

台北沉泥之不排水剪力強度與
過壓密比之關係

**RELATIONSHIP BETWEEN UNDRAINED SHEAR
STRENGTH AND OVERCONSOLIDATION RATIO OF
TAIPEI SILT**

秦中天，鄭在仁，劉泉枝
C. T. Chin, T. Y. Cheng and C. J. Liu

原著載於中國土木水利學刊第一卷第三期，
1989年，245 - 250頁

*Reprinted from Journal of the Chinese Institute of
Civil and Hydraulic Engineering,
Vol 1, No. 3,
1989,
pp. 245 - 250*

臺北沉泥之不排水剪力強度與過壓密比之關係

秦中天 鄭在仁 劉泉枝

亞新工程顧問股份有限公司

關鍵詞：松山層、凝聚性土壤、不排水剪力強度。

摘 要

本文的目的在于以均向壓密三軸剪力試驗證實臺北盆地松山層凝聚性土壤的常化行爲，建議克服土樣擾動影響的試驗方法，並以 SHANSEP 的觀念建立強度與過壓密比之關係；於工程設計時，可依工程之特性及其重要程度，根據本文所建議之方法，即可求得可靠之不排水剪力強度。

RELATIONSHIP BETWEEN UNDRAINED SHEAR STRENGTH AND OVERCONSOLIDATION RATIO OF TAIPEI SILT

Chung-Tien Chin, Tsoi-Yen Cheng, and Chuang-Jy Liu

Moh and Associates, Inc.
Taipei, Taiwan 10410, R.O.C.

Key Words: Sungshan Formation, cohesive soil, undrained shear strength.

ABSTRACT

The purpose of this paper is to use isotropically consolidated triaxial compression test results to verify the normalized behavior of the cohesive soils of the Sungshan Formation in the Taipei Basin. Testing procedures which overcomes the difficulties due to disturbance effects are proposed. Following the SHANSEP approach, the relationship between the undrained shear strength ratio and overconsolidation ratio is established. The authors propose methods which can be used to obtain reliable values for undrained shear strength properties needed in project design.

一、前 言

臺北盆地松山層土層大致可分為六個層次，其中凝聚性土層與非凝聚性土層交互沉積於盆地之中。隨着臺北市工程規模日益龐大，大地工程問題日趨複雜，因此有必要對松山層的土壤行爲進行更深入的研究。對凝聚性土層而言，不排水剪力強度 (s_u) 經常是深開挖、潛盾施工及樁基礎設計時所需要的工程參數。本文即根據 SHANSEP (stress history and normalized soil engineering properties) 的觀念 [1] 針對松山層凝聚性土壤的不排水剪力

強度進行探討，研究臺北盆地凝聚性土壤的常化行爲 (normalized behavior)，以及不排水剪力強度與應力歷史的關係 [2]。

二、試驗程序與試驗結果

SHANSEP 的試驗觀念中係以大於 1.5 至 2 倍前期最大壓密應力 $\bar{\sigma}_{vm}$ 之垂直壓密應力 $\bar{\sigma}_{vc}$ ，將試體壓密到原始壓密曲線 (VCL, virgin compression line)，如圖 1 中之 VCL_{Ac} 所示之正常壓密狀態，視需要解壓至不同過

壓密比 (OCR) 下之應力狀態, 再進行一系列之 K_0 壓密不排水 (\overline{CK}_0U) 剪力試驗。本文則考慮目前國內以壓密不排水的狀況下, 求取凝聚性土壤強度參數最普遍的方式乃是進行三軸均向壓密不排水壓縮 (\overline{CIUC}) 試驗; 另外, 由於臨界狀態土壤力學 (critical state soil mechanics) 的許多理論架構都是以三軸均向壓密為基礎 [3, 4], 因此本研究均進行三軸 \overline{CIUC} 試驗, 日後應用到本研究的成果時亦可以利用到臨界狀態土壤力學的觀念從理論方面提供參考。

本研究以定置式活塞取樣器自臺北市區內松山層取得之「不擾動」凝聚性土壤為試體, 進行三軸 \overline{CIUC} 試驗, 而於受剪前, 均以大於預估 $\bar{\sigma}_{vm}$ [5] 1.5 倍的壓密應力 ($\bar{\sigma}_c$) 進行均向壓密, 使試體上應力狀態回復到如圖 1 中 VCL_{ic} 之正常壓密狀態, 再視需要解壓至預定之 OCR 再進行剪力試驗。為能確定 $1.5 \bar{\sigma}_{vm}$ 的壓密應力足以使大部

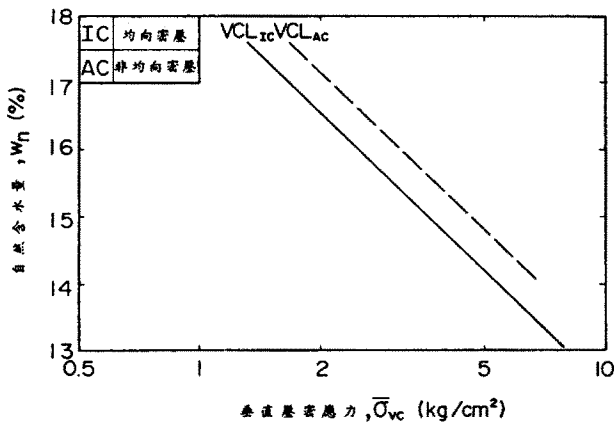


圖 1 均向及非均向壓密時原始壓密曲線位置之變化情形 [13]。

份臺北盆地的凝聚性土壤回復至 VCL 而具有正常壓密狀態下之常化行爲, 於研究中曾選用多組不同的壓密應力進行壓密, 本研究所得之土樣在不同 OCR 下的不排水剪力強度-應力比詳列於表一。

三、土壤的常化行爲

根據相當數量的試驗結果顯示, 除了一些高度構造化 (highly structured) 的凝聚性土壤 [6], 如流態粘土 (quick clay) 等, 大部分凝聚性土壤都具有常化行爲 [7, 8], 意指凝聚性土壤在相同的過壓密比 (OCR) 下, 即使承受不同的壓密應力, 其應力-應變-強度特性若以壓密應力作常化處理 (即對應於相同之應變、應力均除以壓密應力), 則顯現非常相似的土壤行爲。

圖 2 為典型的臺北盆地凝聚性土壤常化曲線, 由圖中顯示, 無論是在 $\bar{p}-q$ 或 $q-e$ 圖中, 其三條曲線均非常接近, 亦即展現常化之行爲, 圖中可看出此類松山層沉積凝聚性土壤, 在受剪期間均趨向於壓縮 (contraction), 因此激發正孔隙水壓力, 減小土體之有效應力, 使 \bar{p} 逐漸變小至土體破壞為止。

臺北盆地部分低塑性凝聚性土壤則展現受剪膨脹之效應 (dilatancy), 如圖 3 所示, 在受剪初期試體傾向於壓縮, 且產生正孔隙水壓, 但當有效應力路徑接近於破壞線 (K_f -line) 時, 試體在持續的應變下而有膨脹之趨勢, 因此使得孔隙水壓不再上升, 且有逐漸下降之趨勢, 因此於持續之應變下, \bar{p} 在逐漸變小後又繼續增加。由 $\bar{p}-q$ 及 $q-e$ 圖中可看出, 常化後之曲線均非常接近, 顯示這種具有膨脹效應之凝聚性土壤亦具有常化行爲, 亦即只需應用適當之 $\bar{\sigma}_c$, 足使土壤重新壓密到 VCL, 則 SHANSEP

表一 試驗結果綜合表

土樣編號	深度 (m)	$\bar{\sigma}_c$ (kg/cm ²)	正常壓密 OCR=1				$\bar{\sigma}_{vm}$ (lab) (kg/cm ²)	OCR=2				OCR=4				OCR=8			
			Wn (%)	I_p (%)	粘土含量 (%)	$s_u/\bar{\sigma}_c$		Wn (%)	I_p (%)	粘土含量 (%)	$s_u/\bar{\sigma}_c$	Wn (%)	I_p (%)	粘土含量 (%)	$s_u/\bar{\sigma}_c$	Wn (%)	I_p (%)	粘土含量 (%)	$s_u/\bar{\sigma}_c$
TC-1	11.0	4.0	29.1	5.8	15	0.56	3.0	31.2	8.0	17	1.03	32.0	8.8	21	1.50	—	—	—	—
		3.0	29.3	7.6	18	0.55										—	—	—	—
TC-2	16.0	5.0	44.4	21.4	46	0.29	3.8	45.2	20.0	52	0.59	45.4	22.0	56	0.98	—	—	—	—
		3.8	44.1	21.2	52	0.33										—	—	—	—
TC-3	13.0	3.2	49.2	25.6	65	0.34	3.2	48.0	23.4	67	0.61	47.4	22.8	68	1.15	47.1	26.2	64	1.53
TC-4	10.5	3.0	40.0	18.4	47	0.35	3.0	42.0	19.0	52	0.59	—	—	—	—	42.9	20.9	61	2.00
TC-5	7.5	4.0	52.5	17.0	53	0.35	4.0	49.2	17.0*	53*	0.63	52.6	17.0*	53*	1.10	—	—	—	—
TC-6	27.0	4.0	26.7	10.0	28	0.63	4.0	26.7	10.0*	28*	1.10	26.7	10.0*	28*	1.90	29.1	10.0*	28*	2.80
TC-7	17.0	3.2	31.4	12.0	22	0.51	3.2	36.7	12.0*	22*	0.72	34.3	12.0*	22*	1.75	—	—	—	—
TC-8	17.5	4.8	32.3	9.4	28	0.42	4.8	—	—	—	—	32.7	15.1	42	1.30	34.8	17.7	50	2.12
TC-9	24.0	8.0	25.8	10.9	25	0.49	8.0	—	—	—	—	31.9	24.0	39	1.28	23.7	9.4	19	2.88
		6.0	36.0	19.8	51	0.44													
TC-10	14.5	5.6	44.9	21.5	56	0.31	5.6	—	—	—	—	44.2	21.4	58	0.77	42.9	23.2	55	1.33
		4.0	44.7	21.6	56	0.37													

* 參考正常壓密土樣試驗之結果。

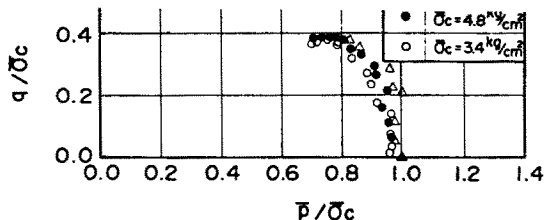
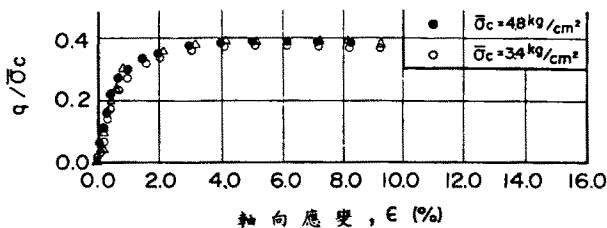


圖 2 臺北盆地松山層凝聚性土壤之常化行爲 ($I_p=17\%$)。

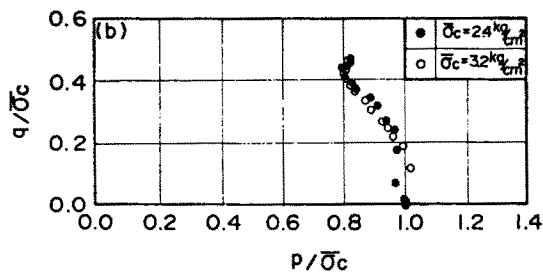
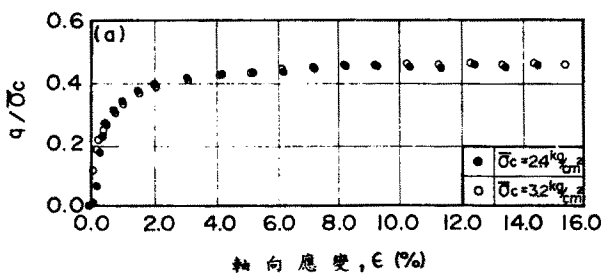


圖 3 臺北盆地松山層凝聚性土壤之常化行爲 ($I_p=12\%$)。

亦可適用於此類之凝聚性土壤。一般而言，粘土成份含量較少或塑性指數 (I_p) 較低，則可能有受剪膨脹之行爲，經多次試驗比較之結果，粘土成份含量較少及塑性指數較低之凝聚性土壤欲回復到 VCL_{lc} 而具有常化行爲，則其 $\bar{\sigma}_c$ 必須較典型之沉積粘土來得大，亦即相當於 $\bar{\sigma}_{vm}$ 的倍數愈大。

圖 2 及圖 3 所示為正常壓密狀況下臺北盆地凝聚性土壤之常化曲線。如前所述，土壤是否具有常化行爲基本上是由其構造而決定，因此對於臺北盆地過壓密凝聚性土壤，其應力-應變-強度若以壓密應力作常化處理，亦將展現土壤之常化關係。

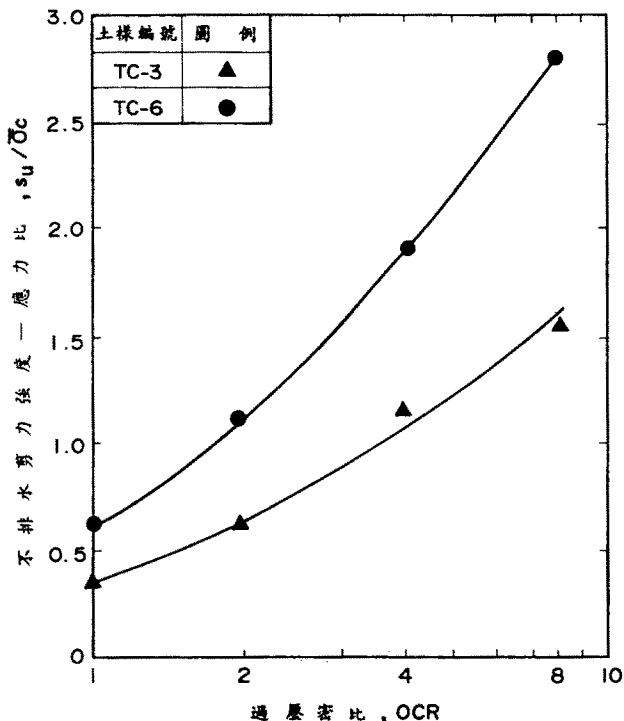


圖 4 臺北盆地松山層凝聚性土壤之 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 與 OCR 之關係。

四、不排水剪力強度與應力歷史的關係

在應用 SHANSEP 觀念時，土壤具有常化行爲乃是首要條件，若再能建立不排水剪力強度-應力比 $s_u/\bar{\sigma}_{vc}$ 與 OCR 之關係曲線，則即可由此關係曲線配合土層剖面及應力歷史，求取土壤不排水剪力強度，因此 $s_u/\bar{\sigma}_{vc}$ 與 OCR 之關係曲線至為重要。圖 4 為本研究中之兩組試驗結果，其塑性指數 I_p 值分別為 10 及 25，圖中顯示 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 均有隨着 OCR 之增加而增大的趨勢，此常化強度參數與 OCR 的關係可以下式表示：

$$\left(\frac{s_u}{\bar{\sigma}_{vc}}\right)_{OC} = \left(\frac{s_u}{\bar{\sigma}_{vc}}\right)_{NC} (OCR)^m \quad (1)$$

式中 m 為一常數。Ladd 等人 [6] 整理各地六種不同粘土之 $\overline{CK}_0\overline{UDSS}$ 試驗不排水剪力強度比與 OCR 之關係亦指出如式 (1) 之關係且 m 值介於 0.85 至 0.75 之間，而提出 m 值一般為 0.8。圖 5 是本研究中不同 OCR 之不排水剪力強度-應力比和正常壓密狀態下之不排水剪力強度-應力比之比值與 OCR 之關係，圖中所示之數值關係曲線範圍相當接近而在一個集中的區域內，由此對於臺北盆地過壓密凝聚性土壤之不排水剪力強度-應力比亦可以式 (1) 求得，經整理本次之試驗結果， m 值約為 0.80 ± 0.08 。

綜合以上所述，臺北盆地松山層凝聚性土壤既應具有常化行爲，且能建立其 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 與 OCR 之關係曲線，因此可以 SHANSEP 的觀念來求取臺北盆地凝聚性土壤不排水剪力強度而有很好的效果。

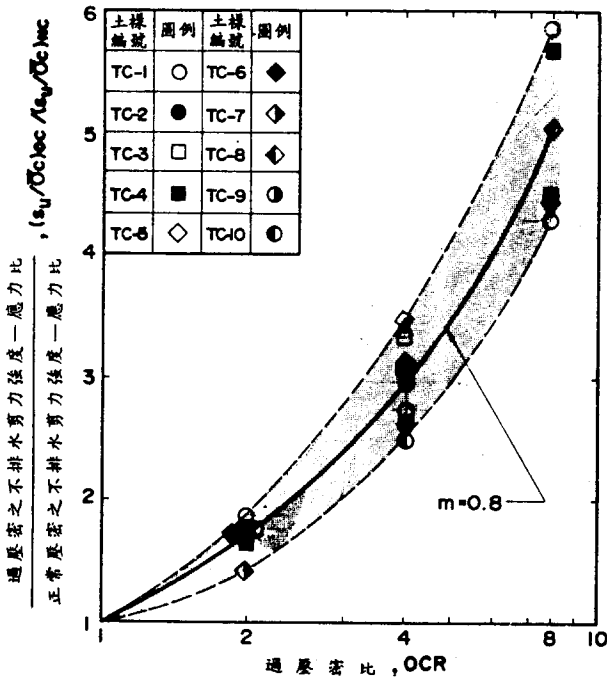


圖 5 臺北盆地松山層凝聚性土壤自 CIUC 試驗求得過壓密和正常壓密之不透水剪力強度-應力比之比值與 OCR 之關係。

為建立臺北盆地松山層凝聚性土壤 CIUC 試驗之 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 與 OCR 之典型關係曲線，以便日後選取不排水剪力強度之參考，本研究將試驗結果以最小二乘法之線性迴歸分析，其結果如圖 6 所示，由圖中結果顯示 OCR 值愈大，則其 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 受土壤之塑性指數影響愈大，且於不同之 OCR 下， $s_u/\bar{\sigma}_c$ 均隨着 I_p 之增大而逐漸減小。由於臺北盆地凝聚性土壤之 I_p 大部份均介於 7 至 25 之間，而且土層之應力歷史除在地表下附近其 OCR 值較高外，其下方土層 OCR 均不大。因此取 I_p 值分別為 7、10、15、20 及 25 之土壤不排水強度-應力比繪製 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 與 OCR 之關係曲線示如圖 7。

五、結論與建議

臺北盆地凝聚性土壤具有常化行為，且以 SHANSEP 的觀念建立 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 與 OCR 之關係亦顯出良好之效果，故臺北盆地之凝聚性土壤應可以 SHANSEP 的步驟來取得其不排水剪力強度。

在建立凝聚性土層之不排水剪力強度剖面時，考慮各種工程之重要性，建議可考慮使用以下四種方式之一以有系統的方式求得可靠的不排水剪力強度：

型式 A：

SHANSEP 方式，其步驟如下：

- (1) 取得高品質之土樣，進行單向度壓密試驗求取 $\bar{\sigma}_{vm}$ ，得到土層 OCR 與深度的關係。

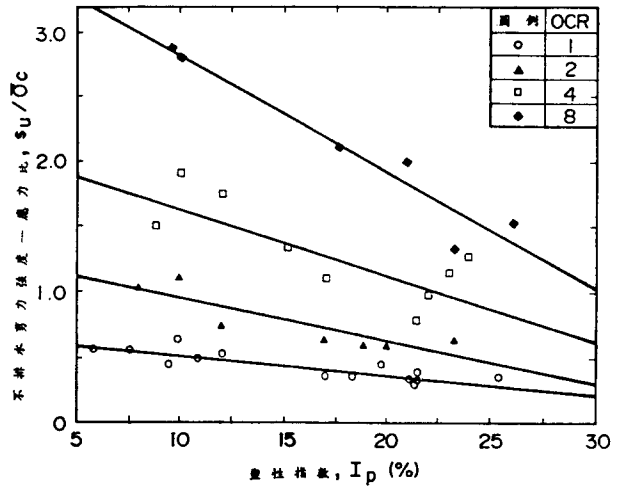


圖 6 臺北盆地松山層凝聚性土壤自 CIUC 試驗求得之 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 與 I_p 之關係。

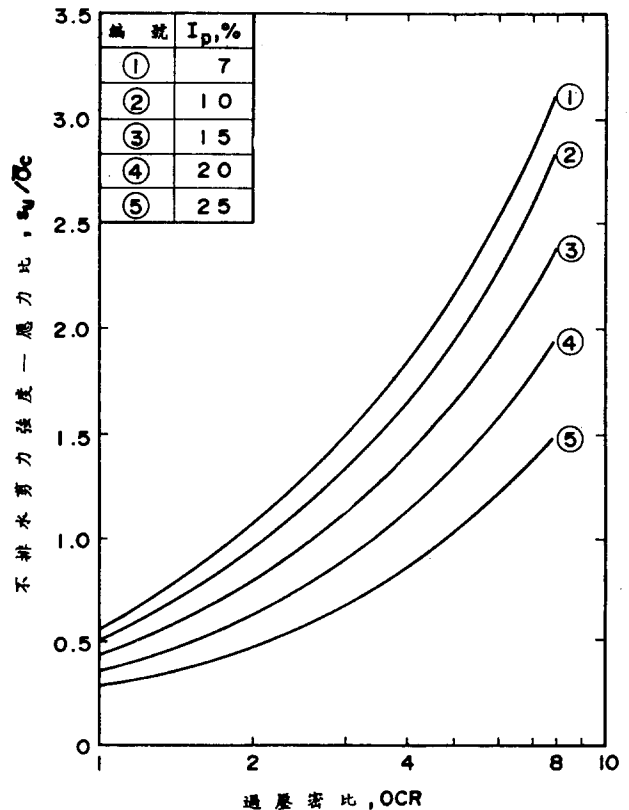


圖 7 臺北盆地松山層具不同塑性指數之凝聚性土壤自 CIUC 試驗求得之 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 與 OCR 之關係曲線。

- (2) 以 SHANSEP 的觀念進行 K_0 壓密並克服土壤擾動的影響。
- (3) 配合工程所需施加之應力系統（如三軸壓縮、簡單剪力或三軸伸張），進行不排水剪力強度試驗，求得如式 (1) 之不排水剪力強度-應力比 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 與 OCR 之關係。
- (4) 利用步驟 1 及 3 之結果得到土壤強度隨深度變化之剖面圖。

型式 B：

修正後之 SHANSEP 方式，其步驟如下：

- (1) 進行單向度壓密試驗求取 $\bar{\sigma}_{vm}$ ，得到土層 QCR 與深度的關係。
- (2) 以 SHANSEP 的觀念在不同的 OCR 進行 \overline{CIUC} 試驗，以建立根據 \overline{CIUC} 所得到式 (1) 中的正常壓密下的強度-應力比 $(s_u/\bar{\sigma}_c)_{NC}$ 以及參數 m 。
- (3) 將所得 \overline{CIUC} 之正常壓密強度-應力比 $(s_u/\bar{\sigma}_c)_{NC}$ 以經驗式轉換為工程所需要的應力系統下之正常壓密強度-應力比 $(s_u/\bar{\sigma}_{vc})_{NC}$ ，目前各應力系統強度參數之轉換，可參考其它各地土層之研究成果 [9, 10, 12]。至於臺北市凝聚性土壤，一般工程之應用目前可參考三軸壓密不排水試驗整理後之結果，如圖 8 所示 [11]。
- (4) 利用步驟 3 所求得之 $(s_u/\bar{\sigma}_{vc})_{NC}$ 以及 \overline{CIUC} 得到的參數 m ，以式 (1) 求得不同 OCR 下實際工程所需要之應力系統的不排水剪力強度。
- (5) 利用步驟 1 及 4 之結果得到土壤強度隨深度變化之剖面圖。

型式 C：

半經驗式，其步驟如下：

- (1) 根據對臺北盆地凝聚性土壤研究所得之經驗式 [5]，如式 (2) 求取過壓密比：

$$OCR = \frac{z}{z-3}, \quad z > 3 \quad (2)$$

式中 z 為土壤所在位置之深度 (公尺)。

- (2) 進行 \overline{CIUC} 試驗，求得 $(s_u/\bar{\sigma}_c)_{NC}$ 。
- (3) 視需要轉換為非均向壓密及不同應力系統作用下之 $(s_u/\bar{\sigma}_{vc})_{NC}$ ，如型式 B 之步驟 3。

- (4) 以式 (3) 求得過壓密凝聚性土壤之不排水剪力強度-應力比。

$$\left(\frac{s_u}{\bar{\sigma}_{vc}}\right)_{OC} = \left(\frac{s_u}{\bar{\sigma}_{vc}}\right)_{NC} (OCR)^{0.8} \quad (3)$$

- (5) 利用步驟 1 及 4 之結果得到土壤強度隨深度變化之剖面圖。

型式 D：

經驗式，其步驟如下：

- (1) 進行土壤一般物理性質試驗求得塑性指數 (I_p)。
- (2) 以式 (2) 求得 OCR。
- (3) 依 I_p 值由圖 7 之 $s_u/\bar{\sigma}_c \sim OCR$ 之關係曲線求得 $s_u/\bar{\sigma}_c$ 。
- (4) 視需要再轉換並建立非均向壓密及不同應力系統下之不排水剪力強度，假設正常壓密狀態下其他試驗所得到的強度-應力比 $(s_u/\bar{\sigma}_{vc})_{NC}$ 對 \overline{CIUC} 的強度-應力比 $(s_u/\bar{\sigma}_c)_{NC}$ 的比值，亦適用於其他 OCR 值。如以 \overline{CIUC} 及非均向壓密不排水壓縮 (\overline{CAUC}) 試驗為例，則有如式 (4) 之關係，因此型式 B 之步驟 3 所引用之各參考資料仍能適用。

$$\frac{\left(\frac{s_u}{\bar{\sigma}_c}\right)_{NC}, \overline{CIUC}}{\left(\frac{s_u}{\bar{\sigma}_{vc}}\right)_{NC}, \overline{CAUC}} = \frac{\left(\frac{s_u}{\bar{\sigma}_c}\right)_{OC}, \overline{CIUC}}{\left(\frac{s_u}{\bar{\sigma}_{vc}}\right)_{OC}, \overline{CAUC}} \quad (4)$$

- (5) 建立土壤強度隨深度變化之剖面圖。

本研究僅進行 \overline{CIUC} 試驗，對於 $\overline{CK_0U}$ 試驗以及不同應力系統下之凝聚性土壤不排水行為，應進行更為深入的探討，以對臺北盆地凝聚性土層的強度行為有更完整的瞭解。

參考文獻

1. Ladd, C. C. and R. Foott, "New Design Procedure for Stability of Soft Clays," *ASCE, J. Geotechnical Eng.*, Vol. 100, No. GT7, pp. 763-786 (1974).
2. 秦中天、劉泉枝、鄭在仁，「臺北盆地松山層凝聚性土壤之不排水剪力強度」，亞新工程顧問公司研究報告，pp. 1-35 (1988)。
3. Roscoe, K. H., A. N. Schofield, and C. P. Wroth, "On Yielding of Soils," *Geotechnique*, Vol. 8, No. 1, pp. 22-53 (1958).
4. Wroth, C. P., "The Interpretation of in Situ Soil Tests," *Geotechnique*, Vol. 4, No. 8, pp. 449-489 (1984).

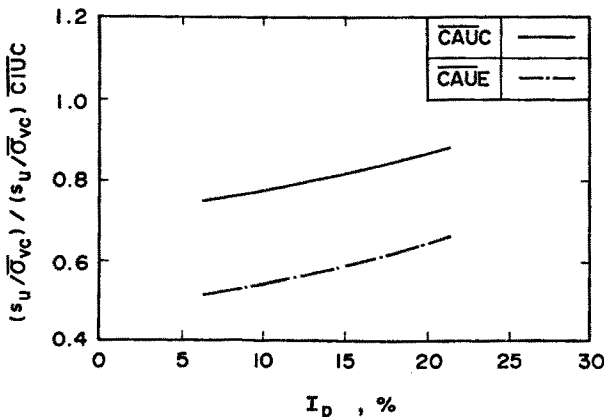


圖 8 以 \overline{CIUC} 試驗為基準之不排水剪力強度-應力比與 I_p 之關係 [11]。

5. Moh, Z. C., C. T. Chin, C. J. Liu, and S. M. Woo, "Engineering Correlations for Soil Deposits in Taipei," *J. of the Chinese Institute of Engineers*, Vol. 12, No. 3, pp. 273-283 (1989).
6. Ladd, C. C., R. Foott, K. Ishihara, F. Schlosser, and H. G. Poulos, "Stress-Deformation and Strength Characteristics," *Proc. of 9th Int'l Conf. on Soil Mech. and Foundation Eng., Tokyo*, Vol. 2, pp. 421-495 (1977).
7. Henkel, D. J., "The Shear Strength of Saturated Remolded Clays," *Proc. of ASCE Specialty Conference on Shear Strength of Cohesive Soils*, Univ. of Colorado, Boulder, CO., pp. 533-554 (1960).
8. Parry, R. H. G., "Triaxial Compression and Extension Tests on Remolded Saturated Clay," *Geotechnique*, Vol. 10, No. 4, pp. 166-180 (1960).
9. Mayne, P. W., "Stress Anisotropy Effect on Clay Strength," *ASCE, J. Geotechnical Eng.*, Vol. 111, No. 3, pp. 356-366 (1985).
10. Ladd, C. C., "Stress Strain Behavior of Anisotropically Consolidated Clay during Undrained Shear," *Proc. of 6th Int'l Conf. of Soil Mech. and Foundation Eng.*, Montreal, Canada, Vol. 1, pp. 282-286 (1965).
11. 劉泉枝、秦中天、謝旭昇，「非均向壓密及主應力軸轉變對臺北盆地凝聚性土層強度性質之影響」，亞新工程顧問公司研究報告，pp. 1-41 (1989)。
12. Sivakugan, N., R. D. Holtz, and J. L. Chameau, "CK₀UC Shear Strength of Normally Consolidated Clays from CIUC Tests," *ASCE, J. Geotechnical Eng.*, Vol. 114, No. 3, pp. 284-295 (1988).
13. Gens, A., "Stress-Strain and Strength Characteristics of a Low Plasticity Clay," Ph. D. Thesis, Imperial College, London, p. 856 (1982).

本文討論意見將在本刊後期討論欄中刊出，請將意見於六個月內寄交總編輯。

77年12月13日 收稿

78年8月7日 修改

78年8月11日 接受