

國立交通大學

土木工程學系碩士班

碩士論文

膠結不良軟弱岩石之殘餘強度試驗與解析

Residual Strength of Poorly Cemented Soft Rock



研究生：藍洋峻

指導教授：潘以文 博士

中華民國九十四年七月

膠結不良砂岩之殘餘強度試驗與解析

Residual Strength of Poorly Cemented Soft Rock

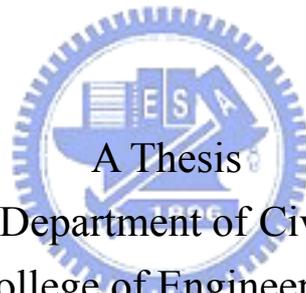
研究生：藍洋峻

Student：Yang-Chun Lan

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



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

July 2005

Hsinchu, Taiwan, Republic of China

中華民國九十四年七月

# 膠結不良軟弱岩石之殘餘強度試驗與解析

學生：藍洋峻

指導教授：潘以文 博士

國立交通大學土木系碩士班大地組

## 中文摘要

台灣中北部麓山帶地質常見膠結不良軟弱砂岩，此等岩性之邊坡往往易發生漸進破壞，常於邊坡滑動面產生非常大之變形前，破壞面某些局部區域因材料應變軟化之力學性質，剪應力達尖峰強度後隨之衰減至終極之殘餘強度。軟弱岩石之殘餘強度性質，即為本研究探討之主題。

理論上，環剪試驗為決定大地材料殘餘強度的最好方法。因此，殘餘強度試驗方法中以 Bromhead 環剪儀最具代表性，然而該儀器卻因試體破壞面受到限制，而未能適合於軟弱砂岩試體。本研究承襲前人改良之環剪試驗儀及中空試體製作方法，嘗試改善試體製作方式與儀器系統穩定，以求得軟弱岩石正確之殘餘強度，期能制定一套可靠試驗流程，而反應材料真實行為。

本論文所進行之殘餘強度試驗種類包括固定正向力試驗及固定體積試驗，本研究中亦提出合理與簡化之力學模式用以解析試驗結果。為進一步探討大剪應變下裂面形成之過程與殘餘強度行為，本研究並進行固定正向力之反覆環剪試驗，以了解殘餘強度與裂面於反覆環剪下之發展，有助於進一步了解軟弱岩石殘餘強度之性質。

關鍵詞：殘餘強度，環剪試驗，反覆環剪試驗

# Residual Strength of Poorly Cemented Soft Rock

Student : Yang-Chun Lan

Advisor : Dr. Yii-Wen Pan

Department of Civil Engineering  
National Chiao Tung University

## Abstract

Progressive failure may occur in a poorly cemented soft-rock slope. Very often, stress concentration may cause localized failure in the slope prior to the development of a full sliding surface, followed by the final large sliding deformation along the sliding surface. For strain-softening geomaterial such as a poorly cemented rock, the post-peak shear strength usually will drop to the residual shear strength and may result in stress-redistribution and progressive failure of the slope. This thesis aims to study the residual strength of poorly cemented rock using ring-shear test which is the best method for obtaining the residual strength of geomaterial. The Bromhead ring shear apparatus has often been used for determining the residual strength of soil. However, this type of apparatus is not suitable for soft rock. A device appropriate for testing the residual strength of soft rock with hollow sample was developed by Liu (2004). In this work, the designs of the ring-shear device, the approaches for preparing hollow specimen, and the procedures for assembling the device set were improved to overcome problems encountered using the previous version of the device. In addition to the improvement of the device and test procedures, a

simplified strain-softening model was developed. An approach for data interpretation using the suggested simplified model was also proposed. Various types of ring shear tests, including constant-normal-force test, constant-volume test, and repeated shear test, were carried out. Stress-strain curve and strength properties were back calculated from the curve of torque against rotational angle obtained from ring shear tests. This study helps to understand the evolution of the failure surface and the strain-softening behavior of poorly cemented rock under large shear strain.

Keywords : residual strength, ring shear test, cyclic ring-shear test



## 誌謝

本論文承蒙吾師 潘以文博士兩年多來學術知識與持有之人生態度觀念上予以熱心指導並教誨，使學生保有繼續求進與原創想法的發揮，滴水之師恩將以泉湧相報，在此致上最強的敬意與謝意。

論文是依靠層層考驗而完成，感謝本所廖志中博士、中央大學田永銘博士、成功大學陳昭旭博士及中華大學李煜舫博士於口試時所提供寶貴意見。

感謝秀隆一起於實驗室那段悲壯時光，致謝俊宏於程式上大力的協助，不言謝的瑞庭、南成於生活上與精神上的互相扶持，謝謝大地組所有學長、同學與學弟，我們是最棒的。

台大許展豪、台科大陳政逸、北科大葉政義、遠在亞歷桑納大學的申笠及準台大翁健芳，敬上立志的抱負與夢想，我們終於做到了！

最後，感謝我的父母，原諒我於外地奔波四年總是無法好好待在你們身邊，謝謝小机，有你陪我的研究生涯更豐富，謹以此論文之榮耀獻給你們。

# 目 錄

中文摘要.....	i
英文摘要.....	ii
誌謝.....	iv
目 錄.....	v
圖目錄.....	vii
表目錄.....	xi
第一章 緒論.....	1
1.1 研究動機與目的.....	1
1.2 研究流程.....	2
1.3 論文架構.....	3
第二章 文獻回顧.....	5
2.1 台灣軟弱岩石地質概述與地層分佈.....	5
2.2 軟弱岩石之定義.....	5
2.3 軟岩的物理性質與力學性質.....	7
2.4 大地材料之殘餘強度性質.....	11
2.5 大地材料殘餘強度之試驗方法.....	20
2.6 環剪試驗儀試驗方法.....	27
2.7 中空環剪試體要求.....	30
2.8 殘餘強度之裂面受剪行為.....	31
2.9 殘餘強度的工程問題.....	34
2.10 膠結不良沈積岩層之邊坡行為.....	35
2.11 殘餘強度於邊坡漸進式破壞分析應用.....	37

第三章 研究方法 .....	41
3.1 環剪儀系統.....	41
3.2 控制系統.....	47
3.3 環剪儀設備改良.....	49
3.4 軟弱砂岩中空試體鑽取 .....	55
3.5 試驗方法改良與環剪儀周邊工具架設 .....	57
3.6 研究方法討論.....	71
第四章 環剪試驗結果解析 .....	73
4.1 圓柱扭剪應力應變關係 .....	73
4.2 軟岩環剪應力應變行為 .....	75
4.3 剪應力-剪應變與扭力-扭轉角關係.....	77
4.4 參數資料分析.....	80
第五章 試驗結果與討論 .....	83
5.1 固定正向力試驗(Constant Normal Force Tests CNF) .....	83
5.2 固定體積試驗(Constant Volume Tests CVT).....	101
5.3 反覆環剪的應力及剪縮行為 .....	107
5.4 剪力強度參數分析.....	129
第六章 結論與建議 .....	145
6.1 結論.....	145
6.2 建議.....	148
參考文獻.....	150

## 圖目錄

圖 2.1	ISRM 建議之大地材料分類分級圖(Johnston, 1993)	6
圖 2.2	人造膠結不良砂岩試體製作流程(取自孫光東, 2004)	10
圖 2.3	粒狀土壤的排水剪力強度發展(取自 Miao, Ma & Wu 1999)	12
圖 2.4	固定正向應力中的剪應力-位移曲線(Skempton, 1985)	13
圖 2.5	剪力面的土壤剪力區組構(Skempton and Petley, 1967)	14
圖 2.6	土壤鬆緊程度之應力應變曲線及試體高度變化(Das, 1997)	15
圖 2.7	殘餘強度與各種影響因素的關係(Negussey et al., 1987)	18
圖 2.8	發揮摩擦角的影響(Negussey et al., 1987)	18
圖 2.9	細料含量對殘餘摩擦角影響(Skempton, 1984)	19
圖 2.10	細料含量對殘餘摩擦角影響(Tika and Hutchinson, 1997)	19
圖 2.11	塑性指數對殘餘摩擦角的影響(Tika and Hutchinson, 1997)	19
圖 2.12	固定體積直剪試驗(Taylor, 1952)	21
圖 2.13	固定體積單剪試驗(Bjerrum and Landvs, 1966)	21
圖 2.14	最大收縮時的三軸試驗摩擦角與環剪試驗殘餘摩擦角 (Negussey, 1987)	22
圖 2.15	三軸試驗極限應變摩擦角與環剪試驗殘餘摩擦角 (Negussey, 1987)	22
圖 2.16	未擾動黏土試樣固定體積試驗比較(Stark and Contreras, 1996)	26
圖 2.17	中空試體不均勻剪應力的差異(Stark and Contreras, 1996)	26
圖 2.18	現地與環剪試驗殘餘強度差異(Skempton, 1984)	26
圖 2.19	花崗岩粗糙節理剪力行為(a)第一次循環(b)第二次循環(Lee et al., 2001)	32
圖 2.20	低正向應力(0.5MPa)粗糙節理剪力行為(a)花崗岩(b)大理岩 (Lee et al., 2001)	33
圖 2.21	高正向應力(3MPa)粗糙節理剪力行為(a)花崗岩(b)大理岩(Lee et al., 2001)	33
圖 2.22	應變軟化弱化示意圖	38
圖 2.23	模數衰減於不同條件下之示意圖	39
圖 3.1	多功能材料試驗儀之扭剪儀示意圖(摘自曾孝欽, 2003)	42

圖 3.2 油壓供應幫浦 .....	44
圖 3.3 環剪儀頂座 .....	44
圖 3.4 環剪儀底座 .....	45
圖 3.5 扭剪室(含試體).....	45
圖 3.6 垂直荷重元 .....	46
圖 3.7 Temposonic 裝置 .....	46
圖 3.8 MTS 458.20 控制器 .....	48
圖 3.9 系統伺服迴圈示意圖 .....	48
圖 3.10 更換 temposonic .....	52
圖 3.11 接地線延伸至大地表面 .....	52
圖 3.12 SENSOTEC 製造之高承載扭力計 .....	53
圖 3.13 水平力滑輪裝置之標定器材 .....	53
圖 3.14 扭力計標定結果 .....	54
圖 3.15 鑽筒(左半部為筒頭，右半部為筒身。取自劉晉材，2004) .....	56
圖 3.16 筒身端部以砂輪機劃出鋸齒 (取自劉晉材，2004) .....	56
圖 3.17 內外金屬環 .....	59
圖 3.18 環氧化樹脂(A、B 膠).....	59
圖 3.19 試體與金屬環橫向左右錯動 .....	61
圖 3.20 以砂輪機輕劃溝槽 .....	62
圖 3.21 試體溝槽塗膠 .....	62
圖 3.23 組立夾具金屬環 .....	65
圖 3.24 置放試體並注臘 .....	65
圖 3.25 溝槽滴膠及上加載鈹黏膠 .....	65
圖 3.26 下加載鈹上膠並微調油壓缸與試體接合 .....	65
圖 3.27 固定式彈簧裝置金屬環 .....	69
圖 3.28 固定式彈簧於剪動時的影響 .....	69
圖 3.29 最上層金屬環內裝平面軸承 .....	70
圖 3.30 彈簧兩端金屬環 .....	70
圖 3.31 剪動過程中正向力的震盪 .....	72
圖 4.1 圓桿扭力作用下微小元素的變形(Gere & Timoshenko, 1997).....	73
圖 4.2 實心與中空圓柱試體剪應變變化(Gere, 1997).....	74

圖 4.3 簡化應力應變軟化曲線 .....	75
圖 4.4 中空試體剪應力變化 .....	76
圖 4.5 中空試體離散化 .....	79
圖 4.6 簡化模型之扭力-扭轉角曲線 .....	79
圖 5.1 CNF500N-1 扭力-扭轉角曲線 .....	86
圖 5.2 CNF500N-1 剪脹曲線 .....	86
圖 5.3 CNF1000N-1 扭力-扭轉角曲線 .....	87
圖 5.4 CNF1000N-1 剪脹曲線 .....	87
圖 5.5 CNF1500N-1 扭力-扭轉角曲線 .....	88
圖 5.6 CNF1500N-1 剪脹曲線 .....	88
圖 5.7 CNF1500N-2 扭力-扭轉角曲線 .....	89
圖 5.8 CNF1500N-2 剪脹曲線 .....	89
圖 5.9 CNF2000N-1 扭力-扭轉角曲線 .....	90
圖 5.10 CNF2000N-1 剪脹曲線 .....	90
圖 5.11 CNF2000N-2 扭力-扭轉角曲線 .....	91
圖 5.12 CNF2000N-2 剪脹曲線 .....	91
圖 5.13 CNF2500N-1 扭力-扭轉角曲線 .....	92
圖 5.14 CNF2500N-1 剪脹曲線 .....	92
圖 5.15 金屬環線性相對滑動 .....	93
圖 5.16 金屬環間開始大量轉動 .....	93
圖 5.17 金屬環最大垂直分離量 .....	94
圖 5.18 約 45 度裂縫(細微).....	96
圖 5.19 接近試體上端裂縫(平緩且寬大).....	96
圖 5.20 水平裂縫 .....	97
圖 5.21 裂縫發展使石蠟及黃油擠出 .....	100
圖 5.22 擠出物一端的裂面情形 .....	100
圖 5.23 CVT 扭力-扭轉角曲線 .....	103
圖 5.24 CVT 正向力-扭轉角曲線 .....	103
圖 5.25 CVT 扭力-扭轉角曲線 .....	104
圖 5.26 CVT 正向力-扭轉角曲線 .....	104
圖 5.27 CVT 扭力-扭轉角曲線 .....	105

圖 5.28 CVT 正向力-扭轉角曲線.....	105
圖 5.29 固定體積環剪試驗試體之水平破壞面 .....	106
圖 5.30 固定體積裂縫發展圖(由底部向上部).....	106
圖 5.31 反覆環剪順剪動方向四次循環試驗曲線 .....	111
圖 5.32 反覆環剪順剪動方向四次循環剪脹曲線 .....	112
圖 5.33 四次循環中的剪脹-剪縮過程 .....	113
圖 5.34 反覆環剪逆剪動方向 2 次循環試驗曲線 .....	116
圖 5.35 反覆環剪 2 次循環剪脹曲線 .....	117
圖 5.36 二次循環的剪脹-剪縮過程 .....	118
圖 5.37 五次循環全象限剪動試驗曲線 .....	122
圖 5.38 五次循環全象限剪動的剪脹-剪縮過程.....	123
圖 5.39 剪裂面上不同剪動方向高度變化 .....	127
圖 5.40 變向剪動之裂面顆粒組構變化 .....	128
圖 5.41 四次循環試驗後水平裂縫 .....	128
圖 5.42 二次循環試驗後水平裂縫 .....	128
圖 5.43 曲線最佳化分析結果 .....	133
圖 5.44 No.2 與 No.3 尖峰摩擦角.....	134
圖 5.45 No.2 及 No.3 殘餘摩擦角.....	135
圖 5.46 No.1 殘餘摩擦角.....	136
圖 5.47 不均勻應力於不同半徑之應變計算示意圖 .....	137
圖 5.48 不均勻應力的影響 .....	138
圖 5.49 固定正向力試驗剪脹曲線比較(虛線範圍斜率相同) .....	141
圖 5.50 CNF 正向力震盪造成扭力值變化 .....	144
圖 5.51 調整 Gain(P)後的扭力值比較.....	144

## 表目錄

表 2.1 不同試體及試驗所得之強度參數 .....	8
表 3.1 資料擷取及控制系統設備 .....	47
表 3.2 設備的改良或改裝 .....	49
表 5.1 固定正向力試驗剪脹行為 .....	99
表 5.2 反覆循環下殘餘扭力變化 .....	110
表 5.3 反覆循環試驗試體高度變化過程 .....	110
表 5.4 反覆循環下殘餘扭力變化 .....	115
表 5.5 反覆循環試驗試體高度變化過程 .....	115
表 5.6 全象限剪動之殘餘強度比較 .....	120
表 5.7 全象限剪動裂面磨損變化情形 .....	121
表 5.8 No.1 試體分析參數.....	131
表 5.9 No.2 試體參數分析.....	131
表 5.10 No.3 反覆環剪試驗分析參數 .....	132
表 5.11 不均勻應力分析差異.....	132
表 5.12 固定體積試驗參數 .....	140
表 5.13 $\sigma_n=0.6\sim 0.95\text{MPa}$ 正向行為參數.....	140

# 第一章 緒論

## 1.1 研究動機與目的

台灣中北部麓山帶地質多為膠結不良軟弱砂岩，普遍有固結差，膠結不良、遇水極易軟化等特性。考慮軟岩邊坡岩石材料力學行為，發生破壞之邊坡於破壞或滑動加速之前，內部之局部材料可能已產生相當大的剪應變，導致強度可能因為應變軟化而降低至殘餘強度。因此，考慮材料呈現應變軟化力學行為，允許剪力強度隨應變增加而由尖峰強度漸屈伏為極大應變之下的殘餘強度，以作為邊坡破壞分析之基礎似乎應為較合理方式。因此本研究探討軟弱岩石完整應力應變曲線，峰後強度與大應變下之殘餘強度性質及其發展，影響殘餘強度的因素，以及剪裂面上行為等。

直剪試驗過去常被用來取得殘餘強度，但受到儀器限制，往往導致結果不盡合理。理論上環剪試驗為決定材料殘餘強度最佳的方法，Bromhead(1979)發展的環剪試驗儀曾被廣泛的用來進行殘餘強度試驗，雖然可克服傳統試驗儀器限制，但是其試體破壞面發展仍受到影響。李程遠(2003)曾以交通大學自行研發之多功能大地材料剪力試驗系統，改良一套適用於軟弱砂岩之扭剪試驗儀，得以實心 NX 尺寸試體進行剪力試驗；劉晉材(2004)將此系統以鑽取出之中空軟弱砂岩試體從事中空環剪試驗，但仍未克服受剪過程中試體應力分布不均等問

題。本研究目的是為承襲前人之研究，嘗試研發一套較可靠之完整試體製作方法，輔以附屬器材，以期能進行不同模擬條件的試驗，希望能獲得軟岩材料完整應力應變曲線，並以配合軟岩之應變軟化力學模式，反算相關之強度參數，以提供可能之工程實務分析。

## 1.2 研究流程

本論文首先針對大地材料殘餘強度相關之參考文獻，廣泛收集與討論，文獻回顧範圍包含試驗材料之地質狀況與其物理及力學性質的整理、殘餘強度試驗方法與適用性、不同試驗方法之優缺點、殘餘強度特性與影響殘餘強度因素，及殘餘強度之剪裂面發展等等。分析以往存在之問題後，嘗試對試驗儀器系統進一步改善及測試，並試圖製作完整試體過程與方法。待完成儀器之實驗方法改良，著手進行一系列試驗，以模擬不同應力條件下之環剪試驗，試驗之種類分為固定體積及固定正向力試驗。本研究並基於一簡化之應變軟化模式，以數值解析方法詮釋環剪試驗之成果。利用所得試驗結果之詮釋，探討軟弱砂岩大應變下之受剪行為，嘗試以定量的參數分析或定性的行為觀察討論，了解軟岩殘餘強度相關行為。本論文研究流程可參考示意圖 1.1。

### 1.3 論文架構

本論文共分六章，除了本章外，各章內容如下。第二章文獻回顧-包含相關剪力試驗方法及殘餘強度的特性等。第三章研究方法-參考及沿用前人研究，剔除不正確的試驗方法，並使試驗儀器曾經遭遇的問題改善。第四章環剪試驗結果之解析-依不同試驗種類，探討膠結不良軟岩之力學性質，並建構適當之詮釋模式，以解析所得之試驗結果。第五章試驗結果與討論-整理或呈現試驗後的結果、解析參數並討論之。第六章結論與建議-整合研究過程與成果提出結論與建議。



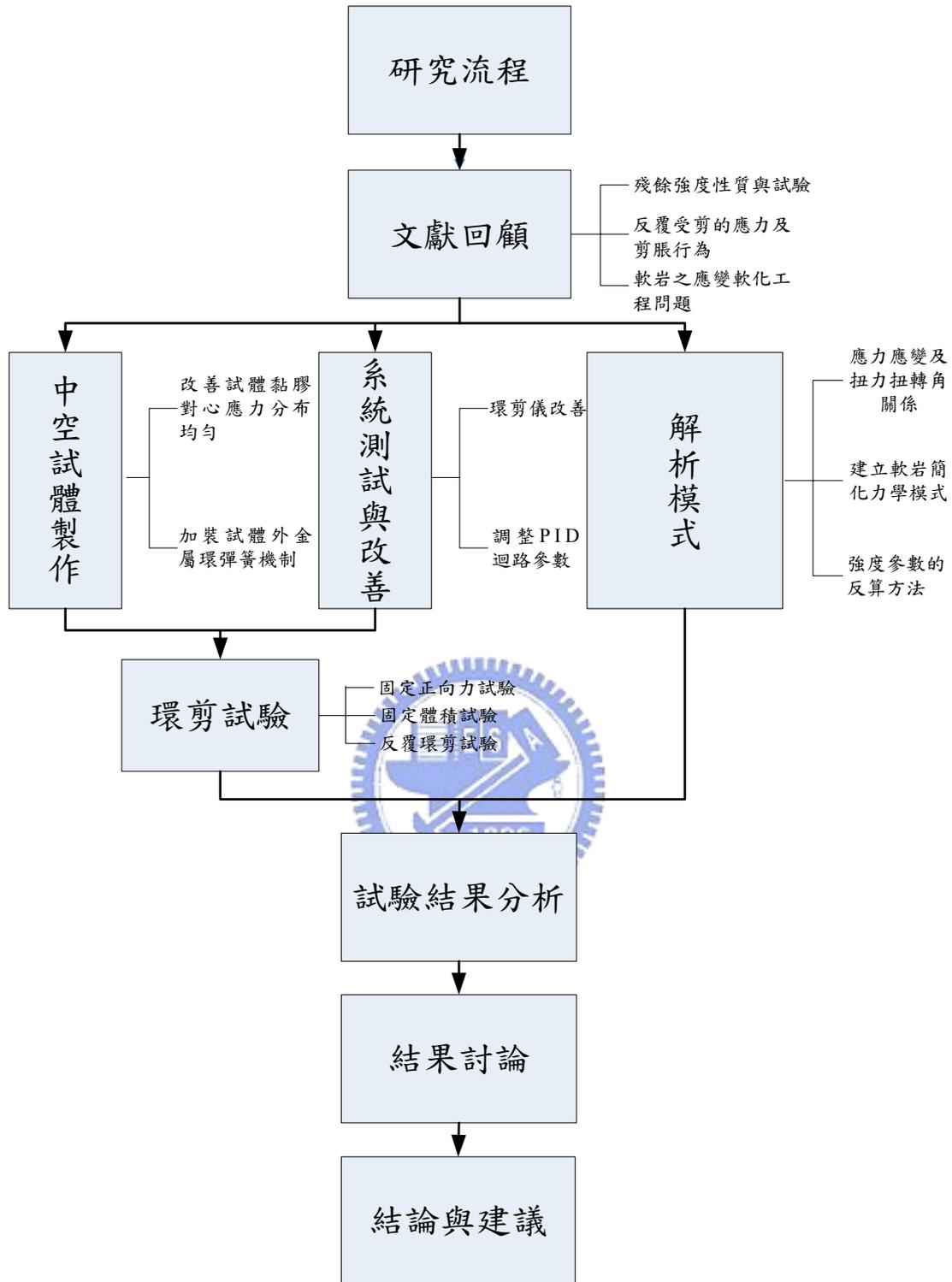


圖1.1 研究流程示意圖

## 第二章 文獻回顧

### 2.1 台灣軟弱岩石地質概述與地層分佈

台灣中北部(桃園至台中)麓山帶地區出露之地層，除未固結之紅土礫石層、台地堆積層、河床沖積層等以外，係以上新世之卓蘭層及上新-更新世之頭嵙山層為主。卓蘭層以砂頁岩互層及砂岩夾薄頁岩層組成。頭嵙山層又可分為二種岩相，即由礫岩組成之火炎山相及由厚層砂岩、粉砂岩與頁岩組成之香山相(或通霄砂岩)。而本省西南部麓山帶地區亦有性質相類似之六雙層砂頁岩互層，此等岩層在地質年代上均屬甚為年輕之地層，地層形成時可能為一濁流沉積環境。其組成之砂岩普遍具有固結差，膠結不良、遇水極易軟化之特性，乾燥時或於原地層中尚可如同固結之岩石，然經過解壓後往往以手用力捏擠即可脆碎成為砂土，解壓經水浸泡後亦易於弱化成一團砂土。

### 2.2 軟弱岩石之定義

軟弱岩石簡稱軟岩是一種介於土壤和硬岩之間的地質材料，一般學者定義的方式大多考慮變形性、單壓強度、剪力強度及其依時性等因素，但是一般仍以完整岩石之單壓強度的分類標準為主。軟岩其力學強度、壓縮性及破壞準則大致介於一般堅硬岩石及土壤之間，相較於土壤而言較脆且硬並具膨脹性且不連續；與岩石比較，其強度較低，壓縮性大且較易受孔隙水影響，所以軟弱岩石不應以單純的土壤

力學或岩石力學理論觀念考量之。本研究採用國際岩石力學協會 (ISRM) 依據完整岩石的單壓強度( $q_u$ )將大地材料加以分類如圖 2.1。ISRM 定義軟弱岩石之  $q_u$  範圍為 0.25-25 MPa 之間, 其中又分類 0.25-1 MPa 為極軟弱岩石(extremely weak rock)、1-5 MPa 為非常軟弱岩石(very weak rock)與 5-25 MPa 軟弱岩石(weak rock)。

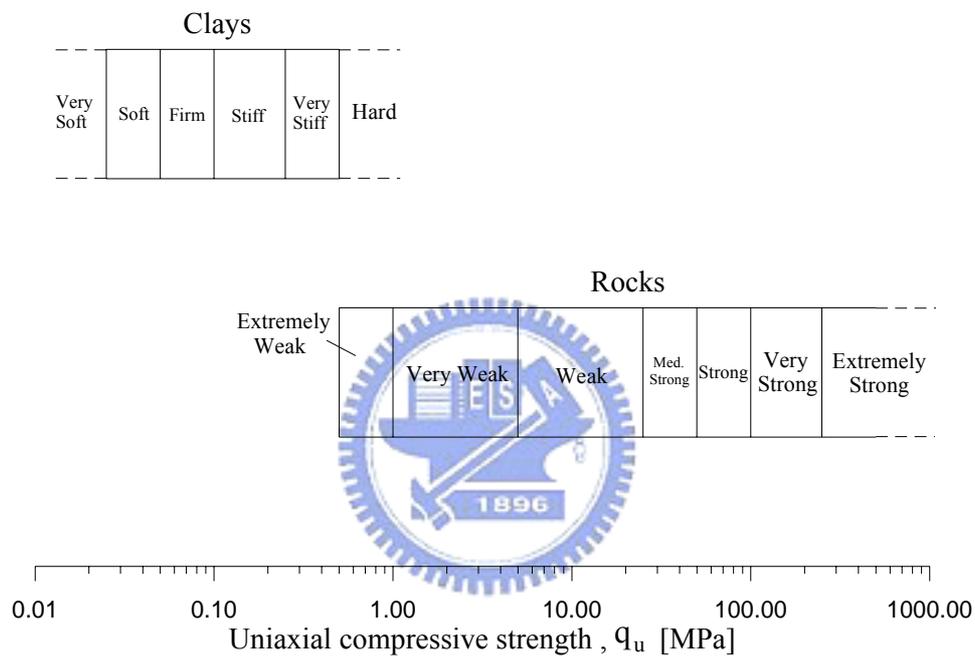


圖 2.1 ISRM 建議之大地材料分類分級圖(Johnston, 1993)

## 2.3 軟岩的物理性質與力學性質

### 1. 物理性質

本研究試體來源為新竹縣寶山第二水庫之岩石材料，其中有天然試體及由天然試體所組成之人造試體。根據林智惠(2004)對兩種岩樣所作之三軸試驗及單壓試驗基本物性試驗中，天然砂岩及人造砂岩平均單位重分別為 19.06 及 18.61 kN/m<sup>3</sup>，天然砂岩單位重較人造試體大，孔隙比亦較高，不過差異不大，其性質可視為相近，可供後續試驗比較分析。

### 2. 力學性質



大地材料一般以 Mohr-Coulomb 破壞準則求取強度參數  $c$ 、 $\phi$  判斷或分析工程問題穩定性。陳賀瑞(1997)、林景民(2001)、林智惠(2004)及廖學志(2004)研究中，分別以不同地區軟岩材料進行各種試驗，試驗結果整理如表 2.1 所示。其中林智惠(2004)以人造乾燥軟岩試體進行單軸壓縮試驗並量測軸向與橫向應變所得的彈性模數  $E$  值及波松比  $\nu$  (Poisson's ratio)，在此將之轉換為剪力彈性模數  $G$  以供參考。林智惠(2004)亦指出軟岩遇水軟化影響剪力強度甚鉅。

表 2.1 不同試體及試驗所得之強度參數

研究 (year)	試體種類	試驗方法	c (MPa)	$\phi$ (degrees)	E (MPa)	G (MPa)
林智惠 (2004)	寶二天然飽和 砂岩	三軸試驗	0.11	33.13	-	-
	寶二人造乾燥 砂岩		0.46	45.12	150-190	59-73
	寶二人造飽和 砂岩		0.1	34.56		
廖學志 (2004)	寶二天然砂岩 現地試驗	孔內千斤 頂試驗	-	-	-	20-100
林景民 (2001)	寶二天然砂岩	三軸試驗	0.74	31	-	-
陳賀瑞 (1997)	大坑卓蘭層軟 弱砂岩	三軸試驗	1.5-3	41-43	-	-

### 3. 人造軟岩中空試體

人造軟岩試體來源為寶二水庫右側壩墩，風化層下方約 2~3m 位置的天然新鮮岩盤材料，其製作流程可參考圖 2.2 所示。人造軟岩成品本為基礎承载力試驗材料，為了取得人造軟岩物理及力學性質，乃於基礎試驗完後將上部破碎岩體切除並取得下部完整人造軟岩試體進行各種試驗。林智惠(2004)曾以天然軟岩及人造乾燥軟岩試體(取自基礎承载力試驗之完整試體)進行三軸試驗。由他的結果顯示，天然試體與人造試體的物性及有效莫爾圓相近，可以人造試體有效模擬天然試體的力學行為。真實材料行為常受限於試體擾動，因此，若以較不受擾動的人造軟岩來模擬天然軟岩材料會有更佳的力學行為。劉晉

材(2004)曾以泡沫為介質，鑽取天然軟岩中空試體，但因試體擾動過大且常變成數塊濕砂岩而失敗。他再以空氣為介質的乾鑽方式，成功地鑽取中空試體，人造軟岩試體亦可由此方式獲得不錯的鑽取結果。由前人研究結果可得到，人造軟岩材料具有其代表性可作為模擬膠結不良沈積砂岩的力學性質。



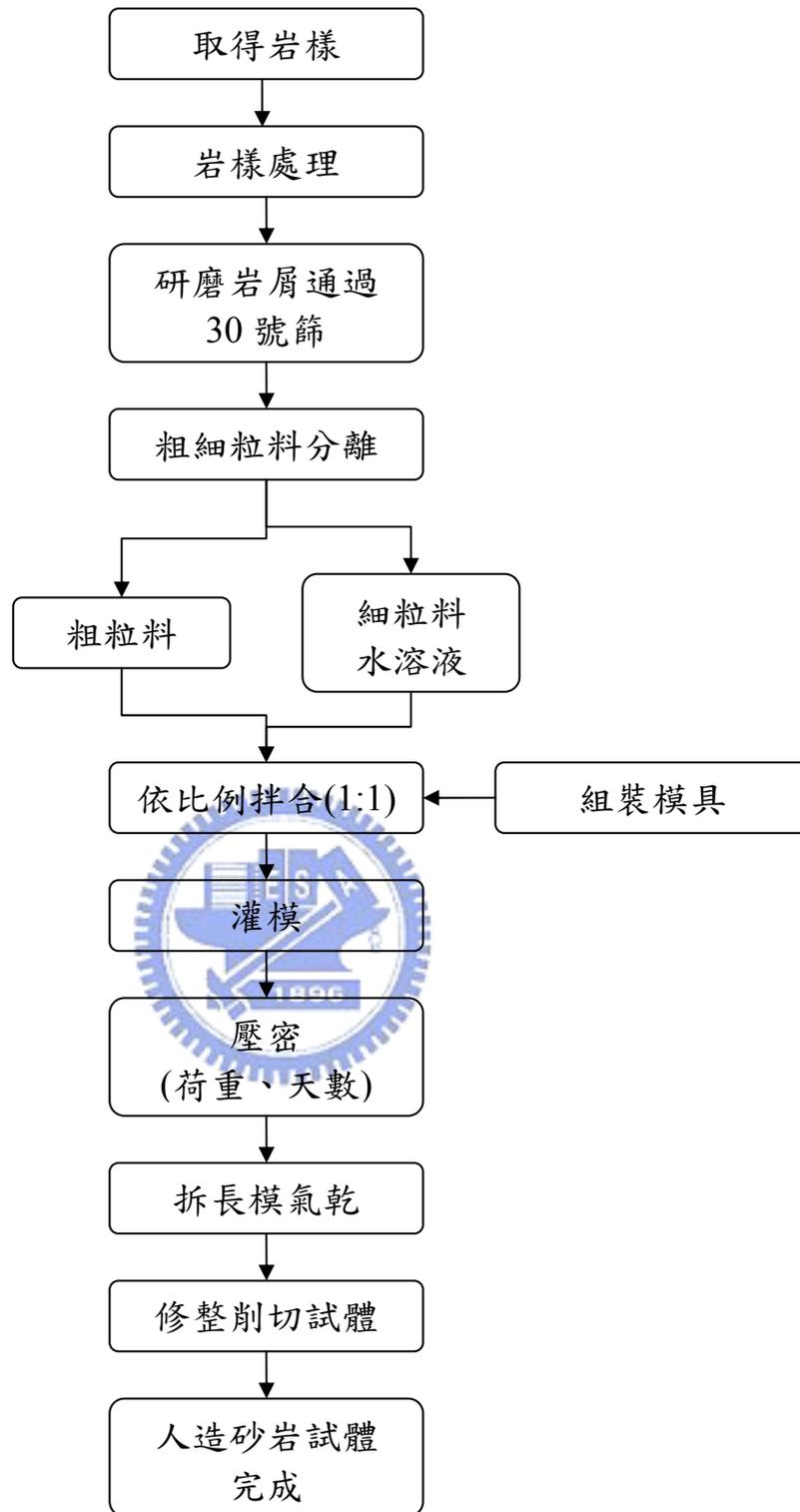


圖 2.2 人造膠結不良砂岩試體製作流程(取自孫光東, 2004)

## 2.4 大地材料之殘餘強度性質

### 2.4.1 殘餘強度

粒狀或片狀材料中，經過外力影響而受剪使材料產生變形。當應變量至某一範圍後，沿著剪動方向附近應力變形的顆粒結構重新排列，若排列方式近乎平行剪力面方向而使材料強度不斷降低，達到一穩態(steady state)值時，此時的強度稱之為殘餘強度。

### 2.4.1 殘餘強度特性與發展

Negussey et al.(1987)指出粒狀土壤的排水剪力強度參數僅只有發揮摩擦角(mobilized angle of friction)。而此參數包含三種主要的阻抗來源(Rowe, 1962 and Seed, 1967)：

1. 顆粒間互相剪動的內摩擦角
2. 受剪膨脹產生的阻抗
3. 顆粒重新排列後的強度

上述三種強度阻抗來源可解釋為，材料受剪後應力應變曲線的發展，如圖 2.3。他更解釋第 3 情況，若顆粒材料重新排列且經過剪動產生非常大的應變，而維持不變的體積或應力，稱為臨界或極限狀態。而此臨界狀態維持固定體積表現出較低的剪力強度的殘餘摩擦角，可由材料基本研究(如應力-膨脹理論)及邊界值分析問題(如傍壓儀或承載力的剪力面方法)求得。

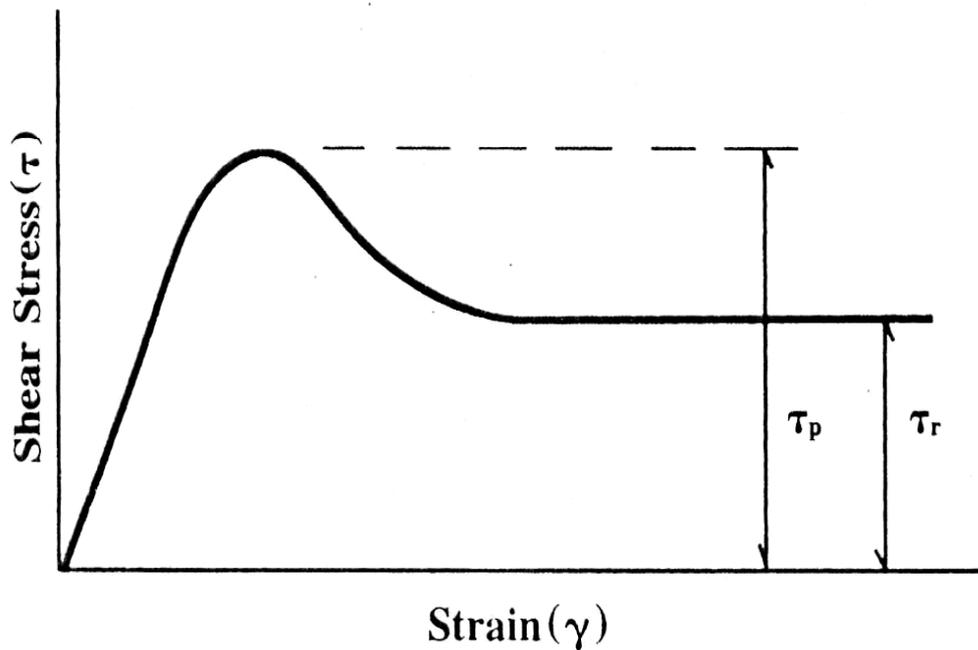


圖 2.3 粒狀土壤的排水剪力強度發展(取自 Miao, Ma & Wu 1999)

Skempton (1985)為細粒土壤的殘餘強度作一些說明。過壓密黏土產生峰後(postpeak)強度下降原因歸納如下結論:

- (1)在相對小的位移下，因為含水量的增加(膨脹)使強度減少至完全軟化或臨界狀態
- (2)在大位移下，黏土顆粒排列成與受剪方向平行

而正常壓密黏土強度下降的原因完全由上述第(2)所影響。圖 2.4(a)顯示在不同細粒料含量的過壓密或正常壓密黏土應力應變曲線發展。在黏土中包含扁平狀礦物和細粒料(顆粒小於 0.002mm 重量百分比)含量小於 25%時幾乎沒有顆粒排列，此時的行為非常像是砂土或粉土，粉土質或砂質黏土展現較接近標準的臨界狀態類型，大概約有大於 20° 以上的殘餘摩擦角。正常壓密粘土中隨剪位移增加強度幾

乎沒有下降，而過壓密黏土峰後強度的減少則幾乎為含水量的增加所影響，如圖 2.4(b)。大於 25% 時，顆粒重新排列會更明顯，尤其含量約 50% 時，完全由黏土礦物摩擦滑動控制殘餘強度。

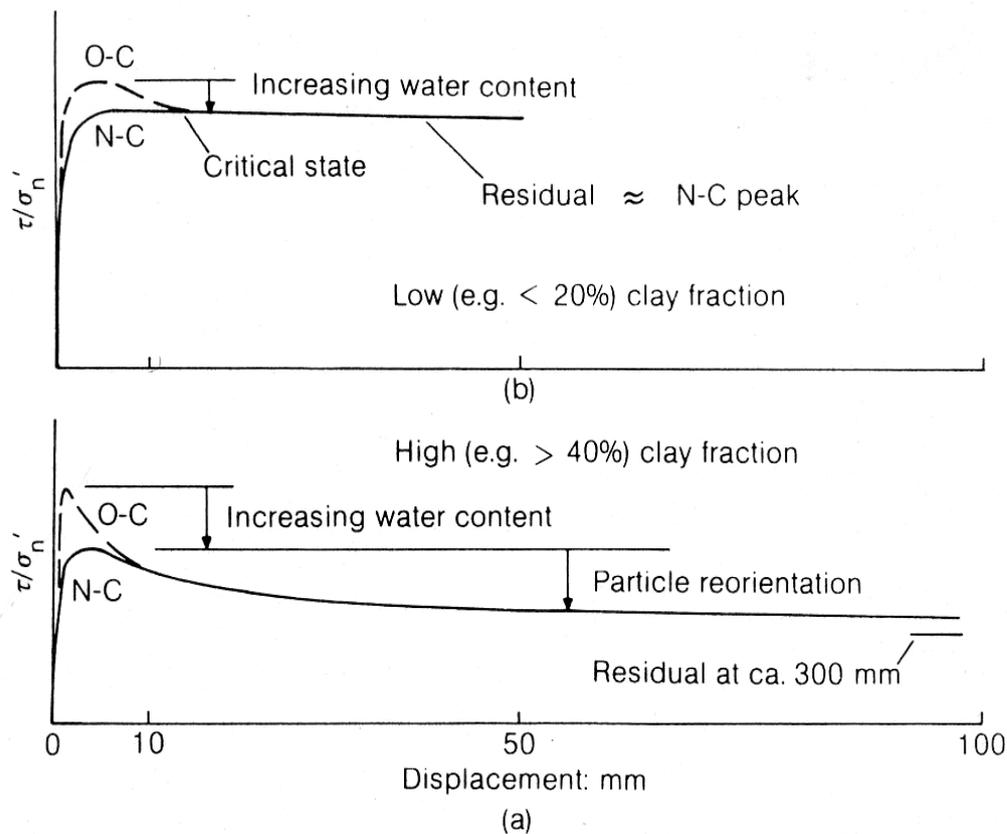


圖 2.4 固定正向應力中的剪應力-位移曲線(Skempton, 1985)

因此由 Skempton 研究中可知，正常壓密或過壓密黏土需要在 (1) 同一個方向(2)有大量剪位移且使得黏土顆粒排列平行剪動方向，黏土才能達到殘餘強度。如圖 2.5 所示 Skempton and Petley (1967) 為了更加確認片狀黏土礦物剪力面顆粒重組排列的情形，以顯微鏡觀察 Walton's wood 現地土壤顆粒組構。剪力面的剪力區顆粒排列會慢慢趨向於受剪方向，更印證 Skempton 對細粒土壤殘餘穩定狀態解釋。

在排水狀況下的體積變化上，Negussey et al.(1987)說明較疏鬆的粒狀材料，在高正向應力經過剪力作用的體積皆為收縮變化。相對較緊密粒狀材料，於初期先產生收縮，然而最後到達臨界狀態時幾乎為膨脹行為參考如圖 2.6 所示。

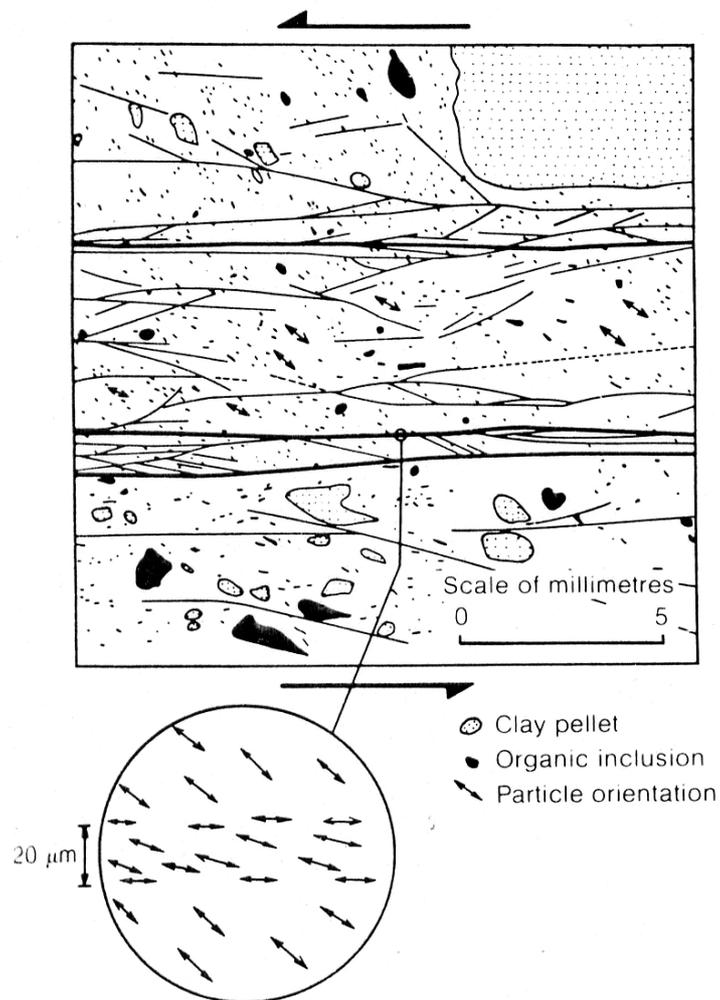


圖 2.5 剪力面的土壤剪力區結構(Skempton and Petley, 1967)

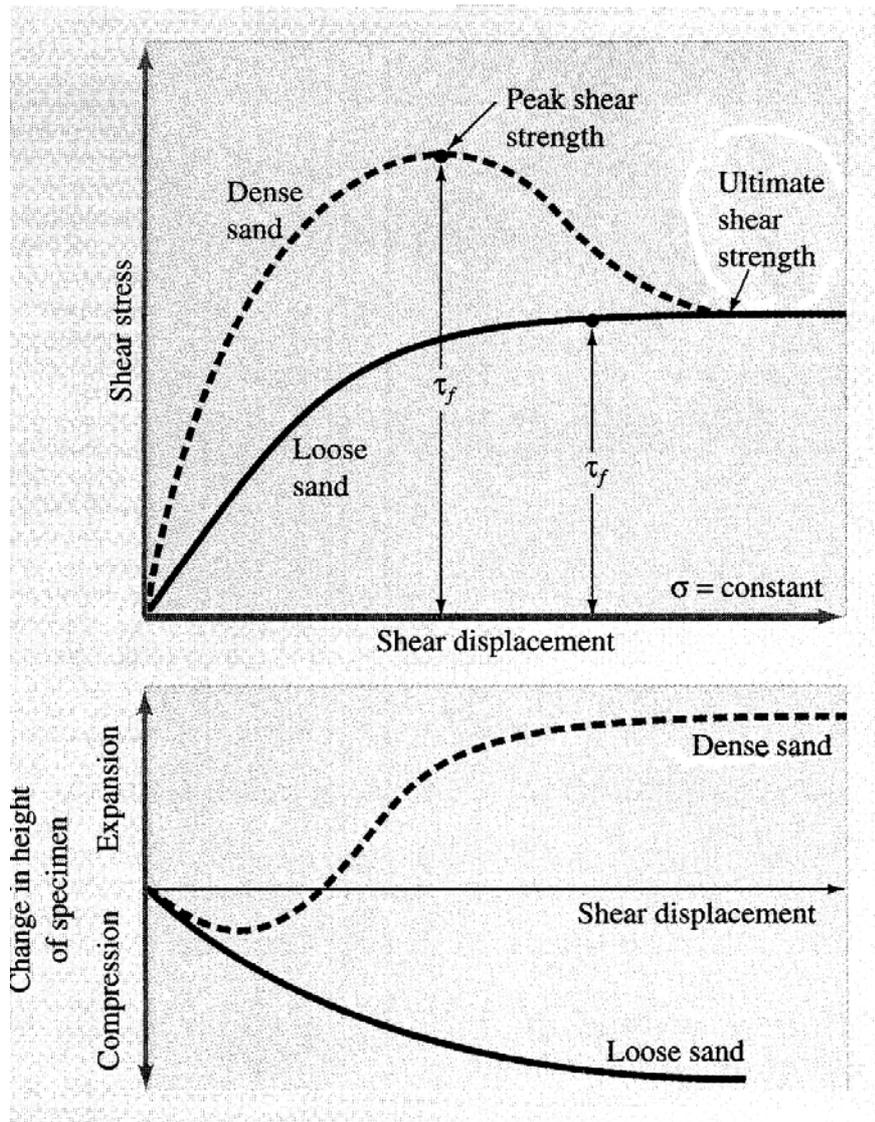


圖 2.6 土壤鬆緊程度之應力應變曲線及試體高度變化(Das, 1997)

### 2.4.2 影響殘餘強度原因

Negussey et al.(1987)指出有些粒狀材料(以 Ottawa sand 為例)的殘餘摩擦角與顆粒大小、圍壓、正向應力及相對密度無關。如圖 2.7a 所示，以相對密度  $Dr=30\%$  的中等 Ottawa sand 乾燥試體環剪試驗得到平均約 30 度殘餘摩擦角與正向應力是互相獨立。若再以飽和試體進行相同的試驗，由圖 2.7b 發現，有孔隙水的狀況下得到結果與乾

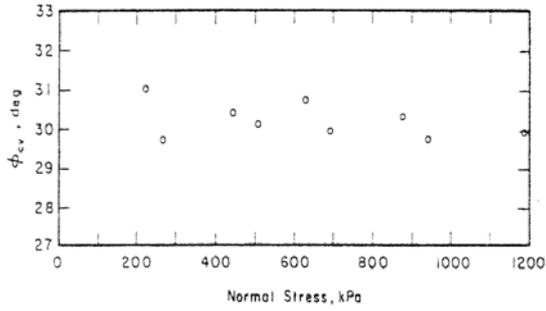
燥試體幾乎相同，殘餘摩擦角不隨正向應力增加而改變。將相同的砂試樣進行不同相對密度的環剪試驗，結果如圖 2.7c 發現，殘餘摩擦角幾乎是獨立參數，不因初始圍束力狀態的增加而有非常大的改變。他更比較了是否較細顆粒試樣會影響殘餘摩擦角，結果仍是否定的，如圖 2.7d 所示。

圖 2.8 顯示當試體受剪時，於最大收縮量(maximum contraction)對應的發揮摩擦角  $\phi_{mc}$  與相對密度和圍壓有關。Negussey et al.(1987) 以 Ottawa sand 的三軸試驗於試體最大收縮量時計算發揮摩擦角，並發現摩擦角隨初始的相對密度增加而減少(如圖 2.8a 所示)。他引以 Rowe's(1962)的描述並解釋細顆粒材料的行為，若試體密度較高，初始受剪過程中顆粒重組程度是最小的，自身滑動的阻抗將會更明顯。Negussey et al.(1987)再以  $D_r=50\%$  的中等 Ottawa sand 改變圍壓狀況下，得到發揮摩擦角隨圍壓增加而增加(圖 2.8b)。他認為這殘餘與發揮摩擦角的顆粒於初始較疏鬆的狀態可能相似。

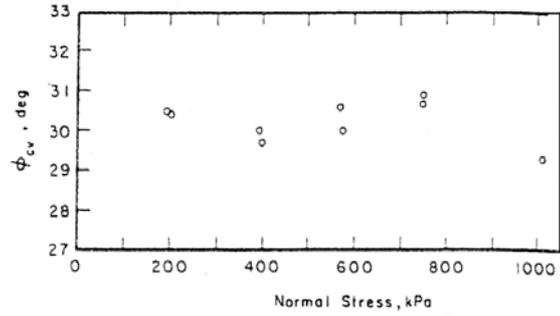
Castrol (1969)等學者以殘餘強度的穩態解(steady-state)方法僅視之為土壤孔隙比之函數，但是許多學者以經驗或提出證據說明殘餘強度性質亦與試體取樣方法、應力路徑及有效圍壓有關。Skempton (1984)以現地的泥岩及粉砂岩的 7 個試體，說明細粒料含量會影響殘餘強度的發展(圖 2.9)。而 Tika and Hutchinson (1997)以一案例分析將現地土

樣在超過正向應力 400kPa 下與其他試樣作比較，結果顯示細粒料含量及塑性指數 PI 對殘餘強度的影響如圖 2.10，2.11，殘餘摩擦角隨這兩個土壤性質增加而減少。

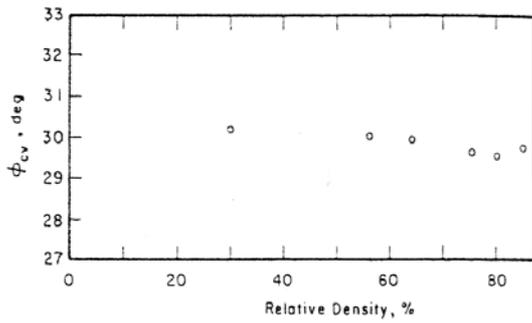




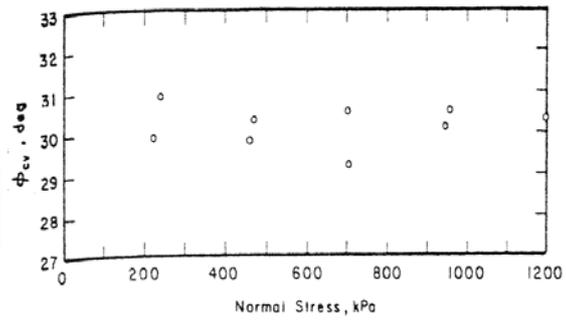
(a) 中等乾燥試體;  $Dr=30\%$



(b) 中等飽和試體  $Dr=30\%$

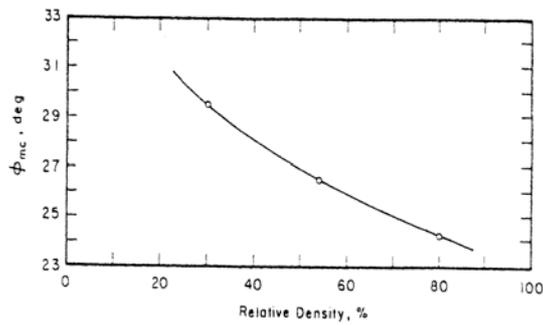


(c) 中等乾燥試體

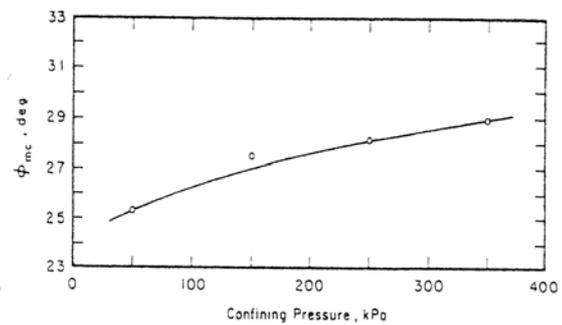


(d) 乾燥試體(細顆粒)

圖 2.7 殘餘強度與各種影響因素的關係(Negussey et al., 1987)



(a) 中等試體



(b) 中等試體  $Dr=50\%$

圖 2.8 發揮摩擦角的影響(Negussey et al., 1987)

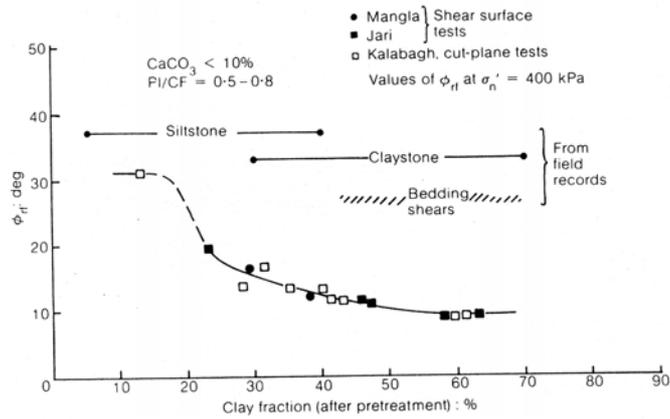


圖 2.9 細料含量對殘餘摩擦角影響(Skempton, 1984)

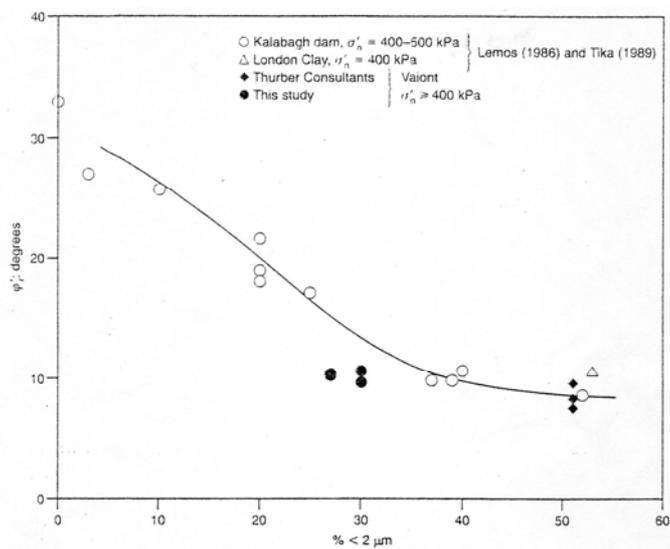


圖 2.10 細料含量對殘餘摩擦角影響(Tika and Hutchinson, 1997)

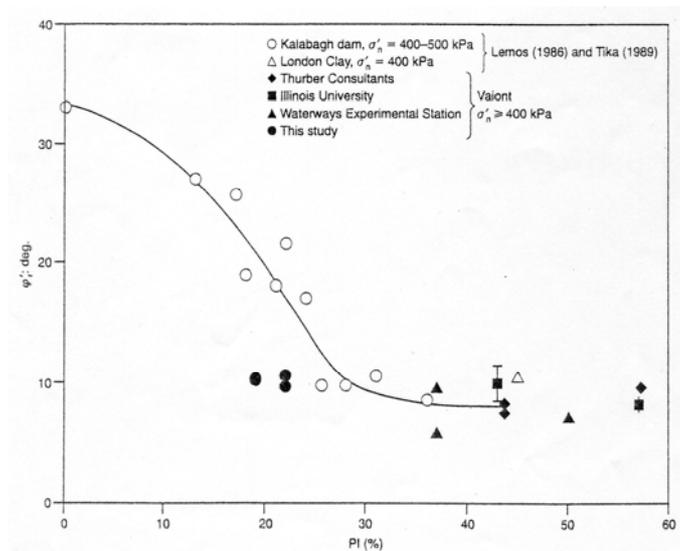


圖 2.11 塑性指數對殘餘摩擦角的影響(Tika and Hutchinson, 1997)

## 2.5 大地材料殘餘強度之試驗方法

### 2.5.1 傳統實驗方法存在之問題

Stark and Contreras (1996)論文中提到，Taylor(1952)曾以改良後的直剪儀，以維持體積固定施做剪力試驗。他以 Boston Blue Clay 求得排水固定體積狀態的尖峰剪力強度，試驗曲線如圖 2.12。其尖峰強度應力比約至 0.23，但峰後強度卻無法穩定至殘餘強度，只達到 10mm 剪動量而停止。Bjerrum and Landvs(1966)以單剪試驗求得靈敏性黏土的固定體積不排水尖峰剪力強度，圖 2.13 顯示所得結果。橫座標為剪應變，試體高度 10mm，其剪動量至 3mm 停止。由這些曲線發展可清楚觀察，隨剪位移增加而峰後強度下降，但達到某一程度應變量後，由於儀器上的限制無法繼續施剪，致使強度無法達到穩定的臨界狀態。因此，許多學者發展一些適合求取殘餘強度的方法，如反覆直剪試驗及扭剪的環剪試驗。Negussey et al.(1987)曾以 Ottawa sand 的三軸試驗與環剪試驗得到得結果作比較。圖 2.14 是以試體於最大收縮應變時的三軸試驗與環剪試驗求得的參數差別，在試體最大收縮量的三軸試驗摩擦角與環剪試驗殘餘摩擦角，幾乎相似。但是若以超過 10%應變量的三軸試驗求得此應變量對應的摩擦角，與環剪試驗取得的參數比較如圖 2.15，三軸參數大於或等於環剪的參數，而這兩個試驗有相同參數的土壤性質屬於較疏鬆狀態。因此根據這些試驗比較，

Negussey 認為三軸試驗要達到較低的剪力阻抗必須要有像是環剪試驗具有大量應變的機制。

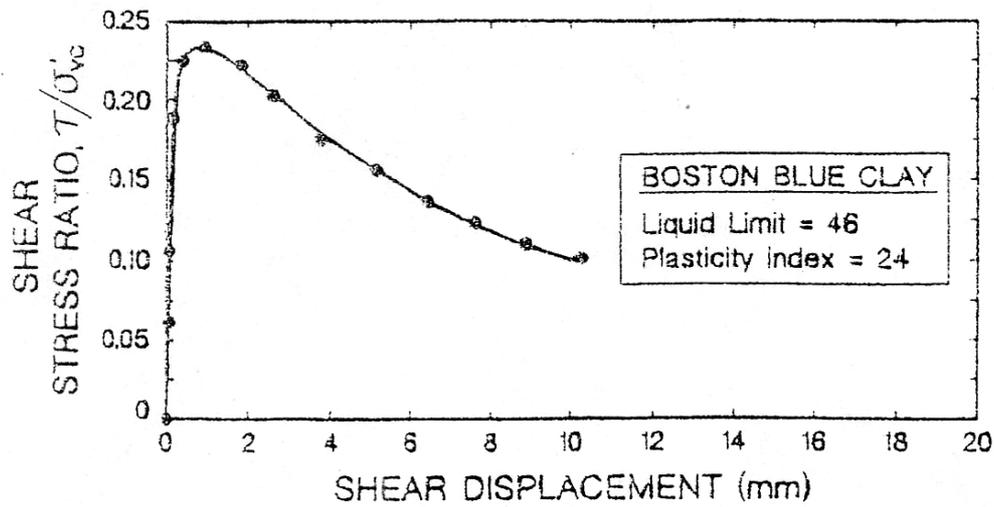


圖 2.12 固定體積直剪試驗(Taylor, 1952)

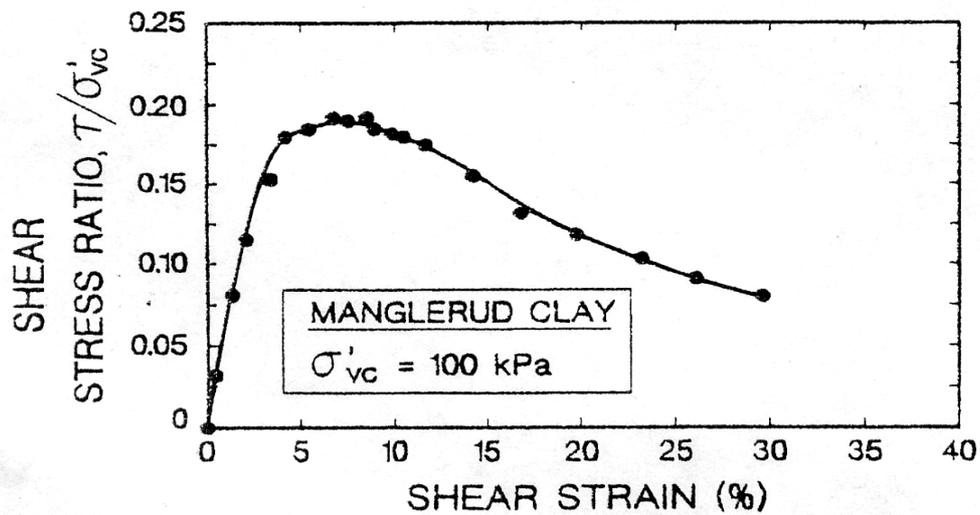


圖 2.13 固定體積單剪試驗(Bjerrum and Landvs, 1966)

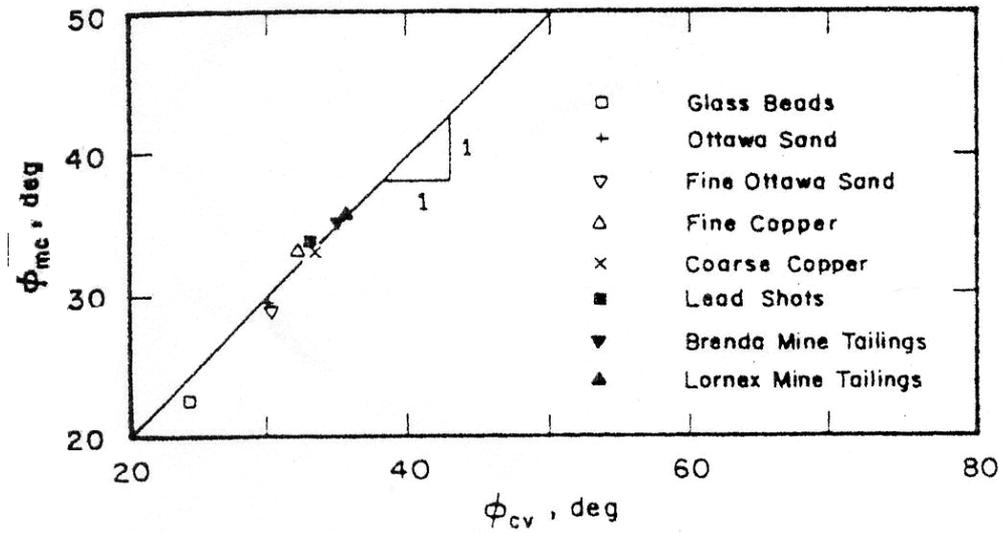


圖 2.14 最大收縮時的三軸試驗摩擦角與環剪試驗殘餘摩擦角  
(Negussey, 1987)

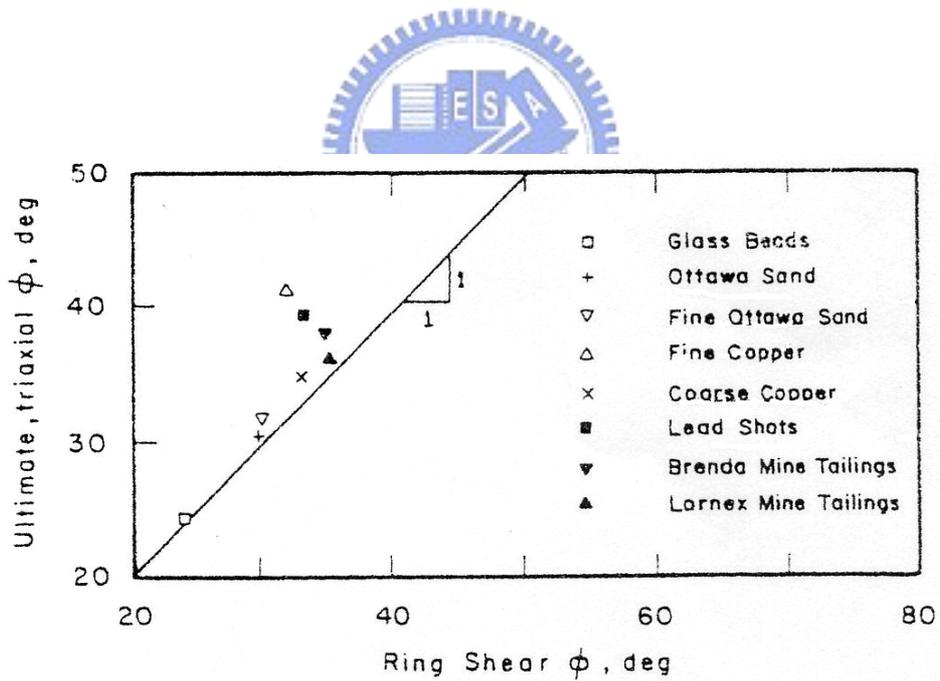


圖 2.15 三軸試驗極限應變摩擦角與環剪試驗殘餘摩擦角  
(Negussey, 1987)

## 2.5.2 環剪試驗之優點

剪力試驗最常用的不外乎三軸壓縮、三軸伸張及直剪、單剪試驗，但這些試驗常不足以使材料達到顆粒重組排列的條件而得到殘餘強度。

Stark and Eid (1992)指出，反覆直剪試驗曾被廣泛的用來求得黏土的排水殘餘強度，但是該試驗方法仍有儀器上限制。最主要的是，剪力盒任何一向的最大剪位移量不過 1.3 公分，導致試體未能作用於同一個方向的連續剪變形。因此僅有一部分黏土顆粒受剪而重新排列。另外，隨著試體的剪動，剪面積也不斷改變，土壤常被擠壓出來。這些原因通常使得殘餘強度的結果較環剪試驗結果大。Stark and Contreras (1996)亦以單剪試驗為所有傳統試驗方法中，最能符合且相似環剪試驗模式的試驗。但是，他以黏土比較單剪試驗與環剪試驗結果如圖 2.16，環剪試驗顯然比單剪試驗更具有完整曲線發展，單剪試驗剪位移僅於 1.3mm 剪動量而停止。

因此，環剪儀最大的特色為，土壤可在任何程度的剪位移上於同一個方向連續的剪動。如此功能使得土壤顆粒於平行剪動方向可完全地進行排列，達到殘餘強度發展的條件。另外環剪試驗儀於受剪過程可保持剪力平面的斷面積，若試體較薄進行排水時可允許使用較快的位移速率及實驗室的監控管理比直剪試驗更少。不只如此，Stark and

Contreras (1996)以 Bromhead 環剪儀進行黏土的不排水固定體積試驗，並採用 Hvorslev(1939)方法將剪應力-位移曲線轉換為剪應力-扭轉角度曲線，並分別列出中空試體( $R_i/R_o=0.7$ )最內與最外及平均的剪應力差異(圖 2.17)，指出其尖峰剪應力不超過 0.25%。Hvorslev(1939)計算即使中空試體斷面較厚( $R_i/R_o=0.5$ )，剪應力分佈差距不超過 3%。

Skempton(1984)曾以實驗室的環剪試驗參數是否能真正代表現地材料。他以反算方法分析邊坡滑動的案例，得到如圖 2.18 說明現地殘餘強度較環剪試驗殘餘強度大  $1^\circ\sim 2^\circ$ ，他解釋這是因為不同的環剪儀或和不同的建議試驗方法或是現地土壤存在許多變異性及反算分析不同，造成現地與試驗室強度差異。

環剪儀最早由 Casagrande 和 Hvorslev(1939)提出，並認為環剪試驗最能模擬大地材料的受剪行為。經過 Bishop et al.(1971) & Bromhead(1979)發展環剪儀並以薄的試體簡化試驗設備，Anayi et al.(1989)以鰭狀鋼片改善扭力傳導機制以及 Stark and Eid (1993)改良 Bromhead 環剪儀而能進行固定體積試驗，Stark and Poeppel (1994)用來量測凝聚性土壤及土工合成材界面的排水殘餘強度等。這些試驗方法皆是為了使材料不受儀器限制及影響且可以充分的發展完整應力-應變曲線。根據前人研究的環剪儀發展與特性或是改良的機制，皆是本研究必須考量及應用於既有多功能剪力試驗系統。除此之外，環剪

設備亦須進一步提升自動化量測系統，真實模擬工程狀況並減少人為造成誤差。



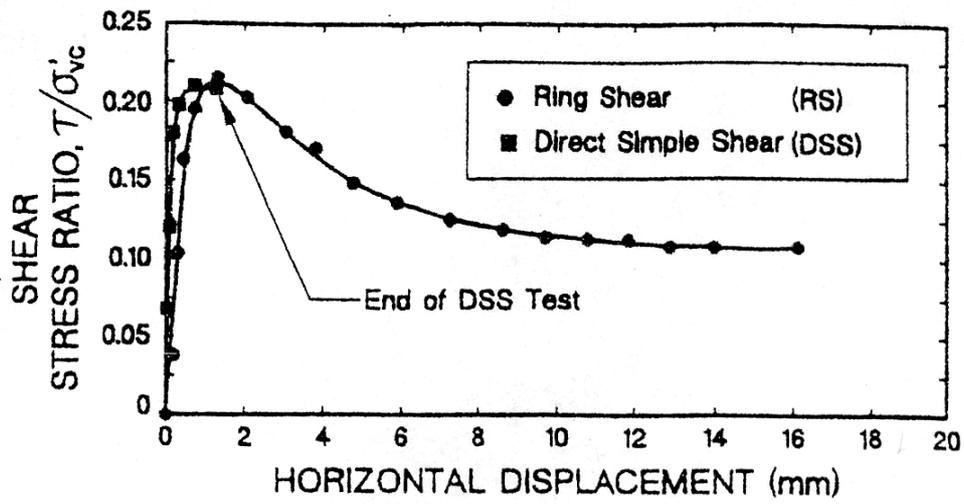


圖 2.16 未擾動黏土試樣固定體積試驗比較(Stark and Contreras, 1996)

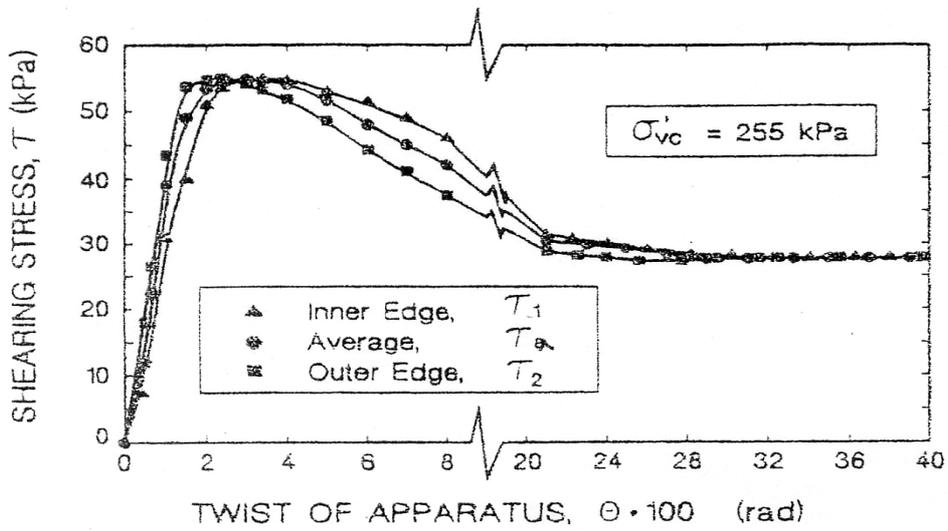


圖 2.17 中空試體不均勻剪應力的差異(Stark and Contreras, 1996)

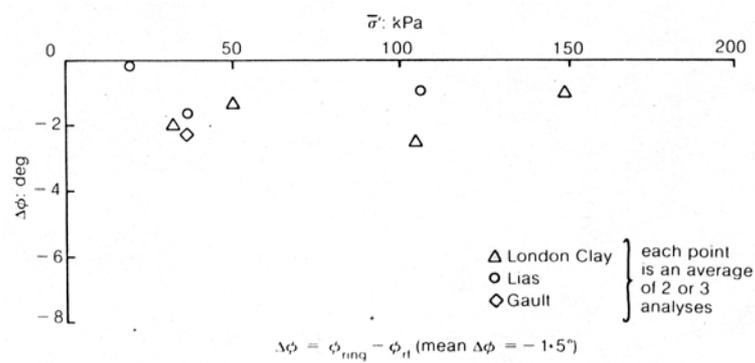


圖 2.18 現地與環剪試驗殘餘強度差異(Skempton, 1984)

## 2.6 環剪試驗儀試驗方法

Hvorslev(1936 and 1939) , La Gatta(1970) , Bishop et al.(1971)及 Bromhead(1979)分別發展不同形式的環剪儀器設備。然而，因為 Bromhead(1979)的環剪儀費用低、便利性高及容易操作等優點，而廣泛地被使用與研究。許多學者以 Bromhead 環剪儀得到試驗結果，應用於邊坡滑動反算分析及現地殘餘強度參數等，可得到一致性且令人滿意的結果。

最原始、簡單的試驗程序，即單段式的試驗方式，即一顆試體，只做一個試驗，求得一個尖峰與殘餘剪力強度。不過由於中空試體的取得、準備困難、費時，加上一般環剪主要目的乃在於求得試體殘餘強度，BS 1377 Part 7 特別將試驗流程標準化。該方法為多段式試驗，其立論基礎乃因注意到當材料符合

1. 現地邊坡滑動受材料本身性質影響，重模材料取自臨界滑動面
2. 反算分析沒有孔隙水壓與邊界效應等不確定因素的不適當影響等條件時，所得殘餘摩擦角與現地反算結果吻合。其試驗方法步驟為：  
試體準備：

- 1.以等於或低於塑性限度含水量重模試體：此乃因為受到剪面的形成(形狀)與土壤的脆性(brittleness) 有關，而此特性通常發生在土壤含水量在塑性限度之下。

- 2.將試體切進剪力盒中。
- 3.將上加壓版與固定扭力臂裝上，然後外槽注滿水。

第一階段施剪:

- 1.決定剪動速率：此速率需同時兼顧 (a)排水所需時間與(b)讓試體破壞面適當的發展；試體受剪時所激發的超額孔隙水壓、土壤顆粒間的黏滯與快速剪動可能造成的大量顆粒擠出剪力盒，均會使得破壞面無法適當、完整發展。一般建議 0.048 degree/min

- 2.加軸壓，同時調整兩支扭力臂與試體盒接觸

- 3.紀錄試體壓密過程，確定其壓密完成

- 4.施加扭力(固定速率)

- 5.每 30 分鐘紀錄一次扭力計讀數:當扭力讀數達一定值時，表示施剪過程中所引發的超額孔隙水壓已獲得消散，而此時的剪力強度及殘餘強度值

- 6.停止旋轉馬達，監測扭力計讀數 15 分鐘，若讀數持續穩定下降，表示剪動速率過快，亦表示受剪試體行為受應變速率影響大，顆粒間的黏滯力可能影響破壞面的發展。應使用更慢的速率重新來過。

後續各階段施剪:

- 1.增加軸向應力:此時由扭力讀數即可知超額孔隙水壓是否消散完全

- 2.剪動試體:在 0、2、4、6、10、15、20 之後每隔五分鐘紀錄一次扭

力值，達三次固定值後表示已達殘餘強度。

3.停止旋轉馬達，每隔一分鐘量測一次扭力值(五次)

4.重複 1 至 3 動作已完成後續各階段扭剪

5.解除扭力(鬆開固定端)

6.降低軸壓至第一階段軸壓應力，重複 2、3 與 5 動作

7.若步驟 6 所得扭力與第一階段所得不同，則繼續重做各應力階段

8.卸除軸壓，小心拆解扭剪儀，以便觀察剪力面

由以上建議的試驗步驟，可作為本研究進行各種環剪試驗參考的指

標，使試驗臻於完善。



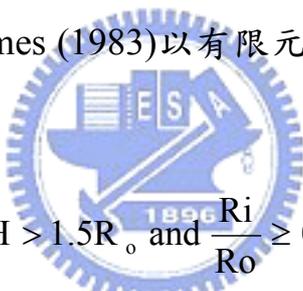
## 2.7 中空環剪試體要求

Hvorslev(1939)曾提到中空試體剪應力分佈隨不盡相同，但計算其差異不到 3%。為了使試體斷面受剪時的應力應變分布均勻或可接受的範圍內，試體內外徑比值( $R_i/R_o$ )愈大愈薄越好。同時為了減少試體兩端受端版效應影響，理論上試體長度越長越好。

Sadda(1981)以圓柱薄殼彈性理論方程式提出如式(2.1)的試體準則， $H$  為試體長度， $R_o$  及  $R_i$  分別為試體外半徑與內半徑。

$$H \geq 5.44 \sqrt{R_o - R_i} \quad \text{and} \quad n = \frac{R_i}{R_o} \geq 0.65 \quad (2.1)$$

Hight, Gens, and Symes (1983)以有限元素分析法提出如式(2.2)，其尺寸須滿足限制。


$$H > 1.5R_o \quad \text{and} \quad \frac{R_i}{R_o} \geq 0.71 \quad (2.2)$$

## 2.8 殘餘強度之裂面受剪行為

當環剪試驗應力應變曲線發展至穩定之殘餘狀態時，伴隨近乎水平裂面產生，此時裂面上的相互阻抗即為殘餘強度。此時，該裂面上之行為其實應類似岩石的節理行為，而節理面上的不規則面受剪行為對殘餘強度發展十分重要。

Lee et al.(2001)曾以反覆直剪試驗說明岩石粗糙節理面磨耗影響的行為，他們將花崗岩節理及大理岩節理試體以圖 2.19 方式分 4 個階段反覆剪動(圖 2.19 中是為單次循環結果並定義剪脹角為高度變化與水平位移變化的斜率)，並分為低及高固定正向應力試驗，進行數個循環方式。試驗結果如圖 2.20 及圖 2.21 所示，圖 2.20 顯示低正向力應力試驗之剪脹曲線有初始的壓縮，再來為非線性膨脹後為線性膨脹。於第二次循環的第一階剪動時，不同第一次循環的是，曲線接近殘餘強度而已無尖峰強度。第一階剪動造成人造節理面的損耗並使第二階剪回時的殘餘強度較第一階小，而剪脹曲線相對變得較線性。圖 2.21 顯示大理岩節理在高正向應力下於第一次循環後，任一階剪動皆有相似的趨勢。他解釋這種現象是因為高正向力作用下，節理粗糙強度會被明顯的削弱而產生任一點的阻抗強度幾乎相似。剪脹曲線的發展上，花崗岩粗糙節理經過 8 個循環剪動後，曲線剪脹角居於一個門檻值，變化量有限。而大理岩粗糙節理於正向及反向剪動之剪脹曲線

很不相同，他認為這種因為不均向的剪脹行為是因為大理岩強度較低所影響。

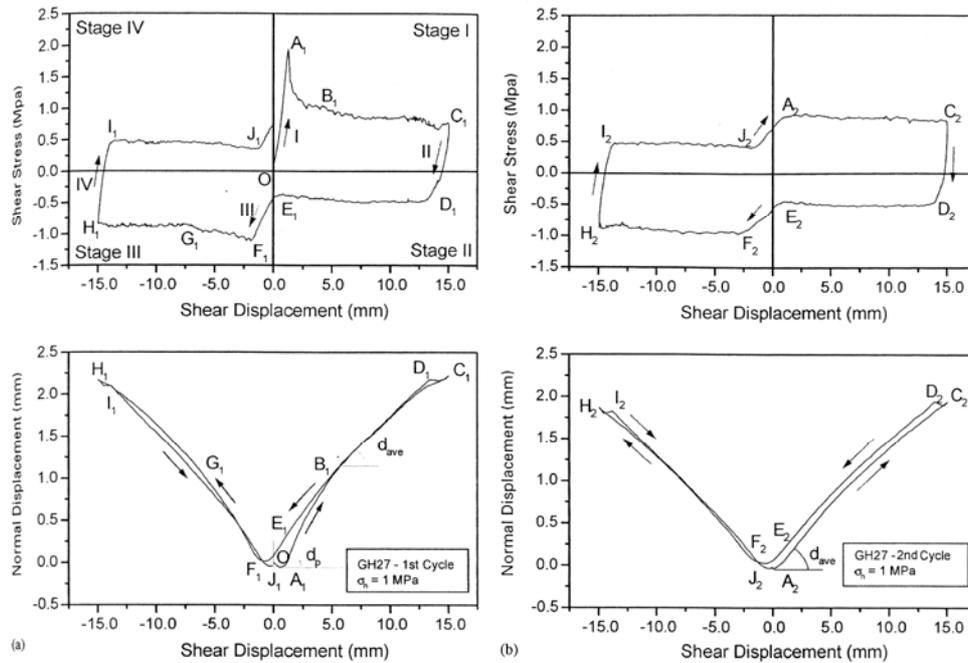


圖 2.19 花崗岩粗糙節理剪力行為(a)第一次循環(b)第二次循環(Lee et al., 2001)

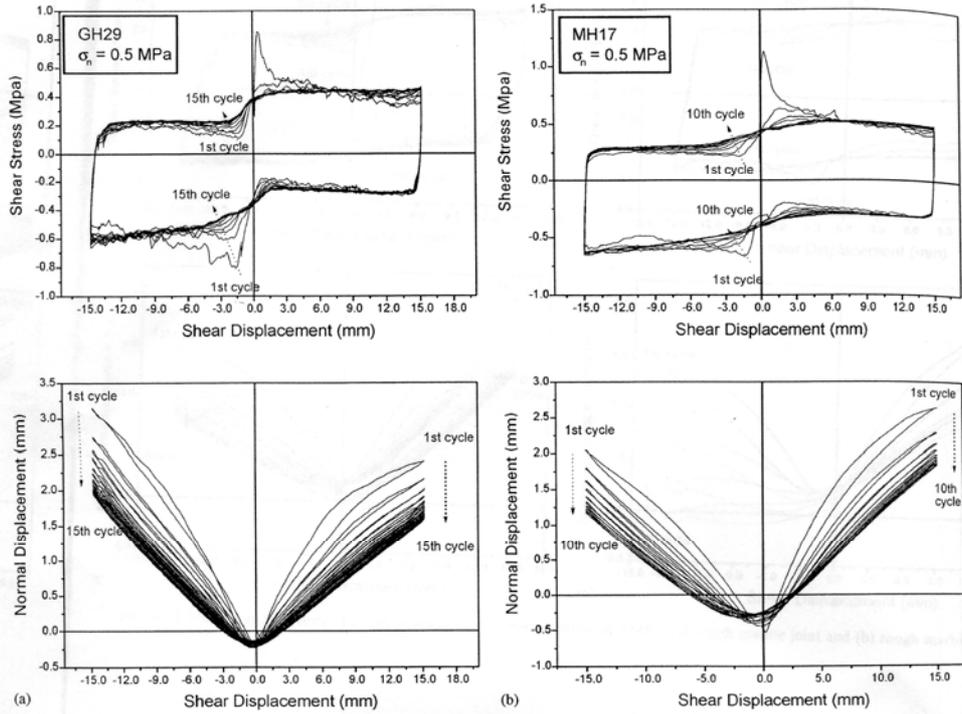


圖 2.20 低正向應力(0.5MPa)粗糙節理剪力行為(a)花崗岩(b)大理岩  
(Lee et al., 2001)

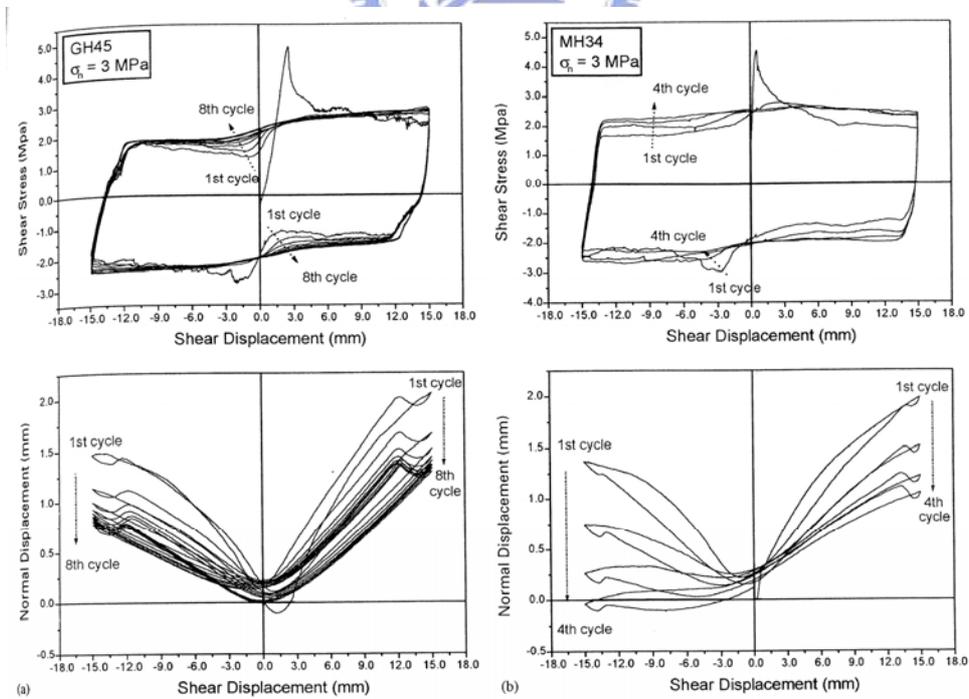


圖 2.21 高正向應力(3MPa)粗糙節理剪力行為(a)花崗岩(b)大理岩(Lee et al., 2001)

## 2.9 殘餘強度的工程問題

Skempton (1985)指出殘餘強度與初次的滑動或其他之前未受剪的黏土穩定狀態無關，但卻與舊有滑動邊坡滑動面、褶皺中層面剪力、受剪節理或斷層、填土邊坡後的破壞有重大關係。不少土壤力學與岩石力學領域之學者曾發展環剪試驗之儀器，進行大剪應變之實驗，用以研究應變軟化與殘餘強度的問題，其中代表性的學者包括 Hvorslev(1936), La Gatta (1970), Bishop et al. (1971), Kutter (1974) Bromhead (1979), 以及 Stark & Contreras (1996)等。由 Negussey et al. (1988)實驗結果證明固定體積條件下土壤內摩擦角為固定值且為不排水穩定狀態狀況之最小內摩擦角。Skempton (1985)及 Stark and Eid (1992)等學者研究發現，以重模試體進行環剪試驗求得殘餘剪力強度於邊坡滑動的反算結果一致，且比反覆直剪試驗結果更令人滿意。Stark et al.(1995)以黏土材料指出邊坡的滑動是因為不排水剪力強度大量損失造成。他們的結論中提出，固定體積環剪試驗求得不排水尖峰及殘餘強度結果，最能代表凝聚性土壤邊坡受到地震或震動的穩定分析。

## 2.10 膠結不良沈積岩層之邊坡行為

膠結不良沈積岩層普遍皆強度低，其上邊坡常於豪雨或開挖後常產生各種形態之大小規模岩層滑動破壞。本研究針對影響膠結不良岩石邊坡破壞之材料力學因素加以探討。膠結不良軟岩石中，節理經常較不發達，不少邊坡破壞之肇因乃根源於軟弱岩石之材料力學因素。除了偏向構造不穩定所產生之邊坡破壞(如楔形破壞與翻落破壞)，膠結不良沈積岩層邊坡破壞常牽涉到(1)材料弱化(2)因應變軟化材料強度降低至殘餘強度(3)潛變效應(4)局部應力過度衍生漸進破壞等材料力學機制。有不少軟岩邊坡破壞發生在軟弱砂泥岩互層之地質條件中，有時候破壞成因是在軟弱泥質岩層因泡水弱化(顏東利等，2000)或在累積相當大應變之後，經應變軟化材料強度已降低至殘餘強度，失去穩定平衡而造成邊坡滑動之加速形成。Wong 等(1996)等以回饋分析檢討國內卓蘭層砂泥岩互層邊坡之案例，驗證滑動面強度極為吻合殘餘強度。Harris (1997)發現由邊坡破壞逆算分析所得之強度參數會十分接近由環剪實驗所得之殘餘強度。在軟岩中不時產生潛變型之邊坡蠕動，或因局部坡面侵蝕或應力集中造成局部破壞，或因坡腳侵蝕、坡頂張裂灌水造成連鎖破壞之漸進邊坡破壞(progressive slope failure)型態，這種受到大剪應變之應變軟化特性與殘餘強度，可利用環剪儀求得完整應力應變曲線的優點，建立軟岩材料之應變軟化材料

力學模式及軟岩邊坡漸進破壞之分析模式，模擬軟岩邊坡經應變軟化材料強度降低至殘餘強度之漸進破壞應力分析與穩定平衡問題，以應用於軟岩邊坡實際問題。



## 2.11 殘餘強度於邊坡漸進式破壞分析應用

傳統極限平衡法分析漸進式破壞之脆性土坡，係假設可能滑動面上安全細數均相同亦即滑動破壞面上各點同時破壞，但是由於滑動面上各點之應力及應變不均勻(Taylor 1948)，同時坡體內可能存在裂縫或節理，因此滑動面上各點並未同時達到破壞，而是漸進式破壞，整體滑動面乃為局部破壞區逐漸拓展而成(Terzaghi, 1936 ; Skempton, 1964)。對脆性土壤而言，土壤破壞後強度將有顯著的降低(Bishop, 1971)，因此在局部破壞區存在的可能滑動面上並非各點之強度均為尖峰強度，若依極限平衡以各點強度為尖峰強度分析將過於高估安全係數(Skempton, 1964)。



吳東嶽(2005)針對軟岩材料以數值分析探討邊坡破壞的機制，考慮材料本身的力學性質及外來的環境因素(如地下水、坡趾侵蝕及風化程度) 影響。以材料力學機制而言，他以不同之峰後力學特性(理想彈塑性之摩爾-庫倫模式及應變軟化模式)來突顯應變軟化模式漸進邊坡破壞行為的開端。考慮軟岩材料完整應力應變曲線，僅以尖峰強度及峰後強度對應之發揮摩擦角為參數，當發揮摩擦角於尖峰值(可對應一組  $\phi_r$  及  $c_r$ )以後，隨應變增加而強度降低摩擦角亦降低，當衰減至某依程度後，此時的殘餘強度達到穩定並對應一組  $\phi_r$  及  $c_r$ ，所考慮應變軟化衰減程度如圖 2.22 所示。以定性地描述吳東嶽(2005)

的結果：在理想塑性摩爾庫倫模式下可發現在坡趾處，因受應力集中且應力重新分配，故變形增量有些微地向坡面擴展趨勢，但邊坡仍處於安全穩定的狀態，也無完整潛在滑動面的生成。而在應變軟化模式下，於坡趾處不但已有大變形量的增加，且潛在滑動面已完整發展至坡面，此邊坡是處於極度不穩定的情況下，若有其他外來環境因素影響，極可能發生邊坡滑動。因受剪應變過大，使其剪應力越過其尖峰強度，剪力強度驟失衰減為殘餘強度而無法負荷其重新分配之剪應力，進而誘發漸進式破壞的發生。

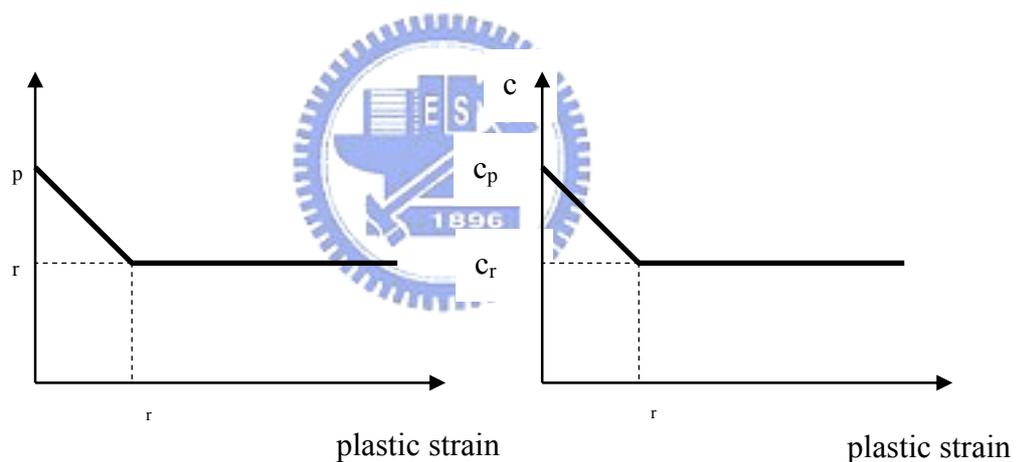


圖 2.22 應變軟化弱化示意圖

他也探討在塑性應變下模數衰減對邊坡破壞的影響。應變軟化模式中摩擦角提供強度的作用遠比凝聚力高，因此將模數衰減分(1)岩體於相同殘餘應變下，摩擦角呈現不同程度的遞減如圖 2.23(a) (2)岩體達至不同殘餘應變下，摩擦角呈現相同程度的遞減如圖 2.23(b)。

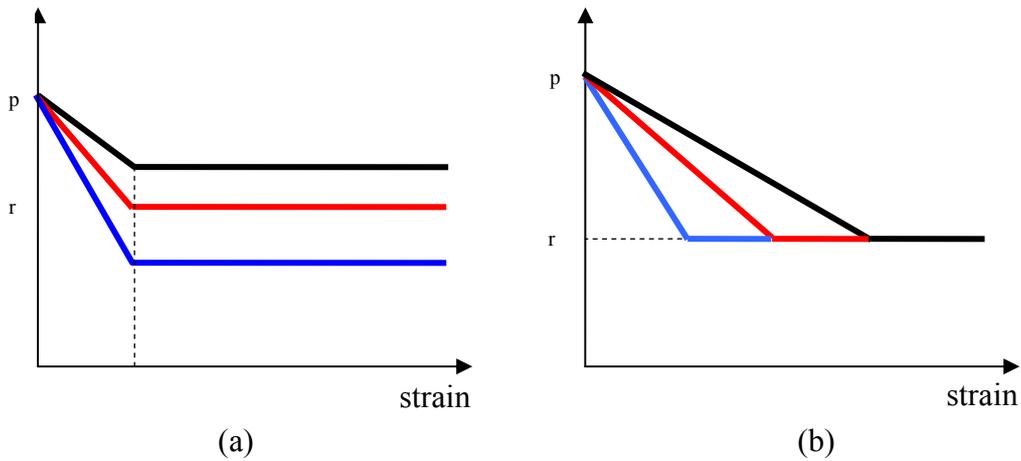


圖 2.23 模數衰減於不同條件下之示意圖

(1) 相同殘餘應變下摩擦角呈現不同程度的遞減

利用  $\phi_p$  與  $\phi_r$  強度弱化比例，當達至模塑性應變值時，摩擦角即達殘餘狀態。由強度不同弱化比例，即隨著相對之殘餘摩擦角值越低，岩體強度性質衰退的程度越急劇，其坡內應變增量由坡趾處逐漸加大，並朝著坡面擴展的趨勢。當殘餘摩擦角至某臨界值，尚未破壞的岩體再也無法承受額外的剪應力，導致應變增量劇增使得潛在滑動面完全發展，進而發生坍塌破壞。因此當岩體進入殘餘應變後，其摩擦角降至殘餘值，若遞減的程度越劇烈就越驅使坡體受到更大的擾動，進而步入漸進式破壞的過程。

(2) 岩體達至不同殘餘應變下，摩擦角呈現相同程度的遞減

當  $\gamma_p$  值達某特定殘餘塑性應變值時，岩體立即進入塑性應變伴隨摩擦角衰減至殘餘值而無法承擔剪應力並造成過大變形，當  $\gamma_p$  值

越高時，表示須有更大塑性應變才能使摩擦角遞減至殘餘值，所以岩體的剪力強度足以抵抗其剪應力，相對會有較高之穩定性。



## 第三章 研究方法

本研究目的除了為探討膠結不良軟弱砂岩殘餘強度性質，並且試圖針對既有中空環剪試驗設備及輔助儀器的裝置加以改良，期能發展一套較可靠的試驗方法及較可行操作流程，以作為日後相關試驗參考的依據。

### 3.1 環剪儀系統

本研究所發展環剪儀設備之主體為一套多功能材料試驗儀，本為土壤大型三軸試驗而設計，李程遠(2003)、曾孝欽(2003)分別將其改裝為實心試體扭剪儀及大型直剪儀、單剪儀系統，劉晉材(2004)、吳思鋌(2004)分別嘗試應用於軟岩中空扭剪及岩鎖基樁界面之直剪模擬，本研究承襲既有儀器設備，再加改良。先就共通設備，簡要說明(圖 3.1)，大致可分為下列幾個部份，依序介紹之。

1. 多自由度荷載系統之基座與反力樑
2. 油壓缸與油壓幫浦系統
3. 線性滑軌槽與置放荷重元(Loadcell)的固定頂座
4. 中空扭剪室
5. 連結扭轉、垂直油壓缸、扭力計(Torquecell)與扭剪室的底座

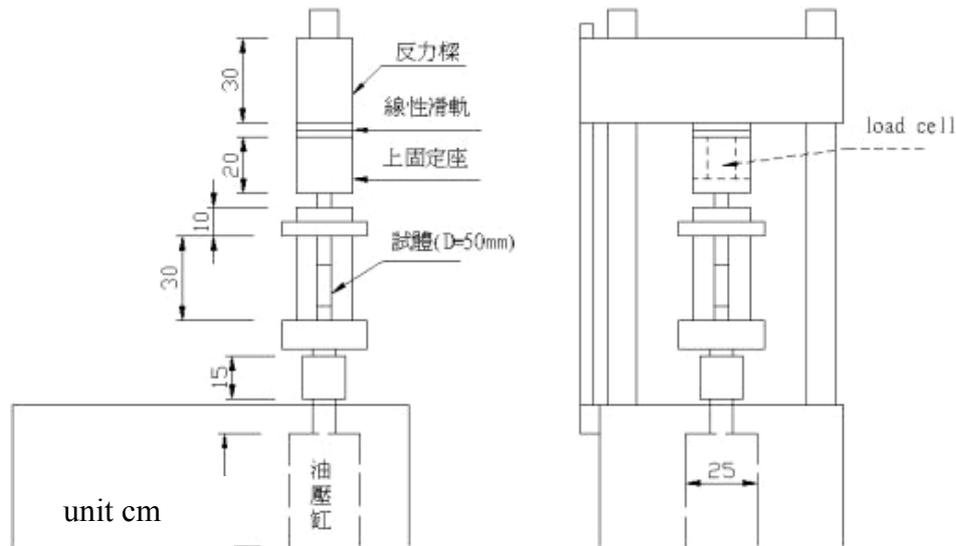


圖 3.1 多功能材料試驗儀之扭剪儀示意圖(摘自曾孝欽，2003)

### 3.1.1 油壓缸與油壓幫浦系統

油壓缸由強詠機械製造，其動力方向供應垂直移動及水平旋轉。垂直油壓缸最大衝程為 150mm，設計安全出力為 20 噸；旋轉油壓缸最大旋轉角度為 100 度，由伺服閥以  $\pm 5V$  電壓控制。油壓供應幫浦 (Hydraulic Power Supply, HPS) 為美國 MTS 公司製造(圖 3.2)提供試驗系統所需的動力來源並以水塔水冷式循環熱交換處理達到冷卻效果。

### 3.1.2 上基座及下基座與扭剪室

1. 頂座(圖 3.3)由六片鋼板組合成空心立方箱，反力桿穿過鋼箱下方鋼板可使之垂直移動，並置放荷重元於箱中反力桿上方。箱上方裝置兩組不同水平方向線性滑軌，提供試體水平旋轉的束制且能補償試體因偏心偏斜所造成額外的彎矩。

2. 底座(圖 3.4)包含扭力傳遞夾具(兩塊內部供牙夾具及一根矩形鋼棒如)、上及下扭力計接頭主要為了傳導正向力及扭力於扭剪室試體。
3. 扭剪室(圖 3.5)為一個類似三軸室設備，除方便乾燥試體做扭剪試驗外亦可供後續不排水扭剪試驗研究使用。頂座反力桿可進入扭剪室上方圓柱孔與試體接觸，但是開孔室中周圍應該要有類似滾珠裝置與反力桿身碰觸效果更佳。

### 3.1.3 垂直荷重元(Loadcell)

型號 SM-1000 如圖 3.6 由 Interface 製造，最大安全荷重 1000 lb 量測精度 1 lb，反應頻率 3350 Hz，最大變形量為 0.127 mm。

### 3.1.4 垂直位移計(Temposonic)與角度計

垂直位移計 Temposonic 為量測油壓缸垂直向相對位置感測計如圖 3.7，角度計量測旋轉油壓缸相對的旋轉量單位為度數，兩者均採電磁感應且連續量測確保其線性與準確減少感測器損壞的機會。



圖 3.2 油壓供應幫浦



圖 3.3 環剪儀頂座



圖 3.4 環剪儀底座



圖 3.5 扭剪室(含試體)



圖 3.6 垂直荷重元

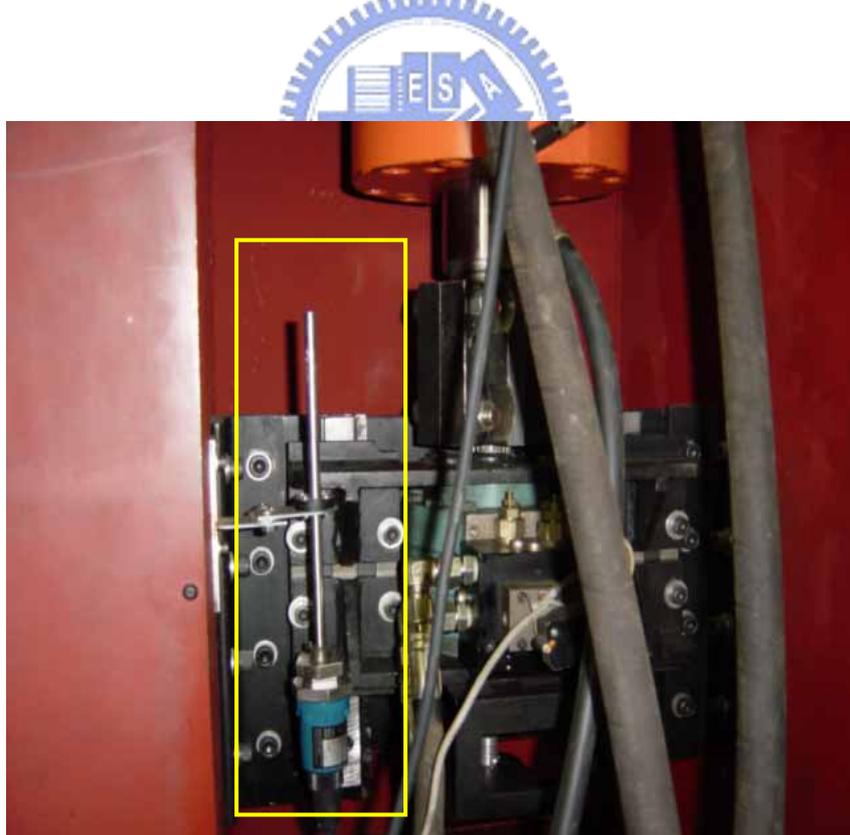


圖 3.7 Temposonic 裝置

## 3.2 控制系統

控制系統包含控制軟體、微處理機控制機(MTS 458.20)如圖 3.8 及擷取系統其伺服迴圈示意如圖 3.9。硬體設備如表 3.1，搭配本研究所用 Labview 控制程式可以將輸入的命令及輸出的資料以圖形化方式呈現並即時掌控試驗品質。MTS 458.20 有六個擴充卡槽分別有垂直向、水平向及扭轉之 DC 及 AC control 控制三種方向的位移量及力量。由於類比訊號處理上比數位訊號處理快，所以由 MTS 458.20 直接控制 P、I、D 三個控制迴路參數減少電腦資料處理的負荷。擷取系統為美商 NI(National Instruments)公司製造負責訊號的擷取經 Labview 程式轉換成為各種不同頻道的物理量。



表 3.1 資料擷取及控制系統設備

控制系統	硬體設備
擷取卡	NI PCI-6035E
頻道卡	NI CB-68LP
類比控制器	MTS 458.20
數位控制器	PC P4-2.4G Hz



圖 3.8 MTS 458.20 控制器

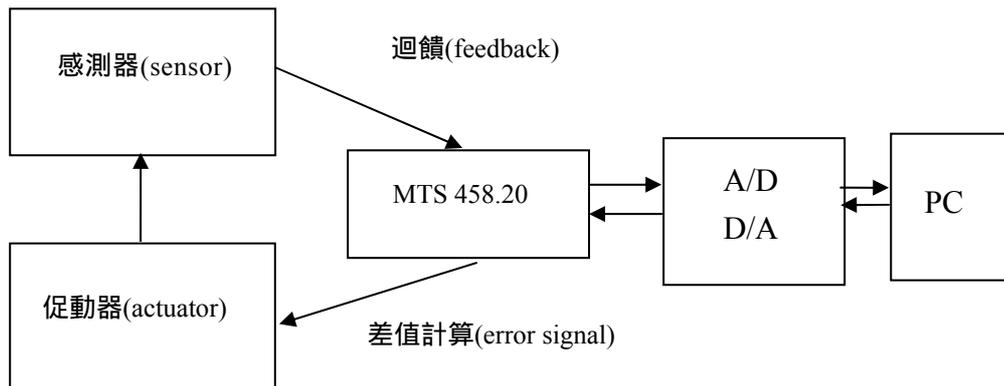


圖 3.9 系統伺服迴圈示意圖

### 3.3 環剪儀設備改良

以往之控制、擷取系統及感應器的設備在李程遠(2003)及劉晉材(2004)分別發展實心試體及中空扭剪試驗時期，曾經遭遇問題包括(1)易發生油壓暴衝(overshoot)，曾一再造成感測計及中空軟岩試體毀壞，(2)訊號擷取之過高雜訊(noise)，及(3)扭力計(torquecell)的標定值不正確，使試驗結果不盡可靠。本研究中針對存在問題，將設備改良、或換裝、或重新設定，如表 3.2 所列，並說明如下

表 3.2 設備的改良或改裝

以往設備存在之問題	解決方法
感應計(temposonic)不適當	更換由±74.55mm 變成±100.55mm 之感應計(temposonic)
擷取系統雜訊過高(noise)	接地線延伸至大地表面
油壓系統不穩定	將漏油及老舊管線汰換
扭力計(torquecell)負荷容量不足	換裝較高承载力之 SENSOTEC 扭力計
扭力計標定需求	製作接具重新標定扭力計

#### 1. 感應計(temposonic):

以往曾發生幾次垂直向促動器加載暴衝，致使 loadcell 及扭力計 (Interface capacity 3000 in-lb)損壞，其主要問題為 temposonic 量測的範圍過短(±74.55mm)，一旦所試驗材料超過此範圍即造成空白段的

發生，致使控制系統無法追上油壓缸位置而產生暴衝。本研究檢討此問題發生主因後，更換一支量測範圍為 $\pm 100.55\text{mm}$ 的 tempsonic 如圖 3.10，使油壓控制系統可讀取到全程可能範圍的垂直油壓缸位置，使空白段消失解決暴衝重大影響。

## 2. 擷取系統(noise):

擷取系統經李程遠(2003)及曾孝欽(2003)曾嘗試於擷取卡上加裝電容濾掉雜訊後，劉晉材(2004)研究成果之試驗曲線受雜訊影響仍大，且舊有接地線是連接於受土壤覆蓋之混凝土底版上的鋼棒，經仔細評估，本研究認為如此並不能完全濾掉雜訊。此研究進一步將接地線延長至實驗室外小型邊坡坡腳處並插入竹節式鋼筋(圖 3.11)入土約 50~60cm，連接擷取卡、電腦及 MTS 458.20 擷取系統地線，接地線才真正連接地球表面，確能減低雜訊影響。

## 3. 油壓系統:

油壓系統包含油壓輸送的油壓管線，由於漏油甚為嚴重，致使油壓動力供應穩定性受到影響，因此將舊有漏油管線更換以維持油壓動力供應穩定性。

## 4. 扭力計:

原有扭力計為 Interface 所製造，capacity 為 3000 in-lb，即約為 340 N-m 最大扭力。由於此扭力計於前期因暴衝問題損壞，又為了考

慮將來試驗過程的風險性，因此改用 SENSOTEC 製造之扭力計(圖 3.12)作為本試驗之感測計，其承載扭力最大為 24000 in-lb 約為 2715 N-m，經國科公司(組裝 MTS 系統公司)協助以數值模擬器(Simulator)將 MTS 458.20 產生容許扭力為 1000 N-m 對應滿伏(10V)，以期提高電壓擷取量測精度。

#### 5. 扭力計標定:

經由數值模擬器標定的 torquecell 產生出標定(放大)係數為 100.0，本試驗結果的分析發現環剪試體強度參數似有偏高趨勢，所以將 torquecell 重新人工標定。所用的方法如圖 3.13 所示，採用一剛性圓柱桿以兩顆內六角螺絲鎖於連接扭力計與扭剪室的下基座圓盤直徑方向兩點，圓盤另一圓柱桿末端纏繞約直徑 1.5mm 的細鋼纜線，線延伸至由軸承(bearing)製成的定滑輪之特製連桿並纏繞於法碼托盤桿上。取 4kg 砝碼共 8 個，圓桿力臂為 46.7cm，標定的結果如圖 3.14，標定(放大)係數 1V 為 42.0。此方法雖略顯粗糙，不過所加承載扭力範圍與試驗扭力範圍相同，標定結果的係數可被採用，但仍應該以標準的扭力計對扭力計進行標定較為正確。

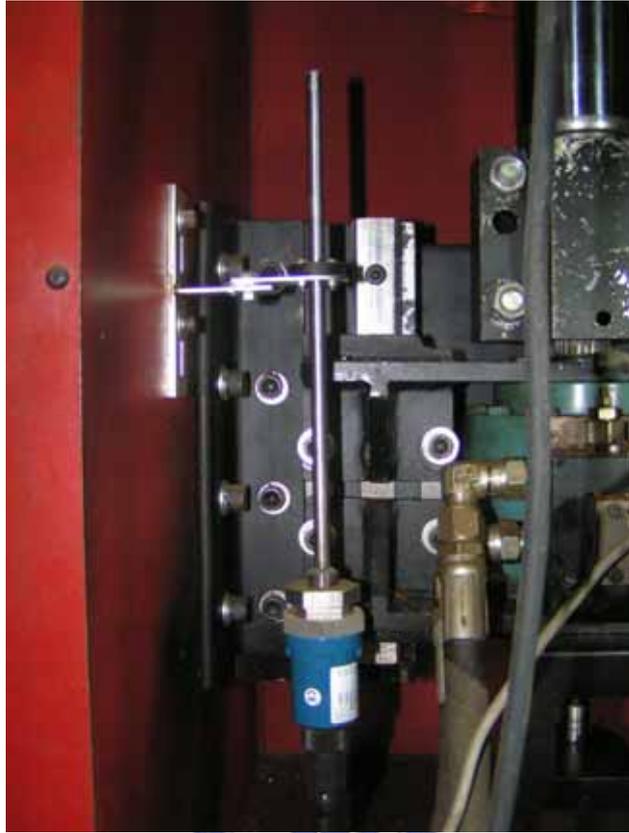


圖 3.10 更換 temposonic



圖 3.11 接地線延伸至大地表面



圖 3.12 SENSOTEC 製造之高承載扭力計



圖 3.13 水平力滑輪裝置之標定器材

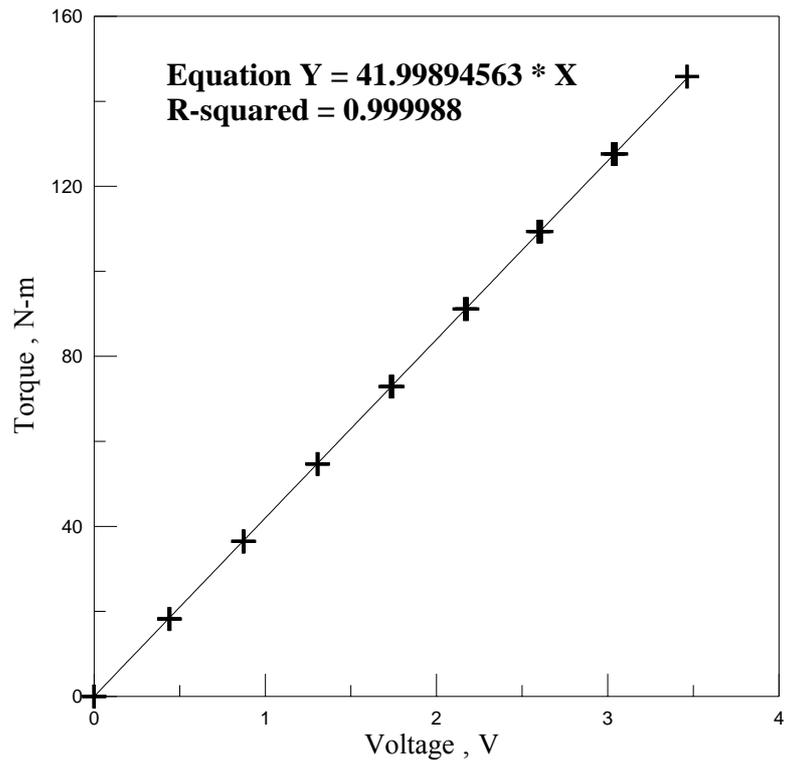


圖 3.14 扭力計標定結果



### 3.4 軟弱砂岩中空試體鑽取

本研究採用的試體取自寶山第二水庫右側壩墩附近，於風化層下方約 2~3m 的新鮮岩盤開鑿岩塊，運回實驗室後，將現地岩塊敲碎製作人造砂岩試體，詳細人造軟岩試體製作過程參考孫光東(2004)。中空環狀試體之鑽取方法(劉晉材，2004)的步驟以下列簡要說明：

#### 1. 製作鑽筒：

筒身與筒頭的組合為鑽筒(圖 3.15)，由於鑽取方式採乾鑽，鑽取試體時筒身鑽端會大量磨損，所以採筒身與筒頭分離的方式，可以輕易更換視為耗材的筒身。鑽取中空試體必須有兩種不同直徑的鑽管，其筒身分外徑為 76mm 與 39mm，厚度均為 1.5mm，長度為 40cm 的兩種鋼管，並採用現有分別適合筒身的筒頭。

#### 2. 鑽取試體：

以固定式鑽機鑽取岩樣時需用**轉速越高、下鑽速度越慢**的原則。將外徑 39mm(相當於鑽取試體內徑)的鑽筒鎖在鑽機上並將鑽筒向下接觸試體，接觸試體時需不時(約 5sec 間格)以高壓空氣灌入高速轉動的鑽筒並排除筒內岩屑，俟下鑽試體 3cm 後提起鑽筒，以高壓空氣清除試體孔內岩渣。再開始下鑽接觸至已鑽深度，如此反覆動作直至所需試體高度為止。重複外徑 76mm 鑽筒的鑽取動作至所需試體高度即得到一中空試體。以本研究鑽取試體的經驗上應須注意以下兩點情

況:

- (1) 試體強度若較高或所鑽取面積較大(更換較大筒身直徑時), 可能須改變為不到 3cm 就要提起鑽筒排出岩屑。
- (2) 若提起的鑽筒筒身預先以砂輪機刻畫的 45 度鋸齒(圖 3.16)有磨耗而萎縮的情形, 需再以砂輪機刻畫鋸齒提高鑽取效率。



圖 3.15 鑽筒(左半部為筒頭, 右半部為筒身。取自劉晉材, 2004)



圖 3.16 筒身端部以砂輪機劃出鋸齒 (取自劉晉材, 2004)

### 3.5 試驗方法改良與環剪儀周邊工具架設

劉晉材(2004)為中空環剪試驗試體上架製作設計了一個方法，但仍未能臻於完美。本研究中，此節為對此問題加以改善，除了善用前人試驗方法外，更將遭遇的問題一一克服，以期提供一個較標準且可靠的中空環剪試驗，供後續研究作為參考的目標。

#### 3.5.1 輔助試驗材料

輔助試驗材料包含橫向金屬套環、填充材及環氧化樹脂，為環剪儀重要的輔助器材其作用和功能說明如下：

##### 1. 環剪試體橫向金屬套環：

橫向金屬套環包含內外環如圖 3.17。內環為日本 NACHI 製造的軸承，厚約 12.0mm 內外徑分別為 12.0mm 及 37mm。外金屬環內外徑約為 75.0mm、90.0mm 厚約 6.0mm，一面為光滑平面，另一面鑲有約 80 顆金屬滾珠的溝槽。金屬套環主要功能有：

- (1)模擬中空環剪試體於垂直滑動面兩側方向無側向變形之靜止土壓(Ko)狀態。
- (2)金屬環相對轉動的性質使環剪試體與金屬環的摩擦力影響減少並使裂縫自由發展。
- (3)金屬環限制試體橫向變形使得試體於任一高程點面積皆相同，使正向應力及剪應力均勻分佈，結果分析更合理。

## 2. 填充材:

李程遠(2003)提出以石蠟作為金屬套環與試體的填充材，理由是石蠟單壓強度與寶山地區泥岩力學性質相近，且石蠟遇熱液化可滲入填滿空隙且易於施做。劉晉材(2004)以 30cc 玻璃針筒高壓注入空隙使試體與金屬環完全填補。

## 3. 環氧化樹脂:

中空試體與扭剪室的上下加載版(圓型面積)扭力的傳遞由環氧化樹脂(Slink ECP-1230)(圖 3.18)負責接合試體端面與加載版，因此加載版與試體間的界面抗剪力需足夠，所以於加載版沿徑向方向刻鑿出數條深淺溝槽，試體則刻劃上下兩端各八個溝槽，以環氧化樹脂(分 A、B 兩膠)於其中膠黏，再靜置約 12~18 小時，即可發揮強度。





圖 3.17 內外金屬環



圖 3.18 環氧化樹脂(A、B 膠)

### 3.5.2 試體製作改良

前期的試體製作以較粗糙的方法將完整試體架上扭剪室，試體對軟岩來說往往造成應力集中、應變不均勻的可能性，致使於剪動過程中無法真正的保持試體的完整。本節將前期試體製作方法與改良後的方法加以比較，期提供一個較佳試體製作方法以供參考。

#### 1. 試體對心及溝槽刻劃:

試體兩端以砂紙磨平約略水平，用線鋸預先刻劃溝槽，塗膠兩端並靜置。但端部仍難確保真正水平，除膠面可能有高低起伏外，置入金屬環時亦可能有些許傾斜導致石蠟灌注不對稱，致使試體上架時，上下加載版可能不完全對心。即使對心準確，初期剪動過程中因為傾斜出現殘留彎矩而剪斷試體且可看到金屬環橫向左右錯動如圖 3.19，除了破壞力學機制改變外，詮釋正向應力及剪應力的行為也將不正確。本實驗改而使用研磨機修平試體兩端，以水準氣泡尺評定是否水平，達水平後再以砂輪機輕劃溝槽如圖 3.20。如此在試體與金屬環間的石蠟灌注將較為均勻對稱，且試體上架時更可精準對心。

#### 2. 試體上膠:

灌注石蠟後，考慮黏膠施作的不平整，因此試體端部的平整面毋需上膠，僅需膠黏於溝槽處。以電子秤重 A、B 兩膠以 1:1 比例伴合後，滴流些許膠液至八個溝槽中且 AB 膠勿高出平整面如圖 3.21。重

復上述步驟於試體另一端，兩端保持水平後，試體上架，使上下載版與試體完全對心。以保持水平。

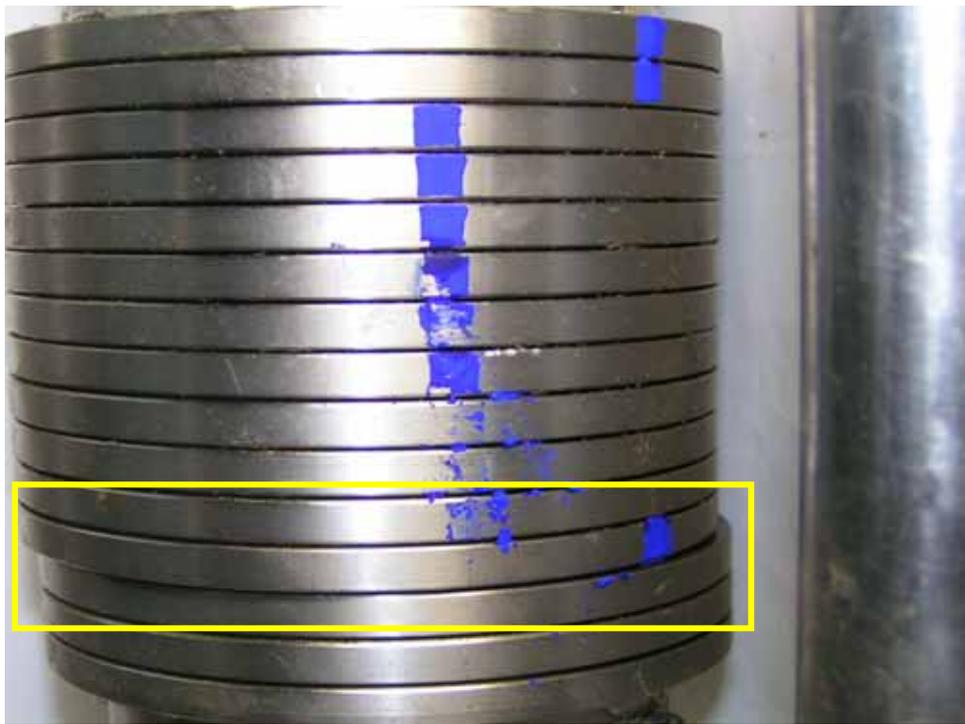


圖 3.19 試體與金屬環橫向左右錯動



圖 3.20 以砂輪機輕劃溝槽



圖 3.21 試體溝槽塗膠

### 3.5.3 完整試體製作

完整的試體製作流程參考圖 3.22~3.25，詳細步驟說明如下

#### 1. 組立金屬套環:

將試體製作台平整擺放並以水準氣泡尺修整水平，置放一內環(軸承)於製作台直立桿，後將中空圓形紙片(內外徑為 37.5mm 及 75mm)放進內環，再將外環對齊紙片擺入，紙片和環間空隙塗黃油隔絕石蠟由此溢出。內環環向縫隙及外金屬環內溝槽異物清出並擦拭乾淨，光滑面塗潤滑油，組立至約高出試體高度，外環間內部縫隙上黃油增加潤滑效果及阻絕石蠟填入。組立後，將鋼製夾具定住外金屬環，以尼龍繩網綁夾具固定，使外金屬環保持同一鉛直線。

#### 2. 試體修飾置放:

中空試體鑽取後，修整至所需高度(約 100mm)，以研磨機切削試體兩端使試體高度為 95mm，並以砂輪機刻劃深約 4mm 各八個溝槽，以高壓空氣將脫離碎粒及粉塵清除，置入夾具束縛的金屬環中，並使試體置中。

#### 3. 石蠟灌注與修整:

石蠟以隔水加熱方式成為液體，將玻璃針筒真空吸入石蠟液體，注射入套環與試體空隙至試體高度為止，但須注意勿將針筒內空氣也注入造成填充材有空隙。待石蠟硬化後，將試體溝槽及環向溢入或溢

出石蠟部份以小刀刮除或修平。

#### 4. 膠黏試體

A、B 兩膠劑量各約 1.0g 以電子秤秤重量，比例為 1:1 方式均勻攪拌。先於上下端試體八個溝槽處塗膠，再將下端最下層金屬環取出旋入特製平面軸承滾珠金屬環。上加載版塗膠約各 2.0g 劑量後，穿過特製金屬環與試體表面接觸並稍微按壓加載版調整水平高度。扭剪室下加載版塗膠，試體另一端普通金屬環取出，另一特製大金屬環放於下加載版下，將試體上加載版上端母接頭進反力桿卡榫，微微調整油壓缸至下加載版與試體接觸，大金屬環旋上試體，完整試體即完成。





圖 3.23 組立夾具金屬環



圖 3.24 置放試體並注臘



圖 3.25 溝槽滴膠及上加載鈹黏膠



圖 3.26 下加载鈹上膠並微調油壓缸與試體接合

### 3.5.4 試驗方法

本研究試驗種類分固定正向力及固定體積試驗兩種，試驗步驟如下說明：

1. 開啟冷卻水塔及油壓幫浦散熱的電風扇
2. 啟動 MTS 458.20 及電腦並調整 MTS 458.20 各頻道 DC 及 AC 控制的 DC error 數值約至零，按下 reset 鍵，開啟油壓，順序為 off、low 及 high，開啟垂直及旋轉油壓動力的開關(switch)。
3. 力量-位移控制與壓密

(1)固定正向力為固定垂直力量控制：



調整垂直位移 setpoint 旋鈕使油壓缸往上與 loadcell 微微接觸，切換力量控制並開啟固定力量-旋轉控制的 labview 程式執行 Run。將預計壓密力量對應所需要的電壓值切割若干，緩慢遞增，而後維持定值。壓密須合乎 ASTM 對直剪試驗的規範，於固定壓密應力時，10min 內試體變形量小於 0.05mm 即視為壓密完成。

(2)固定體積為固定垂直位移控制：

調整垂直位移 setpoint 旋鈕油壓缸往上與 loadcell 微微接觸，切換力量控制並開啟固定位移-旋轉控制的 labview 程式執行 Run。在控制器上力量-位移切換過程中油壓會稍微解壓，所以當壓密力量完成時，回到位移控制需再度壓密，再度壓密的過程為：

- a. 力量控制下，紀錄顯示器上壓密完成時油壓缸位置
- b. 切換成位移控制，此時垂直力量會稍降低，再將油壓缸調整回壓密完成時的位置
- c. 力量於 10min 降幅小於 2kg，可視為壓密完成，若大於 2kg 則調整油壓缸位置至預定壓密力量，如此重覆直到壓密完成

#### 4. 啟動油壓扭剪

兩種試驗之旋轉向油壓缸皆為角度(位移)控制，施剪前需將油壓缸位置調至最底(但不能過低，否則電磁閥會有蜂鳴聲，影響油壓穩定)，目的為使試驗能夠進行約 100 度的旋轉量。本試驗剪動之旋轉速率採  $0.0244^{\circ}/\text{sec}$ ，共 97.612 度(8.001V)。



#### 5. 觀察試體剪動過程

為清楚了解剪動時裂縫的發展過程，將金屬環上以水性麥克筆劃一條平行試體高度的粗標示線，架設照相機，試體由零度至 20 度每剪動 1 度拍一張相片共 21 拍。

### 3.5.5 環剪儀周邊工具架設

環剪試體上架，層層金屬環間因為潤滑油效用且試體未膨脹，有可能會彼此脫落，且剪動過程中，因為試體剪脹性(dilation)的行為，及殘餘強度的發揮使試體體積改變，導致金屬環垂直分離。當裂縫發生後，即沿此無束制空間大量脫離。有鑒於此，本研究改良環剪儀，以彈簧勾住最上與最下層金屬環如圖 3.27。彈簧除了提供金屬環間束制力減少脫離外，在剪動過程彈簧長度延伸使金屬環間可以相對滑移轉動，減少與試體間的摩擦力。扭轉角度不斷上升使彈簧有非常多伸長量，為考慮彈簧是否影響扭力，由試驗曲線發現如圖 3.28 方框所示，於剪動過程中約 87 度位置將彈簧調整直立，扭力值產生明顯減少的變化。



因此，彈簧裝置於金屬環上須保持隨剪動增加而不改變伸長量又可使正向得到束制。所以，本試驗進一步設計一大型金屬環內裝平面軸承(圖 3.29)，與一片平均鑽深約 2mm 孔 8 個扣住彈簧掛鈎的微突出上蓋，配合最下層較大金屬環(未鑲滾珠)下掛鈎(圖 3.30)的輔助器材。因為此構造之改良，使彈簧未接觸金屬環並可隨剪動而轉動，更可反應環剪試體試驗的準確性。



圖 3.27 固定式彈簧裝置金屬環

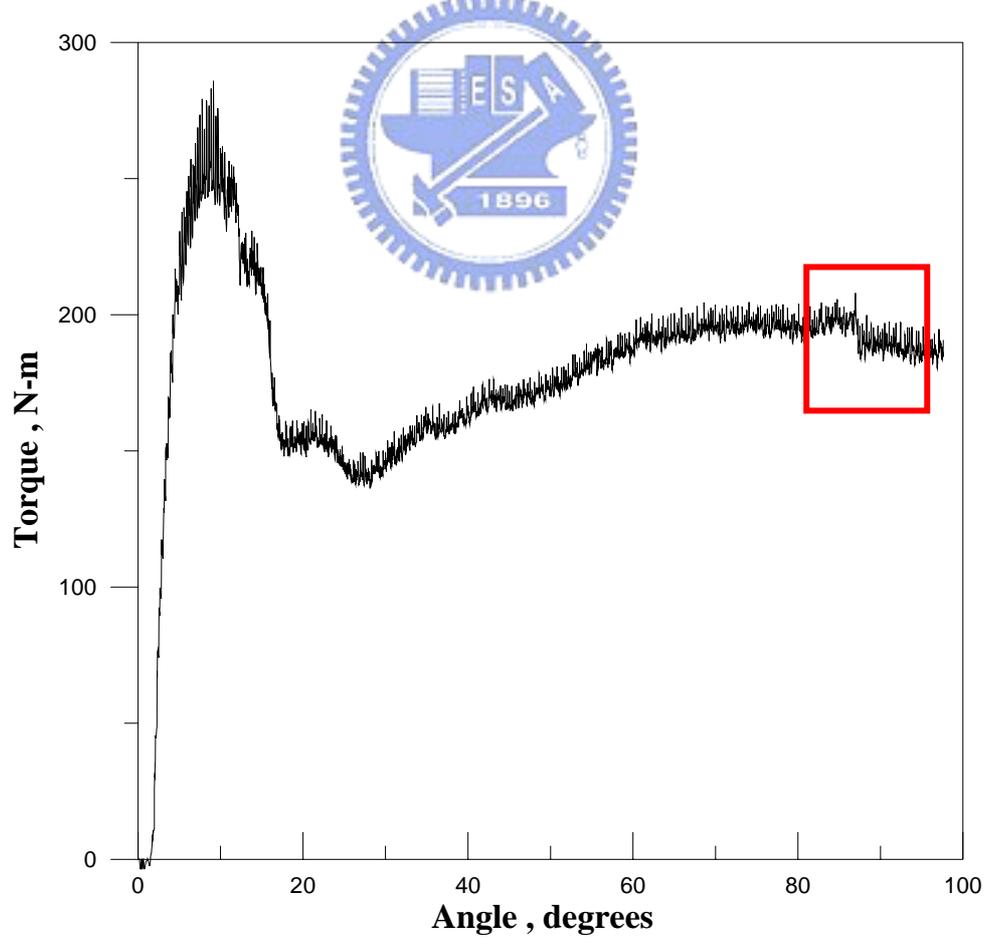


圖 3.28 固定式彈簧於剪動時的影響



圖 3.29 最上層金屬環內裝平面軸承



圖 3.30 彈簧兩端金屬環

### 3.6 研究方法討論

1. 本研究開始先以高度 120mm 左右的試體進行試驗，試驗結果發現試體有時發生大量橫向錯動，研判可能原因為軟岩力學性質複雜-試體越長，變異性就越高，導致裂縫錯動使試體未維持於同一鉛直線數據較不正確。後改用 95mm 高度的試體，橫向錯動量減緩許多，因此後續試驗採用 95mm 高試體。
2. 試體製作已經大幅改善傾斜及對心的問題，而劉晉材(2004)環剪試驗曾遭遇試體於受剪時，岩樣與加載版有脫膠的情形。或是此試驗測試時，遭遇試體水平裂縫完全發展時，膠結部分卻破壞於材料中，反應出軟岩與膠的複合材料行為。因此本研究對拌合用膠的劑量以秤重方式精確伴合，使得最後破壞的水平裂縫皆於試體中產生且皆未有脫膠行為，可得到令人滿意的結果。
3. 如圖 3.27，彈簧裝置使得峰後強度隨旋轉量增加而上揚，乃是因為彈簧伸長量越多束制力越大增加外扭力激發，且非試驗材料真實行為。改變彈簧系統裝置後，由 0~20 度的拍照結果可驗證彈簧隨剪動而轉動並未提供試體額外阻抗，曲線顯示為金屬環內材料行為，研判應該可得正確扭力-扭轉角曲線。
4. 實驗過程中，由於金屬環的覆蓋無法清楚觀察裂縫發展走勢。加入相機的拍攝，觀察金屬環相對錯動行為，可約略判釋裂縫產生

順序及位置，有助於解釋試驗曲線發展。

5. 本試驗初期認為以先前研究的材料相同，仍繼續使用原 P、I、D 迴路參數。但是在固定正向力試驗中，控制系統無法及時作回饋調整，正向力震盪最大約 20% 左右，使得試驗不盡合於理想與實際狀況，如圖 3.31。伺服閥控制反應速率及時回饋的有關參數為 MTS 458.20 正向力控制的 Gain(P) 值，此值越高則反應越快，但是太高亦造成系統運作不穩定。由試驗結果及即時監控的 labview 程式圖形顯示，調高 P 值，並計算正向力起伏幅度於 5% 以下，可使試驗較合於理想狀況。

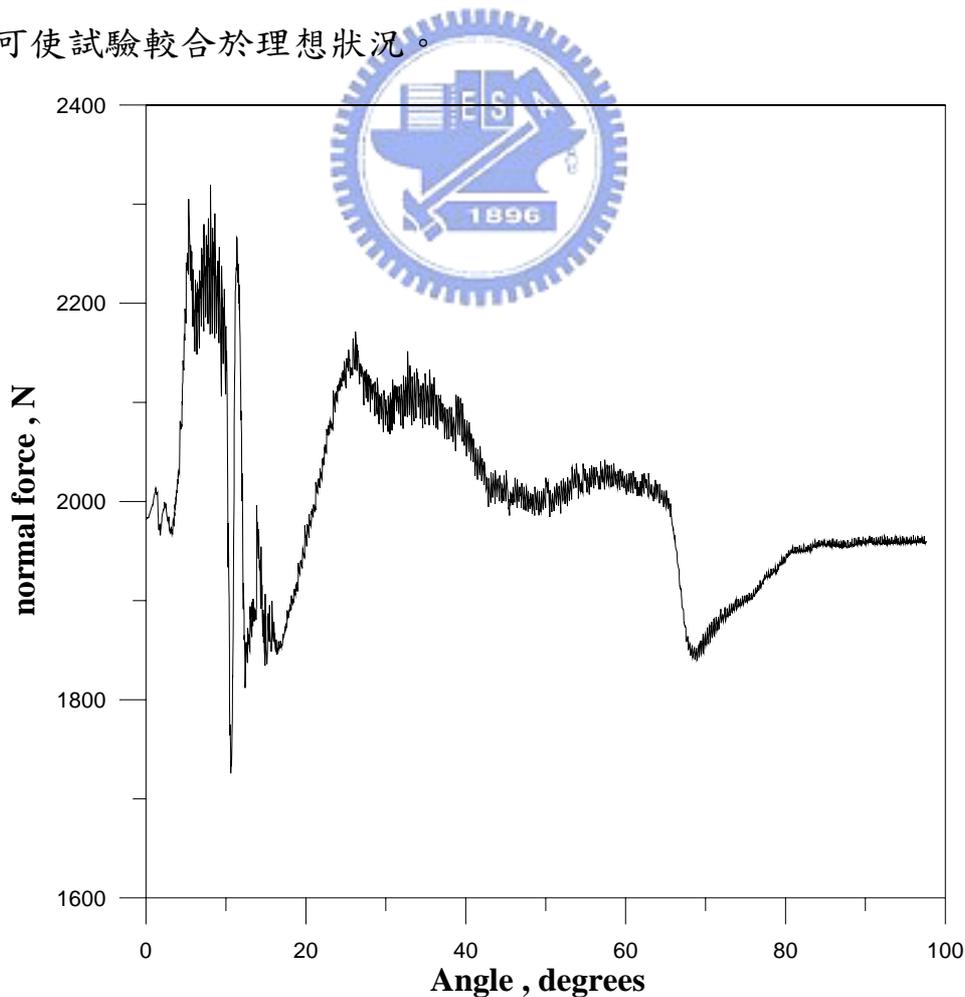


圖 3.31 剪動過程中正向力的震盪

## 第四章 環剪試驗結果解析

軟弱砂岩屬脆性材料，受剪初期，材料尚處於理想的線彈性行為，當達到尖峰剪力強度(Peak shear strength)後，隨應變量增加剪力強度漸漸遞減，最後至一定剪應變後，剪力強度趨於穩定，達到殘餘剪力強度(Residual shear strength)。本研究係假設一簡化應變軟化模式，由扭力-扭轉角關係反算尖峰強度及殘餘強度等參數，用以處理環剪試驗結果解析。

### 4.1 圓柱扭剪應力應變關係

如圖 4.1 幾何關係圖所示，考慮圓柱體受扭力後，產生的微小變形由  $b \rightarrow b'$ ，可得一式：

$$bb' = \gamma_{\max} dx = r d\phi$$

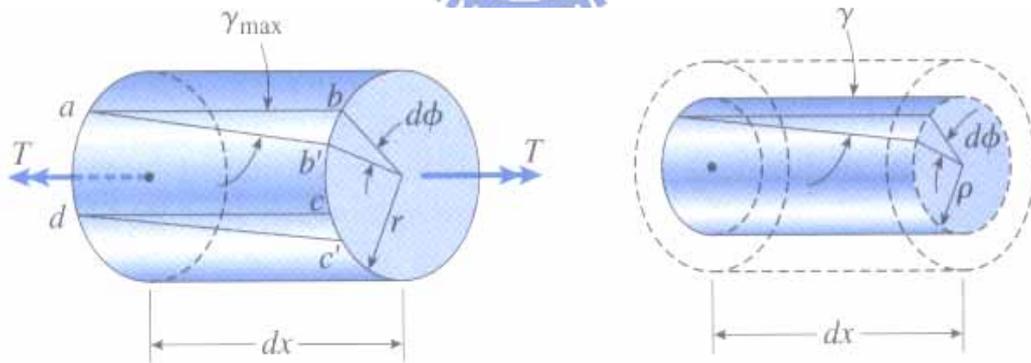


圖 4.1 圓桿扭力作用下微小元素的變形(Gere & Timoshenko, 1997)

其中  $\gamma_{\max}$  :最大剪應變， $r$  :圓半徑， $d\phi$  :扭轉角。式中表示在同一試體固定扭轉角度下，剪應變隨半徑不同而有變化。整理上式可得：

$$\gamma = \frac{\rho\phi}{H} \quad (4-1)$$

其中  $H$  為試體高度， $\rho$ : 欲求點的圓心距。由式中得到，剪應變計算與材料性質無關，因此，無論試體於線性或非線性範圍，剪應變均以式 4-1 計算。

在線彈性材料中，依據虎克定律(Hooke's law) 剪力的應力應變關係為:

$$\tau = G\gamma \quad (4-2)$$

其中， $\tau$ : 剪應力， $G$ : 剪彈性模數。

圓柱實心試體於受扭過程中，圓柱斷面上因為各點剪應變不同(參考圖 4.2)，導致半徑距離上各點元素的剪應力呈線性變化而不相同(式 4-2)。而中空圓柱試體受剪面積僅於薄壁範圍，半徑改變量相對少，剪應力分布較均勻。因此如果試體夠薄，斷面剪應力則可視為相同。

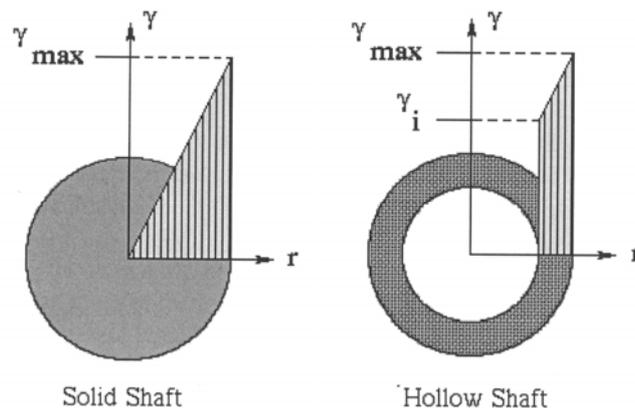


圖 4.2 實心與中空圓柱試體剪應變變化(Gere, 1997)

## 4.2 軟岩環剪應力應變行為

若考慮軟岩材料應力應變曲線的非線性應變軟化性質應如圖 2.3 模式，將使尖峰強度與殘餘強度之非線性反算分析相當複雜。若以線性行為簡化模式，如圖 4.3 所示則可說明如下：初期剪動時，應力應變曲線較線性，中空環剪試體可以激發最大剪應力，隨後試體外緣上最大剪應力開始隨應變量增加而漸屈服，且伴隨不同半徑最大剪應力發生和剪應力的降伏，如圖 4.4 所示。當斷面剪應力慢慢遞減，最後試體斷面皆降伏，斷面剪應力保持固定而進入殘餘強度狀態。

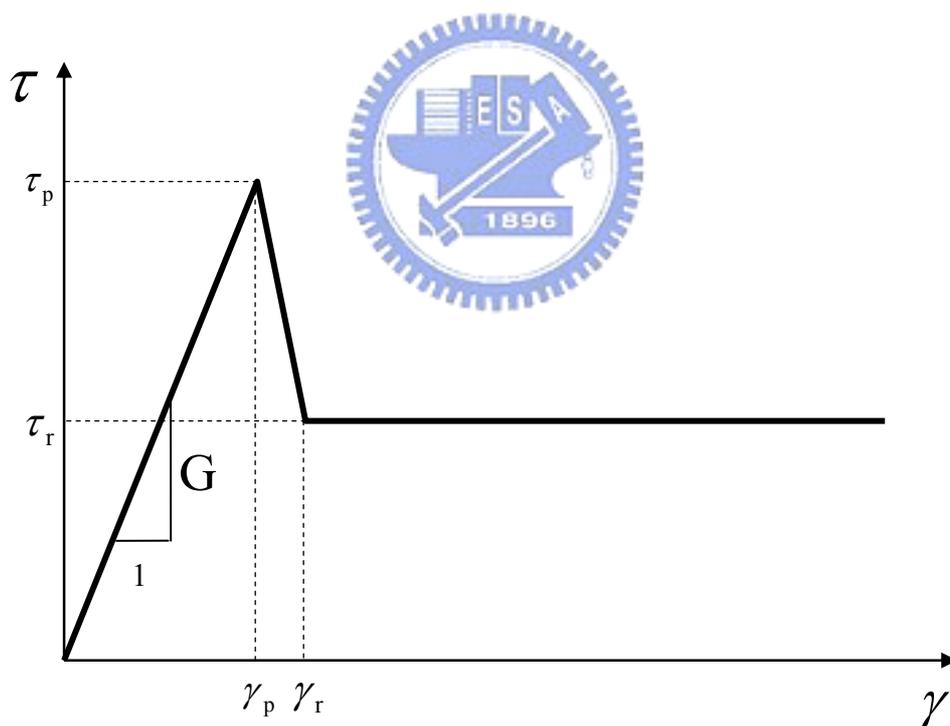


圖 4.3 簡化應力應變軟化曲線

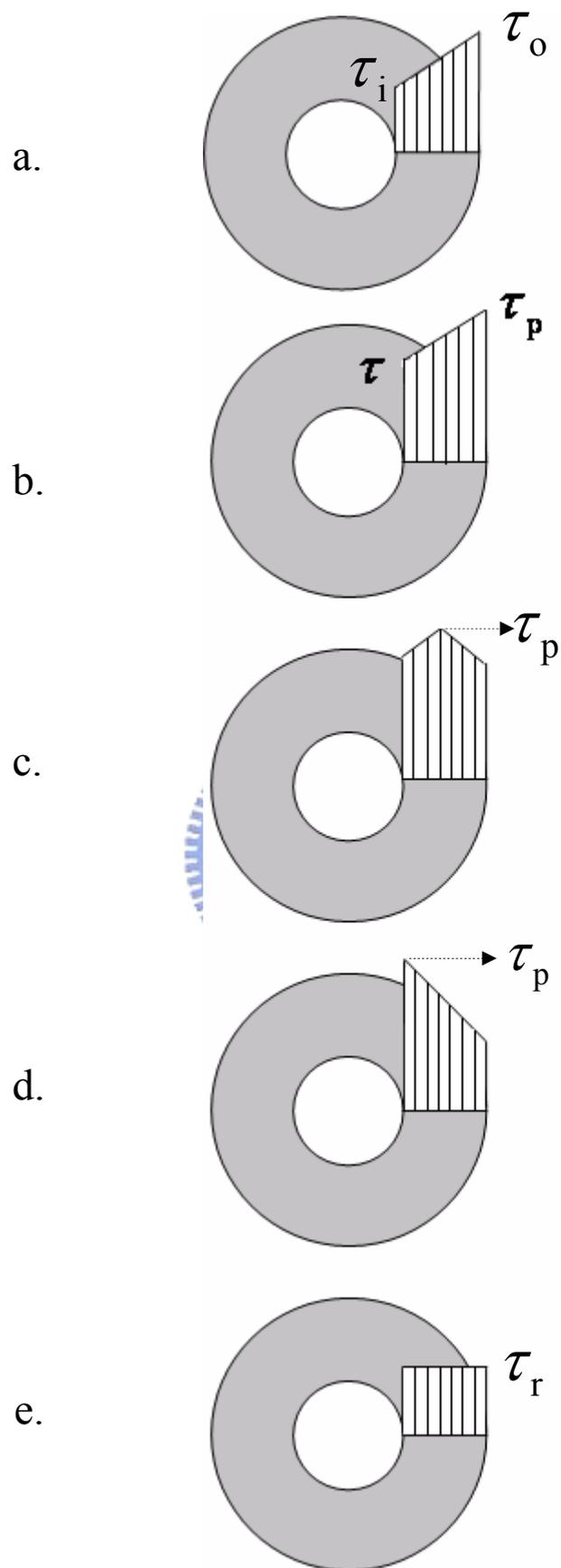


圖 4.4 中空試體剪應力變化

### 4.3 剪應力-剪應變與扭力-扭轉角關係

若以圖 4.3 為軟弱砂岩的應力應變曲線模式，包含彈性段、峰後段及殘餘段。中空圓柱試體剪應力的發展影響受剪面積所組合的扭力，而扭剪角正比於剪應變(式 4.1)。因此，可以中空試體面積上剪應力行為，經過正算(Forward calculation)，並以式 4.1 計算所對應的扭轉角，轉換得到一扭力-扭轉角關係圖。正算的方法是中空試體面積所產生的扭力  $T$ ，由所有極小元素上剪應力的積分產生，如下式：

$$T = \int_{R_i}^{R_o} \tau dA R dR \quad (4-3)$$

$R_o$ : 試體外半徑， $R_i$ : 試體內半徑， $dA$ : 微小元素面積， $R$ : 微小元素平均圓心距。考慮積分的複雜性，簡化上式並離散化，試體面積分割成  $i$  等份參考圖 4.5。並以下式表示：

$$T = \sum_{i=1}^n T_i = \sum_{i=1}^n \tau_i (2\pi\rho_i t) \rho_i \quad (4-4)$$

式中  $t$  代表試體分割後的寬度， $n$  為分割元素的面積。在一扭剪角度  $\phi$  裡，可求得剪應力發展對應的扭力關係。若以此關係式(4-4)為準則，再根據軟弱岩石的應變軟化行為(圖 4.3)，我們則可將剪應力剪應變曲線正算為圖 4.6 的理想扭力扭轉角曲線，其中  $\theta$  為扭轉角度。正算的結果很接近剪應力剪應變曲線。惟極限扭力產生時，並非對應尖峰剪應力。再參考圖 4.4，當剪應力由  $a$  至  $b$  時，不同圓心距上材料皆

於彈性狀態，但是 b 有了最大的剪應力發生，相當於圖 4.6 中過程 1 的初期線彈性範圍。圖 4.4 中從 b 至 c 時，最大半徑開始降伏而逐漸由外而裡發展，但是仍有部份材料強度尚未離開彈性範圍，甚至處於尖峰強度，此時剪應力組合激發了極限扭力  $T_{\max}$  (可參考式 4-4)。當內半徑元素達尖峰強度時(參考圖 4.4-d)，其他所有位置材料全都進入塑性狀態。應力體應力應變由外至內的彈塑性行為，相當於圖 4.6 中過程 2 的發展。於是隨剪應變的增加，材料開始進入殘餘段且剪應力不再變化，曲線穩定如圖 4.6 中過程 3 的水平範圍。經過軟岩材料行為及正算的推導，可以預計試驗結果應該得到類似圖 4.6 的關係圖。



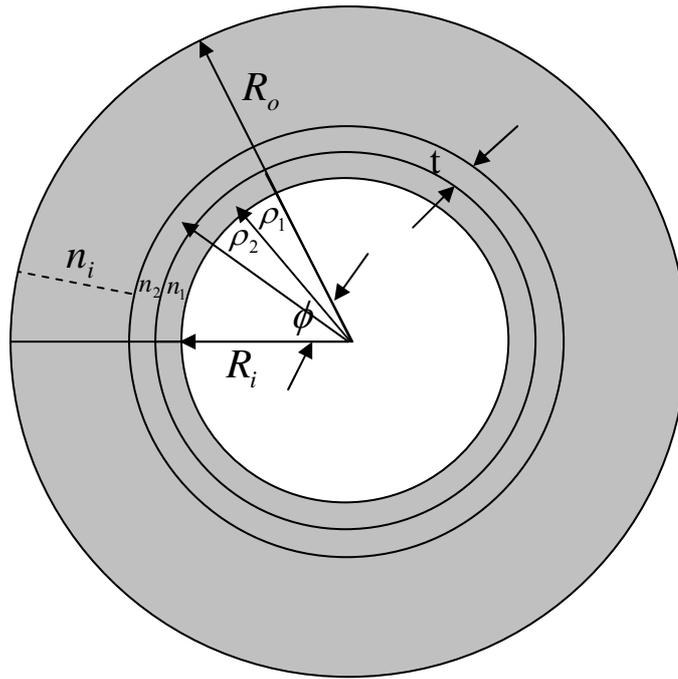


圖 4.5 中空試體離散化

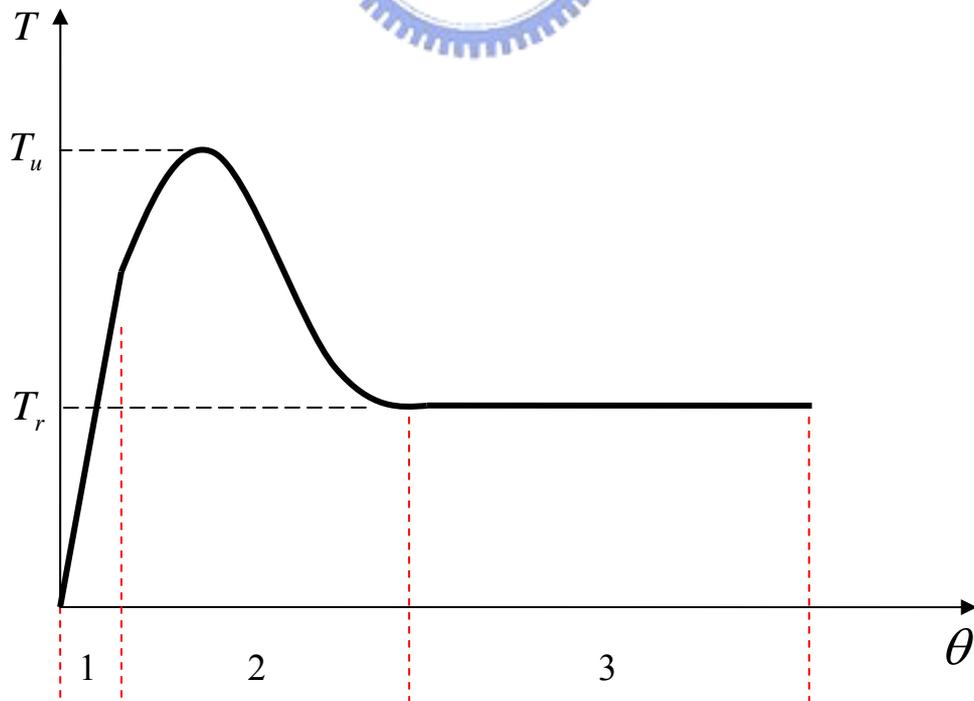


圖 4.6 簡化模型之扭力-扭轉角曲線

## 4.4 參數資料分析

### 4.4.1 固定正向力試驗

軟弱砂岩完整應力應變曲線若以圖 4.3 為簡化模式，將可以得到剪力強度  $\tau_p$  及  $\tau_r$ ，和  $\tau_p$  所對應的  $\gamma_p$  與開始進入穩定的殘餘段的  $\gamma_r$ 。在環剪試驗中，由於試驗曲線的初期為線性，環狀試體各點仍處於彈性範圍，可藉以求得  $G$  值。而殘餘段曲線接近水平，斷面積上各點皆已屈伏，因此可由  $T_r$  直接得到  $\tau_r$ 。依此兩條件，便可得到兩個已知參數  $G$  與  $\tau_r$ 。計算方法如下：

#### (1) 剪彈性模數 $G$ :

擷取線性段兩點扭力及扭轉角差值，並利用式 4-2 代入式 4-4 求得  $G$ 。



#### (2) 殘餘剪應力 $\tau_r$ :

依據圖 4.6 中的過程 4，扭力已趨於穩定的  $T_r$ ，並利用式 4-4 求得  $\tau_r$ 。

而上一節提到環剪試驗的試驗結果預期與圖 4.6 相似，但此針對理想化而言。軟岩變異性高，且節理面與粗糙度及其他變數的影響使試驗結果未必盡然與標準曲線相同。所以，參數資料分析是以理想化的扭力扭轉角曲線，去吻合真實試驗曲線來反算(Inversion)求得強度參數。反算方法是以圖 4.3 為準則繪出如圖 4.6 曲線，配合 Matlab 程

式中的非線性最小平方差(non-linear least squares)功能，比對出與試驗曲線誤差量最小的一組解， $\gamma_p$ 、 $\gamma_r$ 。非線性的曲線吻合(curve-fitting)問題，可以最小平方差方法求解，Matlab 程式中最佳化方法有兩種，其中一種為高斯-牛頓法(Gauss-Newton method)；而非線性最小平方差(lsqnonlin)功能指令，亦可求解曲線吻合，其函數為：

$$\underset{\chi}{\text{minimize}} \sum_i [f_i(\chi)]^2$$

這個功能可配合變數於上界限值及下界限值間尋找最佳化的解，防止函數發散而得不到一組最小誤差量的參數。

$\gamma_p$  可以計算得  $\tau_p$ ， $\gamma_r$  可推估開始進入穩定殘餘應力狀態的最小應變量範圍。且利用不同應力試驗，可得到包含尖峰剪應力及殘餘剪應力破壞包絡線，以莫爾-庫倫(Mohr-Coulomb model)模式線性迴歸求得強度參數  $c$ 、 $\phi$  值。

#### 4.4.2 固定體積試驗

由於固定體積試驗現階段不容易建構完整的理論基礎，因此本研究中轉而推求相關強度參數。進行固定體積環剪試驗之目的，在於定性觀察當試體體積受束制條件下，材料受剪的行為。根據等向線彈性力學理論，於材料之線彈性階段，試體受扭時呈現純剪狀態，元素體只有扭剪應變並無體積應變改變。基於此特徵，在扭剪試體仍在線彈性階段尚未進入塑性變形時，應保持為線彈性行為。因此，在固定體

積試驗的彈性段範圍，即為初期剪動時，應對應無正向力起伏的區域。而一旦某區域已超越彈性極限，因為無伴隨潛在膨脹性而衍生正向力發揮，因此理論上可由正向力之變化，及由固定正向力試驗之現性段膨脹量與剪應變之關係，推求軟岩試體之正向勁度。



## 第五章 試驗結果與討論

本章將說明本研究所完成之環剪試驗結果。將分別討論 1. 固定正向力及固定體積試驗條件下的曲線詮釋與裂縫發展；2. 反覆環剪的應力及剪縮行為；與 3. 剪力強度參數分析與比較。

### 5.1 固定正向力試驗(Constant Normal Force Tests CNF)

固定正向力試驗適合用於考量如邊坡淺層滑動之問題。為此，本研究完成之正向力試驗，施加力量為現地應力約 5~30m 深度範圍，並以對應之 500N~2500N 進行試驗。本試驗有兩批人造軟岩試體，第一批試體顏色較黃，強度較低，第二批試體顏色暗黃接近褐色，強度明顯相對較高。由於第一批試體製作方法仿造劉晉材(2004)之研究方法，隨遭遇應力分佈不均等問題，但仍可作為參考或修正比較。第二批試體則已將試體上架黏膠偏心傾斜及剪動脫膠的行為完全改善，並加裝附屬彈簧裝置，因此，對於典型試驗曲線發展及裂縫描述將以此批試體來闡述。圖 5.1~圖 5.14 為不同正向力(由低正向力順序排列至高正向力)下的試驗結果，試體高度皆為 95mm，內外直徑皆為 40mm 及 72mm，說明如下：

#### 5.1.1 曲線詮釋

1. 扭力扭轉角曲線於彈性段範圍，似呈現一階一階停滯情形而且週期大致相同，原因是 MTS 458.20 控制扭轉油壓缸之油壓的反應速

率控制較慢，無法即時補償命令，約 3 秒微轉動一命令值，10 秒才會大轉動一次，間格的時間未受扭，扭力增量為零。但整體而言，保持線性，與圖 4.6 過程 1 相似。根據材料力學理論，扭剪試體於線彈性材料純剪狀態沒有體積變化，只允許相對轉動，所以剪脹曲線(以膨脹量為正)中，約略扭轉角達 3~5 度時試體才真正進入體積膨脹，產生塑性變形。運用曲線於此段發展可求得 G 值及尖峰剪應力  $\tau_p$ 。由照片的觀察，試體在此扭轉角範圍內，金屬環相對的轉動量及標記線斜率非常一致且線性如圖 5.15，任一金屬環皆無上下分離的情況。

2. 因為塑性屈伏狀態的開始使曲線呈現非線性，伴隨扭力達到尖峰值，如圖 4.6 過程 2 中之  $T_u$ ，隨著試體屈伏軟化向內延伸，扭力開始劇降。尖峰扭力範圍的正向力因為膨脹量發揮而上下震盪，連帶影響扭力上下漂浮不穩。由剪脹曲線觀察，體積產生大量變形且隨扭轉量增加而保持固定增量，如偶數圖 5.2~5.14 中斜率較高直線段；約達 8~10 度左右，體積膨脹趨緩，或不再膨脹，扭力也不再隨扭轉角明顯變化。由拍照的金屬環中，約轉動達 8 度時，沿某一界面開始大量上下分離並由此相對轉動如圖 5.16，界面之外金屬環則不再相對轉動；12 度左右為分離最大時如圖 5.17，約脫離 1~3mm 高度。軟岩材料進入塑性段產生非線性曲線呼應圖 4.6

過程 2，且開始產生因變形而有非線性行為。

3. 當扭力增量不再明顯變化時，開始進入殘餘階段。扭力增量在小週期內微幅增減，於大週期中呈大致穩定。大週期的律動可能與殘餘應力發生的裂縫及剪脹行為有密切關係(將於 5.3.4 節說明)，小週期的跳動則可能與感測器擷取系統精度有關。雖然扭力無法真正維持固定，卻顯現出真實材料所生成之破裂面上難以避免的隨機起伏與變異性，可能多少有異於圖 4.6 過程 3 之理想狀態。依此微幅增量扭力值的扭轉角範圍中，得選擇扭力值最低的數據以推求參數  $\tau_r$ 。由拍照觀察，當時該金屬環內之材料界面已產生接近水平的裂面，並且膨脹量大致維持固定量不再繼續改變，界面外金屬環間則亦不相對轉動。扭力由此破裂面承受後，後續體積變化相對很小，可視為無變化，亦可視為殘餘狀態。

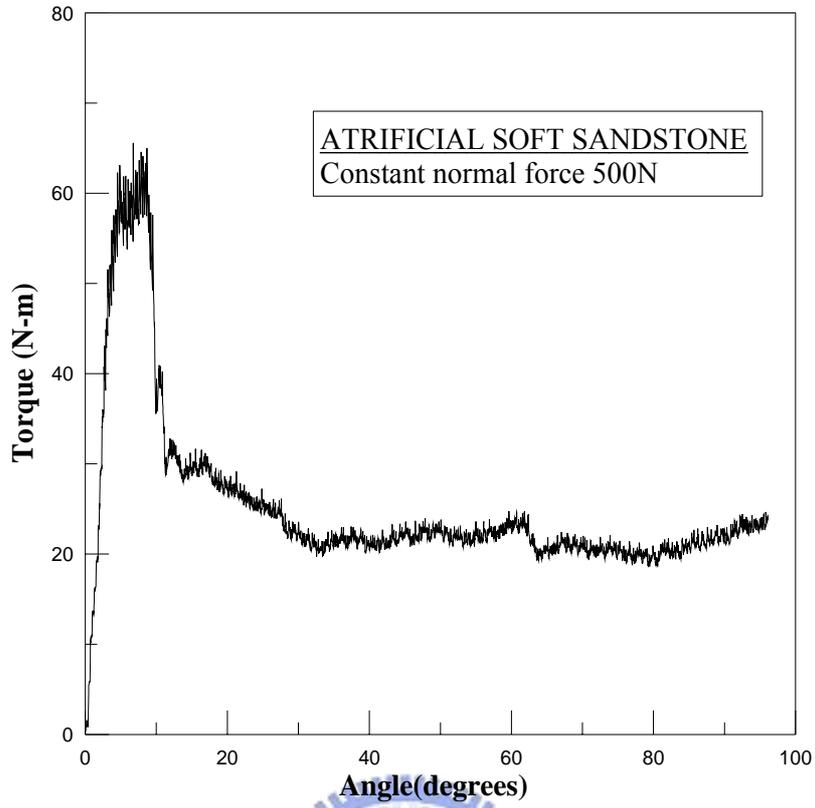


圖 5.1 CNF500N-1 扭力-扭轉角曲線

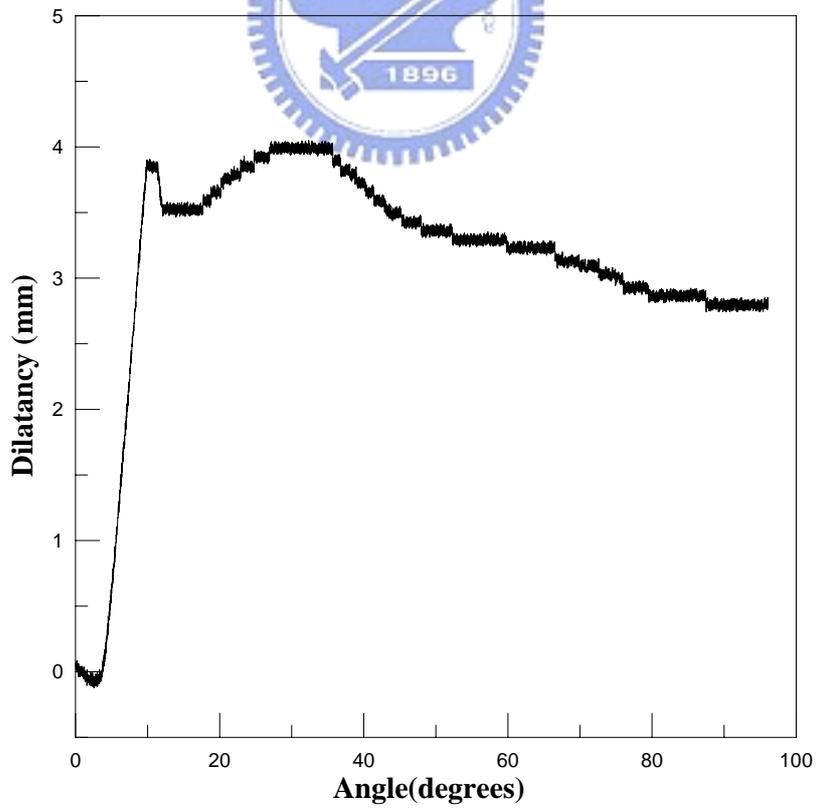


圖 5.2 CNF500N-1 剪脹曲線

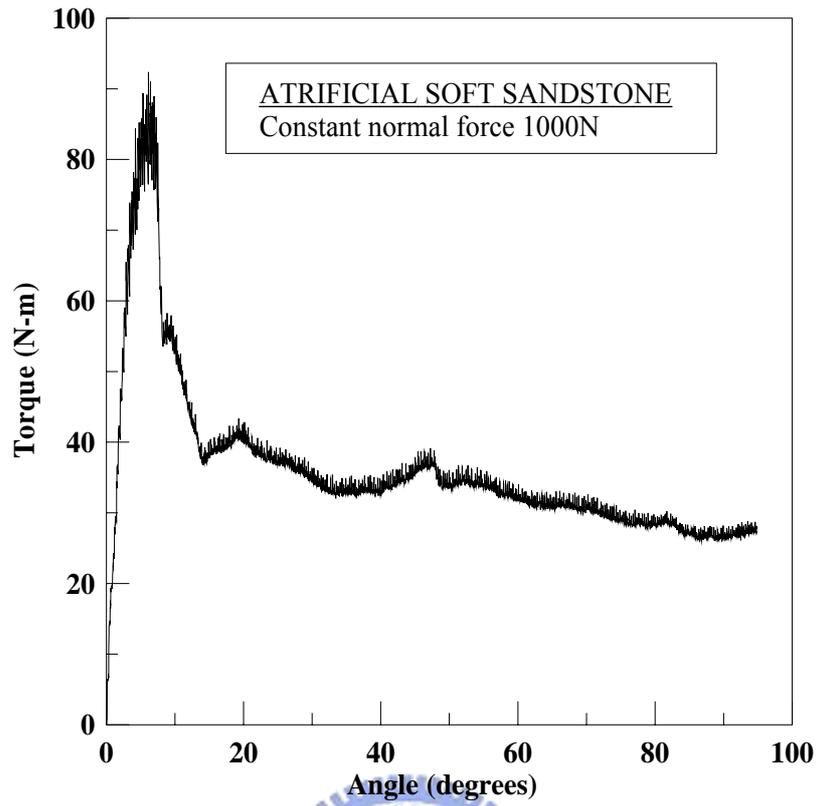


圖 5.3 CNF1000N-1 扭力-扭轉角曲線

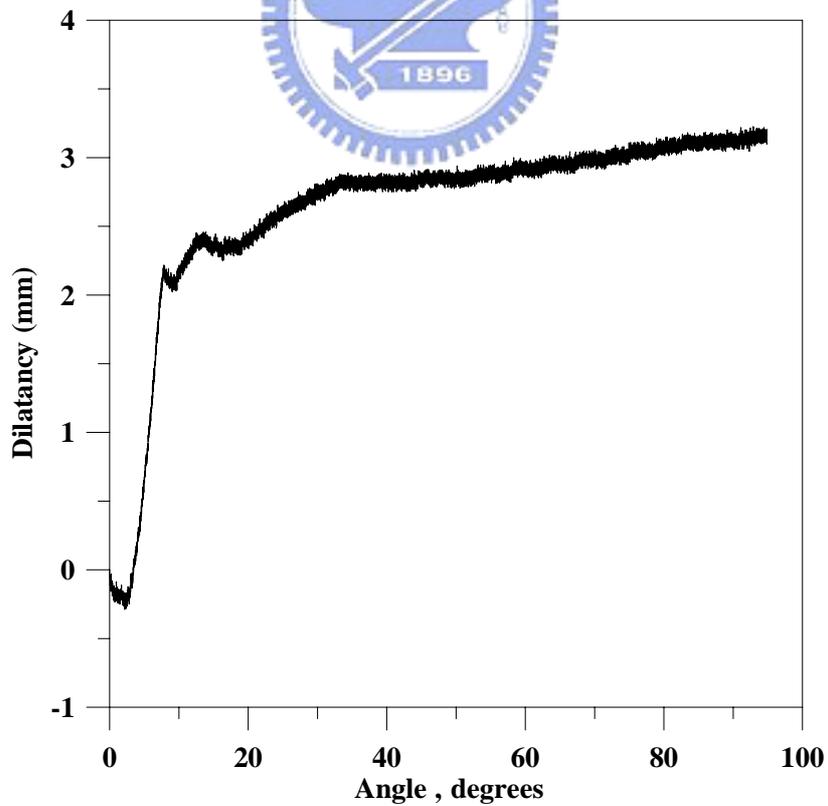


圖 5.4 CNF1000N-1 剪脹曲線

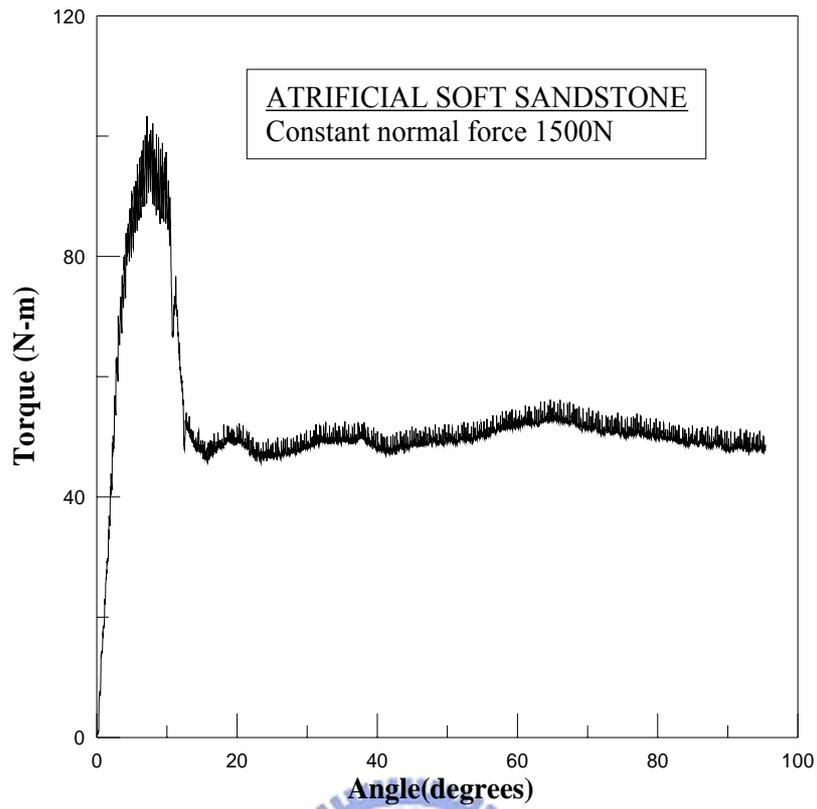


圖 5.5 CNF1500N-1 扭力-扭轉角曲線

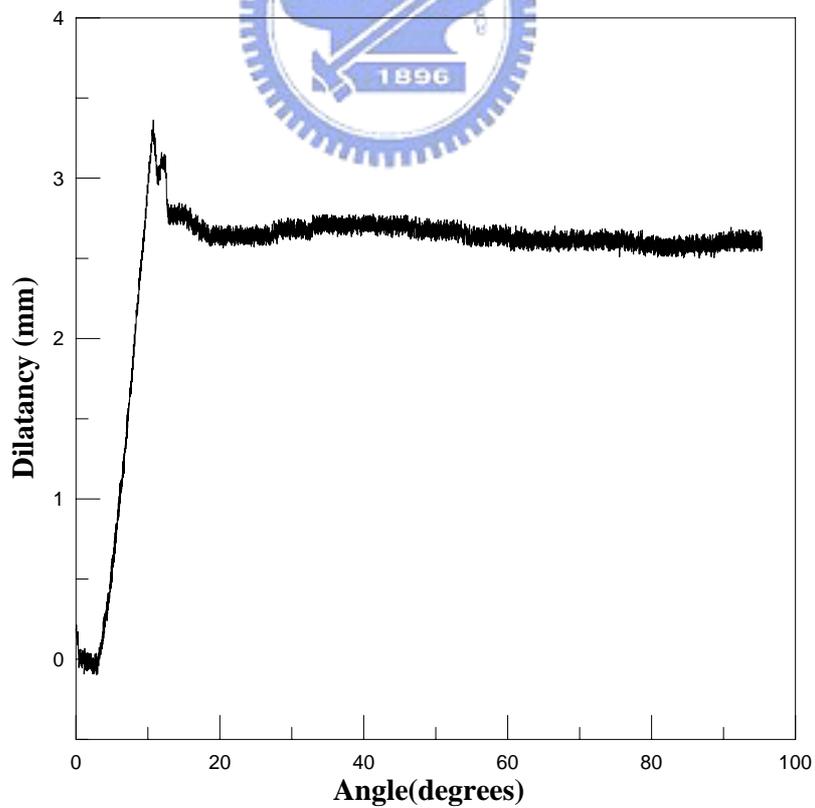


圖 5.6 CNF1500N-1 剪脹曲線

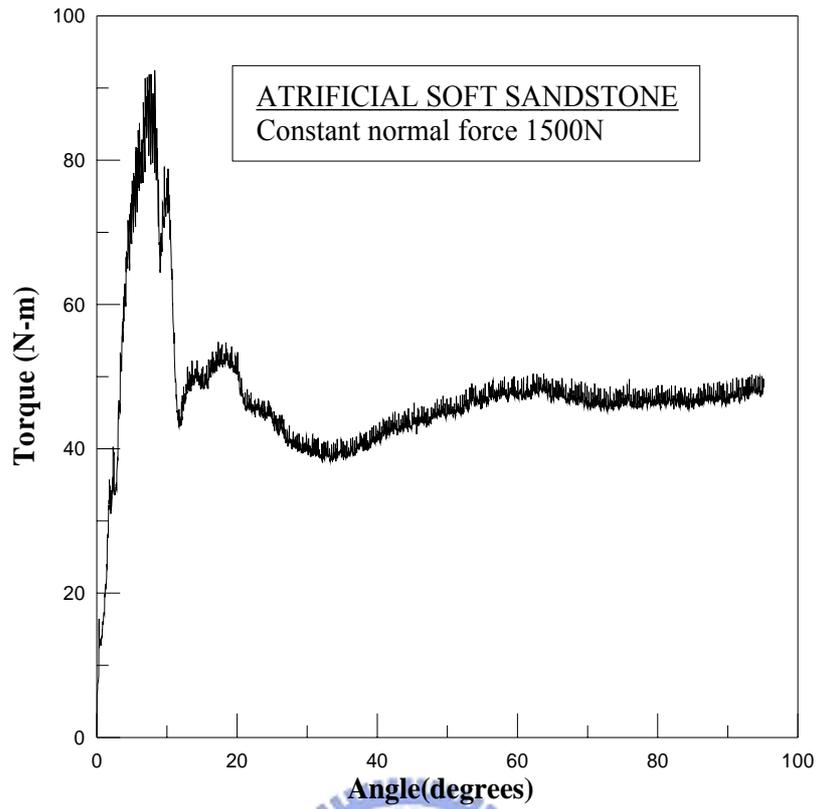


圖 5.7 CNF1500N-2 扭力-扭轉角曲線

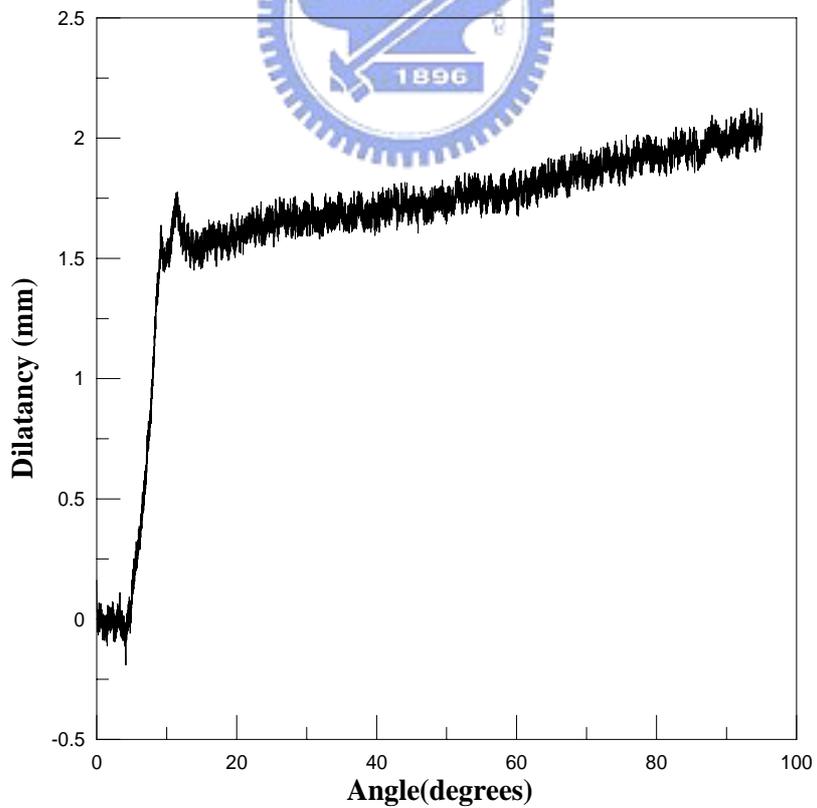


圖 5.8 CNF1500N-2 剪脹曲線

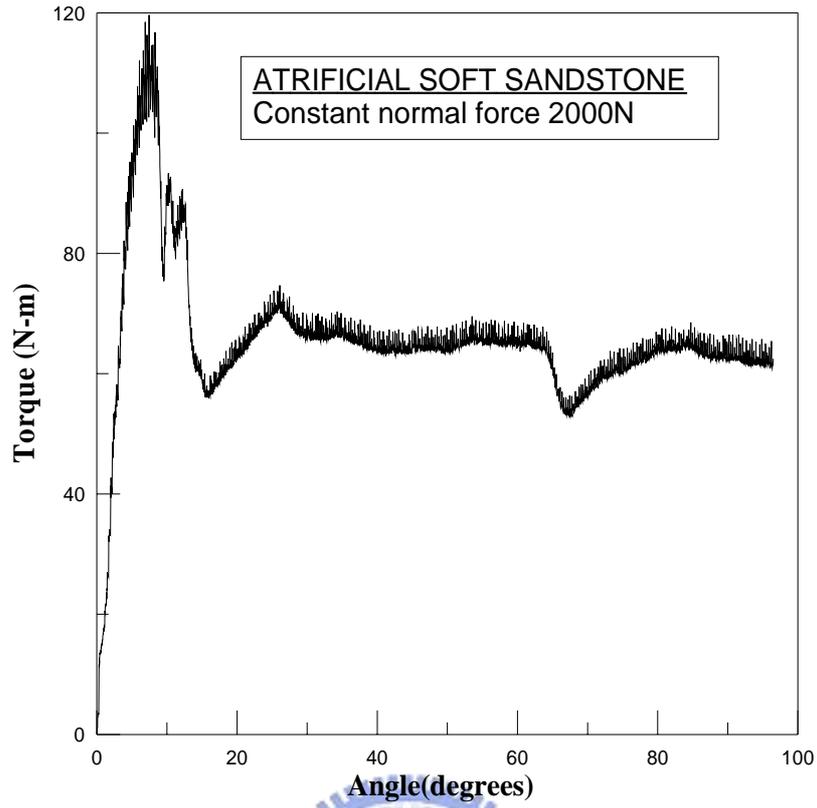


圖 5.9 CNF2000N-1 扭力-扭轉角曲線

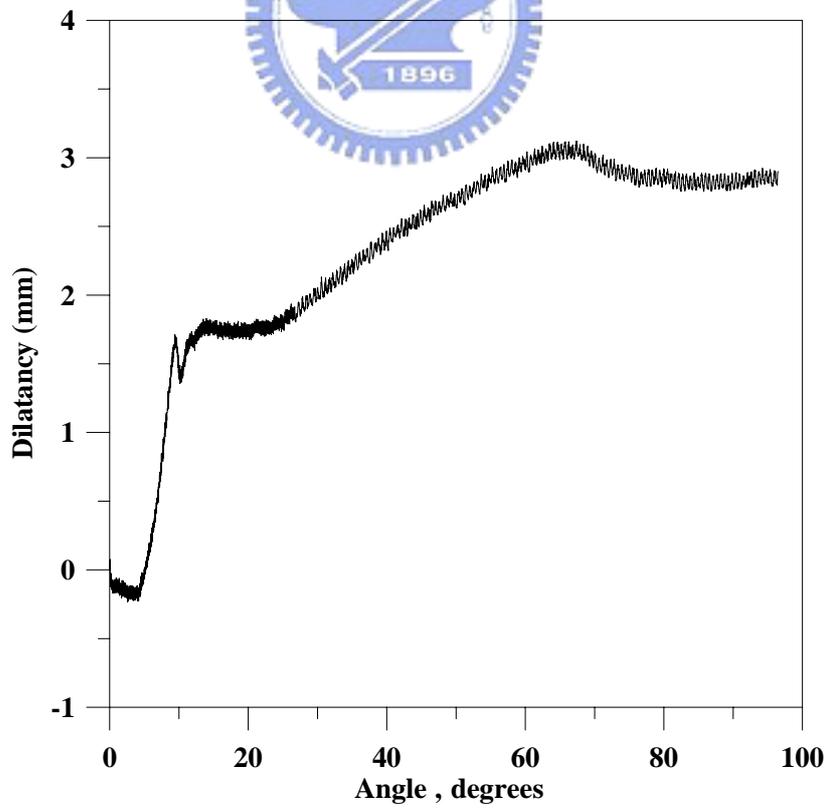


圖 5.10 CNF2000N-1 剪脹曲線

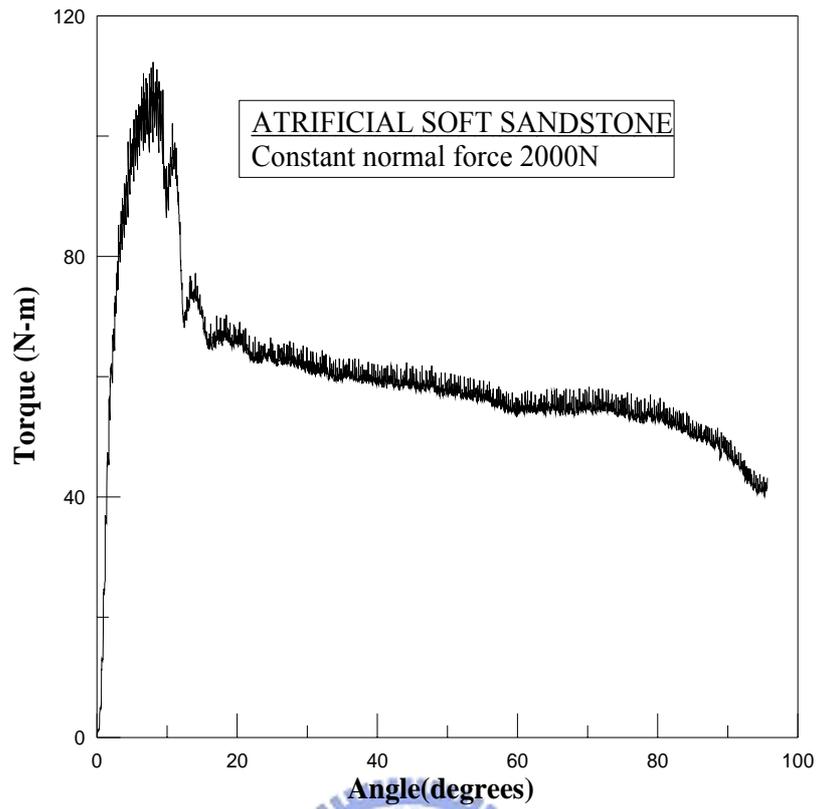


圖 5.11 CNF2000N-2 扭力-扭轉角曲線

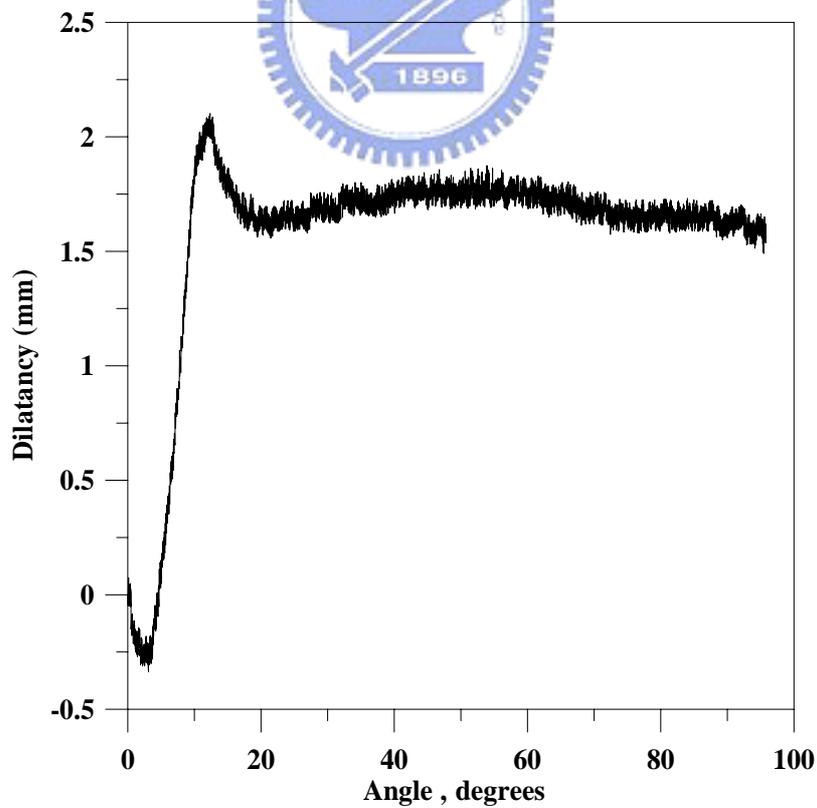


圖 5.12 CNF2000N-2 剪脹曲線

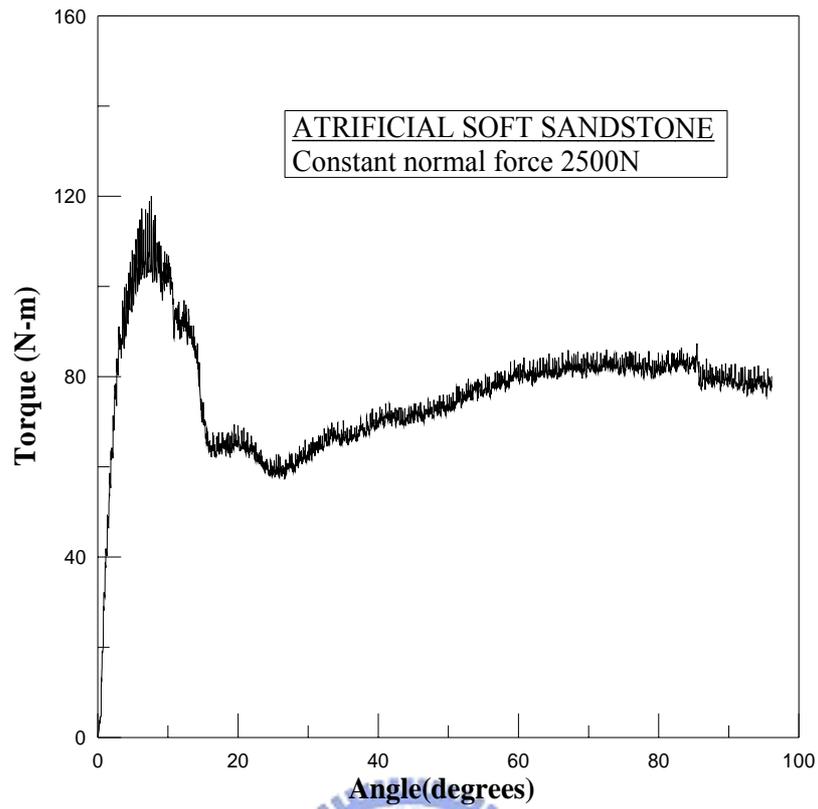


圖 5.13 CNF2500N-1 扭力-扭轉角曲線

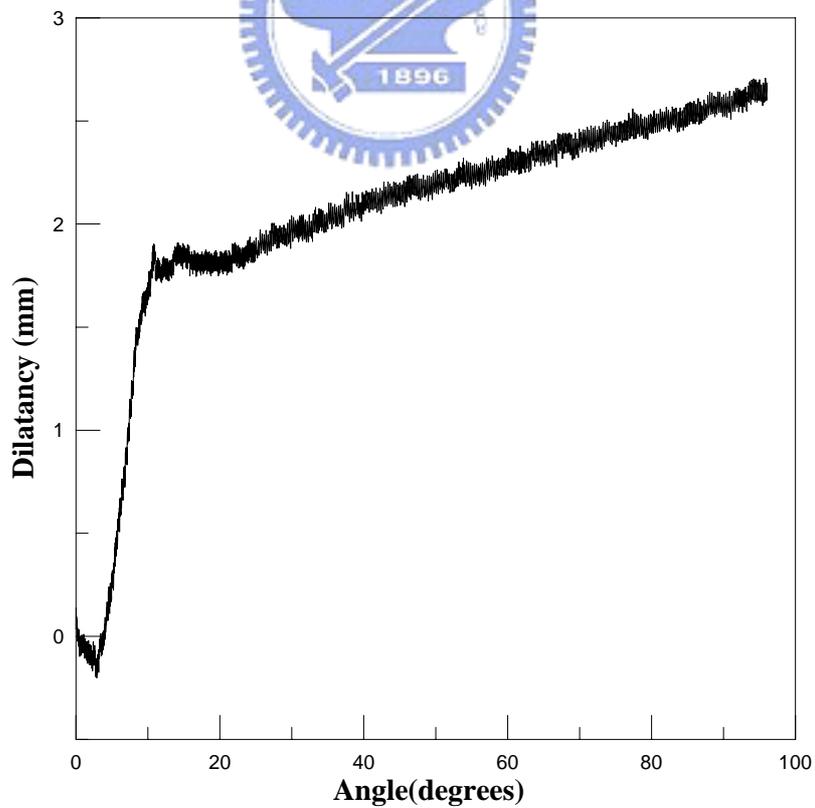


圖 5.14 CNF2500N-1 剪脹曲線



圖 5.15 金屬環線性相對滑動



圖 5.16 金屬環間開始大量轉動

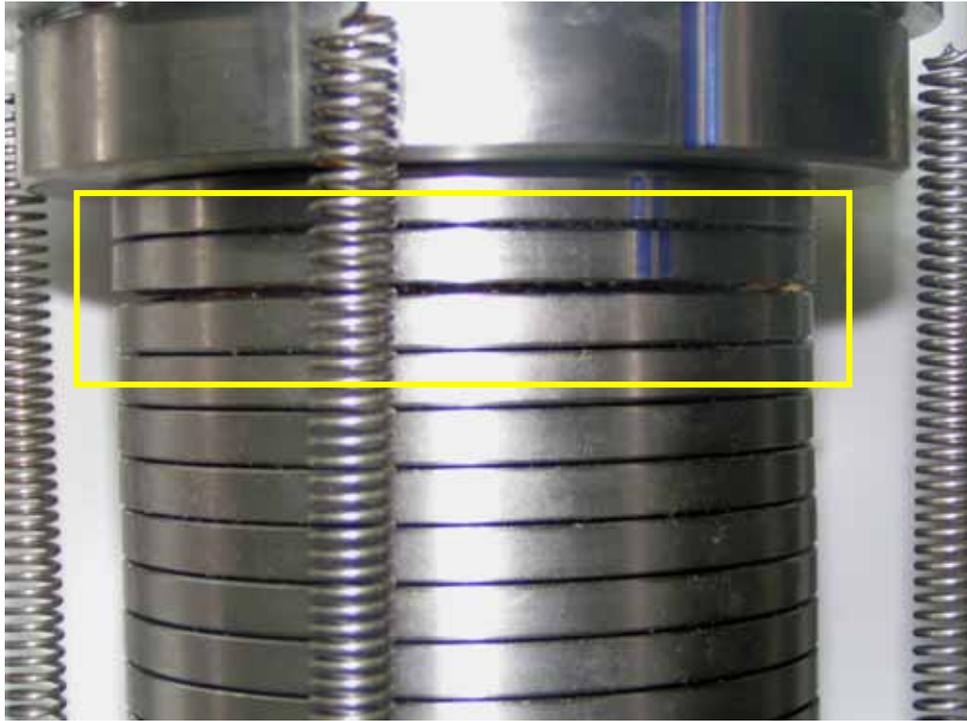


圖 5.17 金屬環最大垂直分離量



### 5.1.2 裂縫發展

每一試驗完成後將試體取出，卸下金屬環剝開石蠟並拍照，同時仔細觀察其中裂縫。裂縫發展若定義為試體底部往上部發展，以較常發生之裂縫行為為例，接近試體中間部分，一般有一至數條約略 45 度含有些許黃油滲入的甚細微或是不明顯的長裂縫(圖 5.18)，若有數條裂縫則其平行間隔約 40~70mm 之間。45 度裂縫下端(扭轉油壓缸驅動端)，膠黏附近為完整試體無裂縫或偶有不明顯水平裂縫。接近上部區域，裂縫明顯且厚度較寬，裂縫斜率趨緩不再呈 45 度如圖 5.19。最後發展至試體上端，並產生接近水平的裂縫如圖 5.20。將試體中空部份軸承取出，45 度裂縫線往試體內部及向上端發展為螺旋形裂面。





圖 5.18 約 45 度裂縫(細微)



圖 5.19 接近試體上端裂縫(平緩且寬大)



圖 5.20 水平裂縫



### 5.1.3 試驗結果討論

1. 典型之環剪試驗剛開始時，扭剪角大小在 0 至 2 度轉動量間，隨扭轉角度增加之扭力幾乎保持為零，這純粹是因為扭剪儀頂座反力桿與鋼箱無法完全密合及鋁圓柱上加載版與反力桿公母接頭有縫隙等等原因所影響。此刻試體尚未承受扭力，因此處理資料上於繪出圖形時直接刪除這一小段水平線，不列入考慮，並將曲線座標歸零。
2. 每個應力曲線中尖峰後之塑性段曲線當約達 10 度左右，有一些試體出現一小段上升後又下降的情形，且扭力值又下降的斜率與原曲線下降斜率非常類似。由於此剪動量接近試體金屬環間沿某一界面轉動且上下脫離狀態，試驗後照相此一界面錯動行為，發現有些許石蠟及摻雜岩屑的黃油，由金屬環間某一端擠出如圖 5.21。若沿著擠出物位置觀察出此一破裂面含有一不規則凸起面(圖 5.22)，這將造成受剪時裂面爬升使試體些許傾斜而有水平分力，導致額外彎矩產生，扭力曲線又向上爬升。待此界面不再持續傾斜後，裂縫開始往水平向發展，扭力因而下降。
3. 剪脹曲線中，初期體積變化率甚小，但每個試驗結果皆有一小段微小壓縮量，這與 Negussey (1987)及 Lee et al. (2001)等學者研究中(或參考圖 2.5)，相對緊密土壤先壓縮後膨脹的現象一致。

4. 表 5.1 為不同正向力試驗之剪脹曲線中線性膨脹段的  $\delta_v$  (單位扭轉角中試體膨脹量亦稱剪脹率) 比較。線性膨脹段並非試體處於彈性應力應變關係中，而是試體處於塑性變形的非線性應力應變曲線中，此參數與軟岩正向勁度有關。在相對較大圍壓(正向力)下，試體受剪膨脹增加金屬環圍束力使圍壓增大，呈現隨正向力越大而剪脹率越小的趨勢，這種現象也說明當試體所受正向力越小時，越快進入殘餘剪應變而達到穩定狀態；而最大線性段膨脹量亦與正向力有關，隨圍壓大而膨脹量及應變小。

表 5.1 固定正向力試驗剪脹行為

試體編號	$\delta_v$ (mm/degrees)	線性段最大膨脹量 (mm)	線性段最大應變 $\epsilon_e$
500N-1	0.660	3.851	0.041
1000N-1	0.532	2.218	0.023
1500N-1	0.464	3.166	0.033
1500N-2	0.377	1.614	0.017
2000N-1	0.275	1.798	0.019
2000N-2	0.353	1.737	0.022
2500N-1	0.286	1.783	0.019



圖 5.21 裂縫發展使石蠟及黃油擠出



圖 5.22 擠出物一端的裂面情形

## 5.2 固定體積試驗(Constant Volume Tests CVT)

當岩層深度較大時，若因為週遭岩層束制，不允許剪動面體積變化，則受剪行為將近似固定體積之條件。為模擬岩層較深層滑動的固定體積試驗，初始正向力本應選擇為覆蓋較深的現地應力。但本試驗礙於垂直荷重元量測範圍及精度的限制，及由固定正向力試驗結果“正向力愈大伴隨扭力阻抗增加”，使得扭力計負荷的傷害多一份顧慮。因此，給定較小初始正向力 500N 以下，隨試體受剪膨脹而正向力增加至最少，以維持荷重元安全，並將控制系統設定感測計量測上限與停止油壓裝置，保護扭力計或垂直荷重元。

### 5.2.1 試驗結果



由於試體被維持於固定油壓位置，受剪膨脹後，荷重元承受極大正向力，為避免荷重元受損，當量測到荷重元上限值時，即停止油壓不再進行試驗。試驗結果曲線如圖 5.23 ~ 5.28，其中圖 5.23、5.24，為第一次固定體積試驗時經驗不足，導致荷重元量測已達設定值且已不再讀取約 7 度左右位置，卻又使其扭轉受剪，荷重元較不保險。所幸經標定後，荷重元仍維持線性行為未被損壞。圖中顯示，在 3 個試驗扭力-扭轉角曲線只發展到約扭轉角 10 度左右。曲線很難研判是否達顛峰扭力或塑性狀態，但肯定皆未達穩定殘餘狀態。因此本研究針對此批試驗現有曲線特徵，嘗試詮釋軟岩在固定體積條件下受剪之行

為(於 5.4.2 節討論)。

固定體積環剪在彈性階段之特徵已於上一章說明，在理想純剪狀態於等向性線彈性行為不應有任何體積膨脹，因此研判初始正向力維持增量為零的最大扭轉角，為其對應全域皆在彈性應變範圍之情形。但是，於圖 5.23 及圖 5.25 初始正向力卻有約最大 1000N 最小 100N 的起伏，這並不合乎無體積膨脹之情形，在固定正向力試驗中可以找到解釋原因。試驗中觀察剛開啟扭轉油壓缸時的許多數據顯示，垂直向油壓缸 temposonic(位移計)數據受扭轉油壓缸開關啟動有些微震盪，導致受剪初期產生正向力起伏，可歸諸系統儀器穩定性問題。因此，在此大膽的假設在曲線起伏後對應到初始正向力之扭轉角，為對應全域皆仍在彈性範圍之“最大彈性剪應變”。最大彈性剪應變後的曲線扭力值雖隨剪動量增加而增加，材料在剪脹率為零條件下，因為實質上不允許體積應變之發生，材料發展的正向力必隨扭剪角增加而升高，在不同半徑處之正應力不再維持固定。

由照片中金屬環剪動過程的標示線顯示，環間錯動量似乎較小，但試驗完畢後，試體在 0~10 度剪動量範圍，水平裂縫已成雛形如圖 5.29，只是該破壞面上較無細顆粒粉末。試體裂縫發展由底端向上約 30 度(距水平線)斜線向上延伸，裂隙長度也較固定正向力試驗裂隙更長，具有躺平趨勢，發展的裂隙寬度甚是明顯(圖 5.30)。

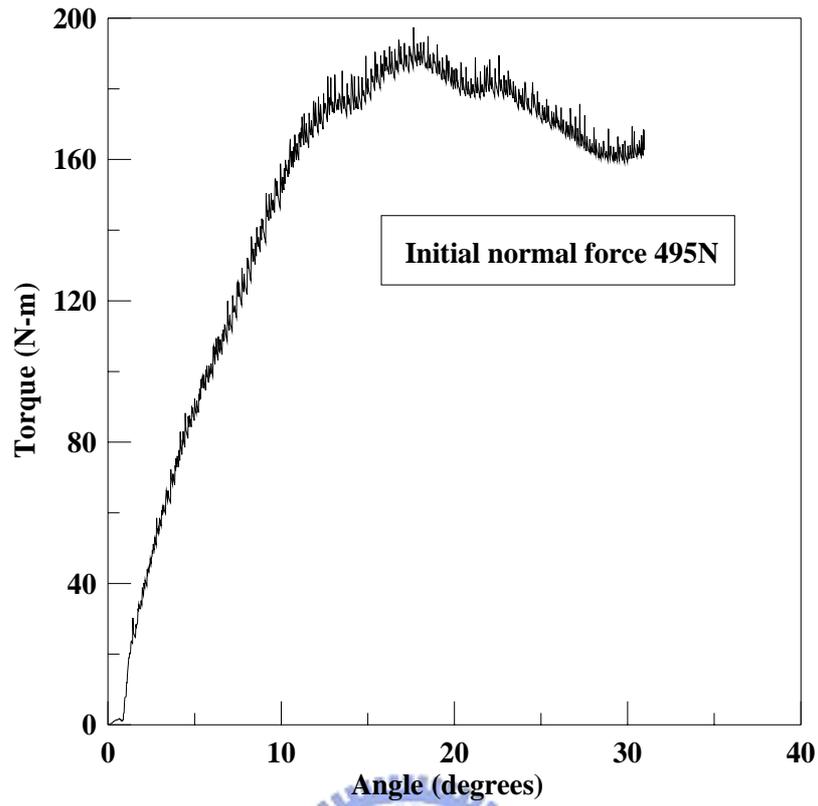


圖 5.23 CVT 扭力-扭轉角曲線

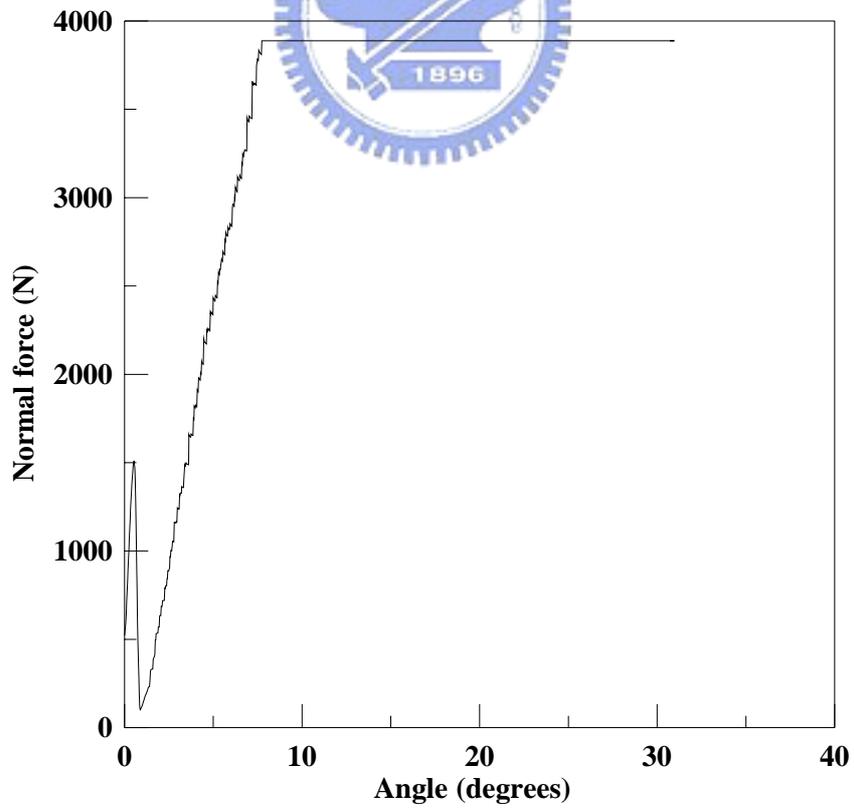


圖 5.24 CVT 正向力-扭轉角曲線

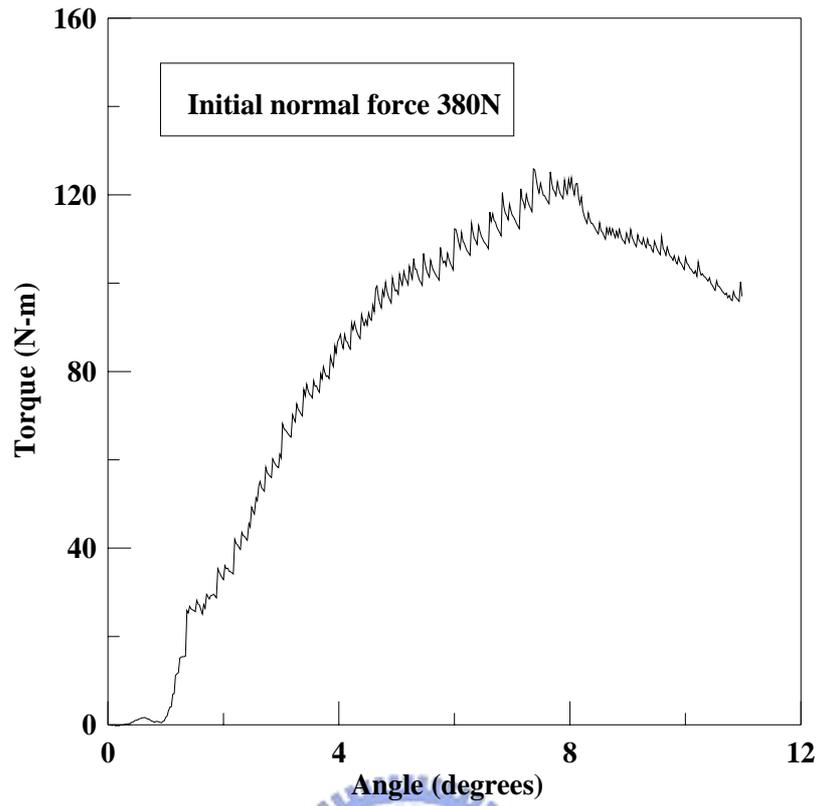


圖 5.25 CVT 扭力-扭轉角曲線

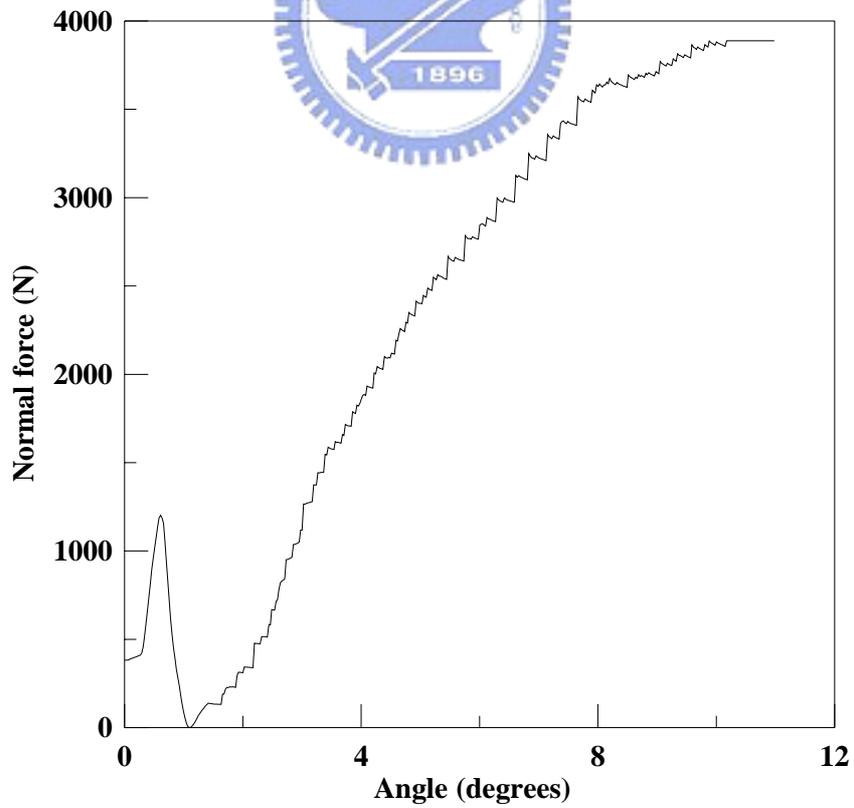


圖 5.26 CVT 正向力-扭轉角曲線

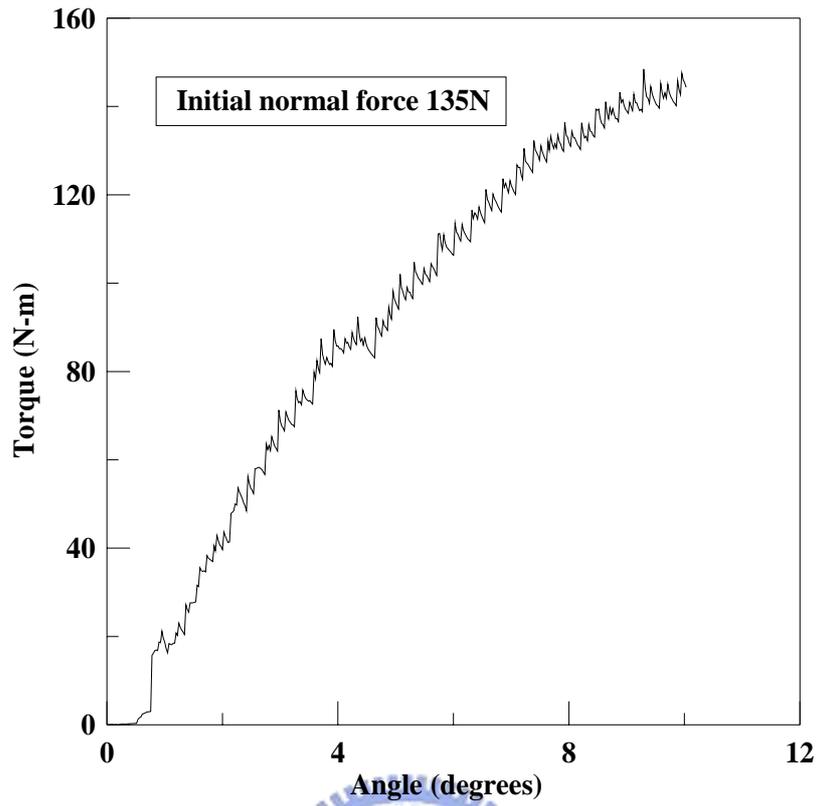


圖 5.27 CVT 扭力-扭轉角曲線

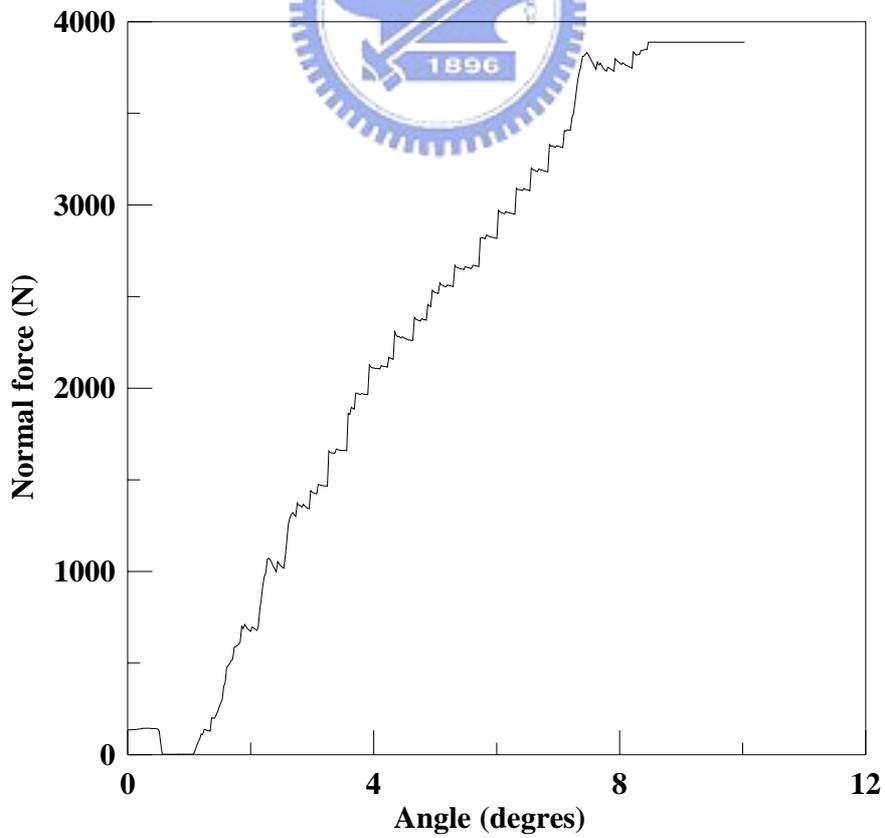


圖 5.28 CVT 正向力-扭轉角曲線



圖 5.29 固定體積環剪試驗試體之水平破壞面



圖 5.30 固定體積裂縫發展圖(由底部向上部)

### 5.3 反覆環剪的應力及剪縮行為

軟岩材料在扭力-扭轉角曲線中，皆先經由彈性段再進入彈塑性段組合及塑性段才進入殘餘段。受剪扭轉角度宜夠大，方能達到真正之殘餘段，曲線起伏的走勢及完整的資料也方可顯現，可以觀察真正之殘餘強度性質及水平裂縫行為。本研究除了探討順著單一剪動方向的殘餘強度發展情形，亦嘗試包含雙向來回的反覆環剪試驗(cyclic ring- shear test)。反覆環剪試驗的意義與概念為，當材料即使達到相當大應變下所發揮之殘餘強度於應力應變曲線中若仍無法達到穩定，難以考慮殘餘變形的水平裂縫中破裂面的性質時，可藉反覆來回方向的剪動使該破裂面繼續發展磨平，進而使產生的力學性質及體積膨脹或壓縮變化逐漸趨於穩定。



#### 5.3.1 試驗方法

本研究之反覆環剪試驗係以固定正向力施作，方法為在試體扭力-扭轉角曲線中達穩定殘餘狀態或接近殘餘狀態時，變向而逆轉剪動方向至 0 度扭轉角或至逆起始位置之負扭轉角度，再順受剪方向扭剪至開始逆剪動角度，如此反覆扭剪。根據固定正向力所做的環剪試驗結果，試體在扭轉角 15 度左右大多開始進入殘餘強度。因此，本研究選擇在經過一段殘餘穩定值後，至 30 度扭轉角位置開始逆方向剪動，並以轉動 30 度為週期進行反覆環剪。

### 5.3.2 試驗種類

本研究以三顆試體分別進行反覆環剪試驗，目的在觀察(1).無反向超越初始位置之反覆環剪試驗，(2).具反向超越初始位置之反覆環剪試驗與(3).全象限剪動之殘餘強度。其中(1).為 30 度為基準，共 4 個循環(cycles)，最後沿起始剪動方向而順向剪動至 98 度。(2).以 30 度為反覆角度，施做 2 個循環，最後殘餘強度加載方式為與逆起始剪動方向而反向剪動至 43 度。(3)全象限剪動為順向剪動 30 度後開始逆向剪動，並超越起始點至-30 度，再順向剪動 60 度至正 30 度位置，如此反覆循環 5 次。

### 5.3.3 試驗結果

#### 1. 無反向超越初始位置之反覆環剪試驗

##### (1).殘餘強度比較

圖 5.31 為試驗曲線結果。反覆剪動的扭力-扭轉角曲線在 4 個循環中，曲線覆合性高呈平行四邊形。但是在曲線“順向剪動”時，達殘餘段之扭力有漸小的趨勢(圖 5.31 扭轉角度約 22~27 度之扭力值)，逆向剪動各週期扭力相較頗為一致。逆向剪動與順向剪動分別於 0 度與 30 度之水平殘餘扭力比值約 0.75 左右。不同循環次數的順向及逆向剪動殘餘扭力值比較，以擷取雙向反轉點(即 30 度點與 0 度點)，如表 5.2 所示;經過反覆轉動後，30 度後曲線殘餘強度小於初始正向剪



動的殘餘強度，約 53 度殘餘強度才開始上升。

## (2).反覆循環下之磨損率

剪脹曲線中如圖 5.32，可注意到整個反覆扭剪過程幾乎皆屬於膨脹(皆為正量)，但在反覆扭剪中，達殘餘段之試體高度隨加載週期相對減少，即是軟岩正在壓縮中，可參考圖 5.32 右側，30 度膨脹量在不同循環下曲線不同程度遞減。當曲線於最後幾次循環時，相對壓縮量有限，並止於膨脹量接近零的界線。

## (3).循環過程應力對應試體高度之變化

反覆循環順向剪動時(排除初始 0~30 度彈性曲線)，皆為初期(0~3 度)先剪脹，中期(約 3 度以後)因循環次數越多而有越大的壓縮扭轉量範圍及越緩的剪縮率，後期則皆為剪脹行為，過程如圖 5.33 所示；逆向剪動幾乎為剪縮行為，亦隨著循環次數的增加而呈現不同程度的壓縮率，但是接近 5~0 度左右試體有膨脹現象，扭力值卻呈現穩定狀態。若單以剪動方向來看，其試體高度變化及剪脹(縮)率變化如表 5.3 所示；其中剪脹(縮)率是以正割斜率計算，正值為膨脹負值為壓縮。循環階數越大，中期至後期的範圍越寬大曲線越平緩(代表剪脹率為零)，扭力值則會稍稍下降(如圖 5.31 中 5~21 度範圍箭頭所示)。剪動達 21~30 度之間，扭力維持穩定，此時試體也持續剪脹至 30 度。

表 5.2 反覆循環下殘餘扭力變化

過程	殘餘扭力 (N-m)	變化率 (與上一階循環比較) (%)
順向剪動 (30 度位置)	30.401	-
	28.952	-4.8
	28.401	-1.9
	28.131	-1.0
	28.272	0.5
逆向剪動 (0 度位置)	-25.375	-
	-23.592	-7.0
	-23.336	-1.1
	-23.644	1.3

表 5.3 反覆循環試驗試體高度變化過程

過程		起始膨脹點 (mm)	最後膨脹點 (mm)	變化量 (mm)	$\delta_v$ (mm/degrees)
Cycle1	逆向剪動	2.326	0.522	-1.804	-0.0602
	順向剪動	0.522	1.111	0.589	0.0187
Cycle2	逆向剪動	1.172	0.356	-0.816	-0.0272
	順向剪動	0.331	0.773	0.442	0.0148
Cycle3	逆向剪動	0.838	0.31	-0.528	-0.0176
	順向剪動	0.252	0.641	0.389	0.0130
Cycle4	逆向剪動	0.678	0.199	-0.479	-0.016
	順向剪動	0.218	0.528	0.31	0.010

(+:dilation, -:compression)

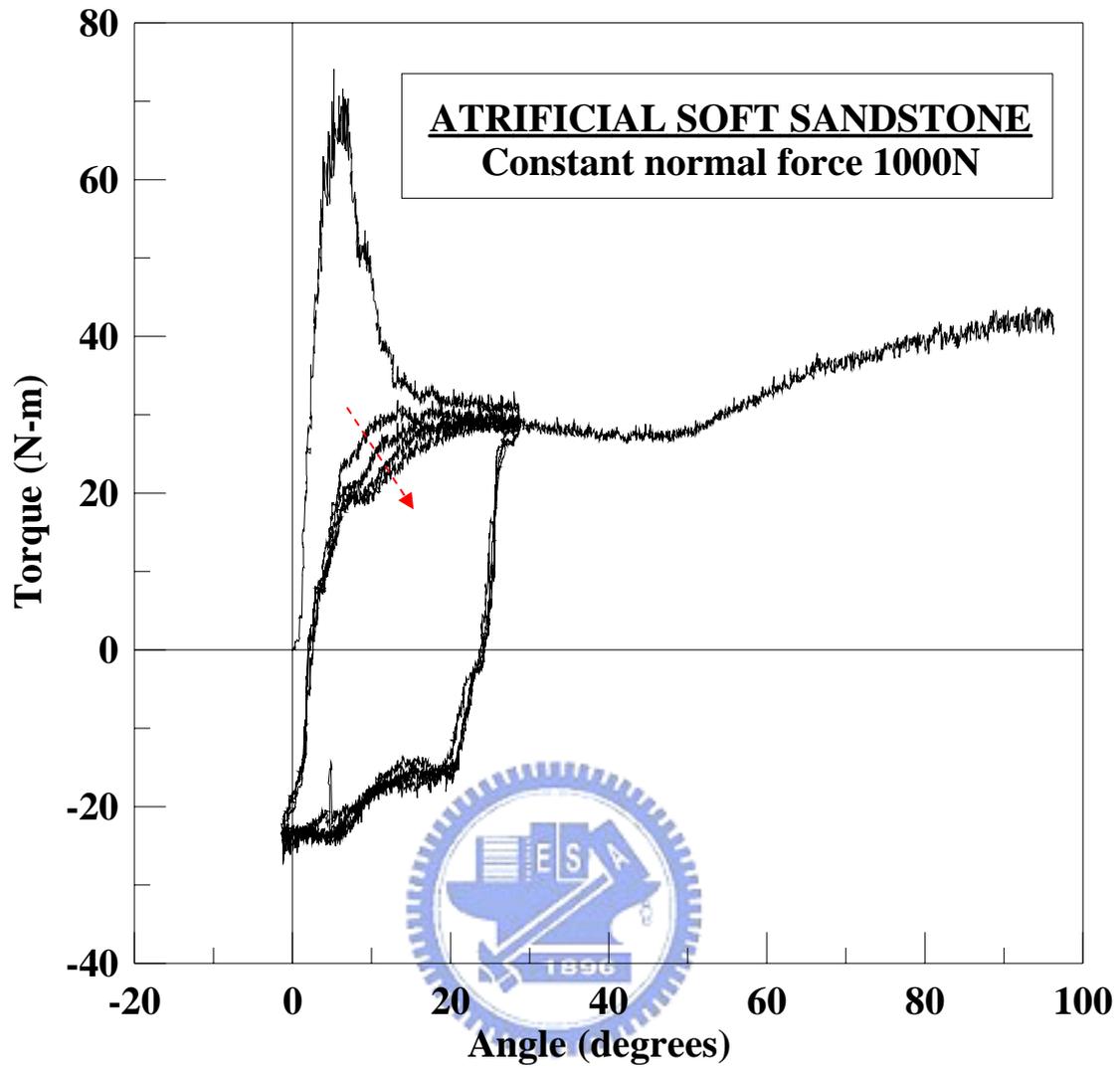


圖 5.31 反覆環剪順剪動方向四次循環試驗曲線

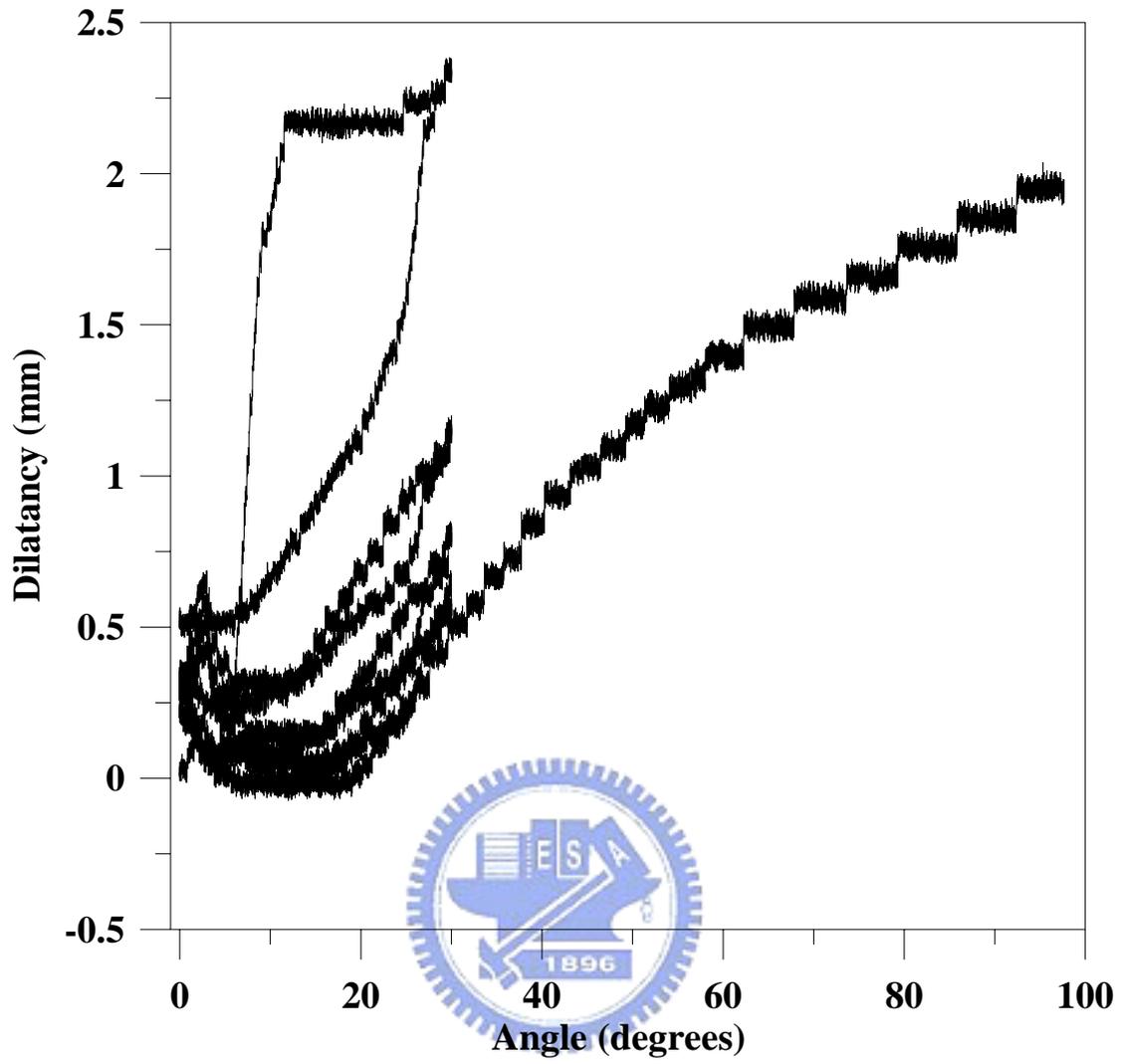


圖 5.32 反覆環剪順剪動方向四次循環剪脹曲線

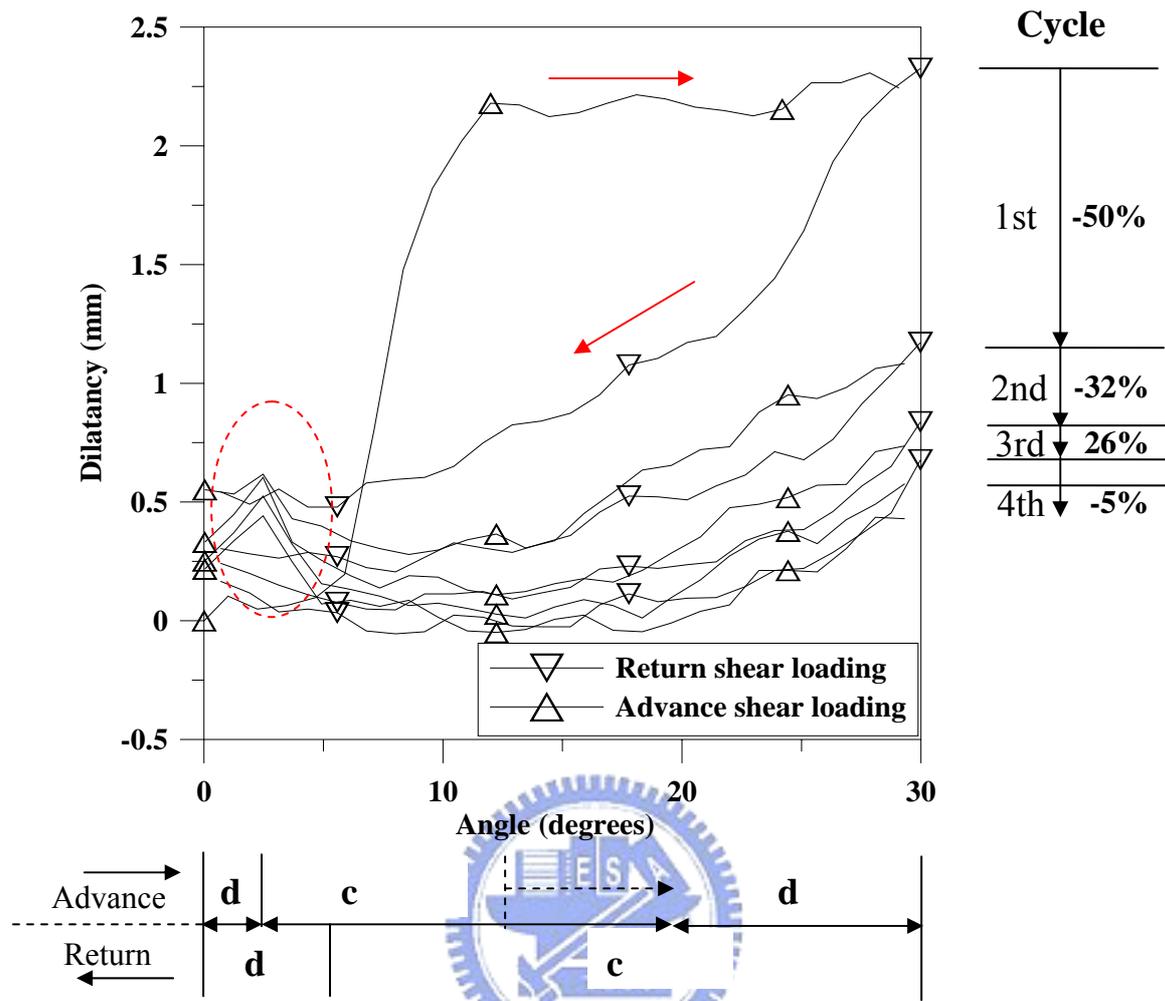


圖 5.33 四次循環中的剪脹-剪縮過程

## 2. 具反向超越初始位置之反覆環剪試驗

### (1). 殘餘強度比較

逆方向的反向超越原始位置之反覆扭剪試驗意在求得逆起始點方向剪動的穩定殘餘強度如圖 5.34。試驗結果(圖 5.34)與前小節(圖 5.31)相同的是反覆循環的曲線覆合性高，雖然只有 2 個循環，但第一次循環之正向剪動扭力值依然較第二次循環高，逆向剪動與負向剪動殘餘扭力比值約 0.44，不同循環下之逆向與順向剪動殘餘扭力變化如表 5.4 所示。

### (2). 反覆循環下之磨損率

反覆受剪體積變化(圖 5.35)成不同程度遞減，亦為相對剪縮行為。順向受剪初期先壓縮，約 10 度左右開始膨脹，曲線斜率皆較緩。逆向受剪約(30~29 度)度範圍內先急速壓縮，約(29~27)度內又劇烈膨脹，然後才緩慢壓縮，至約 10 度左右才又開始微量剪脹至 0 度，過程參考(圖 5.36)。

### (3). 循環過程扭力對應試體高度之變化

單以剪動方向來看，其試體高度變化及剪脹(縮)率變化如表 5.5 所示，其中剪脹(縮)率亦是以正割斜率計算。曲線進行逆方向剪動至 43 度，此時殘餘扭力與順向剪動殘餘扭力比值為 0.3，試體高度由剪動起始點持續逆向剪動而穩定增厚。與上一小節試驗有相同發現的是，

當試體處於順向剪動(由 0 度往 30 度計算)或逆向剪動(由 30 度往 0 度計算)時，若剪脹率開始為正，代表扭力曲線即將進入殘餘穩定狀態。此試驗於局部(圖 5.36 中虛線處)產生先壓縮後剪脹，與順起始點方向殘餘狀態試驗(圖 5.33 中虛線處)先剪脹後壓縮，皆呈明顯鋸齒狀裂面可能對剪脹特性扮演相同之重要角色。

表 5.4 反覆循環下殘餘扭力變化

過程	殘餘扭力 (N-m)	變化率 (與上一階循環比較) %
順向剪動 (30 度位置)	35.413	-
	36.337	2.6
	35.850	-1.3
逆向剪動 (0 度位置)	-16.938	-
	-16.861	-0.5
	-15.000	-11.0

表 5.5 反覆循環試驗試體高度變化過程

過程		起始膨脹點 (mm)	最後膨脹點 (mm)	變化量 (mm)	$\delta_v$ (mm/degrees)
Cycle1	逆向剪動	1.921	-0.269	-2.19	-0.040
	順向剪動	-0.927	0.841	1.768	0.064
Cycle2	逆向剪動	0.66	-0.269	-0.929	-0.033
	順向剪動	-0.927	0.62	1.547	0.056
Cycle3	逆向剪動	0.507	-0.269	-0.776	-0.027
	-	-	-	-	-

(+:dilation, -:compression)

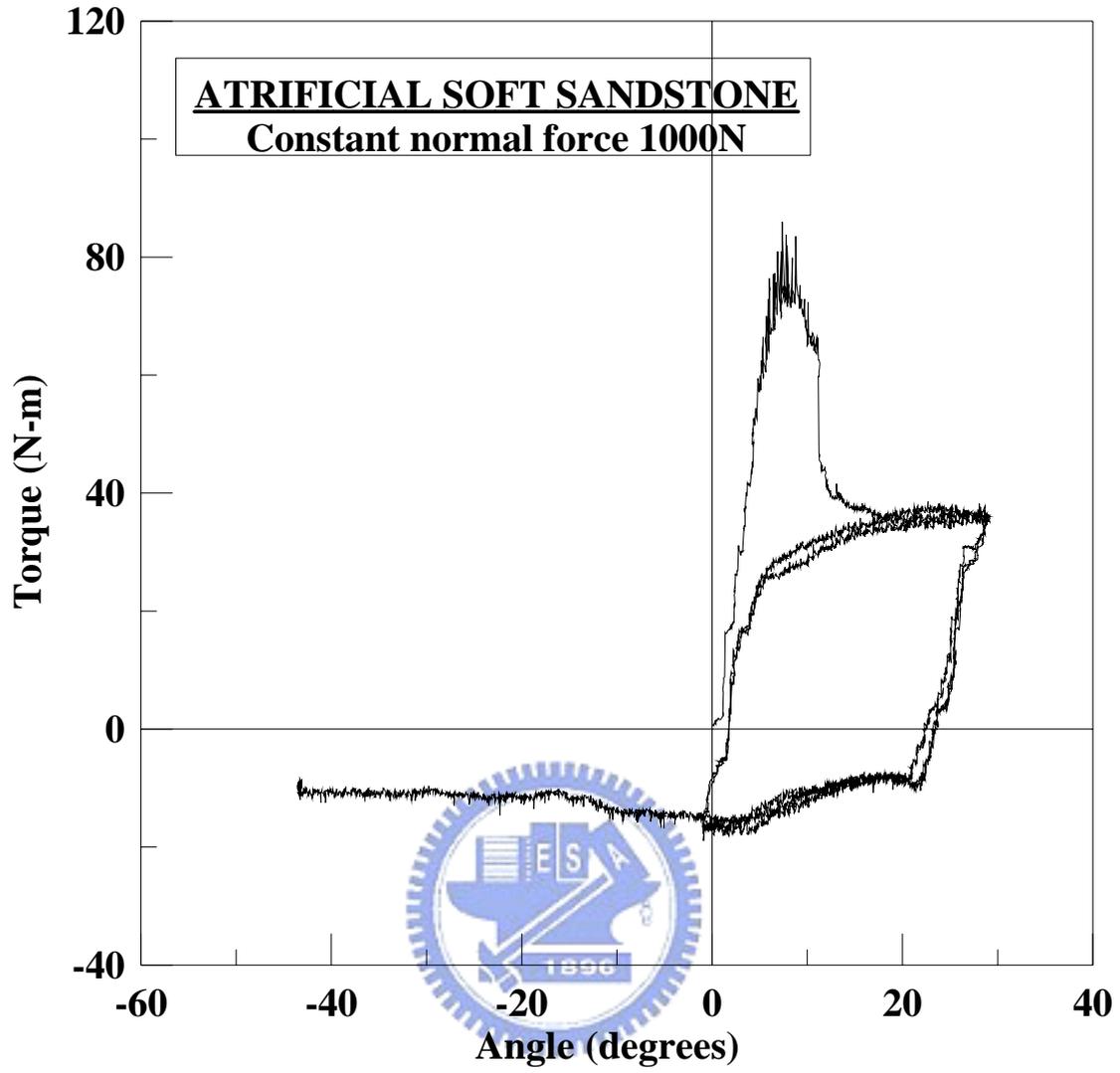


圖 5.34 反覆環剪逆剪動方向 2 次循環試驗曲線

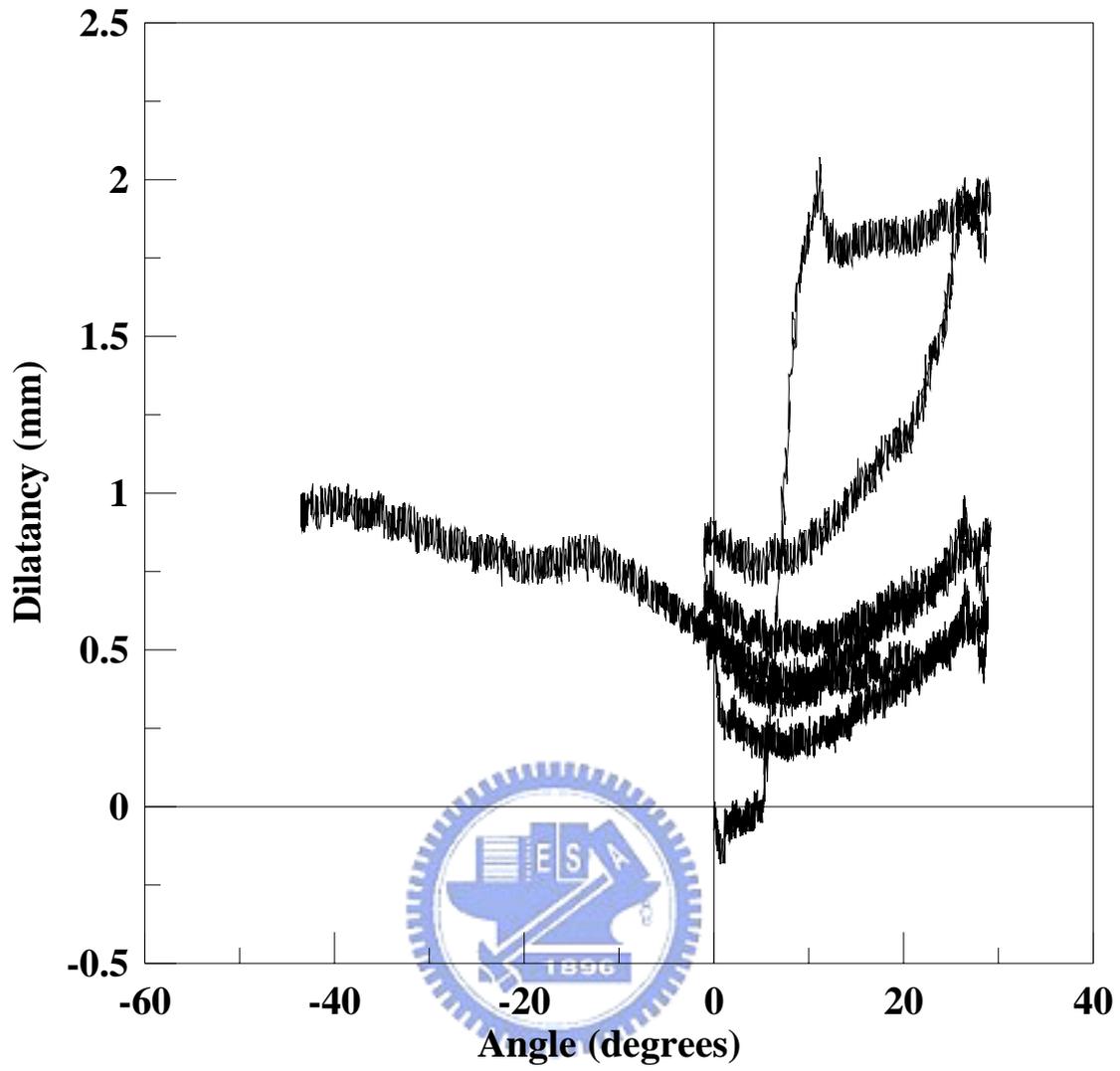


圖 5.35 反覆環剪 2 次循環剪脹曲線

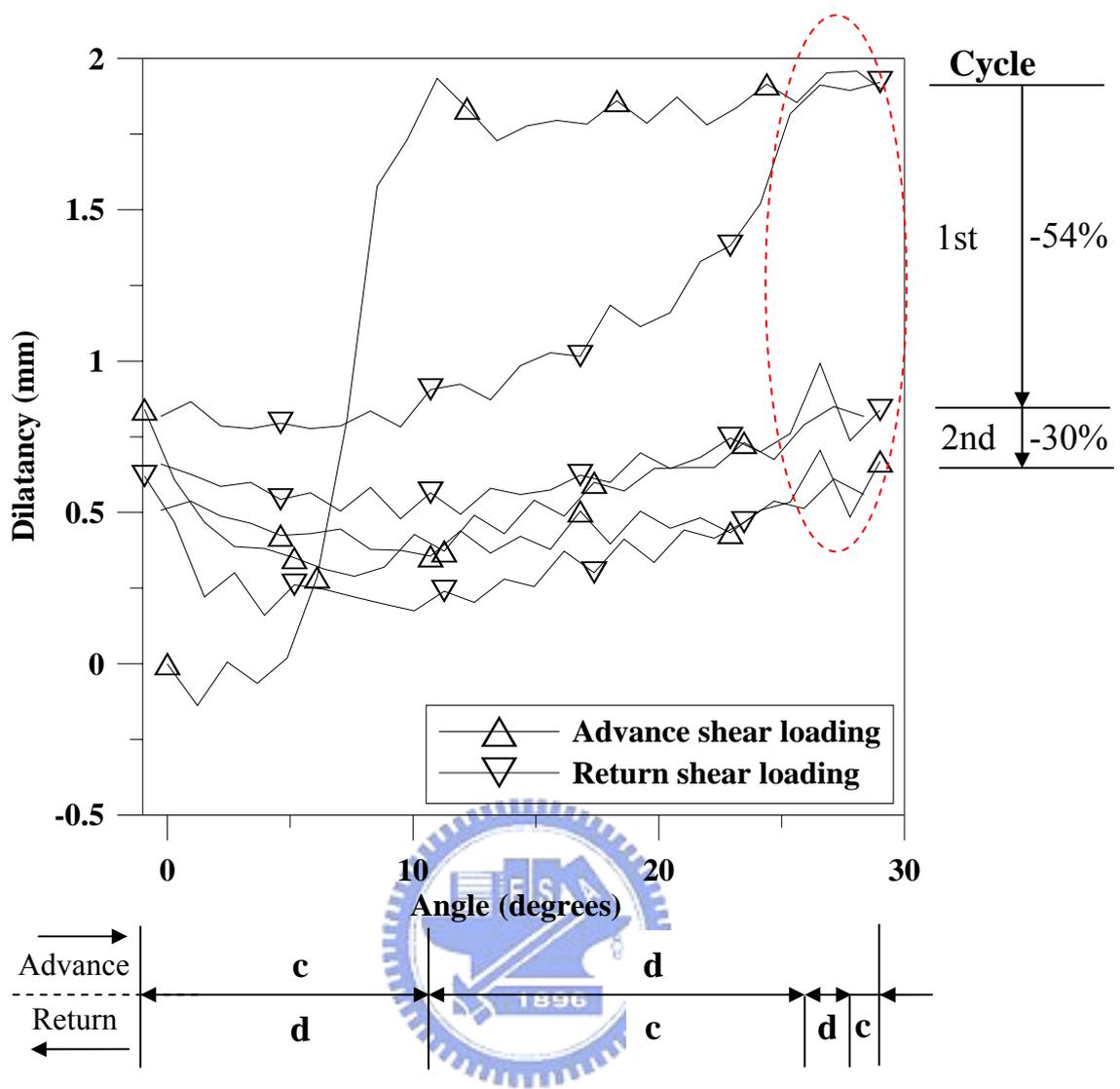


圖 5.36 二次循環的剪脹-剪縮過程

### 3. 全象限剪動之反覆環剪試驗

#### (1). 殘餘強度比較

全象限剪動試驗旨為求得距起始點之兩方向穩定殘餘強度行為。試驗結果如圖 5.37，本試驗可得受反覆循環剪動之扭力-扭轉角曲線之阻滯圈覆合性非常高，曲線除第一階逆向剪動扭力值(絕對值)稍大外，其餘循環曲線皆相似。各循環之 0 度與 30 度位置殘餘扭力值比較如表 5.6 所示，經過第一階剪動後之雙向殘餘強度變化率大，其餘幾次循環皆微幅起伏。

#### (2). 反覆循環下之磨損率

剪脹曲線中如圖 5.38，隨初始塑性變形的膨脹產生，經過循環後之膨脹量曲線皆開始剪縮，由兩向剪動磨損使曲線類似鐘擺行為而裂面漸漸壓縮，每一階循環之磨損變化量及正割曲線剪脹率列於表 5.7。膨脹曲線之剪脹率是以兩點膨脹點位置直接求斜率，雖然對第一階逆向剪動誤差較大，但對於循環階數較大之趨緩曲線仍屬合理。表中可觀察出，受第一階循環後之剪縮潛能漸穩定，變化量幾乎維持固定。

表 5.6 全象限剪動之殘餘強度比較

過程		殘餘扭力 (N-m)	變化率 (與上一階循環比較) %
順向剪動殘餘值	30 度扭轉角位置	34.029	-
		28.567	-16
		28.978	1.4
		29.734	2.6
		32.324	8.7
		30.427	-5.9
	0 度扭轉角位置	25.888	-
		26.529	1.4
		24.387	-8.1
		25.695	5.4
		24.105	-6.2
逆向剪動殘餘值	0 度扭轉角位置	-33.594	-
		-25.272	-24.8
		-22.413	-11.3
		-23.259	3.8
		-22.233	-4.4
	-30 度扭轉角位置	-28.208	-
		-28.016	-0.7
		-28.054	0.1
		-28.99	3
		-28.888	-0.4

表 5.7 全象限剪動裂面磨損變化情形

過程		起始膨脹點 (mm)	最後膨脹點 (mm)	變化量 (mm)	$\delta_v$ (mm/degrees)
Cycle1	逆向	4.053	1.945	-2.108	-0.035
	順向	1.945	1.476	-0.469	-0.016
Cycle2	逆向	1.476	1.092	-0.384	-0.006
	順向	1.092	1.031	-0.061	-0.001
Cycle3	逆向	1.031	0.696	-0.335	-0.006
	順向	0.696	0.733	0.037	0
Cycle4	逆向	0.733	0.417	-0.316	-0.005
	順向	0.417	0.5	0.083	0
Cycle5	逆向	0.5	0.297	-0.203	-0.003
	順向	0.297	0.368	0.071	0



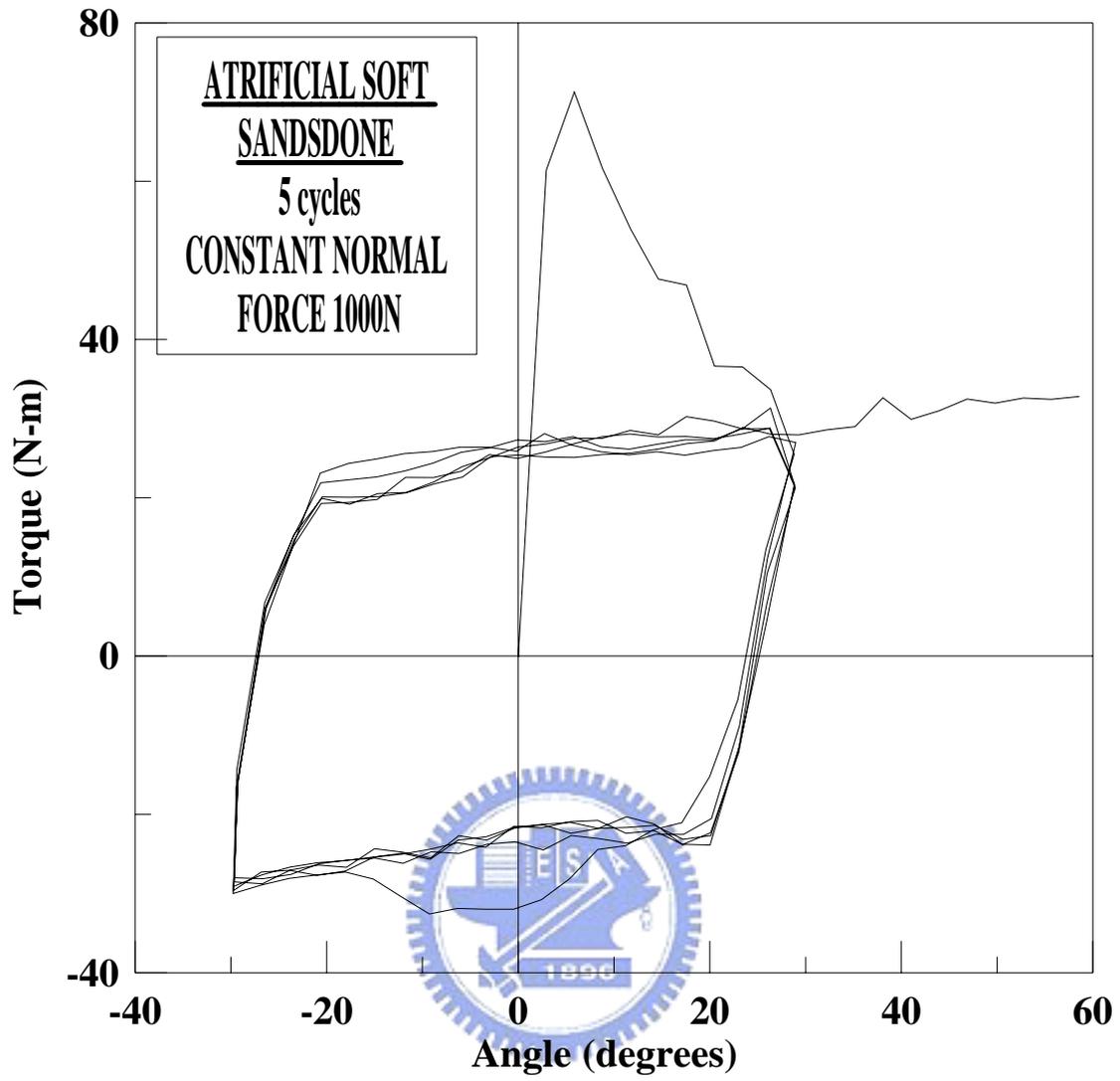


圖 5.37 五次循環全象限剪動試驗曲線

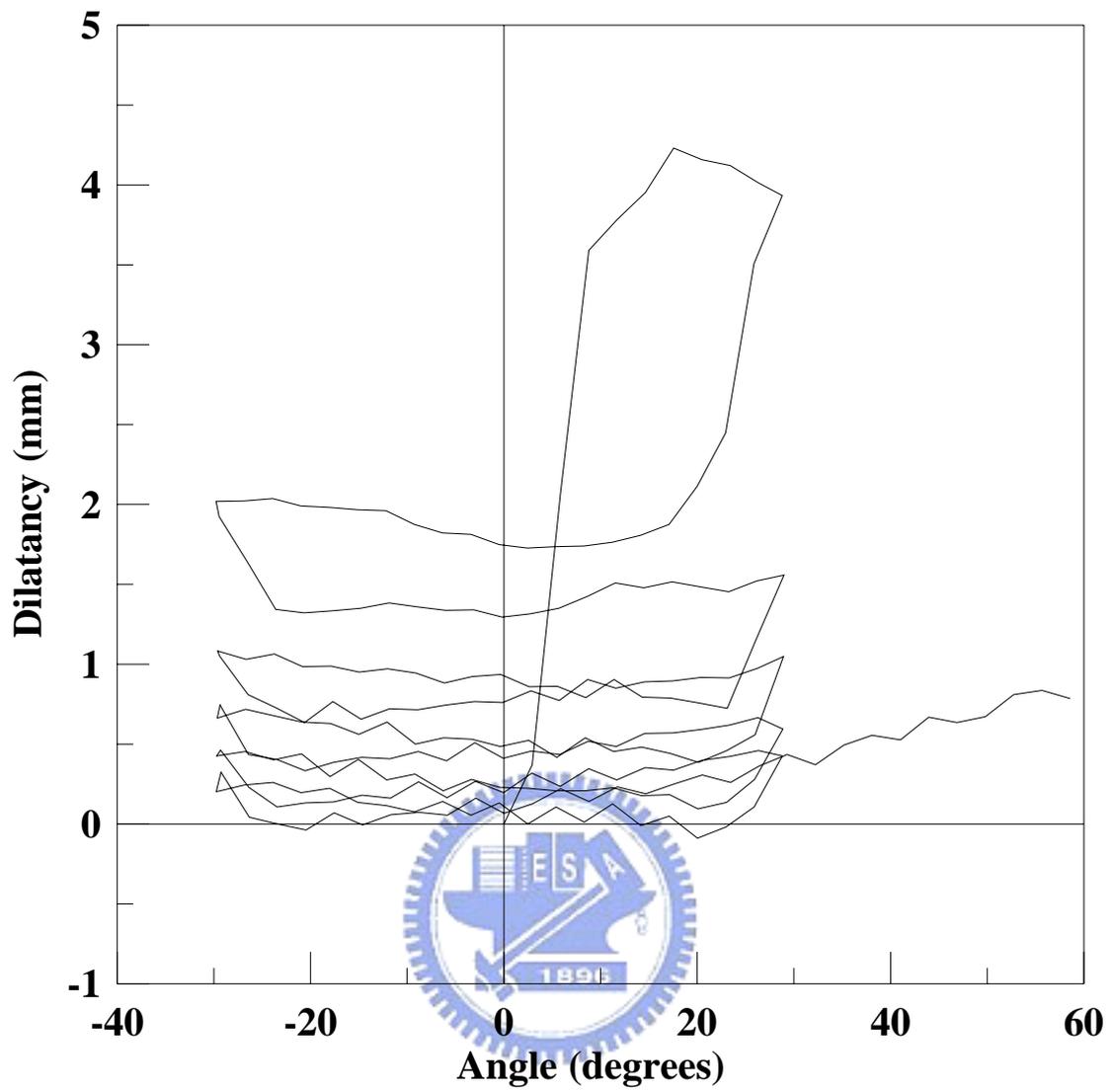


圖 5.38 五次循環全象限剪動的剪脹-剪縮過程

### 5.3.4 反覆環剪水平破裂面討論

1. 人造軟岩材料環剪試驗約於剪動量 15 度左右開始進入殘餘狀態，這應表示水平裂面已經形成。反覆環剪即是為了使該水平破裂面經過多次循環反覆剪動而趨於平滑，而水平裂面性質主導曲線殘餘段大週期的律動或殘餘扭力值。因此，若裂面上具有不規則面的粗糙角爬升移動時(參考圖 5.39)，造成扭力值上升或下降無法穩定，這也說明順向剪動與逆向剪動因為粗糙角方向性差異，提供摩擦力的扭力值也會不同，因此逆順向殘餘扭力比值與粗糙角度有關。
2. 經過反覆環剪後，破裂面上粗糙角反覆受剪摩擦削平，隨著循環次數愈多，不規則面愈平緩，與剪脹曲線中不同程度剪縮量相證。每個循環依序經過類似圖 5.39 過程剪動，造成剪脹曲線中每個扭轉過程有不同的壓縮及膨脹。當不規則面被削磨而變得接近水平時，壓縮量的產生就趨緩很多(如圖 5.33、5.36 右側壓縮折減率)，這與 Lee et al. (2001)以人造節理試體的反覆直剪試驗“循環階數越大所得到試驗剪脹率居於一個門檻值”結果一致。
3. 無論順向或逆向剪動，第一次循環過後至第二次循環，殘餘扭力變化皆明顯下降(如表 5.2 所示)。爾後，殘餘扭力於第 2~4 次循環幾乎沒變化，這種情形亦如同 Lee et al. (2001)試驗結果，表示

於高正向應力下，裂面幾乎被第一階循環磨損削弱，導致後續循環殘餘值穩定。

4. 反覆循環試驗中，由順向或逆向剪動的扭轉角度與膨脹量變化過程觀察，當任一向剪動過程中開始產生膨脹行為時(非局部)，可視之為達到該剪動方向的殘餘強度。當初始殘餘狀態(如圖 5.40a)變換剪動方向時，裂面上破碎岩屑的顆粒相互鬆脫且重新排列，阻抗開始變小，伴隨扭力降低，扭力為零且只有正向力作用時，粒間則幾乎無接觸之剪力(如圖 5.40b)。當轉動至某一程度時顆粒反向互鎖，顆粒受摩擦削弱使體積變小且其排列與剪動方向幾乎平行，有爬升作用，因而維持固定剪脹率，使殘餘扭力達平衡狀態(如圖 5.40c)。
5. 試驗剪脹曲線中，於反覆循環順向剪動(圖 5.33 虛線處)與逆向剪動(圖 5.36 虛線處)皆有局部類似鋸齒狀“先壓縮(膨脹)後膨脹(壓縮)”行為，無論第幾次循環於剪動初期皆跟隨此情形發生，每個循環所呈現剪脹率或剪縮率幾乎未改變，可能是破裂面中局部存在著較大起伏 $\alpha$ 粗糙角或節瘤如圖 5.41、5.42，亦可能是存在破碎岩屑或裂片等其他因素，導致剪動於此位置時剪脹率及剪縮率皆很高。
6. 圖 5.31 中循環過後的剪脹曲線(尾巴段)隨扭轉量增加而持續剪



脹，但是，此膨脹量不會到達初始曲線膨脹量位置，因為反覆受剪體積縮小影響，造成不可回復的變形量。而扭力曲線有突然提高的現象，有可能是沿水平裂面分離的金屬環有些許傾斜，某一端金屬環互相接觸而有水平分力產生額外彎矩。水平裂縫受反覆剪動後，其破裂面岩屑受摩擦影響形成較細粉末顆粒。

7. 由本試驗於雙向剪動殘餘強度試驗結果觀察，無論於順向或逆向剪動皆可達殘餘穩定狀態，證明選擇本系列試驗以 30 度為一個週期之試驗方法有效。



水平裂縫剛形成無體積變化

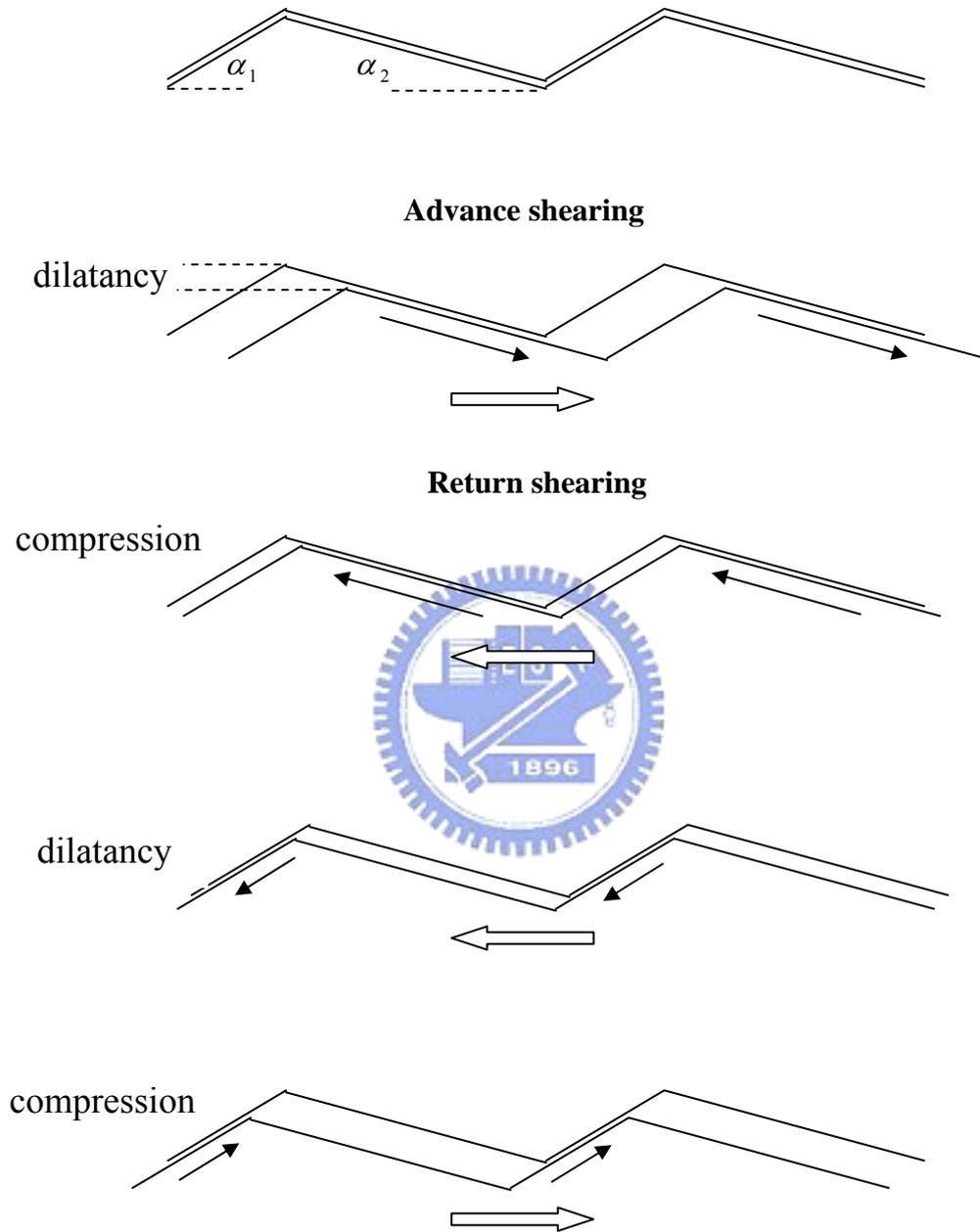


圖 5.39 剪裂面上不同剪動方向高度變化

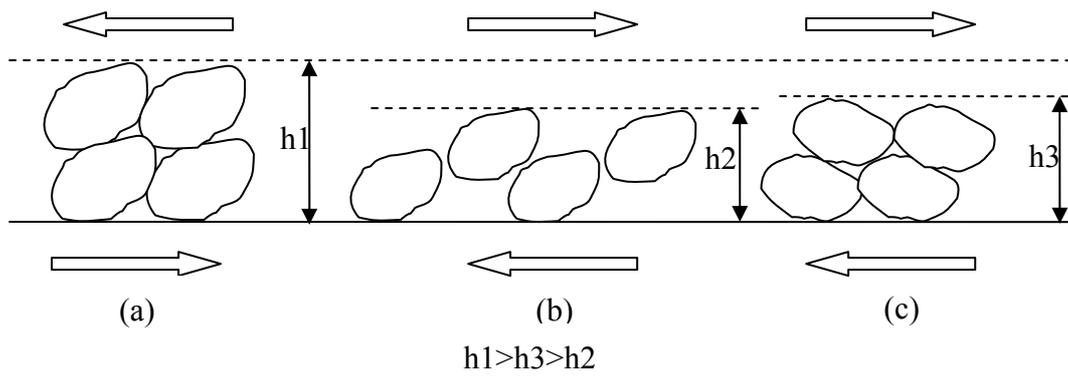


圖 5.40 變向剪動之裂面顆粒組構變化



圖 5.41 四次循環試驗後水平裂縫



圖 5.42 二次循環試驗後水平裂縫

## 5.4 剪力強度參數分析

本節分固定正向力及固定體積剪力強度參數的分析，理論模式或概估方法皆已於第四章討論。本章亦加入固定正向力人造軟岩第一批試體的試驗結果及參數，提供比較。說明如下：

### 5.4.1 固定正向力試驗

扭力計經過滑輪裝置標定過後，將所有標定前試驗曲線扭力值修正，雖然舊彈簧機制影響曲線扭力值，在此仍假設忽略其影響。以本研究第四章所建立之解析模式，配合 Matlab 程式以 No.2 試體中編號 1500-1 之曲線最佳化分析結果示意如圖 5.43 所示，分析得到參數列於表 5.8~5.10。其中 No.3 為第二批人造軟岩材料反覆環剪試驗結果。為考慮曲線因訊號擷取而漂浮震盪，將數據每隔 10 個資料點平均為一個資料點，使曲線平滑易於分析。No.2 試體中固定正向力 2000N 如圖 5.11 及 5.13，殘餘段趨勢不甚合理，因此將兩試驗扭力-扭轉角曲線峰後較平緩段視為殘餘扭力值。表 5.9 顯示，當所加載正向力越高，尖峰及殘餘剪應力皆隨之增加，但是，G 值則變動無明顯趨勢，較無規律。No.2 及 No.3 試體剪力彈性模數  $G = 30 \sim 67 \text{ MPa}$  之間，尖峰剪力強度及殘餘剪力強度配合正向應力以線性迴歸如圖 5.44、5.45，得到尖峰摩擦角為  $42^\circ$ ，凝聚力  $c$  值為  $0.62 \text{ MPa}$ ，殘餘摩擦角為  $34^\circ$ 。而 No.1 試體中因參數分析之強度參數迴歸後有不正常現象，

因此本研究只針對其殘餘強度資料分析如圖 5.46，其殘餘摩擦角為 29 度。

中空環剪試驗為考慮試體於受剪過程中，應力與應變於受剪斷面各點上因為半徑的不同使其相異，無法直接計算出其剪力強度，而採反算分析方法推求其參數。然而，若假設受剪斷面應力與應變分佈相同，分別採斷面之內外緣半徑處及、外徑平均處 3 點作為中空試體之均佈應變，於相同扭轉角下之剪應變分別為  $\gamma_i$ 、 $\gamma_o$ 、 $\gamma_m$  參考圖 5.47。茲以 No.2 1000N-1 試體之數據為例，反算結果之應力差異列於表 5.11。表中顯示，若單以試體內緣處做為斷面均佈應變分析出 G 值明顯較大，相對地尖峰剪應變較小，試體外緣處之分析結果則與內徑處相反，而以平均半徑處之分析結果很接近不同半徑處產生不同剪應變之均佈應變反算成果，若以建立之簡化力學模式表示，其應力應變曲線因為試體斷面影響所造成的差異如圖 5.48 所示。由圖 5.48 中可知，不同半徑剪面積上任一緣所計算之尖峰剪應力與殘餘剪應力皆相同；尖峰剪應變於內外緣變化約 20%~34%，殘餘剪應變於內外緣之變化約 27%~30% 間。因此，以平均半徑處為整個受剪面積之應變函數，減少應變為半徑之函數，則可合理直接計算試體之尖峰剪應力。

表 5.8 No.1 試體分析參數

類型		已知參數		
Normal force (Newton)		G (MPa)	T <sub>r</sub> (N-m)	τ <sub>r</sub> (N/cm <sup>2</sup> )
No.1	500	39.32	11.45	14.1
	1000	40.23	19.46	24.0
	1000	54.78	29.31	36.2
	1000	55.33	29.47	36.4
	1500	55.89	35.29	43.6
	1500	33.03	22.03	27.2
	2000	43.70	42.98	53.1

表 5.9 No.2 試體參數分析

類型		已知參數			反算參數		
Normal force (Newton)		G (MPa)	T <sub>r</sub> (N-m)	τ <sub>r</sub> (N/cm <sup>2</sup> )	γ <sub>p</sub>	γ <sub>r</sub>	τ <sub>p</sub> (N/cm <sup>2</sup> )
No.2	500-1	35.83	18.62	23.0	0.0234	0.0744	83.8
	1000-1	45.25	26.16	32.3	0.0240	0.0751	108.5
	1500-1	49.14	45.63	56.4	0.0271	0.0766	133.2
	1500-2	36.45	38.11	47.1	0.0298	0.083	108.6
	2000-1	48.55	52.81	65.2	0.0298	0.0741	144.7
	2000-2	64.34	53.27	65.8	0.0211	0.0995	135.8
	2500-1	66.58	57.23	70.7	0.0212	0.1037	141.2

表 5.10 No.3 反覆環剪試驗分析參數

類型		已知參數			反算參數		
Normal force (Newton)		G (MPa)	T <sub>r</sub> (N-m)	τ <sub>r</sub> (N/cm <sup>2</sup> )	γ <sub>p</sub>	γ <sub>r</sub>	τ <sub>p</sub> (N/cm <sup>2</sup> )
No.3	1000	30.26	26.61	32.9	0.0293	0.0659	88.7
	1000	29.62	35.42	43.8	0.0393	0.07	116.4

表 5.11 不均勻應力分析差異

採用應變型態	γ(R)	γ <sub>o</sub>	γ <sub>i</sub>	γ <sub>m</sub>
G (MPa)	45.25	66.67	37.04	47.62
γ <sub>p</sub>	0.0240	0.0159	0.0286	0.0223
γ <sub>r</sub>	0.0751	0.0528	0.0950	0.0739
τ <sub>p</sub> (N/cm <sup>2</sup> )	108.5	106.0	106.0	106.0

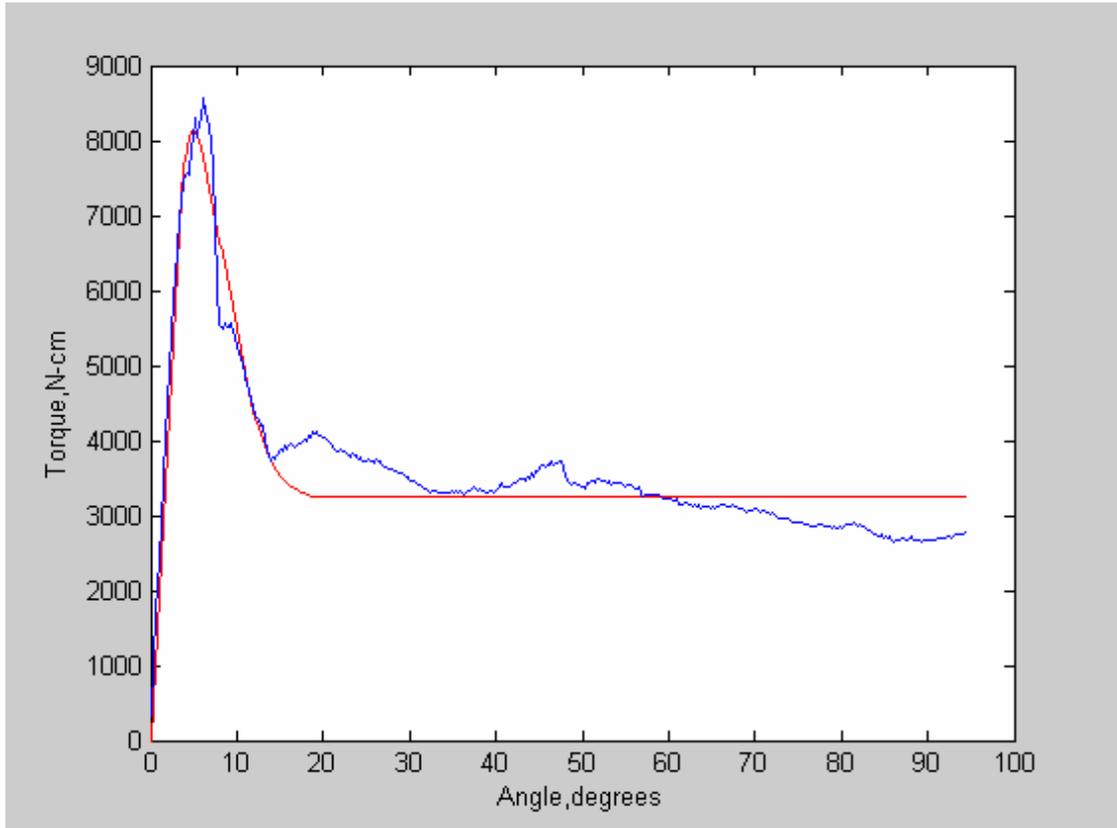


圖 5.43 曲線最佳化分析結果



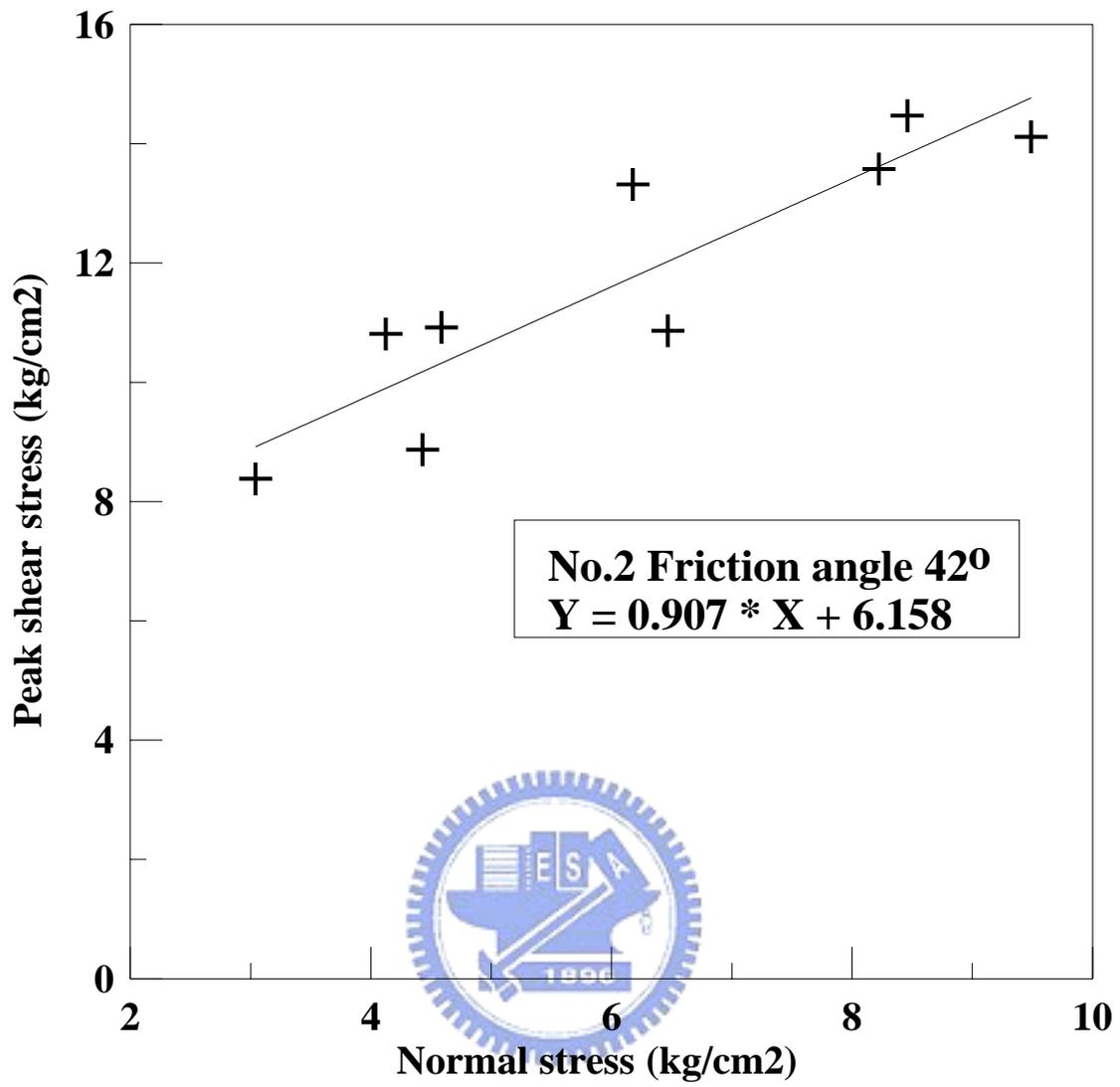


圖 5.44 No.2 與 No.3 尖峰摩擦角

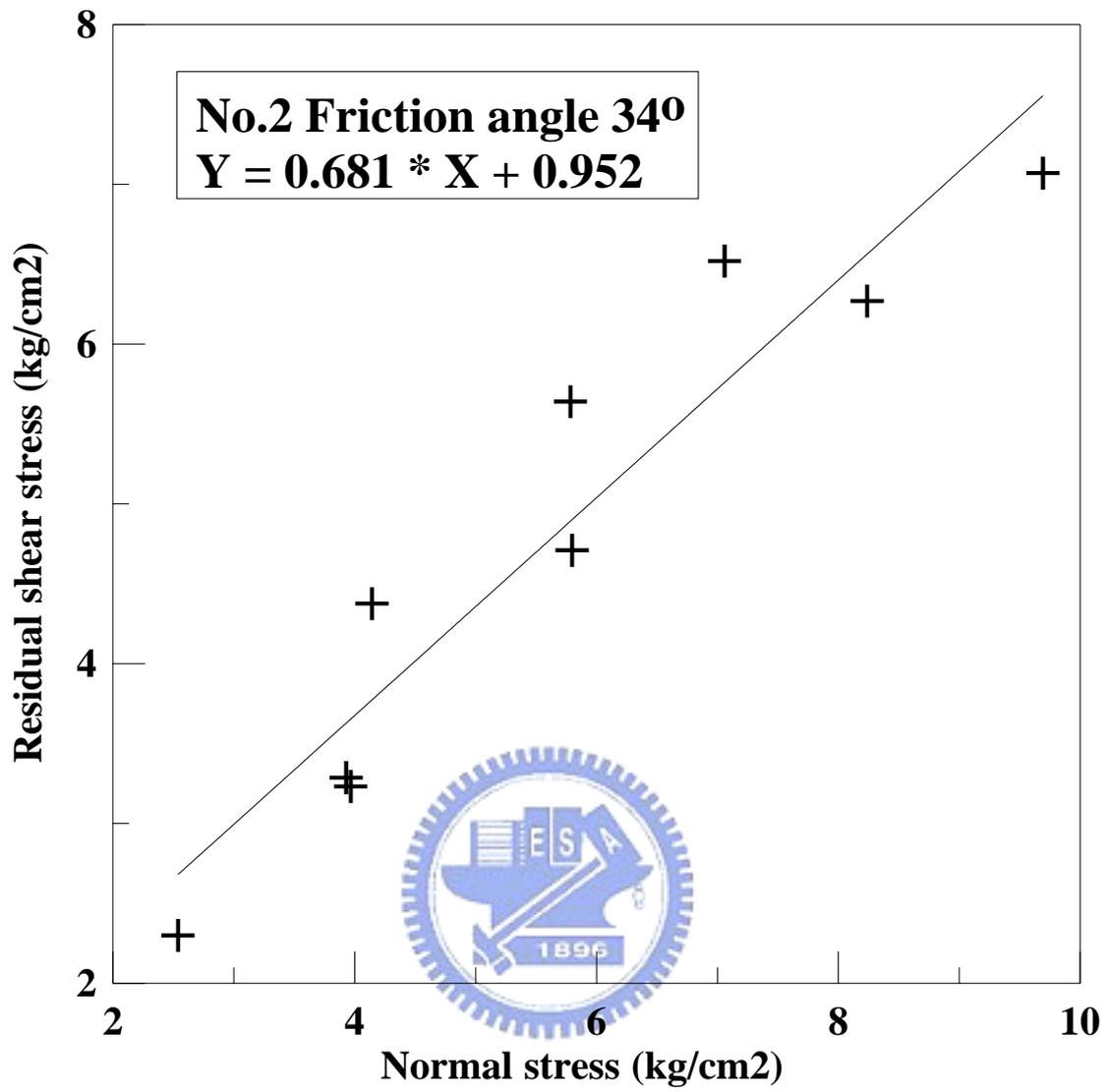


圖 5.45 No.2 及 No.3 殘餘摩擦角

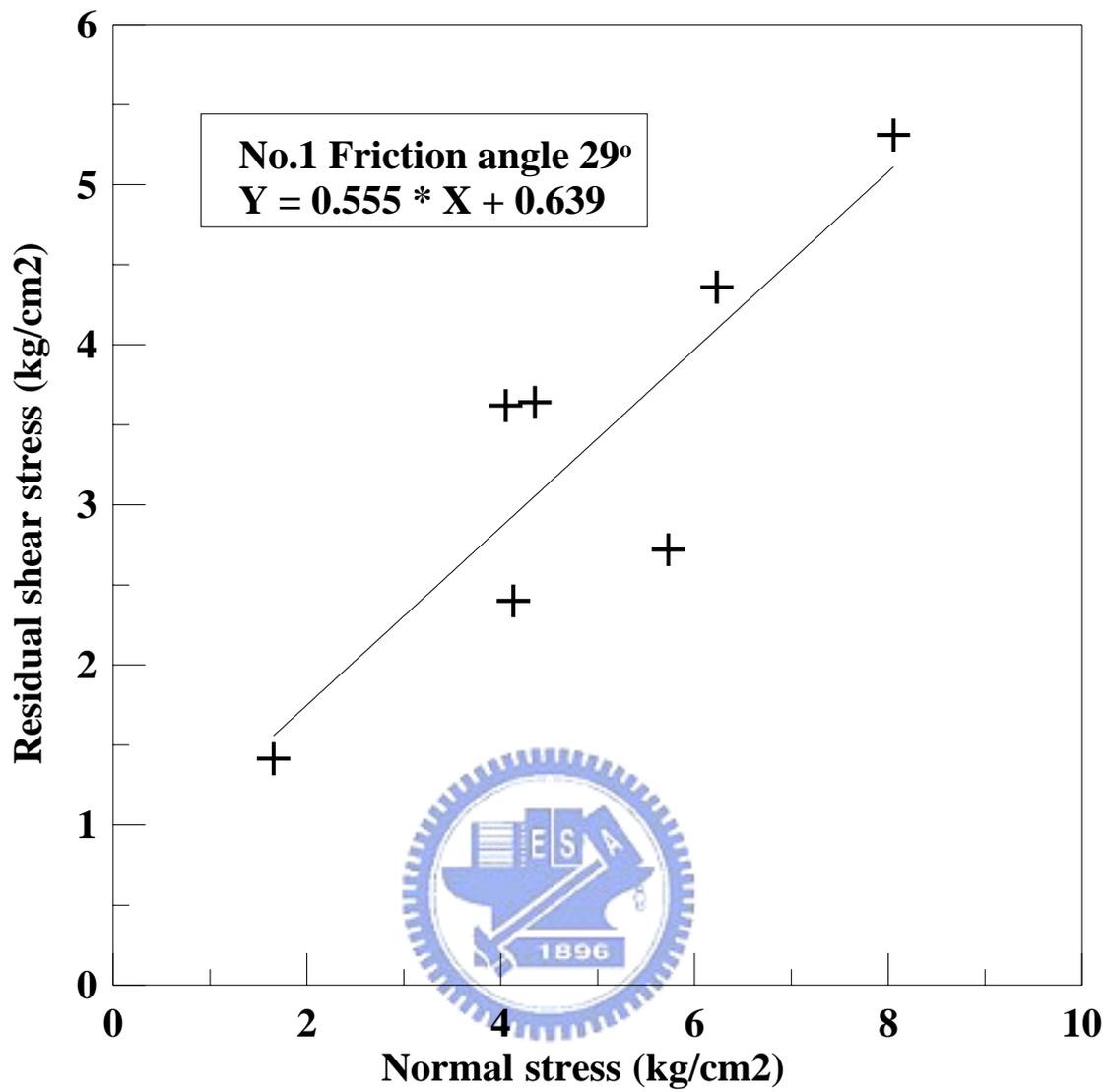


圖 5.46 No.1 殘餘摩擦角

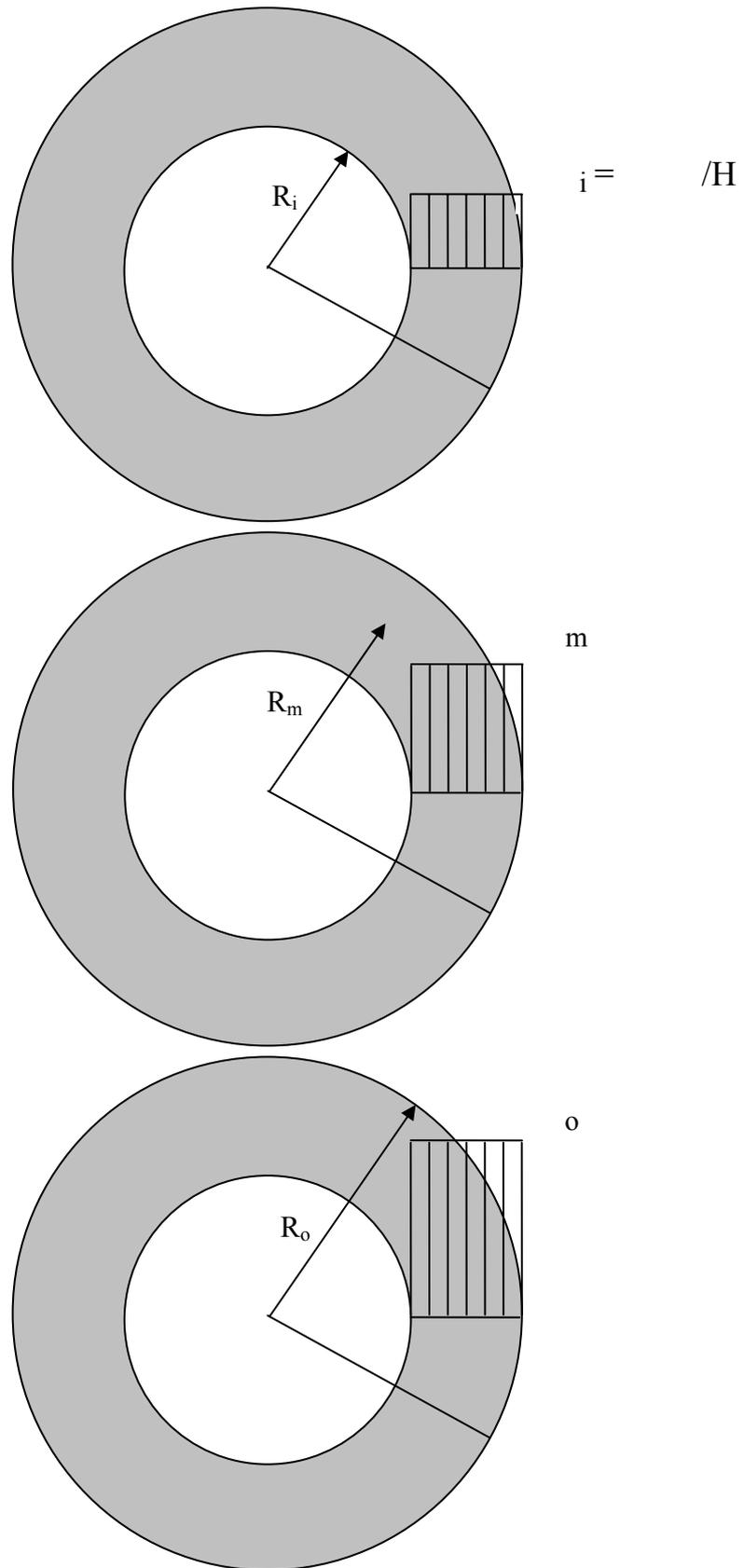


圖 5.47 不均勻應力於不同半徑之應變計算示意圖

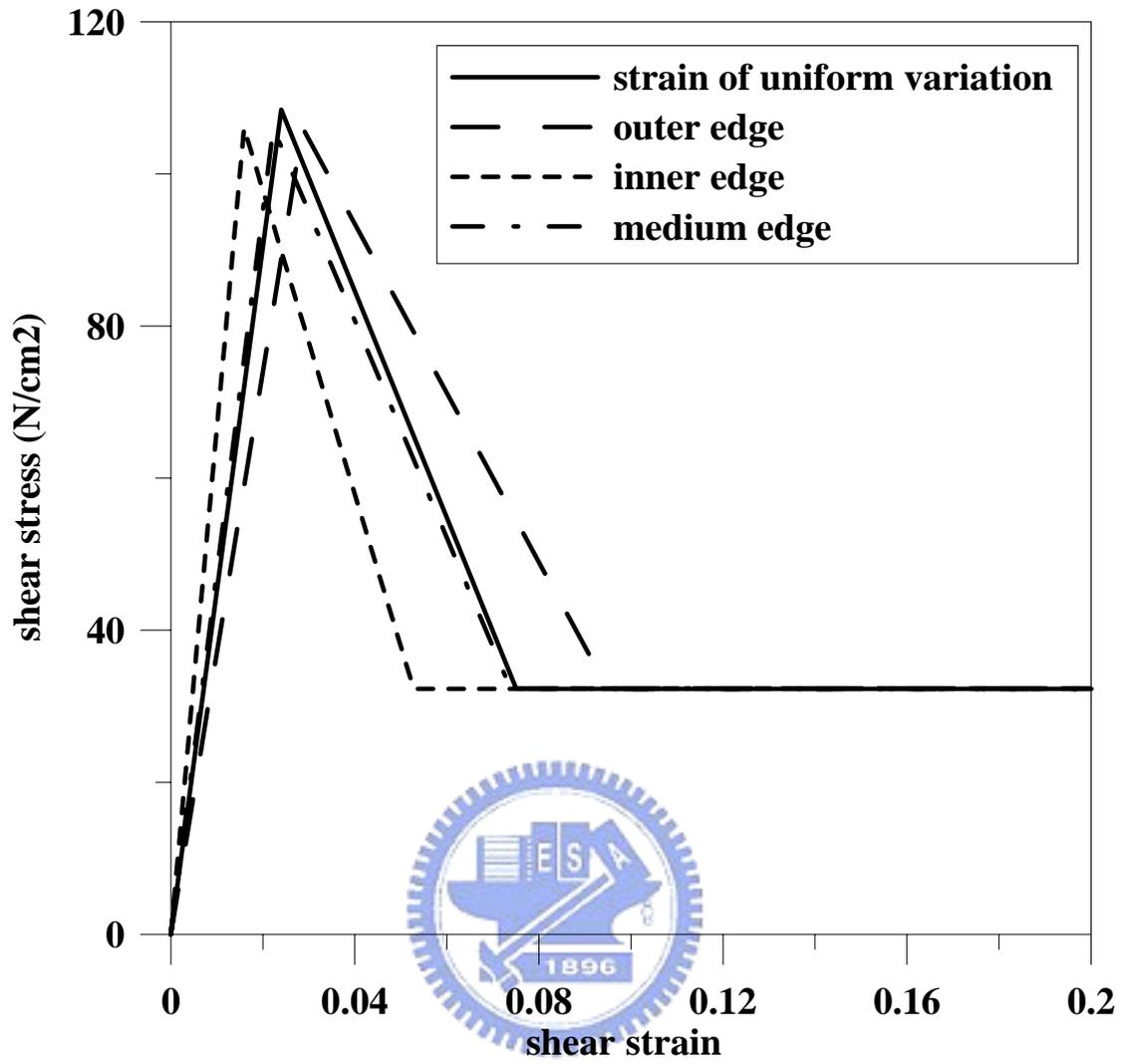


圖 5.48 不均勻應力的影響

## 5.4.2 固定體積試驗

由“最大彈性剪應變”分析出參數如表 5.12，G 值範圍於 50~40 MPa 間。由於此試驗未有完整應力應變曲線發展，在此將不討論其強度參數。

圖 5.23~5.28 發現，在 2~10 度扭轉角內正向力變化非常線性，這代表試體於塑性力學行為受剪時的膨脹與正向力有密切關係。因此，為了探討因試體受剪而正向膨脹，激發正向力發展的關係，擷取在固定正向力試驗中 4 顆固定正向力 1500N~2500N 的剪脹曲線如圖 5.49。圖中於 2~10 度扭轉角內，試體剪脹率  $\delta_v$  (單位扭轉角的膨脹量)相當一致。根據此兩種不同試驗但相同程度受剪的正向行為，由圖 5.24、5.26、5.28 線性段正向力發展的任一扭轉角範圍，對應圖 5.44 所得到平均剪脹率之膨脹量。依此正向力增量及膨脹增量，計算得到人造軟弱砂岩材料於正向應力 0.6~0.95MPa 下的正向勁度(Normal stiffness)  $K_v$  值平均為 2067N/mm，列出兩參數數據  $\Delta N$ 、 $\delta_v$  如表 5.13，其中  $\Delta D$  為固定正向力試驗下試體正向膨脹量。

表 5.12 固定體積試驗參數

編號	<b>G</b> (MPa)	$\gamma_{ep}$	$\tau_{ep}$ (N/cm <sup>2</sup> )
495N	49.86	0.0101	51.8
380N	47.63	0.0101	48.1
135N	39.57	0.0063	24.9

表 5.13  $\sigma_n=0.6\sim 0.95\text{MPa}$  正向行為參數

編號	CNT	CVT	$K_v$ (N/mm)
	$\delta_v$ ( $\Delta D / \Delta \theta$ )	$\Delta N$ (N)	
495N	0.354	1007	2120
380N	0.227	1137	1903
135N	0.287	1003	2177
Average	0.295	-	<b>2067</b>

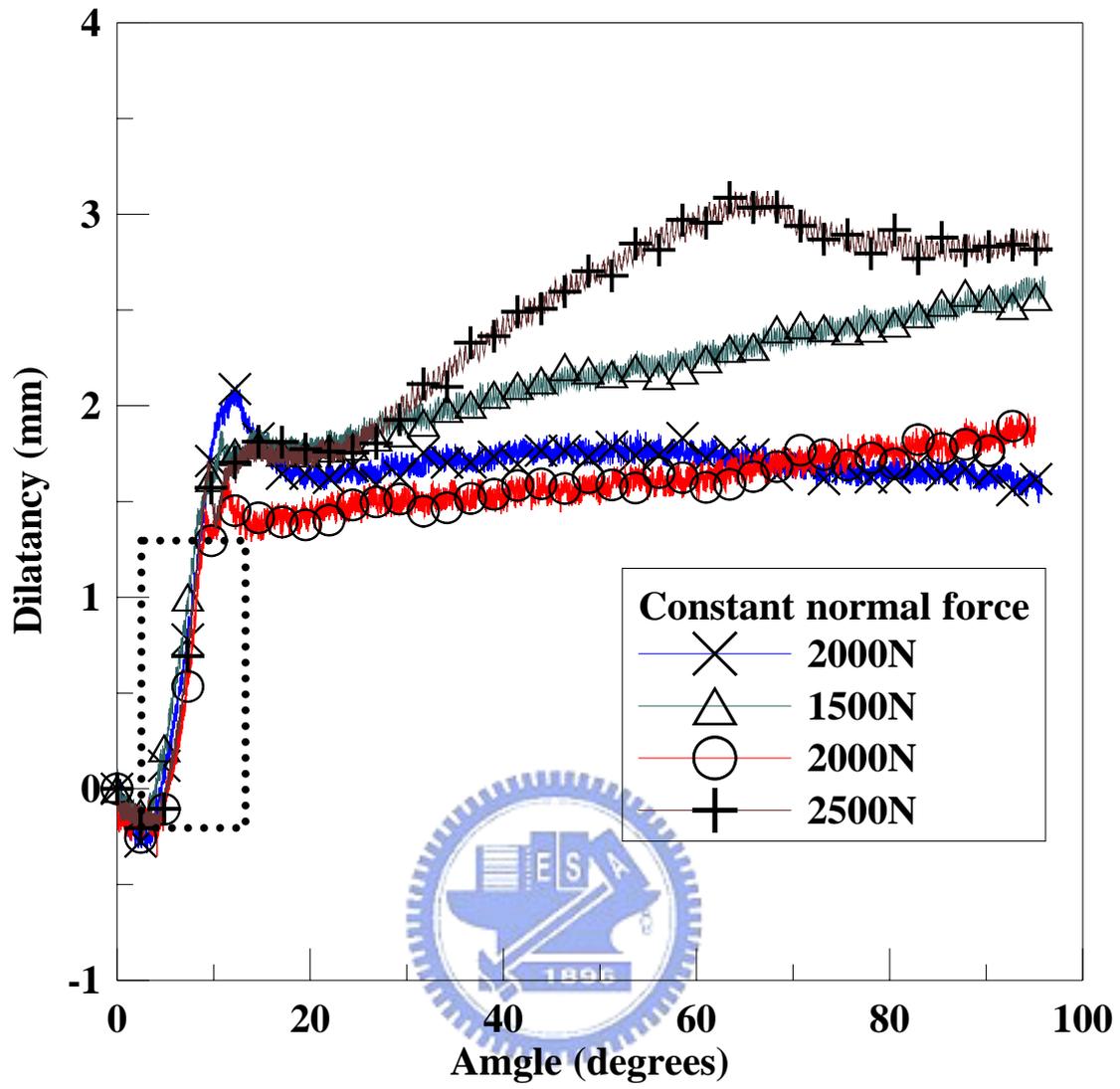


圖 5.49 固定正向力試驗剪脹曲線比較(虛線範圍斜率相同)

### 5.4.3 試驗參數結果討論

1. 固定正向力試驗 No.1 與 No.2 因試體膨脹致正向力增加(參考圖 3.31)，油壓伺服閥無法及時補償固定正向力試驗所需，導致“正向力越高扭激發力越大”，尤其於尖峰值附近更加明顯，將造成參數分析不易且試驗較不具代表性如圖 5.50。因此，於 No.3 試體中調整 MTS 458.2 控制器中垂直正向力卡槽之 P 值，曲線以初始壓密力為基值經正規化後之曲線與原曲線比較如圖 5.51，並決定 P 值為 8，方可使兩條曲線高度密合。
2. 分析固定正向力試驗曲線時，各個曲線於扭力巔峰值附近上下起伏，但大體仍維持拋物線形狀，所以在此稍稍保守計算尖峰強度以符所需。分析出的殘餘剪應變  $\gamma_r$ ，受不線性應力應變曲線及殘餘扭力變動影響，使得參數較不正確。雖然將殘餘段曲線擇以最低扭力值數據計算，但是以此殘餘扭力值為常數的曲線比對吻合誤差量會很大，因此程式分析的作法是將所有殘餘值平均設為已知參數而求解。
3. 計算由尖峰剪應變反算一扭轉角下正向力多寡時，是將中空試體面積視為均勻應變分佈，得到該點正向力。
4. 第一批試體之製作過程為本研究起步階段之測試岩樣，於扭剪過程中或許難達到較理想化扭力扭轉角曲線，使得分析之尖峰摩擦

角低於殘餘摩擦角情形；然而，殘餘強度發展僅限於水平裂面之阻抗，因此列出此批試體殘餘摩擦角並與第二批試體結果比較。

5. 由環剪試驗得到的剪力強度參數( $\phi=42^\circ$ ， $c=0.62$  MPa )，與林智慧(2004)以乾燥人造軟弱砂岩所作室內三軸試驗得到剪力強度參數( $\phi=45.12^\circ$ ， $c=0.46$  MPa)相近。根據廖學志(2004)於寶二水庫右側壩墩之孔內千斤頂試驗所得 G 值為 20~100 MPa，以及林智慧(2004)室內三軸試驗所得 E 值範圍 180~220 MPa，假設波松比  $\nu$  為 0.3，則 G 值介於 69~85 MPa，皆與本試驗  $G=30\sim 67$  MPa 接近。

6. 由固定正向力試驗反算的結果可正確推求強度參數，若試體斷面越薄，則表現出之應力影響範圍越小，對於取平均中點處之應力計算，更增加其可靠度。
7. 固定體積環剪試驗所得到的最大彈性剪應變，較無法適用於參數分析，理由是其力學模式未架構完整，數據較不正確。
8. 由固定正向力及固定體積環剪試驗結果，可合理的推算軟岩材料於正向應力 0.60~0.95MPa 下之平均正向勁度為 2067 N/mm。

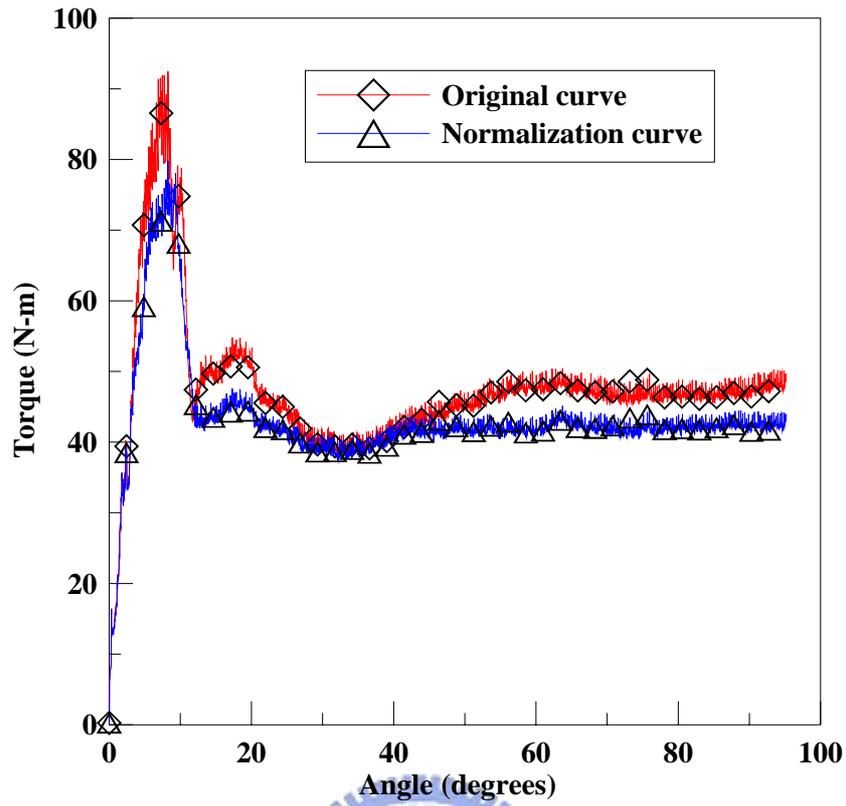


圖 5.50 CNF 正向力震盪造成扭力值變化

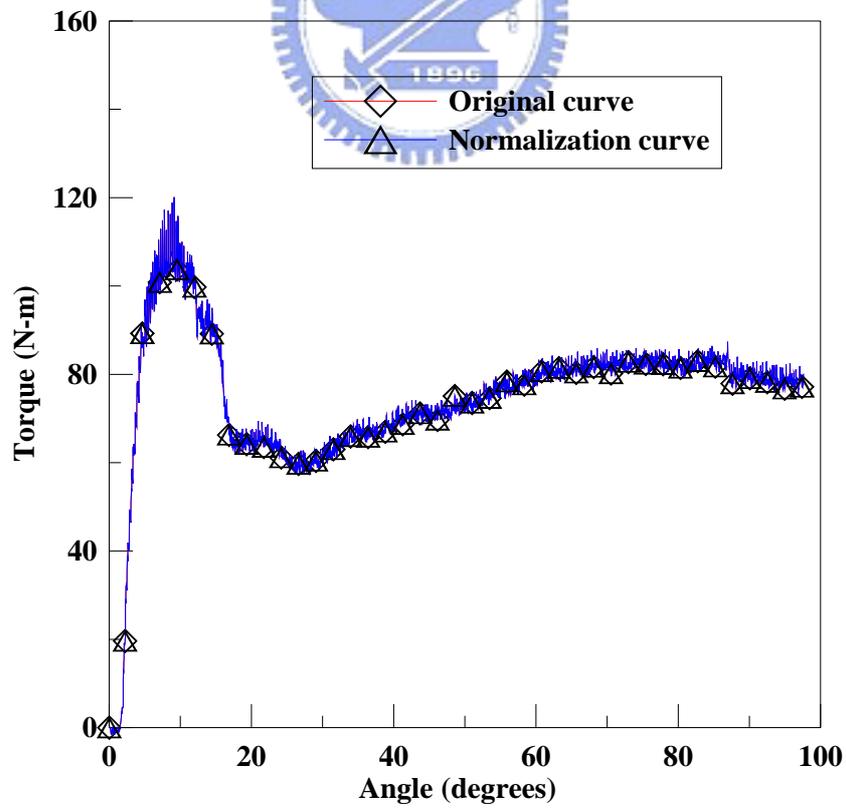


圖 5.51 調整 Gain(P)後的扭力值比較

## 第六章 結論與建議

### 6.1 結論

本研究承續前人發展之環剪試驗，嘗試改良試體製作於儀器系統穩定。論文中針對軟弱砂岩之殘餘強度環剪試驗方法及試驗結果得到以下幾點結論：

#### (一).環剪儀與控制系統部分

1. 不同的試體材料性質之勁度或強度，可能影響油壓控制系統反應速率，於施做不同應力條件之剪力試驗時，應事先調整適合的 PID 控制之迴路參數，試驗結果方具代表性，且較能模擬真實現況。本試驗經多方嘗試將垂直向應力控制之 Gain(P)值，調高至刻度 8，油壓控制反應速率快，經以正向力進行正規化後之扭力-轉角曲線與原曲線比較，可得到一致的扭力-扭轉角曲線，足證明正向應力可更維持穩定。
2. 本研究中換裝量測範圍為 $\pm 100.55\text{mm}$ 之垂直向位移計後，於所進行各種試驗時，皆不再產生暴衝導致垂直向荷重元及扭力計毀壞的情形，促動器加載更穩定，已克服以往問題。
3. 本研究之接地線裝置改善擷取系統之雜訊，降低扭力計承载力增加其讀取精度，確能減低雜訊影響。
4. 本研究藉滑輪裝置將砝碼垂直力轉換為水平力，標定扭力計，令

所得到的放大係數轉換為扭力使數據分析更合理。

## (二).試體製作部分

1. 本研究以 1:1 重量比例伴合環氧化樹脂，塗膠於軟岩於加載版介面，所有環剪試驗後之試體剪裂面皆未發生於膠面，且無脫膠情形，顯示試驗結果皆為軟岩材料之行為。
2. 本研究所有之中空軟岩試體端部皆以研磨機飾平，並研擬新的試體準備方法，於預先鑿劃溝槽滴流環氧化樹脂，使試體上架對心準確，因此能確保受剪時之應力及應變分佈均勻。

## (三).附屬輔助器材部份

為考量試體剪脹性行為避免金屬環間產生相對張開分離，本研究改良環剪儀，於內裝平面軸承的金屬環最上層，加入新的彈簧裝置，除提供金屬環間減少上下分離外，隨試體剪動彈簧長度保持不變，能使彈簧勁度不影響軟岩材料之扭力行為。

## (四).試驗結果與解析部分

### 1. 固定正向力環剪試驗:

- (1).於此類試驗中，軟岩應變軟化行為明顯，扭剪角約達 15~20 度間即達殘餘狀態，且殘餘強度於大週期中呈大致穩定。運用試驗過程中拍攝的照片觀察剪動之金屬環相對滑移，有助於曲線發展的詮釋。
- (2).裂縫首先由底部向上呈 45 度發展，開始時縫線甚細微或不明顯；

當其延伸接近試體上端，其斜率趨緩而不再呈 45 度，且裂縫寬度增大，最後則形成一接近水平裂縫之裂面。裂縫發展可對應扭力-扭轉角曲線走勢，可觀察兩者有非常密切關係。

(3).由剪脹曲線中之線性段(未必於彈性材料範圍)剪脹率性質可觀察，其比率越大軟岩越快進入殘餘狀態。

(4).由資料分析程式反算第二批試體(No.2、3)剪力強度參數；尖峰摩擦角  $\phi_p$  42 度，凝聚力為  $6.16 \text{ kg/cm}^2$ ，與林智惠(2004)以相同人造乾燥軟岩材料之三軸試驗結果  $\phi_p=45^\circ$ ， $c_p=4.6 \text{ kg/cm}^2$  相近；殘餘摩擦角  $\phi_r$  分別為 29 度與 34 度，凝聚力分別為  $0.64$  及  $0.95 \text{ kg/cm}^2$ ；剪力彈性模數  $G$  約為  $30\sim 67 \text{ MPa}$ ，與廖學志(2004)及林智惠(2004)分別以孔內千斤頂之軟岩現地試驗( $20\sim 100 \text{ MPa}$ )及三軸試驗推估之剪力彈性模數( $69\sim 85$ )皆相近。

(5).由以上所得環剪試驗結果與實驗室三軸試驗及現地孔內千斤頂試驗所得知強度參數結果大致相近，可見藉簡化之應變軟化模式詮釋分析所得之強度參數，應屬合理正確。

## 2. 固定體積環剪試驗:

試驗之扭力-扭轉角曲線受限於荷重計範圍仍無法允許加載至殘餘狀態，只能定性詮釋軟岩於固定體積條件下之受剪行為。

但若引用固定正向力試驗之剪脹率及固定體積試驗資料，得到軟

弱岩石於 0.60~0.95 MPa 正向應力下，估計正向勁度平均約為 2067 N/mm。

### 3. 反覆環剪試驗:

(1).環剪試驗待試體水平裂面產生後，再經反覆循環剪動，裂面顯著有磨耗現象，但隨循環次數增加磨損率越低漸趨穩定，終達一個門檻值。第二階循環之順向或逆向殘餘扭力因為第一階剪動磨損，扭力變化率較大；第二階以後循環，扭力變化率則不明顯。順向與逆向殘餘扭力值不相同，可能是反應裂面上粗糙角具方向性的不同或受剪面之破碎岩屑中顆粒的排列方向改變，導致扭力值不同。

(2).當任一方向剪動過程中開始產生非局部膨脹行為時，可視之為重新達到塑性屈伏狀態，因而達到該剪動方向的殘餘強度。由兩個不同剪動方向起始點的殘餘強度試驗結果，無論於正向或逆向剪動皆可達殘餘穩定狀態，以所用之試體而言選擇 30 度扭轉角的循環剪動週期足以令雙向皆達殘餘狀態。

## 6.2 建議

1. 本儀器之系統方面改良已臻至完善，但於固定體積試驗中垂直向荷重元無法量測得更大的承載力，因而被迫停止試驗；若有承載力較高且可置入頂座鋼箱的荷重元，當可得到固定體積試驗之完整扭力-扭轉角曲線。

2. 由於本試驗試體皆為乾燥試體，而軟岩邊坡產生漸進破壞常因遇水軟化造成。因此，可考慮裝置類似三軸室並能兼施測孔隙水壓設備，當可充份模擬廣泛範圍的狀況，以資進行飽和試體於排水或不排水條件下的各種試驗。
3. 固定體積試驗開始剪動時，偶有造成扭轉及垂直油壓缸油壓啟動相互作用不穩的狀況。建議當正向壓力範圍較小時，可於多功能剪力試驗儀頂座加裝垂直氣壓加壓裝置，除可使扭轉油壓系統與正向力加壓獨立外，亦可不必用到 20 噸垂直油壓動力。
4. 簡化應變軟化模型未必可完全地反應真實非線性應變軟化曲線。未來或可考慮基於尖峰剪應力範圍以非線性函數之完整應力-應變曲線為軟弱砂岩之應變軟化力學模式，可更合理反算解析強度參數。

## 參考文獻

1. Anayi, J. T. and Boyce, J. R. and Christopher D.F. , 1989, "Modified Bromhead Ring Shear Test Apparatus," *Geotechnical Testing Journal*, Vol. 12, No.2, pp. 171-173.
2. Anderson, W. F. and Hammoud, F., 1988, "Effect of Testing Procedure in Ring Shear Tests," *Geotechnical Testing Journal*, Vol. 11, No. 3, pp. 204-207.
3. Bishop, A.W., Green, G. E., Garga, V. K., Anderson, A., and Brown, J. D., 1971, "A New Ring Shear Apparatus and its Application to the Measurement of Residual Strength," *Geotechnique*, Vol. 21, No. 4, pp. 273-328.
4. Bromhead, E. N., 1979, "Simple Ring Shear Apparatus," *Ground Engineering*, Vol.12, No.5, pp.40-44.
5. Harris, A.J. and Watson, P. D. J., 1997, "Optimal Procedure for the Ring Shear Test," *Ground Engineering*, Vol.30, No.6, pp. 26-28.
6. Hight, D. W. and Gens, A. and Sumes, M. J., 1983, "The Development of a New Hollow Cylinder Apparatus for Investigating the Effects of Principle Stress Rotation in Soils," *Geotechnique*, Vol.33, No. 4, pp. 335-383.
7. Hvorslev, M. J., 1936, "A Ring Shear Apparatus for the Determination of the Shear Resistance and Plastic Flow of Solis." Proceedings, first international conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Harvard University, Cambridge. Vol.2, pp. 125-129.
8. Johnston, I. W., 1993, "Soft Rock Engineering." *Comprehensive Rock Engineering*, ED. J. A. Hudson, Vol. 1, pp. 367-393.
9. La Gatta, D. P., 1970, "Residual Strength of Clays and Clay-Shales by Rotation Shear Tests," Ph. D. thesis reprinted as Harvard Soil Mechanics Series, No.86, Harvard University, Cambridge, Ma, pp. 204.
10. Lee, H. S., Park, Y. J., Cho, T. F., You, K. H., 2001, "Influence of Asperity Degradation on the Mechanical Behavior of Rough Rock Joints under Cyclic Shear Loading," *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol.38, No.7, pp.967-980.
11. Miao, Tiande., Ma, Chonwu., and Wu, Shengzhi., 1999, "Evolution Model of Progressive Failure of Landslides," *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol.125, No.10, pp.827-831.

12. Negussey, D., Wijewickreme, W. K. D., and Vaid, Y. P., 1988, "Constant-volume Friction Angle of Granular Materials." Canadian Geotechnical Journal, Vol.25, No.1, pp. 50-55.
13. Satta, A. S. and Townsend, F. C., 1981, "State of the Art Laboratory Strength Testing of Soils," Laboratory Shear Strength of Soil, ASTM STP 740, R. N. Yong and F. C. Townsend, Eds., American Society for Testing and Materials, pp. 7-77.
14. Skempton, A. W., 1970, "First-time Slides in Overconsolidated Clays," Geotechnique, Vol. 20, No. 4, pp. 320-324.
15. Skempton, A. W., 1985, "Residual Strength of Clays in Landslides, Folded Strata and the Laboratory," Geotechnique, Vol.35, No. 1, pp. 3-18.
16. Stark, T. D. and Contreras, I. A., 1996, "Constant Volume Ring Shear Apparatus." Geotechnical Testing Journal, Vol.19, No.1 pp. 3-11.
17. Stark, T. D. and Vettel, J., 1992, "Bromhead ring shear test procedure." Geotechnical Testing Journal, Vol.15, No.1, pp. 24-32.
18. Stark, T. D. and Eid, H.T., 1992, "Comparison of Field and Laboratory Residual Strength." Proceedings, ASCE Specialty Conference Stability and Performance on Sloops and Embankments-2, University of California, Berkeley. CA. ASCE, New York.
19. Taylor, D. W., 1952, "A Direct Shear Tests With Drainage Control," Symposium on Direct Shear Testing of Soils, ASTM STP 131, pp. 63-74.
20. Tika, T.E. and Hutchinson, J.N., 1999, "Ring Shear Tests on Soil From the Vaiont Landslide Slip Surface," Geotechnique , 49:1, pp. 59-74.
21. Wong, L.W., Yen, T.L., Wang, J.Y. and Chang, W.C., 1996, "Residual Stregth of Mudstones of the Cholan Formation" Proc. 3<sup>rd</sup> Sino-British Geological Conf., Taipei, pp.77-86.
22. 顏東利、陳俊樺、秦中天、張文城，1999，『軟弱泥砂岩互層岩盤之公路邊坡整治案例探討』，地工技術，第七十二期， pp.13-22
23. 陳賀瑞，1997，『中北部地區極軟弱砂岩之物理與力學性質之初步探討』，國立交通大學土木工程研究所碩士論文。

24. 林景民，2001，『軟弱岩石之應力應變與屈服行為』，國立交通大學土木工程研究所碩士論文。
25. 李程遠，2003，『多功能剪力試驗系統之研發－扭剪部分』，國立交通大學土木工程研究所碩士論文。
26. 曾孝欽，2003，『軟岩用多功能剪力試驗系統之建立－直剪與單剪系統』，國立交通大學土木工程研究所碩士論文。
27. 劉晉材，2004，『軟岩中空環剪試驗儀之研發』，國立交通大學土木工程研究所碩士論文。
28. 林智惠，2004，『膠結不良砂岩在不同應力路徑下之力學行為』，國立交通大學土木工程研究所碩士論文。
29. 廖學志，2004，『多功能孔內試驗儀之改良及試驗結果詮釋』，國立交通大學土木工程研究所碩士論文。
30. 孫光東，2004，『退縮距離對膠結不良砂岩淺基礎承載行為之影響』，國立交通大學土木工程研究所碩士論文。