

第二章 文獻回顧

本研究主要目的在於設計一套可適用中空軟岩的環剪試驗儀，以期獲得試體之殘餘強度及應力-應變曲線。因此，本文先針對台灣軟弱砂岩之分佈與地質特性、軟弱岩石之定義、軟弱岩石之形成及軟弱岩石的力學特性作一概述；而後對一般的軟岩取樣技術及設備、環剪儀的發展、中空軟岩試體尺寸的影響加以回顧，作為儀器修改、試驗製作、試驗步驟確立之基礎。

2.1 台灣軟弱岩石之分佈與地質特性

臺灣本島經過造山運動後，台灣西部麓山帶形成一系列因沈積作用造成的地層，多以砂岩和頁岩為主，於地質年代上屬年輕地層，再加上風化侵蝕作用的影響，普遍產生膠結不良的軟弱岩石（徐鐵良，1992）。

在台灣中北部地質史中，上新世地層主要分佈在中新世地層出露地區以西的山嶺和丘陵地，由海相碎屑沈積物組成，其南北變化情形和中新世地層大致相若，即由北向南層厚漸增，粒度漸細，大致上以頁岩、粉砂岩、頁岩和砂岩互層及少許的礫岩為代表；其中，凸鏡狀的細粒砂岩層（混濁砂岩至亞混濁砂岩）常夾雜在泥岩之中，於臺灣中北部比較具代表性的地層有卓蘭層及桂竹林層。而更新世地層屬第四紀地層，大都出露在西部山地較靠西的山嶺或山丘內，主要有砂岩、粉砂岩、泥岩、頁岩和礫

岩，海相和陸相的地層皆有出現，於中北部地區較具代表性的地層為頭嵙山層（何春蓀，1987）。

頭嵙山層廣泛地分佈在西部麓山帶中，沈積時代是更新世的初期，整合在上新世卓蘭層的上方。頭嵙山層一般可分為兩個岩相，彼此間是漸變的，一為礫岩相，一為砂岩和頁岩相。兩個岩相分別可稱之為火炎山相（礫岩）和香山岩相（砂岩和頁岩）。台灣中部和中南部頭嵙山層中之礫岩相及砂頁岩互層相都有很好的發育，前者通常覆在後者的上面。另外，於頭嵙山層下部主要的岩性是塊狀、淡青灰色至淡灰色、細粒、或粉砂質的砂岩。砂岩的膠結疏鬆，偶含漂流木碎塊，常夾有青灰色或灰色頁岩的互層。而礫岩部份呈巨厚塊狀，厚度約在數百公尺之間。台灣北部頭嵙山層主要特徵是膠結疏鬆的砂岩和頁岩所形成之互層，礫岩相不發達，一般只有少數礫石薄層夾在砂岩和泥岩之中，在北部多以香山相為代表。

頭嵙山層在新竹縣被稱為楊梅層，在苗栗縣則被稱為通宵層，此兩個地層皆由青灰色砂岩、粉砂岩和頁岩組成。其中，楊梅層下部的砂岩中常夾有礫岩薄層。

本研究試體來源的地區位於寶山背斜東南翼，出露之岩層屬楊梅層照鏡段岩層（又稱為頭嵙山層香山相），岩性由厚砂岩、泥岩、砂泥岩互層及底部含礫岩之厚砂岩所組成。而研究的試體以軟弱砂岩為主，軟弱的砂岩同時具有岩石與土壤兩者的特性，因此無法只單純使用土壤力學或岩石

力學的概念來探討之。

2.2 軟弱岩石之定義

國際岩石力學協會 (ISRM) 依據完整岩石的單軸抗壓強度 (q_u) 將大地材料加以分類 (Johnston, 1993), 如圖 2.1。單壓強度分佈在 0.5 MPa 至 25 MPa 之間可歸類為軟岩。ISRM 定義之軟岩單壓強度範圍涵蓋了堅硬黏土 (Hard Clay)、極軟弱岩石 (Extremely Weak)、非常軟弱岩石 (Very Weak) 以及軟弱岩石 (Weak) 等部分。

眾學者對軟弱的定義不同, 因此對軟岩的分類亦各自有自己的一套標準, Bieniawski (1974) 建議軟岩的單壓強度應介於 1 至 25 MPa 之間。而圖 2.2 為 Bieniawski (1984) 所整理出各家的分類定義。國際土壤力學及基礎協會 (ISSMFE) 的技術報告中, 則將軟岩定義為單壓強度介於 0.5MPa 至 25MPa 的大地材料, 下限為 0.5MPa 的理由, 是以一般黏土的單壓強度通常都低於 0.5MPa; 而上限則是以材料的工程行為界定, 而考量各家的分類方式, 0.5MPa 至 25MPa 為一合理的數字。

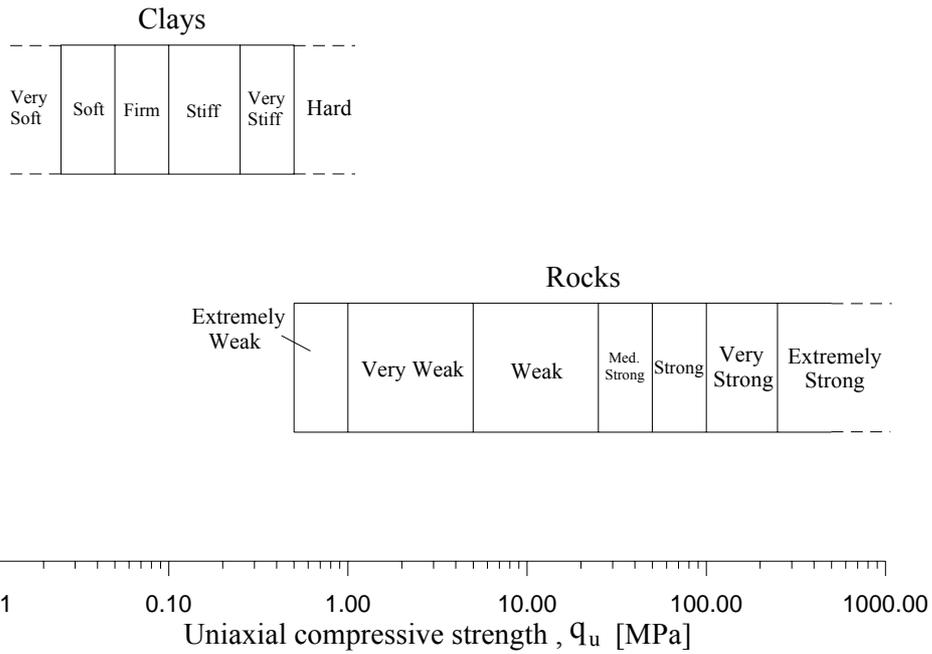


圖 2.1 ISRM 建議之大地材料分類分級圖 (Johnston, 1993)

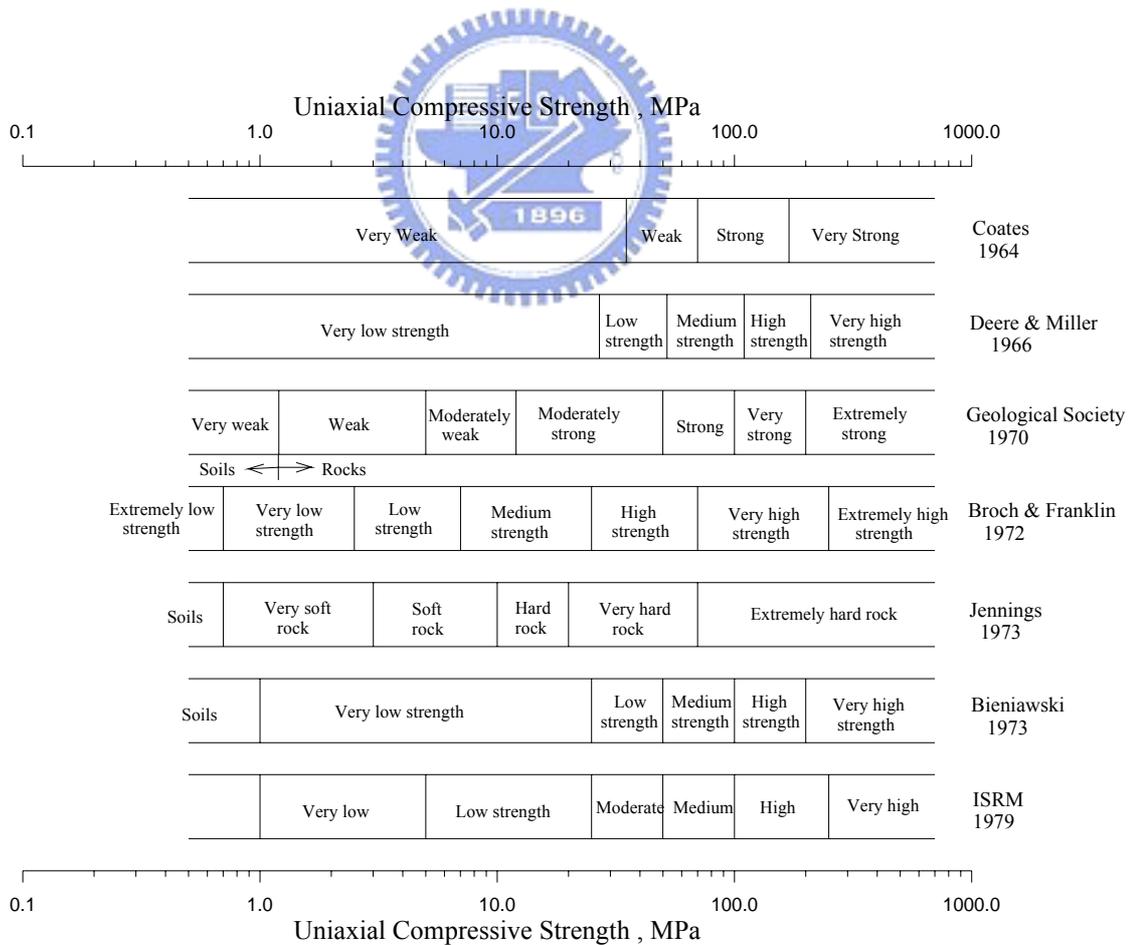


圖 2.2 岩石材料依單壓強度之分級圖 (Bieniawski, 1984)

2.3 軟岩的形成

一般由砂土轉化成砂岩主要經過三個階段 (Barton,1993) 為 (1) 顆粒沈積作用、(2) 緩和成岩作用、(3) 長時間的固化作用。Barton認為軟弱砂岩成岩作用不完全，可視為凝聚性砂土，尚未經過固化作用，強度不高，膠結也差。Dobereiner et al. (1986) 亦有此相似的結論，並認為風化也是軟岩形成之一大要素，其主要為火成岩或變質岩軟化之原因。而Barton認為固化時間短是形成軟岩的主因，影響軟岩的力學行為主要是成岩作用中的各種岩化作用。岩化作用可再細分成 (陳汝勤及莊文星,1992): (1) 凝聚作用：如物理的脫水和硬化作用，使得氧化矽或有機膠，形成非晶質或隱晶質固體。(2) 結晶作用：形成原生的可辨識的化合物，如在火山碎屑沈積物未穩定的礦物，它的形成並未有孔隙水或其他礦物之介入。(3) 再結晶作用：由於應力的增加或其他因素之影響而形成次生的、結晶學尚可辨識的礦物，例如由霏石轉換為方解石。(4) 壓密作用、密結和壓力黏聚作用：由於荷重逐漸增加，孔隙水液漸被排溢，使得顆粒緊密在一起，有時產生局部區域水溶液之富集或空洞間形成再沈積作用。(5) 膠結作用：由於循環水溶液所帶來之膠結物在沈積物顆粒之間隙中填充或部分填充，這些膠結物主要有 SiO_2 、 CaCO_3 和 Fe_2O_3 。

2.4 軟岩的力學特性

軟弱岩石的力學強度、壓縮性、破壞準則大致介於一般硬岩石及土壤之間。Johnston (1993) 認為軟弱岩石特性必須同時兼具土壤力學與岩石力學的觀點來考慮。相較於岩石而言，是強度較低、較具壓縮性與延展性；相較於土壤而言，則是軟弱岩石較硬、較脆、較具膨脹性的材料。而 Dobereiner et al. (1986)、赤井浩一 (1993) 亦發表相似的結論。

黃燦輝 (1994) 指出，岩石軟弱之原因大致為：(1) 膠結物本身礦物組成軟弱，如膠結不良的泥岩。(2) 孔隙率高、膠結不良，如膠結不良的砂岩。(3) 風化，如鈣質砂岩。(4) 應力的解壓，如斷層泥。



軟岩的基本特性如下：

- (1) 孔隙率較大：根據 Oliveira (1993) 指出受風化作用而形成之軟弱岩石，其孔隙率較大的原因有二：
 - (a) 風化的過程中，岩石孔隙間的組成的礦物遭到溶解，進而流失並對組構產生影響。
 - (b) 風化過的過程中，岩石組成礦物的衰退，會使岩內部產生裂隙。
- (2) 膠結性不良：岩石的主要膠結物有矽質、石灰質與黏土質，且岩石之強度、硬度與膠結物的種類及含量有甚大的關係。一般

以矽質膠結的岩石較硬；由黏土質膠結的岩石較鬆軟；由石灰質膠結的岩石則較易受化學風化，一旦開挖與外界接觸或遇水，極易弱化而使強度大幅減低。就地質年代而言，軟弱岩石之成岩過程並不長，加上成岩過程中膠結強度不佳（如，膨脹性黏土礦物），因此易受風化作用而強度較低，且吸水率較一般岩石高，及易因乾濕循環而產生消散現象。

- (3) 變形性大：Oliveira (1993) 認為軟弱岩石在應力狀態改變或含水量改變時，所產生的變形量較一般岩石明顯，軟弱岩石之力學性質與力學行為主要與礦物組織與礦物組成成分有關。軟弱岩石若含有較多的黏土成分則易遇水膨脹及強度降低，或易產生解壓回脹的行為。赤井浩一 (1993) 認為軟岩之力學行為受圍壓的影響，呈脆性至延性間的變化。
- (4) 於低應力狀態下仍會發生潛變行為：軟弱岩石因易受孔隙水、膠結礦物以及孔隙率較大之影響，即使在低應力下，也會有依時性的行為，即潛變之產生。

2.5 軟岩取樣方法

2.5.1 取樣的目的及方法

一般進行鑽孔取樣的主要目的有二（陳賀瑞，1997）：

- （1）利用鑽機及岩心管採取岩心，以岩心提供鑽探深度範圍內的地質情況，並將所取的岩心進行各項力學試驗。
- （2）利用鑽孔進行各種現地試驗，如透水試驗、波速量測、PMT等。

而鑽孔取樣方法的決定需配合地質環境的狀況，如地下水位置、岩層的破碎程度、是否為崩積土...等，搭配鑽頭型式、機器設備、及操作方式，才能對土壤或岩石擾動最小。而現地鑽探的方法主要為下列幾種：沖洗法、螺鑽法、衝擊法、旋轉法...等。其中螺鑽法及沖洗法主要為覆蓋層內以取樣器取樣或實施貫入試驗，較適用於土壤的調查。而衝擊法是利用鑽頭迅速的上下振動，而促使其達鑽進目的，但此種方法對鑽探的土壤或岩石會產生極大的擾動，因此不適用於鑽孔取樣。旋轉法是目前地質鑽探使用最頻繁的鑽探方法。利用機械引擎產生高速的旋轉及扭力，在配合各種不同的鑽頭、鑽桿、岩心筒及介質，可以用不同的組合以達到鑽探取樣的目的。

2.5.2 鑽頭及岩心筒的型式

鑽頭一般可分成兩大類，一類為岩心鑽頭，另一類為非岩心鑽頭。

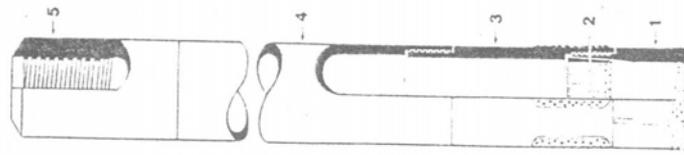
而岩心鑽頭的材料又可分成鑽石鑽頭及合金鑽頭。鑽石鑽頭與合金鑽頭比起來，鑽石鑽頭較耐磨，可鑽進的尺數較高，起鑽次數亦少，可降低人工成本（劉武志, 1979）。

岩心筒以鋼管的層數分類，通常可分成單層岩心筒、雙層岩心筒及三層岩心筒（陳賀瑞, 1997）。

單層岩心筒：此類岩心筒多用於堅硬、完整無破碎的岩層，以鑽掘深度為優先，岩心回收率為次要的鑽探工程。

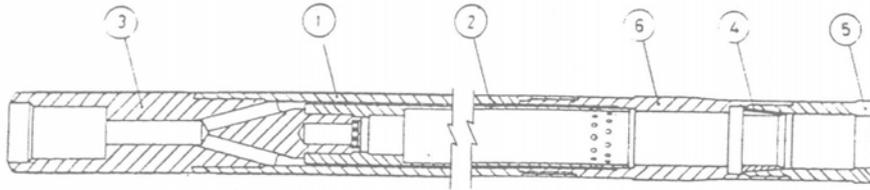
雙層岩心筒：可分為剛式雙層岩心筒及旋轉式雙層岩心筒。介質在於岩心筒內的流動之路徑均相同，差異在於剛式雙層岩心筒之內外兩管相互聯結而同時繞者岩心旋轉，旋轉式雙層岩心筒之內外管並未聯結，內管與外管間夾封閉式滾珠軸承，在施鑽過程中，內管能保持靜止狀態，因此對岩心可減少干擾。

三層岩心筒：通常可分成非伸縮式與伸縮式兩種。非伸縮式三層岩心筒的特色為在內管內部另有兩片分裂式第三層管。三層式岩心筒的最大優點為取出的岩心幾乎未受擾動。而伸縮式三層岩心筒內管頂部設置高壓縮彈簧，當遭遇到膠結鬆散之地層時，可藉由鑽串的重量將切土靴擠入地層，達到預先保護岩心不受介質之衝擊。



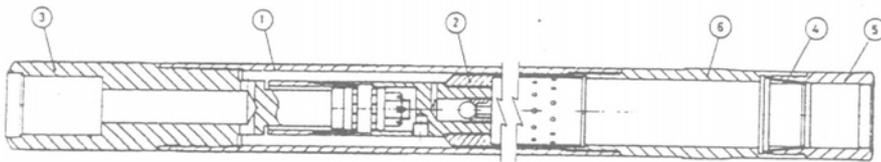
- 1 鑽石鑽頭
- 2 岩心夾
- 3 修孔殼
- 4 單層岩心筒
- 5 筒頭

單層岩心筒



- 1 外管
- 2 內管
- 3 出水端(筒頭)
- 4 岩心夾
- 5 鑽頭
- 6 修孔殼

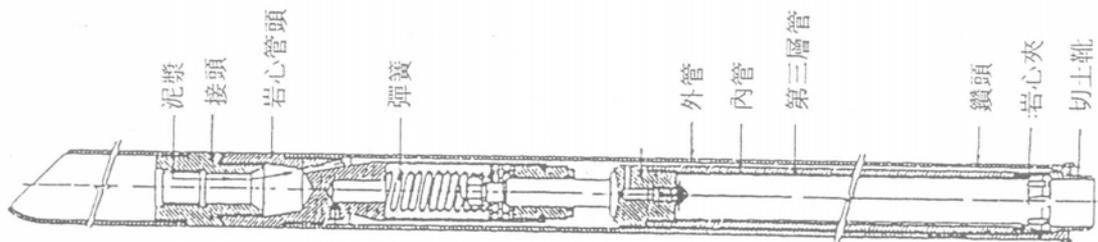
剛式雙層岩心筒



- 1 外管
- 2 內管
- 3 出水端(筒頭)
- 4 岩心夾
- 5 鑽頭
- 6 修孔殼

旋轉式雙層岩心筒

雙層岩心筒



三層岩心筒

圖 2.3 岩心筒的種類 (劉武志, 1979)

表 2.1 適用於軟弱岩層之岩心筒歸納表 (陳賀瑞, 1997)

岩心筒型式	適合地質狀況	特色	尺寸編號	岩心直徑
長年牌“L”系列岩心筒	破碎、多孔性及軟弱地層	<ol style="list-style-type: none"> 為旋轉式內管頭，即外管旋轉時，內管不動，可保護岩心 循環泥漿流經外管與內管之間隙，減少岩心被沖蝕 專利的關閉閘，可通知鑽工岩心已堵塞 岩心筒頭均經過表面硬化處理，耐磨且增加穩定性 岩心夾套以套入方式與內管結合，取岩心時毋需旋轉螺紋 	EWL、AWL BWL、NWL	與“W”系列相當
克來留斯 T6 薄壁岩心筒	一般性岩層	<ol style="list-style-type: none"> 普通岩心筒，配合使用的鑽頭較薄 取出岩心較一般大 岩心夾套為直接套入式，當提昇鑽串時，岩心之負荷會轉移至外管 		47~123 mm
克來留斯 T6S 薄壁岩心筒	沉積岩、風化岩層 鬆軟岩層	<ol style="list-style-type: none"> 大致上同 T6 薄壁岩心筒 內管為分裂管 		38~116 mm
克來留斯 K3S 雙層岩心筒	極度軟、破碎岩層 受擠壓岩石	<ol style="list-style-type: none"> 內管由分裂或光滑不受侵蝕金屬製成，可減少摩擦及防止岩心阻塞 分裂管具有些微彈性，可防止岩心膨脹而導致阻塞 	K3S-66 K3S-76 K3S-86	38 mm 48 mm 58 mm
崔福斯 LC 三層岩心筒	一般地層 軟泥、極度鬆軟地層	<ol style="list-style-type: none"> 岩心筒有標準型及伸縮型 	AMLC、BMLC NMLC、HMLC	27~63.5 mm

2.5.3 介質材料

介質材料的主要作用為：(1) 冷卻及潤滑鑽頭與鑽具。(2) 沖洗鑽頭並清除孔底岩屑 (陳賀瑞, 1997)。介質材料的選用需視地質狀況及工程目的而決定，採用適當的介質材料有助於提高岩心回收率、減少岩心的擾動。今將常用數種介質材料列舉如下 (詳見表 2.2)：

水：是目前鑽探作業中，最常使用的介質材料。由於價格便宜且容易取得，因此在土壤鑽探或岩石鑽探均被大量的使用，對於岩屑的清除、鑽頭的冷卻效果皆十分顯著。但對於較破碎岩層或軟弱砂岩之取樣等，常因水的衝擊過大，造成岩心遭嚴重擾動而使得岩心回收率低。

空氣：如鑽探取樣可優先考慮，但空氣介質很少會被採用。主要是因為 (1) 當鑽孔深度增加，必需增加更高的空氣壓力才能將岩屑吹出。(2) 空氣壓力會引起鑽具震動，當壓力過高時會嚴重影響取樣過程。

泥漿：泥漿的技術最早是使用在油氣鑽井工程上，後來引進鑽探技術上，證明使用泥漿對岩心回收率及鑽進率都有大幅的提昇。目前最常用的泥漿是以皂土為主要原料，配合木質磺化物控制流動性質及脫水性質，並加入苛性鈉調整 PH 值。其主要功用除了前述的主要目的外，尚有：

- (1) 泥漿能形成泥壁，防止鑽孔時孔壁崩坍，可節省套管的費用。
- (2) 調製適當比重的泥漿，可以封閉裂隙。
- (3) 可抑制地層內的氣體或液體流出。

(4) 具有黏性，可以使衝擊速度降低並減少沖蝕與擾動。

但是泥漿的調配並不容易。必須要純淨的水及足夠的水量，才能維持流動性及黏滯性，還需添加化合物，有經驗的操作手必需時常檢測泥漿的濃度並調整添加化合物的量。除此之外，尚須設置泥漿池，讓懸浮於泥漿中的固體顆粒得以沈降，以避免卡鑽或泥膜不形成而造成坍塌，進而降低鑽進速率。採用泥漿當介質也容易對環境造成污染，所調配的化合物對人體有害。唯有在較特殊的狀況下才會使用。

氣體泡沫：此種介質在國內工程鑽探並不多見。氣體泡沫是將泡沫製劑與水的混合液配合高壓空氣所形成，氣體泡沫外表類似刮鬍泡沫，利用黏滯力配合較低的下沖速率，能將岩屑及鑽孔時所產生的熱帶出。最早是由香港學者 Phillipson et.al. (1982) 運用氣體泡沫配合伸縮式三層岩心筒（詳見圖 2.4），目的為崩積土的鑽探取樣，其岩心回收率相當高，並可降低岩心擾動的情形。氣體泡沫的特點如下：

- (1) 在鑽孔的過程中，氣體泡沫的下沖速較低，可減少對地層材料的擾動。
- (2) 調製拌和方便容易。
- (3) 氣體泡沫亦具有穩定孔壁的作用，能降低鑽具與孔壁的摩擦力。
- (4) 整個鑽探過程中，能減少水的使用量。

(5) 泡沫無毒性，對環境不會造成污染。

陳賀瑞（1997）以 Phillipson 的設備加以改良成為手提式鑽機取樣，大幅降低鑽探費用及提高便利性、機動性（詳見圖 2.5）。



表 2.2 鑽探介質材料之比較 (陳賀瑞,1997)

介質種類	優點	缺點	適合地質情況
空氣	<ol style="list-style-type: none"> 1. 取得最容易 2. 免費 3. 最適合鑽孔 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 容易對鑽具造成震動，嚴重影響取樣過程 2. 會產生大量的塵埃及噪音 3. 施鑽深度較淺 4. 所需輔助機具(空壓機)花費較貴 	任何地層
水	<ol style="list-style-type: none"> 1. 取得較容易 2. 輔助機具簡單 3. 可有效冷卻鑽頭 4. 施鑽深度較深 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 容易對地層造成擾動 2. 影響地層之含水量 3. 於軟弱地層之取樣完整率相當低 4. 套管使用率較高 	堅硬、完整岩層 一般土層
泥漿	<ol style="list-style-type: none"> 1. 形成泥壁，防止鑽孔崩坍，可省略套管的使用 2. 適當比重之泥漿，可封閉岩層之裂隙，防止漏泥 3. 可抑制高壓地層內氣體或液體之突出 4. 有黏性，可降低衝擊速度，減少沖蝕與地層擾動 5. 施鑽深度相當深 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 泥漿的調配並不容易 2. 容易對環境造成污染 3. 調配所需之化合物對人有害 4. 輔助設備設置較繁雜 5. 價格較貴 	地熱鑽井 含高壓液體之地層 海域沖積礫床 較破碎之地層
泡沫	<ol style="list-style-type: none"> 1. 拌和容易 2. 下沖速度低，減少對機具之震動 3. 具有穩定孔壁作用，可延緩施加套管的時間 4. 可減少孔壁摩擦，使套管之施加或拔除較省力 5. 無毒性，不會造成環境污染 6. 所需的水量較少 	<ol style="list-style-type: none"> 1. 膠結較緊密(如泥岩、頁岩...)等地層亦不適合 	軟弱地層 (孔隙率較大者) 破碎地層

2.5.4 鑽探取樣對擾動性之影響

岩石的鑽探取樣大多採用水為介質，容易造成岩樣的含水量增高及組織構造破壞，加上鑽探取樣方法不同及鑽探人員放置岩心或實驗室試體製作...等造成岩樣的擾動，一般造成岩心擾動的主要原因有（1）取樣的方法。（2）試體製作。（3）岩心筒型式。今將過去學者所做取樣對擾動性影響之研究列舉如下：

取樣方法：圖 2.6 為 Tatsuoka & Kohata (1995) 曾針對軟岩十一個場址的軟岩利用旋轉岩心管及塊狀取樣兩種取樣方法，進行一系列室內三軸試驗，其結果與現地地震波量測試驗比較，指出無論何種取樣方法，由外部軸向應變量測結果，所有室內試驗之最大剪力模數 (G_{max}) 均小於現地試驗之剪力模數 (G_f)，其認為是由於室內試驗之承座誤差 (bedding error) 的影響，但若局部軸向應變量測，室內試驗之最大剪力模數則有許多接近現地試驗的剪力模數。由塊狀取樣且用局部軸向應變量測之結果，室內試驗之最大剪力模數與現地試驗之剪力模數很接近，但是由旋轉岩心管取樣且用局部軸向應變量測結果，大部份的最大剪力模數小於現地剪力模數，其認為這些都是由於取樣時造成擾動的影響。

圖 2.7 為 Tatsuoka & Kohata (1995) 對硬黏土利用 Dension 薄管取樣取器鑽取東京灣粘土、大阪灣粘土、大阪更新世粘土三種黏土和傳統固定式活塞薄管取樣器鑽取，全新世粘土進行壓密不排水三軸試驗與共振柱試

驗，其結果並與現地地震波量測試驗之結果比較，指出東京灣粘土和大阪灣粘土，由外部軸向應量測和局部軸向應變量測之壓密不排水三軸試驗的結果，最大剪力模數都很接近現地剪力模數，但大阪更新世粘土由局部軸向應變量測之結果，最大剪力模數與現地剪力模數很接近，但由外部軸向應變量測之結果，最大剪力模數小於現地剪力模數。其認為是由於試驗時承座誤差（bedding error）的影響。由固定式活塞薄管取樣器取得的全新世粘土試體，利用共振柱試驗發現其最大剪力模數小於現地剪力模數，但所有更新世粘土由共振柱試驗和壓密不排水三軸試驗的結果最大剪力模數很接近現地剪力模數，所以其認為取樣的擾動對硬黏土的影響較小。

圖 2.8 為 Tatsuoka & Kohata (1995) 對旋轉岩心管取及塊體取樣兩種取樣方法鑽取軟弱泥岩，並進行一系列壓密排水和壓密不排水三軸試驗，其結果指出由旋轉岩心管取樣之應力應變曲線為 S-shap，且最大楊氏模數 (E_{max})、最大單壓強度 (q_{max}) 均比由塊體直接取樣低，但軸向應變較大，而且由塊體直接取樣，其最大楊氏模數大約等於由現地地震波測所得之楊氏模數 (E_f)，所以其認為是因為旋轉岩心管取樣器只有在底部有側向固定裝置，所以當鑽桿與鑽孔不是一直線時，造成取樣器的軸線和取樣器的旋轉不是在同一軸線上，使得在取樣時會產生擾動而造成微裂縫。

介質種類：陳賀瑞（1997）利用伸縮三層岩心筒配合空氣、泡沫、水三種介質進行取樣，配合純熟的技術，可提升岩心品質、岩心鑽取率並減少擾動。林忠義（1999）將陳賀瑞的取樣方式改良，再配合現地透水試驗、P-S 波速量測試驗、證明正確的岩心筒和介質能使岩心的擾動減至最小。



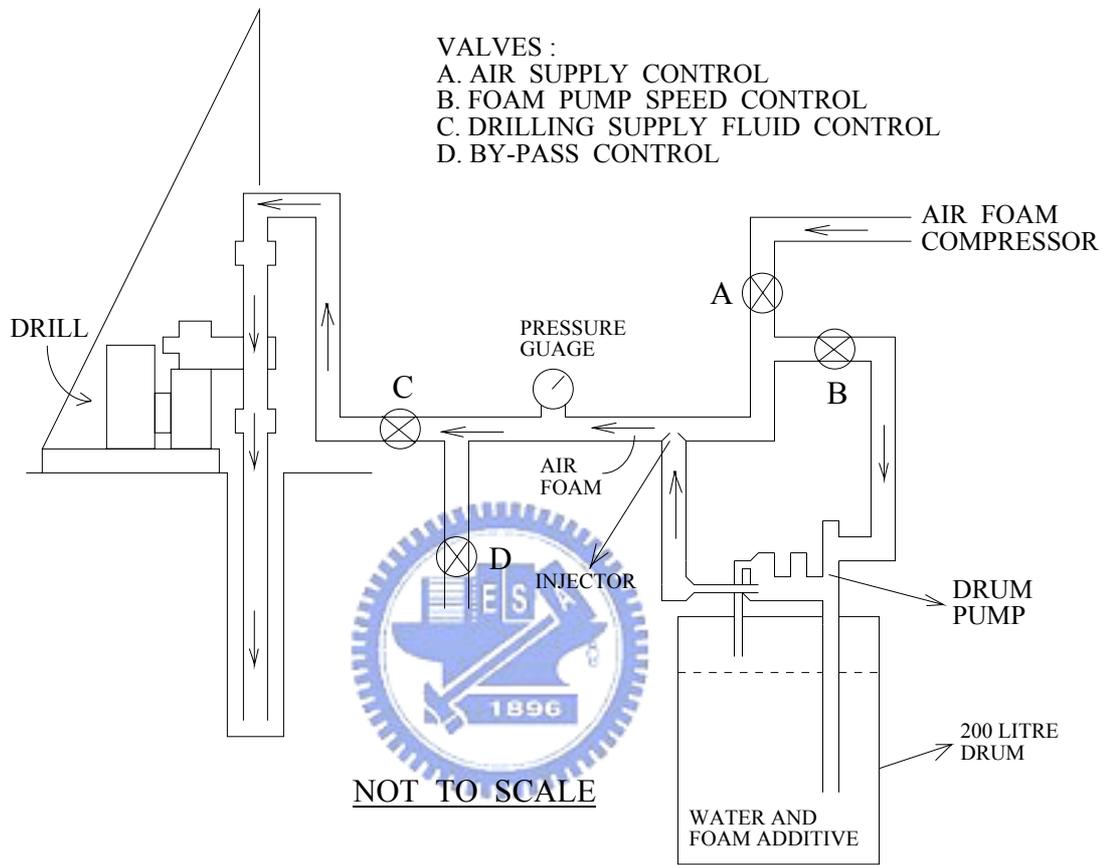
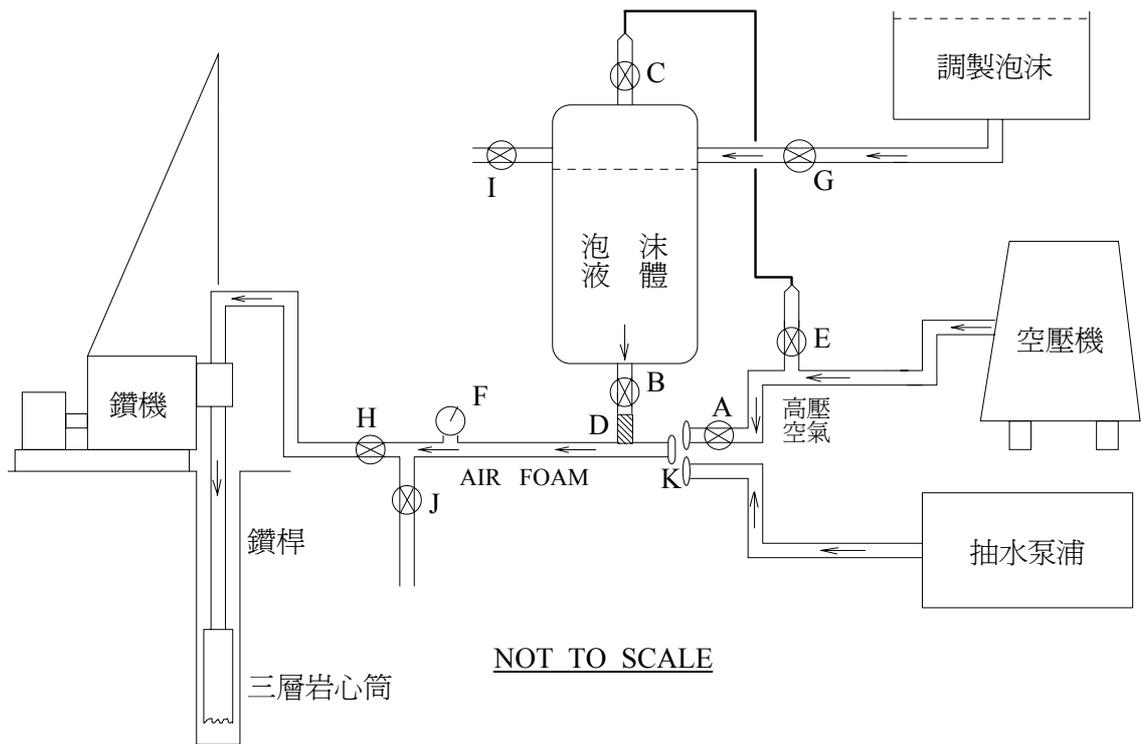


圖 2.4 整體鑽探機具與周邊設置之配置圖 (Phillipson, 1982)



控制閥功能說明：

A 壓力調節閥（控制空氣壓力）

C 壓力調節閥（提供泡沫液體排出之壓力）

B,E,G,H,I,J 開關旋轉閥

其中 B 為控制液體泡沫之出流量

I 為壓力筒洩壓用

J 為 BY-PASS 用

D 單向流控制閥（只許單方向流動）

F 壓力錶（用以判斷岩心筒是否塞住）

K 變換接頭（方便水與高壓空氣之變換）

圖 2.5 整體鑽探機具與周邊設置之配置圖（陳賀瑞，1997）

表 2.3 兩種取樣方法的規格 (RCT and BS) (Tatsuoka and Kohata,1995)

Sampling method	Core bit	Rotational frequency	Drilling liquid	Core diameter
Direct coring	Diamond (5mm in dia.)	900 rpm	Water	5.5 cm or 20 cm
Rotary core tube sampling in a bore hole	Metal (9 mm in dia.)	50 rpm	Mud slurry	7.0 cm

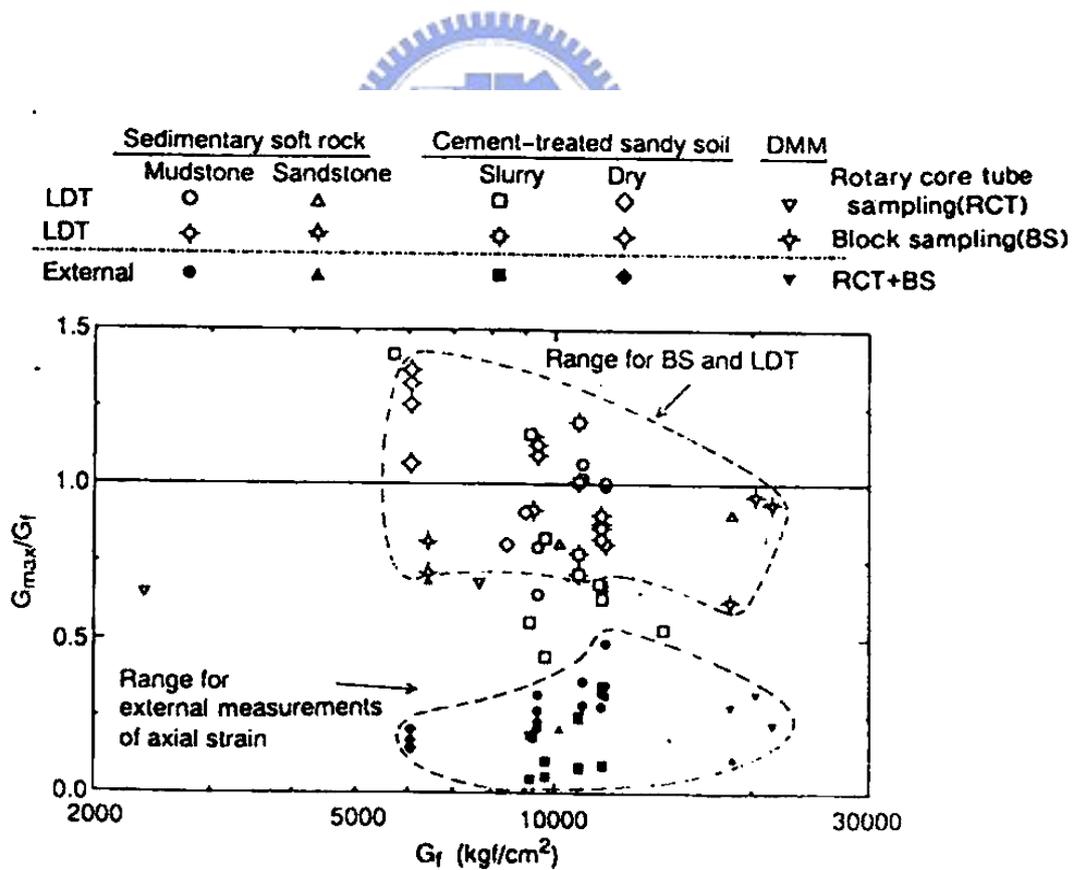


圖 2.6 不擾動試體三軸試驗與現地剪力模數的比較 (Tatsuoka and Kohata,1995)

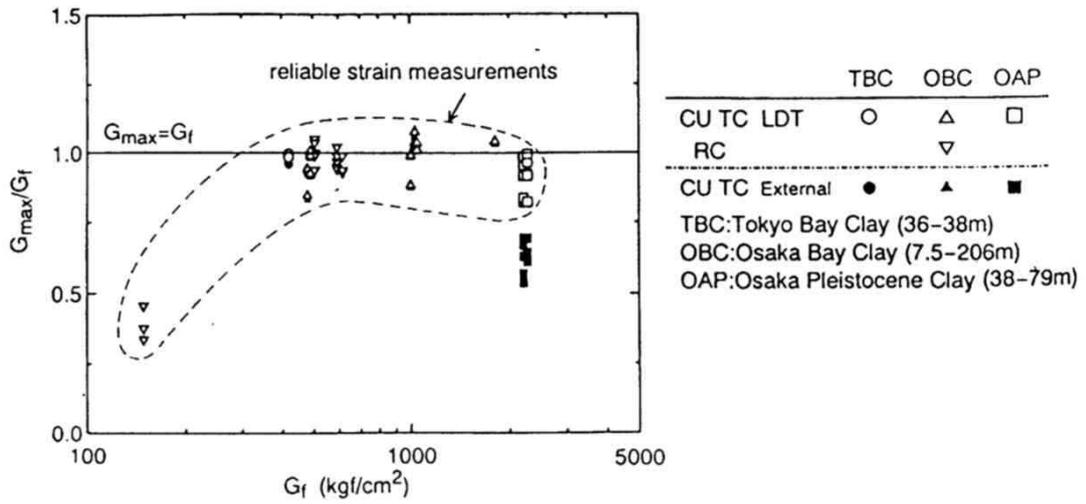


圖 2.7 不擾動試體 CU test 與 RC test 剪力模數的比較

(Tatsuoka and Kohata, 1995)

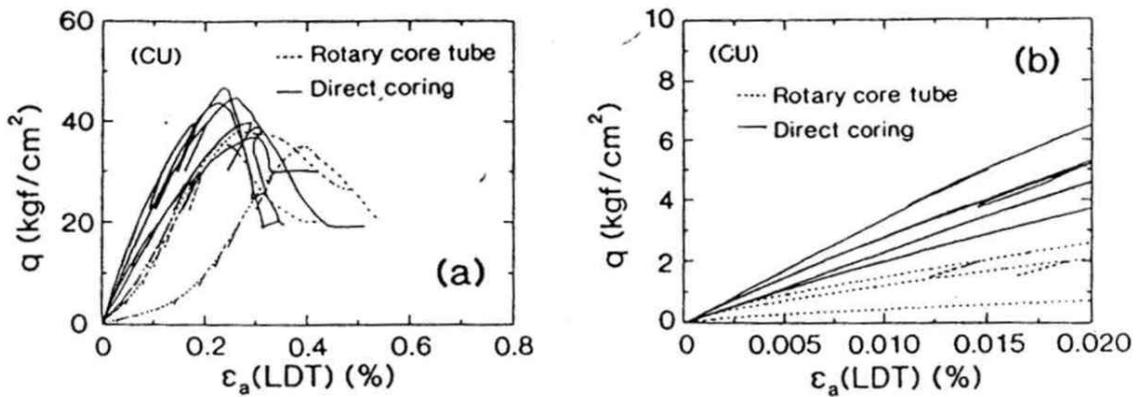


圖 2.8 不擾動試體壓密不排水三軸試驗軸差應力與局部量測應變曲線

(a) $\epsilon_a < 0.8\%$ (b) $\epsilon_a < 0.02\%$ (Sahara et al., 1993, Tatsuoka and Kohata, 1995)

2.6 環剪儀的發展

實驗室力學試驗獲得剪力強度的剪力試驗方法主要有直剪試驗、三軸試驗與環剪試驗。其中直剪試驗由於儀器本身的限制，在剪動過程中受剪面積不斷改變，同時限制了材料的破壞面，正向應力與剪應力的分佈在剪動的過程十分複雜，所求得的剪力強度也不免遭人質疑。三軸試驗在求取小應變下的剪力強度為可行，但對大應變下的殘餘剪力強度，卻受到儀器的限制而無法求得，在試驗的過程中試體各橫斷面的面積並不一致。而環剪儀試驗則無上述缺點，環剪試驗在剪動過程中能使橫斷面維持固定、破壞面自由發展及應變量能達大變形。綜合來說，環剪試驗為目前實驗室力學試驗中，能求得殘餘剪力強度最好的方法。

Hvorslev (1936) 為最早提出土壤扭剪試驗的概念的學者，並認為扭剪試驗是最能模擬試體受剪行為的試驗，La Gatta (1970) 將實心試體環剪試驗的概念實行。Bishop et al. (1971) 開始研發適用中空試體的環剪儀，並利用透水石傳遞扭力。Bromhead (1979) 發展環剪儀為現今環剪儀的基本架構。Anayi et al. (1989) 為了改善扭力的傳導機制而將透水石變得更粗糙，但由試驗後試體破壞情況得知，破壞位置都在透水石和試體界面，因此其試驗結果無法令人相信。Anayi et al. (1989) 再改採用鱗狀鋼片來傳導扭力，再由試驗後試體破壞情況得知，扭力的傳導已經大幅改善。Stark & Contreras (1996) 改良 Bromhead 的儀器使其能從事固定體

積的試驗，並在透水石上製造鋸齒，而改良扭力傳導機制。Talesnick (1999)、林宏明 (2000) 曾嘗試以環氧化樹脂以接著方式來傳導扭力，以探討中新世木山層砂岩之力學行為，由試驗結果得知，藉樹脂膠結以達扭力傳導機制為可行。

2.7 中空試體的尺寸

理想的試驗過程，常假設其應力在試體內部是均勻分佈。但即以常見之三軸試驗為例，實際上試體內部的應力分佈卻未必均勻，主要來自試體受到端鉸的摩擦力影響，而發生所謂的端鉸效應。端鉸效應是在十九世紀後的單軸試驗、無圍壓縮試驗才被注意到並加以考慮。Filon (1902) 曾嘗試以彈性解在實心的試體上，解釋端鉸效應。Pickett (1944) 亦曾嘗試以傅利葉方式解釋，並配合圖解來解釋實心試體的端鉸效應。Balla (1960) 使用有限差分法，解釋試體的長徑比為 2.0 才能避免端鉸效應。

而中空試體部分，Saada and Townsend (1981) 提出試體的應力分佈要在可接受範圍內，其尺寸應符合下列限制：

$$H \geq 5.44 (R_o^2 - R_i^2)^{0.5} \quad (2.1)$$

$$R_i / R_o \geq 0.65 \quad (2.2)$$

Hight、Gens & Symes (1983) 利用有限元素法進行分析，提出尺寸應符合

下列限制：

$$H > 1.5R_o \quad (2.3)$$

$$R_i / R_o \geq 0.71 \quad (2.4)$$

其中H為試體高度、 R_o 、 R_i 分別為試體外半徑及內半徑。

試體高度的限制其目的是減少端板效應的影響，而限制內外徑的比值其目的是同一斷面的試體應力盡量均勻。

Saada and Townsend (1981) 並以線彈性薄殼理論計算試體的最大剪應力、平均剪應力、剪應力的誤差量的計算式為

$$\tau_{\max} = \frac{T}{2t\pi Am} \quad (2.5)$$

$$Am = \pi \left(\frac{R_o + R_i}{2} \right)^2 \quad (2.6)$$

$$\tau_{\text{avg}} = \frac{T}{\int_{R_i}^{R_o} 2\pi r^2 dr} = \frac{3T}{2\pi(R_o^3 - R_i^3)} \quad (2.7)$$

$$\frac{\tau_{\max} - \tau_{\text{avg}}}{\tau_{\text{avg}}} = n \frac{1-n}{1+n^2} \quad (2.8)$$

$$n = R_i / R_o \quad (2.9)$$

其中T為扭矩、t為試體厚度、Am為平均半徑掃過的面積、n稱之為半徑比。

表 2.5 摘自 Roark and Young, 1975 為計算薄殼端部受均佈的徑向應力，而試體各點的應力、變形。表 2.4 為表 2.5 中各公式的參數。

其中 ν 為柏松比、 t 為試體厚度、 R 為試體平均半徑。

$$R = \frac{\int_{r_i}^{r_o} 2\pi r^2 dr}{\pi(r_o^2 - r_i^2)} = \frac{2(r_o^3 - r_i^3)}{3(r_o^2 - r_i^2)} \quad (2.10)$$



表 2.4 薄殼解公式 (Roark and Young, 1975)

$\lambda = \left[\frac{3(1 - \nu^2)}{R^2 I^2} \right]^{\frac{1}{4}}$		$D = \frac{Et^3}{12(1 - \nu^2)} \quad (\text{Note: See page 94 for a definition of } \langle x - a \rangle^n)$	
$F_1 = \text{Cosh } \lambda x \cos \lambda x$ $F_2 = \text{Cosh } \lambda x \sin \lambda x + \text{Sinh } \lambda x \cos \lambda x$ $F_3 = \text{Sinh } \lambda x \sin \lambda x$ $F_4 = \text{Cosh } \lambda x \sin \lambda x - \text{Sinh } \lambda x \cos \lambda x$	$C_1 = \text{Cosh } \lambda l \cos \lambda l$ $C_2 = \text{Cosh } \lambda l \sin \lambda l + \text{Sinh } \lambda l \cos \lambda l$ $C_3 = \text{Sinh } \lambda l \sin \lambda l$ $C_4 = \text{Cosh } \lambda l \sin \lambda l - \text{Sinh } \lambda l \cos \lambda l$	$C_{11} = \text{Sinh}^2 \lambda l - \sin^2 \lambda l$ $C_{12} = \text{Cosh } \lambda l \text{ Sinh } \lambda l + \cos \lambda l \sin \lambda l$ $C_{13} = \text{Cosh } \lambda l \text{ Sinh } \lambda l - \cos \lambda l \sin \lambda l$ $C_{14} = \text{Sinh}^2 \lambda l + \sin^2 \lambda l$	
$F_{a1} = \langle x - a \rangle^0 \text{Cosh } \lambda \langle x - a \rangle \cos \lambda \langle x - a \rangle$ $F_{a2} = \text{Cosh } \lambda \langle x - a \rangle \sin \lambda \langle x - a \rangle + \text{Sinh } \lambda \langle x - a \rangle \cos \lambda \langle x - a \rangle$ $F_{a3} = \text{Sinh } \lambda \langle x - a \rangle \sin \lambda \langle x - a \rangle$ $F_{a4} = \text{Cosh } \lambda \langle x - a \rangle \sin \lambda \langle x - a \rangle - \text{Sinh } \lambda \langle x - a \rangle \cos \lambda \langle x - a \rangle$ $F_{a5} = \langle x - a \rangle^0 - F_{a1}$ $F_{a6} = 2\lambda \langle x - a \rangle \langle x - a \rangle^0 - F_{a2}$	$C_{a1} = \text{Cosh } \lambda(l - a) \cos \lambda(l - a)$ $C_{a2} = \text{Cosh } \lambda(l - a) \sin \lambda(l - a) + \text{Sinh } \lambda(l - a) \cos \lambda(l - a)$ $C_{a3} = \text{Sinh } \lambda(l - a) \sin \lambda(l - a)$ $C_{a4} = \text{Cosh } \lambda(l - a) \sin \lambda(l - a) - \text{Sinh } \lambda(l - a) \cos \lambda(l - a)$ $C_{a5} = 1 - C_{a1}$ $C_{a6} = 2\lambda(l - a) - C_{a2}$	$B_1 = \frac{1}{2}e^{-\lambda b} \cos \lambda b$ $B_2 = \frac{1}{2}e^{-\lambda b} (\sin \lambda b - \cos \lambda b)$ $B_3 = -\frac{1}{2}e^{-\lambda b} \sin \lambda b$ $B_4 = \frac{1}{2}e^{-\lambda b} (\sin \lambda b + \cos \lambda b)$	
$A_1 = \frac{1}{2}e^{-\lambda a} \cos \lambda a$ $A_2 = \frac{1}{2}e^{-\lambda a} (\sin \lambda a - \cos \lambda a)$ $A_3 = -\frac{1}{2}e^{-\lambda a} \sin \lambda a$ $A_4 = \frac{1}{2}e^{-\lambda a} (\sin \lambda a + \cos \lambda a)$			

表 2.5 薄殼解公式 (Roark R. J. and Young W. C., 1975)

Loading and case no.	End deformations	Load terms or load and deformation equations	Selected values
I. Radial end load, V_0 lb/in  If $\lambda l > 6$, see case 8	$\psi_A = \frac{V_0}{2D\lambda^2} C_{14}$ $y_A = \frac{-V_0}{2D\lambda^3} C_{13}$ $\psi_B = \frac{V_0}{2D\lambda^2} C_{11}$ $y_B = \frac{V_0}{2D\lambda^3} C_{11}$	$LT_V = -V_0 F_1$ $LT_M = \frac{-V_0}{2\lambda} F_2$ $LT_\psi = \frac{-V_0}{2D\lambda^2} F_3$ $LT_y = \frac{-V_0}{4D\lambda^3} F_4$	$\sigma_1 = 0$ $\text{Max } \sigma_2 = \frac{y_A E}{R}$ $\text{Max } \psi = \psi_A$ $\text{Max } y = y_A$

Short Shells with free ends	
Meridional radial shear = $V = -\gamma_A 2D\lambda^2 F_2 - \psi_A 2D\lambda^2 F_3 + LT_V$	Meridional bending moment = $M = -\gamma_A 2D\lambda^2 F_3 - \psi_A D\lambda F_4 + LT_M$ (Note: The load terms $LT_V, LT_M, etc.$, are given for each of the following cases)
Meridional slope = $\psi = \psi_A F_1 - \gamma_A \lambda F_4 + LT_\psi$	Radial deflection = $y = \gamma_A F_1 + \frac{\psi_A}{2\lambda} F_2 + LT_y$
Circumferential membrane stress = $\sigma_2 = \frac{\gamma E}{R} + \nu \sigma_1$	Meridional bending stress = $\sigma'_1 = \frac{-6M}{t^2}$
Circumferential bending stress = $\sigma'_2 = \nu \sigma'_1$	Meridional radial shear stress = $\tau = \frac{V}{l}$ (average value)

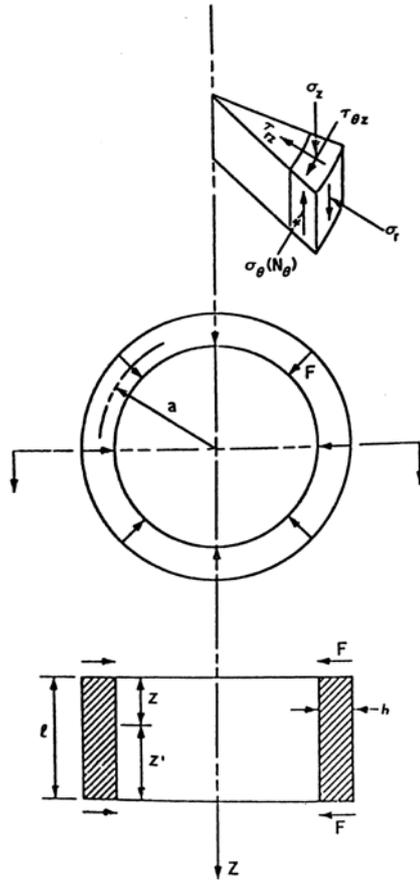


圖 2.9 中空試體受端鉸力之剖面 (Sadda and Townsend,1981)

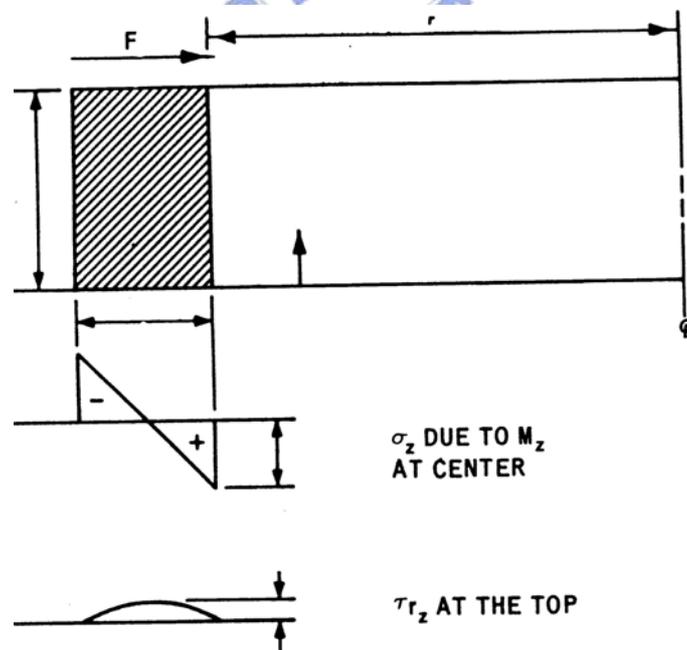


圖 2.10 因端鉸效應所產生的撓曲應力及剪應力 (Sadda and Townsend,1981)