

杭の沈下解析法と構成式

Methods for Pile Settlement Analysis and Constitutive Equations

平 山 英 喜 (ひらやま ひでき)

(勸大阪土質試験所 主任研究員)

1. ま え が き

杭の鉛直支持特性の検討においても、ほかの地盤工学分野と同様に、安定問題（すなわち極限状態における力の釣合）だけでなく、沈下特性が重要である。設計の安全確認を主目的とした単杭の載荷試験、すなわち一種の実物実験はほかの分野よりずっと多く行われてきたが、理論的沈下解析は極めて複雑で困難なために、その実用性はほとんど無視されてきた¹⁾。しかし、1960年代から大規模モデル実験・現場実験・理論的解析等に基づき、杭の沈下のメカニズムが次第に明らかになり、またパソコンの普及により、実務的レベルでも実際に役立つ杭の沈下解析が可能になってきた。特に、群杭の場合は載荷試験が大規模になるので、解析の役割は重要な位置を占める。

本報告は、杭の沈下のメカニズムを考慮した上で、簡潔な双曲線型構成式を用いて、パソコンで単杭および群杭の非線形解析を行う方法についてまとめたものである。

2. 沈下解析法

杭の安定解析も含めた沈下解析法として種々の方法が提案されている。ここでは、土の構成式を用いない経験的方法は対象外とするが、4章で後述するインプット定数決定の際に、既往の経験的相関関係を土質力学的考察に基づいた上で利用する。理論・数値解析的方法に分類されるものを、計算の簡単さの順に列挙すると、例えば次のようになる²⁾。

① 近似解析解を利用する方法：周面摩擦抵抗に関与する地盤の変形パターンを単純せん断変形モードで、先端抵抗に関与するものを剛体のパンチング問題のモードで近似し、それらの解析解を用いる³⁾。

② 荷重伝達法：杭から地盤への荷重伝達 (load-transfer) 特性をばねで表す方法で、ウィンクラーばね法、 $t-z$ 法（米国の海底油田開発関係での呼称、 t は周面摩擦応力、 z は杭の鉛直変位量を表す）等とも呼ばれる。 $t-z$ 関係、すなわちばねの変形特性は、一般に軸力分布を測定した載荷試験のデータから決定され、土の応力-ひずみ特性と直接関連付けられていなかった。しかし、最近では 3.2(1) で後述するように、①の方法を利用して土の応力-ひずみ関係を用いて解析的に $t-z$ 曲線が算定されるようになってきた。

③ ミンドリン解を利用する弾性理論法：地盤を半無限均質弾性体と仮定し、杭周面および先端の任意の点に作用する力のほかの点への影響をミンドリンの第1解（地盤の内部に鉛直な集中荷重が作用する場合の弾性応力解）で計算する。実際の計算では、杭をいくつかの要素（すなわちある領域内の上記の点の集合）に分割するが、②の方法では直接には考慮できない要素間相互作用²⁾ だけでなく、群杭の場合の杭-土-杭間相互作用も計算できるので、群杭沈下解析も容易に行える。厳密には、地盤が半無限均質弾性体と見なせる場合にしか適用できないが、3.2(2)で後述するように、実際の地盤条件や杭-土間相互作用等を近似的に考慮する修正法が提案されており^{1), 2), 4)}、非線形解析でもパソコンで容易に計算できる。

④ 境界要素法 (BEM)⁵⁾

⑤ 有限要素法 (FEM)

上記の方法で、最も簡単な①の方法は地盤条件等を極めて単純化する必要があり、④・⑤の方法は計算等が過度に複雑になる。そこで本報告では、土の非線形性を考慮してもパソコンで簡単に計算できる②・③の方法を主な対象とする。

②, ③の方法は, BEM の観点からは「伝達関数を用いる BEM」, 「簡易化 BEM」と呼ばれる¹⁾。また FEM の立場からは「複合 FEM」(composite FEM) と見なせる⁶⁾。すなわち, 両方法(特に③)の特徴は, 理論解等で近似的に算定しうる点を利用した上で定式化を行い, 数値解析を行う複合性にある。それゆえ, 計算は大幅に簡潔化されるが, 解析結果の精度は④数値解析に持ち込むまでの仮定, と⑥その仮定に応じたインプット定数の決め方, に大きく依存する。そこで 3 章で④, 4 章で⑥について述べる。

3. 双曲線型モデルによる杭周辺地盤の変形機構のシミュレーション

3.1 双曲線型モデル

土の非線形な挙動を表現するモデルは, 数学的には 2 章①で述べた近似解析解が利用できる微分・積分が解析的に求まる式が望ましい(次節以降の(3)・(4)・(6)式で例示)。物理的には, 本質的に重要な挙動を精度良く説明しうることが必要なのは当然であるが, 実際問題への適用に際してはインプット定数が客観的に決めやすいことやインプット定数の物理的意味が明確なことが重要である。

以上の観点から, 図-1 に示した次の 3 定数双曲線型非線形式をベースにする⁷⁾。

$$y = \frac{x}{a+bx} \quad \text{ただし } y \leq \frac{R_f}{b} \quad \text{.....(1)}$$

定数の物理的意味は, 図-1 に示したように, a = 初期接線勾配の逆数, b = 双曲線の漸近値の逆数, R_f = 実際の最大値と漸近値の比, である。(1)式は $x/y = a+bx$ と変形できるので, 実測値を $(x, x/y)$ 座標上にプロットした時の切片と傾きから, 定数を決められる。

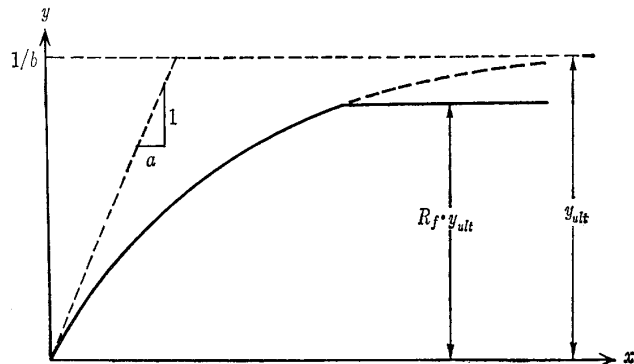


図-1 3 定数双曲線型モデル

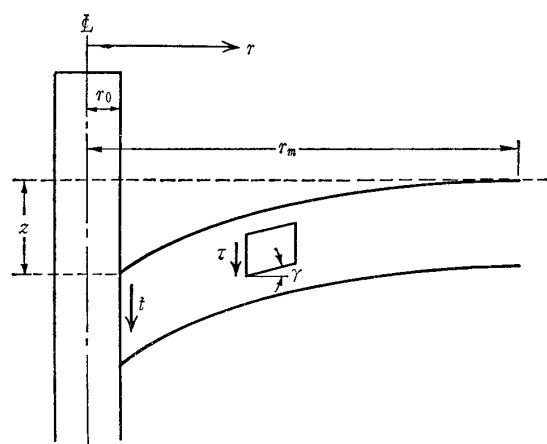


図-2 摩擦抵抗に関する杭周辺地盤の変形

(1)式は Kondner (コンドナー) が, $y = \sigma_1 - \sigma_3$ = 主応力差, $x = \varepsilon_1$ = 軸ひずみ, として提案した 2 定数 ($R_f = 1.0$) の双曲線に, Duncan-Chang (ダンカン・チャン) が, 実際の強度と双曲線の漸近値の比が通常 1.0 より小さい(一般に 0.75~1.0)ことから三つ目の定数 R_f を導入した関係式に由来する。2 定数双曲線は, Hardin-Drnevich (ハーディン・ドルネヴィッチ) により $y = \tau$ = せん断応力, $x = \gamma$ = せん断ひずみ, として土の動的挙動に関連しても用いられており, また杭の荷重-沈下 ($y = Q$, $x = S$) や圧密沈下-時間 ($y = S$, $x = t$) に対する近似曲線としても用いられている。上述の土質工学分野における(1)式の利用は, 経験的曲線としてであるが, 興味深いことに化学反応速度論の分野では, 2 次反応の速度式に対する理論曲線として導かれている⁸⁾。

3.2 周面摩擦抵抗の機構とそのモデル化

周面摩擦抵抗に関する杭周辺地盤の変形を, 図-2 に示した杭軸を中心とした同心円筒を仮定した(すなわち $\tau \cdot r = t \cdot r_0$) 単純せん断変形パターンで近似する^{2), 3), 4)}。

また, せん断応力-せん断ひずみ関係を(1)式で $y = \tau$, $x = \gamma$ とした次の 3 定数双曲線型曲線と仮定する。

$$\tau = \frac{\gamma}{a+b\gamma} \quad \text{ただし } \tau \leq R_f/b \quad \text{.....(2)}$$

(1) 荷重伝達法におけるばね係数

周面摩擦応力-杭変位 (t - z) 関係は, 図-2 および(2)式より, 次のように算定される^{2), 9)}。

$$z = \int_{r_0}^{r_m} \gamma \, dr = \frac{tr_0}{G_t} \log_e \left(\frac{r_m/r_0 - F}{1-F} \right) \quad \text{.....(3)}$$

ここに,

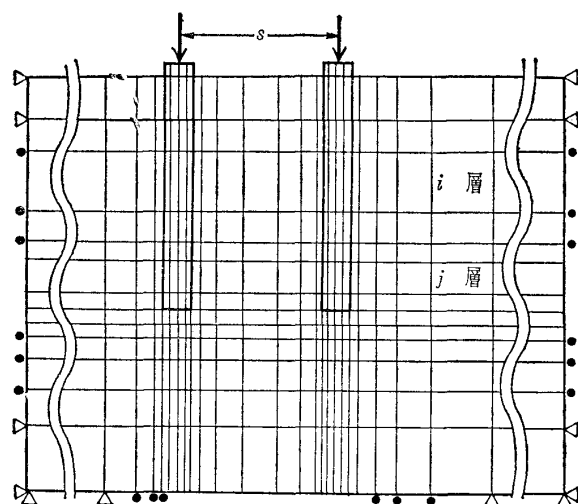


図-3 杭と周辺地盤の要素分割例

G_i = 初期せん断弾性係数 ($=1/a$)

$$F = t/\tau_{ult} = R_f t / \tau_f$$

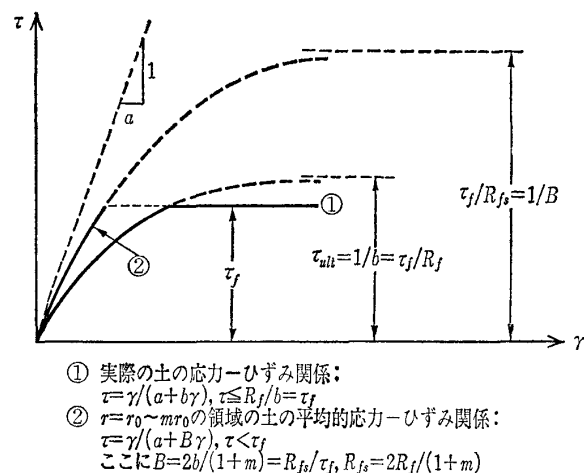
r_m = 周辺地盤のせん断ひずみがゼロと見なせる杭中心からの距離 (影響半径)。

(3)式の定数で、土の力学的性質以外の定数である r_m は、図-2のモデルが要素間相互作用を考慮していないため、必ずしも実際の値と対応するものでなく、FEM解析結果との対比等により、解析的な観点から逆算されている²⁾。例えば、均質等方半無限地盤の場合は $r_m = 2.5 l(1-\nu)$ (l = 杭長, ν = 土のポアソン比) が、深度方向に剛性が線形増加する場合は、上記の値に不均質係数 ρ = (杭中間点深さの剛性) / (杭先端での剛性) を乗じた値が提案されている³⁾。

(2) ミンドリン解を利用する弾性理論法 (簡易化 BEM)

数値解析法の中で最も一般性の高い FEM で杭の解析を行う場合、成層状態等を考慮した水平方向の線と、杭軸に平行な鉛直方向の線の組合せを基本に、例えば図-3のような要素分割を行う。単杭の場合は軸対称条件となるが、群杭の場合は三次元問題となる。

簡易化 BEM は、2章の③で述べたように半無限等方均質弾性体を基本仮定としているので、図-3の水平方向の線も鉛直方向の線も直接的には考慮できない。水平方向の分割を近似的に考慮するために、 i 番目の層と j 番目の層の間の相互作用を計算する際に、両層の弾性係数の平均値 $E_{ij} = (E_i + E_j)/2$ を用いる方法が提案されている¹⁾。

図-4 土の応力-ひずみ関係と $r = r_0 \sim mr_0$ の領域の土の平均的挙動の関係

一方、载荷レベルが高くなるにつれ図-2に示したように杭近傍ほどひずみが大きくなるが、土の応力-ひずみ関係は非線形なので、初期では一様と見なしうるある水平層において杭からの距離によって土の剛性が変化し、不均質性が誘導される。この現象を直接考慮した解析は、非線形 FEM によらなければならない。すなわち、図-3における鉛直方向の線による分割と、非線形な応力-ひずみ関係の両者が必要である。したがって FEM でも線形解析では、荷重レベルに対応するひずみレベルを判断した上で、適切な割線弾性係数をインプット定数として与える必要があるので、実際への適用に際しては高度の判断が要求される。簡易化 BEM では、図-3の鉛直方向の分割なしで、上述の誘導不均質性を考慮する必要がある。その際、理論解等で近似的に計算しうる点はそれを利用するというこの方法の特徴を理解した上で定式化することが肝要である。

そこで、3.2(1)と同じ双曲線型応力-ひずみモデル(2)式を用い、図-2における $r = r_0 \sim mr_0$ の範囲の土の平均剛性を求め、それを要素間相互作用の算定に用いる。上述の範囲の地盤の平均割線せん断弾性係数 $\bar{G}_{sec}(r_0 \sim mr_0)$ は次のように求まる²⁾。

$$\bar{G}_{sec}(r_0 \sim mr_0) = G_i \left(1 - \frac{2}{1+m} F \right) \dots \dots \dots (4)$$

ここに、 G_i , F は(3)式と同じ。

杭との接触面での土の割線せん断弾性係数 $G_{sec}(r_0)$ は、(4)式で $m=1$ を代入したものであるから、(4)式は $r = r_0 \sim mr_0$ の領域の土の平均的挙動を、杭接触面での挙動で見かけ上表した場合も(1)式の形の

双曲線型モデルで表せることを示している。ただし、両者の関係を図—4にまとめたが、見かけ上の挙動に対する双曲線の漸近値は、仮定した土の応力-ひずみ曲線(2)式の漸近値の $(1+m)/2$ 倍となる。

以上の考察を要約すると、簡易化 BEM の非線形解析で誘導不均質性を近似的に考慮するためには、仮定した土の構成式(2)式に対し、図—4に示した見かけ上漸近値を大きくした双曲線（割線せん断弾性係数は(4)式で与えられる）を用いて、要素間相互作用を計算すればよい。 m の値は、実際の载荷試験の逆解析や、(2)式を用いた非線形 FEM 解析との比較によって決めうるが、 $m=3$ 程度²⁾が妥当と考えられる。

なお、図—4から分かるように、土の応力-ひずみ関係がかなり非線形でも、杭体自身の圧縮量が無視しうる場合の周面摩擦抵抗-杭沈下量曲線は、かなりの荷重レベルまで直線に近い。これは(3)式からも分かるし、既往の非線形 FEM 解析の結果からも指摘されている¹⁰⁾。

3.3 先端抵抗の機構とそのモデル化

先端抵抗に関与する地盤の変形パターンは、沈下初期には剛体のパンチング問題と類似であるが、徐々に杭底面外周直下から破壊領域が拡大して次第に半球状になり、球空洞拡大問題と類似なものに遷移していく⁷⁾。したがって極限先端抵抗 q_{ult} は、球空洞拡大問題の極限圧力の関数で近似しうるといわれているが、その極限圧力の値は杭先端周辺地盤の広範囲な応力下での、ダイレイタンスを含む体積変化特性に大きく依存する¹¹⁾。

しかし、広範囲な応力下での体積変化特性を適切に評価することは、極めて困難である。そのため、理想的な条件で行われた室内モデル実験に対する FEM 解析でも、体積変化特性に関連するインプット定数（例えば、非線形弾性解析の場合、ポアソン比または体積弾性係数）を試行錯誤的に変えないと、先端沈下量が杭径の5%程度以上では一般にあまり良い結果は得られない⁷⁾。

したがって、土の応力-ひずみ関係式を直接用いるかわりに、先端応力-先端沈下量($q-z_e$)関係を、あらかじめ(1)式の形の2定数($R_f=1.0$)の双曲線モデル

$$q = \frac{z_e}{a + bz_e} \dots \dots \dots (5)$$

と仮定した上で、荷重伝達法や簡易化 BEM により非線形解析を行うのが、実際的であると考えられる²⁾。

3.4 群杭沈下の機構とそのモデル化

群杭の場合は、図—3に示したように軸対称条件での解析でなくなるため、FEM 解析、特に非線形解析は非実用的となり、2章の③ミンドリン解を利用する弾性理論法（簡易化 BEM）で述べたこの方法の特長が顕著になる。3.2(2)で述べたように、この方法では荷重によって誘導される不均質性を、理論解等で考慮した上で定式化することが重要である。群杭では、図—2に示した杭周辺地盤の変形が、各々の杭の回りに生じるが、杭間地盤中のある点での鉛直変位は、各杭の影響によって生じる変位の重ね合わせで得られると仮定すると、杭間地盤の平均割線せん断弾性係数 $G_{sec,av}$ が、杭中心間距離 s （図—3参照）と、荷重レベル F の関数として、次式のように算定される⁴⁾。

$$G_{sec,av} = G_t \left\{ 1 - \frac{2F(s_d - F)}{s_d(2s_d - 1 - F^2)} + \frac{Fs_2}{s_d s_1} \log_e \left(\frac{s_1 s_2 - s_d + 1}{s_1 s_2 + s_d - 1} \right) \right\} \dots \dots \dots (6)$$

ここに、 G_t 、 F は(3)式と同じ。 $s_d = s/d = s/2r_0$ 、 $s_1 = \sqrt{s_d + F}$ 、 $s_2 = \sqrt{s_d - F}$ 。

(6)式は、 s および F が大きくなるほど、誘導不均質性を考慮しない場合に比べて群杭効果は小さくなることを示している。

4. インプット定数の決め方

前章で述べたように、本報告では τ - γ 、 q - z_e 関係に対し(1)式の双曲線型モデルをベースにしている。前者に対する(2)式では、一般性を持たせるため R_f を含めた3定数を仮定しているが、 R_f は単純せん断試験結果¹²⁾あるいは軸力分布を測定した载荷試験結果がある場合でないと精度良く決めにくいので、事前解析の段階では $R_f=1.0$ として2定数双曲線を仮定する。

したがって、必要な力学定数は(2)式に対する G_t （＝初期せん断弾性係数）、 τ_f （＝せん断強度）と、(5)式に対する k_t （＝初期先端地盤反力係数）、 q_{ult} （＝物理的極限先端抵抗）で、各々の逆数がインプット

定数となる。またポアソン比 ν もインプット定数として与える必要があるが、その影響はさほど大きくない（ただし、これは先端での挙動をあらかじめ(5)式の双曲線で仮定したためであり、非線形 FEM 解析では杭先端の挙動において体積変化特性が重要になる沈下レベルでは大きな影響を及ぼしうる⁷⁾）。以下に各々の力学定数の推定法についてまとめる。

(1) セン断強度 τ_f

τ_f は単純せん断強度を用いるのが望ましい¹²⁾。実際には一軸圧縮強度または N 値による統計的相関関係を用いるのが一般的であるが、現状の設計に沈下を考慮するという観点からは、この方法で整合性がとれる。また統計的相関関係には、杭施工法の地盤に及ぼす影響も含まれていると解釈できる。現在の設計基準等では、一般に周面摩擦抵抗を小さ目に評価する傾向があるが、場所打ち杭に関しては道路橋示方書のものが平均的傾向を与える¹³⁾。既往の種々の提案が文献1)にまとめられている。

(2) 初期せん断弾性係数 G_i

弾性係数はひずみレベルによって著しく変化するが、通常の室内土質試験結果は、乱れの影響に加えて低ひずみレベルでの測定自体に問題がある。したがって、微小ひずみを対象とした室内土質試験や弾性波探査による値、あるいはそれらに基づいた統計的相関関係による値を用いる必要がある。既往のデータをまとめると、初期弾性係数 $E_i(=2(1+\nu)G_i)$ の平均的な値は、概略次のようになる¹⁴⁾。

$$E_i[\text{kgf/cm}^2]=140 N \quad \dots\dots\dots(7-a)$$

$$E_i=1\,500 c_u \quad \dots\dots\dots(7-b)$$

(7)式の値は、既往の種々の定義による E の推定式¹⁾よりも、かなり大き目の値を与えるが、載荷試験の解析例と良い対応を示す⁷⁾。

(3) 物理的極限先端抵抗 q_{ult}

杭の先端抵抗は、3.3で述べた沈下のメカニズムの結果、先端沈下量の関数であり、場所打ち杭等の非排土杭で先端が砂質系地盤に根入れされているものは、杭径の10%の先端沈下量でも真の極限状態からほど遠い。そこで、杭を地表面から連続的に押込んでいった時のある深さでの先端抵抗を、その深さでの物理的極限先端抵抗と定義する。したがって、コーン支持力 q_c は、実際の杭との径の違いに起因する影響地盤領域の違いを別にして、基本的には物

表—1 物理的極限先端抵抗

極限先端支持力 $q_{ult}(\text{tf/m}^2)$	礫	60N
	砂質土	40N
	シルト	25N
	粘性土	$9c_u$ (または 10N)

注) 杭先端沈下量が杭径 d の10%程度までの非排土杭の解析では、先端上下 d の範囲の N 値または c_u 値の平均値を用いる。

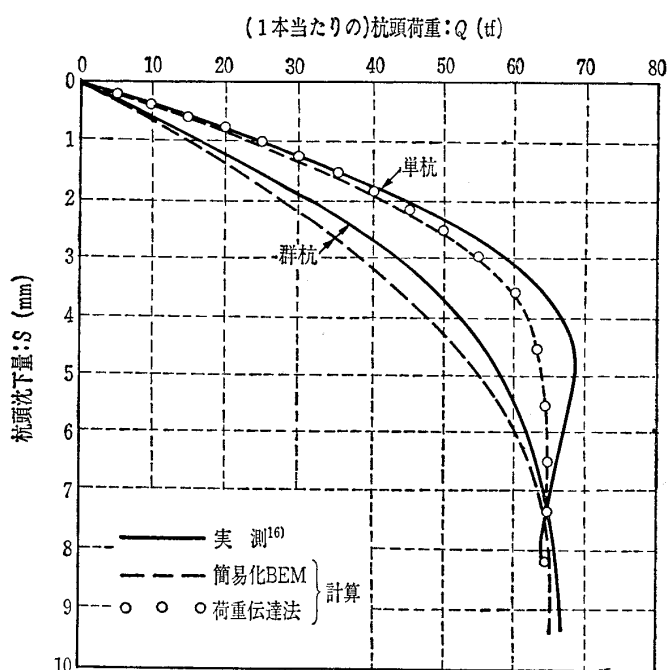
理的極限先端抵抗に対応する^{13), 15)}。 q_c 値（または q_{ult} 値）と N 値の相関は、土の種類によって変わることから、表—1に示した値を用いる^{11), 13)}。

(4) 初期先端地盤反力係数 k_i

剛な円板の載荷問題の弾性解によると、 k_i は次式で算定される。

$$k_i = \frac{4E_i}{\pi(1-\nu^2)d} \quad (d=\text{杭径}) \quad \dots\dots\dots(8)$$

既往の載荷試験による先端地盤反力係数 k_o との比較によると、完全先端閉塞条件を満たす打込み杭のような排土杭の場合は、(8)式に(7)式の E_i を代入すればよいが、場所打ち杭等の非排土杭で先端が砂質地盤に根入れされている場合は(7-a)式の1/10の E_i を代入すれば、沈下のごく初期の部分を除いて $q > q_{ult}/2$ の広範囲な挙動の平均的な傾向とほぼ一致する⁷⁾。非排土杭で E_i を大幅に減少させるのは、(5)式による近似が沈下のごく初期を除いて適用しうると考えられるためである。



図—5 単杭・群杭の解析例

表—2 載荷試験¹⁶⁾の概要

杭	◎先端閉塞鋼管杭 ◎根入れ深さ (L)=13m ◎外径 (d)=273 mm, 肉厚=9.3 mm
本数	◎単杭: 2本 ◎群杭: 3×3=9本, 杭中心間隔 (s)=3 d
設置	◎打込み ◎打設を正確にするため, 3 mまでは ϕ 200 mmのプレボーリング
地盤	◎飽和過圧密粘土地盤

表—3 解析インプット定数¹⁷⁾

地盤強度	$c_u=0.54+0.074 z$	kgf/cm ² , 深度 z はm単位 ¹⁾
初期弾性係数	$E_i=1500 c_u$	(7-b) 式
最大摩擦抵抗	$\tau_f=0.5 c_u$	API の基準等を参考 ^{17), 1)}
極限先端抵抗	$q_{ult}=9 c_u$	表—1参照
ポアソン比	$\nu=0.5$	表—2の地盤条件から仮定 ¹⁶⁾
不均質係数	$\rho=0.68$	荷重伝達法の影響半径算定 $r_m=2.5 \rho(1-\nu) \times (\text{杭長})$, 3.2(1)参照
単杭周辺の仮想影響半径	$mr_0=3 r_0$ (図—4の $R_{fs}=0.5$)	簡易化BEMにおける(4)式, 3.2(2)参照
基盤層	$E=30000$	kgf/cm ² , G.L.—18m
杭の弾性係数	$E_p=2.84 \times 10^5$	kgf/cm ² , 中空部を考慮

5. 解析例

単杭を含む群杭の現場載荷試験を, 3章で述べた解析法(ただし荷重伝達法は単杭のみ)により, 4章で述べた方法でインプット定数を決めて解析した例を示す。

載荷試験の概要, 解析のインプット定数をまとめて, 各々表—2, 3に示す。解析結果を実測値と比較して図—5に示すが, 群杭効果も含めて良く対応している。さらに $E_i=2000 c_u$ と修正すると, 両者はほとんど一致する¹⁷⁾。なお, 計算はNEC-PC9801LSで行ったが, 計算時間は合計3分ほどであった。

謝辞 群杭に対する(6)式にコメント・激励をいただき, さらに簡易化BEMのプログラムを提供していただいた Prof. Poulos, Univ. of Sydney と, 本研究を援助していただいた銚武智工務所に, 心から感謝致します。

参考文献

- 1) Poulos, H.G.: Pile Behaviour—Theory and Application, Geotechnique, Vol. 39, No. 3, pp. 365~415, 1989.
- 2) 平山英喜・山下啓明: 単杭の沈下解析における荷重伝達法と簡易化境界要素法の比較, 第25回土質工学研究発表会, pp. 1337~1340, 1990.
- 3) Randolph, M.F. and Wroth, C.P.: Analysis of Deformation of Vertically Loaded Piles, Proc. ASCE, Vol. 104, No. GT12, pp. 1465~1488, 1978.
- 4) 平山英喜: 土の非線形特性を考慮した群杭沈下解析法, 第25回土質工学研究発表会, pp. 1349~1352, 1990.
- 5) 例えば, C.A. プレビア(神谷紀生ほか訳): 境界要素法入門, 培風館, 1980.
- 6) Scott, R.F.: Foundation Analysis, Prentice-Hall, pp. 67~81 & 267~270, 1981.
- 7) 平山英喜・上紺屋好行: 杭の沈下解析に用いる地盤の力学定数推定法, 第25回土質工学研究発表会, pp. 1341~1344, 1990.
- 8) 平山英喜: 現場の沈下管理手法のレオロジー論的比較, 土木学会第44回年講Ⅲ, pp. 386~387, 1989.
- 9) Kraft, L.M., Ray, R.P. and Kagawa, T.: Theoretical t-z Curve, Proc. ASCE, Vol. 107, No. GT11, pp. 1543~1561, 1981.
- 10) Poulos, H.G. and Davis, E.H.: Pile Foundation Analysis and Design, John Wiley & Sons, p. 83, 1980.
- 11) 平山英喜: 杭の鉛直支持力に関する理論と実際への適用, 土と基礎, Vol. 36, No. 7, pp. 5~10, 1988.
- 12) Randolph, M.F. and Wroth, C.P.: Application of the Failure State in Undrained Simple Shear to the Shaft Capacity of Driven Piles, Geotechnique, Vol. 31, No. 1, pp. 143~157, 1981.
- 13) Hirayama, H.: Load-Settlement Analysis for Bored Piles Using Hyperbolic Transfer Functions, S & F, Vol. 30, No. 1, pp. 55~64, 1990.
- 14) 平山英喜・福田悦治: 土のひずみレベルを考慮した N 値からの割線弾性係数の推定, 第23回土質工学研究発表会, pp. 1247~1250, 1988.
- 15) 平山英喜: 沈下量の関数で定義した場所打ち杭の先端支持力, 第24回土質工学研究発表会, pp. 1277~1280, 1989.
- 16) O'Neill, M.W., Hawkins, R.A. and Mahar, L.J.: Load Transfer Mechanisms in Piles and Pile Groups, Proc. ASCE, Vol. 108, No. GT12, pp. 1605~1623, 1982.
- 17) 平山英喜: 土の非線形特性を考慮した群杭沈下解析例, 土木学会第45回年講Ⅲ(投稿中), 1990.

(原稿受理 1990.3.28)