

第五章 三主応力制御試験 による弾性変形特 性

5.1 はじめに

第四章に示したように三軸試験結果から堆積軟岩の鉛直方向ヤング率 E_v は鉛直応力に基本的に依存していることが明らかになった。しかし、鉛直方向ヤング率 E_v の評価だけでは、地盤の変形を正確に予測するには不十分である。それは一般に地盤が異方性を示すからである。

そこで地盤の異方性を評価する方法として、

- ①原位置弹性波試験で Down-hole 法と Cross-hole 法を組み合わせてせん断波速度の伝播・振動方向による違いを検討する方法、
 - ②平板載荷試験を異なる載荷方向で行って得られる荷重一沈下曲線の違いを検討する方法、
 - ③通常の載荷方向の平板載荷試験結果によるヤング率と孔内水平載荷試験結果によるヤング率の違いを検討する方法、
 - ④対象地盤からいろいろな方向に角度を変えて試料を採取し、室内力学試験結果による応力一ひずみ曲線の違いを検討する方法、
- などが考えられる。

上記のいずれの方法も堆積作用や不連続性の分布など地質的な初期構造異方性の影響に着目している。しかし砂や礫では応力状態の変化にともない、異方性が新たに形成されて変形特性に影響する。②の平板載荷試験による荷重一沈下曲線、④の室内要素試験による応力一ひずみ曲線には、初期構造異方性の影響と応力状態が誘導する異方性の影響が混在していると考えられる。両者は本来、区別して議論されるべきである。

堆積軟岩でも初期構造異方性と同様に応力状態誘導異方性が変形特性に影響することは予想される。しかし三軸試験結果では、応力が十分に独立に制御できないことと水平ひずみの高精度なひずみの測定ができないので水平方向ヤング率が正確に測定できない。つまり弾性変形特性の異方性が直接に把握できないのである。むろんモデル等を用いて考察することは可能である。

一方で角柱供試体を用いた三主応力制御試験では、一つの供試体で弾性変形特性の初期構造異方性と応力状態誘導異方性を分離して評価できる利点がある。そこで本章では、三主応力制御試験を実施し、微小ひずみレベルにおける弾性変形特性の固有異方性と応力状態誘導異方性について検討する。以下に弾性変形特性の測定方法と検討結果を述べる。

5.2 三主応力制御試験による弾性変形特性の異方性

等方応力状態および三軸圧縮・伸張状態において角柱供試体に鉛直方向と水平一方向に独立な小さな除荷・再載荷を行ない、応力増分—ひずみ増分関係からヤング率の異方性を、ひずみ増分—ひずみ増分関係からポアソン比の異方性の評価を行った。まずヤング率とポアソン比の測定方法を述べ、つぎに弾性変形特性の固有異方性や応力状態誘導異方性について考察する。

5.2.1 鉛直・水平方向微小振幅繰返し載荷による弾性変形特性の評価方法

「4.3.1 鉛直微小繰返し載荷による鉛直方向ヤング率 E_v の評価方法」で述べたように、三軸試験では鉛直方向の微小繰返し載荷から、供試体長軸方向のヤング率 E_v を評価した。そこで角柱供試体を用いた三主応力制御試験で、微小繰返し載荷を図 5.2.1 のように鉛直方向に加えて水平一方向にも独立に行ない、三次元の弾性変形特性の評価を行った。その評価方法の背景と具体例を以下に述べる。

(a) 直交異方弾性体

供試体の直交異方弾性体を仮定すると、構成則として図5.2.1の要素に対し増分形式を用いると次式のように表現できる。

$$\begin{bmatrix} d\epsilon_x \\ d\epsilon_y \\ d\epsilon_z \\ d\gamma_{xy} \\ d\gamma_{yz} \\ d\gamma_{zx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_x & -v_{yx}/E_y & -v_{zx}/E_z & 0 & d\sigma'_x \\ -v_{xy}/E_x & 1/E_y & -v_{zy}/E_z & 1/G_{xy} & d\sigma'_y \\ -v_{xz}/E_x & -v_{yz}/E_y & 1/E_z & 0 & d\sigma'_z \\ 0 & Sym & 1/G_{yz} & 1/G_{yz} & d\tau_{xy} \\ 0 & & 1/G_{zx} & 1/G_{zx} & d\tau_{yz} \\ 0 & & & & d\tau_{zx} \end{bmatrix} \quad (5.2.1)$$

微小繰返し載荷を鉛直・水平・側方方向に独立に行なうと以下のようにそれぞれ3個の弾性係数を評価できる。

(i) 鉛直方向微小繰返し載荷

水平応力 σ'_y と側方応力 σ'_x を一定に保った鉛直方向繰返し載荷(図5.2.1a)では、 $d\sigma'_x = d\sigma'_y = 0$ より、

$$E_z = \frac{d\sigma'_z}{d\varepsilon_z}, \quad \nu_{zy} = -\frac{d\varepsilon_y}{d\varepsilon_z}, \quad \nu_{zx} = -\frac{d\varepsilon_x}{d\varepsilon_z} \quad (5.2.2)$$

が成立し、 E_z, ν_{zy}, ν_{zx} の3個の弾性係数が評価できる。

(ii) 水平一方向微小繰返し載荷

鉛直応力 σ'_z と側方応力 σ'_x を一定に保った水平一方向の繰返し載荷(図5.2.1b)では、 $d\sigma'_x = d\sigma'_z = 0$ より、

$$E_y = \frac{d\sigma'_y}{d\varepsilon_y}, \quad \nu_{yz} = -\frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_y}, \quad \nu_{yx} = -\frac{d\varepsilon_x}{d\varepsilon_y} \quad (5.2.3)$$

が成立し、 E_y, ν_{yz}, ν_{yx} の3個の弾性係数が評価できる。

(iii) 側方一方向微小繰返し載荷

また本研究では実施していないので図5.2.1に示していないが、鉛直応力 σ'_z と水平応力 σ'_y を一定に保った側方一方向の繰返し載荷から、 $d\sigma'_y = d\sigma'_z = 0$ より、

$$E_x = \frac{d\sigma'_x}{d\varepsilon_x}, \quad \nu_{xz} = -\frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_x}, \quad \nu_{xy} = -\frac{d\varepsilon_y}{d\varepsilon_x} \quad (5.2.4)$$

が成立し、 E_x, ν_{xz}, ν_{xy} の3個の弾性係数が評価できる。

本研究で用いた三主応力制御試験装置では、「(iii) 側方一方向の微小繰返し載荷」を実施していない。理由は側方応力 σ'_x が変動するときの側方ひずみ(ε_x)_{Gap}の測定精度が十分でなかったためである。これについては後に検討する。

ゆえに本試験では鉛直方向微小繰返し載荷と水平一方向微小繰返し載荷を実施した。つまり直交異方弾性体の変形特性として、

- ・鉛直方向微小繰返し載荷による
鉛直方向ヤング率: E_z , ポアソン比: ν_{zx}, ν_{zy} (5.2.A)
- ・水平方向微小繰返し載荷による
水平方向ヤング率: E_y , ポアソン比: ν_{yz}, ν_{yx}

を対象とした。

(5.2.A)では、鉛直方向ヤング率 E_z は三軸試験での鉛直方向ヤング率 E_v に相当する。また、z軸を対称軸とし、xy面内で等方である軸対称回転異方弾性体では、

$$\nu_{zx} = \nu_{zy} \quad (5.2.5)$$

が成立し、さらに等方弾性体では、

$$\begin{aligned} E_y &= E_z \\ \nu_{zx} &= \nu_{zy} = \nu_{yz} = \nu_{yx} \end{aligned} \quad (5.2.6)$$

が成立する。

(b) 測定例

相模原堆積軟岩を用いた圧縮載荷試験を、鉛直・水平一方向載荷による弾性変形特性の具体的な測定例を示して以下に説明する。この試験では角柱供試体(60×80×160mm)の長軸方向(z方向)が原位置地盤の鉛直方向と一致するものを用いた。

供試体を二重負圧法で飽和化後、原位置上載圧(σ'_v)_{in-situ}=5kgf/cm²まで等方圧密を行ない、鉛直ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_z=0.002\%/\text{min}$ で鉛直方向軸差荷重 P_z を増加させて排水せん断を行った。

せん断は鉛直方向軸差応力 $q_z=\sigma'_z-\sigma'_x=15, 35\text{kgf/cm}^2$ において $q_z=0\text{kgf/cm}^2$ まで除荷を行ない、その後破壊に至るまで再載荷した。各軸差応力 q_z レベルで鉛直方向微小繰返し載荷(側方応力 σ'_x , 水平応力 σ'_y は一定)と、水平荷重載荷用拘束板を用いた水平一方向微小繰返し載荷(鉛直応力 σ'_z , 側方応力 σ'_x は一定)を行った。

図 5.2.2(a)に鉛直方向軸差応力—鉛直ひずみ関係を、(b)に鉛直ひずみ—水平ひずみ関係と鉛直ひずみ—側方ひずみ関係を示す。鉛直ひずみ(ε_z)_{LDT}, 水平ひずみ(ε_y)_{LDT}はLDTにより、側方ひずみ(ε_x)_{Gap}は非接触変位計により求めている。

図 5.2.2(a)より三主応力制御試験による鉛直方向最大軸差応力(q_z)_{max} は 66.8kgf/cm²である。これは同深度でブロックサンプリング・ダイレクトコアリングにより採取した試料の圧密排水三軸圧縮試験による最大軸差応力 $q_{max}=69 \sim 90\text{kgf/cm}^2$ (図 3.1.4(a)参照)より僅かに小さい。供試体形状・寸法の影響よりは、個々の供試体のバラツキと載荷速度の違いが相対的に大きく影響していると考えられる。実際、第七章で示すように載荷速度が小さいと q_{max} は小さくなる。

以下にせん断中に実施した鉛直・水平一方向の微小繰返し載荷試験について述べる。

(i) 鉛直方向微小繰返し載荷

側方応力と水平応力を $\sigma'_x=\sigma'_y=5\text{kgf/cm}^2$ に一定に保ったまま、鉛直応力増分 $d\sigma'_z=1.5\text{kgf/cm}^2$ を変位制御で作用させる微小繰返し載荷を 2 回行った。図 5.2.3(a)に鉛直方向繰返し載荷中の鉛直方向軸差応力 $q_z=\sigma'_z-\sigma'_x$ と水平方向軸差応力 $q_y=\sigma'_y-\sigma'_x$ の経時変化を示した。初期応力状態は $\sigma'_x=\sigma'_y=\sigma'_z=5\text{kgf/cm}^2$ である。水平方向軸差応力増分 dq_y はほぼ 0 に一定に保たれている。

(ii) 水平方向微小繰返し載荷

鉛直方向微小繰返し載荷後、鉛直応力 σ'_z と側方応力 σ'_x を一定に保ったまま油圧シリンダーを用いた拘束板により、供試体の一方の水平軸に対して水平応力増分 $d\sigma'_y=1.5\text{kgf/cm}^2$ を作用させる微小繰返し載荷を行った。図 5.2.3(b)に水平方向繰返し載荷中の鉛直方向軸差応力 $q_z=\sigma'_z-\sigma'_x$ と水平方向軸差応力 $q_y=\sigma'_y-\sigma'_x$ の経時変化を示す。

鉛直方向軸差応力増分 dq_z はほぼ 0 であるが、鉛直方向繰返し載荷中の水平方向軸差応力増分 $dq_y=0$ の一定状態と比較して若干ばらつきがある。この理由は次のように考えられる。すなわち、鉛直方向微小繰返し載荷においては、水平応力 σ'_y と側方応力 σ'_x の一定状態は直接的な応力制御であるのに対し、水平方向微小繰返し載荷では鉛直載荷が変位制御であるために、 σ'_z が間接的に一定に保たれるためである。

図 5.2.4 に鉛直と水平方向微小繰返し載荷時の鉛直ひずみ増分($d\varepsilon_z$)_{LDT}、側方ひずみ増分($d\varepsilon_x$)_{Gap}、水平ひずみ増分($d\varepsilon_y$)_{LDT}の経時変化を示す。平均して鉛直方向繰返し載荷時の鉛直ひずみ速度($\dot{\varepsilon}_z$)_{LDT} は約 0.00036%/min、水平方向繰

返し載荷時の水平ひずみ速度 $(\dot{\varepsilon}_y)_{LDT}$ は約 $0.00038\%/min$ である。 $(\dot{\varepsilon}_z)_{LDT}$, $(\dot{\varepsilon}_y)_{LDT}$ は供試体の真のひずみ速度を表している。

鉛直方向繰返し載荷時の鉛直ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_z$ は載荷軸の変位速度から求めると約 $0.002\%/min$ になるが、実際はベディングエラーのためにかなり小さくなる。なお、水平方向繰返し載荷時の水平ひずみ速度 $(\dot{\varepsilon}_y)_{LDT}$ は、若干のひずみ速度の影響を経験的に考慮して目標とするひずみ速度にほぼ同じになるように水平方向軸差荷重を制御した。また図 5.2.4(a)(b)からゆっくりとした載荷速度でも、載荷方向反転時に遊びが非常に少ないと分かる。

図5.2.5に初期応力状態が等方応力状態($\sigma_x' = \sigma_y' = \sigma_z' = 5\text{kgf/cm}^2$)での鉛直方向微小繰返し載荷による E_z , ν_{zy} , ν_{zx} の測定例と水平方向繰返し載荷時による E_y , ν_{yz} , ν_{yx} の測定例を示す。

図5.2.5 (a)は鉛直方向繰返し載荷時の鉛直応力増分—鉛直ひずみ ε_z 関係、(b)は水平方向繰返し載荷時の水平応力—水平ひずみ関係である。(c)(d)は鉛直方向繰返し載荷時の鉛直ひずみ増分—水平ひずみ増分関係、鉛直ひずみ増分—側方ひずみ増分関係、(e)(f)は水平方向繰返し載荷時の水平ひずみ増分—鉛直ひずみ増分関係、水平ひずみ増分—側方ひずみ増分関係である。

図5.2.5 (a)(b)において鉛直ひずみ増分・水平ひずみ増分は約 0.005% であり、非常に可逆的な応力—ひずみ増分関係が得られている。また(c)(e)においても十分に可逆的なひずみ増分関係—ひずみ増分関係が得られている。弾性変形が大きく支配していることが分かる。一方で(d)(f)にみられるひずみ増分関係—ひずみ増分関係は相対的に若干可逆性に乏しい。この理由は明確ではないが、ひずみレベルの問題というよりも側方ひずみ ε_x の測定方法の問題点と考えられる。鉛直・水平方向ヤング率 E_z , E_y , ポアソン比 ν_{zy} , ν_{zx} , ν_{yz} , ν_{yx} は図のように測定データを直線近似して評価した。

5.2.2 圧縮載荷試験による弾性変形特性の応力状態 誘導異方性と固有異方性

鉛直・水平一方向繰返し載荷を等方・異方の様々な応力状態で行なうことに

より、弾性変形特性の固有異方性と応力状態誘導異方性を評価できる。実際は容易ではないが原位置の応力状態が忠実に再現できれば、この結果に基づくことにより原位置における異方性を推定できる。

相模原堆積軟岩と赤羽橋堆積軟岩を対象にして三軸圧縮試験とほぼ同じ応力経路に限定した三主応力制御試験を実施した。せん断途中では鉛直・水平一方向微小振幅繰返し載荷を行なった。厳密には、水平一方向微小振幅繰返し載荷中は $\sigma'_x \neq \sigma'_y$ ので三軸試験の応力経路とは異なる。

以下では、得られた弾性変形特性から応力状態誘導異方性について検討を行なう。同時に原位置の上載圧(σ'_v)_{in-situ}にて等方圧密した状態が原位置の応力状態に近いと仮定して固有異方性についても考察する。等方応力は、原位置では特異な応力状態である。ここでは等方応力状態での異方性を固有異方性(Inherent anisotropy)と呼ぶことにする)。

(a) 相模原堆積軟岩における応力状態誘導異方性と固有異方性

図 5.2.6 は、原位置の鉛直方向が供試体長軸方向(z 軸方向)と一致した”V—供試体”の試験結果(図 5.2.2 参照)である。(a)は鉛直・水平方向ヤング率 E_y, E_z —鉛直方向軸差応力 q_z の関係、(b)はポアソン比 $\nu_{zx}, \nu_{zy}, \nu_{yx}, \nu_{yz}$ —鉛直方向軸差応力 q_z の関係を示したものである。

図 5.2.6(a)から、 q_z の増加に伴い、鉛直方向ヤング率 E_z は増加し、水平方向ヤング率 E_y は低下していることがわかる。等方応力状態では、水平方向ヤング率 E_y が鉛直方向ヤング率 E_z と比較して少し大きい。これは王(1996)が相模原での上総層(本研究の対象材料とは採取深度がほぼ同じ)について得たのと同じ結論である。彼は同じサイトから異なる方向に採取した円柱供試体を用いた三軸圧縮試験結果を統計的に整理してこの結論を導いている。

図 5.2.6(b)をみるとポアソン比 ν_{zx}, ν_{zy} は q_z の増加に伴い、しだいに増加している。一方で ν_{yz} は $q_z=30\text{kgf/cm}^2$ より大きくなつたところで少し低下している。ポアソン比 ν_{yx} は、 ν_{zx}, ν_{zy} や ν_{yz} と比較して目立った傾向はない。等方応力状態では、ポアソン比 ν_{yx} と ν_{yz} が一番良く一致している。 ν_{zx} と ν_{zy} は $q_z=0\text{kgf/cm}^2$ で約 1.6 倍、 $q_z=55\text{kgf/cm}^2$ では約 1.4 倍異なる。つまり xy 面内で等方性は認められない。すなわち V—供試体の z 軸は、原位置の鉛直方向と一致するので、原位置の水平面内において等方性が生じてはいないと考えられる。

図 5.2.7 は、原位置の水平方向が供試体長軸方向(z 軸方向)と一致した”H—供試体”の試験結果である。ただし、供試体短軸方向(x あるいは y 軸方向)が原位置

のどの方向に一致するかは不明である。図 5.2.7 (a)は、鉛直ひずみ(ε_z)_{LDT}, (ε_z)_{External}—鉛直方向軸差応力 q_z 関係、(b)は鉛直ひずみ(ε_z)_{LDT}—側方ひずみ(ε_x)_{Gap}, 鉛直ひずみ(ε_z)_{LDT}—水平ひずみ(ε_y)_{LDT}関係を示している。 $q_z=25\text{kgf/cm}^2$ で一度 $q_z=0$ まで除荷し、その後再載荷を行った。(c)は鉛直・水平方向ヤング率 E_z , E_y —鉛直方向軸差応力 q_z 関係、(d)はポアソン比 ν_{zx} , ν_{zy} , ν_{yx} , ν_{yz} —鉛直方向軸差応力 q_z の関係を示したものである。

図 5.2.7(c)より、V一供試体と同様に q_z の増加に伴い、鉛直方向ヤング率 E_z は増加し、水平方向ヤング率 E_y は低下していることがわかる。また、等方応力状態では、V一供試体とは反対に水平方向ヤング率 E_y が鉛直方向ヤング率 E_z と比較して少し小さい。供試体の y 軸方向が原位置の鉛直方向と一致していると仮定すればV一供試体の試験結果と整合する。

図 5.2.7 (d)よりポアソン比 ν_{zx} , ν_{zy} は載荷初期と破壊に近い応力レベルにおいて q_z の増加とともに増加していく、逆にポアソン比 ν_{yz} は減少している。ポアソン比 ν_{yx} は q_z の増加とともにゆるやかに増加している。ポアソン比 ν_{zx} は $q_z=0\text{kgf/cm}^2$ で ν_{zy} の約 1.3 倍、 $q_z=55\text{kgf/cm}^2$ で”約 1.2 倍と”V一供試体”よりその差は小さい。

以上をまとめると、相模原堆積軟岩では鉛直方向軸差応力 q_z の増加に伴い、
①鉛直方向ヤング率 E_z とポアソン比 ν_{zx} , ν_{zy} は、ゆるやかに増加することと、
②水平方向ヤング率 E_y とポアソン比 ν_{yz} は、ゆるやかに減少すること
が弾性変形特性の応力状態誘導異方性として認められる。一方で、 ν_{yx} はサンプリング角度により異なる傾向を示した。

固有異方性については、角柱供試体の短軸方向(x あるいは y 軸方向)が原位置のどの方向に一致するのが不明であるため、詳細な考察はできないが、
③原位置での水平方向のヤング率は鉛直方向のヤング率よりも若干大きい可能性が高いが、明確な大きさの違いはないことと、
④一方でポアソン比には明確な異方性があること、特に原位置の水平面内に等方性がないこと
が認められる。

越智(1994)によると、当該地域の上総層群の層理面は北東方向にゆるく 10 度程度傾斜しているが、極端に水平な堆積構造からかけ離れているわけではない。しかし露頭観察や断層系割れ目の観察から東西方向への地殻変動が過去から継続していることが判明している。水平一方向に長期的な圧縮荷重を受けながら、統成作用により構造が発達して固有異方性に影響を及ぼしている可能性も考えられる。

(b) 赤羽橋堆積軟岩における応力状態誘導異方性と固有異方性

図 5.2.8 に原位置の鉛直方向が供試体の長軸方向(z 軸方向)と一致した”V—供試体”の圧縮試験結果を示す。(a)は、鉛直方向軸差応力 q_z —鉛直ひずみ(ε_z)_{LDT}, (ε_z)_{External} 関係、(b)は鉛直ひずみ(ε_z)_{LDT}—側方ひずみ(ε_x)_{Gap}, 鉛直ひずみ(ε_z)_{LDT}—水平ひずみ(ε_y)_{LDT} 関係を示している。鉛直方向軸差応力 $q_z=25\text{kgf/cm}^2$ で一度 $q_z=0$ まで除荷し、その後圧縮破壊に至るまで再載荷を行った。(c)は鉛直・水平方向ヤング率 E_z , E_y —鉛直方向軸差応力 q_z 関係、(d)はポアソン比 ν_{zx} , ν_{zy} , ν_{yx} , ν_{yz} —鉛直方向軸差応力 q_z の関係を示したものである。

図 5.2.8(c)より、相模原堆積軟岩と同様に q_z の増加に伴い、鉛直方向ヤング率 E_z は増加している。水平方向ヤング率 E_y もやや増加しているが、増加率は鉛直方向ヤング率 E_z と比較して小さい。 $q_z=0$ の等方応力状態では、水平方向ヤング率 E_y が鉛直方向ヤング率 E_z と比較して約 15%ほど大きい。

図 5.2.8(d)では、ポアソン比 ν_{zx} , ν_{zy} は q_z の増加とともに増加していく、逆にポアソン比 ν_{yz} は減少している。ポアソン比 ν_{yx} は他のポアソン比 ν_{zx} , ν_{zy} , ν_{yz} より大きく、軸差応力 q_z の増加に対してあまり変化は見られない。相模原堆積軟岩とは異なり、ポアソン比 ν_{zx} は $q_z=0$ を除いて比較的 ν_{zy} によく一致していて水平面内に異方性が少ないことを示唆している。

以上から赤羽橋堆積軟岩の弾性変形特性の応力状態誘導異方性としては、相模原堆積軟岩と同様な現象が認められた。つまり、 q_z の増加に伴い、

- ①鉛直方向ヤング率 E_z とポアソン比 ν_{zx} , ν_{zy} は、ゆるやかに増加すること、
- ②水平方向ヤング率 E_y はあまり変化せず、ポアソン比 ν_{yz} はゆるやかに減少すること

が弾性変形特性の応力状態誘導異方性として認められる。

一方で、固有異方性については、

- ③ヤング率は水平方向が若干大きいが、あまり違いはないこと、
- ④ポアソン比について原位置の水平面内において異方性が少ないと認められた。

当該地盤の地層は 1 度程度しか傾斜しておらず水平である(Miyazaki et al., 1999)。また当該地盤で鉛直方向・水平南北方向・水平東西方向に採取した円柱供試体を用いた三軸圧縮試験結果(宮崎, 1998)をまとめると表 5.2.1 のようになる。数値は複数の試験結果の平均値である。これによると赤羽橋堆積軟岩は泥質優勢グループと砂質優勢グループに分けられる。初期ヤング率 E_0 をみると、泥質優勢グループでは約 26%ほど水平(東西)供試体が V—供試体より大きい。砂質優勢グループでは約 53%ほど水平(南北)供試体が、約 66%ほど水平(東西)

供試体が V一供試体より大きい。水平面で東西・南北方向に顕著な違いは認められない。

図 5.2.8 に示した本試験結果は一見複雑である。なぜなら、強度特性としては砂質優勢グループに、変形特性としては泥質優勢グループとみなせるからである。しかしこれは次のように解釈できる。

角柱供試体(写真 2.2.4)を観察すると中央部分に明らかに黒っぽい層が存在する。泥質優勢層(黒っぽい層)が砂質優勢層(茶色い層)の間に介在している。つまり中央部が泥質優勢、両端部が砂質優勢になっている。三方向の主ひずみを局所的に供試体中央付近で測定しているので変形特性は泥質優勢グループに近くなる。ゆえにヤング率の固有異方性は泥質優勢グループの三軸圧縮試験と同じ傾向が得られたものと考えられる。逆に強度特性は両端部の砂質優勢部分が大きく影響したものと思われる。

以上述べたように 2箇所で採取した上総層群の堆積軟岩(相模原堆積軟岩、赤羽橋堆積軟岩)は、側圧一定下で鉛直方向軸差応力 q_z の増加に伴い、鉛直方向ヤング率 E_z が増加した。逆に水平方向ヤング率 E_y はほぼ一定かあるいはやや減少した。これは q_z の増加に伴い、直方向が鉛直軸方向である(構成粒子同士の)接触面の個数や接触面の面積が増加したためであると推測される。反対に直方向が水平軸方向である接触面の個数や面積は q_z が増加しても、ほとんど変化しないかやや減少していると考えられる。

またヤング率について顕著な固有異方性を示さなかった。これは London clay (Bishop and Webb, 1975) や島尻層泥岩(新城・小宮, 1984)・珪藻土質泥岩(仲野・清水, 1989)とは異なる挙動である。堆積環境や地殻変動の履歴が影響しているものと考えられる。相模原堆積軟岩、赤羽橋堆積軟岩は泥岩質であり、限られた岩種である。今後特に砂質軟岩に関する検討が、上総層群の堆積軟岩の固有異方性を知る上で大きな課題である。

5.2.3 多段階拘束微小振幅繰返し載荷試験による弾性変形特性の拘束圧依存性

三軸試験と同様に、等方応力載荷中に各圧密応力において、鉛直方向に加えて水平一方向にも微小振幅繰返し載荷を行ない、弾性変形特性の拘束圧依存性を検討した。

前項ではヤング率 E_z , E_y , ポアソン比 ν_{zx} , ν_{xz} , ν_{yx} , ν_{yz} について検討したが、本試験ではポアソン比 ν_{zx} , ν_{yz} はバラツキが大きく、十分な測定データが得られなかつた。その理由を次のように推定した。

側方応力 σ'_x が変動すると、供試体表面のゆるみ層やゴムスリープの変形が側方ひずみ(ε_x)_{Gap} に誤差を与えることは当然予想される。なぜなら(ε_x)_{Gap} は供試体の幅の変化から求めているからである(Tatsuoka et al., 1999a)。

しかし、たとえ側方応力 σ'_x が一定でも、非接触変位計のターゲットの接着材(グリース)は、時間の経過とともに変形が進行する。また変形速度は拘束圧により異なる(Tatsuoka et al., 1984)。ポアソン比 ν_{zx} , ν_{yz} を評価するには、0.001% の側方ひずみ(ε_x)_{Gap} を精度よく測定する必要があり、これは供試体幅約 60mm から約 0.0006mm に相当し、相当困難であることが分かる。

各圧密応力の 1 回の微小繰返し載荷は、供試体の排水性を考慮して約 25~30 分間を要する(図 5.2.3a,b 参照)。繰返し載荷中の接着材(グリース)の変形が十分に小さくなるまで、各圧密応力で十分な時間にわたり一定の応力状態を保つことは実験上困難であったため、バラツキが大きくなつたものと考えられる。加えて第七章で述べるようにベディングエラー(B.E.)に時間効果があったことも要因の一つである。

そこで、この節では鉛直方向ヤング率 E_z の拘束圧依存性に加えて

- ①水平方向ヤング率 E_y の拘束圧依存性
- ②ポアソン比 ν_{zy} ・ ν_{yz} の拘束圧依存性

を対象として検討する。

原位置で鉛直方向・水平方向・斜め 45 度方向に採取した相模原堆積軟岩の角柱供試体(V—供試体、H—供試体、 $\delta 45$ —供試体)を対象に実施した。供試体を飽和化後、各圧密応力で約 1 時間放置し、鉛直方向に微小振幅繰返し載荷試験を行ない、続いて水平一方向に微小振幅繰返し載荷試験を行つた。応力振幅は、それぞれ鉛直応力増分 $d\sigma'_z=1.5 \text{ kgf/cm}^2$ 、水平応力増分 $d\sigma'_y=1.5 \text{ kgf/cm}^2$ とし、微小振幅繰返し載荷は 5 回ずつ行つた。以下のその結果について述べる。

(a) 鉛直・水平方向ヤング率 E_z , E_y の拘束圧依存性

図 5.2.9(a)-(c)は鉛直方向ヤング率 E_z , 鉛直応力 σ'_z 関係、水平方向ヤング率 E_y —水平応力 σ'_y 関係を両対数表示したものである。(a), (b), (c)はそれぞれ V—供試体、H—供試体、 $\delta 45$ —供試体の試験結果である。等方応力状態 $\sigma'_x=\sigma'_y=\sigma'_z$ を鉛直・水平一方向繰返し載荷の初期状態としているので、 σ'_y と σ'_z は σ'_x

にほぼ等しい。しかし厳密には等しくなく、若干の差は、微小繰返し載荷の応力振幅の中央値に対応しているためである。

鉛直方向ヤング率 E_z 、水平方向ヤング率 E_y とともに σ'_z 、 σ'_y の増加とともに増加している。図中の m_z , m_y の値は、鉛直方向ヤング率 E_z と水平方向ヤング率 E_y をそれぞれ Tatsuoka et al.(1999a)の砂礫に対する亜弾性体モデルの表現方法にならい、次の(5.2.7), (5.2.8)式で近似したときの値である。

$$E_z = E_{z0} \left(\frac{\sigma'_z}{\sigma'_{z0}} \right)^{m_z} \quad (5.2.7)$$

ここで、 E_{z0} は $\sigma'_z = \sigma'_{z0}$ のときの E_z の値である。

$$E_y = E_{y0} \left(\frac{\sigma'_y}{\sigma'_{y0}} \right)^{m_y} \quad (5.2.8)$$

ここで、 E_{y0} は $\sigma'_y = \sigma'_{y0}$ のときの E_y の値である。

Tatsuoka et al.(1999a)は、(5.2.7)式, (5.2.8)式において $m_z=m_y=m$ と仮定している。ここでは供試体のサンプリング方向の観点からこの仮定を検証する。

V—供試体では m_z のほうが m_y より 1.99 倍大きく、H—供試体では 1.65 倍大きい。 $\delta 45$ —供試体では m_z と m_y はほぼ等しい。従って m_z , m_y は サンプリング方向の影響を受けて、必ずしも一致しない。ただし m_z と m_y 値の大小関係は、水平方向ヤング率と鉛直方向ヤング率の比 E_y/E_z では直接説明できない。 m_z , m_y 値には、供試体によるバラツキとヤング率の測定精度によるバラツキを考慮しなければならない。今後は、よりデータを蓄積して検討することが必要と思われる。

図 5.2.9(d)は、 E_y/E_z をヤング率がそれぞれ得られた σ'_z と σ'_y の平均値($\sigma'_z + \sigma'_y)/2$ に対してプロットしたものである。V—供試体の圧密応力が低い部分を除いて、圧密応力の変化に対し E_y/E_z の変化は小さいことが分かる。すなわち等方応力載荷によるヤング率の固有異方性の変化は少ない。これは、砂や粘土に対する等方応力載荷の影響と異なるようである。しかし、堆積軟岩の等方圧密降伏応力は原位置上載圧よりかなり大きい。ゆえに試験で与えた拘束圧は、あまり塑性体積ひずみを生じさせていない。すなわち、構造の変化が少ないので固有異方性の変化が小さいと考えられる。

(b) ポアソン比 ν_{zy} , ν_{yz} の拘束圧依存性

図 5.2.10(a)-(c)はポアソン比 ν_{zy} , 鉛直応力 σ'_z 関係、ポアソン比 ν_{yz} —水平応力 σ'_y 関係を両対数表示したものである。(a), (b), (c)はそれぞれ V—供試体、H—供試体、 $\delta 45$ —供試体の試験結果である。

V—供試体と H—供試体でポアソン比 ν_{zy} は、拘束圧の増加にともないかなり増加している。この理由は不明であり、これは渡辺ら(1989)の傾向と異なる。ただし渡辺ら(1989)の結果は局所的な軸ひずみを用いていない三軸圧縮試験結果によるものである。ポアソン比 ν_{yz} は ν_{zy} と比較して変化が少ない。

また $\delta 45$ —供試体では、ポアソン比 ν_{zy} , ν_{yz} ともに変化がすくない。しかし後に示すように $\delta 45$ —供試体でも等方応力状態において ν_{zy} , ν_{yz} の変化が大きい場合も生じた。 $\delta 45$ —供試体は原地盤の水平方向に対して 45 度方向に採取されたものであるが、三次元的な採取方向は不明である。V—供試体と H—供試体も考慮すると構造異方性が影響しているのかもしれない。

図 5.2.10(d)は、ポアソン比 ν_{yz} と ν_{zy} の比 ν_{yz}/ν_{zy} を、鉛直応力 σ'_z と水平応力 σ'_y の平均値 $(\sigma'_z + \sigma'_y)/2$ に対してプロットしたものである。V—供試体と H—供試体の ν_{yz}/ν_{zy} は圧密応力に対する変化が大きいことが分かる。

5.2.4 側圧一定大振幅繰返し載荷試験による弾性変形特性の応力状態誘導異方性

異方応力状態の弾性変形特性の評価を行なうために、側方応力 σ'_x と水平応力 σ'_y を基本的に一定に保ちながら鉛直応力 σ'_z を大振幅で変化させる側圧一定の大きな繰返し載荷試験を行った。相模原堆積軟岩の角柱供試体($\delta 45$ —供試体)を対象とした。

具体的には、まず前項と同様に等方応力状態の弾性変形特性を評価するため等方圧縮・除荷の応力経路に沿って多段階拘束微小振幅繰返し載荷試験を実施した。その後、等方除荷して所定の拘束圧で側圧を一定に保ち、大振幅繰返し載荷試験を行った。大振幅繰返し載荷途中では鉛直方向に統いて水平一方向の微小振幅繰返し載荷を行ない、圧縮および伸張状態の弾性変形特性の応力状態誘導異方性を評価した。

(a) Tatsuoka et al. (1999a)の亜弾性体表現方法の適用性

図 5.2.11(a)に等方・異方応力状態における鉛直方向ヤング率 E_z —鉛直応力 σ_z' 関係、(b)に水平方向ヤング率 E_y —鉛直応力 σ_z' 関係を示す。等方応力状態の鉛直・水平方向ヤング率 E_z, E_y は $1 \sim 16 \text{kgf/cm}^2$ の範囲の拘束圧で得られたものである。異方応力状態の E_z, E_y は等方除荷後、側圧 8kgf/cm^2 一定における鉛直・水平方向微小振幅繰返し載荷から得られた値である。側圧 8kgf/cm^2 における大振幅繰返し載荷は、鉛直方向軸差応力 $q_z=20 \text{kgf/cm}^2$ まで載荷し、一度 $q_z=1 \text{kgf/cm}^2$ まで除荷した後、破壊に至るまで再載荷を行った。

図中の m_z^z, m_z^y の値は、鉛直方向ヤング率 E_z と水平方向ヤング率 E_y をそれぞれ(5.2.9a), (5.2.9b)式で近似したときの値である。

$$E_z = E_{z0} \left(\frac{\sigma'_z}{\sigma'_{z0}} \right)^{m_z^z} \quad (5.2.9a)$$

ここで、 E_{z0} は $\sigma'_z = \sigma'_{z0}$ のときの E_z の値である。

$$E_y = E_{y0} \left(\frac{\sigma'_z}{\sigma'_{z0}} \right)^{m_z^y} \quad (5.2.9b)$$

ここで、 E_{y0} は $\sigma'_z = \sigma'_{z0}$ のときの E_y の値である。

三軸試験と同様に各測定値を、

- ・等方応力載荷・除荷(Isotropic stress state)
- ・1回目の大きな載荷・除荷(1L, 1U)
- ・2回目の大きな再載荷(2L)

状態に分けてデータを近似した。

応力状態依存性はあまり顕著ではないが、等方応力状態の鉛直方向ヤング率 E_z と水平方向ヤング率 E_y は、それぞれ鉛直応力 $\sigma'_z=\sigma'_y$ の増加に伴い、ほぼ同様に増加している($m_z^z=0.0547, m_z^y=0.0646$)。鉛直方向ヤング率 E_z は異方応力状態でも、1回目の載荷・除荷で $m_z^z=0.0884$ 、2回目の再載荷で $m_z^z=0.102$ と等方応力状態の E_z と比較して若干大きく増加している。一方で異方応力状態の E_y は、鉛直応力 σ'_z の増加に対し、1回目の載荷・除荷で $m_z^y=0.0061$ 、2回目の再載荷で $m_z^y=-0.0302$ とほとんど変化しない。

図 5.2.12 に同様な試験で得られた結果を示す。大振幅繰返し載荷は側圧

15kgf/cm^2 一定で行ない、鉛直方向軸差応力 $q_z=20\text{kgf/cm}^2$ まで載荷し、一度 $q_z=1\text{kgf/cm}^2$ まで除荷した後、破壊に至るまで再載荷を行なった。図 5.2.12 (a) に等方・異方応力状態における鉛直方向ヤング率 E_z —鉛直応力 σ_z' 関係を、(b) に水平方向ヤング率 E_y —鉛直応力 σ_z' 関係を示す。

図 5.2.11 と同様に、等方応力状態の鉛直方向ヤング率 E_z と水平方向ヤング率 E_y は、それぞれ $\sigma_z'=\sigma_y'$ の増加に伴い、ほぼ同様に増加している(E_z : $m_z^z=0.178$, E_y : $m_z^y=0.149$)。さらに鉛直方向ヤング率 E_z は異方応力状態でも等方応力状態と同様に、1 回目の載荷・除荷で $m_z=0.152$, 2 回目の再載荷で $m_z=0.146$ と σ_z' の増加に対し増加している。一方で水平方向ヤング率 E_y は、異方応力状態では等方応力状態と異なり σ_z' の増加に対して 1 回目の載荷・除荷で $m_z^y=-0.0136$, 2 回目の再載荷で $m_z^y=-0.069$ とやや減少している。

図 5.2.13 は、図 5.2.11 と図 5.2.12 に示した両試験の側圧一定状態における鉛直・水平方向ヤング率の比 E_z/E_y を、ヤング率がそれぞれ得られた応力比 σ_z'/σ_y' に対して整理したものである。どちらも E_z/E_y が σ_z'/σ_y' の増加に対し、増加することが認められる。

以上より、ヤング率の応力状態誘導異方性についてまとめると、

- ①鉛直方向ヤング率 E_z は鉛直応力 σ_z' に依存し、等方・異方(側圧一定)の応力状態において鉛直応力 σ_z' の増加に伴い増加すること、
 - ②水平方向ヤング率 E_y は鉛直応力 σ_z' に非依存で、等方応力状態では等方応力 $\sigma_z'=\sigma_y'$ が増加すると増加するが、側圧(σ_y')一定の異方応力状態では変化しないか、もしくは減少すること、
- が認められる。また、①と②に関連して
- ③側圧一定の応力状態では、応力比 σ_z'/σ_y' の増加に伴い鉛直方向と水平方向ヤング率の比 E_z/E_y は増加する。

①と②の実験事実は、「鉛直方向ヤング率 E_z は、鉛直応力 σ_z' に基本的に一義的に依存し、水平方向ヤング率 E_y は、水平応力 σ_y' に基本的に一義的に依存する」と考えると説明できる。これはヤング率の表現方法として Tatsuoka et al.(1999a) の亜弾性体の表現方法(5.2.7)式、(5.2.8)式が有効であることを示している。

(b) ポアソン比 ν_{zy} , ν_{yz} の応力状態依存性に対する考察

図 5.2.14(a), 図 5.2.15(a)に等方・異方応力状態のポアソン比 ν_{zy} —鉛直応力 σ_z' 関係、図 5.2.14(b), 図 5.2.15(b)にポアソン比 ν_{yz} —鉛直応力 σ_z' 関係を示す(図 5.2.11, 5.2.12 参照)。異方応力状態のポアソン比 ν_{zy} , ν_{yz} は、図 5.2.14 で側圧 8kgf/cm²一定の大きな繰返し載荷過程で、図 5.2.15 では側圧 15kgf/cm²一定の大きな繰返し載荷過程で行った微小繰返し載荷試験から得られたものである。

図 5.2.15 では等方応力状態におけるポアソン比 ν_{zy} , ν_{yz} とともに拘束圧 σ_c' の増加に伴い増加している。しかし、異方応力状態では等方応力状態と比較して変化が少ない。同様に図 5.2.14 でも異方応力状態の ν_{zy} , ν_{yz} は変化が少ない。

ただし全体的に ν_{yz} は、 σ_z' の増加に伴い減少する傾向にある。 ν_{zy} は、圧縮載荷試験で得られたように σ_z' の増加に伴うゆるやかな増加傾向は見られず、ほぼ一定である。

図中の n_z , n_y は Tatsuoka et al.(1999a)にならい、次の(5.2.9), (5.2.10)式で近似した値である。

$$\nu_{zy} = (\nu_{zy})_0 \left(\frac{R}{R_0} \right)^{n_z} \quad (5.2.9a)$$

$$\nu_{yz} = (\nu_{yz})_0 \left(\frac{R}{R_0} \right)^{-n_y} \quad (5.2.9b)$$

ここで、R は応力比であり

$$R = \frac{\sigma_z'}{\sigma_y'} \quad (5.2.10)$$

で表される。また、 $(\nu_{zy})_0$, $(\nu_{yz})_0$ は R=R₀ の時の値である。

Tatsuoka et al.(1999a)は、 $n_z=n_y$ とし、また(5.2.7), (5.2.8)式の $m_z/2=m_y/2$ の値と等しいと仮定している。しかし本試験結果はこのような傾向を示していない。現時点での理由は定かではない。ただし、固有異方性やせん断変形に伴う構造の損傷、さらに透水性の変化が複雑に影響していると考えられる。

図 5.2.16 はヤング率と同様に ν_{zy}/ν_{yz} を応力比 σ_z'/σ_y' に対して整理したものである。 E_y/E_z ほど統一的な傾向は示していないが、側圧 15kgf/cm²一定の試験では破壊に近い応力比と一番小さい応力比を除いて増加する傾向を示している。側圧 8kgf/cm²一定の試験でも同様に一番小さい応力比を除いて増加する傾

向を示している。

5.3 まとめ

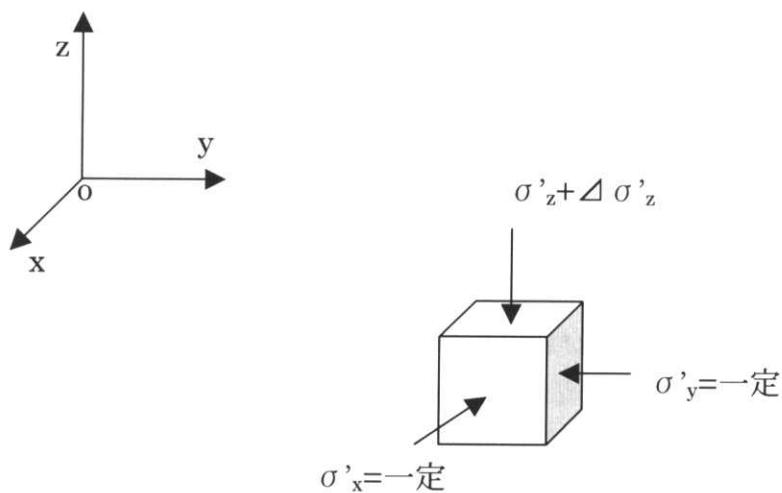
本章のポイントを次にまとめる。

鉛直・水平微小繰返し載荷による弾性変形特性の評価

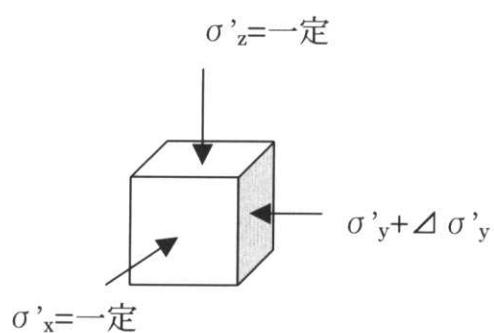
- ・ 載荷方向以外の 2 方向の主応力を一定に保った微小繰返し載荷を鉛直・水平一方向に独立に行なうことにより、角柱供試体の 2 次元弾性変形特性を正確に評価できる。
- ・ 残る 1 方向に関する弾性変形特性の評価が不可能な理由は、主に側方ひずみ (ε_{xy})_{Gap} の測定精度が不十分なためである。

弾性変形特性に関する重要な結論

- ・ 固有異方性について相模原堆積軟岩と赤羽橋堆積軟岩について検討したところ、鉛直・水平方向のヤング率に大きな違いは認められない。また、原地盤の水平面内の等方性は赤羽橋堆積軟岩が良く、相模原堆積軟岩では若干の異方性が見られた。
- ・ 鉛直方向ヤング率 E_z ・水平方向ヤング率 E_y は等方応力状態で拘束圧の増加に伴い増加する。ただし増加の程度はサンプリングの方向により必ずしも一致しない。
- ・ 等方・異方応力状態の鉛直・水平方向ヤング率 E_z , E_y は、「鉛直方向ヤング率 E_z は鉛直応力 σ'_z に基本的に依存し、水平方向ヤング率 E_y は、水平応力 σ'_y に基本的に依存する」と考えると合理的に説明できる。
- ・ 供試体により若干のバラツキがあるが、軸対称の側圧一定下 ($\sigma'_{x,y} = \sigma'_y$) では応力比 $\frac{\sigma'_z}{\sigma'_{x,y}}$ の増加とともに、ポアソン比 ν_{zy} , ν_{zx} はやや増加傾向にあり、 ν_{yz} はやや減少傾向にある。



(a) 鉛直方向微小繰返し載荷



(b) 水平一方向微小繰返し載荷

図 5.2.1 鉛直方向と水平一方向の独立な微小繰返し載荷による要素の応力変化

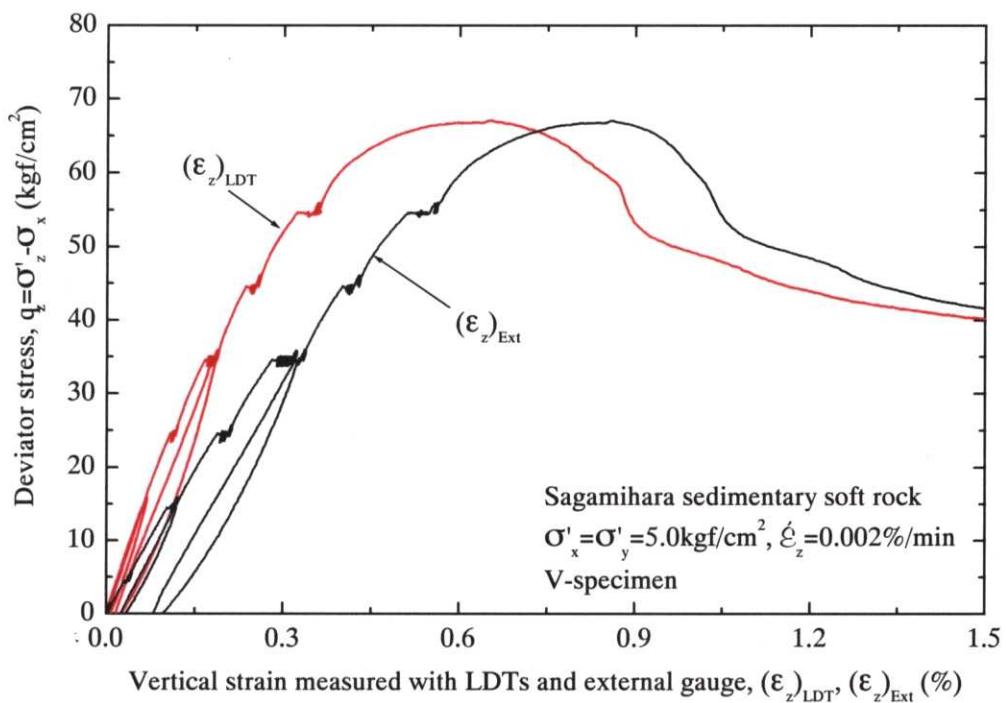


図 5.2.2(a) 単調載荷三主応力制御試験による相模原堆積軟岩の鉛直方向軸差応力
—鉛直ひずみ関係(V—供試体)

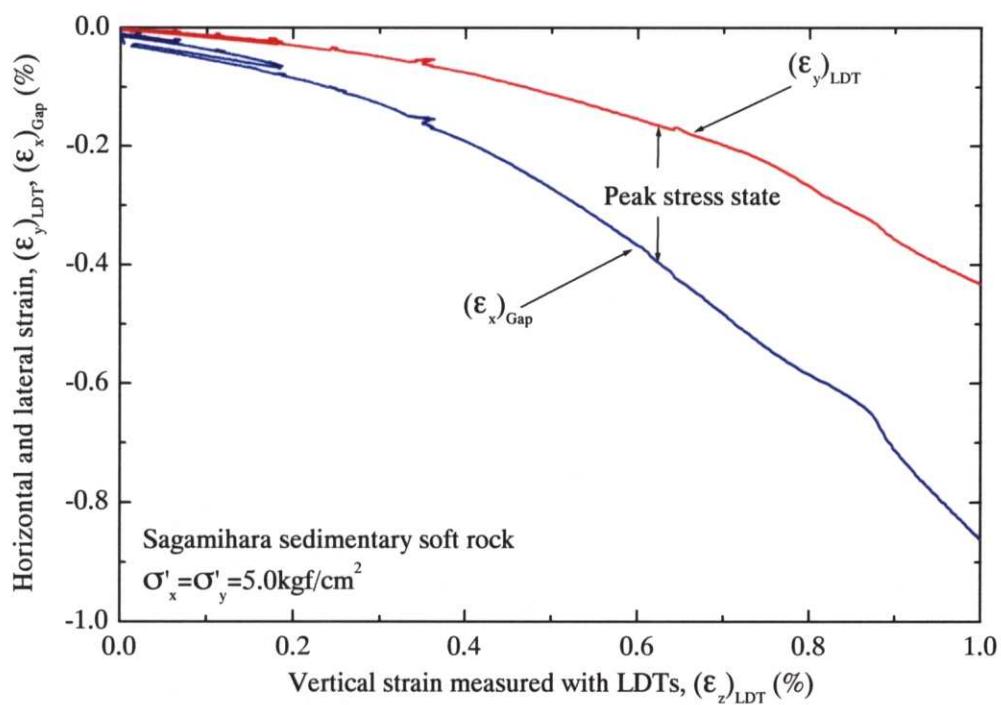


図 5.2.2(b) 単調載荷三主応力制御試験による相模原堆積軟岩の鉛直ひずみ一側方
ひずみ関係と鉛直ひずみ一水平ひずみ関係(V—供試体)

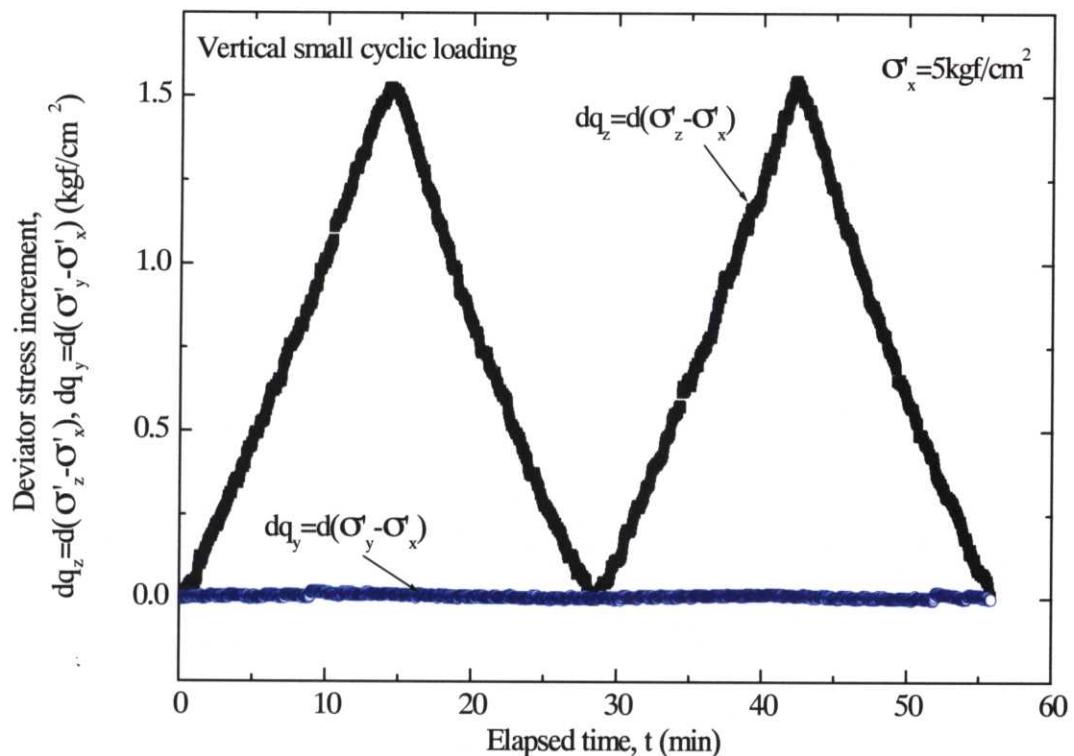


図 5.2.3(a) 鉛直・水平方向の微小繰返し載荷における鉛直・水平軸差応力増分—経過時間関係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

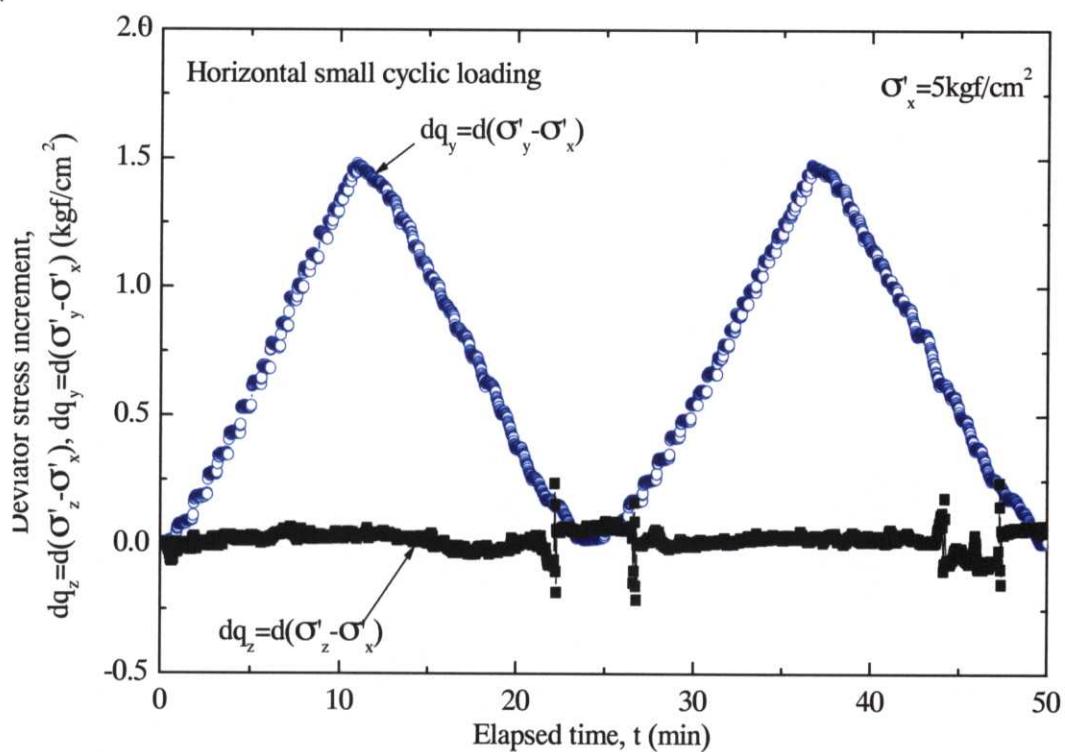


図 5.2.3(b) 鉛直・水平方向の微小繰返し載荷における鉛直・水平軸差応力増分—経過時間関係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

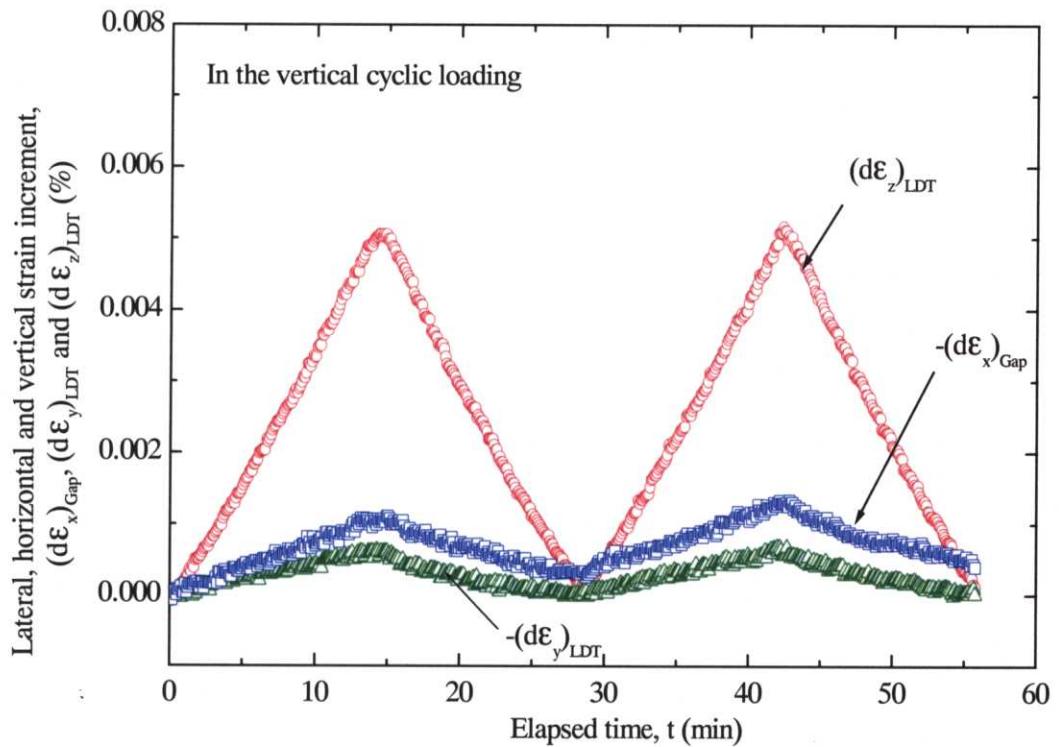


図 5.2.4(a) 鉛直・水平方向微小繰返し載荷における鉛直ひずみ・水平ひずみ・側方ひずみ増分—経過時間の関係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

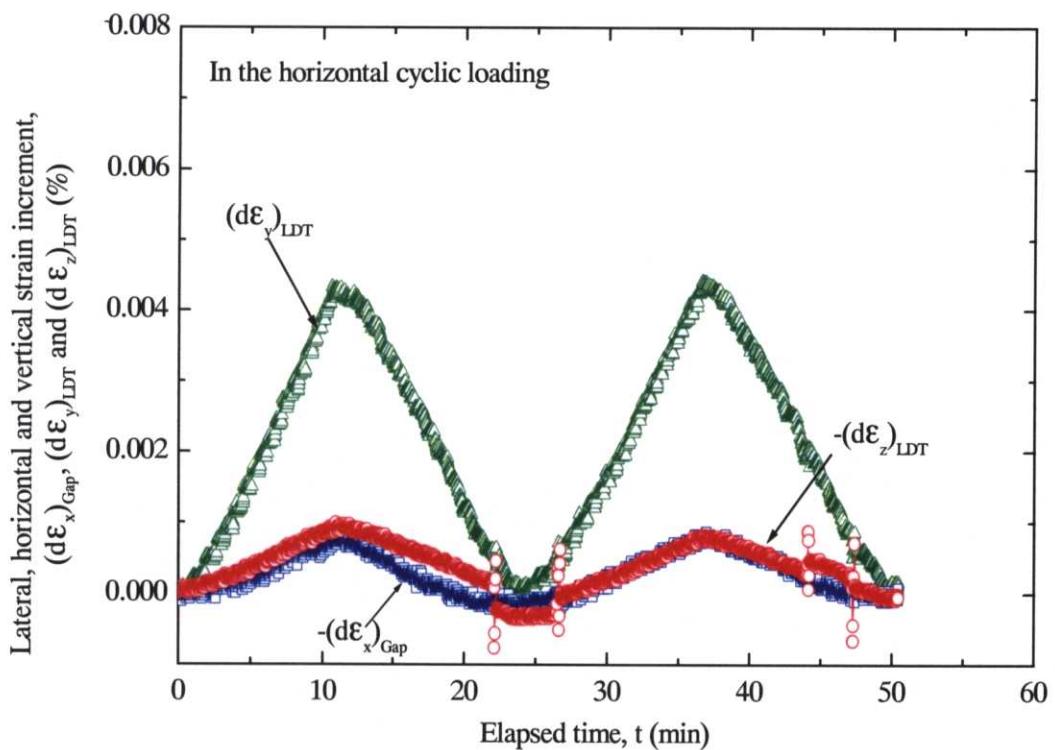


図 5.2.4(b) 鉛直・水平方向微小繰返し載荷における鉛直ひずみ・水平ひずみ・側方ひずみ増分—経過時間の関係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

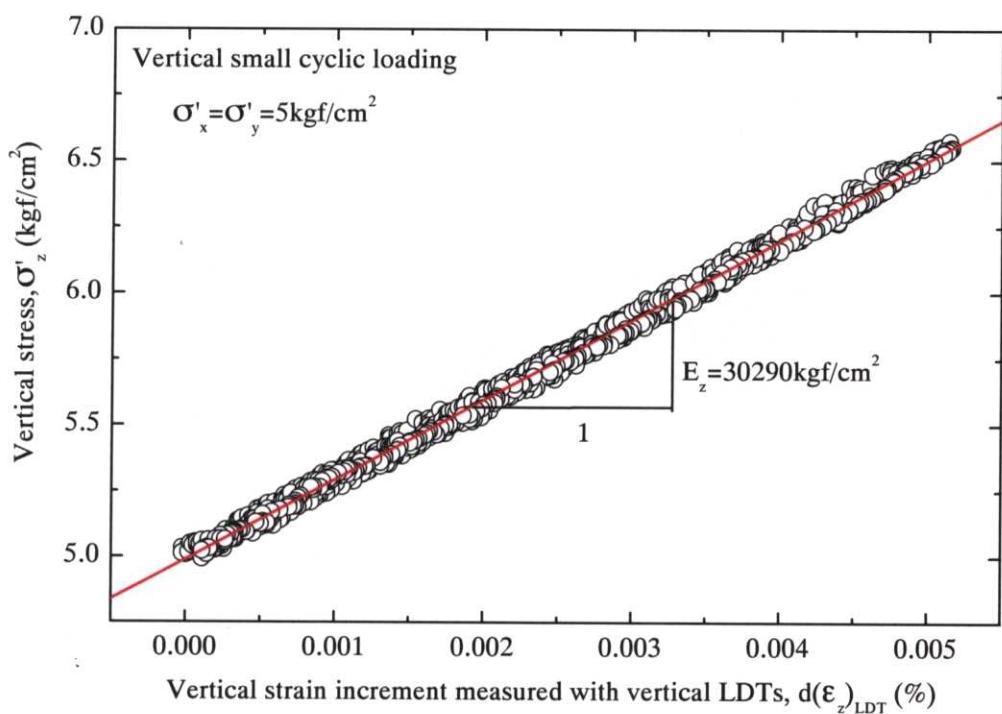


図 5.2.5(a) 鉛直方向微小繰返し載荷における鉛直ひずみ増分—鉛直応力関係
(相模原堆積軟岩・V一供試体)

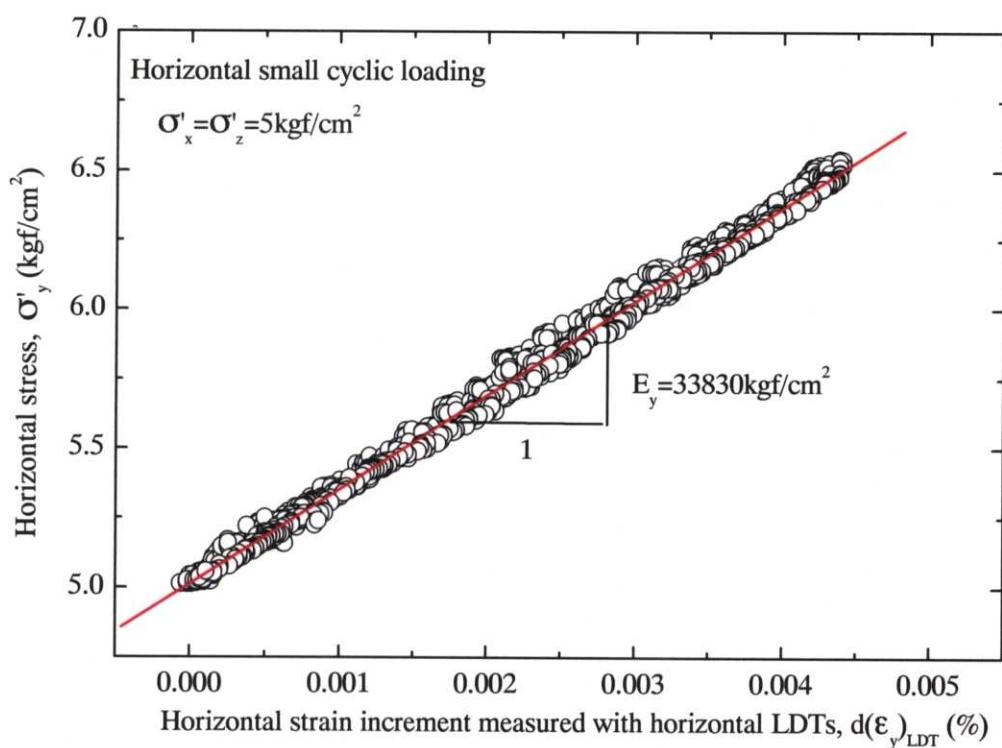


図 5.2.5(b) 水平方向微小繰返し載荷における水平ひずみ増分—水平応力関係
(相模原堆積軟岩・V一供試体)

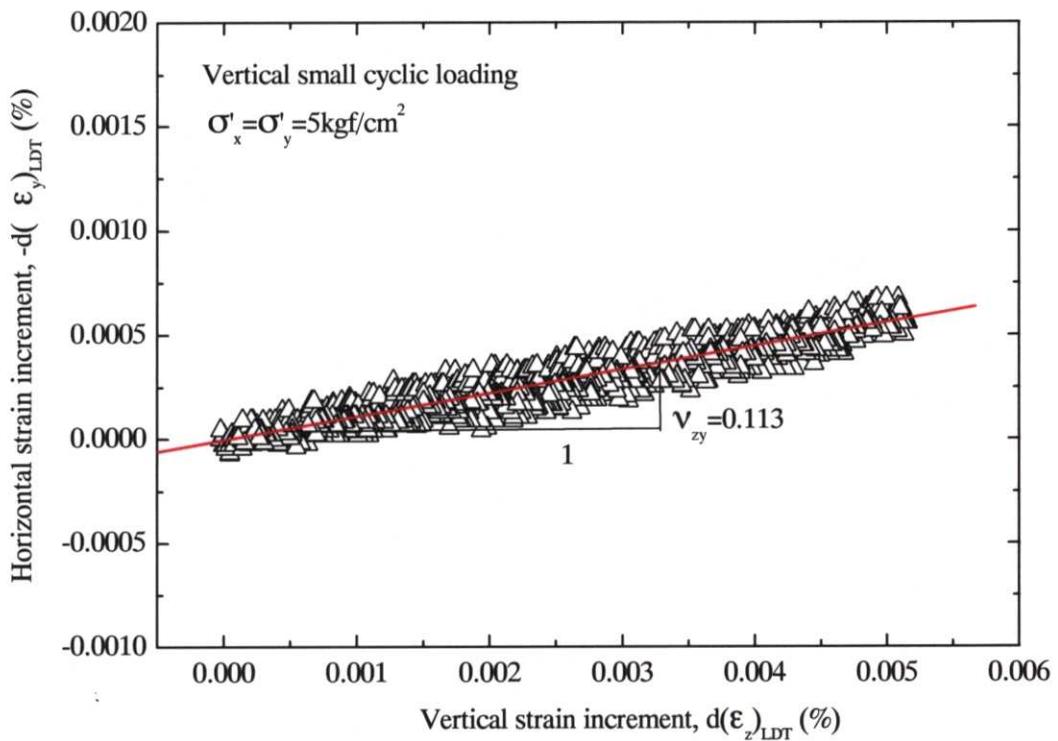


図 5.2.5(c) 鉛直方向微小繰返し載荷における鉛直ひずみ増分—水平ひずみ増分関係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

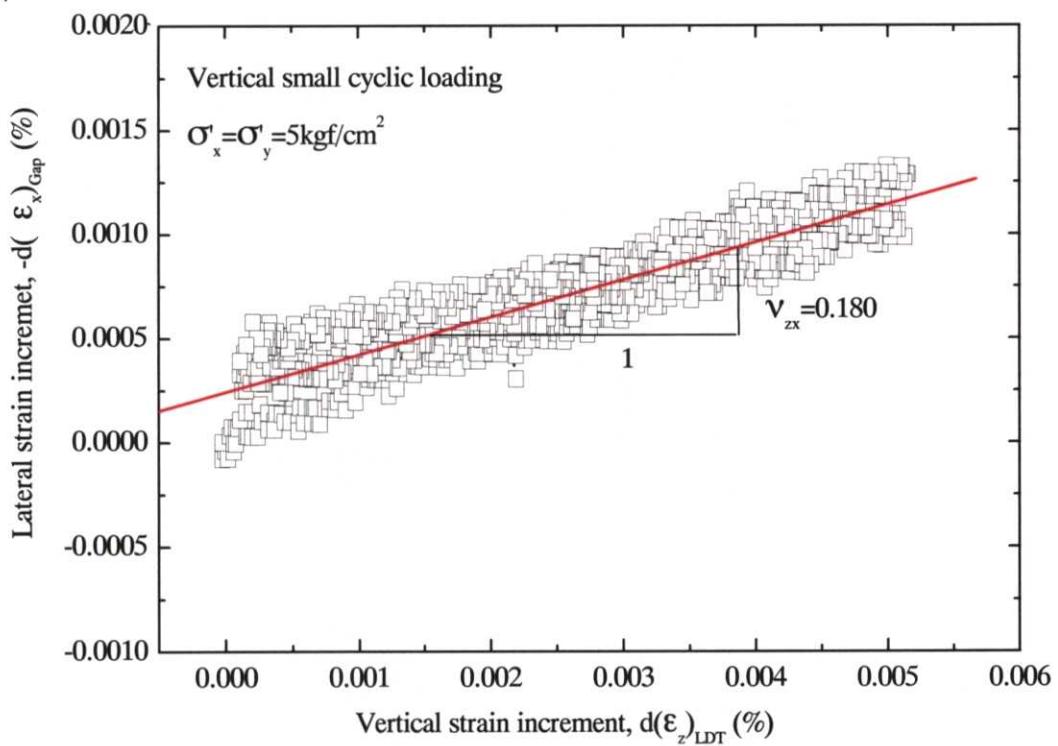


図 5.2.5(d) 鉛直方向微小繰返し載荷における鉛直ひずみ増分—側方ひずみ増分関係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

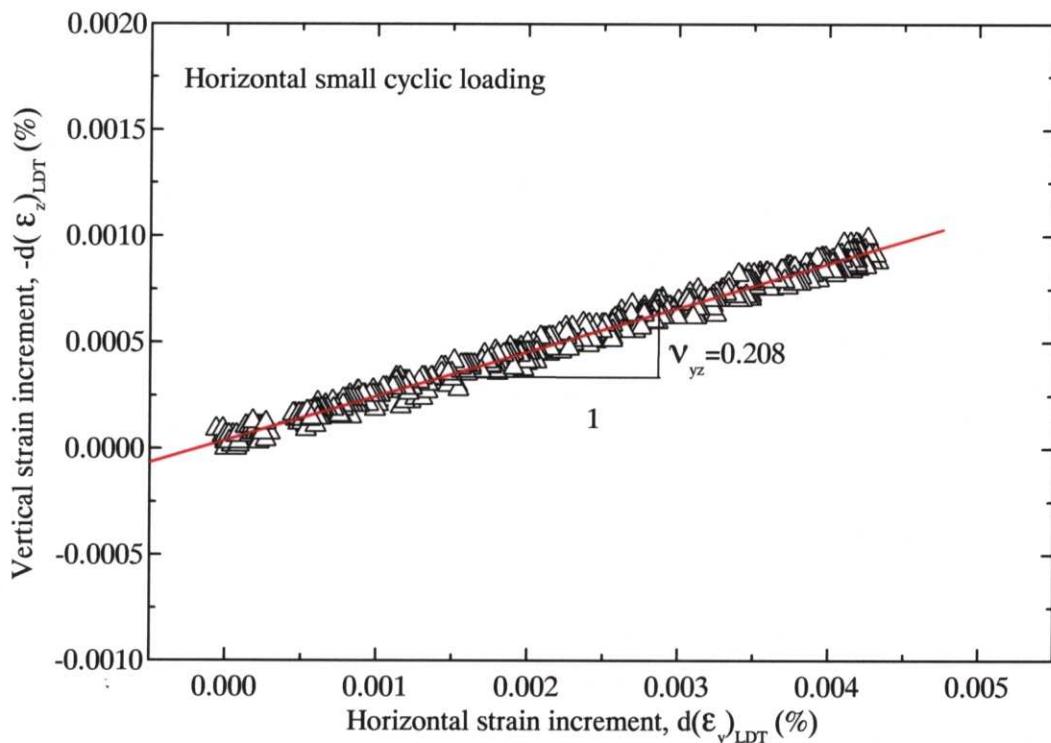


図 5.2.5(e) 水平方向微小繰返し載荷における水平ひずみ増分—鉛直ひずみ増分
(相模原堆積軟岩・V—供試体)

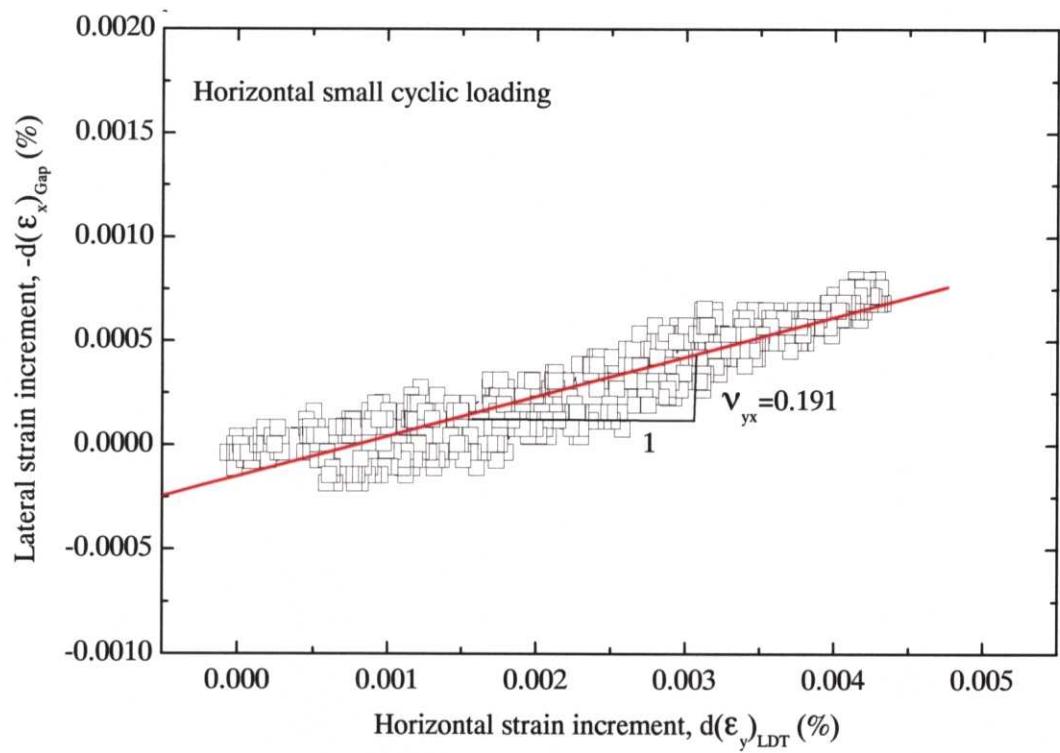


図 5.2.5(f) 水平方向微小繰返し載荷における水平ひずみ増分—側方ひずみ増分関
係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

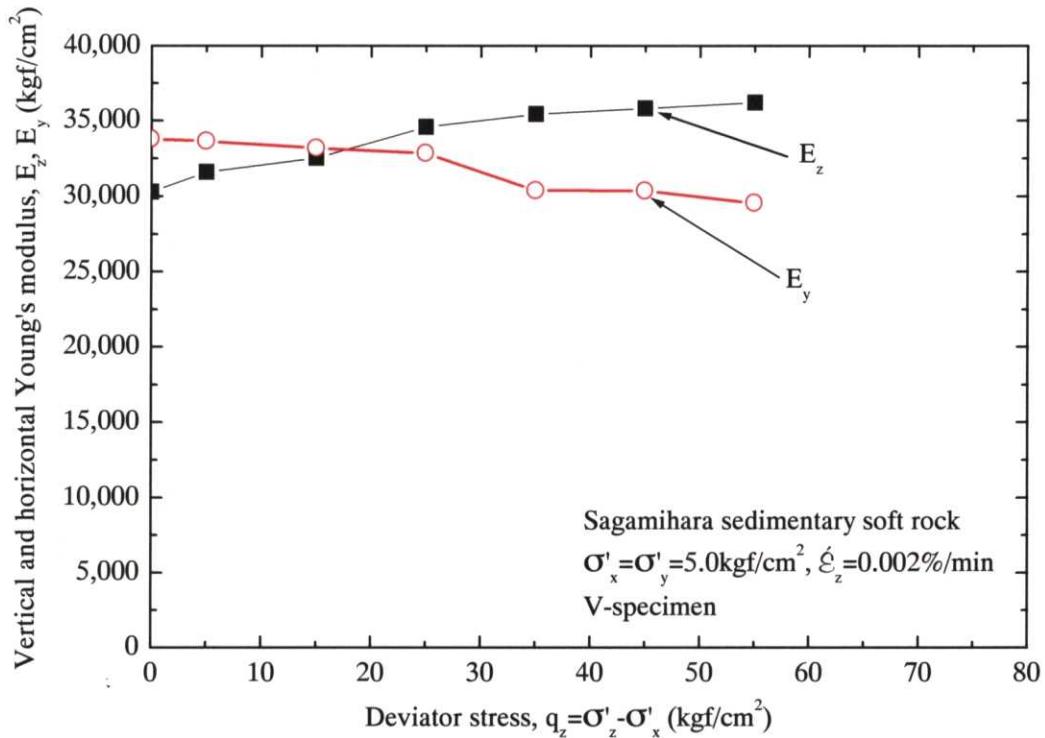


図 5.2.6(a) 鉛直・水平方向のヤング率—鉛直方向軸差応力関係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

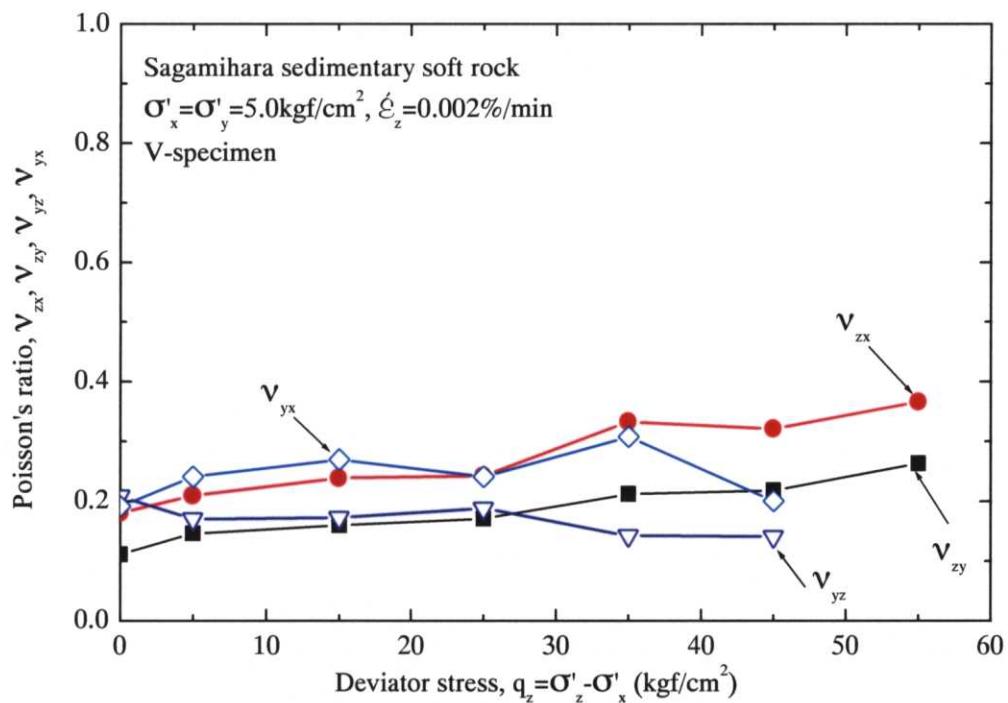


図 5.2.6(b) 各ポアソン比—鉛直方向軸差応力関係(相模原堆積軟岩・V—供試体)

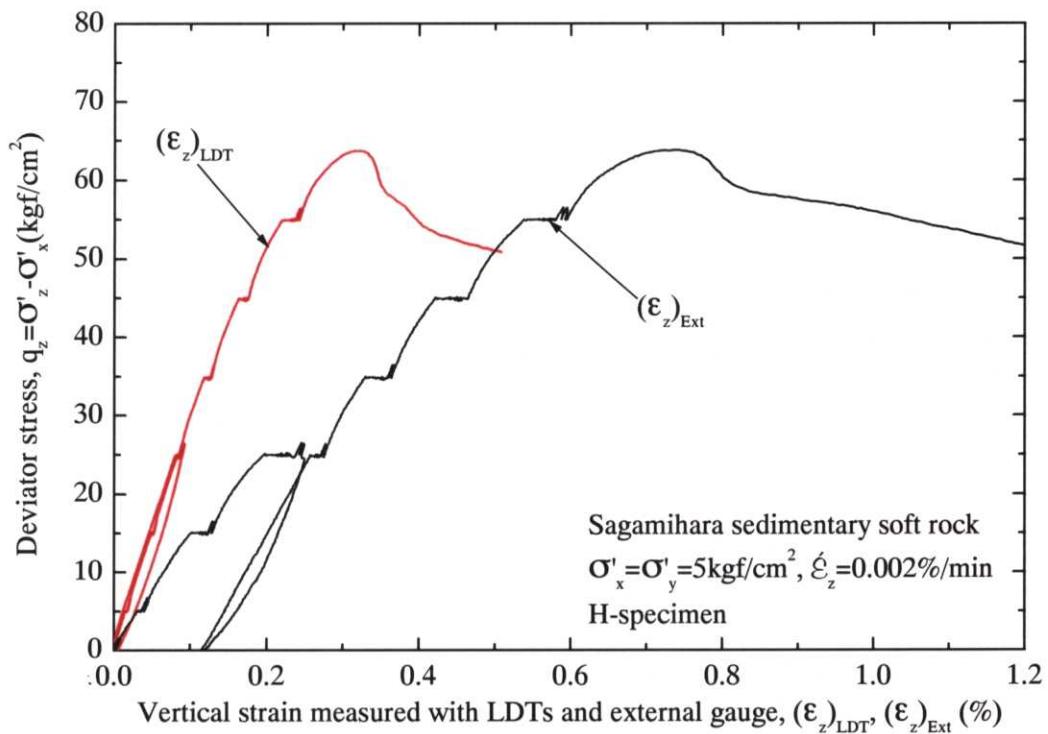


図 5.2.7(a) 単調載荷三主応力制御試験による相模原堆積軟岩の鉛直方向軸差応力
—鉛直ひずみ関係(H—供試体)

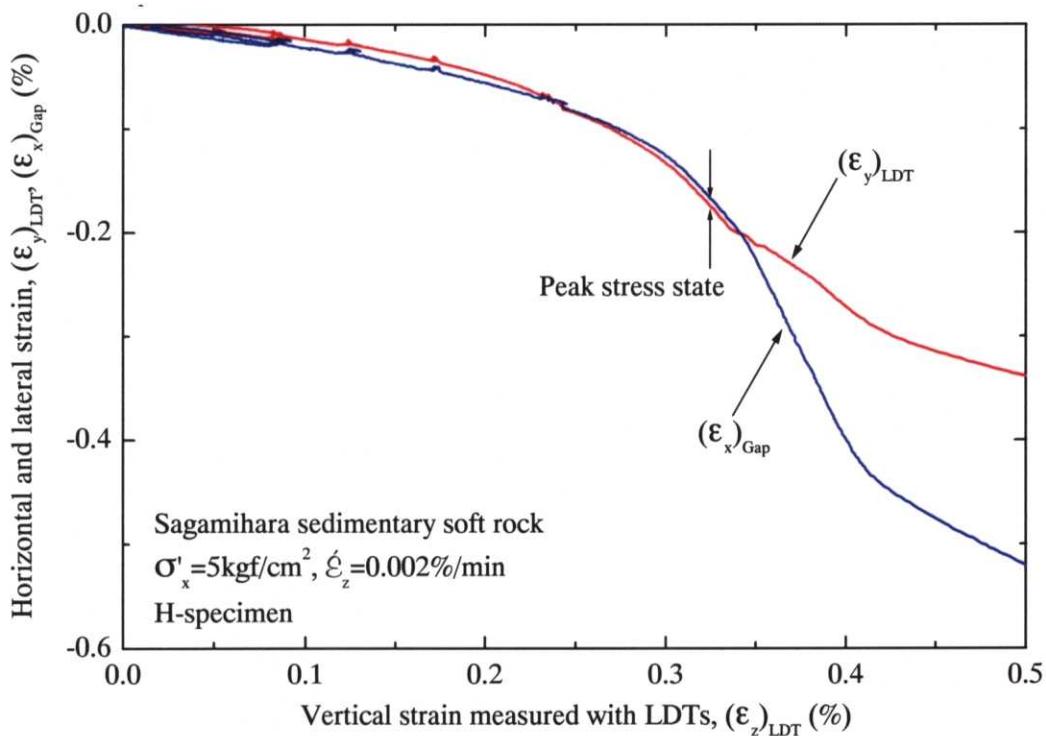


図 5.2.7(b) 単調載荷三主応力制御試験による相模原堆積軟岩の鉛直ひずみ一側方
ひずみ関係と鉛直ひずみ一水平ひずみ関係(H—供試体)

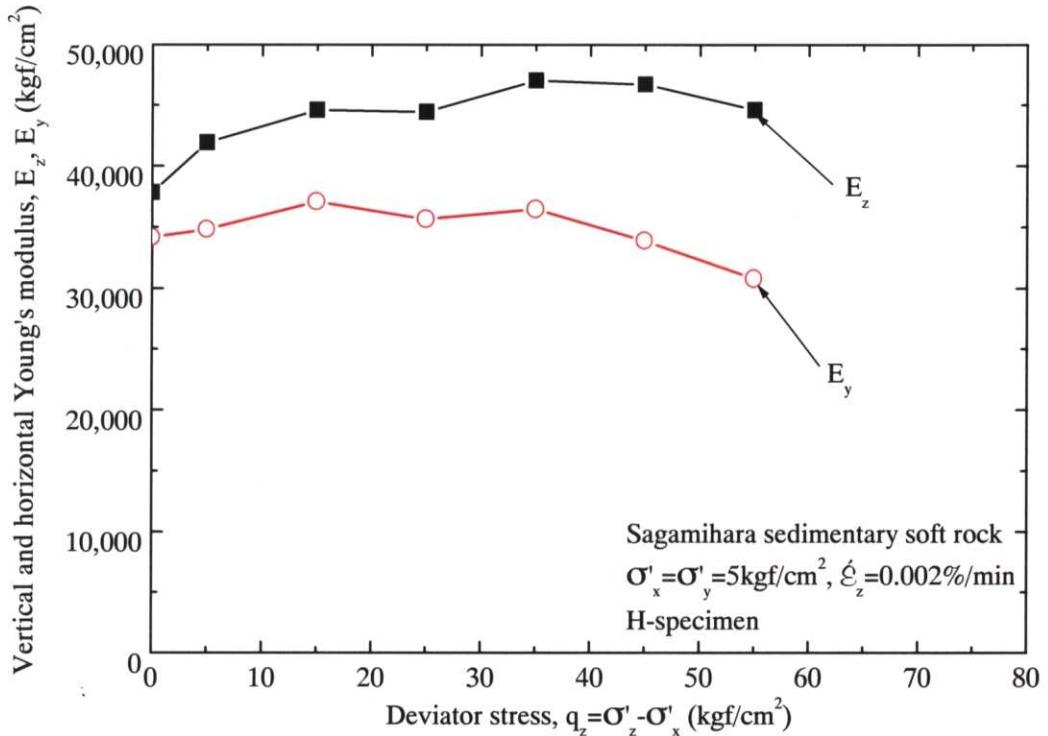


図 5.2.7(c) 鉛直・水平方向ヤング率—鉛直方向軸差応力関係(相模原堆積軟岩・H—供試体)

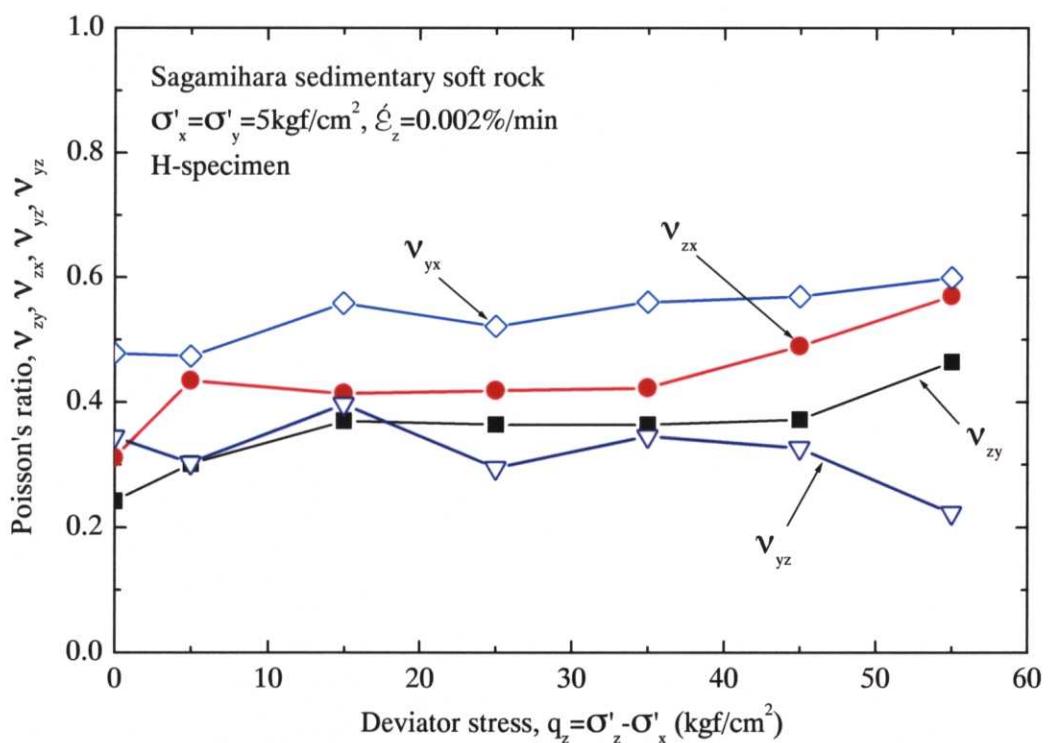


図 5.2.7(d) 各ボアン比—鉛直方向軸差応力関係(相模原堆積軟岩・H—供試体)

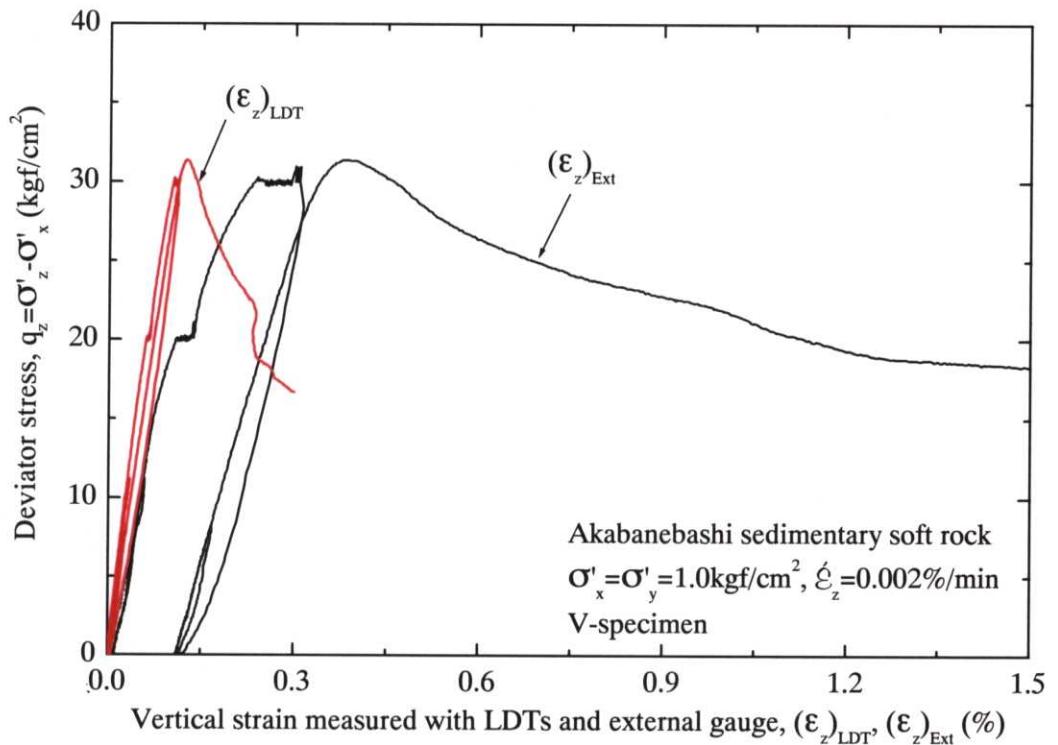


図 5.2.8(a) 単調載荷三主応力制御試験による赤羽橋堆積軟岩の鉛直方向軸差応力
—鉛直ひずみ関係(V—供試体)

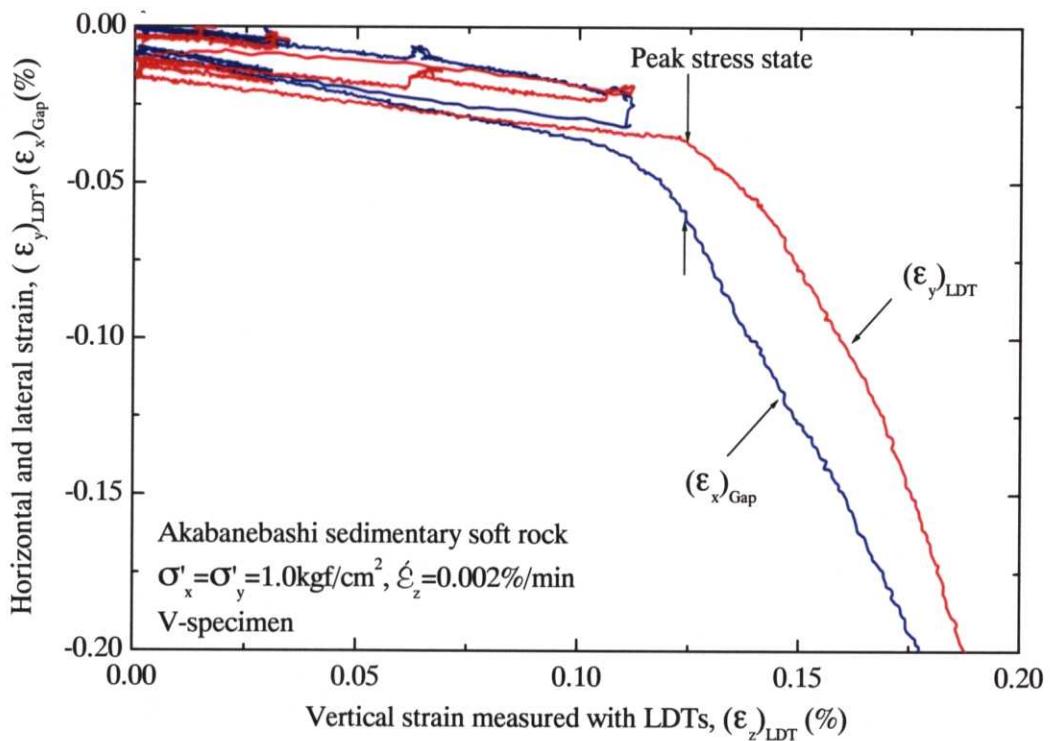


図 5.2.8(b) 単調載荷三主応力制御試験による赤羽橋堆積軟岩の鉛直ひずみ一側方
ひずみ関係と鉛直ひずみ一水平ひずみ関係(V—供試体)

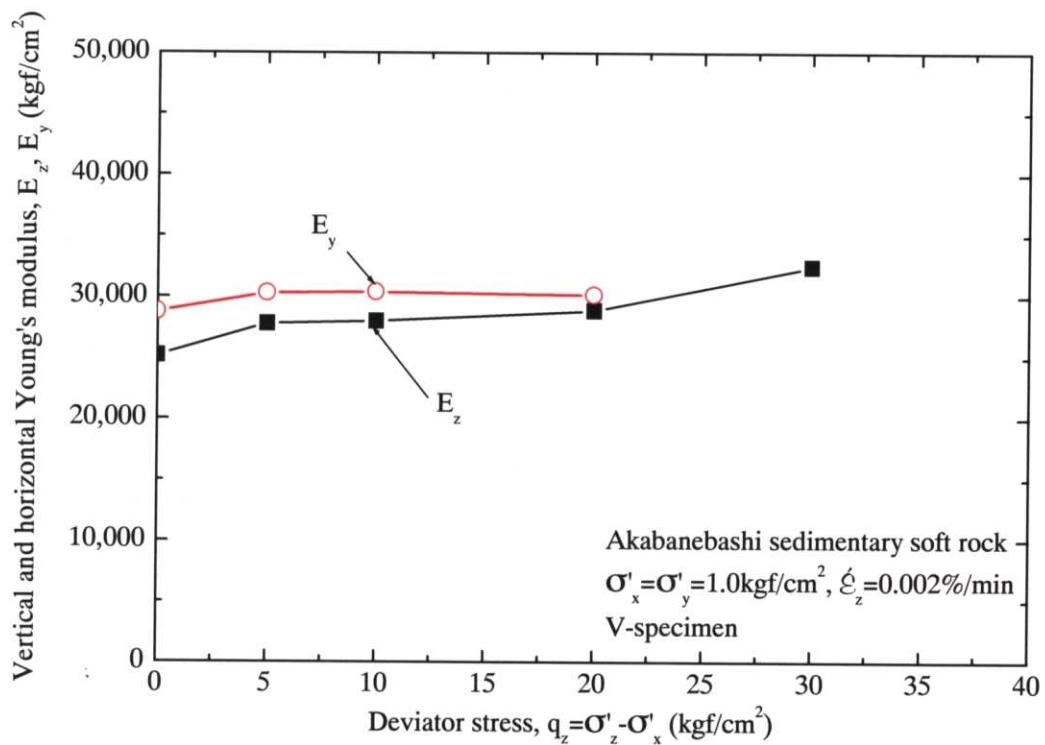


図 5.2.8(c) 鉛直・水平方向のヤング率—鉛直方向軸差応力関係(赤羽橋堆積軟岩・V—供試体)

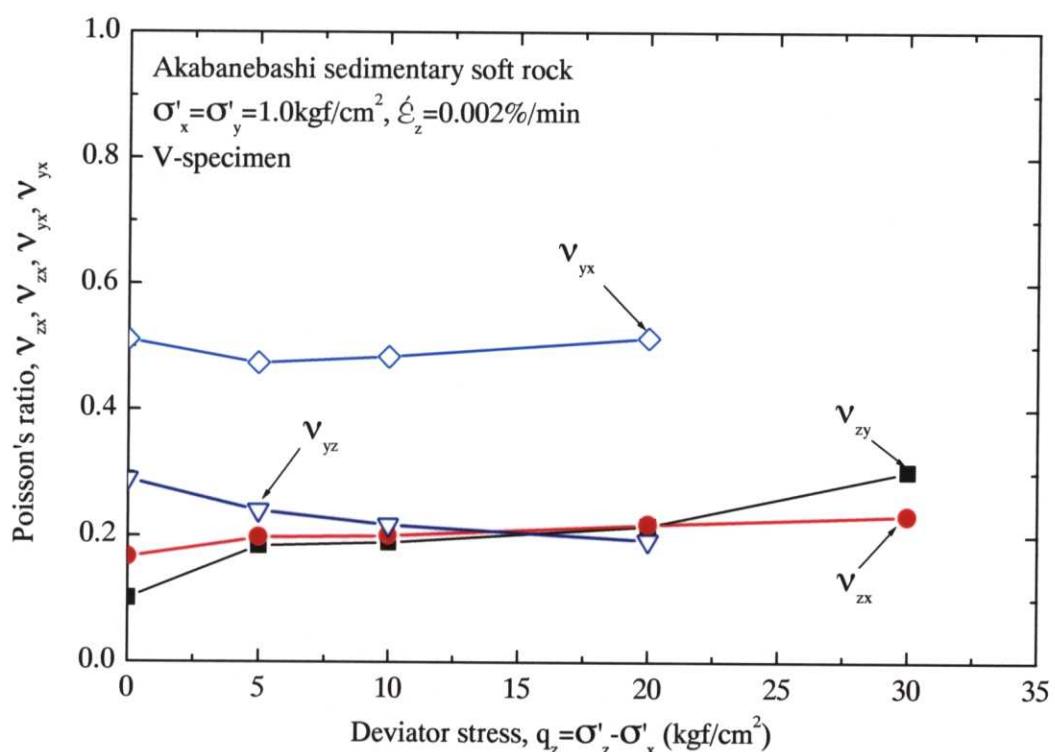


図 5.2.8(d) 各ボアソン比—鉛直方向軸差応力関係(赤羽橋堆積軟岩・V—供試体)

第五章 三主応力制御試験による弾性変形特性

表 5.2.1 赤羽橋堆積軟岩の三軸圧縮試験結果概要(宮崎, 1998 を若干修正)

堆積泥岩 (優勢別)	採取方向	湿潤密度 γ_t (g/cm ³)	最大軸差応力 q_{max} (kgf/cm ²)	初期ヤング率(E_v) ₀ (kgf/cm ²) (軸ひずみレベル=0.001%)
泥質優勢	鉛直	1.849	70.9	38610
	水平(東西)	1.866	71.3	48570
砂質優勢	鉛直	1.840	28.9	12650
	水平(南北)	1.835	27.3	19330
	水平(東西)	1.865	36.7	20940

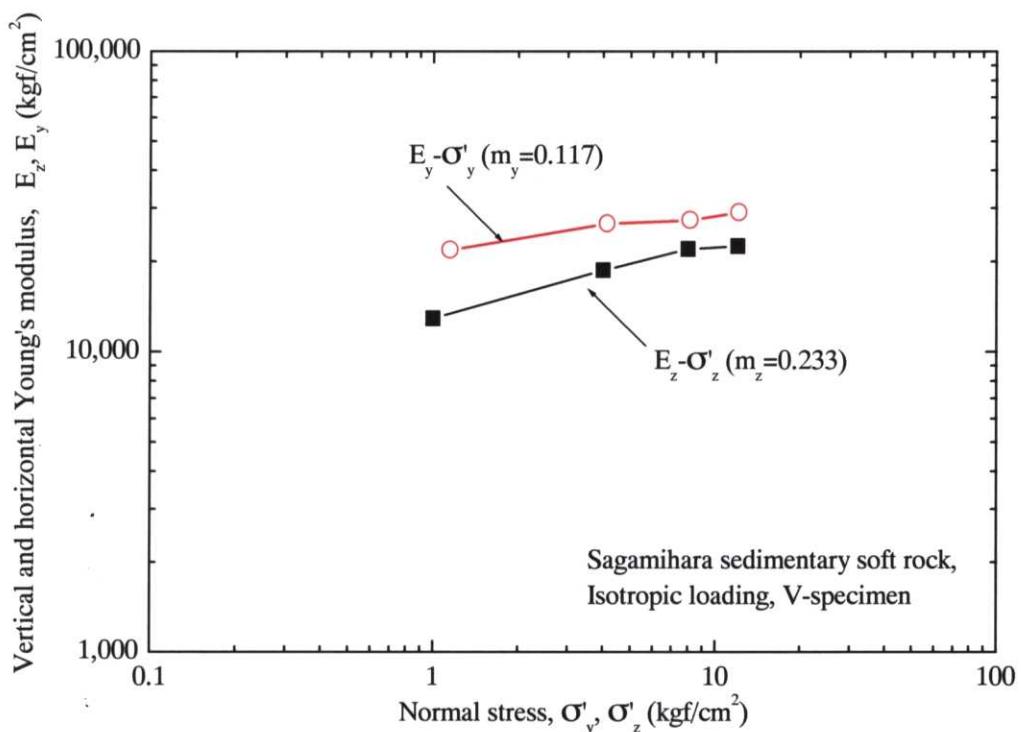


図 5.2.9(a) 鉛直・水平方向ヤング率 E_z, E_y の拘束圧依存性(相模原堆積軟岩・V—供試体)

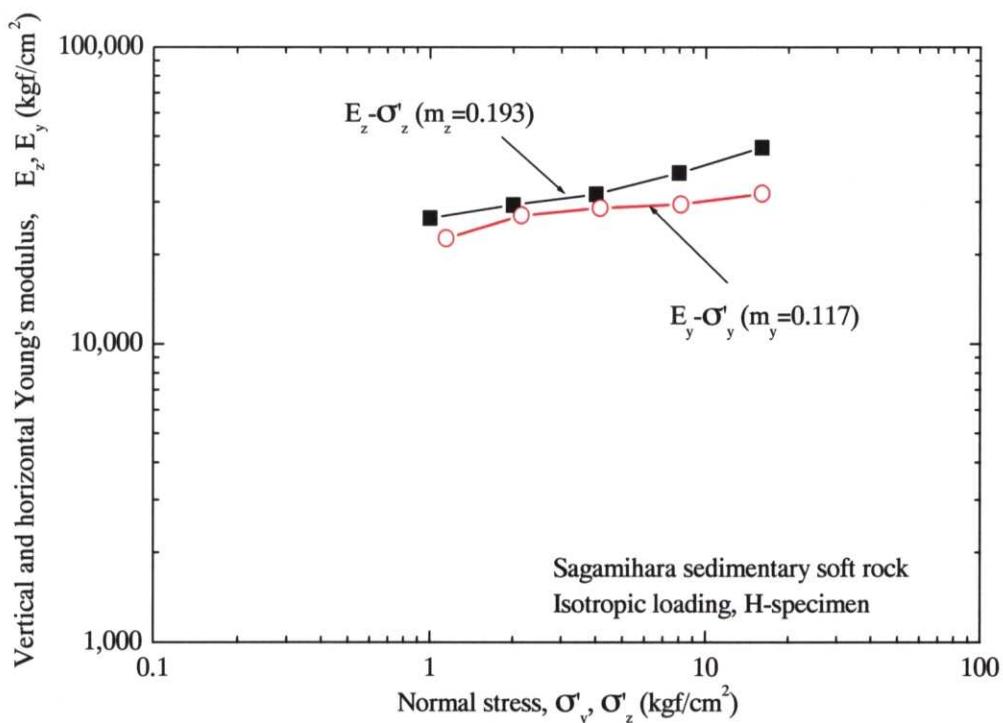


図 5.2.9(b) 鉛直・水平方向ヤング率 E_z, E_y の拘束圧依存性(相模原堆積軟岩・H—供試体)

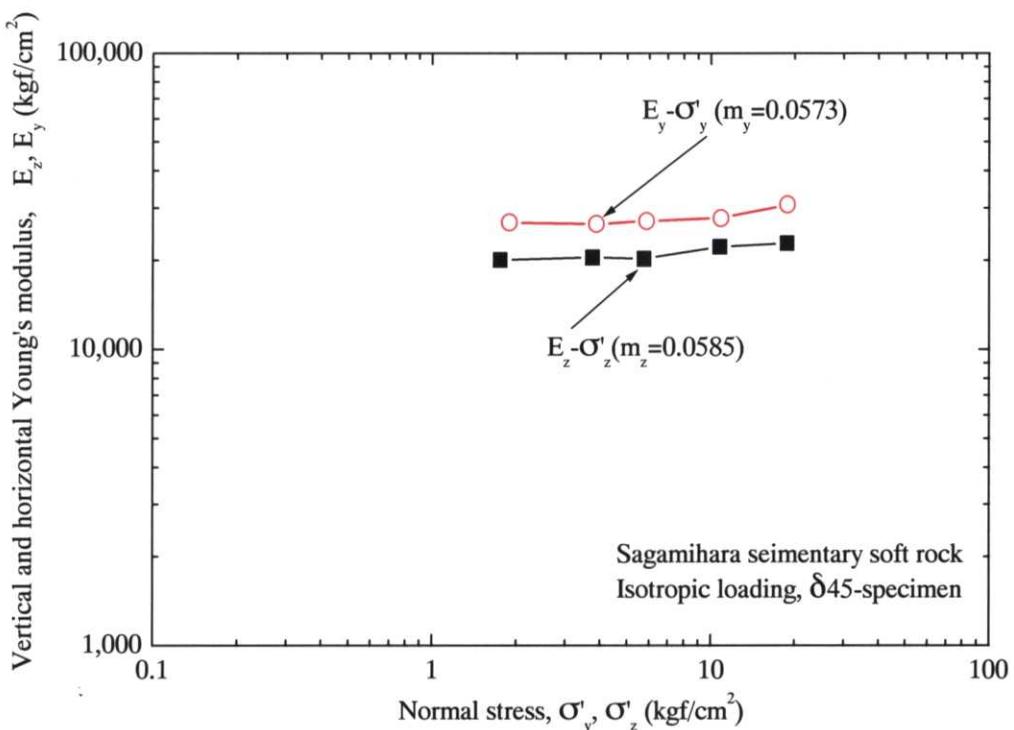


図 5.2.9(c) 鉛直・水平方向ヤング率 E_z, E_y の拘束圧依存性(相模原堆積軟岩・ $\delta 45$ —供試体)

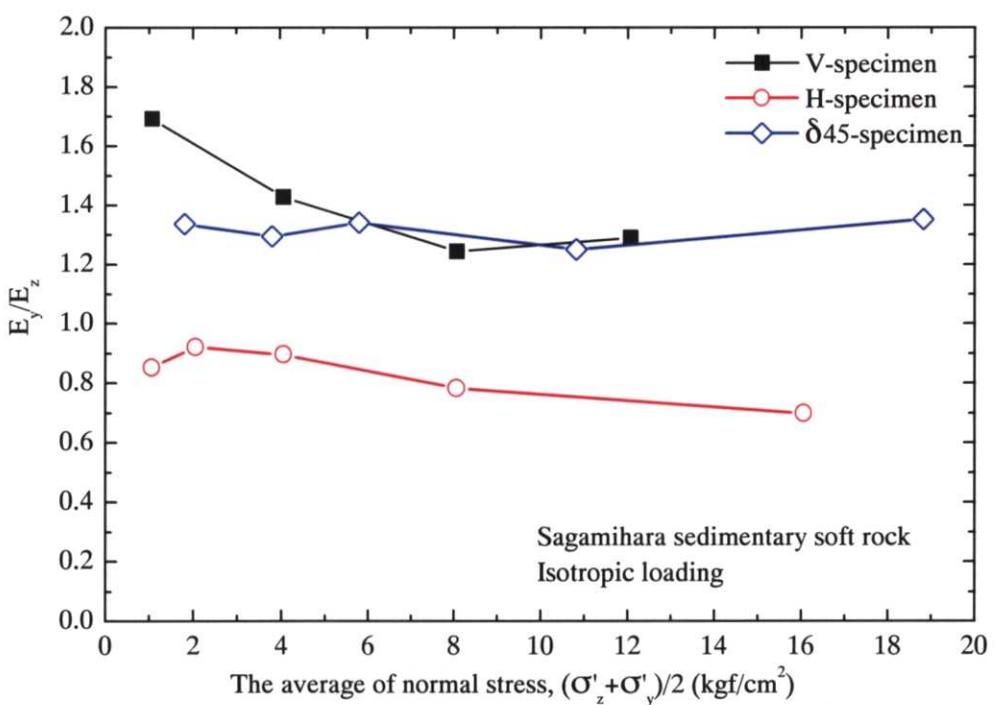
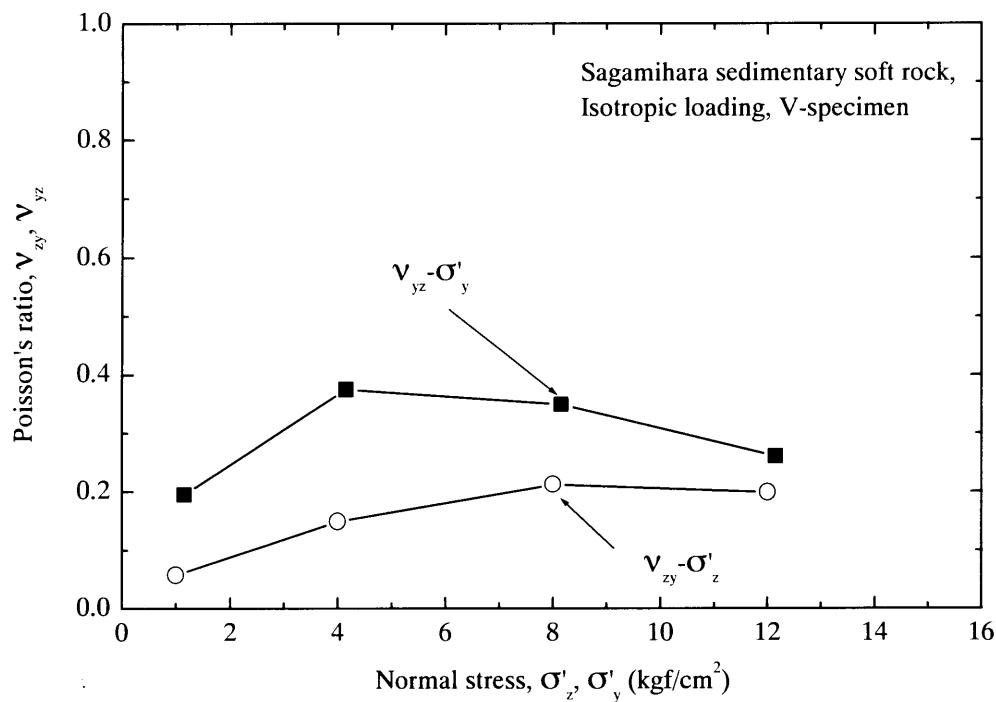
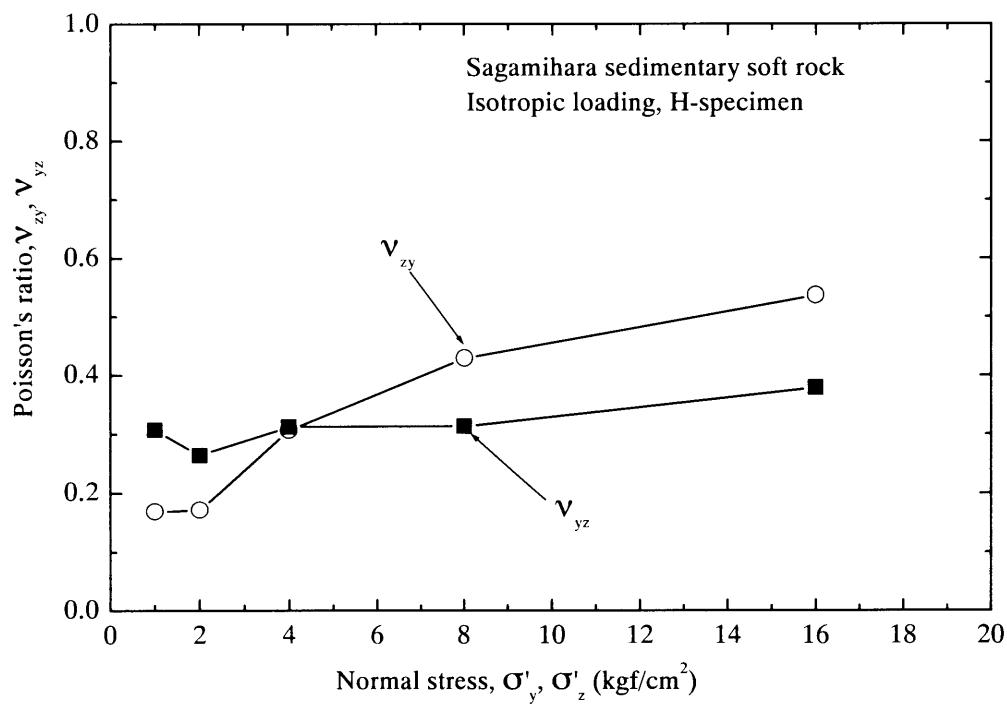


図 5.2.9(d) 水平/鉛直方向ヤング率比 E_y/E_z の拘束圧依存性(相模原堆積軟岩)

図 5.2.10(a) ポアソン比 ν_{zy} , ν_{yz} の拘束圧依存性(相模原堆積軟岩・V一供試体)図 5.2.10(b) ポアソン比 ν_{zy} , ν_{yz} の拘束圧依存性(相模原堆積軟岩・H一供試体)

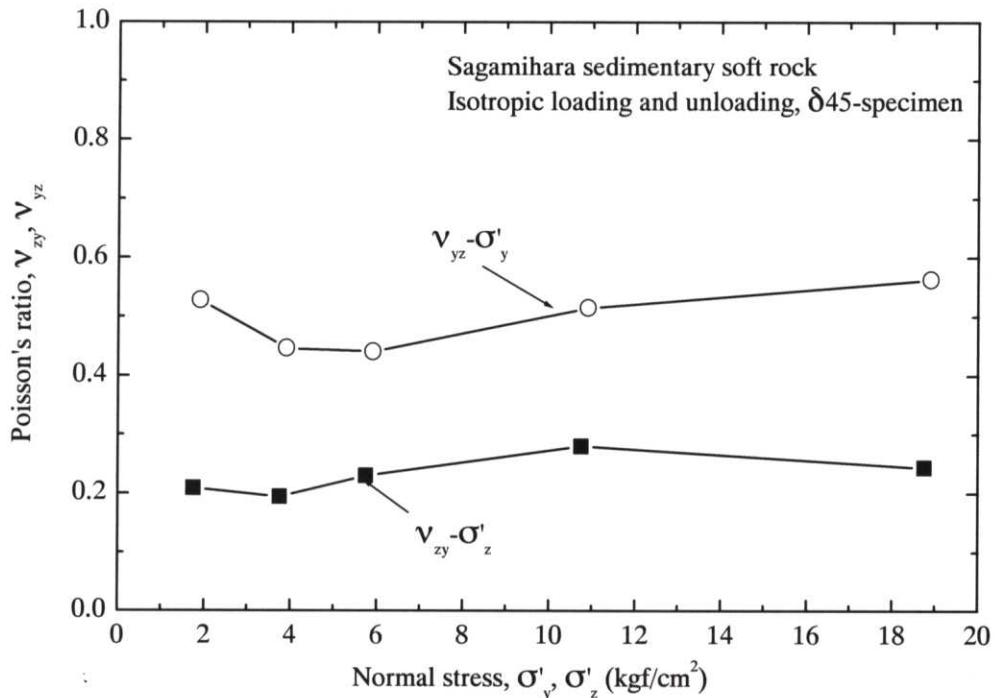


図 5.2.10(c) ポアソン比 ν_{zy} , ν_{yz} の拘束圧依存性(相模原堆積軟岩・δ45—供試体)

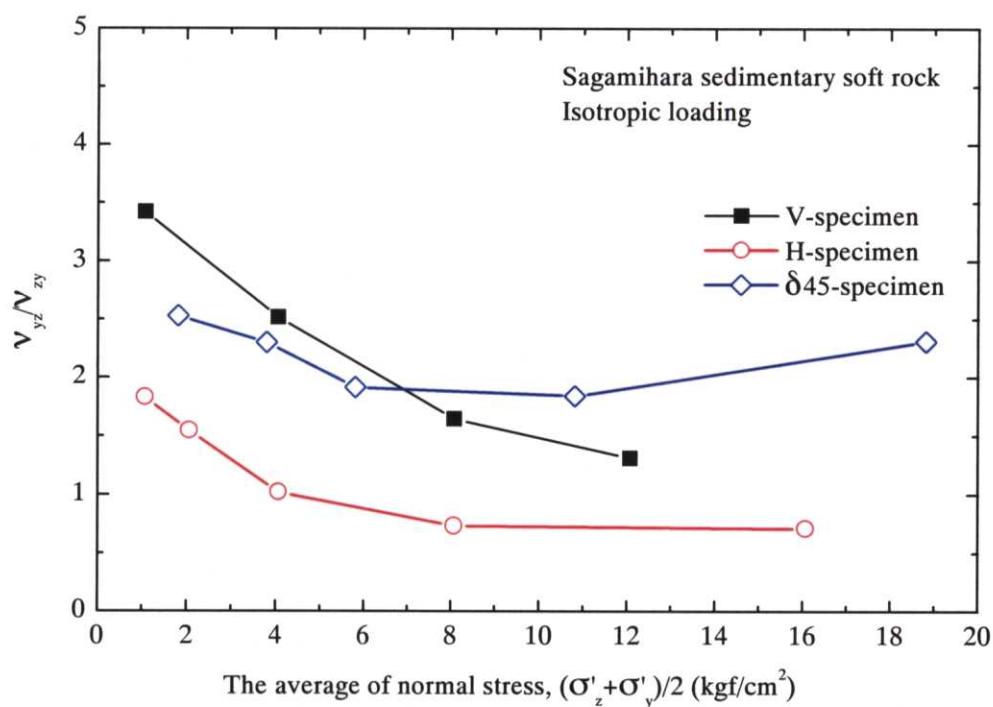


図 5.2.10(d) ポアソン比比 ν_{yz}/ν_{xy} の拘束圧依存性(相模原堆積軟岩)

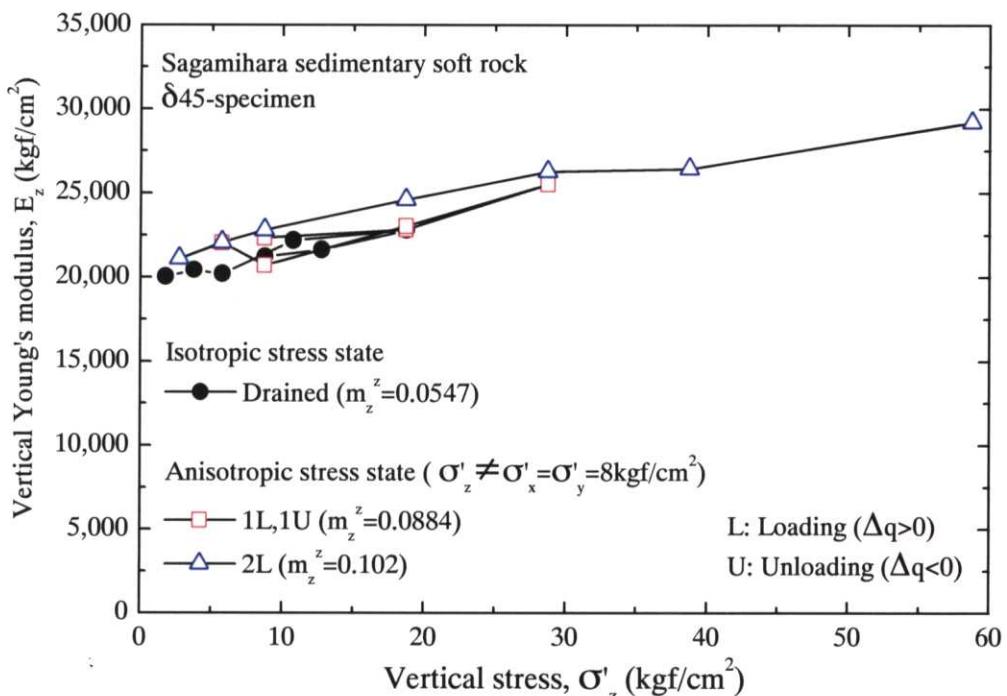


図 5.2.11(a) 等方・異方(側圧 8kgf/cm²一定)応力状態における鉛直方向ヤング率—鉛直応力の関係(相模原堆積軟岩, $\delta 45$ —供試体)

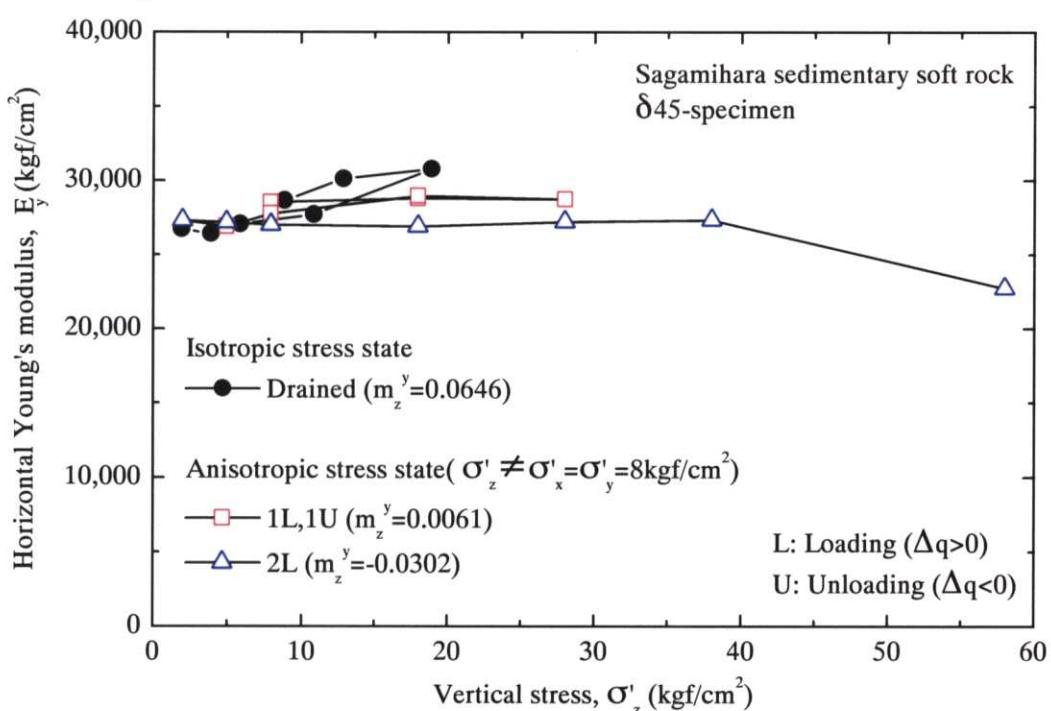


図 5.2.11(b) 等方・異方(側圧 8kgf/cm²一定)応力状態における水平方向ヤング率—鉛直応力の関係(相模原堆積軟岩, $\delta 45$ —供試体)

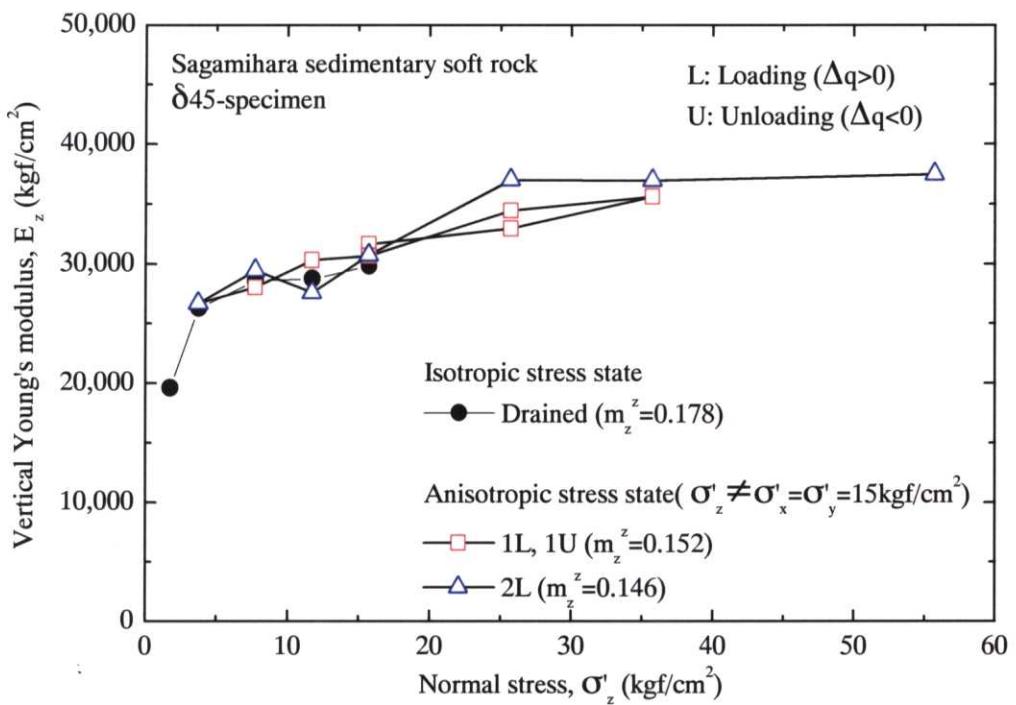


図 5.2.12(a) 等方・異方(側圧 15kgf/cm²一定)応力状態における鉛直方向ヤング率—鉛直応力の関係(相模原堆積軟岩, δ 45—供試体)

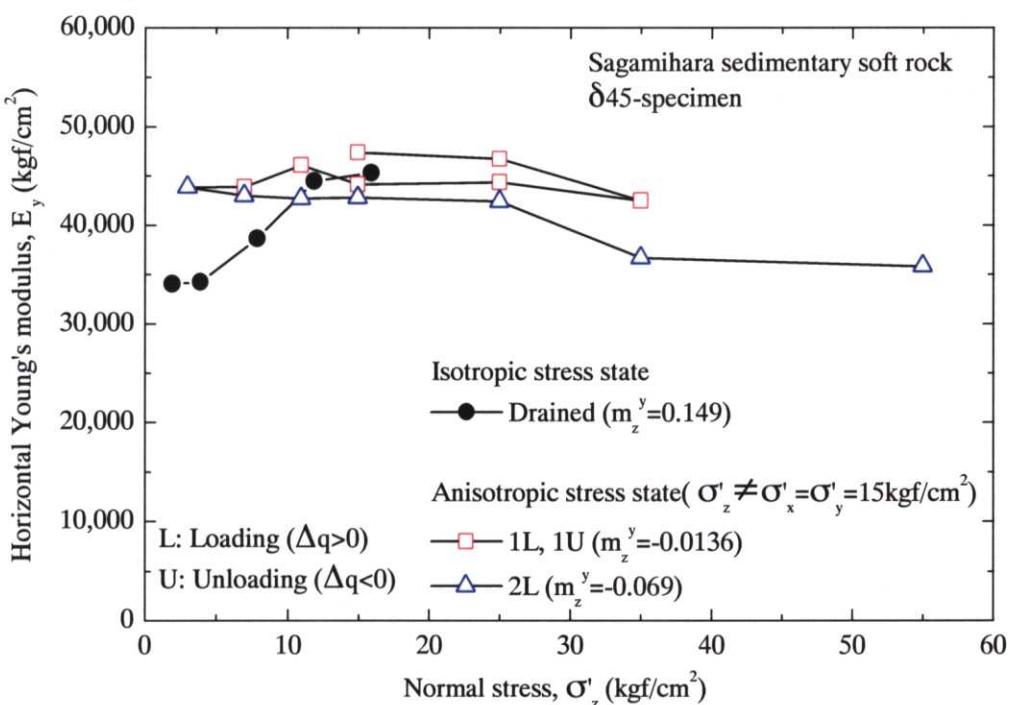


図 5.2.12(b) 等方・異方(側圧 15kgf/cm²一定)応力状態における水平方向ヤング率—鉛直応力の関係(相模原堆積軟岩, δ 45—供試体)

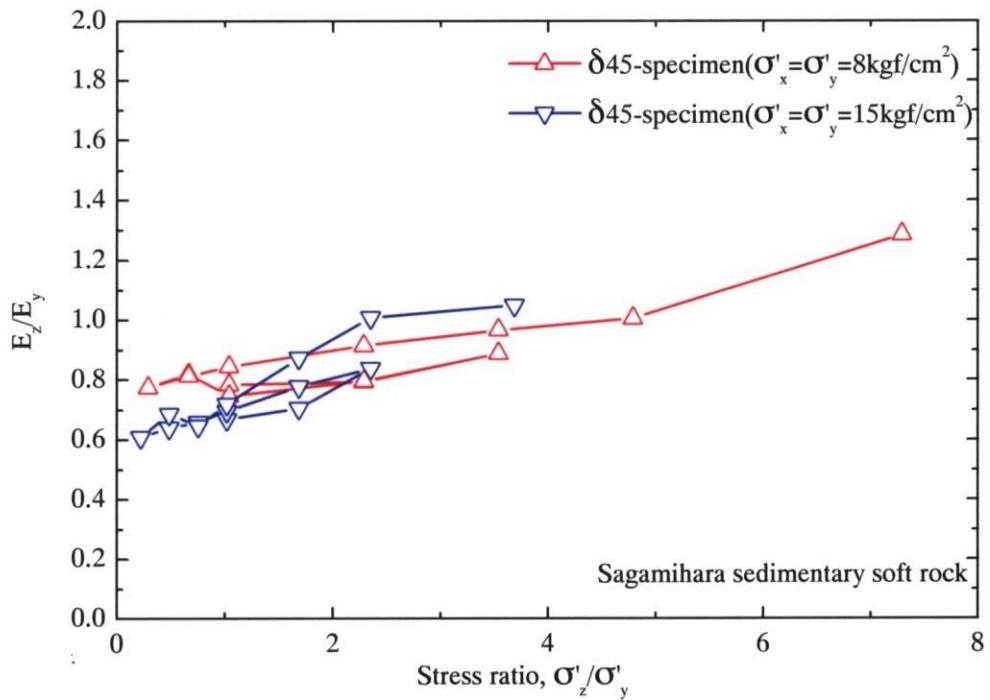


図 5.2.13 鉛直/水平方向ヤング率比—応力比の関係(相模原堆積軟岩, $\delta 45$ —供試体)

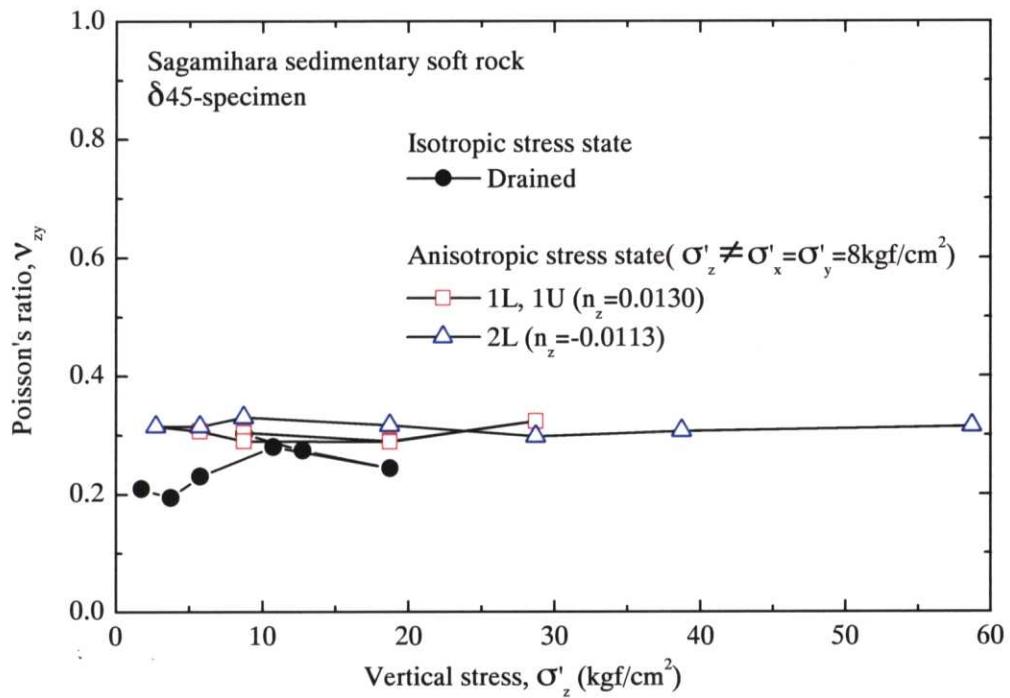


図 5.2.14(a) 等方・異方(側圧 8kgf/cm²一定)応力状態におけるポアソン比 ν_{zy} —鉛直応力の関係(相模原堆積軟岩, δ 45—供試体)

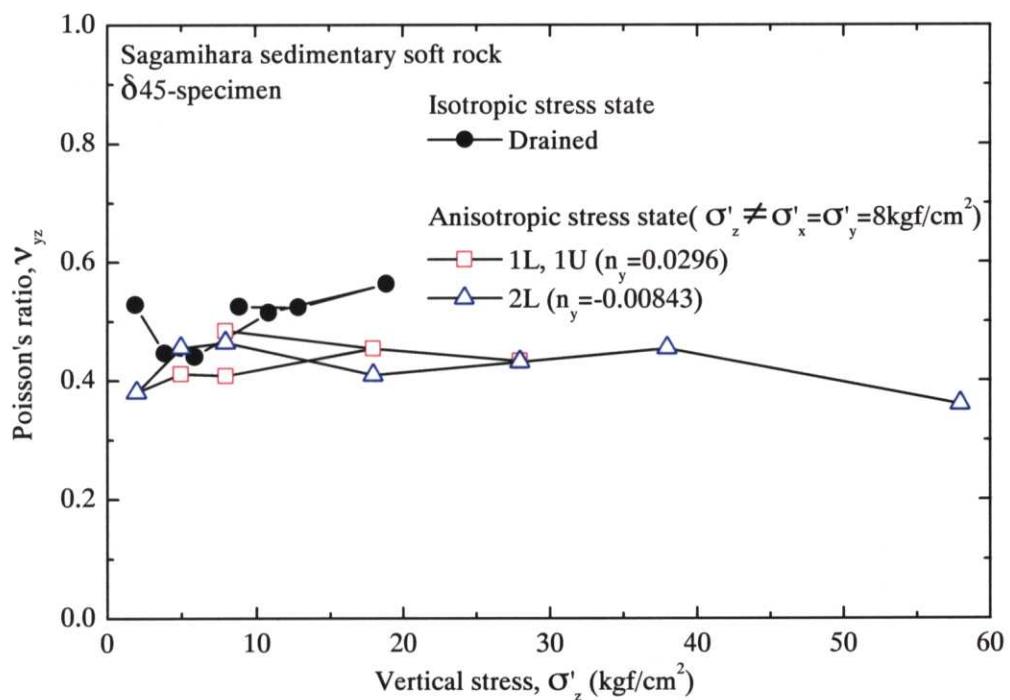


図 5.2.14(b) 等方・異方(側圧 8kgf/cm²一定)応力状態におけるポアソン比 ν_{yz} —鉛直応力の関係(相模原堆積軟岩, δ 45—供試体)

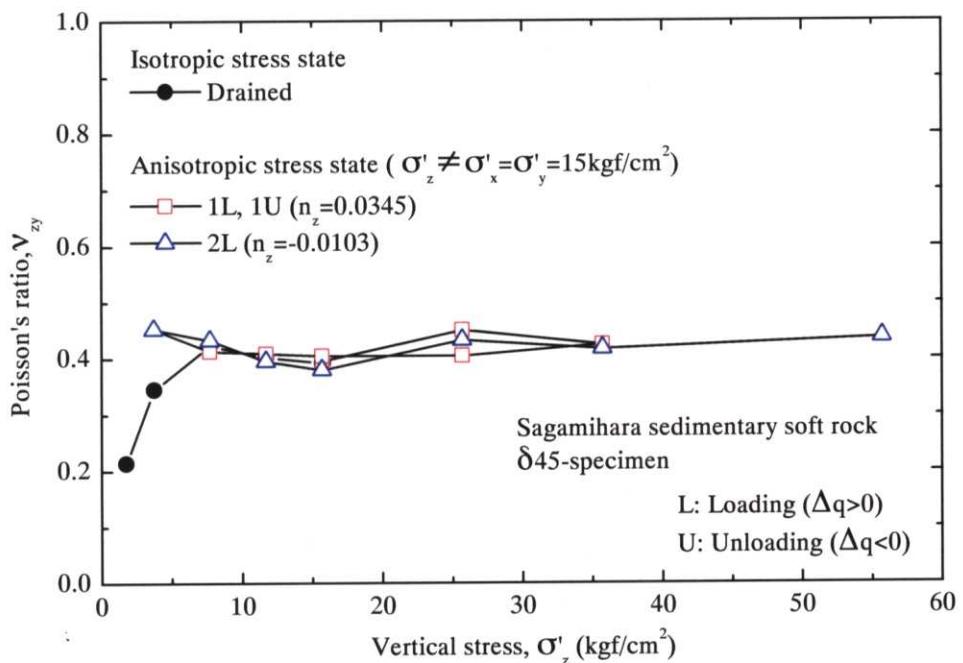


図 5.2.15(a) 等方・異方(側圧 15kgf/cm²一定)応力状態におけるポアソン比 ν_{zy} —鉛直応力の関係(相模原堆積軟岩, δ 45—供試体)

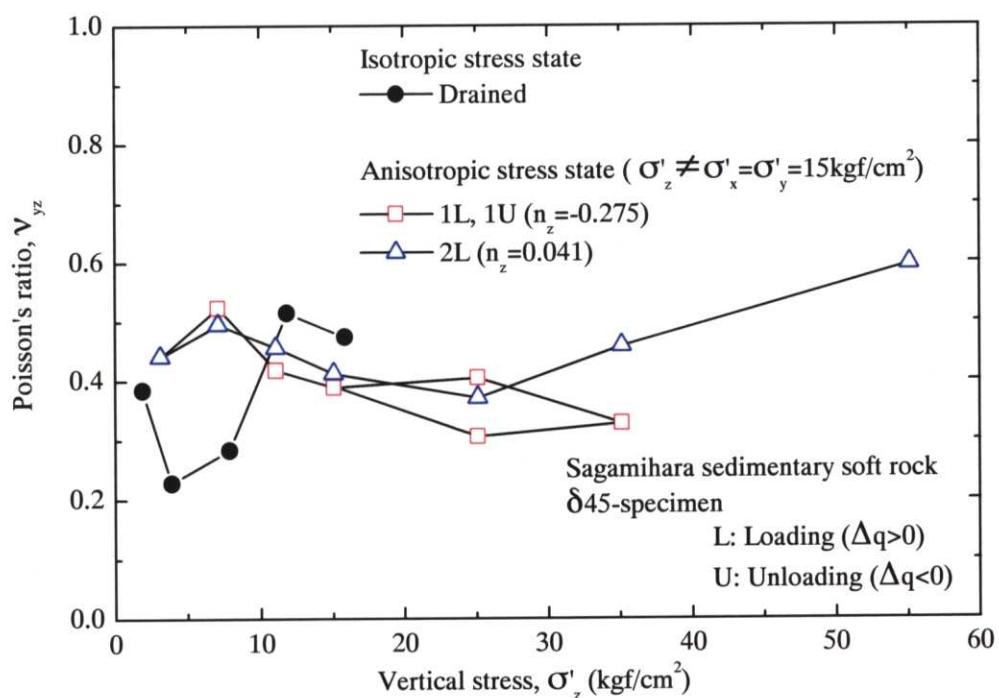


図 5.2.15(b) 等方・異方(側圧 15kgf/cm²一定)応力状態におけるポアソン比 ν_{yz} —鉛直応力の関係(相模原堆積軟岩, δ 45—供試体)

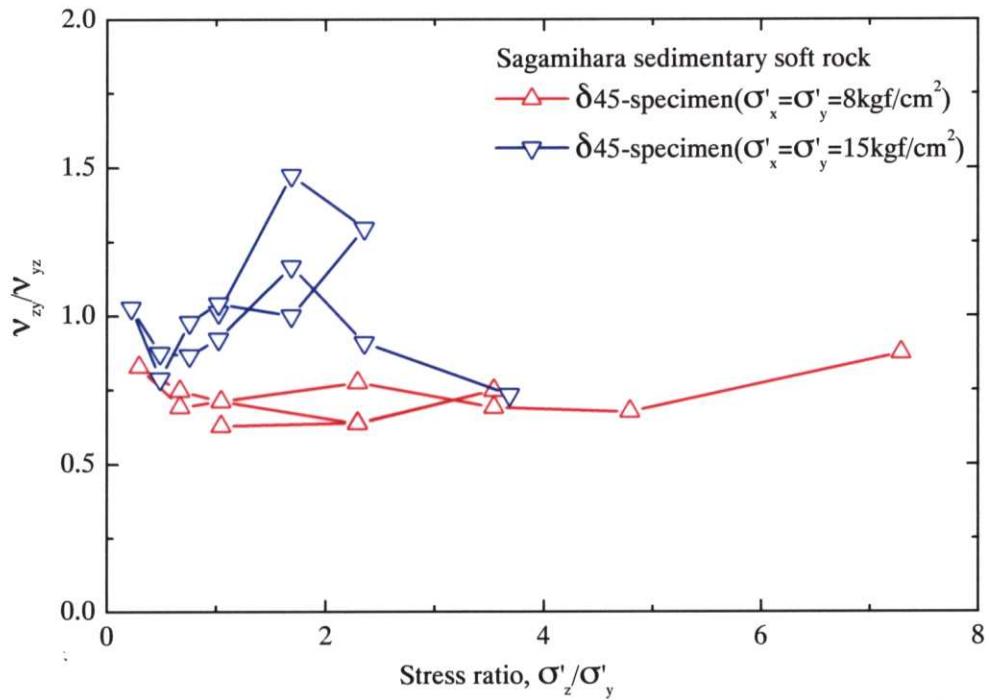


図 5.2.16 ポアソン比 ν_{zy}/ν_{yz} —応力比の関係(相模原堆積軟岩, $\delta 45\text{—供試体}$)

第六章 ひずみ速度一定試 験による非線形変 形特性

6.1 はじめに

「4.2 弾性領域の考察」で述べたように、堆積軟岩は0.001%オーダーの微小ひずみレベルを超えると顕著なひずみレベルによる非線形の変形特性を示すようになる。この章では、非線形変形特性の応力レベル・応力履歴依存性の観点から検討を行なう。また、固有異方性が及ぼす影響についても考察する。ただし、非線形変形特性の時間依存性については大きなテーマであるので、次章で取り上げることとし、ここでは扱わない。従って試験は、ひずみ速度一定条件下で行っている。

6.2 単調圧縮載荷試験による非線形変形特性

6.2.1 三軸圧縮試験による非線形変形特性

(a) ひずみレベルによる接線ヤング率の非線形変形特性

図6.2.1(a)は、相模原堆積軟岩の単調載荷時の軸差応力一軸ひずみ関係である。軸ひずみ(ε_v)_{LDT}, (ε_v)_{External}は、LDTと載荷軸の変位(External)から求めている。図6.2.1(b)は、Externalによる軸ひずみ一体積ひずみ関係である。体積ひずみ(ε_{vol})_{Burette}は、供試体の排水量(流入量)から求めている。

図6.2.1(c)は、接線ヤング率(E_v)_{tan}を載荷初期の初期ヤング率(E_v)₀で正規化した値を、せん断応力レベル q/q_{max} に対してプロットしたものである。 q/q_{max} は、軸差応力 q を最大軸差応力レベル q_{max} で正規化した。 (E_v) _{tan}は、次式のようにLDTによる軸ひずみ増分($d\varepsilon_v^t$)_{LDT}から求めている。添え字 t は、全ひずみを表す。

$$(E_v)_{tan} = \frac{dq}{(d\varepsilon_v^t)_{LDT}} \quad (6.2.1)$$

図6.2.1(d)は、接線ポアソン比(ν_{vh})_{tan,ext}を q/q_{max} に対してプロットしたものである。 $(\nu_{vh})_{tan,ext}$ は、外部変位計による軸ひずみ増分($d\varepsilon_v^t$)_{External}、供試体の排水量による体積ひずみ増分($d\varepsilon_{vol}^t$)_{Burette}から(6.2.2)式を用いて求めている。

$$(\nu_{vh})_{tan,ext} = - \frac{\left\{ (d\varepsilon'_{vol})_{Burette} - (d\varepsilon'_v)_{External} \right\} / 2}{(d\varepsilon'_v)_{External}} \quad (6.2.2)$$

東京湾口海底軟岩と赤羽橋堆積軟岩の三軸圧縮試験結果に対して、同様に整理したものを図 6.2.2(a)～(d), 図 6.2.3(a)～(d)に示す。

飽和堆積軟岩を対象とした従来の慣用的な圧密排水三軸圧縮試験では軸ひずみを(ε_v)_{External}で、体積ひずみを(ε_{vol})_{Burette}として求めることが多い。そしてしばしば(ν_{vh})_{tan,ext}を評価し、これが一定となる部分を弾性変形領域あるいは弾性変形が卓越する領域と見なすことがある。図 6.2.1(c),(d), 図 6.2.2(c),(d), 図 6.2.3(c),(d)からこの考え方が不合理であることが分かる。

例えは図 6.2.1(d)からは、 $q/q_{max}=0.8$ 付近まで弾性領域あるいは弾性変形が卓越する領域の応力レベルと見なされる。しかし、軸ひずみを精密に評価して求めた(E_v)_{tan}は、載荷初期と比較して半分以下になり弾性変形特性が卓越してはいない。 E_v の鉛直応力依存性を考慮すればさらに弾性変形は小さくなる。同様に東京湾口海底軟岩や赤羽橋堆積軟岩では、それぞれ $q/q_{max}=0.6$, $q/q_{max}=0.85$ の応力レベルまで弾性変形が卓越する領域と見なされ、確かに砂質軟岩のほうが、弾性境界の応力レベルが小さく、岩種の違いがでている。しかし(E_v)_{tan}をみると弾性変形が卓越していると言えないのは明白である。

実際は接線ポアソン比も低い応力レベルから僅かな非線形変形特性を示す。しかし(ν_{vh})_{tan,ext}は、ひずみを供試体側面で直接測定せず精度が悪いので、その傾向が表れない。これについては次節の「三主応力制御試験による非線形変形特性」に述べる。

(b) サンプリングによる試料の乱れの評価方法(小高ら, 1998)の適用

試料がサンプリングによって乱された場合、非線形変形特性に大きな影響を及ぼすと考えられる。逆に言えば非線形変形特性を正確に評価できれば、試料の乱れをある程度、把握できる可能性がある。

従来サンプリングによる乱れの程度を表すために簡便な指標として、一軸圧縮試験による q_u とヤング率 E_{50} の比 E_{50}/q_u がしばしば用いられる。しかしひずみレベル依存性や拘束圧依存性を示す堆積軟岩の変形・強度特性を評価する方法として、慣用的な一軸圧縮試験は不適切である場合が多いことを第三章で述べた。ここでは、軸ひずみを LDT で測定した精度の高い三軸圧縮試験結果に基づいて試料の乱れが堆積軟岩の非線形変形特性に及ぼす影響を検討し、小高ら

(1998)の方法を用いて定量的な評価を試みる。

図 6.2.4(a)(b)はブロックサンプリング(BS), ダイレクトコアリング(DC)及びロータリーコアチューブサンプリング(RCTS)で採取した相模原堆積軟岩の三軸圧縮強度 q_{max} と初期ヤング率(E_v)₀ を、採取した深度に対してプロットしたものである。 $(E_v)_0, CU$ (BS+DC)と $(E_v)_0, CD$ (BS+DC)は、BS および DC で採取した試料をそれぞれ非排水(CU)条件及び排水(CD)条件でせん断した時の $(E_v)_0$ 、 E_0 (RCTS)は RCTS により採取した試料の $(E_v)_0$ である。 q_{max} についても同様に表記した。図中には一軸圧縮試験(U Test)から得られる一軸圧縮強度 q_u およびヤング率 E_{50} も合わせてプロットした。 E_{50} は一軸試験における応力—ひずみ曲線で応力が q_u の約半分付近の割線勾配から求めたものである。 E_{50} は E_0 に比較して非常に小さいことが認められる。また、 q_u も q_{max} と比較して全体的に小さい。これらの違いは、供試体上下端部の Bedding error の影響、ひずみによる非線形変形特性と拘束圧依存性によるものと考えられるが、拘束圧を加えない一軸圧縮試験ではより顕著に試料の乱れの影響が生じてヤング率や圧縮強度が低下することも一因として挙げられる。図 6.2.5(a)に $(E_v)_0$ と q_{max} を比較したものを示す。BS 及び DC により採取したものは $(E_v)_0/q_{max}=400$ 付近にあり、RCTS で採取したものよりバラツキが少ない。 $(E_v)_0$ は CD と CU 条件で大きな違いはないが q_{max} は CD 条件のほうが全体的に大きい。

一軸圧縮試験結果のみならず、試料の乱れが大きいほど三軸試験から得られる微小ひずみレベルのヤング率(E_v)₀ もサンプリング前の値より低下すると考えられる。そこで同じく微小ひずみレベルで得られる原位置の弾性波速度試験結果を用いて算出したヤング率 E_f を合わせて図 6.2.4(b)に示した。弾性波速度試験には Down-hole 法と Suspension 法を用いた。 E_f が必ずしも地盤の真のヤング率であるとは言えないが、軟岩を対象とした多くの実施工における変形量が E_f に基づいて計算された値に近いという点で地盤の真のヤング率を反映しているという考え方は支持される(例えば Tatsuoka et al., 1997)。図 6.2.4(b)をみると $(E_v)_0$ (BS+DC) は E_f (Suspension) より少し小さい。一方で $(E_v)_0$ (RCTS) は $(E_v)_0$ (BS+DC) よりバラツキが大きく、 E_f よりかなり小さい値が多く存在する。図 6.2.5(b)に $(E_v)_0$ と E_f を比較したものを示す。 $(E_v)_0$ (RCTS) は $(E_v)_0$ (BS+DC) と同様に $(E_v)_0/E_f=1.0$ より少し小さい付近にもデータが存在するが $(E_v)_0/E_f=0.5$ を下回るデータも少なくなく、RCTS による試料には乱れにより $(E_v)_0$ が低下したと考えられるものがかなり存在していることが伺える。

図 6.2.5(a)に王(1996)による深度 38-93m において BS 及び RCTS により得られた相模原堆積軟岩の代表的な軸差応力—軸ひずみ曲線を示す。RCTS による

試料の $(E_v)_{tan}$ は全体的にみて BS による試料の $(E_v)_{tan}$ より小ひずみレベルから小さく、またピーク応力時の軸ひずみ($\varepsilon_a)_f$ が大きい。図 6.2.5(b)に正規化した $(E_v)_{tan}/(E_v)_0 \sim q/q_{max}$ 関係を示す。BS で得られた試料の $(E_v)_{tan}/E_0$ は応力レベル q/q_{max} が増加するにつれて次第に低下し、ピーク応力に近くなると強い非線形性を示す。また、各供試体の間でバラツキが非常に少ない。一方で RCTS により採取した試料の $(E_v)_{tan}/E_0 \sim q/q_{max}$ 関係はバラツキが大きく、 $q/q_{max}=0.1$ 付近で $(E_v)_{tan}/E_0$ が急激に一度低下し、応力レベルが増加するにつれて再び回復する傾向を示す供試体が多い。同様な現象は谷ら(1998)や川崎ら(1998)にも報告されている。この違いは、乱れの程度の差に由来するものと考えられる。すなわち RCTS 時に試料が機械的に乱される可能性は高く、試料内部にマイクロクラックが多く生じる恐れがある。実際、谷ら(1998)は、ロッドとサンプラーの回転軸のずれや曲がりによる揺動(ローリング)やサンプラーの回りが状況に応じて生じることを示している。その結果、三軸試験において等方圧密過程でできた若干の構造が、せん断変形を受けるとマイクロクラックの存在により不安定で消失しやすく、さらに載荷が進行するとマイクロクラックが閉合して剛性が復活するものと考えられる。

上述したように RCTS による試料にはサンプリング時の機械的な乱れにより E_0 が低下し、また軸差応力一軸ひずみ曲線が S 字型を示すものが存在する。そこで試料の乱れの程度を表す Index として次の二つを用いる(小高ら, 1998)。

$$I_{d1} = 1 - \frac{(E_v)_0}{E_f} \quad (6.2.3)$$

$$I_{d2} = 1 - \frac{(E_v)_{tan, q/q_{max}=0.1}}{(E_v)_0} \quad (6.2.4)$$

ここで $(E_v)_{tan, q/q_{max}=0.1}$ はせん断時の応力レベル $q/q_{max}=0.1$ における $(E_v)_{tan}$ である。

$(E_v)_{tan, q/q_{max}=0.1}$ を用いた理由は上述の軸差応力一軸ひずみ曲線が S 字型を示す場合に多くの供試体の $(E_v)_{tan}$ が $q/q_{max}=0.1$ 付近で極値をとることによる。 I_{d1} は試料の乱れが少なければ $(E_v)_0=E_f$ という前提で $I_{d1}=0$ に近くなる。また、 I_{d2} も試料の乱れが少なければ、線形弾性体ではないので 0 にはならないが $I_{d2}=0$ に近づくと考えられる。図 6.2.6 にそれぞれのせん断試験から得られた $I_{d1} \sim I_{d2}$ 関係を示した。図中には合わせて海上ボーリングで得られた東京湾口海底堆積軟岩の結果も合わせて示した。図をみると BS および DC による試料で得られた結果は、一般的に I_{d1} 、 I_{d2} ともに小さい。一方 RCTS による試料のデータにはバラツキ

があり、BS および DC による試料と同程度の結果もあるが I_{d1} 、 I_{d2} あるいは両者の値が大きい場合も多い。相模原堆積軟岩の場合には I_{d1} よりは I_{d2} のほうが広範囲な値を示しているが、東京湾口海底堆積軟岩は I_{d1} 、 I_{d2} ともに同程度の範囲で値がばらついている。これは岩種により I_{d1} および I_{d2} の乱れの指標としての感度が異なることを示唆しているものと考えられる。

6.2.2 三主応力制御試験による非線形変形特性

図 6.2.4(a)は、側圧 $\sigma'x = \sigma'y = 5\text{kgf/cm}^2$ での相模原堆積軟岩(V—供試体)の軸差応力—鉛直ひずみ関係である。鉛直ひずみは LDT による(ε_z)_{LDT} である。軸差応力 $q=15, 35\text{kgf/cm}^2$ で $q=0\text{kgf/cm}^2$ まで除荷している。再載荷して除荷開始時の応力を超えると、単調載荷時の軸差応力—鉛直ひずみ関係に戻る。図 6.2.4(b)は、(ε_z)_{LDT} — (ε_y)_{LDT} 関係、(ε_z)_{LDT} — (ε_x)_{Gap} 関係である。

図 6.2.4(c)は、接線ヤング率(E_z)_{tan} を載荷初期の初期ヤング率(E_z)₀ で正規化した値を、せん断応力レベル $q_z/(q_z)_{\max}$ に対してプロットしたものである。三軸試験では(E_z)_{tan} は、(E_v)_{tan} に相当する。(6.2.1)式と同様に次式で表される。

$$(E_z)_{\tan} = \frac{dq}{(d\varepsilon_z')_{LDT}} \quad (6.2.5)$$

図 6.2.4(d)は、接線ポアソン比(ν_{zx})_{tan}、(ν_{zy})_{tan} を $q_z/(q_z)_{\max}$ に対してプロットしたものである。 $(\nu_{zx})_{tan}$ 、 $(\nu_{zy})_{tan}$ は、それぞれ(6.2.6)、(6.2.7)式で定義している。

$$(\nu_{zx})_{\tan} = -\frac{(d\varepsilon_x')_{Gap}}{(d\varepsilon_z')_{LDT}} \quad (6.2.6)$$

$$(\nu_{zy})_{\tan} = -\frac{(d\varepsilon_y')_{LDT}}{(d\varepsilon_z')_{LDT}} \quad (6.2.7)$$

相模原堆積軟岩(H—供試体)と赤羽橋堆積軟岩(V—供試体)の三主応力制御試験結果に対して、同様に整理したものを図 6.2.5(a)～(d)、図 6.2.6(a)～(d)に示す。

図 6.2.4(d)、図 6.2.5(d)をみると(ν_{zx})_{tan}、(ν_{zy})_{tan} は比較的低い応力レベルからわずかな非線形特性を示す。図 6.2.1(d)に示した(ν_{vh})_{tan,ext} のように高い応力レベルまで一定の値であるという傾向は生じない。つまり、供試体側面でひずみを直接、高精度に測定して接線ポアソン比を評価しないと、その非線形変形特

性を正確に評価できない。

図 6.2.6(d)は、高い応力レベルまで(ν_{zx})_{tan}, (ν_{zy})_{tan} がかなり一定である。しかし、第五章でも述べたように赤羽橋堆積軟岩角柱供試体は不均質であり、中央部分が泥質優勢、両端部が砂質優勢である。この試験では最大軸差応力 q_{max} が約 30kgf/cm² と、例えば図 6.2.3(a)に示した三軸試験による q_{max} と比較してかなり小さい。一方で(ν_{zx})_{tan}, (ν_{zy})_{tan} は供試体中央部で測定した局所ひずみで定義されており、剛性の大きい泥岩の物性を反映している。泥岩部分が明確な非線形特性を示す前に両端部の砂質優勢部分が大きく変形して破壊したものと考えられる。

ところで、相模原堆積軟岩(H—供試体)と赤羽橋堆積軟岩(V—供試体)では(ν_{zx})_{tan} と(ν_{zy})_{tan} は比較的一致している。相模原堆積軟岩(V—供試体)ではあまり一致していない。この結果から第五章でも考察したように、原地盤の水面内等方性は赤羽橋堆積軟岩では良いが、相模原堆積軟岩ではあまり良くないことが推定される。ただし相模原堆積軟岩の V—供試体と H—供試体の正規化した(E_z)_{tan}/ $(E_z)_0$ は $q_z/(q_z)_{max}$ に対してほぼ同じ傾向を示している。

6.3 大振幅繰返し載荷履歴が非線形変形特性に及ぼす影響

図 6.3.1 に三軸試験で大振幅繰返し載荷履歴を与えたときの軸差応力一軸ひずみ関係を示す。(a)が東京湾口海底堆積軟岩を、(b)が相模原堆積軟岩の実験結果である。

図 6.3.1 の関係には、未固結の粒状体材料の非線形変形特性と大きく異なる点がある。一般には未固結の粒状体材料は、大振幅繰返し載荷を排水状態で行なうと繰返し載荷回数の増加に伴い、同じ応力状態で比較すると接線剛性が増加する。これは、繰返し載荷に伴い高密度化するとともに構造が安定してくるからと考えられる。

しかし、図 6.3.1 に示したように堆積軟岩にはこのような挙動は見られない。特に 4 回目の再載荷(4L)による接線剛性は、1, 2, 3 回目(1L, 2L, 3L)の載荷による接線剛性より明らかに小さい。しかも軸差応力一軸ひずみ関係は、下に凸の曲線になっている。接線剛性が大きな繰返し載荷に伴い減少する現象は、堆積軟岩の構造の損傷が原因として考えられる。同様に王ら(1996)は、降伏荷重を超

える等方圧密でセメンテーションが損傷し、接線剛性が低下することを示している。

図 6.3.2(a)(b)は、図 6.3.1 から得られる接線ヤング率 $(E_v)_{tan}$ を鉛直応力 σ'_v に対してプロットしたものである。(a)が載荷、(b)が除荷過程である。また等方・異方応力状態での微小繰返し載荷から得られた鉛直方向ヤング率 E_v も合わせてプロットした。同様に図 6.3.3(a)(b)は、相模原堆積軟岩(図 6.3.2 参照)の試験結果を整理したものである。図 6.3.2 と図 6.3.3 をみると $(E_v)_{tan}$ は、大振幅繰返し載荷の回数の増加に伴い、減少している。

大きな繰返し載荷過程の E_v は等方応力状態の E_v と比較すると、載荷回数の増加に伴い、小さくなっている。接線剛性と同様に構造の損傷が影響を与えていていると考えられる。等方応力状態の E_v は、大きな繰返し載荷過程の E_v の上限値となっている。ゆえに構造の損傷がほとんどない状態であるとみなせる。

上で堆積軟岩の大振幅繰返し載荷時の非線形変形特性が未固結の粒状体材料の非線形変形特性と異なると述べた。しかし、 E_v の鉛直応力状態依存性や構造の損傷の影響を考慮すると、未固結の粒状体材料の非線形変形特性と同様な挙動を示している可能性があることを以下に述べる。

側圧 σ'_h 一定の下の三軸試験による応力一ひずみ関係は、しばしば最大軸差応力 q_{max} と初期剛性 E_0 を用いて次式のように正規化される。

$$y = q / q_{max}, \quad x = \frac{\epsilon_v}{(\epsilon_v)_r} \quad (6.3.1)$$

ここで、

$$(\epsilon_v)_r = \frac{q_{max}}{E_0} \quad (6.3.2)$$

である。(6.3.1)式により求まる接線剛性 $\frac{\partial y}{\partial x}$ は、 $\frac{(E_v)_{tan}}{(E_v)_0}$ を意味する。しかし、

(6.3.1)式において一定の E_v と q_{max} を用いると、 E_v の鉛直応力状態依存性や構造の損傷の影響を考慮できない。

そこで、鉛直応力の増減や大きな繰返し載荷による構造の損傷が、 E_v と $(E_v)_{tan}$ の両者に等しく影響を与えると仮定する。つまり、 σ'_v の増加による E_v の増加や構造の損傷による E_v の減少は、同じだけ $(E_v)_{tan}$ に反映すると仮定する。

このような場合、 $\frac{(E_v)_{tan}}{E_v}$ のほうが $\frac{(E_v)_{tan}}{(E_v)_0}$ より純粋な非線形変形特性を表して

いることになる。一方で図 6.3.1 をみると q_{\max} は大きな繰返し載荷によりあまり影響を受けていないようである。従って(6.3.1)式による $\frac{\partial y}{\partial x} = \frac{(E_v)_{\tan}}{(E_v)_0} \sim y = \frac{q}{q_{\max}}$

関係を、 $\frac{\partial y}{\partial x} = \frac{(E_v)_{\tan}}{E_v} \sim y = \frac{q}{q_{\max}}$ 関係に置き換える。この場合、 x は、

$$x = \frac{\varepsilon_v}{(\varepsilon_v)^*_r} \quad (6.3.3)$$

において、

$$(\varepsilon_v)^*_r = \frac{q_{\max}}{(E_v)_{current}} \quad (6.3.4)$$

と再定義する。

図 6.3.4(a)(b)は、図 6.3.2(a)(b)から得られた $(E_v)_{\tan}/E_v$ を $y=q/q_{\max}$ に対してプロットしたものである。図 6.3.5(a)(b)は、図 6.3.3(a)(b)から同様に整理したものである。各載荷・各除荷のデータを近似した曲線も示した。

図 6.3.6(a)(b)は、図 6.3.4, 図 6.3.5 の近似曲線を積分して得られた $y-x$ 関係である。図中の破線は、最初の載荷の $y-x$ 関係を意味している。 $y-x$ 関係は E_v の鉛直応力状態依存性や構造の損傷の影響を考慮した非線形変形特性である。図 6.3.1 に示した軸差応力一軸ひずみ関係と比較すると、図 6.3.6 の $y-x$ 関係は未固結の粒状体材料の非線形特性に近い形を示している。例えば、4回目の再載荷(4L)の関係が下に凸の曲線になっていない。図 6.3.1(a)で4回目の再載荷(4L)の関係が下に凸の曲線になった理由は、載荷初期は構造の損傷の影響を強く受け接線ヤング率 $(E_v)_{\tan}$ が低下し、載荷後半では鉛直応力状態依存性の影響を強く受け $(E_v)_{\tan}$ が増加したためと考えられる。

以上のように、大きな繰返し載荷を受ける堆積軟岩の非線形変形挙動は、 E_v の鉛直応力状態依存性や構造の損傷の影響を考慮すれば、未固結の粒状体材料の非線形変形特性に近い。従って Masing rule (Masing, G., 1926)などが応用できる可能性がある。しかし正確に非線形変形挙動を表現できる構成則を適用するためには、より詳細な検討が必要である。

6.4. まとめ

本章のポイントを次にまとめる。

非線形変形特性に関する重要な結論

- 接線ヤング率と同様に接線ポアソン比も小さい応力レベルから非線形変形特性を示す。その正確な評価には、局所的に高精度な軸及び側方ひずみを測定する必要がある。
- 従来の慣用的な圧密排水三軸圧縮試験で(ν_{vh})_{tan,ext}を評価し、これが一定となる部分を弾性変形領域あるいは弾性変形が卓越する領域と見なすことは不合理である。
- 大振幅の繰返し載荷を受ける堆積軟岩は、未固結の粒状体材料の非線形変形特性とは異なる挙動を示す。しかし、 E_v の鉛直応力状態依存性と構造の損傷の影響を考慮すると同様な挙動であることを合理的に説明できる。

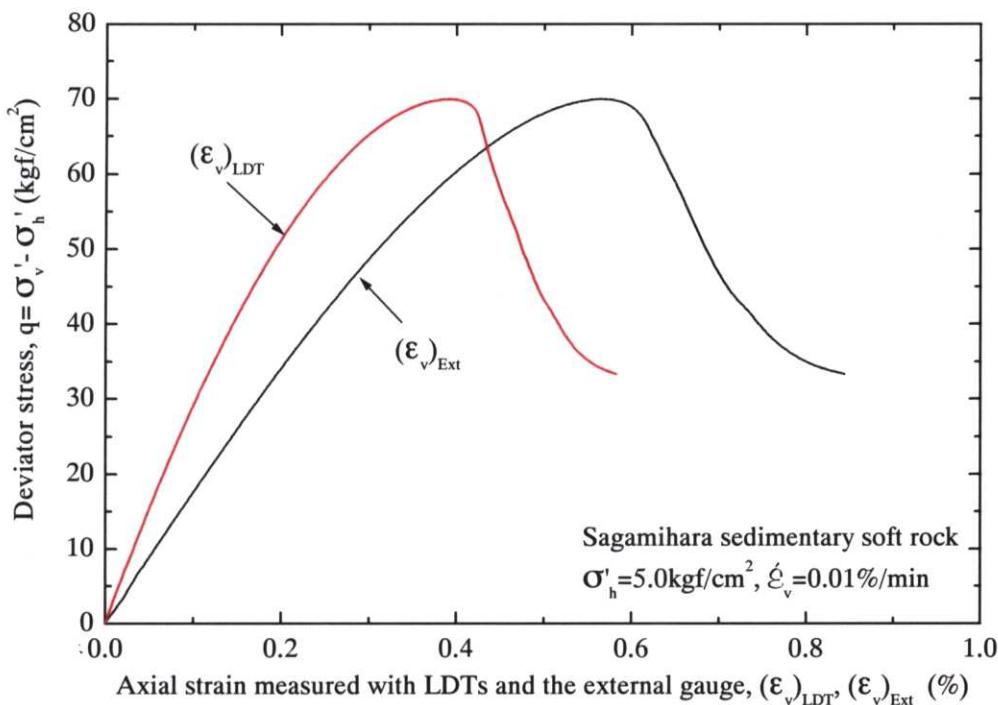


図 6.2.1(a) 単調載荷時の軸差応力一軸ひずみ関係(相模原堆積軟岩)

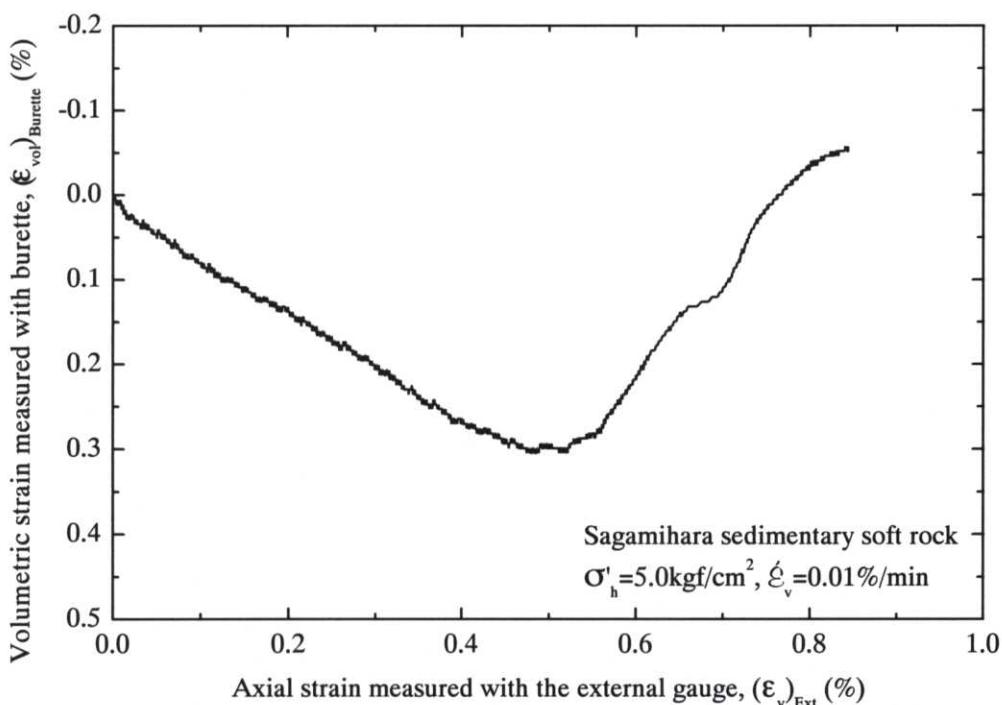


図 6.2.1(b) 単調載荷時の軸ひずみ一体積ひずみ関係(相模原堆積軟岩)

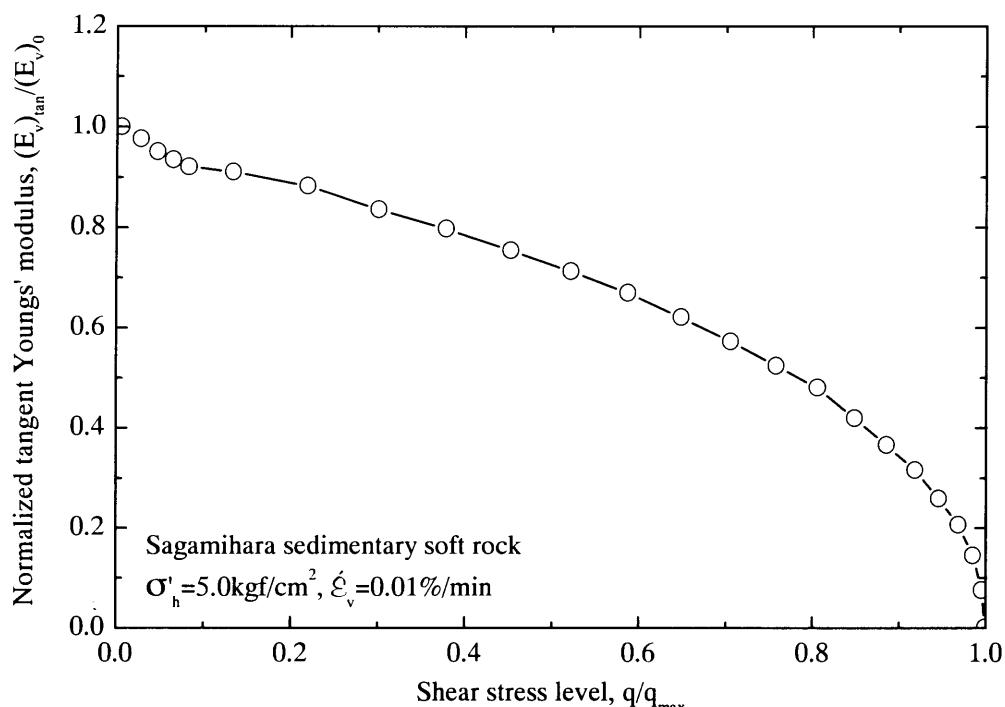


図 6.2.1(c) 単調載荷時の接線ヤング率一せん断応力レベル関係(相模原堆積軟岩)

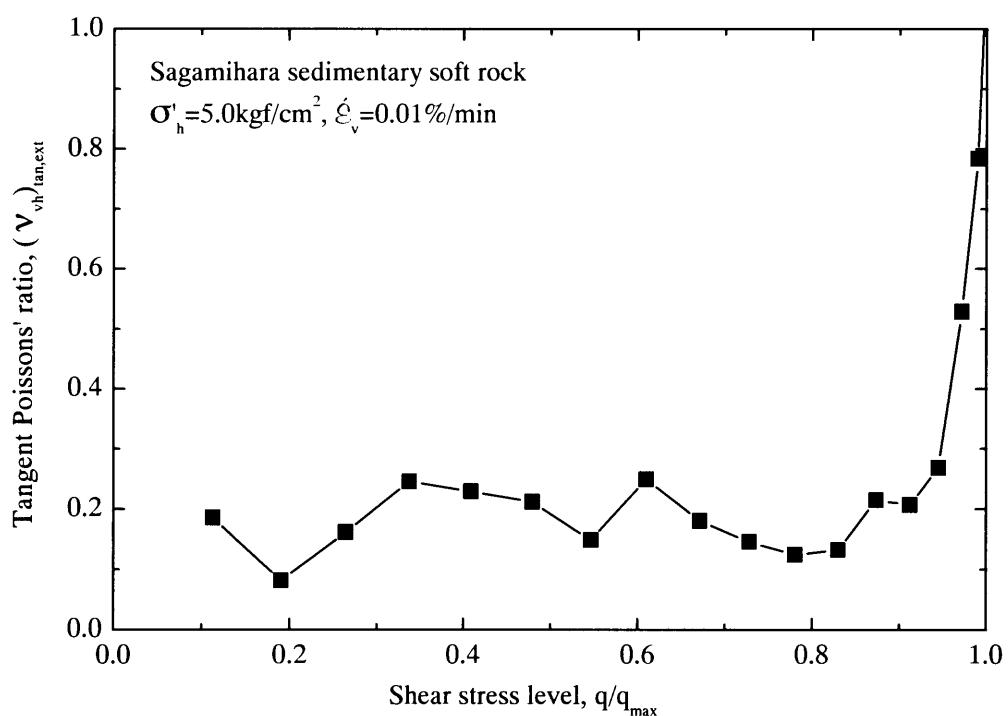


図 6.2.1(d) 単調載荷時の接線ポアソン比一せん断応力レベル関係(相模原堆積軟岩)

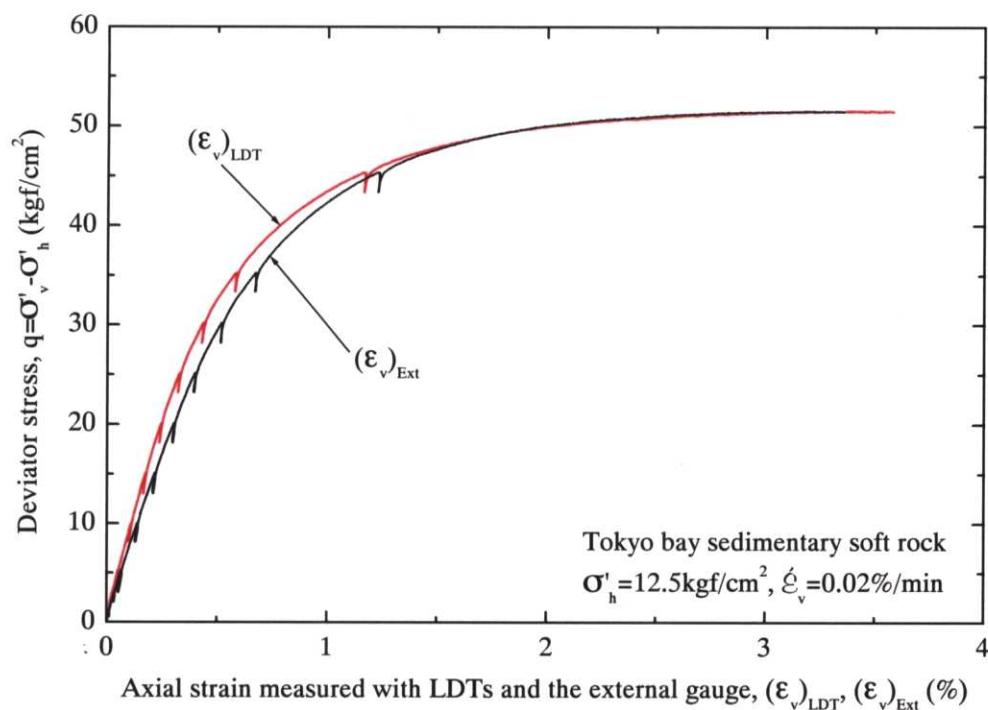


図 6.2.2(a) 単調載荷時の軸差応力一軸ひずみ関係(東京湾口海底堆積軟岩)

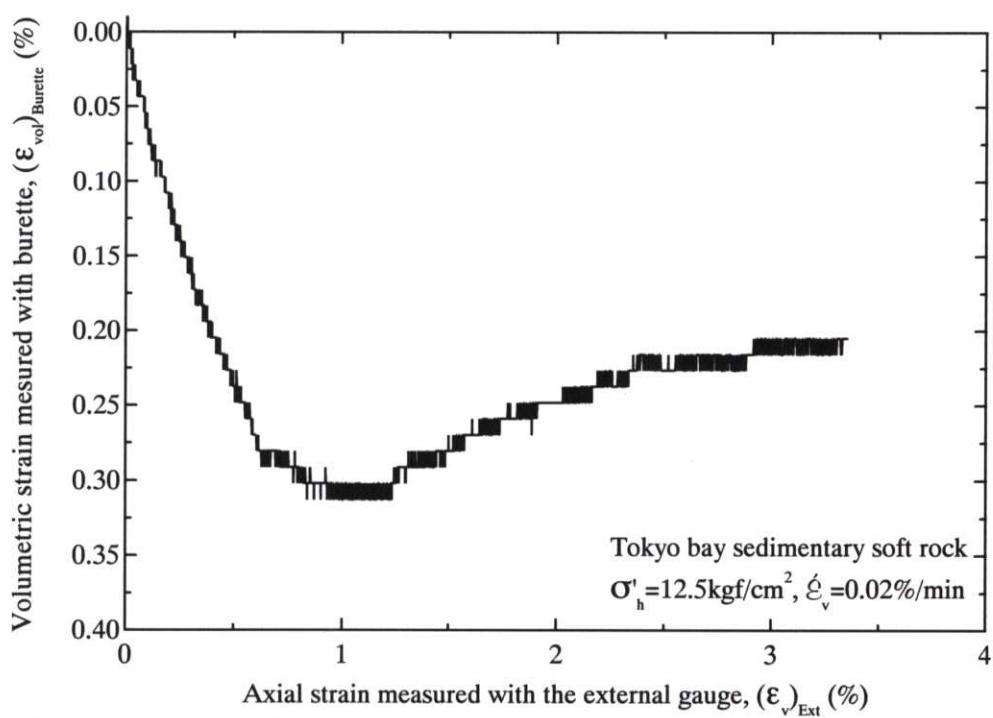


図 6.2.2(b) 単調載荷時の軸ひずみ一体積ひずみ関係(東京湾口海底堆積軟岩)

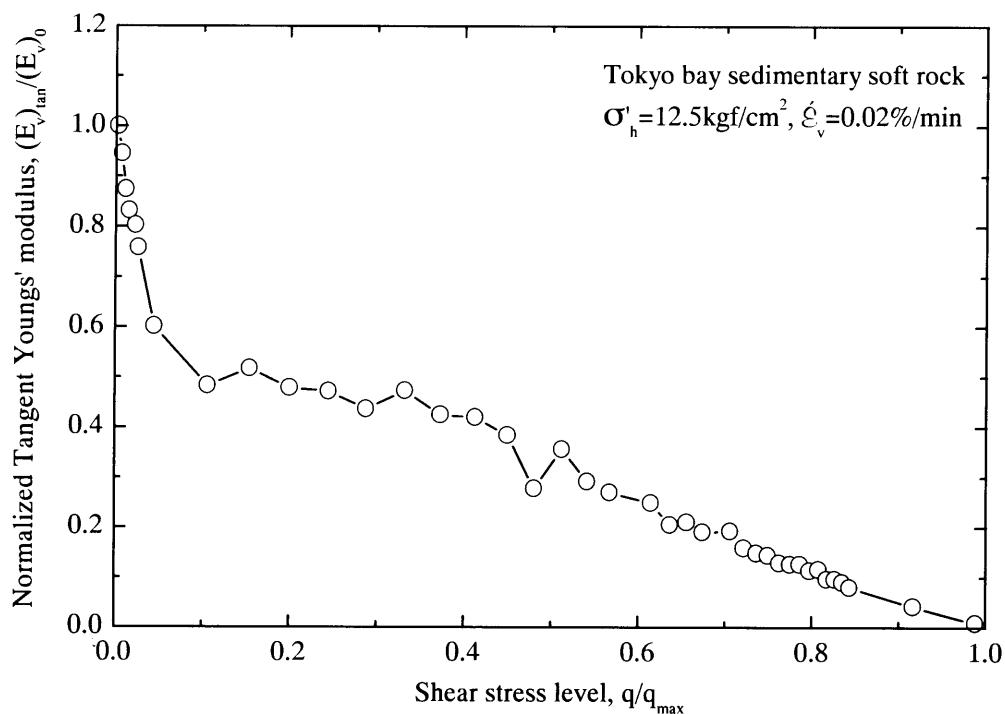


図 6.2.2(c) 単調載荷時の接線ヤング率一せん断応力レベル関係(東京湾口海底堆積軟岩)

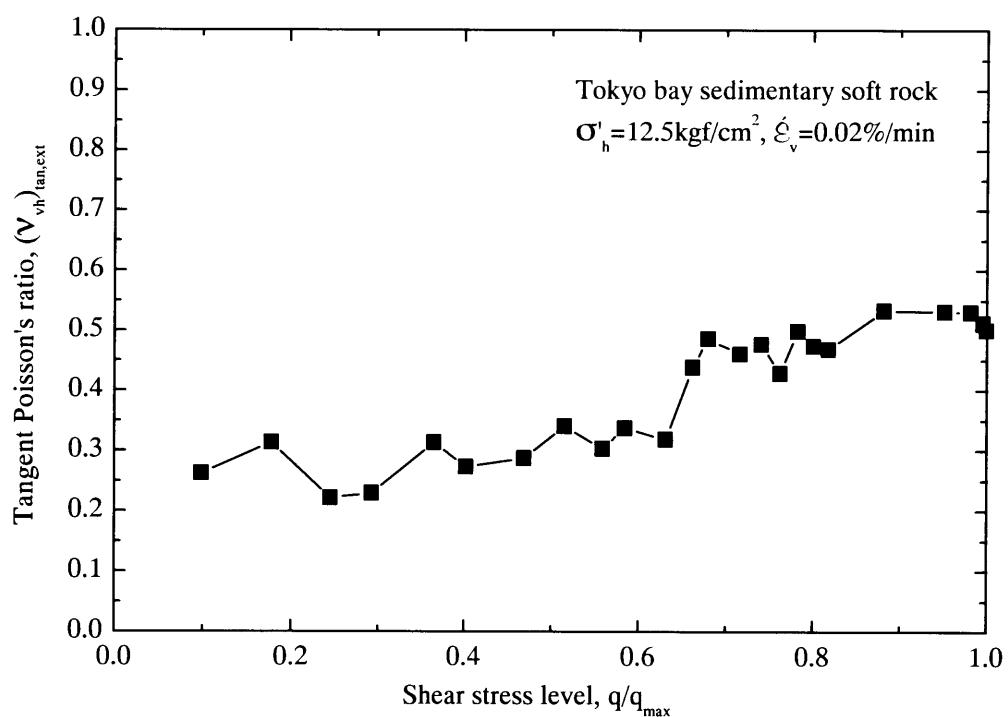


図 6.2.2(d) 単調載荷時の接線ポアソン比一せん断応力レベル関係(東京湾口海底堆積軟岩)

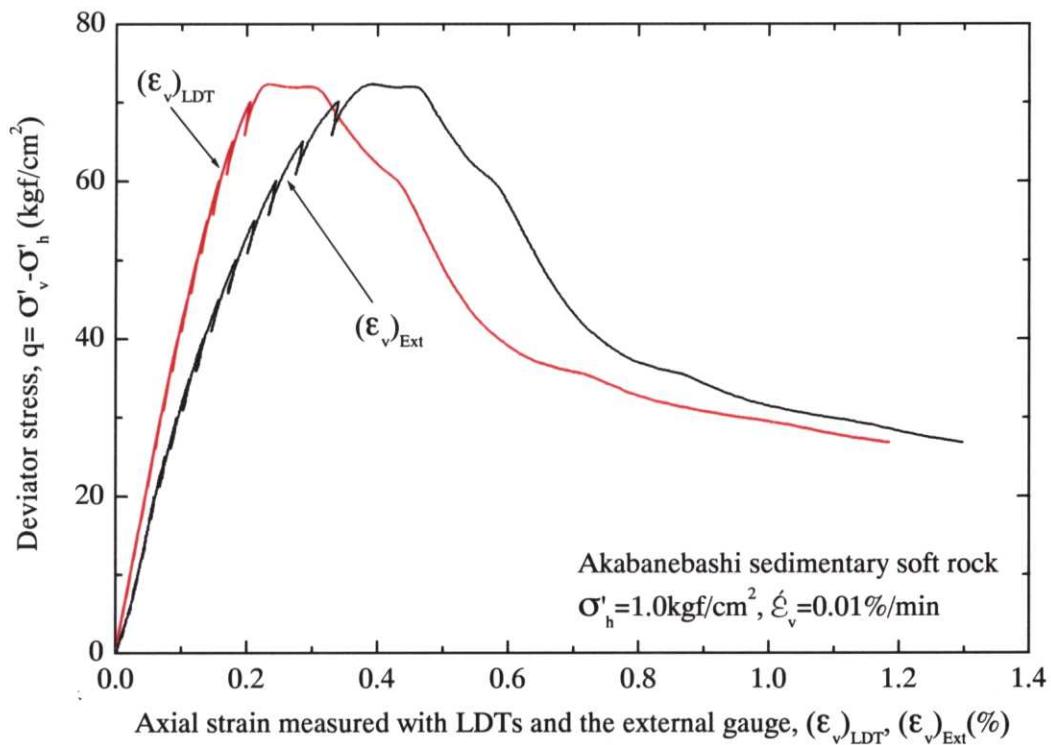


図 6.2.3(a) 単調載荷時の軸差応力一軸ひずみ関係(赤羽橋堆積軟岩)

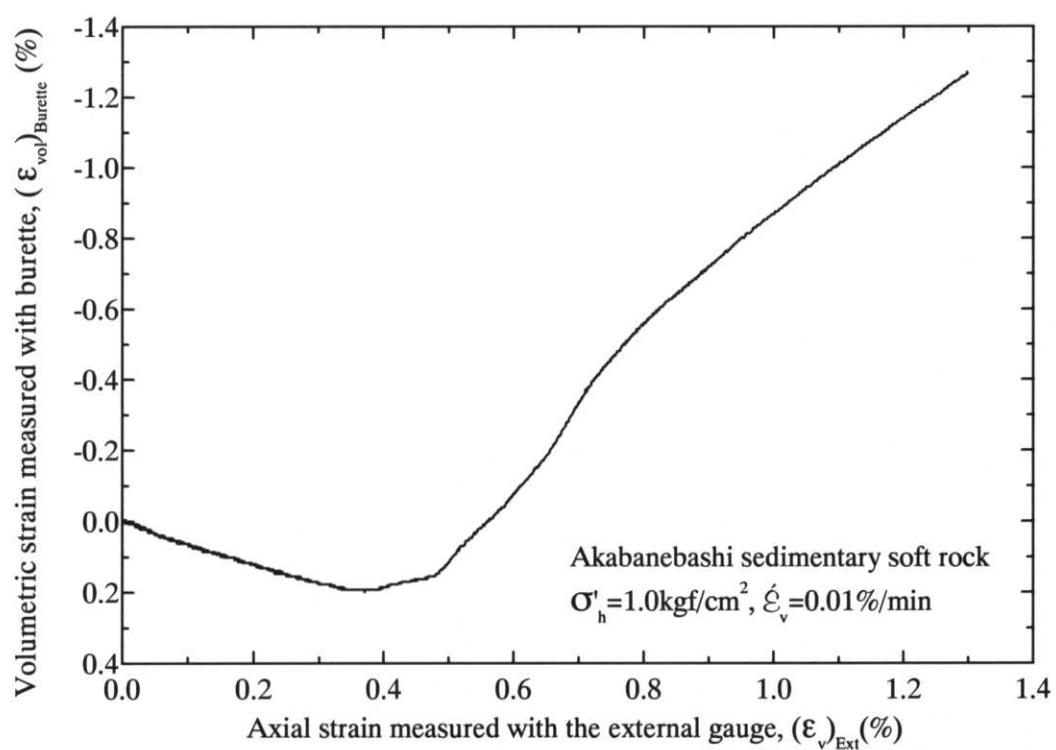


図 6.2.3(b) 単調載荷時の軸ひずみ一体積ひずみ関係(赤羽橋堆積軟岩)

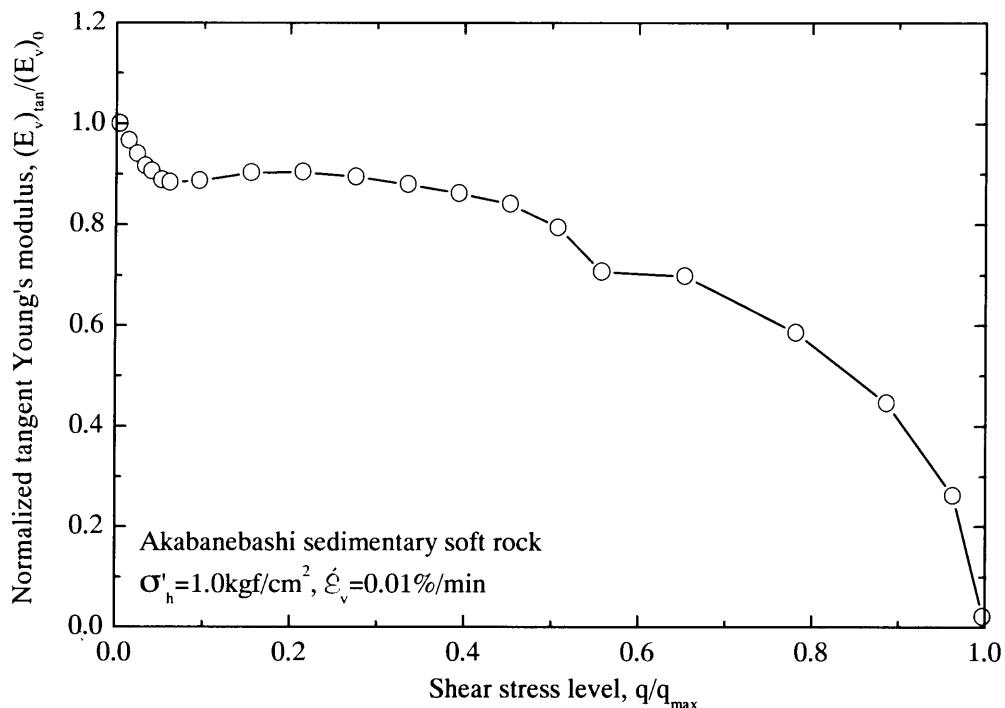


図 6.2.3(c) 単調載荷時の接線ヤング率一せん断応力レベル関係(赤羽橋堆積軟岩)

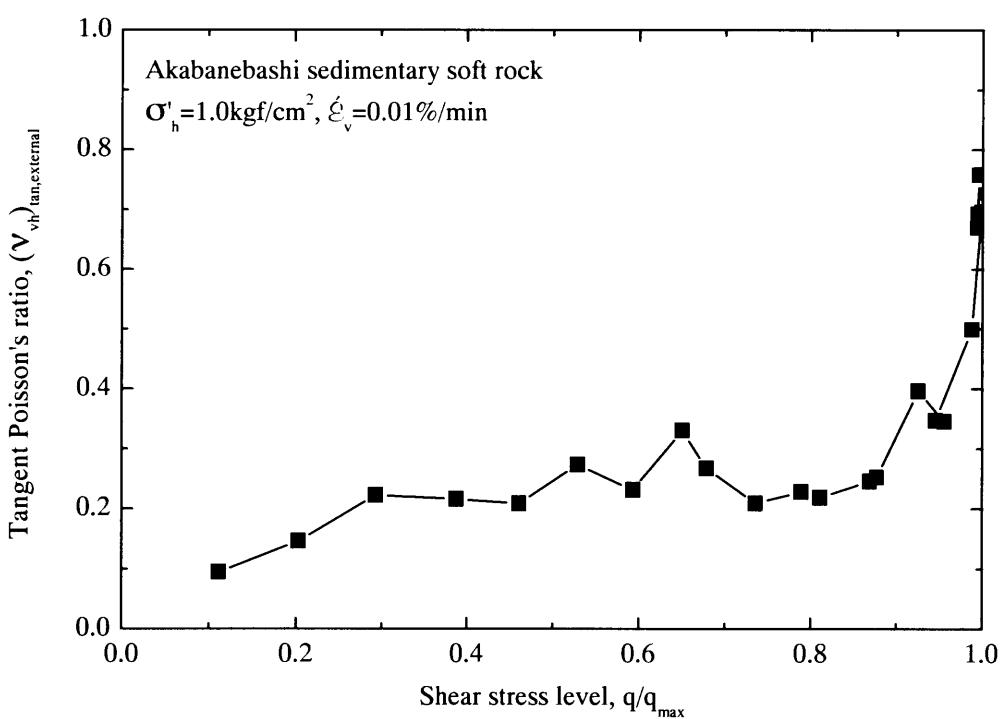


図 6.2.3(d) 単調載荷時の接線ポアソン比一せん断応力レベル関係(赤羽橋堆積軟岩)

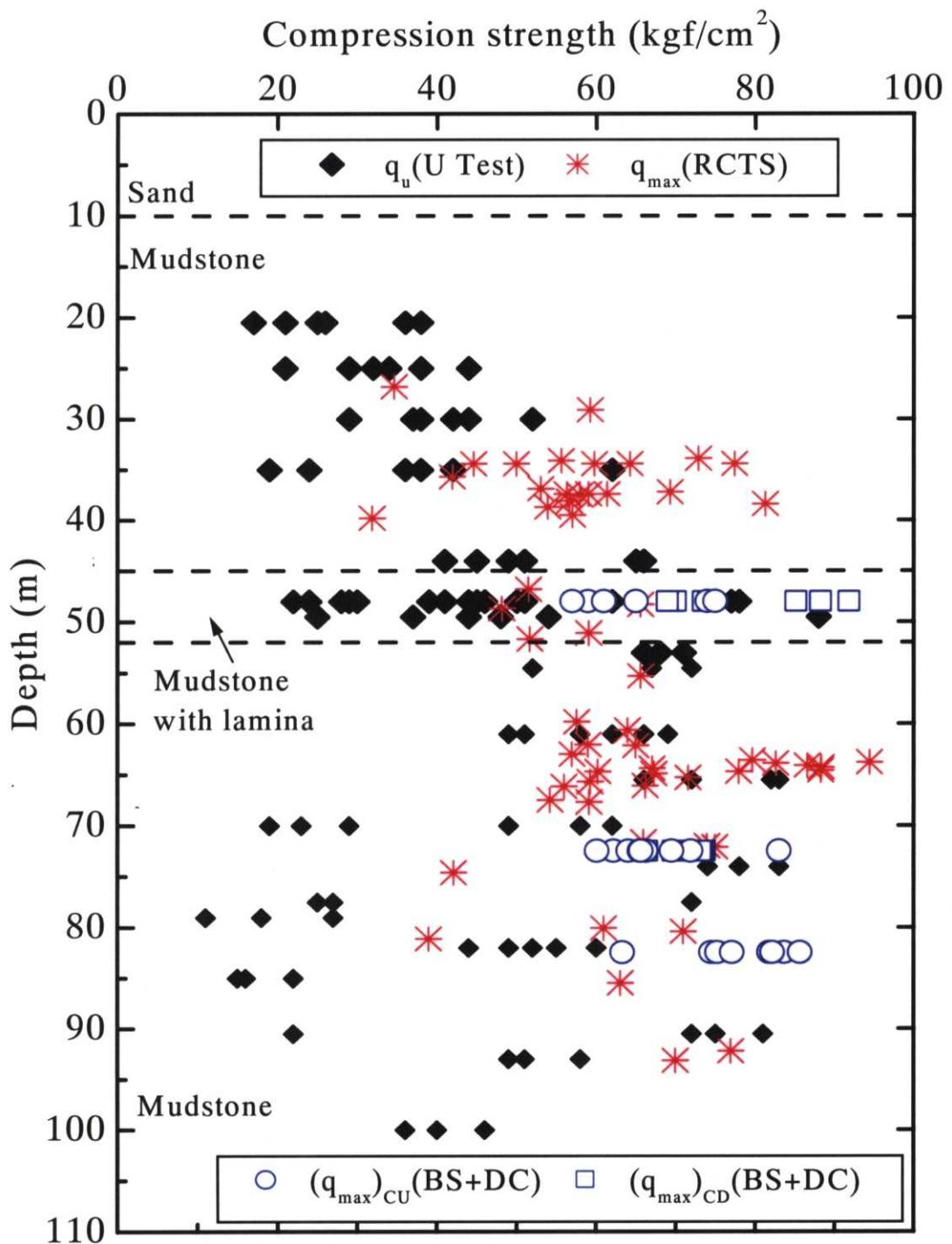


図 6.2.4(a) 相模原堆積軟岩の一軸圧縮強度 q_u と三軸圧縮試験の最大軸差応力 q_{\max} の比較(図 3.1.4(a)と同じ)

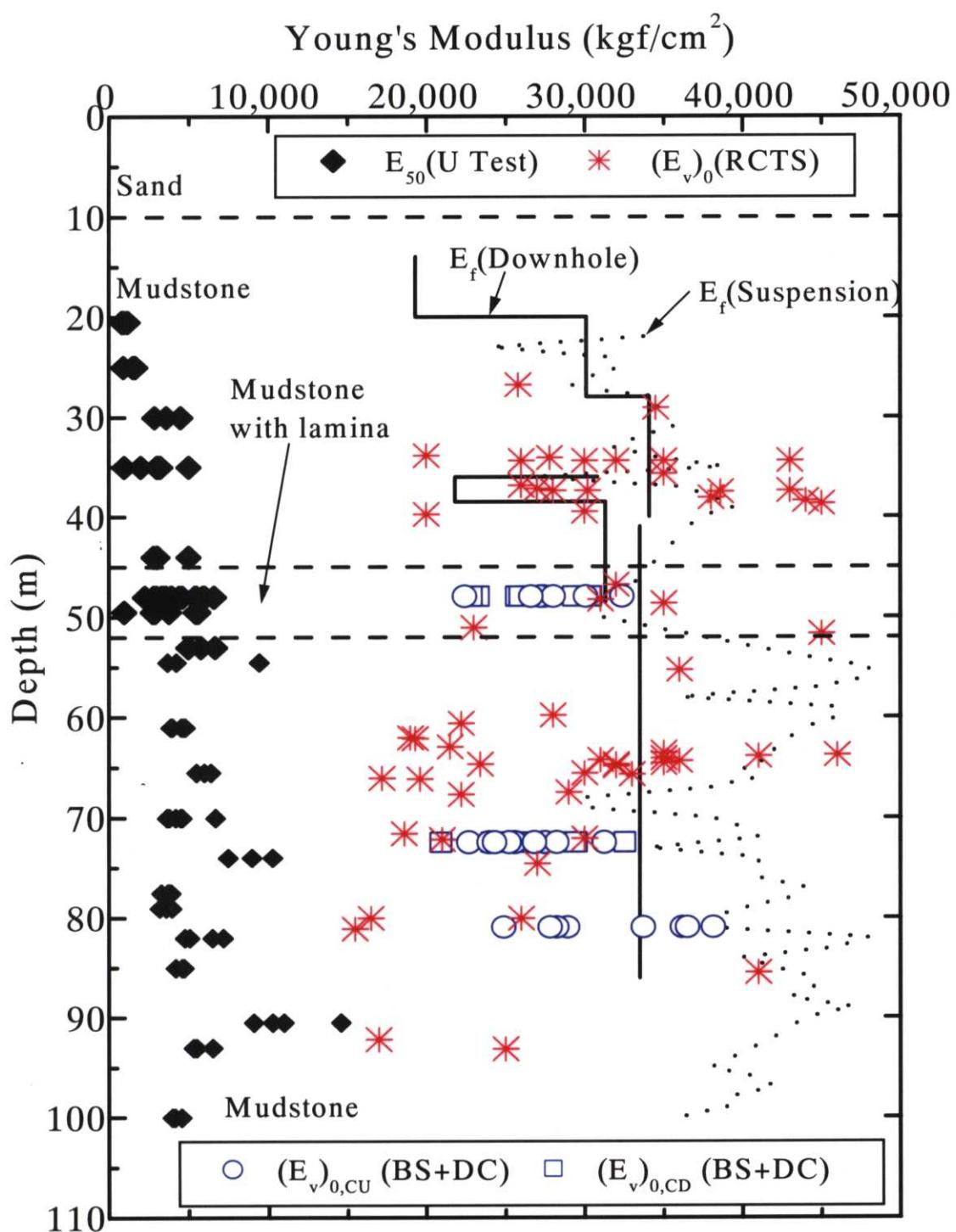


図 6.2.4(b) 相模原堆積軟岩の一軸圧縮試験と三軸圧縮試験によるヤング率 E_{50} , $(E_v)_0$ の比較(図 3.1.4(b)と同じ)

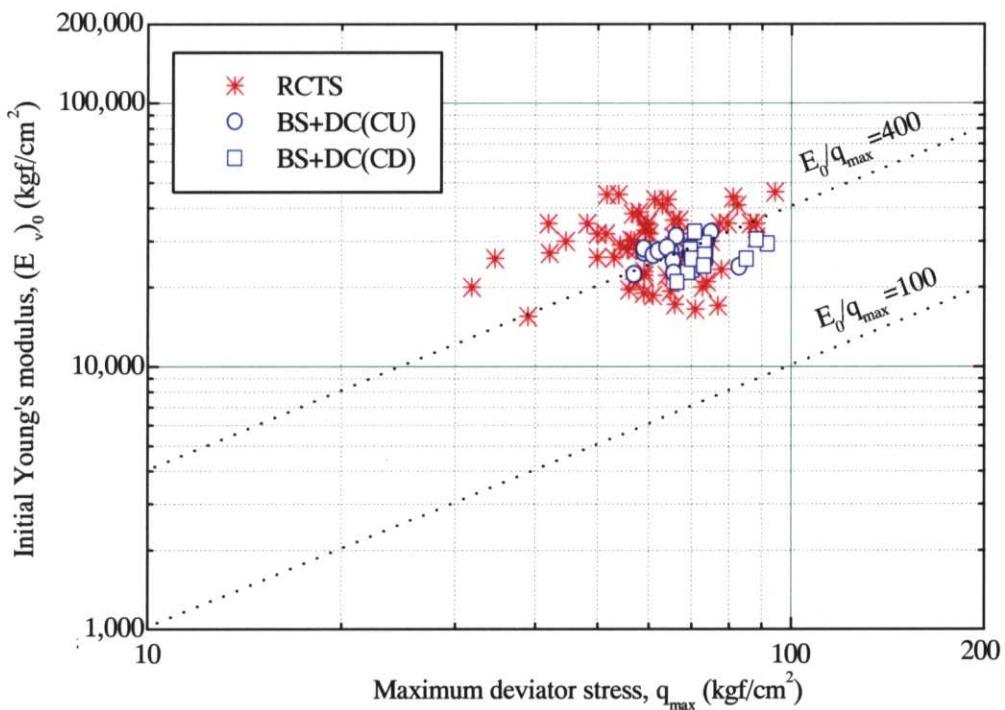


図 6.2.5(a) 相模原堆積軟岩の三軸圧縮試験による初期ヤング率と最大軸差応力の比較

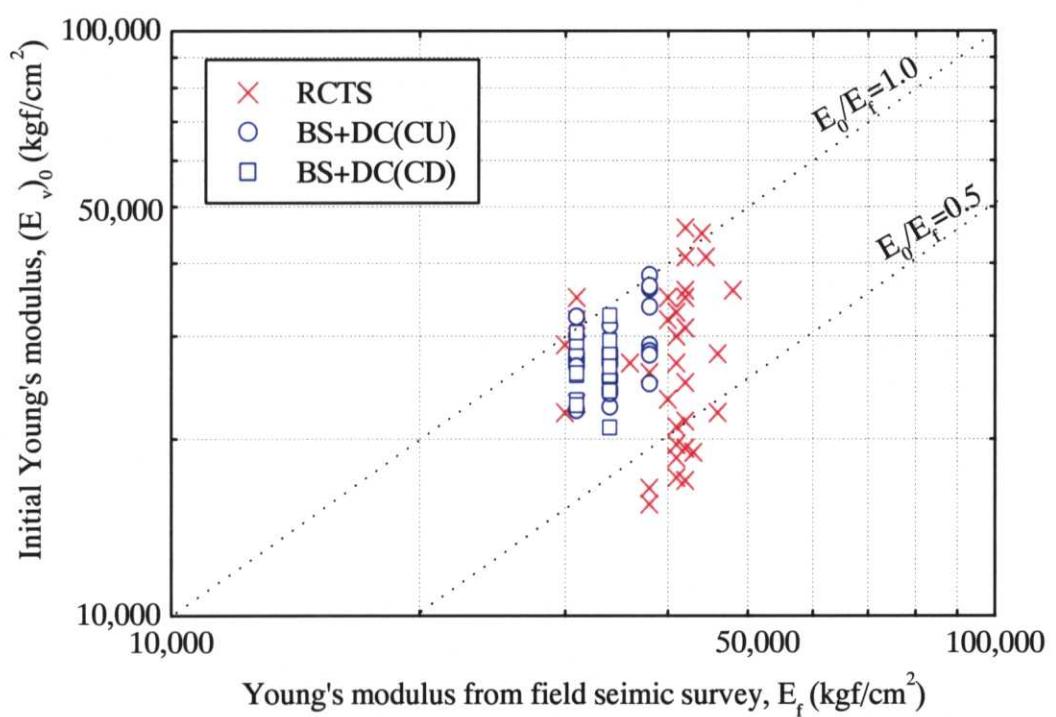


図 6.2.5(b) 相模原堆積軟岩の三軸圧縮試験による初期ヤング率と弾性波速度探査から求めたヤング率の比較

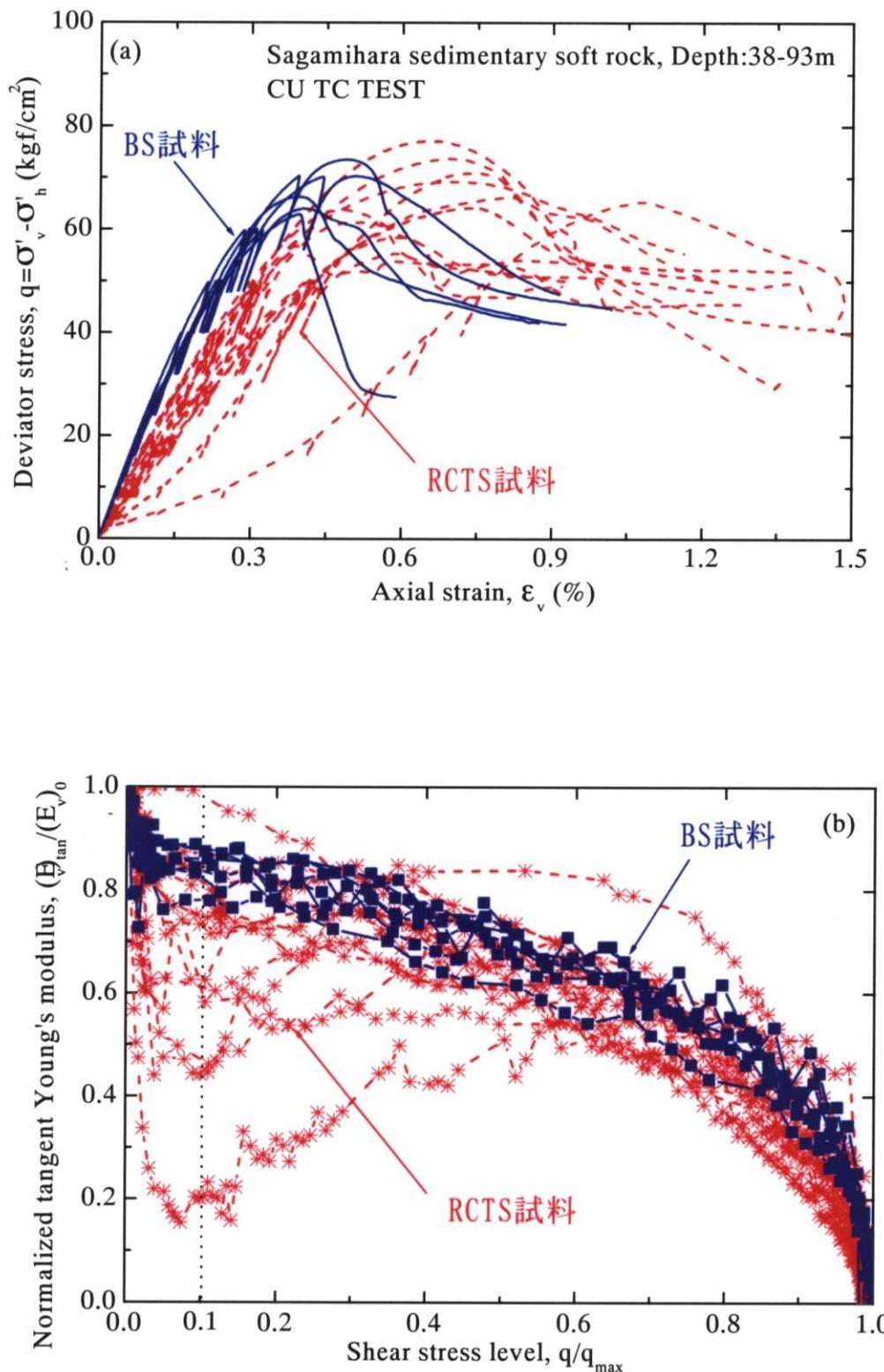
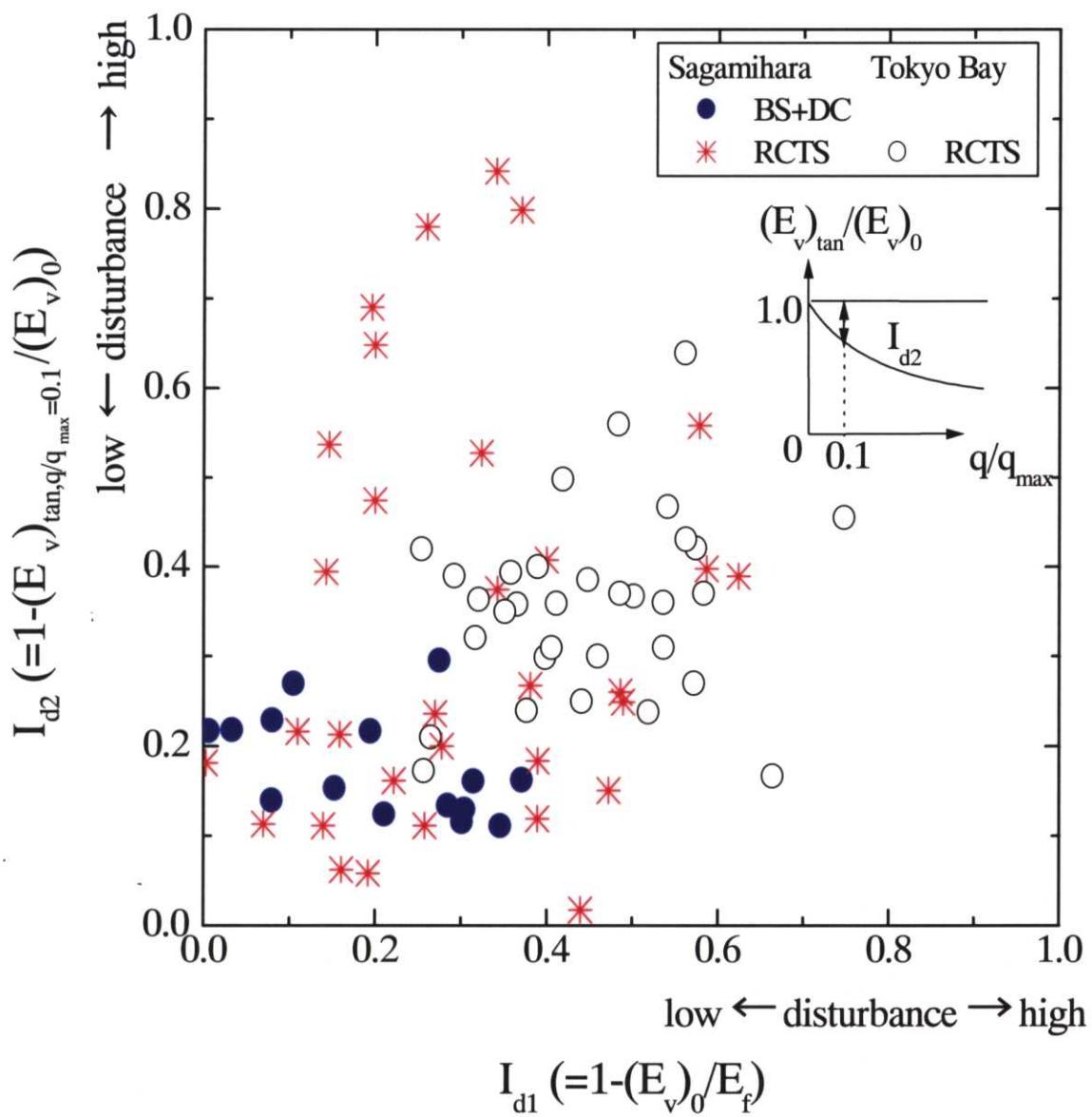


図 6.2.5 BS 試料と RCTS 試料の代表的な圧密非排水三軸圧縮試験結果の比較((a)
軸差応力一軸ひずみ関係, (b)正規化した接線ヤング率一せん断応力レ
ベル関係, 王, 1996)

図 6.2.6 指標 I_{d1} と I_{d2} によるサンプリングによる乱れの程度の評価

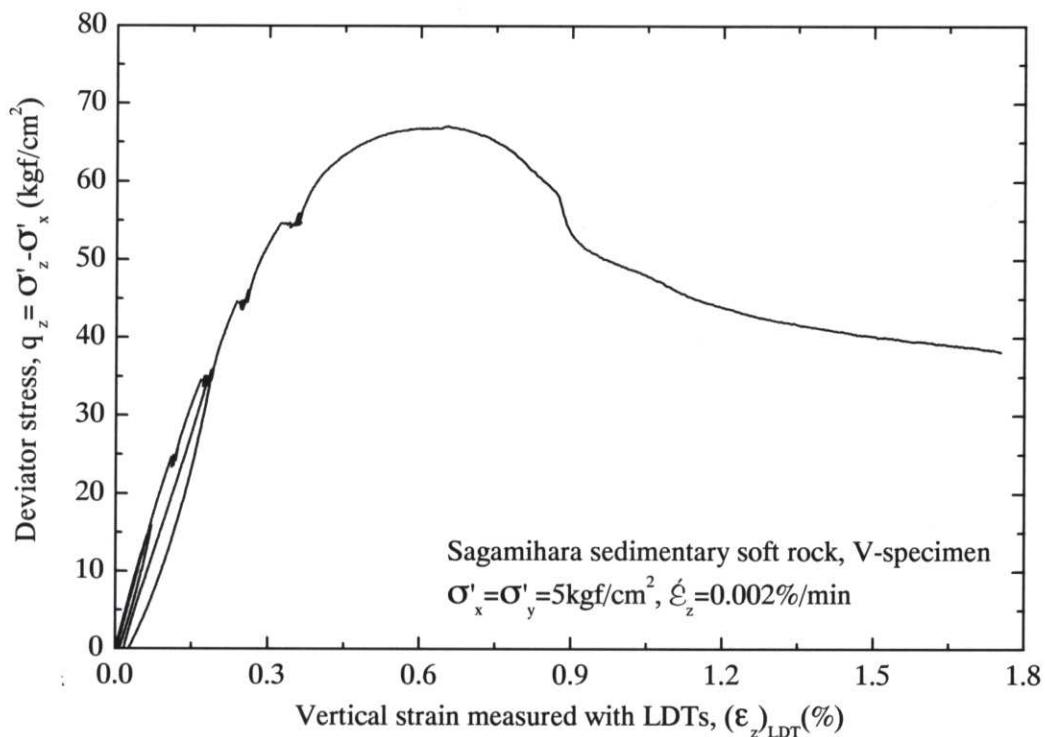


図 6.2.4(a) 三主応力制御試験による鉛直ひずみー鉛直方向軸差応力関係(相模原堆積軟岩, V—供試体)

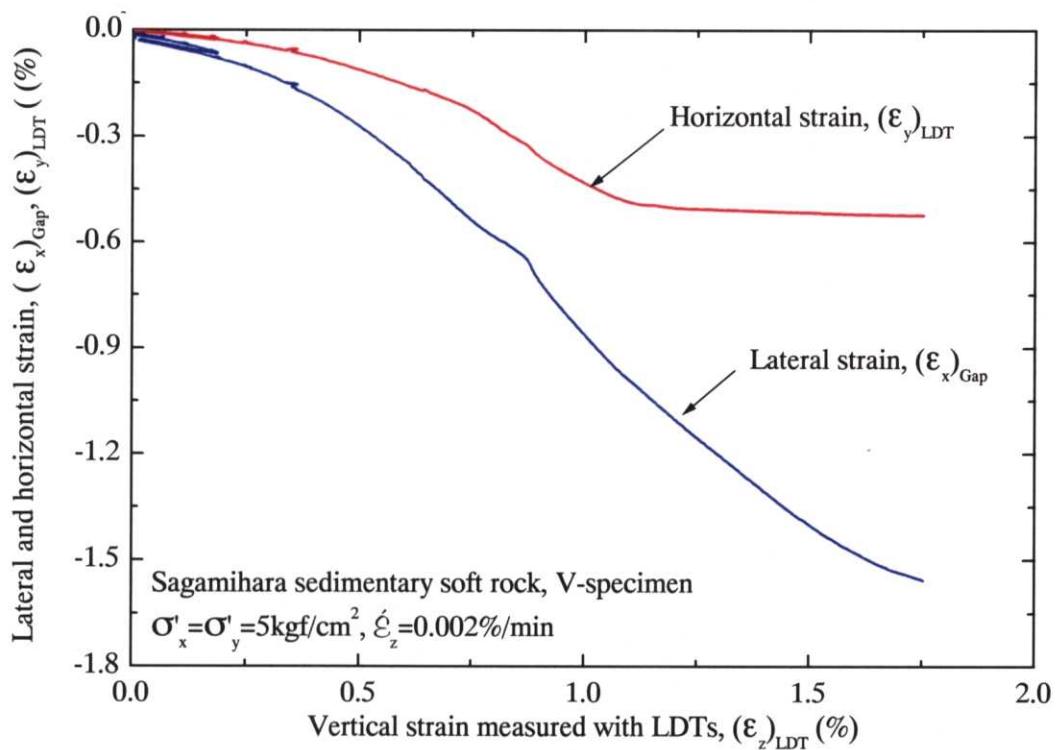


図 6.2.4(b) 三主応力制御試験による鉛直ひずみー側方ひずみ関係と鉛直ひずみー水平ひずみ関係(相模原堆積軟岩, V—供試体)

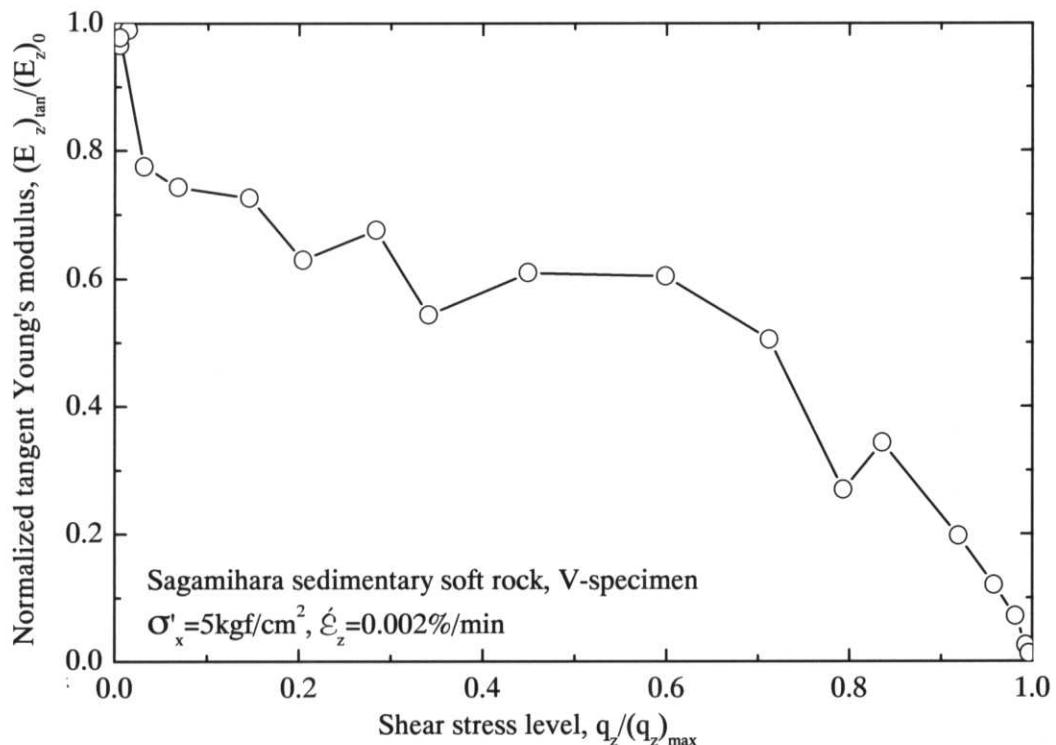


図 6.2.4(c) 三主応力制御試験によるせん断応力レベル正規化した接線ヤング率関係(相模原堆積軟岩, V—供試体)

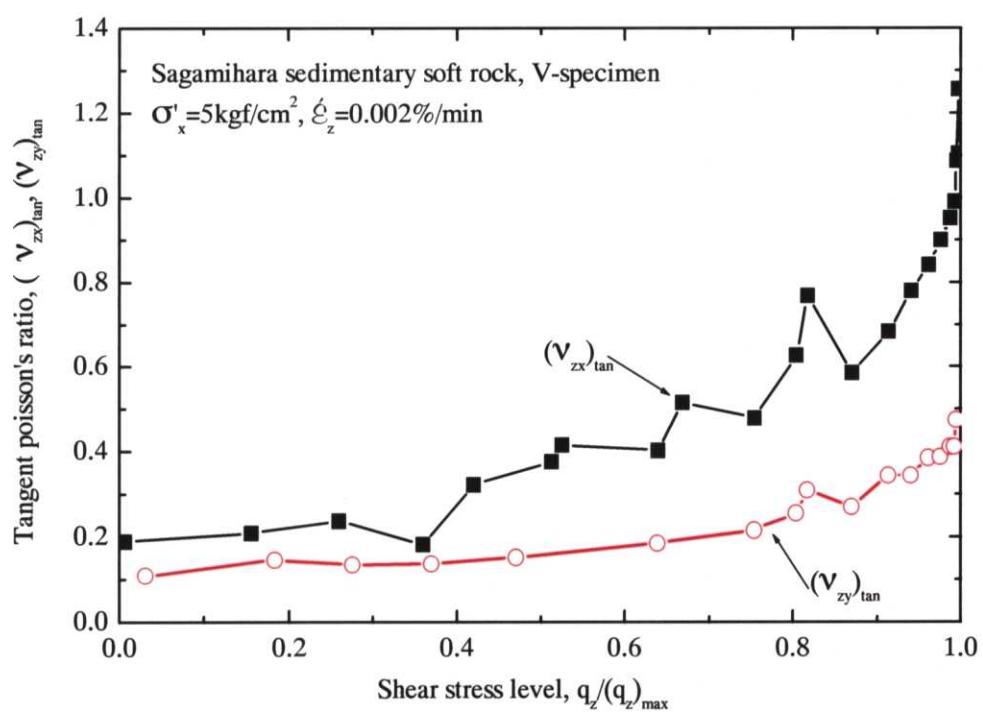


図 6.2.4(d) 三主応力制御試験によるせん断応力レベル接線ポアソン比関係(相模原堆積軟岩, V—供試体)

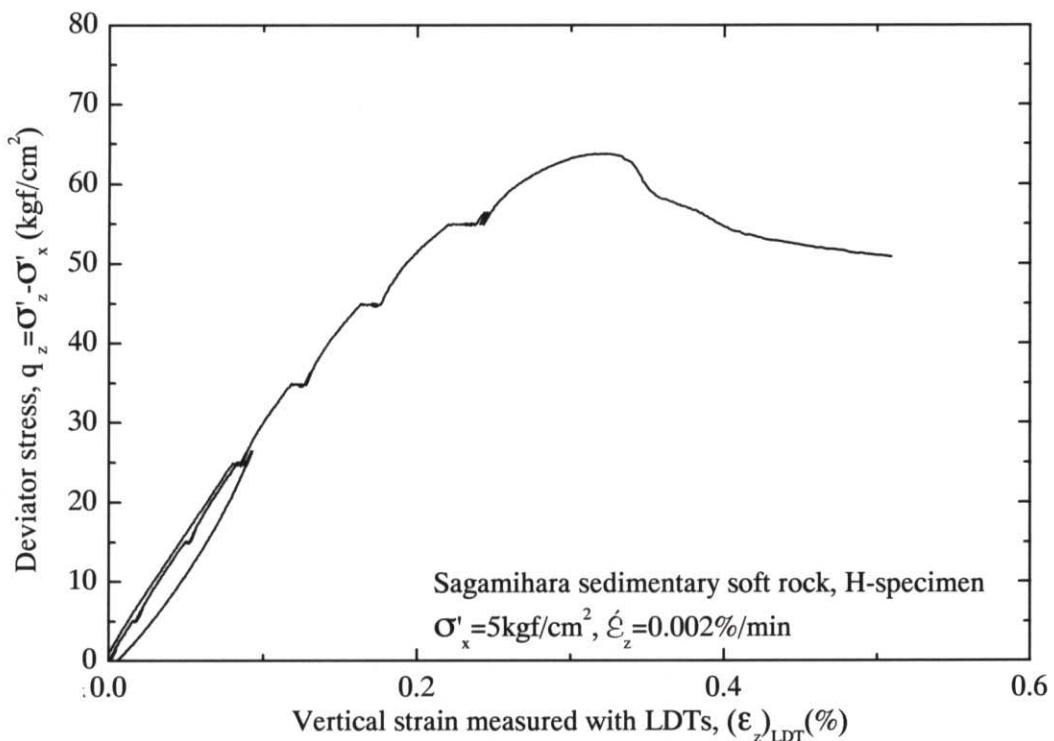


図 6.2.5(a) 三主応力制御試験による鉛直ひずみ一鉛直方向軸差応力関係(相模原堆積軟岩, H—供試体)

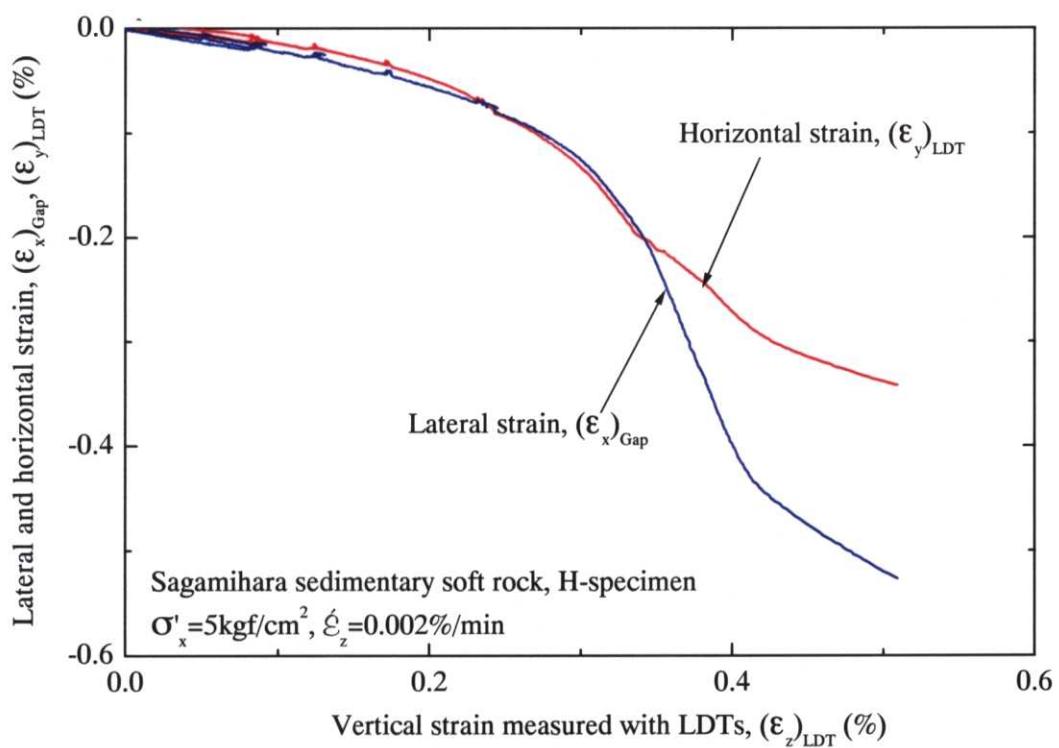


図 6.2.5(b) 三主応力制御試験による鉛直ひずみ一側方ひずみ関係と鉛直ひずみ一水平ひずみ関係(相模原堆積軟岩, H—供試体)

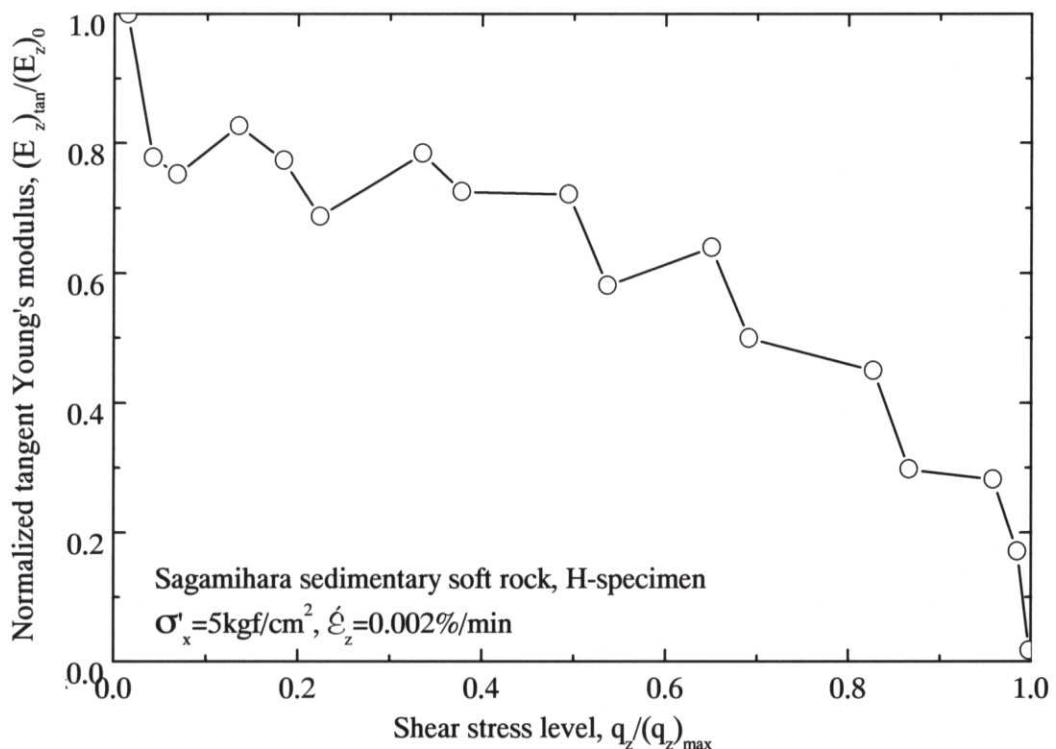


図 6.2.5(c) 三主応力制御試験によるせん断応力レベルー正規化した接線ヤング率関係(相模原堆積軟岩, H—供試体)

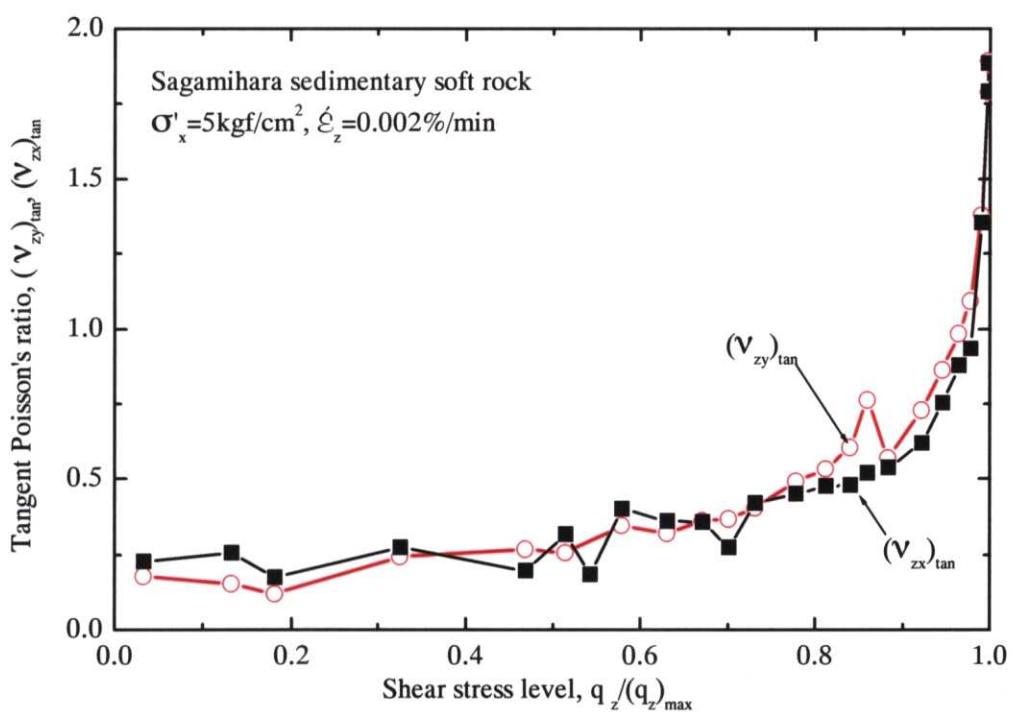


図 6.2.5(d) 三主応力制御試験によるせん断応力レベルー接線ポアソン比関係(相模原堆積軟岩, H—供試体)

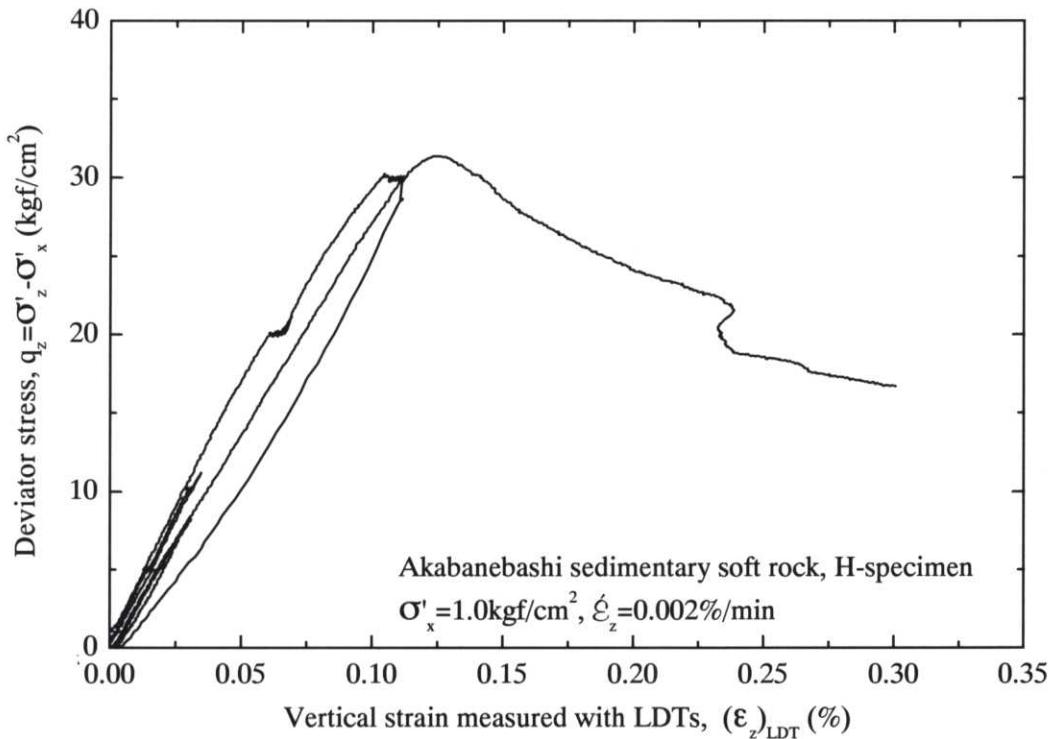


図 6.2.6(a) 三主応力制御試験による鉛直ひずみ一鉛直方向軸差応力関係(赤羽橋堆積軟岩, V—供試体)

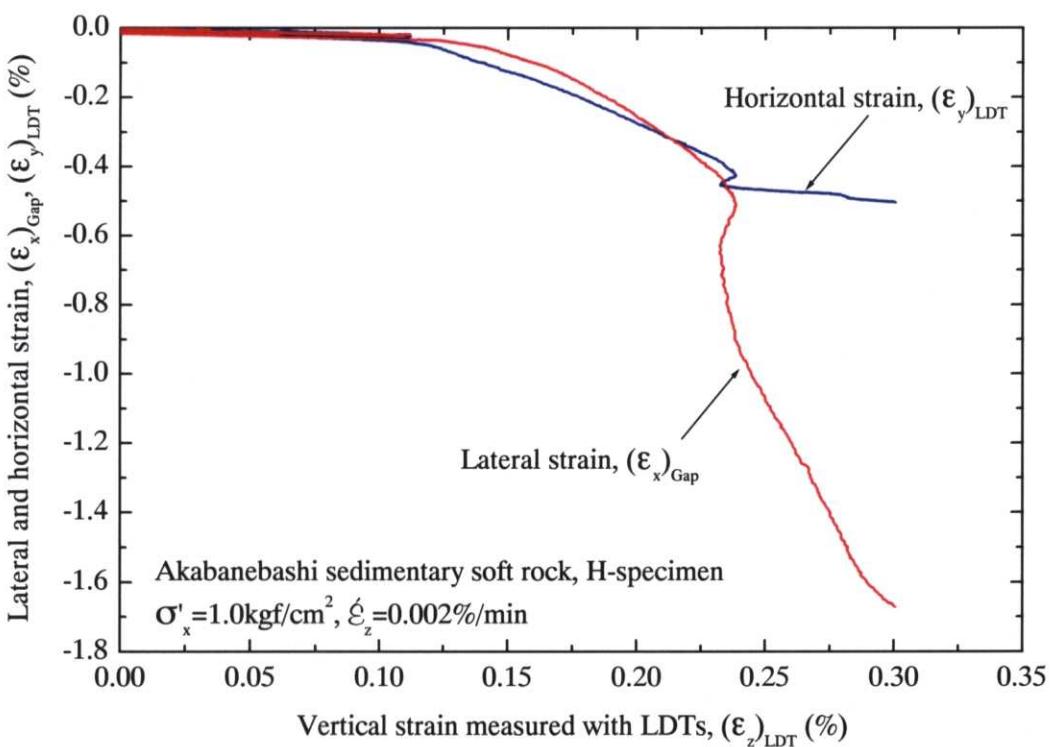


図 6.2.6(b) 三主応力制御試験による鉛直ひずみ一側方ひずみ関係と鉛直ひずみ一水平ひずみ関係(赤羽橋堆積軟岩, V—供試体)

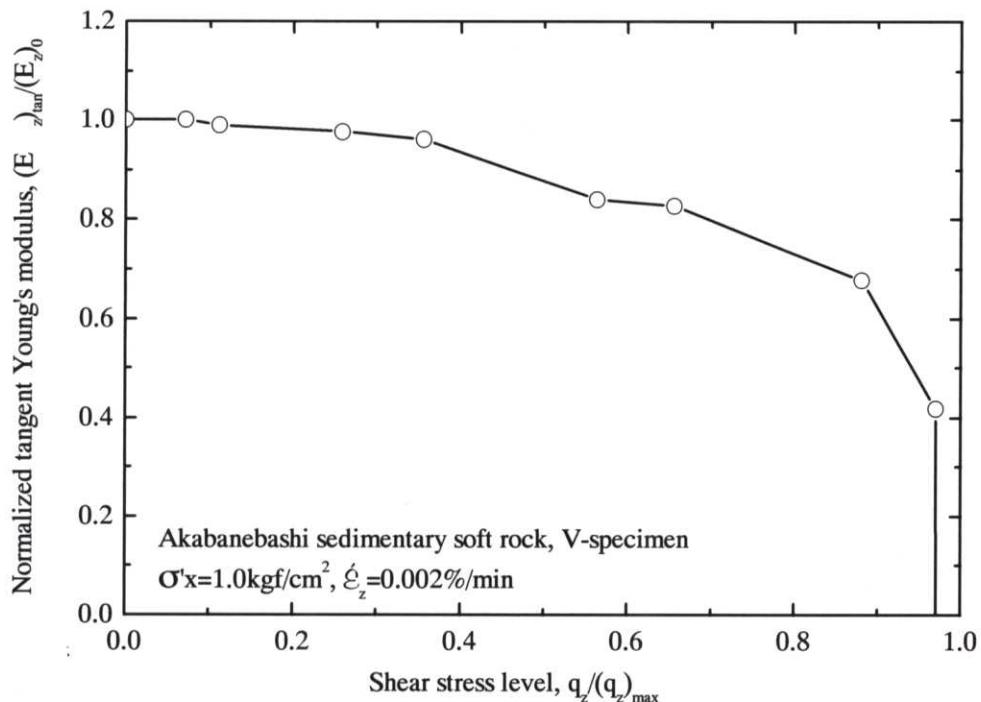


図 6.2.6(c) 三主応力制御試験によるせん断応力レベルー正規化した接線ヤング率関係(赤羽橋堆積軟岩, V—供試体)

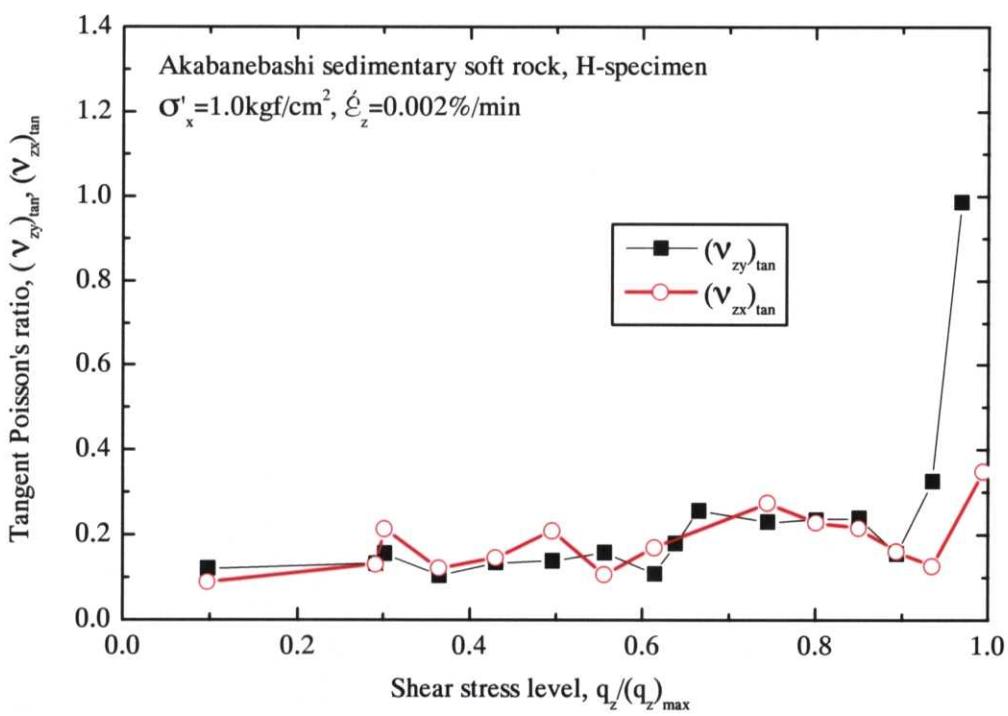


図 6.2.6(d) 三主応力制御試験によるせん断応力レベルー接線ポアソン比関係(赤羽橋堆積軟岩, V—供試体)

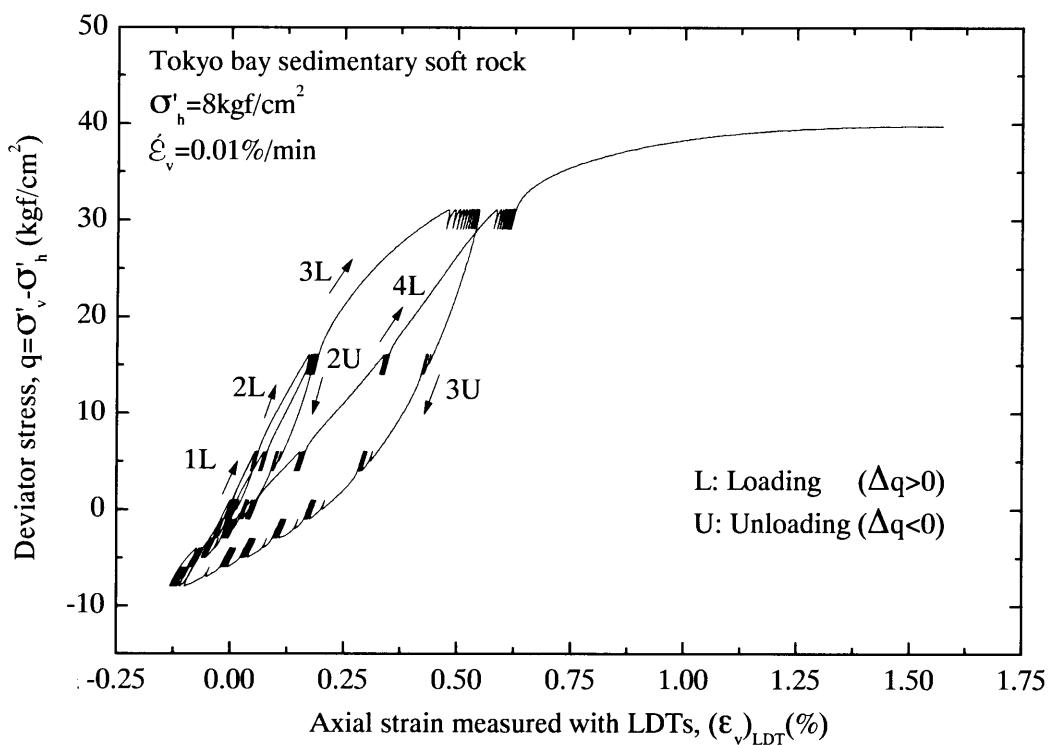


図 6.3.1(a) 三軸大振幅繰返し載荷試験による軸差応力一軸ひずみ関係(東京湾口海底堆積軟岩)

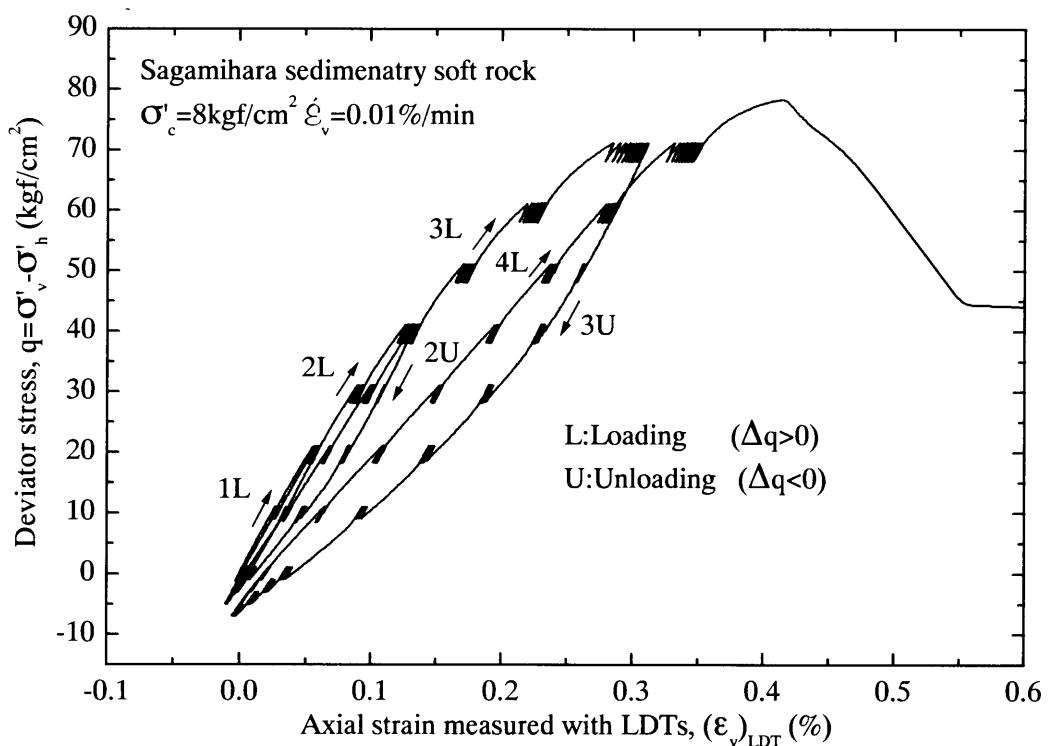


図 6.3.1(b) 三軸大振幅繰返し載荷試験による軸差応力一軸ひずみ関係(相模原堆積軟岩)

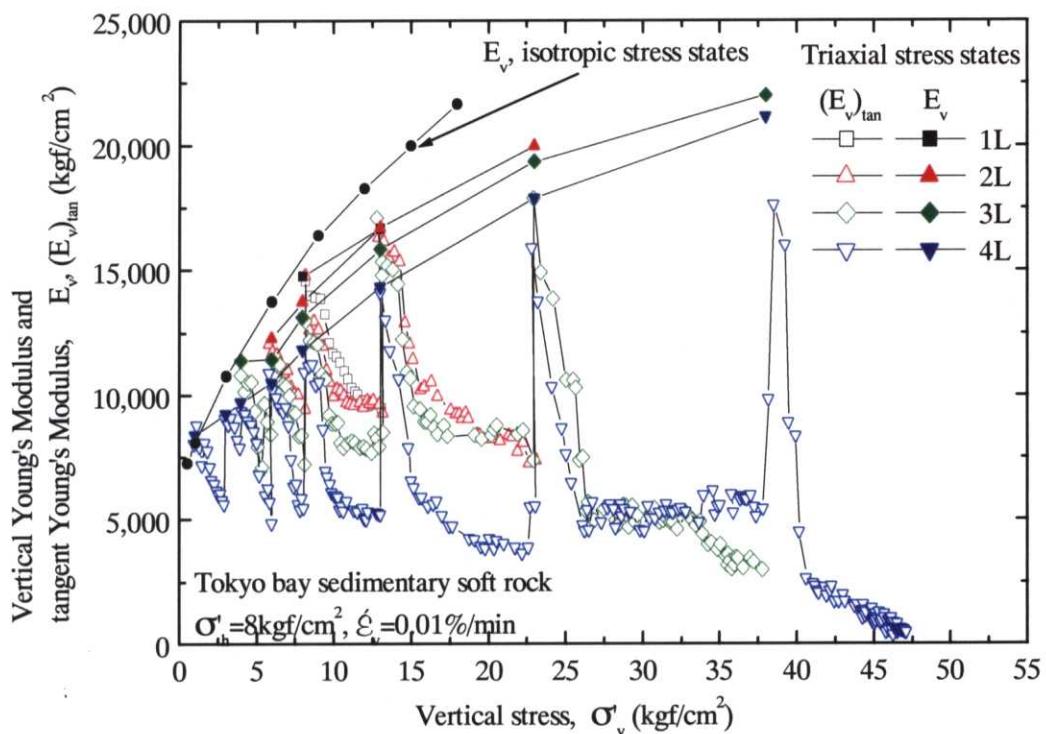


図 6.3.2(a) 三軸大振幅繰返し載荷試験による載荷中の鉛直方向ヤング率・接線ヤング率一軸差応力関係(東京湾口海底堆積軟岩)

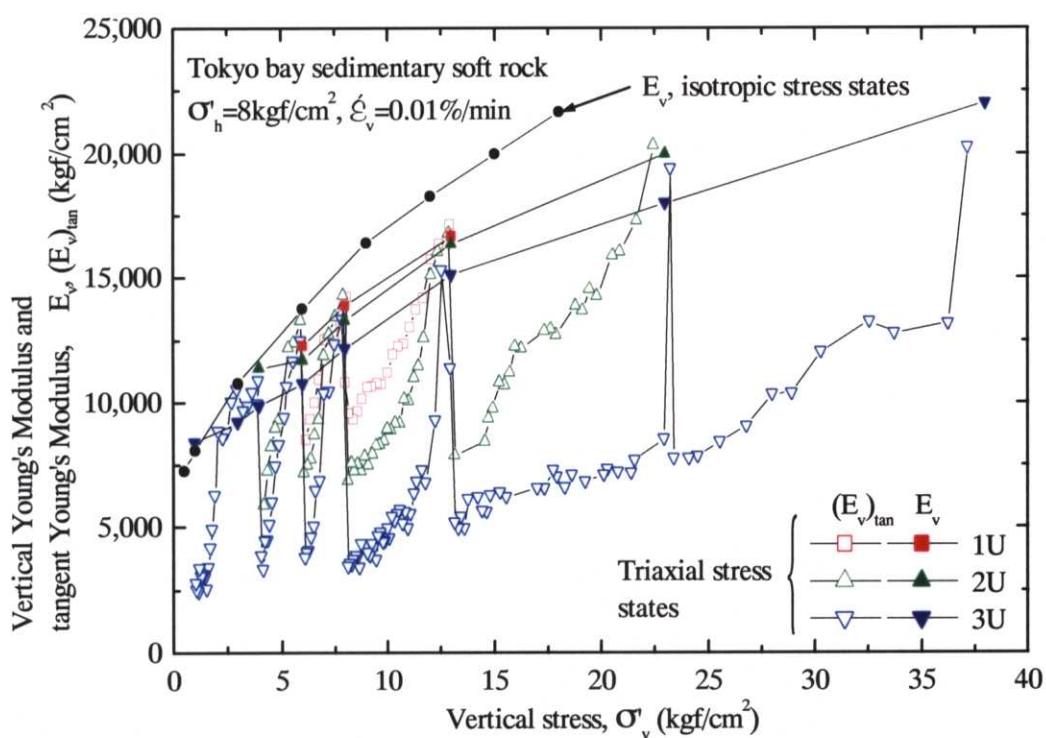


図 6.3.2(b) 三軸大振幅繰返し載荷試験による除荷中の鉛直方向ヤング率・接線ヤング率一軸差応力関係(東京湾口海底堆積軟岩)

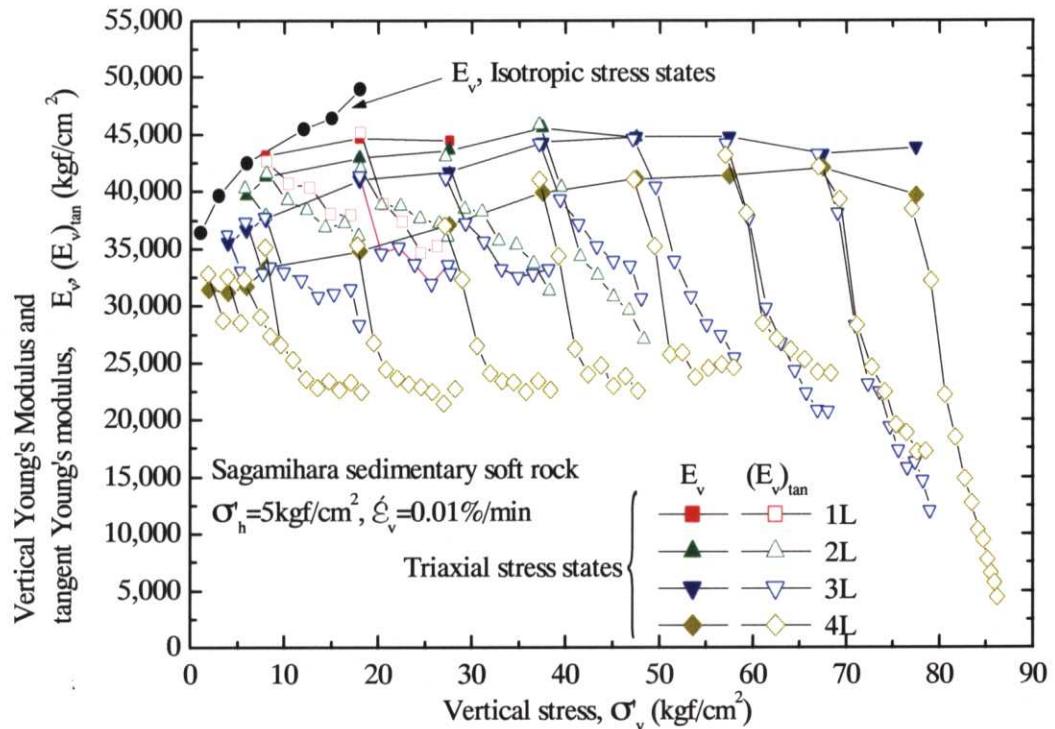


図 6.3.3(a) 三軸大振幅繰返し載荷試験による載荷中の鉛直方向ヤング率・接線ヤング率一軸差応力関係(相模原堆積軟岩)

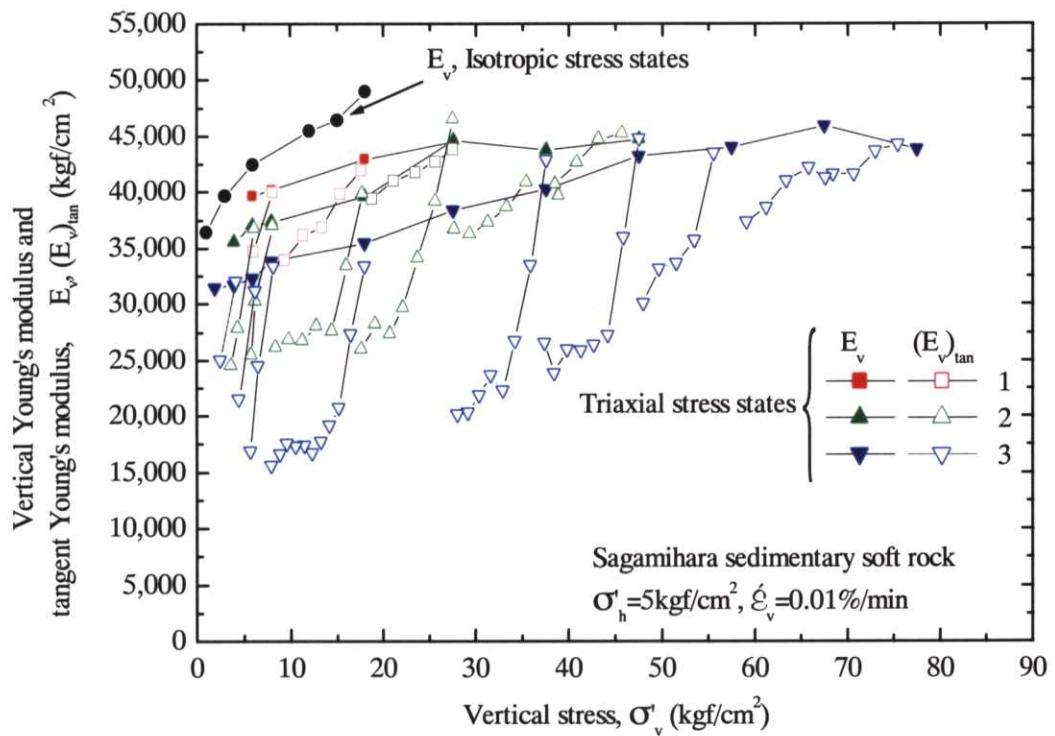


図 6.3.3(b) 三軸大振幅繰返し載荷試験による除荷中の鉛直方向ヤング率・接線ヤング率一軸差応力関係(相模原堆積軟岩)

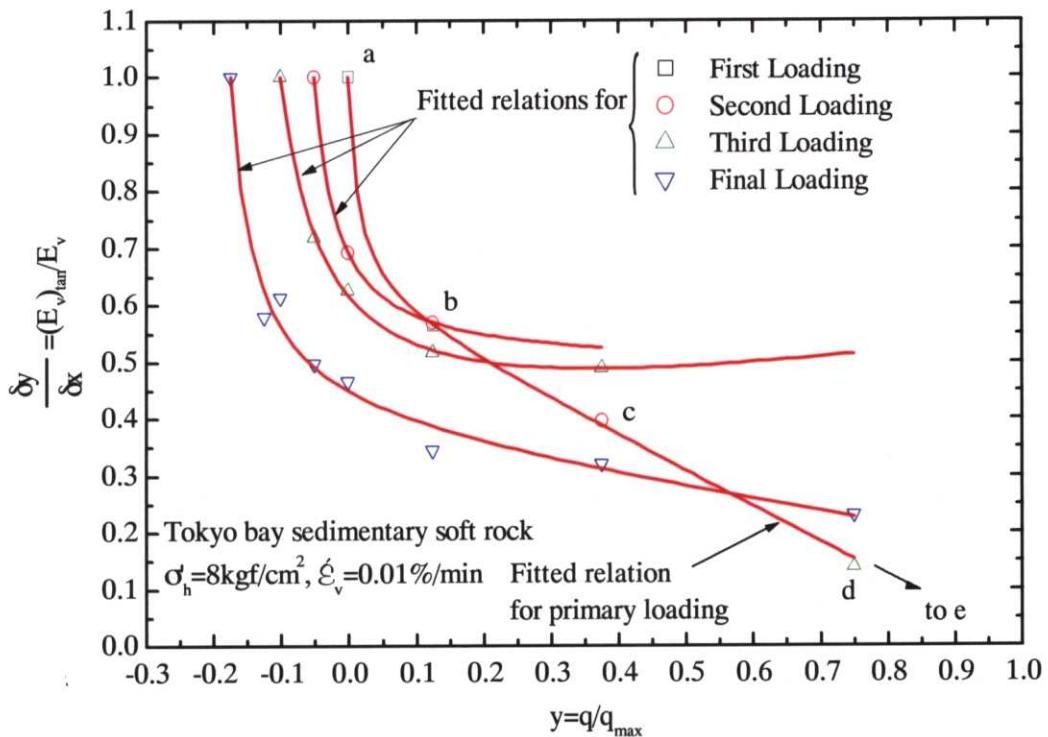


図 6.3.4(a) 三軸大振幅繰返し載荷試験による載荷中の正規化した接線ヤング率—せん断応力レベル関係(東京湾口海底堆積軟岩)

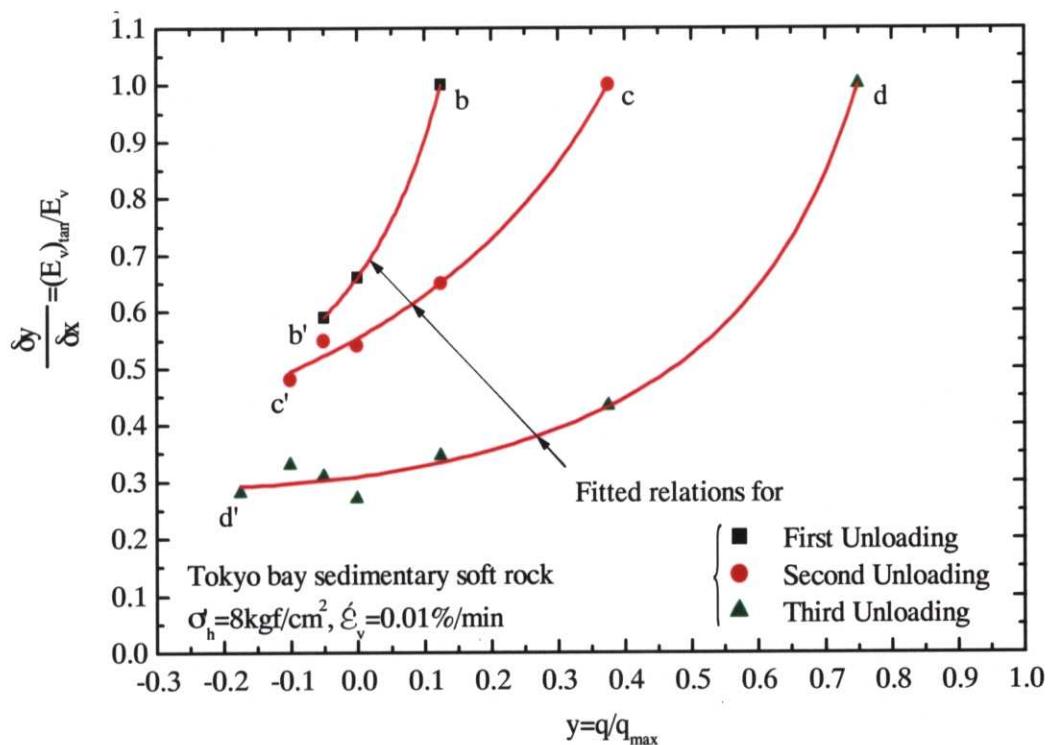


図 6.3.4(b) 三軸大振幅繰返し載荷試験による除荷中の正規化した接線ヤング率—せん断応力レベル関係(東京湾口海底堆積軟岩)

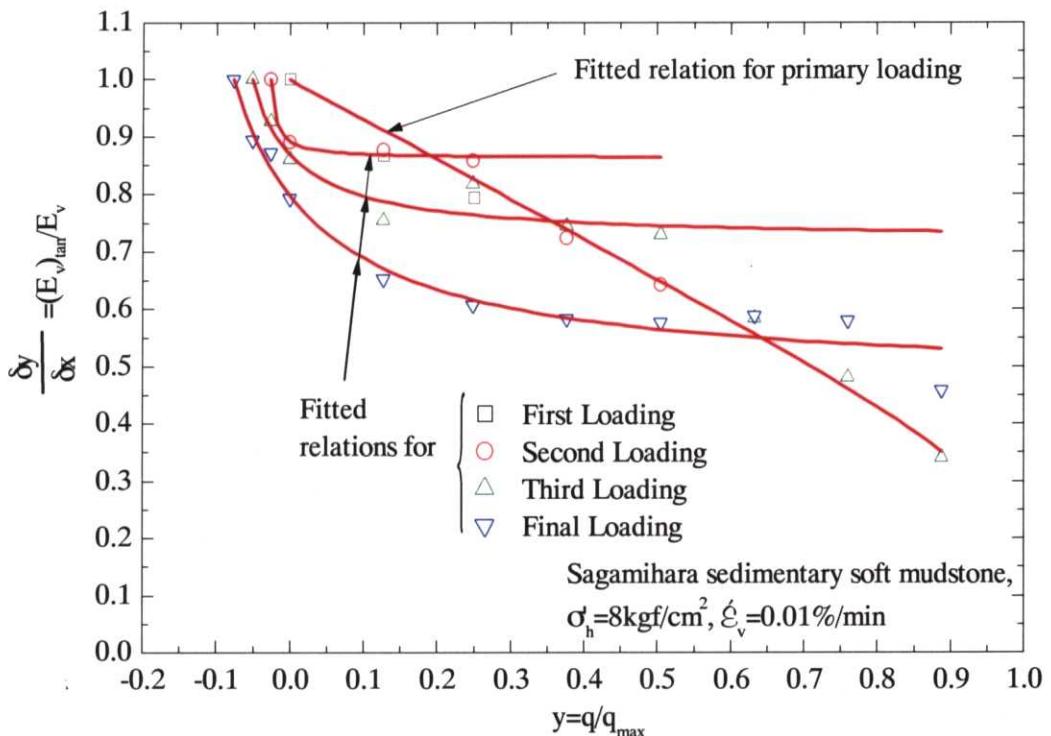


図 6.3.5(a) 三軸大振幅繰返し載荷試験による載荷中の正規化した接線ヤング率—せん断応力レベル関係(相模原堆積泥岩)

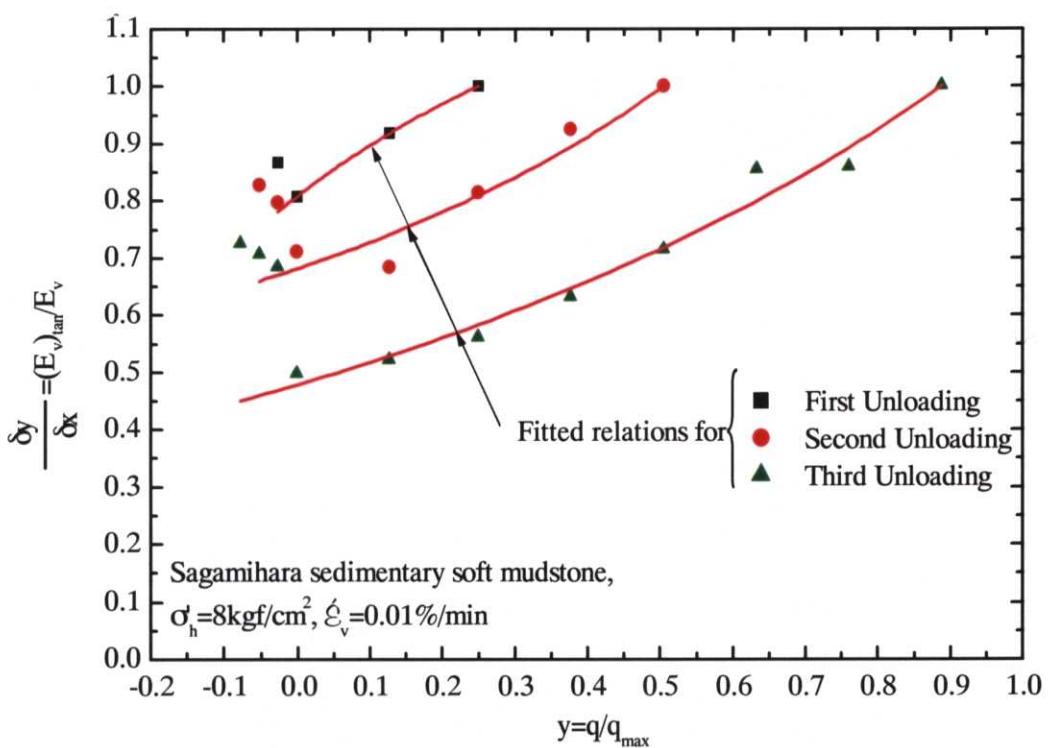


図 6.3.5(b) 三軸大振幅繰返し載荷試験による除荷中の正規化した接線ヤング率—せん断応力レベル関係(相模原堆積軟岩)

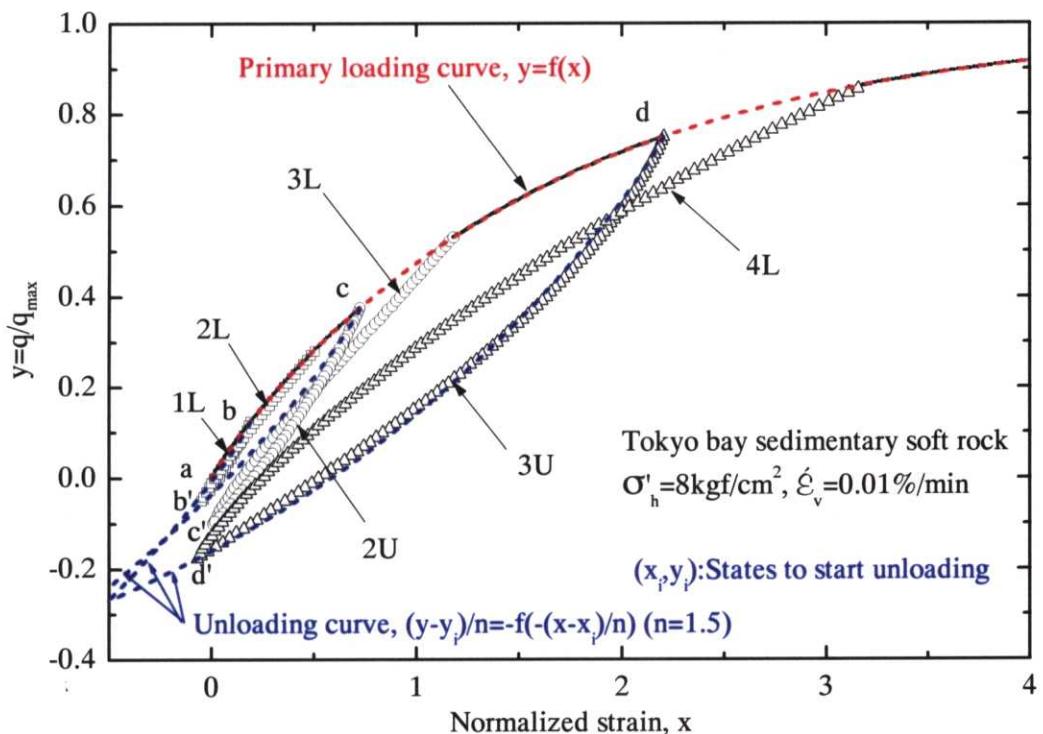


図 6.3.6(a) 三軸大振幅繰返し載荷試験における正規化した応力ーひずみ関係(東京湾口海底堆積軟岩)

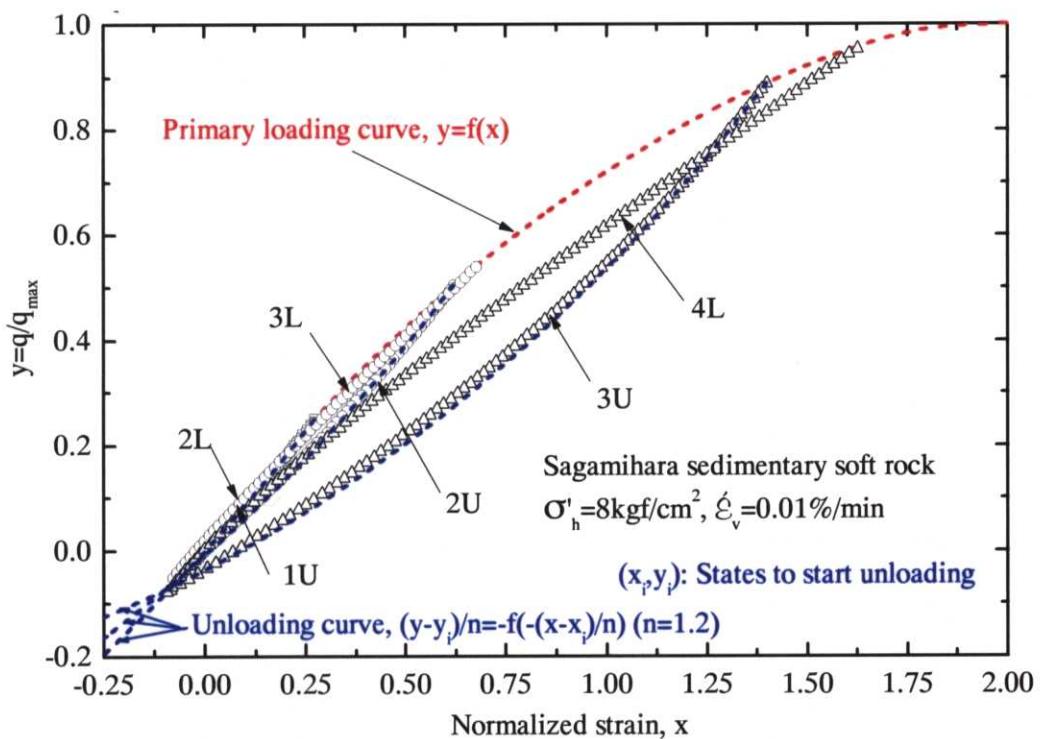


図 6.3.6(b) 三軸大振幅繰返し載荷試験における正規化した応力ーひずみ関係(相模原堆積軟岩)

第七章 時間依存非線形変形特性

7.1 はじめに

供試体の上下端面のゆるみ層、キャップやペデスタルと供試体の不整合がもたらすべきディンギング・エラー(B.E.)に時間効果があることを第三章で述べた。この場合の”効果”は良い意味で用いているのではない。B.E.の時間効果により、キャップや載荷軸の変位から求める従来の慣用的な三軸クリープ試験の軸ひずみが信用できないことになる。つまり多くの三軸クリープ試験が真のクリープひずみを過大評価している。安全側であるから良いではないかという意見もあるが、これは次の点で誤りである。

- (1) 誤差の大きさが個々の試験で一貫していないから、「安全側の程度」が一貫していないことになり、合理的な判断ができる保証がなくなる。
- (2) 地盤のクリープ変形量の実測値と室内試験結果を比較することにより、地盤の破壊状態への接近度を判断する場合、逆に危険側の判断をすることになる。

これらは非常に重要なことである。

堆積軟岩地盤の長期的沈下が、主に堆積軟岩の一次圧密に由来するものなのか、それとも粘性によるクリープ（二次圧縮）によるものなのかという議論がある。B.E.の影響等により堆積軟岩の標準圧密試験結果に信用性が少ないこともこの議論を複雑にしている。

観測される地盤変形が主に一次圧密変形によるのであれば過剰間隙水圧が完全に消散すればいつかは変形がとまる。更に、一次元圧縮であれば地盤が破壊することは心配しなくてよい。しかし観測される地盤変形が、粘性によるクリープ（二次圧縮）変形によるものであれば、過剰間隙水圧が消散しても変形が持続する。更に、地盤変形が主にせん断変形によるものであれば、粘性によるクリープ変形は一次クリープ・二次クリープと遷移して最終的にクリープ破壊に至る場合もある。つまりほつといたら変形がとまらない恐れがある。したがってクリープ変形が十分に小さいことを試験の結果を基にして確認しておくことは非常に意義がある。過剰間隙水圧の消散による一次圧密の変形量は施工方法や施工段階によりコントロールできる可能性があるので、クリープ変形が小さいことが予測されれば、基礎幅の縮小によりコストダウンに取り組める可能性がある。

実は粘性によるクリープ（二次圧縮）変形も、施工方法や施工段階により左右される。この性質を次節に述べる。

なお、本研究では B.E.による誤差がないように、試験はすべて局所変形測定

装置(LDT)で軸ひずみを測定している。

7.2 ひずみ速度急変単調載荷およびクリープ試験による時間依存非線形変形特性

7.2.1 ひずみ速度が軸差応力一軸ひずみ関係に及ぼす影響

(a) 東京湾口海底堆積軟岩

軸差応力一軸ひずみ関係のひずみ速度依存性を調べるために、単調載荷せん断途中でひずみ速度を最大1000倍変化させ、さらにクリープ載荷も途中で実施する排水三軸圧縮試験を行った。ただし、直接に制御した軸ひずみ速度は、載荷軸の変位速度によるものであり、実際に供試体に生じている軸ひずみ速度はもっと遅い。

東京湾口海底堆積軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係を図7.2.1と図7.2.2に示す。軸ひずみはLDTで測定した値である。図7.2.1の試験では $q=10$ 及び 25kgf/cm^2 において約3日間の排水クリープを行った。図7.2.2では $q=10$ 及び 20kgf/cm^2 において約3日間の排水クリープを行った。クリープ載荷以外では、載荷途中で軸ひずみ速度を $\dot{\varepsilon}_0, \dot{\varepsilon}_0/10, \dot{\varepsilon}_0/100 (0.01, 0.001, 0.0001\%/\text{min})$ の3段階で変化させて単調載荷を行っている。

明らかに軸差応力一軸ひずみ関係には、ひずみ速度による違いが認められる。ひずみ速度が大きいほど接線剛性が大きくなっている。図中の点線は、3段階の応力一ひずみ曲線をそれぞれ補間して単調載荷時における固有の曲線の形を予測したものである。軸ひずみ速度を急変させると軸差応力一軸ひずみ関係は、過去のひずみ速度履歴に関わらず、それぞれの軸ひずみ速度に固有の軸差応力一軸ひずみ曲線を辿る傾向がみられる。

すなわち、軸ひずみ速度が急増する場合、非常に高い剛性を示した後降伏をして剛性が低下する一方で、軸ひずみ速度が急減すると、応力レベルは低下するがある応力レベルになると接線剛性が急に回復して、どちらも現在のひずみ

速度に固有の軸差応力一軸ひずみ曲線に戻っていく傾向にある。Suklje(1969)はこの特性を Isotach と呼んでいる。“Isotach”とは、“等速度”的ことである。Isotach 特性は、他の地盤材料でもしばしば一次元の変形状態で観察されている。また藤の森粘土を正規圧密状態で用いた三軸試験においても認められている(桃谷ら,1998)。

(b) 相模原堆積軟岩

図 7.2.3(a), 図 7.2.4(a)に、相模原堆積軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係を示す。軸ひずみは LDT で測定した値である。図中には、ひずみ速度を載荷途中で急変させた試験結果(Creep Test1,2)に加え、軸ひずみ速度一定(0.01%/min, 0.0001%/min)の単調載荷試験結果(Monotonic Test1,2)も合わせて表示した。試験はすべて側圧 $\sigma'_h=5\text{kgf/cm}^2$ の条件で行っている。図 7.2.3(b), 図 7.2.4 (b)は軸ひずみレベルが 0-0.2%以下の部分を拡大したものである。

Creep Test1(図 7.2.3)では $q=10, 25, 35\text{kgf/cm}^2$ において、Creep Test2(図 7.2.4)では $q=25, 50\text{kgf/cm}^2$ においてクリープを行い、その他は軸ひずみ速度 0.01%/min, 0.0001%/min の 2 段階で載荷した。Creep Test1 の $q=25\text{kgf/cm}^2$ におけるクリープ直前の軸ひずみ速度は 0.0001%/min であり、その他のクリープ試験前後の軸ひずみ速度は、0.01%/min である。ただし、最後の載荷段階での軸ひずみ速度は 0.0001%/min である。

東京湾口海底堆積軟岩に比べて軸ひずみ速度の影響は小さいが、軸ひずみ速度の相違による軸差応力一軸ひずみ関係の違いが見られ、軸ひずみ速度が大きいほうが接線剛性が大きい。また、Creep Test1,2 による軸差応力一軸ひずみ関係は、その時々のひずみ速度に応じて Monotonic Test1,2 の軸差応力一軸ひずみ関係と一致する傾向にある。つまりそれぞれの軸ひずみ速度に固有の軸差応力一軸ひずみ曲線を辿っていく Isotach 特性も認められる。

7.2.2 ひずみ速度がクリープ特性に及ぼす影響

図 7.2.5(a)に Creep Test1(図 7.2.3 参照)と同様にひずみ速度を載荷途中で急変させた相模原堆積軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係を示す。図 7.2.5(b)はひずみレベルが 0-0.2%以下の部分を拡大したものである。

Creep Test1 と同様に $q=10, 25, 35\text{kgf/cm}^2$ においてクリープを行い、その他はひずみ速度 0.01%/min, 0.0001%/min の 2 段階で載荷した。Creep Test1 と異

なるのは、それぞれのクリープ載荷直前の軸ひずみ速度であり、 $q=25\text{kgf/cm}^2$ におけるクリープ直前の軸ひずみ速度は $0.01\%/\text{min}$ であり、その他のクリープ試験前後のひずみ速度は、 $0.0001\%/\text{min}$ である。逆に Creep Test1 の $q=25\text{kgf/cm}^2$ におけるクリープ直前の軸ひずみ速度は $0.0001\%/\text{min}$ であり、その他のクリープ試験前後の軸ひずみ速度は、 $0.01\%/\text{min}$ である。排水クリープ直後の載荷においては、弾性的な挙動が見られ、軸ひずみ速度が大きいほうがより高い応力まで接線剛性が大きい。

図 7.2.6 に両試験による排水クリープひずみ(ε_a)_{creep}の時刻歴を示す。(a)が $q=10\text{kgf/cm}^2$ 、(b)が $q=25\text{kgf/cm}^2$ 、(c)が $q=35\text{kgf/cm}^2$ における排水クリープひずみ(ε_a)_{ir}_{creep}の時刻歴である。載荷中に生じる(ε_a)_{creep}は、明らかに載荷直前のひずみ速度の影響を強く受けている。直前のひずみ速度が大きいほうが、載荷初期に急激に(ε_a)_{creep}が生じ、時間が経過しても $q=10\text{kgf/cm}^2$ におけるクリープ載荷を除いて常に大きい。 $q=10\text{kgf/cm}^2$ におけるクリープ載荷において時間の経過とともに両試験の軸ひずみが一致したのは、応力レベルが小さくクリープひずみが非常に小さいので供試体の微妙なばらつきの影響が相対的に大きくなつたためであろう。

上記と同じ現象であるが。図 7.2.5(b)を見ると $q=35\text{kgf/cm}^2$ における(ε_a)_{creep}は、 $q=25\text{kgf/cm}^2$ における(ε_a)_{creep}と比較して明らかに小さい。これは、クリープ載荷開始時のひずみ速度の影響が q の大きさの影響よりも卓越したためである。通常、応力レベルが破壊に近いほど生じる(ε_a)_{creep}は大きいと考えられている。恐らくクリープ載荷直前の軸ひずみ速度が同じであれば、このような一般的な概念に沿った試験結果が得られたであろう。しかし実際の施工ではひずみ速度履歴は複雑である。複雑なひずみ速度履歴に対応してクリープひずみを予測していく必要がある。

以上のように小ひずみレベルでのクリープ変形はクリープ初期速度の影響を強く受け、時間が経過してもその影響が残り続ける。しかし従来の慣用的な三軸クリープ試験では、応力制御でクリープ載荷を行なうことが多い。このような場合、クリープ載荷直前のひずみ速度は便宜的に無限大と見なすか、制御あるいは記録しない。しかし、実際にはある値の有限のひずみ速度が生じている。排水クリープひずみが、載荷直前のひずみ速度履歴の影響を受けている以上、有限のひずみ速度をきちんと評価して試験結果を検討すべきであろう。これに対して、本試験のようにひずみ制御でクリープ載荷試験を行うと、ひずみ速度履歴の影響を評価する観点によりクリープ現象を捉えやすい利点がある。

ところで、ひずみ速度がクリープ変形に与えている上述の現象は、Isotach 特

性を用いるとうまく説明できる。図 7.2.7 はそのことを模式的に表したものである。曲線 a→d はひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0$ の時の $\varepsilon'_v - q$ 関係、曲線 a→g はひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0 / 100$ の時の排水 $\varepsilon'_v - q$ 関係を表している。b→f は排水クリープを示している。f→c はひずみ速度が $\dot{\epsilon}_0 / 100 \rightarrow \dot{\epsilon}_0$ へ急変したときの $\varepsilon'_v - q$ 関係であり、排水クリープ直後の載荷における弾性的な挙動を経て現在のひずみ速度に固有の軸差応力一軸ひずみ曲線に戻っていく Isotach 特性を表している。c→e は、c 点における亜弾性的剛性である。b→f のクリープ載荷中に、クリープひずみ速度に応じた固有の鉛直ひずみ一軸差応力曲線を遷移していると考えると、クリープひずみが直前のひずみ速度履歴の影響を受けることが説明できる。また、ひずみ速度に固有の軸差応力一軸ひずみ関係上にあれば、クリープひずみにはクリープ載荷直前のひずみ速度がきわめて重要であり、またそれ以前のひずみ速度履歴の影響がないことになる。

図 7.2.8 は松本ら(1998)の三軸クリープ試験結果(拘束圧 $\sigma'_c = 8 \text{ kgf/cm}^2$)である。鉛直ひずみは LDT で測定されている。Specimen1 では、軸ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0 / 100 (= 0.0001\%/\text{min})$ で載荷し、 $q = 40 \text{ kgf/cm}^2 (3.9 \text{ MPa})$ でクリープ載荷を行っている。Specimen2 では、軸ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0 / (= 0.01\%/\text{min})$ で載荷し、 $q = 40 \text{ kgf/cm}^2 (3.9 \text{ MPa})$ でクリープ載荷を行っている。また、Specimen3 では、 $\dot{\epsilon}_0 / 100 (= 0.0001\%/\text{min})$ で単調載荷を行っている。図 7.2.8(b)に $q = 40 \text{ kgf/cm}^2$ までは Specimen 1, 3 にわずかな不一致が見られる。供試体のバラツキによるものかもしれない。

しかし重要な点は図 7.2.8(d)を見ると Specimen2 のクリープ載荷中の b 点(図 7.2.8(b))において、Specimen2 のクリープひずみ速度と Specimen 1, 3 の単調載荷時の軸ひずみ速度が一致している点である。一方で経過時間はまったく一致していない(図 7.2.8(c))。このことは軸差応力 q が、過去のひずみ速度履歴によらず、軸ひずみ ε'_v と軸ひずみ速度 $\dot{\epsilon}'_v$ で基本的に決定されることを示している。そこに、「時間の概念」は直接に入ってこない。すなわち、等時理論(Isochronous 理論)は成り立っていない。

7.2.3 大振幅繰返し載荷履歴が時間依存非線形特性に及ぼす影響

上で軸差応力 q が、過去のひずみ速度履歴によらず、軸ひずみ ε_v^t と軸ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_v^t$ で基本的に決定されることを述べた。しかし、正確には非可逆ひずみ ε_v^{ir} とその速度 $\dot{\varepsilon}_v^{ir}$ によって軸差応力—非可逆軸ひずみ関係が決定される。また載荷開始時の条件と過去のひずみ速度履歴の影響も受ける。

より複雑な応力・ひずみ履歴を受ける東京湾口海底堆積軟岩の軸差応力—軸ひずみ関係を図 7.2.9(a)～(c)に示す。図 7.2.1, 7.2.2 と同様にせん断途中で軸ひずみ速度の絶対値(0.01, 0.001, 0.0001%/min)を最大 1000 倍変化させ、クリープ載荷を含めた排水三軸クリープ試験を行った。除荷も行っているので、ひずみ速度は負の値(-0.01, -0.001, -0.0001%/min)のケースも含まれている。

最初の載荷で $q=15$ 及び 30kgf/cm^2 において約 1 日間の排水クリープを行い、その後、 $q=0\text{kgf/cm}^2$ まで除荷する過程で $q=10\text{kgf/cm}^2$ でクリープ載荷を行っている。2 回目の再載荷の時には、 $q=15\text{kgf/cm}^2$ で再び排水クリープを行い、その後は $q=32\text{kgf/cm}^2$ まで載荷した。2 回目の除荷後は、3 回目の載荷を破壊に至るまで行った。図 7.2.9(d)は、軸ひずみの時刻歴を示している。

図 7.2.9(a)～(c)を見ると、2 回目の載荷や 1 回目の除荷における軸差応力—軸ひずみ関係にも Isotach 特性が見られる。ただし、軸ひずみ速度の影響は 1 回目の載荷よりは小さい。

図 7.2.9(e)は、最初の載荷と 2 回目の載荷途中の $q=15\text{kgf/cm}^2$ にて行ったクリープ載荷によるクリープひずみ($\varepsilon_v^{ir})_{creep}$ の時刻歴である。クリープ直前のひずみ速度は 0.01/min で同じである。2 回目に行ったほうが($\varepsilon_v^{ir})_{creep}$ が小さいことが分かる。これは、2 回目の載荷時に生ずる塑性ひずみが小さくなっているためであろう。図 7.2.9(f)は、1 回目の除荷過程で行なった $q=10\text{kgf/cm}^2$ におけるクリープひずみ($\varepsilon_v^{ir})_{creep}$ の時刻歴である。 $(\varepsilon_v^{ir})_{creep}$ に時々、不連続な部分が生じているのは、試験で応力一定の制御の精度が不十分だったためである。しかし重要な点は全体として負のクリープひずみ、いわゆる"Creep Recovery"が生じている点にある。

相模原堆積軟岩でも東京湾口海底軟岩と同様な現象が得られた。図 7.2.10(a)は、相模原堆積軟岩を対象にして上記の試験と同様な複雑な応力・ひずみ履歴

を与えた場合の試験結果である。最初の載荷で $q=35$ 及び 50kgf/cm^2 において約 1 日間の排水クリープを行い、その後、 $q=0\text{kgf/cm}^2$ まで除荷する過程で $q=25\text{kgf/cm}^2$ でクリープ載荷を行っている。2 回目の再載荷の時には、 $q=35\text{kgf/cm}^2$ で再び排水クリープを行い、その後は $q=65\text{kgf/cm}^2$ まで載荷した。2 回目の除荷後は、3 回目の載荷を破壊に至るまで行った。図 7.2.10(b)は、軸ひずみの時刻歴を示している。

図 7.2.10(c)は、最初の載荷と 2 回目の載荷途中の $q=35\text{kgf/cm}^2$ にて行ったクリープ載荷によるクリープひずみ(ε_{vir})_{creep} の時刻歴である。クリープ直前のひずみ速度は $0.0001\%/\text{min}$ で同じである。東京湾口海底軟岩の試験結果と同様に、2 回目に行ったほうが(ε_{vir})_{creep} が小さいことが分かる。図 7.2.10(d)は、1 回目の除荷過程で行なった $q=25\text{kgf/cm}^2$ におけるクリープひずみ(ε_{vir})_{creep} の時刻歴である。 $(\varepsilon_{vir})_{creep}$ に時々、不連続な部分が生じているが、全体として負のクリープひずみ、いわゆる”Creep Recovery”が生じている点は、東京湾口海底軟岩の試験結果と同じである。

さて、このようにやや複雑な応力一ひずみ履歴を受ける場合の堆積軟岩の時間依存性はあまり詳細に検討されたことがないようである。例えば一部の硬岩を対象に、ある条件で”Creep Recovery”が生じることは昔から認められていても、突っ込んだ議論はなされていない。これはクリープ破壊に既往の研究の多くが力点を置いていることもこれと無縁ではない。さらに工学的にあまり重要な考え方られてきた面がある。

しかし、例えば LNG タンクの掘削や地下鉄の開削工事において、掘削直下の地盤要素では、異方応力状態から土被り圧が 0 に近い状態になり、その後、構造物の活荷重を受けて軸差応力が増加する。上述のようなやや複雑な応力一ひずみ履歴を受ける場合の時間依存変形特性を把握しないと、より正確な長期的変形予測は無理と思われる。

また、”Creep Recovery”を積極的に基礎の施工方法に利用して構造物の安定性を高めることも提案されている。Tatsuoka et al.(1999b)は、アンカーを利用して、基礎直下の地盤に破壊しない程度の Pre-load(先行荷重)を一度与え、その後、ある程度まで除荷して荷重を残す Pre-stress を用いた工法を提案している。Creep Recovery の変形特性の把握とその予測が重要な課題の一つである。

7.3 まとめ

本章のポイントを次にまとめる。

時間依存非線形変形特性に関する重要な結論

- ・三軸試験による堆積軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係は、ひずみ速度の影響を受ける。過去のひずみ速度履歴に関わらず、それぞれのひずみ速度(厳密には非可逆ひずみ速度)に固有の軸差応力一軸ひずみ曲線を辿る Isotach 特性が生じている。
- ・排水クリープひずみは、載荷直前のひずみ速度の影響を受ける。載荷直前のひずみ速度が遅いほうが、クリープひずみは小さい。この現象は、排水クリープに Isotach 特性を適用すると合理的に説明できる。
- ・以上 2 点から、軸差応力は、基本的に軸ひずみと軸ひずみ速度(厳密には非可逆軸ひずみと非可逆軸ひずみ速度)で基本的に決定される。また、経過時間では、軸差応力を説明できない。
- ・最初の載荷過程のクリープひずみより、同じ応力レベルであれば二回目の載荷過程のクリープひずみのほうが小さい。また除荷過程の排水クリープでは、負のクリープひずみ、“Creep Recovery”を生じる。

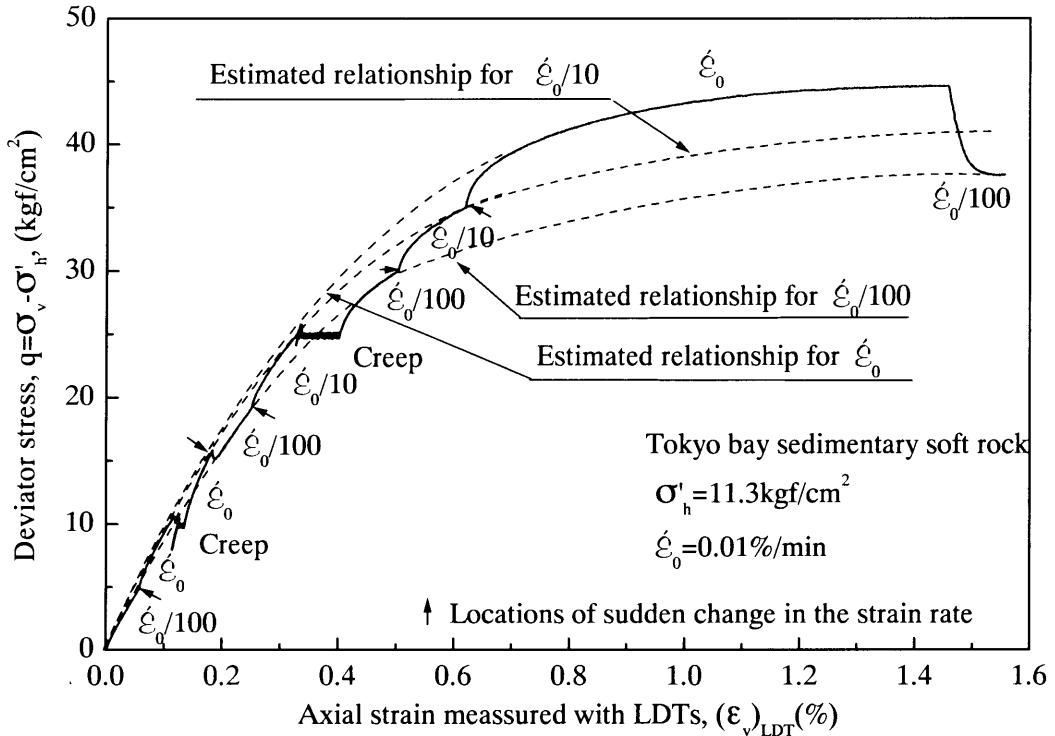


図 7.2.1 ひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験に軸差応力一軸ひずみ関係(側圧 $\sigma'_h=11.3 \text{ kgf/cm}^2$)

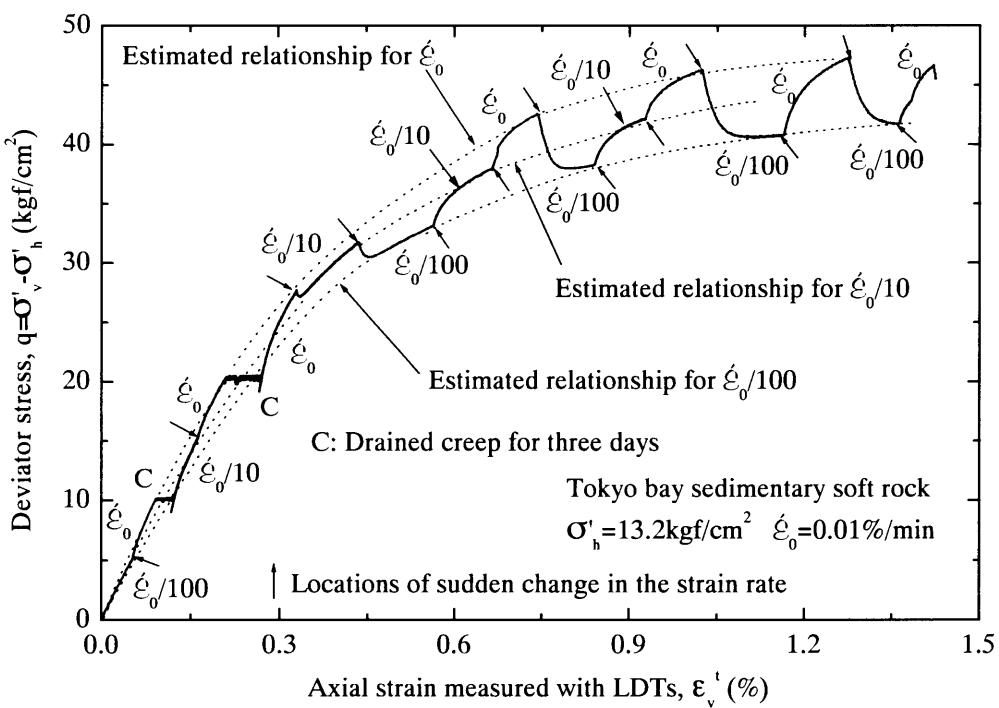


図 7.2.2 ひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係(側圧 $\sigma'_h=13.2 \text{ kgf/cm}^2$)

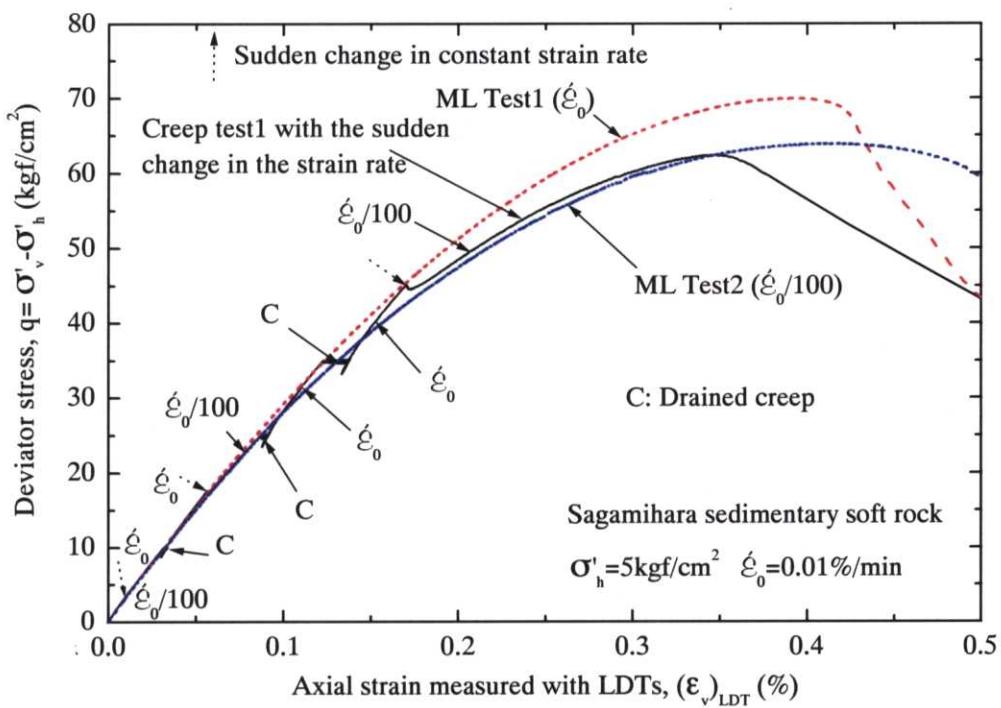


図 7.2.3(a) ひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力—軸ひずみ関係とひずみ速度一定試験による軸差応力—軸ひずみ関係
(側圧 $\sigma'_h=5\text{kgf/cm}^2$)

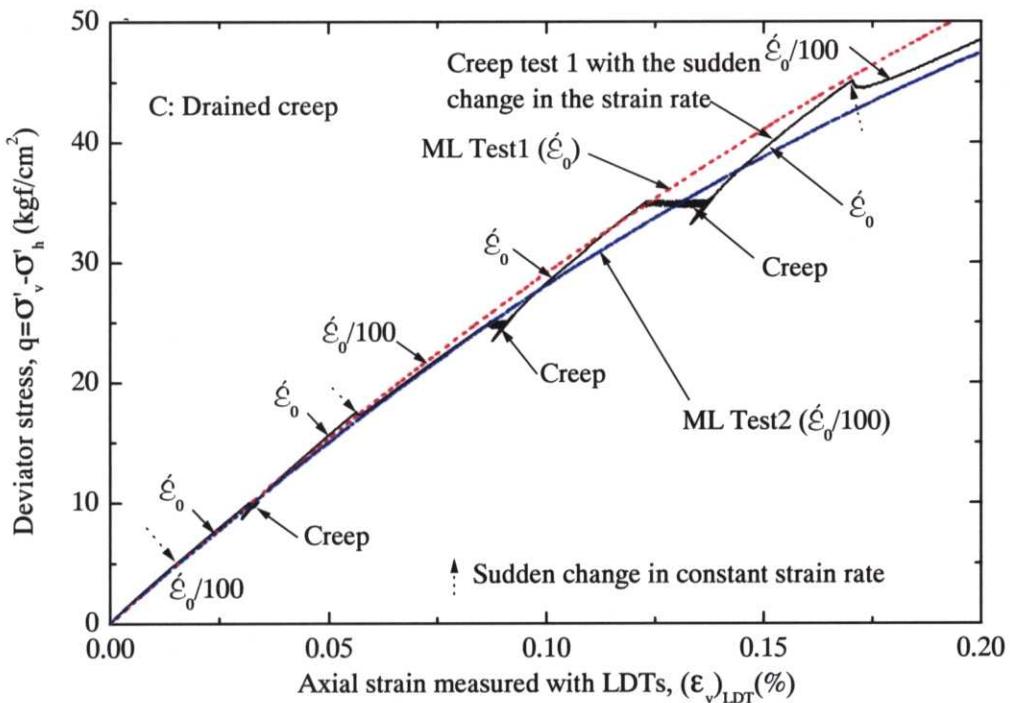


図 7.2.3(b) ひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力—軸ひずみ関係とひずみ速度一定試験による軸差応力—軸ひずみ関係
(側圧 $\sigma'_h=5\text{kgf/cm}^2$)

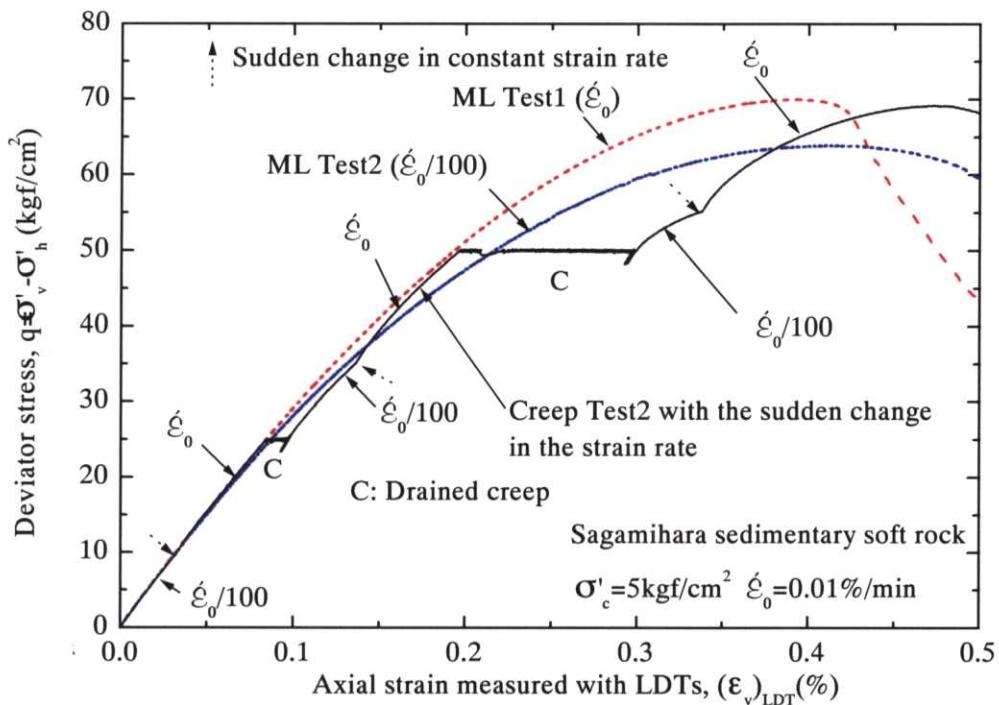


図 7.2.4(a) ひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力—軸ひずみ関係とひずみ速度一定試験による軸差応力—軸ひずみ関係
(側圧 $\sigma'_h=5\text{kgf/cm}^2$)

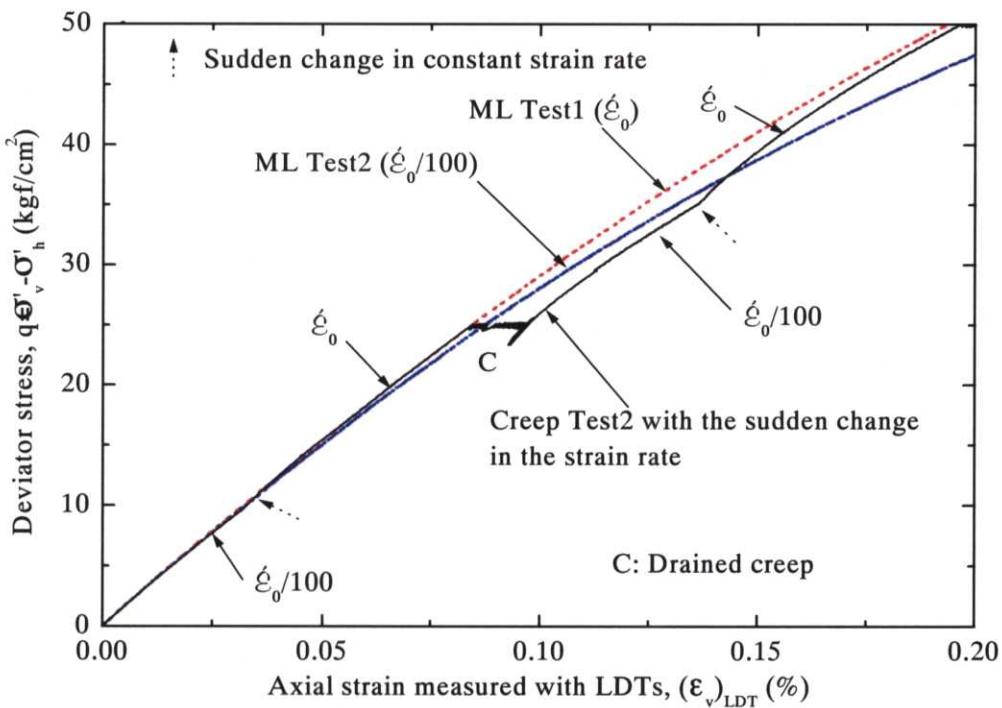


図 7.2.4(b) ひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力—軸ひずみ関係とひずみ速度一定試験による軸差応力—軸ひずみ関係
(側圧 $\sigma'_h=5\text{kgf/cm}^2$)

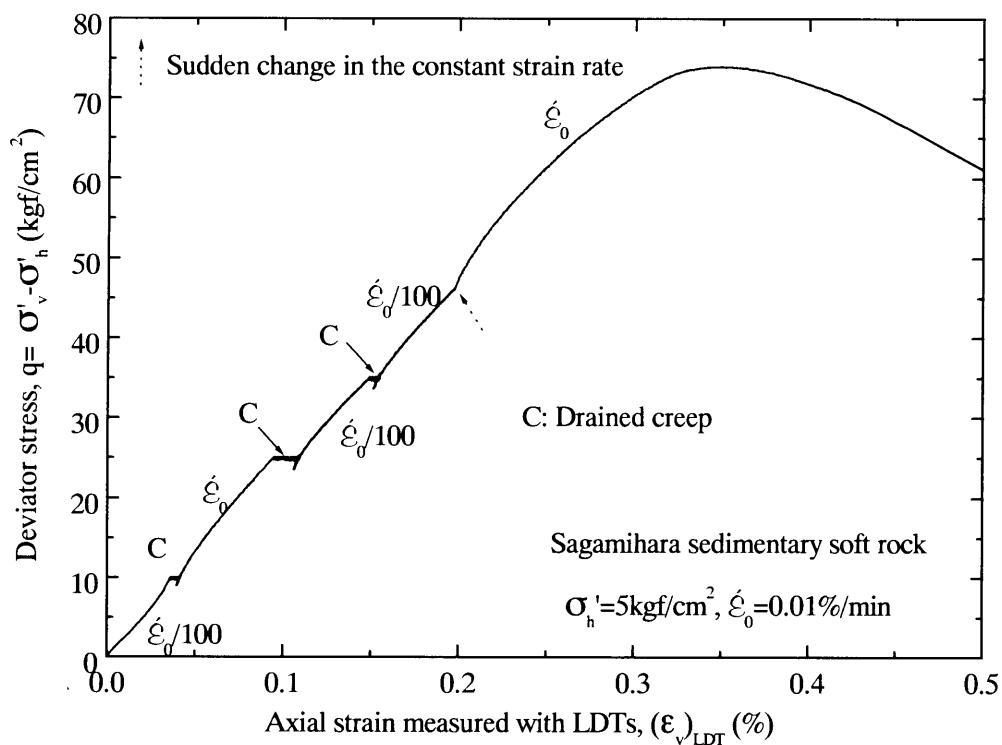


図 7.2.5(a) ひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力—軸ひずみ関係とひずみ速度一定試験による軸差応力—軸ひずみ関係
(側圧 $\sigma'_h=5\text{kgf/cm}^2$)

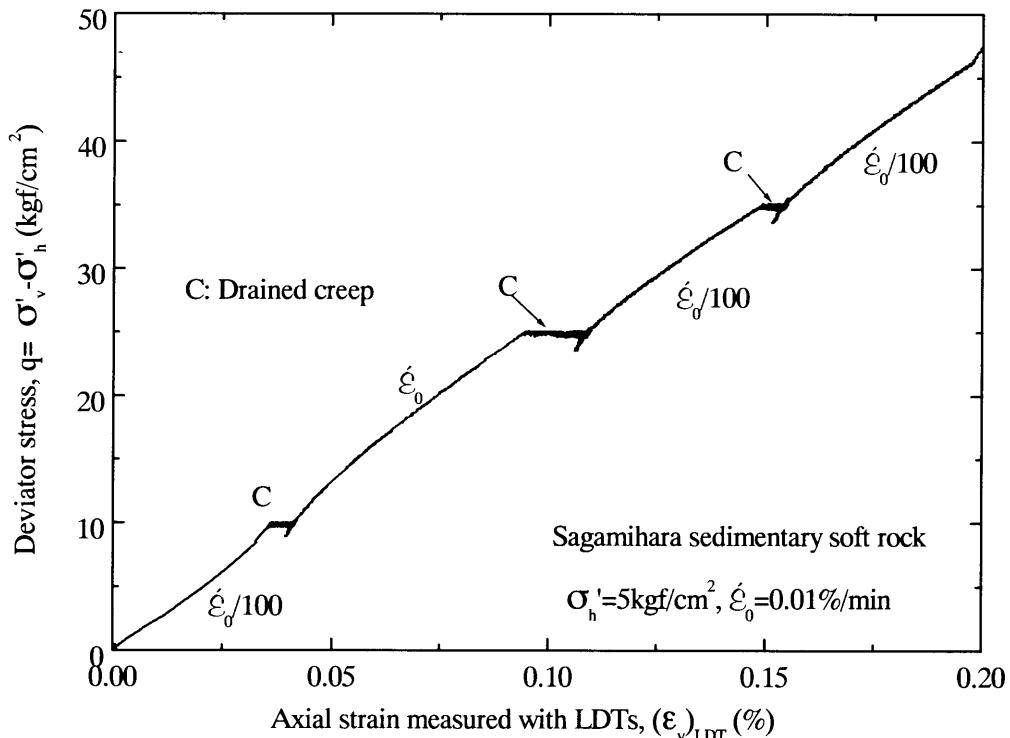


図 7.2.5(b) ひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力—軸ひずみ関係とひずみ速度一定試験による軸差応力—軸ひずみ関係
(側圧 $\sigma'_h=5\text{kgf/cm}^2$)

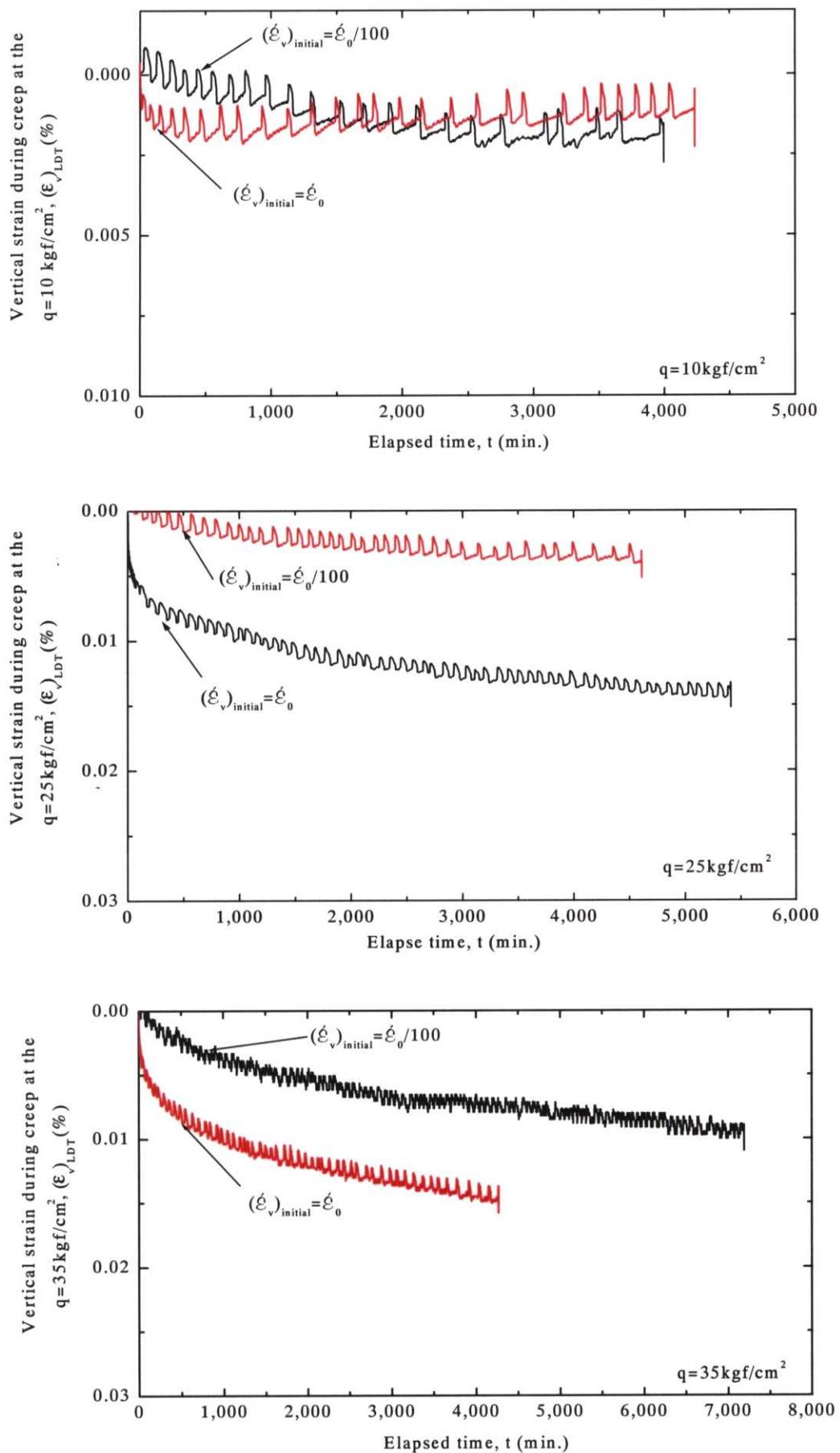


図 7.2.6 クリープ載荷直前のひずみ速度がクリープ変形に及ぼす影響(相模原堆積軟岩)

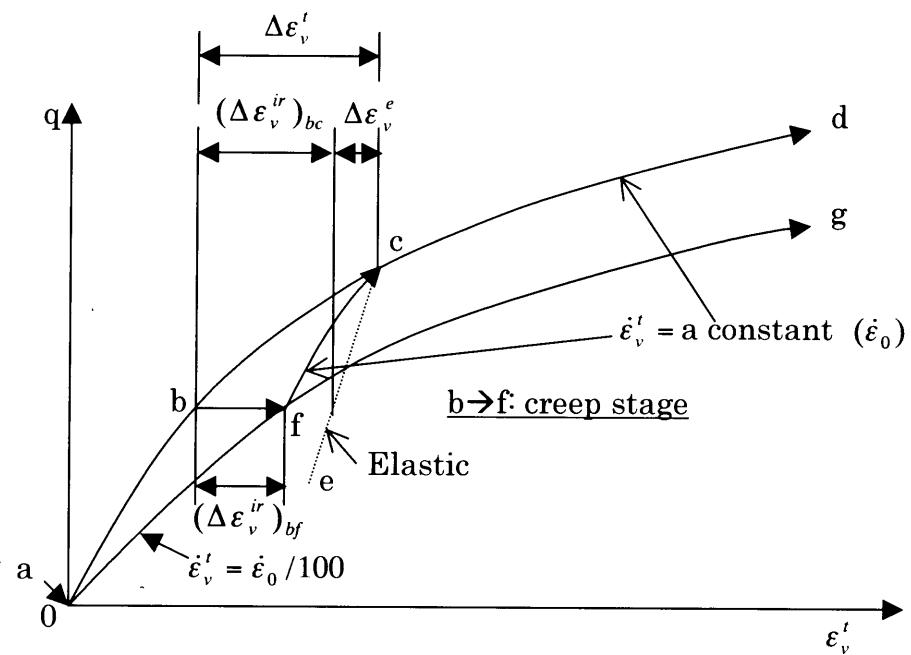


図 7.2.7 クリープ変形を含めた Isotach 特性による軸差応力一軸ひずみ関係の模式図

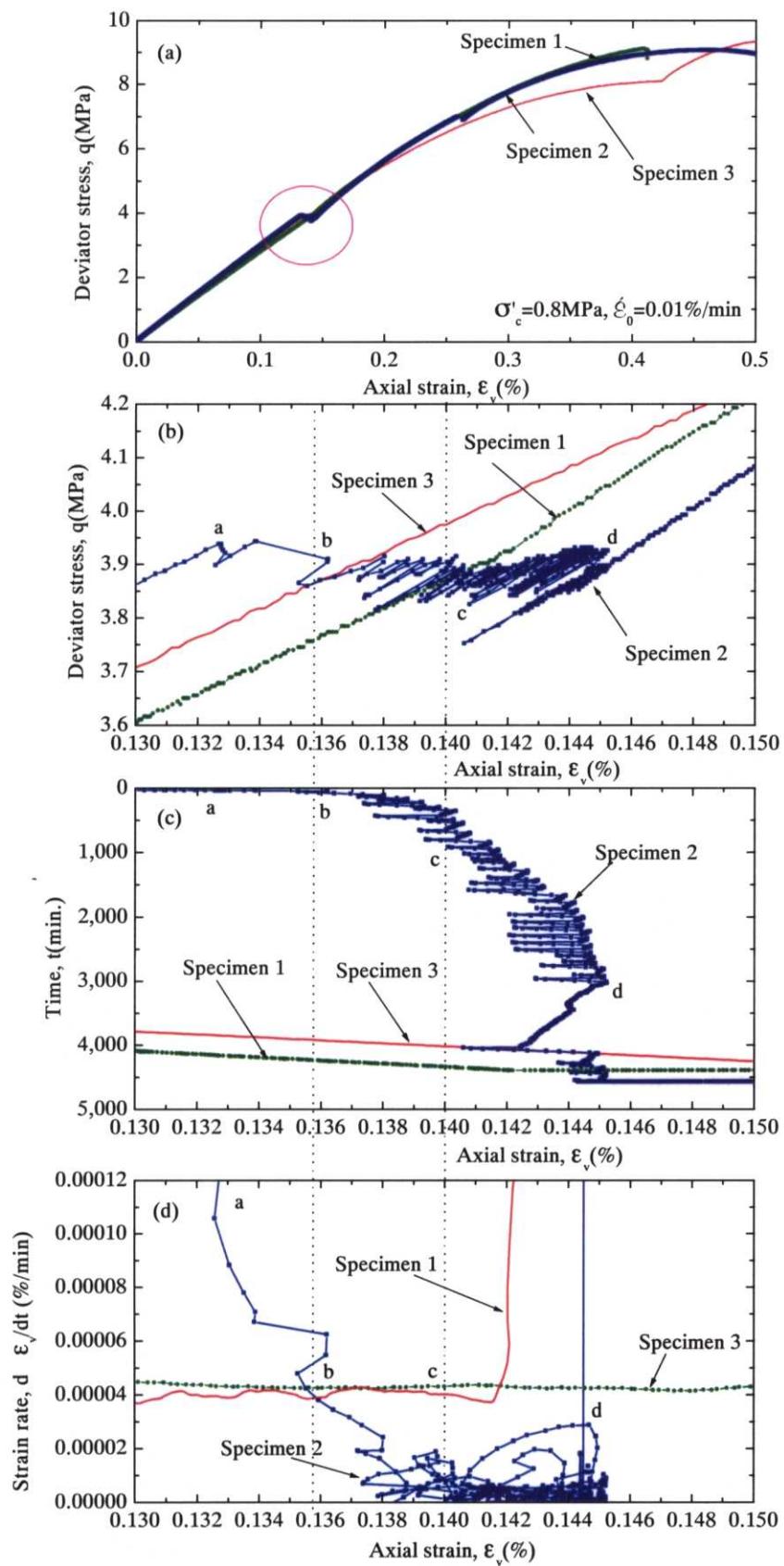


図 7.2.8 (a),(b)堆積軟岩の軸差応力一軸ひずみ関係, (c)軸ひずみ一時間関係, (d)軸ひずみ速度一軸ひずみ関係(松本ら, 1998)

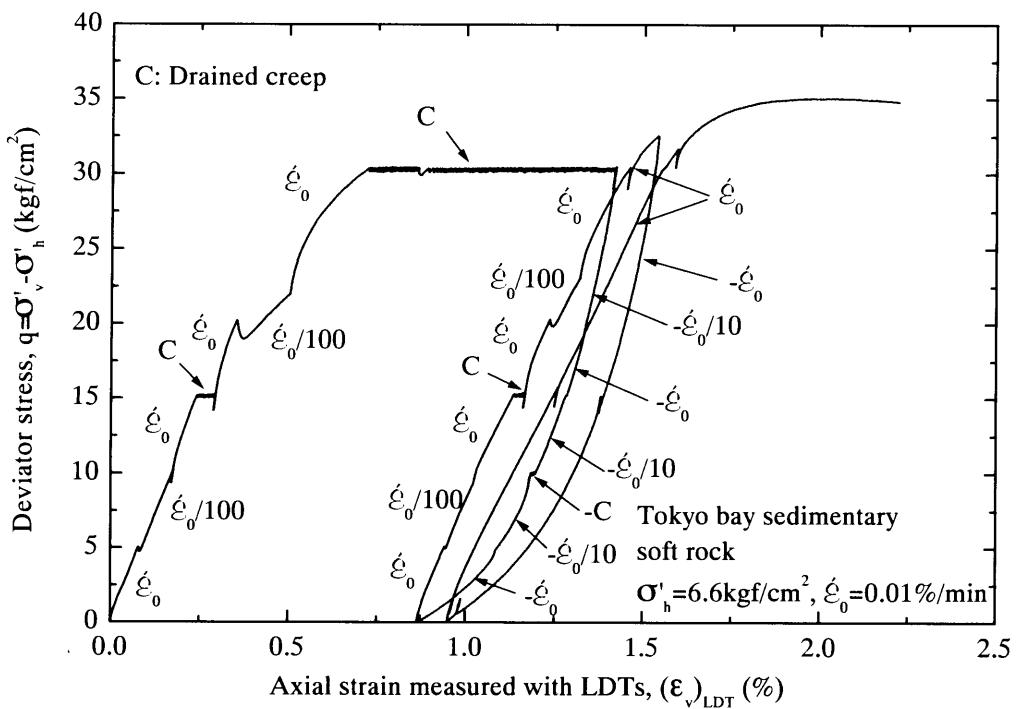


図 7.2.9(a) 大振幅繰返し載荷を含むひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係（東京湾口海底堆積軟岩、全体）

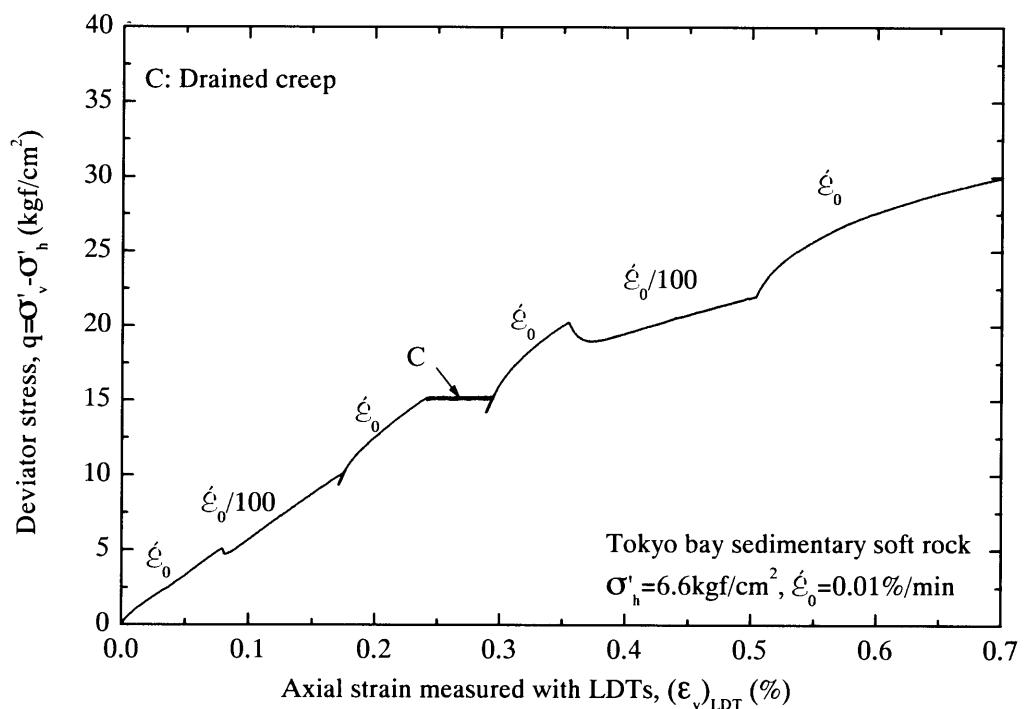


図 7.2.9(b) 大振幅繰返し載荷を含むひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係（東京湾口海底堆積軟岩、 $\epsilon_v=0.7\%$ まで）

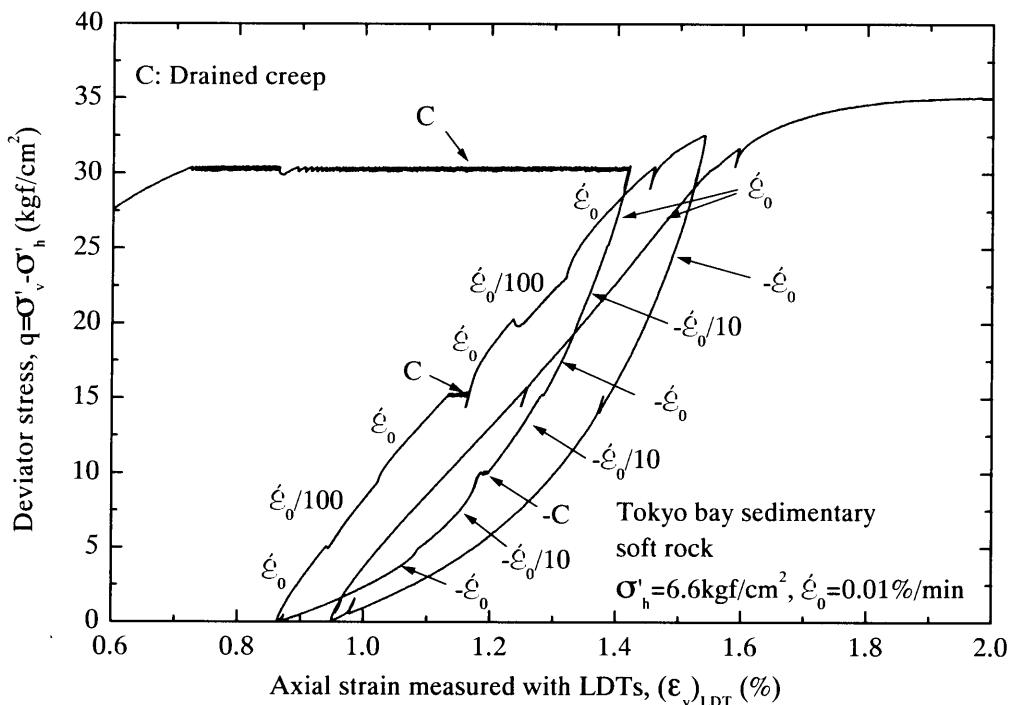


図 7.2.9(c) 大振幅繰返し載荷を含むひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係（東京湾口海底堆積軟岩, $\epsilon_v=0.7\sim2\%$ まで）

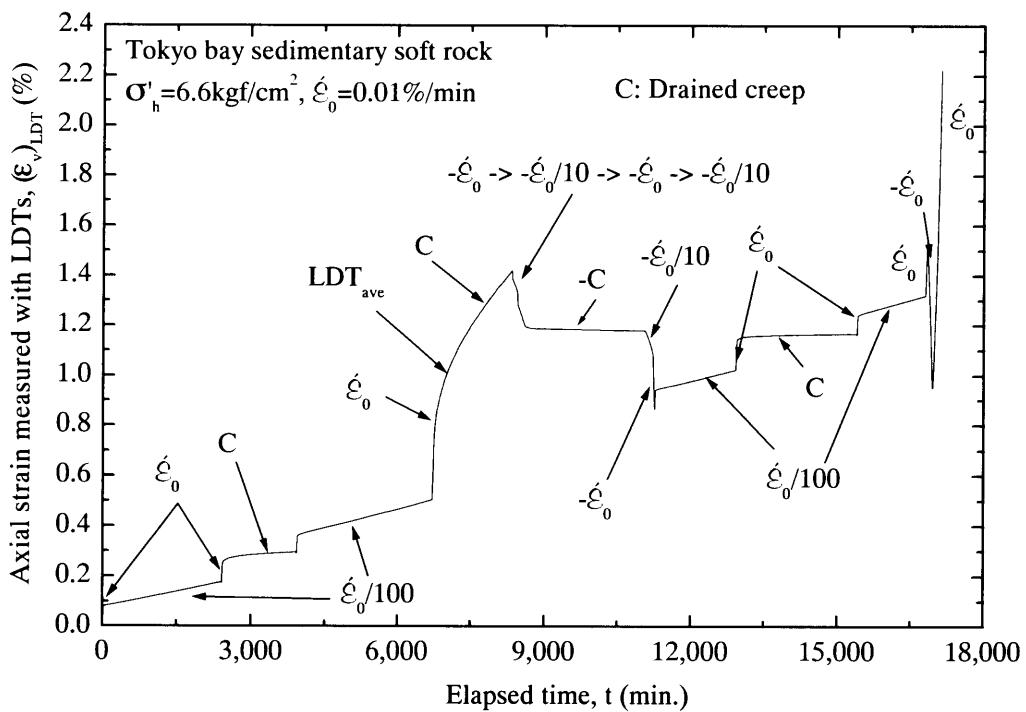


図 7.2.9(d) 大振幅繰返し載荷を含むひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験における時間一軸ひずみ関係（東京湾口海底堆積軟岩）

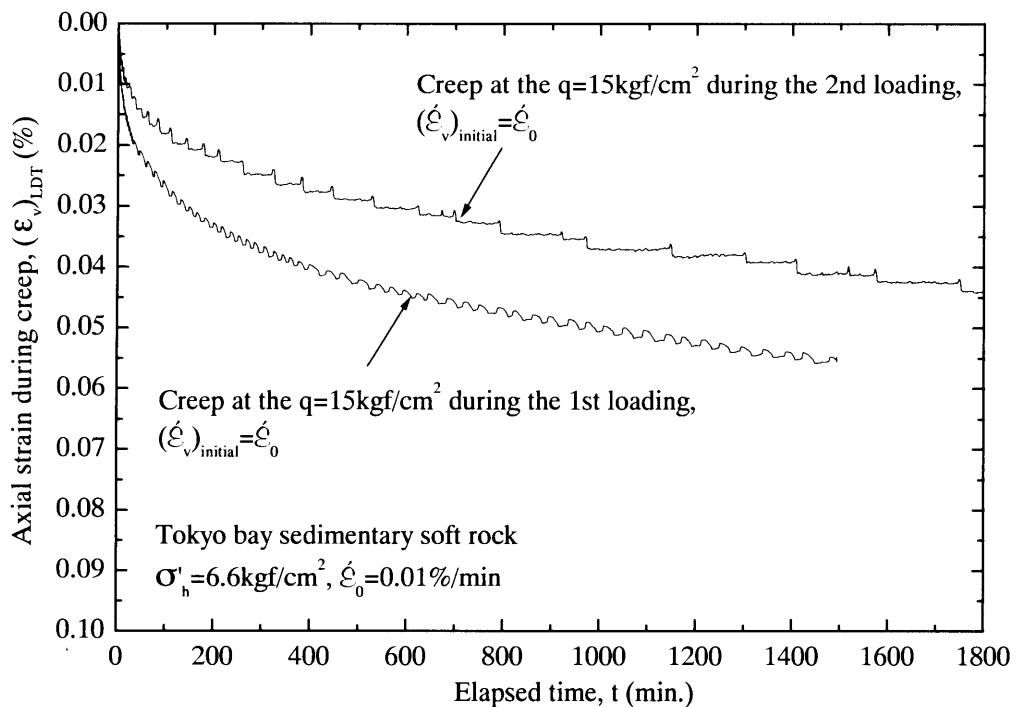


図 7.2.9(e) 大振幅繰返し載荷履歴によるクリープひずみの違い（東京湾口海底堆積軟岩）

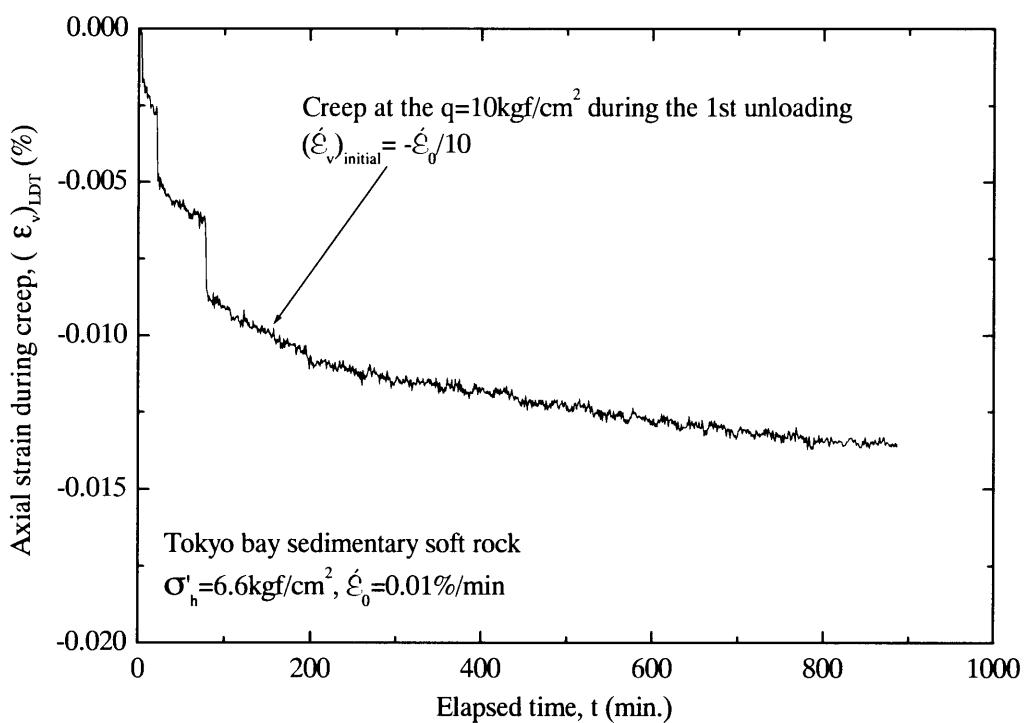


図 7.2.9(f) 大振幅繰返し除荷過程におけるクリープひずみの回復（東京湾口海底堆積軟岩）

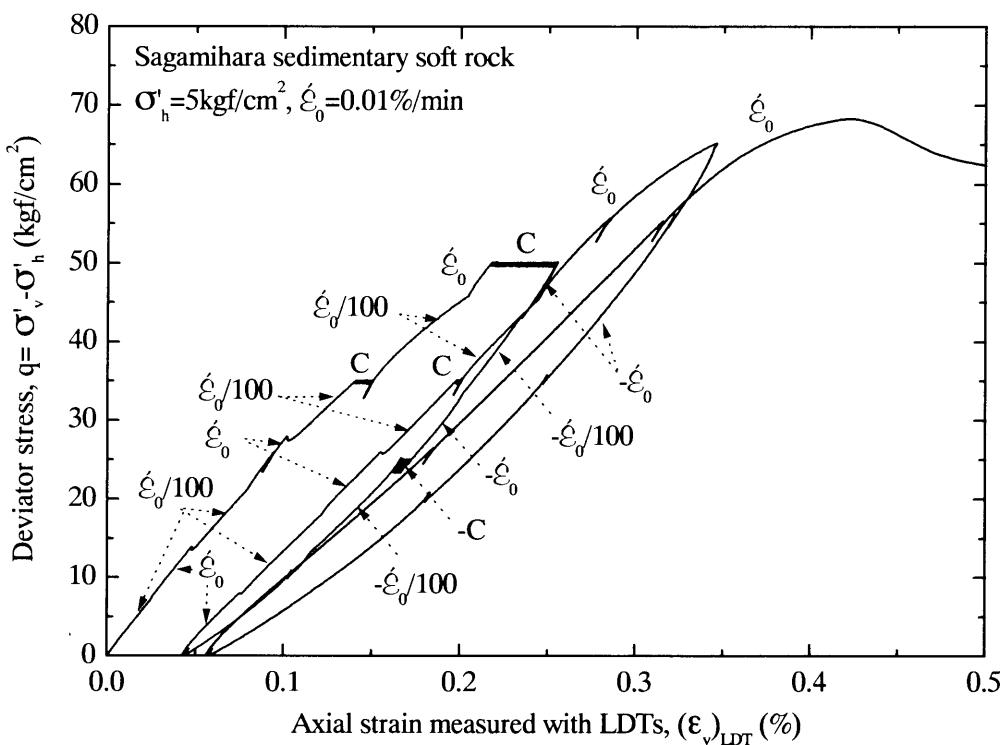


図 7.2.10(a) 大振幅繰返し載荷を含むひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験による軸差応力一軸ひずみ関係（相模原堆積軟岩）

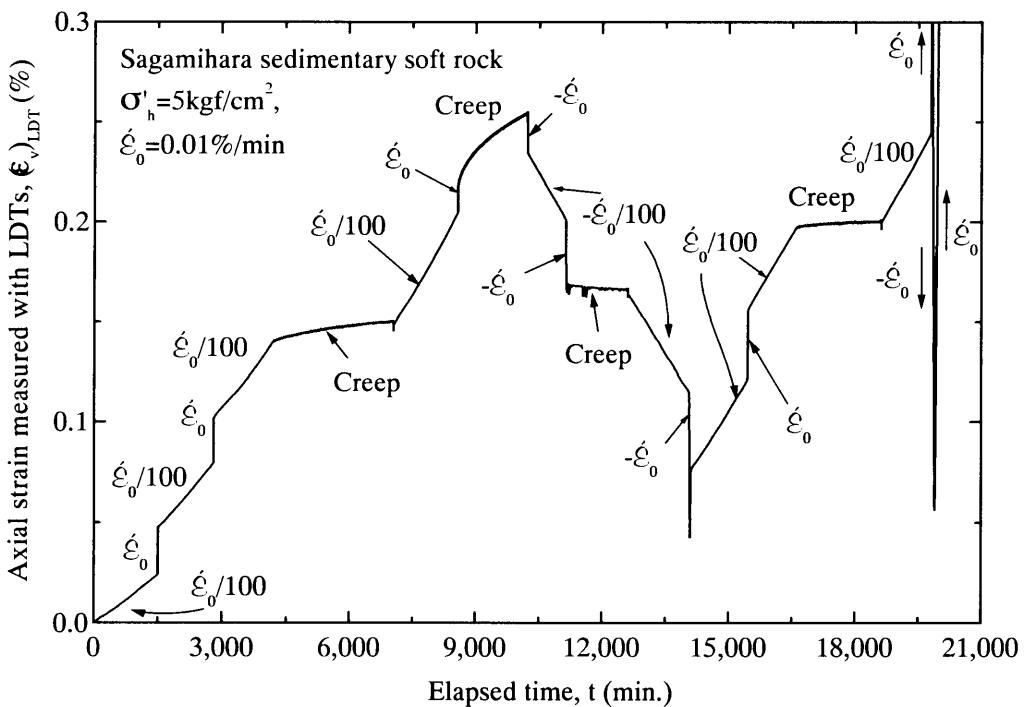


図 7.2.10(b) 大振幅繰返し載荷を含むひずみ速度急変単調載荷及び排水三軸クリープ試験における時間一軸ひずみ関係（相模原堆積軟岩）

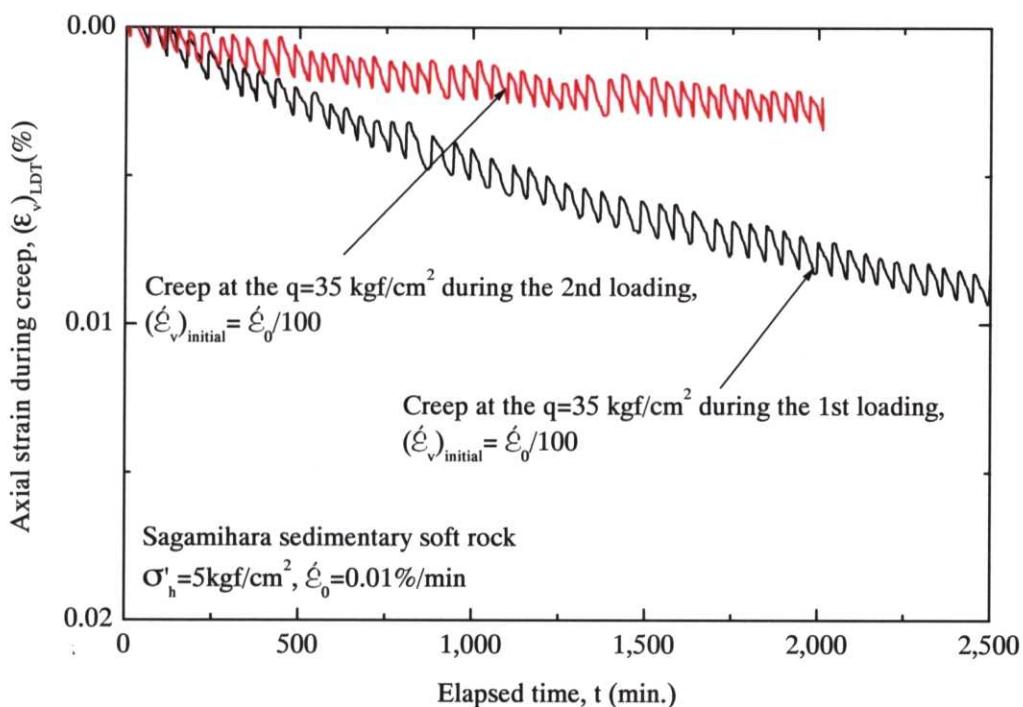


図 7.2.10(c) 大振幅繰返し載荷履歴によるクリープひずみの違い (東京湾口海底堆積軟岩)

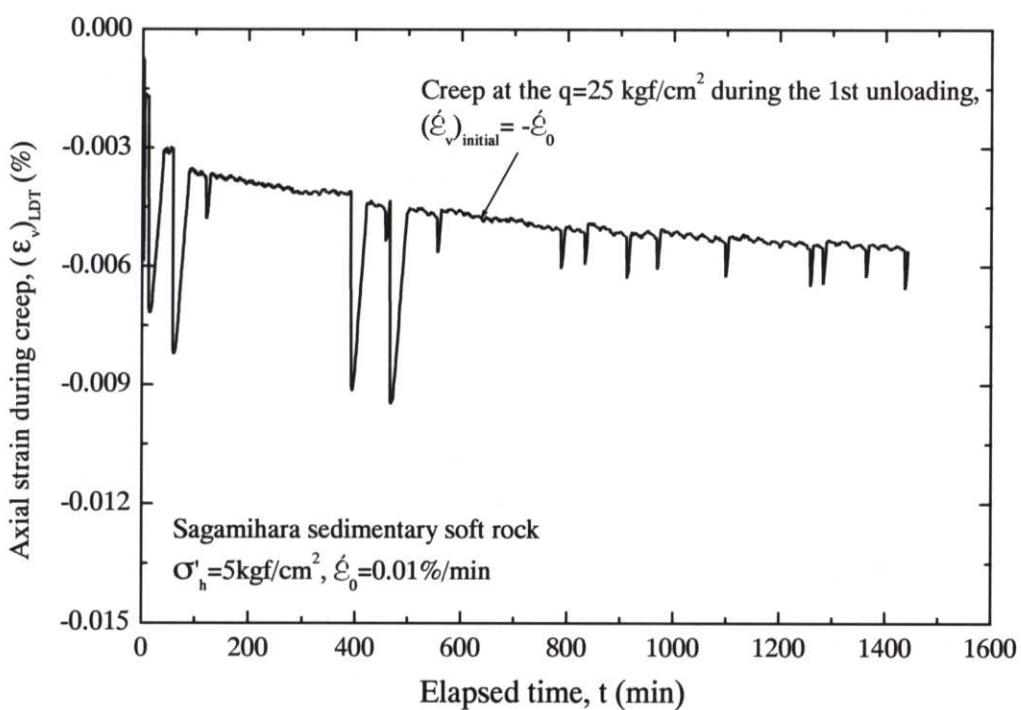


図 7.2.10(d) 大振幅繰返し除荷過程におけるクリープひずみの回復 (相模原堆積軟岩)