

3.3.6 地盤・基礎実験における三次元数値シミュレーションによる実験の予測解析
(側方流動解析、その1)

目 次

(1) 業務の内容

- (a) 業務題目
- (b) 担当者
- (c) 業務の目的
- (d) 2カ年の年次実施計画
- (e) 平成17年度業務目的

(2) 平成17年度の成果

- (a) 業務の要約
- (b) 業務の実施方法
- (c) 業務の成果
 - 1) 解析手法
 - 2) 解析ケース
 - 3) 解析条件
 - 4) 解析結果
- (d) 結論ならびに今後の課題
- (e) 引用文献
- (f) 成果の論文発表・口頭発表等
- (g) 特許出願、ソフトウェア開発、仕様・標準等の策定

(3) 平成18年度業務計画案

- (a) 三次元有効応力解析手法による側方流動実験の事前予測
- (b) 全体のまとめ

(1) 業務の内容

(a) 業務題目 地盤・基礎実験における三次元数値シミュレーションによる実験の予測解析（側方流動解析、その1）

(b) 担当者

| 所 属 | 役 職 | 氏 名 |
|------------------|--------|-------|
| 東北大学 大学院 工学研究科 | 教授 | 風間 基樹 |
| | 助教授 | 渦岡 良介 |
| | 助手 | 仙頭 紀明 |
| | 博士前期課程 | 加村 晃良 |
| 京都大学 大学院 工学研究科 | 教授 | 岡 二三生 |
| 岐阜大学 工学部 | 教授 | 八嶋 厚 |
| 名古屋工業大学 大学院工学研究科 | 教授 | 張 鋒 |

(c) 業務の目的

E-ディフェンスにおける大型振動台実験を効率的に行うため、三次元数値解析手法による事前予測を実施する。また、実験後の事後解析も行き、実験値と解析値の比較検討の過程で、護岸背後における群杭基礎近傍の液状化地盤の三次元的挙動を明らかにする。さらに、必要に応じて、提案する三次元数値解析手法の改良を実施する。

(d) 2 ヶ年の年次実施計画

1) 平成17年度：

当該年度に実施される地盤・基礎実験（側方流動実験）を対象とした事前予測を行う。地盤-基礎の有限要素モデル作成、地盤の材料パラメータの設定（室内土質試験含む）、三次元数値シミュレーション、解析結果の整理および考察を行う。

2) 平成18年度：

当該年度に実施される地盤・基礎実験（側方流動実験）を対象とした事前予測を行う。地盤-基礎の有限要素モデル作成、地盤の材料パラメータの設定（室内土質試験含む）、三次元数値シミュレーション、解析結果の整理および考察を行う。また、2年間の成果および今後の課題のとりまとめを行う。

(e) 平成17年度業務目的

現有の三次元有効応力解析手法を用い、当該年度実施予定の側方流動に対する基礎の破壊メカニズム解明のための模型実験の事前予測を行う。地盤-基礎の有限要素モデル作成、地盤の材料パラメータの設定、三次元数値シミュレーション、解析結果の整理および考察を行う。

(2) 平成17年度の成果

(a) 業務の要約

E-ディフェンスにおける大型振動台実験を効率的に行うため、三次元数値解析手法による事前予測を実施する。また、実験後の事後解析も行い、実験値と解析値の比較検討の過程で、護岸背後における群杭基礎近傍の液状化地盤の三次元的挙動を明らかにする。さらに、必要に応じて、二次元解析も実施し、入力地震動の設定方法などを検討する。

(b) 業務の実施方法

平成17年度にE-ディフェンスで実施予定の側方流動実験を対象として、LIQCAによる事前予測を実施した。解析に先立ち、模型地盤材料であるアルバニー砂の室内土質実験を実施した。その後、模型実験での境界条件、アルバニー砂の材料特性、模型実験での振動台波形を入力条件として三次元解析を実施した。

また、矢板の残留変位が最も大きくなるように入力地震動を設定するため、複数の入力地震動の組み合わせに対する、杭基礎を考慮しない二次元解析を実施した。

(c) 業務の成果

1) 解析手法

解析にはOkaら(1999)の砂の繰返し弾塑性モデル¹⁾を組み込んだ3次元有効応力解析コードLIQCAを用いた。場の方程式の定式化には、二相混合体理論に基づいた土骨格の変位と間隙水圧を未知数とするu-p formulation(Okaら、1994)²⁾を用いており、力のつりあい式と連続式が連成したものとなっている。有限要素法(固相の変位)と有限差分法(要素重心での過剰間隙水圧)を適用し、空間離散化を行う。また、時間積分にはNewmarkの法を用いる。

筆者らは、本解析手法を用いて護岸背後の飽和地盤中の杭基礎を対象として流動直交方向に加振した模型振動台実験のシミュレーション(渦岡ら、2005)³⁾や、護岸背後の杭基礎建物の被災シミュレーション(渦岡ら、2002)⁴⁾を実施しており、本解析手法が実験値を概ね再現できることを確認している。

2) 解析ケース

ここでは表1に示す上部工の有無をパラメータとした2ケースについて報告する。なお、入力動の設定方法を検討するために別途、二次元解析を実施したが、これについては、「3) 解析条件」で述べる。

表1 解析ケース

| ケース | 杭本数 (本) | 上部工質量 (tf) | 入力動 | 備考 |
|-----|------------|---------------|-------------------|----------|
| 1 | 6 | 0 | JR 鷹取 (NS, UD 成分) | NS 成分は反転 |
| 2 | 6 | 12 | JR 鷹取 (NS, UD 成分) | NS 成分は反転 |

3) 解析条件

a) 解析モデル

E-ディフェンスで実施予定の側方流動実験の実験模型を図 1 に示す。解析モデルは図 1 に基づき作成した。この土層構成をもとに、作成した有限要素モデルを図 2 に示す。なお、流動方向加振に限定して、奥行き方向の対称性を考慮している。アルバニー砂からなる地盤はアイソパラメトリックソリッド要素、矢板はプレート要素、杭はビーム要素とソリッド要素からなるハイブリッド要素、フーチングおよびウェートはソリッド要素、柱はビーム要素でモデル化した。また、水位以下の地盤要素については、過剰間隙水圧を考慮したが、矢板前面の水は考慮していない。側壁付近の矢板も考慮していない。

杭のハイブリッド要素は杭自体の体積を再現するための一手法 (Zhang ら、2000)⁵⁾ であり、図 2(c)の拡大平面図に示すように杭のヤング率の 9 割をビーム要素に 1 割をその周辺のソリッド要素 (弾性) に持たせている。杭のヤング率は地盤のそれに比べて 3 オーダー程度大きいことから、ビーム要素周辺のソリッド要素のヤング率は地盤のそれより 2 オーダー程度大きくなる。これによって、ビーム要素周辺のソリッド要素は杭の曲げ変形にさほど影響を与えないと同時に、杭体積を表現することが可能となる。

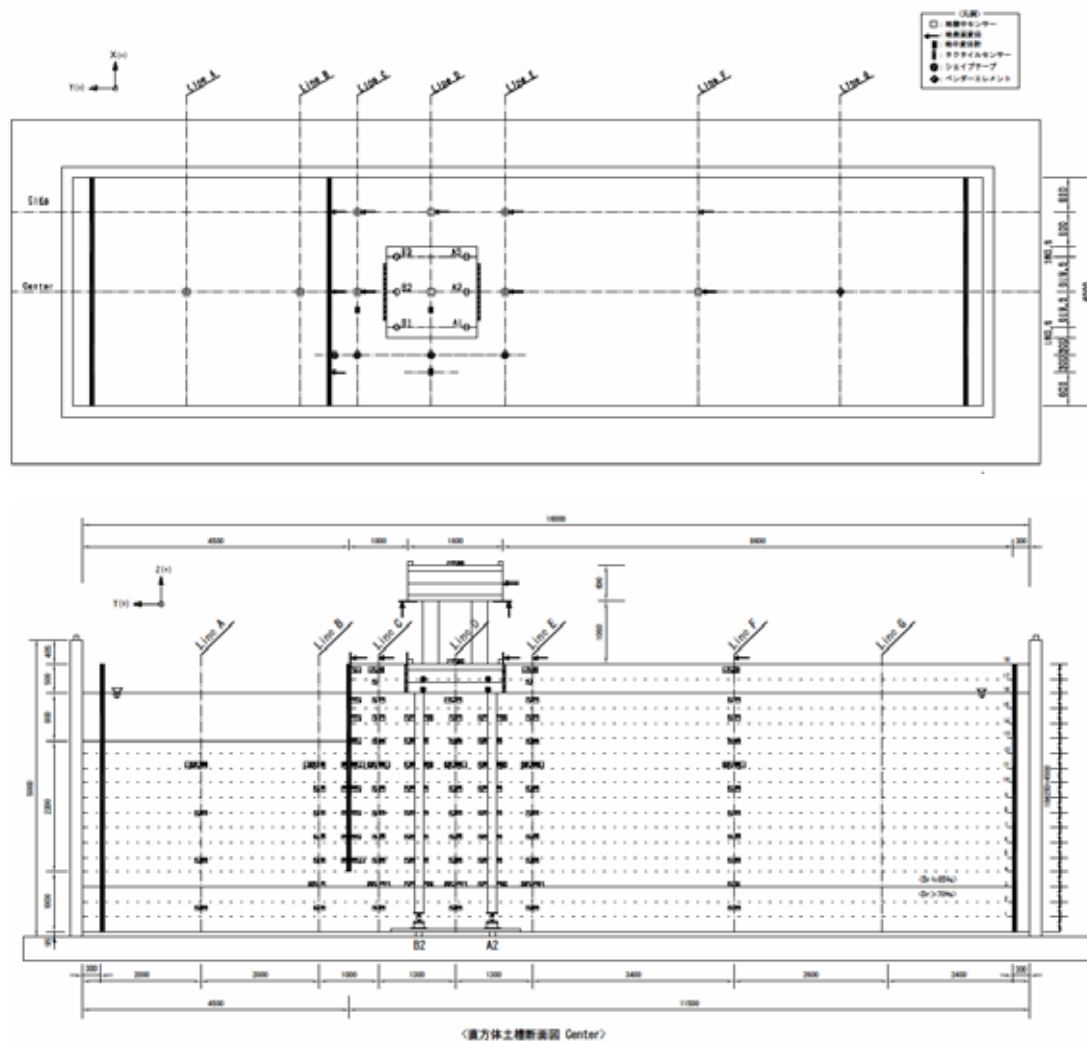
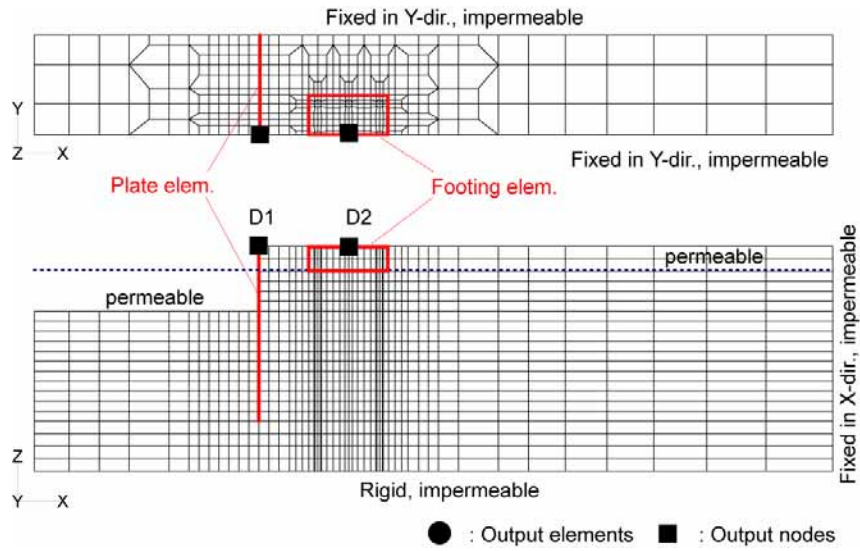
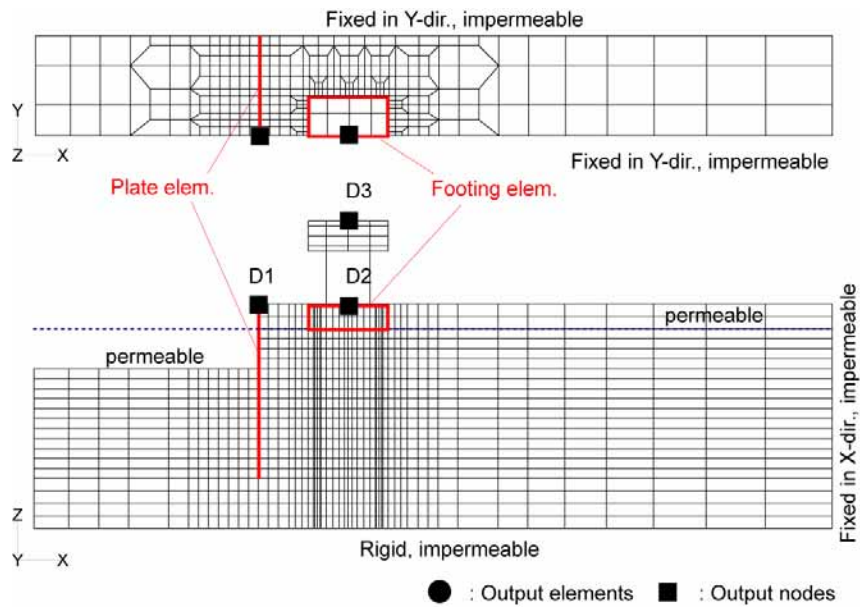


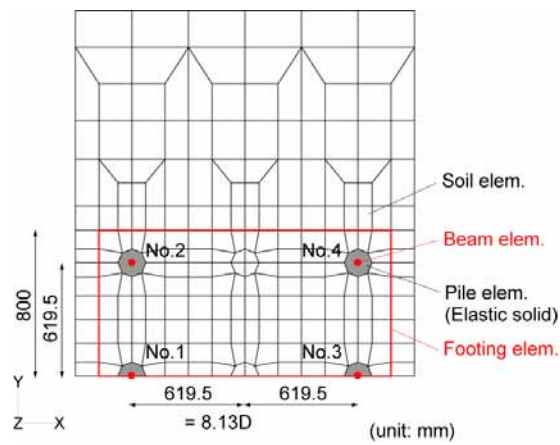
図 1 実験模型



(a) ケース 1



(b) ケース 2



(c) 杭周辺の拡大平面図

図 2 有限要素モデル

b) パラメータの設定

i) 地盤材料

模型地盤を構成しているアルバニー砂について、砂の弾塑性モデルを適用した。設定したパラメータを表 2 に示す。パラメータ設定に際して、以下の試験を実施した。

・ 等方圧密除荷試験

圧縮指数および膨潤指数の設定に使用。

・ 等方圧密後のひずみ漸増型排水繰返しせん断試験

せん断変形特性およびダイレイタンシー特性の設定に使用。

・ 等方圧密後のひずみ漸増型非排水繰返しせん断試験

液状化時のせん断変形特性およびダイレイタンシー特性の設定に使用。

いずれの試験においても、中空ねじりせん断試験機を使用し、アルバニー砂の相対密度は約 70%、拘束圧は 20kPa とした。なお、空中落下法で作成できる最大相対密度は 65%程度であるため、乾燥状態での締固め法（モールド内で一定層厚毎に一定圧力で締固め）で作成した。

表 2 に示すパラメータのうち、以下のパラメータについては、上記の室内試験結果から直接設定した。

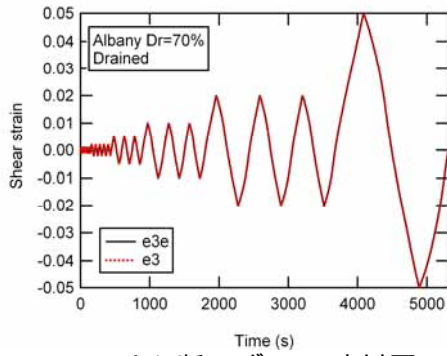
表 2 モデルパラメータ

| 土層名 | | 飽和 Dr>70% | 飽和 Dr=70% | 乾燥 Dr=70% |
|-------------|----------------------------|----------------------|----------------------|--------------|
| 密度 | ρ (t/m ³) | 2.060 | 2.060 | 1.703 |
| 透水係数 | k (m/s) | 8.5×10^{-5} | 8.5×10^{-5} | - |
| 初期間隙比 | e_0 | 0.558 | 0.558 | 0.558 |
| せん断波速度 | V_s (m/s) | 120 | 120 | 120 |
| 圧縮指数 | λ | 0.0009 | 0.0009 | 0.0009 |
| 膨潤指数 | κ | 0.0005 | 0.0005 | 0.0005 |
| 擬似過圧密比 | OCR | 1.2 | 1.2 | 1.2 |
| 初期せん断係数比 | G_0/σ'_m | 1250 | 1250 | 1250 |
| 破壊応力比 | M_f | 1.308 | 1.308 | 1.308 |
| 変相応力比 | M_m | 0.800 | 0.800 | 0.800 |
| 硬化関数中のパラメータ | B_0 | 4000 | 4000 | 4000 |
| " | B_1 | 100 | 100 | 100 |
| " | C_f | 1000 | 1000 | 1000 |
| 規準ひずみ（塑性剛性） | γ_r^p | - | 0.040 | 0.040 |
| 規準ひずみ（弾性剛性） | γ_r^e | - | 0.040 | 0.040 |
| ダイレイタンシー係数 | D_0 | 0.75 | 0.75 | 0.75 |
| ダイレイタンシー係数 | n | 3.0 | 3.0 | 3.0 |

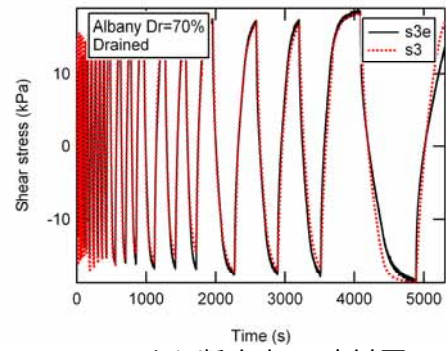
- ・透水係数については、粒度分布から Creager の経験式より推定している。
- ・初期間隙比については、相対密度 70%として算定した。
- ・圧縮指数および膨潤指数については、等方圧密除荷試験で得られた間隙比 - 平均有効応力関係から算定した。ただし、間隙比の算定においては、メンブレンペネトレーションの補正を行っている。
- ・擬似過圧密比については、締固め効果を考慮して 1.2 と仮定した。
- ・初期せん断係数比については、排水せん断試験において初期のひずみレベルが小さい部分 (10^{-4} レベル) でのせん断剛性から算定した。
- ・破壊応力比については、排水せん断試験において、最大ひずみ振幅におけるせん断応力応答の値から設定した。
- ・変相応力比およびダイレイタンスー係数 D_0 については、排水せん断試験から得られたストレス - ダイレイタンスー関係より設定した。
- ・最下部の飽和砂層 ($D_r > 70\%$) については、十分な締固めがなされることから、液状化による剛性低下は小さいと仮定して、規準ひずみによる変相線到達後の剛性低下を無視した。

表 2 に示すパラメータのうち、残りのパラメータ（硬化パラメータ、規準ひずみなど）については、排水せん断試験および非排水せん断試験結果を目標として、中空ねじり試験のシミュレーションを実施して、試行錯誤で設定した。排水せん断試験および非排水せん断試験の結果とシミュレーション結果をそれぞれ図 3、図 4 に示す。図 3 においては、(a) 入力したせん断ひずみの時刻歴、(b) 応答せん断応力の時刻歴、(c) せん断応力とせん断ひずみの関係、(d) 体積ひずみの時刻歴をそれぞれ示している。図 4 においては、(a) 入力したせん断ひずみの時刻歴、(b) 応答せん断応力の時刻歴、(c) せん断応力とせん断ひずみの関係、(d) 有効応力経路をそれぞれ示している。図 3 に示した排水試験のシミュレーションでは、設定した材料パラメータを用いた構成モデルが、せん断変形特性および体積変形特性のいずれもよく再現している。図 4 に示した非排水試験のシミュレーションにおいて、入力したせん断ひずみ振幅が小さい（400 秒程度まで）部分では、構成モデルがせん断剛性を過小に、負のダイレイタンスーを過大に評価している。その後のせん断ひずみ振幅が大きい部分（液状化後、600 秒以降）では、構成モデルが液状化後のせん断剛性を概ね再現している。

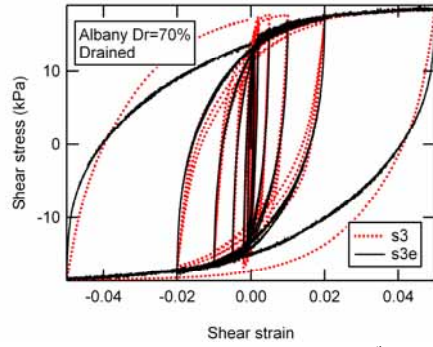
また、参考として、応力制御試験における結果を図 5 に示す。図 5 においては、(a) 液状化強度曲線、(b) せん断剛性と減衰定数のひずみ依存性（動的変形特性）、(c) 繰返しせん断応力比 0.3 におけるせん断応力とせん断ひずみの関係、(d) 繰返しせん断応力比 0.3 における有効応力経路をそれぞれ示している。図 5(a) の液状化曲線には、本年度他の機関で実施された液状化試験から得られた液状化強度 ($DA=7.5\%$ で、 $RL_{10}=0.30$ 、 $RL_{20}=0.26$) も示している。ここで設定した材料パラメータによる構成モデルの液状化強度やこれらよりやや大きいものとなっている。



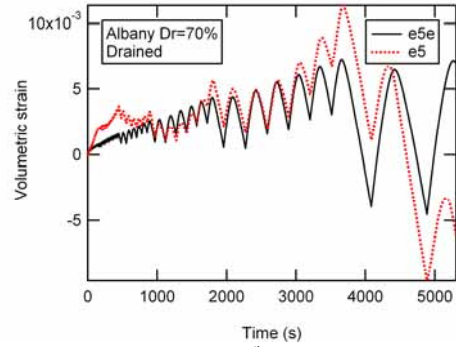
(a) せん断ひずみの時刻歴



(b) せん断応力の時刻歴

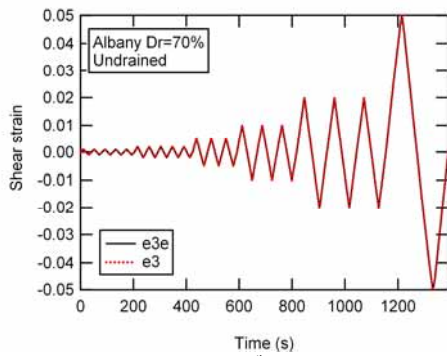


(c) せん断応力 - せん断ひずみ関係

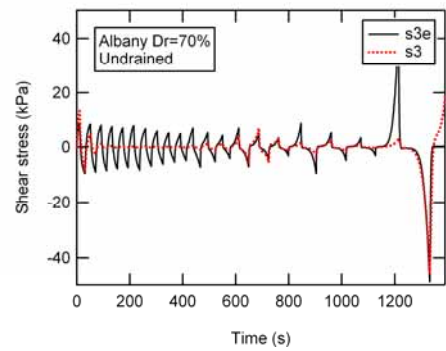


(d) 体積ひずみの時刻歴

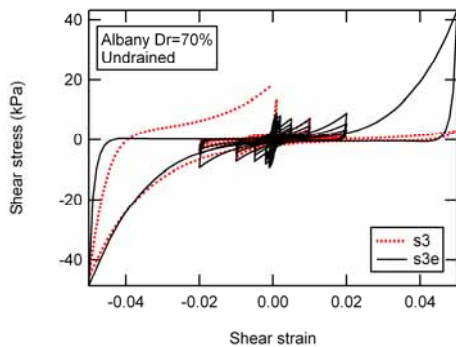
図3 排水せん断試験のシミュレーション結果 (アルバニー砂 Dr=70%)



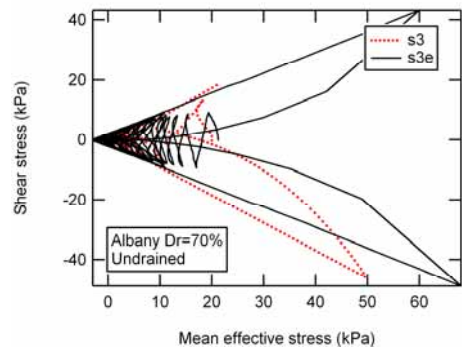
(a) せん断ひずみの時刻歴



(b) せん断応力の時刻歴

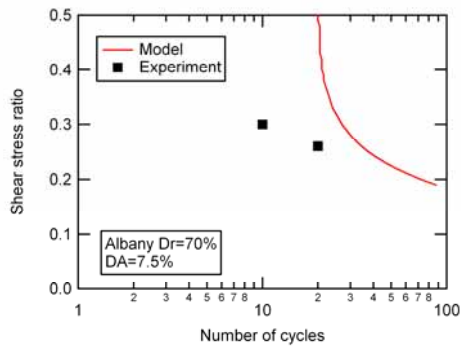


(c) せん断応力 - せん断ひずみ関係

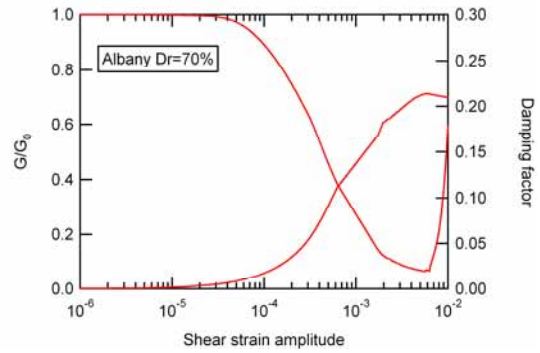


(d) 有効応力経路

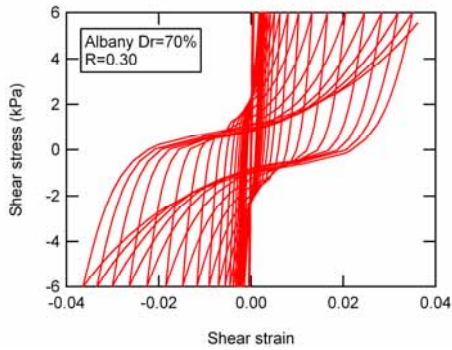
図4 非排水せん断試験のシミュレーション結果 (アルバニー砂 Dr=70%)



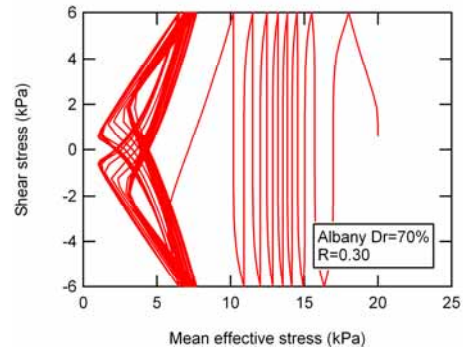
(a) 液状化強度曲線



(b) 動的変形特性



(c) せん断応力 - せん断ひずみ関係



(d) 有効応力経路

図5 応力制御試験の仮想シミュレーション結果(アルバニー砂 Dr=70%)

ii) 杭、矢板、フーチング、上部工材料

杭は、バイリニア型のM - 関係を有する非線形材料とした。また、軽量鋼矢板(LSP-2)については、曲げ合成が等価な一様な線形弾性板としてモデル化した。杭、矢板の材料パラメータを表3に示す。なお、杭のM - 関係を有する非線形特性については、常時の軸力を考慮したため、上部工の有無によって、ケース1と2では若干値が異なっている。

フーチング、柱および上部工は弾性材料(SS400)とした。ヤング率は206GPa、ポアソン比は0.3、密度は7.9t/m³とした。また、柱の材料パラメータは表3に併せて示している。

表3 杭、矢板および柱の材料パラメータ

| | | 杭 | 備考 |
|------------|-----------------------|------------------------|-------------------|
| 外径 | D (mm) | 152.4 | |
| 肉厚 | t (mm) | 2 | |
| 断面積 | A (m ²) | 9.450×10 ⁻⁴ | |
| 断面二次モーメント | I (m ⁴) | 2.672×10 ⁻⁶ | |
| 密度 | ρ (t/m ³) | 7.9 | SS400 |
| ヤング率 | E (GPa) | 206 | SS400 |
| ポアソン比 | ν | 0.3 | |
| 降伏応力 | (MPa) | 240 | SS400 |
| 降伏曲げモーメント | (kNm) | 7.8 | 常時軸力 (16.3kN) を考慮 |
| 降伏曲率 | (1/m) | 0.0142 | 常時軸力 (16.3kN) を考慮 |
| 全塑性曲げモーメント | (kNm) | 10.8 | 常時軸力 (16.3kN) を考慮 |
| 全塑性曲率 | (1/m) | 0.0196 | 常時軸力 (16.3kN) を考慮 |
| 降伏曲げモーメント | (kNm) | 7.1 | 常時軸力 (35.9kN) を考慮 |
| 降伏曲率 | (1/m) | 0.0129 | 常時軸力 (35.9kN) を考慮 |
| 全塑性曲げモーメント | (kNm) | 10.5 | 常時軸力 (35.9kN) を考慮 |
| 全塑性曲率 | (1/m) | 0.0191 | 常時軸力 (35.9kN) を考慮 |

| | | 矢板 | 備考 |
|--------------|-------------------------|------------------------|-------|
| 断面積 | A (m ²) | 7.540×10 ⁻³ | LSP-2 |
| 断面二次モーメント | I (m ⁴) | 1.070×10 ⁻⁶ | LSP-2 |
| 壁幅 1m あたりの重量 | W (kgf/m ²) | 59.2 | LSP-2 |
| 換算板厚 | t (mm) | 2.342×10 ⁻² | |
| 換算密度 | ρ (t/m ³) | 2.528 | |
| ヤング率 | E (GPa) | 206 | |

| | | 柱 | 備考 |
|-----------|-----------------------|------------------------|-------|
| 外径 | D (mm) | 267.4 | |
| 肉厚 | t (mm) | 5.8 | |
| 断面積 | A (m ²) | 4.767×10 ⁻³ | |
| 断面二次モーメント | I (m ⁴) | 4.080×10 ⁻⁵ | |
| 密度 | ρ (t/m ³) | 7.9 | SS400 |
| ヤング率 | E (GPa) | 206 | SS400 |
| ポアソン比 | ν | 0.3 | |

c) 初期条件および境界条件

土骨格に対する境界条件として、底面は水平・鉛直方向を固定、側方は土槽壁面法線方向を固定した。杭のビーム要素、周辺の杭体積を表すソリッド要素および周辺地盤のソリッド要素との境界は、それぞれ鉛直方向のすべり（水平成分は同一節点で同一変位）を考慮した。また、フーチング要素と周辺地盤の境界についても、鉛直方向のすべり（水平成分は同一節点で同一変位）を考慮した。矢板のプレート要素については、鉛直方向のすべり（矢板法線方向は同一節点で同一変位）を考慮し、最下端のみ鉛直方向を地盤変位と同一とした。なお、初期応力解析においては、模型作成時のストラット位置（なお、ストラット位置が不明のため矢板の全節点を対象とした）で水平方向を固定した。

ハイブリッド要素である杭のビーム要素については、下端の土槽底面との結合部は水平・鉛直方向を固定した。杭のビーム要素はフーチングを、柱のビーム要素はフーチングおよびウェートを貫通しており、フーチングおよびウェートの内部では、水平・鉛直方向を結合している。

間隙水に対する境界条件として、水位面を水頭 0 の排水境界、その他の要素面は全て流量 0 の非排水境界とした。また、矢板の両面も非排水境界とした。

地盤の初期有効応力状態を算定するため、動的解析と同一の有限要素モデルを用いて静的排水自重解析を実施した。静的排水自重解析では、模型実験での模型作成手順をできるだけ忠実に模擬するため、以下の二段階で初期応力解析を実施した。

矢板のストラット位置（なお、ストラット位置が不明のため矢板の全節点を対象とした）の水平成分を固定し、地盤の有効重量を考慮して、自重解析を行った。解析後に矢板上端で固定した水平成分での節点力を得た。

矢板のストラット位置の水平成分を自由とし、の応力状態のもと、で得た節点力を作用させ、加振前の応力状態を算定した。

上記のステップでは地盤は簡易な弾完全塑性モデルとし、のステップでは動的解析と同じ弾塑性モデル（表 2 に示したパラメータを使用）とした。初期応力解析の結果、得られた地盤内の(a)平均有効応力および(b)偏差応力比(偏差応力の二次不変量を平均有効応力で除した値)の分布図をケース 1 および 2 について、図 6 および 7 に示す。いずれのケースにおいても、偏差応力比の分布図に示すように、杭前面から矢板背後地盤では大きな偏差応力比が発生している主働崩壊領域がみられる。

入力動として、1995 年兵庫県南部地震において JR 鷹取駅の地表面で観測された加速度波形を用いた。検討に用いた NS 成分、EW 成分および UD 成分の加速度の時刻歴を図 8 に示す。これらの入力動を以下の組み合わせで、別途作成した二次元解析用の FEM モデルに入力し、矢板の残留変位量を検討した。なお、二次元解析用の FEM モデルは図 2(a) に示した側面図とほぼ同一であり、杭基礎はモデル化していない。また、材料パラメータ境界条件および初期条件は三次元解析と同様である。

NS-UD : NS 成分 + UD 成分

NSr-UD : NS 成分 (反転) + UD 成分

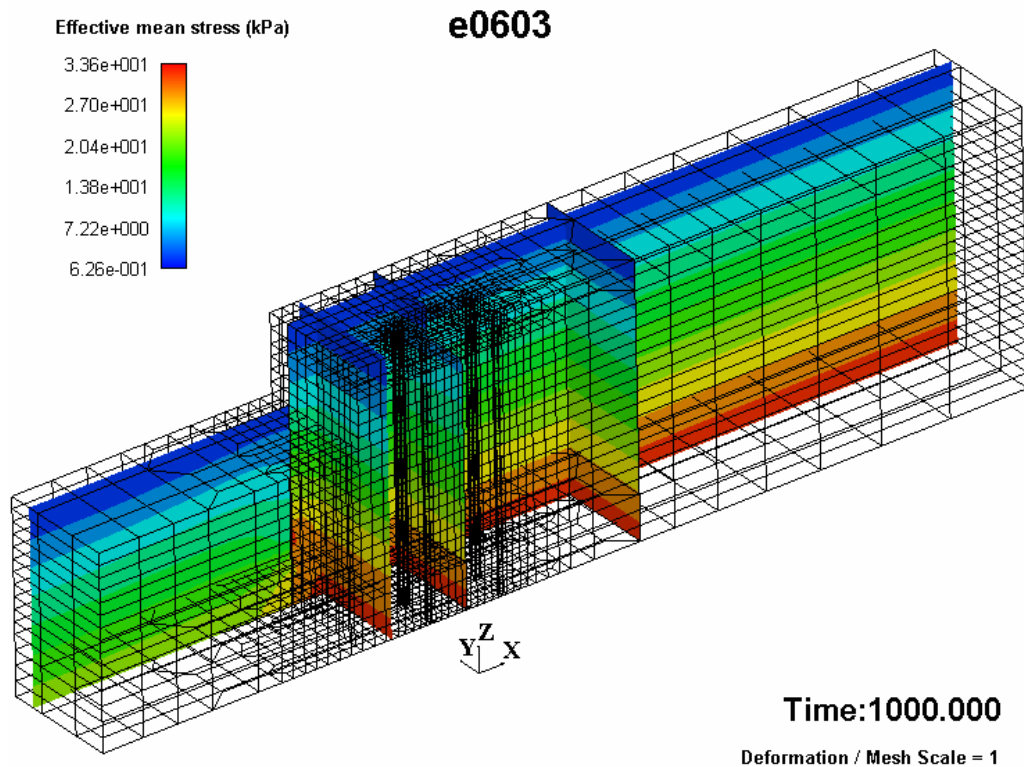
EW-UD : EW 成分 + UD 成分

EWr-UD : EW 成分 (反転) + UD 成分

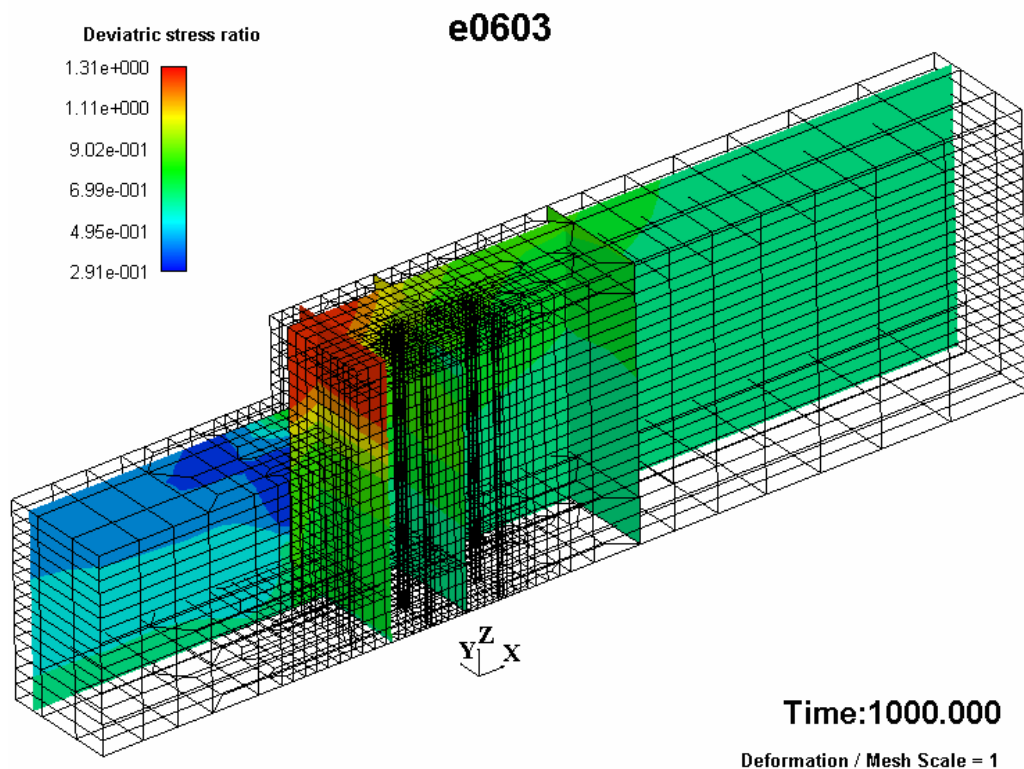
上記の 4 ケースで得られた、矢板天端の水平変位の時刻歴を図 9 に示す。この結果より、

矢板の海側への残留変位が最も大きくなる入力動の組み合わせとして、流動方向（土槽長手方向）には NS 成分を正負逆転したものを、上下方向には UD 成分を三次元解析で用いた。

数値解析上の解析条件として、計算時間増分は 0.00125 秒、Newmark 法の係数は $\alpha=0.3025$ 、 $\beta=0.6$ とした。Rayleigh 減衰として、初期剛性比例型を用いた。その係数は、矢板背後地盤の 1 次固有周期 0.11 秒に減衰定数 2%を仮定して、0.001 とした。動的解析時間は加振後の変形の継続も考慮して、30 秒とした。

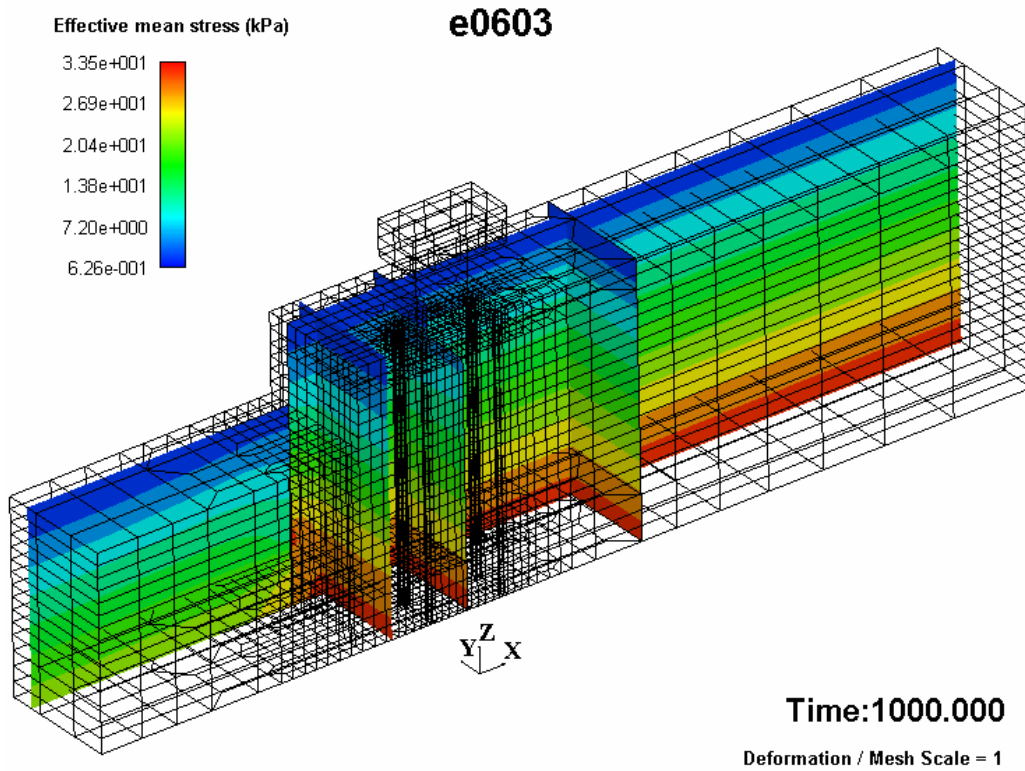


(a) 平均有効応力

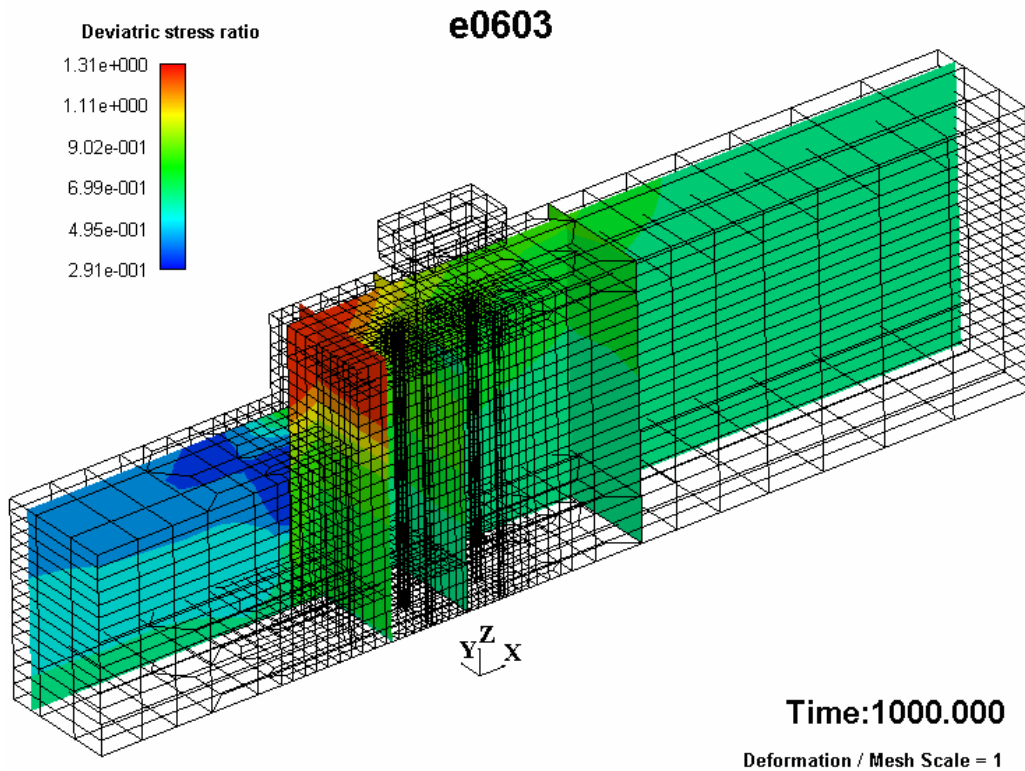


(b) 偏差応力比

図 6 初期応力解析の結果 (ケース 1)



(a) 平均有効応力



(b) 偏差応力比

図 7 初期応力解析の結果 (ケース 2)

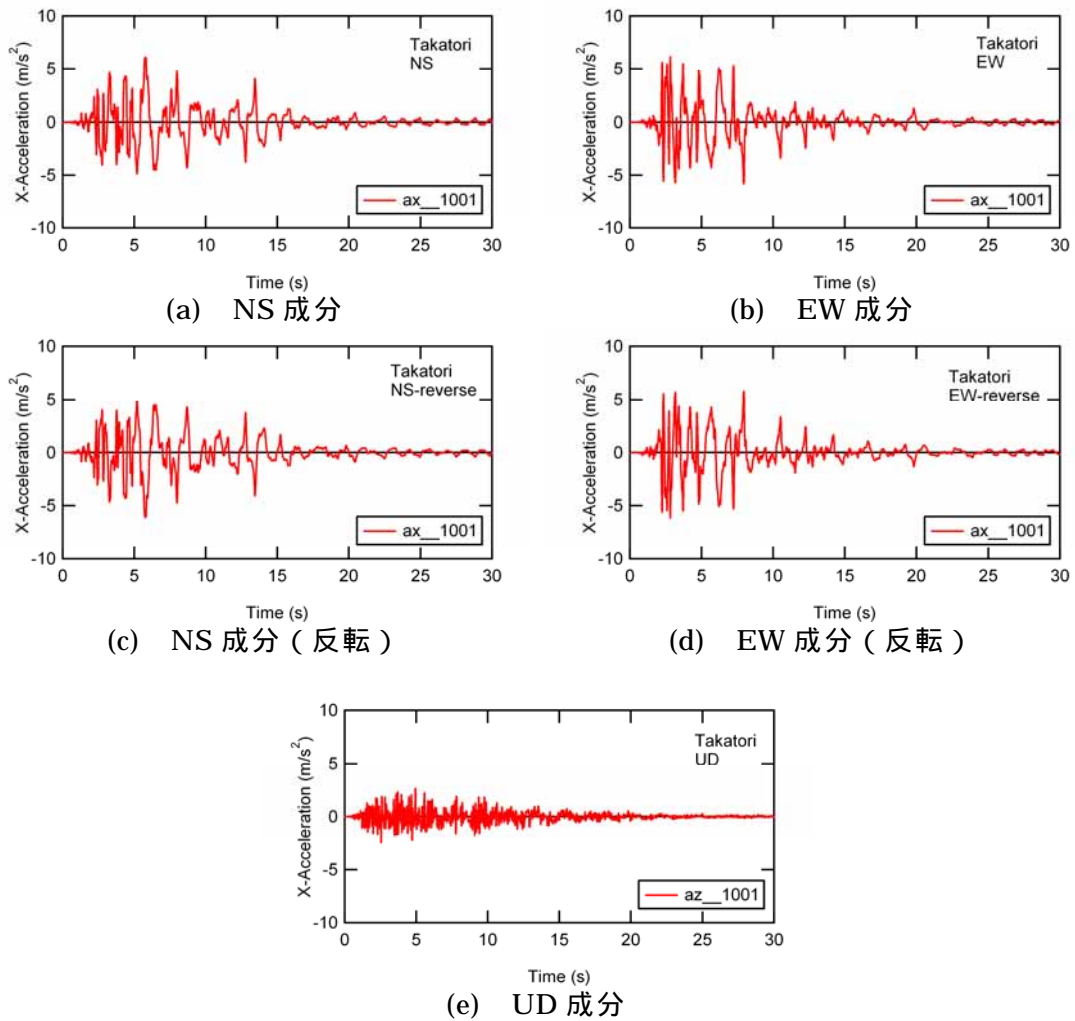


図 8 検討に用いた入力加速度の時刻歴

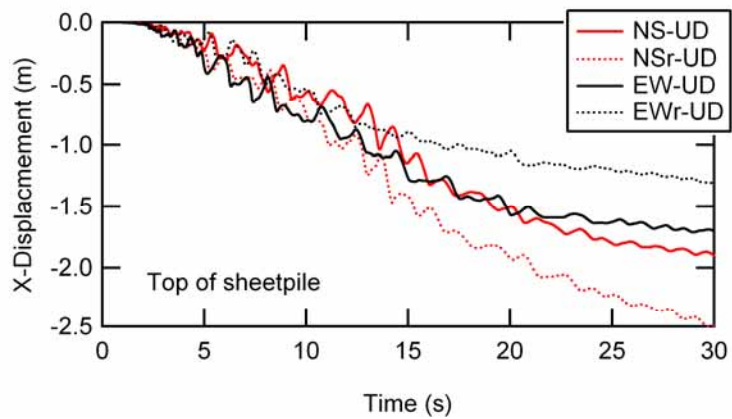


図 9 二次元解析で得られた矢板天端の水平変位の時刻歴

4) 解析結果

a) ケース 1

表 1 に示したケース 1 について、加振後 (30 秒後) の変形図および過剰間隙水圧の分布図を図 10 に示す。また、入力加速度 (流動方向)、矢板天端変位 (流動方向)、フーチング加速度 (流動方向)、フーチング変位 (流動方向) の時刻歴を図 11 に、杭の曲げモーメント深度分布 (フーチングの水側変位最大時) を図 12 に、最大曲げモーメントが発生する位置 (水側: 高さ=3.1m、陸側: 高さ=3.7m) の曲げモーメントの時刻歴を図 13 に示す。なお、矢板天端およびフーチングの出力位置は図 2(a) の D1、D2 に対応している。符号は図 2 の座標軸に対応しており、流動方向は X 軸と平行である。杭の曲げモーメント深度分布の出力位置を示す図中の No. は、図 2(c) の杭番号に対応している。これらより、以下のことが分かる。

- ・ 矢板前面および背面で液状化が発生する。ただし、矢板近傍ではせん断破壊により過剰間隙水圧比は小さい。
- ・ 矢板の最大水平変位は 200cm 程度であるが、既往の解析³⁾では矢板の水平変位を過小評価したケースもあることから、より大きい水平変位が発生する可能性もある。
- ・ フーチングの最大水平変位は 120cm 程度であるが、フーチング周辺地盤の鉛直変位はフーチング下面を下回っており、フーチングに作用する土圧を過大に評価している可能性がある。
- ・ 矢板およびフーチングの水平変位の時刻歴に着目すると、入力の最大加速度発生時刻 (6 秒) を過ぎても、変位が増加する傾向がみられるが、30 秒程度でほぼ終息している。
- ・ いずれの杭においても、杭頭部および杭先端で杭の曲げモーメントは全塑性曲げモーメント (10.8kNm) に到達している。
- ・ フーチングの水側変位最大時の杭の曲げモーメント分布に着目すると、水側の杭では土槽底面から 3m の位置でピークがみられるが、山側の杭では杭頭部にピークがみられる。これは、杭位置での地盤の変位分布の違いの影響を受けたものと考えられる。
- ・ 杭の曲げモーメントの時刻歴に着目すると、水側 (高さ=3.1m) では約 5 秒で、山側 (高さ=3.7m) では約 2.5 秒で全塑性曲げモーメントに達している。

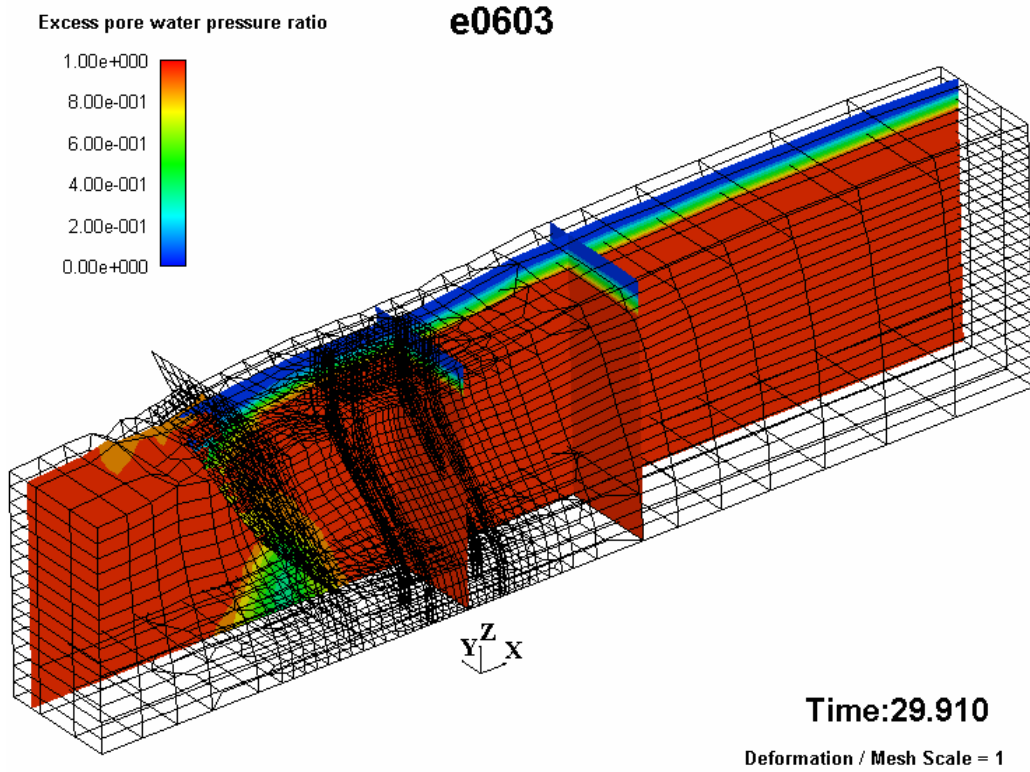


図 10 加振後（30 秒）の変形図と過剰間隙水圧の分布（ケース 1）

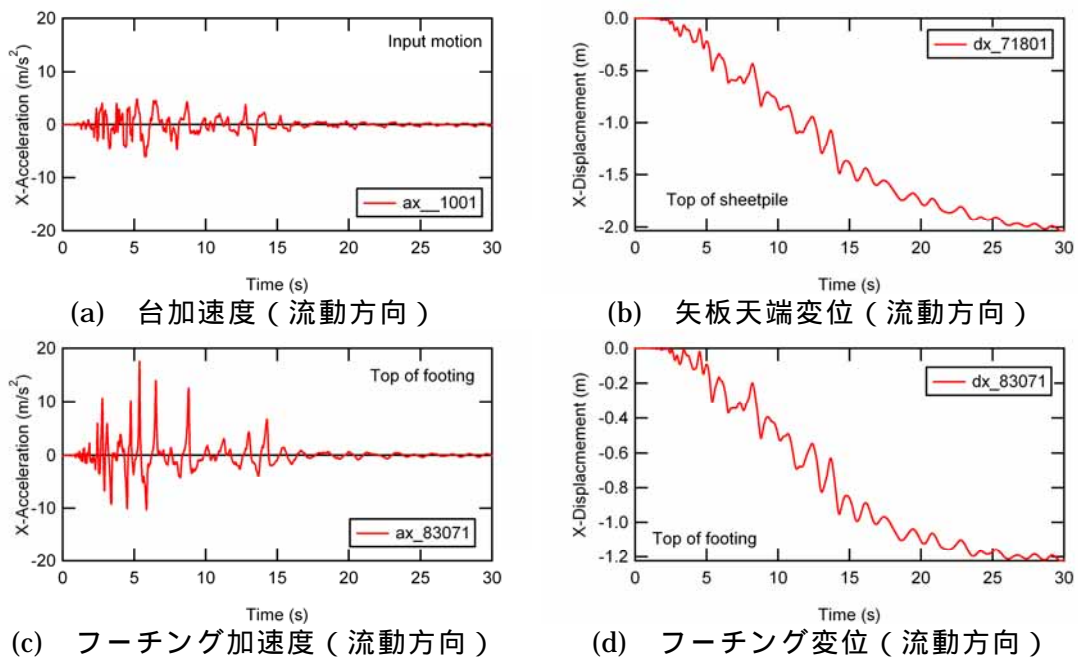
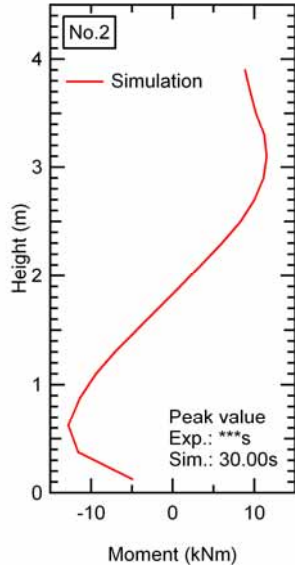
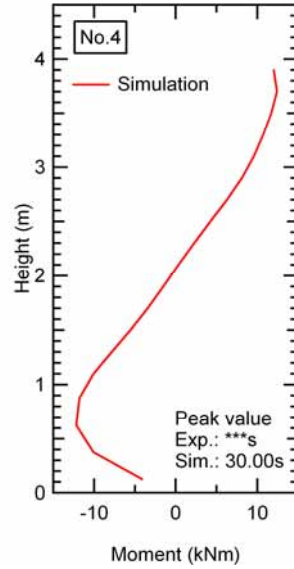


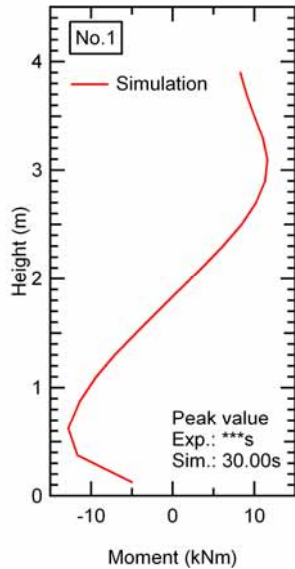
図 11 矢板およびフーチングの応答の時刻歴（ケース 1）



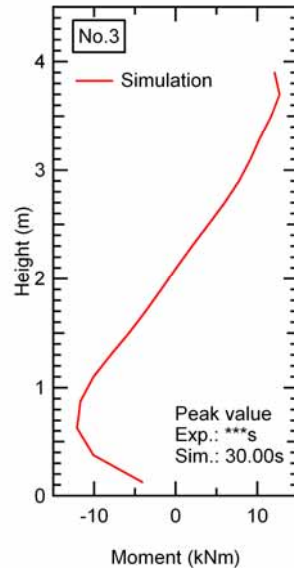
(a) 側方、水側 (No.2)



(d) 側方、山側 (No.4)

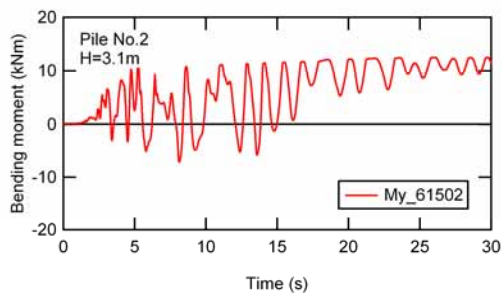


(c) 中央、水側 (No.1)

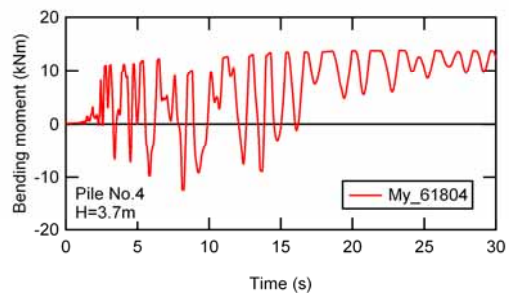


(d) 中央、山側 (No.3)

図 12 フーチング変位最大時の杭の曲げモーメントの深度分布 (ケース 1)



(a) 側方、水側 (No.2、高さ=3.1m)



(b) 側方、山側 (No.4、高さ=3.7m)

図 13 杭の曲げモーメントの時刻歴 (ケース 1)

b) ケース 2

表 1 に示したケース 2 について、加振後 (30 秒後) の変形図および過剰間隙水圧の分布図を図 14 に示す。また、入力加速度 (流動方向)、フーチング加速度 (流動方向)、矢板天端変位 (流動方向)、フーチング変位 (流動方向)、上部工天端加速度 (流動方向)、上部工天端変位 (流動方向) の時刻歴を図 15 に、杭の曲げモーメント深度分布 (フーチングの水側変位最大時) を図 16 に、最大曲げモーメントが発生する位置 (水側: 高さ=3.1m、陸側: 高さ=3.7m) の曲げモーメントの時刻歴を図 17 に示す。なお、矢板天端およびフーチングの出力位置は図 2(b) の D1、D2 および D3 に対応している。符号は図 2 の座標軸に対応しており、流動方向は X 軸と平行である。杭の曲げモーメント深度分布の出力位置を示す図中の No. は、図 2(c) の杭番号に対応している。これらより、以下のことが分かる。

- ・ 矢板前面および背面で液状化が発生する。ただし、矢板近傍ではせん断破壊により過剰間隙水圧比は小さい。
- ・ 矢板の最大水平変位は 200cm 程度であるが、既往の解析³⁾では矢板の水平変位を過小評価したケースもあることから、より大きい水平変位が発生する可能性もある。
- ・ フーチングの最大水平変位は 120cm 程度であるが、フーチング周辺地盤の鉛直変位はフーチング下面を下回っており、フーチングに作用する土圧を過大に評価している可能性がある。
- ・ 上部工の最大水平変位は 120cm 程度であり、柱で剛結されているフーチングとほぼ同様の挙動を示している。
- ・ 矢板およびフーチングの水平変位の時刻歴に着目すると、入力の最大加速度発生時刻 (6 秒) を過ぎても、変位が増加する傾向がみられるが、30 秒程度でほぼ終息している。
- ・ いずれの杭においても、杭頭部および杭先端で杭の曲げモーメントは全塑性曲げモーメント (10.5kNm) に到達している。
- ・ フーチングの水側変位最大時の曲げモーメント分布に着目すると、水側の杭では土槽底面から 3m の位置でピークがみられるが、山側の杭では杭頭部にピークがみられる。これは、杭位置での地盤の変位分布の違いの影響を受けたものと考えられる。
- ・ 杭の曲げモーメントの時刻歴に着目すると、水側 (高さ=3.1m) では約 5 秒で、山側 (高さ=3.7m) では約 2.5 秒で全塑性曲げモーメントに達している。

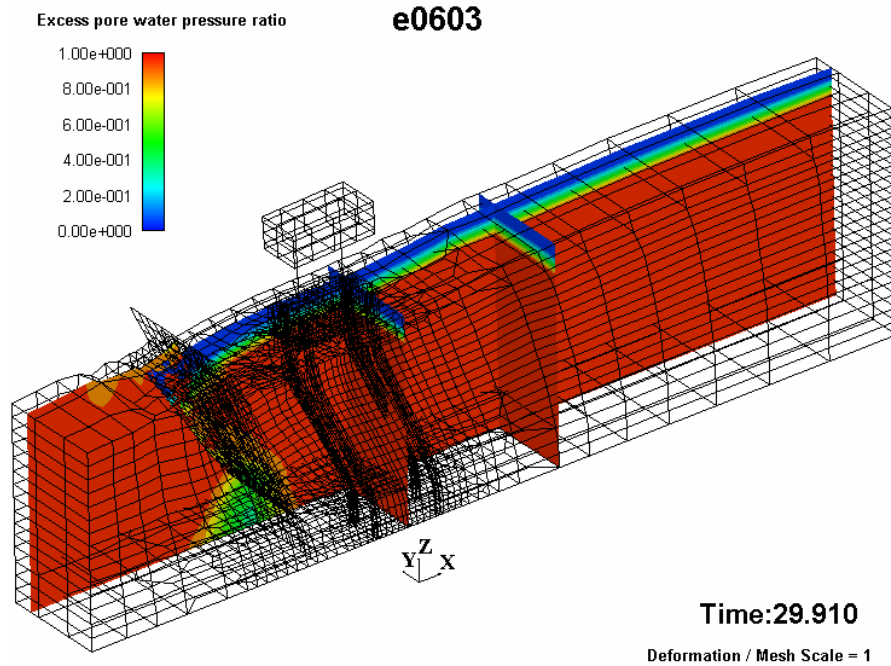


図 14 加振後（30 秒）の変形図と過剰間隙水圧の分布（ケース 2）

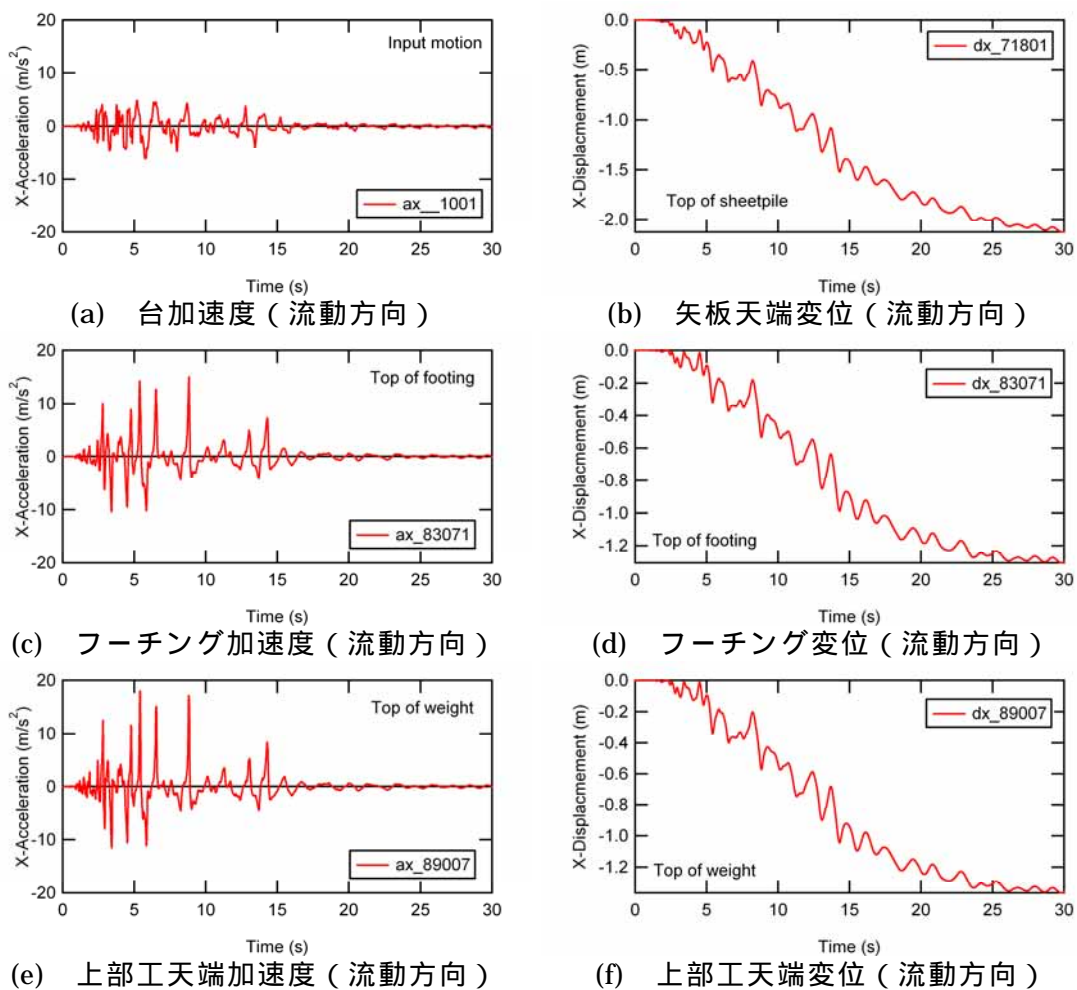
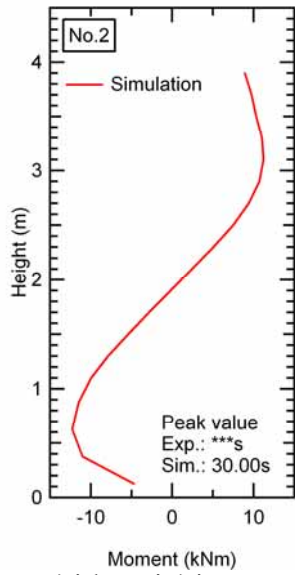
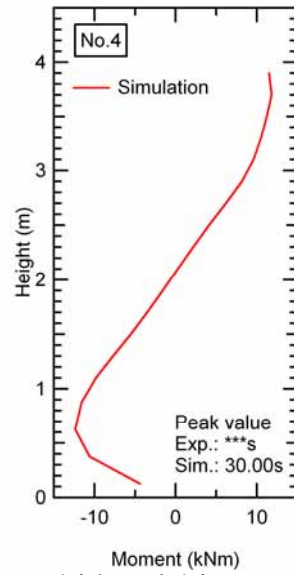


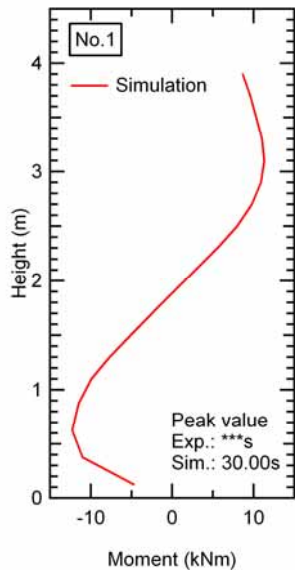
図 15 矢板およびフーチングの応答の時刻歴（ケース 2）



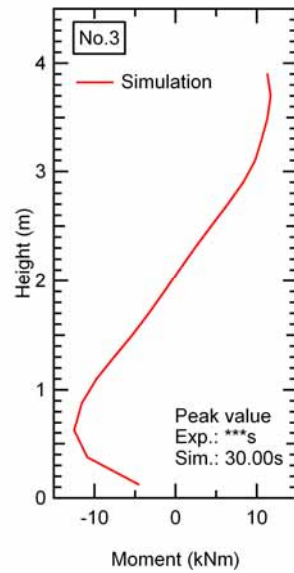
(a) 側方、水側 (No.2)



(d) 側方、山側 (No.4)

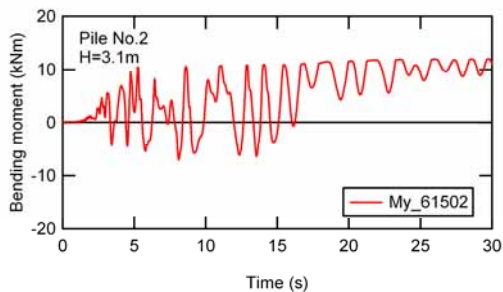


(c) 中央、水側 (No.1)

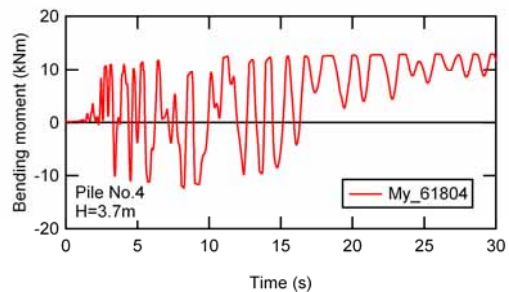


(d) 中央、山側 (No.3)

図 16 フーチング変位最大時の杭の曲げモーメントの深度分布 (ケース 2)



(a) 側方、水側 (No.2、高さ=3.1m)



(b) 側方、山側 (No.4、高さ=3.7m)

図 17 杭の曲げモーメントの時刻歴 (ケース 2)

c) ケース 1 および 2 の比較

ケース 1 および 2 について、矢板天端変位（流動方向）、フーチング変位（流動方向）の時刻歴を図 18 に、杭の曲げモーメント深度分布（フーチングの水側変位最大時）を図 19 に、最大曲げモーメントが発生する位置（水側：高さ=3.1m、陸側：高さ=3.7m）の曲げモーメントの時刻歴を図 20 に示す。なお、出力位置および符号はこれまでの図と同様である。これらより、以下のことが分かる。

- ・ 矢板天端およびフーチングの水平変位は両ケースで大差なく、ケース 2 の方がやや残留変位が大きくなる程度である。
- ・ フーチングの水側変位最大時の杭の曲げモーメント分布についても、両ケースでほぼ同様の結果となっている。
- ・ 杭の曲げモーメントの時刻歴については、両ケースで顕著な差がみられる。特に杭頭付近の応答である山側（高さ=3.7m）においては、上部工を考慮したケース 2 では 3 秒程度で負の方向（Y 軸反時計回り）でも全塑性曲げモーメントに達している。この方向は残留変形による曲げモーメントの方向（正值：Y 軸時計回り）とは逆向きである。

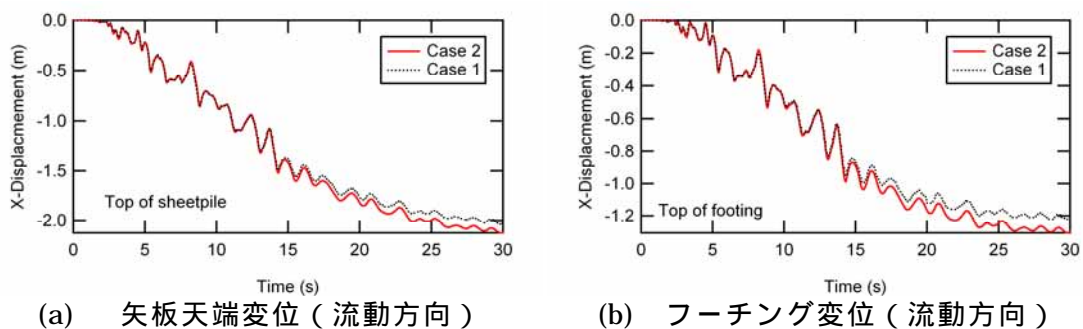
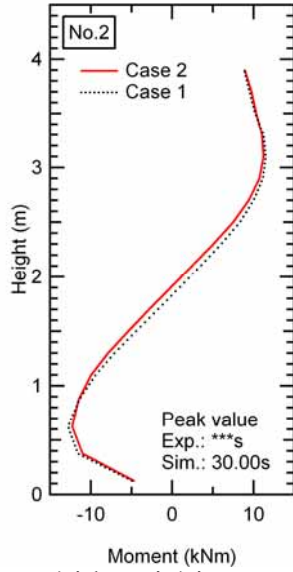
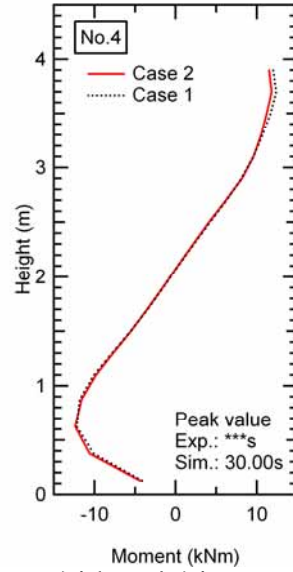


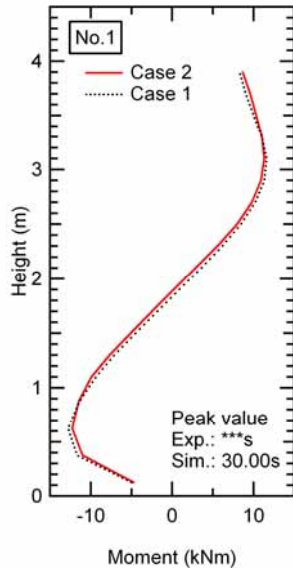
図 18 矢板およびフーチングの応答の時刻歴の比較



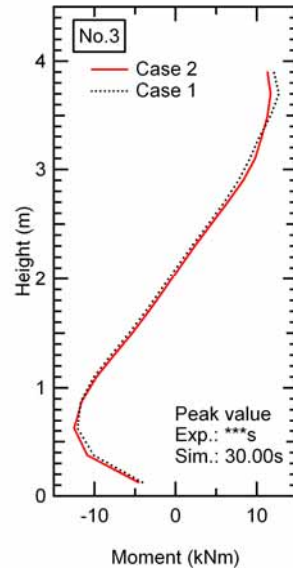
(a) 側方、水側 (No.2)



(d) 側方、山側 (No.4)

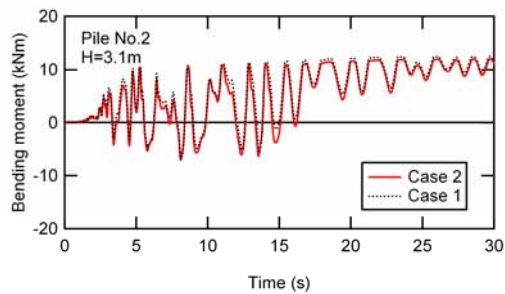


(c) 中央、水側 (No.1)

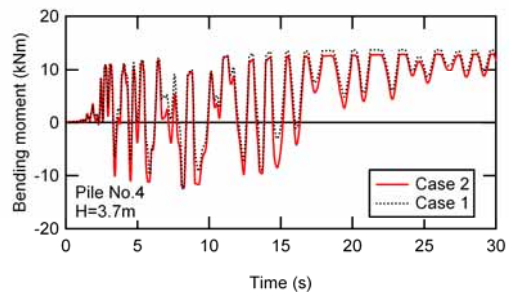


(d) 中央、山側 (No.3)

図 19 フーチング変位最大時の杭の曲げモーメントの深度分布の比較



(a) 側方、水側 (No.2、高さ=3.1m)



(b) 側方、山側 (No.4、高さ=3.7m)

図 20 杭の曲げモーメントの時刻歴の比較

(d) 結論ならびに今後の課題

E-ディフェンスで実施された側方流動実験を対象として、現有の三次元有効応力解析による事前シミュレーションを行った。また、実際の実験の条件に加えて、上部工の有無が結果に与える影響も検討した。その結果、以下のことがわかった。

- ・矢板前面および背後地盤において液状化が発生する。JR 鷹取での観測波（NS 成分および UD 成分）を入力動に用いた結果、矢板およびフーチングの水側への最大水平変位はそれぞれ、200cm、120cm 程度である。この結果、杭は杭頭および杭先端で曲げ降伏に至ることが予想される。
- ・上部工の有無は、矢板およびフーチングの残留変位、フーチングの水側変位最大時の杭の曲げモーメント分布にほとんど影響しないが、加振初期における杭頭での曲げモーメントに影響し、残留変形方向とは反対方向の曲げモーメントも全塑性モーメントに達する。現時点では、実験結果との詳細な比較はできていないが、実験結果の速報によると、上部工は山側に傾斜する結果となった。これは、上記のように加振初期の上部構造の応答により、杭頭部の塑性化が生じ、山側への残留変形が発生したためと考えられる。解析結果でも、加振初期の杭頭部の塑性化は予測されているが、残留変形までは予測できていない。今後、実験で得られた計測結果との比較を通じて、設定した材料パラメータ、FEM モデルおよび境界条件・初期条件等の妥当性を確認する必要がある。

(e) 引用文献

- 1) Oka, F., Yashima, A., Tateishi, A., Taguchi, Y. and Yamashita, S.: A cyclic elasto-plastic constitutive model for sand considering a plastic-strain dependence of the shear modulus, *Geotechnique*, pp.661-680, 1999.
- 2) Oka, F., Yashima, A., Shibata, T., Kato, M. and Uzuoka, R.: FEM-FDM coupled liquefaction analysis of a porous soil using an elasto-plastic model, *Applied Scientific Research*, Vol.52, pp.209-245, 1994.
- 3) 東北大学：3.3.6 側方流動に対する基礎の三次元数値シミュレーションの研究(その1)、大都市大震災軽減化特別プロジェクト、震動台活用による構造物の耐震性向上研究、平成16年度成果報告書、文部科学省研究開発局、独立行政法人防災科学技術研究所、2005.
- 4) 渦岡良介, 仙頭紀明, 八嶋厚, 張鋒: 護岸近傍に位置する杭基礎建物の3次元有効応力解析, *日本地震工学会論文報告集*, Vol.2, No.2, pp.1-14, 2002.
- 5) Zhang, F., Kimura, M., Nakai, T. and Hoshikawa, T.: Mechanical behavior of pile foundations subjected to cyclic lateral loading up to the ultimate state, *Soils and Foundations*, Vol.40, No.5, pp.1-17, 2000.

(f) 成果の論文発表・口頭発表等

| 著者 | 題名 | 発表先 | 発表年月日 |
|-------------------------------|-------------------------------------|----------------------------|---------|
| 渦岡良介・ Misko Cubrinovski | 護岸背後の群杭に作用する側方流動圧に対する三次元有効応力解析の予測精度 | 第4回日本地震工学会大会梗概集、pp.220-221 | 2005.11 |

(g) 特許出願，ソフトウェア開発，仕様・標準等の策定

1) 特許出願

なし

2) ソフトウェア開発

なし

3) 仕様・標準等の策定

なし

(3) 平成18年度業務計画案

(a) 三次元有効応力解析手法による側方流動実験の事前予測

昨年度に引き続き、現有の三次元有効応力解析手法を用い、E-ディフェンスで実施予定の側方流動に対する事前予測を行う。地盤-基礎の有限要素モデル作成、地盤の材料パラメータの再設定、三次元数値シミュレーション、解析結果の整理および考察を行う。特に、平成17度の事前予測結果と実験結果との比較を通じて、地盤の材料パラメータおよび解析条件の見直しを必要に応じて実施する。

(b) 全体のまとめ

平成17年度から18年度までの成果をまとめ、側方流動地盤中の杭基礎の挙動予測に対する三次元有効応力解析手法の適用範囲を明らかにする。また、今後、側方流動実験に対する事前予測を実施する上で、解析手法が具備すべき条件・解析条件の設定方法などを取りまとめ、今後の課題を整理する。

