

屋外貯蔵タンク基礎としてのパイルドラフト基礎の 遠心模型振動実験

Dynamic Centrifuge Model Tests on Piled Raft Foundation as Foundation of an Oil Stored Tank

今村 眞一郎*

Shinichiro Imamura

宮崎 啓一***

Keiichi Miyazaki

平岡 博明*

Hiroaki Hiraoka

平野 孝行**

Takayuki Hirano

萩原 敏行*

Toshiyuki Hagiwara

要 約

パイルドラフト基礎の設計では基礎地盤の液状化を許容しないが、既設タンク基礎の場合、大地震の発生に伴って地盤が液状化し、ラフト底面や杭の支持力が失われ、基礎全体としての支持力機構が変化する可能性がある。本報では、パイルドラフト基礎の耐震性に関する遠心模型振動実験を実施し、液状化前後の基礎の支持力性状および基礎形式の違いによる沈下性状について検討した。その結果、パイルドラフト基礎は直接基礎に比べて不同沈下を抑制できることが確認された。また、パイルドラフト基礎の鉛直荷重分担比は、地盤の液状化に伴い、一時的にラフトの荷重分担が増加するが、最終的には液状化前の分担比近くまで回復することが確認された。

目 次

§ 1. はじめに

§ 2. 遠心模型実験の概要

§ 3. 実験結果および考察

§ 4. おわりに

§ 1. はじめに

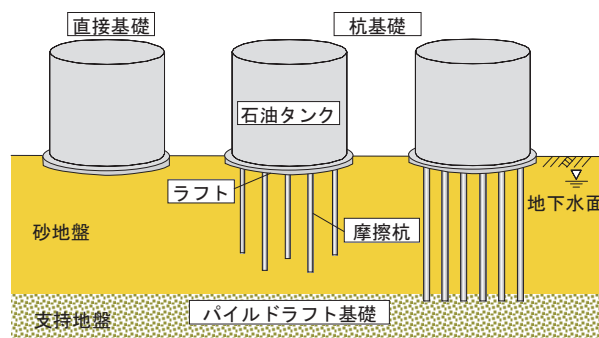
屋外貯蔵タンク基礎形式は、直接基礎（ラフト基礎）と杭基礎の2つに大別される（図－1 参照）。杭基礎の設計では基礎直接底面の地盤の抵抗力を無視し、杭支持力のみで上部構造物を支持する。しかし、硬い地盤に支持しない摩擦杭で、ある程度の変形を許容した場合、ラフト底面にも反力が生じ、地盤の抵抗力が期待できる。

パイルドラフト基礎とは、ラフト基礎などの直接基礎と摩擦杭を併用した基礎形式であり、荷重に対してラフトと杭とが複合して抵抗することから、合理的な基礎形式といえる。

しかしながら、設計の基本となるラフトと杭の鉛直・

水平支持力分担率に影響を与える要因、地震時挙動など未解明な点が多く残されている。また、タンク基礎の設計では基礎地盤の液状化を許容しないが、既設タンク基礎の場合、大地震の発生に伴って地盤が液状化し、それに伴ってラフト底面や杭の支持力が失われ、基礎全体としての支持力機構が変化する可能性がある。

本報告では、遠心振動載荷実験装置を用いて、パイルドラフト基礎の耐震性に関する遠心模型振動実験を実施し、基礎形式の違いによる地震時の沈下性状、液状化前後の基礎の鉛直荷重分担比および杭頭のせん断力分担比について検討した。



図－1 基礎形式が異なるタンク

* 技術研究所技術研究部土木技術研究課

** 土木設計部

*** 技術研究所技術研究部

§ 2. 遠心模型実験の概要

本研究では、タンク直径および高さ 7 m の容量 300 kl 相当のタンク規模、層厚 10 m の液状化地盤を想定し、縮尺比 1/50 の 3 次元モデルを用いて、遠心加速度 50 g の下で直接基礎とパイルドラフト（以下、PR）基礎の 2 ケースについて振動実験を実施した。

図-2 に、センサー設置位置を含む遠心模型実験システムの概要を示す。模型地盤は、珪砂 8 号 ($D_{50}=0.07\text{ mm}$, $e_{\max}=1.333$, $e_{\min}=0.703$, $k=2.0\times 10^{-3}\text{ cm/s}$) と脱気水を用いて、せん断土槽内に深さ 200 mm、相対密度 50% の飽和砂地盤を作製した。さらに飽和砂地盤表面には、遠心加速度 50 g 場で有効上載圧 10 kPa を与えるため、厚さ 10 mm のジルコン砂を敷設した。模型タンク荷重は実物換算で 100 kPa とし、重心はタンク原型（満液時）の重心に合わせ、基礎底面から 66 mm 高さとした。

直接基礎は、剛な RC 基礎を想定し、厚さ 15 mm、直径 160 mm（実換算：8 m）のアルミ製とした。

一方、PR 基礎は、ラフト基礎と 7 本の杭で構成した。模型杭は図-1 に示す $\phi 8\text{ mm}$ （肉厚 0.5 mm）の SUS 製とし、実物換算で杭長 7.5 m、 $\phi 400\text{ mm}$ の PHC 杭を想定したが、模型における杭本数が実物よりも少ないことを考慮して、PHC 杭の曲げ剛性 ($4.08\times 10^4\text{ kN m}^2$) の 2.5 倍とした。この 7 本の杭を、基礎の振動方向や杭のせん断力分担比の対称性を考慮して図-2 中に併記した配置とした。また、杭頭の固定条件は剛結とし、杭先端は専用ネジで閉塞し、先端部、杭周面およびラフト基礎底面には砂を接着剤で貼り付けて粗な条件とした。

計測項目は、タンクの沈下、応答加速度、地盤内の応答加速度、間隙水圧および杭ひずみの 5 項目とした。

入力波は、水平加速度 13 g、周波数 100 Hz の正弦波 20 波（加振時間 0.2 秒）とした（実換算で図-3 に示す水平加速度 255 gal、卓越周波数 2 Hz の正弦波に相当する）。

なお、以下の考察では実物換算して示す。

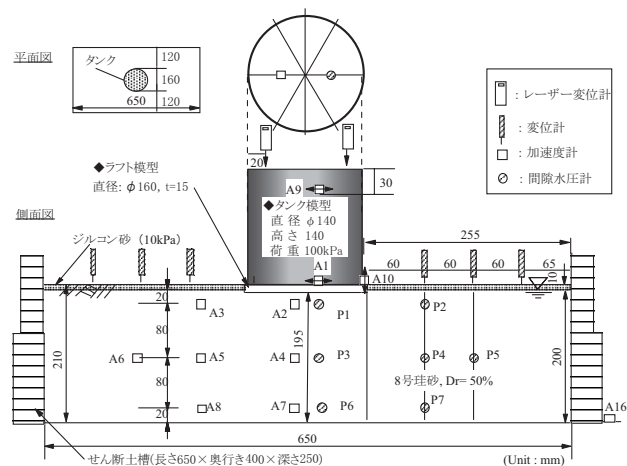
§ 3. 実験結果および考察

3-1 タンク直下および周辺地盤の過剰間隙水圧挙動

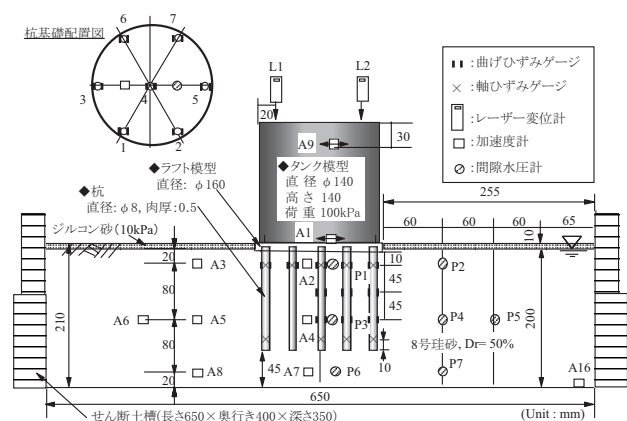
図-4 は、タンク周辺地盤 P2 およびタンク基礎直下 P1、P6 における過剰間隙水圧比の時刻歴を直接基礎と PR 基礎で比較したものである。なお、タンク直下での過剰間隙水圧比 ($\Delta u/\sigma'_{v0}$) の算定では、2 つの基礎の荷重条件を合わせるため、過剰間隙水圧 Δu をタンク荷重と有効土被り圧との和で除して求めた。

周辺地盤の P2 では、いずれも加振終了後に 1.0 に達し、液状化していると判断できる。また 2 ケースともに周辺地盤では深さ方向に対しても一様に液状化していた。

一方、タンク基礎直下深さ 1 m の P1 では加振開始直後



(a) 直接基礎



(b) パイルドラフト基礎 (PR 基礎)

図-2 実験システム概要図

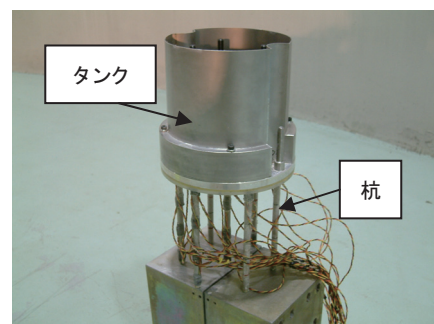


写真-1 パイルドラフト基礎模型

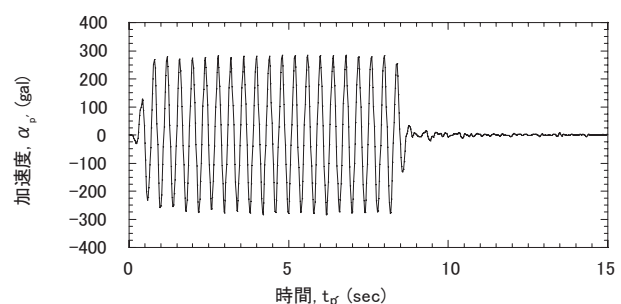


図-3 入力地震動

の過剰間隙水圧の立ち上がりは2ケースともにほぼ同じであるが、加振中においては徐々に過剰間隙水圧の差が生じ、PR基礎に比べて直接基礎による拘束効果が大きいことが推察される。

また、タンク基礎直下深さ9mのP6は、直接基礎では加振開始後15秒で過剰間隙水圧比が約0.3、PR基礎では最大で0.43を示している。周辺地盤に比べ、タンク直下の深い位置においてもタンク荷重による拘束圧によって、過剰間隙水圧の上昇が抑制されている。

以上述べたように、基礎形式の違いによる過剰間隙水圧の上昇勾配や最大過剰間隙水圧比に明確な違いを確認できる。

この原因として、直接基礎では地盤反力が大きく、それがタンク直下地盤の変形を抑制するのにに対し、PR基礎では7本の杭による支持効果によって、タンク直下地盤ではラフトによる直接的な拘束圧や変形抑制効果が直接基礎と比較して減少するため、過剰間隙水圧比が大きくなることが考えられる。

また、杭先端付近における過剰間隙水圧の増加に伴う地盤剛性の軟化に起因した、液状化による杭の支持力の低下に伴うラフト底面反力の増加もこの原因といえる。

3-2 タンク基礎の沈下挙動

図-5は、測点L1およびL2におけるタンク平均沈下量の時刻歴を直接基礎とPR基礎で比較したものである。沈下は加振中に生じ、直接基礎ではほぼ線形的に増加しているように見えるが、徐々に沈下量が減少している。その結果、沈下曲線は下に凸の形状を示している。

一方、PR基礎では、図-4に示すP6における過剰間隙水圧が最大値を示す加振開始後6秒までは基礎の沈下が線形的に増加するが、その後は沈下がやや大きくなり、沈下曲線はやや上に凸形状となっている。PR基礎のタンク反力は直接基礎より小さいため、加振初期では沈下はやや小さくなるが、加振後半では、杭支持力の低下とラフト底面反力の増加による沈下の影響が現れる。

図-6は、直接基礎とPR基礎について、L1およびL2で測定したタンク沈下量の平均沈下量を加振直後（15秒まで）と加振後（750秒まで）に分けて比較したものである。加振直後では直接基礎の沈下量190mmに比べて、PR基礎の方が約14%程度大きく、加振後についてもPR基礎の平均残留沈下量（250mm）は直接基礎の平均沈下量（210mm）よりも約20%大きい。基礎下の地盤は液状化していないため、その沈下量には有価な差が認められなかった。

一方、図-7は、正規化した最大不同沈下量（ $S_{d,max}/D$ ）を比較したものであるが、PR基礎の不同沈下量は約1/200Dで直接基礎よりも小さい結果となった。PR基礎の総沈下量は直接基礎よりもやや上回ったものの、PR基礎による不同沈下の抑制効果が確認された。また、実基礎の杭本数を考慮すれば、不同沈下をより抑制できる

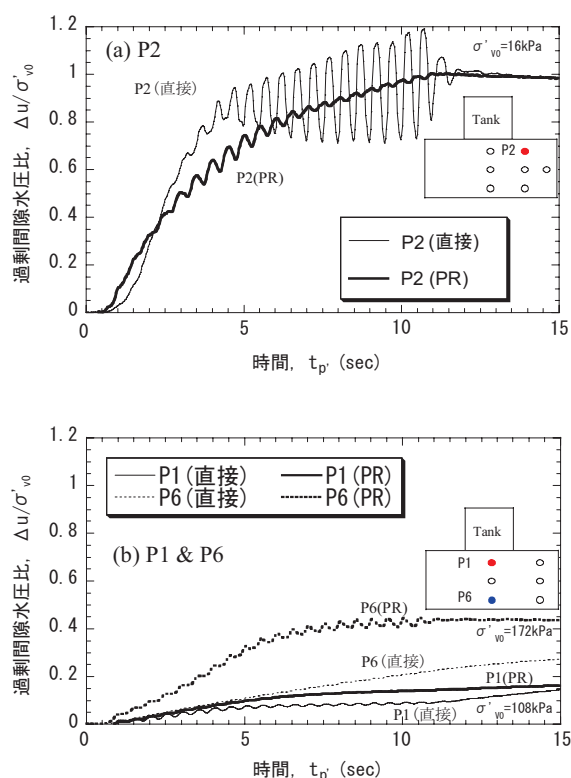


図-4 過剰間隙水圧の時刻歴

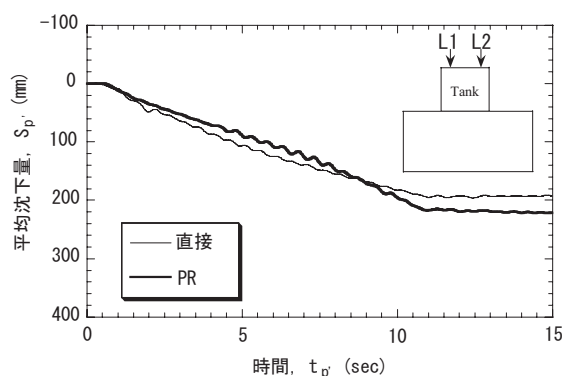


図-5 タンクの平均沈下量の時刻歴

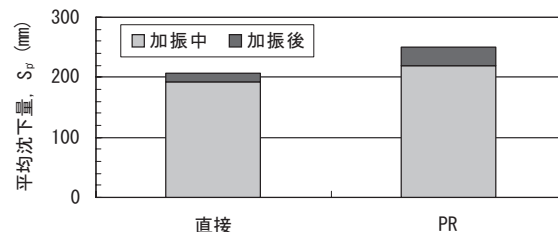


図-6 最大沈下量の比較

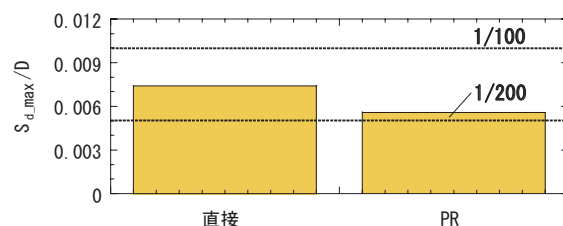


図-7 正規化した最大不同沈下量の比較

ことが期待される。

3-3 パイルドラフト基礎の鉛直荷重の挙動

PR 基礎の振動実験では、全ての杭頭で曲げひずみ、軸ひずみ（図-8 の J1）を図-2 に示す位置において測定した。さらに、7 本の杭のうち、No. 2, 4, 5 の 3 本の杭では深さ方向に曲げひずみゲージを 3 箇所、杭先端に軸ひずみゲージ（図-8 の J2）を貼り付けた。

図-8 (a) および (b) に、加振方向に対してタンク中央 (No. 4) とタンク外側 (No. 5) における杭の軸力の時刻歴を示す。

図から、杭頭と杭先端における軸力の変動量は、タンク中央よりもタンク外側の方が大きく、特にタンク中央では杭先端よりも杭頭における軸力変動が認められる。

これは、後述する加振に伴うタンク基礎のロッキング現象が影響しているため（図-18 参照）、タンク中央での杭に発生する軸力は外側と比較して軽減されるものと考えられる。また、タンクの中央と外側に関わらず、杭先端と杭頭における軸力に差が生じているのは、加振中においても杭にある一定の周面摩擦力が保持されているものと考えられる。

図-9 に、PR 基礎におけるタンク基礎の鉛直荷重分担率について 15 秒までの時刻歴を、図-10 に、PR 基礎における杭基礎直下 P6 での過剰間隙水圧比および鉛直荷重分担率の 750 秒までの時刻歴をそれぞれ示す。図中のタンク荷重に対するラフト基礎の鉛直荷重分担率は、タンク荷重から 7 本の杭頭での総軸力を差し引いて求めた。

図-9 に示す加振前におけるタンクの鉛直荷重分担比は、杭：ラフト=46：54 であり、ラフトと杭はほぼ同じ負担比であった。一方、図-10 に示した杭基礎直下 P6 では、加振直後に過剰間隙水圧が急激に上昇している。この P6 付近では地盤剛性の軟化に伴って杭の支持力が減少し、加振終了時での杭の荷重分担率は約 15% まで低下している。その結果、ラフトの荷重負担が 54% から 85% まで増大し、この時のラフト荷重の増分量は約 25 kPa であった。

加振後、長い時間にわたって地盤内の有効応力が徐々に回復し、杭先端での支持力も回復することで、鉛直荷重分担比は、加振開始後 750 秒では 37：63 となった。このように、地盤の液状化によって、一時的にラフト基礎の荷重分担が増加するが、最終的には液状化前の分担比近くまで回復している（図-10）。

3-4 パイルドラフト基礎杭のせん断力分担比

(1) 杭の地震時挙動

図-11 に、各杭の杭頭での曲げモーメントの 15 秒までの時刻歴を示す。

加振開始後 10 波目（約 6 秒）まではいずれの杭もほぼ一定振幅を示しているが、10 波以降ではタンク直下の過剰間隙水圧の上昇による地盤剛性の軟化と周辺地盤の液

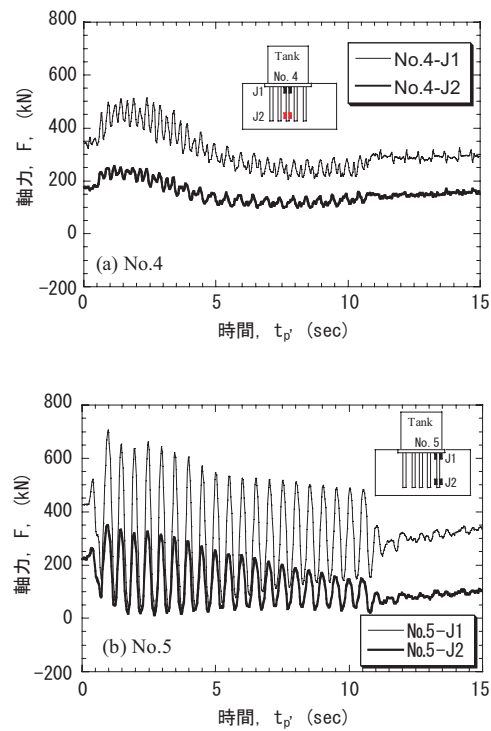


図-8 軸力の時刻歴

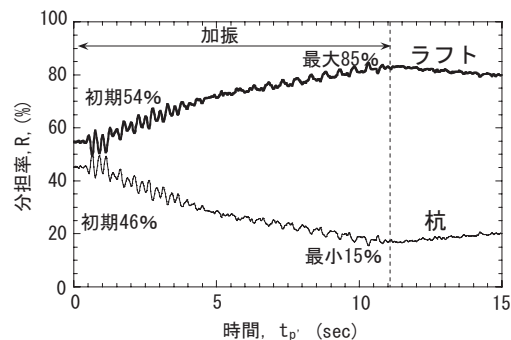


図-9 タンク基礎の鉛直荷重分担率

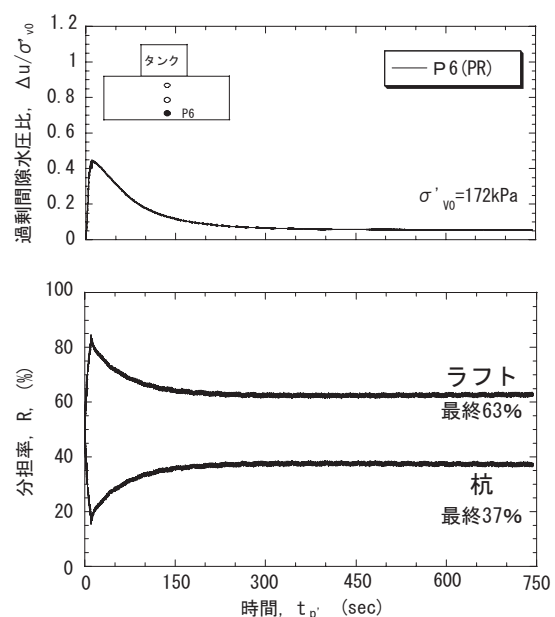


図-10 過剰間隙水圧比および鉛直荷重分担率

状化の進行に伴って、杭の負担が徐々に大きくなり、加振終了時点で最大値を示している。なお、加振10波以降では、タンク直下P6での過剰間隙水圧比は0.4程度であった。

(2) 杭の曲げモーメント分布およびせん断力分布

No. 5の曲げひずみ計測杭における加振後1波目、15波目および20波目において、慣性力が最大となった時の深さ方向3点の実測曲げモーメント値を図-12に示す。図中には高次式で近似した曲げモーメント分布も併記している。波数が増えるにつれて周辺地盤の液状化が進行するため、杭頭での曲げモーメントが著しく大きくなっている。

図-12に示した曲げモーメント分布の近似式を微分して求めたせん断力分布を図-13に示す。この杭頭におけるせん断力をもとに、杭の曲げひずみや配置の対称性を考慮し、各杭の杭頭せん断力 S を i 波数における杭頭の最大せん断力 $S_{max}(i)$ で除して求めた波数別のせん断力分担比 r を図-14に示す。

加振後1波目では、No. 7を除いて同程度のせん断力が各杭に作用しているが、周辺地盤の液状化の進行に伴って、15波目ではNo. 2に次いで、No. 3, No. 5, No. 6の杭に、20波目ではNo. 3, No. 5, No. 6に次いで、No. 2の杭の順に大きなせん断力が杭頭に作用している。7本の杭を対称配列したのにも関わらず、杭のせん断力に偏りが認められたのは、加振前および加振中のPR基礎の傾斜状態が影響したことが一要因として考えられる。

(3) 水平外力に対する杭の負担率

図-15にタンク重心における応答加速度の時刻歴を示す。加振開始後、5波目以降になるとタンクの応答は徐々に減衰している。タンクの質量とタンク重心における応答加速度の積を水平外力として評価し、液状化地盤でのタンク基礎底面の摩擦力を無視した条件でのタンク慣性力に対する杭の負担率の試算を試みた。その結果を図-16に示す。図から、杭の負担率は過剰間隙水圧が最大値を示す時刻(10波目、6秒)から増大しはじめていることがわかる。タンクの慣性力に対する7本の杭基礎の負担率は、1波目で56%、15波目で68%、17波以降では100%であった。

図-9に示す20波目におけるラフトの鉛直荷重分担率は85%と高い値を示しているが、基礎底面ではラフトの接地効果による摩擦抵抗がほとんど期待できないものと考えられる。

よって、タンク基礎直下地盤や杭周辺に液状化対策を施しておけば、地震時の杭の応力や基礎の不同沈下をより抑制できるものと考えられる。

3-5 基礎の応答加速度

図-17および図-18に、タンク基礎底面での水平方向(A1)および鉛直方向(A10)における応答加速度の時刻歴について基礎別に比較し、入力加速度と併せて示

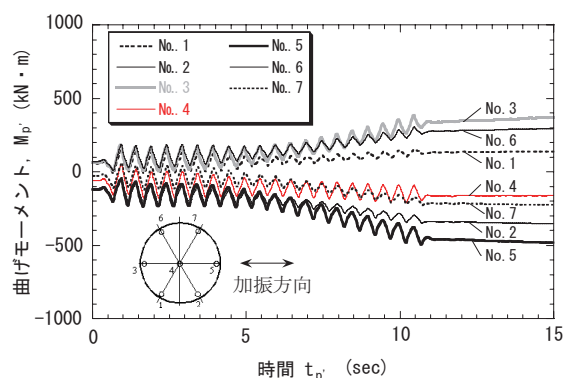


図-11 杭頭曲げモーメントの時刻歴

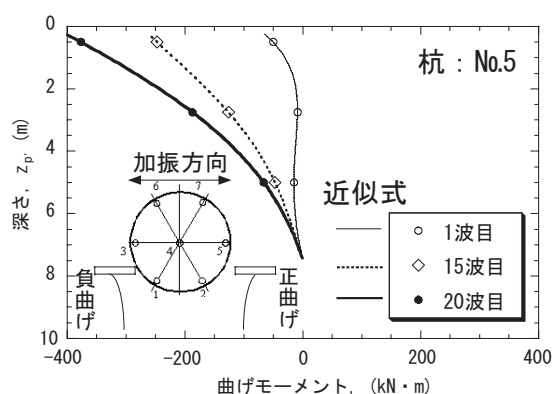


図-12 曲げモーメント分布

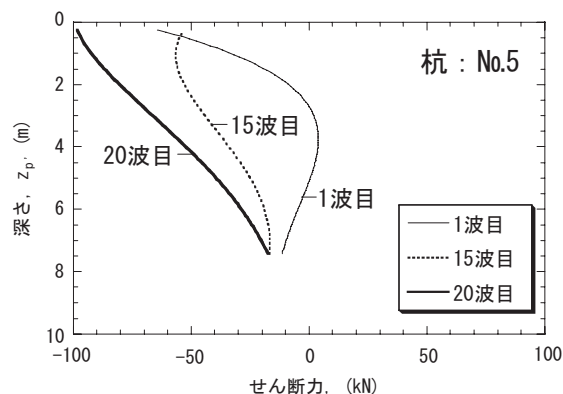


図-13 せん断力分布

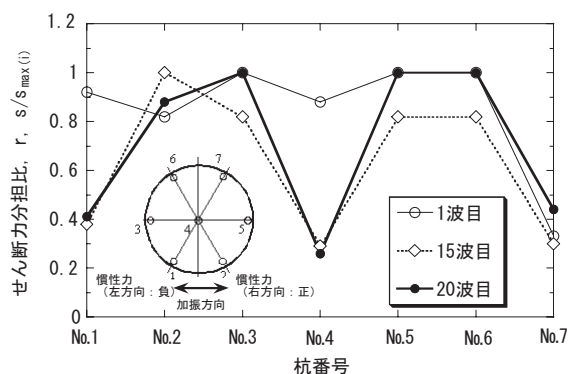


図-14 杭頭におけるせん断力分担比

した。

図一17に示すタンク基礎の水平方向の応答加速度は、いずれも入力加速度よりもかなり小さく、間隙水圧比の増加による地盤の剛性低下に伴う減衰挙動を示している。また、PR基礎の水平方向の応答加速度は、P6における過剰間隙水圧が最大値を示す加振開始後6秒（図一4参照）までは減衰挙動を示している。

一方、図一18に示すタンク基礎の鉛直方向の応答加速度については、直接基礎およびPR基礎にはいずれもロッキング現象が認められるが、PR基礎に比べて直接基礎の方が明らかに大きい。このロッキングは、図一4の直接基礎で観察されたP2における過剰間隙水圧の挙動や直接基礎の大きな不同沈下量の発生に影響を及ぼしている。

PR基礎の鉛直加速度応答が低減された原因としては、タンク基礎直下地盤の過剰間隙水圧の発生程度や杭の抵抗によるものと考えられる。

§ 4. おわりに

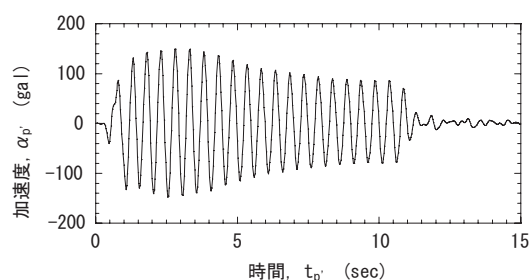
本研究では、液状化地盤に設置された直接基礎とパイルドラフト基礎の耐震性に関する遠心模型振動実験を実施し、地震時の挙動を把握した。

本研究で得られた主な知見は、以下の通りである。

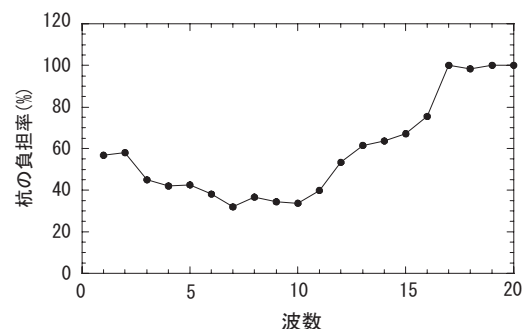
- 1) パイルドラフト基礎の最大沈下量は、直接基礎の最大沈下量をやや上回ったが、これらの沈下量には有位な差が認められず、パイルドラフト基礎では直接基礎に比べて不同沈下を抑制できることが確認された。
- 2) パイルドラフト基礎の鉛直荷重分担比は、地盤の液状化に伴い、一時的にラフトの荷重分担が増加するが、最終的には液状化前の分担比近くまで回復する。
- 3) パイルドラフト基礎は、加振終了時に杭頭せん断力が最大となり、加振方向の基礎端部の杭が最も大きなせん断力を負担する。
- 4) タンク慣性力に対する杭の負担率は、基礎地盤の液状化の進行に伴って増加し、最終的に杭が全負担する。
- 5) 地震時の液状化の発生に伴う直接基礎およびパイルドラフト基礎の地震時挙動の違いを明らかにした。直接基礎に対して、パイルドラフト基礎のタンクの入力地震動や応答加速度が軽減されたのは、直下地盤における基礎による拘束圧や変形抑制効果の違いが影響したものと考えられる。

謝辞：本実験は、愛川技術研究所が平成19年に危険物保安技術協会殿からの受託業務として実施したものである。

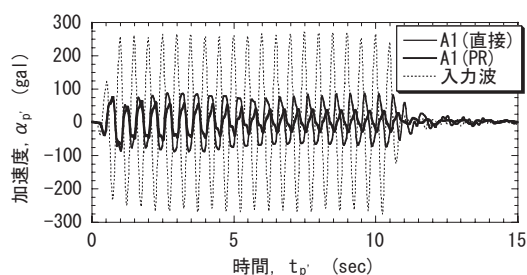
本研究を実施するにあたり、ご指導ならびにご協力を戴いた、危険物保安技術協会土木審査部 八木高志氏、東京工業大学大学院 竹村次朗 准教授、井澤 淳 助教に謝意を表します。



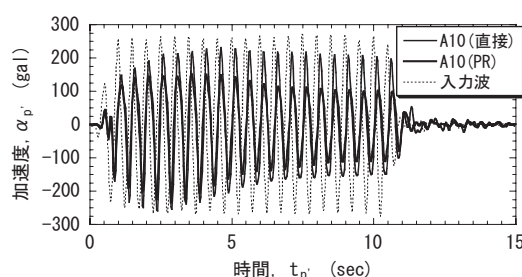
図一15 タンク重心における応答加速度



図一16 加振に伴う杭の負担率



図一17 タンク基礎水平方向の応答加速度



図一18 タンク基礎鉛直方向の応答加速