

水平力を受けるパイルド・ラフトの非線形解析モデル および原位置水平載荷実験への適用例

NONLINEAR ANALYTICAL MODEL FOR PILED RAFT FOUNDATION SUBJECTED TO HORIZONTAL LOAD AND APPLICATION OF IN-SITU LATERAL LOADING TESTS

永井 宏*, 土屋 勉**

Hiroshi NAGAI and Tsutomu TSUCHIYA

A new hybrid method is developed to analyze the behavior of piled raft foundations subjected to horizontal load. The method is based on nonlinear elastic-plastic springs of individual piles and raft, together with elastic interaction between different piles and with the raft. Calculating the displacement and stress of piled raft foundations, which have rigid joint or pin joint at pile heads, using the method provides a reasonable agreement to results from the in-situ lateral loading tests performed at alluvial soft deposits.

Keywords : Hybrid method, Piled raft foundation, Horizontal load, Connecting condition at pile head, Case history

混合解析, パイルド・ラフト基礎, 水平荷重, 杭頭接合条件, 適用事例

1. はじめに

直接基礎と杭基礎を併用したパイルド・ラフト基礎は、地震による地盤の液状化や広域地盤沈下等に伴うラフト接地圧が低下する恐れのない場合には、特に軟弱地盤における合理的な基礎工法になり得ると考えられる。近年、海外では超高層建築物の基礎にも適用^例え^ば^{1)~3)}されているが、我が国の実施例の多くは依然として特殊な例に限定されているようである。本工法が常に基礎設計の選択肢の一つとして検討対象となるためには、地震力を受けるパイルド・ラフト基礎の支持力と変形状を明らかにしておく必要がある。そのためには、弾性範囲を超える高荷重域までのラフト-杭-地盤間の相互作用を評価したパイルド・ラフト基礎の地震時解析手法の構築が急務と考える。

著者らは、水平力を受けるパイルド・ラフト基礎に関する弾性ハイブリッド解析法^{4)~6)}を構築して解析を行い、ラフトの存在が杭体応力を大幅に低下させること、フーチングと杭頭の接合部にピン条件を組み込むことで水平変位をそれ程増加させず更に杭体応力の低減が可能となること等を指摘した。原位置水平載荷実験⁷⁾では、短期荷重程度の水平力が作用する場合には上記の弾性解析と同様な傾向が得られたが、それ以上の水平荷重が作用すると、パイルド・ラフト基礎の挙動が杭頭部の接合条件によってかなり変化することを確

認した。

地震時においては弾性域を越えた非線形挙動も予測されるので、それに対する適切な検討が必要となる。しかし、パイルド・ラフトの耐震設計に関しては、基礎指針⁸⁾においても具体的な検討方法は示されていない。非線形解析法に関する既往の研究としては、地盤のせん断ひずみの変化に伴う等価な変形係数を適用する真野ら⁹⁾や濱田ら¹⁰⁾の研究、ハイブリッド法による長尾ら¹¹⁾の研究、応答変位法による石井ら¹²⁾の研究があるものの、FEM以外に簡便な方法があまり提案されていないのが現状である。また、これらの手法ではラフトに水平方向変位のみが生ずると仮定しているため、地震力に伴うロッキングや杭周面のすべり破壊等を検討することが困難である。

本論文では、水平力を受けるパイルド・ラフト基礎の非線形挙動を追跡するため、地盤を杭・ラフト近傍地盤と一般地盤に区別すると共に、ラフト接地による効果等を評価する非線形ハイブリッド法を構築する。次に、杭頭接合条件(剛接合およびピン接合)を変化させた原位置載荷実験⁷⁾のシミュレーションを行い、解析法の適用性について検討する。なお、本論文では地震時における建物慣性力としての静的な水平荷重が作用する場合を対象としており、動的な問題や地震時の地盤変位を受けるパイルド・ラフト基礎の挙動については今後の課題としている。

* 室蘭工業大学建設システム工学科 技術補佐員・博士(工学)

Technical Assistance Member, Dept. of Civil Engineering and Architecture, Muroran Institute of Technology, Dr. Eng.

** 室蘭工業大学建設システム工学科 教授・工博

Prof., Dept. of Civil Engineering and Architecture, Muroran Institute of Technology, Dr. Eng.

2. 解析方法

2.1 本解析法の基本的概念

図1に、本論文で構築した非線形ハイブリッド解析法の基本的な考え方を示した。ラフトには薄板要素、杭には梁要素を用いた有限要素法を採用する。地盤は、(イ)～(ハ)のラフトまたは杭近傍地盤と(ニ)の一般地盤に領域分けをして、前者には荷重伝達バネを、後者には地盤を介した応力伝播としてMindlin解¹³⁾を導入する。

また、図2を参照しながら、杭近傍地盤および一般地盤の変形特性を次のように設定する。

① 一般地盤の変形係数には、杭近傍地盤の変形係数にひずみ依存性 ($G/G_0 \sim \gamma$ 関係: 図3) の効果の係数 ξ を乗じた値を適用する。

② 砂質土層の場合、ラフト接地に伴う砂の拘束圧依存性の効果の係数 η も考慮した変形係数を杭近傍地盤や一般地盤に適用する。

以上より、相互作用が過大に評価されないように配慮しながら、比較的簡単にパイルド・ラフトの非線形挙動の追跡を可能にした。鉛直荷重を受ける場合には、このような考え方を文献^{14),15)}で一部報告している。なお、杭頭部がピン接合の場合には、杭の最上段要素として一端剛・他端ピンの梁要素¹⁶⁾を導入する。

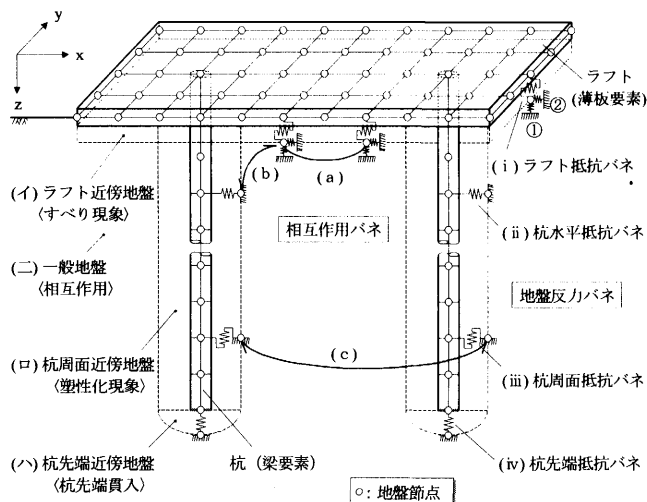
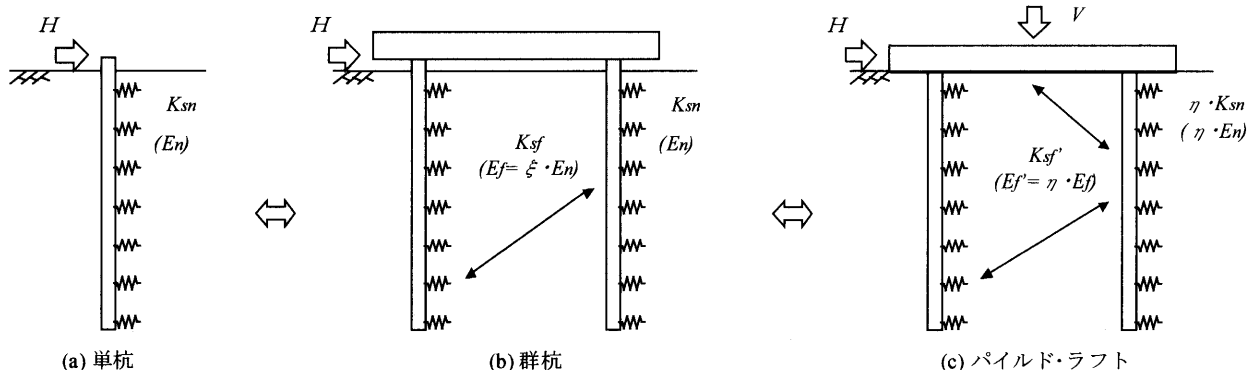


図1 解析モデルの概念



| | | |
|-----------------------|---------------------------------------|------------|
| K_{sn} : 杭-地盤間のバネ剛性 | K_{sf} : 相互作用のバネ剛性 | V : 鉛直荷重 |
| E_n : 杭近傍地盤の変形係数 | E_f : 一般地盤の変形係数 | H : 水平荷重 |
| ξ : ひずみ依存性の効果の係数 | η : ラフト接地に伴う拘束圧依存性の効果の係数 (砂質土のみ) | |

図2 近傍地盤と一般地盤の関係

2.2 剛性マトリックスの構成

外力が作用する基礎全体の荷重-変位関係は (1) 式で表される。

$$\{F\} = [K] \cdot \{\delta\} \quad (1)$$

- $\{F\}$: 基礎に作用する外部荷重ベクトル
- $\{\delta\}$: 基礎に生じる節点変位ベクトル
- $[K]$: 基礎全体の剛性マトリックス

ここで、 $[K]$ は、(2) 式に示すように、ラフト、杭および地盤の剛性マトリックスに分けて評価する。

$$[K] = [K_r] + [K_p] + [K_s] \quad (2)$$

- $[K_r]$: ラフトの剛性マトリックス
- $[K_p]$: 杭の剛性マトリックス
- $[K_s]$: 地盤の剛性マトリックス

$[K_r]$ および $[K_p]$ は、それぞれ有限要素法による薄板要素および梁要素として評価する。

$[K_s]$ については、(3) 式に示すように、ラフトおよび杭近傍の地盤の非線形性を表現する近傍地盤と、地盤を介した応力伝播を表現する一般地盤とに分けて評価する。

$$[K_s] = [K_{sn}] + [K_{sf}] \quad (3)$$

- $[K_{sn}]$: 近傍地盤の剛性マトリックス

ここで、 $[K_{sn}]$ は(4)式に示した各近傍地盤の剛性マトリックスから構成される。なお、 $[K_{sn,r}] \sim [K_{sn,pp}]$ は、それぞれ括弧中の x, y および z 方向変位の節点の自由度を有している。

$$[K_{sn}] = [K_{sn,r}] + [K_{sn,ph}] + [K_{sn,ps}] + [K_{sn,pp}] \quad (4)$$

- $[K_{sn,r}]$: ラフト抵抗の剛性マトリックス (x, y)
- $[K_{sn,ph}]$: 杭水平抵抗の剛性マトリックス (x, y)
- $[K_{sn,ps}]$: 杭周面抵抗の剛性マトリックス (z)
- $[K_{sn,pp}]$: 杭先端抵抗の剛性マトリックス (z)

- $[K_{sf}]$: 一般地盤の剛性マトリックス

ここで、 $[K_{sf}]$ は変位影響マトリックス $[I_y]$ の逆マトリックスである。具体的な地盤のモデル化について以下に詳述する。

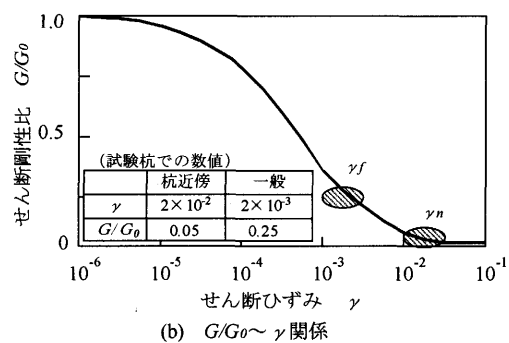
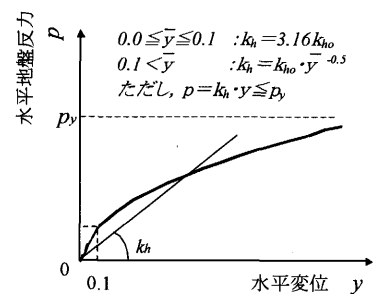
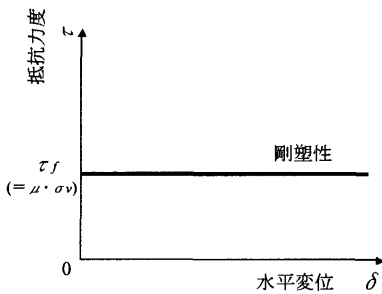
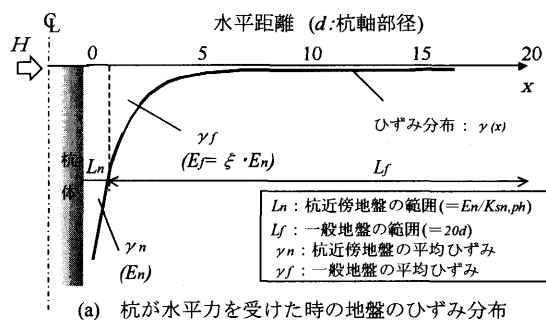


図3 ひずみ依存性効果の係数 ξ の算定方法

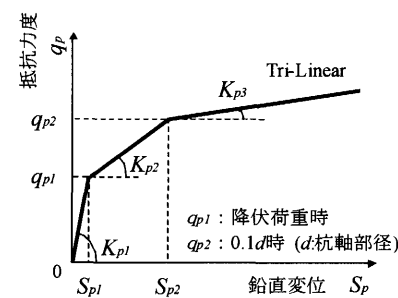
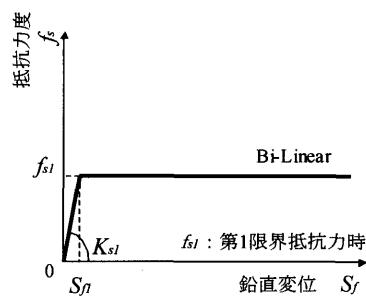


図4 近傍地盤におけるバネモデル

2.2.1 近傍地盤

図4に各近傍地盤における荷重伝達バネモデルを示した。

ラフト近傍の(イ)領域では、ラフト節点と地盤節点間に剛塑性型の荷重伝達バネを導入し、ラフト底面の滑动抵抗(すべり)を表現する。杭近傍の(ロ)および(ハ)領域では、杭節点と地盤節点間に単杭の載荷試験結果との整合性を図るように、非線形弾塑性型または弾塑性型の Winkler バネを導入する。これにより、杭の水平変位に伴う周辺地盤の塑性化現象や、鉛直荷重に対する杭周面と地盤とのすべりおよび杭先端部の地盤への局所的な貫入を表現する。

(i) ラフト抵抗バネ $[K_{sn,r}]$

$[K_{sn,r}]$ は、ラフト底面と地盤との摩擦抵抗を評価するものとし、固着-滑り状態を表現する(5)式の Coulomb モデルを設定した。ただし、ラフト下地盤が粘性土の場合、粘着力(非排水せん断強度: c_u)以上のせん断抵抗は取れないことから、基礎底面の接地圧に摩擦係数を乗じた値と粘着力の小さい方の値を用いる。

$$\tau_f = \mu \cdot \sigma_v \tag{5}$$

- τ_f : ラフト底面の摩擦力度 ($\leq c_u$)
- σ_v : ラフトの鉛直荷重度
- μ : ラフト底面と地盤の摩擦係数

(ii) 杭水平抵抗バネ $[K_{sn,ph}]$

$[K_{sn,ph}]$ は、杭近傍地盤の非線形性を表現する(6)式の水平地盤反力 p -水平変位 y 関係を設定する。基準水平地盤反力係数 k_{h0} は単杭の水平載荷試験結果から算出する。なお、砂質土層に関しては、後述する(11)式および(12)式から E_n を逆算して(7)式に代入することで、ラフト接地に伴う拘束圧効果 η を考慮した k_{h0} を与える。地盤の塑性化現象に関しては、基礎指針の評価式⁸⁾で得られる塑性水平地盤反力 p_y を導入する。

$$\begin{aligned} 0.0 \leq \bar{y} \leq 0.1 & : k_h = 3.16 \cdot k_{h0} \\ 0.1 \leq \bar{y} & : k_h = k_{h0} \cdot \bar{y}^{-0.5} \end{aligned} \tag{6}$$

ただし、 $p = k_h \cdot y \leq p_y$

k_h : 水平地盤反力係数 (kN/m³)

k_{h0} : 基準水平地盤反力係数 (kN/m³)

\bar{y} : 無次元化水平変位 (変位を cm で表した無次元化数値)

y : 水平変位 (m)

p_y : 塑性水平地盤反力 (kN/m²)

$$k_{h0} = \alpha \cdot E_0 \cdot B^{-3/4} \tag{7}$$

α : 評価法によって決まる係数 (m⁻¹)

E_0 : 地盤の変形係数 (kN/m²)

B : 無次元化杭径 (杭径を cm で表した無次元化数値)

(iii) 杭周面抵抗バネ $[K_{sn,ps}]$

$[K_{sn,ps}]$ は、単杭の載荷試験による杭周面抵抗力度 f_s -鉛直変位 S_f 関係を第1限界抵抗力(最大周面抵抗力)時においてバネ剛性が変化する Bi-Linear で表現する。なお、ラフトのロッキングにより杭体に引抜き力が作用する時の杭周面バネは、押込み時と同一とする。

(iv) 杭先端抵抗バネ $[K_{sn,pp}]$

$[K_{sn,pp}]$ は、単杭の載荷試験による杭先端応力度 q_p -鉛直変位 S_p 関係を降伏荷重時および $0.1d$ (d : 杭軸部径) 変位時においてバネ剛性が変化する Tri-Linear で表現する。なお、引抜き力が作用する時の杭先端バネは0とする。

2.2.2 一般地盤

一般地盤の(ニ)領域における杭-ラフト-地盤間の相互作用バネ(図1の(a)~(c))は、集中荷重を仮定した Mindlin 解¹³⁾である地盤節点間の変位影響マトリックスの逆マトリックスである。また、ラフトの地盤反力バネ(図1の①および②)は、長方形等分布荷重が作用する場合に拡張した積分式による変位影響係数の逆数とした。ここで、Mindlin 解は均一な半無限地盤における弾性解なので、これを多層地盤へ適用するに当たって、本論文では以下のように拡張した。

鉛直方向については、(8)式で表される重ね合わせの原理¹⁷⁾(図5参照)より、変位影響マトリックスを算出した。なお、 $Z_i < Z_j$ (Z_i : 任意点の深度, Z_j : 着力点の深度, 深さ方向を正)の場合は、Maxwellの相反定理から(9)式として算出する。

$$S_{ij} = \sum_{k=1}^n \Delta S_{ij} = \sum_{k=1}^n \{ S_{k-1}(E_{s,k}, \nu_{s,k}, H_{(k-1)j}) - S_k(E_{s,k}, \nu_{s,k}, H_{kj}) \}$$

ΔS_{ij} : k層での鉛直変位
 $S_k(E_{s,k}, \nu_{s,k}, H_{kj})$: 変形係数 $E_{s,k}$, ポアソン比 $\nu_{s,k}$ の地盤における任意点kでの変位
 H_{kj} : 着力点jから任意点kまでの距離
 $S_{ij} = S_{ji}$ (9)
 S_{ij} : 加力点jによるi点での変位
 S_{ji} : 加力点iによるj点での変位

水平方向には、(10)式の等価変形係数¹⁸⁾(図6参照)を用いて、変位影響マトリックスを算出した。

$$E_{s,ij} = \frac{E_{s,i}^{eq} + E_{s,j}^{eq}}{2} \quad (10)$$

ここで、 $i \leq 4$ のとき、

$$E_{s,i}^{eq} = (0.5^{i-1} E_{s,i} + \dots + E_{s,i} + 0.5 E_{s,i+1} + 0.25 E_{s,i+2} + 0.125 E_{s,i+3} + 0.0625 E_{s,i+4}) / (0.5^{i-1} + \dots + 1 + 0.9375)$$

$i \geq 5$ のとき、

$$E_{s,i}^{eq} = (0.0625 E_{s,i-4} + 0.125 E_{s,i-3} + 0.25 E_{s,i-2} + 0.5 E_{s,i-1} + E_{s,i} + 0.5 E_{s,i+1} + 0.25 E_{s,i+2} + 0.125 E_{s,i+3} + 0.0625 E_{s,i+4}) / 2.875$$

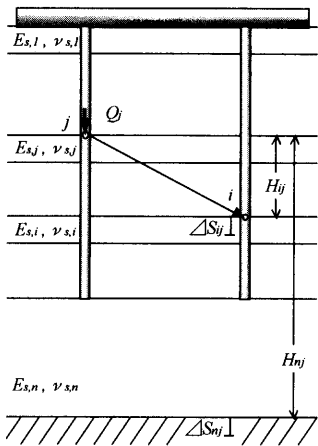


図5 重ね合せの原理

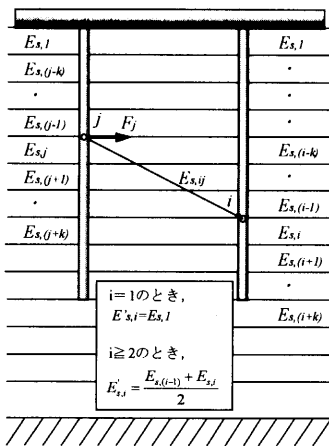


図6 等価変形係数

これらの地盤に関する変位影響マトリックスから逆マトリックスを計算して、ラフトや杭を構成する剛性マトリックスと結合することで、最終的なラフト/杭/地盤を連成した剛性マトリックスが得られる。なお、Mindlin 解を積分した等分布荷重と Mindlin 解そのものの集中荷重を上記のように併用する場合、要素分割幅を小さくすることによる悪影響が生じるため、 $1d$ (d : 杭軸部径) 以上の要素分割幅になることを原則として、杭体および杭間ラフトを分割する。

本解析法で導入した近傍地盤と一般地盤に区別した理由は、杭の変位増大に伴い非線形性が強く現れる杭近傍地盤と応力の重なりが生じる一般地盤では、そのひずみレベルが大きく異なることを解析に反映させるためである(図2の(b))。一般地盤については、以下に示す地盤のひずみレベルを考慮した変形係数を適用する。

(i) 粘性土の場合

水平力を受ける単杭の三次元 FEM 弾性解析から水平変位 10mm 時の杭近傍地盤と一般地盤内の平均ひずみ (γ_n, γ_f) を求め、図3(b)の $G/G_0 \sim \gamma$ 関係¹⁹⁾から、ひずみ依存性の効果の係数 ξ ($= (G_f/G_0)/(G_n/G_0)$: 地盤の剛性比) を算出する。ここで、図3(a)のように杭近傍地盤 (L_n までの範囲) と一般地盤 (一般にパイルド・ラフトで採用される $L_f=20d$ までの範囲) を想定した。ただし、これは入力定数算定上の仮定であり、変位影響係数等の計算にあたっては杭と地盤との節点間距離を 0 とみなしている。この ξ と 2.2.1 (ii) で設定した k_{ho} から (7) 式によって逆解析して求めた E_n とを (11) 式に代入することにより、ひずみレベルを考慮した E_f を算出する。

$$E_f = \xi \cdot E_n \quad (11)$$

ξ : ひずみ依存性の効果の係数 ($= G_f/G_n$)

(ii) 砂質土の場合

ラフトの接地により任意の拘束圧を受けた初期せん断弾性係数 G_0 と (i) の平均ひずみ γ_f から求めたせん断剛性比 G_f/G_0 とを (12) 式に代入することで、ラフト接地に伴う拘束圧依存性の効果の η とひずみ依存性 ξ とを考慮した E_f を算出する。

$$E_f = 2 \cdot G_0 \cdot (1 + \nu_s) \cdot (G/G_0) \quad (12)$$

G_0 : 初期せん断弾性係数 (kN/m^2)
 G/G_0 : せん断剛性比
 ν_s : 地盤のポアソン比

3. 原位置載荷実験²⁰⁾のシミュレーション

3.1 実験概要

図7に試験地の土質柱状図を、図8に載荷試験の状況を示した。現場は利根川左岸の沖積低地である。敷地地盤は、N 値 0~3 程度の軟弱なシルト層が G.L.-25m まで厚く堆積しており、表層部を除き概ね正規圧密状態である。パイルド・ラフト試験体は、杭頭部を剛接合した PR-f とピン接合した PR-p の 2 体であり、幅 2.0m × 奥行 1.5m × 厚さ 0.2m の RC 基礎スラブに、2 本の多翼鋼管杭が $s/d=10$ (s : 杭中心間隔, d : 杭軸部径) 間隔で載荷方向に直列配置されている。試験は、基礎スラブ上面に平均荷重度約 20 kN/m^2 の鉛直荷重を作用させた状態で、多サイクルの正負交番水平載荷で実施している。

3.2 解析条件および入力パラメータの設定

本解析では、鉛直荷重をラフトの各節点に負担面積を考慮した集中荷重として段階的に作用させた後、水平荷重をラフト側面に単調漸増載荷した。

表1に本解析における入力パラメータをまとめた。以下にそれらの設定方法を詳述する。ただし、杭体の曲げ剛性(曲げモーメント $M \sim$ 曲率 ϕ 関係)は、載荷実験結果を踏まえて、本論文で検討対象とする水平荷重 $H=64 \text{ kN}$ までは弾性とした。

3.2.1 ラフト-地盤バネ

ラフトの滑り現象は、ラフト近傍地盤での砂層のせん断破壊によって生じると仮定する。ラフトと地盤の摩擦係数 μ は、ラフト底面に敷設した砂試料をタンピングして締固めているので、中密の状態であると想定して、 $\mu=0.65$ (砂のせん断抵抗角 $\phi \approx 33^\circ$) とした。

3.2.2 杭-地盤バネ

当該敷地において実施したパイルド・ラフトに配した杭と同一仕様様の単杭の押込み載荷試験結果および水平載荷試験結果に基づいて、

杭-地盤バネを設定した。すなわち、一般杭軸部の鉛直バネを Bi-Linear、翼部および杭先端部のそれを Tri-Linear で近似した。水平バネに関しては、載荷試験から k_{h0} を、一軸圧縮試験から $p_y (=9c_u)$ を設定した。また、載荷試験から (7) 式により算出した E_0 と一軸圧縮試験による変形係数 E_{50} がほぼ等しかったことから、 E_{50} を杭近傍地盤の変形係数 E_n とした。ここで、砂層 (T.L.-0~0.15m) の水平バネについては、後述する 3.2.3 (i) の ξ および (ii) の E_f から E_n および k_{h0} を算出すると共に、 p_y についてはパイルド・ラフトの実験結果から塑性水平地盤反力に達しないとした。

3.2.3 一般地盤の変形係数

(i) 粘性土 (T.L.-0.15m 以深の地層) の場合

図 9 に示した FEM から求めた各地盤の平均ひずみ (γ_n, γ_f) と $G/G_0 \sim \gamma$ 関係 (図 3(b) に併記) から ξ を求めた。このとき、ひずみ依存性効果は $\xi=5$ であり、文献¹⁹⁾ とほぼ等しい値である。これと E_{50} を (11) 式に代入して E_f を算出した。G.L.-12.0m 以深については、土質試験を実施していないため、標準貫入試験の N 値に基づいた (13) 式²⁰⁾ から E_{50} を推定した。

$$E_{50} = 700 \cdot N \quad (\text{kN/m}^2) \quad (13)$$

(ii) 砂質土 (T.L.-0~0.15m) の場合

敷設した砂試料については、初期せん断弾性係数を文献²¹⁾ に準拠して (14) 式で設定した。また、鉛直荷重 σ_v は表層に近いことから、実測によるラフトの負担鉛直荷重 10 kN/m^2 とした。この G_0 と (i) で求めた G_f/G_0 とを (12) 式に代入して E_f を算出した。

$$G_0 = 7000 \cdot \sigma_v^{0.5} \quad (14)$$

G_0 : 初期せん断弾性係数 (kN/m²)

σ_v : 鉛直荷重 (kN/m²)

なお、実測値および解析値は水平荷重に伴う各種変化量を示す。

3.3 単杭の載荷試験シミュレーション

パイルド・ラフトのシミュレーション解析に先立ち、単杭での載荷実験結果との比較を行い、杭-地盤間バネモデルの諸元の設定を含めた非線形解析法の妥当性について検証する。

図 10 は、水平荷重-水平変位関係の比較である。載荷の初期から終了段階までの非線形挙動は、解析値と実測値が互いに良く近似している。

図 11 は杭体の曲げモーメント分布であり、解析値が微小となる T.L.-6.0m までを表示した。解析による曲げモーメントは、荷重の増大に伴い徐々に実測値よりも幾分か大きくなる傾向が見られるものの、地中部最大値の発生深度など実測の分布傾向を概ね表現できている。

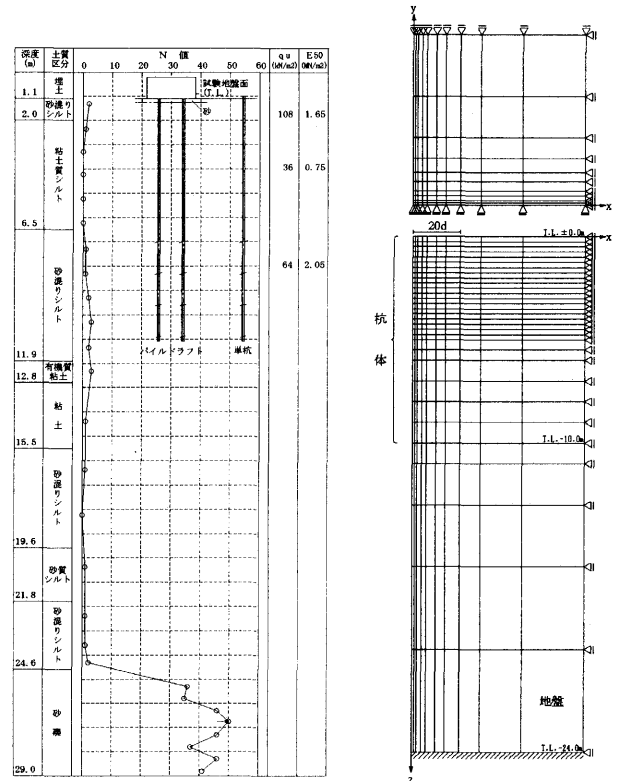


図 7 土質柱状

図 9 FEM 要素分割

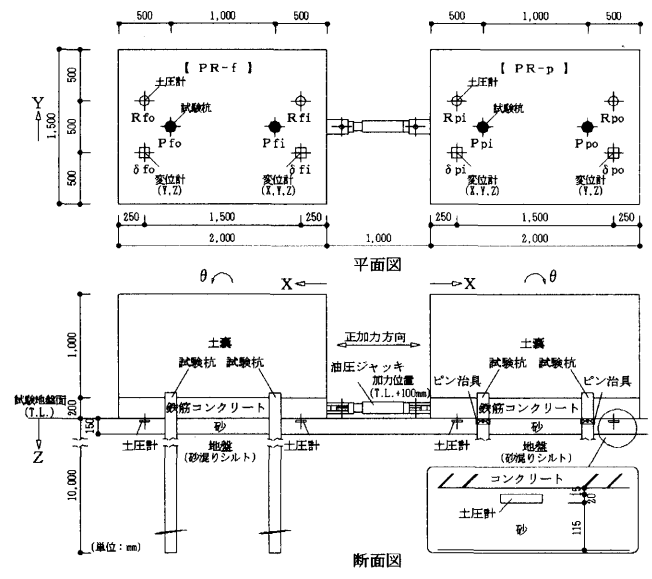


図 8 試験状況

表 1 解析諸元

| 深度 (T.L.-m) | 地盤 | | | 杭-地盤 (水平) ※3 | | 杭-地盤 (鉛直) ※4 | | | | |
|-------------|------|-------------------------------|---------|-------------------------------|----------------------------|--------------------------|------------------|------------------|---------------------------------|------------------|
| | 土質※1 | E_f ※2 (MN/m ²) | ν_s | K_{h0} (MN/m ³) | p_y (kN/m ²) | K (MN/m ³) | | | f_s, q_p (kN/m ²) | |
| | | | | | | $K_{s1}(K_{p1})$ | $K_{s2}(K_{p2})$ | $K_{s3}(K_{p3})$ | $f_{s1}(q_{p1})$ | $f_{s2}(q_{p2})$ |
| 0~0.15 | S | 14.4 | 0.3 | 1.8/37.0 | 0/- | 2.2 | - | - | 4.2 | - |
| 0.15~1.0 | ML | 8.3 | 0.4 | 13.0 | 484 | 2.2 | - | - | 4.2 | - |
| 1.0~5.5 | MH | 3.8 | 0.4 | 9.7 | 160 | 2.2 | - | - | 4.2 | - |
| 5.5~10 | ML | 10.3 | 0.4 | 26.4 | 286 | 13.1 | 3.2 | 1.3 | 19.6 | 44.3 |
| 10~11 | ML | 10.3 | 0.4 | | | 62.8 | 24.7 | 6.4 | 87.1 | 276 |
| 11~12 | OH | 9.1 | 0.4 | | | | | | | |
| 12~15 | C | 2.5 | 0.4 | | | | | | | |
| 15~19 | ML | 1.2 | 0.4 | | | | | | | |
| 19~21 | ML | 2.5 | 0.4 | | | | | | | |
| 21~24 | ML | 4.1 | 0.4 | | | | | | | |

※1 S: 砂, C: 粘土, ML: 砂質シルトまたは砂混りシルト, MH: 粘土質シルト, OH: 有機質粘土
 ※2 $E_f = 5 \cdot E_{50}$ (T.L.-0.15~11m), $3500 \cdot N$ (T.L.-11~24m)
 ※3 左側: 単杭, 右側: パイルド・ラフト
 ※4 Bi-Linear (T.L.-0~6m), Tri-Linear (軸部 T.L.-6~10m, 先端)

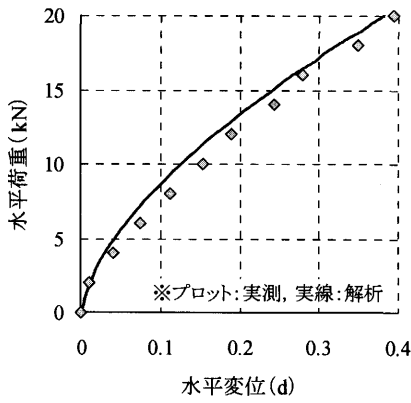


図10 単杭の水平荷重-水平変位関係

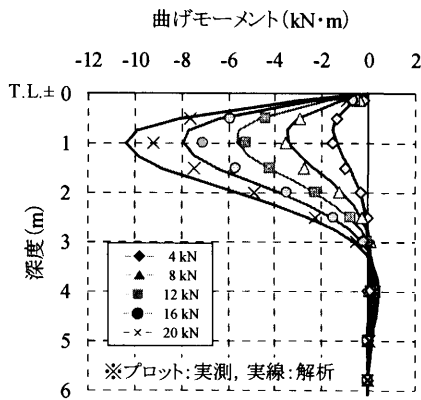
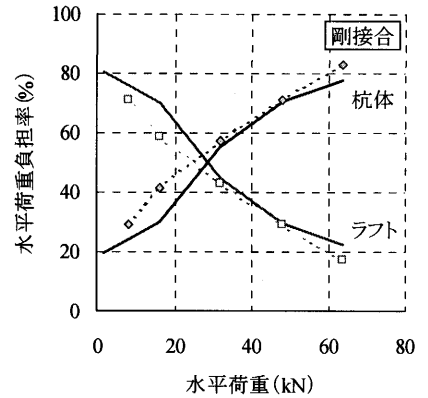
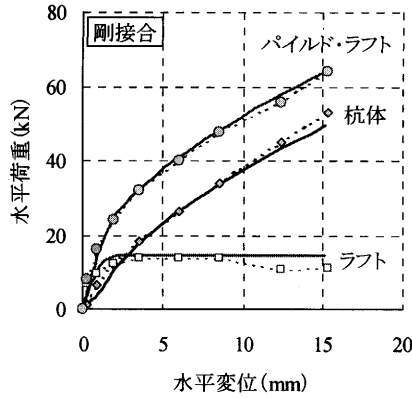
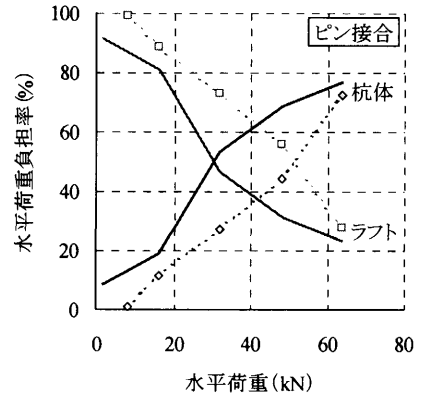
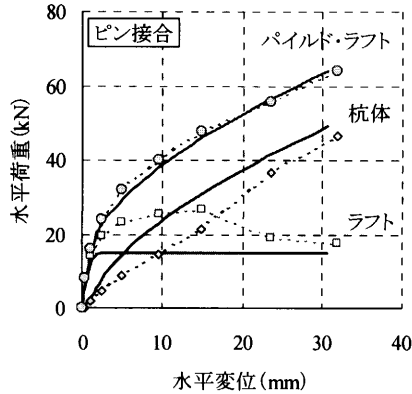


図11 単杭の曲げモーメント分布



※図12~図13 (点線:実測, 実線:解析)

図13 水平荷重負担率

3.4 パイルド・ラフトの載荷試験シミュレーション

原位置実験では正負交番載荷を行っているが、パイルド・ラフトの履歴特性に関する実測例が少なく未解明な点が多いことから、本解析では正加力方向(図8のX方向)の載荷のみを比較検討する。

3.4.1 ラフトの変位性状および水平負担荷重

図12は、水平荷重-水平変位関係である。解析結果は、実測によるパイルド・ラフト基礎全体の非線形挙動を良く反映している。ただし、杭体とラフトの部を個々に比較すると、解析値と実測値で幾分異なる傾向が見られる。そこで、図13にラフトおよび杭の荷重負担率を示した。剛接合では、解析による杭およびラフトの負担荷重が実測値と良く近似している。ピン接合では、杭負担を幾分過大に、ラフト負担を過小に評価している。この理由として、実験では杭頭ピン治具のクリアランスにより、剛接合よりもピン接合の実験直前のラフト接地圧が大きかった現象⁷⁾を、解析では評価していないためである。

3.4.2 杭の曲げモーメント分布

図14に杭の曲げモーメントの深度分布、図15に水平荷重に伴う最大曲げモーメントの推移を示した。地中部における最大曲げモーメントの発生深度は解析値と実測値が概ね近似している。ただし、剛接合の地中部では0.8~1.2倍程度と実測に近いが、杭頭部では実測値の1.0~1.5倍程度と水平荷重の漸増に伴い徐々に過大評価していく傾向が見られた。実測で推察されたラフト直下の砂層の剛性増大の現象が解析では考慮されておらず、杭頭部でその影響が顕著に表れたものと思われる。更に厳密な評価をするには、今後この現象を考慮する必要がある。また、ピン接合の解析値も実測値よりも

幾分大きくなっている。これは、ピン接合治具の影響による接地圧増加の補正を行わず、両接合条件で等しい摩擦係数を設定したことで、ラフトの水平荷重負担を過小に評価したためと考えられる。

3.4.3 杭頭接合条件の影響

図16は、水平変位および最大曲げモーメント(剛接合:杭頭部、ピン接合:地中部)において、剛接合モデルのこれらの値に対するピン接合モデルの値の比である。

水平変位の比 δ_p/δ_r は、載荷初期では解析値と実測値が共に1.1程度であり、杭頭接合条件の影響が小さい。しかし、ラフトの滑動が始まると δ_p/δ_r は急増するが、その増大傾向は解析値の方が実測値よりも顕著である。ラフトの水平抵抗降伏後は、水平荷重の増加に伴い解析による δ_p/δ_r は緩やかに漸増し、 $H=64\text{kN}$ (図13から杭負担率は約80%)では実測とほぼ等しい約2倍となっている。

最大曲げモーメントの比 M_p/M_r は、載荷初期では解析値と実測値が共に0.3程度である。その後、ラフト水平抵抗の降伏に伴い M_p/M_r は上昇する。ラフト面積の大半が降伏に達すると解析による M_p/M_r は急激に増加した後、弾性支承梁理論で算出される単杭の杭頭固定条件の比 $M_p/M_r=2/3$ に緩やかに近づく。この値は、実測による M_p/M_r とほぼ等しい。

このように、ラフト水平抵抗の降伏後の δ_p/δ_r や M_p/M_r の推移が、実測では下に凸、解析では上に凸となり両者に差異が認められる。しかし、ラフト-地盤間バネを簡単な剛塑性モデルで表現した解析法によって、降伏後に実測で確認された現象(杭頭接合条件によりパイルド・ラフトの変位差は増大するが、杭体応力の差は減少する)を概ね評価できると言えよう。

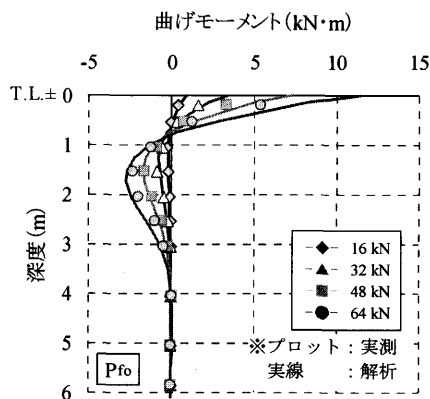


図 14 杭体曲げモーメント分布

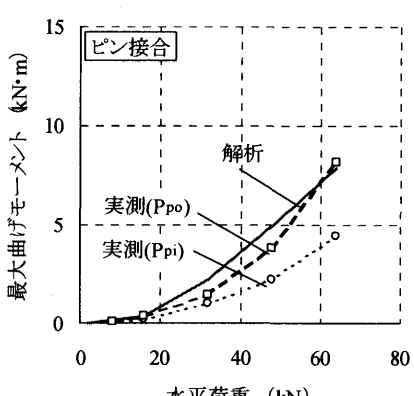
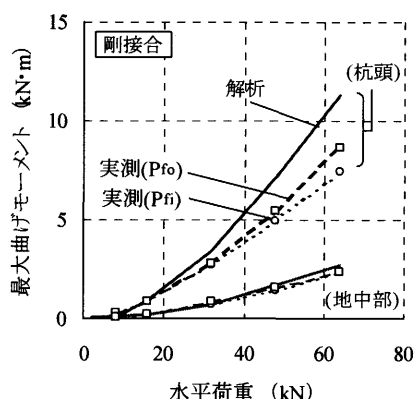
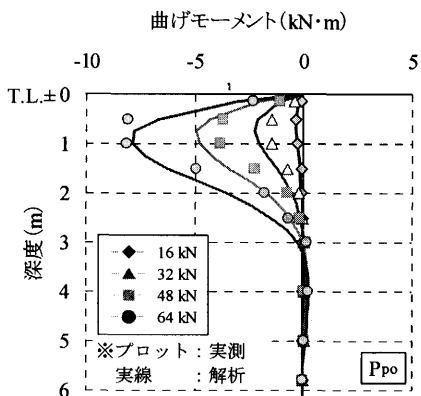


図 15 最大曲げモーメントの比較

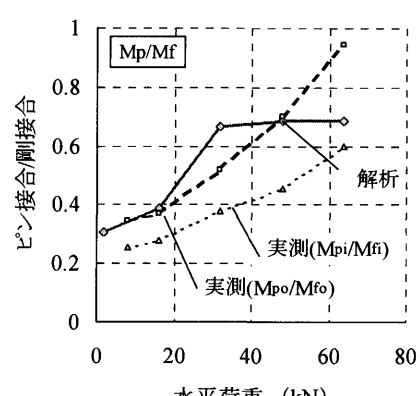
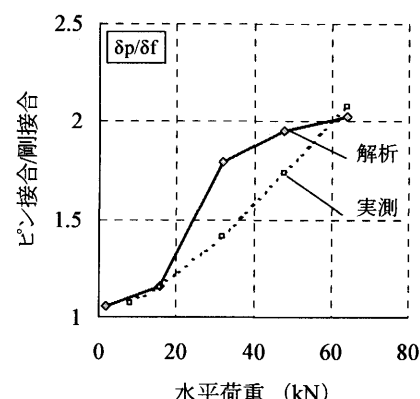


図 16 杭頭接合条件の影響

4. まとめ

本論文では、水平力を受けるパイルド・ラフト基礎の非線形挙動を追跡する解析法を構築した。本解析法の適用性を検討するため、原位置水平載荷実験のシミュレーションを実施して実測値と比較検討した結果、以下の結論を得た。

- ① 近傍地盤と一般地盤の概念を導入し、各々の地盤特性を考慮した変形係数の導入により、基礎全体の非線形挙動を再現できる。
- ② 杭の曲げモーメントを幾分過大に評価する傾向があるものの、ラフトおよび杭の各水平負担荷重を概ね評価できる。
- ③ ラフト-地盤間を剛塑性バネモデルで表現することで、ラフト水平抵抗が降伏した後の杭頭接合条件の影響も評価できる。

なお、本シミュレーションでは変形性能が高い鋼管杭であったが、PHC杭の場合には、杭体の $M \sim \phi$ 関係を適切に設定すれば同様に検討することが可能である。今後に残された課題としては、ラフトの接地による地盤剛性の増大現象を表現するモデル、地盤変位を含めた地震時挙動の解析モデルの構築が挙げられる。

参考文献

- 1) M.F.Randolph and P.Clancy : Design and performance of a piled raft foundations, Settlement'94, ASCE Geotechnical Special Publication , No.40, 1, pp.314-324, 1994.
- 2) E.Franke, B.Lutz and Y.El-Mossallamy : Measurements and numerical modelling of high rise building foundations on Frankfurt clay, Settlement'94, ASCE Geotechnical Special Publication , No.40, 2, pp.1325-1336, 1994.
- 3) C.N.Baker, T.Azam and L.S.Joshesh : Settlement analysis for 450 meter tall KLCC Towers, Settlement'94, ASCE Geotechnical Special Publication, No.40, 2, pp.1650-1671, 1994.
- 4) 木田和宣, 土屋 勉 : 水平荷重が作用するパイルドラフトの解析的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.553-554, 1997.9

- 5) 土屋 勉, 木田和宣, 大築和夫 : 水平力を受けるパイルドラフトの変形性状および水平変位の略算法, 情報システム利用技術シンポジウム論文集, Vol.22, pp.49-54, 1999.12
- 6) 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, 2002.3
- 7) 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, 第 579 号, pp.47-53, 2004.5
- 8) 日本建築学会 : 建築基礎構造設計指針, 2001.10
- 9) 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, 2001.3
- 10) 濱田純次, 永野浩一, 土屋富男, 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-シミュレーション解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.475-476, 2003.9
- 11) 長尾俊昌, 桑原文夫, 小林治男, 渡邊 徹, 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 5 ハイブリッドモデルによる解析結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.483-484, 2003.9
- 12) 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 分冊, pp.491-492, 2003.9
- 13) 最上武雄 : 土質力学, 1969.8
- 14) 永井 宏, 土屋 勉, 日光秀和 : 鉛直荷重を受けるパイルドラフトの非線形解析モデルと適用例, 開発技報, 第 45 号, pp.7-14, 2002.6
- 15) 日光秀和, 土屋 勉, 永井 宏 : 鉛直荷重を受けるパイルドラフトの弾塑性ハイブリッド解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1 分冊, pp.653-654, 2002.8
- 16) 土屋 勉, 永井 宏 : 鉛直荷重を受けるパイルドラフトの応力・変形に関する解析的研究, 構造工学論文集, Vol. 47B, pp.375-380, 2001.3
- 17) 秋野矩之 : 地盤の剛性評価と建物の沈下予測-建築物の即時沈下予測方法 (その 1), 日本建築学会構造系論文集報告集, 第 412 号, pp.109-119, 1990.6
- 18) K.Yamashita, M.Tomono, M.Kakurai : A method for estimating immediate settlement of piles and pile groups, Soils and Foundations, Vol.27, No.1, pp. 61-76, 1987.
- 19) H.G.Poulos : Pile behaviour-theory and application, Geotechnique39, No.3, pp.365-415, 1989.
- 20) 地盤工学会 : 地盤調査法, pp.254, 1995.9
- 21) 清田芳治, 萩原庸嘉, 村田英雄 : 珪砂 6 号の動的変形特性に関する研究, 第 30 回土質工学研究発表会, pp.851-852, 1995.7

(2004年4月7日原稿受理, 2004年11月24日採用決定)