

締固め砂杭工法を用いた緩い砂質地盤の液状化対策の新しい設計方法

New Design of Sand Compaction Pile for Preventing Liquefaction in Loose Sandy Ground

山 本 実 (やまもと みのもる)

不動産建設(株)ジオ・エンジニアリング事業本部
技術統轄部 部長

原 田 健 二 (はらだ けんじ)

不動産建設(株)ジオ・エンジニアリング事業本部
技術管理室 室長

野 津 光 夫 (のづ みつお)

不動産建設(株)ジオ・エンジニアリング事業本部技術統轄部 主任研究員

1. はじめに

1995年兵庫県南部地震において、埋立地盤内の締固め砂杭 (SCP) 工法 (図—1) で改良された砂質地盤では、未改良地盤に比べて、液状化に対し非常に効果的であったことが報告されている¹⁾。

元々、砂質地盤の液状化対策としての SCP 工法の設計方法²⁾はすでに確立されており、各方面で使用されている。しかし、従来の SCP の設計では、改良後の相対密度や砂杭打設後の盛上がり量の説明などについては、実態を必ずしも反映していない部分があった。そこで、図—1のような打戻し式施工方法で得られたデータを基に、締固め砂杭工法の設計方法を再検討することとした³⁾。

また、地盤の液状化対策として SCP を用いる場合には、設計地震動に対して杭間地盤 (杭間中央位置、図—2) の改良目標 N 値を設定し、その N 値を満足するように、砂杭のピッチが設計されるのが一般的である。しかし、今後大加速度のいわゆるレベル2地震動が設計に導入される場合には、“土木学会の構造物基礎の耐震性能に関する提言”にも見られるように、地盤改良の設計の考え方 (概念) も変えていく必要があると思われる。

そこで、本文ではまず新しい設計方法を提示し、これにより可能となった砂杭打設後の盛上がり量の推定や、地盤の平均的改良効果について述べる。

2. 砂地盤の締固めを体積圧縮ととらえた締固め砂杭工法の新しい設計方法

ここではまず、締固め砂杭工法の新しい設計方法につ

いて詳しく述べる。

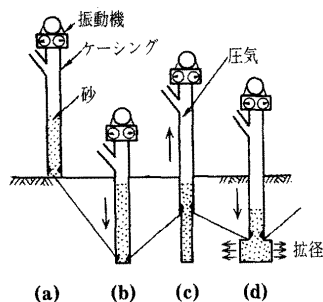
一般に、砂質地盤では細粒分含有率が高いほど、施工後の締固め効果が小さくなる。すなわち、このとき砂杭打設に伴う杭間地盤の体積圧縮が相対的に少なくなり、図—3のように一般に地盤は盛上ってしまう。

これに対し、従来の SCP の設計では、図—4 (a) のように、砂杭打設後に地盤は体積変化を生じないものと設定して、改良後の地盤の間隙比 e_1 を定めていた。すなわち、図—5 (a) のフローに示すように、細粒分による改良効果の低減率 β (細粒分含有率 F_c の関数) を用いて、細粒分がない (砂杭打設時に地盤は体積変化を生じない) とした場合の改良後 N 値 N_1' をまず求め、これより改良後の相対密度 D_{r1} や改良後の間隙比 e_1 を求めている。したがって、この e_1 (言い換えると改良後の相対密度 D_{r1}) は、細粒分を含まないとしたときの仮の値 (補正值) であり、物理的な意味は全くない。そのため時として、 D_{r1} が100%を超えるほど異常に大きくなったりもし、この D_{r1} だけを単独で取出して、締固め地盤の評価などに使用することはできなかった。

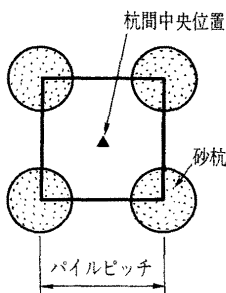
そこで、締固め砂杭工法の新しい設計方法では、まず図—4 (b) のように、砂杭打設後の地盤の体積変化を考慮して (その方が自然である)、“有効締固め係数 R_c ” を導入し、改良後の間隙比 e_1 を、

$$e_1 = e_0 - R_c \cdot (1 + e_0) \cdot a_s > e_{\min} \quad \dots\dots\dots (1)$$

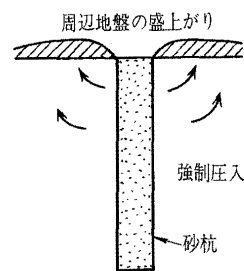
から求める。ここで相対密度 D_r の算定には、細粒分を考慮した時松・吉見の式⁴⁾を用いている (図—5 (b) 中の STEP-2 および STEP-3 に記述)。なお、本推定方法の提案に当たって、 R_c への寄与率の高いパラメータの選定を初めに行った。図—6 に、従来の振動式



図—1 SCPの施工方法 (打戻し式)



図—2 杭間中央位置



図—3 砂杭打設時の状況

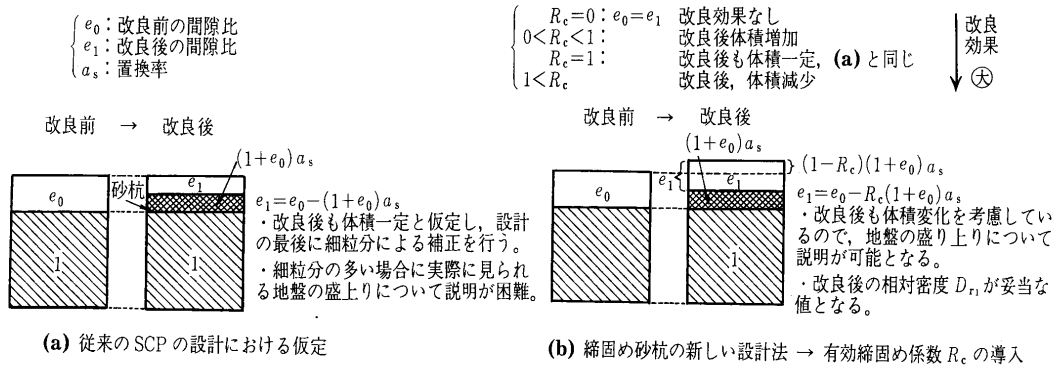


図-4 締固め砂杭の設計の考え方 (砂質地盤)

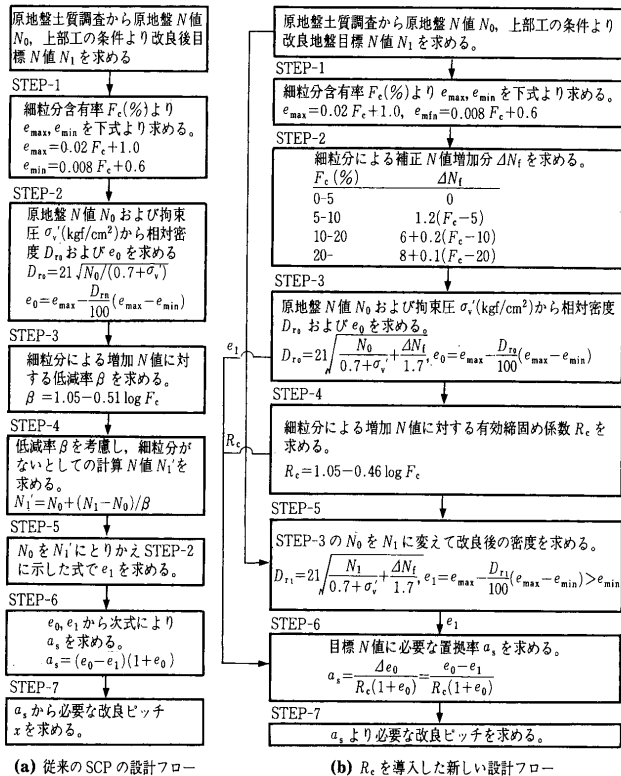


図-5 砂質地盤に適用する砂杭の設計フロー

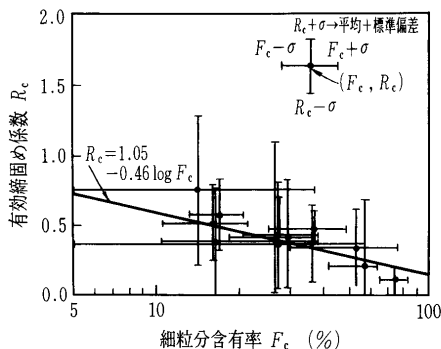


図-6 現場計測結果から求めた R_c と F_c の関係

SCPの現場データを用いて細粒分含有率 $F_c \sim R_c$ 関係を逆算してみた結果を示している⁷⁾。図中各プロット点で交差する2本の直線の交点は、その現場データの平均値を表しており、直線の長さは各データのばらつき(標準偏差)を示している。同図より、従来の設計方法と同

様に、 R_c を F_c の関数とすることとした(実際に F_c が多い地盤の場合、盛上がりが大きいの、すなわち R_c が小さい傾向が見られる)。統計処理の結果、次式がすでに得られている³⁾。

$$R_c = 1.05 - 0.461 \log F_c \quad (2)$$

上式を用いて従来のSCPの設計方法との比較を行った結果、おおむね両者で同等の設計結果が得られることが分かった。なお、式(1)から、これ以上置換率 a_s を増やしても締固めまらない(間隙比が減少しない)限界の置換率 ($a_s < (e_0 - e_{min}) / \{R_c \cdot (1 + e_0)\}$) が存在することに注意する。

一方、近年新しく開発された工法である静的締固め砂杭工法⁵⁾についてもふれておきたい。静的締固め砂杭工法は、砂質地盤の締固め工法としての振動式サンドコンパクションパイル工法の施工法を改善することを目的に開発された。本工法は、地中に砂杭を造成する際のケーシングパイプの貫入引抜き時に振動機(バイブロハンマー)を用いず、静的な回転圧入装置を用いることによって、振動、騒音を大幅に低減し、周辺への環境に配慮している点が大きな特徴である。またその改良効果は、従来のSCP工法とほぼ同等であることが実証されている^{5), 6)}。

図-7には、静的締固め砂杭工法について、同様に現場ごとの $F_c \sim R_c$ 関係を逆算してみた結果を示している。図中には、図-6のSCPの $F_c \sim R_c$ ライン(式(2))を入れている。このラインを用いて求めた改良後推定 N 値と改良後実測 N 値との関係を図-8に示すが、お

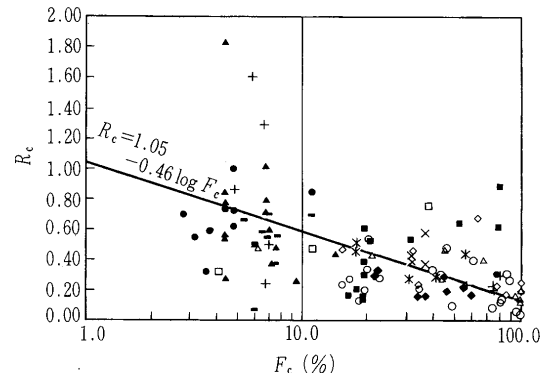


図-7 静的締固め砂杭工法における R_c と F_c の関係 (記号は15の施工箇所現場により異なる)

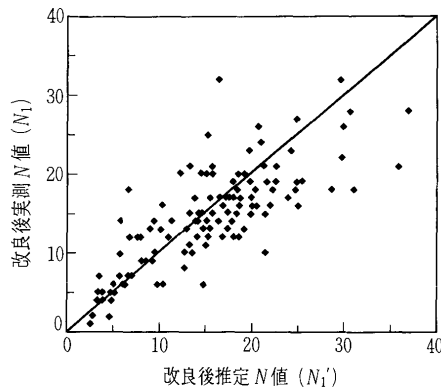


図-8 改良後推定 N 値と実測 N 値の関係

むね良い相関となっている。これより、静的締固め砂杭工法においても、SCP 工法と同じ新しい設計方法が適用可能といえる。

以上述べたように、締固め砂杭工法の新しい設計方法により、改良後の相対密度や間隙比、および盛上がり量の説明などについても実態を反映したものとなり、従来法の設計と比較して、より合理的なものとなっている。

3. 砂杭打設後の盛上がり量の推定と地盤の平均的改良効果の評価

2. で得られた有効締固め係数 R_c は、あくまで杭間中央位置 (図-2) でのチェックボーリング結果から導かれたものである。例として、式(2)から $F_c=20\%$ のときの $R_c=0.45$ を取ると、図-4 (b) に示すように、使用した砂杭の55%の体積はどこかに押し出されることとなる。このとき、押し出された土がほぼすべて地表に盛り

上がると考えた場合、置換率 $a_s=10\%$ 、改良深度 $D=20$ m ならば、図-4 (b) より平均的に $\Delta H=(1-R_c)D \cdot a_s=0.55 \times 20 \times 0.1=1.1$ m の盛上がり高さとなるはずである)。表-1 に示すように、実際の現場では一般にそのような大きな盛上がりは生じていない。そこで、地盤全体としての R_c はもっと大きい、すなわち、杭間中央位置の体積圧縮が最も小さく、杭により近いところでは、さらに大きな体積圧縮を起こしていると推定できる。

そこで、次に実際の現場で改良後の砂質地盤の体積変化を詳細に調べてみた⁷⁾。図-9 は、静的締固め砂杭工法において改良率の異なる四つの施工ヤードの杭間中央位置で得られた、事前・事後ボーリングによる増加相対密度 ΔD_r と、事前・事後の密度検層 (RI) 結果から次式により求めた体積ひずみ (圧縮) ε_v の関係である。なお、相対密度は、前述の時松・吉見の式を用いて N 値から求めている。

$$\varepsilon_v = \frac{e_0 - e_1}{1 + e_0} \times 100 \quad (\%)$$

$$\left[e_0 = \frac{\rho_{s0}}{\rho_{t0}} \left(1 + \frac{w_{n0}}{100} \right) - 1, \quad e_1 = \frac{\rho_{s1}}{\rho_{t1}} \left(1 + \frac{w_{n1}}{100} \right) - 1 \right] \quad (3)$$

ここに、 ρ_{s0}, ρ_{s1} : 事前・事後の土粒子密度 (g/cm^3)

ρ_{t0}, ρ_{t1} : 事前・事後の湿潤密度 (g/cm^3)

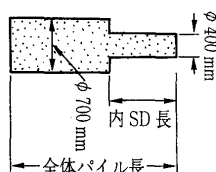
w_{n0}, w_{n1} : 事前・事後含水比 (%)

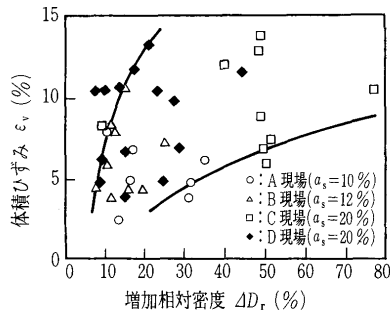
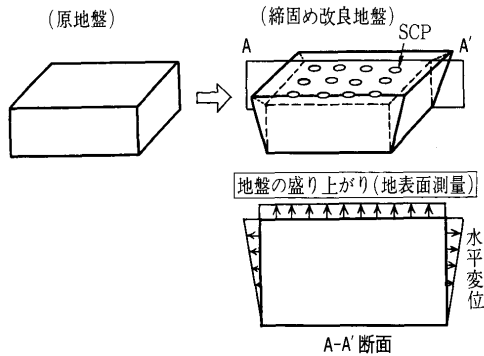
図-9 によると、置換率 a_s に対する杭間中央位置での体積ひずみ (圧縮) の割合はほぼ半分程度であり、やはり、杭間中央位置での体積圧縮 (改良効果) は小さくなっている。

表-1 SCP による建築基礎液状化対策工事における盛上がり高さ実績 (東京湾岸地区)

No.	工事名称	パイル径 (mm)	パイルピッチ (m)	全体パイル長 (内SD長) (m)	サンドマット厚 (cm)	盛上がり高さ ΔH (cm)	α
1	A 現場	$\phi 400 \phi 700$	□2.0	25.0(5.0)	0	50	1.49
2	B 現場	$\phi 400 \phi 700$	□2.0	20.0(1.5, 12.2, 13.7)	50	10	1.79
3	C 現場	$\phi 400 \phi 700$	□2.0	14.0(4.5)	50	0~10	1.87
4	D 現場	$\phi 400 \phi 700$	□1.6	16.0(8.0)	50	10~20	1.78
5	E 現場	$\phi 400 \phi 700$	□1.6	16.0(4.5)	50	40~50	1.51
6	F 現場	$\phi 400 \phi 700$	□2.0	14.5(4.5)	50	10~15	1.74
7	G 現場	$\phi 400 \phi 700$	□1.6	18.5(0.5, 11.0)	50	60	1.26
8	H 現場	$\phi 400 \phi 700$	□2.0	24.0(8.0)	20	10	1.85
9	I 現場	$\phi 400 \phi 700$	□1.7, 2.0	14.0~25.0(7.5)	50	0~10	1.90
10	J 現場	$\phi 400 \phi 700$	□2.0	21.0~26.0(5.5, 9.0)	20	40	1.53
11	K 現場	$\phi 400 \phi 700$	□2.0	24.5(7.0, 8.0)	50	10~20	1.81
12	L 現場	$\phi 400 \phi 700$	□1.6	19.0(8.0)	50	40	1.58
13	M 現場	$\phi 400 \phi 700$	□1.8, 2.0	13.5, 18.0, 21.0(8.5)	50	5~10	1.85
14	N 現場	$\phi 400 \phi 700$	□1.6	17.6~25.6(7.5)	50	5~10	1.90

(パイルピッチの□は正方形配置, SD: サンドドレーン $\phi 400$ mm)




図—9 増加相対密度と体積ひずみの関係⁷⁾

図—10 地盤全体の体積ひずみの算定 (模式図)⁷⁾

施工時に改良対象地盤が全く盛り上がらず、かつ地中の水平方向の変位もなければ、改良地盤全体の体積ひずみは置換率相当になるはずである。しかしながら、実際には、地盤隆起も水平変位も起こるので、次にそれらの量を詳細に測定してみることにした。図—9中、B現場(杭間の体積ひずみは(3)式によれば約6.5%)では、置換率12%の施工中に、地表面レベル測定と地中傾斜計による変位測定が行われている。図—10に示すように砂杭打設後の地盤の変位分を考慮すると、地盤全体の平均体積ひずみは約9%となり、杭間中央位置で評価された体積ひずみ6.5%より明らかに大きくなった⁷⁾。このことから、やはり杭間中央位置での体積変化(締固め程度)は、地盤全体からみると過小評価となっていることがわかる。

なお、(1)、(3)式より体積ひずみ ε_v と有効締固め係数 R_c は比例関係にある($\varepsilon_v=100 \cdot R_c \cdot \alpha_s$)。そこで、今回の場合について(地盤全体の R_c /杭間での R_c)を求めてみると、(地盤全体の ε_v /杭間中央位置での ε_v)=9%/6.5%=1.4となる。

一方、安田ら^{8)~10)}は、レベル2地震動に対しては、①SCPによる改良地盤では静止土圧係数 K_0 が増加している、②杭間の最も締固め効果が少ない地点(杭間中央位置)で設計がなされている、および③剛性のより大きな締固め砂杭が地盤内に等間隔に配置されている、な

どを考慮する必要があるのではないかと述べている。

ここで、上述のうち②について言えば、地盤の平均的な R_c として、杭間中央位置での R_c より大きな数値をとれることがわかる。また以上より、盛上がり高さ ΔH は次式のように修正される。

$$\Delta H = (1 - \alpha R_c) D \cdot \alpha_s \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 α の数値は表—1の結果も考慮して、 $\alpha=1.4 \sim 1.9$ 程度にとれる(原地盤の平均 $F_c=15\%$ 、 $R_c=0.50$ とした)が、対象とする地盤改良範囲に応じて、土の側方への移動を考慮しつつ決定する必要がある。

4. おわりに

本文では、締固め砂杭工法の新しい設計方法を提示した。また間接的ではあるが、地盤全体と杭間中央位置での改良効果の評価を行い、同時に施工後の盛上がり高さの算定式を提案した。

本報告が、レベル2地震に対する設計にあたって、改良目標基準や品質目標基準を見直す議論のための一材料となれば幸いである。

参 考 文 献

- 1) Yasuda, S., Ishihara, K., Harada, K. and Shinkawa, N.: Effect of Soil Improvement on Ground Subsidence due to Liquefaction, Soils and Foundations, Special Issue, pp. 99~107, 1996.
- 2) 水野恭男・末松直幹・奥山一典：細粒分を含む砂質地盤におけるサンドコンパクションパイル工法の設計方法、土と基礎、Vol. 35, No. 5, pp. 21~26, 1987.
- 3) 山本 実・酒井成之・中角 功・東 祥二・野津光夫・鈴木亮彦：砂杭による砂質地盤の締固め効果の推定方法、第32回地盤工学研究発表会、pp. 2315~2316, 1997.
- 4) 時松孝次・吉見吉昭：細粒分含有率と N 値を用いた液状化判定法と液状化対策、建築技術、No. 420, 1986.
- 5) 山田 隆・野津光夫：非振動式締固め砂杭工法による砂地盤の締固め効果、第31回地盤工学研究発表会、pp. 49~50, 1996.
- 6) 山本 実・野津光夫・山田 隆・小飼喜弘：静的締固め砂杭工法の改良効果、第32回地盤工学研究発表会、pp. 2317~2318, 1997.
- 7) 原田健二・山本 実・大林 淳：静的締固め砂杭工法による締固め改良地盤の密度増加の評価について、第33回地盤工学研究発表会、pp. 2155~2156, 1998.
- 8) 松尾 修・安田 進・山本 実・原田健二・橋本 隆：レベル2地震動における改良地盤の評価に関する実証的研究、第24回地震工学研究発表会講演概要集、pp. 273~276, 1997.
- 9) 安田 進：液状化対策法と流動に対する設計法、地盤の液状化および流動講習会講演資料、地盤工学会、pp. 58~72, 1998.
- 10) 大林 淳・原田健二・山本 実・佐々木康：締固め地盤の液状化抵抗に関する評価、第10回日本地震工学シンポジウム論文集、pp. 1411~1416, 1998.

(原稿受理 2000.3.6)