

### 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)

## 目次

### (1) 業務の内容

- (a) 業務題目
- (b) 担当者
- (c) 業務の目的
- (d) 3ヵ年の年次実施計画
- (e) 平成16年度業務目的

### (2) 平成16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) 解析ケース
  - 2) 解析手法
  - 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14～16年度業務のまとめ

- (a) 振動台実験の数値シミュレーション結果のまとめ
- (b) 数値シミュレーションに関する知見のまとめ

## (1) 業務の内容

(a) 業務題目 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)

(b) 担当者

所属機関	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
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
	助教授	張 鋒

(c) 業務の目的

本業務では、液状化に起因した側方流動地盤中の基礎の破壊を高精度に予測できる手法を確立することを目的とする。地盤-基礎の相互作用を扱う三次元有効応力解析手法を用い、模型振動台実験データとの詳細な比較を行うことで、液状化地盤と構造物の挙動をより詳細に考察し、手法の問題点・改良点を明らかにする。

(d) 3ヵ年の年次実施計画

1) 平成14年度：

- ① 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 関連流動則に基づく繰返し弾塑性構成式の要素シミュレーションを行い、構成則の基本的性能を把握する。

2) 平成15年度：

- ① 引き続き、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 関連流動則に基づく繰返し弾塑性構成式を導入した三次元有効応力解析手法を用い、一次元土柱モデルの応答解析など基本的な境界値問題の解析を通じて、手法の確立を図る。地盤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。

3) 平成16年度：

- ① 引き続き、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 全体のまとめを行う。

(e) 平成16年度業務目的

① 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 全体のまとめを行う。

(2) 平成16年度の成果

(a) 業務の要約

平成16年度は、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、土木研究所で実施された振動台実験の事前・事後予測を行った。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った。対象としたケースは、護岸平行方向加振ケースのうちフーチングを有する合計4ケース（実験は平成14年度から16年度にかけて実施）である。いずれのケースにおいても、解析は実測された矢板変位を過小評価したが、フーチング変位・杭の曲げモーメントについては、比較的良好に再現できた。

また、平成16年度は最終年度であることから、これまで実施した事前予測結果における解析精度や今後の数値シミュレーションに寄与すると思われる知見を整理した。

(b) 業務の実施方法

平成14～16年度に土木研究所で実施された実験ケース14-3、15-2、16-1、16-2（土研、2003；土研、2004；土研、2005）<sup>1)、2)、3)</sup>を対象として、三次元有効応力解析手法LIQCA（Okaraら、1994；Okaraら、1999）<sup>4)、5)</sup>による事後予測および事前予測を実施した。今年度実施したケース16-1および16-2については、事前予測である。また、16-2については、対象としたケースの中で唯一、護岸直交方向加振ケースであり、他の有効応力解析手法との比較のために実施したものである。

模型実験での境界条件、豊浦砂の材料特性、模型実験での振動台波形を既知の情報として解析を実施した。材料パラメータの設定においては、材料の変形性能を適切に把握するため、ひずみ漸増型室内せん断試験結果を参考とした。事後解析においても、解析は全て順解析であり、実験結果をもとに、解析パラメータの調整などは行っていない。

(c) 業務の成果

1) 解析ケース

杭頭にフーチングを有する以下のケースを対象とした。ケース15-2の実験模型を図1に示す。他のケースも同様の形状、計測位置であるが、14-3については矢板分割が他のケースと異なるとともに、計測位置もやや異なっている。実験の詳細については、文献1)、2)、3)を参照されたい。

表 1 解析ケース

ケース	矢板分割	フーチング質量	加振方向	備考
14-3	33cm×3	21.6kg	護岸平行	
15-2	89cm×1	21.6kg	護岸平行+鉛直方向	
16-1	5cm×2	170kg	護岸平行	事前予測 (入力波：観測波)
16-2		320kg (予定) 358kg (実測)	護岸直交	事前予測 (入力波：予定波)

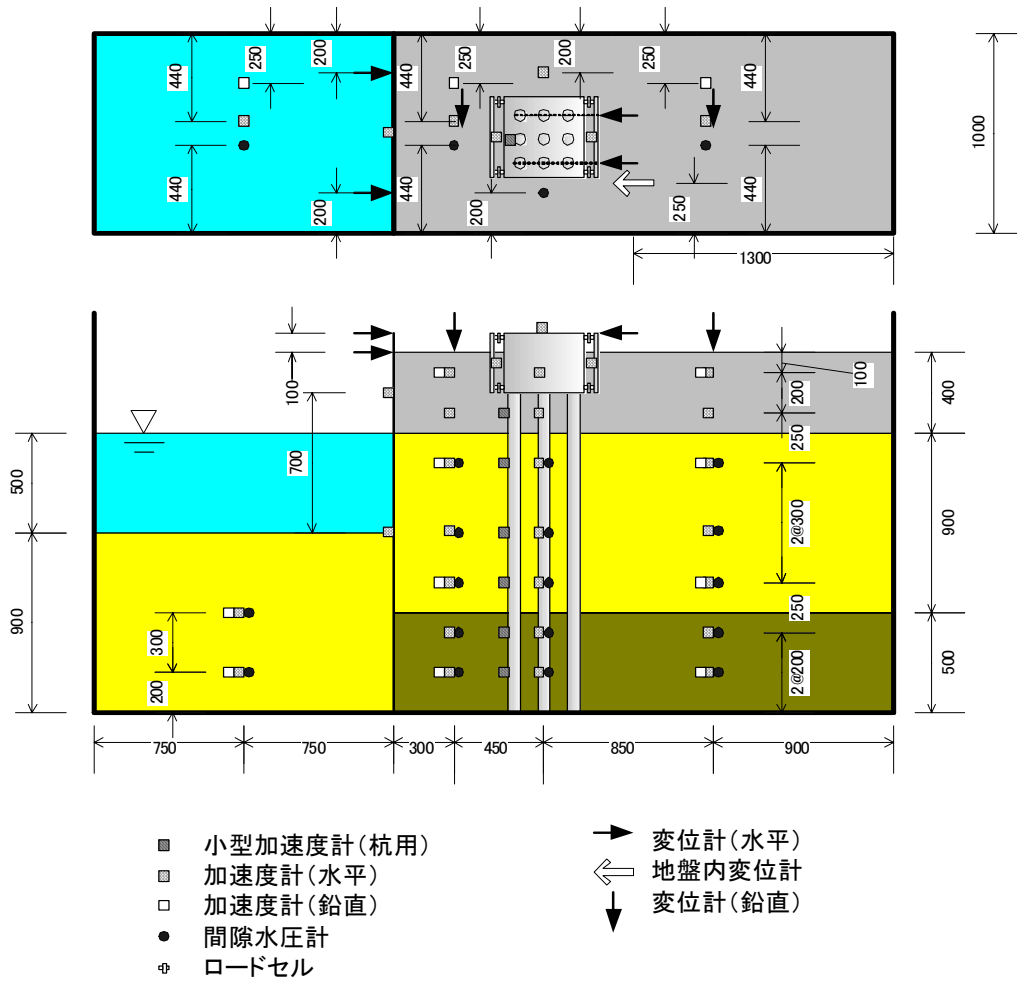


図 1 実験模型 (ケース 15-2) (土研, 2004) <sup>2)</sup>

2) 解析手法

平成 14 年度と同様の手法であるので、ここでは省略する。詳細については、文献 4)、5)を参照されたい。

3) 解析条件

a) 解析モデル

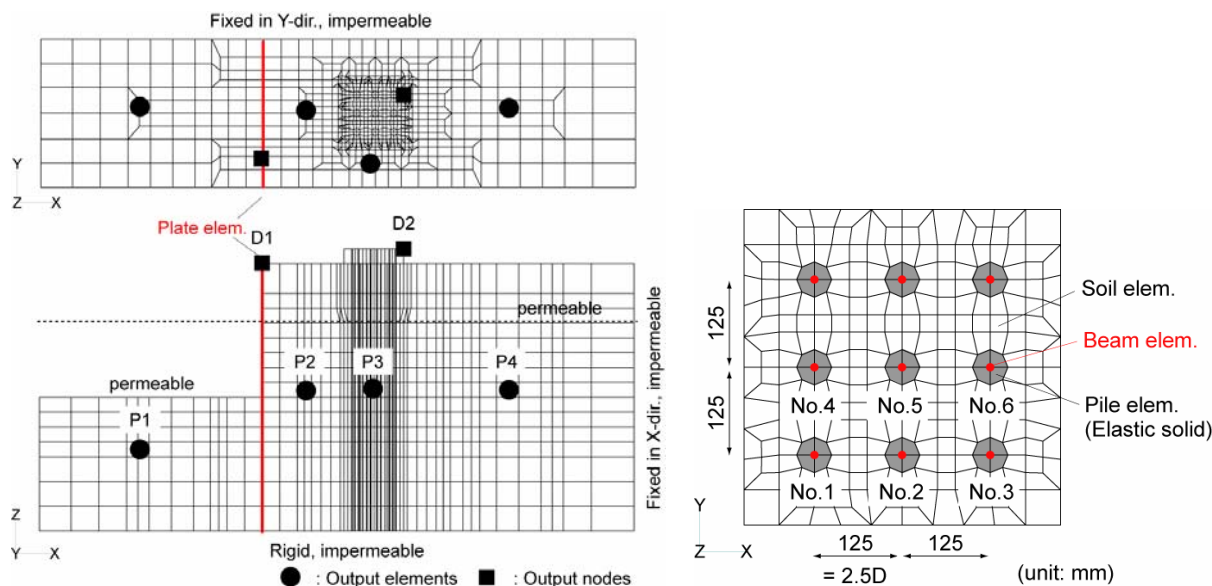


図 2 有限要素モデル

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。豊浦砂および粗砂（いわき硅砂 2 号）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、フーチングはソリッド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。

杭のハイブリッド要素は杭体自体の体積を再現するための一手法（Zhangら、2000）<sup>6)</sup>であり、図 2 中の右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。

## 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全ての材料（硅砂、豊浦砂）について、砂の弾塑性モデルを適用した。各土層に対して設定したパラメータを表 2 に示す。全ての層のパラメータは昨年度と同一のものであり、ひずみ漸増型室内せん断試験結果に基づいて設定した。パラメータ設定の詳細については、文献 7)を参照されたい。

### ii) 杭、矢板、フーチング材料

杭、矢板はともに弾性材料とした。ステンレス杭のヤング率は 200GPa、密度は 7.75t/m<sup>3</sup>とした。実験模型の諸元から、杭の外径は 50.8mm、肉厚は 1.5mmとして、ビーム要素の断面積、断面 2 次モーメントを算定した。これより、杭の曲げ剛性 EI=14.1kNm<sup>2</sup>となるが、実際の模型杭に計測された曲げ剛性は EI=12.6kNm<sup>2</sup>であった。このため、解析では実際の模型杭の曲げ剛性を約 1.1 倍過大に評価しており、フーチング・杭の変位量をやや過小評

表 2 モデルパラメータ

土層名		珪砂2号	豊浦砂 Dr=35%	豊浦砂 Dr=90%
密度	$\rho$ (t/m <sup>3</sup> )	1.36	1.88	2.00
透水係数	$k$ (m/s)	$1.1 \times 10^{-2}$	$1.0 \times 10^{-4}$	$1.0 \times 10^{-4}$
初期間隙比	$e_0$	1.019	0.866	0.642
せん断波速度	$V_s$ (m/s)	74	67	130
液状化強度 (N=10)	$R_{L10}$	0.15	0.23	0.60
圧縮指数	$\lambda$	0.0045	0.0030	0.0036
膨潤指数	$\kappa$	0.0009	0.0006	0.0002
擬似過圧密比	OCR	1.0	1.0	1.5
初期せん断係数比	$G_0/\sigma'_m$	753	853	3243
破壊応力比	$M_f$	1.229	1.158	1.406
変相応力比	$M_m$	1.087	0.909	0.909
硬化関数中のパラメータ	$B_0$	1500	2000	15000
//	$B_1$	100	30	100
規準ひずみ (塑性剛性)	$\gamma_r^p$	0.020	0.003	0.010
規準ひずみ (弾性剛性)	$\gamma_r^e$	0.020	0.005	0.030
ダイルトン係数	$D_0$	0.2	1.0	0.5
ダイルトン係数	$n$	2.0	2.0	5.0

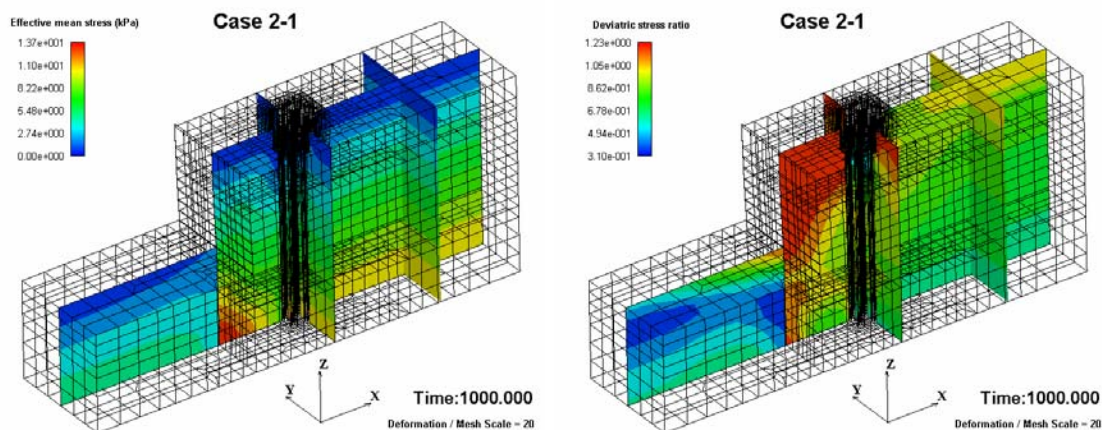
価する可能性がある。また、矢板については、実験模型の諸元から、ヤング率は 210GPa、密度は 7.87t/m<sup>3</sup>とし、板厚 6mmで断面積を算定した。

フーチングも弾性材料とした。ヤング率は 200GPa、ポアソン比は 0.3 とし、密度は解析ケース毎にフーチング重量に合わせて変化させた。したがって、解析では図 2 に示すフーチングのソリッド要素に対して、均一に質量が分布（ただし、要素内では lumped mass matrix を使用）すると仮定している。しかしながら、フーチング重量の大きい実験ケース 16-2 においては、既存フーチングの上部に錘を追加する形状となっており、解析よりもフーチングの重心位置が高くなっている（約 15cm）。このことは、後に示すフーチングの応答に少なからず影響を与えている可能性がある。

#### 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。ハイブリッド要素である杭のビーム要素については、上端のフーチング内および下端の固定治具内の節点のみ全方向固定した。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、最下端のみ鉛直方向を固定した。初期応力解析においては、模型作成時のストラット位置で水平方向を固定した。また、地盤との境界部はすべり（矢板法線方向は矢板・地盤同一変位）を考慮した。

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。



(a) 平均有効応力 (b) 偏差応力比  
図 3 初期応力解析の結果

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。

- ① 矢板のストラット位置(陸側地表面から 12cm、50cm の二カ所)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。
- ② 矢板のストラット位置の水平成分を自由とし、①の応力状態のもと、①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①のステップでは地盤は簡易な弾完全塑性モデルとし、②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(偏差応力の第二次不変量を平均有効応力で除した値)の分布図を図 3 に示す。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動崩壊領域がみられる。実際、実験でも矢板上端の拘束をはずしたとき、矢板は約 56mm 前面に変位しており、矢板背面地盤は加振前から既に大きなひずみ履歴を受けていると考えられる。なお、本年度はできるだけ正確に模型地盤の作成条件を再現したが、それでも初期応力解析における矢板の水平変位は 2mm 程度であり、実験値よりも 1 オーダー程度小さい値であった。この原因として、構成モデルのパラメータを繰り返し試験での再現性を重視して設定している問題が考えられる。本解析手法では応力状態のみを動的解析に引き継ぐことから、この変位量の誤差が動的解析に与える影響はさほど大きくないと考え、図 3 の応力状態を初期応力状態として、全てのケースで用いた。

入力動として、振動台で計測された加速度波形を用い、この加速度を剛基盤での加速度とした。ただし、ケース 16-2 については、振動台入力予定波を用いた。

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  $\beta = 0.3025$ 、 $\gamma = 0.6$  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 0.09 秒に減衰定数 3%を仮定して、0.0009 とした。動的解析時間は 6.5 秒である。

#### 4) 解析結果

表 1 に示した 4 ケースについて、加振後の変形図および過剰間隙水圧の分布図を図 4 にまとめて示す。また、4 ケースについて、入力加速度（加振方向）、フーチング加速度（加振方向）、矢板天端変位（護岸直交方向）、フーチング変位（護岸直交方向）の時刻歴、および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）をそれぞれ図 5～図 12 に示す。矢板天端およびフーチングの出力位置は図 2 の D1、D2 に対応している。また、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 の杭番号に対応している。さらに、矢板およびフーチングの応答に対する鉛直動・フーチング質量の影響を考察するため、解析結果のみの比較を図 13 に示す。

##### a) ケース 14-3（図 4(a)、図 5、図 6）

図 5(c) に示す矢板天端変位について、実験、解析とも約 15cm（加振後）となっているものの、その増加勾配は異なっている。実験では、加振開始直後の増加勾配が大きい、解析では、ほぼ一定の増加勾配となっている。この違いには、構成モデルの材料パラメータなどが影響していると考えられ、他のケースでもみられる傾向である。なお、この実験ケース 14-3 では、矢板分割方法が平成 15 年度以降の実験ケースと異なっており、矢板変位は平成 15 年度以降の実験ケースより小さくなる傾向にある。

図 5(d) に示すフーチング変位について、加振開始直後では解析は実験値をよく再現しているが、約 2 秒過ぎに実験値は増加、解析値は逆に減少しており、異なる傾向を示している。このため、図 6 に示すフーチング変位最大時の曲げモーメントについては、解析が実験値を過小に評価している。後に示す平成 15 年度以降の実験ケースにおいては、いずれの実験ケースでもフーチング変位は加振後半（約 2 秒後）では減少する傾向を示しているにも関わらず、実験ケース 14-3 のみ増加する傾向を示している。フーチング周辺地盤の剛性低下やフーチングの抜け上がり（解析では未考慮）および杭の弾性挙動を考慮すれば、フーチング変位は加振後半には減少に転ずるのが一般的と考えられ、この点では解析結果の方が妥当と考えられる。

##### b) ケース 15-2（図 4(b)、図 7、図 8）

このケースの特徴は、護岸平行方向加振に加えて、鉛直動も入力している点である。図 7(b) に示すフーチング加速度（護岸平行方向）について、解析は実験での加速度振幅を過小に評価している。フーチング加速度については、加振方向を問わず、他のケースにおいても、解析は実験値を過小評価する傾向にある。この原因の一つとして、フーチングと周辺地盤（地下水位以浅の砕石）とのインターフェイスのモデル化の影響が考えられる。解析ではフーチングと周辺地盤の境界部は、水平方向を同一変位と仮定しているが、実際の周辺地盤は乾燥砕石であることから、剥離やすべりなどの不連続挙動が発生している可能性がある。加速度応答はこのような不連続挙動の影響を受けやすいことから、解析と実験で大きな差が生じたと考えられる。

図 7(c) に示す矢板天端変位について、このケース以降では矢板分割方法を変えたため、



実験での変位量が大きくなっている。ケース 14-3 と比較すると、矢板天端変位は 3 倍以上となっており、この差が全て鉛直動入力の影響とは考えにくく、実験では鉛直動が矢板変位に与える影響を把握することができない。一方、解析結果は、図 13(a)に示すように鉛直動を考慮した 15-2 の方が、14-3 よりもやや矢板天端変位が大きくなる程度であり、実験での矢板変位を過小評価する結果となった。鉛直動入力時に矢板変位が微増した一因として、鉛直動による矢板に作用する土圧の増加が考えられるが、解析結果によると、鉛直動が矢板変位に与える影響はさほど大きくないといえる。

図 7(d)に示すフーチング変位について、加振開始直後では解析は実験値をよく再現しているが、約 2 秒過ぎに実験値は減少、解析値は逆に増加しており、鉛直動のないケース 14-3 と逆の傾向を示している。このため、図 8 に示すフーチング変位最大時の曲げモーメントについては、解析が実験値を過大に評価している。前述のように、フーチング変位は加振後半には減少に転ずるのが一般的と考えられ、解析でも図 13(b)に示すように、加振後半にフーチング変位が増加するのは鉛直動入力のケース 15-2 のみである。この原因として、鉛直動入力時の解析では周辺地盤の剛性を過大に評価した可能性があり、鉛直動入力時の地盤挙動については、今後の検討が必要である。

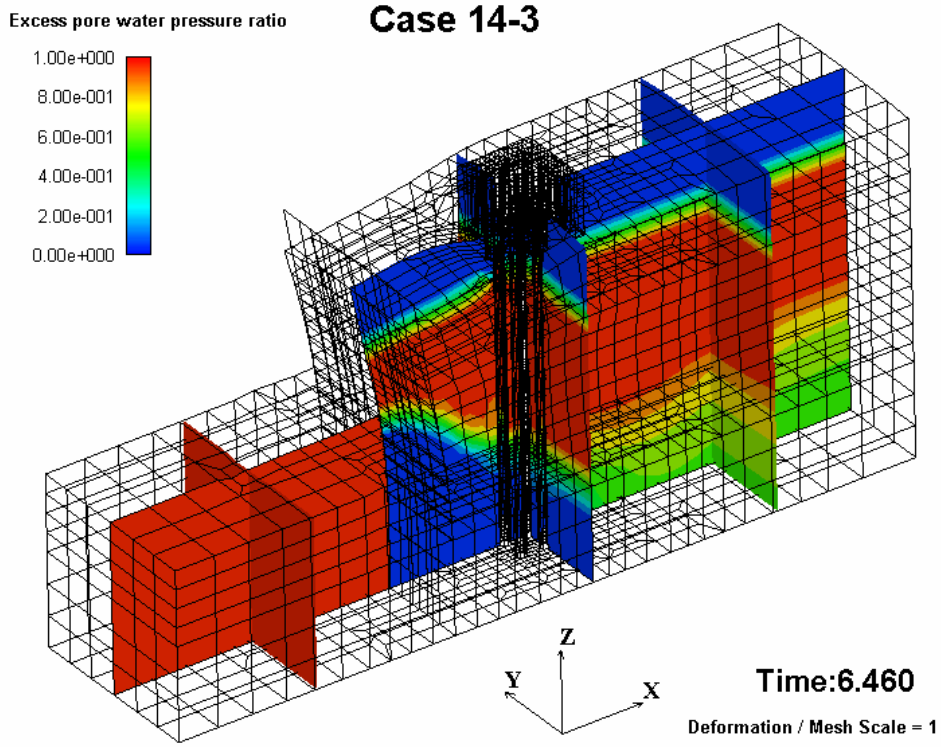
#### c) ケース 16-1 (図 4(c)、図 9、図 10)

今年度実施されたケース 16-1 では、フーチング重量を増加させた点が特徴である。図 9 に示すように、解析はフーチング加速度および矢板変位については、過小に評価している（他のケースと同様の傾向）ものの、フーチング変位については、定量的にも比較的良い一致を示している。このため、図 10 に示すフーチング変位最大時の曲げモーメントについても、陸側杭 (No.3、6) の杭頭部を除いて、解析値と実験値は良く一致している。なお、フーチング重量の増加の影響は、図 13 に示すように、矢板およびフーチング変位の増加に表れている。

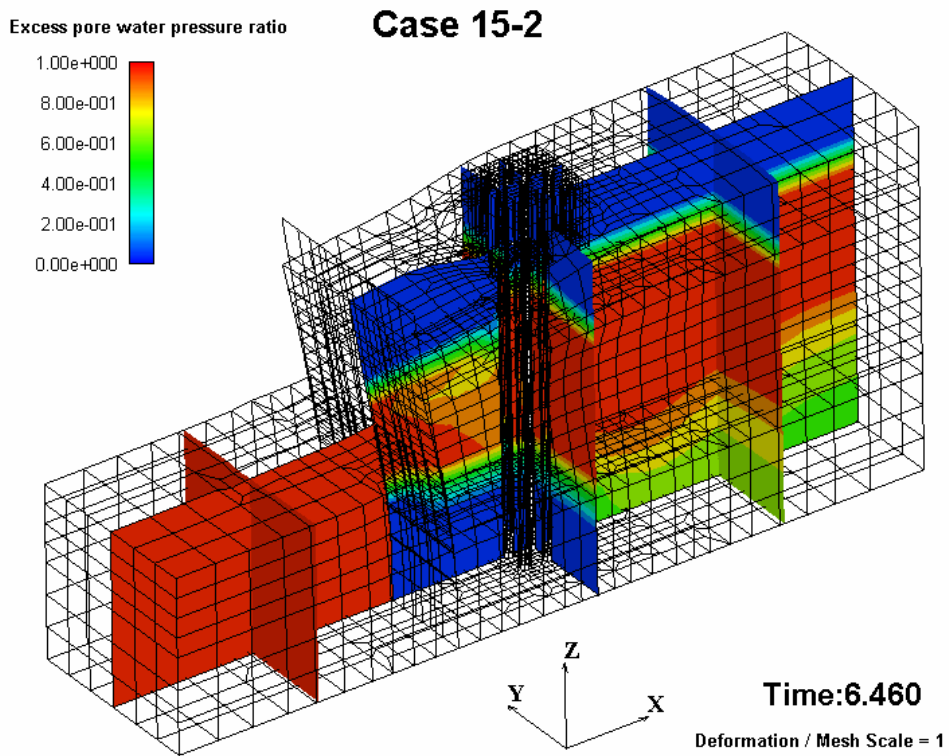
#### d) ケース 16-2 (図 4(d)、図 11、図 12)

このケースのみ護岸直交方向加振である。また、解析には振動台入力予定波を用いているため、他のケースと異なり、図 11(a)に示すように解析と実験での入力加速度が若干異なっている。ただし、この差は実験値がやや大きい程度で顕著ではない。

図 11 に示すように、フーチング加速度やフーチング変位の両振幅については、過小評価しているものの、加振後の矢板変位やフーチング変位のピーク値については、比較的良い一致を示している。図 11(b)のフーチング加速度について、実験では漸増しているが、解析ではこの傾向を再現できなかった。これは、前述の原因に加えて、加振中のフーチング周辺地盤の沈下に伴い、基礎の抜け上がりが見られる現象を解析では再現できないことが考えられる。矢板変位については、図 4(d)の変形図にも示すように、かなり大きな変形が生じており、幾何学非線形の影響が無視できないレベルの変形と考えられることから、加振後の一致は偶然と考えられる。図 12 に示すフーチング変位最大時の曲げモーメントについても、全体的な傾向は良く一致しているが、杭先端部や海側・陸側の分布の違いの傾向が異なっている。解析では、せん断力の深度変化が顕著に表れている。

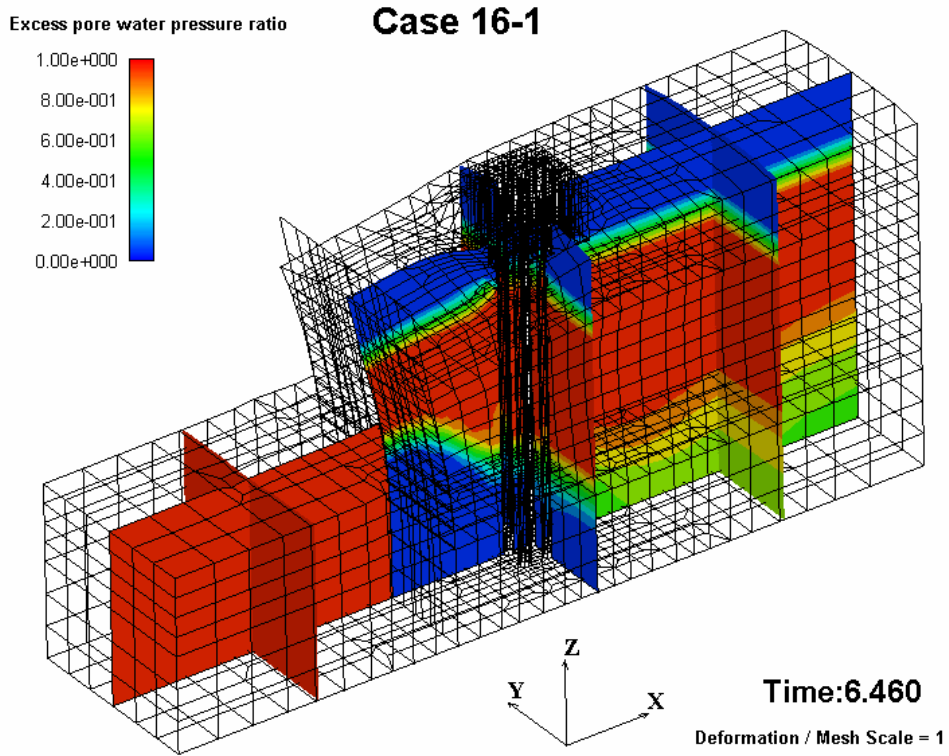


(a) ケース 14-3

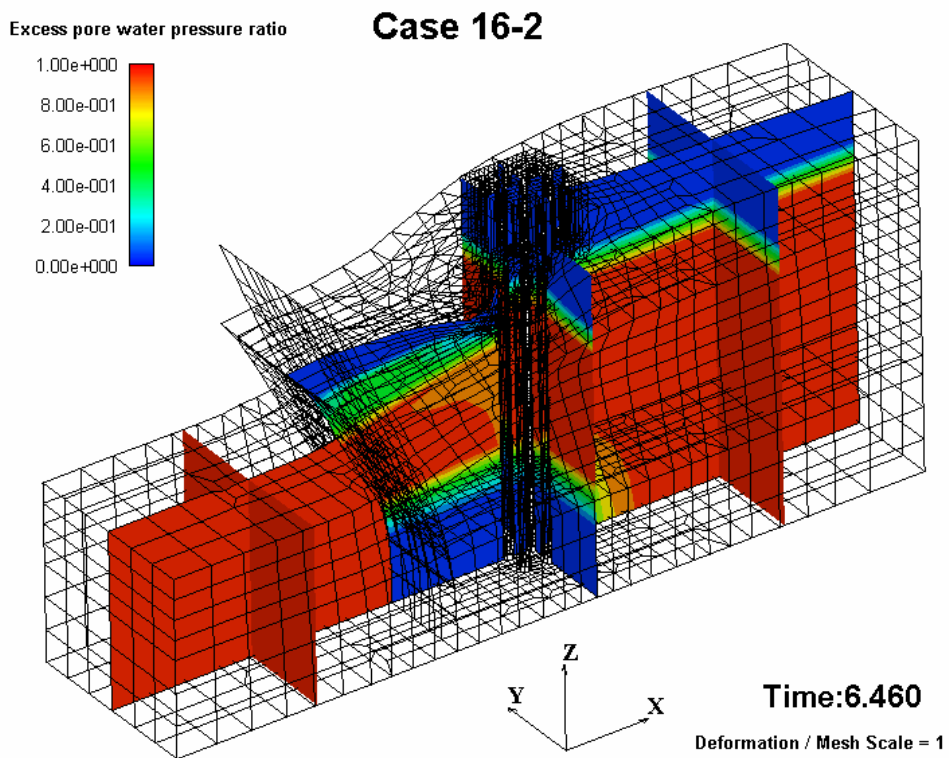


(b) ケース 15-2

図 4 加振後の変形図と過剰間隙水圧の分布 (その 1)

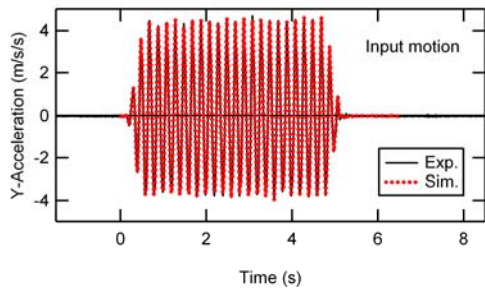


(c) ケース 16-1



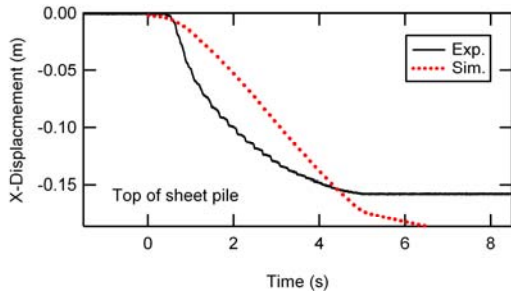
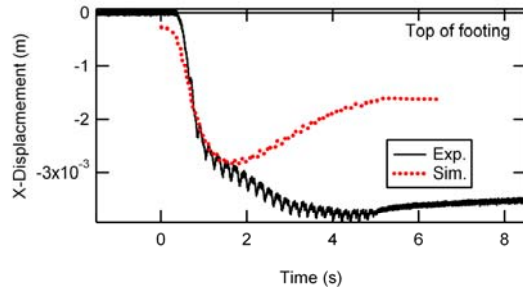
(d) ケース 16-2

図 4 加振後の変形図と過剰間隙水圧の分布 (その 2)



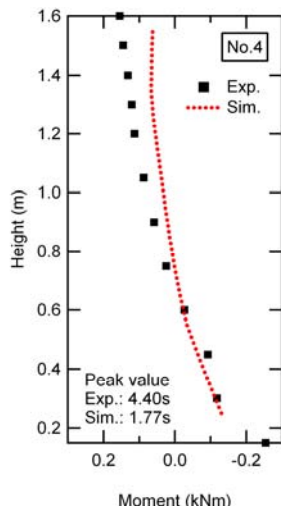
(a) 台加速度（護岸平行方向）

(b) フーチング加速度（護岸平行方向）

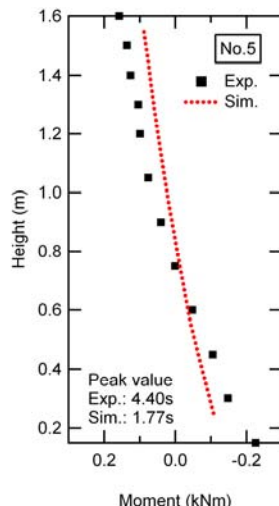


(c) 矢板天端変位（護岸直交方向） (d) フーチング変位（陸側、護岸直交方向）

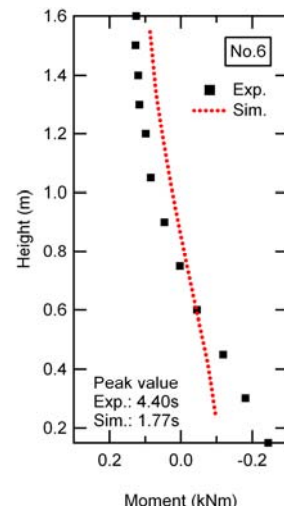
図5 矢板およびフーチングの応答の時刻歴（ケース 14-3）



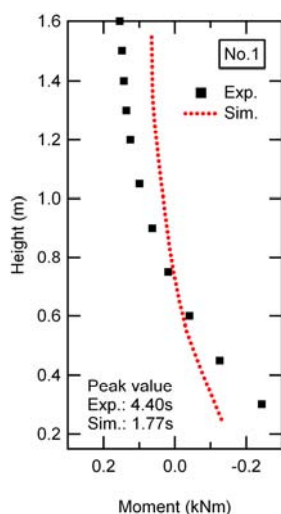
(a) 中央，海側



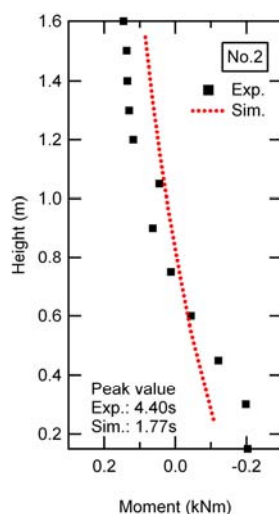
(b) 中央，中央



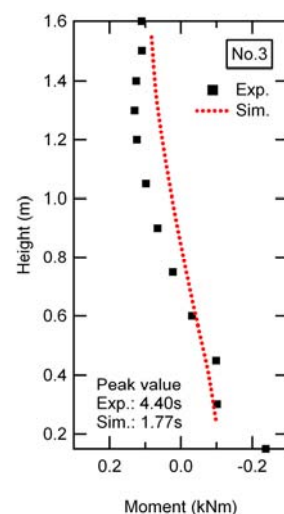
(c) 中央，山側



(d) 手前，海側

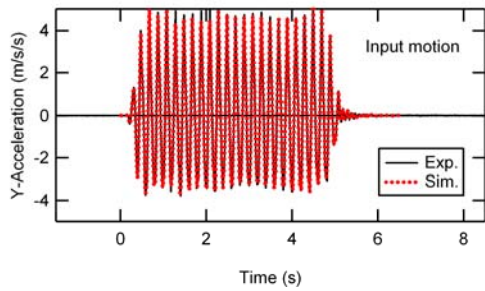


(e) 手前，中央

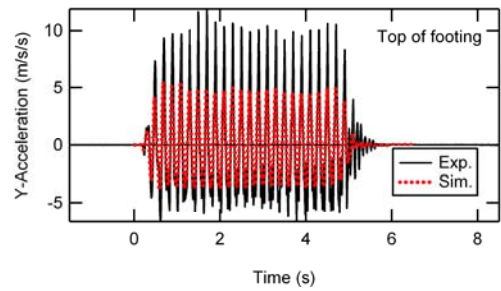


(f) 手前，山側

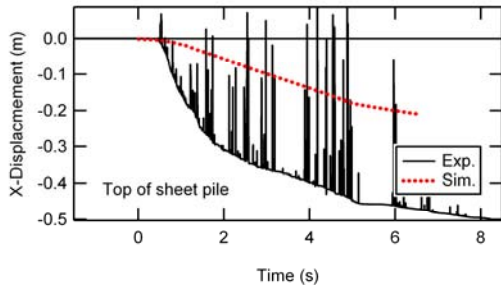
図6 フーチング変位最大時の杭の曲げモーメントの深度分布（ケース 14-3）



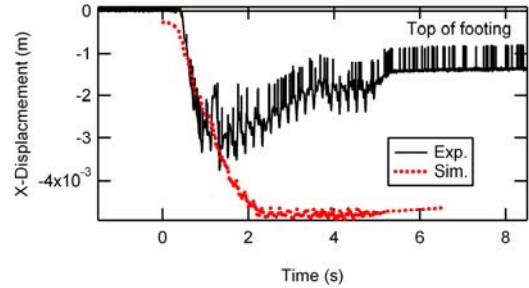
(a) 台加速度 (護岸平行方向)



(b) フーチング加速度 (海側、護岸平行方向)

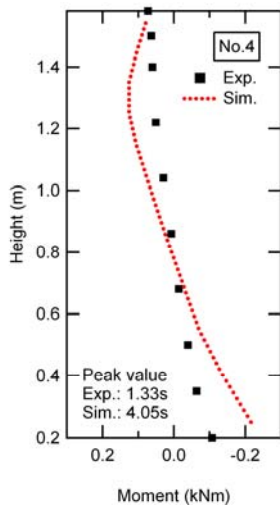


(c) 矢板天端変位 (護岸直交方向)

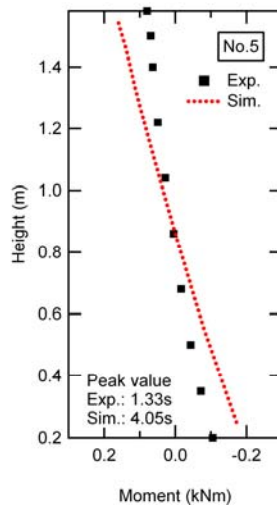


(d) フーチング変位 (陸側、護岸直交方向)

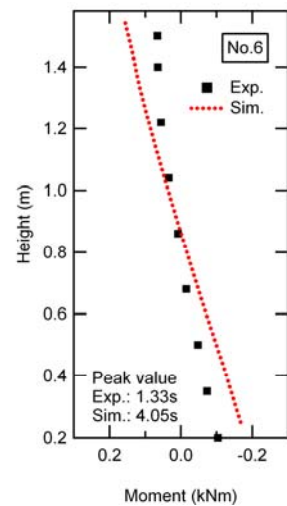
図7 矢板およびフーチングの応答の時刻歴 (ケース 15-2)



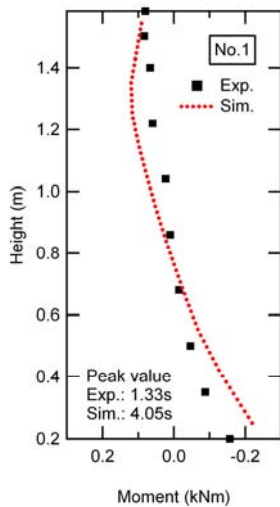
(a) 中央, 海側



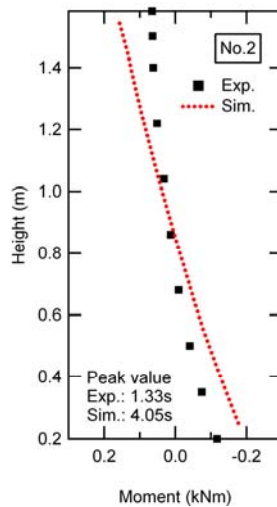
(b) 中央, 中央



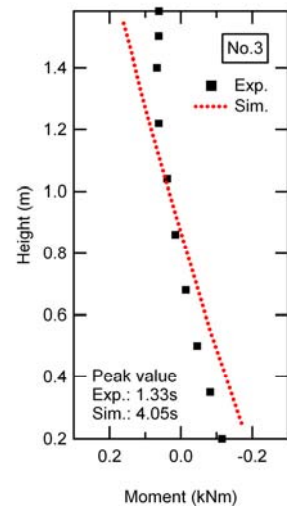
(c) 中央, 山側



(d) 手前, 海側

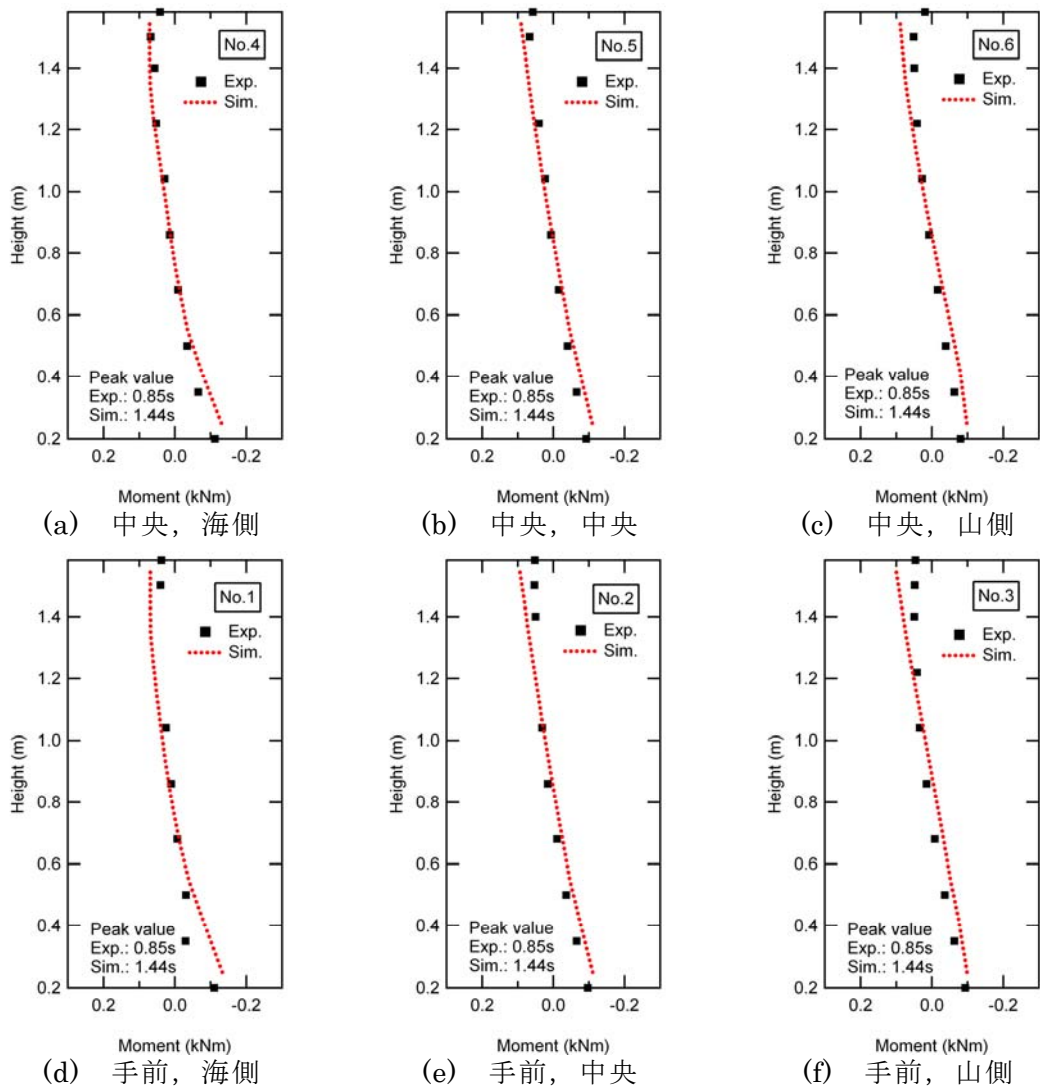
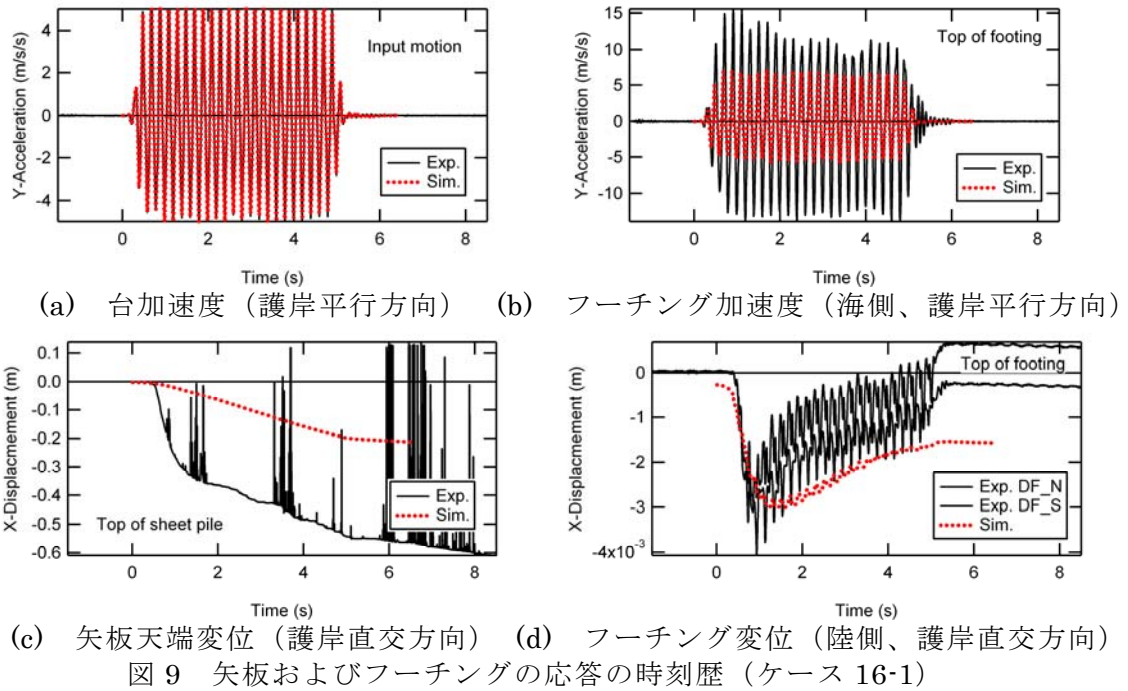


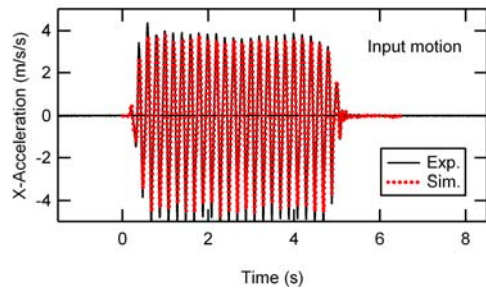
(e) 手前, 中央



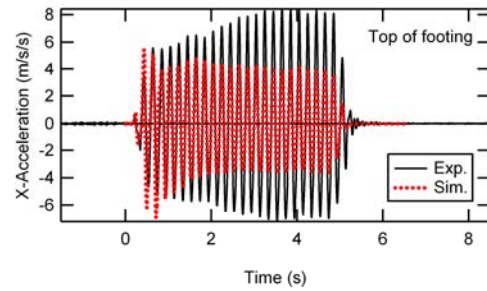
(f) 手前, 山側

図8 フーチング変位最大時の杭の最大曲げモーメントの深度分布 (ケース 15-2)

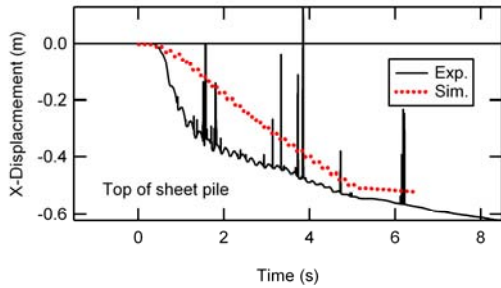




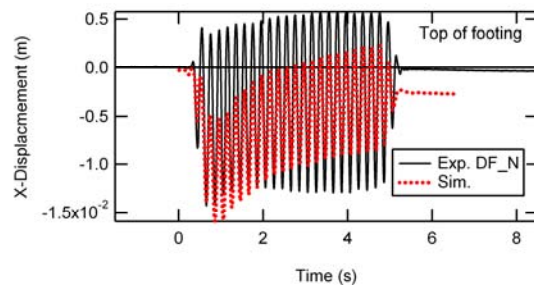
(a) 台加速度（護岸直交方向）



(b) フーチング加速度（海側、護岸直交方向）

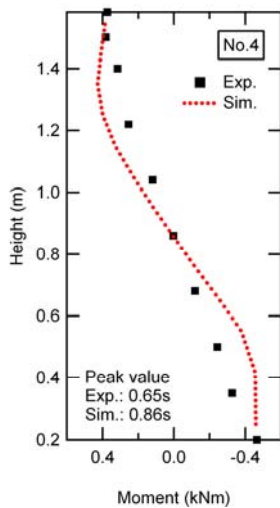


(c) 矢板天端変位（護岸直交方向）

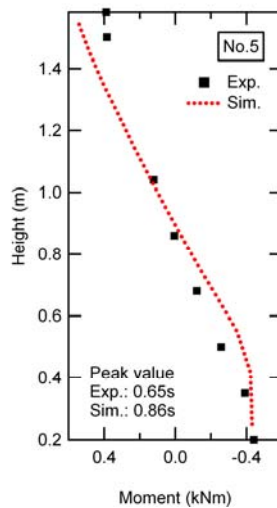


(d) フーチング変位（陸側、護岸直交方向）

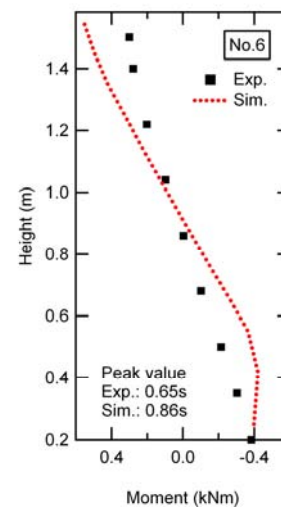
図 11 矢板およびフーチングの応答の時刻歴（ケース 16-2）



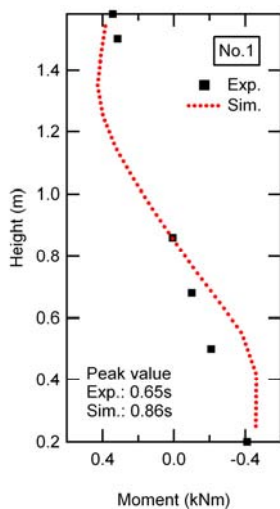
(a) 中央，海側



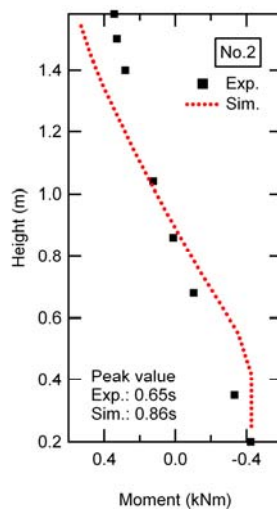
(b) 中央，中央



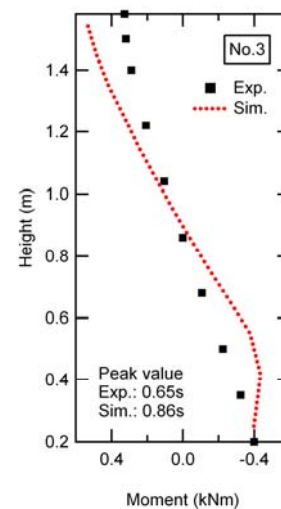
(c) 中央，山側



(d) 手前，海側

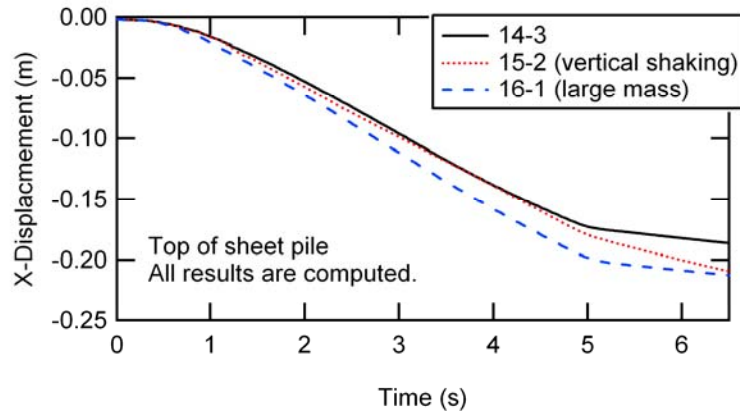


(e) 手前，中央

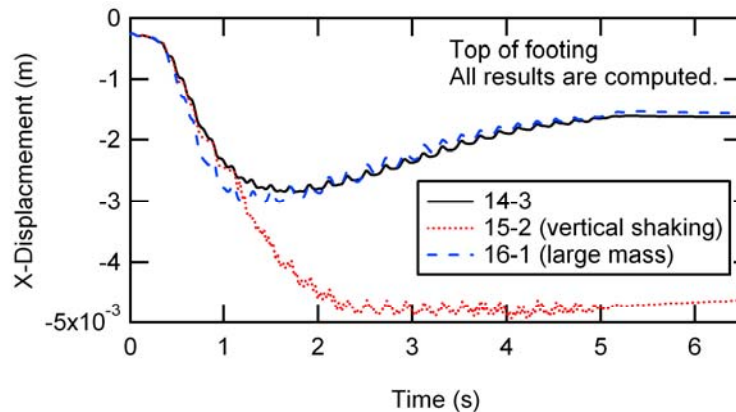


(f) 手前，山側

図 12 フーチング変位最大時の杭の最大曲げモーメントの深度分布（ケース 16-2）



(a) 矢板天端変位（護岸直交方向）



(b) フーチング変位（陸側、護岸直交方向）

図 13 矢板およびフーチングの応答に対する鉛直動・フーチング質量の影響  
（ケース 14-3、15-2、16-1 の解析値の比較）

(d) 結論ならびに今後の課題

フーチングを有する護岸平行方向加振ケース（14-3、15-2、16-1）および護岸直交方向加振ケース（16-2）に対して、現有の三次元有効応力解析による事後シミュレーションを行った。ただし、解析はいずれも順解析であり、実験結果をもとに、解析パラメータの調整などは行っていない。その結果、以下のことが得られた。

- ・ 矢板前後地盤の液状化の発生に関して、解析は実験値をよく再現した。
- ・ 矢板の変位に関して、最も誤差の大きいケース（16-1）で、解析は実験値を 1/3 程度過小評価した。護岸直交方向加振ケース（16-2）では、解析は実験値と同程度の最大変位をたまたま再現したが、変位の経時変化や加振後の変位継続については、十分に再現できなかった。
- ・ フーチングの加振方向の応答加速度に関して、いずれのケースでも、解析は実験値を過小に評価した。フーチングと周辺地盤の境界のモデル化や基礎の抜け上がりが顕著になる現象を解析では再現できないことに起因していると考えられる。
- ・ フーチングの護岸直交方向の変位に関して、最大値については、解析値は実験値の 1/2～2 倍程度であった。鉛直方向の加振も加えたケース（15-2）のみ、解析が実験値を 2 倍程度過大評価した。なお、矢板変位の予測誤差が大きかった 16-1 でも、フーチング変位の最大値については、解析値と実験値はよく一致しており、矢板変位よりも予測精度は高いといえる。一方、残留値



については、フーチング周辺地盤の剛性低下や基礎の抜け上がりの影響により、最大値よりも小さくなる傾向が全ての実験値（14-3を除く）でみられた。解析でも、フーチング周辺地盤の剛性低下については考慮可能であることから、ほとんどのケース（15-2を除く）で、残留値が最大値より小さくなる傾向がみられた。残留値までを予測対象とするには、基礎の抜け上がりの影響まで考慮した大変形解析（幾何学非線形）が必要である。また、15-2では、残留値が最大値より小さくなる傾向がみられず、鉛直方向加振時の地盤挙動の評価に課題を残した。

- ・杭に作用する曲げモーメント分布（フーチングの水側変位最大時）に関して、フーチングなしの場合と比較して、フーチングを有する場合は杭位置による曲げモーメント分布の違いが顕著ではない。実験値と解析値の整合性はフーチング変位の最大値の整合性に依存しており、最大フーチング変位の誤差が最も少なかった 16-1 では、曲げモーメント分布の誤差も少ない。

(e) 引用文献

- 1) 土木研究所：3.3.5 側方流動に対する基礎の破壊メカニズム解明の実験、大都市大震災軽減化特別プロジェクト、Ⅱ震動台活用による構造物の耐震性向上研究、平成14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、2003.
- 2) 土木研究所：3.3.5 側方流動に対する基礎の破壊メカニズム解明の実験、大都市大震災軽減化特別プロジェクト、Ⅱ震動台活用による構造物の耐震性向上研究、平成15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、2004.
- 3) 土木研究所：3.3.5 側方流動に対する基礎の破壊メカニズム解明の実験、大都市大震災軽減化特別プロジェクト、Ⅱ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) 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.
- 5) 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.
- 6) 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.
- 7) 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、Ⅱ震動台活用による構造物の耐震性向上研究、平成15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、2004.

## (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 風間基樹 張 鋒 八嶋 厚 岡二三生	Prediction of Earth Pressures on a Pile Group Due to Liquefaction-induced Ground Flow	Sixth World Congress on Computational Mechanics (WCCM VI) in conjunction with the Second Asian-Pacific Congress on Computational Mechanics (APCOM'04)	平成 16 年 9 月
渦岡良介 風間基樹 張 鋒 八嶋 厚 岡二三生	Prediction of liquefaction-induced earth pressures on a group-pile foundation	International Symposium on Earthquake Engineering, Commemorating Tenth Anniversary of the 1995 Kobe Earthquake (ISEE Kobe 2005)	平成 17 年 1 月

## (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

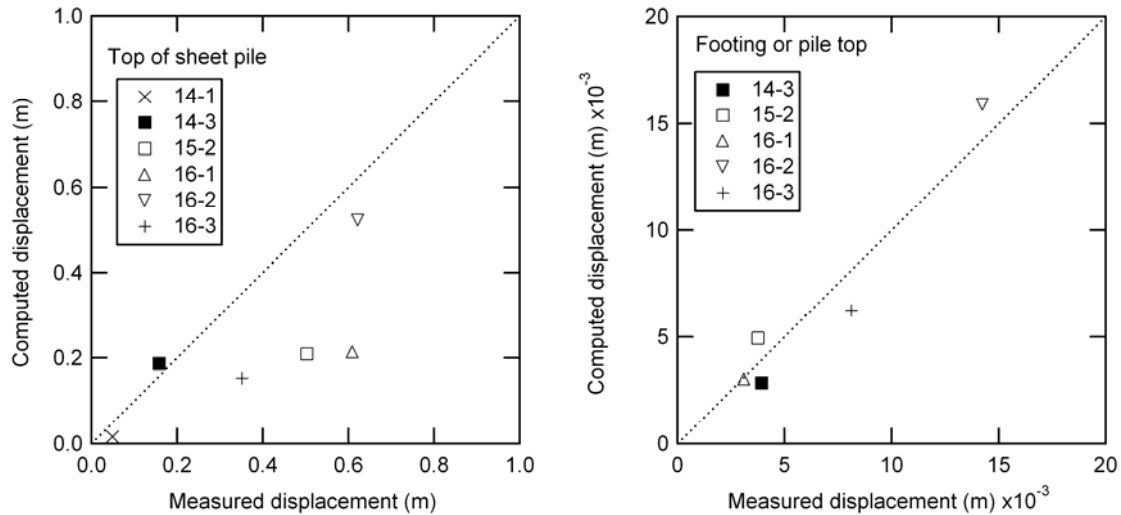
## (3) 平成 14～16 年度業務のまとめ

## (a) 振動台実験の数値シミュレーション結果のまとめ

これまでにシミュレーションを行った実験ケースを表 3 に示す。本検討では、基本的に護岸平行方向加振ケースを対象としている。

表 3 解析ケース

ケース	砂層	矢板分割	フーチング質量	加振方向	備考
14-1	Dr=50%	なし	なし	護岸平行	事後予測
14-3	Dr=35%	33cm×3	21.6kg	護岸平行	事後予測
15-1		89cm×1	なし	護岸平行	事後予測
15-2		5cm×2	21.6kg	護岸平行 +鉛直方向	事後予測
16-1			170kg	護岸平行	事前予測 (入力波：観測波)
16-2			320kg (予定) 358kg (実測)	護岸直交	事前予測 (入力波：予定波)



(a) 矢板天端変位（護岸直交方向） (b) フーチング・杭頭変位（護岸直交方向）

図 14 矢板およびフーチング・杭頭の水平変位の予測精度

事後予測のケースもすべて順解析であり、振動台実験結果をもとに解析パラメータを調整したケースはなく、いずれのケースについても解析精度に対する議論が可能である。表 3 に示したケースについて、矢板天端の水平変位およびフーチングの水平変位（フーチングなしのケースでは杭頭変位）の実験値・解析値を比較した結果を図 14 に示す。これまでの事前・事後シミュレーション結果で得られた解析精度に関する知見を以下に示す。

- 矢板近傍の背後地盤を除いて、過剰間隙水圧はほぼ予測できた。また、液状化しなかったケース 14-1 についてもよく再現できた。矢板近傍の背後地盤での過剰間隙水圧の予測精度を上げるには、矢板変位の予測精度も上げる必要がある。
- 矢板変位の最大値について、護岸平行方向加振ケースでは、過小評価したが、護岸直交方向加振ケース（16-2）では、偶然誤差が小さかった。これまでの実績が多いケース（初期せん断応力と加振によるせん断応力が同じ方向：護岸直交方向加振）の方が護岸平行方向加振ケースより予測精度が高いといえないこともない。経時変化について、実験では加振初期に大きな変位が発生する傾向にあるが、解析ではやや変位の発生が遅い。これは、構成モデルのパラメータ設定が一因である。大きな変位を適切に再現するには、大変形（幾何学非線形、不連続）の扱いが必要である。
- フーチングおよび杭の変位の予測精度は、矢板変位の予測精度より高い。とくに、最大値については、倍半分程度の予測精度であった。これは、矢板周辺の変位よりも絶対変位量が小さく大変形の影響が少ないことが一因である。フーチングがある場合は、残留変位が小さくなる傾向にあるが、これを正確に予測するには、大変形を考慮して、フーチングの抜け上がりを表現する必要がある。
- 曲げモーメント分布について、フーチングがない場合、杭位置による分布の違いが明確にみられる。一方、フーチングがある場合、杭位置による分布の違いはさほどない。これら点について、解析は実験結果を定性的に予測できた。曲げモーメントの大きさの予測精度は、フーチングおよび杭変位の予測精度に依存している。
- 鉛直入力動も考慮したケース 15-2 では、考慮しないケース 14-3 より、やや矢板変位が

大きくなり、この点では実験と定性的に一致した。しかし、鉛直入力動を考慮したケース 15・2 のみ、フーチングの残留変位が減少しない結果となり、鉛直入力動に対する適用性については、さらに基礎的な検討が必要である。

(b) 数値シミュレーションに関する知見のまとめ

これまでのシミュレーションにおける過程で実施したパラメータスタディなどによる知見を以下に示す。

- ・ ひずみ漸増型ひずみ制御非排水繰返しせん断試験から、材料パラメータを設定した。所定のせん断ひずみ領域における構成モデルの変形特性を担保できる。
- ・ 杭体積の有無によって、杭周辺の地盤の偏差ひずみ、杭の曲げモーメントの深度分布は異なる。杭体積を考慮した場合、杭位置による曲げモーメントの違いが大きい。ただし、このような傾向はメッシュサイズの影響を受けることも考えられる。杭体積を考慮する場合、より正確に杭周辺の地盤挙動を再現する必要があることから、より細かいメッシュが必要となる。一方、杭体積を考慮しない場合、杭周辺地盤挙動をマクロに表現することになることから、適度な粗さのメッシュでよいと考えられる。
- ・ 初期応力状態の違いによって、矢板および杭の応答に違いがみられる。杭剛性を無視し、偏土圧（矢板背面前面の静止土圧の差）を用いた簡易的な初期応力状態による解析では、厳密な初期応力状態を用いた解析よりも大きな矢板、杭の変形が得られた。ただし、本解析手法では応力状態のみを動的解析に引き継ぐため、この誤差が動的解析に与える影響は小さい。