

# 비틀림剪斷試驗에 의한 $K_0$ -壓密粘土의 舉動

Behavior of  $K_0$ -Consolidated Clay in Torsion Shear Tests

洪 元 杓\*  
Hong, Won Pyo

## Abstract

A series of torsion shear tests were performed according to various stress-paths on hollow cylinder specimens of  $K_0$ -consolidated clay to investigate the influence of rotation of the principal stresses on the stress-strain and strength characteristics.

The effects of stress-paths and reorientation of principal stress were mainly observed in the prefailure stress-strain behavior. The experimentally obtained failure surface from torsion shear tests could practically be modeled by an isotropic failure criterion. Coupling effects between stresses and strains were investigated when both torsion shear and vertical stresses were applied. The work-space in torsion shear tests was illustrated and the relation between stresses and strain increments was also investigated in the work-space.

## 要 旨

$K_0$ -壓密粘土의 應力-變形舉動 및 強度特性에 미치는 主應力回轉의 영향을 조사하기 위하여 中空圓筒型供試體에 대하여 應力徑路를 여러가지로 변경시키면서 비틀림剪斷試驗을 실시하였다.

本 研究 結果로부터 應力徑路 및 主應力回轉은 주로 破壞 이전의 應力-變形舉動에 영향을 미치고 있음을 알 수 있었다. 또한, 비틀림剪斷試驗 結果로부터 얻어진 破壞強度는 等方體에 제안된 破壞規準(failure criterion)과 실용적으로 잘 일치하였으며, 剪斷應력과 鉛直應력이 함께 작용될 때 應력과 變形率 사이에 結合效果(coupling effect)가 발생하였다. 마지막으로 비틀림剪斷試驗 結果에 대한 일空間(work space)개념이 설명되고 應력과 變形率增分 사이의 관계가 일空間 상에서 검토되었다.

## 1. 序 論

自然堆積粘土地盤에서는  $K_0$ -應力상태로 壓密이 진행되는 관계로 應力-變形舉動은 粘土의 直交異方性(cross anisotropy)에 영향을 받게 된다<sup>(1-4)</sup>. 이러한 粘土地盤에 構造物이 축조되면 應力の 크기가 변화됨과 동시에 主應力軸 방향

도 回轉하게 된다<sup>(5,6)</sup>. 이러한 主應力의 크기와 방향의 변화는 堆積粘土地盤의 應力-變形舉動에 크게 영향을 미치게 될 것이다. 따라서 흙의 舉動에 대하여 충분히 이해하기 위하여는 主應力軸回轉의 영향을 파악하는 것이 대단히 중요하다. 그러나 통상의 軸對稱三軸試驗이나 立方型供試體에 대한 多軸三軸試驗<sup>(7)</sup>으로는 剪斷試驗 중 主應力을 回轉시킬 수가 없다. 여기에 剪斷

\* 正會員·中央大學校 工科大學 副教授, 土木工學科

試驗중 主應力回轉을 가능하게 하기 위하여 비틀림剪斷試驗이 개발 사용되고 있다<sup>(8,9)</sup>.

本研究에서는  $K_0$ -壓密粘土의 應力-變形舉動과 強度特性에 미치는 主應力回轉의 영향을 조사하는 것을 目的으로 中空圓筒型供試體에 대한 일련의 非排水 및 排水 비틀림剪斷試驗을 主應力回轉이 가능한 전영역의 應力徑路에 대하여 실시한다. 이 應力徑路는 壓縮에서 伸張까지의 전영역에 걸쳐 선정된다. 마지막으로 應力과 變形率增分사이의 관계가 일空間상에서 검토된다.

## 2. 비틀림剪斷試驗

$K_0$ -壓密된 中空圓筒型供試體를 사용하여 15회의 非排水試驗과 2회의 排水試驗을 실시하였다. 각 시험은  $2 \text{ kg/cm}^2$ 의 拘束壓(confining pressure)  $\sigma_r$  상태에서 그림 1에 표시된 應力徑路대로 실시하였다. 그림 1은 鉛直軸差應力(vertical deviator stress),  $(\sigma_2 - \sigma_3)$ 와 비틀림剪斷應力(torsion shear stress),  $\tau_{z\theta}$ 와의 관계도이다. 이와 같은 應力徑路는 鉛直荷重과 torque 중 어느 하나 혹은 둘다를 변형제어(strain

control) 혹은 응력 제어(stress control)로 조정하여 마련된다. 鉛直軸差應力은 증가시킬 수도 있고 負의 값으로 감소시킬 수도 있게 되어 있다. 변형제어의 경우 변형속도는 非排水試驗의 경우  $5 \times 10^{-3} \%/ \text{min}$ 으로 하고 排水試驗의 경우  $1 \times 10^{-3} \%/ \text{min}$ 으로 하였다. 이 변형속도는 EPK(Edgar Plastic Kaolinite) 粘土의 연구결과<sup>(10)</sup>에 근거하여 間隙水壓이 균일하게 분포되기에 충분한 속도이다.

供試體에 剪斷應力이 작용하지 않으면 拘束壓  $\sigma_r$ 은 最小主應力(壓縮의 경우)  $\sigma_3$  혹은 最大主應力(伸張의 경우)  $\sigma_1$ 이 된다. 그러나 剪斷應力이 작용하면  $\sigma_r$ 은 中間主應力  $\sigma_2$ 가 된다.

主應力  $\sigma_1$ 과 鉛直軸 사이의 각  $\psi$ 는 식(1)과 같이 계산되며 0에서  $\pi/2$ 까지 변화 될수 있다.

$$\tan 2\psi = \frac{2\tau_{z\theta}}{\sigma_2 - \sigma_3} \quad (1)$$

이  $\psi$  값의 변화에 따라  $b = (\sigma_2 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$  값은 0에서 1까지 변하게 된다.

### 2-1. 試驗裝置 및 使用試料

本研究에 사용된 비틀림剪斷試驗機는 拘束壓, 鉛直荷重 및 torque를 각각 독립적으로 供試體에 작용시킬 수 있게 설계되어 있으며, 供試體로는 內徑이 18 cm이고 外徑이 22 cm(따라서 두께는 2 cm)이며 높이가 25 cm인 中空圓筒型 供試體를 사용한다.

또한 本研究에서는 40%의 실트분과 60%의 粘土분으로 구성된 분말상태의 EPK 粘土가 120%의 함수비상태로 반죽성형한 시료를  $2 \text{ kg/cm}^2$ 의 有效拘束壓으로  $K_0$ -壓密하여 사용한다. 壓密이 완료된 후  $B (= \Delta u / \Delta \sigma_r)$  값을 측정하여 충분히 포화되었음을 확인하였다. 이 粘土의 液性限界와 塑性限界는 각각 60 및 30이며 比重은 2.62이고 活性度는 0.50인 非活性粘土이다.

### 2-2. 應力徑路

剪斷試驗은 비틀림剪斷試驗機內에서  $K_0$ -壓密이 완료되었음을 확인한 후 실시되었으며,  $\sigma_r' = 1.0 \text{ kg/cm}^2$ 인 면에 투영시킨 剪斷試驗의 應力徑路는 그림 1과 같다.

No. 11 시험은 변형제어방식으로 torque 없이 鉛直荷重만 증가시킨 경우이다. 이 시험은 三軸壓縮試驗과 동일하다. Nos. 3, 4, 5, 6 및 13은

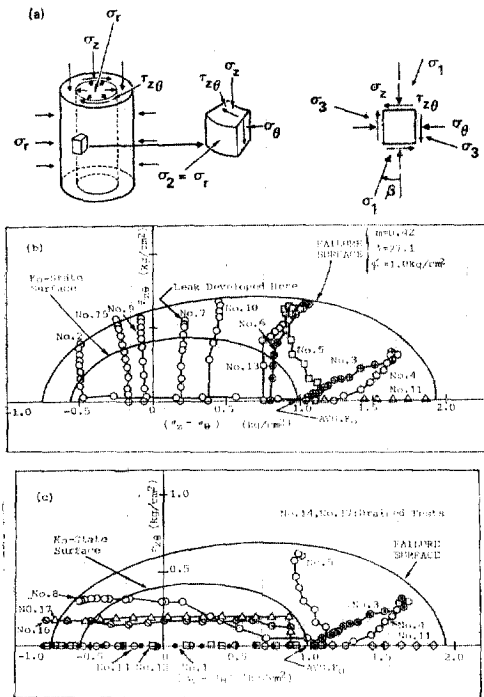


그림 1. 비틀림 剪斷試驗用 應力徑路

鉛直荷重을 변화시키지 않거나 혹은 약간 변화시킨 후 변형제어방식으로 torque 만 증가시킨 경우이다. Nos. 2, 7, 9, 10 및 15는 먼저 응력제어방식으로 鉛直軸差應力을 정해진 값까지 단계적으로 감소시킨 후 torque 만을 변형제어로 증가시킨 경우이다. 이 중 No. 7 시험에서는 그림 1(b)에서 보는 바와 같이 누수현상이 발생하여 누수가 발생한 순간 시험을 중단하였다. Nos. 8, 16 및 17은 먼저 剪斷應力을 응력제어방식으로 정해진 값까지 조정 한 후 鉛直荷重을 변형제어방식으로 감소시킨 경우이다.

마지막으로 Nos. 1, 12 및 14는 torque 없이 鉛直荷重만을 변형제어방식으로 除荷시킨 경우로 三軸伸張試驗에 해당한다.

上記시험중 No. 14 와 No. 17은 排水試驗으로 실시되었고 나머지는 非排水試驗으로 실시되었다. 또한 그림중 破壞面은 식 (2)의 破壞規準에 의하여 얻어진다.

### 3. 破壞規準

식(2)는 等方性 흙에 대하여 Lade<sup>(11,17)</sup>가 제안한 3 차원 破壞規準(failure criterion)이다.

$$f_b = \left( \frac{I_1^3}{I_3} - 27 \right) \left( \frac{I_1}{P_a} \right)^m \quad (2)$$

$f_b$ 의 파괴시 값은  $\eta_1$  이고,  $I_1$  및  $I_3$ 는 식 (3)과 (4)로 주어지는 제 1 및 제 3 應力不變量이다. 또한  $P_a$ 는 應力の 단위로 표시된 空氣壓이고,  $\eta_1$  과  $m$ 은 試料에 따라 결정되는 정수이다.

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (3)$$

$$I_3 = \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3 \quad (4)$$

本 研究에 사용된 시료의  $\eta_1$  과  $m$ 은 그림 2로

부터 결정되어 진다. 그림 2는 파괴시의  $(I_1^3/I_3 - 27)$ 과  $(P_a/I_1)$ 의 관계를 양면대수지에 표시한 것이다. 이 그림중  $\eta_1$ 은  $P_a/I_1$ 이 1인 위치로부터 구하고  $m$ 은 직선의 기울기이다. 그림 2에 사용된 자료는 本 研究에서 실시된 비틀림 剪斷試驗結果와 통상의 軸對稱三軸試驗의 결과<sup>(15,16)</sup>이다. 그림중 직선은 실험결과를 이용하여 regression 解析으로 구하였으며  $\eta_1$ 은 27.1로 구하여 졌고  $m$ 은 0.42로 결정됐다.

### 4. 試驗結果

비틀림 剪斷試驗結果는 그림 3에 보여준 바와 같은 鉛直軸差應力( $\sigma_2 - \sigma_3$ )와 剪斷應力  $\tau_{23}$ 의 관계 그림으로 정리하는 것이 적당하다. 그림중 曲線은 식(2)의 破壞規準에 의하여 구하여진 破壞面(failure surface)이다. 이 破壞面의 형태는 좌표축의 원점을 초점으로 하는 계란모양을 하고 있다. 이 계란모양의 曲線은 타원이 아닌 수평축에 대하여 대칭인 독특한 형태를 하고 있다. 그림 3에는 上半部만 圖示하였다. 만약 Mohr-Coulomb의 破壞規準을 사용하면 이 曲線은 타원이 될 것이다. 또한 非排水試驗의 경우는 間隙水壓이 발생하는 관계로 파괴시의 有效拘束壓  $\sigma'_i$ 가 항상 일정하지는 않게 된다. 그러나, 동일한 拘束壓조건에서 시험결과를 정리비교하는 것이 바람직 하므로 식(2)에 의한 破壞包絡線(failure envelope)을 따라 주어진 응력점을  $\sigma'_i = 1.0 \text{ kg/cm}^2$  면에 투영시켰다.

#### 4-1. 破壞規準과의 비교

파괴시의 응력을 정리하면 그림 3과 같다. 이 그림에 의하면 식(2)에 의한 파괴면은 시험치와

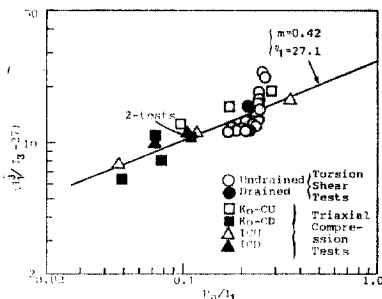


그림 2. Edgar Plastic Kaolinite 粘土의  $\eta_1$  및  $m$

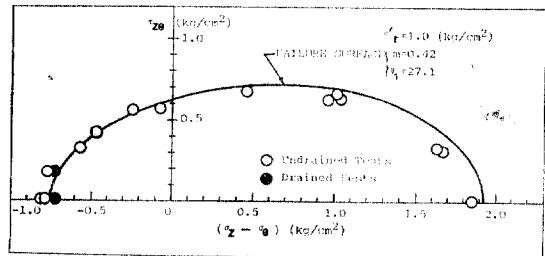


그림 3. 비틀림 剪斷試驗에 의한 破壞應力

실용적으로 잘 일치한다 할 수 있다. 그러나  $b=0$  인 壓縮試驗의 경우와  $b=1$  인 伸張試驗의 경우는 시험치가 이론치보다 약간 작게 나타나고 있다.

이상의 결과로부터  $K_0$ -壓密粘土의 파괴강도는 應力徑路나 主應力回轉에 영향을 크게 받지 않음을 알 수 있다. 따라서 비틀림剪斷試驗 결과로부터 경험적으로 얻은 破壞面은 실용상식(2)의 等方性 破壞規準으로 표현될 수 있다고 할 수 있다. 결국  $K_0$ -壓密粘土에 대한 應力徑路和 主應力回轉은 주로 파괴 이전의 應力-變形舉動에 영향을 주고 있음을 알 수 있다<sup>(9)</sup>. 이는 粘土試料의 파괴상태에서는 변형이 크게 발생되므로 粘土의 初期異方性이 그다지 크게 기여하지 못하기 때문으로 생각된다.

#### 4-2. 有效內部摩擦角

파괴시의  $b$  값에 대한 內部摩擦角  $\phi'$ 의 변화를 圖示하면 그림 4 와 같다. 여기서 內部摩擦角  $\phi'$ 는 식(5)에 의하여 산정된다.

$$\sin \phi' = \frac{\sigma_1' - \sigma_3'}{\sigma_1' + \sigma_3'} = \frac{2\sqrt{(\sigma_z' - \sigma_\theta')^2/4 + \tau_{z\theta}^2}}{(\sigma_z' + \sigma_\theta')} \quad (5)$$

그림 4로 부터 식(2)의 破壞規準으로 구한 理論경향은 시험결과와 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 또한 이 그림으로부터 內部摩擦角은  $b$  값에 영향을 받으며 결국 中間主應力  $\sigma_2$ 의 크기에 영향을 받음을 알 수 있다. 즉, 內部摩擦角은  $b=0$ 일 때 제일 작으며  $b=0.6$ 이 될 때 까지 증가한 후  $b$ 가 1.0에 접근함에 따라 약간 감소한다.  $b=1.0$  부근 非排水試驗의 경우는 內部摩

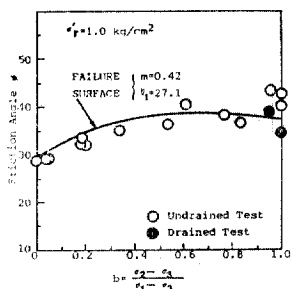


그림 4. 비틀림 剪斷試驗에 의한 內部摩擦角

擦角이 약간 크게 나타나고 있으며 이는 파괴시의 有效最小主應力  $\sigma_\theta'$ 가 매우 작을때 기인한 오차로 생각된다. 이러한 문제점은 排水試驗의 실시로 그림 4에서 보는 바와 같이 改良시킬 수 있었다.

$b=1.0$ 에서 內部摩擦角이 약간 감소하는 결과는 立方型供試體에 대한 三軸試驗에서의 결과와도 일치한다<sup>(12-14)</sup>.

### 5. 變形率사이의 관계

#### 5-1. 일空間

그림 5는 비틀림剪斷試驗에 대한 3차원의 일空間(work space)概念을 설명하고 있다. 鉛直軸은 拘束壓  $\sigma_r$ 을 나타내고 水平軸은 鉛直軸差應力  $(\sigma_z - \sigma_\theta)$ 와 剪斷應力  $\tau_{z\theta}$ 를 나타내고 있다. 그림중 破壞曲線(curved failure surface)은 식(2)로 구하여 지며  $\sigma_r=0$ (拘束壓이 없는 상태의 의미) 위치를 원점으로 曲線을 이루고 있다.  $\sigma_r$ 이 일정한 면상의 파괴면은  $(\sigma_z - \sigma_\theta)$ 축과  $\tau_{z\theta}$ 축의 교차점을 초점으로 하는 계란모양을 이루며 이 파괴면은 그림 3에 圖示된 파괴면과 동일하게 된다. 供試體의 應力이 이 파괴면內에 존재하면 파괴는 발생하지 않는다.

塑性理論에서 應力과 變形率增분에 의하여 행하여진 일량  $dw$ 는 일空間概念에서 식(6)과 같이 표현될 수 있다.

$$dw = \sigma_\theta \cdot \dot{\epsilon}_\theta + \sigma_z \cdot \dot{\epsilon}_z + \sigma_r \cdot \dot{\epsilon}_r + \tau_{z\theta} \cdot \dot{\gamma}_{z\theta} + \tau_{r\theta} \cdot \dot{\gamma}_{r\theta} + \tau_{zr} \cdot \dot{\gamma}_{zr} \quad (6)$$

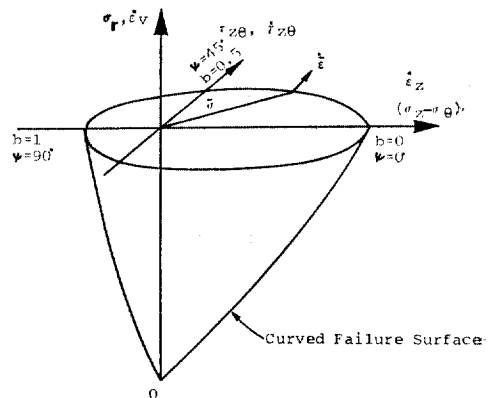


그림 5. 비틀림剪斷에 대한 일空間

여기서,  $\dot{\epsilon}_\theta$ ,  $\dot{\epsilon}_x$  및  $\dot{\epsilon}_r$ 은 軸變形率增分이고  $\dot{\gamma}_{xr}$ ,  $\dot{\gamma}_\theta$  및  $\dot{\gamma}_{x\theta}$ 는 剪斷變形率增分이다.

비틀림 剪斷試驗에서는 식(7)과 같이 된다.

$$\left. \begin{aligned} \tau_{xr} &= \tau_{r\theta} = 0 \\ \dot{\gamma}_{xr} &= \dot{\gamma}_{r\theta} = 0 \\ \sigma_\theta &= \sigma_r = \sigma_{cell} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

따라서, 식(6)은 다음과 같이 된다.

$$dw = \sigma_\theta \cdot \dot{\epsilon}_\theta + \sigma_x \cdot \dot{\epsilon}_x + \sigma_r \cdot \dot{\epsilon}_r + \tau_{x\theta} \cdot \dot{\gamma}_{x\theta} \quad (8)$$

식(8)을  $(\sigma_x - \sigma_\theta)$ ,  $\sigma_r$  및  $\tau_{x\theta}$ 의 項으로 정리하고 體積變形率增分  $\dot{\epsilon}_v (= \dot{\epsilon}_\theta + \dot{\epsilon}_x + \dot{\epsilon}_r)$ 을 도입하면 식(9)가 얻어진다.

$$dw = (\sigma_x - \sigma_\theta) \cdot \dot{\epsilon}_x + \sigma_r \cdot \dot{\epsilon}_v + \tau_{x\theta} \cdot \dot{\gamma}_{x\theta} \quad (9)$$

그러므로, 그림 5의 일空間상의 응력  $(\sigma_x - \sigma_\theta)$ ,  $\sigma_r$  및  $\tau_{x\theta}$ 에 대응하는 變形率增分은 각각  $\dot{\epsilon}_x$ ,  $\dot{\epsilon}_v$  및  $\dot{\gamma}_{x\theta}$ 가 된다.

또한 非排水試驗의 경우는  $\dot{\epsilon}_v = 0$ 이므로 식(9)로부터 식(10)이 얻어진다.

$$dw = (\sigma_x - \sigma_\theta) \cdot \dot{\epsilon}_x + \tau_{x\theta} \cdot \dot{\gamma}_{x\theta} \quad (10)$$

## 5.2 軸變形率과 剪斷變形率

그림 6은 鉛直軸變形率  $\epsilon_x$ 를 剪斷變形率  $\gamma_{x\theta}$ 에

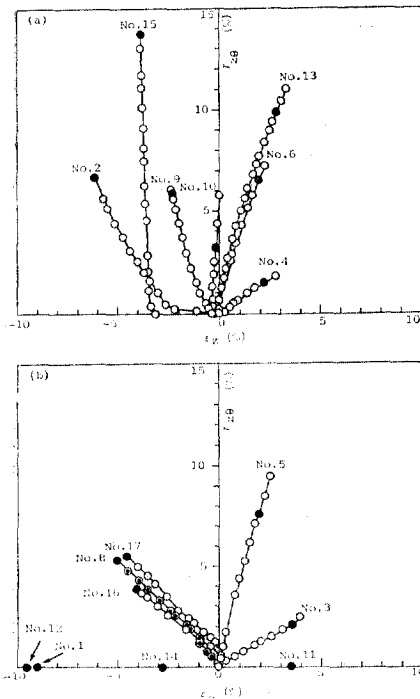


그림 6. 鉛直軸變形率과 剪斷變形率의 관계

대하여 정리한 결과이다. 그림중 검은 원은 파괴시에 해당하는 變形率이다.  $\epsilon_x$ 와  $\gamma_{x\theta}$ 의 사이는 초기변형단계를 제외하고는 線形的 관계를 나타내고 있다. 또한  $b < 0.5$ 인 경우(그림 6의 左半部)는 팽창하는 결과를 보여 주고 있다.

No. 2와 No. 9 시험의 경우는 鉛直荷重이 일정하게 유지되고 있음에도 불구하고 torque가 載荷될 때 剪斷變形率  $\gamma_{x\theta}$ 가 발생함과 동시에 軸變形率  $\epsilon_x$ 도 추가적으로 증가하고 있음을 알 수 있다. 이러한 剪斷應력과 軸變形率 사이의 結合效果(coupling effect)는 剪斷應력이 작용되는 모든 경우에 관찰되었다. 이와 유사한 結合效果가 No. 16 및 No. 17과 같은 일정한 剪斷應력하에서 鉛直荷重을 除荷시키는 경우에도 鉛直軸差應력과 剪斷變形率 사이에 관찰되었다.

## 5-3. 變形率增分벡터의 방향

일空間의 破壞面 상에서 塑性變形率增分벡터의 방향을 조사하기 위하여 鉛直軸變形率增分  $\dot{\epsilon}_x$ 와 剪斷變形率增分  $\dot{\gamma}_{x\theta}$ 의 軸을 식(9)에 의거하여 각각 鉛直軸差應력  $(\sigma_x - \sigma_\theta)$  및 剪斷應력  $\tau_{x\theta}$ 의 軸에 그림 5와 같이 증첩시켰다.

파괴시의 應力變化는 거의 무시할 수 있으므로 彈性變形率성분은 무시될 수 있다. 따라서, 파괴시의 변형을 증분은 거의 다 塑性성분이 된다. 파괴시의 變形率增分벡터의 방향을 조사하기 위하여  $\sigma_r = 1.0 \text{ kg/cm}^2$  면 상에 투영된 파괴시의 變形率增分벡터의 방향을 식(2)에 의한 破壞面과 함께 파괴시의 應力點에서 표시하면 그림 7과 같이 된다. 여기서 變形率增分벡터의 방향은 그림 6의  $\epsilon_x$ 와  $\gamma_{x\theta}$  사이 曲線의 파괴시 접선기울기로부터 구할 수 있다.

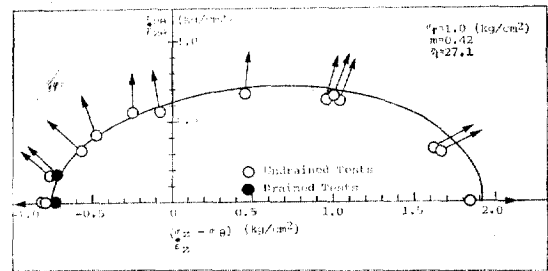


그림 7. 비틀림 剪斷試驗에 의한 破壞時的 變形率增分方向

이 그림에서 보는 바와 같이, 變形率增分벡터는 일空間상에서 破壞面에 직각을 이루지 않고 있다. 또한 이 變形率增分벡터는 몇몇 경우를 제외하고는 원점으로부터의 직선방향과도 일치하지 않고 있다. 그러나, 應力條件이 유사한 경우의 變形率增分벡터방향은 서로 거의 평행을 이루고 있으며, 應力徑路가 ( $\sigma_x - \sigma_0$ )軸 혹은  $\tau_{x0}$ 軸에 근접한 경우 즉 結合效果가 없는 경우는 變形率增分 방향이 원점으로부터의 직선방향에 거의 일치하고 있다.

## 6. 結 論

반죽성형된  $K_0$ -壓密粘土試料에 일련의 排水 및 非排水 비틀림 剪斷試驗을 실시하여 應力-變形舉動 및 強度特性에 미치는 主應力回轉의 영향이 조사되었으며 다음과 같은 結論을 얻었다.

(1) 應力徑路와 主應力回轉은 粘土의 破壞強度에 영향을 미치지 않는다.

(2) 비틀림 剪斷試驗의 破壞面 산정에 等方體에 적용되는 破壞規準이 실용상 적용될 수 있다.

(3) 伸張狀態( $b=1.0$ )부근의 비틀림 剪斷試驗은 排水試驗으로 실시함이 바람직하다.

(4) 剪斷應力과 軸應力 중 어느 하나가 불변인 상태로 실시된 비틀림 剪斷試驗에서 剪斷應力과 軸變形率 사이 혹은 軸應力과 剪斷變形率 사이에 結合效果가 발생된다.

(5) 變形率增分벡터는 일空間 상의 破壞面에 직각방향과 일치하지 않으며 일空間의 원점으로부터의 직선방향과도 일치하지 않는다.

## 感謝의 말

本 研究은 한국과학재단의 1985年度 전반기해의연수 지원에 의하여 수행되었으며 연수기간중 도움을 준 ULCA의 Poul V. Lade 教授에게 감사드리는 바이다.

## 參 考 文 獻

1. Saada, A.S. and Baah, A.K.: "Deformation and Failure of a Cross Anisotropy Clay Under Combined Stresses", *Proc., 3rd Panamerican Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Venezuela*, Vol. I, 1967, pp. 67~

- 88.
2. Saada, A.S. and Bianchini, G.F.: "Strength of One Dimensionally Consolidated Clays", *Jour., GED, ASCE*, Vol. 101, No. GT11, 1975, pp. 1151~1164.
3. Saada, A.S. and Ou, C.-D.: "Stress-Strain Relations and Failure of Anisotropy Clays," *Jour., SMFD, ASCE*, Vol. 99, No. SM12, 1973, pp. 1019~1111.
4. Saada, A.S. and Zamani, K.K.: "The Mechanical Behavior of Cross-Anisotropy Clays," *Proc., 7th ICSMFE, Moscow*, Vol. 1, 1973, pp. 351~359.
5. Broms, B.B. and Casbarian, A.O.: "Effects of Rotation of the Principal Stress Axes and of the Intermediate Principal Stress on Shear Strength," *Proc., 6th ICSMFE, Montreal*, Vol. I, 1965, pp. 179~183.
6. Hight, D.W., Gens, A. and Symes, M.J.: "The Development of a New Hollow Cylinder Apparatus for Investigating the Effects of Principal Stress Rotation in Soils," *Geotechnique*, Vol. 33, No. 4, 1983, pp. 355~383.
7. Lade, P.V. and Musante, H.M.: "Three-Dimensional Behavior of Remolded Clay", *Jour., GED, ASCE*, Vol. 104, No. GT2, 1978, pp. 193~209.
8. Lade, P.V.: "Torsion Shear Apparatus for Soil Testing," *Laboratory Shear Strength of Soil, ASTM STP 740*, R.N. Yong and F.C. Townsend, Eds., American Society for Testing and Materials, 1981, pp. 145~163.
9. 洪元杓: "흙의 비틀림 剪斷試驗에 관한 基礎的 研究", *大韓土質工學會誌*, 第4卷, 第1號, 1988 투고중.
10. Kirkgard, M.M.: "Consolidation Characteristics Determined During the Constant Rate of Strain Consolidation Test," *MS Thesis, UCLA*, 1981.
11. Lade, P.V.: "Elasto-Plastic Stress-Strain Theory for Cohesionless Soil with Curved Yield Surfaces," *International Journal of Solids and Structures*, Pergamon Press, Inc., New York, Vol. 13, 1977, pp. 1019~1035.
12. Lade, P.V. and Duncan, J.M.: "Cubical Triaxial Tests on Cohesionless Soil," *Jour., SMFD, ASCE*, Vol. 99, No. SM10, 1973, pp. 793~812.
13. Ochiai, H. and Lade, P.V.: "Three-Dimensional

- Behavior of Sand with Anisotropic Fabric," *Jour., GED, ASCE*, Vol. 109, No. GT10, 1983, pp.1313~1328.
14. Tsai, J.I. and Lade, P.V.: "Three-Dimensional Behavior of Remolded Overconsolidated Clay," *Report to the National Science Foundation Under Grant No. 78~20239*, UCLA-ENG-85-09, 1985.
15. 洪元杓: "正規壓密粘土의 非排水剪斷強度에 미치는 壓密方法의 影響", *大韓土質工學會誌*, 第3卷第2號, 1987, pp.41~53.
16. 洪元杓: "正規壓密粘土의 舉動에 미치는  $K_0$ -壓密效果", *大韓土木學會論文集*, 第7卷, 第3號, 1987, pp.183~193.
17. Lade, P.V.: "Failure Criterion for Frictional Materials," *Chapter 20 in Mechanics of Engineering Materials*, C.S. Desai and R.H. Gallagher, Eds., John Wiley and Sons, Ltd., 1984, pp.385~402.

(接受: 1988. 1. 16)