テーパー杭の水平抵抗に関する解析法

- 実験結果との比較検討 -

ANALYTICAL METHOD FOR TAPERED PILE UNDER LATERAL LOAD

- Comparisons between predicted and experimental results -

富永晃司^{*1}, 陳群麗^{*2}, 田村昌仁^{*3}, 若井明彦^{*4}

Koji TOMINAGA, Qunli CHEN, Masahito TAMURA

and Akihiko WAKAI

It was found in the book written by Peck R.B. and Hanson W.E (1953) that a driven tapered pile should have greater skin friction than that of a straight-sided pile. The authors have made the study on vertical behavior of a tapered pile installed by the press-in method, and proposed an analytical method based on non-linear Winkler model for the tapered pile. This paper presents the analytical method of a laterally loaded tapered pile considering both of non-linear behaviors of the pile and surrounding soil. On the other hand, the authors made the lateral loading tests on the steel pipe tapered piles in Kanto Loam. This paper also presents the outline of the tests, and comparisons between the lateral displacements and bending moments from the tests and predicted by the method. From the comparisons, it is found out that the predictions are in a fairly good agreement with the test results.

Keywords : Press-in method, Tapered pile, Lateral Load, Analytical method, Elasto-plastic behavior

圧入工法, テーパー杭, 水平荷重, 解析法, 弾塑性挙動

1. はじめに

建築物を支持する杭基礎として、杭頭から先端へと細くなるテーパー杭は、一様な径の直杭より支持能力の面で有利であることは古く Peck らの著書(1953)¹⁾でも指摘されている。そして、上部構造から伝わる杭軸力は頭部から先端へと減少すること、上部構造からの地震時慣性力が杭頭に作用する場合には最大曲げモーメントが杭頭に生じること、あるいは建築物建設後に地盤沈下が発生する場合に負の摩擦力が杭に作用することなど、杭の抵抗機構に関する諸条件に対してもテーパー杭は有利であると考えられる。

このように抵抗機構に有利性のあるテーパー杭に関する既往の研究は数が少なく、Rybnikov, A.M による場所打ちコンクリートの直杭とテーパー杭との鉛直支持力に関する比較現場実験²⁾、佐々木らによる模型の直杭とテーパー杭の鉛直載荷比較実験³⁾、あるいは Horvath, J.S.らによるジョン・F.ケネディー国際空港建設におけるテーパー杭の支持力実験⁴⁾、および J.K.Kodikara らによるテーパー杭の鉛直支持力に関する解析法⁵⁾など、鉛直支持性能に関する研究が散見される程度である。また、テーパー杭の水平抵抗に関する研究は、Reddy A.S.らによる杭を弾性体、そして杭-地盤系に地表面近傍から杭周辺地

盤が塑性化する現象を取り入れた Winkler モデルに基づく解析法⁷⁾が提案されているに過ぎない。

上述したテーパー杭に関する研究の現況に鑑み、筆者らは圧入工法により施工された低層建築物基礎として用いるテーパー杭の抵抗機構に関する一連の研究を行っている。そして、まず文献 8)ではテーパー杭が圧入工法により施工される時の極限摩擦抵抗力として、薄層要素モデルに円筒空洞押し抜け弾塑性理論を適用した評価式を提案すると共に、高野の提案する杭先端極限支持力評価式⁹⁾を取り入れた押し込み力～貫入量関係に関する解析法を提示した。ついで、佐賀県佐賀郡東与賀町における軟弱シルト地盤で実施した圧入施工実験の結果と提案した解析法による解析結果との比較検討^{10),11)}、および非線形 Winkler モデルに基づいたテーパー杭の水平抵抗に関する解析法の提案¹²⁾など、これまでに得られた研究成果の発表を行っている。

本論文は、文献 12)で提案したテーパー杭の水平抵抗に関する解析法を紹介すると共に、関東ローム地盤で実施したテーパー杭の水平載荷実験の紹介、およびこれらの実験結果と提案した解析法による解析結果との比較検討した内容についても記述する。

*1 広島大学大学院国際協力研究科 教授・工博

*2 広島大学大学院国際協力研究科 特別研究員・博士(工学)

*3 独立行政法人建築研究所国際地震工学センター
上席研究員・工博

*4 群馬大学工学部建設工学科 准教授・博士(工学)

Prof., Graduate School for International Development and Cooperation, Hiroshima Univ., Dr. Eng.

Special Researcher, Graduate School for International Development and Cooperation, Hiroshima Univ., Dr. Eng.

Chief Research Engineer, International Institute of Seismology and Earthquake Engineering, Building Research Institute, Dr. Eng.

Assoc. Prof., Dept. of Civil Engineering, Faculty of Engineering, Gunma Univ., Dr. Eng.

2. 解析法の誘導

テーパ杭は杭頭から先端へと先細りした形状であるため、杭体の曲げ剛性および杭体の水平変位に伴って発生する杭周辺地盤反力は、杭軸方向で一様に扱うことができない。ここに、提案した本解析法では図1(1)の解析全体モデルに示すように、Winklerモデルの弾性支承梁理論に基づいた要素分割法を適用している。すなわち同図(2)に示すように、ある要素（例えば、要素*i*）の杭軸方向変断面を一樣断面として等価な曲げ剛性を有する線材に置換し、この要素が周辺地盤から受ける水平地盤反力 p_i は一樣な水平地盤反力係数 k_{hi} を有する連続ばねモデルで評価する。なお、筆者らの一連の研究で扱うテーパ杭は、文献8)で示したようにテーパ面の傾きの影響が無視できる微小角度 θ （最大 $\theta=1/20$ まで：水平成分が約0.1%の誤差内）の杭を対象としており、各要素の水平地盤反力係数には杭表面傾斜の影響を特に考慮していないことをお断りしておく。

上記の解析モデルによる実際の解析では、杭体の曲げ剛性および水平地盤反力として、それぞれ杭体に発生する曲げモーメントおよび杭と地盤間の相対水平変位（以降、水平変位と略称）に対応した非線形性を取り入れている。具体的には、要素*i*における杭体の曲げ剛性 K_i としては、図1(2)に示す対象要素の上・下端（節点）で求められた曲げモーメントの相加平均値から、その要素の曲げ剛性を評価することとした。また、水平地盤反力の非線形性は、Winklerモデルにおける地盤ばねに建築基礎構造設計指針¹³⁾（以降、学会指針と略称）の推奨式（水平変位 y_i の平方根に反比例する水平地盤反力係数 k_{hi} ）を適用し、この水平地盤反力係数 k_{hi} を介して得られる水平地盤反力 p_i は、学会指針にならって塑性水平地盤反力 p_{py} を極限としてこの値を超えない条件を与えることとした。なお、対象とする要素の非線形ばねを評価するための水平変位は、杭体の曲げ剛性と同様に要素上・下端の相加平均値を採用することとした。

以上の仮定の下、要素*i*での基本方程式は次式で表される。

$$\frac{d^4 y_i}{dx_i^4} + \frac{k_{hi} B_i}{K_i} y_i = 0 \quad \dots (1)$$

ここに、 B_i は要素*i*の平均杭径（m）、 K_i は要素*i*の平均杭体曲げ剛性（kN・m²）、 y_i は要素*i*の平均水平変位（m）および x_i は要素*i*の上端からの深さ（m）を表し、式(1)の一般解は4個の未定積分定数（ $A_1 \sim A_4$ ）を含む、次式で与えられる。

$$y_i = e^{\beta x_i} (A_1 \cos \beta x_i + A_2 \sin \beta x_i) + e^{-\beta x_i} (A_3 \cos \beta x_i + A_4 \sin \beta x_i) \quad \dots (2)$$

ここに、 $\beta_i = [k_{hi} B_i / 4K_i]^{1/4}$ である。

上式の一般解に対して、要素*i*上端（ $x_i=0$ ）で4個の物理量（水平変位 y_i 、撓み角 θ_i 、曲げモーメント M_i 、せん断力 Q_i ）を境界条件として与えて未定積分定数を決定すれば、要素*i*中の各物理量に関する一般式が定められる。これらの一般式を用いて要素下端（ $x_i=L_i$ ）と上端の各物理量は、次式のように関係づけられる。

$$\begin{pmatrix} y_i \\ \theta_i \\ M_i \\ Q_i \end{pmatrix}_{\text{下端}} = \begin{pmatrix} C_h C & -(S_h C + C_h S) 2\beta_i & -S_h S / 2EI\beta_i^2 & (S_h C - C_h S) 4EI\beta_i^3 \\ \beta_i (C_h S - S_h C) & C_h C & (S_h C + C_h S) 2EI\beta_i & S_h S / 2EI\beta_i^2 \\ 2EI\beta_i^2 S_h S & EI\beta_i (S_h C - C_h S) & C_h C & (S_h C + C_h S) 2\beta_i \\ 2EI\beta_i^3 (S_h C + C_h S) & -2EI\beta_i^2 S_h S & \beta_i (S_h C - C_h S) & C_h C \end{pmatrix} \begin{pmatrix} y_i \\ \theta_i \\ M_i \\ Q_i \end{pmatrix}_{\text{上端}} \quad \dots (3)$$

ここに、 $C_h = \cosh(\beta_i L_i)$ 、 $S_h = \sinh(\beta_i L_i)$ 、 $C = \cos(\beta_i L_i)$ および $S = \sin(\beta_i L_i)$ である。

図1 解析モデル

式(3)における要素*i*下端の各物理量は、連続条件からその下要素*i+1*の上端（ $x_{i+1}=0$ ）における各物理量と同じである。したがって、杭頭の各物理量を与えて上記の関係から杭先端へと各物理量を順次伝達させることができ、杭頭（添え字*o*）と先端（添え字*p*）の各物理量を関係付ける次式が導かれる。

$$\begin{pmatrix} y_p \\ \theta_p \\ M_p \\ Q_p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} y_o \\ \theta_o \\ M_o \\ Q_o \end{pmatrix} \quad \dots (4)$$

この式に設計条件に適合する杭頭および先端の境界条件を与えて杭頭と杭先端の未知量を決定し、再び杭頭から先端へと各要素上下端の関係式(3)を適用して、全節点の物理量を求めることができる。

上述した杭頭および先端の境界条件としては、一般的に杭頭では自由（ $M_0=0$ 、 $Q_0=H$ ）、固定（ $\theta_0=0$ 、 $Q_0=H$ ）あるいは半固定（例えば、固定度（杭頭固定に対する杭頭曲げモーメントの割合）あるいは杭頭回転ばね（杭頭撓み角と曲げモーメントを関係付ける回転ばね）で表現）が与えられ、杭先端では自由（摩擦杭： $M_p=0$ 、 $Q_p=0$ ）、ピン（支持杭： $y_p=0$ 、 $M_p=0$ ）あるいは固定（杭先端が堅固な層に根入れされた支持杭： $y_p=0$ 、 $\theta_p=0$ ）等が与えられる。これらの各境界条件を計算条件に照らして適用すれば、杭頭および杭先端の未知の各物理量が定められる。具体例として杭頭自由および先端自由を対象とすれば、式(4)を既知と未知の物理量を考慮した部分マトリックスで表現し直すと、以下の各式が得られる。ただし、式中の添字の「未」は未定物理量、「既」は既知物理量を意味している。

$$\begin{pmatrix} M_p \\ Q_p \end{pmatrix}_{\text{既}} = \begin{pmatrix} a_{31} & a_{32} \\ a_{41} & a_{42} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} y_o \\ \theta_o \end{pmatrix}_{\text{未}} + \begin{pmatrix} a_{33} & a_{34} \\ a_{43} & a_{44} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M_o \\ Q_o \end{pmatrix}_{\text{既}} \quad \dots (5)$$

$$\begin{pmatrix} y_p \\ \theta_p \end{pmatrix}_{\text{未}} = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} y_o \\ \theta_o \end{pmatrix}_{\text{未}} + \begin{pmatrix} a_{13} & a_{14} \\ a_{23} & a_{24} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} M_o \\ Q_o \end{pmatrix}_{\text{既}} \quad \dots (6)$$

ここに、境界条件による $M_p=0$ 、 $Q_p=0$ 、 $M_o=0$ および $Q_o=H$ を式(5)に与えれば杭頭の未知物理量は決定でき、この結果を式(6)に代入して杭頭および杭先端の全物理量が決定できる。なお、他の境界条件の組み合わせについても同様に行えばよい。ただし、杭体曲げ剛性 K_i および水平地盤反力係数 k_{hi} は、それぞれ各要素の平均曲げモーメントおよび平均水平変位に対応した値であるため、各要素のこれらの値は一義的に決定できなく、以下の手順で繰り返し計算

を行う必要がある。

- 1) 全要素に適切な K_i および k_{hi} 値を与え、対象杭頭荷重（あるいは水平変位量）に対する全節点の物理量を計算する。
- 2) 手順 1) の計算結果による各要素の平均曲げモーメントおよび水平変位から再決定される K_i および k_{hi} 値を用いて再計算を行う。
- 3) 全節点における手順 2) の再計算前の水平変位と再計算後のそれらとの差が許容値以内にあるか否かの判定を行う。
- 4) 手順 3) で否の場合は、全節点の水平変位が許容値に収まるまで手順 2)～3) を繰り返し、対象となる杭頭水平荷重（あるいは水平変位量）に対する最適解を求める。

なお、各要素の曲げ剛性の非線形性は、手順 2)～4) において各要素の平均曲げモーメントに対応した曲げ剛性により考慮されている。

上述したように、本解析法では各要素において杭体の非線形性および水平地盤反力の非線形性を考慮することができる。これに対して文献 7) の解析法は、極限水平地盤反力に至るまでの水平地盤反力を水平変位との線形関係（深さ方向に様な水平地盤反力係数を仮定）で表していること、および杭体曲げ剛性を弾性範囲内に限定（杭軸方向に数値化）していることなどが本解析法との主な相違である。

3. 実験概要および実験結果

3.1 実験地盤および杭体

本論文で対象とするテーパー杭の水平載荷実験は、埼玉県猿島郡境町で実施した。この実験敷地地盤は、地盤調査結果より地表面から約 10m までは粘性土化した軟弱な関東ロームが堆積していることが確認されている。実験に際して、敷地内の 6 測点（A～F）でスウェーデン式サウンディング試験（以降、SWS 試験と略記）を実施した。これらの試験結果から文献 14) の提案式に基づいて換算した N 値（以降、換算 N 値と略記）の深さ方向分布を図 2 に示しておく。地盤調査結果および図 2 から、実験敷地内の地層には殆ど不陸がなく、深度約 4.0m までは $N \approx 3$ のほぼ様な粘性土層であり、そ

れ以深で $N=10 \sim 15$ に増加する性状のあることが分かる。なお、鋼管杭の他に木杭 1 本の水平載荷実験を実施したが、木杭の材料定数が不明であり、本論文の解析対象から除いたことをお断りしておく。

実験に供した鋼管杭は、直杭 1 本（SS140）およびテーパー角度 θ ($= (D_o - D_p) / (2L)$ 、ここに D_o = 杭頭径（元口）、 D_p = 杭先端径（末口）、および L = 杭長）を変えたテーパー杭 3 本（ST200、ST260 および ST380）である。これらの実験杭は、全て杭長 3m であり、圧入工法にて実験地盤に設置したが、図 3 に示すように ST200 および ST380 は圧入途中で貫入不能となったため、他の杭と同様に杭頭部 0.2m を残して切断している。なお、実験杭は所定の寸法に切断した平鋼板を管状に成形し、全長溶接で作製されており、これらの諸元は表 1 に示す通りである。なお、全杭において杭体内部の 3 断面に断面同士の 4 箇所に至みゲージを設置し、測定コードは杭内部空間を通して杭頭から取り出している。

このように全杭とも切断・加工・溶接等の製作工程を踏んでおり、かつテーパー形状であるため、公称値による至みゲージ設置位置の正確な杭体剛性の評価は不可能に近い。したがって、各杭体の圧入施工前に弾性範囲内で作用荷重 P （最大約 100kN）と各断面での歪値 ε (μ) から軸剛性を求めるキャリブレーション試験を実施し、これらの試験結果に基づいて各杭体の曲げ剛性を以下のように評価した。

いずれのキャリブレーション試験においても各断面における $P \sim \varepsilon$ 関係は、最大荷重 ($P=100$ (kN)) まではほぼ直線関係となる結果が得られたため、まず $P=100$ (kN) とその時の歪値 ($\varepsilon_{100}(\mu)$) から各断面の較正係数 ($A E_p = P / \varepsilon_{100}$ 、ここに、 A = 杭断面積、 E_p = 杭弾性係数) を求めて表 2 に示した。これらの較正係数（軸剛性）に与える製造工程を含めた影響要因としては、杭体の弾性係数 E_p より断面積 A の方が影響度は高いと考えられる。したがって、杭体の弾性係数として公称値 ($E_p = 2.05 \times 10^8$ kN/m²) を与えて得られる断面積 A を基に、杭体の見かけ上の平均肉厚 t を求める。このようにして求めた各杭の各断面における肉厚の評価値を表 3 に示した。この

図 2 実験現場の SWS 試験による換算 N 値分布

表 1 実験に供した杭の諸元

名称	外 径		長さ (m)	鋼管厚 (mm)	テーパー 角度 θ (rad)	形状
	元口 (mm)	末口 (mm)				
SS140	139	139	3.00	4.0	—	ストレート
ST200	199	139	3.00	3.2	1/100	テーパー
ST260	259	139	3.00	3.2	2/100	テーパー
ST380	379	139	3.00	3.2	4/100	テーパー

図 3 各実験杭の姿図

表2 各杭の各断面の較正係数

名称	較正係数		
	断面1	断面2	断面3
SSI40	0.412	0.409	0.404
ST200	0.424	0.376	0.306
ST260	0.465	0.409	0.268
ST380	0.669	0.559	0.294

表3 各杭の各断面の換算肉厚

名称	換算肉厚 (mm)				
	断面1	断面2	断面3	平均	公称値
SSI40	4.77	4.73	4.67	4.72	4.0
ST200	3.42	3.40	3.35	3.39	3.2
ST260	2.89	3.05	2.81	2.92	3.2
ST380	2.85	3.10	2.85	2.94	3.2

表から、同一杭の各断面における評価された肉厚は若干異なった値を示しているが、その誤差は小さいこと、およびこれらの平均値は鋼板肉厚の公称値に対してもかなり近い値となっていることから、各杭の曲げ剛性を評価するための肉厚としてこれらの平均肉厚（以降、換算肉厚と呼称）を採用することとした。

上記の換算肉厚 t および公称弾性係数 E_p の他、降伏応力度 σ_y および局部座屈による圧縮限界歪度 ε_u などを用いて、対象断面の最外縁から杭断面内区分長ずつ深部に順次塑性化を進行させる方法で $M \sim K$ 関係を求め、テーパ杭の曲げ剛性を定めることとした。ただし、実際の解析における曲げ剛性を求めるには、テーパ杭全長わたる全要素（図1の(1)参照）の $M \sim K$ 関係を関数化する必要がある。しかし、これらの $M \sim K$ 関係は数値積分法で算定しているため、陽に関数表現することは不可能に近い。したがって、本論文では3本の折れ線によるトリ・リニアモデルで表現することとした。

ここに、以下の諸定数を用いて算定した各杭の弾性限界内曲げ剛性の深さ方向分布、および $M \sim K$ 関係とトリ・リニアモデルとが成す具体的関係として、ST260 における断面1～3での例をそれぞれ図4および図5に示した。

- 1) 杭体の降伏応力 : $\sigma_y = 2.4 \times 10^6 \text{ kN/m}^2$
- 2) 杭体の弾性係数 : $E_p = 2.05 \times 10^8 \text{ kN/m}^2$
- 3) 杭軸方向区分長 : $L_i = 0.05 \text{ m}$ (全長 3.0m で 60 区分)
- 4) 杭断面内区分長 : $D_i = 0.0001 \text{ m}$
- 5) 圧縮縁歪度限界値 : $\varepsilon_u = 0.22 t / r^{1.5}$ (r : 外半径)

なお、杭体の極限曲げモーメント（全塑性曲げモーメント M_u と呼称）は全断面が降伏応力あるいは圧縮側縁歪度が限界値に達した時と定義し、トリ・リニアモデルの第2および第3折れ線は同モデルおよび $M \sim K$ 関係曲線の弾性限（降伏曲げモーメント M_y と呼称）と M_u 間と横軸で囲まれた互いの面積が等しくなる条件で決定した。

3.2 水平載荷実験およびその結果

水平載荷実験は、図3に示す杭頭突出部の地表面から約 0.1m 上部に手動ジャッキおよびロードセルを介した布製バンドを設置し、鋼製反力桁を反力として布製バンドを引っ張ることで水平加力する方式で行った。図6に実験杭の配置、載荷方向（矢印）および歪ゲージ（A～D）との関係などを示した。実験時の測定事項は、杭頭水平変位（GL+0.1m）、杭頭水平荷重および杭体曲げ歪であり、これ

図4 各杭の弾性限界内曲げ剛性の深さ方向分布

図5 $M \sim K$ 関係とトリ・リニアモデルとの関係例 (ST260)

図6 水平載荷状況、実験杭配置および載荷方向

らの測定は杭頭水平変位が約 0.001m 毎に行った。ただし、載荷は杭全長にわたって弾性限界内に収まるように予測・設定した最大水平荷重（後述の実験結果参照）までとした。

各水平載荷実験で得られた杭頭水平荷重 H ～ 水平変位量 y 関係をまとめて図7に、そして各解析値との比較のため図8中に黒四角印で示した。また杭体曲げモーメント M に関しては、図3に示すように杭軸方向に3断面のみの測定であり、各変位階における曲げモーメントの深さ方向分布より断面2の $M \sim y$ 関係の方が比較検討に値するとの判断から、図8中に黒四角印で示した。なお、図6に示されたように加力方向と歪ゲージ位置がずれているため、測定された曲げ歪値を加力方向の値に置換して曲げモーメント値を求めている。

4. 実験結果と解析結果との比較検討

いずれの水平載荷実験も杭頭自由で杭先端が軟弱層にある状態で

実施されているので、解析における境界条件は杭頭と先端共に自由とし、載荷点および水平変位測定点はGL+0.1mとした。なお、本実験杭で対象となる地盤はシルト地盤であり、図2に示す換算 N 値を標準貫入試験 N 値の代用として、解析に必要な地盤の諸定数を以下のように決定した。ただし、全ての杭が図2における $N \approx 3$ の範囲に根入れされていること、および圧入による杭の極近傍の周辺地盤が締め固められる効果が期待できることなどを考慮して $N = 3 \sim 8$ と N 値を1ずつ変化させた一様地盤として解析を行っている。

各杭の各要素における基準水平地盤反力係数 k_{ho} は、学会指針に基づいて対象とする N 値から求めた。一方、塑性水平地盤反力 p_y を定めるために必要なシルト層の単位体積重量 γ は 15 kN/m^3 とし、また粘着力 C_u は、文献16)で示されている一軸圧縮強度の換算式($q_u = 0.4 + N/20 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$)からS I単位へ変換した値を適用した。なお、シルト地盤は小さな内部摩擦角 ϕ を有しているとの指摘がある¹⁷⁾が、本論文では $\phi = 0$ と仮定している。

地盤に関する上記の諸定数および前章で示した杭体および試験条件による諸定数を用いて、実験結果を提案する解析法で解析した結果として、まず $H \sim y$ 関係曲線を比較して図8に示した。ただし、解析は、地中部最大曲げモーメントが全塑性曲げモーメント M_u に達するか、あるいは地盤がほぼ杭全長にわたって塑性水平地盤反力 p_y に達するまで行っている。この図から、以下のことが指摘できる。

- 1) いずれの杭も N 値が大きくなるほど $H \sim y$ 関係曲線は上方に位置しているが、直杭(SS140)において、実験値と近似度が高いのは換算 N 値(3.0)より大きな $N \approx 5.0$ の結果が得られた。
- 2) テーパー杭の場合、ST200からST380へとテーパー角が増大するほど実験値に対応する N 値は大きくなり、その値はST200で N

≈ 6.0 、ST260で $N \approx 7.0$ およびST380で $N \approx 7.5$ となっている。

- 3) 上記1)および2)で示された結果は、杭の圧入が直杭よりテーパー杭、そしてテーパー角の大きな杭へと杭周辺地盤を締め固める効果を増大させることを示唆している。

ついで、断面2における曲げモーメントと杭頭水平変位量の関係を図9に実験値と併記した。なお、同図中には断面2において最外縁曲げ応力が降伏応力度 σ_y に至る降伏曲げモーメント M_y 値を記入してある。ただし、この図の曲げモーメント解析に用いた N 値は、それぞれの杭における $H \sim y$ 関係の実験値に近似する上記2)に示した値を採用している。これらの図から、以下のことが指摘できる。

- 4) SS140 杭は全体的に解析値が実験値を若干下回っているが、ST200およびST260 杭は杭頭水平変位量 y が約15mm(杭頭径の約8%および6%)、そしてST380 杭では約3mm(杭頭径の約0.8%)の低変位領域で解析値は実験値とは良い一致を示している。

図7 杭頭水平荷重 $H \sim$ 水平変位量 y 関係における実験結果の比較

図8 杭頭水平荷重 $H \sim$ 水平変位量 y 関係における実験結果と解析結果との比較

図9 杭頭水平変位量 y ～断面2の曲げモーメント M 関係

- 5) テーパー角 $\theta=2/100$ 杭(ST260)は y が増大しても解析値は実験値と良い一致を示しているが、直杭(SS140)およびテーパー角の小さな $\theta=1/100$ 杭(ST200)では解析値が実験値を若干下回り、反対に θ の大きな $\theta=4/100$ 杭(ST380)では大きく上回る傾向がある。

5. おわりに

本論文では、既往の研究が稀少であるテーパー杭の水平抵抗問題に関して、杭体および地盤の非線形性を取り入れた解析法を提案した。また、実テーパー杭の水平挙動性状を把握するため、直杭および3種類のテーパー角の杭を用いて実施した水平載荷実験結果を示し、これらの結果に対して提案した解析法による解析結果と比較検討を加えた。検討結果として、 $H \sim y$ 関係と適合性の良い逆算 N 値を用いた解析結果であるにも関わらず、前章5)で指摘したテーパー角の違いが不一致性を生じさせている原因の詳細は、現在のところ不明である。ただし、杭体に関する解析用諸定数の評価精度に対して、地盤諸定数に関しては N 値に基づいた学会指針などの推奨値を採用したことに一因があると判断している。この点を改良する方法については、今後さらに検討を加えていく予定である。

最後に、本研究は平成19年度科学研究補助金(基盤研究(B): 18360267, 研究代表者: 富永晃司)により実施しており、ここに記して深甚の謝意を表す。

参考文献

- 1) Peck R.B. and Hanson W.E.: Foundation Engineering, John Wiley, pp.184-186, 1953.
- 2) A.M.Rybnikov: Experimental Investigations of Bearing Capacity of Bored Cast in Place Taper Piles., Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.27, No.2, pp.48-52, 1990.2.

- 3) 佐々木隆光 他3名: テーパー杭の鉛直支持力に関する基礎的研究, 第38回地盤工学会研究発表講演集, pp.1407-1408, 2003.7.
- 4) Horvath, J.S., T.Trochalides, A.Burns and S. Merjan.: Axial-Compressive Capacities of a New Type of Tapered Steel Pipe Pile at the John F. Kennedy International Airport, paper No.11-02, Fifth Case Hist. Conf. on Geotech. Engrg., N.Y., NY, U.S.A., 2004.
- 5) Horvath J.S. and Trochalides P.E.T.: A Half Century of Tapered-Pile Usage at the John F. Kennedy International Airport, Proceedings of Fifth International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering, Paper No.11.05, 2004.
- 6) J.K.Kodikara & I.D.Moore: Axial Response of Tapered Piles in Cohesive Frictional Ground, Journal of Geotechnical Eng., Vol.119, No.4, ASCE, pp.675-693, 1993.4.
- 7) Reddy A.S. and Ramasamy G.: Analysis of an Axially and Laterally Loaded Tapered Pile in Sand, Journal of the Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol.13, No.4, pp.15-28, 1973.12.
- 8) 富永晃司, 陳群麗: テーパー杭の鉛直押込み力～沈下量関係の一解析法, 日本建築学会構造系論文集, 第603号, pp.77-83, 2006.
- 9) 高野信昭: 砂地盤に設置された NONDISPLACEMENT PILE の先端支持力, 東京工業大学博士論文, pp.159-179, 1981.3.
- 10) 池田幸治, 陳群麗, 田村昌仁, 若井明彦, 富永晃司: テーパー鋼管杭の押し込み施工実験(その1: 実験概要とその結果), 日本建築学会中国支部研究報告集第30巻, pp.161-168, 2007.3.
- 11) 池田幸治, 陳群麗, 田村昌仁, 若井明彦, 富永晃司: テーパー鋼管杭の押し込み施工実験(その2: 実験結果の解析), 日本建築学会中国支部研究報告集第30巻, pp.161-168, 2007.3.
- 12) 喬世杰, 陳群麗, 富永晃司: テーパー杭の水平抵抗に関する一解析法, 日本建築学会中国支部研究報告集第30巻, pp.177-180, 2007.3.
- 13) 日本建築学会編: 建築基礎構造設計指針, pp.273-284, 2001.10.
- 14) 日本建築学会編: 小規模建築物基礎設計の手引き, pp.29-31, 1997.4.
- 15) 日本建築学会編: 建築基礎構造設計指針, pp.303-305, 2001.10.
- 16) 大崎順彦著: 建築基礎構造, 技法堂出版, pp.399-400, 1991.1.
- 17) 土質工学会(現: 地盤工学会)編: 土質基礎工学ライブラリー 5ー建設工事における土質工学の実用例一, pp.271-273, 1975.4.

(2007年6月10日原稿受理, 2007年8月22日採用決定)