

## 単杭の水平抵抗に及ぼす鉛直力の影響 (Effect of Vertical Load on Lateral Resistance of Single Pile)

冨永晃司 \*<sup>1</sup> (Koji TOMINAGA)

山本春行 \*<sup>2</sup> (Haruyuki YAMAMOTO)

森元延至 \*<sup>3</sup> (Nobuyuki MORIMOTO)

キーワード：鉛直荷重／杭／水平荷重／静的／塑性 (IGC：E-4)

### § 1. はじめに

昭和55年の建築基準法施行令の改正において、新耐震設計法が示され、建築構造物のもつ終局水平耐力を検討する必要性が喚起されて以来、久しい年月が経っている。しかし、建築基礎構造の分野では、上部構造に比べてその対応に遅れが見られ、特に杭基礎においてはその傾向が強く、現実にはより良い設計法の確立を模索している段階にあると言える。すなわち、杭基礎では人工の構造材料と自然の地盤材料との相互の挙動特性が影響するために、その水平抵抗機構は複雑であって、杭-地盤系が終局状態に至るまでの挙動性状が十分に解き明かされていないことが、この原因と考えられる。

このような状況に鑑み、筆者らは杭基礎が崩壊メカニズムを形成するに至るまでの水平抵抗の挙動性状を解明すべく、実験と理論の両面から研究を進めてきた。まず、実験面では、実際の建築構造物下にある杭基礎に実験条件を近づけるため、杭頭の回転が拘束された状態で、上部構造からの鉛直力と水平力を同時に与えることが可能な地盤移動型の模型実験装置を開発・作製した。そして、同装置を用いて、単杭ならびに群杭に関する水平加力実験を実施し、鉛直荷重による付加曲げが、杭の水平抵抗に少なからず影響を与えることを明らかにした<sup>1)</sup>。ついで、理論面では、杭頭に変動水平力と一定鉛直力が同時に作用する荷重条件下で、地中応力を介しての相互作用の現象、および杭体ならびに地盤の非線形性を考慮した解析法を提案し<sup>2)</sup>、<sup>3)</sup>、上記の模型実験の結果を解析した。結果として、提案する解析法が実験結果をかなりの精度で説明でき、妥当性のあることが示された<sup>4)</sup>、<sup>5)</sup>。ただし、これらの研究報告は、比較的小さな鉛直力が作用する場合を対象としており、例えば模型実験<sup>1)</sup>、<sup>4)</sup>、<sup>5)</sup>では、杭全断面の応力が軸力のみで弾性限度力になるときの約1/9程度の低荷重状態を扱っている。したがって、高鉛直荷重作用時における杭の水平抵抗挙動性状について検討を加えることが、残された研究課題であった。

以上の点を踏まえ、杭に高鉛直力の場合が与えられるように実験装置を改良し、大きな鉛直荷重を作用させた状態で、単杭を対象とした水平加力実験を実施した。本論文は、これらの実験結果について紹介すると共に、既報告の低鉛直荷重における実験結果<sup>1)</sup>をも併せて、考察を加えた内容を報告する。また、提案した解析法によりこれらの実験結果を解析した結果についても報告する。

### § 2. 実験概要

実験装置、実験地盤の作製および試験杭等に関する事項は、文献<sup>1)</sup>で記した内容とほぼ同じである。したがって、以下では特に異なった事項について詳しく記述し、同様な部分に関してはその概略を示すに留めることとした。なお、詳細については文献<sup>1)</sup>を参照されたい。

本実験に用いた地盤移動型実験装置は、前述したように、杭頭の回転を拘束すると共に杭頭に鉛直力と水平力を同時に載荷でき、現実の杭基礎に近い状態を再現できる装置である (Fig. 1 参照)。ただし、文献<sup>1)</sup>では鉛直荷重として実荷重 (鋼板) を載荷したが、本実験では大きな鉛直力を作用させるため、Fig. 1 中に示すように、載荷装置として複動のエア・ジャッキ (能力：押し下げ時=3.1tf, 引き上げ時=2.9tf) を採用した。

\*<sup>1</sup> 広島大学工学部 助教授    \*<sup>2</sup> 助手    \*<sup>3</sup> 大学院生

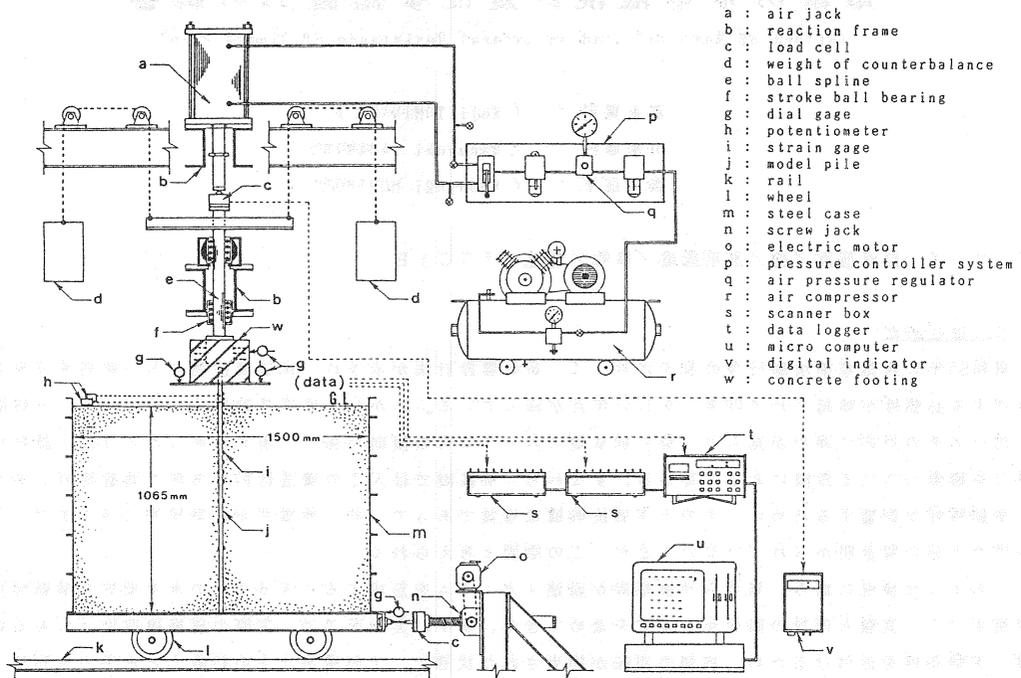


Fig.1 Schematic diagram of test apparatus and measuring system

実験地盤は、実験土槽内で均一であって、かつ全ての実験において一様な特性をもつことが理想とされるため、サンドレイナー法で作製した。実験に用いた砂は、太田川で採取した川砂で、水洗いしながら2mm目のフルイを通過し、かつ0.25mm目のフルイに残留したものを天日乾燥させたものである。また、使用したサンドレイナーは自走式であって、ホッパー（高さ：55cm、幅：100cm、上奥行：41cm、下奥行：20cm）と三層の鋼製金網（5mm目）、および自走用変速モーターで構成されている。

実験地盤の具体的な作製手順は、まず、実験土槽内の所定の位置に杭を鉛直に建て、地盤作製時に杭が位置ずれを起こすのを防ぐため、振れ止め用鋼製棒で杭頭部を固定した。ついで、サンドレイナーを用いて実験土層内へ規定量の砂を10数回に分けて降らせた後、所定の高さ（1065mm）になるように地盤面を平らに均した。ただし、地盤作製で一回に降らす砂量は、層厚に換算して約75mm程度になる量とした。使用した砂および作製された実験地盤の一般的な諸元を、Table 1に示す。

実験地盤の作製後、杭頭の振れ止め用鋼製棒を静かに外し、鋼製スライドベアリングシャフト（THK製ボールスプラインLBR-70）と杭頭部をフーチング（高さ：20cm、幅および奥行：26cm）で一体的に固めた。ただし、全実験とも杭頭部のフーチングへの埋込み長は約7.7cmとし、地表面からフーチング下端までの杭頭突出長は10.8cmに統一した（Fig. 2参照）。また、フーチングには超速硬コンクリートを使用し、実験開始までに約24時間の養生期間をおいた。

試験杭は、Fig. 2に示すように、曲げひずみ測定用ストレインゲージを設置したアルミニウム管（外径：20mm、肉厚：1mm、長さ：1250mm）を用いた。なお、ストレインゲージは、地上部において杭頭せん断力の測定用として3断面、そして地中部においては地表面より最大曲げモーメントが発生すると予想される領域から幾分下側まで、断面間の間隔を密にして設置した。

実験は、変速モーターによりスクリュウ・ジャッキを移動させ、連結棒を介して実験土槽に等速度変位（1mm/min）を与える（Fig. 1参照）変位制御法により、一方方向漸増載荷方式で行った。なお、杭頭に作用させた一定鉛直荷重Nは、N=100kgf、200kgf、および300kgfの三種類である。これらの鉛直荷重は、実験時には鋼製スライドベアリングシャフトとエア・ジャッキとの間に設置したロードセルで測定され、一定荷

Table 1 Properties of Ohta River sand

uniformity coefficient $U_c$	2.83
specific gravity $G_s$	2.593
maximum density $\rho_{max}$	1.632(g/cm <sup>3</sup> )
minimum density $\rho_{min}$	1.305(g/cm <sup>3</sup> )
unit weight $\gamma$	1.604(gf/cm <sup>3</sup> )
relative density $D_r$	about 90%

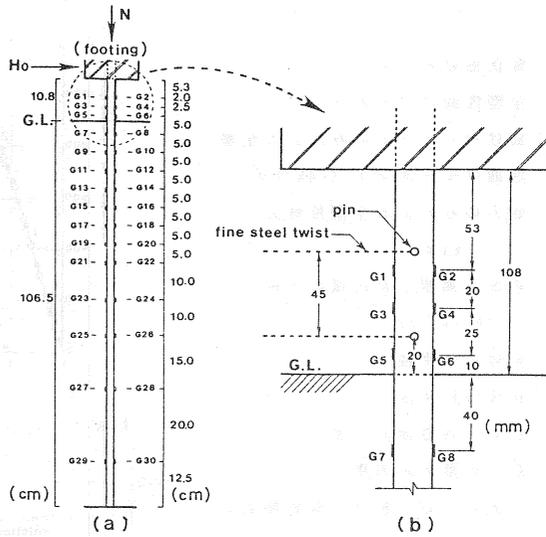


Fig. 2 Layout of strain gages setting on pile

重が保たれるように管理された。ただし、フーチングおよび鋼製スライドベアリングシャフトの固定的な重量が鉛直荷重に付加されないように、これらの重量をカウンターバランスと釣合させた。

実験時の測定事項は、杭頭フーチングと実験土槽の相対水平変位量（以後、杭頭水平変位と略記）、杭体の曲げひずみ、フーチングの鉛直・水平・回転変位量、および実験土槽の推進力などである。なお、本実験では鉛直荷重による付加曲げ量を評価するために、地表面より上方2.0 cmと6.5 cmの位置の杭体水平変位量（Fig. 1およびFig. 2(b)参照）を測定することとした。

### 8.3. 実験結果とその考察

#### 3. 1 実験結果

本実験は、杭-地盤系が終局状態に達するほどの大変形問題を対象としている。したがって、実験で測定された曲げひずみを曲げモーメントに変換するに際しては、杭材の非線形性を考慮しなければならない。本論文では、文献<sup>1)</sup>の方法に従い、試験杭に供したアルミニウム管から切出した供試体で実施した引張および圧縮試験による応力～歪関係（Fig. 3）を基に、以下のように曲げモーメントを評価した。

まず、杭断面を杭軸に平行に等分割（100等分）する。ついで、Fig. 3に示す解析用モデルの応力～歪関係を用い、平面保持の仮定より、杭体表面で測定された曲げ歪から各分割要素の応力分布を算定する。そして、これらの応力分布値を基にして、数値積分法によって曲げモーメントを求めた。ちなみに、この方法で算定した軸力  $N = 0, 50, 100, 200$ , および  $300 \text{ kgf}$  作用時の曲げモーメント  $M \sim$  曲率  $\kappa$  関係を、Fig. 4に示しておく。また、同図中には比較のために、軸力無の状態で行った杭体の単純曲げ試験の結果をも併記してある。この図において、 $N = 0 \text{ kgf}$  の計算値と実験結果が良く一致していることから、本方法によって曲げモーメントがかなりの精度で評価できると見てよさそう。

一方、参考のために、試験杭体の弾性限と全塑性時の  $N - M$  インターアクション曲線をFig. 5に示しておいた。ただし、両曲線の算定は、杭体の肉厚を無視した円環と仮定し、下記の近似式に基づいていることをお断りしておく。

$$\text{降伏時} : 4 M_y / \pi M_p + N / N_p = \sigma_y / \sigma_u \quad \dots \dots (1)$$

$$\text{全塑性時} : M_u / M_p = \cos (\pi N / 2 N_p) \quad \dots \dots (2)$$

ここに、

- $M_y$  : 降伏曲げモーメント
- $M_u$  : 全塑性曲げモーメント
- $M_p$  : 曲げモーメントのみによる全塑性曲げモーメント ( $=4R^2t\sigma_u$ )
- $N_p$  : 軸力のみによる全塑性軸力 ( $=2\pi Rt\sigma_u$ )
- $R$  : 肉厚を無視した円環の半径 ( $=(R_1+R_2)/2$ )
- $R_1$  : 杭体の外半径
- $R_2$  : 杭体の内半径
- $\sigma_y$  : 杭材の弾性限度力度
- $\sigma_u$  : 杭材の最大応力度

なお、上式における杭材の弾性限度力度  $\sigma_y$  および最大応力度  $\sigma_u$  は、Fig. 3 の応力～歪関係から、それぞれ  $700 \text{ kgf/cm}^2$  (歪:  $\epsilon_y=1000 \times 10^{-3}$ )、および  $1093 \text{ kgf/cm}^2$  (歪:  $\epsilon_u=7000 \times 10^{-3}$ ) とおいた。また、同図中には実験で対象とした鉛直荷重と等しい軸力が作用するときの  $N-M$  関係を記入してある。

実験で得られた測定結果のうち、杭頭せん断力  $H_0$  ～杭頭水平変位  $y_0$  関係を Fig. 6 に示す。また、杭頭部曲げモーメント  $M_0$  と地中部最大曲げモーメント  $M_{max}$  の値が、 $M_0 = M_y$ 、 $M_{max} = M_y$ 、および  $M_0 = M_u$  となった時、そして杭-地盤系がほぼ極限状態に達した時の4つの時点における曲げモーメントの深さ方向分布を Fig. 7 に示す。なお、これらの図中には文献<sup>1)</sup>で報告した  $N=0 \text{ kgf}$  および  $N=50 \text{ kgf}$  の結果も含めてある。また、Fig. 6 および Fig. 7 中の矢印は、それぞれ杭-地盤系が極限状態に至った時点、および地中部の最大曲げモーメントが発生する位置を示している。ただし、杭-地盤系の極限状態は、文献<sup>1)</sup>で規定したように、地中部最大曲げモーメント  $M_{max}$  が全塑性曲げモーメント  $M_u$  の96%に達した時点とした。さらに、杭頭せん断力の算定は、Fig. 2 に示されるように、地盤反力が作用しない地

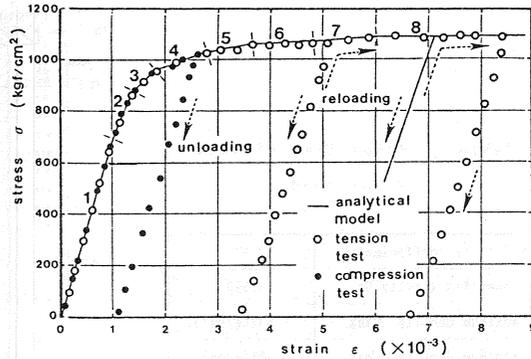


Fig. 3 Stress-strain relation of aluminium pipe

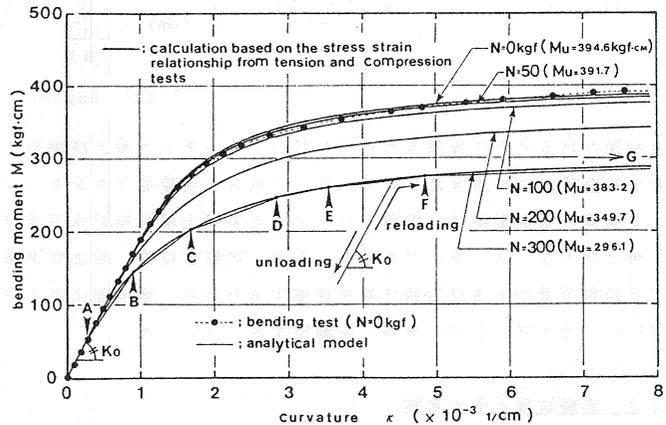


Fig. 4 Relationships between moment and curvature of model pile

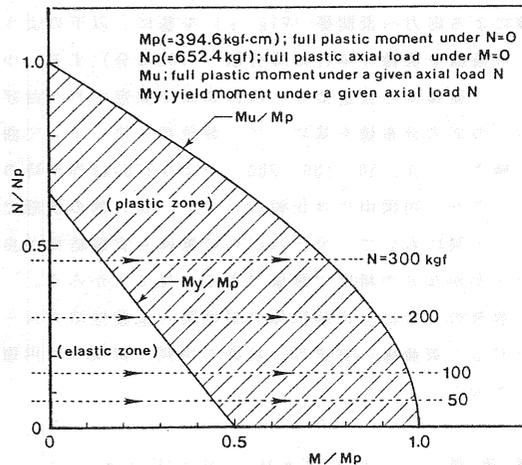


Fig. 5  $N - M$  interaction curves of model pile

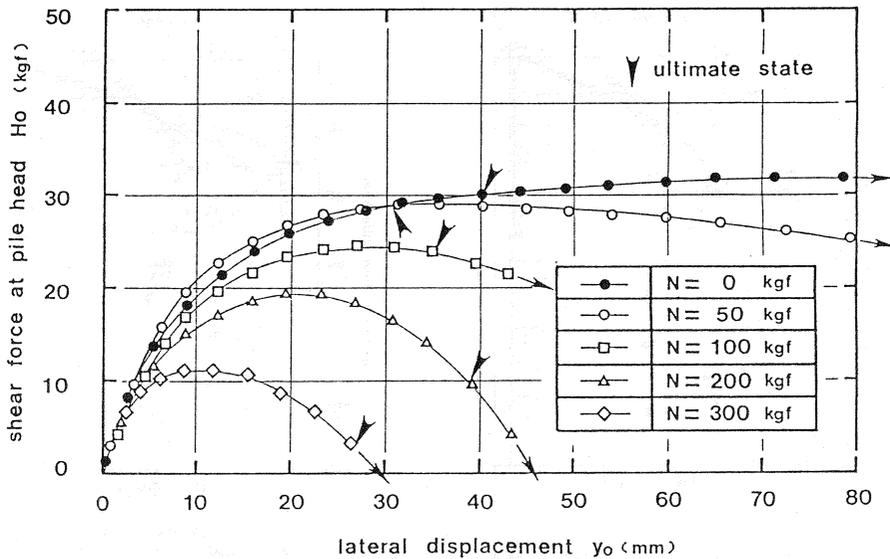


Fig.6 Relationships between shear force  $H_0$  and lateral displacement  $y_0$  at pile head

上部の二断面 (G1とG2断面、およびG5とG6断面) 間の曲げモーメント差から算定した。なお、鉛直力を載荷した実験では、鉛直力による付加曲げ量が二断面間の曲げモーメントに含まれているため、以下のような方法で杭頭せん断力を評価することとした。

まず、地上部の二断面間の曲げモーメント (鉛直力による付加曲げ量を含む実測値) 差をその間の距離で除してせん断力を算定する。ついで、Fig. 2 (b) に示される2つのピンに取り付けられたワイヤー巻取り式変位計によって測定された断面間の水平変位差に鉛直力を乗じ、2つのピン間の付加曲げモーメント差を求める。さらに、この付加曲げモーメント差を2つのピン間の距離 (45mm) で除して、付加曲げによるせん断力を求める。そして、上記の二断面間の曲げモーメント差によるせん断力から付加曲げによるせん断力を減じて、杭頭せん断力を評価した。ただし、Fig. 2 (b) で示すように実験の都合上、曲げ歪を測定している断面とピンの位置を一致させることができなかった。厳密にはこの相違を考慮しなければならないが、このずれが上記の付加曲げによるせん断力に与える影響は微小であると判断し、無視した。

### 3. 2 実験結果の考察

杭頭せん断力  $H_0$  ~ 杭頭水平変位  $y_0$  関係のFig. 6より、以下のことが明らかである。

- ①.  $y_0$  の小さな初期領域 (杭-地盤系がほぼ弾性的な挙動を示す領域) における  $H_0$  の応答値は、いずれの実験ともほぼ同じ直線上にあることが示されている。このことは、言い替えば全実験を通じてかなり再現性の高い実験が実施されたことを、示唆するものである。
- ②. ①の状態から  $y_0$  の値が増大すると、 $H_0$  ~  $y_0$  関係は線形性を失い、非線形的な挙動を示すようになる。また、鉛直荷重  $N$  による付加曲げのため、各実験間で非線形領域における  $H_0$  ~  $y_0$  関係に差異が現れること、そして、この非線形的挙動に移行する時の  $y_0$  値は、 $N$  の増加に伴って減少することなどが読み取れる。
- ③. さらに  $y_0$  が増大すれば、 $N=0\text{kgf}$  の実験では  $H_0$  の応答値がある値 (約32kgf) に漸近していくのに対して、 $N \geq 50\text{kgf}$  の実験においては、ピークの値 (最大水平耐力  $H_{\max}$ ) を持った後、 $H_0$  の値が低下する現象が現れる。また  $N$  が増加するほど、 $H_{\max}$  の値が低下してゆき、ピーク値から極限状態に至るまでの  $H_0$  の低下量は増大することが示されている。

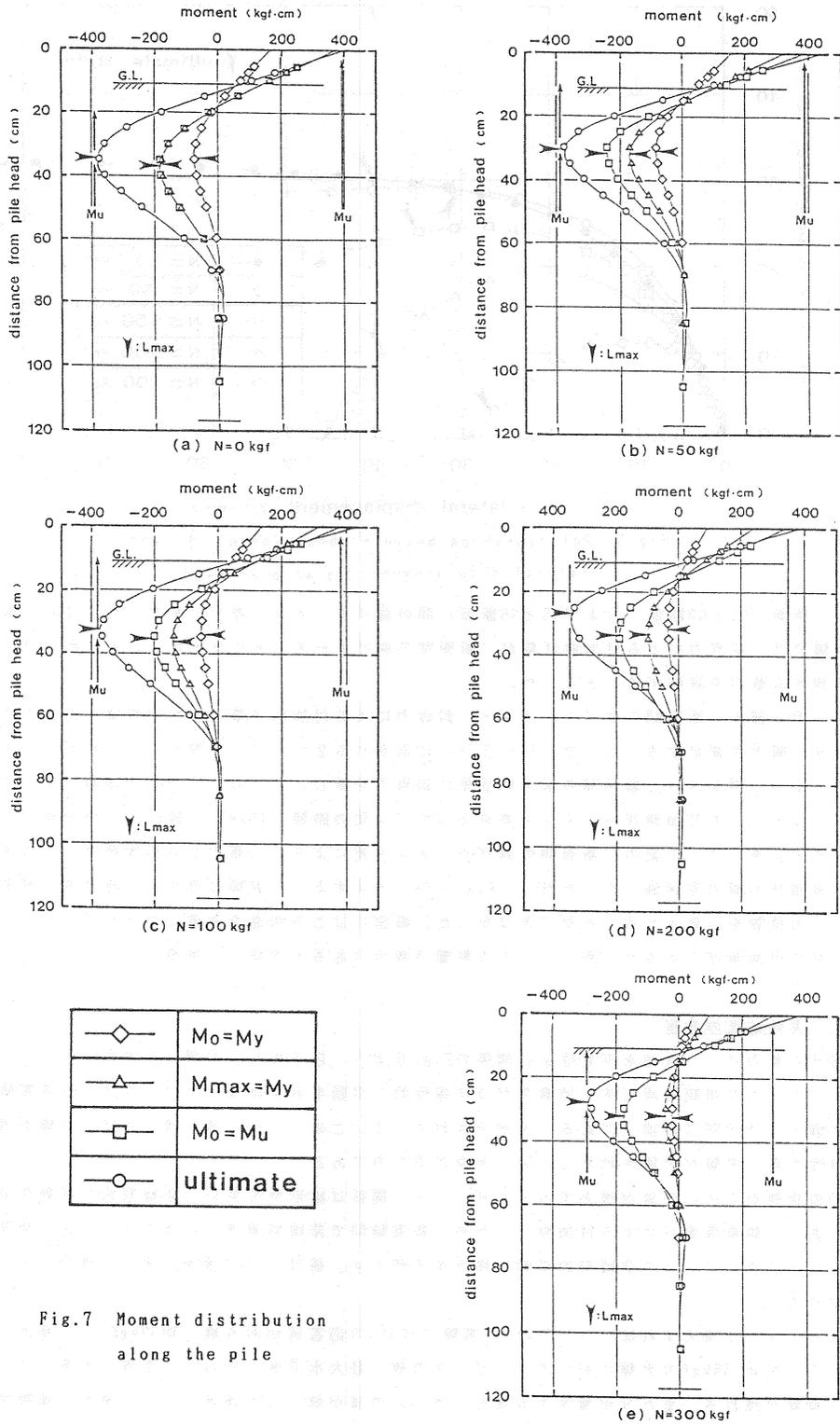


Fig.7 Moment distribution along the pile

④. 一般的性状として、最大水平耐力および極限状態に至る時の杭頭水平変位量は、両者とも鉛直力  $N$  が増大するほど、減少する傾向のあることが分る。

つぎに、Fig. 7 の曲げモーメントの深さ方向分布図から、以下のことが指摘できる。

⑤. 全般的に見て、まず杭頭曲げモーメント  $M_0$  が降伏曲げモーメント  $M_y$  に達し、ついで地中部最大曲げモーメント  $M_{max}$  が  $M_y$  に、そして  $M_0$  が全塑性曲げモーメント  $M_u$  に達した後、極限状態に至る傾向がある。

⑥. 地中部最大曲げモーメントが発生する深さ  $L_{max}$  は、鉛直力  $N$  が増大するにつれて、浅い位置に向かう傾向がある。

以上述べた定性的な傾向をより明確に把握するため、曲げモーメントの深さ方向分布における特性値に関して、 $M_0 - y_0$  関係、 $M_{max} - y_0$  関係、および  $L_{max} - y_0$  関係を、それぞれ Fig. 8、Fig. 9、および Fig. 10 に示した。ただし、Fig. 8 における杭頭曲げモーメント  $M_0$  については、この値を直接測定することができない。したがって、前述の杭頭せん断力を評価した 2 断面間の曲げモーメントが直線的に変化するものと仮定し、フーチング下端面位置の曲げモーメントを外挿して求めたこととお断りしておく。

これらの図より、以下の性状のあることが分る。

⑦.  $M_0$  および  $M_{max}$  の応答値は、①で述べた  $H_0$  値の場合と同様に、 $y_0$  の小さな初期領域では全ての実験で、それぞれほぼ同じ直線上を辿る。しかし、 $y_0$  が増大すると、 $M_0$  値および  $M_{max}$  値は共に初期の直線部から離れて、非線形的挙動を示すようになる。また、 $N$  が増大するほど、直線部から離脱するときの杭頭水平変位は、小さな値になることが示されている。

⑧.  $M_0$  と  $M_{max}$  の辿る履歴を比べると、初期の直線部の勾配は、前者の方が後者より大きい。また、非線形領域における  $M_0$  の動きは、 $M_{max}$  の動きと様相を異にしており、最大値に達した後その値が若干低下するものも見られるが、ほぼ一定値を保持していることが分かる。ただし、Fig. 8 において、杭頭の曲げモーメント  $M_0$  が全塑性曲げモーメント  $M_u$  の値を超過する結果が示されているが、これは上述したよ

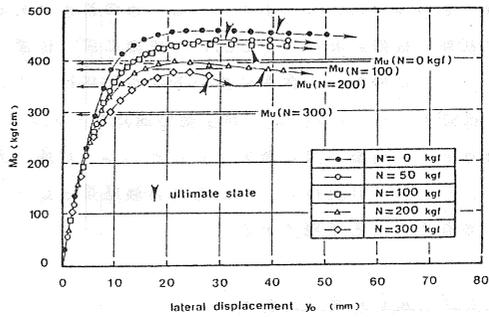


Fig. 8 Relationships between bending moment at pile head  $M_0$  and lateral displacement  $y_0$

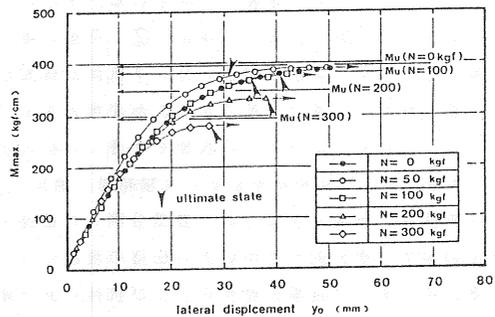


Fig. 9 Relationships between maximum bending moment  $M_{max}$  and lateral displacement  $y_0$

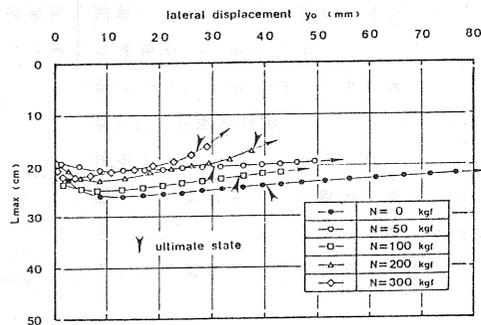


Fig. 10 Relationships between depth of the point of observed maximum bending moment  $L_{max}$  and lateral displacement  $y_0$

うに、 $M_0$  を外挿法によって求めているための誤差であると考えられる。

- ⑨.  $y_0$  の初期の段階において、 $L_{max}$  は急激に深い位置へと進行する。しかし、 $y_0$  が約3mm～10mmを過ぎると、 $L_{max}$  は反転し、次第に浅い方向へと移行していく。なお、これらの変化が生じる杭頭水平変位の値は、杭頭曲げモーメント  $M_0$  が全塑性曲げモーメント  $M_u$  の値に達した時にほぼ一致している。また、一般的傾向として鉛直力  $N$  が増大するほど  $L_{max}$  が浅い方向へと移行する割合が大きくなることが指摘できる。ただし、 $N=50\text{kgf}$  の  $L_{max}$  が他の実験結果と比べて、全体的に浅いところに位置している原因については、現在のところ不明である。

§ 4. 実験結果と解析結果の比較検討

4. 1 解析法の概要と解析に用いた諸定数について

本論文で対象としているように、複合外力が作用する条件下で、杭-地盤系が終局状態に至るまでの水平挙動性状は、主として、つぎの事象に支配される。すなわち、①. 連続した地盤中において、杭の変形に起因する地中応力が三次元的に伝播する現象、②. 荷重の増大に従って地上付近より地盤が次第に深く塑性化していく現象、③. 杭体の変形の増大に伴って杭体が線形から非線形、そして全塑性状態へ至る現象、および④. 鉛直荷重が作用する基で、杭の水平変形が増大することによる付加曲げの影響等である。

前述したように、筆者らはこれらの現象を考慮した杭の水平抵抗挙動に関する解析法を、既に文献<sup>2),3)</sup>で提案した。本章では、同解析法を前章の実験結果に適用し、得られた結果に考察を加えた内容を報告する。

提案する解析法は、杭体を杭軸方向に要素分割した伝達マトリックス法の手法を用いて誘導されている。また、解析法の中で三次元的な地中応力の伝播の現象についてはMindlin<sup>9)</sup>の第II解<sup>9)</sup>を拡張・応用した変位影響係数の考えを、そして地盤の塑性化および杭体の曲げ剛性の非線形的な性状を解析法に取り入れるにあたっては、増分法を適用している。なお、これらの詳細については、文献<sup>2),3)</sup>を参照されたい。

解析に用いた諸定数ならびに条件は、Table 2 に示すとおりである。ただし、同表中の内部摩擦角  $\phi$  は、サンドレイナー法で作製した実験地盤とはほぼ同じ相対密度をもつ試料について、三軸試験を行って求めた値である。そして、地盤の弾性係数  $E_s$  値は、毎回の実験終了後に実施した平板載荷試験で得られた荷重-沈下量関係を、Boussinesqの解<sup>7)</sup>を用いて逆解析して求めた  $E_s$  値のほぼ平均の値である。なお、地盤のポアソン比としては、砂地盤で一般に用いられている0.3の値を採用した<sup>9)</sup>。また、塑性地盤反力  $p_y$  は、文献<sup>9)</sup>で提案した計算法を用いて求めた。この計算法は、杭前面地盤の破壊モードを仮定して、極限約合い条件から導いたものであって、Table 2 に示すように、地表面からの深さ  $Z$  の関数として表示される。

一方、杭体の曲げ剛性  $K$  に関しては、解析上のモデルとして曲げモーメント  $M$ -曲率  $\kappa$  関係を折れ線で近似して表現することとした（一例として、Fig. 4 中に  $N=300\text{kgf}$  時のモデルを示す）。ただし、解析上、除荷あるいは再載荷状態が生じる場合は、同図に示すように、初期の曲げ剛性  $K_0$  と等しい曲げ剛性を仮定した。

以上の他、鉛直荷重に関しては、解析上地盤から受ける杭周面摩擦力を無視し、設定した荷重が杭頭から杭先端まで一様に作用していると仮定した。また、実験時に杭が水平変位すれば、スライ

Table 2 Constants and conditions used for analysis

model ground	internal friction angle $\phi$	45°		
	modulus of elasticity $E_s$	3.0 (kgf/cm <sup>2</sup> )		
	poisson's ratio $\nu$	0.3		
	unit weight $\gamma$	1.604 (gf/cm <sup>3</sup> )		
	yield soil reaction	1-zone; $p_{y1}=0.0127Z^2+0.0187Z$ (kgf/cm)		
	2-zone; $p_{y2}=0.2596Z$ (kgf/cm)			
model pile	pile diameter	20 (mm)		
	pile length	117.3 (mm)		
	yield moment $M_y$ ( $N=300\text{kgf}$ )	53.32 (kgf·cm)		
	full plastic moment $M_u$ ( $N=300\text{kgf}$ )	296.1 (kgf·cm)		
	flexural rigidity $K$ ( $N=300\text{kgf}$ )			
	$O \sim A=189 \times 10^3$	$A \sim B=145 \times 10^3$	$B \sim C=74.0 \times 10^3$	
	$C \sim D=38.3 \times 10^3$	$D \sim E=20.0 \times 10^3$	$E \sim F=11.5 \times 10^3$	
$F \sim G=2.82 \times 10^3$	$G \sim H=0.01 \times 10^3$	(kgf·cm <sup>2</sup> )		
condition of analyses	pile head condition	Fix		
	pile tip condition	Free		
	loading height	10.8 (cm)		
	vertical load	$N=0, 50, 100, 200, 300$ kgf		

ドベアリングシャフトが軸受け (Fig. 1 参照) に押し付けられる力が発生し、それに伴った両者間の摩擦抵抗により、作用させた鉛直荷重が若干損失することが考えられる。したがって、鉛直荷重の影響が大きくなる  $N=100, 200$  および  $300\text{kgf}$  の実験に関しては、それぞれの荷重が  $90\%$  および  $80\%$  に低下した場合についても解析を行った。

#### 4.2 解析結果と実験結果の比較検討

杭頭せん断力  $H_0$ 。～杭頭水平変位  $y_0$ 。関係の解析結果を、実験値と比較して Fig. 11 に示した。なお、同図中の矢印は、前述したごとく、極限状態を表すものであり、点線 A-B は、軸力が変化した場合の解析結果における極限状態を連ねたものである。

同図より、解析値は実験値が示す定性的傾向を良く説明していること、ならびに定量的に見ても杭頭せん断力  $H_0$ 。の応答値は全体としてほぼ  $2$  割程度の誤差内に収まること、また、杭頭せん断力がピーク値を迎える時あるいは極限状態に至る時の杭頭水平変位量は  $N=200\text{kgf}$  の場合を除けば、解析値が実験値にほぼ対応していることなどが指摘できる。なお、 $y_0$ 。の増大に伴って、 $H_0$ 。の実験値が鉛直力  $N$  を  $10\%$  から  $20\%$  低下させた解析値に近づいていることから、上記のスライドベアリングシャフトと軸受け間の摩擦による鉛直力の損失が実験中に生じているものと推測できる。

つぎに、杭頭せん断力  $H_0$ 。に対する杭頭曲げモーメント  $M_0$ 。および地中部最大曲げモーメント  $M_{max}$  の関係を示した Fig. 12 から、以下のことが分る。

まず、 $M_0$ 。の解析値は、全塑性曲げモーメント  $M_u$  に近い値になるまでは、実験値と精度良く一致しているが、それ以降の実験による  $M_0$ 。値は、理論上の  $M_0$ 。値を大きく上回る結果が示されている。これは、前述したように、実験では  $M_0$ 。を直接計測することができないため、地上部で計測した他の曲げモーメントから外挿して求めたことによる誤差と考えられる。

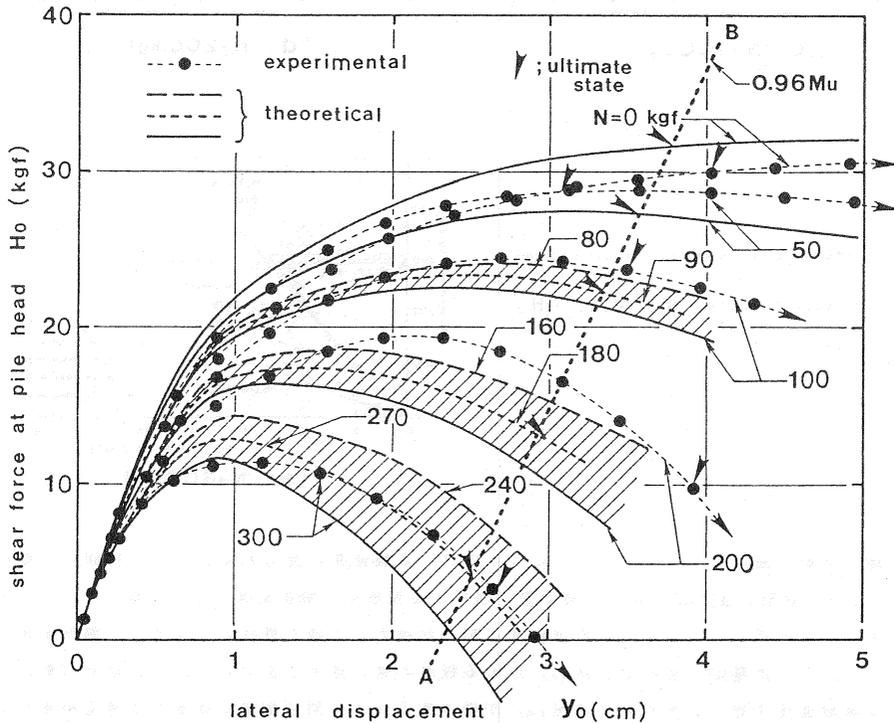
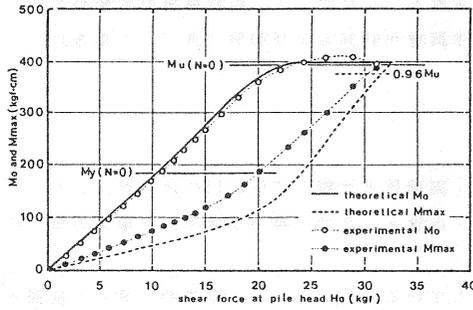
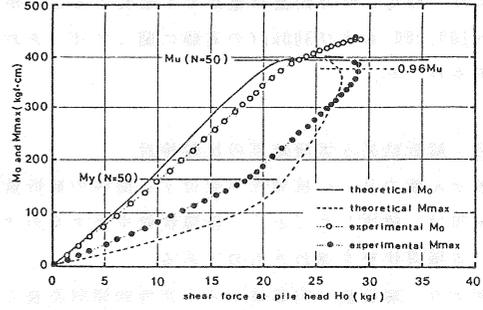


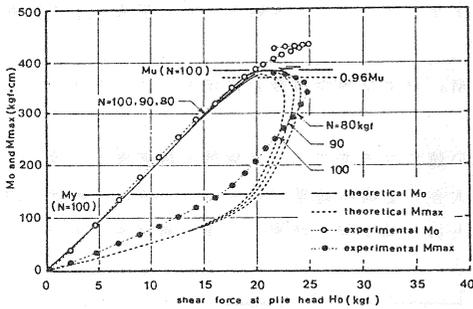
Fig. 11 Comparison between theoretical and experimental  $H_0 \sim y_0$  curves



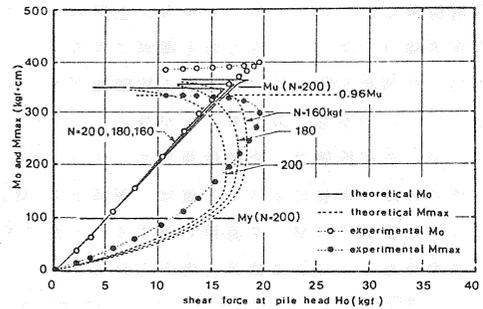
(a)  $N=0$  kgf



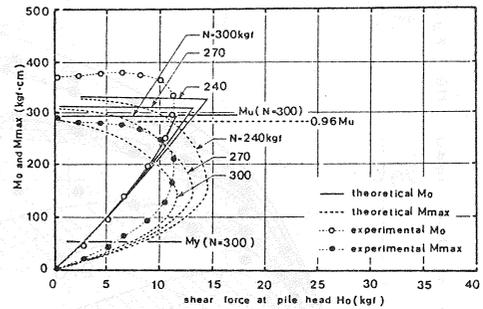
(b)  $N=50$  kgf



(c)  $N=100$  kgf



(d)  $N=200$  kgf



(e)  $N=300$  kgf

Fig.12 Comparison between theoretical and experimental  $M_0, M_{max} \sim H_0$  curves

つぎに、地中部最大曲げモーメント  $M_{max}$  については、実験結果に見られるように、抗頭が全塑性状態に達して塑性ヒンジの状態に至れば、 $M_{max}$  値が急に増加する現象を、解析結果が良く表現している。そして、鉛直力  $N$  の大きなものほど、この  $M_{max}$  の増加する割合が増大してゆく性状についても、解析結果は良く説明している。しかし、定量的に見れば、 $M_{max}$  がある程度の値に達するまでは、同じ抗頭せん断力  $H_0$  の基で、解析値が実験値を下廻り、それ以上に  $M_{max}$  が増大すると、反対に前者が後者を上廻る結果が示されている。また、この逆転するときの  $M_{max}$  の値を  $M_u$  に対する割合で見れば、 $N$  が増大するほどその割合が低下している。

以上のように解析と実験における $M_{max}$ の応答値の間に違いが見られる原因としては、第一に、解析に用いた塑性地盤反力の評価が挙げられる。すなわち、解析で採用した文献<sup>6)</sup>の塑性地盤反力は、杭体のたわみが比較的小さい場合を想定して、地盤反力の鉛直成分を無視した条件で導かれている。これに対して、本実験のように杭が大変形する場合には、地盤反力の鉛直成分が少なからず影響し、塑性地盤反力が過小評価されているためと考えられる。第二の原因として、解析では地盤内応力の評価に弾性理論のMindlin解を適用していることが挙げられる。すなわち、実験地盤に砂を用いたが、このような地盤材料における応力伝播の性状は、弾性理論によって十分正確には表現できないこともその一因と判断される。これらの問題点については、今後の検討課題としたい。

#### 8.5. おわりに

本論文は、杭-地盤系が終局状態に至るまでの水平挙動性状を実験と理論の両面から解明する一連の研究において、単杭の挙動性状に与える鉛直力の影響について検討を加えた内容を報告した。

本論文の内容を要約すれば、以下のごとくである。

- ①. 杭頭せん断力 $H$ 。～杭頭水平変位 $y$ 。関係において、杭-地盤系がほぼ弾性範囲にあれば、いずれの実験結果もほとんど同じ直線上にあることを示し、全実験を通じてかなり再現性の高い実験が実施されたことを明らかにした。また、定性的傾向として、鉛直力 $N$ が作用すると付加曲げの影響により $H$ 。～ $y$ 。関係曲線はピークをもち、その後の終局状態に至るまでに水平耐力が低下すること、ならびに $N$ が増大すると、ピーク時の最大水平耐力が低下することなどを明らかにした。
- ②. 曲げモーメントの深さ方向分布より、杭-地盤系が終局状態に至るまでの特性として、まず杭頭曲げモーメント $M$ 。が降伏曲げモーメント $M_y$ に達し、ついで地中部最大曲げモーメント $M_{max}$ が $M_y$ に、そして $M$ 。が全塑性曲げモーメント $M_u$ に達した後、極限状態に至る性状のあることを指摘した。
- ③. 地中部最大曲げモーメントを生じる深さ $L_{max}$ は、変位が初期の段階では急激に深い位置へと進行するが、ある時点から浅い方へ移行する現象のあること、ならびにこの変化が生じる時は、杭頭曲げモーメントが全塑性曲げモーメントの値に達した時とほぼ一致することなどを示した。
- ④. 筆者らが以前に提案した、地盤内応力の伝播、杭体と地盤の非線形性、および上部構造から伝達する鉛直力等を考慮した杭の水平挙動性状に関する解析法により実験結果を解析した。結果として、同解析法が実験の示す定性的傾向をよく説明できることを示した。なお、杭頭曲げモーメントおよび地中部最大曲げモーメントなどの特性値に関しては、定量的に見て、解析値と実験値間に幾分の相違が見られた。この点に関しては、前述したごとく、今後の検討課題としたい。

最後に、本実験を実施するに当たり、広島大学工学部文部技官・原田誠一氏ならびに同学部生・山下泰史君、山本哲也君、福岡真美さんに多大な御協力を頂いたことを記し、ここに感謝申し上げます。

#### [参考文献]

- 1). 富永晃司、山本春行、染川常二：「鉛直力を受ける群杭の水平挙動に関する模型実験」日本建築学会構造系論文報告集、第394号、1988年12月、pp.130-140.
- 2). 富永晃司：「鉛直力を受ける鋼管杭の水平挙動に関する非線形解析法（その1：単杭について）」日本建築学会構造系論文報告集、第390号、1988年8月、pp.125-133.
- 3). 富永晃司：「鉛直力を受ける鋼管杭の水平挙動に関する非線形解析法（その2：群杭について）」日本建築学会構造系論文報告集、第395号、1989年1月、pp.112-120.
- 4). Koji TOMINAGA and Haruyuki YAMAMOTO："Analysis of Lateral Behavior of Single Model Piles under Combined Loads", Memoirs of the Faculty of Engineering, Hiroshima University, Vol.10, No.2, January 1989, pp.45-51.
- 5). 富永晃司、山本春行：「鉛直力を受ける模型群杭の水平挙動性状に関する理論的考察」日本建築学会構造系論文報告集、第401号、1989年7月、pp.163-171.
- 6). Mindlin, R.D.："Force at a Point in the Interior of a Semi-Infinite Solid", Physics, Vol.7, 1936, pp.195-202.
- 7). 例えば、最上武雄編著：「土質力学」土木学会監修、技報堂、昭和44年8月発行、pp.232-242.
- 8). 岸田英明、中井正一：「地盤反力-変位関係の非線形性」土と基礎、Vol.25, No.8, pp.21-28.
- 9). 富永晃司、山肩邦男：「地盤の塑性状態を考慮した群ぐいの水平抵抗理論（その1：塑性地盤反力について）」日本建築学会論文報告集、第317号、1982年7月、pp.32-40.