

載荷履歴の影響を考慮した砂の体積変化特性モデル

Volume change characteristic of sand considering loading history

大矢陽介*, 吉田望**, 菅野高弘***

Yousuke Ohya, Nozomu Yoshida, Takahiro Sugano

*東北学院大学工学研究科, 土木工学専攻博士後期課程 (〒985-8537 宮城県多賀城市中央 1-13-1)

**工博, 東北学院大学教授, 工学部環境建設工学科 (〒985-8537 宮城県多賀城市中央 1-13-1)

***工博, 港湾空港技術研究所, 地盤・構造部 地震防災研究領域長 (〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬 3-1-1)

A constitutive model is proposed to evaluate volumetric change during and post liquefaction. Conventional models used in this issue have fatal shortage to be used for post liquefaction consolidation analysis; volume change is uniquely determined by the change of effective stress from the liquefaction to the complete excess porewater dissipation. In other words, they cannot explain the fact that volume change depends on amount of loading during liquefaction. Then a new volume change model is proposed, in which modulus is expressed as a function with respect to effective stress and dilatancy. This model has several advantages compared with conventional models. Dependency of volume change on loading is considered, therefore this model can be used for during and post liquefaction. Numerical calculation is made and this model is shown to work well.

Key Words: Liquefaction, volume change, constitutive model, consolidation

キーワード: 液状化, 体積変化, 構成モデル, 圧密

1. はじめに

近年, 性能設計の導入に伴い, 液状化の発生が設計でも許容されるようになり, その結果, 地震時の最大変位やひずみを予測する方法として, 過剰間隙水圧の発生とその材料特性への影響が考慮できる有効応力地震応答解析が用いられることも多くなってきた. 液状化に伴う変位には地震時の変位と地震後の過剰間隙水圧の消散に伴う地盤の沈下がある. 後者の変位は必ず要求されるというものではないが, 設計上は重要な評価項目の一つであり, 要求されることも多い.

ところで, この二つの変位を求めるために, 多くの方法では二段階の計算をしている. まず, 地震時の変位に関しては, 地震の継続時間が短く, 透水係数から考えてその間に排水される間隙水の量はわずかであり, 無視できるものと考え, 非排水条件で地震応答解析をし, 地震終了後には圧密解析を行い, 沈下量を求めるという手順である. ここで, 後者の計算の際には, 前者の計算で用いた体積変化に関するモデルと異なるモデルが用いられている. 例えば Ishihara and Yoshimine¹⁾による過剰間隙水圧消散後の体積ひずみに適合するように膨潤係数を変化させる様な方法が用いられている.

この様な二段階の計算は, 地震時に過剰間隙水圧の消散を考慮した解析でも行われている. この理由は, 既往のモデルが地震後の過剰間隙水圧の消散に対応できないことによる. すなわち, 次章で詳細に説明するが, 既往の体積変化特性モデルでは, 剛性は有効応力のみ関数として表現されているので, 液状化から過剰間隙水圧が消散する間に生じる体積変化は水圧のみから一意的に決まってしまう. しかし, 前記, Ishihara and Yoshimine の研究¹⁾によれば, 過剰間隙水圧消散後の体積ひずみは, 最大せん断ひずみや液状化安全率 F_L の関数である. すなわち, 体積ひずみは液状化してからの繰返し載荷回数や最大せん断ひずみといった載荷履歴の程度にも依存しているわけであるが, 既往モデルではこれが表現できないため, 二段階の計算を行わざるを得ないわけである.

地震時の計算を非排水条件を用いて行うのであれば, 不自然とはいえ, 実用と割り切ることもできよう. しかし, 地震時においても非排水条件と排水条件で結果が異なるという報告 (例えば, 文献2)) もあり, また, 近い将来に発生するとされている東海, 東南海, 南海地震のような海溝型地震では継続時間の長い地震動が作用すると想定され, 地震中の過剰間隙水圧の消散を考慮した解析が要求されるようになると考えられる. この様な解析

では、地震中も体積変化が発生しているので、地震中の解析と地震後の解析で体積変化特性モデルを変えることは不自然である。

この様な状況を考えると、地震時から過剰間隙水圧の消散時までの間で一貫して使える構成モデルが必要である。本論文では、この様な観点から新しい体積変化特性モデルを提案し、これをせん断変形およびダイレイタンスーを考慮したモデルを組み合わせることによって、液状化から消散までの過程を連続的にシミュレーションできることを示す。

2. 既往の体積変化特性モデルとその問題点

体積変化は有効拘束圧の変化に伴う成分（以下、圧密成分と呼ぶ）とダイレイタンスーによる成分がある。ここでは、このうち、圧密成分について論じる。

液状化を考慮する有効応力解析に用いられている体積ひずみと有効拘束圧の関係を表す体積変化特性モデルには、大きく二つの種類がある。一つは、間隙比 e と有効拘束圧 p の関係を、 e - $\log p$ 平面で直線に設定するモデル^{3,4)}で、粘性土の圧密解析で多用されるモデルである。この場合、体積弾性係数は有効拘束圧 p に比例する。もう一つは、せん断弾性係数とポアソン比を与えて体積弾性係数を決める方法で、ポアソン比を拘束圧にかかわらず一定とすれば、体積弾性係数の有効拘束圧依存性はせん断弾性係数のそれと同じなる。この場合には、剛性は拘束圧の 0.5 乗に比例するようにモデル化することが多い（例えば、文献5）。なお、以後、これら二つのモデルを引用するときには、それぞれ、圧密タイプモデル、せん断タイプモデルと呼ぶことにする。

これら、いずれのモデルでも体積弾性係数は、有効拘束圧 p だけを変数として持つ関数として表されている。過剰間隙水圧消散時にはせん断変形はあまり生じないので、ダイレイタンスーによる体積ひずみがあまり起こらないことを考えると、消散後の体積ひずみは有効拘束圧の変化だけで一意的に決まるのがこれら既往モデルの特徴である。

一方、前述の Ishihara and Yoshimine¹⁾は、地震動に相当するランダムなせん断応力履歴を荷重として与えた室内試験を行い、過剰間隙水圧消散後の体積変化が最大せん断ひずみに依存することを示した。稲童丸ら⁶⁾は一定応力振幅の三軸繰返し載荷を行い、過剰間隙水圧消散後の体積変化は液状化の発生以降に加えらるる載荷量に依存することを示した。海野ら⁷⁾、仙頭ら⁸⁾は、繰返しせん断による体積収縮量は、繰返しせん断中のせん断ひずみ履歴に依存することを示した。この様に、履歴に依存するような現象は、拘束圧のみの関数として表現されている既往の体積変化特性モデルでは表現できない。

地震時の解析のみであれば、この欠点はそれほど問題ないように設定することが可能である。液状化を考慮す

る構成モデルには応力平面上で応力経路を指定するモデル（例えば、文献9)10)）と、ダイレイタンスーによる体積ひずみを設定するモデル（例えば、文献3)）があるが、前者では体積弾性係数の値は過剰間隙水圧の発生量にほとんど影響を与えない。また、後者ではダイレイタンスーによる体積ひずみ量を制御することで過剰間隙水圧の発生量を制御することができる。

さらに、圧密タイプモデルでは、有効拘束圧が 0 に近づくと間隙比が無限に大きくなり体積ひずみも無限に大きくなるという非現実な挙動を示す。拘束圧が初期状態より大きくなる圧密解析では、この様な欠点は実用上全く問題とならないが、拘束圧が 0 に至る液状化解析では大きな問題である。

本論文で提案する体積変化特性モデルは、これら、既往モデルの欠点を解消するものである。

3. 提案する体積変化特性モデル

3.1 体積変化特性モデルの定式化

ここで提案するのは、圧密成分に関するモデルである。液状化後の過剰間隙水圧の消散量がダイレイタンスーによって発生した体積ひずみと相関があることが知られている⁷⁾ので、体積変化特性モデルは、有効拘束圧とともに、ダイレイタンスーによる体積ひずみの関数で表現されている必要がある。

Yoshida and Finn¹¹⁾は過剰間隙水圧消散時の体積ひずみと過剰間隙水圧の関係を実験値とのフィッティングから、次のように求めた。

$$p = \frac{\exp(\varepsilon_v / c) - 1}{\exp(\varepsilon_{v0} / c) - 1} p_0 \quad (1)$$

ここで、 p_0 は基準となる拘束圧、 ε_v は体積ひずみ、 ε_{v0} は拘束圧が 0 から p_0 まで変化した際に生じる体積ひずみである。また、 c は曲線の形状を決めるパラメータで豊浦砂に関するシミュレーションから

$$c = c_0 + c_1 \varepsilon_{vd} \quad (2)$$

と置き、フィッティングにより $c_0 = 0.0007$ 、 $c_1 = 0.053$ を得た。

式(1)は過剰間隙水圧消散過程に対して示されたものであるが、これを液状化の全過程に対して適用することにする。そのために、物理的な意味がわかりやすいように、この式を次のように書き換える。

$$p = \frac{\exp[(\varepsilon_{vc0} + \varepsilon_{vd} + \varepsilon_{vc}) / c] - 1}{\exp[(\varepsilon_{vc0} + \varepsilon_{vd}) / c] - 1} p_0 \quad (3)$$

ここで、 p_0 は初期有効拘束圧、 ε_{vd} は体積ひずみのダイレイタンスー成分、 ε_{vc} は体積ひずみの圧密成分で、 $\varepsilon_v =$

$\varepsilon_{vd} + \varepsilon_{vc}$ である。 ε_{vd} は別途ダイレイタンスモデルから計算され、液状化強度試験では繰返しと共に累積することで、有効拘束圧が小さくなる。 ε_{vc0} は $p=0$ の時の体積ひずみ、圧密成分の最大値に相当し、 $p=0$ で体積ひずみが無限大にならないためのパラメータである。

式(3)は $p=p_0$ で $\varepsilon_{vc}=0$ 、 $p=0$ で $\varepsilon_{vc}=-\varepsilon_{vc0}$ を満たす。すなわち、 ε_{vc0} はダイレイタンスが生じない場合の最大の体積ひずみである。なお、式(1)では液状化してからの過剰間隙水圧の消散のみを扱っているため、 $p=0$ のとき $\varepsilon_{vc}=0$ であるのに対して、式(3)では、液状化の全過程に対して適用するため、初期状態 $p=p_0$ のとき $\varepsilon_{vc0}=0$ である点も異なっている。

この様に、提案するモデルは、 $p=0$ で体積ひずみが無限大にならず、液状化後の再圧密時に発生する体積ひずみがダイレイタンスの影響を受けることから、前述の既往の体積変化特性モデルの二つの問題点を解決している。

3.2 モデルパラメータ

提案するモデルでは、 ε_{vc0} と c がパラメータである。ここで、ダイレイタンスによる体積ひずみはいくら発生しても間隙比は最小間隙比以下になることがないということを考えれば、初期間隙比 e_0 と最小間隙比 e_{min} より

$$\varepsilon_{vc0} = \frac{e_0 - e_{min}}{1 + e_0} \quad (4)$$

と置くことができる。

式(3)を圧密成分で微分すると、次式を得る。

$$dp = \left\{ \frac{p}{c} + \frac{p_0/c}{\exp[(\varepsilon_{vc0} + \varepsilon_{vd})/c] - 1} \right\} d\varepsilon_{vc} \quad (5)$$

これが増分形で表した有効拘束圧と体積ひずみの圧密成分の関係である。ここで、 p が十分大きいときには括弧内の第2項は第1項に比べ小さく、無視できて次式を得る。

$$dp = \frac{p}{c} d\varepsilon_{vc} \quad (6)$$

この式は、 $e-\log p$ 平面で直線となり、圧密タイプモデルと同じものである。すなわち、 c は膨潤指数 C_s の関数として

$$c = \frac{0.434C_s}{1 + e_0} \quad (7)$$

と表される。式(5)の第1項のこの様な性質から、第2項は p が小さくなったときに体積ひずみが有限値に近づくための補正項といえる。

ここで、ダイレイタンスの発生が無い($\varepsilon_{vd}=0$)、 c を固定値($c=0.003$)とし、 ε_{vc0} をパラメータとした計算

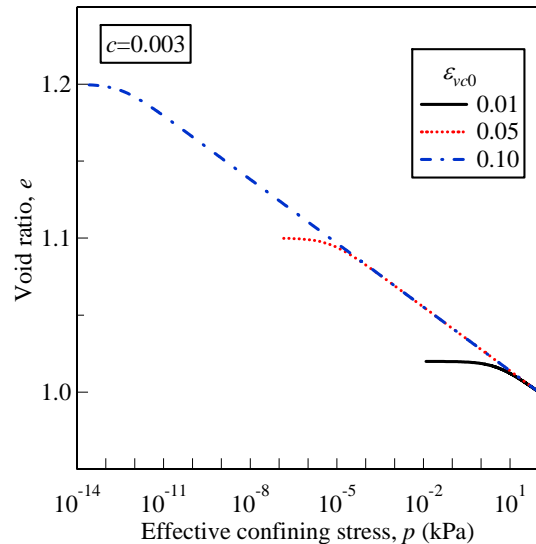


図-1 $e-\log p$ 関係

を行ってみると、 $e-\log p$ 関係は図-1のようになる。すなわち、 $e-\log p$ 関係は基本的には直線であるが、途中で急に勾配が変化して一定値に収束する。収束した状態の体積ひずみが ε_{vc0} であることは式から明らかである。これは、 ε_{vc0} によらず c の値は膨潤係数より式(7)に基づいて決めてよいことを示している。また、間隙比の最大値は ε_{vc0} により決まってしまうことも示している。

ところで、式(1)では拘束圧が0から載荷前の拘束圧 p_0 に戻るまでの体積変化を求めているので、 p_0 の定義は液状化前の初期有効拘束圧となっている。これを受け、式(3)も初期有効拘束圧となっている。しかし、上に見たように拘束圧の大きいところでは c が膨潤指数で、提案モデルが圧密タイプモデルと同じ挙動をすることを考えると、 p_0 は場所によって異なる解析初期の拘束圧である必要はなく、材料によって決まるパラメータと考えることもできる。実解析においては、例えば、正規圧密に移行する拘束圧と定義すれば、液状化解析に用いられる膨潤過程の全てに適用できる材料によって決まるパラメータとなり、より実用的であろう。ただし、この様に解釈したとすれば、設定された p_0 から解析初期の拘束圧に変化する間に発生する体積ひずみが現れるので、式(3)を用いるのであれば、このひずみを初期値として記憶しておく必要がある。式(6)を使うのであれば、この様な処理は不要である。

以上に見られるように、提案するモデルは圧密タイプモデルを改良したものと考えることができ、特に新しいパラメータを必要とするものではなく、圧密タイプモデルが持つ力学的な欠点を改良しているのが特徴である。

3.3 パラメータ c に関する検討

前節では c は膨潤指数であると説明した。一方、式(2)ではダイレイタンスの関数として設定されている。そこで、両者の違いを見、さらにモデルの特性を検討する。

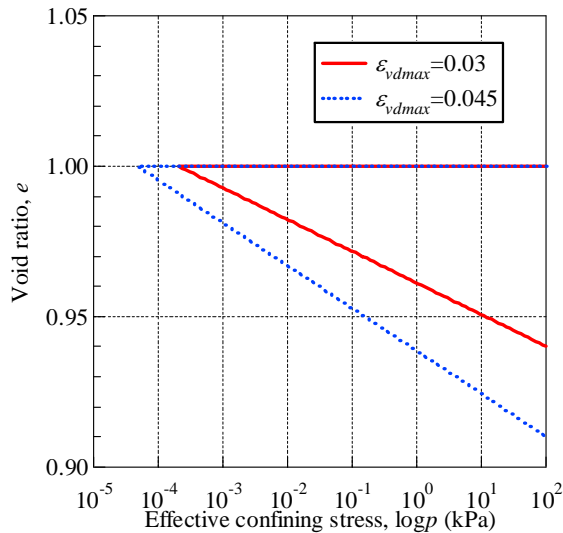


図-2 e - $\log p$ 関係

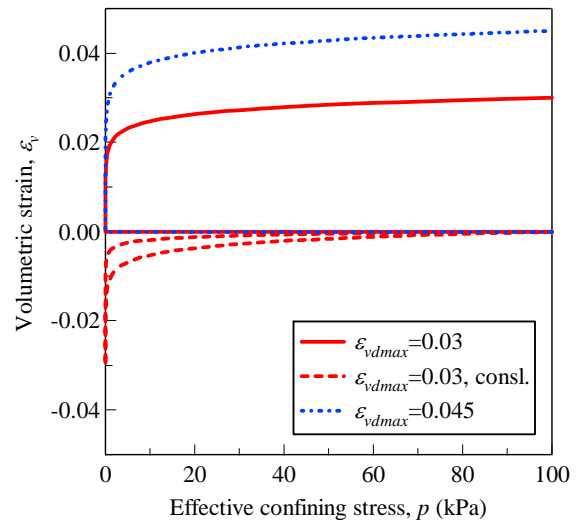


図-3 体積ひずみ-有効拘束圧関係

検討は、液状化から過剰間隙水圧消散までの過程を追跡する。すなわち、まず、繰返し载荷の程度を表すパラメータであるダイレイタンスーによる最大体積ひずみ ε_{vdmax} を設定する。非排水条件下で ε_{vd} を 0 から ε_{vdmax} まで増加させることで、繰返し载荷によるダイレイタンスーを表現する。この際、水の体積弾性係数を無限大と設定すると、最終状態では圧密成分は

$$\varepsilon_{vc} = -\varepsilon_{vdmax} \quad (8)$$

であるので、 ε_{vd} を一定として、このひずみを 0 まで復帰させる事により過剰間隙水圧消散過程を表現する。 ε_{vdmax} として 0.03 と 0.045 の二つの値を用い、その他のパラメータは以下のように設定する。

$$\begin{aligned} c_0 &= 0.0007 \\ c_1 &= 0.053 \\ \varepsilon_{vc0} &= 0.05 \\ p_0 &= 100 \text{ (kPa)} \\ e_0 &= 1 \end{aligned}$$

e - $\log p$ 関係を図-2、体積ひずみと有効拘束圧の関係を図-3に示す。図-3で、実線と点線は全ひずみ、破線は $\varepsilon_{vdmax} = 0.03$ のケースの圧密成分のみを表している（凡例の constl. は圧密成分であることを表している）。最小の拘束圧の値が異なるのはダイレイタンスーによる体積ひずみが異なるためである。また、有効拘束圧の最小値は 0.001kPa 以下になっているが、消散時の経路は図-2の e - $\log p$ 平面ではほぼ直線である。

図-2では、 e の変化量は 0.06 および 0.09 で ε_{vdmax} の 2 倍であるが、これは、 $e_0 = 1$ で間隙比 e の変化量は体積ひずみの 2 倍であるからである。すなわち、ダイレイタンスーによる体積ひずみが過剰間隙水圧消散によって体積変化となって現れているわけである。この結果は海野ら

の実験結果⁷⁾と調和的である。また、 e - $\log p$ 曲線の傾きは、ダイレイタンスーによる体積ひずみに対応して変化している。

次に、図-3では圧密成分は負（膨潤）側、全体積ひずみは正（圧縮）側にあり、このうち、圧密成分に対応する線（破線）はヒステレシスを描いている。これは、载荷時（液状化への過程）と除荷時（過剰間隙水圧消散過程）で ε_{vd} の値が異なるためである。しかし、出発時（液状化時）と到着時（再圧密終了時）では両者は一致しており、 c が形状を決めているパラメータであるというのがよくわかる。

次にパラメータ c の挙動に与える影響を見るための計算を行った。ここでは、 ε_{vdmax} は 0.03 で一定とし、 c_0 と c_1 を変化させた。 e - $\log p$ 関係を図-4、体積ひずみと有効拘束圧の関係を図-5に示す。計算に用いたパラメータ c の値は、図中に示している。図より、同じダイレイタンスーによる体積ひずみ量であっても、 c 値の値によって有効拘束圧の低下量、すなわち、過剰間隙水圧の発生量が異なることがわかる。一方、過剰間隙水圧の消散に伴う体積ひずみは一定である。これに、対応して e - $\log p$ 曲線の傾きが変化している。

図には c の値がダイレイタンスーにより変化しないケースの結果も示されている。この場合には図-5で二点鎖線で示したように、载荷と除荷で圧密成分は同じ経路を行き来する。また、消散時の関係は、他のケースとほとんど同じ形状をしている。従って、液状化解析という立場から見れば、 c の値をダイレイタンスーによる体積ひずみの関数と設定する必要はないかもしれない。ただし、圧密挙動も含めて解析したいときには、 c_0 の値は膨潤指数から決め、 c_1 により過剰間隙水圧の発生量を制御するような決め方もある。この辺は、今後の検討課題といえよう。

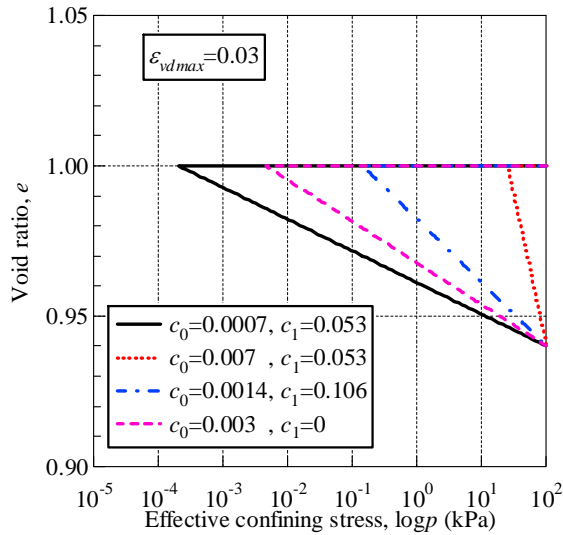


図-4 e-logp 関係

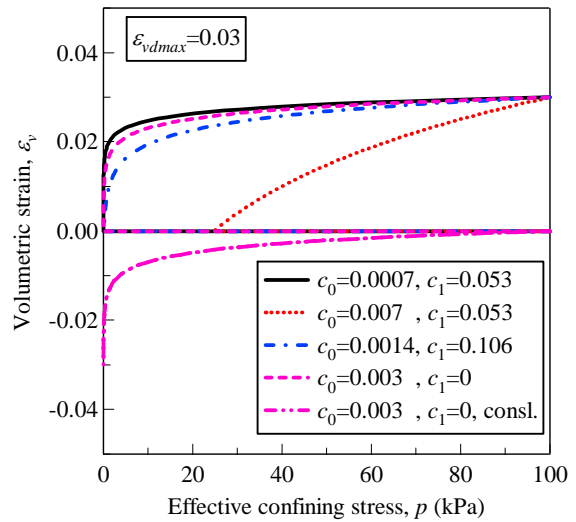


図-5 体積ひずみ-有効拘束圧関係

3.4 既往の体積変化特性モデルとの比較

ここでは、既往の体積変化特性モデルとの比較を行う。計算手順は前節と同じであるが、非排水条件では有効拘束圧 0.0001kPa までとした。計算に用いたパラメータは以下の通りである。

共通

$$p_0 = 100 \text{ (kPa)}, \quad e_0 = 1$$

提案モデル

$$c_0 = 0.0007, \quad c_1 = 0.053, \quad \varepsilon_{vc0} = 0.05$$

圧密タイプモデル

$$C_s = 2.304c_0(1+e_0) = 0.00323$$

せん断タイプモデル

$$K_a = p_a/c_0 = 100/0.0007 = 142857 \text{ (kN/m}^2\text{)}$$

ここで、 K_a は基準有効拘束圧 p_a における体積弾性係数である。なお、提案モデルでは、 $c_1 = 0$ の場合も計算した。

各体積変化特性モデルの e-logp 関係の比較を図-6に示す。せん断タイプモデルの体積ひずみは約 0.1%で、実験が数%オーダーであることを考えると、差は非常に大きく、せん断タイプモデルは再圧密による体積ひずみの表現には適していないといえる。これが、はじめにで示したように、液状化解析で過剰間隙水圧消散後の体積ひずみを求める際に、液状化解析と異なる体積変化特性を設定する理由の一つとなっていると考えられる。

$c_1 = 0$ の場合、提案モデルは圧密タイプモデルと同じ結果である。図-1に示したように無限大にならないように体積ひずみが収束する拘束圧付近では、e-logp 関係は曲線になるが、それより拘束圧が大きいところでは圧密タイプと同じ直線となるので、この結果は理論と整合している。

$c_1 \neq 0$ の場合、式(2)よりパラメータ c はダイレイタン

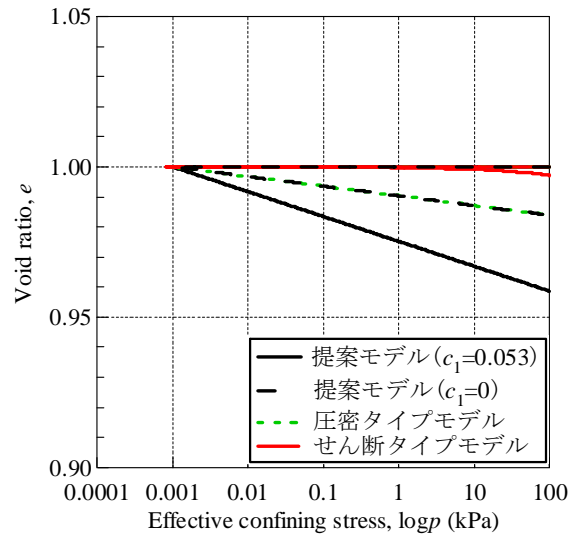


図-6 体積変化特性モデルが異なる e-logp 関係

シーの影響を受け、e-logp 曲線の勾配は大きくなることから、液状化過程における繰返し载荷の影響が表現できる。

4. 適用例

ここで提案したモデルは、体積変化特性のみなので、液状化解析などに適用しようとするれば、せん断変形およびダイレイタンシーに関するモデルと組み合わせる必要がある。これらに関し、どのようなモデルを用いなければならないという制約は無く、自由に組み合わせることができる。

前章では提案した体積変化特性モデルの基本的な特性を検討したのみであったので、ここでは、このモデルをせん断変形モデルおよびダイレイタンシーモデルと組み合わせ、実用的な問題での適用性を検討する。

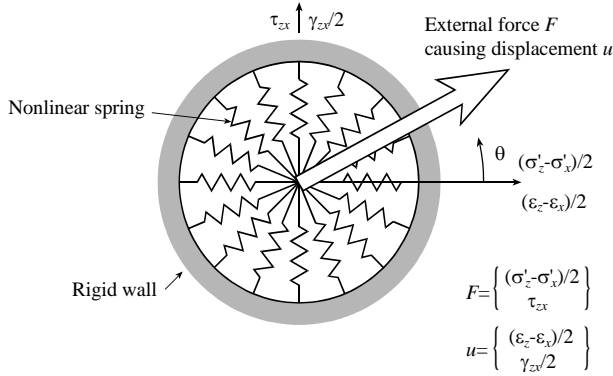


図-7 マルチスプリングモデルの概念図¹²⁾

4.1 せん断変形モデルとダイレイタンシーモデル

組み合わせたモデルは、せん断変形モデルにはマルチスプリングモデル¹²⁾、ダイレイタンシーモデルには stress-dilatancy 則¹³⁾である。

マルチスプリングモデルは多方向せん断の影響を複数のばねで表現しようとする力学モデルで、図-7に概念図を示す様に、横軸に軸差ひずみと軸差応力、縦軸に純せん断によるせん断ひずみとせん断応力を取り、この面上に、多数のばねを配置するものである。

水平軸より角 θ の位置にあるばねのひずみ(変位) u_θ はせん断ひずみ γ_x と軸差ひずみ $(\epsilon_z - \epsilon_x)/2$ により、

$$u_\theta = (\cos \theta \quad \sin \theta) \begin{pmatrix} (\epsilon_z - \epsilon_x)/2 \\ \gamma_x/2 \end{pmatrix} \quad (9)$$

で表され、これに双曲線型の応力-ひずみモデルを適用することで、このばねの応力 F_θ が求まる。すなわち、

$$F_\theta = \frac{G_{max} u_\theta}{1 + u_\theta / \gamma_r} \quad (10)$$

ここで、 G_{max} はせん断弾性定数、 γ_r は規準ひずみである。規準ひずみはせん断強度のせん断弾性定数に対する比として設定する。これらはすべてのばねで共通である。要素の応力はこれを積分することにより次式のように求められる。

$$\begin{pmatrix} (\sigma'_z - \sigma'_x)/2 \\ \tau_{zx} \end{pmatrix} = \int_{-\pi}^{\pi} \begin{pmatrix} \cos \theta \\ \sin \theta \end{pmatrix} F_\theta d\theta \quad (11)$$

除荷後の履歴挙動は、Ishihara らの方法¹⁴⁾により履歴曲線を設定する。この方法は、Masing 則の減衰特性を調整できるように改良する方法を示したものである。本論文では、履歴曲線に双曲線モデルを用い、モデルを決めるた

めの二つのパラメータ(例えば、除荷時剛性と規準ひずみ)を、骨格曲線より除荷が起こったときに、応力-ひずみ関係で履歴曲線が除荷点の点対称点を通る、除荷時の振幅で1サイクルの载荷を行ったときの減衰定数比がひずみの関数として設定される減衰比に一致するという条件により決定している。ここで、各ばねの減衰比 h は Hardin and Dmievich のモデル¹⁵⁾

$$h = h_{max} (1 - G/G_{max}) \quad (12)$$

により設定する。ここで、 h_{max} は減衰の最大値で、除荷時のひずみが求まれば、剛性比 G/G_{max} を求めることができ、したがって、 h を求めることができる。

Masing 則の適用にあたっては、過去の除荷点を記憶して、履歴曲線が過去の除荷点に至れば以前の履歴曲線(または骨格曲線)に戻るというルールを併用しているが、履歴の途中で拘束圧が変化すると、同じ除荷点には至らない。この問題を解決するため、応力を拘束圧に依存しないように無次元化する方法¹⁶⁾、拘束圧が変化するたびにその拘束圧で同じひずみ履歴を与えて除荷点の応力を更新する方法¹⁰⁾などがあるが、ここでは後者の方法を用いた。

図-7の様なマルチスプリングモデルでは、主応力方向の回転や異方圧密の影響を考慮できるとされている¹²⁾。また、一本のばねモデルを用いた構成モデルではひずみ増分の方向は応力増分の方向となり、弾塑性構成則で用いられる流れ則による方向と異なるが、マルチスプリングとすることで、弾塑性構成則と同じように応力に依存する方向となることも指摘されている¹⁷⁾。

次に、stress-dilatancy 則は、Cam-clay モデル¹⁸⁾のエネルギー消散式から導かれた式を一般化応力で表現した次式¹³⁾である。

$$d\epsilon_{vd} = \mu de^p - \frac{s_{ij} de_{ij}^p}{p} \quad (13)$$

ここで、 $d\epsilon_{vd}$ はダイレイタンシーによる体積ひずみ増分、 μ は変相時の応力比、 de は相当ひずみ増分、 de_{ij} は偏差ひずみ増分、 s_{ij} は偏差応力、 p は有効拘束圧である。なお、添え字の p は、塑性成分を表している。stress-dilatancy 則は、非排水条件で見られるサイクリックモビリティを表現できるモデルで、排水と非排水条件で用いることができる。

せん断変形モデル、ダイレイタンシーモデルに用いる材料パラメータについては後述するが、両者はパラメータの数が少なく非常にシンプルなモデルである。せん断変形については動的変形特性試験で得られる3個、ダイレイタンシーについては変相角の1個のみである。

4.2 要素試験のシミュレーション

(1) シミュレーションの条件

要素試験のシミュレーションは単純せん断条件で行い、非排水条件下で一定応力振幅のせん断応力で繰返し載荷を行う。ここでは、初期有効拘束圧は100kPa、せん断応力振幅は30kPaとした。シミュレーションはひずみ制御で行い、せん断ひずみを0.001%毎増加させ、せん断応力振幅(=30kPa)を超えたところを除荷点とし、以後せん断ひずみ増分の符号を反転させ同じように増加させる。そして、ダイレイタンシーによる体積ひずみが ε_{v0} を超えた時、シミュレーションは終了する。

非排水条件で繰返し載荷を加え、水の体積弾性係数を無限大とすれば、体積ひずみの圧密成分は式(8)で表せる。したがって、過剰間隙水圧消散によって拘束圧が初期値に戻ると考えれば、液状化過程で発生したダイレイタンシーによる体積ひずみが、過剰間隙水圧消散後の体積ひずみと等しくなる。すなわち、シミュレーションではダイレイタンシーによる体積ひずみをアウトプットとして、実験結果である過剰間隙水圧消散後の体積ひずみと比較している。

出力は各除荷点で行い、除荷点までに発生した最大のダイレイタンシーによる体積ひずみを、その除荷点での値とした。また、各除荷点での繰返し回数を N 、ひずみ両振幅が7.5%を超えた除荷点の繰返し回数を $N_{7.5}$ とする。これらを用いて、液状化安全率 F_L は次式のように設定する。

$$F_L = \frac{N_{7.5}}{N} \quad (14)$$

なお、単純せん断試験におけるひずみ両振幅 γ_{amp} は、三軸せん断試験のひずみ両振幅 ε_{amp} との間に次の関係がある。

$$\gamma_{amp} = 1.5\varepsilon_{amp} \quad (15)$$

(2) 材料パラメータ

シミュレーションは、密詰($D_r = 80\%$)と緩詰($D_r = 50\%$)の二つの相対密度について行った。用いた材料パラメータを表-1に示す。次に個々の材料パラメータ算出方法について述べる。

せん断弾性係数 G_{max} は、次のKokushoの実験式¹⁹⁾から求めた。

$$G_{max} = \left(840 \times \frac{(2.17 - e)^2}{1 + e} \right) \times 98 \quad (\text{kN/m}^2) \quad (16)$$

ただし、最大間隙比を0.977、最小間隙比を0.597と設定し、相対密度より密詰と緩詰の間隙比は、それぞれ0.673および0.787としている。

内部摩擦角 ϕ は、次のHatanaka and Uchidaの実験式²⁰⁾

表-1 材料パラメータ

D_r (%) (相対密度)	50	80
G_{max} (kN/m ²) at $p_0 = 100$ kPa (せん断弾性係数)	88000	110000
$\sin\phi$ (ϕ : 内部摩擦角)	0.56	0.67
h_{max} (最大減衰比)	0.3	0.34
$\sin\phi_m$ (ϕ_m : 変相角)	0.45	
c_0	0.00061	0.00049
c_1	0.053	
ε_{v0}	0.036	0.018

から求めた。

$$\phi_f = (20N_1)^{0.5} + 20 \quad (3.5 \leq N_1 \leq 30) \quad (17)$$

ここで、 N_1 は換算 N 値で、次のLiao and Whitmanの式²¹⁾から求めた。

$$N_1 = N / (\sigma'_v)^{0.5} \quad (18)$$

ここで、 N 値は相対密度 D_r より、次のMeyerhofの実験式²²⁾から求めた。

$$N = (0.7 + \sigma'_v) \left(\frac{D_r}{21} \right)^2 \quad (19)$$

これらの式では、有効上載圧 σ'_v が用いられているが、単位は kgf/cm^2 であることに注意が必要である。また、ここでは σ'_v の代わりに、初期有効拘束圧 p_0 を用いている。

最大減衰比 h_{max} は実験結果と整合するように調整した値で、一般的な砂の最大減衰比²³⁾よりやや大きい値となっている。変相角 ϕ_m は 27° で、砂の一般的な値である。

膨潤指数に相当する c_0 は、式(7)においてダイレイタンシーによる体積ひずみを無視すれば、次の式を用いて体積弾性係数から求めることができる。

$$c_0 = \frac{p_0}{K_{max}} \quad (20)$$

ここで、 K_{max} は初期拘束圧における体積弾性係数である。体積弾性係数は、せん断弾性係数より次の式で求めた。

$$K_{max} = \frac{G_{max}(1+\nu)}{1-\nu} \quad (21)$$

ただし、この式は二次元の成分だけを考慮した単純二次元問題に対する式で、平面ひずみ問題と異なる。また、ポアソン比 ν は0.3とした。ダイレイタンシーの影響に関する係数 c_1 は前述のYoshida and Finnの実験結果¹¹⁾、最大体積ひずみ ε_{v0} はIshihara and Yoshimineの実験結果¹⁾の値を用いた。

(3) 実験結果との比較

図-8に、式(14)から求めた液状化安全率 F_L とダイレ

イタンシーによる体積ひずみの関係を示す。図で Experiment として示しているのは、Ishihara and Yoshimine の実験結果¹⁾である。

両方の結果を比べると、 F_L の大きいところで実験は体積ひずみがほとんど0であるのに対し、シミュレーションでは0.2%程度の値があるという違いがある。シミュレーションで設定した一定応力振幅の実験では、過去の実験でも $F_L=2$ 程度でもある程度の過剰間隙水圧が発生している(例えば、文献24)ので、対応して体積ひずみが発生するシミュレーション結果が自然である。したがって、この違いは実験法と F_L の定義の違いに起因しているところもあると考えられる。すなわち、Ishihara and Yoshimine の実験¹⁾では、地震時のせん断応力履歴に相当する応力履歴を作用させ、 F_L はちょうど液状化する際の最大応力と作用させたせん断応力履歴の最大値の比として定義している。一方、シミュレーションは一定応力振幅で F_L は式(14)で求めている。

ここで、図-8では ε_{v0} はIshihara and Yoshimine の実験結果¹⁾より求めているので、有効拘束圧が引っ張りにならないとすれば、これ以上の荷重をしても体積ひずみは発生しない。しかし、海野ら⁷⁾は、ひずみ制御ステップ荷重を行い、相対密度100%近くまで圧密することを示しており、図-8の最大ひずみとは差がある。本論文の荷重法は一定応力振幅の正弦波荷重で、どちらかという和海野らの荷重法に近い。そこで、もし ε_{v0} に最小間隙比に相当する体積ひずみを用いたとすれば、図-8に示される計算結果は変わらず、 F_L が小さくなると体積ひずみは ε_{v0} まで大きくなる。Ishihara and Yoshimine の実験¹⁾では地震時の加速度時刻歴をせん断応力履歴に読み替えた荷重を作用させている。しかし、せん断応力の履歴が示されていないので、二つの実験による最大ひずみの差が、荷重法の違いによるものなのか、他の要因によるものなのかは明らかにできなかった。

緩詰の結果において、最大体積ひずみ時の F_L は計算値の方が少し小さい。このような詳細な事は定義の違いに起因することもあり、ここではこれ以上の詳細な議論は行わない。これらの小さい違いを除けば、シミュレーションと実験の全体的な傾向は一致している。

次に、緩詰と密詰のせん断応力とせん断ひずみの関係をそれぞれ、図-9および図-10に示す。同様に、有効応力経路を図-11および図-12に示す。せん断応力とせん断ひずみの関係は、緩詰では少ない繰返し回数で急激にひずみが増加している。一方、密詰では繰返しと共にひずみが増加し、密詰と緩詰の違いが明確に表れている。除荷発生後、せん断応力が0付近でひずみが増加する、いわゆる流動挙動が明確に現れている。

有効応力経路においては、両者に大きな違いがあるわけではないが、密詰では破壊線付近を通るほぼ同じ経路を繰返し描いている。

ダイレイタンシーによる体積ひずみとせん断ひずみの

関係を図-13および図-14に示す。ダイレイタンシーによる体積ひずみとせん断ひずみの関係は、せん断応力とせん断ひずみの関係とほぼ同じで、緩詰では少ない繰返し回数で急激に体積ひずみが増加し、密詰では繰返しと共にひずみが増加している。直接に比較できる実験があるわけではないが、一般的な実験の特徴は捉えられていると考えられる。

ここでは、提案した体積変化に関するモデルと、簡素なせん断変形モデルとダイレイタンシーモデルと組み合わせで適用性を検証した。その結果、ある程度実験と整合するシミュレーション結果を得ることができた。シミュレーション結果はせん断変形およびダイレイタンシーモデルにも依存し、本論文ではそれを提案するものではないため、現象に対する詳細な議論をしなかった。しかし、ある程度実現象と整合する結果を得ることができ、はじめに述べたように既往の体積変化特性モデルの欠点を改良していることから、このモデルは実用的に使うことができると考えられる。

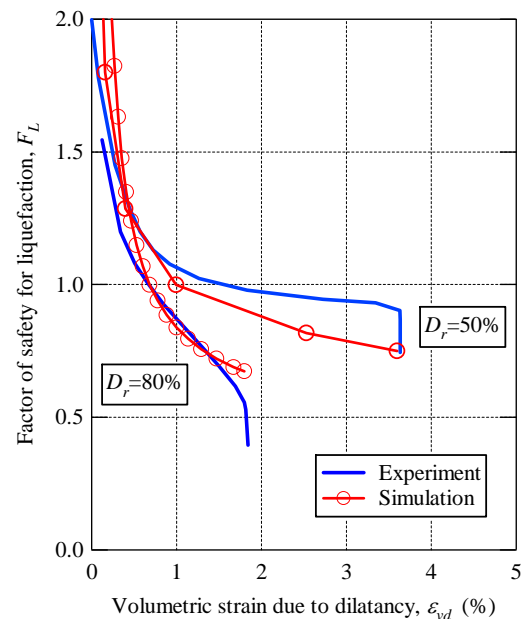


図-8 液状化安全率-ダイレイタンシーによる体積ひずみ

5. 結論

本論文では、非排水条件下で繰返し荷重を受けた影響を考慮できる体積変化特性モデルを提案した。提案モデルの特徴として以下をあげることができる。

- (1) 提案モデルは液状化から過剰間隙水圧の消散に至る過程で同じモデルを用いることができる。
- (2) e - $\log p$ 平面で直線で表される圧密解析で用いられるモデルと、拘束圧が大きいところでは整合し、拘束圧が小さくなると体積ひずみが無限大に大き

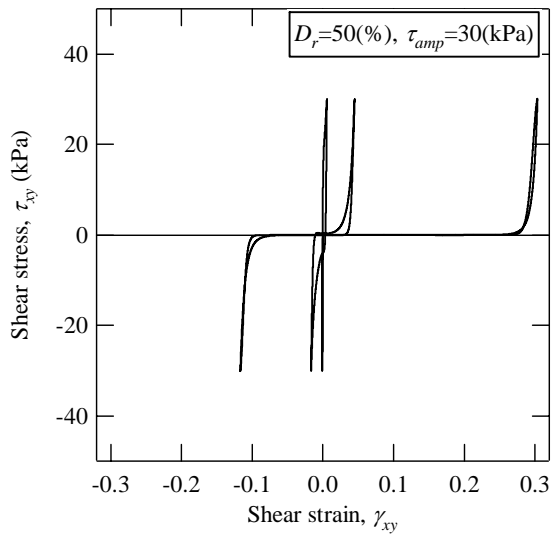


図-9 せん断応力-せん断ひずみ関係 ($D_r=50\%$)

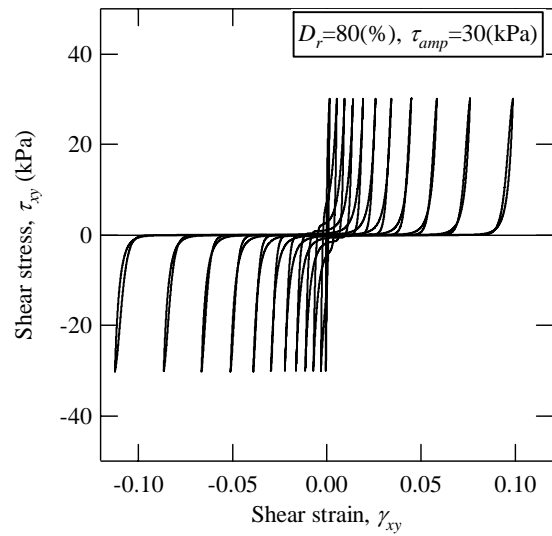


図-10 せん断応力-せん断ひずみ関係 ($D_r=80\%$)

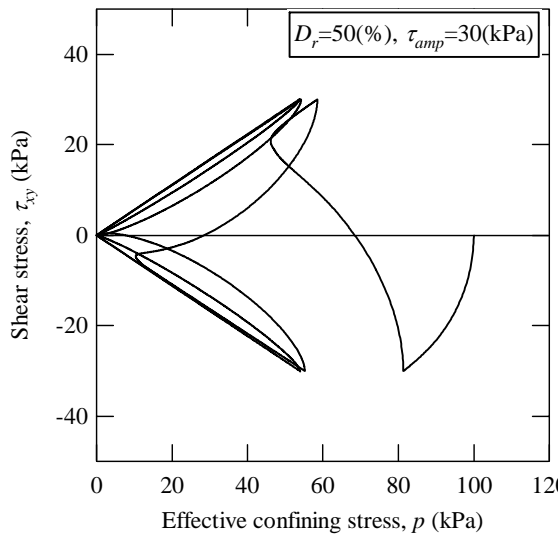


図-11 有効応力経路 ($D_r=50\%$)

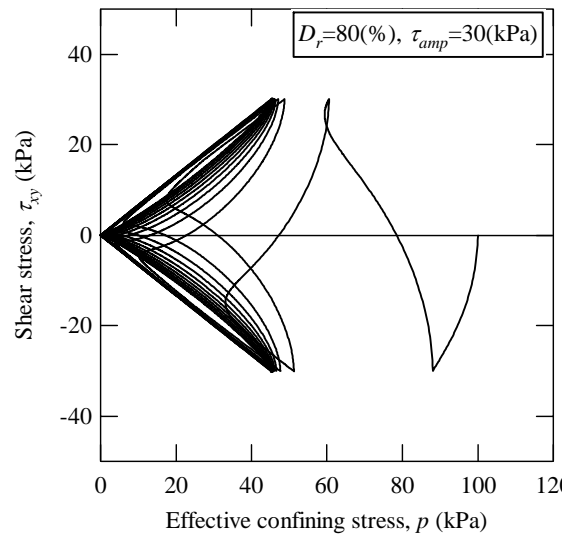


図-12 有効応力経路 ($D_r=80\%$)

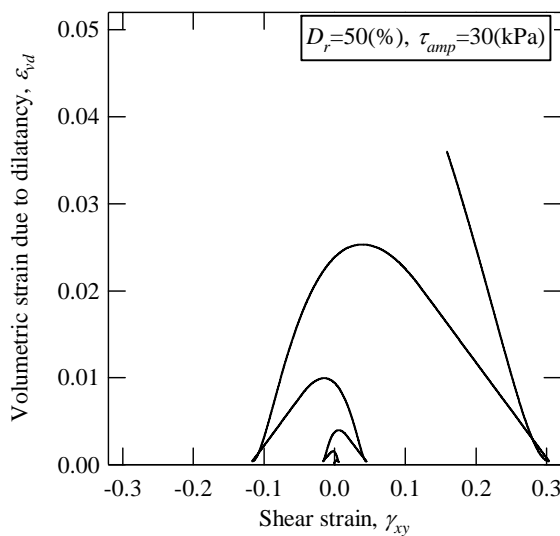


図-13 ダイレイタンスーによる体積ひずみ-せん断ひずみ関係 ($D_r=50\%$)

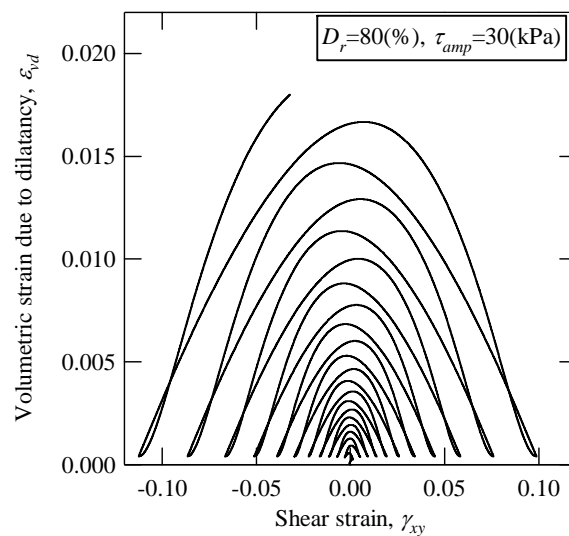


図-14 ダイレイタンスーによる体積ひずみ-せん断ひずみ関係 ($D_r=80\%$)

くなるという現象を回避することができる。

- (3) 液状化後の再圧密による体積ひずみ量は、非排水条件下のダイレイタンスーによる体積ひずみ量に依存するという実験結果と整合する定式化ができる。
- (4) モデルパラメータは既往のモデルでも使われるものと同じである。

さらに、マルチスプリングモデル、stress-dilatancy 則と合わせて、砂の液状化、過剰間隙水圧の消散までを考慮できる構成モデルとし、その有効性を検討した結果、次の結論が得られた。

- (5) 異なる液状化安全率に対する過剰間隙水圧消散後の体積ひずみは実験結果と概ね良い整合が見られた。

参考文献

- 1) Ishihara, K. and Yoshimine, M.: Evaluation of settlements in sand deposits following liquefaction during earthquakes, *Soils and Foundations*, Vol. 32, pp.173-188, 1992.
- 2) 王均, 佐藤正行, 吉田望: 昭和大橋サイト矢板護岸被害の有効応力解析, 地震時の地盤・土構造物の流動性と永久変形に関するシンポジウム発表論文集, 地盤工学会, pp. 257-262, 1998.
- 3) 金谷守, 西好一, 当麻純一, 大波正行: 有効応力に基づく地盤の非線形解析手法の開発とその検証, 土木学会論文集, No.505/III, pp.49-58, 1994.
- 4) 福武毅芳, 大槻明: 任意応力条件下の繰返しせん断と液状化解析, 土木学会論文集, 第 400 号/III-10, pp.103-112, 1988.
- 5) Byrne, P.M. and Cheung, H.: Soil parameters for deformation analysis of sand masses, *Soil Mechanics Series No.81, U.B.C.*, 1984.
- 6) 稲童丸征巳, 辻野修一, 吉田望: 液状化後の残留沈下予測に関する基礎的研究, 第 49 回土木学会年次学術講演会講演概要集, 第 3 部, pp. 498-499, 1994.
- 7) 海野寿康, 風間基樹, 渦岡良介, 仙頭紀明: 同一繰返しせん断履歴における乾燥砂と飽和砂の体積収縮量の関係, 土木学会論文集 C, Vol.62/No.4, pp.757-766, 2006.
- 8) 仙頭紀明, 風間基樹, 渦岡良介: 非排水繰返しせん断履歴後の再圧密実験と体積収縮特性のモデル化, 土木学会論文集, No.764/III-67, pp.307-317, 2004.
- 9) 井合進: 液状化の二次元有効応力解析において破綻しない為の工夫をした一つのモデル, 土木学会第 43 回年次学術講演会, 第 3 部, pp. 418-419, 1988.
- 10) Ishihara, K. and Towhata, I.: Dynamic response analysis of level ground based on the effective stress method, *Soil Mechanics - Transient and Cyclic Loads*, Pande, G. N. and Zienkiewicz, O. C. ed., John Wiley and Sons, pp. 133-172, 1982.
- 11) Yoshida, N. and Finn, W. D. L.: Simulation of liquefaction beneath an impermeable surface layer, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Elsevier, Vol. 19, No. 5, pp. 333-338, 2000.
- 12) Towhata, I. and Ishihara, K.: Modelling soil behavior under principal stress axes rotation, *Fifth international conference on numerical methods in geomechanics*, pp.523-550, 1985.
- 13) Gutierrez, M.: Behavior of sand during rotation of principal stress direction, D. Eng. Thesis, University of Tokyo, 1989.
- 14) Ishihara, K., Yoshida, N. and Tsujino, S.: Modelling of stress-strain relations of soils in cyclic loading, *Proc. 5th International Conference for Numerical Method in Geomechanics*, Nagoya, Vol. 1, pp. 373-380, 1985.
- 15) Hardin, B. O. and Drnevich, V. P.: Shear modulus and damping in soils: design equations and curves, *Proc. of the American Society of civil engineers*, Vol. 98, No. SM7, pp. 667-692, 1972.
- 16) Finn, W. D. L., Lee, K. W., and Martin, G. R.: An Effective Stress Model for Liquefaction, *GED, ASCE*, Vol. 103, No. GT6, pp. 517-533, 1977.
- 17) 東畑郁生: 講座 土と構造物の動的相互作用解析法 4.2 地盤材料の動的特性モデル, 土と基礎, Vol. 40, No. 5, pp. 75-82, 1992.
- 18) Roscoe, K. H., Schofield, A. N. and Thurairajah, A.: Yielding of clays in states wetter than critical, *Geotechnique*, Vol. 13, No.3, pp.211-240, 1963.
- 19) Kokusho, T.: Cyclic Triaxial Test of Dynamic Soil Properties for Wide Strain Range, *Soils and Foundations*, Vol. 20, No. 2, pp.45-60, 1980.
- 20) Hatanaka, M. and Uchida, A.: Empirical correlation between penetration resistance and internal friction angle of sandy soils, *Soils and Foundations*, Vol. 36, No. 4, pp.1-9, 1996.
- 21) Liao, S. S. C. and Whitman, R. V.: Overburden correction factors for SPT in sand, *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, Vol. 112, No.3, pp.373-377, 1986.
- 22) Meyerhof, G. G.: Discussion for session 1, *Proc. 4th ICSMFE*, Vol. 3, p.110, 1957.
- 23) 国生剛治: 地震応答解析のための土の動的性質 2.3.2 地盤材料の減衰特性, 土質工学会, pp.45-51, 1986.
- 24) Yoshimi, Y., Tokimatsu, K. and Hosaka, Y.: Evaluation of liquefaction resistance of clean sands based on high-quality undisturbed samples, *Soils and Foundations*, Vol. 29, No. 1, pp. 93-104, 1989.

(2008年9月18日受付)