

飽和粘性土의 非排水 CREEP 性質에 의한 空隙水壓의 舉動

Pore Water Pressure Behavior due to Undrained Creep of Saturated Clay

姜 又 默*· 趙 成 燮*· 池 仁 澤*

Kang, Yea Mook · Cho, Seong Seup · Chee, In Taeg

Summary

This study was carried out to present a rheology model which is able to treat time-dependent properties of clay.

The results were summarized as follow :

1. The slope ($\alpha(\epsilon_1)$) of deviator stress in strain rate test was independent on axial strain, and pore water pressure was decreased with increment of strain rate.
2. The pore water pressure in a stress relaxation condition was not changed when the strain rate before stress relaxation was 0.05%/min., but it was increased with increment of time when the strain rate before stress relaxation was 0.2%/min.
3. The greater the stress condition (q/q_{max}) and the strain rate before creep test became, the greater the increment rate of axial strain in creep test became.
4. SEKIGUCHI's constitutive equation was slightly overpredicted while empirical equation proposed in the study was well coincided with measured values.
5. The constitutive equation induced by a strain function could be dealt with a behavior of the pore water pressure increased with increment of elapsed time after primary consolidation.

I. 緒 論

흙은 매우 複雜한 構造를 가지고 있으므로 이것을 構成方程式으로 解析하기 위해서는 많은 境界條件과 外的인 요인을 包括的으로 다룰 수 있어야 한다.

특히 粘土와 같이 流動性質이 顯著하게 나타나는 材料에서는 時間要素까지도 考慮해야만 物質의 變形特性 및 空隙水壓의 舉動을 明確하게 糾明할 수 있다.

1960年度 以後에 Cambridge 大學研究陳에 의해서 發表된 Cam Clay Model²⁶⁾도 그 內容 및 實用面에서 卓越하다고 할 수 있으나 時間性を 考慮하지 않았기 때문에 이 Model을 汎用化하기 위해서는 修整을 必要로 하였다.

應力-變形-時間에 대한 構成方程式을 誘導하기 위해서는 先決되어야 할 問題가 粘土의 巨視的 Rheology 現象에 對한 究明이며 粘土에서 이러한 性質이 가장 明確하게 나타나는 部分이 非排水 Creep 現象이다. 흙의 非排水 Creep 性質에

* 忠南大學校 農科大學

서는 일정한 應力下에서도 變形이 계속 進行되어 破壞에 이르는 Creep變形性質과 一次壓密이 끝난 後에도 時間에 따라 계속 增加되는 空隙水壓의 舉動現象⁶⁾을 찾아볼 수 있는데 이러한 現象은 時間效果를 考慮하지 않은 粘土의 應力-變形에 對한 理論으로 說明할 수 없는 現象이다. 그리고 粘土의 Rheology現象은 應力緩和 및 剪斷速度에 대한 空隙水壓과 軸差應力の 變化에서도 나타나는 現象으로써 이 現象을 糾明하기 위해서는 空隙水壓을 지금까지의 應力の 函數에서 變形的 函數로 變換해서 解析해야 한다. 이와같은 점을 考慮한 Rheology에 대한 構成方程式은 二次壓密 現象과 時間에 따라 先行荷重이 變하는 現象¹¹⁾을 나타낼 수 있고 一定한 應力下에서의 時間에 대한 變形率의 依存性和 應力水準의 影響等を 表現할 수 있으며 二次壓密에 起因하는 空隙水壓의 增加現象도 豫測할 수 있으므로 複雜한 内部構造를 갖고 있는 흙의 變形特性을 豫測하는데 좀더 가까이 접근할 수 있을 것이다.

흙에 있어서 Creep變形, Creep破壞, Creep가 일어난 後의 強度, 變形 hardening, 變形 Softening等과 같은 應力-變形-時間效果에 대한 研究는 最近에 와서 活發히 이루어 지고 있다.

Murayama等^{17, 18)}과 Christensen等⁸⁾은 粘土의 流動性은 Rate Process理論에 支配를 받는다고 假定하여 構成方程式을 誘導하였다. 그리고 Mitchell¹⁵⁾, Campanella等⁷⁾도 흙의 Creep變形에 대한 研究를 Rate Process理論을 利用하여 究명한 바 있다. Nova^{21, 22)}는 時間依存的 彈塑性 모델을 提案하였는데 그의 構成式은 正規壓密粘土에 대한 壓力變形的 豫測뿐만 아니라 모래에 대해서도 잘 適用이 된다고 하였다. 특히 흙의 平衡狀態概念을 利用한 構成式은 Kyoto大學의 Adachi等^{1, 2, 3)}과 Sekiguchi^{27, 28, 29)}에 의해서 1970년도 중반부터 계속 進行되고 있는 研究로 合理的인 면에서 높은 評價를 받고 있다. Adachi의 研究는 Perzyna^{24, 25)}의 彈粘塑性(elasto/viscoplasticity)理論을 Cam Clay Model에 導入한 것으로 平衡狀態에서의 變形特性뿐만 아니라 時間依存的 性質까지도 說明할 수 있는 3次元 構成方程式을 誘導한 것이나 媒介變數를 求하는데 있어서 曖昧한 점이 있다고 粘土의 Rheology現象을 明確하게 糾明하지 못한면이 있다.

또한 Sekiguchi의 構成方程式은 彈性領域과 彈粘塑性 領域의 限界가 分明하지 않다는 指摘을

받고 있으나²⁾ Cam Clay Model를 기본으로 하고 있고 媒介變數가 室內實驗에서 쉽게 얻을 수 있는 값이므로 實用的으로 利用될 수 있다.

本 研究는 이와같은 應力-變形-時間效果를 다루는 研究의 一環으로 飽和粘性土의 Rheology 性質을 彈塑性 變形理論으로 究明함으로써 時間概念을 包含한 粘性土의 構成式을 適用하여 非排水 Creep性質에 의한 空隙水壓의 舉動現象을 考察하고 이를 實驗値와 比較分析한 것이다.

II. 構成方程式

1. 時間依存的 構成方程式

Sekiguchi는 粘塑性 포텐셜의 概念을 利用하여 等方壓密, Dilatancy 및 二次壓密에 대한 單一化된 粘土의 應力-變形-時間의 彈粘塑性 構成方程式을 誘導하였는데 그의 Model도 結局은 Roscoe의 限界狀態 理論에 基本을 두고 있다.

Sekiguchi의 構成方程式에 利用된 平均有效主 應力(P)과 軸差應力(q)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P = \sigma_{ij} \delta_{ij} / 3 \dots\dots\dots (1)$$

$$q = [(3/2) S_{ij} S_{ij}]^{1/2} \dots\dots\dots (2)$$

σ_{ij}, δ_{ij} : (i, j) components of the effective stress and unit tensor
 S_{ij} : component of deviatoric stress tensor
 그리고 體積變形率 \dot{v} 와 軸差變形率 $\dot{\epsilon}$ 는 다음과 같이 나타낸다.

$$\dot{v} = \dot{\epsilon}_{ij} \delta_{ij} \dots\dots\dots (3)$$

$$\dot{\epsilon} = [(2/3) \dot{d}_{ij} \dot{d}_{ij}]^{1/2} \dots\dots\dots (4)$$

$\dot{\epsilon}_{ij}$: (i, j) components of the strain rate tensor
 \dot{d}_{ij} : (i, j) components of the deviatoric strain rate tensor

Sekiguchi의 彈粘塑性 model에 대한 基本概念은 粘塑性 Potential에서 誘導된 것으로 係數 p, q는 다음과 같은 條件으로 나타낼 수 있다.

$$P = P(t), q = q(t) \text{ for } t \geq 0 \dots\dots\dots (5)$$

$$P = P_0, q = q_0 \text{ for } t < 0 \dots\dots\dots (6)$$

이러한 條件下에서 粘塑性 Potential F는 式(7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$F \equiv \alpha \cdot \ln \left[1 + \frac{\dot{v}_0 t}{\alpha} \cdot \exp(f/\alpha) \right] = v_p \dots\dots\dots(7)$$

- α : secondary compression index
- v_0 : reference volumetric strain rate
- t : elapsed time ($t \geq 0$)
- f : scalar function of p and q
- v_p : viscoplastic volumetric strain

式(7)에서 함수 f 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$f \equiv \frac{\lambda - k}{1 + e_0} \ln(P/P_0) + D \cdot (q/P - q_0/P_0) \dots\dots\dots(8)$$

- λ : compression index
- k : swelling index
- D : coefficient of dilatancy (Fig. 1)

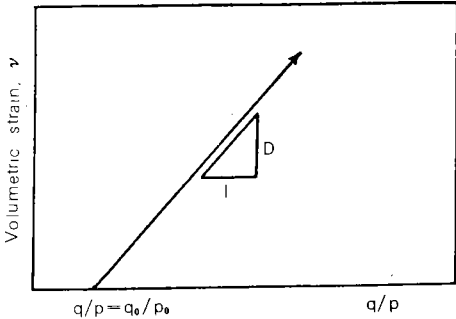


Fig. 1. Definition of coefficient of dilatancy, D.

式(7)의 粘塑性 모델설 F를 利用하여 非排水 Creep方程式을 誘導하면 다음과 같다.

非排水 Creep의 가장 重要한 性質은 總應力狀態가 時間에 따라 一定하게 維持될때 發生하는 有效平均主應力 $P(t)$ 의 時間依存的 變化이다. 이와같은 性質을 說明하기 위해서는 $P(t)$ 에 支配를 받는 方程式을 誘導해야 한다.

우선 p, q 空間에서의 一定한 時間을 갖는 非排水 狀態面을 나타낼 必要가 있다.

$$\text{즉, } v_p = \frac{-k}{1 + e_0} \ln(P/P_0) \dots\dots\dots(9)$$

式(9)와 (7)로 부터 다음과 같은 式을 구할 수 있다.

$$A(t) \cdot \exp[-h(t)/\alpha] = t/(\alpha/\dot{v}_0) \dots\dots\dots(10)$$

여기서 $A(t), h(t)$ 는 $P(t)$ 의 函數로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$A(t) = 1 - [P(t)/P_0]^{k/(\alpha \cdot (1+e_0))} \quad 0 \leq A(t) \leq 1 \dots\dots(11)$$

$$h(t) = \frac{\lambda}{1 + e_0} \ln \left[\frac{P(t)}{P_0} \right] + \frac{\lambda - k}{M(1 + e_0)} \times \left[\frac{q}{P(t)} - \frac{q_0}{P_0} \right] \dots\dots\dots(12)$$

그리고 Creep 破壞時間은 P_r 와 q_r 를 方程式(12)에 代入하여 얻을 수 있다.

$$t_r = \frac{\alpha}{\dot{v}_0} \left[1 - \left(\frac{q_r}{M \cdot P_0} \right)^{k/(\alpha \cdot (1+e_0))} \right] \times \exp \left[\frac{\lambda \ln \left(\frac{q_r}{M \cdot P_0} \right) + \frac{\lambda - k}{M} (M - q_0/P_0)}{\alpha(1 + e_0)} \right] \dots\dots\dots(13)$$

또한 非排水 三軸 Creep試驗에 대한 軸差變形 方程式 $\epsilon(t)$ 는 式(14)와 같다.

$$\epsilon(t) = \frac{q - q_0}{3G} + \frac{k}{M(1 + e_0)} \ln \left[\frac{M \cdot P_0 - q}{M(P(t) - q)} \right] \dots\dots(14)$$

이상에서 살펴본 Creep變形과 破壞時間에 대한 Sekiguchi의 構成式은 空隙水壓의 舉動現象을 二次壓密係數를 利用하여 說明한 Nova²²⁾의 粘塑性 構成 model를 도입함으로써 粘土의 Rheology 現象을 보다 正確하게 說明할 수 있다.

Nova는 一次壓密이 終了된 後에 非排水狀態에서 增加되는 空隙水壓을 時間에 대한 變形的 합수로 나타냈는데 基本 理論은 다음과 같다.

$$\dot{V} = \dot{V}^e + \dot{V}^i = 0 \dots\dots\dots(15)$$

- \dot{V}^e : elastic volume
- \dot{V}^i : instantaneous volume

그리고 $\dot{V}^i > 0, \dot{V}^e > 0$ 의 條件을 만족하고 試料가 除荷狀態에 있을때 塑性變形은 일어나지 않는다.

$$B_0 \dot{P}'/P' + \lambda \alpha \frac{\dot{t}}{t} = 0 \dots\dots\dots(16)$$

式(16)을 平均有效主應力에 對해서 整理하면 式(17)과 같다.

$$P' = P'_{oc} \left(\frac{t}{t_0} \right)^{-\frac{\lambda \alpha}{B_0}} \dots\dots\dots(17)$$

- B_0 : elastic bulk modulus
- P'_{oc} : value of the consolidation pressure P'_c at time t_0 , which is a convenient reference time.

그러므로 總等方壓力이 一定하게 維持될때 空隙水壓 U 는 다음과 같이 表現할 수 있다.

$$U = P'_{oc} - P' = P'_{oc} \left\{ 1 - (t/t_0)^{-\frac{\alpha}{B_0}} \right\} \dots\dots\dots(18)$$

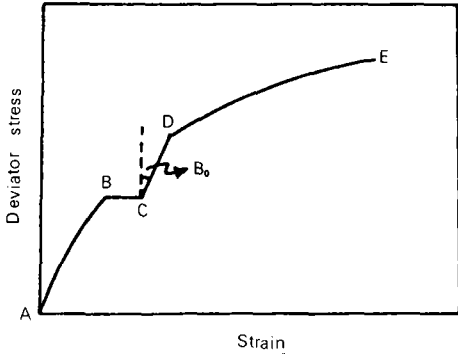


Fig. 2. Determination of elastic bulk modulus.

2. Rheology에 대한 實驗式

剪斷速度에 대하여 Yong等³⁴⁾은 式(19)와 같은 關係式을 提案하였고 Murayama²⁰⁾는 式(20)과 같은 應力緩和에 대한 關係式을 提案하였다.

$$\sigma_c(\epsilon_1, \dot{\epsilon}_1) = \sigma_c(\epsilon_1, \dot{\epsilon}_0) + \alpha(\epsilon_1) \log(\dot{\epsilon}_1/\dot{\epsilon}_0) \quad (19)$$

$$\sigma_R(\epsilon_1, t) = \sigma_R(\epsilon_1, t_1) - \beta(\epsilon_1) \log(t/t_1) \quad (20)$$

$t_1 \geq t_0$

- $\sigma_c(\epsilon_1, \dot{\epsilon})$: dynamic state stress
- ϵ_1 : maximum principal strain
- $\dot{\epsilon}_1$: strain rate
- $\dot{\epsilon}_0$: reference strain rate
- $\alpha(\epsilon_1), \beta(\epsilon_1)$: slope of the straight line of dynamic stress
- t_1 : reference time

式(19)와 (20)은 서로 類似性을 갖고 있다. 그러므로 이들의 關係에서 Creep變形性質을 誘導하기 위하여 다음과 같은 時間要素 T 를 導入하였다.

一定한 變形率에 의해서 미리 規定된 變形狀態 ϵ_1 은 時間要素 T 에 의해서 式(21)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\dot{\epsilon} = \epsilon_1/T \dots\dots\dots(21)$$

式(21)을 式(19)에 代入하면 式(22) 및 (23)과 같이 된다.

$$\sigma_c(\epsilon_1, \epsilon_1/T) = \sigma_c(\epsilon_1, \epsilon_1/T_0) + \alpha(\epsilon_1) \log(T_0/T) \dots\dots\dots(22)$$

$$\text{또는 } \bar{\sigma}_c(\epsilon_1, T) = \bar{\sigma}_c(\epsilon_1, T_0) - \alpha(\epsilon_1) \log(T/T_0) \dots\dots\dots(23)$$

여기서,

- $\bar{\sigma}_c(\epsilon_1, T)$: dynamic stress
- $\bar{\sigma}_c(\epsilon_1, T_0)$: dynamic stress in reference state
- T_0 : time required to reach the strain state (ϵ_1) by a reference strain rate $\dot{\epsilon}_0$.

式(20)과 (23)을 比較하면 係數 $\alpha(\epsilon_1)$ 와 $\beta(\epsilon_1)$ 는 形態上으로 서로 一致한다. $\alpha(\epsilon_1)$ 와 $\beta(\epsilon_1)$ 의 相互關係를 알아보기 위하여 $T_0 > T_2 > T_1$ 의 時間을 갖는 각각의 應力經路를 나타내면 應力經路의 상호關係로부터 式(20)과 (23)을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\beta(\epsilon_1) \log\{(T_2 - T_1)/(T_0 - T_1)\} = \alpha(\epsilon_1) \log(T_2/T_1) \dots\dots\dots(24)$$

그리고 應力-變形 經路는 人위적으로 選擇할 수 있기 때문에 $T_1 \ll T_0$, T_2 의 경우에 式(24)는 式(25)와 같은 條件을 만족시킨다.

$$\alpha(\epsilon_1) \doteq \beta(\epsilon_1) \dots\dots\dots(25)$$

따라서 應力緩和에 대한 方程式은 (26)과 같이 쓸 수 있다.

$$\bar{\sigma}(\epsilon_1, t) = \sigma_c(\epsilon_1, \dot{\epsilon}_0) + \alpha(\epsilon_1) \log(\epsilon_1/t\dot{\epsilon}_0) \dots\dots\dots(26)$$

式(26)을 利用하여 非排水 Creep性質을 나타내면 다음과 같다.

$$\sigma(\epsilon_1 + \Delta\epsilon, t_1 + \Delta t) = \sigma(\epsilon_1, t_1) = \sigma_1 = \text{constant} \dots\dots\dots(27)$$

여기서 t_1, ϵ_1 은 應力狀態 $\sigma = 0$ 로부터 $\sigma = \sigma_1$ 까지 荷重을 받는 時間과 變形이며 Δt 와 $\Delta\epsilon$ 은 Creep 開始後의 經過時間과 增加된 變形이다. 그리고 式(26)에 式(27)의 條件을 利用하여 풀면 式(28)을 얻는다.

$$\sigma_c(\epsilon_1 + \Delta\epsilon, \dot{\epsilon}_0) + \alpha(\epsilon_1 + \Delta\epsilon) \log\{(\epsilon_1 + \Delta\epsilon)/(t_1 + \Delta t)\dot{\epsilon}_0\} = \sigma_c(\epsilon_1, \dot{\epsilon}_0) + \alpha(\epsilon_1) \log(\epsilon_1/t_1\dot{\epsilon}_0) \dots\dots\dots(28)$$

여기서 $\alpha(\epsilon_1 + \Delta\epsilon) = \alpha(\epsilon_1)$ 關係가 存在한다면式 (28)은 다음과 같이 나타낸다.

$$\epsilon_1 + \Delta\epsilon = \epsilon_1 (1 + \Delta t/t) \exp \left[-2.303 \frac{(\epsilon_1 + \Delta\epsilon, \dot{\epsilon}_0 - \sigma_c(\epsilon_1, \dot{\epsilon}_0))}{\alpha(\epsilon_1)} \right] \dots\dots\dots(29)$$

또한 應力($\sigma_c(\epsilon_1, \dot{\epsilon}_0)$)과 變形 ϵ_1 의 關係는 半對數 용지에서 直線關係를 나타내므로 式 (30)과 같은 關係式을 얻을 수 있다.

$$\sigma_c(\epsilon_1 + \Delta\epsilon, \dot{\epsilon}_0) - \sigma_c(\epsilon_1, \dot{\epsilon}_0) = \phi \log \{ (\epsilon_1 + \Delta\epsilon) / \epsilon_1 \} \dots\dots\dots(30)$$

여기서 ϕ : absolute value of slope of the straight line on deviator stress versus logarithm of strain.

그러므로 Creep 變形에 대한 關係式은 式 (30)을 式 (29)에 代入하여 式 (31)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\epsilon_1 + \Delta\epsilon = \epsilon_1 (1 + \Delta t/t)^{\alpha(\epsilon_1) / (\alpha(\epsilon_1) + \phi)} \dots\dots\dots(31)$$

式 (31)은 實驗式이지만 $\alpha(\epsilon_1) \doteq \beta(\epsilon_1)$ 의 關係가 이미 實驗上에서 糾明된⁴⁾ 바 있으므로 Creep 變形을 豫測하는데 좋은 結果를 얻을 것으로 생각된다.

III. 材料 및 實驗方法

1. 使用材料

現在까지 發表된 흙의 構成方程式에서는 媒介變數를 大部分이 實驗室에서 再成形한 試料의 實驗結果에서 求하고 있다. 그러나 現場의 自然條件에서 일어나는 應力과 變形 特性을 豫測하는 것이 構成方程式을 誘導하는 主目的이므로 再成形한 試料의 媒介變數를 利用하기 위해서는 不攪亂 試料의 特性과 比較할 必要가 있다. 따라서 本實驗에서는 아래와 같이 不攪亂 試料과 再成形한 試料에 대하여 三軸壓縮試驗을 하고 媒介變數를 求하여 構成式을 誘導하는데 利用하였다. 本實驗에 使用된 試料의 性質과 採取場所는 Table-1과 같으며 그의 粒度分布는 Fig. 3과 같다. 그리고 Table-2는 實驗에서 구한값으로 構成方程式을 誘導하는데 利用된 媒介變數를 나타낸 것이다.

가. 不攪亂 試料

試料의 攪亂을 最小化하기 위하여 넓이 10m × 10m의 地盤을 포크레인으로 5m깊이까지 掘

Table-1. Properties of soil used.

Properties of soil	Tested value
LL	43
Atterberg Limit PL (%)	28
PI	15
Specific gravity	2.653
Dry density before test (g/cm ³)	1.160
Water content (%)	43.5
Soil classification	Silty clay
Location of sampling	Cheun Buk Ok Gu Kun Sung San Myon Sung Duck Li 158-2

Table-2. Determination of soil parameter.

Soil parameter	Tested value
P ₀ (kg/cm ²)	3.06
e ₀	0.86
K (Δe/Δ ln p)	0.013
λ (Δe/Δ ln p)	0.15
M	1.15 (Remolded Soil) 0.925 (Undisturbed Soil)
G (kg/cm ²)	150
v̇ ₀ (min ⁻¹)	4.861 × 10 ⁻⁶
α	0.007
t _c (min)	1440
ε ₁ > 1.0%	α(ε ₁) = 0.13. φ = 1
ε ₁ < 1.0%	α(ε ₁) = 0.3. φ = 1.4

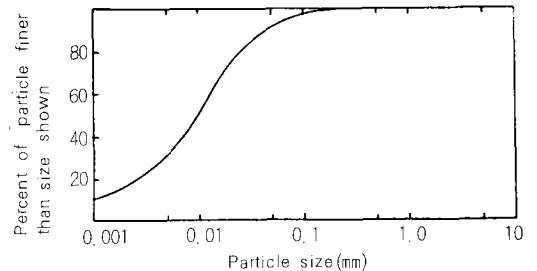


Fig. 3. Grain size distribution curve.

鑿한 後, 直徑 5cm, 높이 12cm, 두께 0.5mm의 Stainless pipe를 利用하여 地下水位 以下에서 試料을 採取하였다.

나. 攪亂 試料

不攪亂 試料과 같은 場所에서 採取한 試料을 實驗室에서 製作한 Fig. 4와 같은 器具를 利用

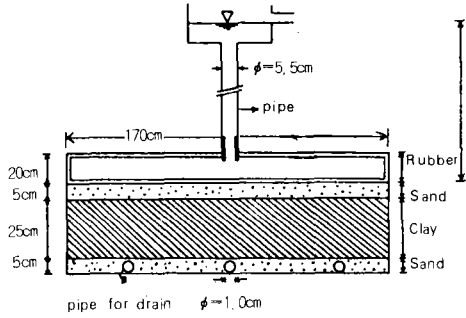


Fig. 4. Schematic diagram for consolidation of disturbed soil.

하여 再成形하고 成形時의 上載荷重은 水壓을 利用하였다.

Fig. 4 에서 攪亂된 粘土試料은 물속에서 140번 轉 (직경 0.105mm)로 轉되면서 自由沈澱 시킴으로써 粒子의 配列도 均一하게 維持하고 粒子와 粒子間의 氣泡의 發生도 防止하였다. 그리고 水壓은 약 3t/m²를 維持하였으며 載荷期間은 約 3個月로 하였다. (理論上의 一次壓密 終了時間: 45日)

2. 實驗方法

가. 剪斷速度試驗

剪斷速度를 0.05%/min~2%/min까지 여러 段階로 變化시켰을때 空隙水壓 및 軸差應力의 舉動을 測定하기 위하여 壓密非排水 試驗을 實施하였으며 測定時間은 軸變形이 15~20%에 달할때까지 實施하였다.

나. Creep 試驗

軸差應力을 極限應力의 80, 60, 40, 20%로 維持시켰을때 時間經過에 의한 空隙水壓 및 軸差應力의 舉動을 測定하고 Creep개시전의 剪斷速度는 0.05%/min, 0.2%/min로 實施하였고 測定時間은 各 試料에 대하여 6일동안 계속하였다.

다. 應力緩和試驗

軸變形을 一定하게 維持시켰을 때 時間經過에 따라 나타나는 空隙水壓 및 軸差應力의 變化를 測定하였고 측정시간은 各 시료에 대하여 1일간 계속하였다. 以上の 實驗方法을 要約하면 Table 3과 같다.

Table-3. Scheme of test.

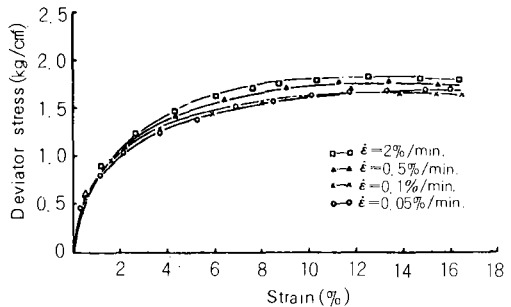
Test Type	strain rate ($\dot{\epsilon}$) (%/min)	σ_1 (kg/cm ²)	ϵ (%)	q'/q_{max}
Stress path	0.2	2.04		
		3.06		
		4.08		
		5.10		
Constant strain rate test	0.05	3.06		
	0.1			
	0.5			
	2.0			
Stress relaxation test	0.05	3.06	2,5,9,13	
	0.2			
Creep test	0.05	3.06		0.2, 0.4
	0.2			0.6, 0.8

IV. 結果 및 考察

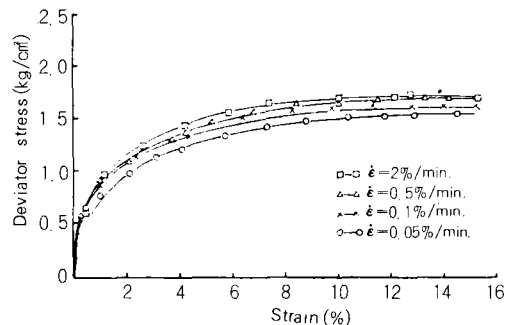
1. 實驗結果 分析

가. 剪斷速度가 應力-變形에 미치는 影響

Fig. 5는 再成形한 試料과 不攪亂 試料에 對하



a) Remolded soil



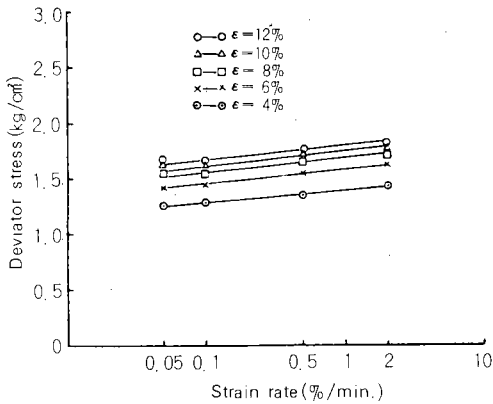
b) Undisturbed soil

Fig.5. Relationship between deviator stress and strain for various strain rate.

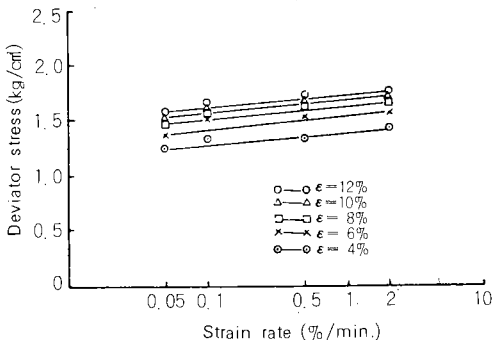
어 軸差應力과 變形의 關係를 剪斷速度別로 나타낸 것으로 軸差應力은 剪斷速度가 커질수록 增加하는 傾向을 나타냈다. 이와같은 關係를 變形에 대해서 軸差應力과 剪斷速度로 나타내면 Fig. 6과 같은 關係를 얻을 수 있다.

Fig. 6은 試料의 塑性變形 領域만을 나타낸 것으로 剪斷速度에 대한 軸差應力의 增加率은 一定한 기울기를 維持하고 있으므로 Fig. 7과 같은 기울기를 얻을 수 있었다. 여기서 얻어진 기울기 $\alpha(\epsilon_1)$ 는 變形에 獨立인 關係를 나타내고 再成形한 試料와 不攪亂 試料의 기울기의 差($\alpha(\epsilon_1) = 0.05 \sim 0.055$)도 거의 類似한 關係를 나타냈다. 그러므로 剪斷速度가 應力-變形에 미치는 影響은 再成形한 試料와 不攪亂 試料사이에 뚜렷한 差異點이 나타나지 않았다.

Fig. 8은 여러가지 剪斷速度에 대하여 空隙水壓과 變形의 關係를 나타낸 것으로 空隙水壓은 剪斷速度의 變化에 크게 影響을 받아 剪斷速度가



a) Remolded soil.



b) Undisturbed soil.

Fig. 6. Relationship between deviator stress and strain rate.

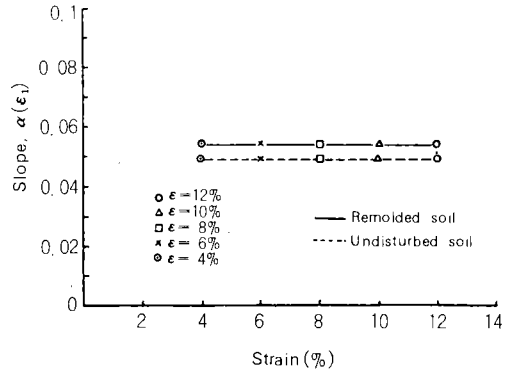
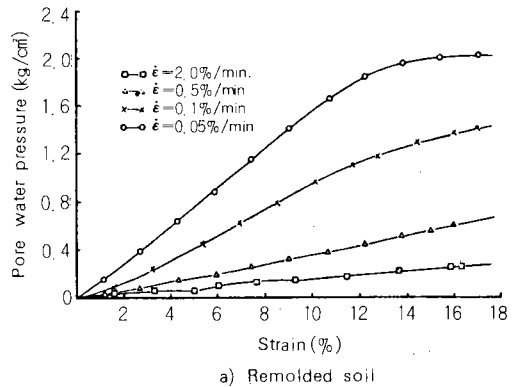
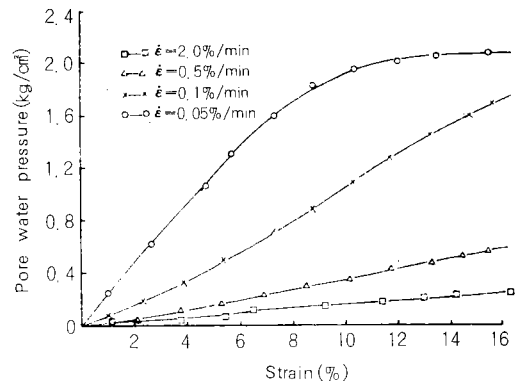


Fig. 7. Relationship between slope, $\alpha(\epsilon_1)$ and strain in strain rate test.



a) Remolded soil

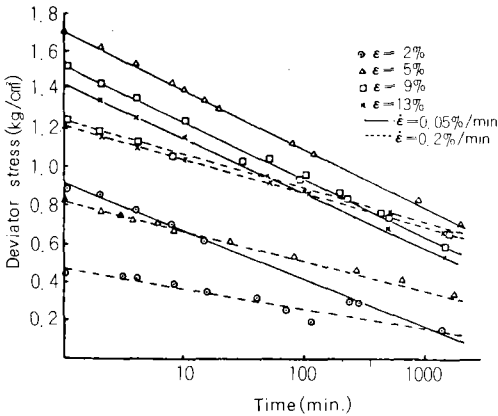


b) Undisturbed soil.

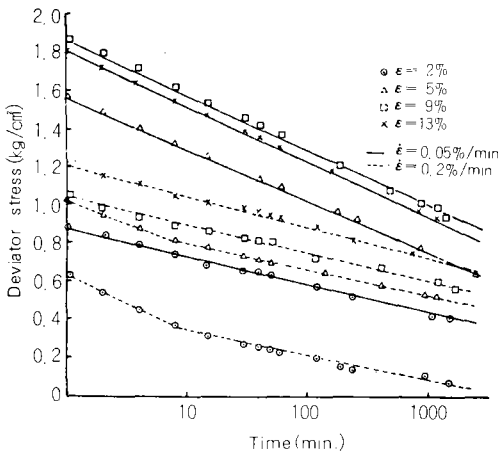
Fig. 8. Relationship between pore water pressure and strain for various strain rate.

빠를수록 空隙水壓은 작게 나타났으며 剪斷速度가 0.1%/min 보다 큰 範圍에서는 거의 直線의 으로 增加하였다.

菅野等³¹⁾와 荒井等⁵⁾은 飽和粘性土의 壓密非排水 試驗에서 剪斷速度가 느릴수록 空隙水壓은 크게 發生한다고 하였고, Adachi¹⁾ 등은 空隙水壓이 剪斷速度에 影響을 받지 않는다고 하여 本實驗과 一致하지 않는 結果를 나타냈다. 그러나 微細한 粒子를 갖고 있는 粘粒土는 稠密한 粒子의 構造때문에 應力의 傳播速度는 透水係數가 큰 모래에 比하여 느릴것으므로 外力에 依한 空隙水壓의 發生도 時間에 影響을 받는것이 불가피할 것으로 생각된다.



a) Remolded soil.



b) Undisturbed soil.

Fig. 9. Relationship between deviator stress and time in stress relaxation test.

나. 應力緩和 特性

粘土에 대한 Rheology解析은 線形粘彈性理論에 의하여 解析된 것이 大部分이었으나 現在는 非線形 理論에 의한 解析이 크게 浮刻되고 있다. Fig. 9는 應力緩和 開始前의 剪斷速度를 0.05%/min 와 0.2%/min의 두가지로 剪斷試驗을 實施하면서 軸變形이 어느 段階에 도달했을때 이 變形은 一定한 狀態로 維持시키고 應力의 緩和現象을 測定한 것으로 軸差應力은 時間이 增加함에 따라 直線의 으로 減少하는 形態를 나타낸다. 그러나 減少하는 기울기는 應力緩和를 開始하기 前의 剪斷速度에 따라서 크게 다른값을 나타내고 있다.

이와같은 現象을 Fig. 10과 같이 變形과 軸差應力의 기울기로 나타내면 變形에 影響을 받지않는 일정한 기울기($\beta(\epsilon_1)$)을 얻을 수 있으나, 軸變形 5%以內에서 實施된 應力緩和試驗에서는 이와같은 現象이 나타나지 않았다. 이와같은 結果는 Akai等⁴⁾의 實驗結果와도 一致하는 것으로 흙의 彈性 領域과 塑性領域을 糾明하는데 참고 資料가 될 것이다.

Fig. 11은 應力緩和時의 時間에 따르는 空隙水壓의 變化를 나타낸 것으로 應力緩和를 開始한 點이 軸變形 5%를 벗어나면 空隙水壓은 時間에 影響을 받지 않고 一定한 값을 나타내나 軸變形 5%以內에서는 應力이 一定하여도 空隙水壓은 增加하는 現象을 나타냈다. 이와 같은 現象은 空隙水壓이 應力만의 函數가 아니라는 것을 意味한다. 이것은 흙의 彈粘塑性 性質에 의해서 일어나는 現象으로서 空隙水壓은 彈性變形에 의한 空隙水壓과 塑性變數에 의한 空隙水壓으로 나누어 解析하는 것이 바람직하다고 생각한다.

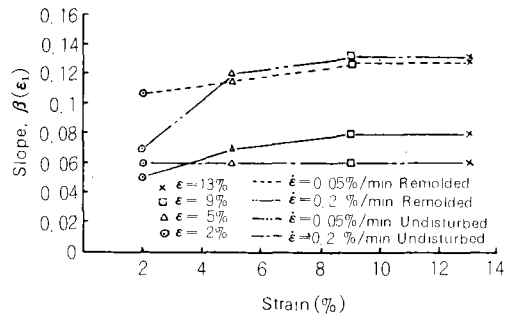


Fig. 10. Relationship between slope, $\beta(\epsilon_1)$ and strain in relaxation test.

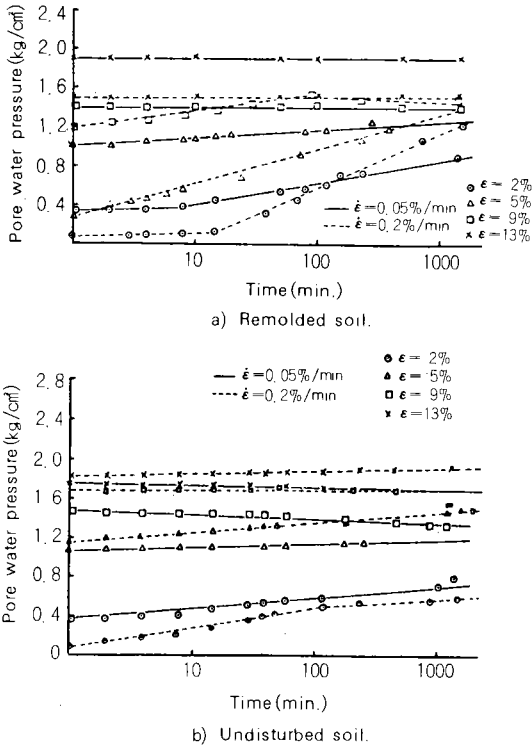


Fig. 11. Relationship between pore water pressure and time in stress relaxation test.

小田等²³⁾은 Lo¹⁴⁾가 提 案 한 空 隙 水 壓 의 塑 性 成 分 (Δu_{sp}) 를 利 用 하 여 應 力 緩 和 中 의 空 隙 水 壓 의 變 化 를 測 定 한 結 果 應 力 緩 和 開 始 前 의 剪 斷 速 度 가 느 린 편 이 空 隙 水 壓 의 塑 性 成 分 이 크 게 增 加 하 ン 다 고 하 였 ン 아 나 Akai 等⁴⁾은 空 隙 水 壓 이 應 力 緩 和 中 에 는 거 의 變 化 지 않 ン 다 고 하 였 ン 다. 그 리 고 剪 斷 速 度 가 0.2%/min 에 서 는 全 變 形 領 域 에 서 空 隙 水 壓 은 增 加 하 였 ン 데 이 와 같 이 變 形 은 定 하 고 應 力 은 減 少 하 였 ン 데 도 空 隙 水 壓 이 增 加 하 는 現 象 은 應 力 緩 和 를 開 始 하 기 前 의 剪 斷 速 度 를 너 무 빠 르 게 取 할 때 나 타 나 는 殘 留 過 剩 空 隙 水 壓 의 影 響 으 로 생 각 되 므 로 非 排 水 狀 態 에 서 空 隙 水 壓 을 測 定 할 때 는 剪 斷 速 度 를 0.2%/min 로 하 는 것 이 너 무 빠 르 다 고 생 각 된 다. 日 本 의 土 質 工 學 會⁹⁾에 서 는 粘 土 에 대 한 三 軸 壓 縮 試 驗 에 서 剪 斷 速 度 를 0.2~0.05%/min 로 定 하 고 있 다.

다. 非排水 Creep 性質

粘 土 의 Creep 破 壞 特 性 을 明 確 하 게 하 는 것 은 工 學 上 으 로 大 端 히 重 要 하 지 만 Creep 現 象 은 매 우 復 雜 한 性 質 을 가 지 고 있 으 므 로 이 것 을 明 確

하 게 糾 明 하 지 못 하 고 있 다. 村 山¹⁶⁾는 加 速 Creep 에 대 한 보 고 에 서 變 形 이 急 增 하 는 點 을 破 壞 點 이 라 고 하 였 고, 이 때 의 變 形 은 Creep 應 力 의 크 기 에 無 關 하 게 一 定 하 다 는 것 을 實 驗 으 로 提 示 하 였 ン 다. Goldstein 等¹⁰⁾도 村 山 等 과 같 은 主 張 을 한 바 있 ン 아 나 齊 藤 等³²⁾은 村 山 等 이 使 用 한 試 驗 에 對 하 여 같 은 條 件 으 로 實 驗 을 하 였 ン 데 도 불 구 하 고 破 壞 變 形 은 一 定 한 傾 向 이 나 타 나 지 않 았 다 고 하 였 ン 다. 한 편, 應 力 面 에 대 한 正 規 壓 密 粘 土 의 Creep 破 壞 時 의 有 效 應 力 狀 態 는 같 은 粘 土 에 대 하 여 一 般 的 인 壓 縮 試 驗 에 서 구 한 破 壞 線 상 에 있 ン 다 는 것 이 Shibata 等³⁰⁾에 의 해 서 立 證 되 었 ン 다. Fig. 12는 粘 土 의 Creep 特 性 을 考 察 하 기 위 하 여 再 成 形 한 試 料 과 不 攪 亂 試 料 에 대 한 時 間 과 軸 變 形 과 의 關 係 를 나 타 낸 것 으 로 Creep 變 形 은 應 力 條 件 (q/q_{max}) 을 增 加 시 킴 에 따 라 時 間 에 대 한 變 形 의 기 울 기 가 增 加 하 는 傾 向 을 나 타 냈 ン 다. 이 와 같 은 現 象 은 栗 原¹³⁾, Murayama¹⁹⁾ 等 의 粘 土 의

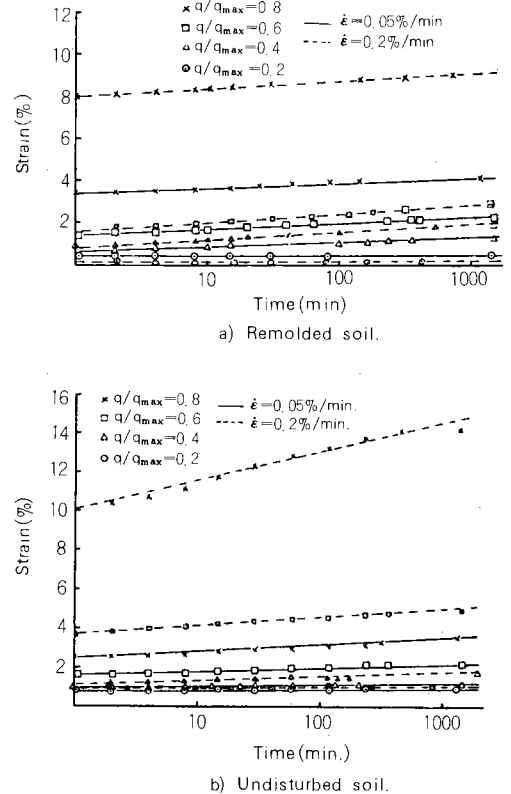


Fig. 12. Relationship between axial strain and time in creep test.

Creep破壞에 관한 研究에서도 糾明된 바 있다. 그리고 Fig. 12에서는 Creep試驗前의 剪斷速度를 빠르게 했을 경우가 느리게 했을 경우보다도 軸變形이 큰 값을 나타냈고 또 時間에 대한 軸變形의 增加率도 크게 나타났다. 이와같은 現象은 軟弱地盤上에서 나타나는 Rheology 特性으로부터 그 地盤위에 構造物 축조로 인한 載荷重의 增加速度에 의한 地盤의 Creep變形을 豫測하는데 도움이 될 것이다.

Fig. 13은 再成形한 試料과 不攪亂 試料에 대하여 經過時間에 따라 空隙水壓이 增加하는 現象을 나타낸 것으로 空隙水壓의 增加現象은 어느 時間을 起點으로 두개의 기울기가 形成되었다.

이와같은 原因을 Walker³³⁾는 剪斷에 의한 것보다는 二次壓密에 起因한 것이라 하였다. 또한 Young³⁵⁾과 Kaldveer¹²⁾도 Bay Mud 試料에 대한 非排水 試驗에서 空隙水壓의 增加現象은 二次壓密에 起因한 것이라 하였다. 이와같은 一定한 應力下에서 增加하는 空隙水壓은 既發表된 應力の

函數로는 表現할 수 없는 값이다.

2. 非排水 Creep變形的 豫測

非排水 Creep에 대한 典型的인 有效應力經路는 q/p_0 와 p/p_0 의 關係圖를 利用하여 나타낼 수 있다.²⁹⁾ 이들의 關係를 q, p 의 關係로 轉換시켜서 表現하면 Fig. 14와 같다. Fig. 14에서 曲線은 理論植이고 點은 實測植으로써 각 時間에 該當되는 p 의 값은 時間의 初期狀態에서는 약간 不規則했으나 Creep經過時間이 100分을 초과하면 점점 理論植에 接近하였다.

Fig. 14의 理論曲線을 利用하여 平均有效主應力과 時間과의 關係를 圖示하면 Fig. 15와 같다. Fig. 15에서 豫測된 값은 實測植과 比較할 때 初期值에서는 약간의 差異가 있었으나 理論上으로 $P(t)$ 의 값은 3을 넘지 못하는 값이므로 構成式에서는 理論植를 利用하였다.

Fig. 16은 Creep變形에 대한 實測植과 豫測植를 比較한 것으로 그림에서 Sekiguchi의 構成式에 의해서 豫測된 값은 實測植보다 약간 크게 豫測되었다. 그리고 非排水 Creep破壞時間은 式(13)을 式(32)와 같이 轉換시켜서 利用하였다.

$$t_r = (\alpha/\dot{\epsilon}) \cdot (q/q_{ref})^{-\lambda/\alpha \cdot (1+e^{\alpha})} \dots \dots \dots (32)$$

여기에서 q_{ref} 는 reference creep strength로서 式(33)으로 表現될 수 있다.

$$q_{ref} = M \cdot P_0 \exp[-(1-k/\lambda)] \dots \dots \dots (33)$$

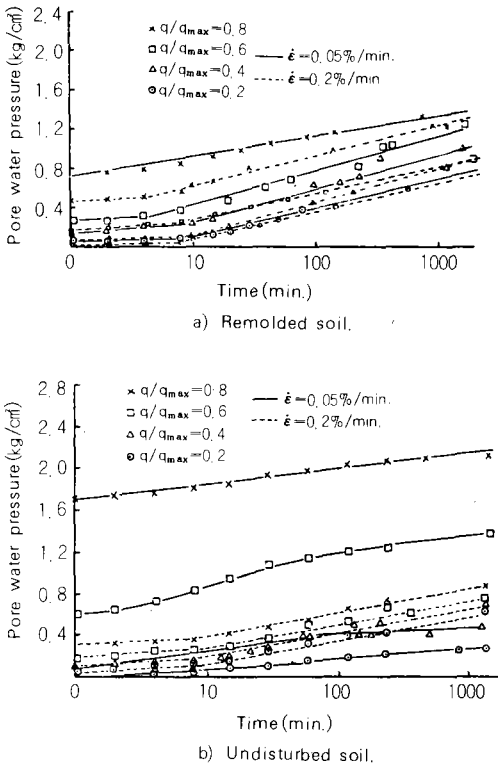


Fig. 13. Relationship between pore water pressure and time in creep test.

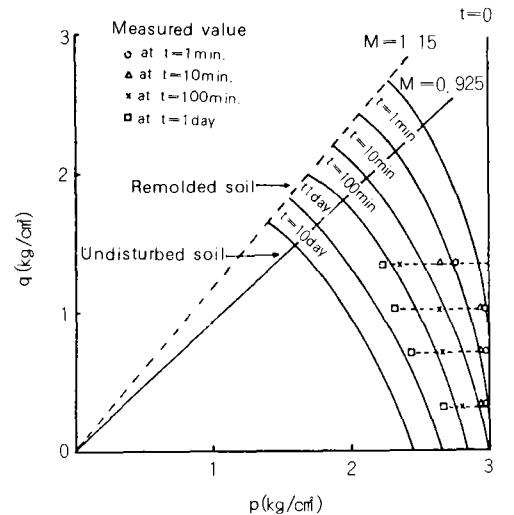


Fig. 14. Migrations of effective stress state in remolded soil ($\dot{\epsilon} = 0.05\%/min$).

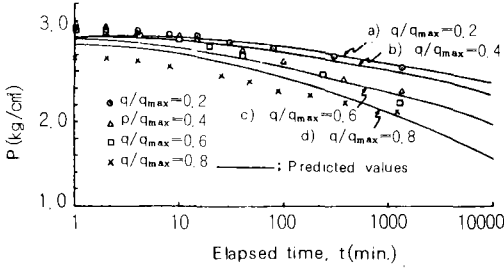


Fig. 15. Decreases of effective mean normal stress with time in Remolded soil ($\dot{\epsilon}=0.05\%/min$).

Fig. 16에 나타난 바와같이 Creep 破壞時間도 實測值보다는 豫測值가 좀 빨리 일어나는 것을 알수 있었으나 Creep 變形의 形態가 서로 類似하므로 앞으로 이에 대한 研究를 계속하면 더 좋은 豫測結果를 얻을 수 있을 것이다.

Fig. 16에서 나타난 實線部分은 剪斷試驗에 대한 實驗式 (19)과 應力緩和에 대한 實驗式 (20)을 利用하여 Creep 變形에 대한 式으로 誘導한 式 (31)에 의해서 豫측한 값으로서 이結果는 實驗値와 거의 近似한 값을 나타내고 있다.

剪斷試驗 (Fig. 7)과 應力緩和試驗 (Fig. 10)에서 나타난 變形에 대한 軸差應力의 기울기 $\alpha(\epsilon_1)$ 은 0.05~0.055로 나타났고 $\beta(\epsilon_1)$ 은 0.06~0.13까지 나타났으나 $\beta(\epsilon_1)$ 에서 나타난 格差는 應力緩和試驗前의 剪斷速度의 差에 의해서 나타난 값이다.

本 實驗에서 式 (25)와 같은 條件은 $\dot{\epsilon}=0.2\%/min$ 에서 滿足하였다. 그러므로 式 (31)과 같은 實驗式을 利用하여 Creep 變形을 豫測하면 Creep 開始前의 剪斷速度에 의한 影響을 $\alpha(\epsilon_1)$ 와 ϕ 값을 利用하여 最少化시킬 수 있으므로 Creep試驗 開始前의 모든 剪斷速度에 대하여 包括的으로 利用이 可能하다.

Fig. 17은 一次壓密이 終了된 後에 非排水狀態에서 增加하는 空隙水壓을 時間에 대한 變形의 函數로 나타낸 式 (18)을 利用하여 豫測한 것으로서 初期에는 약간의 差異가 있었으나 經過時間이 進行됨에 따라 점점 實測値에 接近함을 나타냈다. 이와같은 2次壓密에 起因하는 空隙水壓의 增加現象은 粘土地盤의 變形 解析에 考慮할 事項이라고 생각된다.

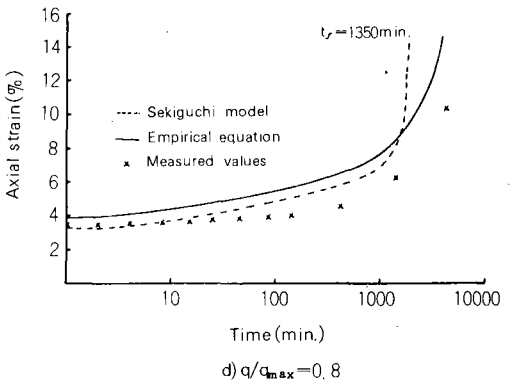
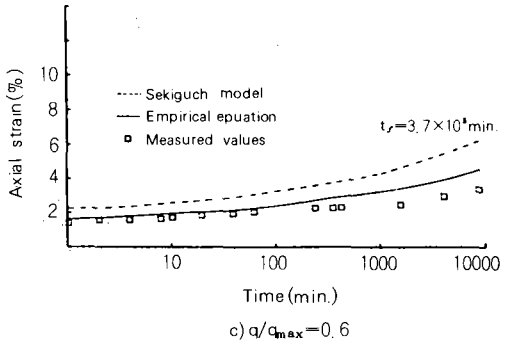
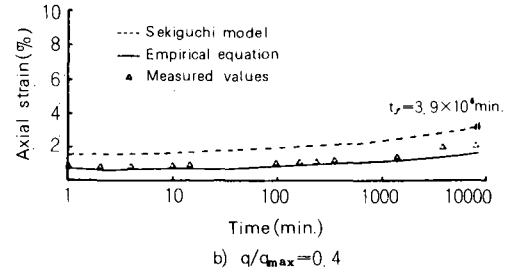
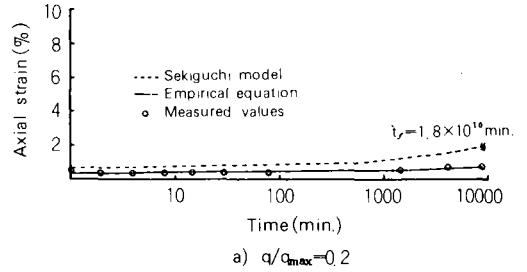


Fig. 16. Increments of axial strain with time in creep test (Remolded soil, $\dot{\epsilon}=0.05\%/min$).

參 考 文 獻

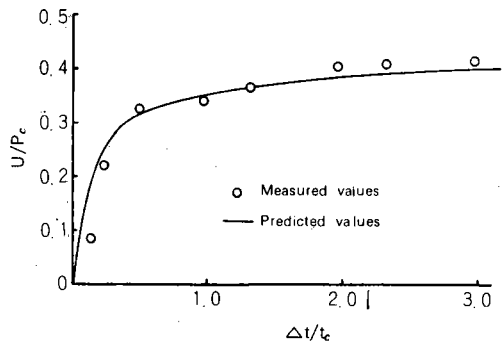


Fig. 17. Pore water pressure build up due to arrested secondary compression.

V. 結 論

本 研究는 粘性土의 Rheology model를 設定하 기 위하여 우리나라 西海岸에서 採取한 海成粘土를 不攪亂 試料와 攪亂된 試料로 區分하여 實驗을 하고 各各의 性質에 대한 時間依存的 應力-變形 特性을 考察하여 다음과 같은 結論을 얻었다.

1. 剪斷速度에 대한 軸差應力의 기울기 $\alpha(\epsilon)$ 는 軸變形에 獨立인 關係를 나타냈고 空隙水壓은 剪斷速度를 增加시키면 減少하였다.

2. 應力緩和時의 空隙水壓은 應力緩和 開始前의 剪斷速度를 0.05%/min로 試驗하였을때는 經過時間에 影響을 받지 않았으나 0.2%/min에서 는 時間이 經過됨에 따라 增加하는 現象을 나타냈다.

3. Creep試驗에서 時間에 대한 軸變形의 增加率은 應力條件 (q/q_{max})을 增加시킴에 따라서 그리고 Creep試驗前의 剪斷速度를 빠르게 할수록 크게 나타났다.

4. Creep變形에 대한 豫測結果는 Sekiguchi의 構成式이 實驗值보다 약간 크게 豫測된 반면 本 研究에서 提案된 實驗式은 實測值에 매우 接近하였다.

5. 變形의 函數로 나타낸 構成方程式은 一次 壓密이 끝난 後에도 時間에 따라 增加되는 空隙水壓의 舉動을 잘 豫測할 수 있었다.

이 論文은 1987年度 文敎部 自由公募課題 學術研究 助成費에 의하여 研究되었음.

1. Adachi, T. and M. Okano, 1974, A constitutive equation for normally consolidated clay, Soils and Foundations, JSSMFE, 14(4) : 55-73.
2. Adachi, T. and F. Oka, 1982, Constitutive equations for normally consolidated clay based on elasto-viscoplasticity, Soils and foundations, JSSMFE, 22(4) : 57-70
3. Adachi, T., F. Oka and Y. Tange, 1982, Finite element analysis of two-dimensional consolidation using an elastoviscoplastic constitutive equation, Proc. 4th Int. Conf. On Numerical Methods in Geomechanics Edmonton, Canada : 287-296
4. Akai, K., T. Adachi and N. Ando, 1975, Existence of a unique stress-strain-time relation of clay, Soils and Foundation, JSSMFE, 15(1) : 1-16
5. 荒井克彦, 羽笑章司, 比川賢一, 町原秀夫, 1985, 異方圧密粘土 舉動의 時間效果에 關する 實驗, 第20回 土質工學研究發表會, 土質工學會 : 409-410
6. Arulanandan, K., C. K. Shen and R. B. Young, 1971, Undrained creep behaviour of a coastal organic silty clay, Geotechnique, 21(4) : 359-375
7. Campanella, R. G. and Y. P. Vaid, 1972, Creep rupture of a saturated natural clay, Proc. 6th Int. Congress on Rheology, Soil Mechanics Series, No. 16, univ. British Columbia, Vancouver
8. Christensen, R. W. and T. H. Wu, 1964, Analysis of clay deformation as a rate process, Proc. ASCE, SM 6 : 125-157
9. 土質工學會, 土의 試驗 調査實習書, 土質工學會 : 148
10. Goldstein, M. N. and G. Ter-stepanian, 1957, The longterm strength of clays and depth creep of slopes, Proc. of the 4th Int. Conf. on SMEF, 2 : 311-314
11. 池仁澤, 姜义默, 尹鉉晶, 1985, 載荷 條件이 先行荷重에 미치는 影響, 韓國農工學會誌, 27

- (3) : 56-64
12. Kaldveer, P., 1964, Secondary consolidation in bay muds, CE299 Research Project Report, University of California, Berkeley
 13. 栗原則夫, 1972, 粘土のクリープ破壊に関する実験的研究, 土木學會論文報告集, 第202號 : 59-71
 14. Lo, K. Y., 1969, The pore pressure-strain relationship normally consolidated undrained clays, Canadian Geotechnical Journal, 6 (4) : 383-412
 15. Mitchell, J. K., A. Singh and R. G. Campanella, 1969, Bonding, effective stresses and strength of soil, Jour. of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 95(5) : 1219-1246
 16. 村山朔郎, 柴田 徹, 1956, 粘土のレオロジ-的 特性について, 土木學會論文集, 40號, : 1-31
 17. Murayama, S. and T. Shibata, 1958, On the rheological characters of clays, Part I, Bulletin No. 26, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto Univ. : 29-33
 18. Murayama, S, 1964, Flow and stress relaxation of clays, Proc. IUTAM Symp. Grenoble, Springer-Verlag : 99-129
 19. Murayama, S., N. Kurihara and H. Sekiguchi, 1970, On creep rupture of normally consolidated clay, Disaster Prevention Research Institute, Annuals No. 13B, Kyoto Univ. : 525-541
 20. Murayama, S., H. Sekiguchi and T. Ueda, 1972, Stress relaxation of clays, Proc. Kansai Regional Annual Meeting, JSCE : III-1
 21. Nova, R and D. M. Wood, 1979, A constitutive model for sand in triaxial compression, Int. Jour. for numerical methods in Geomechanics, 3(3) : 255-278
 22. Nova, R., 1982, A viscoplastic constitutive model for normally consolidated clay, IUTAM conf. on Deformation and Failure of Granular Materials, Delft, 31(3) : 287-294
 23. 小田美明, 三田地 利之, 1987, 正規圧密 粘土の 応力緩和特性について, 第22回土質工學研究發表會, 土質工學會, : 465-466
 24. Perzyna, P., 1963, The constitutive equations for work-hardening and rate sensitive plastic materials, Proc. Vibrational Problems, Warsaw, 4(3) : 281-290
 25. _____, 1971, Thermodynamic theory of viscoplasticity, Advances in Applied Mechanics, Vol. II, Academic Press : 313-354
 26. Roscoe, K. H., A. N. Schofield and A. Thirairajah, 1963, Yielding of clays in states wetter than critical, Geotechnique, 13 : 211-240
 27. Sekiguchi, H., 1977, Rheological characteristics of clays, Proc. of the 9th ICSMFE, Tokyo, 1 : 289-292
 28. Sekiguchi, H. and H. Ohta, 1977, Induced anisotropy and time dependency in clays, Proc. of Specialty Session 9. 9th ICSMFE., Tokyo : 229-238
 29. Sekiguchi, H., 1984, Theory of undrained creep rupture of normally consolidated clay based on elasto-viscoplasticity, Soils and Foundations, JSSMFE, 24(1) : 129-147
 30. Shibata, T. and D. Karube, 1969, Creep rate and creep strength of clays, Proc. of the 7th Inter. Conf. on SMFE, 1 : 361-367
 31. 菅野高弘, 柳澤栄司, 1983, ひすみ制御による粘性土の平均主応力一定三軸圧縮試験について, 第18回土質工學研究發表會 : 403-404
 32. 斎藤迪孝, 上沢 弘, 1960, 土のクリープ破壊に関する実験研究, 鉄道技術研究報告, 128號 : 1-9
 33. Walker, L. K., 1969, Secondary compression in the shear of clays, Jour. of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, 95(1) : 167-188
 34. Yong, R. N. and R. D. Japp, 1969, Stress-strain behavior of clays in dynamic compression, Vibrational Effects on Earthquakes on Soils and Foundation, ASTM, STP, 450 : 233-262
 35. Young, R. B., 1968, Time dependent deformation of a soft clay, M. S. thesis, University of California, Davis.