

等方的な圧密履歴を受けた異方性砂の排水せん断挙動に及ぼす
主応力の方向と回転の影響Influence of Principal Stress Direction and Rotation on Drained Shear
Behaviour of Isotropically Consolidated Sand with an Inherent Anisotropy

安福規之* (Noriyuki Yasufuku)
 中田幸男** (Yukio Nakata)
 村田秀一*** (Hidekazu Murata)
 兵動正幸**** (Masayuki Hyodo)
 浜田透***** (Toru Hamada)

本研究では、特に主応力の作用する方向と主応力の回転及び等方的な過圧密履歴に着目して、横等方性を示す砂の力学特性を実験的に検討した。用いた試験機は、中空ねじりせん断試験機である。得られた主要な結果をまとめる次のようである。1) せん断ピーク時のせん断応力レベルは、構造的な異方性の影響を受けて大きく変動するのに対し、圧縮性が最大であるとき(特異状態)に発現されるせん断応力レベルはせん断時の主応力方向に関係なく一定であり、異方性の影響が表れない。2) 偏差空間におけるせん断ひずみコンターの形状から、初期に作られた異方性の程度はせん断初期から破壊近傍に至るまで変わらない。また、変形特性に与える等方的な過圧密履歴の影響は、異方性砂であっても等方的である。3) 非共軸性の程度に与える等方的な過圧密履歴の影響は、応力増分の方向やせん断応力レベルの違いによる影響に比べてはるかに小さい。

キーワード：異方性、応力-ひずみ曲線、砂、塑性、特殊せん断試験(IGC:D6)

1. まえがき

地震時や交通荷重のような移動荷重を受ける時の地盤中の応力、また波浪荷重のような周期的な荷重を受ける時の海底地盤中の応力は、主応力方向の回転や変動を伴いながら変化することが知られている^{1), 2)}。このような外的作用に伴う主応力方向の変動や回転は、地盤の変形挙動、特に構造的な異方性を有する地盤の変形挙動に無視できない影響を与えるということが近年多くの研究者により調べられている。主応力の大きさが変化しない場合でも、その方向の変動や回転が生じることのみによって大きなダメージを実地盤に与えうということが報告されている。その中で、構造的な異方性を有する砂の排水或いは非排水条件下における変形・強度特性に及ぼす主応力方向の回転や変動の影響を明らかにしようとする基礎的研究も Oda³⁾, Arthur et al.⁴⁾,

Hight et al.⁵⁾, Symes et al.⁶⁾, Towhata and Ishihara⁷⁾, Miura et al.⁸⁾, Shibuya et al.⁹⁾, Lam and Tatsuoka¹⁰⁾, Gutierrez¹¹⁾ 等によって精力的に行われ、多くの有益な知見が蓄積されてきている。これらの基礎的な研究は概ねこの20年の間になされたものであるが、今までの成果で十分であるわけではなく、更なる研究成果の蓄積が望まれている研究テーマであろう。

本研究は、このような立場からある構造的な異方性を有する砂供試体を対象に中空ねじりせん断試験機を用いて、主応力方向を固定した条件下と主応力方向を連続的に変化させる条件下で種々のせん断試験を行い、主応力方向の違いが砂の変形挙動や強度特性に及ぼす影響および主応力方向が連続的に変動した時の変形挙動について砂の構造的な異方性と等方的な圧密履歴に着目して考察を行う。また、実験

*山口大学工学部社会建設工学科 講師、 **山口大学大学院工学研究科 博士後期課程
 山口大学工学部社会建設工学科 教授、 *同学科 助教授、 *****西松建設(株)

で得られた応力ひずみ関係の非共軸性 - 主応力方向と主塑性ひずみ増分方向のずれ - の程度についても検討を加える。

2. 試験機の概要と実験方法^{1,2)}

2.1 中空ねじりせん断試験機

中空セルの概略図を図-1に示している。中空円筒形供試体の寸法は、概ね外径10cm、内径6cm、高さ20cmであり、メンブレンの厚さは、内側、外側共に0.5mmである。供試体への载荷は、図-1からわかるように鉛直荷重 W 、トルク力 T 、外圧 P_o 、内圧 P_i 及び背圧の5系統により行われる。鉛直荷重は载荷枠の上段に取り付けられたベロフラムシリンダーを介して载荷され、圧縮・引張载荷が可能である。トルク力は、ベロフラムシリンダーにより発生される横荷重をラックと平ギアによってトルク力に変換し载荷される。外圧はセル上部から直接空気圧を負荷することにより制御され、内圧は内セルにつないだ二重ビューレット中に空気圧を負荷することにより制御される。また、実験時の計測はセンサーを介してデジタルメータを直読することにより行われるが、鉛直変位と角変位については0.01mmの精度のダイヤルゲージにより計測され、供試体の体積変化と内容積変化はそれぞれ最小目盛り0.1mlと0.2mlのビューレットで計測される。なお、本試験機の特徴や機能の詳細については参考文献12)に述べている。

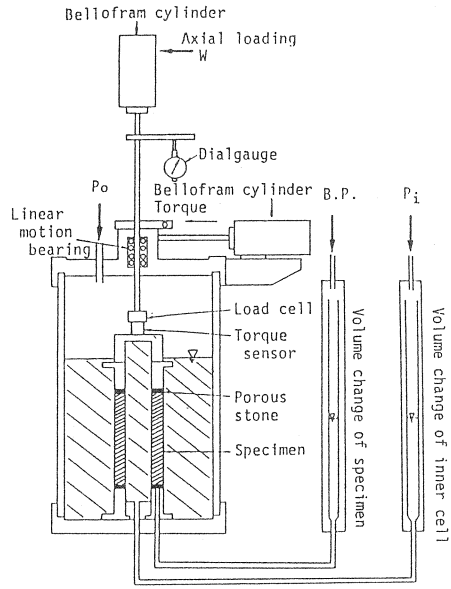


図-1 中空セル概略図

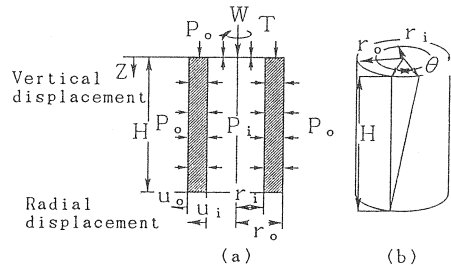


図-2 中空円筒形供試体

2.2 応力ひずみパラメーター

本研究では、Hight らの考え方⁹⁾に基づき以下に示す応力とひずみの算定式を用いて図-2に示すような中空円筒形供試体に作用する応力とひずみを定義している。定義した応力とひずみの誘導に際しての考え方については、参考文献12)で述べているので、ここではそれらの式形を示すにとどめる。

鉛直方向の平均的な応力 σ_z とひずみ ϵ_z :

$$\sigma_z = \frac{W}{\pi(r_o^2 - r_i^2)} + \frac{P_o(r_o^2 - d_r^2) - P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2}; \quad \epsilon_z = \frac{Z}{H} \quad (1)$$

半径方向の平均的な応力 σ_r とひずみ ϵ_r :

$$\sigma_r = \frac{P_o r_o + P_i r_i}{r_o + r_i}; \quad \epsilon_r = -\frac{u_o - u_i}{r_o - r_i} \quad (2)$$

円周方向の平均的な応力 σ_θ とひずみ ϵ_θ :

$$\sigma_\theta = \frac{P_o r_o - P_i r_i}{r_o - r_i}; \quad \epsilon_\theta = -\frac{u_o + u_i}{r_o + r_i} \quad (3)$$

平均的なねじりせん断応力 $\sigma_{z\theta}$ とひずみ $\epsilon_{z\theta}$:

$$\sigma_{z\theta} = \frac{1}{2} \left[\frac{3T}{2\pi(r_o^3 - r_i^3)} + \frac{4(r_o^3 - r_i^3)T}{3\pi(r_o^2 - r_i^2)(r_o^4 - r_i^4)} \right]; \quad \epsilon_{z\theta} = \frac{\theta^s (r_o^3 - r_i^3)}{3H(r_o^2 - r_i^2)} \quad (4)$$

ここで、 H は供試体高さ(cm)、 z は鉛直方向変位(cm)、 r_i 、 r_o はそれぞれ内半径(cm)、外半径(cm)であり、 d_r はロッドの半径である。また、内半径の変

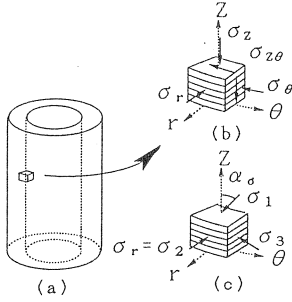


図-3 供試体要素と応力

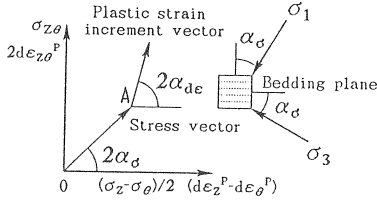


図-4 偏差応力空間における応力状態

位 u_1 , 外半径の変位 u_0 の定義は図 2 (a) に示し、角変位 θ' の定義は図 2 (b) に示している。これらの応力とひずみは、上述のように平均的なものであることに注意する必要があるが、後述するようにこれらの算定式に基づいて実験結果を整理した場合、結果として不都合はなんら見られなかった。

さて、図 1 に示す中空ねじりせん断試験機では、半径方向に対し垂直な面にはせん断応力を作用させることができないので、半径方向応力 σ_r は常に主応力となり、主応力方向の回転は $z - \theta$ 面でのみ生じる (図-3 参照)。図-3 (c) は、実際に行った実験における主応力方向の回転の様子を模式的に示したものである。この図に示すように、本実験では σ_r が常に中間主応力 σ_2 となり最大主応力 σ_1 と最小主応力 σ_3 の方向のみが変化する状態を模擬している。この場合、主応力 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ と $\sigma_z, \sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_{z\theta}$ の間には以下の関係式が成り立つ。

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \sigma_{z\theta}^2} \quad (5)$$

$$\sigma_2 = \sigma_r \quad (6)$$

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \sigma_{z\theta}^2} \quad (7)$$

同様に最大主ひずみ ε_1 , 中間主ひずみ ε_2 , 最小主ひずみ ε_3 と $\varepsilon_z, \varepsilon_r, \varepsilon_\theta$ および $\varepsilon_{z\theta}$ の間にも以下の関係が成り立つ。

$$\varepsilon_1 = \frac{\varepsilon_z + \varepsilon_\theta}{2} + \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_z - \varepsilon_\theta}{2}\right)^2 + \varepsilon_{z\theta}^2} \quad (8)$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_r \quad (9)$$

$$\varepsilon_3 = \frac{\varepsilon_z + \varepsilon_\theta}{2} - \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_z - \varepsilon_\theta}{2}\right)^2 + \varepsilon_{z\theta}^2} \quad (10)$$

図-4 は、土の応力状態を $\sigma_{z\theta} \sim (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 平面上に表したものである。本研究では図中の点 A における応力状態を表すために、以下に示す応力の第 1 不変量に対応する平均主応力 p , 第 2 不変量に対応する偏差応力 q , 第 3 不変量に対応するロードアングル θ (または、中間主応力係数 b 値) に加えて軸差応力パラメータ q' を用いる。

$$p = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (11)$$

$$q = \sqrt{\frac{1}{2}\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}} \quad (12)$$

$$\theta = \tan^{-1} \frac{\sqrt{3}(\sigma_2 - \sigma_3)}{2(\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3)}; \quad b = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (13)$$

$$q' = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_z - \sigma_\theta}{2}\right)^2 + \sigma_{z\theta}^2} \quad (14-a)$$

$$\phi = \sin^{-1} \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_3} \right) \quad (14-b)$$

ここで、パラメータ q' は、図-4 に示す $\sigma_{z\theta} \sim (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 平面においてベクトル \overline{OA} の大きさを表すものである。またこのベクトル \overline{OA} が $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 軸となす角度 α_σ は、最大主応力 σ_1 が鉛直軸となす角度の 2 倍に等しく、図-4 からわかるように以下のように定義される。

$$\tan 2\alpha_\sigma = \frac{2\sigma_{z\theta}}{\sigma_z - \sigma_\theta} \quad (15)$$

また、本研究ではひずみの第 1 と第 2 不変量に対応する体積ひずみ ε_v 、せん断ひずみ γ を用いて結果の整理を行っているが、それらを主ひずみを用いて表示するとそれぞれ次のように書くことができる。

$$\varepsilon_v = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 \quad (16)$$

$$\gamma = \sqrt{\frac{2}{9}\{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2\}} \quad (17)$$

2. 3 実験方法

(1) 試料及び供試体作成方法

今回用いた試料は秋穂砂であり、その物性値は比重2.633, 最大間隙比0.958, 最小間隙比0.582である。秋穂砂は、主として石英と長石から成るが、豊浦標準砂に比べて角張った粒子や偏平な粒子が多く、土粒子の破碎性もやや大きい^{1,3)}。

供試体は、すべて気乾燥した砂を空中落下させることによって作成された。目標とした初期間隙比 e_0 は 0.732 ± 0.018 (相対密度 $60\% \pm 5\%$)である。実験は、飽和した供試体を用いて行った。なお、飽和方法を含めた詳細な実験手順や実験中に行ったメンブレン貫入量と張力の補正方法については参考文献12)に言及している。

図5は、等方圧密除荷試験の代表的な結果をまとめたものであり、各直ひずみ及び体積ひずみと p (この場合、圧密圧力に対応)の関係を示している。この図から、 ϵ_r と ϵ_θ の生じ方はほぼ同程度であるが、 ϵ_z は $\epsilon_r, \epsilon_\theta$ に比べると25%程度全体的に小さく表れており、等方圧密過程における供試体は等方的ではなく、Z軸(図3参照)が構造の対

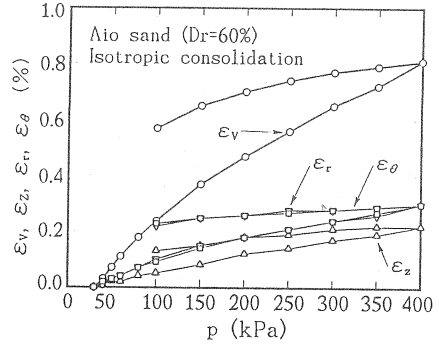


図-5 等方圧密・除荷試験結果

称軸である異方性(横等方性)を示していることがわかる。従って、本研究は、このような直交異方性を示す砂供試体、すなわち横等方性を示す砂供試体に対する実験的な検討である。

(2) 応力経路

本研究では、供試体の堆積面に対して主応力の方向を一定に保って供試体が破壊するまで排水条件下でせん断する試験(F-Test)と、せん断応力レベル

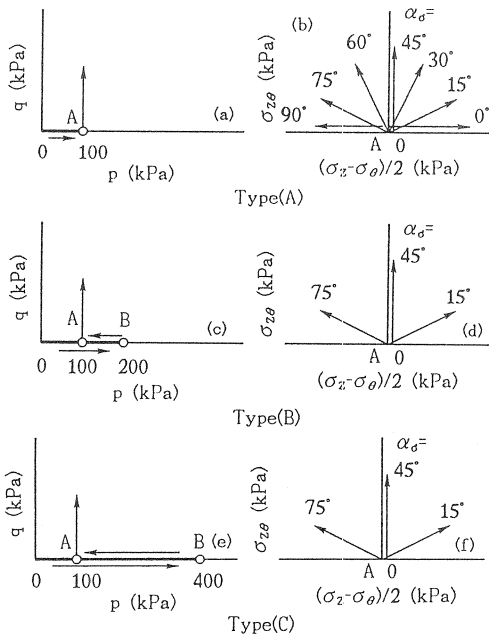


図-6 F-Test の応力経路

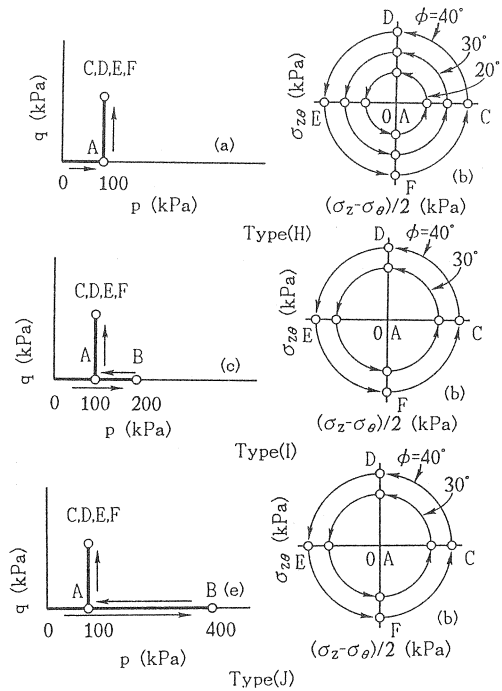


図-7 R-Test の応力経路

を一定に保って排水条件下で主応力方向を連続的に回転させる試験 (R-Test) の 2 シリーズの実験を行った。図-3 にも示したようにすべての実験に対して半徑方向応力 σ_r は常に中間主応力 σ_2 であり、また中間主応力係数 b 値は 0.5 とした。これと同様の条件での試験は、Miura 等³⁾ や Gutierrez¹⁰⁾ によっても行われている。

図-6 と図-7 は、両試験の応力経路を示したものである。まず、F-Test は 図 6 に示す $q-p$ 平面或いは $\sigma_{z\theta} \sim (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 平面において $p=100\text{kPa}$ の点 A まで等方圧密 (図(a))、或いは過圧密比 2 または 4 の条件で等方圧密除荷 (図(c)と(e)) した後、 $\sigma_{z\theta} \sim (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 平面に示すように $p=100\text{kPa}$ 一定、 $b=0.5$ 一定、最大主応力方向が鉛直軸となす角 α_σ 一定で種々の方向にせん断を行う試験である。また、R-Test は 図 7 にまとめているように F-Test と同様、点 A まで等方圧密或いは等方圧密除荷した後、 $p=100\text{kPa}$ 一定、 $b=0.5$ 一定で $\alpha_\sigma = 0^\circ$ 方向に、あるせん断応力レベル ($\phi=20^\circ, 30^\circ, 40^\circ$) まで

せん断し、その後せん断応力レベル ϕ を一定に保って主応力の方向を図-7 に示すように連続的に点 C → 点 D → 点 E → 点 F → 点 C と回転させていく試験である。なお、参考のために F-Test における圧密終了時 (図 6 の点 A の状態) の供試体の状態及び R-Test における主応力方向回転前の供試体の状態 (図 7 の点 C の状態) をそれぞれ表 1 と表 2 にまとめて示している。

3. 実験結果と考察

3. 1 主応力方向固定試験 (F-Test)

図 8 は、最大主応力と最小主応力の比 σ_1/σ_3 と各主ひずみ $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ の関係をまとめて示したものである。図(a)~(e)は、 α_σ が $15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ の結果をそれぞれ示している。図中には、主応力方向と堆積面の関係を示した模式図も載せている。これらの結果は、せん断過程において主応力方向と堆積面とのなす角度が異なるということを除いてまったく同じ条件での実験であるにも関わらず、各主

表-1 圧密終了時の供試体の状態 (F-Test)

Type	OCR	α_σ (Deg.)	e_0	e_c	D _{r0} (%)	D _{rc} (%)	ε_v (%)	γ (%)
Type(A)	1	0	0.725	0.721	61.8	63.0	0.261	0.055
		15	0.743	0.738	57.2	58.6	0.287	0.064
		30	0.722	0.718	62.7	63.9	0.263	0.045
		45	0.703	0.699	67.7	58.9	0.256	0.067
		60	0.724	0.719	62.3	63.6	0.274	0.061
		75	0.763	0.758	51.9	53.1	0.270	0.042
Type(B)	2	15	0.721	0.714	63.1	64.8	0.437	0.085
		45	0.741	0.734	57.7	59.6	0.404	0.090
		75	0.742	0.734	57.5	59.5	0.433	0.076
Type(C)	3	15	0.739	0.727	58.4	61.4	0.649	0.147
		45	0.727	0.717	61.5	64.2	0.572	0.136
		75	0.714	0.705	64.8	67.3	0.545	0.121

表-2 主応力方向回転前の供試体の状態 (R-Test)

Type	OCR	ϕ (Deg.)	e_0	e_c	D _{r0} (%)	D _{rc} (%)	Conso.		Shear	
							ε_v (%)	γ (%)	ε_v (%)	γ (%)
Type(H)	1	20	0.732	0.727	60.2	61.4	0.264	0.050	0.061	0.106
		30	0.732	0.727	60.1	61.4	0.271	0.039	0.077	0.258
		40	0.698	0.694	69.2	70.3	0.246	0.064	0.030	0.583
Type(I)	2	30	0.734	0.728	59.5	61.2	0.371	0.078	0.011	0.127
		40	0.714	0.708	64.9	66.6	0.376	0.077	-0.020	0.417
Type(J)	3	30	0.724	0.714	62.2	64.8	0.566	0.119	-0.007	0.105
		40	0.686	0.678	72.3	74.6	0.511	0.117	-0.040	0.235

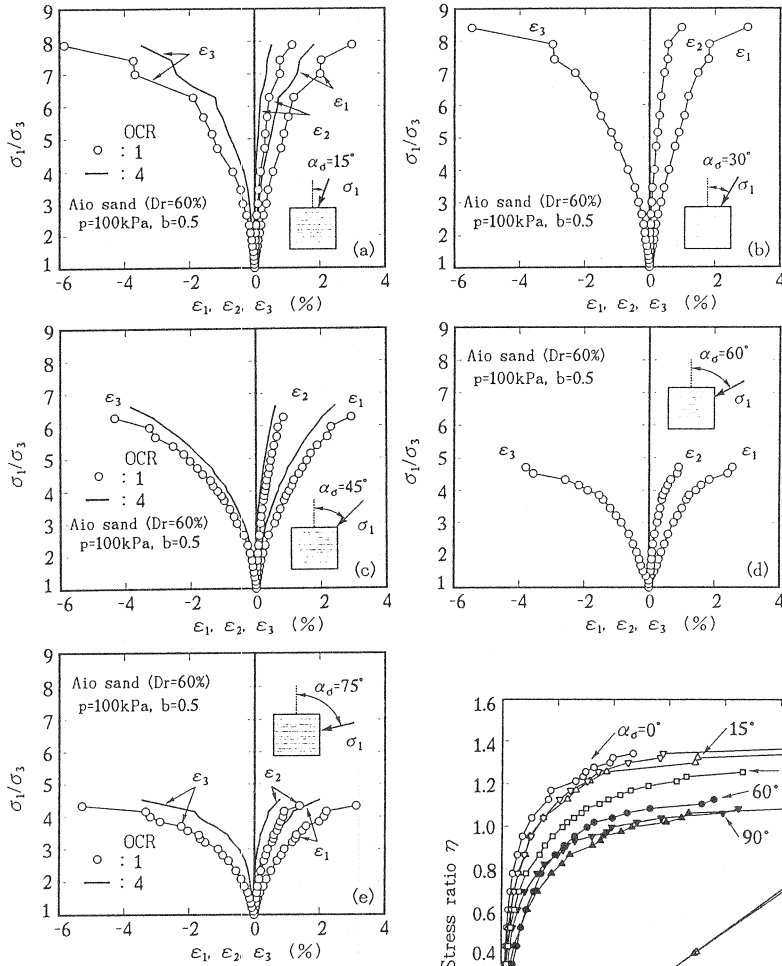


図-8 主応力比と主ひずみの関係

ひずみの生じ方や最終的な σ_1/σ_3 の値が α_σ に依存して大きく変化することを示している。また、図(a),(c),(e)には等方的な過圧密履歴の影響を見るために、過圧密比4の場合の結果が実線で示されている。何れの主ひずみも全体的にみると生じにくくなっており、等方的な圧密履歴の効果は直交異方性(横等方性)を示す砂であっても等方的に現れると判断される。

図9は、図8の結果を $\eta-\gamma-\epsilon_v$ 関係にまとめ直したものである。 α_σ の増加と共に不変量であるせん断ひずみ、体積圧縮時の体積ひずみ共に生じやすくなり、 $\alpha_\sigma=75^\circ$ でその傾向が最も顕著に表れて

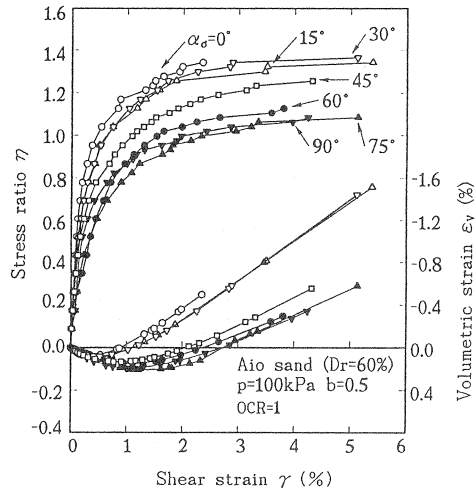


図-9 $\eta-\gamma-\epsilon_v$ 関係

いる。このような特性は、等方性を仮定した場合には生じ得ないものであり、主応力方向が堆積面に対してどの方向にあるかということが工学的に大変重要であることを示している。次に、この図に基づいてせん断時の剛性と圧縮性の主応力方向依存性を調べたのが図10である。図中には、せん断ひずみ $\gamma=0.1\%$ における割線せん断弾性係数 G 及び体積圧縮

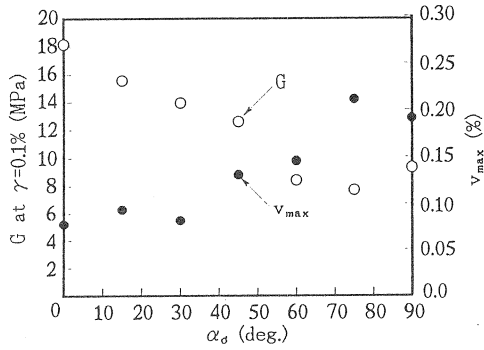


図-10 Gと v_{max} の α_σ 依存性

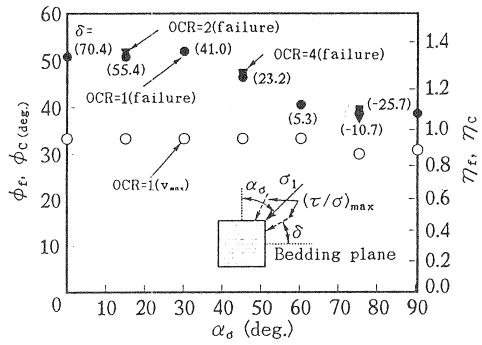


図-11 破壊及び特性状態におけるせん断抵抗角の α_σ 依存性

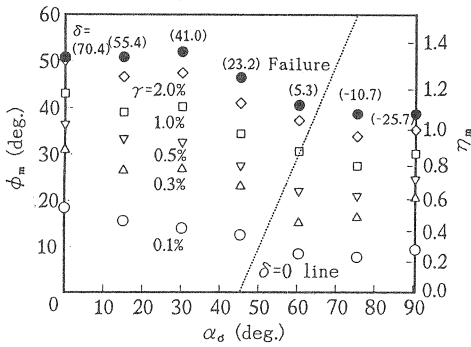


図-12 ある γ が発現されるせん断抵抗角の α_σ 依存性

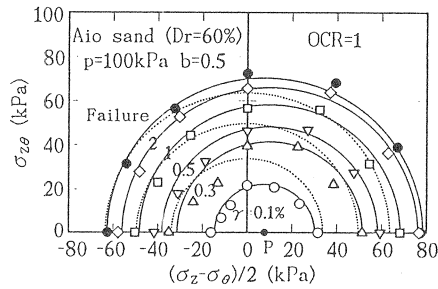


図-13 偏差空間で見た γ コンターの異方的な特性

ひずみの最大値 v_{max} と主応力方向の関係が示されている。この場合、主応力方向の増加はせん断剛性を低下させ、せん断時の圧縮性を増加させる。また、その傾向は $\alpha_\sigma = 75^\circ$ 近傍で最も顕著に表れている。

図11は、破壊時のせん断応力レベル ϕ_c （或いは応力比 η_c ）及び体積圧縮ひずみの最大時におけるせん断応力レベル ϕ 。（或いは応力比 η ）と α_σ の関係をまとめたものである。図中の括弧中に示した数字は、 ϕ_c が発現しているときの潜在的なすべり面と堆積面のなす角度 δ を示している。なお、ここで言う潜在的なすべり面とは最大主応力 σ_1 が作用する面に対して $(45^\circ + \phi/2)$ の角度を有する面を意味し、せん断応力と鉛直応力の比が最大を示す面として定義づけられる。また、図中には過圧密比が2と4の場合の ϕ_c も合わせて示している。 ϕ_c には明確な α_σ 依存性があり、図10の結果同様

$\alpha_\sigma = 75^\circ$ 近傍、すなわち潜在的なすべり面と堆積面が一致するような状態（ $\delta = 0^\circ$ 近傍）で最も小さな値を示している。一方、 ϕ は α_σ の依存性がほとんど見られず、ほぼ $3 \sim 3^\circ$ と一定であり、この値の一意性がうかがえる。

図12は、せん断ひずみ γ が0.1%、0.3%、0.5%、1.0%及び2.0%である時に発現されるせん断応力レベル ϕ_m と α_σ の関係をまとめたものである。図中には、参考にために $\delta = 0$ ラインを点線で示している。何れのせん断ひずみの場合にも、 α_σ 依存性が見られ、この結果では $\delta = 0$ ラインの近傍、正確には $\delta = 0$ ラインの α_σ よりも若干大きな値で最低の ϕ_m を示す傾向がうかがえる。図13は、図12で示した種々の γ の値を $\sigma_{z\theta} \sim (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 平面上にプロットしたものであり、実線は種々の γ のコンターを円で近似したものである。図中の点線は、原

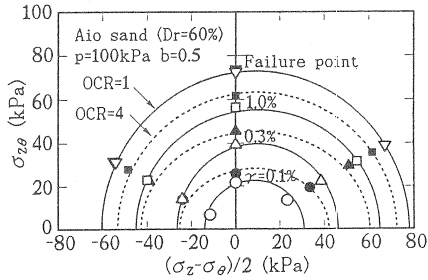


図-14 偏差空間で見た γ コンターの過圧密比依存性

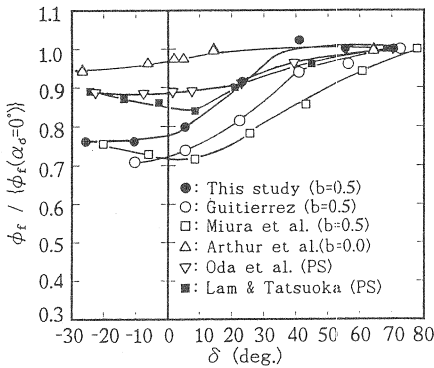


図-15 潜在的なすべり面が破壊時のせん断抵抗角に与える影響

点を中心とした円を示している。この図で特徴的なことは、任意の γ のコンターが、 $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 軸上の原点より右側に位置する点Pを中心とする円(同心円)で概ね近似できることである。まず、円の中心が \vec{OP} だけ右方にずれた $(\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 軸上にあるということから、本供試体が横等方性を示していることが理解でき、またその中心の位置が破壊に至るまで変動しないということは、構造的な異方性の程度がせん断初期から破壊に至るまでかわらないことを表している。図14は、 $\sigma_{z\theta} - (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 平面上における等 γ 曲線の過圧密比依存性(等方圧密履歴の影響)を見たものであり、図中には、過圧密比が1と4の結果($\gamma=0.1, 0.3, 1.0$ のコンター)を示している。この図から、いずれの方向にも変形は生じにくくなっているものの、コンターを円で近似した時の中心の位置は、等方的な履歴を与えても変化し

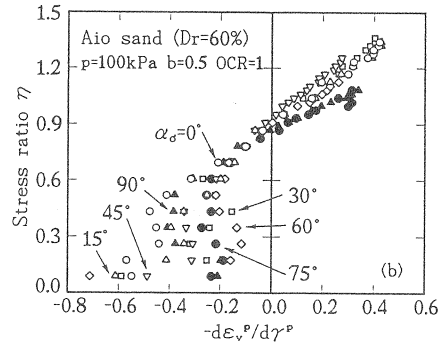
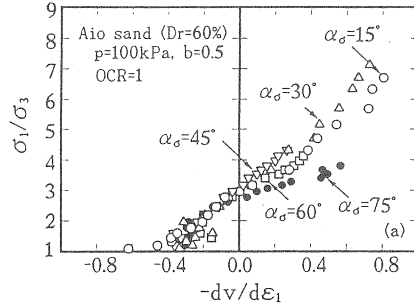


図-16 ストレスダイラタンシー関係

ないことがわかる。従って、等方圧密履歴が変形を抑制する効果は、この空間においていずれの方向にも同程度(等方的)であり、またかなり大きなせん断レベルまでその効果は残存していると言える。

図15は、破壊時の内部摩擦角 ϕ_f を $\alpha_\sigma = 0^\circ$ 方向にせん断した時の ϕ_f の値で正規化した量と潜在的なすべり面と最大主応力方向のなす角度 δ の関係を示したものである。図中には、本研究で作成した供試体と同様の横等方性を示す供試体を対象になされた Oda et al.¹⁴⁾, Arthur et al.⁴⁾, Miura et al.⁸⁾, Lam and Tatsuoka¹⁰⁾及び Guitierrez¹¹⁾の結果も合わせて示している。各研究者の用いた砂の性質が異なるので単純な比較はできないが、何れの結果もやはり $\delta=0$ ライン近傍で最も強度が小さく表れることがわかる。また異方性の程度は、三軸圧縮条件下(b 値=0.0)での Arthur et al.の結果⁴⁾、平面ひずみ条件下(b 値=0.2~0.4)での Oda et al.¹⁴⁾, Lam and Tatsuoka¹⁰⁾の結果、 b 値=0.5の条件下での本研究、

Guitierrez¹¹⁾, Miura et al.⁸⁾の結果の順に大きく表れており、結果としてb値の大きな条件の結果ほど異方性の程度は大きくなる傾向が見受けられる。

図16は、せん断時の最大主応力方向がストレスダイレタンシー関係に及ぼす影響を見たものである。図(a)は、 σ_1/σ_3 と $-dv/d\varepsilon_1$ の関係を示したものである。また、図(b)には $\eta - -dv/d\gamma$ 関係が示されている。多くの研究者が既に言及しているように、この結果を見るとストレスダイレタンシー関係に及ぼす構造的な異方性の影響は、0daの示したb値=0.0一定の条件と同様、b値=0.5一定の実験でも有意な形では現れないと言える。

3. 2 主応力方向回転試験 (R-Test)

図17(a)は、b値=0.5一定、p=100kPa一定、 $\phi=30^\circ$ 一定のR-Testを行う時に制御する各応力をpで正規化した量と α_σ の関係を示したものである。また、図中には、各主応力と α_σ の関係も示しているが、この実験を通して主応力の大きさの変化

はなく一定であることに注意すべきである。図17(b)は、図17(a)の条件でR-Testを行った時に生じた $\varepsilon_x, \varepsilon_r, \varepsilon_\theta, \varepsilon_{z\theta}$ を示している。 ϕ 一定の条件にもかかわらず、無視できない直ひずみやねじりせん断ひずみが主応力方向の回転中に生じ、最終的に何れのひずみも残留することがわかる。 ϕ の値によって生ずるひずみの絶対的な量は異なるものの、このような傾向は、他のR-Testの場合にも同様に見られた。

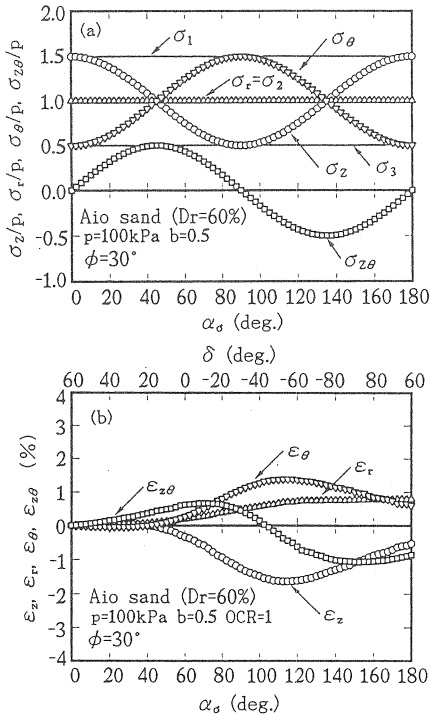


図-17 代表的なR-Testの応力経路とその結果

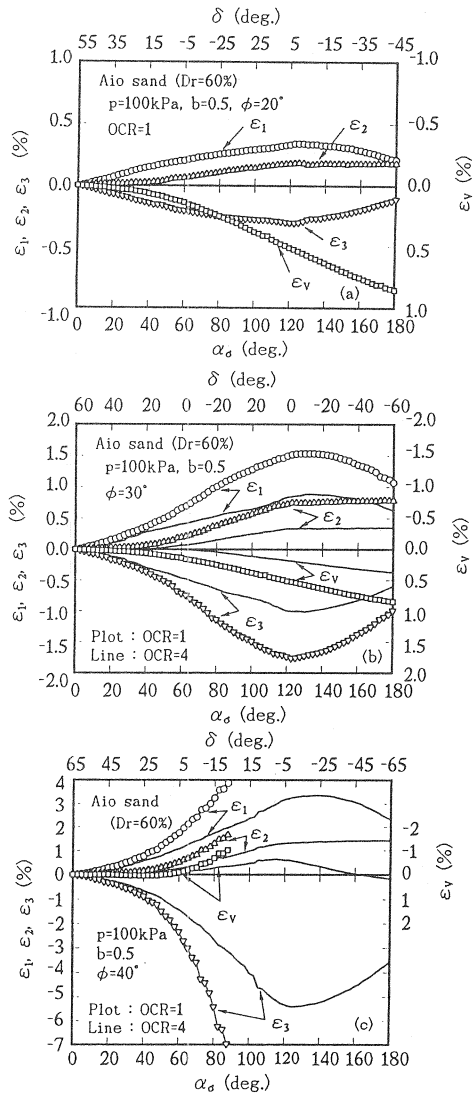


図-18 主ひずみ及び体積ひずみと α_σ の関係

図18は、R-Testから得られた各主ひずみ及び体積ひずみと α_σ の関係をまとめたものである。図(a)~(c)は、それぞれ $\phi=20^\circ, 30^\circ$ 及び 40° 一定の結果を示しており、また図(b)と(c)には過圧密比が4の結果も示されている。まず、各主ひずみと α_σ の関係を見ると、 ε_1 と ε_3 の値は $\phi=20^\circ$ と 30° の時には、 $\alpha_\sigma=120^\circ$ 付近($\delta=0$ ライン近傍)まで徐々に増加し、その後減少に転じていることがわかる。また、 ε_2 については 120° 近傍($\delta=0$ ライン近傍)で増加の割合は低下しているものの、漸増の傾向にある。しかし、 $\phi=40^\circ$ の時には、特に ε_1 値は増加する一方で、最終的には $\alpha_\sigma=80^\circ$ 付近で供試体は破壊し、測定不能となった。この様に、 $\alpha_\sigma=120^\circ$ 付近まで ε_1 と ε_3 の値が増加したり、制御ができなくなったりする主要な理由として、図12や図13で示したF-Testの結果からも分かるように、構造的な異方性に起因したせん断強度の低下が上げられる。つまり、せん断レベルが一定の条件で主応力方向が回転しても横等方性を示す供試体の場合、 α_σ の増加と共に相対的に供試体は破壊点に近づくことになるからである。また、 $\phi=40^\circ$ のような高い応力レベルにおいては、 ϕ が一定でも主

応力方向が回転するだけで破壊が起こり得ることを示しており、主応力方向の回転の影響の重要性を示している。次いで、体積ひずみ ε_v と α_σ の関係をみると、 $\phi=20^\circ, 30^\circ$ 一定の場合には ε_v は α_σ の増加に伴って単調に増加、すなわち収縮していくが、特性状態に相当する ϕ の値 ϕ_c を越えるところの $\phi=40^\circ$ では $\alpha_\sigma=45^\circ$ 付近から急激に膨張に転じ、最終的には制御が不能になるまで膨張を続けることが読み取れる。さらに、図(b)と図(c)から各ひずみの生じ方に及ぼす過圧密比4の等方的な圧密履歴の影響がわかる。 $\phi=30^\circ, 40^\circ$ の何れの場合も、この履歴の効果は各主ひずみを同程度に抑制するという意味で等方的であり、また、最終的な履歴の効果は主応力方向が一回転しても残っているようである。

3.3 主塑性ひずみ増分の特性

主応力方向と主塑性ひずみ増分方向が一致しない場合、その材料は非共軸性を示すと言う。せん断帯の発生や異方性砂の主応力方向回転下での挙動を評価する問題などにおいて非共軸性に関する議論が盛んに行われ、その特性を把握することの重要性が示されている。ここでは、主に等方的な圧密履歴に着

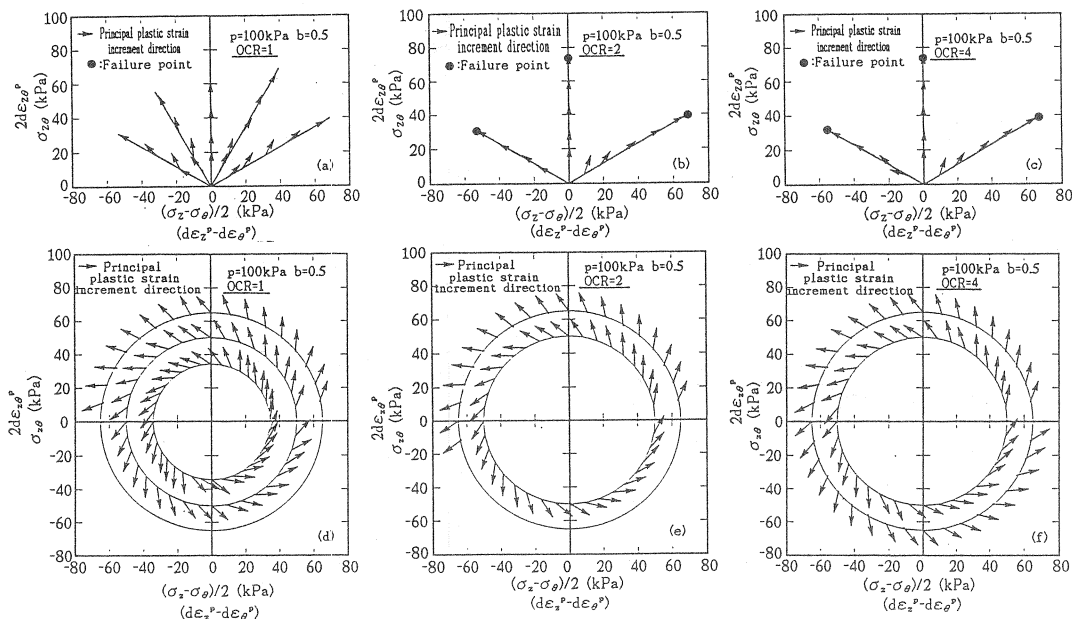


図-19 主塑性ひずみ増分方向に及ぼす等方的な圧密履歴の影響

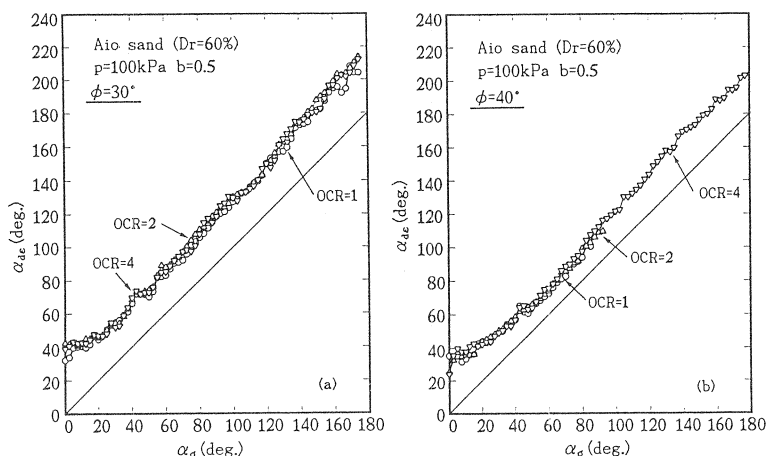


図-2 0 主塑性ひずみ増分方向と主応力方向の 関係に与える圧密履歴の影響

目して主塑性ひずみ増分の特性について検討する。

図 1 9 は、F-TestとR-Testで得られた主塑性ひずみ増分方向を $\sigma_{z\theta} - (\sigma_z - \sigma_\theta)/2$ 平面上の応力経路に沿って描いた正規化した単位ベクトルを用いて示している。従って、この場合ベクトルの長さは意味をもたない。なお、塑性ひずみ増分の求め方については付録に詳述している。図(a)~(c)は、F-Testの過圧密比 1, 2, 4の結果が描かれており、また図(d)~(f)はR-Testの過圧密比 1, 2, 4の結果がそれぞれ描かれている。この場合、主応力方向は原点を中心にした放射状の方向である。全体的にはせん断レベルが大きくなると主塑性ひずみ増分のズレ、つまり非共軸性の程度は何れの試験においても小さくなる傾向にあること、R-Testの方がF-Testに比べて非共軸性の程度は相対的に大きく、R-Testの場合主塑性ひずみ増分のズレの方向は、応力増分の方すなわち図(d)~(f)に示す応力経路の接線方向に向く傾向があることなどがわかる。これらの結果は、Miura et al.⁸⁾ や Gutierrez¹⁰⁾ が豊浦標準砂で示した結果を支持するものである。加えて、これらの図から非共軸性の程度に及ぼす等方的な過圧密履歴の影響は何れの試験においてもあまり見られないことが読み取れる。それを詳しく見たのが図 2 0 である。図 2 0 は、R-Testで得られた供試体の鉛直軸と最大主塑性ひずみ増分のなす角度 α_{ae} と α_σ の関係を過圧密比に着目して示したものである。図(a)、(b)は、それぞれ $\phi = 30^\circ$ と $\phi = 40^\circ$ 一定での結果を描

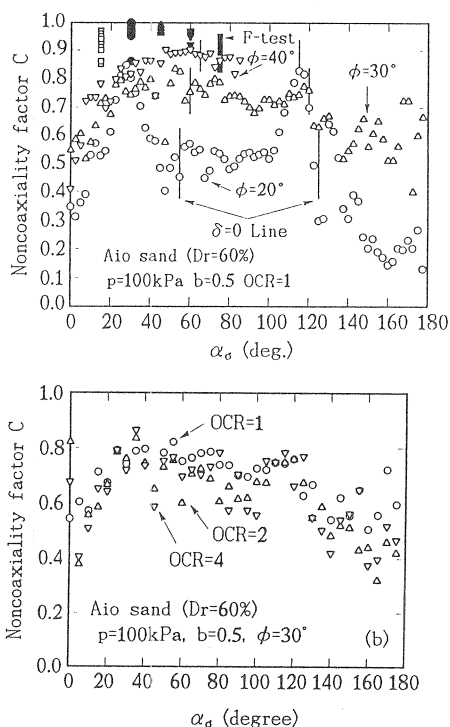


図-2 1 非共軸パラメーターと α_σ の関係に及ぼす等方的な圧密履歴の影響

いている。ここで、 α_{ae} は次式で定義され、

$$\tan 2\alpha_{ae} = \frac{2d\epsilon_{z\theta}^p}{d\epsilon_z^p - d\epsilon_\theta^p} \quad (18)$$

前述の図 4 からわかるように塑性ひずみ増分ベクトルが $(d\epsilon_z^p - d\epsilon_\theta^p)$ 軸となす角度は、最大主塑性ひず

み増分が鉛直軸となす角度の2倍に等しい。また、図中には共軸を仮定したときのラインも示しており、そのラインからのズレの大きさが非共軸性の程度を与えることになる。これらの図から ϕ や α_0 の値に関係なく、非共軸性の程度に与える過圧密比の影響は、応力増分やせん断レベルの影響に比べるとはるかに小さいと言える。

非共軸性の程度を定量的に評価する場合、何らかのパラメーターを用いて検討することが便利である。ここでは、Gutierrezらの示したスカラー量のパラメーター

$$C = \frac{s_{ij} de_{ij}^p}{qd\gamma^p} \quad (-1 \leq C \leq 1) \quad (19)$$

を導入し、実験的考察を加える。ここに、 s_{ij} は偏差応力テンソル、 de_{ij}^p は偏差ひずみテンソルの塑性成分を意味する。このスカラー量 C (非共軸パラメーター)は、共軸のとき1を与え、主応力方向に対して主塑性ひずみ増分方向が直角方向を向くとき0を、さらに主応力と主塑性ひずみ増分がまったく反対方向を向く場合-1を与える。図21は、F-TestとR-Testで得られた結果を非共軸パラメーター C と α_0 の関係でまとめたものである。図21(a)は、せん断応力レベルと試験の違いに着目して整理した $C-\alpha_0$ 関係である。この図から、R-Testの場合、特に ϕ の値に関係なく C の値は主応力方向の回転とともに大きくなり、最初の $\delta=0$ ライン近傍でその値は1に近づくこと、すなわち共軸的な特性が強くなっていくことがわかる。また、その後は α_0 の増加と共に C の値は徐々に低下するが、再び $\delta=0$ ラインに近づくとき C の値はまた1に向かう傾向を示している。最後に図21(b)は、 $\phi=30^\circ$ の場合の $C-\alpha_0$ 関係に及ぼす過圧密比の影響を見たものであるが、この結果からも非共軸性の程度に及ぼす等方的な圧密履歴の影響は小さいといえよう。

4. 結論

本研究では、異方性砂の変形・強度特性に及ぼす主応力の方向や回転の影響を明確にするための第一歩として、等方的な圧密履歴を受けた横等方性を有する中密な砂供試体を対象に、A) 中間主応力係数

一定、平均有効主応力一定の基で主応力を堆積面に対してある方向に固定したせん断試験(F-Test)とB) 中間主応力係数一定、平均有効主応力一定及びせん断応力レベル一定の基で主応力方向を連続的に変化させる試験(R-Test)の2つのタイプの試験を行った。得られた主要な結果をまとめると以下のようである。

1) 潜在的なすべり面と堆積面が概ね一致するような状況において、最終的なせん断応力レベルやせん断剛性は最も小さくなり、またせん断過程での圧縮性は最も大きくなる。

2) 圧縮性が最大であるとき(特性状態)に発現されるせん断応力レベルは、せん断時の主応力方向に関係なく一定であり、本試料の場合約 33° であった。

3) 偏差応力空間($\sigma_{z0}-(\sigma_z-\sigma_0)/2$)におけるせん断ひずみコンターの形状から、初期に作られた横等方性の強さ(異方性の程度)はせん断初期から破壊近傍に至るまで変わらない。

4) 偏差応力空間において等方的な圧密履歴が変形を抑制する効果は、主応力の方向や回転に関係なく等方的である。

5) 非共軸性の程度に与える等方的な過圧密履歴の影響は、応力増分の方向やせん断レベルの違いによる影響に比べてはるかに小さい。

6) R-Testにおいて非共軸性の程度は、潜在的なすべり面と堆積面の方向(δ の値)に依存し、 δ の値が小さくなると共に、非共軸性の程度も小さくなる傾向を示す。

謝辞

本研究をまとめるに当たり、多くの実験やデータ整理に協力をいただいた卒論生永島 剛君(現、山口大学大学院)、白井康夫君(現、基礎地盤コンサルタンツ(株))、沖野浩司君(現、三井建設(株))と永富晋一君に心からの謝意を表す。また、試験機の調整や改良などご尽力いただいた本学技官の山本修三氏に深甚の謝意を表す。

参考文献

- 1) Ishihara, K. and Towhata, I. (1983): "Sand response to cyclic rotation of principal stress directions as induced by wave loads," Soils and Foundations, Vol. 23, No. 4, pp. 11-26.
- 2) Ishihara, K. and Yamazaki, A. (1984): "Analysis of wave-induced liquefaction in seabed deposits of sand," Soils and Foundations, Vol. 24, No. 3, pp. 83-100.
- 3) Oda, M. (1972): "Initial fabrics and their relations to mechanical properties of granular material," Soils and Foundations, Vol. 12, No. 1, pp. 17-36.
- 4) Arthur, J. R. F., Chua, K. S., Dunstan, T. and Rodriguez del, C. J. I. (1980): "Principal stress rotation: A missing parameter," Journal of the geotechnical engineering division, ASCE, Vol. 106, No. GT4, pp. 419-433.
- 5) Hight, D. M., Gens, A. and Symes, J. (1983): "The development of a new hollow cylinder apparatus for investigating the effects of principal stress rotation in soils," Geotechnique, Vol. 33, No. 4, pp. 355-383.
- 6) Symes, M. J., Gens, A. and Hight, D. M. (1984): "Undrained anisotropy and principal stress rotation in saturated sand," Geotechnique, Vol. 34, No. 1, pp. 11-27.
- 7) Towhata, I. and Ishihara, K. (1985): "Undrained strength of sand undergoing cyclic rotation of principal stress axes," Soils and Foundations, Vol. 25, No. 2, pp. 135-147.
- 8) Miura, K., Miura, S. and Toki, S. (1986): "Deformation behavior of an isotropic dense sand under principal stress axes rotation," Soils and Foundations, Vol. 26, No. 1, pp. 36-52.
- 9) Shibuya, S. and Hight, D. W. (1987): "A bounding surface for granular materials," Soils and Foundations, Vol. 27, No. 4, pp. 123-136.
- 10) Lam, W. K. and Tatsuoka, F. (1988): "Effects of initial anisotropic fabric and σ_z on strength and deformation characteristics of sand, Soils and Foundations, Vol. 28, No. 1, pp. 89-106.
- 11) Gutierrez, M. (1989): "Behaviour of sand during rotation of principal stress directions," D. Eng. Thesis, Tokyo University.
- 12) 安福規之・村田秀一・兵動正幸・山本修三・浜田透(1992): "中空ねじりせん断試験機の試作とその適用," 土質工学会中国支部論文報告集「地盤と建設」, Vol. 10, No. 1, pp. 83-92.
- 13) Yasufuku, N., Murata, H. and Hyodo, M. (1991): "Yield characteristics of anisotropically consolidated sand under low and high stresses," Soils and Foundations, Vol. 31, No. 1, pp. 95-109.
- 14) Oda, M., Koishikawa, I. and Higuchi, T. (1978): "Experimental study of anisotropic shear strength of sand by plane strain test," Soils and Foundations, Vol. 18, No. 1, pp. 31-36.

付録（塑性ひずみ増分の評価方法）

本論文では、等方弾性体を仮定して弾性ひずみ増分を求め、それを実験からとまる全ひずみ増分から差し引くことによって主塑性ひずみ増分を評価している。以下には、実際に塑性ひずみ増分を求めた手順を示す。

1) 弾性ひずみ増分の計算

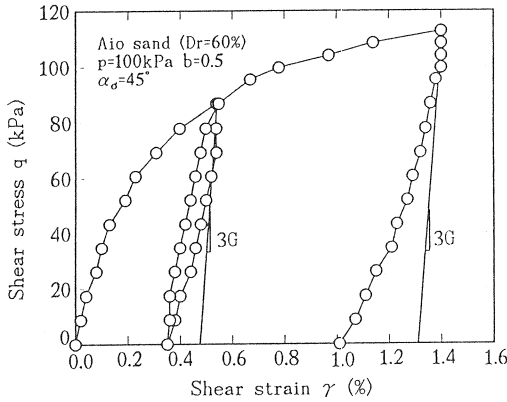
各弾性ひずみ増分の計算は、以下の式で行う。

$$\begin{pmatrix} d\varepsilon_z^e \\ d\varepsilon_r^e \\ d\varepsilon_\theta^e \\ d\varepsilon_{z\theta}^e \end{pmatrix} = \frac{1}{E} \begin{pmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 \\ -\nu & -\nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1+\nu \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\sigma_z \\ d\sigma_r \\ d\sigma_\theta \\ d\sigma_{z\theta} \end{pmatrix} \quad (\text{A-1})$$

ここで、E:弾性係数、 ν :ポアソン比である。また、弾性係数とポアソン比は、せん断弾性係数Gと体積弾性係数Kを用いることによって、

$$E = \frac{9KG}{3K + G} \quad \nu = \frac{3K - 2G}{6K + 2G} \quad (\text{A-2})$$

と与えられる。従って、弾性ひずみ増分を求めると



付図-1 せん断応力-せん断ひずみ関係 (F-Test)
($p=100\text{kPa}$, $b=0.5$, $\alpha_0=45^\circ$ 一定)

めには、 G 及び K を決定する必要がある。まず、 G を評価するために、 $p=1\text{kgf/cm}^2$, b 値=0.5一定で $\alpha_0=45^\circ$ 方向にせん断応力レベル $\phi=30^\circ$ までせん断し、その後等方応力状態まで除荷し再びせん断応力レベル $\phi=40^\circ$ まで载荷した後、等方応力状態まで再度除荷をする実験を行った。この実験で得られたせん断応力-せん断ひずみ関係を付図1に示す。除荷直後に供試体は等方弾性体であると仮定するから、せん断応力-せん断ひずみ関係のせん断応力レベル $\phi=30^\circ$ と $\phi=40^\circ$ での除荷直後の勾配は、 $3G$ として与えられる。この2カ所で測定された勾配は、ほぼ同じであり、 $G=36\text{MPa}$ と決定された。

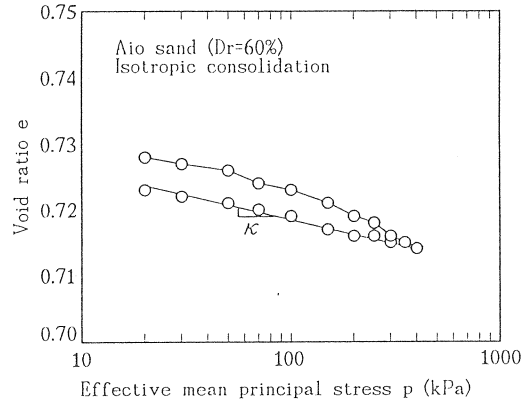
次に、体積弾性係数 K を決定するために、等方圧密・除荷試験を行った。付図2は、この実験で得られた間隙比 $e - \ln p$ 関係を示している。除荷時の挙動は、等方弾性体であると考えられるために、除荷時の勾配 κ を用いて体積弾性係数 K を決定することができ、結果として次式のように表される。

$$K = \frac{1 + e_0}{\kappa} p \quad (\text{A-3})$$

付図2から求められる除荷時の初期間隙比 $e_0=0.714$ と $\kappa=0.0036$ を式(A-3)に代入することにより、 $K=48\text{MPa}$ 決定することができる。このようにして求めたせん断弾性係数 G と体積弾性係数 K を式(A-2)に代入すると弾性係数 E とポアソン比 ν は、

$$E=86.0\text{MPa}; \quad \nu=0.2 \quad (\text{A-4})$$

と与えられる。この結果を式(A-1)に代入すると弾



付図-2 $e - \ln p$ 関係 (等方圧密試験結果)

性ひずみ増分を具体的に評価できる。

2) 塑性ひずみ増分の算出方法

塑性ひずみ増分は、ここでは次式に示すように全ひずみ増分から1)で評価した弾性ひずみ増分を単純に差し引くことによって算出している。

$$\begin{pmatrix} d\epsilon_z^p \\ d\epsilon_r^p \\ d\epsilon_{\theta}^p \\ d\epsilon_{\phi}^p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} d\epsilon_z \\ d\epsilon_r \\ d\epsilon_{\theta} \\ d\epsilon_{z\theta} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} d\epsilon_z^e \\ d\epsilon_r^e \\ d\epsilon_{\theta}^e \\ d\epsilon_{z\theta}^e \end{pmatrix} \quad (\text{A-5})$$