

635

無反力杭式載荷試験における載荷位置・方向の影響

(株) ジオトップ 正会員 平山 英喜

1. まえがき

通常行われている杭の標準鉛直載荷試験は、反力杭や載荷装置を必要とする。杭の大口径化・長尺化とともに、これらはますます大規模化し、載荷試験を高価かつ困難にしている。これらを簡易化する一つの方法として、杭の先端部付近にジャッキを取り付け、杭軸部周面摩擦抵抗と杭先端部抵抗を互いに反力として利用して、上下方向に載荷する無反力杭式の載荷試験法が提案されている¹⁾²⁾。

この試験法では、周面摩擦抵抗がいわゆるネガティブ・フリクションの方向となり、しかも杭先端部から上方に向かって順次モービライズされる。したがって、載荷に起因する地盤内応力の変化等が、標準試験法と異なる。本稿では、無反力杭式載荷試験における載荷位置・方向が試験結果に及ぼす力学的影響を、弾性理論を主にした解析的方法で考察した結果について述べる。解析に際しては、弾塑性理論や経験式も利用して、影響の程度を概略的ではあるができるだけ定量的に評価するように試みる。

2. 杭体変形・地盤内応力変化のパターン

図-1に標準的な押し込み・引抜き試験法および無反力杭式試験法における杭体変形と地盤内鉛直応力変化のパターンの概要を示す³⁾。無反力杭式載荷試験は、

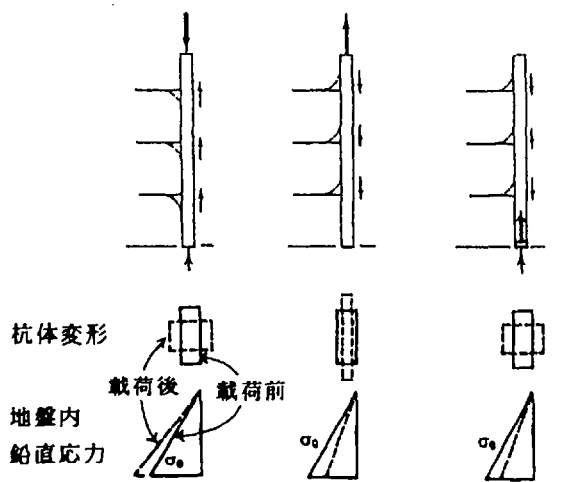


図-1 各試験法における杭体変形と地盤内鉛直応力変化のパターン³⁾

杭体変形に関しては圧縮で押し込み試験と定性的に同じであるが、周面摩擦抵抗による地盤内鉛直応力は減少し引抜き試験と定性的に同じである。

そこで、3. で杭体変形に起因する影響、すなわちポアソン比効果について概説し、4. で地盤内応力変化に起因する周面抵抗・先端抵抗間の相互作用の影響と杭先端周辺地盤における拘束圧変化の影響について検討する。

3. ポアソン比効果

紙面の都合で、詳しくは別の機会に報告⁴⁾するが、円筒または円柱の杭、すなわち既成杭または場所打ち杭が、ある断面において σ_z の鉛直部材応力を受けているときに、杭径の変化に起因する杭-土境界面での側圧の変化 $\Delta\sigma_h$ 、すなわちポアソン比効果は、杭材・土を弾性体と仮定すると次式で近似しうる。

$$\Delta\sigma_h \approx \frac{E_s}{E_p} \frac{\nu_p}{1 + \nu_s} \cdot \sigma_z \dots\dots(1)$$

ここに、 $E_p \cdot \nu_p$ = 杭材の弾性係数・ポアソン比、

$E_s \cdot \nu_s$ = 土の弾性係数・ポアソン比。

したがって、 $\Delta\sigma_h$ は、 $10^{-4}E_s$ のオーダー以下であり、一般的にはその影響は無視しうると考えられる。しかしながら、土層が剛である、乱れの影響が小さい、初期水平応力が小さい、軸力が大きいほど影響の程度は大きくなり、 σ_h の有効数字2桁目に影響する場合もあると考えられる。

4. 地盤内応力変化の影響

4.1 先端抵抗に及ぼす影響の要素

非排土杭(non-displacement pile)の先端抵抗のメカニズムは、図-2に示したように、 S_t/D (杭先端沈下量/杭径)が5%程度までは杭先端周辺地盤に塑性破壊領域もほとんど発生しないが、その後徐々に塑性領域が球状に広がっていく⁵⁾。現行の設計基準類では、 $S_t/D = 10\%$ を基準先端支持力としているものが多い。したがって、沈下の初期段階では非線形挙動を示すもののメカニズム的に弾性論で検討しうるが、 $S_t/D = 5\%$ 程度以降は弾塑性球空洞拡大理論等に基づく必要がある⁶⁾。そこで、疑似弾性領域に対しては、4.2で周面抵抗・先端抵抗間の相互作用の影響について弾性論をベースに検討する。弾塑性領域に関しては、弾塑性

"Effects of location and direction of loading in a simplified pile loading test".

Hideki HIRAYAMA (GEOTOP Corporation)

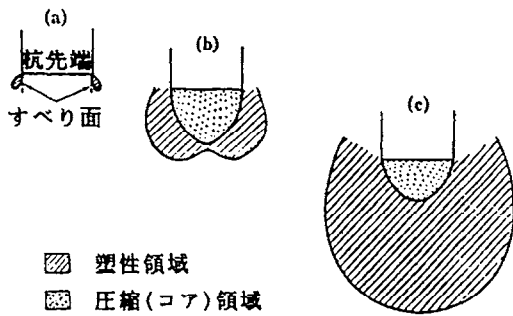


図-2 先端抵抗のメカニズム⁵⁾

球空洞拡大理論に基づく物理的極限先端支持力に及ぼす周辺地盤弾性領域の拘束圧変化の影響をベースに、4.3で検討する。

なお、排土杭 (displacement pile) の場合は、打設時に物理的極限先端支持力に相当する先行応力が加えられているので、一種の再載荷となり、 $S_t/D = 10\%$ 程度では物理的極限先端支持力に達する。したがって、排土杭では非排土杭に比べて沈下量を1/10あるいはそれ以下に縮小して考察する必要がある⁶⁾。

4.2 周面抵抗・先端抵抗間の相互作用の影響

杭先端沈下量 S_t を、原因となる作用荷重によって分類すると、次の2つの要素に分けられる⁷⁾。

$$S_t = S_{tt} + S_{ts} \quad \dots\dots(2)$$

ここに、 S_{tt} = 杭先端に作用する荷重によって生じる杭先端沈下量、

S_{ts} = 杭軸周面に作用する荷重によって生じる杭先端沈下量。

ミンドリソ解による近似計算によると、 $S_{tt} \cdot S_{ts}$ は各々次のようになる (文献⁸⁾ Appendix A の(A8)式および(A6)式で杭先端中心の値を計算し、マクローリン展開において D/L の2次以上の項を省略)。

$$S_{tt} = \frac{q D}{E} l_{tt} \quad \dots\dots(3)$$

with

$$l_{tt} = \frac{\pi(1+\nu)}{32(1-\nu)} \left\{ (3-4\nu) + \frac{9-16\nu+8\nu^2}{8} \left(\frac{D}{L} \right) \right\}$$

$$S_{ts} = \frac{f D}{E} l_{ts} \quad \dots\dots(4)$$

$$\text{with } l_{ts} = (1+\nu) \left\{ (-1/2) \ln(D/L) + (2-\nu) \ln 2 - 1/[16(1-\nu)] \right\}$$

ここに、 q = 先端抵抗応力、
 f = 周面抵抗応力 (杭全長で一定と仮定)、
 $E \cdot \nu$ = 土の弾性係数・ポアソン比、
 $L \cdot D$ = 杭長・杭径。

しかしながら、底面上部の杭体の存在を考慮すると、(3)式の l_{tt} よりもかなり大きい値が得られることが指摘されている。Vesic⁷⁾は、FEM解析の結果、 $\nu =$

表-1 無反力杭式載荷試験における S_{ts}/S_{tt} の計算値

ν \ L/D	10	30	50
1/4	0.124	0.053	0.035
1/2	0.149	0.064	0.043

$0.25 \cdot L/D > 5$ で $l_{tt} = 0.54(1-0.25^2) = 0.51$ を得ている。これは、(3)式による値の1.5倍になる。また、Randolph and Wroth⁹⁾は、剛板の表面載荷に対する弾性解に根入れによる深さの補正係数 η を導入して $l_{tt} = (\pi/4)(1-\nu^2)\eta$ とし、 η について考察している。FEM解析の結果等に基づき、ミンドリソ解に基づく $\eta = 0.5$ は過小であり、 $\eta = 0.85$ 程度を用いるべきであると提案している。 $\eta = 0.85$ とした場合の l_{tt} の値を(3)式による値と比べると、 $\nu = 0.25$ で1.9倍、 $\nu = 0.5$ で1.7倍となる。上記の l_{tt} の平均倍率 ($[1.5+1.7+1.9]/3 = 1.7$) や η の補正係数の提案値 ($0.85/0.5 = 1.7$) を参考にして、(3)式の値を1.7倍したものを l_{tt} の値として用いる。

無反力杭式載荷試験では、先端抵抗力 $Q_t = (\pi D^2/4)q$ と周面抵抗力 $Q_s = (\pi DL)f$ が互いに反力となり等しいので、次の関係が成り立つ。

$$f/q = D/(4L) \quad \dots\dots(5)$$

(3)式 (前述のように l_{tt} の値は1.7倍する)、(4)式と(5)式から、 $L/D = 10 \sim 50$ 、 $\nu = 0.25 \sim 0.5$ の範囲における S_{ts}/S_{tt} の計算値は表-1のようになる。この表から $S_{ts}/S_{tt} \approx 0.05 \sim 0.1$ となる。したがって、標準的な押込み試験における先端沈下量 $S_{t, st}$ と無反力杭式試験におけるそれ $S_{t, nr}$ の比は、(2)式から次のように計算される。

$$\frac{S_{t, nr}}{S_{t, st}} = \frac{S_{tt} - S_{ts}}{S_{tt} + S_{ts}} \approx 1 - 2 \frac{S_{ts}}{S_{tt}} \approx 0.8 \sim 0.9 \quad \dots\dots(6)$$

以上のように、周面抵抗力の方向が先端沈下量に及ぼす影響について、ミンドリソ解を用いて相互作用を評価することにより検討した。土の弾性係数 E が一定の仮定のもとで、(6)式に示すように周面・先端相互作用の影響によって、ある先端抵抗応力 q のもとでの先端沈下量は、無反力杭式試験法では標準的試験法よりも10~20%程度小さくなりうるという結果が得られた。

4.3 基準先端支持力に及ぼす地盤拘束圧変化の影響 (1) 基準先端支持力と杭先端周辺地盤拘束圧の関係

杭の単位面積あたりの物理的極限先端支持力 q_{ult} は、球空洞拡大極限圧 q_L の関数で与えられ、例えば次式で近似的に算定できると考えられる⁵⁾。

$$q_{ult} = \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} q_L \quad \dots\dots(7)$$

土を $c=0$ の完全弾塑性体と仮定し、さらに塑性領域における体積変化をゼロと仮定すると、 q_t は次式で与えられる¹⁰⁾。

$$q_t = \sigma_n \frac{3(1+\sin\phi)}{3-\sin\phi} \left(\frac{E/2(1+\nu)}{\sigma_n \tan\phi} \right)^A \dots (8)$$

$$\text{with } A = 4 \sin\phi / 3(1+\sin\phi)$$

ここに、 σ_n = 弾性領域の平均主応力。

(8)式を用いて(7)式は次のように書換えられる。

$$q_{ult} = C \sigma_n^{1-A} \dots (9)$$

ここに、 $C = f(\phi, E, \nu)$ 。

$\sin\phi = 30 \sim 40^\circ$ に対して、 $1-A = (3-\sin\phi)/3(1+\sin\phi) = 0.56 \sim 0.48$ であるので、(9)式は q_{ult} が σ_n のほぼ $1/2$ 乗に比例することを示していると解釈できる。(8)式において E の σ_n 依存性を考慮すると、この値はもう少し大きくなると考えられる。加圧実験土槽で、 $0 \sim 22\text{m}$ の深度に相当する種々の圧力を加圧してコーン貫入試験を行った結果¹¹⁾ によると、コーン貫入抵抗は加圧力のほぼ 0.6 乗に比例しており、上述の解釈はほぼ妥当と考えられる。

さらに、先端抵抗応力 q と先端沈下量 S_t の間に双曲線関係を仮定すると、場所打ち杭に対して次のように近似できる¹²⁾。

$$q(S_t) = \frac{S_t/D}{0.25 + S_t/D} q_{ult} \dots (10)$$

したがって、基準先端支持力 $q(0.1D)$ と物理的極限先端支持力 q_{ult} の関係は、概略次式で与えられる。

$$q(0.1D) \approx 0.3 q_{ult} \dots (11)$$

(9)式と(11)式から、基準先端支持力 $q(0.1D)$ と杭先端周辺の弾性領域の平均主応力 σ_n の関係として次式を得る。

$$q(0.1D) \approx C_1 \sigma_n^{1-A} \approx C_1 \sigma_n^{1/2} \dots (12)$$

ここに、 $C_1 \approx 0.3C$ 。

(2) 拘束圧の減少量

杭軸部の周面摩擦力に起因する地盤内応力変化の近似計算法として、ミンドリン解に基づく Geddes¹³⁾ の解がある。杭軸に沿って一様または線形増加する荷重が作用する場合の鉛直応力増分 $\Delta\sigma_v$ の解を、 $\Delta\sigma_v = (Q_r/L^2)C_s$ (ここに、 Q_r = 全周面抵抗力、 L = 杭長、 C_s = 無次元応力係数) と表したときの C_s の分布を図-3に示す。この図から、図-2の(a)から(b)の状態に移行しつつある杭先端沈下量が杭径の10%程度の場合の杭先端周辺地盤の弾性領域に対して、概略 $C_s = 2$ 程度の値を用いればよいと考えられる。

Q_r は周面抵抗力 Q_s そのものであるが、無反力杭式載荷試験においては Q_r の限界値は周面抵抗力 Q_s と先端抵抗力 Q_t の各限界値の小さいほうに等しい。場所打ち杭では、各種基準類から Q_s の極限值 $Q_{s,lim}$ および Q_t の基準値 ($S/D = 0.1$ のときの先端支持力)

$Q(0.1D)$ は、概略次式で与えられる¹⁴⁾。

$$Q_{s,lim} = \pi DL(N_s/2) [tf] \dots (13a)$$

$$Q(0.1D) = \pi (D/2)^2 (10N_t) [tf] \dots (13b)$$

ここに、 N_s = 杭軸部の平均N値、

N_t = 杭先端部周辺のN値、

$L \cdot D$ (杭長・杭径) は[m]単位。

杭先端部での有効土被り圧 σ_v を $(\gamma' \sim \gamma)L \approx L [tf/m^2]$ とすると、(13)式より $\Delta\sigma_v/\sigma_v$ の限界値は概略次式で表せる。

$$\Delta\sigma_v/\sigma_v \approx C_s Q_r / L^3$$

$$\approx \text{Min} (\pi (D/L) (N_s/L), 5\pi (D/L)^2 (N_t/L)) \dots (14)$$

(14)式において、 $D/L = 1/10 \sim 1/50$ 、 $N_s/L = (2 \sim 10)/(10 \sim 50) = 1/25 \sim 1$ 、 $N_t/L = (25 \sim 50)/(10 \sim 50) = 1/2 \sim 5$ とすると、 $\Delta\sigma_v/\sigma_v = 0.003 \sim 0.3$ 、すなわち $0.3 \sim 30\%$ となり、杭や地盤条件でオーダーが異なる。しかしながら、例えば $L=30[m]$ 、 $D=1[m]$ 、 $N_s=5$ 、 $N_t=30$ のとき、 $\Delta\sigma_v/\sigma_v = 0.02$ となるので、一般的には数%程度以下と考えられる。平均主応力の変化量に関しては、 $\Delta\sigma_n/\sigma_n \approx \Delta\sigma_v/\sigma_v$ とみなすことができる。

(3) 拘束圧変化に起因する基準支持力変化量の評価

標準的押込み試験と無反力杭式載荷試験において、杭先端周辺地盤の弾性領域での拘束圧の変化量の絶対値は両試験法で等しいと仮定し、各々 $+\Delta\sigma_n$ 、 $-\Delta\sigma_n$ とする。両試験法によって得られる基準先端支持力を、各々 $q_{st}(0.1D)$ 、 $q_{nr}(0.1D)$ と表すと、(12)式から両者の比は近似的に次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \frac{q_{nr}(0.1D)}{q_{st}(0.1D)} &\approx \left(\frac{\sigma_n - \Delta\sigma_n}{\sigma_n + \Delta\sigma_n} \right)^{1/2} \\ &\approx 1 - \Delta\sigma_n/\sigma_n \approx 1 - \Delta\sigma_v/\sigma_v \dots (15) \end{aligned}$$

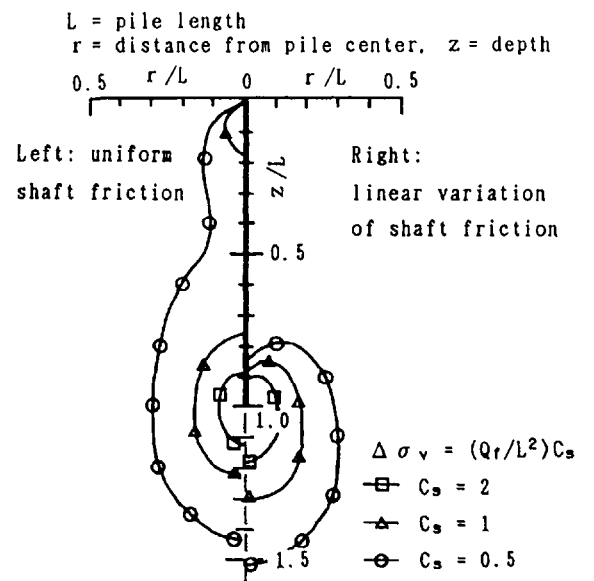


図-3 周面摩擦力による鉛直応力増分分布図¹³⁾

(15)式の値の範囲は、(14)式を用いて評価できる。前項で述べたように、杭や地盤条件で $\Delta\sigma_v/\sigma_v$ の値はオーダーが異なる可能性があるが、一般的には数%程度以下と考えられる。したがって、無反力杭式載荷試験によって得られる基準支持力は、標準的押込み試験によって得られる値より小さくなり、その減少程度は杭や地盤条件によっては3割程度にもなりうるが一般的には数%程度以下と考えられる。

4.4 まとめ

地盤内応力変化の影響を、弾性理論を主に、弾塑性理論・経験式も用いて概略的ではあるが定量的に検討した。地盤内応力変化は、場合によっては先端の沈下量または抵抗の有効数字2桁目に影響する可能性があると考えられる。

4.2で述べたように、沈下の初期部分において、周面抵抗・先端抵抗間の相互作用により、無反力杭式載荷試験による先端沈下量が、標準的試験法によるものより10~20%程度(6)式参照)小さくなる可能性がある。また、4.3で述べたように、非排土杭で先端沈下量が杭径の10%程度になると、杭先端周辺地盤の拘束圧減少により、無反力杭式載荷試験による先端抵抗が、標準的試験法によるものより最大で30%程度、一般的には数%(14)(15)式参照)小さくなる可能性があると考えられる。

先端抵抗応力-先端沈下量($q-s_t$)関係をなめらかな曲線、例えば双曲線で近似できると仮定して上述の結果をまとめると、図-4のようになる。ただし、排土杭では4.1で述べたように、沈下量が1/10以下に縮小される。

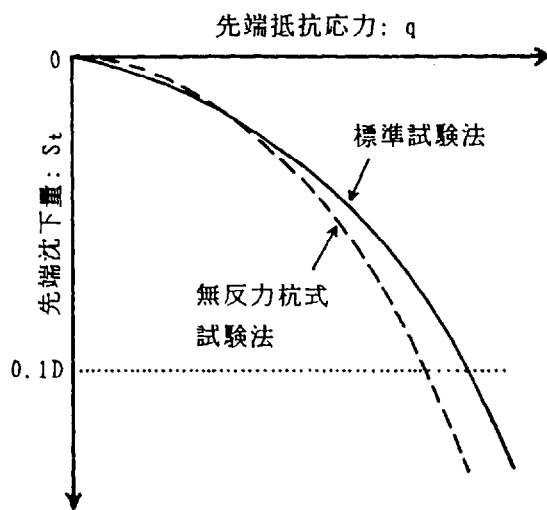


図-4 無反力杭式と標準的試験法による先端抵抗-沈下量関係の概要(非排土杭)

5. あとがき

以上の検討は、単純化のため以下のような仮定に基づいている。

- ① 周面抵抗応力 f および弾性係数 E を杭全長で一定と仮定している。実際には、地盤は下方ほど強くなるのが一般的で、さらに無反力杭式では下方から f がモービライズされるのに対し、標準的試験法では上方から f がモービライズされる。
 - ② 標準的試験法において、反力杭の存在を無視している。
 - ③ 杭先端上部のゆるみは無視しているが、杭先端部付近で杭が上下両方向に動く無反力杭式試験法では、ゆるみの影響が大きくなる可能性がある。
- ①③を考慮したならば、両者の差は大きく算定される。一方、②を考慮したならば、両者の差は小さく算定される。

もちろん、もっとも望ましいのは、均質な地盤条件のところでも試験を行って、無反力杭式と標準的試験法による結果を直接比較した事例を蓄積していくことである。現在のところ、まだそのような事例はほとんどないようであるが、文献²⁾の例では図-4に対応した結果が得られている。

参考文献

- 1) 藤岡豊一ほか:新しい杭の鉛直載荷試験法の開発, 土と基礎, Vol.39, No.4, pp.27-32, 1991.
- 2) 鈴木俊雄ほか:OAP(大阪アメニティーパーク)計画における杭の支持力実験(その1~5), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, pp.1257-1266, 1992.
- 3) Fellenius, B.H.: Pile foundations, Foundation Engineering Handbook 2nd Ed., H.-Y. Fang (Ed.), Van Nostrand Reinhold, NY, pp.511-536, 1991.
- 4) 平山英喜:鉛直荷重による杭のポアソン比効果, 第48回土木学会年講Ⅲ, 1993(投稿予定)
- 5) 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.
- 6) 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講演集, pp.1349-1352, 1990.
- 7) Vesic, A.S.: Design of Pile Foundations, Synthesis of Highway Practice 42, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D.C., pp.31-33, 1977.
- 8) Poulos, H.G. and Davis, E.H.: Pile Foundation Analysis and Design, John Wiley and Sons., NY, pp.366-368, 1980.
- 9) Randolph, M.F. and Wroth, C.P.: Analysis of deformation of vertically loaded piles, Proc. ASCE, Vol.104, No. GT12, pp.1465-1488, 1978.
- 10) Vesic, A.S.: Expansion of cavities in infinite soil mass, Proc. ASCE, Vol.98, No. SM3, pp.265-290, 1972.
- 11) Smits, F.P.: Cone penetration tests in dry sand, Proc. 2nd ESOPT, Penetration Testing, Balkema, Rotterdam, pp.877-881, 1982.
- 12) 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講演集, pp.1277-1280, 1989.
- 13) Geddes, J.D.: Stresses in foundation soils due to vertical subsurface loading, Geotechnique, Vol.16, No.3, pp.231-255, 1966.
- 14) 平山英喜:基礎設計における基準の背景と使い方 7-1 杭基礎の設計(鉛直支持), 土と基礎, Vol.40, No.6, pp.57-64, 1992.