

圧密定体積一面せん断試験による 粘性土の変形・強度特性

— ベンダーエレメントによるせん断弾性係数の測定 —

荻野俊寛¹・三田地利之²・濹谷 啓³・及川 洋⁴

¹正会員 工修 秋田大学助手 工学資源学部土木環境工学科 (〒010-8502 秋田市手形学園町1番1号)

²フェロー会員 工博 北海道大学大学院教授 工学研究科社会基盤工学専攻(〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目)

³正会員 Ph.D. 北海道大学大学院助教授 工学研究科社会基盤工学専攻(〒060-8628 札幌市北区北13条西8丁目)

⁴正会員 工博 秋田大学教授 工学資源学部土木環境工学科 (〒010-8502 秋田市手形学園町1番1号)

一面せん断試験の圧密・せん断過程においてベンダーエレメント試験を行いせん断弾性係数 G を求めた。圧密過程においては、影響因子である間隙比、平均有効主応力との関係をもとに G の定式化を試みているのと同時に、 G と三軸繰返し載荷試験から得られる変形係数との比較から G およびヤング率 E の関係を説明している。また排水クリープ中の G の変化について粘性土の骨格構造などの変化の観点から説明している。せん断過程では、 G の挙動が平均有効主応力に強く依存することを示している。また一面せん断試験の強度特性とせん断弾性係数の関係について関係式を提案し、これによって実験結果をよく説明できることを示している。

Key Words : bender element, elastic shear modulus, direct shear test, drained creep, undrained shear strength

1. はじめに

地盤は塑性的な挙動の卓越する材料であるが、およそ $10^{-3}\%$ 以下の微小ひずみ域では弾性的な挙動を示すことがわかっている^{1,2}。地震時に代表されるこのひずみ域での地盤の変形問題を取り扱う場合、せん断弾性係数 G はヤング率 E とともに必要不可欠なパラメータである。特にこれら変形係数の値によって解析結果を左右することもあり、適切な数値の評価が重要である。

しかし、これらの変形係数は地盤の応力、ひずみ状態によって変化するうえ、原地盤においては年代効果といわれる二次圧密や土粒子間のセメンテーションの影響も受けていることから、これらの要因に着目した変形特性の解明は原地盤の変形係数の適切な評価につながると考えられ、その意義は大きい。

本研究では、ベンダーエレメントを装着した一面せん断試験装置を開発し、粘性土の圧密定体積一面せん断試験を実施して圧密、せん断両過程での G の評価を行った。その結果について、圧密過程では三軸試験装置による繰返し載荷試験から得られた E と比較し、間隙比や平均

有効主応力といった要因について排水クリープによる二次圧密時の挙動を含めて検討している。一方せん断中の G の挙動については、せん断応力レベルや平均有効主応力依存性の面から検討し、さらに圧密時の変形特性および強度特性との対応から両者の関係式を提案している。

2. 試料および実験

(1) 試料

試料は陶芸用などに市販されている NSF 粘土に蒸留水を加え、含水比を液性限界の2倍程度にして練り返し、予圧密セル内にて垂直応力 150kPa で10日間一次元圧密したものをを用いた。試料の物性値は $\rho_s=2.78\text{g/cm}^3$ 、液性限界 $LL=55\%$ 、塑性指数 $I_p=26$ 、粘土分は 99%である。

(2) 一面せん断試験装置

本研究では H-II 型一面せん断試験装置³⁾に後述するベンダーエレメント (以下 BE と略記) システムを組み込んだ装置を用いており、図-1 は試験装置の全体図である。

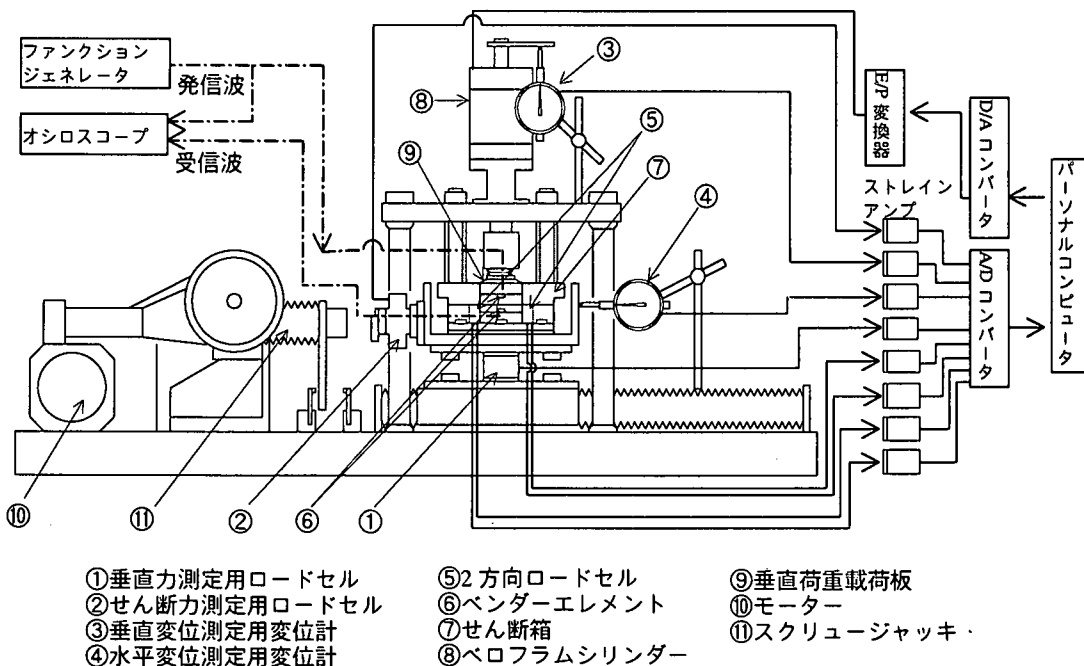


図-1 H-II型一面せん断試験装置およびベンダーエレメントシステム

一对の BE は載荷板および底板にそれぞれ垂直に装着されており、載荷板に装着したものを発信用、底板に装着したものを受信用として用いている。荷重の載荷はせん断応力についてはスクリージャッキを介してモータにより、垂直応力についてはペロフラムシリンダーを介して空気圧によって行っている。また垂直応力の制御は電空変換器および D/A コンバータを介して、計測はストレインアンプおよび A/D コンバータを介してコンピュータによって行っている。

実験には直径 60mm の円形断面または一辺が 60mm の正方形断面の 2 種類のせん断箱のいずれかを用いており、正方形断面の場合、供試体の水平応力および周面摩擦を測定するために、下せん断箱内部に 2 方向ロードセルが組み込まれている。図-2 は BE システムと図-1 のせん断箱(正方形断面)周辺を拡大したものである。

(3) ベンダーエレメントシステム

本研究ではベンダーエレメント試験 (以下 BET と略記) から G を求めている。これは一对の BE を供試体の上下両端面に挿入し、一方から他方に向かって進行するせん断波を発生させ、供試体を伝わるせん断波の到達時間を測定する試験であり、計算されたせん断波速度 V_s から式(1)によって G を算定することができる。

$$G = \rho_t \cdot V_s^2 = \rho_t \cdot \left(\frac{L}{t} \right)^2 \quad (1)$$

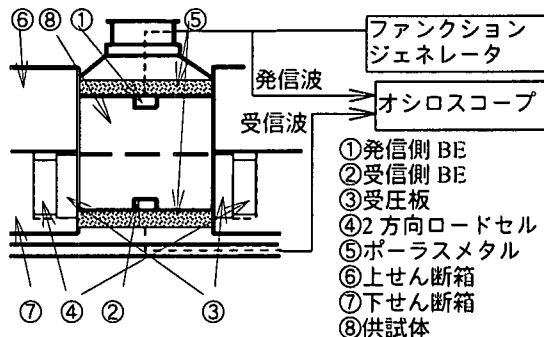


図-2 供試体周辺およびベンダーエレメントシステム

ここに ρ_t は土の湿潤密度、 L はせん断波の伝播距離、 t はせん断波の到達時間である。また、BET から得られる G は共振法試験による G とほぼ等しい値であることがわかって⁹⁾。

用いた BE のサイズは $13 \times 10 \times 0.5 \text{ mm}$ で、防水、絶縁のためエポキシ樹脂によりコーティングを施してある⁹⁾。せん断波は周波数 100Hz の矩形波で、ファンクションジェネレータによって発生させている。また発信および受信したせん断波はオシロスコープに入力され、その波形の位相差から供試体を伝わる時間を測定することができる。本研究ではこの装置を BE システムと呼び、式(1)による G の計算値を G_{BET} と表す。

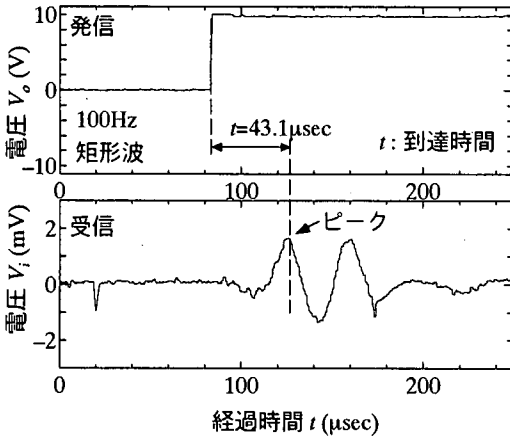


図-3 代表的な発信・受信波形

(4) 実験方法

実験は圧密定体積一面せん断試験で、供試体高さは円形断面の場合 20mm、正方形断面の場合 40mm である。まず供試体に所定の圧密履歴を与えるために段階的に圧密、除荷を行う。各段階で 3t 法によって圧密を打切った後、それぞれの段階で BET を行い、 G_{BET} を算定する。これを繰返し、所定の圧密履歴を供試体を与えた後、せん断速度 0.1mm/min でせん断変位 5mm まで定体積せん断を行う。また、いくつかの実験ではせん断中にも BET を実施しており、せん断過程についても G_{BET} を算定している。

BET に関して、せん断波の発信波形、周波数、伝播距離および到達時間の決定法に関してはさまざまな検討がなされている^{9), 7), 9)}。伝播距離に関しては発信・受信両 BE の先端間の距離を用いることでほぼ一致した見解がみられている^{9), 8)}。一方、せん断波の波形にはこれまで主に 100Hz 程度の矩形波が用いられていたが、近年 sin 波などを用いたり、共振周波数に着目して到達時間を決定する検討もなされている^{9), 7)}。このように発信波については未だ統一の見解を見るに至っていないという理由から、本研究では最も一般的な条件を採用し、発信波に 100Hz の矩形波を用い、発信波および受信波の第一ピークで到達時間を定義している。図-3 は代表的な発信波および受信波の波形であり、到達時間も併せて示している。なお、せん断中に行った BET の場合、せん断が進行するにつれ、両 BE 間にずれが生じるが、BE の幅が 10mm であることから、BE 先端間の距離は変化しないため、せん断波の伝播距離の補正は一切行っていない。

3. 圧密時の変形特性

(1) G の値を支配する諸要因の検討

せん断弾性係数 G に関しては、これまで実験結果から得られた事実をもとに定式化が試みられており、Hardin¹⁰⁾ は等方応力状態において行った共振法試験結果から式 (2) を提案している。

$$\frac{G}{P_a} = S \cdot f(e) \cdot OCR^k \left(\frac{P'}{P_a} \right)^n \quad (2)$$

ここに、 $f(e)$ は間隙比関数、 OCR は過圧密比、 P' は平均有効主応力、 P_a は基準応力、 S , n , k は指数である。また、Jamiolkowski ら¹¹⁾ は圧密容器を用いた BET の結果から、 G の異方性を考慮した式 (3) を提案している。

$$G = S_{vh} \cdot f(e) \cdot \sigma_r^{(1-nv-nh)} \cdot \sigma_v^{nv} \cdot \sigma_h^{nh} \quad (3)$$

ここに、 S_{vh} は構造定数、 σ_r は基準応力、 σ_v は垂直有効主応力、 σ_h は水平有効主応力、 nv , nh は指数である。なお、間隙比関数や指数に関して、Shibuya ら¹²⁾ は実験結果に基づいた検討を行っている。式 (2)、式 (3) は試験方法、試料とも異なる全く別の実験結果から得られたものであるにも関わらず、いずれも共通して間隙比、応力、応力履歴に関する項の積として表されている。用いられている応力、間隙比関数、指数は異なっているが、このことからこれら 3 つのパラメータが G の主要な支配要因であることがわかる。ところが、粘性土の場合これら三者は普通 $e \sim \ln p$ 関係に見られるように互いに従属関係にあり、1 つのパラメータの変化に伴って他のパラメータも変化する。Viggiani and Atkinson¹³⁾ は BE を組込んだ三軸試験装置を用いて、等方応力状態の場合において、この従属関係から間隙比の項を消去した式 (4) を提案している。

$$\frac{G}{P_r} = S \cdot \left(\frac{P'}{P_r} \right)^n \cdot OCR^m \quad (4)$$

ここに、 S は定数、 P_r は基準応力、 n , m は指数である。このように、これら三者の従属関係を利用すれば任意のパラメータのひとつを消去できることがわかる。

よって、以下では G_{BET} に影響を及ぼす主な要因である間隙比、応力、応力履歴とその従属関係に着目して三軸試験装置による等方圧密後の繰返し載荷試験から得られた E と G_{BET} を比較する。またその際、式 (4) のようにこれら 3 つのパラメータのうち、1 つを消去し得るか否かについても検証する。

(2) 諸要因に着目した変形特性の評価

図-4 は実験の圧密過程で供試体を与えた応力履歴を表したもので、同時に三軸試験装置による結果¹⁴⁾ も掲載している。一面せん断試験における平均有効主応力につ

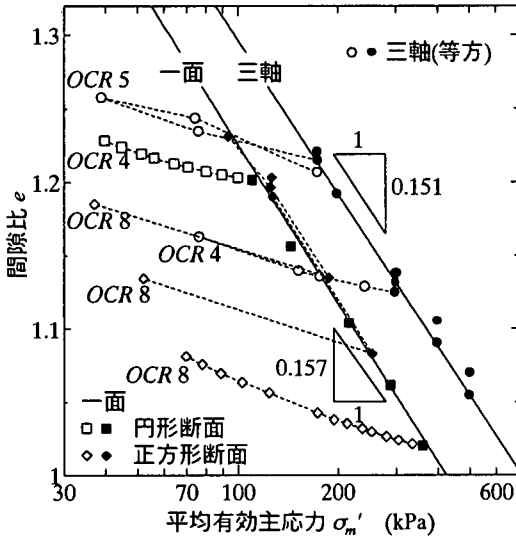


図-4 圧密時の $e \sim \ln \sigma'_m$ 関係の差異

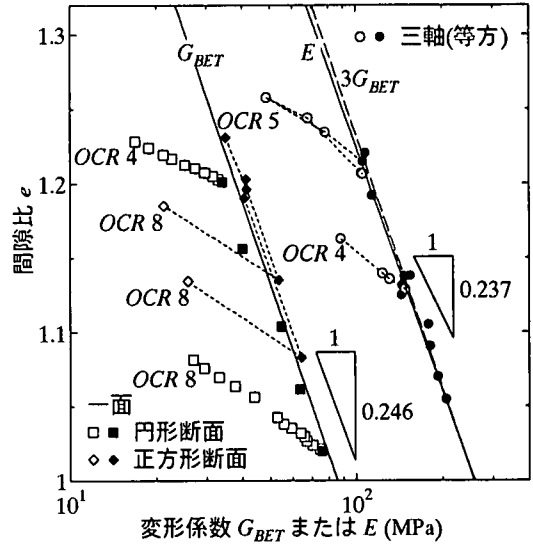


図-6 間隙比から見た圧密時の G_{BET} および E の変化

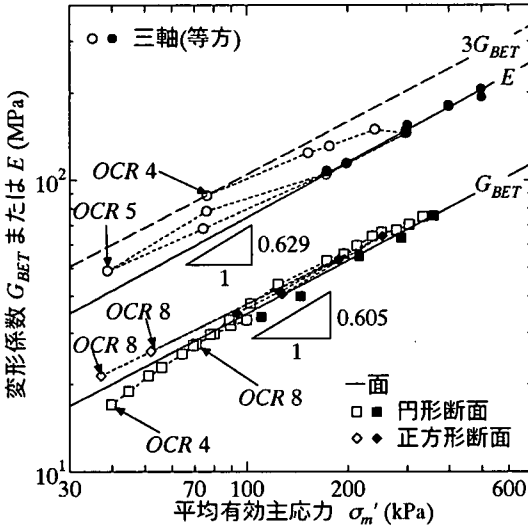


図-5 平均有効主応力から見た圧密時の G_{BET} および E の変化

いては、正方形断面供試体の場合はせん断箱内に組込んだロードセルにより測定された水平有効主応力 α'_x をもとに式(5)によって算定している。

$$\sigma'_m = \frac{\sigma'_v + 2\sigma'_h}{3} \quad (5)$$

ここに、 σ'_m は平均有効主応力、 α'_x は垂直有効主応力である。また、円形断面の場合は α'_x を測定していないため、式(6)によって σ'_m を算定している。

$$\sigma'_m = \frac{1+2K_0}{3} \sigma'_v \quad (6)$$

ここに K_0 は静止土圧係数である。正規圧密領域においては別途実施した K_0 三軸圧密試験より $K_0=0.56$ を得ている。

一方で一面(正方形断面)の場合、測定された α'_x および α'_y から計算される K 値は 0.45 となっており、 K_0 三軸圧密試験の K_0 値よりも一面(正方形断面)の K 値の方が小さく、同等の α'_x に対し、一面(正方形断面)で測定される α'_y が K_0 三軸圧密試験より小さいことがわかる。これは、載荷板および底板、せん断箱側面に沿った応力、変形の不均一性に起因し、境界面の多い一面(正方形断面)の方が、よりその影響を強く受けているためと考えられる。したがって、正方形断面よりも境界面の少ない円形断面供試体では、この影響は一面(正方形断面)と K_0 三軸圧密試験の中間程度であり、 K 値もその中間の値であると推察できるが、供試体形状から判断して式(6)では K_0 三軸圧密試験による K_0 値を採用している。なお、このとき式(5)(正方形断面)および式(6)(円形断面)による σ'_m の計算値の差は同一の α'_x に対して、7%程度である。また、図中の OCR は α'_x によって定義したものである(以下の図についても同様)。

図-4 から供試体断面形状の違いが $e \sim \ln \sigma'_m$ 関係に及ぼす影響は少ないと判断できる。正規圧密、過圧密に関わらず一面せん断と三軸試験の結果は相似形を示しているが、同一の σ'_m で比較すると等方圧密した三軸供試体の間隙比は一面せん断の供試体よりも大きくなっており、平均有効主応力と間隙比の関係は一義的にはなっていない。ここに示された実験に限れば、この差は両実験の初期間隙比の違いに起因する部分が大きいのと考えられるが、このような間隙比の差は異方、等方といった応力条件の違いによっても生じ、また一般に異方圧密時の間隙比は等方圧密時よりも小さくなることから間隙比と平均有効主応力の関係は必ずしも一義的には決まらないことがわかる。したがって、特に異なる供試体について G, E

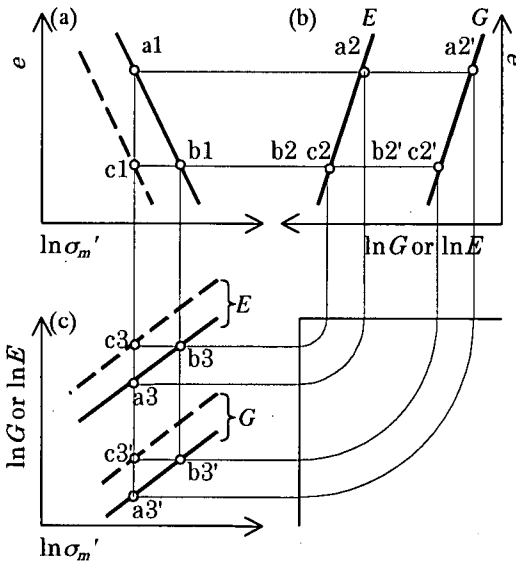


図-7 正規圧密状態における間隙比～平均有効主応力～変形係数(非排水条件)関係の概念図

の値を比較する場合、図-4の関係からパラメータの1つを消去し、どちらか一方に着目するよりも、 σ'_m 、 e 両方に着目して検討するのが適当であると考えられる。

図-5は圧密・除荷の各段階のBETから得られた G_{BET} について $\ln \sigma'_m \sim \ln G_{BET}$ 関係を示している。供試体断面形状および高さの違いは G_{BET} の値にほとんど影響していないことが確認できる。正規圧密領域ではこの関係は線形であることから、 G_{BET} は σ'_m に対して指数的に増加しているが、過圧密領域ではこの関係はわずかに上に凸の曲線となっている。

一方、図-5に示されている E は図-4の三軸試験結果の各点において繰返し載荷試験から求めた非排水条件下でのヤング率であり、片振幅軸ひずみ0.005%の繰返し載荷の軸差応力～軸ひずみ関係の頂点を結ぶ傾きで定義している。 G_{BET} と同様、正規圧密時の $\ln E$ は $\ln \sigma'_m$ に対し線形的に増加し、両者の傾きはほぼ等しい。同一の σ'_m において E および G_{BET} の値を比較すると E/G_{BET} はおよそ2.2である。平均有効主応力に着目した両者の値の比較は、平均有効主応力と間隙比の間に一義的な関係が成り立つ場合、間接的に間隙比の影響も考慮していることになるが、図-4に代表されるように一対一に対応しない場合、間隙比の差を考慮していないことになる。

図-6は図-4、図-5に対応する間隙比～変形係数の関係である。図-6は図-4と非常に類似しており、正規圧密領域は図-4、図-5と同様に線形関係を示す。過圧密領域では特に G_{BET} において応力履歴を受けても図-4、図-5よりも強い線形性を示している。図-6において E および

G_{BET} の値を同一間隙比で比較すると、 E/G_{BET} はおよそ3.0である。

ところで、 E の値は非排水条件下での繰返し載荷によるものであり、測定中に体積変化は生じず、 G_{BET} においてもBETによって供試体に発生するひずみは非常に小さく、体積変化は無視できる。したがって、両者は体積変化のない状態での変形係数であることから、このときのポアソン比は0.5と考えられる。ここで試料が等方弾性体と仮定できる場合、 E および G の関係はポアソン比を ν として式(7)で表せる。

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (7)$$

いま、仮に G_{BET} に式(7)を適用し、得られる E の計算値(=3 G_{BET} 、図-5、図-6の破線)を実験値と比較するとその差は図-5ではおよそ35%であり、 E 、 G_{BET} の実験値から式(7)によって計算されたポアソン比はおよそ0.1となるが、図-6では同一間隙比で比較した場合、計算値と実験値はほぼ一致し、同様に計算されたポアソン比は0.5となる。

以上に示した図-4～図-6の相互関係は、 $\ln \sigma'_m$ 、 $\ln G$ 、 e を軸とした3次元空間によって表すことができる。図-4～図-6の各点はこの空間に存在する点のそれぞれの面への射影と考えられ、 $\ln \sigma'_m \sim \ln G \sim e$ 関係はこの空間内の点の軌跡として表現される。ここで図-4～図-6の接線の傾きをそれぞれ $de/d(\ln \sigma'_m)$ 、 $d(\ln G)/d(\ln \sigma'_m)$ 、 $de/d(\ln G)$ とすると、これらの関係は式(8)で表される。

$$\frac{d(\ln G)}{d(\ln \sigma'_m)} = \frac{de/d(\ln \sigma'_m)}{de/d(\ln G)} \quad (8)$$

特に正規圧密領域では図-4～図-6が直線関係を示していることから、 $de/d(\ln \sigma'_m)$ 、 $de/d(\ln G)$ 、 $d(\ln G)/d(\ln \sigma'_m)$ は定数となり、 $de/d(\ln \sigma'_m) = \lambda$ 、 $de/d(\ln G) = \psi$ とすれば正規圧密時の G は式(9)で表される。

$$G = \sigma'_m \cdot \psi^{\frac{\lambda}{\psi}} \cdot \exp\left\{\frac{\Delta - \Gamma}{\psi}\right\} \quad (9)$$

また、過圧密領域では図-4の膨張線が徹密には直線でないため $de/d(\ln \sigma'_m)$ は一定ではないが、直線近似した傾きを κ とすれば、 $de/d(\ln G) = \xi$ として過圧密時の G を近似的に式(10)で表せる。

$$G = \sigma'_m \cdot \frac{\kappa}{\xi} \cdot \sigma_{my} \cdot \psi^{\frac{\lambda}{\xi} \cdot \frac{\kappa}{\xi}} \cdot \exp\left\{\frac{\Delta - \Gamma}{\psi}\right\} \quad (10)$$

ここに、 Π は $\sigma'_m = 1 \text{ kPa}$ に対応する間隙比、 Δ は $G = 1 \text{ MPa}$ に対応する間隙比、 σ_{my} は平均有効主応力で定義した先行圧密応力である。

いま、正規圧密時の挙動について同一間隙比でみてみると、図-4で三軸試験結果と一面せん断試験の結果には

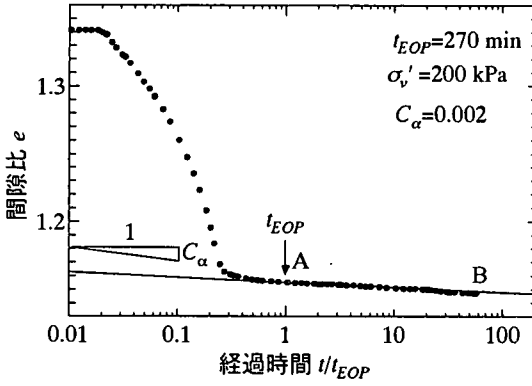


図-8 排水クリープ時の間隙比の経時変化

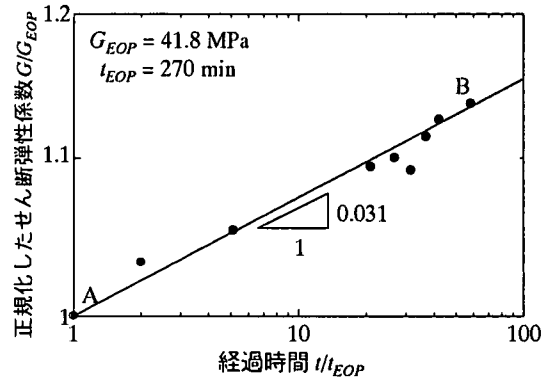


図-9 排水クリープ時の G_{BET} の経時変化

大きな α'_m の差があるにも関わらず、ポアソン比を0.5として G から計算した E は図-6に破線で示すように実験値とほぼ一致している。また、 $e \sim \ln G$ 関係は応力比によらないという実験結果が報告されている¹⁵⁾。これらの結果に基づいて正規圧密時の $e \sim \ln G$ または $e \sim \ln E$ 関係は応力比によらず、 G および E の間には式(7)が成立するとして図-4～図-6を模式的に表すと、図-7のようになる。まず、正規圧密線が図-7(a)において実線で表された場合を考える。線上の点a1, b1に対応する E, G は図-7(b)でそれぞれa2, b2およびa2', b2'となり、図-7(c)ではa3, b3およびa3', b3'となる。次に、図-7(a)で正規圧密線が何らかの原因でシフトし、破線で示される場合について考える。図-7(b)の関係は一義的であるため、線上の点c1に対応する E, G の点c2, c2'はb2, b2'と一致し、図-7(c)ではc3, c3'に対応する。図-7(b), (c)で E, G の関係はポアソン比が0.5であれば式(7)から $E=3G$ を満たすが、図-7(c)では実線と破線で全体がシフトしている。これを実験結果と対応させると図-4の三軸試験の結果が図-7(a)の実線に、一面せん断試験の結果が破線に相当するため、図-5の E は図-7(c)で実線、 G は破線に相当する。したがって、図-5に式(7)を適用した場合に生じた30%の誤差は図-7(c)において実線と破線を比較したため、すなわち間隙比の差に起因するものであったことがわかる。

4. 排水クリープ時の変形特性

原地盤においては二次圧密やセメンテーションといった年代効果によって土の構造の発達が発著であり、このような場合、例えば二次圧密を考えると、圧密応力一定のまま間隙比が減少することから、間隙比 \sim 圧密応力の従属関係は成り立たなくなる。以下ではこのような状態を排水クリープの実験によって再現し、前節の考察に

基づいて G_{BET} の挙動について考察する。

図-8、図-9は圧密過程において α'_v を200kPaに保ち、2週間排水クリープを行った実験について間隙比および G_{BET} の経時変化を表している。図-8において一次圧密の打ち切り時間 t_{EOP} は270分(A点)であり、排水クリープ終了時点(B点)までの近似線の傾きから二次圧密係数 $C_\alpha=0.002$ を得た。また図-9が直線関係を示していることから、排水クリープ時(AB間) G_{BET} は時間とともに指数的に増加していることがわかる。一方、図-10(a)は排水クリープ(AB間)およびその後に行った段階的の載荷(B \sim D点)時の $e \sim \ln \alpha'_v$ 関係であり、図-10(b)は対応する $e \sim \ln G_{BET}$ 関係である。AB間では間隙比の減少に伴って G_{BET} が増加している。その増加量は正規圧密時よりも大きく、過圧密時(□)に近い。次に、BD間では α'_v の増加に伴って間隙比は単調に減少しているにも拘わらず、C点までは G_{BET} は減少する傾向を見せている。その後D点に至るまで G_{BET} は徐々に増加傾向に遷移するが、BC間の挙動はこれまでの G の挙動とは全く対照的である。この現象に関して、 G の減少はAB間で発達した構造がBD間で損傷を受けるためであるという報告がなされている^{16), 17)}。これに従えばBD間の G_{BET} の挙動は以下のように説明できる。

図-11は図-10(b)を模式的に表したものであるが、A点から見たAD間の G の変化を間隙比の変化による G の変化 ΔG_e と構造の程度による G の変化 ΔG_s の和と考え、さらに前節の実験結果に基づき ΔG_e は応力比によらず正規圧密時の $e \sim \ln G$ 関係で与えられると仮定すると、図-11において、点Pでは $\Delta G_e = G_{NC} - G_A$ 、 $\Delta G_s = G_P - G_{NC}$ と考えられ、点Pが点Aから点Dまでを動くとき、 ΔG_s は図中にハッチで示された領域となる。 ΔG_s はAB間では構造の発達につれ、増加しているが、BD間では構造の損傷に伴って単調に減少している。一方 ΔG_e は単調に増加しているため、BD間では G はいったん減少した後、増加する傾向を示すと考えられる。また仮にAB間で形成され

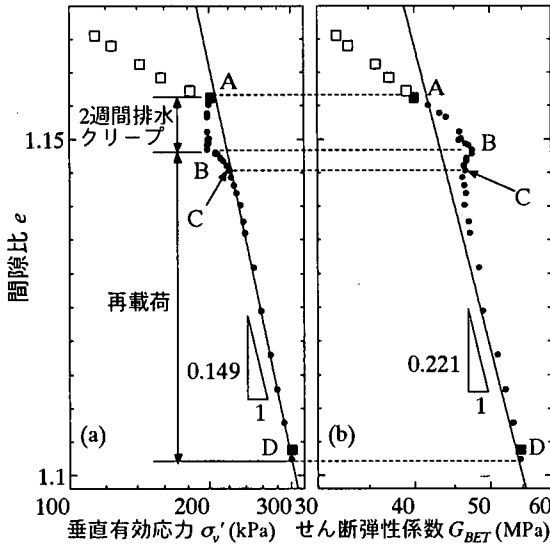


図-10 排水クリープおよび再載荷による G_{BET} の変化

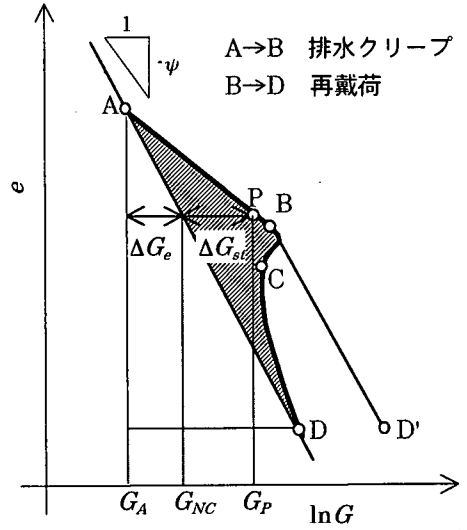


図-11 間隙比および骨格構造による G_{BET} の変化の概念図

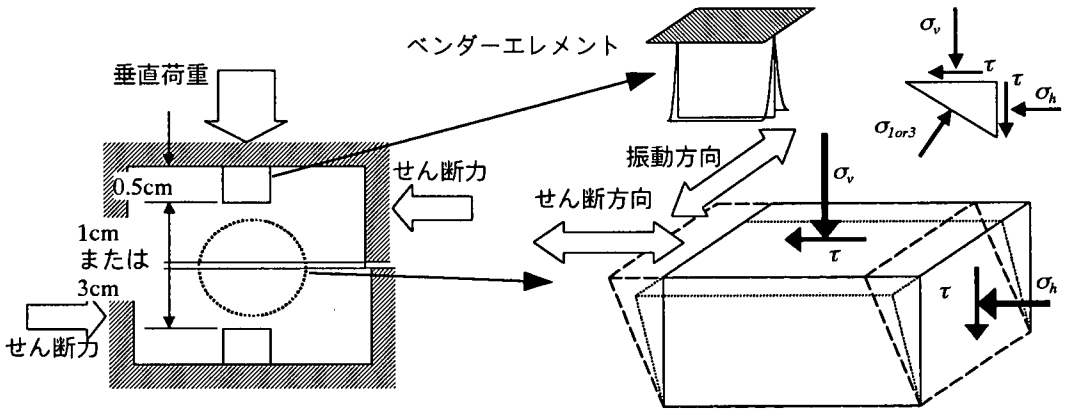


図-12 せん断時の供試体の変形および応力状態の概念図

た構造が再載荷によって損傷を受けず CD 間でそのまま保持されたとすると $e-\ln G$ 関係は正規圧密時と等しい傾きでシフトし、図-11 に示す BD のようになると考えられる。

このように考えると A~D の一連の現象について G の変化は間隙比の変化に基くという前節の考察と、構造の発達・損傷によるという文献(16, 17)の考察を整合させ、かつこの現象を矛盾なく説明することができる。

5. せん断時の変形特性

(1) せん断時の σ_m の測定方法

前述のように平均有効主応力および間隙比が変形特

性に与える影響は大きいことから、せん断時の変形特性について考える場合も、間隙比および σ_m の変化を考慮することが重要である。本実験の場合定体積条件を満たしているため、せん断時の間隙比の変化はほとんどない。したがって、せん断時の G_{BET} の変化には間隙比の影響はほとんどないと考えられる。次に σ_m の評価に関して本研究では、せん断箱の外部で測定される α , τ の他にせん断箱内のロードセルによって水平応力 σ_h を測定していることから、これらを用いて供試体のせん断面付近の応力状態を図-12 のように仮定すれば、せん断中の最大、最小主応力 σ_1 , σ_3 が算出できる。定体積せん断時に測定される全応力は有効応力に等しいとしてよいことから、結局 σ_m は式(11)で表される。

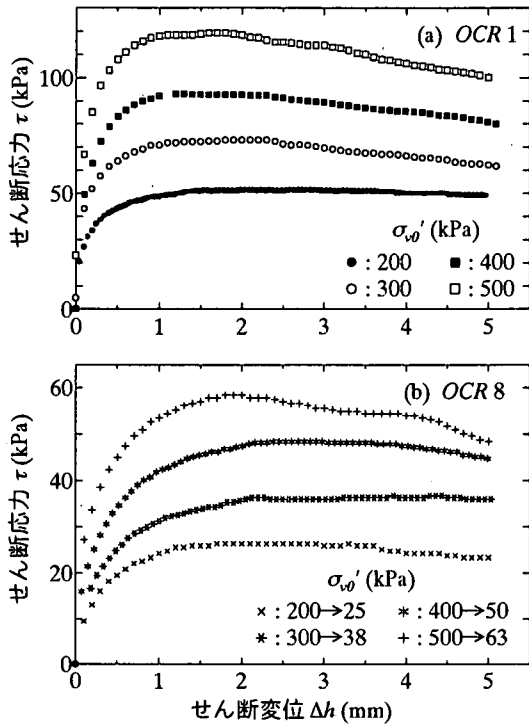


図-13 正規圧密(a)および過圧密(b)試料のせん断応力～せん断変位関係

$$\sigma'_m = \sigma_m = \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3} \quad (11)$$

(2) せん断中の G_{BET} の解釈

一面せん断試験のせん断過程では供試体のひずみが必ずしも一様ではなく、応力状態も圧密過程に比べ複雑である。そのため G の値も供試体の場所によって複雑に変化していると考えられるが、本研究では以下に挙げる理由からせん断中に得られる G_{BET} を次のように解釈している。

BET ではせん断波は BE の先端間を直線的に進むと考えられるので、得られる G_{BET} は BE 間の G とみなせる。ここで BE は載荷板および底板の中心部に組込まれており、高さは発信用、受信用それぞれ約 5mm であることから、BE 間の距離は初期状態で供試体高さ 2cm, 4cm のときそれぞれ 1cm, 3cm となり(図-12)、この G はせん断面をはさんだ供試体中央付近の G であるとみなせる。

また本装置の場合、図-12 に示されるように BE の振動方向とせん断方向は直交しているため、供試体の変形(点線)は図-12 に示すように、せん断変形(破線)と直交する。圧密過程では供試体は鉛直軸に対して軸対称応力状態であることから、 G に関しても軸対称であると考えられるが、せん断過程では主応力軸の回転に伴って軸対称

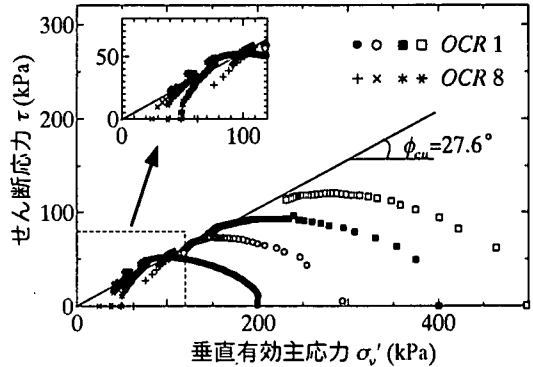


図-14 定体積せん断時の応力経路

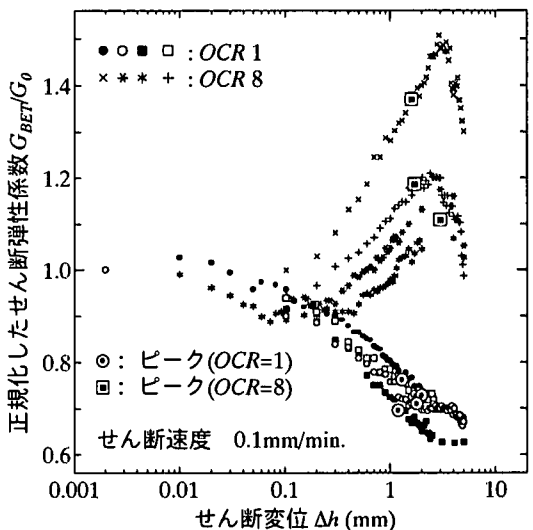


図-15 せん断時の G_{BET} の変化

条件は成り立たなくなるため、仮にせん断が図-12 に示されるように単純せん断変形した場合の、せん断応力～せん断ひずみ関係から得られる G と G_{BET} の対応関係についてはさらに検討の必要がある。

(3) せん断中の G_{BET} の挙動

図-13、図-14 はせん断中にも BET を実施した実験について、せん断応力～せん断変位関係および応力経路を示したものである。実験は圧密(膨張)応力の異なる OCR=1 および 8 の供試体について各 4 回、計 8 回行っている。なお、図中のシンボルは図-15、図-16、図-17、図-18、図-20 と共通である。図-15 はせん断時の G_{BET} をせん断前の $G_{BET}(=G_0)$ で正規化し、せん断変位に対してプロットしている。OCR=1 のときは G_{BET} はせん断が進むにつれ単調に減少し、せん断終了時(水平変位約 5mm)においてせん断前(圧密時)のおよそ 65% になっている。一方

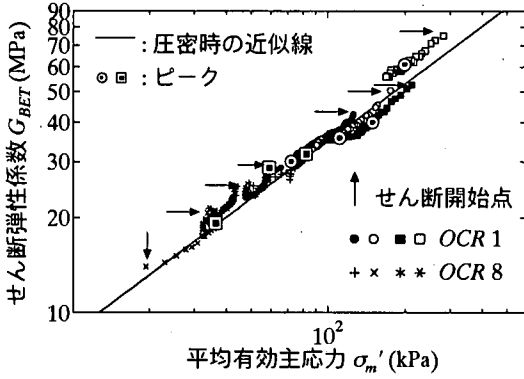


図-16 平均有効主応力から見たせん断時の G_{BET} の挙動

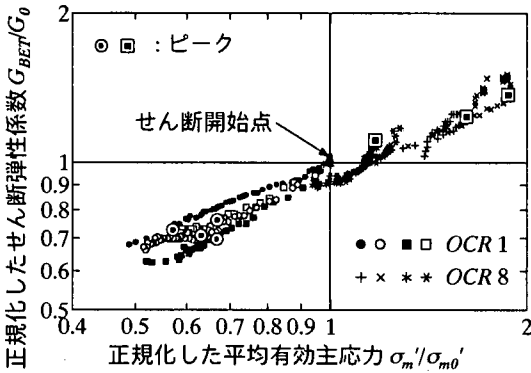


図-17 正規化した平均有効主応力と G_{BET} の関係

OCR=8 のとき G_{BET} はせん断変位 0.1mm 付近までは OCR=1 のときと同様な減少傾向を示すが、その後急激な増加傾向に転じ、せん断変位 3mm 付近でピークに達している。このとき突出したデータを除けば G_{BET} はせん断前の 1.1~1.2 倍になっており、その後再び減少している。この図からせん断時の G_{BET} はせん断前の過圧密比によって大きく異なった挙動を示すこと、せん断が進むにつれ最終的には減少していくことがわかる。

図-16 はせん断過程における $\ln \sigma'_m \sim \ln G$ 関係を示したもので、図中には正規圧密時の $\ln \sigma'_m \sim \ln G$ 関係の近似線(図-5)も示してある。せん断時の G_{BET} は σ'_m と一義的な関係を示し、その関係は正規圧密時の $\ln \sigma'_m \sim \ln G$ 関係に近いことがわかる。また図-17 は図-16の縦軸、横軸をそれぞれせん断前の $G_{BET}(=G_0)$ および $\sigma'_m(=\sigma'_{m0})$ で正規化した $\ln(\sigma'_m/\sigma'_{m0}) \sim \ln(G/G_0)$ 関係である。OCR=1 のとき σ'_m はせん断がすすむにつれ単調に減少しており、逆に OCR=8 のときはせん断初期にいったん減少するものの、その後単調に増加している。せん断時の G_{BET} の変化はこれと非常によく対応しており、図-15 との比較から、せん断変位よりはむしろ σ'_m が支配的な要因であることがわかる。す

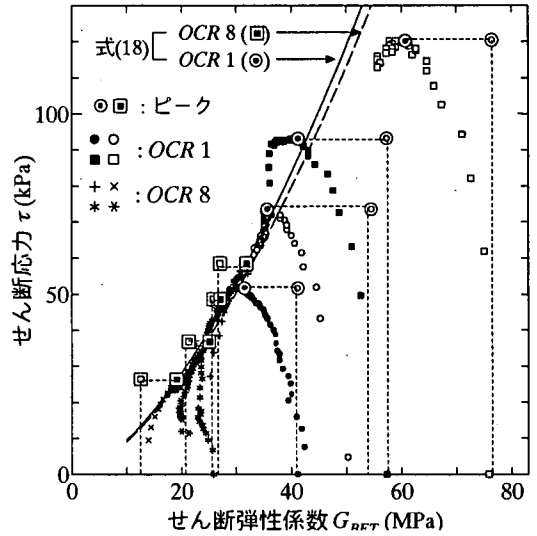


図-18 せん断応力から見たせん断時の G_{BET} の挙動

なわち、図-15 の G_{BET} の挙動は σ'_m の変化によるものであったことがわかる。

一方図-18 はせん断中のせん断応力と G_{BET} の関係を示している。 G_{BET} は σ'_m に強く依存する一方でせん断応力と一定の相関を示していることがわかる。ピーク時に着目すると、 τ_{max} と G_{BET} の関係は単調増加する傾向を示しており、OCR による違いはほとんど見られない。なお、図中に示されている曲線は後述の式(18)による計算値である。

(4) 強度特性と G_{BET} の関係

図-18 に示される $\tau=0$ すなわちせん断直前の $G_{BET}(=G_0)$ と τ_{max} の関係(図中の◎: OCR=1 および回: OCR=8)は各 OCR で一定の傾向を示しているように見える。一面せん断と単純せん断が近似していると考えれば、本実験によるせん断直前の G_{BET} と τ_{max} の関係は、微少なせん断ひずみの領域においてせん断応力~せん断ひずみ関係から得られる G とピーク強度の関係に置き換えることができる。そこで以下では強度特性と圧密時の変形特性の関連について考察を行う。

三田地・小野¹⁹⁾は過圧密履歴を受けた粘性土の非排水強度の変化率と式(12)で定義される平均有効主応力に基づく過圧密比 OCR' との関係を導き、その関係が等方圧密、異方圧密条件に関わらず成立することを示している。この関係を一面せん断試験結果に適用すると、式(13)が得られる。

$$OCR^* = \frac{\sigma_{my}'}{\sigma_{m0}'} \quad (12)$$

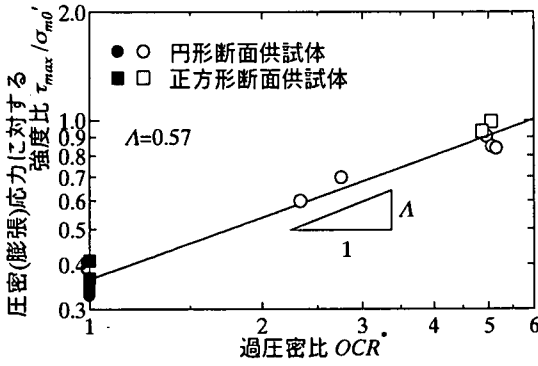


図-19 正規圧密(a)および過圧密(b)試料のせん断応力～せん断変位関係

$$\left\{ \frac{\tau_{max}}{\sigma_{m0}'} \right\}_{OC} = \left\{ \frac{\tau_{max}}{\sigma_{m0}'} \right\}_{NC} \cdot OCR^{\Lambda} \quad (13)$$

ここに、 σ_{m0}' は平均有効主応力で定義した先行圧密応力、 σ_{m0}' はせん断前の平均有効主応力である。また、OCおよびNCはそれぞれ過圧密、正規圧密を表し、 Λ は指数である。図-19は圧密(膨張)応力に対する強度の比 τ_{max}/σ_{m0}' とOCR'の関係の実験値を両対数紙上で示している。この関係は線形関係を示しており、その傾きから式(13)における指数 Λ を求めることができる。ここで、せん断直前の状態では式(10)において $\sigma_m = \sigma_{m0}'$ 、 $G = G_0$ であることに注意して、式(10)および式(12)から σ_{m0}' を消去すると式(14)となる。

$$G_0 = \sigma_{m0}'^{\lambda} \psi \cdot OCR^{\frac{\lambda}{\xi}} \cdot \exp\left\{ \frac{\Delta - \Gamma}{\psi} \right\} \quad (14)$$

さらに式(13)、式(14)から σ_{m0}' を消去して、式(15)を得る。

$$\tau_{max} = \left\{ \frac{\tau_{max}}{\sigma_{m0}'} \right\}_{NC} \cdot G_0^{\frac{\psi}{\lambda}} \cdot OCR^{\frac{\psi}{\lambda} \cdot \frac{\lambda}{\xi} + \Lambda - 1} \cdot \exp\left\{ \frac{\Gamma - \Delta}{\lambda} \right\} \quad (15)$$

すなわち式(15)は過圧密時のせん断前の $G (=G_0)$ と τ_{max} の関係を表しており、 G は τ_{max} に対し、指数的に増加することがわかる。式(15)において $OCR' = 1$ とすれば正規圧密時を表し、正規圧密時および過圧密時の関係として式(16)を導くことができる。

$$\left\{ \frac{\tau_{max}}{G_0^{\psi/\lambda}} \right\}_{OC} = \left\{ \frac{\tau_{max}}{G_0^{\psi/\lambda}} \right\}_{NC} \cdot OCR^{\frac{\psi}{\lambda} \cdot \frac{\lambda}{\xi} + \Lambda - 1} \quad (16)$$

図-20は図-18に示されている G_{BET} と τ_{max} の実験値と式(15)から得られる計算値を比較したものである。図中に

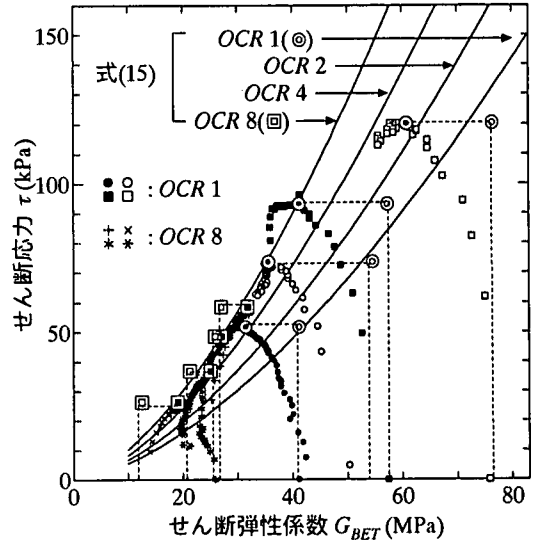


図-20 強度とせん断前の G_{BET} の関係および計算値との比較

は $OCR=1, 2, 4, 8$ の場合について計算値を示してあるが、計算にはそれぞれのOCRに対応するOCR'の実験値を用いている。計算値は原点を通る曲線群として表され、OCR'が等しい場合、 G_{BET} が大きいかほど τ_{max} も大きく、また G_{BET} が等しい場合、OCR'が大きいかほど τ_{max} は大きくなり、計算による曲線の間隔からOCR'が大きくなるほどOCR'の変化による差は少なくなることが判断できる。実験値と計算値を比較すると、特に正規圧密時でよく一致しているのに比べ、過圧密時では式(10)で線形と仮定した $e-\ln\sigma_m$ 関係の膨張線が厳密には線形を示していないことなどから少し差が大きい、計算値は概ね実験値の傾向を説明している。

また図-15、図-17からピーク時の G_{BET} は、せん断前の G_{BET} に比べ正規圧密状態の供試体の場合、平均でおよそ0.75、過圧密の場合1.15倍となっている。この値を k とすると k はピーク時の $G_{BET}(=G_{vmax})$ と G_0 によって式(17)で表される。

$$k = \frac{G_{vmax}}{G_0} \quad (17)$$

さらに式(15)、式(17)から G_0 を消去して式(18)を得る。

$$\tau_{max} = \left\{ \frac{\tau_{max}}{\sigma_{m0}'} \right\}_{NC} \cdot G_{vmax}^{\frac{\lambda}{\psi}} \cdot OCR^{\frac{\psi}{\lambda} \cdot \frac{\lambda}{\xi} + \Lambda - 1} \cdot k^{-\frac{\lambda}{\psi}} \cdot \exp\left\{ \frac{\Gamma - \Delta}{\lambda} \right\} \quad (18)$$

図-18に示されている曲線は $OCR=1$ および8の場合について式(18)から計算したものである。 $OCR=1$ の計算値(実線)と $OCR=8$ の計算値(破線)の差は非常に小さいことから、OCRによる違いは重要ではなく、ピーク時において G_{BET} と τ_{max} はOCRによらない関係を示していることがわ

かる。

また λ は限界状態の概念に従えば式(19)で表される¹⁹⁾。

$$\lambda = 1 - \frac{\kappa}{\lambda} \quad (19)$$

式(19)を式(16)に代入して式(20)を得る。

$$\left\{ \frac{\tau_{max}}{G_0 \psi / \lambda} \right\}_{OC} = \left\{ \frac{\tau_{max}}{G_0 \psi / \lambda} \right\}_{NC} \cdot OCR \cdot \frac{\kappa}{\lambda} \left(\frac{\psi}{\xi} - 1 \right) \quad (20)$$

式(20)中のパラメータ κ , λ , ξ , ψ は、圧密特性および圧密時の変形特性から得ることができる。このことは式(20)がこれらのパラメータを用いて、他のせん断試験結果にも適用可能であることを示唆している。

6. 結論

本研究から以下のような知見が得られた。

1. ベンダーエレメントを装着した一面せん断試験装置によってせん断弾性係数 G_{BET} を測定することができた。圧密終了時の G は間隙比、平均有効主応力 σ'_m と従属関係にあることから、この関係を考慮して間隙比を消去することにより圧密終了時の G を σ'_m の関数として表すことができ、その結果式(9)および式(10)を導いた。
2. G_{BET} と三軸試験装置による繰返し載荷試験から得られたヤング率 E との間にはよい相似関係が見られた。しかし両試験における $e \sim \ln \alpha_e$ 関係の差から、両者の値を同一平均有効主応力で比較した場合と同一間隙比で比較した場合では大きな差を生じた。このことから、室内試験によって原地盤の変形係数を評価する場合や異なる供試体から得られた変形係数を比較する場合には、 α_e のみならず間隙比の差を考慮する必要があることを示した。
3. 排水クリープ時において、間隙比の減少に伴い G は増加し、そのときの $e \sim \ln \alpha_e$ 関係の傾きは過圧密時の値に近いことがわかった。またその後の再載荷によって、 G がいったん減少した後増加傾向を示す現象を、クリープ中に発達した構造の損傷と間隙比の減少によって説明した。
4. 定体積せん断時の G は平均有効主応力 σ'_m に強く依存し、その関係は圧密時のそれに類似することがわかった。今回用いた試料の場合、ピーク時において G は正規圧密の供試体の場合平均でおよそ 25% 減少し、逆に過圧密の場合、15% 増加した。この結果から式(18)により計算したピーク時における G_{BET} と強度の関係に及ぼす OCR の影響は小さいものであった。
5. 圧密(膨張)応力に対する強度の比 $\tau_{max} / \sigma'_{no}$ と圧密時の

G_{BET} の関係からせん断前(圧密時)の G と定体積一面せん断強度の関係として式(15)を導いた。その結果両者の関係は指数関数で表され、実験結果はこれをよく説明していることを示した。

7. おわりに

本研究の一部は第2著者に対する文部省科学研究費基盤研究 B(2)(課題番号 09555148)の補助によって行われたものである。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 1) Tatsuoka, F., Sato, T., Park, C.-S., Kim, Y.-S., Mukabi, J.N. and Kohata, Y.: Measurements of Elastic Properties of Geomaterials in Laboratory Compression Tests, *Geotechnical Testing Journal*, Vol.17, pp.80-94, 1994.
- 2) Shibuya, S., Mitachi, T., Fukuda, F. and Degoshi, T.: Strain rate effects on shear modulus and damping of normally consolidated clay, *Geotechnical Testing Journal*, Vol.18, No.3, pp.365-375, 1995.
- 3) 高田増男, 澁谷啓, 三田地利之: 粘性土の一面せん断試験結果に及ぼすせん断速度の影響, 土質工学会北海道支部技術報告集, 第35号, pp.60-67, 1995.
- 4) Dyvik, R. and Madhus, C.: Lab measurements of G_{max} using bender elements, *Proceedings of the ASCE annual convention*, Detroit, pp.186-196, 1985.
- 5) 荻野俊寛, 三田地利之, 澁谷 啓, 池亀泰彦: ベンダーエレメントを組込んだ一面せん断試験装置による粘性土の変形・強度特性の評価, 地盤工学会北海道支部技術報告集, 第39号, pp.1-10, 1999.
- 6) Lohani, T.N., Imai, G. and Shibuya, S.: Determination of shear wave velocity in bender element test, *Proceedings of the second international conference on earthquake geotechnical engineering*, Lisbon, Vol.1, pp.101-106, 1999.
- 7) 川口貴之, 谷口浩二, 三田地利之, 澁谷 啓, 古道知広, 佐野吉房: パソコンを用いたせん断弾性波速度測定システムの開発, 地盤工学会北海道支部技術報告集, 第40号, pp.143-150, 2000.
- 8) Viggiani, G. and Atkinson, J. H.: Interpretation of bender element tests, *Géotechnique*, Vol.45, No.1, pp.149-154, 1995.
- 9) Jovicic, V., Coop, M.R. and Simic, M.: Objective criteria for determining G_{max} from bender element tests, *Géotechnique*, Vol.46, No.2, pp.357-362, 1996.
- 10) Hardin, B.O.: The nature of stress-strain behaviour for soils. State-of-the-art-report, *Proceedings of a special conference on earthquake engineering and soil dynamics*, pp.3-90, 1978.
- 11) Jamiolkowski, M., Lancellotta, R., and Lo Presti, D.C.F.: Remarks of the stiffness at small strains of six Italian clays, *Pre-failure Deformation of Geomaterials, Balkema*, Vol.2, pp.817-836, 1994.
- 12) Shibuya, S., Hwang, S. C. and Mitachi, T.: Elastic shear modulus of soft clays from shear wave velocity, *Géotechnique*, Vol.47, No.3, pp.593-601, 1997.
- 13) Viggiani, G. and Atkinson, J.H.: Stiffness of fine-grained soil at very small strains, *Géotechnique*, Vol.45, No.2, pp.249-265, 1995.
- 14) 川口貴之, 三田地利之, 澁谷 啓: 繰返し飽和粘土の小ひずみ域における変形係数の定式化, 土木学会論文集, No. 638/III-49, pp.179-191, 1999.
- 15) Rampello, S., Viggiani, G. and Amorosi, A.: Small-strain

stiffness of reconstituted clay compressed along constant triaxial effective stress ratio pass, *Géotechnique*, Vol.47, No.7, pp.475-489, 1997.

- 16) Leroueil, S. : Could it be that clays have no unique way of behaving during consolidation?, *Compression and Consolidation of Clayey Soils*, Balkema, pp.1039-1048, 1995.

- 17) 澁谷 啓, 三田地利之, 荻野俊寛, 川口貫之: 排水クリープによる粘性土のメタ安定化現象, *土と基礎*, Vol.47, No.7, pp.21-24, 1999.

- 18) 三田地利之, 小野 丘 : 過圧密状態の粘土の非排水強度推定法, *土と基礎*, Vol.33, No.3, pp.21-28, 1985.

(1999.11.26 受付)

DEFORMATION AND STRENGTH CHARACTERISTICS OF COHESIVE SOIL OBTAINED BY CONSOLIDATED CONSTANT VOLUME DIRECT SHEAR TEST

- Measurement of Elastic Shear Modulus by Bender Elements -

Toshihiro OGINO, Toshiyuki MITACHI, Satoru SHIBUYA and Hiroshi OIKAWA

Shear modulus G of clayey soil at small strain level is discussed in this paper. The authors developed a new direct shear apparatus which is equipped with loadcells inside wall of the shear box and a pair of bender elements (BE) at the top and bottom plates so that mean effective stress σ_m' and shear modulus G can be evaluated during consolidation and shear processes of consolidated constant volume direct shear test. Based on the test results, the relationships among void ratio e , mean effective consolidation stress σ_m' and shear modulus G are compared with the relationships among e , σ_m' and Young's modulus E measured by cyclic triaxial loading. A simple equation is proposed based on the observed relationships and it is also shown that the change of G during and after drained creep is due to the combined effects of development or deterioration of soil structure and change of void ratio. Strong dependency of shear modulus G measured by BE during constant volume direct shear test on the effective mean stress σ_m' is also found and the relationship between shear strength and shear modulus G is discussed.