パイルド・ラフト基礎の地震時水平抵抗に関する研究

Study on Lateral Resistance of Piled-Raft Foundations during Earthquake

濱田 純次*1　土屋 富男*2　谷川 友浩*3　山下 清*4

梗 概

建物の荷重を基礎底板と沈下抑止杭の双方で支持するパイルド・ラフト基礎は，沈下挙動など鉛直支持機構に関しては建物の沈下量や荷重分担の実測を含む多くの研究成果が得られている。一方，パイルド・ラフト基礎の地震時などの水平荷重に対する問題に関して，水平抵抗機構の解明や水平抵抗評価法の構築が十分ではなく，著者らは，大型水平載荷実験，遠心載荷振動実験および有限要素法による非線形弾塑性解析を行ってきた。また，弾性論に基づく水平抵抗簡易評価法や算定式を構築した。本論では，パイルド・ラフト基礎の水平抵抗に関する一連の実験および解析より得られた研究成果を示す。

キーワード：パイルド・ラフト基礎，水平抵抗，模型実験，遠心模型実験，数値解析，理論式

Summary

A lot of experimental and analytical studies for piled raft foundations have been conducted to investigate the settlement behavior and the load-sharing between raft and piles for vertical loading. However, there are not sufficient studies on lateral resistance of piled rafts for seismic load. Authors have been carried out the lateral loading tests at large scale, centrifuge model tests, numerical analysis on piled raft foundations and proposed the simple evaluation method and the theoretical equations. This paper shows the achieved results of these studies on piled rafts subjected to lateral loading.

Keywords: piled raft foundations, lateral resistance, model test, centrifuge test, numerical analysis, theoretical equations

1 はじめに

基礎底盤と沈下抑止杭の双方で支持するパイルド・ラフト基礎は，建築構造設計の性能規定化への流れの中，合理的な基礎形式として注目されており，沈下挙動など鉛直支持機構に関して実建物の実測などを含む多くの研究成果が得られている。一方，地震時などの水平荷重に対する問題に関して，パイルド・ラフト基礎は，基礎底面と地盤が接しているために基礎底面摩擦と杭で水平荷重を負担し，杭応力は基礎底面摩擦と杭の相互作用によって杭基礎とは異なるものと考えられるが（Fig.1），水平抵抗機構の解明や水平抵抗評価法の構築が十分ではなく，特に実務設計時に使用できる評価法がなかった。

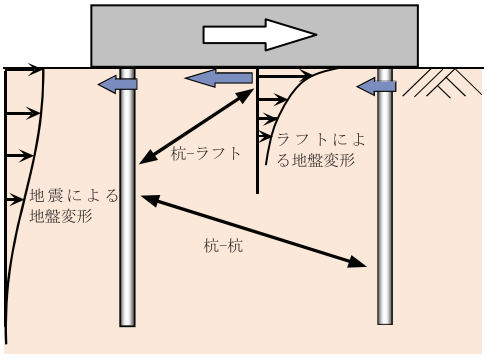


Fig.1 パイルド・ラフト基礎の水平抵抗と相互作用

これに対して，近年，実地盤における水平載荷実験[1),2)]，室内模型実験[3)~8)]，数値解析[9)~17)]が鋭意進められており，模型実験では，水平変位が小さな範囲では基礎底面と地盤の摩擦による水平抵抗が大きいが，水平変位が大きくなると基礎下地盤のせん断変形による剛性低下や基礎底面の滑動に伴い杭の水平荷重分担率が大きくなることが示されている。また，数値解析では，FEM解析，弾性論とFEMを組み合わせたハイブリッド解析や弾性論に基づく簡

＊1 技術研究所 主任研究員 博士（工学） Chief Researcher, Research & Development Institute, Dr. Eng.
＊2 技術研究所 主席研究員 Senior Chief Researcher, Research & Development Institute
＊3 技術研究所 Research & Development Institute
＊4 技術研究所 副所長 Deputy General Manager, Research & Development Institute

易な解析などが行われており，杭に作用する曲げモーメントは，杭頭水平荷重によるものと，基礎底面の摩擦により生じる地盤変形によるものがあり，後者の地盤変形を適切に評価する必要があることが示されている。

本論文では，Fig.2に示す著者らがこれまで行った大型模型の静的水平載荷実験[4]，遠心場での振動実験[7),8)]，非線形弾塑性FEM解析[15)]および，これらの知見から構築した，弾性論に基づく簡易評価法[17)]や概略設計時に必要となる杭の水平荷重分担率や杭断面力を簡易に算定できる算定式[18)~24)]について示し，パイルド・ラフト基礎の地震時水平抵抗について述べる。

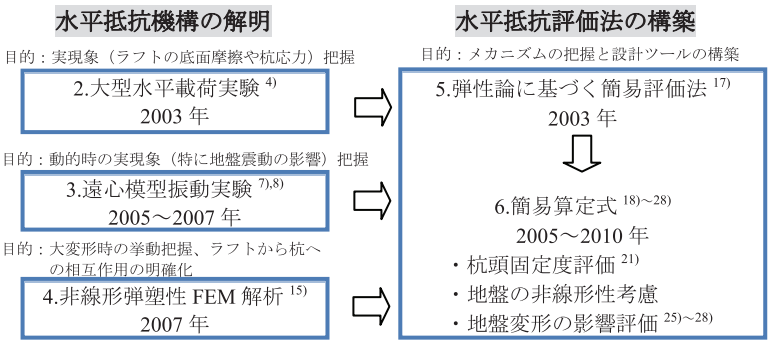


Fig.2　パイルド・ラフト基礎の水平抵抗に関する一連の研究

2　大型水平載荷実験[4)]

パイルド・ラフト基礎が適用されはじめた当初，地震時水平荷重に対しては，杭のみで抵抗させるなどとして設計されていた。これは，水平荷重に対しても鉛直荷重に対する場合と同様に，杭と基礎底面で抵抗するものと考えられるが，その水平抵抗機構が明確でないためであった。そこで，杭と基礎底面摩擦の双方で水平抵抗することを実証するために大型の水平載荷実験を実施し，基礎底面の摩擦抵抗や杭の水平荷重分担および杭応力を評価することとした。

2.1　実験概要

Fig.3およびPhoto 1に示す幅2.5m×2.5m，高さ8mの大型土槽内に幅1m×1m，高さ0.5mのコンクリート製フーチングと模型杭16本を備えたパイルド・ラフト基礎模型を設置し，交番水平載荷実験を行った。模型杭は，群杭効果が小さいケースとして，アルミ製の外径19mm，厚み1mm（EI＝0.16kNm^2）とし，群杭効果が大きいケースとして，塩ビ製の外径76mm，厚み2.5mm（EI＝1.24kNm^2）を用いた。杭長が建物幅程度，かつ短杭とならないように杭材を選定している。鉛直アクチュエータで全体鉛直荷重をコントロールし，外枠および内枠でフーチングが回転拘束されている。

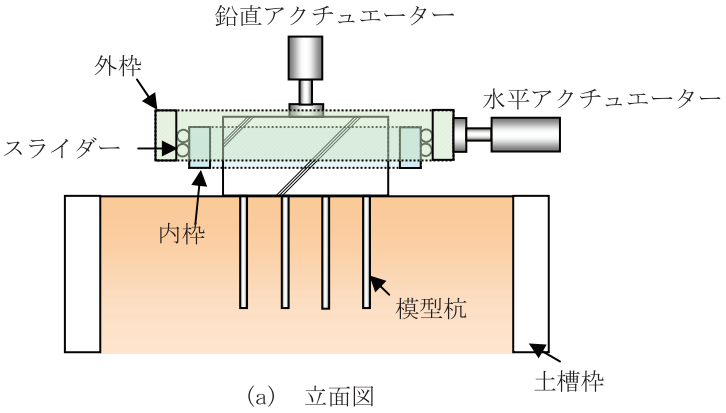
実験ケースの一覧をTable 1に，実験を行った順に示す。シリーズⅠは，杭先端に鉄板を敷き，鉛直変位が生じないとした場合（群杭）であり，シリーズⅡは杭先端条件を鉛直に固定しない場合（杭間隔の大きいパイルド・ラフト基礎）である。シリーズⅢは接地圧を替えた直接基礎，シリーズⅣは杭間隔の小さい場合である。

杭間隔は，0.25mであり，杭径が19mmのアルミ製の場合，杭間隔s/杭径Dは13（群杭効果が小さいと考えられるモデル），杭径が76mmの塩ビ製の場合，s/Dは3.3（群杭効果が大きいと考えられるモデル）である。載荷実験は，変位制御で行っており，同一の振幅を2サイクル行う波形で最大水平変位7mmの正負交番載荷実験としている。Table 1に示す鉛直荷重分担率は，実験開始時と終了時のものである。

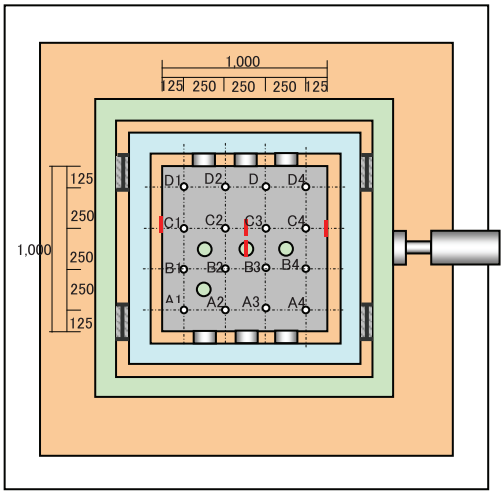
計測は荷重，変位の他，杭には歪ゲージを計184枚添付し，杭に発生する軸力，曲げモーメントを測定している。また，ラフト底面には土圧計を設置し，地盤内の水平変位を算定するために歪ゲージを添付したりん青銅板（幅10mm，厚み0.5mm）を設置している。

模型地盤は飯豊硅砂6号を用いた。三軸圧縮試験（CD試験）より求めた内部摩擦角ϕ_dは相対密度60％で42°，繰り返し三軸試験より求めた初期せん断剛性G_0と鉛直拘束圧（有効上載圧）σ_cの関係は，拘束圧の約0.5乗に比例していた。

1g場での実験では相似性を歪みの小さい領域から大きい領域までを実規模と合わせるには限界がある。そこで，本実験での相似性は，摩擦抵抗力と砂地盤の拘束圧に依存する地盤のせん断剛性に着目し，プロトタイプとモデルとせん断歪が等しくなるように設定している。例えば，モデルの底面が1m×1m，接地圧32.3kN/m^{2}のものは，長さ縮尺比を20とした場合，プロトタイプで底面が20m×20m，接地圧83.3kN/m^{2}の建物に相当する。また，杭に対する相似性は，接地圧32.3kN/m^{2}のアルミ杭の場合，プロトタイプでは，外径450mm，厚み70mmのPHC杭B種に相当し，塩ビ杭の場合，外径1000mm，厚み9mm，腐食しろ2mmの鋼管杭に相当する。



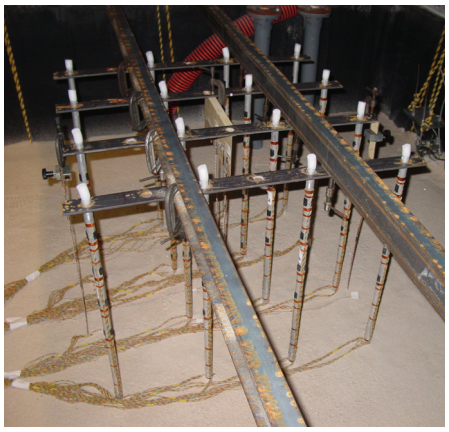
(a) 立面図



(b) 平面図

杭
土圧計
りん青銅板

Fig.3 実験模型基礎と載荷装置



(a) 実験シリーズⅡ

(b) 実験シリーズⅣ

Photo 1 模型杭設置状況

Table 1 実験ケース

実験シリーズ	基礎形式	実験ケース	杭間隔／杭径	最大水平変位（mm）	全体鉛直荷重（kN）	鉛直荷重分担率（%）		杭材
						杭	ラフト	
Ⅰ	群杭	Case 2-4	13	7	32.2	97～100	3～0	アルミφ19mm
		Case 2-3	13	7	−0.1	100	0	アルミφ19mm
模型地盤作製								
Ⅱ	パイルド・ラフト基礎	Case 2-1	13	7	32.2	32～42	68～58	アルミφ19mm
		Case 2-2	13	7	8.2	26～18	74～82	アルミφ19mm
			13	7	32.2	30～40	70～60	アルミφ19mm
模型地盤作製								
Ⅲ	直接基礎	Case 1-1	−	7	32.2	0	100	−
		Case 1-2	−	7	12.6	0	100	−
		Case 1-3	−	7	22.4	0	100	−
		Case 1-4	−	5	61.6	0	100	−
模型地盤作製								
Ⅳ	単杭	Case 5	3.3	−	0	100	0	塩ビφ76mm
	パイルド・ラフト基礎	Case 3-1	3.3	7	32.2	53～55	47～45	塩ビφ76mm
	群杭	Case 3-3	3.3	7	0	100	0	塩ビφ76mm
	パイルド・ラフト基礎	Case 3-2	3.3	7	64.5	28～38	72～62	塩ビφ76mm

2.2 実験結果

実験結果の一例として，Case 2-1（鉛直荷重32.2kN）の結果を示す。杭間隔13Dの場合の鉛直荷重32.2kN（初期接地圧21.9kN/m^2，鉛直分担率 杭：ラフト＝32：68）の場合の水平変位と水平荷重の関係をFig.4に示す。杭の水平抵抗力に比べ，ラフトの水平抵抗力は非常に大きく，杭はほぼ線形挙動を示し，全体としては減衰履歴をもった非線形挙動を示している。ここで，ラフトの水平荷重は，全水平荷重から全ての杭頭せん断力の総和を引いた値である。Fig.5に正方向に変位7mmの時（ステップ615）の曲率分布およびせん断力分布を示す。B1が前方杭，B4が後方杭である。また，Fig.6にB列の杭頭せん断力の時刻歴波形を示す。同図より，前方杭の負担せん断力が小さく，中間および後方杭の負担せん断力が大きく，この傾向は水平変位が大きい程，顕著であった。この原因は，Fig.7に示すとおり杭の軸力が変動しており，ステップ500以降では水平変位が大きくなった時に杭頭軸力が負（引張り）になっており，鉛直荷重（32.2kN/m^2）を超える接地圧が作用している。この杭軸力の変動による接地圧の増加により，中間および後方杭の前面の地盤剛性が増したため，地盤反力係数の大きい杭ほど負担せん断力が大きくなったと考えられる。

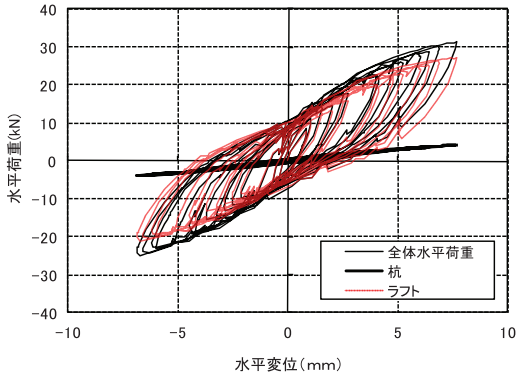


Fig.4　水平変位～水平荷重関係

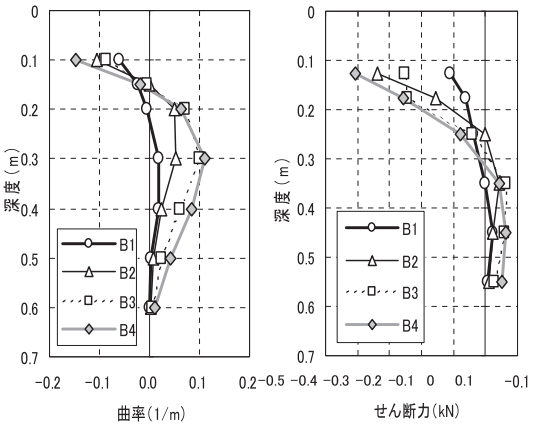


Fig.5　杭の曲率とせん断力分布

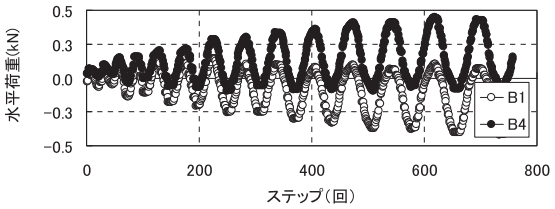


Fig.6　杭頭せん断力の時刻歴（B列）

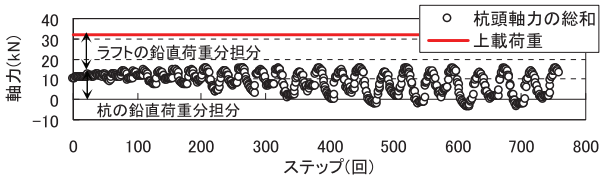


Fig.7　杭頭軸力の時刻歴

2.3 考察

Fig.8に群杭効果が無視できる場合（13D）のパイルド・ラフト基礎（Case 2-1鉛直荷重32kN時）の水平変位と水平荷重の関係を群杭と直接基礎の場合と重ねて示す。●印は実験値の新規荷重時のものであり，実線は最小自乗法より近似したものである。パイルド・ラフト基礎での初期のラフトの接地圧は，約21kN/m^{2}であったので，直接基礎の結果は，全体鉛直荷重22.4kN時の結果（Case 1-3）から耐力および初期剛性を換算して示している。破線は，直接基礎と群杭の結果を足し合わせたものであり，水平変位1.5mm以下の領域Ⅰでは，パイルド・ラフト基礎の水平抵抗と概ね一致している。しかし，水平変位が大きくなると，パイルド・ラフト基礎の水平抵抗は，

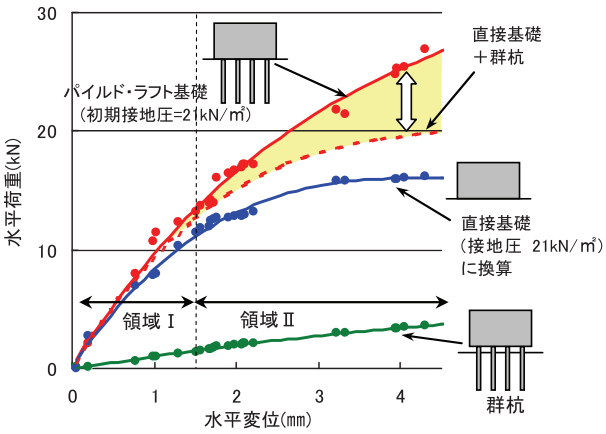


Fig.8　パイルド･ラフト基礎の水平変位～水平荷重関係

直接基礎と群杭を足し合わせたものより大きくなった。これは，Fig.9に示す通り，水平変位が大きくなることによりパイルド・ラフト基礎のラフトの接地圧が大きくなったためと考えられる。水平変位が大きくなると接地圧が大きくなる理由は，密締め砂地盤のせん断変形によるダイレタンシーの影響と杭がアンカーとして作用したためと推察される。この傾向は，群杭効果が無視できない場合（3.3D）の実験においても同様の結果が得られている。パイルド・ラフト基礎の水平抵抗に関して，基礎底面の水平抵抗は大きく，杭の負担せん断力は小さい。基礎底面の水平抵抗は，砂地盤において基礎底面の接地圧に依存しており，接地圧の評価が重要であることが分かった。

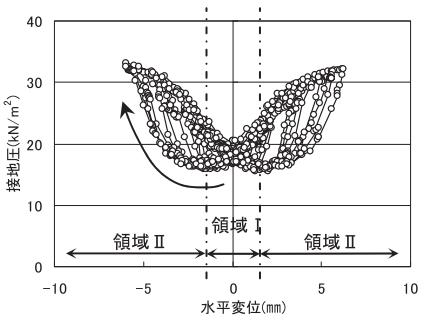


Fig.9　ラフトの水平変位と接地圧の関係

3　遠心載荷振動実験[7), 8)]

大型の水平載荷実験より，パイルド・ラフト基礎は，杭と基礎底面摩擦で水平抵抗していることが明らかになったが，振動時にも静的同様の挙動となるか調べる必要があった。そこで，遠心場での振動実験により，パイルド・ラフト基礎の地震時の水平抵抗機構，特に地盤震動の影響を明らかにすることとした。

3.1　実験概要

遠心模型実験の概要をFig.10に，実験ケースと荷重分担率をTable 2に示す。実験に用いた建物重量は0.196kN（77.4kN/m²），杭は，直径20mm，厚さ0.4mm，長さ485mmの鋼管であり，遠心加速度30gで杭径0.6m，杭長14.55mの鋼管杭を想定している。Case 1は地表面をCase 2よりも15mm程度下げて杭基礎としたものである。Case 2の杭先端は厚さ25mmの発泡スチロールを設置して摩擦杭となるようにし，Case 1の杭先端はコンクリートブロックを設置した。模型地盤は，豊浦砂を用いた乾燥砂地盤とし，相対密度が約60％となるように作製している。

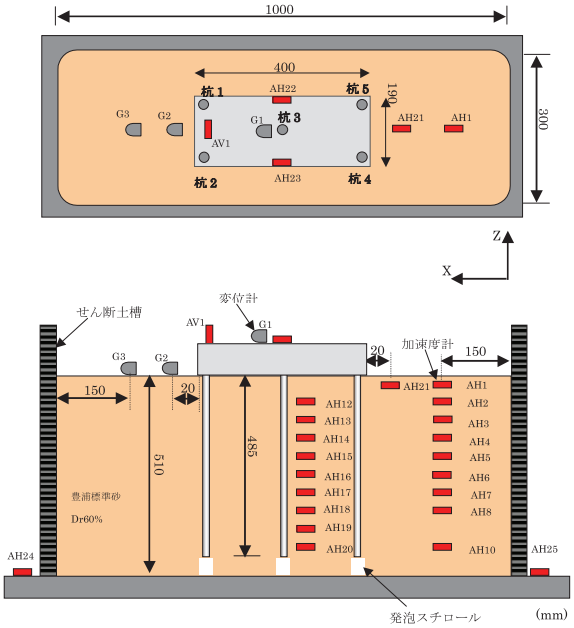


Fig.10　実験概要（Case2：パイルド・ラフト基礎）

3.2　実験結果

実験結果を実物換算して示す。建物および地盤の加速度時刻歴波形をFig.11に，フーリエスペクトル比と位相差をFig.12に示す。杭基礎は地盤の固有振動数約2Hzで地盤と建物の位相が90度ずれているのに対し，パイルド・ラフト基礎は地盤と同位相で挙動しており，基礎底面摩擦の影響で表層地盤と一体となって挙動している。杭の曲げモーメント分布をFig.13に示す。Fig.13に対応する時刻の建物および地盤の水平変位分布をFig.14に示す。尚，変位は加速度波形から20Hz以上0.2Hz以下をカットして求めた。

Table 2　実験ケースと荷重分担率

実験ケース	基礎形式	実験タイプ	遠心加速度	加振振幅	荷重分担率（%）	
			g	Gal	鉛直	水平
Case 1	杭基礎	振動実験	30	200	杭 100	杭 100
		静的		—		
Case 2	パイルド・ラフト基礎	振動実験		200	杭 約20 ラフト 約80	杭 約10 (Fig.13(b))
		静的		—		約30 (Fig.13(d)初期)

杭基礎と比較し，パイルド・ラフト基礎の杭曲げモーメントは動的と静的で顕著な差が生じており，この要因として地盤と建物の位相差が考えられる。また，既往の実験[5]同様，静的時は動的時よりも杭の水平荷重分担率が大きかった。Fig.15に杭頭のせん断力Qと曲げモーメントMの関係（杭5本分）を示す。パイルド・ラフト基礎のM/Qは動的時の方が静的時より大きく，動的時の地中部の最大曲げモーメント発生深度が静的時より深いことと対応している。

3.3 考察

地盤変形を考慮した梁ばねモデルによる静的非線形弾塑性解析を行い地盤変形の影響を考察する。地盤定数は，（1）式よりせん断剛性Gを求め，（2）式より地盤反力係数k_hを求めた。（2）式中に用いる地盤の変形係数E_0は，試験方法の差から生じる係数[29]の比（8/0.25）を用いて（3）式のように低減している。また，k_hの非線形性，極限地盤反力P_y（4）式を考慮しており，パイルド・ラフト基礎では，基礎底面の接地圧（64kN/m^2）による拘束圧の増加を考慮している。ここで，間隙比$e=0.755$，乾燥密度$\rho_d=1.504$kg/cm^3，ポアソン比$\nu=0.3$，内部摩擦角$\phi=40°$[30]を用いている。

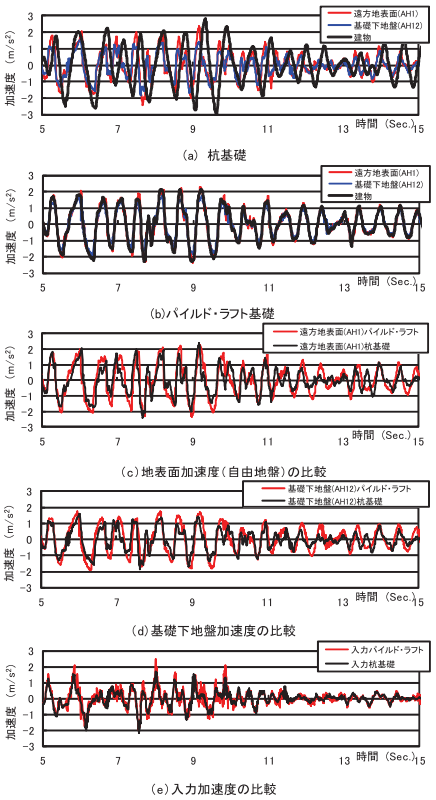


Fig.11 加速度時刻歴

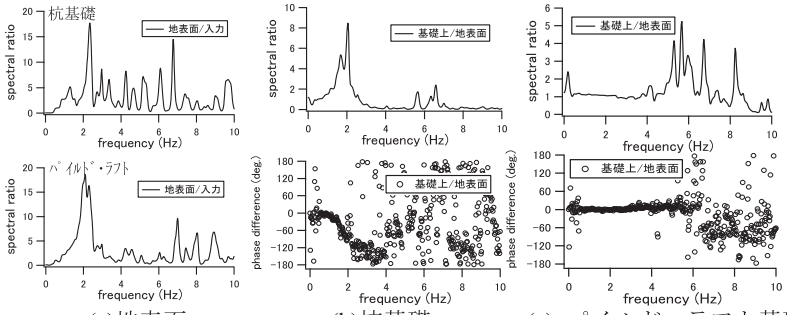


Fig.12 フーリエスペクトル比と位相差

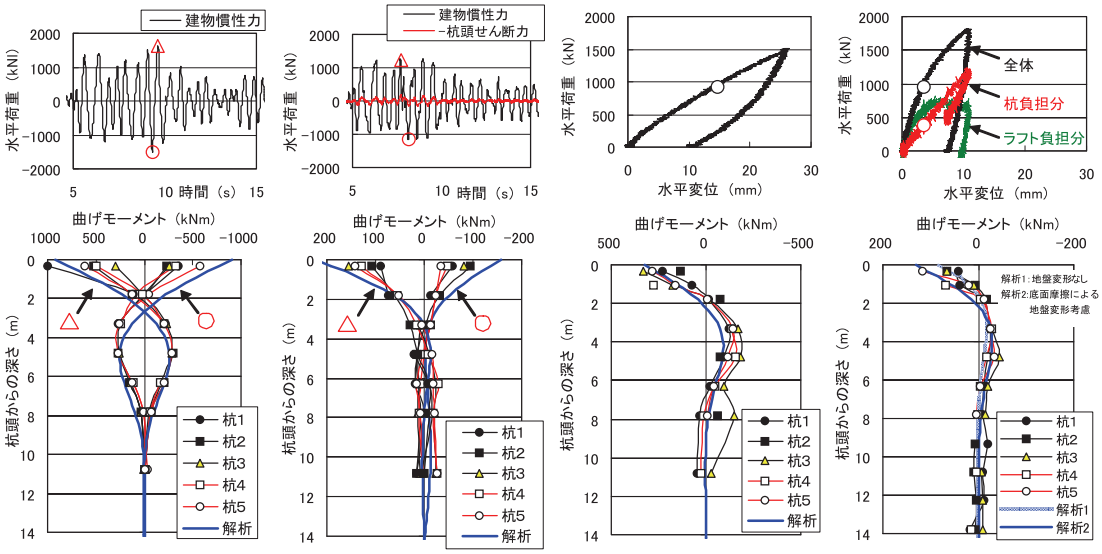


Fig.13 杭の曲げモーメント分布

$$G = 700\frac{(2.17-e)^2}{1+e}\sigma'_0{}^{0.5} \quad (1)$$

$$k_h = 80E_0B^{-0.75}\times\delta^{-0.5} \quad (2)$$

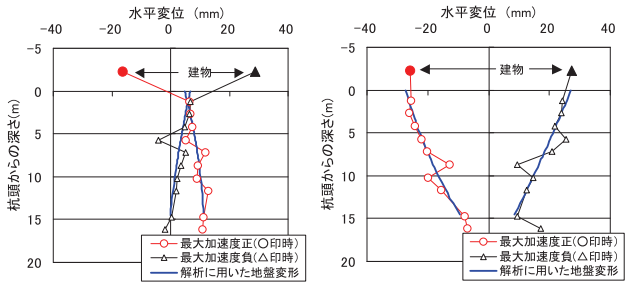
$$E_0 = 2(1+\nu)G\times 1/32 \quad (3)$$

$$P_y = 3K_p\sigma'_0 \quad (4)$$

ここで，

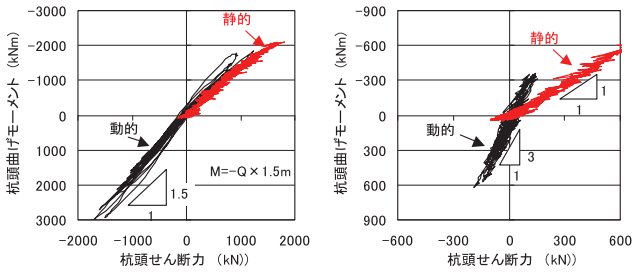
σ'_0：有効応力，δ：地盤と杭の相対水平変位（cm），K_p：受働土圧係数，B：杭径（cm単位で表す無次元量）である。

解析結果をFig.13に重ねて示す。Fig.13（a），(b)は，Fig.14に示す地盤変形および建物変位を与えたものであり，Fig.13（d）は，基礎底面摩擦によって生じるであろう地盤変形を考慮しない場合と考慮した場合について示している。いずれのケースにおいても，解析値は実験値と概ね似た分布形状を示している。動的時でも建物慣性力に対して杭と基礎底面の水平抵抗で抵抗するが，杭応力に対しては，地盤震動による地盤変形の影響も大きいことが確認された。



(a)杭基礎　(b)パイルド・ラフト基礎

Fig.14　地盤変形分布（動的）



(a)杭基礎　(b)パイルド・ラフト基礎

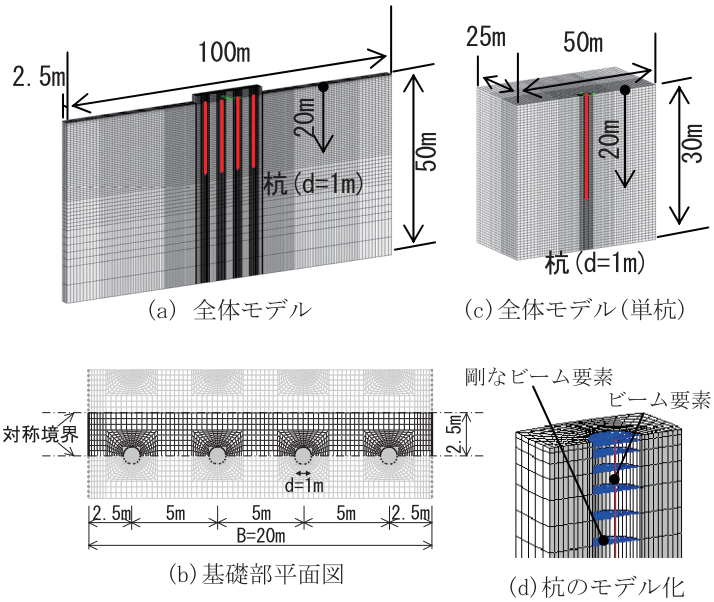
Fig.15　杭頭せん断力と杭頭曲げモーメントの関係

4　パイルド・ラフト基礎の非線形弾塑性FEM解析[15)]

大型模型実験および遠心場での振動実験より，パイルド・ラフト基礎の地震時挙動を明らかにしたが，砂質地盤での模型実験であり，杭基礎とパイルド・ラフト基礎では杭の地盤反力係数が上載圧によって異なっているために，杭応力の発生要因を明らかにするためには詳細な数値解析が必要であった。そこで，非線形弾塑性FEM解析により，単杭，直接基礎，群杭，パイルド･ラフト基礎の各形式について水平力に対するプッシュオーバー解析を行い，ラフト－杭－地盤の相互作用効果を明らかにすることとした。

4.1　解析概要

Fig.16に示すように解析モデルは，帯基礎のラフトに杭が4列配置されたもので，杭間隔は杭径の5倍である。単杭の解析はFig.16（c）に示す別モデルで行っている。地盤および杭は8節点ソリッド要素でモデル化している。Fig.16（d）に示す様に，杭材の剛性は杭中心位置に配置した線形のビーム要素でモデル化し，杭の体積を表現する為に，剛なビーム要素を杭中心から放射上に配置している。ラフトは剛で底面は粗とし，直接基礎，パイルド・ラフト基礎ともラフトのロッキングが生じないものとしている。群杭の解析では各杭の杭頭変位を同一とし，いずれの基礎形式でも杭頭は回転固定としている。載荷はラフトもしくは杭頭に水平荷重のみを作用させ，鉛直荷重は作用させていない。



(a) 全体モデル　(c) 全体モデル（単杭）

(b) 基礎部平面図　(d) 杭のモデル化

Fig.16　解析モデル

解析に用いた物性値などをTable 3に示す。地盤は深度に関わらず一様とし，初期せん断剛性G_0は非排水せん断強

度c_uに比例させ，$G_0=400c_u$としている。地盤の構成則は，破壊条件としてTrescaの基準に加え，破壊基準に到る前は，双曲線モデルにより歪による剛性低下を考慮し，破壊条件で設定した最大せん断応力の1.05倍の値に漸近するものとしている。Fig.17に$G/G_0-\bar{e}$関係を示す。また，静止土圧係数$K_0=1.0$として自重による初期応力を考慮し，平均応力が引張にならない条件を付加している。解析コードはMuDIAN[31]を用いている。

Table 3　解析に用いた物性値

地盤	
単位体積重量（kN/m^3）	16.5
非排水せん断強度c_u（kPa）	50
初期せん断剛性G_0（kPa）	20000
ポアソン比 ν	0.49
杭	
ヤング係数E（GPa）	25
ポアソン比 ν	0.167
直径d（m）	1.0
杭長L（m）	20
杭間隔s（m）	5.0
断面二次モーメント（m^4）	0.049
軸断面積（m^2）	0.785
有効せん断面積（m^2）	0.707
ラフト	
剛性	∞
幅B（m）	20

4.2　解析結果

Fig.18に水平変位と水平荷重度の関係を示す。直接基礎は非排水せん断強度の50kN/m^{2}で滑動している。パイルド・ラフト基礎は直接基礎と群杭の初期剛性よりもやや大きい程度で，（直接基礎＋群杭）の同変位での単純和（破線）の6割程度である。水平変位が増加するにつれ，パイルド・ラフト基礎は単純和に近づく傾向があるものの，変位0.2m時で8割程度である。また，パイルド・ラフト基礎の杭水平荷重分担率は，初期で0.46，水平変位0.2m時で0.68であった。

4.3　考察

Fig.19に載荷荷重に対する各杭のせん断力分担率と杭頭変位の関係を示す。群杭は前・端杭のせん断力分担率が高いが，変位が増大するにつれ低下し，ほぼ一定値に収束する。パイルド・ラフト基礎では変位が増大するにつれ，全ての杭の分担率が上昇する。

Fig.20にGL-1mでの杭の単位面積あたりの地盤反力と杭節点変位の関係を示す。単杭では最大400kN/m^2（$=8c_u$）程度となっている。群杭では，初期剛性に群杭効果による剛性低下がみられるものの，最大値は350～400kN/m^{2}程度で単杭と顕著な差はみられない。一方，パイルド・ラフト基礎では，ラフトの影響により，各杭の初期剛性は群杭よりも更に低下している。また最大値は，後・端杭で200kN/m^{2}と単杭の半分程度になっており，ラフトからの相互作用の影響がみられる。

Fig.21に杭頭せん断力と杭頭曲げモーメントの関係を示す。群杭は単杭と非常に近く，顕著な差はみられない。一方，パイルド・ラフト基礎は同じ杭頭せん断力が生じた時の杭頭曲げモーメントは大きく，ラフトの底面摩擦によって生じた地盤変形が影響していると推察される。

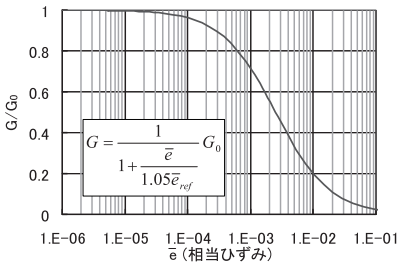


Fig.17　$G/G_0-\bar{e}$関係

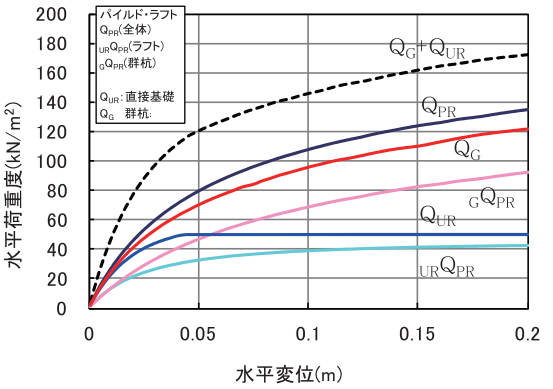


Fig.18　各基礎形式の水平変位～水平荷重度関係

5　弾性論によるパイルド・ラフト基礎の水平抵抗評価方法[17]

2章～4章で述べた通り，パイルド・ラフト基礎は杭と基礎底面の摩擦で水平抵抗しており，基礎底面の摩擦によって生じる地盤変形により，杭の水平剛性が杭基礎の場合よりも小さくなるなど杭とラフトの相互作用を伴う。これらのことを踏まえてパイルド・ラフト基礎の水平抵抗を評価する必要がある。パイルド・ラフト基礎の水平抵抗を評価するために，有限要素法などを用いた解析方法は有力であるが，設計ツールとして簡易にパイルド・ラフト基礎の水平抵抗を評価する必要があり，杭と杭間の相互作用や杭からラフトへの相互作用の影響程度を明確に分割できるモデルを構築することとした。

5.1　解析方法

構築した解析ツールは，以下の特徴をもつ。

①　杭～杭，ラフト～杭の相互作用を考慮

相互作用は，Mindlinの第Ⅱ解を用い，ラフトから杭への影響は，ラフトに作用する水平荷重を平面的に多点の集中荷重に分布させて行う。また，杭から杭への相互作用は，杭と地盤の反力を集中荷重とし，他の杭位置の地盤変位を算定し反力ばねを介して杭へ作用させる。ここで，杭反力を自分の杭の他の深度へは影響させなかった理由は，ばねをウインクラーばねとして単杭の解析結果との整合性を保つためである。

② 多層地盤に対応

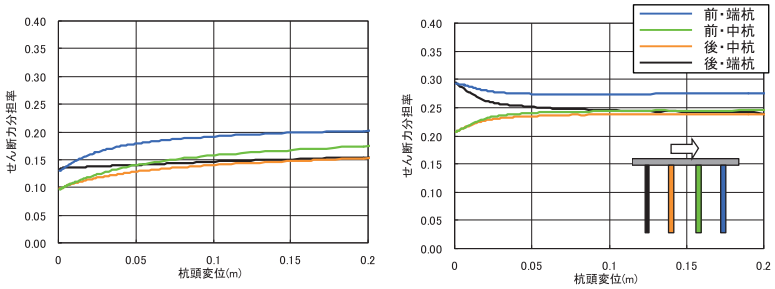
地盤を多層に分割し，各地盤層毎に異なる地盤剛性，せん断剛性G～歪みγ関係を設定する。各層の水平変位は，ある平面の最下端層上部の地盤変位を求めた後，一つ上の層上部の地盤変位を徐々に求めていく。その為，地盤内応力の連続性は必ずしもないが，変位の連続性は深度方向に確保している。（Fig.22）

③ 地盤の非線形性（G～γ特性）を考慮

地盤の非線形性は，ラフトと地盤間との摩擦により発生する地盤変位に対して層分割したせん断歪みに応じて剛性を低下させる。せん断歪みは各層の上端と下端の相対変位を層厚Δh_jで除してラフト底面の平均的な歪みを求める。そして，杭から杭，杭からラフトへ影響は，ラフトの変形によって低下したせん断剛性を用いる。

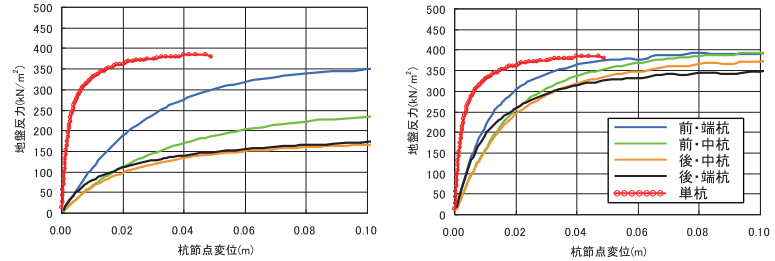
④ 地盤反力ばねの非線形性を考慮

杭と地盤間の非線形性は，地盤と杭の相対変位量に応じて反力ばね剛性が低下するものとする。そして，この剛性低下は，杭周辺の局部的なものと判断し，杭から杭，杭からラフトへ影響は，ラフトの変形によって低下したせ



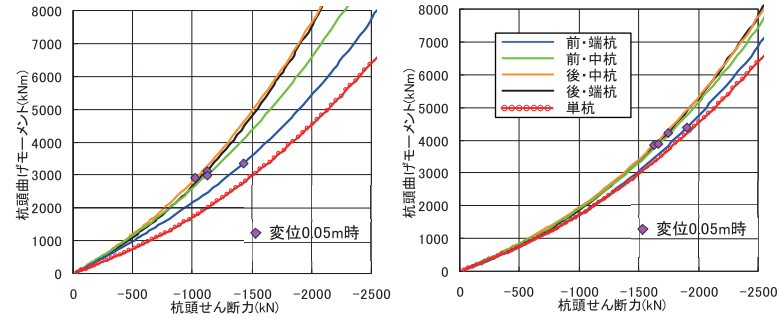
(a)パイルド・ラフト基礎　(b) 群杭

Fig.19　せん断力分担率



(a)パイルド・ラフト基礎　(b)群杭

Fig.20　地盤反力（GL-1m）



(a)パイルド・ラフト基礎　(b)群杭

Fig.21　杭頭せん断力と杭頭曲げモーメント関係

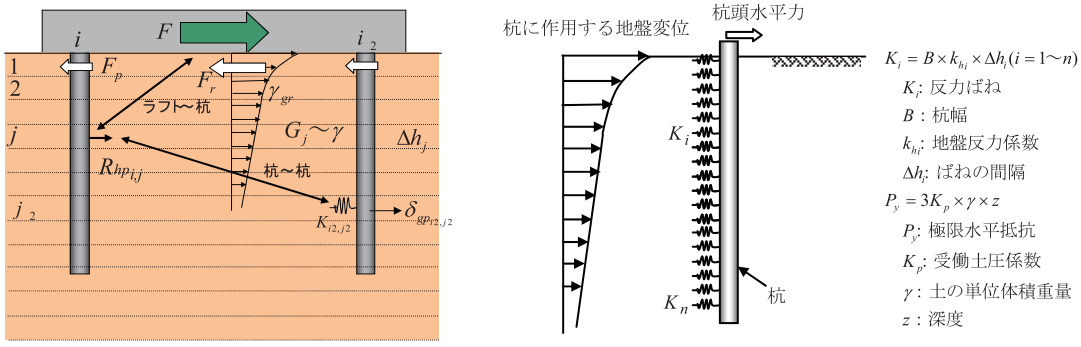


Fig.22　多層地盤の近似

ん断剛性とする。

⑤ 杭材の非線形性を考慮

杭材の非線形性は，ファイバーモデルにより軸力に応じた曲げモーメントM～曲率ϕ関係を考慮する。

解析のフローをFig.23に示す。ラフトと杭の水平荷重分担率を仮定し，全体の水平荷重を杭へ作用する水平荷重F_pとラフトに作用する水平荷重F_rに分ける。F_rによって生じる地盤の水平変位を地盤の各層のG～γ特性を考慮して求め，求まった地盤変位δ_{rp}とF_pを杭に作用させて各杭の水平変位δ_{hp}と各杭の地盤反力R_{hp}を計算する。次にR_{hp}による杭位置の地盤変位δ_{pp}とR_{hp}によるラフト変位δ_{pr}を求める。相互作用を考慮して求まるラフトの水平変位δ_{gr}は，ラフト底面の摩擦F_rにより生じる地表面変位δ_{rr}と杭の反力R_{hp}により生じる地表面変位δ_{pr}を足したものとなり，杭の水平変位δ_{hp}と異なれば杭とラフトの水平荷重分担率を変えて再度計算を行う。ここで，Fig.23には示していないが，各杭の水平変位やラフトが地盤に接している位置での水平変位は一致するように繰り返し収束計算を行う。

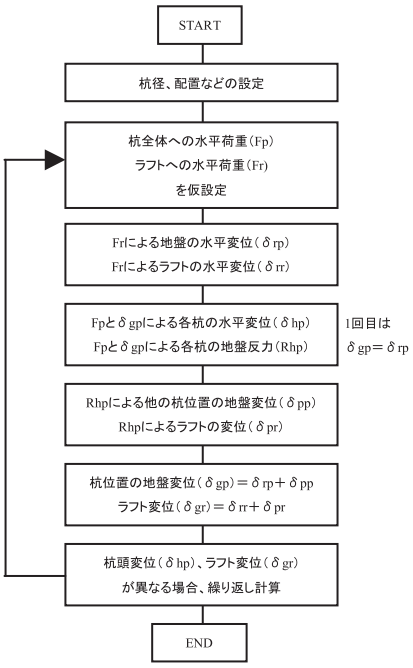


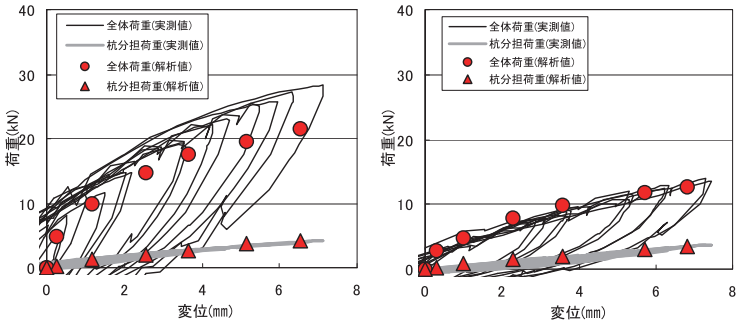
Fig.23 パイルド・ラフトの水平抵抗解析フロー

5.2 考察

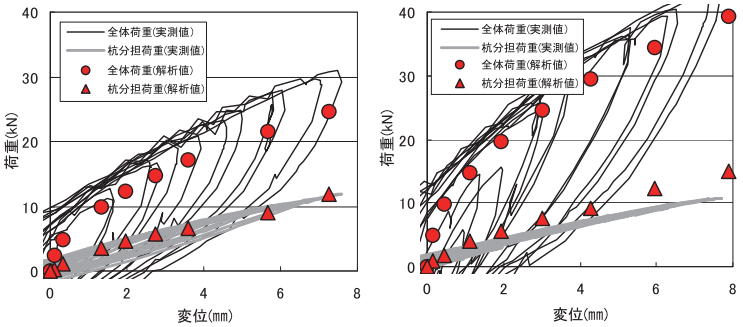
2章でのパイルド・ラフト基礎の実験のシミュレーション解析を行う。杭頭は，実験同様，回転拘束し，杭と地盤の地盤反力係数k_h（kN/m^3）は，式（5）より算定している。ここで，Es：地盤のヤング率（kN/m^2），B：杭幅（cm）である。Esはラフトからの地盤のせん断変形により低下したGからポアソン比を0.3として計算している。但し，模型製作上の杭周辺地盤のゆるみや地盤せん断剛性の試験法の違いによる差異などを考慮してα＝0.1としている。杭材は線形梁とし，地盤反力係数も線形としている。

$$k_h = 80 \times \alpha \times Es \times B^{-3/4} \quad (5)$$

Fig.24に実験値と解析値の比較を示す。実験値の荷重は，載荷方向によって異なるためシフトさせて補正してい



(a)Case 2-1（上載 32.3kN，杭間隔 13D） (b)Case 2-2（上載 8.2kN，杭間隔 13D）



(c)Case 3-1（上載 32.3kN，杭間隔3.3D） (d)Case 3-2（上載 64.6kN，杭間隔3.3D）

Fig.24 実験値と解析値の比較

る。杭間隔が13D，3.3Dとも解析値は実験値と比較的よい対応を示しており，解析手法が妥当であることが分かる。水平変位が大きいところで，実験値が解析値を上回っているが，これはラフトの接地圧がアンカー効果により増加したことによるものであり，増加した接地圧で解析した値とはほぼ一致した。パイルド・ラフトの水平抵抗解析を地盤の初期剛性およびG～γ特性を適切に設定することにより，滑動前までの現象を精度良くシミュレートすることができる。

6　パイルド・ラフト基礎の水平抵抗算定式[18)～24)]

5章で示した水平抵抗評価法は，設計時に使える簡易な解析ツールである。その解析ツールでは，杭と杭や杭からラフトへの影響を考慮しない場合も行うことができ，杭応力に対しては，ラフトから杭への影響のみを考慮すれば杭応力をある程度評価できることが明らかになった[22), 23)]。そこで，ラフトから杭への影響のみを考慮することで，パイルド・ラフト基礎の杭と基礎底面の水平荷重分担率および杭に作用する断面力を，設計上の目安として簡易に算定できるよう理論的に近似式を導出する。本章では，杭断面力および水平荷重分担率の簡易算定式について示す。

6.1　パイルド・ラフト基礎の杭断面力算定式

6.1.1　パイルド・ラフト基礎の杭断面力算定における仮定と近似

パイルド・ラフト基礎特有の杭断面力発生機構をFig.25のように基礎に作用する水平荷重Fを杭F_pとラフトの摩擦抵抗F_rで抵抗するものとし，杭荷重F_pによって発生する曲げモーメントM_iに加えてラフトの摩擦によって発生した地盤変形による曲げモーメントM_gが付加されると考えられる。この考えに基づいて，パイルド・ラフト基礎の杭に作用する断面力は，以下の仮定を行うことにより，近似式ではあるが理論的に算定することができる。

① 地盤は半無限一様地盤とする。これは必須の仮定ではなく，多層地盤の場合は地盤変形を適切に評価することにより対応することができるが，この仮定よりラフトによる地盤変形分布が無次元化できる。

② ラフト，杭，地盤間の相互作用に関して，杭から杭および杭からラフトへの影響は無視する。

③ 基礎底面の摩擦により生じる地盤変形は近似式で表す。

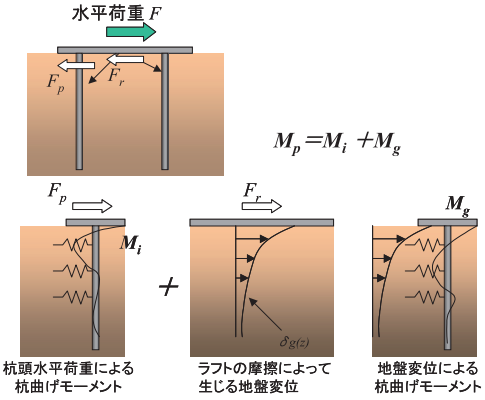


Fig.25　パイルド・ラフト基礎の地震時杭応力の発生メカニズム

杭断面力を簡易に評価する水平抵抗算定式は，ラフト形状を底面積A_rが等価な半径$r=\sqrt{A_r/\pi}$の円形に近似し，ラフト直下の地盤変形δgが杭に作用するとともに杭頭せん断力F_pが作用するものとしたモデル（Fig.26）に基づいて構築する。

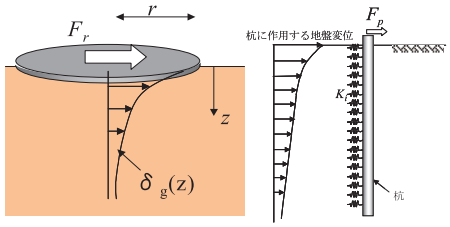


Fig.26　パイルド・ラフト基礎の簡易水平抵抗算定モデル

6.1.2　地盤変形による杭断面力

基礎底面に一様せん断力が作用した場合の地盤変形はCerrutiの解を面積分することにより求められ[32)]，地盤変位$\delta g(z)$を指数近似曲線（6）式で表せるものとし，杭の撓み方程式を（7）式とおき，地盤変形による杭応力の算定[33)]を考える。杭変位$\delta(z)$を（8）式とおく。定数A_sは（9）式で表せる。杭長が十分長いものと仮定し，また，地盤反力係数を一定値，杭頭部で回転固定，杭頭部で地盤変位と杭変位が等しいとすると，定数A_1，A_2，A_3，A_4は，（10）～（12）式と求まる。

$$\delta g(z) = \frac{F_r}{2\pi Gr}(2-\nu)\left(be^{-\frac{az}{r}}+1-b\right) \qquad (6)$$

$$EI\frac{d^4\delta(z)}{dz^4} = Bk_h(\delta g(z)-\delta(z)) \qquad (7)$$

$$\delta(z)=A_1e^{\beta(1+i)z}+A_2e^{\beta(1-i)z}+A_3e^{\beta(-1+i)z}+A_4e^{-\beta(1+i)z}+A_5e^{-\frac{a}{r}z}+\frac{F_r}{2\pi Gr}(2-\nu)(1-b) \quad (8)$$

$$A_5=\frac{4\beta^4}{4\beta^4+a'^4}\times b' \quad (9)$$

$$A_1=A_2=0 \quad (10)$$

$$A_3=\frac{A_5}{2}\left\{\frac{a'^4}{4\beta^4}-i\left(\frac{a'}{\beta}+\frac{a'^4}{4\beta^4}\right)\right\} \quad (11)$$

$$A_4=\frac{A_5}{2}\left\{\frac{a'^4}{4\beta^4}+i\left(\frac{a'}{\beta}+\frac{a'^4}{4\beta^4}\right)\right\} \quad (12)$$

ここで，δg：地盤の水平変位，z：深度，r：ラフト半径，ν：ポアソン比，F_r：ラフトに作用する水平荷重，G：地盤のせん断剛性，e：自然定数，$a'=\frac{a}{r}$，$b'=\frac{F_r}{2\pi Gr}(2-\nu)b=\delta g(0)\times b$，$EI$：杭材の曲げ剛性，$\delta(z)$：杭の水平変位，$B$：杭幅，$k_h$：地盤反力係数，$\beta=\sqrt[4]{Bk_h/4EI}$，$i=\sqrt{-1}$ である。

杭のせん断力Qおよび杭の曲げモーメントMは，それぞれ（13）式，（14）式となり，杭頭せん断力Q_{Top}および杭頭曲げモーメントM_{Top}は（15）式，（16）式で表すことができる。基礎底面（杭頭部）での地盤のせん断歪（$\delta(z)$の$z=0$での傾き）は，（6）式より$a'b'$であり，杭頭部の断面力がこの値に大きく依存する。

$$Q(z)=a'b'\left[e^{-\beta z}\left\{\left(-\frac{a'^3}{\beta}-2\beta^2\right)\cos\beta z-2\beta^2\sin\beta z\right\}+a'^2e^{-a'z}\right]\left(\frac{4\beta^4}{4\beta^4+a'^4}\right)\times EI \quad (13)$$

$$M(z)=a'b'\left[e^{-\beta z}\left\{\left(\frac{a'^3}{2\beta^2}+2\beta\right)\cos\beta z-\frac{a'^3}{2\beta^2}\sin\beta z\right\}-a'e^{-a'z}\right]\left(\frac{4\beta^4}{4\beta^4+a'^4}\right)\times EI \quad (14)$$

$$Q_{Top}=a'b'\left(-\frac{a'^3}{\beta}-2\beta^2+a'^2\right)\left(\frac{4\beta^4}{4\beta^4+a'^4}\right)\times EI \quad (15)$$

$$M_{Top}=a'b'\left(\frac{a'^3}{2\beta^2}+2\beta-a'\right)\left(\frac{4\beta^4}{4\beta^4+a'^4}\right)\times EI \quad (16)$$

6.1.3 杭とラフトの水平荷重分担率

杭頭に作用する水平荷重は，ラフトによる地盤変形が中央部と端部で異なる影響や，ラフトの接地圧効果によって後方杭の方が地盤反力係数が大きい影響[4), 6)]などのため，杭位置で異なる。しかし，ここでは杭位置による差異を無視して，杭本数をn本とした場合，全水平荷重Fをラフトに作用する水平荷重F_rと杭に作用する水平荷重F_pを足し合わせたものとすることにより，杭の水平荷重分担率α_p（$=F_p/F$）を（17）式で算定できる。（17）式はラフトの水平剛性$2\pi Gr/(2-\nu)$と単杭n本の水平剛性$4nEI\beta^3$比と$r\beta$の2つのパラメタより評価できる。杭径が異なる場合（βを変える）や杭位置による地盤変形の違い，地盤の非線形性を考慮する場合（a，bを変える）は，杭毎の杭頭せん断力を足し合わせることにより対応することができる。

$$\alpha_p = \frac{F_p}{F} = \frac{K_p}{K_p + K_r} = \frac{-n\frac{a}{r}b\left\{-\frac{(a/r)^3}{\beta} - 2\beta^2 + (\frac{a}{r})^2\right\}\left\{\frac{4\beta^4}{4\beta^4 + (\frac{a}{r})^4}\right\}EI}{\frac{2\pi Gr}{2-\nu} - n\frac{a}{r}b\left\{-\frac{(a/r)^3}{\beta} - 2\beta^2 + (\frac{a}{r})^2\right\}\left\{\frac{4\beta^4}{4\beta^4 + (\frac{a}{r})^4}\right\}EI}$$

$$= \frac{-n\frac{ab}{r\beta}\left\{-(\frac{a}{r\beta})^3 - 2 + (\frac{a}{r\beta})^2\right\}\left\{\frac{(r\beta)^4}{4(r\beta)^4 + a^4}\right\}4EI\beta^3}{\frac{2\pi Gr}{2-\nu} - n\frac{ab}{r\beta}\left\{-(\frac{a}{r\beta})^3 - 2 + (\frac{a}{r\beta})^2\right\}\left\{\frac{(r\beta)^4}{4(r\beta)^4 + a^4}\right\}4EI\beta^3} \quad (17)$$

6.1.4 杭頭固定度を考慮した杭断面力[21)]

杭頭回転拘束度を考慮したパイルド・ラフト基礎の杭断面力の算定式について示す。杭頭の固定度を表す回転ばねK_θを（18）式とする（ここで，M：杭頭曲げモーメント，θ：杭頭回転角）と，（11），（12）式は（11'），（12'）式となる。そして，（15），（16）式は（15'），（16'）式に拡張される。

$$K_\theta = -M/\theta \quad (18)$$

$$A_3 = \frac{A_5}{2}\frac{-i\left[(\frac{a'}{\beta})^2 + K_\theta'\left\{\frac{a'}{\beta} + \frac{1}{4}(\frac{a'}{\beta})^4\right\}\right] + \frac{1}{4}(\frac{a'}{\beta})^4(K_\theta' + 2)}{(K_\theta' + 2)} \quad (11')$$

$$A_4 = \frac{A_5}{2}\frac{i\left[(\frac{a'}{\beta})^2 + K_\theta'\left\{\frac{a'}{\beta} + \frac{1}{4}(\frac{a'}{\beta})^4\right\}\right] + \frac{1}{4}(\frac{a'}{\beta})^4(K_\theta' + 2)}{(K_\theta' + 2)} \quad (12')$$

$$Q_{Top} = a'b'\frac{1}{K_\theta' + 2}\left\{K_\theta'(-\frac{a'^3}{\beta} - 2\beta^2 + a'^2) - \frac{a'^3}{\beta} - 2\beta a' + 2a'^2\right\} \times (\frac{4\beta^4}{4\beta^4 + a'^4}) \times EI \quad (15')$$

$$M_{Top} = a'b'\frac{K_\theta'}{K_\theta' + 2}(\frac{a'^3}{2\beta^2} + 2\beta - a')(\frac{4\beta^4}{4\beta^4 + a'^4}) \times EI \quad (16')$$

ここで，$K_\theta' = \frac{K_\theta}{\beta EI}$である。

パイルド・ラフト基礎では，基礎底面の摩擦抵抗が期待できるために，杭頭の固定度によらず水平変位はあまり変わらない。そのため，杭頭部をピン接合に近づけると，杭頭曲げモーメントのみならず杭頭せん断力も急激に小さくなる。杭頭ピン接合で同一水平変位と仮定した場合，杭基礎の杭頭せん断力は，50％にしか低下しないが，パイルド・ラフト基礎の場合，α'/βが小さいほど杭頭せん断力の低下割合も多く，例えば$\alpha'/\beta = 0.21$の場合，固定時の10％程度になる。パイルド・ラフト基礎では，杭頭の固定度を調整し杭の水平剛性を小さくすることにより，杭に作用する水平荷重（杭頭せん断力）を低下させる効果がある。

6.1.5 地盤の非線形性を考慮した杭断面力

基礎底面の摩擦力により地盤のせん断変形が生じる。ここでは，地盤のせん断変形によって生じるせん断剛性の低下を考慮した杭断面力の算定式について示す。

ラフトから杭への影響のみ考慮したパイルド・ラフト基礎の杭断面力算定式（杭のせん断力Q（13）式，杭の曲げモーメントM（14）式）の係数a'，b'が地盤のせん断変形によって異なると考える。

地盤の非線形性に伴って，k_hも深さ方向に異なるものの，深度方向に一定として基礎直下付近のものを代表として用いることとし，Hardin-Drnevich（以下HD）モデル[34]（初期せん断剛性G_0，最大せん断応力 τ_{max}）およびRamberg-Osgood（以下RO）モデル[35]で地盤の非線形性を考慮した地盤変形分布を指数近似することにより，係数aおよびbをHDモデルの場合 τ/τ_{max}に応じて，ROモデルの場合 τ/G_0に応じて変更することにより，地盤の非線形性を考慮した杭断面力を求めることができる。地盤変形を指数近似する方法は，地表面変位，深度∞での変位およびラフト直下のせん断歪が一致するようにしている。

地盤のせん断変形に伴う剛性低下（せん断剛性G～せん断ひずみ γ 特性）をROモデル（(19）式～（21）式）とした地盤変形を指数近似した場合を（22）式に示す。 $\tau=0$の時，（22）式は（6）式と一致する。

$$\gamma = \frac{\tau}{G_0}\left\{1+\alpha\left(\frac{\tau}{G_0}\right)^{\chi}\right\} \qquad (19)$$

$$\alpha = \left(\frac{2}{\gamma_{0.5}}\right)^{\chi} \qquad (20)$$

$$\chi = \frac{2\pi h_{max}}{2-\pi h_{max}} \qquad (21)$$

ここで，h_{max}：減衰定数，$\gamma_{0.5}$：$G/G_0=0.5$の時のせん断ひずみである。

$$\delta g \,/\, (F_r/G_0 r) = \frac{1}{\pi a}\left\{e^{-\frac{az}{r}}+\alpha\left(\frac{\tau}{G_0}\right)^{\chi}\frac{e^{-\frac{az}{r}(1+\chi)}}{1+\chi}\right\}+\frac{1}{2\pi a}\{(2-\nu)a-2\} \qquad (22)$$

ROモデルで非線形性を考慮した地盤変形（22）式を指数関数で近似し，係数a,bをラフトに作用するせん断応力に応じた係数a_{nl},b_{nl}と置き換え，Fig.27および（23）式，（24）式となる。Fig.27では $\gamma_{0.5}=0.00026$，$h_{max}=0.25$の場合のα, χ （(20）式，（21）式）を用いている。

$$a_{nl} = a\frac{\left\{1+\alpha\left(\frac{\tau}{G_0}\right)^{\chi}\right\}}{\left\{1+\frac{\alpha}{1+\chi}\left(\frac{\tau}{G_0}\right)^{\chi}\right\}} \qquad (23)$$

$$b_{nl} = \frac{\left\{1+\frac{\alpha}{1+\chi}\left(\frac{\tau}{G_0}\right)^{\chi}\right\}}{\left\{\frac{\alpha}{1+\chi}\left(\frac{\tau}{G_0}\right)^{\chi}+\frac{1}{2}(2-\nu)a\right\}} \qquad (24)$$

指数近似した地盤変形（(6）式の係数a,bをa_{nl},b_{nl}としたもの）を（22）式と重ねたものをFig.28，29に示す。 τ/G_0が大きくても近似精度が高い。

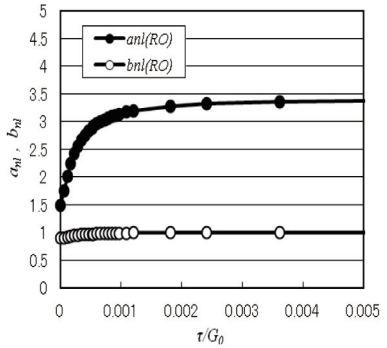


Fig.27　a_{nl},b_{nl}と τ/G_0の関係（ROモデル）

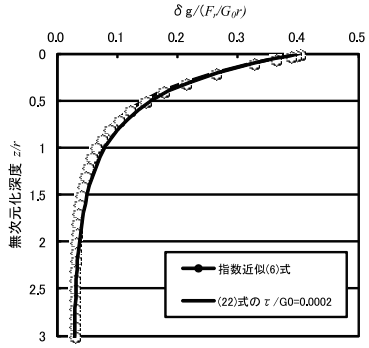


Fig.28　地盤変位分布（ $\tau/G_0=0.0002$）

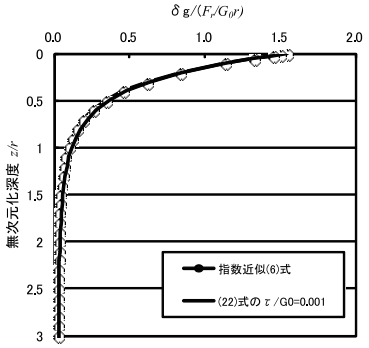


Fig.29　地盤変位分布（ $\tau/G_0=0.001$）

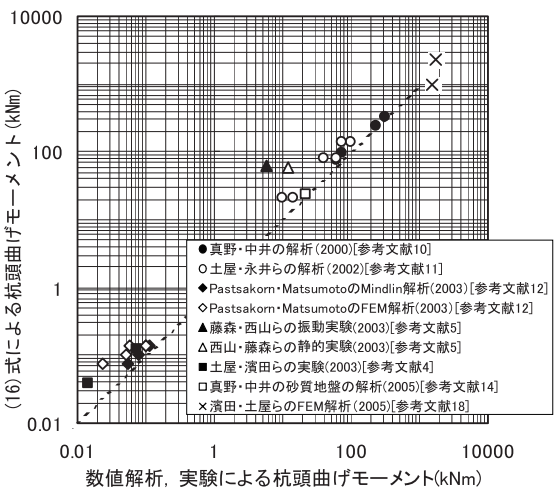


Fig.30 提案式（16）と既往の結果による杭頭曲げモーメントの比較

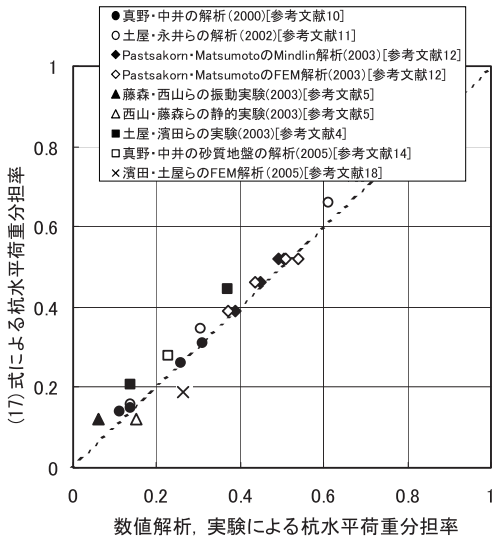


Fig.31 提案式（17）と既往の結果による杭水平荷重分担率の比較

6.2 考察

既往の解析および実験結果と（16）式，（17）式を比較したものをFig.30，Fig.31に示す。既往の文献中に水平荷重分担率および杭断面力が明記されていないものは，グラフから読み取っている。また，（16）式，（17）式の係数α，bは，一様地盤の値（$a=1.49$，$b=0.8845$）を用い，βを算定する際のk_hは，多層地盤の場合，杭頭付近のものを代表値とし，（25）式より算定している。提案式（16）式，（17）式は，等分布荷重が基礎底面に作用する場合の建物中央位置の杭に対するものであるが，水平荷重分担率は既往の解析および実験値と大方一致している。また，提案式（16）式の杭頭曲げモーメントは少し大きめの傾向があるものの概ね解析および実験値と整合している。

なお，地盤震動による地盤変形がパイルド・ラフト基礎に及ぼす影響評価法について，別途構築し実験値と比較している[25)~28)]。

$$k_h=\frac{1.3}{B}\frac{Es}{1-\nu^2}\sqrt[12]{\frac{EsB^4}{EI}} \qquad (25)$$

7 まとめ

パイルド・ラフト基礎の地震時の水平抵抗機構を実験および解析より解明し，パイルド・ラフト基礎の水平抵抗評価法および水平抵抗評価式を構築した。得られた結果を以下にまとめる。

（1） 大型水平載荷実験より，基礎底面の接地圧が大きい時，パイルド・ラフト基礎の基礎底面の水平抵抗は大きく，杭の負担せん断力は小さい。基礎底面の水平抵抗は，砂地盤において基礎底面の接地圧に依存しており，接地圧の評価，つまり常時の杭と基礎底面の鉛直荷重分担率の評価が重要であり，これによって基礎底面の極限摩擦抵抗力が決定される。

（2） 遠心載荷振動実験より，振動時でも建物慣性力に対して杭と基礎底面の水平抵抗で抵抗するが，杭応力に対しては，地盤震動による地盤変形の影響も大きい。

（3） 非線形弾塑性FEM解析より，パイルド・ラフト基礎の杭の水平剛性は，ラフトとの相互作用の影響で杭基礎よりも小さく，同じ杭頭せん断力が生じた時の杭頭曲げモーメントは大きい。

（4） 弾性論による簡易水平抵抗評価法では，多層地盤，地盤の非線形性，杭材の塑性化を考慮して，杭と基礎底面の相互作用を考慮したパイルド・ラフト基礎の水平抵抗を評価することができる設計ツールを構築した。地盤の剛性を適切に設定することにより，滑動前までの現象を比較的精度良くシミュレートすることができる。

（5） 水平抵抗算定式では，設計上の目安として簡易にパイルド・ラフト基礎の杭応力および杭水平荷重分担率を評価できるように近似式を導出しており，杭頭固定度を考慮することや，地盤の非線形性を考慮できる

ように拡張した。算定式の特徴は，基礎底面付近の地盤のせん断歪に依存する杭頭応力を適切に評価することができ，杭の水平荷重分担率を2つの無次元化された定数（$r\beta$と単杭と基礎底面の水平剛性比）で表現することができることである。提案式は，等分布荷重が基礎底面に作用する場合の建物中央位置の杭に対するものであるが，水平荷重分担率は既往の解析および実験値と大方一致している。また，提案式の杭頭曲げモーメントは少し大きめの傾向があるものの概ね解析および実験値と整合している。

パイルド・ラフト基礎の地震時挙動について，模型実験および解析を行ったが，実建物の地震時挙動を地震観測により把握し確認する必要があり，今後の課題である。

参考文献

1）小林治男，桑原文夫，渡邊徹，長尾俊昌，長瀧慶明，真島正人：パイルド・ラフト基礎の原位置水平載荷実験（その1～3），日本建築学会大会学術講演梗概集B-1構造Ⅰ，pp.613-618，2000.
2）永井宏，土屋勉：杭頭拘束条件に着目したパイルド・ラフトの原位置水平載荷実験，日本建築学会構造系論文集No.579，pp.47-53，2004.5.
3）Watanabe,T., Fukuyama,H., Horikoshi,K. and Matsumoto,T: Centrifuge modeling of piled raft foundations subjected to horizontal loads, pp.371-378, *Proc. 5th Int. Conf. On Deep Foundation Practice incorporating Piletalk Int.* 2001.
4）土屋富男，濱田純次，永野浩一，山下清：大型土槽を用いたパイルド・ラフト基礎の水平載荷実験（その1，その2），日本建築学会大会学術講演梗概集B-1構造Ⅰ，pp.471-474，2003.
5）藤森健史，西山高士，若松邦夫：大型遠心せん断土槽実験によるパイルド・ラフト基礎の地震時挙動評価（その1，その2），日本建築学会大会学術講演梗概集B-1構造Ⅰ，pp.487-490，2003.
6）Katzenbach, R. and Turek, J.: Combined pile-raft foundation subjected to lateral loads, *Proc. 16th Int. Conf. On Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, pp.2001-2004, 2005.
7）濱田純次，畑中宗憲，和田照宏，藤山裕仁，石橋直光：遠心模型振動実験におるパイルド・ラフト基礎の杭断面力に関する研究，第41回地盤工学研究発表会，pp.1413-1414，2006.
8）濱田純次，畑中宗憲，林正浩，南雲淳，高橋勇介：パイルド・ラフト基礎の杭断面力に対する地盤震動の影響，第42回地盤工学研究発表会，pp.1311-1312，2007.
9）真野英之，中井正一：水平力を受けるパイルドラフト基礎の杭に生じる応力，第35回地盤工学研究発表会，pp.1863-1864，2000.
10）真野英之，中井正一：水平力を受けるパイルド・ラフト基礎の杭応力の簡易算定法，構造工学論文集Vol.46B，pp.43-50，2000.
11）土屋勉，永井宏，池田篤則：地震力を受けるパイルドラフトの挙動に関する解析的研究，，構造工学論文集Vol.48B，pp.343-350，2002.
12）Pastsakorn, K. and Matsumoto, T.: A simplified analysis method for piled raft foundations in non-homogeneous soils, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, pp.85-109，2003.
13）石井雄輔，関崇夫，西山高士，藤森健史：大型遠心せん断土槽実験によるパイルドラフト基礎の地震時挙動評価（その3）簡易設計法の検討，日本建築学会大会学術講演梗概集B-1，pp.491-492，2003.
14）真野英之，中井正一：地盤種別と鉛直荷重分担率によるパイルドラフト基礎の水平抵抗の変化，第40回地盤工学研究発表会，pp.1635-1636，2005.
15）谷川友浩，濱田純次，重野喜政，山下清：パイルド・ラフト基礎の水平抵抗力に関するFEM解析例，第43回地盤工学研究発表会，pp.1213-1214，2008.
16）真野英之, 中井正一：地盤の非線形性を考慮した水平力を受けるパイルド・ラフト基礎の杭応力の簡易算定法，構造工学論文集Vol.47B，pp.427-434，2001.
17）濱田純次，土屋富男，永野浩一，山下清：大型土槽を用いたパイルド・ラフト基礎の水平載荷実験（その3），日本建築学会大会学術講演梗概集B-1構造Ⅰ，pp.475-476，2003.
18）濱田純次，土屋富男，山下清，吉澤睦博：パイルド・ラフト基礎における地震時の杭断面力に関する解析的研究，第40回地盤工学研究発表会，pp.1421-1422，2005.
19）濱田純次，土屋富男，山下清：一様地盤中におけるパイルド・ラフト基礎の地震時の杭断面力算定方法に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集B-1構造Ⅰ，pp.699-700，2005.
20）濱田純次，土屋富男，山下清：パイルド・ラフト基礎の水平荷重分担率と杭断面力の算定式，第12回日本地震

工学シンポジウム，pp.742-745，2006.
21）濱田純次，土屋富男，山下清：杭頭回転拘束度を考慮したパイルド・ラフト基礎の地震時の杭応力算定式，日本建築学会大会学術講演梗概集B-1構造Ⅰ，pp.695-696，2007.
22）濱田純次，土屋勉：パイルド・ラフト基礎の簡易水平抵抗算定式とハイブリッド解析の比較，日本建築学会大会学術講演梗概集B-1構造Ⅰ，pp.667-668，2008.
23）濱田純次，谷川友浩，土屋富男，山下清：パイルド・ラフト基礎の簡易水平抵抗算定式の適用性，第43回地盤工学研究発表会，pp.1215-1216，2008.
24）濱田純次，土屋富男，山下清：パイルド・ラフト基礎の地震時杭断面力の算定式，日本建築学会構造系論文集，第74巻，第644号，pp.1759-1767，2009.10.
25）濱田純次，谷川友浩，内田明彦：パイルド・ラフト基礎の杭断面力に対する地盤変形分布の影響，日本建築学会大会学術講演梗概集B-1構造Ⅰ，pp.515-516，2009.
26）濱田純次，谷川友浩，内田明彦：地盤変形を受けるパイルド・ラフト基礎の杭断面力，第44回地盤工学研究発表会，pp.1145-1146，2009.
27）濱田純次，内田明彦，畑中宗憲：遠心模型実験より評価した地盤変形によるパイルド・ラフト基礎の杭曲げモーメント，第45回地盤工学研究発表会，pp.1125-1126，2010.
28）濱田純次，内田明彦，谷川友浩，畑中宗憲：地震時の地盤変形によるパイルド・ラフト基礎の杭応力，第13回日本地震工学シンポジウム，2010.（投稿中）
29）運輸省鉄道局：鉄道構造物等設計標準・同解説，基礎構造物・抗土圧構造物，1997.3.
30）土質工学会：N値およびC・φ考え方と利用法，1992.
31）塩見忠彦，吉澤睦博，鬼丸貞友，津國正一：地盤と構造物の非線形挙動を考慮した構造解析システムの開発，竹中技術研究報告No.54，pp.1-8，1998.
32）金井清，田治見宏，大沢胖，小林啓美：建築構造学体系1地震工学，1968.
33）西村昭彦：地盤変位を考慮した構造物の設計，基礎工，pp.48-56，1978.7.
34）Hardin,B.O. and Drnevich,V.P.: Shear Modulus and Damping in Soils: Design Equations and Curves，*Proc. ASCE, SM7*, pp.667-692, 1972.
35）Jennings. P.C.: Periodic Response of General Yielding Structure, *J.Eng. Mech. Div., ASCE, EM2*, pp.131-163, 1964.