

杭に働く負摩擦の模型実験と解析

柴 田 徹・関 口 秀 雄

MODEL TEST AND ANALYSIS OF NEGATIVE FRICTION ACTING ON THE PILES

By Toru SHIBATA and Hideo SEKIGUCHI

Synopsis

In order to clarify the basic characteristics of negative skin friction acting on both single and group piles, model tests were made by using a large consolidation soil box. The main results are as follows: (1) The estimation method of the group pile effect was proposed based on the effective stress concept, and its applicability was confirmed by the test results. (2) Comparison of negative friction acting on the non-treated and slip-layered piles was made, and the marked reduction of the negative friction on slip-layered pile was observed. (3) Behaviour of the bending moment and the lateral deflection of a batter pile due to settlement of the surrounding ground was analyzed.

1. ま え が き

負摩擦は、構造物の基礎をとりまく地盤の沈下量が基礎のそれよりも大きいときに発生する現象である。そしてこの現象によって土木・建築構造物が受けた被害や、負摩擦を軽減するための対策工は、内外で少なからぬ例が報告されている。それらの中には、基礎杭の負摩擦が原因で生じた不同沈下のために、鉄筋コンクリート造の建物を竣工後4年足らずで解体せざるを得なかったケースさえ見受けられる¹⁾。

このような事情から、わが国でも過去20年ほどの間に、その発生機構や軽減工法の検討が行われてきた。例えば後者にはフローティング基礎、電気浸透法、二重管を用いる方法、群杭を用いる方法あるいは杭周囲に特殊な処理を施す方法などが提案されている。しかしながら多くの研究にも拘らず、斜組杭や群杭基礎に作用する負摩擦の性状に関しては、現場の測定データが少ないこともあって、まだいくつか不明の点を残している。特に臨海埋立て地のような軟弱土層でみかけるように、周辺地盤が圧密沈下する場合の斜杭の挙動については、殆んど説明されていない。そこでこの研究は、

- (1) 鉛直群杭に作用する負摩擦の性状、
- (2) 斜組杭に発生する負摩擦や曲げモーメントの性状、
- (3) 負摩擦力を低減させるための Slip Layer の効果

を明らかにする目的で模型実験を行い、かつそれらの結果に考察を加えたものである。

なおこの報文は模型実験の紹介に重点を置いており、また理論的な扱い方については、その一部を既に別の機会に発表した²⁾ こともあって、付録にまわした部分のあることを予めお断わりしておきたい。

2. 鉛直杭に働く負摩擦の模型実験

2.1 実験の目的

本研究においては、模型粘土地盤中の鉛直杭に働く負摩擦の性状を調べ、その対策工法に関する基礎資料を得ることを目的として、Table 1 に示すような4ケースの実験(シリーズ I)を行った。

すなわち本実験シリーズでは、(1) 負摩擦に及ぼす群杭効果、及び(2) Slip Layer による負摩擦低減効

果を把握することにポイントを置いた。そして項目 (1) については後述するように、有効応力の立場から群杭による負摩擦低減効果の算定式を新たに誘導するとともに、その妥当性を Run 2 の室内実験等の結果から確かめた (主要な結果は文献 2) に既発表)。また項目 (2) については、杭表面に特殊アスファルトを塗布した場合とそうでない場合の負摩擦性状の差異を本実験シリーズで把握することができたので、それについても後節で詳しく述べることにする。

Table 1. Model test series I (vertical piles).

Run No.	Model pile	p (kgf/cm ²)
1	single, non-treated	0.2, 0.4, 0.6
2	group(3×3), non-treated	0.2
3	group(3×3), SL-piles	0.2, 0.4
4	{single, non-treated single, SL-pile	0.2, 0.4, 0.6

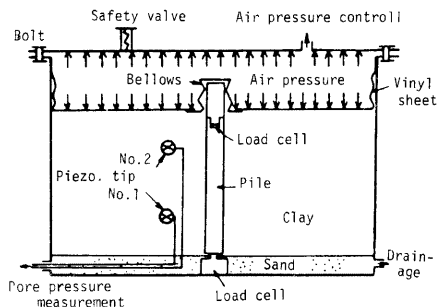


Fig. 1. Model negative friction apparatus.

2.2 実験の概要

Fig. 1 を参照しながら、実験の手順について説明する。まず負摩擦計測用のロード・セル及び間隙水圧計測用のピエゾメータを準備した後、所定の本数の模型杭を実験槽内に立て込んでおく。ついで排水層として、水で飽和した砂層を所定の厚さに敷き均す。この上に、十分に練り返したスラリー状のカオリン粘土を流し込み、所定の厚さの粘土層を作成する。そして、この粘土層の自重圧密が完了するまで静置する。ついで模型地盤の表面にビニール・シートを敷いた後、実験槽に蓋をかぶせ、調整した空気圧をビニール・シートを介して模型地盤に作用させる。このようにして杭周辺地盤に圧密沈下を生ぜしめ、それに伴って生じる負摩擦を杭の先端と頭部に設置したロード・セルによって計測する。ただし Run 1 と Run 2 では杭頭をカバーするベローズは用いず、杭頭を完全に地表面下に埋没させた状態で実験を行っている。

土試料：使用した粘土は市販の粉末カオリンに水を加え、十分に練り返したもので、その物性は W_L ; 52%, I_P ; 13%, G_s ; 2.61, $<2\mu$; 39% である。排水層用に使用した砂は、市販の 5 号珪砂である。

模型杭：用いた杭は外径 60 mm、肉厚 1.2 mm の鋼管杭 (以下、無処理杭と称する) と、Slip Layer としてのアスファルトを 6 mm の厚さで、上述の鋼管杭に塗布した杭 (以下 SL 杭と称する) である。杭の有効長は Run 1 と Run 2 では 54.0 cm, Run 3 と Run 4 では 55.5 cm である。なお 3×3 本の群杭を対象とした Run 2, 3 では、隣接する杭の中心間隔を杭直径の 2.5 倍に設置した。

アスファルト：Slip Layer として用いたアスファルトは Shell 石油製の特殊アスファルトで、その特性値は SL-GRADE B, 針入度 47, 軟化点 68, 針入度指数 +2.3 である。

実験槽：鋼製の円筒形土槽で、Run 1 と 4 では内径 98.5 cm, 高さ 102.5 cm のものを、Run 2 と 3 に対しては内径 148.6 cm, 高さ 102.5 cm のものを使用した。圧密開始前の模型地盤は、粘土層厚約 70 cm, 含水比約 80%, 砂層厚約 10 cm であった。

載荷装置：採用した載荷方式は、空気圧制御載荷方式である。すなわちエアー・コンプレッサーからの一次圧を 2 個のレギュレーターによって所定の圧力に調節し、実験槽内へ送り込む。なお二次圧の調節範囲は、0.14~8.4 kgf/cm² である。

計測機器：杭の軸力は、杭先端と杭頭でストレイン・ゲージ型のロード・セルを用いて測定した。従って負摩擦力は、前者の読みから後者の読みを差引くことによって求まる。なおロード・セルの出力は、スイッ

チ・ボックスを介して静ひずみ測定器によって読み取った。粘土層中の間隙水圧は、試作したピエゾメータを用い、ヌル・バランス方式によって深度方向の2点で測定した。粘土層の沈下量は、自重圧密の過程ではポイント・ゲージを用いて測定する一方、加圧時には排水量をメスシリンダで測定し、それを杭周地盤の断面積で割ることによって求めた。

2.3 負摩擦の性状

ここでは、表面無処理の単杭に働く負摩擦応力 τ_a の性状について考える。Johannessen-Bjerrum³⁾ は、厚さ約 43 m の軟弱な海成粘土層を貫いて基岩に支持された鋼管杭に働く負摩擦を測定し、その結果から、杭と周辺地盤間に働くせん断応力 τ_a に対して次式の関係を提案した。

$$\tau_a = \sigma_h' \tan \varphi_a' = K \tan \varphi_a' \cdot \sigma_o' \quad (1)$$

ここに、 σ_h' は杭に作用する水平有効応力、 φ_a' は杭材料と土との間の有効摩擦角、 K は水平有効応力 σ_h' と鉛直有効応力 σ_o' の比である。なお Zeevaert⁴⁾ は、上記 3) の文献よりも以前に式 (1) の関係を仮定し、それを群杭の場合に適用することを試みている。また横尾ら⁵⁾ は、Zeevaert の解について詳細な理論検討を加えていることを付け加えておく。

式 (1) はいくつかの単純化された仮定に基づくものであるが、現時点では負摩擦のポイントをも最も良く関連づけた式と考えられる。そこでこの項では、単杭に対する実験結果を、式 (1) を参照しながら述べることにする。

Fig. 2 は、各上載圧 p のもとで負摩擦応力 τ_a が杭周地盤の沈下とともに発達していく様子を示したものである。Fig. 3 には、杭周地盤の圧密過程の例として、上載圧 p を 0.2 kgf/cm^2 から 0.4 kgf/cm^2 にまで増加させた場合の地表面沈下量と過剰間隙水圧の経時変化が描かれている。同図によると、この場合の杭周地盤の圧密は7日間でほぼ完了していることが分かる。

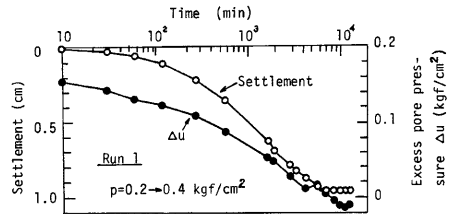
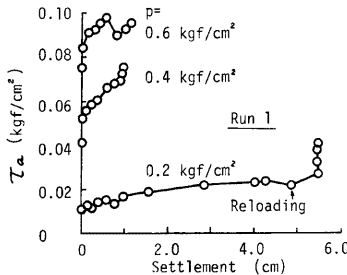


Fig. 2. Negative friction vs. settlement of ground. Fig. 3. Consolidation characteristics of model ground.

次に、Run 1 及び Run 4 の各載荷段階における τ_a の最大値と上載圧 p の関係を Fig. 4 に示す。図中の破線は、最小 2 乗法で求めた原点を通る直線で、

$$\tau_a = 0.18 p \quad (2)$$

のように表わされる。いま自重項を無視して $p = \sigma_o'$ とみなすと、式 (1) と式 (2) を対比することにより、 $K \cdot \tan \varphi_a' = 0.18$ なる関係が得られるが、これについて少し検討を加えてみよう。

筆者らは、本報告に述べている模型実験と並行して、カオリン粘土と鋼板の間の摩擦特性を一面せん断試験装置を用いて調べたが、それによると、 $\tan \varphi_a'$ の値として 0.4 なる値が求まった (Fig. 5 参照)。一方 Johannessen ら³⁾ は、先出の土圧係数 K の値として静止土圧係数 K_0 の値をとることを示唆しているので、ここに使用したカオリン粘土の K_0 値を Bishop ら⁶⁾ の方法で求めてみると、 $K_0 = 0.6$ なる結果が得られた。このようにして、土質試験の結果から $K \cdot \tan \varphi_a'$ の値を推定してみると、 $K \cdot \tan \varphi_a' = 0.24$ なる値が得られる。他方、前出の Run 1 と Run 4 の結果からは $K \cdot \tan \varphi_a' = 0.18$ なる値が求まっており、実測値の方が推

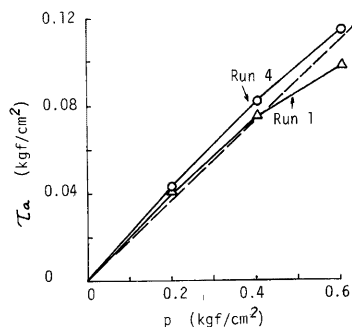


Fig. 4. Negative friction vs. consolidation pressure (single pile).

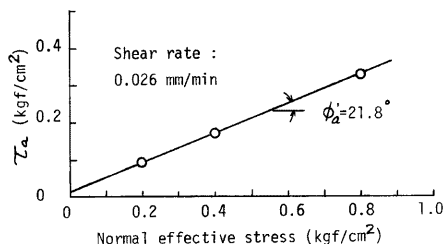


Fig. 5. Friction between kaolin and steel.

定値よりもやや過小になっていることが分かる。

いずれにしても、杭の施工方法に応じて土圧係数 K の値が静止土圧係数 K_0 からかなり変動することも考慮すると、式 (1) の実際問題への適用に当っては、 $K \cdot \tan \phi'_a$ の値をあらかじめ載荷実験等の結果から逆算しておくことが現実的な方法となろう。

2.4 負摩擦に及ぼす群杭効果

この節では、まず上載圧 $p=0.2 \text{ kgf/cm}^2$ のもとでの Run 1 と 2 の結果に基づいて、模型実験で認められた群杭効果を紹介する。ついで、その結果と筆者らの提案する群杭効率算定式との比較を行う。

Fig. 6 は、Run 2 において得られた負摩擦力の経時変化を示したものである。これによると、群杭中の杭の位置に応じて負摩擦力が変化すること、すなわち隅杭 > 辺の中心杭 > 中心杭の順序であることが分かる。さらにこれらの負摩擦力の最終値、つまり $t=24,920$ 分における値は、同一の上載圧のもとで単杭 (Run 1) に対して得られた 41.8 kgf よりも低減していることが注目される。

参考のため、Run 2 における杭周地盤の圧密過程を Fig. 7 に示す。これによると、 $t=20,000$ 分を越えたあたりで過剰間隙水圧の値はゼロとなり、実質的に圧密が完了したことを示している。

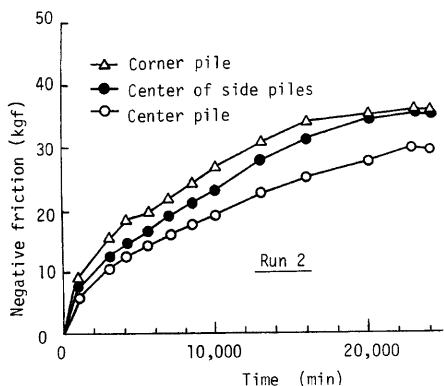


Fig. 6. Increase of negative friction with time.

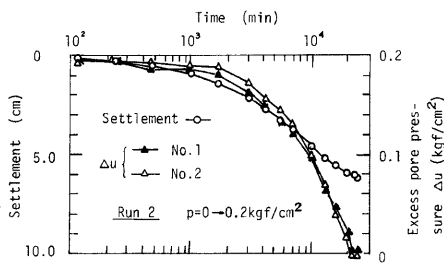


Fig. 7. Consolidation characteristics of model ground.

次に筆者らの提案する群杭効率算定式の適用について述べる。いま杭周地盤の圧密が完了した状態を想定すると、負摩擦現象のために、群杭中の任意杭に生じる最大軸力の値は、その周辺に杭が存在しない場合の値つまり単杭のそれよりも一般に小さくなっているはずである。筆者らはこのことに着目して、群杭効率 β を付録の式 (A-8) のように定義することにした。

付録に示すとおり、式 (1) の考え方を群杭の場合に適用すると、上載圧 p の寄与が卓越する条件のもとでは、式 (A-11) のように群杭効率 β を求めることができる。そこで式 (A-11) を、実際に今回の実験シリーズ I の結果に適用してみる。計算に必要なパラメータの値は、 $K \cdot \tan \varphi_a' = 0.18$ 、中立点の深さ l と杭径 D の比 $l/D = 9$ 、杭間隔 L と D の比 $L/D = 2.5$ 、杭の換算本数 n の値は杭の配置に応じて中心杭、辺の中心杭及び隅杭の順に $n = 4, 3$ 及び 2.25 (Fig. 8 参照)。このようにして得られた群杭効率 β の計算値と実測値を比較したものが Fig. 9 であり、これによると、筆者らの提案している群杭効率算定式がほぼ妥当な予測値を与えているといえよう。

Pile arrangement	n-value
	2 for center pile 1.5 for edge piles
	3 for center pile 2 for edge piles
	4 for center pile 3 for center of side piles 2.25 for corner piles

Fig. 8. Values of n defined by Eq. (A-1).

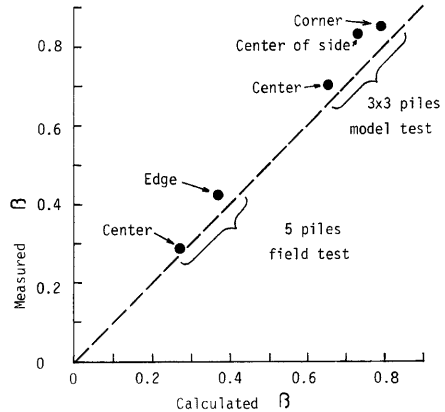


Fig. 9. Comparison of measured and calculated β .

次に長尺杭が地盤沈下地帯に打設されている場合には、付録の自重項が卓越するケースとして、式 (A-12) のように群杭効率 β を求めることができる。ここでは式 (A-12) を、5 本群杭の現場実験結果⁷⁾に適用した例を述べておく。計算に用いたパラメータの値は、 $K \cdot \tan \varphi_a' = 0.35$ 、 $l/D = 45.1$ 、 $L/D = 2.54$ 、 n の値は中心杭と隅杭のそれぞれに対し、3 及び 2 である (Fig. 8 参照)。このようにして求めた群杭効率 β の計測値と実測値の比較を Fig. 9 に示す。それによると上記の模型実験の場合と同様に、両者の間にかなりよい対応が認められる。

2.5 Slip Layer による負摩擦低減効果

まず Fig. 10 に、Run 4 から求めた無処理杭と SL 杭のそれぞれに対する負摩擦応力 τ_a の経時変化を示す。同図によれば、SL 杭に働く負摩擦応力は、地盤の沈下速度の大きい載荷及び再載荷直後にピーク値に到達し、それ以降に漸減する傾向がみられ、漸増する無処理杭の場合と明らかに異っている。このように SL 杭の負摩擦応力が地盤の沈下速度に強く依存しているのは、SL 材として用いたアスファルトの粘弾性的性質によるものである。

杭の打込みのような動的な負荷時を除けば、地盤と杭との相対的沈下速度は現場条件のもとでは小さく、そのため SL 杭の設計に際しては、残留負摩擦力が問題になる。そこで Run 4 から求めた残留負摩擦応力 τ_a 、すなわち地盤の圧密が実質的に完了した時点における負摩擦応力の値を上載圧 p に対してプロットす

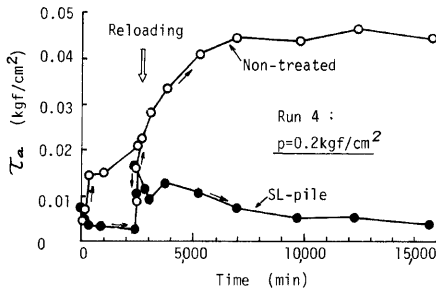


Fig. 10. Changes of negative friction with time.

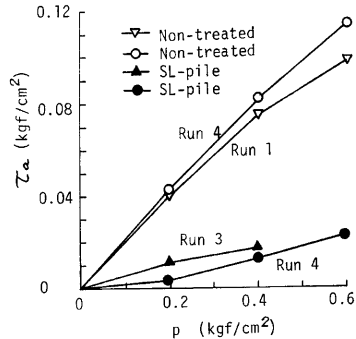


Fig. 11. Negative friction vs. consolidation pressure.

Table 2. Field test results on SL-piles.

Ref. No.	τ_a (kgf/cm ²)	Max. axial Load (ton)	Dia. of pile (cm)	Elapsed time
8)	0.016	20	71.12	8 months
8)	0.05	30	71.12	121 days
9)	0.07	54	71.12	110 days
10)	0.014	5	76.0	4 months
11)	0.024	15	50.0	1 year
12)	0.05~0.06	40	60.96	225 days

場試験結果^{8)~12)}をまとめたものである。これによると、限られた数の情報ではあるが、現場 SL 杭における τ_a の範囲としては 0.02~0.07 kgf/cm² 程度を考えればよいであろう。今回の実験で得た模型 SL 杭に働く τ_a の値は、 $p=0.6$ kgf/cm² のもとで 0.023 kgf/cm² であり、オーダーとしては上述の現場測定値と適合している。

3. 斜組杭に働く負摩擦の模型実験

3.1 実験の目的

橋台や岸壁など水平力を受ける構造物には、斜杭の使用が有利であるといわれている。しかしながら、臨海埋立地盤や軟弱地盤においてしばしば見られるように、杭周辺の地盤が圧密沈下する場合に斜杭がどのように挙動するかについては、現在なお不明の点が多い。

そこで本研究では、模型粘土地盤に立て込んだ斜組杭を対象として実験を行い、(1) 地盤の圧密沈下に伴う負摩擦力と曲げモーメントの発達性状、及び (2) 上記特性に及ぼす Slip Layer の効果を把握しようとするものである。

3.2 実験の概要

実験に用いた斜組杭は、6 本の鋼管杭 (外径 60 mm, 肉厚 1.2 mm, 長さ 600 mm) を Fig. 12, 13 のように組んだものである。杭頭にはゴム製ベローズのガイド用に鋼製の直な部分を設け、それを鋼製フーチングに結合する構造としている。他方、杭先端には負摩擦力検出用のロード・セル ($\phi 20$ mm, $h 9.5$ mm) を設置し、それを斜面角 15° の鋼製スライディング・ウェッジに点接触させている。そして杭内面には、杭 1 本あたり

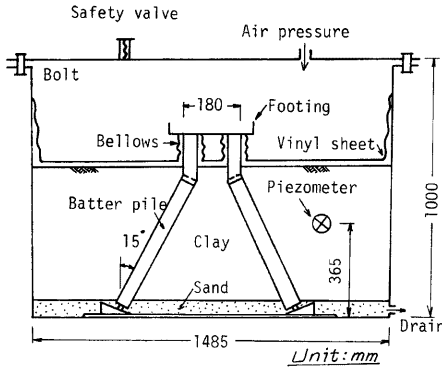


Fig. 12. Vertical section of model batter piles apparatus.

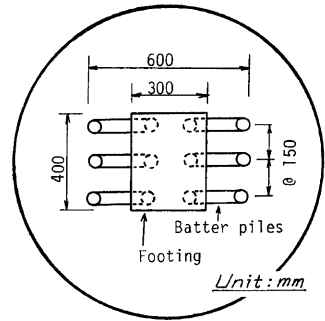


Fig. 13. Horizontal section of batter piles apparatus.

計12個のストレイン・ゲージを貼り、杭体に生じる曲げモーメントを測定するようにしている。なおこのような計測杭を用意する際には、あらかじめ鋼管杭を縦割りしてから溶接する必要があるが、その場合、鋼管製作時の残留応力が解放されて杭断面が収縮することを考慮して、今回は1本の計測杭を造るために、2本の鋼管が費された。

行った実験は、Table 3 に示すとおり3ケースである。第2章に述べた直杭に対する実験シリーズと区別するため、斜組杭に対する本実験をシリーズ II と呼ぶことにする。

3.3 負摩擦の性状

まず、無処理杭の Run 5' から求まった残留負摩擦応力 τ_a と上載圧 p との関係を Fig. 14 に示す。この

Table 3. Model test series II (batter piles).

Run No.	Model pile	p (kgf/cm ²)
5	group(3×2), non-treated	0.2, 0.4
5'	group(3×2), non-treated	0.2, 0.4, 0.6
6	group(3×2), SL-piles	0.2, 0.4, 0.6

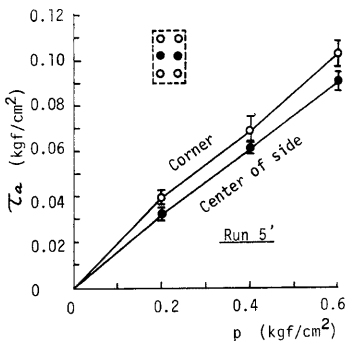


Fig. 14. Negative friction vs. consolidation pressure (batter piles).

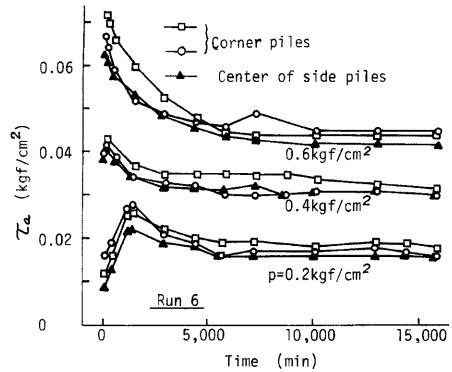


Fig. 15. Changes of negative friction with time (SL-batter piles).

図には、隅杭と辺の中心杭に分けて、それぞれの平均値がプロットしてあるが、前者の τ_a が後者よりもやや大きいことが読みとれる。

Fig. 15 に、Run 6 から求まった SL 杭における τ_a と経過時間の関係を示す。SL を有する直杭の場合と同様に、斜組杭中の SL 杭に働く負摩擦応力は、地盤の沈下速度が大きい载荷直後にピーク値を示し、それ以降はある一定値にまで漸減することが Fig. 15 からよく分かる。なお Fig. 16 には、Run 6 における地盤の圧密沈下の経時変化をまとめて示してある。

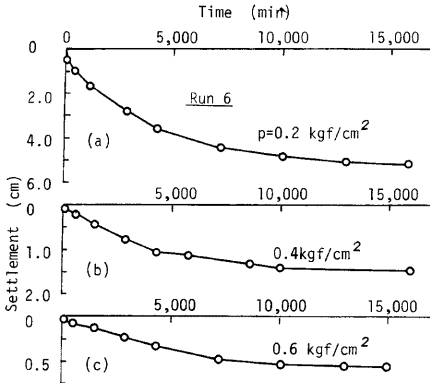


Fig. 16. Consolidation characteristics of model ground.

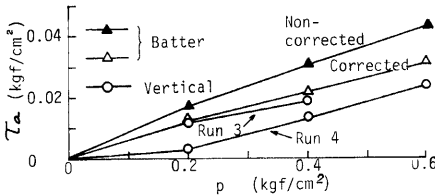


Fig. 18. Negative friction vs. consolidation pressure (SL-batter piles).

摩擦応力をかなりの程度まで低減できることが明らかである。

Fig. 18 はシリーズ I と II を通じて、SL 杭における残留負摩擦応力 τ_a と上載圧 p の関係をまとめたものである。ただし斜組杭においては、装置の機構から杭頭部にロード・セルを設置することが困難であったため、ガイド部に働く負摩擦も同時に加算していることになる。これが図中の補正前の値である。そこで一つの試みとして、得られたガイド部に働く負摩擦と上載圧との関係を利用し、斜組杭の τ_a を補正した結果を Fig. 18 に示した。それによると、補正後の τ_a はシリーズ I の結果にかなり近づいていることが分かる。

3.4 曲げモーメントの性状

まず Run 6 から求まった曲げモーメント分布を Fig. 19 に示す。ただし曲げモーメント M の算定は、次式によって行っている。

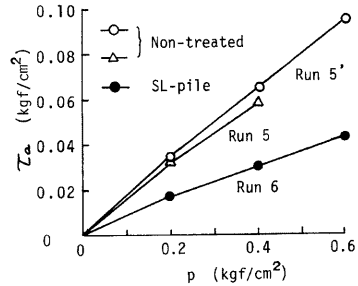


Fig. 17. Negative friction vs. consolidation pressure (batter piles).

次に Run 6 における残留負摩擦応力の値が、杭の配置に応じて変化しているかどうかを Fig. 15 について調べてみると、杭の位置にはあまり関係なく、上載圧 p によって一義的に決まるようである。そこで Run 6 における 6 本杭の残留負摩擦応力の平均値を上載圧 p に対してプロットすると Fig. 17 が得られる。また Fig. 17 中には比較のため、Run 5 と 5' から求まった無処理斜組杭における残留負摩擦応力の平均値も、同様にプロットしてある。Fig. 17 によれば、直杭の場合に比べるとその程度は小さいが、表面に SL を設けることによって、斜杭に働く負摩

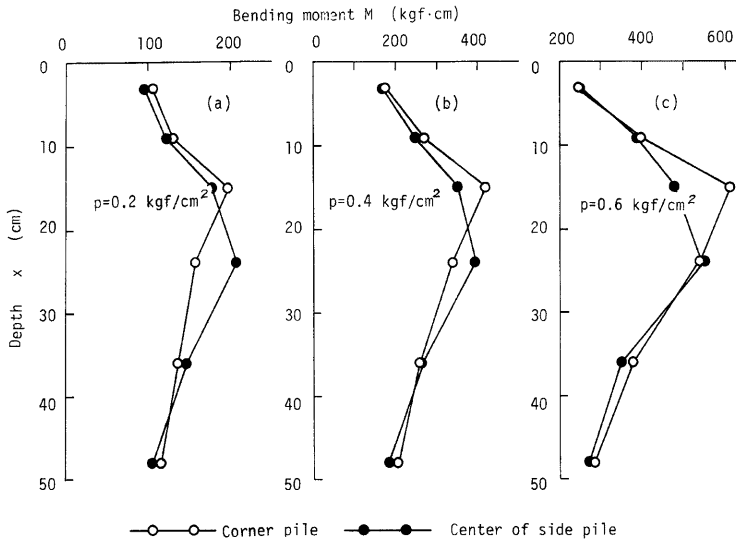


Fig. 19. Bending resistance of SL-batter piles.

$$M = \frac{IE(\epsilon_+ - \epsilon_-)}{2r_i} \dots\dots\dots (3)$$

ここに I ；用いた鋼管の断面 2 次モーメント， r_i ；用いた鋼管の内面の半径， E ；鋼のヤング率， ϵ_+ ；上側の杭内面に貼ったストレイン・ゲージの出力， ϵ_- ；下側の杭内面に貼ったストレイン・ゲージの出力である。ただし ϵ_+ と ϵ_- の符号は，圧縮ひずみの場合を正にとっている。

Fig. 13 の斜杭配置から分かるように，本実験で用いた組杭は，4 本の隅杭と辺中心の 2 本杭から構成されている。そこで Fig. 19 では，これら 2 種類の杭の曲げモーメントの杭軸方向分布（それぞれに対する平均値）を，最終状態に着目して示してあるが，実質的な曲げモーメント分布の差異はみられないようである。

Fig. 20 は上記のことを考慮して，Run 6 及び Run 5' のそれぞれに対して 6 本杭の平均値としての曲げモーメントと上載圧の関係を，杭軸方向距離 x をパラメータにしてプロットしたものである。Fig. 20 によれば，SL 斜組杭及び無処理斜組杭の両ケースを通じて，曲げモーメント M と上載圧 p との間に非常に良い直線関係の成立が目される。Fig. 21 は補足として，Run 5' と Run 6 における杭周地盤の圧密沈下量と上載圧との関係を示したものであるが，両者の間の関係は明らかに非線形になっている。次に，SL 斜組杭と無処理斜組杭における曲げモーメント分布を比較してみる。Fig. 22 は，Run 5 と 5' ならびに Run 6 から求めた最終状態における曲げモーメント分布を示したものである。同図によれば，斜杭表面に SL を設けることによって，杭軸方向各点の曲げモーメントを軽減することが可能なのである。ただしその軽減程度は，負摩擦応力 τ_0 に対する場合よりも小さいように見うけられる。

3.5 地盤沈下に伴う斜杭のたわみ挙動の解析

地盤が沈下する際の斜杭の応答に対して，本節では一つの簡便な解析法を述べる。そのために Fig. 23 に示すように，斜杭が地盤内に打設されているものとして，その軸方向に x 軸をとると，杭周辺地盤の沈下 $\rho(x)$ に対応して，斜杭軸に垂直な方向に $\rho(x) \cdot \sin \theta$ なる地盤変位が生じることになる。そして杭は，この地盤変位に適合できるように，たわまねばならない。

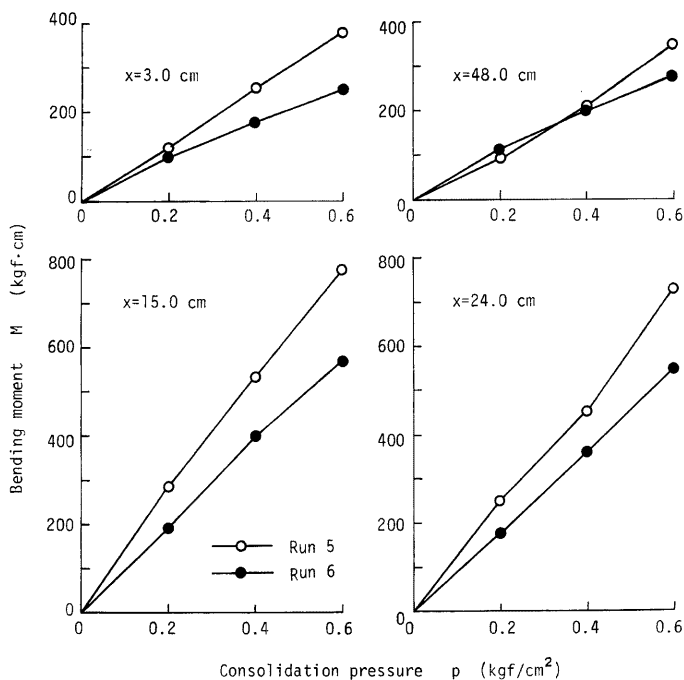


Fig. 20. Bending moment vs. consolidation pressure.

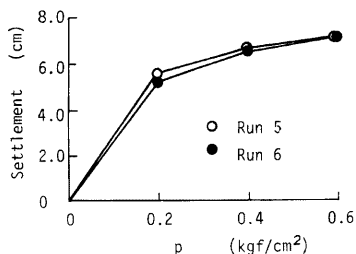


Fig. 21. Ground settlement vs. consolidation pressure.

ここで杭を弾性ばりと仮定すると、次の方程式が導かれる。ただし諸量の符号規約については、Fig. 24 を参照されたい。

$$\frac{EI}{D} \cdot \frac{d^4 y}{dx^4} - q = 0 \quad (4)$$

ここに EI ; 杭の曲げ剛性, D ; 杭幅, q ; 杭の単位面積に作用する分布力である。

なお曲げモーメント M とせん断力 Q は次式で表現される (Fig. 25 参照)。

$$M = -EI \frac{d^2 y}{dx^2} \quad (5)$$

$$Q = EI \frac{d^3 y}{dx^3} \quad (6)$$

次に Broms ら¹³⁾ の提案に従って、先述の分布応力 q を次式で評価することを考えてみる。

$$q(x) = -k(y - y_s) \quad (7)$$

ここに $(y - y_s)$ は、杭周地盤に対する相対的な杭のたわみ量を表わしている。つまり杭が地盤に $(y - y_s)$ なる変位量だけめり込むと、その逆方向にめり込み量に比例する地盤反力が生じることを意味している。

Fig. 23 の説明で述べたように、

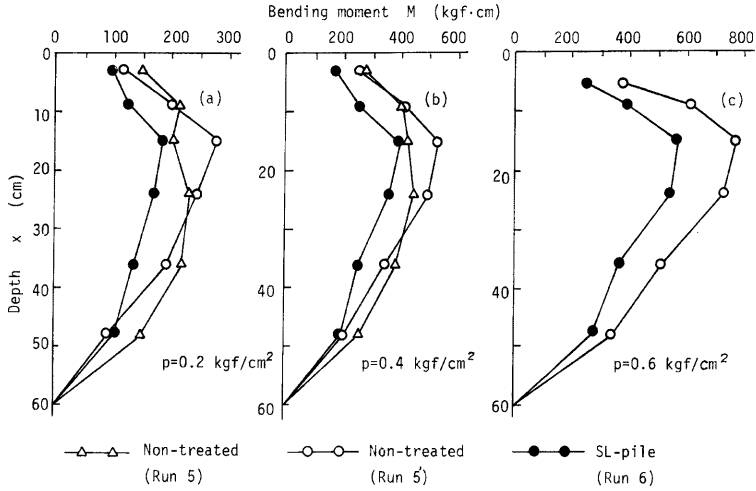


Fig. 22. Bending resistances of non-treated and SL-batter piles.

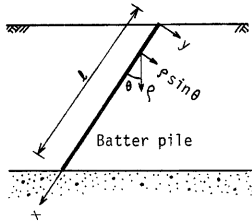


Fig. 23. Model of batter pile.

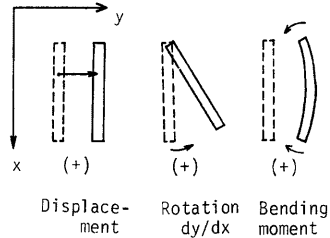


Fig. 24. Definition of sign in Eq. (4).

$$y_s = \rho(x) \sin \theta \quad \dots\dots\dots (8)$$

と置くことができる。さらに地盤の沈下量が、次式のように直線分布すると仮定してみる。

$$\rho(x) = \rho_0 \left(1 - \frac{x \cos \theta}{l \cos \theta}\right) = \rho_0 \left(1 - \frac{x}{l}\right) \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここに ρ_0 は地表面における沈下量である。従って、

$$y_s = \rho_0 \sin \theta (1 - x/l) \quad \dots\dots\dots (10)$$

となる。式 (7) と式 (10) を式 (4) に代入すると、

$$\frac{EI}{D} \frac{d^4 y}{dx^4} + ky = k \rho_0 \sin \theta (1 - x/l) \quad \dots\dots\dots (11)$$

となる。

解析の便利のために、ここで β なるパラメータを定義する。

$$\beta = \left(\frac{kD}{4EI} \right)^{\frac{1}{4}} \quad \dots\dots\dots (12)$$

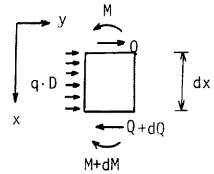


Fig. 25. Moment and shear force.

このとき、式 (11) は次式のように書き直される。

$$\frac{d^4 y}{dx^4} + 4\beta^4 y = 4\beta^4 \rho_0 \sin \theta (1 - x/l) \quad \dots\dots\dots (13)$$

従って地盤の沈下に対する斜杭のたわみ挙動を、適当な境界条件のもとで解けばよいことになる。Broms ら¹³⁾ は式 (13) の Fourier 級数解に基づいて、斜杭のたわみ挙動に関するいくつかの興味ある図面を提示しているが、解析解を陽な形で求めている。そこで本研究では、実験シリーズ II に対応させて、

$$\left. \begin{aligned} y &= 0 \text{ at } x=0 \text{ and } x=l \\ M &= 0 \text{ at } x=0 \text{ and } x=l \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (14)$$

なる境界条件のもとで式 (13) を解くことにした。

線形常微分方程式に対する微分演算子法を適用すると、杭のたわみ y に対して次式を得る。

$$y = \rho_0 \sin \theta \left\{ \frac{\cosh \beta x \cdot \cos (\beta x - 2\beta l) - \cosh (\beta x - 2\beta l) \cos \beta x}{\cosh 2\beta l - \cos 2\beta l} + 1 - x/l \right\} \quad \dots\dots\dots (15)$$

上式による杭のたわみの計算例を Fig. 26 に示してある。それによると、いわゆる“地盤のすり抜け”現象がよくシミュレートできていることが分かる。

最後に、曲げモーメント M については次式の表現を得る。

$$M = \frac{2\rho_0 \sin \theta \cdot EI\beta^2}{\cosh 2\beta l - \cos 2\beta l} \{ \sinh \beta x \cdot \sin (\beta x - 2\beta l) - \sinh (\beta x - 2\beta l) \sin \beta x \} \quad \dots\dots\dots (16)$$

Fig. 27 には、無次元化した曲げモーメント $M/2\rho_0 \sin \theta \cdot EI \cdot \beta^2$ の杭軸方向分布を示してある。

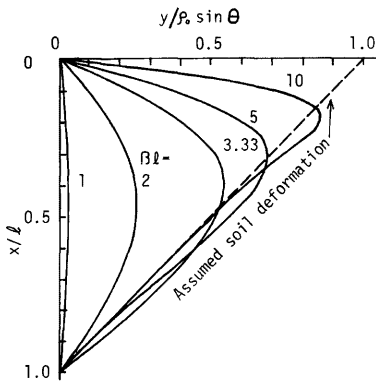


Fig. 26. Calculation of Eq. (15).

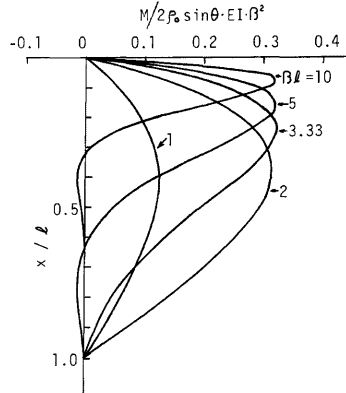


Fig. 27. Calculation of Eq. (16).

さて以上に述べた考え方によれば、単純支持杭の場合の曲げモーメント M は式 (16) のように、地表面沈下量 ρ_0 、斜杭の傾斜角 θ 、杭の曲げ剛性 EI 、杭長 l 、及び式 (12) で定義されているパラメータ β を用いて表現することができる。ただし以下では Broms ら¹³⁾ の提案に従って、パラメータ β を次のように表わせるものとする。

$$\beta = \left(\frac{10c_u}{4EI} \right)^{\frac{1}{4}} \quad \dots\dots\dots (17)$$

ここに c_u は、杭周地盤を形成している土要素の非排水せん断強度である。

ところで式 (16) は、一見すると $M \propto \rho_0$ なる関係を与え、Fig. 20 及び Fig. 21 の結果とは適合しないようにみえる。しかし地表面沈下量 ρ_0 と非排水せん断強度 c_u (つまりパラメータ β) の両者がともに上載圧

Table 4. Parameters used for calculation.

p (kgf/cm ²)	ρ_0 (cm)	c_u (kgf/cm ²)	E (kgf/cm ²)	I (cm ⁴)	β (cm ⁻¹)	βl
0.2	5.50	0.06	2.1×10^6	9.6	9.29×10^{-3}	0.557
0.4	6.65	0.12	2.1×10^6	9.6	1.11×10^{-2}	0.666
0.6	7.04	0.18	2.1×10^6	9.6	1.22×10^{-2}	0.732

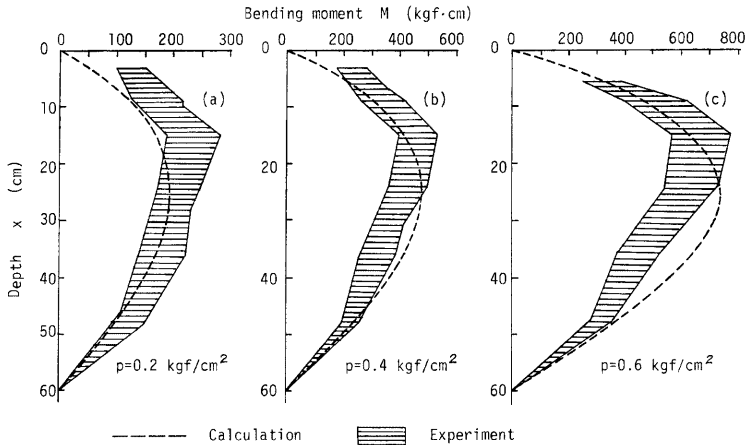


Fig. 28. Comparison of measured and calculated distribution of bending moment.

p に依存している (Table 4 参照) ために, $M \propto \rho_0$ のような単純な関係にはならないのである。実際, 式 (16) による計算曲げモーメント分布と模型実験による実測曲げモーメント分布とを比較すると, Fig. 28 に示すとおり, 両者の間に満足すべき一致が得られている。

なお計算の結果求めた $y/\rho_0 \sin \theta$ の最大値は, $p=0.2, 0.4$ 及び 0.6 kgf/cm^2 のそれぞれの場合に対し, 0.0025, 0.0051 及び 0.0074 であった。

通常, 斜杭としては $\theta \leq 20^\circ$ のものが多く用いられるが, この範囲では $\sin \theta \approx \theta$ とおくことができる。従って式 (16) によれば, 他の条件を固定した場合, $M \propto \theta$ なる関係が成り立つことになる。事実, 沢口ら¹⁴⁾ によって行われた斜組杭に対する模型実験 ($\theta=5^\circ, 10^\circ, 15^\circ, 20^\circ$ の 4 ケース) の結果によれば, 最大曲げモーメントはほぼ θ に比例しており, 上述のことを裏づけている。

4. ま と め

杭周辺地盤の圧密沈下に伴い, 直杭と斜組杭に生じる負摩擦応力と曲げモーメントの性状について, 実験と理論の両面から検討を加えた。その主要な結果をまとめると次のようになる。

(1) 有効応力の立場から, 負摩擦に及ぼす群杭効果の算定式を誘導したが, その妥当性を, 模型実験結果と既往の現場載荷実験の結果から確かめることができた (Fig. 9)。

(2) Slip Layer を設けることによって, 直杭及び斜杭に働く負摩擦応力を大幅に低減することができる (Fig. 11, 17)。また Slip Layer を設けることによって, 斜杭の最大曲げモーメントを 20% 程度は低減できそうである (Fig. 22)。

(3) 斜杭の各点における曲げモーメントは、上載圧(圧密圧力)に対してほぼ直線的に増大する (Fig. 20)。

(4) 模型実験によって、地盤の沈下に伴う斜杭のたわみ挙動の解析解は妥当であることが示された (Fig. 28)。

謝 辞

本研究の計画段階から完成にいたるまでの間、終始ご支援を賜った川崎製鉄エンジニアリング事業部の 嶋 文雄、行友 浩両氏に対し厚く御礼申しあげる。さらに本研究に述べた実験を遂行するにあたり、辻幾則、百瀬洋一、河原繁夫、矢田部龍一、高瀬昭雄の諸君から協力を得たことを記し、感謝の意を表わす。また文献 2) の成果を発表後、長岡弘明博士 (日本鋼管) より Zeevaert⁴⁾ 及び横尾ら⁵⁾ の理論的研究についてご指摘をいただいたことを記し、謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 井上嘉信・小淵庸夫：負の摩擦力による建物の不同沈下の経過とその考察，清水建設研究所報告，第 22 号，1974。
- 2) 柴田 徹・関口秀雄・辻 幾則・行友 浩：クイに働く負摩擦の模型実験，第 22 回土質工学シンポジウム論文集，1977，pp. 21-28。
- 3) Johannessen, I. J. & Bjerrum, L.: Measurement of the compression of a steel pile to rock due to settlement of the surrounding clay, Proc. 6th Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng., Vol. 2, 1965, pp. 261-264.
- 4) Zeevaert, L.: Reduction of point bearing capacity of piles because of negative friction, Proc. 1st Pan-American Conf. Soil Mech. Found. Eng., 1959, pp. 1145-1152.
- 5) 横尾義實・山肩邦男・長岡弘明：群ぐいに作用する Negative Skin Friction の理論解，日本建築学会論文報告集，第 150 号，1968，pp. 51-57。
- 6) Bishop, A. W. & Henkel, D. J.: Measurement of soil properties in the triaxial test, Edward Arnold (Publishers) Ltd., London, 1962.
- 7) 井上嘉信・小林幸男・玉置克之：杭に働く負の摩擦力の性状に関する考察，清水建設研究所報告，第 24 号，1975，pp. 21-35。
- 8) 斉藤 彰・岩神公一・亀井敏雄・福屋智亘：軟弱地盤における鋼グイの鉛直支持力（ネガティブフリクションを低減したクイの設計），土と基礎，vol. 23, No. 7, 1975, pp. 35-42。
- 9) 堤 一高・根井基雄：ネガティブフリクションの測定結果について，土と基礎，vol. 23, No. 7, 1975, pp. 49-55。
- 10) Walker, L. K. & Darvall, P. L.: Dragdown on coated and uncoated piles, Proc. 8th Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng., Vol. 2, 1973, pp. 257-262.
- 11) Bjerrum, L., Johannessen, I. J. & Eide, O.: Reduction of negative skin friction on steel piles to rock, Proc. 7th Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng. Vol. 2, 1969, pp. 27-34.
- 12) 伊藤富雄・松井 保・井上 肇・高瀬幸紀・田中邦熙：ネガティブフリクション対策用鋼管グイの実大実験について，第 12 回土質工学研究発表会，1977，pp. 741-744。
- 13) Broms, B. & Fredriksson, A.: Failure of pile-supported structures caused by settlements, Proc. 6th European Conf. Soil Mech. Found. Eng., Vol. 1, 2, 1976, pp. 383-386.
- 14) 沢口正俊・高橋邦夫：組グイに働く負の周面摩擦に関する室内実験，第 32 回土木学会年次学術講演会講演概要集，1977，pp. 556-557。
- 15) 遠藤正明：ネガティブフリクション，土質基礎工学ライブラリー（鋼グイ），土質工学会，1969，pp. 257-315。
- 16) Combarieu, O.: Effect d' accrochage et méthode d' évaluation du frottement négatif, Bull. Liaison

Labo. P. et ch.-71-mai-juin 1974, pp. 93-107.

- 17) 江刺靖行・西 好一・吉田保夫：杭に作用するネガティブフリクションについて—その2，第12回土質工学研究発表会，1977，pp. 729-732.

付録 負摩擦に及ぼす群杭効果の算定式

負摩擦に及ぼす群杭効果について，わが国では遠藤の算定方式¹⁵⁾が知られている。しかしこの方法は，式(1)のような有効応力の立場からの考え方と必ずしも調和していない。筆者らは，既に式(1)を群杭の場合にも適用できることを文献2)に発表した，ここではその基本的な考え方を再録しておく。

格子配列の群杭中の任意の杭を中心にして，Fig. A1に示すような $2L \times 2L$ の正方形領域を水平面内にとってみる。ここに L は隣接する2本の杭の中心間距離である。そしてこの $2L \times 2L$ の領域に含まれる杭の本数を，換算本数 n として表示する。このとき，Fig. A1においてハッチをつけた部分の面積 A と，杭の周長の総和 s はつぎのように表わされる。

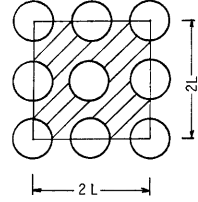


Fig. A1.

$$\left. \begin{aligned} A &= 4L^2 - n \frac{\pi D^2}{4} \\ s &= n \pi D \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (A-1)$$

ここに D は杭の直径である。

次にFig. A1のハッチのついた領域全体に対して，鉛直方向の力の釣合いを考えると次式を得る。

$$\gamma - \frac{d(\sigma'_v + u)}{dz} - \tau_a \frac{s}{A} = 0 \dots\dots\dots (A-2)$$

ここに γ ；土の単位体積重量， u ；間隙水圧， z ；鉛直座標である。式(A-1)の関係を式(A-2)に代入し， $du/dz = \gamma_w$ (γ_w ：水の単位体積重量)なる関係を仮定すると， τ_a に関する次のような微分方程式が得られる。

$$\frac{d\tau_a}{dz} + \alpha \frac{s}{A} \tau_a = \alpha \gamma' \dots\dots\dots (A-3)$$

ここに γ' は土の有効単位体積重量で， α は次のように定義されている。

$$\alpha \equiv K \tan \varphi'_a \dots\dots\dots (A-4)$$

式(A-3)を次の境界条件のもとで解いてみる。

$$(\tau_a)_{z=0} = \alpha p \dots\dots\dots (A-5)$$

結局，次式の解を得る。

$$\tau_a = \frac{\gamma' A}{s} \left\{ 1 - \exp \left(-\alpha \frac{s}{A} z \right) \right\} + \alpha p \exp \left(-\alpha \frac{s}{A} z \right) \dots\dots\dots (A-6)$$

単杭に働く τ_a を求めるには上式において $sz/A \rightarrow 0$ と置くことにより，次式の関係を得る。

$$(\tau_a)_{\text{single}} = \alpha (\gamma' z + p) = \alpha \sigma'_v \dots\dots\dots (A-7)$$

上式は，前出の式(1)の表現に他ならない。

さて群杭効率 β を次式によって定義する。

$$\beta = \frac{\int_0^l \tau_a \cdot \pi D dz}{\int_0^l (\tau_a)_{\text{single}} \cdot \pi D dz} = \frac{\int_0^l \tau_a dz}{\int_0^l (\tau_a)_{\text{single}} dz} \dots\dots\dots (A-8)$$

ここに， l ；地表面から杭の中立点までの距離， D ；杭の直径，添字のsingleは単杭の場合を示す。式(A-6)と式(A-7)を式(A-8)に代入することにより，群杭効率 β は次のように求められる。

$$\beta = \frac{p \left\{ \frac{1 - \exp(-\chi)}{\chi} \right\} + \gamma' l \left\{ \frac{\chi + \exp(-\chi) - 1}{\chi^2} \right\}}{p + \gamma' \cdot l/2} \dots\dots\dots (A-9)$$

ここに

$$\chi = \frac{\alpha s l}{A} = \frac{4\pi n \alpha l / D}{16(L/D)^2 - \pi n} \dots\dots\dots (A-10)$$

である。

従って群杭効率 β は一般的には、上載圧 p と有効土かぶり圧 $\gamma' l$ に依存するほか、次の 4 つの無次元パラメータに依存することになる：(a) 杭長と杭直径の比 l/D , (b) 杭間隔と杭直径の比 L/D , (c) 杭の換算本数 n , (d) 土質パラメータ $\alpha (=K \tan \varphi_a')$ 。

ただし次に述べる 2 つの場合においては、式 (A-9) は簡単な形となる。

(1) 上載圧 p の寄与が卓越する場合：

これは筆者らの行った模型実験が該当する。式 (A-9) において $\gamma' l \rightarrow 0$ とおくと、次の表現が得られる。

$$\beta = \frac{1 - \exp(-\chi)}{\chi} \dots\dots\dots (A-11)$$

(2) 自重項 $\gamma' l$ の寄与が卓越する場合

これは、地盤沈下地帯に長尺杭が打設されているような場合である。式 (A-9) において $p \rightarrow 0$ とおくと、次の表現が得られる。

$$\beta = \frac{2\{\chi + \exp(-\chi) - 1\}}{\chi^2} \dots\dots\dots (A-12)$$

ところで、式 (A-7) の考え方を群杭に適用しようと試みた他の研究には、Zeevaert⁴⁾、横尾ら⁵⁾、Combarieu⁶⁾ 及び江刺ら¹⁷⁾ の研究がある。筆者らの方法²⁾ も、式 (A-7) を杭周地盤の鉛直方向の力の釣合い式に利用した点では、基本的に上記の諸研究と同じである。ただし筆者らの方法では、杭の換算本数 n という概念を導入して杭の相対的配置の影響をパラメータ化するとともに、式 (A-11) と式 (A-12) のように簡単な形で群杭効率算定式をまとめた点に特徴がある。