

# 大規模地震時における水平成層地盤の過剰間隙 水圧消散工法による排水効果の定量評価

田代 聡一<sup>1</sup>・浅沼 丈夫<sup>2</sup>・大野 康年<sup>3</sup>・林 健太郎<sup>4</sup>

<sup>1</sup>正会員 東亜建設工業株式会社 土木事業本部設計部 (〒163-1031 東京都新宿区西新宿3-7-1)

E-mail:s\_tashiro@toa-const.co.jp

<sup>2</sup>正会員 東亜建設工業株式会社 技術研究開発センター (〒230-0035 神奈川県横浜市鶴見区安善町1-3)

E-mail:t\_asanuma@toa-const.co.jp

<sup>3</sup>正会員 東亜建設工業株式会社 エンジニアリング事業部 (〒163-1031 東京都新宿区西新宿3-7-1)

E-mail:y\_oono@toa-const.co.jp

<sup>4</sup>正会員 五洋建設株式会社 技術研究所 (〒329-2746 栃木県那須塩原市四区町1534-1)

E-mail: Kentaro.Hayashi@mail.penta-ocean.co.jp

液状化対策の一つである過剰間隙水圧消散工法は、一般にレベル1設計地震動に対して液状化しないように設計される。そのため、設計地震動を超える場合については、液状化の危険性があるとして当該工法による効果を期待しないものとされている。しかしながら、実際には設計時に安全率を見込んでいるため、過剰間隙水圧が上昇したとしても液状化には至らないか、あるいは液状化に達したとしても何らかの排水効果が期待できると考えられる。本研究では、その効果を定量的に評価するため、水平成層地盤を対象とした既往の遠心載荷模型実験に対してひずみ空間多重せん断モデルを用いて再現解析を実施した。また、実験に用いられた模型地盤に対して既往の大規模地震を想定した場合、どの程度の排水効果があるかを確認するため、同モデルによる解析を実施した。

**Key Words :** *drainage, liquefaction, excess pore water pressure, centrifuge shaking table test, effective stress analysis, finite element method, strain space multiple mechanism model*

## 1. はじめに

液状化対策の一つである過剰間隙水圧消散工法は、一般にレベル1設計地震動に対して液状化しないように設計される。そのため、設計地震動を超える場合については、液状化の危険性があるとして当該工法による効果を期待しないものとされている。しかしながら、実際には設計時に安全率を見込んでいるため、過剰間隙水圧が上昇したとしても液状化には至らないか、あるいは液状化に達したとしても何らかの排水効果が期待できると考えられる。実際、2011年3月11日に発生した東北地方太平洋沖地震の被災事例においても、これらの効果がいくつかが確認されている。

例えば、仙台塩竈港向洋埠頭(-12m棧橋式岸壁)では人工材ドレーンが護岸背面に施されていたが、ドレーンの排水による影響で15cmほどの沈下が観測されたものの、護岸の孕み出しやその他の被害は確認されていない<sup>1)</sup>。一方、この付近の埋立土の未対策箇所では液状化の

発生が確認されており、隣接する高砂埠頭では近傍の港湾地域強震観測点(仙台-G)で得られた最大加速度600Gal以上の強震波形よりもさらに大きな強震動が生じていたと推定されている<sup>2)</sup>。このことから当該地点においてはレベル2地震動相当の大規模な揺れが生じたものと考えられる。具体的に設計地震動をどの程度超え、どの程度の排水効果が発揮されたかについては詳しく調べないとわからないが、少なくとも設計地震動を明らかに超えた地震動に対して過剰間隙水圧消散工法によって甚大な被害を免れたことは注目すべきことである。

また、小名浜港3号埠頭第3岸壁(-10m控え組杭式鋼管矢板式岸壁)においては、岸壁背面の埋立土にグラベルドレーンが施されていた。ここは、1Gを超える強震動が発生したと推定<sup>3)</sup>されるサイトであったにも関わらず、またグラベルドレーンが施されている箇所において液状化が発生したと推定されたのにも関わらず、岸壁の孕み出しは40cm程度と比較的軽微な被害に留まっている<sup>3d)</sup>。この事例についてひずみ空間多重せん断モデル<sup>5)</sup>(以降、

Cocktail glassモデルと称す) による再現解析を行った研究<sup>3)</sup>では、仮にグラベルドレーンが施されていない場合は岸壁変位は約1.5倍に増え、前面鋼管矢板については健全であったものが全塑性に達すると予想されている。今回の地震のように、液状化による被害を受けた後に津波の襲来を受けて被害が甚大になったと推測される複合災害が数多く見られたことを考えると、この事例のようにドレーン改良地盤においてたとえ液状化してしまったとしても、その後の迅速な排水による被害軽減効果がきわめて重要になるものと思われる。

その他、大規模な液状化被害が発生した浦安市にほど近い東京都15号地木材埠頭においても人工材ドレーンによる効果が確認されている<sup>1)</sup>。この付近においては、最大加速度で見れば100~200Gal程度の記録が観測されていることからレベル1地震動相当と考えることもできるが、地震動は100秒以上も比較的長く継続したことから継続時間の長さによる影響も無視できない。実際に設計地震動を超えたか否かについては詳しく検討する必要があるものの、このような継続時間が比較的長い地震動に対しても過剰間隙水圧消散工法が有効であることを示す事例といえる。

以上のような過剰間隙水圧消散工法による液状化対策の効果を検証するため、水平成層地盤を対象として遠心载荷模型実験が実施されている<sup>6)</sup>。本研究では、この既往の遠心载荷模型実験に対して、地震時の飽和地盤中の間隙水の移動(透水)を考慮したCocktail glassモデルを用いて有限要素法による2次元有効応力解析を実施し、当該モデルの過剰間隙水圧消散工法に対する適用性を検証した。また、この再現結果をもとにCocktail glassモデルにより過剰間隙水圧消散工法の排水効果をどの程度定量的に評価できるかについて検討した。

以上の検討は、正弦波に対する検討であるため、実際の地震動に対する過剰間隙水圧消散工法の排水効果を把握しておく必要がある。ここでは、本研究で対象とした模型実験に用いられた地盤モデルを用い、既往の大規模地震に対して過剰間隙水圧消散工法の排水効果がどの程度発揮されるかを確認するため、Cocktail glassモデルを用いて2次元有限要素法による地震応答解析を実施した。なお、既往の大規模地震を想定した入力加速度波形としては、兵庫県南部地震の際にポートアイランドで観測された加速度波形、および東北地方太平洋沖地震の際に浦安市にほど近い夢の島で観測された加速度波形を用いた。

## 2. 実験概要<sup>6)</sup>

### (1) 模型地盤

本研究の対象とする遠心载荷模型実験<sup>6)</sup>では、20G場の遠心载荷の下で1/20縮尺模型のせん断土槽が用いられ

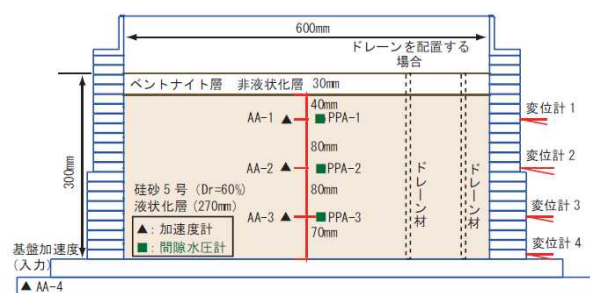
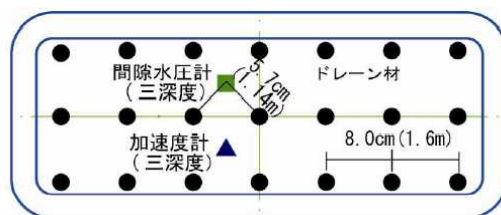


図-1 遠心载荷実験に用いられたせん断土槽<sup>6)</sup>

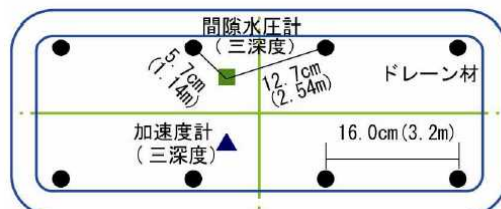
表-1 解析対象の実験ケース(文献<sup>6)</sup>に加筆)

ケース No	ドレーン本数(本)	ドレーン間隔(m)	最大加速度(Gal)	ケース名
1	0	-	150	UI 150Gal
2	21	1.6	150	D21 150Gal
3	4	3.2	150	D4 150Gal
4	0	-	300	UI 300Gal
5	21	1.6	300	D21 300Gal
6	8	3.2	300	D8 300Gal

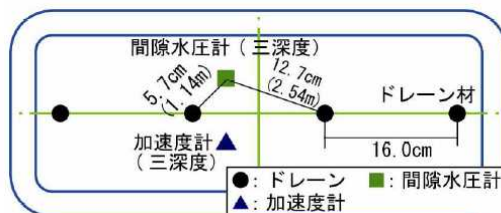
※ドレーン間隔および最大加速度は実規模換算表示



(a) ドレーンピッチ 8.0cm (1.6m) 21本



(b) ドレーンピッチ 16.0cm (3.2m) 8本



(c) ドレーンピッチ 16.0cm (3.2m) 4本

図-2 ドレーン配置と計測位置<sup>6)</sup>

ている。当該実験に用いられたせん断土槽を図-1に示す。せん断土槽の内寸法は、縦250mm×横600mm×高さ300mm(実規模換算では、縦5m×横12m×高さ6m)である。未改良地盤においては、このせん断土槽中に厚さ270mm(実規模換算で5.4m)の相馬珪砂5号が相対密度

60%で作製され、その上に厚さ30mm（実規模換算で0.6m）のベントナイトが非排水層として配置されている。また、間隙水については粘性を水の20倍に調整したグリセリン溶液が用いられている。

ドレーン改良地盤においては、この未改良地盤内にドレーン材が鉛直に配置される。ドレーン材は、本模型実験では人工材ドレーンを考慮しているため、ドレーン材のせん断剛性が無視できるような材料（コイル状に加工した針金を心材とし、それに透水性のよいレース素材のフィルターを巻きつけたもの）が用いられている。ドレーン材の寸法は、直径10mm（実規模換算で0.2m）、長さ（深さ方向）300mm（実規模換算で6m）であり、せん断土槽内の地盤底面からベントナイト層の上面まで配置されている。すなわち、ドレーン材は表層のベントナイト層を貫通しているため、ドレーン材により排水される水は、ベントナイト層上面の地表面で排水される仕組みになっている。

## (2) 解析対象実験ケース

模型実験において実施されたケースのうち、本研究で再現解析の対象とする実験ケースを表-1に示す。加振波形としては、周波数80Hz（実規模換算で4Hz）の正弦波40波（実規模換算で継続時間10秒）が用いられている。計測データとしては、せん断土槽の側面の水平変位、地盤中の水平加速度および間隙水圧が計測されている。これらの計測機器の配置は、模型の深度方向の配置については図-1に示す通りである。また、各実験ケースにおけるドレーンの配置および各計測機器の配置については、図-2に示す通りである。

なお、ドレーン本数21本のケースは、実規模換算で最大加速度振幅150Gal、周波数4Hzの正弦波40波（継続時間10秒）に対して最大過剰間隙水圧比が0.5を超えないように設計された配置となっている<sup>7)</sup>。

## 3. 解析条件

### (1) 地盤材料パラメータ

模型実験に用いられた地盤材料（相馬5号珪砂、Dr=60%）については、非排水繰返しせん断試験が実施されている<sup>9)</sup>。この室内試験においては、非排水条件下においてせん断ひずみ両振幅DAが10%に達した時点の液状化強度が求められており、その後の排水による体積ひずみが計測されている。本研究に用いるCocktail glassモデルのパラメータについては、この室内試験結果をもとに設定した。具体的には、地盤材料の物理特性および動的変形特性を確定した上で、室内試験で得られた液状

表-2 物理特性および動的変形特性パラメータ

項目	記号	単位	設定値
質量密度	$\rho$	(t/m <sup>3</sup> )	1.86
間隙率	$n$	—	0.470
基準有効拘束圧	$p_a$	(kN/m <sup>2</sup> )	100
基準初期せん断弾性係数	$G_{ma}$	(kN/m <sup>2</sup> )	71,200
正規圧密時の基準初期体積弾性係数	$K_{La}$	(kN/m <sup>2</sup> )	185,700
過剰圧密時の基準初期体積弾性係数	$K_{La}$	(kN/m <sup>2</sup> )	185,700
拘束圧依存指数	$m_{G, nK}$	—	0.5
せん断抵抗角	$\phi_i'$	°	40
最大減衰定数	$H_{max}$	—	0.24

表-3 液状化（ダイレイタンス）に関するパラメータ

項目	記号	設定値
変相角	$\phi_p$	28
負のダイレイタンスによる体積ひずみの終局の値	$-e_d^m$	0.2
負のダイレイタンスを制御するパラメータ	$r_{e_d}^m$	1.0
正負の両ダイレイタンスを制御するパラメータ	$r_{e_d}$	0.6
水圧上昇初期における負のダイレイタンス制御パラメータ	$q_1$	8.0
水圧上昇後半における負のダイレイタンス制御パラメータ	$q_2$	0.8
体積弾性係数の拘束圧依存指数	$l_k$	2.0
体積弾性係数の低減係数	$r_k$	0.5
過剰間隙水圧消散後の体積弾性係数の低減係数	$r_k^*$	0.5
液状化抵抗曲線の下限を制御するパラメータ	$c_1$	1.96
限界線への接近の仕方を調節するパラメータ	$r_{\gamma}$	0.1
限界線を設定するためのパラメータ	$r_{mtmp}$	0.5

表-4 間隙水のパラメータ

項目	記号	単位	設定値
質量密度	$\rho_w$	(t/m <sup>3</sup> )	1.08
体積弾性係数	$K_w$	(kN/m <sup>2</sup> )	$2.2 \times 10^6$
透水係数	$k$	(m/s)	$1.93 \times 10^{-4}$

化強度曲線、過剰間隙水圧上昇曲線、繰返しせん断ひずみの伸び、および最大せん断ひずみに対する収縮ひずみを、Cocktail glassモデルで再現できるように要素シミュレーション（Cocktail glassモデルパラメータを仮定し、1要素について室内試験と同様に等方圧密後、非排水条件下で繰返しせん断を行い、この結果が試験で得られた液状化強度曲線等に一致するように液状化に関するパラメータを試行錯誤的に決定する方法）によりパラメータを設定する。地盤材料の物理特性および動的変形特性を表-2に示す。ここで、初期せん断弾性係数については、室内試験で得られたせん断応力～せん断ひずみ関係のうち、最初のステップの計測データを用い、当該データがCocktail glassモデルで適用されている双曲線モデルに従うと仮定して微小ひずみ時における初期せん断弾性係数を推定したものを設定している。要素シミュレーションにより決定した液状化（ダイレイタンス）に関するパラメータを表-3に示す。また、要素シミュレーションの結果、液状化強度曲線について試験値と比較したものを図-3に、最大せん断ひずみ～収縮ひずみについて試験値と比較したものを図-4に、せん断応力比が0.25および0.20における各種要素履歴について試験値と比較したものを図-5に示す。

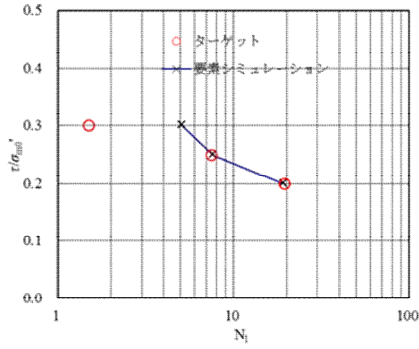


図-3 液状化強度曲線の比較

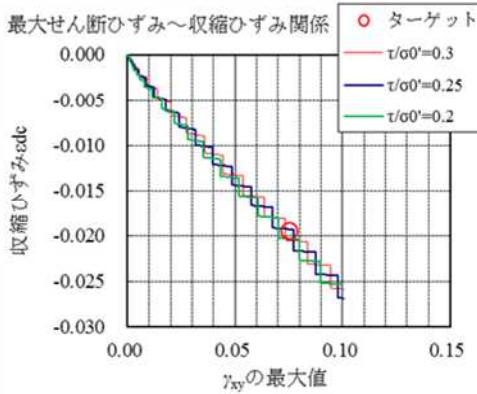


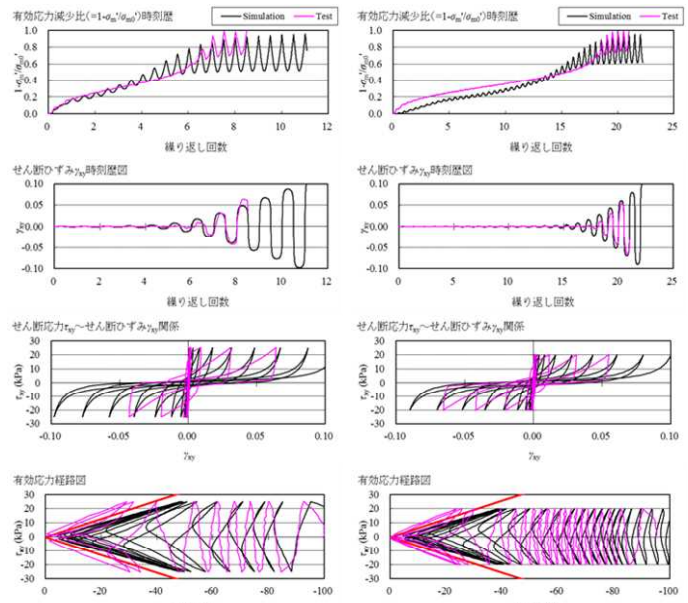
図-4 最大せん断ひずみ～収縮ひずみ関係の比較

間隙水については、模型実験においてグリセリン溶液が用いられていることから、単位体積重量および透水係数についてはグリセリン溶液の特性値および試験値を設定した。なお、体積弾性係数については水とグリセリン溶液で同じとみなした。間隙水パラメータの設定値を表-4に示す。

ベントナイト層については、比重がほぼ1.0であることと剛性を無視できることから要素としてのモデル化を省略した。

## (2) 平面ひずみモデル

Cocktail glassモデルによる2次元解析では、平面ひずみ状態が仮定されているため、模型実験の再現に当たっては模型地盤を平面ひずみ状態でモデル化する必要がある。未改良地盤については、模型の縦方向（解析モデルの奥行き方向）の変位および間隙水の移動が拘束されていることから平面ひずみ状態としてそのままモデル化が可能である。しかし、ドレーン改良地盤については、奥行き方向の変位は拘束されているが、間隙水の移動についてはドレーン材を中心とした放射状の状態である。そのため、変位については平面ひずみ状態のままでよいが、間隙水の移動については軸対称状態を考慮する必要がある。ここでは、図-6に示すように、ドレーン1本当たりのモデル化に着目して軸対称モデルを平面ひずみモデルへ変換



(a)R=0.25

(b)R=0.20

図-5 各種履歴曲線の比較

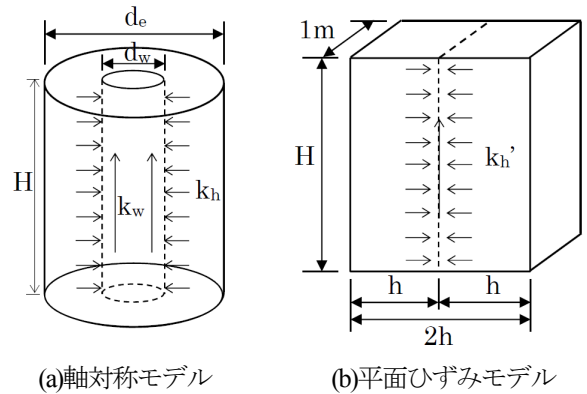


図-6 ドレーン1本当たりのモデル化

する。

軸対称モデルにおいては、水平方向の間隙水の流れが鉛直方向に比べて卓越するという仮定のもとで、Barronによる平均圧密度の近似解が次式で与えられる。

$$U = 1 - \exp\left\{\frac{-8T}{F(n) + 0.8L}\right\} \quad (1)$$

$$T = \frac{c_h}{d_e^2} t \quad (2)$$

$$c_h = \frac{k_h}{\gamma_w m_v} \quad (3)$$

$$L = \frac{32}{\pi} \cdot \frac{k_h}{k_w} \left(\frac{H}{d_w}\right)^2 \quad (4)$$

$$F(n) = \frac{n^2}{n^2 - 1} \cdot \ln(n) - \frac{3n^2 - 1}{4n^2} \quad (5)$$

$$n = \frac{d_e}{d_w} \quad (6)$$

ここに、 $U$ は軸対称モデルにおける平均圧密度、 $T$ は時間係数、 $c_h$ は水平方向の圧密係数、 $k_h$ は水平方向の透水係数、 $t$ は圧密時間、 $d_w$ はドレーン径、 $L$ はウェルレジスタンス、 $k_w$ はドレーンの透水係数、 $H$ はドレーンの長さ、 $d_e$ は等価有効円の直径である。

一方、平面ひずみ状態においては、同様に、鉛直方向の間隙水の流れが無視できると仮定すれば、Terzaghiによる平均圧密度の解が次式で与えられる。

$$U' = 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{i=0}^{\infty} \frac{1}{(2i+1)^2} \exp\left\{-\left(\frac{2i+1}{2}\pi\right)^2 T'\right\} \quad (7)$$

$$T' = \frac{c_h'}{h^2} t \quad (8)$$

$$c_h' = \frac{k_h'}{\gamma_w m_v} \quad (9)$$

ここに、 $U'$ 、 $T'$ 、 $c_h'$ 、 $k_h'$ 、および $h$ は、それぞれ平面ひずみモデルにおける平均圧密度、時間係数、水平方向の圧密係数、水平方向の透水係数、および水平方向の排水距離（片面排水）である。

Barronの平均圧密度の曲線に対し、Terzaghiの平均圧密度の曲線を一致させる必要があるが、すべての圧密時間について一致させることはできない。そこで、ある圧密度 $x$ に達するときの圧密時間 $t_x$ に着目して両者が一致するときの水平方向の排水距離 $h$ と透水係数 $k_h'$ を考える。圧密時間 $t_x$ に対応する軸対称モデルにおける時間係数を $T_x$ 、平面ひずみモデルにおける時間係数を $T_x'$ とおくと、平面ひずみモデルにおける水平方向の透水係数は、式(2)、(3)、(8)、(9)より次式で表される。

$$k_h' = \frac{T_x'}{T_x} \cdot \frac{h^2}{d_e^2} k_h \quad (10)$$

すなわち、ある圧密時間 $t_x$ について両モデルの平均圧密度を一致させるためには、平面ひずみモデルにおいて排水距離 $h$ を仮定し、水平方向の透水係数 $k_h'$ を式(10)より求めればよい。なお、鉛直方向の透水係数については、軸対称モデルと平面ひずみモデルとで間隙水の流れ方が同じであることからもとの透水係数のままとする。

また、模型実験におけるドレーン材の剛性は無視できるように作製されていることから平面ひずみモデルにおいては、図-6(b)に示す通り、ドレーン材のモデル化は省略し排水境界のみを与える。

### (3) 模型実験再現解析のための基本条件

平面ひずみモデルにおける水平方向の排水距離 $h$ については、軸対称モデルにおける排水距離( $d/2-d_w/2$ )に等しくおいた条件を基本とする。圧密度については、

表-5 水平方向の排水距離および透水係数

ドレーン本数	$d_e$ (m)	$d_w$ (m)	$h$ (m)	圧密度 (%)	$k_h'$ (m/s)
21	1.8	0.2	0.8	50	5.36E-5
				80	6.63E-5
				90	6.85E-5
8	3.38	0.2	1.59	50	4.35E-5
				80	5.32E-5
				90	5.58E-5
4	4.51	0.2	2.16	50	3.98E-5
				80	4.93E-5
				90	5.14E-5

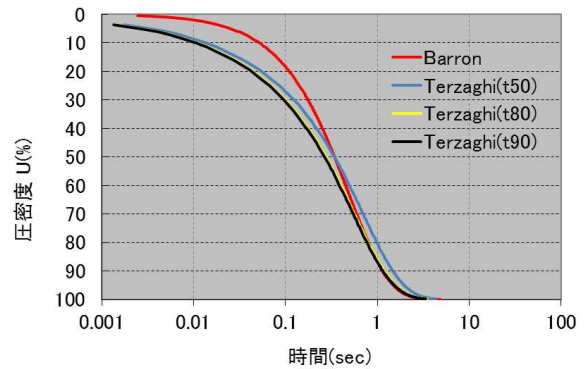


図-7 ドレーン21本における平均圧密度曲線

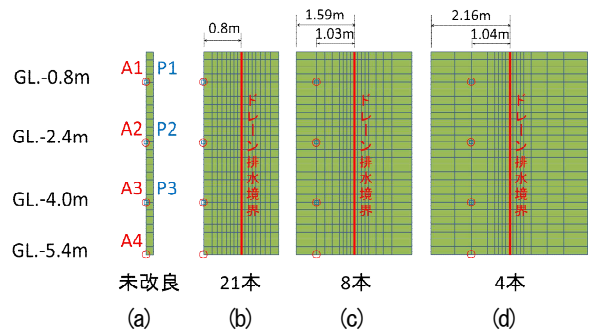


図-8 メッシュモデルと出力位置

50%、80%、90%の3ケースを考え、ドレーン本数21本、8本、4本のそれぞれについて水平方向の透水係数を設定した。ただし、ウェルレジスタンスを考慮する際のドレーン材の透水係数としては、模型実験で想定されている人工材ドレーンの平均的な値として $k_w=8.0$ (m/s)を用いた。表-5に、設定した水平方向の排水距離と透水係数を示す。また、ドレーン21本における平均圧密度曲線について軸対称モデル(Barron)と平面ひずみモデル(Terzaghi)を比較したものを図-7に示す。図より、t80とt90の圧密度曲線はほぼ同様に、t50のみがやや異なるのがわかる。他のドレーン本数(8本および4本)についても、表-5に示す透水係数の値からもわかるように、ドレーン21本のケースの傾向と同様である。

水平加速度および過剰間隙水圧の出力位置については、軸対称モデルにおけるドレーンの外径から計測位置までの距離を、平面ひずみモデルにおけるドレーン排水境界からの距離に等しくなるように設定した。ただし、ドレーン本数21本のケースについては、計測位置が等価有効円の外側にあるため、応答値は等価有効円の位置と同様であるとみなし、排水距離に等しい位置に設定した。図-8に、各ケースのメッシュモデルと出力位置を示す。

解析モデルの境界条件について、全ケースで共通する条件としては、モデル底面を水平、鉛直ともに固定条件とし、モデル両側の側面は同じ鉛直高さの位置で水平方向変位が同じになるように拘束条件を与えている。また、地表面は排水境界とした。これは、模型実験では表層に非排水層としてベントナイト層がおかれていたが、未改良の実験結果において排水境界とみなせる現象が生じていたためである。

なお、未改良ケースでは、一次元とみなせるため、モデル両側の同じ高さの位置では鉛直方向変位および間隙水圧はそれぞれ同じであるとする条件を加えている。

Rayleigh減衰については、剛性比例型減衰のみを考慮する。剛性比例型減衰係数 $\beta$ は、微小ひずみ時における一次固有周期 $T$ と減衰 $h$ から次式より求められる。

$$\beta = \frac{hT}{\pi} \quad (11)$$

再現解析においては、微小ひずみ時の減衰 $h$ を1%として係数 $\beta$ を設定した。具体的には、微小ひずみ時の一次固有周期は、表-2に示す動的変形特性パラメータより $T=0.313s$ と算定されるので、 $\beta=0.001$ を設定した。

#### (4) 排水距離の影響検討

再現解析における基本条件では、水平方向の排水距離を軸対称モデルにおける排水距離（ドレーン外径の排水境界から等価有効円の境界までの距離）に一致させて設定している。この基本条件に用いた排水距離は任意に変更することができ、その場合、式(10)を用いて水平方向の透水係数を調整する。将来的に岸壁等のドレーン改良地盤をモデル化する場合において作業効率を良くするため、ドレーンの排水境界のピッチを大きくすることが考えられる。このような場合において、排水距離を長くとも過剰間隙水圧の排水効果や沈下量等の評価に影響がないかどうか把握しておく必要がある。

ここでは、実験ケースNo.2, 3, 5, 6 (表-1) を対象に、排水距離を基本条件の2倍と4倍にした解析を行った。ただし、圧密度90%のみを対象とした。表-6に、水平方向の排水距離に応じた透水係数を示す。

#### (5) Rayleigh減衰の影響検討

Rayleigh減衰は、数値計算の安定性を確保するために

表-6 排水距離の影響検討に用いる透水係数

ドレーン本数	$d_e$ (m)	$d_w$ (m)	$h$ (m)	$k_h'$ (m/s)	排水距離倍数
21	1.8	0.2	0.8	6.85E-5	1
			1.6	2.74E-4	2
			3.2	1.10E-3	4
8	3.38	0.2	1.59	5.58E-5	1
			3.18	2.23E-4	2
			6.36	8.93E-4	4
4	4.51	0.2	2.16	5.14E-5	1
			4.31	2.06E-4	2
			8.62	8.22E-4	4

表-7 Rayleigh減衰の影響に用いる減衰係数 $\beta$

減衰係数 $\beta$	微小ひずみ時の減衰 $h$	備考
0.0006	0.006	減衰：小
0.001	0.01	基本条件
0.006	0.06	減衰：大

表-8 検討に用いた強震観測記録

地震名	観測地点	使用波形
1995年兵庫県南部地震	神戸港島-DB83 (港湾地域強震観測)	補正波 NS成分
2011年東北地方太平洋沖地震	夢の島地震観測所 (東京都港湾局)	GL-89.48m EW成分

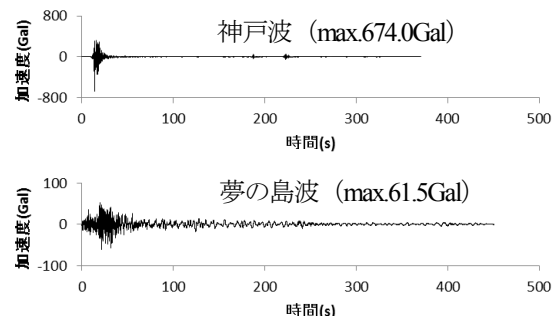


図-9 実際の大規模地震に用いる入力加速度波形

用いられているため、本来は、計算が安定する最小の減衰係数 $\beta$ を設定すべきである。ただ、微小ひずみ時の減衰が1%程度であれば、ひずみレベルが大きい範囲では履歴減衰の大きさに比べて無視できると考えられ、Rayleigh減衰による影響は小さいと考えられる。しかし、微小ひずみ時の減衰を1%よりも大きくしないと計算が不安定になるような場合には、沈下量等の応答値を過小評価する恐れがあるため、特別な注意が必要になる。

ここでは、ドレーン改良地盤においてRayleigh減衰がどの程度影響するかを把握するため、実験ケースNo.1, 2, 4, 5 (表-1) を対象に、表-7に示す減衰係数 $\beta$ を用いて解析を行った。ただし、圧密度90%のみを対象とした。

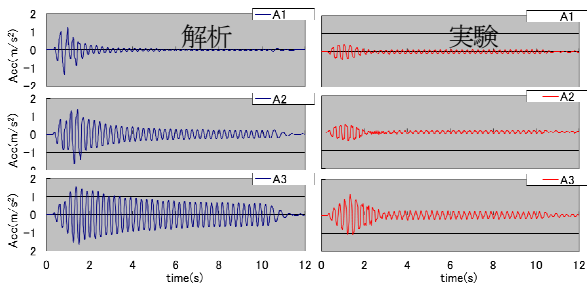


図-10 未改良地盤における加速度応答(150Gal)

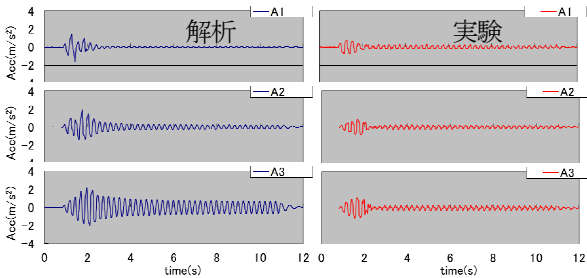


図-11 未改良地盤における加速度応答(300Gal)

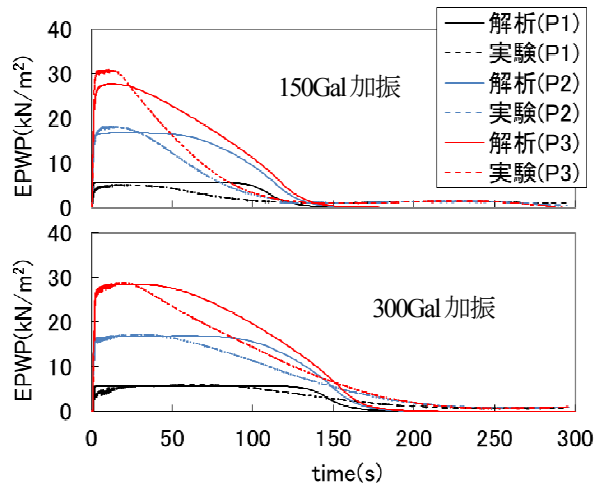


図-12 未改良地盤における過剰間隙水圧の比較

#### (6) 実際の大規模地震に対する排水効果の検討

実際の大規模地震時に対するドレーン改良地盤による排水効果を把握するため、図-8に示すモデル（未改良、ドレーン21本、8本、4本）を対象として表-8に示す強震観測記録（工学的基盤層におけるE+F波）を入力地震動として与えた。図-9に、入力加速度波形を示す。なお、夢の島観測波の最大加速度は61.5Galと比較的小さいが、同観測地点において鉛直アレイの地表面での最大加速度は143.4Galであり、大規模な液状化被害が発生した浦安市周辺の観測記録と整合する。

### 4. ドレーン改良地盤の排水効果の定量評価

#### (1) 模型実験結果と解析結果の比較検証

##### a) 加速度応答と過剰間隙水圧

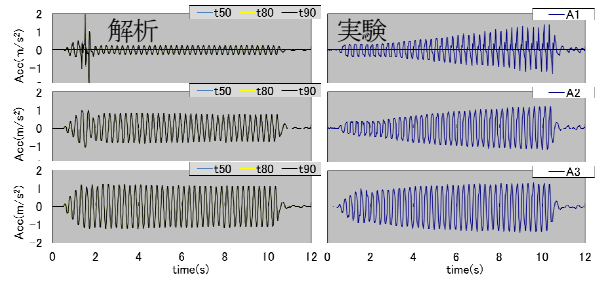


図-13 ドレーン(21本)改良地盤における加速度応答(150Gal)

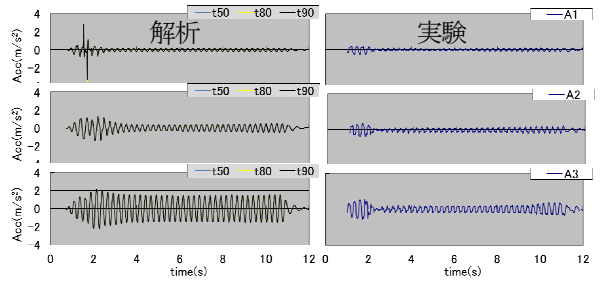


図-14 ドレーン(21本)改良地盤における加速度応答(300Gal)

図-10および図-11に、未改良地盤における加速度応答を実験結果と対比させて示す。なお、図-10および図-11は、それぞれ150Gal加振時および300Gal加振時を対象としている。また、図-12に、未改良地盤における過剰間隙水圧を実験結果と比較して示す。加速度応答の比較においては、150Gal加振、300Gal加振ともに液状化により加速度が減衰する様子を再現できている。ただし、解析の方が全体的に加速度応答は大きい傾向を示す。過剰間隙水圧については、150Gal加振では実験の方が解析の最大値をやや上回っているが、これは理論上の最大値を超えているため、実験誤差であると考えられる。これを踏まえれば、加振中の最大過剰間隙水圧についてはいずれの加振レベルにおいても再現できており、その後の消散過程においては解析の方が全体的にやや遅れ気味になる傾向を示す。

ドレーン改良地盤については、図-13および図-14に、ドレーン21本ケースの加速度応答を実験と対比させて示す。なお、図-13および図-14は、それぞれ150Gal加振時および300Gal加振時を対象としている。また、図-15に、ドレーン21本、8本、4本の全ケース（150Gal加振、300Gal加振の両方を含む）についての過剰間隙水圧を実験と比較して示す。ドレーン改良地盤に対する解析では、圧密度50%、80%、90%について水平方向の透水係数を変えたケースを実施しているため、加速度応答時刻歴図および過剰間隙水圧時刻歴図においてこれらを重ね書きしている。圧密度（ないし水平方向の透水係数）による影響としては、加速度応答についてはほとんど見られないが、過剰間隙水圧については、圧密度50%の場合のみ80%および90%に比べやや消散速度が遅くなる傾向を示す。ただし、実験結果と比較すれば顕著な違いではない。

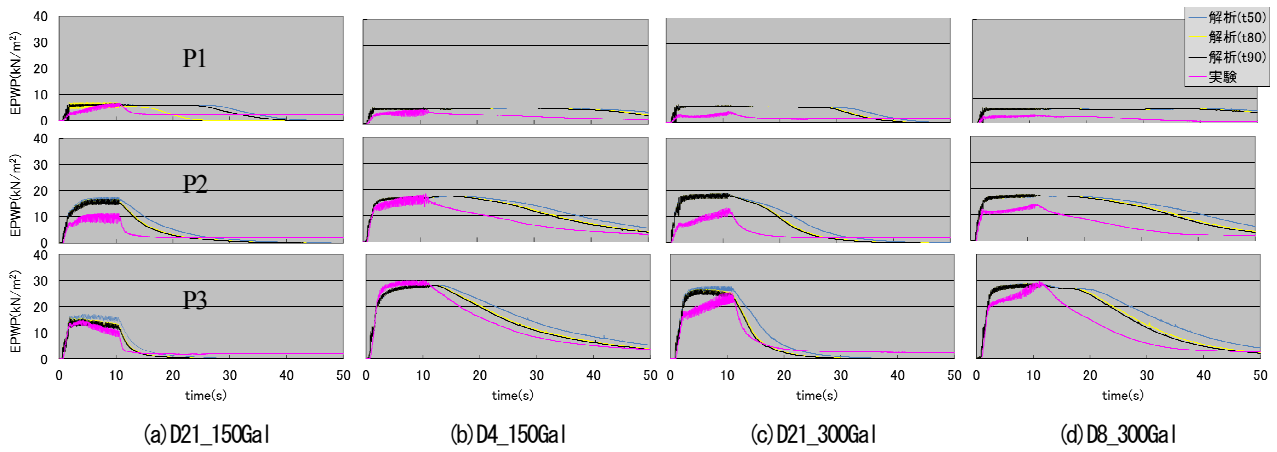


図-15 ドレーン改良地盤における過剰間隙水圧の比較

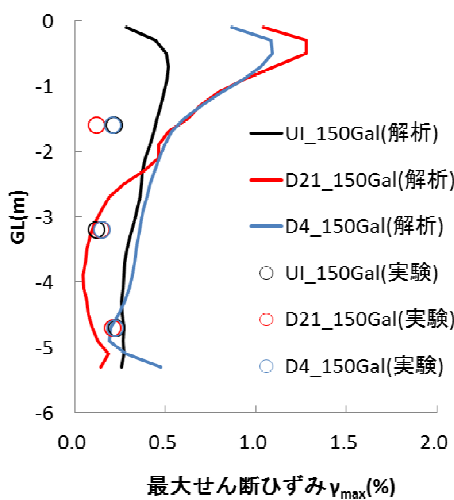


図-16 最大せん断ひずみ分布 (150Gal加振)

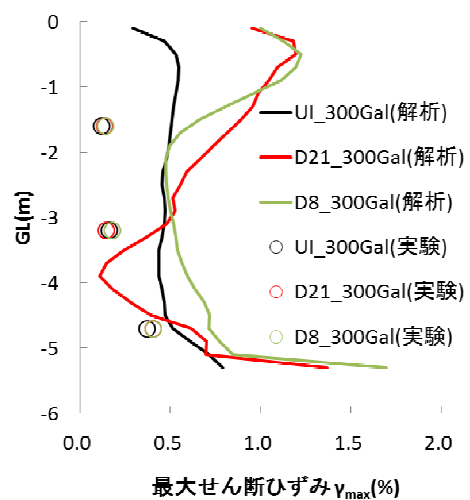


図-17 最大せん断ひずみ分布 (300Gal加振)

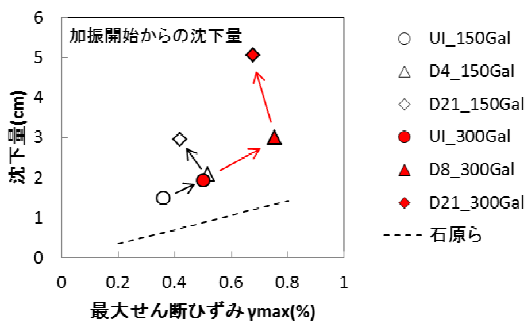


図-18 最大せん断ひずみと沈下量の関係

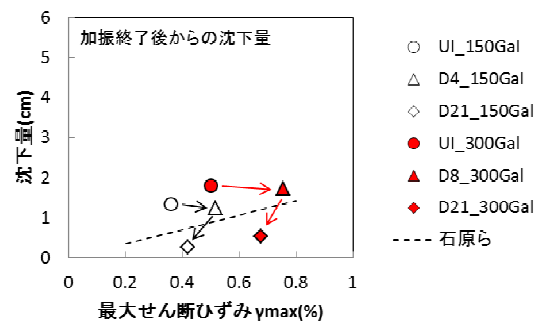


図-19 加振後における最大せん断ひずみと沈下量の関係

150Gal加振時の加速度応答では、過剰間隙水圧が時刻2秒付近まで上昇することにより完全に液状化には至らなくても地盤の軟化により加速度がいったん減少し、その後ドレーンによる排水により剛性が回復し、加速度が増幅する様子を、特に中央深度の位置で再現している。この様子は、300Gal加振時の加速度応答においても同様にみられ、150Gal加振の場合と異なるのは過剰間隙水圧の上昇に伴う軟化の程度が大きいことため加速度の減衰が大

きいことである。

図-15を概観すると、ドレーン間隔の違い、および加振レベルの違いにかかわらず、実験結果における加振時および消散時の過剰間隙水圧の様子を比較的よく再現している。ただし、ケースによっては加振時の過剰間隙水圧が実験よりも上昇しやすい。また、加振後の過剰間隙水圧の消散速度は、未改良地盤の解析でも見られたように、全体的に解析の方が遅れる傾向にある。このような



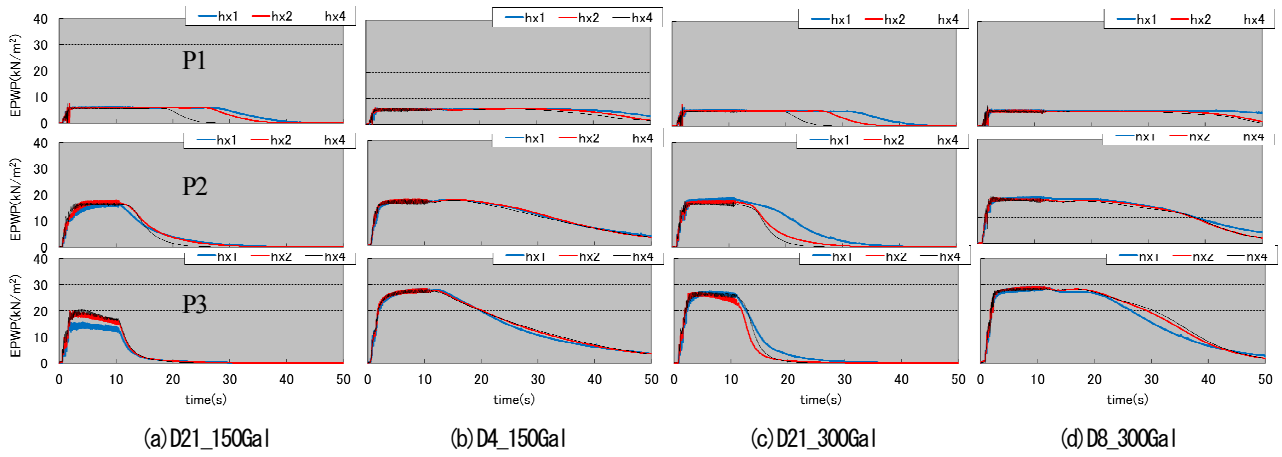


図-20 排水距離の違いによる過剰間隙水圧の影響

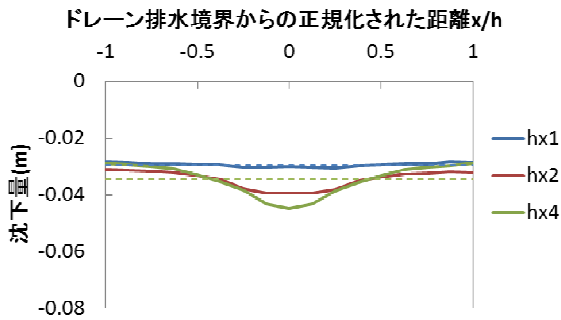


図-21 排水距離による最終沈下量の影響 (D21\_150Gal)

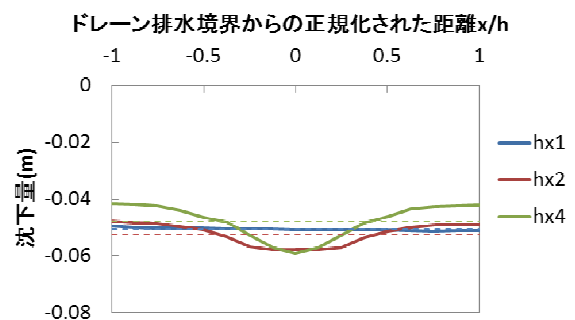


図-22 排水距離による最終沈下量の影響 (D21\_300Gal)

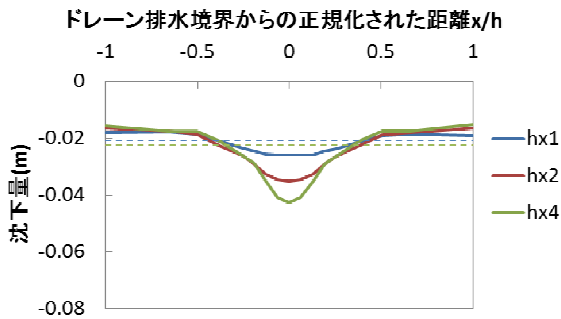


図-23 排水距離による最終沈下量の影響 (D4\_150Gal)

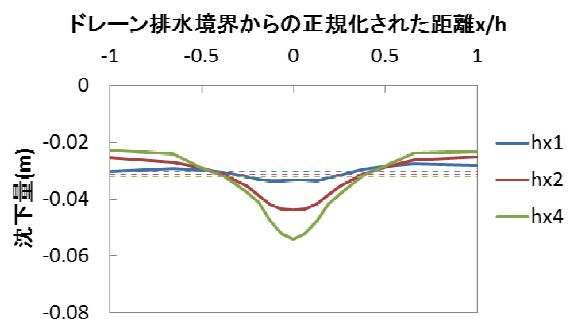


図-24 排水距離による最終沈下量の影響 (D8\_300Gal)

傾向は設計上においては安全側の評価となる。

#### b) 最大せん断ひずみ

模型実験においてせん断土槽の側面で水平変位が計測されている(図-1参照)。この計測変位時刻歴をもとに水平方向の最大せん断ひずみ(せん断ひずみ振幅の片振幅)を求め、解析で得られる最大せん断ひずみの深度分布と比較した。その比較図を、図-16および図-17に示す。図-16および図-17は、それぞれ150Gal加振時および300Gal加振時を対象としている。なお、図中の解析で得られた最大せん断ひずみは、未改良ケース(UI\_150Gal, UI\_300Gal)を除いて水平方向の要素数に応じた側線の最大せん断ひずみ分布を平均したものである。

150Gal加振時の最大せん断ひずみについては、地表面付近を除いて概ね実験結果を再現している。300Gal加振時については、全体的に解析の方がひずみレベルは大きいものの、オーダー的には整合性している。

#### (2) 沈下量の評価

模型実験では鉛直変位が計測されていないが、最大せん断ひずみが実験結果とオーダー的に整合していることから、解析で得られた沈下量を最大せん断ひずみと関連付けて評価できる。図-18は、その解析で得られた沈下量と平均的な最大せん断ひずみの関係をプロットしたものである。ただし、ドレーン改良ケースの圧密度は90%

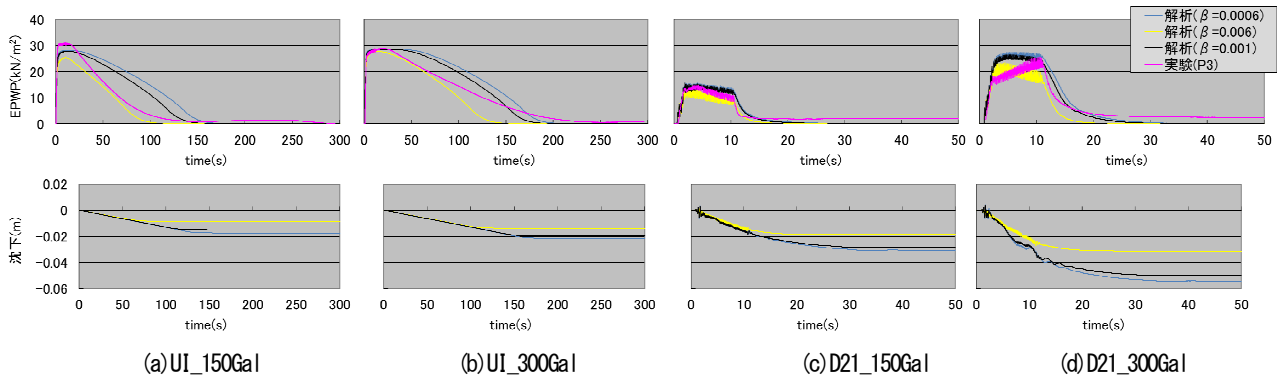


図-25 Rayleigh減衰の違いによる過剰間隙水圧 (P3) および地表面沈下の影響

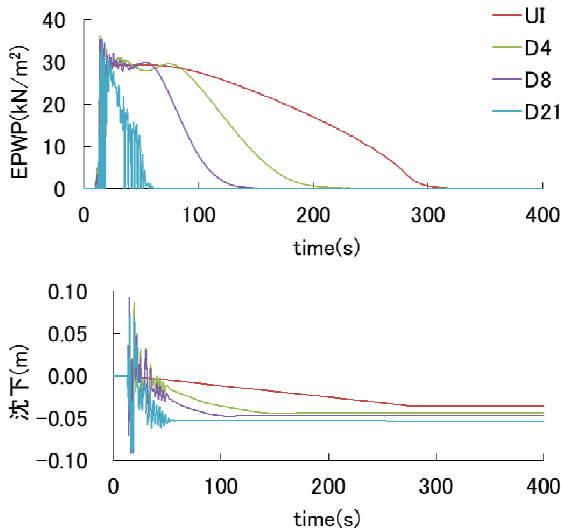


図-26 神戸港島地震波に対する排水効果

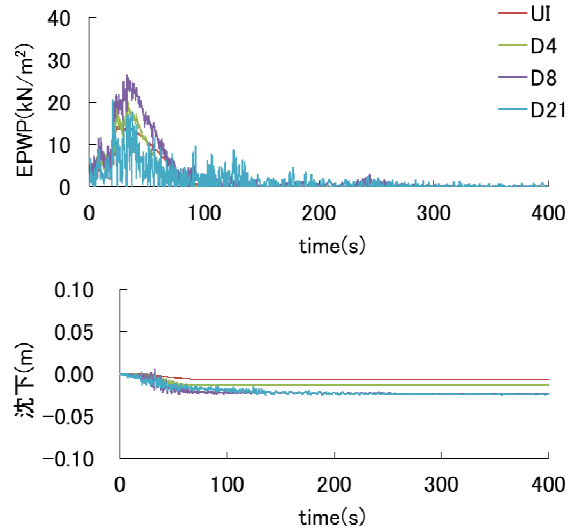


図-27 夢の島地震波に対する排水効果

を対象とした。同図に、石原ら<sup>9)</sup>による最大せん断ひずみと体積ひずみの関係を用いて沈下量を求めた線を重ね書きしている。未改良地盤における沈下量は石原らによる方法よりも大きい、これは、石原らによる方法等のように最大せん断ひずみを指標として体積ひずみを評価する場合、継続時間や波形の影響等で過小評価する可能性がある<sup>10)</sup>ためと考えられる。また、未改良に比べてドレーン改良を施した方が沈下量が大きく、さらにドレーンを密にする方がより沈下量が大きくなる。この傾向は、加振レベルに関係なく同様である。これは、ドレーンが密になるほど加振中の排水が促進され、地盤の相対密度が増すためと考えられる。この傾向は、1G場におけるグラベルドレーンの大型振動台実験<sup>11)</sup>においても同様の結果が観測されている。図-19に、加振中の沈下分を除いた沈下量(加振12秒後からの沈下量)と最大せん断ひずみの関係を示す。この沈下量は、過剰間隙水圧消散に伴う沈下量とみなすことができることから、未改良ではほとんどがこれによる沈下量であり、ドレーンを密にするほどその沈下量は減少するのが確認できる。

### (3) 排水距離の影響

図-20に、排水距離の違いによる過剰間隙水圧の影響を示す。全体的には顕著な影響はみられないが、元の排水距離 (hx1) に比べ排水距離2倍 (hx2) と4倍 (hx4) はほぼ同じ傾向を示す。これは、排水距離を長くすることで水平方向の透水係数が鉛直方向の透水係数を上回り、鉛直方向の間隙水の流れの影響を受けにくくしているためと考えられる。また、図-21～図-24に、排水距離の違いによる最終沈下量の分布を示す。排水距離を長くするほどドレーン付近の沈下量が増す傾向にあるのがわかる。これは、排水距離を長くすることにより水平方向の透水係数が増すため、加振中の排水が促進されることによるものと考えられる。なお、図中には平均沈下量を点線で示しているが、平均沈下量として評価すれば排水距離にあまり影響しないことがわかる。

### (4) Rayleigh減衰の影響

図-25に、Rayleigh減衰の違いによる過剰間隙水圧 (P3) および地表面沈下への影響を示す。微小ひずみ時の減衰を1%以下とした場合 ( $\beta=0.0006$ ,  $\beta=0.001$ ) につ

いては、過剰間隙水圧および沈下への影響は若干はあるものの、顕著な違いではないことが確認できる。減衰を大きくした場合、ここでは減衰6%と極端に大きくしているが、加振中の未改良地盤において、過剰間隙水圧の上昇程度については加振レベルの小さい場合（150Gal加振）に影響するものの、ひずみレベルが大きくなる300Gal加振の場合にはあまり影響しないのが確認できる。しかし、消散時には減衰を大きくすると明らかに消散速度が速まる。この傾向は、加振時中においてもドレーンが施されている場合については同様である。また、過剰間隙水圧の消散ないドレーンによる排水に伴う沈下量についても、減衰を大きくするに従って小さくなる傾向を示す。したがって、数値計算の安定性を高めるために減衰を一般的な値より大きくせざるを得ない場合は、過剰間隙水圧の消散速度が速まり、それに伴う沈下量も小さくなることに注意を払う必要がある。

#### (5) 実際の大規模地震に対する排水効果

図-26に、兵庫県南部地震の際に神戸港島の工学的基盤層で観測記録された加速度波形（神戸港島地震波）を入力地震動として与えた場合の過剰間隙水圧時刻歴（GL-4m）と地表面沈下を示す。図-27には、東北地方太平洋沖地震の際に夢の島地震観測所の工学的基盤層で観測記録された加速度波形（夢の島地震波）を入力地震動として与えた場合の結果を示す。神戸港地震波においては、どのドレーン改良地盤に対しても完全に液状化するが、地震時に発生した過剰間隙水圧はレベル1地震動相当で設計されたD21のケースで未改良に比べ1/5~1/6の短時間で消散することが確認できる。沈下については、D21のケースでは地震時中の排水による沈下は生じるものの、その後の沈下はほとんど生じていないのが確認できる。一方、夢の島地震波においては、地震の継続時間は長いものの加速度レベルが小さいためか、特にドレーンによる排水効果はみられない。ただし、これらの解析では、計算が不安定であったためRayleigh減衰係数 $\beta$ を0.06まで上げている。そのため、消散速度および沈下については過小評価している可能性があるが、未改良地盤に対する改良効果の定性的な評価としては有効と考えられる。なお、このような実際の大規模地震に対する排水効果を定量評価するには、何らかの工夫により計算の安定性を高めるか、もしくはRayleigh減衰を一般的な値よりも大きくした場合にどの程度過小評価されるのかを予め調べておくのも一つの方法であると考えられる。

## 5. まとめ

本研究では、大規模地震時における水平成層地盤の過剰間隙水圧消散工法による排水効果をCocktail glassモデ

ル（ひずみ空間多重せん断モデル）により定量的に評価することを目的として、既往の遠心載荷模型実験の再現解析を行った。また、実際の大規模地震を想定した場合にどの程度の排水効果が期待されるかを把握するため、過去の大規模地震時に観測された記録波形を入力地震動として遠心載荷模型実験と同じ地盤モデルを用い、Cocktail glassモデルによる地震応答解析を行った。本研究で得られた知見をまとめると以下の通りである。

- ① Cocktail glassモデルは、未改良地盤および複数パターンのドレーン改良地盤について遠心載荷模型実験で得られた各種応答値の特性（地盤の軟化や液状化およびドレーン排水に伴う加速度振幅の増減の傾向、加振中の過剰間隙水圧の上昇程度やドレーンによる排水効果、加振後の消散速度、および最大せん断ひずみの程度）を比較的良く再現できることが確認できた。また、いずれの応答特性も実験よりも大きい傾向を示し、設計上有用であることが示唆された。
- ② 未改良地盤よりもドレーン改良地盤の方が沈下が大きくなり、またドレーンを密にするほど沈下が大きくなることを解析により確認された。また、この傾向は加振レベルに比例することが確認された。ただし、未改良地盤では加振後の過剰間隙水圧の消散に伴い沈下するのに対し、ドレーン改良地盤では加振中のドレーン排水により沈下することがわかった。これは、ドレーンを密にするほど地震時に地盤の相対密度が増大することを示唆する。
- ③ 2次元解析においてドレーン排水境界の間隔を任意に広げても、地表面の沈下形状を除いて解析結果の評価には影響ないことが確認できた。なお、地表面の沈下量を評価する際は平均値を用いればよい。
- ④ Rayleigh減衰において剛性比例型減衰係数 $\beta$ のみを用いる場合、微小ひずみ時の減衰を1%以下にすれば、本研究においては、未改良地盤およびドレーン改良地盤のいずれに対しても過剰間隙水圧および沈下量を適切に評価できることが確認できた。数値計算の安定性を高める目的で微小ひずみ時の減衰を1%よりも大きくすると、加振時中のドレーンによる排水速度が増し、加振後においても消散速度が速まるため、沈下量が過小評価される危険がある。
- ⑤ 兵庫県南部地震時に神戸港島で観測された記録波形を入力地震動とした解析では、ドレーン改良地盤においても完全に液状化するが、未改良地盤に比べ消散に要する時間は最大1/5~1/6に短縮されると予想された。最終沈下量は未改良地盤に比べて大きいことが、地震時中の沈下であることから地震後には地盤の相対密度が増大すると予想される。ただし、数値計算が不安定になり易いため、定量評価を適切に行うには更に検討が必要である。

謝辞：京都大学防災研究所の井合進教授にはCocktail glassモデルを用いた解析結果の評価に関して多くの助言をいただきました。兵庫県南部地震における神戸港島の強震観測記録は港湾地域強震観測の公表データを使用させていただきました。東北地方太平洋沖地震における夢の島地震観測所の強震観測記録は東京都港湾局の公表データを使用させていただきました。ここに記して謝意を表します。

#### 参考文献

- 1) DEPP 工法研究会：DEPP 工法技術資料，2011.
- 2) 野津厚，若井淳：東日本大震災で被災した港湾における地震動特性，港湾空港技術研究資料，No.1244，2011.11.
- 3) 村上 巧一，杉原 弘一，村上 裕宣，田代 聡一，小濱 英司，飛田 哲男：グラベルドレーンを考慮した鋼管矢板式岸壁の再現解析(小名浜港 3 号ふ頭岸壁)，土木学会第 33 回地震工学研究発表会講演論文集，2013.
- 4) 高橋重雄，戸田和彦，菊池喜昭，菅野高弘，栗山喜昭，山崎浩之，長尾毅，下迫健一郎，根木貴史，菅野甚活，富田孝史，河合弘泰，中川康之，野津厚，岡本修，鈴木高二郎，森川嘉之，有川太郎，岩波光保，水谷崇亮，小濱英司，山路徹，熊谷兼太郎，辰巳大介，鷺崎誠，泉山拓也，関克己，廉慶善，竹信正寛，加島寛章，伴野雅之，福永勇介，作中淳一郎，渡邊祐二：2011 年東日本大震災による港湾・海岸・空港の地震・津波被害に関する調査速報，港湾空港

- 技術研究資料，No.1231，2011.4.
- 5) Iai S, Tobita T, Ozutsumi O, Ueda K. : Dilatancy of granular materials in a strain space multiple mechanism model. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, Vol.35, No.3, pp.360-392,2011.
- 6) 海野寿康，林健太郎，浅田英幸，居場博之：遠心載荷模型実験を用いた過剰間隙水圧消散工法による液状化対策の効果の検証，土木学会論文集 B3, Vol.68, No.2, pp.1480-1485, 2012.
- 7) 海野寿康，林健太郎，大野康年，浅沼丈夫，仙頭紀明，渦岡良介：設計許容値以上の過剰間隙水圧が発生した場合におけるドレーン改良地盤の動的せん断挙動，土木学会論文集 C(地圏工学)，Vol.70, No.1, pp.67-82, 2014.
- 8) 海野寿康，仙頭紀明，小野大和，林健太郎：繰返しせん断ひずみ履歴を用いた砂質土の液状化に伴う体積ひずみの評価法，土木学会論文集 C(地圏工学)，Vol.68, No.4, pp.680-694, 2012.
- 9) K. Ishihara, M. Yoshimine : Evaluation of settlements in sand deposits following liquefaction during earthquakes, Soils and Foundations, Vol.32, No.1, pp.173-188, 1992.
- 10) 風間基樹：阪神大震災以降の液状化研究 - 液状化した土の残留変形特性の評価
- 11) Susumu Iai: Large Scale Model Tests and Analysis of Gravel Drains, REPORT OF THE PORT AND THE HARBOUR RESEARCH INSTITUTE, Vol.27, No.3, Sept.1988.

## QUANTITATIVE EVALUATION OF DRAINAGE EFFECT BY THE EXCESS PORE WATER PRESSURE DISPERSION METHOD IN HORIZONTAL BEDDED GROUND DURING A LARGE EARTHQUAKE

Soichi TASHIRO, Takeo ASANUMA, Yasutoshi OONO and Kentaro HAYASHI

The excess pore water pressure dispersion method is one of the liquefaction mitigation techniques. It is designed generally not to liquefy for the ground motion level 1. Therefore, in the case that the ground motion is larger than the level 1, it is said that the effect of this method is not expected because of the risk of liquefaction. However, because a safety factor is taken into account in the design, liquefaction might not occur even if excess pore water pressure increases, or some kind of drainage effects might be expected even if liquefaction occurs.

In order to evaluate quantitatively these effects, an effective stress analysis using the strain space multiple mechanism model is conducted for the centrifuge model tests which conducted in the past. In addition, in order to evaluate a drainage effect against the real large earthquakes observed in the past, an effective stress analysis using the same model is conducted for the ground model using in the centrifuge model tests.