地盤の非線形性を考慮した短杭の水平挙動に関する研究

(Nonlinear Analysis of Lateral Behavior of Short Piles)

沢 口 正 俊ⁱ⁾ (Masatoshi Sawaguchi)

山 田 恭 央ⁱⁱ⁾ (Yasuo Yamada)

キーワード：基礎／杭／室内試験／地盤係数／水平
載荷／測定／電算機の応用 (IGC : E4/D0)

1. ま え が き

根入れ長が短く、地盤に対して相対的に剛な杭を短杭という。短杭に水平力またはモーメントが作用すると、最終的には杭が曲げ破壊を起こすか、あるいは地盤が塑性破壊を起こす。特に、杭の剛性が大きく曲げも生じないような杭を剛性杭という。

短杭の水平挙動に関しては、これまで実験的にも理論的にも多くの研究がなされてきた。そして極限状態での水平力を推定する方法とか、地盤を線形弾性体と仮定して水平変位や曲げモーメントを推定する方法が、実用的な方法として提案されてきた。一方、地盤を非線形弾性体と仮定して短杭の水平挙動を推定する理論的方法は、差分法による有限要素法による方法があるが、一般的な表示法が難しいのではないかと考えられる。そこで、ここでは実験的にかなり多くの実績を有する港研方式の基本式についての理論的計算、およびそれに対する実験的検討を試みた。もっとも、久保は港研方式による短杭の水平挙動について、実験結果に基づく経験的な計算方法を既に提案しているが、杭頭条件や地盤条件が限られている。ここでは港研方式の基本式に基づいて、より一般性のある理論解を差分法によって求め、その計算結果をグラフに表して実用に供するとともに、その妥当性を調べるために室内および現地実験データを使って検討を行った。

2. これまでの研究

前述したように短杭の極限状態は地盤の塑性破壊か、杭材の曲げ破壊の両者について検討する必要がある。しかし、その極限状態に至る前に杭頭の変位量が許容値を越えないことが要求される。したがって、短杭の設計では、杭頭変位量、地盤が塑性破壊するときの水平力、お

よび杭材の曲げ応力の3点について、それぞれの推定方法が必要となる。そのうちで地盤が塑性破壊を起こすときの水平力を推定する方法として、古くはEngel—物部の方法がある。これは水平方向の地盤反力分布を2次放物線と仮定して、その係数を力とモーメントのつり合いから決め、最大地盤反力がその深さの受動土圧になった時、地盤が塑性破壊を起こすと仮定する方法である。このほか、杭に水平力が作用した時に、地中部の一点を中心として回転すると考え、その点より上の部分には前面から受動土圧、背面から主動土圧が働き、その点より下の部分には前面から主動土圧、背面から受動土圧が働くとして、水平方向の力とモーメントのつり合いから極限状態を求める方法がある。これをRaesの方法という。そのほか、3直線からなる反力分布を仮定する方法や、1直線からなる反力分布を仮定する方法がある¹⁾。横山は地盤をWinklerモデルに仮定し、杭の根入れ長さ l が π/β よりも短い場合は、水平挙動が根入れ長さ l の影響を受けることを理論的に証明した²⁾。ここに、 $\beta = \sqrt[3]{k_h B/4EI}$ 、 k_h は水平方向地盤反力係数、 B は杭幅、 E は杭材のヤング率、 I は杭の断面2次モーメントである。久保は延べ33本の模型杭を使って短杭の水平抵抗を実験的に調べ、その結果、杭長が $1.5l_{m1}$ 以下であれば、短杭の挙動を示すことを見いだした³⁾。ここに、 l_{m1} は港研方式によって計算する曲げモーメント第1零点までの深さである。また、短杭の杭頭変位と最大曲げモーメントは長杭としての値に、ある補正係数を乗ずれば求められることを示した。高橋・沢口はウェルの模型体を飽和砂地盤に埋め込んで、頭部に水平力を加え、水平変位、傾斜角、および土圧分布を測定している⁴⁾。その結果、水平方向の地盤反力 p はその深さ x における水平変位 y に対して久保の実験式 $p=kxy^{0.5}$ を満足していることを明らかにした。

Bromsは粘性土の場合、 $\beta L < 2.25$ 、砂質土の場合、 $\eta L < 2.0$ の範囲の杭を短い杭、砂質土で $2.0 < \eta L < 4.0$ の範囲の杭を中間長さの杭と判別して、それぞれについて地盤反力分布を一樣か、または三角形分布に仮定して極限水平抵抗を求める式を提案した⁵⁾。ここに、 $\eta = \sqrt[3]{n_h/EI}$ で n_h は k_h の深さ方向の増加率に杭幅 B を

i) 筑波大学構造工学系 教授 (つくば市天王台)

ii) 筑波大学構造工学系 講師

(1987.7.31 原稿受付・討議期限 1989.1.1, 要請があれば1か月の期限延長可能)

乗じたもの、 L は杭長である。Sastry and Meyerhof はゆるい砂地盤と柔らかい粘土地盤の中に模型剛性杭を設置し、地盤反力を圧力変換器で測定している。また、傾斜荷重と水平変位の関係を Poulos and Davis の弾性論に基づく理論解と比較して良い一致を得たと述べている⁶⁾。

3. 差分法による解析

本研究では、杭を等断面の弾性ばりと仮定し、軸力を無視して得られる4階の微分方程式、

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} + Bp(x, y) = 0 \quad (1)$$

を差分法により解く。上式で、 x は地表面よりの深さ、 y は杭の水平変位を表している。また、 $p(x, y)$ は単位面積当りに作用する地盤反力で、港研方式に従いS型地盤とC型地盤で、それぞれ

$$\text{S型地盤: } p(x, y) = k_s x y^{0.5} \quad (2)$$

$$\text{C型地盤: } p(x, y) = p(y) = k_c y^{0.5} \quad (3)$$

により与えられるとしている。ここに、 k_s および k_c はS型地盤、C型地盤の杭の横抵抗定数であり、非線形な荷重～変位関係を仮定している。

中央差分を用いた差分式の定式化については横山などに詳しいのでここでは概略のみを述べることにする⁷⁾。図-1 は n 個の要素に等分した杭を模式的に描いているが、両端に2つずつの仮想点を設け、杭の上端より1, 2, ..., $n+5$, の番号を付している。水平変位を杭長 L で無次元化した

$$y_i' = \frac{y_i}{L} \quad (4)$$

図-1 杭を等分した要素図

を用いると、杭の実質部に相当する3から $n+3$ までの $n+1$ 点では、式(1)の差分表示である次式が成り立つ。

$$y_{i-2}' - 4y_{i-1}' + 6y_i' - 4y_{i+1}' + y_{i+2}' + k y_i'^{0.5} = 0 \quad (5)$$

ここに、 k はS型地盤、C型地盤それぞれに対し次式で与えられる。

$$\text{S型地盤: } k = \frac{Bk_s L^{4.5}}{EI} \cdot \frac{1}{n^4} \cdot \frac{x_i}{L} = \beta_s \frac{1}{n^4} x_i' \quad (6)$$

$$\text{C型地盤: } k = \frac{Bk_c L^{3.5}}{EI} \cdot \frac{1}{n^4} = \beta_c \frac{1}{n^4} \quad (7)$$

上式で、 $x_i' = x_i/L$ は、 i 番目の点の地表面よりの深さを杭長で無次元化した量であり、 β_s および β_c はそれぞれS型地盤、C型地盤に対する無次元化した横抵抗定数である。

杭頭にかかる曲げモーメント M および水平力 H を、それぞれ

$$M' = \frac{ML}{EI} \quad (8)$$

$$H' = \frac{HL^2}{EI} \quad (9)$$

で無次元化すると、杭頭自由の場合には、曲げモーメントとせん断力のつり合いより決まる杭頭の境界条件式を、次のように表示できる。

$$y_2' - 2y_3' + y_4' - \frac{M'}{n^2} = 0 \quad (10)$$

$$y_1' - 2y_2' + 2y_4' - y_5' + \frac{2H'}{n^3} = 0 \quad (11)$$

(a) Free-head pile

(b) Fixed-head pile

図-2 杭の変形、およびモーメント分布の模式図

(a) S型地盤, 杭頭自由

(b) C型地盤, 杭頭自由
図-3 $y_{top}^* \sim H^*$ の関係図

一方, 杭頭固定の場合には, たわみ角が零であることとせん断力のつり合いより, 境界条件は,

$$y_2' - y_4' = 0 \quad (12)$$

$$y_1' - 2y_2' + 2y_4' - y_5' + \frac{2H'}{n^3} = 0 \quad (13)$$

で与えられる。杭先端での境界条件は, 自由端の場合, せん断力および曲げモーメントがともに零となるので, 次の差分式が導ける。

$$y_{n+2}' - 2y_{n+3}' + y_{n+4}' = 0 \quad (14)$$

$$y_{n+1}' - 2y_{n+2}' + 2y_{n+4}' - y_{n+5}' = 0 \quad (15)$$

また, 杭先端が固定されている場合には, たわみ角と変位がともに零となるので, 境界条件は次のようになる。

$$y_{n+2}' - y_{n+4}' = 0 \quad (16)$$

(a) S型地盤, 杭頭自由

(b) C型地盤, 杭頭自由
図-4 $M_{max}^* \sim H^*$ の関係図

$$y_{n+5}' = 0 \quad (17)$$

こうして, y_1' から y_{n+5}' までの $n+5$ 個の未知数に対し, $n+1$ 個の式 (5) と, 式 (10), (11) あるいは式 (12), (13) で与えられる杭頭の境界条件の 2 式, および式 (14), (15) あるいは式 (16), (17) で与えられる杭先端の境界条件 2 式の合計 $n+5$ 元の連立方程式を得る。

この非線形連立方程式を解くには, Gleser 法による逐次近似解法が優れていると指摘されているが⁷⁾, 収束

図-5 $i_{top}^* \sim H^*$ の関係図 (S型地盤とC型地盤, 杭頭自由) 図-6 $l_{m1}^* \sim H^*$ の関係図 (S型地盤とC型地盤, 杭頭自由)

性に難点があるので, Newton法を適用して計算速度の向上を試みた。しかし, 短杭では計算時間が1/2以下に短縮されたものの, 長杭の解析時に生ずる発散傾向を改良することができなかった。そこで, 本研究では $t=y'^{0.5}$ により変数変換して得た連立方程式に Newton法を適用して逐次近似解を得る方法を採用している。これにより, Gleser法と比較して計算時間が2/3程度に短縮された。なお, 杭の上部のみが変形する極端な長杭の場合には, 自動的に中途の点を固定点とした計算に切り替え, 当初の分割数で十分な精度が確保できるようにしており, 短杭から長杭まで統一的な解析が可能となっている。

(a) S型地盤, 杭頭固定

(b) C型地盤, 杭頭固定

図-7 $y_{top}^* \sim H^*$ の関係図

4. 理論解析結果

先端が拘束されていない杭について, 杭頭自由と固定の2条件, S型地盤とC型地盤の2条件の組み合わせ, 計4ケースを対象とし, 地表面で水平力を载荷した時の挙動の解析を行い, 港研方式による長杭の計算結果⁸⁾と比較してみた。なお, 実際の計算には NECのPC 9801 VM2のMS-DOS上で作動するBasic Compilerを用いており, 要素分割数は $n=128$ としている。

図-2(a), (b)は, それぞれ頭部自由および頭部固定杭の水平载荷時の変形を模式的に表示している。図-2(a)で定義される杭頭自由の杭頭変位 y_{top} , 最大曲げモーメント M_{max} , 杭頭たわみ角 i_{top} , および曲げモー

(a) S型地盤, 杭頭固定

(b) C型地盤, 杭頭固定

図-8 $M_{\max}^* \sim H^*$ の関係図

メント第1零点 l_{m1} の無次元化量 y_{top}^* , $M_{\max}^*$, i_{top}^* , l_{m1}' を無次元化した水平荷重 H^* に対しプロットしたものが図-3~6である。一方, 図-2(b)で定義される杭頭固定の杭頭変位 y_{top} , 杭頭曲げモーメント M_{top} , 地中最大曲げモーメント $M_{\max-1}$ および曲げモーメント第1零点 l_{m1} の無次元化量 y_{top}^* , M_{top}^* , $M_{\max-1}^*$, l_{m1}' を H^* に対しプロットしたものが図-7~10である。これらの図において, 曲げモーメント第1零点に対しては, 杭長で除して無次元化した

図-9 $M_{\max-1}^* \sim H^*$ の関係図 (S型地盤とC型地盤, 杭頭固定) 図-10 $l_{m1}' \sim H^*$ の関係図 (S型地盤とC型地盤, 杭頭固定)

$$l_{m1}' = \frac{l_{m1}}{L} \quad (18)$$

をそのまま用いているが, 杭頭変位, 曲げモーメント, 水平荷重および杭頭のたわみ角については, 式(4), (8)と(9)で定義される y' , M' , H' , そして $i' = dy'/dx$ を, 式(6)と(7)で定義される無次元化した地盤反力定数 β_s または β_c の2乗で除した y^* , M^* , H^* , i^* を新たな無次元量としている。それらは次式のように表せる。

$$\text{S型地盤: } y^* = \frac{y'}{\beta_s^2} = \frac{E^2 I^2 y}{k_s^2 B^2 L^{10}} \quad (19)$$

$$M^* = \frac{M'}{\beta_s^2} = \frac{EIM}{k_s^2 B^2 L^8} \quad (20)$$

$$H^* = \frac{H'}{\beta_s^2} = \frac{EIH}{k_s^2 B^2 L^7} \quad (21)$$

$$i^* = \frac{i'}{\beta_s^2} = \frac{E^2 I^2 i}{k_s^2 B^2 L^9} \quad (22)$$

$$\text{C型地盤: } y^* = \frac{y'}{\beta_c^2} = \frac{E^2 I^2 y}{k_c^2 B^2 L^8} \quad (23)$$

$$M^* = \frac{M'}{\beta_c^2} = \frac{EIM}{k_c^2 B^2 L^6} \quad (24)$$

$$H^* = \frac{H'}{\beta_c^2} = \frac{EIH}{k_c^2 B^2 L^5} \quad (25)$$

$$i^* = \frac{i'}{\beta_c^2} = \frac{E^2 I^2 i}{k_c^2 B^2 L^7} \quad (26)$$

これらの無次元量の導入により、図-3～10に見られるよう、杭や地盤の特性によらず一義的に杭の挙動を表示することが可能となっている。

図-3～10では、実線は差分法で求めた短杭に対する解、一方、破線は港研方式による長杭に対する解を表している⁹⁾。いずれのプロットでも、港研方式による解は両対数上で直線となり、 H^* の小さい、すなわち長杭と考えられる領域では差分法と一致する。図-6および図-10にプロットした l_{m1}' に着目すると、 $l_{m1}'=0.6\sim0.7$ 以上になると、差分法と港研方式で計算した長杭に対する解が異なってくるのが分る。根入れ長と港研方式で計算した l_{m1} の比、

$$E_r = \frac{L}{l_{m1}} = \frac{1}{l_{m1}'} \quad (27)$$

で定義される根入れ比が1.5以下となると、長杭として扱えなくなることが指摘されているが⁹⁾、上記の l_{m1}' の値はこの限界値にほぼ対応している。港研方式で計算した l_{m1}' の値が1を越える、すなわち E_r が1以下となると、杭頭変位、最大曲げモーメント、杭頭たわみ角、杭頭曲げモーメント、地中最大曲げモーメントの図に見られるように、差分法で求めた解と長杭として港研方式で求めた解の差が急速に顕著になる。 H^* が更に大きくなると、差分法で求めた y_{top}^* と i_{top}^* は H^* の2乗、 M_{max}^* と M_{top}^* は H^* に比例して増加するようになる。これは、杭が剛性杭として挙動していることを示している。

図-11は、杭頭変位比 $(y_{top})_r$ 、すなわち差分法で求めた短杭の杭頭変位と港研方式で求めた長杭として杭頭変位の比を根入れ比 E_r に対してプロットしたものである。図より、本研究で求めた $(y_{top})_r \sim E_r$ の関係は、地盤の種別、杭頭の固定条件の相違によりかなり異なっていることが分かる。なお、久保らによる短杭の模型実験結果⁹⁾も図中に示しているが、実験条件に対応する杭頭自由、S型地盤の曲線が、実測値の範囲内に入っている。一方、図-12は、差分法と港研方式で求めた値の比とし

図-11 $(y_{top})_r \sim E_r$ の関係図 (S型地盤とC型地盤, 杭頭自由と杭頭固定)

図-12 $(M_{max})_r$ または $(M_{top})_r \sim E_r$ の関係図 (S型地盤とC型地盤, 杭頭自由と杭頭固定)

て定義される頭部自由杭の最大曲げモーメント比 $(M_{max})_r$ と頭部固定杭の杭頭曲げモーメント比 $(M_{top})_r$ を根入れ比 E_r に対してプロットしたものである。 $(M_{max})_r \sim E_r$ と $(M_{top})_r \sim E_r$ の関係にはかなりの差があるものの、地盤の影響はほとんど認められない。なお、久保らによる模型実験結果は $(M_{max})_r \sim E_r$ と $(M_{top})_r \sim E_r$ の曲線のほぼ中間に位置している。

杭頭変位の理論曲線が実測値の範囲内に入っているのに対して、最大曲げモーメントのほうは実測値の範囲から外れているという矛盾は、次の理由によるものと考えられる。つまり、久保の実験結果は載荷高さが約15cmもある杭条件に対し、理論値は載荷高さが零であるという相違のためと、本来、短杭の場合は長杭ほどに港研方式の基本式が確実に検証されていないにもかかわらず、本研究において適用したためなどである。ちなみに、久

保の実験結果を見ると杭頭変位の実測値のばらつき範囲は最大曲げモーメントのそれに比べてかなり大きいことから、杭頭変位の理論曲線がたまたま実測値の範囲内に入ったとも考えられる。

これまで示してきたように、 $E_r < 1.5$ の短杭の領域では、長杭を仮定した港研方式と差分法による解に差が現れてくる。しかし、 $E_r = 1.0$ 程度までは港研方式を適用しても実用上差しつかえないと言えよう。 $E_r < 1.0$ の領域に対しては、図-3~10 に示した差分法による解析結果を用いるか、あるいは港研方式で計算した長杭の杭頭変位、最大曲げモーメント、杭頭曲げモーメントに、図-11, 12 より求まる比率を乗じて計算すればよい。

5. 実験的検討

第1章で述べたように短杭の水平挙動、特に極限水平抵抗を推定するうえで、地盤反力分布は重要な要素である。杭面変位~地盤反力の関係をどのように仮定するかによって、短杭の地盤反力分布は異なる形状を示す。例えば、杭頭自由な短杭について一様な水平地盤反力係数を仮定すれば、一直線からなる反力分布になるし、深さ方向に直線的に変化する水平地盤反力係数を仮定すれば、二次放物線の反力分布になる。そして設計上の観点に立てば、Broms が仮定したように、回転中心以下の地盤反力を集中荷重に置き換えれば、極限水平抵抗を与える理論式を得る。しかし、実際の短杭の地盤反力がどのような分布形状になっているのか、あまり実測例は見られない。

久保はストレングージを貼付して、曲げひずみから間接的に地盤反力分布を測定している。しかし、曲げモーメントを2度微分して反力分布を求める操作はかなり面倒であり、精度が劣ることは明らかである。また、極限水平抵抗の推定以外に水平力を受けている短杭の鉛直支持力を調べる際に、杭面に働く土圧分布を知ることは重要なことであろう。そこで、本研究においては直接杭面土圧、あるいは地盤反力を測定するためにフリクシヨシリボンを利用した。フリクシヨシリボンとは本来擁壁の土圧測定のために利用するもので、細長い金属製の箔片を壁面に沿って引き抜き、引き抜き力から土圧を測定するもので、本研究においては杭面に沿ってフリクシヨシリボンを引き抜き、まず杭面土圧を測定し、それから地盤反力を求めた。

6. 実験方法

本実験ではフリクシヨシリボンを使って地盤反力を求めるわけであるが、杭のたわみによってフリクシヨシリボンの引抜き力に影響を与えることがないように、杭は短杭のうちでも、特にたわみの起こりにくい剛性杭につ

いて測定した。一般的には l が $1/\beta$ 以下になれば剛性杭とみなせるので、実験の砂地盤の堅さ（水平地盤反力係数 k_h は 1.2 kgf/cm^3 (11.77 MN/m^3)) に対して剛性杭になりうるような杭の材質、寸法を決定した。その結果、幅 4cm、厚さ 9.5mm、長さ 50cm の鋼板からなる模型杭を使用することにした。この杭の前面と背面にそれぞれフリクシヨシリボンを沿わせておき、杭頭に水平力を与えながらフリクシヨシリボンを引き抜いた。その時の引抜き力を測ることによってフリクシヨシリボンに働く摩擦力を測り、後述する検定試験によって得た換算式を使って地盤反力を求めた。使用したフリクシヨシリボンは幅 3cm、厚さ 0.2mm の金属箔である。ただし、本実験においてはフリクシヨシリボンを引き抜く際に、フリクシヨシリボンと杭との間に砂粒子がはさまって摩擦係数が変化することが考えられたので、フリクシヨシリボンを薄いポリエチレンの袋に入れて実験を行った。

実験は $105 \times 72 \times 82.5 \text{ cm}$ の大きさの鋼製砂槽に、まずフリクシヨシリボンを沿わせた模型杭を同時に4本建て込み、位置決めしてから乾燥砂を充填した。乾燥砂は比重 2.72、均等係数 2.2、最大粒径 2mm の洗い砂を使用した。砂の充填が終わってから杭頭にワイヤーをとりつけ、プリーを介して重錘により水平力を加えた。水平力の大きさは4本の杭に対して、それぞれ異なり、一定の荷重まで載荷したあとフリクシヨシリボンの引き抜きを行う。図-13 は杭頭に水平力を加えた状態でフリクシヨシリボンを引き抜き、その時の引抜き量と引抜き力を測定する方法を示した図である。また、同図にはフリクシヨシリボンの詳細を描いてある。写真-1 はある程度フリクシヨシリボンが抜け上がった時の様子を示したものである。水平力を加えると杭は傾くので、4本の杭についてそれぞれ杭軸延長方向に引き抜き装置をセットして、一定速度でフリクシヨシリボンを引き抜く必要

図-13 実験装置の概念図 (a) およびフリクシヨシリボンの詳細図 (b)

写真-1 フリクシヨシリボンの引抜き測定

写真-2 検定試験

表-1 実験の種類

(1kgf=98.1N)

Test No.	Pile No.	Embedded Length	Lateral Load	Displacement	Unit Weight
		(cm)	(kgf)	(mm)	(gf/cm ³)
I	1	45.0	29.9	9.00	1.672
	2	45.0	20.4	6.26	"
	3	45.0	12.4	3.65	"
	4	46.7	0.0	0.00	1.648
II	1	46.1	28.4	9.15	1.648
	2	46.5	23.4	6.52	"
	3	47.0	17.4	3.12	"
	4	46.9	0.0	0.00	"

がある。用いた地盤は砂地盤であるから、水平載荷後数分間経過すれば杭は落ち着いていた。したがって、フリクシヨシリボンの引抜き中に生ずる杭頭の水平変位はほとんど無視できる。引抜き装置は電気式のもので、引抜き速度は 0.64cm/min という極めてゆっくりとした速度である。4本の杭について前面と背面の、合計8本のフリクシヨシリボンを引き抜いて第1回の実験とした。本実験では実験 No. 1, No. 2 の2回行ったが、それぞれの杭の根入れ長、水平力の大きさ、砂の単位体積重量は表-1に示すとおりである。

7. 検 定 試 験

フリクシヨシリボンによって測る対象は摩擦力ではなくて、垂直応力、つまりこの場合、杭面に働く土圧である。理論的には測った摩擦力を摩擦係数で割れば垂直応力が求められるわけであるが、この場合、摩擦係数をあ

らかじめ設定しておくことは極めて困難である。なぜならばポリエチレン袋と金属箔の間の摩擦係数が明らかでないばかりか、垂直応力の大きさによって摩擦係数が影響を受けることも考えられるからである。そこで本実験に先だてて垂直応力と摩擦力の間の関係を知るための検定試験を行った。検定試験は砂槽に詰めた砂の上に、実験用の模型杭を水平に置き、その間に杭と同じ幅のフリクシヨシリボンの入ったポリエチレン袋を挟む。試験は数種類の鉛直荷重を与え、フリクシヨシリボンだけを引き抜く（写真-2 参照）。引抜きには本実験で使用する引抜き装置を用いた。引抜きの総量は 1cm とし、その間の最大引抜き力を測り、鉛直荷重との対比から次の換算式を得た。

$$P=4.488F \quad (28)$$

ここに、 P は杭幅 4cm 当りの垂直応力、 F は引抜き力である。以下の本実験で得た引抜き力から杭面土圧および杭面反力に換算するために、すべて式 (28) の換算式を使った。

8. 実験結果およびその検討

フリクシヨシリボンを引き抜く間、引抜き力をロードセルによって連続的に測定し、オッシログラフに記録した。図-14 は杭 No. 1 について引抜き量 1cm ごとに読み取った引抜き力の変化を示したものである。このグラフを見ると、前面のフリクシヨシリボンの引抜き力は、最初はやや増加しているが、これはフリクシヨシリボン自身の伸びが原因で生じたものと思われる。それに対し

図-14 引抜き力の深さ方向変化図 (杭 No.1)
($1 \text{ kgf/cm} = 0.981 \text{ kN/m}$)

(a) 実験 No.1, 杭 No.4

(c) 実験 No.1, 杭 No.2

(b) 実験 No.1, 杭 No.3

(d) 実験 No.1, 杭 No.1

図-15 杭の両面に働く土圧分布図
($1 \text{ kgf/cm}^2 = 98.1 \text{ kN/m}^2$)

て背面のフリクションリボンは、最初わずかな引抜き量の間はある大きさの引抜き力が存在するが、その後ほとんど存在しなくなることが分かる。つまり、受動側の摩擦力は大きい、主動側の摩擦力は極めて小さいことが分かる。背面側の下方に存在する摩擦力の原因は、後述

するように杭の回転中心以深に起きた杭の背面方向への変位によるものである。この傾向は水平力をかけた他のケースについて、すべて同じである。

図-15 (a)～(d) は実験 No.1 でフリクションリボンを 1 cm ずつ引き抜いた時の引抜き力の差、つまり、単位長さ当りの摩擦力から式 (28) によって、杭の両面に働く土圧を計算したものである。ただし、○印は杭前面 (載荷側)、×印は杭背面 (載荷反対側) を表す。土圧の測定結果はかならずしもスムーズな曲線として求められず、また前面側の杭下端近くで負の土圧が見られるが、これは現実的に起こりえないので、測定誤差によるものと考えられる。水平力の大きさによらず、杭のある深さまでは前面側に土圧が見られるのに対し、背面側に土圧が働いていないことが明らかである。つまり、杭の受動側に比べ主動側の土圧はほとんど存在していないといえる。しかし、ある深さ以下には背面側に受動土圧が生じている。この傾向は実験 No.2 についても同じである。

図-15 (a)の水平力が零の場合、杭には静止土圧が働いていることになるが、水平力が働いているときの受動土圧に比べて非常に小さいので、このことから水平力が働いているときの杭の鉛直支持力は高まると考えられる。なお水平力が働いている場合について、地表面位置から土圧分布曲線に接する直線を示してあるが、そこに砂の単位体積重量で割って計算した受動土圧係数 K' が記されている。それによれば、水平力が 12.4 kgf (121.6 N)、 20.4 kgf (200.1 N)、 29.9 kgf (293.3 N) のそれぞれに対し、 $K' = 14.71$, 26.63 , 28.85 というように、受動土圧係数が増加していくことが分かる。ちなみに、この砂地盤の相対密度から推定した内部摩擦角 ϕ は 40° である。したがって、水平力が 29.9 kgf (293.3 N) のときには、 $\delta = \phi/2$ と仮定したときのクーロンの受動土圧係数 $K' = 15.0$ の約 1.9 倍になっている。これまで杭の受動土圧係数は擁壁の場合より、かなり大きくなることが分かっており、Broms はクーロンの受動土圧係数の 3 倍にもなることを示している。前面の土圧から背面の土圧を差し引いたものが、いわゆる杭面に働く地盤反力であるが、図-16 の○印はその地盤反力分布を示している。

これらのグラフを見ると、いずれも深さ 35 cm ぐらいの位置に地盤反力が零になる所があり、それより浅い部分は正の地盤反力 (水平力が作用する方向を正とする)、それより深い部分は負の地盤反力となっている。つまり、杭はこの地盤反力零点を中心として回転移動したことが明らかである。しかも、この位置は 3 種類の水平力の大きさによらず、ほぼ一定である。測定結果はいずれも多少のばらつきは認められるものの、ひずみゲージによる測定で求めた地盤反力分布曲線に比べれば、はるかに良好な結果が得られているものと考えられる。

図-16 地盤反力分布図
($1 \text{ kgf/cm}^2 = 98.1 \text{ kN/m}^2$)

上記の測定した地盤反力分布と、差分法による解析値を比較した結果が図-16 (a)~(f) に示されている。つまり、実線は後述する杭頭変位の理論曲線と実測値の対比から定めた横抵抗定数 $k_s = 0.050 \text{ kgf/cm}^{3.5}$ ($4.91 \text{ MN/m}^{3.5}$) に基づいて描いた地盤反力分布の理論値である。これらグラフを見ると、実測値が理論値をやや上回る結果が得られているが、地盤反力が零の深さとおおよそその地盤反力分布に対し、比較的良好な対応が見られる。

図-17 の△印は杭頭変位の実測値をS型地盤の理論曲線にできる限り一致するように横抵抗定数を定めて描い

図-17 杭頭変位の実測値(実験 No.1, 久保)と理論値の比較 ($1 \text{ kgf/cm}^{3.5} = 98.1 \text{ MN/m}^{3.5}$)

たグラフである。ただし、実測値は地盤条件と載荷条件が同じ実験 No. 1 の杭 No. 1, No. 2, No. 3 の杭頭変位をプロットしたものである。なお、理論曲線は自由長が零のグラフであるが、模型実験では約 5cm の自由長であるため地表面変位を使って近似させてある。したがって、自由長の影響が含まれているため多少の誤差は認められるものの、水平力の異なる3本の杭について計測した値にもかかわらず、理論曲線に沿った比較的良好な結果が得られている。

9. その他の実験データの検討

運輸省第四港湾建設局では、有明海などの遠浅で軟弱な粘土地盤上に建設する防波堤として、現在、着底式防波堤を研究開発している⁹⁾。従来の防波堤は堤体の重量による底面の摩擦に依存しているのに対して、この防波堤は底面の付着に依存している点が大きな特徴である。したがって、堤体重量は軽くできるので、地盤が悪くても建設できる。この防波堤の開発にあたり、日奈久の現地において実物実験を行った。実験は地盤上に直接設置したものと、付着力が不足する場合に、この不足分を補うために杭で支持したものの2種類について行った。ここで取り上げるデータは杭で支持した防波堤の水平載荷実験の結果である。実験を行った防波堤の形状は図-18 に示すように、逆T型の形をしており、底盤と直立壁から

図-18 着底式防波堤の断面寸法と土質条件 ($1 \text{ kgf/cm}^3 = 9.81 \text{ MN/m}^3$)

なっている。この防波堤の基礎に使った杭は $400 \times 400 \times 13 \times 21 \text{ mm}$ のH型鋼で、根入れ長さは 4 m である。土質調査の結果、地盤の非排水せん断強度 c_u は図-18に示すように、深さ方向に増加するいわゆるS型地盤である。実測値から逆算して求めた横抵抗定数 k_s を使って頭部固定の杭頭水平変位をプロットした結果が図-19に示されている。ただしこの場合、水平力は堤体にかけたものを杭本数 12 で割った値である。実際は杭で支持した防波堤にも底面に付着抵抗が働いているわけであるが、ここでは次の理由から底面の付着抵抗を無視した。

1) 杭の水平抵抗と底面の付着抵抗を厳密に分離できないこと、2) 実測によれば、水平力が増えるにしたがって後杭は抜け上がってきたこと、など底面の付着抵抗に不明な点があったためである。このグラフから分かるように、水平力が小さいときは堤体底面の付着力の影響によって水平変位が理論曲線よりかなり小さく現れているが、水平力が大きくなるにしたがって実測値は理論曲線に沿って変化していることが分かる。

久保は室内模型実験として短杭の水平載荷試験を行った³⁾。杭は鋼製のプレートおよびパイプなどで、杭幅 $5.09 \sim 10.16 \text{ cm}$ 、曲げ剛性 $2.35 \times 10^6 \sim 513 \times 10^6 \text{ kgf} \cdot \text{cm}^2$ ($2.31 \sim 503.25 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$)、根入れ長さ $44.8 \sim 240 \text{ cm}$ の合計 33 本である。実験は $8 \times 4.5 \times 4 \text{ m}$ の大型実験槽において行い、頭部自由の状態でワイヤーに取り付けた重錘によって水平力を与えている。測定は杭頭変位および杭面の曲げひずみについて調べている。実験に用いた砂は飽和砂で、排水三軸圧縮試験により内部摩擦角は $\phi = 45^\circ$ 、現場密度試験による水中単位体積重量 γ' は 1.114 gf/cm^3 (10.93 kN/m^3) のS型地盤である。この実験結果のうち最も載荷高さが低く ($h = 10 \text{ cm}$)、比較的剛性杭に近い1例の水平力と地表面変位の関係をプロットしたものが図-17に示されている。ただし、横抵抗定数 k_s の値は理論曲線にできるかぎり一致するように決めたものである。

高橋らは室内でのウェルの模型実験として水平載荷試験を行っている⁴⁾。模型体は直径 50.8 cm 、肉厚 1.27 cm 、長さ 2.1 m の鋼鉄製の円筒で、先端は鉄板によって閉鎖してある。測定項目は模型体の上端近くの水平変位、傾斜角、および模型体に取り付けた土圧計による土圧である。使用した砂は久保の実験と同じ飽和砂であるが、排水三軸圧縮試験の結果 $\phi = 40^\circ$ 、また現場密度試験から水中単位体積重量 γ' は 1.1 gf/cm^3 (10.79 kN/m^3) で、地盤はS型地盤である。実験は載荷高さを $0 \sim 12 \text{ cm}$ の

図-19 杭頭変位の実測値(日奈久)と理論値の比較 ($1 \text{ kgf/cm}^3 = 9.81 \text{ MN/m}^3$)

表-2 横抵抗定数 k_s の当てはめ値と推定値の比較 k_s (kgf/cm^{3.5}) (1kgf/cm^{3.5}=98.1MN/m^{3.5})

Case	Fitting k_s	Soil Condition	Calculated k_s
Hinaku	0.0014	$\alpha=0.0006$ kgf/cm ³ $\eta=50\sim200$	0.0018~0.0034
Kubo	0.032	$\phi=45^\circ$ $\gamma'=1.114$ gf/cm ³ $K_p=21.6$	0.048
Takahashi	0.012	$\phi=40^\circ$ $\gamma'=1.1$ gf/cm ³ $K_p=15.0$	0.012
Test No.1	0.050	$\phi=40^\circ$ $\gamma=1.672$ gf/cm ³ $K_p=15.0$	0.066

Note: $\delta=\phi/2$ is assumed 図-20 杭頭変位の実測値（高橋ら）と理論値の比較
(1kgf/cm^{3.5}=98.1MN/m^{3.5})

範囲で4回行っているが、そのうち0cmの場合について水平力と頭部水平変位の実測値をプロットしたものが図-20に示されている。この場合の横抵抗定数も理論曲線に一致するように決めたものであるが、ウェルの底面における反力や摩擦力は、いずれも横抵抗定数に含めて解釈した。

以上、今回の室内実験も含めて4例の実験結果が、多少の誤差はあるにしても、いずれも理論曲線に沿って変化することが示された。ここで、上記4例について、それぞれ定めた横抵抗定数 k_s の値と、過去において著者の一人が提案した経験式¹⁰⁾

$$\text{砂質地盤} \quad k_s = 2K_p \gamma \quad (29)$$

$$\text{粘土地盤} \quad k_s = \alpha \sqrt{\frac{2\pi\eta}{B}} \quad (30)$$

を使って推定した値と比較する。ここに、 K_p ；受動土圧係数、 γ ；土の単位体積重量、 α ；非排水せん断強度の深さ方向の増加率、 B ；杭幅、 η ； $E_s = \eta c_u$ としたと

きの係数で60~210程度の値¹¹⁾、 E_s ；土の変形係数、 c_u ；粘土の非排水せん断強度。ただし、式(29)は杭幅7cmに相当する経験式なので、他の杭幅に対して補正する必要がある。そこで、ここではとりあえず参考文献12)や式(30)を参考にして $(B/7)^{-1/2}$ (B ；cm)を掛けて補正した。その結果上記4例について、それぞれの土質定数から表-2に示すような横抵抗定数が計算された。理論曲線に一致するように定めた横抵抗定数と比較して、おおたの妥当な相関性が得られていることが分かる。

10. ま と め

短杭の水平抵抗を理論的および実験的に調べた結果、次の事柄が結論づけられる。

1) 地盤の非線形性を考慮した港研方式の基本式を差分法によって解き、自由長が零の場合の長杭から短杭までの範囲で、杭頭水平力と水平変位、最大曲げモーメント、杭頭モーメント、杭頭たわみ角、および曲げモーメント第1零点までの深さのそれぞれの関係を無次元表示でグラフに表した。

2) 理論計算の結果、杭頭変位比は根入れ比に対して、地盤の種別、杭頭固定条件の相違によりかなり異なる結果が得られたが、従来、久保が室内実験から求めた結果と比べ、S型地盤の杭頭自由の場合は理論曲線は実測値の範囲に入ることが分かった。しかし、最大曲げモーメント比や杭頭曲げモーメント比に関しては地盤の影響は認められず、久保の結果は両者の中間に位置している。

3) 地盤反力を測定する方法としてフリクションリボンを応用した結果、ある深さ（この場合は35cm位）に地盤反力が零となる点が存在し、地盤反力分布は港研方式による理論解とおおむね良い対応を示すことが分かった。

4) 杭頭で測定した水平力と水平変位の関係は、室内実験と現場実験を含めた4例について、いずれもほぼ理論曲線に沿って変化し、その場合に定めた横抵抗定数は著者の1人が過去に提案した経験式による推定値との間、おおたの妥当な相関性を示した。

11. 謝 辞

日奈久の現場実験データは運輸省第四港湾建設局のご

好意により使わせて頂いた。また室内実験に関して小野瀬正美技官に手伝って頂いた。ここに記して謝意を表する次第です。

参 考 文 献

- 1) 例えば, 土質工学会編 (1969): 「鋼グイー鋼グイ研究委員会報告一」, p. 63.
- 2) 横山幸満 (1963): 「鋼杭の設計と施工」, 山海堂.
- 3) 久保浩一 (1966): 短杭の横抵抗, 「港湾技術研究所報告」, Vol.5, No.3, pp.1~38.
- 4) 高橋邦夫・沢口正俊 (1977): ウェルの横抵抗に関する実験的研究, 「港湾技術研究所報告」, Vol.16, No.4, pp.1~34.
- 5) Broms, B. B. (1965): "Design of laterally loaded piles," Proc. ASCE, Vol.91, No. SM 3, pp.79-99.
- 6) Sastry, V. V. R. N. and Meyerhof, G. G. (1986): "Lateral soil pressures and displacements of rigid piles in homogenous soils under eccentric and inclined loads," Can. Geotech. J., Vol.23, pp.281-286.
- 7) 横山幸満 (1977): 「くい構造物の設計と計算例」, 山海堂, pp.14~140.
- 8) 日本港湾協会 (1979): 「港湾の施設の技術上の基準・同解説」, 運輸省港湾局監修, pp.5・66~5・67.
- 9) 運輸省第四港湾建設局下関調査設計事務所, 沿岸開発技術センター (1986): 「軟弱地盤着底式防波堤実用化試験解析委託報告書」, pp.54~88.
- 10) 沢口正俊 (1968): くいの横抵抗における地盤常数に関する研究, 「港湾技術研究所報告」, Vol.7, No.2, pp.65~94.
- 11) 土質工学会編 (1979): 「第2回改訂版土質試験法」, p.577.
- 12) 鋼管杭協会編 (1984): 「鋼管杭その設計と施工」, pp.193~194.