大幅提升。圖 5.8 顯示較陡之爬升面坡角下可能出現之塊體脫離型態。

數值模擬結果所得之啟動剪應力隨  $\beta$  角度提升而升高 (圖 5.2)，而由抗沖蝕能力指標換算所得之模型啟動剪應力隨  $\beta$  角度的改變趨勢，在  $\beta=40^\circ\sim 45^\circ$  時達到最低點 (圖 5.3)，此與模擬結果不完全相符。此趨勢不相符之可能原因並不易確定，由  $K_h$  推估之抗沖蝕能力係間接由虛擬河床岩體之強度與岩塊幾何參數條件估出  $K_h$ ，繼由  $K_h$  估出門檻流功(式 2.17-2.18)，最後再由門檻流功估得床面剪應力(式 2.19)視為啟動剪應力，嚴格上每一步驟都為經驗式之關係，並無必然之理論基礎與全面適用性，也難認定其必然為絕對正確。於數值模擬中僅簡化地模擬作用於河床面之床面剪應力，並未考量其他作用力(如上舉力、渦流效應衍生之力矩等)之影響，也可能忽略現地之複雜條件。因此現階段恐仍難確定到底由  $K_h$  推估之抗沖蝕能力與數值模擬估得之抗沖蝕能力何者較為正確。兩者結果之變化趨勢雖在  $\beta=45^\circ$  前不完全相符，但  $\beta$  角度超過  $45^\circ$  後，則皆呈現啟動剪應力隨  $\beta$  角度之升高而提升的關聯。

當節理間距達  $0.4\times 0.4\text{m}$  後， $K_h$  指標評估所得之啟動剪應力大小已無法與數值模擬結果進行比較 (圖 5.4~5.7)，此為數值模擬與  $K_h$  指標評估啟動剪應力隨節理間距改變之提升幅度不同，將於節理間距影響處探討。

表 5.4 節理位態影響探討模擬結果

節理間距(m)	0.2 x 0.2	0.4 x 0.4	0.8 x 0.8	1.2 x 1.2
$\beta$	啟動剪應力(kPa)			
15°	1.7	4.4	9.4	14.7
30°	2.5	5.9	16.4	25.1
45°	2.5	7.3	17.1	26.9
60°	4.2	9.5	22.5	35.7
75°	4.6	15.6	36.7	57

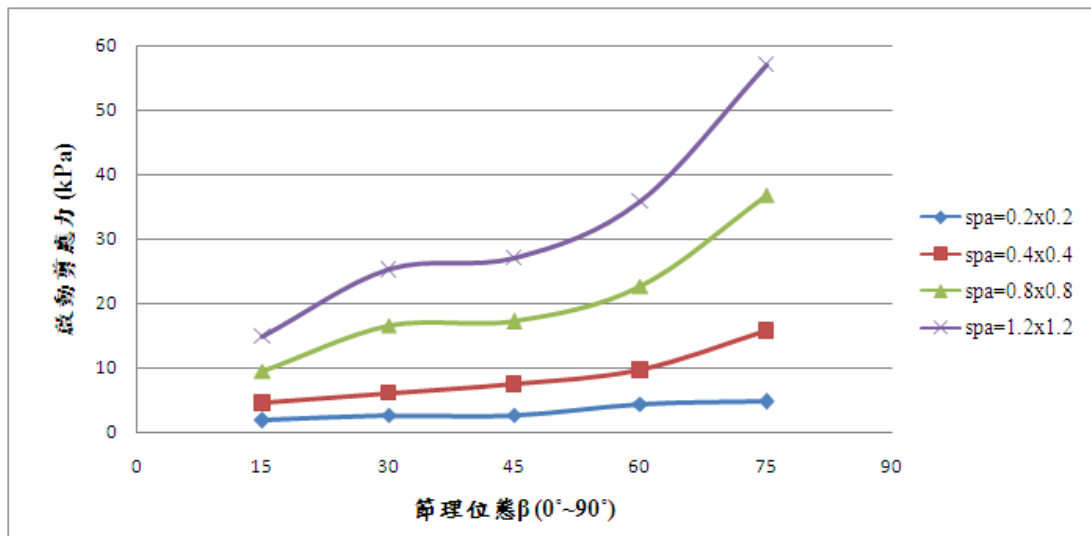


圖 5.2 不同位態條件對啟動剪應力之影響趨勢(數值模擬結果)

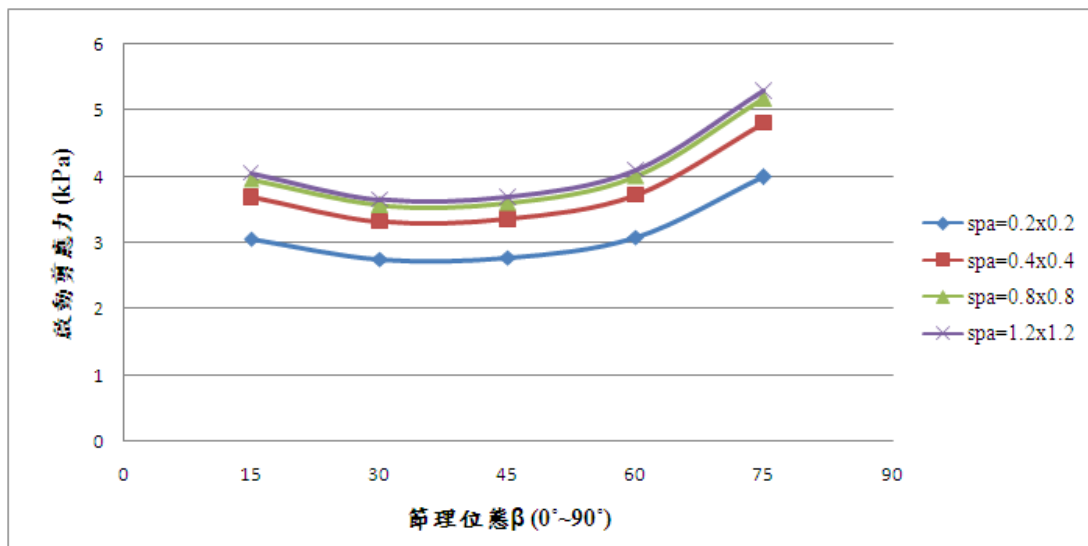


圖 5.3 不同位態對條件啟動剪應力之影響趨勢( $K_h$  指標所估結果)

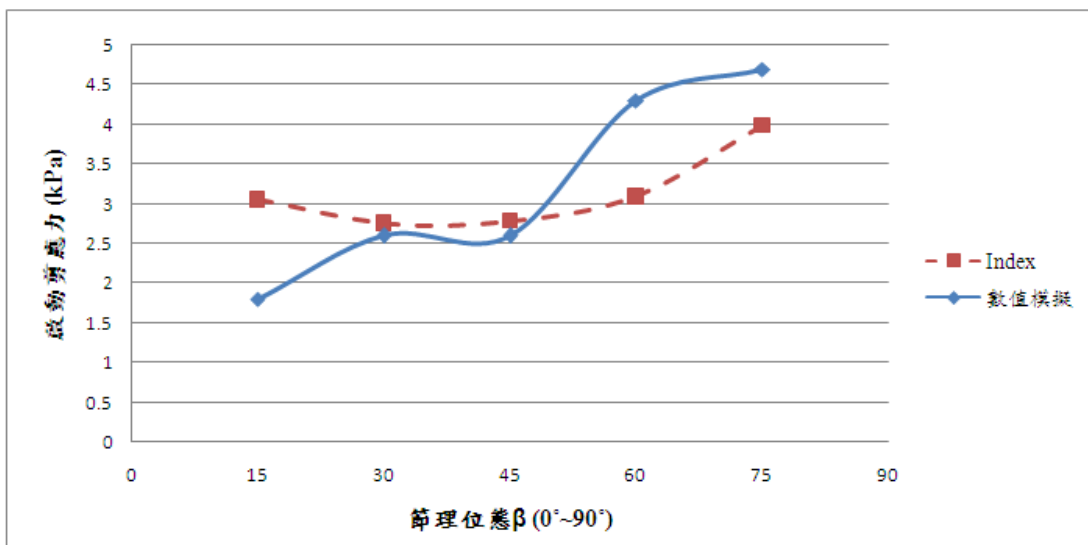


圖 5.4 不同位態條件模擬結果與  $K_h$  指標所估結果之比較(節理間距 =0.2x0.2m)

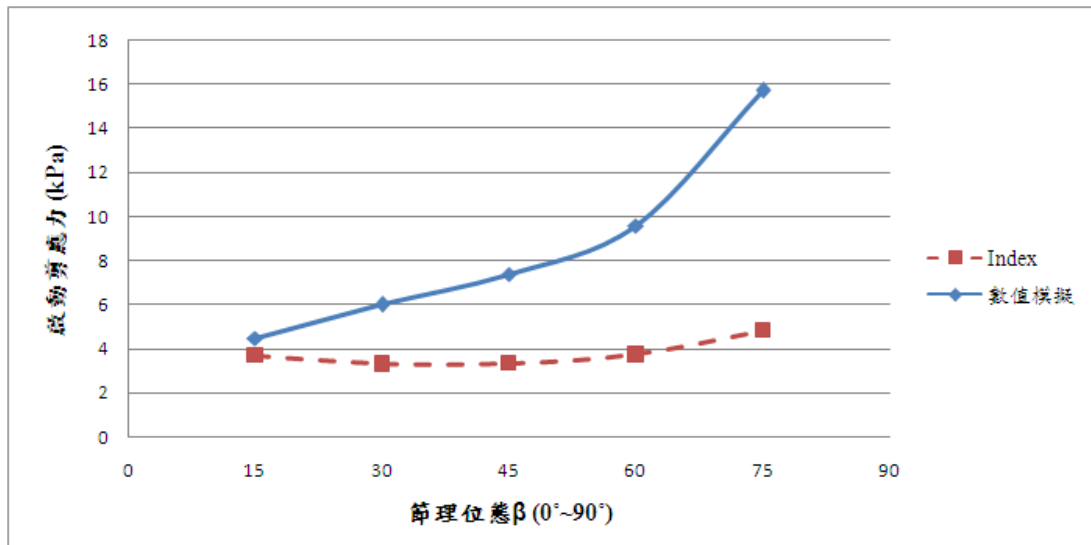


圖 5.5 不同位態條件模擬結果與  $K_h$  指標所估結果之比較(節理間距 =0.4x0.4m)

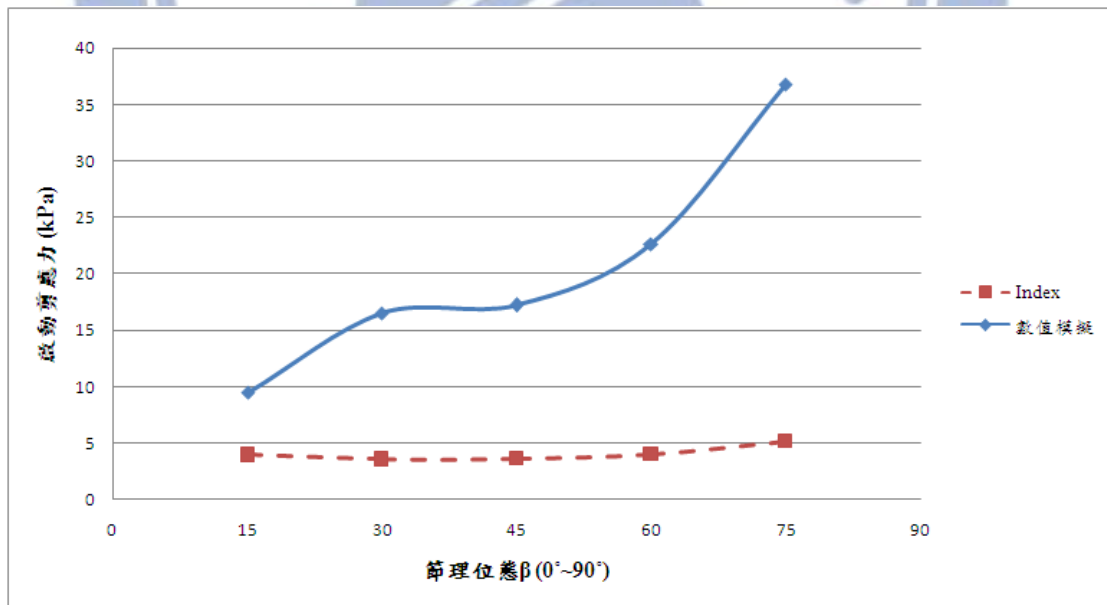


圖 5.6 不同位態條件模擬結果與  $K_h$  指標所估結果之比較(節理間距 =0.8x0.8m)



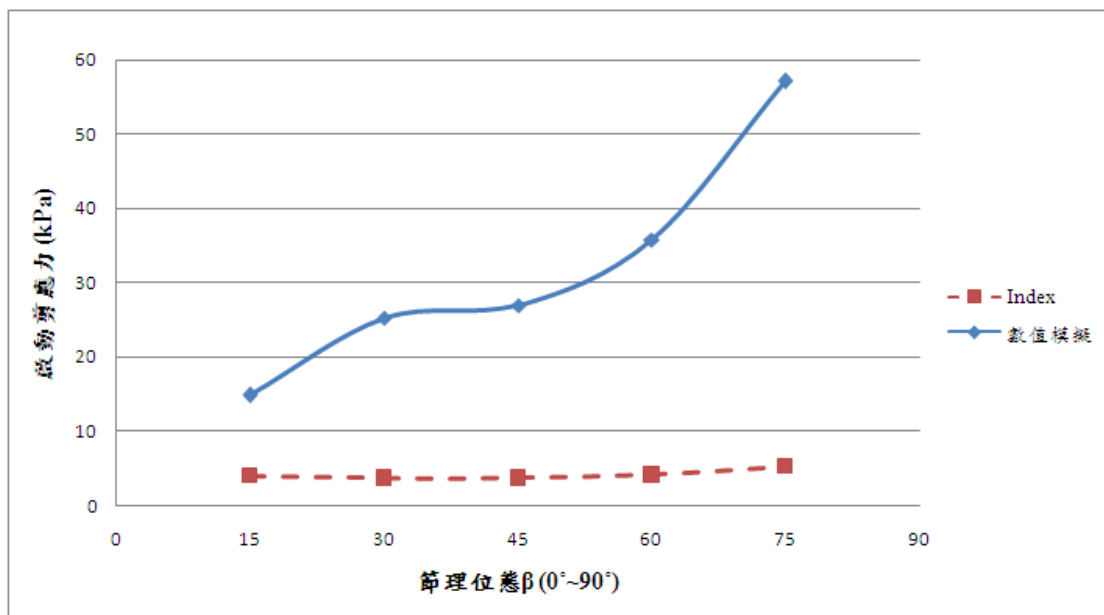


圖 5.7 不同位態條件模擬結果與  $K_h$  指標所估結果之比較(節理間距 = 1.2x1.2m)

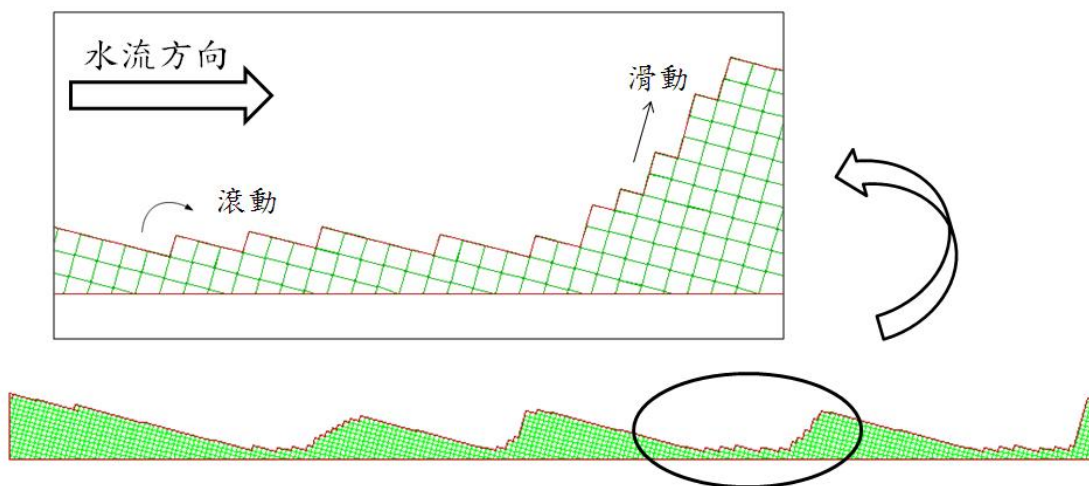


圖 5.8 較陡之爬升面坡角下可能出現之塊體脫離型態

## 5.4.2 沖蝕下切速率與沖蝕形態

前節已討論不同節理位態條件會造成沖蝕啟動剪應力的不同，此小節則以相同節理間距，比較不同節理位態條件下，沖蝕啟動後平均沖蝕下切速率隨超額剪應力之變化趨勢。為排除啟動剪應力之差異，沖蝕啟動後平均沖蝕下切速率的變化趨勢宜以超額剪應力為比較基準，其模擬分析結果如圖 5.9~5.12 所示。

模擬結果顯示：不論塊體大小，平均沖蝕下切速率皆有對稱之趨勢，爬升面坡角  $\beta=45^\circ$  時達到最大值後下降，且  $\beta=15^\circ$  &  $75^\circ$  之結果相當吻合，此因沖蝕行為由模型內最平緩之坡面控制( $\beta$  or  $90^\circ-\beta$ )，而非完全由爬升面坡角  $\beta$  角度主導。節理間距  $0.2 \times 0.2\text{m}$ 、 $\beta=60^\circ$  處，沖蝕下切速率變化有明顯之趨勢不合理，此為圓角半徑比過大(25%)造成之影響，將圓角半徑調整後即可排除此現象。

不同節理位態條件下，未達穩定均勻下切前（以超額剪應力  $=0.1\text{kPa}$  為比較基準），模擬結果之最終沖蝕形態於附錄 B 中一併呈現，圖 B.1~B.4 分別對應四種不同岩塊尺寸  $0.2 \times 0.2\text{m}$ 、 $0.4 \times 0.4\text{m}$ 、 $0.8 \times 0.8\text{m}$ 、 $1.2 \times 1.2\text{m}$ 。比較不同節理位態條件最終之沖蝕形態，可發現沖蝕形態受兩項因素控制：(1)沖蝕行為沿模型中最平緩坡面產生，平緩坡面較易達到穩定均勻下切，由於存在補角關係，最平緩坡面範圍為  $0^\circ \sim 45^\circ$ 、(2)當超額剪應力較小時，隨爬升面坡角 ( $\beta$ ) 提升，塊

體運動由滑動逐漸轉為滾動(圖 5.8)，最終沖蝕形態因而有較多陡峭坡面形成。此兩項因素皆對模型達到穩定均勻下切的難易程度造成影響，其中  $\beta=45^\circ$  時因有對稱關係，沖蝕甫啟動即達到穩定均勻下切，可視為特殊狀況。

不論塊體大小， $\beta=15^\circ$  &  $75^\circ$  狀況皆較容易形成平緩之沖蝕區段，此因沖蝕行為受最平緩坡面控制。 $\beta=75^\circ$  之沖蝕形態同時受兩項因素影響，雖有平緩沖蝕區段形成，但由於爬升面坡度過高，在超額剪應力極小的時候，塊體很難單以床面剪應力之作用而由翻滾運動形式脫離模型主體，最終沖蝕形態因而有較多之陡峭坡面存在。綜合歸納節理位態條件對沖蝕形態之影響，以  $\beta=75^\circ$  狀況最難以達到穩定均勻下切。

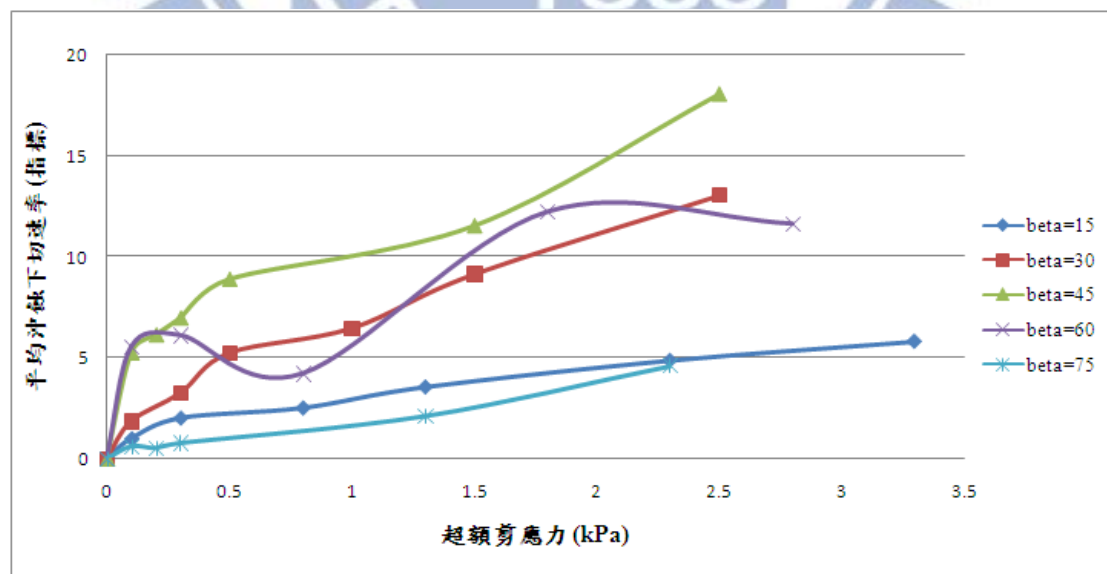


圖 5.9 不同位態條件對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(節理間距  
=0.2x0.2m)

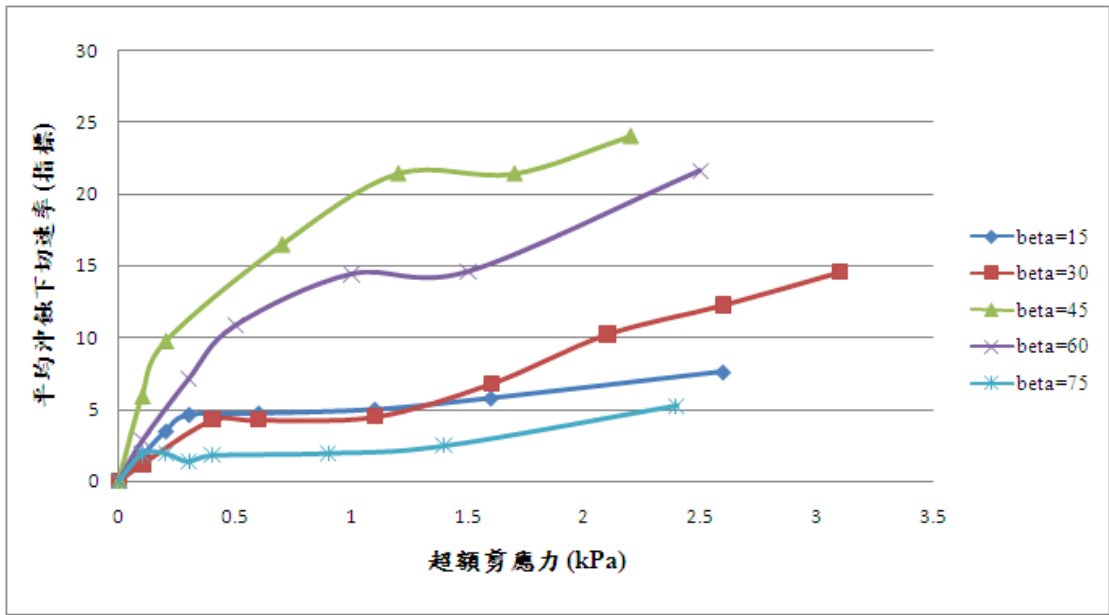


圖 5.10 不同位態條件對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(節理間距 =0.4x0.4m)

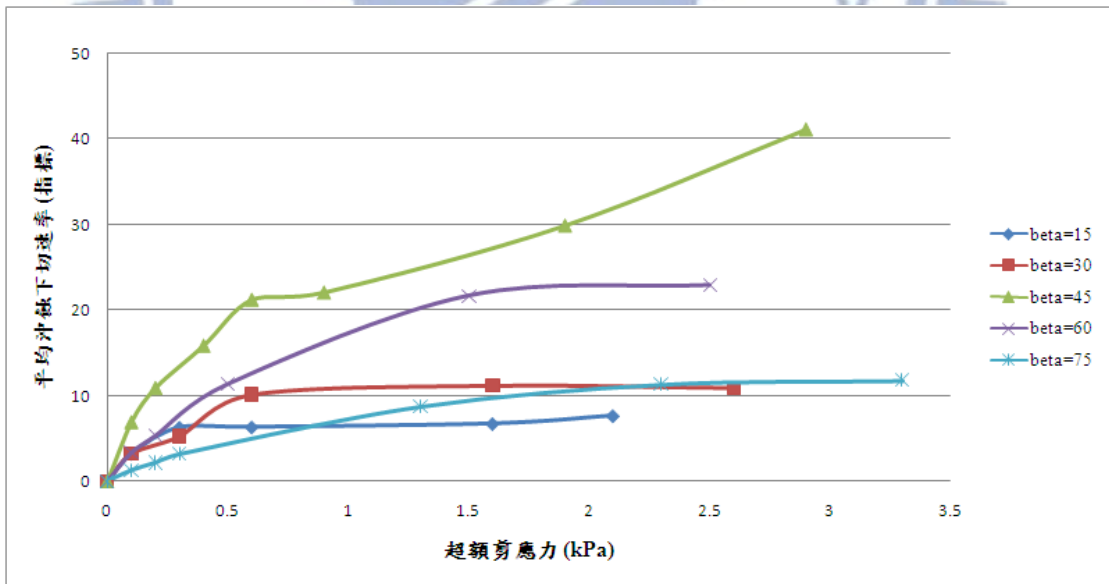


圖 5.11 不同位態條件對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(節理間距 =0.8x0.8m)

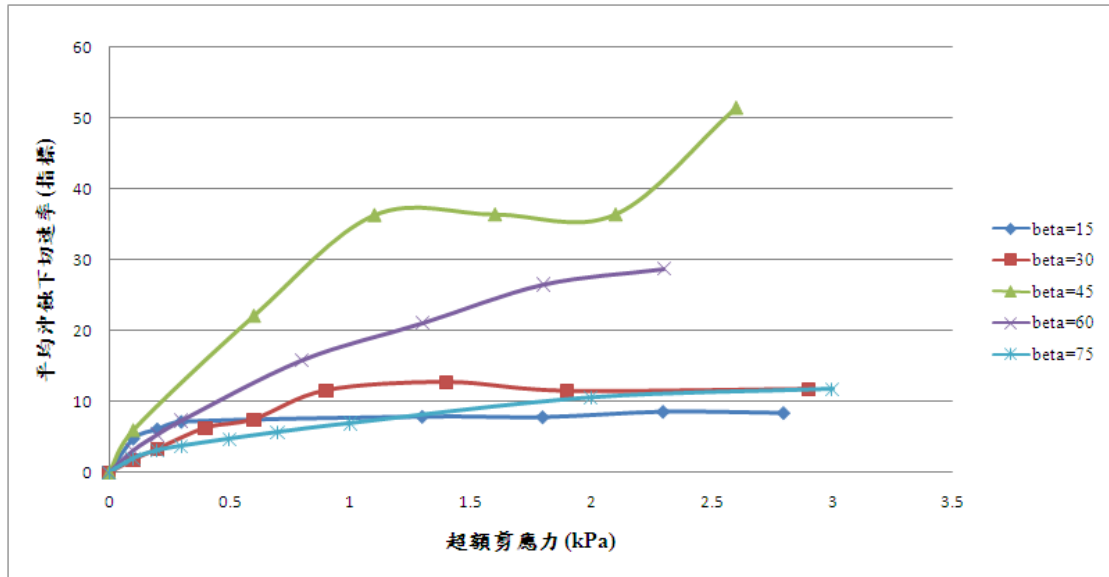


圖 5.12 不同位態條件對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(節理間距 =1.2x1.2m)

### 5.4.3 討論

節理之位態條件影響了沖蝕啟動之難易程度，也在沖蝕啟動後造成沖蝕下切速率之變化與沖蝕形態的不同。節理位態  $\beta$  角度（以爬升面坡角為定義）持續造成啟動剪應力之改變，超過  $45^\circ$  後即造成塊體運動方式由滑動逐漸轉為翻滾取向，進而使啟動剪應力大幅度提升。沖蝕啟動後之沖蝕平均下切速率與沖蝕形態則由最平緩坡面控制， $\beta$  角度已不再是主控影響因子。由此可見，沖蝕啟動難易程度與啟動後之行為的影響因子並不完全相同。

## 5.5 節理間距影響趨勢

為探討節理間距影響，模擬分析所考慮之虛擬岩體採用兩組節理間距相同之節理組（塊體邊長為 1：1），因此節理間距即代表塊體的大小。此節之模擬分析與前節探討節理位態影響時之方式類似，固定節理位態，比較不同節理間距（塊體大小）虛擬岩體沖蝕行為與過程之差異，探討內容也包括沖蝕啟動之難易程度與沖蝕啟動後之沖蝕行為。

### 5.5.1 啟動剪應力

固定節理位態探討不同節理間距之影響性，模擬分析組合共分為五組固定節理位態下與四組節理間距，共計有 20 種組合。表 5.5 及圖 5.13 為數值模擬之結果，繪出沖蝕啟動剪應力與節理間距間之關係。圖 5.14 為基於  $K_h$  指標所得之沖蝕啟動剪應力與節理間距間之關係，圖中  $K_h$  指標隨  $\beta$  角度提升有上下波動之趨勢，係位態條件造成之影響，此處僅針對節理間距改變對啟動剪應力的影響進行討論。圖 5.15 比較由  $K_h$  指標間接推估與數值模擬算得之結果，由於趨勢並無太大差異，圖中以  $\beta=15^\circ$  之狀況為範例進行比較。

數值模擬結果顯示，隨節理間距上升，造成塊體尺寸變大，啟動剪應力呈線性急遽提高，而經由  $K_h$  指標所估結果則顯示當節理間距

上升，啟動剪應力之提升幅度漸緩。節理間距在 0.4m 時，模擬結果中較低之爬升面坡角，也還能夠在正常範圍的剪應力值下發生沖蝕下切行為，由此可驗證 Whipple(2000)認為節理間距在 1m 以下，沖蝕行為為由塊體抽離機制主控。

當塊體較大時數值模擬結果啟動剪應力值極高，在節理間距達 0.8m 後，沖蝕啟動剪應力已至現實不可能發生之床面剪應力大小。造成如此之差異主要在於數值模擬時僅模擬床面剪應力，當塊體越大，單以床面剪應力之作用越難使塊體脫離。模擬結果與  $K_h$  指標所估結果相較，數值大小雖差異甚巨，但兩者啟動剪應力值隨塊體尺寸提升而相應升高之趨勢尚算吻合。

表 5.5 節理間距影響探討模擬結果

$\beta$	節理間距(m)	0.2 x 0.2	0.4 x 0.4	0.8 x 0.8	1.2 x 1.2
	啟動剪應力(kPa)				
15°		1.7	4.4	9.4	14.7
30°		2.5	5.9	16.4	25.1
45°		2.5	7.3	17.1	26.9
60°		4.2	9.5	22.5	35.7
75°		4.6	15.6	36.7	57

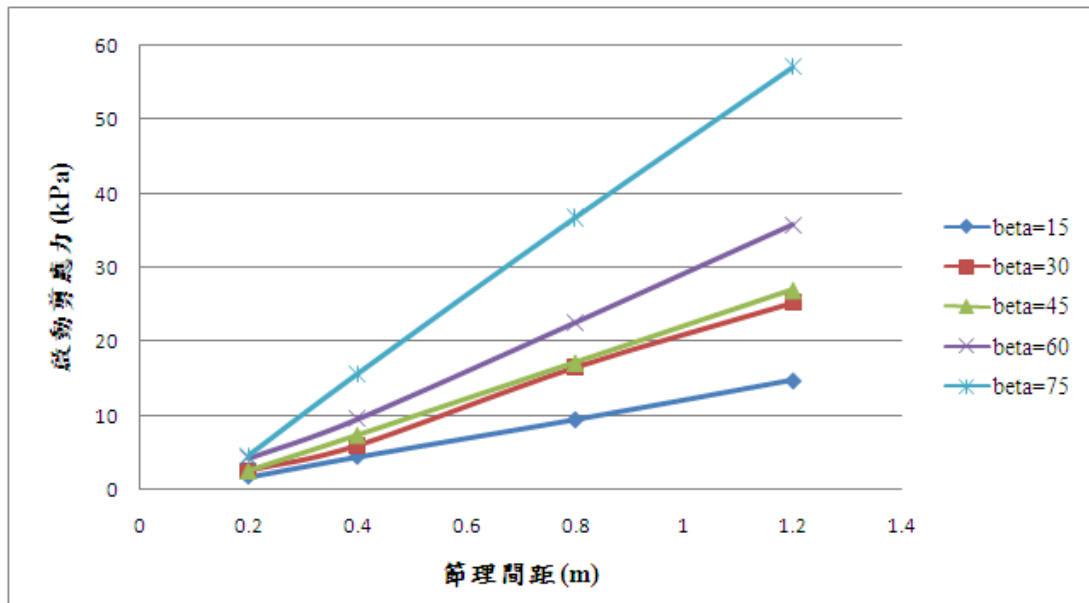


圖 5.13 不同節理間距對啟動剪應力之影響趨勢(數值模擬結果)

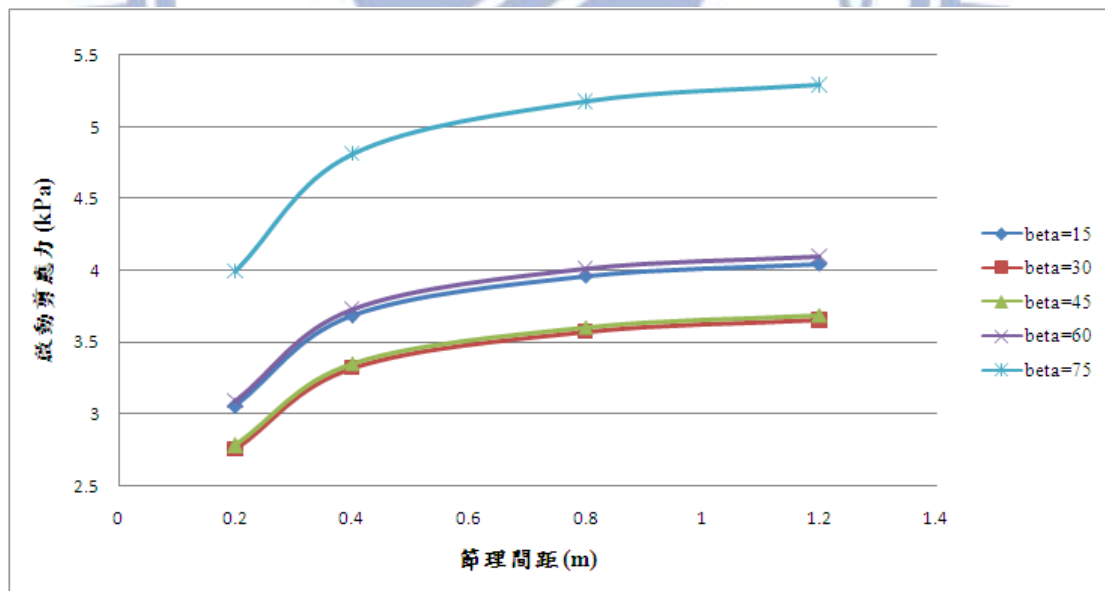


圖 5.14 不同節理間距對啟動剪應力之影響趨勢( $K_h$  指標所估結果)



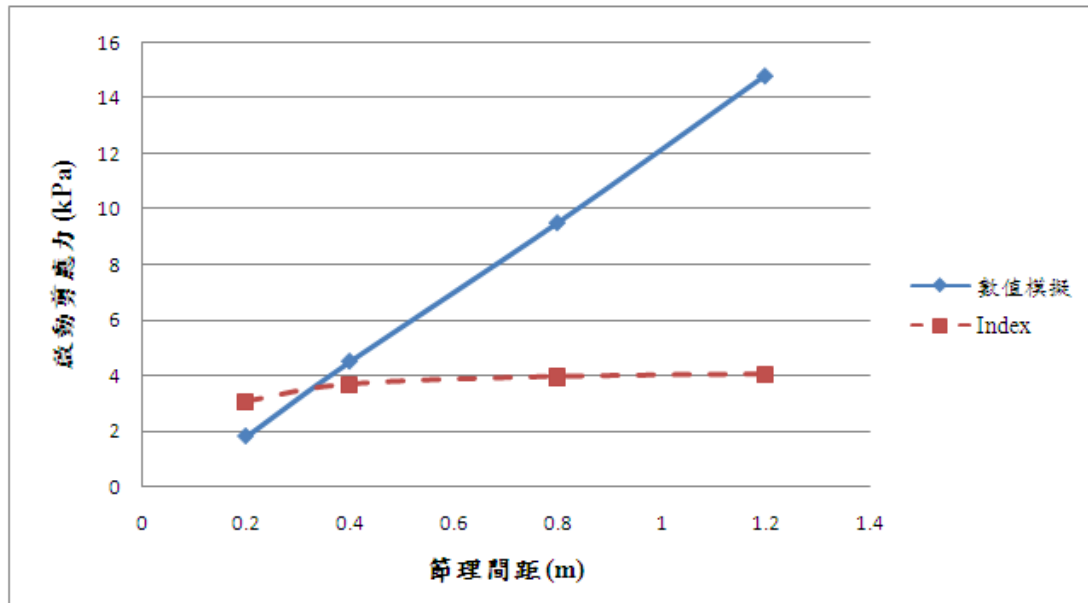


圖 5.15  $\beta=15^\circ$  時不同節理間距模擬結果與  $K_h$  指標所估結果之比較

## 5.5.2 沖蝕下切速率與沖蝕形態

節理間距上升即代表塊體大小提升，當塊體越小，會越容易脫離，理應較容易產生沖蝕行為。若不考量啟動剪應力之差異，以剪應力為比較之標準，在相同剪應力條件下，較小塊體造成之平均沖蝕下切速率相對較高，如圖 5.16 所示（比較 spacing=0.2m 及 0.4m 之曲線）。

於前述沖蝕下切速率驗證探討中，發現當超額剪應力較大時，平均沖蝕下切速率受限於沖蝕模型之床面剪應力重設週期（reset），而造成平均沖蝕下切速率提升幅度降低。啟動剪應力低之較小塊體，若欲與啟動剪應力高之較大塊體進行平均沖蝕下切速率比較，則必須先越過相互間啟動剪應力的差距，此時較小塊體超額剪應力已達相當程度，平均沖蝕下切速率提升幅度降低，以剪應力為比較標準，較無實

際意義，且有可能產生趨勢不符的情況。圖 5.16 中，若持續提升 spacing=0.2x0.2 m 曲線之剪應力，則可能無法繼續維持相同剪應力下，較小塊體平均沖蝕下切速率較高之趨勢。因此探討不同節理間距平均沖蝕下切速率之變化時，也必須以超額剪應力為比較的基準。

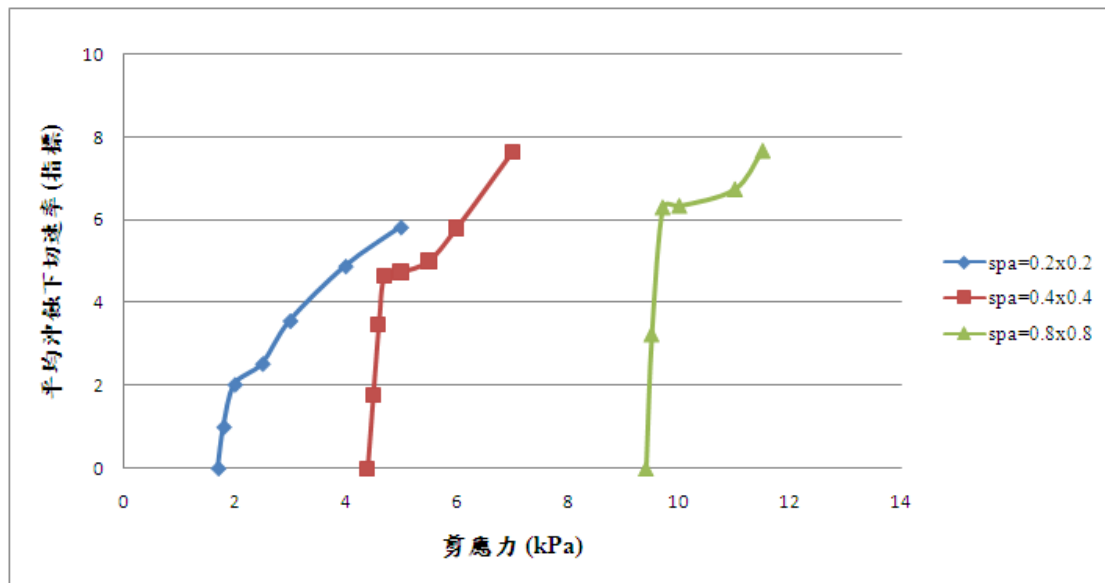


圖 5.16 以剪應力為基準比較不同節理間距平均沖蝕下切速率之變化 ( $\beta=15^\circ$ )

不同節理間距在相同位態條件下，以超額剪應力為比較平均沖蝕下切速率之基準時，節理間距越大，剪應力作用於岩床面個別塊體之作用面積越大，且單次脫離之塊體面積也越大，因此平均沖蝕下切速率越高，如圖 5.17~5.21 所示。 $\beta=30^\circ$  &  $75^\circ$  因模型之不均勻下切階段較長，導致趨勢不平均，主要為位態條件之影響。

由附錄 B (圖 B.1~B.4) 可看出，節理間距對沖蝕形態無明顯影

響趨勢。節理間距提升至 0.8x0.8m 後， $\beta=30^\circ$  之最終沖蝕形態趨於平緩，此因圓角邊長固定，節理間距上升造成圓角化比例下降，而圓角化比例較小時，模型較易達到穩定均勻下切所致。節理間距 1.2x1.2m、 $\beta=75^\circ$  之最終沖蝕形態極為平緩，也肇因於圓角化比例下降，其沖蝕形態看似穩定，但尚未達穩定均勻之下切速率。

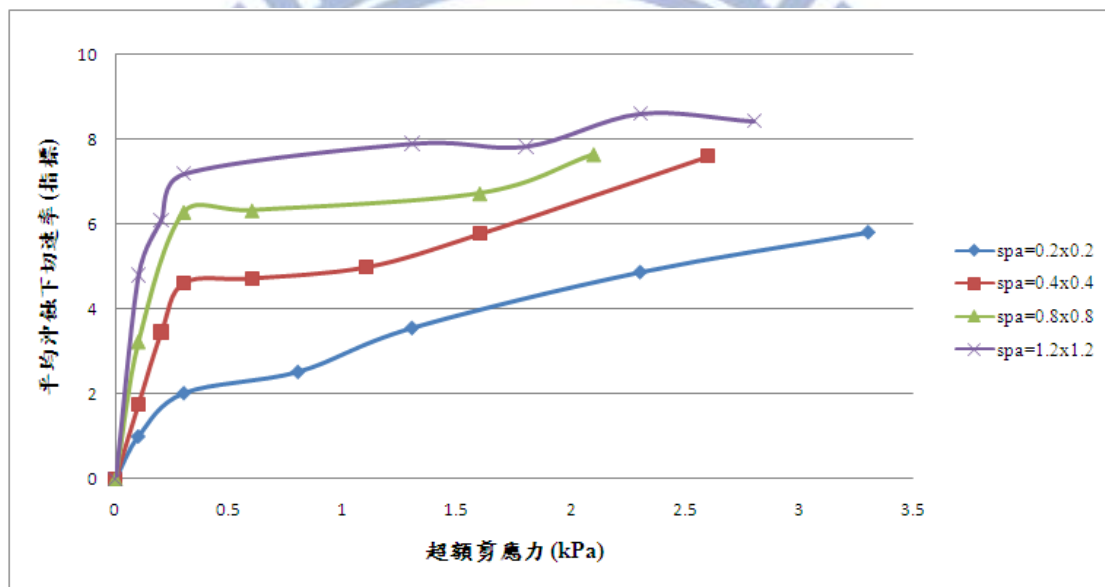


圖 5.17 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=15^\circ$ )

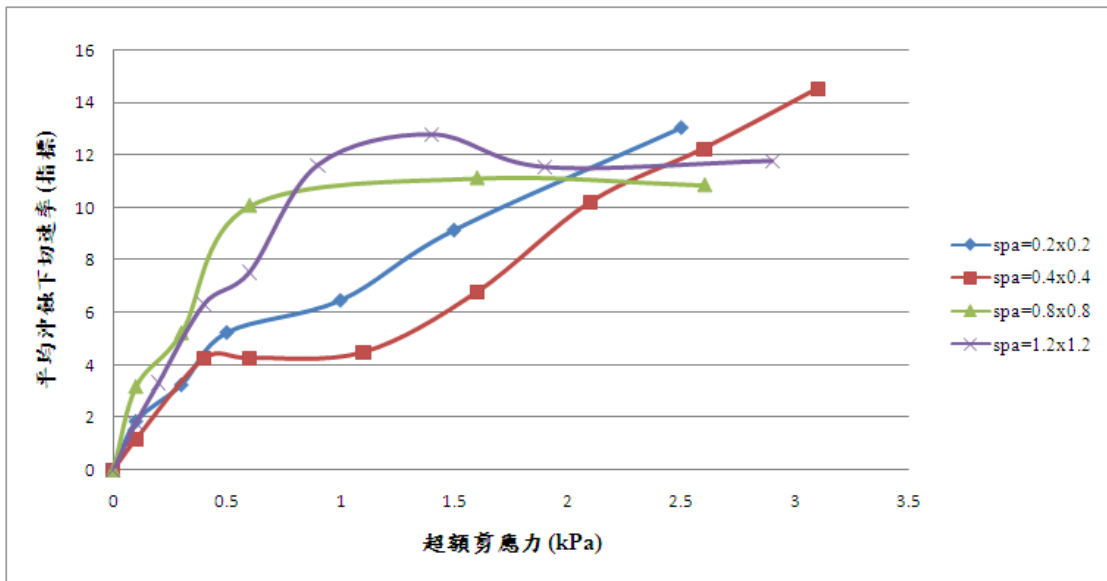


圖 5.18 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=30^\circ$ )

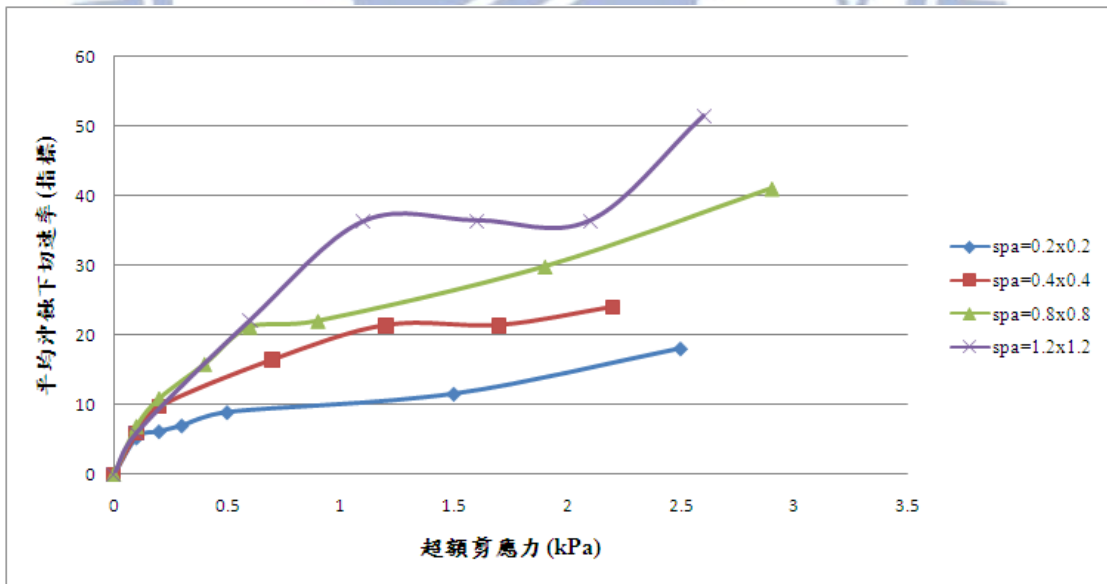


圖 5.19 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=45^\circ$ )

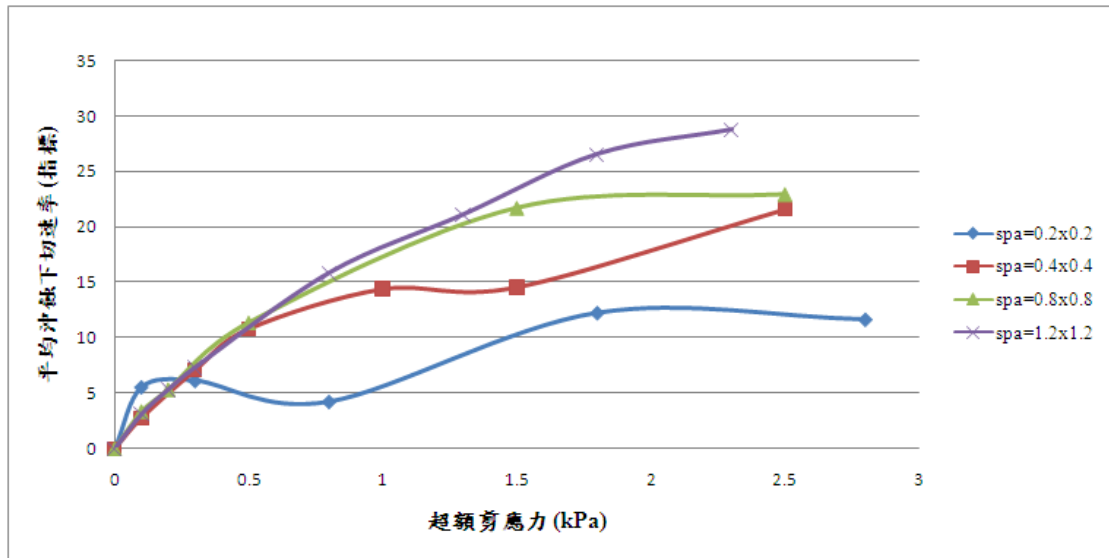


圖 5.20 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=60^\circ$ )

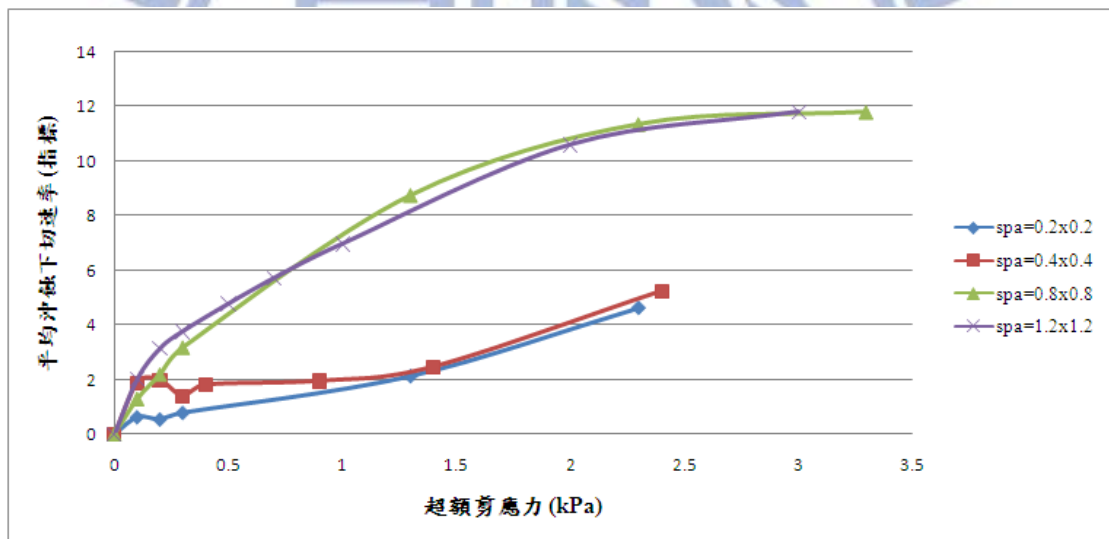


圖 5.21 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢( $\beta=75^\circ$ )

### 5.5.3 討論

節理間距增大大幅度提升沖蝕啟動剪應力，河床下岩體可能承受到多種不同作用力而造成其沖蝕行為之發生，若僅考慮床面剪應力之影響，有限之床面剪應力將難以使塊體抽離，塊體越大此現象越明顯。

沖蝕啟動後，除平均沖蝕下切速率外，節理間距對沖蝕形態則較無明顯影響，主要之影響源於節理位態條件。

## 5.6 塊體細長比與順逆流影響趨勢

本節探討塊體細長比為形狀因素對沖蝕行為之影響，為排除塊體大小差異的影響，進行模擬分析時將所有不同細長比之塊體面積皆固定，皆與細長比 1:1、節理間距為 0.4x0.4m 對應之塊體面積相同。當塊體形狀因素不同，則可能造成順水流與逆水流方向的差異， $\beta$  角度定義之範圍也改變為  $\pm 0\sim 90^\circ$ ，塊體長軸逆時針旋轉為正，順時針旋轉為負。相對應順逆流方向則依  $\beta$  角度正負值定義，順流時  $\beta$  角度為負，逆流時  $\beta$  角度為正，此與抗沖蝕能力指標  $J_s$  值之定義方向相反，順逆流方向之定義見表 2.7 與圖 3.24 & 3.25。此節探討不同塊體形狀因素與順逆流方向，對沖蝕啟動難易程度與沖蝕啟動後平均沖蝕下切速率及沖蝕形態之影響。

### 5.6.1 啟動剪應力

本節固定塊體之大小，探討塊體形狀因素對沖蝕啟動難易程度之影響，模擬分析組合以四組不同塊體細長比例配合順流與逆流之塊體長軸方向探討影響趨勢之變化，模擬結果如表 5.6 所示，模擬結果與  $K_h$  指標評估結果如圖 5.22 所示。

進行塊體細長比模擬分析時，所有條件皆固定，塊體面積也皆保持相同，因此  $K_h$  指標所估結果改變趨勢完全取決於地盤構造條件參數  $J_s$  值之變化。 $J_s$  值之變化趨勢顯示 ( $K_h$  指標)，逆流時塊體越細長造成沖蝕越難以啟動，而順流時則因塊體越細長越容易傾倒，水流也較容易由下方將塊體舉起，因此細長之塊體形狀反較容易發生沖蝕行為。數值模擬結果在順流方向時，啟動剪應力隨塊體細長比提高而降低，此與  $K_h$  指標評估結果一致。逆流方向細長塊體之啟動剪應力雖較方形塊體高，卻在塊體細長比 1:2 至 1:4 時，啟動剪應力依序下降，此因模擬之床面剪應力將床面邊界塊體邊長一併考慮進行換算所致。但模擬結果也與  $K_h$  指標評估結果同樣呈現，塊體細長比相同時，沖蝕啟動剪應力順流方向較逆流方向為低之趨勢，亦即順流時較易發生沖蝕行為。

表 5.6 塊體細長比與順逆流影響探討模擬結果

塊體細長比	$\beta$	30° (逆流)	-60° (順流)
	啟動剪應力 (kPa)		
1:1		5.9	5.9
1:2		6.7	5.8
1:3		6.4	5.8
1:4		6	5.7

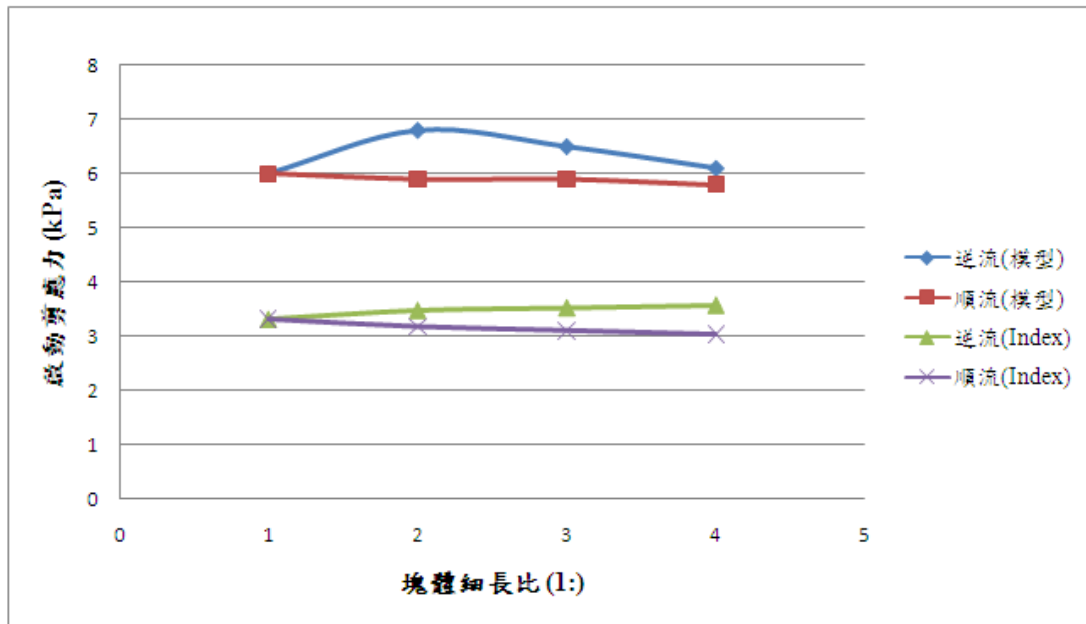


圖 5.22 不同細長比及順逆流方向對啟動剪應力之影響趨勢(模擬結果與  $K_h$  指標所估結果之比較)

### 5.6.2 沖蝕下切速率與沖蝕形態

若固定順逆流方向檢視不同細長比平均沖蝕下切速率之變化趨勢，可發現在順流方向平均沖蝕下切速率隨塊體細長比提升而降低，在逆流方向平均沖蝕下切速率則隨細長比升高而增加，如圖 5.23 & 5.24 所示。此趨勢主要受順逆流方向造成沖蝕形態不同的影響，順流方向由於細長塊體易於傾倒，模擬時受限於模型高度，越細長之塊體越容易達到模型下邊界而迫使模擬終止，因而影響平均沖蝕下切速率，如圖 5.25 所示。在逆流方向塊體以滑動方式移動，由於以單一塊體上接觸點數量為脫離塊體之判斷準則，因此越細長之塊體越容易達到



脫離條件而造成平均沖蝕下切速率越高的趨勢。

固定塊體細長比例檢視順逆流方向對平均沖蝕下切速率之影響，可看出不論塊體細長比如何，逆流方向平均下切速率均較順流方向高，如圖 5.26~5.28 所示(細長比 1:1 時無順逆流之分別)。承前節對沖蝕啟動難易程度之討論，順流較逆流容易發生沖蝕行為，但順流時平均沖蝕下切速率卻較低。此因塊體運動方式不同，順流方向塊體易傾倒，造成沖蝕較逆流方向容易啟動(啟動剪應力低)，傾倒於床面後形成類似護甲層之作用，因而產生平均沖蝕下切速率較低的趨勢，如圖 5.29 所示。

塊體細長比及順逆流方向模擬結果之最終沖蝕形態於附錄 B 中呈現(圖 B.5 & B.6)。逆流方向塊體以滑動方式脫離，沖蝕形態較為平緩，順流方向則因塊體易於傾倒，雖較易達到沖蝕啟動條件，但沖蝕所造成之下切形態較大較不均勻，達到穩定平均下切所需之超額剪應力也較大。順流抑逆流方向影響到沖蝕形態與不均勻下切程度較大，塊體細長比則無明顯影響。

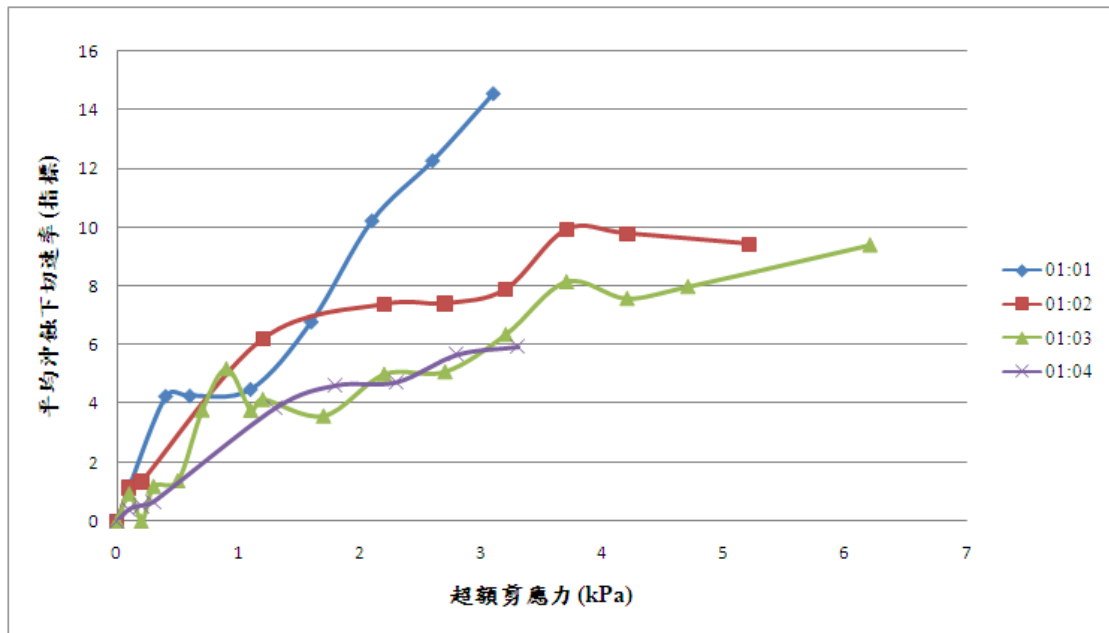


圖 5.23 不同細長比對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(順流方向)

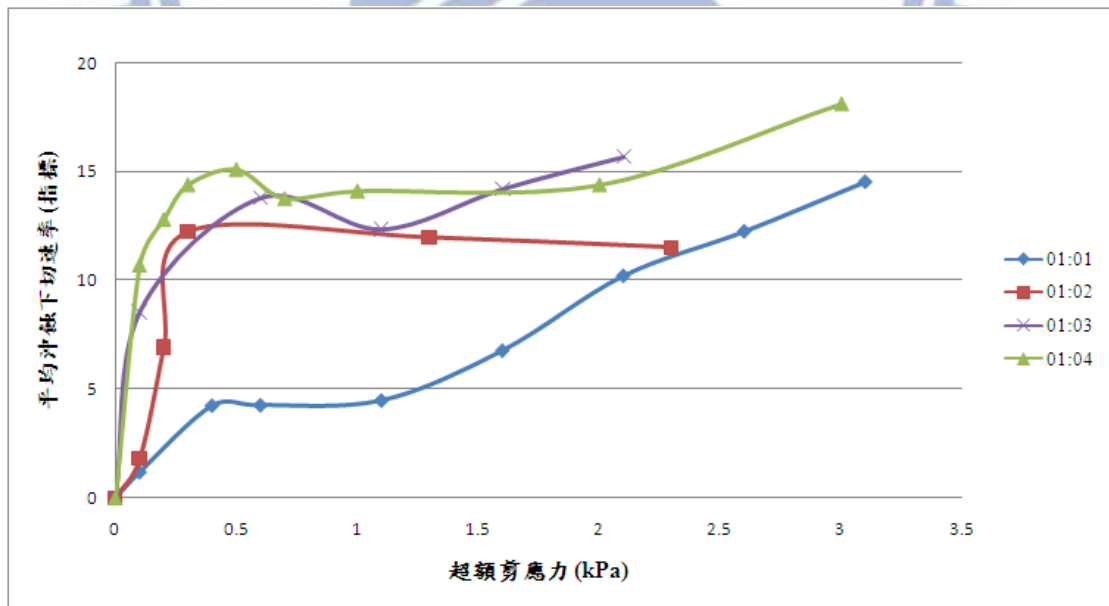


圖 5.24 不同細長比對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(逆流方向)

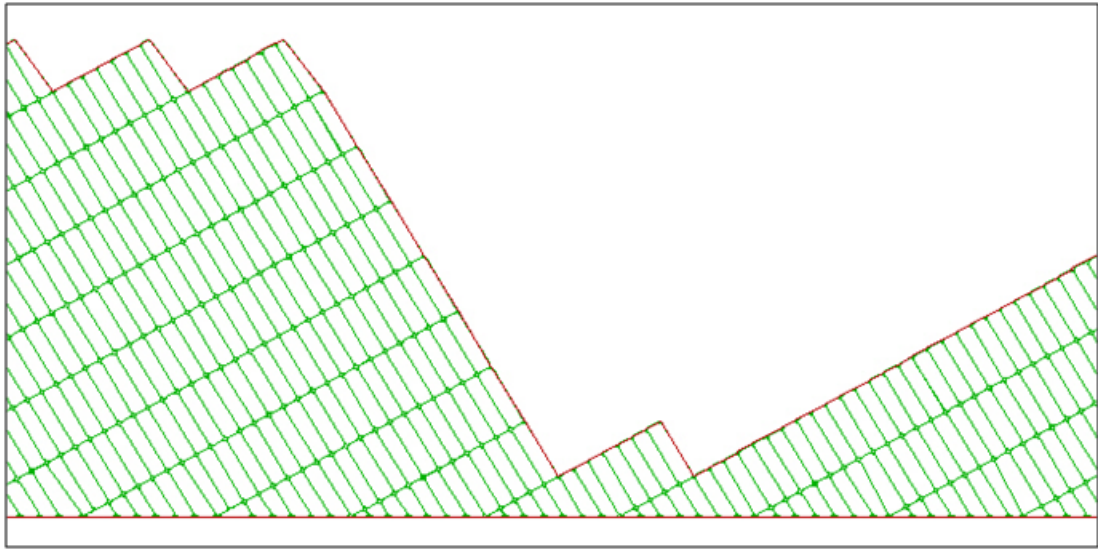


圖 5.25 順流時模型高度限制迫使模擬終止

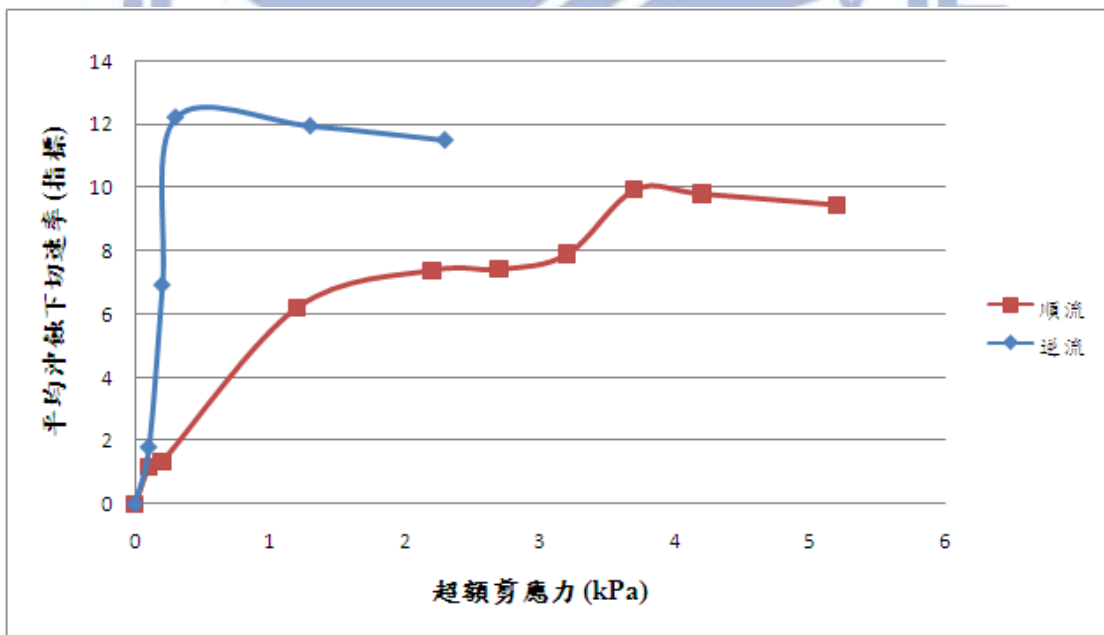


圖 5.26 順逆流方向對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(細長比 1:2)

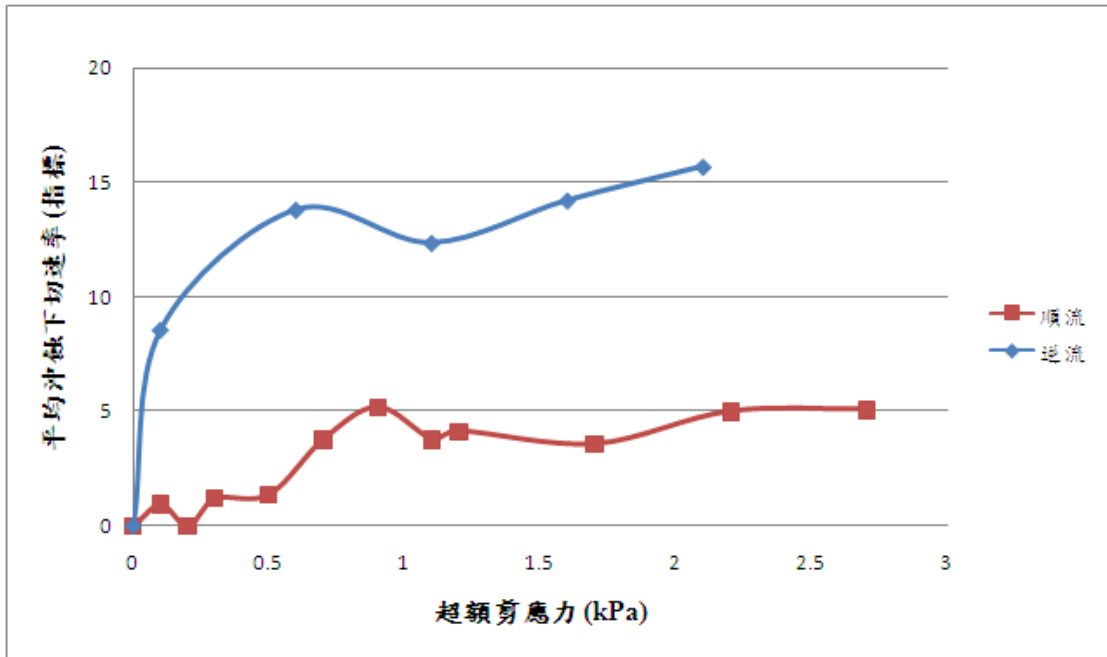


圖 5.27 順逆流方向對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(細長比 1 : 3)

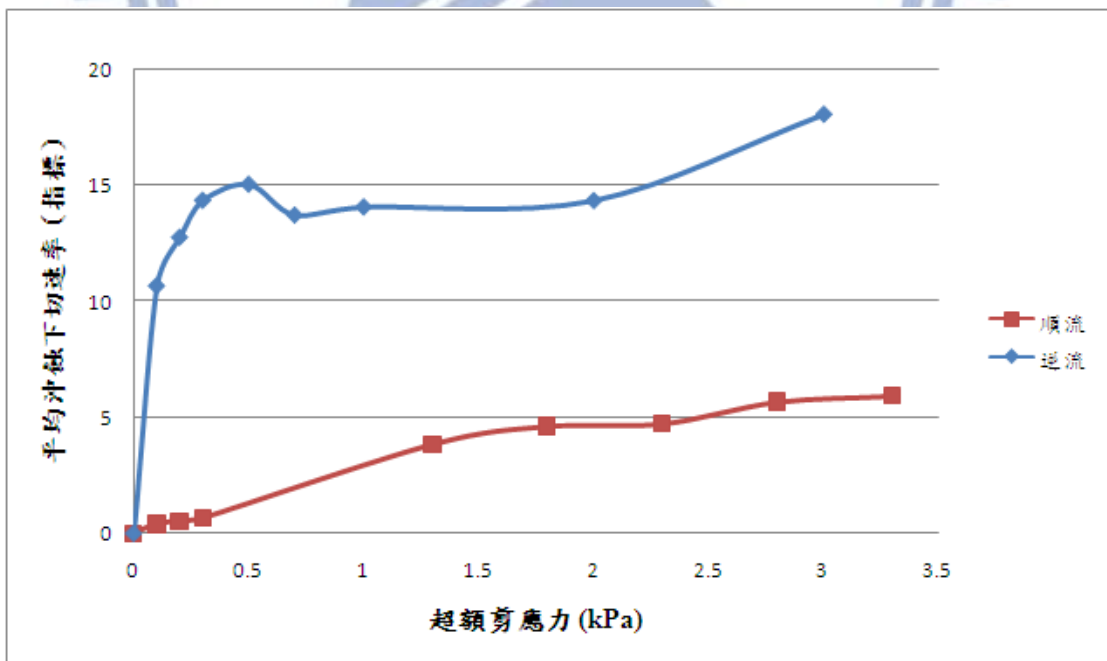


圖 5.28 順逆流方向對平均沖蝕下切速率之影響趨勢(細長比 1 : 4)

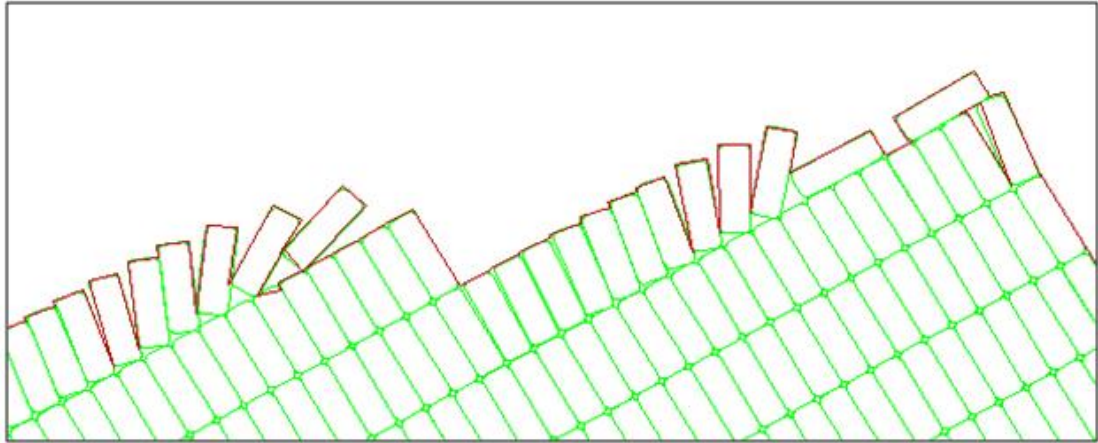


圖 5.29 順流塊體傾倒形成護甲層

### 5.6.3 討論

由以上結果發現，順逆流方向造成塊體運動方式不同，對沖蝕行為有決定性的影響。因此沖蝕啟動難易程度與沖蝕啟動後平均沖蝕下切速率及沖蝕形態皆以順逆流方向之影響較為顯著，塊體細長比之影響趨勢也受順逆流方向而有所改變。

## 5.7 層面影響趨勢

為考量岩體中不連續面之層面與節理其力學性質可能差異所可能造成之影響，本節假設層面具 100kPa 之凝聚力（強度參數中之凝聚力大於 0），節理面上則無凝聚力（強度參數中之凝聚力等於 0），以探討岩石河床中有層面存在時對沖蝕行為之影響。進行模擬時，維持模型中包含兩組弱面，並以層面取代其中一組節理組，比較考慮層面與不考慮層面時之沖蝕模擬結果差異，表 5.7 為沖蝕啟動剪應力模

擬結果，圖 5.30 繪出平均沖蝕下切速率變化。模擬結果顯示，考慮層面之凝聚力造成沖蝕啟動剪應力僅稍提升。沖蝕啟動後層面與節理組之平均沖蝕下切速率變化趨勢相近，沖蝕形態及不均勻下切行為無甚差異。

表 5.7 層面影響探討模擬結果

層面位態	層面啟動剪應力(kPa)	節理組啟動剪應力(kPa)
15°	4.5	4.4

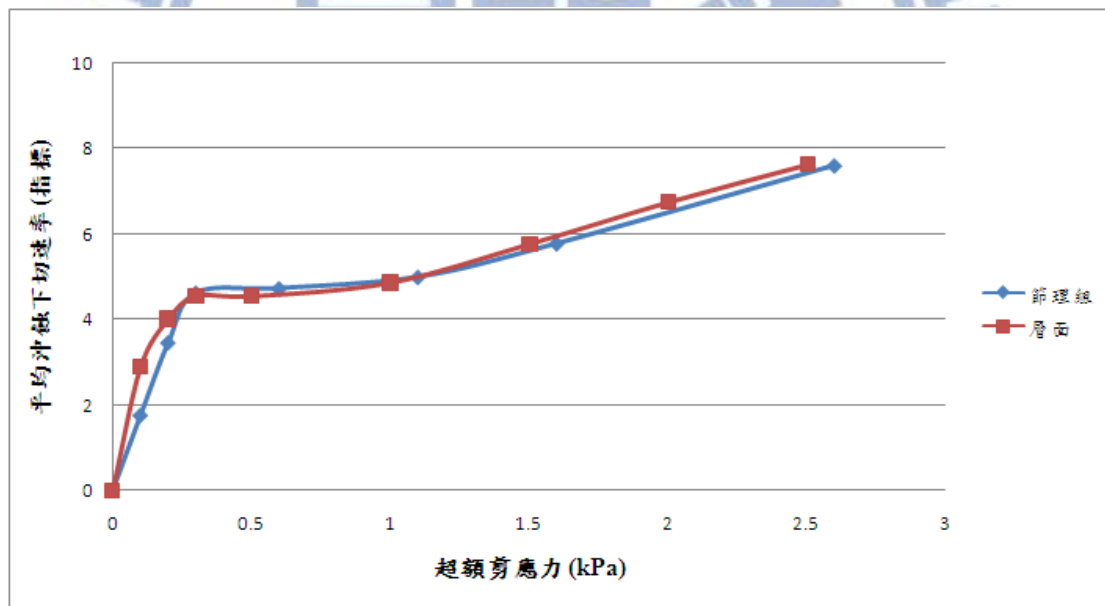


圖 5.30 層面與節理組平均沖蝕下切速率之比較

## 第六章 結論與建議

### 6.1 結論

岩石河床之沖蝕行為受不同沖蝕機制所左右，而當岩床之岩性屬於富含節理岩體的條件時，容易造成以岩塊抽離機制為主控機制之沖蝕行為。本研究利用 DEM 數值分析程式，以水流拖曳力所造成的床面剪應力為岩塊抽離沖蝕驅動之作用力，模擬富含節理岩體岩床沖蝕之岩塊抽離機制。本研究整理歸納沖蝕模擬結果，並與抗沖蝕能力指標 ( $K_h$ ) 所估之結果相互比較，以探討不同岩床條件對沖蝕啟動難易程度與沖蝕啟動後平均沖蝕下切速率之影響。本研究得到以下結論：

1. 若逐漸提升施加於特定岩體模型條件岩床面上之床面剪應力 ( $\tau$ )，可決定對應之沖蝕啟動門檻剪應力值 ( $\tau_{cri}$ )。當剪應力超越啟動剪應力，可啟動岩塊抽離沖蝕，平均沖蝕下切速率隨超額剪應力 ( $\tau - \tau_{cri}$ ) 提升而增加。
2. 不同岩體模型組合條件下，沖蝕啟動剪應力不同，比較模型條件改變對平均沖蝕下切速率之影響時，需以超額剪應力為比較基礎。
3. 節理位態對沖蝕啟動剪應力之影響受順水流方向的塊體爬升面坡角控制，爬升面坡角越陡則沖蝕啟動剪應力相對越高。於爬升

面坡角甚陡時，因塊體運動方式由滑動轉為滾動，造成啟動剪應力大幅度提升。

4. 沖蝕啟動難易程度與啟動後之行為的影響因子並不完全相同。沖蝕啟動後之沖蝕行為並非由爬升面坡角控制，而由岩體模型中最平緩之坡面主控，因此位態條件對平均沖蝕下切速率之影響以 $45^\circ$ 為分界有對稱的趨勢。
5. 岩體模型之節理間距愈大即代表塊體尺寸愈大，沖蝕模擬所得之沖蝕啟動剪應力隨岩體模型之節理間距呈大幅度升高。在強烈水流下，岩體岩床可能承受不同作用力而生沖蝕行為，本研究僅考慮床面剪應力影響，當塊體越大，有限之床面剪應力將較難以使塊體抽離，因而使藉由  $K_h$  指標所推估之結果與沖蝕數值模擬之結果會有較大的落差。
6. 當剪應力超越啟動剪應力，可用超額剪應力為基準，考量不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響：節理間距越大，剪應力作用於岩床面個別塊體之作用面積越大，平均沖蝕下切速率也因而越高。



7. 改變岩體模型之塊體細長比，可探討塊體形狀因素對沖蝕行為之影響。當塊體非等邊長之塊體時，傾角方向與水流方向可能出現順流抑或逆流兩種情況。
- i. 塊體傾角方向為逆水流方向之情況時，塊體越細長，沖蝕越難以發生，沖蝕啟動剪應力隨塊體細長比相應提升。順流時，因塊體易於傾倒，塊體愈細長較容易發生沖蝕行為，因此沖蝕啟動剪應力隨塊體細長比提升而降低。不論塊體細長比如何，啟動剪應力皆為順流時較低。
  - ii. 當沖蝕啟動後，於順、逆流方向之兩種不同情況，塊體細長比對平均沖蝕下切速率之影響趨勢有所不同。順流方向之塊體因傾倒於床面，形成類似護甲層的作用，因此順流方向沖蝕行為雖較逆流方向容易啟動，然而平均沖蝕下切速率卻較低。
8. 富含節理岩體中之不連續面可能其中一組為層面，其他則屬節理面，層面與節理面力學性質可能有差異，可能對沖蝕行為有影響。經考量特定岩體模型，令層面上強度稍具凝聚力，節理面則無凝聚力，其沖蝕啟動剪應力僅稍提升（與不考慮層面上凝聚力條件時相較），而沖蝕啟動後沖蝕行為變化趨勢則相近。

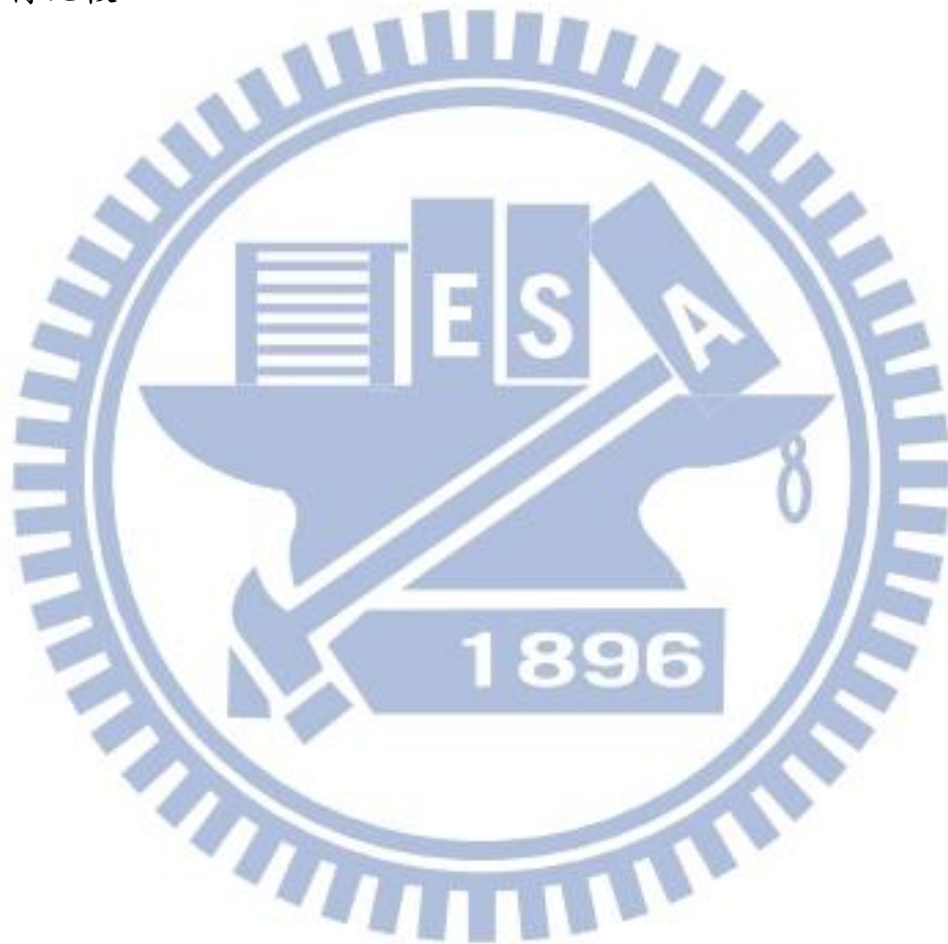
9. 整理歸納  $K_h$  指標與虛擬沖蝕模擬試驗所得結果，兩者沖蝕啟動剪應力數值雖有一定差異，但基本變化趨勢尚可謂相近。由兩者之比較，本研究所得結果可為跨河構造物選址或沖蝕行為評估提供參考資訊。當岩床條件節理間距較大、節理位態較為平緩或爬升面坡角甚陡以及塊體傾向與水流方向呈逆向時，皆使沖蝕難以啟動，亦即岩床抵抗沖蝕之能力較高。且在岩床節理組較平緩的條件下，若發生沖蝕現象其速率也較低，相對使基礎穩定及安全性提升，應較適宜跨河構造物之建置。



## 6.2 建議

1. 沖蝕模型之重要數值參數（圓角邊長  $r_0$ 、重設週期 reset）選擇對模擬結果造成些許影響，主要受沖蝕驅動剪應力施加方式造成運算效能之限制。若能改善沖蝕趨動力施加方式進而排除運算時間及程式的限制，則可採用符合程式建議之圓角邊長值（ $r_0/\text{spacing}$  小於 1%），床面剪應力重設週期也更能與現實情況相符，應可得到較準確之沖蝕模擬結果。
2. 本研究以靜態方式模擬動態之沖蝕問題，造成平均沖蝕下切速率值過高而不甚實際，僅能針對其變化趨勢進行定性比較。若考量沖蝕行為之實際情況並以動態方式進行模擬，應更能真實呈現沖蝕行為之影響性。
3. 本研究針對沖蝕之模擬以床面剪應力為沖蝕驅動之主要作用力，然現實中水流以不同形式作用於岩石河床而造成沖蝕行為之發生（如上舉力及渦流等），僅以床面剪應力之作用較難使塊體抽離。若能一併考量不同之作用力方式，且運用水—力之耦合分析進行沖蝕模擬，可能更符合實際之沖蝕行為。

4. 現地之節理岩體通常由許多包含岩橋之未連通裂隙組成，裂隙受水流作用擴展後，才將岩體切割形成能由水流帶離之較小塊體。沖蝕模擬時則以完全聯通之節理組進行模擬分析，若於沖蝕模型中考量裂隙聯通效應，應更具實際意義，且可與現地沖蝕形態進行比較。



## 參考文獻

1. 李佩錚 (2009), 「軟岩沖蝕之微觀數值模擬」, 國立交通大學, 碩士論文。
2. 林文凱 (2008), 「軟弱岩床河道的沖蝕機制與抗沖蝕力評估—以八掌溪為例」, 國立交通大學, 碩士論文。
3. 陳春華 (2008), 「非連續體變形分析法模擬集集地震引致草嶺邊坡崩塌模擬之研究」, 國立成功大學, 碩士論文。
4. 張嘉興 (2004), 「岩體邊坡之數值分析探討—以溪阿公路岩坡為例」, 國立台灣科技大學, 碩士論文。
5. 經濟部水利署水利規劃試驗所 (2010), 「軟弱岩床劇烈沖蝕河段沖蝕行為之探討—以大安溪為例 (99 年度報告)」。
6. 蘇秋樺 (2005), 「破裂岩體中井壁應力之數值模擬」, 國立成功大學, 碩士論文。
7. 顧承宇等 (2006), 「三維雷射掃描技術於岩坡落石分析之應用」, 95 年岩盤工程研討會, 387~396 頁。
8. Annandale, G.W. (1995). “Erodibility”, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 33, No. 4, pp. 471-494.
9. Annandale, G.W. (2004). “Erosive Capacity, Resistance and Process”, Proceedings of 2nd International Conference on Scour and Erosion, Nov. 14-17, Meritus Mandrain, Singapore.

10. Annandale, G.W. (2006a). "Quantification of the Erosive Capacity of Water", Proceedings of 3rd International Conference on Scour and Erosion, pp. 1-6, Nov. 1-3, Amsterdam, Netherlands.
11. Annandale, G.W. (2006b). "Scour Technology", McGraw-Hill, New York.
12. Bitter, J.G.A. (1963a). "A Study of Erosion Phenomenon, Part I", Wear, Vol. 6, pp. 5-21.
13. Bitter, J.G.A. (1963b). "A Study of Erosion Phenomenon, Part II", Wear, Vol. 6, pp. 169-190.
14. Bollaert, E. (2002). "Transient Water Pressures in Joints and Formation of Rock Scour due to High-velocity Jet Impact", Communication 13, Laboratory of Hydraulic Constructions, Lausanne, Switzerland.
15. Foley, M.G. (1980). "Bed-rock Incision by Streams: Summary", Geological Society of American Bulletin, Part 1, Vol. 91, pp. 577-578.
16. Gilbert, G.K. (1877). "Geology of the Henry Mountains (Utah), in U.S.", Geographical and Geological Survey of the Rocky Mountain Region, p. 160.
17. Graham, J.R., et al. (1987). "Erosion of Concrete in Hydraulic Structure", ACI Materials, J. 3/4, pp. 136-157.
18. Greimann, B.P., and Vandenberg, M. (2008). "Predicting Rock Scour", Technical Report No. SRH-2008-01, Technical Service Center, Bureau of Reclamation, Denver, Colorado.
19. Howard, A.D., and Kerby, G. (1983). "Channel Changes in Badlands", Geological Society of American Bulletin, Vol. 94, pp.

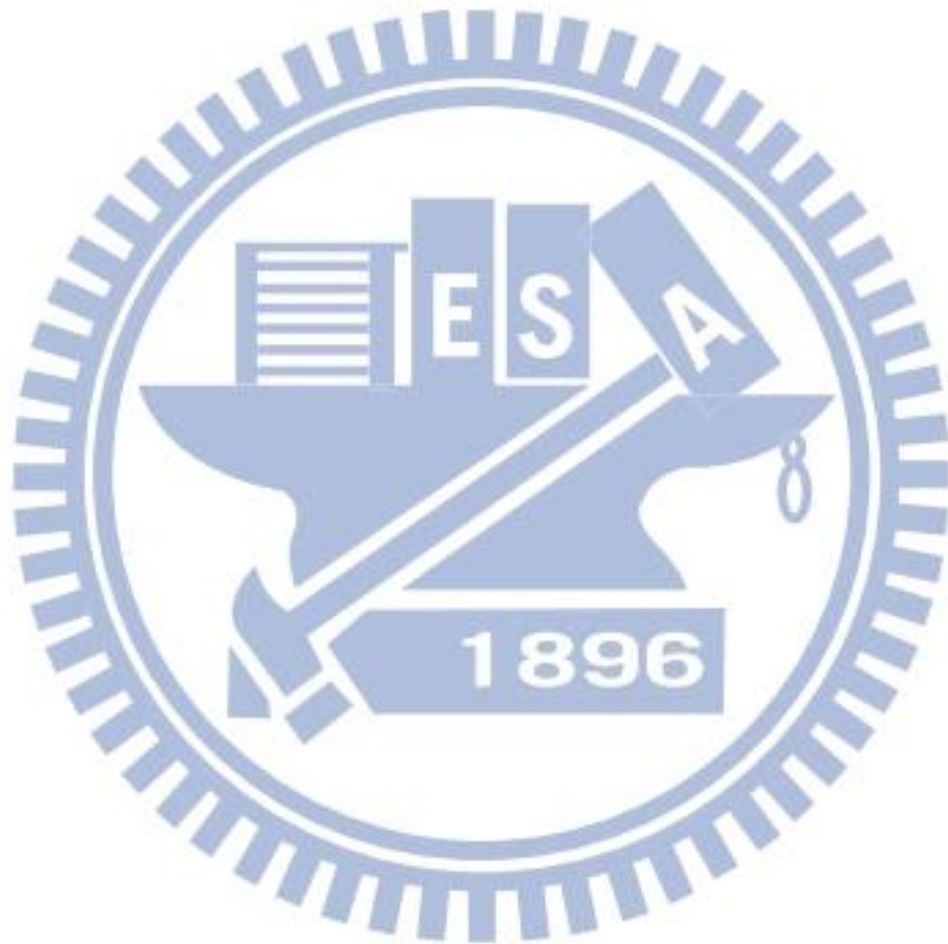
739-752.

20. Itasca Consulting Group, Inc. (2004). "UDEC User's Guide", Minnesota, USA.
21. Jing, L., and Stephansson, O. (2007). "Fundamentals of Discrete Element Methods for Rock Engineering - Theory and Applications", Developments in Geotechnical Engineering, Vol. 85, pp. 447-538.
22. Kirsten, H.A.D. (1982). "A Classification System for Excavation in Natural Materials", The Civil Engineering in South Africa, pp. 292-308, July (discussion in Vol. 25, No. 5, May, 1983).
23. Seidl, M.A., and Dietrich, W.E. (1992). "The Problem of Channel Erosion into Bedrock", Catena Supplement, Vol. 23, pp. 101-124.
24. Sklar, L., and Dietrich, W.E. (1998). "River Longitudinal Profiles and Bedrock Incision Models: Stream Power and the Influence of Sediment Supply", in Rivers over Rock: Fluvial Processes in Bedrock Channels, pp. 237-260, edited by Tinkler, K.J., and Wohl, E.E., American Geophysical Union, Washington.
25. Sklar, L., and Dietrich, W.E. (2004). "A Mechanistic Model for River Incision into Bedrock by Saltating Bed Load", Water Resources Research, Vol. 40, doi:10.1029/2003WR002496.
26. Whipple, K.X., and Tucker, G.E. (1999). "Dynamics of the Stream-power River Incision Model", Journal of Geophysical Research, Vol. 104, pp. 17661-17674.
27. Whipple, K.X., et al. (2000). "River Incision into Bedrock: Mechanics and Relative Efficacy of Plucking, Abrasion, and Cavitation", GSA Bulletin, Vol. 112, No. 3, pp. 490-503.

## 附錄

附錄 A 固定圓角邊長數值 (ro) & 比例 (ro/spacing) 模擬結果比較

附錄 B 模擬結果最終沖蝕形態 (超額剪應力=0.1kPa)





## 附錄 A 固定圓角邊長數值(ro)&比例(ro/spacing)

### 模擬結果比較

參數靈敏度分析結果顯示，啟動剪應力隨圓角邊長數值而有所變動。沖蝕模擬試驗以固定之圓角邊長數值(ro)進行模擬，可能於節理間距影響探討時，因節理間距改變，造成不同節理間距之模型試體圓角化比例(ro/spacing)不同，進而影響模擬結果。因此選擇位態條件 $\beta=30^\circ$ 之情況，在不同節理間距時，以兩組不同之固定圓角化比例(ro/spacing = 12.5% & 4.17%)與固定圓角邊長數值(ro=0.05)之模擬結果相互比較。

1. 啟動剪應力－固定圓角化比例=12.5% (以 ro=0.05、spacing=0.4x0.4m 為比較基準)

各節理間距組合圓角邊長值、啟動剪應力模擬結果及影響幅度如表 A.1 所示，啟動剪應力變化趨勢如圖 A.1 所示。

表 A.1 固定圓角邊長與固定圓角化比例模擬結果比較 (ro/spa=12.5%)

模擬結果 節理間距(m)	固定 ro	固定 ro/spacing	固定 ro	固定 ro/spacing	影響幅度 (%)
	ro (m)		啟動剪應力 (kPa)		
0.2 x 0.2	0.05	0.025	2.5	2.9	11.8
<b>0.4 x 0.4</b>	<b>0.05</b>	<b>0.05</b>	<b>5.9</b>	<b>5.9</b>	<b>0</b>
0.8 x 0.8	0.05	0.1	16.4	11.9	-42.9
1.2 x 1.2	0.05	0.15	25.1	18.4	-34.9

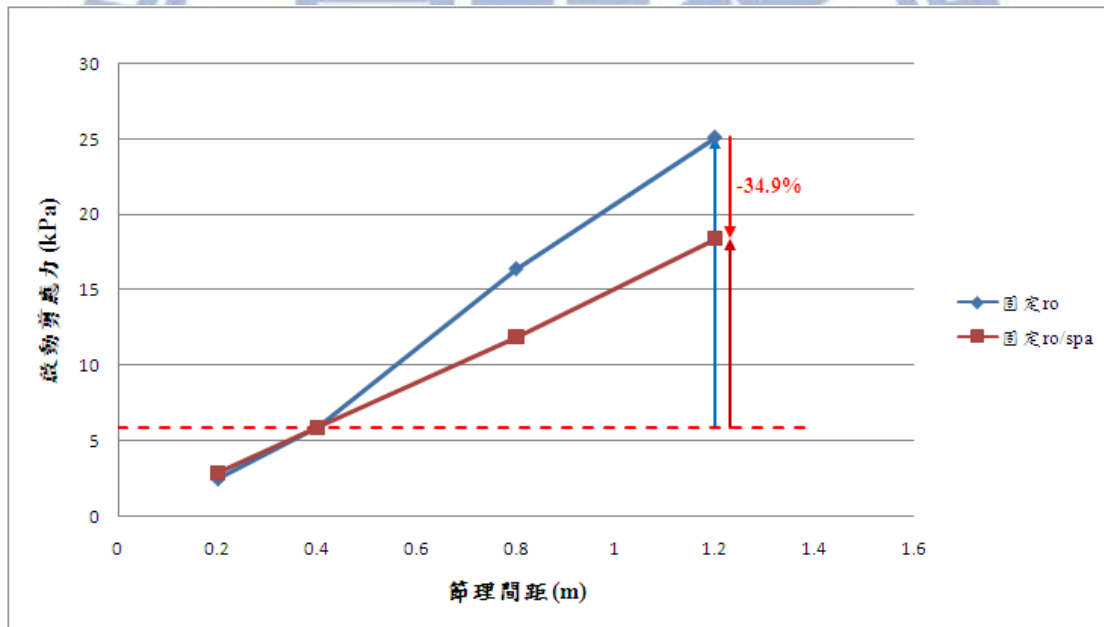


圖 A.1 模擬結果啟動剪應力變化趨勢比較 (ro/spa=12.5%)

2. 啟動剪應力－固定圓角化比例=4.17%（以  $ro=0.05$ 、 $spacing=1.2 \times 1.2m$  為比較基準）

各節理間距組合圓角邊長值、啟動剪應力模擬結果及影響幅度如表 A.2 所示，啟動剪應力變化趨勢如圖 A.2 所示。

表 A.2 固定圓角邊長與固定圓角化比例模擬結果比較（ $ro/spa=4.17\%$ ）

模擬結果 節理間距(m)	固定 $ro$	固定 $ro/spacing$	固定 $ro$	固定 $ro/spacing$	影響幅度 (%)
	$ro$ (m)		啟動剪應力 (kPa)		
0.2 x 0.2	0.05	0.0083	2.5	4.2	7.5
0.4 x 0.4	0.05	0.0167	5.9	8.4	13.0
0.8 x 0.8	0.05	0.033	16.4	16.8	4.6
<b>1.2 x 1.2</b>	<b>0.05</b>	<b>0.05</b>	<b>25.1</b>	<b>25.1</b>	<b>0</b>

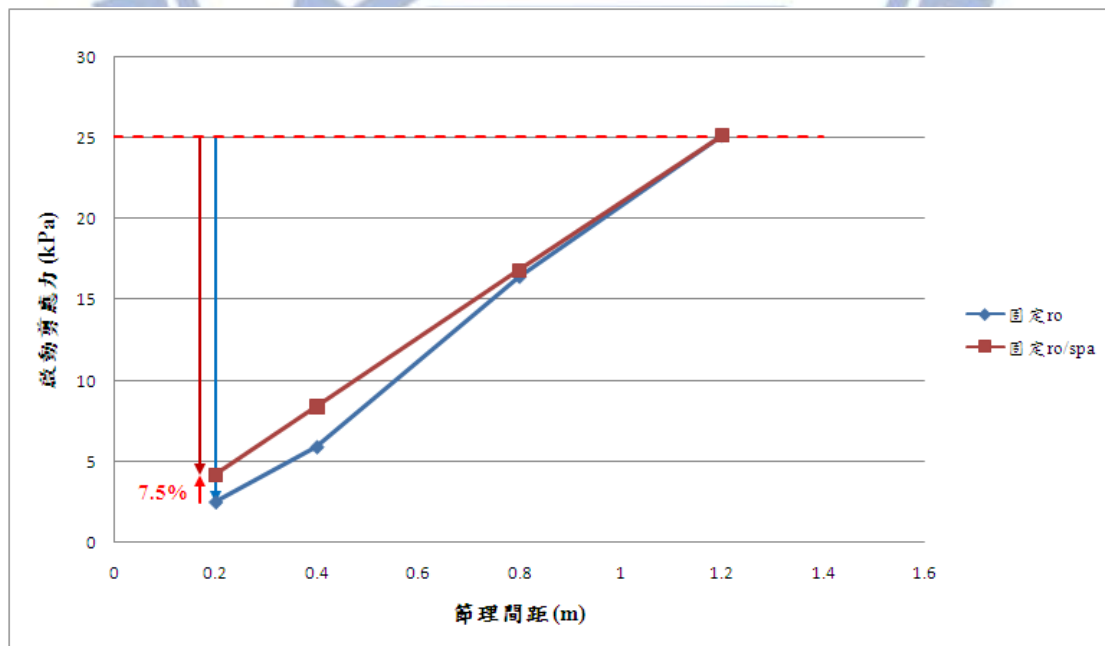


圖 A.2 模擬結果啟動剪應力變化趨勢比較（ $ro/spa=4.17\%$ ）

### 3. 平均沖蝕下切速率變化趨勢

固定圓角邊長值，沖蝕啟動後平均沖蝕下切速率隨超額剪應力之變化如圖 A.3 所示（同圖 5.18）。固定圓角化比例=12.5%，平均沖蝕下切速率隨超額剪應力之變化如圖 A.4 所示。固定圓角化比例=4.17%，平均沖蝕下切速率隨超額剪應力之變化如圖 A.5 所示。

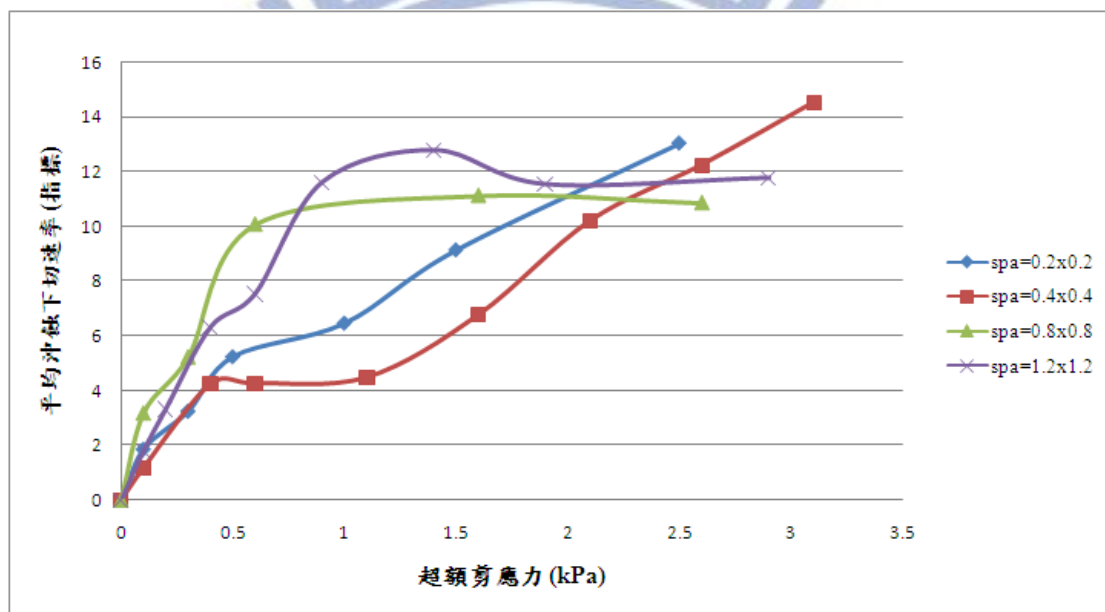


圖 A.3 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢 (ro=0.05)

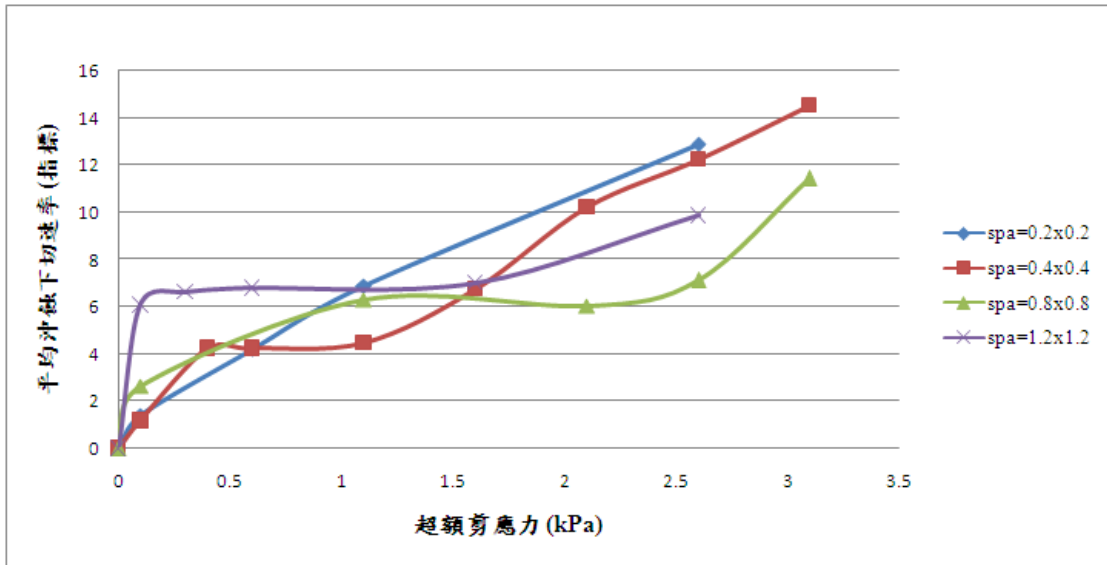


圖 A.4 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢 ( $\rho_0/\text{spa}=12.5\%$ )

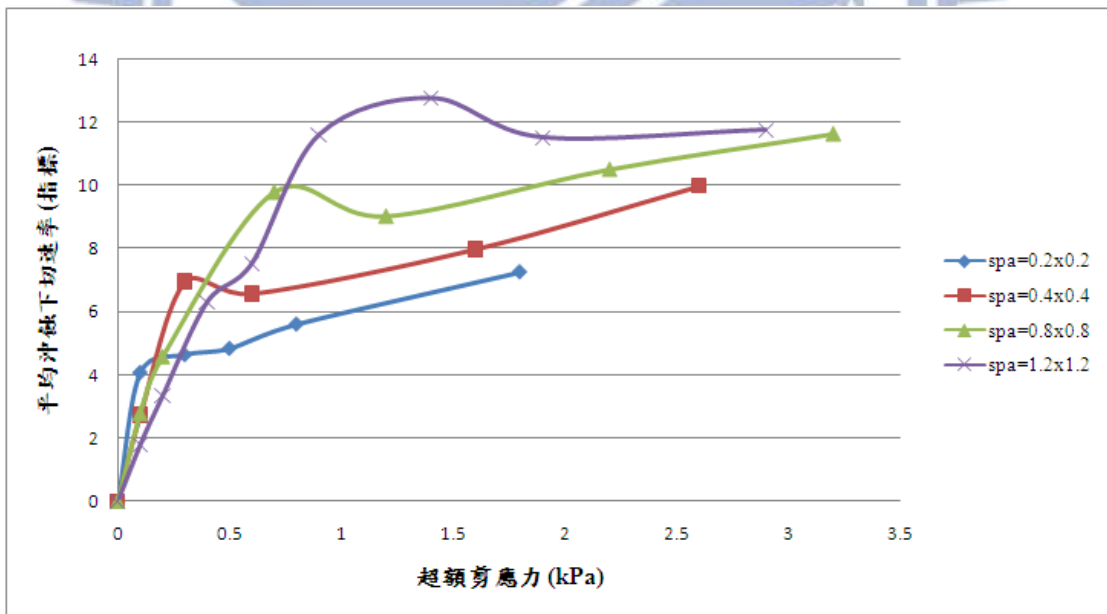


圖 A.5 不同節理間距對平均沖蝕下切速率之影響趨勢 ( $\rho_0/\text{spa}=4.17\%$ )

#### 4. 結果比較

當圓角化比例固定，節理間距上升則圓角邊長也相對提升，造成啟動剪應力下降。使用固定之圓角化比例，在節理間距改變時，對模擬結果啟動剪應力的影響約 5~40%，圓角化比例較小則對模擬結果影響趨緩，差異僅約 5~15%。兩組不同圓角化比例雖對模擬結果皆有一定影響，但啟動剪應力隨節理間距變化之趨勢約略相同，可由此驗證，當圓角邊長小於一定值後，固定圓角化比例或圓角邊長對模擬結果趨勢之變化並無影響。

固定圓角化比例或圓角邊長，對平均沖蝕下切速率之變化趨勢影響不大，僅於圓角邊長下降時，使沖蝕下切速率微幅降低。當圓角化比例較低時，沖蝕較易達到穩定均勻下切，且不同節理間距之間平均沖蝕下切速率的關聯也與其他位態條件模擬結果更為相近(圖 5.17 & 5.19~21)。

由沖蝕啟動剪應力與平均沖蝕下切速率兩項模擬結果之比較，可看出當圓角化比例或圓角邊長小於一定程度後，固定比例或邊長對模擬結果整體趨勢並無太大影響。

## 附錄 B 模擬結果最終沖蝕形態 (超額剪應力 =0.1kPa)

### 1. 節理間距 1 : 1

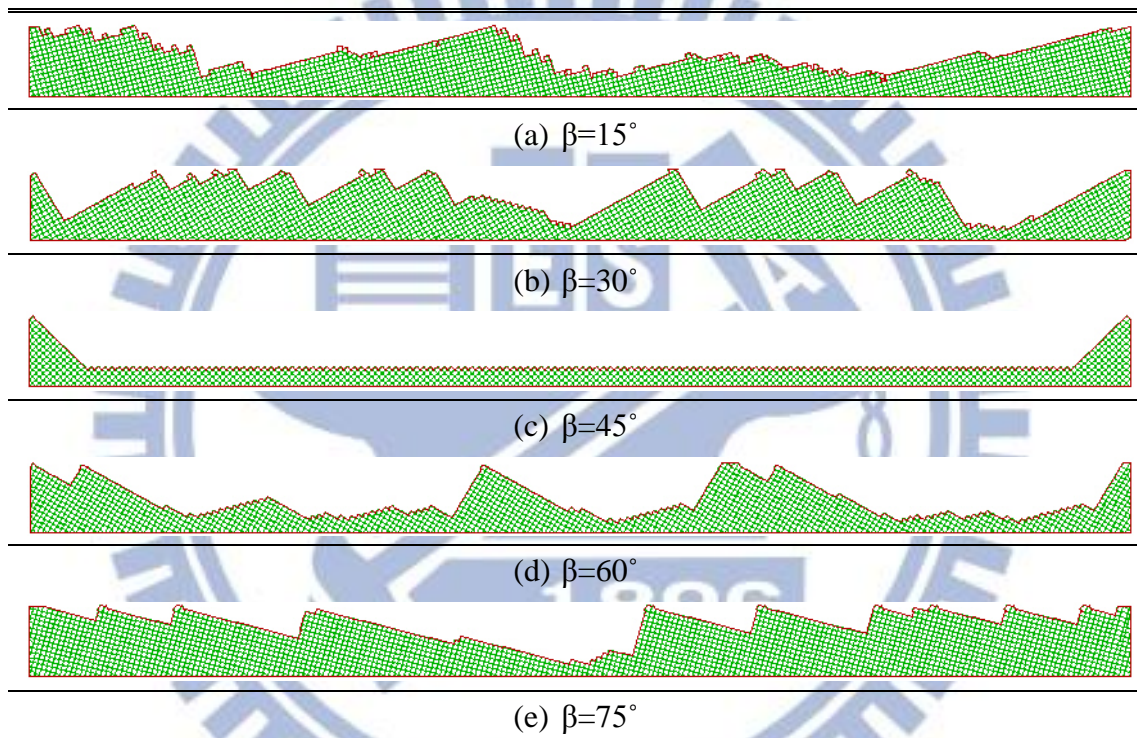


圖 B.1 不同節理位態沖蝕形態模擬結果 (節理間距 0.2x0.2m)

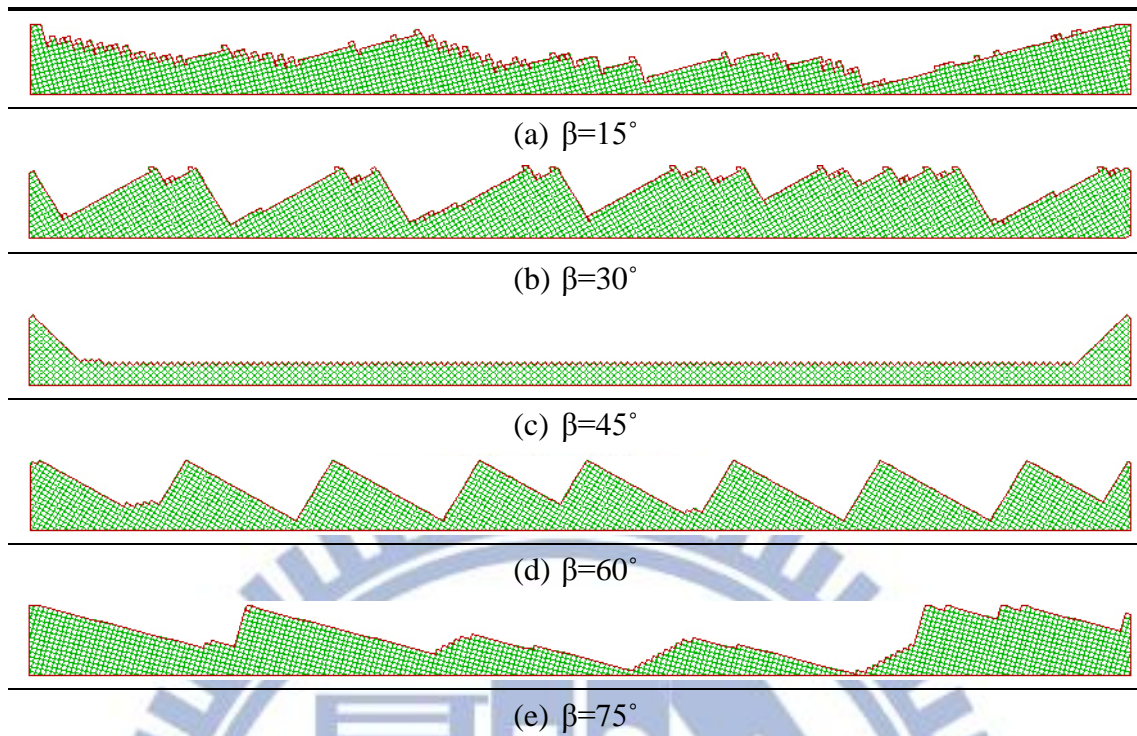


圖 B.2 不同節理位態沖蝕形態模擬結果（節理間距 0.4x0.4m）

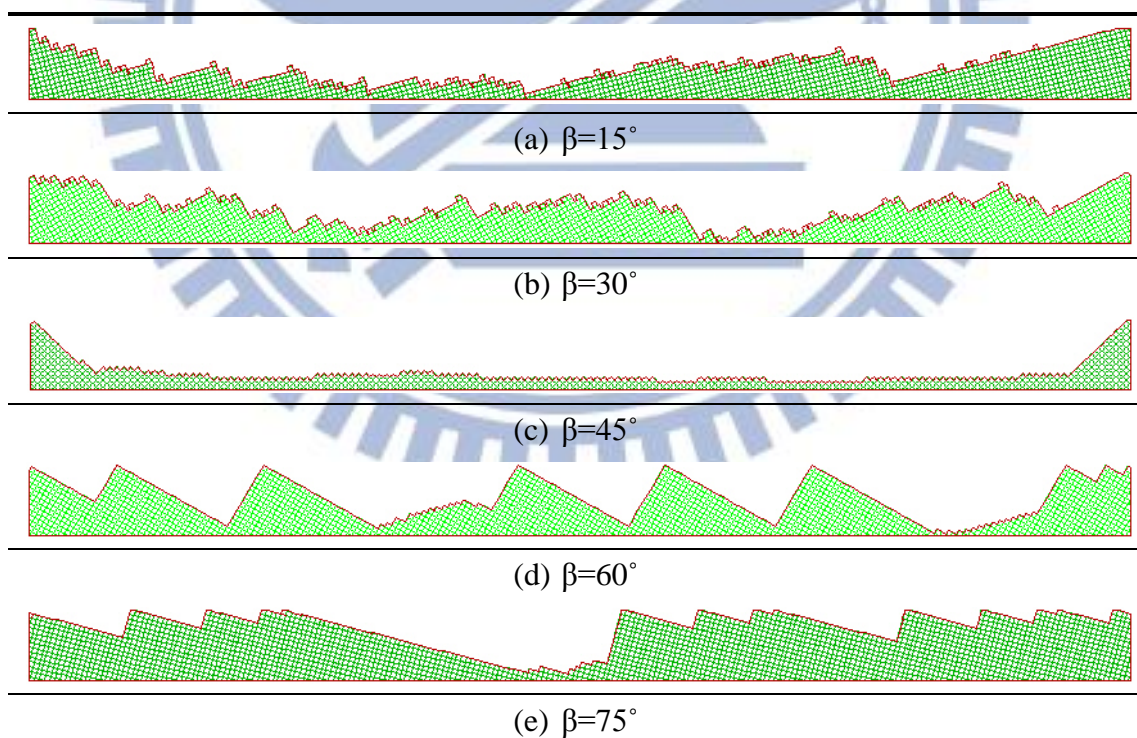


圖 B.3 不同節理位態沖蝕形態模擬結果（節理間距 0.8x0.8m）



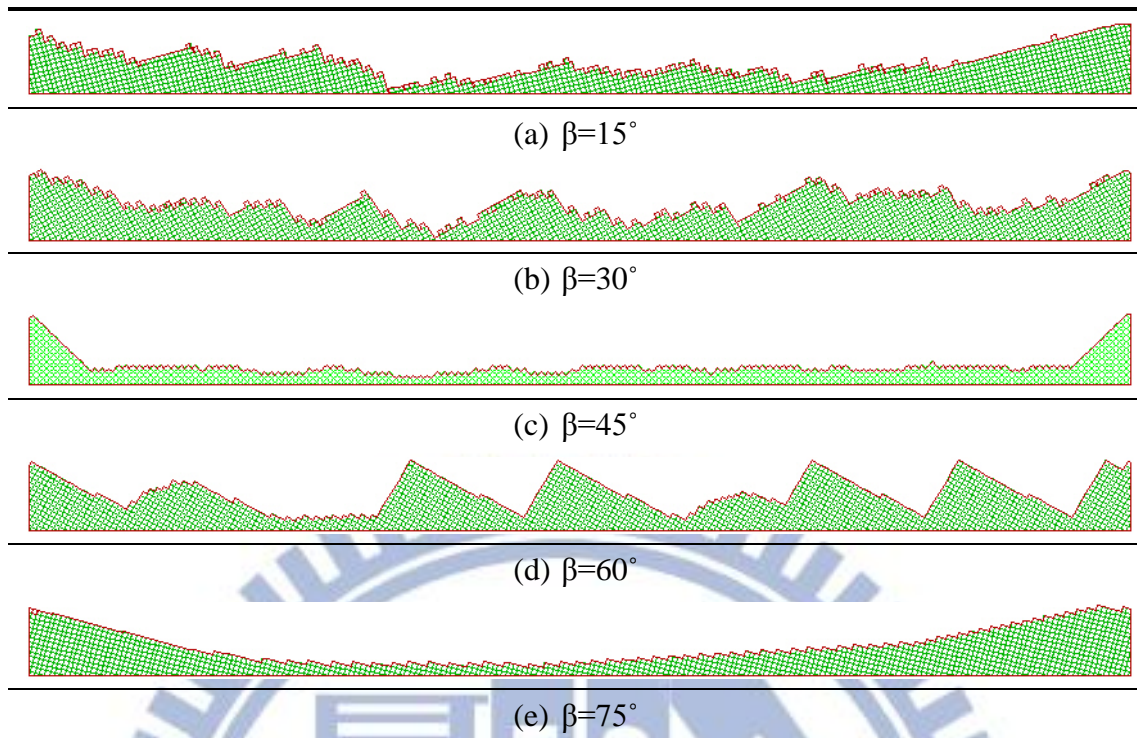


圖 B.4 不同節理位態沖蝕形態模擬結果（節理間距 1.2x1.2m）

## 2. 塊體細長比與順逆流

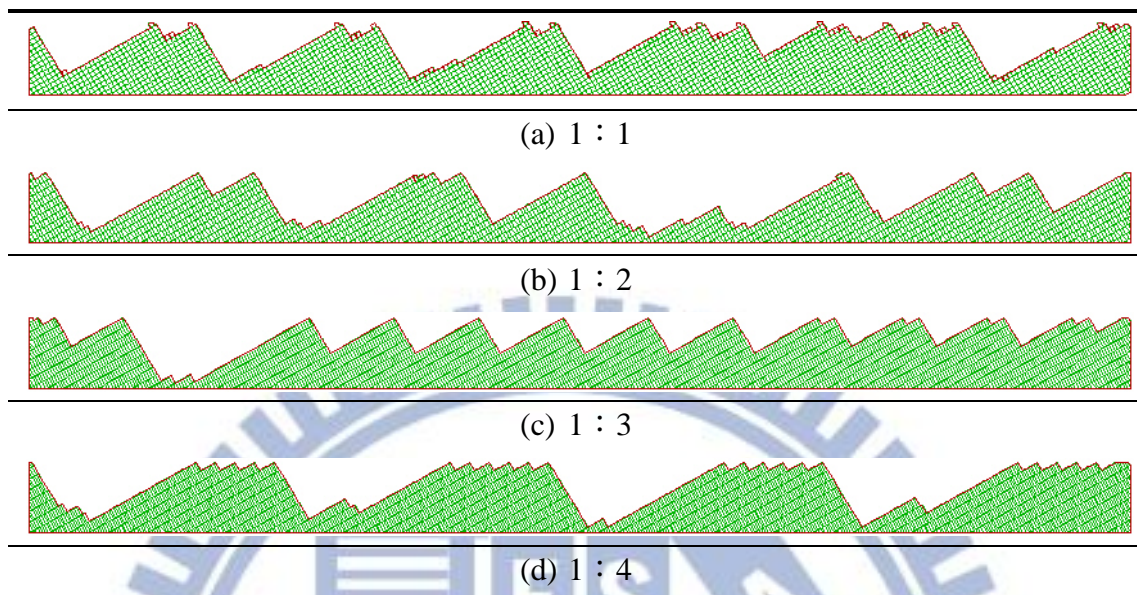


圖 B.5 不同塊體細長比沖蝕形態模擬結果（順流， $\beta = -60^\circ$ ）

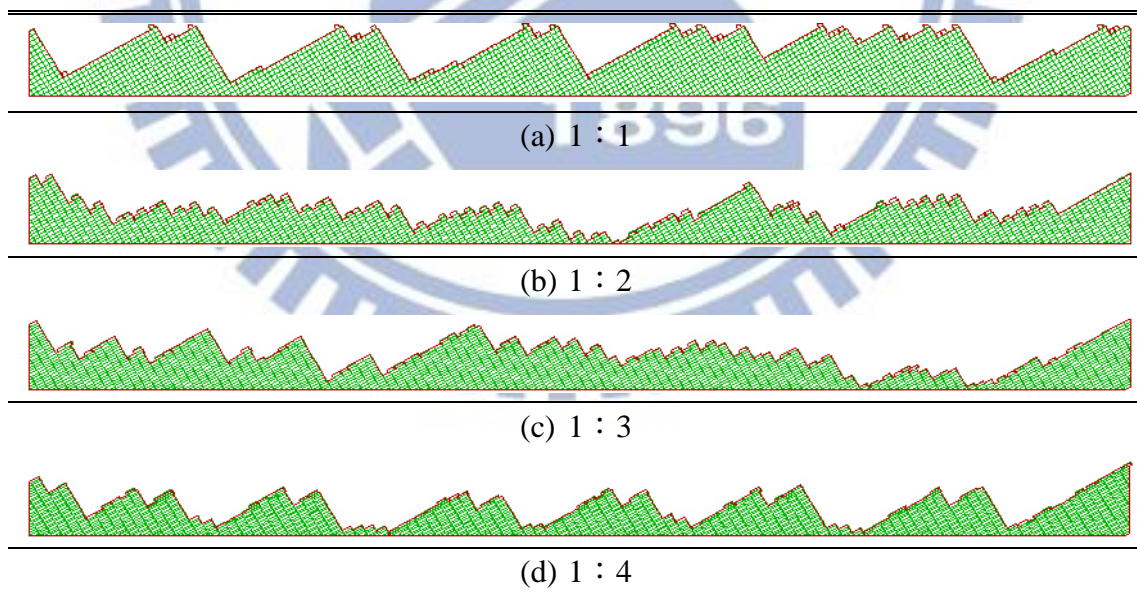


圖 B.6 不同塊體細長比沖蝕形態模擬結果（逆流， $\beta = 30^\circ$ ）