

群杭の水平抵抗に関する模型実験 (3)

柴田 徹・八嶋 厚・木村 亮

MODEL TEST OF LATERALLY LOADED PILE GROUPS-(3)

By Toru SHIBATA, Atsushi YASHIMA and Makoto KIMURA

Synopsis

Lateral load tests are made on model free-headed pile groups. Pile details and arrangement of pile groups are shown in Table 1 and Fig.3. The variation of group efficiency for Box pile groups with several relative rigidities E_p/G , are shown in Fig.10. Some comparisons are made between the results and theoretical predictions based on the method developed by M.F. Randolph (1981). The predicted and measured values of group efficiency are generally in good agreement, with the maximum discrepancy being about 30% (see Fig.12). And some parametric studies on real scale pile foundations are carried out by aforementioned Randolph's method.

1. ま え が き

構造物の基礎として用いられる杭群は、水平力を受けることが多い。しかし、群杭の水平抵抗に関しては、杭間の土の挙動、杭頭拘束条件、荷重分担率その他複雑な諸問題を含んでおり、多くの研究にもかかわらず、未だにいくつかの解明されない点を残している。筆者らは、群杭の水平抵抗に関する一連の研究を進めてきた。前々報¹⁾・前報²⁾では、杭頭自由の室内模型実験において、杭中心間隔、杭本数および杭配置を種々に変化させた時、これらが群杭効率、荷重分担率に与える影響を報告した。また、実験結果を説明する手法として、Randolph の解³⁾を用い比較検討した。それによれば、群杭効率の計算値は約30%以内の精度で実測値を推定し得ると結論された。

群杭のアプローチ法には、Fig.1に示すように原型実験、模型実験および解析手法などの方法が考えられる。原型実験は実用上最も有効な定量的結果を導くが、規模が大きくなるために、経費の面で問題がある。また模型実験は実物大の杭に応用するためには相似率を一致させる必要があり、現在の模型実験においては定性的結果を示すに過ぎない。

そこで本研究では、さらに杭の剛性を変えた実験を行い、杭と地盤の相対剛性を広い範囲で考慮した。そして解析手法が、幅広い相対剛性のもとでの結果を定量的にカバーできれば (Fig.1(c)で表わされる)、実際の設計への指針 (Fig.1(d)) となり得ると判断した。ここでは、群杭問題に対する解析手法の中から、前述したRandolphによる簡便法 (FIGLET)⁴⁾を取り上げ、その妥当性および適用範囲についてさらに検討を加えた。そして、実大群杭への適用を図るため、原型群杭のオーダーで FIGLET を用いたケーススタディーを実施した。ここでは、

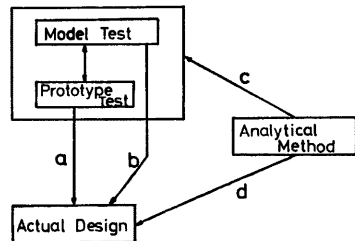


Fig. 1 Approach of pile groups' study

その結果を示すとともに、群杭基礎設計法について2, 3の考察を行う。

2. 実験の方法

模型杭の水平載荷実験の方法は、前報で述べたのと同様で、実験装置として Fig.2 に示すものを用いる。模型杭の諸元は、直径 22mm、管厚 2.2mm、杭長 80cm の塩化ビニル管である。Table 1 に、前報のアルミニウム管も合わせて諸元を示している。曲げ剛性は $EI=2.05 \times 10^4 \text{kgf} \cdot \text{cm}^2$ であり、アルミニウム管 $EI=2.84 \times 10^5 \text{kgf} \cdot \text{cm}^2$ と比較すると1オーダー小さい。以下簡単のため前報のアルミニウム模型杭での水平載荷実験を実験A、今回の塩化ビニル模型杭のそれを実験Bとする。

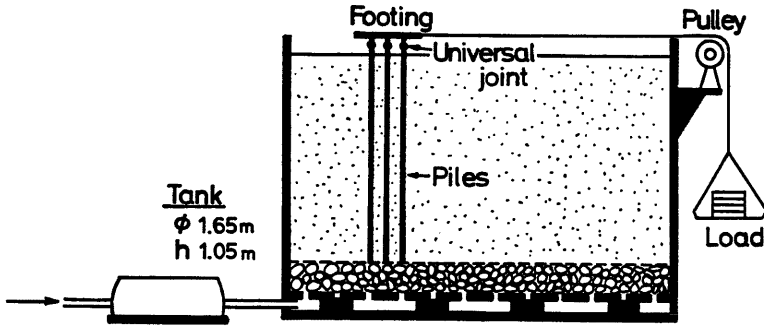


Fig. 2 Sketch of lateral loading apparatus

Table 1 Details of model pile

	External diameter (mm)	Wall thickness (mm)	Section area (cm ²)	Length (cm)	Bending rigidity (kgf·cm ²)	Material
A	20	1.6	0.92	80	2.84×10^5	aluminium JISH4080
B	22	2.2	1.37	80	2.05×10^4	chloridized-vinyl JISK6741

模型杭の配列は Fig. 3 のようにボックス配置とし、杭本数、杭中心間隔 (s) を変化させた。また、杭頭拘束条件は自由であり、模型杭への水平力は、杭1本当りの荷重ステップを 2kg ずつ加え、2kg, 4kg において一旦ゼロまでもどして再載荷した。測定項目は杭頭から約 8cm 下の曲げモーメントとせん断力および杭頭水平変位である。なお、群杭の影響が及ばない距離において、その都度、単杭の実験を並行して行った。

模型地盤は実験Aと同様、実験Bでも均一性を確保するためボイリングによる水締め法を採用した。Fig. 4 は地盤上の粒径加積曲線を示す。図中実線はボイリング前の状態で、破線は150回以上ボイリングをさせた後の粒径加積曲線である。地盤の物性は Table 2 に示すとおりであり、地表面下 10cm での含水比は $w=3.1\%$ である。また実験の後にポータブルコンを用いて合計20回貫入試験を行った。結果を Fig. 5 に示す。図中黒丸は平均値である。なお側圧を変化させた間隙比 $e=0.8$ での排水三軸試験より、内部摩擦角 $\phi=35.7^\circ$ を得ている。

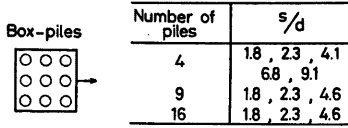


Fig. 3 Arrangement of pile groups

Table 2 Properties of model ground

D_{10}	0.22mm	γ	1.74g/cm ³
D_{60}	0.66mm	e_{max}	0.816
D_{50}	0.60mm	e_{min}	0.518
U_c	3.0	e	0.759
G_s	2.64	D_r	19%

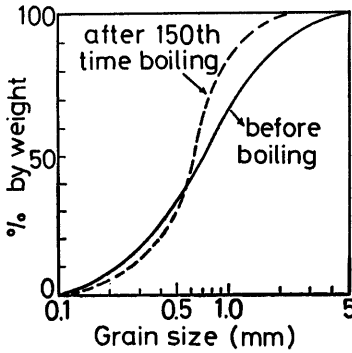


Fig. 4 Grain size distribution

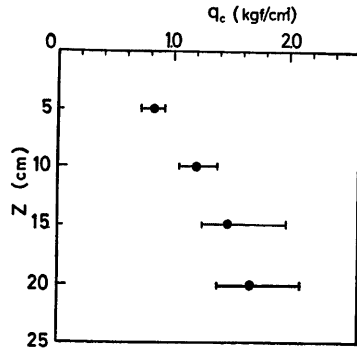


Fig. 5 Distribution of q_c value from portable cone penetration test

3. 実験結果と考察

3.1 群杭の荷重～変位関係と群杭効率の定義

本実験では前報と同様にボイリングによって模型地盤を作成した。実験は各杭配置について原則として4回ずつ行い、群杭の載荷実験と並行して単杭の実験を31回実施した。Fig. 6 に実験ボックス配列杭の荷重～変位関係を示す。図中破線で囲まれた部分は、4回の実験における測定値の範囲を示しており、実線は各変位の平均値を結んだものである。図から、測定水平変位のばらつきは小さいので実験Aと同様、ボイリングによる模型地盤の再現性は良好であったといえる。同様のことは Fig. 7 に示す単杭試験についてもいえる。単杭の自由長および 2kg 再載荷時の変位増分量の平均値はそれぞれ $h=6.9$ cm, $\delta_s=1.50$ mm であった。

群杭の支持力が（単杭の支持力）×（群杭本数）とはならず、低減させる係数のことを一般に群杭効率という。本研究では、変位を対象とした群杭効率を採用し次式で定義した。

$$e = \frac{\text{一定荷重に対する単杭の変位}}{\text{（一定荷重} \times \text{杭本数）に対する群杭の変位}} \dots\dots\dots (1)$$

ここで変位はすべて再載荷時のものを用いた。

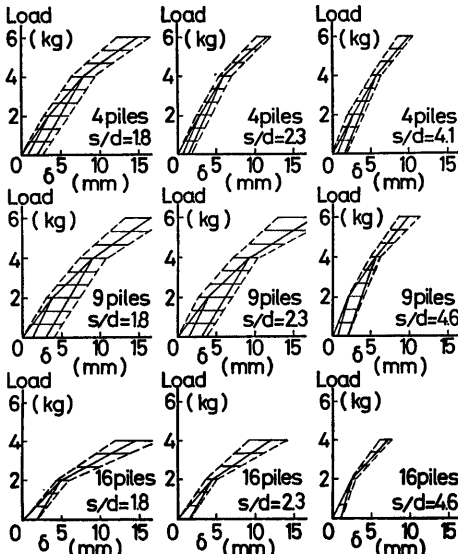


Fig. 6 Load vs. lateral displacement curves for Box arrangement piles

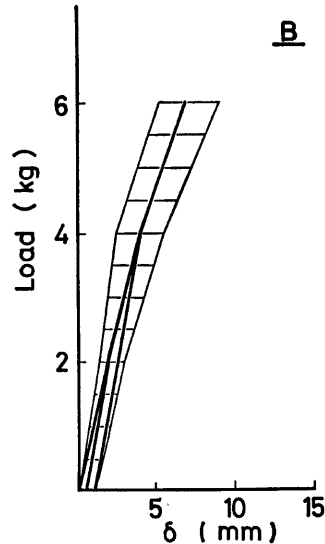


Fig. 7 Load vs. lateral displacement curves for single pile

3.2 Randolph の解法に用いる地盤定数

本研究では、群杭の設計手法の中から実験結果を解析する一つの方法として Randolph の解析手法を取り上げた。これは、弾性地盤中の杭の挙動を有限要素法に基づいてパラメトリックに求めるもので、群杭間の相互作用については、Poulos³⁾と同様に Mindlin の第2解を応用している。さらに、地表面上の杭の挙動については片持梁としてその自由長を考慮している。

解析にあたり、地盤定数 $G_0, \Delta G/\Delta z$ を決定する必要がある。ここで G_0 は地表面でのせん断弾性係数、 $\Delta G/\Delta z$ はせん断弾性係数 G の深さ方向の増加率を示している。一般に、粘性地盤では $G_0=0, \Delta G/\Delta z=0$ 、砂質地盤では逆に $G_0=0, \Delta G/\Delta z \neq 0$ と考えられる。本報告では、粘性、砂質地盤をそれぞれC型地盤、S型地盤と定義する。

前報の実験Aでは、単杭の平均変位 δ を用い、地盤をS型地盤と仮定することによって、地盤定数 $G_0, \Delta G/\Delta z$ を決定した。しかし、実際には $G_0 \neq 0, \Delta G/\Delta z \neq 0$ になると考えられる。そこで実験Bでは Randolph の解法で用いる地盤定数 $G_0, \Delta G/\Delta z$ をより正しく知るために、地表面から $z=13.4\text{cm}$ 下で杭の曲げモー

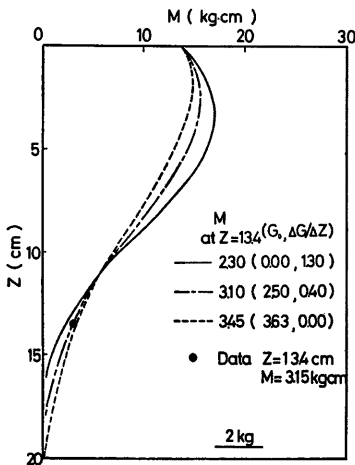


Fig. 8 Bending moment profile for single pile

メントをひずみゲージで測定した。違った地盤定数 $G_0, \Delta G/\Delta z$ の組合せに対して、同じ水平荷重のもとで、同じ杭頭変位が得られる場合がある。そこで、各々の地盤定数の組合せに対して単杭の深さ方向のモーメント分布を調べ、 $z=13.4\text{cm}$ で測定されたモーメントの平均値と比較した。Fig. 8 の図中において ($G_0, \Delta G/\Delta z$) の値が (2.50, 0.40) の組が最もよくあうことがわかる ($z=13.4\text{cm}$ において実測モーメント $M=3.15\text{kgf}\cdot\text{cm}$ に対して計算モーメント $M=3.10\text{kgf}\cdot\text{cm}$)。

以上のように Randolph の解法を用いる場合、単杭の載荷試験において杭頭変位と1点の曲げモーメントがわかれば、地盤定数 $G_0, \Delta G/\Delta z$ の値を求めることができる。また何点かで曲げモーメントが測定されていると、より正確な地盤定数の決定が行える。これは別に曲げモーメントに限るわけではなく、杭頭変位以外の別の位置における変位でもよい。

3.3 群杭効率に関する考察

本研究では 3.1 に示したように、変位を対象とした群杭効率を採用し単杭の変位と同様に群杭においても 0→2kg 再載荷時の変位増分をとり両者を比較した。

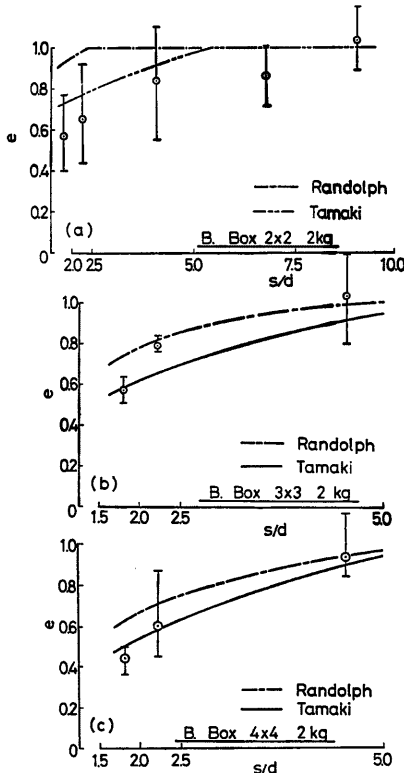


Fig. 9 Test results and theoretical curves on group efficiencies for Box arrangement piles

Fig. 9 に 4, 9, 16本のボックス配列杭について群杭効率を示す。図の縦軸は群杭効率 e 、横軸は杭中心間隔比 s/d である。図中の縦線は各4回の実験値の範囲、また丸印は平均値である。一般に群杭効率 e は杭中心間隔 s/d が小さくなると低下する。一点鎖線の曲線は Randolph ($G_0=2.50\text{kgf/cm}^2, \Delta G/\Delta z=0.4\text{kgf/cm}^3$) の解であり、杭本数の少ない場合 (2×2本) を除いて、実験結果をほぼ近似できている。なお図中には、参考のために玉置の提案式⁹⁾による結果を実線で示した。4×4本ボックス配列杭の場合は、玉置の式はかなり定量的に e を評価し得ている。

ここで、玉置の提案式は次のような関数形で表現されている。

$$e = f(K, s/d, m, n) \dots\dots\dots(2)$$

K は固定度で

$$K = M/M_f \dots\dots\dots(3)$$

ただし M : 実際の杭頭の拘束モーメント

M_f : 完全固定としたときの杭頭拘束モーメント

また s/d は杭中心間隔比、 m は杭の列数、 n は杭の行数である。

玉置の提案式は、式の内容からみて、杭の剛性の変化に対応できない。よって、今回の杭剛性、杭配置に対して偶然うまく合ったものと思われる。

群杭効率は実験Aと実験Bの対比より杭中心間隔のみでなく、杭と地盤の相対剛性にも影響されると考えられるので、以下この点について考察する。まず杭に対しては次式の有効ヤング率 E_p 、

$$E_p = 64 (ET)_p / \pi d^4 \dots\dots\dots(4)$$

を用いる。

地盤の剛性に対しては、杭の限界長 l の1/4深さにおける地盤のせん断剛性率 $G^*=G(1+3/4\nu)$ の値を $G_{*tel/4}^*$ とし、簡単のために G_s で表わす。

すなわち

$$G_s = G_{*tel/4}^* \dots\dots\dots(5)$$

Randolph の解によると、水平力を受ける杭頭変位 (地表面変位) δ_s は $G_s = G_{*tel/4}^*$ に逆比例する。よって地盤を表す定数の1つとして G_s を選んだ。

前々報で、地盤を締固めて作成したアルミニウム模型杭による水平載荷実験を報告した (以下実験Cとする)。 E_p/G_s の値は実験C>実験A>実験Bの順に小さくなる。群杭効率 e は逆に実験C<実験A<実験Bの順に大きくなる傾向がある。

Fig. 10 は縦軸に群杭効率 e 、横軸に上述した杭と地盤の相対剛性 E_p/G_s をとって描いた図で、実験値と Randolph および玉置の提案式もあわせて示している。(a)は $s=2.5d$ のボックス配列杭 (3×3本)、(b)は $s=2.5d$ のボックス配列杭 (4×4本) の場合であるが、Randolph の解は相対剛性が大きくなると群杭効率が低下するという実験結果をよく表現し得ている。

一方玉置の実験式は、相対剛性の影響を評価できず、 E_p/G_s が変化しても e は不変であり実験の傾向と一致しない。

Fig. 11 は、実験Bにおいて得られた群杭効率と Randolph の解法による群杭効率を比較したものである。縦軸に解析値、横軸に実験値をとっている。図中の横線幅は4回の実験値のばらつきを範囲を、丸印などの記号は平均値を示す。これによると約30%の精度で実験値を推定できることがわかる。

さらに Fig. 12(a) は、現在までに実施した3種の E_p/G_s につき、ボックス配列杭の結果 (平均値) を同一図上に描いたものである。 E_p/G_s の値が小さくなるほど図中右上方向にプロット点は移り、どの実験においても約30%以内の精度で Randolph の解法は実験値を推定できると結論づけられる。それに対して Fig. 12(b) に示す玉置の実験式との比較では、 E_p/G_s の減少に対しプロット点が右方向に平行移動するだけで、

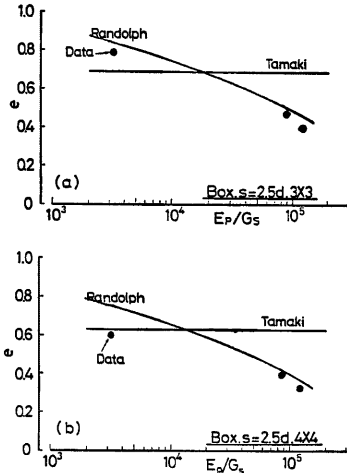


Fig. 10 Group efficiencies vs. relative rigidity E_p/G_s for Box arrangement piles

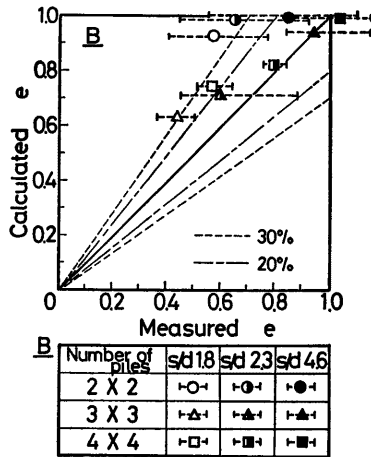


Fig. 11 Measured and calculated (by Randolph) group efficiencies for experiment B

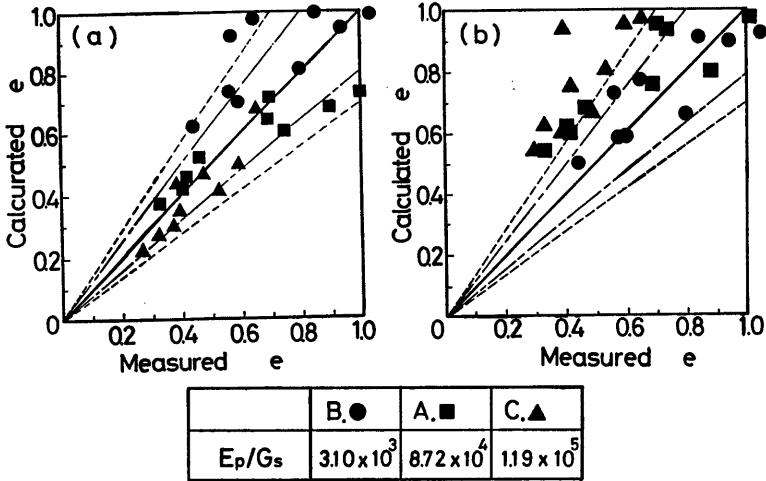


Fig. 12 Measured and calculated group efficiencies for Box arrangement piles, Experiment A, B and C, (a) by Randolph (b) by Tamaki

ある相対剛性の模型実験については最大60%以上の誤差を生じている。以上から、群杭効率の評価には、杭と地盤の相対剛性を考慮する必要がある、Randolph の解法は有用であるといえる。

3.4 荷重分担率に関する考察

Fig. 13(a), (b) は、それぞれ実験Bの3×3本、4×4本ボックス配列杭の実験結果であり、プロット点は4回の実測値の平均値をとっている。図はNo. 1杭の荷重を1とした時、他の杭が受け持つ荷重割合を示している。図中の実線などは Randolph の解法による計算結果であり、弾性理論に基づいていることから、その分担率は対称配置となる杭（例えば Fig. 13(b) の①と④および②と③）では同値となる。しかし実験値では必ずしもそのような傾向を示さず、載荷方向に対して後方に位置する杭ほど、弾性論による分担率よりもかなり小さな値をとっている。また杭中心間隔が大きくなるほど、荷重は各杭に均等に分担される傾向がある。例えば図で $s/d=1.8$ と 2.3 を比較すると、 $s/d=1.8$ の方が荷重を均等に受け持っている。これは杭中心間隔が小さすぎると、杭に囲まれた土が杭と同じように挙動することが実験観察結果からわかっており、その影響ではないかと思われる。

以上から、Randolph の解法では荷重分担を定量的に

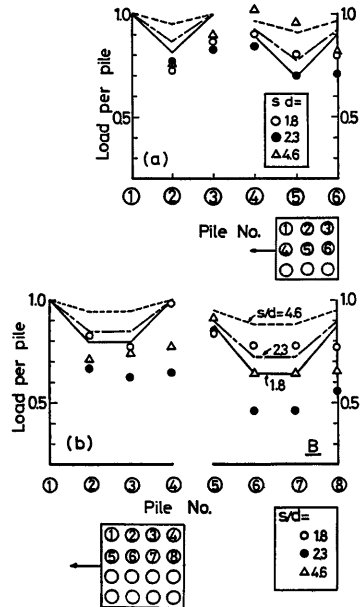


Fig. 13 Distribution of load for Box arrangement piles (a) 3×3 piles (b) 4×4 piles

評価することは難しく、定性的傾向の説明にとどまるといえる。

4. Randolph の解析手法を用いたケーススタディー

筆者らは、実地盤に実大群杭基礎が施工されたと想定し、Randolph の解法を用いて、パラメトリックスタディーを行った。つまり、Fig. 1 の群杭研究のアプローチ法の中で、Randolph の解法が模型実験をおおむね定量的に説明し得たので (c の流れ)、次に d の流れに従って実物大の群杭に対して適用を試みた。本報告ではケーススタディーの中から 2, 3 の結果を示す。

4.1 ケーススタディーの方法

ケーススタディーは実物杭で行うため、阪神高速道路公団が設計に用いた高速道路の設計資料^{7),8),9)}を参考にする。

まず初めにケーススタディーに用いたモデル地盤を決定するために、大阪府高速大阪大阪線 (以下大阪港線と称する) の 12 本のボーリングデータ (主に N 値) を参照した。12 本の N 値分布をまとめると Fig. 14 のようになる。一般的に、沖積砂質層の下に、20m 以上の沖積粘性土層が広がり、その下に N 値 50 以上の支持地盤となる洪積砂レキ層が続く。このような地盤の傾向は、沖積粘土層の厚さの大小はあるものの、他の大阪地盤のボーリングデータから得られた N 値分布にも共通している。そこで解析に用いる地盤を Fig. 15 のように定めた。大阪港線の設計案ではフーチング底面は深度 5~6m にとり、杭長は 25~28m である。そこでケーススタディーに用いる地盤は、深度 7~9m の沖積砂質層を無視して沖積粘土層だけが水平力に抵抗するとし、前述した C 型地盤としてモデル化した。しかし、Fig. 14 の沖積砂質土層の N 値は 9~15 であり、液状化による強度低下が予測されるものの、常時に水平力を受ける杭に対して無視することは問題が残る。また杭径に対しては、実際設計で用いられる $d=1.0\text{m}$ および $d=1.5\text{m}$ を考え、杭長は洪積砂層を支持層とするとし 30m とした。また杭の有効ヤング率は場所打ちコンクリート杭で $E_p=2.7 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ を用いる。

Randolph の解法を用いるにあたり、地盤定数 G_0 , $\Delta G/\Delta z$ を定める必要がある。ここでは、せん断弾性係数 G を N 値から推定する。つまり、 $G=E/2(1+\nu)$

Z (m)	Soil	N Value
0-10	F surface course	9-15
	A _c alluvial sand 7-9m stratum	
10-20	A _c alluvial clay stratum	0-7
20-30	25-30m	50
30-40	T ₀ diluvial sand & gravel stratum 37-40m	
40-45	T ₀ diluvial clay stratum 45m	
45-50	T ₀ diluvial sand stratum	

Fig. 14 Soil boring log and distribution of N values

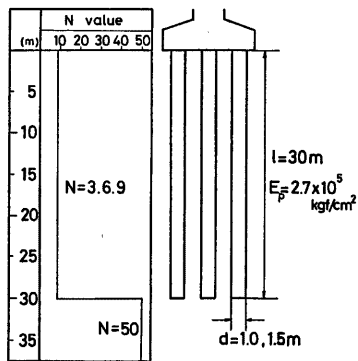


Fig. 15 Model ground and model piles

Table 3 Kinds of case studies

	Arrangement	d(m)	pile cap		
Case I	4×3	1.5	Free	N=3, 6, 9	s/d=2.0, 2.5, 5.0
	4×3	1.5	Fix	N=3, 6, 9	s/d=2.0, 2.5, 5.0
	4×3	1.0	Free	N=3, 6, 9	s/d=2.0, 2.5, 5.0
	4×4	1.5	Free	N=3, 6, 9	s/d=2.0, 2.5, 5.0
Case II	4×3	1.5	Free	Footing 6×9m, 7.5×11.25m, 15×22.5m	
				N=6	N _p =4, 5, 6, 7, 9, 12

$E=7N^{10}$, $\nu=0.3$ を用いると

$$G = \frac{7N}{2(1+\nu)} = 2.69N \text{ (kgf/cm}^2\text{)} \dots\dots\dots(6)$$

と表わされる。Fig. 15 のように C 型地盤と仮定した場合、 $N=3, 6, 9$ の地盤はそれぞれ $(G_0, dG/dz) = (8.07, 0), (16.1, 0), (24.2, 0)$ に対応する。

ケーススタディーの種類は Table 3 に示す I, II の 2 種類である。まず初めに、ケーススタディー I (以下ケース I) は杭配置、杭径、杭頭固定条件、地盤の N 値および杭中心間隔比をそれぞれ変化させた。杭配置はボックス配列 4×3 本杭の等間隔配置とし参考のためボックス配列杭 4×4 本も解析した。杭径は $d=1.0\text{m}$ および $d=1.5\text{m}$ 、杭頭条件は自由杭と固定杭について、また N 値は前述したように $N=3, 6, 9$ と変化させた。杭中心間隔比は室内実験と同様に $s/d=2.0, 2.5, 5.0$ とした。また作用荷重は杭 1 本当たり平均 10 t とし、それぞれのケースで群杭効率計算上必要なため単杭の解析もあわせて実施した。

次にケーススタディー II (以下ケース II) はボックス配列杭 4×3 本、 $d=1.5\text{m}$ 、杭頭自由杭、 N 値=6、 $s/d=2.0, 2.5, 5.0$ の 3 種類のケース I の結果(以下基本形とする)を基にして、同じフーチングの大きさのもとで杭本数を減らし、杭本数 $N_p=4, 5, 6, 7, 9$ 本として解析した。この場合杭本数を減らしてもフーチングに作用する水平力は基本形と同じく 120t とした。

具体的には、ケース I のボックス配列杭 4×3 本、杭直径 $d=1.5\text{m}$ 、杭頭自由杭、 N 値=6、杭中心間隔比 $s/d=2.0, 2.5, 5.0$ に対するフーチング底面の群杭を基本形として杭本数を Fig. 16 のように変化させて解析する。杭本数に対応する杭配置にはいろいろなパターンが考えられるが、典型的なものとして Fig. 16 のような配置をとった。ケース II の目的は、杭本数が増えれば群杭効率は低下するという模型実験結果に基づいて、同じ水平力のもとで群杭効率、変位および杭 1 本当たりの最大

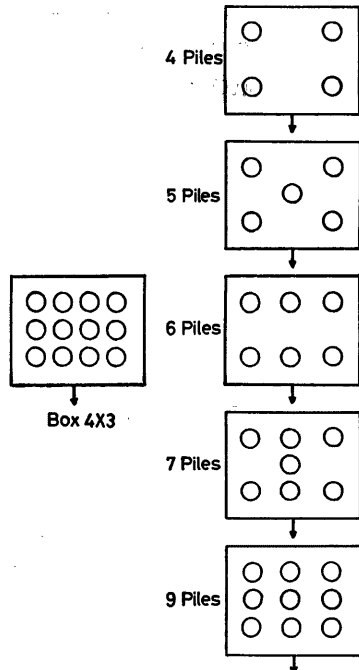


Fig. 16 Arrangement of pile groups and pile number

水平力の変化を調べることにある。

4.2 ケーススタディーの結果と考察

以下、ケース I, ケース II の順に結果を示し考察を加える。

ケース I の $e \sim (s/d)$ の関係を Fig. 17 に示す。Fig. 17(a) は N 値と杭頭固定条件をパラメータとした結果でボックス配列杭 4×3 本, $d=1.5m$ である。図から地盤の剛性が大きいほど、言い換えれば E_s は同一条件なので、杭と地盤の相対剛性 E_p/G_s が小さいほど群杭効率は大きくなり、実験結果と一致する。しかしながら、 N 値が小さい範囲では N 値の変化に対する e の変化はそれほど敏感でないようである。また杭頭自由杭に対して杭頭固定杭の群杭効率は20~30%増加する。実際の群杭の杭頭条件は決定しにくく、杭頭自由と杭頭固定の中間に位置すると考えられる。群杭効率を与えるにあたり、杭頭条件決定の困難さから、ある幅をもたせるのも1つの方法であろう。

次に Fig. 17(b) はボックス配列杭 4×4 本, $d=1.5m$ の例でボックス配列杭 4×3 本, N 値=6 の結果もあわせて示している。 N 値の変化に対しては前述した結果と同じである。杭本数が増えたと e は低下するという傾向も実験結果と同じである。

Fig. 17(c) には、ボックス配列杭 4×3 本, $d=1.0m$ の $e \sim (s/d)$ 関係を示すが、杭径を変化させても E_p/G_s が同じなので、Fig. 17(a) の $d=1.5m$ の結果と全く変わらない。

Fig. 17(d) に杭配置の違いによる e の変化を調べるため、 N 値=6 の場合についてボックス配列杭 3×4 本に対して同じ条件で解析した。ボックス配列杭 4×3 本, 3×4 本, 4×4 本の $e \sim (s/d)$ 関係から同一杭本数のボックス配列杭の場合、載荷方向に対して直列杭の数が多い方が e を低下させることがわかる。これは前々報で述べた Randolph の解法に用いる影響係数 α_H の定義式の形からも明らかである。すなわち、

$$\alpha_H = 0.5 \rho_s (E_p/G_s)^{1/2} r_o / s (1 + \cos^2 \phi) \dots\dots\dots(7)$$

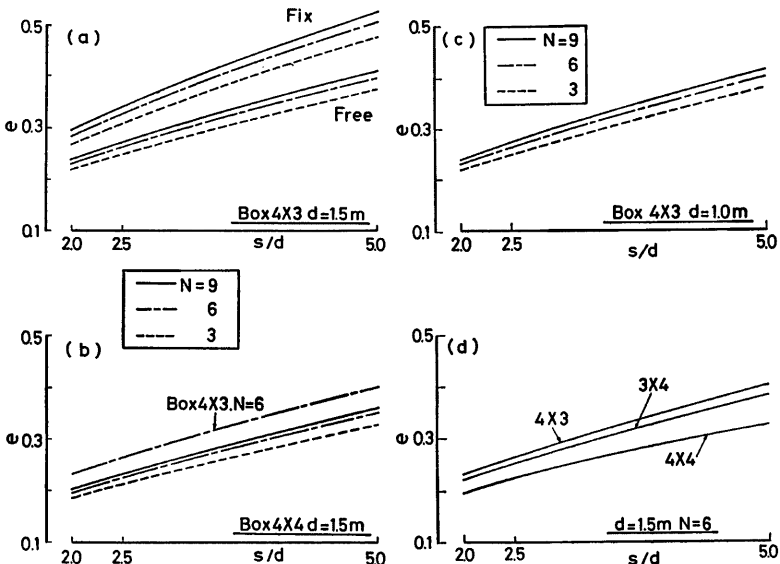


Fig. 17 Parametric study's results for group efficiencies

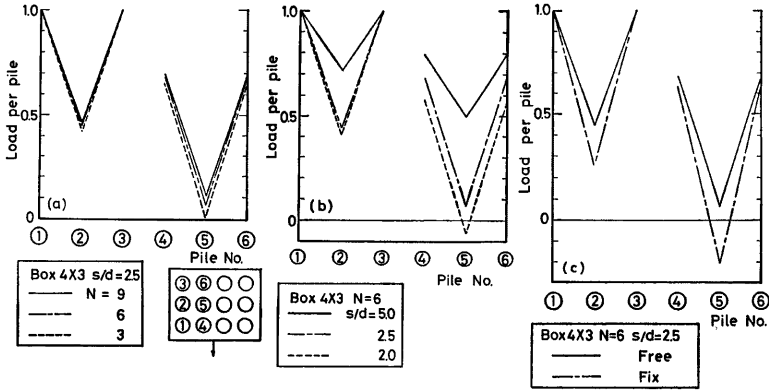


Fig. 18 Distribution of load for case I

ϕ の定義から、ある杭に対し直列杭は $\phi=0^\circ$ 、並列杭は $\phi=90^\circ$ となるから α_H の値に対する影響は直列杭の数が多い配列の方が大きい。

Fig. 18 はケース I についてボックス配列杭 4×3 本、 $d=1.5\text{ m}$ の場合の代表的な荷重分担率を示したものである。Fig. 18(a) は $s/d=2.5$ で、 N 値をパラメータとしている。Fig. 18(b) は N 値=6 で杭中心間隔 s/d をパラメータとしている。また Fig. 18(c) は N 値=6、 $s/d=2.5$ で杭頭条件を変化させたものである。以上の3つの図から荷重分担率については以下の結果が得られる。

- 1) N 値を3～9の範囲で変化させても各杭の荷重分担率の傾向はあまり変化しない。
- 2) 荷重分担率は s/d に大きく影響され、 $s/d=2.0$ の場合、中心杭（杭番号⑤）は負の荷重が作用しており実用上、水平荷重に対しては抵抗しない。また、 $s/d=2.0, 2.5$ と $s/d=5.0$ とでは荷重分担率の傾向に顕著な差があり、 $s/d=2.0$ では隅角部の杭は非常に大きな荷重を受け持つことになる。
- 3) 杭頭条件の違いで荷重分担率は変化し、杭頭自由杭に比べ固定杭では各杭の荷重分担の差が大きくなる。

ここで1)の結果はケース I のすべての場合にあっては、2)の結果も $s/d=2.0$ の場合ボックス配列杭 4×3 本を除いて負の荷重分担率がみられた。本研究では地盤をC型地盤としているが、S型地盤においても同様の結果が得られるかどうかについて、今回は検討していない。

次にケース II の結果を Table 4 に表記する。ケース II は、フーチング底面に作用する水平力が決定している時、杭本数の変化に伴う群杭効率 e 、杭1本当たりの最大水平力 \bar{P}_H 、群杭変位 δ_g の変化を調べたものである。フーチングを $6 \times 9\text{ m}$ 、 $7.5 \times 11.25\text{ m}$ 、 $15 \times 22.5\text{ m}$ の3種類とし、 $d=1.5\text{ m}$ 、 N 値=6 で解析した。

群杭効率を計算するために、まず水平荷重 120 t 載荷時の杭1本当たりの平均荷重を求め、次に、その平均水平荷重時の単杭の変位を、水平荷重 10 t 載荷時の単杭変位量 $\delta_s=0.467\text{ cm}$ から求め、それを δ_s とする。そして群杭効率は $e=\bar{\delta}_s/\delta_g$ として計算される。

いまフーチング $7.5 \times 11.25\text{ m}$ の場合（12本杭の場合 $s/d=2.5$ となる）の $e \sim N$ 、 $\bar{P}_H \sim N$ 、 $\delta_g \sim N$ 、関係を Fig. 19 に示す。ただし \bar{P}_H は杭1本当たりの最大水平力を示す。図から杭本数 N を増加すると群杭効率 e は低下する。したがって、 e の低下のため群杭変位 δ_g は杭本数を増やしてもほとんど減少しない。しかしながら、作用水平荷重が同じため、杭1本当たりの最大水平力 \bar{P}_H は杭本数が増加すると著しく減少する。他のフーチングでも同様の傾向にある。ただフーチングが大きくなるほど δ_g 、 \bar{P}_H は小さくなり、安全側である。

Table 4 Results of case studies II

Number of piles	4	5	6	7	9	12	
Mean load per pile (t)	30	24	20	17.1	13.3	10	
Single pile deflection(cm)	1.40	1.12	0.94	0.80	0.62	0.47	
Footing 6×9m	e	0.604	0.508	0.448	0.384	0.304	0.231
	\bar{P}_H	30	25.4	22.1	21.8	17.8	16.6
	δ_g	2.32	2.21	2.09	2.09	2.05	2.02
Footing 7.5×11.25m	e	0.654	0.562	0.502	0.431	0.343	0.264
	\bar{P}_H	30	25	21.6	21.2	17.2	15.5
	δ_g	21.4	2.00	1.87	1.86	1.82	1.77
Footing 15×22.5m	e	0.791	0.719	0.668	0.587	0.489	0.400
	\bar{P}_H	30	24.4	20.7	1.96	15.2	12.5
	δ_g	1.77	1.56	1.40	1.37	1.27	1.17

Group efficiency e , Maximum lateral load per pile \bar{P}_H (t), Deflection of group pile δ_g (cm), $\delta_s=0.467$ (cm)

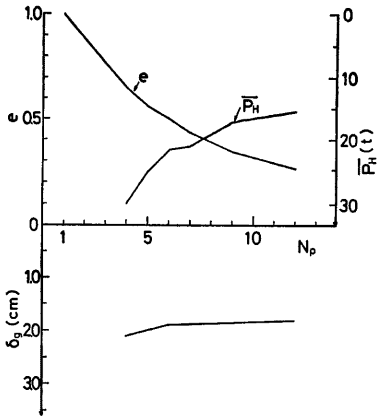


Fig. 19 Distribution of e , \bar{P}_H and δ_g vs. N_p

より

$$\delta_s = \frac{2 \times 1.293 \times 10^{-3} \times 1.0 \times 10^{-4}}{0.5 \times 150} = 0.345 \text{ cm}$$

となり, Randolph の解法による $\delta_s=0.467$ cm より小さい。

現行の設計法で, 群杭の水平抵抗について特に設計上考慮しているのは, 杭中心間隔に応じた群杭効率の低下である。低減の方法は, 次の補正係数 μ を k 値にかければよいとしている。

ここでモデル地盤の k 値は, 大阪港線の設計資料から $k=0.5 \text{ kgf/cm}^3$ と与えられる。この k 値を用いて, 現行の設計に用いる Chang の式から得られる単杭変位と Randolph の解法から得られる単杭変位を比較する。

いま Chang 式で地中に埋め込まれた ($h=0$) 単杭で杭頭が自由, 水平力 10t の杭頭変位を計算する。杭頭変位は次式で与えられる。

$$\delta_s = \frac{H}{2EI\beta^3} = \frac{2\beta H}{kd} \dots\dots\dots(8)$$

ここで $k=0.5 \text{ kgf/cm}^3$

$$d=150 \text{ cm}$$

$$E=2.7 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$$

$$I=\pi/64 \times 150^4 = 2.485 \times 10^7 \text{ cm}^4$$

$$H=1.0 \times 10^4 \text{ kgf}$$

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{kd}{4EI}} = \sqrt[4]{\frac{0.5 \times 150}{4 \times 2.7 \times 10^5 \times 2.485 \times 10^7}} = 1.293 \times 10^{-3} \text{ (cm}^{-1}\text{)}$$

$$\mu = 1 - 0.2(2.5 - s/d) \quad (s < 2.5d) \dots\dots(9)$$

上式では杭中心間隔比が2.5以上であれば、単杭の k 値をそのまま使っても実用上さしかええないとして扱っている。 $s/d > 2.5$ で群杭効率を考えない現行の設計法では k 値を決定する際、安全率を見込んで Randolph の解法から得られる変位より大きいと予想されたが結果は逆となった。

ここで現行の設計法を用いて、 $e \sim N_p$, $\bar{P}_H \sim N_p$ 関係を示すと Fig. 20 のようになる。杭中心間隔比は2.5以上なので群杭効率は1となり $e \sim N_p$ 関係は N_p 軸に平行な直線となる。また $\delta_g = \delta_s(H=10t)/N_p$ から $\delta_g \sim N_p$ 関係は双曲線となる。また変位法では、フーチングの水平変位を δ_h 、鉛直変位を δ_v 、回転角を α_g とすると各々の杭に分担される水平力 P_{Hi} は斜杭が無い場合

$$P_{Hi} = K_1 \delta_s - K_2 \alpha_g \quad \dots\dots\dots(10)$$

ここで

$$K_1 = \frac{12EI\beta^3}{(1+\beta h)^3 + 2}, \quad K_2 = \frac{1+\beta h}{2\beta} K_1$$

であり、各杭に対して $K_1, \delta_s, K_2, \alpha_g$ は同一なので水平荷重分担は同じである。よって $\bar{P}_H \sim N_p$ 関係も $\bar{P}_H = 120/N_p$ となり双曲線として表わされる。

Fig. 20 から、現行の設計法では群杭効率を $s/d = 2.5$ 以上では考慮しないので、杭本数の増加に対する e の低下について次の2つの考察が得られる。

- 1) $\delta_g \sim N_p$ 関係では、杭本数の増加に対して δ_g は双曲線状に低下する（杭本数を増加させることで変位がおさえられる）。しかし Randolph の解析を用いると杭本数の増加に対して δ_g は減少せず、現行設計法との差は大きい。
- 2) $\bar{P}_H \sim N_p$ 関係の違いにより、荷重分担率の不均一性を考慮すれば杭1本当たりの最大水平力は過小評価となる。

このように、現行の設計法では、群杭の挙動性状が明らかにされていないことから、群杭効率を $s > 2.5d$ では考慮していない。しかしながら杭本数を増せば、水平変位はおさえられるという考え方は Fig. 20 の結果からも見直す必要がある。

またフーチングが地盤中に根入れされた杭基礎に対しても、現行の設計では杭のみで抵抗させ通常フーチングの抵抗、前面および側面の抵抗は考慮せず設計する。しかしながらフーチング根入長、フーチング形状が群杭の水平抵抗に与える影響を考慮すると、杭基礎の受ける水平荷重は次式のように表わされる。

$$P_H = \sum S_p + F_B + F_s \quad \dots\dots\dots(11)$$

- ここで
- P_H : 水平荷重
 - S_p : 杭頭せん断力
 - F_B : フーチング底面付着抵抗力
 - F_s : フーチング前面および側面抵抗力

F_B に関しては、基礎底面との空隙が生ずる可能性を考え、実際問題としては期待できない。しかし $F_B + F_s$ が P_H の50~60%を分担するという報告¹¹⁾もある。

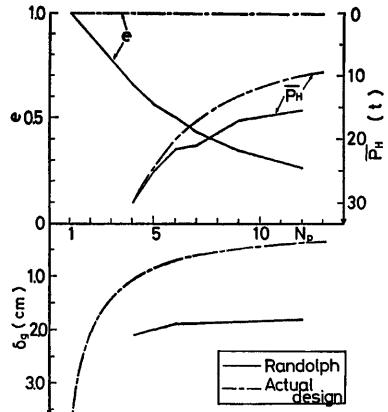


Fig. 20 Distribution of e, \bar{P}_H and δ_g vs. N_p

5. む す び

前報、前々報に引き続き、模型杭の中心間隔と本数を種々に変え、今回は杭剛性をも考慮したボックス配列杭の水平載荷実験を実施した。杭頭変位に着目して群杭効率に対する比較検討を行い、実験結果と比較する手法として Randolph の解を用いた。

一連の3種類の杭と地盤の相対剛性の実験に対して、Randolph の解による群杭効率の計算値は、±30%の精度で実測値を推定し得ると結論づけられた。

さらに実大群杭に対して Randolph の解によるケーススタディーを行った。群杭効率、荷重分担率に対して、現行の設計法との差が見られ危険側となった。このことから、群杭効率との関係で、杭本数を増せば変位はおさえられるという考え方は改める必要があろう。

筆者らは、群杭の水平支持力について、汎用性のある解析手法を開発するために、擬似三次元の有限要素プログラミングを別途に実施している。今後は Randolph の解との整合性を図りつつ、実地盤における大規模な試験などとあわせて、成果を統報に盛り込みたいと考える。

参 考 文 献

- 1) 柴田徹・八嶋厚・寺田典夫：群杭の水平抵抗に関する模型実験(1)，京大防災研年報，第26号B-2，1983，pp. 35-44.
- 2) 柴田徹・八嶋厚・木村亮：群杭の水平抵抗に関する模型実験(2)，京大防災研年報，第27号B-2，1984，pp. 77-85.
- 3) Randolph, M. F.: The Response of Flexible Piles to Lateral Loading, *Geotechnique*, Vol. 31, No. 2, 1981, pp. 247-259.
- 4) Poulos, H. G. and M. F. Randolph: Pile Group Analysis, A Study of Two Methods, *Proc. ASCE*, Vol. 109, No. 3, 1983, pp. 355-372.
- 5) Poulos, H. G.: Behavior of Laterally Loaded Piles II-Pile Groups, *J. Soil Mech. Fdn. Div., ASCE*, Vol. 97, SM 5, 1971, pp. 733-751.
- 6) 玉置修・三橋晃司・今井常雄：水平抵抗における群杭効果の研究，土木学会論文報告集，No. 192，1971，pp. 79-89.
- 7) 中央開発株式会社・基礎地盤コンサルタンツ株式会社：東大阪線（西区～港区）地質調査業務，その1，その2，1979.
- 8) 東大阪生駒電鉄株式会社・全日本コンサルタンツ株式会社：東大阪線建設工事ボーリング調査工事報告書，1979.
- 9) 阪神高速道路公団第2建設部，株式会社橋梁コンサルタント：大阪府道大阪東大阪線，東大阪 JC ③④ランプ下部構造詳細業務，第1編設計概要書，1978.
- 10) 足立義雄：杭基礎の静的水平抵抗に関する実験研究，土木研究所報告，No. 146，1974.
- 11) 玉置修・三橋晃司・矢作枢・内山成和・今井常雄：水平力を受けるクイ基礎のフォーミング抵抗，第8回土質工学研究発表会論文報告集，1973，pp. 447-450.