

第3章

微小変形特性概論

3.1 概説

本研究で検討対象としている微小変形特性は、従来の弾性論に基づくものであるが、その計測手法により静的微小変形特性と動的微小変形特性とに大別される。ここでは、主題に入る準備段階として、土の微小変形特性について従来の知見を基に説明を加える。

静的微小変形特性については、本研究では*LDT*によって計測される微小繰返し载荷時の可逆的な応力-ひずみ関係より求めている。また、液状化中などの非排水三軸応力状態における静的微小変形特性は異方性の影響を受けることから、ここでは既存の弾性論に地盤材料の弾性的変形特性と等方体積条件を適用し、さらにメンブレンペネトレーションの補正式を加え、非排水条件時の弾性的変形挙動のモデルを示した。

動的微小変形特性については、弾性論より導かれる手順を示す。また、本研究の加速度計による動的微小変形特性に関する予備実験結果を示し、試験結果に及ぼす供試体の飽和状態・入力周波数の影響を考察する。

従来、動的微小変形特性の計測はベンダーエレメントの使用が一般的であった。したがって、ここでは既往の研究結果を基に、本研究による加速度計と従来のベンダーエレメントの試験結果の比較を行う。最終的に、加速度計による動的と静的微小変形特性との比較を行い、適切な動的特性の解釈・評価方針をまとめる。

3.2 土の微小変形特性

3.2.1 弾性論の基本的概念（広義の Hooke の法則）

ある材料が均質で応力のない自然状態を持ち、またこの状態における適当に当てはめられた有限の近傍において、ひずみテンソル ε_{ij} と応力テンソル σ_{kl} との間に一对一の関係が成立し、ひずみが応力経路に依存しない材料を弾性体という（式[3.1]）。

$$\sigma_{kl} = F_{kl}(\varepsilon_{ij}) \quad [3.1]$$

また、 F_{kl} が線形関数 (C_{ijkl}) で与えられるとき、その材料を線形弾性体といい、式[3.2]で表され、広義の Hooke の法則と呼ぶ。ここで、 C_{ijkl} は材料の弾性係数テンソルといい、3次元問題では $3^4 = 81$ 個の係数からなる。

$$\sigma_{kl} = C_{ijkl} \varepsilon_{ij} \quad [3.2]$$

更に、線形弾性体ではひずみテンソル ε_{ij} と応力テンソル σ_{kl} が対称テンソル ($\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$, $\sigma_{kl} = \sigma_{lk}$) となるため、 C_{ijkl} の独立な係数は最大 36 個となる（式[3.3]~[3.5]）。

$$\sigma_{kl} = C_{ijkl} \varepsilon_{ij} = \sigma_{lk} = C_{ijlk} \varepsilon_{ij} \Rightarrow C_{ijkl} = C_{jilk} \quad [3.3]$$

$$\sigma_{kl} = C_{ijkl} \varepsilon_{ij} = C_{jikl} \varepsilon_{ji} \Rightarrow C_{ijkl} = C_{ijlk} \quad [3.4]$$

$$C_{ijkl} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{pmatrix} \quad [3.5]$$

また、ひずみエネルギー関数（式[3.6]）が存在し、式[3.7]と式[3.8]の関係が成立する場合、 C_{ijkl} は対称テンソル（i.e., $C_{ijkl} = C_{klij}$ ）となり、独立な係数は 21 個となる。

$$W = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} = \int \sigma_{ij} C_{ijkl} d\sigma_{kl} \quad [3.6]$$

$$\varepsilon_{kl} = \frac{\partial W}{\partial \sigma_{kl}}; \quad C_{ijkl} = \frac{\partial \varepsilon_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial^2 W}{\partial \sigma_{ij} \partial \sigma_{kl}} \quad [3.7]$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\partial W}{\partial \sigma_{ij}}; \quad C_{klij} = \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial \sigma_{kl}} = \frac{\partial^2 W}{\partial \sigma_{kl} \partial \sigma_{ij}} \quad [3.8]$$

また、材料が互いに直行する3つの面に関して対称性を有する場合、独立な係数は9個になり、式[3.5]の弾性係数テンソルは式[3.9]となる。このような材料を直交異方体という。

$$C_{ijkl} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{pmatrix}, (C_{ij} = C_{ji}) \quad [3.9]$$

更に、3つの互いに直交する軸 (x, y, z) の一つに関して回転対称であるとき、独立な係数は5個になる。このような材料を横等方体（または軸対称直交異方体）という。例えば、z軸に対して回転対称であるとき、式[3.9]の弾性係数テンソルは、式[3.10]となる。

$$C_{ijkl} = \begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{13} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & (C_{11} - C_{12}) \end{pmatrix}, (C_{ij} = C_{ji}) \quad [3.10]$$

弾性体には超弾性体 (*hyper-elastic*) と亜弾性体 (*hypo-elastic*) がある。超弾性体はひずみテンソル ε_{ij} と応力テンソル σ_{kl} との間に対一の関係があり、式[3.7]と[3.8]が成立する材料である。一方、亜弾性体はひずみ増分テンソル $d\varepsilon_{ij}$ と応力増分テンソル $d\sigma_{kl}$ との間に対一の関係が存在し、ひずみ増分が応力増分経路に依存しない材料をいい、式[3.11]で表される。材料を亜弾性体と仮定して C_{ijkl} をその時点における応力とひずみの関数と定義することにより材料の非線形的な応力ひずみ曲線を表すことができる。

$$d\varepsilon_{ij} = C_{ijkl} d\sigma_{kl} \quad [3.11]$$

3.2.2 地盤材料の弾性変形特性の基本仮定

Hoque (1996) は、豊浦砂と SLB 砂を用いた微小繰返し三軸試験を系統的に実施することにより、地盤材料の弾性変形特性に関するモデル化を行っている。以下にその要旨を示すとともに、本研究におけるモデルの適用について述べる。

- 1) 地盤は初期異方性と応力状態誘導異方性を持つ歪弾性体である。

直交異方体であり、なおかつ鉛直軸に対して対称性を持つ横等方体（式[3.12], [3.13]参照）である。なお、三軸応力条件（ $d\sigma_{xx} = d\sigma_{yy} = d\sigma'_h$, $d\sigma_{zz} = d\sigma'_v$, $d\sigma_{zy} = d\sigma_{zx} = d\sigma_{xy} = 0$ ）では、式[3.12]は式[3.14]のようになる。

本研究における三軸試験では、前章で述べたように、静的ヤング率としては鉛直方向の値 E_v のみを微小繰返し载荷により求めている。

$$\begin{pmatrix} d\varepsilon_{xx}^e \\ d\varepsilon_{yy}^e \\ d\varepsilon_{zz}^e \\ d\varepsilon_{yz}^e \\ d\varepsilon_{zx}^e \\ d\varepsilon_{xy}^e \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1/E_h & -\nu_{hh}^e/E_h & -\nu_{vh}^e/E_v & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{hh}^e/E_h & 1/E_h & -\nu_{vh}^e/E_v & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{hv}^e/E_h & -\nu_{hv}^e/E_h & 1/E_v & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/2G_{vh} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/2G_{vh} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & (1+\nu_{hh}^e)/E_h \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\sigma_{xx} \\ d\sigma_{yy} \\ d\sigma_{zz} \\ d\sigma_{yz} \\ d\sigma_{zx} \\ d\sigma_{xy} \end{pmatrix} \quad [3.12]$$

$$\frac{\nu_{vh}^e}{E_v} = \frac{\nu_{hv}^e}{E_h} \quad [3.13]$$

$$\begin{pmatrix} d\varepsilon_h^e \\ d\varepsilon_v^e \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} (1-\nu_{hh}^e)/E_h & -\nu_{vh}^e/E_v \\ -2\nu_{hv}^e/E_h & 1/E_v \end{pmatrix} \begin{pmatrix} d\sigma'_h \\ d\sigma'_v \end{pmatrix} \quad [3.14]$$

- 2) 鉛直方向の排水ヤング率 E_v は、鉛直方向の応力状態の関数であり、式[3.15]で表すことができる（Tatsuoka and Kohata, 1995）。ただし、 E_{v0} は基準応力 σ'_0 での鉛直ヤング率である。また m_v は鉛直ヤング率の応力依存性に関する材料パラメータである。

$$E_v = \left(\frac{d\sigma'_v}{d\varepsilon_v^e} \right) = E_{v0} \left(\frac{\sigma'_v}{\sigma'_0} \right)^{m_v} \quad [3.15]$$

- 3) 水平方向の排水ヤング率 (E_h) は水平方向の応力状態の関数であり、式[3.16]で表すことができる (Tatsuoka and Kohata, 1995)。ただし、 E_{h0} は基準応力 σ'_0 での水平ヤング率である。また m_h は鉛直ヤング率の応力依存性に関する材料パラメータである。本研究では、水平方向のヤング率 E_h を直接計測していないが、 $m_h = m_v$, $E_{h0} = E_{v0}/a$ を仮定すると、 E_h は式[3.17]で与えられる。ここで、 a は初期異方性を表すパラメータである。Hoque and Tatsuoka (1998) が豊浦砂で実施した試験では $a = E_v/E_h = 1.1$ を得ているが、ヤング率の構造異方性については、実験方法などにより異なった傾向が現れており、統一した見解は得られていない (e.g. Anhdan & Koseki, 2003)。

本研究では、 E_h を直接計測していないため、後述する排水鉛直ヤング率と非排水鉛直ヤング率の関係式の理論値が、対称地盤材料の実測値と比較的整合する a の値を採用している。

$$E_h = \left(\frac{d\sigma'_h}{d\varepsilon_h^e} \right) = E_{h0} \left(\frac{\sigma'_h}{\sigma'_0} \right)^{m_h} \quad [3.16]$$

$$E_h = \left(\frac{E_{v0}}{a} \right) \left(\frac{\sigma'_h}{\sigma'_0} \right)^{m_v} \quad [3.17]$$

- 4) 排水弾性ポアソン比 ($\nu_{vh}^e = -(d\varepsilon_h^e/d\varepsilon_v^e)$, ($d\sigma'_v \neq 0, d\sigma'_h = 0$)) は、主応力比 ($R = \sigma'_v/\sigma'_h$) の関数で、 ν_{vh}^e は R の $m_v/2$ 乗に比例する。また、以下の手順により、式[3.14]の ν_{vh}^e , ν_{hv}^e , ν_{hh}^e を与える。

- ・ 式[3.13], [3.15], [3.17]から、式[3.18]を得る。

$$\frac{\nu_{vh}^e}{\nu_{hv}^e} = \frac{E_v}{E_h} = \frac{E_{v0}\sigma_v'^{m_v}}{E_{v0}\sigma_h'^{m_v}} = aR^{m_v} \quad [3.18]$$

- ・ 上記仮定を満足する式[3.19], [3.20]を仮定する。ここで、 $d\sigma'_{h1}$ と $d\sigma'_{h2}$ は直交する 2 方向の有効水平応力である。

$$\nu_{vh}^e = - \left(\frac{d\varepsilon_h^e}{d\varepsilon_v^e} \right) = C \cdot \sqrt{a} \cdot R^{m_v/2}, \quad (d\sigma'_v \neq 0, d\sigma'_{h1} = 0, d\sigma'_{h2} = 0) \quad [3.19]$$

$$\nu_{hv}^e = - \left(\frac{d\varepsilon_v^e}{d\varepsilon_h^e} \right) = C \cdot \frac{1}{\sqrt{a}} \cdot \frac{1}{R^{m_v/2}}, \quad (d\sigma'_v = 0, d\sigma'_{h1} \neq 0, d\sigma'_{h2} = 0) \quad [3.20]$$

- ・ 係数 C は、式[3.19], [3.20]において等方応力状態 ($R=1$) で、その弾性特性が等方 ($a=1$) になる固有等方物質を仮定したときの排水弾性ポアソン比に相当する。ここでは

これを ν_ψ とする。また、 ν_{hh}^e は、横等方体では初期異方性に無関係なパラメータであるため、これを応力状態に依存しない一定値と仮定すると、 ν_ψ に等しくなる必要がある。これらより、排水弾性ポアソン比は次式で与えられる。

$$\nu_{vh}^e = -\left(\frac{d\varepsilon_h^e}{d\varepsilon_v^e}\right) = \sqrt{a} \cdot \nu_\psi \cdot R^{m_v/2}, \quad (d\sigma_v' \neq 0, \quad d\sigma_{h1}' = 0, \quad d\sigma_{h2}' = 0) \quad [3.21]$$

$$\nu_{hv}^e = -\left(\frac{d\varepsilon_v^e}{d\varepsilon_{h1}^e}\right) = \frac{1}{\sqrt{a}} \cdot \nu_\psi \cdot R^{-(m_v/2)}, \quad (d\sigma_v' = 0, \quad d\sigma_{h1}' \neq 0, \quad d\sigma_{h2}' = 0) \quad [3.22]$$

$$\nu_{hh}^e = -\left(\frac{d\varepsilon_{h2}^e}{d\varepsilon_{h1}^e}\right) = \nu_\psi = \text{const.}, \quad (d\sigma_v' = 0, \quad d\sigma_{h1}' = 0, \quad d\sigma_{h2}' \neq 0) \quad [3.23]$$

3.2.3 静的ヤング率に及ぼす排水条件の影響とせん断剛性率

飽和試料を用いた三軸試験では、非排水状態で微小繰返し载荷による弾性変形特性を求めた場合、有効応力 σ_v' 、 σ_h' の変化は異方性の影響を受けるため、ヤング率はその影響を受ける。そこで Tatsuoka et al.(1997) は、Hoque et al.(1996) が与えた地盤材料の異方弾性変形モデルに等体積条件を適用し、更に Goto (1986) が与えた豊浦砂に対するメンブレンペネトレーションの補正式を加え、非排水三軸試験で微小な除荷・再载荷を行った場合の σ_v' と σ_h' の増分の比の負値($x = -d\sigma_h'/d\sigma_v'$)と主応力比($R = \sigma_v'/\sigma_h'$)を用いて有効平均主応力と軸差応力の増分の比(dp'/dq)、および鉛直排水ヤング率 E_v と鉛直非排水ヤング率 E_{vu} の関係を与えている。また、Tatsuoka et al.(1999) は、三軸供試体の主応力軸から $\theta = 45^\circ$ の面におけるせん断剛性率 G_{vh} を、地盤の初期異方性と応力依存性を考慮して鉛直ヤング率 E_v から導く方法を示している。

以下にその要旨を示すとともに、本研究におけるモデルの適用について述べる。

- 1) 直交異方体（横等方体）において、水平二方向の主応力が一致する場合の弾性ひずみ増分 ($d\varepsilon_v^e$, $d\varepsilon_h^e$, $d\gamma_{vh}^e$) を式[3.14]から得る。

$$d\varepsilon_v^e = \frac{d\sigma_v'}{E_v} - 2\nu_{hv}^e \frac{d\sigma_h'}{E_h} \quad [3.24]$$

$$d\varepsilon_h^e = (1 - \nu_{hh}^e) \frac{d\sigma_h'}{E_h} - 2\nu_{hv}^e \frac{d\sigma_v'}{E_v} \quad [3.25]$$

$$d\gamma_{vh}^e = \frac{d\tau_{vh}}{G_{vh}} \quad [3.26]$$

- 2) Goto (1986) が与えたメンブレンペネトレーションによる単位面積あたりの豊浦砂の体積変化量 (ΔMP) の経験式[3.27]から、メンブレンペネトレーションによる豊浦砂の見かけの体積ひずみ増分 ($d\varepsilon_{MP}$) を式[3.28]で与える。

$$\Delta MP = 1.7 \times 10^{-3} \log_{10} \left(\frac{\sigma'_h}{\sigma'_{h0}} \right) \quad (\text{cm}^3/\text{cm}^2) \quad [3.27]$$

$$d\varepsilon_{MP} = \Delta MP \frac{\pi \cdot d \cdot H}{\pi \cdot d^2 \cdot H} = \frac{4}{d} \cdot \frac{\partial MP}{\partial \sigma'_h} d\sigma'_h = \frac{4b}{\sigma'_h d} d\sigma'_h \quad [3.28]$$

ここで、 $b = 1.7 \times 10^{-3} / \ln 10$ 、 d_o は供試体外径(cm)、 d_i は供試体内径(cm)、 H は供試体高さ(cm)である。

- 3) 式[3.29]で等体積条件を仮定し、非排水三軸試験にて微小な除荷・再載荷を行った場合の鉛直有効主応力と水平有効主応力の増分の比の負値($x = -d\sigma'_h/d\sigma'_v$)を、式[3.24]～[3.29]を用いて式[3.30]にて求める。

$$d\varepsilon_{vol} = d\varepsilon_v^e + 2d\varepsilon_h^e + d\varepsilon_{MP} = 0 \quad [3.29]$$

$$x = -\frac{d\sigma'_h}{d\sigma'_v} = \frac{1}{2} \frac{E_h}{E_v} \left\{ \frac{1 - 2\nu_{vh}^e}{1 - \nu_{hh}^e - \nu_{hv}^e + 2(b/d)(E_h/\sigma'_h)} \right\} \quad [3.30]$$

更に、式[3.30]に式[3.15]～[3.23]を用いて、式[3.31]を得る。

$$x = \frac{1}{2} \frac{1}{aR^{m_v}} \left\{ \frac{1 - 2\sqrt{a}R^{m_v/2}\nu_{\psi}}{1 - \nu_{\psi} - \nu_{\psi}(1/\sqrt{a})(1/R)^{m_v/2} + 2(b/d)(E_{v0}/a)(\sigma'_h/\sigma'_0)^{m_v}(1/\sigma'_h)} \right\} \quad [3.31]$$

- 4) 非排水三軸試験で微小な除荷・再載荷を行った場合の平均有効主応力と軸差応力の増分の比 (dp'/dq) は、上記の $x = -d\sigma'_h/d\sigma'_v$ を用いて、式[3.32]で与えられる。

$$\frac{dp'}{dq} = \frac{1 - 2x}{3(1 + x)} \quad [3.32]$$

- 5) 非排水条件下で水平応力を一定として鉛直方向に微小繰り返し載荷を行った場合の水平方向、および鉛直方向の増分は、それぞれ下式で与えられる。ここで、 du は間隙水圧

の増分である。

$$d\sigma_h = d\sigma'_h + du = 0 \quad [3.33]$$

$$d\sigma_v = d\sigma'_v + du = d\sigma'_v - d\sigma'_h \quad [3.34]$$

- 6) 鉛直方向の非排水ヤング率 ($E_{v,u} = d\sigma_v/d\varepsilon_v^e$) は、式[3.23]と式[3.34]を用いて、下式のよ
うに与えられる。

$$E_{v,u} = \frac{d\sigma'_v - d\sigma'_h}{d\varepsilon_v^e} = (1+x) \frac{1}{d\varepsilon_v^e/d\sigma'_v} \quad [3.35]$$

$$= (1+x) \frac{1}{1/E_v + 2\nu_{hv}^e x/E_h} \quad [3.36]$$

更に、式[3.36]に式[3.15]～[3.22]を代入して、鉛直方向の排水ヤング率 (E_v) と非排水ヤ
ング率 ($E_{v,u}$) の関係が下式のように得られる。

$$E_{v,u} = E_v \cdot \frac{1+x}{1+2\nu_\psi \sqrt{aR^{m_v/2}} x} \quad [3.37]$$

$$\frac{E_{v,u}}{E_v} = \frac{1+x}{1+2\nu_\psi \sqrt{aR^{m_v/2}} x} \quad [3.38]$$

- 7) Tatsuoka et al. (1999) による、鉛直ヤング率 E_v よりせん断剛性率 G_{vh} を求める手順を以
下に示す。

- 鉛直軸から θ 傾いた直交座標系 η - ξ の η 方向のヤング率 E_η とひずみ増分 $d\varepsilon_\eta$ は、式
[3.39], [3.40] のように表される。

$$E_\eta = \frac{d\sigma_\eta}{d\varepsilon_\eta} \quad [3.39]$$

$$d\varepsilon_\eta = \frac{(d\varepsilon_v + d\varepsilon_h)}{2} + \frac{(d\varepsilon_v - d\varepsilon_h)}{2} \cdot \cos\theta + \frac{(d\varepsilon_v - d\varepsilon_h)}{2} \cdot \frac{d\gamma_{vh}}{2} \sin\theta \quad [3.40]$$

- 一般座標系の各応力増分 ($d\sigma_v, d\sigma_h, d\tau_{vh}$) は、 η 方向の応力増分を用いて、式[3.41]を得る。

$$d\sigma_v = \frac{d\sigma_\eta}{2} \cdot (1 + \cos 2\theta) \quad [3.41a]$$

$$d\sigma_h = \frac{d\sigma_\eta}{2} \cdot (1 - \cos 2\theta) \quad [3.41b]$$

$$d\tau_{vh} = \frac{d\sigma_\eta}{2} \cdot \sin 2\theta \quad [3.41c]$$

- 式[3.24]~[3.26]を参照し、式[3.40]を式[3.39]に代入すると下式を得る。

$$E_\eta = 4 \left/ \left[\begin{aligned} & \left\{ \frac{(1-\nu_{vh})}{E_v} + \frac{(1-\nu_{hv})}{E_h} \right\} + 2 \left(\frac{1}{E_v} - \frac{1}{E_h} \right) \cdot \cos 2\theta \\ & + \left\{ \frac{(1+\nu_{vh})}{E_v} + \frac{(1+\nu_{hv})}{E_h} \right\} \cdot (\cos 2\theta)^2 + \left(\frac{1}{G_{vh}} \right) \cdot (\sin 2\theta)^2 \end{aligned} \right] \right. \quad [3.42]$$

ここで、 $\theta = 0^\circ$ であれば $E_\eta = E_v$ となり、 $\theta = 90^\circ$ では $E_\eta = E_h$ となる。また、等方弾性体では、 $E_v = E_h$ である。

- 鉛直・水平面上に生じるせん断応力増分 $d\tau_{vh}$ は、 $\theta = \pm 45^\circ$ 面上の η 方向と ξ 方向の応力増分に等しく ($d\sigma_\eta = d\tau_{vh}, d\sigma_\xi = -d\tau_{vh}$)、ポアソン比もそれぞれ等しい ($\nu_{\eta\xi} = \nu_{\xi\eta}$) と仮定すると、せん断剛性率 G_{vh} として式[3.43]を得る。また、 $\nu_{\eta\xi} = \nu_{\xi\eta}$ が等方状態におけるポアソン比 ν_ψ と等しいと仮定すれば、式[3.44]が得られる。

$$G_{vh} = \frac{d\tau_{vh}}{d\gamma_{vh}} = \frac{(E_\eta; \theta = 45^\circ)}{2\{1 + (\nu_{\eta\xi}; \theta = 45^\circ)\}} \quad [3.43]$$

$$G_{vh} = \frac{(E_\eta; \theta = 45^\circ)}{2\{1 + \nu_\psi\}} \quad [3.44]$$

- 式[3.42]を式[3.44]に代入し、下式を得る。

$$G_{vh} = \frac{(1-\nu_\psi)}{(1+\nu_\psi)} \left/ \left\{ \frac{(1-\nu_{vh})}{E_v} + \frac{(1-\nu_{hv})}{E_h} \right\} \right. \quad [3.45]$$

- 初期構造異方性と応力状態依存性を示す式[3.18]と、三軸圧縮状態のポアソン比を示す式[3.21]を式[3.45]に代入すると、鉛直排水ヤング率 E_v とせん断剛性率 G_{vh} の関係が得られる。

$$G_{vh} = \frac{E_v}{2(1+\nu_\psi)} \cdot \frac{2(1-\nu_\psi)}{1+a \cdot R^m - 2\sqrt{a} \cdot R^{m/2} \cdot \nu_\psi} \quad [3.46]$$

なお、図 3.2.1 に示すように、中空円筒試体に PLDT (De Silva, 2004) を導入することで、微小繰返しねじり载荷に対する供試体の局所的な静的せん断剛性率 $G_{z\theta}(=G_{vh})$ を求めることも可能であるが、本研究では予備試験において用いたのみであるため、ここでは説明を省く。

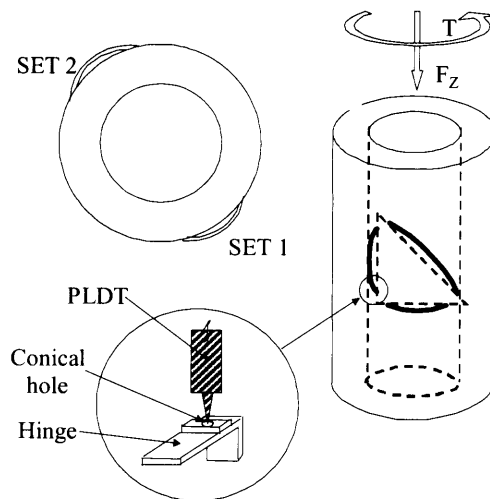


図 3.2.1 中空円筒供試体にセットされた PLDT (Kiyota, et al., 2006 に加筆)

3.2.4 動的ヤング率と動的せん断剛性率

微小繰返し载荷に対する応力-ひずみ関係より求められる静的剛性 (E_s, G_s) に対し、動的剛性は地盤を等方弾性体と仮定し、内部を伝播する実体波 (P 波と S 波) の速度より求められる。

以下に伝播速度 V_p, V_s とヤング率 E 、せん断剛性率 G の関係について概説する。

- 1) 均一な応力場にある要素を考え、要素の各面に働く垂直応力 σ およびせん断力 τ を図 3.2.3 のように定義する。ここで、 x, y, z 方向のつりあい式は式[3.47]のようになる。

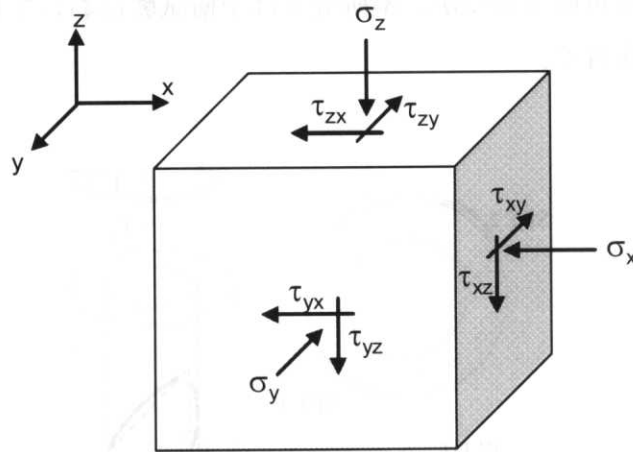


図 3.2.3

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + F_x = 0 \quad [3.47a]$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + F_y = 0 \quad [3.47b]$$

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + F_z = 0 \quad [3.47c]$$

ここで、 F_x, F_y, F_z は各方向の物体力である。次にひずみの適合条件について式[3.48], [3.49]を与える。

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial u_y}{\partial y}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad [3.48]$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial u_y}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial y}, \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial u_z}{\partial x} + \frac{\partial u_x}{\partial z} \quad [3.49]$$

ここで、 ε は軸ひずみ、 γ はせん断ひずみである。また、体積ひずみ ε_{vol} は下式で得られる。

$$\varepsilon_{vol} = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z \quad [3.50]$$

- 2) つりあい式とひずみの適合条件式により力学的な問題を解くことができるが、つりあい式は応力と物体力により記述される一方、適合条件式はひずみ（変位）により記述される。理想的な等方連続弾性体の場合、*Hooke* の法則より下式のように求められる。これは、式[3.24]~[3.26]と同義である。

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] \quad (y, z \text{ 方向も同様}) \quad [3.51]$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \quad (y-z \text{ 面、} z-x \text{ 面も同様}) \quad [3.52]$$

ここで、 E はヤング率 ($E = \sigma_z / \varepsilon_z$ ($\sigma_x = \sigma_y = 0$)), ν はポアソン比、 $G = E/2(1+\nu)$ はせん断剛性率である。

上記とは逆に、応力をひずみの関数で書くこともできる。

$$\sigma_x = M\varepsilon_{vol} - 2G(\varepsilon_y + \varepsilon_z) \quad (y, z \text{ 方向も同様}) \quad [3.53]$$

$$\tau_{xy} = G\gamma_{xy} \quad (y-z \text{ 面、} z-x \text{ 面も同様}) \quad [3.54]$$

ここで、 M は拘束条件下における弾性係数である。 $M = \sigma_x / \varepsilon_x$ ($\varepsilon_y = \varepsilon_z = 0$) であり、等方物質では y, z 方向でも同じである。また、 M は下式でも表すことができる。

$$M = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad [3.55]$$

- 3) 図3.2.4に示すように、理想的な等方弾性体を x 方向に伝播する実体波について考える。つりあい式では、要素の各面に作用する力は *Newton* の運動方程式 ($F = ma$) を満足する必要がある。ここで、 x 方向の合力を考えると、つりあい式は式[3.56]のようになる (dz, dy, dz は両面のつりあいでは消える)。

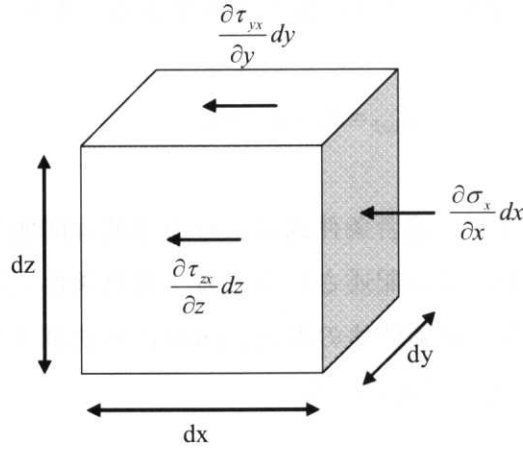


図 3. 2. 4

$$\rho \frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} \quad [3.56]$$

ここで ρ は密度であり、変位の二階偏微分は加速度（ x 方向）である。ここで、応力をひずみの関数として書き直すと、式[3.53]より下式を得る。

$$\rho \frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2} = M \frac{\partial \varepsilon_{vol}}{\partial x} + G \left(-2 \frac{\partial \varepsilon_y}{\partial x} - 2 \frac{\partial \varepsilon_z}{\partial x} + \frac{\partial \gamma_{zx}}{\partial z} + \frac{\partial \gamma_{yx}}{\partial y} \right) \quad [3.57]$$

変位の関数として書き直すと、式[3.58]または式[3.59]となる。

$$\rho \frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2} = (M - G) \left(\frac{\partial^2 u_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u_y}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 u_z}{\partial x \partial z} \right) + G \left(\frac{\partial^2 u_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u_x}{\partial z^2} \right) \quad [3.58]$$

$$\rho \frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2} = (M - G) \frac{\partial \varepsilon_{vol}}{\partial x} + G \nabla^2 u_x \quad [3.59]$$

上式は波動方程式であり、二つの種類の実体波の伝播を予測できる。

- 4) 要素の上方から圧縮波（ P 波）が伝播する様子を図 3.2.5 a) に示す。 x 方向（下方）に伝播する圧縮波は、式[3.58]の x 方向に動く土粒子の変位 u_x ($u_y = u_z = 0$) より、式[3.60]で記述される。また、波の断面（*wave front*）は変化しない。

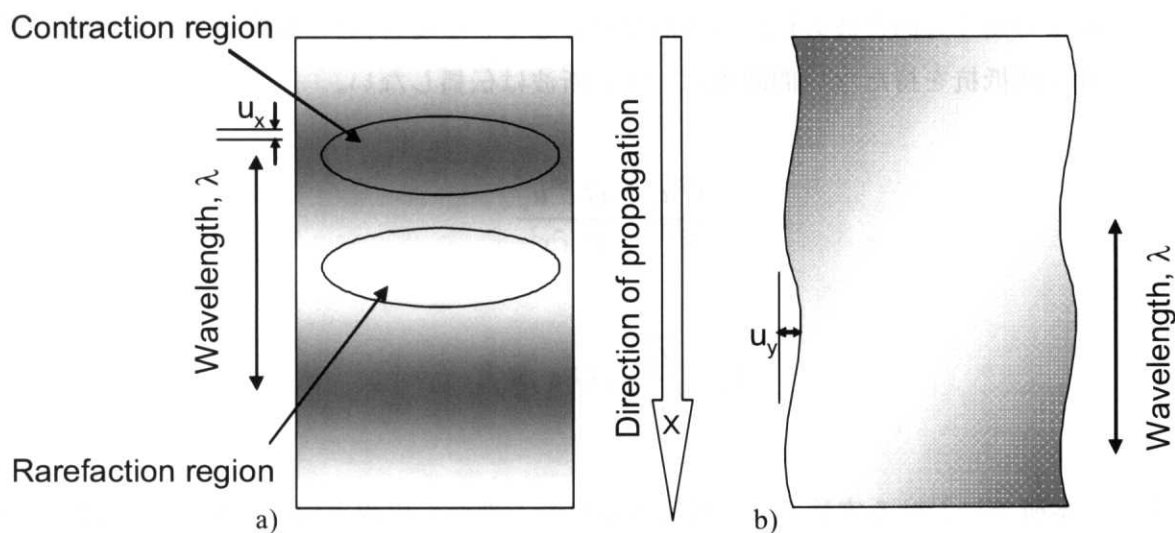


図 3.2.5 弾性体を伝わる a) 圧縮波と b) せん断波 (Santamarina, et al., 2001 を修正)

$$\frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2} = \frac{M}{\rho} \frac{\partial^2 u_x}{\partial x^2} \quad [3.60]$$

圧縮波 (P 波) 速度と弾性係数 M の関係は式[3.61]の様になる。また、この圧縮波 (P 波) が等方連続体内を伝播する場合は、図 3.2.5 a) のように各要素 (土粒子) の動きは波の伝播方向に平行になる。

$$V_p = \sqrt{\frac{M}{\rho}}, \quad M = \rho V_p^2 \quad [3.61]$$

次に図 3.2.5 b) に示すような x 方向 (下方) に伝播するせん断波 (S 波) について考える。 x 方向に伝播するが、土粒子の動く方向は y 方向のみである ($u_x = u_z = 0$)。式[3.58]を、 y 方向の変位 u_y について書くと式[3.62]が得られる。

$$\rho \frac{\partial^2 u_y}{\partial t^2} = (M - G) \left(\frac{\partial^2 u_x}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 u_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u_z}{\partial y \partial z} \right) + G \left(\frac{\partial^2 u_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u_y}{\partial z^2} \right) \quad [3.62]$$

なお、図 3.2.5(右) の x 方向に伝わる波の面において、 u_y は変化しない。したがって、式[3.62]より式[3.63]が得られ、せん断波 (S 波) 速度とせん断剛性率 G の関係は式[3.64]

の様になる。これは、式[3.59]と同様、体積変化のない ($\varepsilon_{vol}=0$) 微小ねじりの式である。粒子の動く方向と波の伝わる方向が直行している場合、せん断剛性 G が必要となるため、せん断抵抗を持たない間隙水は、せん断波は伝播しない。

$$\frac{\partial^2 u_y}{\partial t^2} = \frac{G}{\rho} \frac{\partial^2 u_y}{\partial x^2} \quad [3.63]$$

$$V_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}}, \quad G = \rho V_s^2 \quad [3.64]$$

- 5) 本研究における実験では、円筒供試体の上端から円周方向 (S 波) または鉛直方向 (P 波) の動的な载荷を面的に与えるため、供試体を伝わる S 波と P 波は拘束条件下にはなく、*Rod wave* に近い状態であるといえる。この場合、 S 波の波動方程式は式[3.65]のようになる。しかし、*Rod wave* の S 波を決定するせん断剛性率 G は、前述の連続体のケースと同じである。また、せん断波の面的な分散は一様であるため、供試体の断面積の影響はないといえる。

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} = \frac{G}{\rho} \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \quad [3.65]$$

Rod wave の圧縮波 (P 波) については、波長が供試体半径よりも十分大きいときは、動的载荷に対するポアソンひずみが水平方向に生じる (Santamarina, et al., 2001)。したがって、弾性係数としては非拘束拘束条件下のヤング率 E の方が拘束条件下の弾性係数 M よりも適切と考えられる。式[3.66]に P 波の波動方程式を、式[3.67]にヤング率 E と P 波速度の関係を示す。

$$\frac{\partial^2 u_x}{\partial t^2} = \frac{E}{\rho} \frac{\partial^2 u_x}{\partial x^2} \quad [3.66]$$

$$V_p = \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad E = \rho V_p^2 \quad [3.67]$$

以上、理想的な等方弾性体に伝播する実体波と剛性の関係を示したが、ここでは波が伝わる断面は一様であることを仮定しており、側方への慣性力を無視している。この仮定は周波数が

小さいときに有効であり、その場合は供試体断面の中心部も周縁部も三次元的に *Rod wave* (拘束されていない状態) であるといえる。しかし、周波数の増加に伴い、側方への慣性力は重要になり、水平方向の粒子の動きを拘束する。したがって、供試体中心部では拘束条件下となり剛性としては M が適切であろう。ここで、拘束条件下における剛性 M とは、要素試験の場合、図 3.2.6 a) のようにキャップとペDESTAL の中心部に配置されたベンダーエレメント等の機器による計測結果を意味している。一方、本研究で用いているアクチュエーターの起振による弾性波を加速度計によって計測する場合は、図 3.2.6 b) のように、周縁部は非拘束条件が保たれているため、*Rod wave* とみなしたヤング率 E の使用が適切であると考えられる。

参考までに、本研究による加速度計を用いた乾燥豊浦砂の実験結果と、堀ら(2005) によるベンダーエレメントの実験結果の比較を表 3.2.1 に示す。相対密度は若干本研究の方が高いが、その差は乾燥密度で 1~1.5 % 程度である。また、実験はいずれも等方応力条件下において実施されたが、堀ら(2005)では拘束圧 49 kPa における結果を示しているのに対し、本研究では拘束圧 40 kPa および 60 kPa での結果を示していることに留意されたい。本研究における拘束圧 40 kPa および 60 kPa の結果の平均値と、堀ら(2005)の結果とを比較すると、 V_s では約 3.7 %、 V_p では約 10.2 %、本研究の方が低い値を示している。上記に示したように、ベンダーエレメントを用いた堀ら(2005)による結果は拘束条件下 (図 3.2.6 a)) の弾性波速度を、本研究の加速度計による結果は非拘束条件下 (図 3.2.6 b)) の弾性波速度を示している。ここで、式[3.55]で示した拘束条件下の剛性 M と非拘束条件下の剛性 E の関係より、ポアソン比を $\nu = 0.17$ と仮定すると、 E は M よりも約 7 % 小さくなる。本研究の結果は、拘束条件の影響を受けない V_s の値も堀ら(2005)と比較して小さくなっているが、その差を誤差として加味しても、 V_p の実測値の差と理論式による値は概ね整合しているといえる。

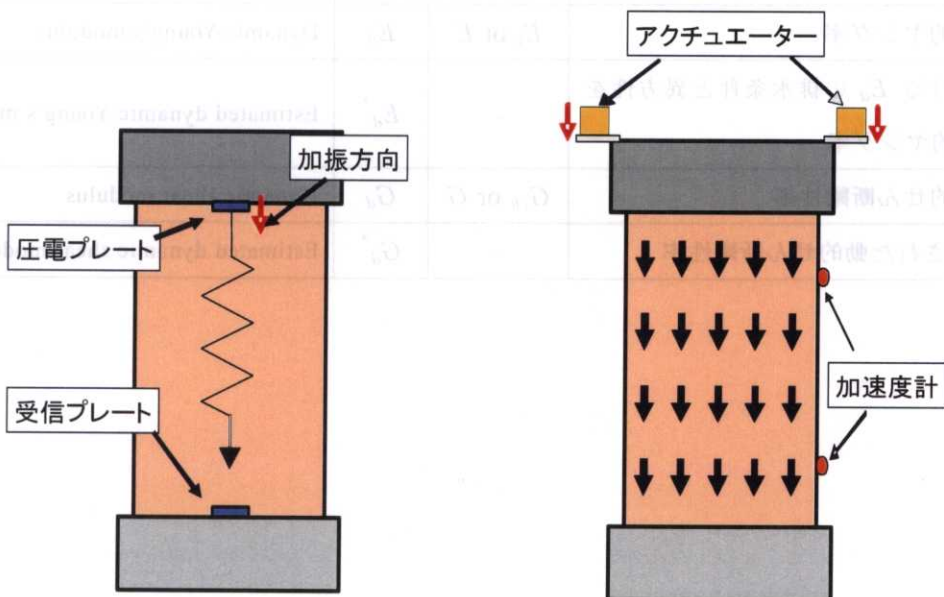


図 3.2.6 a) 拘束条件下、b) 非拘束条件下における弾性波伝播特性模式図

表 3.2.1 加速度計とベンダーエレメントによる弾性波速度の比較

試料 No.	計測手法	拘束圧 σ_c' (kPa)	相対密度 D_r (%)	P 波速度 V_p (m/sec)	S 波速度 V_s (m/sec)
TxToy-1	加速度計	40	85	348	237
		60	86	385	252
堀ら(2005)	ベンダーエレメント	49	80	405 ~ 410	253 ~ 255

ここに示したモデルは、弾性論に基づいた地盤の微小変形特性に関するものである。以降では、微小繰返し载荷による静的剛性と弾性波速度による動的剛性を区別するため、表 3.2.2 のように各剛性の記号を変更していることに留意されたい。

表 3.2.2 動的微小変形特性の表記方法

項目	従来 表記	本文 表記	英語表記	式番号
三軸試験による静的鉛直排水ヤング率	E_v	E_s	Static drained Young's modulus	[3.15]
三軸試験による静的鉛直非排水ヤング率	E_{vu}	E_{su}	Static undrained Young's modulus	[3.37]
E_{su} から変換された静的鉛直排水ヤング率	E_{vu}	E_s^*	Estimated Static drained Young's modulus	[3.38]
E_s, E_s^* から変換された静的せん断剛性率	G_{vh}	G_s^*	Estimated static shear modulus	[3.46]
V_p による動的ヤング率	E_v or E	E_d	Dynamic Young's modulus	[3.67]
飽和土における E_d の排水条件と異方性を考慮した動的ヤング率	-	E_d^*	Estimated dynamic Young's modulus	[3.37]
V_s による動的せん断剛性率	G_{vh} or G	G_d	Dynamic shear modulus	[3.64]
E_d^* から変換された動的せん断剛性率	-	G_d^*	Estimated dynamic shear modulus	[3.46]

3.3 加速度計による弾性波速度の計測

加速度計を用いて供試体内を伝播する弾性波速度を計測するにあたり、ここでは既往の知見と予備実験の結果より、その留意点をまとめる。

3.3.1 弾性波伝播時間の同定

加速度計による供試体の弾性波速度の計測は、前章にて示したように供試体に設置した上下の加速度計間の距離 L と波形受信の時間差 Δt (伝播時間) により求められる。現状において、この Δt の同定方法には、大きく分けて以下の三種類が存在する。

a) *T.D.*法

一般に *time domain technique* (*T.D.*法) と呼ばれており、受信波形からせん断波の到達時間を読み取り、その差を伝播時間とする。

b) *C.C.*法

Cross correlation (*C.C.*法) と呼ばれており、土中を伝播する弾性波は同じ形状 (周波数) を保存したまま伝播するものとし、受信波の相互相関 (*C.C.*) 関数を用いて、その最大値が得られる位相時間差を伝播時間とする。

c) *F.D.*法

Frequency domain technique (*F.D.*法) と呼ばれており、受信波形のクロススペクトルを求め、その位相スペクトルの傾きから伝播時間を同定する。

上記の同定法を比較した例としては、山下(2006) による報告が新しい。山下(2006)は、2003年~2005年の期間に11カ国23機関の参加のもとに豊浦砂を用いて実施したベンダーエレメントの一斉試験をまとめている。この一斉試験によると、最も多くの機関で用いられている方法は *T.D.*法であり、続いて *C.C.*法が多く普及している。しかし、後述の加速度計の受信波形では、供試体上部加速度計と下部加速度計の周波数が異なる傾向を示しているため、一定の周波数を保存したまま伝播することを仮定している *C.C.*法の適用は難しいと考えられる。したがって、本研究における弾性波伝播時間の同定方法としては、比較的実績の多い *T.D.*法を用いることとした。

*T.D.*法での伝播時間の同定法については、図 3.1.1 に示すように、受信波の立ち上がり点の時間差を伝播時間とする方法 (以下 *Rise* 法) と、ピークの時間差を伝播時間とする方法 (以下 *Peak* 法) がある。山下 2006 の報告では、*Peak* 法は *Rise* 法と比較して到達時間の読み取りは簡易であるが、受信波の周波数の影響を受け易く、 G_d は若干小さくなる傾向があると指摘している。一方 *Rise* 法では、*S* 波を受信した場合、その到達前に *Near-field effect* と呼ばれる乱れが波

形に生じることがあり、Rise 法では到達時間の読み取りが困難な場合がある。この *Near-field effect* は、S 波に含まれる P 波成分の影響であることを堀ら (2005) は指摘しているが、現状において波形記録から *Near-field effect* を除去することは難しい。しかし、山下(2006)は Rise 法における *Near-field effect* の見極めについて、受信時刻歴における最初の振幅が初動の向きと一致しない場合は、基本的に初動の向きが一致する最初の振幅開始時（振幅が無いときの電圧値のラインとクロスする点）を S 波の受信開始時点と定義することで、Peak 法を含む他の方法よりもばらつきの少ない結果が Rise 法では計測できると報告している。本研究でもこれに倣い、Rise 法を用いて弾性波伝播時間の同定を行う。

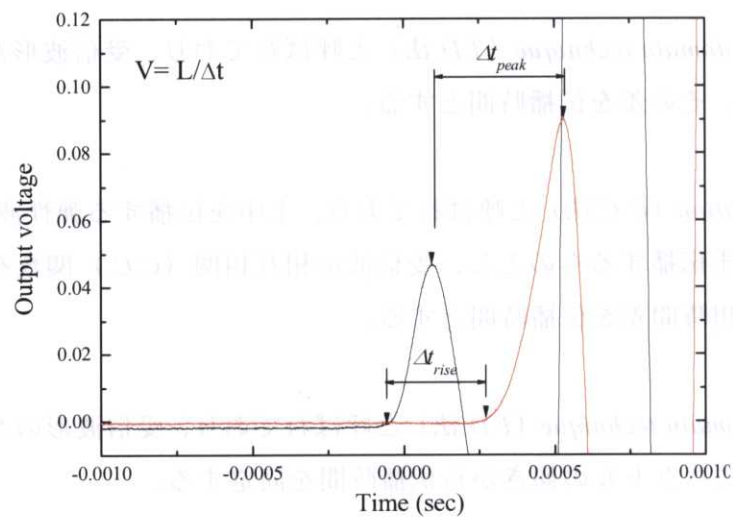


図 3.1.1 Rise 法と Peak 法による弾性波伝播時間 Δt の同定方法

3.3.2 試料の飽和条件が弾性波速度に及ぼす影響

ここでは、供試体の飽和条件が加速度計により計測される弾性波速度やその波形に及ぼす影響を検討した。

実験は、豊浦砂と利根川砂の再構成試料を用い、 CO_2 法による飽和過程（拘束圧 $\sigma'_c = 30$ kPa）にて実施した。したがって、*Back Pressure* は 0 kPa である。

(1) S波速度, V_s

表 3.3.1 に供試体飽和前・飽和中・飽和後に計測された S 波速度 V_s を示す。また、その時に加速度計によって計測された代表的な波形記録を図 3.3.2 に示す。ここで、「飽和中」とは、供試体の下半分まで飽和が進行した時の計測結果であり、供試体上半分は完全に乾燥状態である。また、飽和が進行している下半分についても、完全飽和状態である保証はない。

V_s の飽和前と飽和後の比較では、比較を実施した全ての試料において、飽和後の方が飽和前よりも低い値を示す傾向が確認された。同様の傾向が Nakagawa, et al. (1997) の乾燥試料と飽和試料による実験でも示されているが、供試体のせん断剛性が飽和前後で変化しないと仮定すれば、質量の大きい飽和試料の弾性波速度が乾燥試料よりも遅くなることは合理的である。また、S 波の波形記録より、供試体上部の加速度計と下部の加速度計とでは、後者の方が若干大きな周期となる傾向がある。また、上部・下部の加速度計ともに、振幅は飽和試料の方が乾燥試料よりも大きくなっている。これらは、供試体の固有周期特性が全体的に一様でなく、かつ乾燥試料と飽和試料で異なる可能性を示唆している。

一方、飽和中の V_s は、比較的ばらつきが大きく、また波形記録も飽和前・後と比較して振幅が大きくなっている。この原因は明確ではないが、飽和中では異なる質量の土の境界面（水面）が上部・下部加速度計の中間付近に存在することから、全体的に質量が一様な飽和前・後と比較して複雑な挙動を呈したものと推定される。

表 3.3.1 飽和前、飽和中、飽和後の S 波速度 V_s （拘束圧 30 kPa）

試料名	Test No.	V_s (m/sec)		
		飽和前	飽和中	飽和後
豊浦砂	TxToy-12	224.0	235.9	208.5
利根川砂	TxTon-R10	167.7	160.4	161.4
	TxTon-R11	178.6	171.5	170.7
	TxTon-R12	165.4	158.5	147.9
	TxTon-R14	221.8	259.2	214.8

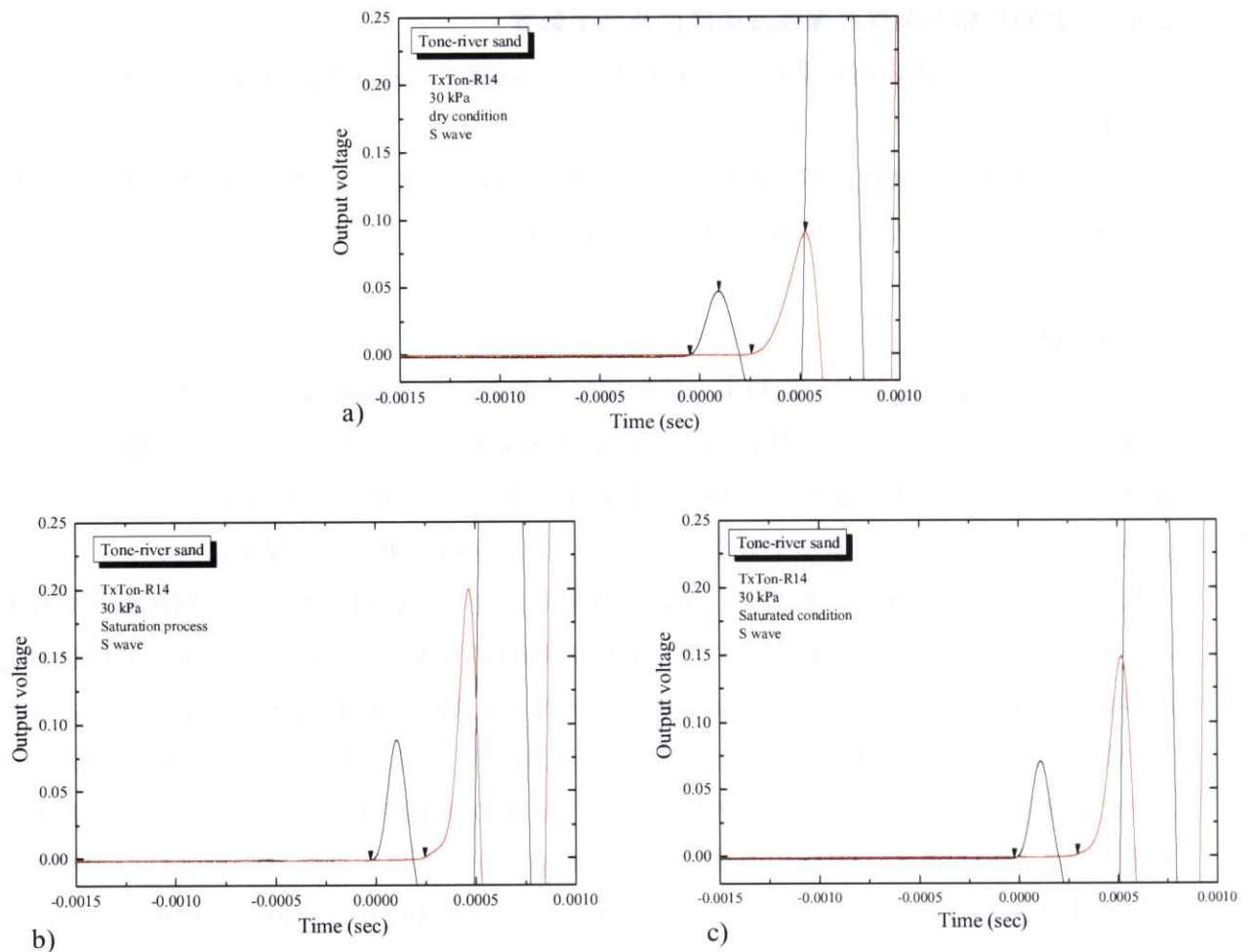


図 3.3.2 a) 飽和前、b) 飽和中、c) 飽和後に計測された S 波の波形記録

(2) P波速度, V_p

表 3.3.2 に供試体飽和前・飽和中・飽和後に計測された P 波速度を示す。

V_p の飽和前と飽和後の比較では、比較を実施した全ての試料において、飽和後の方が飽和前よりも高い値を示す傾向が確認された。これは(1)の S 波速度の場合と全く逆の傾向である。参考までに、表 3.3.2 には一部試料において実施した微小繰返し载荷による静的ヤング率 E_s の値も記載しているが、飽和前後の E_s の変化は V_p の変化と比較して小さく、飽和後の E_s はむしろ若干低い値となっている。したがって、飽和により V_p の値が増加した原因としては、供試体の動的剛性が飽和前後で変化したと考えるよりも、間隙水の存在が原因と考える方が合理的である。しかし、表 3.3.2 に示した飽和後の V_p は、250~500 m/sec 程度の範囲にあり、水の V_p (約 1,500 m/sec) と比較してかなり低い値となっている。

従来、室内試験による飽和試料の V_p は、水の V_p (約 1,500 m/sec) に近い値を示すことが一般的であった。これは、これまで弾性波速度計測の主流であったベンダーエレメント等では、

P 波の受信機が直接間隙水に触れている構造であったためである。例えば、Bates, C. R. (1989)は、飽和供試体内部を伝播する P 波速度を計測しているが、その V_p は1740-1830 m/s程度を示している。また、原位置 PS 検層においても振動の受信は地下水と接しており、得られる V_p は概ね水の V_p に近い値を示す。

間隙水の存在や飽和度 (B 値, Skempton (1954)) が、 P 波速度と液状化強度に及ぼす影響を指摘した研究は、Chaney (1978)、Yoshimi et al. (1989)、Grozic et al. (1999, 2000)、Yang (2002)らをはじめ、多くの報告がある。更に、原地盤の P 波と飽和度の関係を合理的に記述することを試みる研究も多数なされている (e.g., Tamura, et al., 2002, Kokusho, 2000, Tsukamoto, et al., 2002)。これらの研究による P 波の計測は、いずれもベンダーエレメントに準ずる方法、もしくは PS 検層により実施されている。

一方、本研究の弾性波速度の計測は、メンブレン外側表面に装着した加速度計により行われており、 P 波を受信する加速度計は直接間隙水に接触していない (図 3.3.3)。したがって、原理上では土粒子のみを伝播する P 波を計測することが可能であるが、実験では飽和後の方が高い V_p が得られている。この加速度計による V_p の値は、間隙水を伝播したものなのか、間隙水の影響を受けた土粒子を伝播したものかは、現時点では明確ではない。参考までに、飽和土を伝播する P 波について、Santamarina (2001)は、試料の間隙比やその飽和度により、土粒子と間隙水を伝播する P 波速度の比 (V_{psk}/V_{pf}) は変化するとも指摘している。

図 3.3.4 に、加速度計によって計測された代表的な波形記録を示す。供試体上部の加速度計と下部の加速度計とでは、後者の方が若干大きな周期となっており、この傾向は S 波の波形よりも顕著であった。また、上部・下部の加速度計ともに、振幅は飽和試料の方が乾燥試料よりも大きくなっている。これらは、 S 波の場合と同様、供試体の固有周期特性が全体的に一様でなく、かつ乾燥試料と飽和試料で異なる可能性を示唆している。一方、飽和中の V_p は、(1)の V_s と同様、比較的ばらつきが大きくなった。

表 3.3.2 飽和前、飽和中、飽和後の P 波速度 V_p (拘束圧 30 kPa)

試料名	Test No.	V_p (m/sec)		
		飽和前	飽和中	飽和後
豊浦砂	TxToy-12	316.3 ($E_s=158.5$ MPa)	452.9 ($E_s=157.8$ MPa)	485.9 ($E_s=149.2$ MPa)
利根川砂	TxTon-R10	268.5	253.4	375.4
	TxTon-R12	310.1 ($E_s=122.9$ MPa)	322.9 ($E_s=112.5$ MPa)	405.1 ($E_s=114.5$ MPa)
	TxTon-R14	253.7	295.3	268.6

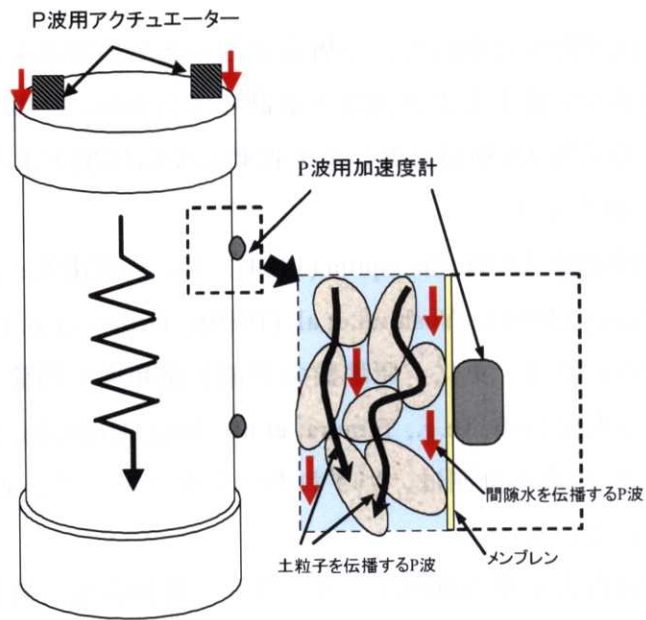


図 3.3.3 加速度計による飽和試料の P 波受信模式図

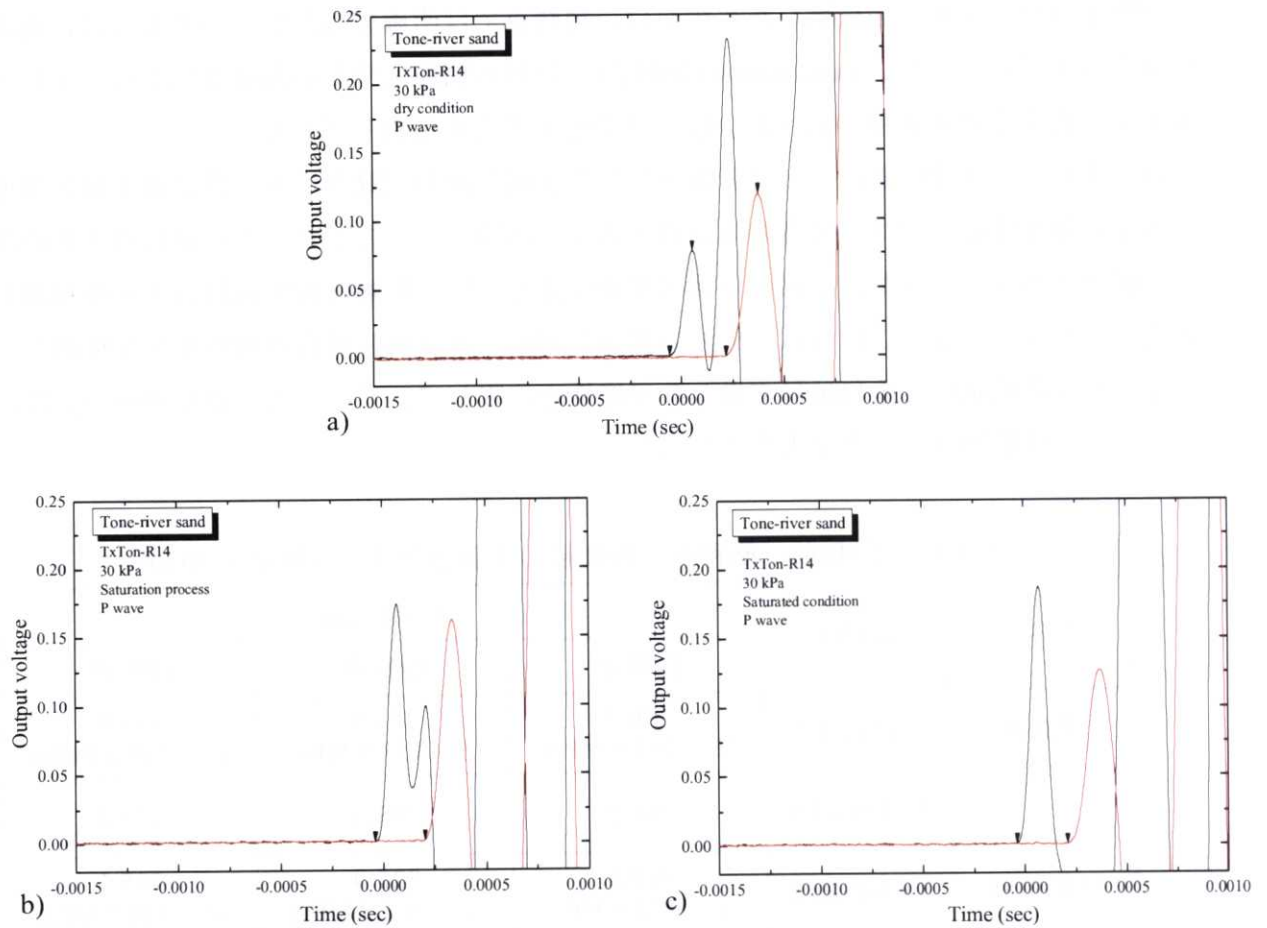


図 3.3.4 a) 飽和前、b) 飽和中、c) 飽和後に計測された P 波の波形記録

3.3.3 入力波周波数の影響

アクチュエーターによる弾性波（正弦波）の入力周波数が、加速度計より得られる弾性波速度に及ぼす影響について利根川砂および江戸川砂 C 試料を用いて検討した。

表 3.3.3 に利根川砂試料 (TxTon-R-14) の異なる周波数による弾性波速度の結果を示す。また、図 3.3.5、図 3.3.6 に、各入力周波数に対する加速度計の受信波形記録を示す。これらは供試体を飽和後、有効等方拘束圧 100 kPa (BP=200 kPa) にて計測したものである。また、実験における入力周波数は、Sin 波 1~10 kHz とした。これは、加速度計により本研究と同様の手法で弾性波速度計測を実施している既往の研究を参考にしたものである (e.g., Anh Dan, et al. 2002)。

結果より、周波数の違いによる S 波速度 V_s 、P 波速度 V_p の違いは若干認められるものの、その差は比較的小さい。この傾向は、Nakagawa, et al. (1997) も同様の考察を示しており、特に本研究では V_s において安定した結果が得られている。 V_p については、周波数が 5 kHz, 10 kHz での値は、2 kHz, 3 kHz での値よりも大きくなる傾向認められた。しかし、最も高い V_p は周波数 1 kHz のときに計測されており、全体的に周波数に対する有意な傾向は得られなかった。一方、波形記録については、入力周波数が大きくなると加速度計の波形の周期が短くなり、かつ振幅も小さくなる傾向が認められた。

江戸川砂 C 試料 (TxEdo-C-R3) では、等方圧密中の任意の応力において周波数を 1~10 kHz まで変化させた弾性波速度を計測している。図 3.3.7 に有効応力と弾性波速度の関係を示すが、 V_s 、 V_p ともに周波数 10 kHz での値は他の周波数より若干大きくなっている。しかし、その差は比較的小さく、特に V_s では周波数の違いによる値の差はほとんど認められない。

従来、高い周波数では高い弾性波速度が計測されるという報告が多くある。本研究と同様の計測手法（アクチュエーターと加速度計による手法）を用いて周波数と弾性波速度の関係を検討した Maqbool, (2005) の実験でも、弾性波速度の入力周波数依存性は確認されている。しかし、入力周波数の変化が弾性波速度に及ぼす影響はかなり小さく、Maqbool, (2005) はパルス波における卓越周波数に相当する値（豊浦砂では 3.9 kHz）を検討に用いる入力周波数に採用している。図 3.3.5、図 3.3.6 に示した本研究での波形記録によると、入力周波数 2 ~5 kHz の場合において、比較的大きな振幅の受信波が得られている。基本的に、伝播時間の同定に Rise 法を採用した場合、振幅が大きくなると受信波の立ち上がり点の決定が容易になることから、本研究では原則として入力周波数としては正弦波 2~5 kHz を用いることとした。

参考までに、山下(2006)によるベンダーエレメントの一斉試験結果 (V_s のみ) では、飽和供試体では周波数の違いによる結果の大きな違いは認められないが、乾燥試料では周波数が低い場合にややばらつきが大きくなると報告している。表 3.3.3 に示した結果は飽和試料によるものであるが、周波数 1 kHz の計測値は V_s 、 V_p ともに他の周波数の傾向と異なっており、山下(2006) が指摘したばらつきの影響である可能性も考えられる。

表 3.3.3 弾性波速度におよぼす正弦波周波数の影響 (TxTon-R14)

周波数	V_s (m/sec)	V_p (m/sec)
1 kHz	215.7	382.3
2 kHz	210.3	358.2
3 kHz	207.1	358.2
5 kHz	211.6	373.9
10 kHz	211.6	373.9

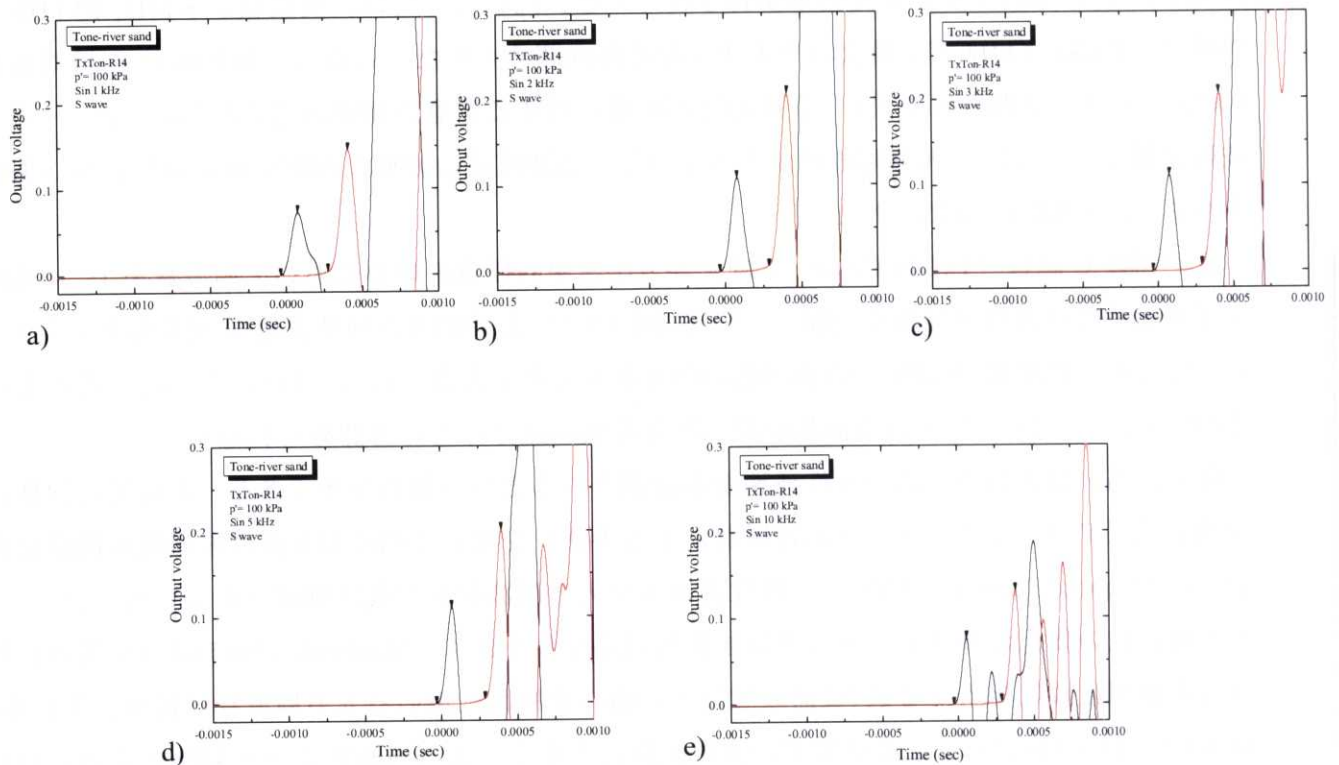


図 3.3.5 利根川砂試料 (TxTon-R14) の $p' = 100$ kPa における入力周波数別の S 波の波形記録

a) 1 kHz, b) 2 kHz, c) 3 kHz, d) 5 kHz, e) 10 kHz

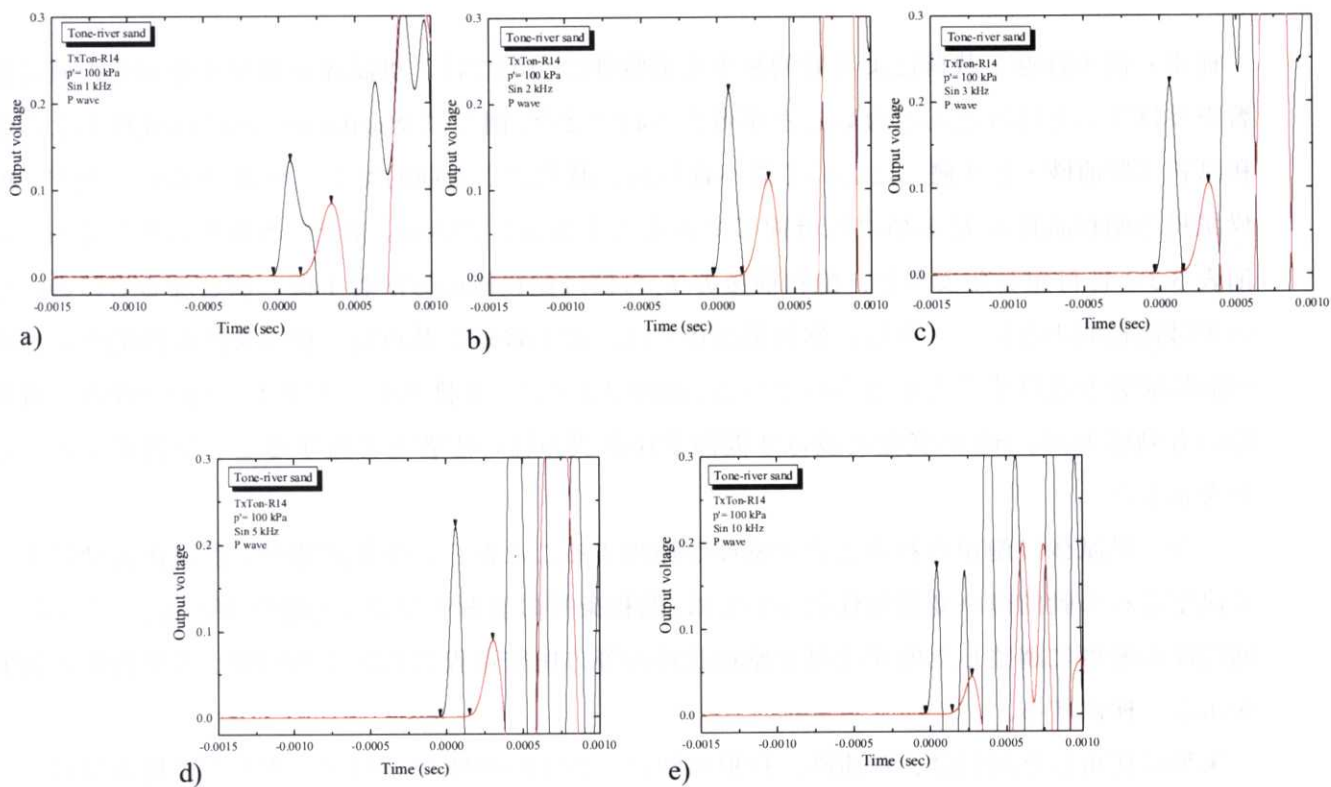


図 3.3.6 利根川砂試料 (TxTon-R14) の $p' = 100$ kPa における入力周波数別の P 波の波形記録
 a) 1 kHz, b) 2 kHz, c) 3 kHz, d) 5 kHz, e) 10 kHz

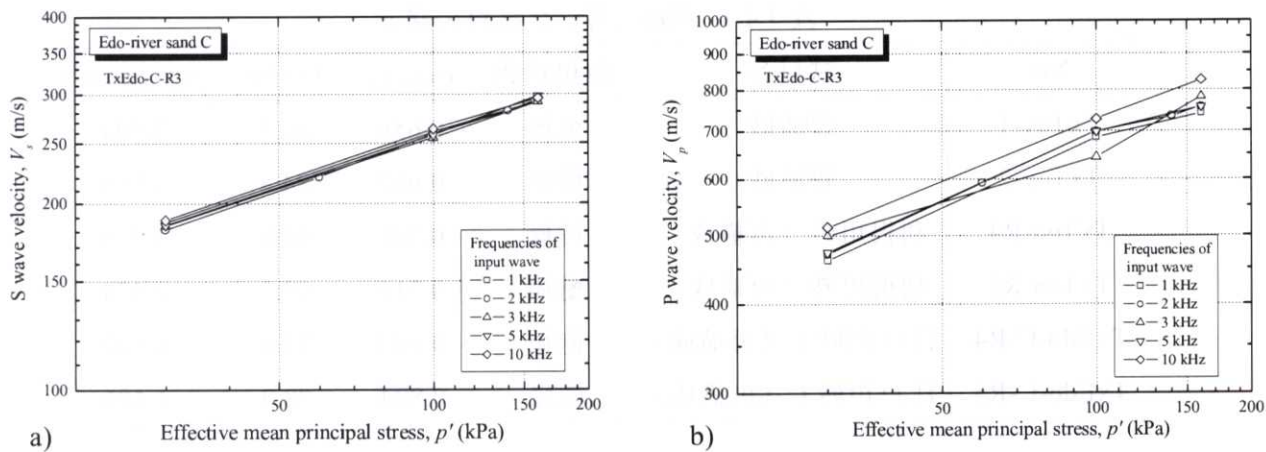


図 3.3.7 江戸川砂 C 試料 (TxEdo-C-R3) の等方圧密過程における
 a) V_s , b) V_p に及ぼす入力周波数別の影響

3.4 飽和試料における微小変形特性の解釈

従来、微小繰返し载荷による静的微小変形特性については、供試体の飽和条件がその値に影響を及ぼすことはほとんどないことが考えられてきた。例えば Wicaksono, 2007 は乾燥および飽和試料（豊浦砂・ヒメ礫）において微小繰返し载荷による静的ヤング率 E_s を比較したが、乾燥試料と飽和試料の E_s の値はほぼ同じであることを示している。また、本研究においても、前節表 3.3.2 に付記したように、飽和前後の E_s の値は飽和後の方が若干低い値となるものの、その差は比較的小さい。しかし、飽和供試体では、微小繰返し载荷時の排水条件が静的ヤング率の値に影響を及ぼすことが知られている。前節 3.2 では、非排水ヤング率 E_{su} は微小繰返し载荷時の有効応力 σ'_v , σ'_h の変化に及ぼす間隙水圧と異方性の影響を考慮することで説明できることを示した。

一方、供試体は飽和されることで密度が増加することから、弾性波速度と供試体密度によって決定される動的微小変形特性については、飽和条件の影響を受ける可能性がある。ここでは、同程度の密度に調整した乾燥試料と飽和試料の等方圧密過程における動的微小変形特性の結果を示し、検討する。

実験に使用した試料は、豊浦砂、利根川砂および江戸川砂 C 試料（いずれも再構成試料）である。実験では、各試料について乾燥試料と飽和試料を 1 セットとしている。表 3.4.1 に示すように、乾燥試料と飽和試料それぞれの初期状態 ($p' = 30$ kPa) の乾燥密度は概ね同等である。なお、乾燥試料の等方圧密中の体積変化は、飽和試料と同等であると仮定してデータの整理を実施した。

表 3.4.1 実験に用いた試料の諸元

No.	試料名	飽和状態	$e_{0(30kPa)}$	D_r (%)	ρ_{dry} (g/cm ³)
TxToy-1	豊浦砂	乾燥	0.656	86.2	1.594
TxToy-2	豊浦砂	飽和	0.662	84.8	1.589
TxTon-R4	利根川砂（再構成）	乾燥	0.711	90.8	1.580
TxTon-R5	利根川砂（再構成）	飽和	0.716	89.2	1.574
TxEdo-C-R4	江戸川砂 C（再構成）	飽和	0.809	77.0	1.502
TxEdo-C-R5	江戸川砂 C（再構成）	乾燥	0.804	78.2	1.506

図 3.4.1~ 図 3.4.3 に、等方圧密過程において計測した各試料の S 波速度 V_s および P 波速度 V_p を示す。結果より、加速度計による V_p は、飽和砂であっても水の V_p （約 1,500 m/s）より小さくなっている。また、全試料を通じて、 V_p は乾燥砂よりも飽和砂の方が、 V_s は飽和砂よりも

乾燥砂の方が大きな値を示している。この傾向は、前節表 3.3.2 において示した単一供試体の飽和前後に計測した弾性波速度の傾向と同じである。

上記弾性波速度より求めた動的せん断剛性率 G_d と動的ヤング率 E_d を図 3.4.4~ 図 3.4.6 に示す。ここで、動的せん断剛性率 G_d 、および動的ヤング率 E_d については Rod wave (前節参照) を仮定し、それぞれ前節 3.2 にて示した式[3.64], [3.67]を用いて求めている。なお、試料の密度 ρ は、乾燥試料では ρ_{dry} を、飽和試料では ρ_{sat} を用いている。参考までに、各試料の微小繰返し载荷による静的ヤング率 E_s もプロットしている。また、各微小変形特性の整理に用いた間隙比関数 $f(e)$ 、および G_d と E_d (E_s) とでは図中の横軸の応力表記がそれぞれ $(\sigma_v' \sigma_h')^{0.5}$ と σ_v' のように異なっている点については、次章にて詳細を述べる。

まず、動的せん断剛性率 G_d は、豊浦砂では低い応力レベルで飽和試料と乾燥試料との間に差が生じているが、高い応力レベルでは概ね一致している。また、利根川砂試料と江戸川砂 C 試料では、飽和試料と乾燥試料の G_d に違いは認められるものの、その差は比較的小さい。これは、飽和試料では S 波速度は乾燥試料よりも小さかったが、その分密度 ρ が大きいため、最終的に両者の剛性が一致したものと考えられる。このように、伝播速度が供試体の密度に反比例する現象は、間隙水が土粒子と一体となって振動していると仮定すれば説明は可能である。

次に、静的ヤング率 E_s に着目すると、飽和試料と乾燥試料の差は各試料とも比較的小さい。しかし、動的ヤング率 E_d については、明らかに飽和試料の方が乾燥試料よりも大きくなる傾向を示している。これは、以下の要因が考えられる。

- ① 動的測定時の供試体排水条件が影響している
- ② 弾性波伝播時は、土粒子と間隙水が一体となって振動しないため、供試体の剛性に及ぼす間隙水の質量の影響が小さい

ここで、①の供試体の排水条件の影響を検討するため、豊浦砂の飽和試料 (TxToy-2) を用いて、排水レバーの動作による排水条件と非排水条件での弾性波速度を測定した。結果を図 3.4.7 に示すが、供試体の排水条件にかかわらず、加速度計により得られる弾性波速度には変化がないことを確認した。これにより、動的計測のような非常に微小なひずみの計測時には、以下の二通りの考え方が適応できる。

- ・ 見かけ上非排水条件であったとしても供試体は排水条件が維持される
- ・ 見かけ上排水条件であったとしても供試体は非排水条件が維持される

前者については、たとえ供試体を飽和させたとしても、完全飽和、つまり B 値 = 100 % を得ることは難しく、供試体は部分的に不飽和状態であるといえる。したがって、見かけ上非排水

条件下であったとしても間隙水は移動可能であり、微視的には排水条件が維持されると考えるものである。しかし、地震時における液状化現象のように、非常に速い荷重条件では排水性の高い砂であっても非排水状態であろうと考えると、今回のような動的荷重による供試体の挙動は、後者のように常に非排水条件が維持されていると推定される。

飽和試料を用いた三軸試験では、非排水状態で微小繰返し荷重による弾性変形特性を求める場合、有効応力 σ_v' 、 σ_h' の変化は間隙水圧と異方性の影響を受けるため、全応力増分で定義したヤング率はその影響を受ける(Tatsuoka et al., 1997)。この現象と Goto (1986)が与えたメンブレンペネトレーションを考慮して補正することにより、非排水ヤング率を排水ヤング率に理論的に変換できることを前項式[3.31], [3.38]で示した。この手法は従来微小繰返し荷重による静的ヤング率 E_s に適用されてきたが、理論上 P 波による Rod wave でも鉛直動的荷重に対するポアソンひずみが水平方向に生じると考えられるため、非排水条件では異方性の影響を受けていると仮定できる。そこで、飽和試料の動的試験結果についても、式[3.31], [3.38]を用いてヤング率を変換し、乾燥試料の値と比較した。なお、計算に用いた異方性係数 a 、ヤング率の応力係数 m 、ポアソン比 ν 、およびメンブレンペネトレーション補正に関するパラメータ設定については次章にて詳細に述べる。

このように、通常の方法(式[3.67])による飽和試料の E_d を非排水条件下での値と仮定して、排水条件下での値に変換した各試料の修正動的ヤング率 E_d^* の結果を図 3.4.8 に示す。全体的に飽和試料の E_d^* は、補正前と比較して若干低下し、乾燥試料の結果に近づいている。しかし、いずれの試料においても、補正動的ヤング率は乾燥試料よりも依然大きい。一般的に、同じ密度、同じ試料作成手法である限り、サクシジョンの影響がなければ E_d の値は E_s や G_d と同様「飽和試料=乾燥試料」となるべきと考えられる。しかし、実験に用いた飽和試料の飽和度は比較的高い(B 値 > 0.96)ため、サクシジョンの影響は考え難い。したがって、 E_d に関しては、間隙水の存在そのものが測定値に影響を及ぼしていると考えられる。

また、前述の②の要因を考慮して間隙水の存在を無視すると、式[3.67]における密度 ρ は、 ρ_{dry} を用いた方が適切である可能性がある。しかし、 G_d の場合は、飽和試料に対し ρ_{sat} を適用しても乾燥試料の結果と整合性がとれていることから、 E_d のみに対して単純に間隙水の質量を無視することは合理的でないと考えられる。また、前節の図 3.3.6 に示した飽和試料の P 波の波長(半波)は、供試体下部で計測された波形の方が上部の波形よりも長くなる傾向が認められる。これは、供試体内の P 波の伝播特性が一様でないことを示している。具体的には、土粒子と間隙水の干渉の違いや波動の分散、および試料の不均一性などに起因するインピーダンスの差が影響していると考えられるが、現時点ではこれらについて明確な説明は得られていない。

このように、飽和試料の P 波の伝播特性とヤング率の解釈については、間隙水の影響を受け

ないS波によるせん断剛性率と比較して明確でない部分が多い。したがって、次章以降の検討においては、飽和密度 ρ_{sat} を用いた式[3.67]による E_d を用い、参考値として、非排水条件を考慮して式[3.31], [3.38]により変換される E_d^* を示すこととする。

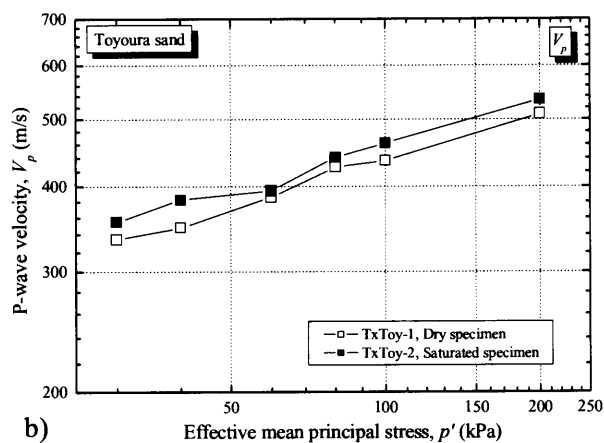
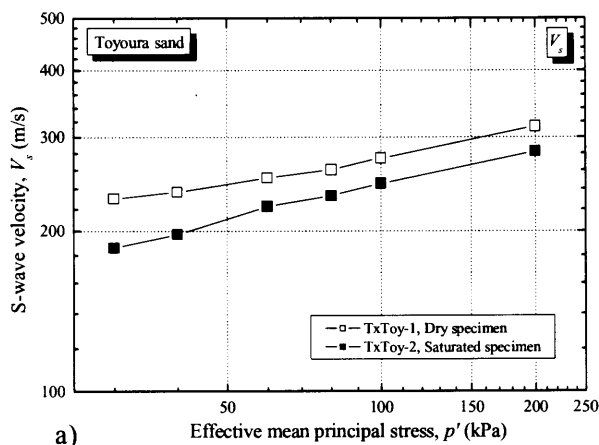


図 3.4.1 豊浦砂の弾性波速度 a) V_s , b) V_p に及ぼす供試体の乾燥・飽和の影響

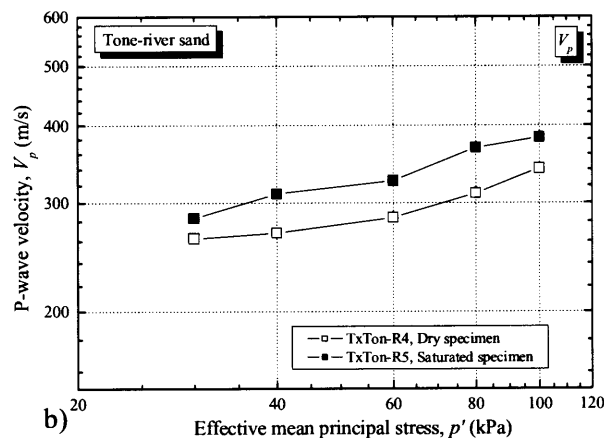
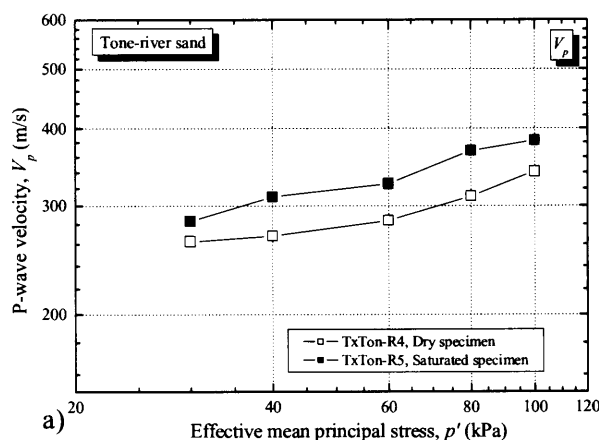


図 3.4.2 利根川砂再構成試料の弾性波速度 a) V_s , b) V_p に及ぼす供試体の乾燥・飽和の影響

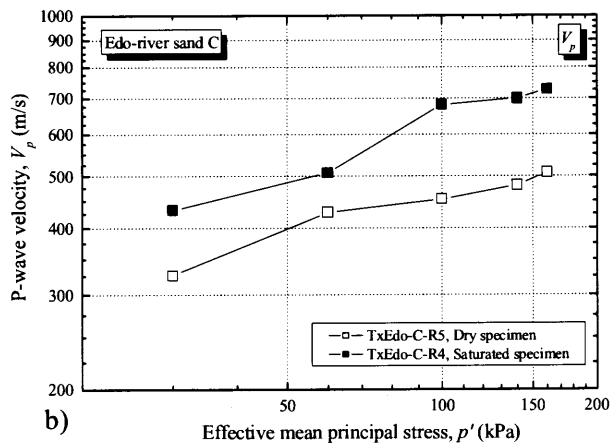
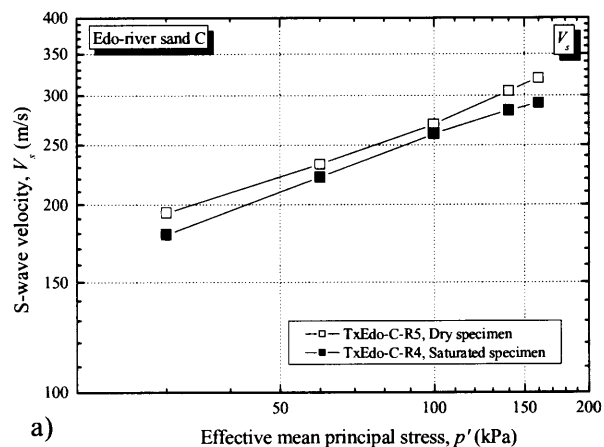


図 3.4.3 江戸川砂 C 再構成試料の弾性波速度 a) V_s , b) V_p に及ぼす供試体の乾燥・飽和の影響

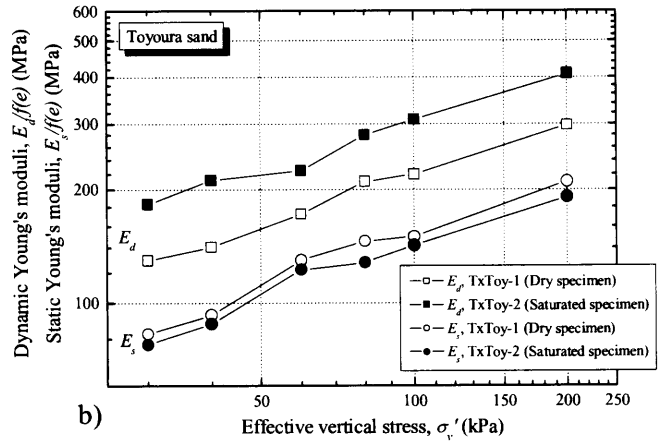
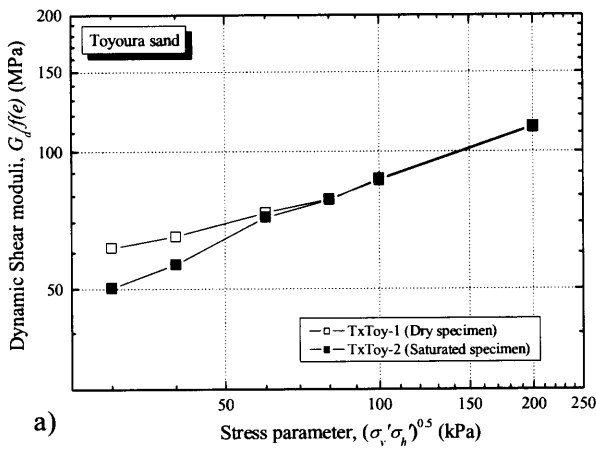


図 3.4.4 豊浦砂の微小変形特性に及ぼす供試体の乾燥・飽和の影響 a) G_d , b) E_d, E_s

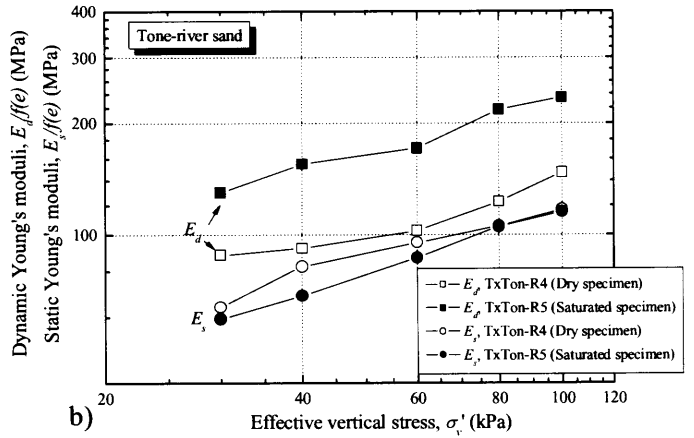
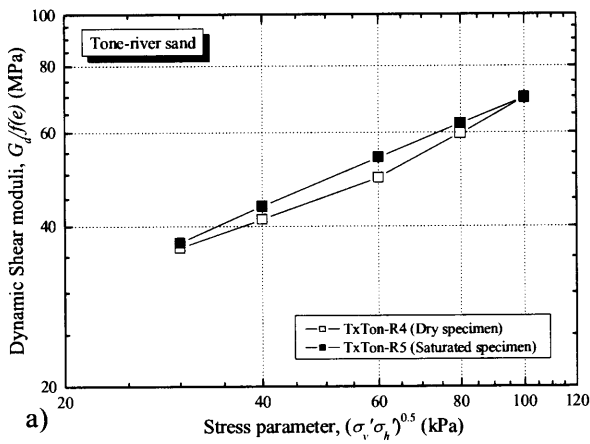


図 3.4.5 利根川砂再構成試料の微小変形特性に及ぼす供試体の乾燥・飽和の影響

a) G_d , b) E_d, E_s

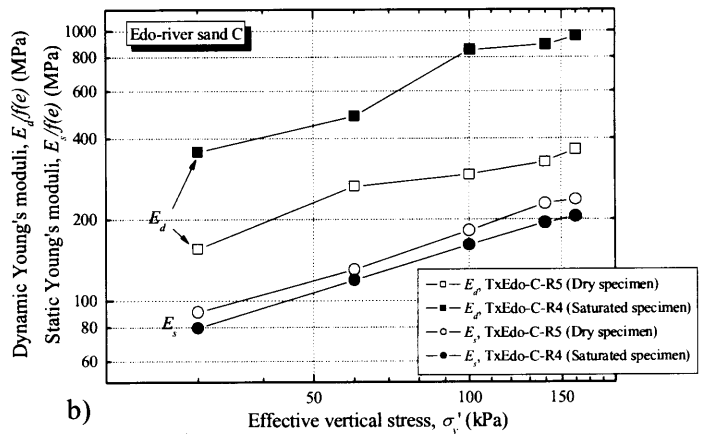
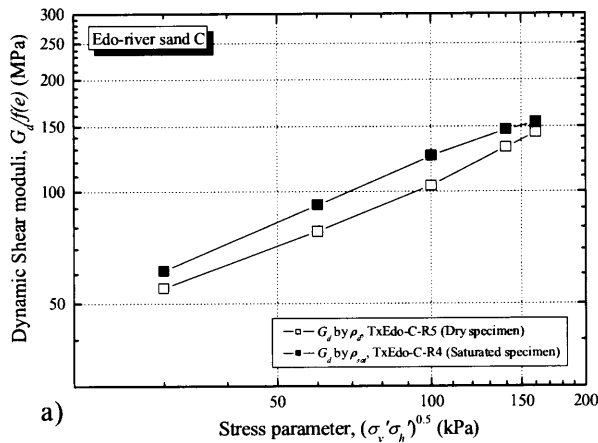


図 3.4.6 江戸川砂 C 再構成試料の微小変形特性に及ぼす供試体の乾燥・飽和の影響

a) G_d , b) E_d, E_s

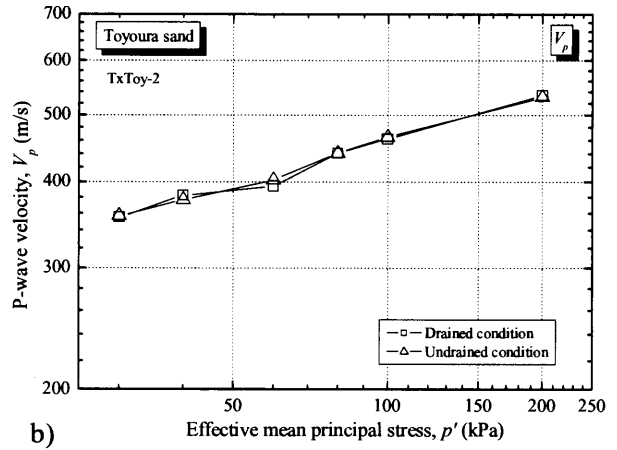
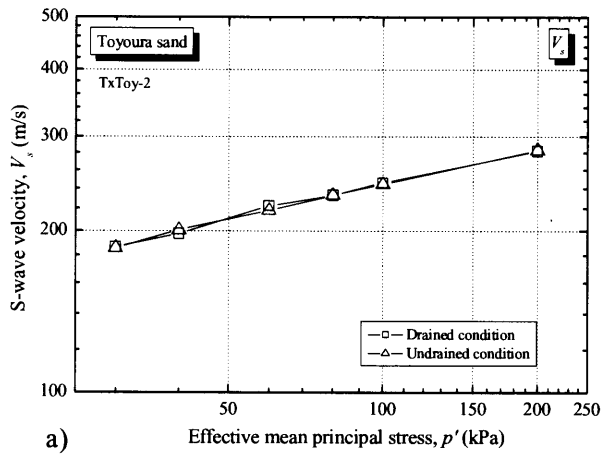


図 3.4.7 飽和豊浦砂の弾性波速度 a) V_s , b) V_p に及ぼす供試体排水条件の影響

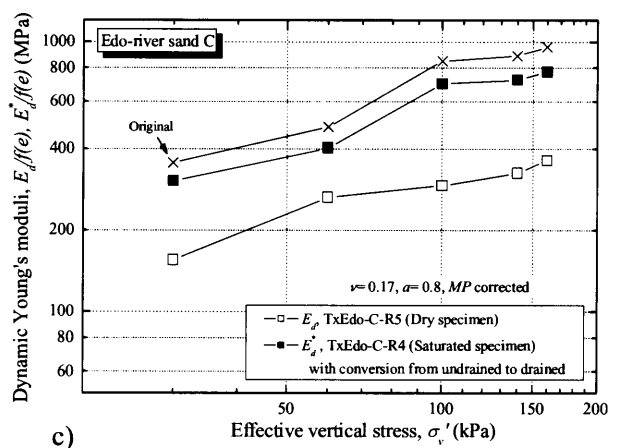
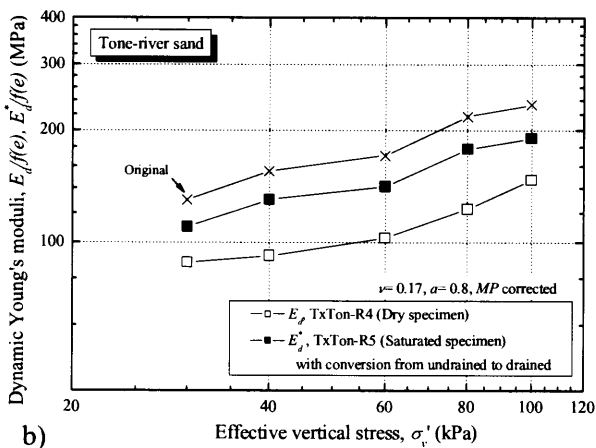
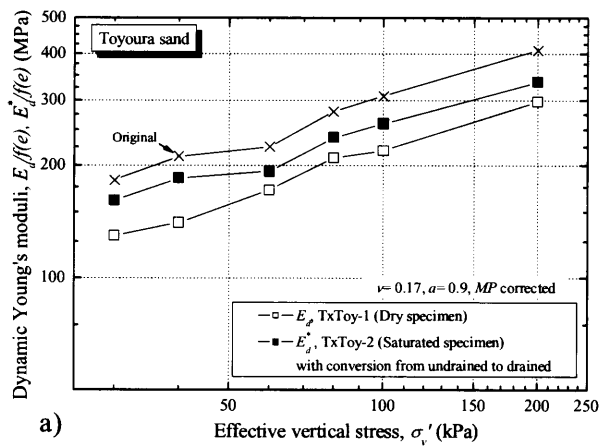


図 3.4.8 飽和試料の動的ヤング率に及ぼす供試体排水条件の影響

a) 豊浦砂, b) 利根川砂再構成試料, c) 江戸川砂再構成試料

3.5 加速度計とベンダーエレメントとの比較

現在、室内土質試験において動的微小変形特性を計測する最も一般的な手法は、ベンダーエレメントであることを既に述べた。以下に、ベンダーエレメントによる弾性波速度計測の長所と短所を示す。なお、ここでは試験に使用されるハード/ソフト面に関する事項には触れず、その機構に基づく特徴を述べる。

ベンダーエレメントの長所

- ① 砂・粘土・礫材料など、キャップとペDESTALに設置されているベンダーエレメントを貫入できるものであれば、どんな地盤材料にも対応できる。
- ② キャップとペDESTALにベンダーエレメントを埋め込めば、三軸試験だけでなく、中空ねじり試験・平面ひずみ試験にも用いることができる。
- ③ 飽和試料にも対応でき、セル水の使用も問題ない。
- ④ 弾性波の伝播距離は、キャップとペDESTALに設置されたベンダーエレメントの先端同士の間隔であるため、実験により供試体に軸変位が生じていても、外部変位計により速度計測距離を容易に求められる。
- ⑤ 普及率の高さ故、バックデータが豊富である。
- ⑥ 基本的に安価である。

ベンダーエレメントの短所

- ① ベンダーエレメントを供試体に貫入させるため、周辺の土を乱す可能性がある。特に不攪乱試料やセメント改良土、軟岩ではその影響が著しくなる (Ismail & Rammah, 2005)。
- ② ベンダーエレメントを容易に貫入できる試料であっても、供試体端部はベディングエラーの影響があるため、ベンダーエレメントによる計測値もその影響を受ける。
- ③ 試料に貫入しているベンダーエレメントは、試料内部の不均一な応力の影響を受ける (Ismail & Rammah, 2005)。
- ④ 飽和試料では、 P 波の計測結果は間隙水の影響を大きく受ける。

次に、本研究において弾性波速度の計測に採用しているアクチュエーターと加速度計の長所と短所を述べる。

加速度計の長所

- ① 加速度計は供試体の側面に設置されるため、砂・粘土・礫だけでなく、不攪乱試料やセメント改良土、硬岩、軟岩など、あらゆる地盤材料に対応できる。また、ベンダーエレ

メントのように、機器の貫入で端面を乱すことがない。

- ② キャップにアクチュエーターを設置するスペースがあれば、中空ねじり試験や平面ひずみ試験、大型の要素試験など、あらゆる試験機に対応できる。
- ③ キャップとペDESTALに計器を埋め込む必要がないため、アクチュエーターと加速度計を既存の試験機に付け替えるだけで計測ができる。したがって、複数の試験機に対し、1セットのアクチュエーターと加速度計で対応可能である。
- ④ 加速度計はメンブレンの外側に設置されるため、原理的には土粒子骨格を通過するP波を計測できる。(現時点では検討の余地あり)
- ⑤ 加速度計は供試体の端面から離れた位置に設置されるため、ベディングエラーの影響を受けない局所的な弾性波速度を計測できる。これはLDTと同じ考え方である。

加速度計の短所

- ① セル水を用いると、セル水を伝播する波を計ってしまう可能性がある。
- ② 加速度計の自重がメンブレンと加速度計の境界部にモーメントを作用させる。
- ③ 加速度計は供試体側面に設置され、弾性波速度を局所的に計測するが、通常の外部変位計では上下の加速度計間の距離(伝播距離)を正確に求めることができない。
- ④ 一般に普及していないため、バックデータに乏しい。

本研究で用いているアクチュエーターと加速度計による弾性波速度の計測は、ベンダーエレメントの長所を更に生かし、かつ欠点を補える構造となっている。加速度計とベンダーエレメントによるS波速度 V_s の計測を、同一供試体(豊浦砂)で実施した研究(Wicaksono, 2007)によると、加速度計による V_s はベンダーエレメントによる値よりも5~10%程度大きくなると報告している。これは、ベンダーエレメントでは不可避である測定器貫入による供試体端面の乱れ、およびベディングエラーの影響を、加速度計による計測では受けなかったためと考えられる。また、加速度計の欠点に挙げた事項について、本研究では、①動的微小変形計測時にはセル水を用いない、②非常に軽量(0.2g)な加速度計の使用、③速度計測距離を加速度計の脇に設置したLDTで補正することで対応する。

次に、本研究の加速度計による豊浦砂の動的せん断剛性率 G_d に関する実験結果(表3.5.1)について、山下(2006)のベンダーエレメント一斉試験結果との比較を行った。

図3.5.1に等方圧密過程における G_d の比較結果を示すが、本研究で用いた加速度計による G_d は、ベンダーエレメントによる既往データと試験結果と比較的良く対応していることがわかる。また、図中には細粒分を含まないきれいな砂に対して、共振法試験で求めたせん断ひずみ $\gamma = 10^{-6}$ でのせん断剛性率と間隙比および拘束圧との関係式(Iwasaki & Tatsuoka, 1977)を示しているが、加速度計による結果はこれらとも整合する値が得られているといえよう。

表 3.5.1 等方圧密中の加速度計による動的せん断剛性率 G_d と拘束圧および間隙比

試験 No.	試料状態	動的せん断剛性率 G_d (MPa) / 間隙比 e		
		$\sigma_v' = 50$ kPa	$\sigma_v' = 100$ kPa	$\sigma_v' = 200$ kPa
TxToy-1	乾燥	—	119.5 / 0.658	157.3 / 0.653
TxToy-2	飽和	—	120.3 / 0.658	158.3 / 0.653
TxToy-3	飽和	90.9 / 0.701	135.0 / 0.697	—
TxToy-5	飽和	86.1 / 0.699	133.4 / 0.696	—
TxToy-6	飽和	75.4 / 0.764	120.8 / 0.760	—
TxToy-12	飽和	—	123.3 / 0.648	—
TxToy-13	飽和	—	101.6 / 0.648	—
TxToy-14	飽和	—	106.1 / 0.655	—

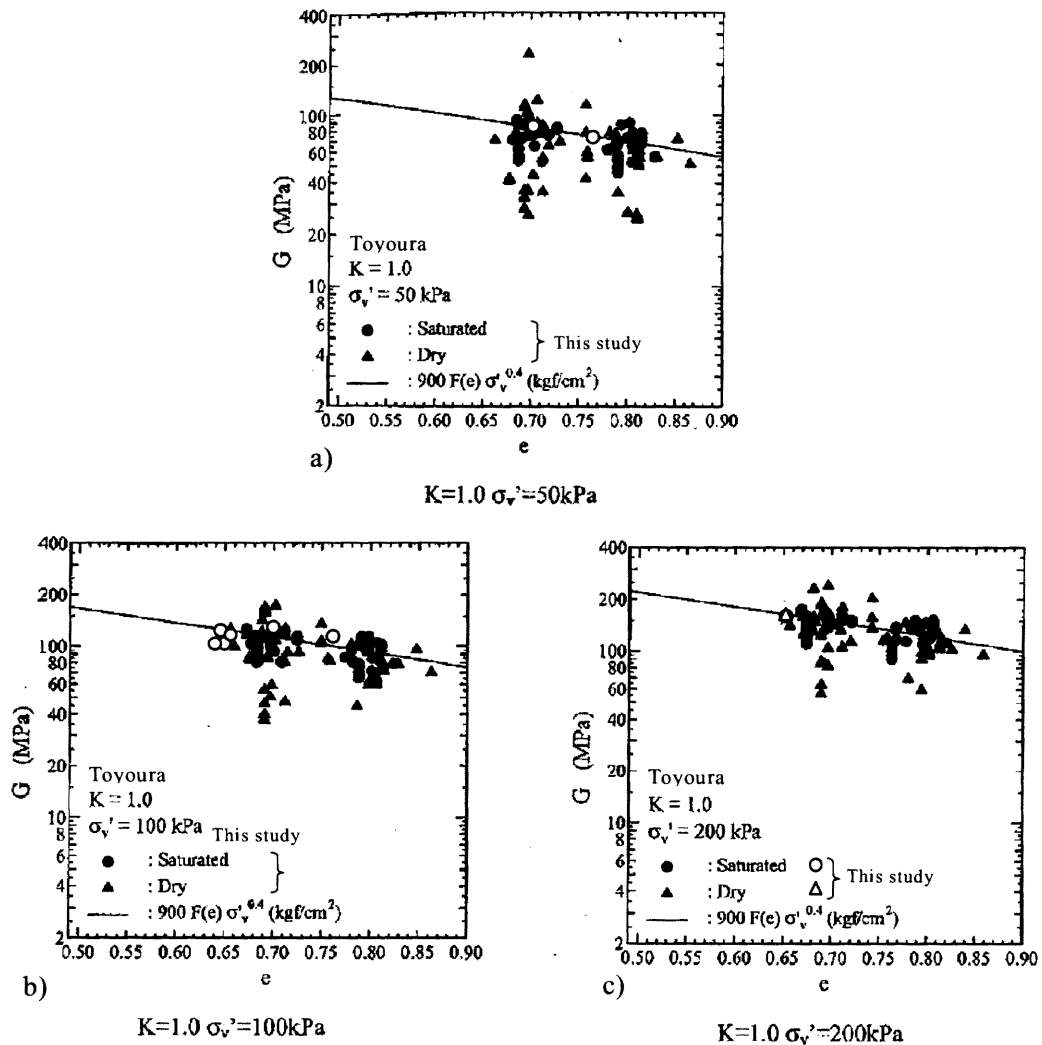


図 3.5.1 軸応力に対する加速度計とベンダーエレメント試験による動的せん断剛性率 G_d の比較

a) $\sigma_v' = 50$ kPa、b) $\sigma_v' = 100$ kPa、c) $\sigma_v' = 200$ kPa (山下(2006)に加筆)

3.6 動的・静的微小変形特性の比較

微小変形特性について、ベンダーエレメントや加速度計などによる動的計測結果と、微小繰返し載荷等によって得られる静的計測結果との比較については、これまでにさまざまな見解が示されてきた。例えば、せん断ひずみ $\gamma = 0.001$ %以下の微小ひずみ領域で得られた静的せん断剛性は、ベンダーエレメントや共振法の動的計測によって得られる剛性と等しくなることが、多くの実験によって示されている (e.g., Porovic & Jardine 1994)。一方、本研究と同様、加速度計を用いて砂供試体を伝播する弾性波速度を計測した例 (Builes, 2004a, Maqbool et al. 2005, Wicaksono, 2007) では、動的ヤング率 E_d 、動的せん断剛性率 G_d 共に、 LDT を用いて静的に計測されたものよりも 15~30 % 程度大きい値が得られることを示している。また、凍結試料を対象にしたベンダーエレメントによる計測でも同様の傾向が得られている (e.g., Yamashita et al. 2003)。更に Tanaka et al.(2000)は、凍結試料のせん断弾性波速度を加速度計により計測しているが、砂質土では動的剛性と静的剛性に差はなく、礫質土では動的剛性の方が大きくなることを示している。

本研究で使用した凍結試料、およびその再構成試料の静的微小変形特性と動的微小変形特性の比較結果については、次章にその詳細を述べるものとし、ここでは、予備試験として実施した乾燥豊浦砂の結果を示す。

図 3.6.1 に、豊浦砂の微小変形特性について、加速度計による動的計測結果、および LDT 、 GS による静的計測結果を示す。なお、動的ヤング率 E_d 、および動的せん断剛性率 G_d は、式[3.64]、[3.67]より求めている。また、静的せん断剛性率 G_s^* は、 LDT による静的ヤング率 E_s を用いて、式[3.46]より設定した。ここで、式[3.46]における各種パラメータは、 $\nu = 0.17$, $m = 0.472$, $a = 0.9$ とした。実験結果より、ヤング率およびせん断剛性率は、静的計測値より動的計測値の方が大きくなる傾向がある。図 3.6.2 に示すように、 LDT による静的剛性の動的剛性に対する比は、0.6~ 0.8 程度となっており、せん断剛性率では応力レベルが高くなると G_d と G_s^* の値の差が小さくなる傾向にある。このように、動的微小変形特性が静的計測結果よりも高い値を示す原因について、その模式図を図 3.6.3 に示す。本来地盤は土粒子構造が一樣でないため、動的計測における弾性波は骨格構造の安定した (硬い) 部分を通過し、その代表値として動的微小変形特性が得られるものと考えられる(図 3.6.3 a)。一方、微小繰返し載荷による静的微小変形特性は、動的計測と比較してゆっくりとした載荷面の変位を伴うことから、結果として供試体全体の変形特性を示すものと考えられる (図 3.6.3 b)。

なお、三軸試験では、静的せん断剛性率 G_s を直接計測することができないことから、ここでは E_s より変換された推定値 G_s^* を示した。一方、中空供試体に $PLDT$ を導入することで、局所的な静的せん断剛性率 G_s を直接求めることが可能である (De Silva et al. 2005)。ここでは、豊浦砂の中空供試体 (高さ $h = 30$ cm, 外径 $\phi_o = 20$ cm, 内径 $\phi_i = 9$ cm) と $PLDT$ を用いて計測した

G_s と、同時に計測した動的せん断剛性率 G_d の値を比較する。結果を図 3.6.4 に示すが、*PLDT* による G_s の値は、加速度計による G_d よりも低くなっており、前述の三軸試験と同じ傾向が得られた。また、Kiyota et al. (2005) は、*PLDT* による G_s と加速度計による G_d について、 $\phi 0.15$ mm のガラスビーズを用いて計測しているが、やはり G_s は G_d よりも 20% 程度低くなると報告している。

参考までに、図 3.6.1 b) には、静的ヤング率 E_s について、*GS* による値も示している。*LDT* による E_s と、外部変位計である *GS* による E_s の値を比較すると、*GS* による値は約 10~30% 程度 *LDT* よりも小さくなっている。これは、*GS* による計測値にはベディングエラーの影響が含まれていることが原因であると考えられる。

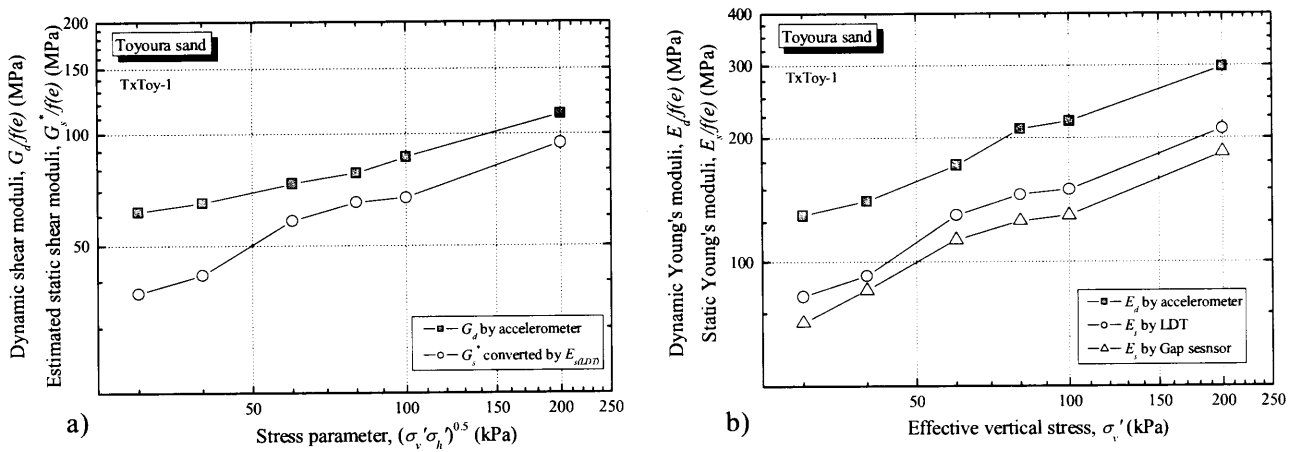


図 3.6.1 豊浦砂の動的・静的微小変形特性 a) G_d , G_s , b) E_d , E_s

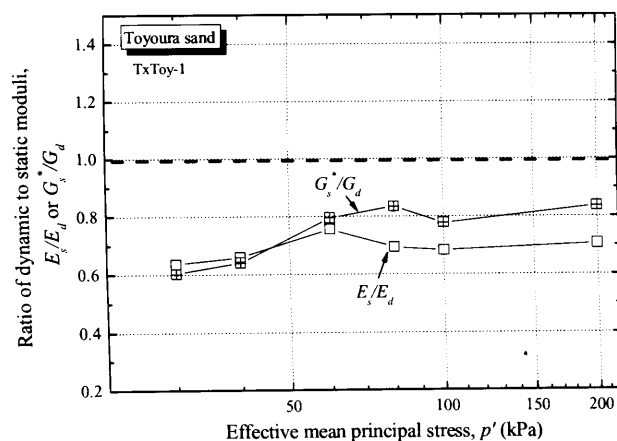


図 3.6.2 豊浦砂の動的・静的微小変形特性の比較

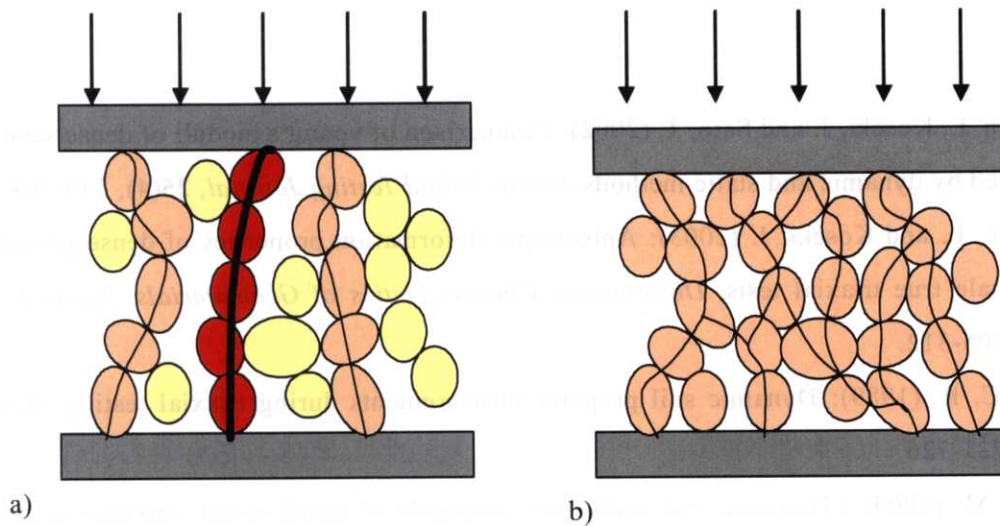


図 3.6.3 微小変形特性の計測手法の違いと土粒子挙動の模式図例 a) 動的計測、b) 静的計測

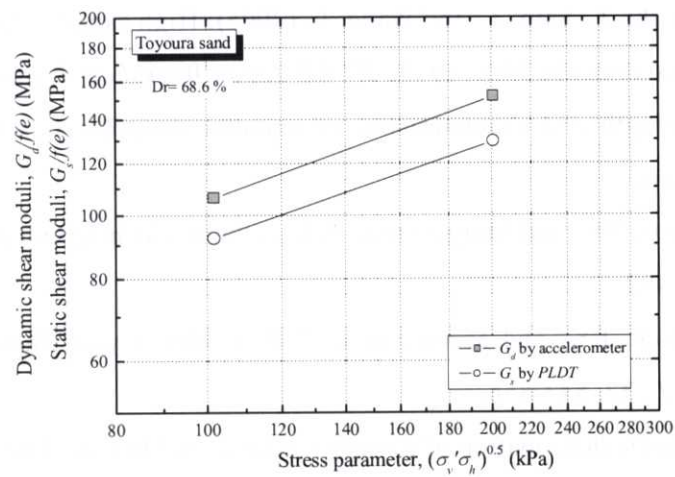


図 3.6.4 せん断剛性率における加速度計による動的計測と PLDT による静的計測の比較

《参考文献》

- 1) AnhDan, L, Koseki, J. and Sato, T. (2002): Comparison of young's moduli of dense sand and gravel measured by dynamic and static methods, *Geotechnical Testing Journal*, **25**(4), 349-368.
- 2) AnhDan, L. and Koseki, J. (2003): Anisotropic deformation properties of dense granular soils by large-scale true triaxial tests, *Deformation Characteristics of Geomaterials*, Swets & Zeitlinger, Lisse, 305-312.
- 3) Bates, C. R. (1989): Dynamic soil property measurements during triaxial testing, *Geotechnique*, **39**(4), 721-726.
- 4) Builes, M. (2004) : Dynamic and static measurements of small strain stiffness of geomaterials, Master thesis, Univ. of Tokyo.
- 5) Chaney, R. (1978): Saturation effects on the cyclic strength of sands, *Earthquake Engrg. And Soil Dynamics*, **1**, 342-358.
- 6) De Silva, L.I.N. (2004): Locally measured quasi-elastic deformation properties of geomaterials under torsional shear and triaxial loadings, Master thesis, Univ. of Tokyo.
- 7) De Silva, L.I.N., Koseki, J., Sato, T., and Wang, L. (2005): High capacity hollow cylinder apparatus with local strain measurements, *Proc. of the 2nd US-Japan Workshop*, Kyoto, 16-28.
- 8) Goto, S. (1986): Strength and characteristics of granular materials in triaxial tests, Dr. of Eng. Thesis, Univ. of Tokyo.
- 9) Grozic, J.L., Robertson, P.K. and Morgenstern, N.R. (1999): The behavior of loose gassy sand, *Can. Geotech. J.*, **36**, 482-492.
- 10) Grozic, J.L., Robertson, P.K. and Morgenstern, N.R. (2000): Cyclic liquefaction of loose gassy sand, *Can. Geotech. J.*, **37**, 843-856.
- 11) Hoque, E. (1996): Elastic deformation of sands in triaxial tests, Dr. Eng. Thesis, Univ. of Tokyo
- 12) Hoque, E., Tatsuoka, F. and Sato, T. (1996): Measuring anisotropic elastic properties of sand using a large triaxial specimen, *Geotechnical Testing Journal*, GTJODJ, **19**(4), 411-420.
- 13) Hoque, E. and Tatsuoka, F. (1998): Anisotropy in elastic deformation of granular materials, *Soils and Foundations*, **38**(1), 163-179.
- 14) Ismail, M.A. and Rammah, K.I. (2005): Shear-plate transducers as a possible alternative to bender elements for measuring G_{max} , *Geotechnique*, **55**(5), 403-407.
- 15) Iwasaki, T. and Tatsuoka, F. (1977): Effect of grain size and grading on dynamic shear moduli of sands, *Soils and foundation*, **17**(3), 19-35.
- 16) Kiyota, T., De Silva, L.I.N., Sato, T. and Koseki, J. (2006): Small strain deformation characteristics

- of granular materials in torsional shear and triaxial tests with local deformation measurements, *Proc. of Geotechnical Symposium*, Roma, in print.
- 17) Kokusho, T. (2000): Correlation of pore-pressure B-value with P-wave velocity and Poisson's ratio for imperfectly saturated sand or gravel, *Soils and Foundations*, **40**(4), 95-102.
 - 18) Maqbool, S. (2005): Effects of compaction on strength and deformation properties of gravel in triaxial and plane strain compression tests, Dr. thesis, Univ. of Tokyo.
 - 19) Maqbool, S., Sato, T. and Koseki, J. (2005): Measurement of Young's moduli of Toyoura sand by static and dynamic method using large scale prismatic specimen, *Proc. of the Sixth International Summer Symposium*, JSCE, 233-236.
 - 20) Nakagawa, K., Soga, K. and Mitchell, J. K. (1997): Observation of Biot compressional wave of the second kind in granular soils, *Geotechnique*, **47**(1), 133-147.
 - 21) Porovic, E. & Jardine, R.J. (1994): Some observations on the static and dynamic shear stiffness of Ham River, *Proc. Pre-failure deformation of geomaterials*, Shibuya, Mitachi & Miura (eds), Balkema, Rotterdam, ISBN, 25-30.
 - 22) Santamarina, J.C., Klein, K. A. and Fam, M. A. (2001): *Soils and waves*, John Wiley & Sons, LTD.
 - 23) Skempton, A.W. (1954): The pore-pressure coefficients A and B, *Geotechnique*, **4**(4), 143-147.
 - 24) Tamura, S., Tokimatsu, K., Abe, A. and Sato, M. (2002): Effects of air bubbles on B-value and P-wave velocity of a partly saturated sand, *Soils and Foundations*, **42**(1), 121-129.
 - 25) Tanaka, Y., Kudo, K., Nishi, K., Okamoto, T., Kataoka, T. and Ueshima, T. (2000): Small strain characteristics of soils in Hualien, Taiwan, *Soils and Foundations*, **40**(3), 111-125.
 - 26) Tatsuoka, F. and Kohata, Y. (1995): Stiffness of hard soils and soft rocks in engineering applications, *Pre-failure Deformation of Geomaterials*, Balkema, **2**, 947-1043.
 - 27) Tatsuoka, F., Jardine, R.J., Lo Presti, D., Di Benedetto, H. And Kodaka, T. (1997): Characterising the pre-failure deformation properties of geomaterials, *Theme lecture of 14th ICSMFE*, **4**, 2129-2164.
 - 28) Tatsuoka, F., Ishihara, M., Uchimura, T. and Gomes Correia, A. (1999): Non-linear resilient behaviour of unbound granular materials predicted by the cross-anisotropic hypo-quasi-elasticity model, *Proc. of Workshop on Modelling and Advanced testing for Unbound Granular Materials*, Lisboa (Correia eds.), Balkema, 197-204..
 - 29) Tsukamoto, Y., Ishihara, K., Nakazawa, H., Kamada, K. and Huang, Y. (2002): Resistance of partly saturated sand to liquefaction with reference to longitudinal and shear wave velocities, *Soils and Foundations*, **42**(6), 93-104.
 - 30) Wicaksono, R. I. (2007): Small strain stiffness of sand and gravel based on dynamic and static measurements, Master. of Eng. Thesis, Univ. of Tokyo.

- 31) Yamashita, S., Hori, T. and Suzuki, T. (2003): Effects of fabric anisotropy and stress condition on small strain stiffness of sands, *Proc. of International Workshop on the Deformation Characteristics of Geomaterials*, 187-194.
- 32) Yang, J. (2002): Liquefaction resistance of sand in relation to P-wave velocity, *Geotechnique*, **52**(4), 295-298.
- 33) Yoshimi, Y., Yanaka, K. and Tokimatsu, K. (1989): Liquefaction resistance of a partially saturated sand, *Soils and Foundations*, **29**(2), 157-162.
- 34) 堀智仁, 山下聡, 鈴木輝之 (2005): ベンダーエレメント試験による S 波および P 波速度の測定, 第 60 回全国土木学会論文集, CD-ROM.
- 35) 山下聡 (2006): ベンダーエレメント試験方法の標準化に関する研究, 平成 16 年度～平成 17 年度科学研究費補助金 (基盤研究 (C)) 研究成果報告書.