

第三章 室内試験計画と試験方法

3.1 はじめに

硬岩の場合と同様に、軟岩の代表的室内試験法は、従来から一軸圧縮試験である(図 3.1.1(a))。一軸圧縮試験が、よく行われる理由として、

- ① 試験方法が簡便であること、
 - ② 軟岩は無拘束状態でも形状が保持されていること、
 - ③ 物性に対する拘束圧の影響は一般に低いと認識されていること、
- などが挙げられる。

一軸圧縮試験は、現在でも掘削面等の無拘束状態での変形強度特性を求める試験法としては妥当と思われる。しかし、風化岩や堆積軟岩のなかでシルト岩・砂岩は拘束圧が変形・強度特性に及ぼす影響が無視できないので、地盤内の拘束圧下での変形・強度特性を評価する目的には適していない。さらに一般に無拘束状態では試料の乱れの影響が大きい。図 3.1.1(b)に示す原位置での有効拘束圧を加えた三軸圧縮試験結果の最大軸差応力 q_{\max} と比較すると、一軸圧縮強度 q_u は原位置強度を過小評価する可能性が高い。

図 3.1.2(a)(b)は、東京湾口海底堆積軟岩を対象に一軸圧縮強度 q_u と三軸圧縮試験による排水・非排水条件の最大軸差応力 q_{\max} の深度分布を比較したものである。上述の傾向がよく表れている。Kawasaki et al.(1993)も第四紀堆積軟岩(下総層・上総層)から得たロータリーコアチューブサンプリング(RCTS)コア試料の一軸圧縮強度 q_u と原位置上載圧 σ'_{vo} で等方圧密した非排水三軸圧縮試験による最大軸差応力 q_{\max} の深度分布の比較を行い、上記と同様な結果を示している。

また、図 3.1.3(a)(b)は図 3.1.2 と同様に東京湾口海底堆積軟岩を対象とした一軸試験によるヤング率 E_{50} と局所的な変形測定を行った三軸圧縮試験による微小ひずみレベルでのヤング率 E_0 を比較したものである。ヤング率 E_{50} は、 $q_u/2$ の応力レベルにおける軸差応力一軸ひずみ曲線の直線部分の勾配、ヤング率 E_0 は載荷初期のひずみレベル 0.001% における直線勾配から求めたものである。あきらかに両者に差がある。一軸圧縮試験から求めた E_{50} はかなり実際の剛性を過小評価していることが分かる。

西ら(1982)は、堆積泥岩ではあまり拘束圧の増加にともなう強度増加は大きくないと述べている。しかし、サンプリングによる乱れの影響が無視できない場合は q_u は低くなる。図 3.1.4(a)は、相模原堆積軟岩の q_u と q_{\max} の深度分布を比較したものである。 q_u は、RCTS コア試料を用いて得られたものである。同じ RCTS コア試料の q_{\max} (RCTS)と比較して、深度が大きくなると小さい傾向にある。一方で q_{\max} (RCTS)は、ブロックサンプリング(BS)試料や直接コアリング

(DC)試料の $q_{max}(BS+DC)$ と比較してあまり違いはない。図 3.1.4(b)は E_{50} と E_0 の深度分布を比較したものである。原位置弾性波速度試験から得られたヤング率 E_f もあわせて示した。東京湾口海底堆積軟岩と同様に、 E_{50} は E_0 や E_f よりかなり小さいことがわかる。

一軸圧縮試験の限界を踏まえて、本研究ではまず三軸圧縮試験を行なうこととした。三軸圧縮試験では主に、

- ・ 単調載荷時の変形・強度特性
- ・ 微小ひずみレベルにおける鉛直方向ヤング率 E_v の応力状態依存性
- ・ クリープ特性を含む時間依存非線形変形特性

を明らかにすることを目的とした。

三軸試験結果から、拘束圧一定の下での軸差応力一軸ひずみ関係の一次元変形特性が明らかになるにつれ、供試体の異方性、とくに弾性変形特性の応力状態誘導異方性を評価するために、三主応力が独立に制御できる試験を行なう必要が生じた。これは三軸試験では試験装置の制約上、水平 2 方向の主応力が同時に変化するために水平方向のヤング率が直接評価できない不都合があつたためである。

三主応力が独立に制御できる試験として、角柱供試体(あるいは立方体)を用いた三主応力制御試験(図 3.1.1(c))と円筒供試体を用いた中空ねじり試験が考えられる(図 3.1.1(d))。砂や粘土を対象とした三主応力制御試験には、角柱供試体(あるいは立方体)を用いた三主応力制御試験よりも、中空円筒供試体を用いた中空ねじり試験のほうが一般的と思われる。それは主に、

- ① 三主応力が独立に、かつ主応力方向の連続した回転が制御可能であること、
- ② 中空円筒供試体の整形あるいは作製が可能であること、
- ③ 大きなせん断変形を生じさせることができること、
- ④ 試験機もそれほど複雑にならないこと、

などの理由によるだろう。角柱供試体(あるいは立方体)を用いた三主応力制御試験の場合は供試体の整形・作製はそれほど難しくないが、①の主応力方向の連続的な回転、②均質なせん断大変形を生じさせることは実際上不可能であり、また試験装置も複雑なものが多い。

しかし、堆積軟岩のような比較的硬質な地盤材料を対象としたとき、円筒供試体を用いた中空ねじり試験を行なうと、

- ・ 精度の高い中空円筒供試体の整形
- ・ キャップ・ペデスタルと円筒供試体の境界におけるせん断力の一様な伝達
- ・ せん断ひずみの局所的測定

が困難になる。

そこで、

- ・ 角柱供試体の作製・整形は比較的容易であること、
- ・ 破壊時のひずみレベルは 0.5 から 1% 程度で小さいこと、
- ・ 直応力の載荷と直ひずみの局所的な測定が可能であること、

を考慮して、角柱供試体を用いた三主応力制御試験方法を開発した。この試験では、主に三次元弾性変形特性の評価とその応力状態誘導異方性の評価に着目した試験を行った。当然、主応力方向が連続的に回転する場合の破壊前変形特性は調べられないので今後の研究課題とした。

以下の節で中圧三軸試験計画と三主応力制御試験計画、そして各試験方法を述べる。

3.2 室内試験計画

表 3.2.1 は、近年、金(1992)や王(1996)が堆積軟岩を対象として実施した室内試験とその主な目的である。

これらの試験は、堆積軟岩の変形・強度特性に関して

- ・ 不連続性の影響
- ・ セメンテーションの影響
- ・ 一軸圧縮試験の問題点
- ・ 従来の三軸圧縮試験の問題点(ベディングエラー)
- ・ サンプリング法による試料の乱れの影響
- ・ 微小ひずみレベルでの静的弾性係数と動弾性係数との関係
- ・ 初期剛性の拘束圧依存性
- ・ 固有異方性の影響

などを明らかにすることを目的としている。その結果、

- ・ 不連続性の影響は少ないこと、
- ・ 等方圧密降伏応力以下でも拘束圧は変形・強度特性に無視できない影響を与えること、
- ・ 室内・原位置試験において微小・小ひずみレベルから測定精度を確保しないと剛性を過小評価すること、
- ・ 変形特性にはひずみレベルによる非線形性があること、
- ・ 通常のロータリーコアチューブサンプリングは試料を乱す可能性が高いこと、

- ・サンプリングによる乱れが固有異方性の評価に影響を及ぼす恐れがあること、

などが明らかになった。なかでも原位置弹性波試験結果による実体波の伝播速度から求めた「動弾性係数」と、室内での三軸試験から求めたいわゆる「静弾性係数」は、ひずみレベル・拘束圧・試料の乱れの影響を考慮して比較すれば基本的に一致したこと(Tatsuoka et al. 1997)は重要な結論である。

しかしながら上述の議論は、暗黙の内に堆積軟岩の等方性あるいは固有異方性の影響が小さく、異方性の程度はせん断変形が生じても一定に保たれると仮定している。これは以下に示すように誤りである。山田(1979)の言葉を借りれば、「(砂では)変形が進行して破壊に近づくと、負荷された応力により後発的な異方性(応力状態誘導異方性)が卓越し、初期構造の異方性(固有異方性)は次第に消滅してゆき、その結果、力学的挙動は応力状態に支配される」ようになる。堆積軟岩でも応力状態誘導異方性が生じると考えられる。この性質は特に顕著な拘束圧依存性を示す砂質軟岩や風化軟岩では重要な特性である。

また堆積軟岩の変形・強度特性は時間依存性を示す。これは従来の慣用的な一軸・三軸圧縮試験結果からも明らかである。Kohata et al.(1995), 鈴木(1994)の研究グループは高精度に軸ひずみを測定した精密な三軸繰返し載荷試験を実施して、軸ひずみレベルが微小ひずみ0.001%程度を超えると変形特性のひずみ速度依存性が目立ってくることを示している。しかし小・中ひずみレベルでの粘性特性やクリープ変形後の再載荷時における変形特性を精密な三軸試験で系統的に調べた研究はない。

そこで本研究では、弾性変形特性の応力状態誘導異方性と時間依存非線形変形特性をおもに評価するために表3.2.2のように試験計画をたてた。ブロックサンプリング法で採取した相模原堆積軟岩と赤羽橋堆積軟岩は中圧三軸試験、三主応力制御試験に用いた。なお、ロータリーコアチューブサンプリング法で採取した東京湾口海底堆積軟岩は、角柱供試体(60×80×160mm)が得られなかつたため、円柱供試体を用いた三軸試験のみを行なっている。

次節に、中圧三軸試験計画・三主応力制御試験計画の詳細を述べる。

3.2.1 中圧三軸試験計画概要

室内で精密な三軸試験を行なう最大のメリットは、地盤の変形特性の圧力とひずみの変化による非線形変形特性を正確に把握できることである(特に地盤の一様性が高くサンプリング等による試料の乱れが少ないほど)。一方実際の建設

事例においての軟岩地盤内のひずみレベルはせいぜい 0.2% 程度である。しかし、微小ひずみの領域から考えればそのひずみ範囲は非常に広く、その間に現れる変形特性の非線形変形特性は決して無視できない。室内三軸試験であれば、初期から破壊までの軟岩の剛性を連続的に計測することが可能である。

また、変形特性の中でも特に弾性変形特性は、圧力変化とせん断による構造の損傷のために載荷中に変化している可能性が高いにも関わらず、従来はそれを計測する技術がなかったために、この現象を今まで真剣に議論されるまでには至っていなかった。以下、堆積軟岩の弾性変形特性と非線形変形特性をなるべく詳細に把握するために行なった中圧三軸試験の概要について記述する(表 3.2.3 参照)。

(a) 等方圧密排水・非排水三軸圧縮試験

せん断時の変形・強度特性に着目した予備的試験である。飽和化後、供試体を原位置上載圧(σ'_v)_{in-situ}で等方圧密し、その後排水条件あるいは非排水条件で軸荷重を増加させて供試体が破壊に至るまで載荷を行った。載荷速度は、一定ひずみ速度 0.01%/min あるいは 0.02%/min で行なった。

・微小ひずみレベルから破壊に至るまで軸差応力一軸ひずみ関係を連続的に記録し、最大軸差応力 q_{max} ・破壊ひずみ ε_f などを求めた。用いた試料の特性によるが、せん断には約 1~6 時間程度かかる。

基本的な検討として、外部変位計で求めた軸ひずみ(ε_v)_{External}と LDT で求めた軸ひずみ(ε_v)_{LDT}を比較し、ベディングエラー(B.E.)の影響の確認を行なった。さらに微小ひずみレベルにおける弾性変形特性や破壊に至るまでの非線形変形特性の評価を行なった。

この試験で測定した物理量は次の通りである。

- ① 内部ロードセルによる供試体上端における軸方向軸差荷重
- ② カンチレバー型ひずみゲージ式変位計による載荷ピストンの軸変位
- ③ 高容量差圧計による有効拘束圧
- ④ 低容量差圧計による体積変化
- ⑤ LDT による供試体側面の 2 地点間の軸変形(No.1)
- ⑥ LDT による供試体側面の 2 地点間の軸変形(No.2)

(b) 多段階拘束微小繰返し載荷試験・側圧一定大振幅繰返し載荷試験

等方・異方応力状態における微小ひずみレベルの鉛直方向ヤング率 E_v の応力状態やひずみ履歴依存性を明らかにするために行なった試験である。ひとつの供試体で等方圧密応力を段階的に増加させて、各応力状態で供試体にせん断履歴を与えない程度の微小な繰返し載荷を鉛直方向に行った。一次圧密による体積ひずみの変化の影響が少なくなるように各圧密応力で約 1 時間応力状態を保った後、微小繰返し載荷試験を実施した。ただし低拘束圧($0.3\sim3\text{kgf/cm}^2$)では約 30 分とした。

等方圧縮は約 18kgf/cm^2 程度まで行い、最終的な等方圧密応力は原位置上載圧(σ'_v)_{in-situ} より大きい。微小繰返し載荷で生じるひずみ増分は弾性的であり、微小ひずみレベルにおけるヤング率 E_v を求め、その拘束圧依存性を評価した。

多段階微小繰返し載荷試験後、ある等方応力状態まで除荷し、側圧 σ'_h 一定のまま、排水条件で軸方向に載荷してせん断を行った。せん断は、まず軸差荷重を段階的に増加させ、圧縮強度に至る前に除荷を圧縮と同様に段階的に伸張領域まで行い、再び圧縮領域まで載荷を行なうことを軸差応力 q の幅を拡大しながら 3 回繰り返した。せん断の途中で微小な除荷・載荷の繰返しを異なる軸差応力 q で行なった。すべて、載荷速度は、軸ひずみ速度 $0.01\%/\text{min}$ で行った。

これにより、三軸圧縮および伸張領域における E_v を測定し、その応力状態依存性を評価した。また、大きな振幅の繰返し載荷履歴が軸差応力一軸ひずみ関係の非線形変形特性に与える影響も調べた。この試験で測定した物理量は(a) 等方圧密排水・非排水三軸圧縮試験で測定したものと同じである。

この試験は前記(a) 等方圧密排水・非排水三軸圧縮試験に比べて、時間がかかる。多段階拘束微小繰返し載荷試験で約 2 日間、側圧一定大振幅繰返し載荷試験で約 4~7 日間程度かかる。

(c) ひずみ速度を変化させた排水三軸クリープ試験

せん断時の軸差応力一軸ひずみ関係の時間依存性に着目した試験である。飽和化後、(σ'_v)_{in-situ} まで等方圧密を行った。その後、排水条件で圧縮破壊に至るまでせん断した。せん断時においては軸ひずみ速度を一定には保たず、 $0.01\%/\text{min}(=\dot{\epsilon}_0)$, $0.001\%/\text{min}(=\dot{\epsilon}_0/10)$ と $0.0001\%/\text{min}(=\dot{\epsilon}_0/100)$ の 3 通りのひずみ速度を段階的に用い、単調載荷の途中で軸ひずみ速度を 10 倍、あるいは 100 倍急変させた。これにより、一つの供試体で軸差応力一軸ひずみ関係の載荷速

度依存性を調べた。ただし軸ひずみ速度の変化は、載荷軸の変位速度を制御して実現している。したがって上に示した軸ひずみ速度は、供試体の真の軸ひずみ速度とは異なる。

また、せん断の途中で 2 段階あるいは 3 段階の軸差応力 q のもとで約 3 日間程度の排水クリープ載荷を行い、クリープ変形量を測定した。クリープ載荷終了直後には軸方向に微小振幅で繰返し載荷を軸ひずみ速度 0.01%/min. で行い、 E_v を測定した。この試験は、約 10~20 日間程度かかる。

別途、大きな振幅の繰返し履歴を与えた試験も行い、除荷過程や再載荷過程の時間依存非線形変形特性の評価も行った。

この試験で測定した物理量は、

- ① 内部ロードセルによる供試体上端における軸方向軸差荷重
- ② カンチレバー型ひずみゲージ式変位計による載荷ピストンの軸変位
- ③ 高容量差圧計による有効拘束圧
- ④ 低容量差圧計による体積変化
- ⑤ LDT(Local Deformation Transducer)による供試体側面の 2 地点間の軸変形(No.1)
- ⑥ LDT(Local Deformation Transducer)による供試体側面の 2 地点間の軸変形(No.2)
- ⑦ 非接触変位計(Gap sensor)によるキャップの軸変位(No.1)
- ⑧ 非接触変位計(Gap sensor)によるキャップの軸変位(No.2)
- ⑨ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面上部 1 地点の軸変位(No.1-1)
- ⑩ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面下部 1 地点の軸変位(No.1-2)
- ⑪ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面上部 1 地点の軸変位(No.2-1)
- ⑫ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面下部 1 地点の軸変位(No.2-2)

である。

3.2.2. 三主応力制御試験計画

角柱供試体を用いた三主応力制御試験には、一つの供試体から弾性変形特性

の異方性を直接に評価できる利点がある。

三軸試験で固有異方性を評価すると、複数の供試体のバラツキ(例えば王, 1996)が結果の解釈に頭の痛い問題となる。また、弾性変形特性の応力状態誘導異方性は、三軸試験では評価が難しい。Hoque and Tatsuoka(1998)やJiang(1997)は、角柱供試体を用いた大型三軸試験を用いて砂やレキの弾性変形特性の異方性を評価している。しかし制約条件があり、例えばある方向のボアソン比を仮定する必要があり、 E_h を直接測定している訳ではない。

次に固有異方性や応力状態誘導異方性をなるべく詳細に把握するために行なった三主応力制御試験の概要について記述する(表 3.2.4)。

(a) 鉛直・水平方向微小振幅繰返し載荷を含む単調圧縮載荷試験

原位置における固有異方性が弾性変形特性や非線形変形特性に与える影響に着目した試験である。また、弾性変形特性の応力状態依存性の評価も検討した。

等方圧密後、原位置有効上載圧(σ'_v)_{in-situ}まで水平応力 σ'_y と側方応力 σ'_x を一定に保ったまま、排水条件で鉛直応力 σ'_z を増加させて破壊に至るまでせん断した。弾性係数の応力状態依存性を調べるため、せん断中のいくつかの段階では、以下の 2 つの方向の小さな繰返し載荷を独立に行なった。

- (1) 鉛直繰返し載荷: 水平応力 σ'_y と側方応力 σ'_x を一定に保ったまま、供試体の鉛直軸に対して鉛直応力増分 $d\sigma'_z$ を変位制御で作用させる小振幅繰返し載荷を行った。生じるひずみ増分は弾性的な成分 $d\varepsilon^e$ であり、縦 LDT の鉛直ひずみ(ε_z)_{LDT} より、供試体の鉛直方向のヤング率: $E_z = d\sigma'_z/(d\varepsilon_z^e)$ _{LDT} を求めた。
- (2) 水平繰返し載荷: 鉛直応力 σ'_z を一定に保ったまま、油圧シリンダーを用いた拘束板の変位により、供試体の一方の水平軸に対して水平応力増分 $d\sigma'_y$ を作用させる小振幅繰返し載荷を行った。もう一方の水平軸方向の側方応力 σ'_x は、一定に保ったままである。鉛直繰返し載荷と同様に横 LDT の水平ひずみ(ε_y)_{LDT} より、供試体の水平軸方向のヤング率: $E_y = d\sigma'_y/(d\varepsilon_y^e)$ _{LDT} を求めた。

この試験において測定した物理量は、

- ① 内部ロードセルによる供試体上端における鉛直方向軸差荷重
- ② カンチレバー型ひずみゲージ式変位計による載荷ピストンの軸変位
- ③ 高容量差圧計による有効拘束圧
- ④ 低容量差圧計による体積変化

- ⑤ 縦 LDT(Vertical Local Deformation Transducer)による供試体側面の 2 地点間の鉛直方向変形(No.1)
- ⑥ 縦 LDT(Vertical Local Deformation Transducer)による供試体側面の 2 地点間の鉛直方向変形(No.2)
- ⑦ 横 LDT(Vertical Local Deformation Transducer)による供試体側面の 2 地点間の水平方向変形(No.1)
- ⑧ 横 LDT(Vertical Local Deformation Transducer)による供試体側面の 2 地点間の水平方向変形(No.2)
- ⑨ 横 LDT(Vertical Local Deformation Transducer)による供試体側面の 2 地点間の水平方向変形(No.3)
- ⑩ 横 LDT(Vertical Local Deformation Transducer)による供試体側面の 2 地点間の水平方向変形(No.4)
- ⑪ 拘束板下部のロードセルによる供試体側面に作用する摩擦荷重(No.1)
- ⑫ 拘束板下部のロードセルによる供試体側面に作用する摩擦荷重(No.2)
- ⑬ 拘束板付中間ロードセルによる供試体側面部における水平方向軸差荷重
- ⑭ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面上部 1 地点の側方変位(No.1)
- ⑮ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面中部 1 地点の側方変位(No.2)
- ⑯ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面下部 1 地点の側方変位(No.3)
- ⑰ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面上部 1 地点の側方変位(No.4)
- ⑱ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面中部 1 地点の側方変位(No.5)
- ⑲ 非接触変位計(Gap sensor)による供試体側面下部 1 地点の側方変位(No.6)

である。

(b) 多段階拘束微小振幅繰返し載荷試験・側圧一定大きな繰返し載荷試験

弾性変形特性の拘束圧依存性、応力状態誘導異方性に着目した試験である。基本的に微小繰返し載荷を鉛直・水平方向に行なう以外は三軸試験における多段階拘束小繰返し載荷試験・側圧一定大きな繰返し載荷試験の応力経路と同じである。この試験で測定した物理量は a) 鉛直・水平方向微小繰返し載荷を含む単調圧縮載荷試験と同じである。

3.3 試験方法

円柱供試体を用いた三軸試験方法・角柱供試体を用いた三主応力制御試験方

法について述べる。最後に試験方法の詳細を説明する。

3.3.1 中圧三軸試験方法

(a) 円柱供試体($\phi 50 \times H125\text{mm}$)の準備

- ① 試料が採取された深度を確認する。乾湿を防ぐために周囲に覆っていたビニールのラップとパラフィンを取り除く。
- ② 供試体をマイターボックスにセットし、上下端面をナイフ、カッターを用いて側面と直角に、また両端面が平行になるように整形する。供試体の直径と高さをノギスでそれぞれ3個所測定し、平均値を求める。
- ③ 削りとった部分の試料の湿潤質量を電子天秤で測り、十分乾燥炉で乾燥させて、後日乾燥質量を測定して含水比を求める。
- ④ 供試体側面に、縦 LDT のヒンジの位置を予め記す。記した縦 LDT のヒンジの位置にある堆積軟岩を約 5mm 四方・深さ約 1mm 程度薄く削り取る。削り取った部分に石膏を流し、十分乾燥した後カッターで表面を平滑に仕上げる。これは後に石膏部分とメンブレンを接着剤で接着し、供試体の変形にメンブレンが滑らないようにするためである。Tatsuoka(1996)によると特に非排水せん断試験で有効拘束圧がゼロに近づいたときにメンブレンのすべりが著しいが、この方法により防げる(図 3.3.1 参照)。
- ⑤ ろ紙(東洋ろ紙 No.2、厚さ 0.03cm)を短冊状に作成して、図 3.3.2 のように円柱供試体の側面に取り付ける。
- ⑥ メンブレン(ラッテクスゴム膜、 $\phi:50\text{mm} \times L:250\text{mm} \times t:0.5\text{mm}$)を用意し、ゴム膜拡張器を用いて吸引させた後、吸引を終了して円柱供試体の側面を覆う。メンブレンの中央付近に供試体が位置するようにする。メンブレンの上下端部をめくり、図 3.3.3 に示すように石膏部分とメンブレンを接着剤で接着する。

(b) 円柱供試体の設置

- ① 円柱供試体とキャップ・ペデスタルの間に石膏を用いてキャッピングを行なう(図 3.3.4)。水で溶かした石膏をペデスタルの上に薄く盛り、供試体をセットする。供試体の上端面にも石膏を薄く塗布してキャップとの間をキャッピングする。これにより供試体上下端面とキャップ・ペデスタル面

との平行性を確保し、応力集中が生じないようにする。

- ② クランプで載荷軸を固定する。供試体側面のろ紙をペデスタル及びキャップの排水孔に重ねる。
- ③ キャップ・ペデスタルの側面に FS 高真空用グリースを塗布し、メンブレンをゴムバンドで固定する。FS 高真空用グリースはメンブレンとキャップ、ペデスタルの密着性を高める。
- ④ 供試体に真空レギュレーターを用いて背圧(B.P.)として-0.3kgf/cm² 与え、メンブレンと供試体を密着させる。この初期圧密応力は供試体の強度・剛性と比較して非常に小さく、その載荷に伴う供試体の軸圧縮量および体積変化量は、非常に小さく無視できる。

(c) 局所変形測定装置の設置

- ① 縦 LDT（長さ約 105mm）及び非接触変位計(Gap sensor)を図 3.3.3, 写真 3.3.1 のように設置する。非接触変位計(Gap sensor)を固定するステンレス棒をペデスタル底盤に取り付ける。
- ② LDT のヒンジおよび非接触変位計のターゲット・アタッチメントを供試体側面のメンブレンに接着する。キャップの側面に非接触変位計のターゲット・アタッチメントを接着する。
- ③ シール面にグリースを薄く塗布した後、三軸セルを被せて脱気水を注水し、セル内を満たす。
- ④ 外部変位計を三軸セル上盤に支柱を立てて固定する。

(d) 円柱供試体(Φ50×H125mm)の飽和化

- ① セル水を注入し、有効応力 $\sigma'_c=0.3\text{kgf/cm}^2$ を保ったまま、2重負圧法（セル圧 C.P.=-0.6kgf/cm², B.P.=-0.9kgf/cm²）により供試体内を脱気する (Ampadu and Tatsuoka, 1993)。圧力制御は C.P をコンバムで、B.P を真空レギュレーターにより段階的に行なう。
- ② 2重負圧 (C.P.=-0.6kgf/cm², B.P.=-0.6kgf/cm²) の状態のまま、脱気水を供試体内に一晩通水させる。通水は 2つの水タンクに約 50cm 程度の水頭差をつけることで行なう。
- ③ 通水終了後、飽和度を高めるため、また正の間隙水圧を与えるために有効応力 $\sigma'_c=0.3\text{kgf/cm}^2$ を保ったまま、C.P.=-0.6kgf/cm², B.P.=-0.9kgf/cm² の状態から C.P.=2.3kgf/cm², B.P.=2kgf/cm² の状態にする。圧力制御は、負圧

の C.P., B.P. はコンバムおよび真空レギュレーターにより、正圧の C.P., B.P. は正圧用レギュレーターを用いて段階的に行なう。軸差応力 q が変化しないように軸荷重を制御する。B.P. が負圧から正圧に変わる際に、二つの水タンクと供試体との接続をはずし、変わりに高・低差圧計と供試体を接続する。接続したチューブは、脱気水で満たし、見かけの体積変化が生じないようにする。

- ④ B 値を測定する。非排水状態に軸差応力 q が変化しないようにセル圧を 0.5 kgf/cm^2 増減させ、有効応力の変化を測定して B 値を求める。

(e) 三軸応力経路・履歴の載荷

- ① セル圧を空圧サーボ弁により、軸荷重を微小変位制御載荷システムにより制御・データ記録プログラムを介して自動制御し、三軸応力経路・履歴を載荷する。その際、データをハードディスクに記録する。応力経路の載荷・履歴の負荷とデータの記録はフィードバックシステムを構成している。
- ② 等方圧縮(あるいは等方除荷)は、拘束圧を $\pm 0.02 \text{ kgf/cm}^2$ のステップで上昇させ、ひずみ制御(載荷速度 $0.001\%/\text{min}$)により軸力を目的荷重まで増加させ次のステップに自動的に進む。従って応力経路は細かい階段状になっている(図 3.3.5)。ひずみ速度は十分に間隙水圧が消散できるように透水係数と排水距離を考慮して設定した。
- ③ 側圧一定載荷は、空圧サーボ弁の出力を一定に保ち、排水路を開けたまま、ひずみ制御により軸差応力 q を目的の応力状態まで増減させる。
- ④ 非排水載荷は、空圧サーボ弁の出力を一定に保ち、排水路を閉じたまま、ひずみ制御により軸力を目的の荷重レベルまで増減させる。
- ⑤ クリープ載荷(軸差応力一定載荷)は、空圧サーボ弁の出力を一定に保ち、排水路を開けたまま、ひずみ制御によりコンピュータによりフィードバックして軸差応力 q を一定に保つ。
- ⑥ 最後の応力経路では、軸差応力 q がピークを示した後、軸差応力 q がほとんど変動しなくなったら、載荷を終了する。ピークを示さない場合は、軸ひずみ $2\sim3\%$ 程度で終了する。

3.3.2 三主応力制御試験方法

(a) 角柱供試体(60×80×160mm)の準備

- ① ブロックサンプリングした角柱供試体(80×80×180mm)を用意する。供試体に記載されているサンプリングした方向（鉛直・水平・斜め）を確認する。
- ② 乾湿を防ぐために周囲に覆っていたビニールのラップとパラフィンを取り除く（図 3.3.6）。角柱供試体が直方体であることを、三角定規を用いて確認する。
- ③ 角柱供試体(60×80×160mm)に整形するために、整形板を用いて側面と上下端面を整形する。供試体の縦・横・高さをノギスで測定する。
- ④ 削りとった部分の試料の湿潤質量を電子天秤で測り、十分乾燥炉で乾燥させて、後日乾燥質量を測定して含水比を求める。
- ⑤ 角柱供試体の一対の側面に、縦・横 LDT のヒンジおよびギャップセンサーのターゲットの位置を予め記す。
- ⑥ ⑤で記した縦・横 LDT のヒンジの位置にある堆積軟岩を約 5mm 四方・深さ約 1mm 程度薄く削り取る。削り取った部分に石膏を流し、十分乾燥した後カッターで表面を平滑に仕上げる。これは後に石膏部分とメンブレンを接着剤で接着し、供試体が変形したときにメンブレンが滑らないようにするためである（図 3.3.7）。
- ⑦ ろ紙（東洋ろ紙 No.2、厚さ 0.03cm）を図 3.3.8 のように作成して、角柱供試体の一組の側面に取り付ける。
- ⑧ メンブレン（ラッテクスゴム膜、 $\phi:90\text{mm} \times L:340\text{mm} \times t:0.5\text{mm}$ ）を用意し、ゴム膜拡張器を用いて吸引した後、吸引を終了して角柱供試体の側面を覆う。メンブレンの中央付近に供試体が位置するようにする。
- ⑨ 図 3.3.7 に示すように石膏部分とメンブレンを接着剤で接着する。

(b) 角柱供試体の設置

- ① 角柱供試体とキャップとペデスタルの間に摩擦軽減層を設ける。キャップとペデスタルに FS 高真空用グリースを薄く（スコッチテープ厚さ 2 枚分厚さ $50\mu\text{m}$ ほど）塗り、その上にメンブレン（厚さ : $t=0.3\text{mm}$ ）をなるべく空気が入らないように貼る。

- ② 角柱供試体をペデスタルのメンブレン上の中央にセットする。載荷軸を静かにさげてキャップを供試体上部に接触させる。クランプで載荷軸を固定する。供試体側面のろ紙をペデスタルの排水孔に重ねる。
- ③ キャップ・ペデスタルの側面に FS 高真空用グリースを塗布し、メンブレンをゴムバンドで固定する。
- ④ 供試体に真空レギュレーターを用い、背圧(B.P.)を-0.3kgf/cm² を与えて、メンブレンと供試体の密着性を高める。

(c) 局所変形測定装置と拘束板の設置

- ① 横 LDT（長さ約 60mm）を図 3.3.10 のように設置する。ヒンジをメンブレンに接着する。
- ② 拘束板に摩擦軽減層を設ける。拘束板に FS 高真空用グリースを薄く（厚さ 50 μm:スコッチテープ厚さ 2 枚分ほど）塗り、その上にメンブレン（厚さ : t=0.3mm）をなるべく空気が入らないように貼る。さらにメンブレンの上に FS 高真空用グリースを同様に薄く（厚さ 50 μm:スコッチテープ厚さ 2 枚分）塗る。
- ③ 拘束板を、傾かないように注意して供試体に平行に設置する（図 3.3.11）。拘束板はボールスライドで受けるようにする。重要な点は、拘束板同士を結ぶ 4 本のタイロッドをなるべく均等に引張ることである。拘束板と供試体側面の接触を均一にするために供試体に予め、初期水平方向軸差応力 $q_y = \sigma'_y - \sigma'x = 0.3\text{kgf/cm}^2$ 程度を水平方向に与える。供試体側面と拘束板(反力板)の距離を 4箇所測定し、測定値のバラツキが 0.1mm 以下になるよう4本のタイロッドを調整する(分割ロードセルで荷重分布を確認できることが望ましいが、合計で同じ容量を持つロードセルを複数個配置することは難しかった)。
- ④ 3 対の非接触変位計(Gap sensor)をセットする。メンブレンに薄く FS 高真空用グリースを塗布し、非接触変位計(Gap sensor)のターゲット（アルミニウム）を貼る（写真 3.3.2）。

(d) 角柱供試体の飽和化

- ① セル水を注入し、有効応力 $\sigma'_c=0.3\text{kgf/cm}^2$ を保ったまま、2重負圧法 (C.P.= -0.6kgf/cm², B.P.= -0.9kgf/cm²) により供試体内を脱気する。
- ② 2重負圧 (C.P.= -0.6kgf/cm², B.P.= -0.6kgf/cm²) の状態のまま、脱気水を

供試体内に一晩通水させる。

- ③ 通水終了後、飽和度を高めるため、また正の間隙水圧を与えるために有効応力 $\sigma'_c=0.3\text{kgf/cm}^2$ を保ったまま、圧力制御は、負圧の C.P., B.P. はコンバムおよび真空レギュレーターにより、正圧の C.P., B.P. は正圧用レギュレーターを用いて段階的に行なう。鉛直方向軸差応力 q_z が変化しないように軸荷重を制御する。B.P. が負圧から正圧に変わる際に、二つの水タンクと供試体との接続をはずし、替わりに高・低差圧計と供試体を接続する。接続したチューブは、脱気水で満たし、見かけの体積変化が生じないようにする。

(e) 三次元応力経路・履歴の載荷

- ① セル圧を空圧サーボ弁により鉛直方向軸差荷重 P_z を、高荷重微小変位制御載荷システムにより水平方向軸差荷重 P_y を水平方向軸差応力制御システムにより「制御・データ記録プログラム」を介して自動制御し、三次元的な応力経路・履歴を載荷する。その際、データを記録する。応力経路の載荷・履歴の負荷とデータの記録はフィードバックシステムを構成している。
- ⑦ 等方圧縮(あるいは等方除荷)は、以下の手順で行なう。拘束圧を土 0.02kgf/cm^2 のステップで上昇させ、水平方向軸差応力 q_y がゼロになるように水平方向軸差応力制御システムで水平方向軸差荷重 P_y を調整する。次に鉛直方向軸差応力 q_z がゼロになるようにひずみ制御(載荷速度 $0.001\%/\text{min}$)により軸力を目的荷重まで増加させる。これを 1 ステップとし、終了後、次のステップに自動的に進む。従って応力経路は細かい階段状になっている。ひずみ速度は十分に過剰間隙水圧が消散できるように透水係数と排水距離を考慮して設定した。
- ② 側圧一定載荷は、排水路を開けたままの状態で、空圧サーボ弁の出力を一定に保ち、水平方向軸差応力増分 dq_y がゼロになるように水平方向軸差応力制御システムで水平軸差荷重 P_y を調整しながら、ひずみ制御により鉛直方向軸差応力 q_z を目的応力まで増減させる。
- ③ 水平一方向の載荷は、排水路を開けたままの状態で、空圧サーボ弁の出力を一定に保ち、鉛直方向軸差応力増分 dq_z がゼロになるようにひずみ制御により鉛直方向軸差荷重 P_z を調整しながら、水平方向軸差応力制御システムにより水平方向軸差応力 q_y を目的応力まで増減させる。
- ④ 最後の応力経路(圧縮せん断)では、鉛直方向軸差応力 q_z がピークを示した後、 q_z がほとんど変動しなくなったら、載荷を終了する。

3.3.3 試験方法に関する検討

ここでは、高精度な試験結果を得るために行なった、試験方法に関する検討の説明を行なう。

(a) ベディングエラー

三軸試験におけるベディングエラー(B.E.)とは、図 3.3.12 に示すような供試体本体とキャップとペデスタル面との間の不完全接触のために生じる「キャップや載荷ピストンの軸変位から求めた軸ひずみ」に含まれる測定誤差を言う(龍岡ら, 1994)。

4 種類の軸ひずみ測定を用いた単調載荷試験を行い、供試体の変形・強度特性に与える B.E. の影響を予備的に検討した。

図 3.3.13(a)(b)は、相模原堆積軟岩の円柱供試体($\phi:50\text{mm} \times H:125\text{mm}$)を用いた圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力一軸ひずみ関係である。図 3.3.3 に示した、

- ① LDT による局所軸ひずみ(ε_v)_{LDT}
- ② Gap sensor による局所軸ひずみ(ε_v)_{Gap, local}
- ③ キャップの変位による軸ひずみ(ε_v)_{Gap, cap}
- ④ 載荷ピストンの変位による軸ひずみ(ε_v)_{external}

の 4 種類の軸ひずみをプロットした。

供試体側面で局所的変形測定した(ε_v)_{LDT} と(ε_v)_{Gap, local} はほぼ一致している。 (ε_v) _{Gap, cap} と(ε_v)_{external} の差はシステムコンプライアンスによるエラーである。載荷ピストンやロードセル・キャップおよびそれらの継手部の撓みと考えられる。ピーク応力(約 1.4tf の軸載荷)状態でのその差は軸ひずみで約 0.06% であり、圧縮量にしてわずか 0.075mm である。

(ε_v) _{LDT} と(ε_v)_{Gap, cap} あるいは(ε_v)_{Gap, local} と(ε_v)_{Gap, cap} の差が B.E. である。B.E. は軸差応力 q の増加とともに増大し、ピーク応力状態での差は約 0.1% である(図 3.3.13(a))。破壊時では(ε_v)_{Gap, cap} は約 0.5% なので 20% が B.E. である。圧縮量にしてわずか 0.125mm であり、目視では認識できない。この B.E. の影響は同じ条件でも試験ごとに異なる。さらに次に示すように B.E. は微小・小ひずみレベルの剛性を評価するうえで顕著な影響を及ぼす。

図 3.3.13(c)は、微小ひずみレベル 0.002%までの軸差応力一軸ひずみ関係を示

したものである。 $(\varepsilon_v)_{\text{external}}$ は分解能が粗い。また、ヤング率を定義した場合、 $(\varepsilon_v)_{\text{Gap, cap}}$ で求めた値は、 $(\varepsilon_v)_{\text{LDT}}$, $(\varepsilon_v)_{\text{Gap, local}}$ で求めた値の約半分である。B.E. を含んだ $(\varepsilon_v)_{\text{Gap, cap}}$ や $(\varepsilon_v)_{\text{external}}$ は本当の剛性を過小評価することが分かる。

龍岡ら(1994)によれば、堆積軟岩を用いた三軸圧縮試験では、主に次のメカニズムによって生じる。

- i) 攪乱試料を整形した時に供試体上下端面で乱れた薄い層が形成される。これらの層は、供試体本体よりも圧縮性が非常に高い。
- ii) 供試体の上下端面の平滑性とキャップ・ペデスタルとの平行性が悪いことによる不完全接触による過大な軸圧縮。
- iii) 供試体の上下端面にろ紙やグリースとメンブレンを用いた摩擦軽減層を用いた場合のその圧縮。

この誤差の影響は、供試体の剛性が高く供試体本体の軸圧縮量が小さいほど、供試体の高さが小さいほど大きくなる。本試験では、供試体の上下端面とキャップ・ペデスタルを石膏でキャッピングを行ったので ii) と iii) による誤差より、i) のゆるみ層による誤差が大きいと考えられる。

図 3.1.13 に示した三軸試験の場合、円柱供試体($\phi 50\text{mm} \times 125\text{mm}$)に対してゲージ長 105mm の LDT を用いた。ゆえに供試体上下端部から LDT のヒンジまで約 12.5mm 離れている。微小ひずみレベルでのヤング率として 34840kgf/cm^2 が得られている。一方で、第五章で示すように相模原堆積軟岩を用いた角柱供試体($60 \times 80 \times 160\text{mm}$)を原位置上載圧($\sigma'_v)_{\text{in-situ}} (=5\text{kgf/cm}^2)$ で等方圧密すると、円柱供試体とほとんど変わらない $30000 \sim 40000\text{kgf/cm}^2$ のヤング率が得られた。この場合ゲージ長 60mm の LDT を用いて供試体中央部の鉛直ひずみを測定しているので、供試体上下端部から LDT のヒンジまで約 50mm 離れている。ゆるみ層の領域はごく僅かで、供試体端面から約 10mm 程度以上離れた部分はほとんど影響を受けないと考えられる。

B.E. は東京湾口海底堆積軟岩、赤羽橋堆積軟岩の三軸圧縮試験においても認められた。ゆえに破壊前の変形特性(特に微小ひずみレベルにおける剛性)を正確に評価するためには、局所的な変形測定が必要不可欠であると判断した。

(b) 載荷速度

本研究で行った試験は、供試体側面に短冊状のろ紙を巻き、供試体側面を排水の境界条件としている。ろ紙はキャップ・ペデスタルの側面の排水孔まで伸ばした。

Brace and Martin(1968)は、透水性の低い硬岩では、あるひずみ速度以上だと、排水試験でも過剰間隙水圧が増加し、見かけ上有効応力の概念が適用できないことを示している。そこで Bishop and Henkel (1957)の考え方に基づいて、載荷速度を以下のように検討した。

Bishop and Henkel (1957)によれば、過剰間隙水圧 Δu が十分に消散するのに必要な破壊までの時間 t_f は、

$$t_f = \frac{h^2}{0.05\eta C_v} = \frac{20h^2}{\eta C_v} \quad (3.3.1)$$

で与えられる。ただし、 h : 供試体高さの半分の長さ, C_v : 圧密係数, η : 排水の境界条件に因る定数である。

圧密係数 C_v を求めるのに透水係数 k 、体積圧縮係数 m_v を用いると、

$$C_v = \frac{k}{m_v \cdot \gamma_w} \quad (3.3.2)$$

m_v は通常圧密リングを用いた圧密試験より求めるが、堆積軟岩の場合には供試体高さが 2cm と短いので上下端面の B.E. の影響が非常に大きくなり、 m_v を過大評価する。

しかし線形等方弾性体を仮定すると局所変形測定を用いた三軸圧縮試験結果を用いて次式により推定できる。

$$m_v = \frac{1}{E} \cdot \frac{1-\nu - 2\nu^2}{1-\nu} \quad (3.3.3)$$

ここで、 E : ヤング率, ν : ポアソン比である。

最も透水性が低いと考えられる相模原堆積泥岩の透水係数 k は、圧密リング (D5cm・H2cm) による変水位透水試験結果で求めると $4.5 \sim 4.8 \times 10^{-9}$ cm/sec である。また圧密排水三軸圧縮試験結果より、ピーク強度の半分の応力レベルにおける接線ヤング率 E_{tan} は $10000 \sim 20000$ kgf/cm² 程度である。ポアソン比 $\nu = 0.2$ を用いると m_v は(3.3.3)式より、

$$m_v = \frac{1}{15000} \cdot \frac{1 - 0.2 - 2 \cdot 0.2^2}{1 - 0.2} = 6.0 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{kgf} \quad (3.3.4)$$

として求められる。また(3.3.2)式より、

$$C_v = \frac{4.8 \times 10^{-9} \text{ cm/sec}}{6 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{kgf} \cdot 10^{-3} \text{ kgf/cm}^3} = 8 \times 10^{-2} \text{ cm}^2/\text{sec} \quad (3.3.5)$$

として C_v が求まる。

円柱供試体($\phi 50 \times 125\text{mm}$)を用いた円柱供試体では $h: 5\text{cm}$, 側面排水で $\eta = 32$ である(ただし η は高さ/直径比が 2 の供試体寸法に基づいた値なので厳密には異なる)。(3.3.1)式より t_f を求めると、

$$t_f(\text{for triaxial}) = \frac{20 \cdot (5\text{cm})^2}{32 \cdot 8 \times 10^{-2} \text{cm}^2/\text{sec}} = 195 \text{sec} = 3.3 \text{min} \quad (3.3.6)$$

相模原堆積軟岩の圧縮破壊ひずみは約 0.5% であるので、排水条件を満たす鉛直ひずみ速度の下限が $0.15\%/\text{min}$ として求まる。実際は $0.01\%/\text{min}$ でせん断を行なった。

同様に角柱供試体($60 \times 80 \times 160\text{mm}$)を用いた三主応力制御試験では、 $h: 8\text{cm}$, 一方向のみの側面排水で $\eta = 12$ である。(3.3.1)式より t_f を求めると、

$$t_f(\text{for true triaxial}) = \frac{20 \cdot (8\text{cm})^2}{12 \cdot 8 \times 10^{-2} \text{cm}^2/\text{sec}} = 1333 \text{sec} = 22.2 \text{min} \quad (3.3.7)$$

相模原堆積軟岩の圧縮破壊ひずみは約 0.5% であるので、排水条件を満たす鉛直ひずみ速度の下限が $0.02\%/\text{min}$ として求まる。実際は 0.002% でせん断を行なった。

(c) 中圧三軸試験におけるキャッピングの必要性

前に述べたように供試体の上下端面の平滑性とキャップ・ペデスタルとの平行性が悪いと不完全接触による過大な軸圧縮が生じる。そこで局所変形測定装置(Local Deformation Transducers)を用いた三軸圧縮試験を行ない、供試体上下端面のキャピング有無の影響を議論する。

試料として人工軟岩(豊浦砂 62%+早強セメント 11%+ベントナイト 5%+水 22%, 写真 3.3.3)を用いた。作製方法は次のとおりである。

- (1) 気乾状態のベントナイトと練り混ぜ水を容器中で十分に攪拌しておく。水分が蒸発しないように容器をラップで被覆した状態で数時間ほど放置し、なじませる。
- (2) 気乾状態の標準砂と早強セメントをミキサーに入れ、十分混合するまで攪拌する。
- (3) (2)で混合された標準砂と早強セメントに(1)のベントナイトと練り混ぜ水を加えゆっくりとした回転速度で 10 分間程度攪拌する。
- (4) 供試体の脱型が用意となるように、モールドの内側に薄くグリースを塗布する。

- (5) 材料をモールドに5層程度に分けて入れ、木槌で軽くモールドをたたいて各層ごとに気泡の除去操作を行なう。モールドの上端より余盛した状態にしておく。
- (6) 供試体から水分が蒸発しないようにモールドをラップで被覆する。
- (7) 密封状態で、水温20度程度の水槽中で3日間養生する。
- (8) 固化した供試体をモールドから脱型し、そのままの状態で密閉せずに再び20度程度の水槽中で養生する。
- (9) 28日間の水中養生を経た供試体を三軸圧縮試験に供する。

試験条件として、

- ① キャッピングを行わず、整形したままの状態でセットした試験
- ② 上下端面のキャッピングを行った試験

をおこなった。

整形は、供試体の両端面をマイターボックス、カッターナイフを用いて2~3mm程度、両端面が平行でかつ軸方向に直角になるように行なった。なお、供試体側面は整形しなかった。供試体からの排水はキャップとペデスタルの側面に排水路を設けて行ない、キャッピングは端面のスチール板と供試体を直接、石膏を用いて行なった。キャッピング材は、供試体と比較して十分な剛性を持ち、かつ、水に溶け出さないものが望ましい。石膏は長期的には水に溶け出す恐れがあり、その影響の定量的評価は難しいが取り扱いが簡易で短期に(15~20日)硬化し、十分な剛性を発揮する。

具体的には供試体の整形後、混水量約30%程度の石膏を用いてキャップ・ペデスタルに供試体を直接キャッピングした。硬化する前に余剰な石膏は取り除いた。そして硬化後そのまま次のように三軸試験を実施した。

排水用ろ紙を短冊状にして側面に巻き、初期拘束圧 $\sigma'_c=0.3\text{kgf/cm}^2$ を加えたまま、二重負圧法を用いて飽和化を行った。有効拘束圧 5kgf/cm^2 で等方圧密し、一晩放置後、非排水条件で外部計測のひずみ速度が $0.02\%/\text{min}$ で軸荷重を増加してせん断を行った。

図3.3.14にせん断中に得られたキャッピング有りの人工軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係を、図3.3.15にキャッピング無しの人工軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係関係を示す。(a)は軸差応力一軸ひずみ関係の全体を示し、(b)は微小ひずみレベルでの拡大図である。Externalは、外部変位計測定の軸ひずみ、LDT1,2は個々のLDTの軸ひずみ、LDT_{ave}はその平均値である。

キャッピングの有無に関わらず、LDTとExternalの ε_a を比べると、同じqに対してExternalの方が大きく、ベディング・エラーの影響による誤差が生じ

ている。各 LDT のバラツキはキャッピング無しの供試体で著しく、変形の非一様性は破壊に近づくにつれ大きくなる。これは、人工軟岩の母材である豊浦標準砂の粒径に起因する上下端面の粗さによるものと考えられる。

図 3.3.14(b)で LDT_{ave} による軸ひずみが約 0.001% レベルの載荷初期の接線ヤング率 E_{tan} を初期ヤング率 E_0 と定義する。キャッピングの有無に関わらず、 E_0 や LDT_{ave} による破壊ひずみ($\varepsilon_a)_f$ に大きな違いは見られない。また、圧縮強度 q_{max} はキャッピングしない場合のほうがわずかに小さく、供試体のバラツキの他に応力集中の影響とも考えられる。キャッピング無しの場合、 LDT_{ave} による軸ひずみには変形の非一様性を二本の LDT で相殺して計測していると考えられる。

以上から、変形の非一様性を避けるために上下端面のキャッピングをおこなうことが望ましく、また、その確認のためと同時に供試体の平均的軸変形量を求めるためにも局所変形測定装置を対角方向に取り付けることが望ましいといえる。

(d) 三主応力制御試験における摩擦軽減層

本研究で用いた三主応力制御試験装置では角柱供試体の上下端面と一対の側面を剛な載荷板により、他の一対の側面を水圧で載荷する剛と柔な境界が混在した載荷形式を用いている。Demiris(1987)にもあるように剛な載荷板は供試体を拘束するため、境界部における摩擦が試験結果にもたらす影響の除去が重要な技術的課題と考えられる。そこでネオプレンゴムを供試体として用いて鉛直・水平方向の単調載荷時に生じる端面摩擦の影響について検討した。その結果を以下に示す。

ネオプレンゴム(79.5×62.2×160mm)を以下の 3 通りの条件で試験装置にセットし、各 case についてセル圧 σ'_x を加えない状態で鉛直方向(z 方向)と拘束板に直交する水平一方向(y 方向)の単調載荷試験をそれぞれ実施した。

Case 1: 上下端面及び側面における摩擦除去を行わずに供試体を直接カップ、ペデスタルおよび拘束板に接触させた場合。

Case 2: 上下端面は直接接触で摩擦除去を行わない一方で拘束板との接触面の摩擦を低減するためにシリコングリースとメンブレン(厚さ:0.3mm)により構成される摩擦軽減層を用いた場合。

Case 3: 拘束板との接触面に加えて上下端面でも同様な摩擦軽減層を用いた場合。

各 Case で得られた載荷方向の応力一ひずみ関係を図 3.3.16 に、載荷方向とこれに直交する 2 方向のひずみ関係を図 3.3.17 に示す。載荷中の供試体上面における鉛直応力 σ_z^* をキャップと軸受けの間に設置したロードセル LC1 で求め、さらに σ_z^* からロードセル LC3,LC4 で計測したフリクション荷重を補正した供試体下面における鉛直応力 σ_z を求めた。水平応力 σ_y は水平軸差荷重ロードセル LC2 から求めた。水平載荷時は $d\sigma_z$ がゼロになるように鉛直荷重を制御し、一方で鉛直載荷時は $d\sigma_y$ がゼロになるように拘束板に加える水平軸差荷重 P_y を制御した。

ネオプレンゴムは非圧縮性で等方的な変形特性を有していると考えられるが、これに対応して Case 3 では鉛直載荷時と水平載荷時の応力一ひずみ関係がほぼ一致し、ポアソン比 ν もほぼ 0.5 となった。一方 Case 1, 2 では載荷方向により異なる応力一ひずみ関係が得られ、 ν のバラツキも大きかった。Case 3 では σ_z と σ_z^* がほぼ一致して拘束板にほとんど摩擦力が作用していないのに対し、Case 1 ではこれらの差が大きく、Case 2 でも Case 1 の半分程度生じ、拘束板との接触面には摩擦軽減層を用いたにも関わらず、十分な効果が得られなかった。

Case 2 でも摩擦が軽減されなかった理由として上下端面には摩擦が作用したことによりその近傍での変形が拘束されて若干見かけの剛性が増加し、その結果、載荷時に拘束板との接触面に作用する水平応力の分布が不均一になり摩擦軽減層が有効に機能しなかったことが考えられる。ゆえに側圧をセル圧で載荷する中圧三軸試験では上下端面キャッピングによるこのような側面摩擦の増加は問題とならない。

以上より、三主応力試験装置を用いて微小ひずみレベルから精度良く供試体の変形特性を明らかにするためには、Case 3 のように剛な載荷面における摩擦軽減層が必須であると考えられる。

(e) LDT の長期安定性と三軸クリープ試験における B.E. の影響

圧密排水三軸クリープ試験において小・中ひずみレベルの安定した長期的計測は必要不可欠である。LDT を長期計測に用いる際は、次の点が問題となる。すなわち、LDT は曲げた状態で設置されるため、板ばねが戻ろうとする力が働き、伸びクリープが生じる。伸びクリープは、供試体以外にメンブレンや接着剤にも生じると考えられる。そこで三軸クリープ試験と同様の条件で LDT の長期安定性を調べた(Matsumoto et al., 1999)。

図 3.3.18 に示すようにヒンジと鋼材の間にメンブレンを挟んで、長期安定性の試験を恒温室にて行なった。図 3.3.19 に LDT(長さ: 105mm)をセットした直

後から記録した軸ひずみと室温の経時変化を示す。約 6 日間の試験で LDT に約 0.004%弱の伸びひずみが検出された。ゆえに三軸クリープ試験での誤差は約 1 週間で 0.004%程度に収まることが予測できる。

さらに言えば検定開始直後に特に伸びひずみが著しく生じている。この理由は不明であるが恐らく、接着剤とメンブレンのクリープ変形によるものと考えられる。しかし、検定開始直後を除けば、平均して約 $3 \times 10^{-7}/\text{min}$ の非常にゆっくりとしたひずみ速度で伸びている。これは試験で測定して堆積軟岩のクリープひずみ速度と比較して非常に小さい。実際の試験手順を考えると LDT を設置した直後に載荷を開始することは稀である。供試体の飽和化作業の時間を考慮すると LDT 設置から少なくとも 1 日以上は載荷試験を行なわない。ゆえに LDT 設置直後に見られる伸びひずみは問題ではないと判断した。また Santucci de Magistris et al.(1999)は、LDT を水中において約 2 ヶ月使用して安定して記録できると報告している。

恒温室で試験を実施するため、LDT の温度安定性については特に検討をしなかった。ただし、三軸クリープ試験に用いた LDT(長さ: 105mm)は、長期安定性向上のためにひずみゲージをリン青銅板に焼き付けたものであり、温度変化の影響を受けにくい接着剤を使用している。

図 3.3.21 は東京湾口海底堆積軟岩を用いたひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係を示したものである。軸ひずみは(a)ベディングエラーで述べた 4 種類の方法で測定した(図 3.3.20 参照)。図 3.3.22 は、相模原堆積軟岩を対象に同様な試験を行ったときの結果である。つぎのようなことが言える。

- i) ③と④の差、すなわち(ε_v)_{Gap,cap} と(ε_v)_{External} の差はシステムコンプライアンスの誤差であり、鉛直応力 σ'_v の増加に伴い増加している。鉛直応力 σ'_v に依存しており、クリープ載荷時は基本的に変化しないと考えられる。
- ii) 二つの局所変形測定による軸ひずみ、①(ε_v)_{LDT} と②(ε_v)_{Gap,local} は軸差応力一軸ひずみ関係全体でほぼ同じ値を示している。わずかに違いが見られる理由は定かではないが、非接触変位計(Gap sensor)の長期的安定性が LDT と異なる可能性もある。また非接触変位計(Gap sensor)は、ペデスタルの底盤(つばさ部分)に立てた支柱に支持されている。荷重の増加とともに底盤が撓み支柱が傾いたために、非接触変位計(ε_v)_{Gap,local} とターゲットの距離変化が生じてわずかに誤差が生じた可能性がある。
- iii) ①(ε_v)_{LDT} と③(ε_v)_{Gap,cap} の差、あるいは②(ε_v)_{Gap,local} と③(ε_v)_{Gap,cap}

の差はベディングエラーによる誤差である。この影響は前述したように単調載荷時において見られるが、非常に重要なことはクリープ載荷時においてもベディングエラーによる誤差が増加していることである。また、この差は、ひずみ速度が小さい単調載荷時のほうがひずみ速度が大きい単調載荷時よりも大きい。このことはベディングエラーには時間依存性がある、軸ひずみ速度が小さい時の方が供試体の両端付近以外で生じているひずみよりも過大なひずみを生じさせている。

以上の結果は、堆積軟岩を対象とした三軸クリープ試験や載荷速度が非常に遅い三軸試験においてもひずみの局所変形測定が必要であることを示唆している。従来の外部測定(③と④)による三軸クリープ試験の結果は再検討しなければならない。従って以降に示すように本研究で行なった三軸試験では、局所変形測定による軸差応力一軸ひずみ関係に基づいて変形特性を評価した。具体的には LDT による軸ひずみを用いた。これは支柱の撓みで非接触変位計(Gap sensor)にわずかな誤差が生じることと、LDT のほうが非接触変位計より分解能が良いことによる。

3.4 まとめ

本章のポイントを次にまとめる。

試験計画

- ・円柱供試体を用いた中圧三軸試験と角柱供試体を用いた三主応力制御試験を実施する。
- ・中圧三軸試験の大きな目的は、
 - i) 微小ひずみレベルにおける鉛直方向ヤング率 E_v の応力状態依存性の評価
 - ii) クリープ変形を含む軸差応力一軸ひずみ関係の時間依存性の評価であり、それぞれ系統的な試験を実施する。
- ・三主応力制御試験の目的は、弹性変形特性の異方性の評価であり、特に応力状態誘導異方性の評価を目的として系統的な試験を実施する。

試験方法

- ・ベディングエラー(B.E.)を防ぐために局所的なひずみ測定を用い、中圧三軸試験では縦 LDT を、三主応力制御試験では縦 LDT, 横 LDT, 非接触変位計(Gap

sensor)をそれぞれ側面に設置する。

- ・円柱供試体、角柱供試体ともに供試体側面にろ紙を用い側面排水の条件で実施し、また排水試験の場合には透水係数・排水距離を考えて載荷速度を決定する。

試験方法に関する重要な結論

- ・中圧三軸試験で軸差応力一軸ひずみ関係を対象とした場合に、応力集中を防ぐために上下端面にキャッピングを実施することが必要である。
- ・三主応力制御試験では、鉛直方向に加えて水平方向にも載荷を行なうため、載荷板と供試体の間に摩擦軽減層を設けて実施する必要がある。
- ・ベディングエラー(B.E.)には時間効果があり、たとえ応力一定条件でもキャップや載荷軸の変位による軸ひずみは過大評価されており、軸差応力一軸ひずみ関係の時間依存性の評価には局所的な軸ひずみの測定が不可欠である。

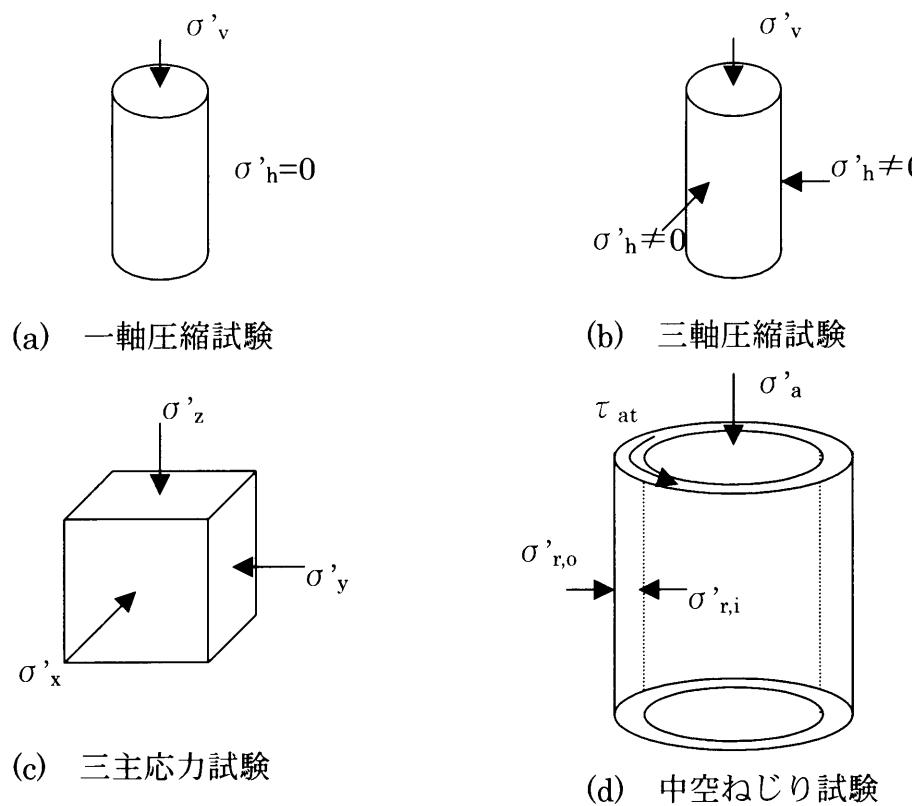


図 3.1.1 各種室内要素試験

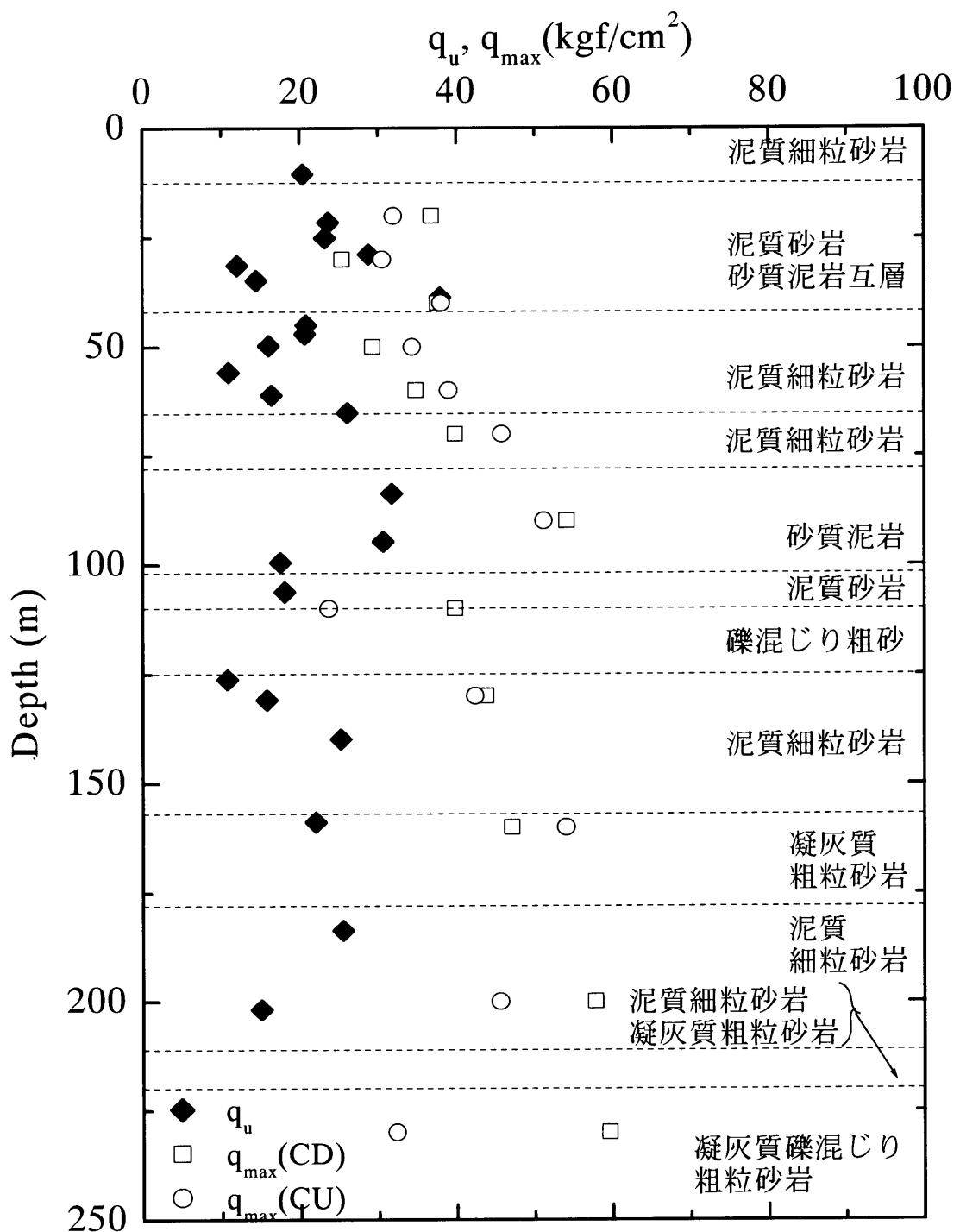


図 3.1.2(a) 東京湾口海底堆積軟岩の一軸圧縮強度 q_u と三軸圧縮試験の最大軸差応力 q_{\max} の比較(3P 地点)

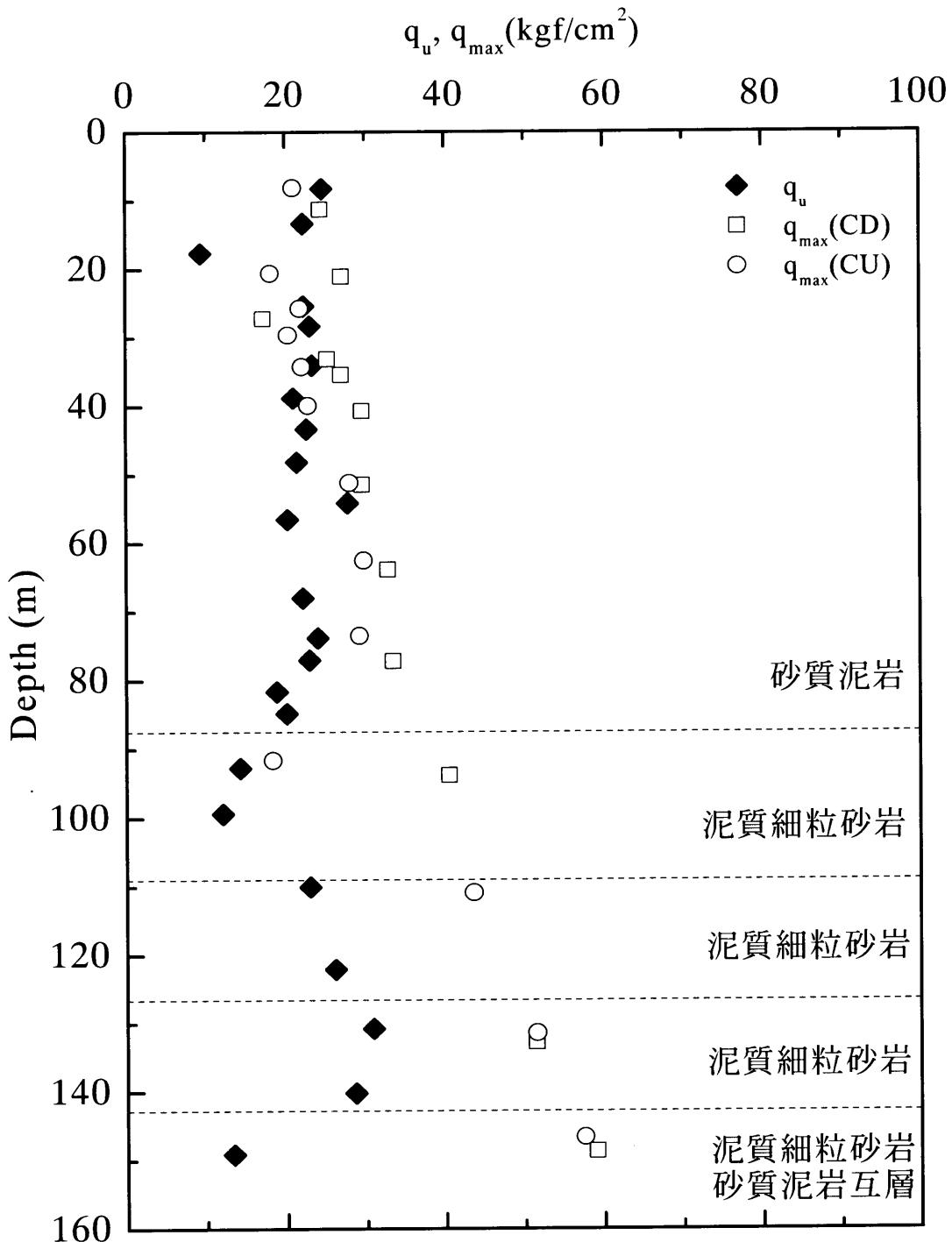


図 3.1.2(b) 東京湾口海底堆積軟岩の一軸圧縮強度 q_u と三軸圧縮試験の最大軸差応力 q_{\max} の比較(4A 地点)

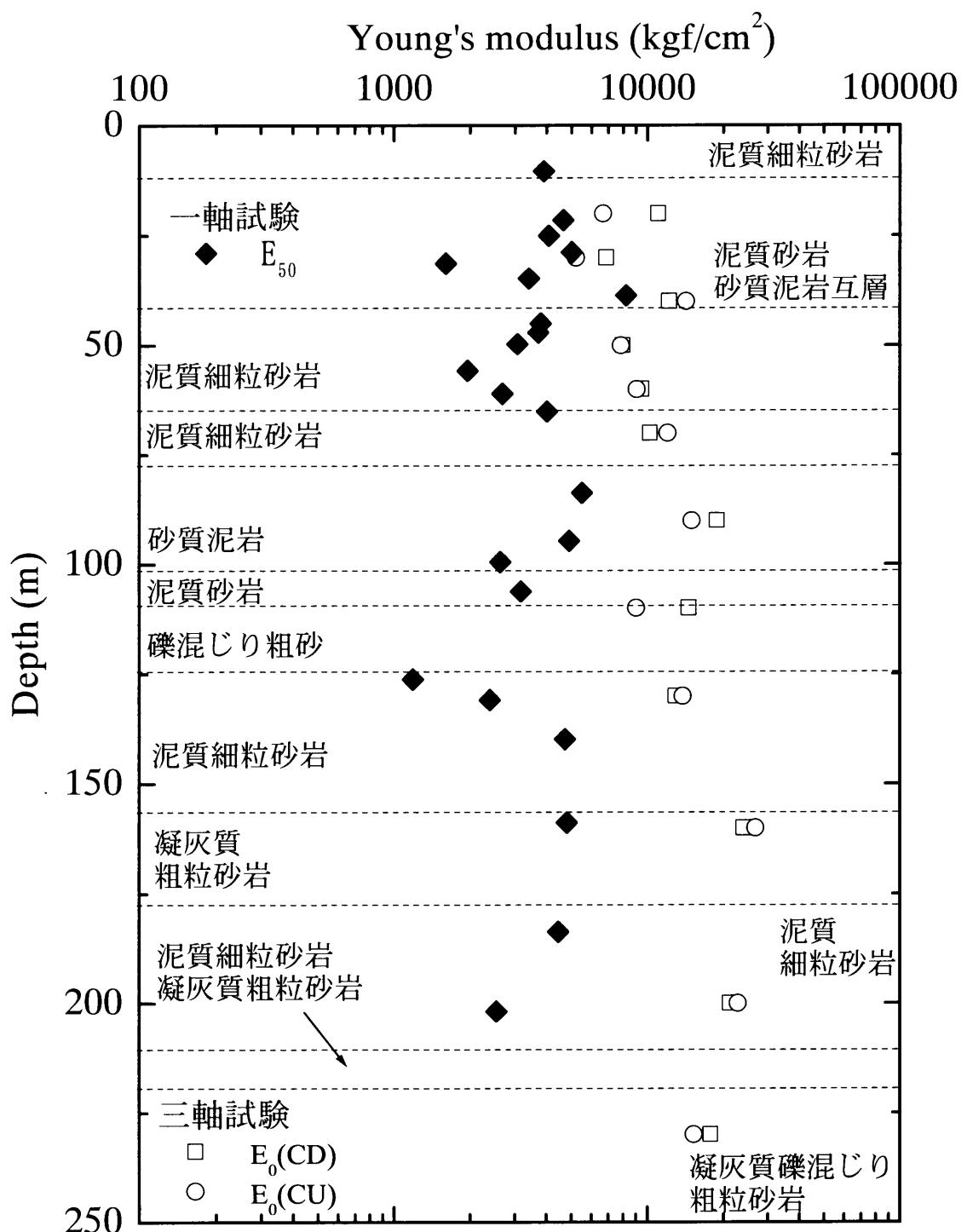


図 3.1.3(a) 東京湾口海底堆積軟岩の一軸圧縮試験と三軸圧縮試験によるヤング率 E_{50} , E_0 の比較(3P 地点)

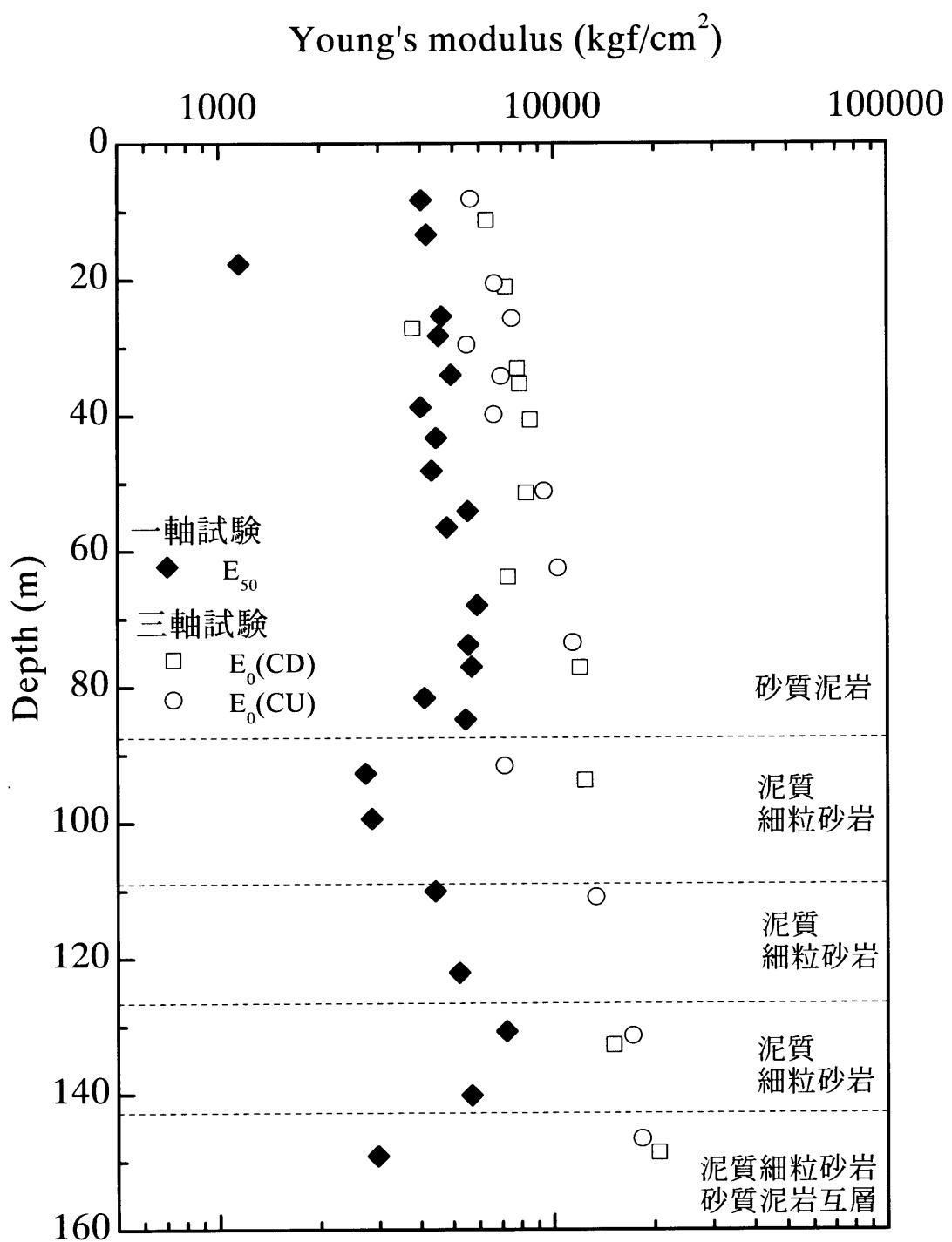


図 3.1.3(b) 東京湾口海底堆積軟岩の一軸圧縮試験と三軸圧縮試験によるヤング率 E_{50} , E_0 の比較(4A 地点)

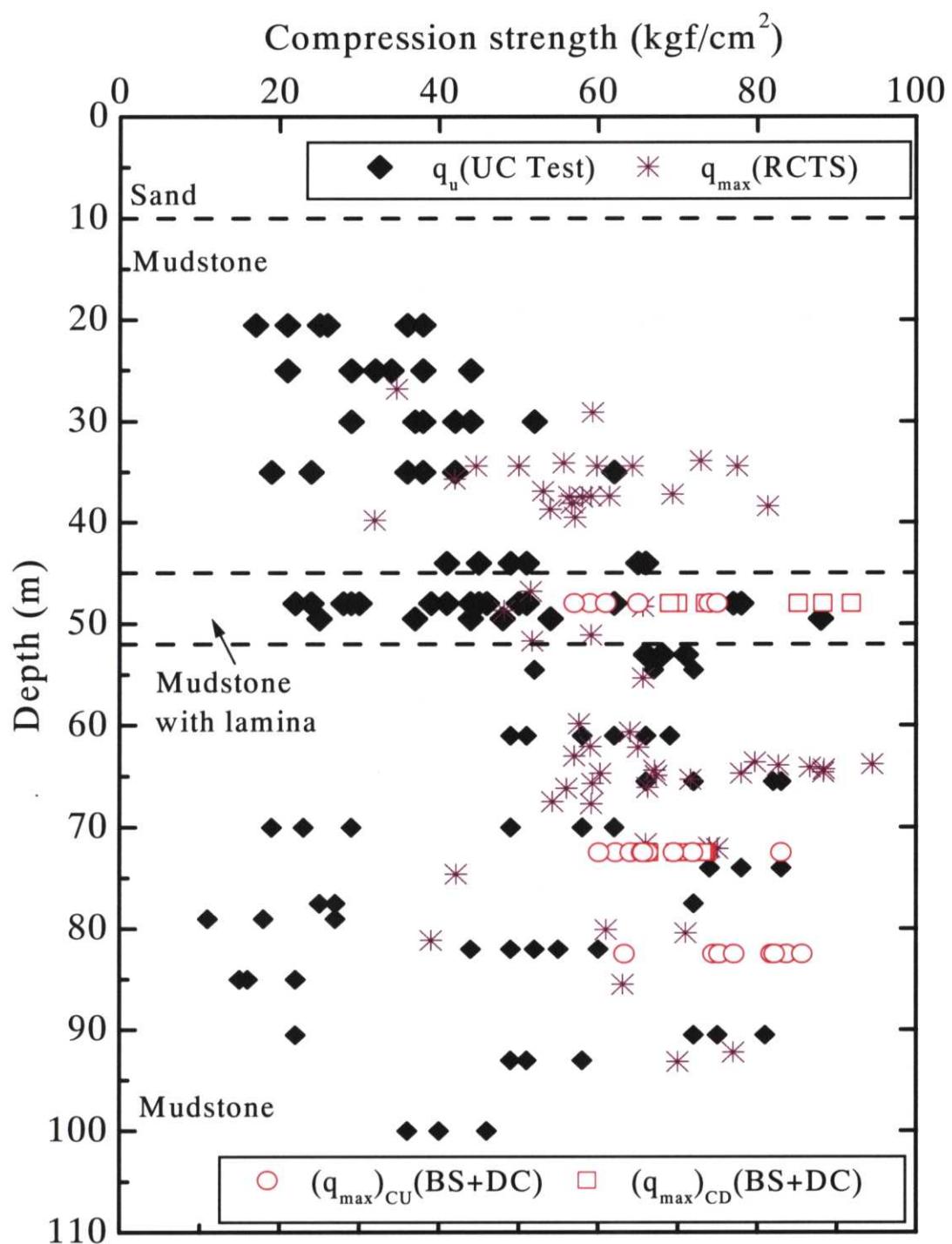


図3.1.4(a) 相模原堆積軟岩の一軸圧縮強度 q_u と三軸圧縮試験の最大軸差応力 q_{max} の比較

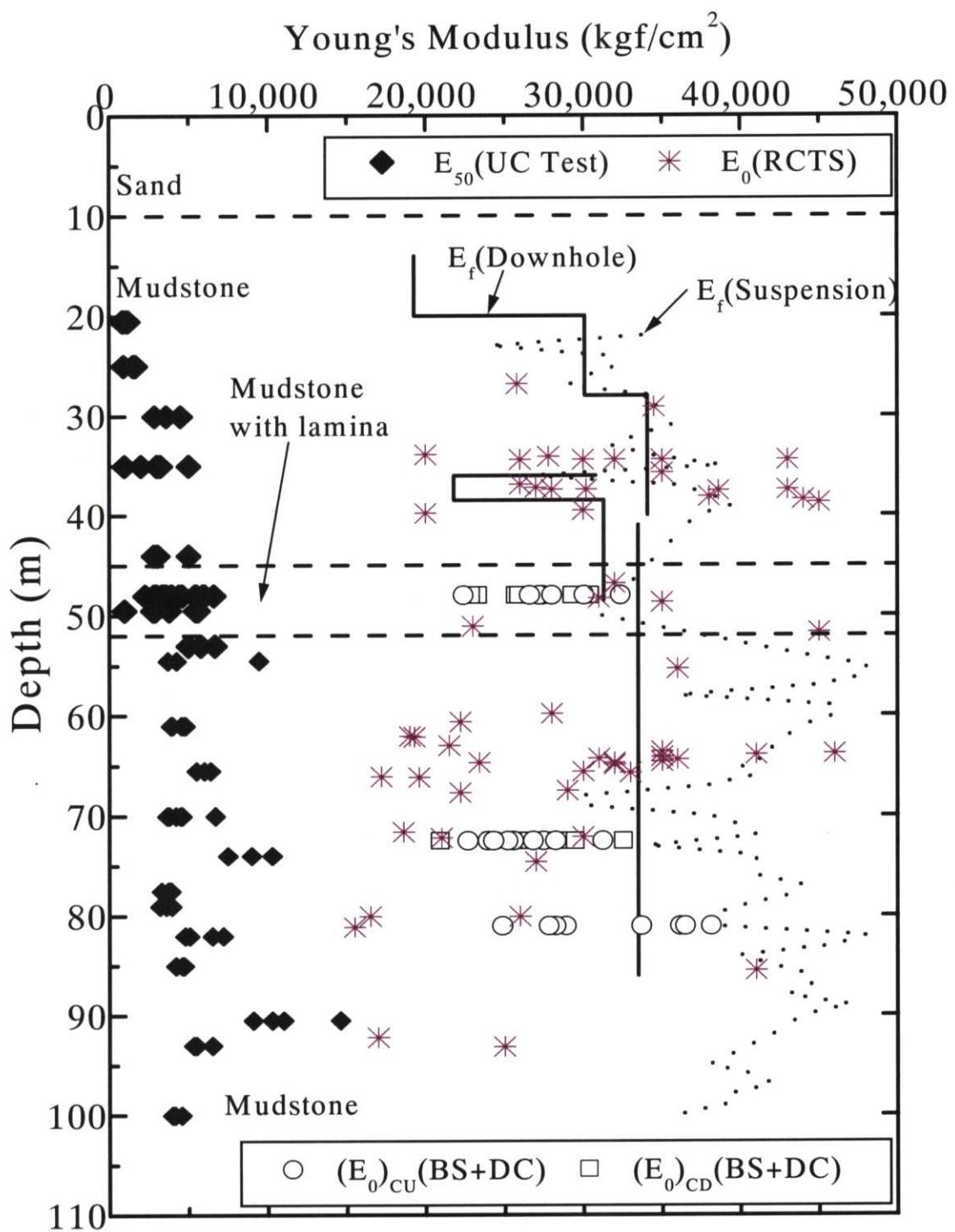


図3.1.4(b) 相模原堆積軟岩の一軸圧縮試験と三軸圧縮試験によるヤング率 E_{50} , E_0 の比較

表 3.2.1 堆積軟岩を対象とした金(1992)や王(1996)による試験とその目的

試験方法	試験装置	試験材料	試験の主な目的
一軸試験	低圧三軸セル	・相模原軟岩 ・横浜シルト ・静岡砂岩	・一軸圧縮強度 q_u の評価 ・ヤング率 E_{50} の評価
三軸試験	低圧三軸セル	・相模原軟岩 ・横浜シルト	・最大軸差応力 q_{max} の評価 ・軸差応力一軸ひずみ関係の非線形特性 ・軸差応力一軸ひずみ関係の拘束圧依存性 ・微小ひずみ領域の初期ヤング率 E_0 の評価 ・初期ヤング率 E_0 の載荷速度依存性 ・初期ヤング率 E_0 と原位置試験結果（弾性波速度探査・平板載荷試験・孔内水平載荷試験）によるヤング率 E_f , E_{PLT} , E_{BHLT} との比較
	大型三軸セル	・相模原軟岩 (角柱供試体, 木幡ら, (1992))	・三軸圧縮強度 q_{max} ・初期ヤング率 E_0 の評価 ・寸法効果
	中圧三軸セル	・相模原軟岩 (角柱供試体を含む) ・常滑固結シルト ・東京湾口砂質泥岩	・固有異方性の E_0 , q_{max} , 破壊ひずみ ε_f への影響 ・サンプリング方法が軸ひずみ一軸差応力関係に及ぼす影響 ・微小ひずみ領域の等価ヤング率 E_v の評価 ・等価ポアソン比 ν_{eq} の評価方法(角柱供試体, Hayano ら, 1996) ・応力履歴(過圧密・大きな繰返し載荷)が軸差応力一軸ひずみ関係にもたらす影響 ・初期ヤング率 E_0 及び変形特性 E_{sec} と原位置試験結果（弾性波速度探査・平板載荷試験・孔内水平載荷試験）によるヤング率 E_f , E_{PLT} , E_{BHLT} との比較

表 3.2.2 本研究における試験計画概要

試験方法	試験装置	試験材料	試験の主な目的
三軸試験 (円柱供試体)	中圧三軸試験装置	<ul style="list-style-type: none"> ・相模原堆積軟岩 ・東京湾口砂質泥岩 ・赤羽橋堆積軟岩 	<ul style="list-style-type: none"> ・鉛直方向ヤング率 E_v の応力状態依存性 (第四章) ・応力状態・履歴 (大きな繰返し載荷) が軸差応力一軸ひずみ関係の非線形変形特性に与える影響 (第五章) ・軸差応力一軸ひずみ関係の時間依存非線形変形特性 (第七章) ・クリープ載荷時の軸ひずみの時間依存性 (第七章) ・クリープ変形後の変形特性 (第七章)
三主応力制御試験 (角柱供試体)	三主応力制御試験装置	<ul style="list-style-type: none"> ・相模原堆積軟岩 ・赤羽橋堆積軟岩 	<ul style="list-style-type: none"> ・異方弾性体の微小ひずみ領域における弾性変形特性の評価方法 (第六章) ・固有異方性が弾性変形特性に及ぼす影響 (第六章) ・応力状態が弾性変形特性に及ぼす誘導異方性 (第六章) ・固有異方性が非線形変形特性に及ぼす影響 (第五章)

表 3.2.3 中圧三軸試験の概要

試験名	試験条件	主な試験結果の概要
<ul style="list-style-type: none"> 等方圧密排水三軸圧縮試験 等方圧密非排水三軸圧縮試験 	<ul style="list-style-type: none"> 原位置上載圧(σ'_v)_{in-situ}で等方圧密後、排水あるいは非排水条件で破壊に至るまで微小繰返し載荷を含む単調圧縮載荷を行う。 	
<ul style="list-style-type: none"> 多段階拘束圧微小繰返し試験 側圧一定大きな繰返し載荷試験 	<ul style="list-style-type: none"> 等方圧縮過程で多段階の拘束圧(例えば 0.5, 1, 3, 6, 12, 18kgf/cm²)で微小繰返し載荷 側圧 σ'_h 一定で(軸差応力の振幅 Δq を増加させながら)数回の大きな繰返し載荷を行う。 	
<ul style="list-style-type: none"> クリープ載荷を含むひずみ速度を変化させた圧密排水三軸圧縮試験 	<ul style="list-style-type: none"> 原位置上載圧(σ'_v)_{in-situ}で等方圧密後、排水条件でクリープ載荷を含みながら、破壊に至るまで載荷する。単調載荷ではひずみ速度の急変を行う。 	

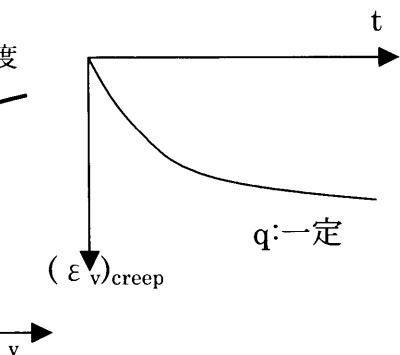
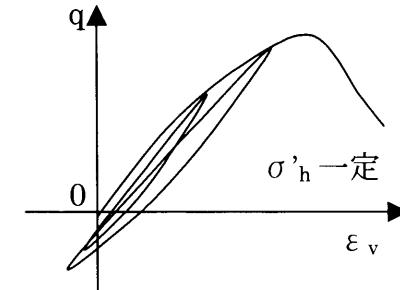
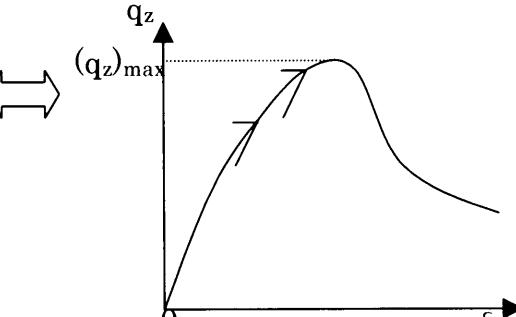
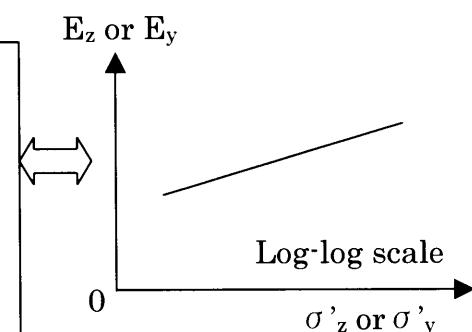
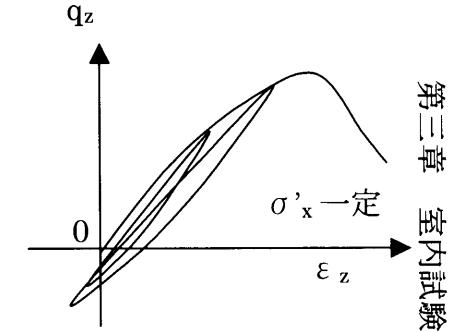


表 3.2.4 三主応力制御試験条件の概要

試験名	試験条件	主な試験結果の概要
<ul style="list-style-type: none"> 鉛直・水平方向微小繰返し載荷を含む圧縮載荷試験 	<ul style="list-style-type: none"> 原位置上載圧(σ'_v)_{in-situ}で等方圧密後、排水条件で破壊に至るまで段階的に圧縮載荷を行う。各応力レベルで鉛直・水平方向の微小繰返し載荷を行う。 	 <p>Graph showing the relationship between vertical stress q_z and axial strain ϵ_z. The curve starts at the origin (0,0), rises linearly to a peak stress $(q_z)_{max}$, and then follows a hysteresis loop path during unloading and reloading.</p>

<ul style="list-style-type: none"> 多段階拘束圧微小繰返し試験 側圧一定大きな繰返し載荷試験 	<ul style="list-style-type: none"> 等方圧縮過程で多段階の拘束圧(例えば 0.5, 1, 3, 6, 12, 18kgf/cm²)で微小繰返し載荷 側圧 σ'_x 一定で(軸差応力の振幅 Δq_z を増加させながら)数回の大きな繰返し載荷を行う。 	 <p>Graph showing the relationship between lateral stress E_z or E_y and axial strain ϵ_z on a log-log scale. Multiple linear loading paths are shown originating from the origin (0,0).</p>	 <p>Graph showing the relationship between vertical stress q_z and axial strain ϵ_z for a constant side pressure test. Multiple curves originate from the origin (0,0) and follow similar paths, reaching a peak stress before unloading.</p>
---	--	--	--

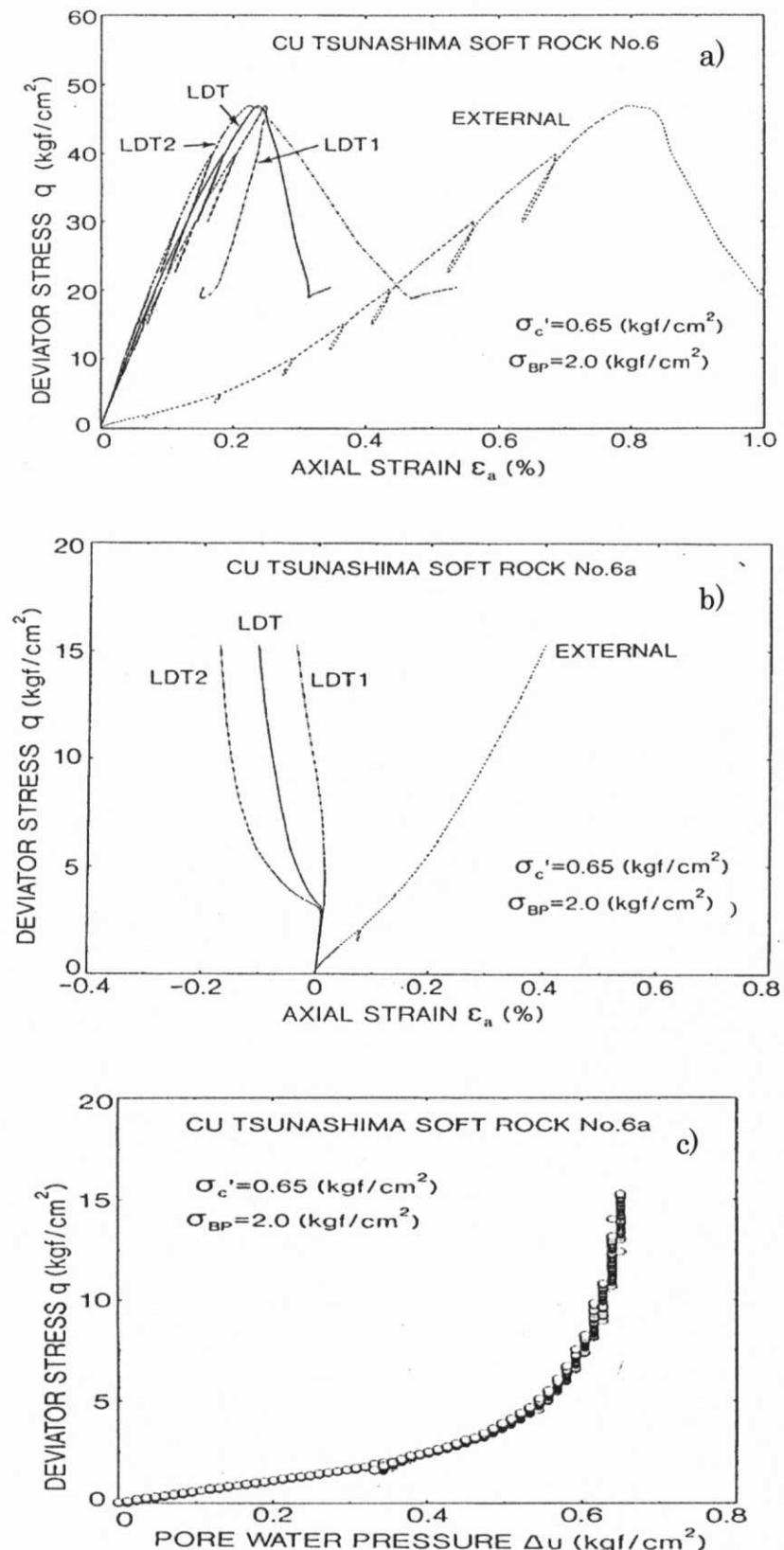


図 3.3.1 綱島堆積軟岩の圧密非排水試験結果((a)メンブレンを供試体表面に接着したときの軸差応力一軸ひずみ関係, (b)接着しないときの軸差応力一軸ひずみ関係, (c)(b)のときの過剰間隙水圧一軸差応力関係, Tatsuoka(1996))

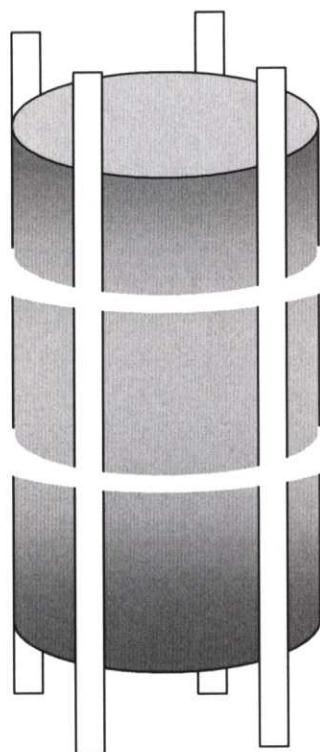


図 3.3.2 ろ紙を巻いた円柱供試体

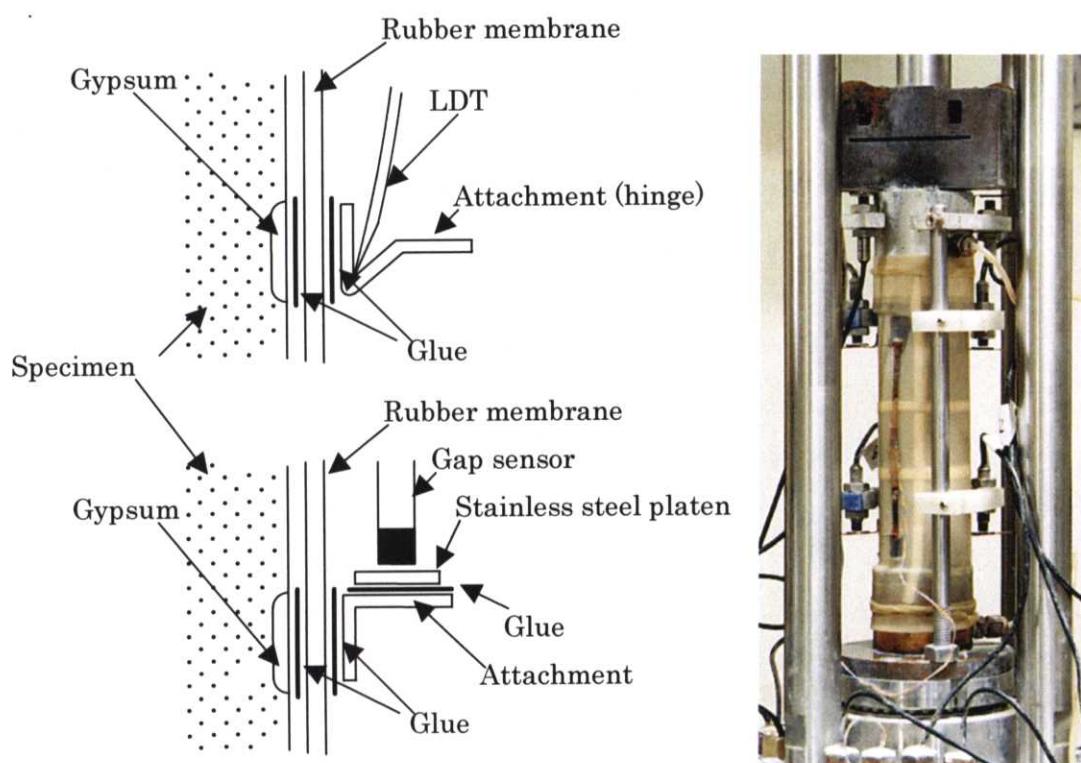


図 3.3.3、写真 3.3.1 LDT と Gap sensor の設置の様子

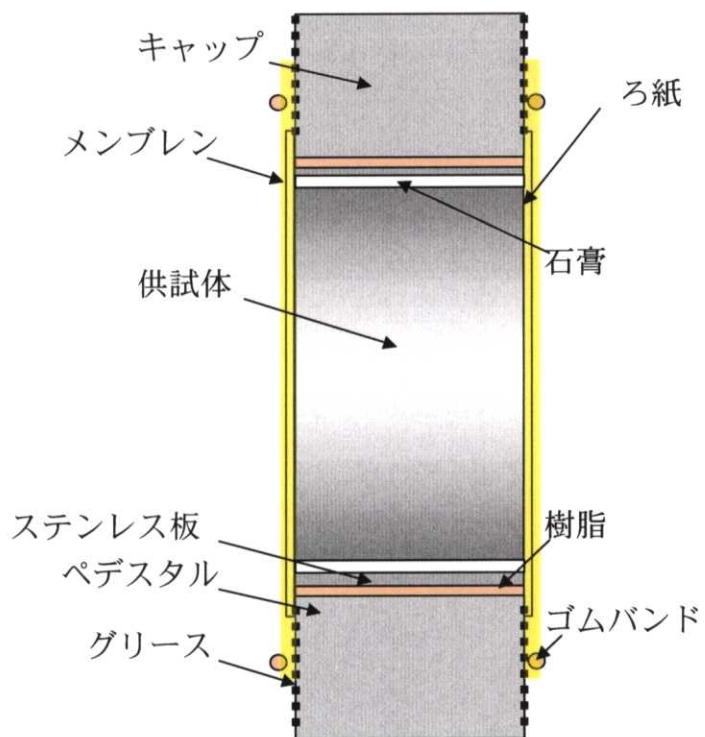


図 3.3.4 円柱供試体のセットの様子

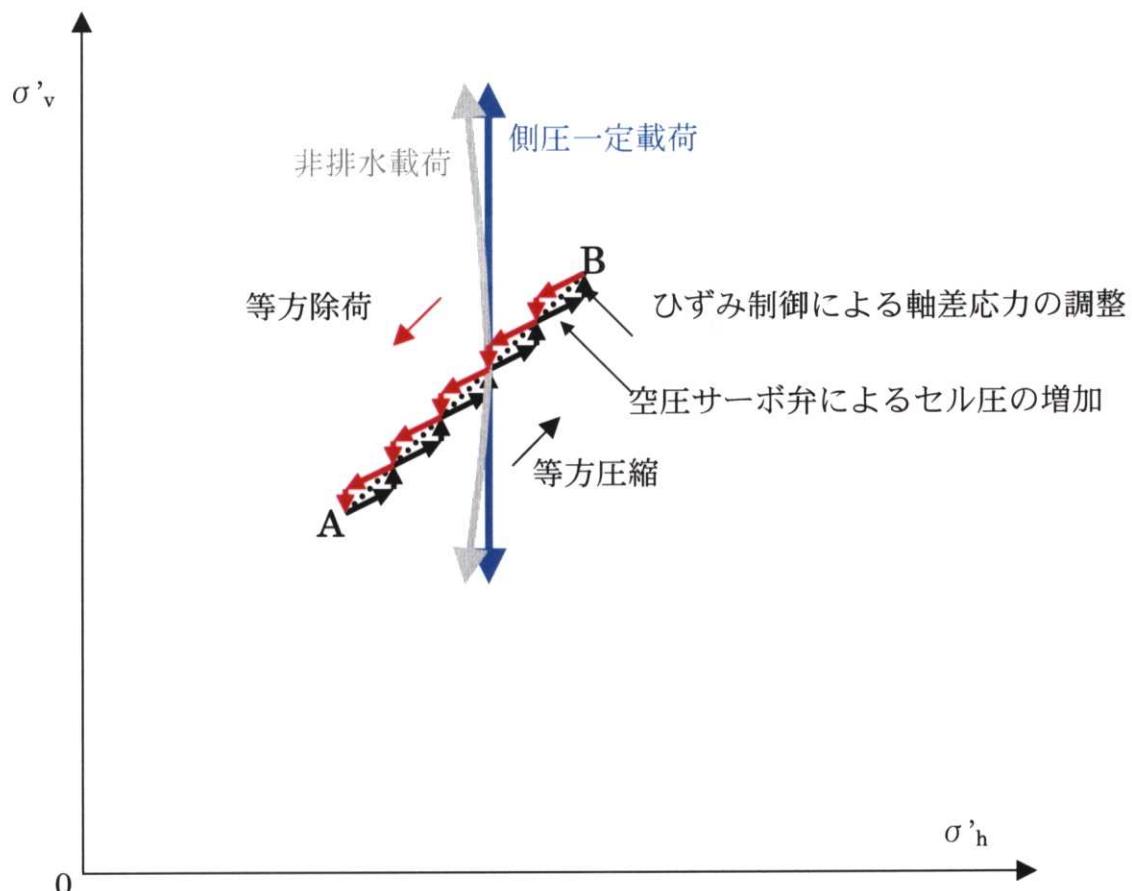


図 3.3.5 三軸応力経路・履歴の負荷

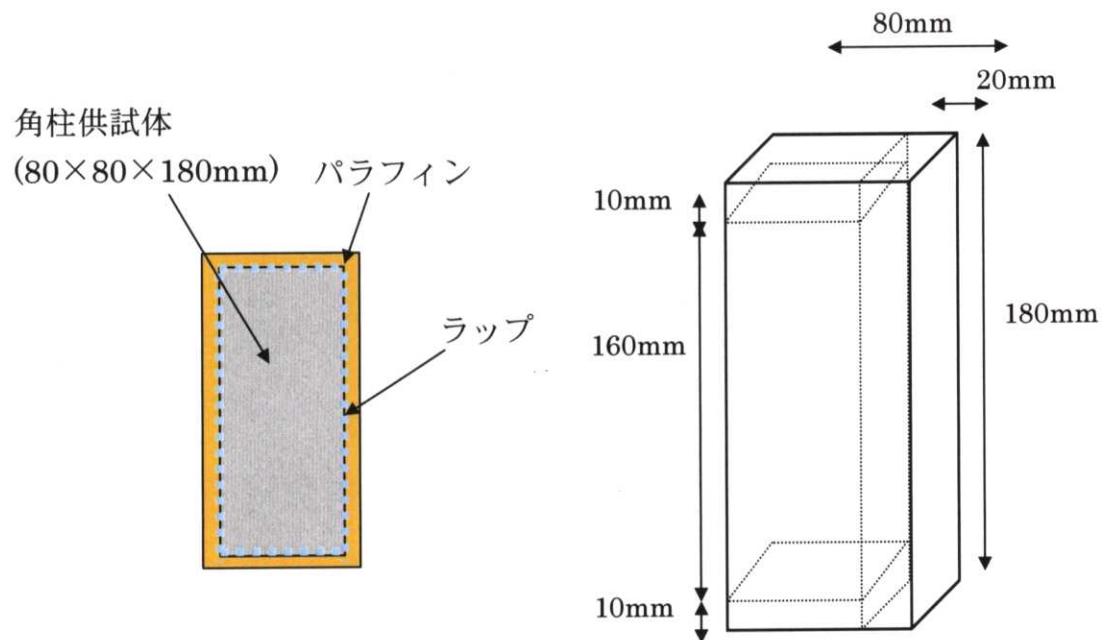


図 3.3.6 パラフィンとラップに包まれた角柱供試体とその整形

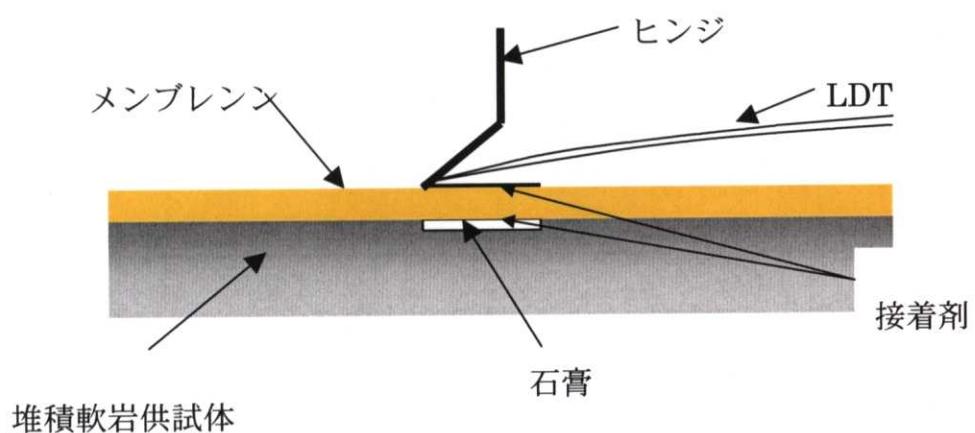


図 3.3.7 供試体とメンブレンとヒンジの一体化方法

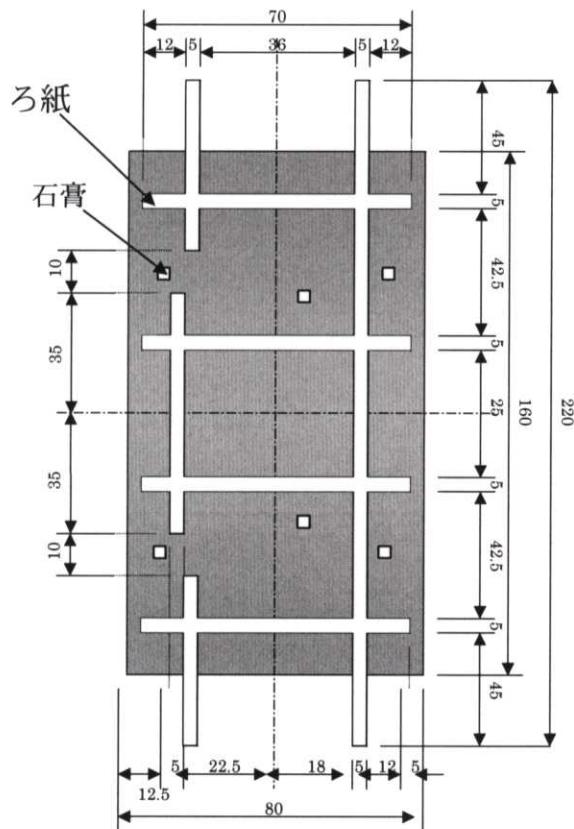


図 3.3.8 紙と角柱供試体(60×80×160mm)

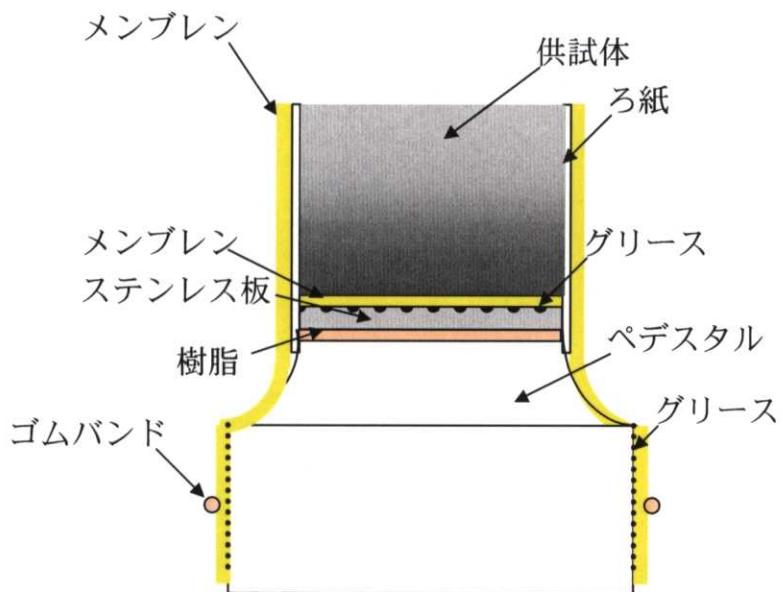


図 3.3.9 ペデスタルにおける摩擦軽減層

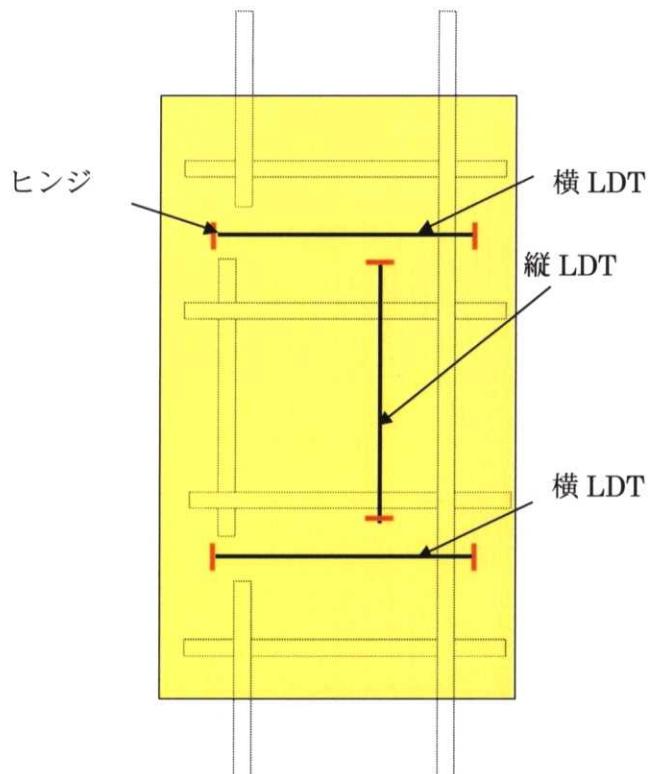


図 3.3.10 縦・横 LDT の設置

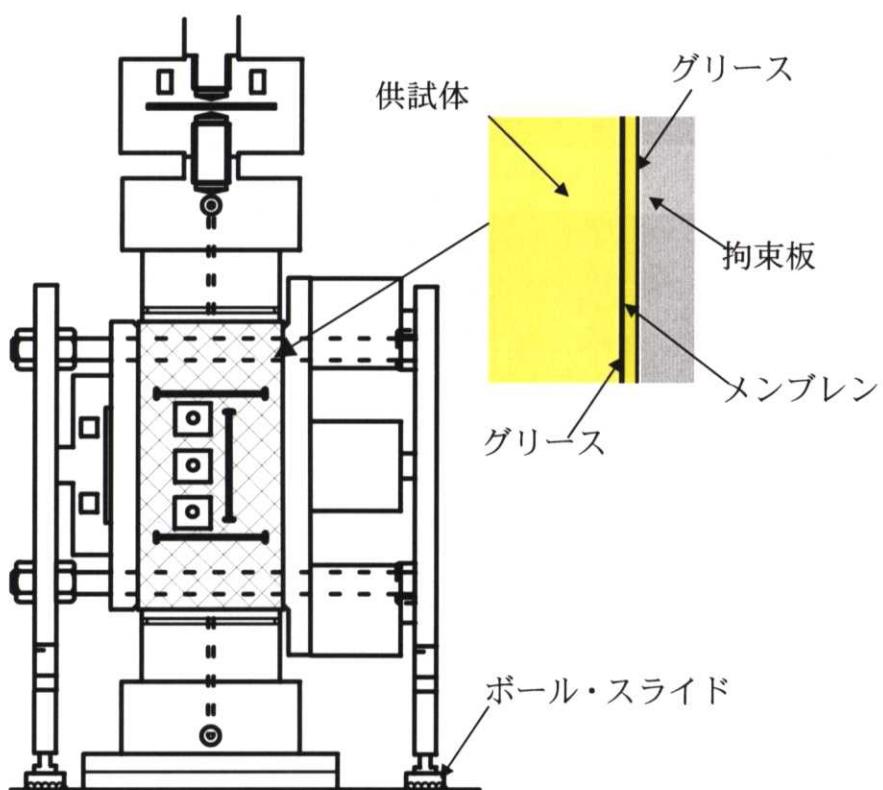


図 3.3.11 拘束板の設置と拘束板における摩擦軽減層

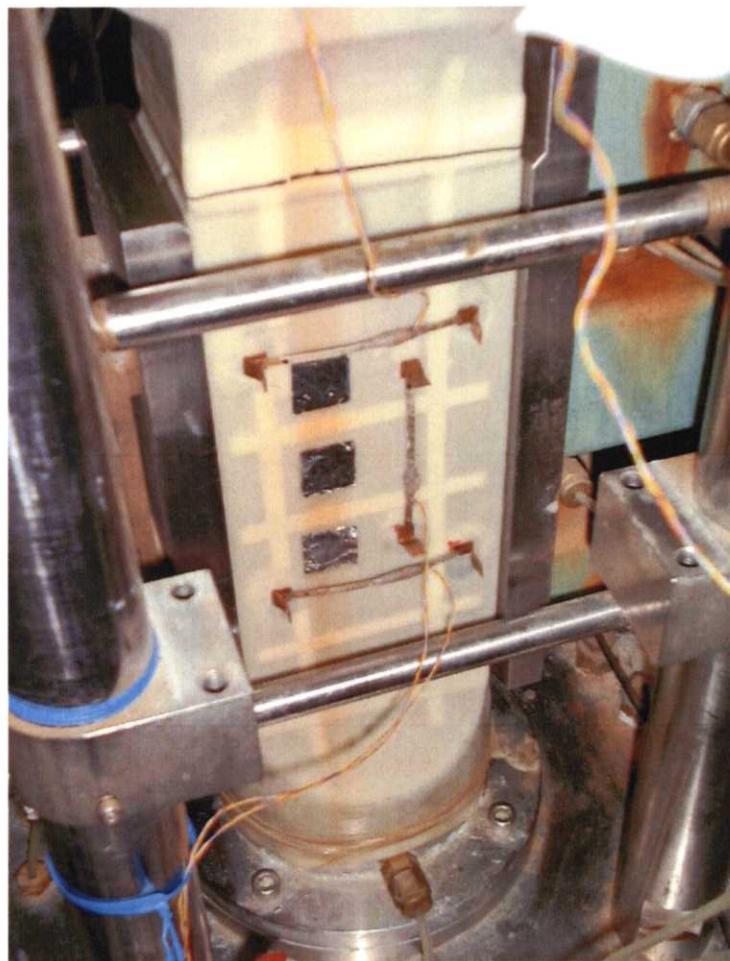


写真 3.3.2 縦・横 LDT と Gap Sensor のターゲット設置の様子

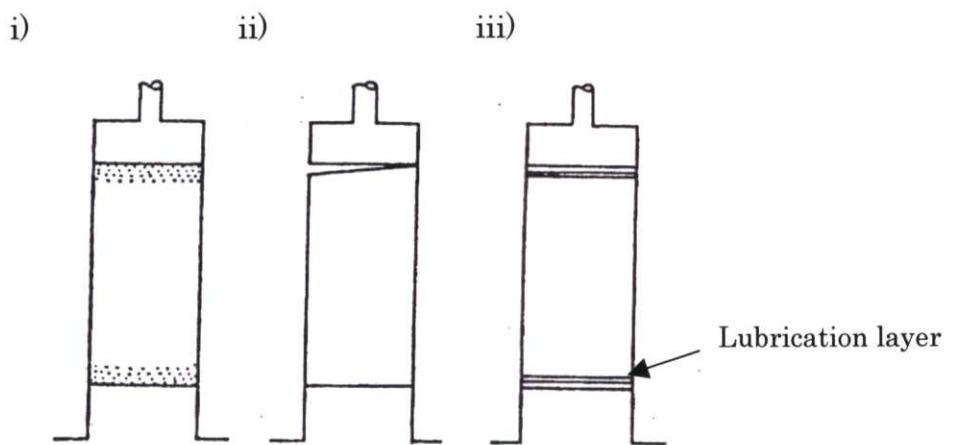


図 3.3.12 三軸圧縮試験におけるベディングエラーの
模式図(龍岡ら, 1994)



写真 3.3.3 作製した人工軟岩

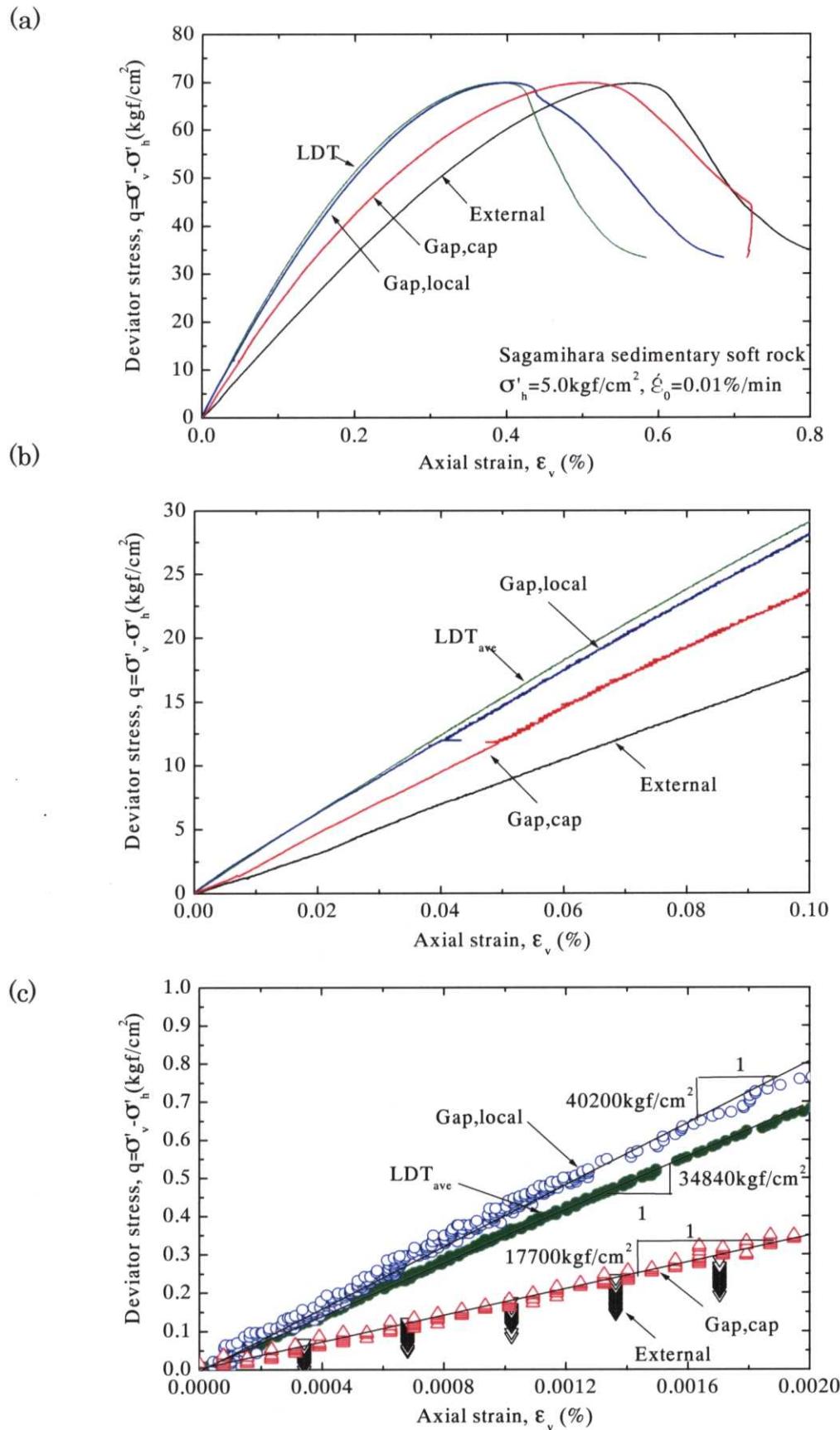
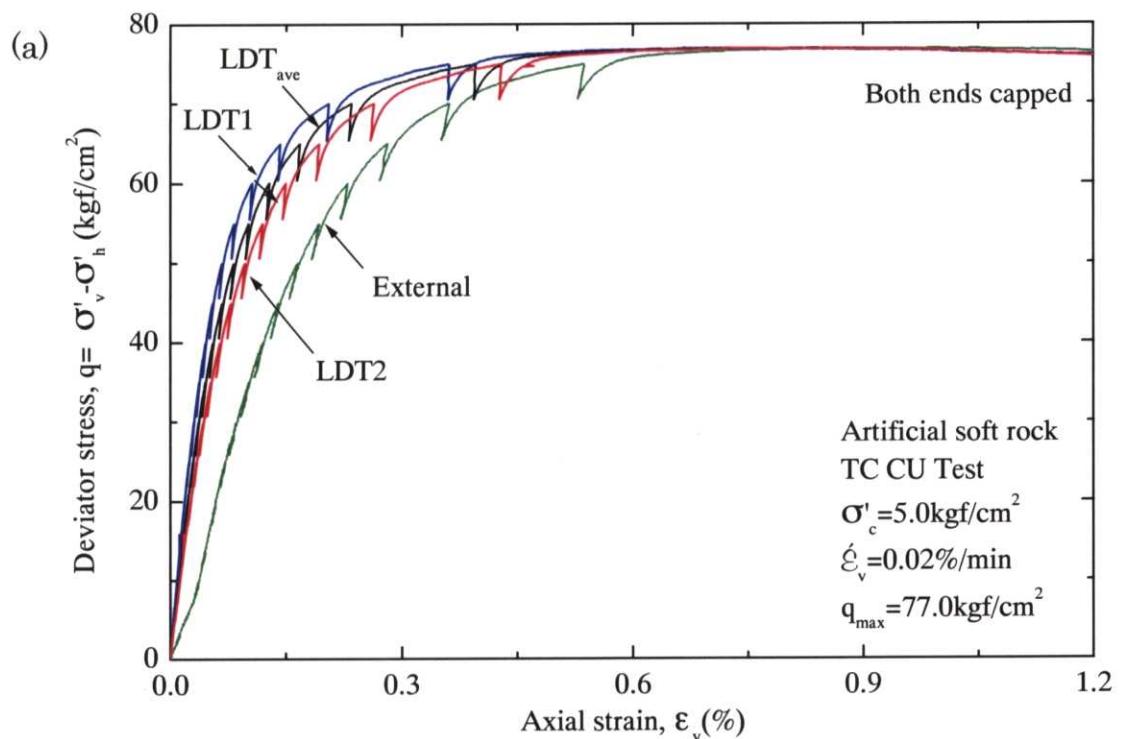


図 3.3.13 相模原堆積軟岩を用いた圧密排水三軸圧縮試験に軸差応力一軸ひずみ関係((a)全体, (b) $\varepsilon_v=0.01\%$ まで, (c) $\varepsilon_v=0.002\%$ まで)



(b)

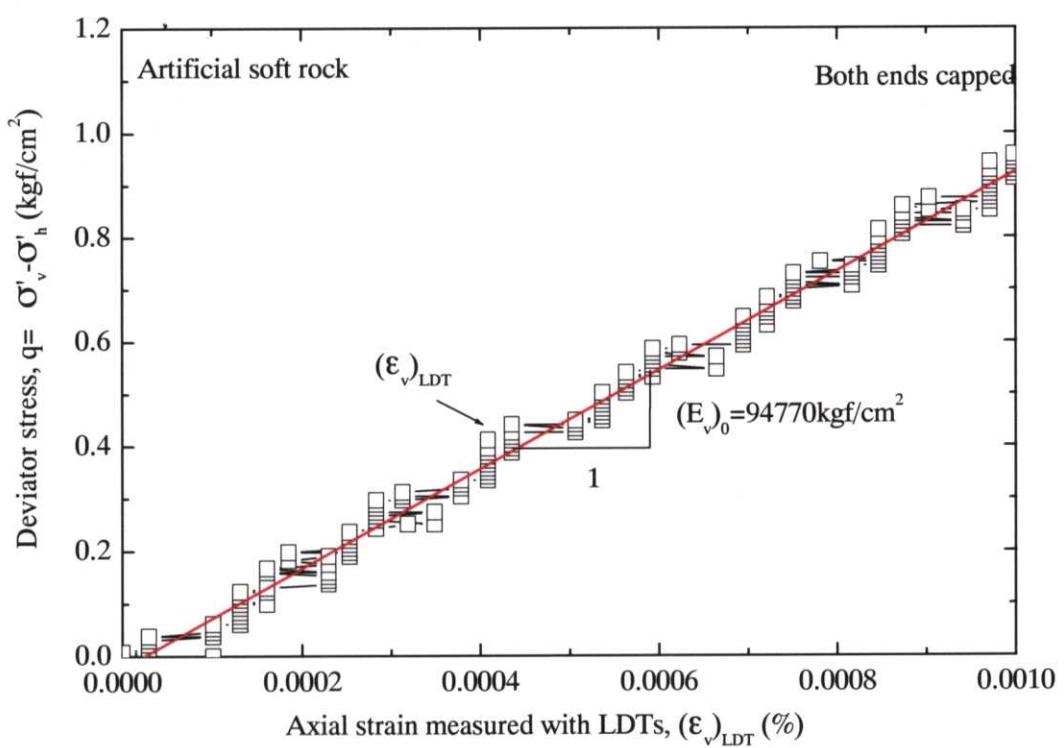


図 3.3.14 キャッピング有りの人工軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係((a)全体, (b) $\epsilon'_v = 0.001\%$ まで)

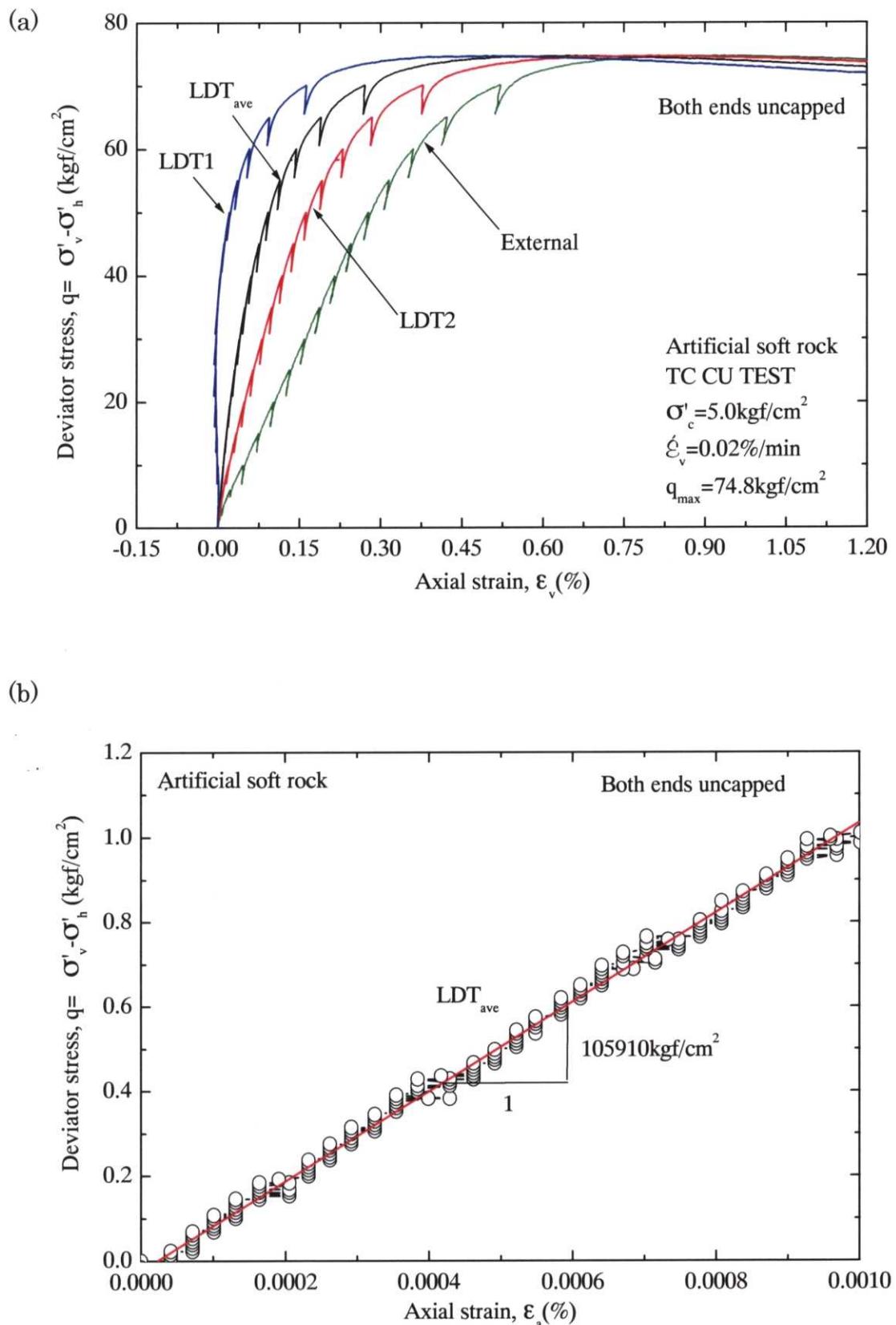
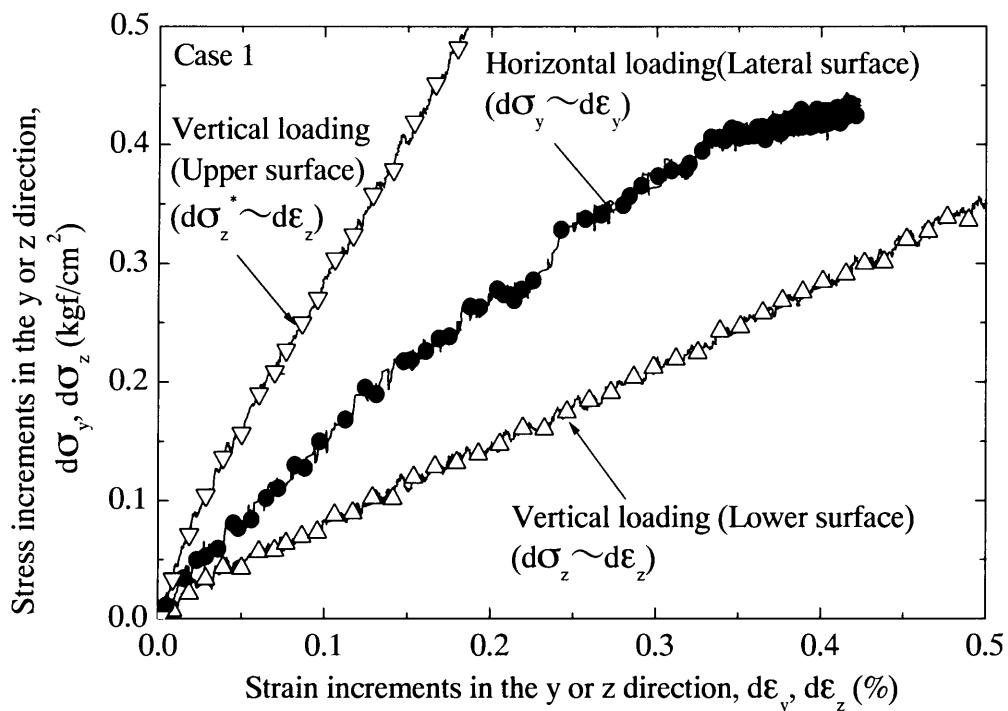


図 3.3.15 キャッピング無しの人工軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係((a)全体, (b) $\epsilon_v=0.001\%$ まで)

(a)



(b)

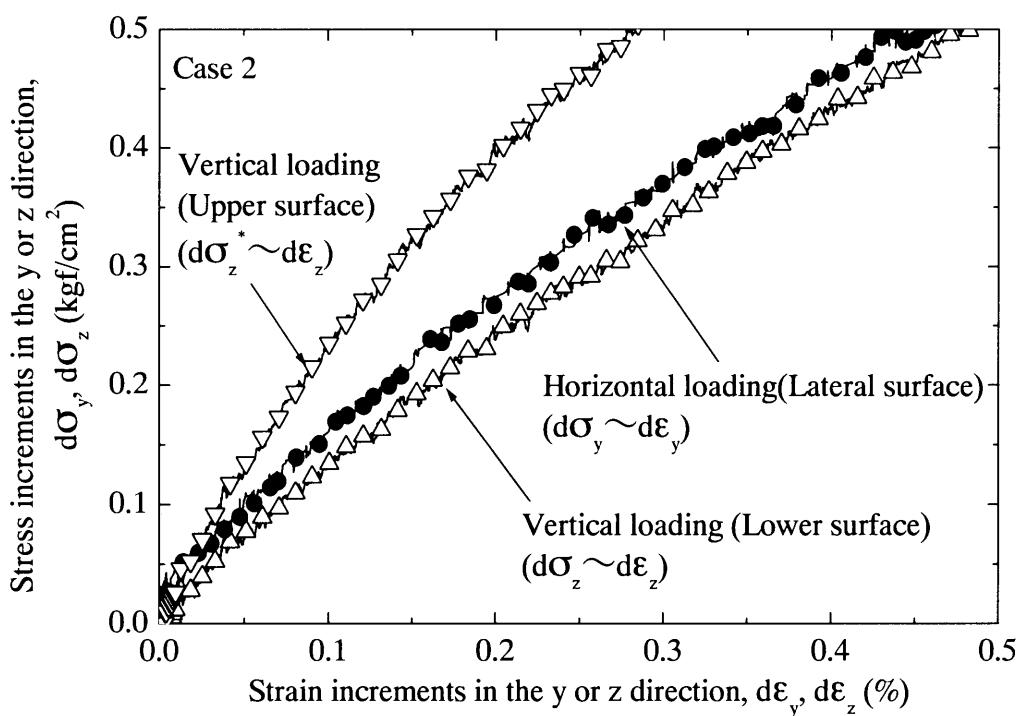


図 3.3.16 載荷方向の応力—ひずみ関係((a)Case 1, (b)Case 2, (c)Case 3)

(c)

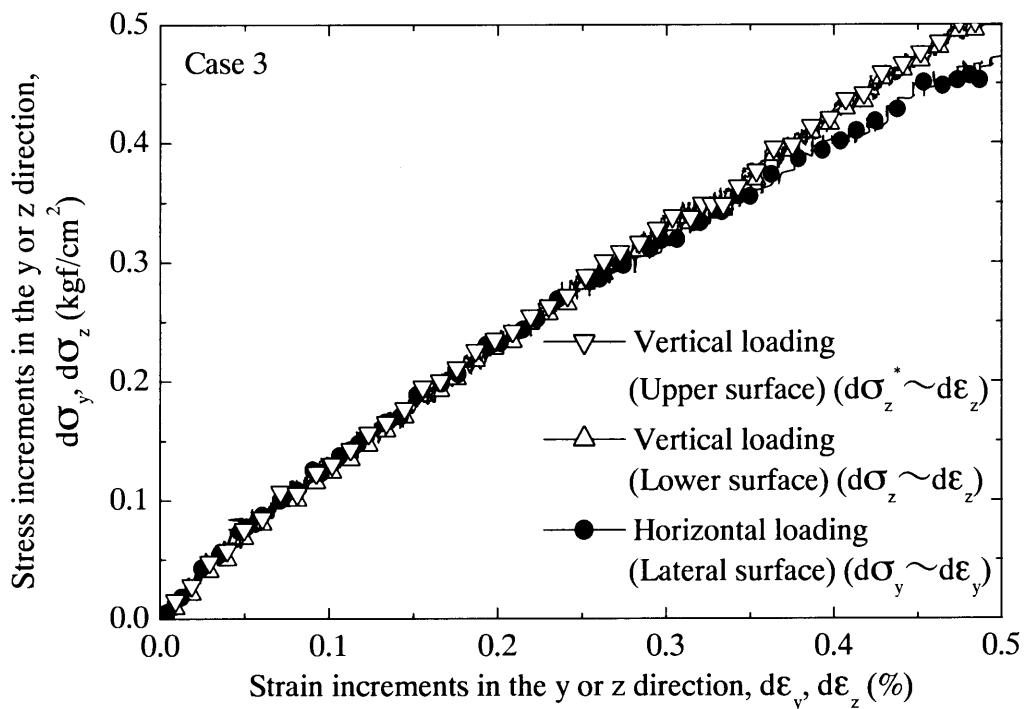


図 3.3.16 載荷方向の応力一ひずみ関係((a)Case 1, (b)Case 2, (c)Case 3)

(a)

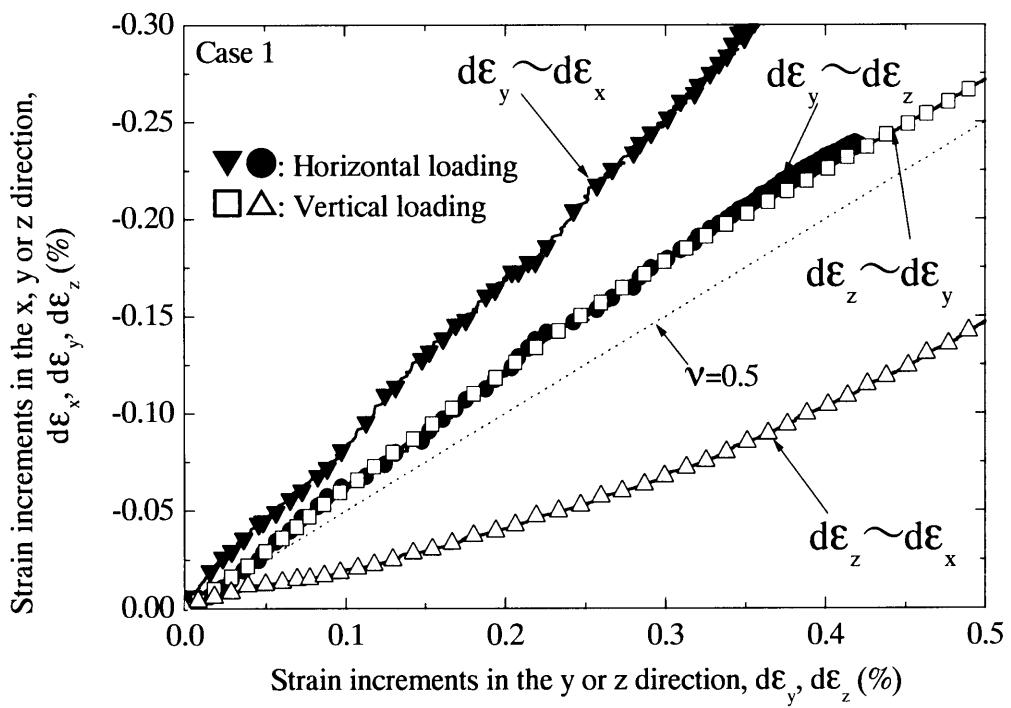
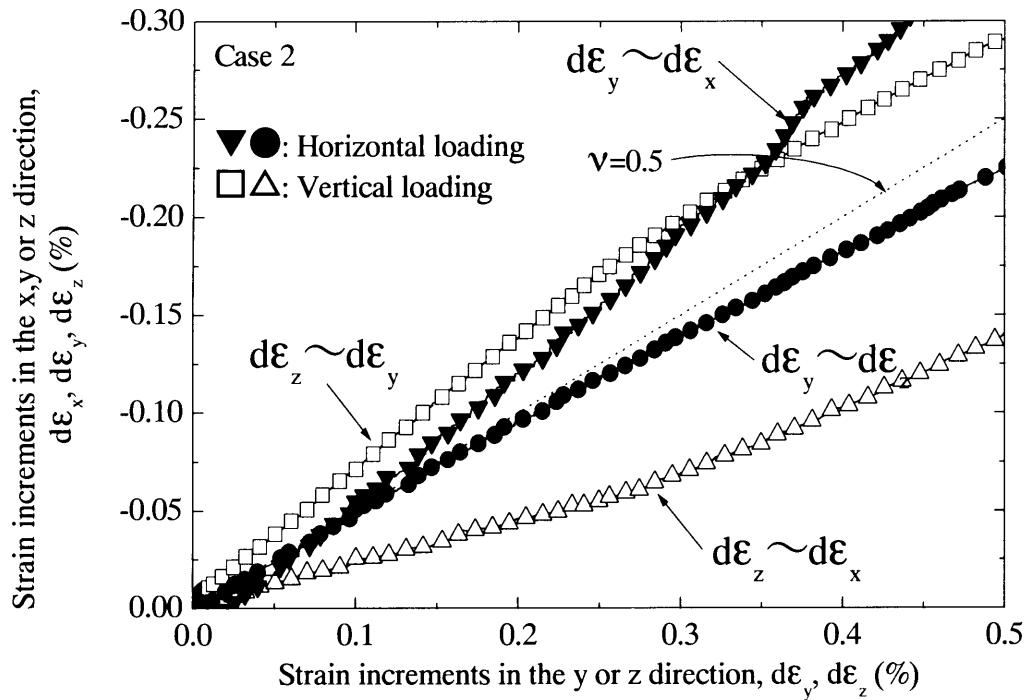


図 3.3.17 載荷方向と直交方向のひずみの関係((a)Case 1, (b)Case 2, (c)Case 3)

(b)



(c)

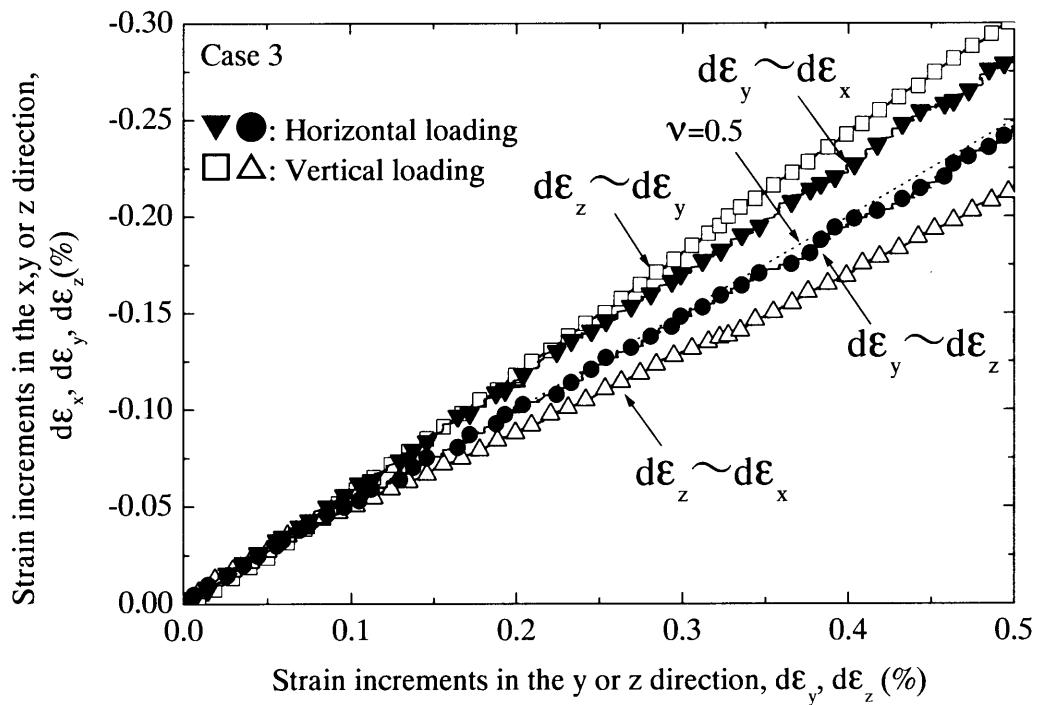


図 3.3.17 載荷方向と直交方向のひずみの関係((a)Case 1, (b)Case 2, (c)Case 3)

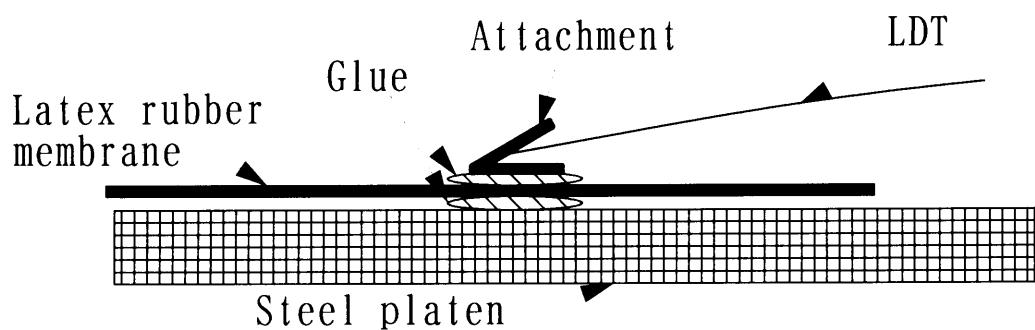


図 3.3.18 LDT の長期安定性試験の様子

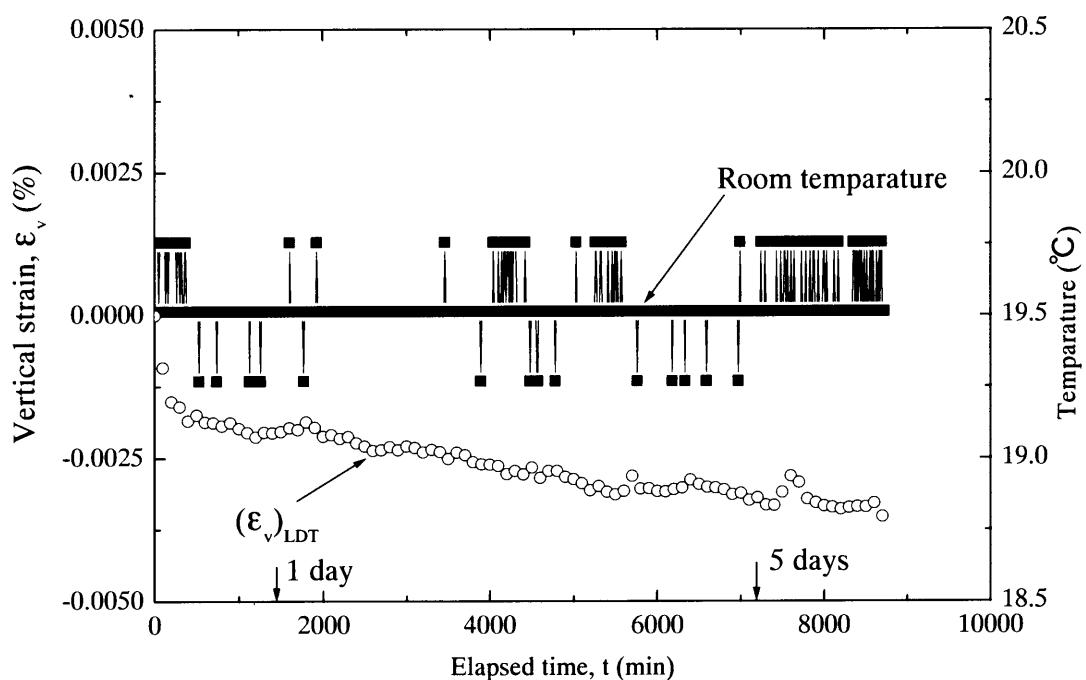


図 3.3.19 LDT の長期安定性試験結果

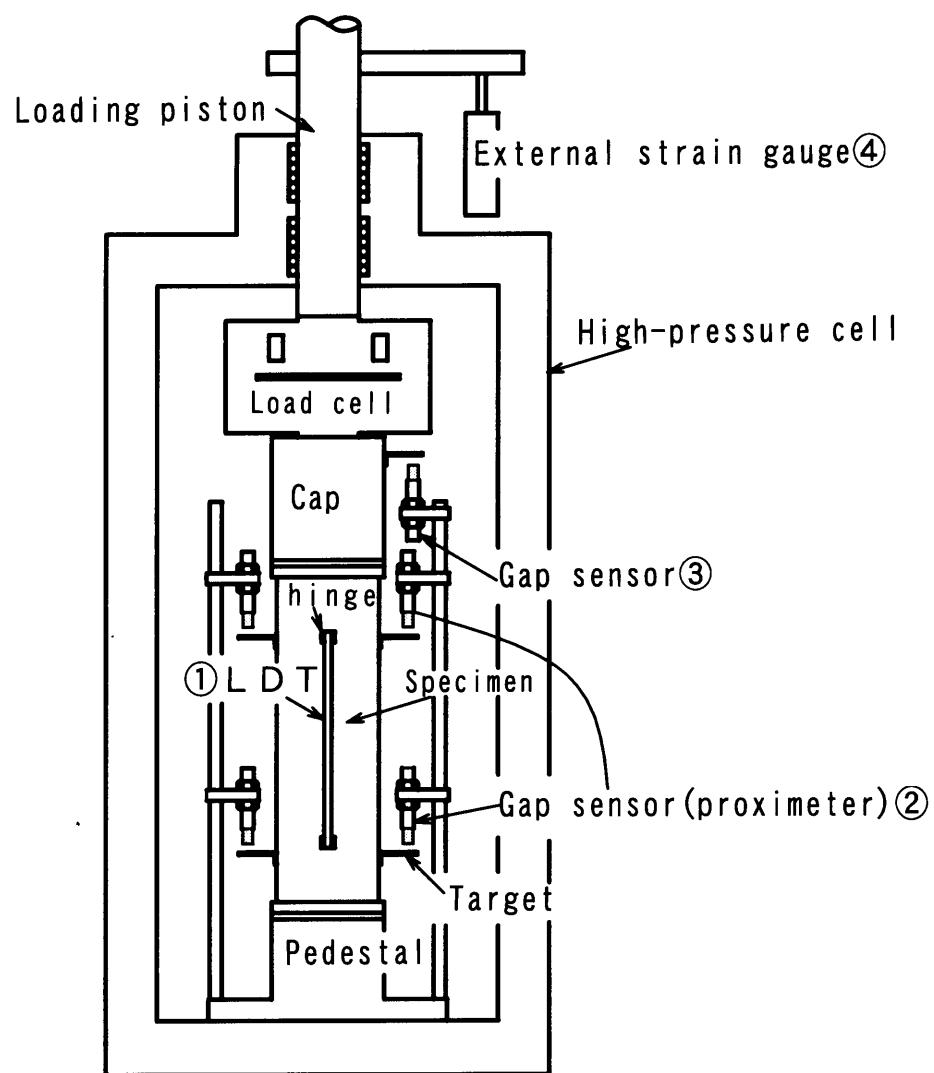


図 3.3.20 4 種類の軸ひずみ測定方法

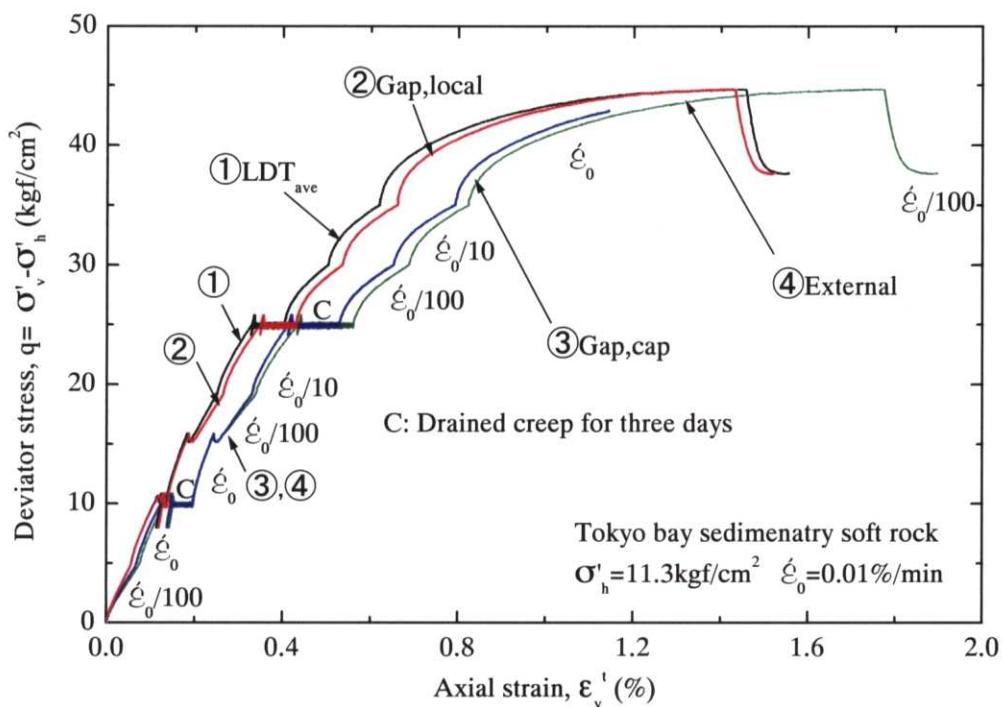


図 3.3.21(a) 東京湾口海底堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係(全体)

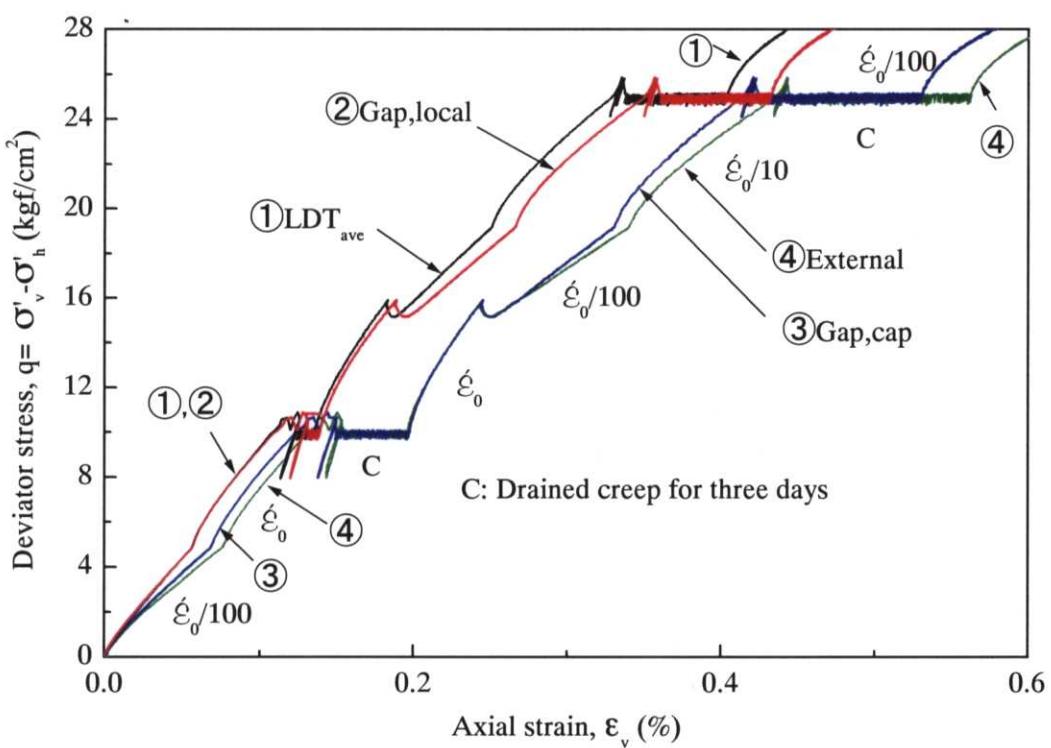


図 3.3.21(b) 東京湾口海底堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係($\epsilon'_v=0.6\%$ まで)

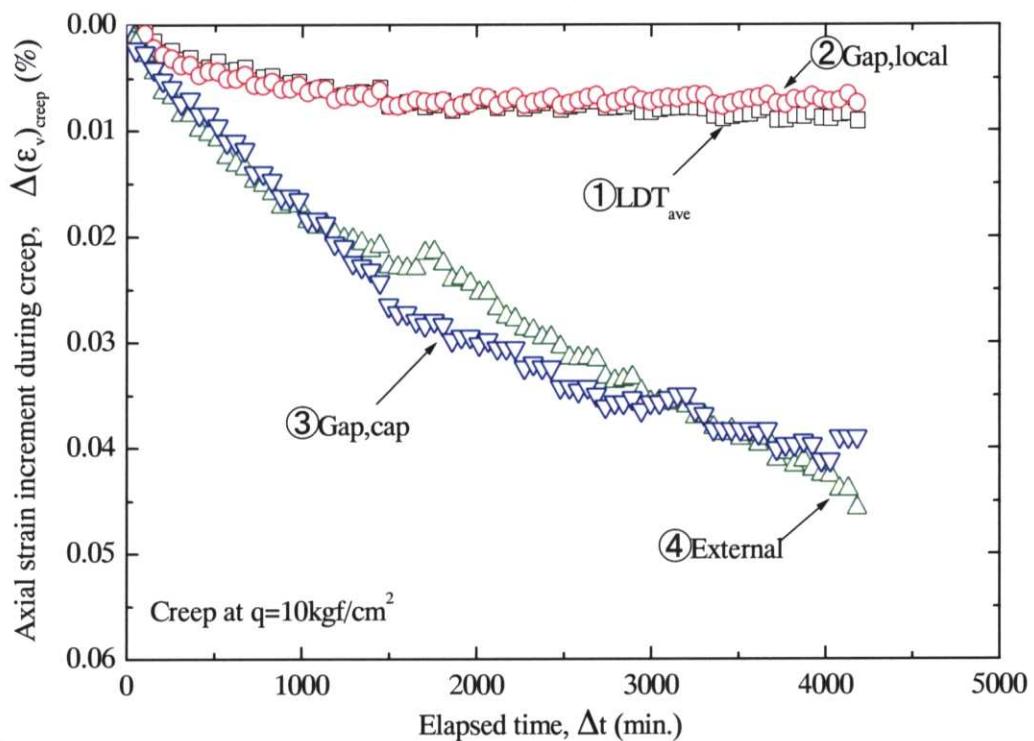


図 3.3.21(c) 東京湾口海底堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験によるクリープ載荷中の軸ひずみ一時間関係

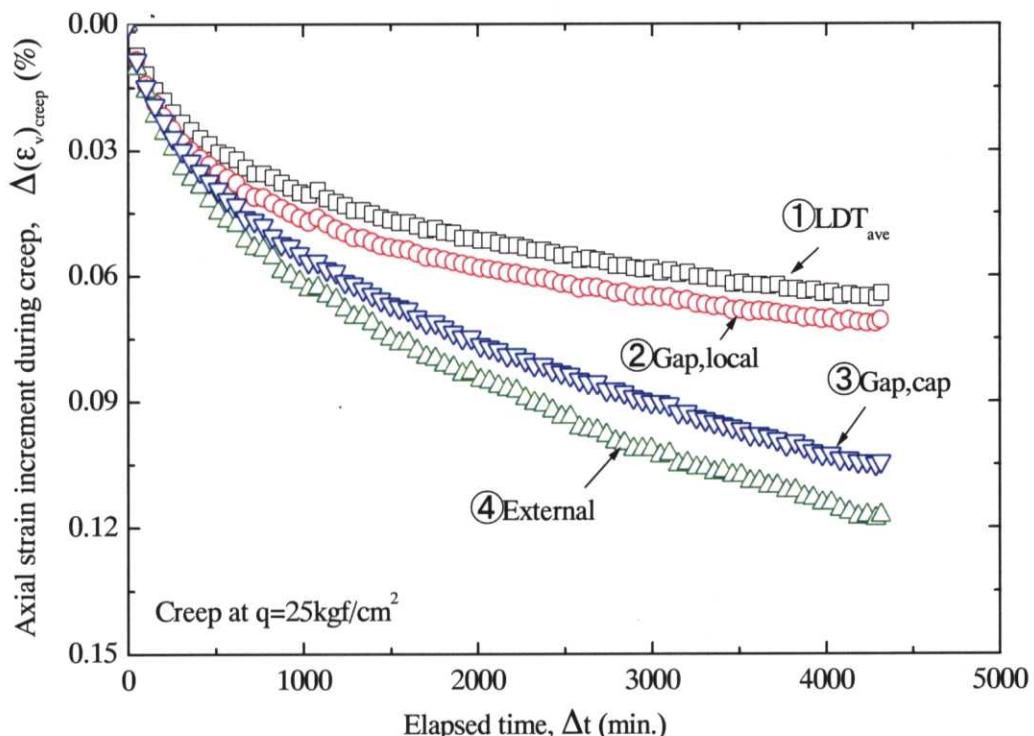


図 3.3.21(d) 東京湾口海底堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験によるクリープ載荷中の軸ひずみ一時間関係

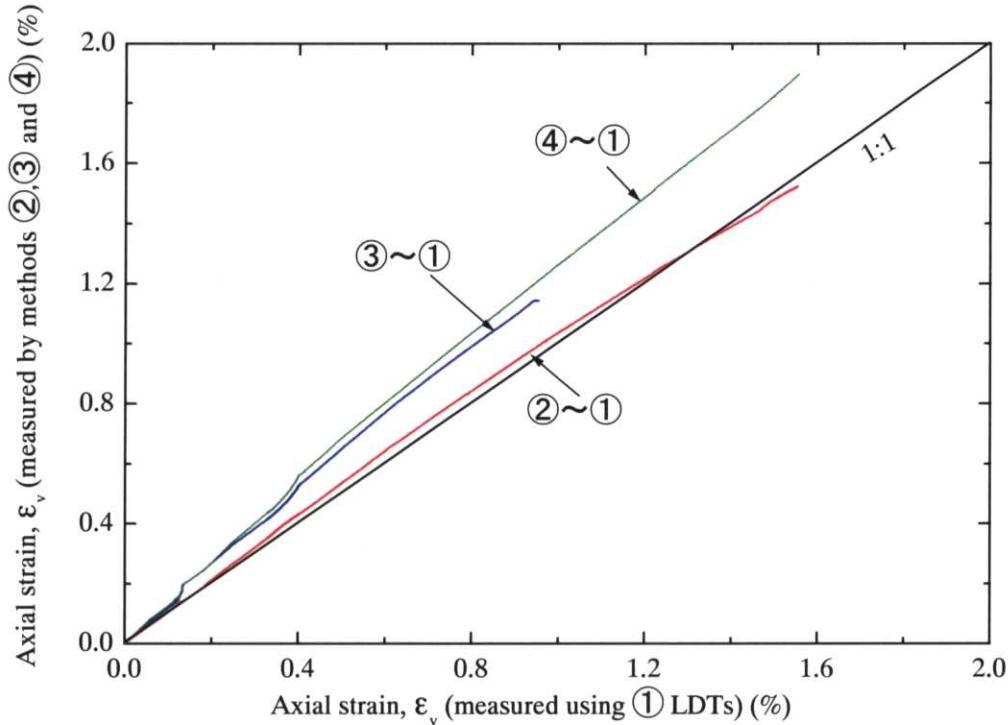


図 3.3.21(e) 東京湾口海底堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による測定法による軸ひずみの違い

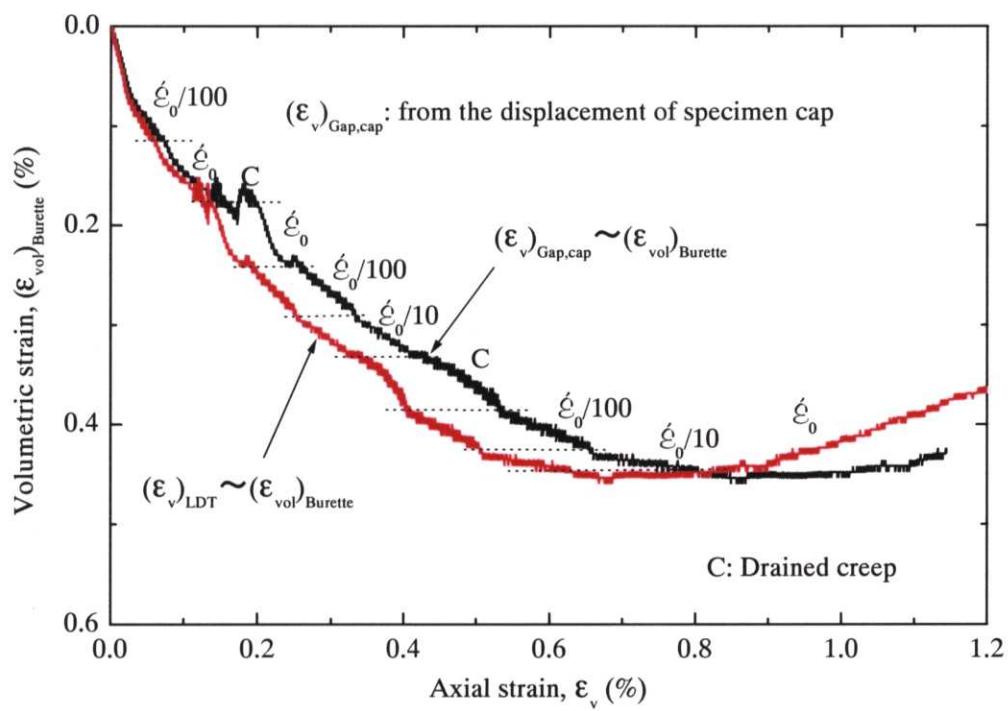


図 3.3.21(f) 東京湾口海底堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による軸ひずみ－体積ひずみ関係

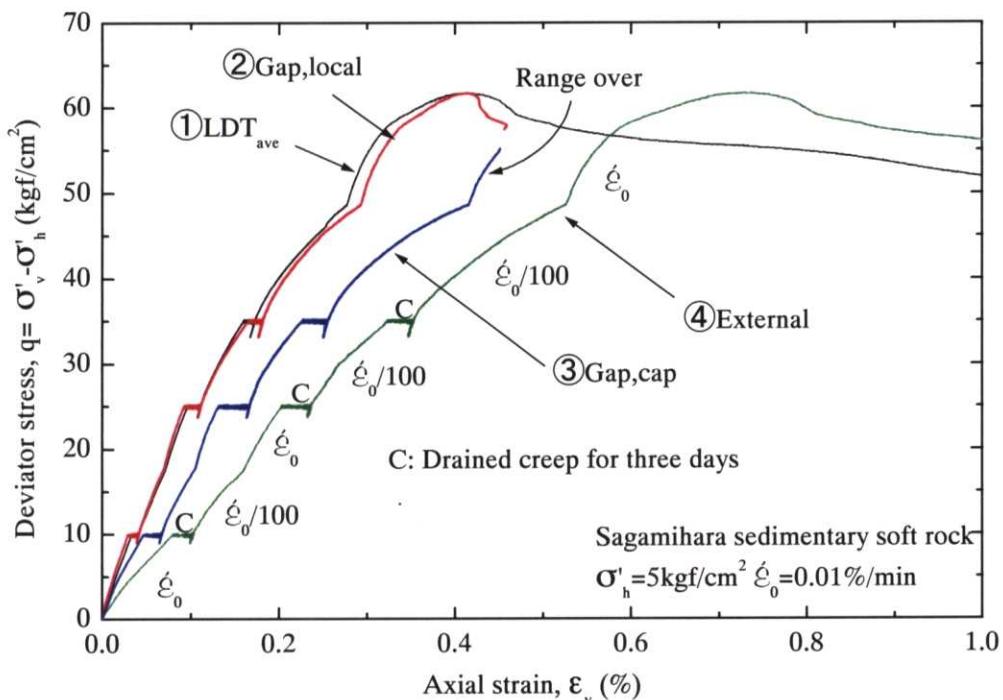


図 3.3.22(a) 相模原堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係(全体)

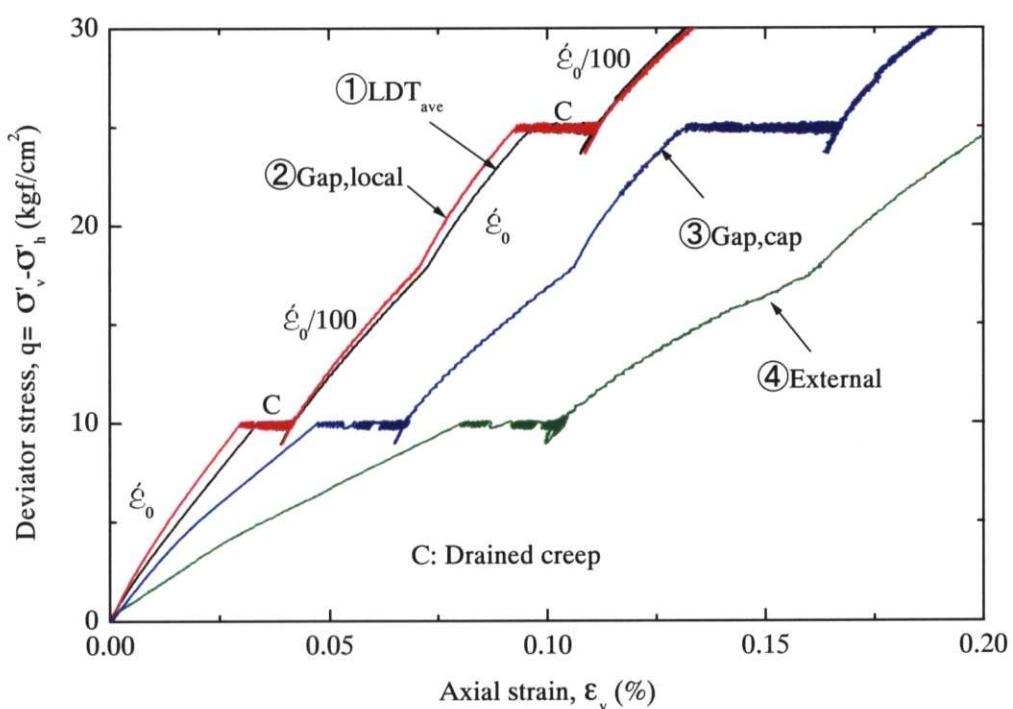


図 3.3.22(b) 相模原堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係($\epsilon_v=0.2\%$ まで)

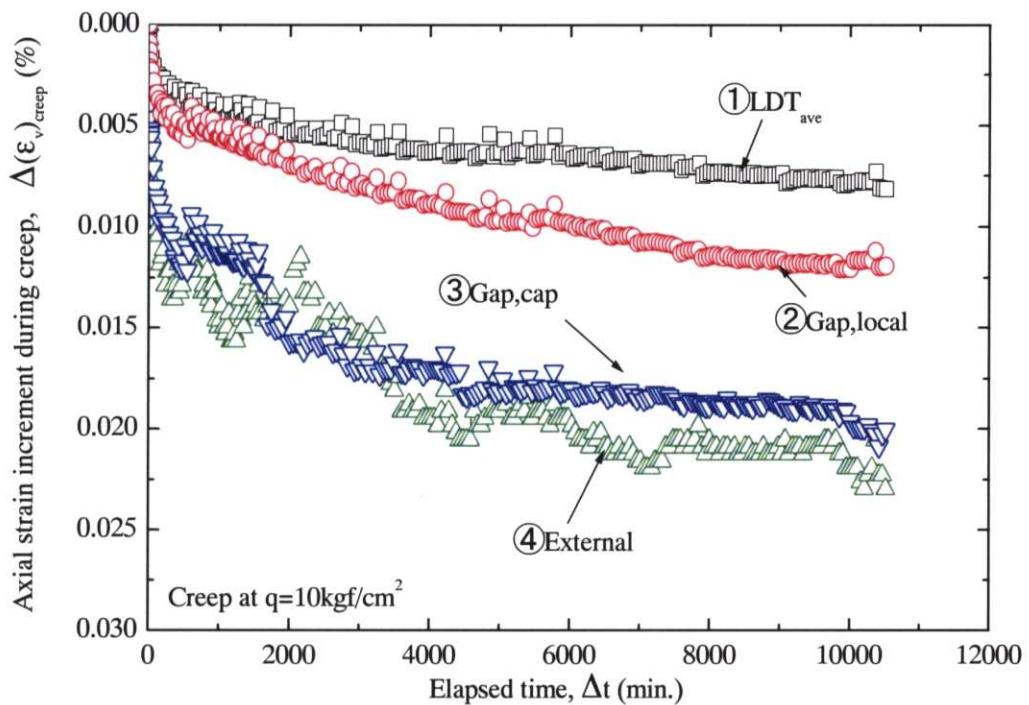


図 3.2.23(c) 相模原堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験によるクリープ載荷中の軸ひずみ一時間関係

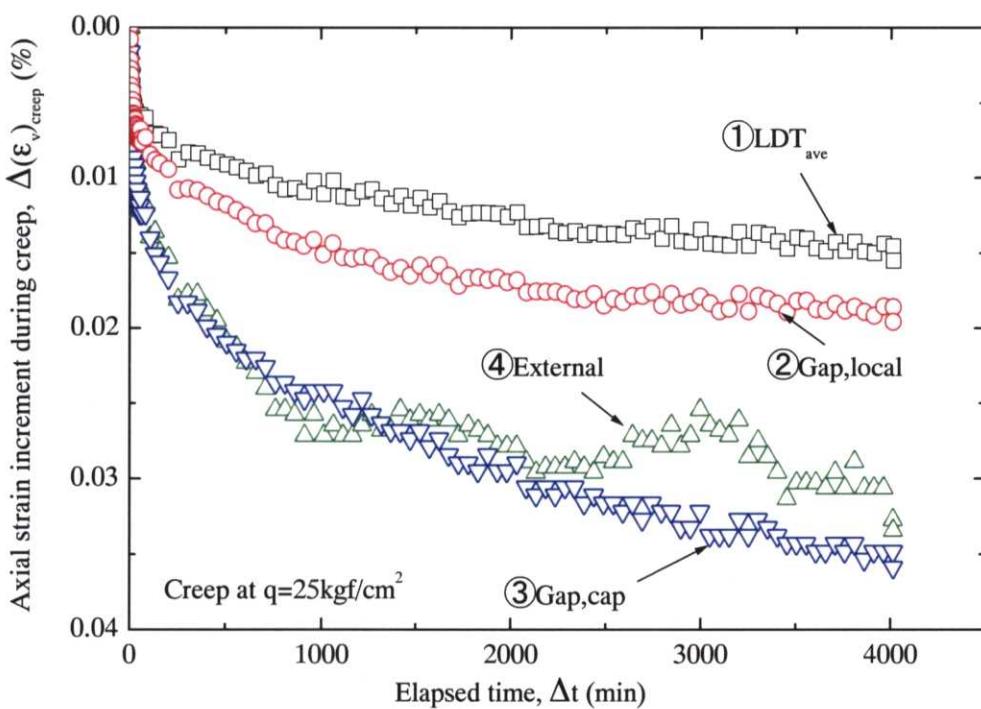


図 3.2.23(d) 相模原堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験によるクリープ載荷中の軸ひずみ一時間関係

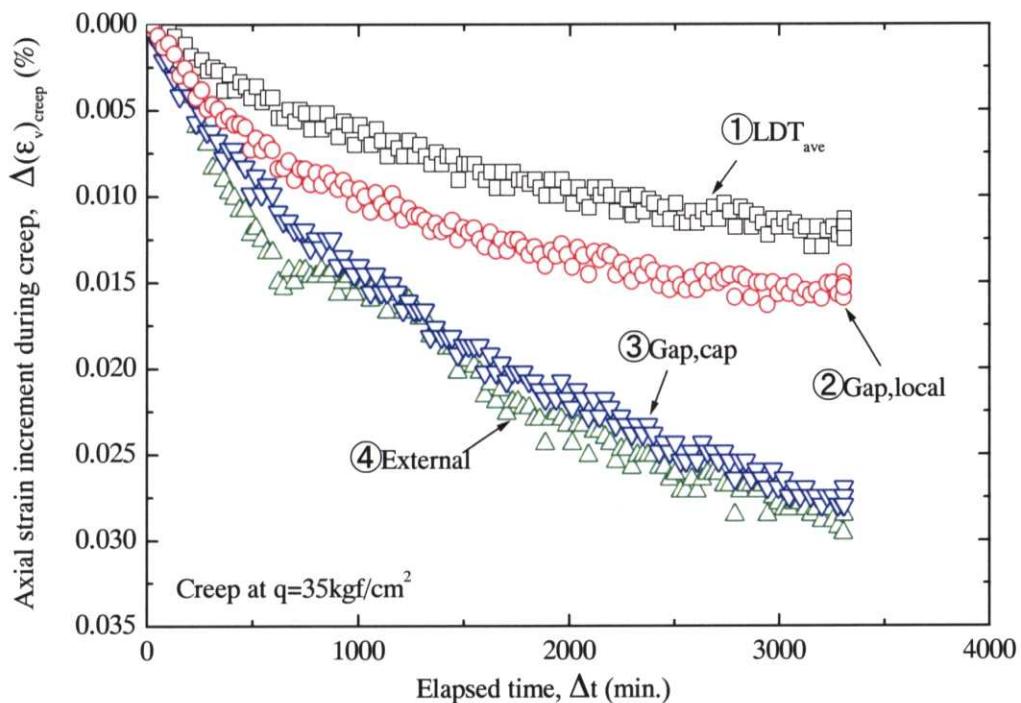


図 3.3.23(e) 相模原堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験によるクリープ載荷中の軸ひずみ一時間関係

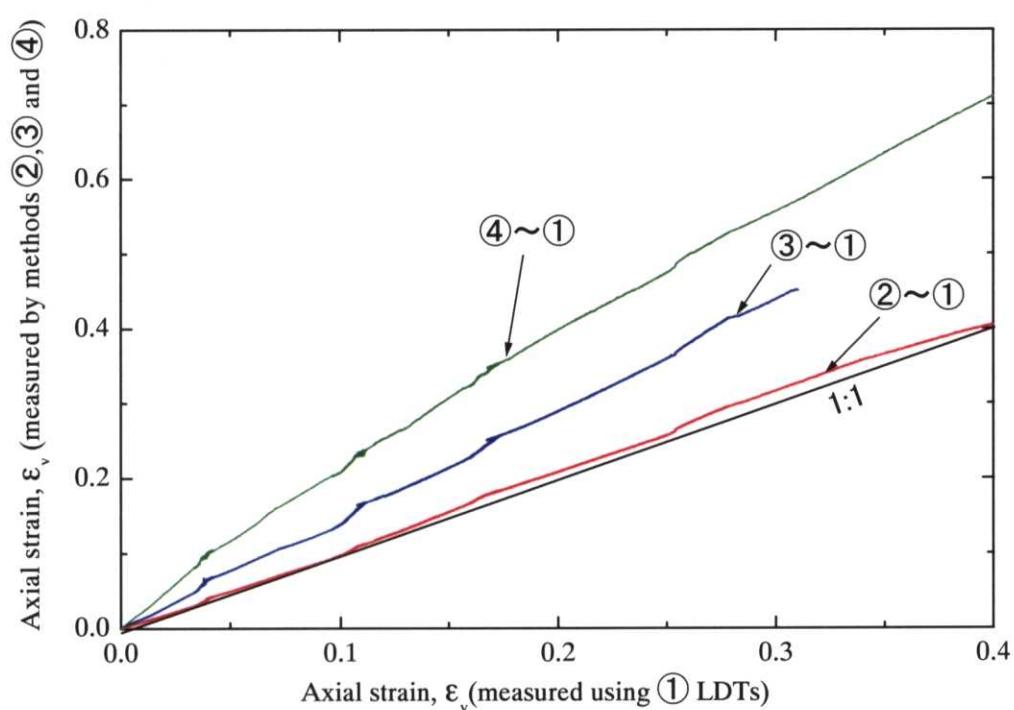


図 3.3.23(f) 相模原堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による測定法による軸ひずみの違い

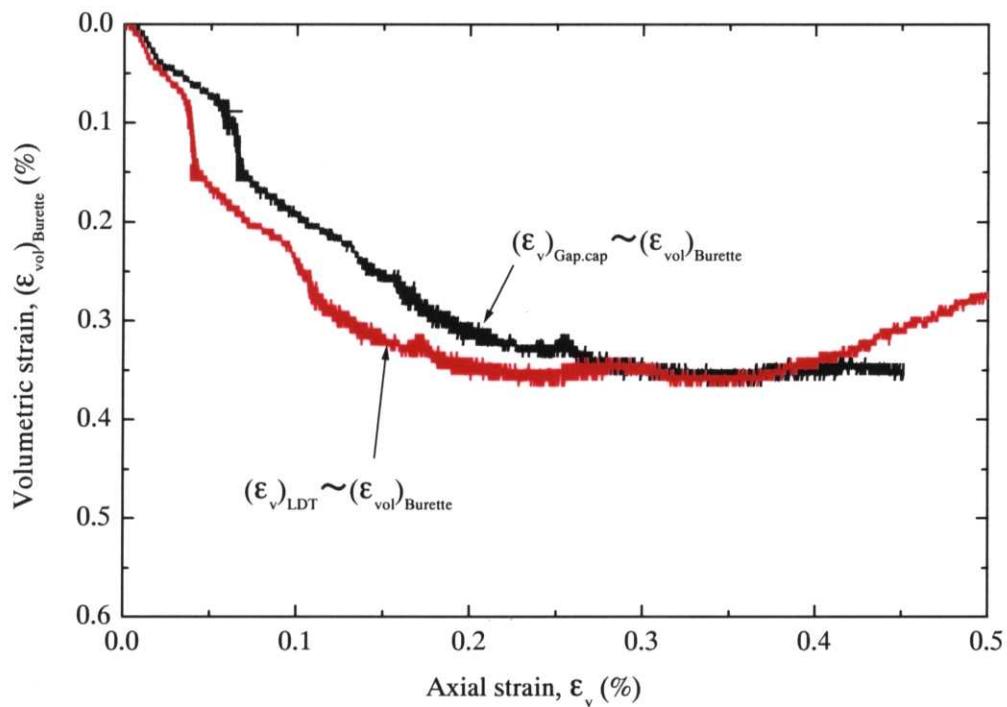


図 3.2.23(g) 相模原堆積軟岩のひずみ速度変速排水三軸クリープ試験による軸ひずみ－一体積ひずみ関係

第四章 三軸試験による微 小ひずみ領域にお ける弾性変形特性

4.1 はじめに

大型橋梁やダム基礎などの大型構造物の建設などにより、基礎直下の地表面付近の応力状態は低拘束圧からかなり高拘束圧の状態まで広範囲に変化する(図4.1.1)。応力状態の変化が著しい基礎直下の地盤の変形は、構造物全体の変位量に大きく影響することから変形特性の応力状態・履歴依存性を明らかにすることは非常に重要である。

一方で近年の三軸圧縮試験結果から堆積軟岩の強度特性は、砂や礫と同様に拘束圧依存性を持つことが知られている(例えば土質工学会, 1987, Kawasaki et al., 1993)。また、等方圧密降伏応力以下でも微小ひずみレベル(ひずみレベルで0.001%)におけるヤング率に拘束圧依存性があることが近年の研究により明らかになってきた(例えば王, 1996, Lagoia et al., 1998)。

しかし実際に構造物基礎の建設により地盤内に生じる応力状態は、一般に異方的状態にある。砂や礫の弾性変形特性は、異方応力状態により誘導異方性を示す(Hoque and Tatsuoka, 1998, Jiang, et al., 1997)。堆積軟岩においても同様に応力状態誘導異方性を示す可能性がある。そこで中圧三軸試験により円柱供試体の鉛直方向ヤング率 E_v の応力状態依存性を検討し、次に三主応力制御試験により角柱供試体の弾性変形特性の応力状態誘導異方性を検討した。

本章では中圧三軸試験結果を紹介し、円柱供試体の微小ひずみレベルにおける鉛直方向ヤング率 E_v の評価方法や異方応力状態による応力状態依存性について考察する。

4.2 弾性変形領域についての考察

まず堆積軟岩が持つ弾性領域について考える。従来、地盤工学の分野では動的試験(原位置せん断弾性波速度測定、室内超音波パルス法、共振法土質試験等)で得た変形係数(E_f , E_d)を「動弾性係数」と呼び、静的試験(原位置孔内水平載荷試験・平板載荷試験、室内一軸・三軸圧縮試験等)での初期載荷や繰返し載荷での応力・ひずみ関係の見かけの直線部での傾きから求めた変形係数(E_{BHLT} , E_{PLT} , $E_{initial}$, E_{50})を「静弾性係数」と呼んで区別している例が多い。さらに、このようにして求めた動弾性係数は静弾性係数よりも通常10倍程度大きいと報告されている。しかし、最近の研究では、「静弾性係数」と「動弾性係数」はひずみレベルを考慮して比較すれば矛盾がなく、両者の区別は本質的なものではないこ

とが報告されている(Tatsuoka and Shibuya, 1992, 龍岡ら, 1992)。

一般に地盤材料の応力一ひずみ関係は非線形なので、測定されるひずみが大幅に異なる試験結果を用いると、地盤材料の変形特性を客観的に議論することが難しい。従って弾性変形特性を把握するのにひずみレベルについての考察は極めて重要である。

また、後に紹介するように大振幅の繰返し載荷をうける場合の堆積軟岩の除荷・再載荷時の挙動は決して純粋な弾性変形挙動ではない。古典的な弾塑性論のように塑性ひずみの発生により降伏曲面が拡大し、その領域内で繰返し載荷を受けた時に純粋な弾性変形挙動を示すことはないのである。この繰返し載荷時の挙動を表現するために近年では、2曲面モデル、多曲面モデルに基づいた構成則が提案されている。

この項の前半では、堆積軟岩の円柱供試体を用いた三軸圧縮試験で、微小ひずみレベルでの変形特性は可逆的であり、したがって弾性的であることを述べる。また後半では弾性変形領域の移動 (Kinematic) について考察し、せん断中における微小繰返し載荷(図 4.2.1)の意義を説明する。

(a) ひずみレベルについて

図 4.2.2 に相模原堆積軟岩、図 4.2.3 に東京湾口海底堆積軟岩、図 4.2.4 に赤羽橋堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験結果による軸差応力一軸ひずみ関係の例を示す。原位置上載圧で圧密し、せん断途中には小さな除荷(Unloading)・再載荷(Reloading)を行っている。軸ひずみ(ε_v)_{LDT}は LDT により局所的測定したものである。

各図(a)には軸差応力一軸ひずみ関係の全体を、(b), (c)には微小・小ひずみレベルの拡大部分を示した。さらに(d)には、軸差応力一軸ひずみ関係の接線勾配から定義した接線ヤング率一軸ひずみの関係を示した(図 4.2.4)。図 4.2.2 ~ 図 4.2.4 (c)に示す結果では、ほぼ 0.001% オーダーのひずみレベルでは軸差応力一軸ひずみ関係の線形性は高い。図 4.2.2 ~ 図 4.2.4 (a), (b)では微小な繰返し載荷は可逆的な傾向を示している。個々の微小振幅繰返し載荷履歴による全体の軸差応力一軸ひずみ関係への影響は無視できるほどに小さいと考えられる。

図 4.2.2(d), 図 4.2.2(c), 図 4.2.4(d)をみると、接線ヤング率(E_v)_{tan} は軸ひずみ(ε_v)_{LDT} レベルが増加すると次第に低下する。相模原堆積軟岩では 0.15%、東京湾口堆積軟岩では 0.01%、赤羽橋堆積軟岩では 0.04% より(ε_v)_{LDT} が大きくなると急激に低下する。しかしどの堆積軟岩も 0.001% オーダーの(ε_v)_{LDT} まで(E_v)_{tan} はかなり変化が少ない。完全に純粋な弾性変形ではないが、それに近い変形特

性を表している。

すなわち、0.001%オーダーの微小ひずみレベルにおける繰返し載荷時の変形特性は線形性が高く、繰返し載荷に対してほぼ可逆的であり、純粹な弾性的性質にかなり近いことを示している。

(b) 弹性領域の移動について

前項では、堆積軟岩において弾性的変形特性を示すひずみレベルについて述べた。ここでは、弹性領域の移動について考察する。

Drucker et al. (1957)に代表される弾塑性論は、弾性的変形特性のみを示す領域を单一降伏曲面で定義している。今までに数多くの降伏曲面が提案されており、

- 1) せん断に伴う降伏を良く表現しうるもの、
 - 2) 圧密に伴う降伏を良く表現しうるもの、
 - 3) せん断と圧密の両者における降伏をよく表現しうるもの
- のように分けられる。

これらのモデルは、図 4.2.5 に示すような単調載荷時の挙動を比較的良く表現することができる。しかし、繰返し載荷の挙動をうまく表現することは出来ない。なぜなら、降伏曲面内において、実際の挙動は図 4.2.6(a)のように弾性的でないからである。図 4.2.6(b)は、古典的弾性モデルで表される繰返し載荷時の応力一ひずみ関係で、右回りに 90 度回転させると図 4.2.6(b)の圧密における繰返し載荷に対応する。

この問題を解決するために Mroz. (1967), Iwan (1967) は、多曲面モデルを提案している。その後、これを発展させたモデルが多く提案されている。例えば岡本(1991)は、Internal yield surface は無限小として与え、過圧密粘土や洪積砂を対象に良好な結果を得ている。堆積軟岩にも適用し低拘束圧では良好な応力一ひずみ関係を得ている。ただし繰返し載荷には適用していない。

図 4.2.7 に三軸試験による応力一ひずみ関係における多曲面モデルの考え方を示す。応力が f_0 に接した後は、降伏曲面に従い順次、降伏する。応力状態が f_0 に接した後は、 $f_1, f_2, f_3 \dots$ のように順次、外側の内挿降伏曲面に接触するにつれて降伏する。また、これらの無数の降伏曲面は一般的には、その大きさの変化・中心の移動を伴う。これにより、单一降伏曲面による古典的な弾塑性力学モデルと比べ、バウシンガー効果、材料異方性をより良く表現できる。

ただし、多曲面モデルは応力振幅一定の繰返し載荷の場合に、ひずみが実際とは逆の方向に累積する現象の危険性が指摘されている (Hashiguchi, 2000)。

ゆえに Hashiguchi and Okayasu(2000)は、二つの降伏曲面を採用した限界面モデルに弾性領域の移動の概念を追加した拡張した拡張下負荷面モデルが有効であると主張している。

堆積軟岩の弾性領域は前項で述べたようにひずみレベルで 0.001%オーダーの領域である。従って図 4.2.7 で f_0 は非常に小さい。前述のように「弾性領域の移動」の概念を取り入れないと繰返し載荷時の変形挙動を説明できない。

従って本研究では、「0.001%オーダーの弾性領域が応力状態の変化に伴い、移動する」と考える。弾性係数の等方応力状態における拘束圧依存性や異方応力状態による誘導異方性を評価するためには次節でのべるような微小繰返し載荷が必要である。

4.3 鉛直方向ヤング率 E_v の応力状態依存性

等方応力状態および側圧一定での三軸圧縮・伸張状態の微小ひずみレベルにおける鉛直方向ヤング率 E_v を微小な繰返し載荷を行うことにより測定した。ここではその測定方法を述べ、次に鉛直方向ヤング率 E_v の応力状態依存性について検討を行なう。

4.3.1 鉛直微小振幅繰返し載荷による鉛直方向ヤング率 E_v の評価方法

「4.2 弾性領域についての考察」で述べたように、堆積軟岩の弾性領域はひずみレベルで 0.001%オーダーと小さく、また応力状態の変化に伴い移動していく。そこで三軸試験で微小振幅繰返し載荷を行い、広範囲な等方応力および異方応力状態における微小ひずみレベルの鉛直方向ヤング率 E_v の評価を行った。実際の測定例を東京湾口海底堆積軟岩の試験結果を例に説明する。

(a) 軸対称回転異方弾性体

円柱供試体を、図 4.3.1 に示す v 方向を主軸とした軸対称回転異方弾性体と仮定する。この仮定の妥当性は室内で再構成した試料と比較すると、原位置から採取した不攪乱試料は、原位置の異方性の主軸が明確に特定できないために若

干弱い。しかし「2.2 試験材料」でも述べたように本研究で対象とした堆積軟岩は河川の運搬・堆積作用による堆積物であり、地層は主に水平方向に卓越して広がっている。また採取した地層構成には大きな褶曲や断層は認められていない。ゆえに原位置地盤の鉛直方向が初期構造異方性の主軸に相当するとみなしめた。構造異方性については、第五章で改めて詳細に検討する。

軸対称回転異方弾性体の構成式は(4.3.1)式のようになる。弾性変形特性の応力状態依存性を考えているので増分形式で表現する。すなわち通常の線形弾性体(Linear elastic body)の構成則が応力とひずみに対して線形関係を仮定するのに対し、応力速度とひずみ速度に対して線形関係を仮定した亜弾性体(Hypoelastic body)の構成則を用いる。

$$\begin{Bmatrix} d\epsilon_v \\ d\epsilon_h \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_v & -2\nu_{hv}/E_h \\ -\nu_{vh}/E_v & (1-\nu_{hh})/E_h \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\sigma_v' \\ d\sigma_h' \end{Bmatrix} \quad (4.3.1)$$

側圧一定の排水条件($d\sigma'_h=0$)で鉛直方向の微小な繰返し載荷を行なうと、 E_v と ν_{vh} を次の関係によって求めることができる。

$$E_v = \frac{d\sigma_v'}{d\epsilon_v} \quad (4.3.2a)$$

$$\nu_{vh} = -\frac{d\epsilon_h}{d\epsilon_v} \quad (4.3.2b)$$

また、鉛直応力一定の排水条件($d\sigma'_v=0$)で水平方向の微小な繰返し載荷を行なった場合、三軸セルでは水平2方向の主応力が同時に変化する。この時に次の関係が成立する。

$$\frac{E_h}{1-\nu_{hh}} = \frac{d\sigma_h'}{d\epsilon_h} \quad (4.3.3a)$$

$$\frac{\nu_{hv}}{1-\nu_{hh}} = -\frac{d\epsilon_v}{2d\epsilon_h} \quad (4.3.3b)$$

(4.3.3)式においては未知数が E_h , ν_{hv} , ν_{hh} と3個存在し、各々を直接求めることは不可能である。従って例えば Hoque and Tatsuoka (1998)や Jiang et al.(1997)のように ν_{hh} を何らかの条件で仮定しない限り、 E_h , ν_{hv} の評価はできない。

実施した一連の三軸試験では、水平ひずみの精度の高い局所的測定を実施していない。そのために鉛直方向の微小繰返し載荷のみを行ない、鉛直方向ヤング率 E_v のみの評価を行なった。これについて次項に述べる。

(b) 等方・異方応力状態における測定例

代表的な例として東京湾口海底堆積軟岩を用いた試験方法とその結果について述べる。

三軸セル内で供試体の側面で一対の LDT により軸ひずみ(ϵ_v)_{LDT}を直接測定し、供試体を二重負圧法で飽和させた後、応力経路を次のように与えた。まず、 0.3kgf/cm^2 から 18 kgf/cm^2 まで等方応力を加え、途中の $0.5, 1, 3, 6, 9, 12, 15, 18\text{ kgf/cm}^2$ で軸方向に軸ひずみ振幅 0.002% で載荷・除荷の微小な繰返しを11回、それぞれ排水および非排水条件で行った。その後、 8kgf/cm^2 の等方応力状態から側圧 σ'_h 一定のまま、排水条件で軸方向に載荷せん断を行った。

せん断はまず、軸差応力 q を増加させ、最大軸差応力 q_{\max} に至る前に除荷を伸張領域まで行い、再び圧縮領域まで載荷を行なうことを q の幅を拡大しながら3回繰り返した。せん断の途中で微小な除荷・載荷の繰返しを異なる q で行った。すべて、載荷速度は、軸ひずみ速度 $0.01\%/\text{min}$ で行った。

図 4.3.2(a)(b)に等方載荷・除荷による軸ひずみ一拘束圧関係と体積ひずみ一拘束圧関係を、図 4.3.2(c)(d)に σ'_h 一定せん断中の軸差応力一軸ひずみ関係と軸ひずみ一体積ひずみ関係を示す。図 4.3.2(a)(b)より原位置上載圧(σ'_v)_{insitu}よりも大きい拘束圧 σ'_c を与えることでもこの等方圧密履歴で供試体は本格的な降伏をしていないことが分かる。ここで言う本格的とは明確に大変形を示すような降伏を言う。

図 4.3.2(c)では、大きな繰返し載荷を、 $q(\text{kgf/cm}^2)$ を段階的に次のように増減して実施した。

$$q=0 \rightarrow 5 \rightarrow -2 \rightarrow 15 \rightarrow -4 \rightarrow 30 \rightarrow -7 \rightarrow \text{約 } 40 \text{ (破壊まで)}$$

1L 1U 2L 2U 3L 3U 4L

(L: Loading, U: Unloading)

図 4.3.2(e)(f)に等方圧密中およびせん断中に行った微小な繰返し載荷時の軸差応力一軸ひずみ関係を示す。図 4.3.2(e)は等方応力 9kgf/cm^2 における非排水条件における微小繰返し載荷、図 4.3.2(f)は側圧 $\sigma'_h=8\text{kgf/cm}^2$ 、軸差応力 $q=15\text{kgf/cm}^2$ の応力状態における微小繰返し載荷付近の軸差応力一軸ひずみ関係である。

図 4.3.2(e)では、非常に可逆的な応力一ひずみ関係が得られている。また図

4.3.2(f)では、微小繰返し載荷初期ではクリープ変形の影響が見られて小さな除荷・再載荷で可逆的な変形が得られていない。しかし、繰返し載荷の増加に伴い、可逆的な応力一ひずみ関係を表している。具体的には10回目の微小繰返し載荷から得られた軸差応力一軸ひずみ関係を直線近似して鉛直方向ヤング率 E_v を求めた。ひずみレベルが若干大きいので、直線近似する場合には、除荷・再載荷部分の微小ひずみレベルの部分に着目して近似する。ただし、図4.3.2(f)のように、10回目の繰返し載荷ではどの部分で近似してもほとんど E_v は変わらない。

4.3.2 多段階拘束微小振幅繰返し載荷試験による鉛直方向ヤング率 E_v の拘束圧依存性

(a) 等方圧縮・除荷による変形特性

図4.3.3、図4.3.4に $\sigma'_c=18\text{kgf/cm}^2$ まで等方圧縮してその後 8kgf/cm^2 まで等方除荷した時のLDTによる軸ひずみ一拘束圧の関係を示す。図4.3.3は相模原堆積軟岩、図4.3.4は東京湾口海底堆積軟岩を対象としている。図4.3.5には赤羽橋堆積軟岩を拘束圧 $\sigma'_c=20\text{kgf/cm}^2$ まで等方圧縮して、その後 1kgf/cm^2 まで等方除荷した時のLDTによる軸ひずみ一拘束圧 σ'_c の関係を示す。

等方圧縮中にさまざまな応力レベルで供試体にせん断履歴の影響を与えない程度の微小な振幅で繰返し載荷を行っている。各図には、それぞれ原位置上載圧($\sigma'_v)_{in-situ}$ に相当する値を示した。すなわち、相模原堆積軟岩が約 5kgf/cm^2 、東京湾口海底堆積軟岩が約 13.5kgf/cm^2 、赤羽橋堆積軟岩が約 1kgf/cm^2 である。

龍岡・輕部(1983)にならい、等方圧縮・除荷による変形特性を考察する。ただし、体積ひずみのかわりに軸ひずみを検討する。図4.3.3(a)、図4.3.4(a)および図4.3.5(a)より、堆積軟岩の等方圧縮による軸ひずみ一拘束圧 σ'_c 関係の載荷曲線を次式のように表現するのは不適当であることが分かる。

$$(\varepsilon_v)_{LDT} - (\varepsilon_{v0})_{LDT} = \lambda \ln \sigma'_c / \sigma'_{c0} \quad (4.3.4a)$$

ただし、 λ は定数、 $(\varepsilon_{v0})_{LDT}$ は $p'=p'_0$ の時の $(\varepsilon_v)_{LDT}$ の値である。

同様に除荷曲線も次式では表現するのは適当ではない。

$$(\varepsilon_v)_{LDT} - (\varepsilon_{v0})_{LDT} = \kappa \ln \sigma'_c / \sigma'_{c0} \quad (4.3.4b)$$

ただし、 κ は定数である。

このことは堆積軟岩を対象とした場合、粘性土でよく用いられる等方圧密の載荷・除荷曲線を表す経験式をうまく適用できないことを意味している。一方、砂の等方圧縮・除荷時の変形特性に対して比較的良く用いられる次式は適合するようである(図 4.3.2(b)、図 4.3.3(b)および図 4.3.4(b))。

すなわち、定数 l, m を用いて載荷曲線に対して、

$$(\varepsilon_v)_{LDT} = (\varepsilon_{v0})_{LDT} (\sigma'_c / \sigma'_{c0})^l \quad (4.3.5a)$$

除荷曲線に対しては、

$$(\varepsilon_v)_{LDT} = (\varepsilon_{v0})_{LDT} (p' / p'_{0})^m \quad (4.3.5b)$$

である。泥質砂岩の東京湾口海底堆積軟岩よりも、泥岩の相模原堆積軟岩と泥岩優勢質の赤羽橋堆積軟岩のほうがこの関係があてはまる。しかし、堆積軟岩の種類に関わらず、拘束圧 σ'_c が 1kgf/cm^2 より小さくなるとこの関係から顕著にはずれている。

また、図 4.3.3、図 4.3.4 および図 4.3.5 より、原位置上載圧(σ'_v)_{in-situ} より大きい拘束圧を加えてもかなり弾性変形が卓越している。つまり等方圧密降伏応力はもっと大きい。一次元圧密試験結果によると、図 4.3.3 で対象とした試料とほぼ同深度で採取した東京湾口海底堆積軟岩の圧密降伏応力 p'_c は約 124kgf/cm^2 である。慣用的には過圧密比で約 10 ということになる。ここで龍岡(1999)の議論を参考に堆積軟岩を過圧密粘土として捉えることの問題点について若干考察したい。

Vaughan(1997)は、英国のジュラ紀の硬質粘土・軟岩の圧密降伏応力が過去に受けた最大の有効上載圧よりもはるかに大きい例を示している。

王(1996)は相模原堆積泥岩の等方圧密を 200kgf/cm^2 まで行ない、引き続いて実施した三軸試験により最大軸差応力 q_{max} やヤング率の低下を確認している(図 4.3.6)。セメンテーションの損傷により構造が弱化したと考えられる。ゆえに堆積軟岩の構造は過去に受けた大きな圧力(先行圧力)により形成されたものではなく、セメンテーションの影響による擬似過圧密が大きく発達していることを示唆している。

図 4.3.7 に堆積軟岩の最大軸差応力—拘束圧の関係の概念図を示す。強度特性をセメンテーションに由来する部分と粒子の摩擦成分に大きくわけている。拘束圧がそれほど大きくないときにセメンテーションに由来する部分の強度特性が支配的であると考えられる。ただし砂質軟岩の場合は泥質軟岩と比較してその影響は小さいだろう。

過圧密粘土として捉えるとセメントーションに由来する部分の強度特性はほとんどなくなる。実際過圧密状態でも真の粘着力係数は、有効応力で考えると微々たるものと思われる。恐らく電気引力や分子間力がわずかに寄与する程度だろう。そうすると図 4.3.7 で拘束圧が限りなく小さくなつたときの堆積軟岩の強度特性を説明できない。

ちなみに拘束圧が非常に大きくなると粒子の摩擦成分に起因する強度特性がしだいに支配的になると考えられる。セメントーションの損傷が顕著になる拘束圧は明確でないが本研究では図 4.3.7 に示したような等方圧縮により構造が顕著に弱化してしまうような大きな拘束圧を受けた変形・強度特性は実験装置の制約上検討できなかった。またセメント改良土や硬質粘土と比較すれば拘束圧の増加によるセメントーションの顕著な損傷が工学的に問題となることは少ないと考えられる。

(b) 鉛直方向ヤング率 E_v の拘束圧依存性

図 4.3.8(a)に図 4.3.3～図 4.3.5 の等方圧縮載荷過程の等方応力状態で行った微小繰返し載荷から得られた各種堆積軟岩の E_v と拘束圧 σ'_c の関係を示す。各堆積軟岩の鉛直方向ヤング率 E_v は、拘束圧 σ'_c の増加に伴い増加している。与えた拘束圧 σ'_c の範囲では鉛直方向ヤング率 E_v が一定あるいは減少することはない。

また、排水路を閉じた非排水条件での微小繰返し載荷と排水路を開けた排水条件での微小繰返し載荷からそれぞれ得られる鉛直方向ヤング率に明確な違いが見られない。砂のような透水性が良い材料では、非排水条件のヤング率のほうが排水条件のヤング率より大きい。これは水の圧縮性が非排水条件では影響するからである。堆積軟岩でこの違いが生じなかつた理由は明確ではないが、排水条件の微小繰返し載荷が実質的には非排水条件に近かつたことが考えられる。

すなわち軸ひずみ速度 $0.01\%/\text{min}$ の微小繰返し載荷は、透水性の低い堆積軟岩に対して若干速い載荷速度と考えられ、堆積軟岩中の間隙水の出入り（排水条件）は完全には満足されず、むしろ非排水状態に近いと推定される。このような微小繰返し載荷では、供試体が非排水状態に近い場合での弾性的な状態におけるヤング率が求められると考えるべきであろう。

図 4.3.8(b)は、図 4.3.8(a)での各堆積軟岩の非排水条件のヤング率 E_v を両対数表示上でプロットしたものである。鉛直方向ヤング率 E_v が拘束圧 σ'_c の m 乗に比例すると仮定して、各堆積軟岩のデータを直線近似している。乗数 m が大き

いほど拘束圧依存性は大きいということが分かる。図をみるとセメンテーションの程度が高いと考えられる相模原堆積軟岩(泥岩)と泥質優勢の赤羽橋堆積軟岩では m は小さいが、東京湾口海底堆積軟岩のような砂岩では $m=0.3$ と比較的大きい。

同様な試験を本研究で対象とした以外の堆積軟岩にも実施して得られた m 値を、平均粒径 D_{50} に対して整理すると図 4.3.9 のようになる。東京湾口道路計画中のアンカレッジ(1A)とピア(3P)で採取した試料の試験結果と愛知県知多市の LNG タンク建設現場で採取した試料の試験結果をあわせて記載している。 D_{50} は、第二章で述べた方法による粒度試験結果から得られた値である。

セメンテーションがほとんどないきれいな砂や礫のヤング率 E_v は $m=0.5$ に近い拘束圧依存性を示す(Kohata et al., 1997)のに対し、堆積軟岩では試験結果にバラツキがあるが平均粒径 D_{50} が大きくなればなるほど m 値が増加する傾向がみられる。また同じ D_{50} でも上総層群よりも三浦層群のほうが m 値が小さい傾向にある。セメンテーションの程度を平均粒径 D_{50} で代表させるのはかなり単純化しそぎている。しかし、「本研究で対象とした堆積軟岩は、きれいな砂や礫などの拘束圧依存性は示さないが、セメンテーションの発達程度に応じた拘束圧依存性を示し、同じ地質年代ならば粒径が小さいほどセメンテーションが発達している」と結論できる。

4.3.3 側圧一定大振幅繰返し載荷試験による鉛直方向 ヤング率 E_v の応力状態・履歴依存性

(a) 鉛直方向ヤング率 E_v を表す状態変数と Tatsuoka et al.(1999a)の亜弾性体表現方法

三軸試験の等方圧縮過程で微小繰返し載荷を行って測定した鉛直方向の鉛直方向ヤング率 E_v が拘束圧依存性を示すことが分かった。そして、等方応力状態の E_v が有効拘束圧 σ'_c の m 乗に比例すると仮定した次式から拘束圧依存性の評価ができるることを示した。

$$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_c}{\sigma'_{c0}} \right)^m \quad (4.3.6)$$

ただし、 E_{v0} は $\sigma'_c = \sigma'_{c0}$ のときの鉛直方向ヤング率であり、また有効拘束圧 σ'_{c0}

が0に近づくと(4.3.6)式は適切ではないと考えられる。

等方応力状態における鉛直方向ヤング率 E_v を評価するうえでは、 $\sigma'_v = \sigma'_h = \sigma'_c$ なので上式の σ'_c を平均主応力 $p' = (\sigma'_v + 2\sigma'_h)/3$ あるいはモール円の平均主応力 $\sigma'_m = (\sigma'_v + \sigma'_h)/2$ に置き換えるても同じく適用できる。

$$E_v = E_{v0} \left(\frac{p'}{p'_{v0}} \right)^m \quad (4.3.7)$$

$$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_{m0}}{\sigma'_{m}} \right)^m \quad (4.3.8)$$

とくに堆積軟岩の等方性を仮定すると次のようになる。

$$E = E_0 \left(\frac{p'}{p'_{v0}} \right)^m \quad (4.3.9)$$

$$E = E_0 \left(\frac{\sigma'_{m0}}{\sigma'_{m}} \right)^m \quad (4.3.10)$$

ただし、 E_0 は $p' = p'_{v0}$ あるいは $\sigma'_{m0} = \sigma'_{m}$ のときの方向に依存しないヤング率である。

異方応力状態においても鉛直方向ヤング率 E_v を評価するのに、従来の考え方では(4.3.7)～(4.3.10)式をそのまま適用することが多い。すなわち、異方応力状態にあっても $p' = \text{一定}$ 、あるいは $\sigma'_{m0} = \text{一定}$ であれば鉛直方向ヤング率 E_v は変化しない。しかし、近年の研究により、砂や礫では $p' = \text{一定}$ 、あるいは $\sigma'_{m0} = \text{一定}$ で鉛直方向ヤング率が変化することが明らかになっている。

Tatsuoka et al.(1999a)は、砂や礫の三軸試験から次式のように地盤材料の亜弾性的性質として、鉛直方向の鉛直方向ヤング率 E_v は鉛直応力 σ'_v に依存すると提案している。

$$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} \right)^m \quad (4.3.11)$$

ただし、 E_{v0} は $\sigma'_v = \sigma'_{v0}$ のときの鉛直方向ヤング率である。

堆積軟岩ではどのような実験式が適切に鉛直方向ヤング率 E_v を表現できるかは明確ではない。そこで、側圧 σ'_h 一定の大きな繰返し載荷過程で微小繰返し載

荷を行い、異方応力状態における鉛直方向の鉛直方向ヤング率 E_v を評価し、その応力状態誘導異方性を調べた。この結果を次に述べる。

(b) 東京湾口海底堆積軟岩における応力状態依存性

東京湾口海底堆積軟岩に対象に図 4.3.10(a)に側圧 $\sigma'_h=8\text{kgf/cm}^2$ 一定で軸方向に大きな繰返し載荷を与えた時の軸差応力一軸ひずみ関係を、図 4.3.10(b)に軸差応力一体積ひずみ関係を示す。軸ひずみ(ε_v)_{LDT}は LDT、体積ひずみ(ε_v)_{Burette}はビュレットの水位の変化から測定したものである。大きな繰返し載荷は軸差応力 q を段階的に増減して実施した(図 4.3.2(b)参照)。

図 4.3.10(b)からピーク応力付近を除いて、 q が増加すると体積が圧縮することがわかる。また小さな除荷・再載荷の微小ひずみレベルを除いて、小・中ひずみレベルでは載荷に伴い、体積変化が生じている。

図 4.3.10(c)～(e)には等方応力状態および側圧一定の大きな繰返し載荷過程の微小繰返し載荷から得られた鉛直方向ヤング率 E_v を、得られた応力レベルに対してプロットしたものである。(a)は鉛直応力 σ'_v 、(b)はモール円の平均主応力 σ'_m 、(c)は平均主応力 p' に対してそれぞれプロットした。

図 4.3.11(a)～(e)には同様に側圧を $\sigma'_h=15\text{kgf/cm}^2$ 一定にして大きな繰返し載荷を行い、試験結果を整理したものを示す。大きな繰返し載荷は $q(\text{kgf/cm}^2)$ を段階的に次のように増減して実施した。

$$\begin{aligned} q = 0 &\rightarrow 5 \rightarrow -2 \rightarrow 10 \rightarrow -5 \rightarrow 20 \rightarrow -10 \rightarrow 30 \rightarrow \text{約}-14 \\ 1L & \quad 1U \quad 2L \quad 2U \quad 3L \quad 3U \quad 4L \quad 4U \quad (\text{L: Loading, U: Unloading}) \end{aligned}$$

図 4.3.10(c)～(e)と図 4.3.11(c)～(e)から分かるように鉛直方向ヤング率 E_v は、排水・非排水条件に明確な差が認められず、 σ'_v , σ'_m , p' の増加に伴い、それぞれ増加する。しかし、整理のしかたで増加の程度が、等方応力状態と異方応力状態で異なる。特に鉛直方向ヤング率 E_v を σ'_m , p' に対して整理した場合のその傾向が著しい。

そこで、

- ① 等方応力状態で排水および非排水条件における E_v
- ② 側圧一定で大きな繰返し載荷過程の 1,2,3,4 回目の載荷からそれぞれ得られた E_v

をそれぞれ(4.3.7), (4.3.8), (4.3.11)の 3 式で近似し、得られた m の値を表 4.3.1

と表 4.3.2 に示した。

等方応力状態で排水および非排水条件における E_v から得られた m 値に大きな違いは認められない。また σ'_v で整理した場合の方が σ'_m, p' で整理した場合と比較して、等方応力状態と大きな繰返し載荷過程における m 値の差が少ない。しかし完全には一致しておらず、大きな繰返し載荷における E_v から得られた m 値のほうが若干大きい傾向にある。

しかし鉛直方向ヤング率 E_v の等方および異方応力状態における応力状態依存性を、より統一的に表現できるのは、 σ'_v, σ'_m, p' の三つの状態変数の中で、 σ'_v が砂や礫と同じように最も有力であると考えられる。

(c) 相模原堆積軟岩における応力状態依存性

相模原堆積軟岩を対象に東京湾口海底堆積軟岩と同様な三軸試験を行った。図 4.3.12(a)に側圧 $\sigma'_h=8\text{kgf/cm}^2$ 一定で軸方向に大きな繰返し載荷を与えた時の軸差応力一軸ひずみ関係を、図 4.3.12(b)に軸差応力一体積ひずみ関係を示す。

図 4.3.12(b)からピーク応力付近を除いて、軸差応力 q が増加すると体積が圧縮することがわかる。また、小さな除荷・再載荷の微小ひずみレベルを除いて小・中ひずみレベルでは載荷に伴い、体積変化が生じている。

図 4.3.12(c),(d),(e)には等方応力状態および側圧一定の大きな繰返し載荷過程の微小繰返し載荷から得られた鉛直方向ヤング率 E_v をそれぞれ鉛直応力 σ'_v 、モール円の平均主応力 σ'_m 、平均主応力 p' に対してそれぞれプロットした。

表 4.3.3 には、

- ① 等方応力状態で排水および非排水条件における E_v
- ② 側圧一定で大きな繰返し載荷の 1,2,3,4 回目からそれぞれ得られた E_v をそれ(4.3.7), (4.3.8), (4.3.11)の 3 式で近似した場合の m の値を示した。

表 4.3.3 より東京湾口海底堆積軟岩の結果と比べて顕著な違いは生じていなが、等方および異方応力状態における鉛直方向ヤング率をより統一的に表現できるのは、東京湾口海底堆積軟岩と同様に鉛直応力 σ'_v が有力である。

以上より、等方・異方応力状態の鉛直方向ヤング率 E_v は、鉛直応力 σ'_v で最も統一的に表現できる。そして一次元のみの検討であるが、 σ'_v が 0 に近い応力レベルを除いて Tatsuoka et al.(1999a)の亜弾性体の表現が適用可能である。

(d) Tatsuoka et al.(1999a)の亜弾性体の表現方法の拡張

堆積軟岩に対して鉛直方向の鉛直方向ヤング率 E_v は鉛直応力 σ'_v に依存するという Tatsuoka et al.(1999a) の亜弾性体の表現方法(4.3.11)式が適用可能であると述べた。

しかし、(4.3.11)式をそのまま用いると拘束圧がない状態で変形係数が 0 となる。これは未固結の地盤材料であれば妥当であるが、セメントーションの発達した堆積軟岩としては不自然である。一方で水野ら(1998)は、低拘束圧におけるヤング率 E_0 を表すのに (1.3.7a)式のように平均主応力 p' の一次式を用いている。

$$E_0 = a + b \cdot p' \quad (p' \leq c) \quad (1.3.7a)$$

(1.3.7a)式はヤング率の応力状態依存性を考慮していない。 E_v に鉛直応力 σ'_v 依存性を考慮するならば次式になる。

$$E_v = a + b \cdot \sigma'_v \quad (\sigma'_v \leq c) \quad (4.3.12)$$

(4.3.12)式は応力レベルが大きくなる($\sigma'_v > c$)と不適切になる虞れがある。そこで Tatsuoka et al.(1999a) の亜弾性体の表現方法の拡張として次式を検討する。

$$E_v = \alpha(\beta + \sigma'_v)^{0.5} \quad (4.3.13)$$

ここで未固結の地盤材料の E_v が示す鉛直応力依存性を 0.5 としてべき乗として用いている(Kohata, 1997, 図 4.3.9 参照)。 β は(鉛直方向の)固結力を鉛直応力で見かけ上表した値である。ただし純粋な引張応力を示すものではない(図 4.3.14)。 α は固結力が完全に無くなつた理想化した状態で $\sigma'_v = 1\text{kgf/cm}^2$ における E_v の値である。

図 4.3.13 に各堆積軟岩の等方応力状態の排水条件における E_v を(4.3.11)～(4.3.13)式で近似した結果を示す。(4.3.13)式において $\sigma'_{v0} = 1\text{kgf/cm}^2$ としている。(a)は東京湾口海底堆積軟岩、(b)は相模原堆積軟岩、(c)は赤羽橋堆積軟岩の試験結果である。各堆積軟岩に共通して(4.3.11)～(4.3.13)式は、微小振幅繰返し載荷試験を実施した $\sigma'_v = 0.5 \sim 25\text{kgf/cm}^2$ でほぼ同じ値を示している。

(4.3.11)式は σ'_v が 0 に近づくと急激に減少し、 E_v を過小評価し不適切である。図 4.3.13(b)(c)では、(4.3.12)式と(4.3.13)式の値はあまり差がない。これは相模原堆積軟岩と赤羽橋堆積軟岩では応力状態依存性が小さいからである。しかし応力状態依存性が比較的大きい東京湾口海底堆積軟岩では σ'_v が大きくなると、(4.3.12)式は E_v を実測値より過大評価している。

ゆえに岩種の影響をあまり受けずに広範囲の応力状態の E_v を表すのに(4.3.13)式は適していると言える。ただし(4.3.13)式は σ'_v が 0 に近づくと E_v を若干過大評価している。特に応力状態依存性が小さい相模原堆積軟岩と赤羽橋

堆積軟岩でこの傾向が大きい。

4.4 まとめ

本章のポイントを次にまとめる。

弾性変形領域と微小繰返し載荷

- ・ 堆積軟岩の弾性変形特性を顕著に示す領域は、ひずみレベルで 0.001% オーダーであり、かつ移動硬化すると考えられる。鉛直方向微小繰返し載荷により等方・異方応力状態における鉛直方向ヤング率 E_v の評価が可能である。

弾性変形特性に関する重要な結論

- ・ 等方応力状態の鉛直方向ヤング率 E_v は、拘束圧 σ_c' の増加に伴い増加する。与えた拘束圧(～約 25kgf/cm²)の範囲で一定あるいは減少することはない。増加する傾向は、泥質軟岩より砂質軟岩のほうが著しい。
- ・ 側圧一定($\sigma_h'=\text{const.}$)の応力状態では圧縮($\Delta q>0$)・伸張($\Delta q<0$)状態ともに鉛直方向ヤング率 E_v は鉛直応力 σ_v' あるいは平均主応力 $p'=(\sigma_v'+2\sigma_h')/3$, $\sigma_m'=(\sigma_v'+\sigma_h')/2$ の増加に伴い、増加する。
- ・ 等方応力状態と側圧一定の異方応力状態の鉛直方向ヤング率 E_v を、統一的に表現できる状態変数は鉛直応力 σ_v' である。一次元のみの検討だが、 σ_v' が 0 に近い応力レベルを除いて Tatsuoka et al.(1999a)の亜弾性体の表現が適用可能である。

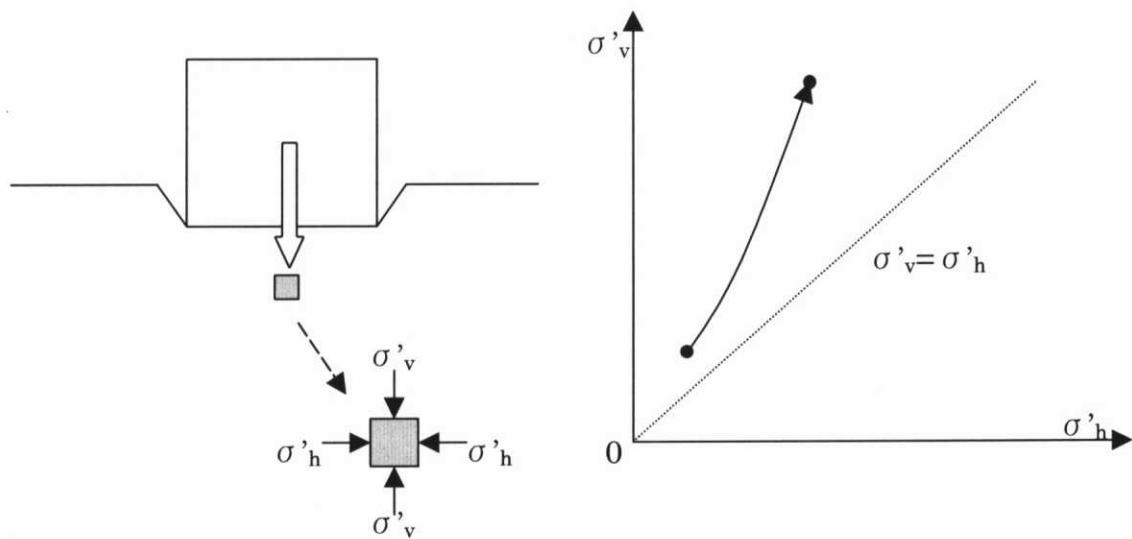


図 4.1.1 構造物建設に伴う基礎直下の地盤内の応力変化(載荷問題)

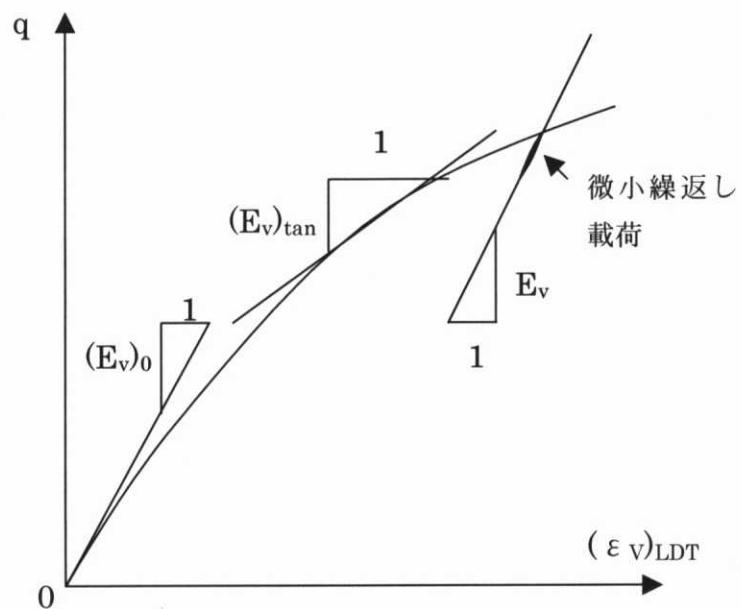


図 4.2.1 せん断中の初期ヤング率(E_v)₀, 等価ヤング率 E_v , 接線ヤング率(E_v)_{tan} の定義

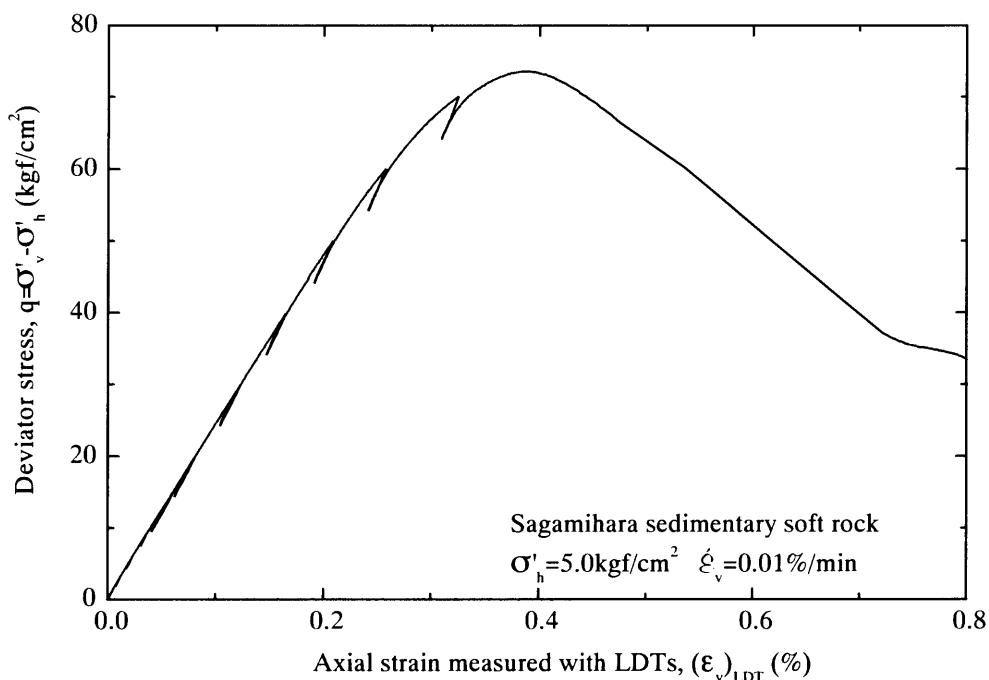


図 4.2.2(a) 相模原堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力—軸ひずみ関係

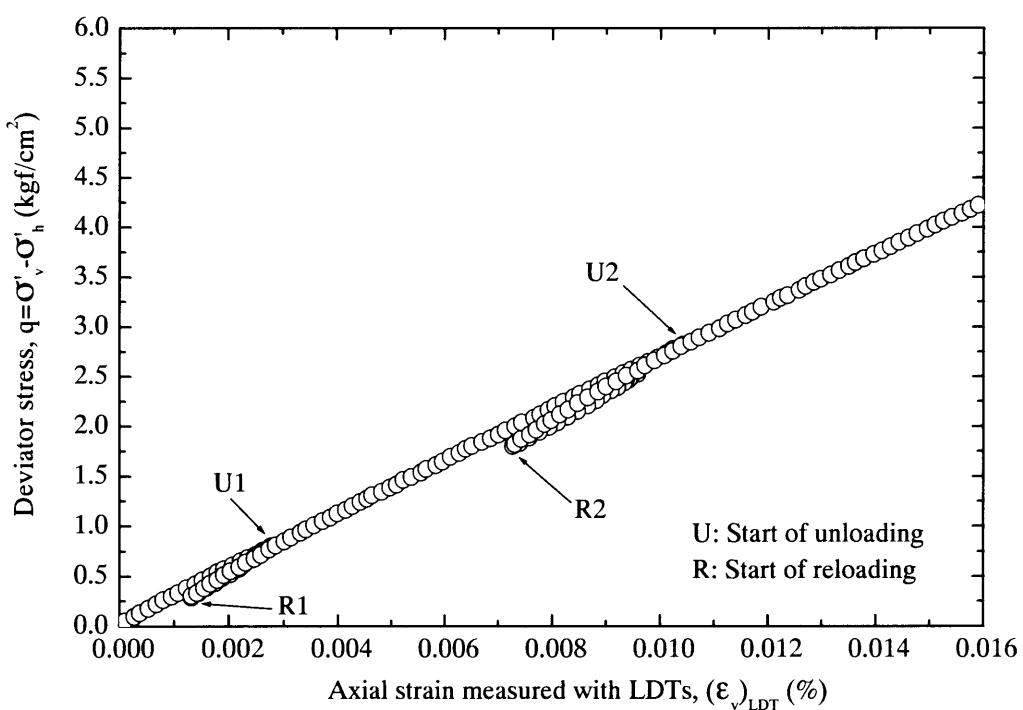


図 4.2.2(b) 相模原堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力—軸ひずみ関係(ϵ_v)_{LDT}=0.016%まで)

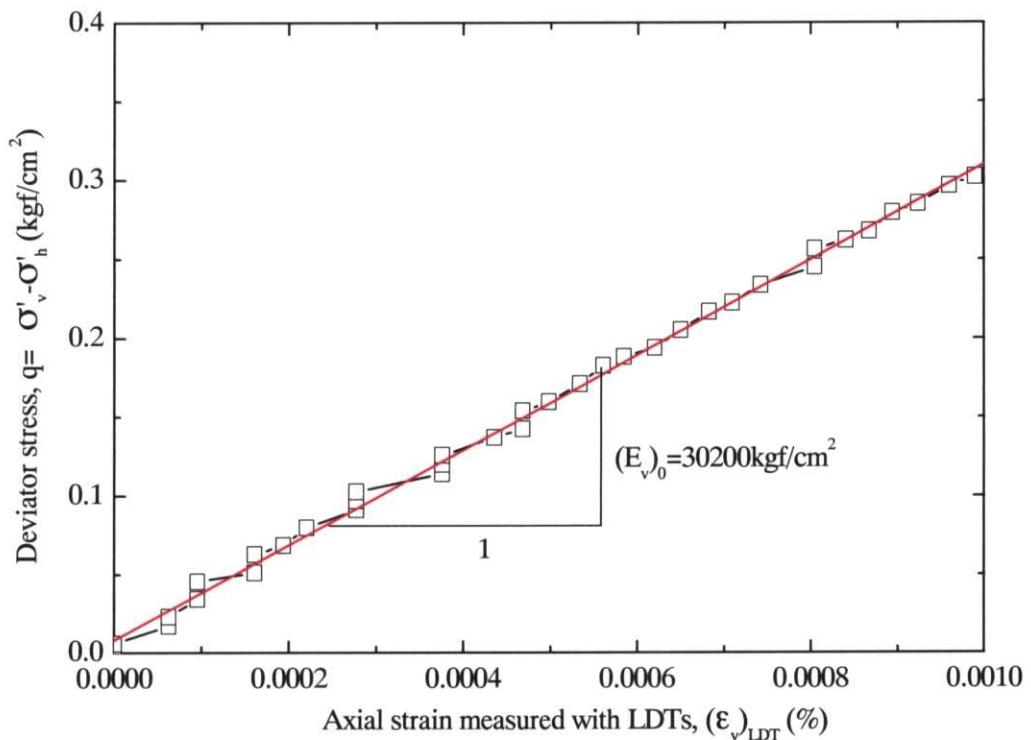


図 4.2.2(c) 相模原堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力一軸ひずみ関係($(\epsilon_v)_{LDT}=0.001\%$ まで)

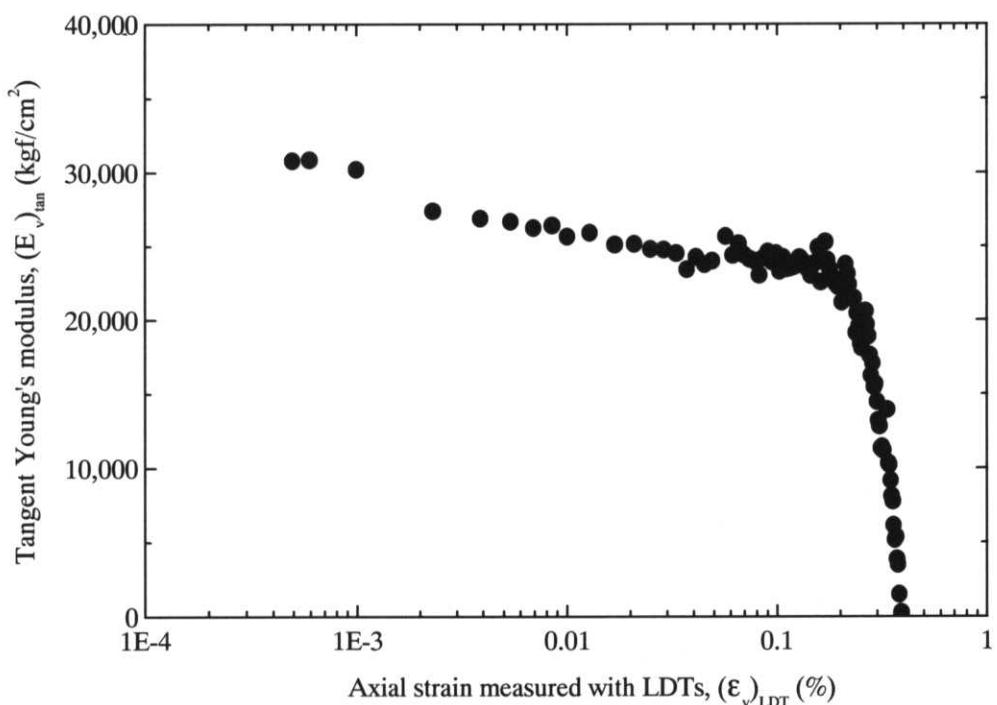


図 4.2.2(d) 相模原堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸ひずみ一接線ヤング率関係

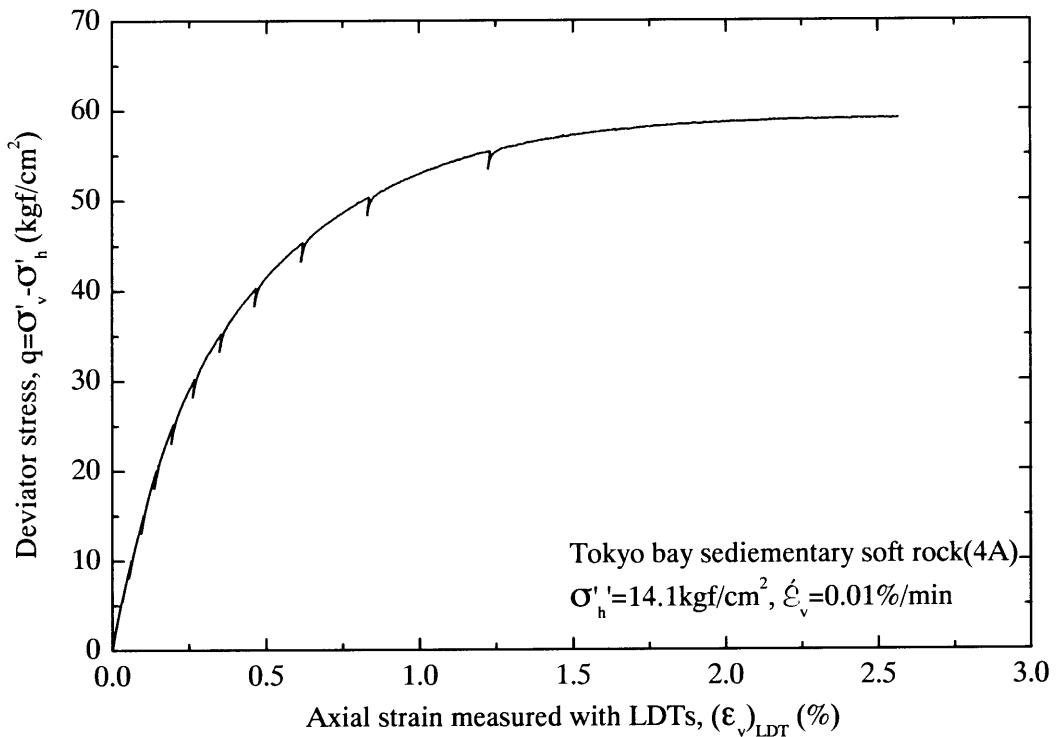


図 4.2.3(a) 東京湾口海底堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力一軸ひずみ関係

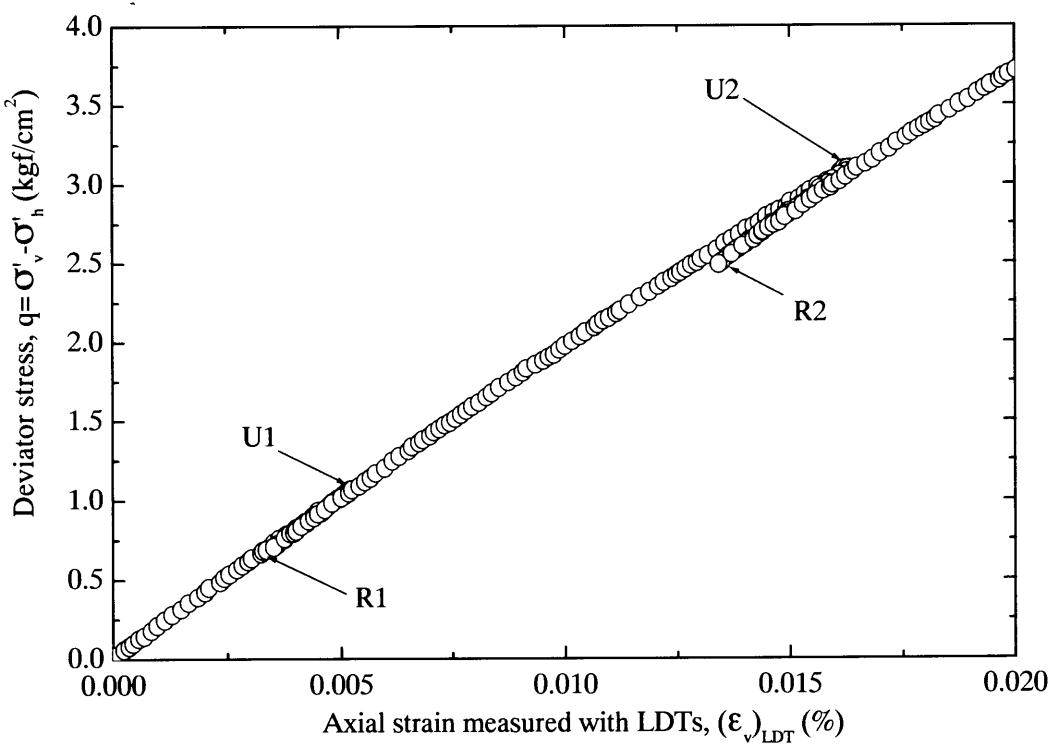


図 4.2.3(b) 東京湾口海底堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力一軸ひずみ関係($(\epsilon_v)_{LDT} = 0.02\%$ まで)

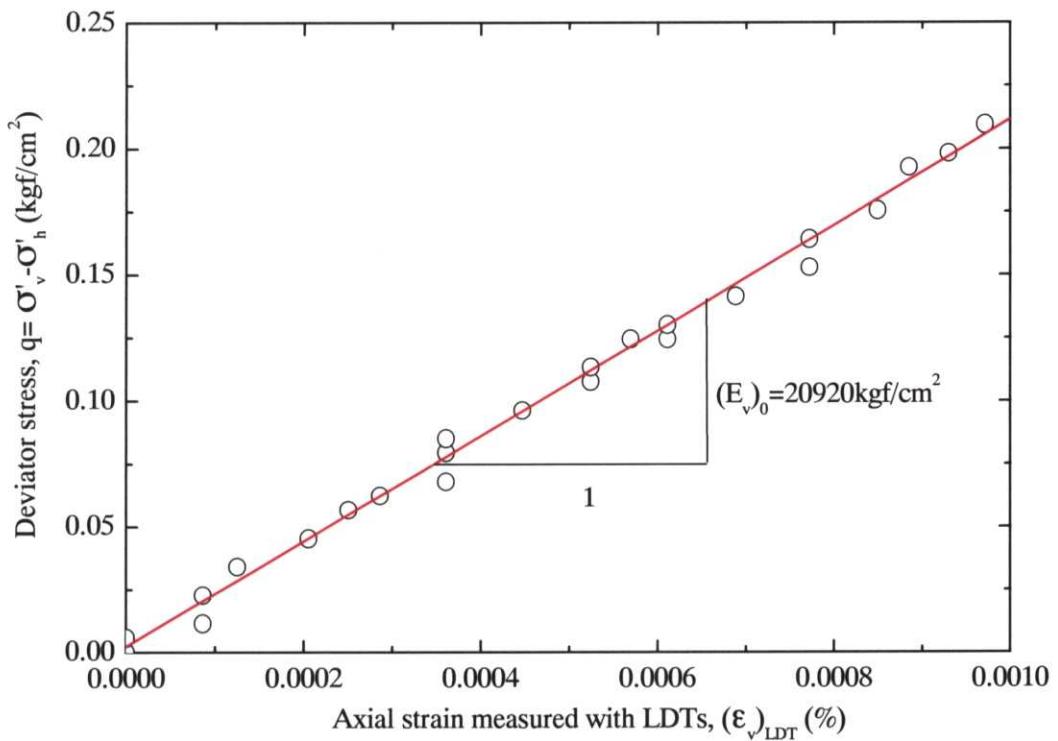


図 4.2.3(c) 東京湾口海底堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力一軸ひずみ関係($(\epsilon_v)_{LDT}=0.001\%$ まで)

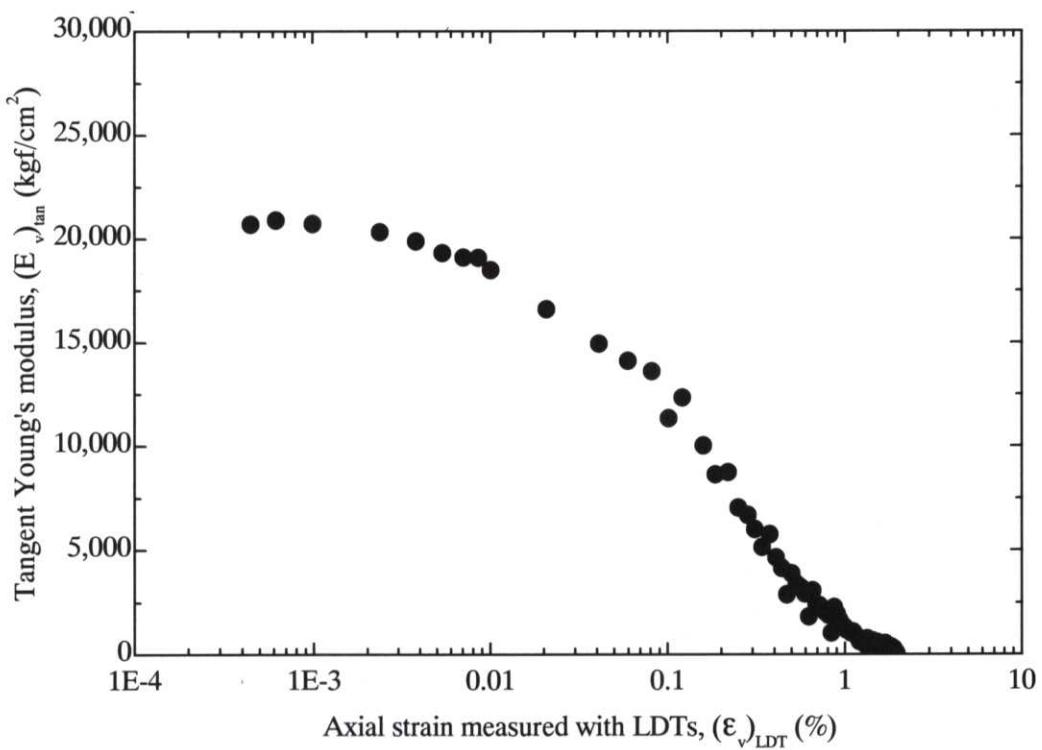


図 4.2.3(d) 東京湾口海底堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸ひずみ一接線ヤング率関係

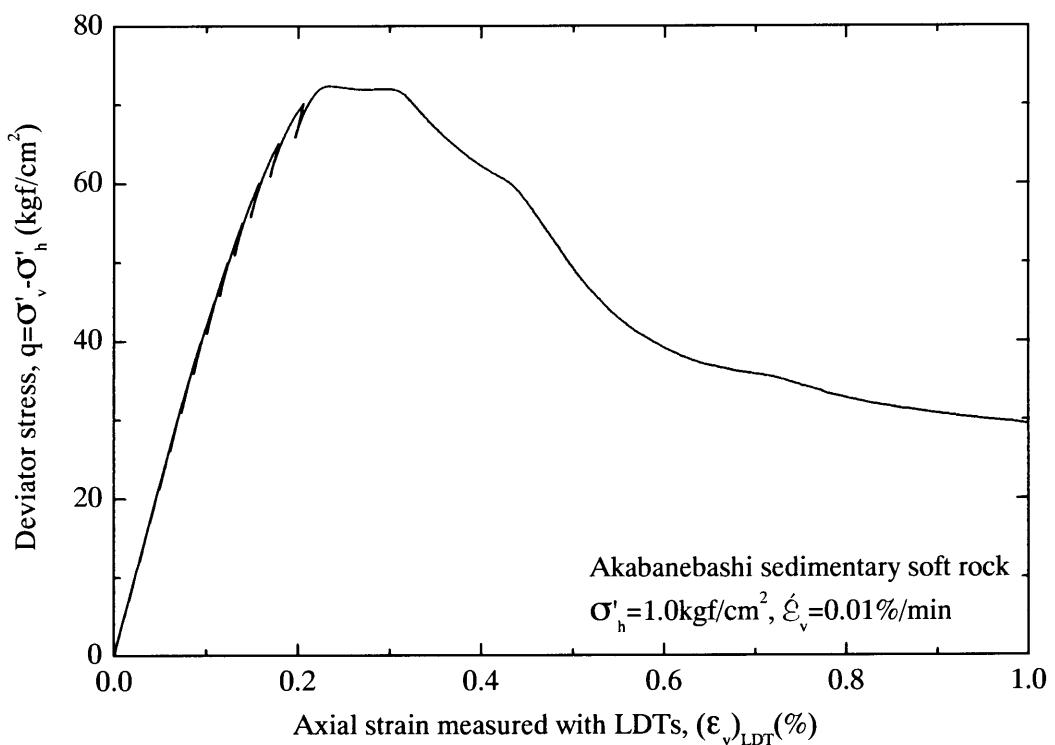


図 4.2.4(a) 赤羽橋堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力一軸ひずみ関係

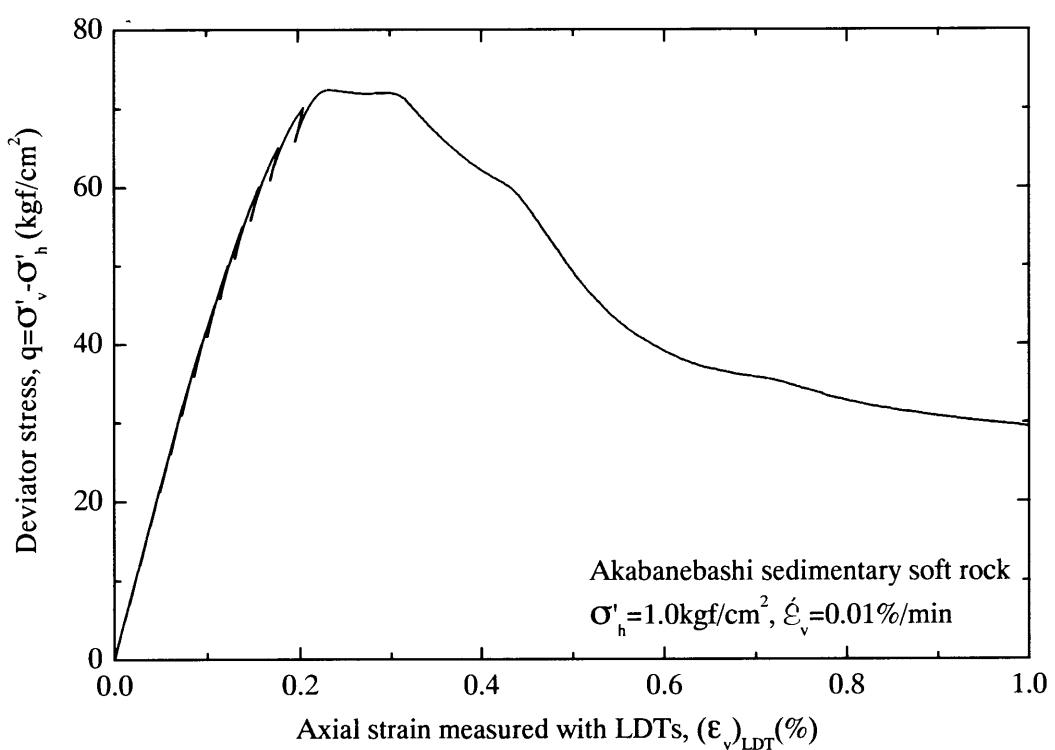


図 4.2.4(b) 赤羽橋堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力一軸ひずみ関係

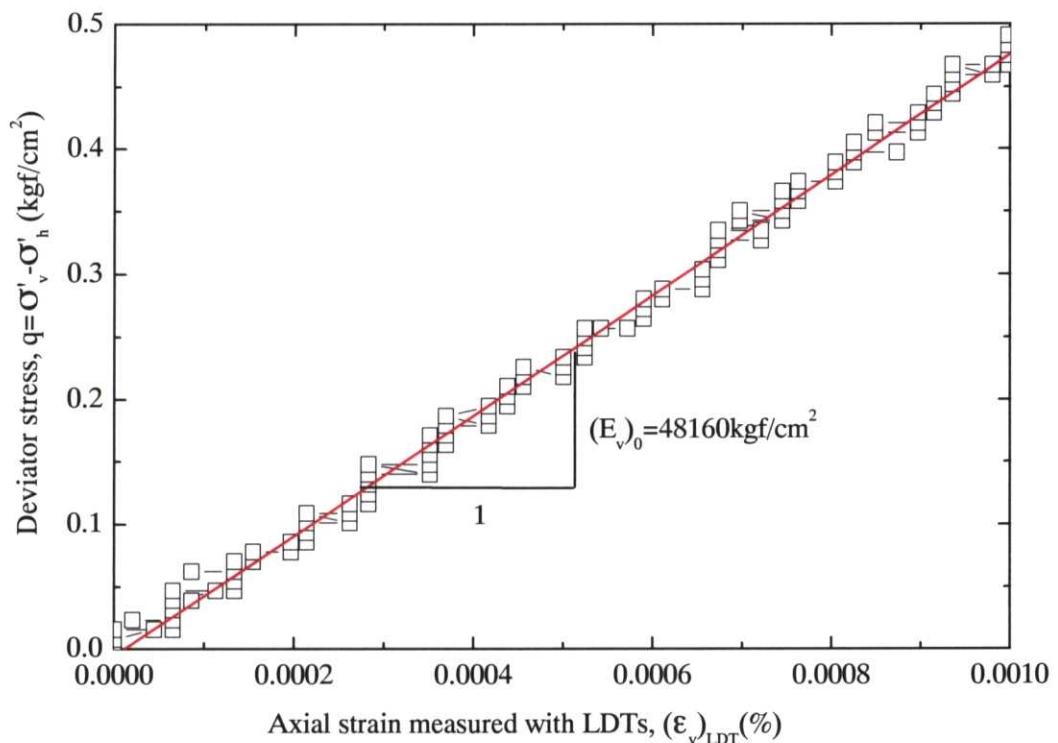


図 4.2.4(c) 赤羽橋堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸差応力一軸ひずみ関係

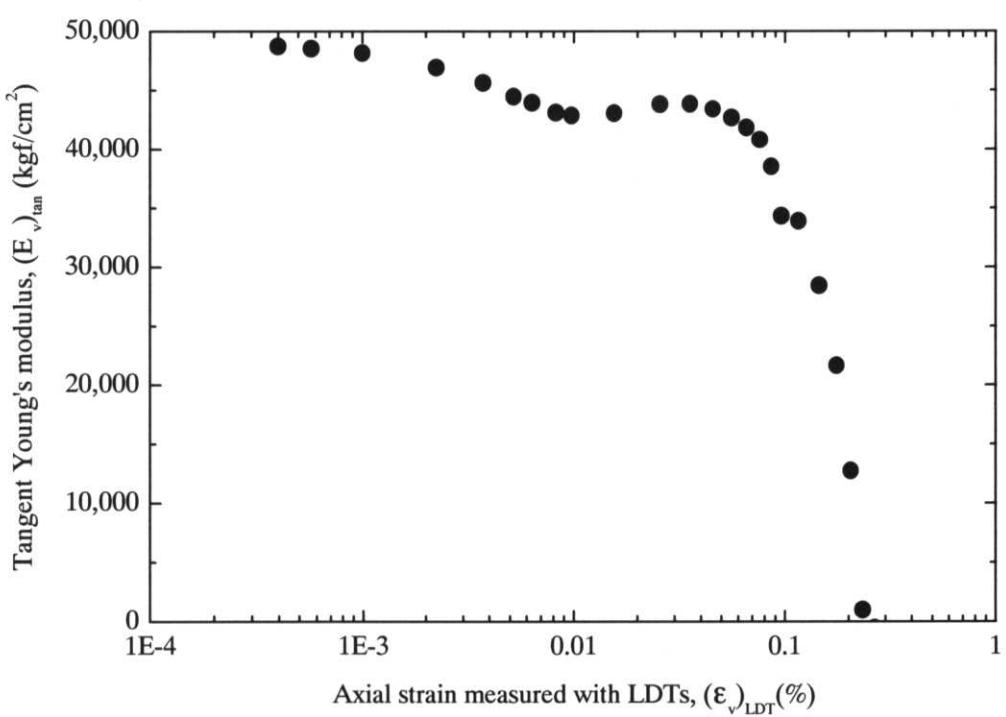
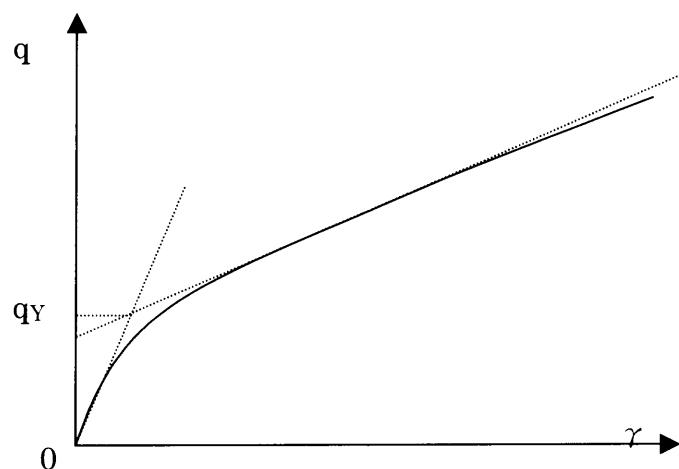


図 4.2.4(d) 赤羽橋堆積軟岩の圧密排水三軸圧縮試験による軸ひずみ一接線ヤング率関係

(a)せん断に伴う降伏



(b)圧密に伴う降伏

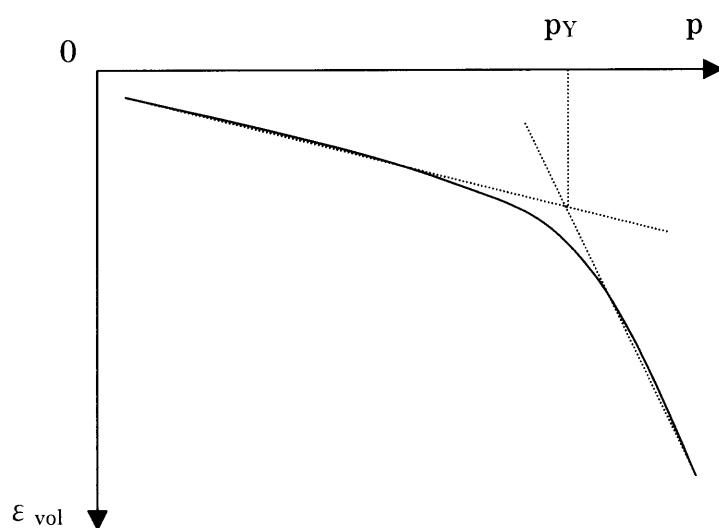


図 4.2.5 せん断および圧密による降伏(概念図)

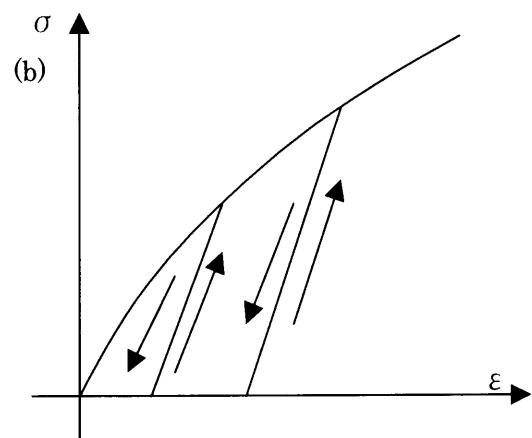
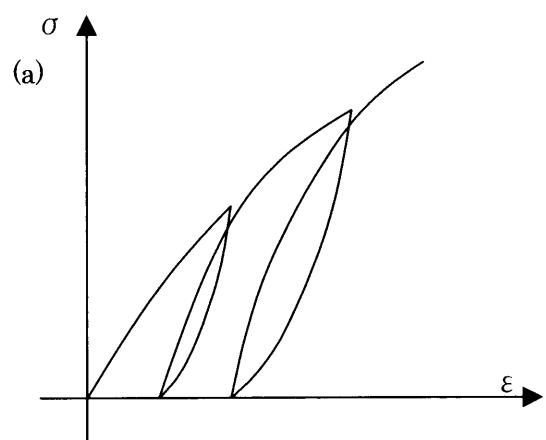


図 4.2.6 繰返し載荷による挙動(概念図) ((a)実際の挙動, (b)古典的弾塑性論)

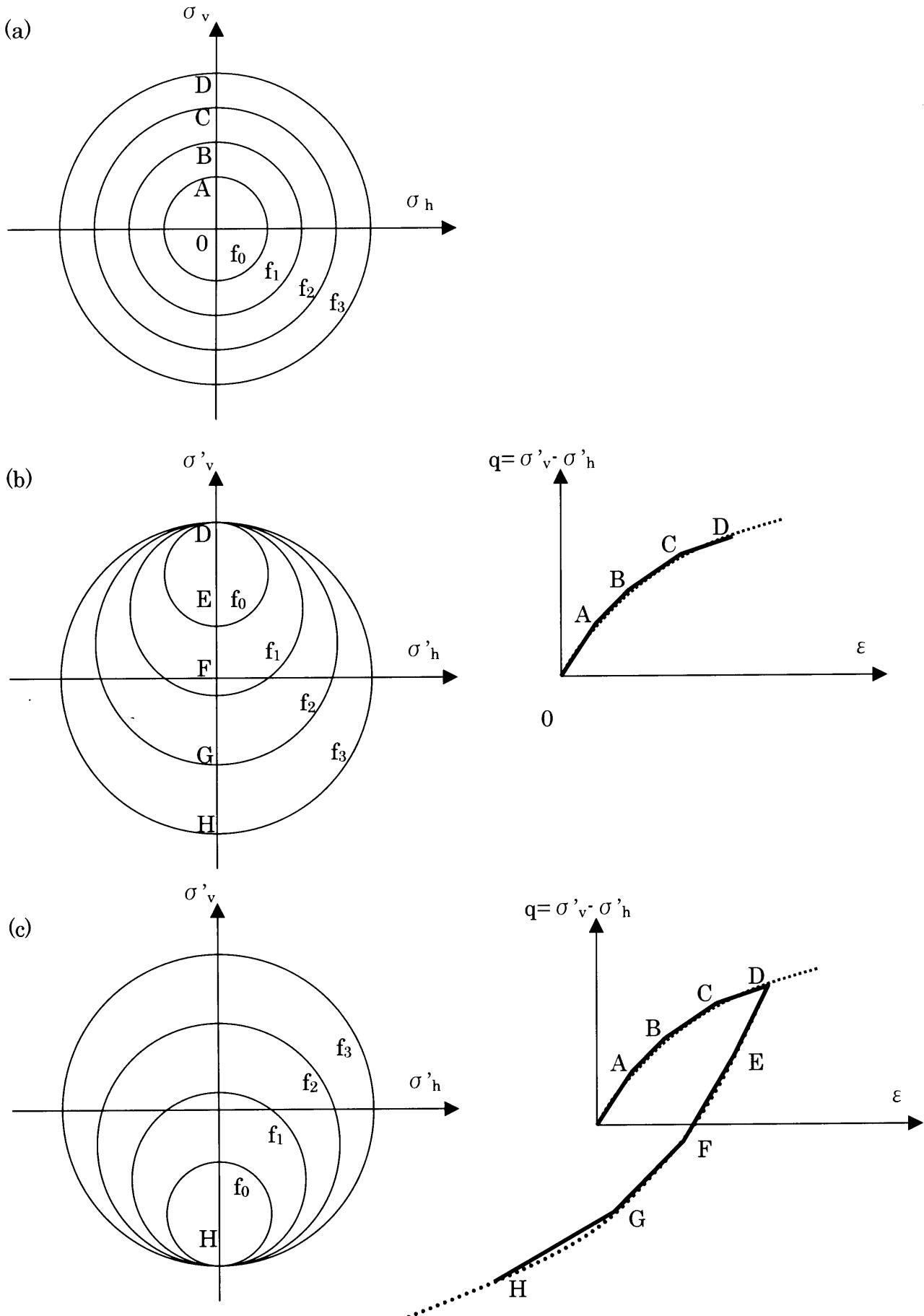


図 4.2.7 三軸試験による応力一ひずみ関係における多曲面モデル(概念図)
(Mroz. (1967), Iwan (1967))

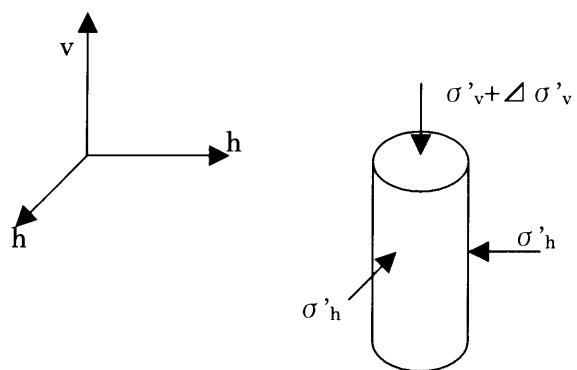


図 4.3.1 鉛直方向繰返し載荷時の応力変化

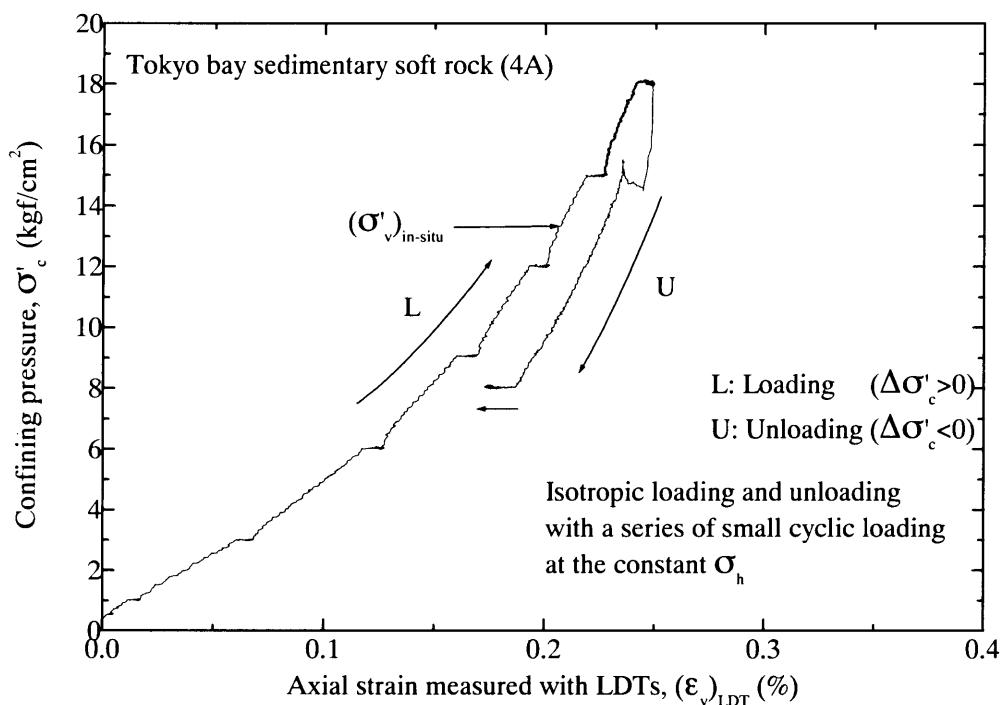


図 4.3.2(a) 等方圧縮・除荷による軸ひずみ一拘束圧の関係(東京湾口海底堆積軟岩)

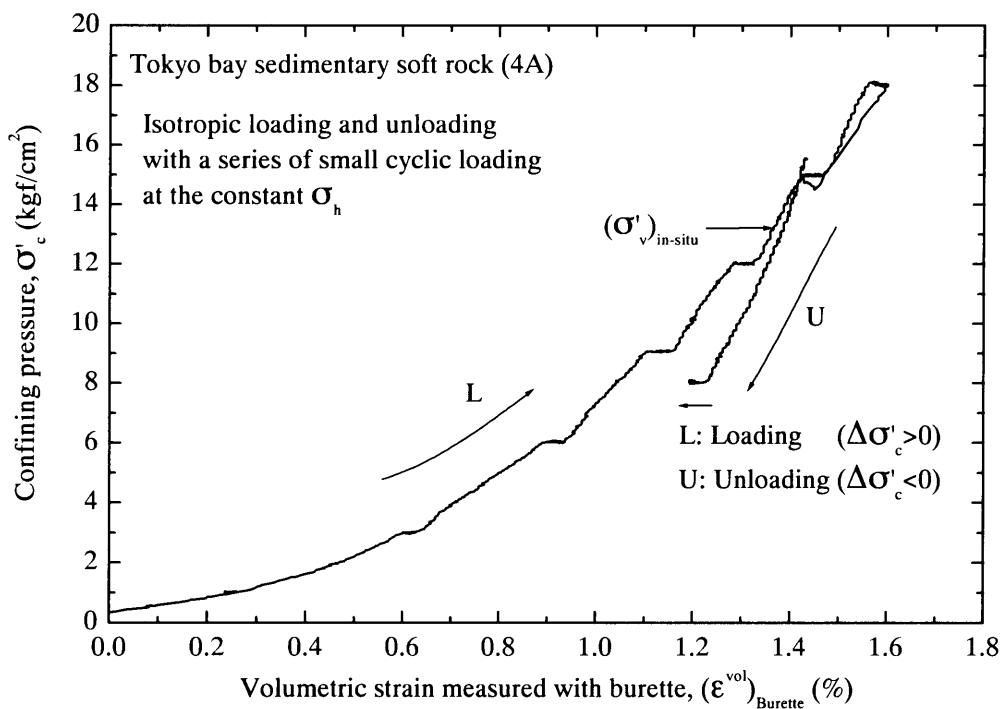


図 4.3.2(b) 等方圧縮・除荷による体積ひずみ一拘束圧の関係(東京湾口海底堆積軟岩)

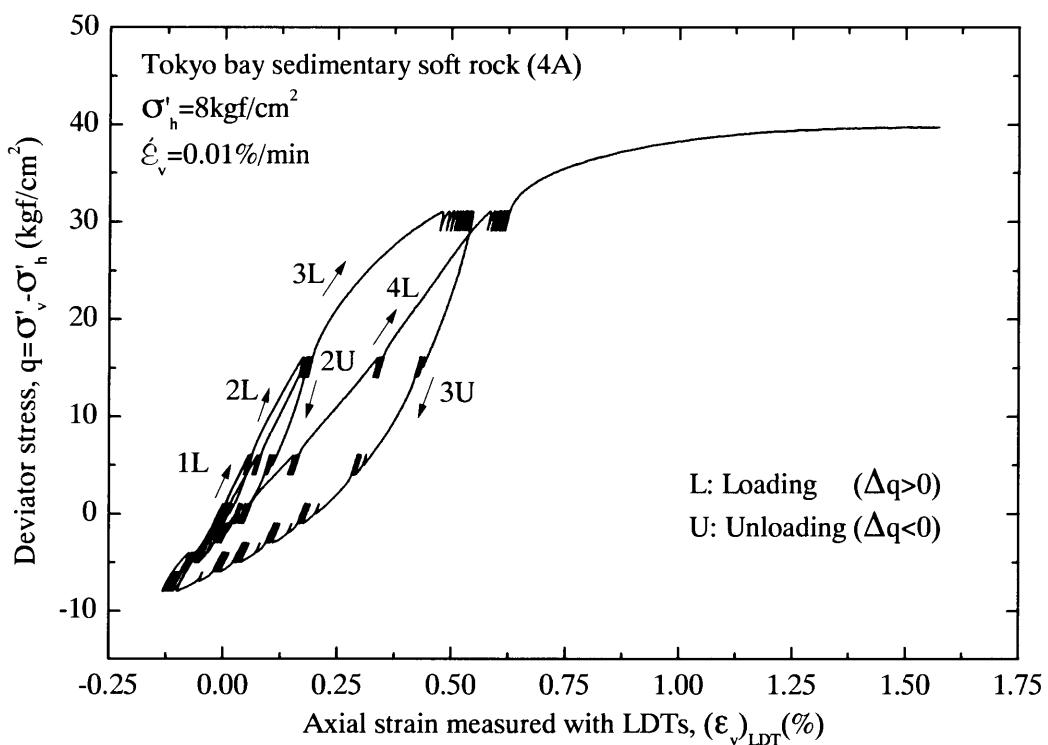


図 4.3.2(c) せん断による軸差応力一軸ひずみ関係(東京湾口海底堆積軟岩)

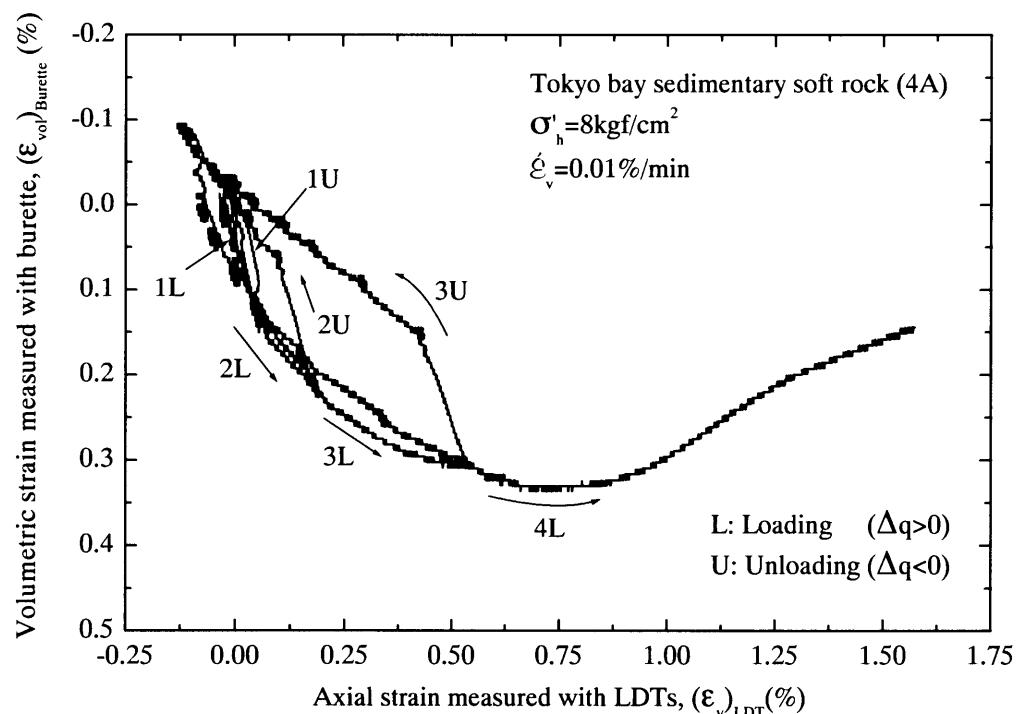


図 4.3.2(d) せん断による軸ひずみ一体積ひずみ関係(東京湾口海底堆積軟岩)

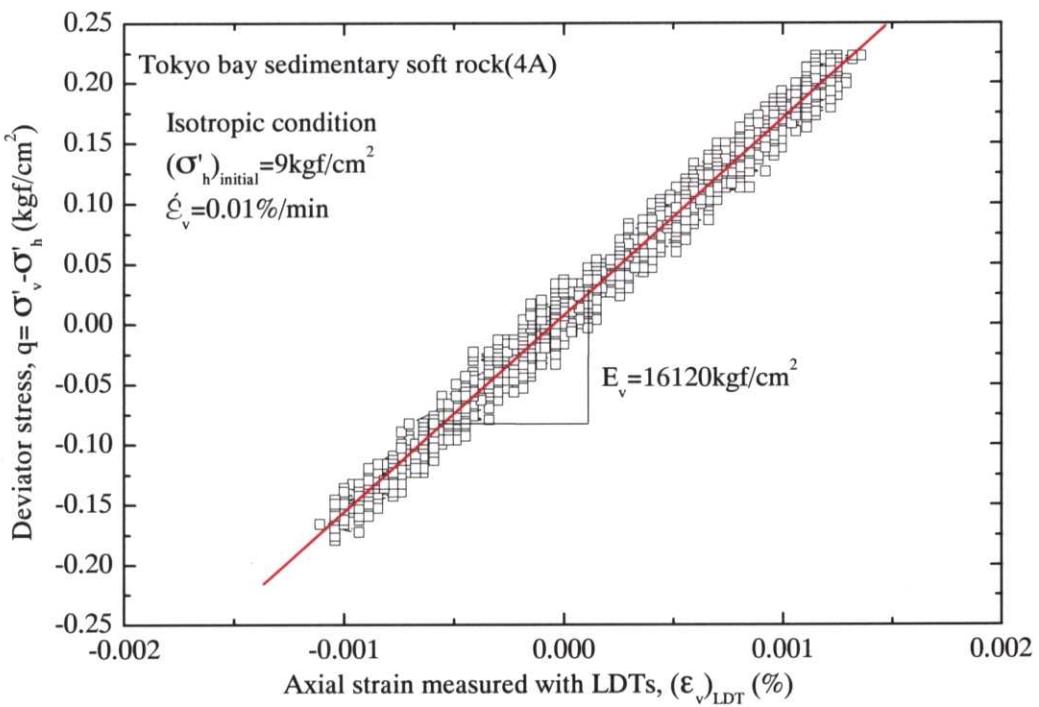


図 4.3.2(e) E_v の求め方(等方応力状態)

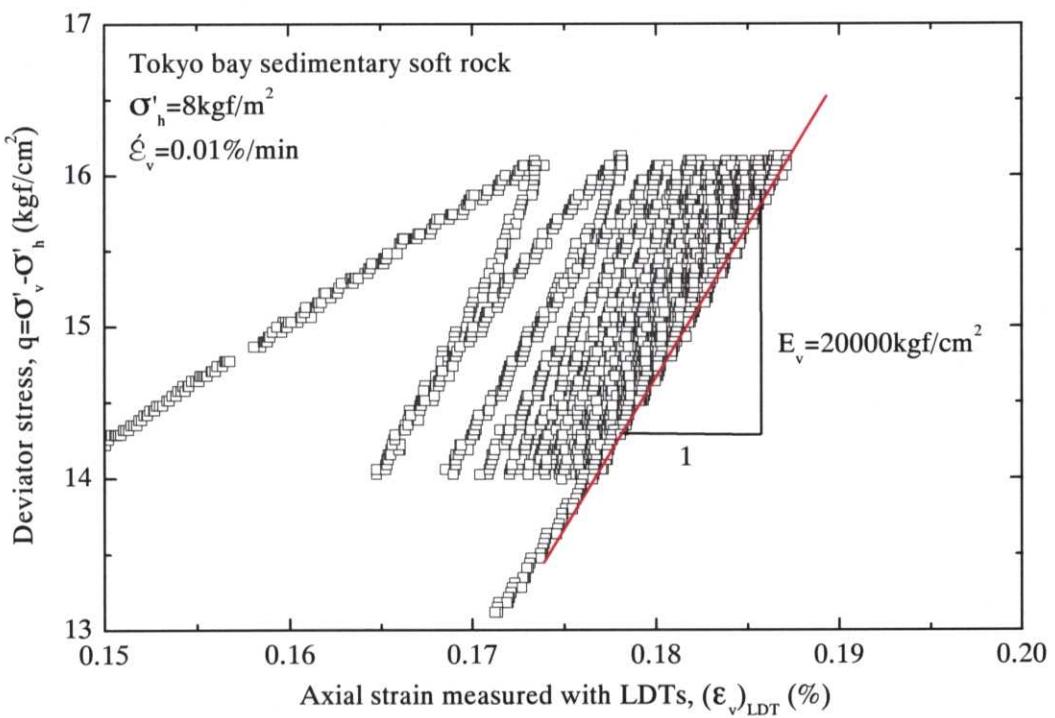


図 4.3.2(f) E_v の求め方(異方応力状態)

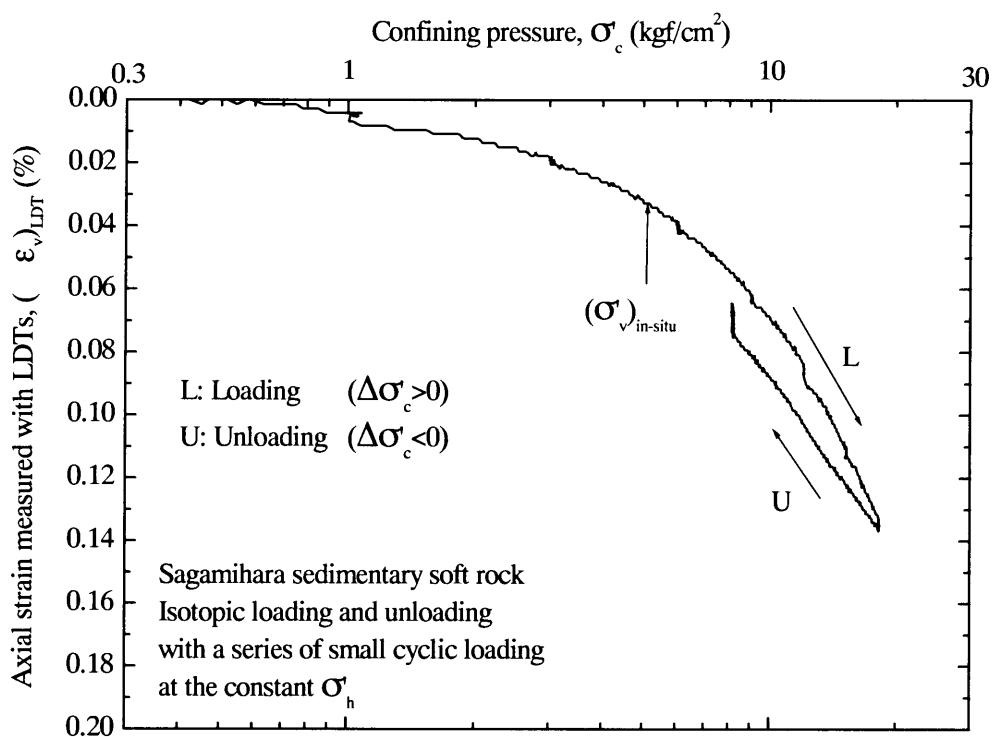


図 4.3.3(a) 等方圧縮・除荷による軸ひずみ一拘束圧の関係(相模原堆積軟岩, 片対数表示)

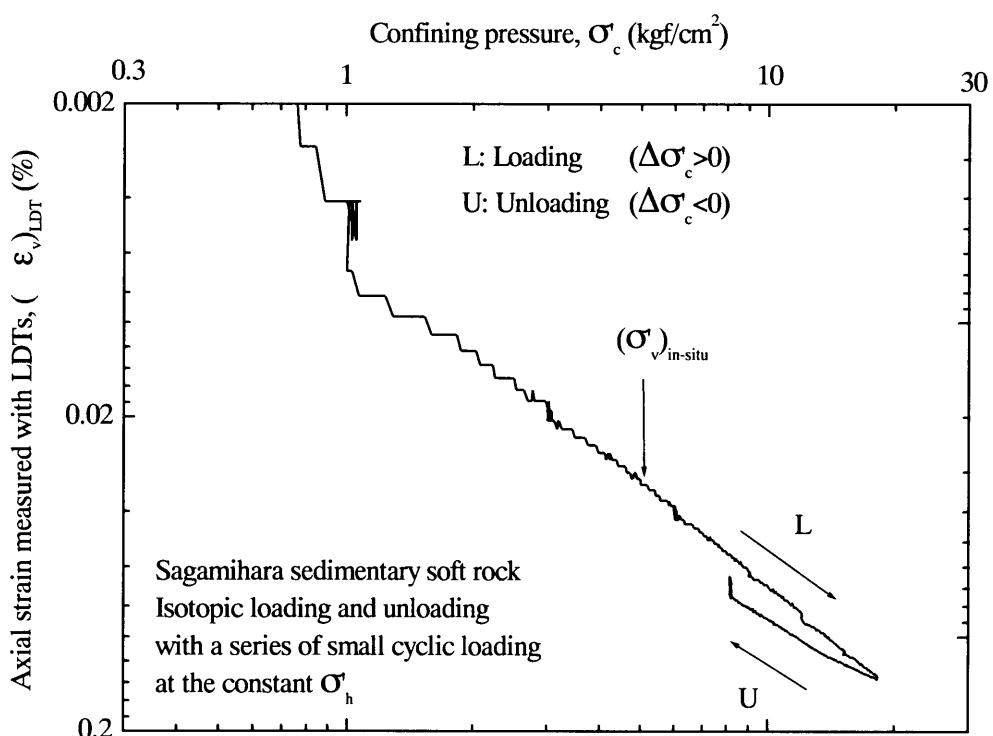


図 4.3.3(b) 等方圧縮・除荷による軸ひずみ一拘束圧の関係(相模原堆積軟岩, 両対数表示)

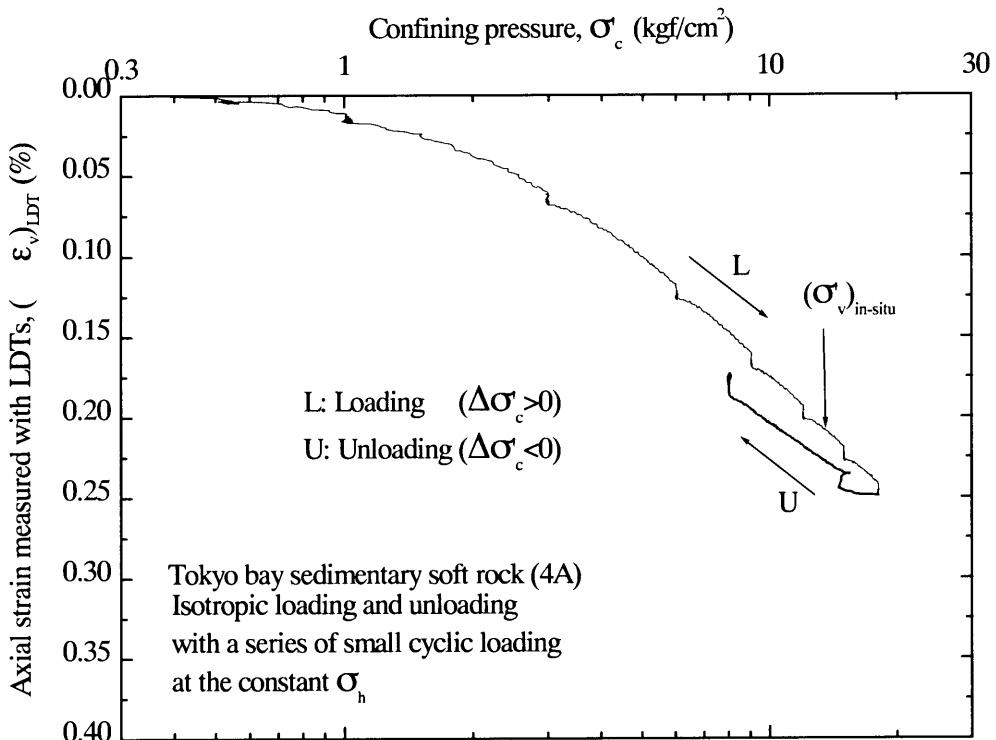


図 4.3.4(a) 等方圧縮・除荷による軸ひずみ一拘束圧の関係(東京湾口海底堆積軟岩, 片対数表示)

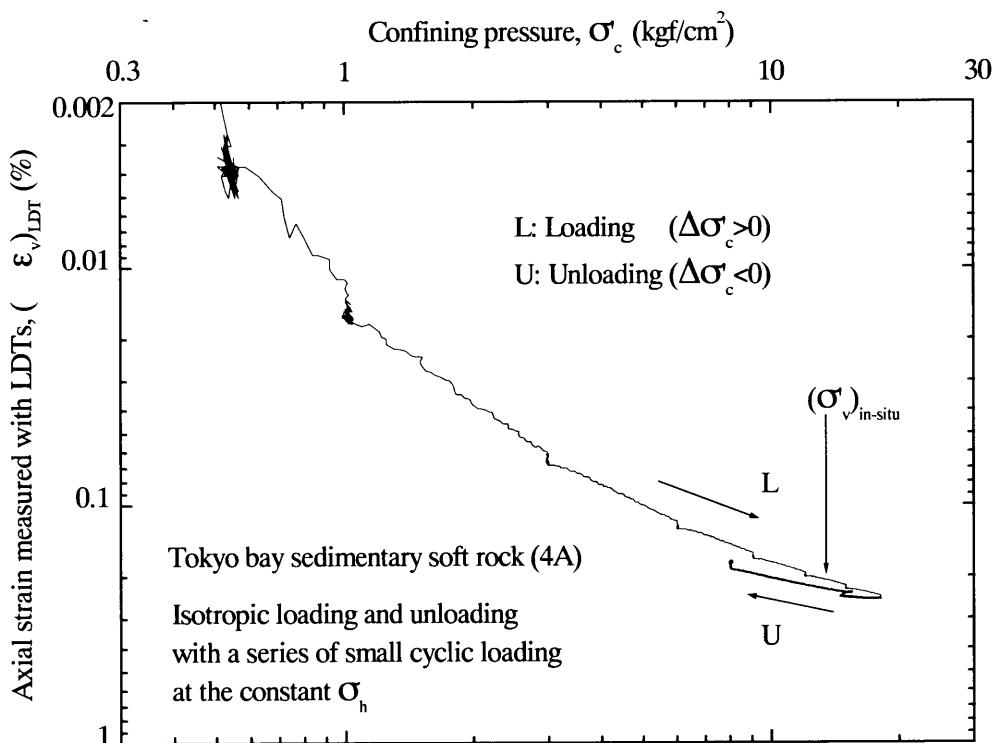


図 4.3.4(b) 等方圧縮・除荷による軸ひずみ一拘束圧の関係(東京湾口海底堆積軟岩, 両対数表示)

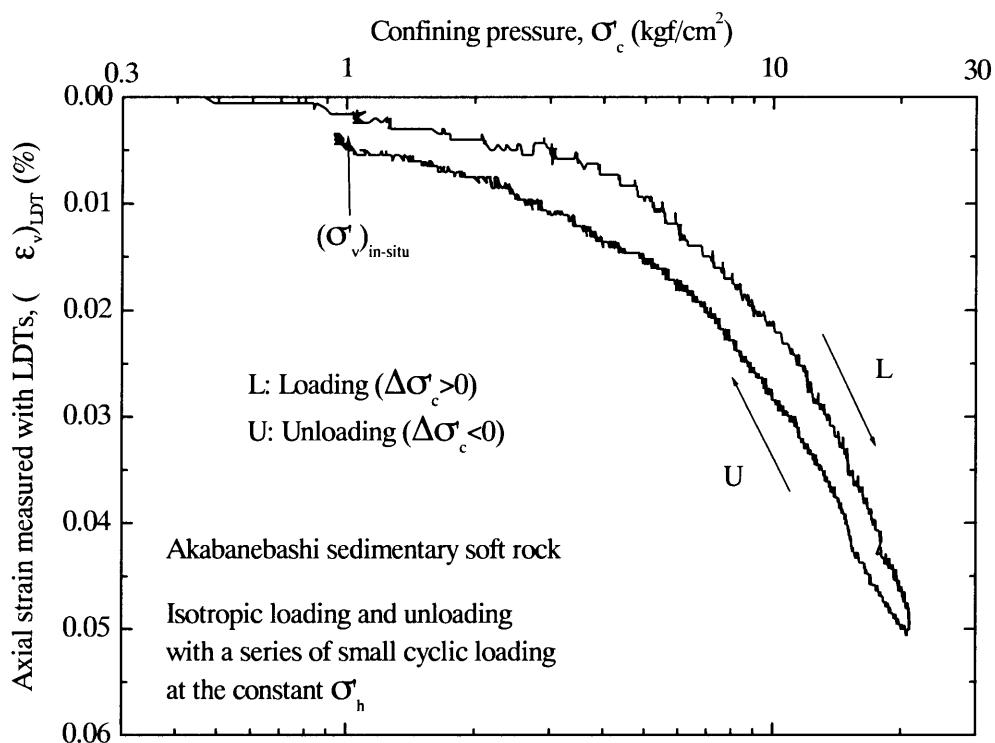


図 4.3.5(a) 等方圧縮・除荷による軸ひずみ一拘束圧の関係(赤羽橋堆積軟岩, 片対数表示)

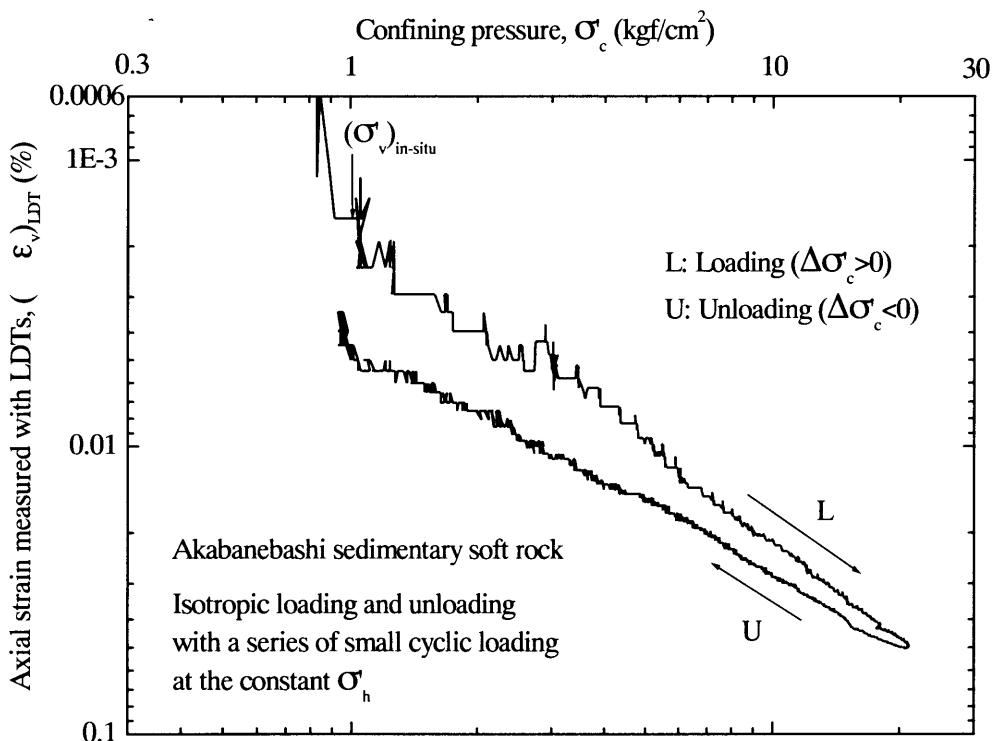


図 4.3.5(b) 等方圧縮・除荷による軸ひずみ一拘束圧の関係(赤羽橋堆積軟岩, 両対数表示)

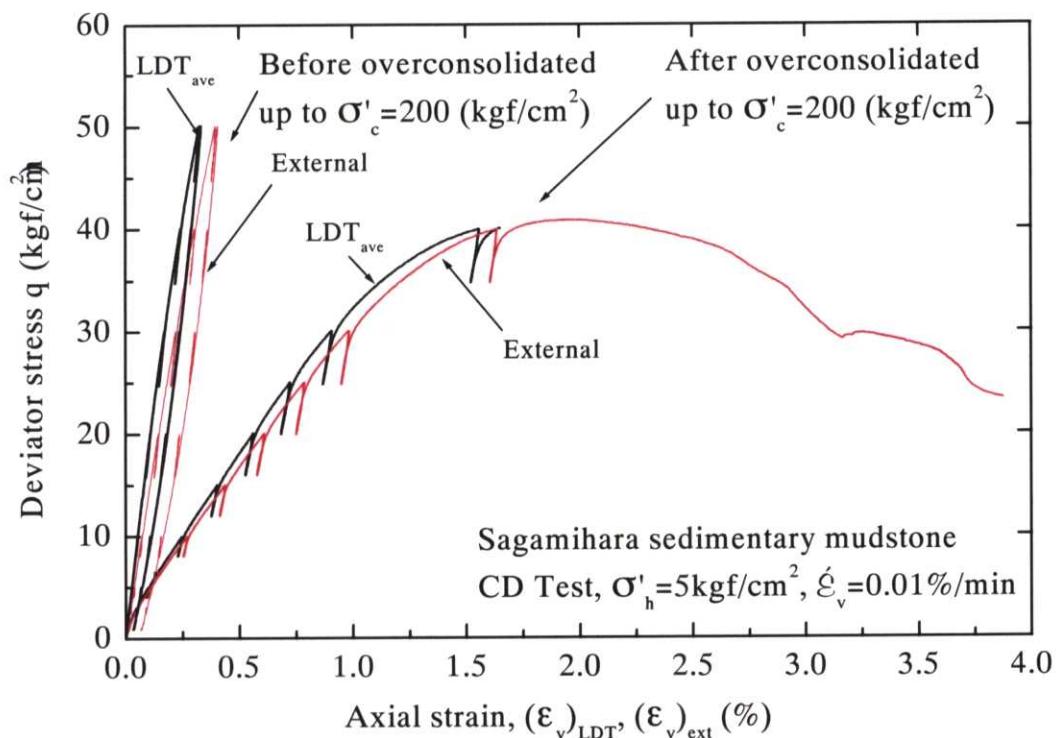


図 4.3.6 過圧密前後の軸差応力一軸ひずみの関係(相模原堆積軟岩, 王(1996))

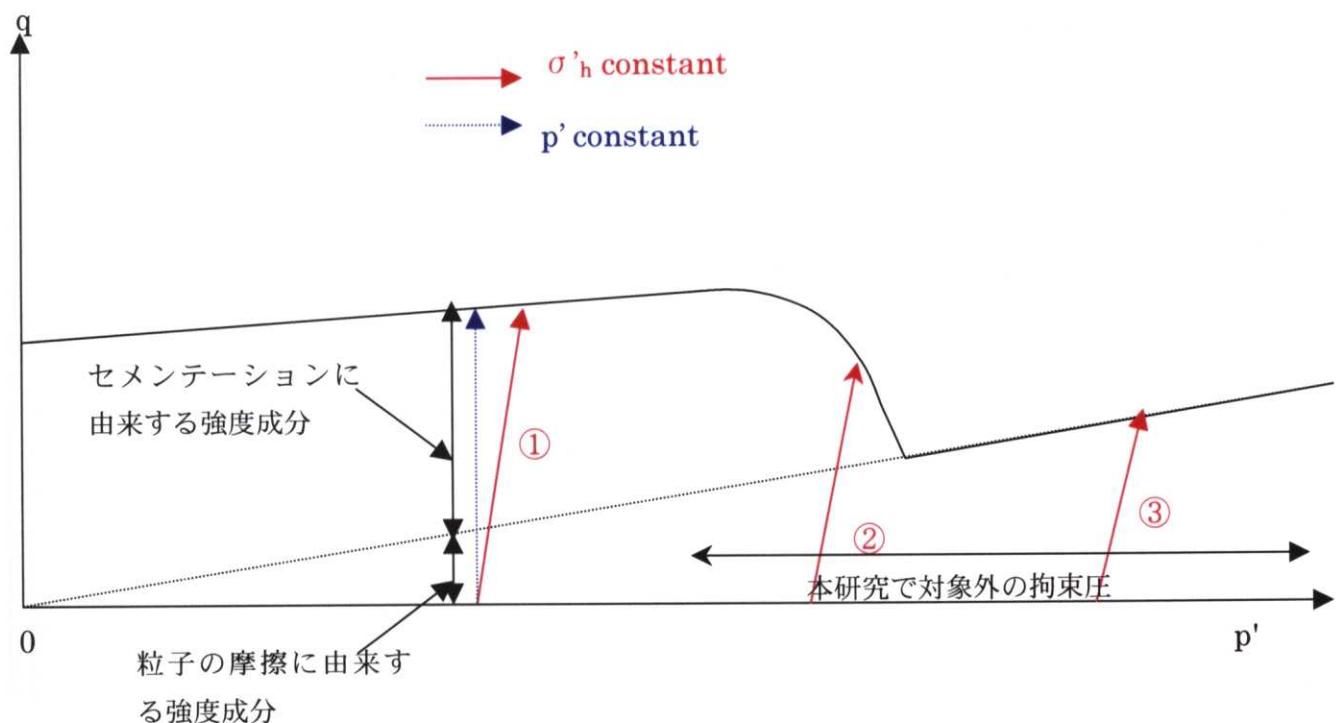


図 4.3.7 堆積軟岩の最大軸差応力と拘束圧の関係(概念図)

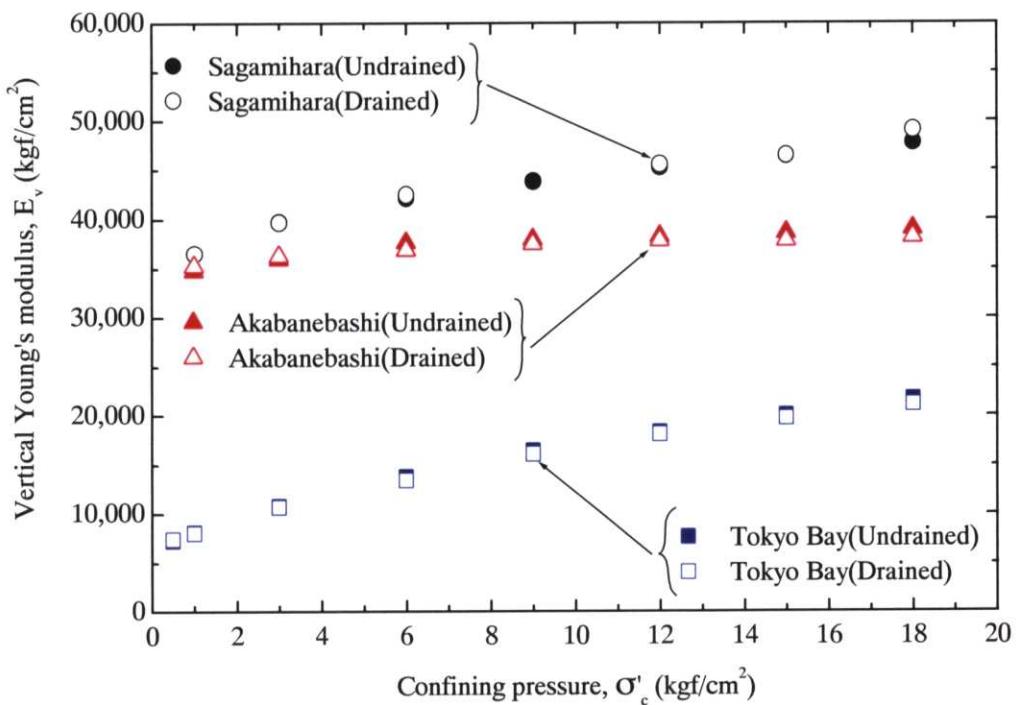


図 4.3.8(a) 各堆積軟岩の鉛直方向ヤング率と拘束圧の関係

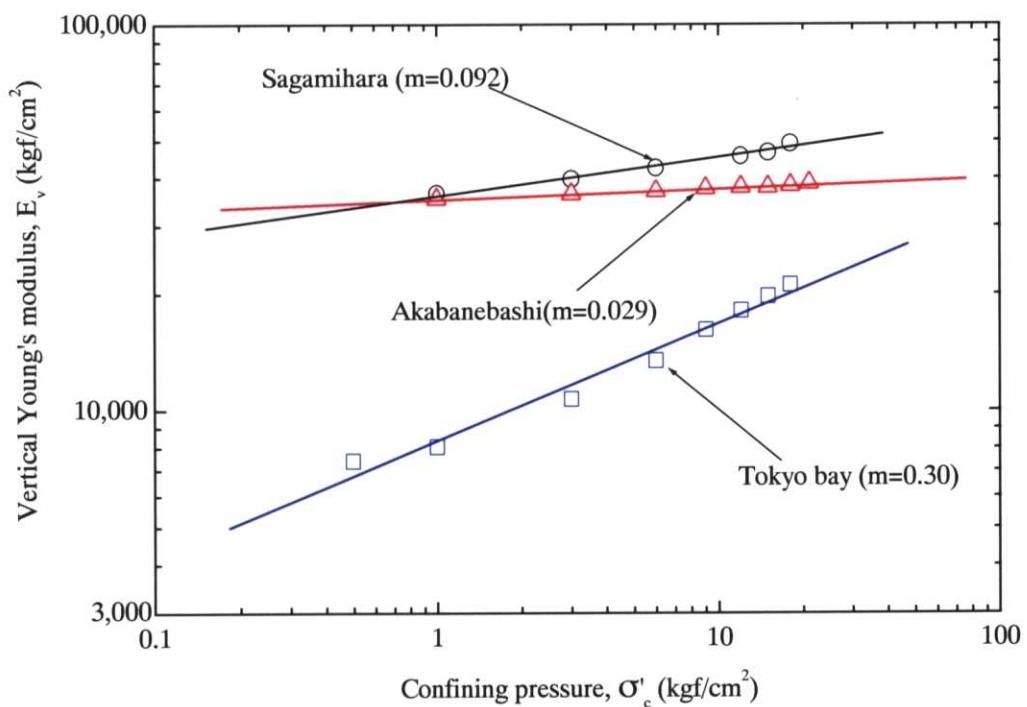


図 4.3.8(b) 各堆積軟岩の鉛直方向ヤング率と拘束圧の関係

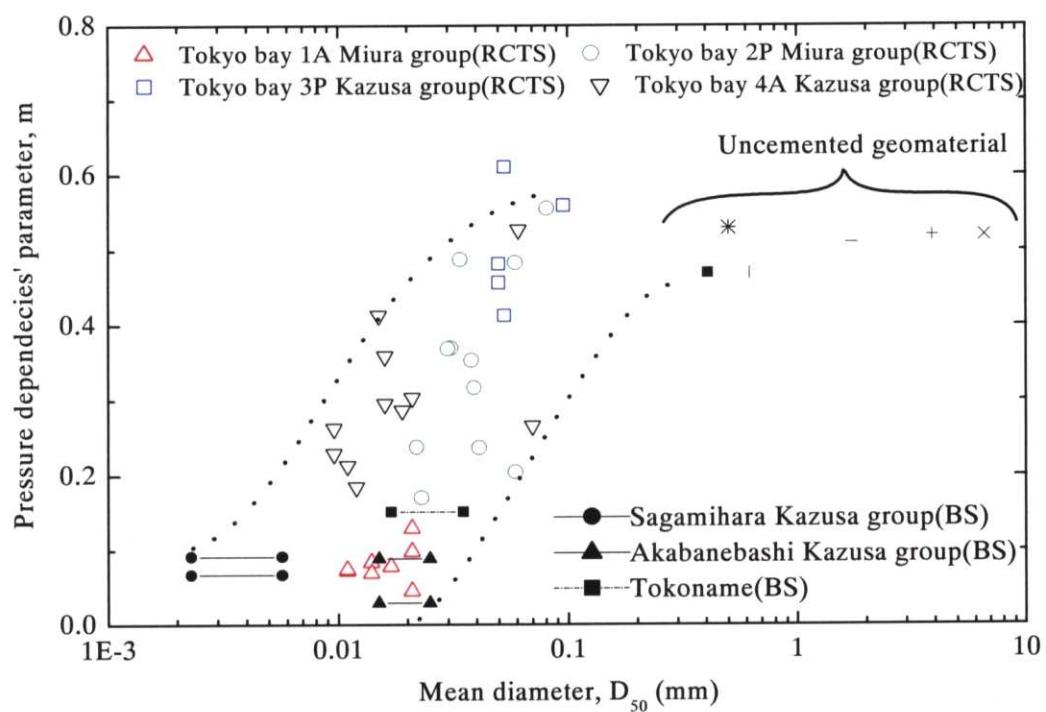


図 4.3.9 平均粒径 D_{50} と拘束圧依存性係数 m 値の関係

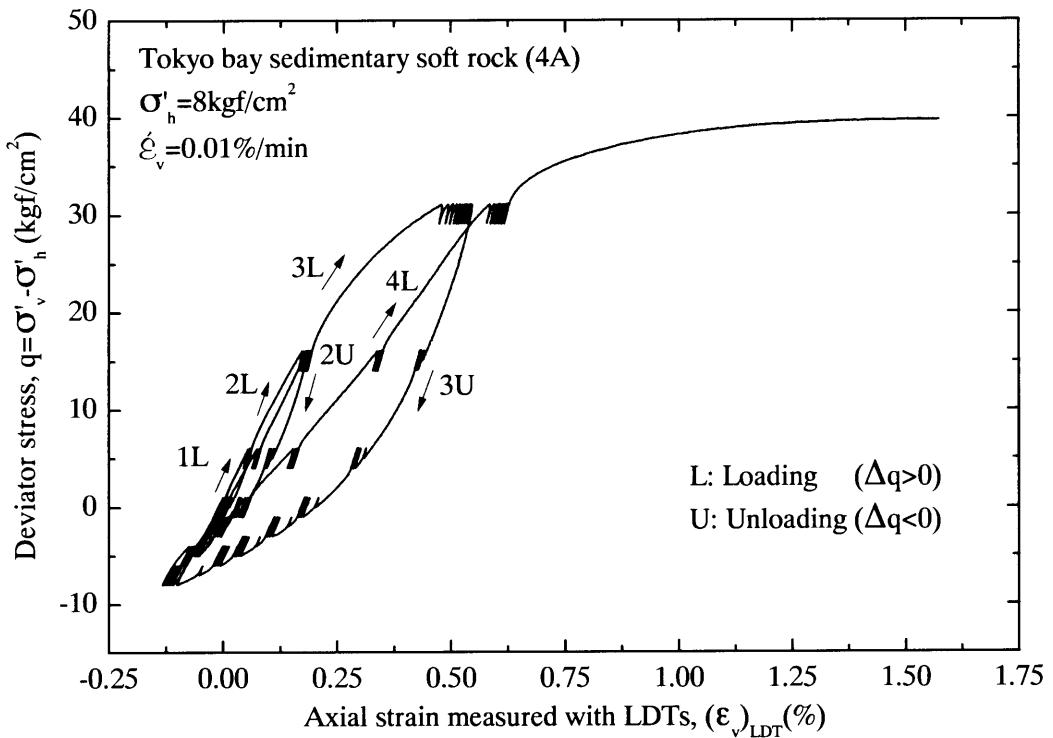


図 4.3.10(a) 大きな繰返し載荷を受ける東京湾口海底堆積軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係(側圧 σ'_h 一定=8kgf/cm²)

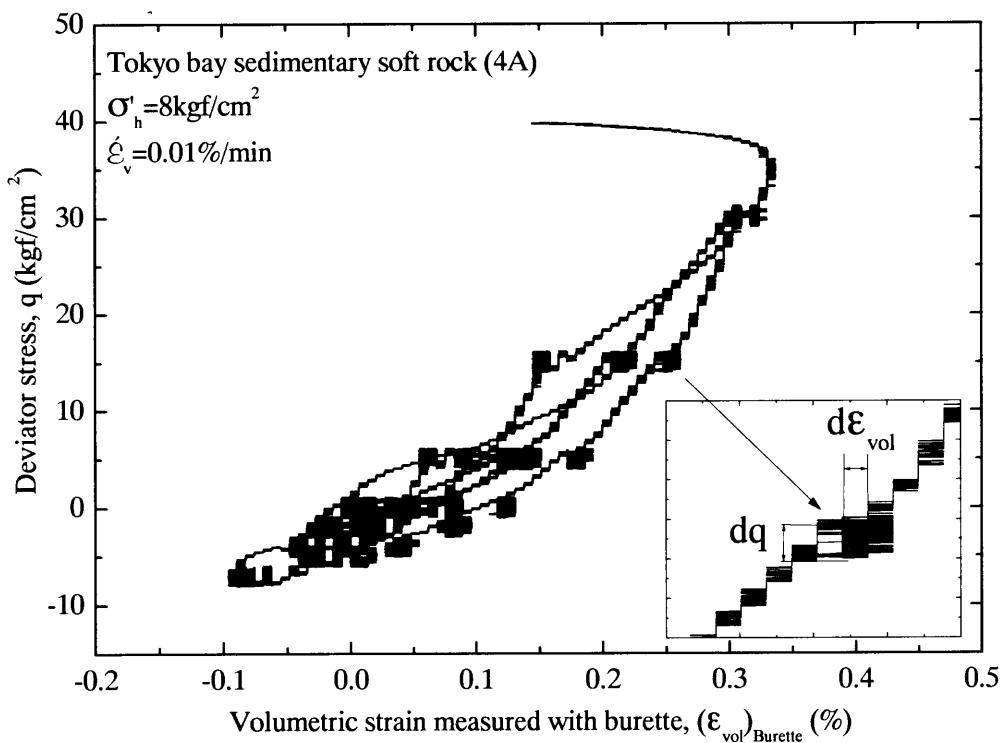


図 4.3.10(b) 大きな繰返し載荷を受ける東京湾口海底堆積軟岩の軸差応力一体積ひずみ関係(側圧 σ'_h 一定=8kgf/cm²)

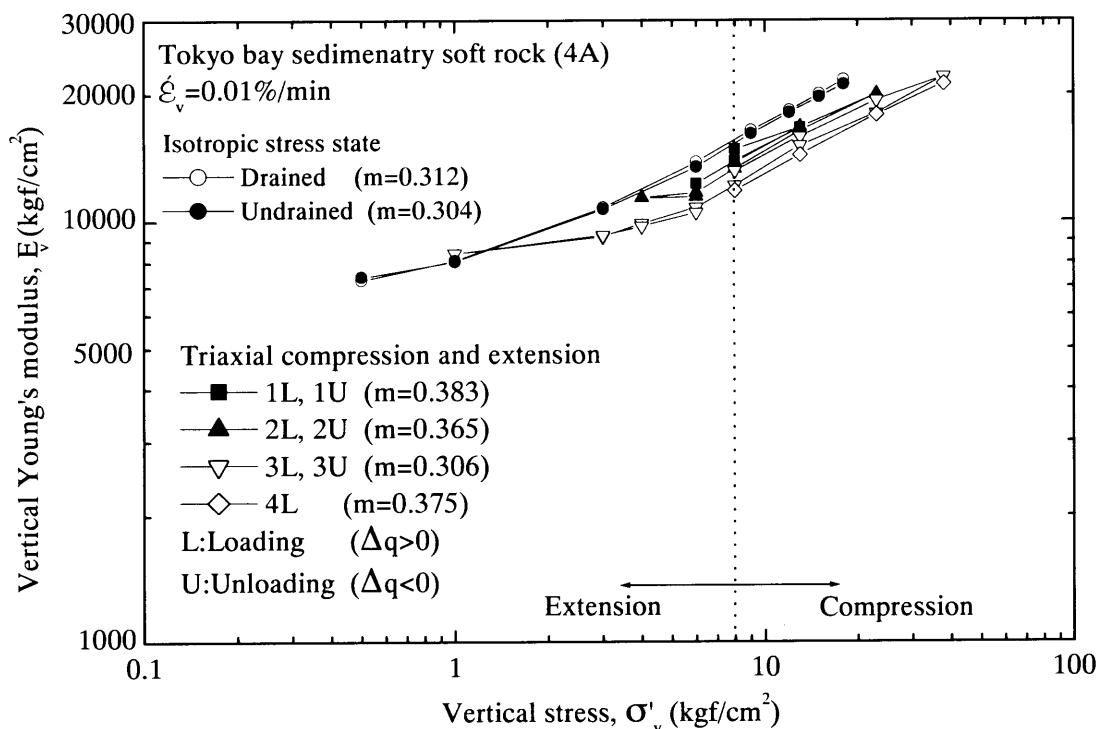


図 4.3.10(c) 等方および側圧一定の異方応力状態における東京湾口海底堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—鉛直応力関係(等方応力 $\sigma'_c=0.5\text{--}18\text{kgf/cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 $=8\text{kgf/cm}^2$)

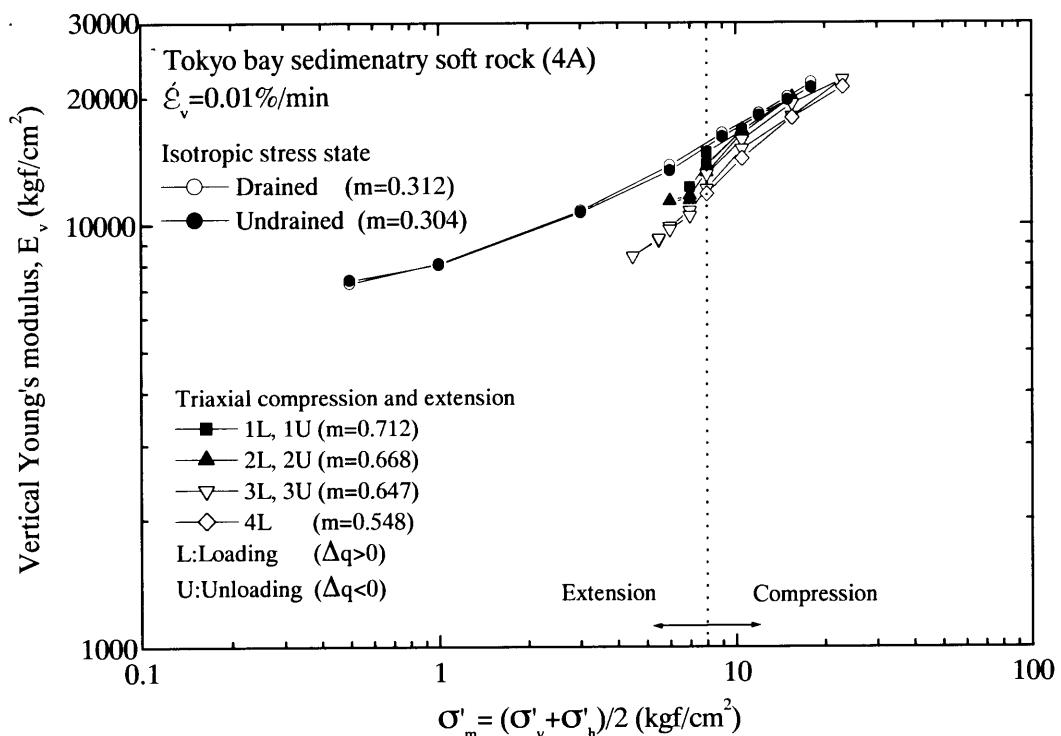


図 4.3.10(d) 等方および側圧一定の異方応力状態における東京湾口海底堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—モール円の平均主応力 σ'_m 関係(等方応力 $\sigma'_c=0.5\text{--}18\text{kgf/cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 $=8\text{kgf/cm}^2$)

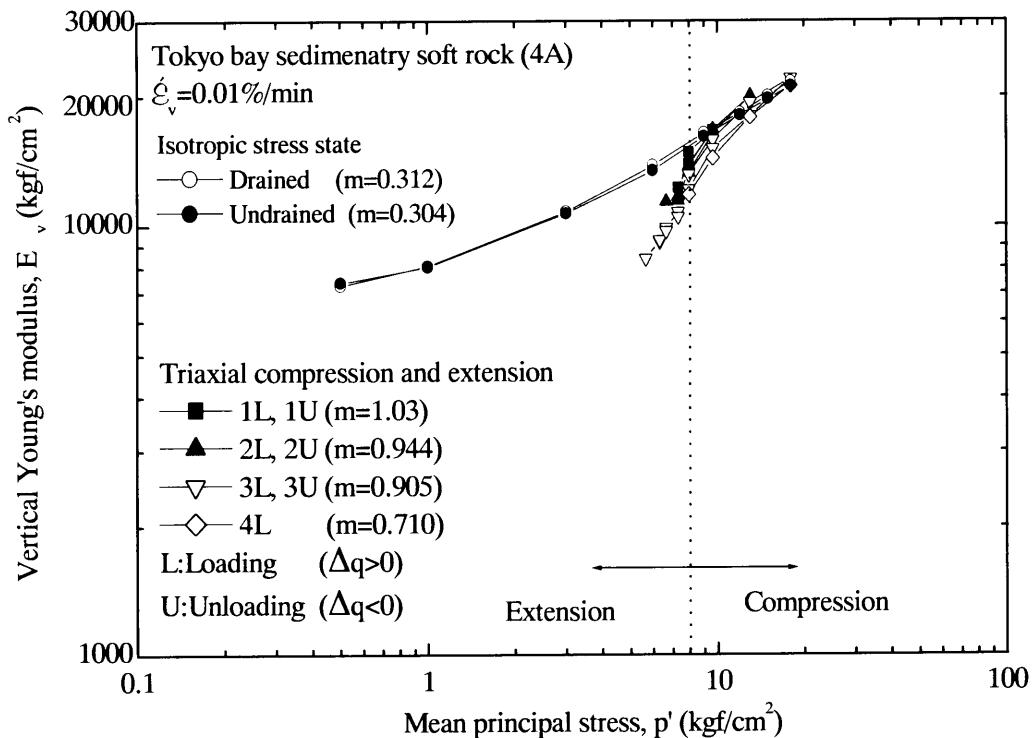


図 4.3.10(e) 等方および側圧一定の異方応力状態における東京湾口海底堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—平均主応力 p' 関係(等方応力 $\sigma'_c=0.5\text{-}18\text{kgf}/\text{cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 = $8\text{kgf}/\text{cm}^2$)

表 4.3.1 東京湾口海底堆積軟岩における鉛直方向ヤング率の応力レベル依存性係数
($\sigma'_c=0.5\text{-}18\text{kgf}/\text{cm}^2$ の等方応力, 側圧 σ'_h 一定 = $8\text{kgf}/\text{cm}^2$ の異方応力状態)

Stress state \ Formulation	$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} \right)^m$	$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_{m}}{\sigma'_{m0}} \right)^m$	$E_v = E_{v0} \left(\frac{p'}{p'_0} \right)^m$
Isotropic stress state (Drained condition)	0.312	0.312	0.312
Isotropic stress state (Undrained condition)	0.304	0.304	0.304
Anisotropic stress state (1st loading and unloading)	0.383	0.712	1.03
Anisotropic stress state (2nd loading and unloading)	0.365	0.668	0.944
Anisotropic stress state (3rd loading and unloading)	0.306	0.647	0.905
Anisotropic stress state (4th loading)	0.375	0.548	0.710

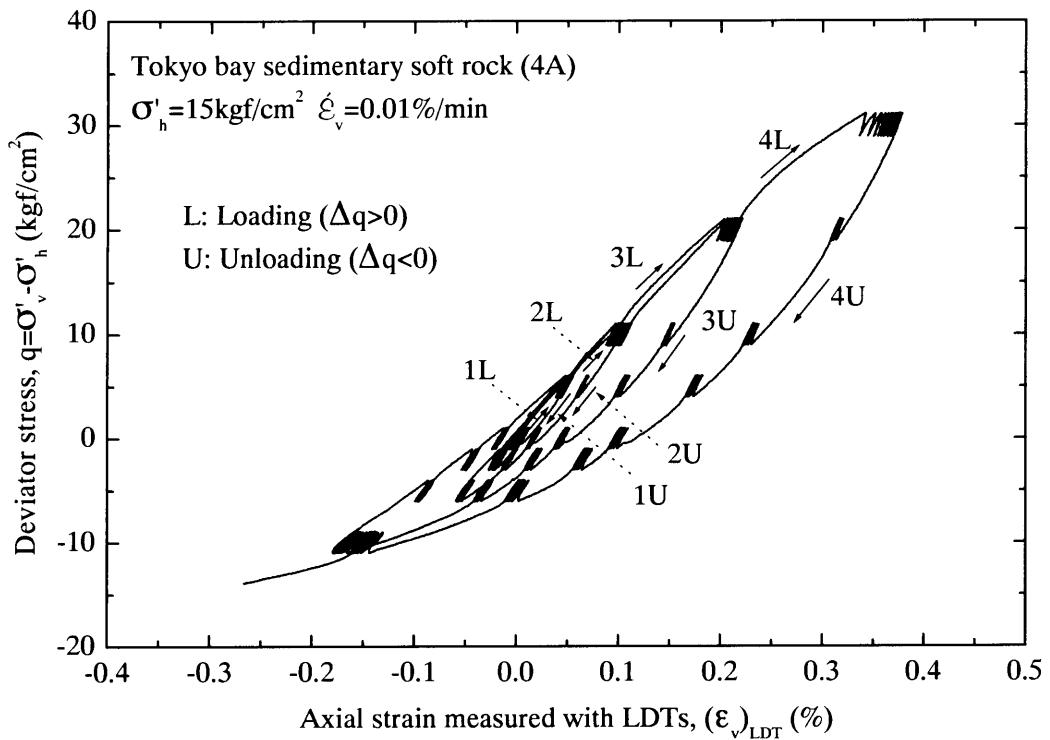


図 4.3.11(a) 大きな繰返し載荷を受ける東京湾口海底堆積軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係(側圧 σ'_h 一定=15kgf/cm²)

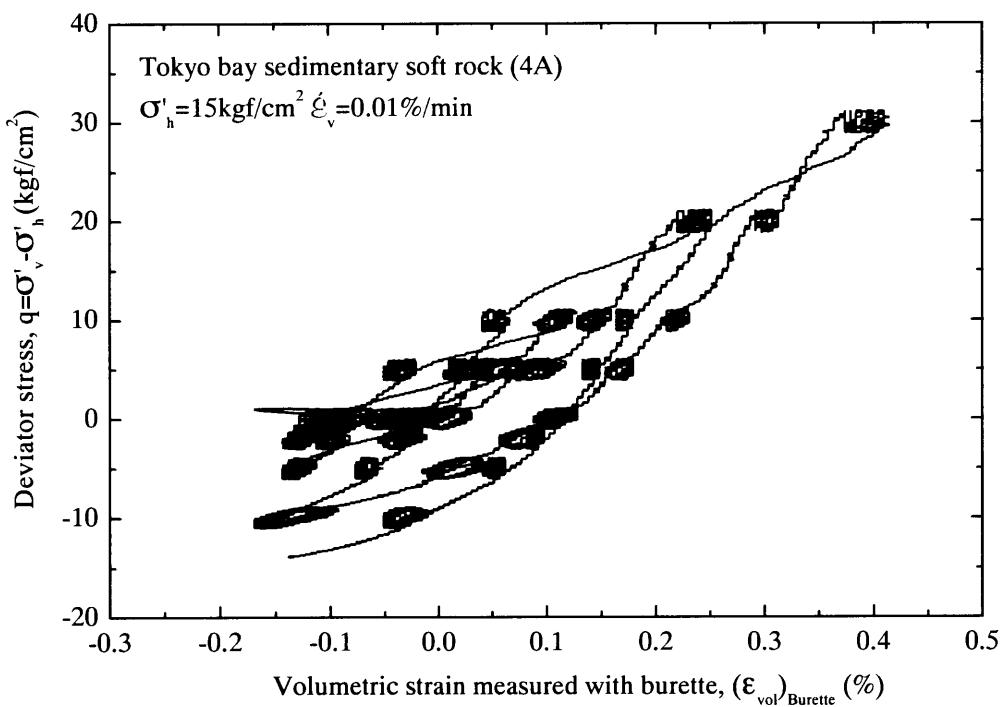


図 4.3.11(b) 大きな繰返し載荷を受ける東京湾口海底堆積軟岩の軸差応力一体積ひずみ関係(側圧 σ'_h 一定=15kgf/cm²)

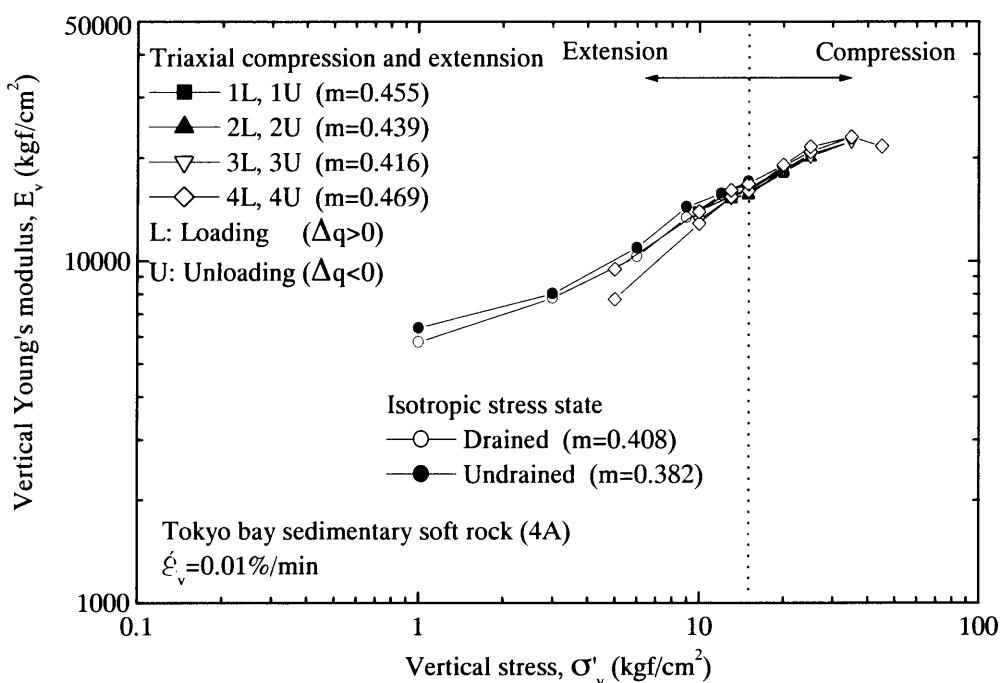


図 4.3.11(c) 等方および側圧一定の異方応力状態における東京湾口海底堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—鉛直応力関係(等方応力 $\sigma'_c=1\cdot15\text{kgf}/\text{cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 = $15\text{kgf}/\text{cm}^2$)

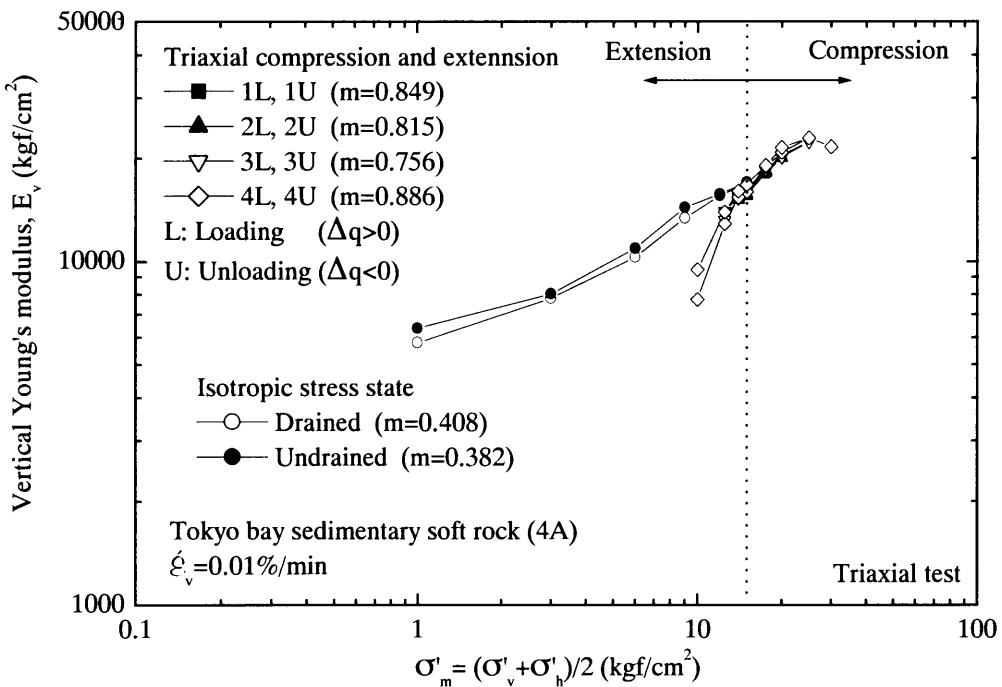


図 4.3.11(d) 等方および側圧一定の異方応力状態における東京湾口海底堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—モール円の平均主応力 σ'_m 関係(等方応力 $\sigma'_c=1\cdot15\text{kgf}/\text{cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 = $15\text{kgf}/\text{cm}^2$)

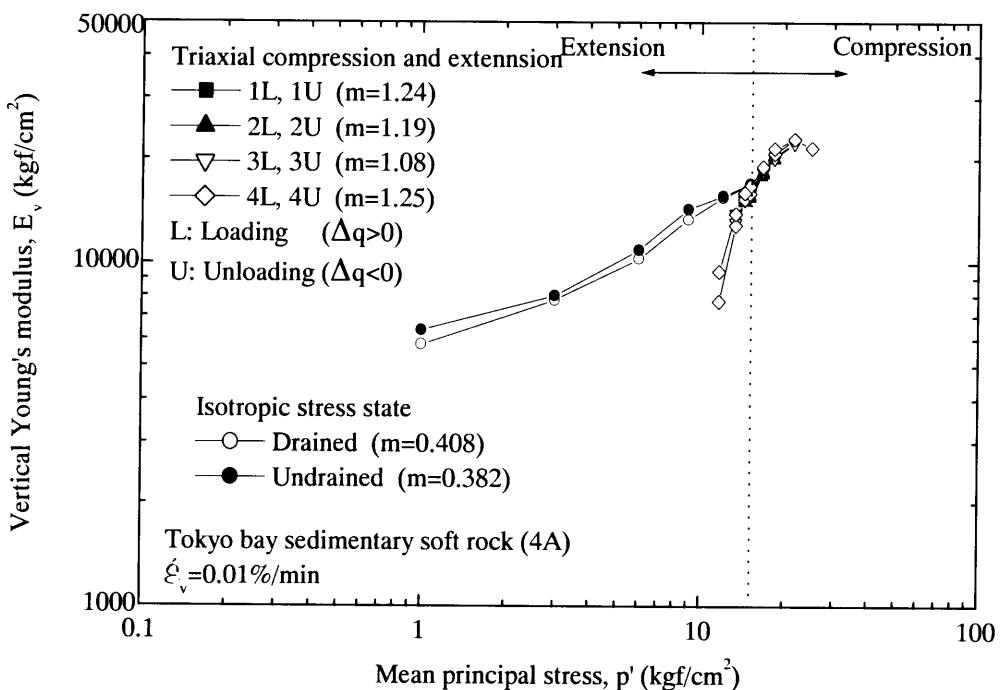


図 4.3.11(e) 等方および側圧一定の異方応力状態における東京湾口海底堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—平均主応力 p' 関係(等方応力 $\sigma'_c=1.15\text{kgf/cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 $=15\text{kgf/cm}^2$)

表 4.3.2 東京湾口海底堆積軟岩における鉛直方向ヤング率の応力レベル依存性係数
(等方応力 $\sigma'_c=1.15\text{kgf/cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 $=15\text{kgf/cm}^2$ の応力状態において)

Stress state \ Formulation	$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} \right)^m$	$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_{m}}{\sigma'_{m0}} \right)^m$	$E_v = E_{v0} \left(\frac{p'}{p'_{0}} \right)^m$
Isotropic stress state (Drained condition)	0.408	0.408	0.408
Isotropic stress state (Undrained condition)	0.382	0.382	0.382
Anisotropic stress state (1st loading and unloading)	0.455	0.849	1.24
Anisotropic stress state (2nd loading and unloading)	0.439	0.815	1.19
Anisotropic stress state (3rd loading and unloading)	0.416	0.756	1.08
Anisotropic stress state (4th loading)	0.469	0.886	1.25

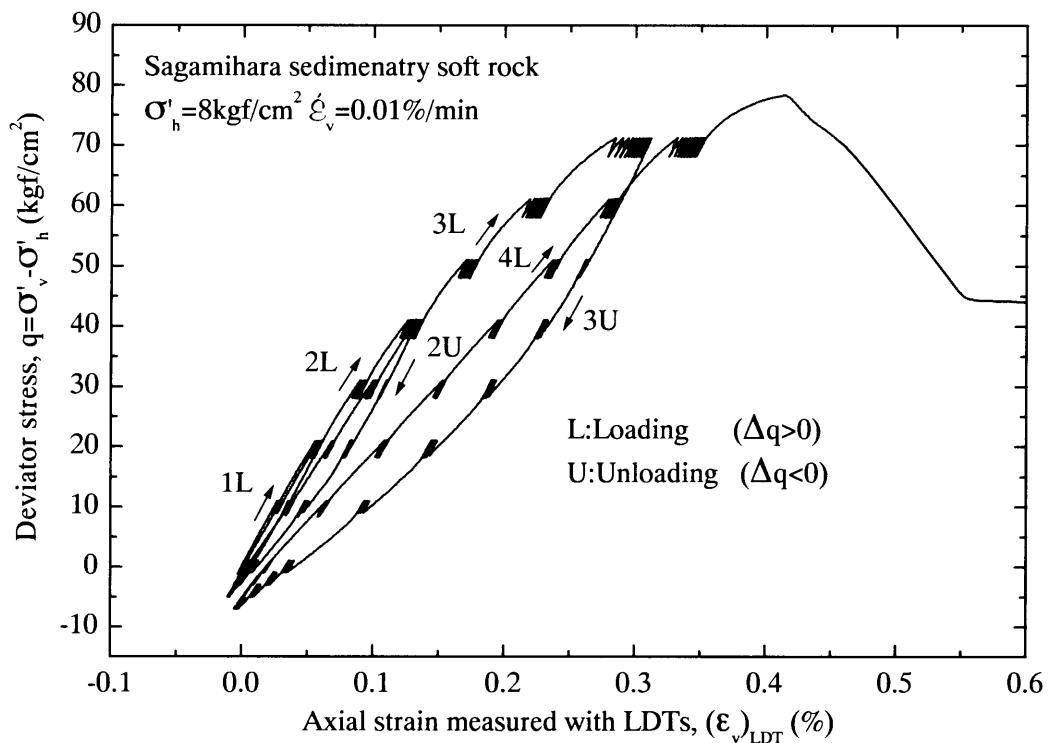


図 4.3.12(a) 大きな繰返し載荷を受ける相模原堆積軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係(側圧 σ'_h 一定=8kgf/cm²)

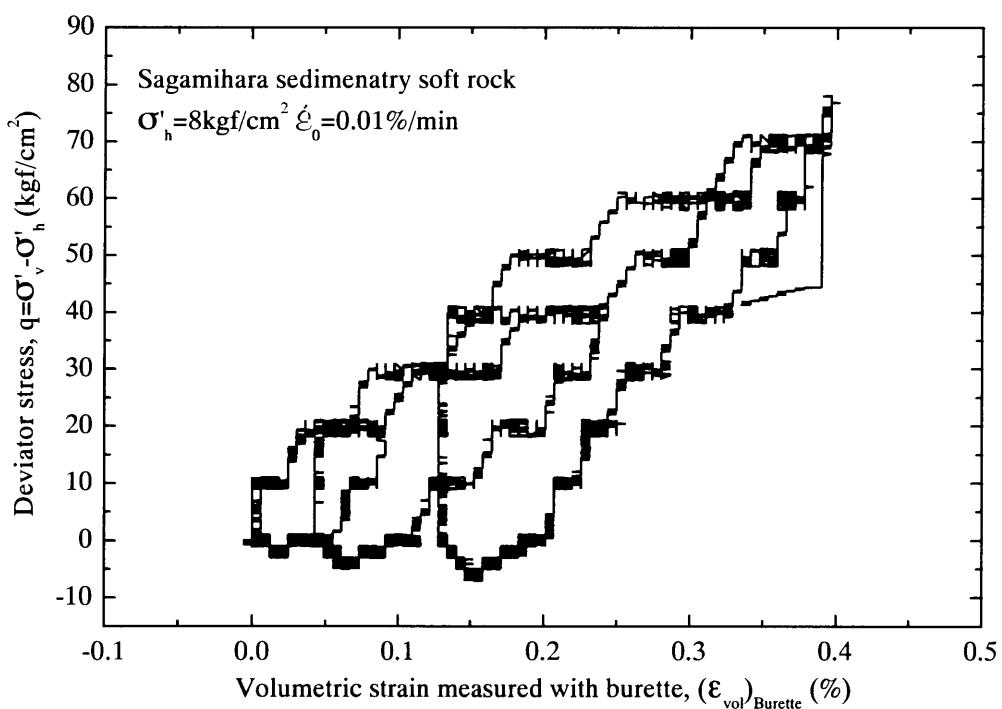


図 4.3.12(b) 大きな繰返し載荷を受ける相模原堆積軟岩の軸差応力一本積ひずみ関係(側圧 σ'_h 一定=8kgf/cm²)

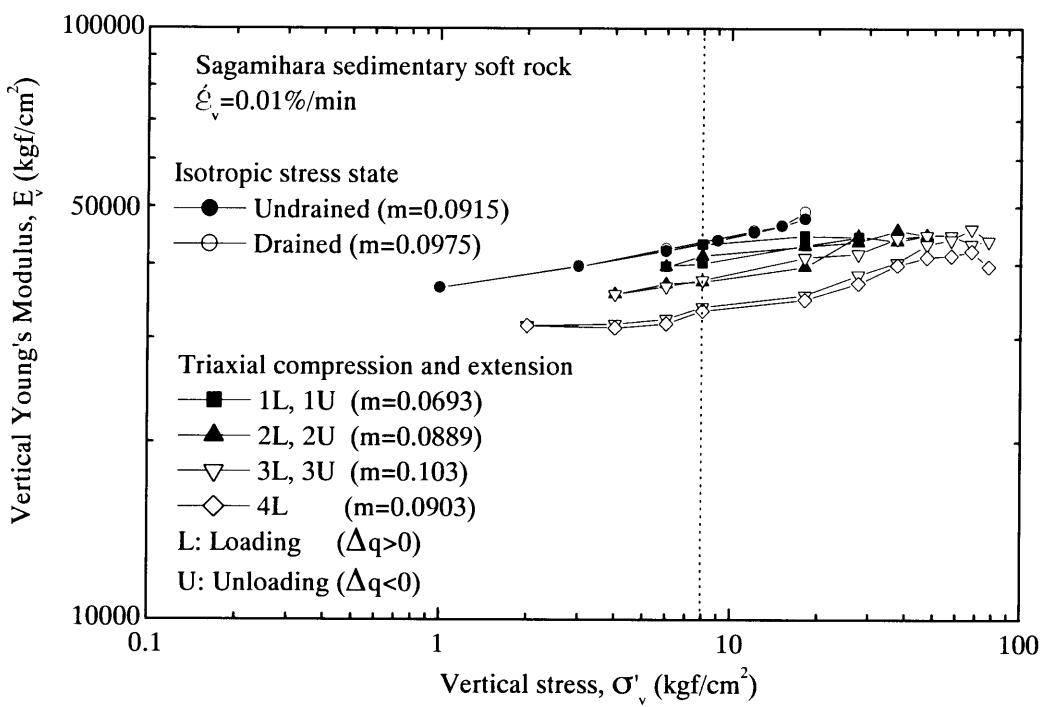


図 4.3.12(c) 等方および側圧一定の異方応力状態における相模原堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—鉛直応力の関係(等方応力 $\sigma'_c=1.18\text{kgf/cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定= 8kgf/cm^2)

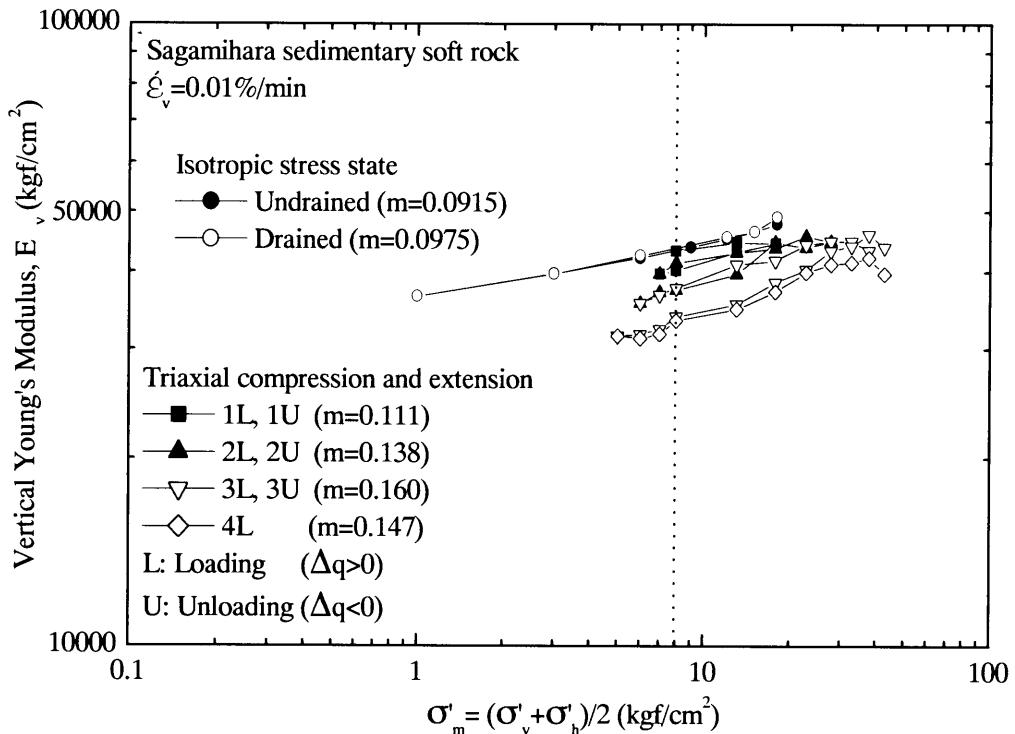


図 4.3.12(d) 等方および側圧一定の異方応力状態における相模原堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—モール円の平均主応力 σ'_m 関係(等方応力 $\sigma'_c=1.15\text{kgf/cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定= 8kgf/cm^2)

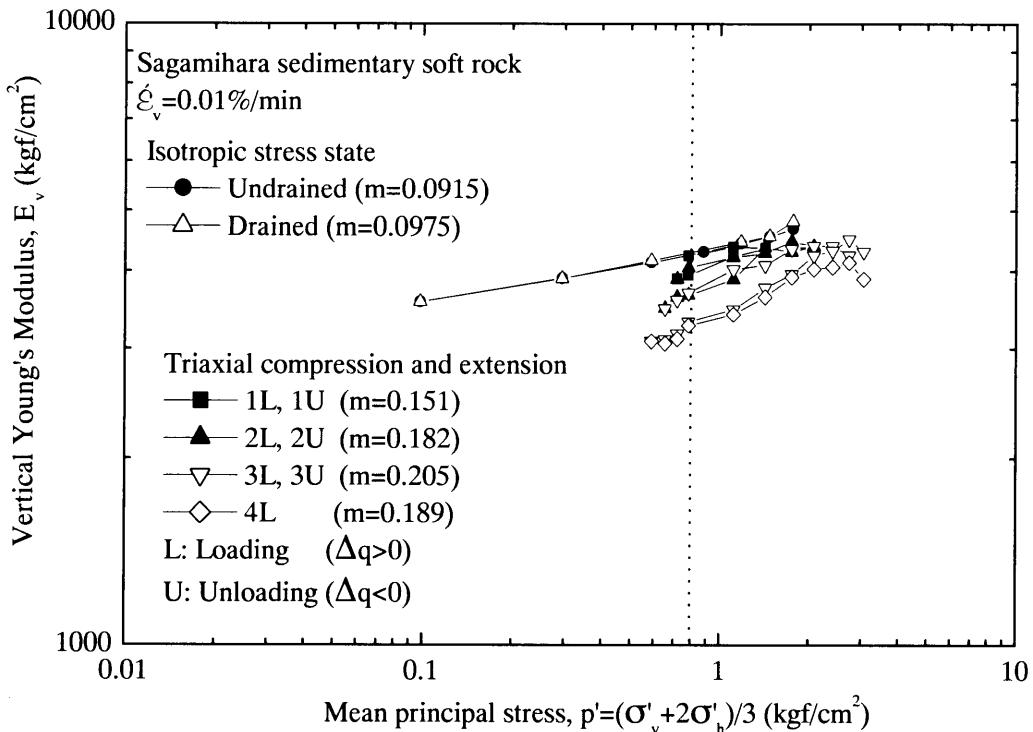


図 4.3.12(e) 等方および側圧一定の異方応力状態における相模原堆積軟岩の鉛直方向ヤング率—平均主応力 p' 関係(等方応力 $\sigma'_c=1.15\text{kgf/cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 $=8\text{kgf/cm}^2$)

表 4.3.3 相模原堆積軟岩における鉛直方向ヤング率の応力レベル依存性係数
(等方応力 $\sigma'_c=1.15\text{kgf/cm}^2$, 側圧 σ'_h 一定 $=8\text{kgf/cm}^2$ の応力状態において)

Stress state \ Formulation	$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_{v0}} \right)^m$	$E_v = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_{m0}}{\sigma'_{m0}} \right)^m$	$E_v = E_{v0} \left(\frac{p'}{p'_{v0}} \right)^m$
Isotropic stress state (Drained condition)	0.0915	0.0915	0.0915
Isotropic stress state (Undrained condition)	0.0975	0.0975	0.0975
Anisotropic stress state (1st loading and unloading)	0.0693	0.111	0.151
Anisotropic stress state (2nd loading and unloading)	0.0889	0.138	0.182
Anisotropic stress state (3rd loading and unloading)	0.103	0.160	0.205
Anisotropic stress state (4th loading)	0.0903	0.147	0.189

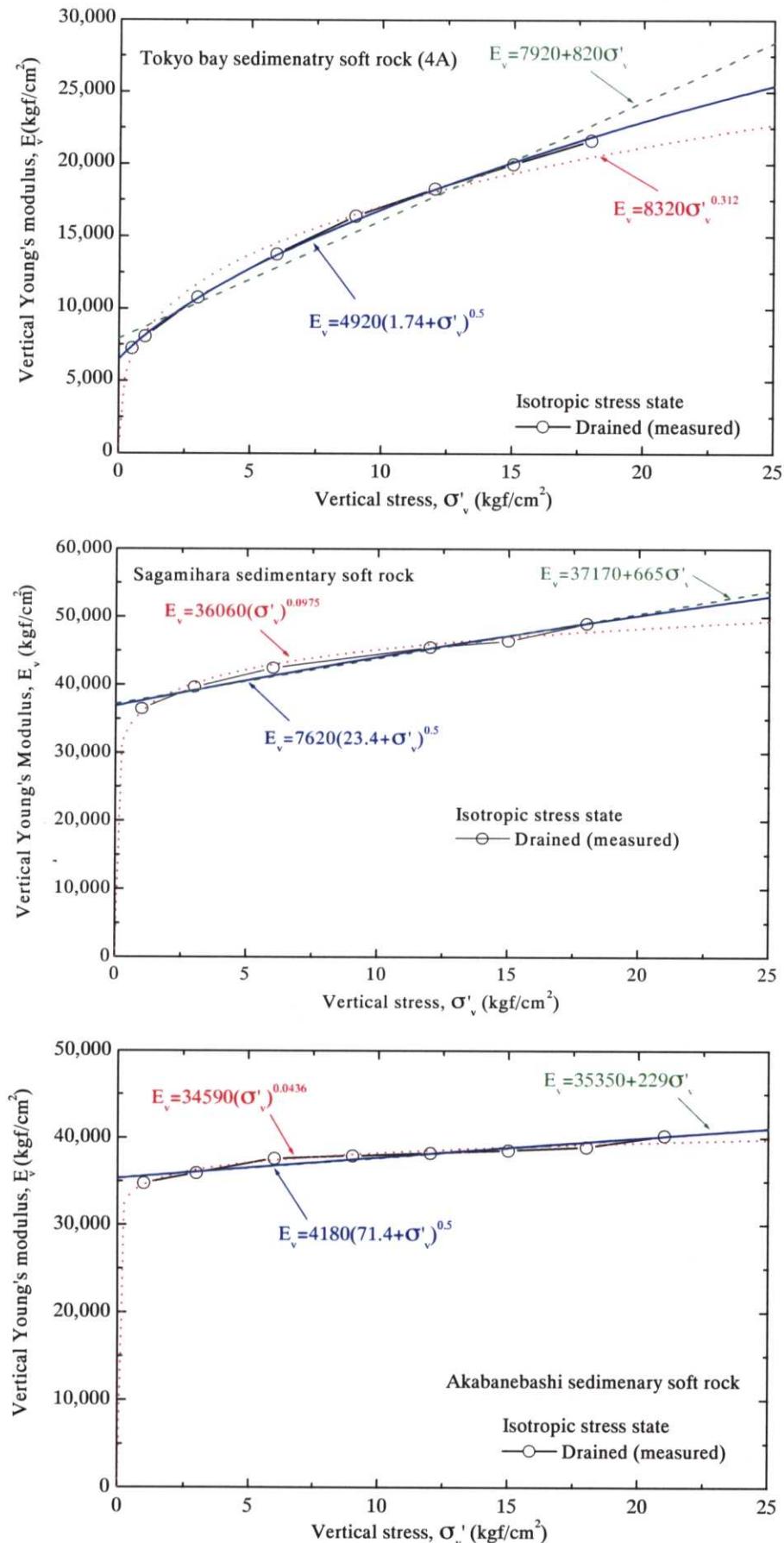


図 4.3.13 $E_v = E_{v0}(\sigma'_v)^m$ と $E_v = \alpha(\beta + \sigma'_v)^{0.5}$ の比較((a)東京湾口海底堆積軟岩, (b)相模原堆積軟岩, (c)赤羽橋堆積軟岩, 図 4.3.8(a)参照)

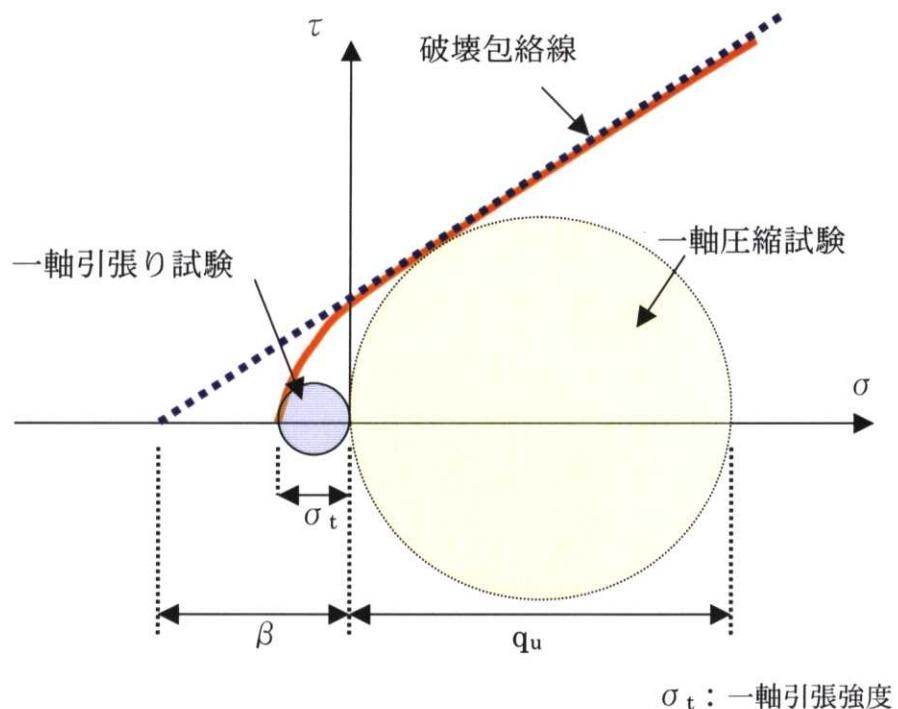


図 4.3.14 β と一軸引張強度の関係