

異方性過壓密粘土의 强度特性

Strength Characteristics of Anisotropic
Overconsolidated Clay

洪 元 杓*
Hong, Won-Pyo

Abstract

A series of consolidated-undrained cubical triaxial tests was performed to investigate the three-dimensional strength characteristics of anisotropic overconsolidated clay. All specimens sampled in field were loaded under conditions of principal stress directions fixed and aligned with the directions during sampling. A sufficient number of tests was performed to determine the three-dimensional failure surface in the octahedral plane. The adjusted effective friction angles obtained by the stress state projected on the same octahedral plane did not show anisotropy, while the measured effective friction angles showed considerably difference according to the axes of specimens. Therefore, Lade failure criterion proposed for isotropic materials could be also used practically for anisotropic overconsolidated clay. The direction of the plastic strain increment vectors superimposed on the principal stress space was nearly perpendicular to the traces of the failure surface in the octahedral plane.

要 旨

異方性過壓密粘土의 3 차원 强度特性을 調査하기 위하여 一連의 壓密非排水 立方體型三軸試驗이 실시되었다. 現場에서 직접 채취된 自然試料가 사용되었으며, 供試體의 主應力軸을 서로 채취시의 직교 좌표축과 一致시켜 正八面體面上的의 3 차원 破壞面이 충분히 얻어질 수 있도록 충분한 회수의 시험을 실시하였다. 本 研究結果, 測定된 有效內部摩擦角은 材料軸方向에 따라 현저하게 차이를 보이고 있으나 同一한 正八面體面상에 투영시킨 應力狀態로 부터 구한 수정된 有效內部摩擦角은 異方性을 거의 보이지 않았다. 따라서 等方體의 破壞規準으로 提案된 Lade의 破壞規準은 異方性過壓密粘土의 破壞規準으로도 충분한 실용성이 있음을 알 수 있었다. 또한 破壞時의 變形率 增分벡터도 正八面體面上的의 破壞面에 直交性을 보였다.

1. 序 論

퇴적 粘土地盤은 K_0 應力狀態하에서 壓密이 되는 관계로 應力誘導異方性을 가지게 되며 여러

가지 원인에 의한 이력으로 過壓密狀態에 놓여 있게 되는 경우가 많다. 筆者는 이미 過壓密粘土의 力學的 舉動을 파악하기 위하여 일련의 非排水三軸試驗을 실시한 바 있다.¹⁾ 그 研究에서 세 主應力을 서로 독립적으로 제어시킬 수 있는

* 正會員, 中央大學校 工科大學 土木工學科 副教授

立方體型三軸試驗機가 사용되어 三軸試驗이 실시되었다. 연구결과 中間主應力은 過壓密粘土의 應力—變形舉動 및 強度特性에 큰 영향을 미치고 있음이 究明되었다.

한편, K_0 -壓密이력을 받아 粘土試料에 발생된 異方性은 正規密壓粘土의 力學的 舉動에 상당한 영향을 미치고 있음도 규명된 바 있다.^{2,3)}

그러나, 現在 異方性過密粘土의 3차원 舉動에 관한 研究는 별로 실시되지 못하고 있는 실정이다. 따라서, 本 研究에서는 異方性過密粘土의 強度特性을 조사하기 위하여 現場에서 채취한 불교란 試料를 사용하여 일련의 三軸試驗을 실시한다. 異方性을 究明하기 위하여 供試體의 主應力軸을 시료 채취시의 직교 좌표축과 一致시키며 立方型供試體에 3개의 主應力을 각각 독립적으로 제어시킬 수 있도록 한 壓密非排水試驗을 실시한다. 시험 회수는 正八面體面上(Octahedral plane)의 3차원 파괴면이 충분히 얻어질 수 있도록 결정한다.

2. 三軸試驗

2.1 試驗裝置 및 試驗方法

本 研究에 사용된 立方體型三軸試驗裝置는 Fig. 1과 같으며, 이 시험에는 76 mm×76 mm×76 mm의 立方型供試體를 사용한다. 이 시험장치의 상세한 사항과 시험방법은 참고문헌(1, 4)에 설명되어 있으므로 本稿에서는 생략하기로 한다.

2.2 試驗計劃

사용된 粘土試料는 San Francisco灣 西側 Millbrae市 부근 지하굴착공사 현장에서 채취된 San Francisco Bay Mud로 55%의 실트粒子和 45%의 粘土粒子로 구성되어 있었다. 이 시료의 比重은 2.60 이고 85%의 液性限界, 48%의 塑性限界 및 0.82의 活性도를 가진다. 粘土供試體는 3 kg/cm²의 有效等方壓으로 三軸 Cell內에서 壓密시킨 후 Back pressure 증가법으로 過壓密比가 5 정도가 되게 하였다.

過壓密供試體를 마련한 후 剪斷試驗을 실시한다. 전단시험은 拘束壓을 일정하게 유지한 상태

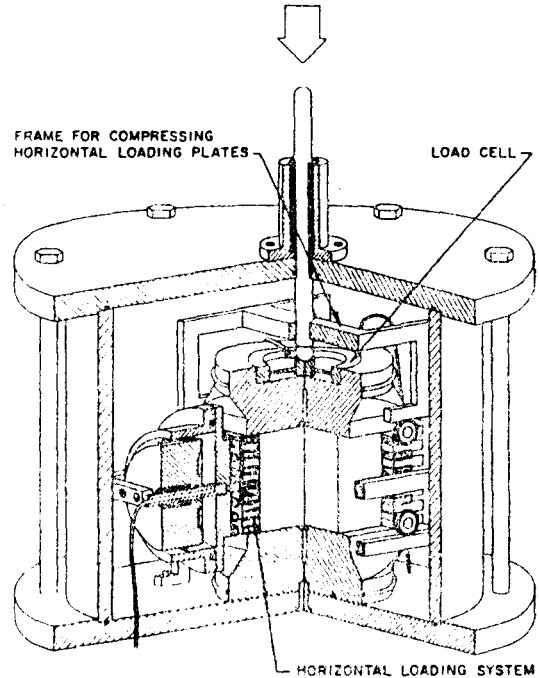


Fig. 1 立方型三軸試驗裝置

하에서 中間主應力의 相對的 크기 $b(=(\sigma_2-\sigma_3)/(\sigma_1-\sigma_3))$ 값을 일정하게 유지시키면서 실시한다. 이 b 의 값을 0에서 1까지 변경시키면서 正八面體面上에 3차원 파괴면이 충분히 얻어질 수 있도록 시험 횟수를 결정한다. 여기서 $b=0$ 은 $\sigma_2=\sigma_3$ 인 삼축압축의 경우이며 $b=1$ 은 $\sigma_1=\sigma_2$ 인 삼축신장의 경우에 해당된다.

鉛直方向 變形速度는 0.064%/min로 하여 $(\sigma_1-\sigma_3)_{max}$ 및 $(\sigma_1'/\sigma_3')_{max}$ 가 얻어질 때까지 시험을 실시한다.

2.3 供試體의 座標

異方體의 方向을 결정하기 위하여 Fig. 2(a)과 같은 Cartesian 座標系로 시료 채취시의 供試體 方向을 결정한다. 즉, X축을 시료 채취시의 鉛直軸으로 하고 Y축 및 Z축은 수평축으로 한다.

Fig. 2(b) 및 (c)의 正八面體面上에 표시된 각도 θ 는 σ_x 축에서 應力點 $P(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z)$ 까지의 시계방향각이며 식 (1)과 같이 계산된다.

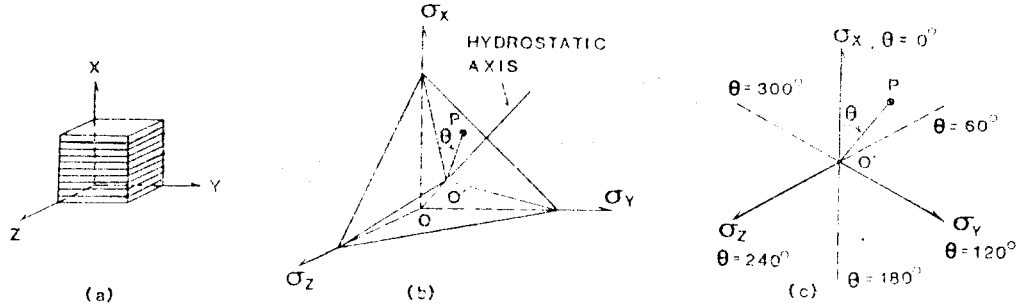


Fig. 2 異方性供試體의 좌표 (a) Cartesian 좌표계

$$\tan \theta = \sqrt{3} \cdot \frac{(\sigma_y - \sigma_z)}{(\sigma_x - \sigma_y) - (\sigma_x - \sigma_z)} \dots\dots(1)$$

θ 값은 0° 에서 360° 까지로 正八面體面은 θ 값에 따라 6개 부분의 영역으로 구분된다. 그러나, 본 연구에 사용된 粘土供試體의 異方性은 연직축인 X축을 중심으로 대칭인 直交異方性을 가지므로 삼축시험은 θ 가 0° 에서 180° 사이의 범위에서만 실시하였다.

θ 가 $0^\circ \sim 60^\circ$ 범위에서는 X축과 Z축이 각각 최대주응력축 및 최소주응력축에 일치하는 경우이며, $60^\circ \sim 180^\circ$ 범위는 채취된 공시체의 방향을 90° 회전시킨 경우이다. 즉, θ 가 $60^\circ \sim 120^\circ$ 범위는 공시체의 X축면이 수평재하 장치에 면하도록 회전시킨 경우이고 $120^\circ \sim 180^\circ$ 범위는 공시체의 Z축면이 수평재하장치에 면하도록 회전시킨 경우이다. 이들 각 경우에 대한 b 값은 다음과 같이 계산된다.

$$\left. \begin{aligned} b &= \frac{\sigma_y - \sigma_z}{\sigma_x - \sigma_z} \quad (0^\circ \leq \theta \leq 60^\circ) \\ b &= \frac{\sigma_x - \sigma_z}{\sigma_y - \sigma_z} \quad (60^\circ \leq \theta \leq 120^\circ) \\ b &= \frac{\sigma_z - \sigma_x}{\sigma_y - \sigma_x} \quad (120^\circ \leq \theta \leq 180^\circ) \end{aligned} \right\} \dots\dots(2)$$

3. 破壞規準

흙의 파괴가 발생하는 조건을 흙의 破壞規準이라 한다. 여기서 취급하는 흙의 破壞는 흙 要素가 剪斷力을 받아 다음과 같은 두가지 狀態에 도달한 경우를 의미한다. 즉, 하나는 要素속에 불연속적인 面이나 層이 발생한 경우이며 다른 하나는 剪斷力의 증가없이 變形率이 계속 증가하는 경우이다. 이러한 破壞를 降伏 혹은 塑性化라고도 한다. 그러나 材料의 塑性論에서는 破

(b) 主應力空間

(c) 正八面體面

壞規準을 應力으로 표시하는 것이 보통이다. 이 경우 일반적으로 破壞規準을 等方性的 가정 아래 應力不變量의 函數로 식 (3)과 같이 생각하는 것이 타당하다고 여겨진다.

$$f(I_1, I_2, I_3) = 0 \dots\dots(3)$$

여기서, I_1, I_2, I_3 는 각각 應力의 第一, 第二, 第三 不變量이며 식 (4)로 표현된다.

$$\left. \begin{aligned} I_1 &= \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \\ I_2 &= \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_3\sigma_1 \\ I_3 &= \sigma_1\sigma_2\sigma_3 \end{aligned} \right\} \dots\dots(4)$$

應力不變量은 主應力으로 나타내어지므로 식 (3)은 다음과 같이 표현할 수도 있다.

$$F(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0 \dots\dots(5)$$

식 (5)는 세계의 主應力을 座標軸으로 하는 主應力空間(Principal stress space)에 있어서의 한 曲面을 나타내는 식으로 생각할 수 있다. 이러한 破壞規準을 나타내는 식 (5)로 정하여지는 空間曲面을 破壞曲面이라 한다. 破壞規準은 식 (6)과 같이 主應力差의 函數로 나타내기도 한다.

$$F[(\sigma_1 - \sigma_2), (\sigma_2 - \sigma_3), (\sigma_3 - \sigma_1)] \dots\dots(6)$$

식 (5) 혹은 식 (6)의 형태를 가지는 破壞規準 중 가장 간단한 것으로는 식 (7)의 Tresca 規準과 식 (8)의 Mises 規準을 들 수 있다.

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2k_1 \dots\dots(7)$$

$$\begin{aligned} (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \\ = 2k_2^2 \dots\dots(8) \end{aligned}$$

여기서, k_1 과 k_2 는 상수이다.

土質力學에 잘 인용되는 破壞規準으로 Mohr-Coulomb 規準⁵⁾을 들 수 있으며 식 (9)과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} (\sigma_1' - \sigma_3') = (\sigma_1' + \sigma_3') \sin \phi' + 2c' \cos \phi' \\ \dots\dots(9) \end{aligned}$$

여기서 ϕ' 와 c' 는 각각 有效内部摩擦角과 有效粘着力이다. Mohr-Coulomb 規準은 最大主應力과 最小主應力만에 의하여 破壞가 발생된다 하여 破壞는 中間主應力에 영향을 받지 않음을 의미한다. 그러나, 점토와 모래의 3차원 거동에 관한 이전의 研究^{1,7-9)}로부터 흙의 破壞強度는 中間主應力의 영향을 받고 있음을 알 수 있었다.

여기에 Lade 는 흙의 3次元 破壞規準으로 식 (10)을 제안한 바 있다.⁵⁾ 이 식은 應力不變量을 포함한 식 (3)과 같은 형태의 規準이다.

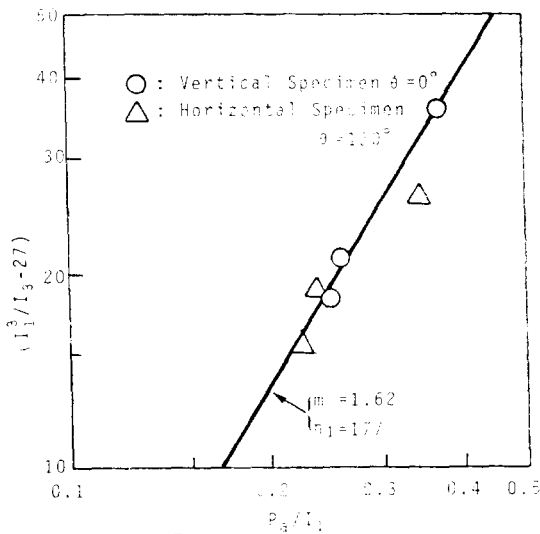


Fig. 3 η_1 및 m 의 결정

$$\left(\frac{I_1^3}{I_3} - 27\right) \left(\frac{I_1}{P_s}\right)^m = \eta_1 \dots \dots \dots (10)$$

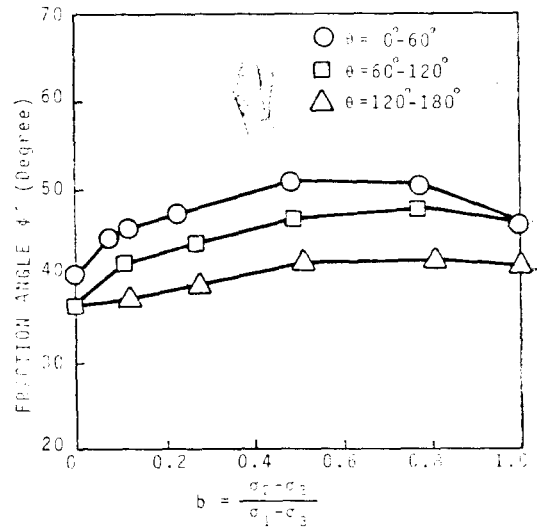
여기서 P_s 는 應力の 단위로 표시된 大氣壓이고 η_1 과 m 은 試料에 따라 결정되는 재료정수이며, 三軸壓縮試驗結果 얻어진 破壞시의 $(I_1^3/I_3 - 27)$ 과 (P_s/I_1) 의 관계를 兩面對數紙에 정리하여 구한다.

Fig. 3은 本 研究에 사용된 試料의 三軸壓縮試驗結果를 圖示한 그림이며 그림 중 직선은 回歸分析으로 구한 실험직선이다. 이 그림으로부터 η_1 은 P_s/I_1 이 1인 위치의 직선의 종축 좌표치로 정하여지며 m 은 직선의 기울기로 정하여져서, 각각 $\eta_1=177$ 과 $m=1.62$ 가 얻어졌다.

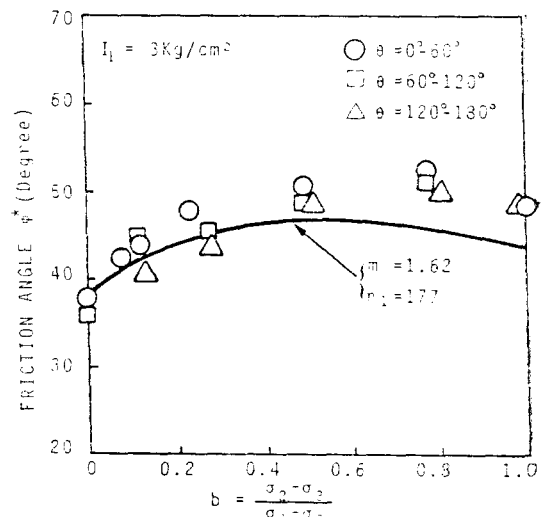
4. 有效内部摩擦角

Fig. 4(a)는 $0^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$, $60^\circ \leq \theta \leq 120^\circ$ 및 120°

$\leq \theta \leq 180^\circ$ 의 세 영역에 대한 시험결과로부터 中間主應力의 相對的 크기를 나타내는 b 의 변화에 따른 有效内部摩擦角 ϕ' 의 변화 상태를 圖示한 그림이다. 이미 이전 연구결과¹⁾, θ 가 $0^\circ \sim 60^\circ$ 인 영역에서 $b > 0$ 인 경우의 ϕ' 는 $b=0$ 인 三軸壓縮試驗에서 얻어진 ϕ' 값보다 크고, b 가 0.5에 이를 때까지 ϕ' 가 증가하다가 $b=1.0$ 에서 약간 감소함이 밝혀져서 ϕ' 는 中間主應力의 크기에 영향을 크게 받고 있음을 알 수 있었다. θ 가



(a) 測定된 ϕ'



(b) 투영된 ϕ'

Fig. 4 b 의 변화에 따른 마찰각

60°~180°인 영역에 대하여서도 Fig. 4(a)에서 보는 바와 같이 0°~60° 영역의 경우와 동일한 경향을 나타내고 있다.

또한, 이 그림으로 부터 b 값이 동일한 경우의 ϕ' 값은 $0^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$ 의 경우가 제일 크고 $120^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$ 의 경우가 제일 작게 나타나고 있음도 알 수 있다. θ 의 세 영역 사이의 ϕ' 값의 차는 $b=0.5$ 에서 최대 9.5°까지 발생되어 과압밀된 San Francisco Bay Mud는 아주 큰 차이를 보이고 있다. 그러나, 이들 시험에 대한破壊時의應力狀態는 통상적으로 각 시험마다 서로 다른主應力狀態에 놓여 있게 되어 同一한 正八面體面上에 존재하지 못하게 됨을 주의하여야 할 것이다.

이들 시험결과를 同一한 平均주응력의 조건하에서 비교하기 위하여서는 同一한 正八面體面上에 투영수정된 값으로 비교, 고찰함이 합리적일 것이다. 따라서, 주어진 응력점을 曲線破壞包絡線에 따라 同一正八面體面上에 투영시켜 수정된應力狀態(Adjusted stress state)로 구함이 바람직하다.

Fig. 4(b)는 第一應力不變量 I_1 이 3 kg/cm^2 인 正八面體面上에 투영시킨 應力狀態로 구한 수정된 有效內部摩擦角 ϕ^* 의 變化狀態를 보여주고 있다. 이 결과에 의하면, θ 의 세영역사이의 ϕ^* 는 거의 서로 일치하고 있음을 알 수 있다. 즉, θ 의 영역사이의 조정된 內部摩擦角의 차는 $0.1 \leq b \leq 0.3$ 범위에서 4° 이하인 것을 알 수 있다. 이는 Fig. 4(a)의 $\Delta\phi' = 9.5^\circ$ 보다 훨씬 적은 값이다. 또한 Fig. 4(b) 중의 實線은 $m=1.62$ 및 $\eta_1 = 1.77$ 으로 식 (10)의 破壞規準에 의하여 구하여진 결과를 표시한 것이다. 식 (10)의 破壞規準에 의한 내부마찰각은 b 값이 작은 경우 시험결과와 잘 일치하며 b 값이 1.0 쪽으로 커질 때 약간의 誤差를 보이고 있다.

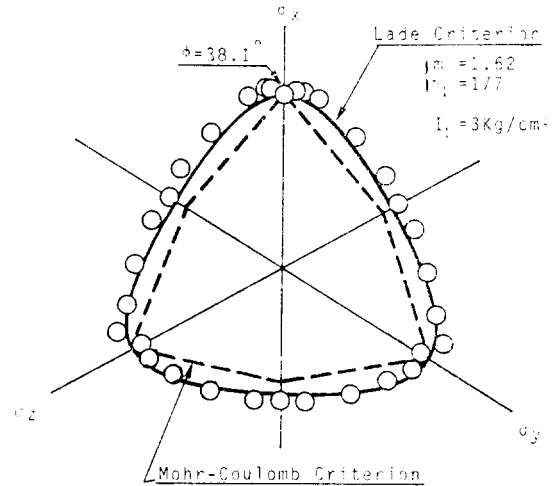
이상과 같은 결과는 同一 正八面體面上에 나타난 異方性過壓密粘土의 內部摩擦角에는 初期 異方性的의 영향이 대단히 적음을 의미하는 것이다. 결국, 破壞이전의 흙의 應力-變形率 舉動에는 초기 異方性的의 영향이 클 것으로 예상되나, 破壞는 變形이 많이 진행되어 흙 구조의 변화가 상당히 발생된 시기에 도달하므로 이 때의 흙구

조는 마치 等方性 흙의 구조와 유사하게 되기 때문으로 판단된다.

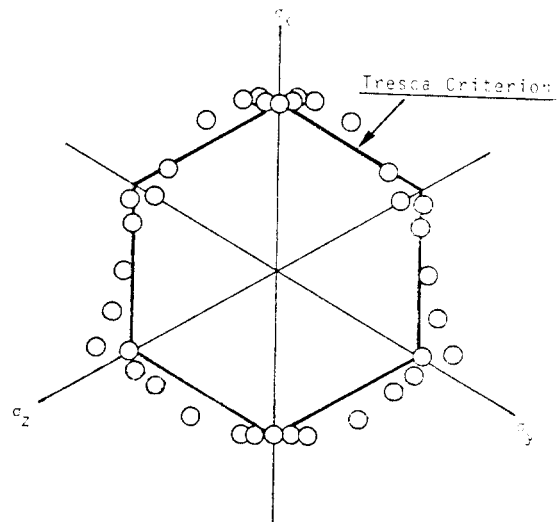
이러한 현상은 異方性過壓密粘土의 破壞規準으로 等方體에 적용된 破壞規準의 적용 가능성이 提示되고 있는 것이라 思慮된다.

5. 破壞强度

Fig. 5(a)는 第一應力不變量 I_1 이 3 kg/cm^2 인 正八面體面上에 立方體型三軸試驗으로 얻어진 異



(a) Mohr-Coulomb 규준 및 Lade 규준과 비교



(b) Tresca 규준과 비교

Fig. 5 正八面體面上的의 시험결과

方性過壓密 San Francisco Bay Mud의 3次元破壞強度와 식 (9)의 Mohr-Coulomb 破壞規準 및 식 (10)의 Lade 破壞規準에 의한 破壞面을 비교한 그림이다. 試驗結果와 破壞規準을 비교하기 위하여 試驗値는 $I_1=3 \text{ kg/cm}^2$ 인 正八面體面에 투영시킨 값을 사용하였다. 直交異方性粘土의 破壞面은 σ_x 축을 기준으로 對稱이므로 $0^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$ 영역에서의 시험結果는 $180^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$ 영역과 同一할 것이다.

Fig. 5에 의하면 식 (10)의 破壞規準은 試驗値와 잘 一致하고 있음을 알 수 있다. 이러한 경향은 반축성형된 過壓密 Edgar Plastic Kaolinite의 시험結果⁷⁾ 및 直交異方性構造를 가지는 Cambria Sand의 시험結果⁸⁾와도 일치한다. 다만, $b=1.0$ 부근($\theta=60^\circ$ 혹은 300°)에서는 試驗値가 破壞規準보다 약간 크게 나타나고 있다. 그러나 그 오차는 매우 적다. $\theta=0^\circ$ 에서의 内部摩擦角에 맞추어 구하여진 Mohr-Coulomb의 파괴면은 Fig. 5중에 破線으로 표시되어 있다. 이 결과에 의하면 Mohr-Coulomb의 破壞規準은 $b>0$ 인 경우의 시험치를 과소평가하고 있음을 알 수 있다.

따라서, 이 結果에 의하면 等方體에 제안 사용되는 식 (10)의 破壞規準은 初期異方性을 가지는 過壓密粘土의 3次元 強度特性도 잘 표현하고 있어 Lade의 破壞規準은 異方性過壓密粘土의 破壞規準으로도 충분한 실용성이 있다고 思慮되는 바이다.

한편, Fig. 5(b)는 立方體型三軸試驗으로 얻은 3차원 非排水剪斷強度를 식 (7)의 Tresca 破壞規準과 함께 正八面體面上에서 비교 검토한 그림이다. 이 그림으로 부터 Tresca 規準은 $b=0$ 혹은 $b=1$ 인 경우를 제외하고는 3次元 試驗値와 잘 일치하지 않고 있음을 알 수 있다. 이는 Tresca 規準이 全應力規準이나 실제 흙의 強度와 變形은 有效應力에 더 지배를 받고 있기 때문이다. 더우기 Tresca 規準에는 中間主應力의 영향이 고려되어 있지 않다. 따라서 Tresca 破壞規準은 異方性過壓密粘土의 3차원 非排水剪斷強度를 산정하기에는 약간 부적합하다고 생각된다. 또한, Tresca 規準은 원칙적으로 有效粘着力이 없는 材料의 有效應力 거동을 나타낼 수 없다고 주장된 바도 있다.¹⁰⁾

6. 變形率增分벡터

破壞時에는 應力의 變化가 거의 發生되지 않기 때문에 變形率增分은 彈性성분이 무시되고 거의 塑性성분만 발생하게 된다. 따라서 破壞時의 흙의 應力—變形 舉動은 塑性論에 의거하여 解析되어 오고 있다.^{7,8)} 이러한 合理性을 檢討하

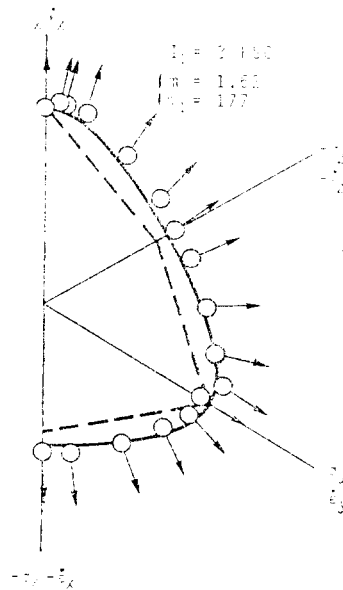


Fig. 6 變形率增分벡터의 방향

기 위하여 破壞時의 變形率增分 벡터의 方向이 調査되어 진다.

異方性過壓密粘土의 경우에 대하여서도 主應力空間에서의 降伏面 혹은 破壞面에 대응하는 塑性變形增分 벡터의 方向을 調査하기 위하여 主變形率增分軸을 Fig. 6과 같이 主應力軸에 중복 표시하였다. 따라서, Fig. 6에는 正八面體面上에 Lade의 破壞面이 圖示되어 있음과 동시에 破壞時의 變形率增分 벡터가 각 破壞強度의 試驗値에서 부터 투영 圖示되어 있다.

이 그림으로 부터 變形率增分 벡터는 正八面體面上的의 破壞面에 거의 수직으로 발생되고 있음을 알 수 있다. 그러나, b 의 중간 정도 값 부근에서 약간 오차가 보이고는 있으나 이는 그다지 크지 않아 시험오차로 생각되어지는 정도이다.

이와 같은 경향은 반축성형된 正規壓密된 Gr-

undite Clay⁹⁾와 過壓密된 Edgar Plastic Kaolinite¹⁰⁾에 실시된 시험에서도 관찰되었다. 따라서 본 粘土供試體의 初期異方構造는 破壞時 상당히 소멸되어 있어 破壞強度에는 異方性的 영향이 그다지 나타나지 않고 있다고 생각되어 진다. 이러한 경향은 直交異方性構造를 가지는 Cambria Sand에 대한 시험결과에서도 볼 수 있었다.⁸⁾ 破壞面에 대한 塑性變形率增分 벡터方向의 이러한 直交性(Normality) 경향은 異方性過壓密粘土의 모델링에 塑性論의 적용 가능성을 결정하는데 중요한 자료가 될 것이다.

7. 結 論

세 主應力을 각각 독립적으로 제어할 수 있는 立方體型三軸試驗機를 사용하여 初期異方性過壓密粘土의 3차원 強度特性을 調査한 結果 다음과 같은 結論을 얻을 수 있었다.

(1) 中間主應力은 異方性過壓密粘土의 3차원 破壞強度에 큰 영향을 미치고 있어 破壞規準에는 中間主應力의 영향도 반드시 포함되어야 한다.

(2) 測定된 有效內部摩擦角은 $0^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$ 영역에서 제일 크고 $120^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$ 영역에서 제일 작은 값을 보였다. 그러나, θ 의 어떤 영역에서든 $b=0$ 인 三軸壓縮상태에서 有效內部摩擦角이 最大値가 되고 $b=0.5$ 까지 점진적으로 증가하고 $b=1.0$ 인 三軸伸張 상태에서 약간 감소한다.

(3) 同一한 正八面體面上에 투영시킨 破壞時的 應力狀態로부터 구한 수정된 有效內部摩擦角은 θ 의 영역간에 차이가 거의 없으며, Lade의 破壞規準에 의한 산정치와 잘 일치한다.

(4) 원래 等方體의 破壞規準으로 提案된 Lade의 破壞規準은 初期異方性을 가지는 過壓密粘土의 破壞規準으로도 충분한 실용성이 있다.

(5) 異方性 過壓密粘土의 破壞時 變形率增分

벡터는 正八面體面上的의 破壞面에 直交性을 보이고 있다.

參 考 文 獻

1. 洪元杓: “中間主應力이 過壓密粘土의 舉動에 미치는 影響” 大韓土木學會論文集, 第8卷, 第2號, 1988, pp. 99~107.
2. 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.
3. 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.
4. Lade, P.V.: “Cubical Triaxial Apparatus for Soil Testing”, *Geotechnical Testing Journal*, GTJO-DJ, Vol.1, No.2, 1978, pp. 93~101.
5. Lade, P.V.: “Failure Criterion for Frictional Materials”, *Mechanics of Engineering Materials*, Chapter 20, Edited by C.S. Desai and R.H. Gallager, John Wiley & Sons Ltd., 1984, pp. 385~402.
6. Valliappan, S.: *Continuum Mechanics Fundamentals*, A.A. Balkema, Rotterdam, 1981, pp. 116~120.
7. Tsai, J. and Lade, P.V.: “Three-Dimensional Behavior of Remolded Overconsolidated Clay,” *Reports No. UCLA-ENG-85-09*, 1985.
8. Ochiai, H. and Lade, P.V.: “Three-Dimensional Behavior of Sand with Anisotropic Fabric”, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol. 109, No. GT10, 1983, pp. 1313~1328.
9. Lade, P.V. and Musante, H.M.: “Three-Dimensional Behavior of Remolded Clay”, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol.104, No. GT2, 1978, pp. 193~209.
10. Bishop, A.W.: “The Strength of Soils as Engineering Materials” *6th Rankine Lecture*, *Geotechnique*, Vol. 16, No. 2, 1966, pp. 91~130.

(접수일자 1988. 8. 23)