

國立交通大學
土木工程研究所
碩士論文

焚化底渣與地工合成材界面摩擦性之探討
**Interfacial Shear Strength Characterstics of
Incinerator Bottom Ash**



研究生：吳佩萱
指導教授：單信瑜 博士

中華民國九十六年八月

焚化底渣與地工合成材界面摩擦性之探討

Interfacial Shear Strength Characteristics of Incinerator Bottom Ash

研究生：吳佩萱

Student : Pei-Hsuan Wu

指導教授：單信瑜 博士

Advisor : Hsin-Yu Shan

國立交通大學

土木工程研究所

碩士論文

A Thesis

Submitted to Institute of Civil Engineering

College of Engineering

National Chiao Tung University

In Partial Fulfillment of the Requirements

for the Degree of

Master of Science

In

Civil Engineering

August 2007

Hsinchu, Taiwan, Republic of China.

中華民國九十六年八月

焚化底渣與土工合成材界面摩擦性之探討

研究生：吳佩萱

指導教授：單信瑜 博士

國立交通大學土木工程學研究所

摘要

國內廢棄物的處理方式主要為資源回收、焚化、掩埋。往年多以直接掩埋為大宗，但為考慮台灣地狹人稠的特殊環境，自民國 82 年大型焚化廠陸續完工運作，廢棄物逐漸轉以焚化處理為主。垃圾在經焚化處理後，會殘餘約總重量 20-25 % 的不可燃灰渣，目前對焚化灰渣最終處理方式仍以掩埋為主。而因台灣許多掩埋場位於山坡地，邊坡上之土工膜布未能鋪設覆土保護層及集排水層，所以灰渣多直接與土工合成材接觸。

國內外對於焚化灰渣的再利用雖然有部分學者專家的研究成果，但有關灰渣自身的工程性質卻較少有研究。再且，雖可從文獻中了解土工合成材與土壤或其他形式土工合成材間的界面摩擦特性，但卻甚少有對灰渣與土工合成材界面摩擦特性作探討。

本研究針對焚化底渣經由一系列物性試驗初步了解其工程性質，再進一步利用直接剪力試驗在潮溼與泡水不同的環境下探討國內各類土工合成材與底渣界面的摩擦特性。

底渣屬於透水性良好且壓縮性低之材料。其顆粒大小不一，外形多呈角狀，且粗糙的表面易附帶細小的顆粒。比重 2.31 較一般土壤為輕。由土壤統一分類進行分析，可知底渣為優良級配的材料，粒徑分佈主要介於 4 號篩與 40 號篩間，類屬砂質材料。底渣具高剪力強度，摩擦角高達 52.5° 。剪力強度會隨著含水量的增加而降低，而摩擦角卻無太大差異。

進行底渣與地工合成材之界面直接剪力試驗以分析含水量及地工合成材對其試驗結果所造成的影響。含水量的增減對於地工膜布與熱熔不織布較無太大的影響。針軋不織布浸水後則因布料較緊緻，變形量變小，剪應力隨水平位移提升趨平緩。地工織布浸水後布料孔隙緊縮，底渣顆粒不易嵌入布料中，造成互鎖作用減少，亦或織布布料易受水潤滑而使界面易滑動，以致於降低了剪切阻抗。

而隨著與不同材料的接觸，其界面剪切阻抗亦不相同。由摩擦角有效係數分析，粗糙地工膜布以 79-82 % 為最，熱熔不織布以 61-71 % 次之，平滑地工膜布則為 51-58 %。而地工織布與針軋不織布則以 26-52 % 及 30-33 % 最差。雖粗糙地工膜布接觸效率良好，但現地設計中卻多仍使用平滑地工膜布為主，此與粗糙地工膜布在製作過程影響自身強度特性有關。



Interfacial Shear Strength Characteristics of Incinerator Bottom Ash

Student : Pei-Hsuan Wu

Advisor : Dr. Hsin-Yu Shan

Department of Civil Engineering

National Chiao Tung University

ABSTRACT

In Taiwan, Municipal solid wastes (MSW) were primarily disposed in landfills in the past. Due to the limitation of population density and availability of land, the incineration of MSW has become widely used since 1993. After incineration, 20-25 % by weight of incinerator ashes are produced.

Even if some researchers have conducted investigations with the possibility of incinerator ashes as a potential material for construction applications, landfilling is still the primary method of disposal of these materials. On the other hand, geosynthetics have become essential components of the bottom lining system of MSW landfills because of their capabilities of drainage, barrier, reinforcement, separation and filtration, etc. As a result, the incinerator ashes/geosynthetics interface friction is an important parameter in the design of landfills.

In this study, an experimental program was conducted to determine the engineering properties of incinerator bottom ashes and the interfacial shear strength between ashes and geosynthetics. Direct shear test was performed for the incinerator bottom ashes and five geosynthetics (woven and two types of nonwoven geotextiles, textured and smooth geomembranes) interfaces. Furthermore, the shear tests on the interface between bottom ashes and

geosynthetics were conducted to investigate the difference of shear strength parameters under water-saturated and unsaturated conditions.

The results show that the incinerator bottom ash of MSW has advantages such as high permeability and low compressibility. The shape of the bottom ash is generally irregular, angular and rough. In addition, the specific gravity of the bottom ash is 2.31. According to Unified Soil Classification System (USCS), the bottom ash can be classified similar to well-graded sand (SW). The internal friction angle of bottom ash was approximately 52.5°. The shear strength decreased as the water content increased.

The interfacial shear strength decreased as the interface was conducted under water-saturated. This effect might be attributed to the loss of the suction and the decrease of effective stress at the ashes / geosynthetics interface, especially for woven geotextiles. The interfacial friction angle between the bottom ash and geosynthetics ranges from 26-82 % of the internal friction angle. Although the textured geomembranes have higher friction angle efficiency (E_ϕ), the smooth geomembranes are still the main materials in the liner system design.

誌謝

本論文得以順利完成，都要感謝恩師單信瑜博士的細心指導，老師專業及平時事理的處理態度皆令人佩服。感謝惠光化學股份有限公司、科德寶遠東股份有限公司、新麗企業股份有限公司及立樺企業股份有限公司在地工合成材材料上的提供及幫助。亦感謝吳基財總經理與江天保先生在聯絡廠商取得材料上的大力幫忙以及新竹市環保局許台菱小姐底渣資料的提供。

兩年來，感謝學長陳維良、同學范佐憲、王昱雲及學弟李政輝在實驗上的幫忙，讓知識淺薄的我學了不少。亦感謝大學好友小婷、郁文及以小花為首的貴婦團在生活中的扶持與陪伴，沒有你們，我在研究所男生堆的日子是黑白的！而最最感謝的是老爸老媽，謝謝你們在研究所生涯中關懷並容忍還不夠成熟懂事的我；以及愛唱歌並上了近年爆紅超級星光大道的老弟，讓姐姐我也能與有榮焉。

承蒙中興大學廖文彬博士、暨南大學劉家男博士及朝陽科技大學賴俊仁博士親臨口試指導，給與極多且寶貴之意見及指教，使學生獲益良多，甚為感謝。

目錄

摘要	i
ABSTRACT	iii
誌謝	v
目錄	vi
表目錄	x
圖目錄	xi
符號說明	xiv
第一章 緒論	1
1-1 研究動機與目的	1
1-2 研究方法概要	2
1-3 論文章節概要	2
第二章 文獻回顧	4
2-1 國內廢棄物相關簡介	4
2-1-1 廢棄物處理現況	4
2-1-2 掩埋場中地工合成材使用現況	7
2-2 灰渣的組成	10
2-2-1 物理組成	10
2-2-2 化學組成	11
2-3 底渣工程性質	12
2-3-1 底渣之基本物性分析	12

2-3-2	底渣之壓縮性	16
2-3-3	底渣自身剪力強度	17
2-4	直接剪力試驗影響因素分析	19
2-4-1	直接剪力盒邊界條件之影響	19
2-4-2	試體配製	22
2-5	地工合成材界面摩擦行為	24
2-5-1	地工合成材與土壤	24
2-5-2	地工合成材與底渣	31
第三章	試驗內容與方法	33
3-1	試體採樣	33
3-2	試驗儀器	37
3-2-1	儀器簡介	37
3-2-2	直剪盒設計	41
3-3	試驗方法	43
3-3-1	底渣物性試驗	44
3-3-2	底渣試體配製	45
3-3-3	底渣單向度壓密試驗	45
3-3-4	底渣直接剪力試驗	46
3-4	界面直接剪力試驗	47
第四章	試驗結果與分析	49



4-1	垃圾成份分析	49
4-1-1	三成份分析	50
4-1-2	元素分析	50
4-2	底渣物理性質分析	51
4-2-1	外觀	51
4-2-2	含水量與比重	53
4-2-3	粒徑分析	54
4-2-4	阿太堡與分類	55
4-2-5	夯實試驗	56
4-3	底渣試體配製	57
4-4	底渣單向度壓密試驗	58
4-4-1	時間與變形量之關係	58
4-4-2	壓應力與變形量之關係	59
4-5	底渣直接剪力試驗	62
4-5-1	水平位移與垂直位移之關係	62
4-5-2	水平位移與剪應力之關係	62
4-5-3	剪力強度分析	64
4-5-4	研究綜合討論	66
第五章	界面直接剪力試驗	68
5-1	試驗結果分析	68
5-2	界面剪力強度數據分析	77



5-2-1	原始破壞包絡線分析	77
5-2-2	修正破壞包絡線分析	82
5-3	試驗結果綜合討論	86
5-3-1	界面剪力強度參數有效係數分析	86
5-3-2	研究綜合討論	91
第六章	結論與建議.....	93
6-1	結論.....	93
6-2	建議.....	94
參考文獻	96



表目錄

表 2.1	焚化底渣中不可燃物組成分佈特性 (陳韋伶, 2004)	11
表 2.2	底渣粒徑分析相關參數 (李文成, 1998)	14
表 2.3	底渣物理性質彙整	14
表 2.4	不同試驗下底渣自身剪力強度 (李建中, 1995)	17
表 2.5	不同比例及環境下之強度參數 (Muhunthhan et al., 2004)	19
表 2.6	石英砂與地工膜布之界面摩擦角結果摘要表 (黃炫曉, 1996) ..	21
表 2.7	地工材與各類砂土界面摩擦角 (Koerner and Martin, 1997) ...	30
表 2.8	界面剪力強度彙整 (劉家男, 2004)	30
表 2.9	底渣自身剪力強度 (林聖琪, 2000)	31
表 2.10	底渣與平滑地工膜布界面剪力強度 (林聖琪, 2000)	32
表 3.1	各類地工合成材規格	36
表 4.1	廢棄物分析結果 (溼基法)	49
表 4.2	廢棄物元素分析	51
表 4.3	統一土壤分類相關參數	55
表 4.4	底渣顆粒粒徑修正前後參數	57
表 4.5	底渣試體基本物理性質	58
表 5.1	地工膜布在各正向應力下之最大剪應力及相對水平位移值	69
表 5.2	各組界面直剪試驗之尖峰剪力強度值	79
表 5.3	各類地工材與底渣界面剪力強度參數表	90
表 5.4	地工織物與各類顆粒材料之剪力強度參數	92

圖目錄

圖 1.1	研究流程圖	2
圖 2.1	台灣一般固體廢棄物組成 (環保署, 2005)	4
圖 2.2	台灣廢棄物處理 (廠) 分佈圖 (環保署, 2006)	6
圖 2.3	灰渣與地工合成材直接接觸 (單信瑜, 2007)	7
圖 2.4	地工合成材外露 (單信瑜, 2007)	8
圖 2.5	地工合成材未能有效保護致使受破壞 (單信瑜, 2007)	8
圖 2.6	掩埋場內積水 (單信瑜, 2007)	9
圖 2.7	固化物與太空包一同堆放於掩埋場 (單信瑜, 2006)	9
圖 2.8	底渣與飛灰不同比例下之夯實曲線 (Muhunthan et al., 2004) .	16
圖 2.9	尺寸對破碎石英摩擦角的影響 (Parsons, 1936)	20
圖 2.10	地工材固定方式 (a) 固定式 (b) 自由式 (Bove, 1990)	22
圖 2.11	各類粒徑縮尺試體摩擦角分析 (李建中, 1995)	23
圖 2.12	各類應力應變曲線圖 (John, A.B., 1990)	25
圖 2.13	土壤顆粒與界面行為 (a) 土壤 (b) 地工膜布 (Jogi, 2005) .	27
圖 3.1	HDPE 平滑地工膜布	34
圖 3.2	HDPE 粗糙地工膜布	34
圖 3.3	地工織布	35
圖 3.4	熱熔不織布	35
圖 3.5	針軋不織布	36
圖 3.6	室內直接剪力儀	38
圖 3.7	上直剪盒外形 (a) 上視圖 (b) 側視圖	39
圖 3.8	下直剪盒外形 (a) 上視圖 (b) 側視圖	40
圖 3.9	改良式下直剪盒設計圖	41

圖 3.10	改良式下直剪盒外形 (a) 上視圖 (b) 側視圖	42
圖 3.11	試驗流程圖	43
圖 4.1	廢棄物三成份分析	50
圖 4.2	底渣外觀 (a) 潮溼狀 (b) 烘乾狀.....	52
圖 4.3	煮沸水樣造成表面生成的灰色泡沫.....	53
圖 4.4	篩分析粒徑分析圖	54
圖 4.5	完整粒徑分析圖	55
圖 4.6	底渣夯實曲線.....	56
圖 4.7	修正前後粒徑分析圖	57
圖 4.8	時間與變形量的關係圖	59
圖 4.9	正向應力與應變關係圖	61
圖 4.10	正向應力與孔隙比關係圖	61
圖 4.11	水平位移與垂直位移關係圖.....	63
圖 4.12	水平位移與剪應力關係圖	63
圖 4.13	純底渣正向應力與剪應力關係圖.....	65
圖 4.14	修正後之純底渣破壞包絡線.....	65
圖 5.1	平滑地工膜布與底渣之應力應變關係圖	71
圖 5.2	粗糙地工膜布與底渣之應力應變關係圖	71
圖 5.3	地工織布與底渣之應力應變關係圖	72
圖 5.4	熱熔不織布與底渣之應力應變關係圖	72
圖 5.5	針軋不織布與底渣之應力應變關係圖	73
圖 5.6	平滑地工膜布與底渣之位移關係圖	73
圖 5.7	粗糙地工膜布與底渣之位移關係圖	74
圖 5.8	地工織布與底渣之位移關係圖.....	74
圖 5.9	熱熔不織布與底渣之位移關係圖.....	75

圖 5.10	針軋不織布與底渣之位移關係圖	75
圖 5.11	針軋不織布因剪動產生皺摺	76
圖 5.12	平滑地工膜布與底渣界面之破壞包絡線	80
圖 5.13	粗糙地工膜布與底渣界面之破壞包絡線	80
圖 5.14	地工織布與底渣界面之破壞包絡線	81
圖 5.15	熱熔不織布與底渣界面之破壞包絡線	81
圖 5.16	針軋不織布與底渣界面之破壞包絡線	82
圖 5.17	修正後平滑地工膜布與底渣界面之破壞包絡線	83
圖 5.18	修正後粗糙地工膜布與底渣界面之破壞包絡線	84
圖 5.19	修正後地工織布與底渣界面之破壞包絡線	84
圖 5.20	修正後熱熔不織布與底渣界面之破壞包絡線	85
圖 5.21	修正後針軋不織布與底渣界面之破壞包絡線	85
圖 5.22	未浸水下破壞包絡線綜合分析圖	88
圖 5.23	浸水下破壞包絡線綜合分析圖	88
圖 5.24	修正後未浸水下破壞包絡線綜合分析圖	89
圖 5.25	修正後浸水下破壞包絡線綜合分析圖	89
圖 5.26	地工織物與不同材料界面之破壞包絡線	92

符號說明

LOI ：灼燒減量值

c_u ：均勻係數

c_z ：曲率係數

c_c ：壓縮指數

c_s ：回脹指數

c_r ：再壓縮指數

c ：底渣凝聚力

ϕ ：底渣摩擦角

c^* ：修正底渣凝聚力

ϕ^* ：修正底渣摩擦角

c_a ：底渣與地工合成材界面黏滯力

δ ：底渣與地工合成材界面摩擦角

c_a^* ：修正底渣與地工合成材界面黏滯力

δ^* ：修正底渣與地工合成材界面摩擦角

γ_{dmax} ：最大乾密度

$O.M.C.$ ：最佳含水量

E_c ：黏滯力有效係數

E_ϕ ：摩擦角有效係數



第一章 緒論

隨著科技發展、物質需求量的提升，致使垃圾大量的生產，都市垃圾處理已然成為國內主要的環保議題。國內廢棄物的處理方式主要為焚化、掩埋、資源回收。往年多以直接掩埋為大宗，但為考慮台灣地狹人稠的特殊環境，自民國 82 年大型焚化廠陸續完工運作，廢棄物逐漸轉以焚化處理為主。

1-1 研究動機與目的

根據民國 95 年環境統計年報指出，台灣地區在 94 年度垃圾產生量約為 577 萬噸，其中約 55 % 為焚化處理。垃圾經焚化處理後，會殘餘約總重量 20-25 % 的不可燃灰渣，而目前對焚化灰渣最終處理方式仍以掩埋為主。

掩埋場界面的設計中，與廢棄物接觸多為地工合成材。如為防止因降雨或廢棄物本身排出的垃圾滲出水滲入土地或地下水，掩埋場會鋪設地工膜布在底部的阻水系統或頂層的覆蓋系統中；抑或用作濾層或隔離保護層的地工織物等，因此灰渣與地工合成材之間的界面力強度是灰渣掩埋場穩定性關鍵因素之一。

然而，國內外對於焚化灰渣再利用雖然有部分學者專家的研究成果，但有關灰渣的工程性質卻少有研究。再且，雖可從文獻中了解地工合成材與土壤或其他形式地工合成材間的界面摩擦特性，但卻甚少有對灰渣與地工合成材界面摩擦特性作探討。

故本研究以台灣焚化底渣為試驗對象，經由一系列物性試驗以初步了解其工程性質，以供工程應用及制訂各項相關規範時的依據；再進一步探討國內各類地工合成材與底渣界面的摩擦特性，以期能提供未來工程上使用、設計的參考。

1-2 研究方法概要

本研究之研究流程如圖 1.1。試驗用灰渣採用新竹市焚化廠的焚化底渣，進行底渣基本物性試驗及直接剪力試驗以了解其自身工程性質，再進行底渣與地工合成材之界面直接剪力試驗以了解其界面摩擦特性。直剪試驗所使用的儀器為小型直剪儀，將下直剪盒設計為可固定地工合成材之型式，採用應變控制等速水平推動下直剪盒，並在乾燥與浸水不同的環境下，實際觀測不同地工合成材與底渣的界面摩擦行為，藉以了解環境對摩擦行為的影響，亦進一步分析不同材料之地工合成材對界面摩擦特性的差異性。

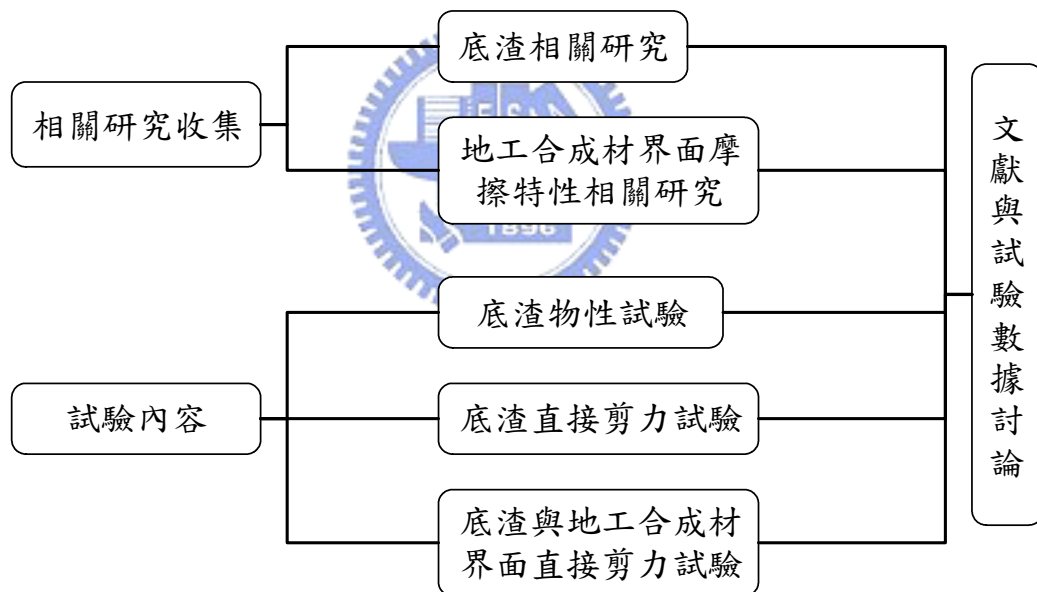


圖 1.1 研究流程圖

1-3 論文章節概要

本文內容共包含六章。第一章為緒論，陳述本研究之動機、目的及方法；第二章為文獻回顧，蒐集並整理國內外研究底渣性質及地工合成材相

關摩擦特性探討之文獻；第三章為試驗方法，說明儀器的改良及試驗的流程；第四章為試驗材料數據分析，藉由土壤力學試驗方法進行底渣物理性質解析及對地工合成材基本物性之探討；第五章為界面摩擦特性的分析與討論；第六章則將本研究內容作結論與建議。



第二章 文獻回顧

本章主要將過去專家學者探討底渣之成份、物理性質等文獻收集並陳述之，並對底渣自身剪力強度及底渣與地工合成材界面剪力強度之相關文獻作整理分析。此外，亦對台灣廢棄物現況分析作一介紹。

2-1 國內廢棄物相關簡介

2-1-1 廢棄物處理現況

根據行政院環保署委託逢甲大學所作的採樣分析，並採用民國 89 年至 93 年間五年之結果，塑膠含量平均約為 $20.12 \pm 1.05\%$ ，紙類含量約為 $32.99 \pm 4.24\%$ ，金屬類含量則約為 $3.36 \pm 1.04\%$ ，玻璃類含量平均約值 $5.76 \pm 0.88\%$ ，廚餘類含量平均值 $23.83 \pm 4.55\%$ ，如圖 2.1 所示。

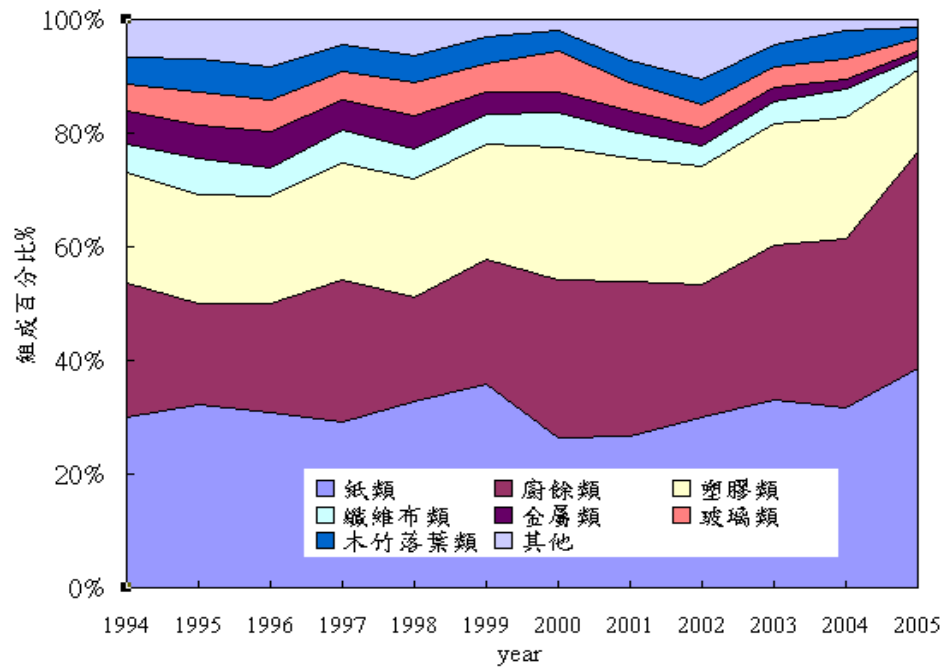


圖 2.1 台灣一般固體廢棄物組成 (環保署, 2005)

而依民國 95 年環境統計年報（2006）顯示，於民國 94 年間，可燃分占 95.97 %，其中紙類 38.64 %、廚餘類 38.15 %及塑膠類 13.78 %；不可燃分占 4.03 %，其中玻璃類 2.08 %、金屬類 0.85 %。

以民國 94 年與民國 89 至 93 年五年平均值比較之，塑膠、玻璃及金屬類皆有明顯的減少，此因資源回收政策正式執行而有所影響。而綜觀廢棄物成份，可知台灣廢棄物多以紙類、廚餘類及塑膠類為大宗。

依民國 95 年環境統計年報得知，如圖 2.2，至民國 94 年底焚化廠及掩埋廠共計 201 座。垃圾焚化廠為 26 座，除 4 座為設計量不滿 300 公噸以下之焚化廠外，其餘 22 座為 300 公噸以上之大型焚化廠，就大型焚化廠分布觀之，臺北市及臺北縣各 3 座居冠。根據統計，民國 94 年間廢棄物產生量約 577 萬公噸，而以焚化方式處理之處理量約 560 萬公噸。而經焚化後所產生的焚化灰渣總量約為 102 萬公噸。而依據行政院環保署（2006）提出廢棄物焚化後產生之底渣及飛灰，除臺北市、臺北縣、桃園縣等 3 縣市 7 座焚化廠之焚化底渣送至再利用機構進行再利用外，其餘縣市焚化廠焚化產生之底渣及穩定化衍生物，均送至衛生掩埋場掩埋作最終處置。而根據行政院環保署環境資料庫統計可得民國 94 年間焚化底渣再利用量約 27 萬公噸，佔總焚化灰渣約 26-27 %。

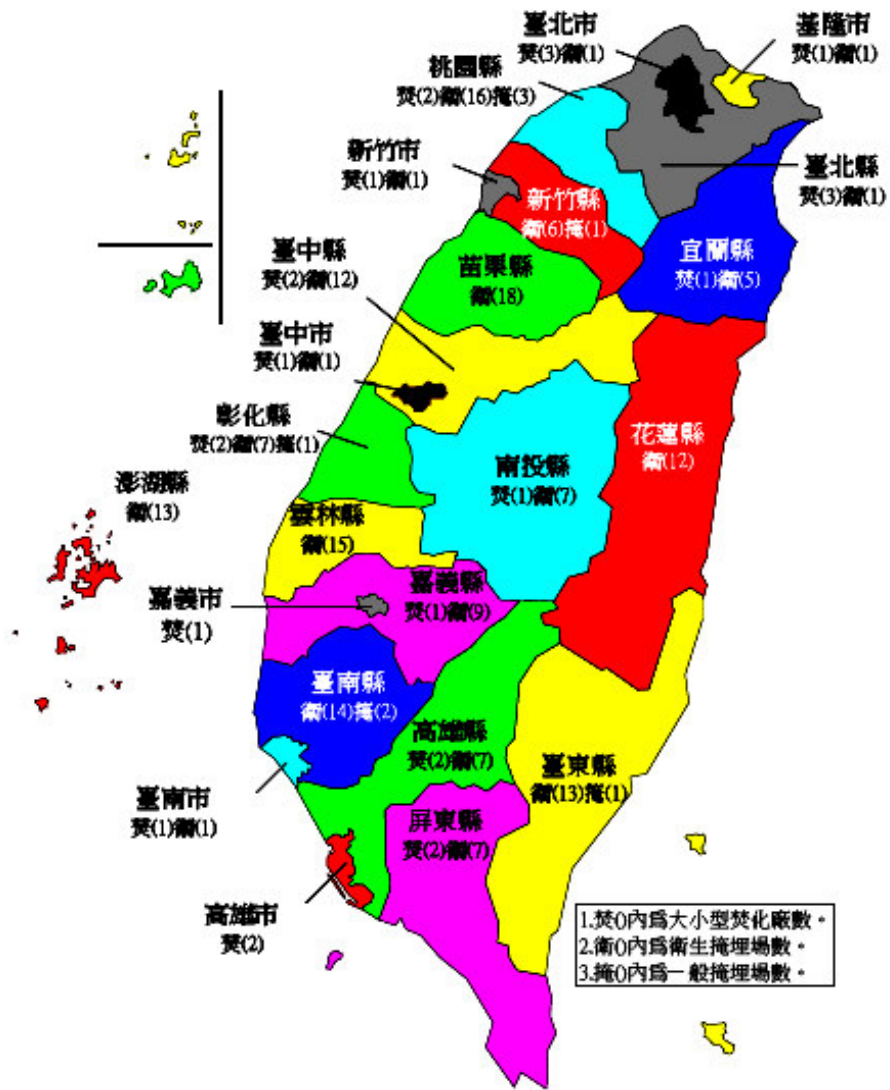


圖 2.2 台灣廢棄物處理（廠）分佈圖（環保署，2006）

2-1-2 掩埋場中地工合成材使用現況

林聖琪（2000）依據環保署在民國 88 年對掩埋場的評鑑，對掩埋場中使用阻水材料的普遍缺失作了整理。而根據其整理之缺失，將配合台中縣太平市垃圾衛生掩埋場及台北縣樹林灰渣掩埋場二例作說明。

因國內掩埋場內阻水材料幾乎直接與廢棄物接觸，如圖 2.3，易受廢棄物刮傷等破壞。而如圖 2.4，地工合成材常鋪設後放置其外露，易受陽光照射而破壞。再如圖 2.5，地工合成材在鋪設後未能作好保護措施，造成地工合成材刺破及撕裂等。而由圖 2.6 可知，如地工合成材未能鋪設正確，易造成掩埋場內積水，可能造成地工合成材浮起、滲出水無法有效收集等問題。此外，目前飛灰固化物收集在太空包內，待裝置飽和時，通常連同太空包運至掩埋場共同堆放，如圖 2.7，而因太空包與覆土間附着力並不高，故亦需納入掩埋場穩定分析時的參考。



圖 2.3 灰渣與地工合成材直接接觸（單信瑜，2007）



圖 2.4 地工合成材外露 (單信瑜, 2007)



圖 2.5 地工合成材未能有效保護致使受破壞 (單信瑜, 2007)



圖 2.6 掩埋場內積水 (單信瑜, 2007)



圖 2.7 固化物與太空包一同堆放於掩埋場 (單信瑜, 2006)

2-2 灰渣的組成

垃圾焚化灰渣即指焚化廠以焚燒方式來處理固體廢棄物後所殘餘之灰燼。而根據行政院環境保護署定義之灰渣 (Ash) 即指廢棄物於焚化過程中，由廢氣處理系統收集之飛灰及爐床底部排出之底渣。

2-2-1 物理組成

李維峰 (2004) 指出廢棄物於焚化廠經焚化處理後產生之灰渣包含底渣及飛灰，其中底渣係指焚化爐爐床火格子間隙下之「篩灰」(Shifting)，以及自後燃燒段排出並經由出灰設備淬火冷卻後押出之「爐床灰」(Grate ash)。而「飛灰」則包括焚化爐燃燒室後續自鍋爐處收集得之「鍋爐灰」(Boiler ash)、自集塵設備處收集得之「集塵器灰」(Dust collector ash)、以及自洗煙設備處收集得之「洗煙塔灰」(scrubber ash)。

高思懷 (2005) 研究指出一般飛灰粒徑小，平均粒徑約在 20-40 μm ，且外形多屬圓柱狀、環狀及碎海綿狀，表面有結晶物沉積。而其具有高吸水能力、孔隙率高及膠結能力等特性。飛灰金屬成份大多屬沸點較低的高揮發性金屬，是以高溫降至低溫時，高沸點金屬形成灰結構核心，而易揮發的金屬則黏附在核心的表面，再經由溫度改變，低沸點的元素較核心元素易溶出，產生有毒物質。此類金屬大部屬重金屬，含量普遍高，溶出濃度也常超出標準，尤以鉛、鋅及鎘常在標準值之上，故需以固化或穩定化處理。

陳韋伶 (2004) 研究指出焚化爐底渣屬於非均質性混合物，其中包含的物質有熔渣、金屬物質、玻璃、陶瓷等不可燃物，及一些未完全燃燒的有機物質等，其物理組成特性如表 2.1。

表 2.1 焚化底渣中不可燃物組成分佈特性 (陳韋伶, 2004)

組成成份	分佈特性
玻璃	在底渣中佔五成甚至更多，不過依各國回收效率而有不同；底渣粒徑在4-6 mm為其主要分
陶瓷類	大於1 mm中常可見石膏的分佈，總體來說陶瓷類在粒徑4-6 mm分佈最小。
重金屬	隨底渣顆粒愈大，重金屬含量愈少；鉛、銅及鋅主以元素形式存在，唯少部份以無機鹽類的形式存在。
著磁物	粒徑大於6 mm的部份磁選機才能發揮效用，因此磁性金屬大多存在於較小顆粒中。
礦物分佈	底渣中約15%為礦物組成，主要成份為碳酸鈣，分佈多在小粒徑處。
非磁性金屬	主要成份為鋁，約佔其90%。尺寸分佈很廣，無明顯分佈範圍。

2-2-2 化學組成

李建中 (1995) 分析底渣主要氧化物成份包含 SiO_2 及 CaCO_3 ，且顆粒粒徑愈小， CaCO_3 含量愈多， SiO_2 愈少。兩者皆有部份化合物為非結晶形態，而形成玻璃質 (glass)。玻璃質的形成是矽酸鹽的特性之一，此因底渣均快速消火冷卻，化學成份易呈開放性的結晶構造，即具有玻璃質成份。

李維峰 (2004) 分析得底渣成份中，重金屬部份 Pb 及 Zn 有明顯粒徑越小所佔比例愈高，原因與該類化合物溶點低，於焚化過程中較易附在底渣有關。相關研究顯示一般粒徑越小而重金屬含量越高，推究其原因可能為粒徑越小導致表面積增加，因此重金屬附著於底渣表面的量愈高。

Arm Maria (2004) 由不同季節及不同焚化廠來取得其對底渣特性的影響力。其粒徑分析結果說明曲線不論廠別或季節的不同皆相差不大。而利用圓柱三軸試驗結果分析，說明季節不同，其彈性模數差別不大；

廠別不同，彈性模數卻大小不一，研究指出此與廠別的都市廢棄物成份有關。因有機物一般認為會對材料的勁度造成不利的影響，而有機物含量（灼燒減量值，LOI）多從紙類、木頭或落葉等材料而來，故都市廢棄物之有機物必比工業廢棄物來的高。故假如有機物能控制在低含量，則可提高焚化底渣的可用性。

2-3 底渣工程性質

2-3-1 底渣之基本物性分析

1. 外觀

李建中（1995）觀察內湖焚化廠底渣，內多以玻璃、礦物為主，亦有金屬或焚化熔渣等，顆粒呈多角狀，表面粗糙，部份表面具有多孔性。

李文成（1998）指出底渣組成物質複雜，影響因素包括垃圾組成且是否經過分類回收、焚化溫度、爐具運轉狀況等。而因木柵焚化廠垃圾分類並未落實，故取得的底渣中，仍可發現部份金屬製品，如螺帽、鐵絲，同時也含有大量的玻璃及陶瓷。

而底渣經輸送帶運至貯坑存放時，會經過調溼裝置淬火，因此取得的含水量會相當高。潮溼的底渣呈黑灰色、略帶腐敗的臭味，烘乾後呈灰白色。而在烘乾中會產生濃烈的惡臭，推估底渣中仍殘留部份有機物。

烘乾後的底渣呈團塊狀，但在外力振動後會分散開來，不過在粗顆粒上會附著許多細小顆粒。其顆粒形狀多呈角狀，表面相當粗糙且部份顆粒具有相當多孔隙。

李維峰等人（2004）指出底渣屬多孔隙輕質非均質物質，具有高比表面積的特性，其表面的小孔洞是因為底渣顆粒由高溫熔融狀態，突然經淬

火過程所造成。一般內含有鐵質及非鐵金屬、磚瓦、陶瓷、玻璃碎片、石頭及泥土類等物質。而在適當的夯實下，底渣因較少含量的似黏土顆粒而無回脹的問題，且不易因水入侵而導致不均勻沉陷之情形發生。

2. 比重、含水量與分類

李建中（1995）量測底渣初始含水量測得約為 21.9-26.1 %（平均 24.6 %），此因底渣中尚含許多游離水，其與消火水淬時間、貯坑儲存時間及運送方式有關。而底渣因顆粒組成複雜，以 4 號篩上下分開測試，得粗顆粒比重 G_s 2.48-2.69（平均 2.62）；細顆粒比重 2.56-2.76（平均 2.68），加權平均後得 2.65，與一般土壤（2.6-2.8）差不多。再由粒徑分析，底渣約 53 % 為 4 號篩以上礫石顆粒成份，37 % 為 4 號篩與 200 號篩間之砂土顆粒，200 號篩以下僅 6 %，其均勻係數 c_u 為 51，曲率係數 c_z 為 2.8。依統一土壤分類，底渣屬優良級配的砂礫質土壤 GW-GM。

Wiles（1996）研究底渣因經淬火程序，故含水率較高，約在 15-25 % 間，但需注意含水量多寡與焚化廠儲存方式、時間、季節以及區域等因素有關。

Pandeline et al.（1997）利用美國佛羅里達州兩座焚化廠，分別為廢棄物先經前處理之 RDF（Refuse-Derived-Fuel）處理廠及未經前處理之 MB（Mass-Burn）處理廠，未經前處理之底渣較經前處理之底渣呈現較深灰的顏色，且顆粒亦較粗糙。而比重其判別與化學成份及粒徑大小相關，因含鐵金屬成份多屬大粒徑，故粒徑愈大，含鐵金屬成份愈高，得較高的比重值。

李文成（1998）將底渣粒徑 4 號篩上下分開量測比重值，加權平均後比重為 2.76，約與一般土壤相近，而此結果其他研究結果稍大，判別其因底渣中仍含有金屬的影響。再將底渣利用乾篩與溼篩作粒徑分析，乾篩中

可得小於 200 號篩比例小於 10 %；溼篩中小於 200 號篩亦少於 10%，且曲線亦與乾篩十分接近。而由粒徑曲線可求出 c_u 約為 24.4； c_z 約為 0.89，且由阿太保試驗無法求出塑性限度，底渣為非塑性試體（NP）經統一土壤分類可得底渣類屬級配良好砂土（SW）相關參數如表 2.2。

表 2.2 底渣粒徑分析相關參數（李文成，1998）

通過#4 (%)	通過#200 (%)	D_{10} (mm)	c_u	c_z	塑性	統一土壤分類
62	2	0.18	24.4	0.89	NP	SW

表 2.3 為國內外學者在各地研究底渣之比重、含水量及分類的整理，底渣比重大致介於 1.8-2.8 間不等，含水量亦約在 20 % 上下。經由分類後底渣主要類屬優良級配砂土。

表 2.3 底渣物理性質彙整

	Site	G_s^{96}	w (%)	阿太堡試驗	統一土壤分類
Tay (1991)	新加坡	2.45	-	NP	SP
Pandeline (1997)	佛羅里達	2.55-2.79	15-21	-	SW
李建中 (1995)	內湖	2.65	24.6	-	GW-GM
李文成 (1998)	木柵	2.76	23.5	NP	SW
林聖琪 (2000)	木柵	2.6	24.5	NP	SW
李維峰 (2004)	北投	2.03	-	-	SP
	內湖	2.02	-	-	SW
	木柵	1.83	-	-	SW

3. 壓實特性

Goh Anthony et al. (1993) 利用標準夯實求取最大乾密度 (γ_{dmax}) 及最佳含水量 (OMC) 分別為 14 kN/m^3 及 30.7 %。而傳統填土的乾土單位重幾乎超過 18 kN/m^3 ，故底渣的低單位重使其成為供建材的優點—質輕，載重小，適用於覆土，可減少基層的沉陷。

李建中 (1995) 利用標準夯實試驗量測最大乾密度與最佳含水量，測得試驗前夯實試體含水量 5-25%，但試驗後所能蓄含之最佳含水量最多僅在 14.8-16.2%，且隨夯實能量的增加而減少，此因底渣為顆粒性材料，本身含水能力有限，故多餘游離水因夯實而被擠壓出來。夯實曲線與非凝聚性土壤相似。最大乾密度則約為 $16.2-18.14 \text{ kN/m}^3$ ，乾密度較低係因底渣顆粒間的互鎖及高摩擦力阻止顆粒重新排列的結果；亦發現曲線與夯實能量影響不大。

其亦指出因底渣顆粒多角且表面粗糙、細料組構呈蜂窩狀，故在夯實工程應在溼側實施，以提供顆粒間足夠的潤滑效果，才不會因顆粒間的互鎖或摩擦現象而改變顆粒移動，影響地盤夯實後的工程行為。

李文成 (1998) 就不同相對密度、不同含水量底渣與浸水底渣作試驗。依烘乾、溼潤、飽和下分別施作。試驗中，主要都是即時沉陷，故無法進一步計算 c_v 。其壓縮指數 c_c 約為 0.003-0.068；回脹指數 c_s 約為 0.001-0.011。綜合分析之，含水量高、孔隙比大的試體變形量較大（飽和試體 > 溼潤 > 烘乾；相對密度：60% > 80%）。因浸水後，孔隙比上升，故飽和試體較溼潤及烘乾底渣之沉陷量大。而同孔隙比下，浸水底渣沉陷量仍大於烘乾底渣，此乃因烘乾試體壓縮主要來自顆粒彈性變形與破碎；溼潤或飽和試體除了來自顆粒的彈性變形與破碎，仍有顆粒的滑動與重排。

Muhunthan et al. (2004) 以不同比例底渣與飛灰進行標準夯實試驗，得圖 2.8，其指出灰渣混合物的夯實曲線相似於黏土。數據顯示單位重皆較砂、黏土來的低，當底渣成份愈多，最大乾密度愈大，純底渣試驗時取得最大乾密度約為 15.4 kN/m^3 ，最佳含水量約為 26.8%；當飛灰成份愈多，則最佳含水量愈大，純飛灰時最含水量高達 45%，最大乾密度約為 10.8 kN/m^3 。亦根據試驗，發現單位重差異不大，但含水量有較大的變化，其導因於試體的粒徑大小、化學成份及吸水等特性不一所致。

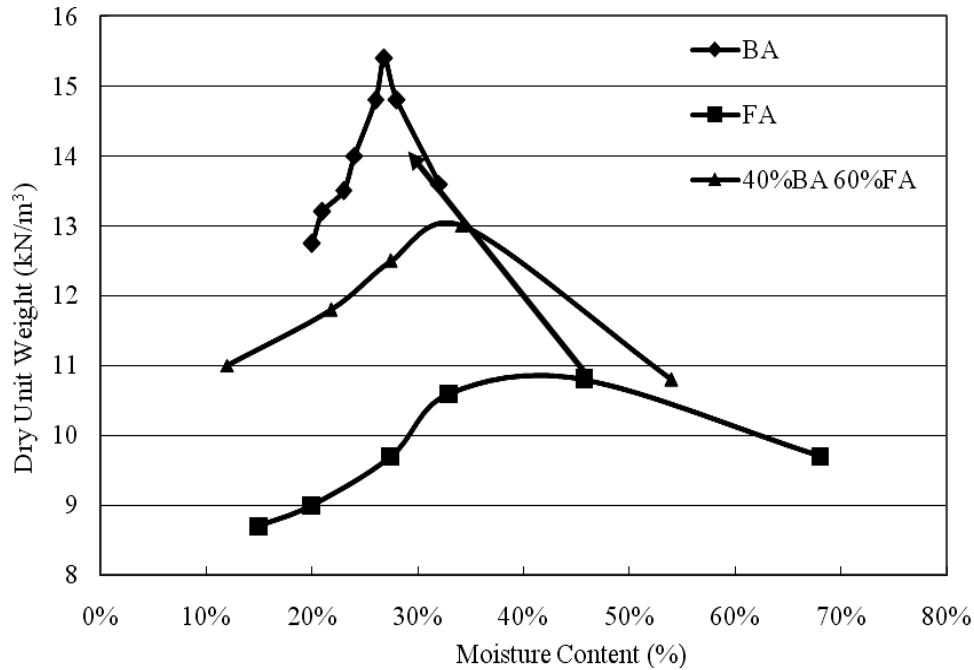


圖 2.8 底渣與飛灰不同比例下之夯實曲線 (Muhunthan et al., 2004)

2-3-2 底渣之壓縮性

李建中 (1995) 利用單向度壓密試驗研究內湖焚化廠底渣壓縮特性，發現底渣未浸水情況下壓縮速率相當快，施加垂直荷重後 0-60 秒即可達到約 90% 之壓縮量，故顯示試驗時，體積的變化主要為瞬時壓縮。亦由疏鬆及緊密試體相作比較，疏鬆試體之壓縮指數 c_c 約為 0.18-0.26；夯實試體僅在 0.043，此壓縮特性較一般土壤為佳。而因受壓緊密試體產生破碎，造成解壓回脹量相當小，再壓縮指數 c_r 約為 0.0045。疏鬆試體雖壓縮性較高，但壓縮時間短，對長期穩定性影響不大；而夯實試體壓縮性低、回脹量小且容許壓應力大，故在一般工程應用上有一定的優勢。

李文成 (1998) 則針對飽和、溼潤及烘乾三種底渣試體進行單向度壓密試驗，得壓縮指數 c_c 約為 0.003-0.068；回脹指數 c_s 約為 0.001-0.011。經研究顯示含水量高、孔隙比大的試體變形量較大，因浸水後，孔隙比上升，

故浸水較原始底渣之沉陷量大。而同孔隙比下，浸水仍大於原始底渣，此乃因烘乾試體壓縮主要來自顆粒彈性變形與破碎；溼潤或飽和主要來自顆粒的彈性變形與破碎外，仍有顆粒的滑動與重排。

此外，Arm Maria (2004) 研究指出有機物會對材料的勁度造成不利的影響，亦即變形量大。而有機物含量多從紙類、木頭或落葉等材料而來，故如能有效控制有機物含量，則將可提高焚化底渣的可用性。

2-3-3 底渣自身剪力強度

李建中 (1995) 利用小型直剪、大型直剪與排水三軸試驗求取底渣自身剪力強度，如表 2.4 所示，一般直剪所得的剪應力值較大型直剪稍高，雖摩擦角差異較小，主要是因內聚力的差異，顯示試體尺寸在本研究之顆粒分佈下，對於剪力強度影響很小，一般直剪即可適當代表剪力強度。綜合三者之結果，由初始乾密度與內摩擦角的關係可知，三軸試驗所得之內摩擦角略高於直剪結果，此與一般顆粒性土壤之現象並不一致，可能是因底渣材料組成不均所造成，而三軸中由外部套入的橡皮膜所產生的約束力造成試體邊界之應力條件改變，亦會影響結果。故如一般情況下，對於剪力強度之評估宜以直接剪力強度試驗為主；若考慮 3-D 情況下之剪力強度，宜就三軸所遭遇的問題加以探討並審慎評估。

表 2.4 不同試驗下底渣自身剪力強度 (李建中, 1995)

	直接剪力試驗 (150×150 mm)			大型直剪 (300×300 mm)	排水三軸
	疏鬆試體		夯實試體	疏鬆試體	疏鬆試體
w (%)	5%	15%	25%	15%	15%
γ_d (kN/m ³)	12.75	13.12	14.25	17.76	12.75
c (kPa)	16.4	16.5	30.6	82.5	13.6
ϕ (°)	34.3	32.4	40.8	47.9	34.1

李文成（1998）使用 150×150 mm 之直剪盒進行底渣直剪試驗，所得底渣的內聚力約 6-14 kPa，摩擦角約 25-43°。由剪應力與剪力位移關係中發現無出現尖峰值，此因剪動過程中底渣顆粒破碎遠較砂土顯著，破碎顆粒不斷調整位置，剪力強度也隨位移的增加而增強。

而水平位移與垂直位移關係中發現，在正向應力較大時，會先壓縮再膨脹，而正向應力較小時，則幾乎全為膨脹。而孔隙比相同的情況下，膨脹量以烘乾試體最大，以飽和試體最小，此因浸水後試體孔隙比上升，使壓縮量增加、膨脹量減少。

其亦利用不同含水量進行直剪試驗，得在不同含水量下，剪力強度以烘乾試體最大，而以飽和試體最小。此與 Zeller（1957）認為含水量較高之材料，因顆粒接觸面含水可潤滑，致使有效剪力強度減少約 10-15 % 的觀點相同。

由試驗可知，焚化底渣之剪力強度性質似無凝聚力砂土，強度主要來自顆粒間摩擦、體積膨脹效應、顆粒破碎與重組、顆粒不規則外型等。受剪過程中顆粒間所產生的互鎖作用，除受顆粒表面粗糙度影響，也因試體緊密程度及所受正向應力所影響。

Pandeline et al.（1997）進行排水壓密三軸試驗，取得底渣內聚力約 13.8-34.5 kPa，會有內聚力的存在主要在於波索蘭效應（pozzolonic cementing reaction）的影響。摩擦角約 24-50°，此與相對密度及顆粒大小有關，當夯實能量及相對壓實度不變，通過4號篩的底渣會較通過8號篩的底渣較大的剪力強度參數，且未經過前處理的底渣會含較高的摩擦角。

Muhunthan et al.（2004）以不同比例底渣與飛灰分別在乾燥（無含水量）與最佳含水量下進行直剪試驗。其得取剪力強度參數如表 2.5，其中純底渣在最佳含水量環境下內聚力約為 7.7 kPa，摩擦角高達 50.7°。底渣在乾燥與最佳含水量下之剪力強度差別不大，但飛灰則在最佳含水量時內

聚力值增加。就比例討論之，因底渣顆粒粗糙，故底渣成份愈多，取得之摩擦角愈大。其又進一步將底渣與渥太華砂相比，可知底渣含有較高的剪力強度，且比重又較砂、礫石為低，故其指出填土用底渣取代土壤可降低基礎所需承受的壓應力，以減少深陷量及防止孔隙水壓的上升。

表 2.5 不同比例及環境下之強度參數 (Muhunthhan et al., 2004)

試驗試體		乾燥		OMC	
飛灰 (%)	底渣 (%)	ϕ (°)	c (kPa)	ϕ (°)	c (kPa)
100	0	29.3	3.4	20.8	34.1
60	40	33.8	3	22.2	34.4
0	100	50.2	9.6	50.7	7.7
渥太華砂		45	0	-	-

2-4 直接剪力試驗影響因素分析

2-4-1 直接剪力盒邊界條件之影響

1. 剪力盒尺寸

Parsons (1936) 進行直剪試驗，將破碎石英試體設定為疏鬆狀態，以非常小的正向應力 (1.5-9.8 kPa) 取得破壞包絡線。其指出試體呈現直剪盒尺寸增加時摩擦角會稍微的下降，如圖 2.9，摩擦角約 30.7-31.5°。

Palmeira and Milligan (1989) 對緊密 Leighton Buzzard 砂土施作不同儀器尺寸之直剪試驗時，卻表示直剪盒尺寸大小對於摩擦角並無明顯影響。然而其發現試樣中間高度之剪力帶 (受剪切影響之試體範圍) 厚度受試體尺寸的影響，當試樣高度增加，剪力帶的厚度亦隨之增加。但過去多位學者將剪力帶定義為平均顆粒粒徑 d_{50} 之關係式，則理論上同種砂土試體在不同大小儀器中應具有相同大小的剪力帶。

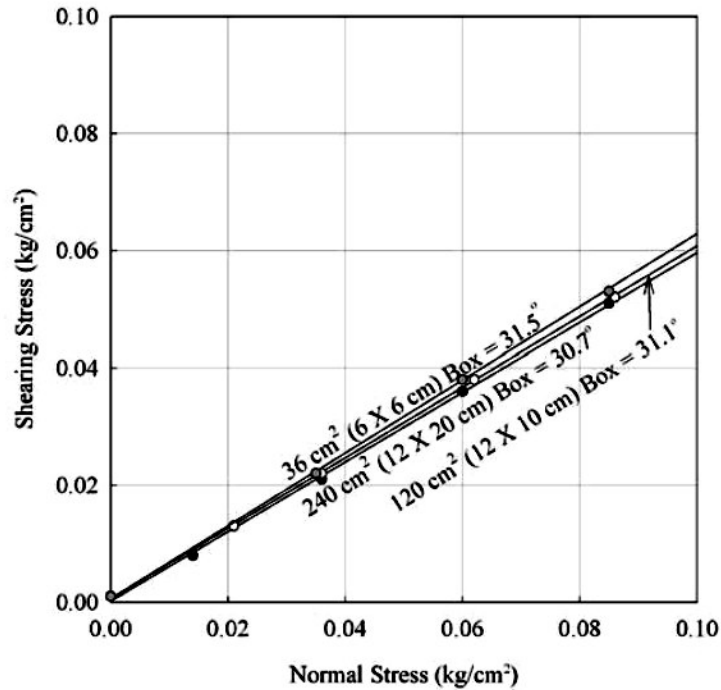


圖 2.9 尺寸對破碎石英摩擦角的影響 (Parsons, 1936)

Vallejo et al. (1996) 亦指出顆粒材料之內摩擦性質可以標準直剪盒 (100×100 mm) 取得。

Cerato et al. (2006) 利用五種不同性質砂土配合三種相對密度 (緊、中緊及疏鬆) 在三種不同大小之直剪盒 (60、101.6、304.8 mm) 下施作直剪試驗，觀測摩擦角與試體大小及儀器大小的關係。其結果得最大剪力強度中之摩擦角隨著相對密度的增加而增加；而殘餘剪力強度參數中摩擦角會隨著直剪盒尺寸的增加而下降或保持不變。而不論疏鬆或緊密的試體皆受直剪盒尺寸的影響，尤以優良級配且呈角狀的砂土為最。因由小尺寸直剪盒 (60 mm) 所取得之摩擦角幾乎高出大尺寸直剪盒 (304.8 mm) 約 10° ，此差別會明顯的改變現地的設計，故認為從小尺寸的直剪試驗所取得之數據用於現地設計時需小心評量，當試體粒徑無法有效控制時，則應將試驗中測得之摩擦角減少約 10% 以確保精確的強度參數。

根據 Koerner (1997) 之研究建議，300×300 mm 之尺寸大小對地工膜布並不適用，對於加勁用之地工格網或地工流網較適用，而地工膜布與砂、沉泥、黏土間界面摩擦阻抗強度測試只要使用 100×100 mm 直剪盒即可，這樣市面上販賣之土壤測試儀器皆可適用，至於地工膜布與礫石或顆粒較大之材料間之界面摩擦阻抗強度測試才需使用較大直剪盒。

黃炫曉 (1996) 為研究尺寸效應對界面直剪試驗的影響，分別用 150×150 mm、200×200 mm 與 300×300 mm 之剪力盒與地工膜布進行直接剪力試驗。結果如表 2.6，由 150×150 mm 與 300×300 mm 相較下，摩擦角約相差 2-7°。其歸納出試體尺寸大小對直剪試驗的影響甚為明顯，砂土與地工膜布之摩擦角將隨剪力盒尺寸增加而減少。

表 2.6 石英砂與地工膜布之界面摩擦角結果摘要表 (黃炫曉, 1996)

剪力盒尺寸 (mm×mm)	粗糙地工膜布			平滑地工膜布		
	乾鬆砂	OMC 緊砂	飽和緊砂	乾鬆砂	OMC 緊砂	飽和緊砂
150 × 150	29.0	32.3	27.3	25.4	27.7	24.0
200 × 200	27.1	29.1	23.8	23.6	27.2	18.8
300 × 300	24.3	27.2	20.6	19.9	25.8	17.7

而 Ling et al. (2001) 利用小型直剪盒 (100×100 mm) 施作夯實黏土與地工膜布之界面直剪試驗。其表示雖與 ASTM 規範中規定之直剪盒尺寸不合，但因地工膜布較其他地工合成材，如地工格網，有較均勻之表面結構，故縮尺效應應影響並不大。

2. 地工合成材固定方式

John A. Bove (1990) 提及試體的接觸面含上下層。典型包含固體平面，如砂紙或土壤。底層用來支持地工材及準許規則的正向應力分佈。設計者必須注意上下底層淺在的影響，如地工織布放置於平滑鐵盤上，

當試驗土與織布的界面摩擦力時，可能造成較低的剪力摩擦力。而地工織物與配置夯實後的土體接觸面則可能不是平滑的，此可造成剪切摩擦力的增加而使破壞出現在平面上。

而將地工合成材固定在底盒中可分為固定式與自由式，如圖 2.10，差別在於剪切方向固定與否，其中自由式需考量破壞面是否發生在材料界面間。夾具的功能主要在固定試體以設計在預定的界面間破壞。夾具必需被設計且不得影響試體的判面剪抗阻力及減至最少甚至去除試體接觸面積以外所產生的超額的張力變形，例如針軋不織布做界面直剪試驗，在高正向應力時，針軋不織布因為低張力模數而有明顯的拉伸。如固定得宜，則破壞方式不止滑動，也有包含克服織布抗張的阻力。

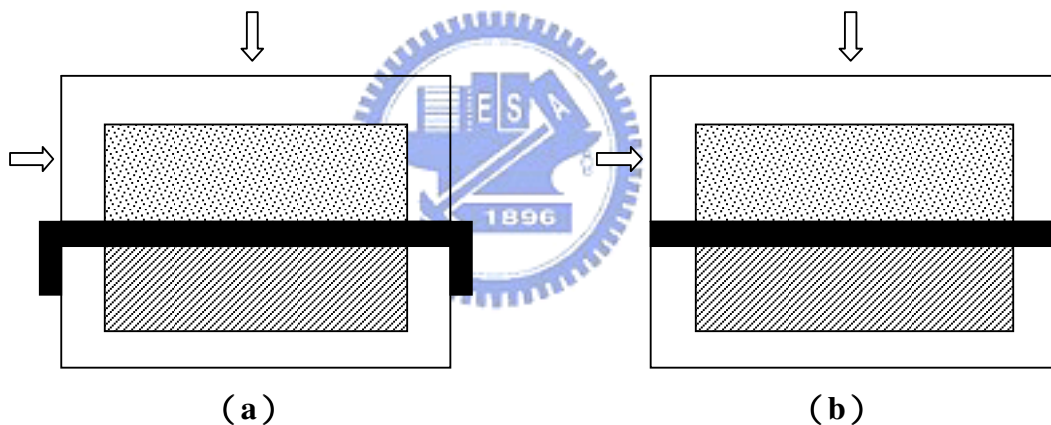


圖 2.10 地工材固定方式 (a) 固定式 (b) 自由式 (Bove, 1990)

2-4-2 試體配製

因底灰顆粒大小變化甚劇，需避免明顯的邊界效應，故在經濟效益下，以縮小底渣試料最大顆粒粒徑為最佳的方式。而根據大陸土工試驗規程，其對超徑粒料的處理根據水電部 SD 128-87 有三種：(1) 剔除法；(2) 相似級配法；(3) 等重量替代法。

剔除法即將某一粒徑以上的顆粒全部去除。優點在於施作簡單；但其誤差較大、需以外插方式推估現地級配下之性質且需多組數據。而相似級配法則將原始粒徑曲線平移，此時細粒料比例會增加。其優勢如同Lowe (1964) 論述其與現場差別只有顆粒大小不同，但剪力強度應相似。但卻易因細顆粒部份無法照固定比例縮小而難以操作。

等重量替代法是以將某一粒徑以上的顆粒去除，以此粒徑至較小粒徑間等重量的顆粒取代，此時細顆粒所佔比例固定。此法可有效控制如同現地粗細料含量的比例，但其模擬現地級配，最大粒徑對剪力強度的影響仍尚未定論。

根據李建中 (1995) 將底渣進行各方法調整後，利用直接剪力試驗量測其摩擦角與最大粒徑的關係，如圖 2.11。S-model 為剔除法，P-model 為相似級配法，而 M-model 則為等重量替代法。由圖可得知 S-model 與其餘兩類調整法差異較大，故其建議使用上以相似級配法及等重量替代法作調整較為穩定。而又說明相似級配法需考量細料部份的補給，故又以等重量替代法較佳。

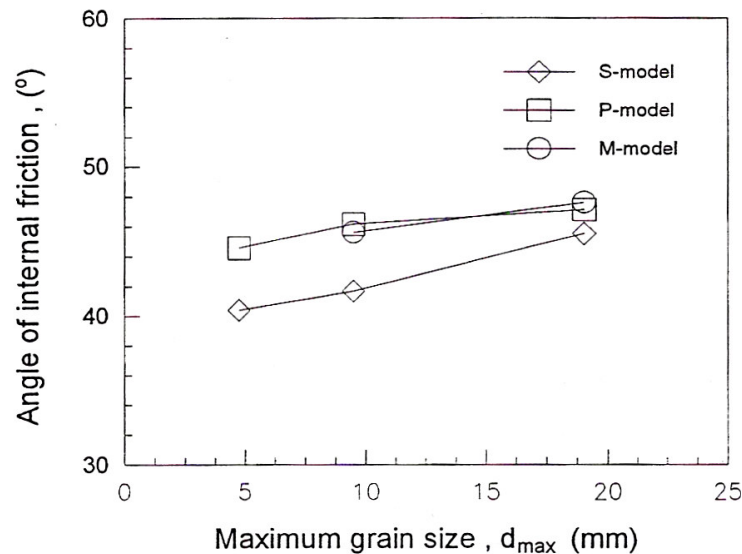


圖 2.11 各類粒徑縮尺試體摩擦角分析 (李建中, 1995)

2-5 地工合成材界面摩擦行為

2-5-1 地工合成材與土壤

John A. Bove (1990) 將各類地工合成材界面之應力應變曲線作一分類與解釋，如圖 2.12。由 (a) 圖中可看出沒有明顯尖峰，但有殘餘強度。剪應變包含低張力模數地工合成材的變形，而剪應力一部份亦由地工材變形所提供，當試體延伸，其張力模數增加，亦容許剪力傳遞至界面，此表示尖峰與殘餘強度相等。其建議如為減少變形可以粘著劑黏結地工材在固體底層上，這可強制破壞發生為滑動破壞。

對一些無內聚力土壤，顆粒的滾動可能會發生。如粗糙地工膜或不織布與其作試驗，純滑動將不會發生在其界面上。而由 (b) 圖中，剪應力提供在當顆粒滾動時顆粒間的互鎖力。剪應力沒有尖峰，此因顆粒尚未與地工合成材互鎖無法傳遞剪應力給地工材表面。利用這些包含此現象的試驗，很難決定摩擦角。此應該注意為砂土剪力破壞比土與地工材界面破壞影響較大。而 (c) 圖指沒有真的殘餘剪力，可能是部份地工材試體產生皺折埋入了試體底層，改變了整體剪切的機制。

(d) 圖中包含兩個尖峰值，初始的尖峰強度可代表試體與地工合成材間的滑動，而其次的尖峰是指地工材變形後所傳回的剪力值。通常可忽略最高尖峰值且選擇初始的尖峰值作設計。

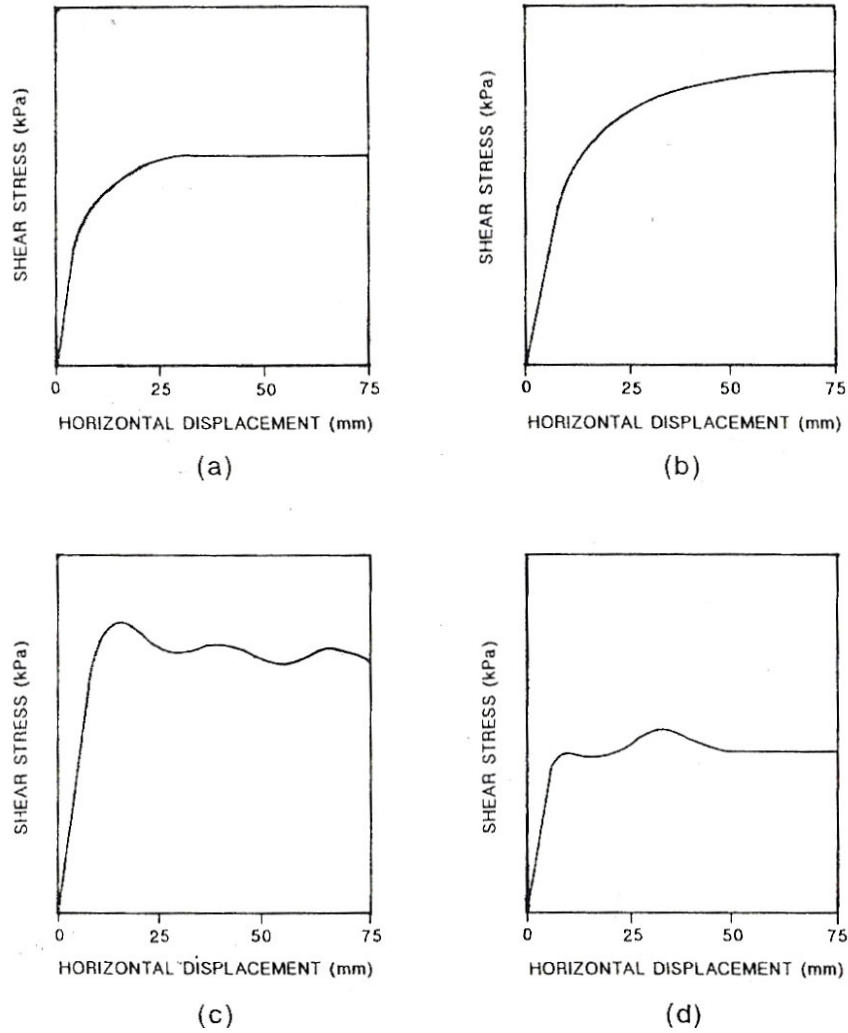


圖 2.12 各類應力應變曲線圖 (John, A.B., 1990)

Koerner (1997) 為方便了解地工合成材與試體界面剪力強度參數與試體自身剪力強度參數之間的關係，其定義 E_c 及 E_ϕ ，如公式 1、2。

$$E_c = (c_a/c) \cdot 100\% \dots\dots\dots(1)$$

$$E_\phi = (\tan\delta/\tan\phi) \cdot 100\% \dots\dots\dots(2)$$

E_c ：黏滯力有效係數

E_ϕ ：摩擦角有效係數

本研究將利用上述參數分析各類地工合成材之界面剪力強度值之發揮效率。

Rowe (1962) 認為粒狀土壤之尖峰摩擦角分別由顆粒間滑動摩擦效應 (sliding friction effect) 、重組效應 (rearrangement effect) 及膨脹效應 (dilatancy effect) 所構成。而 Lee and Seed (1967) 亦說明砂土顆粒具有壓碎效應 (crushing effect) 。Koerner (1970) 指出摩擦角亦受顆粒形態效應 (morphological effect) 所影響。而董景岳 (1988) 研究指出在低圍壓作用下，不論鬆砂或緊砂試體承受剪切作用時都會發生膨脹現象，此時的摩擦角主要由滑動摩擦及膨脹效應所組成。

Williams and Houlihan (1986) 表示界面的剪脹效應為界面摩擦特性主要影響因素之一。當緊密土壤在低圍壓下，束制力增加，使顆粒無法膨脹，使其產生剪脹效應而具高摩擦阻抗。而 Koutsourais et al. (1991) 更進一步說明在低正向應力下，土壤的剪脹效應會導致界面摩擦力的增加，而地工合成材會促進界面間的剪脹效應而存在更高的界面摩擦力。

地工合成材與土壤界面剪力強度參數隨著地工材的種類不同而有極大的差異，Mitchell et al. (1990) 之研究亦指出界面靜態視摩擦角受材質本身、接觸界面性質與界面溼潤度影響。

Von Pein et al. (1991) 指出粗糙地工膜布雖可取得高摩擦阻抗，但因在鋪設過程中接合的困難、低刺穿阻抗及張力強度，使得現今仍多採用平滑地工膜為主。

Orman (1994) 以細粒料低透水性粉土 (MH) 及粗顆粒排水性砂土 (SP) 分別與平滑及粗糙地工膜布進行試驗以探討材料與試體粒徑對界面摩擦特性的影響。由結果其分析粗糙地工膜布可明顯改善與細顆粒材料間界面摩擦阻力，但對於粗顆材料卻無太大差異。此因細粒料可與粗糙地工膜布界面發揮完的互鎖作用，但粗顆粒材料卻無明顯作用。而推

估可由試體粒徑 d_{80} 與粗糙土工膜布粗糙面厚度之比值作進一步分析，當比值小於 1 時，可代表材料之剪力強度得以完整發揮。

而 Izgin et al. (1998) 亦指出圓滑型顆粒砂土對於土工膜布的粗糙性及同類土工膜布品牌間的差異性較角狀顆粒砂土有較高的靈敏性。

Vallejo et al. (1996) 分析土工膜布與不同粒徑料材間界面摩擦角，研究指出界面摩擦角與土工膜布粗糙程度及顆粒大小有關。粗糙土工膜布與試體間摩擦角會隨著粒徑的增加而增加，當顆粒粒徑藉於最佳粒徑 (optimum particle size) 範圍時，可達最大界面阻抗。而平滑土工膜布與試體間摩擦角會隨粒徑的增加而減少。

Jogi (2005) 在低正向應力 (5-30 kPa) 下，分別在浸水與不浸水環境中利用小型直剪盒 (100×100 mm) 進行不飽和土壤試體與平滑土工膜布之界面直剪試驗。如圖 2.13 顆粒 c，在純土壤試體中其顆粒在所有方向受到相同的力學行為，但在與土工膜布接觸後，試體受力變為不規則，造成界面力學分析更行複雜，破壞面更包含土壤顆粒犁進土工膜布表面、滑動等。

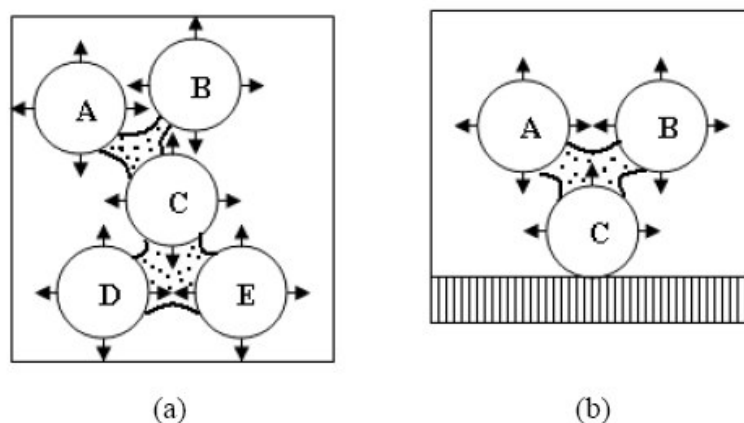


圖 2.13 土壤顆粒與界面行為 (a) 土壤 (b) 土工膜布 (Jogi, 2005)

在不飽和土壤與土工膜布界面試驗中，難以完全利用不飽和試體力

學的原理來解釋，推測其在高正向應力下，剪力破壞可能不但發生在土壤與土工膜布界面，同時也包含土工膜布自身的破壞。對砂質土壤而言，當正向應力施加於界面上，砂土顆粒埋藏在土工膜布中是存在的。當此埋設發生，顆粒會在剪動的過程中犁經土工膜布材料。在低正向有效應力下，利用不飽和土壤力學概念可預測其界面剪力強度；而 Deatherage et al. (1987) 研究指出在高正向應力下，顆粒埋設於土工膜布表面愈多，會造成愈高的摩擦角。此外，當顆粒埋設地工材為其界面之主要機制，則土壤間的水的吸力則較不易影響試驗的結果。

其亦探討土工膜布表面粗糙度的改變。在低正向應力下，試體顆粒在剪動過程中滑動及刮痕在土工膜布的表面；反之在高正應力下，顆粒埋設於土工膜布表面且剪動過程犁經其表面。因埋設愈深需要較高的剪應力，故此可能為高正向應力時取得高剪應力的原因。而由試驗亦得之隨著含水量的增加，會造成表面摩擦性的下降。高含水量下，水份潤滑了界面使顆粒易於滑動，更甚水份能降低試體顆粒埋設於土工膜布中。

Collios et al. (1980) 探討不同粒徑土壤試體與土工織物之間的作用。其發現試體顆粒粒徑小於土工織物之有效開孔徑時，其界面摩擦角會近似土壤自身之內摩擦角。且角狀顆粒與土工織物較圓形顆粒試體能產生較佳之互鎖作用而使摩擦角提高，故指出土壤粒徑大小與土工織物的有效開孔徑 (EOS) 對其界面摩擦形為有明顯的影響。

Dembicki (1991) 利用五種不同粒徑土壤試體與兩款針軋及熱熔不織布進行大型直剪試驗 (300x300 mm)，由結論其表示砂土與不織布間之摩擦力由不同的因素所提供，包含不織布孔隙的大小、與顆粒接觸表面的情形、其間之不規則特性、正向應力及試體密度等。而根據不織布之剛直特性，可知正向應力的組成對界面摩擦角形成有明顯的影響，此影響直接的關係到不織布彎曲剛度 (bending rigidity)。而對於無凝聚性

的砂土而言，其依靠著自身粒徑大小，會使不織布呈現不同的表面張力，不織布並非在其全長上呈現均勻的變形。

李怡先（1991）採用不同相對密度石英砂及礫石，與熱熔不織布進行定面積大型直剪試驗，探討顆粒粒徑大小不同的土壤與地工合成材的互鎖作用。其指出厚度較厚、有效開孔徑（EOS）較大、強度較高的不織布具有較高的接觸效率。且不織布與砂的接觸效率會隨著相對密度的增加而減少；與礫石的接觸效率會隨著礫石單位重增加而上升。此外，亦利用拉拔試驗發現不織布之變形量屬不均勻分佈，靠近施拉端附近之變形量遠大於其他部份。且不織布與土壤之間的摩擦阻抗愈大及不織布抗張強度愈小，其變形量分佈愈不均勻。

Koutsourais et al.（1991）為探討掩埋場覆蓋及襯層不同界面之摩擦性質，在大型直剪盒（300x300 mm）對三種不同土壤試體、五種地工織布及五種地工膜布進行界面直剪試驗，指出界面摩擦力值會隨著地工合成材的種類而改變，表面的粗糙度、彈性及塑性會明顯的影響摩擦角。其中單纖織布之界面摩擦角對於正向應力的大小並無明顯的影響且其具有相對於其他織布屬低摩擦力的特性；反之針軋及多纖織布的界面摩擦特性幾乎與純砂無異。換句話說，針軋及多纖織布因同屬柔軟且富彈性的材料，其准許與砂土產生特定互鎖作用，致使似乎導致沿著接觸面形成新的剪力破壞面。而地工膜布中，平滑 HDPE 地工膜布及 VLDPE 地工膜布行為似單纖織布；而粗糙 HDPE 地工膜布則呈現幾乎與土壤自身強度相同之高摩擦特性。而由試驗的結果及破壞表面的觀察，其指出地工材表面與其上之破壞面之間具有相互影響的關係。

Koerner and Martin（1997）利用不同土壤試體與不同地工合成材以研究地工材界面剪力強度，如表 2.7，其指出土壤與地工膜布的尖峰界面摩擦角總是較土壤間摩擦角為小，其中又以 HDPE 地工膜布界面摩擦角

最小。

表 2.7 土工材與各類砂土界面摩擦角 (Koerner and Martin, 1997)

		Soil type		
		concrete sand ($\phi=30^\circ$)	Ottawa sand ($\phi=28^\circ$)	Mica schist sand ($\phi=26^\circ$)
geomembrane	smooth HDPE	18	18	17
	rough PVC	27	-	25
	smooth PVC	25	-	21
geotextile	nonwoven needle-punched	30	26	25
	nonwoven heat-bonded	26	-	-
	woven monofilament	26	-	-
	woven slit-film	24	24	23

而根據過去國外學者針對各類土工合成材與土壤的界面剪力強度所作的研究，劉家男 (2004) 將其整理製表，如表 2.8 所示，亦指出土工合成材料使用上最大的問題在於土工合成材與土壤界面之摩擦力通常很低，故界面之剪力強度對穩定性有極重要的影響。

表 2.8 界面剪力強度彙整 (劉家男, 2004)

geosynthetics	soil	size (mm)	condition	σ_n (kPa)	shear rate (mm/min)	c_a (kPa)	δ ($^\circ$)	reference
Tx HDPE	sandy clay	300×300	hydrated	7-35	1	0-7	25-42	Criley and John (1997)
Tx HDPE	silty sand	300×300	hydrated	7-35	1	0-5	33-42	
Tx HDPE	sandy silt	300×300	hydrated	7-35	1	0-4	23-47	
Nw GT	sand	300×300	hydrated	20-62	0.0025-0.25	0	30-40	Koutsourais et al. (1991)
Wv GT	sand	300×300	hydrated	20-62	0.0025-0.25	0	28-40	
Sm HDPE	sand	300×300	hydrated	20-62	0.0025-0.25	0	26-28	
Rg HDPE	sand	300×300	hydrated	20-62	0.0025-0.25	0	30-41	
Sm HDPE	sand	100×100	saturated	14-100	0.127	0	17-18	Martin et al. (1984)
Nw GT	sand	100×100	saturated	14-100	0.127	0	25-30	
Wv GT	sand	100×100	saturated	14-100	0.127	0	23-26	
Nw GT	sand	300×300	saturated	5-25	0.3	0.6-1.2	25-34	Williams and Houlihan (1987)
Wv GT	sand	300×300	saturated	5-25	0.3	0-1.2	35	
Sm HDPE	sand	300×300	saturated	5-25	0.3	0.6-0.7	19-27	
Nw GT	Sapolite	300×300	saturated	5-25	0.3	0.8-1.5	29-30	
Wv GT	Sapolite	300×300	saturated	5-25	0.3	1.5	31	
Sm HDPE	Sapolite	300×300	saturated	5-25	0.3	0.4	21	
Nw GT	clay	300×300	saturated	5-25	0.3	1.3-1.8	39-45	
Wv GT	clay	300×300	saturated	5-25	0.3	2	43	
Sm HDPE	clay	300×300	saturated	5-25	0.3	1	25	

2-5-2 土工合成材與底渣

林聖琪（2000）利用木柵焚化廠底渣與平滑土工膜布進行大型界面直剪試驗（300×300 mm）以探討接觸面摩擦特性。由民國 88 年木柵焚化廠廢棄物成份分析中得廚餘、紙類及塑膠類為主要廢棄物組成成份。經量測得綜合垃圾單位重為 186.5 kg/m³。而由溼基三成份分析（水份、可燃份及灰份）可知，水份高達 50.48%，可燃份亦佔總量的 38.62%，剩餘約 10.9% 之灰份最終則運至掩埋。

而將採樣回之底渣依等重量替代法作試體粒徑縮尺後，先以相對密度作控制，採 60% 及 80%。再以含水量控制，因大型直剪無法對飽和材料進行試驗，故採儀器所能接受之最高含水量，發現相對密度為 80%，含水量 23% 時，已有水分由剪切面流出，故採含水量 20% 及 0%，以討論含水量對摩擦相適性的影響。

表 2.9 底渣自身剪力強度（林聖琪，2000）

直接剪力試驗				
組別	相對密度 D_r (%)	含水量 w (%)	尖峰強度參數	
			c (kPa)	ϕ (°)
1	60	0	1	26.9
2	60	20	4.35	22.1
3	80	0	4.75	33.3
4	80	20	24.35	26.3

施作直剪試驗進行自身剪力強度分析，剪切速率採 1 mm/min，參數如表 2.9，得黏滯力約為 1-24.35 kPa，摩擦角約為 22.1-33.3°。結果發現底渣在乾燥狀態下，隨著相對密度的提高，尖峰剪力強度亦隨之提高；

在溼潤狀態下，相對密度在高正應力下對剪力強度的影響較為明顯。其指出底渣在受剪過程中受互鎖作用影響，其除與顆粒表面粗糙度相關之外，試體緊密度及所受之正向應力亦有關，而剪動面若含水，會使底渣顆粒之互鎖作用降低，尤使低正向應力下，相對密度對底渣剪力強度的影響並不明顯。

而將底渣與平滑地工膜布施作界面直剪試驗取得界面剪力強度如表 2.10，界面黏滯力約為 0-7.08 kPa，界面摩擦角約為 19.1-25.7°。結果發現底渣-地工膜布不同於土壤-地工膜布之界面摩擦特性，土壤易受水的作用影響而使界面剪力強度下降，而對底渣雖有使尖峰強度延後發生的情形，但整體對剪力強度的影響卻較不明顯。其指出因底渣顆粒呈角狀並含有碎玻璃、陶瓷等尖銳物體，在正向應力作用下，底渣會嵌入地工膜布內，並在剪動時，使地工膜布產生刮痕。而亦因顆粒的嵌入，提供了額外的阻止滑動的力量，此抵抗力會大於水對界面摩擦的影響。

表 2.10 底渣與平滑地工膜布界面剪力強度 (林聖琪, 2000)

界面直剪試驗						
組別	相對密度 D_r (%)	含水量 w (%)	尖峰強度參數		摩擦角有效係數 (E_ϕ)	
			c_a (kPa)	δ (°)		
1	60	0	5.52	19.1	68	
2	60	20	7.08	19.9	92	
3	80	0	2.04	24.6	71	
4	80	5	0	24.3	-	
5	80	20	1.5	25.7	97	

第三章 試驗內容與方法

本章將試驗材料，包含焚化底渣與地工合成材，對其來源作一說明，並簡介一系列物性試驗依據規範操作之方法步驟，亦將主要試驗之直接剪力儀器作介紹。最終將直接剪力試驗及界面直剪試驗步驟分別陳述之。

3-1 試體採樣

焚化底渣之採樣係依環保署環境檢驗所公佈之廢棄物焚化灰渣採樣方法（NIEA R119.00C）進行，於民國九十五年四月十日前往新竹市環保局焚化廠（以下簡稱該廠）採樣底渣。該廠位於新竹市海濱路 240 號，佔地面積約 5.5 公頃，垃圾貯坑容量約為 16,000 立方公尺。垃圾處理採 24 小時連續運轉之機械混燒式爐體焚化，共計兩座爐床，每爐每日廢棄物處理量約為 450 公噸。

取樣前，根據 Collins (1977) 表示底渣將大於 38.1 mm 顆粒去除，試驗結果與原組成底渣相差不大，故為考量儀器尺寸的影響，先將金屬、大石塊剔除，取約 50 kg 置入包裹著塑膠的耐酸鹼帆布袋，以防含水量流失。

地工膜布（平滑及粗面）材料由惠光化學股份有限公司提供，皆屬高密度聚乙烯（HDPE）材質，厚度皆為 1 mm 厚；地工不織布（熱熔與針軋）分別由科德寶遠東股份有限公司與新麗企業股份有限公司所提供，單位面積重分別為 100 及 200 g/m²；地工織布則由立樺企業股份有限公司提供。上述材料外觀如圖 3.1-5；規格詳見表 3.1。



圖 3.1 HDPE 平滑地工膜布

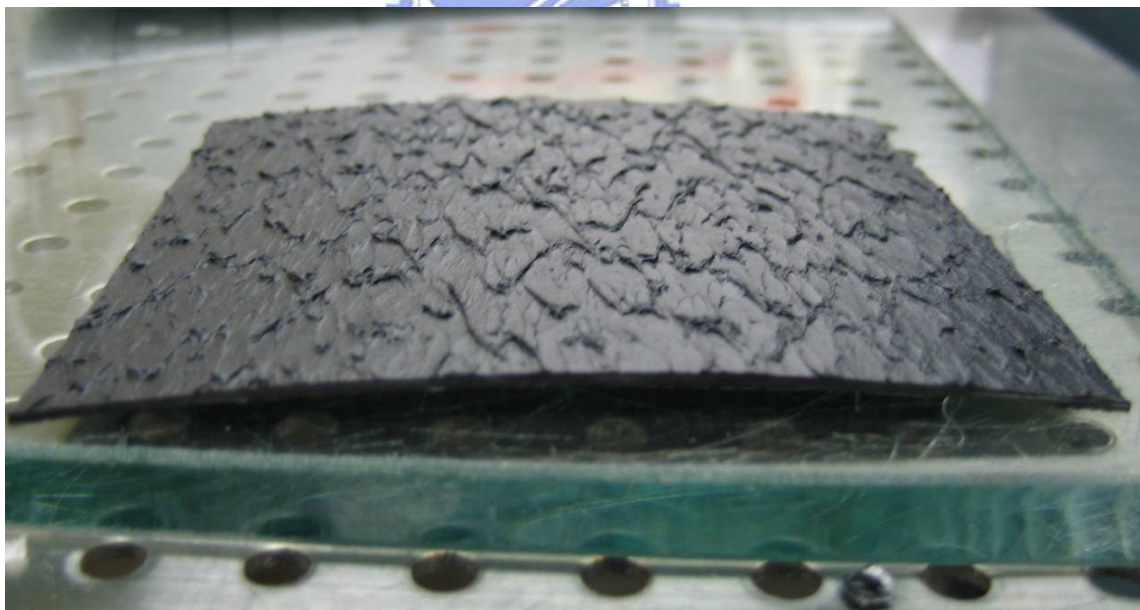


圖 3.2 HDPE 粗糙地工膜布

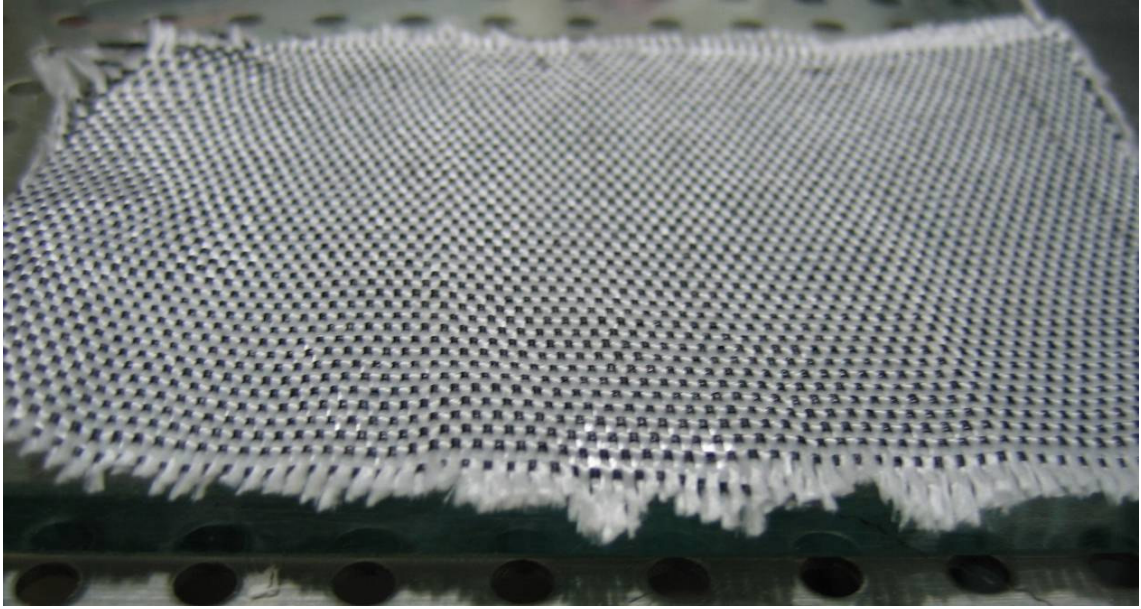


圖 3.3 土工織布

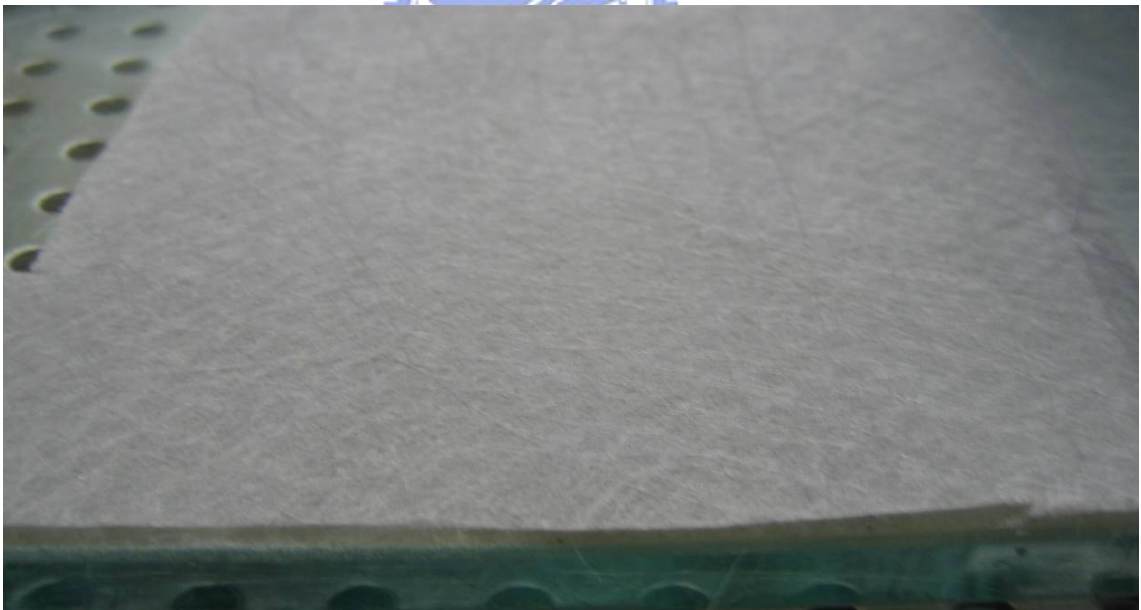


圖 3.4 熱熔不織布

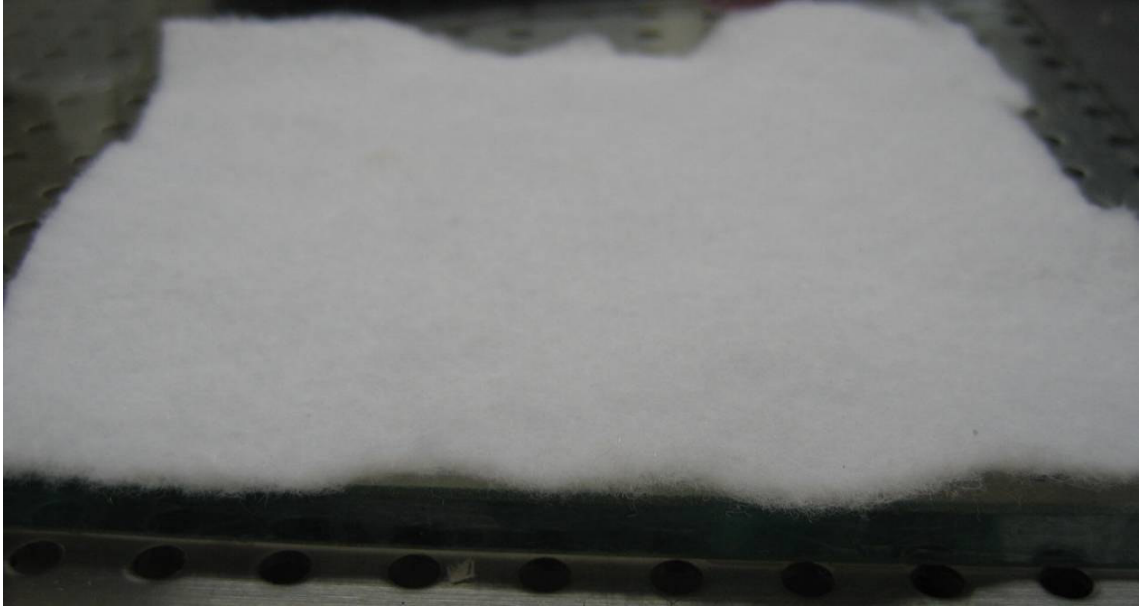


圖 3.5 針軋不織布

表 3.1 各類地工合成材規格

		平滑 地工 膜布	粗糙 地工 膜布	地工 織布	熱熔 不織 布	針軋 不織 布
單位重	(g/m ²)	940	940	373	100 +30/-20	200
厚度	(mm)	0.9-1	0.85-1	0.32	0.4 ±0.2	1.67
粗糙高度	(mm)		0.25			
寬幅張力強度	(kN/m)	16	15		4	
抗撕裂強度	(N)	138	135		110	
抗刺穿強度	(N)	352	270		150	
Apparent opening size O ₉₅	(mm)				0.25	
滲透係數	(cm/s)				0.15	
碳黑含量	(%)	2.5	2			

3-2 試驗儀器

試驗儀器包含對底渣施作物性試驗之各類儀器及直剪試驗之直接剪力儀。底渣物性試驗包含粒徑分析、比重試驗、含水量試驗及阿太堡試驗，其試驗步驟與儀器皆依照 ASTM 規範指示施行之。再依 ASTM 規範進行單向度壓密試驗及夯實試驗。而直剪儀再針對地工材的放置進行設計特定的下直剪盒。在此就直剪儀作進一步說明。

3-2-1 儀器簡介

為探究底渣剪力強度及其與地工合成材間的摩擦特性，且考慮大型直剪儀較難控制試體飽和，故主要採用室內小型直剪儀施作直接剪力試驗，儀器由益瀚國際企業股份有限公司所生產，如圖 3.6 所示。承壓鈹與放置垂直荷載的槓桿接觸，得以讓載重以點荷重的型式施加在承壓鈹上，再均勻的傳遞至試體上。由電動馬達提供動力對下直剪盒施加水平剪力，而剪切速度以搖桿六段變速控制，使用範圍介於 0.005-0.25 mm/min。再分別從設置的測微計以讀取垂直位移、水平位移及由壓力環量測數據以換算求得剪應力。根據儀器最大容許水平位移約 10 mm；最大容許剪力容量約 5 kN。

施作直接剪力試驗時，採用原直剪盒，如圖 3.7、3.8，上直剪盒尺寸為 100×90×20 mm，下直剪盒尺寸亦為 100×90×20 mm，而試體直徑則為 60 mm。為便於施作飽和直剪試驗，裝置下直剪盒之直剪外盒可蓄水以進行飽和，採用小型直剪儀即為便於試體飽和。

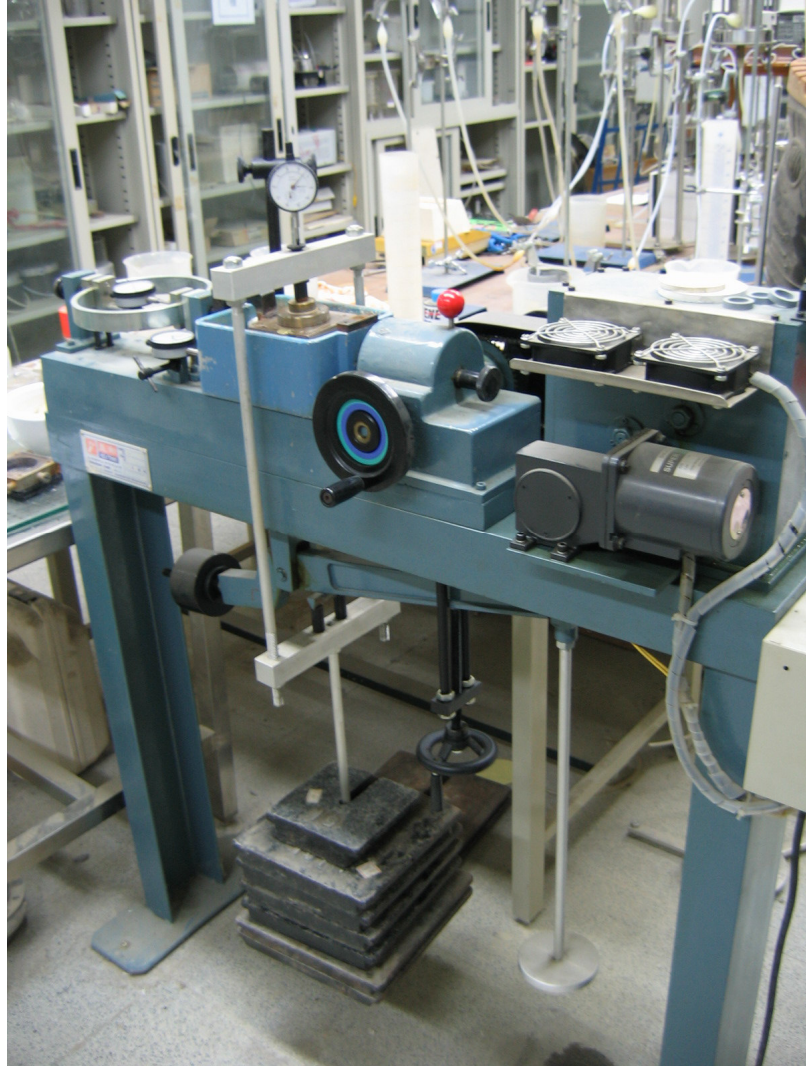
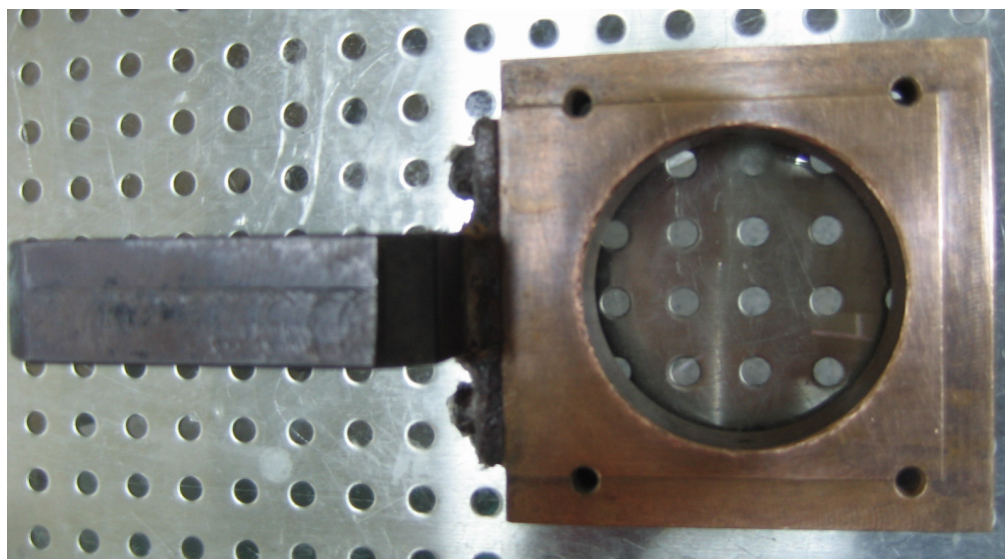
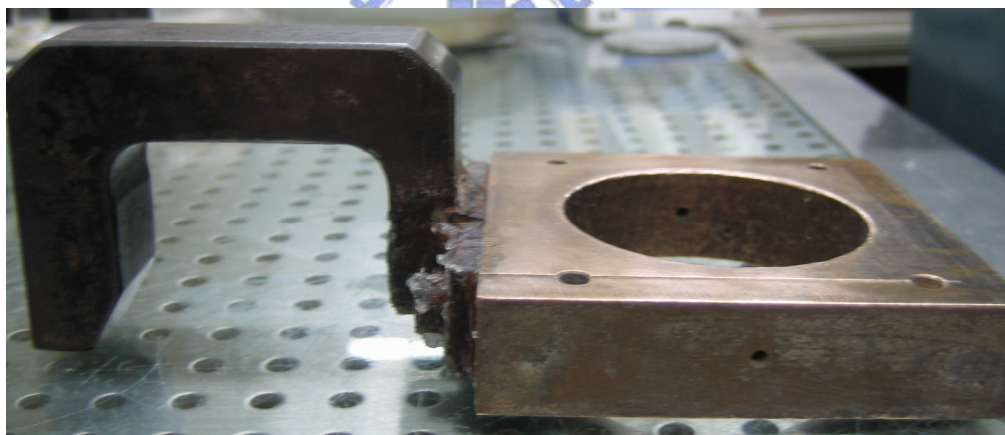


圖 3.6 室內直接剪力儀

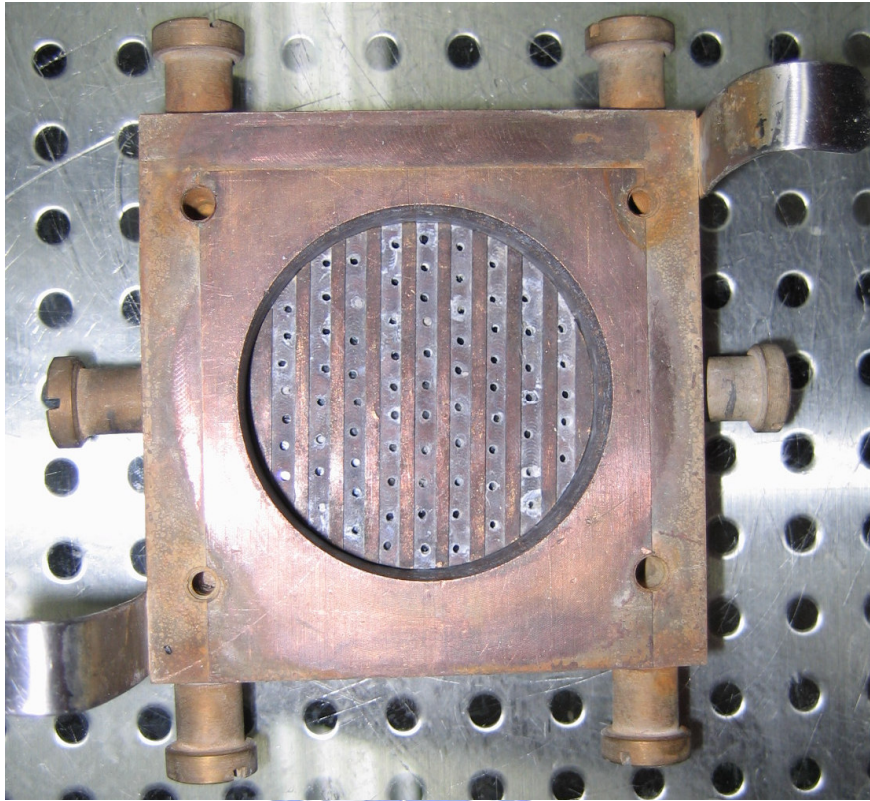


(a)

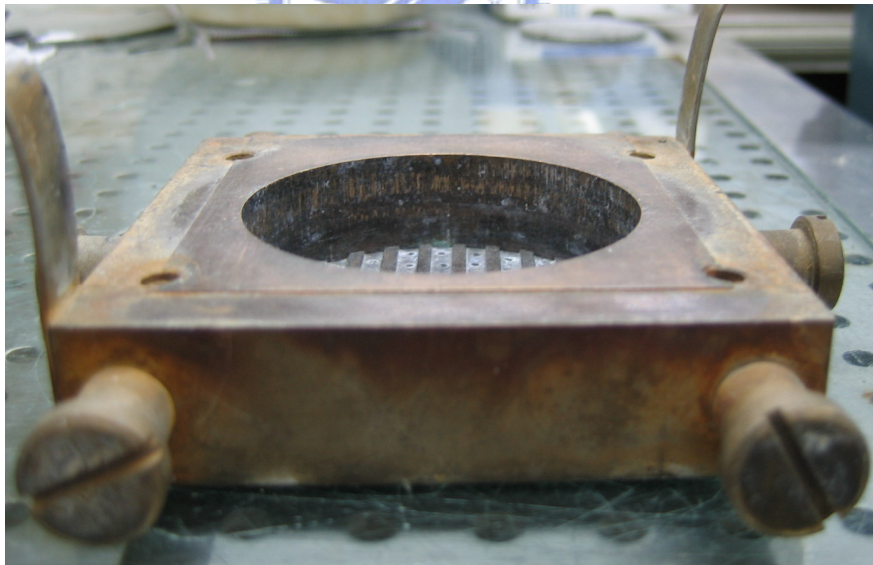


(b)

圖 3.7 上直剪盒外形 (a) 上視圖 (b) 側視圖



(a)



(b)

圖 3.8 下直剪盒外形 (a) 上視圖 (b) 側視圖

3-2-2 直剪盒設計

本試驗儀器採用下直剪盒鋪設地工材以符合實際掩埋場配製方式。修改過去將原始直剪盒內加入木塊填充物以取得平面的方式，為使接觸面平均，故製作完整金屬面。規格設計如圖 3.9，尺寸設計為 100x90x20 mm，考慮不同地工合成材厚度不一，故在表面改以金屬片製成，每片約為 1 mm 厚，以配合不同厚度的地工材施作實驗，且在延伸剪切方向平行的兩側設置螺絲固定，並加設兩條 2 mm 厚的銅片，以便上下同時固定地工合成材，成品如圖 3.10。

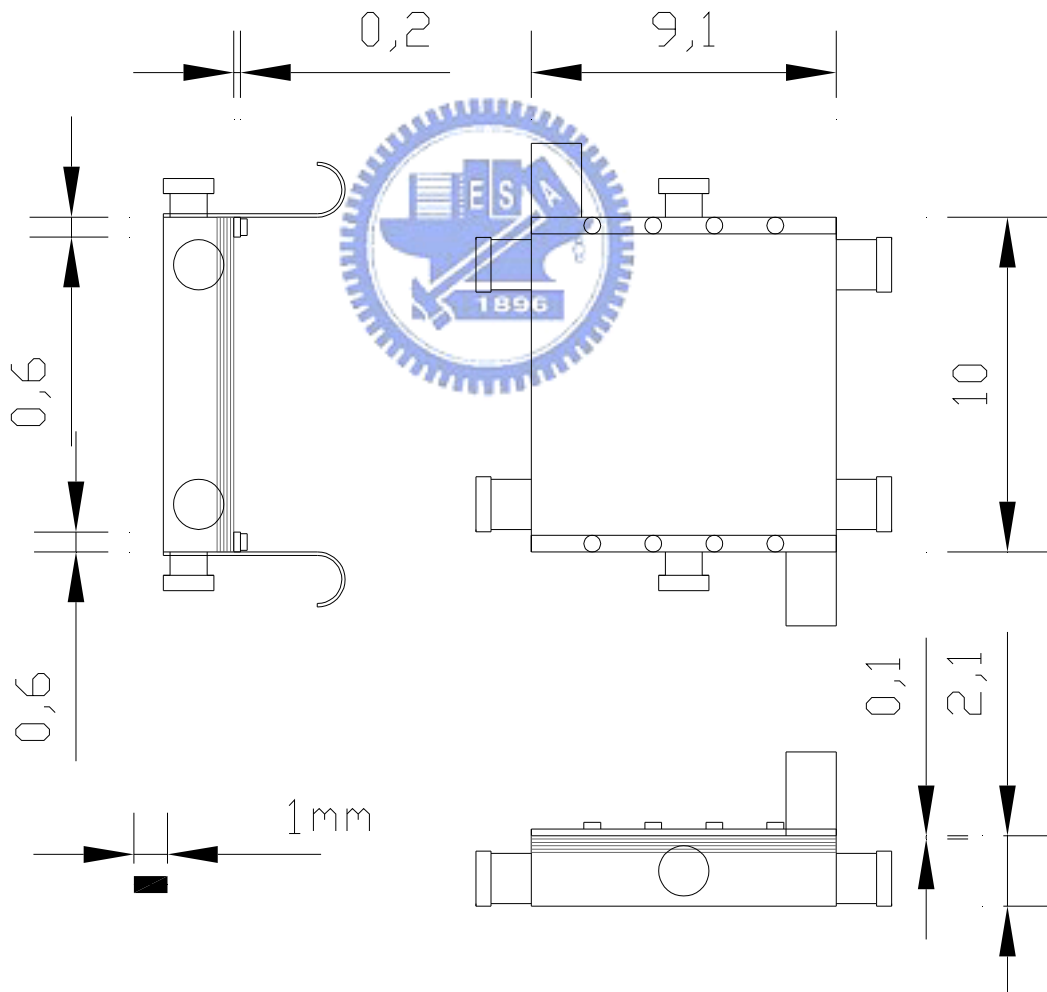
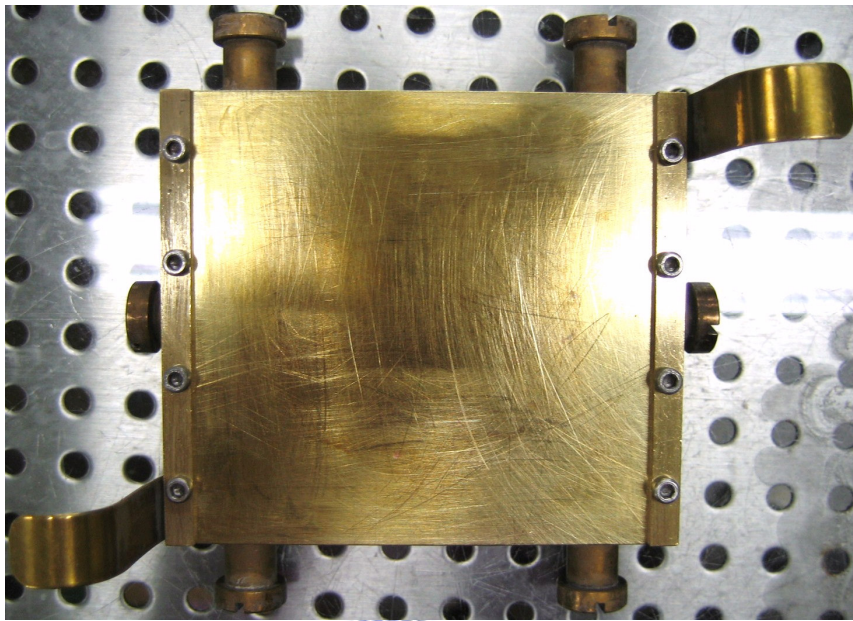
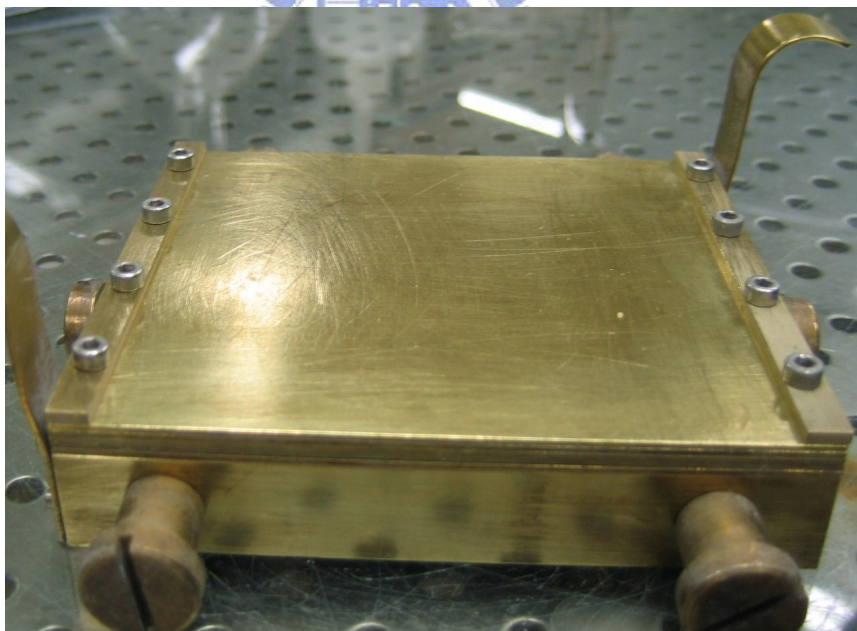


圖 3.9 改良式下直剪盒設計圖



(a)



(b)

圖 3.10 改良式下直剪盒外形 (a) 上視圖 (b) 側視圖

3-3 試驗方法

本研究流程如圖 3.11，首先依 ASTM 規範進行底渣各類物性試驗及將土工合成材進行單位重及厚度測試；再進行直剪試驗以求得底渣之剪力強度；最終使用改良直剪儀配合不同的土工合成材及不同的環境下取得土工材與底渣的界面摩擦性質。

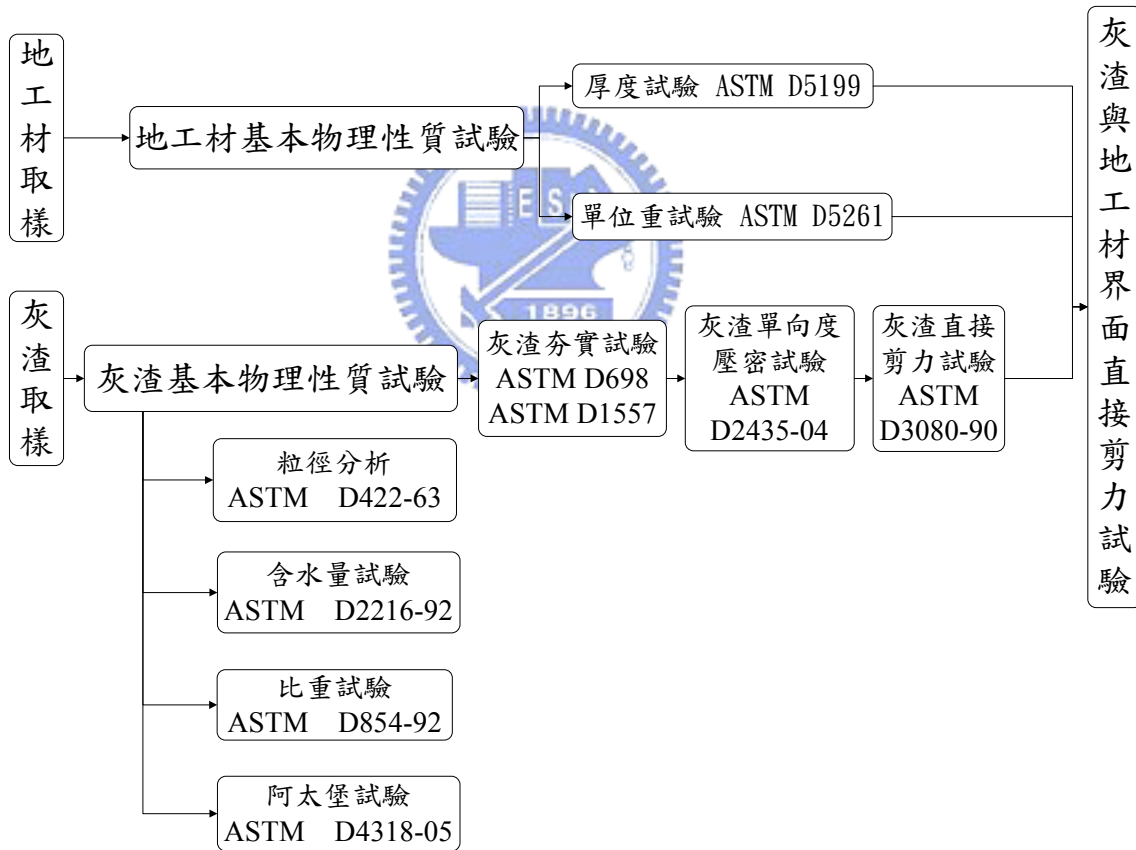


圖 3.11 試驗流程圖

3-3-1 底渣物性試驗

1. 粒徑分析

粒徑分析試驗係依據 ASTM D422-63 土壤粒徑分析試驗法進行。目的為利用篩分析及比重計分析試驗的結果，分析試樣顆粒大小及級配好壞。

2. 比重試驗

比重試驗係依據 ASTM D854-92 土壤比重試驗法進行。粒徑小於 4.75 mm 篩者，以此法試驗；而粒徑大於 4.75 mm 篩者則依 ASTM C127-04 粗粒料比重及吸水性之檢驗法試驗；若試樣包含上述兩者，則各自採用合適之方法試驗，其比重值為此兩部份之加權平均值。

3. 含水量試驗

含水量試驗係依據 ASTM D2216-92 實驗室土壤含水量測定法進行。目的主在測定試樣所含水重與土粒重的關係。當日採樣回之試樣即進行含水量試驗，取得現地含水量；在放置一個月後，量測其含水量，取得工作含水量。

4. 阿太堡試驗

本試驗主要測定試樣之液性限度 LL、塑性限度 PL 及塑性指數 PI。係依據 ASTM D4318-05 進行塑性限度試驗與液性限度試驗及塑性指數的計算。當塑性限度試驗無法求取確切 PL 值時，則表試樣之 PL 及 LL 皆為 NP，亦表示試樣類似極度砂質土樣。



5. 夯實試驗

本試驗以測量試體含水量與乾密度間的關係，進而決定最大乾密度及最佳含水量，以供之後單向度壓密及直接剪力試驗試體配製之依據。另一方面為能了解夯實能量對含水量與乾密度之間的關係影響多寡，故根據 ASTM D698 與 D1557 分別進行標準夯實試驗及改良夯實試驗，採 5-6 種不同的含水量施作夯實試驗，以便取得夯實曲線。

3-3-2 底渣試體配製

將底渣先行烘乾後，配合粒徑縮尺，採用等重量替代法修正粒徑分佈，將 3/8" 號篩 (9.52 mm) 以上顆粒剔除，其剔除重量依以下篩號重量比例分配取代之，以調配適當的粒料量。再依標準夯實下取得的最佳含水量及最大乾密度作為試體配製的標準。將烘乾且調整比例後的底渣依特定的含水量加水混合之，試體最終依體積控制法將預定重量的底渣置入儀器中並分層夯實至預定的體積內，以控制盒內試體達要求的密度。

3-3-3 底渣單向度壓密試驗

為求得底渣壓密完成所需的時間及供評估剪切速率的數據，故依據 ASTM D2435-04 施作單向度壓密試驗。試體在浸水與不浸水的環境下分別施作單向度壓密試驗。

儀器採固定環式壓密儀。先行記錄壓密環之內徑、高度及環重，將底渣試體配製入壓密儀後，測取含試體及壓密環之初始重，便以取得試體初始含水量。為趕走表面氣泡，加入接觸應力約 5 kPa，此時可記錄測微計之讀數，以校正試體厚度。

如欲測定底渣壓密度，則再加载施測前，先加水放置約 24 小時待試

體飽和；而欲取得底渣顆粒壓縮特性，則校正厚度後即加載施測。依 6、12、25、50、100、200 kPa 順序，依次加壓於試樣上，每次加載皆發動跑表，依 0.1、0.25、0.5、1、2、4、8、15、30 分鐘，以及 1、2、4、8、24 小時分別讀取測微計讀數。待加壓完成後，再以相反於加壓的順序予以解壓，施測亦同加壓步驟。

試驗完成後，去除加壓架，飽和試體則另需清除壓密盒內之水，取出含試體之壓密環並稱重，放置烘箱後烘乾後再稱重，得以求得試驗後之含水量。

數據分析上，將各階段加解載所取得之時間-測微計讀數繪製關係曲線，由曲線圖取得相關參數，再配合公式求取壓密係數 c_v ，求取 c_v 一般最常被使用的方法為 Taylor 的平方根時間調整法及 Casagrande 的對數時間調整法，其中平方根調整法較注重於壓密初期；對數調整法則著重於壓密後期的分析。再由壓應力-孔隙比關係圖中取得相關指數，如壓縮性指數 c_c 、回脹指數 c_s 、壓縮性係數 a_v 及體積壓縮性係數 m_v 。

3-3-4 底渣直接剪力試驗

為了解底渣試體在浸水與不浸水環境中的剪力強度的變化情形，故根據 ASTM D3080-90 進行直接剪力試驗。試體依配製方式置入直剪盒中，如欲求得飽和試體之剪力強度，故需先將直剪外盒中注滿水，將試體浸泡約 24 小時後再施行後續步驟；而欲求自然含水量之剪力強度，故需將直剪盒週圍填滿濕棉花或浸水衛生紙以防止試體含水量蒸發。

試體設定完成後，則進行加載壓密。本研究設定施加正向應力分別為 70、155、225 kPa，以模擬在不同深度下之底渣所具有的抗剪強度。待壓密完成後，即進行剪動。剪力裝置採應變控制，剪切至橫向變形量達試體直徑的 15% 即停止試驗。剪切速率參考規範中說明，利用壓密試

驗結果，在避免產生超額孔隙水壓的前提下，根據公式 3.1、3.2 推算之。

$$t_f = 50 \cdot t_{50} \dots\dots\dots (3.1)$$

$$d_r = d_f / t_f \dots\dots\dots (3.2)$$

t_{50} time required for the specimen to achieve 50 percent consolidation under the specified normal stress, min

t_f total estimate elapsed time to failure, min

d_r displacement rate, mm / min

d_f estimated horizontal displacement at failure, mm

待試驗完成後，可從各正向應力下取得剪應力-側向位移的關係圖及軸向位移-側向位移的關係圖，從此二圖可用以判斷試體的特性；再依剪應力與正向應力取得莫耳庫倫破壞包絡線，以求得試體之內聚力 c 及摩擦角 ϕ 值。

3-4 界面直接剪力試驗



本研究最終為了解不同環境下底渣與各類地工材之界面摩擦特性，將直接剪力試驗所用的直剪盒作一修改後，以便配合下列步驟進行試驗：

- (1) 將地工膜布依直接平鋪固定式、地工織物依包裹固定式設置在下直剪盒以符合實際掩埋場配製方式，而底渣試體則依配製方式置於上直剪盒中。
- (2) 如欲測量在浸水飽和環境下，底渣與地工材之界面摩擦行為，則在放置試體後即注水入直剪外盒中，浸泡試體約 24 小時待其達飽和後，再進行後續步驟；反之如欲測量在無浸水潮溼環境下之界面摩擦特性，則在放置試體後即進行後續步驟。
- (3) 同底渣直接剪力試驗，模擬現地不同深度下所受不同之正向應力，分別取 70、155 及 225 kPa 三個有效應力施作。參考單向度

壓密試驗所提供不同環境及不同受力下壓密至 100 % 所需之時間 t_{100} ，待砝碼放置在加壓桿加載壓密至 t_{100} 後，即可進行剪動。

- (4) 調整馬達至設定的剪動速率，剪動速率依底渣直接剪力試驗所述設定，之後啟動馬達施作試驗。待剪動至變形量達試體長度 15 % 即停止試驗。
- (5) 依序將三種不同正向應力試體施作完成後，即可取得完整的破壞包絡線，求取黏滯力 c_a 及界面摩擦角 δ 。



第四章 試驗結果與分析

本章將新竹市焚化廠底渣收集其來源資料及經物性試驗、直接剪力試驗所取得之數據作進一步的探討，並與文獻中相關的數據進行比較分析。

4-1 垃圾成份分析

根據新竹市環保局民國 95 年 4 月份垃圾分析結果，如表 4.1。垃圾可分為可燃與不可燃物兩大類，一般可燃物約占垃圾組成的 70 %；不可燃物佔 30 %，而由分析結果中可燃物比例更高。其中可燃物又再細分為紙類、纖維類等七種項目；而不可燃物則細分為鐵金屬、非鐵金屬、玻璃、其他不燃物等四項。由物理組成觀之，紙類、塑膠類與廚餘類為垃圾主要組成成份，佔垃圾生成之 80 % 以上，顯示資源回收方面仍有進步的空間。如能有效進行資源回收，不但能有效節省焚化能源，亦能大量減少灰燼的產生。

表 4.1 廢棄物分析結果（溼基法）

垃圾單項		分析項目	物理組成 (%)	含水量 (%)	可燃份 (%)	灰份 (%)
可燃物	紙類		47.26	45.01	48.77	6.22
	纖維布類		2.3	38.12	43.71	18.17
	木竹、稻草、落葉類		4.7	41.94	38.49	19.57
	廚餘類		11.53	33.99	43.06	22.95
	塑膠類		24.94	38.25	46.58	15.17
	皮革、橡膠類		1.71	42.21	51.31	6.48
	其他		1.99	33.52	47.03	19.45
不可燃物	鐵金屬類		0.81	37.21	0	100
	非鐵金屬		1.13	23.58	0	100
	玻璃類		1.76	8.78	0	100
	其他不燃物(陶瓷、砂...)		1.87	32.75	0	100
綜合垃圾			100	40.3	44.3	15.4

4-1-1 三成份分析

一般廢棄物成份分析如圖 4.1。由溼基三成份分析（水份、可燃份及灰份）中可知，水份高達 40.3 %，可燃份亦佔總量的 44.3 %。經環保局量測得綜合垃圾單位重為 249 kg/m^3 ，單位重如此大，高含水量亦是影響因素之一。故將垃圾進行焚化，有效去除水份及可燃份，殘餘未燃燒完全的可燃份及佔總量 15.4 % 的灰份再經處理掩埋，便能有效減輕掩埋場的負荷。

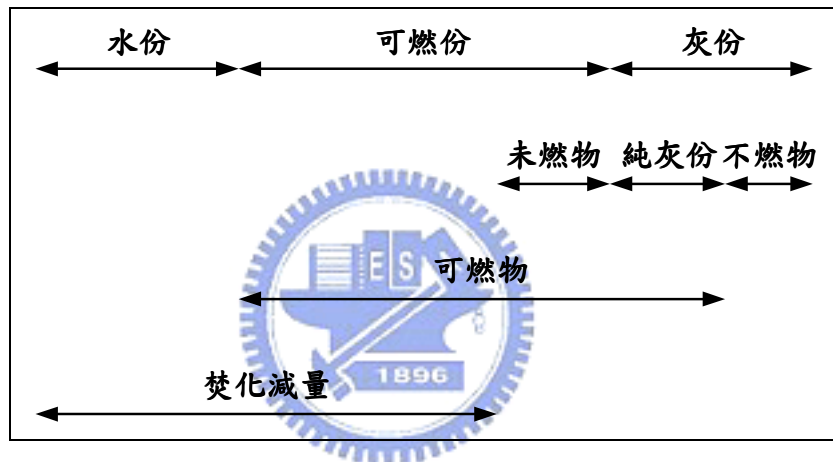


圖 4.1 廢棄物三成份分析

4-1-2 元素分析


由表 4.2 中得以知悉可燃物的元素中以碳 (C) 24.6 %、氧 (O) 15 % 及氫 (H) 3.55 % 為主要成份。一般焚化廠可依焚化底渣灼燒減量值 (LOI) 來判定焚化效率好與否，而未燃燒完全的可燃物會造成 LOI 值的提高。意即 ARM (2004) 謂 LOI 值愈大，有機物含量愈高。一般焚化廠規定 LOI 值要在 7 % (200 tons/day) 或 10 % 以下 (依日處理垃圾量不同)，而本廠採機械混燒式爐床方式的爐體焚化，其優點在於處理量大且燃燒較完全，故測得 LOI 值小於 5 %。

表 4.2 廢棄物元素分析

垃圾單項		分析項目						碳氮比 (C/N)
		碳(%)	氫(%)	氮(%)	氧(%)	硫(%)	氯(%)	
可燃物	1、紙類	22.6	3.3	0.68	22.1	0.08	0.05	33.16
	2、纖維布類	26.2	3.45	2.22	11.3	0.47	0.06	11.8
	3、木竹、稻草、落葉類	26.7	3.57	1	7	0.12	0.06	26.74
	4、廚餘類	24.1	3.11	1.73	13.8	0.19	0.08	13.94
	5、塑膠類	32.9	4.94	0.36	8.29	0.09	0.05	91.25
	6、皮革、橡膠類	31.3	3.83	0.42	15.2	0.48	0.08	74.55
	7、其他	30.7	4.34	7.46	2.95	1.53	0.08	4.11
綜合垃圾		24.6	3.55	0.86	15.0	0.14	0.05	28.6

4-2 底渣物理性質分析

4-2-1 外觀



初由新竹市環保局焚化廠底渣貯坑採樣回之底渣外觀如圖 4.2-(a)，因底渣為冷卻其自身的高溫，需在輸送帶運至貯坑貯放過程中經過調溼裝置淬火（溼法），故初採樣回之試體呈現灰黑色色澤，微帶臭腥味。因垃圾回收仍未嚴格執行，故雖經焚化處理，但仍能從殘餘底渣中看見陶瓷、玻璃及金屬瓶蓋等不可燃物；烘乾後，試體呈現灰白色團塊體，如圖 4.2-(b)，但些微震動則團塊又分散成顆粒狀。當底渣含水量過高，試體多呈爛泥狀；而當底渣烘乾分散後，呈現的顆粒大小不一，外形多呈角狀，且大顆粒粗糙的表面會附著細小底渣。



(a)



(b)

圖 4.2 底渣外觀 (a) 潮溼狀 (b) 烘乾狀

4-2-2 含水量與比重

將採樣當日之底渣取約 300 g 用以量測含水量，得 32.15 %；取將其放置一個月後再量測其含水量，得 26.69 %。含水量偏高主要是因為底渣經過調溼裝置，以冷卻經焚化後的餘渣，亦同時增加了含水量。

因試驗多取 4 號篩以下之顆粒配製試體，故取 4 號篩以下之顆粒以量測比重。當為使水煮沸以讓試體中的空氣排出時，底渣中細微顆粒混濁在水中，致使水面上產生灰色泡沫，如圖 4.3。試驗結果得比重 G_s 約為 2.31，與 Tay et al. (1991) 所得比重為 2.27-2.67 的試驗數據相差不大。



圖 4.3 煮沸水樣造成表面生成的灰色泡沫

4-2-3 粒徑分析

利用四組各約 1.5 kg 的底渣試驗篩分析後所得粒徑分析數據如圖 4.4。由圖可知，因採樣前已先將大於 38.1 mm 之試樣去除，故在實驗室量測得 1½”(38.1 mm)以上無顆粒存在。粒徑分佈主要集中在 4 號篩(4.75 mm)與 40 號篩(0.425 mm)間，約佔 56–70%，而 200 號篩(0.075 mm)以下約佔 0.5–2.38%，由數據看來底渣多屬砂礫狀顆粒。

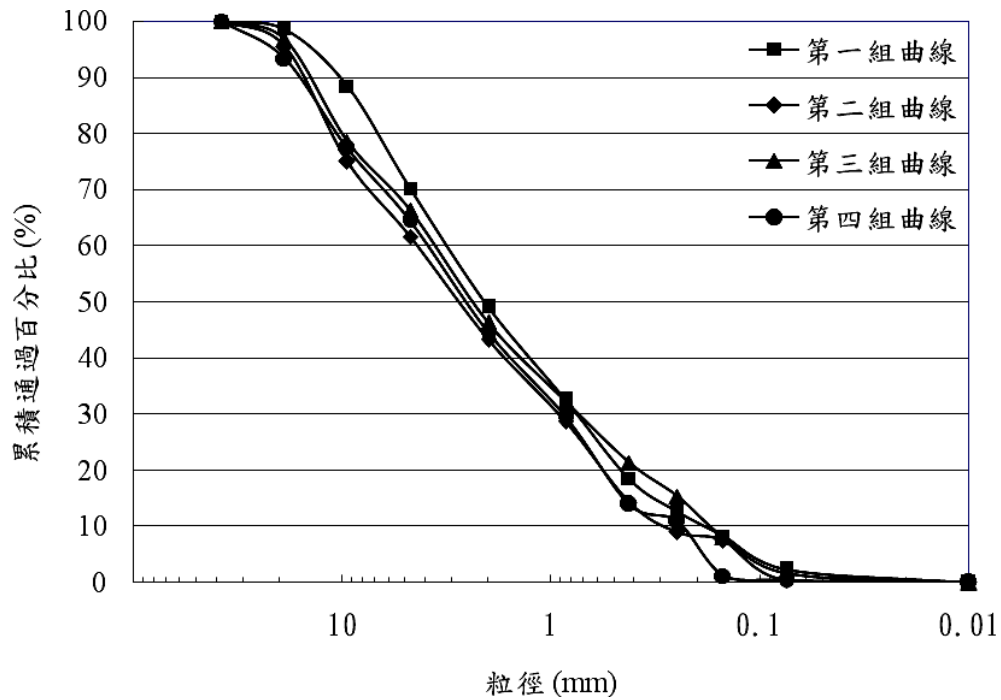


圖 4.4 篩分析粒徑分析圖

再進一步利用 152H 型比重計測試小於 200 號篩以下的粒徑分佈，配合篩分析所得數據，可得圖 4.5 完整的粒徑分析圖。由粒徑圖可求得其有效粒徑 D_{10} 為 0.185 mm； D_{30} 為 0.86 mm； D_{60} 為 3.965 mm。利用上述數據可求得均勻係數 c_u 為 21.43、曲率係數 c_z 為 1.01。

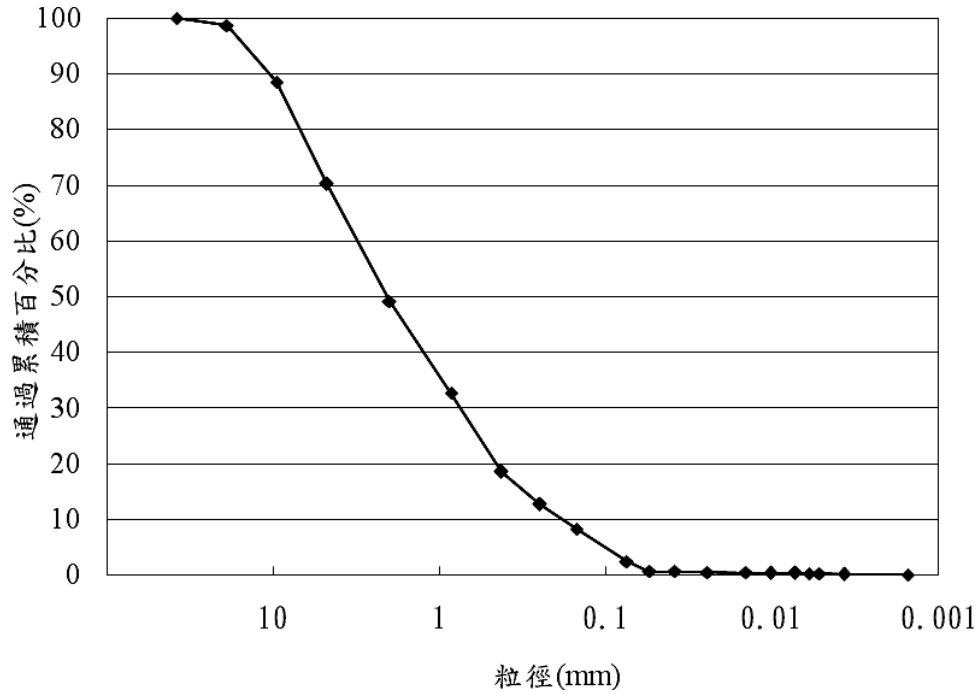


圖 4.5 完整粒徑分析圖

4-2-4 阿太堡與分類

液性限度試驗中，因底渣加水拌和後，仍屬滑動而非流動，且打擊數仍少於 25 次，故判其液性限度無法測定。而塑性限度亦無法測定，揉搓加水後仍會分散，底渣之性質類似極度砂質土，故判定底渣為非塑性試體 (NP)。

將上述粒徑大小分佈，級配情況、液性限度及塑性指數等試驗結果，如表 4.3。依統一土壤分類評估之，底渣為優良級配砂質試體 (SW)。

表 4.3 統一土壤分類相關參數

停留#4百分比 (%)	通過#200百分比 (%)	D_{10} (mm)	D_{30} (mm)	D_{60} (mm)	c_u	c_z	PI
18.3	2.38	0.185	0.86	3.965	21.4324	1.0083	NP

4-2-5 夯實試驗

利用標準夯實試驗求得最佳含水量及最大乾密度，以供試體配製的參考；再施作改良式夯實試驗，比較不同夯實能量下，含水量與乾密度的變化。圖 4.6 為標準夯實及改良夯實下所得之夯實曲線。

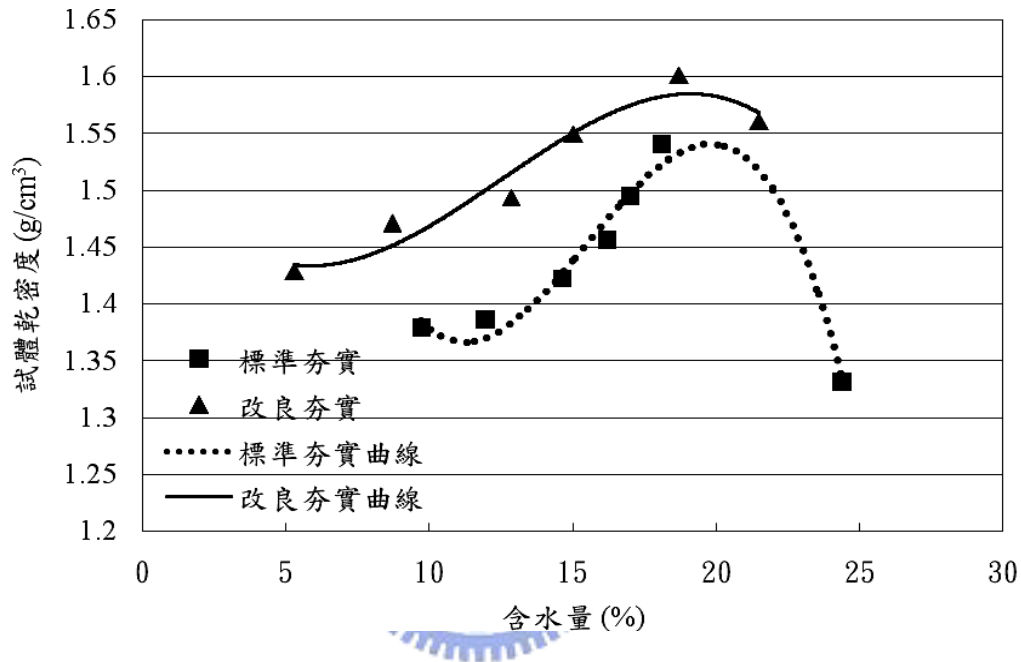


圖 4.6 底渣夯實曲線

由圖可判別出底渣在標準夯實下，所得之最佳含水量（OMC）約為 20 %；最大乾密度（ γ_{dmax} ）約為 1.54 g/cm³。曲線在初始端處乾密度隨含水量先降後升的趨勢，可能孔隙水初始時產生毛細現象，致使產生張力阻止顆粒的移動。而由改良夯實下，取得最佳含水量約為 18.7 %；最大乾密度約為 1.58 g/cm³。在不同夯實能量下，底渣的夯實曲線改變模式與砂土相似。最佳含水量隨著夯實能量增加而減少；最大乾密度隨著夯實能量增加而上升。而為模擬現地掩埋場底渣掩埋之填埋情形，故採標準夯實試驗所取得之最佳含水量及最大乾密度以進行試體之配製。

4-3 底渣試體配製

考量儀器尺寸及原始粒徑分佈的影響後，採等重量替代法將底渣進行粒徑縮尺，修正前後的粒徑分析圖如圖 4.7。依儀器尺寸需至少大於或等於六倍最大粒徑之要求，將 3/8" 號篩 (9.52 mm) 以上的顆粒重量以 3/8" 與 200 號篩間原始比例取代之。底渣以原始粒徑分析進行分類為優良級配砂質試體 (SW) 而粒徑修正後試體之參數如表 4.4，有效粒徑 D_{10} 相差不大，故透水性影響不大，且分類後底渣仍為優良級配砂質試體 (SW) 故雖 c_u 值相差較大，但試體工程性質受試體粒徑修正之影響應該不大。

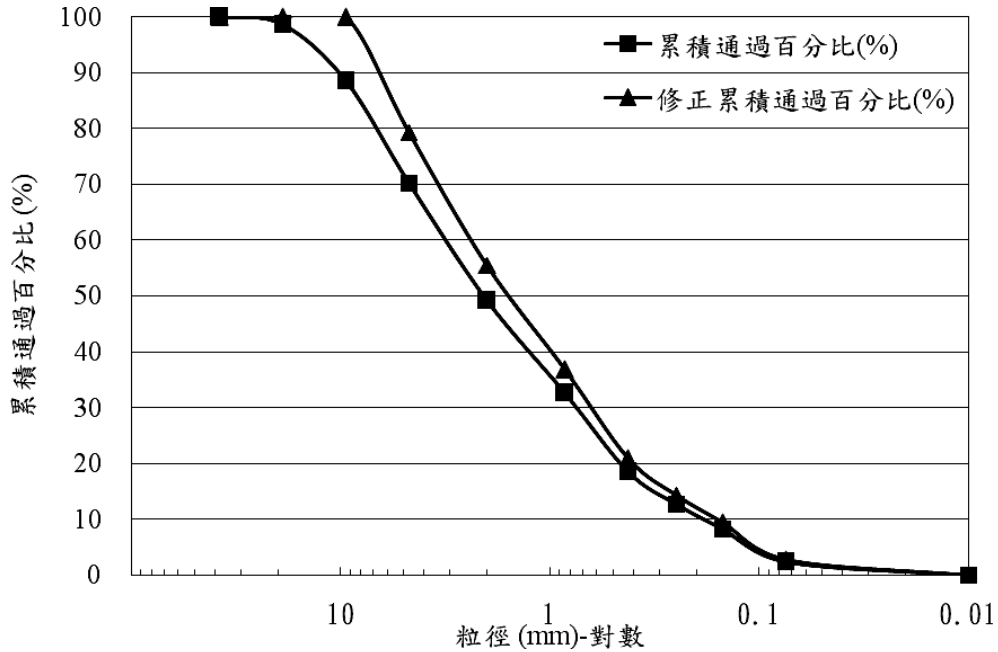


圖 4.7 修正前後粒徑分析圖

表 4.4 底渣顆粒粒徑修正前後參數

	通過#200 比例 (%)	停留#4 比例	D_{10} (mm)	c_u	c_z	PI	分類
修正前	2.38	18.3	0.19	21.43	1.01	NP	SW
修正後	2.69	20.7	0.17	12.94	1.06	NP	SW

試體基本物理性質如表 4.5 所述。將烘乾底渣粒徑調整後，依照標準夯實下所取得的最佳含水量 20 %、最大乾密度 1.54 g/cm³，加水混合至含水量達 20 %，再依體積控制法取特定重量的含水底渣分三層置入儀器中，待達到要求的厚度後，即完成試體製作。

表 4.5 底渣試體基本物理性質

試體	統一分類	比重	標準夯實		改良夯實	
			最佳含水量(%)	最大乾密度(g/cm ³)	最佳含水量(%)	最大乾密度(g/cm ³)
焚化底渣	SW	2.31	20	1.54	18.7	1.58

4-4 底渣單向度壓密試驗

本試驗根據不同環境，針對底渣試體所呈現的壓縮壓密性進行分析。

4-4-1 時間與變形量之關係

試驗由加壓至解壓完成，將時間與垂直變形量匯集繪製成圖，如圖 4.8。就加載路線分析之，不論是未浸水溼潤試體，或是浸水飽和試體，其壓縮量主要集中在最初壓載時段，最初 6 秒內即達加載段 50 % 以上的壓縮量，屬於即時沉陷。而隨著倍數增加的加載重量，壓縮量亦約呈倍數的增長，此由浸水飽和試體更形顯著，故試體含水量愈大，壓縮量亦愈大。根據試驗可得未浸水溼潤試體經階段加載 6 天正向應力達 200 kPa 之壓縮量為 1.235 mm；而浸水飽和試體壓密量則為 1.762 mm。

而就卸載路線分析之，主要亦在初始解壓時段產生回脹量。由回脹曲線段可知浸水飽和試體之曲線較陡，即浸水飽和試體的回脹量較未浸水溼潤試體大。未浸水溼潤試體經階段卸載 5 天後回脹量為 0.133 mm；而浸水飽和試體回脹量為 0.232 mm。故含水量愈大，回脹量亦愈大。

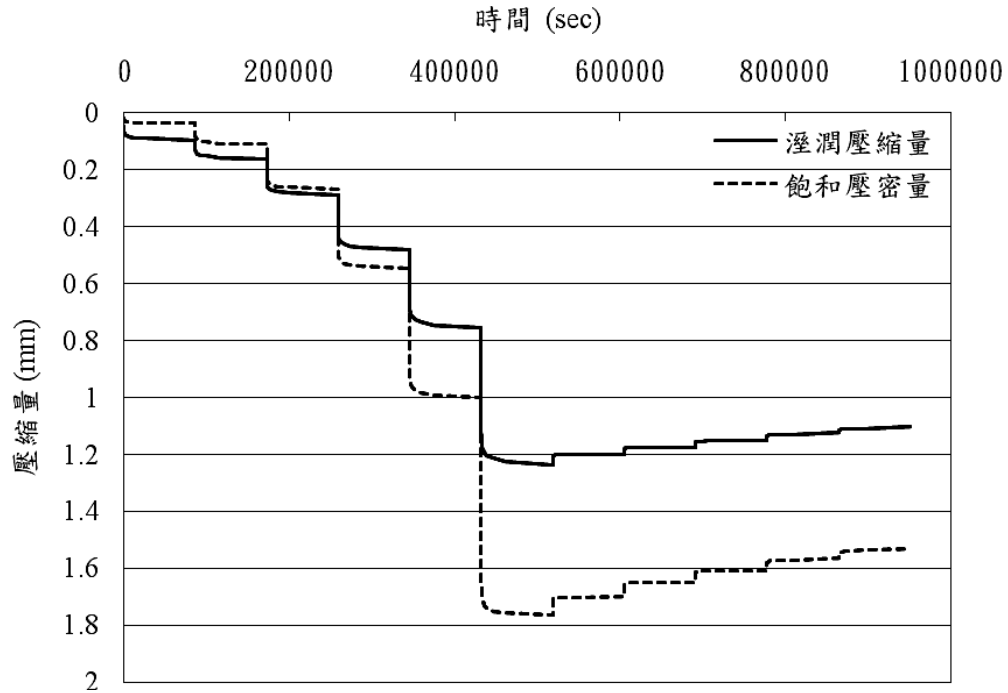


圖 4.8 時間與變形量的關係圖

而圖中初始加載段，呈現了未浸水溼潤試體較浸水飽和試體壓縮量大，可能因底渣的不均質特性，在依密度與特定含水量配製試體下，使初始孔隙比有所不同，使知加載時產生此變形量關係圖。而之後即如預期，可能因浸水試體顆粒間的摩擦力及壓密環間的摩擦力皆因底渣中較細顆粒浸水後毛細力歸零，摩擦阻抗降低，而產生較明顯的變形差異。

4-4-2 壓應力與變形量之關係

試體之正向應力與垂直應變的關係圖如圖 4.9 所示，浸水後的試體不論是加壓時的壓縮變形或是解壓時的回脹變形趨勢，皆較未浸水試體的變形量大。未浸水試體因毛細力作用，造成有效應力的提高。而此有效應力增量使未浸水試體之應變量約較浸水試體增加了約 1-2 %。其試體解壓後皆有明顯無法回復的塑性變形，此因試體變形除由試體內孔隙

的壓縮所造成外，亦包含來自顆粒的變形或破碎。而浸水試體回脹變形較未浸水試體明顯可能與試驗後粒徑重新分佈抑或試體與儀器界面間摩擦力影響有關，在此不作進一步的求證。

而由圖 4.10 之正向應力與孔隙比關係圖，由圖可判別當正向應力通過某點時曲線會出現轉折，曲率由平緩轉變為陡斜，即沉陷量在壓應力經過預壓密應力點後大量產生。可進一步取得相關指數，如壓縮性指數 c_c 、回脹指數 c_s ，未浸水溼潤試體之壓縮性指數 c_c 約為 0.09，回脹指數 c_s 約為 0.03；而浸水飽和試體之壓縮性指數 c_c 約為 0.14，回脹指數 c_s 約為 0.04。一般低壓縮性土壤之壓縮性指數 c_c 值小於 0.2；高壓縮性土壤則大於 0.4，則可判別本研究底渣屬低壓縮性試體。

由各階段加载所取得之時間-變形量關係曲線，如附錄 A、B，因壓密集中發生在初期，故採 Taylor 的平方根時間調整法分析，可取得 t_{90} ，再利用 ASTM D3080 規範中所提供之經驗式，即公式 4.1，換算 t_{50} 即可進一步計算直剪試驗之剪切速率。

$$t_{50} = \frac{t_{90}}{4.28} \dots\dots\dots (4.1)$$

因底渣試體主要變形量皆發生在即時沉陷，難以從中分辨出主要壓密階段，故如利用試驗取得之壓密係數 c_v 、壓縮性係數 a_v 及體積壓縮性係數 m_v 代入公式計算求得的滲透係數 k 則不具有代表性。

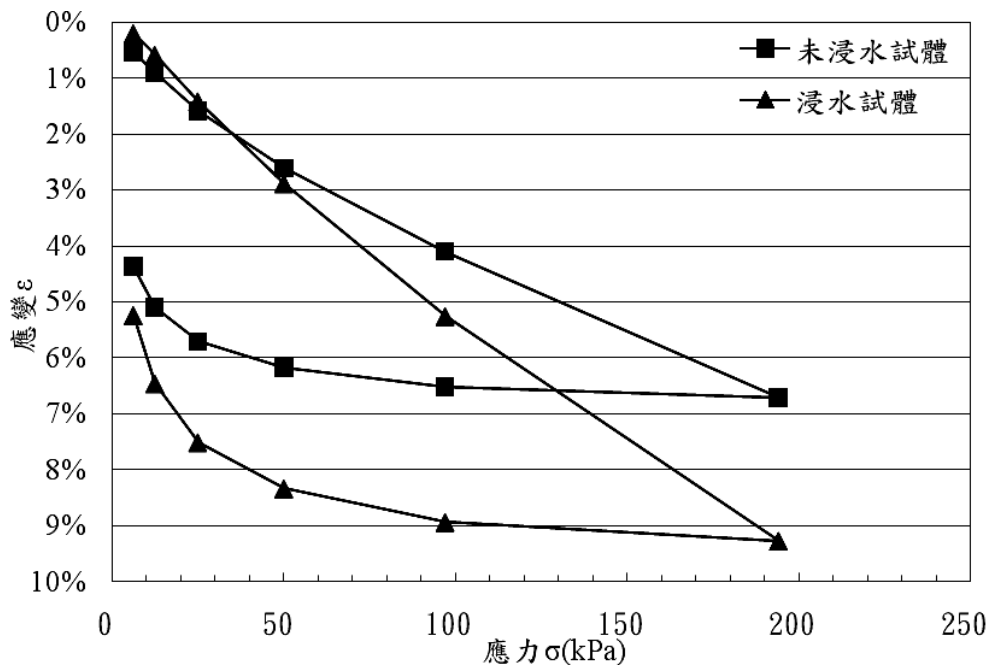


圖 4.9 正向應力與應變關係圖

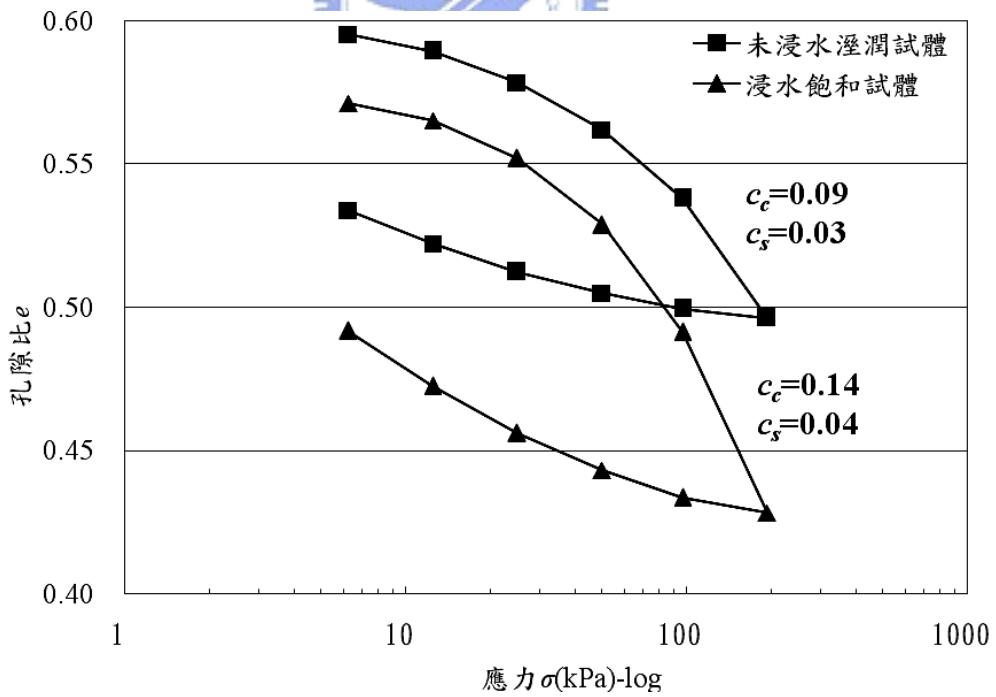


圖 4.10 正向應力與孔隙比關係圖

4-5 底渣直接剪力試驗

底渣直剪試驗根據單向度壓密試驗所取得之壓密數據，根據前一章所提及計算剪切速率，得設定剪切速率約皆介於 0.05 mm/min 左右，屬壓密慢剪式，能有效控制孔隙水壓的消散，且當剪切至水平位移達 9 mm 以上即停止試驗。底渣經粒徑修正配製試體分別以浸水飽和及未浸水溼潤試體施作之，針對環境的不同與以分析其對底渣剪力強度的影響，其中飽和試體含水量為 33 %；溼潤試體含水量為 20 %。

4-5-1 水平位移與垂直位移之關係

經試驗所得之水平位移與垂直位移關係如圖 4.11。可發現試體在剪動過程中垂直位移多呈先壓縮後膨脹，此尤在低正向應力作用下最為明顯，唯浸水試體在高正向應力作用下，產生大量的壓密量，但之後亦有膨脹的趨勢。由文獻中已知顆粒性砂土試體剪動時易因試體產生剪脹效應 (dilatancy effect) 造成試體膨脹，而由本研究物性試驗可知底渣試體擬似粒狀砂土材料，則剪脹效應則可用以說明位移關係的變化。而就環境觀之，在低正向應力下，未浸水溼潤試體會較浸水飽和試體產生較大的剪脹量；而正向應力漸趨增加，壓縮量愈形明顯下，未浸水溼潤試體會較浸水飽和試體產生較小的壓縮量。

4-5-2 水平位移與剪應力之關係

雖然位移變化似緊砂先壓縮後膨脹，但由圖 4.12 之水平位移與剪應力關係圖觀察之，不論浸水與否，底渣試體不同於緊砂所呈現之形式，在此試驗中並無明顯之尖峰強度。則最大剪力強度判斷以水平位移達試體長度 15 % 處之剪應力為主。

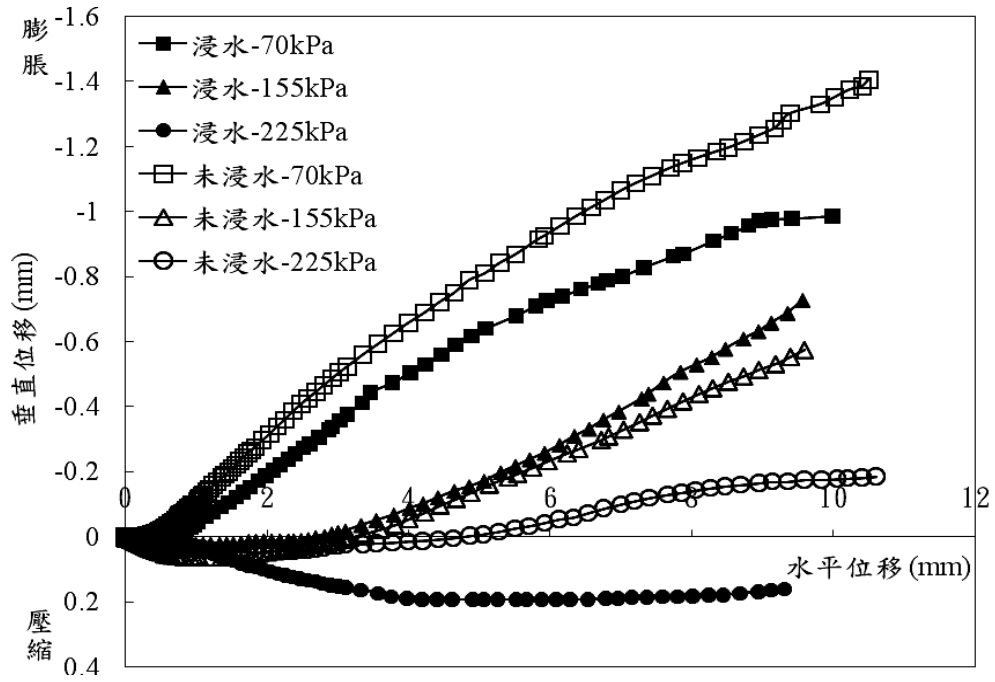


圖 4.11 水平位移與垂直位移關係圖

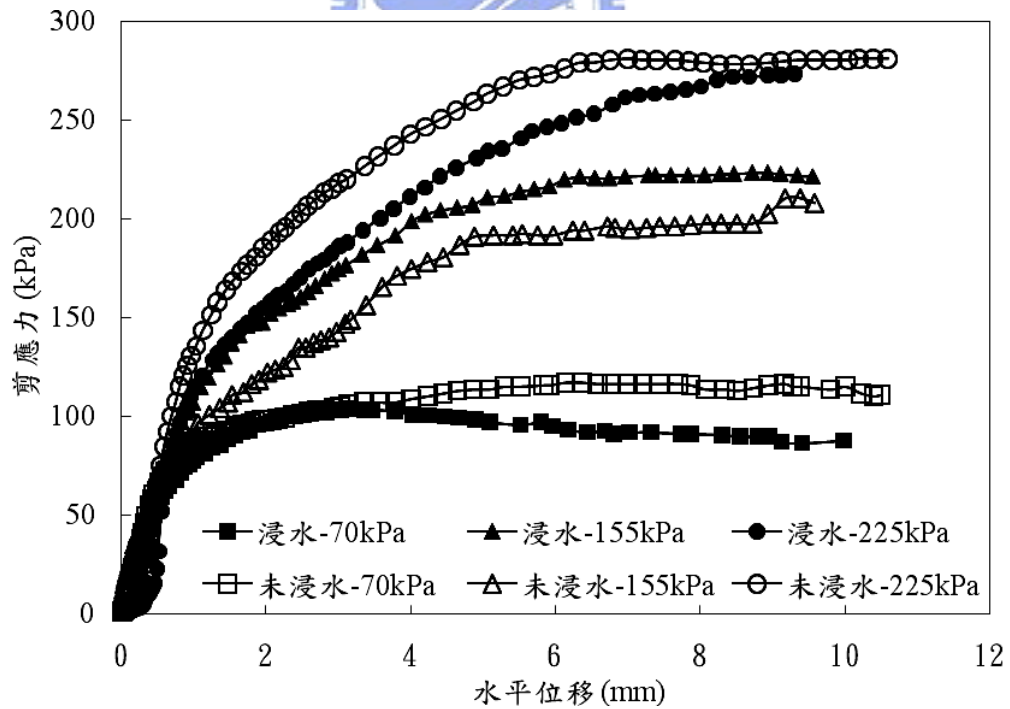


圖 4.12 水平位移與剪應力關係圖

就曲線分佈觀之，高正向應力在經過剪動較長的位移量後剪應力值才漸趨平緩，反觀低正應力作用下之剪應力值，位移量在 2-4 mm 處剪應力值即表現持平或下降之趨勢。而就環境觀之，未浸水溼潤試體皆較浸水飽和試體取得之剪應力值略高，此因未浸水溼潤試體在剪動時試體內部負孔隙水壓所形成的吸力，使有效應力增加，導致剪切阻抗亦上升。

4-5-3 剪力強度分析

根據上節之水平位移-剪應力關係圖取得最大剪應力，進一步繪製正向應力與剪應力的關係圖，如圖 4.13。依數據回歸可得各別試體之破壞包絡線，依包絡線可取得試體之內聚力 c 與摩擦角 ϕ 。依圖可取得未浸水溼潤試體之內聚力 c 值約為 43.7 kPa、摩擦角 ϕ 值約為 46.6°；而浸水飽和試體之內聚力 c 值約為 34.8 kPa、摩擦角 ϕ 值約為 47.8°。綜觀未浸水溼潤試體之剪力強度略高於浸水飽和試體，但破壞包絡線取得之摩擦角卻以未浸水溼潤試體稍低於浸水飽和試體，應該是將曲線破壞包絡線強制線性回歸使然。

根據試體物性試驗分類後判別底渣試體似優良級配砂土質試體，底渣可能因試體顆粒多呈角狀及易碎性，在高正向應力下，易使剪動中顆粒破碎、重排，試體更形緊密，可致使內聚力提高。因本試體底渣不具塑性，故此處內聚力 c 值可能是由剪切過程中底渣顆粒間的咬合力提供，並非真正存在內聚力。一般圓狀、優良級配緊密砂土之摩擦角可達 40°，角狀、優良級配緊密砂土之摩擦角可達 45°，而底渣多角狀且粗糙之外觀下，取得之摩擦角亦高達 46-47°，實屬合理。

而一般在低正向應力下，內聚力所發揮的強度並不明顯，故將破壞包絡線作修正，如圖 4.14。在內聚力 c^* 值為 0 kPa 時，未浸水溼潤試體之摩擦角 ϕ^* 值約為 52.6°；而浸水飽和試體之摩擦角 ϕ^* 值約為 52.4°。

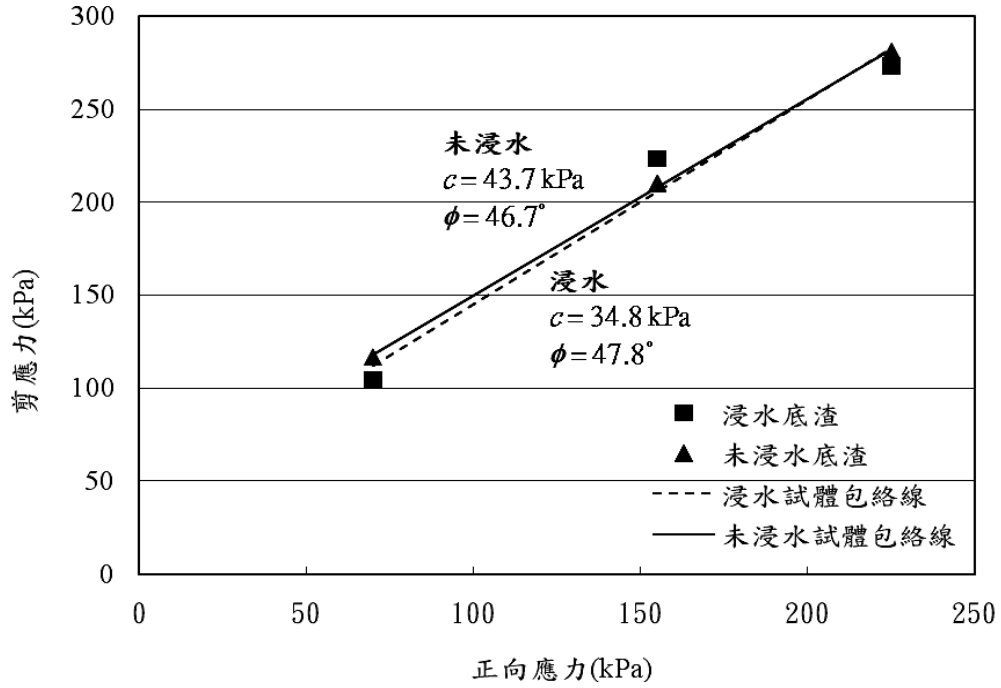


圖 4.13 純底渣正向應力與剪應力關係圖

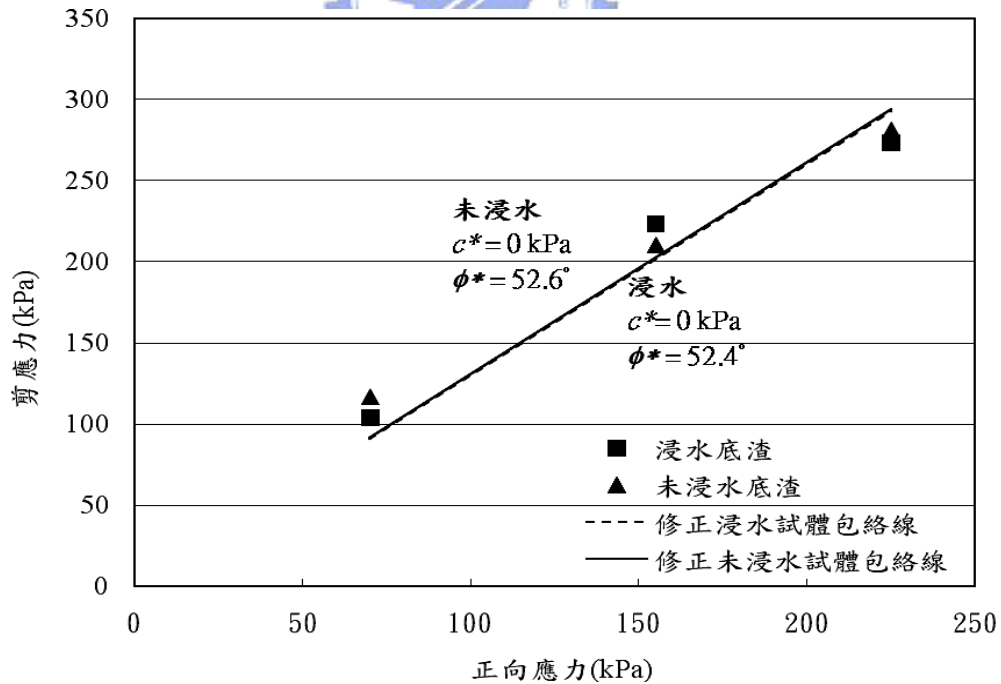


圖 4.14 修正後之純底渣破壞包絡線

4-5-4 研究綜合討論

將本研究中底渣自身剪力強度與林聖琪（2000）之研究進一步的整合與討論。

比較兩者底渣原垃圾成份，不論新竹或木柵廠，皆以紙類、廚餘及塑膠類為大宗，其中內湖廠不可燃物成份較多。垃圾單位重新竹廠為 249 kg/cm^3 ；內湖廠為 186.5 kg/cm^3 。三成份分析中，新竹廠中水份約 40.3 %、可燃份為 44.3 %、灰份則佔 15.4 %；而內湖廠水份高達 50.48 %、可燃份 38.62 %、灰份 10.9 %。由比重與含水量分析，根據文獻提供台北木柵、內湖廠比重約為 2.6-2.76；而本試驗新竹廠比重約為 2.31。而含水量台北木柵、內湖廠約為 23.4-25.7 %；而本試驗新竹廠則高達 32.15 %，放置一個月仍高達 26.69 %。新竹廠因未將 4 號篩以上顆粒進行比重試驗，故求得之比重值可能因忽略大顆粒試體，如金屬類，而較台北等廠為低。

由粒徑分析曲線分析之，木柵廠有效粒徑 D_{10} 為 0.1 mm、均勻係數 c_u 為 10、曲率係數 c_z 為 1.0，依土壤分類規為級配良好砂性土壤 (SW)。而經等重量替代法進行粒徑縮尺後，取得改良有效粒徑 D_{10} 為 0.1 mm、均勻係數 c_u 為 10、曲率係數 c_z 為 1.0，且分類亦仍為 SW。而本試驗新竹廠有效粒徑 D_{10} 為 0.185 mm、均勻係數 c_u 達 21、曲率係數 c_z 為 1.0，分類亦屬 SW；亦依等重量替代法進行粒徑縮尺後，改良有效粒徑 D_{10} 為 0.17 mm、均勻係數 c_u 為 13、曲率係數 c_z 為 1.0，分類亦仍為 SW。差距較多以均勻係數 C_u 為主，但整體比較其試體工程性質應相差不大。

林聖琪（2000）以震動夯實取得最大及最小乾密度，其中最大乾密度為 1.32 g/cm^3 。而本試驗依標準夯實法取得最佳含水量 (OMC) 及最大乾密度 (γ_{dmax}) 分別為 20 % 及 1.54 g/cm^3 。而底渣材料的直剪試驗，

則木柵廠以不同相對密度（60 及 80 %）與不同含水量（0 及 20 %）施作大型直剪試驗，本試驗則以標準夯實法所取得之最佳含水量及最大乾密度配制試體以進行小型直剪試驗。取相同範圍的正向應力（50-200 kPa）剪切速率階別採 1 mm/min 及 0.05 mm/min，就 ASTM 規範而言，屬能完整排水之標準。試驗後取得剪力強度參數，木柵廠視內聚力約為 1.0-24.35 kPa、摩擦角約為 22.1-33.3°；而新竹廠取得視內聚力約為 34.8-43.7 kPa、摩擦角約為 46.7-47.8°，且經修正後，摩擦角更高達 52.4-52.59°。由上述數據分析之，試體密度的影響、土工合成材料的選用等皆會影響數據的差異性。此外，亦可知直剪盒愈小，求得之剪力強度參數愈大，故使用小型直剪盒求得之參數需經修正再採用於現地設計較佳。



第五章 界面直接剪力試驗

根據不同地工合成材，在不同環境下施作共十組試驗，浸水飽和試體含水量約在 33 %、未浸水溼潤試體約在 20 %。試驗方式同直接剪力試驗，在此針對水平位移與剪應力的關係，及剪力強度參數作一分析與探討。

5-1 試驗結果分析

圖 5.1-5 為不同地工合成材經剪動後所繪製成之水平位移-剪應力關係圖，而圖 5.6-10 為各類地工材試驗後所得之位移變化圖，在此先就各別材料探討之。

當地工材料為平滑地工膜布時，如圖 5.1，明顯看出其尖峰應力強度值，在低正向應力下，浸水與否並無對剪力強度造成太大的影響；但在高正向應力下，不論是尖峰強度抑或是殘餘強度，皆以未浸水溼潤試體較高。

粗糙地工膜布為材料時，如圖 5.2，浸水下較快達尖峰強度，且尖峰強度較未浸水時稍高，可能受試體壓密程度之影響，產生些微的差距，因殘餘強度則以未浸水試體較高，根據 Fleming et al. (2006) 文中所談及，未浸水試體在低含水量下，試體顆粒因呈團塊構造，使得嵌入地工膜布表面較浸水試體明顯，而因嵌入愈深，使得之後未浸水試體強度較高。

而就上述粗糙與平滑地工膜之應力應變曲線分析之，將各正向應力下取得之最大剪應力值及其相對應變值記錄如表 5.1。不論粗糙或是平滑地工膜布，剪應力值皆隨著正向應力的增加而增加，每增加約 70 kPa 的正向應力值，剪應力值皆增加約 68 kPa，唯平滑地工膜布在正向應力值為 155 kPa 與 225 kPa 兩階段間，只增加了約 30 kPa 的剪應力值。其中粗糙地工膜布之剪應力值皆較正向應力值為大，而平滑地工膜布則反之。

而再觀其各階段應變值，可知最大剪應力值會隨著正向應力增加而延

遲發生。而以土工膜布種類比較，可知在低正向應力時，平滑土工膜布不論浸水與否，皆於水平位移約 1 mm 處即發生最大剪應力值；而粗糙土工膜布則在水平位移約 2 mm 處產生。而在高正向應力下，土工膜布種類的不同影響更為明顯，平滑土工膜布約在水平位移 3 mm 處取得最大剪應力值；而粗糙土工膜布則在水平位移 5 mm 處發生。

表 5.1 土工膜布在各正向應力下之最大剪應力及相對水平位移值

環境	正向應力 (kPa)	粗糙土工膜布		平滑土工膜布	
		最大剪應力 (kPa)	水平位移 (mm)	最大剪應力 (kPa)	水平位移 (mm)
浸水	70	95.1	2.0	47.9	0.9
	155	163.1	2.6	116.9	2.2
	225	230.0	4.5	146.1	3.7
未浸水	70	87.1	2.7	54.8	0.7
	155	175.9	4.7	103.4	1.8
	225	222.0	5.2	146.8	2.9

而當地工材料為織布時，如圖 5.3，大致呈雙峰狀，根據 John (1990) 依不同地工材界面應力應變曲線圖分析的方式，此圖形趨勢可判別作是因織布剪動過程中底渣試體移動可能造成織布變形而產生另一次的尖峰強度，故採初始尖峰強度為底渣與地工織布之間之界面剪力強度。而此現象在高正應力下及未浸水時更明顯。

就不織布而言，大部份呈無明顯尖峰強度之曲線，唯針軋不織布在高正向應力下可取得尖峰強度，試體隨著水平位移增加而呈膨脹的趨勢，且皆以低正向應力時為最。熱熔不織布曲線，如圖 5.4，浸水與不浸水之曲線極相近，故浸水對熱熔不織布無太大影響；針軋不織布曲線，如圖 5.5，剪動達尖峰強度值後後段呈剪應力上升趨勢，此因針軋不織布材質拉伸，當位移量愈大，針軋不織布產生愈多皺摺，如圖 5.11，此皺摺與底渣試體

相接觸進而增加了抵抗力。其中增加的趨勢又以未浸水環境下為大，此因針軋不織布布料經吸水後使纖維增加了抵抗拉伸的能力，故浸水後位移拉伸現象則較少。

而由位移變化圖觀之，土工合成材為平滑土工膜布時，如圖 5.6，試體膨脹後會有些幅下降，由以浸水試體最為明顯。粗糙土工膜布，如圖 5.7，不論正向應力高低，浸水後的試體在水平位移達 4-6 mm 後皆呈膨脹量平緩之趨勢，反觀未浸水試體則隨著水平位移持續膨脹。而為土工織布時，如圖 5.8，其膨脹變化以低正向應力未浸水下較明顯，但整體變化趨於一致。就不織布而言，如圖 5.9，熱熔不織布浸水與否並未明顯影響位移的變化，其中可明顯的看出在低正向應力時產生最大的膨脹量，且約在水平位移約 6 mm 處產生一尖峰值後，垂直位移再持續上升；而針軋不織布，如圖 5.10，大致亦呈現壓縮再膨脹的趨勢，唯在高正向應力下，不論浸水與否，皆呈現大量的壓縮量。則由上述可得知底渣與土工合成材界面之間介面剪脹行為較不明顯，尤以平滑土工膜布為最。

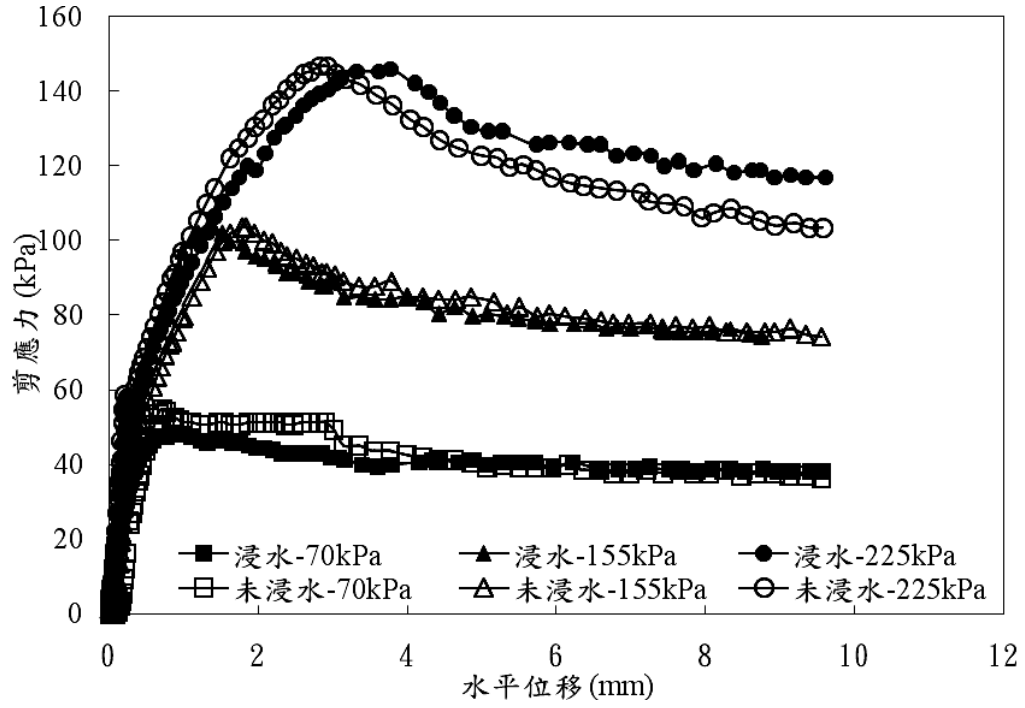


圖 5.1 平滑地工膜布與底渣之應力應變關係圖

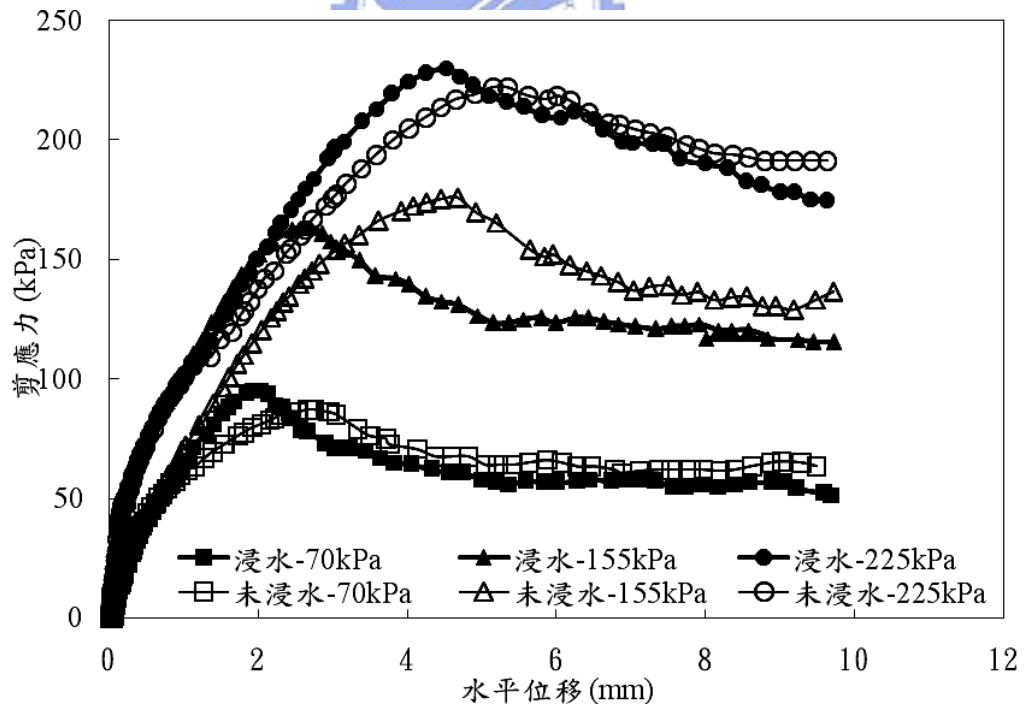


圖 5.2 粗糙地工膜布與底渣之應力應變關係圖

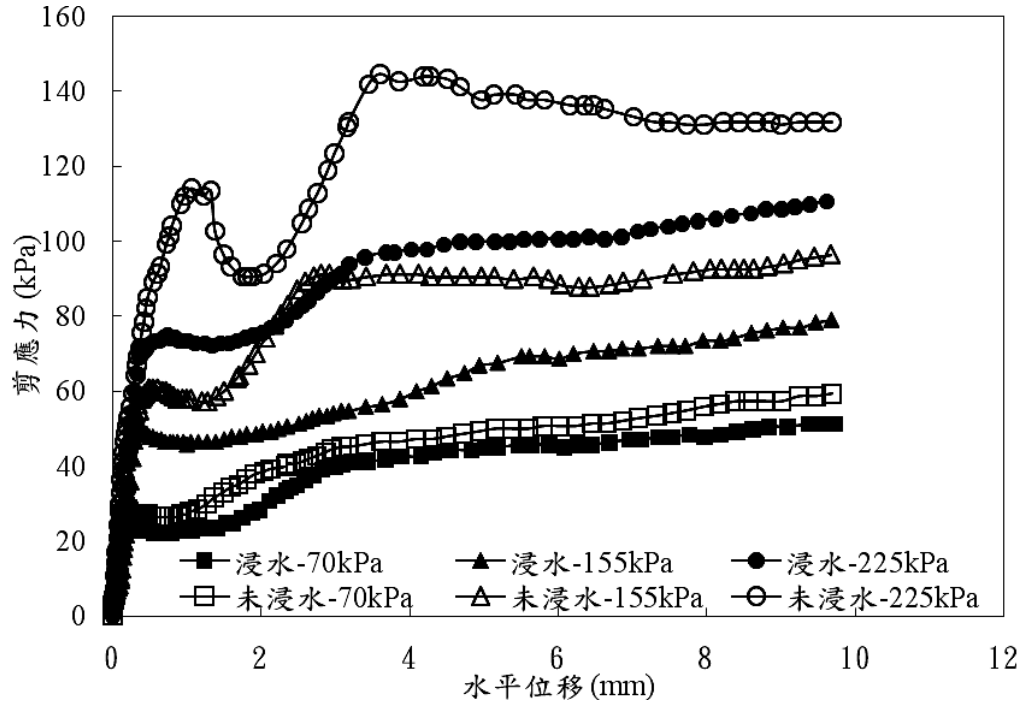


圖 5.3 土工織布與底渣之應力應變關係圖

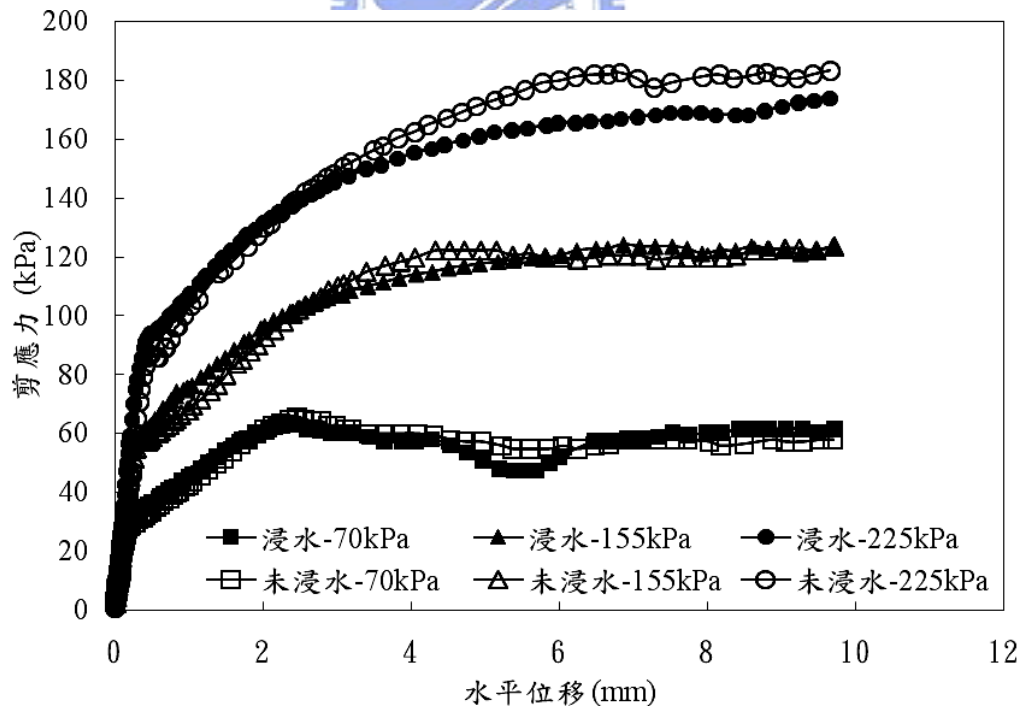


圖 5.4 熱熔不織布與底渣之應力應變關係圖

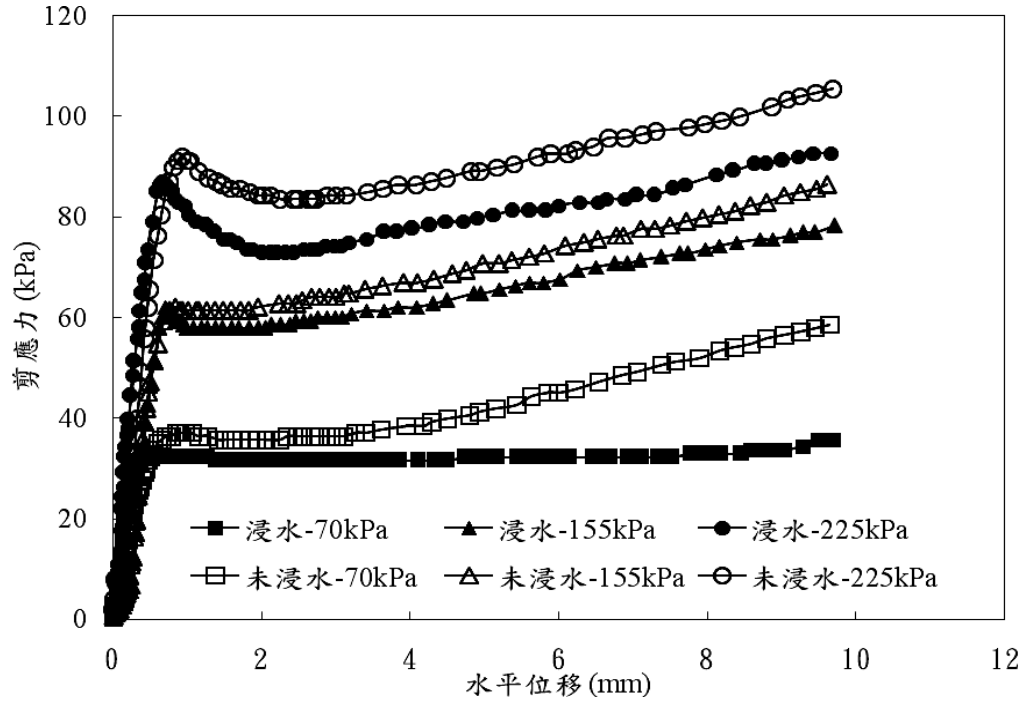


圖 5.5 針軋不織布與底渣之應力應變關係圖

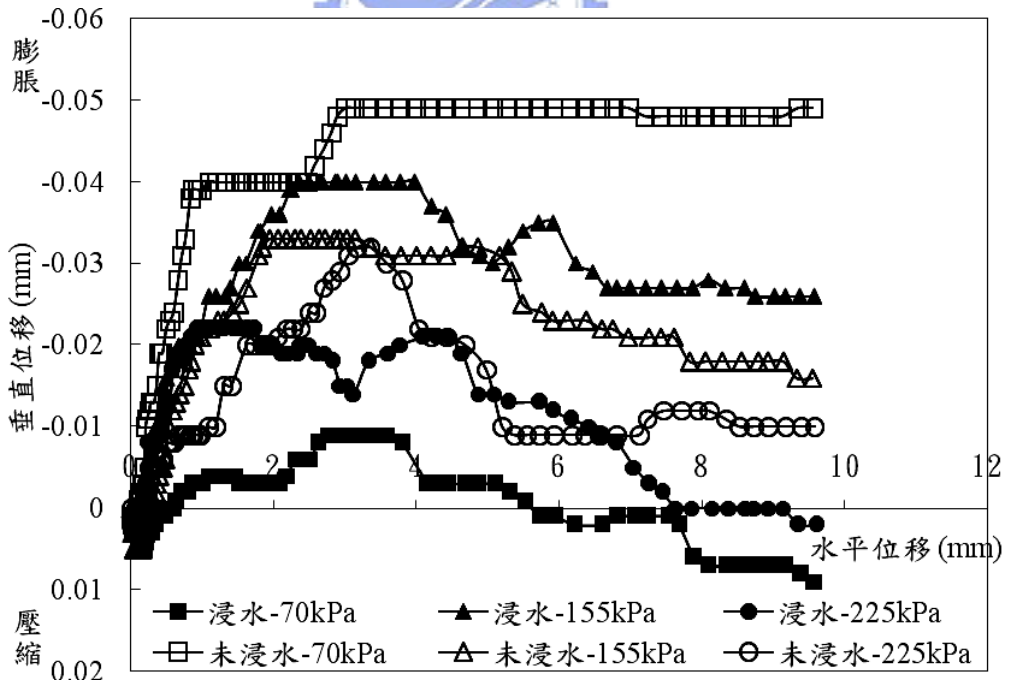


圖 5.6 平滑地工膜布與底渣之位移關係圖

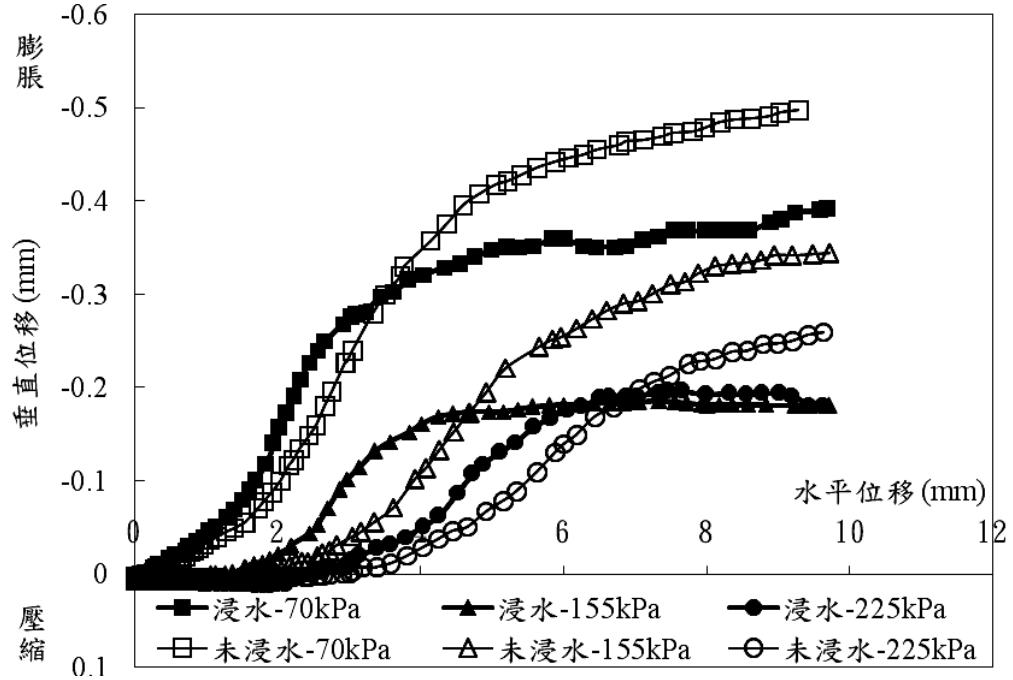


圖 5.7 粗糙土工膜布與底渣之位移關係圖

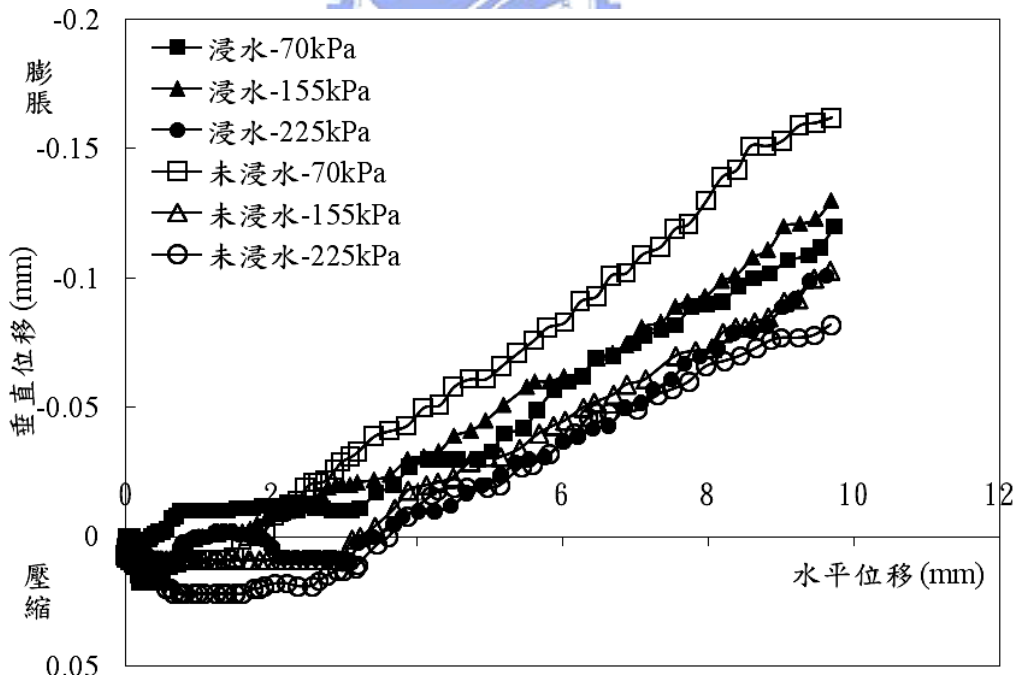


圖 5.8 土工織布與底渣之位移關係圖

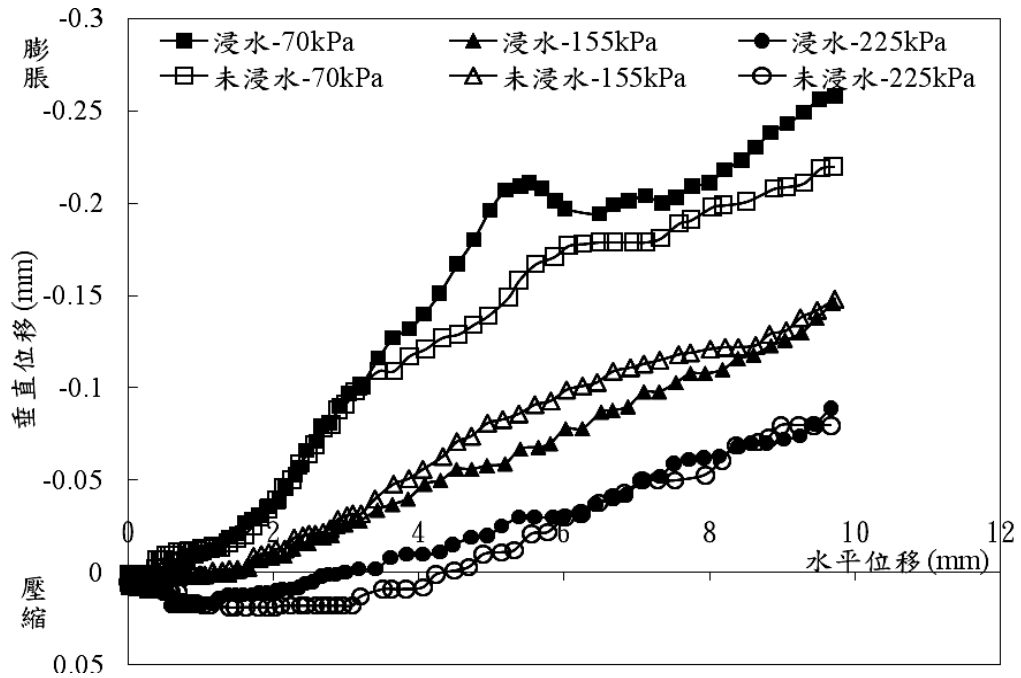


圖 5.9 熱熔不織布與底渣之位移關係圖

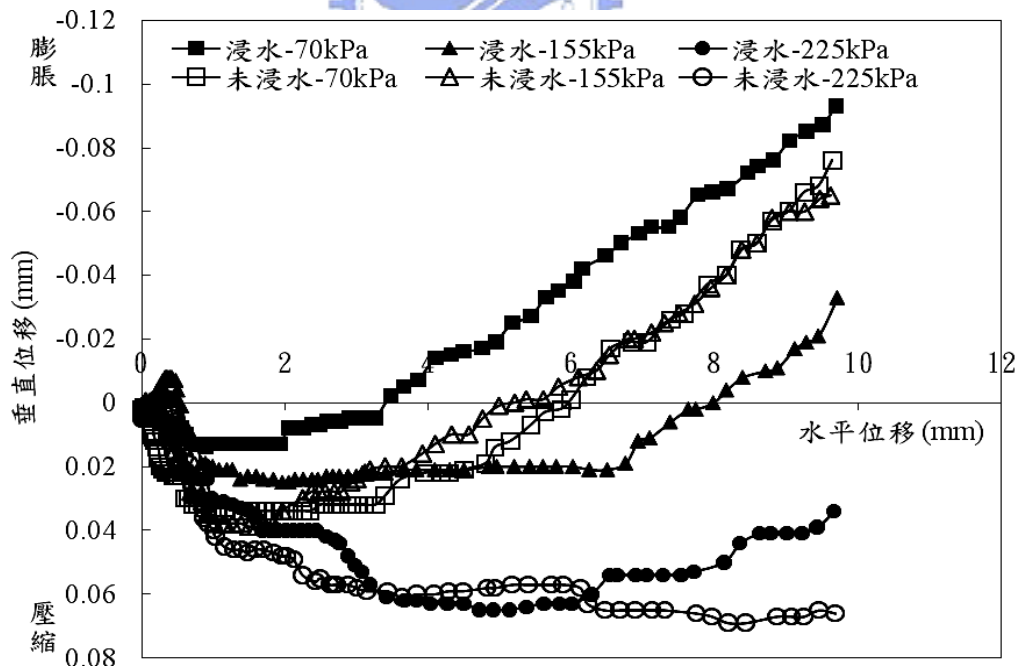


圖 5.10 針軋不織布與底渣之位移關係圖



圖 5.11 針軋不織布因剪動產生皺摺

5-2 界面剪力強度數據分析

將各類試驗所取得之尖峰強度值作一整理，如表 5.2 所示。將各組之正向應力與求得之剪應力作圖，取得莫爾庫倫破壞包絡線，再依曲線利用斜截式法換算得界面剪力強度參數 c_a 、 δ 值。

而為考量實際破壞包絡線並非皆以直線呈現，且英國規範 BS 6906 建議評估界面剪力強度時，可將界面之黏滯力忽略，故就低正向應力段，以強制經過原點，即 $c_a=0$ ，與以規劃修正求取新界面摩擦角。

5-2-1 原始破壞包絡線分析

圖 5.12-16 為各材料之破壞包絡線，依不同地工材料分析之。

底渣與平滑地工膜布界面剪力強度參數之黏滯力 c_a 值約 7.5-12.8 kPa，界面摩擦角 δ 值約 30.5-32.6°，如圖 5.12。隨含水量提高，黏滯力下降約 5 kPa，而界面摩擦角則增加 2°。如圖 5.13，底渣與粗糙地工膜布界面剪力強度參數 c_a 值約 30.1-32.5 kPa，界面摩擦角 δ 值約 41-41.2°。浸水後黏滯力上升約 1 kPa，而界面摩擦角則無呈太大變化。

而底渣與地工織布之界面剪力強度參數 c_a 值約 -14.2-1.9 kPa， δ 值約 17.8-28.7°，如圖 5.14。未浸水時界面黏滯力達負值，此可能因回歸時所造成的影響。而界面摩擦角皆不高，界於 20° 上下，浸水的影響下造成界面摩擦角下降了約 10°，含水量明顯的影響著地工織布界面剪力強度。

而不織布中，如圖 5.15，底渣與熱熔不織布之界面剪力強度參數 c_a 值約 8.5-13.7 kPa， δ 值約 35.5-37.7°；而與針軋不織布之界面剪力強度參數 c_a 值約 6.5-8.8 kPa， δ 值約 19-21.6°，如圖 5.16。含水量的增加，造成不織布黏滯力的增加，此與上述材料較為不同，熱熔不織布之黏滯力因含水量的提升而約增加 5 kPa，界面摩擦角則下降約 2°。

綜合觀之，黏滯力參數 c_a 值因浸水及材料的不同各別產生約 1-5 kPa 不等的差值。粗糙地工膜布浸水與否對整體上之界面剪力強度無太大改變；而平滑地工膜布因浸水易使接觸面潤滑，故黏滯力強度較低；而地工織物類在浸水後可能因布料吸水增加其韌性，使得 c_a 值有小幅上升，而又以地工織布受含水量影響最大。其中針軋不織布則不符合上述，可能剪切面並未有效控制在試體與布料間，故所得數據有待商榷。



表 5.2 各組界面直剪試驗之尖峰剪力強度值

	環境	含水量 (%)	正向應力 (kPa)	尖峰剪力強度 (kPa)
平滑地工膜布	未浸水溼潤	21%	70	54.8
			155	103.4
			225	146.8
	浸水飽和	33%	70	47.9
			155	116.9
			225	146.1
粗糙地工膜布	未浸水溼潤	21%	70	87.1
			155	175.9
			225	222.0
	浸水飽和	30%	70	95.1
			155	163.1
			225	230.0
地工織布	未浸水溼潤	20%	70	28.4
			155	60.7
			225	114.1
	浸水飽和	30%	70	25.0
			155	50.7
			225	75.0
熱熔不織布	未浸水溼潤	20%	70	65.6
			155	122.1
			225	182.5
	浸水飽和	33%	70	63.5
			155	124.2
			225	173.8
針軋不織布	未浸水溼潤	22%	70	37.1
			155	62.1
			225	91.9
	浸水飽和	33%	70	33.0
			155	62.1
			225	86.4
純渣	未浸水溼潤	21%	70	116.9
			155	210.3
			225	281.0
	浸水飽和	36%	70	104.1
			155	223.4
			225	273.4

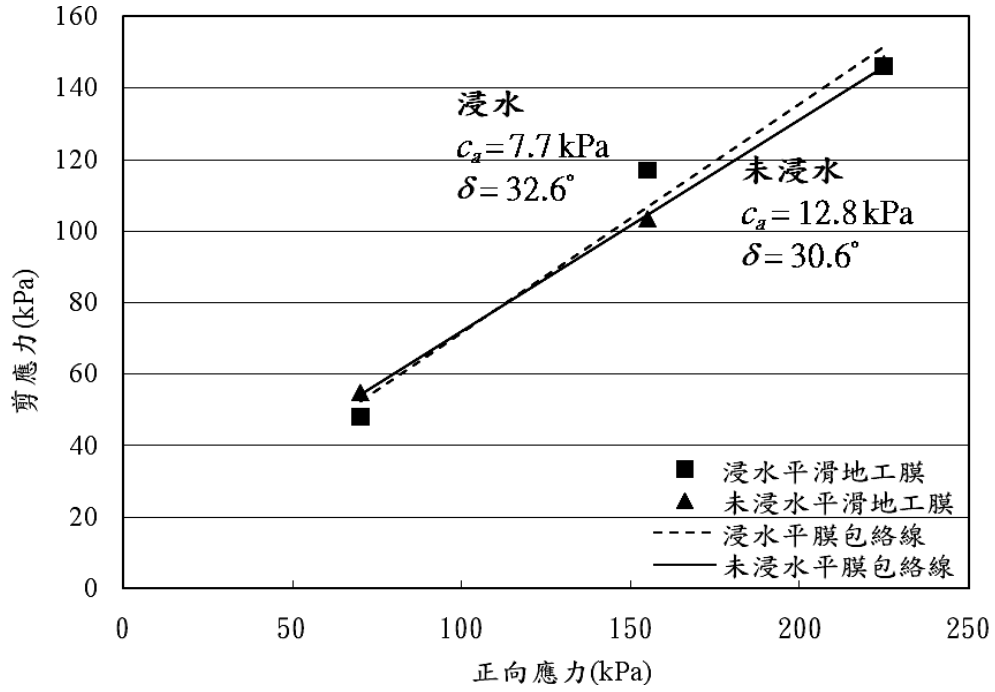


圖 5.12 平滑地工膜布與底渣界面之破壞包絡線

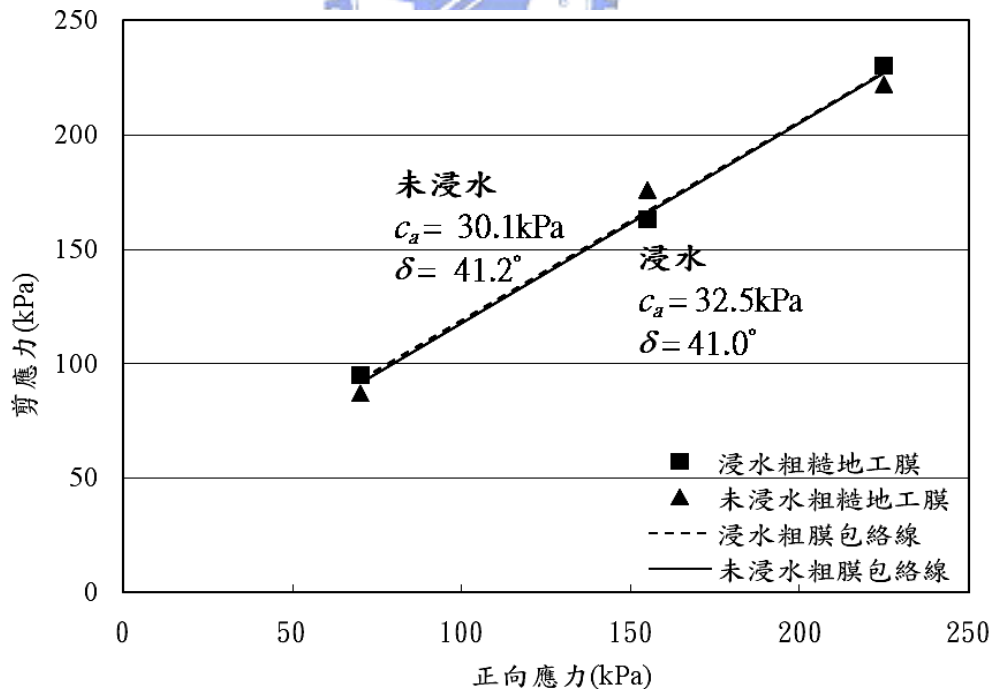


圖 5.13 粗糙地工膜布與底渣界面之破壞包絡線

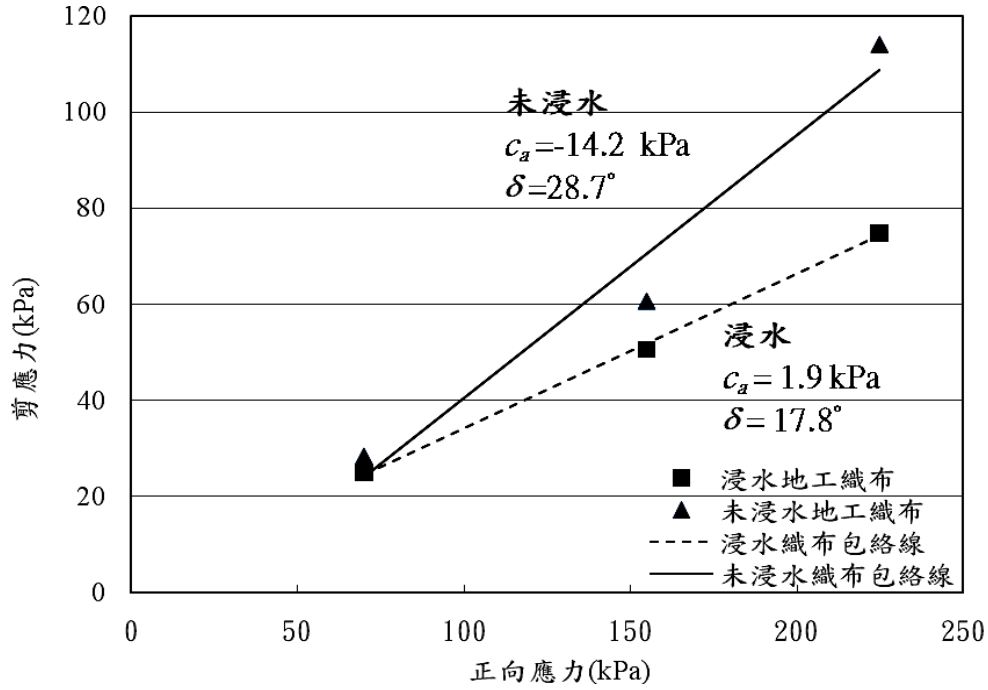


圖 5.14 土工織布與底渣界面之破壞包絡線

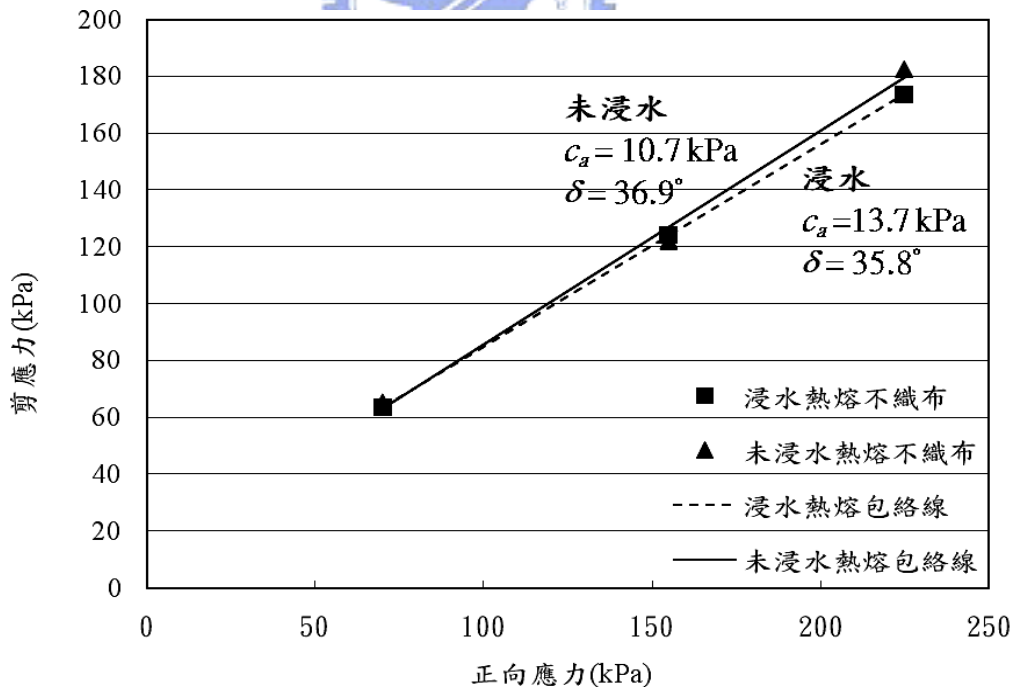


圖 5.15 熱熔不織布與底渣界面之破壞包絡線

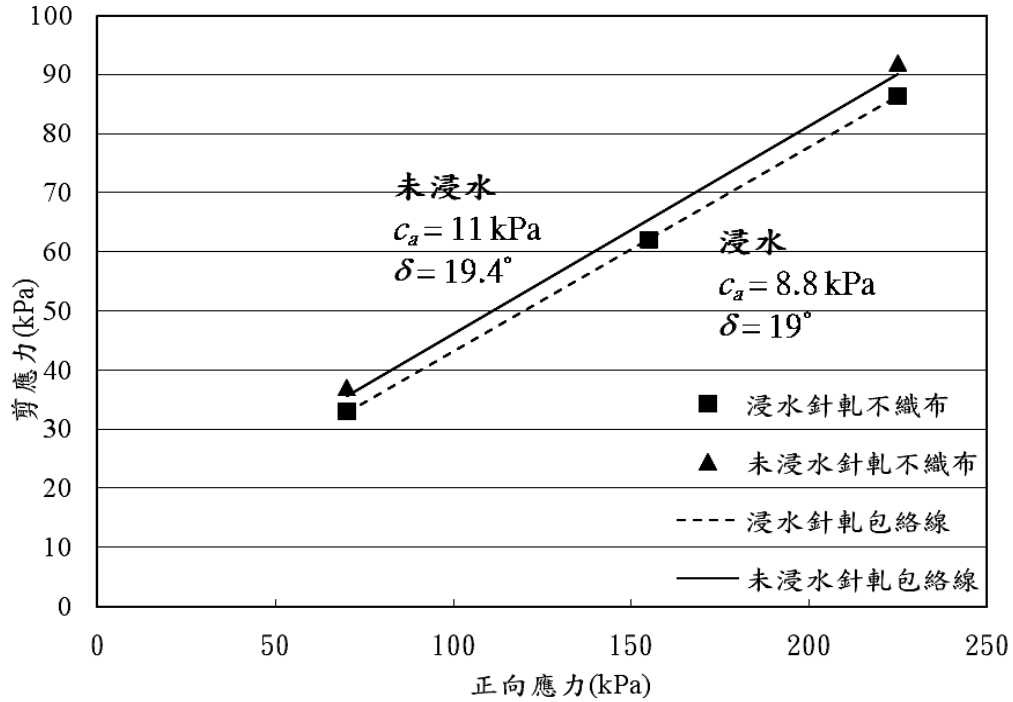


圖 5.16 針軋不織布與底渣界面之破壞包絡線

5-2-2 修正破壞包絡線分析

而為考量實際破壞包絡線並非皆以直線呈現，如低正應力下，緊密試體易有剪脹效應的產生，致使試體膨脹，體積發生變化，造成抗剪強度亦受影響。故就低正向應力段，以強制經過原點，即 $c_a^*=0$ ，與以規劃求取界面摩擦角。

圖 5.17-21 為各材料之修正破壞包絡線。底渣與平滑地工膜布界面剪力強度參數經修正後得新界面摩擦角 δ^* 值約 33-34°，如圖 5.17。含水量平滑地工膜布並未對其剪力強度有太大的影響。而底渣與粗糙地工膜布新界面摩擦角 δ^* 值約 46.3-46.5°，如圖 5.18，由圖可看出浸水與否對其界面摩擦特性亦無太大影響。

而底渣與地工織布之 δ^* 值約 $18.4-25^\circ$ ，如圖 5.19。含水量的提高造成界面摩擦角約下降 7° 左右。而不織布中，如圖 5.20，底渣與熱熔不織布之 δ^* 值約 $38-39^\circ$ ；而與針軋不織布之 δ^* 值約 $21.5-23.5^\circ$ ，如圖 5.21。綜觀地工織物類受含水量增加的影響，以地工織布最為明顯，摩擦角因浸水而下降約 7° ，反觀不織布僅約差距 $1-2^\circ$ 。

綜合觀之，地工膜布不論平滑抑或粗糙面浸水後界面摩擦角皆些微的提升，但並無太大的改變。織布浸水後呈現大幅下降，此大幅差距可能因本試驗地工織布布料浸水後易受水潤滑而使界面較易滑動所造成；而不織布類則以浸水後摩擦角些微下降呈現，但並無太大的影響。整體而言，浸水與否除對地工織布有較大的影響外，對於其他地工合成材與底渣修正後之界面剪力強度無太大的影響。

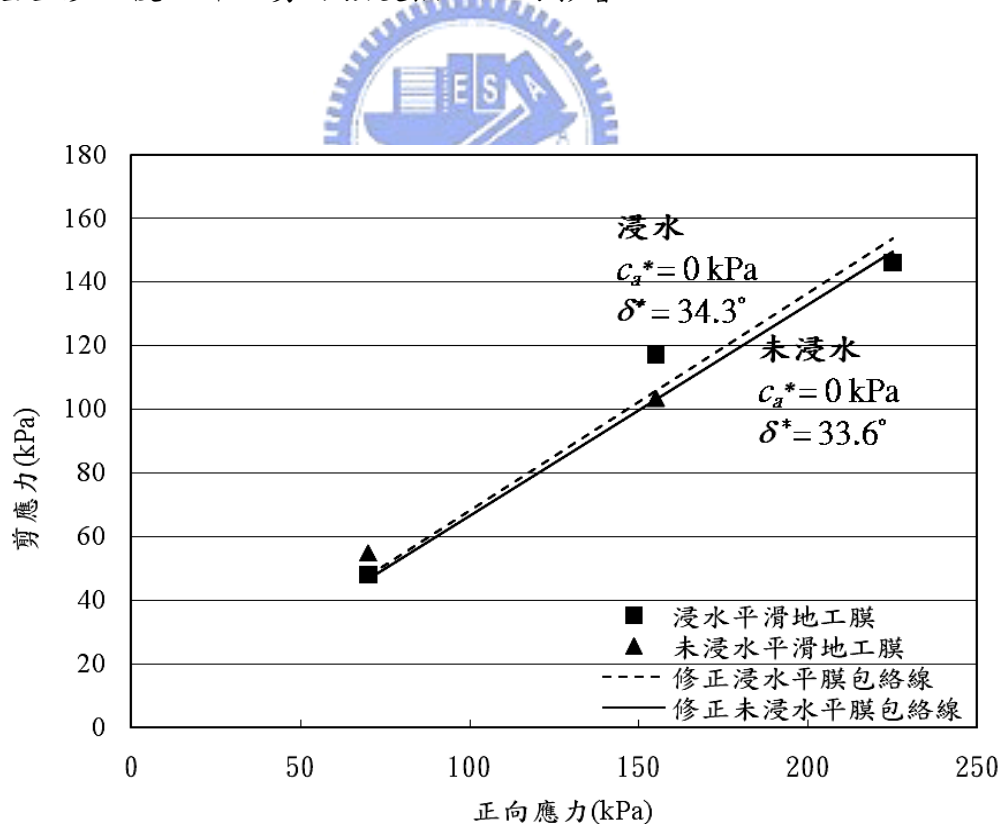


圖 5.17 修正後平滑地工膜布與底渣界面之破壞包絡線

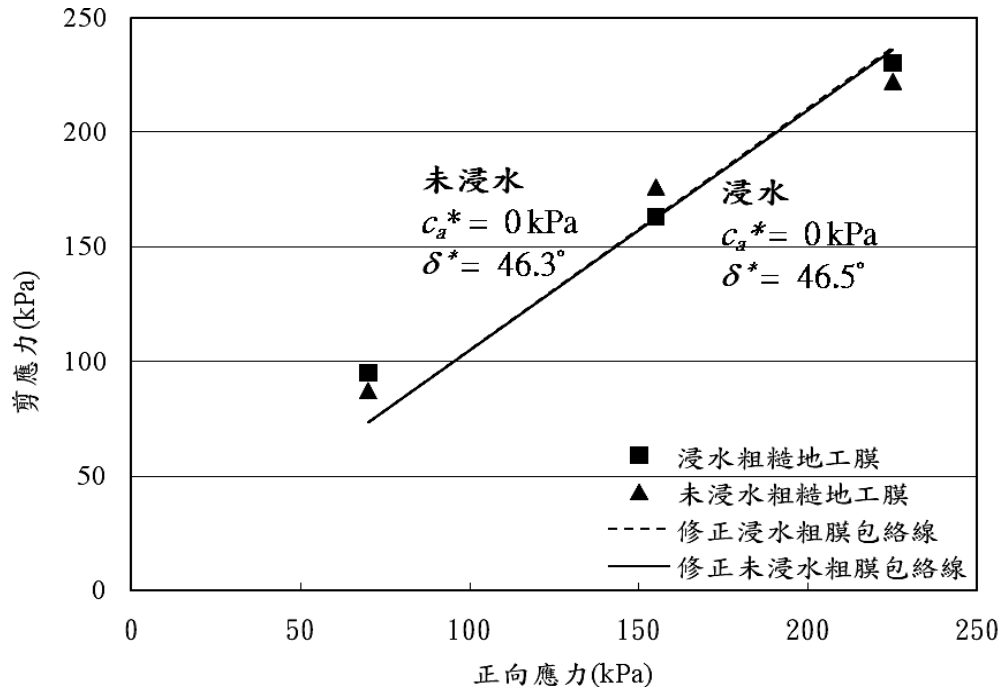


圖 5.18 修正後粗糙地工膜布與底渣界面之破壞包絡線

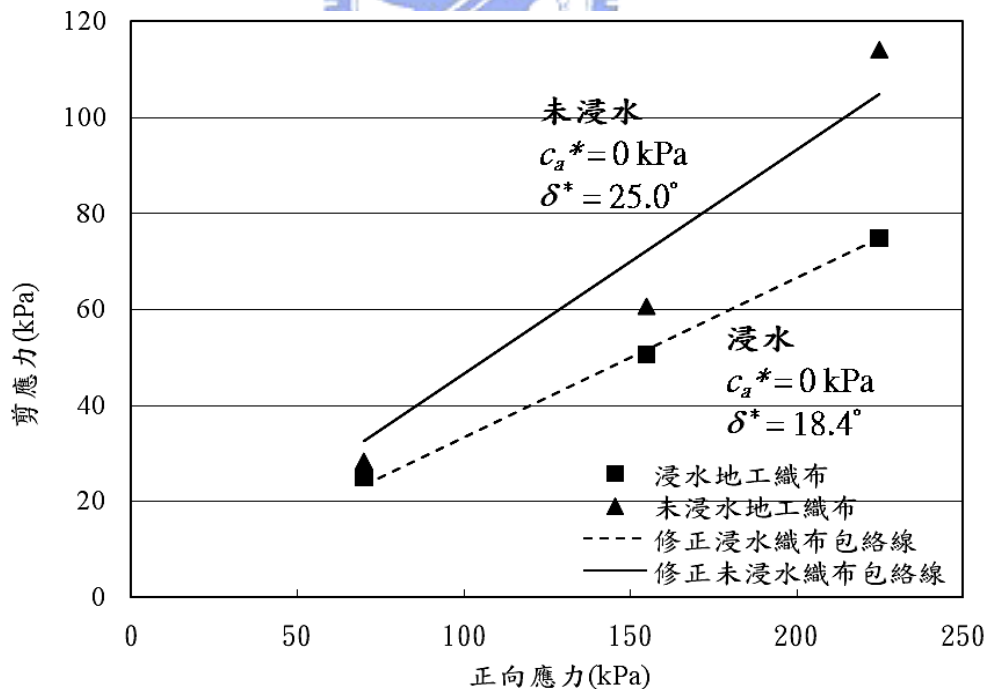


圖 5.19 修正後地工織布與底渣界面之破壞包絡線

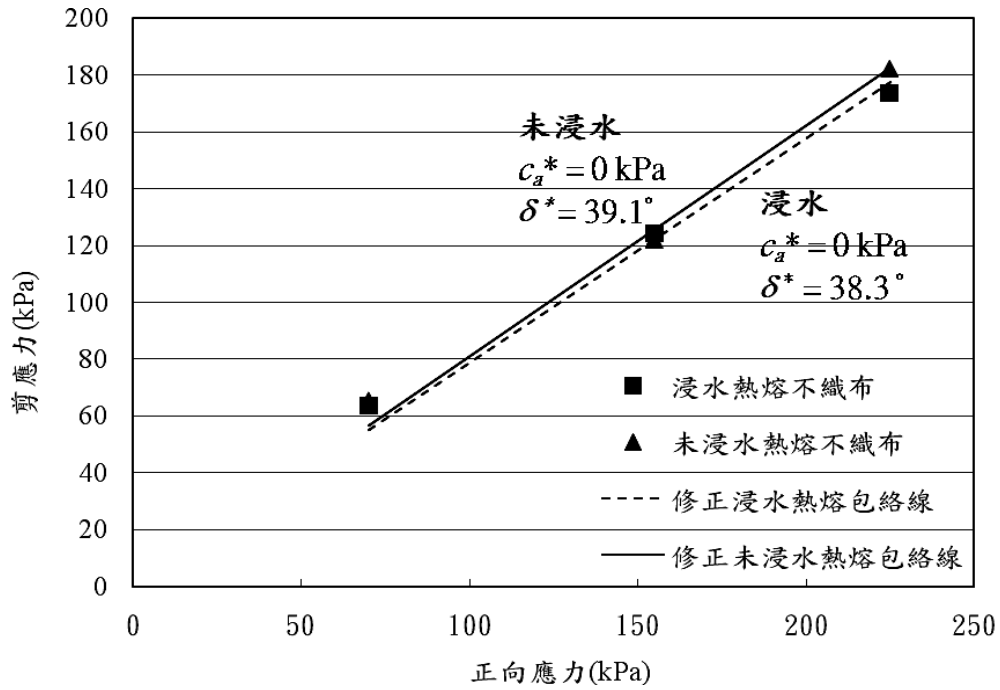


圖 5.20 修正後熱熔不織布與底渣界面之破壞包絡線

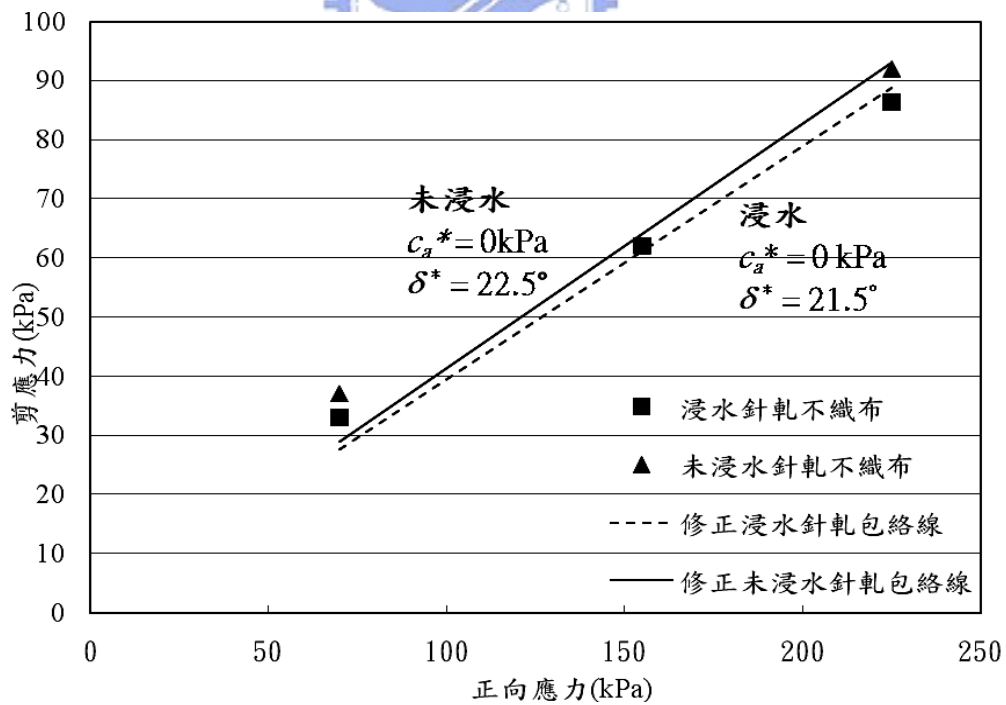


圖 5.21 修正後針軋不織布與底渣界面之破壞包絡線

5-3 試驗結果綜合討論

5-3-1 界面剪力強度參數有效係數分析

圖 5.22-25 為各類地工材與底渣界面破壞包絡線與純底渣破壞包絡線綜合分析圖。在此利用 Koerner (1997) 的有效係數進一步比較分析各地工材與底渣間的界面剪力強度參數。

不論浸水與否，地工材的鋪設皆明顯的降低純底渣自身剪力強度。在未浸水下所得各材料之黏滯力有效係數 E_c 中，如圖 5.22，除粗糙地工膜布達 0.69 以外，其餘地工材 E_c 值皆小於 0.5，尤以地工織布影響最大， E_c 達負值。而浸水後，如圖 5.23，粗糙地工膜布 E_c 值高達 0.93，地工織布亦以 0.05 位居最低值。地工織物中以熱熔不織布較佳，針軋不織布次之，以地工織布效率最差。由上述數據可知浸水前後對地工織物類，尤以地工織布與熱熔不織布為最，其之黏滯性質有明顯的提升，而粗糙及平滑地工膜布遇水黏滯力有效係數則些微下降，而針軋不織布呈現浸水前後係數並無變化。

再觀察摩擦角有效係數 E_ϕ 值，不論浸水與否，皆以粗糙地工膜布取得最高係數值，未浸水時 E_ϕ 達 0.82、浸水後 E_ϕ 達 0.79，而未浸水時以針軋不織布之係數值最差， E_ϕ 為 0.33；浸水後以地工織布之係數值最差， E_ϕ 為 0.29。整體而言，地工合成材之 E_ϕ 值皆呈現不等的變化，除平滑地工膜布在未浸水時 0.56、浸水後達 0.58 的微升外，但因差別不大，故可能在回歸上所產生的誤差，則平滑地工膜布及針軋不織布之摩擦角並未因浸水而有太大的變化。

而根據修正後所得之 E_ϕ ，如圖 5.24-25，可明顯看出，除地工織布外，其餘地工材皆無因浸水而有太大的變化。地工織布在經浸水後， E_ϕ 值由

未浸水時的 0.36 降至 0.26，係數較有明顯的降低。圖 5.24 中，說明在未浸水下各類地工合成材之修正摩擦角係數的分佈，以粗糙地工膜布最接近原始底渣破壞包絡線，而以針軋不織布效率最差，但因一般針軋不織布應較織布效率為佳，故需進一步探討針軋不織布界面剪力強度分析。而圖 5.25 中，則說明浸水後各類地工合成材之修正摩擦角有效係數的分佈，與未浸水時相同，以粗糙地工膜布最接近原始底渣破壞包絡曲線，但此處以地工織布之修正 E_ϕ 值 0.26 效率最差，此亦間接說明地工織布受浸水環境影響甚大。

表 5.3 為修正前後各組試驗所取得之剪力強度參數，由表可知修正前後之摩擦角變化。就純底渣而言，變化量約在 4.6-4.9°；而地工織物與底渣的界面摩擦角變化約在 2-10°不等；而地工膜布則約在 2-6°左右。

再進一步評析修正前後 E_ϕ 值的變化。未浸水下，各類地工合成材所得係數皆呈下降的趨勢，但也只有 0.01-0.16 的變化量，並不明顯；浸水後，係數升降不一，熱熔不織布及針軋不織布雖有小幅減少，但並未有明顯差別，相較下地工織布有較明顯下降。而地工膜布則呈小幅增加，但實不明顯，可能皆為強制直線回歸所造成之誤差。綜合觀之，各類地工合成材，底渣自身剪力強度較底渣與各地工材之界面剪力強度高出許多，故在底渣掩埋設計中，考量底渣與設備接觸面的穩定性是非常重要的環。

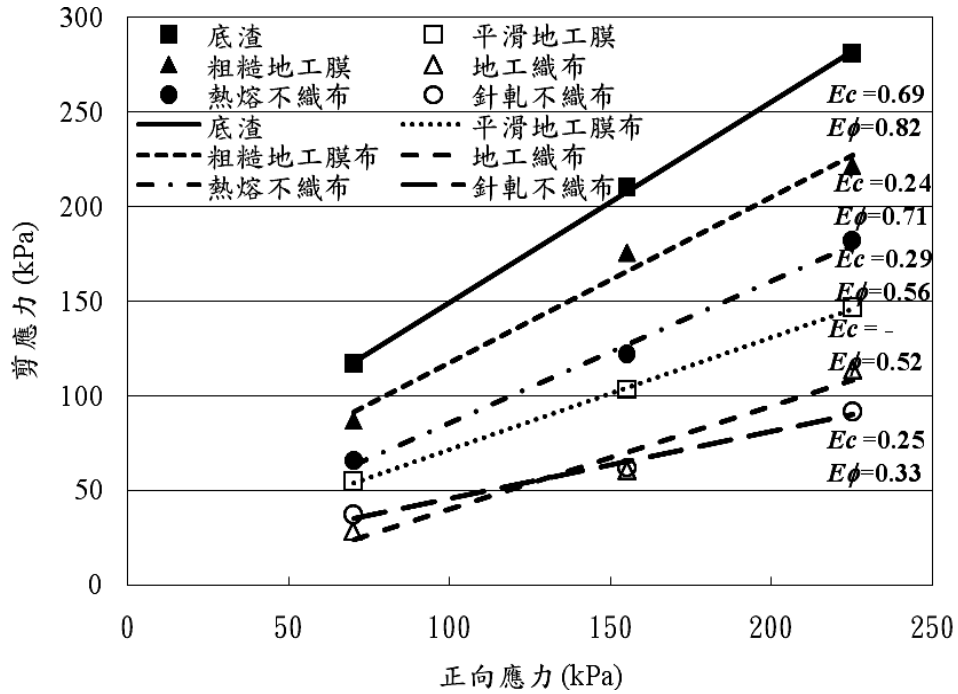


圖 5.22 未浸水下破壞包絡線綜合分析圖

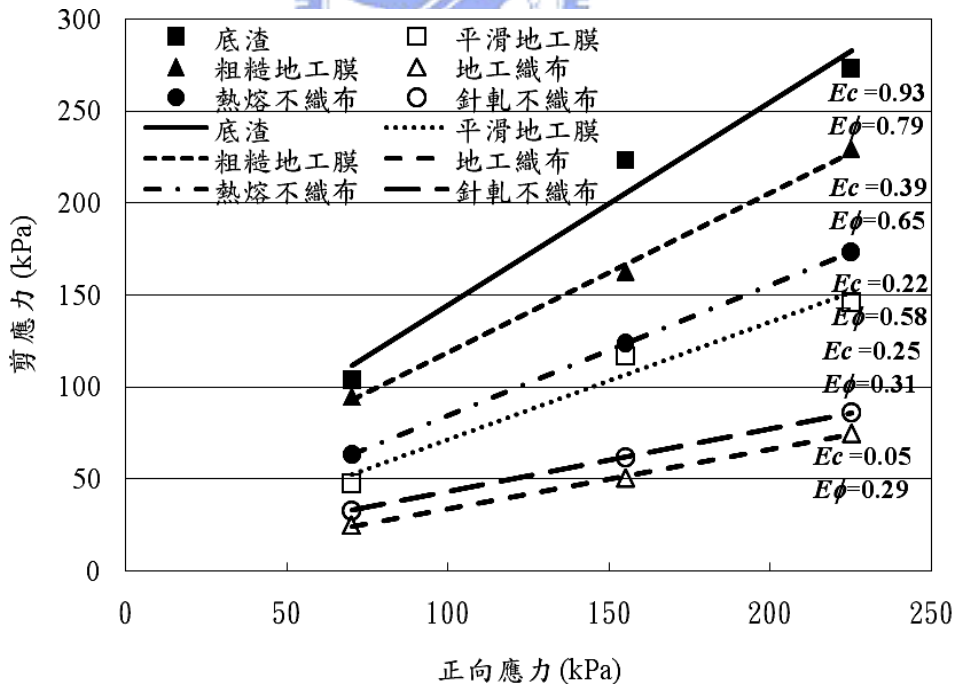


圖 5.23 浸水下破壞包絡線綜合分析圖

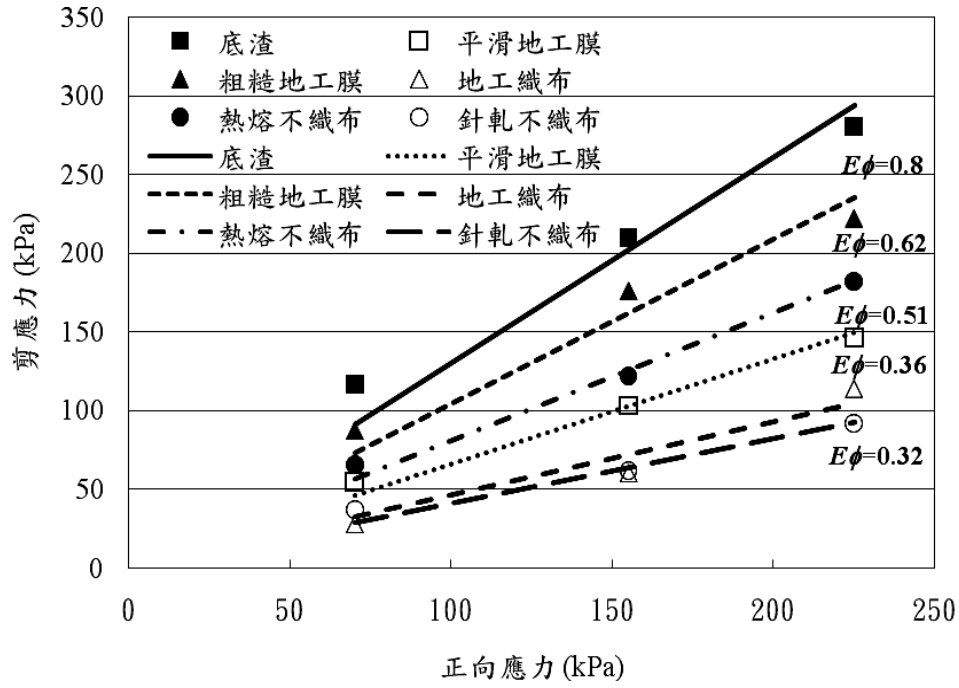


圖 5.24 修正後未浸水下破壞包絡線綜合分析圖

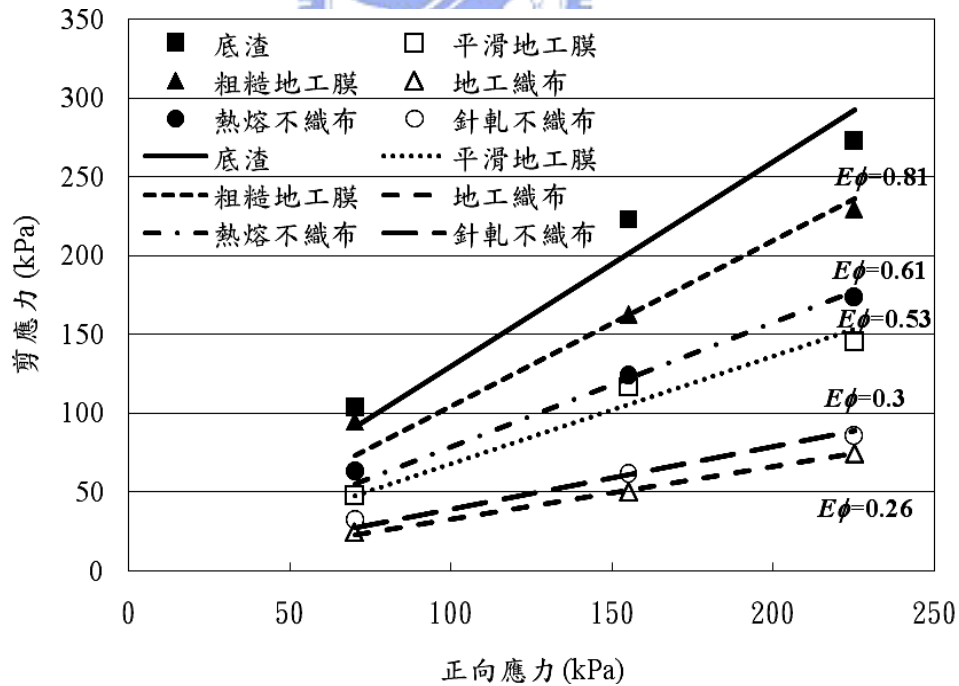


圖 5.25 修正後浸水下破壞包絡線綜合分析圖

表 5.3 各類地工材與底渣界面剪力強度參數表

	修正前				修正後			
	c	E_c	ϕ	E_ϕ	c	E_c	ϕ	E_ϕ
未浸水底渣	c	43.7	E_c	-	c	0	E_c	-
	ϕ	46.7	E_ϕ	-	ϕ	52.6	E_ϕ	-
浸水底渣	c	34.8	E_c	-	c	0	E_c	-
	ϕ	47.8	E_ϕ	-	ϕ	52.4	E_ϕ	-
未浸水粗糙地工膜布	c_a	30.1	E_c	0.69	c_a	0	E_c	-
	δ	41.2	E_ϕ	0.82	δ	46.3	E_ϕ	0.8
浸水粗糙地工膜布	c_a	32.5	E_c	0.93	c_a	0	E_c	-
	δ	41	E_ϕ	0.79	δ	46.5	E_ϕ	0.81
未浸水平滑地工膜布	c_a	12.8	E_c	0.29	c_a	0	E_c	-
	δ	30.6	E_ϕ	0.56	δ	33.6	E_ϕ	0.51
浸水平滑地工膜布	c_a	7.7	E_c	0.22	c_a	0	E_c	-
	δ	32.6	E_ϕ	0.58	δ	34.3	E_ϕ	0.53
未浸水地工織布	c_a	-14	E_c	-	c_a	0	E_c	-
	δ	28.7	E_ϕ	0.52	δ	25	E_ϕ	0.36
浸水地工織布	c_a	1.9	E_c	0.05	c_a	0	E_c	-
	δ	17.8	E_ϕ	0.29	δ	18.4	E_ϕ	0.26
未浸水熱熔不織布	c_a	10.7	E_c	0.24	c_a	0	E_c	-
	δ	36.9	E_ϕ	0.71	δ	39.1	E_ϕ	0.62
浸水熱熔不織布	c_a	13.7	E_c	0.39	c_a	0	E_c	-
	δ	35.8	E_ϕ	0.65	δ	38.3	E_ϕ	0.61
未浸水針軋不織布	c_a	11	E_c	0.25	c_a	0	E_c	-
	δ	19.4	E_ϕ	0.33	δ	22.5	E_ϕ	0.32
浸水針軋不織布	c_a	8.8	E_c	0.25	c_a	0	E_c	-
	δ	19	E_ϕ	0.31	δ	21.5	E_ϕ	0.3

5-3-2 研究綜合討論

將本研究中底渣與平滑地工膜布之界面剪力強度與林聖琪（2000）之研究進一步的整合與討論。林聖琪採用 2 mm 厚的 HDPE 平滑地工膜布進行大型界面直接剪力試驗；本試驗則採用 1 mm 厚之 HDPE 平滑地工膜布之小型界面直接剪力試驗進行分析。剪動速率皆設定在慢剪範圍以確保試體得以排水。以同設定含水量在 20 % 之試體比較，木柵廠取得之黏滯力約為 1.5-7.08 kPa、摩擦角約為 19.9-25.7°；新竹廠則取得黏滯力 12.8 kPa、摩擦角約為 30.6°，修正後摩擦角亦高達 33.6°。因直剪盒尺寸不同，不適以純數值相比較，則進一步取得摩擦角有效係數 E_{ϕ} 分析之，木柵廠之有效係數達 92-97 %；新竹廠則只有 51-56 %。而依據 Takasumi et al. (1991) 評論雖然直剪盒尺寸並不致於影響無凝聚性土壤之有效係數大小，但地工合成材固定方式對於無凝聚性土壤之界面直剪試驗會影響 E_{ϕ} 大小，由上述試驗數據可得証。

再將本研究中底渣與地工織物界面剪力強度與文獻中顆粒性土壤與地工織物之相關研究作探討。將本研究及 Dembicki et al. (1990) 數據作一比較整理如表 5.4。在此以未浸水環境下，地工織物與不同材料界面之破壞包絡線，儀器採用文獻中以大型直剪盒 (300×300 mm)，本研究為小型直剪盒 (100×100 mm)。由界面摩擦角觀之，本研究之熱熔不織布／底渣之摩擦角與 Dembicki et al. (1990) 熱熔不織布／礫石之摩擦角相似，而本研究之針軋不織布／底渣之摩擦角反與文獻中針軋不織布／砂土之摩擦角相近。進一步以摩擦角有效係數 E_{ϕ} 分析，由圖 5.26 可知，文獻中不論何種界面，摩擦角有效效率皆高達 0.8，尤以礫石粒料與熱熔不織布有最高的接觸效率， E_{ϕ} 高達 0.9。而本研究之有效效率皆偏低，可能與試驗儀器的尺寸適用與否及地工織物鋪設良好與否有關。

表 5.4 土工織物與各類顆粒材料之剪力強度參數

界面材料種類		界面摩擦角 $\delta(^{\circ})$	摩擦角有效效率 E_{ϕ}	來源
熱熔不織布	礫石 (41 $^{\circ}$)	37	0.9	Dembicki et al. (1990)
	砂土 (30 $^{\circ}$)	26.2	0.87	
	底渣 (52.6 $^{\circ}$)	39.1	0.62	吳佩萱 (2007)
針軋不織布	礫石 (41 $^{\circ}$)	35	0.85	Dembicki et al. (1990)
	砂土 (30 $^{\circ}$)	24.1	0.83	
	底渣 (52.6 $^{\circ}$)	22.5	0.32	吳佩萱 (2007)

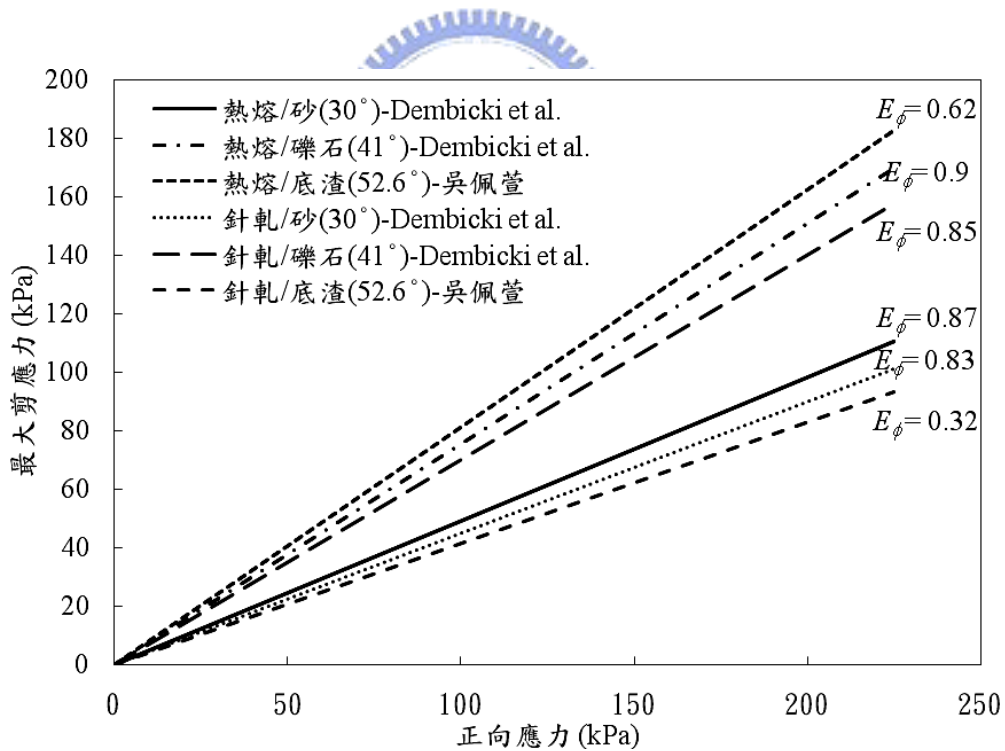


圖 5.26 土工織物與不同材料界面之破壞包絡線

第六章 結論與建議

本研究根據所得到的底渣工程特性及質其與地工合成材界面摩擦性的試驗探討，具體的結論與建議如下。

6-1 結論

底渣顆粒大小不一，外形多呈角狀，且粗糙的表面易附帶細小的顆粒。比重 2.31 較一般土壤為輕。由土壤統一分類進行分析，可知底渣為優良級配的材料，粒徑分佈主要介於 4 號篩與 40 號篩間，類屬砂質試體。

由單向度壓密試驗可知底渣壓密快速，主要集中在最初壓載時段，亦表示其透水性良好，排水快速。由壓縮性指數 c_c 分析得底渣屬於低壓縮性試體。

經直接剪力試驗分析浸水與無浸水下純底渣之剪力強度。底渣試體多似緊密砂土，體積先壓縮後膨脹，但在應力應變圖上卻無明顯尖峰強度值，故以位移達試體直徑 15% 處命為最大剪力強度。由試驗可知底渣具高剪力強度，內聚力高達 34.8-43.7 kPa；摩擦角約為 46.7-47.8°。而為考量直線回歸造成低正向應力處的誤差，故修正後得摩擦角高達 52.4-52.6°。而就浸水與否的影響分析之，剪力強度隨著含水量的增加而降低，而摩擦角卻無太大差異。

進行底渣與地工合成材之界面直接剪力試驗以分析含水量及地工合成材對其試驗結果所造成的影響。浸水與否對於地工膜布與熱熔不織布較無太大的影響。針軋不織布浸水後則因布料較緊緻，變形量變小，剪應力隨水平位移提升較未浸水時平緩。而地工織布浸水後布料孔隙緊縮，底渣顆粒不易嵌入布料中，造成互鎖作用減少，亦或織布布料易受水潤滑而使

界面易滑動，以致於降低了剪切阻抗。

而隨著與不同材料的接觸，其界面剪切阻抗亦不相同。粗糙地工膜布因表面粗糙，故較其他地工合成材具較接近純底渣之剪力強度，而熱熔不織布之界面剪力強度則次之。平滑地工膜布則因表面平滑，界面剪力強度次於熱熔不織布。而針軋不織布則與文獻不同，其剪力強度小於平滑地工膜布，且地工織布則在高正向應力下取得較針軋不織布為高之剪應力，此與一般認為不織布效率較織布為高之理論有所差異。

由摩擦角有效係數分析各類地工材之界面剪力強度，粗糙地工膜布以 79-82 % 為最，熱熔不織布以 61-71 % 次之，平滑地工膜布則為 51-58 %。而地工織布與針軋不織布則以 26-52 % 及 30-33 % 最差。雖粗糙地工膜布接觸效率良好，但現地設計中卻多仍使用平滑地工膜布為主，此與粗糙地工膜在製作過程影響自身強度特性有關。

6-2 建議



雖有學者認為小型直剪儀與大型直剪儀所取得數據並無太大差異，但小型直剪儀之數據仍稍高估了參數。且為配合儀器尺寸效應，在試體配置時亦修正其粒徑，雖然未來資源分類回收工作可能較佳，不可燃物大部份可剔除，試驗即無需擔心考量大粒徑成份。但因現今資源回收仍待努力，故未來建議能進行大型直剪試驗以進一步確切的規範各類材料之界面剪力強度。

而界面剪力強度中，針軋不織布界面粗糙度一般應較平滑地工膜布來的大，且文獻中多以針軋不織布具較高摩擦阻抗，但所呈現出其剪力強度小於平滑地工膜布，可能針軋不織布材料拉伸移動，而剪切面不在底渣與地工材的界面上，影響真正之界面剪力強度，故在材料固定上需進一步修正探討，如考慮用粗糙砂紙作為底層，或將底層金屬片修改為粗糙面以增

加布料與直剪盒界面之摩擦力。

因實際掩埋場中浸泡之液體多屬滲出水而非純水，且 Massad (1991) 指出滲出水之潤滑作用較一般潔淨水差，且浸泡時間亦影響界面摩擦剪力強度的大小，故可進一步修正探討。



參考文獻

- [1] 台北市政府環境保護局 (2000), 「臺北市環境保護局年報 (民國 88 年版)」, 台北市政府環境保護局。
- [2] 行政院環境保護署 (2006), 「中華民國臺灣地區環境保護統計年報 (民國 95 年版)」, 行政院環境保護署。
- [3] 行政院環境保護署 (2006), 「一般廢棄物衛生掩埋場妥善營運管理措施」, 行政院環境保護署。
- [4] 李文成 (1998), 「焚化底灰之大地工程特性研究」, 國立台灣大學土木工程學研究所碩士論文。
- [5] 李怡先 (1991), 「地工合成材與土壤互制作用之力學性質」, 國立台灣大學土木工程學研究所碩士論文。
- [6] 李建中、李釗、何啟華 (1995), 「垃圾焚化灰渣之工程特性與應用」, 行政院國家科學委員會專題研究計畫成果報告。
- [7] 李榮基 (1989), 「土壤與地工織物剪力行為之研究」, 國立台灣大學土木工程學研究所碩士論文。
- [8] 李維峰、陳育聖、陳雨音、胡志誠、姚大鈞 (2004), 「垃圾焚化底渣於地工構造物之應用」, 地工技術雜誌, 第 102 期, 第 69-78 頁。
- [9] 林聖琪 (2000), 「灰渣與地工防水膜界面摩擦特性之探討」, 國立台灣大學土木工程學研究所碩士論文。
- [10] 高思懷 (2005), 「焚化廠灰渣處理及資源化技術」, 行政院環境保護署環境保護人員訓練所垃圾焚化廠操作營運管理訓練班。
- [11] 逢甲大學 (2005), 「全國垃圾採樣及樣品分析工作 (94 年度) 期末報告」, 行政院環境保護署。
- [12] 陳保全 (1998), 「地工不透水布直剪試驗影響因素之研究」, 國立屏東

科技大學土木工程技術研究所碩士學位論文。

- [13] 陳韋伶 (2004), 「不同焚化爐底渣物化性質比較分析」, 國立中央大學土木工程學研究所碩士論文。
- [14] 單信瑜、羅文俊、鄭淑華 (1997), 「台灣西部地層下陷區淺層土壤變形研究」, 第二屆地下水資源及水質保護研討會, 台南, 第 199-210 頁。
- [15] 黃炫曉 (1996), 「土工不透水布與土壤界面摩擦行為之研究」, 國立屏東技術學院土木工程技術研究所碩士學位論文。
- [16] 董景岳 (1988), 「飽和砂在不同應力路徑下之力學特性」, 國立交通大學土木工程學研究所碩士論文。
- [17] 劉希亮、朱維申、李術才 (2004), 「高應力作用界面剪切性質的試驗研究」, 岩石力學與工程學報, 第 23 卷, 第 3 期, 第 408-414 頁。
- [18] 劉泉枝 (1991), 「單向度壓密試驗結果之評估及應用」, 土工技術雜誌, 第 36 期, 第 62-74 頁。
- [19] 劉家男 (2004), 「土工合成材料於環境土工之應用」, 土工技術雜誌, 第 102 期, 第 5-14 頁。
- [20] Arm Maria (2004), "Variation in Deformation Properties of Processed MSWI Bottom Ash : Results From Triaxial Tests" , Waste Management, Vol.24, No.10, pp.1035-1042.
- [21] Cerato, A.B. ; Lutenegeger A.J. (2006), "Speciment Size and Scale Effects of Direct Shear Box Tests of Sands" , Geotechnical Testing Journal, Vol.29, No.6.
- [22] Collios, A. ; Delmas, P. ; Giroud, J.P. (1980) , "Experiments on Soil Reinforcement with Geotextiles" , The Use of Geotextiles for Soil Improvement, ASCE National Convention, Portland, Oregon, pp.53-73.
- [23] Deatherage, J. ; David, J.R. ; Hansen, L.A. (1987) , "Shear Testing of

- Geomembrane Soil Interfaces” , Geotechnical Aspects of Head Leach Design, Society of Mining Engineers, pp.45-50.
- [24] Dembicki, E. ; Jermolowicz, P. (1991) , “Soil-Geotextile Interaction” , Geotextiles and Geomembranes, Vol.10, No.3, pp.249-268.
- [25] Fleming, I.R. ; Sharma, J.S. ; Jogi, M.B. (2006) , “Shear Strength of Geomembrane-Soil Interface under Unsaturated Conditions” , Geotextiles and Geomembranes, Vol.24, pp.274-284.
- [26] Goh, A.T.C. ; Tay, J. (1993) , “Municipal Solid-Waste Incinerator Fly Ash for Geotechnical Applications” , Journal of Geotechnical Engineering, Vol.119, No.5, pp. 811-825.
- [27] Izgin, M. ; Wasti, Y. (1998) , “Geomembrane-sand interface frictional properties as determined by inclined board and shear box tests” , Geotextiles and Geomembranes, Vol.16, pp.207-219.
- [28] Jogi, M. (2005) , “A Method for Measuring Smooth Geomembrane / Soil Interface Shear Behaviour Under Unsaturated Conditions” , A Thesis for the Degree of Master’s of Science in the Department of Civil Engineering University of Saskatchewan, Saskatoon, SK Canada.
- [29] John A. Bove (1990) , “Direct Shear Friction Testing for Geosynthetics in Waste Containment” , Geosynthetic Testing for Waste Containment Applications, ASTM, Philadelphia, pp. 241-256.
- [30] Koerner, R. M. (1997) , Designing with Geosynthetics, 4th., Prentice Hall, New Jersey.
- [31] Koutsourais, M.M. ; Sprague, C.J. (1991) , “Interfacial Friction Study of Cap and Liner Components for Landfill Design” , Geotextiles and Geomembranes, Vol.10, No.5-6, pp.149-166.
- [32] Ling, H.I. ; Pamuk, A. ; Dechasakulsom, M. ; Mohri, Y. ; Burke, C. (2001) ,

- “Interaction Between PVC Geomembranes and Compacted Clays” ,
Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, Vol.127,
No.11, pp.950-954.
- [33] Mitchell, J.K. ; Seed, R.B. ; Seed, H.B. (1990) , “Kettleman Hills waste
landfill slope failure – I : Liner-System Properties” , Journal of
Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.116, No.4, pp.647-668.
- [34] Mitchell, J.K. ; Seed, R.B. ; Seed, H.B. (1990) , “Stability Considerations
in the Design and Construction of Lined Waste Repositories.” , Geotechnics
of Solid Waste Fills : Theory and Practice, ASTM, Philadelphia, pp.207-239.
- [35] Muhunthan, B. ; Taha, R. ; Said, J. (2004) , “Geotechnical Engineering
Properties of Incinerator Ash Mixes” , Journal of the Air & Waste
Management Association, Vol.54, No.8, pp.985-991.
- [36] Orman, M.E. (1994) , “Interface Shear Strength Properties of Roughened
HDPE” , Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol.120, No.4,
pp.758-761.
- [37] Palmeira, E.M. ; Milligan, G.W.E. (1989) , “Scale Effects in Direct Shear
Tests on Sand” , Proceedings of the 12th International Conference on Soil
Mechanics and Foundation Engineering, Vol.1, No.1, pp.739-742.
- [38] Pandeline, D A ; Cosentino, P J ; Kalajian, E H ; Chavez, M F (1997) ,
“Shear and Deformation Characteristics of Municipal Waste Combustor
Bottom Ash for Highway Applications” , Transportation Research Record
No. 1577, TRB, National Research Council, Washington D.C. , pp.101-108.
- [39] Parsons, J.D.(1936), “Progress Report on an Investigation of the Shearing
Resistance of Cohesionless Soils” , Proceedings of the 1st International
Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.2,
pp.133-138.

- [40] Poran, Chaim J ; Ahtchi-Ali, Faouzi (1989) , “Properties of Solid Waste Incinerator Fly Ash” , Journal of Geotechnical Engineering, Vol.115, No.8, pp.1118-1133.
- [41] Takasumi, D.L. ; Green, K.R. ; Holtz, R.D. (1991) , “Soil-Geosynthetics Interface Strength Characteristics : A Review of State-of-the-Art Testing Procedures” , Geosynthetics '91 Conference, Atlanta, USA, pp.87-100.
- [42] Tay, J. ; Goh, A.T.C. (1991) , “Engineering Properties of Incinerator Residue” , Journal of Environmental Engineering, Vol.117, No.2, pp.224-235.
- [43] Vallejo, L.E. ; Zhou Y. (1996) , “Interaction Between Geomembranes and Granular Materials” , Engineered Contaminated Soils and Interaction of Soil Geomembranes, ASCE, pp.82-96.
- [44] Von Pein, R.T. ; Lewis, S.P. (1991) , “Composite Lining System Design Issues” , Geotextiles and Geomembranes, Vol.10, No.5, pp.507-511.
- [45] Williams, N.D. ; Houlihan, M.F. (1986) , “Evaluation of Friction Coefficients Between Geomembranes, Geotextiles and Related Products” , the 3rd International Conference on Geotextiles, OIAV Vienna, Austria.