

水平荷重を受けるパイルド・ラフト基礎の挙動

砂地盤上のパイルド・ラフト基礎の遠心載荷模型実験と検証解析

堀越研一・Kitiyodom Pastsakorn*¹・松本樹典*¹・渡邊徹

Keywords: piled raft foundation, centrifuge model, horizontal loading, shaking table test, elastic solution, non-linear analysis

パイルド・ラフト基礎, 遠心載荷実験, 水平載荷, 振動実験, 弾性解, 非線形解析

1. はじめに

パイルド・ラフト基礎は、直接基礎と摩擦杭とを併用したものであり、その経済性から、近年、大きな脚光をあびている。パイルド・ラフト基礎の発想の基本は、杭を上部構造の沈下抑止に用いることであり、鉛直荷重を受けるパイルド・ラフト基礎の挙動に関しては、多くの研究が行われ、杭、ラフトと地盤間の相互作用を考慮した解析や、実構造物への適用事例、ならびにその計測事例などが報告されている¹⁾。しかしながら、地震荷重のような水平荷重を受けるパイルド・ラフト基礎の挙動に関しては、実験的研究²⁾³⁾や解析的研究⁴⁾が進められているものの、実際にどのような挙動を呈するのかを扱った研究事例はわずかである。

本論文では、上記問題に鑑み、水平荷重を受けるパイルド・ラフト基礎の静的・動的挙動を把握することを目的として実施した一連の遠心載荷模型実験とその検証解析結果を報告するものである。

本研究で実施した遠心載荷実験一覧を表-1に示す。実験では、まず、パイルド・ラフト基礎を構成する要素(単杭、ラフト)の鉛直方向ならびに水平方向の静的載荷試験を行い、荷重-変位関係を基本特性として把握した。次に、これらを用いたパイルド・ラフト基礎の鉛直載荷試験を行い、ラフトと杭との間の荷重分担性状と荷重-沈下特性を把握した。そして最後に、同じパイルド・ラフト基礎の静的水平載荷試験ならびに振動実験を実施した。本論文では、このうち、特に静的水平載荷試験と振動実験結果を中心に報告する。単杭やラフト単体の鉛直・水平載荷試験結果、パイルド・ラフトの鉛直載荷試験結果については、文献5)6)を参照されたい。

なお、本論文に示した遠心載荷実験では、1/50モデルに50 gの遠心加速度を作用させている。以下に示す結果は、特記しない限り、モデルスケールで記載されている。

さらに、水平荷重を受けるパイルド・ラフト基礎の挙動を把

表-1 遠心載荷実験実施項目

Test cases considered in centrifuge tests

	鉛直載荷	水平載荷	振動実験
単杭	$L_p=120\text{--}200\text{mm}$	$L_p=170\text{mm}$	—
ラフト単体	$B=80, 120\text{mm}$	$B=80, 120\text{mm}$	—
パイルド・ラフト	$B=120, 80\text{mm},$ $L_p=170\text{mm}$	$B=80\text{ mm},$ $L_p=170\text{mm}$	$B=80\text{mm},$ $L_p=170\text{mm}$

L_p : 杭長, B : 正方形ラフトの辺長

握することを目的として金沢大学にて開発された3次元簡易解析ツール⁷⁾を用いて実験結果の検証を試みた。ここで用いた手法は、一様弾性体に対する厳密解をベースとして杭-地盤-ラフト間の相互作用を考慮したものである。この種の手法で、深さ方向に剛性や強度の変化する地盤を対象とした模型実験結果をどの程度再現可能か、その適用性を検証することとした。解析では、まず、パイルド・ラフト基礎の静的鉛直載荷試験結果を再現可能な等価な(一様)弾性係数を求め、これを用いて水平載荷試験結果の検証解析を行う。検証に際しては、特にモデルの変位剛性(荷重-変位関係の初期勾配)と杭-ラフト間の荷重分担性状に着目することとした。

2. 遠心載荷実験モデル

静的水平載荷試験モデルの概要を図-1に示す。幅70 cm、奥行き40 cm、高さ70 cmの剛土槽を用い、基本的には、同一の地盤モデル上に2つのモデルを設置して載荷試験を実施した。地盤モデルとして厚さ47 cmの乾燥豊浦砂を使い、空中落下法で相対密度が約60%(本論文で述べるケースでは実測64%)となるように作製した。また、一連の実験では、モデル地盤の強度や均一性の再現性を確認する目的でコーン貫入試験を遠心加速度場で実施し、その再現性が極めて高いことを確認している⁸⁾。表-2は、本実験で用いた豊浦砂の物理定数をまとめたものである。

*1 金沢大学 工学部 土木建設工学科

表-2 実験で用いた豊浦砂の物理定数

Properties of Toyoura sand	
土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	2.661
平均粒径 D_{50} mm	0.162
最大密度 ρ_{dmax} (g/cm ³)	1.654
最小密度 ρ_{dmin} (g/cm ³)	1.349

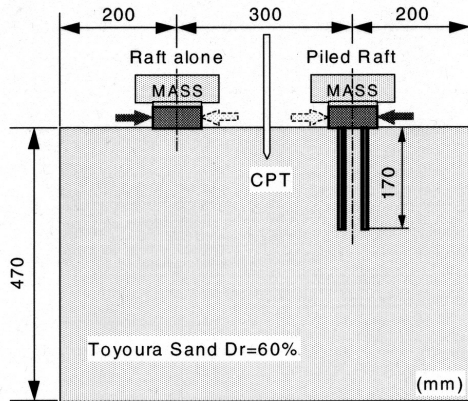


図-1 静的載荷試験モデル

Model for static loading tests

図-2 に本研究で用いた水平載荷装置の概要を示す。載荷点は地表面から 25 mm であり、ローラーを介して繰返し載荷が可能な構造となっている。本実験では、水平載荷は側壁から離れる方向(容器の中心に向かう方向)に押す場合を主とし、0.1 mm/min の変位制御にて載荷した。なお、杭径程度の水平変位を与えてから、側壁に向かう方向にも載荷しているが、以下に示す実験結果は、主たる方向(壁から離れる方向)への載荷によって得られたものである。なお、載荷試験中、水平荷重はロードセルにより、モデルの変位はレーザー変位計により計測した。

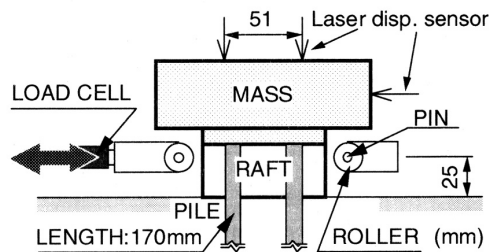


図-2 静的水平載荷装置

Horizontal loading device

図-3 に模型杭の詳細を示す。パイルド・ラフト中の杭は、まず鉛直荷重を受けて沈下し、その状態で水平荷重を受けることになるので、軸剛性に関する相似率と曲げ剛性に関する相似率の両者に留意しながら、模型杭材質を選定する必

要がある。本実験では、直径 10 mm、肉厚 1mm のアルミニウム製パイプを使用することとした。このパイプ材料の降伏、破断応力度は、別途実施した材料試験によれば、それぞれ 149 MN/m²、243 MN/m²であった。表-3 は、模型杭から相似率を介して換算した実杭諸元を示している。本実験の場合、直径 50 cm の中実コンクリート杭に相当する曲げ剛性を有している。表中、弾性係数の実物換算値は、杭の曲げ剛性に関する相似則から換算されたものであるが、軸剛性から換算すると、この値は 25 GN/m² 程度になる。また、模型杭には、軸力と曲げモーメント分布、杭頭部のせん断力を計測するためのひずみゲージを貼り付けている。

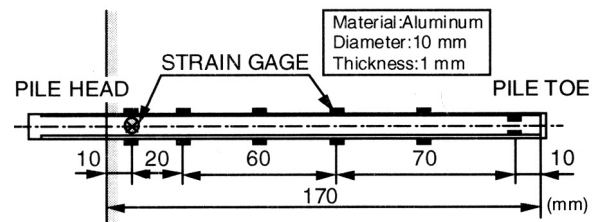


図-3 模型杭の概要

Detail of model pile

表-3 模型杭の諸元

Physical properties of model pile		
	模型	実物換算
材質	アルミニウム	コンクリート
直径	10 mm	500 mm
肉厚	1 mm	中実杭を想定
杭長, L_p	170 mm	8.5 m
弾性係数, E_p	71 GN/m ²	40 GN/m ²

図-4 は、ラフトの平面図を示したものである。地表面と接する部分は、硬質アルミ製で、その上に荷重調整のための鋼板を載せる構造となっている。杭間隔 40 mm、ラフト幅 80 mm、ラフトの全質量は 4.7 kg である。この場合、50 g の遠心加速度場では、約 2300 N の鉛直荷重が作用することになり、平均接地圧は 360 kN/m² 程度となる。比較のために実施したラフト単体の水平載荷試験においても、ほぼ同じ鉛直荷重を作用させた。遠心載荷実験の趣旨からすれば、遠心加速度場における高拘束圧条件下で、モデルに鉛直荷重を作用させて、この状態を保持しながら、さらに水平力を作用させるのが好ましい。しかしながら、この場合、鉛直と水平載荷を同一装置で行う必要があり、モデルが複雑となることから、上述のように、ラフト自重によってパイルド・ラフトに鉛直荷重を作用させることとした。

パイルド・ラフトモデルの実験に際しては、遠心加速度場

で地盤を自重沈下させた後に、4本の杭の上にラフトを地表面に接するように設置し、再度、遠心加速度場を与え水平載荷試験を実施した。すなわち、地表面沈下後にラフトを設置する必要があるため、図-4に示すように構造的に3つに分け、ボルトで杭頭を挟み込みこんで固定させる方法を採用した。杭頭をラフト部に30 mm 根入れし、剛結合を目指したが、後の曲げモーメント分布(図-11)に示されるように結果的には杭頭自由に近い構造となった。なお、実験では、ラフト底面を粗くすることにより、地盤との摩擦係数の増加を図っており、ラフト単体の水平載荷試験より得られた底面の摩擦係数はピーク荷重に対して $\mu = 0.62$ (摩擦角 32°)であった。

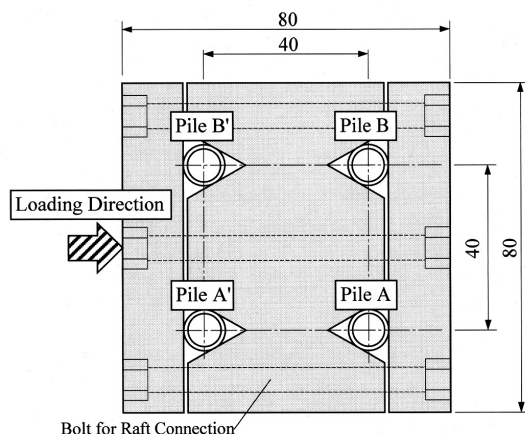


図-4 ラフト部の構造
Plan of raft model

図-5は、ラフトを設置してから、50 gの遠心加速度を作用させる過程での、杭とラフトの鉛直荷重の分担性状の推移を示したものである。約 2300 N のラフト自重により、モデルは 1.8 mm 沈下し、4本の杭は最終的に全荷重の 62%を分担した。このときの地盤の相対密度はわずかに増加し、67%となった。

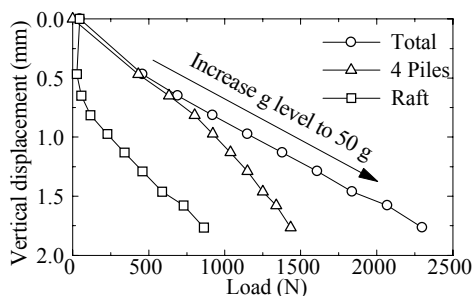
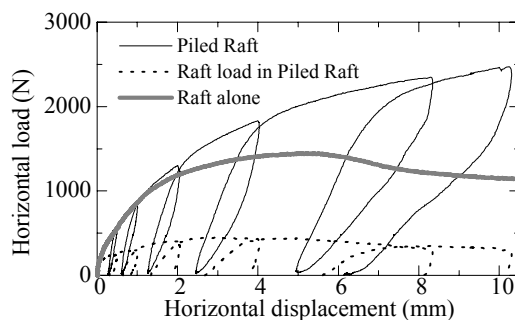


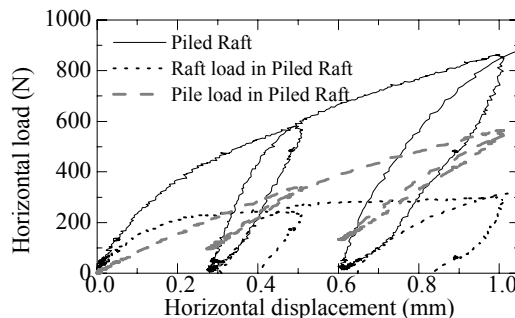
図-5 遠心加速度増加時の鉛直荷重分担
Load sharing during increasing g level

なお、別途、比較のために遠心加速度場にて実施した同じサイズのパイルド・ラフトモデルの変位制御による鉛直載荷試験によれば、2300 N の鉛直荷重が作用した際の杭の荷重分担率は約 69%であった⁶⁾。以上を勘案すると、ラフト



(a) 全体

Overall load-displacement relationship



(b) 初期部分を拡大

Initial part enlarged

図-6 水平荷重-水平変位関係

Horizontal load-displacement relationship

自重を利用した鉛直荷重の載荷方法が、水平載荷試験前の鉛直方向荷重分担率に与える影響は小さいものと考えられた。

3. 静的水平載荷試験

図-6(a)は、杭径(10 mm)程度までの水平変位を与えた際のパイルド・ラフトとラフト単体の水平荷重-水平変位関係を示したものである。図中のパイルド・ラフトにおけるラフト分担荷重は、ロードセルによる全水平載荷荷重から各杭の杭頭せん断力を差し引いた値を示している。全水平抵抗でみた場合、ラフト単体では 5 mm の水平変位で極限值 1450 N を示しているのに対し、パイルド・ラフトでは 10 mm の水平変位を与えても終局状態に至っておらず、しかもその抵抗が大きい。これは、パイルド・ラフトにおける杭の水平抵抗の寄与の影響を如実に示している。

ラフト底面の抵抗に着目した場合、パイルド・ラフトを構成するラフトの極限水平抵抗は 450 N 程度であり、ラフト単体のそれ(1450 N)と比較して小さい。パイルド・ラフトの水平変位が 2~4mm の際のラフトの鉛直荷重分担率が 0.5 程度(図-8 参照)であり、ラフト重量と摩擦係数から推定される最大水平抵抗は 713 N ($2300 \text{ N} \times \text{分担率 } 0.5 \times \text{摩擦係数}$)

0.62)となるが、実際に得られた抵抗はその 60%程度であった。この原因としては、パイルド・ラフトの場合、杭の存在により地盤の一部が杭と一体化して水平に変位するため、ラフト底面摩擦がその最大値まで発揮されない領域が存在する可能性があるものと考えられる。

また、本実験条件の場合、荷重-変位関係の初期勾配(変位剛性)は、パイルド・ラフトとラフト単体とではほぼ同じであった。これは、パイルド・ラフトでは、载荷初期においては、主としてラフト底面と表層の砂との間のせん断抵抗で外力に抵抗しようとするが、杭の存在によってラフト直下地盤に伝達される鉛直荷重がラフト単体と比較して小さく、この部分の拘束効果が小さいことが影響している。また、パイルド・ラフトモデルにおける模型地盤の作製方法の影響も考えられる。すなわち、杭を土槽中の所定位置に設置した状態で砂を空中落下させて地盤モデルを製作しており、杭近傍地盤の相対密度が十分に高くなっていなかった可能性も考えられる。

図-6(b)は、载荷初期の段階において、全水平抵抗を杭の水平抵抗成分(杭頭せん断力の和)とラフト底面せん断抵抗成分とに分けて示したものである。载荷初期では、ラフト底面の荷重分担が卓越しているが、変位が約 0.3 mm を超えると杭の抵抗が卓越している。

図-7 は、杭とラフト底面との水平荷重分担率の推移を示したものである。水平変位が増大するにつれて、杭の荷重分担率が增大している。このことは、パイルド・ラフトの水平変

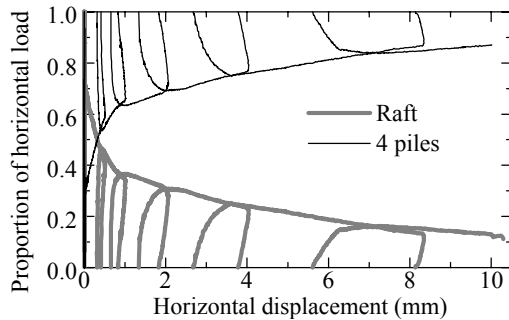


図-7 水平方向荷重分担率の変化
Proportion of horizontal load carried by piles

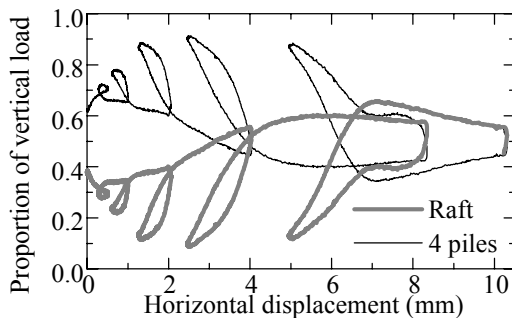


図-8 鉛直方向荷重分担率の変化
Proportion of vertical load carried by piles

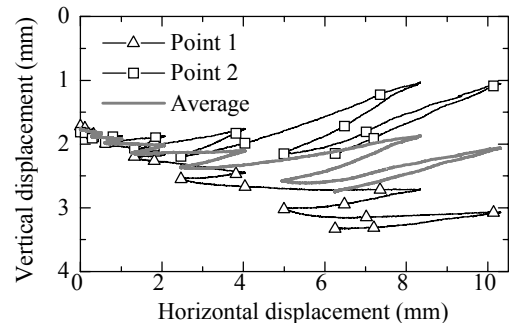


図-9 水平载荷中の沈下性状
Settlement of piled raft during horizontal loading

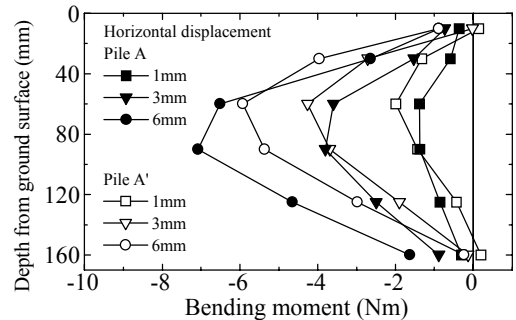


図-10 杭の曲げモーメント分布
Distribution of bending moment along pile length

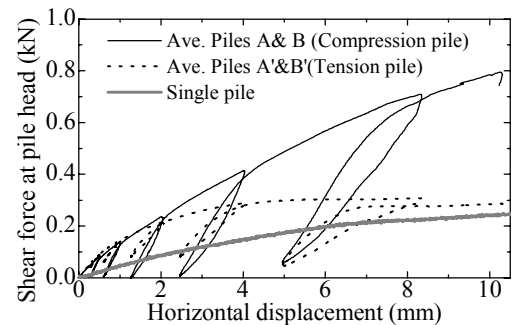


図-11 杭頭せん断力の推移
Share force at pile head

位に応じてラフトと杭との間の荷重分担が大きく変わることを示しており、設計においてどのレベルの外力を想定するのかが重要であることを示している。

図-8 は、水平载荷中の鉛直方向荷重分担率の推移を示したものである。水平変位の増加につれて、ラフトの鉛直方向荷重分担率は約 20 %増加した。水平荷重分担率と比較して変化が少なく、特に水平変位が小さい範囲では、この傾向が顕著である。

図-9 は、ラフト上の 2 点での鉛直変位の推移を示したものである。繰返し水平载荷に伴い、パイルド・ラフトがロッキングしながら沈下している。本論文では、示していないが、水平変位とラフトの傾斜がほぼ線形関係になっている。なお、沈下の初期値が 1.8 mm となっているのは、遠心加速度場を作用させた際のモデル自重による沈下(図-5 参照)を含

んでいるためである。

図-10 は杭の曲げモーメント分布の推移を示したものである。杭頭固定条件を意図したが、計測で得られた杭頭曲げモーメントは常に小さく、むしろ杭頭自由条件に近い結果となった。水平変位が 3 mm までは、pile A(圧縮側)と A'(引抜き側)の分布はよく一致しているが、水平変位 6 mm では、地中の最大曲げモーメントは Pile A の方が大きくなっており、その位置も深い。なお、参考文献 8)に示したように、杭のひずみは水平変位が約 7 mm で 2000 μ を越えており、それまでは弾性範囲にあることが判明している。

図-11 は単杭の水平載荷試験結果とパイルド・ラフトの杭頭水平荷重-水平変位関係とを比較したものである。パイルド・ラフト中の杭は、単杭よりも、大きな変位剛性、水平抵抗を示している。ラフト底面からの荷重伝達によりラフト直下地盤の拘束圧が増加し、この部分の地盤の剛性や強度が増加したことに起因していると考えられる。パイルド・ラフト中の杭に着目した場合、載荷初期は全ての杭がほぼ均等に水平荷重を分担しているが、水平変位が約 2mm を超えた時点から圧縮側の杭 (Pile A, B)が受け持つ水平荷重が増加し、引抜き側の杭(Pile A', B')の荷重が頭打ちとなっている。

4. 模型振動実験

静的水平載荷試験で得られたパイルド・ラフトの挙動と比較する目的で、同じパイルド・ラフトモデルを使った遠心載荷振動実験を実施した。静的実験では、大型土槽中にモデルを設置したが、振動実験では、幅 56 cm、奥行き 21 cm、高さ 40 cm のせん断土槽中に厚さ 32 cm の地盤モデルを作製した(図-12)。遠心加速度を与え、振動実験を実施する前の地盤の相対密度は 70%であり、静的載荷の場合(67%)と比較してやや大きな値となった。また、50 g の遠心加速度を作用させた際の(振動実験を行う前の)杭の鉛直方向荷重分担率は約 43% であった(静的実験では 62%)。

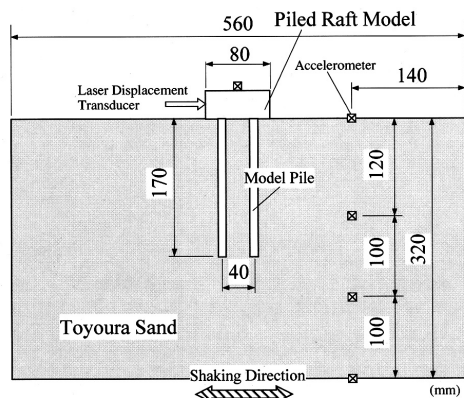


図-12 振動実験モデル概要
Model used for shaking table tests

図-13(a)に入力加速度波形を示す。振幅 5 g (実物換算値 100 gal)、周波数 50 Hz(実物換算 1 Hz)の正弦波を 20 波入力した。実験では、杭のひずみに加えて、パイルド・ラフトの鉛直・水平変位(固定点は振動台上に設置)、地中ならびにモデルの加速度応答特性を計測した。なお、事前に測定したパイルド・ラフト模型の固有振動数は約 140 Hz(実物換算 2.8 Hz)であった。図-13(b)は、パイルド・ラフトの加速度応答を示したものである。加振初期で 300 gal 程度、終盤で 200 gal 程度で振動しており、加振が進むにつれて応答が小さくなる傾向が見られる。これは、加振中のモデルの相対沈下(図-16)に起因しているものと考えられる。

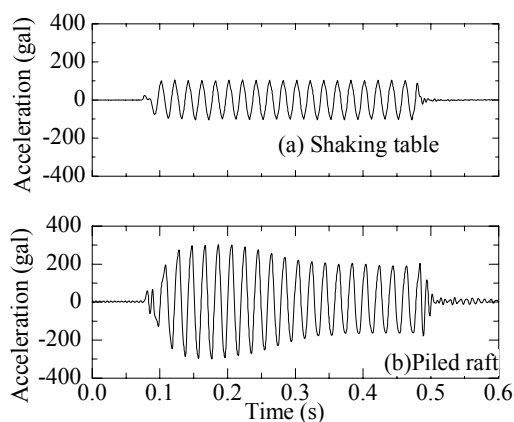


図-13 パイルド・ラフトの加速度応答
Acceleration response of piled raft

図-14 は、パイルド・ラフトの水平変位時刻歴を示したものである。残留変位が約 0.7 mm 生じているが、加振の進行に伴い、加速度応答と同様、変位振幅も徐々に小さくなっている。変位振幅は、片振りで最大 0.3-0.4 mm 程度であり、静的実験で扱った水平変位(片振りで約 10 mm)と比較するとかなり小さい。

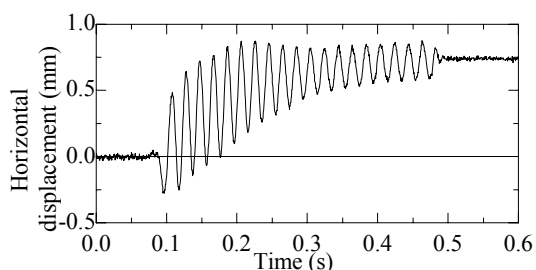


図-14 パイルド・ラフトの水平変位
Time history of horizontal displacement

図-15 は、パイルド・ラフトに作用する全水平荷重と水平変位との関係を静的実験結果とともに示したもので

ある。振動実験における全水平荷重は、パイルド・ラフトの加速度計測値をもとにしたラフト部分の慣性力を示している。この図によれば、静的実験と振動実験で得られた変位剛性はほぼ同様の傾向にあることがわかる。なお、振動実験の結果では、図-15 に示したように残留水平変位が生じた関係で履歴曲線が徐々に右側にシフトしている。

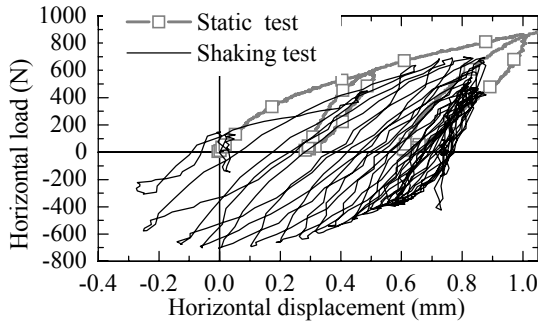


図-15 水平荷重～水平変位関係

Horizontal load-displacement relationship

図-16 は、加振中のモデルの沈下挙動を示したものである。加振中にモデルと地表面との間の相対沈下が増加しており、モデルが徐々に地中に貫入していく状況が示されている。モデルの最終相対沈下量は、約 2.3 mm であった。

図-17 は、初期の沈下挙動を拡大して示したものである。加振直後に地盤の沈下が先に生じ、相対沈下量が負になっている。このような地盤の体積変化は、杭の鉛直荷重分担率を増大させるものであり、設計上、注意を要する。

図-18 は、加振中における杭の鉛直荷重分担率推移を示したものである。パイルド・ラフトは、約 2.3 mm 地中に入り込む形で沈下しているが、加振前後での杭の鉛直荷重分担率は大きく変化していない。図-18 では、加振のごく初期の段階で分担率が増加する傾向が見られるが、前述の加振初期の地表面の沈下の影響が考えられる。静的実験によれば、水平変位の小さい段階では、分担率はほとんど変化しないが、変位の増大につれてラフトの鉛直荷重分担率が大きくなっている。今回の振動実験では、この状態に至るまでの十分な変位を与えておらず、この意味で、さらに大きな地震力を受けた際の荷重分担性状を把握する必要がある。

図-19 は、杭の水平荷重分担率の推移を示したものである。杭に作用する荷重は、杭頭のせん断力ゲージの総和から算出した。この図によれば、加振のごく初期の段階では、ラフトが大部分の荷重を受け持つため、杭の分担率が少ないが、その後すぐに急増し、加振の継続につれて、ラフトと地表面との接地状況が回復するにつれて、杭の分担率が再度減少に転じているようである。

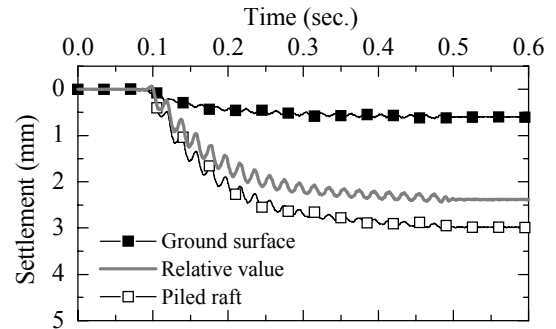


図-16 加振中の沈下性状

Settlement of piled raft during shaking

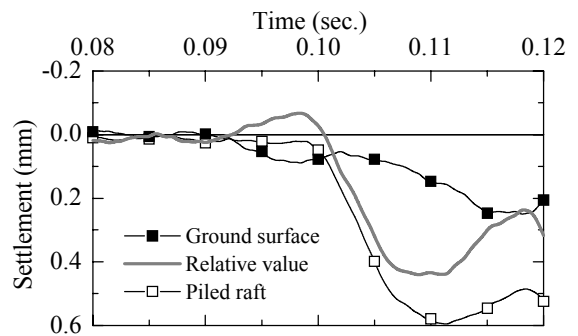


図-17 加振初期の沈下性状

Settlement at initial stage

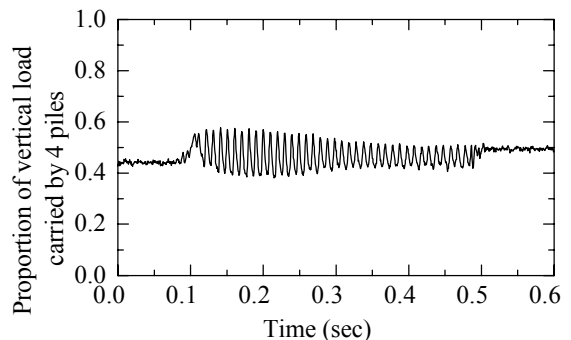


図-18 杭の鉛直荷重分担率の推移

Proportion of vertical load carried by piles

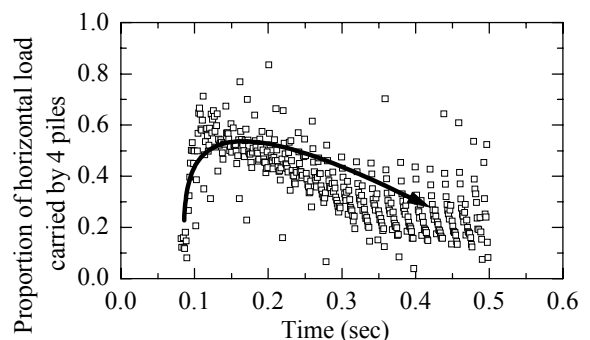


図-19 杭の水平荷重分担率の推移

Proportion of horizontal load carried by piles

5. 弾性解に基づく簡易手法の適用性

5.1 解析手法

本章では、金沢大学にて開発された簡易解析プログラム PRAB (Piled Raft Analysis with Batter Piles) の適用性を検証することを目的として、上記遠心载荷模型実験を対象とした数値解析を実施した。解析手法の詳細は、参考文献 7) を参照されたい。本手法は、一様な弾性地盤における斜杭を有するパイルド・ラフトまたは群杭基礎の 3 次元変形解析をラフト-杭-地盤間の相互作用を考慮しながら簡易に行うものである。一様弾性体に対する厳密解を利用した本手法を用いて、深度方向に強度・剛性が変化する地盤を対象とした実験をどの程度再現可能か検証する。図-20 に解析モデルの概要を示す。

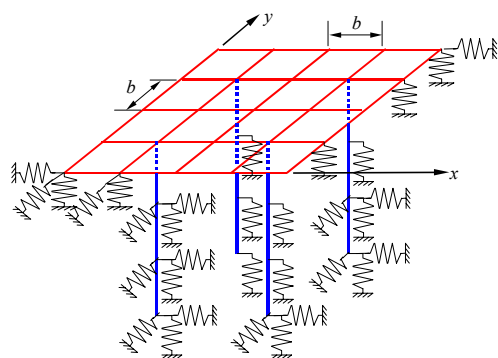


図-20 パイルド・ラフト基礎の解析モデル

Analytical model used for piled raft foundation

本解析手法は、Chow⁹⁾や Clancy & Randolph¹⁰⁾が開発した手法と原理的には同じである。前者は、ラフトと地盤が接触していない群杭を対象とした簡易沈下解析手法であり、後者は、パイルド・ラフトの沈下問題を杭基礎の非線形沈下挙動を考慮しながら簡易に解くものである。本論文で用いた手法は、既往の手法に加えて、水平方向のパイルド・ラフトの変形問題にも対処可能となっている。ラフトは薄板要素、杭は梁要素、地盤はラフト節点あるいは杭節点に連結されたばねで表現されている。各節点には、鉛直方向ばね、水平 2 方向ばねの計 3 つのばねが連結されている。

地盤が均質な等方弾性体の場合、ラフト節点における鉛直ばね K_z^R 、水平ばね K_x^R 、 K_y^R は、次式で与えられる¹¹⁾。

$$K_z^R = \frac{4Ga}{1-\nu_s} \quad (1)$$

$$K_x^R = K_y^R = \frac{32(1-\nu_s)Ga}{7-8\nu_s} \quad (2)$$

ここで、 G と ν_s は地盤のせん断剛性およびポアソン比であ

る。また、 a は正方形ラフト要素の等価半径であり、 b をラフト要素の辺長として、 $a = b/\sqrt{\pi}$ で与えられる。

杭周面節点における鉛直ばね K_z^P は、式 (3) で与えられる¹²⁾。また、杭先端における鉛直ばねは、 a を杭の半径として式 (1) で与えられる。杭周面節点における水平ばね K_x^P 、 K_y^P は、幾つかの方法で求めることができるが、本研究では、Mindlin の第 2 解の積分法に基づいて式 (4) で与える。(4) 式において $\zeta = pD/(\rho E_s)$ であり、 p は杭要素に作用する一様分布荷重、 D は杭直径、 ρ は領域中心における水平方向変位を示している。ここで、等分布水平荷重 p が幅 D (杭直径) と杭要素長さ ΔL を持つ矩形領域に作用するものとした¹³⁾。Mindlin の第 2 解をこの領域において積分することにより、矩形領域にある任意点の x 方向変位 u (あるいは y 方向変位 v) を求めることができる。PRAB では、矩形領域中心の水平変位 (杭節点水平変位) と水平等分布荷重 p から ζ の値を決定した。

$$K_z^P = 2\pi G \Delta L / \ln(r_m / r_o) \quad (3)$$

$$K_x^P = K_y^P = \zeta E_s \Delta L \quad (4)$$

上式で ΔL は杭要素長、 r_o は杭外半径、 r_m は L を杭長として $r_m = 2.5L(1-\nu_s)$ 、 E_s は地盤の弾性係数である。

杭-地盤-杭、杭-地盤-ラフト、ラフト-地盤-ラフトの相互作用では半無限弾性地盤内に作用する鉛直力および水平力に対する Mindlin の解に基づいて求められる。

なお、PRAB では、弾・完全塑性型の地盤ばねを用いることで、ラフト底面の地盤支持応力、ラフト底面すべり破壊、ラフト底面と地盤表面の剥離、杭先端地盤の破壊、杭周面のすべり破壊も考慮できるようになっている。また、有限深さの地盤も考慮できるようになっている。

5.2 検討方法

解析で設定した条件をモデルスケールにて表-4 に示す。

表-4 解析条件一覧

Analytical conditions

杭	杭長	170 mm	外径	10 mm
	内径	8 mm	弾性係数	70.6 GN/m ²
ラフト	長さ	80 mm	幅	80 mm
	厚さ	25 mm	弾性係数	70.6 GN/m ²
	ポアソン比	0.16		
地盤	層厚	320 mm	ポアソン比	0.3
	一様な地盤としてモデル化			

非線形変形挙動を有するパイルド・ラフト基礎を一樣線形弾性地盤における変形問題としてモデル化するので、深度方向に変化する弾性係数を一樣とみなした場合の等価な弾性係数の設定が解析上、重要なポイントとなる。

実務におけるパイルド・ラフト基礎の設計を考えた場合、一樣地盤を想定した場合の等価な弾性係数を把握する方法として、同一地点の単杭の鉛直載荷試験や平板載荷試験の結果から逆算する場合がある。本論文でも、単杭やラフト単体の鉛直・水平載荷試験、パイルド・ラフトの鉛直載荷試験を実施しており、一樣弾性地盤を想定した場合の等価な弾性係数を逆算することとした。

その後、パイルド・ラフトの鉛直載荷試験で得られた沈下剛性を再現可能な弾性係数を用いて水平力を受けるパイルド・ラフト基礎の変形解析を行った。

5.3 解析結果

(1) 等価弾性係数の推定

単杭、ラフト単体、およびパイルド・ラフト基礎の鉛直方向載荷試験結果から PRAB を用いて逆算された一樣地盤弾性係数を表-5 にまとめる。

表-5 実験で得られた変位剛性から逆算された弾性係数

Back calculated elastic modulus for each model

実験モデル	初期変位剛性	逆算弾性係数
単杭 (鉛直載荷)	340 kN/m	2.9 MN/m ²
単杭 (水平載荷)	40 kN/m	1.0 MN/m ²
ラフト単体 (鉛直載荷)	3040 kN/m	24.1 MN/m ²
パイルド・ラフト (鉛直載荷)	3040 kN/m	11.5 MN/m ²

表-5 によれば、パイルド・ラフト基礎の初期沈下剛性を再現するに必要な、一樣地盤弾性係数は、 $E_s = 11.5 \text{ MN/m}^2$ であった。また、この弾性係数を用いた解析結果によれば、パイルド・ラフト基礎を構成する 4 本の杭の鉛直方向荷重分担率は、82%であった。実験で得られた荷重分担率は約 62%であるので、解析結果は、杭への荷重伝達を大きめに評価していることになる。また、表-5 によれば、ラフト単体の沈下剛性を再現するに必要な弾性係数は、パイルド・ラフトのそれと比較して約 2.1 倍大きい。これは、ラフト単体では、杭に伝達される荷重がない分、ラフト直下地盤の拘束圧が高く、これに対応して地盤剛性が高く評価されるためであると考えられる。実験で得られたラフトを介しての荷重伝達率は約 38%であるので、ラフト単体では、約 $(100/38)=2.6$ 倍の荷重がラフト直下地盤に伝達されたことになる。ラフト直下地盤の自重の効果を無視した場合、地盤の剛性が拘束圧の平方根に比例することを考えると、ラフト単体直下の地盤剛性は、パ

イルド・ラフトのそれと比較して、約 1.6 倍高いことが予想され、上述の逆算弾性係数の比率はこれにやや近い値となっている。

また、表-5 に示したように、単杭の鉛直載荷試験結果から逆算された弾性係数は、パイルド・ラフトの鉛直載荷試験結果から逆算された弾性係数と比較して 1/4 程度であり、前者を基に設定した弾性係数を用いた場合、パイルド・ラフト基礎の沈下を過大評価する可能性があることを示している。

さらに、単杭の水平載荷試験結果から逆算された弾性係数は、これよりもさらに小さい値となっていることは興味深い。これらの大小関係は、荷重が地盤に伝達されて生ずる領域の拘束圧の大小、ひいては地盤剛性の大小を反映させたものとなっている。

(2) パイルド・ラフトの鉛直載荷試験の解析

表-5 で得られた弾性係数 ($E_s=11.5 \text{ MN/m}^2$) を用いてパイルド・ラフト基礎の鉛直載荷試験のシミュレーションを行う。解析に際して、杭の周面と先端からの荷重伝達モデルをバイリニア関係でモデル化し、杭の非線形沈下挙動の影響を考慮した。モデル化に際し、極限周面摩擦応力度、先端支持力度を図-21 に示したパイルド・ラフト中の杭の軸力分布計測結果をもとに以下のように設定した。

極限周面摩擦応力度: $\tau_s = 100 \text{ kN/m}^2$

極限先端応力度: $q = 10000 \text{ kN/m}^2$

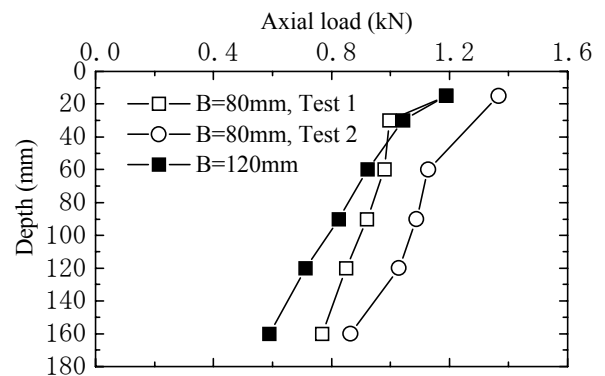


図-21 パイルド・ラフト中の杭の軸力分布

Axial force distribution of piles in piled raft model

図-21 は、異なるラフトサイズ(幅 B)を含むパイルド・ラフトモデルの鉛直載荷試験(遠心場)から得られた杭の軸力分布を示したものであり、モデルの沈下が約 5~6 mm 程度(杭径の 50~60%)に達した時点のものである。上述の極限值を採用した場合、杭の極限周面抵抗力は 0.53 kN、極限先端抵抗力は 0.79 kN、全抵抗力は 1.32 kN と算定される。参考文献 6)に示したように、砂地盤を対象とした遠心実験では、深度方向の地盤剛性の増加が顕著に現れ、純粋な摩擦杭にはなっていない。本論文に示した解析では、地盤を一樣弾

性体と想定していることもあり、杭の極限周面摩擦応力度も深度方向に一樣な平均化した値を採用した。なお、ラフトの地盤反力は弾性ばねでモデル化しており、頭打ちはさせていない。これは、ラフト沈下が非線形挙動を呈するに必要な沈下量は杭と比較して大きいと判断したためである。

図-22 は、解析で得られたパイルド・ラフトの鉛直荷重－沈下関係を実験結果と比較したものである。同図には、併せて、パイルド・ラフト中の杭への伝達荷重と沈下量との関係も示している。この図によれば、本論文で用いた手法が、一樣弾性地盤を対象としたものであるものの、実験で得られた荷重－沈下量関係をほぼ再現していることがわかる。実験で得られた杭への伝達荷重－沈下量関係は載荷初期の段階から高い非線形性を示しており、解析では、バイリニアモデルを想定していることもあり、これを忠実に表現するには至っていない。

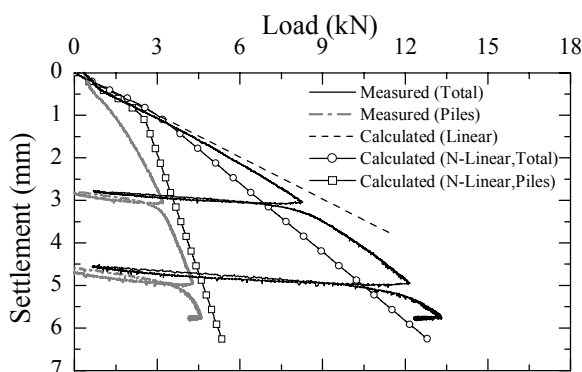


図-22 荷重～沈下関係の比較
Load-settlement relationships

(3) パイルド・ラフトの水平載荷試験の解析

次に、上記、パイルド・ラフト基礎の沈下解析で用いた地盤弾性係数を用いて、静的水平載荷試験を対象とした解析を以下の手順で試みた。

- 1) 鉛直載荷試験の解析で適用したのと同じ弾性係数を使用しての線形弾性解析 (Case 1)
- 2) 水平載荷試験で得られた初期変位剛性を再現可能な等価な一樣弾性係数の算定
- 3) 2)で得られた一樣弾性係数を用い、かつ杭に作用する地盤反力とラフト底面に作用するラフトせん断力の非線形性を考慮した解析 (Case 2)

図-23 は、解析で得られた荷重－変位関係を実験結果と比較したものである。鉛直載荷試験の解析で使用した弾性係数を用いて得られた荷重－変位関係 (Case 1) は、実験で得られた荷重－変位関係の初期勾配と比較して小さめの値となった。次に、実験で得られた荷重－変位関係の初期勾配を表現するのに必要な地盤の弾性係数を逆算すると、

17.5 MN/m² となり、前述の値よりも約 1.5 倍大きめの値となった。Case 2 では、この弾性係数を用いてパイルド・ラフト基礎模型の水平載荷試験を対象とした非線形解析を行った。解析に際しては、ラフト底面の摩擦係数 $\mu=0.62$ (ラフトの水平載荷試験から得られた値)⁶⁾、各杭に配された水平方向ばねをバイリニア化することによる杭の非線形変位挙動を考慮している。杭は線形弾性体としてモデル化されている。杭の水平方向地盤反力の極限值は、ラフトからの伝達荷重がラフト面積内に一樣に分布し、これが分散することを考慮した受働土圧抵抗とし、杭頭部とラフトとの結合条件は、図-10 に示した曲げモーメント分布をもとにピン結合と仮定した。受働土圧抵抗の設定に際しては、地盤の内部摩擦角を 40 度としている。図-23 に示された非線形解析結果によれば、杭に作用する地盤反力とラフト底面摩擦力の非線形性を考慮することにより、荷重－変位関係をかなり実測値に近づけることが可能であることがわかる。図-24 は、非線形解析で得られた水平荷重の分担性状の推移を示したものである。水平変位が 0.5 mm に達するまでは、ラフトの荷重分担が杭のそれを上回っており、実験結果 (図-7) に近い傾向が得られていることがわかる。

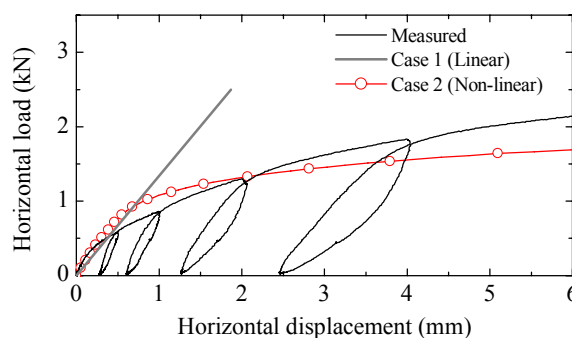


図-23 解析で得られた水平荷重－水平変位関係
Horizontal load-displacement relationships

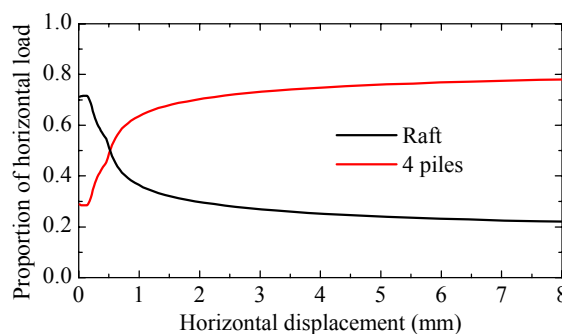


図-24 水平載荷中の水平方向荷重分担率の推移 (解析)
Proportion of horizontal load carried by piles
(Analytical results)

6. まとめ

参考文献

水平荷重を受けるパイルド・ラフト基礎を対象とした一連の遠心載荷模型実験結果を報告するとともに、弾性論に立脚した簡易手法の適用性を検討した。本論文より得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) パイルド・ラフト基礎の水平方向の終局抵抗は、同じサイズ、重量のラフト単体のそれと比較して大きくなる。しかしながら、初期の変位剛性は、両者の間で大きな差が見られなかった。これは、パイルド・ラフトでは、ラフトを介して地盤に伝達される荷重が同じ重量のラフト単体と比較して小さいため、表層地盤の拘束効果が小さく、地盤の剛性がラフト単体の場合と比較して相対的に小さいことに起因している。特に、ラフトの寄与が大きい載荷初期の段階では、十分な抵抗を発揮できないためである。
- 2) 水平載荷の初期の段階では、ラフト底面で大部分の水平荷重を受け持ち、その後、杭の寄与率が増大する。杭・ラフト間の荷重分担性状に関して、鉛直荷重については、水平変位の影響は比較的小さいが、水平荷重分担率は、パイルド・ラフトの水平変位に大きく依存するため、設計で許容する変位レベルの設定が重要となる。
- 3) パイルド・ラフト中の杭の水平抵抗は、単杭の水平載荷試験で得られたものと比較して大きくなる。これは、パイルド・ラフトでは、ラフト底面から地盤の表層に伝達される荷重が、杭周辺地盤の剛性を高めているためであると考えられる。この点は、単杭の水平載荷試験の結果をパイルド・ラフトの設計で考慮する際には留意すべき点である。
- 4) 本実験では相対密度 70%の乾燥砂を用いたが、振動によって体積が減少するような地盤に関しては、加振直後に地表面が沈下する可能性があり、杭・ラフト間の荷重分担性状に影響を及ぼす。
- 5) 弾性厳密解に立脚した解析手法に基づき、実験結果の検証を試みた。解析モデルは、一様弾性地盤を想定し杭・地盤間の荷重伝達をバイリニア関係でモデル化しているものであるが、パイルド・ラフトの鉛直、水平方向の変位挙動をある程度の精度で予測可能であることが判明した。しかしながら、本論文では、初期弾性係数を実験結果と整合するように設定しており、今後、地盤定数の設定方法については、さらなる検討が必要である。
- 6) 本実験で用いたパイルド・ラフトモデルの場合、水平載荷時の変位挙動が鉛直載荷時の変位挙動と比較して非線形性が卓越しており、前者の解析に対しては、非線形モデルの適用の必要性が高いことが判明した。

- 1)山下清, 堀越研一: 杭基礎の鉛直荷重～変位特性の評価法入門, 4. 解析による群杭およびパイルド・ラフトの荷重～変位特性の評価方法(その 1)～(その 3): 土と基礎, 講座, 1999 年 12 月号～2000 年 2 月号, 1999.
- 2)渡邊徹, 小林治男, 長尾俊昌, 長瀧慶明, 真島正人, 桑原文夫: パイルド・ラフト基礎の原位置水平載荷実験, 大成建設技術研究所報, 第 33 号, pp. 125-128, 2000.
- 3)橋爪芳徳, 松本樹典, K. Pastsakorn, 福山英樹: 砂地盤における模型パイルド・ラフトの水平載荷実験(その 5), 第 36 回地盤工学研究発表会, pp. 1677 - 1678, 2000.
- 4)Pastsakorn, K., Matsumoto, T., Takahara, T., Todo, H.: A simplified analytical method for deformation analysis of piled raft foundations with batter piles, Proc. 5th Int. Conf. Deep Foundation Practice incorporating Piletalk International 2001, Singapore, pp. 319 - 326, 2000.
- 5)福山英樹: 遠心実験によるパイルド・ラフト基礎の水平抵抗特性に関する研究, 平成 12 年度金沢大学学位修士論文, 2001.
- 6)Watanabe, T., Fukuyama, H., Horikoshi, K. and Matsumoto, T.: Centrifuge Modeling of Piled Raft Foundations subjected to Horizontal Loads, Proc. 5th Int. Conf. Deep Foundation Practice incorporating Piletalk International 2001, Singapore, pp. 371-378, 2001.
- 7)Kitiyodom Pastsakorn, 松本樹典: 斜杭パイルド・ラフトおよび群杭基礎の簡易三次元変形解析プログラムの開発, 第 46 回地盤工学シンポジウム, pp. 247-252, 2001.
- 8)堀越研一, 松本樹典, 福山英樹, 渡辺徹: 水平荷重を受けるパイルド・ラフト基礎の挙動, 第 46 回地盤工学シンポジウム, pp. 241-246, 2001.
- 9)Chow, Y. K. : Three-dimensional analysis of pile groups, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 113(6), pp. 637-651, 1987.
- 10)Clancy P. and Randolph, M. F. : An approximate analysis procedure for piled raft foundations, Int. Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 17, 849-869, 1993.
- 11)Poulos, H. G. and Davis, E. H. : Elastic solutions for soil and rock Mechanics, John Wiley and Sons, New York, 1974.
- 12)Randolph, M. F. and Wroth, C.P. : Analysis of deformation of vertically loaded piles, Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 104(12), pp. 1465-1488, 1978.
- 13)Poulos, H. G. and Davis, E. H. : Pile foundation analysis and design, John Wiley and Sons, New York, 1980.