テーパー剛杭の鉛直押し込み力～沈下量関係の一解析法

AN ANALYSIS FOR RELATIONSHIPS BETWEEN VERTICAL LOAD AND SETTLEMENT ON A TAPERED-PILE

富永晃司*, 陳 群 麗**
Koji TOMINAGA and Qunli CHEN

For a tapered pile of which the top cross section is greater than the bottom cross section, an increase in the side resistance can be expected when the pile is pressed into cohesive and/or cohesionless soils from the ground surface. This paper presents a theoretical method for the analysis of the vertical response of the tapered pile being pressed into the ground. The method considers two ultimate resistances, the side friction and point bearing capacity of the pile. In this method, the finite cavity expansion theory is used to model an increase of the side resistance due to the radial ground expansion, and the theory of the second ultimate point bearing capacity proposed by Takano (1981) is applied for the point resistance. The limited parametric studies are made for the tapered piles and uniform cross-sectional piles, i.e. the straight piles. From the studies, it is found out that the tapered pile has the advantage of the straight pile in the vertical response.

Keywords : Tapered-pile, Vertical load, Settlement, Side friction of pile, Point resistance of pile, Elasto-plastic analysis

テーパー杭, 鉛直荷重, 沈下量, 杭周面抵抗力, 杭先端抵抗力, 弾塑性解析

1. はじめに

建築基礎構造に用いられる杭としては、直円柱形のもの（以降、直杭と呼称）が、一般的である。ここに、杭頭径より杭先端径が細くなっているテーパー杭は、①軟弱表層地盤が厚い場合に採用される摩擦杭、②建物建設後の地盤沈下に対して杭面から地盤が離れるような状態が生じるため、地盤沈下による負の摩擦力を低減させる杭、③同じく建物建設後の地盤沈下に追従性の良いことが想定されるため、直接基礎底面の地盤反力を活用するパイルド・ラフト基礎としての杭、および④建築物の建替え時に撤去が容易でリサイクルが可能な杭基礎など、実杭基礎として考慮しなければならない条件においては、直杭より有利であることは想像に難くない。

しかし、現実の杭の施工法は、低騒音低振動工法として、既製杭では杭周辺をソイルセメントで固結する埋込み工法、あるいは場所打ちコンクリート杭などが主流であるため、テーパー杭における形状の有利性を生かせないのが現状であろう。このような諸条件から総合的に判断すれば、比較的短尺な既製杭を地表面から押し込むことが可能な圧入工法においてテーパー杭は有効と思われ、実用的には小・中規模建築物の基礎として使用することが考えられる。

ここに、上述した有利さを有しているテーパー杭に関する研究としては、A.M.Rybnikov(1990)¹⁾による直杭とテーパー杭の鉛直支持力の現場比較実験、J.K.Kodikaraら(1993)²⁾による地盤中に設置されているテーパー杭の鉛直支持力の解析法、佐々木ら(2003)³⁾および徐ら(2003)⁴⁾による模型の直杭とテーパー杭の鉛直載荷比較実験

などが報告されている程度で、余り研究が進んでいないのが現状である。

以上の現況に鑑み、本論文の目的は、上述したテーパー杭の有効性について検討を加える試みとして、テーパー杭を地表面から圧入するときの押し込み力～杭先端の押し込み量（以降、沈下量と呼称）に関する解析法を提案することにある。提案する解析法は、図1に示すように、薄層要素に分割した解析モデルを用いて、テーパー杭の

(1) 押し込み開始 (2) 押し込み途中 (3) 押し込み終了
図1 テーパー剛杭の押し込み力～沈下量関係の解析概要

* 広島大学大学院国際協力研究科 教授・工博
** 広島大学大学院国際協力研究科 助手・博士(工学)

Prof., Graduate School for IDEC, Hiroshima Univ., Dr. Eng.
Research Assoc., Graduate School for IDEC, Hiroshima Univ., Dr. Eng.

要素一つ一つが順次地表面から貫入するときの杭周面極限抵抗力の鉛直成分（以降、杭周面抵抗力と呼称）と杭先端極限抵抗力（同じく、杭先端抵抗力と呼称）との合力を求める方法で構成されている。

本論文では、テーパ杭の鉛直押込み力～沈下量関係について提案する解析法で解析した結果、および直杭で得られる解析結果との比較検討した内容についても述べる。

2. 解析法

2.1 解析法誘導上の仮定

この解析法を導くにあたり、以下の仮定をおいた。

- 1) 区分幅 dZ の等区分にした薄層モデルで杭-地盤系を表す。
- 2) 杭は、杭頭部径 B_o （半径 r_o ）、杭先端径 B_b （半径 r_b ）および杭長 L の剛杭（軸方向の剛性が無限大）とする。ここに、テーパ角度 θ_T は、 $\theta_T = (r_o - r_b) / L$ で定義し、 θ_T は最大 1/20 程度の微小なものを想定する。すなわち、本解析法では、テーパ一面の傾きの影響が無視できるような角度、言い換えれば $\sin \theta_T \approx \theta_T$ と見なせる角度までを対象としている。ちなみに、 $\theta_T = 1/20$ では $\sin(0.05) = 0.04998$ となる。

- 3) 杭が地盤を破壊しながら貫入しているときの杭周面作用応力（図2の右側に示す）としては、杭面に垂直な応力 σ_n と平行なせん断応力 τ_n との間に、次式の関係が成り立つとする。

$$\tau_n = \sigma_n \tan(\mu) + C_a \quad (1)$$

ここに、 μ = 杭表面と地盤間の摩擦角（ $\mu = \lambda \phi$: λ = 内部摩擦角 ϕ に対する割合）、および C_a = 杭表面に作用する付着力（ $C_a = \kappa C$: κ = 地盤の粘着力 C に対する割合）である。また、式(1)の関係を図2の左側に示す水平作用応力 σ_o および鉛直作用応力 τ_o の関係に書き換えると次式で表せ²⁾、この式で求められる鉛直作用応力 τ_o をテーパ杭の周面抵抗力に等価とみなす。

$$\tau_o = \sigma_o \tan(\mu + \theta_T) + \frac{C_a \sec \theta_T}{(1 - \tan \mu \tan \theta_T)} \quad (2)$$

- 4) 式(2)中の σ_o は、図3に示すように、対象深さ Z における杭要素が沈下することにより杭周辺地盤が水平方向に dU_z 押し抜けられて（以降、水平変位と呼称）生じる水平地盤反力 dP_{uz} （一様分布）とその位置に作用する静止土圧（ $= K_o \gamma Z$; ここに、 K_o = 静止土圧係数、 γ = 土の単位体積重量）の和に等しいとおく。そして、この水平地盤反力 dP_{uz} は、対象地盤層以外の地盤層からの影響がないものと仮定し、対象深さ Z で厚さ dZ をもつ微小要素が、その厚さを持つ弾性（或いは、弾塑性）体中で水平方向に変位する問題、すなわち2次元弾性地盤（或いは弾塑性地盤）中の空洞押し抜け問題として評価する。
- 5) 本解析法における杭先端抵抗力は、杭先端下方地盤の極限状態における破壊機構として、杭先端の外周縁真下方向よりわずかに外方向へ広がった領域内の地盤が締固められ、それより外領域の地盤はほとんど変化していないX線観察結果³⁾に基づき、パンチングせん断破壊を想定した円筒空洞押し抜け理論による高野の第2極限支持力式⁹⁾で評価することとした。

2.2 杭周面抵抗力の算定式

2.2.1 弾性解析

前仮定4)に基づき、半径 $R_z (= r_z + dU_z)$ に内圧が作用する2

図2 杭周面作用力のモデル化

(a) 全体 (b) 水平変位のモデル化

図3 杭周面地盤反力解析モデル

図4 杭周辺地盤の押し抜けによる弾性解析モデル

図5 弾塑性状態の解析モデル

次元弾性問題として水平地盤反力 dP_{uz} を導くこととした（図4参照）。ここに、半径 R_z の円空洞に内圧を受ける平面内で、半径 r での半径方向応力 σ_r および円周方向応力 σ_θ は、それぞれ下式となる。

$$\sigma_r = \frac{A}{r^2} + B \quad (3)$$

$$\sigma_\theta = -\frac{A}{r^2} + B \quad (4)$$

ここに、 A および B は、境界条件で決定される未定係数である。

無限遠 $r \rightarrow \infty$ で静止土圧（ $K_o \gamma Z$ ）が作用しているので、式(3)および式(4)において $B = K_o \gamma Z$ となる。しかし、内圧の作用による平面内 r 方向の変位は静止土圧を除いた応力増分で生じるので、 r 方向の歪み ϵ_z は次式で表される。

$$\epsilon_z = \frac{A}{E} \frac{1}{r^2} + \frac{A\nu}{E} \frac{1}{r^2} = \frac{A}{E} (1 + \nu) \frac{1}{r^2} \quad (5)$$

ここに、 E および ν は、地盤の弾性係数およびポアソン比である。

上式を r に関して $R_z (= r_z + dU_z)$ から ∞ まで積分すれば、水平変位 dU_z は式(6)で表され、結果として未定係数 A が定まる。

$$dU_z = \int_{R_z}^{\infty} \frac{A}{E} (1 + \nu) \frac{dr}{r^2} = \frac{1 + \nu}{E} \frac{A}{r_z + dU_z} \quad (6)$$

式(3)に式(6)で決定した未定係数Aを代入すれば、 $B = K_o \gamma Z$ かつ $r = r_z + dU_z$ において $\sigma_r = dp_{uz} + K_o \gamma Z$ であるので、水平変位 dU_z による水平地盤反力 dp_{uz} (式(7)の右辺第2項) が求められ、式(2)中の水平作用応力 σ_o は、次式で表される。

$$\sigma_o = K_o \gamma Z + \frac{E}{1+\nu} \frac{dU_z/r_z}{1+dU_z/r_z} \quad (7)$$

2.2.2 弾塑性解析

前項において水平変位 dU_z が大きくなると、杭周辺近傍地盤の塑性化が考えられ、このような場合には弾塑性問題として扱う必要がある。

図5に示すように、半径 R_{pz} まで塑性化したと仮定すれば、塑性域内の応力の釣り合いから、次の基本方程式が得られる。

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (8)$$

この基本方程式に対して、塑性条件の式(9)を考慮すれば、式(10)の微分方程式に書き換えられる。

$$\sigma_r - \sigma_\theta = (\sigma_r + \sigma_\theta) \sin \phi + 2C \cos \phi \quad (9)$$

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \left(\frac{2 \sin \phi}{1 + \sin \phi} \sigma_r + \frac{2 \cos \phi}{1 + \sin \phi} C \right) \frac{1}{r} = 0 \quad (10)$$

上式の積分を実行し、次式を得る。

$$\sigma_r = \left(\frac{D}{r} \right)^{\frac{2 \sin \phi}{1 + \sin \phi}} - C \cot \phi \quad (11)$$

ここに、 D は未定係数である。

図5を参照すれば、 $r = R_z$ において $\sigma_r = dp_{uz} + K_o \gamma Z$ なる条件から式(11)の未定係数 D が決定でき、かつ $r = R_{pz}$ で $\sigma_r = \sigma_{pz}$ であるので、 σ_{pz} は次式で与えられる。

$$\sigma_{pz} = (\phi_{pz} + K_o \gamma Z + C \cot \phi) \left(\frac{R_z}{R_{pz}} \right)^{\frac{2 \sin \phi}{1 + \sin \phi}} - C \cot \phi \quad (12)$$

以上の結果、式(12)で与えられる σ_{pz} が半径 R_{pz} における円空洞の内圧として作用する2次元弾性平面問題に帰結される。

一方、弾塑性境界での応力 σ_{pz} は、式(3)および式(4)で表される弾性域内応力から求められる。ここに、式(3)および式(4)において $r \rightarrow \infty$ で σ_r および σ_θ は、共に静止土圧に等しく、 $B = K_o \gamma Z$ と表されるので、 $r = R_{pz}$ として式(3)および式(4)を塑性条件式(9)に代入すれば、未定係数 A が定められる。これらの結果から、式(3)および式(4)による σ_r および σ_θ は、それぞれ以下の各式で表される。

$$\sigma_r = K_o \gamma Z + (K_o \gamma Z + C \cot \phi) \sin \phi \left(\frac{R_{pz}}{r} \right)^2 \quad (13)$$

$$\sigma_\theta = K_o \gamma Z - (K_o \gamma Z + C \cot \phi) \sin \phi \left(\frac{R_{pz}}{r} \right)^2 \quad (14)$$

式(13)において $r = R_{pz}$ で $\sigma_r = \sigma_{pz}$ であり、式(12)の σ_{pz} と等しいので、塑性域を生じさせる内圧 dp_{uz} は、次式で表される。

$$\phi_{pz} = (K_o \gamma Z + C \cot \phi) (1 + \sin \phi) \left(\frac{R_{pz}}{R_z} \right)^{\frac{2 \sin \phi}{1 + \sin \phi}} - C \cot \phi - K_o \gamma Z \quad (15)$$

上式において、 dp_{uz} は (R_{pz}/R_z) が定まれば決定できるので、前項の弾性解析と同様に杭体の沈下に伴う地盤内応力の増分に基づいた弾性域の水平変位 dU_z を考える。すなわち、式(13)および式(14)の右辺第1項を零として導かれる r 方向歪 ε_z の式(16)を、 r に

関して R_{pz} から ∞ まで積分すれば、水平変位 dU_z は式(17)となる。

$$\varepsilon_z = \frac{1+\nu}{E} (K_o \gamma Z + C \cot \phi) \sin \phi \frac{R_{pz}^2}{r^2} \quad (16)$$

$$dU_z = \frac{1+\nu}{E} (K_o \gamma Z + C \cot \phi) \sin \phi R_{pz} \quad (17)$$

一方、塑性域での体積変化は生じ無いと仮定すれば、図5で r_z から dU_z 押し上げられた体積は弾塑性境界の水平変位 dU_{pz} による体積と等しいので、微小な2次 dU_{pz}/R_{pz} 項を無視して、次式の関係を得る。

$$\left(\frac{R_{pz}}{R_z} \right)^2 = \frac{1 - (r_z/R_z)^2}{2(dU_{pz}/R_{pz})} \quad (18)$$

上式の dU_{pz}/R_{pz} は、式(17)で与えられるので、 R_{pz}/R_z は式(19)で表される。

$$\frac{R_{pz}}{R_z} = \left[\frac{G \{1 - 1/(1 + dU_z/r_z)\}}{(K_o \gamma Z + C \cot \phi) \sin \phi} \right]^{1/2} \quad (19)$$

ここに、 G はせん断弾性係数で、 $G = E/\{2(1+\nu)\}$ である。

ただし、塑性域が生じる $R_{pz} > R_z$ の条件から、 dU_z/r_z は次式を満足しなければならない。

$$\frac{dU_z}{r_z} > \frac{1}{[1 - (K_o \gamma Z + C \cot \phi) \sin \phi / G]^{1/2}} - 1 \quad (20)$$

式(19)を式(15)に代入すれば、弾塑性状態が生じる内圧 dp_{uz} が決定でき、式(2)中の σ_o は、次式で与えられる。

$$\sigma_o = (K_o \gamma Z + C \cot \phi) (1 + \sin \phi) \times \left[\frac{G \{1 - 1/(1 + dU_z/r_z)\}^{\frac{\sin \phi}{1 + \sin \phi}}}{(K_o \gamma Z + C \cot \phi) \sin \phi} \right] - C \cot \phi \quad (21)$$

以上の結果を基に、特に砂質土地盤 ($C = 0$, $\phi \neq 0$) および粘性土地盤 ($C \neq 0$, $\phi = 0$) における $\sigma_o \sim dU_z$ 関係式を導けば、それぞれ以下ようになる。

a) 砂質土地盤における $\sigma_o \sim dU_z$ 関係

砂質土地盤では、式(21)において $C = 0$ とした次式で与えられる。

$$\sigma_o = K_o \gamma Z (1 + \sin \phi) \left[\frac{G \{1 - 1/(1 + dU_z/r_z)\}^{\frac{\sin \phi}{1 + \sin \phi}}}{K_o \gamma Z \sin \phi} \right] \quad (22)$$

なお、弾塑性状態が生じる条件は、次式で表される。

$$\frac{dU_z}{r_z} > \frac{1}{[1 - K_o \gamma Z \sin \phi / G]^{1/2}} - 1 \quad (23)$$

b) 粘性土地盤における $\sigma_o \sim dU_z$ 関係

粘性土地盤では、原理的には砂質土と同様に式(21)で $\phi = 0$ とし導かれるが、実際には同式右辺が零除算となる。したがって、式(9)において $\phi = 0$ とした塑性条件を与えて誘導すればよく、次式の $\sigma_o \sim dU_z$ 関係式が得られる。

$$\sigma_o = K_o \gamma Z + C + C \log \left[\frac{G}{C} \left\{ 1 - \frac{1}{(1 + dU_z/r_z)^2} \right\} \right] \quad (24)$$

また、弾塑性状態が生じる条件は、次式で与えられる。

$$\frac{dU_z}{r_z} > \frac{1}{[1 - C/G]^{1/2}} - 1 \quad (25)$$

2.2.3 テーパー杭に作用する水平作用応力の解析結果

杭の押し込みに伴うテーパー杭周辺地盤の水平変位 dU_z と水平作用応力 σ_o の関係を検討するため、砂質土では非常に緩いから

緩い、そして粘性土では非常に軟かいから中位に分類される⁷⁾、一様地盤を想定し、表1に示す定数を用いてパラメトリック解析を行った。なお、砂質土地盤における内部摩擦角および弾性係数、ならびに粘性土における粘着力および弾性係数は、それぞれ文献8)で提案されている N 値および q_u との関係に基づいて定めた

図6および図7に、対象深さ $Z=0.5\sim 4.5$ mにおける砂質土および粘性土の解析結果を、それぞれ示した。なお、これらの図の横軸は、水平変位 dU_z を杭半径 r_z で除した無次元量表示としている。

これらの図から、以下のことが分かる。

- 1) 両地盤共に、対象深さが深くなるほど、そして地盤の弾性係数が增大するほど、同じ dU_z/r_z での水平作用応力 σ_o は増大する。

- 2) 砂質土地盤では、浅いほど塑性化する dU_z/r_z は小さくなり、地盤の弾性係数が增大するほど、その dU_z/r_z は小さくなる。

表1 計算用定数

	砂質土			粘性土		
砂質土： N 値	1.0	5.0	10.0	*	*	*
粘性土： q_u (kN/m ²)	0.0	0.0	0.0	10.0	50.0	100.0
単位体積重量： γ (kN/m ³)	18.0			15.0		
静止土圧係数： K_o	0.5			0.5		
ポアソン比： ν	0.3			0.5		
内部摩擦角： ϕ (度)	25	28	32	0	0	0
粘着力： C (kN/m ²)	0.0	0.0	0.0	5.0	25.0	50.0
弾性係数： E_s (kN/m ²)	1500	7500	15000	1500	7500	15000

(1) $E_s=1,500$ (kN/m²) (1) $E_s=1,500$ (kN/m²) (2) $E_s=7,500$ (kN/m²) (2) $E_s=7,500$ (kN/m²) (3) $E_s=15,000$ (kN/m²) (3) $E_s=15,000$ (kN/m²)

図6 各深さにおける水平変位 (dU_z/r_z) ~ 水平作用応力 σ_o 関係 (砂質土)

図7 各深さにおける水平変位 (dU_z/r_z) ~ 水平作用応力 σ_o 関係 (粘性土)

- 3) 粘性土地盤では、対象深さおよび地盤の弾性係数が変化しても、塑性化の生じる dU_z/r_z 値は変化せず、一定である。

2.3 杭先端抵抗力の算定式

前述した仮定 5) に基づき、杭先端抵抗力としては、高野が文献 5) で提案した第 2 極限支持力の評価式を適用する。この支持力式の概要は、以下の通りである。

2.3.1 第 2 極限支持力式

高野による単位面積当たりの極限支持力式は、次式で表される。

$$q_{u2} = \alpha_q p_m N_{q2} + \alpha_c C N_{c2} \quad (26)$$

ここに、 N_{q2} および N_{c2} は次式で与えられる支持力係数である。

$$N_{q2} = (1 + \tan \phi \tan \psi) \exp\{(\pi - 2\psi) \tan \phi\} \frac{3(1 + \sin \phi)}{2(1 + \nu)} I_{u2} \frac{\sin \phi}{1 + \sin \phi} \quad (27)$$

$$N_{c2} = (1 + \tan \phi \tan \psi) \exp\{(\pi - 2\psi) \tan \phi\} \left\{ \left(1 + \sin \phi \right) I_{u2} \frac{\sin \phi}{1 + \sin \phi} - 1 \right\} \cot \phi + (\cot \phi + \tan \psi) \exp\{(\pi - 2\psi) \tan \phi\} - \cot \phi \quad (28)$$

$$I_{u2} = \frac{G}{\left[C_u + \frac{3}{2(1 + \nu)} p_m \tan \phi \right] \cos \phi} \quad (29)$$

なお、杭底面と地盤間の摩擦の有無で式中の ψ は異なる算定式が示されているが、本研究では実杭の先端条件に近い杭底面と地盤間に完全に摩擦が存在する条件における $\psi = \phi$ を採用することとした。

以上の条件で、杭先端地盤が砂質土地盤あるいは粘性土地盤における単位面積当たりの第 2 極限支持力式中の支持力係数は、それぞれ以下のように表せる。

- a) 砂質土地盤 ($C = 0$, $\phi \neq 0$):

$$N_{q2} = (1 + \tan^2 \phi) \exp\{(\pi - 2\phi) \tan \phi\} \frac{3(1 + \sin \phi)}{2(1 + \nu)} I_{u2} \frac{\sin \phi}{1 + \sin \phi} \quad (30)$$

$$I_{u2} = \frac{E}{3 p_m \sin \phi} \quad (31)$$

- b) 粘性土地盤 ($C \neq 0$, $\phi = 0$):

$$N_{q2} = \frac{3}{2(1 + \nu)} \quad (32)$$

$$N_{c2} = \text{Log} \left(\frac{G}{C} \right) + \pi - 2\psi + 1 + \tan \psi \quad (33)$$

2.3.2 杭先端極限支持力の解析結果

表 1 に示した解析用定数を用いて、杭先端深さ（沈下量）とその深さにおける有効平均拘束圧 p_m に基づき式(26)より計算される極限支持力 q_{u2} との関係を示す。この図から、以下のことが指摘できる。

- 1) 砂質土では、杭先端位置までの土被り圧の影響を大きく受け、

図 8 杭先端抵抗力～沈下量関係の解析結果

地表面における零から沈下量の増大に伴って、杭先端抵抗力は急増する。

- 2) 粘性土では、土被り圧の影響度合いが小さく、地表面で杭先端抵抗力をもつが、沈下量が増大しても、杭先端抵抗力は僅かな増加しか示さない。

3. 解析例および解析結果とその考察

3.1 解析例

杭を地表面から圧入する（沈下量を与えた）ときの押込み力は、前章で示した杭周面抵抗力と杭先端面積を考慮した杭先端抵抗力との合力（鉛直押込み力）で評価され、その結果として杭の鉛直押込み力～沈下量関係が得られる。

以上の方法により、テーパ杭およびその比較対象とする直杭に対して、表 1 に示す諸定数を用いて解析を行った。ただし、解析で対象としたテーパ杭は、杭頭部径 300 mm、杭先端部径 200 mm（故に、テーパ角度 $\theta_T = 0.01$ rad.）および直杭は杭径 300 mm であり、両者とも杭長は 5,000 mm で、等区分の 50 要素でモデル化した。ちなみに、テーパ杭の杭先端面積 (0.0314 m^2) は、直杭の面積 (0.0707 m^2) に対して約 0.44 倍である。また、式(1)中の μ および C_a には、内部摩擦角 ϕ および粘着力 C に対する割合 λ および κ として、両者共に 1.0 を与えた。なお、直杭に関する杭周面摩擦力は、式(1)においてテーパ角度 $\theta_T = 0$ で、かつ $\sigma_n = K_v \gamma Z$ としたせん断応力 τ_n から算定した。

さらに、自然土盤では砂質と粘性の混合した地盤が一般的である。このことを考慮して、混合土として内部摩擦角 $\phi = 25^\circ$ の砂質土成分と $q_u = 10.0, 50.0$ および $100.0 \text{ (kN/m}^2\text{)}$ の粘性土成分を有する混合土 3 種類についても解析を試みた。ただし、この解析において地盤の弾性係数 E_s としては表 1 に示す粘性土の q_u に対応する値、そして単位体積重量 γ およびポアソン比 ν としては、それぞれ砂質土と粘性土とのほぼ平均値の $\gamma = 16.5 \text{ (kN/m}^3\text{)}$ および $\nu = 0.4$ を用いた。なお、鉛直押込み力としては、式(21)に基づく杭周面摩擦力および式(27)と式(28)に基づく杭先端抵抗力との合力で評価した。

3.2 解析結果の考察

前項の条件で行った解析結果として、押込み力～沈下量関係および杭周面抵抗力／押込み力 (%)～沈下量関係曲線を、図 9 および図 10 に示した。これらの図から、以下のことが読み取れる。

(1) 砂質土

(1) 砂質土

(2) 粘性土

(2) 粘性土

(3) 混合土

(3) 混合土

図9 押込み力～沈下量関係の解析結果

図10 摩擦力／押込み力～沈下量関係の解析結果

- 1) 砂質土地盤において、両杭とも押込み力～沈下量関係は、沈下量零で押込み力零から、沈下量の増大に伴って曲線的に増加するが、テーパー杭では沈下量の増大に伴った押込み力の増加割合が大きくなり（下に凸）、直杭ではその増加割合が小さくなる（上に凸）。そして、同じ沈下量ではテーパー杭は直杭より押込み力に対する杭周面抵抗力の割合が大きくなる計算結果が得られており、例えば沈下量5mにおいて、直杭に対するテーパー杭の杭周面抵抗力の割合は、 $\phi=25^\circ$ 、 28° および 32° 地盤では、それぞれ2.61、4.60および6.51倍の結果となった。なお、沈下量が小さい（土被り圧が小さい）場合は、テーパー杭の方が直杭より押込み力は小さいが、ある沈下量で深では、前者の押込み力が後者より大きくなり、その沈下量は内部摩擦角 ϕ が小さいほど深くなる傾向がある。
- 2) 粘性土地盤では、両杭とも沈下量が零において押込み力はある値を示し、また、テーパー杭では沈下量の増大に対して押込み力は若干下に凸の曲線形状を示すが、直杭では線形的に増加する結果が示されている。しかし、解析で対象とした沈下量（5m）まででは、砂質土地盤で得られたテーパー杭の押込み力が直杭のそれを上回る結果は得られていない。すなわち、押込み力に対する杭周面抵抗力の割合は、テーパー杭が直杭よりそれほど大きくならない結果が示されている。ちなみに、計算で得られている沈下量5m時の直杭に対するテーパー杭の杭周面抵抗力の割合は、 $q_u=10.0$ 、 50.0 および 100.0 (kN/m²) の場合、それぞれ0.90、0.88および0.87倍の結果となっている。
- 3) 混合土地盤では、両杭とも砂質土と粘性土の両地盤で得られた押込み力～沈下量関係曲線を合せた性状を示し、押込み力に対する杭周面抵抗力の割合に関しても同様の傾向が示されている。そして、 $q_u=10.0$ (kN/m²)における直杭の場合を除き、両杭とも砂質土と粘性土で得られた押込み力の合算値より、混合土の方が大きな押込み力が得られており、この差はテーパー杭の方が直杭より大きくなる結果が得られた。ちなみに、沈下量が最深の5mにおいて $q_u=10.0$ 、 50.0 および 100.0 (kN/m²) の場合、テーパー杭では、それぞれ11.7、292.5および625.7 kNの差が示されたのに対して、直杭では-11.5、54.0および126.7 kNとかなり小さな結果となっている。

4. 結語

本論文では、テーパー杭を地表面から圧入するときの押込み力～沈下量関係を解析するため、薄層要素モデルに基づく解析法を提案した。この解析法では、地盤の弾塑性状態を考慮した円筒空洞押上げ理論を適用し、テーパー杭の圧入に伴う杭周辺地盤の押し上げによる杭周面抵抗力の増大効果を取り入れている。また、杭先端抵抗力は、高野の提案する Displacement pile としての第2極限支持力で評価した。

提案した解析法により、砂質土、粘性土およびそれらの混合地盤におけるテーパー杭の押込み力～沈下量関係を解析し、同様の寸法をもつ直杭の解析結果との比較・検討を加えた。なお、地盤定数は深さにかかわらず一定としている。これらの検討結果から、以下の知見が得られた。

- 1) テーパー杭の周辺地盤押し上げにより生じる水平地盤反力は、土被り圧および地盤の弾性係数が増加するほど増大する。また、地盤の塑性化する押し上げ量は、砂質土地盤では被り圧の減少および弾性係数の増大により小さくなる。一方、粘性土地盤では一軸圧縮強度 q_u に対応した弾性係数の変化に影響されずに、塑性化する押し上げ量は一定値となる。
- 2) 杭先端抵抗力は、砂質土地盤では土被り圧の影響を大きく受け、粘性土地盤ではその影響度が小さい。
- 3) 直杭より小さな杭先端面積を有するテーパー杭では、杭先端抵抗値もその割合で小さい結果となる。しかし、杭周面抵抗においては、テーパー杭では杭の押し込みに伴う杭周辺地盤の押し上げ効果のため、直杭より大きな抵抗値が得られ、特に内部摩擦角を有する砂質土成分を含む地盤でその効果が大きい。

以上に示した知見は、あくまでも解析結果に基づくものである。したがって、実験結果との比較・検討から提案する解析法の妥当性について、今後検証していく予定である。

参考文献

- 1) 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.
- 2) 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.
- 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) 徐挺, 雷永晃司 : 「テーパー杭を有するパイルドラフト基礎の支持力機構に関する実験的研究」, 第38回地盤工学会研究発表講演集, pp.1551-1552, 2003.7.
- 5) 高野信昭, 岸田英明 : 「砂地盤中の Non-displacement pile 先端部地盤の破壊機構」, 日本建築学会論文報告集, 第285号, pp.51-62, 1979.11.
- 6) 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.
- 7) 山肩邦男著 : 建築基礎工学, 朝倉書店, pp.231-232, 1996.9
- 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, 1977.8.

(2005年4月7日原稿受理, 2006年1月25日採用決定)