

液状化による側方流動対策のための 効果的な改良杭配置に関する遠心模型実験と流体解析

Centrifugal Model Test and Fluid Analysis on Optimized Configuration of Cement-treated Soil Columns against Liquefied Ground Flow

高橋 直樹 NAOKI TAKAHASHI
戸村 豪治 GOJI TOMURA
土木設計部 津田 和夏希 WAKAKI TSUDA
土木設計部 高田 昌典 MASANORI TAKADA

液状化による側方流動を防止する根本的な方法は液状化を生じさせないことである。しかし、対策範囲が広域に及ぶ場合には莫大な費用が必要となるため、合理的な側方流動対策が必要であると考えられる。著者らは、低改良率の杭式改良による側方流動対策に関する検討を行い、効果の最大化を目指してその配置についても検討を深めてきた。本報は、改良杭とその配置形状の違いが側方流動抑制効果に与える影響について、遠心模型実験と流体解析により検討した結果を述べたものである。実験と解析の結果から、杭によって側方流動量が大幅に低減されること、さらに著者らの提案する流動閉塞杭配置は、整列配置に対し側方流動抑制効果がより高いことを示した。

キーワード：液状化，側方流動，深層混合処理工法，遠心模型実験，流体解析

Characteristics of soil have to be changed in order to prevent lateral flow of liquefied soil completely. However, such a construction method is expensive and impracticable when the targeted area extends widely. The improvement method should be more practical. The authors are investigating the most effective arrangement of piles to optimize cost-effectiveness. It is proposed to shift the positions of the piles to prevent lateral flow in various directions. In the present study, centrifuge model tests and analyses were conducted to clarify the reduction effect of piles and their arrangement against the lateral flow. The results of the model tests and numerical analyses showed that the improved piles dramatically reduced the lateral displacement and that the average total flow velocity was small in the case of irregular arrangement.

Key Words: Liquefaction, Lateral Flow, Deep Mixing Method, Centrifugal Model Test, Fluid Analysis

1. はじめに

1995年兵庫県南部地震では、神戸市などの臨海埋立地が液状化して、護岸の水平移動に伴いその全域において海方向へ水平変位が発生した¹⁾。このような液状化による側方流動（以後、側方流動とする）が生じる範囲は数百m四方にわたるため²⁾、護岸のみならず広範囲で各種構造物基礎や埋設管などが甚大な被害を受けてきた。

側方流動を防止する根本的な方法は、液状化の発生を抑制することである。しかしながら、対策範囲が広い場合には莫大な費用が必要となる。そこで、著者らは深

層混合処理工法で造成した改良杭を低改良率で配置する側方流動対策に関する検討を行っている。また、対策効果の最大化を目指して、杭配置についても検討を深め、**図-1**に示す流動閉塞杭配置³⁾を提案した。従来の配置方法である整列配置や千鳥配置では、一定方向に未改良領域が連続しているため地盤がすり抜け流動してしまう。これに対して、流動閉塞杭配置ではどの方向から見ても改良杭が存在して地盤の流動を阻害するため、側方流動抑制効果が高まるものと考えられる。なお、杭式改良では未改良部分の液状化を多少なりとも許容することになる。また、ラップ施工のように、流動化した地盤を面的

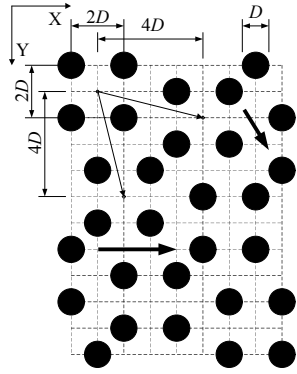


図-1 流動閉塞杭配置の概要 (D: 杭径)

にせき止めるものではない。本工法の目的は、比較的低改良率の改良杭の配置を工夫することで、液状化に近い状態に至った地盤の流動を阻害、低減することにある。本工法は低改良率による施工のため対策費用を低減することが可能となり、広範囲にわたる側方流動対策として適用可能であると考えられる。なお、適用改良率は杭間隔が杭径の2倍となる20%程度を想定している。

本研究では、まず地表面を傾斜させて側方流動を生じさせる遠心模型実験を行い、杭やその配置形状の違いが側方流動抑制効果に与える影響について検討した。次に、液状化地盤を粘性流体としてモデル化した有限要素法による流体解析を実施し、杭の配置や粘性係数が流動特性に与える影響について検討した。

2. 遠心模型実験

(1) 実験方法および実験条件

表-1 に実験ケースを示す。CASE1 は対策なしの実験であり、流体解析に用いる粘性係数を評価するために実施した。他の実験は、杭による流動抑制効果を調べるためのものであり、杭配置とその間隔、入力加速度振幅と最大加速度の継続時間を変えて行った。

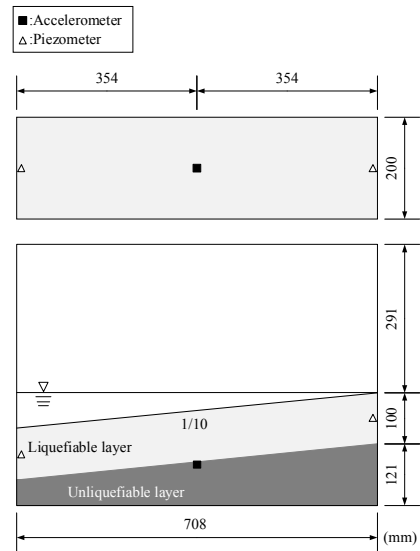
図-2 は実験模型と計測器配置を示したものである。

図-2(b)に示す対策ありの実験には、一度に2つの模型を加振できる幅200mmの中間を厚さ2mmのステンレス板で仕切った土槽を用いた。

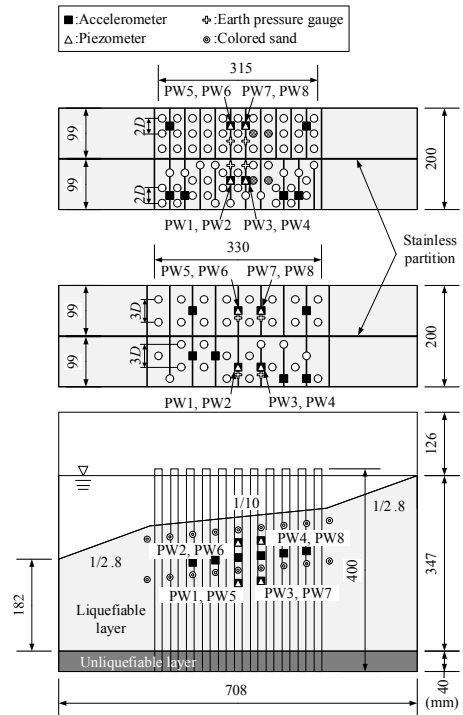
模型地盤は相対密度90%の非液状化層と相対密度50%の液状化層の二層構造とし、空中落下法により作製した。CASE1の地盤は、勾配1/10の非液状化層の上に同じ勾配で厚さが100mmの液状化層で構成されている。対策ありのケースでは、斜面中央部の地表面勾配を1/10にその上流および下流側の地表面勾配を1/2.8とした。これは駆動力を高めて側方流動を生じ易くするためである。非液状化層には飯豊珪砂7号 ($D_{50}=0.174\text{mm}$)

表-1 実験ケース

実験ケース	杭配置	杭間隔	最大加速度	最大加速度の継続時間
CASE1	無し		3.4 m/s^2	50 sec
CASE2-R	整列配置	1.5 m	1.6 m/s^2	25 sec
CASE2-I	流動閉塞杭配置 (2D)			
CASE3-R	整列配置	1.5 m	3.3 m/s^2	50 sec
CASE3-I	流動閉塞杭配置 (2D)			
CASE4-R	整列配置	1.9 m	2.3 m/s^2	25 sec
CASE4-I	流動閉塞杭配置 (2.5D)			
CASE5-R	整列配置	2.25 m	2.4 m/s^2	25 sec
CASE5-I	流動閉塞杭配置 (3D)			



(a) 対策なし (CASE1)



(b) 対策あり (CASE2, 3, 4, 5)

図-2 実験模型と計測器配置

を用いた。一方、液状化層には相馬珪砂5号 ($D_{50}=0.35$ mm) に非塑性のシリカパウダー ($D_{50}=0.05$ mm) を重量比で7:3となるように混合させたものを用いた。通常、遠心模型実験では透水や間隙水圧の消散を遅らせるために所定の粘性を有する溶液を間隙流体として用いることが多い。しかし、本実験では地盤の流動性を高めるために脱気水を用いた。その代わりとして、Takahashi et al.⁴⁾の方法を参考にして細粒分を混ぜて透水性を下げ、水圧の消散を遅らせた。

杭模型には外径 15 mm、内径 13 mm のアルミパイプを用いた。パイプ内部には液状化層に用いた試料を充填しただけであり、密度の調整は行っていない。杭模型の下端は厚さ 20 mm のアクリル板に埋め込むことにより固定条件とし、上端の境界条件は自由とした。

本実験における相似則の一覧を表-2 に示す。遠心力場における重力加速度、長さおよび速度の相似比は、それぞれ N 、 $1/N$ および 1 倍で表される。これより式(1)で与えられるフルード数は実物と模型スケールで一致する。

$$F_r = \frac{U}{\sqrt{gL}} \quad (1)$$

ここに、 U は代表速度 (m/s)、 L は長さ (m)、 g は重力加速度 (m/s^2) である。

濱田・若松⁵⁾および Nishimura et al.⁶⁾は、液状化地盤は非塑性流体として挙動し、ひずみ速度とせん断応力の関係には非線形性があることを示した。さらに濱田・若松⁵⁾は、粘性係数とひずみ速度の関係として式(2)を与えている。

$$\mu = (0.042 \sim 0.61) \dot{\gamma}^{-(0.6 \sim 1.1)} \quad (2)$$

ここに、 μ は粘性係数 ($98.1 \text{ Pa}\cdot\text{s}$)、 $\dot{\gamma}$ はせん断ひずみ速度 ($1/s$) である。

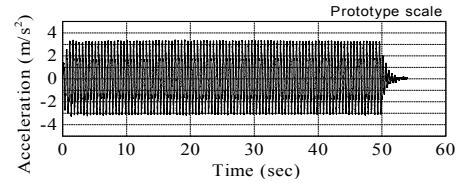
式(2)から粘性係数はせん断ひずみ速度の逆数に比例することがわかる。したがって、液状化地盤の粘性係数の相似比は $1/N$ となる。このため、遠心模型実験における動粘性係数の相似比が $1/N$ 、速度と長さの相似比はそれぞれ 1 と $1/N$ であることから、式(3)で表されるレイノルズ数は実物と模型スケールで一致する。

$$R_e = \frac{UL}{\nu} \quad (3)$$

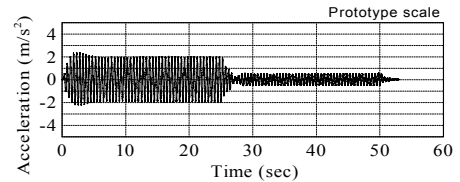
ここに、 U は代表速度 (m/s)、 L は長さ (m)、 ν は

表-2 遠心模型実験の相似則

物理量	実物	模型
密度, ρ	1	1
応力, σ	1	1
長さ, L	1	$1/N$
時間, t	1	$1/N$
加速度, a	1	N
速度, U	1	1
せん断ひずみ速度, $\dot{\gamma}$	1	N
液状化した土の粘性係数, μ	1	$1/N$
水の粘性係数, μ_w	1	1



(a) CASE1



(b) CASE5-R, CASE5-I

図-3 入力波

動粘性係数 (m^2/s) である。

実験は港湾空港技術研究所所有の遠心模型実験装置⁷⁾を用いて実施した。模型地盤は 30g の遠心力場で下端からの脱気水の浸透により水浸させ、水位は斜面頂部に合わせた。加振時の遠心加速度は 50g とした。

入力波には図-3 に一例を示す正弦波を用いた。CASE1 および CASE3-R, CASE3-I の入力波は、完全液状化を再現するために実物スケール (模型スケール) で目標加速度振幅 3 m/s^2 (150 m/s^2)、周波数 2 Hz (100 Hz) および継続時間 50 sec (1 sec) とした。一方、他の入力波は目標加速度振幅 2 m/s^2 (100 m/s^2)、周波数 2 Hz (100 Hz) および継続時間 25 sec (0.5 sec) とし、側方流動を持続させるためにその後振幅を最大値の 1/3 にして 0.5 sec (25 sec) 間加振を継続した。実際の最大加速度は表-1 に示すように目標値の -20% ~ +13% 程度の値であった。

地盤内には加速度計、土圧計および間隙水圧計を埋設した。また、図-2(b)上段の平面図中にハッチングした杭模型の外周面上下流側にひずみゲージを貼付けて曲げひずみを計測した。水平変位は、地表面と地盤内に配置した色砂により遠心模型実験装置停止後に計測した。また、土槽側面から模型地盤の流動状況を高速度カメラ

で撮影し、その映像を二次元の DIC (Digital Image Correlation) ⁸⁾で解析して流速と変位を求めた。

(2) 実験結果

a) 対策なし (CASE1)

図-4 は、実物スケールで GL-1 m~GL-4 m まで 1 m 毎の流速の時刻歴を示したものである。ここで示す流速は、DIC で求めた水平速度と鉛直速度から算出したものである。図-2(a)の PW1 で計測した間隙水圧から求めた過剰間隙水圧比の時刻歴を図-5 に示す。有効拘束圧は、液状化流動により生じる土被りの変化量を加振の前後で計測して補正した。過剰間隙水圧比は加振後 4 秒でほぼ 1.0 に到達しており、上層は液状化していることがわかる。流速は地盤が液状化に至った 4 秒でほぼ最大値に達している。この時点における地盤の勾配は 1/10-1/10.5 であり、初期勾配と同程度である。流速は粘性流体の挙動と同様、浅いほど大きくなっていることがわかる。GL-1 m の結果に着目すると、流速は 0.6 m/sec まで増大した後に 0.3 m/sec まで減少し、しばらくその値が継続している。これは、地盤が流動して地表面勾配が小さくなったことにより自重に伴う流動力が減少したこと、ならびに底面や側壁の摩擦の影響に起因するものと推察される。地表面の側方流動量は実物スケールで約 6 m であった。

液状化層の層厚は実物スケールで 5 m であるが、GL-4 m の流速はほぼゼロであり、それ以降の流動はわずかであることがわかる。これより、後述する流体解析では、この深度をモデルの底面に設定した。なお、流速から算出される実物スケールでのせん断ひずみ速度は 0.03-0.20 1/s であった。

b) 対策あり (CASE2, 3, 4, 5)

図-6 は、CASE3-R (整列配置), CASE3-I (流動閉塞杭配置) における地盤の変位状況を実物スケールで GL-1.25 m に配置した色砂のトレースによって示したものである。破線が流動前、実線は流動後の位置をそれぞれ示している。なお、杭間での過剰間隙水圧は 1.0 に達しており、対策なしと同様、上層は液状化したことを確認している。

杭間の流動量は、CASE3-R で 0.85-1.10 m, CASE3-I で 0.80-0.95 m (共に実物スケール) であった。地盤の流動状況について、流動閉塞杭配置では杭間のすり抜け量が少ないのに対して、整列配置では杭間のすり抜けが大きく生じていることがわかる。地盤モデルや入力加速度が異なるため直接比較することはできないが、前述した対策なしの側方流動量約 6 m と比較すると、杭を配置することにより側方流動量は約 20%以下に低減される

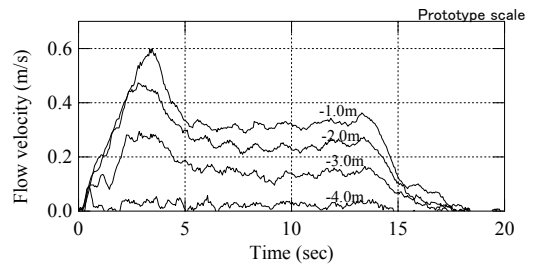


図-4 流速の時刻歴

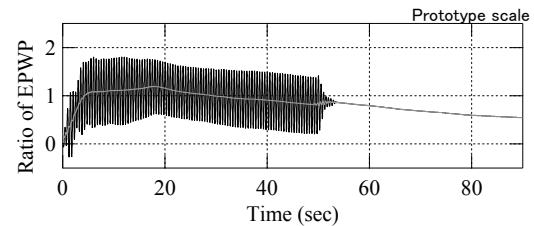


図-5 過剰間隙水圧比の時刻歴

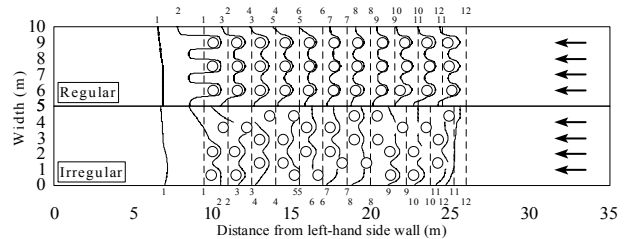


図-6 模型地盤の変形状況 (CASE3-R, CASE3-I)

表-3 平均流速

実験ケース	杭配置	杭間隔	平均流速	流速の範囲
CASE2-R	整列配置	30 mm	15 mm/s	12 - 16 mm/s
CASE2-I	流動閉塞杭配置 (2D)		9 mm/s	6 - 16 mm/s
CASE3-R	整列配置	30 mm	16 mm/s	15 - 19 mm/s
CASE3-I	流動閉塞杭配置 (2D)		13 mm/s	9 - 19 mm/s
CASE4-R	整列配置	38 mm	22 mm/s	16 - 32 mm/s
CASE4-I	流動閉塞杭配置 (2.5D)		18 mm/s	13 - 29 mm/s
CASE5-R	整列配置	45 mm	43 mm/s	26 - 60 mm/s
CASE5-I	流動閉塞杭配置 (3D)		36 mm/s	20 - 52 mm/s

ことがわかる。杭間の変位を加振時間で除して求めた流速は、整列配置が 19-22 mm/s, 流動閉塞杭配置が 18-19 mm/sec であった。これらの値を杭間の中央位置における速度とすると、実物スケールでのせん断ひずみ速度は 0.048-0.059 1/s となる。

各実験の平均流速を表-3 に示す。平均流速は、図-6 に示した各色砂が移動した範囲の面積を色砂の長さで除して求めた平均移動量を加振時間で除して算出した。平均流速は流動閉塞杭配置のほうが整列配置よりも小さく、杭間隔が狭くなるのに従って平均流速が小さくなるのが明らかである。

3. 有限要素法による流体解析

(1) 解析手法

液状化地盤を粘性流体としてモデル化する場合、その流体特性は非ニュートン流体として扱われる場合もある⁹⁾⁻¹¹⁾。しかしながら、その特性を決めるための物性値の設定は複雑である。そこで、本解析では簡単のため液状化地盤をニュートン流体としてモデル化することとした。ただし、液状化地盤のせん断ひずみ速度に合うように粘性係数を設定することにより、実験と解析の整合を図るようにした。解析には、汎用物理シミュレーションソフトウェアである COMSOL Multiphysics^{12),13)}を用いた。遠心模型実験のシミュレーションを行うにあたり、次のような単純化したモデルを用いた。すなわち、土槽の側壁による摩擦の影響や加振により生じる模型地盤の地表面の変形はモデル化せず、流れは流入端および流出端で一定とした。加振に伴う慣性力も考慮していない。なお、解析は模型スケールで実施した。

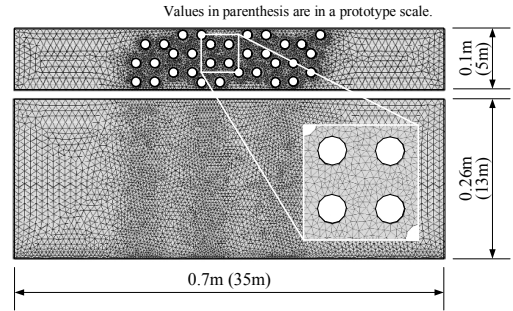


図-7 流動閉塞杭配置（杭間隔2D）のメッシュ

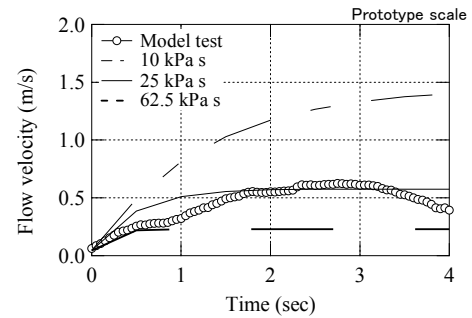


図-8 流速の時刻歴

(2) 解析条件

a) 対策なし

2章で述べたように、CASE1では深度80mm（実物スケール：GL-4m）以深の地盤にはほとんど変位が認められなかったことから、解析モデルの層厚は80mmとした。流体と底面の境界条件は固定とし、地表面の境界条件は滑りとした。対策なしの場合、色砂は下流側へ平行に移動していたため、流体と側壁の境界条件は自由とした。流動力として遠心加速度50gの1/10に相当する単位体積当たり5gの体積力を与えた。これは地表面勾配が1/10であることに対応している。なお、初期の流速はゼロとした。解析は粘性係数を200、500および1250 Pa·s（実物スケール：10、25および63 kPa·s）と種々変えて行った。

b) 対策あり

図-7に、杭間隔2Dの流動閉塞杭配置のメッシュを示す。解析モデルの層厚は、模型地盤の液状化層中央位置の層厚に合わせて260mmとした。流体と杭表面の境界条件は自由とし、他の境界条件ならびに体積力は対策なしのそれと同一である。

(3) 解析結果

a) 対策なし

図-8に地表面での流速の時刻歴を遠心模型実験の結果と併せて示す。観測位置は図-2(a)に矢印で示す地盤中央である。初期の時点に着目すると、遠心模型実験の流速と解析のそれとの一致は認められない。これは、遠

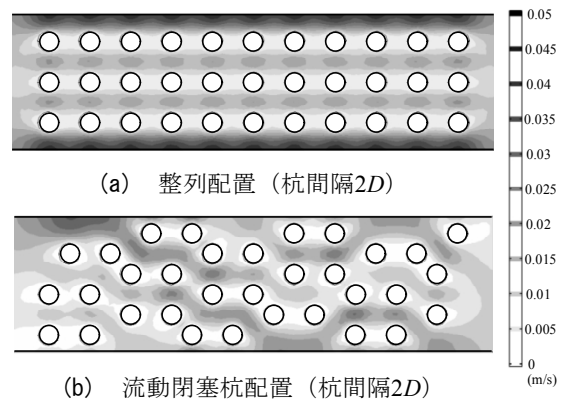


図-9 流速の時刻歴

心模型実験では図-5に示すように過剰間隙水圧比が1まで上がっておらず地盤が液状化に至っていないこと、および慣性力が作用していることによる影響と推察される。模型地盤が液状化して流速が最大となった時点で比較すると、両者に一致が認められるのは粘性係数が500 Pa·s（実物スケール：25 kPa·s）の結果である。よって、この値が本遠心模型実験における液状化地盤の粘性係数であると考えられる。これより、後述する対策ありの解析でもこの値を用いることとした。なお、実物スケールでのせん断ひずみ速度は0.2 1/s程度であることを考慮すると、この粘性係数は式(2)で与えられる値よりも大きい。

b) 対策あり

図-9は、杭間隔2DにおけるGL-1.25m（模型スケー

ル：GL-25 mm)での流速分布のコンターを示したものである。流速の大きい場所と図-6に示した側方流動量の大きい場所が良く整合していることがわかる。中央付近における杭間の流速は19-28 mm/sであり、これらは対策なしの流速0.574 m/sの3.3-4.9%の値である。GL-1.25 m (模型スケール：GL-25 mm)での平均流速は、16および12 mm/s (整列配置2Dおよび流動閉塞杭配置2D)、22および23 mm/s (整列配置2.5Dおよび流動閉塞杭配置2.5D)、そして59および50 mm/s (整列配置3Dおよび流動閉塞杭配置3D)であった。これらは表-3に示した遠心模型実験の平均流速と同程度であり、杭配置を整列配置から流動閉塞杭配置にすることにより流速が小さくなることから、解析結果からもわかる。以上のことから、本解析によって遠心模型実験における側方流動の流速とその分布を表せることが確認された。

4. おわりに

本研究では、遠心模型実験と流体解析により改良杭とその配置形状の違いが側方流動抑制効果に与える影響について検討した。以下に、本研究で得られた知見をまとめる。

- ① 遠心模型実験結果から、杭間隔2Dの場合、杭により側方流動量は対策なしの20%以下に低減することを示した。その低減率は杭間隔を狭めることおよび流動閉塞杭配置にすることにより小さくなることが明らかとなった。
- ② 流体解析の結果から、遠心模型実験の流速に整合する粘性係数は25 kPa・s (実物スケール)であった。
- ③ その粘性係数を用いた対策ありの流体解析から得られた流速分布は、遠心模型実験における側方流動量の分布に整合していた。これより、流体解析は遠心模型実験における側方流動の流速とその分布を表せることを確認した。

謝辞：本研究は、港湾空港技術研究所・東京大学・三井住友建設の共同研究として実施しました。ご協力をいただいたメンバーの方々に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) Hamada, M., Isoyama, R. and Wakamatsu, K. : The 1995 Hyogoken-nambu (Kobe) earthquake liquefaction groCASE1d displacement and soil condition in Hanshin Area, 地震予知総合研究振興会, 1995.
- 2) 安田進, 石原研而, 原田健二 : 液状化にとまなう護

- 岸背後地盤の流動範囲に影響を与える要因, 第2回土木学会阪神・淡路大震災に関する学術講演会論文集, pp.113-120, 1997.
- 3) Takahashi, N., Derakhshani, A., Rasouli, R., Towhata, I. and Yamada, S. : Shaking model tests on mitigation of liquefaction-induced groCASE1d flow by new configuration of embedded columns, *Proc. of the 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Paris, pp.1623-1626, 2013.
- 4) Takahashi, H., Sassa, S. and Morikawa, Y.: Centrifuge modelling of earthquake-induced submarine landslide and its gravity flow transition, *Proc. of the 8th International Conference on Physical Modelling in Geotechnics*, Perth, pp. 1009-1015, 2014.
- 5) 濱田政則, 若松加寿江 : 液状化による地盤の水平変位の研究, 土木学会論文集, 第596号/III-43, pp.189-208, 1998.
- 6) Nishimura, S., Towhata, I., and Honda, T. : Laboratory shear tests on viscous nature of liquefied sand. *Soils and FoCASE1dations* 42, No. 4, pp.89-98, 2002.
- 7) 北詰昌樹 : 新遠心装置の開発と研究への適用, 港湾技研資料, No.812, pp.1-35, 1995.
- 8) Hall, S.A. : A methodology for 7D warping and deformation monitoring using time-lapse seismic data. *Geophysics* 71, No. 4, O21-O31, 2006.
- 9) Uzuoka, R., Yashima, A., Kawakami, T., and Konrad, J.M. : Fluid dynamics based prediction of liquefaction induced lateral spreading. *Computers and Geotechnics* 22, pp.242-282, 1998.
- 10) Hadush, S., Yashima, A., and Uzuoka, R. : Importance of viscous fluid characteristics in liquefaction induced lateral spreading analysis. *Computers and Geotechnics* 27, pp.199-224, 2000.
- 11) Montassar, S. & Buhan, P.D. : Numerical prediction of liquefied groCASE1d characteristics from back-analysis of lateral spreading centrifuge experiments. *Computers and Geotechnics* 52, pp.7-15, 2013.
- 12) Zimmerman, W.B.J. : *Multiphysics modeling with finite element methods*, World Scientific, 2006.
- 13) Pryor, R.W. : *Multiphysics Modeling Using COMSOL 4: A First Principle Approach*, Mercury Learning & Information, 2012.