

# 有効応力解析による液状化地盤のタンク基礎の沈下挙動

樋口 俊一 伊藤 浩二

## Effective stress simulation on the tank settlement during liquefaction

Shunichi Higuchi Koji Ito

### Abstract

This research focuses on the influence of earthquake motion characteristics, such as acceleration magnitude and duration, on the damages of tank foundations due to liquefaction. This influence is not taken into account on the design and performance of the foundation at present. Numerical simulation basing on the effective stress theory is performed against the centrifuge test result, which was performed to investigate actual phenomena of tank settlement during liquefaction. Settlement model of liquefied sandy ground, by which the influence of the characteristics of the earthquake motion can be assessed, is newly introduced to the dynamic effective stress program "EFFECT". Followings were found by this research. 1) Settlement process of the tank as well as the excess pore pressure dissipation of the ground can be simulated. 2) Influence of the earthquake motion characteristics can be reflected on the magnitude of the tank settlement.

### 概 要

地震時の液状化地盤におけるタンク基礎の安定性の定量評価において、その変形・沈下挙動に及ぼす地震動継続時間の影響とそのメカニズムを明らかにすることは重要な課題である。本論文は、タンク基礎の液状化沈下挙動を再現した遠心模型振動実験を対象に、有効応力解析によるシミュレーションを実施し、タンクの沈下挙動に及ぼす土質パラメータや地震動特性の影響について分析したものである。この解析では有効応力解析プログラム EFFECT に、過剰間隙水圧の消散過程や再圧密沈下量に与える地震動特性の影響を反映させることができる液状化砂地盤の再圧密評価モデルを導入した。検討の結果、遠心模型実験での過剰間隙水圧消散やタンクの沈下過程を再現できることがわかった。また、タンクの沈下量に地震動継続時間の影響を再現することができた。

### 1. はじめに

東海地震、東南海地震などの海溝型巨大地震の発生が確実視され、大阪湾や東京湾などが国の産業の根幹をなす臨海工業施設の耐震性強化は危急の課題である。これら巨大地震の襲来時には、臨海部埋立地では液状化現象の発生が想定されるが、これに起因して石油に代表される各種危険物を貯蔵するタンク類に傾斜や沈下（不同沈下）が生じる恐れがある。このような事象の発生は施設の直接被害だけでなく、近隣港湾施設の供用性など震災後の復旧活動に大きな影響を及ぼす可能性がある。また、地震時の地盤の液状化が設計上考慮されていない、昭和52年の消防法改正以前に施工された容量1,000 k1以上の屋外タンク（旧法タンク）については、基礎地盤の液状化対策の実施が義務付けられている<sup>1)</sup>が、その技術的困難さと経済的理由から、耐震補強工事が実施されていないタンクが現在も多数存在している。

これまで既設タンク基礎を対象とする様々な液状化対策工法が提案され、模型実験によりその対策の効果や有用性が検討されてきた<sup>2)~5)</sup>。しかしながら、前述の海溝型巨大地震において想定されるような、継続時間の長い地震動に着目した研究は行われていない。一方、数値解析による研究も数多く行われおり、例えば土木学会地震

工学委員会では、締固めによるタンク基礎改良地盤の挙動について7つの解析プログラムを用いて一斉解析（ブラインドテスト）を実施している。その結果、それぞれの手法で定性的な傾向は概ね一致しているものの、タンクの鉛直変位にはばらつきが大きく、予測精度の向上のためには多くの技術的課題があると指摘されている<sup>6)</sup>。

地震時の飽和砂地盤上のタンクに想定される被災形態は、地震によって基礎地盤が液状化するのに伴い地盤がせん断破壊して不同沈下が生じるものである。水平地盤が液状化した場合の地震後の過剰間隙水圧の消散に伴う再圧密による沈下に関してはこれまで多くの研究<sup>7), 8)</sup>がなされているが、タンク基礎直下地盤のようにタンク上載圧による軸差応力が作用し、かつ、側方にはらみだしながら圧縮するような変形モードについては、その沈下特性に関する評価が十分でないのが現状である。

これらの課題に対して、筆者らは遠心模型振動実験と土要素の室内試験を実施し、地盤の液状化によるタンク基礎の沈下メカニズムを解明するとともに、地震動特性、特に継続時間の影響について定量的に評価できる解析手法を検討してきた<sup>9), 10)</sup>。本報告では、繰返しせん断履歴の影響を反映できる液状化地盤の圧密沈下モデルを動的有効応力解析プログラム EFFECT に組み込み、地震動の継続時間と液状化地盤の沈下挙動の関係を評価した。また、

前述した土要素の変形特性がEFFECTで再現できることを示した。これらを踏まえて、地震時および地震後の液状化地盤におけるタンク基礎の沈下挙動の再現を試みた。具体的には前述の遠心模型振動実験を対象にシミュレーション解析を実施して、タンクの沈下挙動に及ぼす土質パラメータや地震動特性の影響を定量的に分析した。

## 2. 有効応力解析プログラムの改良

本研究で使用した動的有効応力解析プログラムEFFECT<sup>11)</sup>は、土骨格と間隙水の連成効果を厳密に評価した飽和多孔質媒体のBiotの多次元圧密方程式を基礎式としている。液状化解析で用いる地盤構成モデルは松岡モデルを基礎とし、これに繰返し載荷を考慮できるパラメータを導入している<sup>12)</sup>。

### 2.1 砂の再圧密モデル

この解析では液状化時後の砂地盤の再圧密評価に仙頭モデル<sup>13)</sup>を適用した。このモデルは液状化後に発生する再圧密体積ひずみと非排水繰返しせん断履歴の関係、体積ひずみ速度を制御した再圧密試験により評価したもので、

(1) 液状化後の再圧密過程は正規圧密状態に近くなる実験事実を反映していること (Fig.1)

(2) 再圧密体積ひずみ評価におけるせん断履歴指標として累加せん断ひずみ  $\gamma_{acm}$  を用いることに特長がある。

Table 1 に、液状化後の再圧密過程における全体積ひずみについて、仙頭モデルと既往モデルを比較した。これより  $C_c$ ,  $e_0$  および  $p_0$  一定の条件下でも、仙頭モデルではパラメータ  $p_i$  により体積ひずみが変動することがわか

る。ここで、パラメータ  $p_i$  は式(1), (2)の定義から、せん断履歴 ( $=\gamma_{acm}$ ) が大きいほど小さくなり、大きな体積ひずみが生じることとなる。

$$p_i = p_0 \times 10^{-x} \quad (1)$$

$$x = \frac{a\gamma_{acm}}{1 + \gamma_{acm}/b} \quad (2)$$

ここで、 $a, b$  は要素試験より同定するパラメータである。

### 2.2 検証解析<sup>14)</sup>

筆者らは、液状化地盤の地震後の沈下量に対する地震動波形や継続時間(波数)の影響を検討するために、緩い飽和成層砂地盤(岐阜産珪砂7号; 相対密度50%)による遠心模型振動実験(遠心重力40g, せん断土槽使用, 粘性

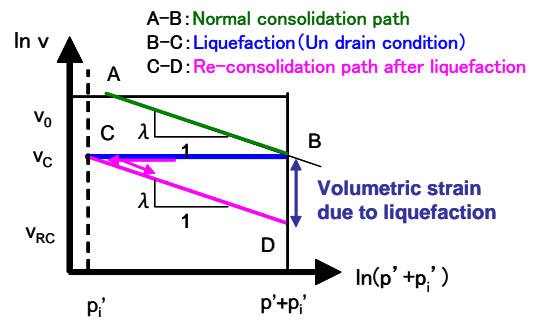


Fig.1 仙頭モデルにおける正規圧密・液状化および再圧密経路の模式図

Schematic drawing of stress-volumetric strain relations during consolidation, liquefaction and re-consolidation process

Table 1 液状化発生後に発生する全体積ひずみの比較

Comparison of volumetric strain due to liquefaction calculated by each model

Model	Modified model (Sento model)	EFFECT (Original model) <sup>11)</sup>
Total volumetric strain	$d\varepsilon_v = \frac{0.434C_c}{1 + e_0} \frac{dp}{p + p_i}$ <p> <math>d\varepsilon_v</math> : Volumetric strain  <math>C_c</math> : Compression index  <math>e_0</math> : Void ratio  <math>p</math> : Mean effective stress  <math>p_i</math> : New parameter                 </p>	$d\varepsilon_v = \frac{C_c}{1 + e_0} \frac{1}{\sqrt{p_a}} \frac{1}{2} \frac{dp}{\sqrt{p}}$ <p> <math>d\varepsilon_v</math> : Volumetric strain  <math>C_c</math> : Compression index  <math>e_0</math> : Void ratio  <math>p</math> : Mean effective stress  <math>p_0</math> : Initial effective stress  <math>p_a</math> : Atmospheric pressure (= 98kPa)                 </p>
Total volumetric strain After liquefaction (Sum of p=0 through p <sub>0</sub> )	$\varepsilon_v = \int_0^{p_0} \frac{0.434C_c}{1 + e_0} \frac{dp}{p + p_i}$ $= \frac{C_c}{1 + e_0} \log_{10} \left( \frac{p_0 + p_i}{p_i} \right)$	$\varepsilon_v = \int_0^{p_0} \frac{C_c}{1 + e_0} \frac{1}{\sqrt{p_a}} \frac{1}{2} \frac{dp}{\sqrt{p}}$ $= \frac{C_c}{1 + e_0} \sqrt{\frac{p_0}{p_a}}$
Volumetric strain calculated with assumption of p <sub>0</sub> =98kPa	<p>5 (p<sub>i</sub>=10<sup>3</sup>kPa) 1 (p<sub>i</sub>=10kPa)</p>	1 (p <sub>a</sub> =98kPa)

流体により透水の相似則を考慮)を実施した (Fig. 2)<sup>9)</sup>。それによると、地震後の地盤沈下量や液状化程度には地震動の最大加速度値だけでなく、継続時間が大きく影響していることが示唆された。そこで、仙頭モデルを組み込みこんだEFFECT (以下、改良EFFECTとする)により、この実験結果をシミュレーションターゲットとした液状化一圧密沈下解析を実施した。解析モデルは4節点ソリッド要素を用いたせん断土柱モデル (排水方向は鉛直方向のみ)である。Fig. 3に繰返し単純せん断試験シミュレーションによる液状化強度曲線を示す。繰返しせん断履歴に関する仙頭モデルのパラメータ (式(2)の $a$ および $b$ )は、岐阜産珪砂の室内要素試験より設定した (Fig. 4)。入力地震動は、遠心模型振動実験で計測した振動台加速度時刻歴を用いた剛基盤入力 (E+F)とした (Fig. 5)。

Table 2に解析の結果得られた地表面沈下量を遠心模型振動実験結果とともに示す。なおこれ以降、遠心模型実験については、相似則により実物換算した物理量で議論することとする。従来EFFECTと比較して改良EFFECTでは再圧密沈下量が大きくなり、実験値に近い沈下量が得られた。一方入力地震動の特性に対しては、継続時間の長い海溝型地震動での地表面沈下量が直下型地震動での沈下量よりも大きくなるという特徴がおおむね再現されている。Fig. 6に地表面沈下の時刻歴の一例を、Fig. 7に過剰間隙水圧時刻歴をそれぞれ実験結果と比較して示す。解析では実験で観察された加振時の地表面の急激な沈下は再現できていないが、主に過剰間隙水圧の消散に伴って生じていると考えられる加振後の沈下挙動はおおむね再現できた。また、再圧密体積ひずみが大きく評価され

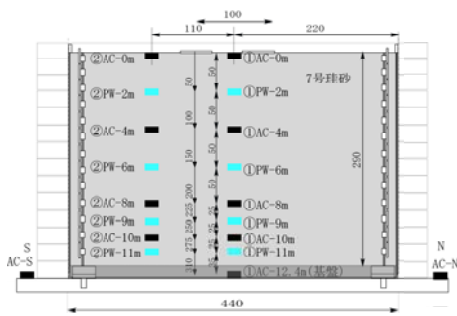


Fig. 2 遠心模型振動実験・地盤模型概要  
Outline of the centrifuge model ground

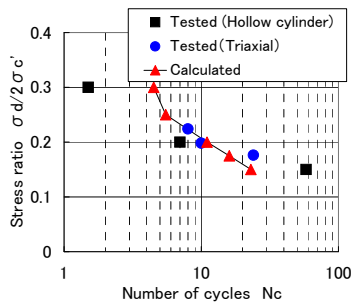


Fig. 3 液状化強度シミュレーション結果  
Cyclic strength of sand (tested and calculated)

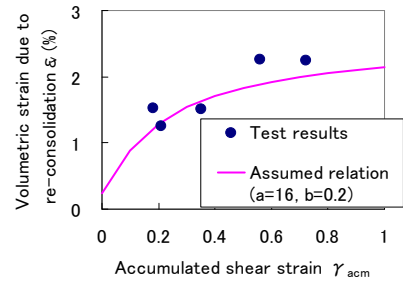
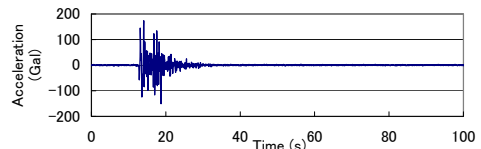
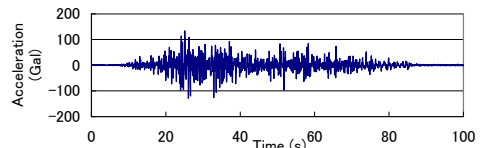


Fig. 4 繰返しせん断試験による再圧密体積ひずみと累加せん断ひずみ  $\gamma_{acm}$  の関係 (岐阜珪砂7号)  
Relation between the re-consolidation volumetric strain and the accumulated shear strain by cyclic loading (Gifu sand #7)



(a) Case 2 (直下型: Port Island波)<sup>16)</sup>



(b) Case 4 (海溝型: Akita波)<sup>17)</sup>

Fig. 5 入力地震動時刻歴 (振動台計測値)

Time Histories of input motions

Table 2 解析及び実験での沈下量の比較

Ground settlement (Tested and calculated)				
Case	1	2	3	4
Input motion	Port Island (Inland)		Akita (Plate boundary)	
Max. Acc. (Gal)	482	200	311	160
Tested (cm)	29	12	32	17
Calculated (cm)	Original	4.7	3.6	4.5
	Modified	16.9	10.8	14.6

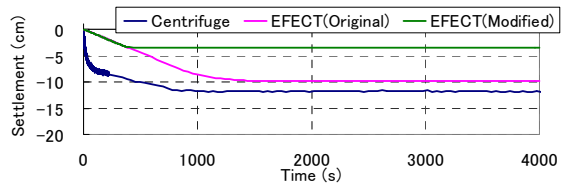


Fig. 6 地表面沈下量時刻歴 (Case 2)

Ground surface settlement time histories

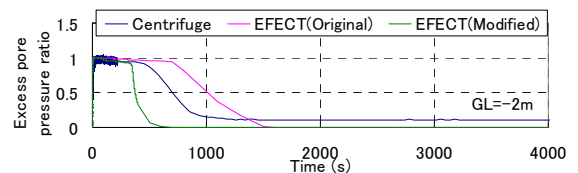


Fig. 7 地中過剰間隙水圧比時刻歴 (Case 2)

Excess pore pressure ratio time histories

るようになったことで、過剰間隙水圧の消散時間が従来EFFECTよりも長くなる。

### 3. 液状化時のタンク直下地盤の変形特性の再現性

#### 3.1 液状化時のタンク直下地盤の変形特性に関する中空ねじり試験<sup>10)</sup>

液状化によるタンク基礎の沈下は、地震中の繰返しせん断に伴う沈下と液状化した砂の再圧密沈下に大別できる。既往の模型実験結果では前者の沈下、すなわちタンクの自重により基礎地盤に軸差応力が作用した状態で側方変位が拘束されずに非排水繰返しせん断を受け圧縮する沈下モード (Fig. 8) が卓越することがわかっている。そのため、タンクの沈下量を精度良く求めるためには、Fig. 8に図示した境界条件における土要素の繰返しせん断試験により、沈下量を適切に評価する必要があると考えられる。これを目的として、中空ねじりせん断試験機を用いてタンク直下の砂地盤内の土要素の応力状態を模擬し (Fig. 8)、非排水繰返しせん断を与えて軸ひずみを計測し、その特徴を把握した。その結果、K値 (側圧係数) の違いによりせん断ひずみの発達や鉛直ひずみの蓄積の程度が異なることが明らかとなった (Fig. 9)。

#### 3.2 要素シミュレーション

前述の中空ねじり試験のシミュレーションにより、後述するタンクの沈下解析に用いるプログラム (EFFECT) の適用性を検証する。解析はFig. 10に示す1要素モデルで実施した。要素には初期異方圧密状態を設定するとともに、せん断応力  $\tau$  を節点A, Dに作用させた。要素右側の境界では側方変位を拘束しない条件を再現するため節点Cを水平ローラーとした。Fig. 11に要素シミュレーション結果を中空ねじり試験結果と比較して示す。これより、K値が小さい場合には繰返し回数に対して軸ひずみが発達しにくくなる傾向となるが、K値が大きくなると繰返し回数に達すると軸ひずみの増分量が急激に増加するという実験結果の特徴が再現できることがわかる。すなわち、EFFECTはタンク直下地盤の液状化状態での変形特性を再現できることがわかった。

### 4. 液状化地盤上のタンクの沈下解析

#### 4.1 液状化地盤上のタンクの沈下挙動

筆者らは液状化地盤上のタンクの沈下挙動を遠心模型振動実験<sup>9)</sup> (Fig. 12) で再現し、その沈下性状を定量的に把握している。この実験では、接地圧の異なる3種類のアクリル製タンク模型を設置し、継続時間の異なる地震動を入力した。実験により明らかになった液状化地盤でのタンク基礎の地震時沈下挙動の特徴を以下に示す。

(1) 入力地震動の継続時間が長い場合のほうが、タンクの沈下量が大きくなることがわかった。また、タンクの

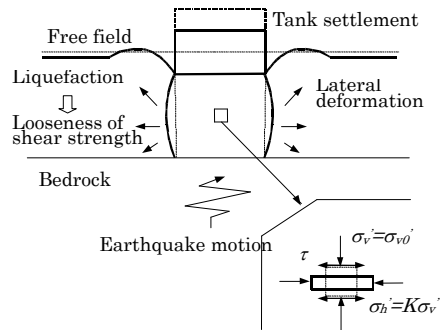


Fig. 8 地震時のタンク直下地盤の挙動と応力状態  
Stress condition of the ground under the tank during earthquake

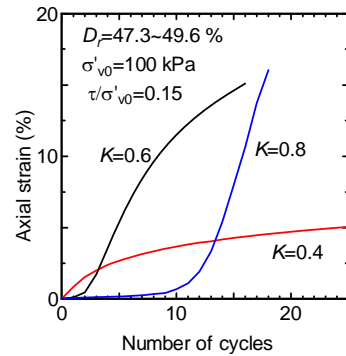


Fig. 9 繰返し載荷回数と要素の軸ひずみの関係  
Relation between the axial strain and the number of loading cycle of the specimen

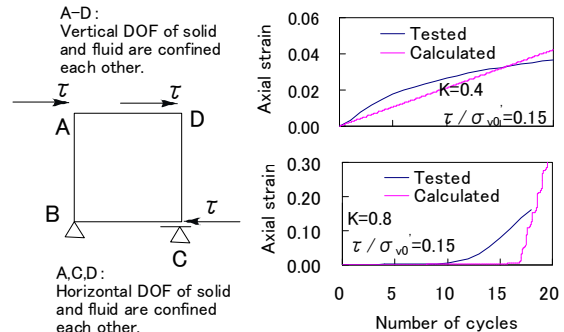


Fig. 10 解析モデル Fig. 11 シミュレーション結果  
Element simulation model Results of simulation

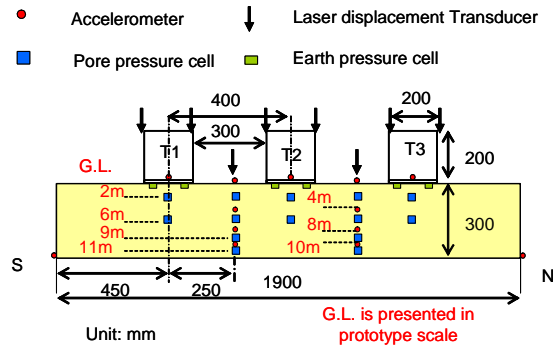


Fig. 12 遠心模型実験モデル概要 (s=1/40)  
Profile of the centrifuge model

沈下量は接地圧が大きいほうが絶対沈下量 (Table 3), 不同沈下量ともに大きくなる。

(2) タンクの沈下モードには加振中に発生する側方にはらみだしながら圧縮沈下するモードと, 過剰間隙水圧消散に伴う再圧密沈下モードがあり, 実験結果から分析したその影響度 (沈下量の割合) は, 前者が60%~70%程度, 後者が30%~40%である。これは入力地震動の特性 (最大加速度, 継続時間) にも影響を受ける。

#### 4.2 解析概要

改良EFFECTを用いて, 4.1に述べたCase 1 (PI波入力) およびCase 2 (Akita波入力) の実験結果をシミュレーションの対象とした二次元有効応力解析を実施した。

解析モデルはFig. 13に示すような2次元平面ひずみモデルである。解析地盤の領域は幅76m, 層厚12mであり, 遠心模型実験での模型地盤 (長さ1900mm, 層厚300mm) を40gの遠心重力場を考慮してスケーリングしたものである。地盤要素の分割は深度方向1層を1m, 最大幅は2mとし, タンク付近では地盤要素を水平方向に1m間隔で分割した。

解析領域の奥行き (要素厚さ) は地盤およびタンク共に1.0mとした。ここで, 地盤と構造物の相互作用のモデル化において2次元平面ひずみモデルを用いた場合, 地盤反力の3次元効果により構造物の変形が影響を受けることが指摘される。これに対し, 構造物奥行きと地盤奥行き (分担率) によりその影響を考慮する方法<sup>18)</sup>が提案されている。そこで, ここではタンクと地盤部の奥行き (分担率) に関するパラメータスタディーを実施し, その影響を検討した。これは, タンク自重による沈下に対して抵抗するタンク直下地盤および周辺地盤の地盤反力の分担領域の影響を検討したことに相当する。Fig. 14に [タンク奥行き/地盤奥行き] に対する沈下量の比 (奥行き1mのケースの沈下量に対する比) を示す。これよりこのモデルでは [タンク奥行き/地盤奥行き] に対するタンク沈下量の差が, 模型地盤での [タンク奥行き/地盤奥行き=0.25] においても5%程度であり, その影響は小さいと判断される。したがって, この解析では地盤要素とタンク要素の奥行きを同一とすることとした。

解析モデルの境界条件は遠心模型振動実験を模擬するため地盤底面を剛基盤とし, 側面については剛土槽を用いているため土骨格および水の自由度に関して水平方向を固定条件, 鉛直方向については土骨格と水の自由度が同一変位となる節点拘束 (MPC拘束) 条件を課した。

地盤の初期剛性は7号珪砂におけるベンダーエレメントを用いた既往の検討結果<sup>19)</sup>から設定したが, そのせん断波速度は平均で $V_s=123\text{m/s}$ である。なお, 遠心載荷場における微小加振での地盤の伝達関数から推定した模型地盤の固有振動数は $f=88\text{Hz}$ であり, それから換算したせん断波速度は $V_s=106\text{m/s}$ である。

入力地震動は遠心模型実験で計測した振動台の加速度時刻歴を用いた (Fig. 15: Case 1, Case 2)。解析の時間刻みは, 加振中を0.002秒, 過剰間隙水圧消散初期を

Table 3 遠心模型振動実験概要と各沈下モードにおける沈下量

Conditions of centrifuge tests and component of tank settlement by shake events

Case	1			2			
Motion	Port Island			Akita			
Max. Acc. (Gal)	925			671			
Duration (s)	20			80			
Tank	A	B	C	A	B	C	
Tank overburden $\sigma_{VT}$ (kPa)	100	50	200	100	50	200	
Settlement (cm)	After shake	48	38	59	135	59	105
	After re-consolidation	79	68	102	151	78*	182*

\* Final settlement is derived by after-measurement.

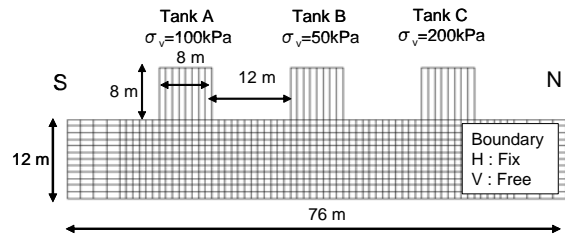


Fig. 13 遠心模型実験シミュレーションモデル Simulation model for the centrifuge test

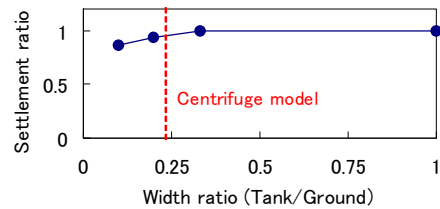
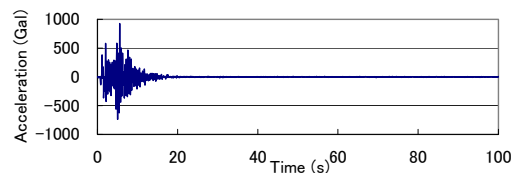
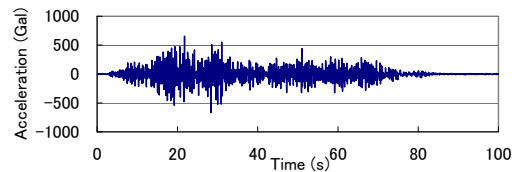


Fig. 14 タンクモデル奥行き (分担率) の沈下量に及ぼす影響 Influence of the ground width against the tank width in terms of tank settlement



(a) Case1: Port Island波



(b) Case2: Akita波

Fig. 15 解析用入力地震動時刻歴 Time Histories of input motions

0.01秒, その後を10.0秒として3000秒まで計算した。

解析に用いた地盤パラメータはTable 4に示すとおりである。破壊時内部摩擦角  $\phi_f$  およびダイレイタンス・パラメータ ( $\lambda, \mu$ ) は, 砂の3軸圧密排水 (CD) 試験結果から求められた値を参考に設定した。土骨格のポアソン比は自重解析における成層地盤での側方土圧係数  $K_0=0.5$  の仮定より0.33とした。

### 4.3 タンクの沈下挙動に影響を及ぼすパラメータ

液状化発生後の地盤およびタンクの沈下挙動に影響を及ぼすパラメータとして, 土の圧縮指数  $C_c$  と仙頭モデルのパラメータ  $a$  および  $b$  がある。そこで, タンクの沈下シミュレーションにおいて, 遠心模型実験で計測したタンクの沈下量および過剰間隙水圧の消散時刻歴をターゲットとして, パラメータスタディーを実施した。Table 5 に検討ケース一覧を示す。ここで, 各パラメータの物理的意味を以下に解説する。

(1) 土の圧縮指数  $C_c$  Fig. 16(a) に示した土の圧縮経路において, 液状化後の再圧密時の応力-間隙比関係の傾き (C-D, C-D') である。

(2) 仙頭モデルのパラメータ 地盤の繰返しせん断履歴に関するパラメータであり, Fig. 16において液状化時における最小有効応力  $p_i'(C)$  (液状化の程度) を規定するパラメータである。これにより, 応力-間隙比関係の経路 (C-D, C'-D') が変動する。ここではTable 4中のパラメータ  $a$  のみを変動させた。

なお, このパラスタでは全てのケースでPort Island波を入力地震動として使用した。

### 4.4 解析結果

4.4.1 タンク沈下量と過剰間隙水圧の時刻歴 Table 6 に, 各タンクの最終 (T=3000s時点) 沈下量の一覧を示すとともに, Fig. 17~Fig. 19にそれぞれの解析ケースでのタンクA (接地圧100kN/m<sup>2</sup>) の沈下量とタンク直下地盤の過剰間隙水圧比時刻歴を示す。ここで, 時刻歴の図中には遠心模型振動実験結果を比較して示している。タンクの沈下量は, 各タンクの南北 (NS) での計測値と計算値を示し, 過剰間隙水圧比は直下地盤のGL=-6m地点の計測値と解析値を示した。

Case 0 (基本ケース) ではタンクの沈下量は実験値とおおむね整合しているものの, タンクA, Bの沈下量は実験値よりも大きくなった。特にタンクBは最も小さい接地圧であるにもかかわらず, 最も大きい沈下量を示した。一方地盤内部の過剰間隙水圧比は, いずれの地点においても最大値のみならず, その時刻歴消散過程まで実験値と解析値は良く整合している。

Case C ( $C_c=1/2$ に設定: Fig. 16(a)の経路C-D') では全てのタンクの沈下量について, 解析値と実験値がおおよそ整合しているとともに, タンクA (S側) ではS側に, タンクC (N側, Fig. 20参照) ではN側にタンクが回転するように不同沈下する様子が再現できた。一方地盤内部の

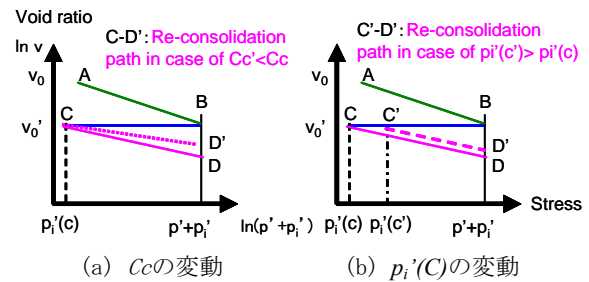
Table 4 解析用地盤パラメータ

Void ratio	$e_0$	0.87
Dilatancy parameter	$\lambda$	1.20
	$\mu$	0.21
Friction angle	$\phi_f$	40°
Compression index	$C_c$	0.0150
Stiffening parameter	$ks$	0.0006
Poisson ratio for soil skeleton	$\nu$	0.33
Permeability (cm/s)	$k$	$1.2 \times 10^{-2}$
Parameter for Sento model	$a$	16
	$b$	0.2

Table 5 検討ケース一覧

Variation of parameter studies

Case	O	C	S
Parameters	Original model	$C_c=0.0075$	$a=9$



(a)  $C_c$ の変動 (b)  $p_i'(C)$ の変動

Fig. 16  $C_c, p_i'(C)$ の変化と液状化後の再圧密時の応力-間隙比関係

Variation of stress-volumetric strain relations during re-consolidation process

Table 6 パラメータスタディーによるタンク沈下量の比較

Tank settlement calculated by the effective stress analysis

Case / Tank	Input motion : Port Island			
	Calculated (cm)			Tested (cm)
	O	C	S	
A	142	71	87	79
B	152	41	69	68
C	115	82	93	102

過剰間隙水圧比は, 最大値についてはおおよそ整合しているものの, その消散が早いことがわかる。また, 過剰間隙水圧の消散開始時刻は, 実験およびCase 0では600秒付近であったのに対し, Case Cでは300秒付近と早まっており, これに起因してタンクの沈下時刻歴において100~300秒付近に見られる遅れ沈下が小さくなったものと考えられる。

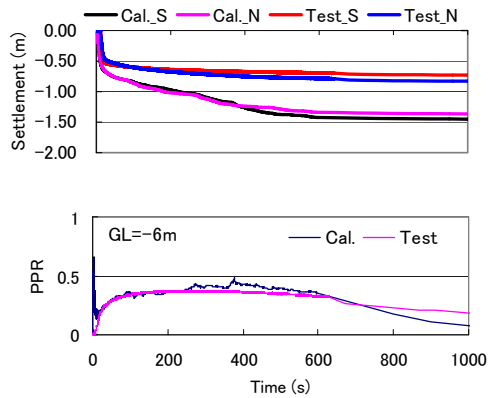


Fig. 17 Case 0 (基本ケース) のタンクAの沈下量と直下地盤の過剰間隙水圧比時刻歴

Time histories of tank settlement and excess pore water pressure ratio under the tank (Tank A)

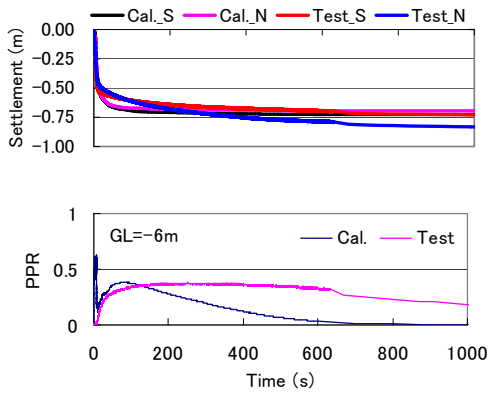


Fig. 18 Case C ( $C_c=1/2$ ) のタンクAの沈下量と直下地盤の過剰間隙水圧比時刻歴

Time histories of tank settlement and excess pore water pressure ratio under the tank (Tank A)

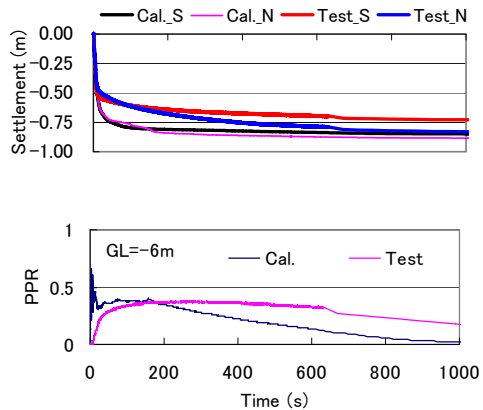


Fig. 19 Case S ( $a=9$ ) のタンクAの沈下量と直下地盤の過剰間隙水圧比時刻歴

Time histories of tank settlement and excess pore water pressure ratio under the tank (Tank A)

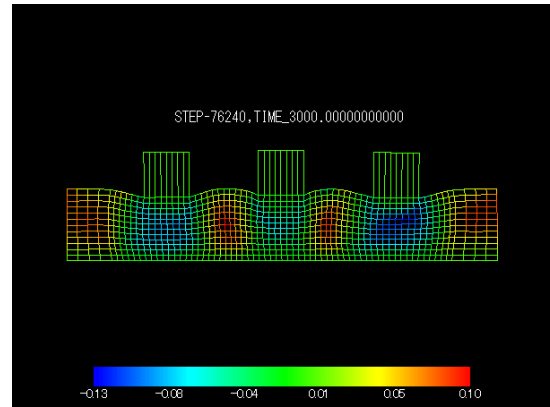


Fig. 20 タンクおよび地盤の変形モード (Case S) Deformation of the ground after shake event

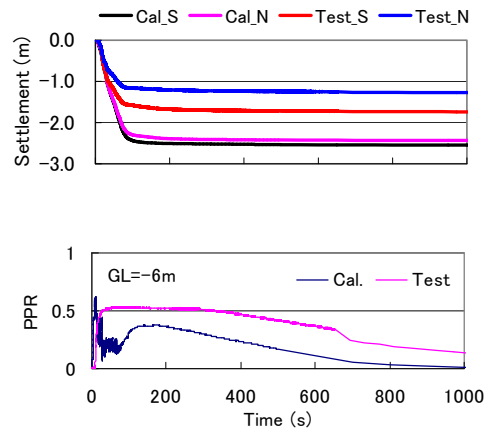


Fig. 21 Case Sにおいて入力地震動にAkita 波を用いた場合のタンクAの沈下量と直下地盤の過剰間隙水圧比時刻歴

Time histories of tank settlement and excess pore water pressure ratio under the tank (Tank A)

仙頭モデルのパラメータ $a$ を変動させたCase S ( $a=9$ )に設定: Fig. 16 (b)での経路C'-D')では、タンク沈下量と過剰間隙水圧比時刻歴実験結果でのタンク沈下量とおおむね整合している。またこの場合には、過剰間隙水圧消散過程も実験値により近づくこととなった。

**4.4.2 タンクの沈下モード** Fig. 20にタンクおよび地盤の変形モード (Case S) を示す。Fig. 8で仮定したように、タンク直下地盤は側方にはらみだすように樽状に変形していることがわかる。前述のように、タンクA (S側)ではS側に、タンクC (N側)ではN側にタンクが回転するように不同沈下する様子が再現されている。図中のコンターは地盤要素の鉛直ひずみを示したもので、自重の大きなタンクCでは直下の青い圧縮領域 ( $\epsilon_z=10\%$ )が広く、荷重の小さいタンクBで圧縮される領域が狭い。一方、タンク間地盤では鉛直ひずみが伸張 (赤:  $\epsilon_z=-10\%$ )となり、地表が盛り上がることとなった。

#### 4.5 タンクの沈下挙動に対する入力地震動の影響

Fig. 21に上記Case Sでのパラメータ設定により、入力地震動を遠心実験Case2 (Akita波)に変更した場合のタンク沈下量時刻歴を示す。タンクの沈下量は大きくなり実験結果と同様に継続時間の影響が見られた。一方、沈下量の絶対値は実験結果と比較して大きかった。この要因の一つは、沈下量が大きくなった時の浮力の影響によるものであると考えられる。

#### 5. まとめ

- (1) 液状化地盤の再圧密沈下量の定量評価に累加せん断ひずみを用いる仙頭モデルをEFECTに組み込みこむことにより、液状化後の地盤沈下量に対する地震動の継続時間の影響を適切に反映させることができた。
- (2) EFECTにより、地震時のタンク直下地盤の応力状態を模擬した砂の要素試験シミュレーションを実施し、繰返しせん断応力の載荷により要素の鉛直軸ひずみが増加していく現象を再現できることを示した。
- (3) 遠心模型振動実験をシミュレーションの対象としたEFECTによる二次元有効応力解析を実施し、液状化地盤上のタンク沈下量の定量評価に対する適用性を検討した。その結果、自重の異なるタンクの沈下挙動を概ね再現できた。また、沈下量に対する地震動特性の影響についても再現できた。
- (4) 上記の過程において、タンクの沈下量は地盤の再圧密沈下量に影響を及ぼす地盤パラメータの影響を受けることがわかった。これは過剰間隙水圧の消散過程の変動によるものと考えられる。

#### 謝辞

要素試験・遠心模型振動実験の実施にあたり、東北大学工学部・地盤工学研究室には多大なるご支援を賜りました。ここに記し、深謝致します。

#### 参考文献

- 1) 危険物の規制に関する技術上の基準の細目を定める告示の一部を改正する件新旧対照条文, 消防危第14号, 2005年1月.
- 2) 今村眞一郎, 平野孝行, 萩原敏行, 高橋章浩, 竹村次郎: 注入固化工法を用いた既設タンク基礎地盤の液状化対策効果に関する遠心模型実験, 土木学会論文集, No. 764/III-67, pp. 101-120, 2004.
- 3) 藤木広一, 渡辺則雄, 森利弘, 村田均, 濱田尚人, 仙頭紀明: ソイルセメント柱列壁による既設屋外タンクの液状化対策工法に関する研究, 土木学会論文集, No. 595/VI-39, pp. 51-65, 1998.
- 4) 酒見卓也, 田中満, 湯浅欽史: 地盤拘束工法による既設タンク液状化対策の沈下抑制効果, 土木学会論文集, No. 547/III-36, pp. 57-65, 1996.
- 5) 宮田和, 佐藤正義: 遠心振動実験による既設タンクの液状化対策工の評価, 第32回地盤工学研究発表会, pp. 1135-1136, 1997.
- 6) 土木学会 地震工学委員会: レベル2地震動による液状化 レベル2地震動による液状化研究小委員会活動成果報告書, pp. 253-320, 2003年6月.
- 7) 兵動正幸, 金鍾根, 福本圭祐, 山田卓, 吉本憲正: 初期せん断を受ける砂粘土混合土の非排水繰返しせん断挙動: 土木学会論文集C, Vol. 62, No. 1, pp. 240-245, 2006.
- 8) 田中邦保, 関口秀雄: 飽和砂の非排水繰返しせん断における鉛直ひずみの蓄積, 第31回地盤工学研究発表会, pp. 1015-1016, 1996.
- 9) 樋口俊一, 樺沢祐樹, 仙頭紀明, 渦岡良介, 風間基樹: 液状化によるタンク基礎の沈下に及ぼす地震動継続時間の影響, 第43回地盤工学研究発表会, 801(CD-ROM), 2008.
- 10) 仙頭紀明, 樋口俊一, 高橋啓久, 風間基樹, 渦岡良介: 液状化に伴うタンク基礎の沈下に関する室内要素実験, 第43回地盤工学研究発表会, 802(CD-ROM), 2008
- 11) 伊藤浩二: 動的有効応力解析プログラム「EFECT」(その1), 大林組技術研究所報, No. 51, pp. 7-14, 1995.
- 12) Nakai T.: An isotropic hardening elasto-plastic model for sand considering the stress path dependency in three-dimensional stresses, Soils and Foundations, Vol. 29, No. 1, pp. 119-137, 1989.
- 13) 仙頭紀明, 風間基樹, 渦岡良介: 非排水繰返しせん断履歴後の再圧密実験と体積収縮特性のモデル化, 土木学会論文集, No. 764/III-67, pp. 307-317, 2004.
- 14) 樋口俊一, 伊藤浩二, 仙頭紀明: 繰返しせん断履歴を考慮した砂の再圧密モデルを用いた液状化地盤の有効応力解析, 第42回地盤工学研究発表会, pp. 1641-1642, 2007.
- 15) 池田憲一, 佐藤清, 樋口俊一, 江尻讓嗣: 遠心模型実験による液状化地盤の沈下量に関する基礎的検討, 第61回土木学会年次学術講演会概要集(CD-ROM), 2006.
- 16) 沿岸開発技術研究センター: 埋立地の液状化対策ハンドブック(改訂版), pp. 78-85, 1997.
- 17) 日本ガス協会: 平成11年度ガス工作物設置基準調査(耐震技術調査)調査研究報告書, pp. 75-107, 2000.
- 18) 大平彰・田蔵隆・中桧新・清水勝美: 地盤反力の3次元効果を考慮した群杭基礎構造物の二次元有限要素解析モデルの作成方法, 土木学会論文集, No. 356/I-3, pp. 303-312, 1985.
- 19) 佐藤清: ベンダーエレメントを用いた遠心重力場での地盤のS波速度・P波速度の測定, 第57回土木学会年次学術講演会概要集(CD-ROM), 2002.