

液状化対策としての締固め工法の設計法に関する研究

平成 22 年

山 崎 浩 之

名古屋工業大学博士論文
乙第266号(論文提出による)
平成22年3月16日授与

液状化対策としての締固め工法の設計法に関する研究

平成 22 年

山崎 浩之

目 次

1. 序論	1
1.1 本研究の背景と目的	1
1.2 本論文の構成	4
2. 締固め工法施工時の圧入率と N 値増加	7
2.1 締固め工法の概要	7
2.2 既往の圧入率の設定法	10
2.3 実施工における N 値増加の特性	16
2.4 まとめ	24
3. 締固め工法に関する模型実験	26
3.1 CPG の模型試験	26
3.2 SCP の模型試験	34
3.3 まとめ	43
4. 締固め後の N 値の新しい予測法	45
4.1 杭間土の体積圧縮モデル	46
4.2 N 値増加の予測法	48
4.3 提案手法の実測値による確認	54
4.4 提案法と C 法の比較	62
4.5 砂杭打設による地盤の盛り上がりについての簡単な考察	67
4.6 模型試験結果の考察	69
4.7 まとめ	72
5. 締固め工法の新しい設計法	74
5.1 細粒分含有率補正法の提案	74
5.2 側圧の増加の影響を考慮した予測式の提案	88
5.3 SCP の圧入率設定の設計法	95
5.4 CPG の圧入率設定の設計法	101
5.5 考察	108
5.6 まとめ	113

6. 施工時の地盤変形の予測法	116
6.1 地表面隆起量の予測法	116
6.2 実測値との比較および検証	122
6.3 考察	131
6.4 まとめ	145
7. 結論	147

1. 序論

1.1 本研究の背景と目的

地震時の液状化現象は、土木・建築施設の大きな被害要因となっている。表-1.1 は、野田が過去の港湾施設における被災地震で、液状化が発生した場合と発生しない場合の被災額をまとめたものである¹⁾。表-1.1 から、同規模の地震でも液状化が発生した場合には、発生しない場合の10倍以上の被災額になっていることがわかる。

表-1.1 被災地震での被災額¹⁾

地震	マグニチュード	港	地盤	最大地盤加速度 (Gal)	液状化の発生	被害額 (百万円)
1964年新潟地震	7.5	新潟	砂質土	159	有	49700*
1968年十勝沖地震	7.9	八戸	砂質土	233	無	1980*
1978年宮城県沖地震	7.4	塩釜 石巻	粘性土 砂質土	273 195~210(推定)	無 有	160* 3008*
1982年浦河沖地震	7.3	室蘭	砂質土	164	無	120
1983年日本海中部地震	7.7	秋田	砂質土	205	有	6400

*1978年の額に換算

上記のようなことから、地震時の液状化現象は、施設の設計において重要な照査項目となっており、例えば、港湾施設の整備ではL1地震動に対しては液状化対策を行い、液状化の発生を防ぐというのが基本的な考え方である²⁾。L2地震動に対しては、液状化の発生を完全に防ぐわけではなく、変形量を許容値以内に収めるという考え方であるが、そのためには何らかの液状化対策が必要となることが多い。

液状化対策は、対策原理から8つに分類される³⁾。①締固め工法、②間隙水圧消散工法、③固結工法、④地下水位低下工法、⑤過圧密工法、⑥せん断変形抑制工法、⑦置換工法、⑧構造的対策の8つである。これらのうち、最も多く使用されているのが、①締固め工法である。地盤工学会が平成10~15年の実績を調査したところによると、締固め工法は工事件数で全体の62%、改良体積で83%を占めている⁴⁾。

締固め工法のシェアが大きい理由は、他の工法には締固め工法と比較して劣る以下のような欠点があるからである。

まず、②の間隙水圧消散工法の場合には改良範囲にドレーンを打設し、地震時に発生する過剰間隙水圧を消散させ、液状化を防ぐのであるが、「ねばり」が弱いという欠点がある。これは、間隙水圧消散工法の場合には、地盤の液状化抵抗自体は未改良のままであるので低く、設計地震動以上の地震が発生した場合には地震動の増加に対して急激な大変形となるということである。また設計地震動が衝撃的な場合には間隙水圧を消散させるための時間が短くならなければならない、ドレーン材のピッチが非常に狭くなり、施工不可能となる。さらに、対策原理から多かれ少なかれ、排水に伴う沈下が発生する。

③の固結工法の場合にはセメントや薬液などを用いて土粒子骨格を固めるのであるが、

固結材を用いることからコストが高くなる。

④の地下水位低下工法の場合には常に地下水位を低下させておく必要がありランニングコストがかかるということと、周辺地盤への地下水低下による悪影響がある。

⑤の過圧密工法の場合には過圧密にするための施工法が限定され、およびこれに関連して改良効果が限定的となり、液状化抵抗を大幅に上げることができない。

⑥のせん断変形抑制工法の場合には対策範囲を地中壁などで囲い未改良部分を残し、地震時のせん断変形を小さく抑えることにより液状化を防ぐのであるが、その解析法、設計法が難しく、効果の信頼性が高くない。

⑦の置換工法の場合には液状化しない材料で置き換えるのであるが、土砂の処分が問題となる。

⑧の構造的対策の場合には、①～⑦が地盤改良による対策であったが、地盤改良を行わず杭などを地盤に設けて地盤が液状化しても構造物に被害を発生させないようにするものである。しかし、岸壁などの港湾構造物の場合は大きな偏荷重が作用する構造物であることや、岸壁自体が液状化発生の可能性のある裏埋めも含めてできていることなどから、構造的対策がとられることは少ない。

以上のような欠点が各対策工法にはあるが、①の締固め工法に欠点がないわけではない。締固め工法は、地盤に補給砂やモルタルなどを圧入、あるいは地盤を振動させることにより地盤を締める工法である。そのため、土圧の増加や地盤変状があり、あるいは振動を伴う施工の場合には地盤に振動が発生するので、既設構造物などに悪影響を及ぼすことがある。したがって、既存施設との関係から、締固め工法は採用されないことがある。また、非常に細粒分が多い土層の場合には締固めは困難となる。このような特別な場合に他の工法が採用されることになる。

以上から、締固め工法は、液状化対策で最も多く採用されている。しかし、その設計法の根幹である、圧入率（改良率）に関する設計法は、土質力学の観点から見た場合、非常に経験的であり、土の力学特性が反映されていないものであったと考える。圧入率の設計は、地盤のN値を、液状化予測判定で液状化しないと判断されるN値、いわゆる目標N値になるように圧入率を設定するもので、圧入後のN値を予測するというものである。従来からの方法には、A法、B法、C法、D法というものがあり^{5), 6)}、これら4種類のうちのいずれかが設計で採用されていた。A法は、締固め工法の実績から圧入率をパラメータとして、改良前と改良後のN値の関係がチャートとして示されたものである。ただし、A法⁷⁾は、細粒分含有率が $F_c=20\%$ 以上の細粒分の多い地盤に対しては適用不可で、また地盤の上載圧の影響が考慮できない。B法⁸⁾は、圧入された補給砂の体積と同量だけ地盤が締まるという仮定を置き、これと相対密度とN値の経験的な関係を用いて、圧入後のN値を予測するものである。ただし、B法はA法と同じく細粒分の多い地盤には適用できない。C法⁹⁾は、B法と基本的に同じ考えであるが、細粒分の多い地盤に対しても適用できるように、細粒分補正ができるようになっている。D法¹⁰⁾は既存の方法の中で最も新しいもので、C法に加

え、施工時に発生する盛上りを考慮して提案されたものである。これら 4 つの方法では C 法が最も一般的に使われてきた方法である。しかし、補給砂と同量だけ地盤は締まるという仮定は、地盤が盛り上がるという実現象を再現しておらず、この点に関して土の力学的挙動が反映されていないと考える。また、D 法は盛上りを考慮して提案されてはいるが、土の力学挙動の観点から考察されたとはいえないと考える。

以上が従来からの設計法である。本研究では、従来からの圧入率設定に関する設計法を土の力学的挙動の観点から見直し、精度を向上させることを目的としている。

また、近年既設構造物に対しての液状化対策が重要課題となっている。適用可能な工法は限られており、地盤にボーリング孔を設け薬液を注入し地盤を固結させるもの¹¹⁾と、締固め工法の場合にはボーリング孔を設けモルタルを圧入し地盤を締め固めるものがある。このうち前者は、地盤に対して隆起や土圧増加などの悪影響を与えず、さらに曲がりボーリングを利用できることから直線ボーリングでは施工できない箇所に対しても施工できるので既設構造物に対しては最もふさわしいのであるが、コストが高いということと細粒分含有率が高い場合には施工不可能になるという欠点がある。一方、後者の締固めによるものは、前者よりもコストは低くまた細粒分含有率が高い場合でも施工可能であるが、地盤に対して隆起や土圧増加などの悪影響を与えるという欠点がある。そのため、締固め工法施工時の地盤の盛り上がりなどの地盤変形を照査する必要性が高まってきている。しかし、これについても検討は経験的であり、定量的に評価する方法がないのが現状であったと考える。そこで、本研究では、締固め工法施工時の地盤変状、特に地表面の隆起についても検討を行い、その定量的な評価法を提案することを目的としている。

なお、本論文で対象とした締固め工法は、サンドコンパクションパイル工法 (SCP) と静的圧入締固め工法 (CPG) の 2 つの締固め工法である。

1.2 本論文の構成

本論文では液状化対策として締固め工法を用いる場合の設計法について、特に圧入時の地盤挙動を土の力学的挙動の観点から考察する。そして、圧入率に関する新しい設定法を報告する。また、施工による地盤隆起量の予測法についても提案する。

図-1.1 に本論文の構成を示す。

最初に、第2章では圧入率の設定に関して、既往の設計法・N値の予測法についての説明を行い、実際の締固め工法の施工におけるN値の増加と、既往の方法(C法)による予測N値との対応を述べる。そして、既往の設計法の問題点を示す。

第3章では、締固め工法に関する室内模型試験結果を説明する。室内模型試験は、実際の施工過程を再現させ、密度増加と圧入率の関係、あるいは土圧増加などを調べている。

第4章では、SCPに対する新しいN値の予測法を提案し、現地データを用いてその適用性を確認する。また、既往の方法(C法)との比較を行っている。さらに、3章の模型試験結果を用いて新しい方法を考察している。

第5章では、4章で提案した方法に、細粒分含有率の影響を考慮する方法、土圧係数K値の影響を考慮する方法を提案し、実測値に基づいて検証する。CPGについてもSCPと同様にN値の予測法を提案し、実測値に基づいて検証する。そして、液状化予測判定による目標N値の設定も考慮した上で、SCP、CPGの圧入率の設計法を提案する。最後に、提案したN値予測法を用いて、締固めについての考察を行っている。

第6章では、締固め工法施工時の地盤隆起の予測法を、特にCPGを対象に提案している。地盤隆起予測法は提案したN値予測法を利用し、これと球状拡張という考え方から構築されている。提案した隆起予測法を現場の観測データと比較して検証している。さらに、隆起に関していくつかの考察を行っている。

第7章では、本論文で得られた成果を総括している。

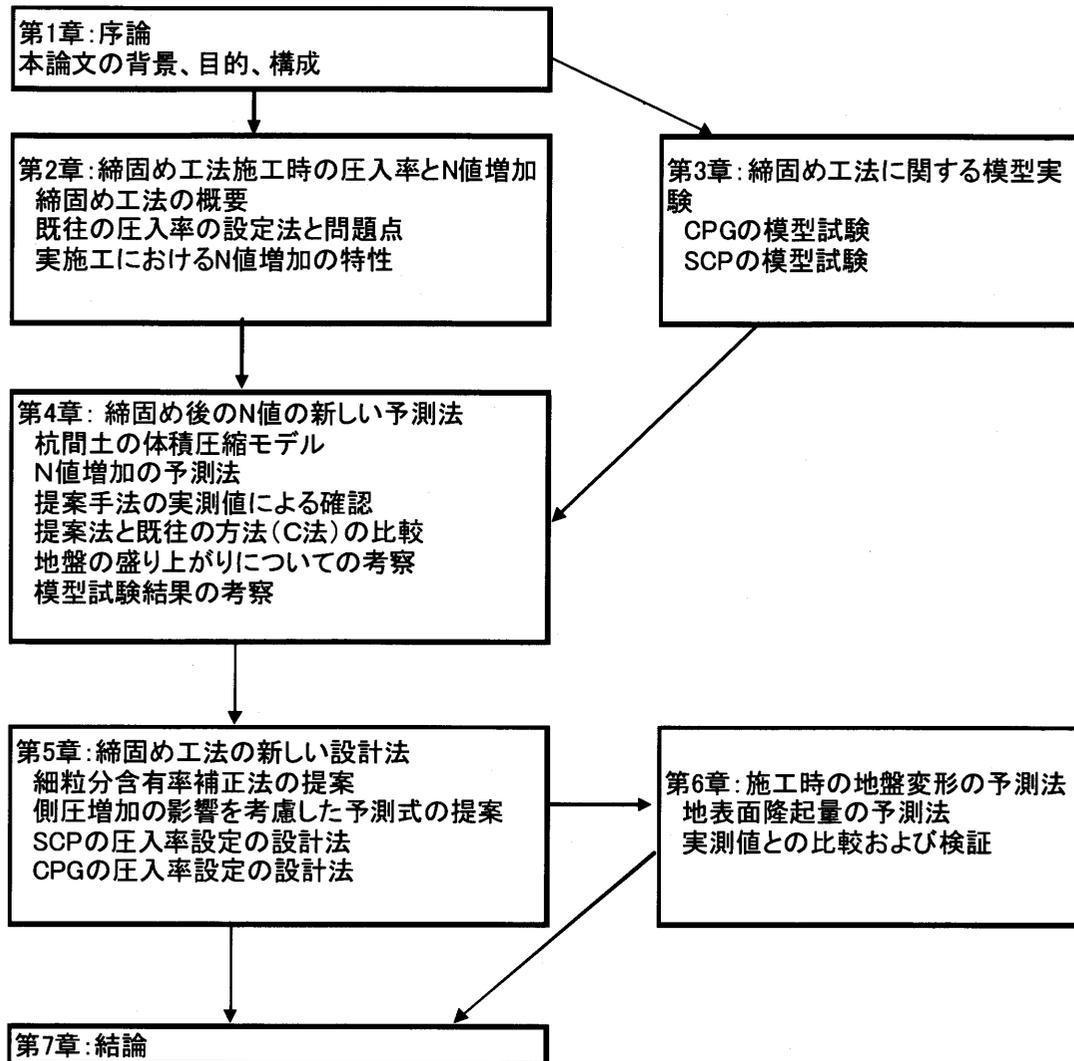


図-1.1 本論文の構成

参考文献

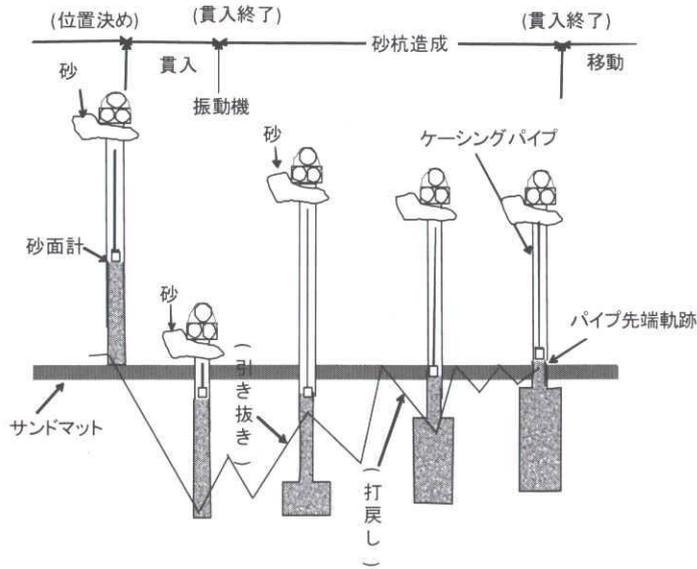
- 1) 野田節男：ウォーターフロント開発と液状化，土と基礎，Vol.39，No.2，pp.1-4，1991.
- 2) 国土交通省港湾局監修：港湾の施設の技術上の基準・同解説（下），日本港湾協会，pp.929-930，2007.
- 3) 沿岸技術研究センター：埋立地の液状化対策ハンドブック（改訂版），pp.141-146，1997.
- 4) 地盤工学会：液状化対策工法，地盤工学・実務シリーズ 18，pp.195-204，2004.
- 5) 沿岸技術研究センター：埋立地の液状化対策ハンドブック（改訂版），pp.147-159，1997.
- 6) 地盤工学会：液状化対策工法，地盤工学・実務シリーズ 18，pp.234-242，2004.
- 7) 不動建設研究室：コンポーザーシステムデザインマニュアル，pp.11-18，1971.
- 8) 小川充郎，石堂稔：砂質土に対するバイブロコンポーザー工法の適用について，土と基礎，Vol.13，No.2，pp.77-81，1965.
- 9) 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法，土と基礎，Vol.35，No.5，pp.21-26，1987.
- 10) 山本実，原田健二，野津光夫：締固め工法を用いた緩い砂質地盤の液状化対策の新しい設計法，土と基礎，Vol.48，No.11，pp.17-20，2000.
- 11) 山崎浩之，横尾充，向井雅志，山田岳峰，三原孝彦：曲がりボーリングを用いた薬液注入による液状化対策の実証試験，土木学会論文集，No.756/VI-62，pp.89-99，2004.

2. 締固め工法施工時の圧入率と N 値増加

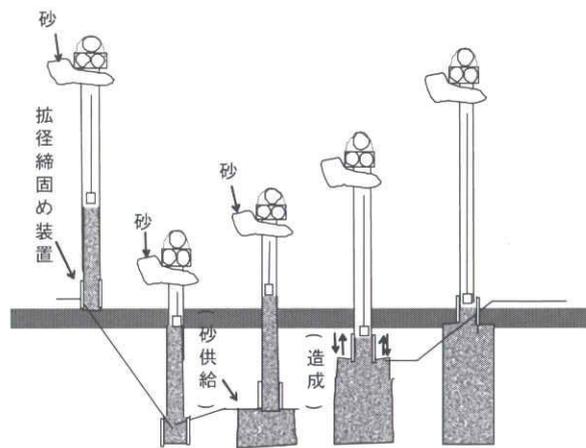
2.1 締固め工法の概要^{1)~4)}

締固め工法にはいくつもの工法が開発されているが、本論文ではサンドコンパクションパイル工法（以下 SCP）と静的圧入締固め工法（以下 CPG）を対象とする。

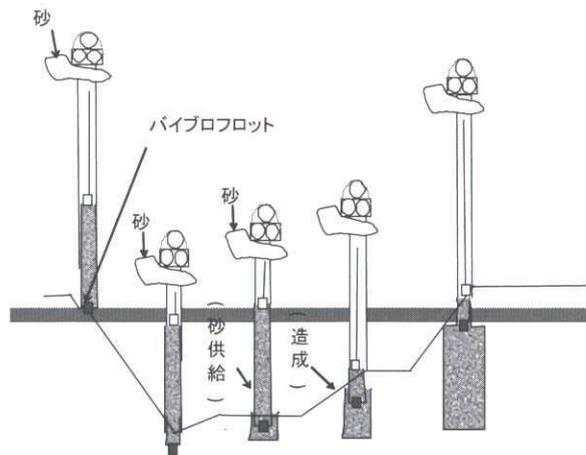
SCP は、図-2.1 で示されるように地盤内にケーシングを貫入させ、補給砂を投入し、それを拡径して砂杭を造成し、杭間の地盤を締め固める工法である。ケーシングの径は 40cm で拡径後の砂杭径は 70cm が標準である。砂杭の打設ピッチは後述の圧入率により決定される。SCP には振動を伴って施工するものと振動を伴わず静的に施工するものの 2 種類が開発されている。振動を伴うものは施工速度が速いのでコスト面で有利となるが、構造物近傍や市街地では施工時に問題を起こす可能性があるため、そのような場合に静的なものが利用される。ただし、既設構造物直下地盤に対しては施工が困難である。



(a) 打戻し締固め方式



(b) 先端拡張締固め方式



(c) 先端振動締固め方式

図-2.1 SCPの施工

CPGは、図-2.2で示されるように、地盤をボーリングマシンで削孔し、低流動性モルタルを高圧で圧入してモルタル杭を造成し、モルタル杭間の地盤を締め固める工法である。モルタルは深さ方向に33cmピッチで圧入され、モルタル杭のピッチは1.7m~2.0m程度である。圧入されるモルタル量は圧入率により設定される。

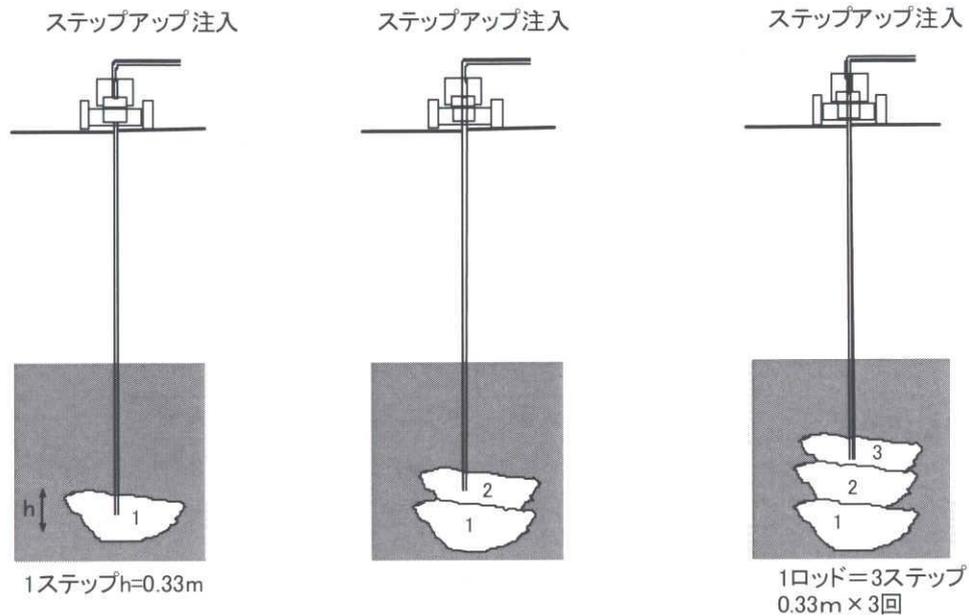


図-2.2 CPGの施工

締固め工法には上記以外に、振動棒工法、重錘落下締固め工法、バイプロタンパー工法、発破工法などがあるが、実施工で採用されている締固め工法のほとんどは前述のSCPに分類されるものである。また、SCPは既設構造物直下地盤に対しては施工が困難であるが、既設構造物直下地盤に適用可能な唯一の締固め工法がCPGである（モルタルではなく、砂にポリマーを添加させた補給砂を静的に圧入するものが開発されているが、原理はCPGと同じものとする）。このようなことから、本論文ではSCPとCPGを締固め工法の対象としている。

2.2 既往の圧入率の設定法

(1) 圧入率

液状化対策として締固め工法を用いる場合には、目標 N 値が設定され、目標 N 値を達成できるように圧入率（改良率，置換率と呼ばれることもある） F_v が決定される。圧入率とは図-2.3 で示されるように、各杭の分担面積に対する杭の断面積として定義されるもので、式(2.1)，(2.2)で表される。

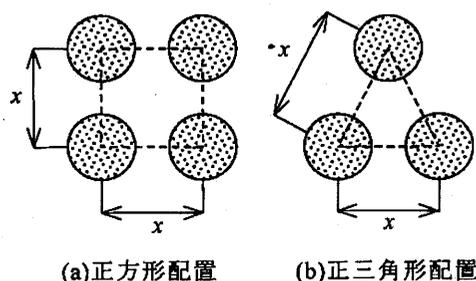


図-2.3 圧入率の説明

正方形配置の場合

$$F_v = \frac{A_v}{A} = \frac{A_v}{x^2} \quad (2.1)$$

正三角形配置の場合

$$F_v = \frac{A_v}{A} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{A_v}{x^2} \quad (2.2)$$

ここに、 F_v は圧入率、 A_v は造成された砂杭（モルタル杭）の断面積で、SCP であれば通常は直径=0.7m であるので $A_v=0.38\text{m}^2$ となる。A は杭の分担面積で x は杭芯間の距離である。

(2) 圧入率の設計法^{1)~8)}

上記の圧入率を目標 N 値に対して設定する方法として、SCP については A 法⁵⁾，B 法⁶⁾，C 法⁷⁾，D 法⁸⁾ というものが提案されている。CPG については C 法のみが利用されていたようである³⁾。

ここでは、A 法，B 法には細粒分含有率の影響が考慮されておらず、C 法，D 法と比較して汎用性が低いので、C 法と D 法について説明する。C 法，D 法とも必要となる情報は、原地盤の N 値，目標 N 値，有効上載圧，細粒分含有率である。

a) C 法

C 法は砂杭打設による杭間の地盤挙動を図-2.4 で示されるように仮定している。すなわ

ち、圧入される砂杭と同等だけ杭間地盤は縮まると考えており、これを間隙比と圧入率の関係で表すと次式となる。

$$F_v = \frac{-\Delta e}{1+e_0} = \frac{e_0 - e_1}{1+e_0} \quad (2.3)$$

ここに、 e_0 は圧入前の原地盤の間隙比、 e_1 は圧入後の杭間の間隙比である。

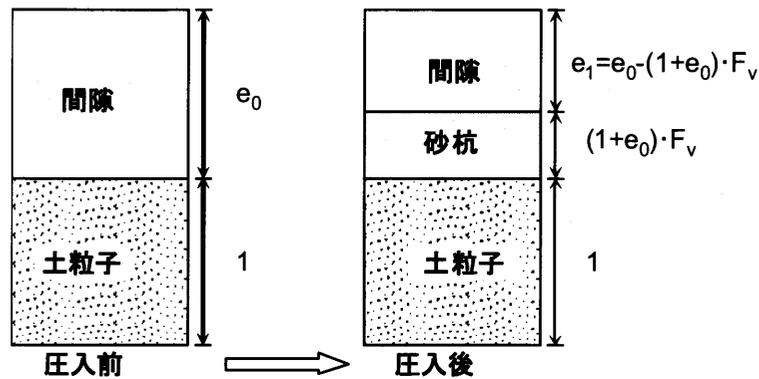


図-2.4 C法での仮定

①C法ではまず、細粒分含有率から最大間隙比と最小間隙比を平間の提案した経験式⁹⁾の次式を用いて求める。

$$\begin{aligned} e_{\max} &= 0.02 \cdot F_c + 1.0 \\ e_{\min} &= 0.008 \cdot F_c + 0.6 \end{aligned} \quad (2.4), (2.5)$$

ここに、 e_{\max} は最大間隙比、 e_{\min} は最小間隙比、 F_c は細粒分含有率(%)である。

②原地盤の相対密度を Meyerhof の式^{10), 11)}を用いて N 値と有効上載圧から求め、地盤の初期間隙比を次式で求める。

$$\begin{aligned} D_{r0} &= 21 \cdot \sqrt{\frac{N_0}{0.7 + \sigma_v' / 98}} \\ e_0 &= e_{\max} - \frac{D_{r0}}{100} (e_{\max} - e_{\min}) \end{aligned} \quad (2.6), (2.7)$$

ここに、 D_{r0} は原地盤の相対密度(%), N_0 は原地盤の N 値、 e_0 は初期間隙比、 σ_{v0}' は有効上載圧(kN/m^2)である。

③細粒分含有率による増加 N 値に対する低減率 β を細粒分含有率から次式で求める。

$$\beta = \frac{\Delta N}{\Delta N'} = \frac{N_1 - N_0}{N_1' - N_0} = 1.05 - 0.51 \cdot \log(F_c) \quad (2.8)$$

ここに、 β は N 値の増加に関する低減率、 N_1 は圧入後の N 値（目標 N 値）、 N_1' は細粒分の影響がない場合の圧入後の N 値である。

④低減率 β を考慮して、細粒分がないとした場合の計算 N 値 N_1' を次式で求める。

$$N_1' = \frac{N_1 - N_0}{\beta} + N_0 \quad (2.9)$$

⑤細粒分がないとした場合の計算 N 値 N_1' を用いて、圧入後の間隙比 e_1 を次式で求める。

$$D_{r1} = 21 \cdot \sqrt{\frac{N_1'}{0.7 + \sigma_v'/98}} \quad (2.10), (2.11)$$

$$e_1 = e_{\max} - \frac{D_{r1}}{100} (e_{\max} - e_{\min})$$

ここに、 D_{r1} は圧入後の杭間地盤の相対密度(%), e_1 は圧入後の杭間地盤の間隙比である。

⑥圧入率 F_v を次式で求める。

$$F_v = \frac{e_0 - e_1}{1 + e_0} \quad (2.12)$$

⑦得られた圧入率 F_v から杭芯のピッチを求める。

以上が C 法による設計法である。繰返しになるが、C 法では式(2.3)で示されるように圧入された砂杭体積だけ杭間の間隙比は小さくなると考えている。

b) D 法

D 法は砂杭打設による杭間の地盤挙動を図-2.5 で示されるように仮定している。すなわち、有効締固め係数 R_c というものを導入し、圧入された砂杭の数割しか締まらないとしている。これを間隙比と圧入率の関係で表すと次式となる。

$$R_c \cdot F_v = \frac{-\Delta e}{1 + e_0} = \frac{e_0 - e_1}{1 + e_0} \quad (2.13)$$

ここに、 R_c は有効締固め係数で、後述するように細粒分含有率との関係で表され、1.0以下の値をとる。

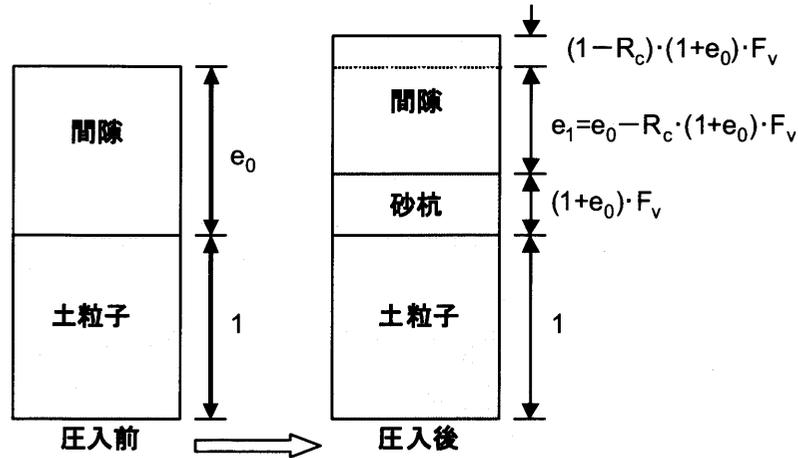


図-2.5 D法での仮定

①D法でもまず、C法と同じように、細粒分含有率から最大間隙比と最小間隙比を次式で求める。

$$e_{\max} = 0.02 \cdot F_c + 1.0 \quad (2.4), (2.5)$$

$$e_{\min} = 0.008 \cdot F_c + 0.6$$

②細粒分による補正N値増分 ΔN_f を表2-1に示す関係から求める。

表-2.1 細粒分によるN値の補正増分

$F_c(\%)$	ΔN_f
0~5	0
5~10	$1.2 \times (F_c - 5)$
10~20	$6 + 0.2 \times (F_c - 10)$
20~	$8 + 0.1 \times (F_c - 20)$

③原地盤N値と有効上載圧から、圧入前の相対密度および間隙比を次式で求める。

$$D_{r0} = 21 \cdot \sqrt{\frac{N_0}{0.7 + \sigma_v'/98} + \frac{\Delta N_f}{1.7}} \quad (2.14), (2.15)$$

$$e_0 = e_{\max} - \frac{D_{r0}}{100} (e_{\max} - e_{\min})$$

④細粒分含有率による増加 N 値に対する有効締固め係数 R_c を次式で求める。

$$R_c = 1.05 - 0.46 \cdot \log(F_c) \quad (2.16)$$

⑤目標 N 値 N_1 から圧入後の相対密度 D_{r1} と間隙比 e_1 を次式から求める。

$$D_{r1} = 21 \cdot \sqrt{\frac{N_1}{0.7 + \sigma_v'/98} + \frac{\Delta N_f}{1.7}} \quad (2.17), (2.18)$$

$$e_1 = e_{\max} - \frac{D_{r1}}{100} (e_{\max} - e_{\min})$$

⑥必要な圧入率 F_v を次式で求める。

$$F_v = \frac{e_0 - e_1}{R_c \cdot (1 + e_0)} \quad (2.19)$$

⑦得られた圧入率 F_v から杭芯ピッチを求める。

以上が D 法による圧入率の設計である。

c) 既存の設計法の問題点

前述の C 法と D 法の違いは、砂杭圧入による地盤の隆起を考慮しているか否かであるとされ、D 法では細粒分が多くなると地盤隆起が顕著となり、その影響が有効締固め係数 R_c に反映されているということである。しかし、C 法における細粒分による低減係数 β は、実測の N 値の増分と、計算において細粒分による低減を行わない場合、すなわち β を $\beta=1$ とし得られる計算増分 N 値の比を、細粒分含有率に対して整理し求められたものである。実測の N 値が得られた施工において隆起は当然生じているはずなので、C 法においても隆起の影響を β という係数を用いることにより考慮されているものと考えられる。すなわち、C 法では D 法の式(2.13)のように隆起の影響が明には現されていないだけであると解釈でき、細粒分による締固め効果の低下を考慮しているという意味で、本質的には両者は同じものであると考える。

土の力学的特性から両者の方法に問題があると考えられるのは、締固め効果におよぼす

原地盤密度の影響を考慮できていないということである。これは、例えば、細粒分含有率が1%程度の場合、C法の低減係数 β は $\beta=1$ 、D法も有効締固め係数 R_c は $R_c=1$ となる。これは、細粒分含有率による補正は全くないので圧入された砂杭体積だけ締まるということである。ところが、実際には砂は密度が小さいと良く締まるが、ある程度密になると締まりにくくなり、地盤は隆起することになる。逆に、緩い場合には沈下を示すこともある。この点が反映されていないのでメカニズム的に必ず予測N値に誤差を生じることになる。

2.3 実施工における N 値増加の特性

ここでは、振動型の SCP と CPG の施工での N 値の増加特性を、実事例を用いて解析する。また、前節で示した既往の設計法の問題点を、C 法を例にとって示す。

(1) SCP における N 値の増加特性^{12), 13)}

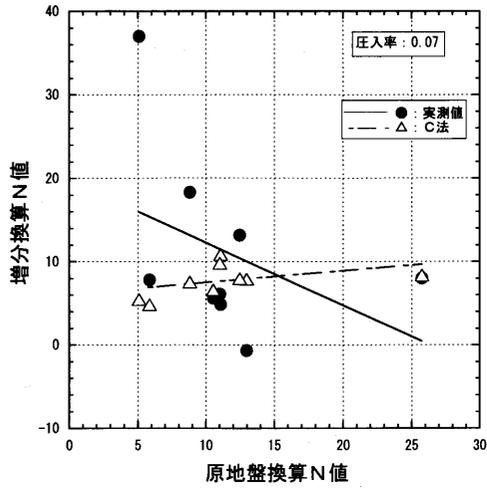
SCP 工法の事例は、我が国の港湾・空港において、国の直轄事業として実施されたもので、改良前 N 値、改良後 N 値、圧入率、および細粒分含有率のデータを集積したものである。集積したデータの内、ここで対象とするのは SCP 施工の事前と事後の土質調査で N 値と細粒分含有率の両方のデータが揃っていた 25 地点のものとした。さらに、事前・事後の粒度試験で細粒分含有率の差が 10%以内で、かつ、細粒分含有率が約 30%以下の土層を対象とした。細粒分含有率が 30%以下のものを対象とした理由は、SCP 工法の効果が N 値の増加として明確に現れるのは、一般的に細粒分含有率が 30%以下の土層だからである。また、対象とした SCP の施工法は、静的な締固めによるものは除外したが、打戻し方式など締固め方式については不明である。

a) 改良前の原地盤 N 値と増分 N 値の関係

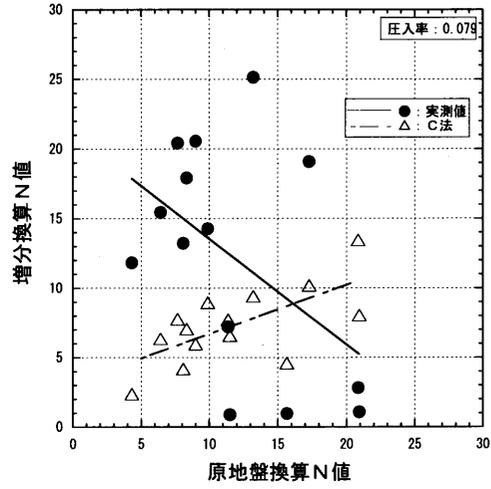
改良前の原地盤の換算 N 値と換算 N 値の増分の関係を、圧入率 $F_v = 0.07, 0.079, 0.133, 0.15, 0.171, 0.196$ について図-2.6 に示す。また、図-2.6 には C 法を利用することにより予測された増分換算 N 値の関係も合わせて示す。なお、実線および一点鎖線は実測値および C 法による予測値と原地盤 N 値の関係を一次関数で回帰分析し線型近似したものである。ここで、換算 N 値は有効鉛直圧力が 98kN/m^2 に補正された N 値で、次式で表される^{10), 11)}。

$$N_{98} = \frac{a_{98}}{b_{98} + \sigma_v'} \cdot N \quad (2.20)$$

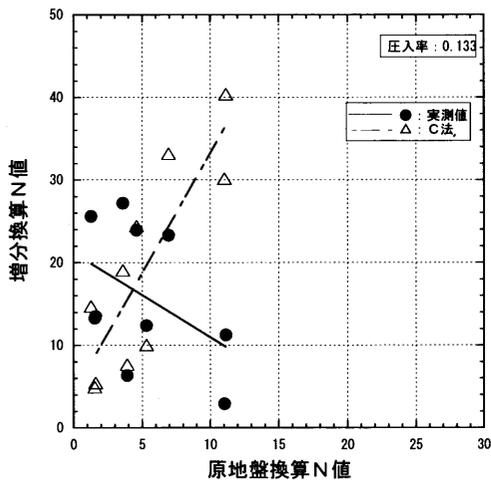
ここに、 N_{98} は換算 N 値、 a_{98} 、 b_{98} は実験的に求められた係数で、 $a_{98} = 167(\text{kN/m}^2)$ 、 $b_{98} = 69(\text{kN/m}^2)$ である。



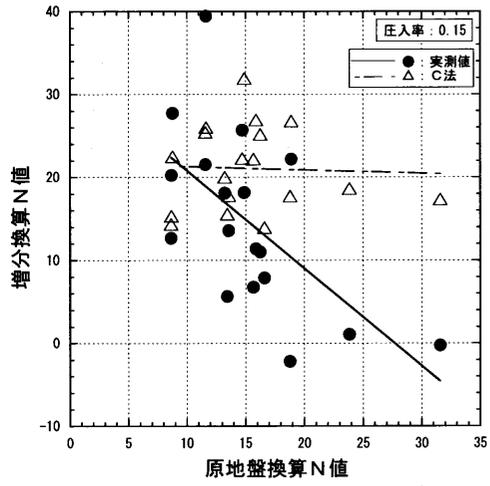
(a) $F_v=0.07$



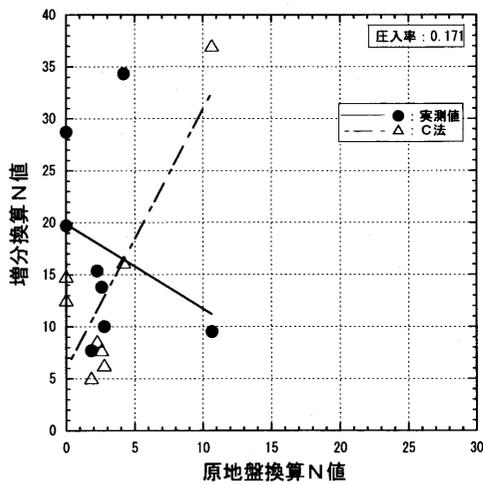
(b) $F_v=0.079$



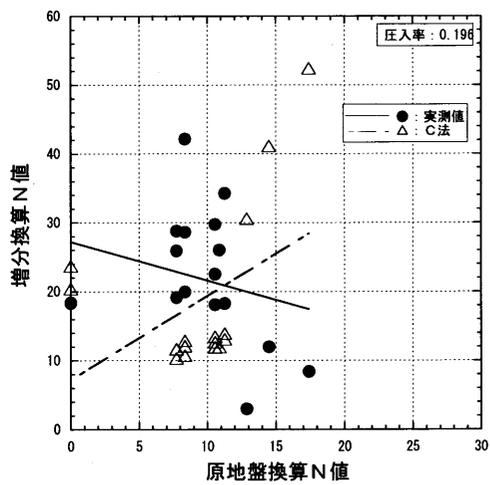
(c) $F_v=0.133$



(d) $F_v=0.15$



(e) $F_v=0.171$



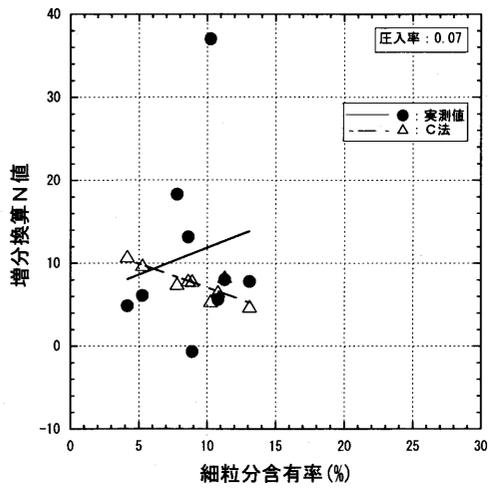
(f) $F_v=0.196$

図-2.6 各圧入率 F_v に対する原地盤換算N値と増分換算N値の関係

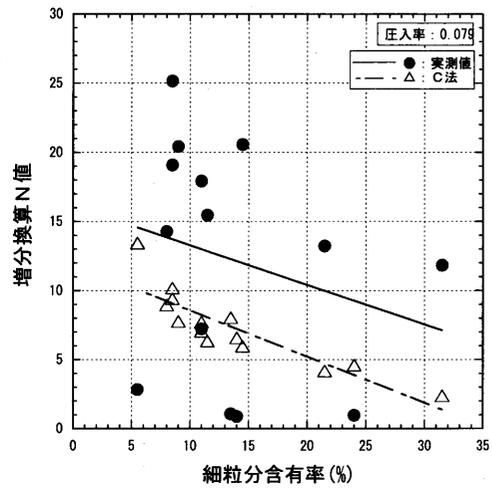
図-2.6 から、プロットに大きなばらつきはあるが、原地盤換算 N 値が大きくなると、実測の増分換算 N 値は小さくなる傾向があることがわかる。しかし、C 法による増分換算 N 値の予測値は、換算 N 値が大きくなると値が大きくなっており、実測と反対の傾向になっている。したがって、原地盤の換算 N 値を変数とした場合には、C 法は実測値を定性的に予測できないといえる。この原因は前節で示したように、C 法では原地盤密度の影響を考慮していないということに起因している。

b) 細粒分含有率と増分 N 値の関係

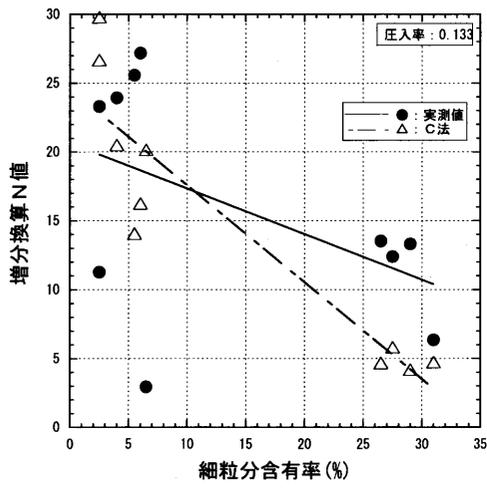
図-2.7 は圧入率ごとに、細粒分含有率と実測の増分換算 N 値および C 法による予測の増分換算 N 値の関係を示したものである。また、図-2.7 中の実線と一点鎖線は図-2.6 と同様な近似線である。図-2.7 から、実測の増分換算 N 値と細粒分含有率の関係は、圧入率が 0.07 と 0.196 の 2 つを除いて、細粒分含有率が大きくなると増分換算 N 値は減少する傾向にある。C 法による予測は、細粒分含有率が大きくなるとすべての圧入率において増分換算 N 値が小さくなる結果になっている。増分換算 N 値の実測値と C 法による予測値を比較すると、圧入率が 0.15 の場合を除き、C 法による予測値の方が細粒分含有率に対して低減が大きいことがわかる。



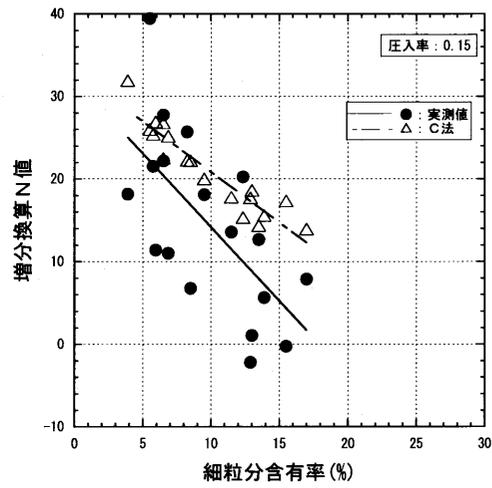
(a) $F_v=0.07$



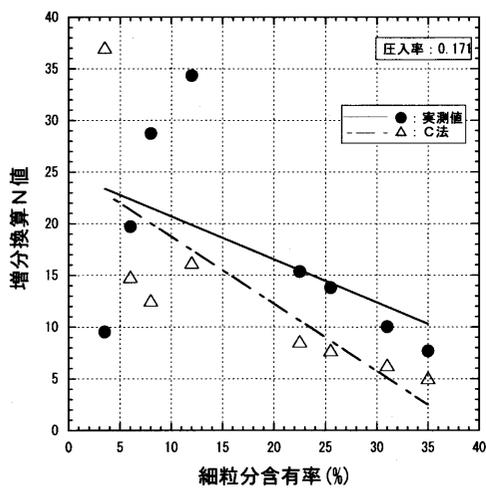
(b) $F_v=0.079$



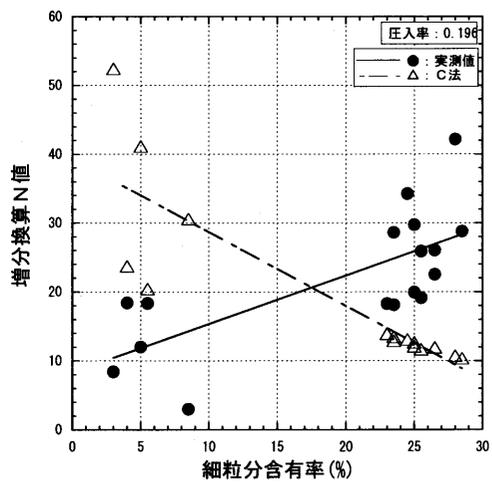
(c) $F_v=0.133$



(d) $F_v=0.15$



(e) $F_v=0.171$



(f) $F_v=0.196$

図-2.7 各圧入率 F_v に対する細粒分含有率と増分換算N値の関係

c) 圧入率と増分N値の関係

図-2.8は圧入率と増分換算N値の関係を図-2.6, 図-2.7の実測値の近似線を基に調べたもので, 図-2.8(a)は図-2.6の各実測の近似線について原地盤換算N値が0, 5, 10, 15の場合の増分換算N値を圧入率に対して整理したものである. 図-2.8(b)は, 図-2.7の近似線について細粒分含有率が0, 10, 20, 30%の場合の増分換算N値を圧入率に対して整理したものである. また, 図-2.8には線型回帰による各プロットの近似線を示す.

図-2.8(a), (b)の各プロットは, 図-2.8(b)の細粒分含有率が30%のものを除くと, いずれの場合も圧入率とともに増分換算N値が大きくなる関係がある. これは, SCPが圧入率を大きくすることにより, より締め固め効果をあげることができることを示すもので, 当然の結果といえる.

増分換算N値と圧入率の关系到及ぼす原地盤N値の影響については, 図-2.8(a)から原地盤N値が大きい方が同じ圧入率に対して増分換算N値は小さくなることわかる. 細粒分含有率の影響については, 細粒分含有率が大きくなると同一の圧入率に対して増分換算N値は小さくなる. また, 細粒分含有率が大きくなると, 近似線の勾配は小さくなっている. このことから細粒分含有率が大きい場合には圧入率を上げてても原地盤のN値増加に対する効果は少ないといえる. したがって, 従来からいわれるように, 締め固め工法は細粒分含有率が大きい地盤では適用性が低いということがわかる.

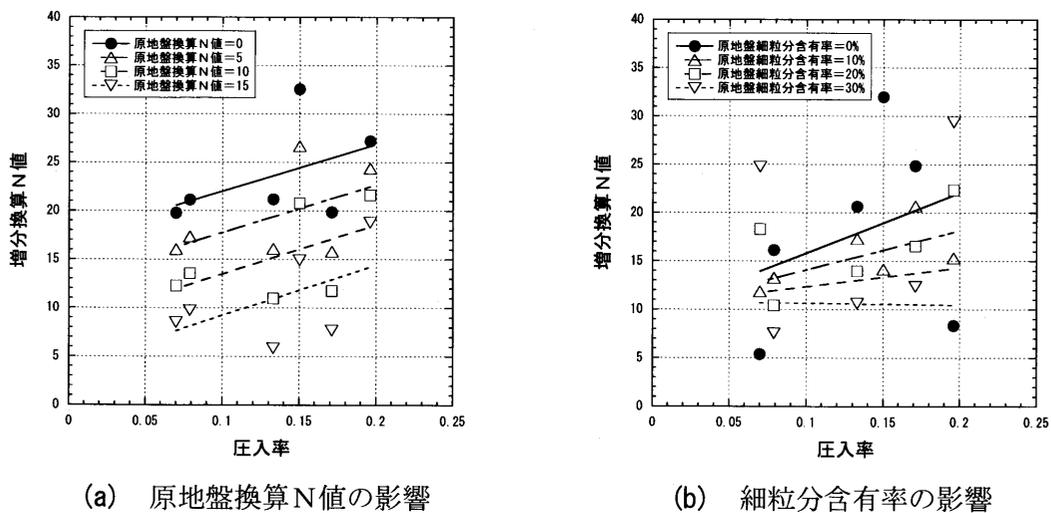
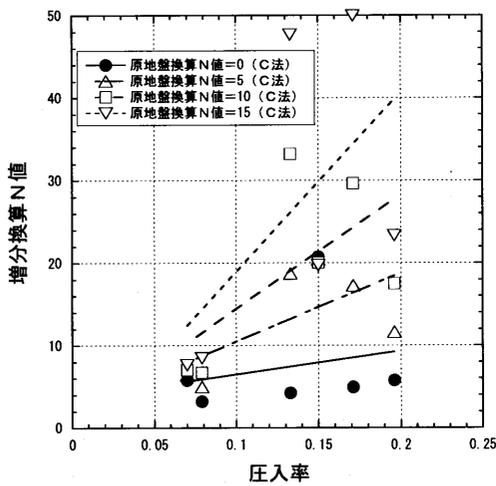


図-2.8 圧入率と増分換算N値の関係 (実測値)

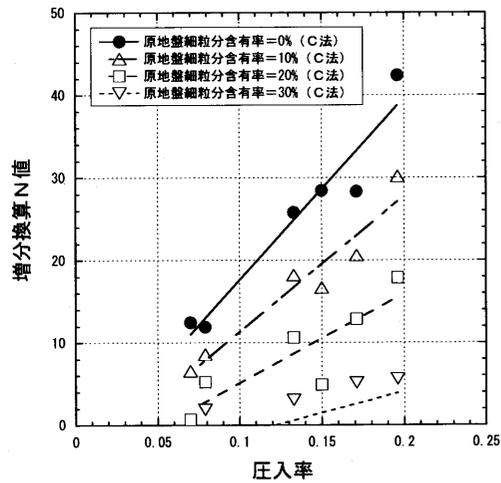
図-2.9は圧入率と増分換算N値の関係を図-2.6のC法による予測値の近似線を基に調べたもので, 図-2.9(a)は原地盤換算N値が0, 5, 10, 15の場合の増分換算N値, 図-2.9(b)は細粒分含有率が0, 10, 20, 30%の場合の増分換算N値を, それぞれ圧入率に対して整理

したものである。図-2.9(a)を実測値の図-2.8(a)と比較すると、圧入率が大きくなると増分換算 N 値は大きくなりこの点については同じ結果であるが、原地盤換算 N 値との関係においては全く反対の結果になっている。すなわち、図-2.8(a)に示した実測値では、原地盤換算 N 値が大きい方が増分換算 N 値はグラフの下位に位置していたが、図-2.9(a)に示した C 法による予測値では、原地盤換算 N 値が大きくなるほどグラフの上位に位置している。したがって、C 法は圧入前の原地盤 N 値が改良効果に及ぼす影響を反映しているとはいえず、このことは、a)で述べたことと同じく、C 法の抱える問題点として指摘される。

図-2.9(b)を実測値の図-2.8(b)と比較すると、どちらも細粒分含有率が大きくなると増分換算 N 値はグラフの下位に位置し、同じ傾向になっている。ただし、予測値の図-2.9(b)の方が、細粒分含有率の違いによる影響が増分換算 N 値に大きく現れている。なお、予測値の図-2.9(b)で増分換算 N 値がゼロ以下になっているが、これは図-2.7のプロットの近似線をそのまま使用したことによる。



(a) 原地盤換算 N 値の影響



(b) 細粒分含有率の影響

図-2.9 圧入率と増分換算 N 値の関係 (C 法による予測値)

(2) CPG における N 値の増加特性¹⁴⁾

CPG については、SCP ほどデータは豊富でなく、ここで分析するのは空港で実施された施工事例だけである。用いたデータは、前節の SCP と同じく事前・事後の粒度試験で細粒分含有率の差が 10%、かつ、細粒分含有率が約 30%以下の土層を対象とした。

a) 改良前の原地盤 N 値と増分 N 値の関係

改良前の原地盤の換算 N 値と換算 N 値の増分の関係を図-2.10 に示す。CPG の施工では、

モルタル圧入圧力を許容圧入圧力（6Mpa）以下とするため、設計圧入率以下で圧入を止めることがある。そこで、実際に圧入したモルタル量に対応した実施圧入率を求め、圧入率を実施圧入率の範囲 $F_v=0.05\sim 0.10$ と $F_v=0.10\sim 0.15$ で示している。また、図-2.10にはC法を利用することにより予測された増分換算N値の関係も合わせて示す。実線および一点鎖線は実測値およびC法による予測値と原地盤換算N値の関係を一次関数で回帰分析し線型近似したものである。

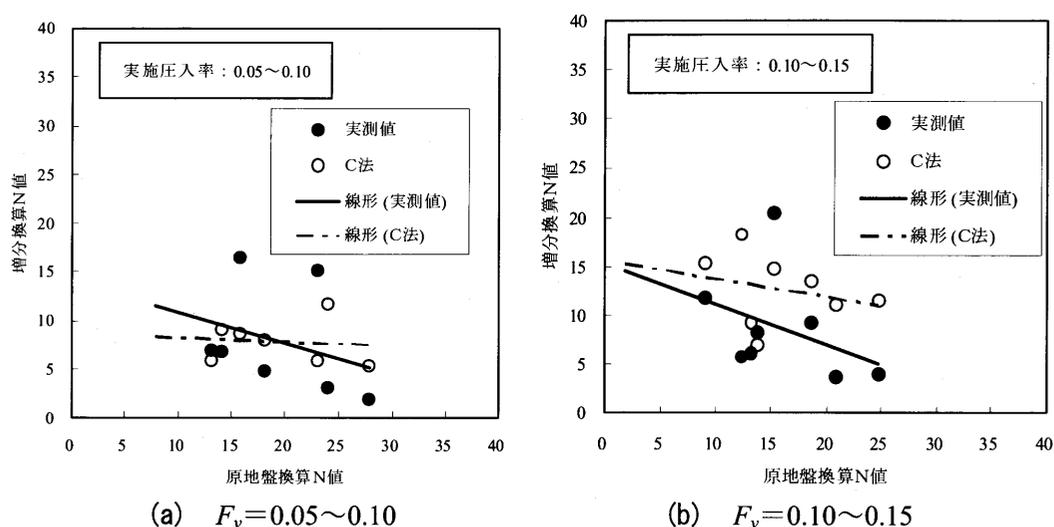


図-2.10 各圧入率 F_v に対する原地盤換算N値と増分換算N値の関係

図-2.10 から、前節の SCP と同じく、原地盤換算 N 値が大きくなると、実測の増分換算 N 値は小さくなる傾向があることがわかる。また、C 法による増分換算 N 値の予測値も若干減少傾向を示すが、換算 N 値が大きいところで換算 N 値の増加を過大評価する傾向にある。

b) 細粒分含有率と増分N値の関係

図-2.11 は、細粒分含有率と実測の増分換算 N 値および C 法による予測の増分換算 N 値の関係を示したものである。また、図-2.11 中の実線と一点鎖線は図-2.10 と同様な近似線である。図-2.11 から、実測の増分換算 N 値と細粒分含有率の関係は、SCP で見られたような、細粒分含有率が大きくなると増分換算 N 値は減少するという傾向は明瞭に見られない。これは、実施圧入率のばらつきの影響が大きかったことが原因として考えられる。C 法による予測値を見ると、C 法による予測値はすべて細粒分含有率が大きくなると大きくなっており、これは実施圧入率のばらつきの影響が予測値にでたもので、特に細粒分含有率の大きいところで、実施圧入率が大きくなったためであると思われる。

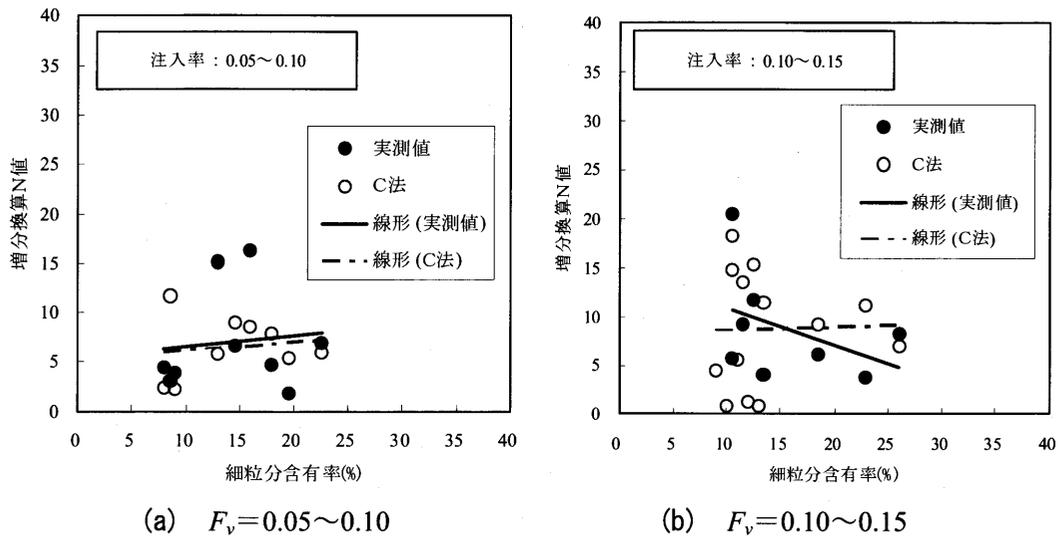


図-2.11 各圧入率 F_v に対する原地盤換算N値と増分換算N値の関係

(3) 既往の方法 (C法) に関する考察

SCP と CPG の実施工での N 値の増加について、C 法が原地盤換算 N 値の影響を全く説明できていないことを示した。この理由は、図-2.4 で示した C 法の仮定が原因である。C 法では、砂杭圧入による杭間地盤の締固めは、図-2.4 で示したように、圧入された砂杭体積と等しい体積が杭間において圧縮すると考えている。したがって、砂杭圧入による地盤の密度増加は原地盤密度 (N 値) に依存せず、圧入率のみに依存することになる。また、相対密度と N 値の関係は Meyerhof の式を用いているので、図-2.12 のような関係を用いていることになる。これは、同じ密度増加に対しては原地盤 N 値が大きい方が大きな N 値の増分になることを意味している。このようなことから、原地盤換算 N 値に対して換算 N 値の増分が実測値と全く逆の結果になったのである。

実際の地盤は密度が高くなるにつれて締まりにくくなるのであり、この点を次章の模型試験で詳細に確認する。

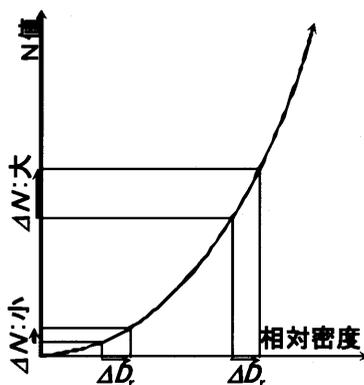


図-2.12 相対密度と N 値の関係

2.4 まとめ

本章では、既往の締固め工法の設計法と実施工での締固めによる N 値の増加特性を説明した。以下に要点を示す。

- (1) 既往の方法, C 法と D 法は, 圧入時の地盤隆起に関して細粒分についての影響は考慮されているが, 原地盤密度の影響については考慮されていないことを示した。この点が, 両者の持つ本質的な問題点であることがわかった。
- (2) 過去の SCP の改良前後の N 値のデータを分析した。その結果, 原地盤換算 N 値が大きくなると圧入による増分換算 N 値は小さくなることを示した。改良後 N 値を予測するためには, この影響を適切に評価する必要があることがわかった。
- (3) 細粒分含有率が大きくなると, 増分換算 N 値は小さくなった。細粒分含有率の締固め効果におよぼす影響については, 従来からの知見と同様であった。
- (4) CPG についてはデータ数が少ないことから SCP ほど明瞭ではなかったが, 原地盤換算 N 値が大きくなると増分換算 N 値が小さくなる傾向にあった。
- (5) 原地盤密度の影響, あるいは締固めに伴う密度増加の影響を無視すると, N 値増加を過大に評価することになることが示された。

参考文献

- 1) 地盤工学会：液状化対策工法，地盤工学・実務シリーズ 18，pp.233-253，2004.
- 2) 沿岸技術研究センター：埋立地の液状化対策ハンドブック（改訂版），pp.149-159，1997.
- 3) 地盤工学会：液状化対策工法，地盤工学・実務シリーズ 18，pp.274-280，2004.
- 4) 沿岸技術研究センター：液状化対策としての静的圧入締固め工法技術マニュアルーコンパクショングラウチング工法ー，2007.
- 5) 不動建設研究室：コンポーザーシステムデザインマニュアル，pp.11-18，1971.
- 6) 小川充郎，石堂稔：砂質土に対するバイブロコンポーザー工法の適用について，土と基礎，Vol.13，No.2，pp.77-81，1965.
- 7) 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法，土と基礎，Vol.35，No.5，pp.21-26，1987.
- 8) 山本実，原田健二，野津光夫：締固め工法を用いた緩い砂質地盤の液状化対策の新しい設計法，土と基礎，Vol.48，No.11，pp.17-20，2000.
- 9) 平間邦興：相対密度の適応に関する 2・3 の私見，砂の相対密度と工学的性質に関するシンポジウム発表論文集，土質工学会，pp. 53-56，1981.
- 10) Meyerhof, G. G.: Discussion of Session 1, *Proc. of 4th ICSMFE*, London, Vol. 3, p. 110, 1957.
- 11) 地盤工学会：地盤調査・土質試験結果の解釈と適用例，地盤工学・実務シリーズ 6，p.348，1998.
- 12) 山崎浩之，森川嘉之，小池二三勝：サンドコンパクションパイル工法による砂地盤の N 値増加に関する考察，土木学会論文集 No.708/III-59，pp.199-210，2002.
- 13) 山崎浩之，森川嘉之，小池二三勝：サンドコンパクションパイル工法による砂質地盤の締固めの設計法に関する考察，港湾空港技術研究所報告，第 41 巻，第 2 号，pp.93-118，2002.
- 14) 山崎浩之，藤井照久，小西武，足立雅樹，菊池将郎，新坂孝志：静的圧入締固め工法による改良後 N 値の予測に関する考察，第 39 回地盤工学研究発表会概要集，pp.1005-1006，2004.

3. 締固め工法に関する模型実験

前章で、締固めによる密度増加は、原地盤N値の影響、すなわち原地盤の密度の影響を受けることを、現場の施工データから示した。また、このことが従来から実設計で用いられているC法には反映されていないことを示した。ここでは、締固め施工時の地盤挙動を模型試験で確認する。

3.1 CPGの模型試験^{1)~4)}

(1) 試験概要

模型試験は、施工過程を再現し、以下に示す流れで行った。

- ① 模型地盤の作製
- ② モルタルの圧入および圧入時の計測
- ③ 圧入後の地表面隆起隆起量の計測

a) 試験装置と試料

図-3.1に模型試験の概要図を示す。試験装置は模型土槽、CPG施工システムからなっている。模型土槽は深さ65cm、奥行き36cm、長さ85cmである。振動台は水平一方向に加振が可能である。CPG施工システムは圧入管、圧力計、圧入容器、貫入/引抜き用油圧シリンダー、圧入用油圧シリンダーからなっており圧入管の内径は約5mmでこれは実物の1/10の縮尺である。貫入/引抜き用油圧シリンダーは圧入管を地盤に貫入する場合と地盤から引き抜く場合に使用するもので、圧入用油圧シリンダーはモルタルを圧入管から地盤内に圧入するために用いるものである。

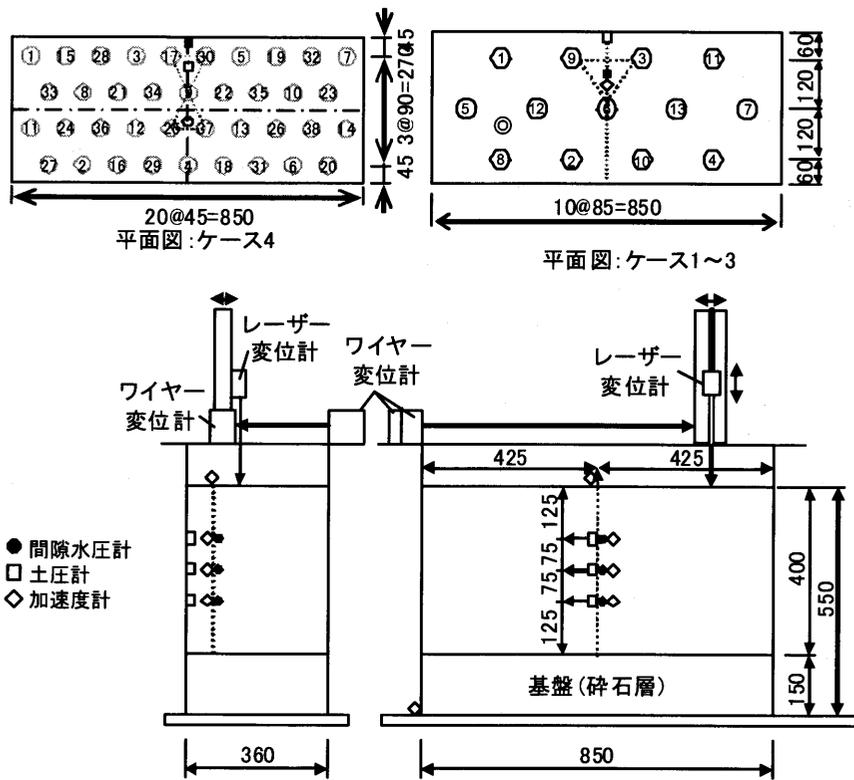


図-3.1(a) CPG 模型試験概要図

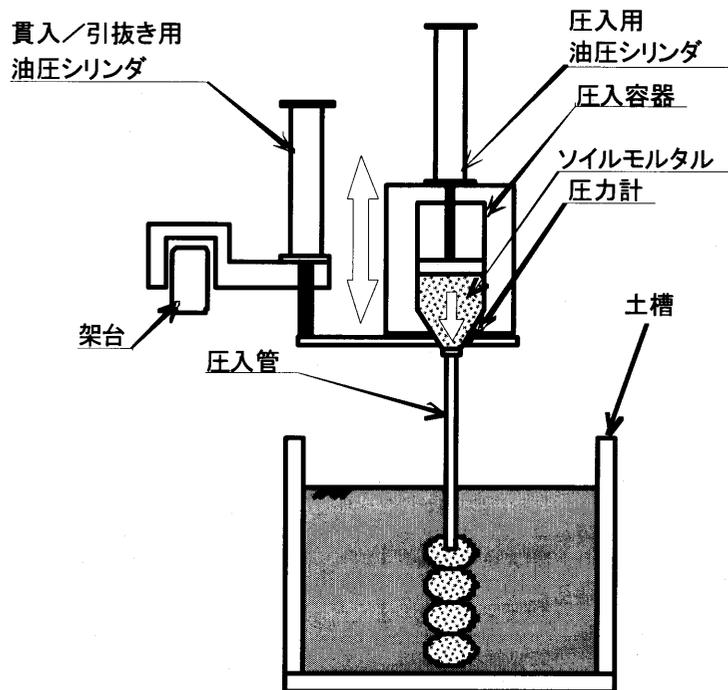


図-3.1(b) 圧入装置概要図

用いたモルタルは、 1000cm^3 あたり骨材 1.36kg, 固化材 0.16kg, 水 0.38kg で、スランプ値は 4.5cm である。骨材は鹿島珪砂 (3号 B, 5号, 6号) およびトチクレイを混合して粒度調整を行ったもので、最大粒径は 1mm である。固化材は高炉セメント B 種を用いた。模型地盤に用いた砂試料は相馬珪砂 6号で、土粒子密度は $\rho_s=2.656\text{g/cm}^3$, 最大間隙比 $e_{\max}=1.266$, 最小間隙比 $e_{\min}=0.746$ である。

b) 模型地盤の作成

模型地盤は、図-3.1 に示したように、基盤層と未改良層から作成されており、基盤層は砕石 7号を用いて層厚 15cm になるように作成している。その上にシートを敷き、相馬珪砂を 10cm ごとにふるいを用いて水中落下法で投入し、層厚 40cm の緩詰め状態の未改良層を作成している。未改良層の相対密度は $D_r=30\%$ を目標とした。また、地下水位は G.L.-5cm とした。

センサーは、加速度計、間隙水圧計、土圧計を深さ方向に G.L. -12.5cm, -20cm, -27.5cm に設置した。また、平面的には図-3.1 に示したように、加速度計と間隙水圧計は各モルタル圧入箇所の中に設置し、土圧計は土槽壁面に取り付けている。

c) モルタルの圧入

モルタルの圧入方法は、以下のとおりである。

- ① 圧入容器にモルタルを入れ空気抜きをする。
 - ② 貫入/引抜き用油圧シリンダーにより圧入管を地盤中に 38cm 貫入する。
 - ③ 圧入用油圧シリンダーによりモルタルを地盤に圧入する。
 - ④ 1 ステップ分の圧入が完了後、貫入/引抜きシリンダーにより圧入管を 3.3cm 引上げる。
- 上記③と④の操作を繰り返し、1本あたり長さ 33cm のモルタル製の圧入体 (モルタル杭) を造成する。モルタル杭の底面は基盤層から 2cm 上 (G.L.-38cm) で、上面は地盤面から 5cm 下 (G.L.-5cm) である。モルタルの圧入は図-3.1 (a) の平面図で示した順番で、地盤が平均的に締固まるように分散的に行っている。また、1ステップあたりのモルタルの圧入量は試験ケースごとに異なっている。

d) 試験ケース

表-3.1 に示すようにケース 1~4 の 4 ケースの試験を行っている。ケース 1 は圧入率 $F_v=0.05$ で換算径は 38mm, ケース 2 は $F_v=0.10$ で換算径は 51mm, ケース 3 は $F_v=0.15$ で換算径は 63mm, ケース 4 は $F_v=0.15$ であるが換算径は 39mm で本数を増やしたものである。なお、圧入率は実質ではなく、便宜上、ことわりのない限り公称の圧入率を用いる。また、モルタル杭は必ずしも円柱状にできないが、換算径はモルタル杭が円柱状に出来たとした場合の直径である。

表-3.1 CPG 模型試験ケース

	圧入率 (公称)	換算径 (mm)	圧入本数 (本)	一本あたりの 圧入量($\text{cm}^3/\text{本}$)	実質圧入率
ケース1	0.05	38	13	378	0.049
ケース2	0.1	51	13	680	0.088
ケース3	0.15	63	13	1038	0.134
ケース4	0.15	39	38	398	0.15

(2) 模型試験結果

計測された、地盤の盛りり、相対密度の変化、および土圧係数 K 値の変化について示す。

a) 地盤の隆起、圧縮量

図-3.2 はモルタルの圧入量と地表面隆起の関係を圧入率 $F_v=0.05, 0.10, 0.15$ について調べたものである。地盤の隆起量はモルタル杭が 1 本造成されるごとに、地盤面の各点の鉛直変位量を計測し、それを平均した値である。図-3.2 から、圧入量が少ない圧入初期の段階 ($0\sim 2000\text{cm}^3$) では地表面の隆起はあまりないが、圧入量が大きくなってくると隆起が顕著になってくる。これは、圧入後半では地盤が締固まり圧縮しにくくなったためと理解できる。

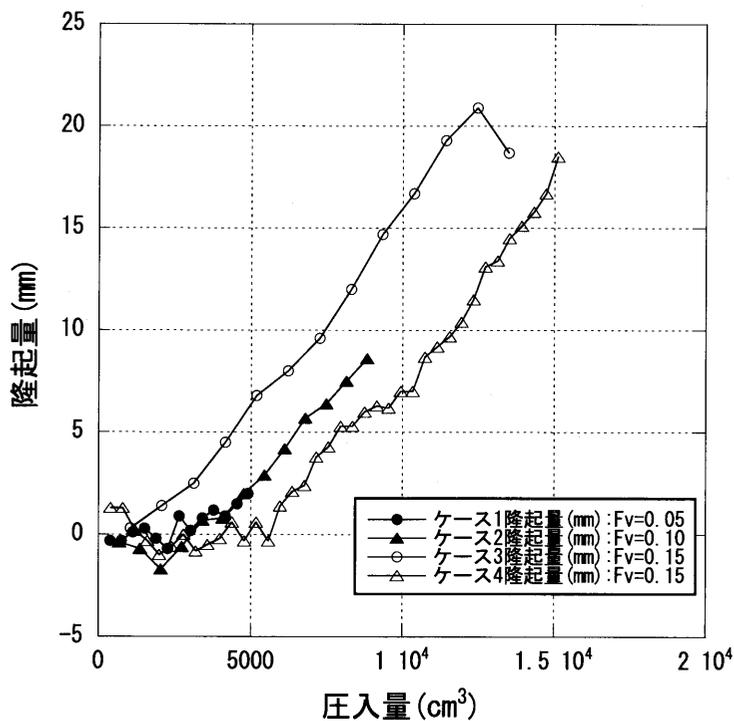


図-3.2 隆起量と圧入量の関係

図-3.3 は地盤の圧縮量と圧入量の関係調べたものである。圧縮量はモルタルの圧入量と地表面隆起量の差で求めている。図-3.3 の点線は圧入されたモルタルと同じ量だけ地盤は圧縮したことを示す。図-3.3 から圧入量が小さいときは、地盤は圧入されたモルタルとほぼ同じだけ圧縮するが、圧入量が増えると圧縮量は圧入量よりも小さくなる。これは、地盤が締め固まったため、図-3.2 で述べたことと同じ現象である。したがって、圧入量を大きくしても地盤隆起のため改良効果には限界があると考えられる。

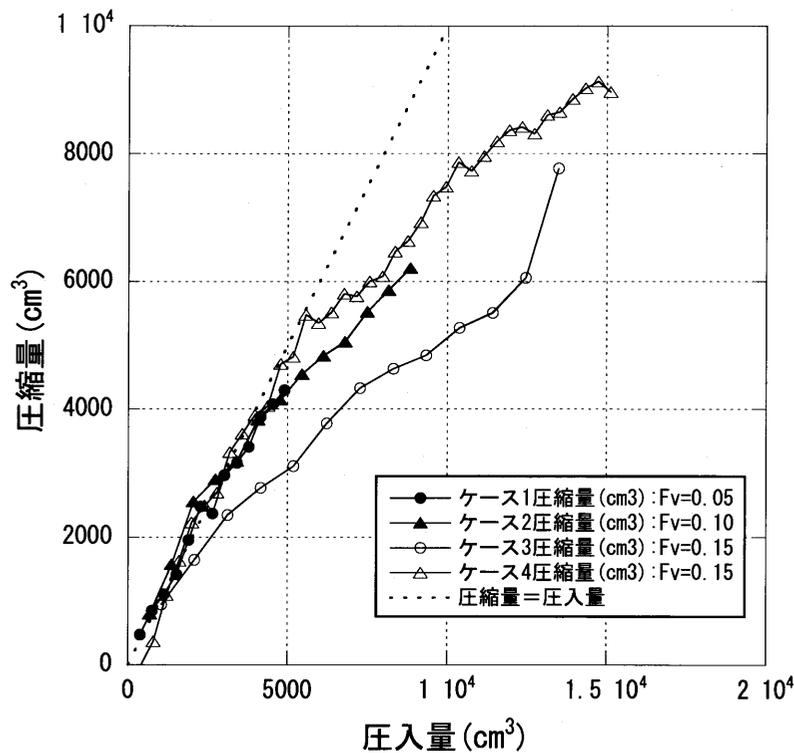


図-3.3 圧縮量と圧入量の関係

図-3.3 の横軸の圧入量が 9000cm^3 に対して、ケース 2 の圧縮量は約 6000cm^3 、ケース 3 の圧縮量は約 5000cm^3 、ケース 4 の圧縮量は約 7000cm^3 で、同じ圧入量でも異なる圧縮量となっている。これは、モルタル杭の換算径が影響していると考えられ、ケース 2 の換算径は 51mm 、ケース 3 の換算径は 63mm 、ケース 4 の換算径は 39mm で、換算径に対応した結果となっている。したがって、圧入量、圧入率が同じでも換算径が異なると圧縮量は異なり、換算径が小さい方が地盤の圧縮量を大きくできる結果となった。

図-3.4 は、図-3.3 のモルタル杭の圧入された本数と、地盤の圧縮量の増分および圧入量の増分の関係調べたものである。ここで、圧縮量増分と圧入量増分はモルタル杭が 1 本造成される各段階での地盤圧縮量およびモルタル圧入量の増分に対応している。

図-3.4 から、 $F_v=0.05$ のケース 1 を除いて、地盤の圧縮量増分は圧入されるモルタル杭の

増加とともに減少する傾向にあることがわかる。やや詳細にみると、ケース 1 ではモルタルの圧入量と地盤の圧縮量はほぼ同じである。圧入率が大きなケース 2 と 4 ではモルタル杭の少ないところでは圧入量よりも圧縮量の方が大きく、本数が多くなると圧入量よりも圧縮量は小さくなっている。ケース 3 では最後のモルタル杭の圧入段階（13 本目）を除いて、すべて圧入量の方が圧縮量よりも大きくなっている。

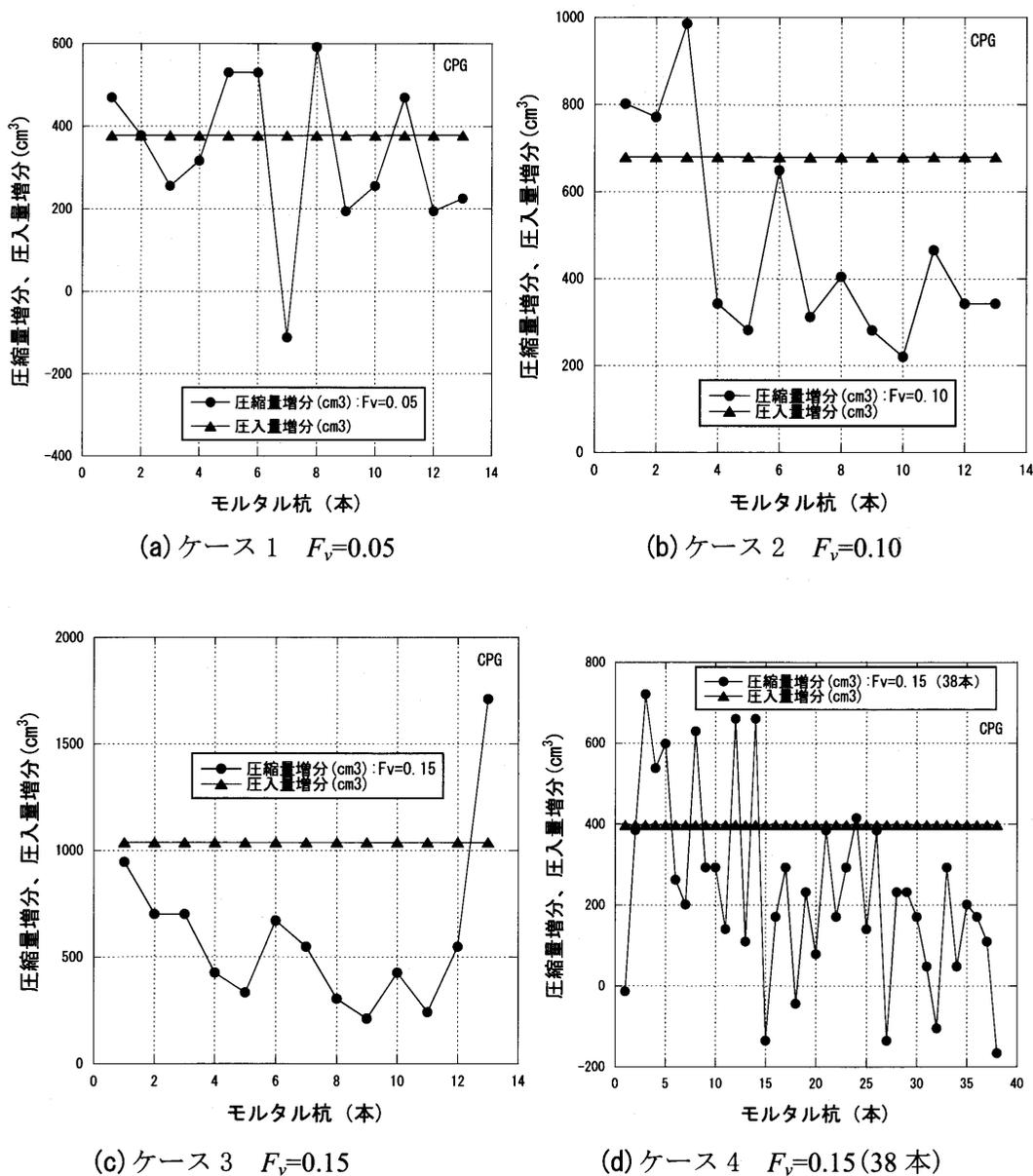


図-3.4 圧縮量増分、圧入量増分とモルタル杭本数の関係

モルタルが圧入された改良対象深度 GL.-5cm～-38cm の土層のみが圧縮されると考え、相対密度の変化を調べると、ケース 1 では初期相対密度が $D_{r0}=28\%$ から $D_{r1}=45\%$ 、ケース 2 では $D_{r0}=31\%$ から $D_{r1}=56\%$ 、ケース 3 では $D_{r0}=32\%$ から $D_{r1}=63\%$ 、ケース 4 では $D_{r0}=31\%$

から $D_{r1}=69\%$ である。ただし、実際には改良対象層の上下にも圧入の影響があり、対象層のみが圧縮するわけではないので、ここでの圧入後の相対密度は大きめの評価である。この関係を図-3.5 に実質圧入率との関係で示す。また、圧入された体積だけ地盤は締まると仮定して得られた相対密度もあわせて示す。圧入された体積だけ地盤は締まると仮定した場合の相対密度と圧入率の関係は次式となる。

$$D_{r1} = \frac{1+e_0}{e_{\max} - e_{\min}} \cdot F_v + D_{r0} \quad (3.1)$$

ここに、 D_{r1} は圧入後の相対密度、 D_{r0} は圧入前の相対密度、 e_0 は圧入前の間隙比である。

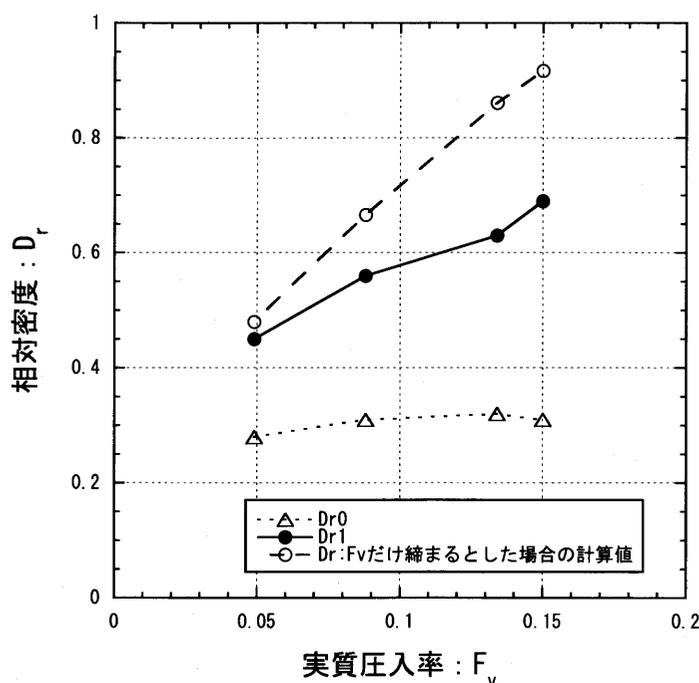


図-3.5 相対密度と実質圧入率の関係

図-3.5 から、実測の相対密度は圧入率の増加とともに大きくなっていることがわかるが、頭打ちとなっている。実質圧入率 $F_v=0.15$ のプロットは全体の傾向と比べるとやや大きめの相対密度になっているが、これはケース 4 の結果で、前述したように換算径が小さく、圧入杭の本数が他のケースの 3 倍となっており、この影響があったものと考えられる。

実測の傾向を、○プロットの圧入された体積だけ地盤は締まるとした予測値と比較すると、予測値は圧入率の増加とともに増加し、 $F_v=0.15$ では相対密度は $D_r=90\%$ を超えており、実測の $D_r=70\%$ を大幅に上回っている。

以上から、圧入された体積だけ地盤は締まるという仮定は細粒分が全くない場合におい

でも成り立たないことがわかる。また、地表面隆起と圧入量の関係、あるいは相対密度と圧入率の関係から、地盤の密度が大きくなると締まりにくくなることが理解される。

b) 土圧係数 K 値

図-3.6 は圧入率と土圧係数 K 値の関係を、深さごとに調べたものである。K 値は計測された土圧（水平応力）の値を有効上載圧で除して求めたものである。

図-3.6 から未改良の場合 $K=0.1\sim 0.5$ の値であった。圧入率が $F_v=0.05$ （ケース 1）では $K=1.3\sim 1.6$ 、 $F_v=0.10$ （ケース 2）で $K=1.4\sim 2.5$ 、 $F_v=0.15$ （ケース 3）で $K=1.6\sim 3.6$ 、 $F_v=0.15$ （ケース 4）で $K=4.6\sim 6.5$ に上昇しており、圧入率が大きくなるほど K 値は大きくなっていることがわかる。また、ケース 3 とケース 4 からほぼ同じ圧入率でも K 値の値は大きく異なっており、今回の試験ではモルタル杭本数の多い方が大きな K 値となった。したがって、地盤内の応力の変化は圧入率だけでなく、モルタル杭の打設本数などが影響してくると思われる。

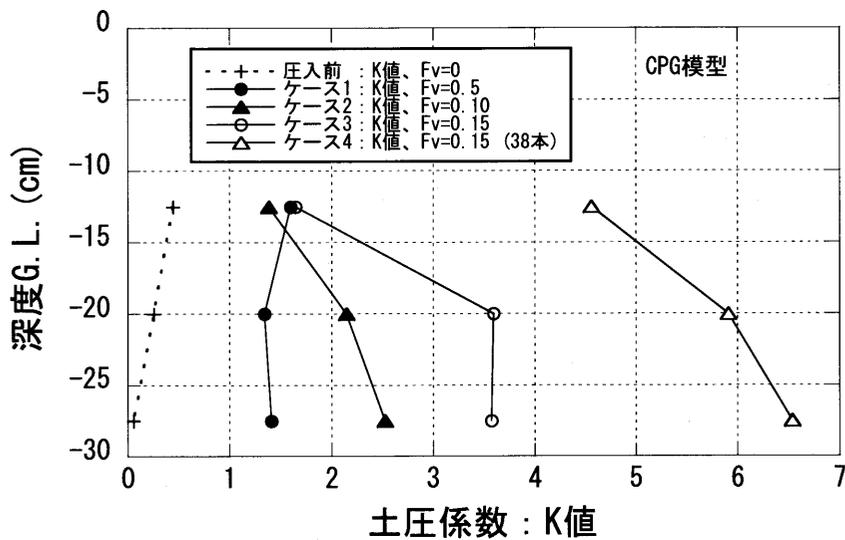


図-3.6 土圧係数の深度分布

3.2 SCP の模型試験

(1) 試験概要

SCP の模型試験も、CPG と同様に施工過程を再現し、以下に示す流れで行った。なお、ここで行った SCP の模型試験は振動型のものではなく、静的タイプのものである。

- ①模型地盤の作製
- ②砂杭の打設（圧入）および圧入時の計測
- ③圧入後の地盤隆起の計測

a) 試験装置と試料

図-3.7 に模型試験の概要図を示す。試験装置は CPG の模型試験での CPG 施工システムを SCP 用に変えたものである。SCP 施工システムでは CPG の圧入管を内径が約 30mm のケーシング（外管）に置き換えられている。これは実物の 1/13 の縮尺である。そして、ケーシング内に投入された砂を模型地盤中に押し出し、拡径できるようにするための押し出しロッド（内管）からなっている。押し出しロッドは先端にケーシング内径とほぼ等しい外径を持つコーンがついている。ケーシングは CPG での貫入/引抜き用油圧シリンダーで、押し出しロッドは CPG での圧入用油圧シリンダーで操作される。

砂杭に用いた砂は、模型地盤と同じ相馬硅砂 6 号である。

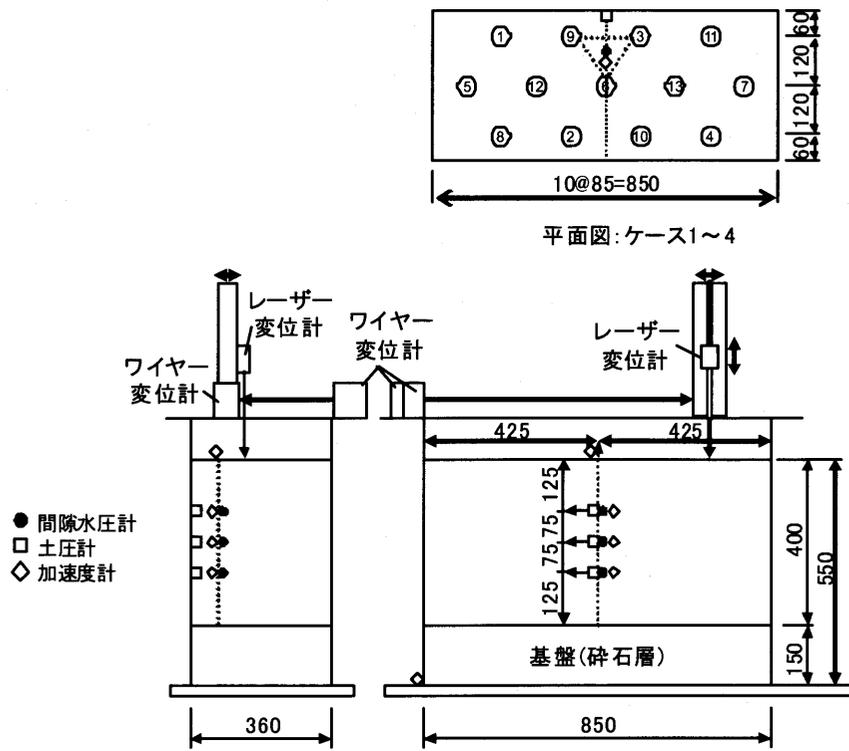


図-3.7(a) SCP 模型試験概要図

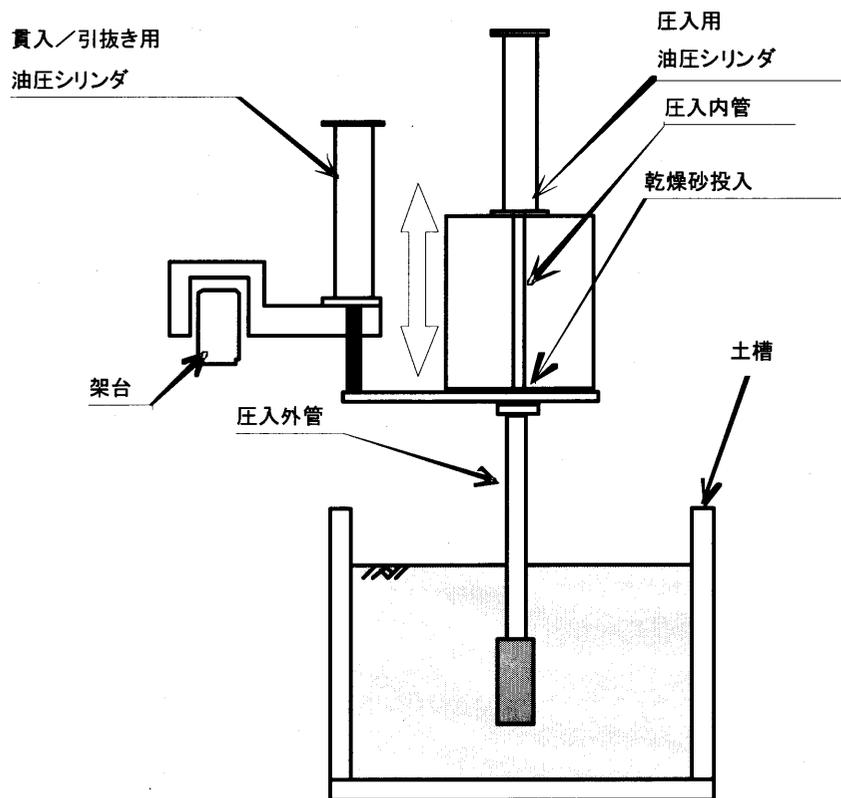


図-3.7(b) 貫入装置概要図

b) 模型地盤の作成

模型地盤は、3.1節のCPGの模型実験と同様に作成した。

c) 砂杭の圧入（打設）

砂杭の圧入方法は、以下のとおりである。

SCPを模擬するため、図-3.8に示すように直径3cmの打設ケーシングを地盤内の目標深度まで貫入した後、砂杭を所定の径まで拡張しながらケーシングを引き抜いて打設した。所定の杭径を造成するために、事前に圧入砂杭の密度のキャリブレーションを行っていた。その結果、砂杭の乾燥密度は $\rho_d=1.43\text{g/cm}^3$ （相対密度で $D_r=80\%$ ）になると想定されたので、これを基に投入砂の量を決め、深さ方向に2.5cmピッチで砂杭を作成した。砂杭の打設手順を以下に示す。

- ①外管と内管を組み合わせ、砂杭下端の深度まで貫入する
- ②外管を固定し内管を引き抜く。
- ③（砂杭打設ピッチ2.5cm、直径5cmの場合）乾燥状態の相馬6号砂を90g投入する。2回目以降13回目までの投入量は70gずつとし、最後の投入量は50gとする。
- ④外管を2.5cm引き抜き固定する。
- ⑤内管を貫入し、砂を押し出す。
- ⑥上記③～⑤の工程を繰り返す。最後の貫入では内管と外管を同じ高さまで貫入する。

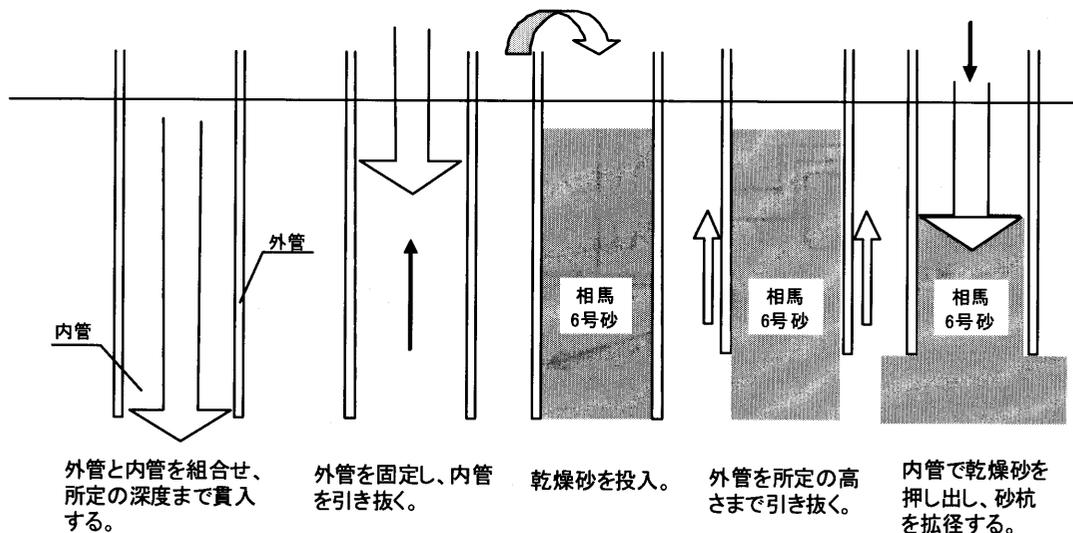


図-3.8 SCP杭の打設手順

d) 試験ケース

表-3.2に示すようにケース1～4の4ケースの試験を行っている。ケース1～ケース3ま

では打設本数は13本で、ケース4は8本である。ケース1は圧入率が $F_v=0.05$ で砂杭径は38mm、ケース2は $F_v=0.10$ で砂杭径は51mm、ケース3は $F_v=0.15$ で砂杭径は63mm、ケース4は砂杭径が38mmであるが打設本数を減らして8本とし $F_v=0.03$ である。

表-3.2 中で圧入率（実質）とあるのは、砂杭の相対密度が $D_r=80\%$ できあがった場合の圧入率である。これに対して、圧入率（補正後）がある。これは圧入後、ケース1~3において杭間の相対密度が $D_r=80\%$ 以上となり、想定以上に締まったため、杭間と砂杭の密度は等しいとして補正したものである。

表-3.2 SCP 模型試験ケース

	圧入率	換算径 (mm)	圧入本数 (本)	圧入率 (実質)	圧入率 (補正後)
ケース1	0.05	38	13	0.048	0.047
ケース2	0.10	51	13	0.087	0.082
ケース3	0.15	63	13	0.132	0.125
ケース4	0.03	38	8	0.030	0.030

(2) 模型試験結果

計測された、地盤の盛り上がり、相対密度の変化、および土圧係数K値の変化について示す。

a) 地盤の隆起、圧縮量

図-3.9 は砂杭の圧入量と地表面隆起の関係を圧入率 $F_v=0.03, 0.05, 0.10, 0.15$ について調べたものである。地盤の隆起量はモルタル杭が1本造成されるごとに、地盤面の各点の鉛直変位量を計測し、それを平均した値である。図-3.9 から、圧入量が $5000\sim 8000\text{cm}^3$ までは地表面は沈下傾向であるが、それ以降では隆起傾向になってくる。これは、圧入後半では地盤が締め固まり圧縮しにくくなったためと理解できる。

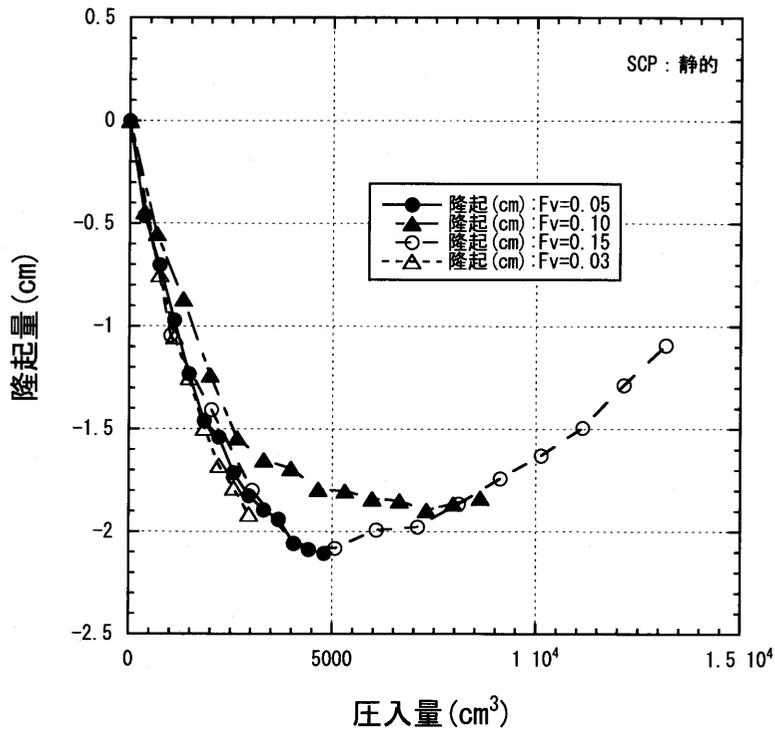


図-3.9 隆起量と SCP 杭圧入量の関係

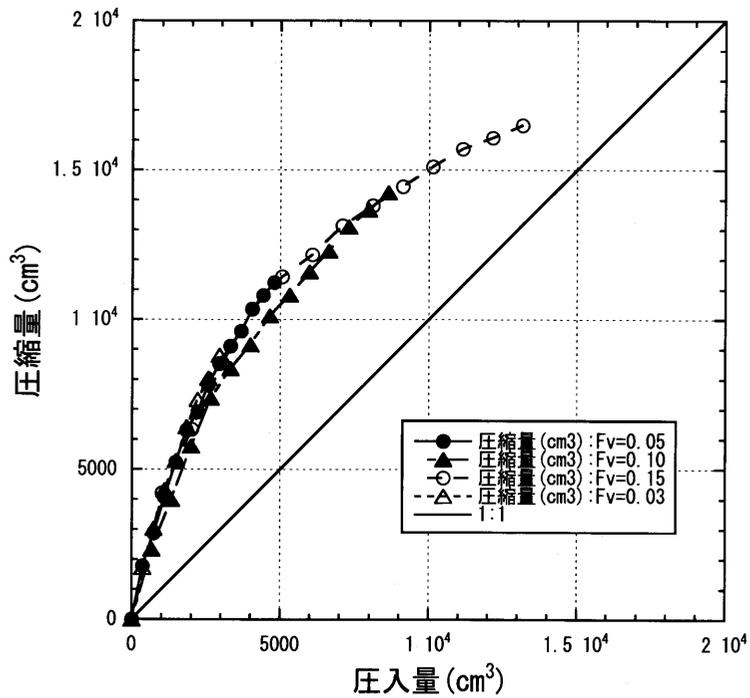


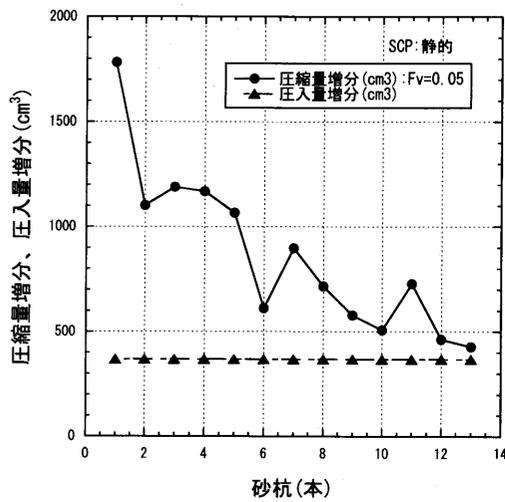
図-3.10 圧縮量と SCP 杭圧入量の関係

図-3.10 は地盤の圧縮量と圧入量の関係を調べたものである。砂杭は表-3.2 の圧入率（実質）で作製されていると仮定し、圧縮量は砂杭の圧入量と地表面隆起量の差で求めている。

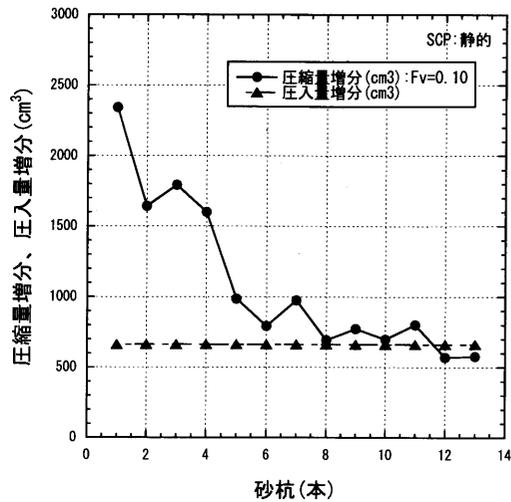
図-3.10 の実線は圧入された砂杭と同じ量だけ地盤は圧縮したことを示す。図-3.10 から地盤の圧縮量は砂杭の圧入量よりもかなり大きくなっており、砂杭圧入量と地盤の圧縮量は等しくないことがわかる。

図-3.11 は、図-3.10 の SCP 杭の圧入された本数と、地盤の圧縮量の増分および圧入量の増分の関係を調べたものである。圧縮量増分と圧入量増分は砂杭が 1 本造成される各段階での地盤圧縮量および砂杭圧入量の増分に対応している。

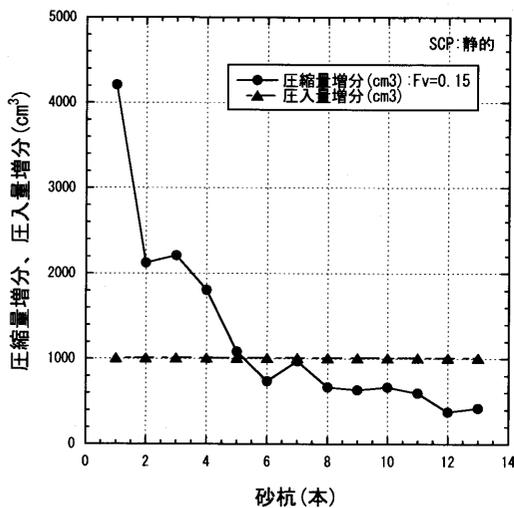
図-3.11 から、すべてのケースで地盤の圧縮量増分は圧入される砂杭の増加とともに減少する傾向にあることがわかる。圧入率が $F_v=0.05$, 0.03 のケース 1 と 4 では、すべての砂杭圧入において、地盤の圧縮増分の方が圧入される砂杭体積よりも大きい。圧入率が $F_v=0.10$, 0.15 のケース 2 と 3 では、砂杭の少ないところでは地盤の圧縮量増分は砂杭の圧入量増分よりも大きい。砂杭が多くなると逆転して地盤の圧縮量増分は砂杭の圧入量増分よりも小さくなっている。



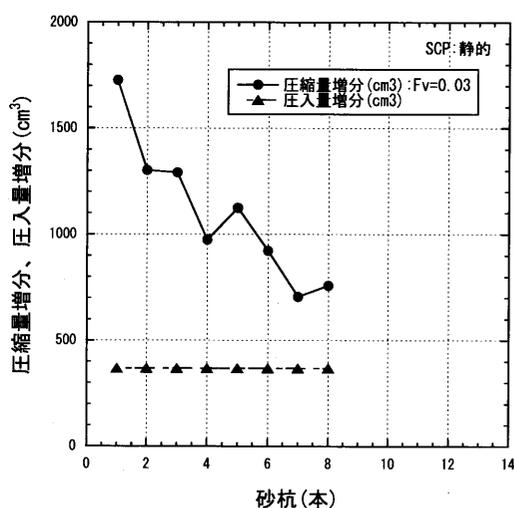
(a) ケース 1 $F_v=0.05$



(b) ケース 2 $F_v=0.10$



(c) ケース 3 $F_v=0.15$



(d) ケース 4 $F_v=0.03$ (8本)

図-3.11 圧縮量増分, 圧入量増分と砂杭本数の関係

砂杭が圧入された改良対象深度 GL.-2.5cm~-35cm の土層のみが圧縮されると考え、相対密度の変化を調べると、ケース 1 では相対密度が $D_{r0}=39\%$ から $D_{r1}=84\%$ 、ケース 2 では $D_{r0}=41\%$ から $D_{r1}=98\%$ 、ケース 3 では $D_{r0}=35\%$ から $D_{r1}=101\%$ 、ケース 4 では $D_{r0}=37\%$ から $D_{r1}=72\%$ である。ただし、実際には改良対象層の上下にも圧入の影響があり、対象層のみが圧縮するわけではない。また、砂杭は圧入により相対密度が $D_r=80\%$ に縮まると仮定して圧入後の砂杭体積を算定しているが、これ以上に縮まった可能性がある。したがって、改良対象層の上下、および砂杭自体の圧縮もあると思われるので、上記の圧入後の砂杭間の相

対密度は大きめの評価である。そこで、砂杭は最低でも杭間土と同じだけは締まると考え、ケース1～3の砂杭の圧入率（実質）を表-3.2で示した圧入率（補正後）に補正して、相対密度を再計算した。その結果、ケース1は $D_{r1}=84\%$ 、ケース2は $D_{r1}=96\%$ 、ケース3は $D_{r1}=98\%$ となった。

これらを図-3.12に相対密度と実質圧入率との関係で示す。また、圧入された補給材の体積だけ地盤は締まると仮定して得られた相対密度もあわせて示す。

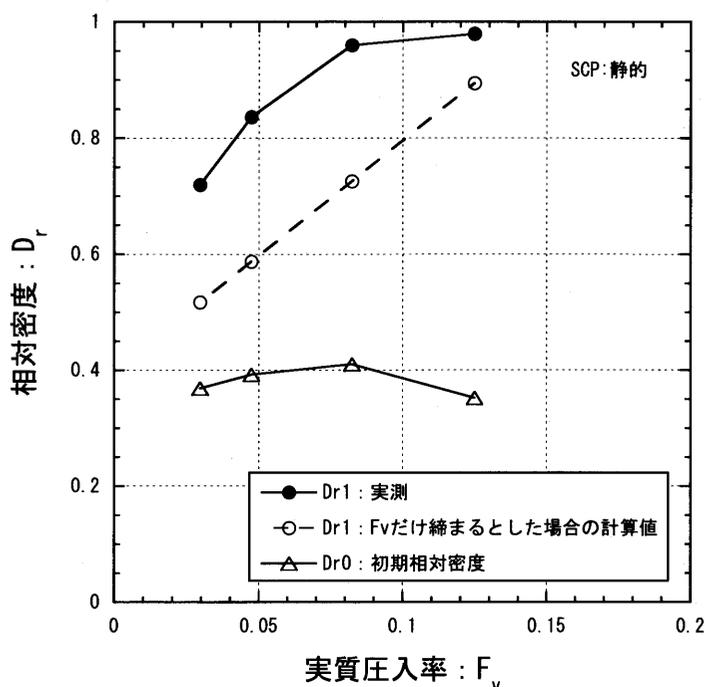


図-3.12 相対密度と実質圧入率の関係

図-3.12から、実測の相対密度は圧入率の増加とともに大きくなっていることがわかるが、頭打ちとなっている。実測の傾向を、○プロットの圧入された体積だけ地盤は締まるとした予測値と比較すると、予測値は実測値よりも大幅に下回っている。

以上から、圧入された体積だけ地盤は締まるという仮定はSCPの場合においても成り立たないことがわかる。また、地表面隆起と圧入量の関係、あるいは相対密度と圧入率の関係から、地盤の密度が大きくなると締まりにくくなることも理解される。

さらに、CPGの模型試験結果の図-3.5と比較すると、大幅な相対密度の増加になっている。これは、砂杭打設の過程で外管と内管を繰返して上げ下げしており、これが原因であると考えられる。このことは圧入率が同じでも施工方法が異なると締固め効果が異なることを意味しており、締固め工法の圧入率の設計法に反映される必要がある。

b) 土圧係数K値

図-3.13は圧入率と土圧係数K値の関係を、深さごとに調べたものである。

図-3.13 から未改良の場合 $K=0.1\sim 0.5$ の値であった。圧入率が $F_v=0.03$ (ケース 4) で $K=1.2\sim 2.0$, $F_v=0.05$ (ケース 1) では $K=1.8\sim 2.0$, $F_v=0.10$ (ケース 2) で $K=2.5$ 程度, $F_v=0.15$ (ケース 3) で $K=3.3\sim 3.6$ に上昇しており, SCP の模型試験でも圧入率が大きくなるほど K 値は大きくなっていることがわかる。前節の CPG と比較すると, 圧入率が同じであれば, 同じ程度の K 値になっている。相対密度の場合には, SCP の方がかなり大きな相対密度になっていたが, 施工過程の違いは土圧の増加には相対密度ほど影響しないようである。

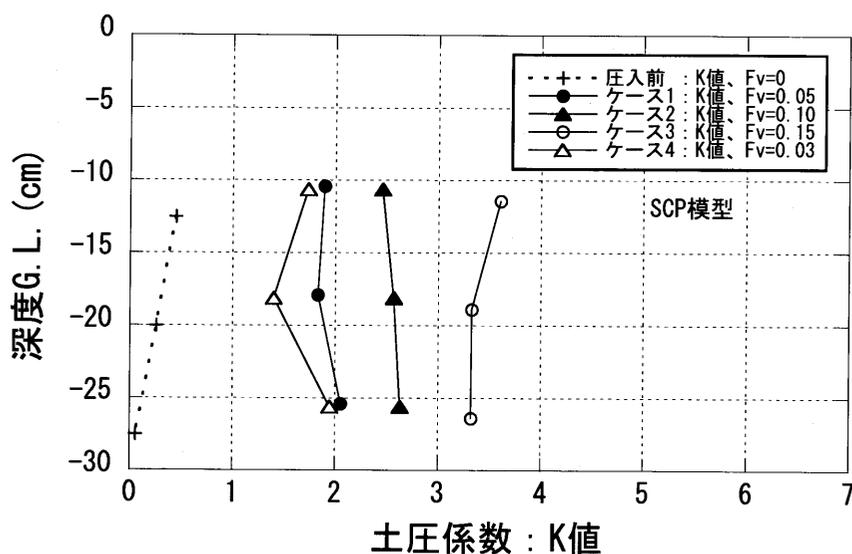


図-3.13 土圧係数の深度分布

3.3 まとめ

本章では、CPG と SCP の施工過程を再現した模型実験を示し、締固めによる地盤の密度増加特性と側圧の増加特性を説明した。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) 圧入されたモルタル量，砂杭量だけ地盤の密度が増加するのではなく，圧入された量より圧縮し地表面が沈下する場合もあれば，圧縮が少なく隆起する場合もあった。
- (2) 圧入率が高くなると地盤の圧縮量は少なくなり，隆起傾向となった。
- (3) 相対密度の増加は，圧入率の増加に対して頭打ちとなり，地盤が密になるほど締まりにくくなった。
- (4) 圧入率が同じでも密度増加は SCP と CPG では異なっており，締固め方法が異なると密度の増加は異なった。したがって，工法の違いが予測法のパラメータに反映される必要があることがわかった。
- (5) 土圧（側圧）が圧入率とともに大きくなり，土圧増加も締固め効果の要因であることがわかった。

参考文献

- 1) 新坂孝志, 善功企, 山崎浩之, 小西武, 山田和弘: 静的圧入締固めに関する注入実験(その1), 第42回地盤工学研究発表会, pp.857-858, 2007.
- 2) 足立雅樹, 善功企, 山崎浩之, 原田良信, 高橋但: 静的圧入締固めに関する注入実験(その2), 第42回地盤工学研究発表会, pp.859-860, 2007.
- 3) 原田良信, 善功企, 山崎浩之, 足立雅樹, 藤井照久: 静的圧入締固めに関する注入実験(その3), 第42回地盤工学研究発表会, pp.861-862, 2007.
- 4) 山崎浩之, 金田一広, 足立雅樹, 原田良信, 山田和弘, 高橋但: 静的圧入締固め工法に関する模型試験, 土木学会論文集 C, Vol.64, No.3, pp.544-549, 2008.

4. 締固め後のN値の新しい予測法

前章までで、SCP、CPGによる締固めでは、圧入された砂杭量、あるいはモルタル量と同じ体積だけ地盤が締まるものではないこと、地盤密度が締固め効果に影響することを示した。ここでは、従来のC法とは異なる締固めメカニズムを提案し、新しい締固め工法（圧入率）の設計法を示す^{1),2)}。

振動型のSCPはもちろんであるが、静的なSCP、CPGのいずれも砂杭圧入、モルタル圧入の過程は、図-4.1に示すように地盤に対する繰返しせん断現象であると解釈できる。もちろん、拘束圧の増加・減少もあるが、砂地盤の場合、体積圧縮に大きな影響およぼすのは繰返しせん断による負のダイレイタンスの蓄積であると考えられる。Tsukamotoら³⁾は、静的SCP施工時の地盤の応力経路を弾性論で求め、その応力経路を中空ねじり試験で再現している。そして、排水試験で行った場合には大きな体積ひずみは発生せず、現地で発生する相対密度の変化を再現できないが、非排水条件で载荷を行い、その後排水させた場合には相対密度の変化を再現できることを示している。そして、载荷中に発生するせん断ひずみの大きさが重要なパラメータとなることを示している。このことから、締固め工法においては、拘束圧の増加というよりもせん断現象が支配的であることが理解される。

本論文では、締固め工法での地盤の圧縮は、せん断による負のダイレイタンスに起因するものとして設計法を提案する。

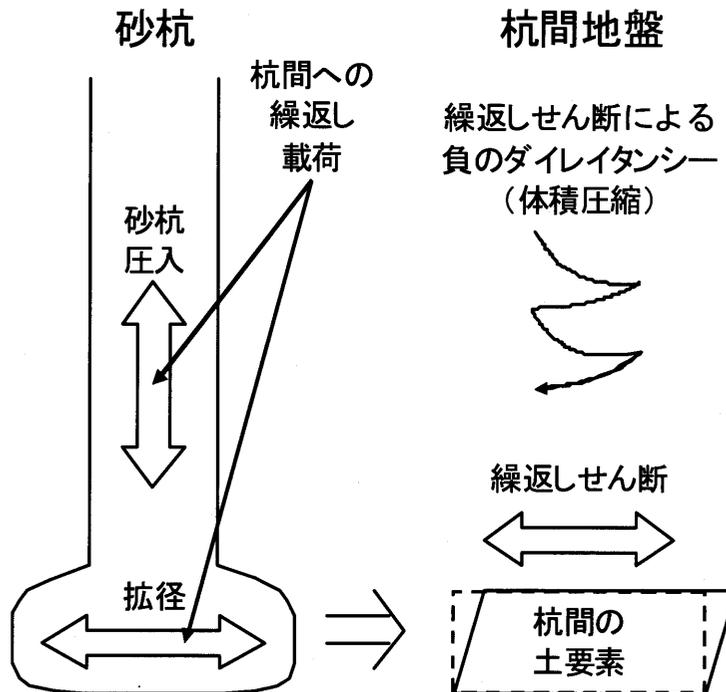


図-4.1 砂杭の圧入とせん断による負のダイレイタンス

4.1 杭間土の体積圧縮モデル^{1),2)}

福武は繰返しせん断にともなう土の体積変化をモデル化した「おわんモデル」を提案している^{4),5)}。「おわんモデル」では、図-4.2 および式(4.1)、(4.2)で示されるように、ダイレイタンシーが、繰返しせん断ひずみ成分に起因したものと、累積せん断ひずみ成分に起因したものの重ね合わせとして表されている。

$$\varepsilon_z^s = \varepsilon_\Gamma + \varepsilon_G \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_z^s = A \cdot \Gamma^B + \frac{G^*}{C + D \cdot G^*} \quad (4.2)$$

ここに、 ε_z^s はダイレイタンシーによる体積ひずみ、 ε_Γ は繰返しせん断ひずみによるダイレイタンシー、 ε_G は累積せん断ひずみによるダイレイタンシー、 Γ は繰返しせん断ひずみ、 G^* は累積せん断ひずみ、 A 、 B 、 C 、 D は係数である。

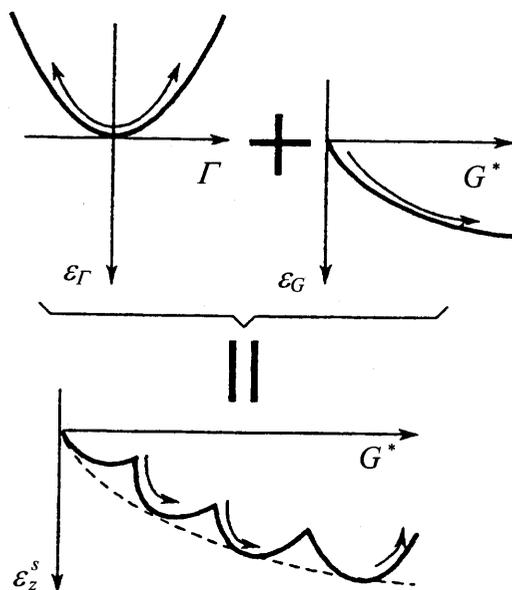


図-4.2 おわんモデル^{4),5)}

繰返しせん断ひずみによるダイレイタンシーは、載荷-除荷の繰返し中に体積膨張-圧縮を繰返す成分で、大きな残留体積ひずみとはならないものである。累積せん断ひずみによるものは、累積せん断ひずみとともに体積圧縮として蓄積される成分で、これが大きな体積圧縮となる。

ここで、式(4.2)は土要素に対する式であるので、式(4.2)を SCP、CPG の設計に用いるためには、有限要素法などの数値計算が必要となる。数値計算は時間がかかり、パラメータ

の設定など煩雑な業務となるので実務には好ましくない。そこで、厳密に「おわんモデル」を利用することは考えず、以下のように式(4.2)の形を利用したマクロな方法を用いる。まず、式(4.2)を次式に書き改める。

$$\varepsilon^* = \frac{\gamma^*}{a + b \cdot \gamma^*} \quad (4.3)$$

ここに、 ε^* は杭間の N 値計測位置での体積圧縮ひずみ（負のダイレイタンス）、 γ^* は杭間の N 値計測位置での累積せん断ひずみ、 a と b は定数である。

式(4.3)では式(4.2)の第 1 項の繰返しせん断によるダイレイタンスを無視したが、これは大きな体積圧縮の累積には影響しないと考えたからである。杭間の体積圧縮ひずみは杭間の土が最も緩い状態（最大間隙比 e_{\max} ）をゼロとして定義する。杭間の累積せん断ひずみは、正八面体面上のせん断ひずみのように物理的に厳密なものではなく、式(4.3)を満たす杭間のせん断履歴の大きさを表す量である。砂杭の圧入が外力になるので、杭間の累積せん断ひずみは圧入される砂杭体積の関数と表してよく、下式のように圧入率に比例する量と考える。

$$\begin{aligned} \gamma^* &= f(F_v) \\ &= \kappa_0 \cdot F_v + \gamma^*_{i0} \end{aligned} \quad (4.4), (4.5)$$

ここに、 κ_0 は比例係数、 F_v は圧入率、 γ^*_{i0} は圧入率がゼロにおける杭間の累積せん断ひずみである。

式(4.5)に γ^*_{i0} があるのは、砂杭の圧入率がゼロでも間隙比は必ずしも最大間隙比ではなく、式(4.3)およびここで定義している体積ひずみの定義から、累積せん断ひずみは必ずしもゼロではないからである。

以上のように、砂杭圧入により杭間がせん断され、それに伴う負のダイレイタンスにより地盤が体積圧縮するという圧縮メカニズムを仮定し、以下で砂杭圧入による N 値の増加予測手法を提案する。

4.2 N値増加の予測法^{1),2)}

前項で述べた体積圧縮のメカニズムを用いて、SCP、CPGによるN値増加の予測法を展開する。予測法は、①圧入による体積圧縮に伴う相対密度の変化を予測する圧入率と相対密度の関係、②N値と相対密度の関係の2つの部分からなっている。

(1) 圧入率と相対密度の関係の提案

相対密度 D_r は下式で定義されるものである。

$$D_r = \frac{e_{\max} - e}{e_{\max} - e_{\min}} \quad (4.6)$$

式(4.3)の杭間の体積ひずみ ε^* は最大間隙比をゼロとしているので次式で与えられる。

$$\varepsilon^* = \frac{e_{\max} - e}{1 + e_{\max}} \quad (4.7)$$

式(4.3), (4.5), (4.7)から、式(4.6)は次式になる。

$$D_r = \frac{c_2}{c_1} \cdot \frac{\kappa_0 \cdot F_v + \gamma^*_{i0}}{a + b \cdot (\kappa_0 \cdot F_v + \gamma^*_{i0})} \quad (4.8)$$

$$\begin{aligned} c_1 &= e_{\max} - e_{\min} \\ c_2 &= 1 + e_{\max} \end{aligned} \quad (4.9), (4.10)$$

式(4.8)で累積せん断ひずみ ($\gamma^* = \kappa_0 \cdot F_v + \gamma^*_{i0}$) が無限大の時に相対密度は $D_r = 1.0$ となるので、定数 b は下式になる。

$$b = \frac{c_2}{c_1} \quad (4.11)$$

ここで、式(4.11)を式(4.8)に代入する。そして、定数 a については、式(4.3)から累積せん断ひずみがゼロの時の累積せん断ひずみ増分と体積ひずみ増分の比であるが、定数 a を特に決定する必要はなく、式(4.8)右辺の分母と分子を a で割って変形すると次式が得られる。

$$D_r = \frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + (\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i)} \quad (4.12)$$

$$\kappa = \frac{\kappa_0}{a} \quad (4.13)$$

$$\gamma^*_i = \frac{\gamma^*_{i0}}{a} \quad (4.14)$$

したがって、2つのパラメータ、 κ と γ^*_i が定められれば、圧入率から相対密度を予測できる。これらの2つのパラメータは、後述するように現場データを用いて同定される。

(2) N値と相対密度の関係

C法ではN値と相対密度の関係はMeyerhofの式が用いられていたが、ここではMeyerhofの式に加え、最近の知見を取り入れた下式も用いる。

$$N_{98} = C_Y \cdot (D_r - D_{r0Y}) \quad (4.15)$$

ここで、式(4.15)は図-4.3に示される吉見がN値と相対密度について整理した関係⁶⁾を、相対密度の上限を $D_r=1.0$ として線型近似したもので、 C_Y は勾配、 D_{r0Y} は N_{98} がゼロの場合の相対密度に対応する。ここでは、 C_Y を50、 D_{r0Y} を0.3として近似する。なお、吉見の整理したデータは、細粒分含有率が6%以下の砂地盤から凍結サンプリングで採取した供試体から求めた相対密度とN値の関係を調べたもので、通常のサンドサンプリングより得られる相対密度よりも高い精度がある。

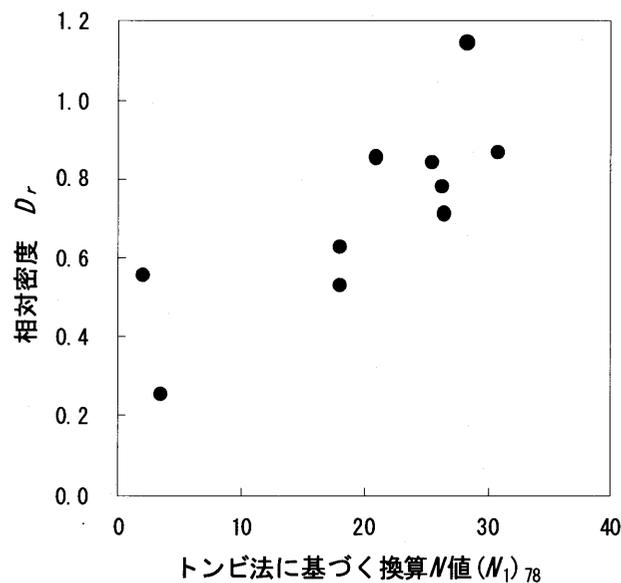


図-4.3 相対密度と換算N値の関係⁶⁾

次に、Meyerhof の N 値と相対密度の関係式は以下のとおりである^{7), 8)}.

$$D_r = \sqrt{\frac{N_{98}}{C_M}} \quad (4.16)$$

ここに、 $C_M=(1/0.16)^2$ である.

(3) 相対密度と N 値の関係を式(4.15)とした場合の圧入率と杭間 N 値の関係式(4.12)と式(4.15)より圧入率と杭間 N 値の関係は下式で表される.

$$N_{98} = C_Y \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + (\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i)} - D_{r0Y} \right) \quad (4.17)$$

ここで、 γ^*_i は式(4.17)に圧入前の原地盤換算 N 値： N_{98i} を代入し圧入率 $F_v=0$ として下式で算定される.

$$\gamma^*_i = \frac{N_{98i}/C_Y + D_{r0Y}}{(c_2/c_1) \cdot \{1 - (N_{98i}/C_Y + D_{r0Y})\}} \quad (4.18)$$

ここに、 N_{98i} は圧入前の原地盤換算 N 値である.

以上から、定数 κ が定まれば、圧入率、圧入前の原地盤換算 N 値、最大間隙比、最小間隙比を与えることにより、圧入後の杭間換算 N 値が、(4.9)、(4.10)、(4.17)、(4.18)から求まることになる。 κ の決定については(6)で後述される.

(4) 相対密度と N 値の関係を式(4.16)とした場合の圧入率と杭間 N 値の関係式(4.12)と式(4.16)より圧入率と杭間 N 値の関係は下式で表される.

$$N_{98} = C_M \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + (\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i)} \right)^2 \quad (4.19)$$

ここで、 γ^*_i は式(4.19)に圧入前の原地盤換算 N 値： N_{98i} を代入し圧入率 $F_v=0$ として、下式で算定される.

$$\gamma^*_i = \frac{\sqrt{N_{98i}/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_{98i}/C_M})} \quad (4.20)$$

以上から、この場合も、定数 κ が定まれば、圧入率、圧入前の原地盤換算 N 値、最大間隙比、最小間隙比を与えることにより、圧入後の杭間換算 N 値が、式(4.9)、(4.10)、(4.19)、(4.20)から求まることになる。 κ の決定については(6)で後述される。

(5) 最大間隙比と最小間隙比

パラメータ c_1 、 c_2 を決定するためには、対象土の最大間隙比と最小間隙比が必要である。最大間隙比と最小間隙比は対象地盤から試料を採取し、室内で最大、最小密度試験を行うことにより求めることができる。しかし、後述されるようにパラメータ κ は既存の SCP のデータを基に同定され、それらは最大・最小密度試験データを有していないのが通常である。また、一般的に実務では、N 値と細粒分含有率を求めるだけである。このようなことから、C 法と同じように、平間の実験結果⁹⁾を利用した推定式を用いて細粒分含有率から算定することとする。ただし、最小間隙比については最近の沼田らの研究成果¹⁰⁾を利用し、細粒分含有率によらないものとする。

最大間隙比と最小間隙比は次式で算定される。

$$\begin{aligned} e_{\max} &= 0.02 \cdot F_c + 1.0 \\ e_{\min} &= 0.6 \end{aligned} \quad (4.21), (4.22)$$

ここに、 F_c は細粒分含有率(%)である。

(6) 係数 κ の同定

(1)～(5)において圧入率と N 値の関係式を 2 種類誘導した。ここでは、各式中の係数 κ を同定する。 κ は圧入率 F_v と累積せん断ひずみに関連づけるための係数で、既存のデータを利用して算定する。ここでは、SCP を対象に説明する。CPG についても同様に求めればよく、5 章で示す。

a) 吉見のデータによる式(4.15)を用いた場合

式(4.17)から κ は下式で表される。

$$\kappa = \frac{(c_2/c_1) \cdot \gamma^*_i \{1/(N_{98}/C_Y + D_{r0Y}) - 1\} - 1}{(c_2/c_1) \cdot F_v \cdot \{1/(N_{98}/C_Y + D_{r0Y})\}} \quad (4.23)$$

式(4.18)と(4.23)から、SCP施工前後のN値、細粒分含有率があれば、 κ は求めることができる。ここでは、2章で示された現場のSCP施工前後のデータを用いて κ を算出する。式(4.18)を用いる場合、圧入後の換算N値が35を超えるデータについては、相対密度が1.0を超えるので式(4.18)が適用範囲を超え、 κ が負の値をとる。また、換算N値が35に近い場合には、式(4.23)の分母が小さな値となり、分子に含まれる実測値のばらつき、誤差が大きな値となって反映される。したがって、圧入後の換算N値が30以下のものを対象に、 κ を式(4.18)と(4.23)により調べる。また、圧入後の換算N値が圧入前のものより小さなデータも除外する。

図-4.4は式(4.23)から得られた κ と圧入率の関係で、実線は線型回帰したものである。図-4.4から κ は圧入率が大きくなると小さくなる傾向がある。しかし、圧入率が0.079のものに κ が15以上のプロットが特に多くあり、これらのプロットを無視すると、 κ は1~15の範囲でばらつき、圧入率にあまり関係なく、平均的には κ は5程度の値である。

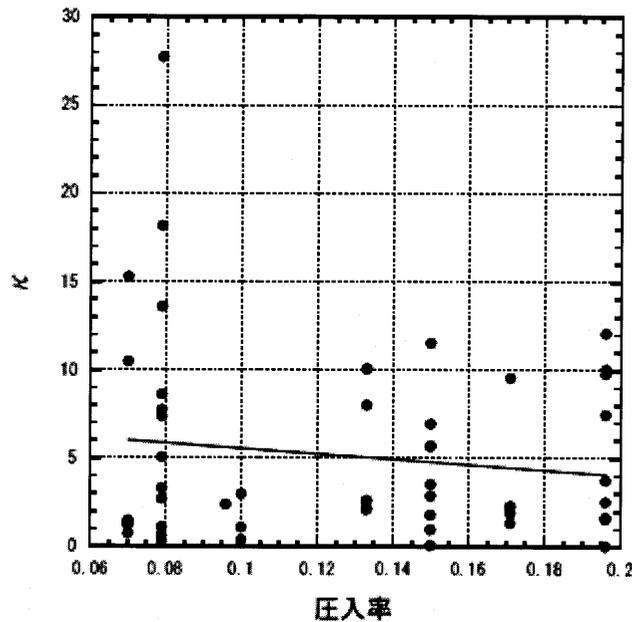


図-4.4 κ と圧入率の関係

b) Meyerhof による式(4.16)を用いた場合

式(4.19)から κ は下式で表される。

$$\kappa = \frac{(c_2/c_1) \cdot \gamma^*_i \cdot (1 - \sqrt{N_{98}/C_M}) - \sqrt{N_{98}/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot F_v \cdot (\sqrt{N_{98}/C_M} - 1)} \quad (4.24)$$

式(4.24)から、前述の a)と同様に κ を算出できる。また、Meyerhof の式に基づく式(4.16)の場合には、圧入後の換算 N 値が 39 を超えるデータについては、相対密度が 1.0 を超えて式(4.16)の適用範囲を超え、換算 N 値が 39 に近い場合には、式(4.22)の分母が小さな値となり、分子に含まれる実測値のばらつき、誤差が大きな値となって反映される。したがって、a)と同様に、圧入後の換算 N 値が 30 以下のものを対象に式(4.20)と(4.24)により κ を算定する。また、圧入後の換算 N 値が圧入前のものより小さなデータも除外する。

図-4.5 は式(4.24)から得た κ と圧入率の関係である。図-4.5 からこの場合も κ は圧入率が大きくなると小さくなる傾向がある。圧入率が 0.079 のものに κ が 15 以上のプロットが多くあるが、これらのプロットを無視すると、 κ は 1~15 の範囲でばらつき、平均的には κ は 5 程度の値で吉見のデータの場合の図-4.4 と同様である。

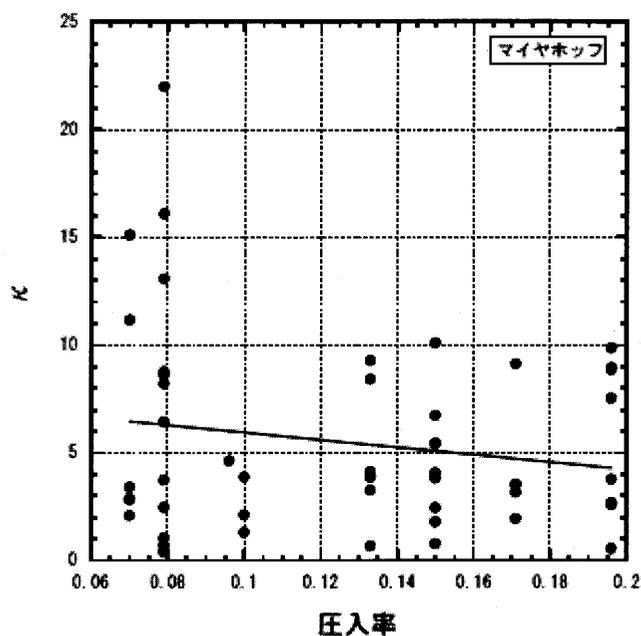


図-4.5 κ と圧入率の関係 (Meyerhof)

以上 a)および b)から、ここでは SCP の場合の κ の値として $\kappa=5$ を提案する。

4.3 提案手法の実測値による確認^{1),2)}

新しい締固めメカニズムに基づき圧入率から圧入後のN値を予測する手法を提案したが、相対密度とN値の関係式の違いから、2種類の予測手法が提案された。それぞれ提案手法をまとめると、圧入前の原地盤換算N値： N_{98i} 、細粒分含有率： F_c (%)、圧入率： F_v が与えられれば圧入後の換算N値が算定され、以下に各式を再掲する。

①相対密度とN値の関係が式(4.15)の場合：

$$N_{98} = C_Y \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + (\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i)} - D_{r0Y} \right) \quad (4.17)$$

$$\gamma^*_i = \frac{N_{98i}/C_Y + D_{r0Y}}{(c_2/c_1) \cdot \{1 - (N_{98i}/C_Y + D_{r0Y})\}} \quad (4.18)$$

$$c_1 = e_{\max} - e_{\min} \quad (4.9), (4.10)$$

$$c_2 = 1 + e_{\max}$$

$$e_{\max} = 0.02 \cdot F_c + 1.0 \quad (4.21), (4.22)$$

$$e_{\min} = 0.6$$

ここに、 $C_Y=50$ 、 $D_{r0Y}=0.3$ 、 $\kappa=5$ である。

②相対密度とN値の関係が式(4.16)の場合：

$$N_{98} = C_M \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + (\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i)} \right)^2 \quad (4.19)$$

$$\gamma^*_i = \frac{\sqrt{N_{98i}/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_{98i}/C_M})} \quad (4.20)$$

$$c_1 = e_{\max} - e_{\min} \quad (4.9), (4.10)$$

$$c_2 = 1 + e_{\max}$$

$$e_{\max} = 0.02 \cdot F_c + 1.0 \quad (4.21), (4.22)$$

$$e_{\min} = 0.6$$

ここに、 $C_M=(1/0.16)^2$ 、 $\kappa=5$ である。

以下では、2章で示されたSCPの実測値と提案手法を比較する。

(1) 増分換算 N 値と原地盤換算 N 値および細粒分含有率の関係

図-4.6, 図-4.7 は 2 章で示された増分換算 N 値と原地盤換算 N 値関係の実測値と 2 つの提案手法による予測値の比較, 図-4.8, 図-4.9 は増分換算 N 値と細粒分含有率関係についての比較である. 破線と点線は κ を 1 および 15 とした場合の結果を一次関数で回帰分析して近似したものである.

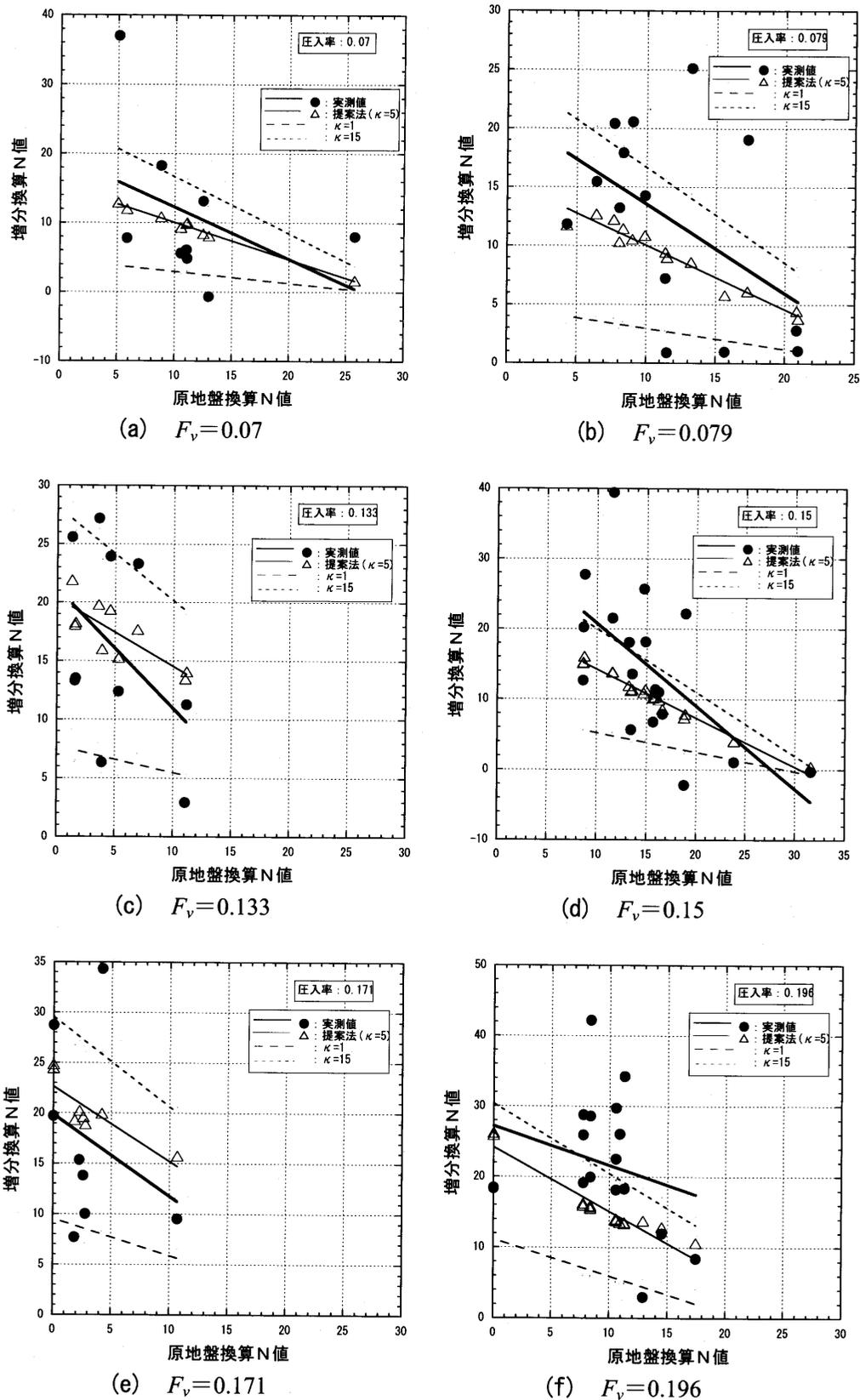
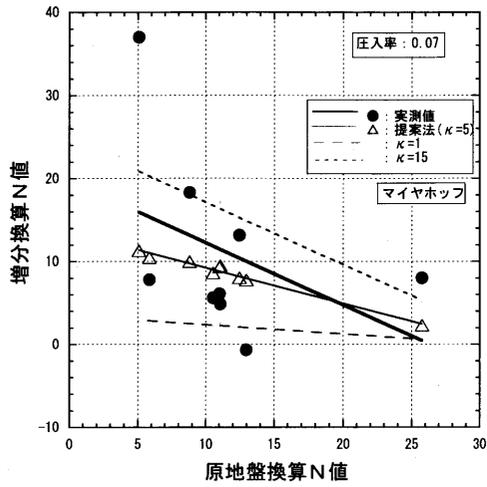
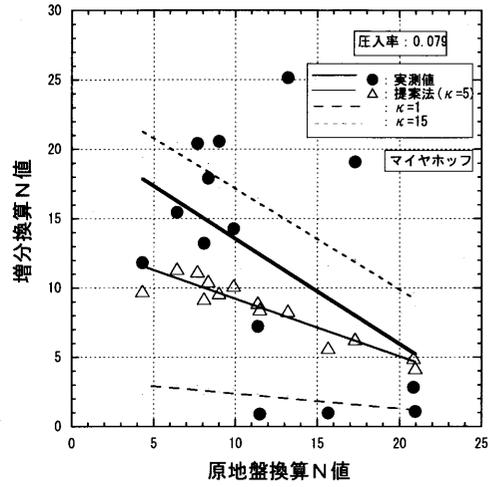


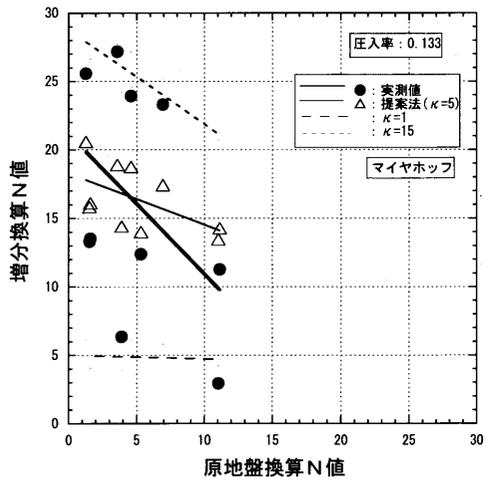
図-4.6 吉見のデータに基づく提案手法による原地盤換算N値と増分換算N値の関係



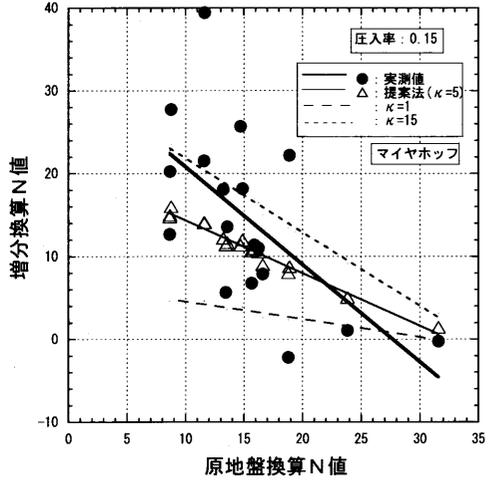
(a) $F_v=0.07$



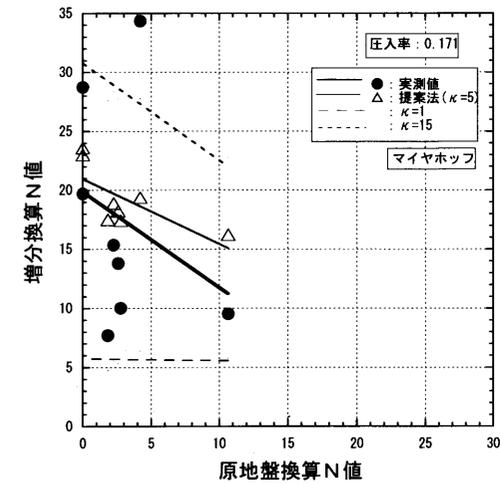
(b) $F_v=0.079$



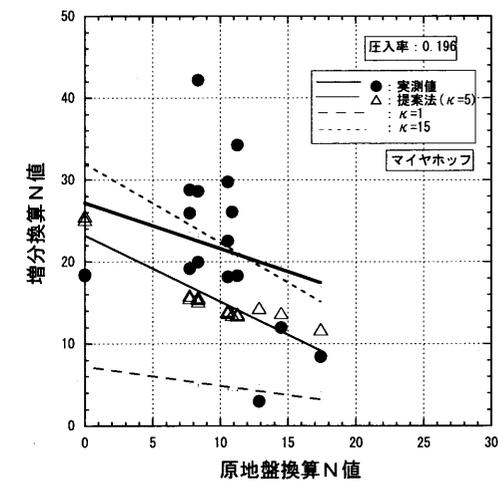
(c) $F_v=0.133$



(d) $F_v=0.15$

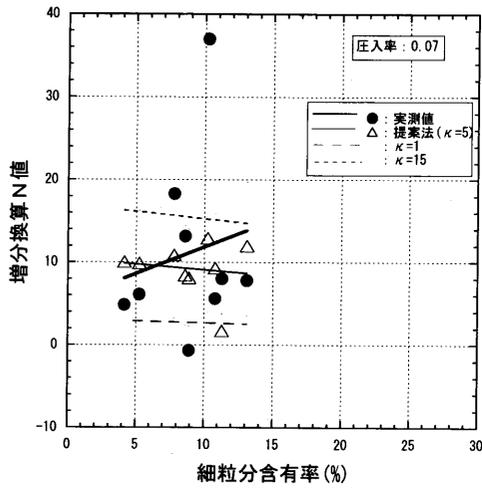


(e) $F_v=0.171$

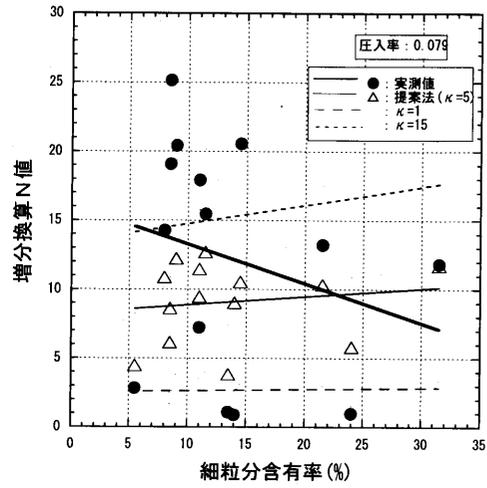


(f) $F_v=0.196$

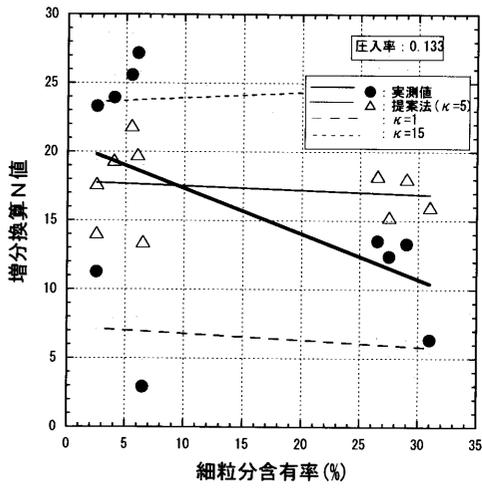
図-4.7 Meyerhofの式に基づく提案法による原地盤換算N値と増分換算N値の関係



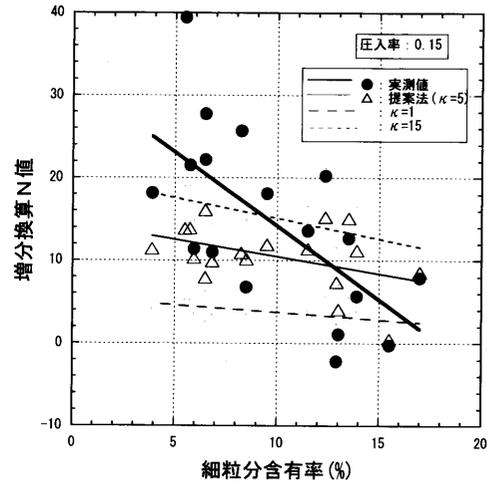
(a) $F_v=0.07$



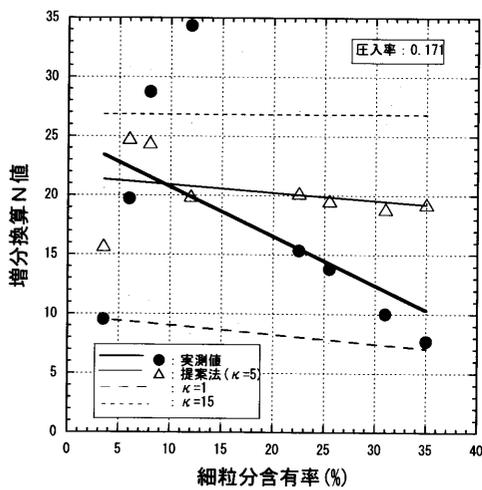
(b) $F_v=0.079$



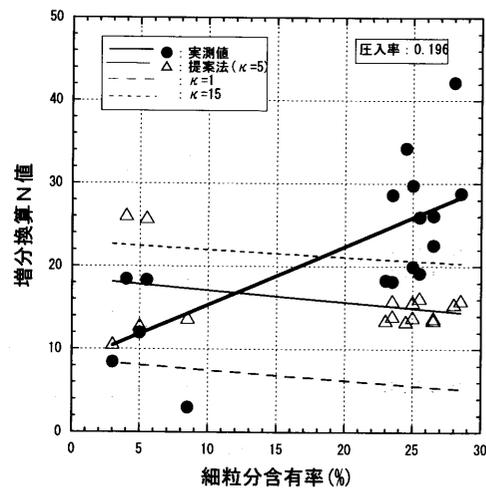
(c) $F_v=0.133$



(d) $F_v=0.15$

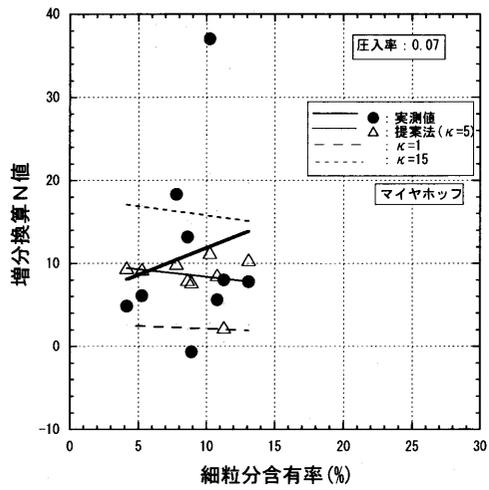


(e) $F_v=0.171$

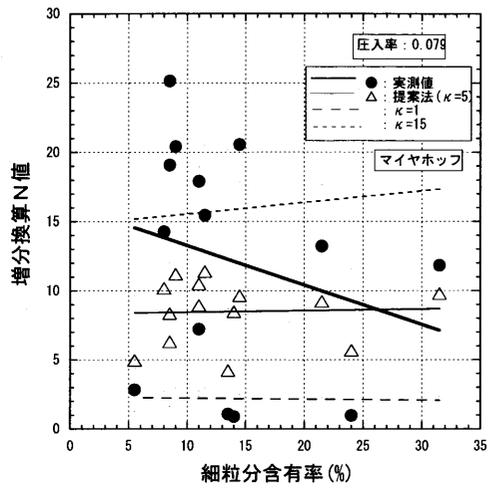


(f) $F_v=0.196$

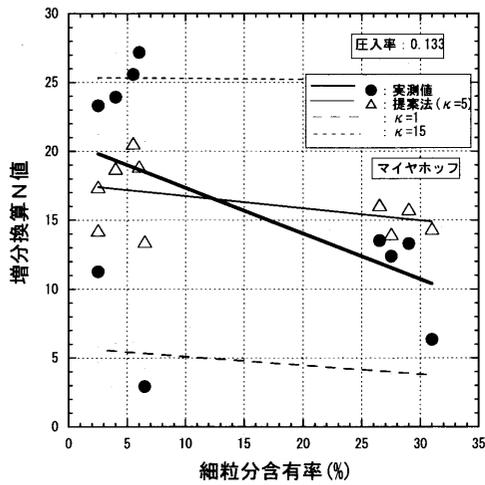
図-4.8 吉見のデータに基づく提案手法による細粒分含有率と増分換算N値の関係



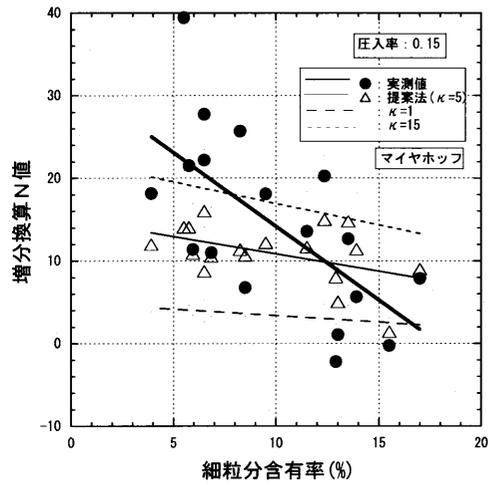
(a) $F_v=0.07$



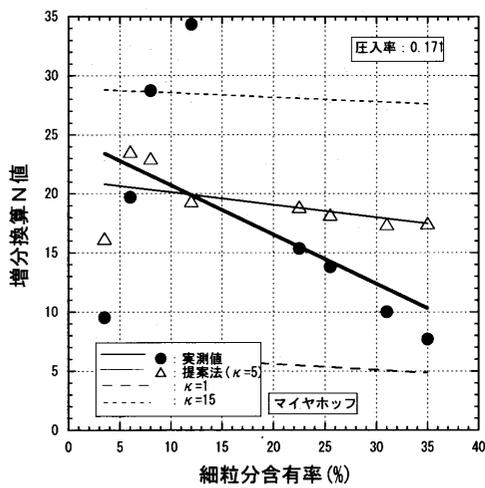
(b) $F_v=0.079$



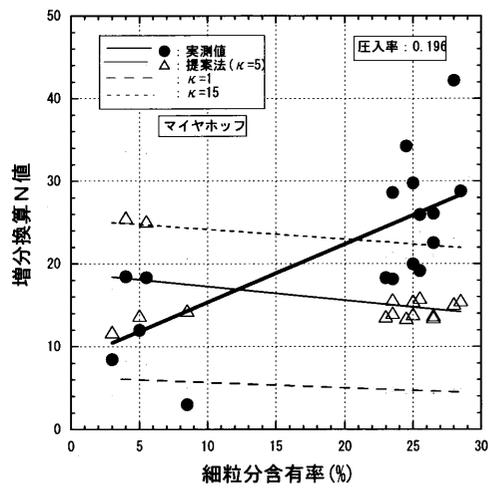
(c) $F_v=0.133$



(d) $F_v=0.15$



(e) $F_v=0.171$



(f) $F_v=0.196$

図-4.9 Meyerhofの式に基づく提案手法による細粒分含有率と増分換算N値の関係

図-4.6, 図-4.7 から原地盤換算 N 値が増加すると, 増分換算 N 値が減少しており, どちらの予測値も実測値の傾向を良く表している. κ の感度については, κ が 1 から 15 に変化すると増分換算 N 値は 20 程度大きくなっている. また, κ が 1 から 15 の増分換算 N 値の変化は圧入率が 0.196 と 0.15 のものを除き実測値のばらつきの範囲にほぼ対応している. κ が 5 のものは κ が 1 と 15 のものの平均的なところにあり, 実測値の近似線との対応も良い. したがって, $\kappa=5$ として提案式を用いれば, 2 つの手法による予測値はいずれも実測値をほぼ説明できるといえる.

図-4.8, 図-4.9 の増分換算 N 値と細粒分含有率関係についての実測値と予測値の比較では, 圧入率 0.07, 0.079 と 0.196 のものは, 線型回帰したラインの勾配が実測値と提案値で逆になっており傾向が異なる. これは, 3 章の C 法と実測値の比較で述べたことと同様である. その他の圧入率については, どちらの提案手法とも細粒分の増加に対する増分換算 N 値の低減が過小評価されている.

ここで, 図-4.8, 図-4.9 において圧入率が $F_v=0.196$ の実測値に対しては, いずれの提案法 ($\kappa=5$) も増分換算 N 値をかなり過小評価している. これらの実測値の多くは圧入後の換算 N 値 (増分換算 N 値と原地盤換算 N 値の和) が 30 を超えている. これに対し提案法の相対密度と換算 N 値を関連づける式(4.15), (4.16)には換算 N 値の上限値 $N_{98}=35, 39$ があり, このことが過小評価の原因の一つである.

(2) 増分換算 N 値と圧入率の関係

2 つの提案予測手法による増分換算 N 値と圧入率の関係を, 図-4.10 は原地盤換算 N 値をパラメータとして, 図-4.11 は細粒分含有率をパラメータとして調べたものである.

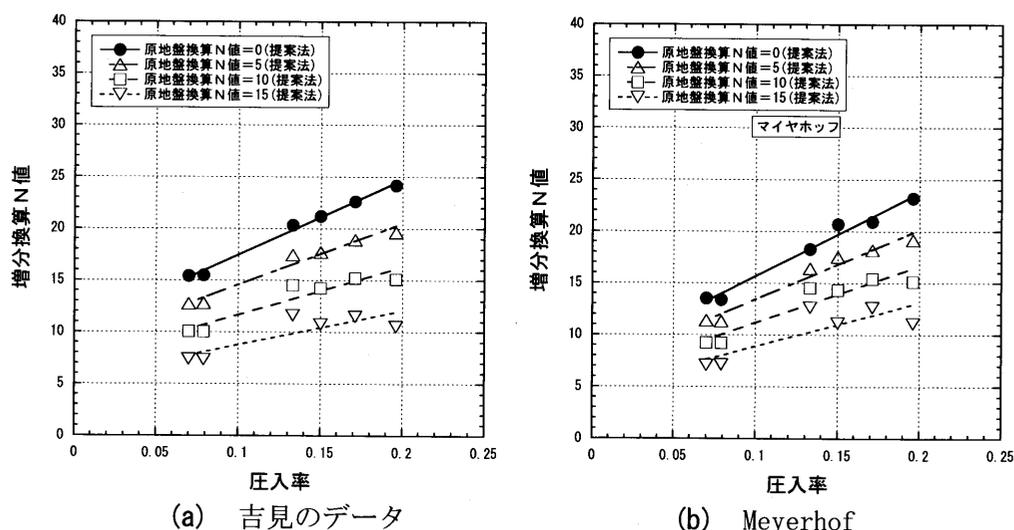


図-4.10 原地盤N値ごとの圧入率と増分N値の関係

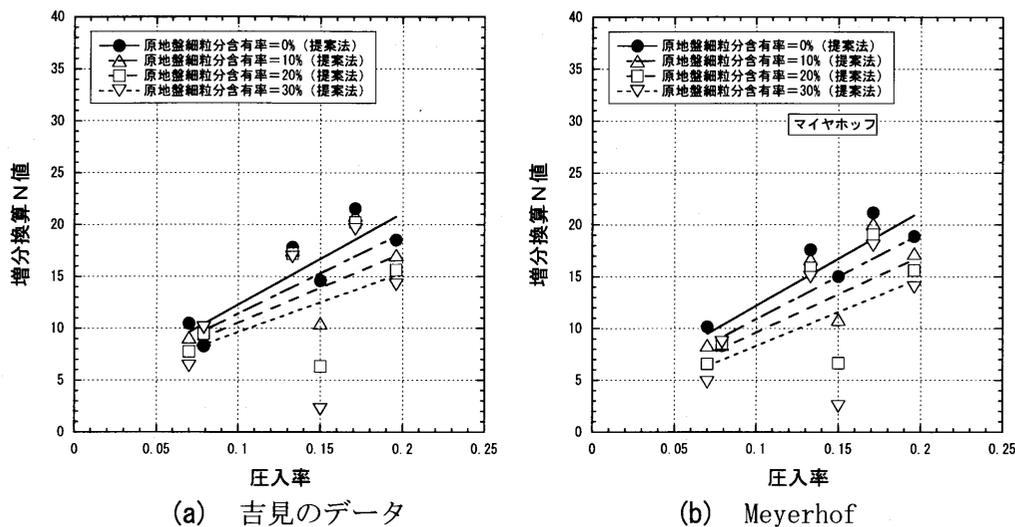


図-4.11 細粒分含有率ごとの圧入率と増分N値の関係

図-4.10より、原地盤換算N値をパラメータとした場合、どちらの提案法も圧入率が大きくなると増分換算N値が大きくなり、また、原地盤換算N値が小さい方が増分換算N値は大きくなっている。このことは、2章の図-2.8(a)で示された実測値の傾向と同じである。

図-4.11から、細粒分含有率をパラメータとした場合にも、どちらの提案法も圧入率が大きくなると増分換算N値は大きくなり、2章の図-2.8(b)で示された実測値の傾向と一致している。また、細粒分含有率が大きくなると線型回帰した直線は、グラフの下の方になりこの傾向も一致している。しかし、提案法の方が各直線は密に集まっており、また、細粒分含有率が30%の場合には図で示された実測値は圧入率が大きくなっても増分換算N値の値はほぼ一定であったが提案法によるものは増加している。提案法によるものは、実測値と比べて細粒分含有率の影響が増分N値に大きく現れていない。この原因は、図-4.8、4.9の各提案法による予測値と実測値の比較で述べたことと同じ理由で、相対密度の増加に及ぼす細粒分含有率の影響が考慮されていないからである。

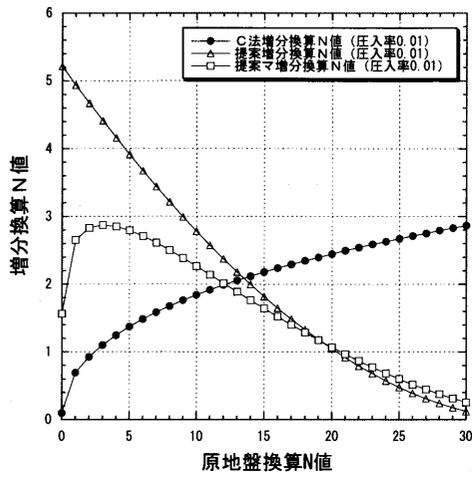
以上から、2つの提案法は、ともに原地盤換算N値をパラメータとした場合には実測値の傾向と良く一致していた。しかし、細粒分含有率をパラメータとした場合には、細粒分含有率の増分換算N値におよぼす影響を過小評価しているといえる。

4.4 提案法とC法の比較^{1),2)}

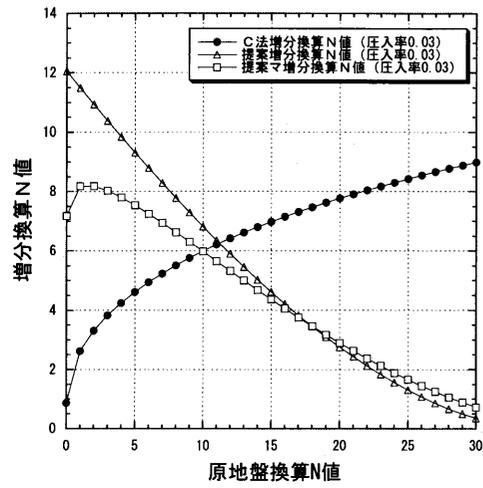
ここでは、提案された2つの増分N値の予測法、および従来からの予測法であるC法¹⁾を比較して考察する。比較は、提案法に増分N値に関する細粒分補正がないことから、細粒分含有率が $F_c=0\%$ の地盤について行う。C法の細粒分含有率に関するN値の低減係数 β は $\beta=1.0$ とした。

(1) 原地盤換算N値と増分換算N値関係の比較

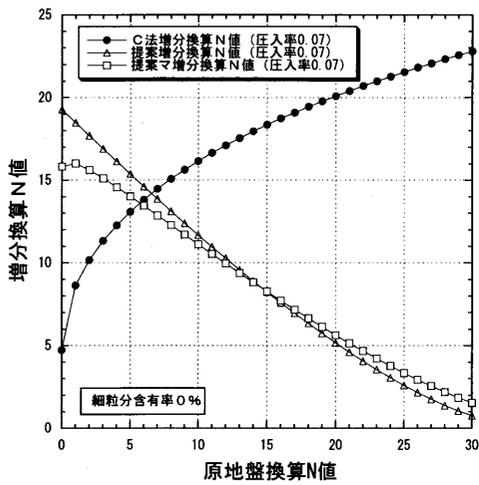
図-4.12は、圧入率が $F_v=0.01, 0.03, 0.07, 0.10, 0.15, 0.20$ の場合の原地盤換算N値と増分換算N値の関係を、2つの提案法、C法について比較したものである。●プロットがC法、△が式(4.15)の相対密度とN値の関係を用いた提案法、□が式(4.16)の相対密度とN値の関係を用いた提案手法のものである。提案手法のうち、□プロットのものはC法と同じMeyerhofの相対密度とN値の関係を用いているので、□と●の違いが新しく提案した締固めメカニズム(図-4.1)とC法で仮定されているメカニズム(図-2.4)の違いによる結果の直接的な比較である。



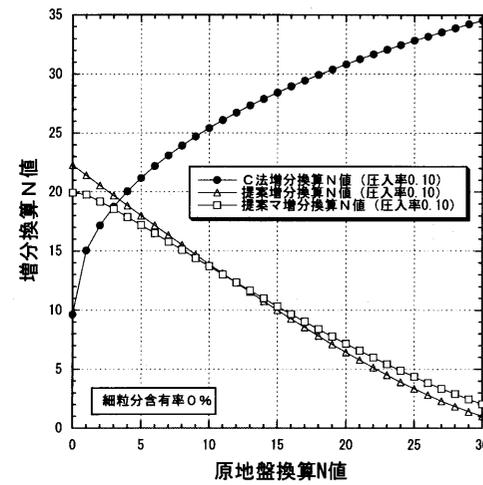
(a) $F_v=0.01$



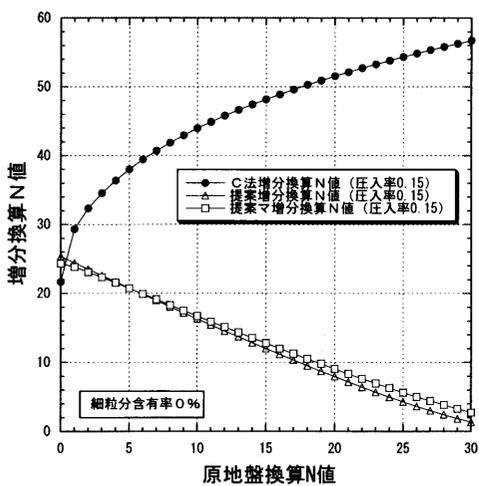
(b) $F_v=0.03$



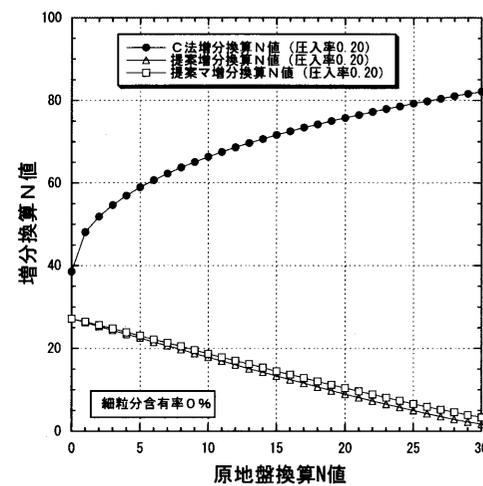
(c) $F_v=0.07$



(d) $F_v=0.10$



(e) $F_v=0.15$



(f) $F_v=0.20$

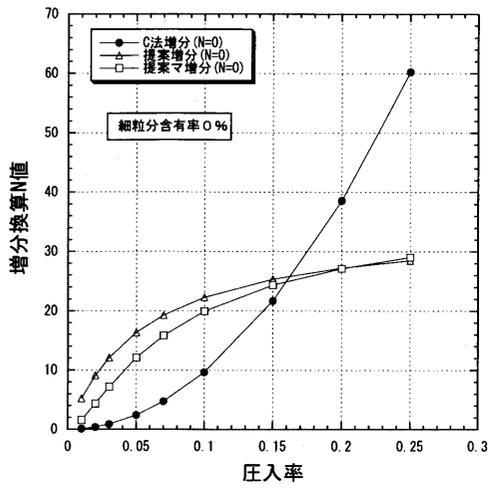
図-4.12 各圧入率における原地盤換算N値と増分換算N値の関係

図-4-12 から、圧入率が $F_v=0.15$ 以下の場合に原地盤換算 N 値が小さいところでは提案手法の方が C 法よりも大きな増分換算 N 値を与え、それ以外では C 法の方が大きな増分換算 N 値を与えることがわかる。次に、C 法によるものは原地盤換算 N 値が大きくなるほど、増分換算 N 値は大きくなり、計算上は増分換算 N 値に上限がない。しかし、2 つの提案法では原地盤換算 N 値が大きくなると増分換算 N 値は小さくなり、増分換算 N 値に上限があり、C 法とは全く逆の傾向である。提案法に上限があるのは、提案法は締固めメカニズムをせん断によるダイレイタンスーに基づかせ、体積変化を式(4.3)で示した双曲線関数で表しているためである。逆に C 法は圧入された体積だけ地盤は圧縮するとしているため計算上、上限がなくなるのである。

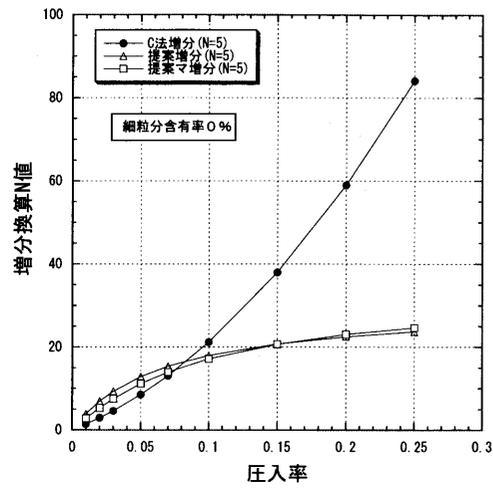
提案法どうしを比較すると、相対密度と N 値の関係を Meyerhof の式(4.16)としたものは、吉見のデータに基づいた式(4.15)としたものより、原地盤換算 N 値が小さいところで小さめの増分換算 N 値を与えている。これは、式(4.15)と式(4.16)を比較すると、換算 N 値が小さなところでは相対密度の増加に対して換算 N 値の増加は式(4.15)の方が大きいからである。逆に、換算 N 値が大きいところでは、式(4.16)によるものが大きめの増分換算 N 値を与えているが、これは式(4.16)の方は換算 N 値が大きいところでは相対密度の増加に対して換算 N 値の増加が大きいことと、上限の換算 N 値が大きいからである。また、式(4.15)によるものは原地盤換算 N 値が大きくなると増分換算 N 値は単調に低下するが、式(4.16)によるものは、圧入率が小さい ($F_v=0.01, 0.03, 0.07$) 場合に原地盤換算 N 値の小さいところで増分換算 N 値は増加して極大値を示しその後低下する。この違いは、式(4.15)の相対密度と N 値の関係は線型であるが、式(4.16)のものは放物線になっていることによる。しかし、以上の提案法どうしの比較において、圧入率が $F_v=0.10$ より大きい場合や、原地盤換算 N 値が大きいところでは、両者に大きな違いはみられず、式(4.15)と式(4.16)のどちらを採用するかはそれほど重要と思われない。むしろ、式(4.15)あるいは式(4.16)などで表される相対密度と N 値の関係式において $D_r=1.0$ に対応する N 値の上限値、すなわち C_Y, C_M がいくつに設定されるかが大きく影響すると考えられる。

(2) 圧入率と増分換算 N 値関係の比較

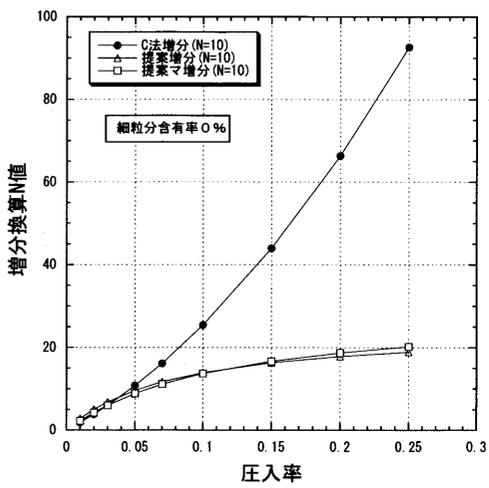
図-4.13 は、原地盤換算 N 値が $N_{98}=0, 5, 10, 15, 20, 25$ の場合の圧入率と増分換算 N 値の関係を、2 つの提案法と C 法について比較したものである。



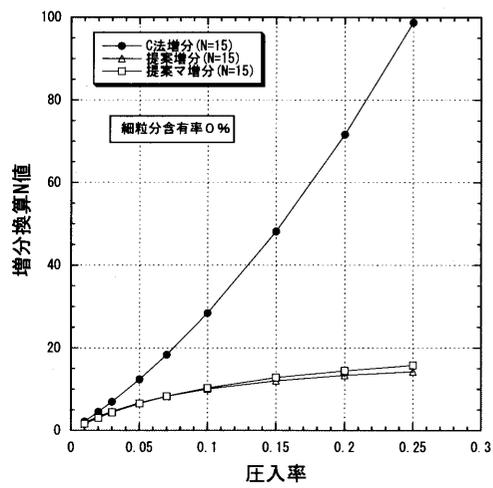
(a) $N_{98r}=0$



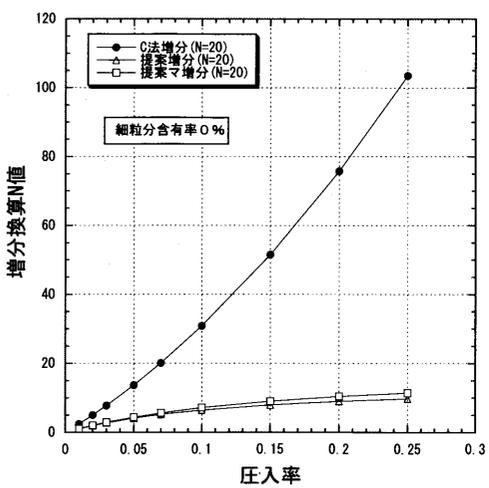
(b) $N_{98r}=5$



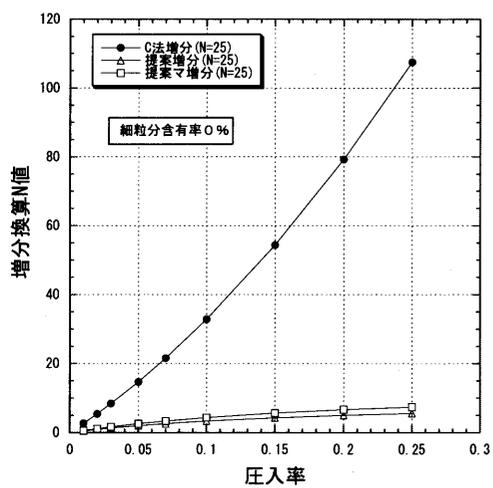
(c) $N_{98r}=10$



(d) $N_{98r}=15$



(e) $N_{98r}=20$



(f) $N_{98r}=25$

図-4.13 各原地盤N値における圧入率と増分換算N値の関係

図-4.13 から、原地盤換算 N 値が $N_{98}=10$ より小さい場合に圧入率が小さいところでは提案法の方が大きな増分換算 N 値を与え、それ以外の場合には C 法の方が大きな増分換算 N 値を与えることがわかる。次に、C 法によるものは圧入率が大きくなるほど、増分換算 N 値は大きくなり、(1)項で述べたことと同じく計算上は増分換算 N 値に上限がない。そして、2つの提案法の方では圧入率が大きくなると増分換算 N 値は小さくなり、増分換算 N 値に上限があり、C 法とは全く逆の傾向である。このようになる原因は、(1)項で述べた理由と同じである。

提案法どうしを比較すると、原地盤換算 N 値が小さい場合($N_{98}=0, 5, 10, 15$)には、相対密度と N 値の関係を Meyerhof の式(4.16)としたものは、吉見のデータに基づいた式(4.15)としたものより、圧入率が小さいところで小さめの増分換算 N 値を与えている。このようになる理由も、既に(1)項で述べたことと同じく相対密度と N 値の関係式に起因する。以上の提案手法どうしの比較において、原地盤換算 N 値が $N_{98}=10$ より大きい場合や圧入率が $F_v=0.10$ より大きい場合には、両手法による増分換算 N 値に大きな違いはみられなくなる。この比較においても(1)項で述べたことと同じく、相対密度と N 値の関係式の違いよりも N 値の上限値がいくつに設定されるかが大きく影響すると考えられる。

4.5 砂杭打設による地盤の盛り上がりについての簡単な考察

SCP の施工において、砂杭の打設中に周辺地盤に盛り上がり、あるいは逆に沈下が観察される。これは打設された砂杭と等しいだけ杭間の土が体積圧縮していないことによる。このことは、SCP だけでなく、CPG においても同様である。ここでは、締固め工法において生じる、地盤の盛り上がり、あるいは沈下について簡単な考察を行う。

C 法で用いられている締固めメカニズムでは打設された砂杭と等しい体積だけ杭間の土が体積圧縮すると仮定されている。したがって、前節 4.4 の図-4.12, 4.13 で示された C 法の●プロットは、原地盤換算 N 値に対して砂杭が各圧入率で打設された場合の増分換算 N 値を示しているのであるが、地盤が盛り上がりも沈下もしない増分換算 N 値－原地盤換算 N 値－圧入率関係の境界と見なすことができる。例えば、細粒分含有率がゼロの現場で砂杭打設後の換算 N 値の増分が、図-4.12(a)において●より上部にプロットされる場合には、杭間ではより多くの N 値の増分、すなわち、より多くの相対密度の増加があったことになり、杭間の地盤は沈下したことになる。逆に、●より下部にプロットされる場合には盛り上がったことになる。ただし、これは、相対密度と N 値の関係が C 法で用いられている Meyerhof の関係式(4.16)の場合である。もし、この関係が正しくなければ、現実の地盤で起こっていることには当然対応しない。しかし、ここでは、相対密度と N 値の関係は Meyerhof の式の関係にあり、●プロットが地盤の盛り上がりや沈下も生じない増分換算 N 値－圧入率－原地盤換算 N 値の関係であるとして考察を進めることにする。

図-4.12, 4.13 の提案法において Meyerhof の関係式を用いているのは□プロットのものである。これと●プロットを比較する。

図-4.12 は圧入率をパラメータに原地盤換算 N 値と増分換算 N 値の関係を示したものである。圧入率が $F_v=0.01$ の図-4.12(a)の場合には原地盤換算 N 値が $N_{98i}=12$ までは□は●より上にあり杭間地盤は沈下し、 $N_{98i}=12$ 以上では逆に盛り上がることになる。同様に $F_v=0.03$ (図-4.12(b)) では $N_{98i}=10$, $F_v=0.07$ (図-4.12(c)) では $N_{98i}=6$, $F_v=0.10$ (図-4.12(d)) では $N_{98i}=3$, $F_v=0.15$ (図-4.12(e)) では $N_{98i}=1$ でそれぞれ杭間地盤の沈下と盛り上がりが入れ替わり、 $F_v=0.20$ (図-4.12(f)) では原地盤換算 N 値によらず杭間地盤は盛り上がることになる。したがって、圧入率が同じであれば原地盤換算 N 値が大きいほど杭間地盤で盛り上がりは大きくなる。また、圧入率が大きくなるほど沈下から盛り上がりへ変わる原地盤換算 N 値は小さくなるのがわかる。

図-4.13 は原地盤換算 N 値をパラメータに圧入率と増分換算 N 値の関係を示したものである。原地盤換算 N 値が $N_{98i}=0$ の(図-4.13(a))の場合には圧入率が $F_v=0.16$ までは□は●より上にあり杭間地盤は沈下し、 $F_v=0.16$ 以上では逆に盛り上がることになる。同様に $N_{98i}=5$ (図-4.13(b)) では $F_v=0.07$, $N_{98i}=10$ (図-4.13(c)) では $F_v=0.03$, $N_{98i}=15$ (図-4.13(d)) では $F_v=0.01$ でそれぞれ杭間地盤の沈下と盛り上がりが入れ替わり、 $N_{98i}=20$ (図-4.13(e)), $N_{98i}=25$ (図-4.13(f)) では圧入率によらず杭間地盤は盛り上がることになる。したがって、原地盤換算 N 値が同じであれば圧入率が大きいほど杭間地盤で盛り上がりは大きくなる。

また、原地盤換算 N 値が大きくなるほど沈下から盛り上がりになる圧入率は小さくなる
ことがわかる。

以上のように、SCP で打設される砂杭により生じる杭間地盤（あるいは地盤全体）の沈
下、盛り上がり現象を新しく提案された締固めメカニズムに基づき簡単に考察した。実際
の盛上りは細粒分含有率の影響、3 次元的な地盤変形を考慮する必要がある。後述の 6 章で
細粒分含有率の影響、3 次元的な地盤変形を考慮した地盤の盛上りの検討を、CPG を対象と
して定量的に行う。

4.6 模型試験結果の考察

前節での現場データでの提案法の確認はN値を用いたもので、4.2節で提案した式(4.12)の相対密度と圧入率の関係を直接的に確認したものではない。3章の模型試験では、相対密度と圧入率の関係が、図-3.5、3.12のように求められている。ここでは、3章の模型試験結果を用いて、式(4.12)の相対密度と圧入率の関係を確認する。

式(4.12)で圧入率を $F_v=0$ とすると、 γ^*_i は圧入前の初期相対密度と次式で関係づけられる。

$$\gamma^*_i = \frac{D_{r0}}{1-D_{r0}} \cdot \frac{c_1}{c_2} \quad (4.25)$$

そして、各圧入率に対する相対密度の実測値が得られていれば、式(4.12)から次式により κ を算定できることになる。

$$\kappa = \frac{D_{r1} \cdot c_1 / c_2 + D_{r1} \cdot \gamma^*_i - \gamma^*_i}{(1 - D_{r1}) \cdot F_v} \quad (4.26)$$

3章の模型試験で用いた相馬6号砂の最大間隙比と最小間隙比は、 $e_{\max}=1.266$ 、 $e_{\min}=0.746$ であるので、式(4.25)、(4.26)中の c_1/c_2 は $c_1/c_2=0.23$ である。したがって、式(4.26)から、CPG模型試験結果、SCP模型試験結果に対して、以下のような κ と圧入率の関係を得る。

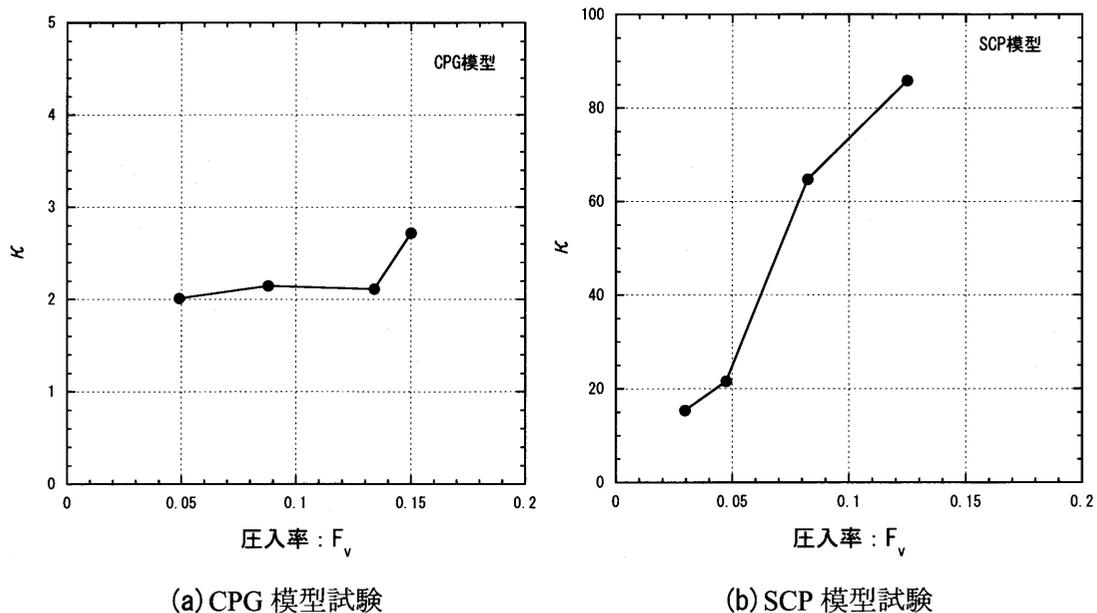


図-4.14 κ と圧入率の関係

図-4.14 から、CPG に対して κ は 2 程度の値であるが、SCP について κ は 15 から 80 を超えて大幅に変化している。

図 4.14 (b) の SCP 模型での κ が、図-4.14 (a) の CPG 模型の κ と比較して非常に大きくなっているのは、以下のことが原因と考えられる。SCP で砂杭を圧入して拡張する際に圧入外管と内管を強制的に繰返し上下させている。この際、外管自体の上げ下げにより杭間に締固め効果が働き、 κ が CPG よりも大きくなったと考えられる。さらに、圧入外管と内管の上げ下げにより、改良域下部にある無改良層も締め固まったと考えられる。しかし、杭間の相対密度の算出では、改良域の上層と下層は締め固まらないと仮定して密度の算出を行っており、これによる誤差が SCP の κ を大きく算出させたものと考えられる。そして、図-4.14 (b) の SCP において、圧入率が大きなところで κ が非常に大きくなっているのは、後者の下部層の締固めによる誤差が大きくなったためと考える。以上のように、図-4.14 には、相対密度算定に関わる誤差が含まれているが、締固め方法が異なると、その影響が κ に反映されることが理解される。

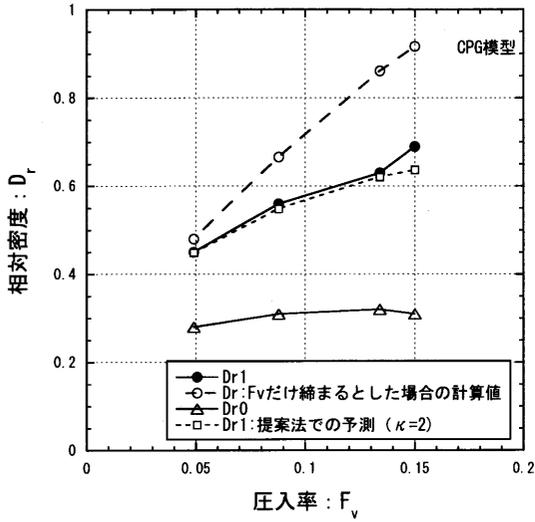
図 4.15 は、CPG については $\kappa=2.0$ 、SCP については $\kappa=20$ と $\kappa=80$ とした場合について、相対密度と圧入率の関係を式(4.12)で求め、試験結果と比較したものである。圧入後の実測値が●、圧入前が△で、CPG の提案法による予測値は□、SCP の予測値は□と◇である。なお、圧入量と同じだけ杭間土が締まると仮定した場合の予測値は○である。

図-4.15 から、CPG については式(4.12)の関係で実測結果を説明できていくことがわかる。しかし、SCP の結果については $\kappa=20$ では相対密度を過小評価し、 $\kappa=80$ では過大評価しており、CPG ほど説明できていない。SCP 模型試験結果と式(4.12)の対応が CPG 模型試験結果ほどよくないのは、前述の相対密度算定における誤差が大きな原因であると考えられる。

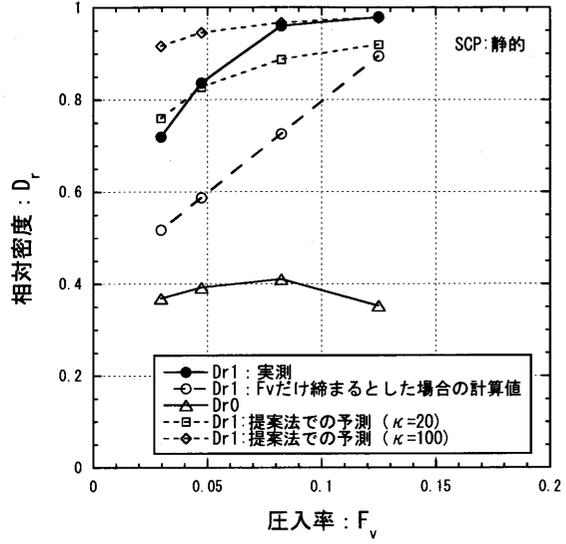
そこで、SCP 模型については、改良層下部の層厚 5cm の未改良層も外管、内管の上げ下げにより締固められたと考え、下層も改良層と同じ密度になるとして再計算を行った。その結果、図-4.16 が得られた。

再計算から得られた圧入後の相対密度は、図-4.16 (b) の●プロットで示されるように、図-4.15 (b) よりも小さな値になった。この圧入後の相対密度を用いて κ を再計算したのが、図 4.16 (a) であるが、図 4.15 (b) の結果と比較すると、 κ は小さくなっており、圧入率による大きな変化はなく、 $\kappa=15$ 程度の値となっている。 $\kappa=15$ として再計算した相対密度の結果が図-4.16 (b) 中の□プロットであるが、実測値の●プロットと良い対応になっている。したがって、SCP の模型試験結果については下層の未改良層にも無視できない密度増加があったと考えられる。

以上から、式(4.12)で圧入率と相対密度の関係を表せることができると結論できる。

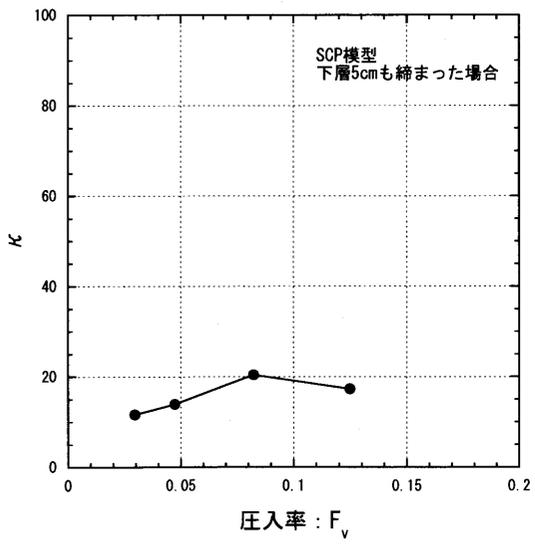


(a) CPG 模型試験

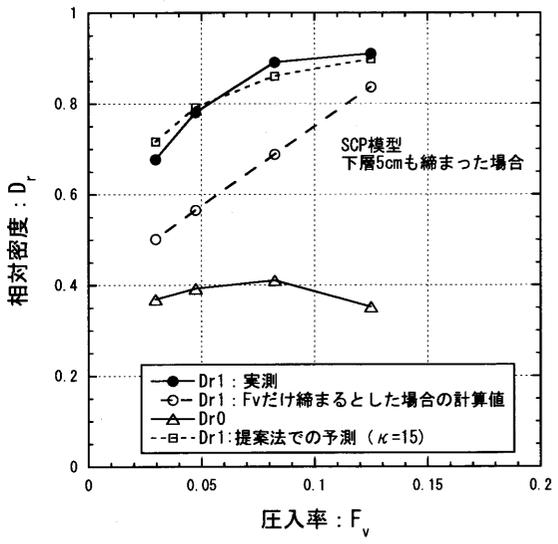


(b) SCP 模型試験

図-4.15 相対密度と圧入率の関係



(a) κ と圧入率



(b) 相対密度と圧入率

図-4.16 κ と圧入率, 相対密度と圧入率関係の見直し

4.7 まとめ

本章では、締固めによる N 値増加の予測法を提案し、その検証を行った。以下のような結果が得られた。

- (1) 締固めによる圧入材の打設を地盤に対するせん断現象であるにとらえて、地盤の密度増加がせん断による負のダイレイタンスの蓄積であると考え、圧入率と相対密度の関係式を提案した。
- (2) 提案した相対密度と圧入率の関係と、既存の N 値と相対密度の関係を組み合わせ、N 値と圧入率の関係式、すなわち締固めによる N 値増加の予測法を提案した。
- (3) 予測法は、原地盤 N 値に関する N 値増加の傾向をほぼ説明していた。
- (4) しかし、予測法は細粒分含有率の N 値増加におよぼす影響を説明できていなかった。
- (5) 提案した予測法を、C 法と比較したところ、圧入率の低い場合、あるいは原地盤 N 値が小さい場合に、提案法は大きな N 値を予測する傾向にあった。
- (6) 提案法により、締固めによる地盤の沈下、盛上りについても説明できることを、簡単な考察で示した。
- (7) 提案した相対密度と圧入率の関係式は、3 章の模型試験結果を概ね説明していた。

参考文献

- 1) 山崎浩之, 森川嘉之, 小池二三勝: サンドコンパクションパイル工法による砂地盤の N 値増加に関する考察, 土木学会論文集 No.708/III-59, pp.199-210, 2002.
- 2) 山崎浩之, 森川嘉之, 小池二三勝: サンドコンパクションパイル工法による砂質地盤の締固めの設計法に関する考察, 港湾空港技術研究所報告, 第 41 巻, 第 2 号, pp.93-118, 2002.
- 3) Tsukamoto, Y., Ishihara, K., Yamamoto, M., Harada, K. and Yabe, H.: Soil Densification Due to Static Sand Pile Installation for Liquefaction Remediation, *Soils and Foundations*, Vol. 40, No. 2, pp. 9-20, 2000.
- 4) 福武毅芳, 松岡元: 任意方向単純せん断におけるダイレイタンシーの統一的解釈, 土木学会論文集, 第 412 号/III-12, pp. 143-151, 1989.
- 5) 福武毅芳: 土の多方向繰返しせん断特性を考慮した地盤・構造物系の三次元液状化解析に関する研究, 名古屋工業大学学位申請論文, pp. 44-47, 1997.
- 6) 吉見吉昭: 砂の乱さない試料の液状化抵抗～N 値～相対密度関係, 土と基礎, Vol. 42, No. 4, pp. 63-67, 1994.
- 7) Meyerhof, G. G.: Discussion of Session 1, *Proc. of 4th ICSMFE*, London, Vol. 3, p. 110, 1957.
- 8) 地盤工学会: 地盤調査・土質試験結果の解釈と適用例, 地盤工学・実務シリーズ 6, p. 348, 1998.
- 9) 平間邦興: 相対密度の適応に関する 2・3 の私見, 砂の相対密度と工学的性質に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp. 53-56, 1981.
- 10) 沼田淳紀, 嶋本栄治, 染谷昇, 国生剛治: 細粒な土の相対密度 (定義方法), 第 36 回地盤工学研究発表会講演集, pp. 2193-2194, 2001.
- 11) 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法, 土と基礎, Vol.35, No.5, pp.21-26, 1987.

5. 締固め工法の新しい設計法

前章において、SCP 工法の N 値の予測法を提案し、その検証を行った。前章の方法では細粒分含有率の影響が考慮できていないのが問題として残された。また、側方応力が締固めにより増加し、これも N 値の予測に影響する。本章では、細粒分含有率の影響および側方応力の増加を考慮した方法を提案し、圧入率の設計法を提案する。また、CPG についても同じく予測法を提案し検証を行う。

5.1 細粒分含有率補正法の提案^{1),2)}

4 章で提案した方法^{3),4)}は、原地盤換算 N 値、圧入率、細粒分含有率が与えられれば、圧入後の増分換算 N 値を予測できるものである。提案法の誘導過程は相対密度の増加と圧入率の関係の部分と、N 値と相対密度の関係の部分からなっている。このうち、前者が圧入による締固め効果予測の本質に関わる部分で、後者はサウンディングに相当する部分である（したがって、後者は相対密度と関連づける指標が N 値以外で適切にあれば、それと置き換えて良い）。相対密度と換算 N 値の関係については、吉見のデータ⁵⁾と、Meyerhof の式^{6),7)}が利用され、2 種類の N 値の予測式が提案されている。両者は、原地盤換算 N 値が小さなところで予測 N 値にやや大きな差が現れ、Meyerhof の式を用いた方が小さめの N 値を予測する。このような違いがあるが、これは相対密度と N 値の関係式に関わるもので、砂杭圧入による締固め効果の本質に関わるものではない。ここでは相対密度と N 値の関係を Meyerhof の式とした増分 N 値の予測式を取り上げて議論を進める。

(1) 増分換算 N 値と細粒分含有率の関係

図-5.1 の●プロットは SCP による地盤の換算 N 値の増分と細粒分含有率関係の実測値、○プロットは式(4.9), (4.10), (4.19)~(4.22)に示した提案法 ($\kappa=5$) による予測値で、実線は各プロットを線形回帰近似したものである。図-5.1 の実測値は、4 章のデータに細粒分含有率が $F_c=30\%$ 以上のものを追加したものである。

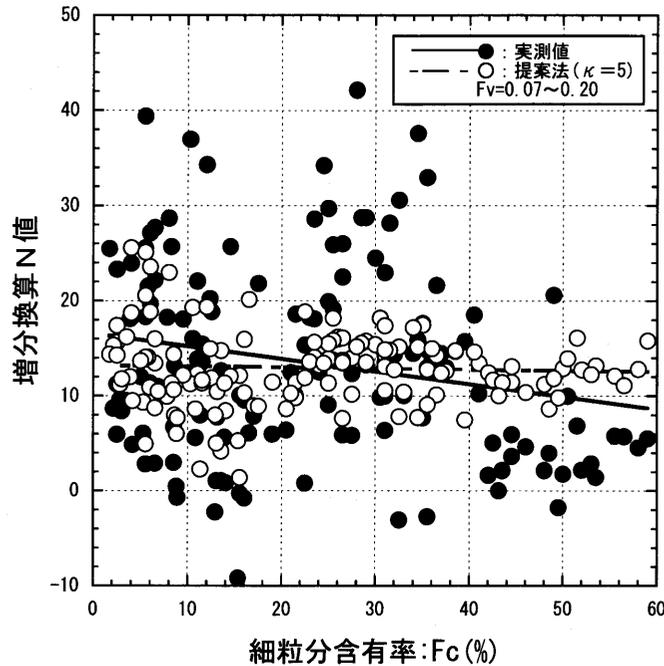


図-5.1 増分換算 N 値と細粒分含有率の関係

図-5.1 から、実測の増分換算 N 値は細粒分含有率の増加に伴い低下しており、細粒分含有率 30%付近での大きな増分換算 N 値を除いてみるとかなり低下しているのであるが、提案法による予測値はほとんど低下していない。図-5.1 から、式(4.9), (4.10), (4.19)~(4.22)の提案法では砂杭圧入による締固め効果におよぼす細粒分含有率の影響が過小評価されることが改めて確認される。なお、細粒分含有率が 30%付近での大きな増分換算 N 値については異常値の可能性はあるが、削除する根拠が得られなかったのでプロットしたものである。

(2) 締固め効果におよぼす細粒分含有率の影響

締固め効果を相対密度の増加を介して N 値の増加で評価するとき、細粒分含有率が高くなった場合の影響は、①圧入時の間隙の減少（体積圧縮）が妨げられ相対密度の増加が小さくなること、②最大間隙比が大きくなるため間隙比の増加が同じでも相対密度の増加（N 値の増加）が小さくなること、③相対密度の増加が同じでも細粒分含有率が高くなると相対密度と N 値の関係式の適用性が悪くなること、が考えられる。上記①、②、③のうち、提案法では②の影響は式(4.21)で既に組み込まれているが、①と③については評価されていない。このことが、提案法の式(4.9), (4.10), (4.19)~(4.22)が細粒分含有率の影響を過小評価する原因と考えられる。ここで、③については締固め効果におよぼす細粒分含有の影響ではなく細粒分が多い地盤のサウンディング（相対密度について）を N 値で行っても良い

かということであるが、式(4.21), (4.22)で参考にした沼田らの研究⁸⁾によると最大密度（最小間隙比）試験を特別な方法で行えば、細粒分含有率の小さい砂からシルトに近い材料まで N 値と相対密度の関係をほぼユニークな関係で表せるようである。また、本論文では実際の SCP による N 値増加の実測値を用いて細粒分含有率による補正式を提案するので、その段階で③に関する影響はある程度考慮されることになると思う。このようなことから、以下では③については特に考察せず、①について考察する。

提案法では圧入による間隙の減少（体積圧縮）を式(4.3), (4.5)で求めている。したがって、①に関する細粒分含有率の影響は、式(4.3)あるいは式(4.5)のパラメータに反映させることになる。式(4.5)は圧入率と累積せん断ひずみを関連づける式で、外力（砂杭圧入・拡径により地盤に与える変位）と発生する杭間地盤のせん断ひずみの関係を示すものである。したがって、式(4.5)の κ_0 には砂杭圧入方法の違いが大きく影響し、細粒分含有率の影響は小さいと考えられる。式(4.3)は累積せん断ひずみから負のダイレイタンスを求める式で、繰返しせん断と発生する体積ひずみの関係を示すものである。福武は室内試験結果から「おわんモデル」のパラメータが2つの要素に依存することを示している^{9),10)}。一つはせん断前の圧密圧力で圧密圧力が大きい方が負のダイレイタンスが大きくなるようにパラメータが設定される。二つめはせん断時の排水条件で完全排水条件下と非排水条件下で分けており、非排水せん断の方が負のダイレイタンスの発生を小さくするようにパラメータが設定される。これら2つの内、細粒分含有率と関係が大きいのはせん断中の排水性であると考えられる。

図-5.2 は繰返しせん断中の排水性が体積圧縮に及ぼす影響を確認したもので、非排水条件、（完全）排水条件のそれぞれの条件下で両振幅軸ひずみ 1%のひずみ制御による繰返し三軸試験を行った場合の体積圧縮ひずみと累積せん断ひずみの関係を示したものである。用いた試料は相馬6号砂と相馬6号砂に黒土を混合し細粒分含有率を20%にした混合土の2種類で、圧密圧力は $\sigma_c = 98 \text{ kN/m}^2$ である。また、非排水せん断での体積圧縮ひずみは、繰返し回数が1回、10回、100回になったときに初めて排水して求めたものである。せん断ひずみは排水せん断の場合はポアソン比を $\nu = 0.3$ 、非排水せん断の場合は $\nu = 0.5$ として求めている。

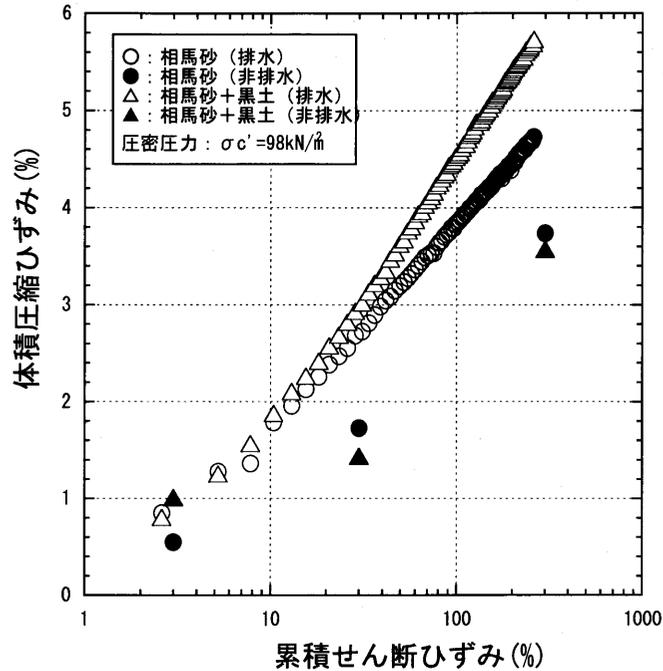


図-5.2 体積圧縮ひずみと累積せん断ひずみの関係

図-5.2 から、排水条件下で繰返しせん断を行った方が非排水条件下で行ったものよりも大きな体積圧縮ひずみが発生することがわかる。その差は、累積せん断ひずみ 30%では排水せん断の方が約 2 倍の体積圧縮ひずみとなっている。同一体積圧縮ひずみでみると、体積圧縮ひずみ 2%に対して非排水せん断の方が約 3 倍の累積せん断ひずみとなっている。したがって、排水性の締固め効果への影響は、式(4.3)において排水性の違いにより体積圧縮ひずみの増加が変わるよう反映させれば良いことがわかる。そこで、次項で排水性と細粒分含有率の関係について調べる。

(3) 排水性におよぼす細粒分含有率の影響

地盤の外力に対する排水性は透水係数、体積圧縮係数、排水距離、外力の作用時間に依存し、ここでは圧密理論を参考に以下のような正規化された量を排水性の指標と考える。

$$\begin{aligned}
 C &= \frac{C_v \cdot t}{L^2} \\
 &= \frac{k \cdot t}{\gamma_w \cdot m_v \cdot L^2}
 \end{aligned}
 \tag{5.1}, (5.2)$$

ここに、 C は排水性を表す指標（以降では排水係数とする）、 C_v は圧密係数、 k は透水係数、 t は外力の作用時間、 γ_w は水の単位体積重量、 m_v は体積圧縮係数、 L は排水距離である。

排水係数 C が大きい方が排水性は良いことになる。上式の各パラメータを大まかに検討

すると、透水係数は細粒分含有率に大きく影響され、液状化対策が必要となる土層の場合透水係数は $k=10^{-2}\sim 10^{-7}\text{m/s}$ 程度の範囲と考えられる。体積圧縮係数は液状化が問題となる地盤ではほぼ同じ値で $m_v=10^{-5}\text{m}^2/\text{kN}$ 前後のオーダーである。排水距離は圧入されている砂杭間隔や土層厚さなどの関数となるが、砂杭間隔から考えると $L=1\sim 3\text{m}$ の数メートル、土層厚さから考えると $L=10\text{m}$ 程度と考えられる。载荷時間 t は SCP の場合には砂杭が圧入されて周囲の地盤を押し広げている時間になる。SCP の場合には 10m の砂杭一本の圧入が終了するのに標準で約 20 分かかり単位長さあたり $t=2$ 分の载荷時間と考えられ施工法を変えない限り大きく変化するものではない。したがって、排水係数 C に影響を及ぼす因子のうち透水係数は C を 5 オーダー変化させ最も影響が大きく、SCP において排水性の変化を支配するのは透水係数であると結論される。

以下で透水係数と代表粒径の関係に関する既存の提案式を利用して、細粒分含有率と透水係数の関係を調べる。

透水係数と粒径の関係にはいくつかの提案があり¹¹⁾、多くは代表粒径を用いて透水係数と下式のような関係になっている。

$$k = C_p \cdot D_p^2 \quad (5.3)$$

ここに、 k は透水係数、 C_p は土の種類により定まる係数、 D_p は土の代表粒径で Hazen の式や Terzaghi の式では 10% 粒径 D_{10} が採用されている。式(5.3)の形をとる Hazen の式や Terzaghi の式は基本的に砂を対象とするものである。Creager の表は細礫から粗粒粘土までの細粒分を含む土に対して 20% 粒径を用いて透水係数を示している。Creager の表の透水係数と代表粒径の関係を整理したところ、図-5.3 で示されるように透水係数と代表粒径の関係を式(5.3)のような関係でほぼ表すことができる。このようなことから、以下では細粒分を多く含む砂質土に対しても式(5.3)のような関係が成立すると考える。

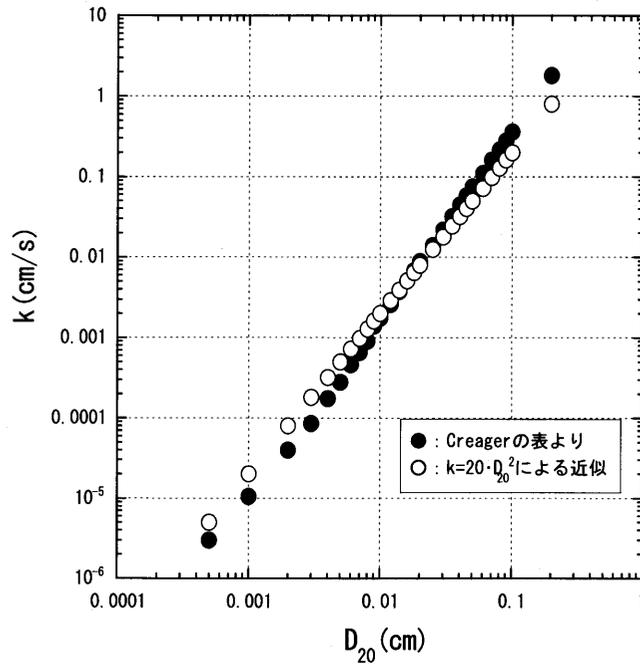


図-5.3 透水係数 k と代表粒径 D_{20} の関係

次に、粒径加積曲線は粒径と通過質量百分率の関係が片対数のグラフ上で整理されるものであるが、この関係が直線で表されると考えると、細粒分含有率と代表粒径の関係は次式のように表される。

$$D_p = 0.0075 \cdot U_c^{((p-Fc)/50)} \quad (5.4)$$

ここに、 p は代表粒径を表す通過質量百分率で 10%粒径 D_{10} であれば $p=10$ 、20%粒径 D_{20} であれば $p=20$ である。 U_c は均等係数で、60%粒径 D_{60} と 10%粒径 D_{10} の比で定義されるものである。

式(5.3)、(5.4)から透水係数と細粒分含有率の関係は次式の形で与えられることになる。

$$k = A_1 \cdot 10^{(A_2 \cdot Fc)}$$

$$A_1 = 0.0075^2 \cdot C_p \cdot U_c^{p/25} \quad (5.5), (5.6), (5.7)$$

$$A_2 = -(\log U_c)/25$$

以上から、地盤の排水性を透水係数の大きさと代表させると、排水性は細粒分含有率に対して指数関数的に低下することがわかる。なお、式(5.5)~(5.7)は提案法について細粒分含

有率の影響を補正するために透水係数と細粒分含有率の関係を大まかに調べたもので、透水係数を定量的に議論する場合には十分な注意が必要である。

(4) 細粒分含有率とパラメータの関係

前項までで締固め効果には地盤の排水性が影響し、排水性を支配するのは透水係数であり、透水係数と細粒分含有率が指数関数的な関係であることを示した。ここでは、このような排水性に関する考察を利用して、提案法（式(4.9), (4.10), (4.19)~(4.22)）に細粒分含有の影響を取り込む。

a) 排水性を反映させるパラメータ

提案法の基本式である式(4.3)にはパラメータ a と b の2種類のパラメータがあり、パラメータ a は最大間隙比での累積せん断ひずみ増分と体積圧縮ひずみ増分の比で表され、累積せん断ひずみ増分に対する体積圧縮ひずみの増加を規定するものである。パラメータ b は累積せん断ひずみが無限大となった場合の最終体積圧縮ひずみを規定するものである。このようにパラメータ a , b のどちらもせん断で発生する体積圧縮ひずみの絶対値に影響を与えるが、ここでは排水条件の影響はパラメータ a のみに反映させる。理由は、体積圧縮ひずみ ε^* は $1/b$ に漸近し、パラメータ b は最終体積圧縮ひずみ、すなわち最小間隙比と最大間隙比のみで規定されるべきだからである。

細粒分の含有による排水条件の影響をパラメータ a のみに反映させることとするが、これは結局パラメータ κ に反映させることになる。すなわち、式(4.13), (4.14)で示されるように、パラメータ a は κ と γ^*_i に含ませることができるが、 γ^*_i は砂杭圧入前の原地盤 N 値から算定するので、 κ を細粒分含有率と関係づけることになる。

b) パラメータ κ と細粒分含有率の関係

図-5.4 は式(4.24)を用いて圧入率が $F_v=0.07\sim 0.20$ のSCPの実績から κ と細粒分含有率の関係を調べたものである。図-5.4 から、 κ は細粒分含有率が大きくなると、低下する傾向にあることがわかる。これは、式(4.3), (4.13)から、圧入率、すなわち累積せん断ひずみが同じでも、細粒分含有率が高くなると排水性が低下して式(4.3)のパラメータ a が大きくなることに対応する。

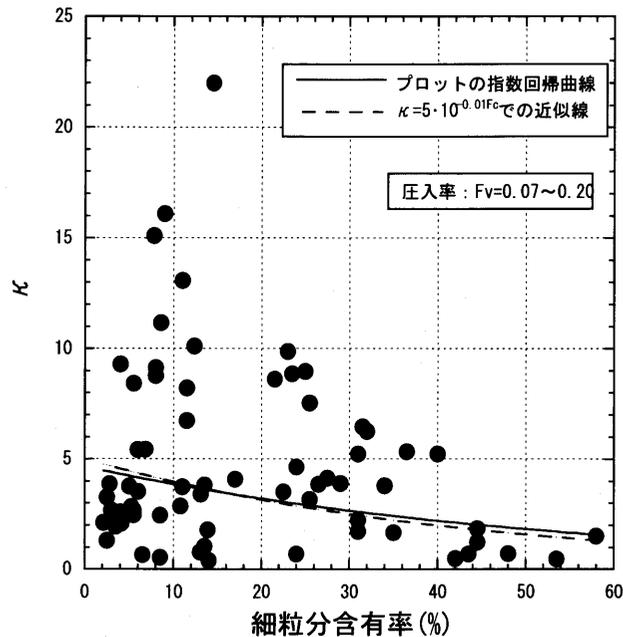


図-5.4 κと細粒分含有率の関係

図-5.4においてパラメータκは大きくばらついているが、細粒分含有率が大きくなると低下する傾向が認められ、図-5.4のκと細粒分含有率の関係からκと細粒分含有率関係の近似式を求める。図-5.4の関係を近似する関数は、プロットのばらつきが大きいことからいくつかの関数が考えられるが、ここでは透水係数が細粒分含有率に対して指数関数となっているので、κと細粒分含有率の関係も指数関数で近似することにする。

図-5.4の実線が各プロットを指数関数で近似した曲線で、近似曲線は $\kappa=4.7 \cdot 10^{-0.0082 \cdot Fc}$ となっている。曲線の相関係数はかなり低く0.16程度である。図-5.4中の近似線はばらつきの大きなデータを近似したものであり相関係数も低く、このような精度を考慮して有効数字を丸めることにし、κと細粒分含有率の関係を下式で近似することとする。

$$\kappa = 5 \cdot 10^{-0.01 \cdot Fc} \quad (5.8)$$

図-5.4中の破線は式(5.8)の関係を示したもので、大きなばらつきはあるがプロットの傾向と対応している。したがって、式(5.8)を用いることにより、式(4.19)で細粒分含有の影響を考慮した圧入後のN値の予測を行うことができる。

(5) 実測データとの比較

前項で細粒分含有率による補正式を式(5.8)のように示した。細粒分含有率による補正式を含めた提案法をまとめて再掲すると以下のとおりである。

$$N_{98} = C_M \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_{i}}{c_1/c_2 + (\kappa \cdot F_v + \gamma^*_{i})} \right)^2 \quad (4.19)$$

$$\gamma^*_{i} = \frac{\sqrt{N_{98i}/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_{98i}/C_M})} \quad (4.20)$$

$$c_1 = e_{\max} - e_{\min} \quad (4.9), (4.10)$$

$$c_2 = 1 + e_{\max}$$

$$e_{\max} = 0.02 \cdot F_c + 1.0 \quad (4.21), (4.22)$$

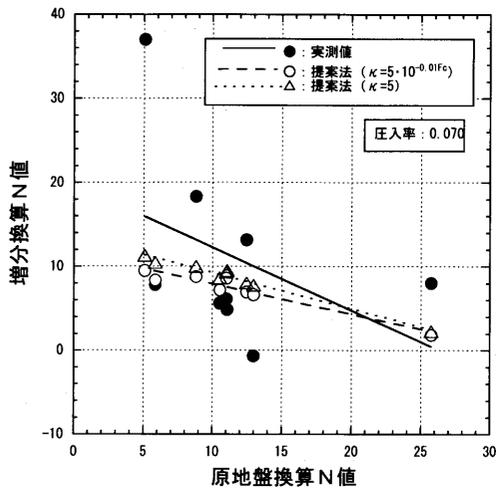
$$e_{\min} = 0.6$$

$$\kappa = 5 \cdot 10^{-0.01 \cdot F_c} \quad (5.8)$$

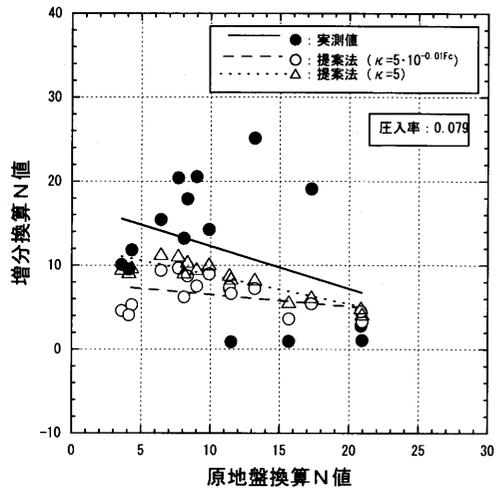
ここに、 $C_M = (1/0.16)^2$ である。

a) 原地盤換算N値と杭間増分換算N値の関係

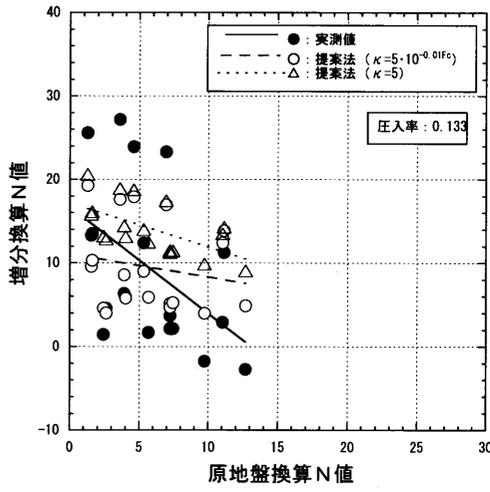
原地盤換算N値とSCP工法による砂杭圧入後の換算N値増分の関係を示す図-5.5において、圧入率 $F_v = 0.07, 0.079, 0.133, 0.15, 0.171, 0.196$ について実測値を●プロット、予測値を○プロットで図-5.5に示す。また、図-5.5の△プロットはパラメータ κ を $\kappa=5$ の一定値として細粒分含有率の影響を受けないものとした場合のものである。実線、破線および点線は実測値および2種類の予測値と原地盤換算N値の関係を回帰分析し線形近似したものである。



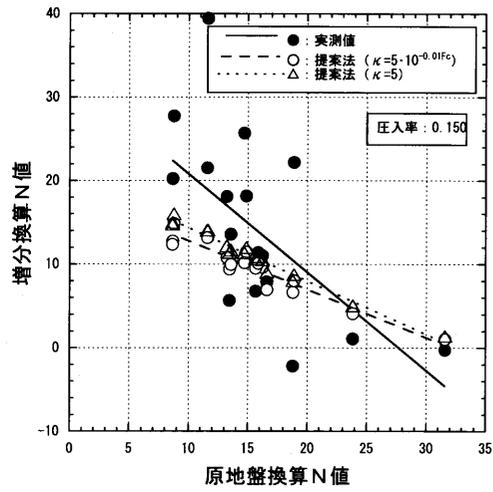
(a) $F_v=0.07$



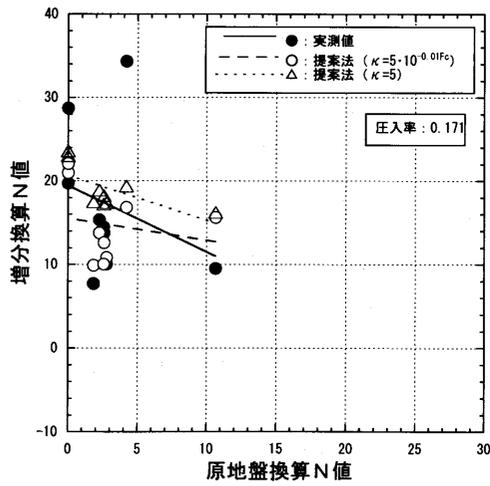
(b) $F_v=0.079$



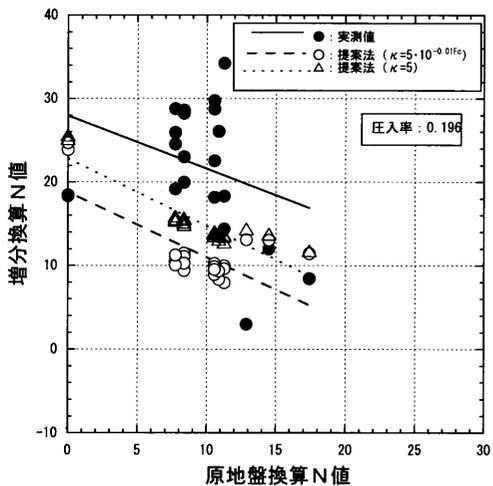
(c) $F_v=0.133$



(d) $F_v=0.15$



(e) $F_v=0.171$



(f) $F_v=0.196$

図-5.5 増分換算N値と原地盤換算N値

図-5.5 から、実測値の●プロットは大きなばらつきはあるが、原地盤換算 N 値が大きくなると、増分換算 N 値は小さくなる傾向がある。予測値の○プロットもその傾向があり、予測値は実測値を定性的に説明できているといえ、提案予測法は細粒分含有率の改良効果に及ぼす影響を反映できていることがわかる。定量的に個々のプロットについてみると予測値と実測値の間にかかなりの差のあるプロットがあるが、線形回帰線と比較すると圧入率 $F_v=0.196$ を除けば実測値と予測値は近い位置にあり平均的には両者は良い対応である。また、細粒分含有率の影響が考慮されていない△プロットは、○プロットより大きな増分換算 N 値を予測している。これは、△プロットの算定における κ の値が $\kappa=5$ と細粒分含有率の影響を考慮した○プロットの κ の上限値になっているからである。

b) 細粒分含有率と杭間増分換算 N 値の関係

図-5.6 は圧入率ごとに、実測増分換算 N 値および提案法による予測増分換算 N 値と細粒分含有率の関係を片対数の関係で示したものである。また、図-5.6 中の実線、破線および点線は各プロットの近似線である。

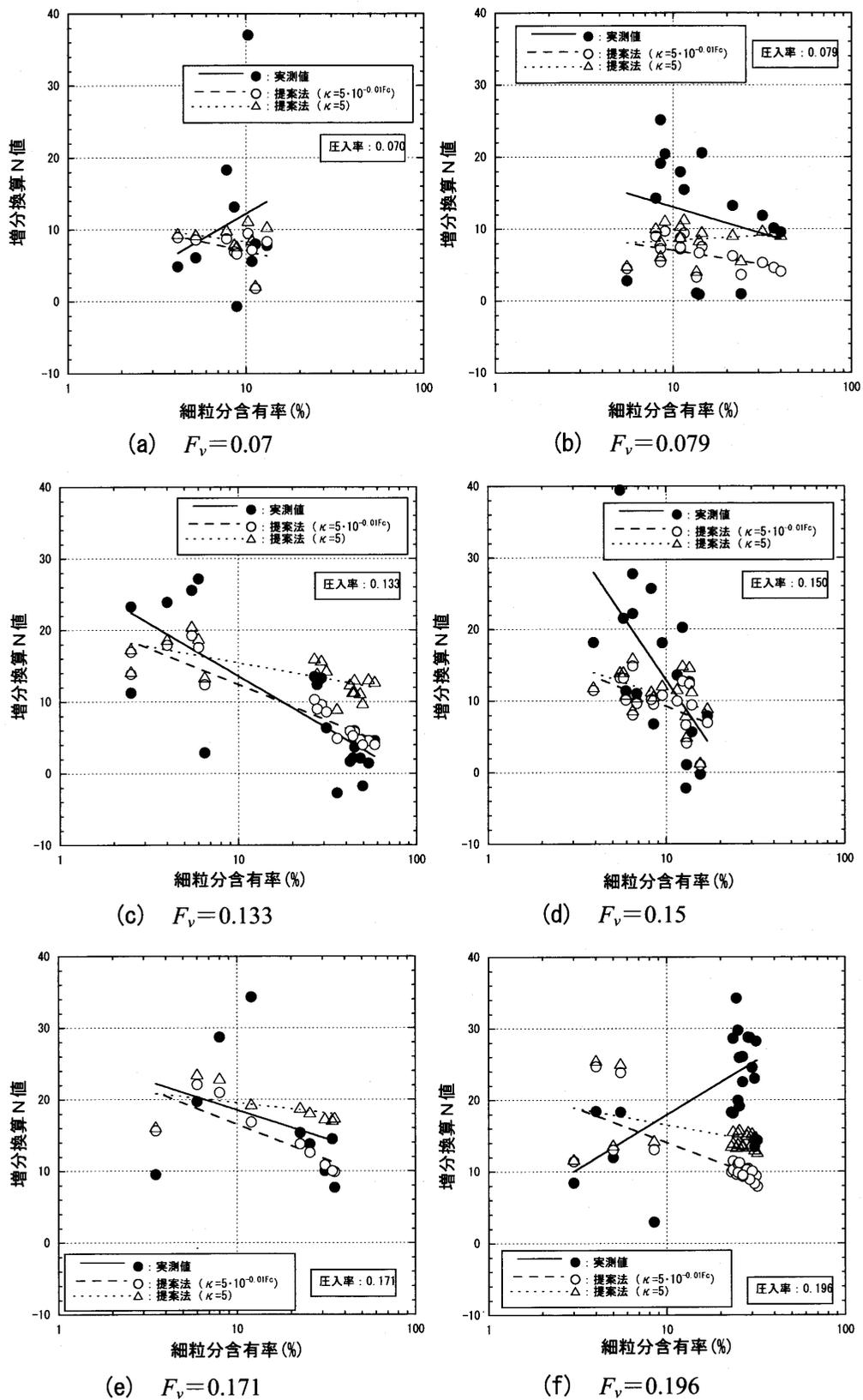


図-5.6 増分換算 N 値と細粒分含有率

図-5.6 から、実測増分換算 N 値と細粒分含有率の関係は、圧入率が 0.196 のプロット（線形回帰線では 0.07, 0.196）を除いて、細粒分含有率が大きくなると増分換算 N 値は減少する傾向にある。提案法による予測値は、すべての圧入率において細粒分含有率が大きくなると増分換算 N 値は小さくなっていく傾向にある。増分換算 N 値の実測値（●）と提案法による予測値（○）を比較すると、a) で述べたことと同様なことがいえ、定性的には両者是对応している。しかし、定量的には個々のプロットについてみると差が大きなものがあるといえる。

式(5.8)による細粒分含有率の考慮のない△プロットは、○プロットより大きめの増分換算 N 値を予測しており、○プロットの方が実測値の●プロットと対応が良い。

c) 杭間増分換算 N 値の実測値と予測値の比較

図-5.7 は増分換算 N 値の実測値と予測値のすべてを細粒分含有率に対して整理したものである。●プロットは実測値、○プロットは予測値で、実線は●プロットを線形回帰したライン、破線は○プロットを線形回帰したラインである。

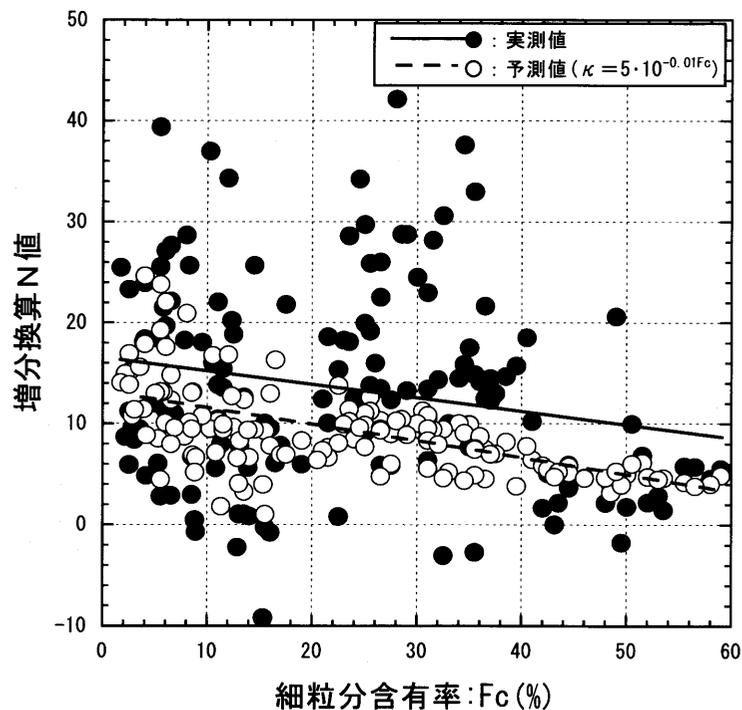


図-5.7 増分換算 N 値と細粒分含有率

図-5.7 から、増分換算 N 値の予測値は細粒分含有率の増加とともに低下しており、図-5.1 における予測値が、細粒分含有率の低下ともなう増分換算 N 値の低下傾向を説明できていなかった点を改善できていることがわかる。しかし、図-5.7 の予測値は、実測値と比較すると小さめの値になっている。これは、予測法で用いている Meyerhof の式において締固めによる側方応力の増加が考慮されていないことが大きな原因と考えられる。そこで次節では、さらに側方応力の増加も考慮する。

図-5.8 は、提案法による予測値と C 法による予測値を実測値に対してプロットしたものである。提案法による予測値と実測値、および C 法による予測値と実測値の関係を線形回帰で分析したところ、提案法では相関係数は 0.5 程度、C 法では 0.1 程度の値になっている。したがって、提案法の方が精度は高いといえる。

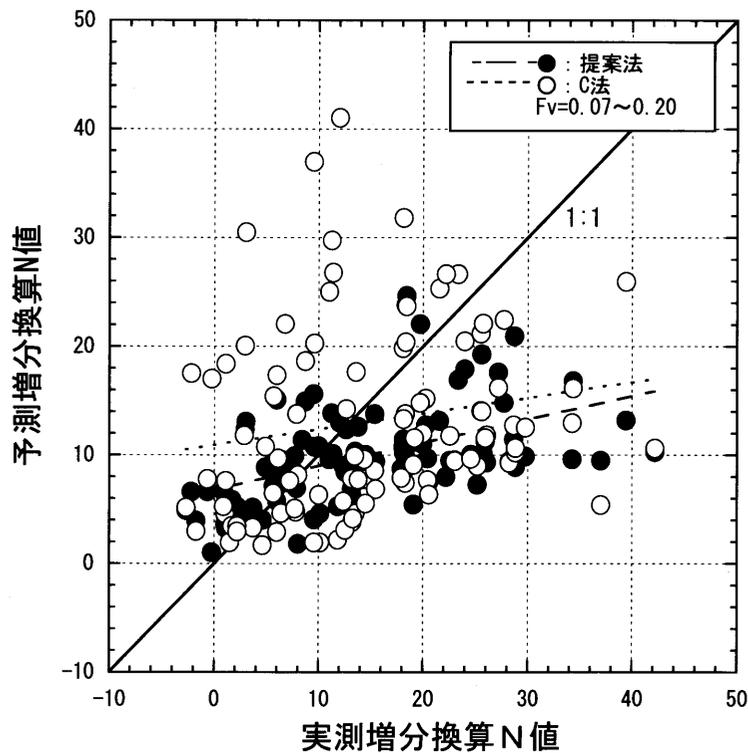


図-5.8 実測増分換算 N 値と予測増分換算 N 値

5.2 側圧の増加の影響を考慮した予測式の提案¹²⁾

前節で提案した細粒分の影響を考慮した予測式は実測値を過小評価していた。この原因の一つが、N値と相対密度の関係で利用した Meyerhof の式に、締固めによる側方土圧増加の影響が反映されていないことにあると考えられる。ここでは Meyerhof の式に土圧係数の影響を取り込み、側圧増加も考慮した予測式を提案する。

(1) N 値—鉛直有効応力—相対密度関係におよぼす側方応力の影響

圧入後杭間 N 値の予測式の誘導にあたって用いた Meyerhof の式(4.16)を変形して再掲すると下式のようになる。

$$D_r = \sqrt{\frac{a_{98}}{C_M \cdot (b_{98} + \sigma_v')} \cdot N} \quad (5.9)$$

ここに、 N は計測された N 値、 σ_v' (kN/m^2) は N 値が計測された位置での有効上載圧、 C_M 、 a_{98} 、 b_{98} は実験的に求められた係数で、 $C_M=(1/0.16)^2$ 、 $a_{98}=167(\text{kN/m}^2)$ 、 $b_{98}=69(\text{kN/m}^2)$ である。

式(5.9)は鉛直有効応力（有効上載圧）が一定であれば N 値と相対密度の関係は一意的な関係があることを示している。しかし N 値と相対密度の関係に影響を与えるのは鉛直有効応力だけではなく、水平有効応力、すなわち土圧係数 K 値（水平と鉛直の有効応力の比）も影響をおよぼすことが示されている。このようなことについて古賀らは、大型三軸試験装置を利用して N 値—相対密度—鉛直有効応力— K 値の関係を調べている¹³⁾。古賀らの実験では同一の鉛直有効応力で同一の相対密度でも K 値の大きい方が大きな N 値になることが示されており、 K 値が変化する場合には、鉛直有効応力だけを用いるよりも水平有効応力の影響も取り入れた下式の平均有効主応力を用いた方が良いことが報告されている。

$$\sigma_m' = \frac{1+2 \cdot K}{3} \cdot \sigma_v' \quad (5.10)$$

ここに、 σ_m' は平均有効主応力(kN/m^2)、 K は土圧係数である。

なお、安田らの報告¹⁴⁾では相対密度が大きいところと小さいところでは K 値の N 値に及ぼす影響の大きさは異なり古賀らの結果と一致しないようであるが、N 値と相対密度の関係は K 値の大きな方が大きめの N 値になることが示されている。

(2) 圧入率と K 値の関係

図-5.9 は SCP 施工での K 値と圧入率の関係に関する報告をまとめたものである（参照した文献のプロットの一部には範囲で示された K 値の最大値と最小値があるが全体の傾向には影響していない^{15)~20)}。図-5.9 において圧入率が $F_v=0$ のものは圧入前の K 値である。

図-5.9 から、大きなばらつきはあるが、圧入率が大きくなるほど K 値が大きくなる関係があることが認められる。

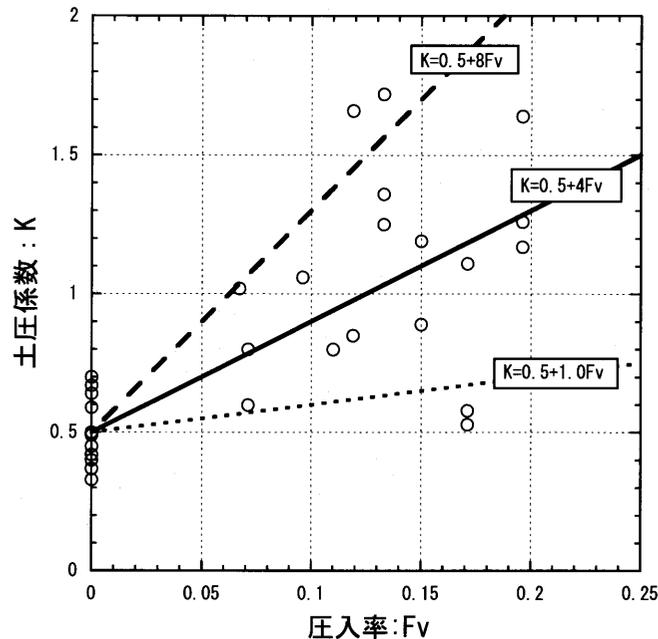


図-5.9 土圧係数と圧入率の関係 ^{12), 15)~20)}

(3) 圧入率の影響を反映させた相対密度と N 値の関係

相対密度と N 値の関係は K 値の影響を受け、さらに K 値は圧入率の影響を受けることを (1) 項と (2) 項で示した。ここでは、古賀らの報告を参考に圧入率の影響を反映させた Meyerhof の式の修正を行う。

Meyerhof の式で相対密度を K 値で平均有効主応力に依存した形に変換すると下式になる。

$$D_r = \sqrt{\frac{a_m}{C_M \cdot (b_m + \sigma_v' \cdot (1 + 2 \cdot K) / 3)}} \cdot N \quad (5.11)$$

ここに、 a_m と b_m は係数である。

係数 a_m と b_m は式(5.8)が導かれた条件での土圧係数から定めるものであるが、K 値は締固めなどの行われていない通常の地盤での値と考え $K=0.5$ を仮定する。式(5.11)は $K=0.5$ では式(5.9)と同じ D_r を与えなければならないので、 $a_m = a_{98} \cdot (1 + 2 \cdot K) / 3 = 167 \cdot (1 + 2 \cdot 0.5) / 3 \doteq 111 (\text{kN/m}^2)$ 、 $b_m = b_{98} \cdot (1 + 2 \cdot K) / 3 = 69 \cdot (1 + 2 \cdot 0.5) / 3 \doteq 46 (\text{kN/m}^2)$ となる。以降では $a_m = 111 (\text{kN/m}^2)$ 、 $b_m = 46 (\text{kN/m}^2)$ とする。

次に、K 値と圧入率の関係を図-5.9 より求めることとする。図-5.9 は既往の報告から得たものである。図-5.9 の各プロットを、圧入率がゼロの締固めされていない地盤では $K=0.5$ とし、式(5.12)により線形近似する。なお、プロットには大きなばらつきがあり、K 値の増加には細粒分含有率などの他の要因の影響もあると考えられる。これに対して式(5.12)は、K 値が圧入率のみに依存するとした単純な近似であり、精度向上については今後の課題である。

$$K = 0.5 + \alpha \cdot F_v \quad (5.12)$$

ここに、 α は線形近似の勾配で、図-5.9 の実線で示す平均的なラインでは $\alpha=4$ 、圧入率に対して大きめの K 値に対応する破線では $\alpha=8$ 、小さめに対応する点線では $\alpha=1$ になっている。

式(5.11)と式(5.12)を連立させると、砂杭圧入による K 値増加の影響を考慮した相対密度と N 値の関係を次式で得ることができる。

$$D_r = \sqrt{\frac{a_m}{C_M \cdot (b_m + 2 \cdot \sigma_v' \cdot (1 + \alpha \cdot F_v) / 3)} \cdot N} \quad (5.13)$$

ここに、 $a_m=111(\text{kN/m}^2)$ 、 $b_m=46(\text{kN/m}^2)$ 、 $\alpha=1\sim 8$ で、 $\alpha=0$ とした場合には式(5.13)は式(5.9)に一致する。

(4) 圧入による K 値の変化を考慮した予測式

5.1 節で示した杭間 N 値の予測式は、相対密度と圧入率の関係式、相対密度と N 値の関係式、の 2 つの式を連立させて誘導したもので、後者の相対密度と N 値の関係式は式(4.16)、すなわち式(5.9)を用いていた。ここでは、式(4.16)を砂杭圧入による K 値変化の影響を考慮した式(5.13)に置き換え、圧入による K 値の変化を考慮した杭間 N 値の予測式を誘導する。

砂杭圧入による N 値の予測式を、式(5.13)と式(4.12)を連立させて誘導すると下式になる。

$$\begin{aligned}
N_{98} &= C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2 \cdot A_m \cdot B_m \\
N_1 &= C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2 \cdot A_m \\
A_m &= \frac{b_m + (2/3) \cdot (1 + \alpha \cdot F_v) \cdot \sigma_v'}{a_m} \\
&= \frac{b_{98} + (1 + \alpha \cdot F_v) \cdot \sigma_v'}{a_{98}}
\end{aligned} \tag{5.14} \sim (5.20)$$

$$\begin{aligned}
B_m &= \frac{a_{98}}{b_{98} + \sigma_v'} \\
\gamma^*_i &= \frac{\sqrt{N_{98i}/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_{98i}/C_M})} \\
&= \frac{\sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M})}
\end{aligned}$$

ここに、 N_{98} は砂杭圧入後の換算 N 値、 N_{98i} は圧入前の換算 N 値で、それぞれ式(5.18)の B_m で除すると、鉛直有効応力により補正されない、計測 N 値となり、 N_1 は圧入後の N 値で N_0 は圧入前の原地盤 N 値である。

前章と同様にパラメータ κ は過去の SCP 工法の実績から算出され、式(5.14)を変形した下式を用いて算出する。

$$\kappa = \frac{(c_2/c_1) \cdot \gamma^*_i \cdot (1 - \sqrt{N_{98}/(C_M \cdot A_m \cdot B_m)}) - \sqrt{N_{98}/(C_M \cdot A_m \cdot B_m)}}{(c_2/c_1) \cdot F_v \cdot (\sqrt{N_{98}/(C_M \cdot A_m \cdot B_m)} - 1)} \tag{5.21}$$

図-5.10 のプロットは図-5.4 と同じデータを用い、 $\alpha=4$ として式(5.21)から算出した κ と細粒分含有率の関係である。

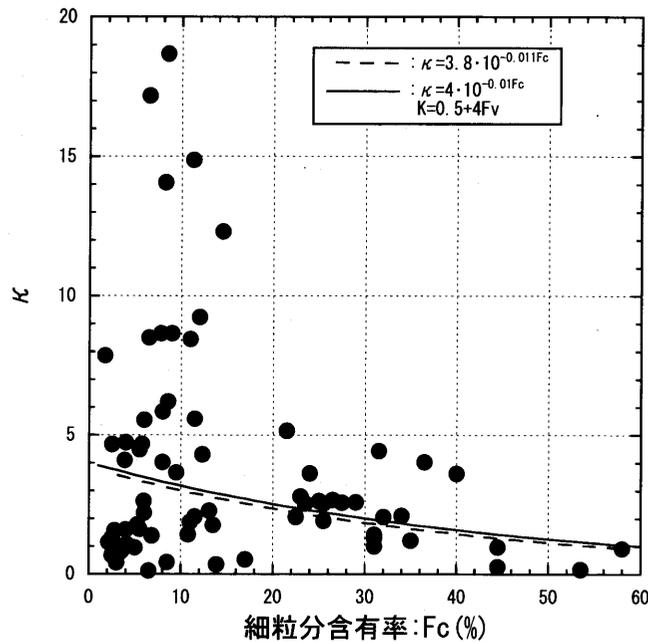


図-5.10 κ と細粒分含有率の関係

図-5.10 のプロットはばらつきが大きいですが、 κ と細粒分含有率の関係は、5.1 節と同じく指数関数で回帰分析すると点線のようになる。ばらつきなどの精度を考慮して κ と細粒分含有率の関係を次式で近似することとする (図-5.10 中の実線)。

$$\kappa = 4 \cdot 10^{-0.01 \cdot Fc} \quad : \alpha = 4 \quad (5.22)$$

以上から、圧入前の原地盤 N 値、鉛直有効応力、細粒分含有率、および圧入率が与えられれば、式(5.14)～(5.20)および式(5.22)により砂杭圧入後の杭間 N 値を予測することができる。

(5) K 値を考慮した予測式による予測結果と考察

図-5.11 は増分換算 N 値と細粒分含有率の関係を調べたもので、用いたデータは図-5.7 と同じである。

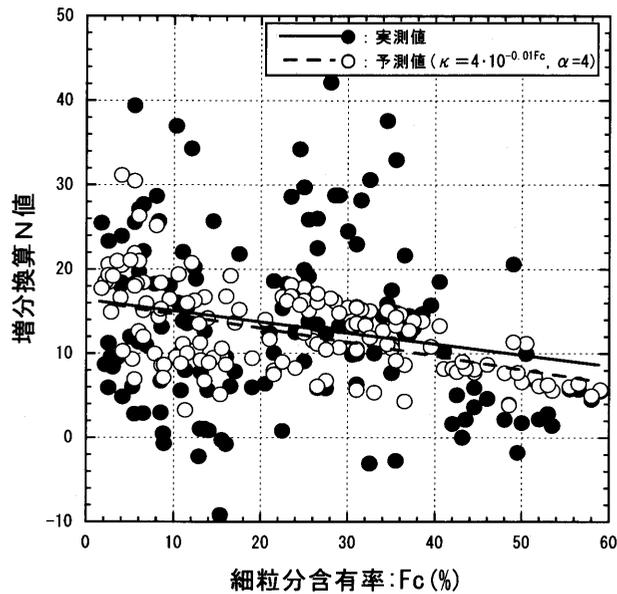


図-5.11 増分換算 N 値と細粒分含有率の関係

図-5.11 から、前節の図-5.7 での予測値と実測値の比較では予測値が実測値よりも小さめであったが、図-5.11 では解消されている。

図-5.12 は予測 N 値と実測 N 値の関係で、図-5.12(a)は K 値を考慮したもので、図-5.12(b)は K 値の増加を考慮しない前節のものある。

図-5.12(a)と(b)を比較すると図中の r で示す相関係数は図-5.12(a)の方が高く、また実測 N 値の大きなところで予測 N 値が小さめになるというプロットの偏りもいくぶん解消されているが、大幅な改善ではないといえる。

実務への適用の観点から、本節の K 値を考慮した方法と前節の方法を比較検討すると、図-5.11 から本節の方法は、平均的には前章の方法より良い予測結果ではあるが、細粒分含有率が $F_c=40\sim50\%$ のあたりで予測プロットの多くが大きめの値になっており、危険側の予測結果になっている。また、図-5.9 に示した K 値と圧入率の関係を利用しているが、図-5.9 は大きなばらつきを含んだ関係である。このようなことから、実務への適用にあたっては安全側を考慮して、K 値の影響を考慮していない前節の方法を用いた方が良いといえる。

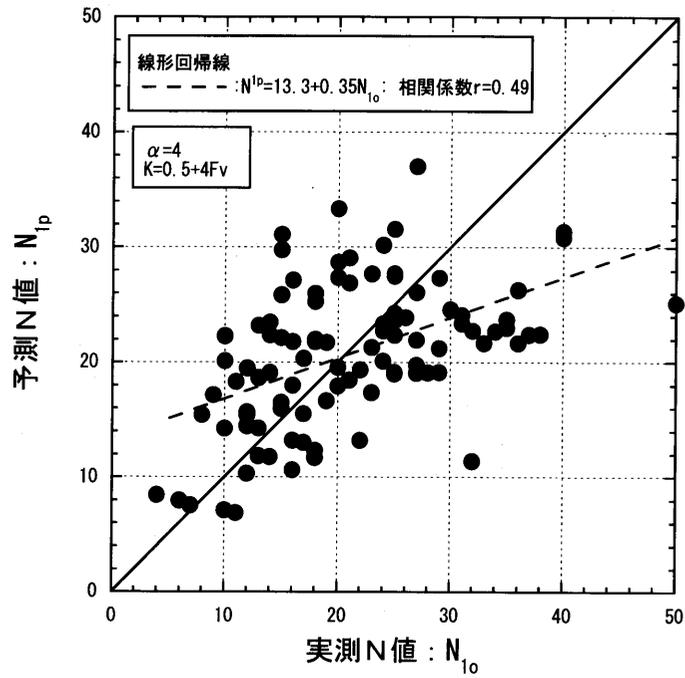


図-5.12(a) 予測N値と実測N値(K値考慮)

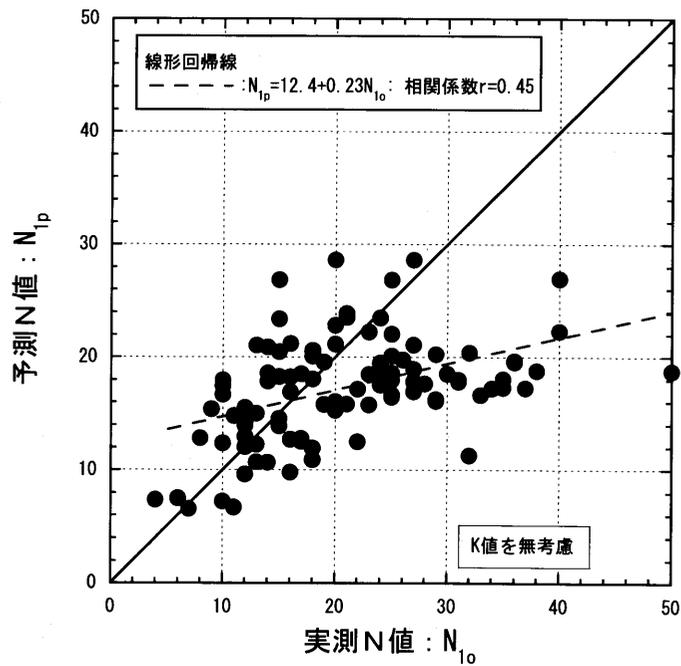


図-5.12(b) 予測N値と実測N値(K値無考慮)

5.3 SCPの圧入率設定の新しい設計法²¹⁾

SCPによる改良後N値の予測式を4章、5章で提案した。5章の5.1節で提案したものは細粒分含有率とK値の影響が考慮され、最も汎用性が高いが、K値について不確実性が高い。4章で提案したものは、細粒分含有率の影響が考慮されておらず、実務には不適當である。そこで、5章の5.1節で提案した予測式を基本にすえ、5.2節で提案したものを援用して、SCPの圧入率設定の新しい設定法を提案する。

(1) 予測式についての考察²⁾

港湾・空港施設の液状化の予測・判定²²⁾は、等価N値と等価加速度を算定して、図-5.13の判定チャートを用いて行われる。

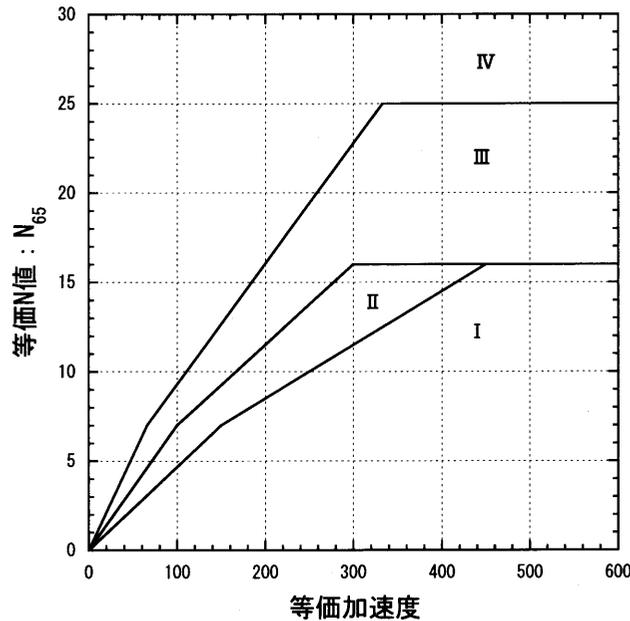


図-5.13 液状化の判定チャート²²⁾

図-5.13の判定チャートで等価N値と等価加速度の関係が、図-5.13中のIVにプロットされる場合には「液状化しない」、IIIにプロットされる場合に「液状化しない可能性が高い」と予測され、SCPで液状化対策を行う場合には、砂杭圧入後の等価N値がIVもしくはIIIにプロットされるように圧入率を決めることになる。各境界のラインは、液状化が発生する限界のN値という意味で限界N値と呼ばれることがあるが、限界N値は細粒分含有率の影響を受け、細粒分含有率が大きくなると小さな値に補正される。

ここで、等価N値は下式で与えられる。

$$N_{65} = \frac{N - 0.019 \cdot (\sigma_v' - 65)}{0.0041 \cdot (\sigma_v' - 65) + 1.0} \quad (5.23)$$

ここに、 N_{65} は等価 N 値で、計測された N 値を有効上載圧が $\sigma_v' = 65\text{kN/m}^2$ の有効上載圧に補正されたもので、前章までの換算 N 値とは N 値の補正法が異なるものである。

図-5.14 は、等価 N 値が $N_{65}=2$ の原地盤に対して SCP を施工した場合の圧入後の等価 N 値を、式(4.9)、(4.10)、(4.19)~(4.22)、(5.8)で予測した場合(K 値の変化を無考慮)および、式(5.14)~(5.20)、式(5.22)で予測した場合(K 値の変化を考慮)の結果を圧入率に対して示したものである。図-5.14(a)は原地盤の細粒分含有率が $F_c=0\%$ で有効上載圧が $\sigma_v'=65\text{kN/m}^2$ 、図-5.14(b)は $F_c=0\%$ 、 $\sigma_v'=98\text{kN/m}^2$ 、図-5.14(c)は $F_c=30\%$ 、 $\sigma_v'=65\text{kN/m}^2$ 、図-5.14(d)は $F_c=30\%$ 、 $\sigma_v'=98\text{kN/m}^2$ 、図-5.14(e)は $F_c=60\%$ 、 $\sigma_v'=65\text{kN/m}^2$ 、図-5.14(f)は $F_c=60\%$ 、 $\sigma_v'=98\text{kN/m}^2$ のものである。また、図-5.14 中には、図-5.13 で等価加速度が 400Gal(非常に大きな地震動での等価加速度に相当する)で IV という予測になる等価 N 値($N_{65}=25$)、III となる等価 N 値($N_{65}=16$)を実線で示してある。なお、細粒分含有率が $F_c=15\%$ 以上の場合には、図-5.13 の各領域の境界のラインの等価 N 値を半分にまで低減できるので、図-5.14(c)~(f)の IV、III の実線は、IV の場合に $N_{65}=12.5$ 、III の場合に $N_{65}=8$ としている。

細粒分含有率が $F_c=0\%$ の図-5.14(a)と(b)を比較すると、有効上載圧が大きい図-5.14(b)の方が同じ圧入率に対して大きな圧入後の等価 N 値となっている。また、図-5.14(c)と(d)、図-5.14(e)と(f)についても同様である。これは、換算 N 値が大きいところでは同じ値の換算 N 値に対して、有効上載圧の大きい方が大きな等価 N 値になる関係があるからである。

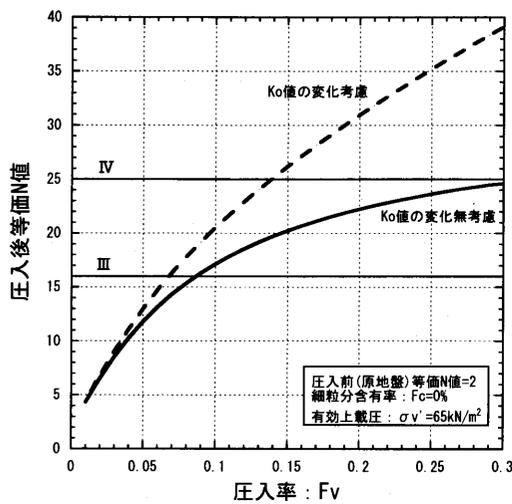
図-5.14(e)あるいは図-5.14(f)を見ると細粒分含有率が $F_c=60\%$ あるにもかかわらず、圧入率が $F_v=0.25$ で、K 値を考慮したものは $N_{65}=12$ 程度、K 値を無考慮のものは $N_{65}=8$ 程度の等価 N 値が予測されている。いずれも、SCP で通常考えられている改良後の N 値と比較して高い値といえる。細粒分には粘土分、シルト分があり、予測法の提案ではシルト分主体、粘土分主体などの細粒分の多い土層のデータが入り混じっていると考えられる。粘土分主体の場合には N 値が上がりにくいことが予想されるので、細粒分含有率が多い場合にはシルト分主体であるか、粘土分主体であるかについて留意した方が良いといえる。

液状化の予測・判定に関して考察すると、有効上載圧が $\sigma_v'=65\text{kN/m}^2$ の条件で、細粒分含有率が $F_c=0\%$ の場合(図-5.14(a))、IV の判定の等価 N 値 $N_{65}=25$ を得るためには K 値を考慮した場合には圧入率が $F_v=0.14$ 、K 値を考慮しない場合には $F_v=0.3$ 以上、III の等価 N 値 $N_{65}=16$ を得るためには K 値考慮で $F_v=0.07$ 、K 値無考慮で $F_v=0.09$ 程度の圧入率が必要となる予測になっている。

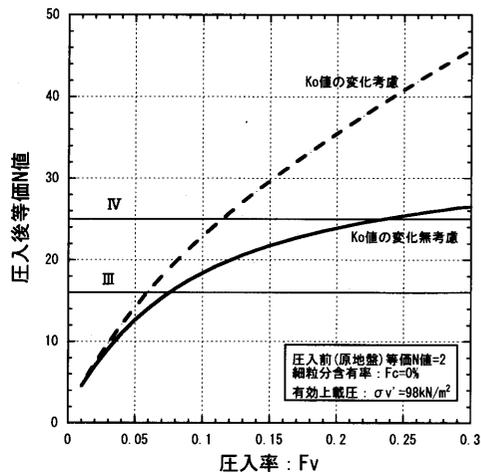
圧入率が $F_v=0.3$ 以上というのは $F_c=0\%$ の砂地盤では SCP の施工はかなり困難である。このことから、等価加速度が 400Gal を超えるような外力に対して、IV の等価 N 値を得るための圧入率を予測する場合には、K 値の変化を考慮しないと事実上 SCP の設計が成り立たないこととなる。しかし、K 値の変化は図-5.9 のプロットからわかるように非常にばらつくので、過去の類似の地盤での施工データを参考にし、試験施工などを行い、圧入後の N 値を予測すべきである。III に対応した等価 N 値の予測については、K 値を考慮する場合も考

慮しない場合もほぼ同じ値となっている。他のケース(図-5.14(b)～(f))の場合も、K 値を考慮した場合と K 値を無考慮の場合で圧入率にそれほど大きな違いはないが、IVの等価 N 値に対しては圧入率に大きな違いが見られる。

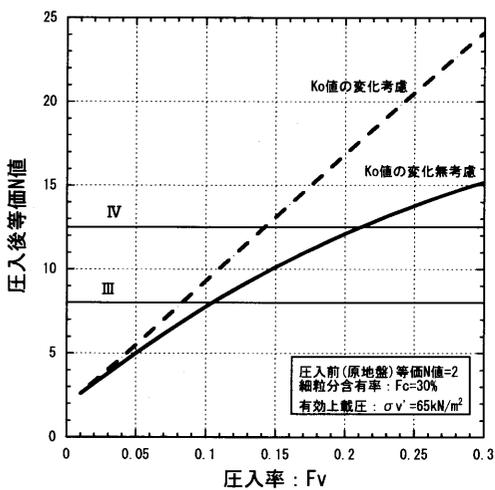
以上から、液状化の予測・判定のⅢに対応した等価 N 値に対する圧入率の設定では、式(4.9)、(4.10)、(4.19)～(4.22)、(5.8)を用いて圧入率を設定して実務上問題が無い。しかし、IVに対応した等価 N 値に対する設定では、特に細粒分の少ない場合に施工上困難な大きな圧入率を与える。このような場合には、実務的には K 値の影響を考慮するか、過去の施工実績などを参考にして圧入率を設定した方が良い。



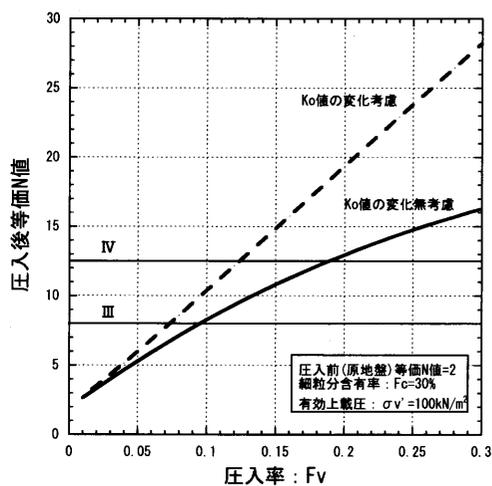
(a) $F_c=0\%, \sigma_v'=65\text{kN/m}^2$



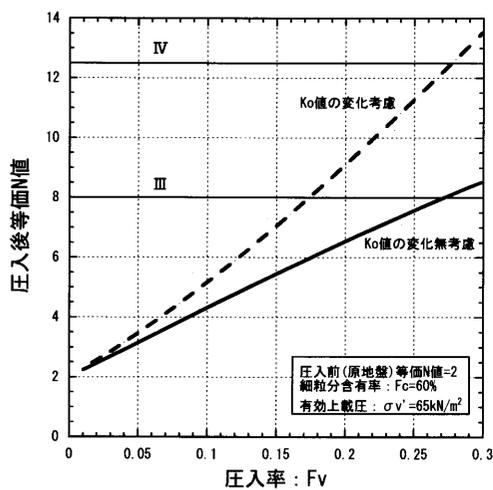
(b) $F_c=0\%, \sigma_v'=98\text{kN/m}^2$



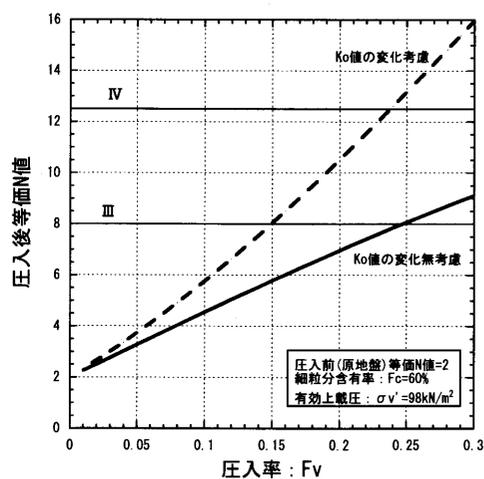
(c) $F_c=30\%, \sigma_v'=65\text{kN/m}^2$



(d) $F_c=30\%, \sigma_v'=98\text{kN/m}^2$



(e) $F_c=60\%, \sigma_v'=98\text{kN/m}^2$



(f) $F_c=60\%, \sigma_v'=98\text{kN/m}^2$

図-5.14 圧入率と等価 N 値

(2) 圧入率設定法の提案

前項で示したように、圧入に伴う K 値の増加を考慮しない場合には、増加 N 値を過小評価し、過大な圧入率を得ることになる。一方、K 値を考慮した場合には、K 値に不確実性があり、過小な圧入率で危険側となる可能性がある。そこで、K 値を考慮しない予測式を適用することを基本とし、K 値を考慮した予測式については圧入率が $F_v=0.2$ 以上となる場合のみ適用することを新しい設計法として提案する。

また、適用にあたって細粒分含有率に注意が必要である。本研究で用いたデータは細粒分含有率が $F_c=60\%$ 程度までのものであるが、5.3 節で考察したように提案法による $F_c=60\%$ での N 値の予測値は SCP で通常考えられている改良後の N 値と比較して高い値といえる。したがって、細粒分含有率が高い地盤で提案法を使用する場合には、過去の施工実績や、5.3 節で示したように土質性状などに十分な注意が必要である。また、特に、K 値を考慮した予測式については 5.2 節の図-5.11 で示したように細粒分含有率が $F_c=40\sim 50\%$ のあたりで予測プロットの多くが大きめの値になっており、危険側の予測結果になっている。したがって、K 値を考慮した予測式については細粒分含有率が $F_c=30\%$ を超える場合には適用は不可とすべきである。

以下に、新しい予測式をまとめておく（式番号は改め付け直してある）。

$$N_{98} = C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2, \text{ or } N_1 = C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2 / B_m$$

$$\kappa = 5 \cdot 10^{-0.01 \cdot F_c}$$

(5.24), (5.25), (5.26)

上式は圧入率 F_v について解くことができ次式となる。

$$F_v = \frac{(c_1/c_2 + \gamma^*_i) \cdot \sqrt{N_{98}/C_M} - \gamma^*_i}{\kappa \cdot (1 - \sqrt{N_{98}/C_M})}, \text{ or } F_v = \frac{(c_1/c_2 + \gamma^*_i) \cdot \sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M} - \gamma^*_i}{\kappa \cdot (1 - \sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M})}$$

(5.27), (5.28)

$F_v \geq 0.2$ の場合については次式が適用できる。ただし $F_c \leq 30\%$:

$$N_{98} = C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2 \cdot A_m \cdot B_m, \text{ or } N_1 = C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2 \cdot A_m$$

$$\kappa = 4 \cdot 10^{-0.01 \cdot F_c}$$

(5.29), (5.30), (5.31)

ここに,

$$\begin{aligned}
 c_1 &= e_{\max} - e_{\min} \\
 c_2 &= 1 + e_{\max} \\
 e_{\max} &= 0.02 \cdot F_c + 1.0 \\
 e_{\min} &= 0.6 \\
 \gamma^*_{i} &= \frac{\sqrt{N_{98i}/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_{98i}/C_M})} \\
 &= \frac{\sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M})} \\
 A_m &= \frac{b_{98} + (1 + \alpha \cdot F_v) \cdot \sigma_v'}{a_{98}} \\
 B_m &= \frac{a_{98}}{b_{98} + \sigma_v'}
 \end{aligned}
 \tag{5.32} \sim (5.39)$$

ここに、 N_{98} は圧入後の換算 N 値、 N_{98i} は圧入前の換算 N 値、 N_1 は圧入後の N 値、 N_0 は圧入前の N 値、 e_{\max} は最大間隙比、 e_{\min} は最小間隙比、 F_c は細粒分含有率(%), σ_v' は鉛直有効応力(kN/m²)で $C_M=(1/0.16)^2$, $a_{98}=167(\text{kN/m}^2)$, $b_{98}=69\text{kN/m}^2$, $\alpha=4$ である。

5.4 CPG の圧入率設定の設計法

前節までで提案した予測法を、CPG に対しても同様に提案する。提案する予測法は細粒分含有率の影響を考慮したものと、細粒分含有率と K 値の影響を考慮したものの 2 種類である。

(1) 細粒分含有率の影響を考慮した予測式

細粒分含有率を考慮する場合には、CPG の施工実績から、式(4.24)を用いて、 κ と細粒分含有率の関係を求めればよい。

図-5.15 は、式(4.24)を用いてパラメータ κ を CPG の施工実績から求め、細粒分含有率との関係で示したものである^{24), 25)}。

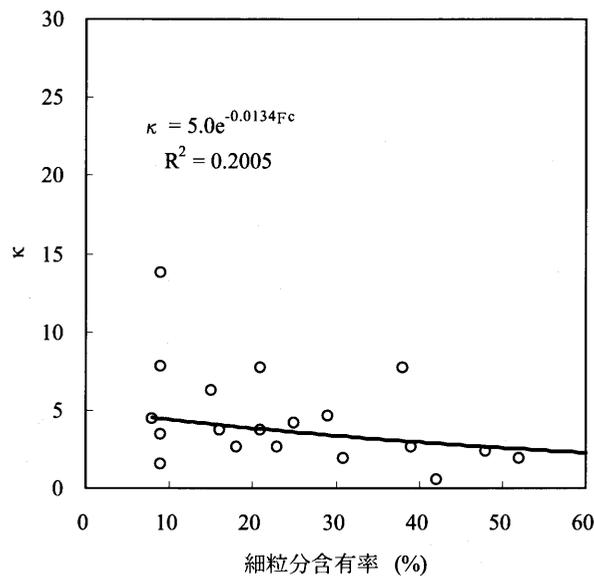


図-5.15 κ と細粒分含有率の関係²⁴⁾

図-5.15 から、パラメータ κ と細粒分含有率 F_c の間には次式のような関係が得られる。

$$\begin{aligned} \kappa &= 5 \cdot \exp(-0.013 \cdot F_c) \\ &= 5 \cdot 10^{-0.0056 \cdot F_c} \end{aligned} \quad (5.40)$$

式(5.40)を、SCP のデータで求めた式(5.8)と比較すると基数の 10 にかかる係数は 5 で同じ値になっている。しかし、べき指数のところの細粒分含有率にかかる係数は -0.0056 となっており、SCP の場合の -0.01 よりも小さな値になっている。これは SCP が振動型で施工速度が速かったために、CPG の方が SCP よりも施工時の排水性がよく、細粒分含有率の増加に対して κ の低下が小さくなったためと説明できる。

以上、細粒分含有率のみを考慮する場合の、CPG の圧入率は式(5.24)～(5.28)において式(5.26)を式(5.40)に置き換えればよい。

図-5.16, 5.17 は、予測精度を確認するために、予測換算 N 値と実測換算 N 値の関係、予測 N 値と実測 N 値の関係を調べたものである。

図-5.16, 5.17 から、予測値 (実線) は実測値をほぼ説明できていることがわかる。また、SCP の場合と同様に大きな N 値を予測できない傾向にある。

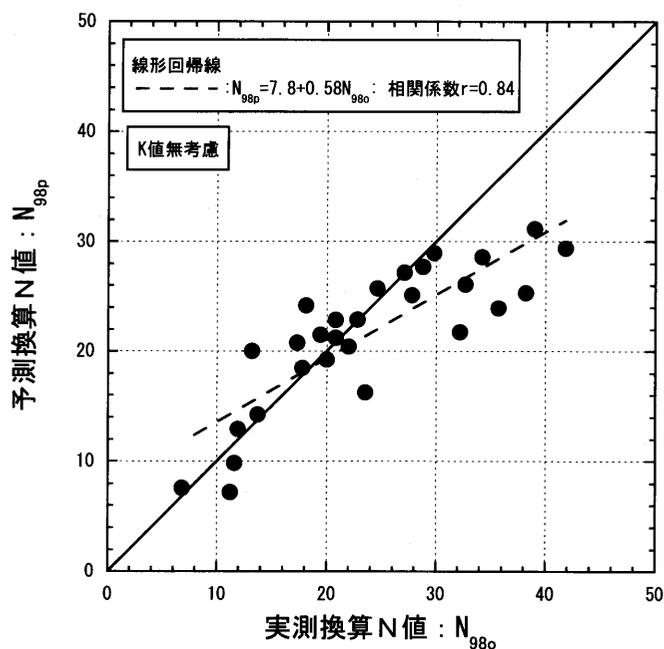


図-5.16 予測換算 N 値と実測換算 N 値

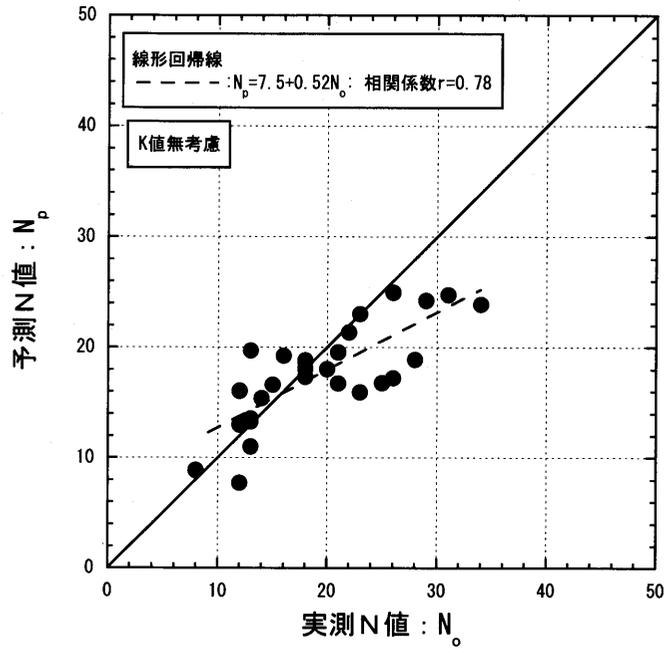


図-5.17 予測N値と実測N値

(2) K 値を考慮した予測式

予測式に K 値の影響を取り込むためには、CPG 施工時の K 値と圧入率の関係が必要となる。図-5.18 は CPG 施工時の圧入率と K 値の関係である²⁶⁾。図-5.18 から式(5.12)の α を求めると $\alpha = 6$ 程度となった。図-5.9 の SCP と比較すると CPG の方が大きな α となり、施工時に大きな土圧が発生するようである。

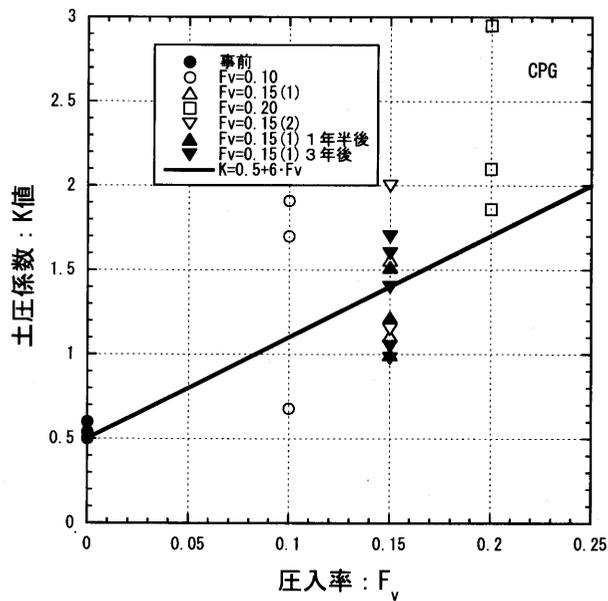


図-5.18 圧入率と K 値の関係

CPG の過去の施工データを用いて、式(5.21)により κ と圧入率の関係を求めると図-5.19 が得られる。

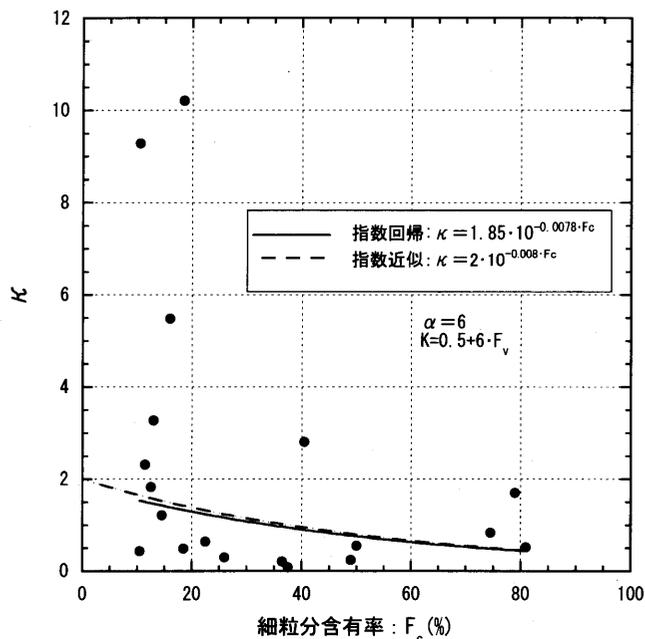


図-5.19 κ と細粒分含有率の関係 (CPG, K 値考慮)

図-5.19 の κ と圧入率の関係を指数関数で近似すると次式を得る。

$$\kappa = 2 \cdot 10^{-0.008 \cdot F_c} \quad : \alpha = 6 \quad (5.41)$$

式(5.41)を SCP の式(5.22)と比較すると基数が小さくなっており、これは CPG の方が SCP よりも、N 値の増加に関して K 値の増加の効果が大きいことを意味している。

図-5.20, 5.21 には予測換算 N 値と実測換算 N 値の関係、予測 N 値と実測 N 値の関係を示す。

図-5.20, 5.21 を図-5.16, 5.17 と比較すると、K 値を考慮することにより大きな N 値の予測が可能となっていることがわかる。しかし、相関係数が低下するなど誤差が大きくなっており、これは予測式の誘導で利用した図 5.18 の圧入率と K 値の関係の不確実性が原因と思われる。

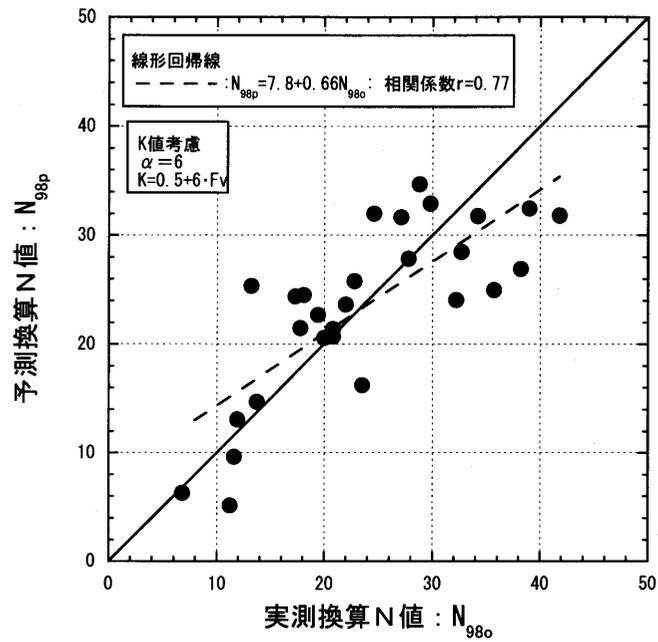


図-5.20 予測換算N値と実測換算N値 (CPG, K値考慮)

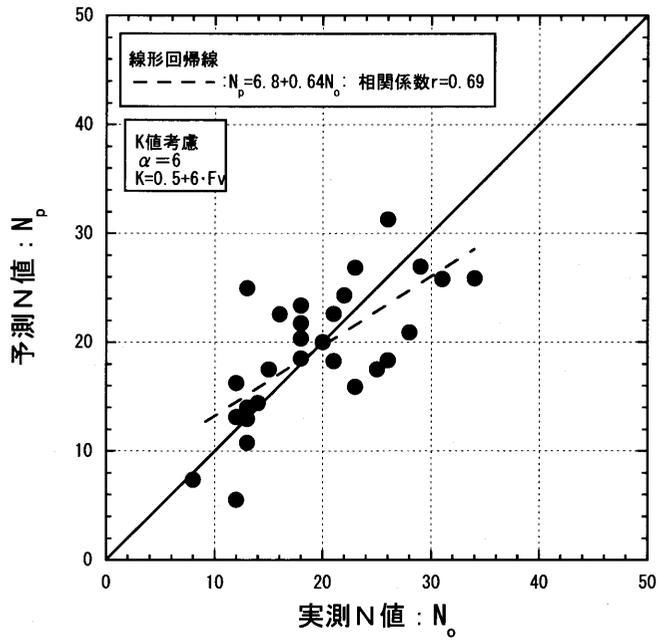


図-5.21 予測N値と実測N値 (CPG, K値考慮)

(3) CPG の設計法のまとめ

CPG についても SCP と同様に、N 値の予測法を提案した。SCP の場合と同様に、細粒分含有率の影響のみを考慮した(1)項のものは、N 値を過小評価する傾向にあった。K 値を考慮することにより過小評価の傾向は改善されたが、予測式で用いている K 値と圧入率の関係の不確定性に起因した誤差があり、危険側の予測になる可能性が高い。そこで、実務設計では、SCP の場合と同様に K 値を考慮しない方法を基本として、K 値を考慮した予測式については圧入率が $F_v=0.2$ 以上となる場合にのみ適用するのが良いと考える。また、細粒分含有率が高い地盤では SCP で述べたことと同様な注意が必要であるとする。

以上をまとめると、以下の式となる（式番号は改め付け直してある）。

$$N_{98} = C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2, \text{ or } N_1 = C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2 / B_m$$

$$\kappa = 5 \cdot 10^{-0.0056 \cdot F_c} \quad (5.42), (5.43), (5.44)$$

上式は圧入率 F_v について解くことができ次式となる。

$$F_v = \frac{(c_1/c_2 + \gamma^*_i) \cdot \sqrt{N_{98}/C_M} - \gamma^*_i}{\kappa \cdot (1 - \sqrt{N_{98}/C_M})}, \text{ or } F_v = \frac{(c_1/c_2 + \gamma^*_i) \cdot \sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M} - \gamma^*_i}{\kappa \cdot (1 - \sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M})}$$

$$(5.45), (5.46)$$

$F_v \geq 0.2$ の場合については次式が適用できる。ただし $F_c \leq 30\%$:

$$N_{98} = C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2 \cdot A_m \cdot B_m, \text{ or } N_1 = C_M \cdot \left(\frac{\kappa \cdot F_v + \gamma^*_i}{c_1/c_2 + \kappa \cdot F_v + \gamma^*_i} \right)^2 \cdot A_m$$

$$\kappa = 2 \cdot 10^{-0.008 \cdot F_c} \quad (5.47), (5.48), (5.49)$$

$$\begin{aligned}
c_1 &= e_{\max} - e_{\min} \\
c_2 &= 1 + e_{\max} \\
e_{\max} &= 0.02 \cdot F_c + 1.0 \\
e_{\min} &= 0.6 \\
\gamma^*_i &= \frac{\sqrt{N_{98i}/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_{98i}/C_M})} \\
&= \frac{\sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M}}{(c_2/c_1) \cdot (1 - \sqrt{N_0 \cdot B_m/C_M})} \\
A_m &= \frac{b_{98} + (1 + \alpha \cdot F_v) \cdot \sigma_v'}{a_{98}} \\
B_m &= \frac{a_{98}}{b_{98} + \sigma_v'}
\end{aligned}
\tag{5.50} \sim (5.57)$$

ここに、 N_{98} は圧入後の換算 N 値、 N_{98i} は圧入前の換算 N 値、 N_1 は圧入後の N 値、 N_0 は圧入前の N 値、 e_{\max} は最大間隙比、 e_{\min} は最小間隙比、 F_c は細粒分含有率(%), σ_v' は鉛直有効応力(kN/m²)で $C_M=(1/0.16)^2$, $a_{98}=167$ (kN/m²), $b_{98}=69$ kN/m², $\alpha=6$ である。

5.5 考察

5.1 節の K 値を考慮しない N 値の予測法を用いて、細粒分含有率の増分 N 値に対する影響を調べ、また従来から C 法²⁷⁾で細粒分の影響を考慮するために用いられていた低減率 β と比較する。さらに提案した N 値増加の予測法の基本的部分は、土のせん断に関する力学特性、排水性に関する特性に基づいて誘導されている。したがって、予測法の各パラメータの同定では現場の SCP の実績を反映させてフィッティングなども行っているが、各パラメータは基本的には物理的な意味を持つものである。そこで、パラメータの持つ物理的な意味から、砂杭圧入による締固めに関する諸条件の影響を排水性に関連して考察する。

(1) 細粒分含有率の締固めに及ぼす影響^{1),2)}

図-5.22 は細粒分含有率と低減率 β の関係を調べたものである。低減率とは細粒分の影響のない（細粒分含有率が $F_c=0\%$ ）地盤の増分 N 値に対する各細粒分含有率での増分 N 値の比である。したがって、低減率の小さい方が細粒分の含有により増分 N 値は小さくなる。図-5.22 中の黒プロットは圧入率が $F_v=0.1$ で原地盤換算 N 値が $N_{98i}=0, 5, 10, 15$ に対するもの、白抜きプロットは原地盤換算 N 値が $N_{98i}=5$ で圧入率が $F_v=0.05, 0.10, 0.15, 0.20$ に対するものである。また、太実線は C 法で用いられている低減率 β と細粒分含有率の関係を示したものである。ただし、 β は細粒分含有率が $F_c=0\%$ に対しては求めることができず、算定式上では $F_c=0\%$ で $\beta=1.0$ にはならない。

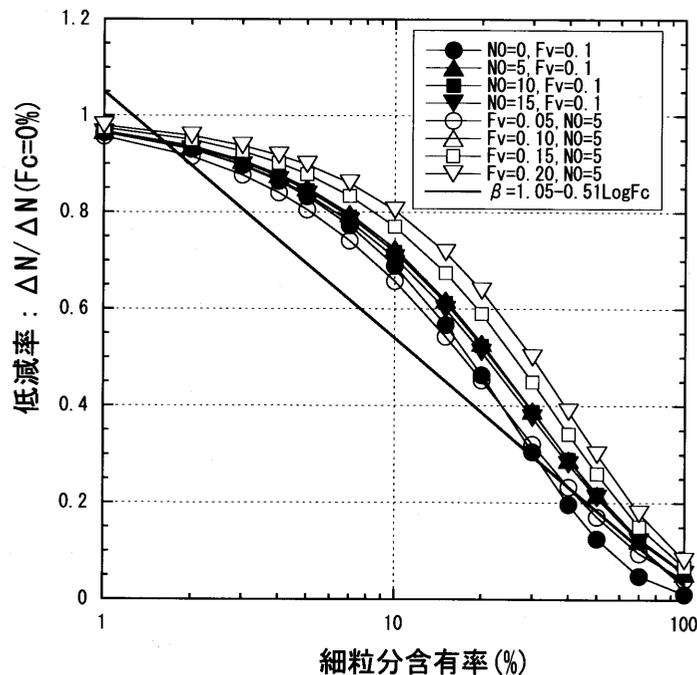


図-5.22 低減率と細粒分含有率

図-5.22の黒プロットから、提案法によるものは若干ではあるが原地盤換算N値の小さい方が細粒分含有率に対する低減率が小さくなる傾向がある。図-5.22の白抜きプロットからは圧入率の小さい方が低減率は小さくなる傾向にあることがわかる。また、各プロットをC法の低減率 β と比較すると提案法によるものは大きめの低減率であることがわかる。

(2) 砂杭圧入速度、圧入間隔の影響

排水性の観点からパラメータ κ に影響を及ぼすのは細粒分含有率(透水係数)だけでなく、排水係数Cの式(5.2)からわかるように載荷速度、排水距離なども影響を与える。式(5.8)は通常のSCPによる砂杭圧入速度のもとで集積されたデータから導かれたものであるが、ここでは式(5.8)を基に砂杭圧入速度が遅くなった場合の κ について調べ、砂杭圧入速度が締固め効果に及ぼす影響を考察する。

式(5.8)を以下のように書く。

$$\kappa = A_3 \cdot 10^{A_4 \cdot F_c} \quad (5.58)$$

式(5.58)と式(5.5)を連立させて細粒分含有率 F_c を消去すると次式を得る。

$$\kappa = A_3 \cdot \left(\frac{k}{A_1} \right)^{A_4/A_2} \quad (5.59)$$

式(5.59)で透水係数 $k=k_0$ のときの κ を κ_{k0} 、 $k=k_1$ のときの κ を κ_{k1} としてその比をとると次式を得る。

$$\frac{\kappa_{k1}}{\kappa_{k0}} = \left(\frac{k_1}{k_0} \right)^{A_4/A_2} \quad (5.60)$$

式(5.60)は透水係数 k の変化による κ の変化の大きさを表している。次に、式(5.2)から透水係数 k と載荷時間 t は全く同じ影響を排水係数Cにおよぼす。したがって、 κ と載荷時間 t に関して式(5.60)と同様に以下の式を得ることができる。

$$\frac{\kappa_{t1}}{\kappa_{t0}} = \left(\frac{t_1}{t_0} \right)^{A_4/A_2} \quad (5.61)$$

ここに、 κ_{r_0} は荷重時間 t_0 の場合の κ 、 κ_{r_1} は荷重時間が t_1 の場合の κ である。

砂杭の圧入速度が同じ場合には地盤に対する荷重時間は圧入する砂杭の長さに比例して大きくなる。したがって、砂杭の長さが長くなると式(5.2)より排水係数 C は大きくなり排水性が良いことになる。しかし、SCP の場合は砂杭が半径方向に拡張されることが地盤に対する荷重になるので、杭長で正規化した単位長さ当たりの砂杭の圧入時間が荷重時間となる。結局これは圧入速度の逆数となり、式(5.61)を次式に書き改める。

$$\frac{\kappa_{r_1}}{\kappa_{r_0}} = \left(\frac{r_0}{r_1} \right)^{A_4/A_2} \quad (5.62)$$

ここに、 κ_{r_0} は砂杭圧入速度 r_0 の場合の κ 、 κ_{r_1} は圧入速度 r_1 の場合の κ である。

式(5.62)のパラメータのうちパラメータ A_2 は式(5.7)によると均等係数 U_c に依存し、 $U_c=2$ の場合 $A_2=0.01$ 、 $U_c=5$ で $A_2=0.03$ 、 $U_c=10$ で $A_2=0.04$ 、 $U_c=20$ で $A_2=0.05$ 、 $U_c=100$ で $A_2=0.08$ となる。以下の考察では $U_c=10$ を代表として $A_2=0.04$ を用いて考察を行う。パラメータ A_4 は式(5.8)から $A_4=0.01$ とする。したがって、式(5.62)において $A_4/A_2=0.25$ とし、砂杭圧入速度の影響を以下で考察する。なお、 $A_4=0.01$ を求めた図-5.4の実測値は様々な均等係数のデータが混ざっており、 A_4 はそれらの平均と考えられ A_4 も本来的には均等係数に応じて変化する可能性がある。

通常の SCP では 10m の砂杭を圧入するのに約 20 分かかかるが、砂杭圧入時間を長く（砂杭圧入速度を遅く）して 2 倍の 40 分、10 倍の 200 分かけて施工を行った場合を考える。対象とする地盤の細粒分含有率は $F_c=60\%$ の場合とする。細粒分含有率 $F_c=60\%$ の場合には、式(5.8)および図-5.23(a)に示すように $\kappa=1.26$ となる。この場合の砂杭圧入速度を r_0 として $\kappa_{r_0}=1.26$ とする。これに対して砂杭圧入時間が 2 倍となった場合の砂杭圧入速度を r_1 とすると $r_0/r_1=2$ となる。 $A_4/A_2=0.25$ としているので式(5.62)から図-5.23(b)に示すように $\kappa_{r_1}/\kappa_{r_0}=2^{0.25}=1.2$ となり $\kappa_{r_1}=1.51$ となる。 κ が 1.2 倍になるということは圧入率が見かけ上 1.2 倍のものと同様になり、締固め効率が向上したことになる。あるいは式(5.8)からは、図-5.23(a)に示すように細粒分含有率が $F_c=60\%$ の地盤から $F_c=52\%$ の地盤に見かけ上低下して締固め効率が向上したことになる。同様に時間を 10 倍かけた場合には、 κ は $10^{0.25}=1.8$ 倍となり圧入率が見かけ上 1.8 倍、細粒分含有率が見かけ上 $F_c=35\%$ に低下したことになる。

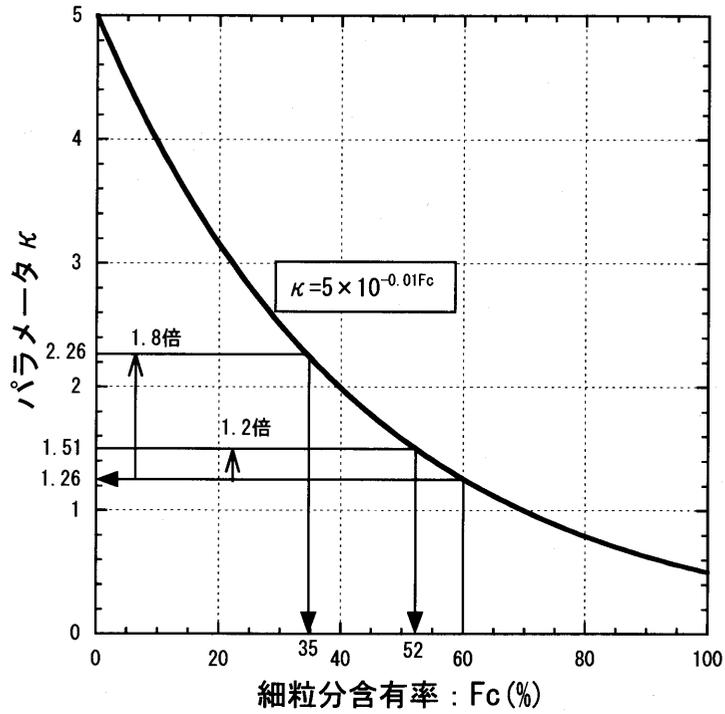


図-5.23(a) パラメータ κ と細粒分含有率

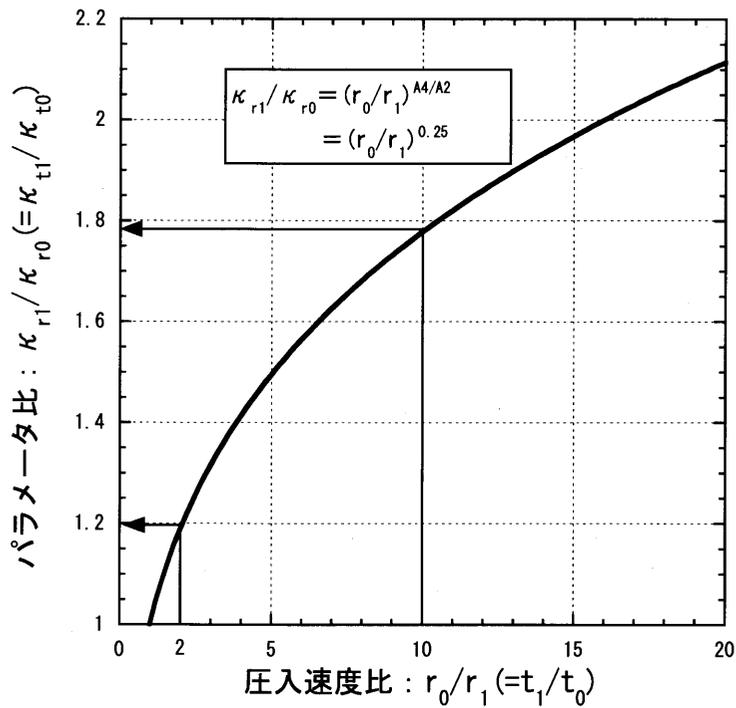


図-5.23(b) パラメータ κ と細粒分含有率

以上から、砂杭圧入速度が締固め効果に影響することがわかる。ここで示したことの定量的な精度については提案モデルが SCP の実現象をかなり単純化していることから不明で

あるが、このような圧入速度の影響は浅岡らが有限要素解析によっても示しており²⁸⁾、定性的には正しいと考える。また、これは、振動が伴わず累積せん断ひずみが小さいはずの静的な機構に基づく締固め工法が、動的な締固め工法（通常の SCP）とほぼ同じ改良効果やそれ以上の効果を発揮するという報告²⁹⁾などにも整合する。

(3) 砂杭圧入間隔の影響

荷重時間と同様なことは式(5.2)から排水距離についても考えられ、例えば砂杭の圧入間隔などもパラメータ κ に影響を与えると考えられる。バーチカルドレーンと同様な考えで排水距離が砂杭の圧入間隔と等しいとすると、式(5.2)および前述の荷重時間の考え方から κ は砂杭圧入間隔の自乗の A_4/A_2 乗に反比例することになり、このことは κ が圧入率 F_v の A_4/A_2 乗に比例して大きくなることを意味する。図-5.24 は κ と圧入率の関係調べた一例である。図-5.24 では細粒分含有率の影響をできるだけ少なくするために、 $F_c=5\sim 10\%$ の土層のものを示している。ここで、 $A_4/A_2=0.25$ であったとすると κ は圧入率 F_v の 0.25 乗に比例して大きくなることになるが、図-5.24 からはそのような傾向はみられない。この原因は、砂杭の透水係数と地盤の透水係数が近い値であるために砂杭の排水材としての効果が完全でないことや、さらに図-5.24 の各データにおいて層厚や層の位置が異なっており排水長に関して土層構成の影響が大きくなっている可能性なども考えられる。

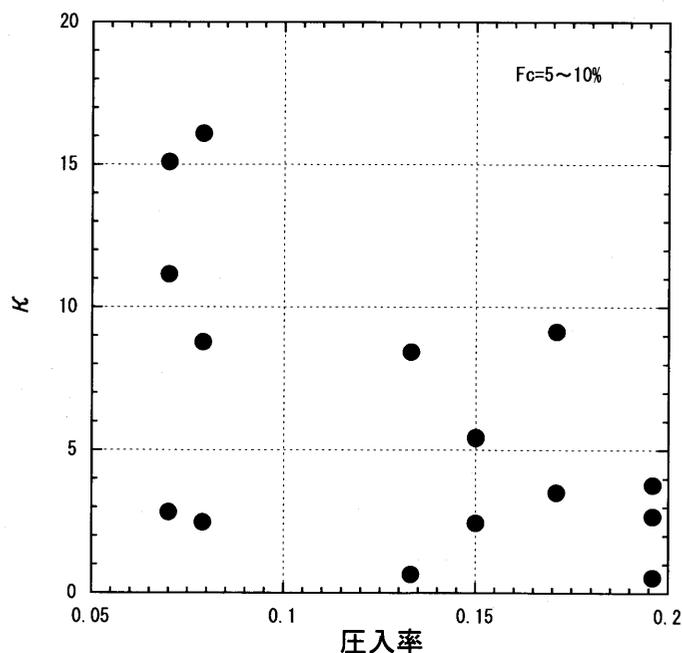


図-5.24 パラメータ κ と圧入率

5.6 まとめ

本章では、4章で提案したN値増加の予測法に対して、細粒分含有率の影響、K値増加の影響を考慮する方法を提案し、さらに目標N値に関する考察を行い、最終的なSCP、CPGの圧入率の設計法を提示した。また、提案したN値増加の予測法を用いて、締固め工法に関する考察を行った。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) 前章で提案したN値の予測法に、細粒分含有率の影響を考慮できる方法を提案した。提案した方法は、細粒分含有率の影響を反映できていたが、実測N値の増加をN値が大きなところで過小評価する傾向にあった。
- (2) さらに、上記の過小評価の原因の一つが、締固めによる土圧係数K値の増加を考慮できていないことであると考え、K値を考慮したN値の予測法を提案した。これにより、N値増加の過小評価は改善された。
- (3) 目標N値と圧入率について、上記(1)の細粒分を考慮した方法、(2)のK値を考慮した方法で考察した。
- (4) そして、SCP、CPGの圧入率の設計法を、細粒分含有率の影響を考慮した方法を基本として提案した。
- (5) 細粒分含有率の影響を考慮した方法を用いて、締固め工法の考察を行い、締固め速度が改良効果に影響を与えることを示した。

参考文献

- 1) 山崎浩之, 森川嘉之, 小池二三勝: 締固め砂杭工法の杭間締固め効果に及ぼす細粒分と排水性の影響, 土木学会論文集, 第 722 号/Ⅲ-61, pp. 303-314, 2002.
- 2) 山崎浩之, 永野賢次: 細粒分含有率を考慮した砂質地盤の締固めの設計法の提案, 港湾空港技術研究所報告, 第 44 巻, 第 3 号, pp. 77-98, 2005.
- 3) 山崎浩之, 森川嘉之, 小池二三勝: サンドコンパクションパイル工法による砂質地盤の締固めの設計法に関する考察, 港湾空港技術研究所報告, 第 41 巻, 第 2 号, pp. 93-118, 2002.
- 4) 山崎浩之, 森川嘉之, 小池二三勝: サンドコンパクションパイル工法による砂地盤の N 値増加に関する考察, 土木学会論文集, 第 708 号/Ⅲ-59, pp. 199-210, 2002.
- 5) 吉見吉昭: 砂の乱さない試料の液状化抵抗~N 値~相対密度関係, 土と基礎, Vol. 42, No. 4, pp. 63-67, 1994.
- 6) Meyerhof, G. G.: Discussion of Session 1, *Proc. of 4th ICSMFE*, London, Vol. 3, p. 110, 1957.
- 7) 地盤工学会: 地盤調査・土質試験結果の解釈と適用例, 地盤工学・実務シリーズ 6, p. 348, 1998.
- 8) 沼田淳紀, 嶋本栄治, 染谷 昇, 国生剛治: 細粒な土の相対密度 (定義方法), 第 36 回地盤工学研究発表会講演集, pp. 2193-2194, 2001.
- 9) 福武毅芳, 松岡 元: 任意方向単純せん断におけるダイレイタンスの統一的解釈, 土木学会論文集, 第 412 号/Ⅲ-12, pp. 143-151, 1989.
- 10) 福武毅芳: 土の多方向繰返しせん断特性を考慮した地盤・構造物系の三次元液状化解析に関する研究, 名古屋工業大学学位申請論文, pp. 44-47, 1997.
- 11) 地盤工学会: 土質工学ハンドブック, pp. 67-70, 1989.
- 12) 山崎浩之, 森川嘉之, 小池二三勝: 締固め砂杭工法による圧入後 N 値の予測と K_0 値の影響に関する考察, 土木学会論文集, 第 750 号/Ⅲ-65, pp. 231-236, 2003.
- 13) 古賀泰之, 古関潤一, 島津多賀夫, 三原正哉, 松原勝巳: 動的貫入試験結果に及ぼす静止土圧係数 (K_0 値) の影響, 第 23 回土質工学研究発表会講演集, pp. 107-108, 1988.
- 14) 安田進, 原田健二, 荒井大介, 風見健太郎, 佐藤貴紀, 杉本佳彦: 飽和地盤における N 値と密度, 静止土圧係数の関係, 第 35 回地盤工学研究発表会講演集, pp. 1435-1436, 2000.
- 15) 石田定一, 高橋五郎: 埋立地盤における液状化防止対策工法について, 第 31 回建設省技術研究報告, pp. 1-7, 1977.
- 16) 齊藤和夫, 出垣広明, 妹尾英世: サンドコンパクションパイルによる液状化対策工の効果, 第 36 回土木学会年次学術講演会講演集第Ⅲ部門, pp. 720-721, 1981.
- 17) 草野郁: サンドコンパクションパイル工法の実際と問題点 (3) 堤防基礎地盤の改良効果と堤防の耐震性, 土と基礎, Vol. 31, No. 4, pp. 79-86, 1983.
- 18) 鳥取孝雄: 京葉線高架橋の液状化対策, 基礎工, pp. 69-73, 1984.
- 19) 木村保, 塩田啓介, 三沢久詩, 川鍋修: コンパクションパイル打設地盤の K_0 値について

- て (その2), 第22回土質工学研究発表会講演集, pp.1795-1796, 1987.
- 20) 末松直幹, 竹原有二:基礎のための地盤改良工法, 橋梁と基礎, 77-12, pp.21-25, 1977.
- 21) 国土交通省港湾局監修:港湾の施設の技術上の基準・同解説(下), 日本港湾協会, pp.721-727, 2007.
- 22) 国土交通省港湾局監修:港湾の施設の技術上の基準・同解説(上), 日本港湾協会, pp.383-389, 2007.
- 23) 山崎浩之, 善功企, 小池二三勝:粒度・N値法による液状化の予測・判定に関する考察, 港湾技研資料, No.914, 1998.
- 24) 山崎浩之, 藤井照久, 小西武, 足立雅樹, 菊地将郎, 新坂孝志:静的圧入締固め工法による改良後N値の予測に関する考察, 第39回地盤工学研究発表会講演集, pp.1005-1006, 2004.
- 25) 沿岸技術研究センター:液状化対策としての静的圧入締固め工法技術マニュアルーコンパクショングラウチング工法ー, 2007.
- 26) 八木橋貢, 松下信夫, 山本良, 菅野雄一, 井上哲夫, 小西武, 足立雅樹, 大沢一実:液状化対策としてのコンパクショングラウチングの施工事例, 第4回地盤改良シンポジウム, pp.149-154, 2000.
- 27) 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法, 土と基礎, Vol.35, No.5, pp.21-26, 1987.
- 28) 浅岡 顕, 中野正樹, 野田利弘, 水野和憲, 高稲敏浩, 野津光夫, 竹内秀克:水～土連成解析を用いた砂杭拡径による砂質地盤の締固め効果の解明, 第34回地盤工学研究発表会講演集, pp.1129-1130, 1999.
- 29) 山崎浩之, 中里高密:静的締固め杭工法の現地実験, 材料, 第49巻, 第3号, pp.352-355, 2000.

6. 施工時の地盤変形の予測法

SCP, CPG の施工では圧入された補給材と同等の体積だけ地盤が締まるのではなく、地盤を隆起させることになる。また、側方変形も伴う^{1)~3)}。これらの施工時の地盤変形は、施工が既設構造物近傍、あるいは既設構造物直下となる場合には十分な注意を払う必要がある。特に、CPG は既設構造物直下に対しての適用を目的に開発されたものであることから、地盤隆起には大きな注意が払われていたが、事前に定量的に予測する方法がないのが現状である。本章では、CPG を対象として施工時の地盤変形、特に地表面隆起量を予測する方法を提案する⁴⁾。また、その後 SCP に対しても予測法が適用できるかを考察する。

6.1 地表面隆起量の予測法

CPG 施工時の地表面隆起量の予測法を提案するにあたって、空洞拡張理論の考え方⁵⁾、および締固め後の N 値の予測法を利用した。

(1) 地盤隆起のメカニズムの考え方

新坂らは CPG 施工時の締固めメカニズムを調べるために、円柱状にモルタルを圧入する、軸対象条件での室内試験を実施している^{6),7)}。その結果得られた地盤の体積ひずみ、側圧の増加 (K 値の増加) 等を、円柱が拡大する空洞拡張理論を用いて考察した。そして、空洞拡張理論が CPG 施工時の地盤挙動を説明するのに有効であることを示している。また、前章で、CPG 施工後の地盤の N 値を予測する手法 (以下 κ 法) を提案している¹⁾。これら 2 つの方法を利用して、以下のような考えで CPG 施工時の地表面隆起量を予測する。ただし、空洞拡張については空洞が円柱状のものではなく、**図-6.1** に示す球状のものとして考える。

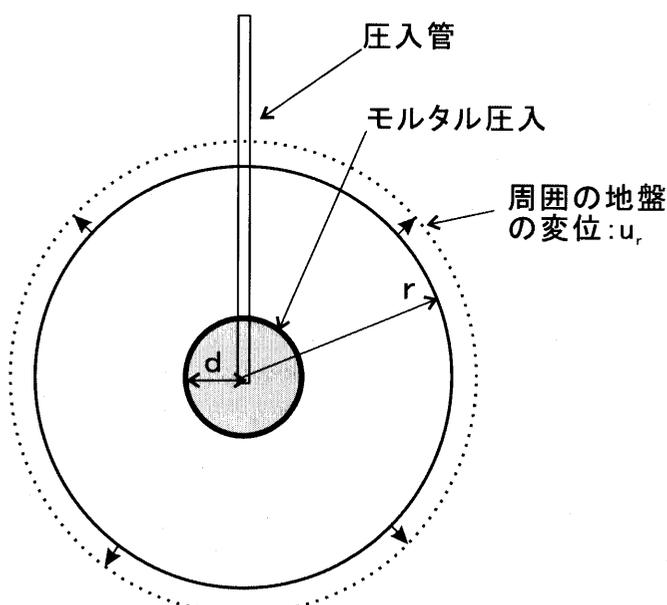


図-6.1 球状拡張

図-6.2 に示す改良範囲内では、モルタル圧入によりモルタル周囲の地盤は圧縮すると同時に拡張されて、上端部は盛り上がる。そして、上端部の変位は、改良域上端の土層（土被り層）を介して地表面へ伝播して、地表面変位（隆起）となる。

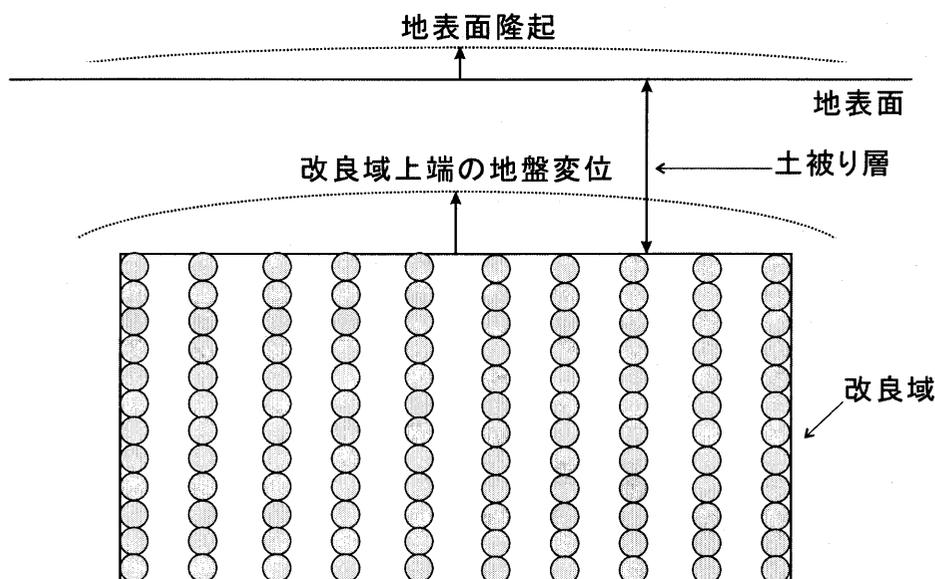


図-6.2 改良域と地表面隆起

上記の地表面隆起を以下のようにシミュレートする。

①図-6.3 の A 点の変位を考える。モルタル1が圧入されるとその周囲の地盤が球状に押し広げられ、半径方向に変位が伝播する。A 点では図-6.3 の変位ベクトル u_{A1} が発生する。モルタル2が圧入された場合には、同様に変位ベクトル u_{A2} が発生する。そして、変位ベクトルが重ね合わせられ、合変位ベクトル u_A が地表面の点 A での変位になると考える。変位ベクトルの計算では、モルタル圧入による周囲の土の圧縮は無視する。点 A での変位ベクトルをすべてのモルタルについて計算し、点 A での変位を求める。これらを地表面全体について行えば、図-6.2 の地表面変位が求まる。

②次に、実際には図-6.2 のモルタル杭間の土では無視できない体積圧縮が生じるので、1) で求めた地表面隆起量を補正する必要がある。そこで、圧入による改良域での体積圧縮量を、 κ 法を利用して求める。そして、改良域で体積圧縮が生じないとした場合の改良域の体積変化と、体積圧縮が生じるとした場合の体積変化の比（圧縮補正係数 c_{HC} と定義する）を求める。

③圧縮補正係数を②で求めた隆起量に乗じて、圧入による改良域の体積圧縮の補正を行う。

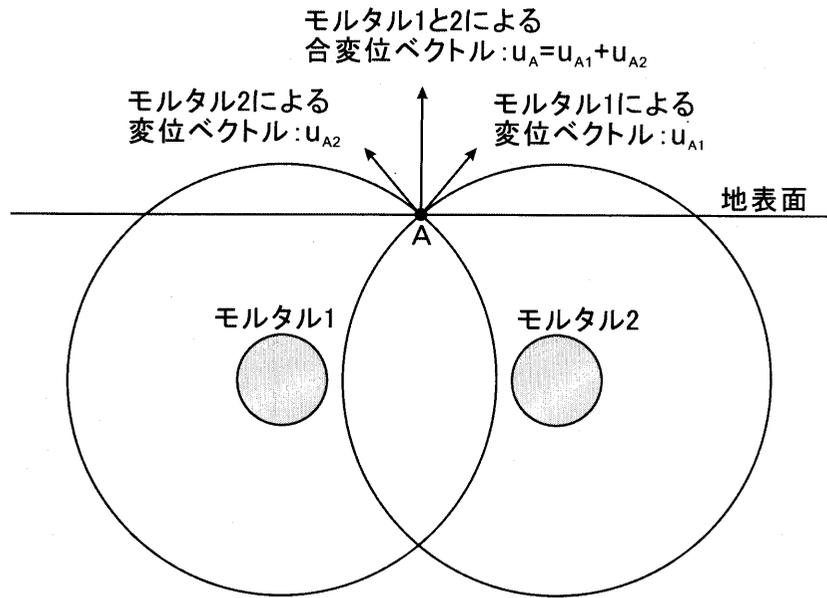


図-6.3 変位ベクトル

図-6.4 は、以上をフローで示したものである。以下に、①～③、図-6.4 の各段階の具体的な説明を示す。

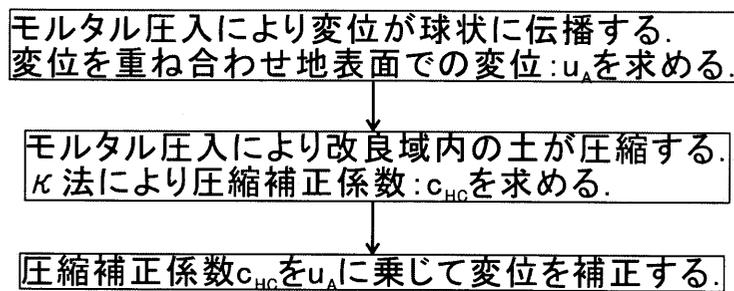


図-6.4 予測の流れ

(2) 球状拡張変位による地表面での変位

モルタル圧入による周辺の地盤変位が、図-6.1 のように球状に伝播すると考えると、地盤内各点の変位は連続の条件から次式で与えられる。

$$u_r = (r^3 + d^3)^{1/3} - r \quad (6.1)$$

ここに、 r はモルタル注入位置からの距離（半径）、 d はモルタルの半径、 u_r は半径 r での半径方向の変位である。

式(6.1)の変位 u_r を図-6.5に示すx-y-z座標で各方向の変位に分解すると、各方向の変位が次式で得られる。

$$\begin{aligned} u_x &= u_r \cdot (x_1 - x_0) / r \\ u_y &= u_r \cdot (y_1 - y_0) / r \\ u_z &= u_r \cdot (z_1 - z_0) / r \end{aligned} \quad (6.2) \sim (6.4)$$

ここに、 x_0, y_0, z_0 はモルタル圧入位置の座標、 x_1, y_1, z_1 は変位を求める位置の座標、 u_x, u_y, u_z は各方向の変位である。

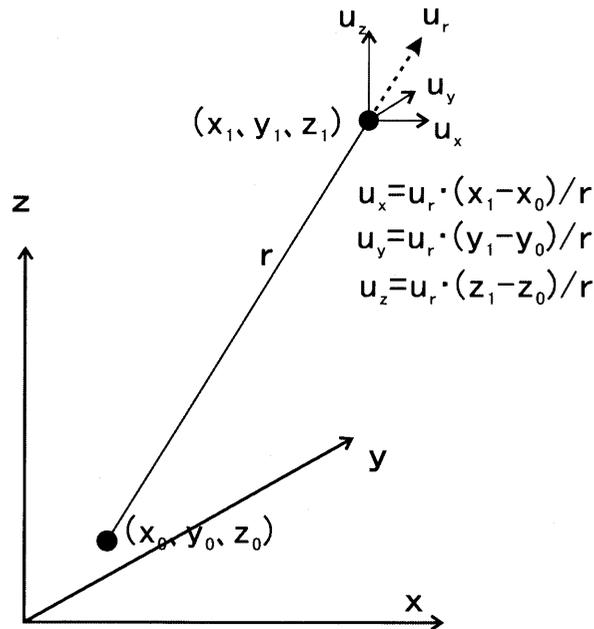


図-6.5 座標と変位

モルタルの圧入位置の座標と、地表面の座標が与えられれば、式(6.1)と(6.2)～(6.4)を用いることにより、変位を求めることができる。改良域全部のモルタルについて発生する変位を求め、これを重ね合わせていけば、CPG施工による変位を求めることが出来る。

(3) 圧入による地盤圧縮量

前述(2)項の方法で得られた隆起量は圧入による地盤の圧縮（杭間の圧縮）を無視したものとなっている。そこで、圧入による地盤の圧縮量を以下の方法で求め、(2)項で得られた隆起量を補正する。

相対密度と圧入率の関係を再掲すると次式である。

$$D_r = \frac{\kappa \cdot F_v + \gamma_i^*}{c_1/c_2 + (\kappa \cdot F_v + \gamma_i^*)} \quad (4.12)\text{再掲}$$

パラメータ κ は K 値の影響を考慮した場合と考慮しない場合で 2 種類の κ が同定されている。K 値の増加を考慮した場合の方が相対密度の増加を小さめに評価し、隆起に対しては安全側の評価（通常は、隆起量が大きい場合が問題となる）になる。そこで、次式の K 値増加の影響を考慮した場合の κ を用いる。

$$\kappa = 2 \cdot 10^{-0.008 \cdot F_c} \quad (5.49)\text{再掲}$$

式(4.12), (5.49)~(5.56)を用いることにより、原地盤 N 値, 有効上載圧, 細粒分含有率, 圧入率が与えられていれば, CPG 施工による杭間の相対密度の変化を予測でき, 杭間土の体積ひずみは次式で与えられる。

$$\varepsilon_{vi} = \frac{(e_{\max} - e_{\min}) \cdot (D_{r1} - D_{r0})}{1 + e_{\max} - (e_{\max} - e_{\min}) \cdot D_{r0}} \quad (6.5)$$

ここに, ε_{vi} は杭間の土の体積ひずみ, D_{r0} は圧入前, D_{r1} は圧入後の相対密度である。

そして, 改良域全体の体積ひずみについては, 以下の 2 つの式が考えられる。

$$\varepsilon_{vw} = \varepsilon_{vi} - F_v \quad (6.6)$$

$$\varepsilon_{vw} = (1 - F_v) \cdot \varepsilon_{vi} - F_v \quad (6.7)$$

ここに, ε_{vw} は改良域全体の体積ひずみである。

式(6.6)は, 盛上り土にも杭間土と同じだけ体積ひずみが生じていると考えた場合である。式(6.7)は杭芯部にあった土はすべて体積変化せずに盛上り, 杭間にある土のみに体積ひずみが発生すると考えた場合である。実際の現象は式(6.6)と(6.7)の間であると考えられる。式(6.6)の盛上り土も杭間の土と同じだけ圧縮するという考えは, 隆起を小さめに見積もることになるので, ここでは, 安全側の式(6.7)を採用する。

式(6.7)において杭間の土に体積圧縮がない ($\varepsilon_{vi}=0$) とすると $-F_v$ が得られ, $-F_v$ は杭間の土に体積圧縮がないとした場合の改良域全体の体積ひずみである。そして, $-F_v$ と式(6.7)の比を考え, これを次式で示す圧縮補正係数として定義する。

$$c_{HC} = \frac{(F_v - 1) \cdot \varepsilon_{vi} + F_v}{F_v} \quad (6.8)$$

ここに、 c_{HC} は圧縮補正係数である。

式(6.8)の圧縮補正係数 c_{HC} は、モルタル圧入のみによる隆起成分と、杭間圧縮を考慮した隆起成分の比と考えることができる。したがって、前項(2)で得られた地表面隆起量に圧縮補正係数を乗じたものは、圧入による地盤圧縮を考慮した地表面隆起量になる。

以上、式(6.8)により圧縮補正係数を求めて、(2)項で得られる地表面隆起量の補正を行えばよい。

以降では、実測値を用いて(2)と(3)項で述べたことを考察する。

なお、ここで提案した方法は、式(6.2)～(6.4)からわかるように任意の点の変位を計算できるので、側方変位などの計算も可能である。

6.2 実測値との比較および検証

CPG 施工時の地表面隆起量の実測値を用いて、前節で説明した隆起量予測法を検証する。用いる実測データは、モルタル圧入により 1 本の杭が出来上がる過程で、地表面隆起量を計測した事例と、全体を改良した後に各地点の地表面隆起量を平面的に計測した事例である。また、CPG とは全く異なるが、粘土地盤に SCP を施工した場合の地表面隆起量についても検討した。

(1) 隆起量と圧入深度の関係

この事例は、圧入位置での地表面隆起量を、圧入深度ごとに計測したものである。施工箇所は O ブロックと P ブロックの 2 箇所、図-6.6 に N 値と細粒分含有率の深度分布を示す。

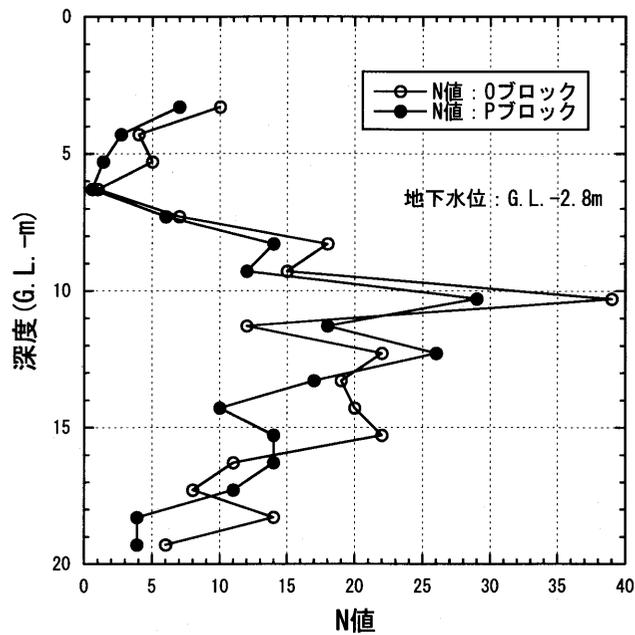


図-6.6(a) O, PブロックのN値

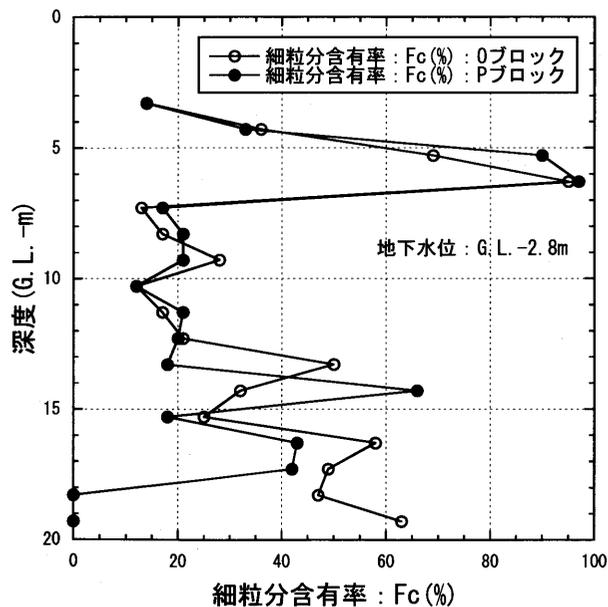


図-6.6(b) O, Pブロックの細粒分含有率

図-6.6から、Oブロック、Pブロックは似たようなN値、細粒分含有率の深度分布をしている。改良範囲は、Oブロックでは深度 G.L.-19.75m~-5.6m まで、Pブロックでは G.L.-17.7m~-2.84m までである。改良仕様は、圧入率が $F_v=0.08$ 、1辺 1.7mの正三角形配置で、モルタル圧入は改良域下端から上端に向けて、0.33m ピッチで行われた。各ブロックにおいて、モ

ルタルが圧入されるごとに圧入地点での地表面隆起量が計測されている。隆起量の計測は1mm単位で行われている。

図-6.7は、圧縮補正係数 c_{HC} の深度方向の分布を示したものである。図-6.7から、Oブロック、Pブロックのいずれにおいても、圧縮補正係数は $c_{HC}=0.5\sim 1.0$ の範囲で分布しており、図-6.6のN値の分布形状に似ている。これは、N値が大きいと圧縮しにくく、小さいと圧縮しやすいということである。N値が40に近いOブロックのG.L.-10mでは圧縮補正係数は $c_{HC}\approx 1.0$ で、土層はほとんど圧縮しないことになる。

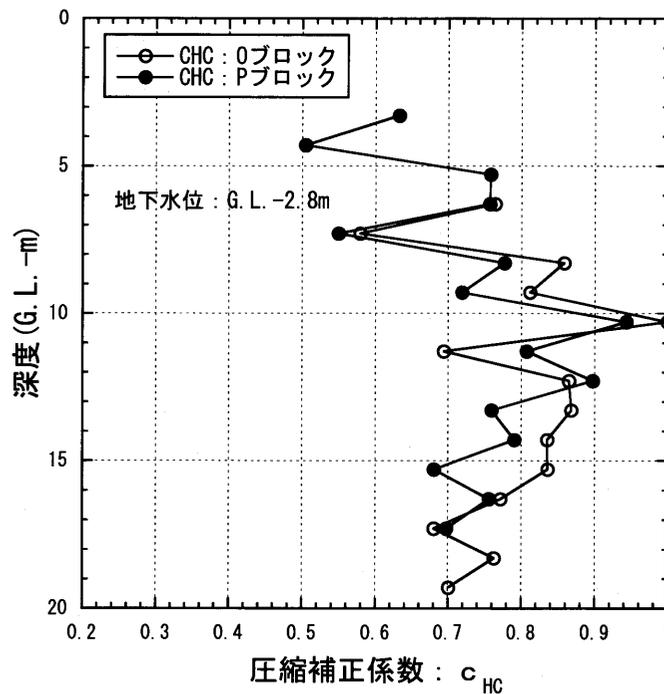


図-6.7 O, Pブロックの圧縮補正係数の深度分布

図-6.8は、隆起量と圧入深度の関係を示したもので、隆起量は各深度の圧入で発生した地表面隆起量が累積されたものである。図-6.8の細実線が計測値の平均値で、破線は計測値の標準偏差 ($\pm\sigma$) である。太実線が予測値である。

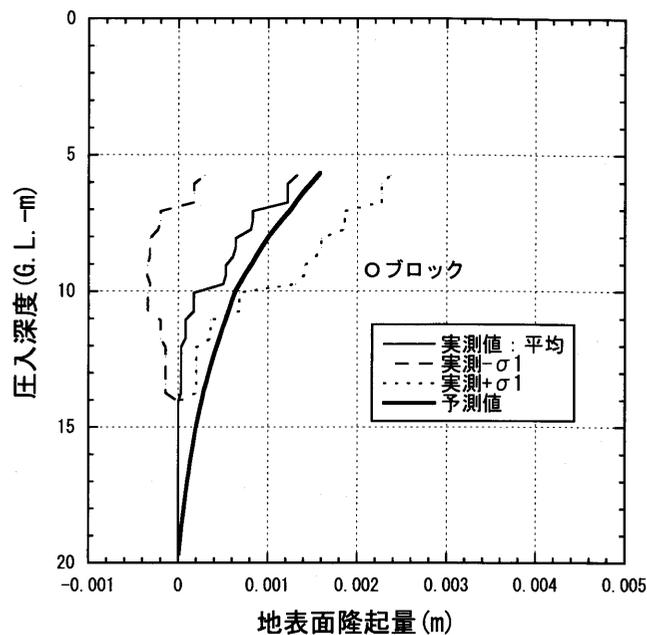


図-6.8(a) Oブロックの地表面隆起量

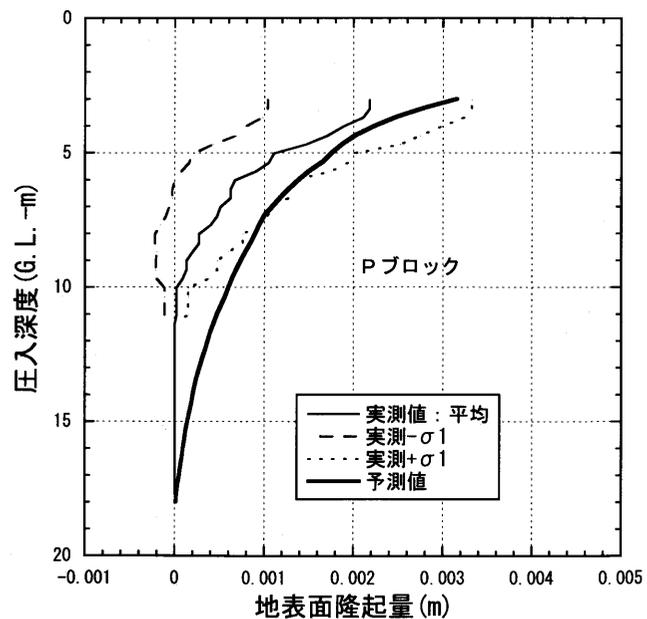


図-6.8(b) Pブロックの地表面隆起量

図-6.8の実測値から、地表面隆起はG.L.-10m付近の圧入で発生が始まり、圧入深度が浅くなるにつれて隆起量は大きくなるのがわかる。予測値は、圧入深度が浅くなるほど地表面隆起量は大きくなっており、また実測値の標準偏差のばらつきの範囲にあり、実測値と整合している。詳細に比較すると、予測値はG.L.-10m以深の圧入でも地表面隆起が発生

しており、実測値よりも深い深度で隆起が発生している。この違いは、予測モデルの誤差も原因であるが、実測データの読み取り限界が1mmであるので、1mm以下の隆起量が実測値に反映されていないことが原因の一つとしてあげられる。

(2) 隆起量の平面分布⁸⁾

この事例は、平面的に地表面隆起量を計測したもので、図-6.9にCPG施工前の土質柱状図と図-6.10にCPG施工の平面図を示す。

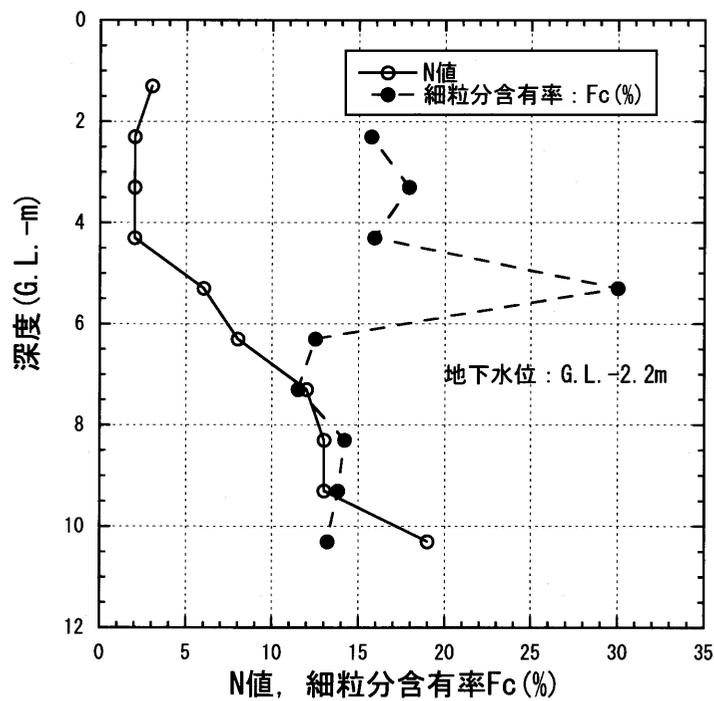


図-6.9 N値と細粒分含有率

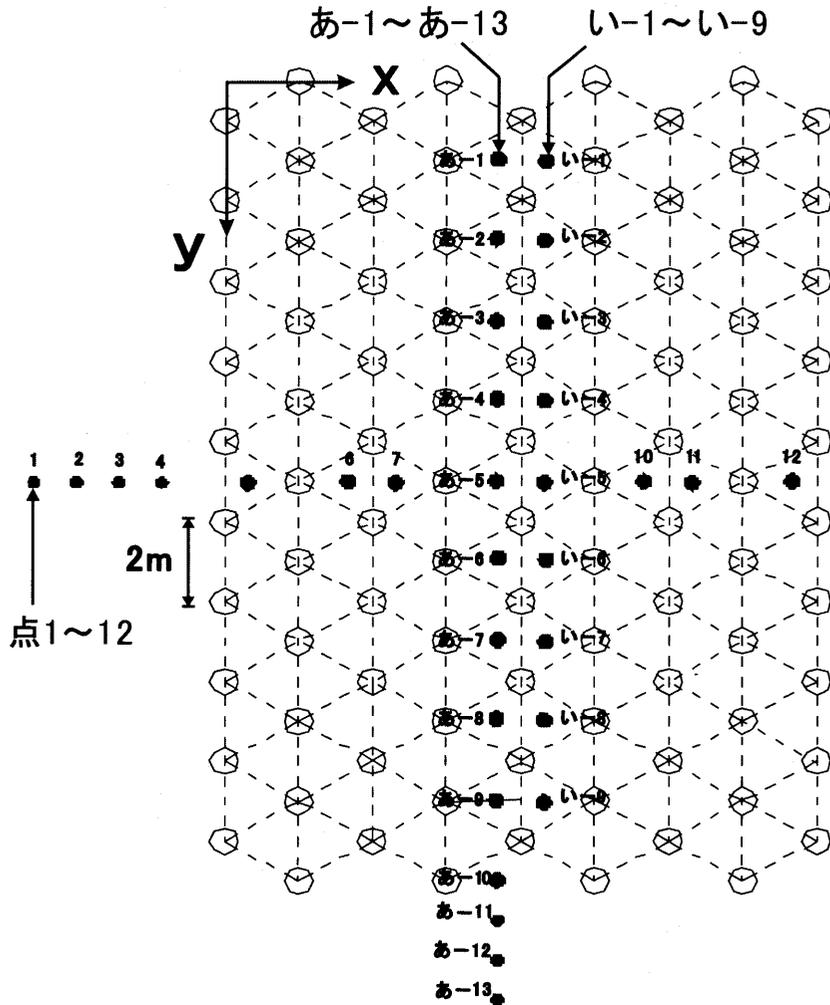


図-6.10 CPG 施工平面図

対象地盤は、浅い位置では N 値は 2 程度であるが、深くなるにつれて N 値は 6 から 19 へと増加している。細粒分含有率は一部で $F_c=30\%$ の土があるが、全体としては $F_c=15\%$ 程度である。改良は $14\text{m} \times 20\text{m}$ の範囲を GL.-2m~10m までの範囲で行っている。改良仕様は、一辺が 2m の正三角形の配置で、モルタルの圧入率は $F_v=0.05$ である。モルタルの圧入は鉛直方向に 0.33m の 間隔で行われている。隆起量の計測は図-6.10 の平面図の、1~12 の地点、あ-1~あ-13 の地点、い-1~い-9 の地点で行っている。

図-6.11 に各深度の圧縮補正係数の深度分布を示す。図-6.11 から、圧縮補正係数は $c_{HC}=0.3 \sim 0.8$ の値で、図-6.9 の N 値の分布に似た形状で分布しており、浅部の方が圧縮補正係数の値は小さくなっている。

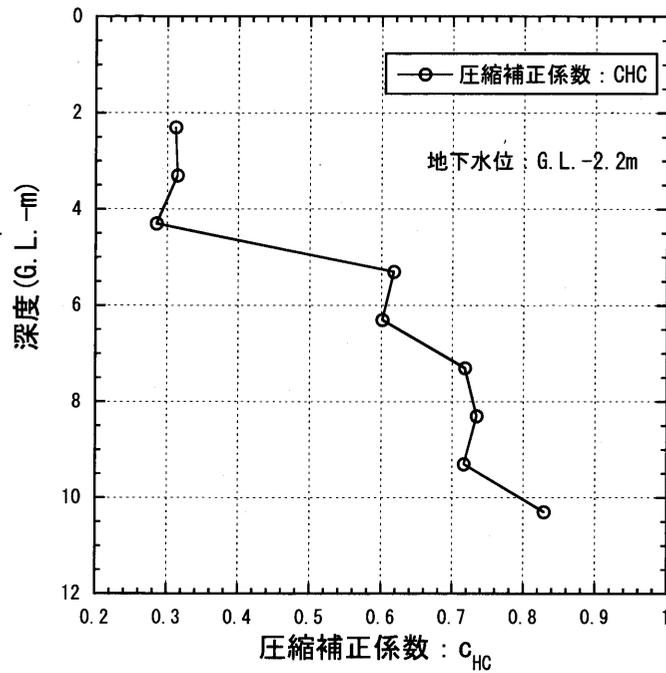


図-6.11 圧縮補正係数

図-6.12 に各地点の地表面隆起量を x 座標, および y 座標の関係で示す. 図-6.12 中に表示するプロットが実測値, 太実線が予測値, 細実線は予測値を 2 倍にしたものである. 破線は圧縮補正係数を $c_{HC}=1.0$ として杭間土の体積圧縮を無視したものである. なお, 縦の点線は改良範囲の端を示している.

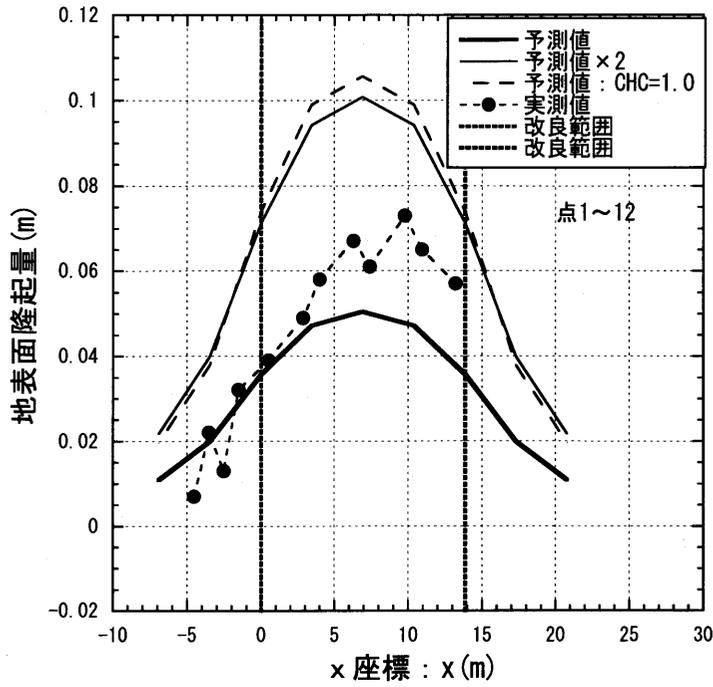


図-6.12(a) 点1~12の隆起量

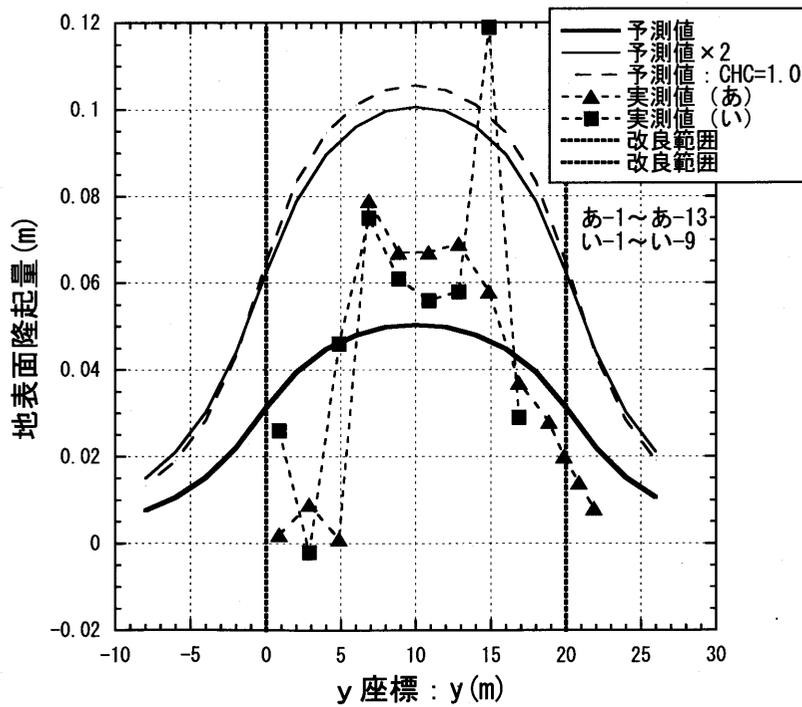


図-6.12(b) あ-1~あ-13, い-1~い-9の隆起量

図-6.12 から、実測値はばらつきがあるが、改良範囲中央で隆起が大きくなり、端になるほど隆起が小さくなっていることがわかる。また、改良域外でも隆起が発生している。実測値と予測値（太実線）を比較すると、予測値も同様の傾向を示しているが、改良域中央において予測値は小さめの隆起量となっている。改良域の圧縮を考慮しない場合（破線）には1点を除いて、改良域の全域で隆起量を過大に予測している。

杭間土の圧縮を考慮した予測値（太実線）が隆起量を小さめに予測した原因として考えられるのは、地盤の下部は N 値が大きく、変位ベクトルが上方に卓越して発生したことが考えられる。そこで、隆起量を2倍にした図-6.12 の細実線に着目すると、実測値はほとんど細実線以下にプロットされている。したがって、この事例からは予測値の2倍程度の範囲まで考えておけば、隆起について安全側の予測ができるといえる。

6.3 考察

前節で隆起量予測法の確認を行った。本節では、圧縮補正係数 c_{HC} と球状拡張について考察を行う。

(1) 圧縮補正係数

圧縮補正係数は細粒分含有率，原地盤 N 値，圧入率に依存して変わる。ここでは，それぞれについて感度分析を行う。

図-6.13 は有効上載圧 $\sigma_v' = 98 \text{ kN/m}^2$ で，(a) は細粒分含有率が $F_c = 0\%$ ，(b) は $F_c = 30\%$ の場合の圧縮補正係数を，原地盤 N 値をパラメータとして圧入率との関係で調べたものである。

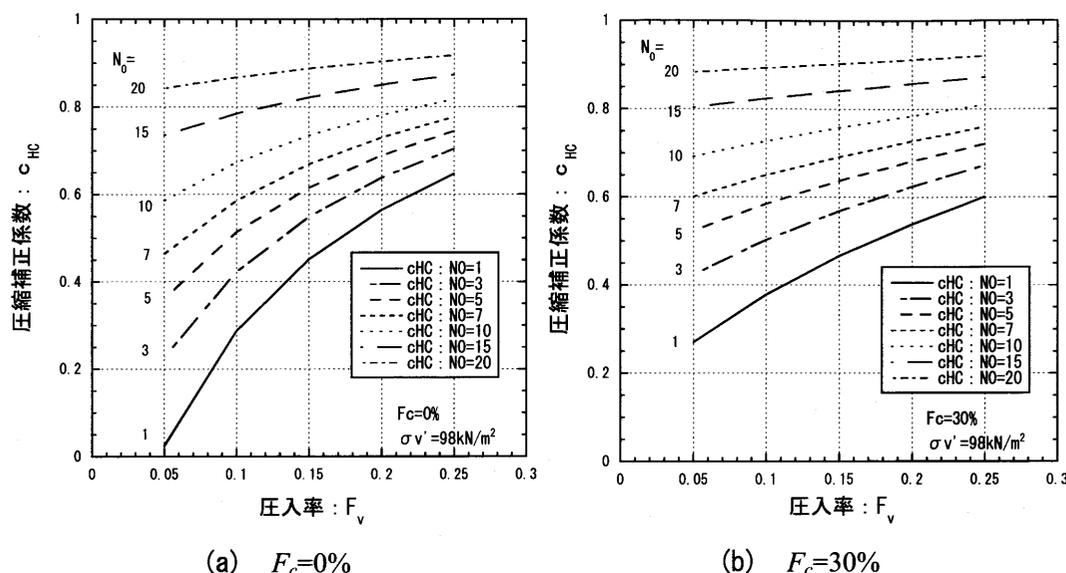


図-6.13 圧縮補正係数と圧入率の関係

図-6.13 から圧入率が大きくなると圧縮補正係数は大きくなり，地盤の隆起は大きくなることが示されている。

図-6.13(a)において，圧入率が $F_v = 0.05$ と小さい場合には，原地盤 N 値が $N=1$ のときは圧縮補正係数がほぼゼロで，圧入されたモルタルがすべて杭間の圧縮に寄与し，隆起は生じないことになる。しかし，原地盤 N 値が $N=10$ では圧縮補正係数は 0.6 程度あり，圧入量の半分以上が隆起成分となり，原地盤 N 値により圧縮補正係数は大きく異なっている。圧入率が $F_v = 0.25$ と非常に大きくなると，原地盤 N 値が $N=1$ では圧縮補正係数は 0.6 程度， $N=10$ で圧縮補正係数は 0.8 程度となり，両者の差は小さくなっている。このことから，圧入率が小さい場合には圧縮補正係数は原地盤 N 値に対して敏感であるといえる。

図-6.14 は圧縮補正係数と細粒分含有率の関係を，原地盤 N 値をパラメータとして調べたもので，(a) は圧入率が $F_v = 0.05$ ，(b) は $F_v = 0.20$ の場合である。

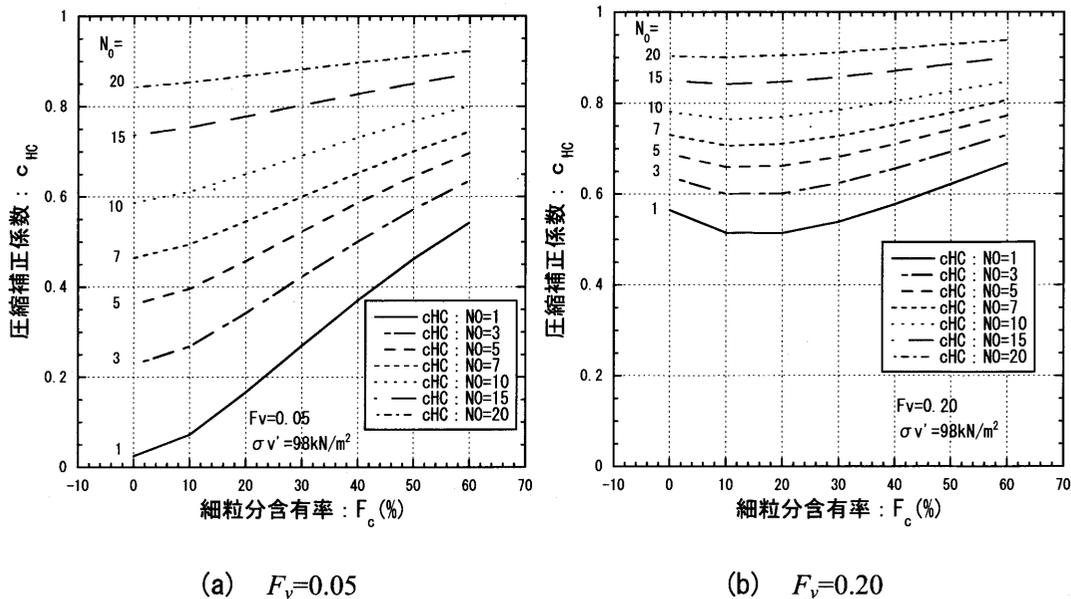


図-6.14 圧縮補正係数と細粒分含有率の関係

図-6.14(a)の圧入率が $F_v=0.05$ の場合には、細粒分含有率が大きくなると圧縮補正係数は大きくなる。その傾向は原地盤 N 値が小さいほうが顕著である。図-6.14(b)の圧入率が $F_v=0.20$ の場合には、図-6.14(a)ほど圧縮補正係数は細粒分含有率の増加に対して大きくなっておらず、原地盤 N 値の方が影響は大きいと言える。なお、図-6.14(b)において、細粒分含有率の増加に対して圧縮補正係数がいったん減少し、その後増加する挙動が見られる。これは、 N 値の予測モデルにおいて最大間隙比を式(4.21)の細粒分含有率の線形関係で増加するようにしているのに対し、 κ は式(5.49)の細粒分含有率の指数関数で減少するようにしているからである。すなわち、細粒分含有率が大きくなると最大間隙比は大きくなり、土は圧入に対して圧縮しやすくなるのであるが、 κ は小さくなり圧縮しにくくなる。このような細粒分の増加に対する相反する傾向が現れたものである。この図-6.14(b)での圧縮補正係数の挙動が実現象を反映しているかは不明で、モデルの誤差の可能性がある。

図-6.15は圧縮補正係数と原地盤 N 値の関係を、細粒分含有率をパラメータとして調べたもので、(a)は圧入率が $F_v=0.05$ 、(b)は $F_v=0.20$ の場合である。

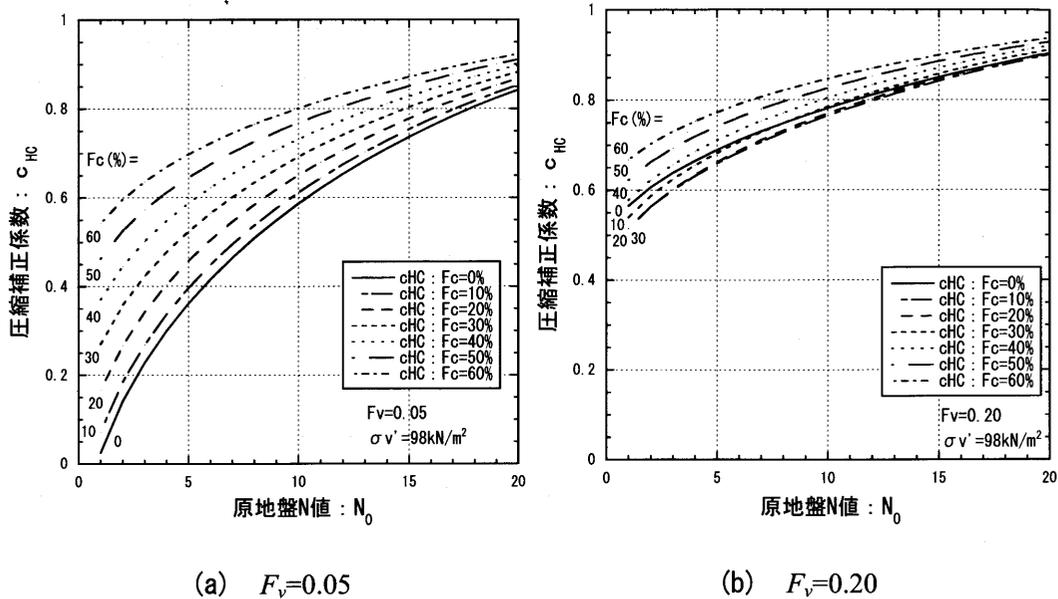


図-6.15 圧縮補正係数と原地盤 N 値の関係

図-6.15 から圧縮補正係数は原地盤 N 値の増加とともに大きくなり、原地盤 N 値が大きい場合には隆起が大きくなることわかる。細粒分含有率が小さい方が圧縮補正係数は原地盤 N 値の増加に対して大きく増加する。図-6.15(a)と(b)の比較から、図-6.15(b)の方が圧縮補正係数の原地盤 N 値に対する増加は少なく、圧入率が大きくなると圧縮補正係数は原地盤 N 値に対して鈍感になることがわかる。なお、図 6.15(b)で曲線が交差しているが、この原因は細粒分含有率に対する最大間隙比と κ の変化特性に起因したもので、図-6.14(b)で述べたことと同じである。

以上から、圧縮補正係数は細粒分含有率、原地盤 N 値、圧入率のそれぞれの要因に依存して変化するが、特に、圧入率が小さい場合、原地盤 N 値が小さい場合、細粒分含有率が小さい場合、圧縮補正係数は各要因の変化に対して大きく変化する。

(2) 圧縮補正係数に及ぼす盛上り土の影響

6.1 節で圧縮補正係数を定義した。6.1 節で述べたように、改良域全体の体積圧縮については 2 つの考え方がある。本論文で用いているのは式(6.7)で示した、杭芯部分にあった土は体積変化せず盛上り、杭間にある土のみが体積圧縮するとしたものである。ここでは、盛上り土も杭間土と同じだけ体積ひずみが発生するとした、式(6.6)を用いた場合と式(6.7)を用いた場合の違いを考察する。式(6.6)を用いた場合の圧縮補正係数は次式となる。

$$c_{HC} = \frac{-\varepsilon_{vi} + F_v}{F_v} \quad (6.9)$$

図-6.16は、式(6.8)を用いた場合と式(6.9)を用いた場合の圧縮補正係数を比較したもので、式(6.8)が細線、式(6.9)が太線である。図-6.16(a)は細粒分含有率が $F_c=0\%$ の場合の圧入率と圧縮補正係数の関係を、原地盤 N 値をパラメータとして比較したものである。図-6.16(b)は細粒分含有率が $F_c=30\%$ の場合である。

図-6.16から式(6.9)の方が圧縮補正係数は小さな値となることが確認でき、隆起量を小さめに見積もることになる。式(6.8)と式(6.9)による圧縮補正係数の違いは、圧入率が $F_v=0.05\sim 0.25$ の範囲では、大きくても0.2程度である。したがって、6.1節では安全側の評価になるとして式(6.8)を採用したのであるが、隆起量を大幅に過大に見積もることにはなっていないといえる。

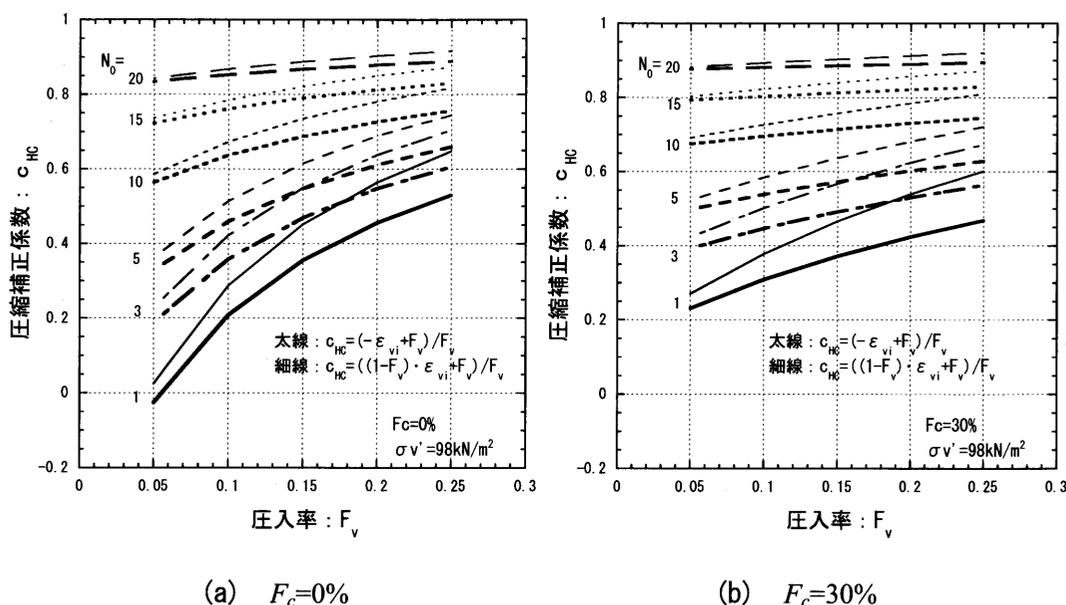


図-6.16 圧縮補正係数の比較

(3) 圧入深度と隆起量に関する考察

前節で示したように、実測データから圧入深度が浅くなるほど地表面の隆起は顕著となった。ここでは、6.1節で示した隆起量の予測法を用いて、静的圧入締固めによる隆起特性を圧入深度との関係で考察する。

隆起量の計算は圧縮補正係数を $c_{HC}=1.0$ として行った。圧縮補正係数を $c_{HC}=1.0$ とすることにより、地盤特性の影響は無視され、圧入深度の影響のみを考察することができる。

a) モルタル杭が一本当たりの地表面隆起

図-6.17は、圧入率が $F_v=0.10$ 、1.7mの正方形配置で、鉛直方向に0.33mピッチで圧入した場合の一本当たりの圧入地点での地表面隆起量を、圧入深度との関係でプロットしたものである。圧入は、圧入開始の下端位置をGL.-30m、-20m、-15m、-10m、-5mとし、GL.-1m

まで行った場合の5ケースについて計算している。なお、地表面隆起量は累積値である。

図-6.17 から、圧入深度が深いところでは地表面隆起はあまり生じていないが、G.L.-5mあたりから急激に隆起量が大きくなるのがわかる。このことを、より定量的に確認したのが図-6.18 である。

図-6.18 は、図-6.17 の結果を圧入開始下端深度と G.L.-5m までの地表面隆起量および G.L.-1m までの地表面隆起量で再整理したものである。図-6.18 から、G.L.-5m まではいずれの圧入開始下端深度においても大きな地表面隆起量の発生とはなっておらず、地表面隆起は G.L.-5m 以浅で大きくなっていることが確認できる。

したがって、一本当たりの圧入では、G.L.-5m 以浅になると大きな地表面隆起が発生するといえる。

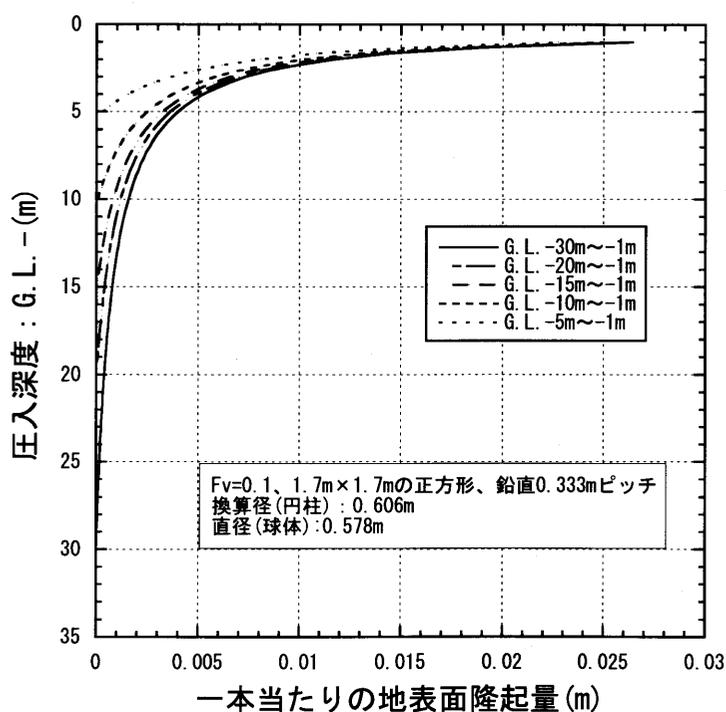


図-6.17 圧入深度と地表面隆起量の関係

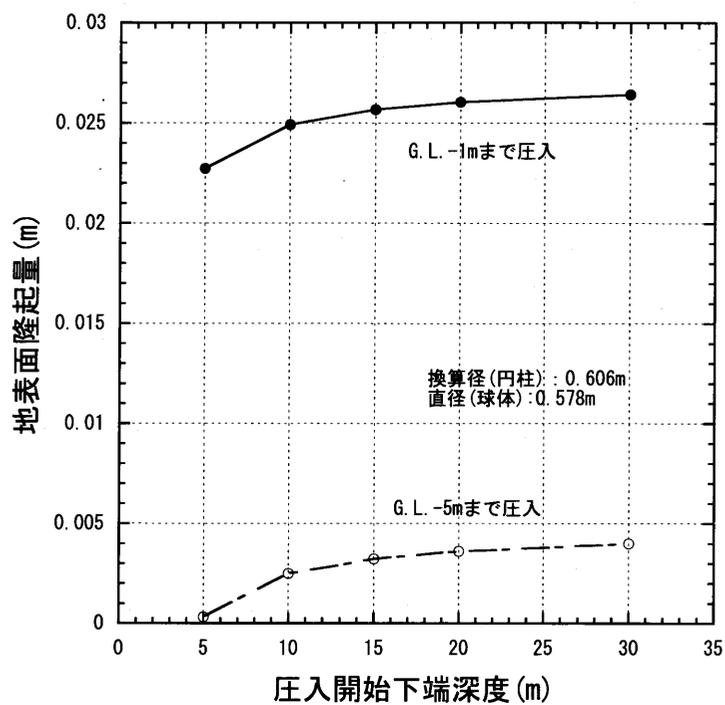


図-6.18 圧入深度と地表面隆起量の関係

次に、圧入体積と隆起量との関係を考察する。図-6.19は、図-6.17の圧入開始下端深度がG.L.-30mのものについて、圧入率を $F_v=0.05\sim 0.20$ に変化させて地表面隆起量を調べたものである。

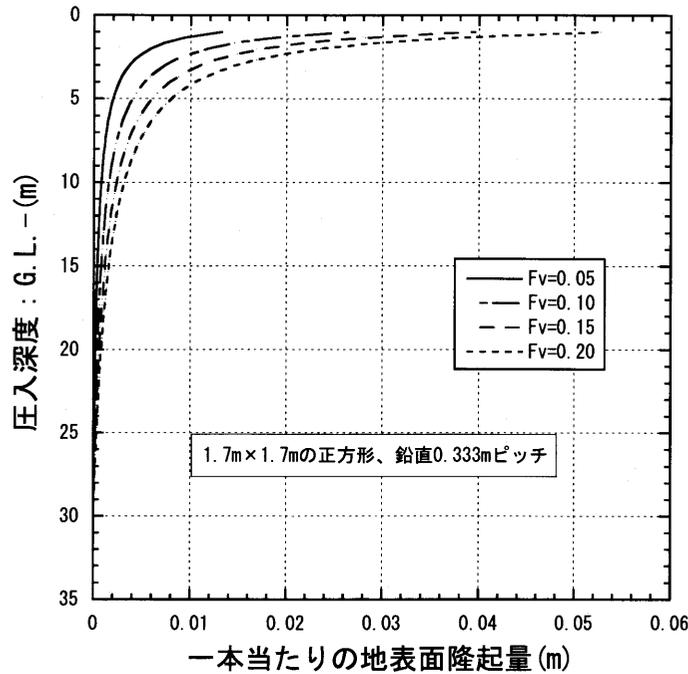


図-6.19 圧入深度と地表面隆起量の関係

図-6.19 から、地表面隆起量は圧入率が大きくなるほど大きくなっている。

ここで式(6.1)に立ち返り、地表面変位と圧入深度の関係をユニークな関係にする、規準化を試みる。式(6.1)において、 $d \ll r$ とみなせるので、式(6.1)は次式で近似できる。

$$u_r = \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{d}{r}\right)^3 \cdot r \quad (6.10)$$

式(6.10)は、圧入点から r だけ離れた位置の変位は、圧入体の半径の 3 乗、すなわち圧入量に比例することを意味している。圧入体の体積は、圧入率に圧入体の受け持ち面積を乗じたものに比例した量である。したがって、変位は以下の量で規準化できる。

$$\begin{aligned} U &= \frac{u}{F_v \cdot A} \\ &= \frac{u}{F_v \cdot x^2} && \text{: 正方形配置} \\ &= \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{u}{F_v \cdot x^2} && \text{: 正三角形配置} \end{aligned} \quad (6.11) \sim (6.13)$$

ここに、 u は変位、 U は規準化変位 (単位は長さの逆数)、 A は圧入杭の受け持ち面積、 x は

配置間隔である。

図-6.20 は、式(6.12)を用いて、図-6.19 を規準化したもので、横軸は対数で表記してある。また、図-6.20 には、図-6.19 の結果以外に、配置間隔が $3.4\text{m} \times 3.4\text{m}$ で圧入率を $F_v=0.20$ とした結果もプロットしてある。

図-6.20 から、すべてのプロットが一本の線に重なり、式(6.12)で規準化されていることがわかる。したがって、圧入仕様がわかれば、モルタル杭一本当たりの地表面変位は図-6.20 を利用することにより推定できることになる。なお、この場合の隆起量は、地盤の圧縮は無視されているが、変位ベクトルが鉛直上向きであり、かつ、一本ごとなので、杭間土の圧縮の影響は小さいと考えられる。

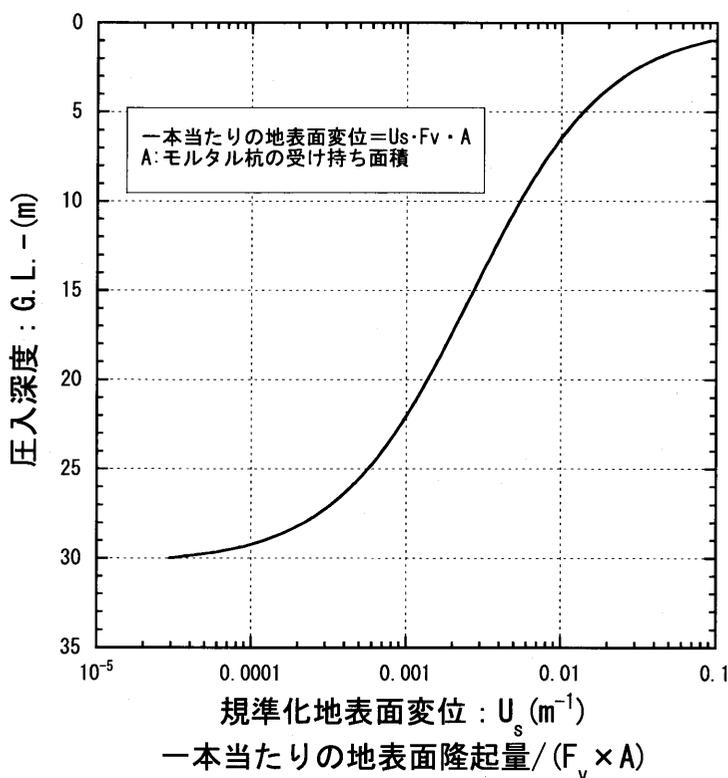


図-6.20 圧入深度と規準化地表面変位の関係

図-6.20 は圧入下端深度が G.L.-30m で上端が G.L.-1.0m の計算結果から得たものであるが、変位が重ね合わせで求められているので、次のように一般性を持って利用できる。

例えば、圧入下端深度が G.L.-10m、圧入上端深度が G.L.-5m、圧入率が $F_v=0.20$ で $2\text{m} \times 2\text{m}$ の正方形配置を考える。

① 図-6.20 から G.L.-10m では $U_s(-10\text{m})=0.005$ 、G.L.-5m では $U_s(-5\text{m})=0.014$ となる。

$$\begin{aligned} \text{② 地表面隆起量} &= (U_s(-10\text{m}) - U_s(-5\text{m})) \times F_v \times A \\ &= (0.014 - 0.005) \times 0.20 \times 2 \times 2 \\ &= 0.007\text{m} \end{aligned}$$

したがって、一本あたりの圧入地点の地表面隆起は0.7cmとなる。

以上は、モルタル杭を一本圧入した場合の圧入地点の地表面隆起についての考察である。次に、一本ごとではなく、全数が圧入された場合の地表面変位について考察する。

b) モルタル杭が全数圧入された場合の地表面隆起

図-6.21 に示すように、改良層厚が2m, 5m, 10mの3つの場合において、それぞれの改良天端(上端)の深度がG.L.-1m~-20mまで変化した場合の地表面隆起について考察を行った。また、平面的には、圧入率が $F_v=0.10$ で1.7m×1.7mの正方形配置とし、モルタル杭が1×1(すなわち1本:0m×0m), 3×3(9本:3.4m×3.4m), 5×5(25本:6.8m×6.8m), 11×11(121本:17m×17m), 21×21(441本:34m×34m)の仕様で圧入される場合について計算を行っている。

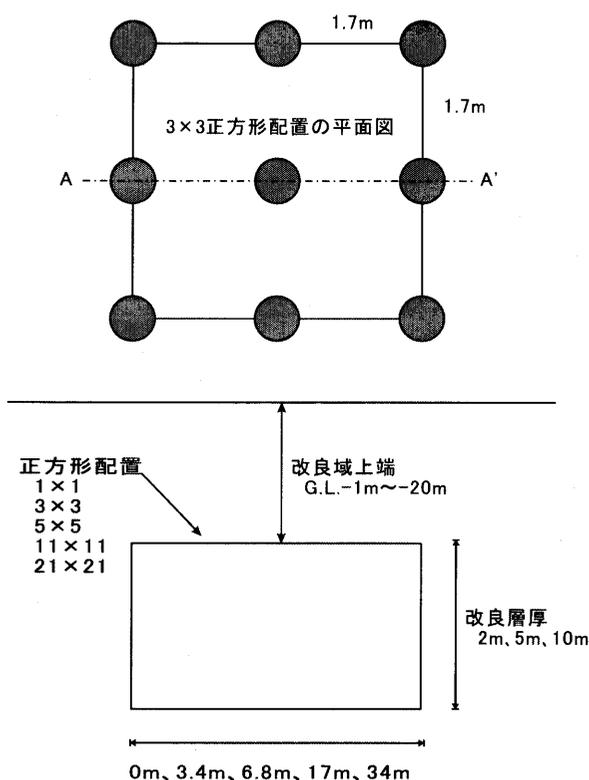


図-6.21 計算ケース

図-6.22 は計算結果の一例で、改良層厚が5mで11×11(121本:17m×17m)の計算結果を、改良天端の深度をパラメータとして示したものである。計算結果は、改良域中央(図-6.21の平面図のAA'ライン)での地表面変位と水平方向の座標との関係で示してある。

図-6.22 から、改良域中央で隆起量は最大となり、改良域天端が浅くなるほど隆起量は大

きくなっていることがわかる。ただし、改良域より離れたところでは隆起量の絶対値は小さいが、改良域天端が深いものほど地表面隆起量は大きくなっている。このことは、絶対値は小さいが、深い位置での圧入は浅い位置での圧入よりも改良域外への影響が大きいことを意味している。また、G.L.-1mの結果は隆起曲線に凹凸がみられる。これは、圧入される球体の形状が計算に現れたものである。実際にも、浅い位置でのモルタルの圧入では、形成されるモルタルの形状が地表面の隆起形状に影響すると考えられる。

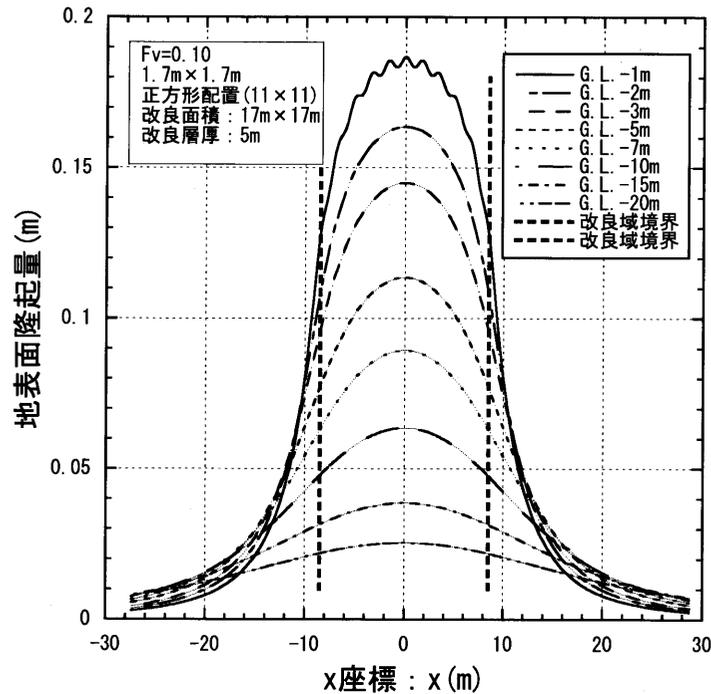


図-6.22 地表面隆起量と水平座標の関係

図-6.23は、圧入率が $F_v=0.10$ 、改良層厚が5m、改良面積が $34\text{m} \times 34\text{m}$ (21×21 本)、 $17\text{m} \times 17\text{m}$ (11×11 本)、 $6.8\text{m} \times 6.8\text{m}$ (5×5 本)、 $3.4\text{m} \times 3.4\text{m}$ (3×3 本)、 $0\text{m} \times 0\text{m}$ (1×1 本)、の場合の計算結果で、地表面隆起量と水平座標の関係を示している。図-6.23(a)は改良域天端深度がG.L.-1mで、図-6.23(b)はG.L.-20mと深い場合である。

図-6.23から、改良面積が大きくなるほど大きな隆起量になっている。図-6.23(b)をみると、改良域面積が小さくなるほど隆起形状は滑らかになっているが、図-6.23(a)の場合にはそれほど顕著には滑らかになっていない。

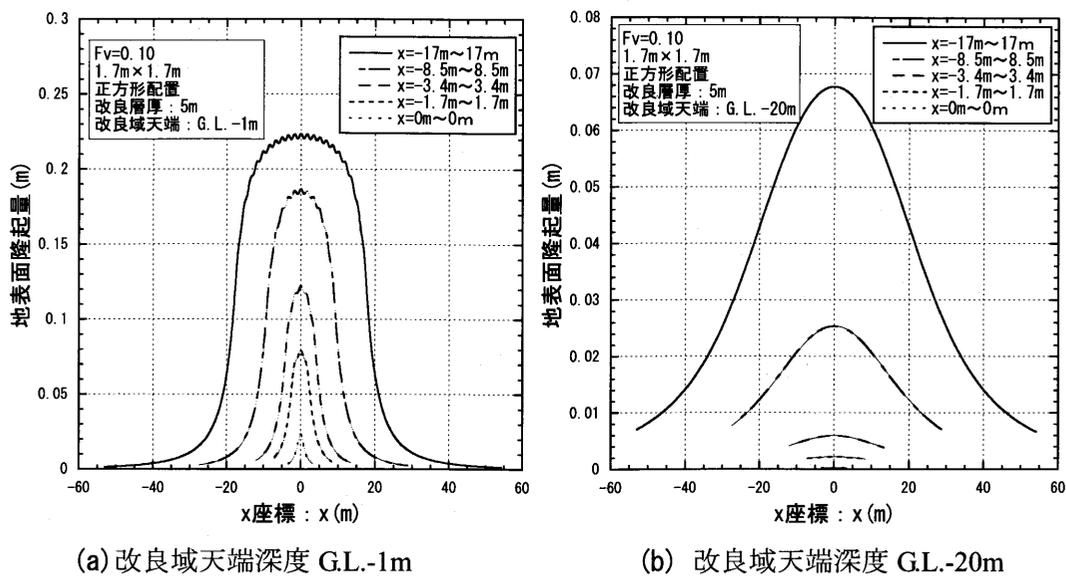


図-6.23 地表面隆起量と水平座標の関係 (改良範囲の影響)

図-6.24 は、地表面隆起量の最大値改良域天端の関係を、改良面積 (改良範囲) をパラメータとして調べたものである。計算は圧入率を $F_v=0.10$ 、改良層厚を 5m として行っている。

図-6.24 から、改良範囲が大きい場合には改良域天端が深い位置でも大きな隆起量を出す傾向にあり、改良範囲が小さい場合には改良域天端が浅くならないと地表面隆起量は大きくなることわかる。

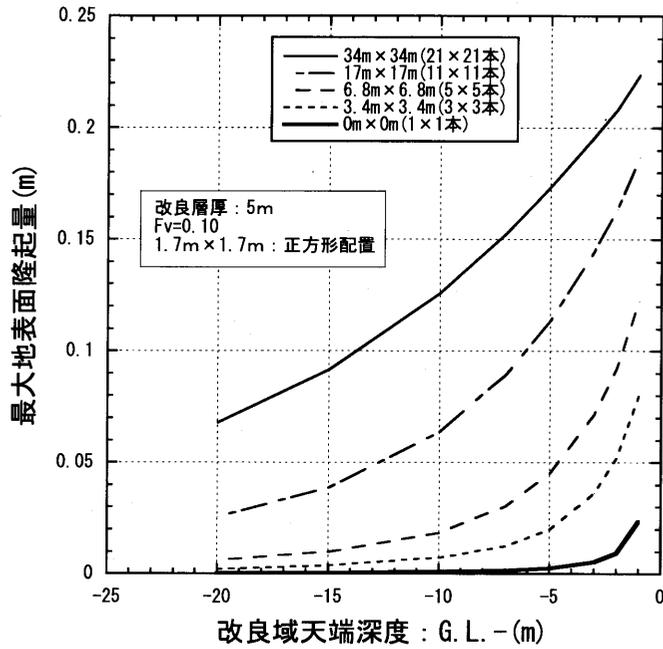
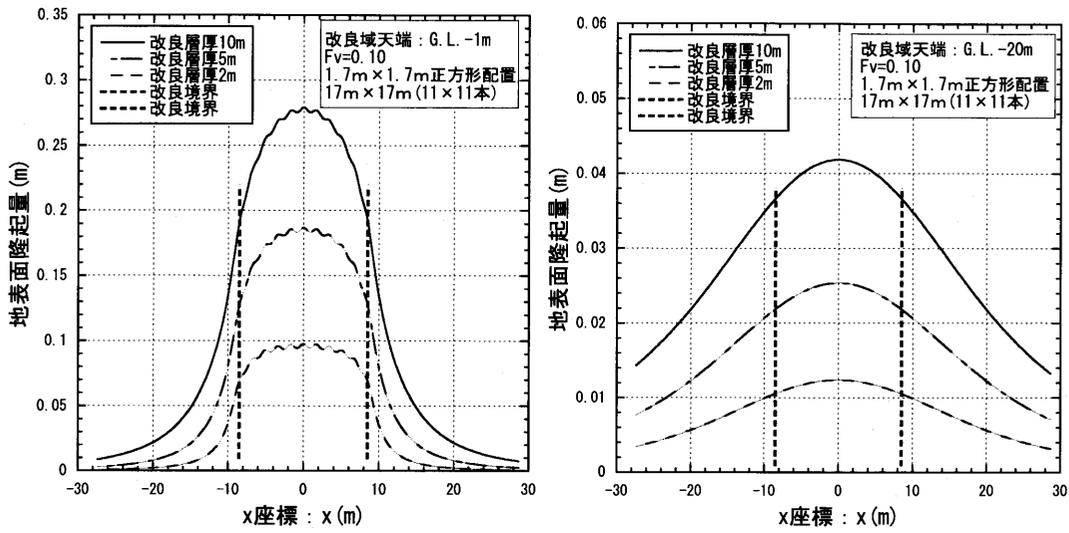


図-6.24 最大地表面隆起量と改良域天端の関係

図-6.25 は改良層厚の影響を調べたもので、圧入率が $F_v=0.10$ 、改良面積が $17\text{m} \times 17\text{m}$ 、改良域天端が G.L.-1m と -20m の場合の地表面隆起量と水平座標の関係を、改良層厚をパラメータとして示したものである。図-6.25 から、改良層厚が大きくなるとほど大きな地表面隆起量になっている。

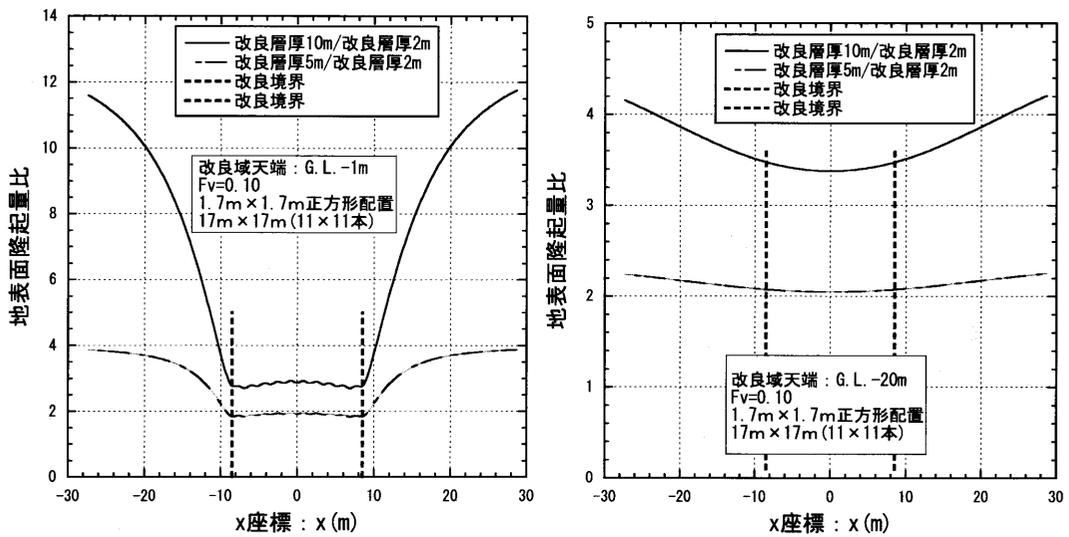
図-6.26 は図-6.25 の改良層厚が 10m と 5m の隆起量を改良層厚が 2m の隆起量で除した、隆起量比と水平座標の関係を調べたものである。改良層厚の比はモルタル圧入量の比になっており、これを求めると、改良層厚 10m と 2m では 5、改良層厚 5m と 2m では 2.5 となる。図-6.26(a) の地表面隆起量比は、改良域内では圧入量の比よりも小さく、改良境界より外側へ離れると大きくなっている。図-6.26(b) の場合には、計算の水平座標の範囲内では、地表面隆起量比は圧入量の比よりも小さくなっているが、改良域より離れると大きくなる傾向にある。



(a) 改良域天端深度 G.L.-1m

(b) 改良域天端深度 G.L.-20m

図-6.25 地表面隆起量と水平座標の関係 (改良層厚の影響)



(a) 改良域天端深度 G.L.-1m

(b) 改良域天端深度 G.L.-20m

図-6.26 地表面隆起量比と水平座標の関係 (改良層厚の影響)

(4) 粘土地盤へ SCP を施工した場合の隆起量

SCP の施工は前節で説明した球状拡張とは異なった施工形態であるが、ここでは、粘土地盤を SCP で改良した場合の地盤隆起に関して提案法の適用性を検討する。

検討対象とした事例は参考文献 8) に示されたもので、表-6.1 に改良仕様を示す。

表-6.1 改良仕様⁹⁾

工事名	圧入率 F_v	改良幅 $B(m)$	改良層厚 $L(m)$	最大隆起量 $H_{max}(m)$
I 岸壁	0.91	22.5	9	3.8
II 防波堤	0.7	27	21.5	4.6
III 防波堤*	0.5	36	17	3.5
IV 岸壁	0.5	30	25	4.8
V 護岸	0.58	27	19.5	3.4
		20	19.5	3.3
VI 護岸	0.55	20.2	20	4.2
		15.5	15.7	4.5
現場実験A*	0.7	15.3	13	3
		13.6	13	3.3

表-6.1の各工事のうち、*印を付けた「III防波堤」と「現場実験A」については、隆起地盤も砂杭処理を行っているという記載があったので、検討対象外とした。また、文献9)には改良幅と改良層厚についてデータは記載されていたが、改良長さについては記載されていなかった。これは、対象構造物が岸壁や防波堤の線状構造物であり、改良長さについては十分に長いということであり、ここでの検討では改良長は500mとして計算を行っている。

検討に際しては、圧縮補正係数は $c_{HC}=1.0$ とした。これは、粘土地盤に対して式(5.11)が適用できるか不明であることと、参照事例の圧入率は $F_v=0.5\sim 0.9$ と大きく、これに対して杭間土の圧縮は小さいと考えたからである。

図-6.27が実施工で計測された隆起量の最大値と予測の最大値の比較である。予測値は実測値を、やや小さめではあるが、実測と予測は対応している。したがって、SCPでも球状拡張で地盤の盛上りを説明できるようである。

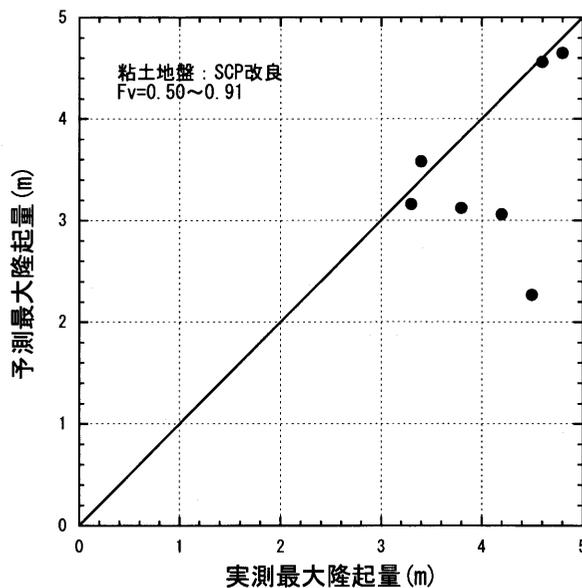


図-6.27 粘土地盤のSCP隆起量

6.4 まとめ

本章では CPG を対象に締固めによる地表面隆起量の予測法を提案し、その検証を行った。また、提案した隆起予測法により隆起に関するいくつかの考察を行った。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) モルタル圧入により地盤が球状に拡張すると考え、これと κ 法を組み合わせることにより、CPG 施工により発生する地表面隆起量の予測法を提案した。
- (2) 提案した予測法は誤差を含んでいるが、ほぼ実測データと整合していた。
- (3) 圧縮補正係数は細粒分含有率、原地盤 N 値、圧入率のそれぞれの要因に依存して変化する。
- (4) 隆起予測法を用いて、圧入深度が浅くなると地表面隆起が顕著になることを示した。
- (5) 隆起予測法によると、圧入深度が深い場合には地表面隆起量の絶対値は小さいが、影響範囲は広くなる結果であった。
- (6) SCP での粘土地盤の隆起量予測にも提案手法を適用したところ、実測データを説明していた。

参考文献

- 1) 沿岸技術研究センター：液状化対策としての静的圧入締固め工法技術マニュアル—コンパクショングラウチング工法—，2007.
- 2) 八木橋貢，松下信夫，山本良，菅野雄一，井上哲夫，小西武，足立雅樹，大沢一実：液状化対策としてのコンパクショングラウチングの施工事例，第4回地盤改良シンポジウム，pp.149-154，2000.
- 3) 松本憲正，花田哲，小西武，山本隆信：津松阪護岸工事におけるCPG工法の既設構造物への変位，第41回地盤工学研究発表会，pp.991-992，2006.
- 4) 山崎浩之，江本翔一，足立雅樹，原田良信，山田和弘，森河由紀弘：締固め工法施工時の地盤隆起量の予測法，土木学会論文集，C，Vol.65，No.4，pp.1039-1044，2009.
- 5) Vesic, A.S.: Expansion of cavities in infinite soil mass, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, Vol.98, No.SM3, pp.265-290, 1972.
- 6) 新坂孝志，善功企，坂本一信，山崎浩之：静的圧入による砂地盤の締固め効果に関する基礎的研究，土木学会論文集，No.764/III-67，pp.183-192，2004.
- 7) 新坂孝志：液状化対策としての静的圧入締固め工法に関する研究，九州大学学位申請論文，pp.97-123，2005.
- 8) 菅野高広，中澤博志，原田良信，小西武，足立雅樹，森河由紀弘，藤井照久，山田和弘，木村康隆，大沢一実，新坂孝志，亀山明子：液状化対策に関する実物大の空港施設を用いた実験的研究（4.2 密度増大工法），港湾空港技術研究所資料，No.1195，pp.119-133，2009.
- 9) 平尾寿雄，松尾稔：地盤改良に伴う粘性土地盤表面の隆起部分の特性に関する研究，土木学会論文集，No.376/III-6，pp.277-285，1986.

7. 結論

本論文では、締固め工法の設計法（圧入率の設定法）について研究を行い、新たな設計法を提案し、さらに、締固め後の地盤隆起量を予測する方法を提案し、工学的に有用となる結果を以下のように得た。

最初に、第2章で締固め後の実測 N 値と既往の方法（C 法）による予測 N 値との対応を調べ、既往の圧入率の設計法の問題点を検討した。第3章で締固め工法に関する室内模型試験を実際の施工過程を再現させて行い、締固め時の地盤挙動を検討した。第4章では、第2章、第3章の検討を受けて、SCP に関する新しい N 値の予測法を土のせん断挙動に着目したメカニズムに基づき提案し、その適用性を現地データにより確認した。第5章では、第4章で提案した方法に、細粒分含有率の影響、土圧係数 K 値の影響を考慮する方法を提示し、さらに CPG についても SCP と同様な新しい N 値の予測法を提案した。最後に、第6章では、圧入率の設計法だけでなく締固め工法施工時の地盤隆起量の予測法を、第5章での成果と球状拡張という考え方をを用いて提案した。

以下に本研究の成果を第2章から第6章までの章ごとに記す。

2 章：

既往の締固め工法の設計法と実施工での締固めによる N 値の増加特性を考察した

- (1) 既往の方法は、圧入時の地盤隆起に関して細粒分についての影響は考慮されていた。しかし、原地盤密度の影響については考慮されていないことを示した。この点が、既往の方法の持つ本質的な問題点であった。
- (2) 過去の SCP による締固め前後の N 値のデータを分析した。その結果、原地盤換算 N 値が大きくなると圧入による増分換算 N 値は小さくなることが確認された。したがって、締固め後の N 値を予測するためには、この影響を適切に評価することが必要であることが示された。
- (3) 細粒分含有率が大きくなると、増分換算 N 値は小さくなった。細粒分含有率の締固め効果におよぼす影響については、従来からの知見と同様であった。
- (4) CPG についても原地盤換算 N 値が大きくなると圧入後の増分換算 N 値が小さくなる傾向にあった。
- (5) 原地盤密度の影響、あるいは締固めに伴う密度増加の影響を無視すると、N 値増加を過大に評価することが示された。

3 章：

CPG と SCP の施工過程を再現した模型実験により、締固めによる地盤の密度増加特性と側圧の増加特性を検討した。

- (1) 圧入されたモルタル量、砂杭量だけ地盤の密度が増加するのではなく、圧入された量よ

- り多く圧縮し地盤が沈下する場合もあれば、圧縮が少なく隆起する場合もあった。
- (2) 圧入率が高くなると地盤の圧縮量は少なくなり、地盤は隆起傾向となった。
 - (3) 相対密度の増加は、圧入率の増加に対して頭打ちとなり、地盤が密になるほど締まりにくくなった。
 - (4) 圧入率が同じでも密度増加は SCP と CPG では異なっており、締固め方法が異なると密度の増加は異なった。したがって、工法の違いが予測法のパラメータに反映されることが必要であることがあった。
 - (5) 土圧（側圧）が圧入率とともに大きくなり、土圧増加も締固め効果の要因であった。

4 章：

新たに、SCP を用いた締固め後の N 値の予測法を提案し、その検証を行った。

- (1) 締固めによる補給材の打設を地盤に対するせん断現象であるとして、地盤の密度増加がせん断による負のダイレイタンスの蓄積であるとした、圧入率と相対密度の関係式を提案した。
- (2) 提案した相対密度と圧入率の関係と、既存の N 値と相対密度の関係を組み合わせ、N 値と圧入率の関係式、すなわち締固めによる N 値増加の予測法を提案した。
- (3) 提案した予測法は、原地盤 N 値に関する N 値増加の傾向をほぼ説明していた。
- (4) しかし、予測法は細粒分含有率の N 値増加におよぼす影響については考慮が不十分であった。
- (5) 提案した予測法を、既往の方法と比較したところ、圧入率の低い場合、あるいは原地盤 N 値が小さい場合に、提案法は大きな N 値を予測する傾向にあった。
- (6) 提案法により、締固めによる地盤の沈下、盛上りについても説明できることを、簡単な考察で示した。
- (7) 提案した相対密度と圧入率の関係式は、第 3 章の模型試験結果を概ね説明していた。

5 章：

4 章で提案した N 値増加の予測法に対して、細粒分含有率の影響、側圧（土圧係数 K 値）増加の影響を考慮する方法を提案し、さらに目標 N 値に関する考察を行い、最終的な SCP、CPG の圧入率の設計法を提示した。また、提案した N 値増加の予測法を用いて、締固め工法に関する考察を行った。

- (1) 前章で提案した N 値の予測法に、細粒分含有率の影響を考慮できる方法を提案した。提案した方法は、細粒分含有率の影響を反映できていたが、実測 N 値の増加を N 値が大きなところで過小評価する傾向にあった。
- (2) さらに、上記の過小評価の原因の一つが、締固めによる土圧係数 K 値の増加を適切に考慮できていないことであると考え、K 値を考慮した N 値の予測法を提案した。これにより、N 値増加の過小評価は改善された。

- (3) 目標 N 値と圧入率について、上記(1)の細粒分を考慮した方法、(2)の K 値を考慮した方法で考察した。
- (4) そして、SCP、CPG の圧入率の設計法を、細粒分含有率の影響を考慮した方法を基本として提案した。
- (5) 細粒分含有率の影響を考慮した方法を用いて、締固め工法の考察を行い、締固め速度が改良効果に影響を与えることを示した。

6 章：

CPG を対象に締固めによる地盤隆起量の予測法を提案し、その検証を行った。また、提案した予測法により隆起量に関するいくつかの考察を行った。

- (1) モルタル圧入により地盤が球状に拡張すると考え、これと第 5 章で示した方法 (κ 法) を組み合わせることにより、CPG 施工により発生する地表面隆起量の予測法を提案した。
- (2) 提案した予測法は誤差を含んでいるが、ほぼ実測データと整合していた。
- (3) 圧縮補正係数は細粒分含有率、原地盤 N 値、圧入率のそれぞれの要因に依存して変化することがわかった。
- (4) 予測法を用いて、圧入深度が浅くなると地表面隆起量が顕著になることを示した。
- (5) 予測法によると、圧入深度が深い場合には地表面隆起量の絶対値は小さいが、影響範囲は広がる結果であった。
- (6) SCP での粘土地盤の隆起量予測にも提案手法を適用したところ、実測データを説明していた。

以上が本研究の各章の成果である。最後に、本論文全体としての成果を示し、本研究をまとめる。

従来からの締固め工法の設計においては、締固め後の N 値の予測を行う場合には地盤は圧入された材料と同体積だけ圧縮するという考えに基づき設計が行われていた。この考え方では、圧入により地盤は隆起も沈下も起こさないことになるが、実際には地盤は隆起を示し、あるいは側方変位を示すことが多かったといえる。一方、既設構造物直下地盤で締固めを行う場合には隆起は構造物に悪影響を及ぼすことから、隆起量の予測が必要となる。この場合には、N 値の予測で用いていた考え方は捨て去り、圧入量と圧縮量は等しくならぬと考え、経験的に隆起の管理を行っていた。したがって、同じ締固め工法の設計法でありながら、N 値の予測を行う場合と、隆起量の予測を行う場合では、締固め時の地盤挙動についてお互いに矛盾しあう考えで設計を行っていたといえる。しかし、本研究で提案された設計法は、締固め時の地盤挙動を土の力学的挙動から考察し、締固めを地盤に対する繰返しせん断であると捉え、N 値の予測と地盤隆起の予測を統一的な考えで提案したものである。すなわち、杭間の圧縮はせん断による負のダイレイタンスの蓄積であると考え、これにより地盤は締め固まり、N 値が増加する。そして、圧入された材料と圧縮量の差が隆起

成分になる，と考えたものである。

上記のように，締固めの設計法に土質力学のせん断に関わる知見を取り入れたことが本研究の重要な成果であると考ええる。ただし，締固め効果には，拘束圧依存性や圧密的挙動なども影響を与えられられる。本研究ではこれらの要因は十分には考慮されておらず，今後の問題点として残される。

謝辞

本論文は、名古屋工業大学大学院教授 中井照夫博士を主査とし、同大学教授 張鋒博士、准教授 前田健一博士、名古屋大学大学院教授 浅岡顕博士を副査として、これらの先生方のご指導のもとにまとめたものです。ここに、深甚の感謝の意を表します。

また、名古屋工業大学名誉教授 松岡元博士には土質力学の初歩から土の構成式までを教えていただき、九州大学大学院教授 善功企博士（元港湾技術研究所土質部長）には研究の進め方、すべての面においてご指導をいただきました。お二人のご指導が本論文の基礎となっております。ここに、深く感謝いたします。

本論文は、港湾空港技術研究所地盤・構造部 動土質研究チームにおける研究成果を用いたものであり、港湾空港技術研究所、および国土交通省の各地方整備局の多くの方々のご指導、ご協力をいただきました。特に、地盤・構造部部长 菊池喜昭博士からは多くのご助言をいただきました。動土質研究チームに在籍された、森川嘉之博士（現地盤改良研究チームリーダー）、小池二三勝氏（現九州地方整備局）、永野賢次氏（現九州地方整備局）、金田一広博士（現竹中工務店技術研究所）、現研究員の江本翔一氏には多大なご協力を頂いております。地盤・構造部主任研究官 水谷崇亮博士には研究全般にわたり議論を頂いております。

さらに、港湾空港技術研究所以外の方々にもご指導、ご協力をいただきました。静的圧入締固め工法に関しては、港湾空港技術研究所と民間で行われた共同研究の成果を利用させていただいたところが多くあり、みらい建設工業株式会社 小西武博士、足立雅樹博士、三信建設工業株式会社 新坂孝志博士、原田良信氏、飯川聡美氏、みらいジオテック株式会社 高橋但氏、岡見強氏、森河由紀弘氏、復建調査設計株式会社 藤井照久博士、山田和弘氏には、静的圧入締固め工法に関して多くのご示唆をいただきました。設計法のモデルの基になった「おわんモデル」に関しては、モデルの開発者である清水建設株式会社 福武毅芳博士からご助言をいただきました。

ここに、これら関係各位に深甚の感謝の意を表します。