

三次元 應力條件下的 모래의 應力-變形舉動에 관한 實驗的 研究

An Experimental Study on Stress-Strain Behavior of Sands under Three Dimensional Stress

鄭 亨 植* · 千 柄 植* · 李 滢 洙** · 高 龍 熙***
 Chung, Hyung Sik · Chun, Byung Sik · Lee, Hyoung Soo · Koh, Yong Il

Abstract

In an attempt to investigate the effect of intermedate principal stresses which are related to the stress-strain behavior of standard sands, a series of three-Principal stress control tests were conducted for individual stress paths. The results have shown that shear strengths of sands vary with the stress paths. The variations in internal friction angle are accorded with the Habibs stress parameter, b which represents Stress paths, showing on abrupt increase at the values between 0.0 and 0.268, a moderate level between 0.268 and 0.682, and a slight decrease between 0.682 and 1.0 However, the friction angles under a triaxial extension state, were found relatively larger than under a triaxial compression state. In general, such variations were found to have the same tendency without any relevant relation with the density of specimens and confining pressures. Therefore, it is concluded, that the shear strength of sands are positively influenced by the intermediate principal stresses present in the media. And the influence of intermediate principal stresses on shear strengths of sands found from the present study are well compared with the previous studies by Lade-Duncan and Matsuoka-Nakai revealing a similar tendency within the failure criteria proposed by them.

요 지

모래(標準砂)의 應力-變形舉動에 관계되는 中間主應力の 영향을 調査하기 위하여 三主應力制御試驗을 應力經路 別로 實施하였다. 試驗課程에 의하면 모래의 剪斷強度는 應力經路의 變化에 따라 다르게 나타나고 있다. 즉 內部摩擦角은 應力經路를 나타내는 Habibs의 應力變數 b 값에 따라, b 값이 0에서 0.268의 範圍에서 크게 增加하고, $b=0.268\sim 0.682$ 의 範圍에서 거의 비슷하여, $b=0.682\sim 1.0$ 의 範圍에서 약간 減少하지만 三軸伸張狀態의 內部摩擦角은 三軸壓縮狀態의 것보다 크게 나타난다. 이러한 應力變數의 變

*正會員 · 漢陽大學校 工科大學 土木工學科 教授

**正會員 · 中央大學校 工科大學 土木工學科 教授

***正會員 · 漢陽大學校 大學院 土木工學科 博士過程

化에 따른 内部摩擦角의 變化는 供試體의 密度와 拘束壓의 變化에 關係하지 않고 同一한 傾向을 나타내었다. 따라서 모래의 剪斷強度는 中間主應力의 影響을 크게 받고 있음을 알 수 있다.

結果적으로 本 研究에서 調査된 모래의 剪斷強度에 미치는 中間主應力의 影響을 既存의 研究와 비교하여 보면 Lade · Duncan 및 Matsuoda · Nakai의 研究結果와 비슷한 傾向을 나타내었으며 대략 이들의 破壞規準사이에 있음을 알 수 있었다.

1. 서 론

흙의 力學의 特性을 室內에서 調査하기 위하여는 일반적으로 圓筒型供試體를 利用하는 三軸壓縮試驗을 實施한다. 三軸壓縮試驗에 利用하는 裝置는 排水條件을 選擇할 수 있고, 應力分布가 比較的 均等하다는 長點을 갖고 있다. 그러나 이러한 試驗裝置로서 再現할 수 있는 應力狀態는 軸對稱인 三軸壓縮狀態와 三軸伸張狀態만으로 制限되어 있다. 따라서 實際 地盤에서 發生할 수 있는 多角의 應力狀態下의 力學의 特性을 調査하기에는 미흡한 점이 있다^(7, 8). 實際 原地盤의 外力에 대한 應力狀態는 앞에서 말한 단순한 應力狀態만이 아닌 平面變形狀態 또는 三主應力이 各各 서로 다른 應力狀態 등 복잡한 應力條件下에 있다고 생각된다. 實例로 道路 및 鐵道시설을 위한 盛土 · 切土 · 터널 · 흙댐, 基礎의 掘착, 擁壁, 帶狀基礎 등 대부분의 土質力學上的 構造物은 한 方向의 變形을 拘束하고 있는 構造體로서 三主應力의 크기가 서로 다른 應力條件下에 있다. 이는 흙 要素에 作用하는 應力狀態를 三軸壓縮 또는 三軸伸張狀態로 限定하여서는 불충분함을 나타내는 것이다. 또한 현재까지 흙의 強度에 關係해서 가장 適合性이 있다고 하는 Mohr · Coulomb의 破壞規準도 中間主應力의 影響을 고려하지 않고 最大主應力과 最小主應力의 크기만에 의해서 흙의 強度가 決定되는 것으로 規定하고 있다. 따라서 應力狀態의 變化에 따른 흙의 剪斷特性을 調査하는 것은 의미있는 일이다. 三主應力을 各各 制御할 수 있는 試驗裝置를 利用한 흙의 剪斷特性에 관한 研究는 그동안 多數의 研究者들이 몇 種類의 裝置를 開發하여 進行되 었다^(7, 8). 이들의 研究結果에 의하면, 흙의 内部摩擦角은 中間主應力의 影響을 받아 最大主應力, 中間主應力, 最小主應力의 크기가 서로다를때의 内部摩擦角이 三軸壓縮狀態 또는 三軸伸張狀態下의 内部摩擦角보다 크게 나타남이 確認되고 있다. 그러나 中間主應力의 相對的 크기의

變化에 따른 内部摩擦角의 變化舉動은 研究者마다 서로 다르게 調査됨으로서 試驗裝置의 集積은 必要하다고 생각된다. 本 研究에서는 三主應力制御試驗裝置로서 일반적인 三軸壓縮試驗裝置의 改良型을 利用하였다. 試驗裝置는 大型三軸壓縮室內에 中間主應力을 자유로이 制御할 수 있도록 中間住應力制御裝置를 설치하고, 이에 의해 中間主應力의 相對的인 크기를 所定의 應力經路에 따라 變化시킬 수 있게 제작되어 있다. 따라서 이 裝置를 利用하여 三次元主應力 條件下의 모래의 剪斷舉動을 調査하였으며, 특히 모래의 剪斷強度에 미치는 中間主應力의 影響을 밝히는데 重點을 두었다.

2. 3次元 應力狀態의 應力과 變形

2.1 應力

2.1.1. 正八面體 應力^(2, 3, 5)

그림 2.1과 같이 X, Y, Z軸을 主應力軸으로 하고 各各의 主應力을 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ 로 할때, 그림 2.2에 나타낸 面法線N이 일정한 方向餘弦(l, m, n)을 갖는다면 面 ABC上的 垂直應力 σ_n 은 다음과 같이 된다.

$$\sigma_n = \sigma_x l^2 + \sigma_y m^2 + \sigma_z n^2 \quad (2.1)$$

또한 應力의 크기를 s로 하면 총응력 S는 $S^2 = Sx^2 + Sy^2 + Sz^2 = (\sigma_x l)^2 + (\sigma_y m)^2 + (\sigma_z n)^2$ 으로 나타낼 수 있다.

따라서 面 ABC上的 剪斷應力 τ 는 다음 式으로 表現된다.

$$\tau = S^2 - \sigma_n^2 = (\sigma_x l)^2 + (\sigma_y m)^2 + (\sigma_z n)^2 - (\sigma_x l^2 + \sigma_y m^2 + \sigma_z n^2) \quad (2.2)$$

正八面體面에 作用하는 主應力의 세 方向과 等角을 갖는 垂直應力 및 剪斷應力을 各各 正八面體垂直應力 σ_{oct} , 正八面體剪斷應力 τ_{oct} 로 하면, 正八面體의 面法線의 方向餘弦은 $|l| = |m| = |n| = 1/\sqrt{3}$ 이므로, 式(2.1) 및 式(2.2)에서 σ_{oct} 및 τ_{oct} 는 다음과 같이 된다.

$$\sigma_{oct} = \frac{1}{3} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = \text{平均主應力} \quad (2.3)$$

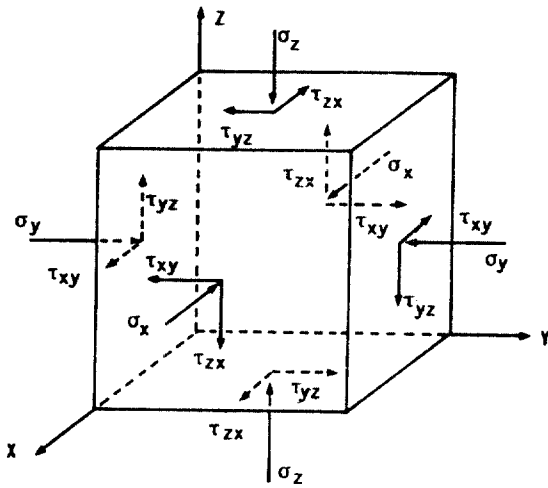


그림 21 應力成分

$$\left. \begin{aligned} p &= \frac{1}{3} J_1 \\ q &= \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot (J_2 - \frac{1}{3} \cdot J_1^2)^{1/2} \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

2.1.2 Mohr의 應力圓과 正八面體應力

三主應力 σ_x, σ_y 및 $\sigma_z (\sigma_z \geq \sigma_y \geq \sigma_x)$ 가 一定한 값일때, Mohr의 應力圓은 그림 23과 같이 나타나 지고, 任意의 面에 대한 應力은 그림에서 斜線部分의 範圍에 있다.

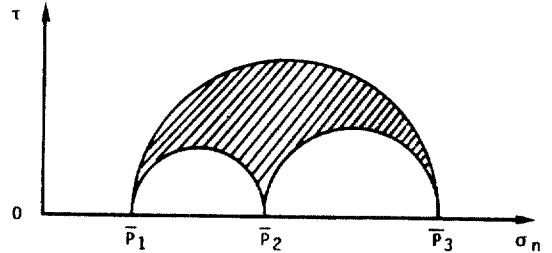


그림 23 三主應力 狀態下의 Mohr의 應力圓

여기서 正八面體의 垂直應力 σ_{oct} 및 剪斷應力 τ_{oct} 은 Mohr의 應力圓에 대하여, 어떠한 範圍에 있는 가를 알아보기로 한다.

Habib(1953)²⁾은 中間主應力 σ_y 의 相對的인 크기를 나타내는 方法으로 다음과 같은 式을 導入하였다.

$$b = \frac{\sigma_y - \sigma_x}{\sigma_z - \sigma_x} \quad (2.6)$$

여기서 變數 b의 값은 $\sigma_z \geq \sigma_y \geq \sigma_x$ 의 條件이 滿足한다면 0~1의 範圍內에서 變化하는 값을 알 수 있다. 變數 b를 利用하여 σ_{oct} 및 τ_{oct} 를 表現하면 다음 式과 같이 된다.

$$\sigma_{oct} = \sigma_x + \frac{(1+b)}{3} (\sigma_z - \sigma_x) \quad (2.7)$$

$$\tau_{oct} = \frac{\sqrt{2}}{3} (b^2 + b + 1)^{1/2} (\sigma_z - \sigma_x) \quad (2.8)$$

式(2.7)에서, $\sigma_z - \sigma_x$ 의 값은 Mohr의 應力圓中, 最大圓의 直徑과 같으므로, 變數 b의 範圍에 대한 正八面體의 垂直應力 σ_{oct} 의 範圍는 다음과 같이 規定할 수 있다.

$$\left\{ \sigma_x + \frac{1}{3} (\sigma_z - \sigma_x) \right\} \leq \sigma_{oct} \leq \left\{ \sigma_x + \frac{2}{3} (\sigma_z - \sigma_x) \right\} \quad (2.9)$$

한편 正八面體의 剪斷應力 τ_{oct} 는 式(2.8)에서, $b=0$ 또는 1 일때 最大值가 $\tau_{oct} = \frac{\sqrt{2}}{3} (\sigma_z - \sigma_x)$ 로 되

고, $b=0.5$ 일때 $\tau_{oct} = \frac{1}{\sqrt{6}} (\sigma_z - \sigma_x)$ 의 最小值를 갖

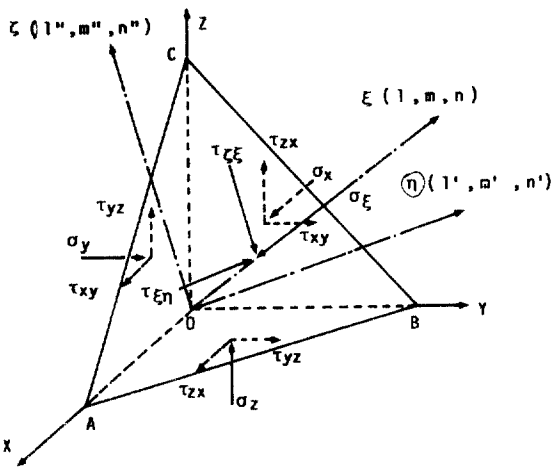


그림 22 應力成分의 座標變換

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2]^{1/2} \quad (2.4)$$

따라서 本 研究에서는 垂直應力으로서 正八面體 垂直應力을, 剪斷應力으로서 正八面體剪斷應力을 利用하고, 이것을 各各 $p (= \sigma_{oct})$, $q (= \tau_{oct})$ 로서 表示한다. 垂直應力(p) 및 剪斷應力(q)는 應力의 不變量을 利用하여 나타내면 다음과 같이 된다.

는다.

三主應力 σ_x, σ_y 및 σ_z 가 一定한 값일때 最大剪斷應力 τ_{max} 은 Mohr의 應力圓中, 最大圓의 半徑과 같으므로 τ_{max} 에 대한 τ_{oct} 의 相對的인 範圍는 다음과 같다.

$$\frac{2}{\sqrt{6}} \leq \frac{\tau_{oct}}{\tau_{max}} \leq \frac{2\sqrt{2}}{3}$$

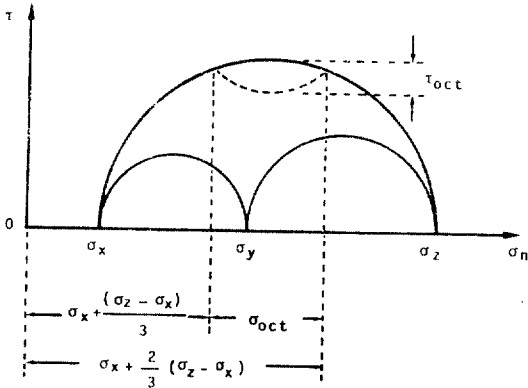


그림 24 Mohr의 應力圓으로 나타낸 正八面體應力

위의 式으로 부터, 正八面體의 要素에 作用하는 剪斷應力 τ_{oct} 는 一般的으로 Mohr의 應力圓에서 나타내는 最大剪斷應力 τ_{max} 보다 작은 값을 알 수 있다. 한편 式(2.7) 및 式(2.8)에서 b 를 消去해서 σ_{oct} 와 τ_{oct} 의 關係를 구하면 다음과 같이 된다.

$$2 \left\{ \left[(\sigma_{oct} - \sigma_z) - \frac{(\sigma_z - \sigma_x)}{2} \right]^2 + \frac{1}{12} (\sigma_z - \sigma_x)^2 \right\} = \tau_{oct}^2$$

위의 關係를 Mohr의 應力圓에 나타내면 그림 2.4의 點線으로 表示된다.

2.1.3 應力變數⁽⁹⁾

三次元 主應力狀態를 指定하는 應力變數는 Nadai-Lode의 變數(μ)와 Habib(1953)의 變數(b)를 利用하는 境遇가 많다.

Nadai-Lode는 三次元 主應力의 狀態를 $\sigma_z \geq \sigma_y \geq \sigma_x$ 의 條件으로 하여, 應力變數 μ 를 다음과 같이 表現하였다.

$$\mu = \frac{2\sigma_y - \sigma_z - \sigma_x}{\sigma_z - \sigma_x} \quad (2.10)$$

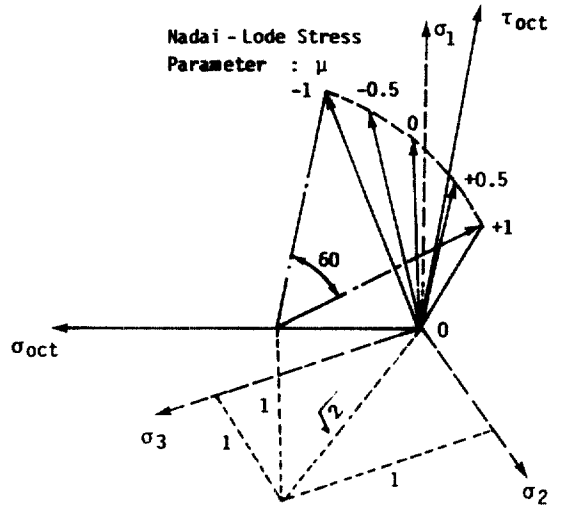


그림 25 三次元應力空間에서의 應力徑路

그림 2.5에서 變數 μ 는 中間主應力 σ_y 의 相對的인 變化에 따라 $-1 \leq \mu \leq 1$ 의 範圍는 있음을 알 수 있다.

式(2.10) 및 式(2.5)에서, 應力變數 μ 의 값과 應力狀態 θ 사이에는 다음과 같은 關係가 成立한다.

(i) $\mu = -1$: 三軸壓縮狀態 ($\sigma_z > \sigma_y = \sigma_x$)
($\theta = \theta^\circ$)

(ii) $\mu = 1$: 三軸伸張狀態 ($\sigma_z = \sigma_y > \sigma_x$)
($\theta = 60^\circ$)

(iii) $\mu = 0$: $\sigma_y = (\sigma_z + \sigma_x)/2$ ($\theta = 30^\circ$)

여기서 Habib의 應力變數 b 도 中間主應力 σ_y 의 變化에 따라서, $0 \leq b \leq 1$ 의 範圍의 값으로 나타낼 수 있으며 式(2.6) 및 式(2.5)에서, 應力變數 b 와 應力狀態 θ 의 상이에는 다음과 같은 關係가 成立함을 알 수 있다.

(i) $b = 0$: 三軸壓縮狀態 ($\sigma_z > \sigma_y = \sigma_x$)
($\theta = \theta^\circ$)

(ii) $b = 1$: 三軸伸張狀態 ($\sigma_z = \sigma_y > \sigma_x$)
($\theta = 60^\circ$)

(iii) $b = 0.5$: $\sigma_y = (\sigma_z + \sigma_x)/2$ ($\theta = 30^\circ$)

本 論文에서는 三次元應力狀態를 나타내는 應力變數로서 偏角 θ , 또는 變數 b 를 利用하였다.

2.2 變形

2.2.1 變形

X, Y, Z直角座標에 대한 各各의 座標軸이 變形의 主軸과 一致하는 것으로 假定하면, 各 座標軸에 關한 剪斷變形은 0이므로 主變形만이 發生하는 것으로 되어, 式(2.3) 및 式(2.4)로부터 各各의 主變形을 $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ 로 하여, 正八面體垂直應力 σ_{oct} 및 剪斷應力 τ_{oct} 에 대한 正八面體垂直變形 ϵ_{oct} 및 剪斷變形 r_{oct} 는 主變形의 關係에 의해서 다음과 같이 나타낼 수 있다. 但 壓縮을 正으로 함.

$$\epsilon_{oct} = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z}{3} = \frac{\epsilon_v}{3} \quad (2.11)$$

$$r_{oct} = \frac{2}{3} [(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + (\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_z - \epsilon_x)^2]^{1/2} \quad (2.12)$$

여기서 ϵ_x : X軸方向의 主變形
 ϵ_y : Y軸方向의 主變形
 ϵ_z : Z軸方向의 主變形
 ϵ_v : 體積變形

2.2.2 變形増分

應力에 微小한 變化가 發生할때, Z直角座標에 對한 主變形 増分을 各各 $d\epsilon_x, d\epsilon_z$ 로 하면, 式(2.11) 및 式(2.12)에 對應하는 體積變形増分 $d\epsilon_v$, 剪斷變形増分 d_r 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$d\epsilon_v = d\epsilon_x + d\epsilon_y + d\epsilon_z \quad (2.13)$$

$$d_r = [(d\epsilon_x - d\epsilon_y)^2 + (d\epsilon_y - d\epsilon_z)^2 + (d\epsilon_z - d\epsilon_x)^2]^{1/2} \quad (2.14)$$

여기서 式(2.13)에 대한 $d\epsilon_v$ 의 積分은 式(2.11)의 體積變形 ϵ_v 의 3배에 해당하지만, 式(2.14)의 d_r 의 積分은 式(2.12)의 八面體 剪斷變形 r_{oct} 와는 對應하지 않는다.

本 研究에서는 體積變形 ϵ_v , 剪斷變形 r 를 다음과 같이 規定한다.

$$\epsilon_v = \epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z \quad (2.15)$$

$$r = \int d_r \quad (2.16)$$

但, 實際의 計算에서는 $d\epsilon$ 을 $\Delta\epsilon$ 을 利用해서

$$\Delta r = [(\Delta\epsilon_x - \Delta\epsilon_y)^2 + (\Delta\epsilon_y - \Delta\epsilon_z)^2 + (\Delta\epsilon_z - \Delta\epsilon_x)^2]^{1/2}$$

의 關係로부터 剪斷變形増分을 구하고, 剪斷變形 r 는

$$r = \sum \Delta r \quad (2.17)$$

로 計算하였다.

2.2.3 主應力과 主變形増分 方向의 關係

彈性體의 應力과 變形은 線型關係로서 2個의 彈

性係數, 즉 young率(Young-Modulus) E 및 Poisson比(Poisson's Ratio) μ 에 의해서 그의 關係를 說明할 수 있다. 이러한 完全彈性材料에서는 主應力의 方向과 主變形의 方向은 반드시 一致하는 것으로 된다.

Drucker·Prager(1952), Hill(1950)에 의해서 提案된 完全塑性體 또는 Rowe(1962), Rosco(1963), Schofield·Wroth(1968) 등의 變形에 關한 文獻에 의하면 材料를 等方性으로 가정하고 應力의 主軸과 變形増分의 主軸은 一致하는 것으로 되어 있다.

그러나 Oda·Konishi(1974 a·b)는 光彈性 材料로 構成된 圓筒型 供試體를, 粒狀體를 代表하는 三次元的인 모델 材料로 가정하고, 單純剪斷試驗을 實施하여 剪斷中의 粒子間接觸點의 方向, 主應力의 回轉에 대하여 調査한 結果, 剪斷·垂直應力比의 增加에 따른 主應力方向 回轉角과 主變形方向의 回轉角은 最大應力比까지 이르는 동안 반드시 一致하지 않음을 밝히고 있고, 또한 Dresher(1976)도 主應力의 方向이 回轉하는 載荷形式을 갖춘 裝置를 利用하여 試驗한 結果, 主應力의 方向과 主變形 増分의 方向, 또는 主應力의 方向과 主變形의 方向이 偏角을 나타냄을 調査하였다. 그러나 Dresher(1976)는 主應力의 方向과 主變形의 方向이 一致하지 않는 試驗裝置의 境界條件에 의해서만, 主應力軸의 回轉이 可能하다는 것을 아울러 밝히고, 一般的인 三軸壓縮裝置로서는 連續的인 主應力軸의 回轉이 不可能하다고 하였다.

本 試驗에 利用한 裝置는 主應力의 方向을 固定시키고 있으므로 主應力의 方向과 主變形増分의 方向은 거의 一致하는 것으로 가정하여 主應力空間座標에 대한 主變形増分空間座標 $d\epsilon_x, d\epsilon_y, d\epsilon_z$ 를 그림 2.6과 같이 나타낸다.

그림에서 各 主變形増分을 $d\epsilon_x, d\epsilon_y, d\epsilon_z$ 로 하면 벡터 $\vec{O'A'}$ 와 體積變形増分 $d\epsilon_v$, 벡터 $\vec{O'B'}$ 와 剪斷變形増分 d_r 와의 關係는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$|\vec{O'A'}| = \frac{1}{\sqrt{3}}(d\epsilon_x + d\epsilon_y + d\epsilon_z) = \frac{1}{\sqrt{3}}d\epsilon_v \quad (2.18)$$

$$|\vec{O'B'}| = \frac{1}{\sqrt{3}}[(d\epsilon_x + d\epsilon_y)^2 + (d\epsilon_y + d\epsilon_x)^2]$$

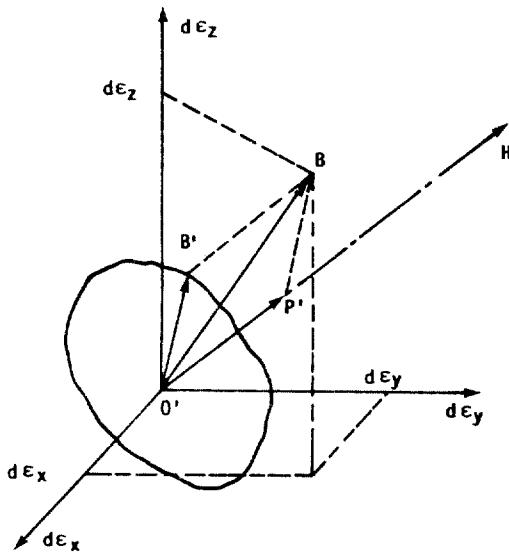


그림 26 主變形增空間座標

$$+(d\epsilon_z + d\epsilon_x)^2)^{1/2} = \frac{1}{\sqrt{3}} d_r \quad (2.19)$$

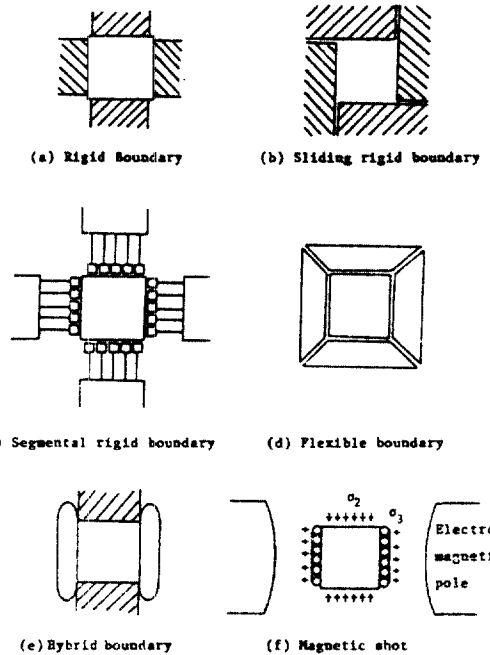


그림 31 三主應力 制御 試驗裝置의 載荷面의 境界條件

3. 試驗裝置 및 試驗方法

3.1 三主應力 制御 試驗裝置의 分類

三主應力下 ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$)의 흙 요소의 變形·強

表 3.1 三主應力制御 試驗裝置의 形態別 分類

BOUNDARY CONDITION		INITIAL SIZE OF SPECIMEN	MATERIAL	REPRESENTATIVE PAPER (YEAR)
CONTACT PLANE	SYSTEM			
Uniform Strain	R-R-R	—	SAND	DANIEL(1957)
		70 CUBE	SAND GLASS -BEADS	MATSUOKA(1974)
	S-S-S	60 CUBE	SAND	KJELLMAN(1936)
	MOVABLE R-R-R	50 · (130-68)	CLAY	HAMBLY(1969)
		(130-70)CUBE	CLAY	PEARCE(1971)
		100 CUBE	SAND	GUDEHUS(1971)
Uniform Stress	F-F-F	71 CUBE	SAND	LOMIZE et al(1967)
		100 CUBE	CLAY	LOMIZE et al(1969)
		102 CUBE	SAND	KO AND SCOTT(1967)
		100 CUBE	SAND	ARTHUR AND MENZIES(1972)
	F-F-C	100 · 60 · 60	SAND	BENNETT(1969)

BOUNDARY CONDITION		INITIAL SIZE OF SPECIMEN	MATERIAL	REPRESENTATIVE PAPER(YEAR)
CONTACT PLANE	SYSTEM			
Hybrid Application	R-R-C	80 · 79 · 76	SAND	GREEN(1971)
		80 · 81 · 53	SAND	GREEN & READES(1975)
		76 CUBE	SAND	LADE AND DUNCAN(1973)
	R-F-C	60 · 35 · 20	CLAY	SHIBATA & KARUBE(1965)
		—	SAND	LENOE(1966)
		102 · 51 · 38	CLAY	YONG AND MCKYES(1967)
		102 CUBE	SAND	SUTHERLAND & MESDARY (1969)
	R-F-F	76 CUBE	CLAY	RAMAMURTHY(1970)
		76 CUBE	SAND	
	R-M-C	—	—	ESCARIO(1961)

- ※ R ; rigid platen
- S ; segmental rigid rods
- F ; flexible bag
- C ; chamber pressure
- M ; magnetic ball in flexible bag

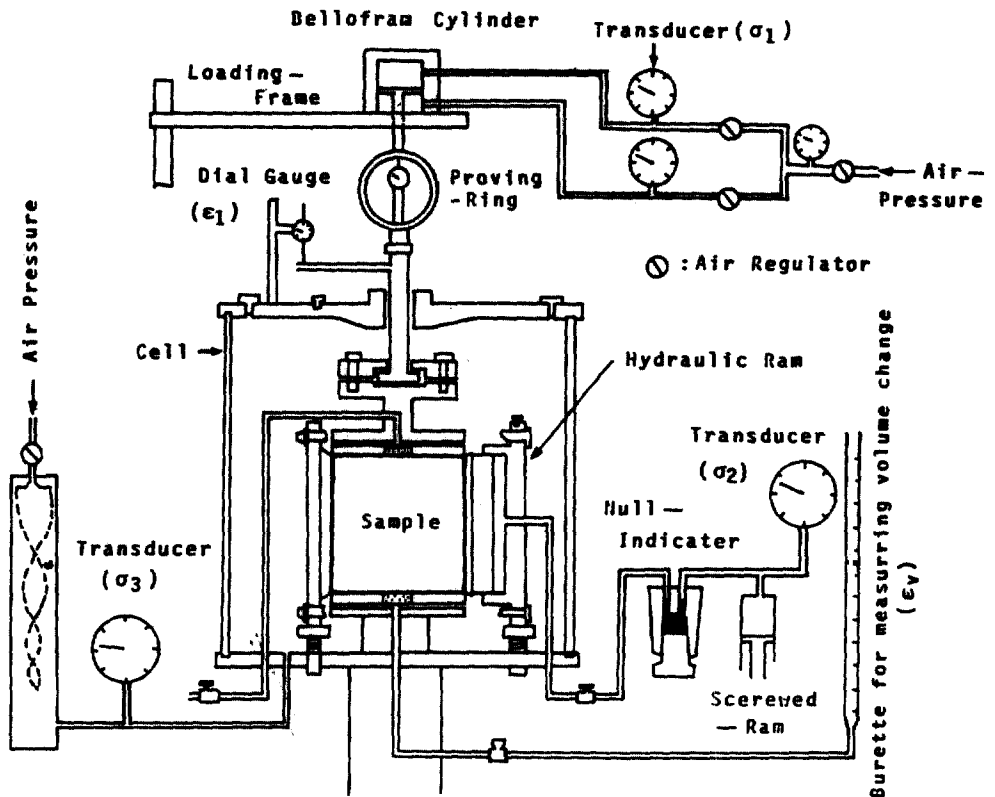


그림 3.2 본 실험장치의 개요圖

度特性을 調査하기 위한 三主應力制御 試驗裝置는 여러가지 形態로 開發되어 왔다. 六面體 供試體를 利用하는 이 試驗裝置는 載荷面의 境界條件에 따라 그림 3.1 및 표 3.1과 같이 分類할 수 있다.

그림 3.1은 六面體 供試體를 利用하는 三主應力 制御試驗 裝置를 境界條件에 의하여 (a), (b), (c)는 鋼板載荷型, (d)는 pressure-Bag型, (e), (f)는 混合型을 나타낸 것이며, 표 3.1은 各 研究者의 試驗裝置를 위와 같이 境界條件에 의해서 分類하여 나타낸 것이다. 이 表에서 剛性을 띤 材料로 載荷하는 鋼板載荷型의 境遇를 均一한 變形을 發生시킬 수 있는 것으로 假定하면, pressure-Bag으로 載荷하는 境遇는 應力의 分布가 均一한 것으로 分類가 可能하다.

3.2 本 研究에 使用된 試驗裝置¹⁾

本 研究에서 利用한 三主應力試驗裝置는 Green, Reades(1975)의 裝置와 同一한 形態의 것으로서, 鉛直方向과 水平方向(中間主應力方向)은 鋼板이고, 남은 水平의 一方向은 Cell壓에 의해서 載荷하는 混合型의 裝置이다. 이 裝置의 載荷方法은 變形制御法과 應力制御法이 可能하고 피크(peak) 強度以後의 剪斷舉動을 再現할 수 있으며, 큰 拘束壓 條件下에서의 試驗이 可能하다. 그림 3.2는 本 試驗裝置의 概要이며, 載荷裝置는 軸壓載荷裝置, 側方拘束壓載荷裝置 및 Cell壓載荷裝置로 構成되어 있으며, 各各의 載荷裝置를 獨立하여 制御할 수 있어, 三主應力狀態를 供試體에 再現할 수 있다.

3.3 試驗方法

3.3.1 供試體의 成形

試驗에 利用한 供試體는 길이 80mm, 幅 40mm, 높이 85mm의 直六面體이다. 供試體는 空氣中에서, 乾燥된 모래를, 約 2時間 程度 끓여서 飽和시킨 것을 大型冷凍庫(-50°C)에서 3時間 以上 冷却하여 凍結시켰다.

3.3.2 試驗에 使用한 모래

表 3.2 試料의 物理的 性質

Specific Gravity of Solids	G=2.6
Maximum Void Ratio	e=0.960
Minimum Void Ratio	e=0.610
Uniformity Coefficient	U=1.60
Average Grain Size(mm)	D=0.19

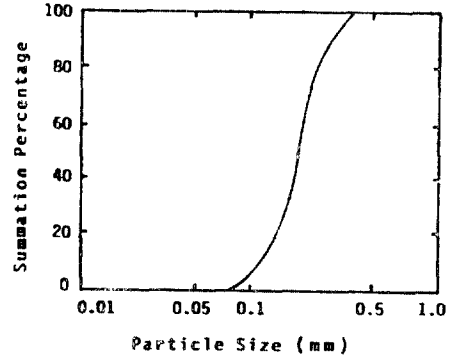


그림 3.3 試料의 粒徑加積曲線

實驗에 利用한 모래의 物理的 性質을 表 3.2와 같고, 粒徑加積曲線은 그림 3.3과 같다.

3.3.3 剪斷試驗

가) 側方拘束裝置의 設置

側方拘束裝置의 壓力室內에 脫氣水を 供給하고 側方拘束板과 供試體面과의 端面摩擦을 減少시키도록 한 후, 冷凍室內에서 準備한 供試體를 三軸壓縮室內에 設置하고, 供試體의 水平方向(中間主應力方向)에 側方拘束裝置를 連結한 다음, 拘束板과 供試體面을 密着시킨후 側方拘束裝置를 固定시키고, 同時에 上部壓力板과 載荷피스톤을 固定한다.

나) 供試體의 飽和

三軸壓縮室을 組立하여, 壓縮室內에 물을 供給하고, 0.1kgf/cm²의 cell壓을 加한 狀態에서 供試體를 解凍시킨다. 解凍이 完了되면, cell壓 및 側方拘束壓을 同時에 0.2kgf/cm²로 上昇시키고, 供試體를 飽和시킨다. 이때 供試體를 完全히 飽和시키기 위하여 0.1kgf/cm²의 back pressure를 加한다.

다) 載荷

供試體의 飽和가 完了되면 所定의 拘束壓까지 等方壓密한 후, 壓密이 終了되면 各各의 應力狀態에 따라서 軸壓(最大主應力), 側方拘束壓(中間主應力), cell壓(最小主應力)을 變化시켜 供試體를 剪斷한다. 本 試驗의 等方壓密의 最終段階는 0.5, 1.0, 2.0kgf/cm²이고 剪斷應力 q는 그림 3.4와 같이 六面體上의 壓縮方向($\theta=0^\circ$)에서 伸張方向($\theta=60^\circ$)으로 15°씩 分割하는 經路를 취하였다. 剪斷時의 σ_1 軸方向(最大主應力方向)의 主應力増分 $\Delta\sigma_1$ 는 側方拘束裝

置에 의해서, σ_x 軸方向의 主應力増分 $\Delta\sigma_x$ 는 液壓에 의해서 各各 發生시킨다.

라) 應力 및 變形의 測定

試驗中, 鉛直方向의 荷重과 變位는 各各 푸르빙 링(proving ring)과 다이알게이지(1/100mm)에 의해서, 側方拘束壓과 變位는 二重管式壓力 測定裝置 및 이 裝置의 壓力室內의 體積變化測定裝置에 의해서 記錄되며, 同時에 cell壓과 供試體의 體積變化를 記錄한다.

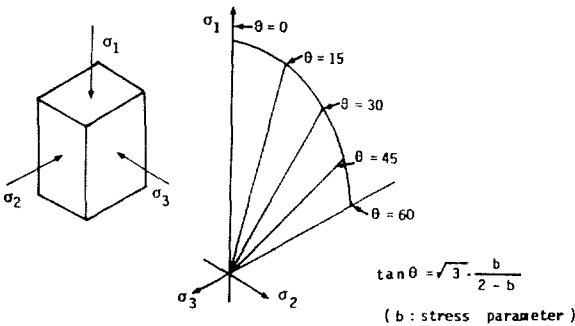


그림 34 六面體 供試體의 各面에 作用하는 主應力

4. 試驗結果 및 分析

4.1 最大應力比와 間隔比의 關係

破壞時의 最大 剪斷 垂直應力比($\tau_{oct}/\sigma_{oct}=q/p$)와 間隔比의 關係를 拘束壓 $\sigma_c=1.0\text{kgf/cm}^2$ 에 대하여 그림 4.1에 試驗한 應力狀態別로 나타냈다. 그림에서 破壞時의 應力比는 密度의 增加에 따라 直線的으로 增大함을 나타내고 있다. 이와 같은 密度의 變化에 따른 應力比의 直線的인 變化는 應力狀態에 關係없이 同一한 傾向을 나타내고 있다. 또한 同一한 密度에서의 破壞時의 應力比와 應力狀態의 關係를 보면, 密度에 關係없이 破壞時의 應力比는 三軸 壓縮時에 最大가 되고, 三軸伸張時에 最小로 됨을 나타내고 있으며, 應力의 狀態가 三軸壓縮에서 $\theta=15^\circ$ 로 되면서 破壞時의 應力比는 $e=0.7$ 부근의 密한 모래일때 0.2정도 減少함을 나타내고, $\theta=45^\circ$ 에서 三軸伸張應力狀態에서는 密한 모래의 경우는 약간 減少하는 傾向은 있으나, 全體의으로 볼 때 應力狀態의 變化에 의한 영향은 명확하지 않음을 나타내고 있다. 이러한 破壞時의 最大應力比와 應力

狀態의 關係는 느슨한 모래에서 보다. 密한 모래에서 약간 크게 나타남을 알 수 있다. 아울러 同一한 密度 및 應力狀態下의 最大應力比는 拘束壓을 變化시켜도 거의 同一한 값을 나타내어, 試驗한 拘束壓의 範圍에서는 拘束壓의 變化에 의한 영향은 應力狀態 및 密度의 變化에 關係없이 거의 나타내지 않았음을 알 수 있다.

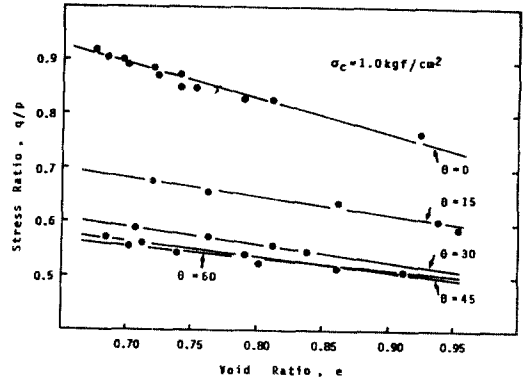


그림 4.1 破壞時의 最大應力比와 間隔比의 關係

4.2 等剪斷 變形時의 剪斷變形과 應力比와의 關係

剪斷試驗中 一定한 剪斷變形率을 發生시켰을 때의 應力比를 應力狀態의 變化에 따라 연결한 선이 等 剪斷變形線이며, 이 等剪斷變形線으로 부터 應力狀態의 變化에 의한 應力-變形舉動을 알 수 있다. 그림 4-2는 等剪斷變形時의 剪斷·垂直應力比 q/p 와 剪斷變形率 τ_{oct} 의 關係를 拘束壓 $\sigma_c=1.0\text{kgf/cm}^2$ 의 試驗結果에 對하여 應力狀態 θ 別로 粗密한 경우만을 나타낸 것이다. 그림에서는 剪斷變形率이 0.5, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0%로 이르렀을 때의 剪斷·垂直應力比를 應力狀態別로 π 平面에 나타낸 것이다. 試驗結果에 의하면, 剪斷初期의 $\tau_{oct}=0.5\%$ 일때의 三軸壓縮時의 q/p 는 0.53, 三軸伸張時의 q/p 는 0.29로서 同一한 剪斷變形率을 發生시킬 때의 剪斷·垂直應力比는 三軸壓縮時에 最大가 되고, 應力의 狀態가 三軸伸張 狀態로 되면서 減少함을 알 수 있다. 이는 同一한 剪斷變形을 發生시키기 위하여 필요한 應力比는 三軸伸張 狀態에 比하여 三軸壓縮時에 더 큰 應力比를 필요로 한다는 것을 의미하고 있다. 이 같은 應力狀態의 變化에 의한 等 剪斷變形時의 剪斷·垂直應力比와 剪斷變形의 關係는 拘

束壓 $\sigma_c = 0.5, 2.0 \text{ kgf/cm}^2$ 인 경우의 試驗結果도 비슷한 傾向을 나타내었으나, 拘束壓의 變化에 의한 영향은 거의 볼 수 없었다.

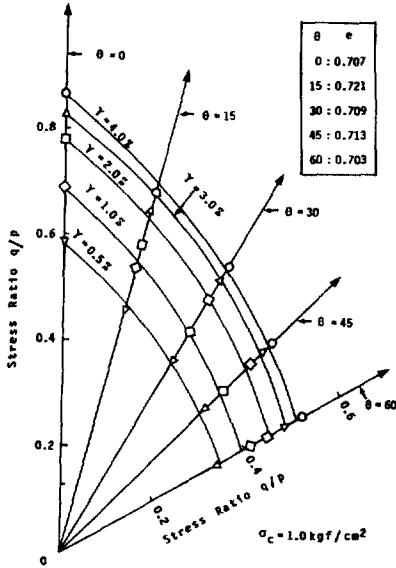


그림 4.2 等 剪斷變形時의 剪斷變形과 應力比의 關係

4.3. 破壞時의 最大應力比와 變形增分比의 關係

Roscoe(1963)¹⁰⁾은 非粘性材料의 剪斷中 內部에서 發生하는 單位體積當의 에너지 關係를 다음 式으로 表現하였다.

$$p \cdot de_v^p + qde^p = M \cdot p |de^p| \quad (4.1)$$

여기서 q: 剪斷應力, P: 垂直應力,

M: 摩擦係數, de_v^p : 塑性體積變形增分

de^p : 塑性主變形增分인.

本 研究에서는, 剪斷中, 發生하는 應力·變形關係를 破壞時의 最大 剪斷·垂直應力比와 體積·剪斷變形增分比의 關係로 表現하였다. 다음의 그림 4-3은 破壞時의 最大·剪斷·垂直應力比 q/p와 破壞時의 體積·剪斷變形 增分比 $(-de_v/d\gamma)$ 의 關係를 應力의 狀態 θ 別로 나타낸 것이다. 그림에서 破壞時의 最大應力比와 變形增分比의 關係는 應力狀態의 變化에 關係없이 最大應力比가 증가하면 變形增分比도 커지는 直線의인 變化를 보이고 있으며, 應力의 狀態가 三軸壓縮 狀態에서 三軸伸張狀態로 되면서 더 낮은 最大應力比 下에서 變形增分比가 증가되어 破壞에 이르고 있음을 나타내고 있다. 이러한 應力狀態의

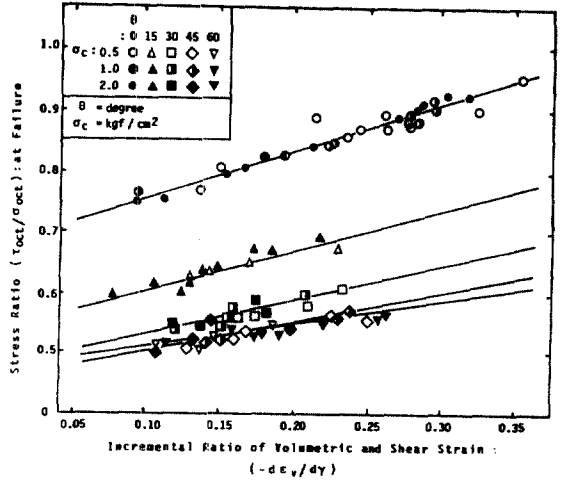


그림 4.3 破壞時의 最大應力比와 變形增分比의 關係

變化에 의한 應力-變形舉動은 應力의 狀態가 三軸壓縮狀態에서 $\theta = 15^\circ$ 의 應力狀態사이에서 크게 나타난다. 이와 같은 破壞時의 最大應力比와 變形增分比의 直線의인 關係는 應力의 狀態가 일정하다면 拘束壓, 密度의 變化에 關係없이 成立하여 Roscoe의 式4.1이 成立함을 알 수 있고(그림에서는 密度의 變化는 區別하지 않았음), 이 式中 摩擦係數 M은 일정한 應力狀態下의 最大應力比와 變形增分比의 關係를 나타내는 直線이 鉛直軸(破壞時의 最大應力比를 나타내는 軸)과 만나는 點에서의 應力比, 즉 最大壓縮時의 應力比로 나타낼 수 있음을 알 수 있다.

本 研究에서 剪斷 中, 供試體에 加해진 應力의 狀態는 中間主應力의 相對的인 크기가 증가하면서 三軸壓縮狀態에서 三軸伸張狀態로 되는 應力經路를 취하고 있다. 따라서 本 試驗의 結果는 應力의 狀態가 三軸壓縮狀態에서 三軸伸張狀態로 되면서 最大應力比-變形增分比의 關係를 나타내는 直線의 절편은 減少하는 것으로 나타난다. 다음의 그림 4.4는 應力狀態의 變化에 의한 最大應力比-變形增分比의 關係를 表現하는 直線의 절편 M' 및 기울기 K와 應力狀態 θ 의 關係를 試驗한 全 供試體에 대하여 平均하여 나타낸 것이다. 그림에 依하면 直線의 절편 및 기울기는 加해진 應力의 狀態가 變化하는 三軸壓縮狀態에서 三軸伸張狀態로 되면

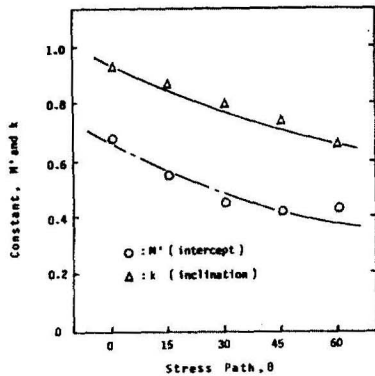


그림 44 定數 M' 및 k와 應力狀態의 關係

서 減少함을 나타내고 있다. 이러한 應力狀態의 變化에 의한 應力-變形舉動은 Barden · Khayatt (1966), 松岡(1974)^{7, 8)}에 의해서도 調査되어 있다. 따라서 Roscoe는 일정한 應力狀態(三軸壓縮狀態)下에서는 이 같은 應力-變形舉動 關係를 說明할 수 있지만, 應力の 狀態가 變化하여 三軸壓縮狀態에서 三主應力狀態로 되면, 이 直線式的 절편 및 기울기를 表現할 수 있다고 하였다. 이와 같은 應力狀態의 變化에 의한 영향을 表現하기 위하여, 三主應力を 制御하여 實施한 本 試驗의 應力狀態의 變化에 의한 破壞時의 最大剪斷 · 垂直應力比와 體積 · 剪斷變形 増分比의 直線的인 關係로 부터 應力-變形關係를 나타내는 Roscoe의 式 4.1은 다음과 같이 變形할 수 있다.

$$q/p = M' - K \frac{d\varepsilon_v}{d\gamma_{oct}} \quad (4.1)$$

여기서 M' 및 K는 各各 破壞時의 最大剪斷 · 垂直應力比-體積 · 剪斷 變形増分比 直線的 절편 및 기울기로서, 同一한 條件의 모래에서 應力狀態의 變化에 따라, 三軸壓縮狀態에서 三軸伸張狀態로 되면서 減少하는 定數이며, Nadai-Lode 및 Habib의 應力變數 μ 또는 b값의 函數로서 表現할 수 있다. 또한 절편 M'는 變形増分비가 0일때, 즉 最大壓縮時의 應力比로서 나타낼 수 있다.

4.4 內部摩擦角과 拘束壓의 關係

Mohr-Coulomb의 破壞規準에 의한 모래의 內部摩擦角 ϕ 와 拘束壓 σ_c 의 關係를 間隔比 $e=0.70$ 부

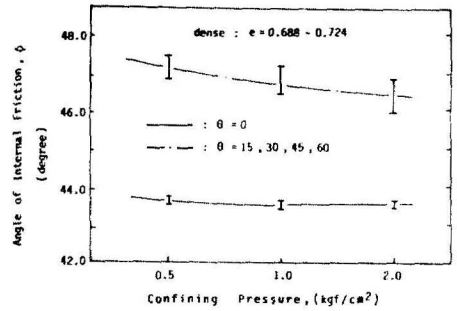


그림 45 內部摩擦角과 拘束壓의 關係

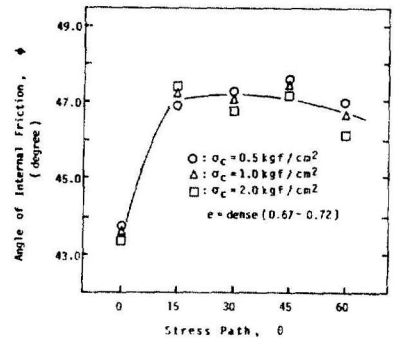


그림 46 內部摩擦角과 應力狀態의 關係

근의 粗密한 모래에 대한 試驗結果를 應力狀態 θ 別로 그림 45에 나타냈다.

그림에 의하면 一定한 應力狀態下의 供試體의 內部摩擦角은 拘束壓이 增加하면 減少하는 傾向을 나타내고 있다. 이같은 內部摩擦角의 拘束壓 依存性은 三軸壓縮時보다는 三主應力狀態에서 약간 크게 나타남을 알 수 있었지만, 全體적으로 볼 때 試驗한 拘束壓의 범위에서는 모래의 內部摩擦角에 關係하는 拘束壓의 變化에 의한 영향은 크게 나타나지 않았으며, 이러한 內部摩擦角의 拘束壓 依存性은 느슨한 모래에서도 비슷한 傾向을 나타내었다. 모래의 內部摩擦角에 關係하는 拘束壓의 變化에 의한 영향을 알아보면, 福島(1983)²⁰⁾는 本 試驗에서 使用한 것과 同一한 모래를 利用한 排水條件下의 비틀림 單純 剪斷試驗을 통하여, 매우 粗密한 모래($e=0.65$)의 內部摩擦角은 拘束壓의 變化($\sigma_c=0.5\sim 2.0\text{kgf/cm}^2$)에 따라 현저한 拘束壓 依存性을 나타내지만, 粒子의 形狀을 比較할 때 比較的 等方性을

가진 粒子로 構成된 유리알(glass bead)의 內部摩擦角은 拘束壓의 變化에 關係없이 一定한 값을 나타냄을 밝히고 있으며, 本 試驗에서는 供試體의 形狀의 變化에 의한 強度의 拘束壓 依存性を 알아보기 위하여 實施한 中空圓筒型 供試體의 비틀림 單純剪斷試驗, 直六面體型的 平面變形試驗, 圓筒型的 軸對稱 三軸壓縮試驗을 통하여, 同一한 條件의 모래라도, 供試體의 形狀의 變化에 따라 圓筒型 供試體에서 보다는 中空圓筒型 供試體에서의 強度의 拘束壓 依存성이 크게 나타남을 調査하였다. 이는 同一한 條件의 試驗裝置에 의해서도 供試體에 利用한 試料의 粒子의 形狀, 또는 同一한 條件의 모래라도 供試體에 加해지는 應力의 狀態에 따라 強度의 拘束壓 依存성이 다르게 나타나는 것으로 볼수 있다. 이와같이 同一한 條件의 供試體라도 모래의 內部摩擦角이 높은 拘束壓下에서보다 크게 나타난다면, 이는 낮은 拘束壓일수록 큰 體積膨脹을 일으키는 dilatancy로 說明할 수 있으며, 또한 이같은 強度의 拘束壓 依存성은 모래의 強度成分內에 있는 體積變化에 의한 成分도 포함되어 있는 것으로 가정할 수 있다.

4.5 內部摩擦角과 應力狀態의 關係

모래의 內部摩擦角 ϕ 와 應力狀態 θ 의 關係를 그림 4.6에 粗密한 모래($e=0.70\sim 0.72$)에 대한 試驗結果를 나타낸다. 그림에 依하면, 應力狀態의 變化에 따른 모래의 內部摩擦角은 應力의 狀態가 $\theta=0^\circ\sim 15^\circ$ 의 範圍에서 약간 增加하고, $\theta=15^\circ\sim 45^\circ$ 의 範圍에서 약간 增加하는 傾向은 있으나 거의 비슷한 값을 나타내고, $\theta=45^\circ\sim 60^\circ$ 의 範圍에서는 약간 減少함을 나타내고 있지만, 三軸伸張時의 強度는 三軸壓縮時의 強度보다는 크게 나타나고 있다. 이와 같은 應力狀態의 變化에 따라 모래의 內部摩擦角이 變化하는 것은 中間主應力의 영향으로 인한 現象으로 생각된다. 즉 本 試驗의 剪斷過程中, 供試體에 가해지는 應力의 狀態는 $\theta=0^\circ$ 에서 $\theta=60^\circ$ 의 應力狀態로 되면서 中間主應力의 相對的인 크기는 增加하는 應力經路를 취하고 있다. 따라서 거의 同一한 密度의 모래에서도 應力經路의 變化에 따라 서로 다르게 나타나는 모래의 強度는 中間主應力의 影響을 받고 있음을 알 수 있다. 모래의 強度에 關係하는 中間主應力의 影響을 三主應力 制御試驗裝置에 의해서 調査하여 內部摩擦角과 應力狀態 θ 別로 나타낸 試

근의 傾向은 다음과 같은 類型으로 分類할 수 있다.

1) ϕ 는 $\theta=0^\circ\sim 15^\circ$ 의 範圍에서는 急增하고, $15^\circ\sim 45^\circ$ 에서는 약간 增加하고, $45^\circ\sim 60^\circ$ 에서는 약간 減少하는 形態

2) ϕ 는 $\theta=0^\circ\sim 15^\circ$ 의 範圍에서는 急增하고, $15^\circ\sim 60^\circ$ 에서는 약간 增加하는 또는 同一한 값을 유지하는 形態

3) ϕ 는 $\theta=0^\circ\sim 15^\circ$ 의 範圍에서 急增하고, $15^\circ\sim 60^\circ$ 에서는 減少하여, 60° 일때의 ϕ 가 $\theta=0^\circ$ 일때의 ϕ 와 거의 同一한 값을 나타내는 形態

以上の 3개 類型은 모두 三主應力狀態($0^\circ < \theta < 60^\circ$)의 모래의 強度가 三主應力狀態($\theta=0^\circ$ 또는 $\theta=60^\circ$)의 強度에 比해서 크고, $\theta=0^\circ\sim 15^\circ$ 의 應力狀態 사이에서 모래의 強度가 急增하는 傾向은 거의 同一하게 나타남을 알 수 있다. 이같은 여러 研究者들의 試驗結果는, 모래의 應力狀態가 $\theta=15^\circ$ 의 부근에서 平面變形狀態로 된다면, 모래의 內部摩擦角은 三軸壓縮狀態에서 平面變形狀態로 變化하는 過程에서 急增하는 것으로 假定할 수 있다. 以上과 같이 應力狀態에 따라 變化하는 모래의 最大內部摩擦角을 三軸壓縮時의 內部摩擦角과 比較하여 各 研究者別로 調査한 山田(1982)에 依하면 느슨한 모래에서 $3^\circ\sim 10^\circ$, 粗密한 모래에서 $3^\circ\sim 4^\circ$ 程度의 變化를 보이는 것으로 調査되었다.

4.6 三次元應力 條件下的 모래의 破壞規準

다음의 그림 4.7은 應力狀態의 變化에 의한 모래의 內部摩擦角을 調査한 것이며, Matsuoka-Nakai의 規準과 Lade-Duncan의 規準사이에서 破壞에 이르는 強度特性을 나타내고 있다. 또한 試驗의 結果를 확장된 Tresca 및 확장된 Von-Mises의 破壞規準과 比較하여 보면 應力의 狀態가 三軸壓縮狀態에서 三主應力狀態로 되는 初期의 三主應力狀態(대략 $\theta=15^\circ$ 以前)에서는 확장된 Tresca의 規準과 어느정도 一致하지만, 一定한 應力狀態를 지나면, 확장된 Tresca 및 확장된 Von, Mises의 規準은 應力의 狀態가 三軸伸張狀態로 되면서 흙의 強度가 急激히 상승하는 것으로 나타나 있어 本 試驗의 結果와는 큰 차이를 보이고 있다. Bishop(1966)에 의하면 일정한 應力狀態(대략 $\theta=11^\circ$)를 지난 확장된 Tresca 및 확장된 Von mises의 破壞規準은 非現實的인 값을 나타냄을 지적하고 있다. 이와 같은 應

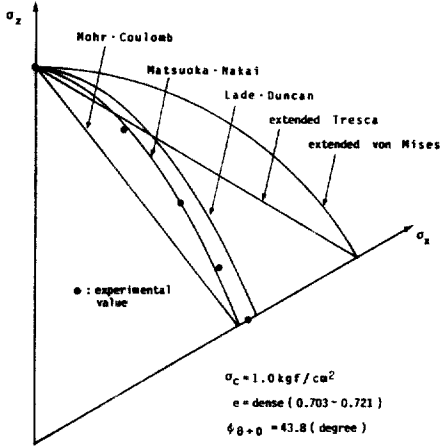


그림 4.7 三次元應力條件下的 모래의破壞曲面

力狀態의 變化에 따른 모래의 剪斷特性은 拘束壓의 變化, 또는 密度의 變化에 관계없이 거의 同一한 傾向을 나타내었다. 以上の 三次元應力條件下的 흙의 破壞規準과 試驗의 結果를 比較하여 요약하면 다음과 같다.

i) 모래의 內部摩擦角은 中間主應力의 影響으로 인하여 應力狀態에 따라 서로 다른 값을 나타내게 된다. 즉 모래의 內部摩擦角은 三軸壓縮狀態에서 最小로 되고, 中間主應力의 크기가 最大主應力과 最小主應力 사이에 있는 應力狀態에서 最大의 값을 나타내며, 三軸伸張狀態에서는 약간 減少하고 있다. 따라서 Mohr-coulomb의 흙의 破壞規準은 정확하게 말한다면, 흙의 強度를 全體의으로 表現하기 어렵다고 생각된다.

ii) 三次元 應力條件下的 π 平面上의 모래의 破壞曲面의 形狀은 Mohr-coulomb의 破壞規準보다도, Lade-Duncan 및 Matsuoka-Nakai의 破壞規準에 가까우며, 대략 이들의 破壞規準 사이에 있다.

5. 結論^(19, 20)

三次元 應力條件下的 모래의 剪斷特性을 調査하기 위하여 軸對稱 應力條件下的 三軸壓縮試驗과 六面體를 利用한 三主應力制御試驗을 應力經路를 變化하여 拘束壓, 密度別로 實施하였다. 모래의 應力-變形舉動에 關係되는 中間主應力 및 拘束壓의 影響에 對하여 調査한 바를 정리하면 다음과 같다.

1) 三軸壓縮狀態下的 供試體의 形狀이 剪斷舉動에 미치는 影響은 供試體의 密度에 關係없이 높은 拘束壓下에서 거의 同一한 應力-變形舉動을 나타내지만, 낮은 拘束壓下의 粗密한 모래에서는 供試體의 形狀의 變化에 의한 傾向이 약간 나타난다.

2) 三主應力下的 應力-變形舉動에 의한 平面變形 狀態는 剪斷時의 應力狀態 $\theta=15^\circ$ (應力變數 $b=0.268$) 부근에 있다.

3) 同一한 拘束壓, 同一한 密度의 모래는 中間主應力의 相對的인 크기가 增加되어, 三軸伸張 狀態로 되면서 一定한 應力比에서 發生하는 剪斷應力은 크게 發生한다. 따라서 同一剪斷變形을 發生시키기 위하여 필요한 應力比는 中間主應力의 相對的인 크기가 增加할수록 減少된다.

4) 粗密한 모래일수록 큰 體積膨脹을 일으키는 膨脹側의 Dilatancy는 中間主應力의 相對的인 크기가 增加할수록 減少되는 傾向을 나타낸다. 아울러 同一한 應力狀態, 同一한 密度의 모래에서는 낮은 拘束壓下에서 큰 體積膨脹을 일으킨다.

5) 破壞時의 剪斷·垂直應力比와 體積·剪斷變形增加比의 關係는 密度의 變化에 關係없이 應力狀態의 變化에 따라 直線的으로 表現되며, 中間主應力의 相對的인 크기가 증가할 수록, 應力比-變形增加比 關係를 나타내는 直線의 절편 및 기울기는 減少한다.

6) 모래의 內部摩擦角은 同一한 密度, 同一한 應力狀態에서는 낮은 拘束壓下에서 增大되는 傾向을 나타낸다. 이러한 強度의 拘束壓 依存性은 三軸壓縮 應力狀態에서 보다 三主應力 狀態에서 약간 크게 나타난다.

7) 모래의 內部摩擦角은 應力의 狀態가 $\theta=0^\circ \sim 15^\circ$ 의 範圍에서 크게 增加하고 $\theta=15^\circ \sim 45^\circ$ 의 應力狀態에서 거의 同一한 값을 나타내며, $\theta=45^\circ \sim 60^\circ$ 의 應力狀態에서 약간 減少함을 나타내나, 三軸伸張狀態의 內部摩擦角은 三軸壓縮時의 값보다 크다. 이와 같은 應力狀態의 變化에 의한 強度特性은 密度 및 拘束壓의 變化에 關係없이 同一한 傾向을 나타냄으로서 모래의 內部摩擦角은 中間主應力의 影響을 뚜렷하게 받는다.

8) 正八面體面上的의 π 平面上에 나타난 모래의 破壞曲面의 形狀은 Mohr-coulomb의 破壞規準보다도, Lade-Duncan 및 Matsuoka-Nakai의 破壞規準에

가까우며, 대략 이들의 破壞規準 사이에 있다.

參 考 文 獻

1. Green, G. E. and Reades, D. W. : Boundary conditions, anisotropy and sample shape effects on the stress-strain behaviour of sand in triaxial compression and plane strain, *Geotech.* Vol. 25, No. 2, 1975. pp. 333-356
2. Habib, P. : Influence de la variation de la contrainte principale moyenne sur la resistance au cisaillement des sols, *Proc. of the ISCMFE*, Vol. 1, 1953 pp.131-136
3. Hill, R. : *The mathematical theory of plasticity*, Oxford Press
4. Lade, P. V. and Duncan, J. M.(1975) : Elastoplastic stress-strain theory for cohesionless soil *Proc. of ASCE*, Vol. 10, GT. 10, 1950 pp. 1037-1053
5. Lade, P. V. and Musante, H. M. : Three dimensional behavior of remolded clay, *Proc. of ASCE* Vol. 104, GT. 2, 1978 pp.193-209
6. Makiuchi, K. : *A study of three dimensional constitutive relationships for subgrade materials, 1978* The Univer, of New South Wales, PhD
7. Matsuoka, H. : Stress-Strain relationships of sands based on the mobilized plane, *Soils and Foundations*, Vol. 14, No. 2, 1974 pp.47-61
8. Matsuoka, H. and Nakai, T. : Stress-deformation and strength characteristics of soil under three different stresses, *Proc. of JSCE*, No. 232, 1974 pp.59-70
9. Nadai, A. : *Theory of flow and fracture of solids*, Vol. 1, 2nd edition, 1963 McGraw-Hill
10. Oda, M. : The mechanism of fabric changes during compressional deformation of sand, *Soils and Foundations*, Vol. 12, No. 2, 1972 a pp.1-18
11. Oda, M. : deformation mechanism of sand in triaxial compression tests, *Soils and Foundations*, Vol. 12, No. 4, 1972 b pp.45-63
12. Oda, M. : Initial fabrics and their relations to mechanical properties of granular material, *Soils and Foundations*, Vol. 2, No. 1, 1972 c pp. 17-36
13. Oda, M and Konishi, J. : Microscopic deformation mechanism of granular material in simple shear, *Soil and Foundations*, Vol. 14, No. 4, 1974 a pp.25-38
14. Oda, M. and Konishi, J. : Rotation of principal stresses in granular material during simple shear, *Soils and Foundations*, Vol. 14, No. 4, 1974 b pp.39-53
15. Roscoe, K. H., Schofield, A. N. and Thurairajah, A. : *An evaluation of test data for selecting a yield criterion for soils*, In *laboratory shear testing of soils*, ASTM, Spec. Tech Publ. 361, 1965 pp.111-128.
16. Shibata, T. and Karube, D. : Influence of the variation of intermediate principal stress on the mechanical properties of normally consolidated clays, *Proc. of the 6th ICSMFE*, Vol. 1, 1965 pp. 359-563
17. Tatsuoka, F. : Stress-dilatancy relations of anisotropic sands in three dimensional stress condition, *Soils and Foundation*, Vol. 16, No. 2, 1976 pp.1-18
18. Tatsuoka, F. : Discussion-Dilatancy characteristics of Soil, *Soil, and Foundations*, Vol. 15, No. 2, 1987 pp.73-78
19. 朴鎔大, 卷内勝彦, 黒瀬眞利 : 平面變形狀態における飽和砂のせん断強度特性, 日本大學學術講演會論文集, 1987 pp.229~230
20. 卷内勝彦, 黒瀬眞利, 朴鎔大 : 中空ねじり單純せん断による砂のせん断特性, 日本土木學會, 學術講演會概要集, 第3部, 1987 pp.226~227
21. 李鎔洙, 朴鎔大의 飽和砂의 剪断強度에 관한 實驗的研究, 大韓土木學會論文集 第9卷 第3號, 1989 pp. 107~113

(接受 : 1990. 12. 11.)