

初期構造異方性を有する砂の排水時せん断挙動特性

鈴木輝一*・菅野高弘**・柳澤栄司***

初期構造異方性を有する豊浦標準砂について、大型中空ねじり試験機を用い平均応力一定下の主応力軸固定試験および主応力軸回転試験を行い、排水時せん断挙動特性の解明を試みた。この結果、中間主応力の相対的大きさの影響を含めた形で、塑性係数の場の概念による硬化則、主偏差ひずみ増分比関係、それに最大主ひずみ増分方向の応力増分方向依存性に関する特性を明らかにした。

Key Words : inherent anisotropy, drained shear, hollow cylindrical apparatus, sand

1. ま え が き

最近のウォーターフロントの開発に伴い、液状化現象を考慮した地盤と構造物の相互作用の解明が必要とされているが、この場合、地盤では単純せん断挙動が卓越するような成層地盤と異なり、構造物との相互作用によって複雑な応力状態となる。一般に砂地盤は堆積時に土粒子長軸方向が水平を向き、粒子間接点の分布などに起因して初期構造異方性を有することが多いとされており¹⁾、複雑な応力条件下のせん断挙動特性の把握および構成則の構築にあたっては、初期構造異方性の影響を考慮することが不可欠である。

従来、砂の初期構造異方性に関して、立方三軸試験、平面ひずみ試験、単純せん断試験および2次元一般応力試験を用いた数多くの研究がある。松岡他²⁾は、等方性砂の立方三軸試験を用いて提案しているCMP(複合滑動面)モデルを、砂試料の堆積面と滑動面のなす角度に着目して初期構造異方性砂にも拡張した。また、Matsuo and Sakakibara³⁾は、等方性砂の2次元一般応力試験を用いて、一般座標表示の応力とひずみを直接結び付け、主応力軸回転の影響を考慮した構成式を別途提案している。Nakai⁴⁾はSMP(空間滑動面)モデルを修正された応力空間による t_{ij} モデルへ発展させ、更に瀧他⁵⁾が初期構造異方性砂に適用すべく構造異方性テンソルを導入している。朴他⁶⁾は、平面ひずみ試験で局所変位測定装置を用い、約0.01%以下の軸ひずみでは等方弾性体であることなど精度の高い結果を得ている。

しかしながら、立方三軸試験と平面ひずみ試験は主応力軸と主ひずみ軸が常に一致した試験であり、せん断時

の一般的特性である非共軸性や堆積面と主応力軸のなす角度が変化する主応力軸の回転が扱えない。一方、単純せん断試験と2次元一般応力試験はこの点を考慮できるが、平面ひずみ試験と同様平面ひずみ状態のみを対象としている。これに対して、中空ねじり試験は半径方向の応力の不均一性に起因して、ある応力範囲には不適という制約はある⁷⁾ものの、主応力軸方向の制御が容易であり、平面ひずみ状態に限定されずに基本的特性を把握できるという特徴を持っている。

中空ねじり試験を用いた研究では、中間主応力の相対的大きさを表すb値($=(\sigma_2 - \sigma_3)/(\sigma_1 - \sigma_3)$)が0.5、すなわち、中間主応力と最小主応力が等しい場合について、Gutierrez et al.⁸⁾の幾何学的関係を用いた流れ則やMiura et al.⁹⁾の多方向すべりモデルの提案等がなされている。しかし、b値が0.5以外の場合についての試験はまだ数少なく^{10), 11)}、中間主応力の相対的大きさの影響まで含めた研究はまだ確立されていないのが現状である。

本研究の目的は、主応力軸が堆積面となす角度の影響および中間主応力の相対的大きさの影響の両方を考慮して、初期構造異方性を有する砂の排水時せん断挙動を、統一的に評価するための基本的な知見を得ることにある。ここでは、平均応力一定下の中空ねじり試験により、3種類のb値(0.25, 0.5, 0.75)一定のもとでの主応力軸固定せん断試験、およびb値0.5の場合の主応力軸回転せん断試験を行い、主応力軸固定、回転といった外力の種類に依存しない材料固有の物性としての観点から検討する。

2. 中空ねじり試験

(1) 試験装置

本研究では、外径25 cm、内径20 cm、高さ25 cmの大型中空ねじり試験機(空気圧式)を用いて、中空ねじ

* 正会員 工修 鹿島建設(株)技術研究所主任研究員
(〒182 調布市飛田給2-19-1)

** 正会員 工修 東北大学助手 工学部土木工学科

*** 正会員 工博 東北大学教授 工学部土木工学科



Photo 1 Hollow cylindrical apparatus

り試験機の欠点である供試体半径方向のせん断応力の非一様性を少なくしている¹²⁾。試験装置を Photo 1 に示す。

軸荷重, ねじり力, 内側セル圧力, 外側セル圧力を独立に制御することにより, 三主応力の大きさおよび方向が任意に制御できる。軸方向変位は 1/100 mm 精度のダイヤルゲージを用い, ねじれ角は固定したねじれ計測翼の羽に垂直に 1/100 mm 精度のダイヤルゲージをあて, 翼の回転に伴う変位から求める。供試体および内側セルの体積変化は 0.1 cc 目盛りのピュレットにより測定している。以上の測定値からメンブレン張力補正を行い供試体の応力, ひずみの各成分を算定した^{11), 13)}。メンブレン貫入量については, 用いた試料の平均粒径約 0.18 mm に対してメンブレン厚が 0.8 mm と大きいことから影響が小さいとして補正していない。

(2) 供試体

試験に用いる試料は豊浦標準砂 (比重 $G_s=2.65$, 最大・最小間隙比 $e_{max}=0.969$, $e_{min}=0.614$) で, 多重ふるい落下法¹⁴⁾により, 砂粒子の長軸方向が水平に卓越して配列するという強い初期構造異方性 (鉛直軸を対称軸とする二軸直交異方性) を持つ供試体を作成する。圧密終了時 ($\sigma_c=98$ kPa) で相対密度 $D_r=73 \pm 2.5\%$ の範囲 (やや密な砂) に収まるように試料の落下速度を調整した。

(3) 試験方法

主応力軸固定試験は, 平均応力 98 kPa 一定, b 値一定 (0.25, 0.5, 0.75 の 3 種類) のもと, 最大主応力方向と鉛直方向 (堆積面の法線方向) のなす角度 β を 0° から 90° まで 15° 間隔で固定して単調荷重する。

主応力軸回転試験は, 主応力軸固定試験と同様に平均応力 98 kPa 一定, b 値 0.5 一定のもと, 最初に $\beta=0^\circ$ 方向に圧縮後, 式 (1) に示す等価偏差応力 q と平均応力 p による応力比 q/p 一定 (0.52, 0.61, 0.69, 0.81, 0.87 の 5 種類) のまま, $\Delta\beta=5^\circ$ で $\beta=90^\circ$ まで主応力

軸を回転させる。実験結果にばらつきが多少みられるが, データはそのまま用いた。 q は,

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

であり, ここで S_{ij} は偏差応力である。

3. 実験結果および考察

(1) 破壊強度

Fig.1 に 3 種類の b 値に対する主応力軸固定試験の応力比 q/p と式 (2) に示す等価偏差ひずみ増分 de の総和である e との関係を示す。

$$de = \{(2/3)de_{ij} de_{ij}\}^{1/2} \dots \dots \dots (2)$$

ここで, de_{ij} は偏差ひずみ増分であり, 弾性ひずみ成分は影響が小さいものとして無視した。 Fig.1 から, 硬化および破壊強度は, 最大主応力方向と鉛直方向とのなす角度 β それに b 値によって異なっていることが知られる。

そこで, 最大主応力方向 β を初期構造異方性の指標と考えて, 応力比 q/p を用い偏差応力面によって応力状態を表示する。 Fig.2 に 3 種類の b 値に対する主応力軸固定試験の破壊強度を示す。破壊強度の形状は, b 値によらず $\beta=0^\circ$ の方向に中心がずれた楕円形で表される。

Fig.3 に b 値を横軸として各 β の値に対する破壊強度を示す。 β の値に関わらず b 値間での破壊強度の関係はほぼ線形とみなすことができる。これらの値は従来示されている例えば Lam and Tatsuoka¹⁵⁾ と比較すると, β が 60° から 90° の間ではやや小さい値になっている。 b 値が 0.5 の場合の破壊強度を基準値として任意の b 値の破壊強度比を X_b とおき, Fig.4 のように $(q/p)_f/X_b$ で示すと, b 値によらず破壊強度がユニークに表される。ここで, $X_{0.25}=1.17$, $X_{0.75}=0.90$ である。任意の b 値に対する X_b で基準化することによって, b 値の影響を考慮した破壊強度 $(q/p)_f$ は, ほぼ楕円形となるので次式で近似することができる。

$$\{(q/p)_f \cos 2\beta - \alpha^* \}_f^2 + \{c_1 (q/p)_f \sin 2\beta\}^2 = (q^*/p)_f^2 \dots \dots \dots (3)$$

ここで, c_1 は縦軸径に対する横軸径の比によって表される楕円の形状パラメーターで 1.05, α^*_f および $(q^*/p)_f$ は, それぞれ係数 X_b で正規化した楕円の横軸中心位置および横軸半径で, b 値が 0.5 の場合の値 0.246 と 1.2 となる。

(2) 硬化則

ここでは, 多曲面モデルの各負荷曲面が等塑性係数を持つという塑性係数の場の概念¹⁶⁾を用いる。任意の負荷関数が破壊強度を表わす関数と相似形であるとし次式の楕円で表す。

$$\{(q/p) \cos 2\beta - \alpha^*\}^2 + \{c_1 (q/p) \sin 2\beta\}^2 = (q^*/p)^2 \dots \dots \dots (4)$$

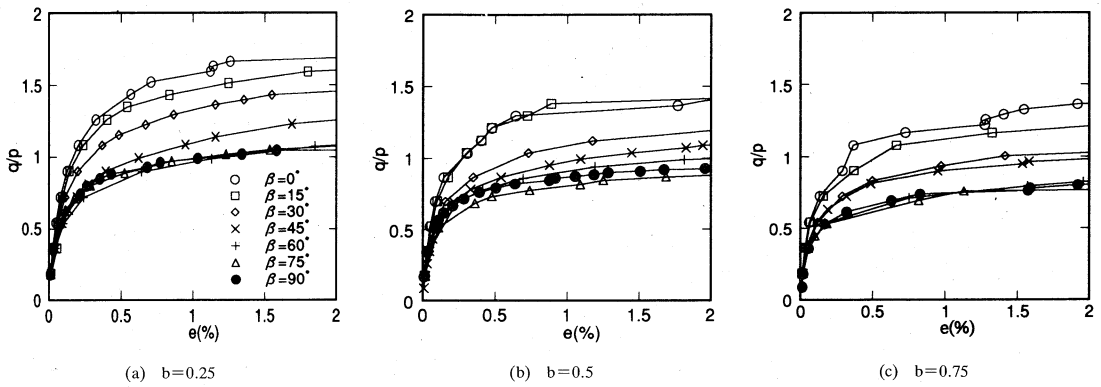


Fig.1 Relationship between stress ratio and equivalent strain

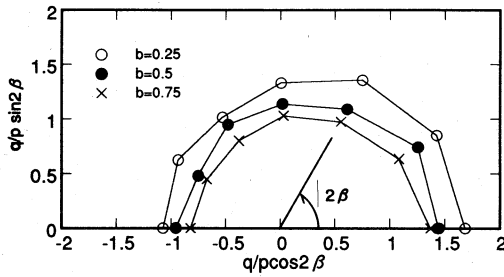


Fig.2 Failure strength in the deviatoric stress plane

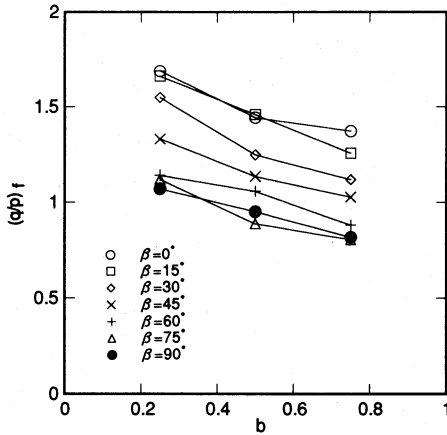


Fig.3 Relationship between failure strength and b-value

ここで、 α^* 、 q^*/p は係数 X_b で正規化した各負荷楕円の横軸中心位置および横軸半径を示す。次に、小さなひずみ領域での硬化の連続性から考察して、式(5)のように楕円の横軸半径の大きさに比例して負荷楕円の中心位置が変化すると仮定する。式(4)および式(5)から任意の応力比 q/p に対する修正応力比 q^*/p が求まる。

$$\alpha^* = \alpha^* r (q^*/p) / (q/p) \quad (5)$$

更に、任意の q^*/p での硬化係数 h は式(6)で表されると仮定する。なお、 dq/p は応力径路の増分を示す。

Fig.4 Relationship between normalized failure strength and the maximum principal stress direction

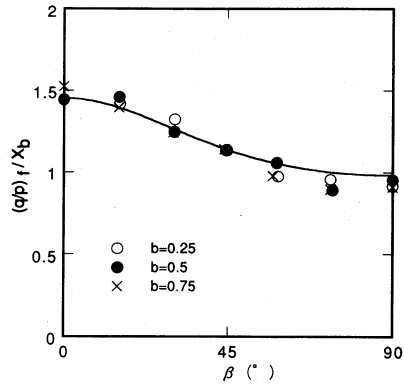


Fig.4 Relationship between normalized failure strength and the maximum principal stress direction

$$h = (dq/p) / de = (dq^*/p) / de^* \quad (6)$$

ここで、 de^* は dq^*/p に対応して得られる修正等価偏差ひずみ増分量であり、式(7)のように変換される。

Fig.5 に q^*/p と de^* の総和である e^* の関係を示す。

$$de^* = de (dq^*/p) / (dq/p) \quad (7)$$

Fig.5 から分るように破壊強度近辺を除いては、最大主応力方向および中間主応力に関係なく硬化を統一的に表現できる。この関係を双曲線で近似し、次式で表すと Fig.5 の実線で示すようになる。

$$q^*/p = e^* / (0.08 + 0.85 e^*) \quad (8)$$

(3) 主偏差ひずみ増分比

主応力軸固定試験の各 b 値に対する等価偏差ひずみ増分と最大主偏差ひずみ増分、最小主偏差ひずみ増分の関係を Fig.6 に示す。今回の試験に用いた 3 種類の b 値 (0.25, 0.5, 0.75) に対しては、 β の値に関係なく各 b 値で主偏差ひずみ増分比は一定であることが分かる。中空ねじり試験における半径方向の中間主偏差ひずみ増分は、主偏差ひずみ増分の総和が零である関係から得られる。Lade and Duncan¹⁷⁾ は等方性試料を用いた立方三軸試験結果を主ひずみ間で整理し、主ひずみ間の関連性について述べているが、 b 値によっては応力比が大き

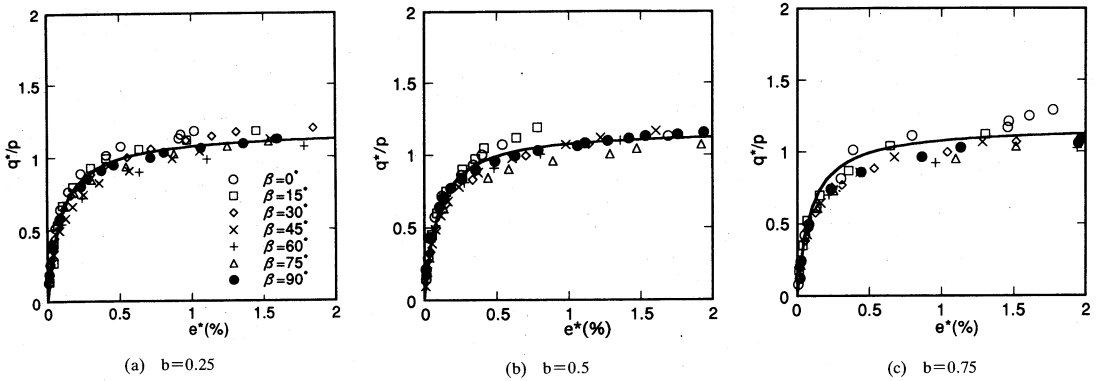


Fig.5 Relationship between modified stress ratio and modified equivalent strain

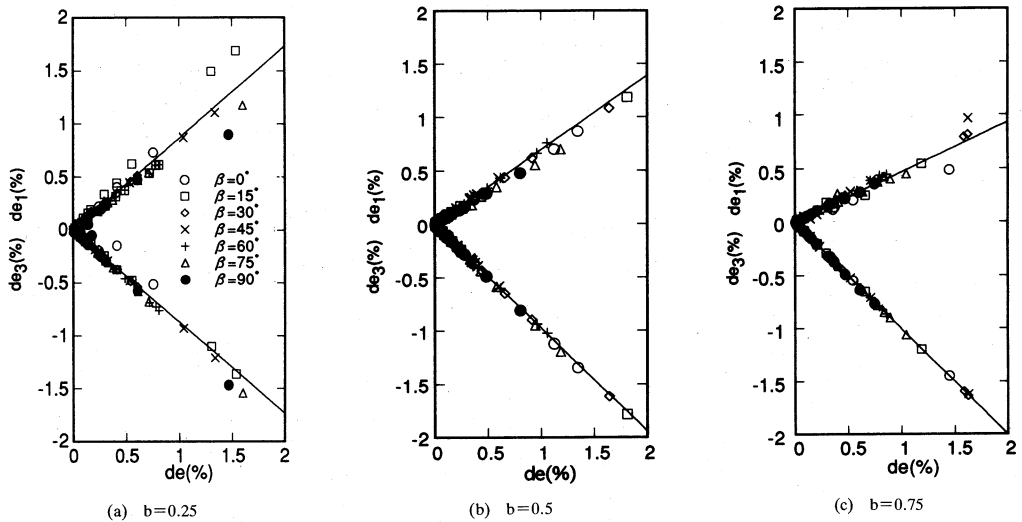


Fig.6 Relationship between principal deviatoric strain increment and equivalent strain increment under monotonic loading

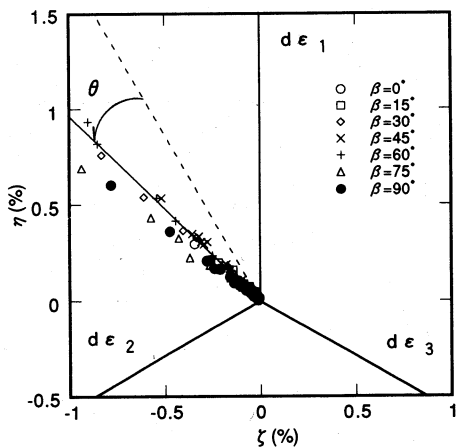


Fig.7 Principal strain increment

示し、 $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ なる多軸応力状態では、 π 面上のひずみ増分の方向が応力経路の方向から一方向にずれる傾向があることを示している。ここでは、より一般的な増分関係で整理することとし、 π 面と同様な主応力増分空間と主ひずみ増分空間を重ね合わせ、 b 値が0.5の場合の結果を Fig.7 に示す。主応力増分比の方向(破線)から $\theta = \tan^{-1}(1/2\sqrt{3})$ だけ主ひずみ増分比の方向(実線)が一方向に一樣にずれている。ここで、 $\tan^{-1}(1/2\sqrt{3})$ は b 値が0.5と0.75の主応力増分比方向がなす角度である。今回の試験に用いた3種類の b 値に対しては、いずれも $\tan^{-1}(1/2\sqrt{3})$ のずれを示しており、各 b 値の主偏差ひずみ増分比では Fig.6 の実線に相当する。 b 値が0.25の場合に中間主偏差ひずみ増分が零となり、ダイレイタンシー成分のみが中間主ひずみ増分となる。

Fig.8 は主応力軸回転試験についても同様に主偏差ひずみ増分関係で整理したもので、主応力軸固定試験および回転試験に関わらずこの関係が成立つことを示している。

なると共に主ひずみ比一定を保たなくなっている。
宮森¹⁸⁾は Lade and Duncan¹⁷⁾と同様の試験を行い、 π 面上で主応力空間と主ひずみ増分空間を重ね合わせて表

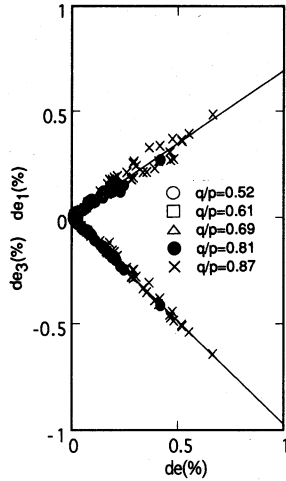


Fig.8 Relationship between principal deviatoric strain increment and equivalent strain increment under loading with rotation of principal stress axes

(4) ダイレイタンスー

兵藤他¹⁹⁾は、中空ねじり試験の半径方向のひずみを無視した最大主ひずみ差で整理し、正規化仕事と最大主ひずみ差の間には、履歴、密度、初期構造異方性の影響がないことを示した。ここでは正規化仕事と全てのひずみ成分を含む等価偏差ひずみの関係について、3種類のb値に対する主応力軸固定試験およびb値0.5の場合の主応力軸回転試験に対する結果をFig.9, Fig.10にそれぞれ示す。等価偏差ひずみ量が大きくなるに従えばらつきが大きくなる傾向はあるが、最大主ひずみ差で整理した場合と同様、最大主応力方向、中間主応力の相対的大きさ、それに主応力軸固定、回転の種類に関係なく、正規化仕事と等価偏差ひずみとの間で線形関係とみなせる。ダイレイタンスー関係は式(9)、(10)によって表される。

$$dw/p = \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}/p$$

$$= (S_{ij}d\epsilon_{ij} + p d\epsilon_{vol})/p$$

$$= S_{ij}d\epsilon_{ij}/p + d\epsilon_{vol} = \mu de \dots\dots\dots (9)$$

$$\therefore d\epsilon_{vol} = \mu de - S_{ij}d\epsilon_{ij}/p \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 μ は等価偏差ひずみ量に対する正規化仕事量の傾きで0.8である。

(5) 最大主ひずみ増分方向

主応力軸回転試験でのひずみ増分方向は、応力増分方向に依存する傾向を示している。ここではひずみ増分方向が、弾性時には応力増分方向に一致し、破壊時には破壊曲面の法線方向になることから考察して、次式の線形関係を仮定する。

$$\delta = (\delta_r - \delta_s)(q^*/p)/(q^*/p)_f + \delta_s \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 δ および δ_r は、それぞれ任意の応力比 q^*/p と

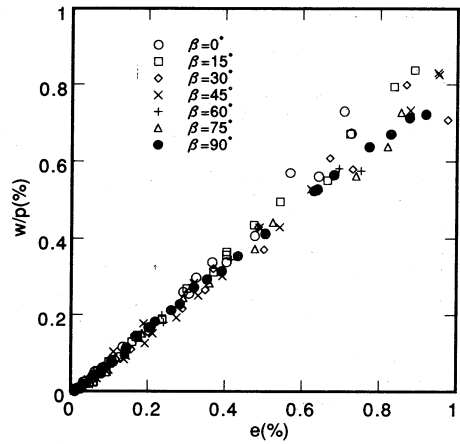


Fig.9 Relationship between normalized work and equivalent strain under monotonic loading

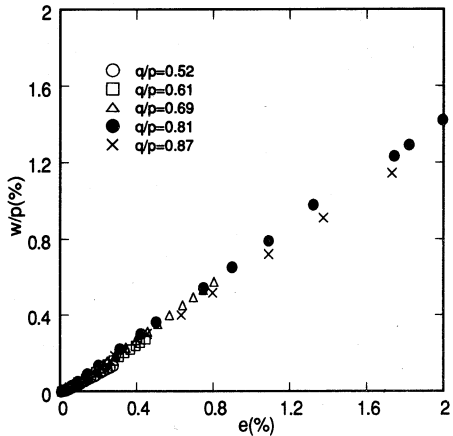


Fig.10 Relationship between normalized work and equivalent strain under loading with rotation of principal stress axes

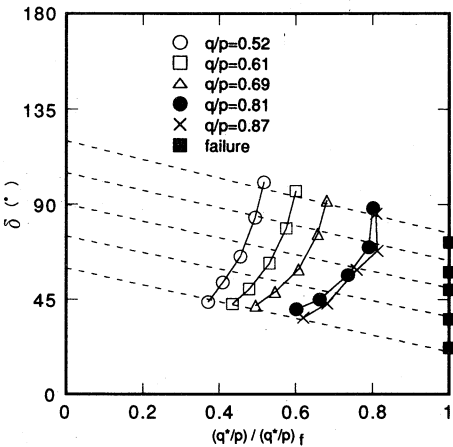


Fig.11 Relationship between maximum principal strain increment direction and normalized modified stress ratio under loading with rotation of principal stress axes

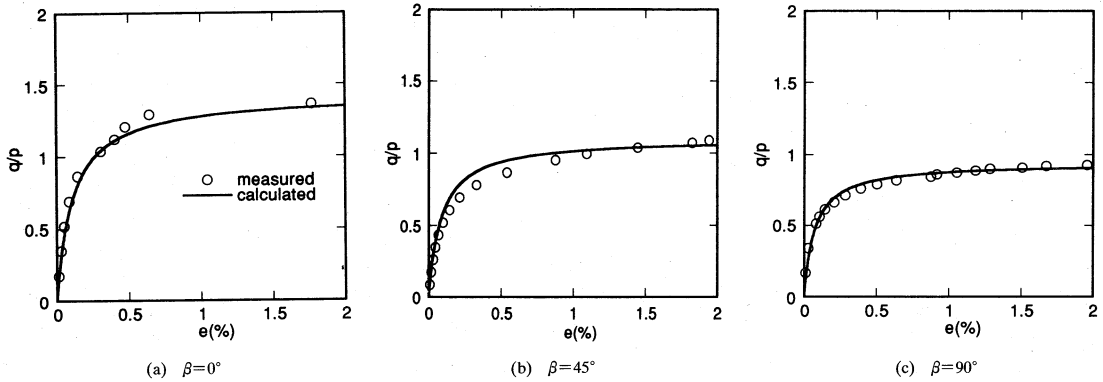


Fig.12 Comparison of measured and calculated equivalent strain under monotonic loading

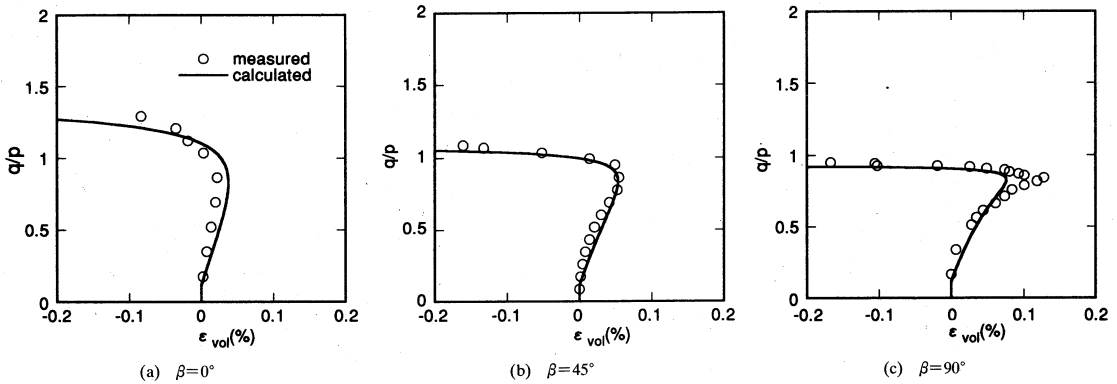


Fig.13 Comparison of measured and calculated volumetric strain under monotonic loading

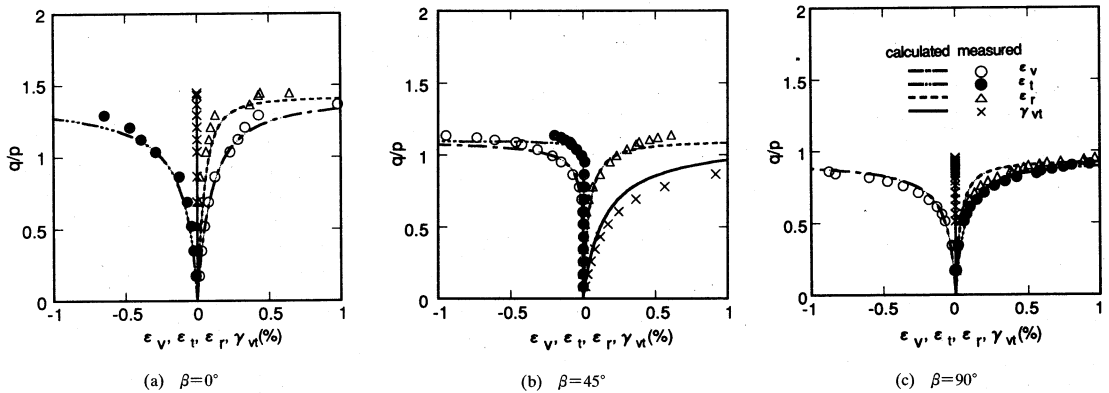


Fig.14 Comparison of measured and calculated different strains under monotonic loading

破壊時において、最大主ひずみ増分方向が鉛直方向から時計回りになす角度であり、 δ_s は最大主応力増分方向を示す。

Fig.11に5種類の主応力軸回転試験について、それぞれ $\beta=15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ の位置における最大主ひずみ増分方向を示す。破壊時には主応力軸固定試験の最大主ひずみ増分方向を示してある。Fig.11の破線は、式(11)から算定した各 β の値での最大主ひ

ずみ増分方向で、主応力軸回転時のひずみ増分方向と一致しており、式(11)の妥当性が確認された。この時、破壊時の法線方向 δ_f は式(2)の楕円形を用いて算定している。

4. 実験値と計算値の比較

3.の実験結果および考察から得られた破壊強度、硬化則、主偏差ひずみ増分比、ダイレイタンス、最大主

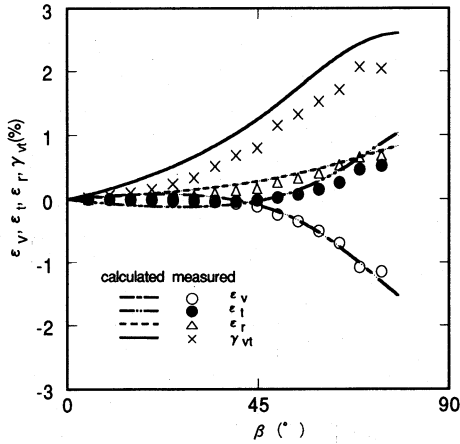


Fig.15 Comparison of measured and calculated different strains under loading with rotation of principal stress axes

ひずみ増分方向の関係をを用い、 b 値 0.5 の場合の主応力軸固定試験と主応力軸回転試験に対して計算を行った。

Fig.12 には、堆積面に対して軸差圧縮成分が卓越する $\beta=0^\circ$ 、単純せん断成分が卓越する $\beta=45^\circ$ 、軸差伸長成分が卓越する $\beta=90^\circ$ における、主応力軸固定試験のそれぞれの応力比と等価偏差ひずみ関係について実験値と計算値の比較を示す。Fig.12 の計算値と実験値の誤差量は、Fig.5 に示す双曲線と実験値との誤差量に依存して生じている。Fig.13 および Fig.14 には Fig.12 と同様に、それぞれ体積ひずみおよび各ひずみ成分（鉛直ひずみ ϵ_v 、円周ひずみ ϵ_t 、半径ひずみ ϵ_r 、せん断ひずみ γ_{vt} ）について示し、計算値と実験値は定性的、定量的にも比較的良い一致がみられた。ここでは等価偏差ひずみが 0.01% 以下では体積ひずみが生じていないという実験結果から、計算でも等価偏差ひずみ 0.01% 以下では体積ひずみ増分を零としている。Fig.15 には主応力軸回転試験の応力比 $q/p=0.81$ に対する各ひずみ成分を示す。実験では必ずしも q/p 一定となっておらず、回転と共に q/p が減少の傾向にあるため計算でも同じ条件とした。主応力軸固定および回転に関わらず、初期構造異方性を有する砂の排水時せん断挙動を計算によって表現できることが確認された。

5. 結 論

初期構造異方性を有する豊浦標準砂に対して、大型中空ねじり試験を用い、平均応力一定下の主応力軸固定および回転の試験を行い、堆積面に対する最大主応力方向の影響と中間主応力の相対的大きさの影響に関するせん断挙動特性について検討を行った。その結果、初期構造異方性を有する砂の排水時せん断挙動を統一的に評価することができた。要約すると次のようである。

(1) 破壊強度は b 値をパラメータとする破壊強度

比 X_0 を用いて、偏差応力面上で単一の楕円形によって表現できる。

(2) 更に、多曲面モデルの各負荷曲面が等塑性係数を持つという塑性係数の場の概念を用いることにより、負荷関数を破壊時と相似な楕円形とし、その中心位置が楕円の大きさに比例して線形変化すると仮定することによって、滑らかな双曲線により硬化が表現できる。

(3) 各 b 値における主偏差ひずみ増分比は一定となる。今回の試験に用いた 3 種類の b 値 (0.25, 0.5, 0.75) に対しては、主応力増分と主ひずみ増分を重ね合わせた空間で、主偏差ひずみ増分比の方向が主偏差応力増分比の方向から $\tan^{-1}(1/2\sqrt{3})$ だけ一様にずれた方向となる。

(4) ダイレイタンスーは、正規化仕事量と等価偏差ひずみ量が線形関係とみなせることから得られる。

(5) ひずみ増分方向が弾性時に応力増分方向に一致し、破壊時には破壊曲面の法線方向になることから考察した結果、最大主ひずみ増分の方向は、応力増分方向と破壊時の楕円法線方向との間で応力比に応じ線形関係で表現できる。

(6) 最大主応力方向の影響と中間主応力の相対的大きさの影響を考慮して得られた以上の関係を用いて、主応力軸固定および回転の試験に対して行った計算値は実験値と良い一致を示した。

以上の結果は、主応力軸固定試験および主応力軸回転試験で b 値を固定したもので、 b 値の連続的な変化に対するの検討、更に、除荷を含む種々の応力経路への展開が今後必要である。

謝辞：本研究を行うにあたり、八戸工業大学・飛田善雄助教授、および東北大学大学院に在籍されていた加藤靖氏、大花博重氏に多大なる御助力をいただきました。ここに感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Oda, M. : Anisotropic strength of cohesionless sands, Proc. ASCE, Vol.107, No.GT9, pp.1219~1231, 1981.
- 2) 松岡元・平尾淳一・福武毅芳：異方性を考慮した砂の変形・強度論，土と基礎，Vol.32, No.11, pp.31~36, 1984.
- 3) Matsuoka, H. and Sakakibara, K. : A constitutive model for sands and clays evaluating principal stress rotation, Soils and Foundations, Vol.27, No.4, pp.73~88, 1987.
- 4) Nakai, T. : An isotropic hardening elastoplastic model for sand considering the stress path dependency in three-dimensional stresses, Soils and Foundations, Vol.29, No 1, pp. 119~137, 1989.
- 5) 瀧治雄・中井照夫・松岡元：構造異方性を考慮した砂の弾・塑性構成モデル，土木学会第 44 回年次学術講演会，III-218, pp.510~511, 1989.

- 6) 朴春植・神明進・龍岡文夫・澁谷啓：平面ひずみ圧縮試験による Silver Leighton Buzzard sand の変形・強度特性の異方性，第 25 回土質工学研究発表会，pp. 439～442，1990.
- 7) Shibuya, S. and Hight, D.W. : Discussion, Soils and Foundations, Vol.26, No.4, pp.160～162, 1986.
- 8) Gutierrez, M., Ishihara, K. and Towhata, I. : Flow theory for sand during rotation of principal stress direction, Soils and Foundations, Vol.31, No.4, pp.121～132, 1991.
- 9) Miura, K., Toki, S. and Miura, S. : Deformation prediction for anisotropic sand during the rotation of principal stress axes, Soils and Foundations, Vol.26, No.3, pp.42～56, 1986.
- 10) Miura, K., Miura, S. and Toki, S. : Deformation behavior of anisotropic dense sand under principal stress axes rotation, Soils and Foundations, Vol.26, No.1, pp.36～52, 1986.
- 11) 加藤靖：種々の応力経路における砂の排水せん断変形特性，東北大学修士学位論文，1987.
- 12) 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, Géotechnique, Vol.33, No.4, pp.355～383, 1983.
- 13) 大花博重：異方性砂の排水せん断変形特性に及ぼす応力経路の影響，東北大学修士学位論文，1988.
- 14) 土岐祥介・三浦清一：室内実験に用いる砂供試体の作成法について，第 24 回土質工学シンポジウム，pp. 173～180，1979.
- 15) Lam, W.K. and Tatsuoaka, F. : Effects of initial anisotropic fabric and σ_2 on strength and deformation characteristics of sand, Soils and Foundations, Vol.28, No.1, pp.89～106, 1988.
- 16) Mroz, Z. : On the description of anisotropic workhardening, J. Mech. Phys. Solids, Vol.15, pp.163～175, 1967.
- 17) Lade, P.V. and Duncan, J.M. : Cubical triaxial tests on cohesionless soil, Proc. ASCE, Vol.99, No.SM 10, pp.793～812, 1973.
- 18) 宮森建樹：多軸応力状態における砂のせん断強さと変形特性，土木学会論文報告集，No. 255, pp.81～91, 1976.
- 19) 兵藤英明・東畑郁生・石原研而・鈴木弘二：繰り返し排水剪断による砂の硬化，第 25 回土質工学研究発表会，pp. 465～466，1990.

(1993. 1. 14 受付)

DRAINED SHEAR BEHAVIOUR OF SAND WITH INHERENT ANISOTROPY

Kiichi SUZUKI, Takahiro SUGANO and Eiji YANAGISAWA

The purpose of this paper is to reveal the fundamental characteristics of inherent anisotropic Toyoura sand under drained shear conditions. Towards this end, monotonic loading tests with fixed principal stress axes, and loading tests with rotation of principal stress axes were carried out using a large hollow cylindrical apparatus. Through the analysis of the experiment results, the characteristics regarding 1) the hardening law using the concept of a field of hardening moduli, 2) the principal deviatoric strain increment ratio, and 3) the dependence of the maximum principal strain increment direction on the stress increment direction, are clarified taking the effect of b-value into consideration.