

杭周面のすべりを考慮した杭基礎の鉛直方向群杭効率

COEFFICIENT OF GROUP EFFECT OF PILES IN VERTICAL DIRECTION IN CASE OF TAKING ACCOUNT OF SLIDING BETWEEN SOIL AND PILES

小坪清真*・高西照彦**・成富 勝***

By Seima KOTSUBO, Teruhiko TAKANISHI and Masaru NARITOMI

When a large vertical load is applied on the cap of pile foundation, slidings occur between the surface of piles and surrounding soil. An analytical solution is deduced on the basis of the 3-dimensional theory of elasticity taking the slidings into consideration. It leads to obtain the load sharing ratios and the coefficient of group effects of piles. The results of the numerical calculations are as follows. The larger the vertical displacement of pile top becomes, the closer the coefficient of group effects of piles approaches to the value of 1 and the load sharing ratios approach to the average load sharing ratio. Comparing the region of sliding in a single pile with those in piles in group, the latter are smaller than the former. The vertical coefficient of group effects of piles decreases with increment of the number of piles in group.

Keywords: piles-group, pile foundation, slidings, group effect of piles

1. ま え が き

杭基礎の水平方向群杭効果に関する研究は、現在までに数多くなされているが、鉛直方向のそれに関する研究は前者に比べてその数が少ないようである（たとえば文献1)参照）。杭基礎が地震を受けたとき、一般に杭頭頂の頂版あるいはケーソンは水平、鉛直およびロッキングの各振動を生ずる。鉛直振動を生ずる場合については当然のことながら、頂版がロッキング振動をする場合にも杭基礎を構成する各杭は鉛直方向の変位成分を有することになる。さらに、杭基礎の構成要素に斜杭が含まれているときには、それが水平荷重を受ける場合でも、頂版は水平変位に加えて必ず回転変位を伴うので、各杭には鉛直方向のあるいは杭軸方向の変位が生ずることになる。これらのことから、杭基礎あるいは脚付きケーソン基礎については水平方向の群杭効果のほかに鉛直方向のそれを考慮することが必要であることがわかる。

最終的には、杭基礎が動的変位を生ずる場合における

群杭効果の問題を解明しなければならないが、現在のところそれは困難であるので、本論ではまず、杭基礎の静的群杭効果の問題を取り扱った。

著者らは前論²⁾において、脚付きケーソン基礎に対する鉛直方向の群杭効率および各杭の荷重分担率を評価する理論式を示したが、その理論式を導く際に、杭および地盤の変形は小さく、杭と周面地盤とは完全に密着しているという仮定がなされていた。しかし、実際の杭基礎が比較的大きな鉛直荷重を受けて変位をするとき、杭周面における地盤のせん断力が杭と地盤との間に働く摩擦力より大きくなる部分が生じ、そのためその部分にすべりが発生するであろうことが予想される。

杭と周面地盤との間のすべりを考慮して、鉛直荷重を受ける群杭の挙動を理論的に取り扱った研究としては秋吉ら³⁾および山肩ら^{4)~6)}のものがある。秋吉らは、杭と周面地盤との間のすべりを考慮して支持杭の鉛直振動の理論解を導いているが、ここでは、すべり現象を等価線形手法により線形振動に置き換えて取り扱うという近似解析法が採用されている。山肩らは、杭と地盤との間のすべりのほかに地盤の非弾性および杭先端の変位をも考慮した増分形式の理論式を導いて、鉛直荷重を受ける単杭および群杭の静的挙動の解析を行っている。山肩らの論文では、主として地盤沈下に基づくネガティブフリ

* 正会員 工博 九州大学教授 工学部土木工学科
(〒812 福岡市東区箱崎 6-10-1)

** 正会員 工博 九州工業大学助教 開発土木工学科
(〒804 北九州市戸畑区仙水町 1-1)

*** 正会員 工修 九州大学助手 工学部土木工学科
(〒812 福岡市東区箱崎 6-10-1)

クシオンに関する解析がなされており、解析結果について詳細な議論がなされているが、群杭効率および各杭の荷重分担率に関してはほとんど論じられていないようである。

著者らは本論において、杭と地盤との間に生ずるすべりを考慮した杭基礎の鉛直方向群杭効率を容易に求めることができる簡明な理論式を導き、2, 3の数値計算を行って、すべりが杭基礎の鉛直方向群杭効率および各杭の荷重分担率に及ぼす影響について考察した。

2. 解析理論

(1) 解析上の条件および仮定

前論²⁾においては、鉛直荷重を受ける杭基礎の挙動を解析するにあたって、荷重の大小にかかわらず、杭と周面地盤とは常に完全密着の状態を保って変形するという条件が採用されていた。本論では、杭基礎が鉛直荷重を受けたとき (i) 杭周面地盤の鉛直方向のせん断力が、杭周面に働く摩擦力より大きくなれば、その部分にすべりが発生する(その具体的な表示式については後述する) という条件のもとで、杭基礎の鉛直方向群杭効率を求める理論式を導くことにする。

解析に際して採用したその他の条件および仮定は、前論²⁾におけるそれと同一である。ここに改めてそれらを再録すれば次のとおりである。(ii) Fig. 1 に示すように、剛な基盤上に一樣な弾性定数を有する表層地盤が存在する。表層地盤の変形は線形弾性理論に従う。(iii) 表層地盤における水平変位成分は鉛直変位成分に比べて小さいとしてこれを無視する。(iv) 表層地盤と基盤との境界面においては、杭および地盤の変位は0である。(v) 杭基礎の頂版は剛であり、その底面は荷重が0のとき地表面と同一レベルにある。(vi) 杭は鉛直で、円形断面を有する弾性体であり、その下端は基盤に支持されており、上端は頂版に固定されている。

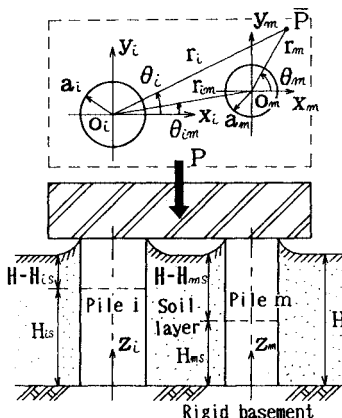


Fig. 1 Pile foundation-soil system.

(2) 表層地盤の変形曲線

表層地盤の変形曲線は、前論²⁾においてすでに示されているように、鉛直変位 w を支配する弾性方程式

$$\frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\lambda + 2\mu}{\mu} \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} = 0 \dots\dots (1)$$

を満足する解として、次式のように表わされる。すなわち、Fig. 1 に示す表層地盤中の任意点 \bar{P} の鉛直変位 w_p は、 i 杭を中心とする円柱座標を用いて

$$w_p = \sum_{k=1,3}^{\infty} A_{ik} K_0(\eta_{ik} \eta_i^r) \sin \frac{k\pi}{2H} z_i + \sum_{m \neq i} \sum_{k=1,3}^{\infty} A_{mk} K_0(\eta_{mk} \eta_m^r) \sin \frac{k\pi}{2H} z_i \dots\dots (2)$$

ここに、 λ, μ は表層地盤のラーメの定数、 A_{ik}, A_{mk} はそれぞれ i および m 杭に関する未定係数、 $K_0(\)$ は第0次の第2種変形ベッセル関数、 H は杭長 (= 表層地盤の厚さ)、 z_i は i 杭の鉛直座標、 $\sum_{m \neq i}$ は i 杭以外のすべての杭に関する総和をとることを意味する。また、

$$\eta_{mk} = \sqrt{2(1-\nu)/(1-2\nu)} (k\pi/2)(a_m/H) \dots\dots (3)$$

$$\eta_m^r = r_m/a_m \dots\dots (4)$$

ここに、 ν は表層地盤のポアソン比、 a_m は m 杭の半径、 r_m は m 杭の中心軸から点 \bar{P} までの距離である。

式 (2) において、右辺第1項は i 杭の変位によって生ずる地盤の変位を、第2項は i 杭以外の杭の変位によって生ずる地盤の変位を表わしている。

(3) 杭周面に作用する地盤のせん断力

i 杭の杭周面に作用する単位長さ当たりの鉛直方向せん断力は、式 (2) を用いれば、次式のように与えられる。

$$Q_i(z_i) = \int_{-\pi}^{\pi} \tau_{rz} |_{r_i=a_i} a_i d\theta_i = \mu \int_{-\pi}^{\pi} \frac{\partial w_p}{\partial r_i} \Big|_{r_i=a_i} a_i d\theta_i = -2\pi\mu \sum_{k=1,3}^{\infty} \eta_{ik} \left\{ A_{ik} K_1(\eta_{ik}) - \sum_{m \neq i} A_{mk} K_0(\eta_{mk} \eta_i^m) I_1(\eta_{ik}) \right\} \sin \frac{k\pi}{2H} z_i (i=1, 2, \dots, N) \dots\dots (5)$$

ここに、 $I_1(\)$ 、 $K_1(\)$ はそれぞれ第1次の第1種および第2種変形ベッセル関数、 N は杭本数である。また

$$\eta_i^m = r_{im}/a_i \dots\dots (6)$$

で、 r_{im} は i 杭と m 杭の中心軸間距離である。

(4) すべりに対する条件

基盤から z_i の位置における表層地盤の鉛直応力は、地盤の密度を γ とすれば $\gamma g(H - z_i)$ で与えられる。ここに、 g は重力の加速度である。いま、静止土圧係数を C_0 とすれば、上層地盤中の水平方向の応力は $C_0 \gamma g(H - z_i)$ と表わされるから、杭と周面地盤との間の摩擦係数を f とすれば、 i 杭の周面に働く鉛直方向の摩擦力は、

杭の単位長さ当たり

$$\begin{aligned} \bar{Q}_i(z_i) &= \int_0^{2\pi} f C_0 \gamma g (H - z_i) a_i d\theta_i \\ &= 2\pi a_i f C_0 \gamma g (H - z_i) \dots\dots\dots (7) \end{aligned}$$

となる。

いま、式(5)で表わされる杭周囲の地盤のせん断力と式(7)の摩擦力とを比べて、たとえば前者の方が大きい場合

$$|Q_i(z_i)| > \bar{Q}_i(z_i) \dots\dots\dots (8)$$

には、杭周面上の z_i のレベルで杭と周囲地盤との間にすべりが発生することになる。すべりが生じたところでは杭周囲に作用するせん断力は摩擦力と等しくなる。

(5) 地表面近傍におけるせん断力の分布

式(5)から、地表面における杭周囲地盤のせん断力を求めてみると、 $Q_i(H) \neq 0$ となる。それは本来、式(2)の解が地表面で地盤のせん断力が0でなければならないという境界条件を満足していないことに由来している。本論ではこのような不合理な結果を生ずることを避けるために、地表面近傍においては、杭周囲地盤のせん断力の分布形が、式(5)の代わりに次式

$$\begin{aligned} Q_i^f(z_i) &= 2\pi a_i f C_0 \gamma g (H - z_i) \\ (H - \epsilon < z_i \leq H, i=1, 2, \dots, N) \dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

で表わされると仮定した。これは、地表面近傍においては杭に働く地盤のせん断力と摩擦力とが常に平衡していると仮定したことによる。上式において、 ϵ としては非常に小さな値を採用することにす。なお、 ϵ の値をいくらに選べばよいかについては後章において検討する。

上記の考え方に従えば、前節に示した式(5)の適用範囲は制限を受けることになり、それは

$$0 \leq z_i \leq H - \epsilon \dots\dots\dots (10)$$

となる。

(6) 杭の軸力

式(5)と(9)で表わされる杭周囲の地盤のせん断力を用いれば、杭頭荷重 P_i を受ける i 杭の軸力は $H - \epsilon < z_i \leq H$ において、次式から求めることができる。

$$\begin{aligned} N_i^f(z_i) &= P_i - \int_{z_i}^H Q_i^f(z_i) dz_i \\ &= P_i - \pi a_i f C_0 \gamma g H^2 \left(1 - \frac{z_i}{H}\right)^2 \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

$0 \leq z_i \leq H - \epsilon$ においては

$$\begin{aligned} N_i(z_i) &= P_i - \int_{H-\epsilon}^H Q_i^f(z_i) dz_i + \int_{z_i}^{H-\epsilon} Q_i(z_i) dz_i \\ &\dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

(7) 杭の軸方向変位

杭の軸方向変位は、 i 杭の伸び剛性を $E_i A_i$ とすれば、 $0 \leq z_i \leq H - \epsilon$ においては

$$y_i(z_i) = \int_0^{z_i} \frac{N_i(z_i)}{E_i A_i} dz_i \dots\dots\dots (13)$$

$H - \epsilon < z_i \leq H$ においては

$$y_i^f(z_i) = y_i(H - \epsilon) + \int_{H-\epsilon}^{z_i} \frac{N_i^f(z_i)}{E_i A_i} dz_i \dots\dots\dots (14)$$

と表わされる。

(8) 境界条件

Fig. 1 に示すように、杭基礎が頂版に鉛直下向き荷重 P を受けて一様な杭頭変位 δ を生ずる場合を考えれば、そのとき杭と周囲地盤との間に成り立つ境界条件は、次のとおりである。

a) すべり区間において いま、 $z_i = H_{is}$ において、式(8)の条件が成立して、杭と周囲地盤との間にすべりが発生したとすれば、 $z_i \geq H_{is}$ の区間においてはすでにすべりが生じていることになる。すべり区間においては、(4)で述べたように、杭周囲の地盤のせん断力と摩擦力とが等しくなるから、 i 杭に対するすべり開始点の位置を改めて $z_i = H_{is}$ とすれば、区間 $H_{is} \leq z_i \leq H - \epsilon$ においては、式(5)と式(7)とをその符号を考慮して等置することによって、次式に示すような条件式を得る。

$$\begin{aligned} \mu \sum_{k=1,3}^{\infty} \eta_{ik} \left\{ A_{ik} K_1(\eta_{ik}) - \sum_{m+i} A_{mk} K_0(\eta_{ik} \eta_i^{im}) I_1(\eta_{ik}) \right\} \\ \cdot \sin \frac{k\pi}{2H} z_i = a_i f C_0 \gamma g (H - z_i) \dots\dots\dots (15) \end{aligned}$$

また、 $H - \epsilon < z_i \leq H$ の区間においては、(5)で述べた仮定から、すべり区間における条件が、すでに恒等的に満たされていることになる。

b) 密着区間において 密着区間においては、杭と周囲地盤との鉛直変位は等しいという条件が成り立つ。 i 杭の周囲地盤の鉛直変位は、式(2)より

$$\begin{aligned} w_i(z_i) &= w_p|_{r_i=a_i} \\ &= \sum_{k=1,3}^{\infty} \left\{ A_{ik} K_0(\eta_{ik}) \right. \\ &\quad \left. + \sum_{m+i} A_{mk} K_0(\eta_{ik} \eta_i^{im}) \right\} \sin \frac{k\pi}{2H} z_i \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

と表わされるから、上記の条件は区間 $0 \leq z_i \leq H_{is}$ において、式(13)と式(16)とを等置することによって、次式のように表わされる(ここでは、式(13)の積分を実行したあとの形の式を示す)。

$$\begin{aligned} E_i A_i \sum_{k=1,3}^{\infty} \left\{ A_{ik} K_0(\eta_{ik}) + \sum_{m+i} A_{mk} K_0(\eta_{ik} \eta_i^{im}) \right\} \sin \frac{k\pi}{2H} z_i \\ = P_i z_i - \pi a_i f C_0 \gamma g \epsilon^2 + 4\mu H \sum_{k=1,3}^{\infty} \frac{\eta_{ik}}{k} \\ \cdot \left\{ (-1)^{\frac{k-1}{2}} z_i \sin \frac{k\pi\epsilon}{2H} - \frac{2H}{k\pi} \sin \frac{k\pi}{2H} z_i \right\} \\ \cdot \left\{ A_{ik} K_1(\eta_{ik}) - \sum_{m+i} A_{mk} K_0(\eta_{ik} \eta_i^{im}) I_1(\eta_{ik}) \right\} \\ \dots\dots\dots (17) \end{aligned}$$

c) 杭頭において 杭基礎を構成する各杭の杭頭変位は、すべて等しく δ でなければならない。各杭の杭

頭変位は式 (14) から求められるから、上記の境界条件は、次式のように表わされる。

$$\begin{aligned}
 E_i A_i \delta_i &= P_i H - \pi a_i f C_0 \gamma \varepsilon^2 \left(H - \frac{2}{3} \varepsilon \right) \\
 &+ 4 \mu H \sum_{k=1,3}^{\infty} (-1)^{\frac{k-1}{2}} \frac{\eta_{ik}}{k} \\
 &\cdot \left\{ (H - \varepsilon) \sin \frac{k \pi \varepsilon}{2H} - \frac{2H}{k \pi} \cos \frac{k \pi \varepsilon}{2H} \right\} \\
 &\cdot \left\{ A_{ik} K_1(\eta_{ik}) - \sum_{m+i} A_{mk} K_0(\eta_{ik} \eta_i^m) I_1(\eta_{ik}) \right\} \\
 &\dots\dots\dots(18)
 \end{aligned}$$

d) すべり境界において すべり区間と密着区間の境界においては、すべり区間側から求めた杭周面せん断力の勾配と密着区間から求めたそれとが一致していなければならない。したがって、式 (5) と式 (7) とをそれぞれ z_i について微分した後、 $z_i = H_{is}$ とおき、符号を考慮して両式を等置すれば、次式を得る。

$$dQ_i = \frac{d}{dz_i} |Q_i(H_{is})| - 2\pi a_i f C_0 \gamma \varepsilon = 0 \dots\dots\dots(19)$$

(9) 未定係数の決定

地盤と杭に関する諸元および諸物理定数、杭本数、杭配置ならびに杭頭の鉛直変位が与えられれば、適当な級数項数 M を選んで、式(15), (17), (18), (19) で表わされる連立方程式を解くことによって、原理的には未定係数 A_{ik} , P_i , H_{is} ($i=1, 2, \dots, N$, $k=1, 2, \dots, M$) の値を定めることができるはずである。しかし、各杭に対するすべり境界の位置を表わす H_{is} が既知でなければ、式 (15) と式 (17) の適用範囲が定まらないので、上述の方法に従って未定係数の値を同時に定めることは不可能である。そこで本論では、次のような考え方によって未定係数の値を定めた。すなわち、まず H_{is} を仮定して、式 (15), (17), (18) で表わされる連立方程式を解き、得られた A_{ik} , P_i と仮定した H_{is} の値を用いて式(19)

の dQ_i を計算する。次に $dQ_i=0$ であるかどうかを調べ、もし $dQ_i \neq 0$ の場合には、改めて H_{is} を仮定し直す。以下同様な計算手順を繰り返し、 $dQ_i=0$ となる H_{is} が得られるまでこれを続ける。

ここで、上記の計算手法を、単杭を例にとって具体的に述べる。計算は本質的には選点法に従って行った。Fig.2 に示すように、まず表層地盤を等分割して M 個の節点を設ける。次に、地表面から ε の位置に新しく節点 $M+1$ を加える。さらに、基盤から H_{0s} の位置に節点 $M+2$ (■印) を設けるが、この節点は H_{0s} の値によってその位置が上下に変化する動節点である。動節点 $M+2$ の位置がすべり境界を与えることになる。

いま、杭頭に P_0 の鉛直下向き荷重を加えた場合を考える。仮定した H_{0s} の値が真の H_{0s} の値より大きい場合は、Fig.2 に示すように、式 (19) は $dQ_0 > 0$ となり、反対に仮定した H_{0s} の方が小さい場合には $dQ_0 < 0$ となる性質を有する。したがって、この性質を利用すれば、真の H_{0s} を求める計算は次のようにすればよいことがわかる。たとえば $H_{0s} = H - 2\varepsilon$ から始めて、適当なきざみ幅 Δz で次々に H_{0s} を減少させていき、その都度式 (19) から dQ_0 を求める。途中で dQ_0 の符号が変わったところで、いったん H_{0s} を Δz だけ元に戻す。今度はきざみ幅 Δz の値を小さくして、同様な手順で計算を続けて行う。適当な小さな値 $\bar{\varepsilon}$ に対して $|dQ_0| < \bar{\varepsilon}$ を満足する H_{0s} が得られれば、それが求めるすべり境界の位置であり、同時にそのときの A_{0k} , P_0 の値が求める未定係数の値である。実際の計算にあたっては、収束の判定条件として、 $|dQ_0| < \bar{\varepsilon}$ の代わりにきざみ幅 Δz が $\Delta z < \bar{\varepsilon}$ を満足するという条件を用いる方がより実用的であろう。本論では後者の条件を採用してすべり境界の位置 H_{0s} を定めた。

群杭の場合には、単杭の結果を参照して、各杭に対するすべり境界の位置の初期値として、群杭と等しい鉛直変位を受けた単杭の H_{0s} より少し大きな値をもつ H_{is} を採用すればよい。その後の計算手順は単杭の場合と全く同様であるが、ただ、群杭の場合にはすべての杭について、それぞれ $|dQ_i| < \bar{\varepsilon}$ を満たす H_{is} を定めなければならないことになる。したがって、未定係数を定めるための計算手数が単杭の場合に比べて多くなるのはやむを得ない。

Fig.2 に示すような動節点 $M+2$ を導入すれば、固定節点のみを用いる場合よりも、一般に精度のより高いすべり境界 H_{is} を得ることができて都合がよい。

(10) 群杭効率および荷重分担率

前節で述べた方法に従って計算を行い、未定係数 A_{ik} , P_i , H_{is} が得られれば、これらの値を用いてそれぞれ式 (5) あるいは (9), 式 (16) および式 (11) あるいは

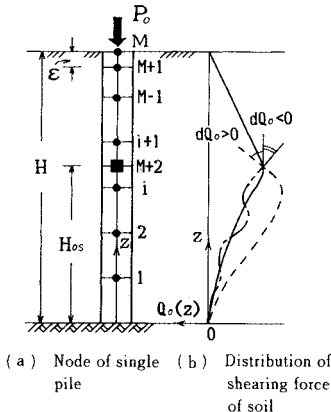


Fig.2 Single pile and distribution of shearing force along pile.

は (12), 式 (13) あるいは (14) から各杭について杭周面地盤のせん断力, 鉛直変位および各杭の軸力, 軸方向変位を求めることができる。

さて, 単杭と群杭とで同一の杭頭変位を生じさせるような鉛直荷重をそれぞれ P_0, P とすれば, 群杭効率は

$$e_N^p = \frac{P}{N \cdot P_0} \dots\dots\dots (20)$$

によって定義される。ここで, P は各杭の杭頭荷重の総和に等しいから, 次式が成り立つ。

$$P = \sum_{i=1}^N P_i \dots\dots\dots (21)$$

また, 各杭の荷重分担率は, 次式によって与えられる。

$$R_i = \frac{P_i}{P} = P_i / \sum_{i=1}^N P_i \dots\dots\dots (22)$$

群杭効率の定義については, 上記の定義の仕方とは異なる定義の仕方もある。すなわち, 単杭と群杭にそれぞれ P_0 および $N \cdot P_0$ の杭頭荷重を加えたときの杭頭の鉛直変位を δ_0 および δ とすれば, 群杭効率は

$$e_N^p = \delta_0 / \delta \dots\dots\dots (23)$$

によって与えられる。

杭-地盤系の変形が線形理論に従う場合には, 式 (20) と式 (23) の定義は同値であるが, 杭と地盤との間にすべりが生ずるといような非線形現象を考慮しなければならない場合には, 上記の2つの定義式に従って求めた群杭効率は, その値が互いに異なることになる。本論では, 式 (20) の定義に従った。

3. 数値計算例および考察

前章で述べた理論に従って, それぞれ1, 2, 4, 6, 9本の同径の円柱杭から構成された杭基礎が, 鉛直荷重を受けたときの群杭効率および各杭の荷重分担率を求めた。群杭については, 各杭の中心軸間距離の最小値 l と杭径 d との比をいろいろ変えた場合について計算を行った。

(1) 単杭について

文献5)には, 3種類の単杭に対する鉛直載荷試験の結果が記述されている。ここではその中の一例について, 実測結果と本論によって求めた計算結果とを比較してみることとする。

数値計算に用いた表層地盤および杭に関する諸元, 諸物理定数は, 次のとおりである。なお, 計算に用いた入力データはすべて文献5)に与えられている値をそのまま用いたが, 与えられていないものについては後述のように, 適当な推定を行って得た値を採用した。

地盤に関しては, 表層地盤の厚さ $H=30$ m, せん断弾性定数 $\mu=1.47$ MN/m², ポアソン比 $\nu=0.4$, 密度 $\gamma=1.6$ t/m³, 静止土圧係数 $C_0=0.59$, 杭に関しては,

杭種=打込閉端PC杭, 半径 $a_0=0.25$ m, 長さ $H=30$ m, 伸び剛性 $EA=4.508$ GNである。また杭と杭周面地盤との間の摩擦係数は $f=0.45$ である。さらに, 表層地盤の分割数は $M=50$ とした。Fig.2に示した地表面近傍の初期すべり区間長 ϵ は分割区間長の1/10にとった。

さて, 文献5)においては, 杭周面地盤の摩擦力を求めるのに必要な定数 γ, C_0, f の値についてはいずれも与えられておらず, ただ杭に対する周面摩擦力の合力の値のみが3MNとして与えられているに過ぎない。そこで本論では, γ, f については適当な推定値を採用することにして, C_0 については杭周面摩擦強度の分布が深さに比例するとして, 式(7)を用いて求めた周面摩擦力の合力が3MNになるように C_0 の値を定めることにした。そこで γ は文献5)に示された試験地盤の柱状図から1.6 t/m³と推定し, f についてはPotyondyが文献7)で示した表を参考にして, $f=0.45$ とした。これより C_0 が定まり $C_0=0.59$ が得られる。

Fig.3は単杭の載荷試験によって得られた杭頭荷重と杭頭変位との関係を示したもので, ○印が文献5)に記述されている実測値を, 実線が本論による理論値を表わしている。図中, 実線Aはすべりを考慮しない場合を, Bはすべりを考慮した場合を, Cは杭のまわりに表層地盤が存在しない場合をそれぞれ示している。実測値と実線Bの理論値とは必ずしも一致しているとはいえないが, 実線AとBとを比べると, 実線Bがすべりの現象をよく表わしていることがわかる。すべりが杭頭荷重と杭頭変位の関係に与える影響に関しては, 理論値は実測値とその傾向がよく合っているといえよう。杭頭変位が小さい場合についてみると, 同じ杭頭変位に対して実測値の杭頭荷重の方が実線Aのそれより大きくなっているのが目につく。これは, 計算で採用した地盤のせん断弾性定数の値が, 実地盤のそれに比べて小さ過ぎたことを示すものである。地盤に関する諸定数を適当に選

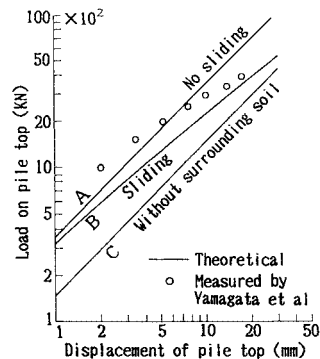


Fig.3 Relation between load and displacement of pile top (single pile).

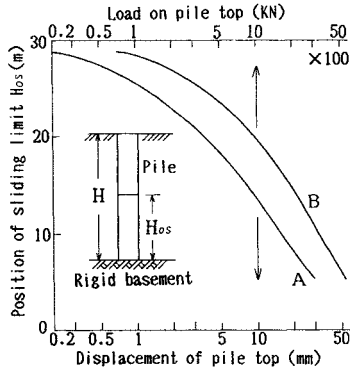


Fig. 4 Relation between the position of sliding limit and the load on and the displacement of pile top (single pile).

Table 1 Effects of ϵ on axial force of pile top (single pile, $H=30$ m, $M=30$).

δ (mm)	ϵ (m)	P_0 (kN)	l_{1os} (m)
0.1	0.2	35.23	29.2
	0.1	35.23	29.2
	0.05	35.23	29.3
0.5	0.2	168.0	27.5
	0.1	168.0	27.4
	0.05	167.9	27.3
10.0	0.2	2226.0	13.5
	0.1	2226.0	13.7
	0.05	2226.0	13.5

δ : Displacement of pile top
 ϵ : Length of sliding region near by soil surface
 P_0 : Axial force of pile top (=Load on pile top)
 l_{1os} : Height of sliding limit
 l : Length of pile
 M : The number of boundary location

Table 2 Effects of M on axial force of pile top (single pile, $H=30$ m, $\epsilon=H/10/M$).

δ (mm)	M	P_0 (kN)	l_{1os} (m)	ϵ (m)
0.1	30	35.23	29.2	0.1
	40	35.36	29.4	0.075
	50	35.34	29.3	0.06
0.5	30	168.0	27.4	0.1
	40	168.1	27.3	0.075
	50	168.2	27.4	0.06
10.0	30	2226.0	13.7	0.1
	40	2227.0	13.6	0.075
	50	2227.0	13.6	0.06

直して計算すれば、理論値を実測値により近づけることは可能である。

Fig. 4 は杭頭変位とすべり境界の位置の関係 (実線 A) および杭頭荷重とすべり境界の位置の関係 (実線 B) を示したものである。図から、すべり区間はほぼ杭頭荷重あるいは変位の対数に比例して拡大するといってもよいようである。

次に、表層地盤の分割数 M および地表面近傍の初期すべり区間長 ϵ の大きさが杭の変位、杭周面地盤のせん断力、杭の軸力等に及ぼす影響について調べた。得られた結果の一例を Table 1, 2 および Fig. 5 に示した。

Table 1 は M を $M=30$ とした場合に、いろいろの杭

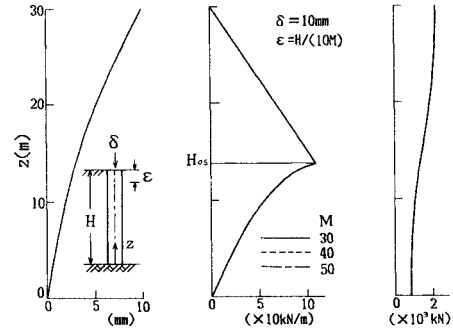


Fig. 5 Effects of the number of boundary location M on distribution of displacement and axial force of pile and of shearing force along pile (single pile).

頭変位 δ に対して、 ϵ の値を変えて (分割区間長の 1/5, 1/10, 1/20), そのときの杭頭荷重 P_0 およびすべり境界の位置 H_{0s} を求めた結果を示したものである。同表から、 δ の大小にかかわらず、 ϵ の値の変化が P_0 および H_{0s} に及ぼす影響はほとんど無視できることがわかる。

Table 2 は ϵ を分割区間長の 1/10 に選んだ場合に、いろいろの δ に対して、 M の値を変えて、そのときの P_0 および H_{0s} を求めた結果を示したものである。同表から、 $M \geq 30$ であれば、 M の大きさによる P_0 および H_{0s} の値の変化は非常に小さいといえる。

なお、表層地盤および杭に関する諸元、諸物理定数をいろいろ変えた場合についても数値計算を行ったが、得られた結果は、すべて、それぞれ Table 1 および 2 で示した場合とほぼ同様であった。

Fig. 5 は $\delta=10$ mm, $\epsilon=$ 分割区間長の 1/10 の場合について、 M をそれぞれ 30, 40, 50 としたときの杭の変位、杭周面地盤のせん断力および杭の軸力の分布を描いたものである。同図は、 M の大きさの違いによって生ずる上記の各分布形の変化が、図上では互いに区別することが難しいほど小さいことを示している。それは、杭頭変位の異なる場合についても同じようにいうことができる。

以上の結果から、分割数 M および地表面近傍の初期すべり区間長 ϵ としては、杭頭変位 δ が非常に小さい場合を除けば、 M および ϵ として $M=30$, $\epsilon=$ 分割区間長の 1/10 の値を採用すればよいといえよう。 δ が非常に小さいときは、すべり境界の位置が地表に近接し、地表から分割長の 1/10 の範囲内にくるような場合が生ずる。このような場合には、 ϵ として、上記の値より小さい値を選択しなければならないのはもちろんである。

(2) 群杭について

群杭に対して得られた結果の一例を、Fig. 6~12 に示

した。

数値計算に必要な表層地盤および杭の諸元・諸物理定数としては、単杭の場合と全く同じ値を用いた。また、分割数 M と地表面近傍の初期すべり区間長 ϵ はそれぞれ $M=30$, $\epsilon=0.1$ m (分割区間長の 1/10) とした。

Fig. 6~9 は、それぞれ 2, 4, 6, 9 本杭に対して、各杭の中心軸間距離の最小値 l と杭径 d との比 l/d をパラメーターとして、杭頭変位と群杭効率の関係を描いたものである。なお、各杭の杭配置については図中に示すとおりである。Fig. 6~9 から (i) 杭頭荷重が増加するに従って群杭効率は大きくなり、1 に近づく、(ii) 杭頭変位が等しければ、杭本数が多いほど群杭効率は小

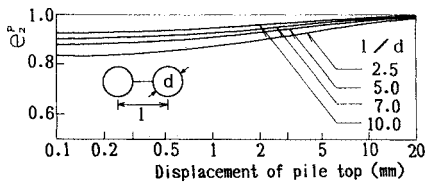


Fig. 6 Coefficient of group effect of piles (2 piles).

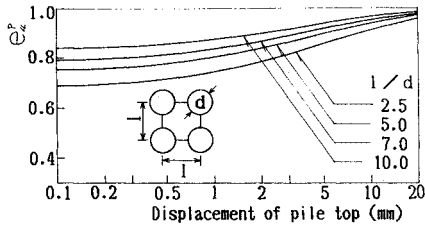


Fig. 7 Coefficient of group effect of piles (4 piles).

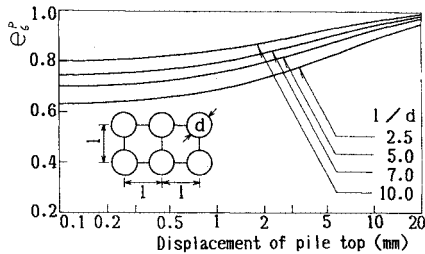


Fig. 8 Coefficient of group effect of piles (6 piles).

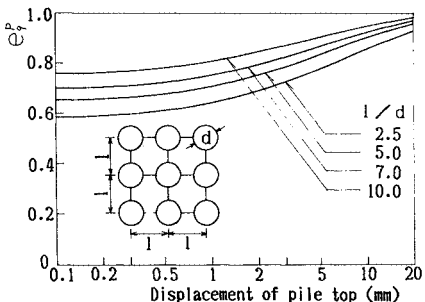


Fig. 9 Coefficient of group effect of piles (9 piles).

さい、(iii) 杭間隔を表わす無次元量 l/d が大きいほど群杭効率は大きいことがわかる。

Fig. 10 は 9 本杭について、杭頭変位をパラメーターとして、杭間隔を表わす無次元量 l/d と群杭効率の関係を示したものである。

Fig. 11 は 9 本杭について、 l/d をパラメーターとして、杭頭変位 δ と各杭の荷重分担率 R_i^* の関係を示したものである。図から、(i) δ が増加するに従って R_i^* ($i=1, 2, 3$) はいずれも等分担率 (=1/9) に近づく、(ii)

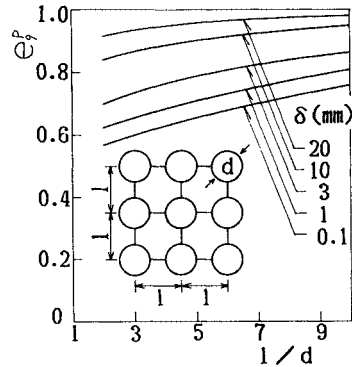


Fig. 10 Effect of displacement of pile top δ on coefficient of group effect of piles (9 piles).

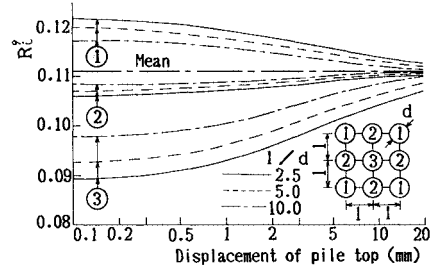


Fig. 11 Load sharing ratio (9 piles).

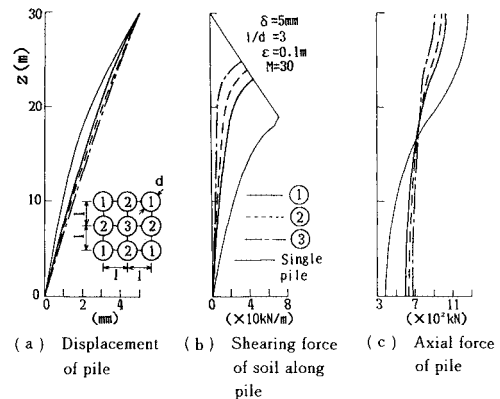


Fig. 12 Distribution of displacement and axial force of pile in group and distribution of shearing force along pile in group.

同じ δ に対しては、 l/d が大きいほど R_1^* は 1/9 に近い、(iii) R_1^* は 1/9 より大きく、 R_2^* 、 R_3^* は 1/9 より小さいことがわかる。

Fig. 12 は $\delta=5$ mm の杭頭変位を受けた 9 本杭について、一例として $l/d=3$ の場合に対する各杭の杭変位、杭周面地盤のせん断力および杭の軸力の深さ方向分布を、同一の杭頭変位を受ける単杭のそれと比較して示したものである。同図から (a) 単杭と群杭とを比べれば、(i) すべり区間長については群杭の方が短い、(ii) 杭の変位および軸力の分布については群杭の方がその変化がゆるやかである、(b) 群杭中の各杭についてみれば、(i) 中心に近い杭ほどすべり区間長が短い、(ii) 杭の変位および軸力の分布については中心に近い杭ほどその変化がゆるやかであることがわかる。

上記の結果は、(a) 群杭については、杭で囲まれた地盤の部分が周辺の杭に追従して変位を生ずるため、杭との相対変位が小さくなり、したがって単杭に比べて杭との間にすべりが生じにくくなること、(b) 群杭中の各杭については、中心に近い杭ほど周面地盤との相対変位が小さいので、他の杭に比べてすべりの生ずる範囲がより小さくなることを考えれば容易に理解できるであろう。

4. おわりに

杭基礎が鉛直荷重を受けたとき、荷重が大きくなると杭と周面地盤との間にすべりを生ずることになる。本論では、このすべりを考慮して杭基礎の鉛直方向群杭効率および各杭の荷重分担率を求める解析理論を導き、数値計算を行って、まず、単杭について実測結果と理論値とを比較し、次に、すべりが群杭効率および各杭の荷重分担率に与える影響について論じた。

得られた結果は、次のとおりである。

(1) 単杭に対する実測結果と理論値とは必ずしも一致しているとはいえないが、理論値は杭と周面地盤との間に生ずるすべり現象を忠実に反映しており、杭頭荷重と杭頭変位の関係を表わす曲線において、理論値は実測値の傾向をよく表わしているといえる。

(2) 杭頭荷重が増加し、杭頭変位が大きくなるに従って、群杭効率は大きくなり、1 に近づく。同時に各杭の荷重分担率は等分担率 (=1/杭本数) に近づく。

(3) 同じ杭変位に対しては、各杭の中心軸間距離の最小値 l と杭径 d の比 l/d が大きいほど群杭効率は大きな値をもち、各杭の荷重分担率は等分担率により近い値をもつ。

(4) 杭頭変位が等しければ、群杭の方が単杭に比べて、一般にすべり区間の長さは短い。

(5) 群杭においては、杭配置が中心に近い杭ほどすべり区間の長さが短い。

なお、本論文では支持地盤の剛性が無限大の場合を取り扱ったが、支持地盤の剛性が有限の場合に対しては、それが杭基礎の群杭効果に与える影響について現在研究中である。

参考文献

- 1) 鋼管杭協会編：杭に関する文献の抄録集，文一総合出版，1981.
- 2) 小坪清真・高西照彦・成富 勝：脚付きケーソン基礎の群杭効率および荷重分担率，土木学会論文集，No. 356/I-3，pp. 465～473，1985.
- 3) 秋吉 卓・沢田邦彦：すべりを考慮した支持杭の鉛直振動に関する一近似解法，土木学会論文報告集，No. 324，pp. 31～40，1982.
- 4) 山肩邦男・八尾真太郎：鉛直群ぐいの荷重～沈下挙動に関する研究—その 1. 基礎理論について—，日本建築学会論文報告集，No. 261，pp. 41～48，1977.
- 5) 山肩邦男・八尾真太郎：鉛直群ぐいの荷重～沈下挙動に関する研究—その 2. 鉛直載荷試験に関する諸問題—，日本建築学会論文報告集，No. 270，pp. 7～15，1978.
- 6) 山肩邦男・八尾真太郎：鉛直群ぐいの荷重～沈下挙動に関する研究—その 3. ネガティブフリクション現象について—，日本建築学会論文報告集，No. 271，pp. 61～68，1978.
- 7) Potyondy, J.G. : Skin friction between various soils and construction materials, Geotechnique, XI-4, pp. 339～353, 1961.

(1986. 3. 6・受付)