

液状化地盤にあるRC造杭基礎の 遠心力模型振動実験の三次元有効応力解析

伊藤 浩二¹・佐々木 智大²・樋口 俊一³

¹正会員 株式会社大林組 技術研究所構造技術研究部 (〒204-8558 東京都清瀬市下清戸4-640)
E-mail:ito.koji.ro@obayashi.co.jp

²正会員 株式会社大林組 技術研究所構造技術研究部 (〒204-8558 東京都清瀬市下清戸4-640)
E-mail:sasaki.tomohiro@obayashi.co.jp

³正会員 株式会社大林組 技術研究所構造技術研究部 (〒204-8558 東京都清瀬市下清戸4-640)
E-mail:higuchi.shunichi@obayashi.co.jp

近年、三次元要素を用いて地盤や構造物の三次元形状を忠実に再現した詳細なモデルによる非線形地震応答解析のニーズが高まっている。そこで、液状化地盤中にある模型縮尺比 1/25 の RC 造杭基礎の遠心力模型振動実験に対し、三次元有効応力解析による再現解析を行った。はじめに、RC 造杭基礎の遠心力模型振動実験の方法と結果の概要を示す。液状化地盤にある基礎構造物の非線形解析では、地震時から地震後までの過剰間隙水圧の蓄積、消散を適切に表現する地盤構成モデルが必要となり、緩い飽和砂から密な飽和砂までの広範な密度の材料の強度・変形特性を表現する地盤構成モデルへの拡張を行った。次に、拡張した地盤構成モデルを用いた三次元有効応力解析を行い、遠心模型振動実験結果との比較より、液状化地盤における RC 造杭基礎構造物の非線形連成挙動への適用性を検証した。

Key Words: *liquefaction, pile foundation, centrifuge model test, effective stress analysis*

1. はじめに

鉄筋コンクリート（以下 RC）製の基礎構造物や地中構造物の耐震性能評価では、地盤-構造物連成系での非線形応答特性を把握する必要がある。近年、設計用入力地震動レベルの増大に伴い、地盤の変位、構造物の損傷を許容した部材変形を耐震性能評価の指標とすることで合理的な設計に繋がることから、地盤と構造物全体を解析できる有限要素法等が耐震設計の有力なツールとして期待されている。これまでの地盤-構造物連成系の耐震解析では、三次元の地盤をばねに置換した解析、あるいは地盤と構造物を平面ひずみ要素で簡略化した二次元解析が主に用いられてきた。さらに、地盤および構造物の非線形領域までを対象とした三次元下の動的挙動は未解明な部分が多いため、実際の三次元形状である地盤と構造物を置換した二次元モデルで得られた解析結果を評価する際に安全率を見込まざるを得ない場合もある。

一方で、近年のコンピューター性能の向上に伴い、実際の地盤および構造物の形状を忠実に再現する三次元要素による大自由度解析が注目されている。現在のところ、

三次元要素を用いた非線形地震応答解析は少なく、実験結果との比較によりその解析精度を検証した例が少ないのが現状である。そのためには、地盤と構造物を三次元要素で詳細にモデル化した大規模高速化による非線形解析を実現することが必要になる。

本研究では、液状化地盤にある RC 造杭基礎を模擬した既往の遠心力模型振動実験結果に対し、三次元有効応力解析による再現解析を行った。最初に、飽和砂地盤中に埋め込まれた模型縮尺比 1/25 の RC 造杭基礎の遠心力模型振動実験の方法と結果の概要を示す。液状化地盤にある基礎構造物の非線形解析では、地震時に過剰間隙水圧が蓄積し液状化に至る過程、地震後に蓄積した過剰間隙水圧が消散する過程を適切に表現する地盤構成モデルが必要となる。そこで、緩い飽和砂から密な飽和砂までの広範な密度の材料の強度・変形特性を再現する地盤構成モデルへの拡張とその適用性を示す。

最後に、拡張した地盤構成モデルを用いた三次元有効応力解析による再現解析を行い、遠心力模型振動実験結果との比較より、液状化地盤と RC 造杭基礎構造物の非線形連成挙動への適用性を検証した。

2. 遠心力模型振動実験の概要

(1) 方法

実験は、液状化地盤のRC造杭基礎の非線形域までの応答性状を把握し、構造物および液状化地盤の材料非線形性を考慮した三次元有効応力解析の検証用データを得ることを目的に実施された^{1) 2)}。RC造杭基礎は、道路橋示方書の設計計算例を参考に、平面形状が8.5m×8.5mのフーチングに直径1.2mのRC造杭を9本配置する支持杭基礎を想定した。試験体は1/25縮小模型とし、せん断土槽内の飽和地盤中に埋込み、RC造杭基礎の非線形挙動に対する基礎データを得ることを目的としている。

図-1に試験体形状、寸法および試験体設置状況を示す。せん断土槽中央に杭基礎を設置し、自重方向に25Gの遠心力を作用させた状態で水平1方向加振で実施された。

図-2に試験体の詳細寸法および配筋を示す。杭基礎は同断面の9本の杭とフーチングからなる。杭は直径48mm（実大1.2m相当）のRC造で、杭とフーチングは剛接合として一体化している。上部構造物は厚さ22mmの鋼板を用いた門形フレームに鋼製錘（65kg）を接続したものである。コンクリートでは粗骨材と細骨材は模型縮尺比1/25を目標に骨材の粒度調整したマイクロコンクリートを使用し、鉄筋では異形鉄筋と同様の節を有する縮尺鉄筋を用いている。支持基盤では珪砂7号、セメントおよび水を混合したセメント改良土基盤、周辺地盤では7号珪砂を用いた飽和地盤（相対密度 $D_r = 63\%$ 、飽和密度 1.88t/m^3 ）、間隙流体では粘性流体（メトロゾ水溶

液：粘度 $25\text{mPa}\cdot\text{s}$ ）を用いている。マイクロコンクリート、縮尺鉄筋および地盤の材料特性等の詳細は文献^{3) 4)}を参照されたい。自重として25Gの遠心力を作用させながら、水平1方向に兵庫県南部地震ポートアイランド波形を用いた加振とし、地震波による微小加振から開始し、加振No.1から加振No.6まで徐々に入力レベルを漸増させている。ここで、以下の遠心力模型振動実験結果は、縮尺模型の力学量で示されている。

(2) 結果

図-3に杭主筋の降伏が確認できた加振No.5の上部構造物、フーチング、地表、振動台の加速度、飽和地盤の過剰間隙水圧比の時刻歴を示す。飽和地盤では約0.4sで過剰間隙水圧比が1.0程度となり液状化が生じている。飽和地盤では液状化後の地表の加速度が減衰しているが、フーチング、上部構造物では有意な加速度の振動が継続している。

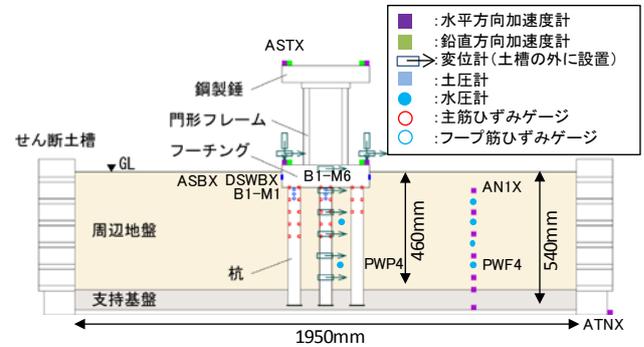


図-1 試験体および計測位置

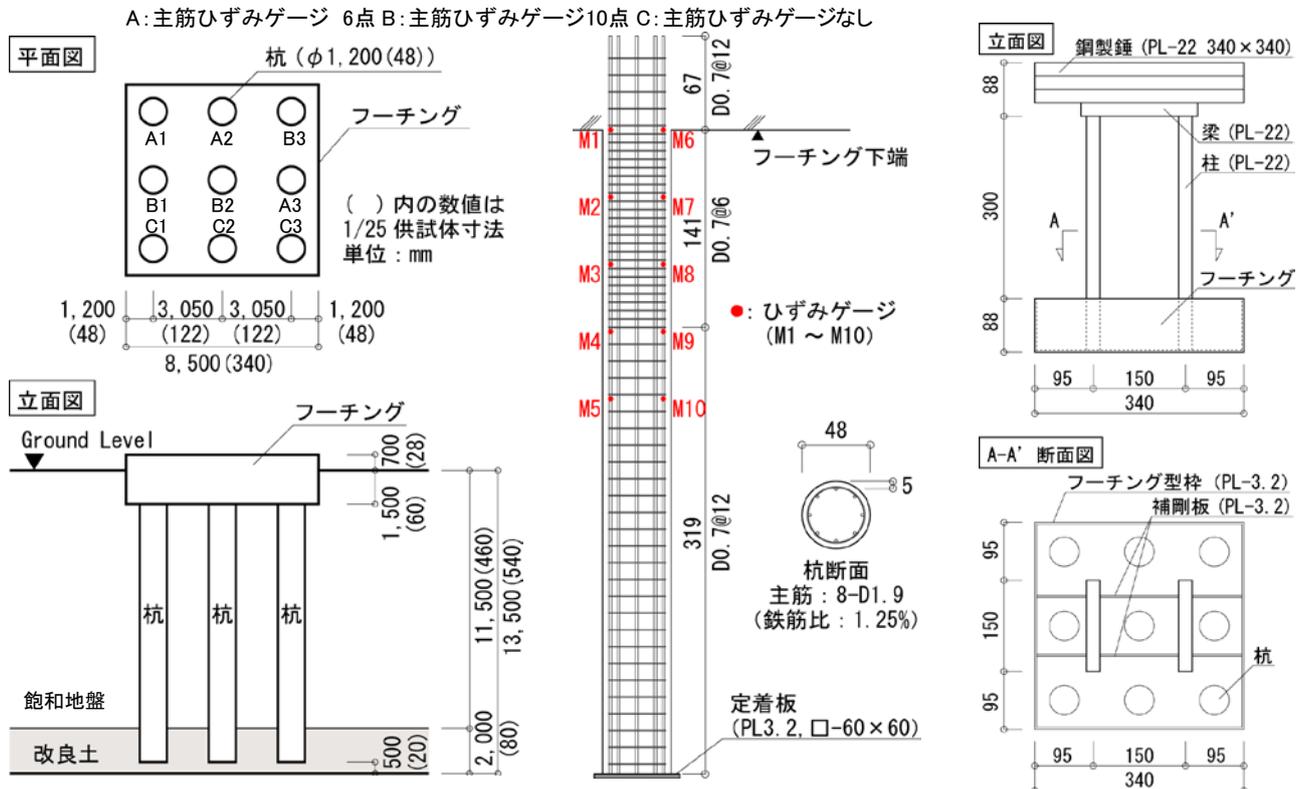


図-2 詳細寸法および配筋

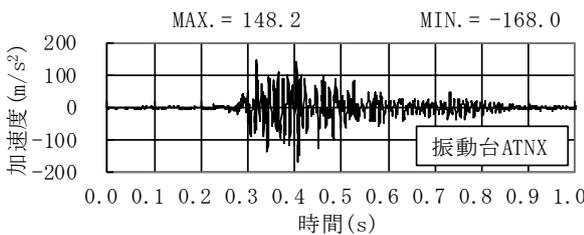
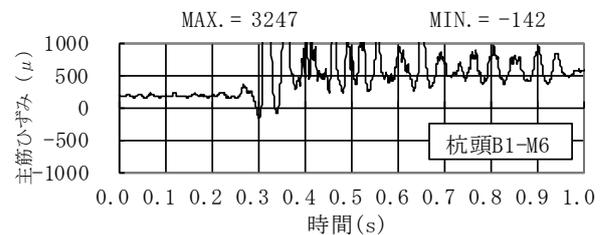
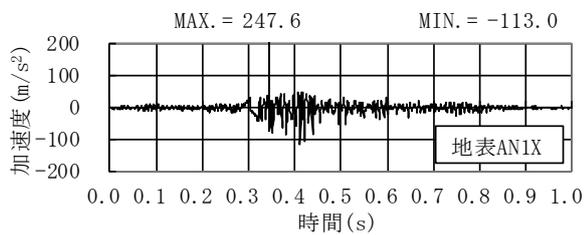
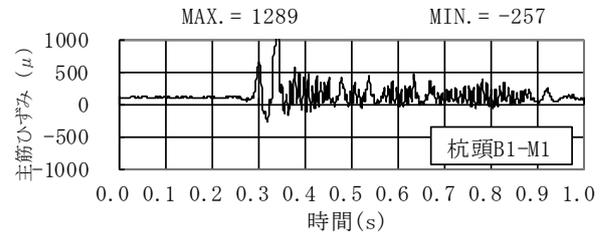
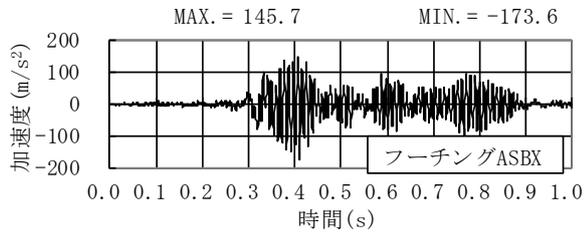
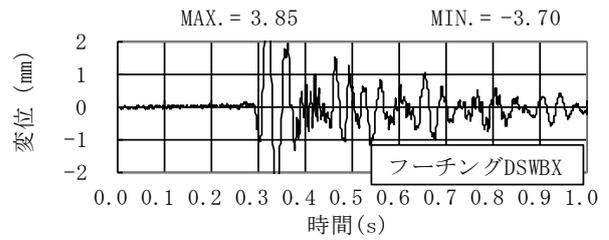
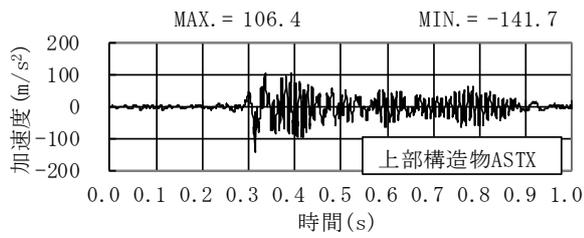


図-4 時刻歴（遠心力模型振動実験）

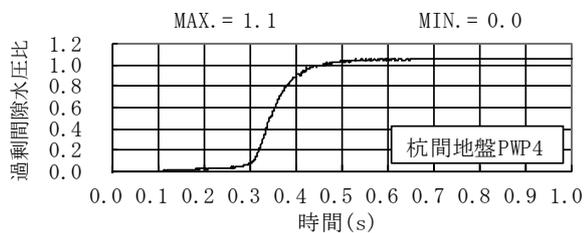
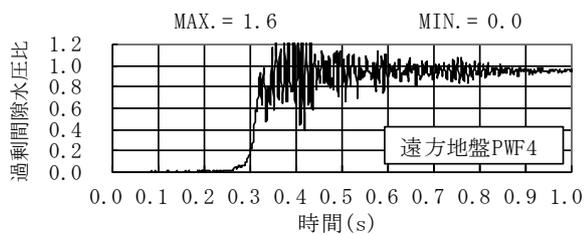


図-3 時刻歴（遠心力模型振動実験）

図-4にフーチングの変位，杭頭の主筋ひずみ（引張：正，圧縮：負）の時刻歴を示す。杭頭の主筋ひずみは，フーチングが正側（図-1の右側）に変位した場合，杭頭B1-M1の主筋で圧縮ひずみ，杭頭B1-M6の主筋で引張ひずみが生じている。杭頭B1-M6の主筋の引張ひずみは降



写真-1 杭の損傷（遠心力模型振動実験）

伏ひずみ1700 μ を超過し，杭主筋の降伏を確認できる。

写真-1に加振No.6の実験終了後における杭の損傷を示す。杭の損傷状況は，曲げひび割れが杭頭近傍，支持基盤近傍，杭中央近傍で多数観察されたがせん断ひび割れは生じていない。

3. 地盤の構成モデル

(1) 下負荷面モデル

地盤構成モデルでは、Hashiguchi, K. et al. が提案した地盤材料の繰返し塑性を表現する下負荷面および回転硬化の概念に基づく土の弾塑性構成式を基本とした^{5), 6)}。

図-5 に $p-q$ 面 (p : 平均応力, q : 軸差応力) における下負荷面モデルの正規降伏面と下負荷面との関係を示す。ここで、下負荷面は、相似中心 s に対して、現応力点 σ を通って正規降伏面と相似形を有し、正規降伏比 R (正規降伏面に対する下負荷面の大きさの比) を用いて表現される。詳細は文献 6) を参照されたい。

本研究で用いた下負荷面モデルは、相似中心 s を原点で固定とし、下負荷面は式(1)~(6)で表現される。

$$f(\bar{p}, \bar{\chi}) = \bar{p}(1 + \bar{\chi}^2) = RF(H) \quad (1)$$

$$\bar{\chi} = \frac{\|\bar{\eta}\|}{\bar{m}} \quad (2)$$

$$\bar{\eta} = \frac{\bar{\sigma}^*}{\bar{p}} - \beta \quad (3)$$

$$\bar{m} = \frac{2\sqrt{6} \sin \Phi}{\left\{ \frac{1}{2}(\Phi_1^4 + \Phi_2^4) - \frac{1}{2}(\Phi_1^4 - \Phi_2^4) \sin 3\bar{\theta}_\sigma \right\}^{1/4}} \quad (4)$$

$$\left. \begin{array}{l} \Phi_1 \\ \Phi_2 \end{array} \right\} = 3 \pm \sin \Phi \quad (5)$$

$$\sin 3\bar{\theta}_\sigma = -\sqrt{6} \frac{tr \bar{\eta}^3}{\|\bar{\eta}\|^3} \quad (6)$$

ここで、 f は下負荷面、 F は正規降伏面、 H は等方硬化変数、 Φ は内部摩擦角、 $\bar{\sigma}^*$ は偏差応力、 \bar{p} は平均応力、 β は異方性の変数である。式(1) は $\beta=0$ の π 面で、軸対称圧縮・伸張 ($\bar{\theta}_\sigma = \pm\pi/6$) でモール・クーロンの破壊規準に一致し、破壊規準を包絡する関数である。

回転硬化の発展則は式(7)~(11)で表現される。

$$\dot{\beta} = b_r \|D^{p*}\| \|\bar{\eta}\| \bar{\eta}_b \quad (7)$$

$$\bar{\eta}_b = \bar{m}_b \bar{t} - \beta \quad (8)$$

$$\bar{t} = \frac{\bar{\eta}}{\|\bar{\eta}\|} \quad (9)$$

$$\bar{m}_b = \frac{2\sqrt{6} \sin \Phi_b}{\left\{ \frac{1}{2}(\Phi_1^4 + \Phi_2^4) - \frac{1}{2}(\Phi_1^4 - \Phi_2^4) \sin 3\bar{\theta}_\sigma \right\}^{1/4}} \quad (10)$$

$$\left. \begin{array}{l} \Phi_1 \\ \Phi_2 \end{array} \right\} = 3 \pm \sin \Phi_b \quad (11)$$

ここで、 Φ_b は回転硬化限界面、 b_r は材料定数、 D^{p*} は塑性偏差ひずみ速度である。

等方硬化変数は式(12)~(16)で表現される。

$$\dot{H} = -D_v^p + D_s^p \quad (12)$$

$$D_s^p = \mu \|D^{p*}\| \left(\frac{\|\bar{\sigma}^*\|}{\bar{p}} - m_d \right) \quad (13)$$

$$m_d = \frac{2\sqrt{6} \sin \Phi_d}{\left\{ \frac{1}{2}(\Phi_1^4 + \Phi_2^4) - \frac{1}{2}(\Phi_1^4 - \Phi_2^4) \sin 3\bar{\theta}_\sigma \right\}^{1/4}} \quad (14)$$

$$\left. \begin{array}{l} \Phi_1 \\ \Phi_2 \end{array} \right\} = 3 \pm \sin \Phi_d \quad (15)$$

$$\sin 3\bar{\theta}_\sigma = -\sqrt{6} \frac{tr \bar{\sigma}^{*3}}{\|\bar{\sigma}^*\|^3} \quad (16)$$

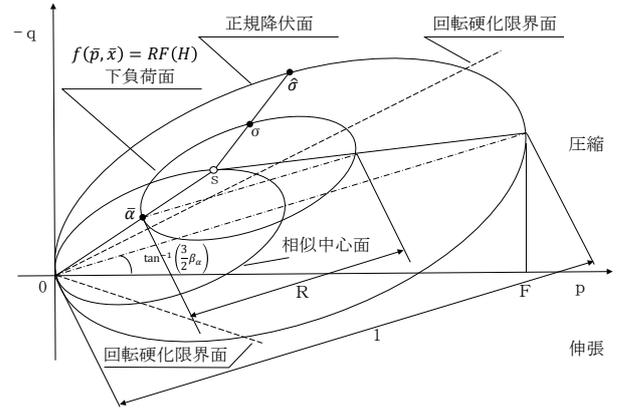


図-5 $p-q$ 面における正規降伏面と下負荷面

表-1 材料定数

材料	硅砂7号 ($D_r=60\%$)	
圧縮指数	$\lambda/(1+e_0)$	0.00211
膨脹指数	$\kappa/(1+e_0)$	0.00047
内部摩擦角	ϕ	33°
正規降伏面の初期値	F_0	100kN/m ²
ポアソン比	ν	0.33
回転硬化限界面	ϕ_b	33°
回転硬化発展則	b_r	100
正規降伏比Rの発展則	u	5000
	ζ_1	1000
せん断による 等方硬化/軟化*	μ	0.1
	ϕ_d	26.6°
	ζ_2	-10
規準有効応力	$\sigma'_{m,ref}$	100kN/m ²
弾性係数	E_{ref}	218647kN/m ²

*せん断による等方硬化/軟化を非考慮の場合 $\mu=0$

ここで、 D_v^p は塑性体積ひずみ速度、 D_s^p はせん断による等方硬化/軟化の塑性体積ひずみ速度、 μ はせん断による等方硬化/軟化の材料定数、 Φ_d はせん断による等方硬化/軟化の境界面である。

(2) 下負荷面モデルの拡張

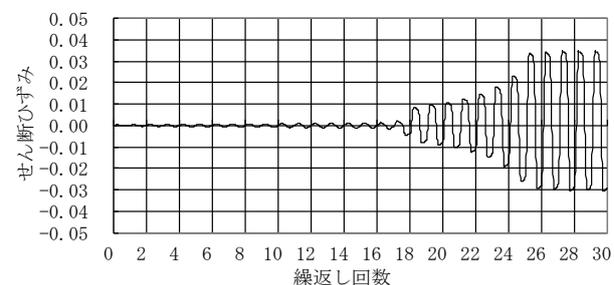
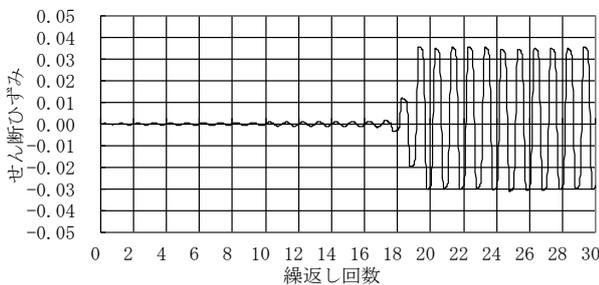
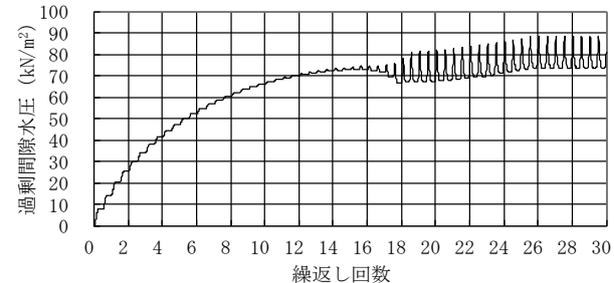
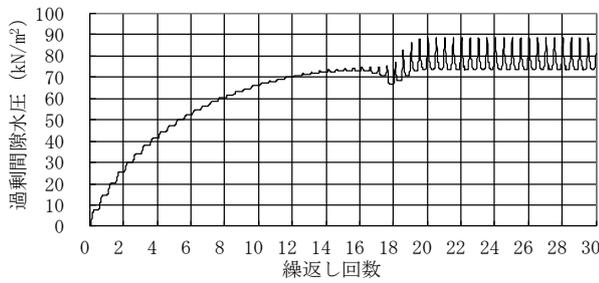
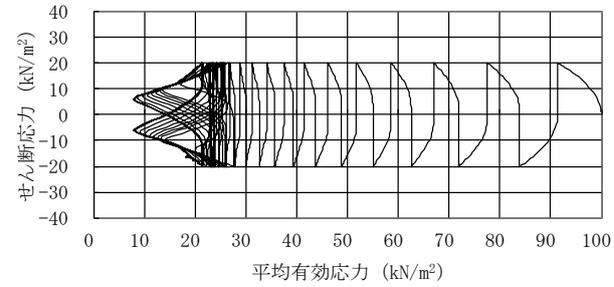
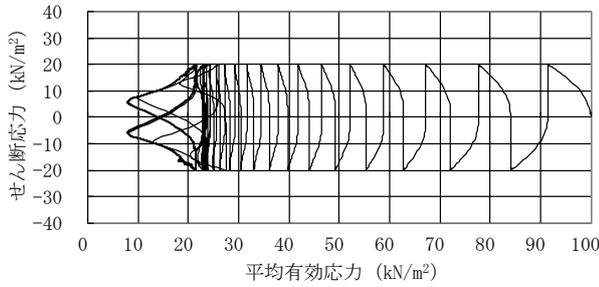
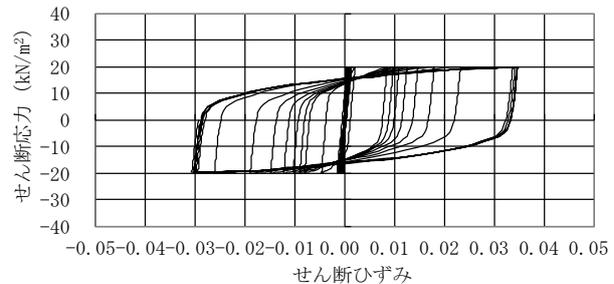
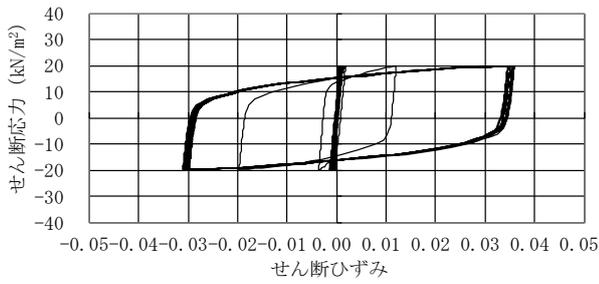
本研究の下負荷面モデルでは、塑性ひずみ増分を規定する正規降伏比 R の発展則において、式(17)、(18)で累積塑性偏差ひずみ ε^{p*} に伴い u を低減することにより、一般的な緩い飽和砂の非排水繰返しせん断挙動で得られる数%程度まで急増するせん断ひずみの発生を再現するものとした⁷⁾。

$$\dot{R} = U(R) \|\varepsilon^{p*}\|, \quad \varepsilon^{p*} = D^p \quad (17)$$

$$U(R) = -\frac{u}{\exp(\zeta_1 \cdot \varepsilon^{p*})} \ln R, \quad \varepsilon^{p*} = \int \|D^{p*}\| dt \quad (18)$$

ここで、 u は塑性ひずみ増分を規定する定数、 ζ_1 は塑性偏差ひずみの影響を規定する定数である。

せん断による等方硬化/軟化では、式(19)で累積塑性偏差ひずみ ε^{p*} に伴い μ を低減することにより、一般的な密な飽和砂の非排水繰返しせん断挙動で得られる数%程度まで漸増するせん断ひずみの発生を再現するものとした。



(せん断による等方硬化/軟化：非考慮)

(せん断による等方硬化/軟化：考慮)

図-6 非排水繰返し単純せん断条件の解析

$$D_s^p = \mu \|D^{p*}\| \left(\frac{\|\sigma^*\|}{p} - m_d \right) \exp(\zeta_2 \cdot \varepsilon^{p*}) \quad (19)$$

ここで、 ζ_2 はせん断による等方硬化/軟化で塑性偏差ひずみの影響を規定する材料定数である。

表-1に硅砂7号 ($D_r=60\%$)を想定した下荷面モデルの材料定数を示す。下荷面モデルでは、正規降伏面で修正カムクレイモデルを適用することから、下荷面モデル固有の定数は、回転硬化限界面の Φ_b 、回転硬化発展則の b_r 、正規降伏比 R の発展則の u 、 ζ_1 、せん断による等方硬化/軟化の μ 、 Φ_d 、 ζ_2 である。

(3) 飽和砂の非排水繰返しせん断挙動

図-6に表-1のせん断による等方硬化/軟化を非考慮の場合、考慮の場合の材料定数、土圧係数 $K_0=1.0$ 、初

期平均有効応力 $\sigma'_0=100\text{kN/m}^2$ の非排水繰返し単純せん断条件(せん断応力比0.2)で得られた計算結果を示す。

式(18)で u を低減し、せん断による等方硬化/軟化を非考慮の場合では、緩い飽和砂の非排水繰返しせん断でみられる破壊近傍での繰返し塑性である有効応力経路が原点へ急激に漸近する傾向や急増する大きなせん断ひずみを表現できている。

一方で、式(18)で u を低減し、式(19)のせん断による等方硬化/軟化で μ の低減を考慮した場合では、密な飽和砂の非排水繰返しせん断でみられる破壊近傍での繰返し塑性である有効応力経路が原点へ徐々に漸近する傾向や漸増する大きなせん断ひずみの傾向をある程度表現できていることから、緩い飽和砂から密な飽和砂までの強度・変形特性を概ね再現できると考えられる。

4. 三次元有効応力解析

(1) 方法

解析では、大規模高速化非線形FEM解析プログラム「FINAL-GEO」^{8), 9)}を用いた。「FINAL-GEO」では、鉄筋コンクリートの材料構成モデルに加えて、飽和多孔質体のBiotの多次元圧密式^{10)~13)}を基礎式として液状化地盤、液状化対策地盤の地震時から地震後までの過剰間隙水圧の発生・消散過程を考慮して飽和地盤、RC製構造物の地震応答を得る有効応力解析を行うことができる。

ここで、飽和地盤の有限要素法の定式化では、間隙水の絶対変位を用いる $u - U$ 形式を採用している。

(2) モデル

図-7にモデルを示す。形状、载荷条件の対称性を考慮して、図-1, 2の試験体の半分をモデル化した。鋼製の上部構造物、フーチングおよび地盤で六面体要素、杭基礎の主筋やせん断補強筋でトラス要素、フーチングの鋼製型枠で四辺形要素を用いた。コンクリートと鉄筋間の相対滑りは考慮せず、フーチング、杭体と地盤との境界面はせん断剛性をゼロとし、法線方向剛性を無限大とした接合要素を配し、地盤と躯体間のすべりを考慮した。液状化地盤の水理条件は、フーチング、杭体および支持地盤との境界で非排水とした。

総節点数は約17万、総要素数は約16万、総自由度数は約84万である。

(3) 条件

境界条件はモデル底面を完全固定とし、せん断土槽のモデル化では、地盤両側面の節点の水平変位（図-7の x 方向変位）が同じになるように従属条件を与え、せん断土槽の質量および剛性を考慮した。解析対象の加振は、実験で杭主筋の降伏が観測された加振No.5とした。解析で用いる入力波は、実験のせん断土槽底面で得られた振動台加速度を用いた。解析の時間増分は5/10000s、継続時間1.0s、ステップ数2000の解析、求解法は接線剛性法とした。粘性減衰定数は初期剛性比例で1%を仮定した。

(4) 地盤定数

表-2に飽和地盤の物理定数と力学定数を示す。飽和地盤では相対密度が63%で比較的小さいことから、表-1のせん断による等方硬化/軟化を非考慮の場合の下負荷面モデルの材料定数を設定し、支持地盤で弾性を仮定した。

(5) 鉄筋コンクリートの構成モデル

図-8にコンクリート、グラウトの主応力～等価一軸ひずみ関係を示す。圧縮側の上昇域は修正Ahmadモデル¹⁴⁾、軟化域は中村モデル¹⁵⁾を用い、引張側はひび割れまでを

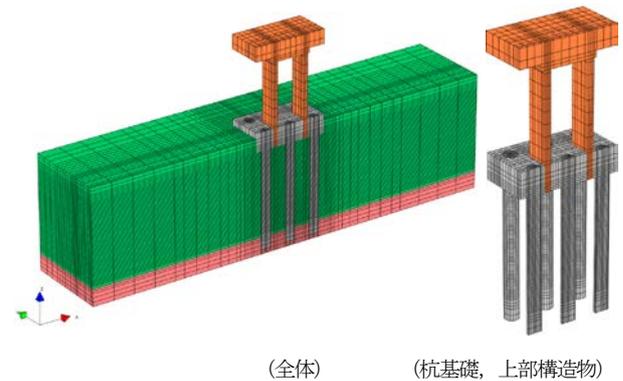


図-7 解析モデル

表-2 物理定数と力学定数

材料	珪砂7号 ($D_r=60\%$)	
土粒子密度	ρ_s	2.648t/m ³
間隙水密度	ρ_f	1.0t/m ³
間隙率	n	0.472
土粒子体積弾性係数	K_s	1.0×10^{10} kN/m ²
間隙水体積弾性係数	K_f	2.25×10^6 kN/m ²
透水係数	k	7.0×10^{-5} m/s

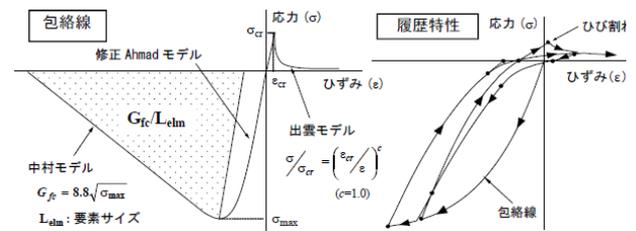


図-8 コンクリートの応力～ひずみ関係

線形とし、ひび割れ後は引張軟化を仮定した¹⁶⁾。繰返し载荷時の履歴特性は長沼らのモデル¹⁴⁾により表現した。鉄筋の応力～ひずみ関係は降伏点を折れ点とする完全弾塑性モデルとし、鋼製の上部構造物では弾性を仮定した。

(6) 結果

図-9に杭主筋の降伏が確認できた加振No.5の入力波で得られた上部構造物、フーチング、地表、振動台の加速度、飽和地盤の過剰間隙水圧比の時刻歴を示す。

飽和地盤では約0.4s～0.5sで過剰間隙水圧比が1.0程度となり液状化が生じている。飽和地盤では液状化後の地表の加速度が減衰しているが、フーチング、上部構造物では有意な加速度の振動が生じており、実験で得られた傾向と同様である。解析で得られた過剰間隙水圧比は、実験結果と比較して上昇が多少早い傾向であるが、液状化に達する時刻を概ね再現できている。

図-10にフーチングの変位、杭頭の主鉄筋のひずみの時刻歴を示す。杭頭のひずみは、フーチングが正側（図-1の右側）に変位した場合杭頭B1-M1の主筋で圧縮ひずみ、杭頭B1-M6の主筋で引張ひずみが生じており、実験で得られたフーチングの変位と杭頭B1-M1、杭頭B1-M6

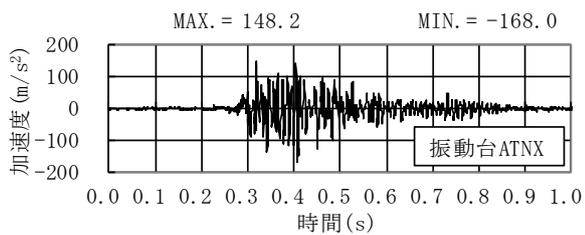
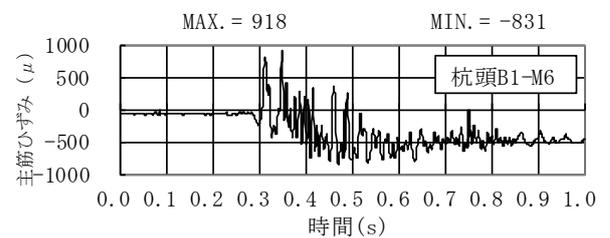
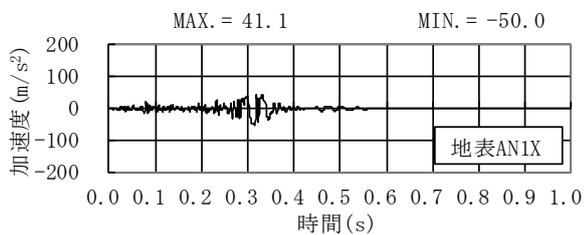
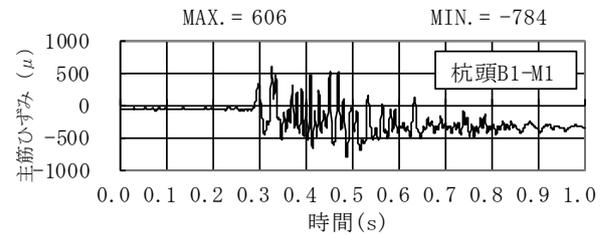
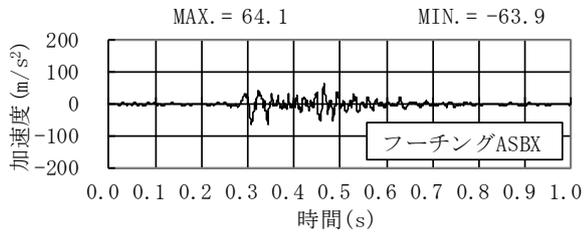
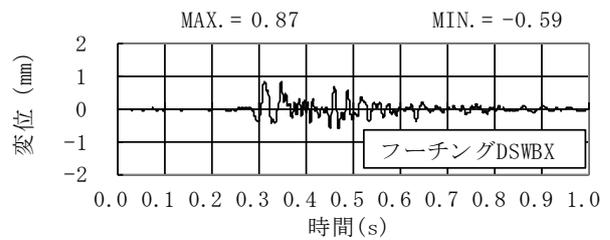
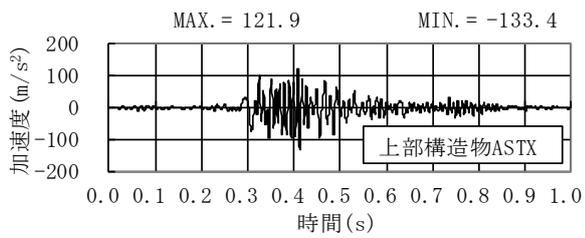


図-10 時刻歴（三次元有効応力解析）

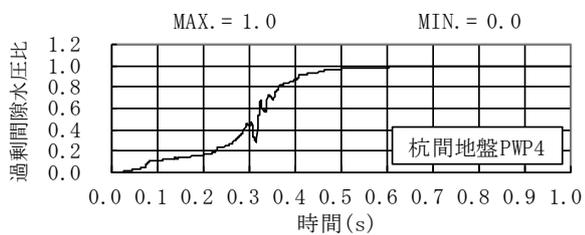
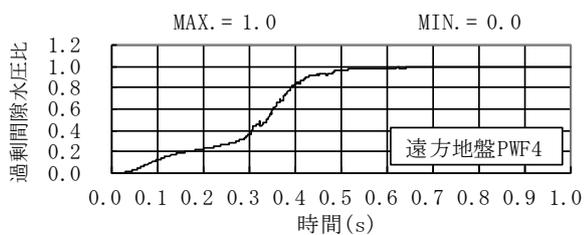


図-9 時刻歴（三次元有効応力解析）

の杭主筋の発生ひずみの位相特性と整合している。実験では杭頭B1-M6で 3247μ の引張ひずみが生じ杭主筋の降伏が確認できたが、解析では杭頭B1-M6で 918μ の引張ひずみであり、杭主筋の降伏まで再現できなかった。

図-11に杭の損傷を示す。杭の損傷状況は、曲げひび

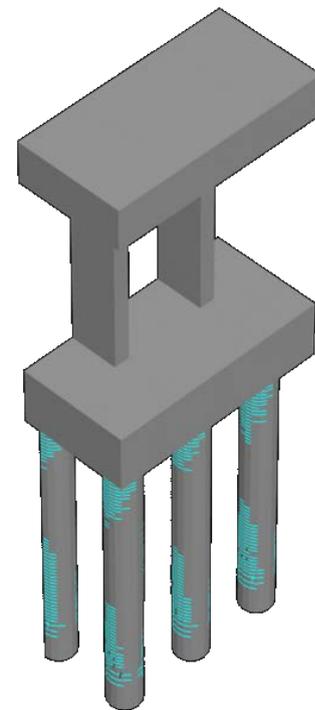


図-11 杭の損傷（三次元有効応力解析）

割れは多数観察されたが、せん断ひび割れは生じていない。ひび割れ本数やひび割れ間隔などを直接的に比較することはできないものの、写真-1の加振No.6の実験終了後のひび割れ状況との比較から、両者でともに杭頭部、杭端部および中腹部に曲げひび割れが生じ、せん断によ

る斜めひび割れは生じておらず定性的な傾向を再現できている。

5. おわりに

液状化地盤にあるRC製構造物の非線形連成挙動に対する大規模高速化解析手法の適用性を検証するために、液状化地盤中に埋め込んだ1/25縮尺模型のRC造杭基礎の遠心力振動実験を対象とした三次元有効応力解析を行った。上部構造物、フーチングおよび液状化地盤の応答や杭主筋の応答ひずみ、杭の損傷について実験と解析とを比較した結果、本研究で用いた大自由度モデルを用いた三次元有効応力解析により、液状化地盤とRC製構造物との連成非線形挙動をある程度良好な精度で再現できる可能性があることがわかった。

実験においては、得られるコンクリートや鉄筋の応力やひずみ等、液状化地盤の応力、過剰間隙水圧、残留変位等の力学量が限定的にならざるをえないことから、今後はこのような三次元有効応力解析で得られる結果を詳細に考察し、基礎構造物や地中構造物のより合理的な耐震安全性評価へ適用することが有用と考えている。

参考文献

- 1) 樋口俊一, 堤内隆広, 大塚林菜, 伊藤浩二, 江尻譲嗣: RC 造杭基礎構造物の遠心模型振動実験, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 68, No. 4 (地震工学論文集第 31-b 巻), I_642-I_651, 2012.
- 2) 米澤健次, 穴吹拓也, 樋口俊一, 伊藤浩二, 堤内隆広, 江尻譲嗣: 3 次元大自由度モデルによる地盤-構造物連成系の地震応答 FEM 解析, 大林組技術研究所報, No.76, 2012.12.
- 3) 穴吹拓也, 堤内隆広, 米澤健次, 樋口俊一, 伊藤浩二, 江尻譲嗣: RC 杭基礎を対象とした遠心振動実験と構造物~地盤連成系 FEM 解析, 第 13 回日本地震工学シンポジウム, pp.1062-1069, 2010.
- 4) 米澤健次, 鈴木正寛, 穴吹拓也, 樋口俊一, 伊藤浩二, 江尻譲嗣: 杭基礎に隣接した RC 地中構造物の地震時挙動に関する研究, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol. 68, No.4 (地震工学論文集第 31-b 巻), I_652-I_659, 2012.
- 5) 樋口俊一: 最新弾塑性学, pp.155-161, 朝倉書店, 1995.
- 6) Hashiguchi, K. and Chen, Z.-P.: Elastoplastic constitutive equation of soils with the subloading surface and the rotational hardening, *Int. J. for numerical and analytical methods in geomechanics*, Vol.22, pp.197-227, 1998.
- 7) 樋口俊一, 間瀬辰也: 下負荷面モデルによるサイクリックモビリティの物理的解釈と定量的表現, 地盤工学ジャーナル, Vol.6, No.2, pp.225-241, 2010.
- 8) 米澤健次, 穴吹拓也, 江尻譲嗣: 大規模・高速化非線形 FEM 解析ソフト「FINAL-GEO」, 大林組技術研究所報, No.75, 2011.
- 9) 伊藤浩二, 江尻譲嗣: 地震時および地震後の液状化対策地盤の変状評価, 大林組技術研究所報, No.78, 2014.
- 10) Biot, M.A.: General Theory of Three-dimensional Consolidation, *J. Appl. Phys.*, Vol.12, pp.155-164, 1941.
- 11) Biot, M.A.: Theory of Elasticity and Consolidation for a Porous Anisotropic Solid, *J. Appl. Phys.*, Vol.26, pp.182-185, 1955.
- 12) Biot, M.A.: Mechanics of Deformation and Acoustic Propagation in Porous Media, *J. Appl. Phys.*, Vol.33, pp.1483-1898, 1962.
- 13) Biot, M.A.: Theory of Stability and Consolidation of a Porous Media under Initial Stress, *J. Math. and Mech.*, Vol. 12, pp.521-541, 1963.
- 14) Naganuma, K., Yonezawa, K., Kurimoto, O. and Eto, H.: Simulation of Nonlinear Dynamic Response of Reinforced Concrete Scaled Model Using Three Dimensional Finite Element Method, 13th WCEE, Vancouver, B.C., Canada, Paper No.586, 2004.
- 15) Nakamura H. and Higai T.: Compressive Fracture Energy and Fracture Zone Length of Concrete, Seminar on Post-peak Behavior of RC Structures Subjected to Seismic Load, JCI-C51E, Vol.2, pp.259-272, 1999.
- 16) 出雲淳一, 嶋弘, 岡村甫: 面内力を受ける鉄筋コンクリート板要素の解析モデル, コンクリート工学論文, No.87.9-1, pp.107-120, 1987.

EFFECTIVE STRESS ANALYSIS SIMULATING CENTRIFUGE MODEL TEST OF REINFORCED CONCRETE PILE FOUNDATION IN LIQUEFIABLE GROUND

Koji ITO, Tomohiro SASAKI and Shunichi HIGUCHI

This paper describes the numerical results and its verification based on an three-dimensional effective stress analysis with cyclic elastoplastic constitutive model of soil, namely subloading surface model. Numerical analysis is carried out to confirm the applicability of numerical procedure considering the material non-linearity on both soils and structures, simulating the centrifuge model test of reinforced concrete pile foundation in liquefiable ground with similitude of 1/25. It is concluded that the presented numerical procedure had the possibility of predicting the inelastic response of soil-reinforced concrete structure interaction in liquefiable ground during strong earthquake.