飽和土三相系モデルに基づいた地盤の固体から流体への相変化を考慮した支配方程式

栗間　淳[1]・新垣　芳一[2]・後藤　浩之[3]・澤田　純男[4]

[1]学生会員　京都大学大学院　工学研究科都市社会工学専攻（〒611-0011 京都府宇治市五ヶ庄）
E-mail: kurima@catfish.dpri.kyoto-u.ac.jp

[2]正会員 東電設計株式会社（〒135-0062 東京都江東区東雲 1-7-12）
[3]正会員　京都大学准教授 防災研究所（〒611-0011 京都府宇治市五ヶ庄）
[4]正会員 京都大学教授 防災研究所（〒611-0011 京都府宇治市五ヶ庄）

液状化が発生すると土骨格の剛性が低下し，土粒子と間隙水が混ざった泥水のような挙動を示すようになる．本研究では，内部侵食と同様の力学的プロセスを仮定した地盤の固体から流体への相変化の表現を定式化し，運動量の保存を含む支配方程式を導いた．提案手法は，仮想的な状況下ではナヴィエ・ストークス方程式に帰着できることを確認した．また，提案手法を用いて一次元モデルの数値解析，及び遠心場振動実験の再現解析を行った．その結果，提案手法は固相と液相の双方を矛盾なく解析できるとともに，相変化を自然に表現できることを示した．

Key Words: *earthquake, liquefaction, finite element method, phase transition*

1.　はじめに

過去の地震災害では，地盤の液状化により建物やインフラ施設に甚大な被害がもたらされている事例がある．液状化が発生すると有効拘束圧が低下し，それに伴いせん断剛性も低下し，最終的には粘性流体のようにせん断剛性が極めて小さい流体状の挙動を示すようになる．このため，側方流動のように大きな変位を伴うような液状化被害もこれまで認められてきた．

液状化が始まるまでは地盤は固体状の挙動を示すが，これを表す様々な弾塑性構成モデルがこれまで提案されてきた．しかし，液状化地盤が流動化して大きな変位を生じるようなプロセスまでを自然に解析することのできる弾塑性構成モデルは多くはない．渦岡ら[1]と Jafarian ら[2]は，液状化した地盤をビンガム流体として扱う手法を提案した．これらの研究は，液状化が発生した後の挙動に焦点が当てられたものであるため，液状化前の固体としての挙動や，固体から流体へ相変化する過程は考慮されていない．佐藤ら[3]と Bin ら[4]は，液状化後の固体と流体の挙動を連続的に解析することを目的として，流体と固体の構成則を組み合わせた流体-弾塑性モデルを提案している．相変化のプロセスは，固体と流体の重み付け和で表されており，その重みを過剰間隙水圧比の関数として表現している．Wang ら[5]は，液状化した地盤をチキソトロピー流体として解析する手法を提案した．土骨格の内部構造が破壊されると土が流体のような挙動になると仮定し，土骨格の内部構造の損傷と，固体から流体への相変化を表すためのパラメータを定義している．以上に述べたこれらの研究は，固体から流体への挙動の変化を一連のプロセスとして解析することに成功したと言えるが，その相変化に物理的な背景を持たせて具体的な力学プロセスとして扱われておらず，またそのような方法はこれまで提案されていない．

液状化のように固体から流体への相変化とみなせる力学現象として土石流が挙げられる．土石流では，河床に生じるせん断力によって侵食が起こり，土粒子が土石流に取り込まれ輸送する現象と考えられている．地盤内でも同様な力学プロセスとして内部侵食が生じると考えられている．内部侵食とは，間隙流体の流れによって土骨格の表面に働くせん断力により，微小な土粒子が間隙流体に取り込まれる現象である．Fujisawa ら[6]は飽和土三相系モデルを提案し，これを用いて内部侵食を表現してパイピング現象を数値解析している．

そこで本研究は，液状化時の固体から流体への相変化を内部侵食と同様な力学的プロセスによるものと仮定する．飽和土をせん断変形させた時，ダイレイタンシーによって過剰間隙水圧が上昇する過程は従来の弾塑性構成モデルと同じ考え方である．本研究の骨子は，過剰間隙水圧の上昇に伴ってミクロ流が発達し，そのミクロ流に

よる侵食により土粒子が間隙流体に取り込まれていくという考えである．このため，侵食が進み土骨格を構成できないようになると自然に流体状の物質と見なせることや，繰り返しせん断により内部侵食が進行するため自然にせん断剛性の劣化が表現できると考えられる．

Fujisawa ら[6]の飽和土三相系モデルは，間隙流体中に浮遊粒子という新たな相を導入したモデルであり，侵食速度をパラメータに持つ式により土骨格相から浮遊粒子相に土粒子を移送させて相変化させることができる．本研究は Fujisawa らが提案した侵食速度と同様の式を過剰間隙水圧の関数として定式化させ，同様の相変化メカニズムを液状化に対して適用する．そして，新たに運動方程式を含む飽和土三相系モデルの支配方程式を導出する．まず，線形モデルによる一次元の動的解析によって固体と流体のどちらの挙動も解析できることを確認して，手法の妥当性を検証する．その上で，遠心場振動実験の結果を用いて提案手法の適用性について考察する．

2. 飽和土三相系の支配方程式

(1) 飽和土三相系モデル

本研究では Fujisawa らが提案した飽和土三相系モデルに基づき地盤の相変化を表現する．三相系モデルでは間隙流体が間隙水とそこに浮かぶ浮遊粒子によって定義される相として導入されている．ここで，V_l を間隙流体の体積，V_{ss} を土骨格の体積，V_{SW} を間隙流体中の浮遊土粒子の体積，土全体の体積を V と表すと，飽和土三相系モデルの諸物理量と間隙率の変化は以下のようになる[6]．

$$n_{III} \equiv 1 - \frac{V_{ss}}{V}, \qquad C \equiv \frac{V_{sw}}{V_l}, \qquad \frac{\partial n_{III}}{\partial t} = EA_e \tag{1}$$

ここで n_{III}は飽和土三相系モデルの間隙率，C は間隙流体中の浮遊土粒子濃度を表す．本研究では，侵食速度と同形式の定式化を行い，E は相変化速度，A_e は相変化可能な土粒子の比表面積を表す．

ここで，ρ_f を間隙流体の密度，$\overline{\rho_s}$ を土骨格による固相の密度，$\overline{\rho_f}$ を間隙流体による液相の密度とすると以下の関係を導ける．

$$\begin{aligned} \rho_f &= C\rho_s + (1-C)\rho_w, \\ \overline{\rho_s} &= (1-n_{\mathrm{III}})\rho_s, \\ \overline{\rho_f} &= n_{\mathrm{III}}\rho_f \end{aligned} \tag{2}$$

ρ_s は土粒子の密度，ρ_w 間隙水の密度を表す．また，C および式(2)の増分は次のように表せる．

$$\begin{aligned} \dot{C} &= (1-C)\frac{\dot{n}_{III}}{n_{III}} \\ \dot{\rho}_f &= \dot{C}\rho_s - \dot{C}\rho_w \\ \dot{\overline{\rho_s}} &= -\dot{n}_{III}\rho_s \\ \dot{\overline{\rho_f}} &= \dot{n}_{III}\rho_f + n_{III}\dot{\rho}_f \end{aligned} \tag{3}$$

(2) 支配方程式

Fujisawa らは飽和土三相系モデルに関する質量保存則を提案しているが，動的な解析を行うためには運動運動量保存を考慮した支配方程式を導出する必要がある．本研究では，浮遊粒子と間隙流体が等速で運動すると仮定し，間隙流体の移流については考慮しない．

土全体の運動量保存則は以下のように表せる．

$$\frac{\mathrm{D}}{\mathrm{D}t}\int_V \rho\dot{x}_i \,\mathrm{d}V = -\int_S T_i \,\mathrm{d}S + \int_V \rho b_i \,\mathrm{d}V \tag{4}$$

ここで，ρは土全体の密度，T_iは面積 S に対する表面力，b_iは体積 V に対する体積力を表す．また，x_iは変位を表す．また，土全体の運動量は，固相と液相の運動量の和であるため，$\rho\dot{x}_i = \rho\dot{u}_i + \overline{\rho_f}(\dot{U}_i - \dot{u}_i)$ と表せる．ここで，u_i は固相の変位，U_i は液相の変位を表す．式(4)は任意の領域で成立することから，次のような形になる．

$$\rho\ddot{u}_i + \overline{\rho_f}\left(\ddot{U}_i - \ddot{u}_i\right) + \dot{\overline{\rho_f}}\left(\dot{U}_i - \dot{u}_i\right) = -\sigma_{ij,j} + \rho b_i \tag{5}$$

ここでσ_{ij}は全応力を表す．左辺の第三項目が，相変化を考慮することで新たに生じる項である．

次に間隙流体に関する運動量保存則を式(4)と同様に表して任意の領域で成立することから，以下の式が導出される．

$$\rho_f\ddot{U}_i + \dot{\rho}_f\dot{U}_i = p_{ij,j} - \frac{\rho_f g}{k}n_{III}\left(\dot{U}_i - \dot{u}_i\right) + \rho_f b_i \tag{6}$$

ここで，p_{ij}は間隙流体圧，k は間隙流体の透水係数，g は重力加速度を意味する．右辺の第二項目は，間隙流体と土骨格の相互作用項を意味する[7]．

土骨格を構成する土粒子がすべて浮遊粒子となった仮想的な状態を考える．このとき間隙率は 1.0 となり，土骨格が失われすべて間隙流体となるため，透水係数は非常に大きな値を取ると考えられる．このとき，式(6)は以下のように書き換えられる．

$$\rho_f\ddot{U}_i = p_{ij,j} + \rho_f b_i \tag{7}$$

間隙流体をニュートン流体と仮定すれば式(7)はナヴィエ・ストークス式に一致する．また，このとき土全体が間隙流体であるため，$\rho|_{n_{III}=1} = \rho_f = \overline{\rho}_f$ の関係が導ける．これらを用いると式(5)は式(7)と一致する．すなわち，土骨格を構成する土粒子がすべて浮遊粒子となった場合，提案する方程式(5)と(6)はいずれも流体の支配方程式に帰着する．この事実は，提案する方程式が固体と

流体のどちらの状態も自然に表現可能であることを示している．そこで式(5)と式(6)，および後述する相変化モデルをまとめて本研究で提案する支配方程式とする．

⑶ 相変化モデル

本研究では，液状化時の固体から流体への相変化は間隙流体により土骨格表面に働くせん断応力τ_fによる内部侵食によって生じると仮定する．また，τ_fは間隙流体の局所的なミクロ流によって生じるとする．既往研究[8),9)]では，内部侵食速度モデルは以下のように定式化されており，本研究でも同一の形で相変化速度を定義する．

$$E = \alpha\langle \tau_f - \tau_c \rangle \tag{8}$$

αは相変化速度係数を表し，τ_cは限界せん断応力を表す．$\langle\ \ \rangle$は McCauley brackets を意味し，相変化速度は正のみ定義され，固体から流体への相変化のみを表す．相変化速度が負のときは流体から固体への相変化を表すことも可能ではあるが，本研究では簡単のため相変化速度が正のときのみ考慮する．

間隙流体の局所的なミクロ流は，様々な向きに間隙中を流れていると考えられるが，τ_fを評価するためにそれらをまとめて 1 次元に流れるハーゲンポワズイユ流れで近似する．この管路壁面に作用するせん断応力によってτ_fを定義する．ハーゲンポワズイユ流れにおける動水勾配を定義するためには圧力損失 Δp_{HP} および管路長 ΔL_{HP} を定義する必要がある．

ミクロ流による局所的な圧力損失は，過剰間隙水圧が上昇すると高くなると考えられる．そのため，本研究では簡単のため過剰間隙水圧と圧力損失との間に比例関係を仮定し，以下のように表す．

$$\Delta p_{HP} = -\beta \Delta p \tag{9}$$

βは比例定数を表す．また，Δpはは過剰間隙水圧を表す．

ハーゲンポワズイユの管路表面積が土骨格の表面積に一致すると仮定して，管路長に関する以下の関係を用いる．

$$\pi D_{HP} \Delta L_{HP} = A_{ss}\left(1 - n_{III}\right) V \tag{10}$$

A_{ss}は土粒子の比表面積を表し，D_{HP}は管路の直径を表す．いずれもハーゲンポワズイユ流れの平均速度と，ダルシー則を仮定することで定式化できる[6)]．

式(9)，(10)よりτ_fは以下のように導出される．

$$\tau_f = \frac{\pi {D_{HP}}^2}{4A_{ss}\left(1 - n_{III}\right) V} \beta \Delta p \tag{11}$$

本研究では，すべての土粒子が相変化できるとし，それらが全て球形であると仮定して，単位体積当たりの相変化領域の表面積 Ae を以下のように定義した．

$$A_e = \frac{6\left(1 - n_{III}\right)}{D} \tag{12}$$

Dは平均粒径を表す．

3. 数値解析方法

この章では，式(5)と式(6)を解く数値解析手法について述べる．

各タイムステップの求めるべき変数は，間隙率，間隙流体中の浮遊粒子濃度，固相と液相の変位，間隙流体圧力である．本研究では，間隙流体の構成則として以下を用いる．

$$p_{ij} = \left\{ -\frac{K_w}{n_{III}}\left(1 - n_{III}\right) u_{i,i} - K_w U_{i,i} + p_0 \right\} \delta_{ij} \tag{13}$$

ここでK_wは間隙流体の体積弾性率を，p_0は静水圧を表す．

間隙率の増加は，式(1)，(8)，(11)，(12)によって求める．間隙率の増分により式(3)のそれぞれの増分が求まる．

次に式(5)，(6)より固相と液相の変位を求める．式(13)を式(6)に代入することで過剰間隙水圧を消去する．式(6)に間隙率を乗じ，その後式(5)から引くことで固相のみの運動方程式を導出する．有限要素法を用いて液相と固相のそれぞれの運動方程式を解く．過剰間隙水圧の増分を以下から求める．

$$\dot{p_{ij}} \delta_{ij} = \frac{K_w}{n_{III}^2} u_{i,i} \dot{n}_{III} - \frac{K_w}{n_{III}}\left(1 - n_{III}\right) \dot{u}_{i,i} - K_w \dot{U}_{i,i} \tag{14}$$

最後に透水係数は間隙率の変化により以下の式で更新する[10),11)]．

$$k = C_T D^2 \frac{\rho_f g}{\mu_f} \frac{n_{III}^3}{\left(1 - n_{III}\right)^2} \tag{15}$$

ここでC_Tは土粒子の形状に関する定数を表し，初期の間隙率と透水係数を代入し求めることができる．μ_fは間隙流体の粘性を表す．

4. 数値解析例

⑴ 一次元動的解析

一次元の均質な物体についてその動的な応答を提案手法によって数値解析し，固体と流体の挙動をそれぞれ解析できること，およびその相変化過程を表現できることを確認する．なお本解析は仮想的な飽和土を想定し，固相は線形弾性体，液相は完全流体であると仮定する．

表-1　一次元動的解析の物性値

初期値	物性値	
	共通	相変化
C_0=0.0 % k = 0.023 cm/s n=0.432	ρ_s=2659 kg/m^3 K_w=2.2×10^6 kPa D =0.172 mm ρ_w =1000 kg/m^3 Vs=200 m/s Vp=400 m/s	α = 10^{4}m/s/kPa τ_c = 0.0 β = 1.0

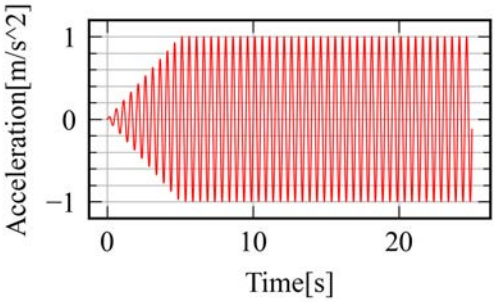

図-1　入力波の加速度記録

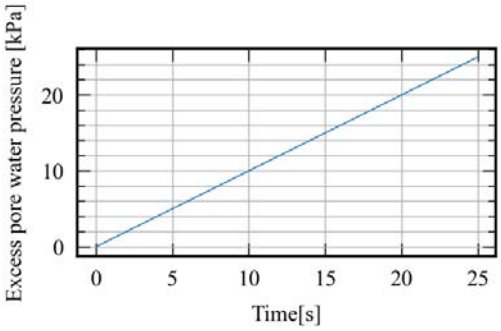

図-2　与えた過剰間隙水圧の時刻歴

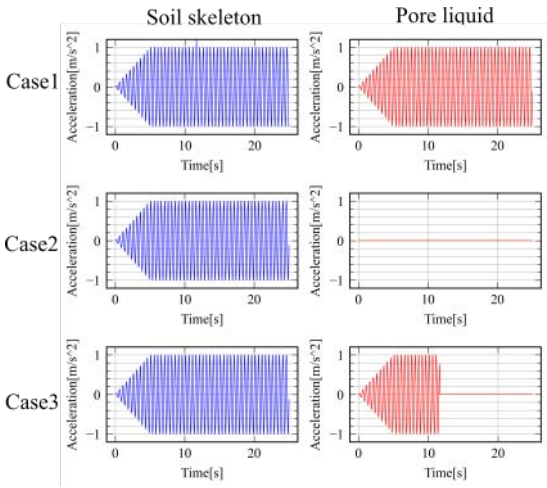

図-3　固相（左）と液相（右）の応答加速度時刻歴

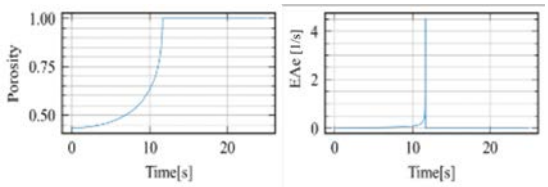

図-4　Case 3 における間隙率と相変化速度の時刻歴

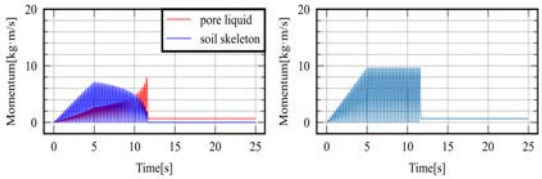

図-5　固相と液相の運動量（左）と
固相と液相の運動量の和（右）の時刻歴

対象とする物体の高さを 0.5 m とする．表-1 に材料定数を示す．初期状態は，固相と浮遊粒子を含まない液相の 2 相のみであり，その間隙率 n を 0.432 とする．弾性パラメータは，S 波速度，P 波速度と固相の密度からラメ定数λとμを定める．このため，相変化が進行して固相の密度が減少すると，弾性パラメータも減少する．数値解析では，高さと幅がともに 0.5 m の単一要素でモデル化し，側方は左右で変位を等しくするように周期境界を設定する．底面は変位固定境界としている．なお，すべての節点で排水条件を設定している．入力波を図-1 に示す．周波数 2 Hz の正弦波とし，5 秒までの 10 サイクルで徐々に振幅を増加させ，最大振幅は 1.0 m/s^2 である．

ここでは条件の異なる 3 ケースについての結果を示す．Case 1 は初期状態のまま相変化が生じないケースである．Case 2 はすべての土粒子が浮遊粒子として間隙流体に含まれているケースであり流体状に振る舞うと想定される．Case 3 は，固体から流体への相変化が生じるケースである．ただし，線形弾性体では過剰間隙水圧が発生しないため，過剰間隙水圧の上昇過程を独立な関数で与えることで相変化を生じさせた．この時の過剰間隙水圧の推移を図-2 に示す．

図-3 に 3 ケースの固相と液相の水平方向の絶対加速度応答時刻歴をそれぞれ示す．Case 1 では，5 秒後に固相と液相が一定の振幅で応答し，入力加速度よりわずかに小さな加速度応答を示す．ここで液相に応答加速度が表れる理由は，固相と液相の間の相互作用力の影響である．Case 2 では，土粒子はすべて浮遊粒子であるため固相は存在しない．このため，数値解析の結果として固相の応答加速度は求められるが，これは入力加速度と同一である．また，液相の応答加速度は常に 0 を示しており，波動を伝播しないという流体としての挙動を示していることがわかる．Case 3 では，5 秒から 11.66 秒までは固相は入力加速度とは異なる応答加速度を示し，液相にも応答加速度が見られるが，11.66 秒以降は Case 2 と同様に液相

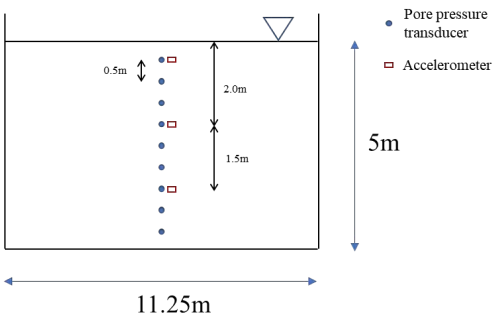

図-6　遠心場振動実験に用いられた地盤モデル[12)]

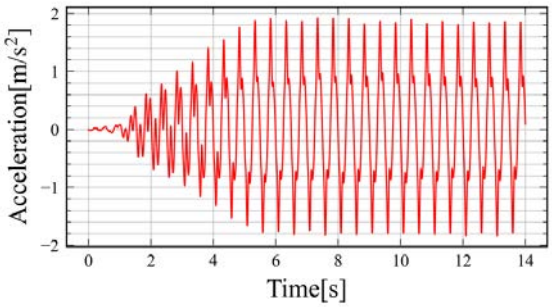

図-7　遠心場振動実験における入力加速度

の応答加速度は常に 0 を示す．**図-4** は Case 3 における間隙率と相変化速度 *EAe* の時刻歴を示したものである．11.66 秒に間隙率が 1.0 に達し，それ以降 *EAe* が 0 になることがわかる．これは空隙率が 1.0 に達した後は相変化が生じないことを意味している．

図-5 は，Case 3 における固相の運動量，液相の運動量，それらの和を示したものである．固相の運動量は減少し，11.66 秒以降は 0 になる．一方で液相の運動量は増加し，11.66 秒後は一定の値を示す．また，固相と液相の運動量の和は，5 秒から，11.66 秒の間で一定の振幅を示している．これは固相の運動量が減少した分だけ液相の運動量に転化されたことを意味し，運動量の交換が相変化によって生じたことがわかる．

Case 1 の結果は固体としての挙動を表現できることを示し，Case 2 の結果は流体としての挙動を表現できることを示していると考えられる．そして Case 3 の結果は固体から流体への相変化を連続的に表現できることを示している．このため，提案した支配方程式は固体と流体のどちらも解析できること，またその相変化を表現できると考えられる．

表-2　遠心場振動実験における物性値

初期値	物性値				
	共通	Li (2002) Model			相転移
C_0=0.0 % k=0.023 cm/s	ρ_s=2659 kg/m^3 K_w=2.2×10^6 kPa D=0.172 mm ρ_w=1000 kg/m^3	G_0=15.5 M_c=1.25 ν=0.25 ξ=0.7 n=1.1 a=1.0 e_i=0.934	m=3.5 d_1=0.41 d_2=1.0 c=0.75	λ_c=0.019 k=10.0 h_1=3.15 h_2=3.05 h_3=3.0 h_4=3.5	α=4.0×10^5 m/s/kPa e_{lim}=0.938 β=1.0

表-3　限界せん断応力 (kPa)

5m	4.5m	4.0m	3.5m	3.0m
3.6×10^2	3.4×10^2	2.7×10^2	2.0×10^2	4.4×10^3
2.5m	2.0m	1.5m	1.0m	0.5m
2.1×10^3	1.6×10^3	9.5×10^4	8.3×10^4	1.1×10^5

(2)　遠心場振動実験の再現解析

渡辺ら[12)]は，液状化した地盤の透水係数を推定することを目的とした遠心場振動実験を行った．本節では，この遠心場振動実験の再現解析を行い，提案した支配方程式の適用性について考察する．

図-6 に実験に用いられたモデル地盤を示す．なお，断りのない場合，全てプロトタイプスケールで示している．飽和地盤は均一な豊浦砂によって構成されている．土粒子比重は 2.669 で，最大間隙比 0.99，最小間隙比 0.64 である．本モデルの間隙比は 0.76，相対密度は 63.4%であり，透水係数は 2.3×1.0^{-4} m/s であった．水の密度，粘性はプロトタイプスケールで水と一致するように調整している．また，模型底部は不透水性の境界である．実験時に土槽底部で測定された入力加速度を**図-7** に示す．入力周波数は 2 Hz である．

数値解析では，深さ方向，水平方向ともに 0.5 m 幅の要素に分割した．側面は左右で変位を等しくする周期境界を設定し，底面は変位固定境界とする．すべての節点で非排水条件（u_i=U_i）とした．

地盤の弾塑性変形を表すため Li[13)]の弾塑性構成モデルを採用した．このモデルは，繰り返し変形において剛性が徐々に低下することを表現するため，累積塑性ひずみの関数が用いられている．本研究では，この累積塑性ひずみの関数の代わりに相変化モデルを採用することにする．Li モデルは，砂の挙動を有効拘束圧と間隙比に依存する状態パラメータ ϕ とにより制御している．このため間隙比が上昇すると ϕ を介してせん断剛性の低下を表現することができる．このため提案手法においても，相変化により間隙率が上昇すれば，せん断剛性の低下を表現することができる．

解析に用いる土粒子の比重，最大間隙比，最小間隙比，水の粘土，透水係数は実験値を用いる．**表-2** にその他のモデルパラメータを示すが，これらは Li による基本

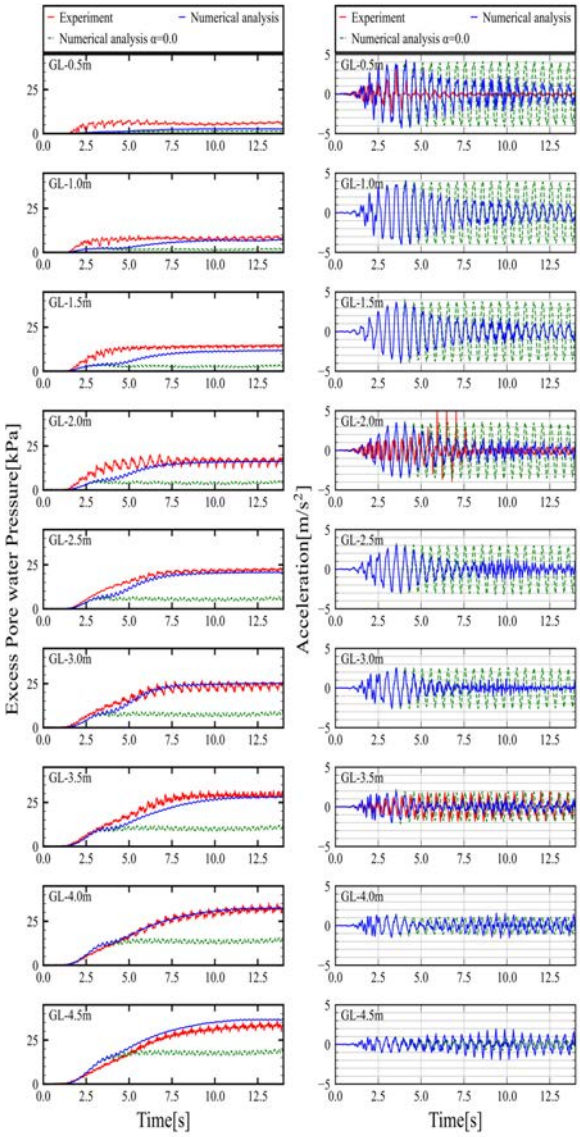

図-8　過剰間隙水圧と加速度記録の遠心場振動実験結果と再現解析結果の比較

モデルを実験結果に合うように修正したものである．限界せん断応力は**表-3** に示すように有効拘束圧に依存して大きくなるよう設定した．

相変化が進行すると間隙率が増加するが，間隙率が非常に大きくなると現状の弾塑性モデルは不安定になる．これを防ぐため，間隙比に上限値 e_{lim} を導入してその値に達すると相変化が生じないようにした．上限値が存在するため，本解析で間隙率が 1.0 に達することはない．本論文の目的は相変化のメカニズムを考慮した支配方程式を提案することであり，このような弾塑性モデルによる不安定性の解消については今後の課題である．

遠心場振動実験では粒度分布のある豊浦砂を使用したため，相変化速度をモデル化するためにはこの粒度分布を考慮する必要がある．Fujisawa ら[3]は，内部侵食可能な砂の粒子径によって侵食速度が決定されると仮定している．本研究では，これを簡易に表現するため単位体積当たりの相変化可能領域の比表面積を次のような間隙比の対数関数で表現する．

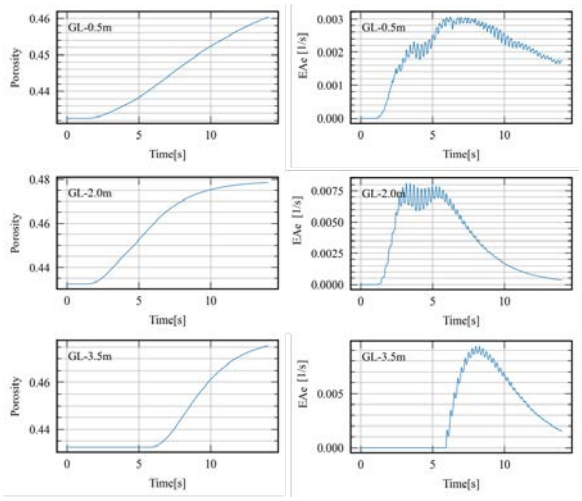

図-9　遠心場振動実験の数値解析結果における間隙率と相変化速度の時間変化

$$A_e = \frac{6(1-n_{III})}{D}\left\{-\log\left(1-\frac{e_{lim}-e}{e_{lim}-e_0}\right)\right\} \qquad (15)$$

ここで e，e_0 は間隙比，およびその初期値である．

図-8 に過剰間隙水圧および加速度応答の実験結果を数値解析結果と比較して示す．なお参考のため相変化係数 α が 0，すなわち相変化が生じない場合の結果についても併せて示している．提案モデルは表層に近い地点を除き，過剰間隙水圧の上昇過程をよく再現している．一方，相変化係数を 0 にした結果では，過剰間隙水圧が十分上昇しない結果が得られた．また加速度応答は，提案モデルは GL-0.5m の加速度が増加する過程をよく再現しているが，液状化後の加速度振幅が減少する過程を十分再現することはできていない．これは，GL-0.5m における過剰間隙水圧の再現性が低く過小評価であったために，相変化が十分に進行しなかったためだと考えられる．一方，過剰間隙水圧の再現性の高い GL-2.0m，GL-3.5m では加速度振幅の減少過程も良く再現することができている．また，相変化係数を 0 とした結果では加速度は 5 秒以降で一定の振幅を示し，振幅の減少は再現できない．

図-9 は，GL-0.5m，GL-2.0m，GL-3.5m における間隙率と相変化速度 EAe の時間変化を示している．GL-2.0m と GL-3.5m では，間隙率は間隙比の上限付近(0.484)まで上昇している．一方，GL-0.5 m では，他の 2 地点比べて間隙比の上昇は少ない．EAe は過剰間隙水圧で決まるため，過剰間隙水圧が過小評価となった地表付近では相変化が十分に進まなかった可能性がある．

全体として過剰間隙水圧，加速度応答ともに実験結果

をよく再現できたと考えられる．相変化係数を 0 とした解析では，過剰間隙水圧，加速度ともに実験結果を再現できていないため，相変化を含めることで実験結果の再現精度が向上することがわかった．また，本解析では，数値安定性のために間隙比の上限を設定しているため，前節で解析したような間隙比が 1.0 になるような解析を行うことはできない．そのため間隙率の大きい液状化地盤の解析にも対応できる弾塑性モデルの開発が必要となる．

5. 結論

本研究では，液状化した地盤の相変化を力学的なプロセスを仮定することで表現することを目的として支配方程式を導出し，その妥当性および適用性について検討した．

本研究で提案する手法は，飽和土三相系モデルに基づいたものであり，固相から浮遊粒子相へ度粒子が移送される過程を考慮している．この相変化を考慮した運動量保存則から支配方程式を導出した．提案した支配方程式は，間隙率 1.0 かつ液相がニュートン流体であると仮定できる場合にナヴィエ・ストークス式に帰着する．このため，固体また流体のどちらの挙動も自然に表現できることが特徴である．

一次元の動的解析によって，提案した支配方程式が固体と流体の挙動を適切に解析できること，またその相変化過程を表現できることが示された．遠心場振動実験の再現解析では，地表面付近の結果を除いて過剰間隙水圧，および加速度応答のいずれも良好に再現ができることを確認した．ただし解析の安定性のため，間隙比に上限値を設定したため，液状化地盤が完全に流体状となる過程を完全に再現することはできなかった．

参考文献

1) Uzuoka, R., Yashima, A., Kawakami, T. and Konrad, J.M.: Fluid dynamics based prediction of liquefaction induced lateral spreading, *Computers and Geotechnics*, Vol.22, No.3-4, pp.243-282, 1998.

2) Jafarian, Y., Ghorbani, A. and Ahmadi, O.: Simplified dynamic analysis to evaluate liquefaction-induced lateral deformation of earth slopes: a computational fluid dynamics approach, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, Vol.13, No.3, pp.555-568, 2014.

3) 佐藤忠信，文龍，渦岡良介：砂の流弾塑性構成式による液状化・流動過程の統一的解析，土木学会論文集 No.717/I-61，pp.53-64，2002.

4) Ye, B., Ni, X., Huang, Y. and Zhang, F.: Unified modeling of soil behaviors before/after flow liquefaction, *Computers and Geotechnics*, Vol.102, pp.125-135, 2018.

5) Wang, Z. H., Ma, J. L., Gao, H. M., Stuedlein, A. W., He, J. and Wang, B. H.: Unified Thixotropic Fluid Model for Soil Liquefaction. *Géotechnique*, Vol.70, No.10, pp.1-45, 2019.

6) Fujisawa, K., Murakami, A., and Nishimura, S.: Numerical analysis of the erosion and the transport of fine particles within soils leading to the piping phenomenon, *Soils and Foundations*, Vol.50, No.4, pp.471-482, 2010.

7) Nishimura, N.: Chapter 3 Soil Mechanics, Geotechnical Engineering Handbook, *Japanese Geotechnical Society*, pp.51-64, 1999.

8) Indraratna, B., Muttuvel, T., and Khabbaz, H.: Modelling the erosion rate of chemically stabilized soil incorporating tensile force-deformation characteristics, *Canadian Geotechnical Journal*, Vol.46, No.1, pp.57-68, 2009.

9) Arulananthan, K., Loganathan, P., and Krone, R.B.: Pore and eroding fluid influences on surface erosion of soil, *Journal of Geotechnical Engineering*, Vol.101, No.1, pp.51-66, 1975.

10) Blake, F. C.: The resistance of packing to fluid flow, *Transactions of the American Institute of Chemical Engineers*, Vol.14, pp.415-421, 1922.

11) Carman, P. C.: Fluid flow through granular beds, *Transactions of the Institution of Chemical Engineers*, Vol.15, pp.150-166, 1937.

12) Watanabe, A., Uzuoka, R., and Ueda, K.: Development of methods to evaluate the permeability of liquefied sand, *Proc of The 53th Annual Meeting of the Japan National Conference on Geotechnical Engineering*, No.948(E-08), 2018.

13) Li, X.S: A sand model with state-dependent dilatancy, *Geotechnique*, Vol.52, No.3, pp.173-186, 2002.

GOVERNING EQUATIONS CONSIDERING PHASE CHANGE FROM SOLID TO FLUID OF SOIL GROUND BASED ON THREE-PHASE SATURATED SOIL MODEL

Jun Kurima, Yoshikazu Shingaki, Hiroyuki Goto, Sumio Sawada

When liquefaction occurs, stiffness decreases, resulting in a mud-like behavior where soil particles and pore water are mixed together. In this study, a solid-to-fluid phase transition representation of the ground is formulated assuming a mechanical process similar to that of internal erosion, and governing equations including conservation of momentum are derived. It is confirmed that the proposed method agrees with the Navier-Stokes equations in a hypothetical situation. One-dimensional analysis and reproduction of centrifugal loading test were also carried out using the proposed method. The results show that the proposed method can analyze solid and liquid phases and represent their phase transitions.