

芝 浦 工 業 大 学
博 士 学 位 論 文

既存杭に起因した地盤環境問題を解決する
既存杭撤去・処理技術に関する研究

令和3年9月

桑原秀一

要 旨

我が国では、高度経済成長期に大量に建設された建築物や道路構造物の老朽化が進んでおり、近年これらは深刻な問題として露呈してきている。また、東日本大震災による国民の防災意識の向上および人口減少による公共施設の利用者減少等に伴い、構造物の解体ならびに建替え需要はますます増加している。既設構造物の多くは杭基礎を採用しているため、既設構造物の解体撤去後において新たな当該土地活用を図る場合、新設構造物の杭基礎や山留め壁等に既存杭が干渉しないように確実に既存杭を撤去しなければ、既存杭の存在が新設杭の打設工や山留め工等の工期および品質に悪影響を与えるなど、既存杭引抜き工は土地活用、未来の資産形成に対する重要なファクターとなっている。しかし、既存杭引抜き工は過去数十年間にわたって大きな技術革新もなく、実務ベースで施工されており、未だ準拠指針なども存在しない。そのため、既存杭引抜き工で発生するさまざまな問題の発生要因や改善点なども不明瞭である。既存杭引抜き工も例えば地盤改良工や土壌汚染対策工と同様、ICT、CAE、さらにはAIといった先進的な補助技術を導入する余地があり、これらを導入することにより、既存杭引抜き工の全容を明らかにするとともに、既存杭引抜き工自体の技術改善が加速し、これまでの遅れを取り戻すことができると期待できる。本論文では、既存杭引抜き工の品質向上、安全性向上、および一般的な既存杭引抜き工法で頻繁に発生していた施工トラブルや様々な問題点の改善について明らかにしている。さらに、既存杭引抜き工法の一つとして、杭先端チャッキング工法（PG工法）による対策効果も示している。具体的には、既存杭に関連する地盤環境問題と既存杭の引抜き撤去工法を明らかにするとともに、既存杭の引抜き孔が周辺地盤に及ぼす影響、引抜き孔への埋戻し処理材、および既存杭引抜き工で発生する諸問題の解決手法の一つとして杭先端チャッキング工法（PG工法）の適用性を明らかにしている。

目 次

第1章 序 論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	2
1.3 研究の構成	3
参考文献	3
第2章 既存杭の引抜き工に関連する諸課題の整理	5
2.1 はじめに	5
2.2 既存杭の引抜き工および引抜き孔の埋戻し処理	5
2.2.1 既存杭引抜き工の現状	5
(1) 引抜き工における事故発生	5
(2) 既存杭の確実な引抜き	6
2.2.2 引抜き孔の埋戻し処理の現状	7
(1) 原地盤への復元性	7
(2) 既往の充填材および充填材に求められる性能	8
2.3 おわりに	10
参考文献	10
第3章 既存杭の引抜き孔が周辺地盤に及ぼす影響	13
3.1 既存杭抜跡地盤における引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響評価	13
3.1.1 はじめに	13
3.1.2 過去の研究動向と本研究における課題	14
(1) 解析手法に関する研究動向	14
(2) 杭の打設が周辺地盤に及ぼす影響評価	14
(3) 矢板の引抜き解析	15
(4) 2次元での杭の引抜き解析	15
3.1.3 解析手法および解析断面	16
(1) 破壊条件	16
(2) 解析フロー	17
(3) 解析断面	19
(4) 材料パラメータ	21

3.1.4	引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響	21
(1)	引抜き孔を空洞のまま放置した場合の引抜き孔の相互影響	22
(2)	引抜き孔3本に充填材を注入した場合	24
(3)	引抜き孔が空洞の場合と充填した場合の比較	26
3.1.5	引抜き孔の配置が周辺地盤に及ぼす影響	27
3.1.6	おわりに	27
3.2	既存杭抜き跡地盤の時刻歴に伴う沈下挙動と充填材強度に関する解析的検討	28
3.2.1	はじめに	28
3.2.2	解析手法および解析断面	30
(1)	解析断面	30
(2)	材料パラメータ	31
3.2.3	引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響	33
(1)	引抜き孔1本を空洞のまま放置した場合	33
(2)	引抜き孔2本を空洞のまま放置した場合	35
(3)	引抜き孔3本を空洞のまま放置した場合	37
3.2.4	おわりに	38
	参考文献	39

第4章 既存杭の引抜き孔への埋戻し処理材 41

4.1	既存杭の引抜き孔を対象とした炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材	41
4.1.1	はじめに	41
4.1.2	既往の知見	41
(1)	ベントナイトと炭酸ナトリウム (Na_2CO_3)	41
(2)	セメントと炭酸ナトリウム (Na_2CO_3)	42
4.1.3	充填材の物理特性	43
(1)	供試体の配合・作製	43
(2)	試験方法	43
(3)	試験結果と考察	44
4.1.4	充填材の諸特性発現メカニズム	49
(1)	強度発現メカニズム	49
(2)	ブリージング抑制メカニズム	49
4.1.5	おわりに	50
4.2	炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材の諸特性発現機構に対する 物理分析に基づく考察	51
4.2.1	はじめに	51
4.2.2	改良充填材に関する既往知見	52

(1) 混合条件	52
(2) 物理特性	52
(3) 諸特性発現機構の推定	53
4.2.3 物理分析	53
(1) 供試体の混合条件	53
(2) 走査電子顕微鏡観察 (SEM 観察)	54
(3) X線回折分析 (XRD 分析)	54
(4) エネルギー分散型 X線分析 (EDS 分析)	54
4.2.4 結果および考察	55
(1) SEM 観察および XRD 分析	55
(2) EDS 分析	57
4.2.5 おわりに	60
参考文献	61

第 5 章 杭先端チャッキング工法の適用性	63
5.1 杭先端チャッキング工法 (PG 工法)	63
5.1.1 はじめに	63
5.1.2 PG 工法の施工手順	63
5.1.3 PG 工法による既存杭の引抜き	64
(1) 引抜き工における事故の発生抑制	64
(2) 既存杭の確実な引抜き	65
(3) 既存杭の杭長が不明な場合の引抜き	66
(4) 既存杭の杭頭が深い場合の引抜き	67
5.1.4 PG 工法による抜き跡地盤 (引抜き孔) の埋戻し	68
(1) 原地盤への復元性の向上	68
(2) 作業工程の簡略化	68
(3) 施工管理装置による管理	69
5.1.5 PG 工法による既存杭の引抜き事例	70
(1) 水中に杭頭がある際の引抜き (事例-1)	70
(2) 新設杭干渉部での長尺杭の引抜き (事例-2)	71
5.1.6 おわりに	72
5.2 PG 工法に伴う充填材注入に関する信頼性評価	72
5.2.1 はじめに	72
5.2.2 統計解析の概要	74
(1) 対象データ	74
(2) 一軸圧縮強さのデータ分布の解析手法	75

(3) 各試験結果における相関係数の解析手法	77
5.2.3 PG 工法に伴う充填材注入の信頼性評価	77
(1) 充填材の一軸圧縮強さ分布	77
(2) プラントから採取した充填材と未固結採取した充填材の一軸圧縮強さの相関	79
5.2.4 おわりに	82
5.3 MPS-CAE による PG 工法の可視的性能評価	82
5.3.1 はじめに	82
5.3.2 既存杭引抜き工法	83
(1) 既存杭の引抜き工法	83
(2) 引抜き孔の埋戻しと充填材の注入量	85
(3) PG 工法の充填材注入量と施工事例	86
5.3.3 MPS 法を用いた CAE (MPS-CAE)	91
(1) CAE	91
(2) 粒子法	91
5.3.4 MPS-CAE による PG 工法の再現方法	93
(1) PG 工法における削孔工程	93
(2) PG 工法における引抜き工程	97
5.3.5 MPS-CAE による PG 工法の可視的性能評価	98
(1) PG 工法における削孔工程	98
(2) PG 工法における引抜き工程	99
(3) MPS-CAE の解析結果を基に改善した最新施工	105
5.3.6 おわりに	107
参考文献	109
第 6 章 結 論	113
6.1 研究の成果	113
6.1.1 既存杭の引抜き工に関連する諸課題	113
6.1.2 既存杭の抜跡地盤が周辺地盤に及ぼす影響	113
(1) 既存杭抜跡地盤における引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響評価	113
(2) 既存杭抜き跡地盤の時刻歴に伴う沈下挙動と充填材強度に関する解析的検討	114
6.1.3 既存杭の引抜き孔への埋戻し処理材	115
(1) 既存杭の引抜き孔を対象とした炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材	115
(2) 炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材の諸特性発現機構に対する物理分析に基づく考察	116
6.1.4 PG 工法の適用性	116
(1) PG 工法について	116

(2) PG 工法に伴う充填材注入に関する信頼性評価	117
(3) PG 工法の可視的性能評価	117
6.2 研究の課題	118
6.2.1 既存杭の引抜き孔の存在する地盤の 3 次元弾塑性解析	118
6.2.2 既存杭の引抜き孔への埋戻し処理材	118
6.2.3 MPS-CAE による PG 工法の可視的性能評価	119
謝 辞	121

1 序 論

1.1 研究の背景

我が国では、高度経済成長期に大量に建設された建築物や道路構造物の老朽化が進んでおり、近年これらは深刻な問題として露呈してきている。また、東日本大震災による国民の防災意識の向上および人口減少による公共施設の利用者減少等に伴い、構造物の解体ならびに建替え需要はますます増加している。

我が国の都市の多くは軟弱地盤上に位置しており、そのため既設構造物の多くは杭基礎を採用している。よって、既設構造物の解体撤去後において新たな当該土地活用を図る場合、新設構造物の杭基礎や山留め壁等に既存杭が干渉しないように確実に既存杭を撤去しなければ、既存杭の存在が新設杭の打設工や山留め工等の工期および品質に悪影響を与えるなど、既存杭引抜き工は土地活用・未来の資産形成に対する重要なファクターとなっている。

なお、既設構造物の解体撤去後に残存する既存杭は、その有用性が認められなければ産業廃棄物として扱われ、土地売却取引等では既存杭の存在がしばしば瑕疵としてトラブルの原因となっている¹⁻¹⁾。

上述した既存杭を取り巻く社会状況の下、現状における既存杭引抜き工では既存杭の地中残置と埋戻し不良という2つの大きな問題が未だ解決されていない。既存杭引抜き工は過去数十年間にわたって大きな技術革新もなく、実務ベースで施工されており、未だ準拠指針なども存在しない。そのため、既存杭引抜き工で発生するさまざまな問題の発生要因や改善点なども不明瞭である。既存杭引抜き工も例えば地盤改良工や土壌汚染対策工と同様、ICT (Information and Communication Technology) , CAE (Computer Aided Engineering) , さらには AI (Artificial Intelligence) といった先進的な補助技術を導入する余地があり、これらを導入することにより、既存杭引抜き工の全容を明らかにするとともに既存杭引抜き工自体の技術改善が加速し、これまでの遅れを取り戻すことができる。と期待できる。

杭先端チャッキング工法は、一般工法で多く発生している残置問題を解決する手法の一つである。中でも杭先端チャッキング工法 (PG 工法) は既存杭引抜き工の品質向上、安全性向上、さらには技術革新を目指し、既存杭の残置問題 (取残し) や、近年特に大きな問題として捉えられている埋戻し不良に起因する様々な問題点を解決するために、現在も進化を続ける地盤環境の修復技術である。杭先端チャッキング工法では、既存杭

の先端をチャック爪で抱え込みケーシングに内包した状態で引き抜くため、既存杭の取残しが大幅に低減され、剥離し地中に残置しやすい拡大根固め部等を含めた既存杭をほぼ原形のまま引き上げることができる。また、折損や継手不良等の既存杭も、取り残すことなく確実に撤去することができる。さらに、杭先端チャッキング工法ではケーシング先端から充填材の吐出・注入が可能であり、ケーシングの引上げ作業、杭引抜き作業ならびに注入作業を同時に行うことができる。これにより、一般工法では最も充填材を注入し難い引抜き孔の最深部にも充填材を注入することができる¹⁻²⁾。しかしながら、このような杭先端チャッキング工法に共通する施工工程だけでは、引抜き孔全長にわたりムラのない均一な充填は行えず、埋戻し不良は解消されない。杭先端チャッキング工法（PG 工法）では既存杭引抜き工に特化した施工管理装置を用いて施工の見える化を実現している。

1.2 研究の目的

本論文は既存杭引抜き工の品質向上、安全性向上、および一般的な既存杭引抜き工法で頻繁に発生していた施工トラブルや様々な問題点の改善について明らかにすることを目的としている。さらに、既存杭引抜き工で発生する諸問題の解決手法の一つとして著者らが開発に着手した引抜き撤去方法による対策効果も明らかにする。

具体的には、既存杭に関連する地盤環境問題と既存杭の引抜き撤去工法を明らかにするとともに、既存杭の引抜き孔が周辺地盤に及ぼす影響、既存杭の引抜き孔への埋戻し処理材、および既存杭引抜き工で発生する諸問題の解決手法の一つとして PG 工法の適用性を明らかにする。本研究のフローを図-1.1 に示す。

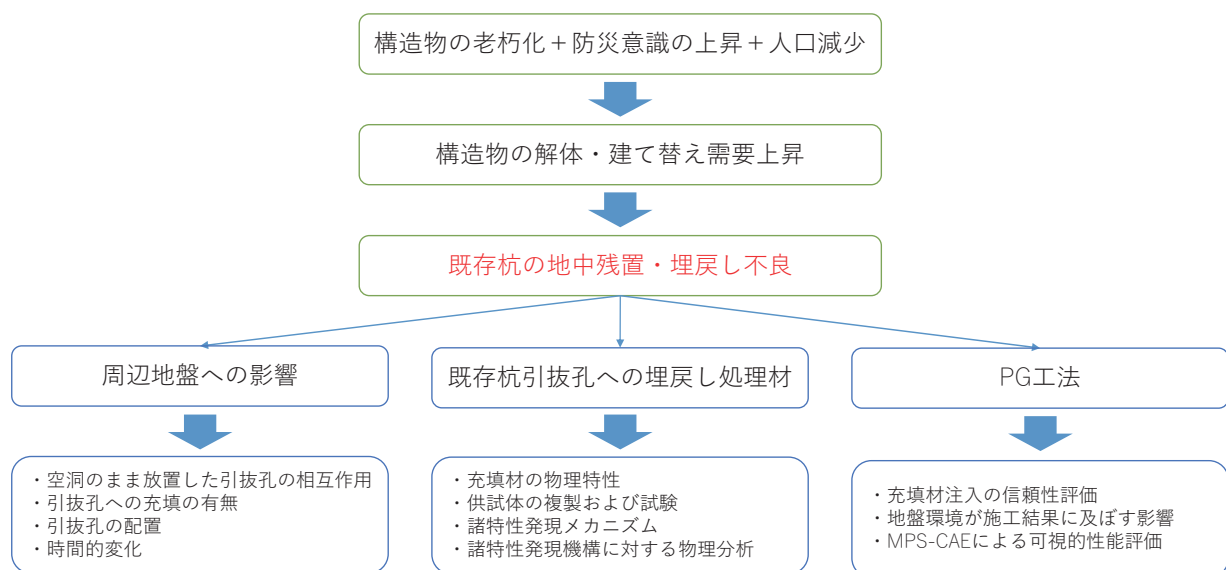


図-1.1 本研究のフロー

1.3 研究の構成

研究は、本章を含めて、6章から構成される。

第1章では、序論として研究の背景、研究の目的、研究の構成について述べる。

第2章では、既存杭の引抜き工に関連する諸課題を整理する。

第3章では、引抜き孔が空洞の時と充填された場合の比較などの解析を行い、既存杭抜跡地盤における引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響を評価した。また、時刻歴に伴う沈下挙動と充填材強度について様々なケースを解析し検討を行った。

第4章では、既存杭引抜き孔の充填材の物理特性について述べる。また、供試体の試験（一軸圧縮・簡易貫入・ブリージング・流動性）を行い、考察を述べる。また、充填材の諸特性発現機構に対して分析（SEM 観察・XRD 分析・EDS 分析）を行い、その結果から考察を述べる。

第5章では、PG 工法に伴う充填材注入に関する信頼性評価について述べる。また、解析手法 MPS-CAE を用いて可視的性能評価を行った。

第6章では、研究の成果および課題を示し結論を述べる。

参考文献

- 1-1) 村上隆生：基礎杭の残置，埋戻し部分の地盤支持力の瑕疵を否定し，代理業者の説明義務違反も否定した事例，RETIO，No.82，pp.166-167，2011.
- 1-2) パイルフォーラム：既存杭の引抜き処理と新設杭の施工における問題，パイルフォーラム第9回技術交流会資料，総合土木研究所，pp.29-31，2018.

2 既存杭の引抜き工に関連する諸課題の整理

2.1 はじめに

我が国では、高度経済成長期に大量に建設された建築物や道路構造物の老朽化が進んでおり、近年これらは深刻な問題として露呈してきている。また、東日本大震災による国民の防災意識の向上および人口減少による公共施設の利用者減少等に伴い、構造物の解体ならびに建替え需要はますます増加している。

我が国の都市の多くは軟弱地盤上に位置しており、そのため既設構造物の多くは杭基礎を採用している。よって、既設構造物の解体撤去後において新たな当該土地活用を図る場合、新設構造物の杭基礎や山留め壁等に既存杭が干渉しないように確実に既存杭を撤去しなければ、既存杭の存在が新設杭の打設工や山留め工等の工期および品質に悪影響を与える。なお、既設構造物の解体撤去後に残存した既存杭は、その有用性が認められなければ産業廃棄物として扱われ、土地売却取引等では既存杭の存在がしばしば瑕疵としてトラブルの原因となっている²⁻¹⁾。

上述した既存杭を取り巻く社会状況の下、現状における既存杭引抜き工では既存杭の地中残置と埋戻し不良という2つの大きな問題が未だ解決されていない。そこで、本報告では一般的な既存杭引抜き工法で頻繁に発生していた施工トラブルや様々な問題点について述べる。

2.2 既存杭の引抜き工および引抜き孔の埋戻し処理

2.2.1 既存杭引抜き工の現状

(1) 引抜き工における事故発生

既存杭の引抜き工法として、ワイヤーロープを用いた引抜き工法が一般的に採用されている現状にある（以降、一般工法と略す）。

一般工法に関する施工手順の概略は、(1) 地盤内に存在する既存杭の外周をケーシングで削孔し杭と地盤の縁を切る、(2) ケーシングを引き上げた後に既存杭にワイヤーロープを玉掛けし、クレーン等によって引き抜くことで地盤内から既存杭を撤去する。一

般工法では既存杭を引抜く際にワイヤーロープを玉掛けするため、ケーシングを一旦地上に引き上げる必要がある。その際の引抜き孔壁の崩壊や土砂の落込みによって既存杭周囲の摩擦力が増加し、引抜き開始と同時に想定以上の負荷がかかったワイヤーロープが破断した事例がある。また、引き抜いた既存杭の引き倒しの際に杭が折れ、引抜き杭の落下やワイヤーロープ破断の反動による重機の転倒等の二次災害を引き起こす可能性がある²⁻²⁾。

(2) 既存杭の確実な引抜き

上部構造物の建替えや取壊しにおいては、既存杭が廃棄物処理法上の産業廃棄物に指定され、適切に引抜き撤去を行う必要がある。しかしながら、既存杭の引抜きでは引抜き工程において既存杭の地中残置といった問題が顕在化している²⁻³⁾。

既存杭の地中残置は、残置した杭が地中障害物となり、跡地における新設基礎工の工期遅延や新設杭の芯ズレ発生の原因となる。すなわち、既存杭の地中残置は新設杭の打設に悪影響を及ぼすことになる²⁻⁴⁾。既存杭の地中残置の原因として、既存杭引抜きの工法的な問題（すなわち、引抜き工程において既存杭を破壊し、折れた杭が地中に残置する可能性）も指摘できるものの、同時に図-2.1 に示す打設要求性能に満たない不健全な状態で埋設されている既存杭が存在していることも挙げられる²⁻⁴⁾。また、既存杭の種類によっては杭構造自体に分離しやすい箇所が存在し、それが原因で地中残置する場合もある。

地盤内に存在している既存杭は、打撃工法による杭打設の影響、上下杭の継ぎ手不良、および打設中の破損等によって健全な状態を維持していない場合が多く存在する²⁻³⁾。これらの既存杭を一般工法を用いて撤去する場合、ワイヤーロープによる引抜き時に既存杭が分離し、地盤内にその一部が残存する可能性がある（図-2.2 参照）²⁻⁴⁾。なお、このような残置杭が新設杭に対して及ぼす影響については不明な点が多いが、残置杭が新設杭に干渉する場合には施工上の大きな障害となることは明らかである。また、新設杭に干渉しない場合であっても、地震動の検討の際に杭の水平地盤ばねの評価に影響を及ぼす可能性が示唆されている²⁻⁵⁾。後世にわたって土地の活用を繰り返していくには、既存杭を確実に撤去することが必要であるといえる。

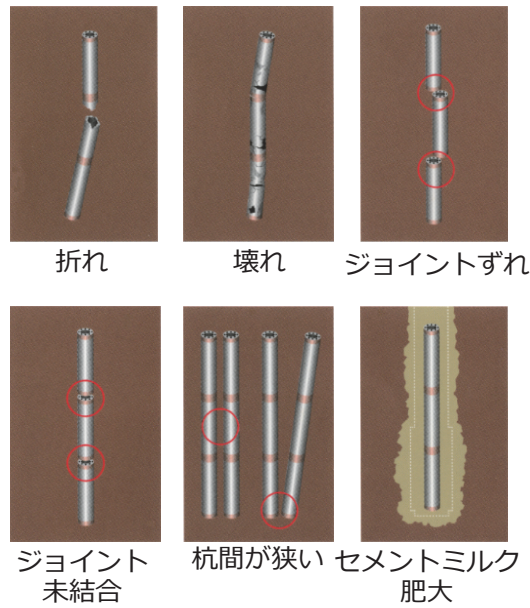


図-2.1 打設要求性能を満たさない不健全な状態で埋設された既存杭の一例



(a) 杭の地中残置 (b) ワイヤーの破断 (c) 不均一な充填

図-2.2 一般工法において生じ得る主な問題点

2.2.2 引抜き孔の埋戻し処理の現状

(1) 原地盤への復元性

文献²⁻⁶⁾では既設構造物の撤去に伴う既存杭引抜き跡地盤（引抜き孔）が地盤内空洞として存在することを仮定した上、2次元全応力解析の実施によって、以下を明らかにしている。

引抜き孔を空洞として放置している場合、両側の地盤が引抜き孔に倒れるように変位し、引抜き孔付近の地表面で著しく地盤沈下が発生する。杭引抜き孔に充填材を注入した場合、地盤と引抜き孔が横方向に一体となって変位し、引抜き孔付近の地表面で微小な地盤沈下が生じる。また、地震動が作用した場合、引抜き孔を空洞として放置すれば

地表面の広い範囲において非常に大きな沈下が発生するのに対して、引抜き孔に充填材を注入した場合には沈下の発生が大幅に抑制される。これらより、引抜き孔に対して充填材による埋戻しを行うことが、地盤の安定化に対して有用であることが考えられる。

ただし、充填材の強度が原地盤の強度に対して過度に小さいと、周辺地盤が引抜き孔部へ沈み込むように応力が作用するため、引抜き孔が存在しない地盤の挙動と大きく異なる可能性がある。よって、充填材の強度を原地盤と同程度にすることで、原地盤の復元性を高めることが充填材による引抜き孔の埋戻しにおいて重要である²⁻⁶⁾。

一般工法の場合は工法の性質上、充填材は引抜き孔上部からの流し入れのため、引抜き孔への充填量は既存杭体積分しか入らない。それ以上の量を引抜き孔へ充填しようとしても孔からオーバーフローする可能性がある。よって、深度方向に関係なく全長にわたって確実に充填材を注入することは困難であり、土塊等の落込みも懸念される（図-2.3 参照）。不均一な充填材注入は引抜き孔内に空隙や軟弱部を発生させ、当該地の陥没、周辺地盤の地盤沈下ならびに作業地盤不良による重機の転倒等の重大な事態を引き起こす原因となる。また、埋戻し箇所周囲の地盤が緩み、新設杭の周面抵抗が発揮できない場合や、既存杭の先端地盤を既存杭の引抜き作業時に乱すことで新設杭の先端支持力が発揮できない場合、新設杭が傾斜や偏心を起こして再施工に至る場合もあり、新設杭の施工品質および工期への大きな影響を与える²⁻⁷⁾。

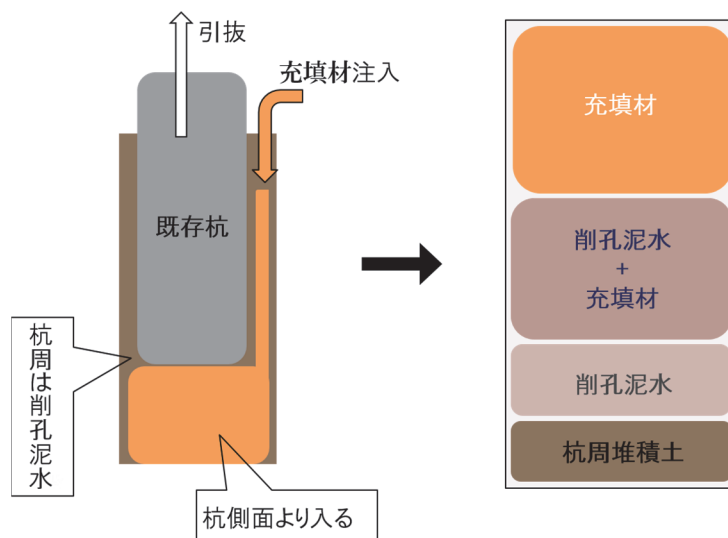


図-2.3 一般工法における引抜き孔の充填処理

(2) 既往の充填材および充填材に求められる性能

既存杭の引抜きに伴う引抜き孔の発生は地盤沈下等を誘発するが、充填材によって埋戻しを行うことで、大幅に改善することが明らかとなっている²⁻⁸⁾。既存杭引抜き孔に対する充填材は大きく分けて、土砂、流動化処理土、およびセメント・ベントナイト系

充填材の3種類を挙げることができる。

土砂による埋戻しは、施工が容易且つ安価である点が利点として挙げられる。しかしながら、既存杭引抜き孔の埋戻しには転圧が困難であることから、均一な充填が難しく、安定した強度を確保できない。また、原地盤に対して緩い土砂を埋め戻したことにより、その後1ヶ月程度まで埋戻し部の沈下が発生した事例や、大雨の影響で沈下や陥没が生じた事例がある²⁻⁷⁾ (図-2.4 参照)。



図-2.4 沈下の発生事例

流動化処理土は土砂、水、およびセメント系固化材を配合して得られる充填材であり、土砂に建設汚泥を用いるリサイクル材である。流動化処理土は高い流動性とセメント系固化材による自硬性を有するため、微小な空間へも充填され、締固め不可能な空間でも強度を発揮する特徴を有する。また、流動化処理土は遮水効果を有するため、地下水の浸入に対して安定した強度を発揮する利点がある。しかしながら、流動化処理土は外部施設からの搬入となるため、使用できる現場は搬入可能な地域に限られ、施工状況に合わせての打設が難しい²⁻⁹⁾。

セメント・ベントナイト系充填材は水、セメント、およびベントナイトを配合・混合した充填材である。セメント・ベントナイト系充填材は高い流動性と自硬性を有するため、微小な空間にも充填され強度を発揮する。また、配合管理によって強度等の品質管理が容易であり、且つ汎用のプラント設備にて混練作業を実施できるため、現場の施工状況に合わせて適時作製することが可能である²⁻⁶⁾。しかしながら、一般的にセメント・ベントナイト系充填材は、水とセメントの材料分離により深度方向によって強度が不均一になる可能性がある。また、地下水浸入によって所定の値よりも強度が低下する、

あるいは固化不良が生じる等の可能性がある。

上記の課題を解決し対象地盤の復元性を高めるためには、材料分離を起こさずに深度方向とは無関係に均質な強度を発揮する性質および早急なゲル化、また早期に強度を発揮して地下水の浸入を防止する性質を有する充填材が求められる。

充填材による引抜き孔埋戻し処理後の地盤には、例えば新設杭の打設時に掘削可能且つ崩壊しない強度が必要であり、理想的には原地盤の強度特性と差がないことが望ましいとされるが、地盤は様々な地層が複雑に堆積しており、要求される強度は各層において変化していく²⁻⁵⁾。また、現状として既存杭引抜きおよび引抜き孔の埋戻し処理が及ぼす影響について精査されることは少なく、その評価に関して適切なマニュアル等も存在しない²⁻³⁾。そのため、充填材の改良は元より既存杭引抜きとその後の埋戻し処理について、指針等の策定は急務であるといえる。

2.3 おわりに

現在の既存杭引抜き工では、引抜き杭の残置、新設杭への悪影響、山留壁の変形、周辺地盤の沈下、および跡地利用の障害等、施工中・施工後ともに様々な地盤環境問題が顕在化している。特に、解体・撤去後の跡地利用の際、地中における産業廃棄物の残存（既存杭やコンクリート殻）は地盤環境の悪化をもたらす非常に深刻な問題であり、さらに土地売却取引等では「隠れた瑕疵」として社会問題にまで発展するケースが多く見受けられる。

一方、既存杭引抜き工は過去数十年間にわたって大きな技術革新もなく、実務ベースで施工されてきた。既存杭の抜き跡地盤の安定化については充填材等の規定がなく、未だ多くの問題点を抱えている。また、残置杭が新設杭および周辺地盤に及ぼす影響についても解明されていない現状である。将来にわたって土地利用が可能となるように、既存杭の引抜きから抜き跡地盤の安定化までの技術を高度に確立せねばならない。

参考文献

- 2-1) 村上隆生：基礎杭の残置、埋戻し部分の地盤支持力の瑕疵を否定し、代理業者の説明義務違反も否定した事例，RETIO，No.82，pp.166-167，2011.
- 2-2) 桑原秀一，濱田聡一郎，鳥越友輔，稲積真哉：既存杭の引抜き工法の開発と引抜き孔が周辺地盤に及ぼす影響について，第71回土木学会年次学術講演会概要集，第VI部門，pp.41-42，2016.
- 2-3) 桑原秀一：既存杭引抜き工事の問題と杭先端パワーチャッキング工法，地盤工学

会誌, Vol.66, No.5, pp.46-47, 2018.

- 2-4) 桑原秀一, 濱田聡一郎: 構造物とりこわし工における既存杭の引抜き工事について, 平成27年度近畿地方整備局研究発表会論文集, 新技術, 新工法部門, pp.1-6, 2015.
- 2-5) 桑原文夫: 杭の支持層到達を確保するための方策, 基礎工, Vol.45, No.8, pp.2-7, 2017.
- 2-6) 納庄一希, 鳥越友輔, 稲積真哉, 桑原秀一: 杭基礎の引抜き孔が周辺地盤の動的挙動に及ぼす影響の解析的検討, 第51回地盤工学研究発表会発表論文集, pp.1201-1202, 2016.
- 2-7) 既存杭引抜き工法協会: 既存杭引抜き工事「その目的から計画～工事」, 既存杭引抜き工法協会, pp1-11, 2017.
- 2-8) 川原知也, 稲積真哉, 桑原秀一, 江口忠臣: 既存杭抜き跡地盤の埋戻し処理と周辺地盤の沈下挙動に関する解析的検討, 第53回地盤工学研究発表会発表論文集, pp.867-868, 2018.
- 2-9) 鳥光照雄, 岩淵常太郎, 坂本克美, 小橋秀俊: 土を固める原理と応用, 土と基礎, Vol.52, No.12, pp.101-108, 2004.

3 既存杭の引抜き孔が周辺地盤に及ぼす影響

3.1 既存杭抜跡地盤における引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響評価

3.1.1 はじめに

我が国では昭和 30～40 年の高度経済成長期に建築物や、橋梁・トンネル等の道路構造物が大量に建設された。しかしながら、それら建築構造物の老朽化が今後集中的に進んでいくと考えられている。また、東日本大震災を契機に防災意識が高まったことから、老朽化したビルやマンションの建て替え需要も増加している。さらに、総務省の発表では全国の自治体を取り壊しを検討する公共施設が計 12,251 棟にもなるとされている³⁻¹⁾。これは、老朽化や人口減少に伴い施設利用が減っているためでもある。上記の背景より、構造物の解体需要は今後ますます高まると考えられる。

我が国の都市の多くは軟弱地盤に位置し、杭基礎を用いた構造物が多い。そのため既設構造物が存在する場所において新たな土地活用を図る場合、新たな構造物の施工のために既設構造物のみでなく既設構造物を支持していた既存杭も撤去する必要がある。また、再利用できない既存杭やコンクリート殻等は産業廃棄物に指定され、これらの産業廃棄物を地中に残存させることは非常に難しい問題となる。さらに土地売却取引等では「隠れた瑕疵」として、トラブルの発生が多く見られる³⁻²⁾。従って、既存杭の撤去が必須であるといえる。

既存杭の撤去方法には、引抜き工法や破碎撤去工法等があるが、破碎撤去工法には振動・騒音問題や、環境問題等を抱えていることから引抜き工法が多く用いられている。しかしながら、地中の既存杭が中折れ・継ぎ手不良、引抜作業中に杭を破損・玉掛けワイヤーを破断させてしまうことで、引抜時に既存杭を地中に部分的に残存させてしまうという問題点があった。これらの問題点を解決するために開発された引抜工法として杭先端チャッキング工法（PG 工法）がある。この工法では、ケーシングによって既存杭の全長を包み込み引き上げるため、一般工法では引抜きが難しいとされていた、折れ杭や壊れた杭、ジョイント部未接合の杭などもより確実に引抜くことが可能になった^{3-3) 3-4)}。

しかしながら、引抜き工法では既存杭を引抜く際に、引抜き孔が形成される。この引抜き孔を放置すると、空掘部分の土砂の崩壊や、地盤内の空隙が拡大し地表面の沈下が発生する可能性があり、敷地境界付近の施工では隣地に影響を及ぼす場合がある。そのため、充填材の注入により引抜き孔を確実に埋め戻すことが必要となる。充填材につい

て、従来は施工が容易であり、安価であることから山砂や再生砂にて施工する機会が多かったものの、確実な充填や安定した強度を確保できないことにより、最近では流動化処理土やセメント・ベントナイト系充填材の使用が増加している。しかしながら、充填材に関して明確な規定がない現状であり、引抜き孔に注入された充填材の強度や材料配合の違いが地盤の変形挙動に与えられる影響が明らかにされていない。現状においては「公共建築工事標準仕様書（建設工事編）」において規定されている、既成杭打設工法であるセメントミルク注入工法の杭周固定液の4週圧縮強度 0.5N/mm^2 が地盤と同強度とみなされているため、標準配合として採用されている³⁻⁵⁾。しかしながら、それ以上に理由はない。よって、充填材のこれら問題点を解決することが現在の既存杭引抜き工における課題であると考えている。

本研究では、既存杭の引抜き孔の存在する地盤について、引抜き孔を空洞とした地盤と、引抜き孔に充填材を注入した地盤を対象に3次元弾塑性解析を行い、それぞれの地盤における変形挙動を解析的に把握し、その結果を比較することにより、引抜き孔の充填に求められる特性を明らかにすることを目的としている。

3.1.2 過去の研究動向と本研究における課題

(1) 解析手法に関する研究動向

杭基礎に関する研究は、古くから数多くあるが、打設や引抜き管理は経験に頼るところが大きい。それを解決するため、現在では、杭基礎に関する解析手法は個別要素法や有限要素法が適用されている。個別要素法では、個々の要素ごとの挙動を追跡し、その集合体としての動的挙動を解析するための手法で、これまで斜面崩壊や粉体の移動現象などに多く適用されている³⁻⁶⁾。しかし、個別要素法ではミクロな解析となってしまうため周辺地盤の影響などを評価するためには、マクロな解析結果を出力できる有限要素法を用いる必要がある。

また、構造物の基礎の設計に際して、以前は地盤を線形弾性体と仮定して算定されているものが主流であったが、実際の地盤の応力ひずみ関係は非線形であり、地盤剛性はひずみ・応力の増加とともに低下するため、応力・ひずみを非線形として扱ったものが増えてきている。

(2) 杭の打設が周辺地盤に及ぼす影響評価

杭基礎には、H鋼杭、場所打ちコンクリート杭、既製コンクリート杭、松杭、鋼管杭、柱状地盤改良などさまざまな種類がある³⁻⁷⁾。

杭の打設に関しては、杭の打設から放置期間を経て、荷重の载荷に至る施工手順を考

慮し、打設時の支持力、載荷時の静的支持力を推定する方法に関する理論的手法を開発された論文もある³⁻⁸⁾。また、斜面上に設置された深礎杭基礎の水平支持力特性に関する解析では、同じパラメータで、2次元弾塑性解析と3次元弾塑性解析を用いて実現象と比較している³⁻⁹⁾。さらに、その研究を発展させ、斜面上の深礎杭理論は斜杭の引抜き抵抗力の解析に適応可能であることを示しており³⁻¹⁰⁾、杭が抜けないように設計されることの重要性を主張する論文はある。

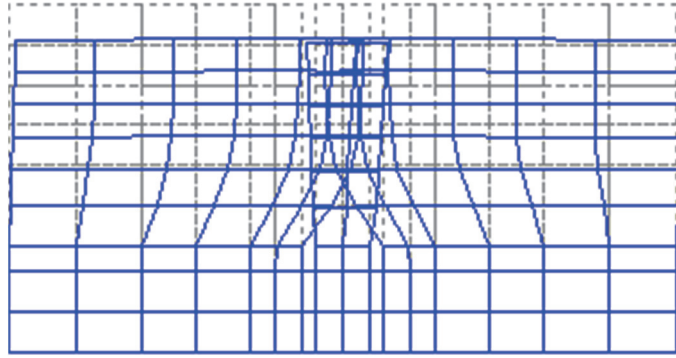
また、杭の打設時の挙動を個別要素法を用いて見える化し、シミュレーションされた論文もある³⁻⁶⁾。このように個別要素法を用いて解析をすることで、現在問題となっている、杭の支持層未到達を防ぐことができるとも考えられる。

(3) 矢板の引抜き解析

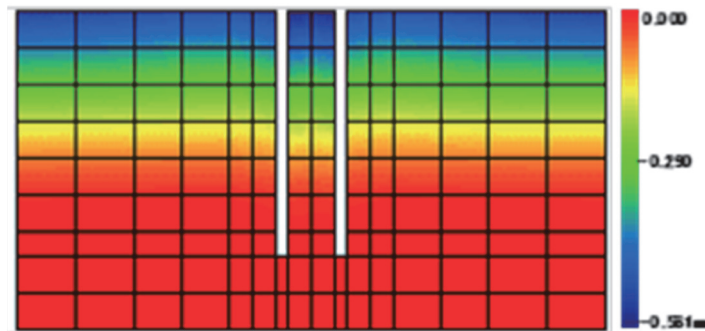
土留め掘削時における周辺地盤の変形挙動や既設構造物の変形や応力を解析する手法としても、有限要素法は用いられている。以前は、弾性解析が使用されているのが主流であったが、現在では、弾塑性 FEM を用いてそれらの実挙動を予測解析し、掘削時の周辺地盤の沈下量を推定しているものもある³⁻¹¹⁾。また、土留部材引抜き同時充填工法という土留めの引抜きと同時に充填材を連続的に空隙に充填することで、周辺地盤の沈下を抑制するものが開発されている³⁻¹²⁾。これは杭の引抜きにおいて、杭抜きと同時に充填材を注入する PG 工法と類似ものであり、土留めと杭の引抜きは同様に発展していると考えられる。

(4) 2次元での杭の引抜き解析

これまでの研究の多くは、既存杭の力学的耐久力など、既存杭そのものの力を求めるものであり、既存杭の処理または杭を引き抜いた後の引抜き孔が地盤に与える影響を調べる研究は数少ない。引抜き孔が周辺地盤に与える影響を調べるということは非常に新しく、今後の日本に必要不可欠である。既往の研究では、引抜き孔の影響を2次元にて解析しているものがある(図-3.1 参照)。引抜き孔がない状態の地盤、引抜き孔が空洞のまま放置された場合の地盤、および引抜き孔に充填材を充填した場合の地盤を2次元弾性解析を有限要素法を用いて実施するものである³⁻¹³⁾。しかしながら、2次元での解析はXY平面上での変位しか考慮することはできない。実際の杭の配置は3次元であり、2次元の解析では引抜き孔の奥への影響力や沈下範囲、奥にある引抜き孔による手前の引抜き孔への影響を考慮することができない。また、地盤は弾塑性体であるため、弾性解析よりも弾塑性解析を行うことによって、より現実の挙動に近くなる。それらの課題を考慮するために、本研究では3次元弾塑性解析によって、引抜き孔の周辺地盤への影響を検討することとした。



(a) 引抜き孔が空洞の場合の周辺地盤の変形図



(b) 引抜き孔が空洞の場合の Y 方向変位量コンター図

図-3.1 2次元解析での周辺地盤の変形挙動³⁻⁸⁾

3.1.3 解析手法および解析断面

(1) 破壊条件

地盤が破壊する場合、せん断変形が限られた領域に集中して、すべり面が発生する。このすべり面は破壊に至る以前から発生しており、徐々に成長して大規模なすべりとなる³⁻¹⁴⁾。また、引抜き孔の形成時、等方性地盤であれば沈下は円形に拡がると考えられる。よって、摩擦性材料である地盤を取り扱う Drucker-Prager 破壊基準を用いた。

この材料モデルは、式 (3-1) のように定義される降伏関数 ${}^t f_{DP}$ を使用する。

$${}^t f_{DP} = \alpha {}^t J_1 + \sqrt{{}^t J_{2D}} - \kappa \quad (3-1)$$

ここで、 ${}^t J_1$ は応力に関する第一不変量、 ${}^t J_{2D}$ は偏差応力に関する第二不変量である。材料定数 α および、材料パラメータ κ は式 (3-2) および式 (3-3) から求められる。

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (3-2)$$

$$K = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (3-3)$$

ここで、 ϕ は内部摩擦角、 c は粘着係数である。

(2) 解析フロー

本研究では、初期応力解析および静的全応力解析の2種類を解析を実施した。収束計算は式(3-4)を参照してニュートンラプソン法を用いる。

$$[K_i^T]\{\Delta u_i\} = \{F^a\} - \{F_i^{nr}\} \quad (3-4)$$

ここで、 $[K_i^T]$ は接線剛性マトリクス、 $\{\Delta u_i\}$ は変位増分ベクトル、 $\{F^a\}$ は負荷荷重ベクトル、 $\{F_i^{nr}\}$ は要素応力から計算された復元荷重ベクトルである。

① 初期条件の設定

変位量の初期条件の設定を行う。全変位増分は各ステップの変位増分の総和で求められる(式(3-5)および式(3-6)参照)。

$$u_i = 0 \quad (3-5)$$

$$\Delta u_i = \sum \delta u \quad (3-6)$$

ここで、 u_i は変位、 Δu_i は全変位増分である。

② ひずみ、ひずみ増分の計算

前ステップで求めた変位量と変位増分から、ひずみ ε_i とひずみ増分 $\Delta \varepsilon_i$ については式(3-7)および式(3-8)により求める。

$$\varepsilon_i = B u_i \quad (3-7)$$

$$\Delta \varepsilon_i = B \Delta u_i \quad (3-8)$$

ここで、 B は要素内のひずみ成分と節点変位の関係を与えるマトリックスである。

③ 構成則を用い、応力 σ'_i 、応力増分 $\Delta\sigma'_i$ を計算

式 (3-7) で求めたひずみ増分から、各要素のガウス点での応力および応力増分を式 (3-9) および式 (3-10) で求める。

$$\Delta\sigma'_i = D\Delta\varepsilon_i \quad (3-9)$$

$$\sigma'_i = \sigma_{i-1} + \Delta\sigma'_i \quad (3-10)$$

ここで、 D は応力やひずみの関数（構成マトリックス）である。応力増分 $\Delta\sigma'_i$ が Drucker-Prager 式（式 (3-1) 参照）を越えないならば、その要素は弾性形状を確定する。応力増分 $\Delta\sigma'_i$ が Drucker-Prager 式（式 (3-1) 参照）を満たすもしくは越える場合はその要素は弾塑性状態にあると判断される。

④ 復元荷重ベクトル（外力ベクトル）の算出

応力状態が Drucker-Prager 式（式 (3-1) 参照）を越えることはあり得ないので、その要素については Drucker-Prager 式（式 (3-1) 参照）を満たすように応力を補正する。この補正された応力から、復元荷重ベクトル $\{F_i^{nr}\}$ を算出する。

⑤ 負荷荷重ベクトルの計算

式 (3-9) で求めた応力と等価な負荷荷重ベクトル、すなわち内力ベクトルを式 (3-11) で求める。

$$\{F^a\} = B^T \sigma'_i \quad (3-11)$$

初期応力解析の場合は、この負荷荷重ベクトルは自重に相当する。

⑥ 残差の計算

内力ベクトルと外力ベクトルの間に生じる差を次の式より求める。この差を式 (3-12) により求める。

$$[K_i^T] = \{F^a\} - \{F_i^{nr}\} \quad (3-12)$$

ここで、 $\{F^a\} - \{F_i^{nr}\}$ は残差ベクトルである。

⑦ 近似変位ベクトル u_{i+1} の計算

近似変位ベクトルを式 (3-13) により、式 (3-5) で求めた変位および式 (3-6) で求

めた変位増分の和によって求める。

$$u_{i+1} = u_i + \Delta u_i \quad (3-13)$$

⑧ 残差の収束判定

残差力をなくすために、以下のように計算を繰り返す。

残差・変位増分が許容誤差より小さい：GOTO ⑨

残差・変位増分が許容誤差より大きい：GOTO ②

⑨ 計算結果を出力し、計算を終了

⑩ 引抜き孔の形成

引抜き孔の部分と周辺地盤の部分を実験的に分離して考えると、周辺地盤には引抜き孔の部分から作用していた力が外力として加わる。引抜き後の周辺地盤に対してこの外力をゼロになるまで徐々に減少させる（再び②から⑨までを繰り返す）ことで、引抜き孔で形成後の地盤変形と応力を得る。

⑪ 充填材の注入

充填材の注入は、引抜き孔の形成と逆の操作をする。つまり、引抜き孔の形成後、充填材を盛土の要領で注入することで周辺地盤に充填材の自重が作用するまで②から⑨までを繰り返す。式 (3-14) および式 (3-15) は充填材が周辺地盤に作用する応力式を示す。

$$\sigma_z = \gamma z \quad (3-14)$$

$$\sigma_x = \sigma_z = \gamma z K_0 \quad (3-15)$$

ここで、 σ_z は深さ方向に作用する充填材の自重、 σ_x 、 σ_z は充填材により水平方向に作用する応力、 z は充填材を注入する深さ、 γ は充填材の単位体積重量、 K_0 は側方土圧係数である。

(3) 解析断面

我が国の都市の多くは軟弱地盤に位置しており、基礎杭が支持層に到達することによって構造物を支えているものが多い。そのため、強固な砂礫層の上に軟弱な粘土層が位置することを示すように、解析では解析断面を2層とし、上部層を軟弱な地層としてN値2程度で層厚18mの粘土層、下部層を支持層となる強固な地層としてN値50程度

で層厚 8m の砂礫層とした。また、境界条件による影響を受けないように解析断面の幅は 50m、奥行きも 50m とし、断面の深さの合計を 26m とする。引抜き孔の配置については、引抜き孔の相互の影響について検討するために本数を 2, 3, および 4 本の複数本とし、孔径 2m で引抜き孔間隔を 3m、深さ 20m とし、砂礫層への根入れ深さは 2m とする。メッシュ分割については、引抜き孔付近のメッシュ間隔を細かくすることで精度を向上させる。また、引抜き孔を充填した場合においても、引抜き孔の充填部分の挙動を調べるためにメッシュを細かくしている。境界条件としては、底面を固定支点、側方境界を鉛直ローラー支点とした。

解析では、引抜き孔がない場合から引抜き孔を空洞にした場合とその引抜き孔を充填した場合の地盤沈下の比較を行う。軸方向を図-3.2 に、解析メッシュおよび解析断面図を図-3.3 に示す。また、図-3.3 においては赤い枠線が引抜き孔を形成する部分で、黄色の線が粘土層と砂礫層の境界部分である。

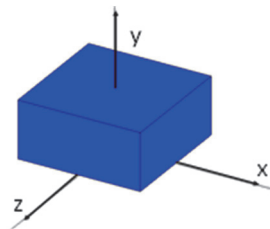


図-3.2 検討する軸の方向

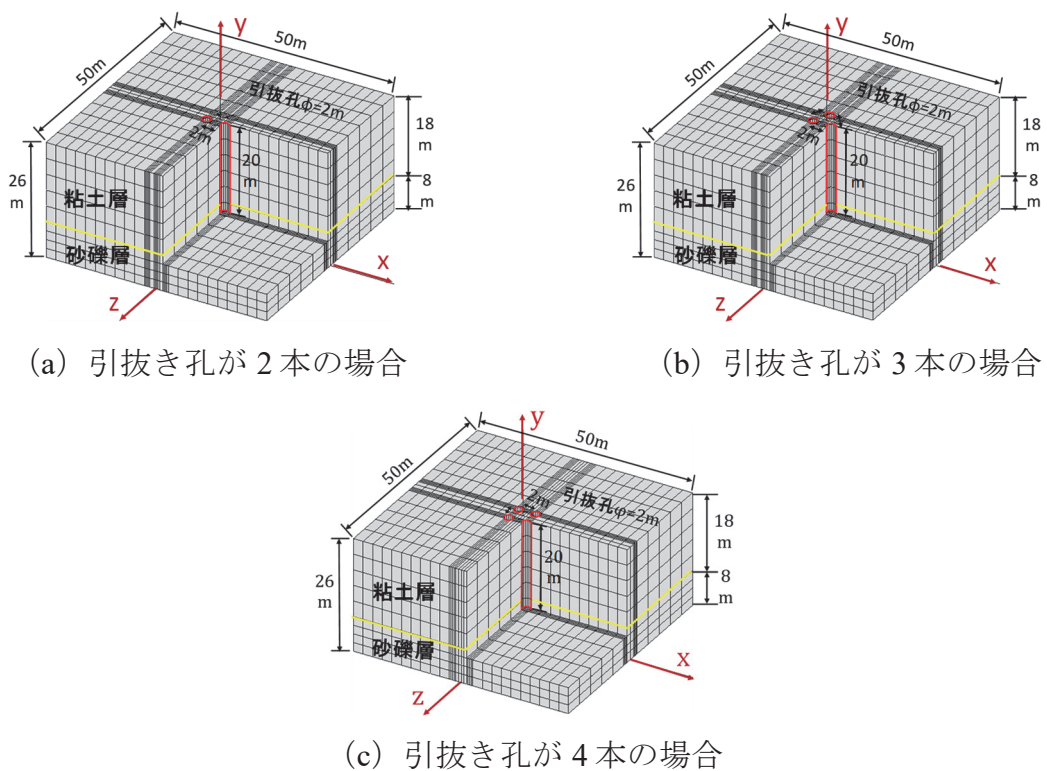


図-3.3 地盤および引抜き孔の解析断面図

(4) 材料パラメータ

解析に用いた、要素パラメータを表-3.1 に示す。また、地盤パラメータを表-3.2 に、充填材のパラメータを表-3.3 に示す。今回の解析においては、充填材として多くの実験値が示されている流動化処理土を用いる^{3-15) 3-16)}。また、充填材強度が地盤に与える影響を調べるために、流動化処理土のパラメータを変えて、3種類の充填材での解析を行う。強度の小さいものから、充填材①、充填材②、充填材③とする。解析に用いるパラメータは、既往の文献を参考に決定した³⁻¹⁶⁾。

ここに、 E (kN/m²) は弾性係数、 ν (-) はポアソン比、 γ_t (kN/m³) は土の単位体積重量、 S_u (kN/m²) は土のせん断強度、 ϕ (°) は内部摩擦角、 q_u (N/mm²) は圧縮強度である。

表-3.1 地盤および充填材の要素パラメータ

パラメータ	粘土層	砂礫層	引抜き孔 (充填材)
γ_t (kN/m ³)	14	19	15
破壊基準	Drucker Prager 破壊基準		

表-3.2 地盤パラメータ

パラメータ	粘土層	砂礫層
E (kN/m ²)	7900	140000
ν (-)	0.45	0.35
S_u (kN/m ²)	37.8	152.9
ϕ (°)	0	42.3

表-3.3 充填材パラメータ

充填材	q_u (N/mm ²)	E (kN/m ²)	ν (-)	S_u (kN/m ²)	ϕ (°)
①	0.1	136223	0.48	38.3	26.0
②	0.5	587549	0.48	182.3	39.5
③	1.0	1151693	0.48	362.2	49.6

3.1.4 引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響

本研究では、3次元静的解析において、引抜き孔がない場合から引抜き孔を空洞にした場合とその引抜き孔を充填した場合との周辺地盤の変位。主応力の分布について比較を行った。それらの結果について以下で示していく。

(1) 引抜き孔を空洞のまま放置した場合の引抜き孔の相互影響

図-3.4 は、引抜き孔 2 本が空洞の場合の沈下量コンター図ならびに変形図を示している。これより、地表面部での最大沈下量は 0.15m であった。また、X 方向において±15m までの範囲、且つ Z 方向において -14m から 16m までの範囲において地表面部で沈下の影響を受けており、逆に影響範囲外では隆起が生じた。これは、初期応力解析によって自重による下向きの力が作用していたのに対し、引抜き孔を形成したことで下向きの力が解放されたために上向きの力が作用し、引抜き孔から離れた部分において隆起が生じたと考えられる。

図-3.4 における沈下量コンター図より、地表面部での沈下が引抜き孔周辺では楕円状に広がっており、引抜き孔から離れるにつれて徐々に円形に近づいていることが確認できる。また、引抜き孔に挟まれた部分において最大の沈下量が発生している。

図-3.4 における変形図より、粘土層の下部が引抜き孔を圧縮する方向に力が働いていることが判る。引抜き孔下部が圧縮されると同時に引抜き孔同士が中心に寄ってきている。

以上より、引抜き孔が 2 本の場合は引抜き孔に挟まれた部分の粘土層および引抜き孔の外側の地盤からの圧縮を受けることによって、引抜き孔が変形し地表面の沈下に影響を及ぼしていると考えられる。

引抜き孔 3 本が空洞の場合の沈下量コンター図ならびに変形図を図-3.5 に示す。

地表面部での最大沈下量は 0.31m であった。沈下の影響範囲は X 方向は±15m までで、Z 方向は -14m から 16m までであり、影響範囲外は引抜き孔が 2 本の場合と同様に隆起が生じた。

沈下量コンター図より、3 本の引抜き孔の内部で沈下量が最大であることが確認できる。また、引抜き孔周辺の地盤は三角形に沈下が広がるが、徐々に円形に近づく。

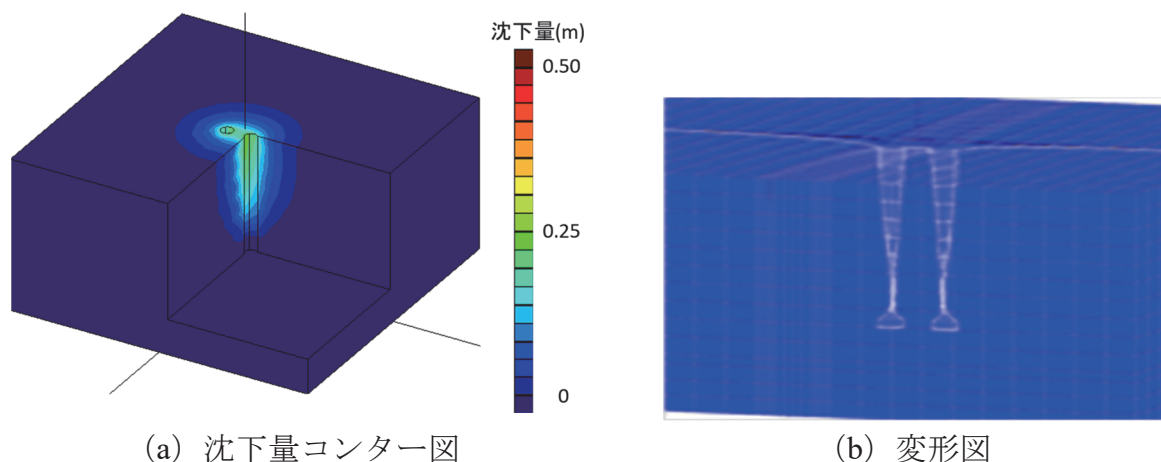


図-3.4 引抜き孔 2 本が空洞の場合の周辺地盤の変形

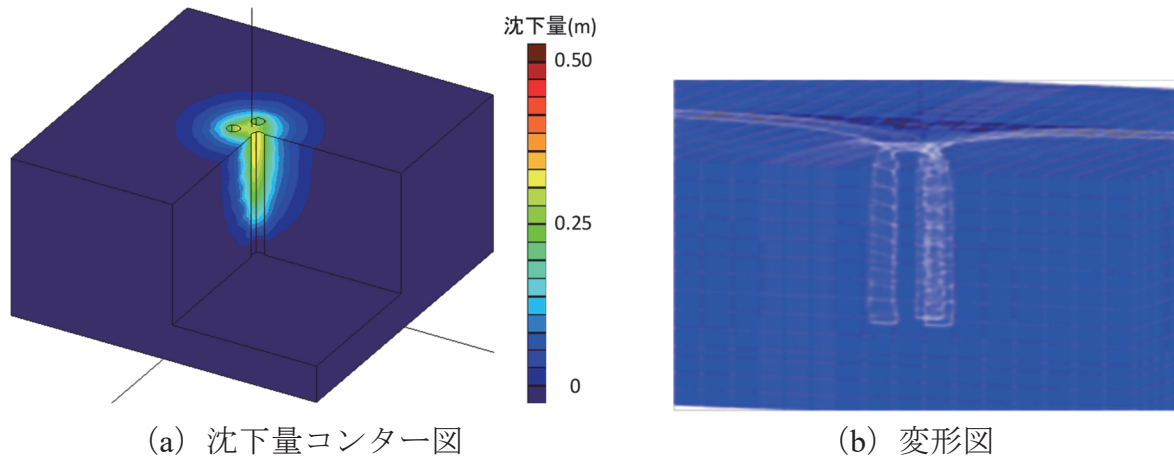


図-3.5 引抜き孔3本が空洞の場合の周辺地盤の変形

変形図より、引抜き孔上部が大きく変形していることが判る。引抜き孔が2本の場合は、粘土層下部がつぶれて引抜き孔同士が寄るように変形していたが、引抜き孔が3本の場合では、引抜き孔周辺の粘土層の下部はつぶれることなく、少し変形しただけであった。また、引抜き孔の内側は外側と比較して沈下が大きく、それぞれの引抜き孔内で壁の高低差がずれて変形した。

沈下の影響範囲については、引抜き孔が2本の場合と変わらなかった。沈下量が大きくなっているにも関わらず、影響範囲が変わらないことより、追加された1本の引抜き孔では、引抜き孔と引抜き孔の間の沈下に最も影響し、周辺地盤の沈下量を発生させるほどの影響がなかったことが考えられる。

引抜き孔4本が空洞の場合の沈下量コンター図ならびに変形図を図-3.6に示す。

地表部での最大沈下量は0.35mであった。沈下の影響範囲はX方向は±15mまでで、Z方向は±16mであり、影響範囲外は引抜き孔が2本、3本と同様隆起が生じた。

沈下量コンター図より、4本の引抜き孔の内部で沈下量が最大であることが確認できる。また、引抜き孔周辺の地盤はひし形上に沈下が広がるが、徐々に円形に近づく。

変形図より、引抜き孔周辺の粘土層下部が細くなり、中心に集まるように変形したことが判る。

沈下の影響範囲については、引抜き孔が2本および3本の場合と比べて広がっていることが判る。引抜き孔が偶数本になることで周辺地盤への沈下の影響範囲に違いが生じるのではないかと考えられる。沈下量コンター図より、4本の引抜き孔の内部で沈下量が最大であることが確認できる。また、引抜き孔周辺の地盤はひし形上に沈下が広がるが、徐々に円形に近づく。

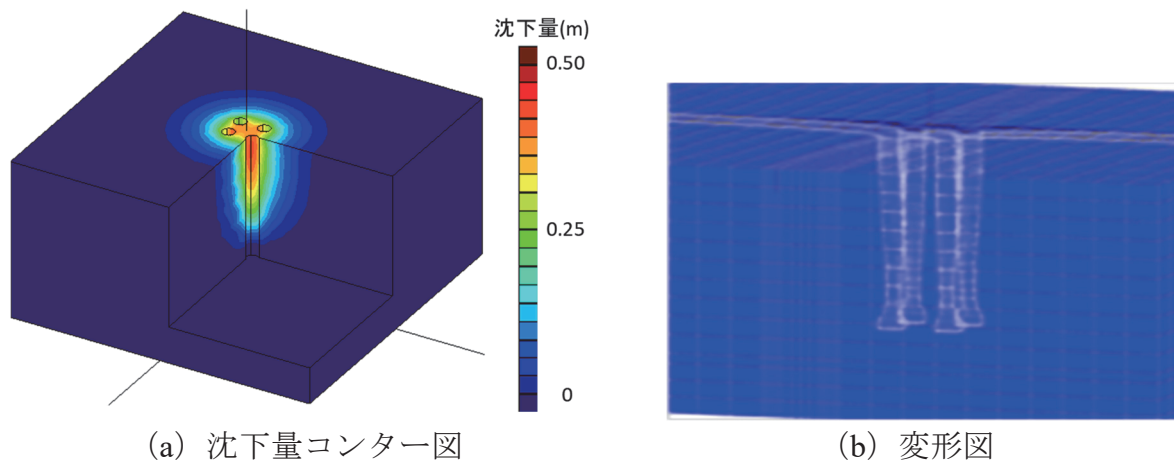


図-3.6 引抜き孔 4 本が空洞の場合の周辺地盤の変形

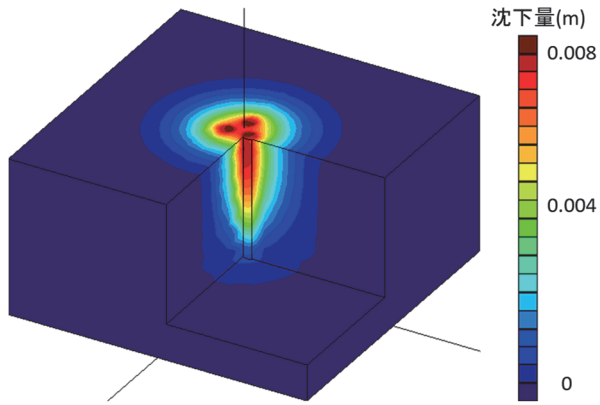
(2) 引抜き孔 3 本に充填材を注入した場合

図-3.7 ならびに図-3.8 は、引抜き孔 3 本を充填した場合の沈下量コンター図ならびに地表面での沈下量を示している。

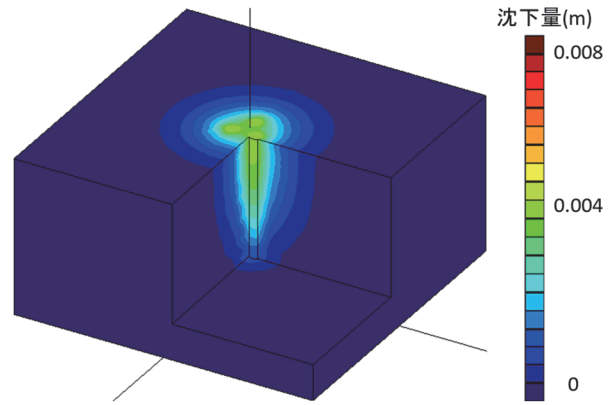
充填材①を充填した場合には、地表部での最大沈下量は 0.008m であった。沈下の影響範囲は、X 方向は±10m、Z 方向は−9m から 12m まで沈下が生じた。充填材②を充填した場合には、地表部での最大沈下量は 0.006m であった。沈下の影響範囲は、X 方向は±10m、Z 方向は−7m から 9.5m まで沈下が生じた。充填材③を充填した場合には、地表部での最大沈下量は 0.003m であった。沈下の影響範囲は、X 方向は±10m、Z 方向は−7m から 9.5m まで沈下が生じた。充填材①、②、③すべて沈下の影響範囲外では、沈下は生じなかった。

沈下量コンター図より、引抜き孔が空洞の場合と比較して、充填材を充填した場合には、沈下量が大きく減少されたことが確認できる。よって、引抜き孔を充填することにより、沈下現象が抑えられていると言える。また、充填材が①、②、③の沈下量を比較すると、充填材強度が大きくなるにつれて沈下量が小さくなっていることが確認できる。また、充填材①と充填材②および充填材③の沈下の影響範囲を比較すると充填材が大きくなると沈下の影響範囲が狭くなっていることが判る。また、引抜き孔を充填する場合は、砂礫層においても沈下が生じることから、最深部への充填材の完全な注入が必要不可欠になると言える。

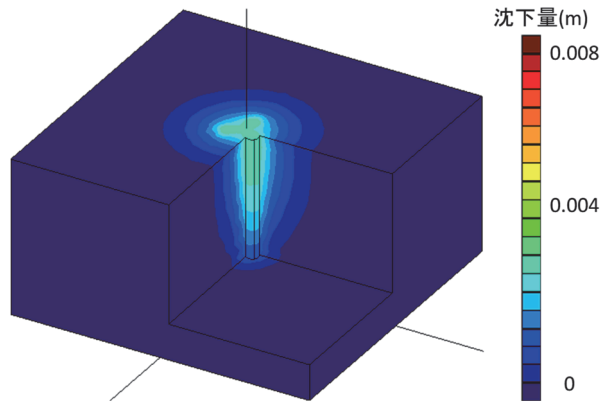
しかしながら、充填材①では、図-3.8 より充填材部分において局所的に沈下量が大きくなっていることが判る。一方、充填材②および充填材③では周辺地盤と同じ沈下挙動を示していることが判る。よって、これは充填材強度が不足しているために充填材部分に周辺地盤から圧縮応力が大きく作用していると考えられる。以上のことから、充填材強度は、周辺地盤や引抜き孔の状態に適応させた強度を発現させなくてはならないことが明解である。



(a) 充填材①を充填



(b) 充填材②を充填



(c) 充填材③を充填

図-3.7 沈下量コンター図（引抜き孔充填時）

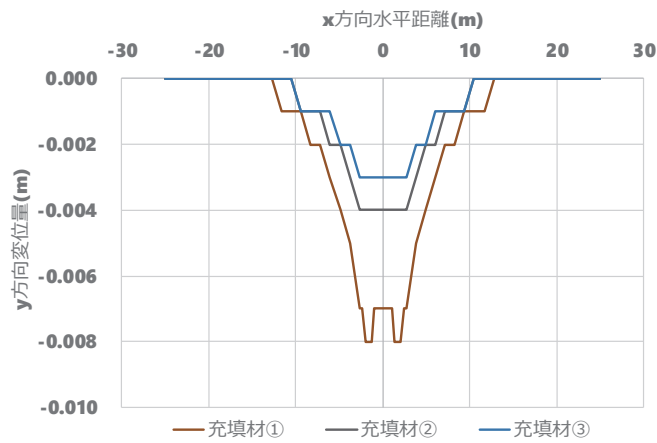


図-3.8 充填材①, ②, ③の地表面における y 方向変位量

(3) 引抜き孔が空洞の場合と充填した場合の比較

引抜き孔3本が空洞の場合および、引抜き孔3本を充填した場合の主応力をベクトル表示した分布図(xy平面図)を図-3.9に示す。

引抜き孔が空洞の場合では、引抜き孔周辺に主応力が集中しており、引抜き孔底部において圧縮応力が最大になっていることが判る。これは、引抜き孔を形成したことにより、周辺地盤からの応力が引抜き孔に集中したことが原因であると考えられる。

引抜き孔を充填した場合では、引抜き孔に圧縮応力が作用しているものの、引抜き孔が空洞の場合と比較して引抜き孔に集中する圧縮応力が小さくなっていることが判る。これにより、引抜き孔を充填することによって引抜き孔への応力の集中を防ぐことができることが判る。また、底部において非常に大きな圧縮応力が作用しているが、これは境界条件が底部固定であり、引抜き孔の形成により上向きに応力が作用したこと、引抜き孔を充填したことにより上部からの応力が作用し、上下から力が作用したためではないかと考えられる。また、引抜き孔が空洞の場合は、引抜き孔の底部にて応力が最大となっていることが顕著にあらわれているが、引抜き孔最深部からの充填を行うことによって、引抜き孔底部への応力集中も分散できていることが判る。以上より、引抜き孔への確実な充填の重要性が明解となった。

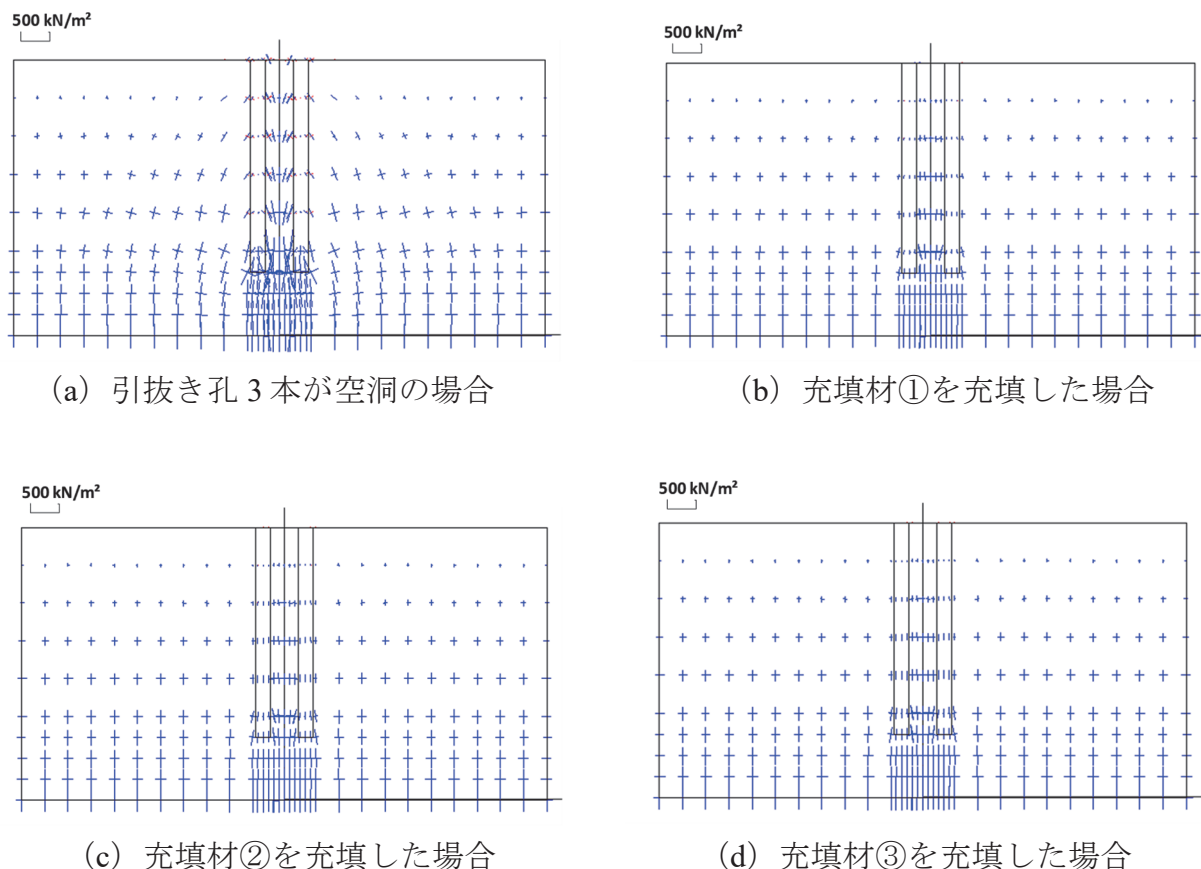


図-3.9 引抜き孔が空洞の場合、および充填した場合の周辺地盤における主応力図

3.1.5 引抜き孔の配置が周辺地盤に及ぼす影響

引抜き孔は複数本あることでお互いが影響し合い、本数が増えるにつれて沈下量が大きくなることが判明した。しかしながら、地表面における沈下の影響範囲は、引抜き孔の本数が2本から3本に増えると変化しなかったが、3本から4本に増えると大きくなった。これにより、引抜き孔の本数が増えるにつれて沈下の影響範囲が大きくなるものではないことが判明した。これは、地表面の沈下の拡がり方が影響すると考えられる。地盤内の沈下の拡がり方は放射状であったが、地表面における沈下の影響範囲の拡がり方は円形であった。すなわち、沈下は、引抜き孔より外側では等方的に拡がるため、左右対称で配置されなければ沈下の影響範囲に影響を及ぼさないと考えられる。また、変形図にもその様子は表れており、引抜き孔が2本および4本の場合は、粘土層において局所的に変形が生じているが、引抜き孔が3本の場合では地表面において変形が局所的に大きくなっている。これより、引抜き孔を左右対称に配置した場合は、粘土層において大きな変形が発生するため、沈下の影響範囲が拡がると言える。すなわち、既存杭が左右対称で配置されている場合は経験則で予想した引抜きによる沈下の影響範囲よりも拡がる恐れがあり、周囲の地盤ならびに構造物に不同沈下を及ぼす原因にもなると考えられるため注意が必要である。

表-3.4の基礎別の許容沈下量³⁻¹⁷⁾から読み取れるように、沈下量には、各基礎において許容値というものがあり、使用する基礎によって、それぞれ許容沈下量が変化する。

今回の解析断面では、全ての基礎において適応可能であるが、引抜き孔の配置本数が多くなると許容沈下量を越えることがある。その際に注意しなくてはならないのが、相対沈下であり、図-3.7の充填材①のように局所的な沈下を生じる恐れのある充填材強度を用いないように対象地盤に充填材を注入した場合の挙動を事前に解析により知っておく必要がある。

表-3.4 圧密層における基礎別の許容沈下量

	独立基礎	布基礎	べた基礎
相対沈下 (cm)	3	4	5
最大沈下 (cm)	10	20	25

3.1.6 おわりに

本研究では既存杭引抜き孔が周辺地盤の静的特性に及ぼす影響を検討するために、3次元弾塑性解析を行った。解析結果から得られた成果は以下の通りである。

- (1) 引抜き孔を空洞のまま放置すると引抜き孔付近において大きな地盤沈下が生じ、特に引抜き孔に囲まれた部分においては大きな地盤沈下が生じる。

- (2) 引抜き孔の本数が増えるほど、周辺地盤の沈下量は増加する。しかし、沈下の影響範囲は、既存杭を引き抜く本数が2本から3本になるときは変わらず、3本から4本になるときに広がった。これは引抜き孔の配置が2本ならびに4本の場合は、引抜き孔に挟まれた地盤および引抜き孔の外側の地盤から圧縮力が作用し引抜き孔付近の粘土が押しつぶされるためかと考えられる。すなわち、既存杭が偶数本配置されている場合では周辺地盤や構造物の不同沈下を及ぼす原因になる。
- (3) 引抜き孔を充填することによって、および沈下量を小さくすることができた。また、沈下の影響範囲も空洞の場合と比較して狭くすることが出来た。よって、引抜き孔を充填することは地盤沈下を抑えるために有効な手段であることが分かった。
- (4) 引抜き孔を充填した際に、充填材強度を大きくすると周辺地盤の変位量が小さくなることが分かった。また、充填材①と充填材②、充填材③を比較すると沈下の影響範囲が狭くなっており、充填材強度が増加すると沈下の影響範囲は狭くなるが、それは比例関係ではないことも分かった。
- (5) 充填材強度 0.1N/mm^2 を引抜き孔に充填した場合には、充填材部分では局所的に沈下量が大きくなっている。しかし、強度が 0.5N/mm^2 、および 1.0N/mm^2 では、周辺地盤と同じ挙動を示す。そのため、充填材強度は周辺地盤や、引抜き孔の状態によって適切なものを用いなければならないと考えられる。
- (6) 引抜き孔が空洞の場合は、引抜き孔の底部において応力が集中する。しかし、引抜き孔を充填することで、引抜き孔周辺、特に引抜き孔底部に集中する応力を小さくすることが出来ることが分かった。よって、引抜き孔の最深部までの完全な充填材の充填は必要不可欠であることが分かった。

本研究では、引抜き孔の配置間隔や形状、本数の違い、および周辺地盤のパラメータの違いなどによる影響の検討に至っていない。それらの条件を変えた解析を行い、一般的に求められる充填材の特性を求める必要がある。また、より現場の状態に近づけることができるようにチャッキングをモデリングした引抜き孔の形成などを実施することを今後の課題とする。

3.2 既存杭抜き跡地盤の時刻歴に伴う沈下挙動と充填材強度に関する解析的検討

3.2.1 はじめに

日本では1960年代の高度経済成長期に公共構造物などが数多く建設された。高度経済成長期に建設された構造物は建設から50年程度経っており、それらの構造物は老朽

化が進行している。そのため、近年はそれらの構造物の解体および建て替え需要がますます進行する³⁻¹⁸⁾。

日本では、都市の多くが軟弱地盤の上に位置しているため、杭を地中に打ち込み、構造物を支えているものが多い。ここで、構造物を解体撤去し、新たな土地利用を図る場合、構造物を支持していた既存杭は産業廃棄物に指定され、撤去する必要がある。しかしながら、現在は杭を抜かずに地中に残存させていることがある。理由は、既存杭を撤去すると費用が掛かるため理解を得ることが難しいためである。それだけでなく、構造物の解体後、既存杭は撤去せず他の場所に新たに杭を施工することもある³⁻¹⁹⁾。その結果、既存杭は産業廃棄物として地中に残存され、それらの既存杭の中には途中で折れていたり、壊れていたりしているものも存在するため多くの問題が発生する。また、土地売却取引においても既存杭は隠れた瑕疵として多くのトラブルが発生する³⁻²⁰⁾ため、既存杭の撤去は必要である。

既存杭の撤去方法には、引抜き工法や破碎撤去工法等があるが、破碎撤去工法には振動・騒音問題や、環境問題等を抱えていることから引抜き工法が多く用いられている。しかしながら、広く普及し施工されている一般工法では、地中の既存杭が中折れ・継ぎ手不良、また引抜き作業中に杭を破損させてしまうことなどで、引抜き時に既存杭を地中に部分的に残置させてしまう問題点があった。これらの問題点を解決するために開発された引抜き工法として杭先端チャッキング工法がある³⁻²¹⁾。この工法では、ケーシングによって既存杭の全長を包み込んで引き上げるため、一般工法では引抜きが難しいとされていた、中折れ・継ぎ手不良杭、また引抜き作業中に破損させてしまった杭などもより確実に引抜くことが可能になった³⁻²¹⁾、³⁻²²⁾。

引抜き工法では既存杭を引抜く際に、引抜き孔が形成される。この引抜き孔を放置すると、空掘部分の土砂の崩壊や、地盤内の空隙が拡大し地表面の沈下が発生すると考えられている³⁻²³⁾、³⁻²⁴⁾。そのため、充填材の注入により引抜き孔を充填することが必要となる。充填材について、従来は施工が容易であり、安価であることから山砂や再生砂にて施工する場合が多かったものの、確実な充填や安定した強度を確保できないことにより、最近では流動化処理土やセメント・ベントナイト系充填材の使用が増加している。しかしながら、充填材に関して明確な規定がない現状であり、引抜き孔に注入された充填材の強度や材料配合の違いが地盤の変形挙動に与えられる影響が明らかにされていない。よって、充填材のこれら問題点を解決することが現在の既存杭引抜き工法における課題であると考えている。

既往の研究では、引抜き孔に充填材を注入することによって、地盤沈下を防ぐことができ、地盤沈下の影響範囲を狭くすることができることが明らかにされている。また、引抜き孔に注入する充填材については、充填材部分において局所的な沈下を生じない強度を発現させることが望ましいと考えられている³⁻²⁵⁾。さらに、充填材に炭酸ナトリウムを混合することにより、充填材の強度発現時期が早くなることも明らかにされている³⁻²⁶⁾。

本研究では、杭の引抜きに伴い注入する充填材の強度を明らかにするため、原地盤に引抜き孔を1, 2, および3本形成した場合の全応力解析を行い、それぞれの沈下量および引抜き孔に作用する圧縮応力の比較を行った。充填材は、時間経過に伴い強度を発現し物性値が異なるため、時刻歴に伴い変化する地盤内変位・地盤内応力を考慮することが重要である。そのため、解析手法は時刻歴に伴い地盤変位や地盤内応力を考慮することができる3次元弾塑性圧密解析を行った。

3.2.2 解析手法および解析断面

(1) 解析断面

日本では都市の多くが軟弱地盤に位置しており、杭基礎を用いた構造物が多い。本研究では、杭先端を支持層に到達させ、主として杭の先端に上向きに働く先端支持力によって荷重を支える支持杭を用いた地盤を対象とする。そのため、強固な砂礫層の上に軟弱な粘土層が位置することを示すように、解析では解析断面を2層とし、上部層を軟弱な地盤としてN値2程度で層厚18mの粘土層、下部層を支持層となる強固な地盤としてN値50程度で層厚8mの砂礫層とした。これは、杭の引抜きによって軟弱地盤と支持層のみの影響を考慮するために選定した。また、境界条件による影響を受けないように解析断面の幅は100m、奥行きも100mとし、断面の深さの合計を26mとする。引抜き孔の配置については、引抜き孔の相互の影響について検討するために本数を1, 2, および3本の複数本とし、孔径1mで引抜き孔間隔を1m、深さ20mとし、粘土層：砂礫層：杭の根入れ深さを9：4：1で設定するために、砂礫層への根入れ深さは2mとする。メッシュ分割については、引抜き孔付近のメッシュ間隔を細かくすることで精度を向上させる。境界条件としては、底面を固定支点、側方境界を鉛直ローラー支点とした。また、排水条件は上下排水境界とした。

本研究では、引抜き孔がない場合から引抜き孔を空洞にした場合の地盤沈下の比較を行う。解析メッシュおよび解析断面図を図-3.10に示す。図-3.10においては赤い枠線が引抜き孔を形成する部分で、黄色の線が粘土層と砂礫層の境界部分である。杭の引抜き過程を図-3.11に示す。杭①を完全に引抜き後、杭②、杭③をそれぞれ2mずつ引抜き、引抜き孔を形成する。

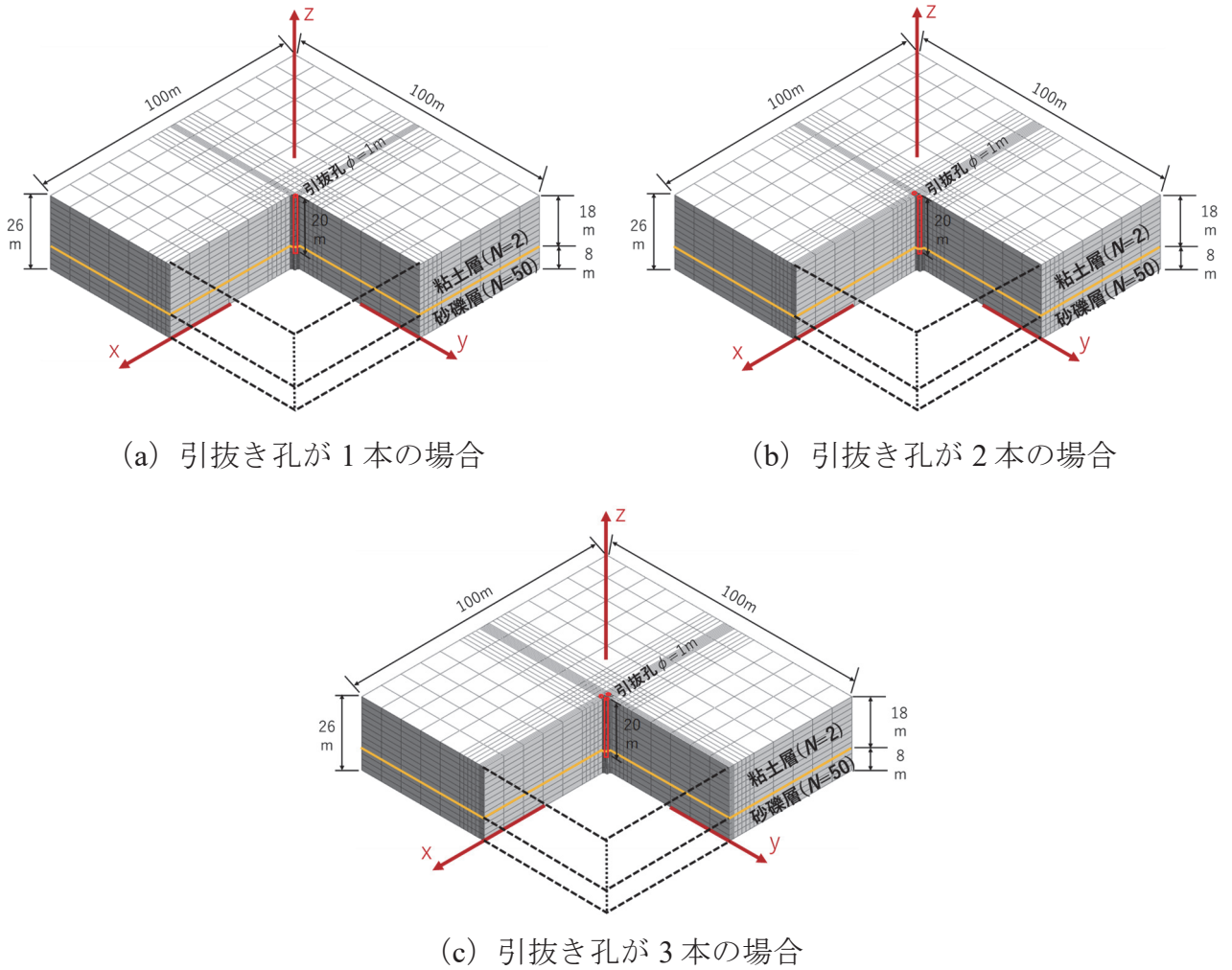


図-3.10 地盤および引抜き孔の解析断面図

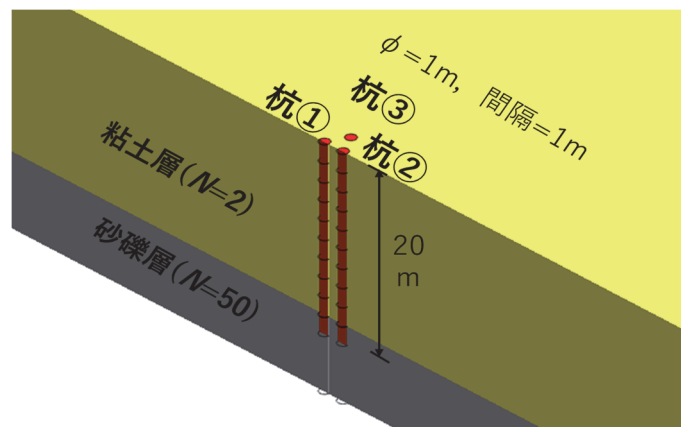


図-3.11 杭の引抜き過程

(2) 材料パラメータ

解析に用いた周辺地盤のパラメータを表-3.5 に示す。また、杭基礎パラメータを表-

3.6 に、ジョイント要素のパラメータを表-3.7 に示す。周辺地盤のパラメータは三軸圧縮試験結果から採用するのが最も望ましいが、本研究では一般的に求められる充填材の強度を求めるためにN値からパラメータを選定した。他のパラメータは一般値を採用した³⁻²⁷⁾。式(3-16)により粘土層の弾性係数、式(3-17)により砂礫層の弾性係数を算定した。

表-3.5 地盤パラメータ

パラメータ	粘土層	砂礫層
γ_t (kN/m ³)	15	21
γ_{sat} (kN/m ³)	16	21
E (kN/m ²)	7.9×10^3	1.4×10^5
ν (-)	0.45	0.30
c (kN/m ²)	25.0	0
ϕ (°)	0	47
N値	2	50
q_u (kN/m ²)	50	2.5×10^3
k (m/sec)	1×10^{-8}	1×10^{-5}

表-3.6 杭基礎パラメータ

パラメータ	γ_t (kN/m ³)	E (kN/m ²)	ν (-)
杭基礎	24	2.1×10^7	0.18

表-3.7 ジョイント要素

パラメータ	K_n (kN/m ³)	K_t (kN/m ³)
ジョイント要素	3.0×10^4	3.0×10^5

$$E = 500N + 6900 \quad (3-16)$$

$$E = 2800N \quad (3-17)$$

式(3-18)により砂礫層の内部摩擦角を算定した(粘土層の内部摩擦角は0)。

$$\phi = \sqrt{20N} + 15 \quad (3-18)$$

式(3-19)により粘土層の粘着力を算定した(砂礫層の粘着力は0)。

$$\begin{aligned} q_u &= 40 + 2N \\ c &= q_u/2 \end{aligned} \quad (3-19)$$

杭基礎のパラメータは既往の文献³⁻²⁸⁾を参考に選定した。ジョイント要素は隣接した要素の弾性係数およびせん断剛性の小さい値の100倍を適応するのが一般的であるため³⁻²⁹⁾、粘土層の剛性の100倍のものを適応した。

ここに、 γ_t (kN/m³) は単位体積重量、 γ_{sat} (kN/m³) は飽和単位体積重量、 E (kN/m²) は弾性係数、 ν (-) はポアソン比、 c (kN/m²) は粘着力、 ϕ (°) は内部摩擦角、 q_u (kN/m²) は一軸圧縮強度、 k (m/sec) は透水係数、 K_n (kN/m³) は法線剛性、 K_t (kN/m³) はせん断剛性である。

また、粘性土などの破壊基準として広く用いられている Mohr-Coulomb モデル³⁻³⁰⁾を粘土層および砂礫層に適用した。自重や外力が作用すると地盤内部にはせん断応力が発生し、この応力の増加によってひずみも増加され、これが進展するとある面に沿って滑動をすることになる。このような破壊をせん断破壊といい、これに対する限界値をせん断強度という。このモデルにより表される土のせん断強度 τ を式(3-20)に示す。

$$\tau = c + \tan \phi \quad (3-20)$$

ここに、 c (kN/m²) は粘着力、 ϕ (°) は内部摩擦角である。

3.2.3 引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響

本研究では、3次元弾塑性圧密解析において引抜き孔がない場合から引抜き孔を空洞にした場合の周辺地盤の沈下量および引抜き孔に集中する圧縮応力について比較を行った。それらの結果について以下で示していく。

(1) 引抜き孔1本を空洞のまま放置した場合

図-3.12 は、引抜き孔1本が空洞の場合の沈下量コンターを示している。また、図-3.13 は地表面、粘土層および砂礫層における引抜き過程の沈下量を示している。図-3.14 はそれぞれの層における引抜き後の沈下量を示している。粘土層は $Z=10\text{m}$ で、これは粘土層において最大沈下量を示した点であるため選定した。さらに、図-3.15 に引抜き孔に作用する圧縮応力を示す。

図-3.12 より、引抜き直後と引抜き後時間が経過した場合とで最大沈下量が発生する場所に差異がない。また、図-3.13 より、地表面において引抜き8mから20mにかけて沈下量が減少している。このことから、杭の引抜きに伴い、上向きに応力が作用している。この現象は砂礫層における引抜き2mの点でも発生している。

しかしながら、図-3.14 より、引抜き孔形成後は粘土層ならびに地表面において時間経過に伴い沈下量が増加している。これは陥没現象が発生したためであると考えられる。

杭を引抜くことによって、引抜き孔が形成され空洞ができる。この空洞ができると、引抜き孔周辺にゆるみ域ができる。それが次第に崩壊し、空洞の部分が拡大する。さらに引抜き孔周辺のゆるみ域が拡大し、空洞の部分が拡大する。陥没は、この空洞の成長が地表に達したものであり、これはほぼ一瞬の内に発生することもある。また、採掘等により発生する沈下現象は採掘終了後も数か月から数年間進行する³⁻³¹⁾。そのため、引抜き孔の形成による地盤空洞を初期に拡大防止することが重要になってくる。

また、引抜き孔形成後も粘土層の方が地表面よりも沈下量大きい。これは、引抜き孔を形成したことによって引抜き孔に応力が集中し、下部の粘土層になるほど土圧が大きくなるためであると考えられる。しかしながら、粘土層最深部付近では沈下量が最大とはならない。これは下部の砂礫層が軟弱な粘土層を支持するためであると考えられる。

図-3.15 より、引抜き直後と 1 週間後の圧縮応力はほぼ同じである。これは時間経過につれて圧密沈下が収束していることが原因であると考えられる。地表面から 18~20m において圧縮応力が小さくなっている。これはこの部分は砂礫層であり、図-3.14 より時間経過に伴う鉛直変位量は粘土層における沈下量と比べて非常に小さいためであると考えられる。また、Z=10m の粘土層において沈下量が最大値を示しているため、その点を基準に考慮する必要がある。また、セメントの管理材齢は一般的に週単位であるため、注入後 1 週間以降の強度に着目する必要がある。よって、充填材は 7 日以内に 28kN/m² の強度を発現する必要があると考えられる。また、杭抜き前には粘土層下部付近の杭周辺に 170kN/m² の圧縮応力が作用しているため、充填材を引抜き孔に注入後 28 日で約 170kN/m² の強度を発現する必要があると考えられる。

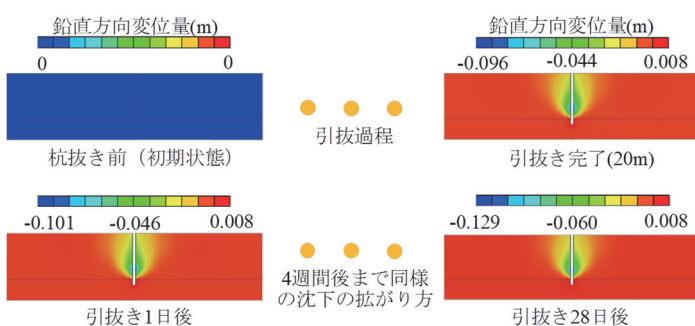


図-3.12 引抜き孔 1 本が空洞の場合の周辺地盤の変形

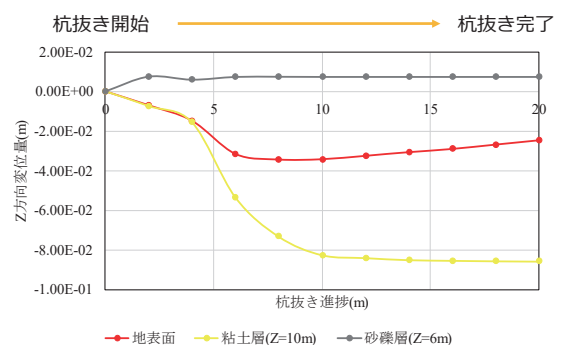


図-3.13 引抜き孔 1 本形成過程の周辺地盤の沈下量

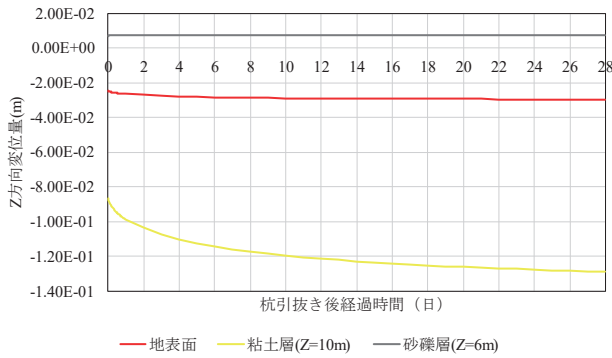


図-3.14 引抜き孔 1 本形成後の周辺地盤の沈下量

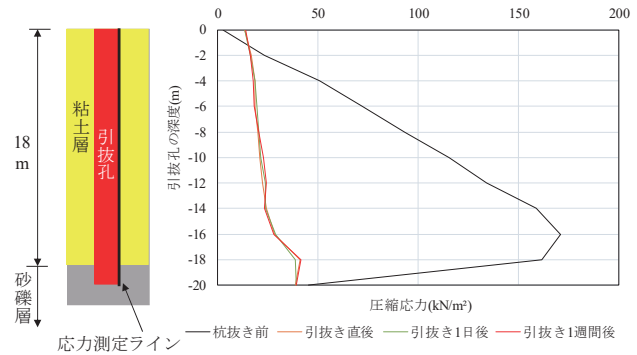


図-3.15 引抜き孔に集中する圧縮応力 (引抜き孔 1 本)

(2) 引抜き孔 2 本を空洞のまま放置した場合

図-3.16 は、引抜き孔 2 本が空洞の場合の沈下量コンターを示している。また、図-3.17 は地表面、粘土層および砂礫層における杭抜き過程の沈下量を示している。図-3.18 はそれぞれの層における引抜き後の沈下量を示している。さらに、図-3.19 に引抜き孔に作用する圧縮応力を示す。

図-3.16 より、引抜き孔が 1 本の場合と同様に引抜き完了直後から時間経過による最大沈下量が発生する場所は引抜き孔周辺の粘土層の下部付近であり差異がない。しかし、杭①を引抜き後に杭②を引き抜くため、引抜き孔①付近の杭②に挟まれた粘土層において最大沈下量が発生する。

図-3.17 より、地表面において杭①および杭②の引抜き 8m から 20m にかけて沈下量が減少している。また、引抜き孔 1 本の場合と比べて杭①の引抜きが完了した直後の沈下量が大きくなっている。これは、杭①の引抜き直後は地盤内に杭②が存在するため杭②が引抜き孔に向かって倒れこむように変形し、引抜き孔に集中する圧縮応力がより大きくなったことが原因であると考えられる。また、図-3.18 より、引抜き孔 1 本の場合と比較して、周辺地盤の沈下量が大きくなっている。これにより、引抜き孔の本数が増え、地盤内の空洞が増えることで陥没現象が促進されていることが考えられる。よって、引抜き孔が 2 本の場合は引抜き孔 1 本の場合と比較して早期に空洞の拡大を防ぐ必要があると考えられる。そのため、引抜き孔の形成と同時に充填材の注入をすることが重要であると考えられる。

図-3.19 より、杭①を引抜き直後より杭②を引抜き直後の方が引抜き孔に集中する圧縮応力が大きくなっている。これにより、引抜き孔の本数が増加すると先に形成した引抜き孔周辺に影響を及ぼし、軟弱地盤の下部に圧縮応力が大きくなる。また、引抜き孔が 1 本の場合は、地表面において圧縮応力は約 10kN/m^2 となっており、粘土層下部の引抜き孔における圧縮応力と比較すると小さい値であった。しかし、引抜き孔が 2 本の場合

合は、杭②の引抜き直後に地表面の引抜き孔に約 20kN/m^2 の圧縮応力が作用しており、引抜き 1 週間後の粘土層下部の引抜き孔に作用する圧縮応力との差が小さくなっている。よって、引抜き孔を複数本形成した場合は地表面において作用する圧縮応力が大きくなり、粘土層下部の引抜き孔に作用する圧縮応力と差が小さくなるため、充填材の強度はより一様に発現するものでなければならない。また、引抜き孔 1 本の場合と同様に、地表面から $18\sim 20\text{m}$ において圧縮応力が小さくなっているが、この部分は砂礫層であり、図-3.17 より時間経過に伴う変位量もほとんどなく、沈下を発生しないたであると考えられる。また、 $Z=10\text{m}$ の粘土層において沈下量が最大値を示しているため、その点を基準に考慮する必要がある。また、セメントの管理材齢は一般的に週単位であるため、注入後 1 週間以降の強度に着目する必要がある。よって、充填材は 7 日以内に 32kN/m^2 の強度を発現する必要があると考えられる。また、杭抜き前は最大約 150kN/m^2 の圧縮応力が杭周辺に作用しており、引抜き孔が 1 本の場合と比較すると小さな値となった。これは、隣接する杭が 1 本の杭に集中する応力を分散したためであると考えられる。そのため、引抜き孔が 2 本の場合は引抜き後 1 週間以内に発現させるべき充填材強度は、引抜き孔が 1 本の場合と比較して早期に強度を発現するものでなければならないと考えられる。

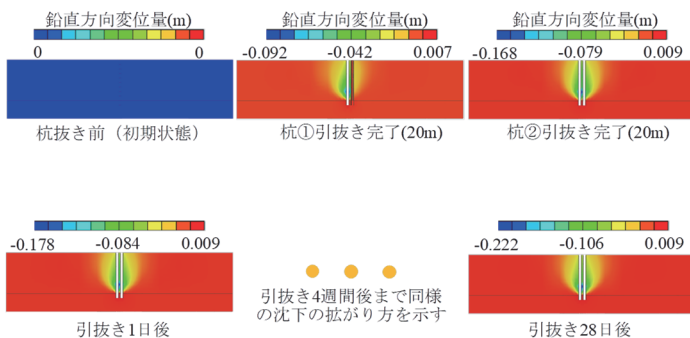


図-3.16 引抜き孔 2 本が空洞の場合の周辺地盤の変形

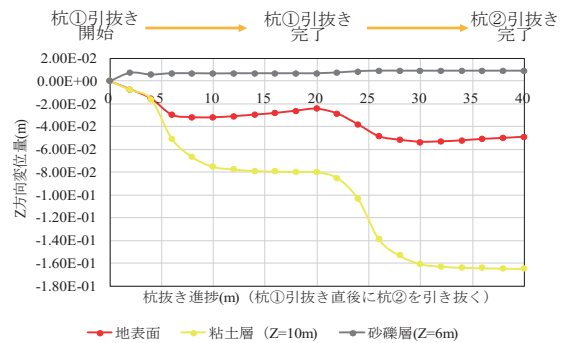


図-3.17 引抜き孔 2 本形成過程の周辺地盤の沈下量

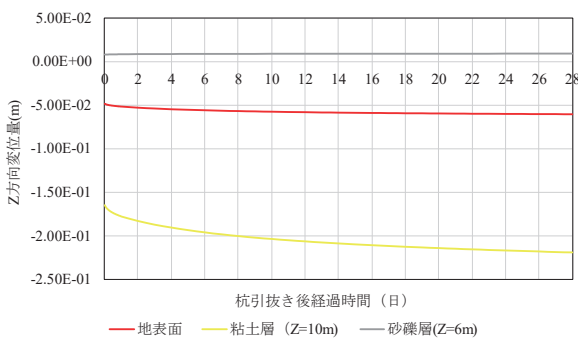


図-3.18 引抜き孔 2 本形成後の周辺地盤の沈下量

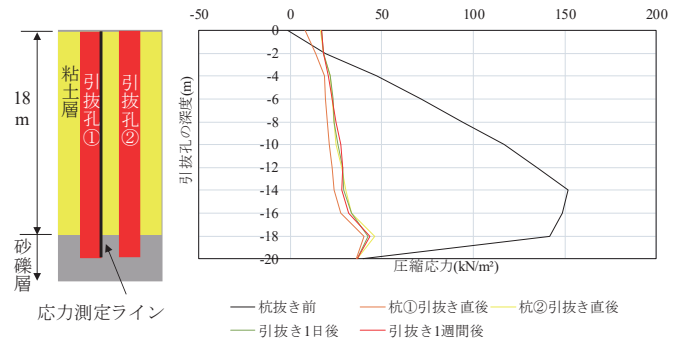


図-3.19 引抜き孔に集中する圧縮応力 (引抜き孔 2 本)

(3) 引抜き孔 3 本を空洞のまま放置した場合

図-3.20 は、引抜き孔 3 本が空洞の場合の沈下量コンター図を示している。また、図-3.21 は地表面、粘土層および砂礫層における杭抜き過程の沈下量を示している。図-3.22 はそれぞれの層における引抜き後の沈下量を示している。さらに、図-3.23 に引抜き孔に作用する圧縮応力を示す。

図-3.20 より、引抜き孔が 1, 2 本の場合と同様に引抜き完了直後と引抜き後時間が経過した場合とで最大沈下量が発生する場所は引抜き孔周辺の粘土層の下部付近であり、差異がない。しかしながら、杭①から杭②、杭③の順に引き抜くため、引抜き孔①付近の杭②に挟まれた粘土層において最大沈下量が発生する。

図-3.21 より、地表面において杭①および杭②の引抜き 8m から 20m にかけて沈下量が減少している。これは引抜き孔が 1, 2 本の場合と同様に引抜きに伴うサクション力が発生し、上向きに応力が作用していることが原因であると考えられる。また、図-3.22 より、引抜き孔 1 本および 2 本の場合と比較して周辺地盤の沈下量が大きくなっている。これにより、引抜き孔の本数が増えるほど地盤内陥没現象が促進されていることが考えられる。よって、引抜き孔が 3 本の場合は引抜き孔 1, 2 本の場合と比較して早期に空洞の拡大を防ぐために、引抜きと同時に充填材を注入する必要があると考えられる。

図-3.23 より、杭①を引抜き直後より杭②を引抜き直後の方が引抜き孔に集中する圧縮応力が大きくなっているが、杭③を引抜き直後は粘土層が 2m から 10m にかけて、杭②引抜き直後と比較して圧縮応力が小さくなっている。引抜き孔が一直線に形成されない場合は、3 本目以降は作用する圧縮応力が小さくなる。また、引抜き孔が 3 本の場合では、引抜き孔が 1, 2 本の場合と比較して地表面において作用する圧縮応力が大きくなっている。これによって、引抜き孔を複数本形成した場合は地表面において作用する圧縮応力が大きくなり、粘土層下部の引抜き孔に作用する圧縮応力と差が小さくなるため、充填材の強度はより一様に発現するものでなければならない。また、 $Z=10\text{m}$ の粘土層において沈下量が最大値を示しているため、その点を基準に考慮する必要がある。また、セメントの管理材齢は一般的に週単位であるため、注入後 1 週間以降の強度に着目する必要がある。よって、引抜き後 1 週間以内に 32kN/m^2 の圧縮強度を発現するものが望ましいと考えられる。また、杭抜き前は最大約 140kN/m^2 の圧縮応力が杭周辺に作用しており、引抜き孔が 1, 2 本の場合と比較すると小さな値となった。これは、隣接する杭が 1 本の杭に集中する応力を分散したためであると考えられる。そのため、引抜き孔が 3 本の場合は引抜き後 1 週間以内に発現させるべき充填材強度は、引抜き孔が 1 本の場合と比較して早期に強度を発現するものでなければならないと考えられる。また、引抜き孔 1 本、2 本、3 本の場合で、杭の引抜き 1 週間後に引抜き孔に作用する圧縮応力にそれほど差がない。これにより、時間が経過すると引抜き孔に作用する圧縮応力は収束し、その収束値は周辺地盤の状況に起因すると考えられる。

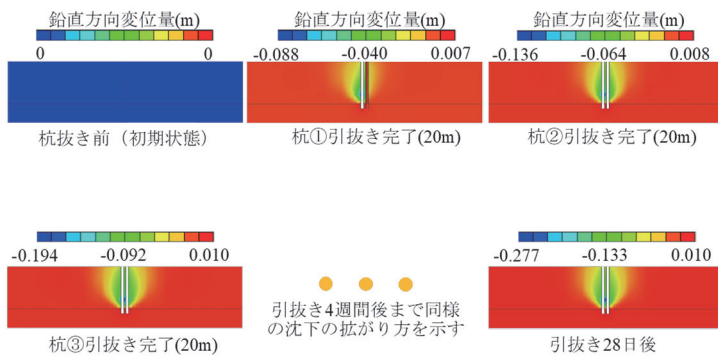


図-3.20 引抜き孔3本が空洞の場合の周辺地盤の変形

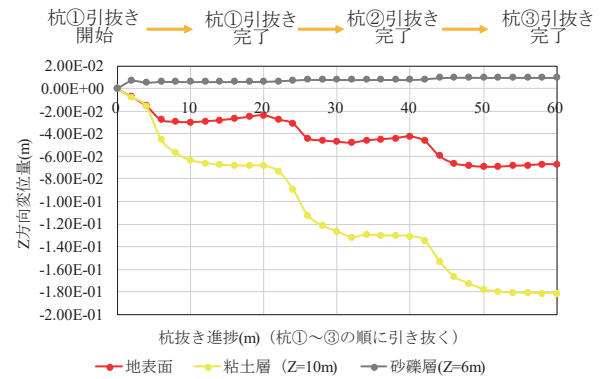


図-3.21 引抜き孔3本形成過程の周辺地盤の沈下量

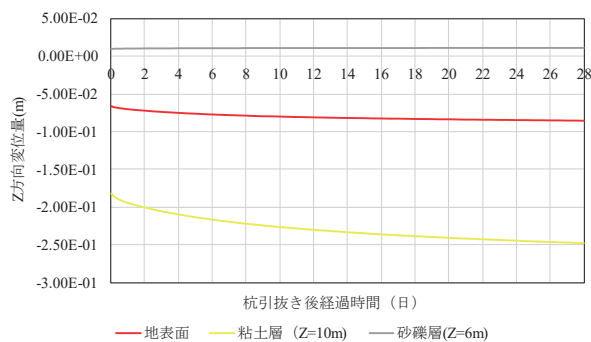


図-3.22 引抜き孔3本形成後の周辺地盤の沈下量

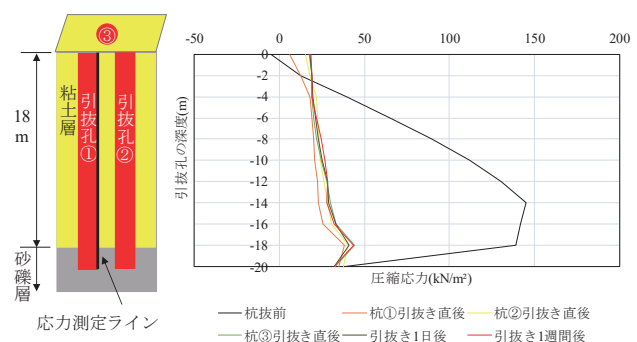


図-3.23 引抜き孔に集中する圧縮応力 (引抜き孔3本)

3.2.4 おわりに

本研究では、既存杭引抜き孔が周辺地盤の静的特性に及ぼす影響を検討するために、3次元弾塑性圧密解析を行った。

解析結果から得られた成果は以下のとおりである。

- (1) 引抜き孔を空洞のまま放置すると引抜き孔付近において大きな地盤沈下が生じ、特に引抜き孔付近の粘土層下部においては大きな沈下が生じる。
- (2) 引抜き孔の形成により引抜き孔周辺地盤に空洞が成長し、時間経過に伴い地盤沈下が増加する。また、引抜き孔の本数が増えるほど、陥没現象が促進され、早期に対策が必要となってくるため、引抜き孔の形成と同時に充填材の注入することが重要であると考えられる。
- (3) 引抜き孔の本数が増えるほど、杭抜き後引抜き孔に作用する圧縮応力が大きくなる。そのため、引抜き孔の本数が増えるほど充填材は早期に強度を発現するものではないと考えられる。
- (4) 引抜き孔が2本と3本の場合は引抜き孔に作用する圧縮応力に差異がない。よって、引抜き孔周辺に作用する圧縮応力は周辺地盤の環境に起因するものと考えられる。

- (5) 引抜き孔が 1 本の場合は地表面の引抜き孔に集中する圧縮応力と粘土層下部付近に作用する圧縮応力に差があるが、引抜き孔が 2 本および 3 本の場合は深度による引抜き孔に作用する圧縮応力の差が小さくなっている。このことから、引抜き孔の本数が増加すると最深部まで均一な強度を発現する充填材の注入が必要になると言える。

本研究では、引抜き孔の配置間隔や形状、本数の違い、および周辺地盤の層厚の違いなどによる影響の検討に至っていない。それらの条件を変えた解析を行い、一般的に求められる充填材の特性を求めることを今後の課題とする。

参考文献

- 3-1) 総務省：公共施設等の解体撤去事業に関する調査結果，総務省，2012.
- 3-2) 村上隆生：基礎杭の残置，埋戻し部分の地盤支持力の瑕疵を否定し，代理業者の説明義務違反も否定した事例，RETIO，No.82，pp.166-167，2011.
- 3-3) 桑原秀一，濱田聡一郎：構造物とりこわし工における既存杭の引抜工事について，平成 27 年度近畿地方整備局研究発表会 論文集，2015.
- 3-4) ㈱マルシン：杭先端パワーチャッキング (PG) 工法.
- 3-5) 国土交通省：公共建築工事標準仕様書 (建築工事編) 平成 25 年版，国土交通省，2014.
- 3-6) 桑原秀彦：個別要素法を用いた杭の打ち込み解析に関する研究，山口大学工学部研究報告，pp.53-59，2002.
- 3-7) ㈱マルシン：「既存杭」とは何か？何が問題なのか？ <<http://marushinn.jp/problem/>>，2018.1.29 取得.
- 3-8) 松本樹典：鋼管杭の動的および静的支持力特性評価に関する研究 (Abstract 要旨)，京都大学，1989.
- 3-9) 金井塚淳一：斜面上の深礎杭基礎における FEM 解析手法について，第 37 回地盤工学研究発表会，pp.1455-1456，2002.
- 3-10) 井上卓：斜杭の引抜き抵抗力の解析における地盤反力の検討，東京大学，pp.1-2，2004.
- 3-11) 松島健一，矢板引抜きに伴う地盤と地中構造物の相互作用に関する研究，農業農村工学会論文集，No.254，pp.151-160，2008
- 3-12) ㈱グラウト：土留部材引抜同時充填注入工法 <<http://www.grout.co.jp/method/kuugeki.html>>，2018.12.9 取得
- 3-13) Noshio, K., Inazumi, S., Kuwahara, S. and Hamaguchi, S.: Development of pulling-out of existing piles and influence of the pulling-out holes on surrounding ground, Proceedings of

- the 16th Global Joint Seminar on Geo-Environmental Engineering, pp.99-104, 2017.
- 3-14) 吉田史郎：粒子法による弾塑性地盤上のフーチング支持力解析 Load-Bearing Capacity of Footing on Elasto-Plastic Soil, 湘南技術開発, pp.1-4, 2015.
- 3-15) 保科隆：地盤材料の剛塑性構成式の開発と斜面安定・変形解析への応用, p.58, 2014.
- 3-16) 古垣内靖：流動化処理土のヤング率の評価, 東急建設技術研究所報, No.40, pp.49-52, 2015.
- 3-17) 秋重博之：建築基礎の性能評価方法に関する国内外の技術基準等の比較（その 1 沈下量等の許容値及び限界値）, 日本建築学会大会学術講演梗概集, p.621, 2004.
- 3-18) 国土交通省：課題に対する取組み事例等について, 国土交通省, 2005.
- 3-19) くらそうね解体：解体工事Q&A, <<http://kaitai-takumi.com/qa/1588/>>, 2021.3.20 取得.
- 3-20) 稲積真哉：既設構造物の解体撤去に伴い既存杭の諸問題とその引抜き工法の高度化, 建設機械, 2019年4月号, 2019（印刷中）.
- 3-21) 桑原秀一・濱田聡一郎：構造物とりこわし工における既存杭の引抜き工事について, 平成27年度近畿地方整備局研究発表会論文集, 2015.
- 3-22) 桑原秀一・浜口伸一・島田義勝・稲積真哉：既存杭の引抜き工における杭先端パワーチャッキング工法の施工理論と施工事例, 地盤工学ジャーナル, Vol.14, No.1, pp.71-78, 2019.
- 3-23) 稲積真哉・浜口伸一・桑原秀一：改良型エアリフトによる既存杭抜跡地盤の埋戻し処理工法の性能評価, 建設機械施工, Vol.70, No.9, pp.91-101, 2018.
- 3-24) Inazumi, S., Namikawa, T., Kuwahara, S. and Hamaguchi, S.: Influence of pulling out existing piles on the surrounding ground, International Journal of GEOMATE: Geotechnique, Construction Materials and Environment, Vol.13, Issue 35, pp.16-21, 2017.
- 3-25) Kuwahara, S. and Inazumi, S.: Settlement of surrounding grounds due to existence of pile pulling-out holes, International Journal of GEOMATE: Geotechnique, Construction Materials and Environment, Vol.16, Issue 54, pp.81-85, 2019.
- 3-26) 稲積真哉・桑原秀一・橋本功：既存杭の引抜き孔を対象とした炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材, 材料, Vol.68, 2019（印刷中）.
- 3-27) 蔡飛：地盤材料特性とパラメータの決め方, GeoFEAS（2D）セミナー, pp.1-18, 2013.
- 3-28) MIDAS：Soil Works と GTS NX を用いた有限要素法による地盤解析, p.9, 2014.
- 3-29) FORUM8：弾塑性解析（GeoFEAS）2D Q&A, <<http://www.forum8.co.jp/faq/win/geo2d.htm#q2-34>>, 2019.3.20 取得.
- 3-30) 竹内康：塗装用材料の弾塑性モデルに関する基礎的研究, 土木学会塗装工学論文集, 第7巻, pp.1-24, 2002.
- 3-31) 江崎哲郎：地下開発による地盤移動と環境保全の現状, 資源と素材, Vol.109, pp.307-312, 1993.

4 既存杭の引抜き孔への埋戻し処理材

4.1 既存杭の引抜き孔を対象とした炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材

4.1.1 はじめに

構造物の建て替えに伴う既存杭の撤去については、一般に引抜き工法が採用される。既存杭の引抜きでは地盤内に引抜き孔が形成されるため、充填材による埋戻しが行われる。既存杭の引抜き孔に対する埋戻し充填材として、セメントベントナイト系充填材が一般的に用いられる。セメントベントナイト系充填材は水、セメントおよびベントナイトによって構成される材料であり、それらの配合を調整することで、力学的な品質管理が容易である。また、汎用のプラント設備を現地に設置し、現地で混練作業を行い、施工状況に合わせて適時作製可能という利点がある。しかしながら、実際に地盤内空洞に充填した場合、想定以上の地下水の浸入によって所定の強度が発揮されない問題や、水とセメントの材料分離によって不均一な強度発現を引き起こすなど、配合調整のみでは管理できない問題がある。充填材の役割は対象地盤の復元性を高めることにある。適切な充填が行われず、原地盤と充填箇所との強度に大きな差異が生じた場合、周辺地盤において沈下等の現象が生じる可能性がある⁴⁻¹⁾。

本研究では、セメントベントナイト系充填材に対する上記の課題を解決し、対象の原地盤毎に強度調整が容易に行え、早急かつ確実に所定の強度を確保できる充填材の開発を目的としている。具体的には、セメントベントナイト系充填材に対して炭酸ナトリウム (Na_2CO_3) を混合することで、材料分離の抑制および早期の強度発現を図った充填材を開発し、さらに充填材としての有用性を物理試験によって検討している。また、セメントベントナイト系充填材に対し Na_2CO_3 を混合することで得られる諸特性の発現機構を物理試験および X 線回折 (XRD) 分析の実施によって検討する。

4.1.2 既往の知見

(1) ベントナイトと炭酸ナトリウム (Na_2CO_3)

ベントナイトはスメクタイト系の粘土鉱物であるモンモリロナイトを主成分とする粘

土材料であり、モンモリロナイトは薄い板状結晶が積み重なった層状構造をもつ。板状結晶は負電荷を帯びており、結晶層間に陽イオンを吸着することによって電氣的な平衡を保っている。さらに、層間陽イオンが水分子を吸着することで、ベントナイトは膨潤性を発揮する。膨潤したベントナイトは結晶層間の電氣的な反発により分散効果を発揮し、セメントと水の材料分離を抑制する。また、セメントベントナイト系充填材の粘性を高め、自己充填性を向上させる⁴⁻²⁾。

ベントナイトの性質はモンモリロナイトの層間陽イオンの種類によって異なる。大きくは2種類に大別され、ナトリウムイオン (Na^+) を多く吸着している場合をNa型、カルシウムイオン (Ca^{2+}) を多く吸着している場合をCa型と呼ぶ⁴⁻³⁾。Ca型と比較してNa型は単位層間の電氣的な引力が弱いいため、Na型の膨潤性はCa型と比較して高い。 Na_2CO_3 は水に溶解して電離することで Na^+ が発生し、ベントナイト中の層間陽イオンに含まれる Ca^{2+} とイオン交換される。層間陽イオンのイオン交換性は $\text{Na}^+ < \text{K}^+ < \text{Ca}^{2+} < \text{Mg}^{2+}$ の順に増し、1価陽イオンよりも2価陽イオンの選択性が高い⁴⁻⁴⁾。しかしながら、 Na^+ と Ca^{2+} のイオン交換は可逆反応であり Na^+ 濃度が高い環境下では層間陽イオンに Na^+ が選択されやすくなる⁴⁻⁵⁾。よって、水中で炭酸ナトリウム (Na_2CO_3) とベントナイトを混合した場合、Na型としての性質を強め、ベントナイトの膨潤性が増加する。

以上のことから、セメントベントナイト系充填材に Na_2CO_3 を混合することで、材料分離抑制の性質向上が期待される。

(2) セメントと炭酸ナトリウム (Na_2CO_3)

セメントは水との水和反応によりエトリンガイト ($3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot 32\text{H}_2\text{O}$) や珪酸カルシウム水和物 (C-S-H) を生成して強度を発現するため、セメントベントナイト系充填材において硬化性能を発揮する主成分である。具体的には、セメントは水と混合することでエーライト ($3\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$) とアルミネート相 ($3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$) の溶解反応が生じ、数分で緩慢となった後に水和反応が停滞する水和潜伏期に入る。その後数時間で加速度期に入ると、エーライトが再度活発に水和反応を起こし、C-S-H や水酸化カルシウム ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) が生成される。重ねて石膏の消費に伴うアルミネート相の水和反応が生じ、エトリンガイトが生成される^{4-6), 4-7)}。炭酸ナトリウム (Na_2CO_3) を混合することで、初期水和後のエーライトと水の接触を妨げることなく水和潜伏期間を見かけ上省くため、エーライトおよびアルミネート相の水和反応が促進される⁴⁻⁸⁾。

以上のことから、セメントベントナイト系充填材に Na_2CO_3 を混合することで、早期強度発現性能が期待される。

4.1.3 充填材の物理特性

(1) 供試体の配合・作製

本研究で作製する充填材の構成材は水 (W)、ベントナイト (B)、普通ポルトランドセメント (C) および Na_2CO_3 (S) である。ベントナイトについて、A. C. C. 法 (American Colloid Company 規格) における膨潤度 4 の低膨潤ベントナイトを用い、ベントナイトの種類による比較を行う際には膨潤度 20 の高膨潤ベントナイトを用いる。一般的なセメントベントナイト系充填材ではセメント (C) とベントナイト (B) の重量比 : $C/B=4\sim 6$ 程度、水 (W) とセメント (C) の重量比 : $W/C=300\sim 500\%$ 程度の範囲で用いられる。なお、予備試験の結果、充填材の総重量に対して 50%以上 90%以下の水、1%以上 10%以下のベントナイト、10%以上 40%以下のセメントおよび 0.5%以上 3%以下の Na_2CO_3 を用いることで、適度な流動性、強度および材料分離抵抗性が発揮されることを確認している。そのため、本研究においても以上の条件内で供試体を作製する。すなわち、 Na_2CO_3 については一律で $20\text{kg}/\text{m}^3$ 投入し、その他の構成材の配合量をパラメータとして変化させ、各試験結果の比較を行う。各試験結果は 3 個の供試体の平均値によって示す。

充填材の目標強度は $0.3\sim 0.5\text{N}/\text{mm}^2$ と設定している。これは「公共建築工事標準仕様書 (建築工事編)」⁴⁾⁹⁾ で規定されている既製杭打設工法であるセメントミルク注入工法において杭周固定液の材齢 4 週の一軸圧縮強さ $0.5\text{N}/\text{mm}^2$ が地盤と同程度の強度であるとみなされていることから、一般に標準強度として採用されている値である。供試体は、あらかじめ水を加えた攪拌機に適切な順序でその他の構成材を投入し、各構成材を投入するごと一定の時間および速度で攪拌を行い作製する。

(2) 試験方法

① 一軸圧縮試験および簡易貫入試験

充填材の初期・長期強度および強度発現の傾向について検討するため、日本工業規格 (JIS A 1216) 「土の一軸圧縮試験方法」に準じて試験を実施する。各構成材を混合攪拌し、直径 50mm および高さ 100mm のモールドに流し込み供試体を作製する。その後 20°C の恒温室で所定の日数養生を行い、各養生日数において、ひずみ速度 $1\%/\text{min}$ で連続的に供試体を圧縮する。また、各構成材の混合攪拌直後から 24 時間後までの早期強度発現性能について、 Na_2CO_3 を配合することによる変化を評価するため、簡易的な貫入試験を実施する。各構成材の混合攪拌後バット上に供試体を厚さ 20mm で広げ、簡易測定器の測定部を供試体表面に鉛直に設置し、加速度がかからないように自重で貫入させる。混合直後、30 分、1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 12 および 24 時間における貫入抵抗値を簡易測定器 (IMADA 社製 DPRSX-5T) によって測定する。

② ブリージング試験

充填材における水とセメントの材料分離性について検討するため、土木学会規準 (JSCE F 522)「プレパックドコンクリートの注入モルタルのブリージング率および膨張率試験方法 (ポリエチレン袋方法)」に準じて試験を実施する。直径 50mm のポリエチレン袋に 200mm の高さまで各構成材を混合攪拌した供試体を投入し、1, 3, 24 時間後のブリージング水量を測定し、式 (4-1) によりブリージング率を求める。

$$Br = \frac{W_b}{V} \times 100 \quad (4-1)$$

ここで、Br:ブリージング率 (%), W_b:各経過時間におけるブリージング水量 (mL), V:供試体の体積 (mL) である。

③ 流動性試験

充填材の流動性について検討するため、土木学会基準 (JSCE F 521)「プレパックドコンクリートの注入モルタルの流動性試験方法 (P 漏斗による方法)」に準じて試験を実施する。流出管内径 13mm, 流出管長 38mm および漏斗部高さ 192mm の P 漏斗試験器に各構成材を混合攪拌した供試体を満たし、流出管から指を離して充填材を流下させ、充填材の流れが初めて途切れるまでの流下時間をストップウォッチで計測する。

(3) 試験結果と考察

① 配合条件の変化

i) 各構成材の投入順序

表-4.1 は、各構成材の投入手順による充填材のブリージング率と強度発現までの時間の変化を示している。ここで、A-1 は水 (W) に対しベントナイト (B), セメント (C), Na₂CO₃ (S) の順で投入している。A-2, A-3, A-4 および A-5 については表 4-1 に示すとおり投入順序である。各構成材はいずれの配合においても同量加える。

以上の配合について比較を行うと、A-1 および A-2 のブリージング率が低く、初めにベントナイトを投入している点で共通する。加えて、A-2 と A-4 の比較より、ベントナイトを水中に分散させてから Na₂CO₃ を投入することが、ブリージング抑制に重要であるといえる。また、A-1, A-3, A-4 および A-5 は強度発現に要する時間が 1~1.5 時間であるが、最後に Na₂CO₃ を投入している A-1 および A-3 において最も早急な強度発現を起こしている。よって、ベントナイトおよびセメントを十分に分散させた後に Na₂CO₃ を投入することが、早期強度発現に重要であるといえる。

以上より、A-1 と同様に水に対しベントナイト、セメント、Na₂CO₃ の投入順序で充填材を作製するケースが最も早急に強度発現し、最もブリージングが発生しない投入順序

である。以降の各試験に用いる供試体は A-1 と同様の投入順序で作製する。

表-4.1 投入手順による充填材のブリージング率と強度発現時間の変化

No.	Order of mixing	Bleeding ratio (%)		Curing (hours)	Remarks
		1 hour	3 hours		
A-1	B→C→S	1.4	1.9	1	<ul style="list-style-type: none"> • C/B = 5.6 • W/C = 316% • Rotation speed = 1500 rpm • Mixing duration = 3 minutes
A-2	B→S→C	9.0	15.0	6.5	
A-3	C→B→S	25.0	32.0	1	
A-4	S→B→C	25.0	31.0	1.5	
A-5	C→S→B	38.0	44.0	1.25	

ii) 攪拌時間および回転数

表-4.2 は Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材について、攪拌翼の回転速度と攪拌時間によるブリージング率の変化を示している。高速で長時間攪拌する B-1 と高速で短時間攪拌する B-2 を比較すると、3 時間後と 24 時間後のいずれも B-1 のブリージング率の方が低い。攪拌時間が長い方がより分散されるため、ブリージングが抑制されたと考えられる。また、B-2 と低速で長時間攪拌する B-3 を比較すると、3 時間後と 24 時間後のいずれも B-2 のブリージング率の方が低い。すなわち、ブリージングを抑制するには低速で長時間の攪拌を行うよりも、回転速度を大きくすることで各構成材を十分に分散させることが重要であると考えられる。以降の各試験に用いる供試体は B-1 と同じ攪拌翼の回転速度および攪拌時間で作製する。

表-4.2 攪拌翼の回転速度と攪拌時間によるブリージング率の変化

No.	Rotation speed (rpm)	Mixing duration (min.)	Bleeding ratio (%)		Remarks
			3 hours	24 hours	
B-1	1500	3	1.0	0.0	<ul style="list-style-type: none"> • C/B = 4.8 • W/C = 3746%
B-2	1500	1	2.0	1.5	
B-3	500	3	2.5	2.0	

② 強度特性

i) 初期強度

図-4.1 は Na_2CO_3 の有無によるセメントベントナイト系充填材の一軸圧縮強さの経時変化を示している。C は $\text{W/C} \cong 375\%$ 、D は $\text{W/C} \cong 295\%$ であり、それぞれ No.1 は Na_2CO_3 無し、No.2 は Na_2CO_3 有りである。これより、 Na_2CO_3 の有無による充填材の初期圧縮強度を比較する。C-1 の材齢 7 日強度が 0.09N/mm^2 であるのに対して、C-2 では材齢 7 日強度が 0.30N/mm^2 となっており、 Na_2CO_3 を配合した場合の方が大きい。D-1 と D-2 の比較においても同様に、D-1 の材齢 7 日強度が 0.37N/mm^2 、D-2 の材齢 7 日強度が 0.59N/mm^2

であり、 Na_2CO_3 を配合した場合の方が大きい。よって、 Na_2CO_3 を配合することによりセメントベントナイト系充填材の初期強度が増加すると考えられる。

図-4.2 は Na_2CO_3 の有無によるセメントベントナイト系充填材の簡易貫入試験結果（抵抗値）の経時変化を示している。これより、C-1 および D-1 では混合攪拌後約 8 時間が経過してから抵抗値が上昇しているが、C-2 および D-2 では混合攪拌後約 1 時間が経過してから抵抗値が上昇している。すなわち、強度発現開始時間が早期化しており、 Na_2CO_3 の配合がセメントベントナイト系充填材の材齢 1 日レベルでの強度発現性能を向上させている。

混合攪拌後 1 時間で強度発現が生じることは地盤内において地下水の浸入を防ぎ、セメントベントナイト系充填材が安定した強度を発現する一助となり得る。また、深さによって強度が異なる原地盤に対しては、強度の異なる複数の充填材を深度ごとに分割して埋め戻し作業を行うことで原地盤の再現性は高くなるが、各充填材が互いに混合することなく鉛直方向に整列した状態で、大きな時間のロスなく充填することが可能となる。以上より、セメントベントナイト系充填材への Na_2CO_3 の配合は、混合直後から強度発現を促進し、地盤内空洞を対象とした充填材として有用な効果を発揮する。

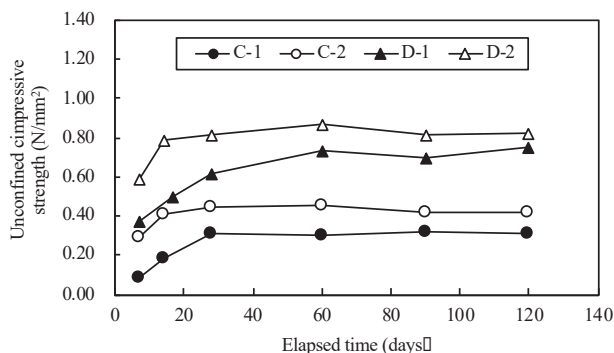


図-4.1 Na_2CO_3 の有無によるセメントベントナイト系充填材の一軸圧縮強さの経時変化

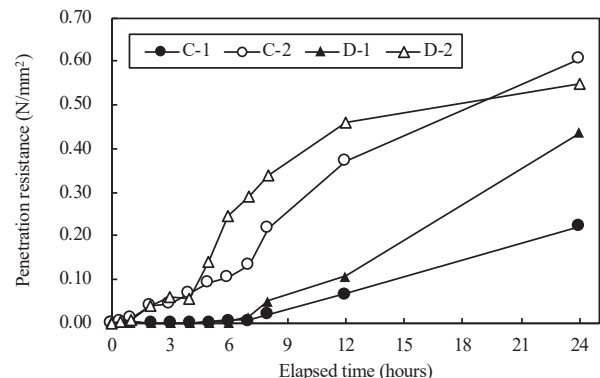


図-4.2 Na_2CO_3 の有無によるセメントベントナイト系充填材の簡易貫入試験結果

ii) 材齢による強度変化

図-4.1 より、 Na_2CO_3 の有無によるセメントベントナイト系充填材を比較する。C-1 と C-2, D-1 と D-2 を比較すると、いずれの材齢においても Na_2CO_3 を配合した場合の方が大きな強度を示している。一方、強度発現の傾向としてはいずれの配合においても材齢 28 日程度まで強度が増加し、それ以降はほぼ強度増加しない傾向が確認できる。

図-4.3 は、図-4.1 を基本として材齢 28 日の一軸圧縮強さで正規化した値（以下、圧縮強度比とする）でまとめている。図-4.3 の圧縮強度比より各配合を比較すると、材齢 28 日以降の強度発現挙動において Na_2CO_3 の有無による大きな違いは確認されず、圧縮強度比は 1.0 付近の値である。よって、 Na_2CO_3 を配合することによるセメントベントナイト系充

充填材の材齢 28 日以降の強度発現への影響は確認できない。

図-4.4 は Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材における水セメント比の違いによる一軸圧縮強さの経時変化を示している。E-1, E-2, E-3, E-4 および E-5 では水セメント比の小さいものから順に各材齢における一軸圧縮強さが大きくなる傾向がある。また、図-4.4 を基本として材齢 28 日の一軸圧縮強さで正規化した圧縮強度比を示した図 4-5 より、E-1 を除いていずれの配合においても強度発現の傾向に大きな違いがなく、材齢 90 日における圧縮強度比は 1.15 程度である。よって、 Na_2CO_3 の配合は長期の強度発現挙動に関与していないと考えられる。E-1 については、最も水セメント比が大きくセメント量に対する Na_2CO_3 の割合が高いことから、水和反応がその他の配合よりも促進されたと考えられる。

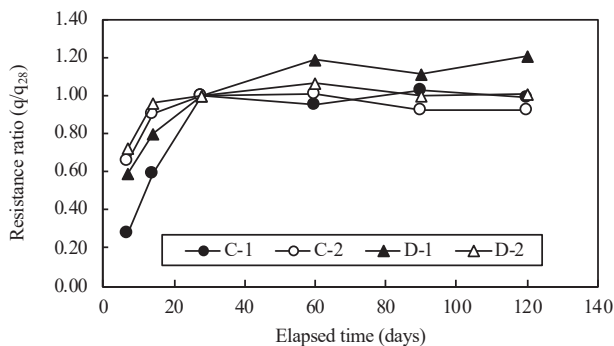


図-4.3 圧縮強度比の経時変化

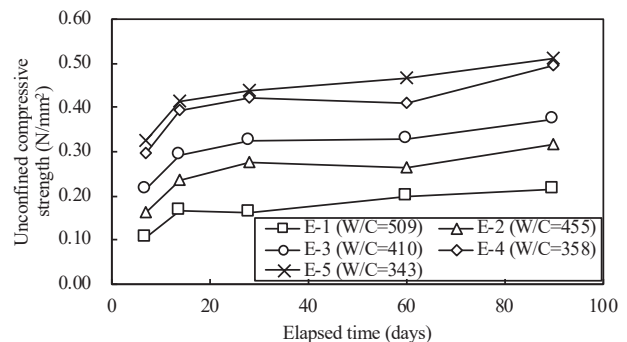


図-4.4 一軸圧縮強さの経時変化

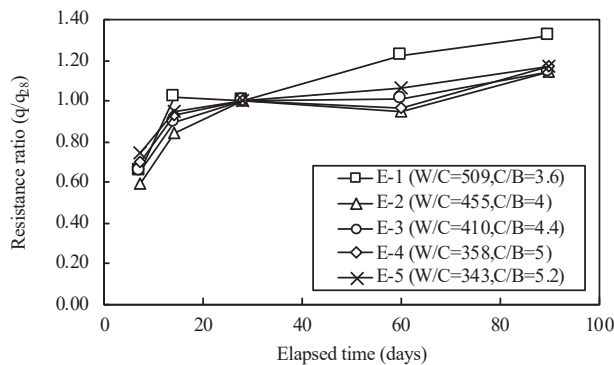


図-4.5 圧縮強度比の経時変化

③ 材料分離性

表-4.3 は Na_2CO_3 の有無によるセメントベントナイト系充填材のブリージング試験と流動性試験の結果を示している。C-1 および D-1 では時間の経過とともにブリージング率が大きくなる傾向に対し、C-2 および D-2 では混合攪拌 1 時間後に約 0.5% のブリージング現象が確認されたのみであり、その後はブリージング現象が生じていない。よって、 Na_2CO_3 を混合することによりセメントベントナイト系充填材の材料分離性が抑制されると考えられる。

表-4.3 ブリージング試験と流動性試験の結果

No.	C/B	W/C (%)	flowing down time (s)	Bleeding ratio (%)		
				1 hour	3 hours	24 hours
C-1	4.8	377	7.7	3.6	9.3	9.5
C-2	4.8	374	7.6	0.5	0.0	0.0
D-1	6	295	7.8	4.0	9.5	9.8
D-2	6	293	7.6	0.4	0.0	0.0

④ 流動性

表-4.3 における流動性試験の結果より、各配合においてフロー値は 7.7 秒程度であり、 Na_2CO_3 を混合することによるセメントベントナイト系充填材の流動性は生じない。強度試験結果より混合攪拌から 1 時間程度で強度発現が始まっているが、打設時の流動性に影響を及ぼさないことが考えられる。また、流動性が高い場合は粘性が低くなり材料分離を生じやすくなるが、流動性試験結果より、 Na_2CO_3 を配合した場合セメントベントナイト系充填材はブリージングがほぼ発生せず材料分離が生じない。よって、 Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材は、材料分離を引き起こすことなく充填材としての作業性が確保されている適度な粘性を有していると考えられる。

⑤ ベントナイトの膨潤度

表-4.4 は Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材について、膨潤度の異なる 2 種類のベントナイトを用いた場合のブリージング率の変化を示している。F では膨潤度 4 の低膨潤ベントナイト、G では膨潤度 20 の高膨潤ベントナイトを用いている。F-1 と G-1、F-2 と G-2 を比較すると、いずれも G のブリージング率が低い値を示す。F のブリージング率は時間経過に伴い一定あるいは増加する傾向が見られるのに対し、G は時間経過に伴い増加することなく 24 時間後には 0%を示している。これより、膨潤度が高いベントナイトを使用することで、セメントベントナイト系充填材において高いブリージング抑制効果を発揮する。

表-4.4 膨潤度の異なるベントナイトを用いた場合のブリージング率の変化

No.	C/B	W/C (%)	Bleeding ratio (%)		
			1hour	3hour	24hour
F-1	4.4	410	2.0	2.5	2.5
F-2	5.6	316	1.4	1.9	1.4
G-1	4.4	416	1.0	1.0	0.0
G-2	5.6	320	1.0	1.0	0.0

4.1.4 充填材の諸特性発現メカニズム

(1) 強度発現メカニズム

X線回折(XRD)分析を行い、 Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材の強度発現機構について考察する。ここで、(株)リガク製 Smart Lab を用いた粉末 X 線回折法を行っており、使用する X 線は $\text{CuK}\alpha$ ($\lambda=1.5418\text{\AA}$) である。図-4.6 に粉末 X 線回折法による XRD 分析の結果を示す。供試体 No.1 には Na_2CO_3 を未配合の充填材、No.2 には Na_2CO_3 を配合した充填材、No.3 には高膨潤度ベントナイトを使用し Na_2CO_3 を配合した充填材を用いる (No.1 は C-1, No.2 は C-2, No.3 は G-1 と同様)。

材齢 3 時間において、No.1 では水酸化カルシウム ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) が検出されているのに対し、No.2, No.3 では検出されていない。しかしながら、材齢 1 日においては No.1 で $\text{Ca}(\text{OH})_2$ は検出されず、No.2, No.3 では検出されている。 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が検出されていない場合には、 46° 付近に炭酸カルシウム (CaCO_3) のピークが現れており、 Na_2CO_3 から電離する炭酸イオン (CO_3^{2-}) によって $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が炭酸化し、 CaCO_3 を生成した可能性が考えられる。また、 CaCO_3 はベントナイト中の層間陽イオンに含まれるカルシウムイオン (Ca^{2+}) が、陽イオン交換反応の中で Na_2CO_3 から電離する CO_3^{2-} と結合することで生成された可能性も考えられる。 CaCO_3 は非水溶性の物質であり、分子同士が結びつくことによって硬化体を形成する。 Na_2CO_3 を配合することによるセメントベントナイトの初期強度発現は、混合攪拌直後から生成される CaCO_3 による硬化体形成に起因する可能性が考えられる。また、 CaCO_3 の形成に伴う初期強度の増加分は、 Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材の材齢 28 日以降の強度の増加分としても現れていると考えられる。

材齢 1 日において No.2 および No.3 で現れている $\text{Ca}(\text{OH})_2$ に関しては、エーライト ($3\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$) のピークが小さくなり、珪酸カルシウム水和物 (C-S-H) の鋭いピークが現れていることから、エーライトの水和反応が進行したために出現したものと考えられる。また、No.2 および No.3 では材齢 1 日からカルシウムアルミネート系水和物 ($4\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot\text{XH}_2\text{O}$) が確認できるのに対し、No.1 では材齢 7 日から確認できることから、 Na_2CO_3 を加えている場合、水和反応が促進され、緻密な結晶化がされると考えられる。材齢 7 日、28 日では No.1 に比べて No.2 および No.3 の方が水和生成物のピークがより鋭く現れており、水和反応が十分に進んでいることが判る。特に高膨潤ベントナイトを用いた No.3 で明瞭に鋭いピークが現れている。すなわち、結晶性の高い物質が生成されることが、 Na_2CO_3 を混合することで強度が増加した要因の一つと考えられる。

(2) ブリージング抑制メカニズム

Na_2CO_3 の配合によるセメントベントナイト系充填材のブリージング率の減少は、ベン

トナイトのNa型化による膨潤性増加、およびセメントベントナイト系充填材の早期強度発現性能が要因として挙げられる。加えて、 CaCO_3 が生成されることで早急に硬化体が形成されるためセメント粒子の沈降を抑制する。また、セメントとの水和反応に水分子が消費されることから水量が減少する。これらの複数の現象が関係して、 Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材では混合攪拌直後から数時間以内にブリーディング現象が生じなくなったと考えられる。

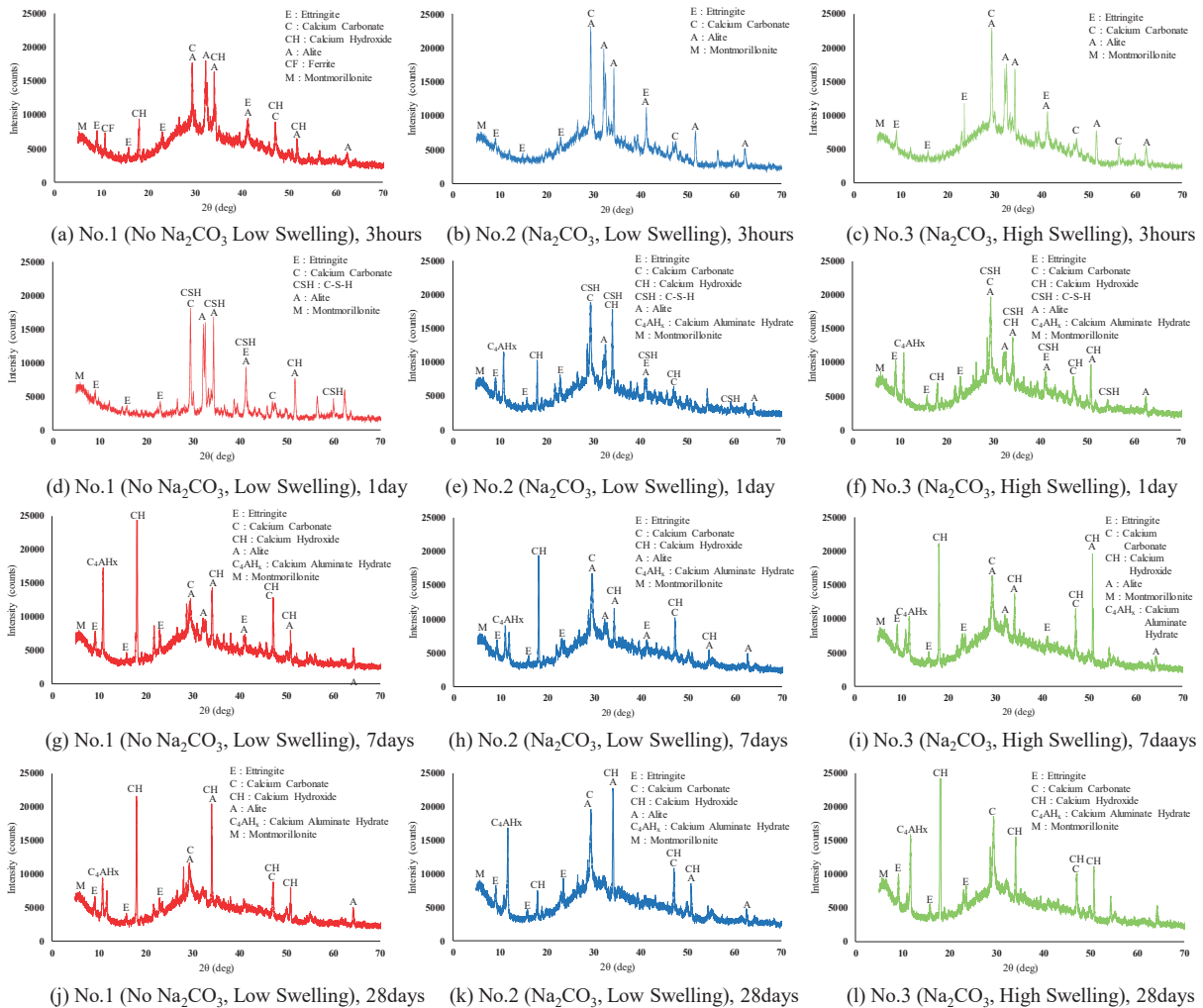


図-4.6 XRD 分析の結果

4.1.5 おわりに

本論文では、 Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材について強度特性、材料分離特性および流動性を検討し、既存杭の引抜き孔に対する充填材として、有用な性質を発揮することを明らかにした。また、既往知見ならびに分析試験より、発揮される性質の発現メカニズムについて考察した。得られた知見を以下に示す。

(1) Na_2CO_3 を配合することでセメントベントナイト系充填材の強度が増大する。初期強

度増大効果より、早急に地盤を安定化させることが可能である。

- (2) Na_2CO_3 を配合することでセメントベントナイト系充填材は打設後 1 時間程度から強度発現する。早期の強度発現は地下水の浸入を防ぎ、充填材が安定して所定の強度を発揮することが可能となる。
- (3) Na_2CO_3 を配合することでセメントベントナイト系充填材のブリージング現象が抑制される。深度方向による強度の違いが生じにくくなる。
- (4) Na_2CO_3 を配合することによってセメントベントナイト系充填材の流動性は失われず、作業性は確保される。
- (5) 水に対してベントナイト、セメント、 Na_2CO_3 の順に混合し、各材料の投入ごとに十分攪拌することで、材料分離抑制効果および早急な強度発現を発揮する。
- (6) Na_2CO_3 によるベントナイトの膨潤性増加ならびにセメントの早急な強度発現が材料分離抑制に起因し、炭酸カルシウム (CaCO_3) の生成が強度増加の要因である可能性が示唆される。

今後の取り組みとして、更なる分析試験を重ね、材料分離抑制、早期強度発現、強度増加のメカニズムを明らかにし、化学的根拠を明確にする必要がある。

4.2 炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材の諸特性発現機構に対する物理分析に基づく考察

4.2.1 はじめに

近年、老朽化した構造物の建替えが増加していることから、既存地下躯体や既存杭の撤去後に形成される地盤内空洞に対する埋戻し充填材の品質向上が求められている。充填材の役割は対象地盤の復元性を高めることにある。適切な充填処理が行われず、原地盤と充填箇所の物理諸特性に大きな差異が生じた場合、周辺地盤において沈下等の現象が生じる可能性がある⁴⁻¹⁰⁾。

セメントベントナイト系充填材は流動性と自硬性を有し締固めを必要としないことから、狭小な空間や締固め困難な箇所の埋戻しに幅広く利用されている代表的な充填材である⁴⁻¹¹⁾。セメントベントナイト系充填材は力学的な品質管理が容易であり、汎用のプラント設備によって混練作業を行い、現場の施工状況に合わせて適時作製可能である。しかしながら、強度発現に数時間を要する問題や、材料分離によって不均一な強度発現を引き起こすなど、配合（混合）調整のみでは管理できない問題がある。

一連の研究では、セメントベントナイト系充填材に対する上記の課題を解決し、早急かつ確実に所定の強度を確保できる充填材の開発を目的としている。文献⁴⁻¹²⁾ではセメントベントナイト系充填材に対して炭酸ナトリウム (Na_2CO_3) を混合することで、ブリー

ジング抑制，早期強度発現および強度増加の効果を発現することを明らかにした。

本論文では炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材（以下，改良充填材とする）について，上記の諸特性発現機構を明らかにすることを目的とし，代表的な物理分析である X 線回折分析（XRD 分析），走査型電子顕微鏡による観察（SEM 観察）およびエネルギー分散型 X 線分析（EDS 分析）の実施によって考察する。

4.2.2 改良充填材に関する既往知見⁴⁻¹²⁾

(1) 混合条件

改良充填材の構成材は水，ベントナイト，セメントおよび炭酸ナトリウムである。充填材の全重量に対し，50～90%の水，1～10%のベントナイト，10～40%のセメント，0.5～3%の炭酸ナトリウムを用いることで地盤内空洞充填材として有用な物理諸特性が発揮される。また，あらかじめ水を加えた攪拌機内にベントナイト，セメント，炭酸ナトリウムの順で投入し，各構成材の投入ごとに十分な攪拌を行うことで，最もブリージングが抑制され，早急に強度発現する。

(2) 物理特性

改良充填材の強度特性については，日本工業規格（JIS A 1216）「土の一軸圧縮試験方法」に準じて一軸圧縮強度で評価している。セメントベントナイト系充填材の初期強度は炭酸ナトリウムを混合することにより増加する。これは，強度発現が早期化することを示している。また，材齢 1 日レベルの硬化作用について，セメントベントナイト系充填材では試料の混合攪拌から 6 時間程度を要するが，改良充填材では約 1 時間で強度発現する。よって，炭酸ナトリウムはセメントベントナイト系充填材の早急な強度発現を実現する。早期強度発現は，対象地盤を早急に安定化させ，工期を短縮するなどの有用な影響を与える。また，材齢 28 日以降の長期強度においても炭酸ナトリウムを混合することによる強度増加が確認されており，炭酸ナトリウムはセメントベントナイト系充填材について強度上昇の効果も有している。

材料分離性については，土木学会規準（JSCE F 522）「プレパックドコンクリートの注入モルタルのブリージング率および膨張率試験方法（ポリエチレン袋方法）」に準じたブリージング率によって評価している。改良充填材においてブリージングはほとんど発生せず，炭酸ナトリウムを混合することによってセメントベントナイト系充填材の材料分離は抑制される。また，高膨潤度のベントナイトを用いることで，少量のベントナイトによってもブリージングが抑制される。

流動性については，土木学会基準（JSCE F 521）「プレパックドコンクリートの注入モ

ルタルの流動性試験方法（P 漏斗による方法）」に準じた P 漏斗の流下時間によって評価している。炭酸ナトリウムを混合することによるセメントベントナイト系充填材の流動性に変化はなく、高い流動性を維持している。材料分離を起こさず高い流動性を持つことは不規則な形状に対しても確実に充填が行われ、充填箇所において均質に所定の強度を発現可能であることを示している。

(3) 諸特性発現機構の推定

改良充填材の早期強度発現については、炭酸ナトリウムによるセメントの水和反応の促進および炭酸カルシウム（ CaCO_3 ）の生成に起因すると考察される。炭酸ナトリウムが電離して発生する炭酸イオン（ CO_3^{2-} ）によって、セメントの水和直後に生成される水酸化カルシウム（ Ca(OH)_2 ）が炭酸化し、 CaCO_3 を生成する。この CaCO_3 の生成が Ca(OH)_2 の消費を早めることで水和反応を促進し、セメントの早急な強度発現および初期強度を増進することが見込まれる。

ブリージングの抑制メカニズムについては、ベントナイトの膨潤性増加に起因すると考察される。ベントナイトの性質は層間陽イオンの種類によって異なり、ナトリウムイオン（ Na^+ ）の多い Na 型がカルシウムイオン（ Ca^{2+} ）の多い Ca 型と比較して膨潤性が高い⁴⁾¹³⁾。水中で炭酸ナトリウムとベントナイトを混合した場合、炭酸ナトリウムは水に溶解して電離することで Na^+ が発生し、ベントナイト中の層間陽イオンに含まれる Ca^{2+} とイオン交換される。これによって、Na 型としての性質を強めて膨潤性が増加し、ブリージング抑制に寄与したと考えられる。

強度増加については、 CaCO_3 の生成に起因すると考察される。 CaCO_3 は、上記した CO_3^{2-} と Ca(OH)_2 の反応ならびにベントナイトの陽イオン交換反応の中で層間陽イオンの Ca^{2+} と CO_3^{2-} が結合することによっても生成される。 CaCO_3 は非水溶性の物質であり、分子同士が結合することにより硬化体を形成する。よって、 CaCO_3 の生成は初期および長期の強度増加を引き起こす可能性が考えられる。

4.2.3 物理分析

(1) 供試体の混合条件

表-4.5 は、物理分析で用いる試料の混合条件を示している。ここで、本分析では 4.2.2.2 節において述べた充填材としての有用な性質が示された混合および供試体の作製条件に従う。なお、表-4.5 において No.1 は低膨潤ベントナイトを用いた改良充填材、No.2 は高膨潤ベントナイトを用いた改良充填材、No.3 は低膨潤ベントナイトを用いた炭酸ナトリウム未混合の充填材および No.4 は高膨潤ベントナイトを用いた炭酸ナトリウム未混合

の充填材である。

表-4.5 試料の混合条件

No.	Bentonite (kg/m ³)	Cement (kg/m ³)	Na ₂ CO ₃ (kg/m ³)	Water (kg/m ³)	W/C (%)
No.1	50	240	20	897	374
No.2	20	240	20	908	378
No.3	50	240	0	905	377
No.4	20	240	0	916	382

(2) 走査電子顕微鏡観察 (SEM 観察)

試料の表面で起こる反応および生成物の観測を目的とし、走査電子顕微鏡 (SEM) による観察を実施する。SEM 観察では No.1, No.2 および No.3 の供試体を用い、炭酸ナトリウムの有無およびベントナイトの種類による違いについて比較検討する。なお、使用機器は日本電子株式会社製の JSM-6010LA を用い、無コーティングの試料を加速電圧 15kV で観察する。

(3) X線回折分析 (XRD 分析)

XRD 分析では、炭酸ナトリウムを混合することによるセメントベントナイト系充填材の反応および生成物質の変化を調べる。なお、本分析においては株式会社リガク製 Smart Lab を使用し、粉末 X 線回折法を行う。また、使用する X 線は CuK α ($\lambda=1.5418\text{\AA}$) である。

(4) エネルギー分散型 X 線分析 (EDS 分析)

EDS 分析では改良充填材について、元素マッピングによる生成物質の元素分布ならびに定量分析による構成元素の含有割合を比較検討することを目的とし、No.2 および No.4 の供試体を用いる。また、ベントナイトの種類は層間陽イオンに依存しており鉱物の構成元素に違いはないことから、物理特性の発現が顕著な高膨潤ベントナイトを用いた充填材によって比較する。なお、本分析においては日本電子株式会社製の JSM-7600F を用い、無コーティングの試料を加速電圧 15kV で観察する。

4.2.4 結果および考察

(1) SEM 観察および XRD 分析

図-4.7 は SEM による撮影画像，および図-4.8 は XRD 分析結果を示している。

SEM の撮影画像上（図-4.7）では材齢 3 時間において，No.3 ではセメント粒子のみが確認できる一方，No.1 および No.2 ではセメント粒子の周りに生成物が確認できる。特に $2\mu\text{m}$ 程度の針状結晶が多くみられ，結晶の形状からエトリングイト ($3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot 32\text{H}_2\text{O}$) であると考えられる。エトリングイトは材齢初期からアルミネート相の水和反応により生成される物質⁴⁾¹⁴⁾であり，炭酸ナトリウムを混合することによりセメントの水和反応が促進されている。材齢 1 日においても同様の反応が確認できるものの，No.1 および No.2 においてはセメント粒子の周囲がケイ酸カルシウム水和物 (C-S-H) とみられる結晶性の低い水和物で完全に覆われた状態となっており，エーライト ($3\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$) の水和反応が促進していることが考えられる。XRD 分析の結果（図-4.8）と比較すると，材齢 1 日において No.1 および No.2 ではエーライトのピークが小さい一方，C-S-H の鋭いピークが現れており，SEM 観察（図-4.7）と一致している。また，No.1 および No.2 では材齢 1 日から，アルミネート相の水和反応により生じるエトリングイトの組成に近いカルシウムアルミネート系水和物 ($4\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot \text{XH}_2\text{O}$) が確認でき，アルミネート相の水和に起因する初期の水和反応促進という観点で一致する。

材齢 7 日においてはいずれの混合においても水和反応が進行し，より緻密な硬化体の形成ならびにいくつかの結晶の存在が観察できる（図-4.7）。XRD 分析においては水酸化カルシウム ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) のピークが顕著に現れており，結晶度の高い $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が形成されていると考えられる（図-4.8）。

材齢 28 日において，No.1 および No.2 では多くのエトリングイトおよび C-S-H とみられる物質が確認でき，いくつかの結晶を充填して結合している（図-4.7）。No.3 では大きな結晶の周りに水和物が生成されていることが確認できるが，No.1 および No.2 と比較すると，エトリングイトおよび C-S-H とともに生成量が少ない（図-4.8）。すなわち，炭酸ナトリウムを混合した場合には水和物が緻密に生成されている。また，XRD 分析（図-4.8）では No.1 および No.2 において明瞭な鋭いピークを確認することができ，結晶度の高い物質が生成されていることを示している。この点は，既往研究⁴⁾¹²⁾より明らかにされている炭酸ナトリウムを混合することによるセメントベントナイト系充填材の強度増加に寄与していると考えられる。

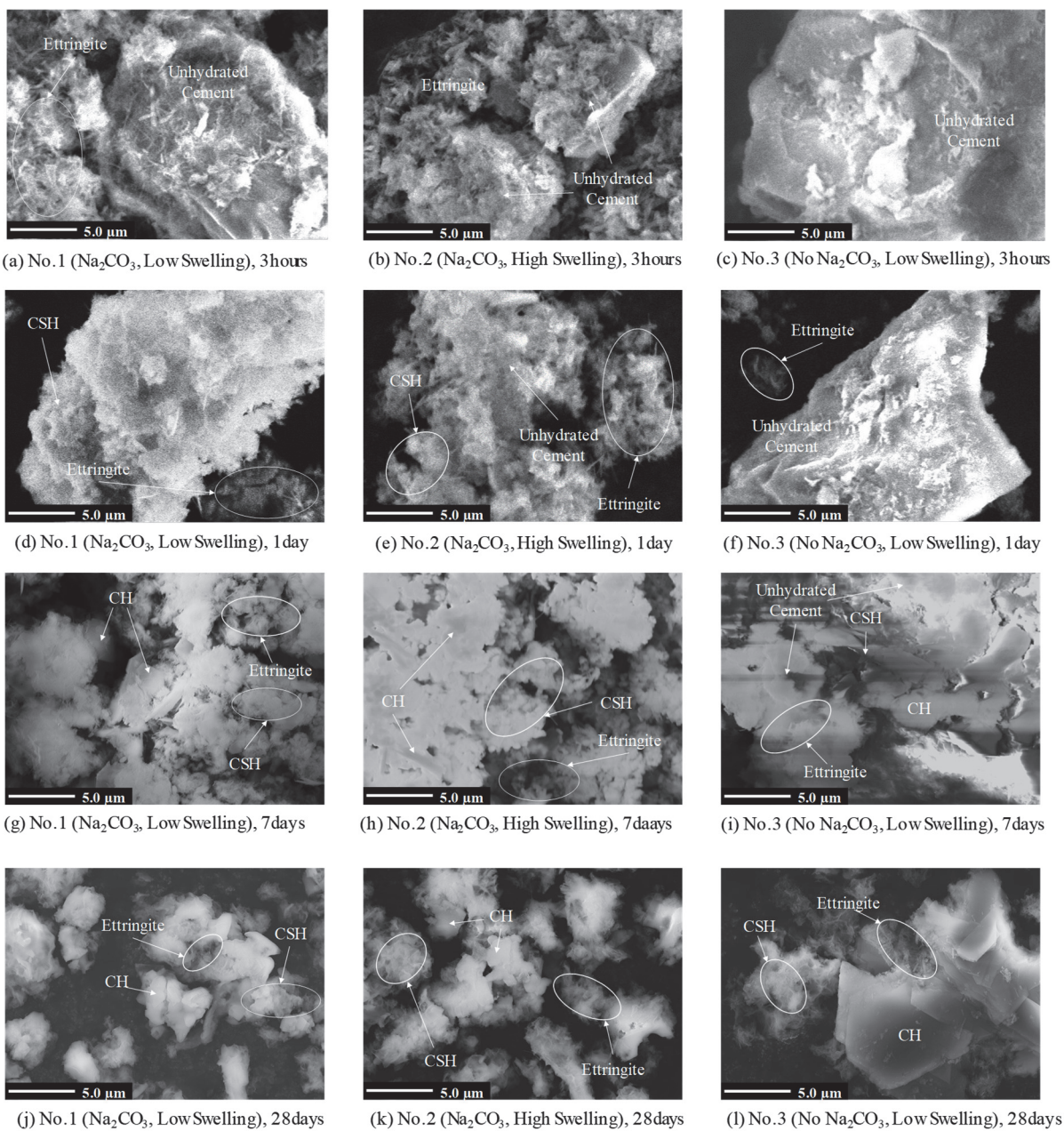
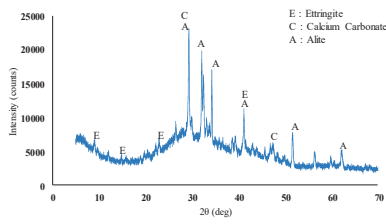
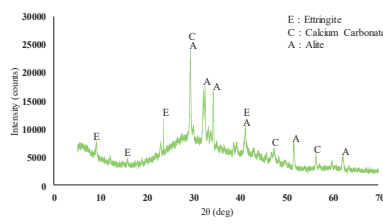


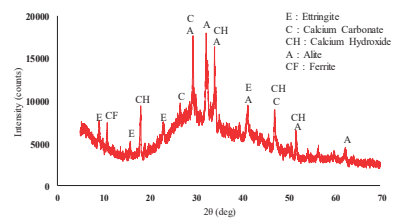
図-4.7 SEMによる撮影画像



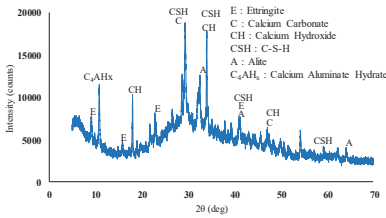
(a) No.1 (Na₂CO₃, Low Swelling), 3 hours



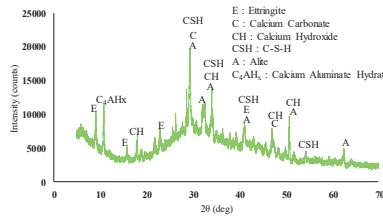
(b) No.2 (Na₂CO₃, High Swelling), 3 hours



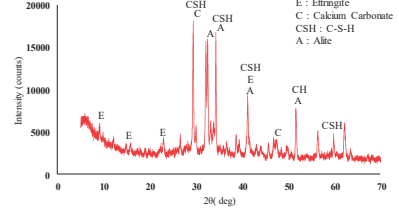
(c) No.3 (No Na₂CO₃, Low Swelling), 3 hours



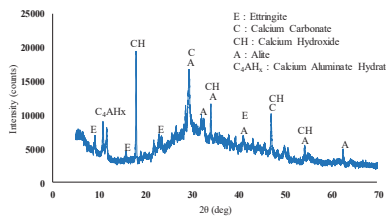
(d) No.1 (Na₂CO₃, Low Swelling), 1 day



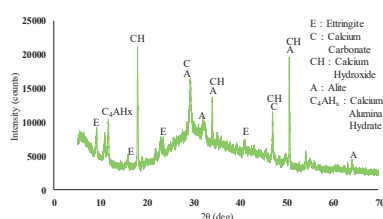
(e) No.2 (Na₂CO₃, High Swelling), 1 day



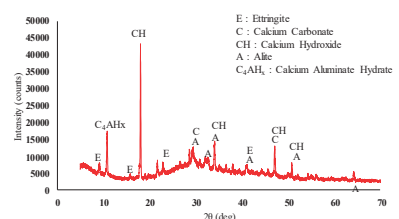
(f) No.3 (No Na₂CO₃, Low Swelling), 1 day



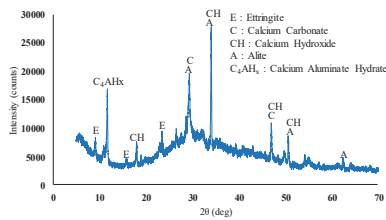
(g) No.1 (Na₂CO₃, Low Swelling), 7 days



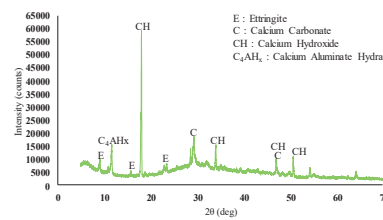
(h) No.2 (Na₂CO₃, High Swelling), 7 days



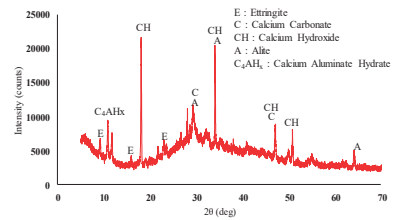
(i) No.3 (No Na₂CO₃, Low Swelling), 7 days



(j) No.1 (Na₂CO₃, Low Swelling), 28 days



(k) No.2 (Na₂CO₃, High Swelling), 28 days



(l) No.3 (No Na₂CO₃, Low Swelling), 28 days

図-4.8 XRD 分析結果

(2) EDS 分析

図-4.9 は EDS 分析によって得られた元素マッピング，ならびに図-4.10 は EDS 分析による定量分析結果を示している。

材齢 3 時間において炭酸ナトリウムの有無による比較を行うと，炭酸ナトリウムを混合した No.2 は相対的に Al および Si の割合が高く，Ca の割合が低い。セメント水和物において，Al はアルミネート相の水和反応により生成されるエトリングイト ($3\text{CaO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 3\text{CaSO}_4 \cdot 32\text{H}_2\text{O}$) に含まれている。元素マッピングにおいては結晶表面に多く存在している物質であることから，エトリングイトの指標になると判断できる。Si はエーライト ($3\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$) の水和物であるケイ酸カルシウム水和物 (C-S-H) に含まれ，結晶同士の間にも多く分布していることから C-S-H の指標になると判断できる。これより，炭酸ナトリウムを混合することでセメントベントナイト系充填材のエトリング

イトおよびC-S-Hの生成量が増加していると考えられ、SEMおよびXRDの結果とも一致する。また、Caはセメントの構成物質において、いずれの物質にも含まれるため物質の特定には適さない。Caの割合に差異が生じた要因としては、No.2では水和反応の途中でイオン化しているためCaが観測されておらず、No.4では未水和セメントが多く存在するためにCaが多く観測された可能性が考えられる。以上より、炭酸ナトリウムを混合することでセメントの水和反応が進行しており、エトリンガイトやC-S-Hの生成が促進されている。

材齢7時間において炭酸ナトリウムの有無による比較を行うと、炭酸ナトリウムを混合したNo.2はAlならびにCaの割合が高く、Siの割合が低くなっている。材齢3時間と7日を比較すると、No.2ではCaの割合が増加しているのに対し、No.4では減少している。Caが減少する原因としては、 Ca^{2+} はベントナイトの層間陽イオンとして選択性が高いため⁴⁾¹⁵⁾、陽イオン交換反応の過程でイオンとしてベントナイト中に取り込まれることで観測されなかった可能性が考えられる。炭酸ナトリウム混合時におけるCaの増加は、陽イオン交換反応の過程でベントナイトの層間陽イオンとして含まれていた Ca^{2+} と炭酸ナトリウムからの CO_3^{2-} によって炭酸カルシウム(CaCO_3)が生成されるために生じた可能性が考えられる。また、Naについては炭酸ナトリウムを混合しているNo.2でのみ観測されており、材齢3時間と7日の比較を行うと時間経過とともに減少している。これは、炭酸ナトリウムあるいは結晶化していたNaが陽イオン交換反応によって Na^+ としてベントナイト中に取り込まれることで生じたと考えられる。以上のCaおよびNaの増減の関係から、炭酸ナトリウムからの Na^+ とベントナイトからの Ca^{2+} による陽イオン交換反応が生じていると考えられる。また、XRD分析の結果においても CaCO_3 が観測されていることから、 CaCO_3 が生成されたと考えられる。

図-4.11はSEM観察、XRD分析およびEDS分析の結果に基づき、炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材における諸特性の発現機構をまとめている。炭酸ナトリウムが水中で電離して発生する Na^+ とベントナイトの層間陽イオンからの Ca^{2+} が陽イオン交換反応を行うため、 Na^+ はベントナイトの層間陽イオンとして膨潤性増加に寄与する。膨潤性の増加はセメントベントナイト系充填材においてブリージング抑制効果を向上させる。 Ca^{2+} は炭酸ナトリウムから電離して発生する CO_3^{2-} と結合して CaCO_3 を生成し、強度増加に寄与する。 CaCO_3 の生成については、炭酸ナトリウムがセメントから溶出される Ca^{2+} が材齢初期に水和して生成する水酸化カルシウム(Ca(OH)_2)を炭酸化することによっても生成される。これは、 Ca(OH)_2 の消費を早めることにつながり、水和反応を促進する。早急にエトリンガイトが生成されるため、早期の強度発現を引き起こす。また、早急な強度発現はセメント粒子の沈降を抑制するため、ブリージングの抑制にもつながる。

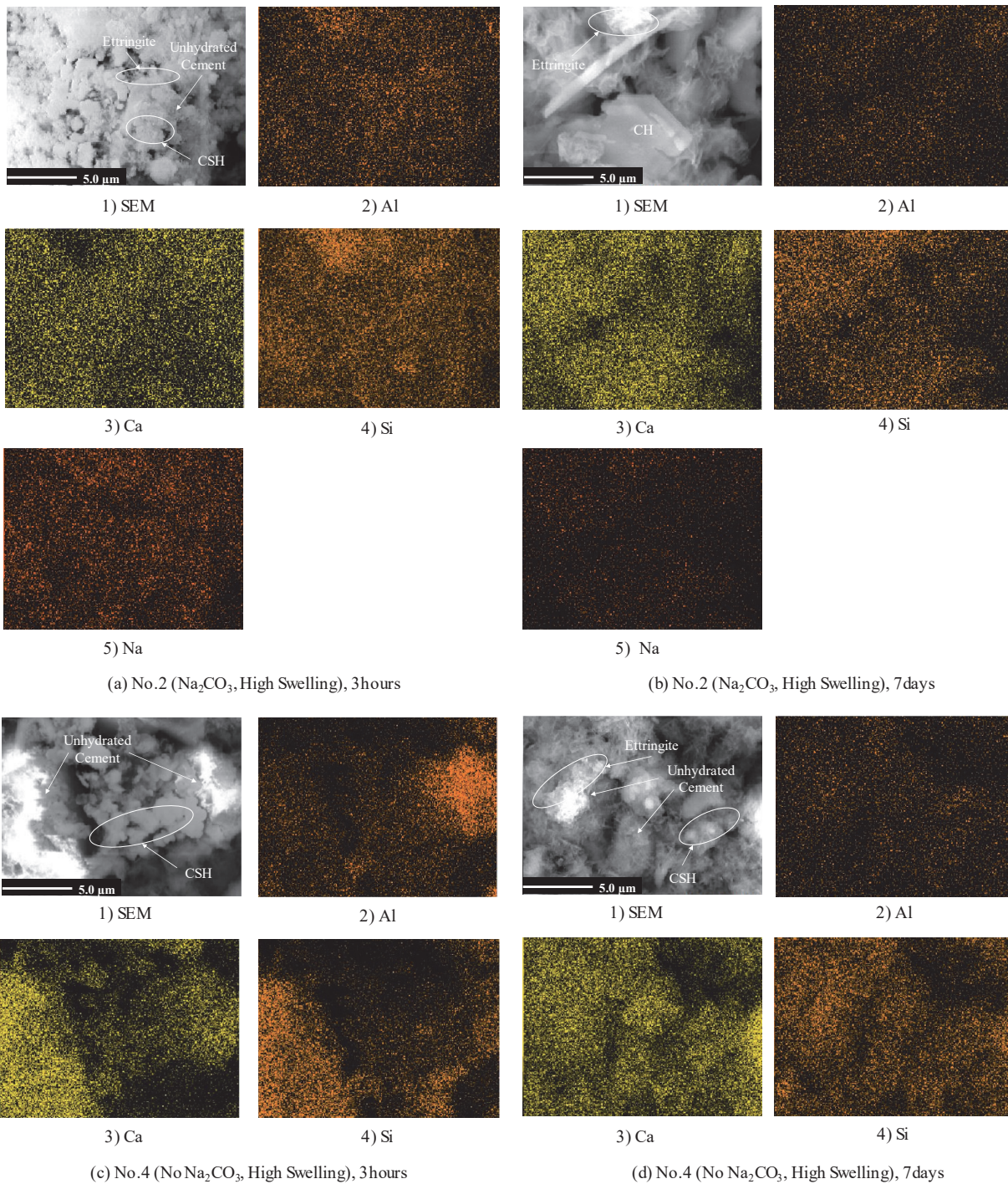


図-4.9 EDS 分析によって得られた元素マッピング

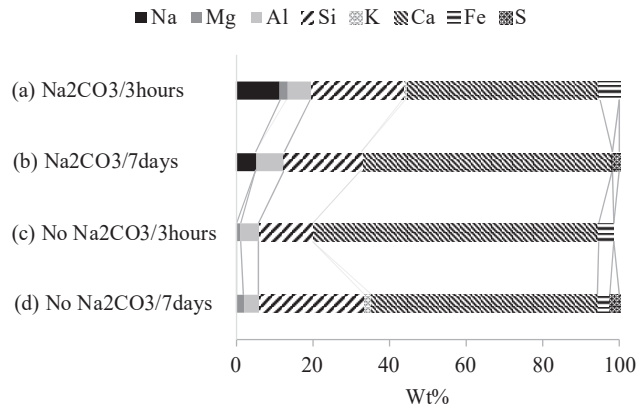


図-4.10 EDS 分析による定量分析結果

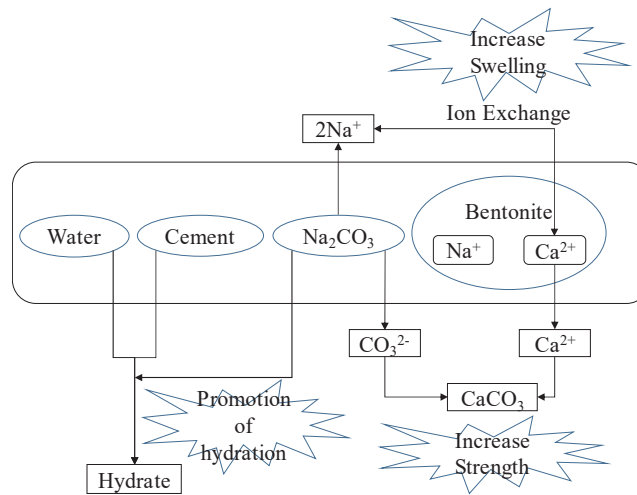


図-4.11 各分析の結果に基づく炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材における諸特性の発現機構

4.2.5 おわりに

本論文では炭酸ナトリウムを混合したセメントベントナイト系充填材について、物理分析として SEM による観察, XRD 分析および EDS 分析を実施することで諸特性の発現メカニズムを検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 炭酸ナトリウムの混合によって $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が炭酸化し, CaCO_3 を生成する。これがセメントベントナイト系充填材の強度増加に寄与する。
- (2) 炭酸ナトリウムの混合によって $\text{Ca}(\text{OH})_2$ の消費が早まるため, 水和反応が促進されエトリングイトが早急に生成される。これは, セメントベントナイト系充填材の早期強度発現に寄与する。
- (3) ベントナイトの層間陽イオンからの Ca^{2+} と炭酸ナトリウムからの Na^+ がイオン交換反応を行うため, 層間陽イオンとしての Na^+ が増加し, ベントナイトの膨潤性が

増加する。これは、セメントベントナイト系充填材のブリージング抑制に寄与する。

- (4) 陽イオン交換反応の過程で、ベントナイトの層間陽イオンからの Ca^{2+} と炭酸ナトリウムからの CO_3^{2-} によって CaCO_3 が生成される。これは、セメントベントナイト系充填材の強度増加に寄与する。

本論文では、炭酸ナトリウムを混合することによるセメントベントナイト系充填材の諸特性発現機構を物理分析の実施によって明らかにした。今後の展望としては、現場試験の実施により空洞充填材としての適用性を検証し、実用化に向けての取り組みが必要となる。

参考文献

- 4-1) 納庄一希, 鳥越友輔, 稲積真哉, 桑原秀一: 杭基礎の引抜き孔が周辺地盤の動的挙動に及ぼす影響の解析的検討, 第51回地盤工学研究発表会講演集, pp.1201-1202, 2016.
- 4-2) 堀井宏謙, 西正晃, 山崎勉, 酒本純一, 道前大三, 宇高泰: コンクリート再生材を利用したセメントベントナイト複合固化体の開発, 日本建築学会大会学術講演概要集, pp.487-488, 2007.
- 4-3) Yasuda, T.: Estimation of smectite exchangeable cations by powder X-ray regression method, Geotech Forum 2011 by JGCA, No. 40, 2011.
- 4-4) O. Masanobu, "Characteristics and application of bentonite", Journal of the Clay Science Society of Japan, Vol.46, No.2, pp.131-138 (2007).
- 4-5) 輿水仁, 大塚良平: 粘土鉱物のイオン交換, Gypsum & Lime, 無機マテリアル学会, No.204, pp.72-79, 1986.
- 4-6) 一般社団法人日本分析機器工業会: JAIMA ホームページ <<https://www.jaima.or.jp/jp/analytical/basic/>>, 2021.1.8 参照.
- 4-7) 宮川豊章, 岡本享久: 図説わかる材料(土木・環境・社会基盤施設をつくる), 株式会社学芸出版社, 2013.
- 4-8) 半田栄一: セメント・コンクリートと無機工業薬品, CREATIVE 技術報告書, No.4, pp.23-31, 2003.
- 4-9) 国土交通省: 公共建築工事標準仕様書(建築工事編)(平成25年版), 国土交通省, 2014.
- 4-10) Inazumi, S., Namikawa, T., Kuwahara, S. and Hamaguchi, S.: Influence of pulling out existing piles on the surrounding ground, International Journal of GEOMATE: Geotechnique, Construction Materials and Environment, Vol.13, Issue 35, pp.16-21, 2017.
- 4-11) 古垣内靖: 流動性と自硬性を有した埋戻し材の変形特性, 東急建設技術研究所年報, ,

No.37, pp.41-44, 2011.

- 4-12) Hashimoto, K., Kuwahara, S., Uchida, Y., Eguchi, T. and Inazumi, S.: Development of cement-bentonite mixed soils by mixing sodium carbonate, Proceedings of the 7th International Conference on Geotechnique, Construction Materials and Environment, pp.172-177, 2017.
- 4-13) 鬼形正伸：ベントナイトの特性とその応用，粘土科学，Vol.46，No.2，pp.131-138，2007.
- 4-14) 社団法人セメント協会：セメント系固化剤による地盤改良マニュアル，技報道出版株式会社，2003.
- 4-15) 八島隆志：粉末 X 線回帰法によるスメクタイト交換性陽イオンの推定，全地連技術フォーラム 2011 講演集，No.40，2011.

5 杭先端チャッキング工法の適用性

5.1 杭先端チャッキング工法（PG 工法）

5.1.1 はじめに

ワイヤーロープを用いた一般工法で頻繁に発生し得る残置と、一般工法ならびに杭先端チャッキング工法ともに生じ得る埋戻し不良の問題を解決するべく、新たな発想にて開発された既存杭引抜き工法が PG 工法である。ケーシング先端に装備されたチャック爪によって既存杭を抱え込み、既存杭をケーシングに内包した状態で引上げを行い、それと同時にケーシング先端部からの充填材吐出により引抜き孔への埋戻しを行う点は杭先端チャッキング工法の共通事項であるが、PG 工法の大きな特徴は専用の施工管理装置（図-5.1 参照）を用いた一元管理と注入管理にある。本報告は、既存杭引抜き工で発生する問題解決手法の一つとして開発された杭先端パワーチャッキング工法（PG 工法）の施工理論より明らかな知見および実施工例を基に述べるものである。

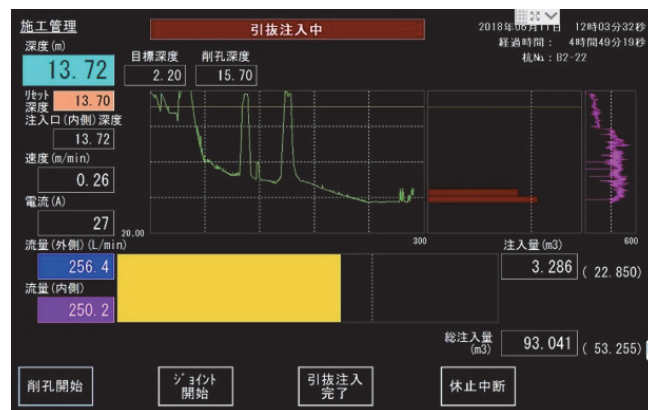


図-5.1 既存杭引抜き工専用の施工管理装置画面

5.1.2 PG 工法の施工手順

PG 工法による既存杭引抜き工の施工手順は、以下のとおりである（図-5.2 参照）^{5-1)~5-3)}。

- (1) 既存杭の杭頭を着工前に事前測量を行う。
- (2) 測量された杭芯より逃げ芯を直交 2 方向に打ち込み、定尺棒を用いてケーシングの中心を杭芯に合わせる。

- (3) ケーシングの鉛直精度を確認して掘削を開始する。ケーシングは既存杭の傾斜に沿って追従するため、ケーシング傾斜角度にリーダー角度を調整する。
- (4) 掘削時にケーシング先端部から水またはセメント・ベントナイト系充填材を吐出し、ケーシング内外を泥土化またはソイルセメント化する。これにより地盤の掘削抵抗を減少させ、孔壁の崩壊やケーシング内の土砂の共回りによる既存杭の破壊を防止する。
- (5) 掘削完了後、ケーシング内にチャック爪を突出させ既存杭をチャッキングする。
- (6) 充填材を吐出、施工管理装置により必要注入量の確認を行いつつ、既存杭を抱え込んだケーシングを引き上げる。

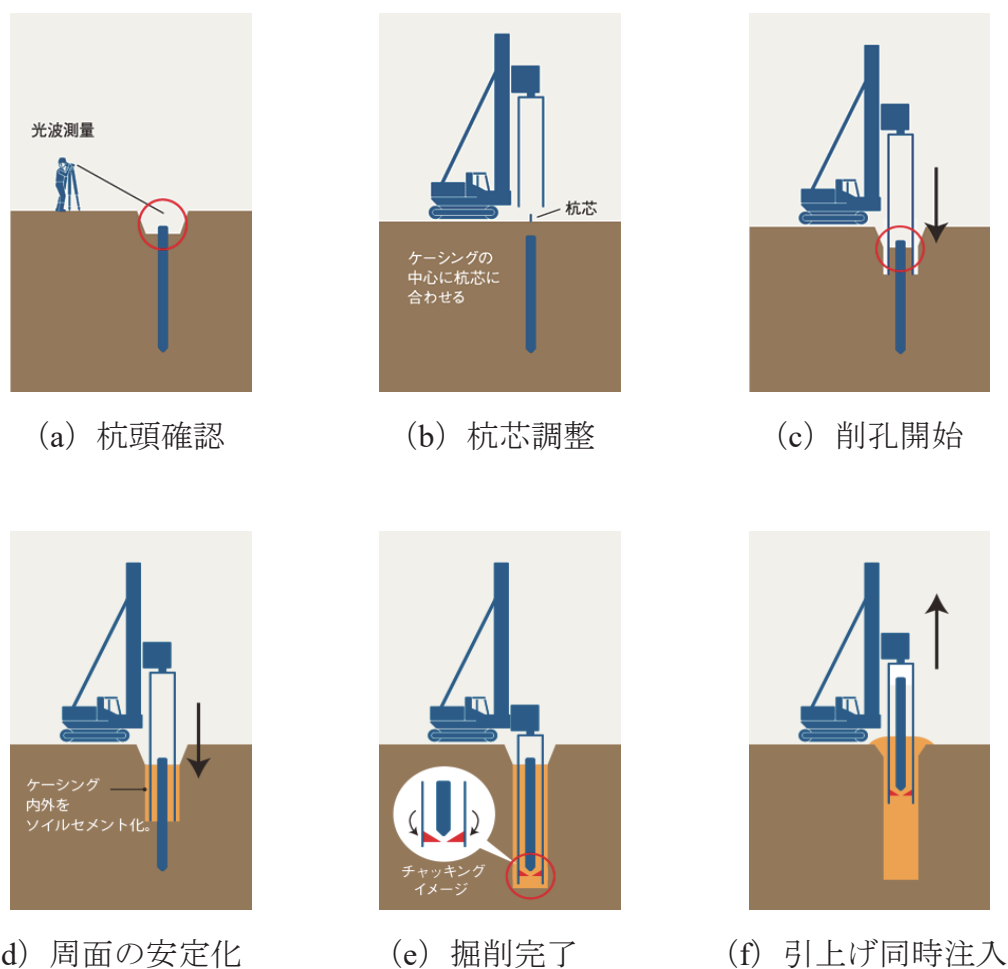


図-5.2 PG工法の施工手順

5.1.3 PG工法による既存杭の引抜き

(1) 引抜き工における事故の発生抑制

PG工法では、ケーシングを一旦地上に引き上げる必要がないため既存杭周面の摩擦増加

はなく、ワイヤーロープも使用しないため一般工法のように引抜き時に想定外の負荷がかかることに伴う事故の危険性は存在しない。また、引抜き杭の引き倒し作業はなく、ケーシングに内包している引抜き杭をケーシング下部から排出するため、既存杭の破損がある場合でも安全に取り出すことが可能である。よって、PG 工法では一般工法における重大事故発生の可能性を排除しており、より安全性の高い引抜き工法であるといえる。

(2) 既存杭の確実な引抜き

PG 工法も杭先端チャッキング工法であり、図 5-3 に示すように地盤内の既存杭全体をケーシングで下部から抱え込んで引き上げるため、中折れ杭、破損杭、および継ぎ手部未接合杭等、一般工法では引抜きが難しいとされていた杭も確実に撤去できる（図-5-4 参照）⁵⁻²⁾。また、既存杭の周囲もケーシングで内包することから、一般工法では杭から剥離して残存する可能性が高かったセメントミルク根固め部等も同時に撤去することが可能であり、今後、必須となる拡大根固め杭等の根固め部も確実に撤去することができる⁵⁻²⁾。



図-5.3 チャッキングにより既存杭を抱えた状態



(a) 破損杭



(b) ジョイント部の分離



(c) SMW 芯材下のソイル部



(d) 根固め部

図-5.4 破損・分離しやすい既存杭の例

(3) 既存杭の杭長が不明な場合の引抜き

既存杭の引抜き工においては当該既存杭に関する過去の記録等が残っておらず、周辺の施工実績を基に既存杭の杭長を仮定の上、工事に着手する現場が存在する。一般工法の場合、実際に施工して杭長が長い場合には、予定深度削孔後にケーシングを引き上げ、ワイヤーロープの玉掛けによる引抜き作業時に周面抵抗による負荷で引抜きが行えない時に初めて杭長が長いとの判断となる。すなわち、ケーシング内に既存杭があるのか、または既存杭の先端を越えて削孔しているかの判定が不可能である。しかしながら、PG工法の場合はチャック爪の突出操作によって既存杭の存在有無の確認が可能である（図-5.5 参照）⁵⁻²⁾。ケーシング内に既存杭がある場合はチャック爪の突出が途中で止まり、ケーシング削孔が既存杭先端の所定位置を通過している場合はチャック爪が全長突出する。押圧装置にある突出確認部のストローク幅により地表にて目視で確認することが可能であり、引抜き工の停滞を防止することができる。また、確認深度などは施工管理装置により正確に表されており判断も容易である。

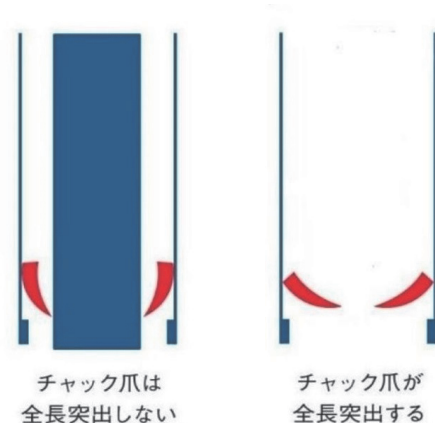


図-5.5 チャッキングによるケーシング内の既存杭存在確認手法

(4) 既存杭の杭頭が深い場合の引抜き

一般工法の場合、基本的にバックホウで掘削し杭頭を露出させた状態で、その杭にケーシングを被せるため、バックホウで杭頭を露出できない深さ（≒4～5m以深）に杭頭がある場合は引抜き不可能となる可能性があり、仮にケーシング削孔が行えたとしても、ワイヤーロープの玉掛け時に空堀部分の土砂の崩壊や杭の倒れが発生し、杭頭にケーシングが被らず玉掛けできない可能性がある。すなわち、既存杭の引抜きが行えない場合が考えられる。

PG 工法ではケーシング削孔後、ケーシングに既存杭を内包した状態で引き上げるため、一般工法と違いワイヤーロープによる玉掛けを要しない。よって、既存杭の杭頭が深い場合であっても（これまでの実績では地盤面より最大 10.3m の深さに杭頭が存在する場合であっても）、既存杭の位置確認のための事前測量を行うことで地盤面からの引抜き工を確実に実施することができる。（図-5.6 参照）

また、隣接構造物に近接して施工する場合で且つ杭頭が深い場合においても、PG 工法は一般工法で必要となる既存杭の頭出しのための掘削が不要であり、地盤沈下等の隣接構造物への影響を抑制することができる。



図-5.6 杭頭が深い場合の地盤面からの施工

5.1.4 PG 工法による抜き跡地盤（引抜き孔）の埋戻し

(1) 原地盤への復元性の向上

PG 工法においては既存杭の引抜き作業と同時にケーシングの先端部から充填材を注入していくため、引抜き孔最深部からの充填材注入が可能であるとともに、専用の施工管理装置による注入管理を行うことによって、引抜き孔全長にわたって均一な充填を行うことができ、不完全な注入に伴う空隙や軟弱部の発生ならびに杭孔の崩壊等を抑制することが可能となる。よって、適切な充填材を選定し、PG 工法を用いることで原地盤の復元性を大幅に高めることが可能である。

(2) 作業工程の簡略化

一般工法による既存杭の引抜きおよび抜き跡地盤の埋戻しでは、(1) ケーシングによる既存杭周面の削孔、(2) ケーシングの引上げ、(3) ワイヤロープの玉掛け、(4) 既存杭の引抜き、および(5) 充填材による引抜き孔の埋戻しの工程を踏む必要がある。しかしながら、PG 工法ではケーシングの先端から充填材を吐出可能であるため、既存杭の引抜き作業と同時に引抜き孔へ充填材の注入が行え、既存杭の撤去と同時に引抜き孔の埋戻しが完了する。すなわち、一般工法における作業工程(2)、(4)、および(5)の3工程が1工程で実施できるのと同義である。一般工法における作業工程を省略することになり、PG 工法の適用は既存杭引抜きに要する工期の短縮に寄与する。また、引抜き作業と同時に引抜き孔最深部から充填材注入が行われるため、早急に抜き跡地盤の安

定化を図ることも期待できる。

(3) 施工管理装置による管理

PG 工法は一連の施工工程を独自開発の施工管理装置にて一元管理を行っており、深度、流量、電流値、および深度ごとにおける充填材の必要注入量をリアルタイムで管理している（図-5.7 参照）。換言すれば、施工の見える化を実現しており、施工管理装置は削孔深度等の施工状況をリアルタイムで確認することが可能であり、充填材の注入量もリアルタイムで計算してグラフ表示するなど、アナログ管理では不可能な管理手法を実現できる。

PG 工法の大きな特徴である施工管理装置を用いた注入管理では、引抜き注入時、施工管理装置画面にはリアルタイムで計算される注入量がグラフ表示され、単位体積当たり（1m）ごとの規定量の注入を、オペレーターが目視で確認し必要量を満足させながら引き上げていく。よって、ケーシングの引上げ速度は注入量によって制限されることとなる。また、併せて引抜き孔上部の液面管理を行う（図-5.8 参照）。ケーシングの引上げ速度は施工管理装置による規定量注入と液面管理により制限されており、周辺地盤の崩落等を防止するとともに引抜き孔全長にわたり確実な充填材注入を可能とする。充填材の注入量は、ケーシング削孔時または既存杭引上げ時の引抜き孔の崩壊を考慮しない規定量（ケーシング外径体積に相当）と、崩壊した部分（ケーシング削孔や引き上げ時にケーシング外側で乱された周辺地盤部）を満たすのに必要な量との総和が引抜き注入量となる。また、液面管理を行うことにより、予定よりも引抜き孔が拡大した場合でも確実に必要量の充填材を注入することが可能である。

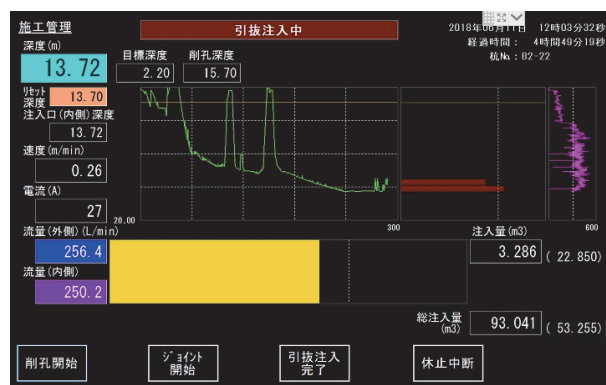


図-5.7 PG 工法における施工管理装置画面

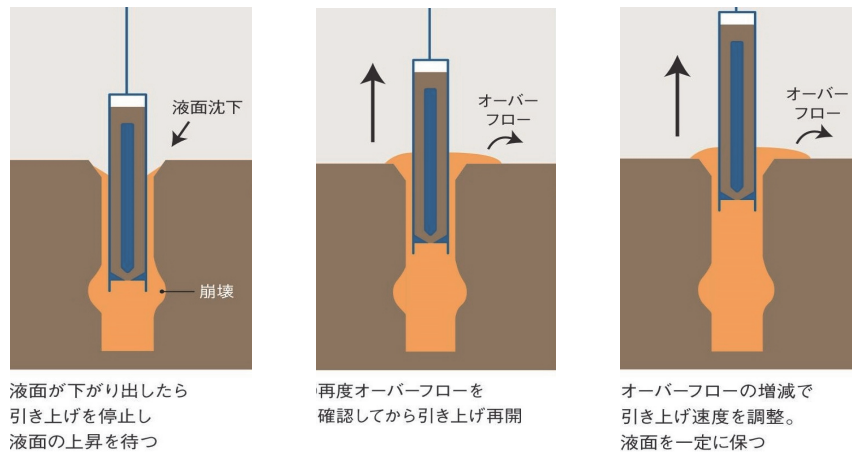


図-5.8 PG 工法における液面管理

5.1.5 PG 工法による既存杭の引抜き事例

既存杭の引抜き撤去が要求された現場において、これまで PG 工法は（計 140 現場・計 20,000 本の既存杭引抜き撤去）の適用事例・実績を有している。また、これまでの現場実績に基づく、現状の PG 工法では既存杭径 $\phi 1200\text{mm}$ 程度までの既製杭（既製コンクリート杭、場所打ちコンクリート杭、ペDESTAL 杭、鋼管杭および松杭等）の引抜き撤去に有効であり、既存杭長として最大 67m までの既製コンクリート杭を引抜き撤去している。なお、岩盤や転石、著しく崩壊が懸念される礫層が続く地盤以外の杭基礎の適用が求められるような地盤条件であれば、当該地盤条件が PG 工法の適用性に影響を及ぼすことはない。

(1) 水中に杭頭がある際の引抜き（事例-1）

表-5.1 は、水中に杭頭がある現場において PG 工法による既存杭引抜き施工事例の詳細を示している。橋脚や橋台の基礎杭の場合、基礎を撤去すると既存杭の杭頭が水位より下がる場合がある。一般工法ではケーシングによる縁切り削孔完了後、ケーシングを地上に引き上げ、既存杭にワイヤーロープをセットするため、再度ケーシングを被せる作業をしなければならないが、杭頭が水中にあると杭位置の特定が困難になる（図-5.9 参照）。一方、PG 工法では縁切り削孔完了後に杭をチャッキングし、ケーシング引き上げと同時に既存杭を引き抜くため、水中に杭頭がある場合でもスムーズな施工が可能であった。

表-5.1 既存杭引抜き施工事例-1 の詳細

工事内容	橋脚の基礎杭の引抜き
既存杭の詳細	PHC 杭 (φ500, L=7.0m, 10 本)
使用機械	TK-750 (1 台, オーガー) アポロン 12000 (ケーシングφ800)



図-5.9 水中に杭頭がある際の PG 工法による引抜き施工例

(2) 新設杭干渉部での長尺杭の引抜き (事例-2)

表-5.2 は、新設杭干渉部での長尺既存杭の PG 工法による既存杭引抜き施工事例の詳細を示している。既存杭引抜き後の新設杭打設においては、引抜き孔の崩壊や杭芯ズレの発生等のトラブルが多く発生している。特に新設杭干渉部における長尺既存杭の引抜きでは、新設杭施工時に傾斜削孔となった場合の修正の困難さや品質の低下（杭芯ズレと斜杭）は大きく、埋戻し不良とならないよう細心の注意を払わなければならない。当該施工例では中掘工法で打設された長尺 PC 既存杭（67m）の引抜きであり、まず残置の問題が懸念されたものの、問題なく引抜きを完了することができた（図-5.10 参照）。また、新設杭は既存杭と同程度の長さの場所打ち杭が予定されており、崩壊や傾斜削孔の問題も懸念されていたが、問題なく新設杭の施工が完了している。当現場では引抜き孔に最深部より適当な充填材と量（当現場は $q_u=0.3\text{N/mm}^2$ のセメント・ベントナイト系充填材；注入量は削孔体積量）を注入することにより、長尺既存杭の引抜きにおいても新設杭の打設に悪影響を与えない引抜き孔の埋戻し処理を実施することができた。

表-5.2 既存杭引抜き施工事例-2 の詳細

工事内容	新設杭干渉部の既存 PC 杭引抜き
既存杭の詳細	PC 杭 (φ600, L=67.0m, 1 本)
使用機械	DH-608 (1 台, アースオーガー) SMD-240HP (ケーシングφ800)



図-5.10 新設杭干渉部での PG 工法による長尺杭の引抜き施工例

5.1.6 おわりに

本報告は既存杭引抜き工法で発生している問題の解決方法の一つとして杭先端チャッキング工法（PG 工法）の特徴，安全性，および施工品質の向上について，施工理論より明らかな知見および実施工例を基に述べた。以下は本報告を要約している。

- (1) PG 工法はワイヤーロープを用いないため，それに伴う事故の危険性が存在しない。
- (2) PG 工法はチャッキングにより杭全体および杭の周囲もケーシングに内包して引き上げるため，極端な斜杭や湾曲杭を除いたあらゆる状況の既存杭を地盤内から撤去可能である。
- (3) PG 工法は，そのチャッキング機構により杭頭が深い場合（≒4～5m以深）でも引抜きが可能である。
- (4) PG 工法は杭の引抜きと同時に引抜き孔への充填材注入を行うため，一般工法と比較して工期が短縮される。
- (5) PG 工法は引抜き孔最深部からの充填材注入と施工管理装置による一元管理および注入管理により，引抜き孔全長にわたって均一な充填を行うことが可能であり，一般工法における引抜き孔上部からの不完全な注入に伴う空隙や軟弱部の発生，および杭孔の崩壊を抑制できる。
- (6) PG 工法は施工管理装置を用いた注入管理と液面管理により，引抜き孔に必要な量の充填材注入が可能となる。

5.2 PG 工法に伴う充填材注入に関する信頼性評価

5.2.1 はじめに

日本では 1960 年代の高度経済成長期に公共構造物などが数多く建設された。高度経

済成長期に建設された構造物は建設から 50 年程度経っており、老朽化が進んでいる。また、東日本大震災による防災意識の向上や、人口減少なども深刻化している。そのため、近年では構造物の解体や建替えが進んでいる。また、日本では都市の多くが軟弱地盤の上に位置しているため、構造物の支持力を確保するために杭基礎を用いていることが多い。そのため、構造物を解体もしくは建て替える場合は、上部構造物だけでなく杭基礎も撤去しなければならない。しかし、現在は杭を引き抜かず、地中に残存させている場合がある。理由として、杭基礎は地中に埋もれており目に見えないものではないため、既存杭を撤去することに理解を得るのが難しく、撤去工事を後回しにしてしまうためである。また、構造物を解体することに費用を要するため、既存杭は撤去せず、他の場所に新たに杭を施工することもある。それらの結果、既存杭は産業廃棄物として地中に残存することとなる⁵⁻⁴⁾。また既存杭は打設当時の施工法や杭自体の品質により、途中で折れていたり、壊れていたりするなど不健全な状態で存在する場合も多く見られ、一般工法ではその工法原理から撤去が難しく、取り残しなどが発生しやすい。そのため、その土地で新たに構造物を建設しようとする際に問題が発生している。また、土地売却取引においても取り残しを含め既存杭は隠れた瑕疵として多くのトラブルを引き起こしている⁵⁻⁵⁾。こうした問題を解決するためには既存杭の確実な撤去が必要である。

既存杭の撤去には主にワイヤーロープ式と杭先端チャッキング式の 2 種類の工法がある⁵⁻⁶⁾。いずれの工法とも既存杭の周辺地盤を削孔し、既存杭を引き抜いた後、充填材を注入する工法である。ただし、ワイヤーロープ式では、細かく折れた杭は撤去できないこと、引き抜きながら最深部からの充填材の注入ができないなどの課題がある⁵⁻⁶⁾。引抜後に形成される引抜き孔は、既存杭撤去後の地盤強度に影響を与えるため、引抜き孔への充填材の完全な注入が求められている^{5-7)~5-9)}。これらの問題を解決する方法の一つとして開発された引抜き工法が杭先端チャッキング工法 (PG 工法) である⁵⁻¹⁰⁾。PG 工法における一連の施工手順は図-5.11 に示しており、既存杭の外周にケーシングを挿入し、杭の先端にケーシングが到達したらケーシング内部の爪で杭をチャッキングする。また、杭を内包したまま底部から充填材を注入する。注入開始後、引抜き孔の先端処理として、引き上げを行わずケーシングを回転させながら 1m 分の先行注入を行い、その後一定速度でケーシングを引き上げる⁵⁻¹⁰⁾。

しかしながら、多くの現場で採用されている 2 種類の工法は経験則に培っており、施工が確実に行われていることの根拠は示されていない。また、地盤内は可視化することができないため、施工が正しく行われたことを示すことが難しい。さらに、既存杭の引抜きは近年深刻化している問題であり、目に見えないため土木・建築分野以外ではあまり馴染みのないものである。しかし、今後の構造物の建設事業において避けることのできない問題である。そのため本研究では、PG 工法の技術的確立の根拠を発見し、更により良い工法に高度化するため、PG 工法による現場施工において施工後採取した供試体の試験結果を統計解析することで、PG 工法に伴う充填材注入の均一性に関する信頼性を評価した。ま

た、統計解析結果から PG 工法に伴う充填材注入に影響を与える地盤環境を評価した。

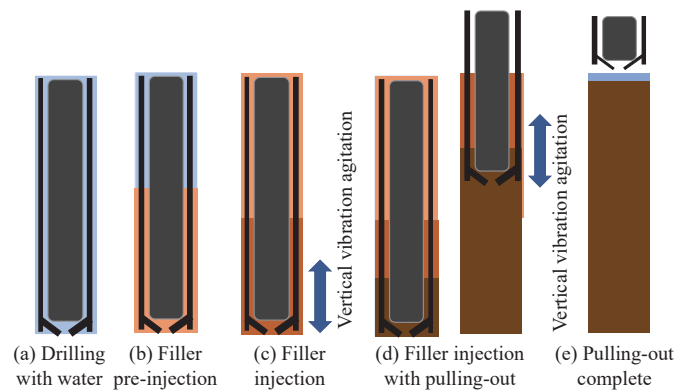


図-5.11 PG 工法における充填材の注入

5.2.2 統計解析の概要

(1) 対象データ

本研究では、神奈川県内の既存杭引抜き現場において PG 工法で施工され、充填材が注入された 6 箇所の引抜き孔を対象とする。なお、各箇所の引抜き孔にて採取した充填材のボーリングコアから深度ごとに 10 個の供試体を準備し、一軸圧縮試験を行った。表-5.3 は充填材の配合を示している。

一軸圧縮試験は、施工直前にプラントで練り混ぜられたセメント・ベントナイト系充填材、および施工直後に引抜き孔から未固結採取された充填材について実施した。これは、一度引抜き孔内に注入されたセメント・ベントナイト系充填材が地盤環境によって配合試験で定めた強度基準を上回っているか確認するためである。本研究では、7 日および 28 日養生した充填材の一軸圧縮強さを測定した。未固結採取^{5-11), 5-12)}とは、充填材を引抜き孔に注入した直後に未固結採取機を用いて充填材を採取することである (図-5.12 参照)。具体的には、引抜き孔への充填材の注入後、採取口を開閉することで未固結試料を採取する機構を有する引上げ式サンプラーチューブを用いて埋め戻した引抜き孔の上部および下部に挿入し未固結試料を採取した^{5-11), 5-12)}。採取した未固結試料は、所定養生後に一軸圧縮試験を実施した。これによって、施工後 28 日強度をもつ充填材を全長コアボーリングを実施することなく引抜き孔から取り出すことができるため、費用および時間を大幅に削減することができる。

表-5.3 充填材の配合

W/C	Cement	Water	Bentonite
380%	240 kg	913 L	20 kg



(a) Sampler tube extracted from the pulling-out hole



(b) Unconsolidated sample taken from sampler tube

図-5.12 未固結採取

(2) 一軸圧縮強さのデータ分布の解析手法

① Q-Q プロットとシャピロ・ウィルク検定

PG 工法に伴う充填材注入の最低強度を推定するため、一軸圧縮強さのデータ分布から正規分布を作成した。正規性を検定するために Q-Q プロットおよびシャピロ・ウィルク検定を用いた。Q-Q プロットは、データが正規分布に近ければ傾き 45°の直線近くにプロットされるため、正規性を判断することが容易である^{5-13)~5-15)}。シャピロ・ウィルク検定は、標本が正規母集団からサンプリングされたものであるという帰無仮説を検定するものである^{5-13)~5-15)}。シャピロ・ウィルク検定による検定統計量 W は式 (5-1) で示される。

$$W = \frac{(\sum_{i=1}^n a_i x_{(i)})^2}{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad (5-1)$$

ここで、 $x_{(i)}$ は i 番目の順序統計量（標本の中で i 番目に小さい数値）、 \bar{x} は標本平均、および a_i は定数であり、 a_i は式 (5-2) で示される。

$$(a_1, \dots, a_i) = \frac{m^T V^{-1}}{(m^T V^{-1} V^{-1} m)^{\frac{1}{2}}} \quad (5-2)$$

これは、コルモゴロフ・スミルノフ検定と同様の検定であるが、データ数が 50 件程度の場合に特化した検定手法である。p 値が 0.05 以上のとき、標本が正規母集団サンプリングされたものであるという帰無仮説が採用される。なお、p 値は統計的仮説検定において、帰無仮説の元で検定統計量がその値となる確率を示すものである^{5-13)~5-15)}。

② 1 標本 t 検定

正規性を検定した後、母平均を求めるために 1 標本 t 検定を行った。この検定法は、平均 μ および分散 σ^2 の正規母集団からランダム標本 X_1, \dots, X_n が与えられたときに、ランダム標本の平均 μ_0 と母平均 μ が一致しているかを検定するものである。本研究では、t 検定の中でも帰無仮説 H_0 が $\mu = \mu_0$ となる両側検定を行った。すなわち、母分散 σ^2 が未知であるため、 V^2 と置くと両側検定は式 (5-3) を用いる。

$$W_{two}(\bar{X}, V^2) = \frac{|\bar{X} - \mu_0|}{V} \quad (5-3)$$

有意水準 α の検定を求めるためには、式 (5-4) で示されるような臨界値 C を求める必要がある。

$$P_{\mu=\mu_0} \left(\frac{|\bar{X} - \mu_0|}{V} > C \right) = \alpha \quad (5-4)$$

ここで、 $T = \sqrt{n}(\bar{X} - \mu_0)/V$ と置くと、 $H_0(\mu = \mu_0)$ のもとで T は自由度 $n-1$ の t 分布に従うので式 (5-5) のように変換される。

$$\begin{aligned} P_{\mu=\mu_0} \left(\frac{|\bar{X} - \mu_0|}{V} > C \right) &= P(|T| > \sqrt{n}C) \\ &= P(T < -\sqrt{n}C) + P(T > \sqrt{n}C) \\ &= 2P(T > \sqrt{n}C) \end{aligned} \quad (5-5)$$

$t_{n-1, \alpha/2}$ を t_{n-1} 分布の上側 $100(\alpha/2)\%$ 、すなわち $P(T > t_{n-1, \alpha/2}) = \alpha/2$ を満たす値と定義すると、 $t_{n-1, \alpha/2} = \sqrt{n}C$ となり、臨界値 C は式 (5-6) で示される。

$$C = \frac{1}{\sqrt{n}} t_{n-1, \frac{\alpha}{2}} \quad (5-6)$$

以上より、式 (5-4) は式 (5-7) のようになる。

$$\begin{aligned} P_{\mu=\mu_0} \left(\frac{|\bar{X} - \mu_0|}{V} > \left(\frac{1}{\sqrt{n}} \right) t_{n-1, \frac{\alpha}{2}} \right) \\ = 2P \left(T > t_{n-1, \frac{\alpha}{2}} \right) = \alpha \end{aligned} \quad (5-7)$$

式 (5-7) より、有意水準 α の棄却域は式 (5-8) のようになる。

$$R_{two} = \left\{ (x_1, \dots, x_n); \frac{|\bar{x} - \mu_0|}{v} > \left(\frac{1}{\sqrt{n}} \right) t_{n-1, \frac{\alpha}{2}} \right\} \quad (5-8)$$

以上の手法を用いて PG 工法に伴う充填材注入の最低強度を評価する。

(3) 各試験結果における相関係数の解析手法

本研究では、ピアソンの積率相関係数を用いて 2 変数データの直線的な相関を分析した。相関係数は式 (5-9) で示される。

$$r_{xy} = \frac{S_{xy}}{S_x S_y} = \frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \sqrt{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}} \quad (5-9)$$

ここで、 S_x は x の標準偏差、 S_y は y の標準偏差、および S_{xy} は x と y の共分散である^{5-13)~5-15)}。

5.2.3 PG 工法に伴う充填材注入の信頼性評価

本研究では、各試験結果を統計解析することで PG 工法に伴う充填材注入の信頼性を評価した。また、統計解析結果から既存杭引抜き工法に影響を与える地盤環境を評価した。

(1) 充填材の一軸圧縮強さ分布

図-5.10 は、PG 工法に伴う充填材注入における一軸圧縮強さの分布（サンプリング箇所数：6、全個数：60）を示している。これより、一軸圧縮強さの大半が 0~300kN/m² に分布しており。また、500kN/m² 以上の一軸圧縮強さを発現しているデータもいくつかある。これは、地盤内の何らか環境条件が要因しているものと考えられる。

この母集団から採取された標本は正規分布を満たしていなかったため、正規分布を利用した統計解析を行うために、平方根変換を行った。平方根変換は、例えば分布が右に歪んだ分布（ポアソン分布）の場合、データの平方根をとることでデータを正規分布に近づけ、分散を安定させるための手法の一つである^{5-13)~5-15)}。平方根変換後のヒストグラムを図-5.14 に示す。図-5.13 と図-5.14 を比較すると、平方根変換を行うことで正規分布に近づいたことが判る。しかしながら、ヒストグラムのみを視覚的に判断すると恣意的であるため、正規確率プロットおよびシャピロ・ウィルク検定を用いて正規性の検定を行った。

図-5.15 は正規確率プロットを示している。これより、正規確率プロットは 45° の直線

に近い線を描いている。表-5.4 にシャピロ・ウィルク検定の結果を示す。これより、検定統計量 W は 0.966, p 値は 0.07 である。シャピロ・ウィルク検定の帰無仮説 H_0 (標本は正規母集団から採取されたものである) により、今回の検定結果は判断基準である p 値 = 0.05 を上回ったため、正規分布に近いと判断できる。

以上より、平方根変換後の標本の一軸圧縮強さと母集団は正規分布であると判断できるため、標本から母集団の平均値を推定する 1 標本 t 検定を行った (表-5.5 参照)。表-5.5 より、母平均は 13.5 と推定された。また、 p 値は 2.2×10^{-16} であり、非常に小さな値となった。1 標本 t 検定の帰無仮説は「母平均は 0 とする」ため、 p 値が非常に小さいことで帰無仮説は棄却され、「母平均は 0 としない」といえる。また、95%信頼区間は 12.2 ~ 14.9 であるため、100 回中 95 回は平均値が 12.2 ~ 14.9 の間である。

また、母集団の標準偏差は 5.39 となったため、この結果より図-5.16 に正規分布を示す。図-5.16 の正規分布より、平均値 $\pm 1\sigma$ の区間 (平均値に標準偏差を 1 つ分足し引きした範囲) は 8.11 ~ 18.89 となった。これは母集団全体の平均値を中心とした 68% のデータが範囲内に入っていることを示している。また、平均値 $\pm 2\sigma$ (平均値に標準偏差を 2 つ分足し引きした範囲) の区間は 2.72 ~ 24.28 となった。これは、母集団全体の平均値を中心とした 95% のデータが範囲内に入っていることである。これらのデータは一軸圧縮強さの平方根変換後の値であるため、母集団の平均値の推定値 13.5 を 2 乗すると、平均値は 182.3 kN/m^2 となった。この平均値は、標本の中央値 184.2 kN/m^2 に近い値となっており、推定した母集団の正規分布は正しく推定できていると判断できる。また、本来の平均値 $\pm 1\sigma$ は $65.8 \sim 365.8 \text{ kN/m}^3$, 平均値 $\pm 2\sigma$ は $7.40 \sim 589.5 \text{ kN/m}^3$ の範囲となり、PG 工法に伴う充填材注入を評価するための結果としてはデータの範囲が大きくなった。今回は平方変換を行ったため、このような結果になったものの、今後データが蓄積されればより狭い範囲での推定が可能になると考えられる。

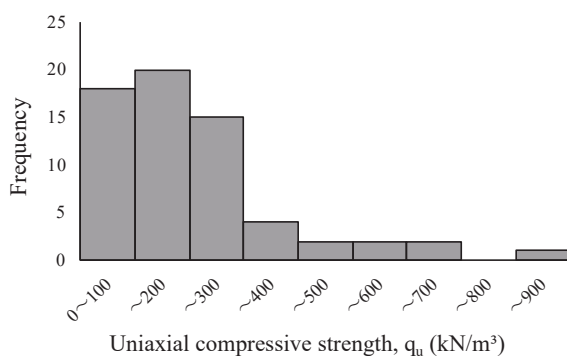


図-5.13 一軸圧縮強さの分布

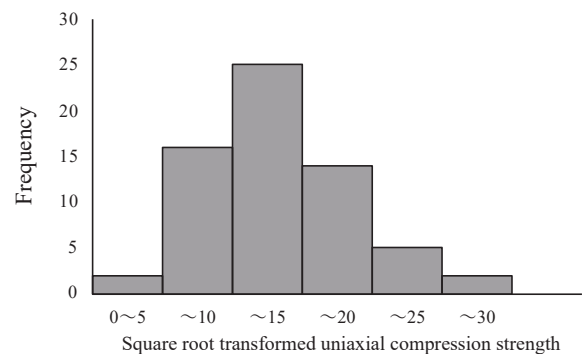


図-5.14 一軸圧縮強さの分布 (平方根変換後)

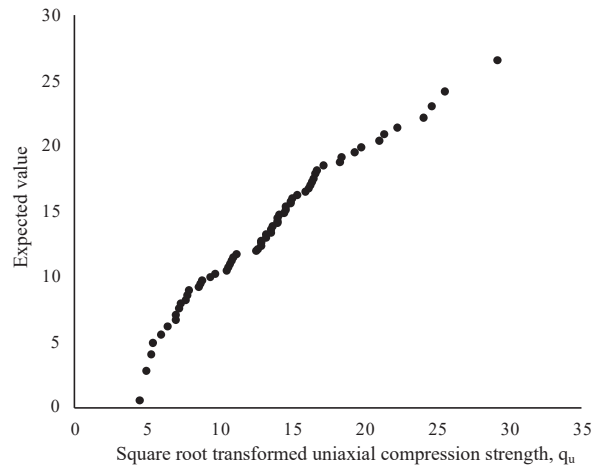


図-5.15 一軸圧縮強度の正規確率プロット

表-5.4 シャピロ・ウィルク検定の結果

Test statistic W	0.966
p value	0.070

表-5.5 1 標本 t 検定の結果

Mean value of population	13.5
Confidence interval of 95%	12.2~14.9
p value	2.2×10^{-16}

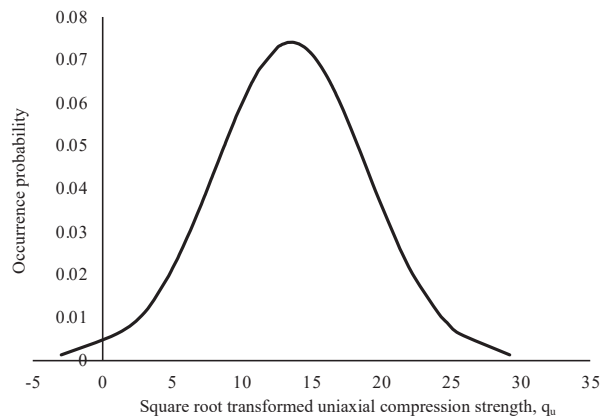


図-5.16 推定した母集団の正規分布

(2) プラントから採取した充填材と未固結採取した充填材の一軸圧縮強さの相関

本研究では、プラントから採取したセメントミルク（充填材）と未固結採取された充填材の養生 7 日および 28 日強度を比較することによって、PG 工法において引抜き孔に充填材を注入することでセメントミルク（充填材）に混入する物質が充填材の強度発現に及ぼす影響を検討する。図-5.17 および図-5.18 にプラントから採取したセメントミル

クの施工後7日の一軸圧縮強さと、未固結採取した充填材強度の関係を示す。未固結採取された供試体の深度が2m付近（上部）のものを図-5.17、未固結採取された取供試体の深度が15m付近（下部）のものを図-5.18に示す。図-5.17より、プラントから採取したセメントミルクと上部の未固結採取の充填材との一軸圧縮強さの相関係数は0.15、図-5.15より、セメントミルクと下部の未固結採取の充填材との一軸圧縮強さの相関係数は0.24となり、いずれのp値も0.05を上回り、相関があるとはいえない。

次に、図-5.19および図-5.20にプラントから採取したセメントミルクの施工後28日の一軸圧縮強さと、未固結採取した充填材（上部および下部）の強度の関係を示す。図-5.19より、プラントから採取したセメントミルクと上部の未固結採取の充填材の一軸圧縮強さの相関係数は-0.05、図-5.20より、セメントミルクと下部の未固結採取の充填材の一軸圧縮強さの相関係数は-0.66となり、いずれのp値も養生期間7日間と同様に0.05を上回った。すなわち、相関があるとはいえない結果となった。深度別の未固結採取の充填材とプラントから採取したセメントミルクの一軸圧縮強さの比（未固結採取の充填材強度/プラントから採取したセメントミルクの一軸圧縮強さ）を求めると、表-5.6に示される結果となった。上部と下部の未固結採取とプラントから採取したセメントミルクの強度比を比較すると、下部の比の方が小さい値となった。また、下部は養生期間によらず未固結採取とプラントから採取したセメントミルクの強度比の変化がなかった。これにより、下部の充填材の方が密に充填されていることが考えられる。

以上より、プラントから採取したセメントミルクの強度よりも充填材を注入する周辺地盤環境の方が充填材の強度発現に与える影響が相対的に大きいと考えられる。

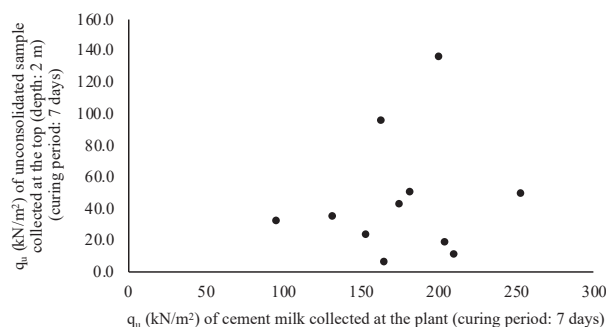


図-5.17 プラントから採取したセメントミルクの施工後7日の一軸圧縮強さと未固結採取した充填材強度の関係（深度2m）

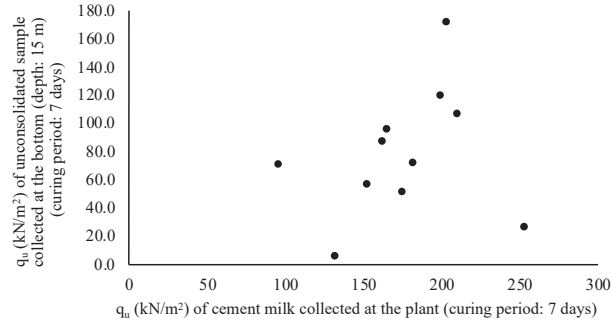


図-5.18 プラントから採取したセメントミルクの施工後7日の一軸圧縮強さと未固結採取した充填材強度の関係（深度15m）

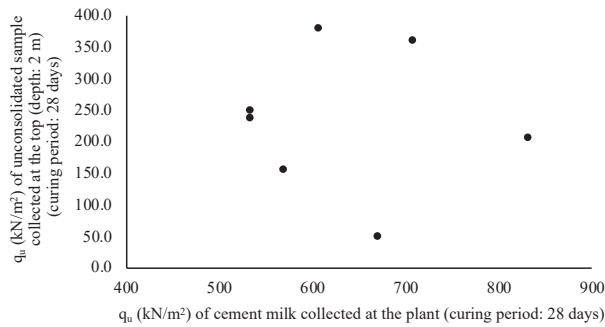


図-5.19 プラントから採取したセメントミルクの施工後28日の一軸圧縮強さと未固結採取した充填材の強度の関係（深度2m）

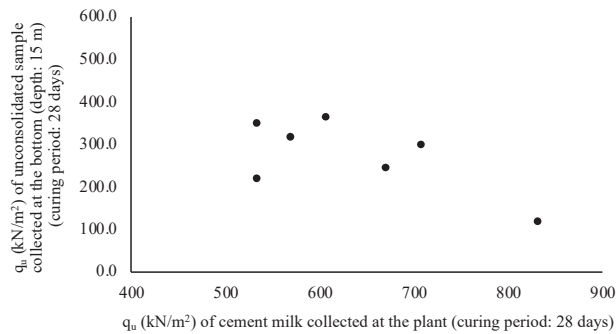


図-5.20 プラントから採取したセメントミルクの施工後28日の一軸圧縮強さと未固結採取した充填材の強度の関係（深度15m）

表-5.6 深度別の未固結採取の充填材とプラントから採取したセメントミルクの一軸圧縮強さの比

	Collected at the top (depth : 2m)	Collected at the bottom (depth : 15m)
Curing period with 7 days	0.27	0.45
Curing period with 28 days	0.38	0.45

5.2.4 おわりに

本研究では、統計解析を基に PG 工法に伴う充填材注入の信頼性を評価した。解析の流れとしてはプラントから採取したセメントミルクおよび施工後に引抜き孔から未固結採取された充填材供試体に一軸圧縮試験を行い、得られたデータを統計解析の標本とすることで同現場全体の施工結果を推定した。本研究で得られた結果を以下に示す。

- (1) PG 工法に伴う充填材注入から採取された供試体の一軸圧縮強さは平均値 182kN/m^2 、中央値は 184kN/m^2 となり、平均値と中央値が非常に近い数値になったため、推定した母集団の正規分布は正しく推定できたと考えられる。
- (2) 標本から母集団を推測した結果、母集団の 65% が含まれる範囲は $65.8\sim 356.8\text{kN/m}^2$ 、95% が含まれる範囲は $7.4\sim 589.5\text{kN/m}^2$ となり、95% が含まれる範囲が非常に大きくなった。しかしながら、過半数の引抜き孔が当現場の目標強度である 100kN/m^2 を超えている。
- (3) PG 工法に伴う充填材注入における未固結採取の充填材の一軸圧縮強さとプラントから採取したセメントミルクの充填材強度を比較すると、未固結採取の充填材の一軸圧縮強さの方が小さな値となった。

なお、本研究では単回帰分析のみによる影響の検討のみであり重回帰分析による影響の考慮に至っていない。今後の課題としては、一軸圧縮試験のデータならびに諸々の現場条件をより多く蓄積しなければならない。それらにより、充填材強度の発現に影響を及ぼす要因を明確にし、PG 工法に伴う充填材注入を一様にする必要がある。

5.3 MPS-CAE による PG 工法の可視的性能評価

5.3.1 はじめに

我が国では、1964 年の東京オリンピックに向け整備された東京国際空港、首都高速道路ならびに東海道新幹線等をはじめ、高度経済成長期に整備された社会基盤構造物および建築構造物の老朽化が進み、その対策が喫緊の課題となっている。さらに、東日本大震災（2011 年 3 月 11 日）等の巨大自然災害による防災意識の高まりや復興に向けた建物の再建、少子高齢化と人口減少による世帯数や公共施設の減少、2020 年の東京オリンピックに向けた再開発等に伴い、建物の解体需要は今後ますます高まると予想されている。

我が国の多くの都市は軟弱地盤に位置し、杭基礎を用いた構造物が多い。そのため、既設構造物が存在する場所で新たな土地活用を図る場合、建物の解体と同じく構造物を支持していた杭も撤去する必要がある。既設構造物の解体撤去後、地中に放置された杭は既存杭と呼ばれ、打設された当時の施工法・品質により途中で折れていたり壊れてい

たり等、様々な状態で埋設されている^{5-16), 5-17)}。そのような既存杭を撤去することは容易でない。撤去されずに地中に放置された既存杭は産業廃棄物と扱われ、土地売却取引における隠れた瑕疵となる。よって、多くのトラブルを防ぐためにも既存杭の引抜きは必須である^{5-16), 5-17)}。

その一方、既存杭の引抜き工では既存杭の残置、当該地の陥没や周辺地盤の沈下ならびに跡地利用時の地盤環境の悪化等、様々な問題が生じているにも係わらず、既存杭を引き抜いた後に形成される引抜き孔に注入する充填材や既存杭を引き抜く工法自体に基準・規程等の統一的な決まりがない^{5-16)~5-18)}。

上記を踏まえ、本研究では既存杭引抜き工法のひとつである PG 工法^{5-16), 5-17)}を対象とし、MPS-CAE を用いて視覚的かつ定量的に特徴づけることによって工程評価を行う。具体的には、地盤内の粒子の挙動や削孔工程から引抜き工程までの一連の様子を解析的に可視化し、粒子数を用いて新たな指標を用意し定量的な評価を行う。

5.3.2 既存杭引抜き工法

(1) 既存杭の引抜き工法

既存杭の撤去工において引抜き撤去が主流になる以前は、ロックオーガー等により既存杭を破砕撤去する工法が一般的に採用されていた⁵⁻¹⁹⁾。しかし、ロックオーガーは鉛直に打設された既存杭に対して削孔することを前提としているため、当時の施工誤差等に起因して斜めに打設された既存杭の破砕に対しては不向きである。さらに、既製コンクリート杭の継ぎ手杭の破砕の際にフランジ部の削孔に時間を要して結果的に、施工時間が延長する、ロックケーシングが既存杭から外れる等の施工上の問題、コンクリート屑や鉄筋屑等の産業廃棄物が地中に残存する、および騒音や振動が発生する等の環境上の問題があった。これらの問題に対して新たな引抜き工法が開発され、現在では下記するような種々の引抜き工法が採用されている⁵⁻¹⁹⁾。

① ワイヤロープを用いた一般工法

既存杭引抜き工法の中でも一般的なワイヤロープを用いた施工手順を以下に示す⁵⁻¹⁹⁾。

- (1) バックホウで杭頭が露出するまで杭周囲を掘削する
- (2) 杭頭を包含するようにケーシングをセットする
- (3) ケーシング先端から削孔液を吐出しながら既存杭周囲を削孔し、地盤と既存杭の縁を切る。
- (4) ケーシングを引き上げる
- (5) ワイヤロープを既存杭に玉掛けし引き抜く

既存杭には打撃工法による打設で中折れ等の破損状態にあるものや、継ぎ手杭の継ぎ

手不良によって上下の杭が未接続状態であるものが存在する場合がある^{5-16), 5-17)}。そのため、既存杭の上部にワイヤーロープを玉掛けして引き抜く当該工法では未接続の既存杭の下部を引き抜くことができず、既存杭を完全に撤去できない可能性がある。当該工法ではケーシング削孔で周辺地盤と既存杭の縁を切った後、ワイヤーロープを既存杭に玉掛けするためにケーシングを先に地上に引き上げる必要がある。その際、孔壁の崩壊や土砂の落ち込み等により既存杭周囲の摩擦力が増加し、想定以上の負荷がかかりワイヤーロープが破断する。ワイヤーロープが破断すると、既存杭の落下や破断の反動による重機の転倒等の危険性がある。

② 杭先端チャッキング工法（PG 工法）

ワイヤーロープを用いた引抜き工法において生ずる問題を解決するために考案された引抜き工法として、既存杭の先端をケーシング先端に取り付けた爪でチャッキングして引き抜く PG 工法がある^{5-16), 5-17)}。当該工法の施工手順を以下に示す（図-5.18 参照）。

- (1) 事前に杭中心位置を測量する。
- (2) 測量された杭芯にケーシングをセットする
- (3) ケーシングを回転させながら先端より削孔液を吐出し削孔する
- (4) 既存杭の先端部でケーシング内部にむけてチャック爪を突き出す
- (5) 既存杭を内包したままケーシングを回転させながら先端より充填材を注入しながら引き上げる

当該工法では、既存杭の全長をケーシングで内包した状態で引き上げるため、中折れ杭やジョイント部未接合の既存杭等も確実に引き抜くことができる。また、ワイヤーロープを用いないため破断による既存杭の落下や重機の転倒の危険性がない^{5-16), 5-17)}。なお、現在に至るまでの PG 工法による施工実績を基に、表-5.7 は PG 工法の適用範囲（既存杭種、最大杭径、最大杭長、および既存杭径に対応するケーシング径）を示している。

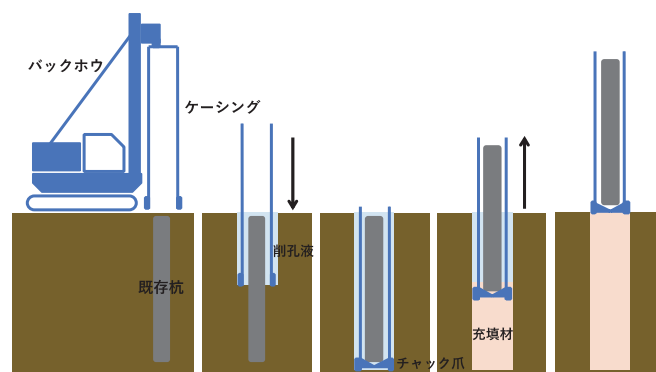


図-5.21 PG 工法の施工手順

表-5.7 PG 工法の適用範囲

(a) 既存杭の種類，杭径および杭長

杭種	最大杭径 (mm)	最大杭長 (m)
木杭 (松杭)	φ250	14.0
H 鋼杭	H300×300	38.0
SMW (芯材部)	H300×150@675	18.0
鋼管杭	φ800	47.0
ペDESTAL杭	φ510 (軸部)	37.0
三角杭・六角杭・Xパイル	φ580 (節部)	9.0
既製コンクリート杭 (ストレート杭)	φ800	67.0
既製コンクリート杭 (拡大根固め杭)	φ1450 (拡大部)	52.0
場所打ちコンクリート杭 (ストレート杭)	φ1500	30.0

(b) 既存杭径に対応したケーシング径

既存杭径 (mm)	ケーシング径 (mm)
250～350	500
400～450	600
500～550	700
600～650	800
700～850	1000
900～1100	1250
1200～1300	1450
1350～1500	1650
1550～1700	1850

(2) 引抜き孔の埋戻しと充填材の注入量

既存杭を引き抜いた後の引抜き孔には，充填材を注入して埋戻しを行う。^{5-18)~5-20)}。一般工法では引抜き孔上部からの注入しかできず，また引抜き孔へは杭体積量しか充填できないためムラのない注入は困難である^{5-18)~5-20)}。そのため，下記に示されるような引抜き孔への不完全な充填材注入が引き起こす現象が問題になる場合がある。

- (a) 周辺地盤の地盤沈下や当該地での陥没
- (b) 地盤沈下に伴う隣接構造物の傾斜・倒壊
- (c) 地盤沈下や陥没に伴う重機の転倒
- (d) 受動土圧減少による山留壁の変形
- (e) 場所打ちコンクリート杭の品質不良や余分な生コンクリートの使用
- (f) 新設杭のズレや傾斜

PG 工法では、既存杭の引抜きと同時にケーシング先端から充填材の注入を行い専用の施工管理装置による注入管理を行う。これにより、孔壁の崩壊が起こる前に引抜き孔の最深部から充填材を注入することが可能であるとともに、引抜き孔全長にわたって確実に充填することができる。

既存杭引抜き孔への埋め戻し充填材の注入量は一般的には杭体積量とされている。これは一般工法の埋戻し方法を前提に導き出された注入量であるといえる。一般工法では、ワイヤーロープを玉掛けして既存杭を引抜く前に、孔内（杭周囲）に存在する泥水を強制的に排出させる工程はなく、杭周囲に泥水が存在した状態のまま、引抜き孔の上部から充填材を流し込むために、地中から引き抜かれる杭体積以上の量を引抜き孔へ注入しようとしても孔からオーバーフローする可能性がある⁵⁻²¹⁾。杭体積量とケーシング削孔で地盤をほぐす量（削孔体積量）を比較した場合、例えば既存杭 $\phi 600$ mm の引抜きに対して、図-5.22 に示す一般的な既存杭径+200 mm 程度の内径ケーシングを使用した場合、ケーシング内径 $\phi 812.8$ mm に対して外径 $\phi 1080$ mm であり、削孔体積に対する杭体積の比は 30.8% である。

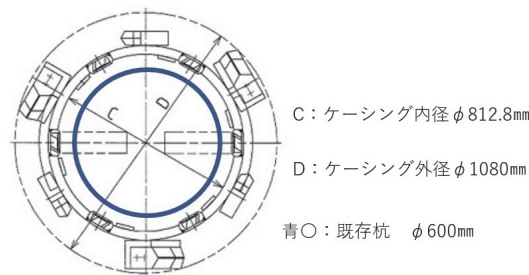


図-5.22 既存杭とケーシング図（PG 工法ケーシング）

(3) PG 工法の充填材注入量と施工事例

PG 工法においては開発当初、杭体積量を埋戻し充填材の規定量とされていたが、後の土地活用の際、新設杭打設時に引抜き孔の埋戻し不良が指摘されたケースがあった。このとき改善策として埋戻し充填材の規定量を杭体積量からケーシング内径体積量に増加させた。しかしながら、この規定注入量の変更に伴う裏付け根拠は何ら存在しなかった。図 5.22 のケーシングを使用した場合、図-5.23 で示すように、注入量を杭体積量からケーシング内径体積量に変更した場合、削孔体積に対する比 56.6% となり注入量は杭体積量の約 1.8 倍となる。

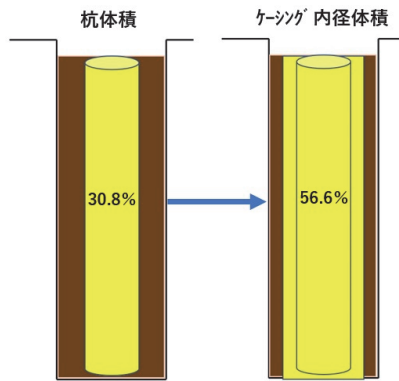


図-5.23 杭体積量とケーシング内径体積量

埋戻し不良の改善策として、充填材の規定注入量をケーシング内径体積量に変更し、PG 工法で実際に施工された和歌山県内の現場の引抜き孔の品質調査結果を以下に示す。工事概要は以下のとおり。

- ・ 既存杭 ϕ 800-25m (場所打ちコンクリート杭)
- ・ 使用ケーシング ケーシング内径 ϕ 1024 mm, 外径 ϕ 1340 mm
- ・ 埋戻し充填材 セメント・ベントナイト系充填材
- ・ 規定注入量 ケーシング内径体積量

当該現場は新設構造物の建築計画があり、新設杭に干渉する部分の既存杭を引抜き撤去し、新設杭の打設の際に残置による障害や埋戻し不良による新設杭の品質への影響を極力排除したいといった意向から PG 工法が選定された。現地の柱状図を以下に示す。

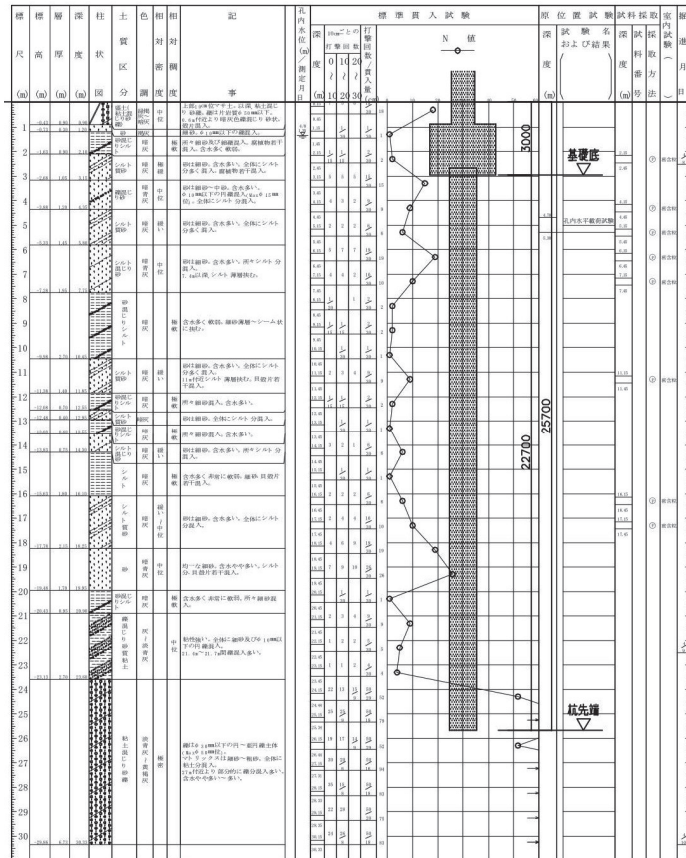


図-5.24 現地の柱状図

実際に使用したケーシングと既存杭の概要図を以下に示す。図-5.25 をみるとケーシング内径体積量は削孔体積に対する比は 58.3% となることが分かる。

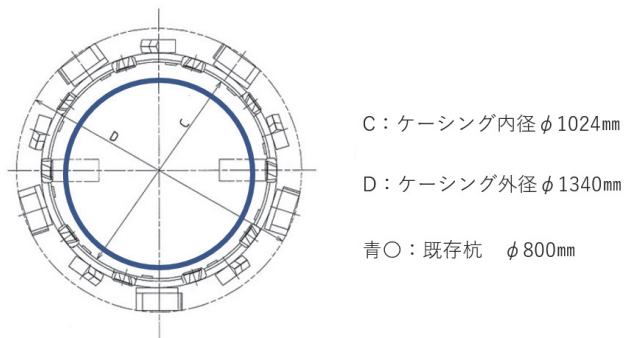


図-5.25 実際に使用した既存杭とケーシング図 (PG 工法ケーシング)

次に全長コアボーリングの試験結果とコアサンプルの写真を以下に示す。

深度 (m)

1.7	264.24
2.5	425.74
3.0	
4.7	309.29
5.6	371.32
6.4	428.60
7.7	291.37
8.5	315.11
9.4	368.51
10.0	
11.0	
12.0	
13.0	
14.0	
15.0	
16.6	396.48
17.0	
18.0	
19.0	
20.5	558.78
21.6	1987.09
22.0	
23.0	
24.0	
25.0	
26.0	

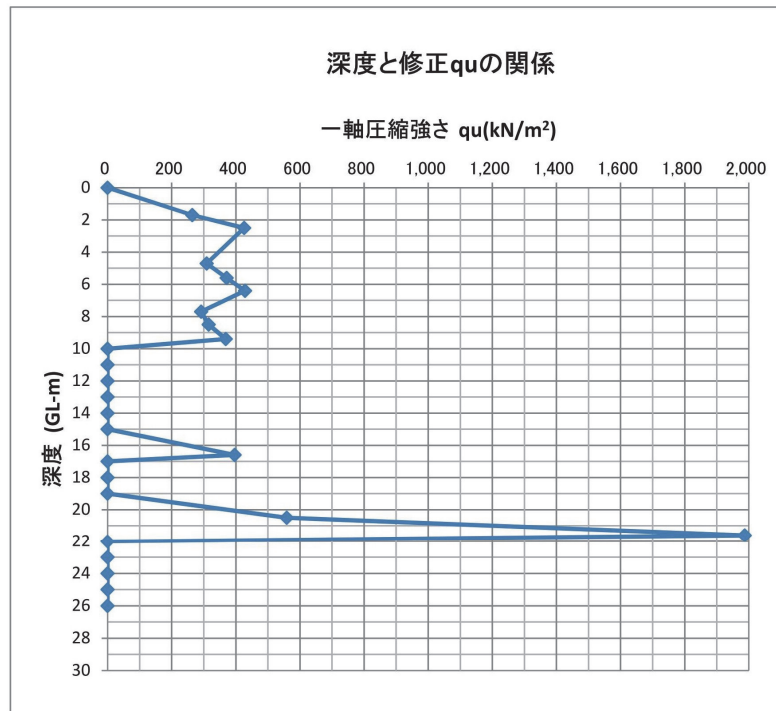


図-5.26 全長コアボーリングの試験結果



図-5.27 コアサンプル 6~10m



図-5.28 コアサンプル 21~25m

図-5.26~28 に示す全長コアボーリングでは、3m にて採取したコアサンプルは供試体成形不可、10~15m においては軟弱なためコアサンプルの採取ができず、17~19m にて採取したコアサンプルは供試体成形不可、22~26m で採取したコアサンプルについても供試体成形不可という結果であった。次に同一引抜き孔で行った標準貫入試験結果を示す。

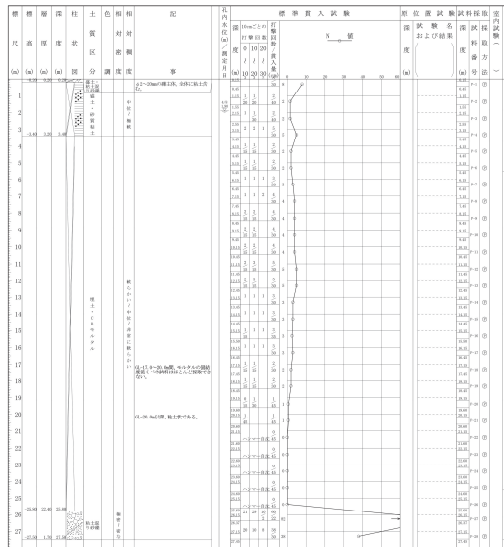


図-5.29 同一引抜き孔の標準貫入試験結果

同一引抜き孔で行われた標準貫入試験結果では 20m 以深は粘土状であり N 値は 0 を示している。現地の柱状図（図-5.24 参照）では 24.0m 付近の支持層に至るまでの平均 N 値は 10 以下となっており、引抜き孔は軟弱となっていたが新設杭の打設に特に影響は無かったものの、引抜き孔下部においては粘土状の非常に軟弱な埋戻しとなった。当該現場の品質調査結果をうけ、引抜き孔下部での充填材注入に改善が必要であると考えられた。引抜き孔の下部が軟弱とならないよう改善された手順を以下に示す（図-5.30 参照）。

- (1) ケーシングで削孔しチャック爪で既存杭を内包した後、最深部で充填材を注入する
- (2) 最深部から 2m を充填材を注入しながら上下に反復攪拌させる
- (3) 再度最深部から充填材を注入しながら一定速度で引き上げる
- (4) 最上部まで引き上げ、(2) と同様 2m の充填材を注入しながら上下反復攪拌を行う

引抜き孔の下部が軟弱とならないよう改善された手順どおりに実施された実現場の施工データを元に MPS を用いた CAE を適用し、注入工程の評価を行うこととした。

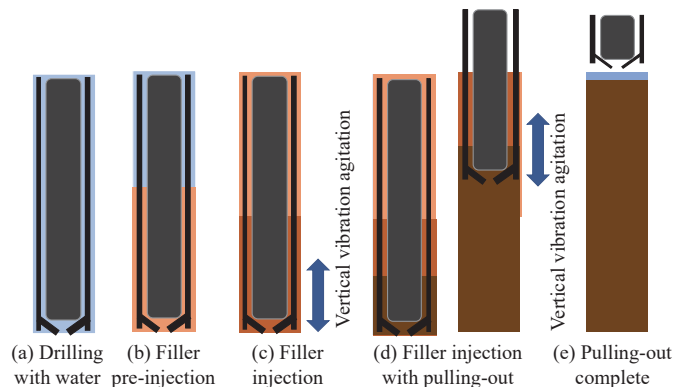


図-5.30 改善を行った PG 工法における充填材の注入

5.3.3 MPS 法を用いた CAE (MPS-CAE)

(1) CAE

CAE (Computer Aided Engineering) とは、「ものづくり」の研究・開発工程において従来より行われている試作品を用いた室内や原位置での大規模実験の代替として、CAD (Computer Aided Design) 等で作成されたコンピュータ上の試作品ならびに現場条件を用いてシミュレーションを実施し、それを分析する技術の総称である⁵⁻²¹⁾。同時に、コンピュータによって支援された、工法も含む製品の設計・製造や工程設計の事前検討等といった工学的な作業あるいはそのツール等を指す場合もある⁵⁻²¹⁾、⁵⁻²²⁾。

CAE の適用は、複雑かつ巨大な対象形状に対する高速計算、物体内部や断面の可視化、実験や現象のシミュレーションが可能となる。地盤工学分野においては、CAE を活用することで地盤内の様子や地盤内部に作用する応力の可視化、莫大なコストを要する実験や危険を伴う実験、災害発生時等再現困難な現象の把握が可能となり得る⁵⁻²³⁾。また、CAE において適切なポスト処理を行うことで、専門家以外にも結果を視覚的にわかりやすく伝えることができる。

本研究では、PG 工法を用いた施工中の地盤内の様子の可視化や一連の施工の再現について、要素技術として 3 次元 CAD ならびに粒子法のひとつである MPS 法 (Moving Particle Semi-implicit Method) を用いた CAE の適用を試みる。具体的には、ある現場での PG 工法を用いた既存杭引抜き工の実績において、当該工法を一部変更して施工した場合や充填材注入量を増やした場合等、それにより重大事故や施工不良につながる恐れのある実験不可能な場合の再現を行う。

(2) 粒子法

近年におけるコンピュータ技術の目覚ましい発展とともに、粒子法と呼ばれる解析手法が開発・発展している^{5-24)~5-26)}。ここで、有限要素法や差分法は格子法と呼ばれ、空間を格子によって分割し、各格子に物理量を変数として割り当て計算を行う。一方、粒子法は有限要素法や差分法とは異なり格子を用いず、代わりに各計算点を物理量とともに移動する粒子として連続体を離散化する。粒子法には、離散化手法に違いがある MPS 法 (Moving Particle Semi-implicit Method) ならびに SPH 法 (Smoothed Particle Hydrodynamics Method) が代表的であるが^{5-24)~5-26)}、本研究では MPS 法を用いる。

粒子法の大きな特徴は上記のとおり格子を用いないことであるが、これが支配方程式に大きな違いをもたらす。連続体の挙動を記述する場合には、オイラー法 (格子有 : 差分法, 有限要素法等) とラグランジュ法 (非格子 : 粒子法) がある。ラグランジュ法では計算点が物体の移動・変形とともに移動するため、対流項が支配方程式からなくなるこ

とになる。式 (5-11) および式 (5-12) は、オイラー法とラグランジュ法によるナビエ・ストークス方程式を示す。

$$\begin{aligned} \frac{\partial u(x,t)}{\partial t} + (u(x,t) \cdot \nabla)u(x,t) = \\ -\frac{1}{\rho} \nabla P(x,t) + \nu \nabla^2 u(x,t) + g(x,t) \end{aligned} \quad (5-11)$$

$$\frac{Du(X,t)}{Dt} = \frac{1}{\rho} \nabla P(x,t) + \nu \nabla^2 u(X,t) + g(X,t) \quad (5-12)$$

ここで、 u : 速度, P : 圧力, g : 外力, ρ : 密度, ν : 動粘性係数である。

有限要素法や差分法では、式 (5-11) の左辺第 2 項 (移流項) の取扱いが計算上の大きな障害となっており、当該項の取扱い手法が解析結果に大きな影響を及ぼす。特に自由表面を有するような流体の表面挙動を記述する手法が様々提案されている⁵⁻²⁶⁾。一方、粒子法ではこのような問題がないため、大変形を伴うような自由表面を有する流体の解析に向けた手法であるといえる。

MPS 法では式 (5-12) で示されるような支配方程式を離散化する際、各微分演算子 (勾配, 発散およびラプラシアン) に対して、各々粒子間相互作用モデルを用意し適用する⁵⁻²⁶⁾。具体的には重み関数 (式 (5-13) 参照) を用いて、各粒子間相互作用モデルを記述する。式 (5-13) の R は相互作用を起こす粒子間距離であり、各粒子は各々当該半径内の粒子からのみ影響を受けるとして計算する。

$$w(r) = \begin{cases} \frac{R}{r} - 1 & (0 \leq r \leq R) \\ 0 & (R \leq r) \end{cases} \quad (5-13)$$

非圧縮性流体に対する支配方程式は、式 (5-12) のナビエ・ストークスの方程式と式 (5-14) に示す連続の式である。まず初期の粒子位置, 粒子速度および圧力分布から式 (5-12) の粘性項および外力項を陽的に解くことにより、仮の粒子位置・粒子速度を得る。ここで得られる粒子の分布は式 (5-14) の連続の式を満たさない。そこで、ここで得られた粒子位置および粒子速度に対して式 (5-14) を満足するように、圧力項を用いて修正を図る。当該手順を順次繰り返すことによって計算が進んでいく。

$$\frac{D\rho}{Dt} = 0 \quad (5-14)$$

本研究では図-5.31 に示すとおり、非圧縮性流れの計算アルゴリズムとして半陰的なアルゴリズムを適用する (5-27), (5-28)。

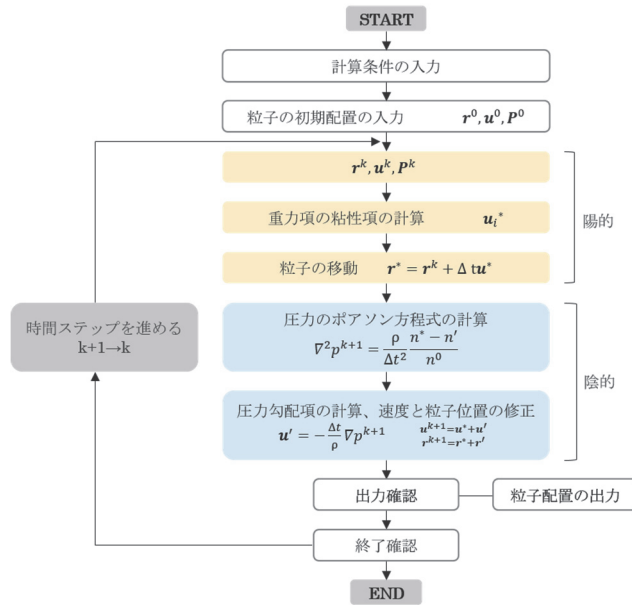


図-5.31 非圧縮性流れの計算アルゴリズム

5.3.4 MPS-CAE による PG 工法の再現方法

(1) PG 工法における削孔工程

① 対象および条件

図-5.32 ならびに表-5.8 は、PG 工法におけるケーシングによる削孔工程の全体的な形状・寸法を示している。ここで、現場適用実績に基づき、本研究において周辺地盤は地表から 15.8m までをシルト層とし、15.8m 以深を支持層である土丹層として設定した。周辺地盤の直径は削孔によって影響を及ぼさない範囲までの大きさを設定する必要があるため、事前に予備的な解析を行った上、本研究ではケーシング直径の 2 倍強の 2.6m とした。また、ケーシングは突起等が溶接された複雑な形状をしている場合もあるが、本研究では計算負荷の低減を目的として円柱のケーシングを用いている。なお、ケーシングを円柱形で模擬することによる解析結果への大きな影響はないと考えられる。

MPS-CAE による解析条件は現場適用実績に基づく条件とし、ケーシングが時計回りに 15rpm で回転しながら 30.0m/h で鉛直に貫入する。その際、ケーシング先端からは削孔液が 15m³/h でケーシング先端部 2 箇所から吐出しつつ削孔を行っていく。

粒子間距離は、周辺地盤とケーシングの間のクリアランスを考慮して 0.025m とした。このとき粒子数は 285 万個となった。ここで、文献 (5-22)によると、DEM の数値解析において現状で高性能な 1 台の PC を使用して計算できる粒子数は数十万から数百万個であ

る。本研究では MPS 法を用いているが、粒子数 285 万個の数値解析は計算負荷が大きく非常に長い時間を要するため、地表面近くの削孔の様子のみを粒子数 50 万個程度の再現とした。

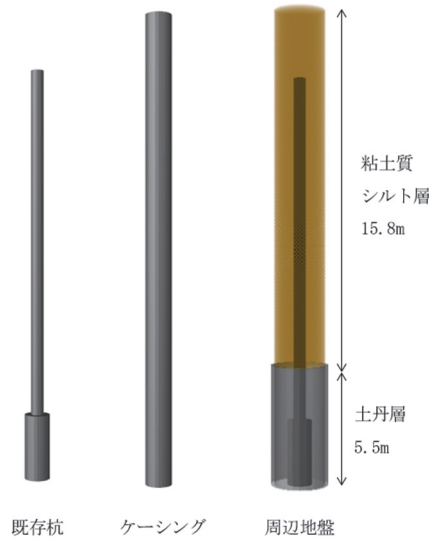


図-5.32 削孔工程における解析形状

表-5.8 削孔工程における解析形状

既存杭	
杭長 (m)	19.1
根固め長 (m)	5.0
根固め径 (m)	1.2
軸径 (m)	0.6
ケーシング	
高さ (m)	22.0
内径 (m)	1.25
厚さ (m)	0.009
周辺地盤	
高さ (シルト層) (m)	15.8
高さ (土丹層) (m)	5.5
直径 (m)	2.6

② 境界条件

MPS 法では自由表面の判定に粒子数密度 n を用いる。自由表面の外側には粒子が配置されていないため、粒子数密度は低下する。図-5.19 に示した半陰的アルゴリズムにおいて陽的な計算が終了時、式 (5-15) を満たす粒子は自由表面上に存在すると判定する。なお、本研究では β に 0.97 を用いる⁵⁻²⁷⁾。また、流体が分裂や合体を生じる場合、しぶきが飛び散り孤立した粒子は粒子数密度の低下によって自由表面上にあると判定される。

圧力がゼロに設定され圧力勾配項は計算されず、重力による自由落下の運動をする。

$$n_i^* < \beta n^0 \quad (5-15)$$

既存杭とケーシング，また周辺地盤としての土丹層は壁の境界条件を設定した。壁境界の設定には座標を固定した壁粒子を配置する。壁粒子には2種類用意する。流体粒子と接する最内側では圧力計算を行う粒子と，外側で圧力計算を行わない粒子である。図-5.33 においては前者が黄色粒子，後者が水色粒子である。最内側で圧力計算をする壁粒子を流体粒子と全く同じように粒子数密度を計算する。前述において自由表面と判定されないために，内側で圧力計算をする壁粒子における重み関数 ω の広がり範囲までさらに外側にも壁粒子を配置する。本研究では重み関数 ω の影響半径 r_e を粒子間隔の 3.1 倍と設定しているため⁵⁻²⁷⁾，圧力計算をしない外側の壁粒子には3層が必要となる。

削孔液の吐出に設定した流入境界について，粒子法では実際に粒子の流入を必要とするため，流入は速度をもって移動する壁粒子として計算する。最内側の流入粒子は壁粒子と同様に圧力計算をし，外側の流入粒子は圧力計算をしない。図-5.34 において前者が黄色粒子，後者が水色粒子である。最内側の粒子の移動距離が粒子間距離を超えたら，その位置に新たな流入粒子を発生させ，移動する流入粒子を粒子間距離だけ戻す。これを繰り返すことで流入境界を設定する。

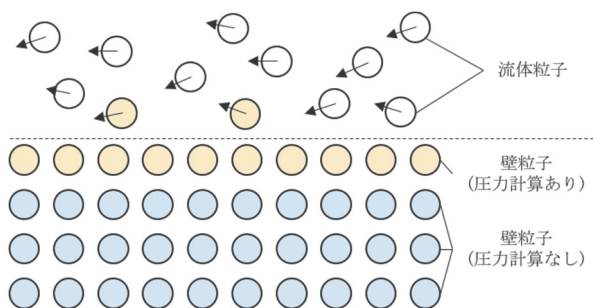


図-5.33 壁境界条件

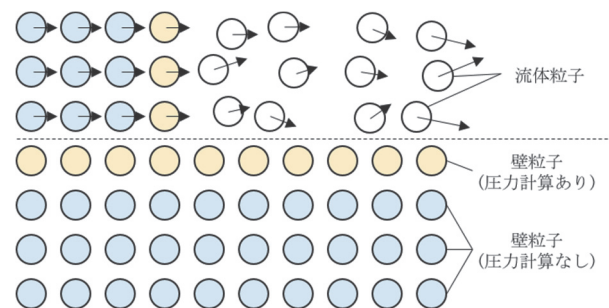


図-5.34 流入境界条件

③ 材料パラメータ

周辺地盤のシルト層と削孔液は **Bingham** 流体モデルとした。**Bingham** 流体はせん断応力が降伏応力を超えると流動し始める性質をもつ。既往研究^{5-29), 5-30)}と同様に，せん断応力が降伏値を超えるまでは不動状態とみなされひずみ速度が 0 であり解析不可能となる。本研究では，降伏値未満のときを高粘性流体として扱う **bi-viscosity** モデルを採用し，流動時および不動時の各々構成則は式 (5-16) および式 (5-17) で表される。

$$\tau_{ij} = -P\delta_{ij} + 2\left(\eta_p + \frac{\tau_y}{\sqrt{\Pi}}\right)\varepsilon_{ij}^{vp} \quad \Pi \geq \Pi_c \quad (5-16)$$

$$\tau_{ij} = -P\delta_{ij} + 2\left(\eta_p + \frac{\tau_y}{\sqrt{\Pi}}\right)\varepsilon_{ij}^v \quad \Pi \geq \Pi_c \quad (5-17)$$

ここで、 P ：圧力、 η_p ：塑性粘度、 τ_y ：降伏値、 ε_{ij}^{vp} ：流動時のひずみ速度、 ε_{ij}^v ：不動時のひずみ速度、 Π_c ：流動状態と不動状態の降伏基準値である。なお、 Π_c は流動限界ひずみ速度を用いてそれぞれ式 (5-18) および式 (5-19) で表される。

$$\Pi = 2\varepsilon_{ij}\varepsilon_{ij} \quad (5-18)$$

$$\Pi_c = (2\pi_c)^2 \quad (5-19)$$

表-5.9 は削孔工程における材料パラメータを示している。

降伏値には現場から採取した土の一軸圧縮強さ 100kN/m^2 を与え、塑性粘度には削孔泥水の粘性係数 $6.92\text{Pa}\cdot\text{s}$ を与え、その考え方を図-5.35 に示す。本研究においては降伏値に土の一軸圧縮強さの $1/2$ の値を与えることで、図-5.35 に示す水色部分の不動域においてケーシング削孔の回転力により周辺地盤の最大強度を超え乱されるまでの様子を表現する。塑性粘度に削孔泥水の粘性係数を与えることで、図-5.23 に示す黄色部分の流動域において周辺地盤と削孔液が混じり泥水化した様子を表現する。なお、粘性係数は現場から採取した削孔泥水を単一円筒形回転粘度計（英弘精機製 Brookfield）で 5 回測定し、その平均値を採用した。なお、スピンドルは低粘度用のものを使用した。

表-5.9 削孔工程における材料パラメータ

	密度 (kg/m^3)	降伏値 (Pa)	塑性粘度 ($\text{Pa}\cdot\text{s}$)
周辺地盤	1266	100000	6.92
削孔液	1000		

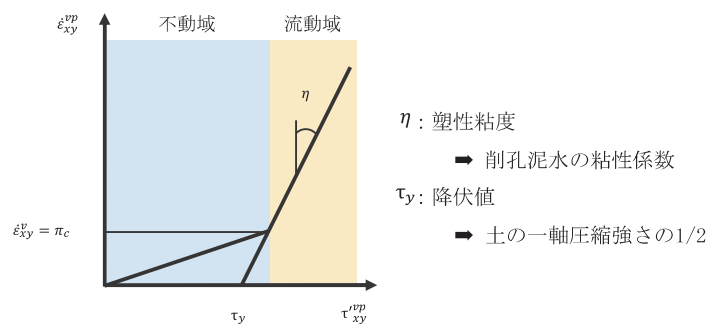


図-5.35 削孔工程における材料パラメータの考え方

(2) PG 工法における引抜き工程

① 対象および条件

PG 工法における引抜き工程の解析形状を図-5.36 および表-5.10 に示す。

削孔泥水の領域は削孔工程によってケーシングの刃先外径分が泥水化されると想定し、ケーシング刃先外径と同じ直径 1.6m とした。既存杭とケーシングの形状は削孔工程と同じである。

解析条件は現場と同様の条件とする。ケーシングが時計回りに 7.5rpm で回転しながら 25.2m/h で引抜きを行う。充填材の合計注入量は 34.175m³ であり、削孔工程における削孔液の吐出と同様に流入境界を設定した。

粒子間距離は、本来ケーシングと既存杭の間の最小クリアランスを考慮して設定すべきであるが、実際の施工現場でその隙間から泥水が落ちることはないので、ケーシングと削孔泥水領域のクリアランスを考慮し 0.01m とした。

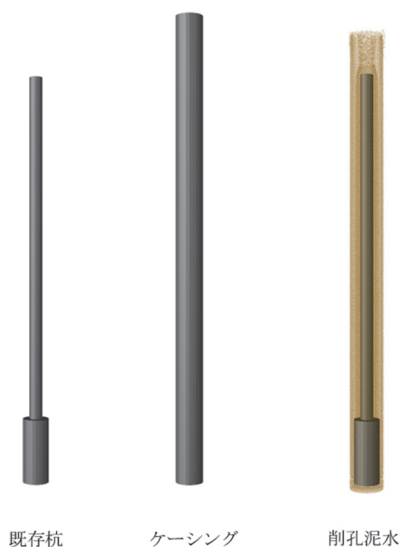


図-5.36 引抜き工程における解析形状

表-5.10 引抜き工程における解析形状

既存杭	
杭長	19.1 m
根固め長	5.0 m
根固め径	1.2 m
軸径	0.6 m
ケーシング	
高さ	22.0 m
内径	1.25 m
厚さ	0.009 m
周辺地盤	
高さ	21.3 m
直径	1.6 m

② 材料パラメータ

既存杭とケーシングは削孔工程と同様に壁境界を設定した。

削孔泥水と充填材は Bingaman 流体モデルとした。引抜き工程における材料パラメータを表-5.11 に示す。ここで、降伏値には既往研究⁵⁻³¹⁾を参考に決定した。既往研究⁵⁻³¹⁾では2重円筒型回転粘度計である VC メーターによる測定値から直接的に降伏値を求めている。削孔泥水の塑性粘度には 5.2.4.1 (3) に示した削孔工程と同様の値 6.92Pa・s を与えた。充填材は w/c=380 のセメントミルクとし、その配合設計は表-5.12 に示す。充填材の塑性粘度には水の粘性係数 0.001Pa・s を与えた。

表-5.11 引抜き工程における材料パラメータ

	密度 (kg/m ³)	降伏値 (Pa)	塑性粘度 (Pa・s)
削孔泥水	1200	10.0	6.92
充填材	1173	0.0	0.001

表-5.12 セメントミルクの配合設計

W/C (%)	セメント C (kg)	水 W (L)	ベントナイト B (kg)
380	240	913	20

5.3.5 MPS-CAE による PG 工法の可視的性能評価

(1) PG 工法における削孔工程

削孔工程の解析結果を図-5.37 に示す。水色の粒子が削孔液、茶色の粒子が周辺地盤を

表す。各解析結果の左上に表示される数字は解析開始からの経過時間である。粒子数を考慮して地表面近くの削孔の様子のみを再現した結果である。

ケーシング周辺で徐々に削孔液と周辺地盤が混じり周囲が泥水化されている。これは、図-5.25において周辺地盤を表現している茶色がケーシング周辺で薄まっている領域を指している。すなわち、削孔に伴いケーシング周辺の地盤が乱され、ケーシングの直径 1.25m に対し削孔開始 10 秒後に直径 1.5m、削孔開始 15 秒後に 1.7m、削孔開始 20 秒後に 1.8m まで周辺地盤が乱されている。

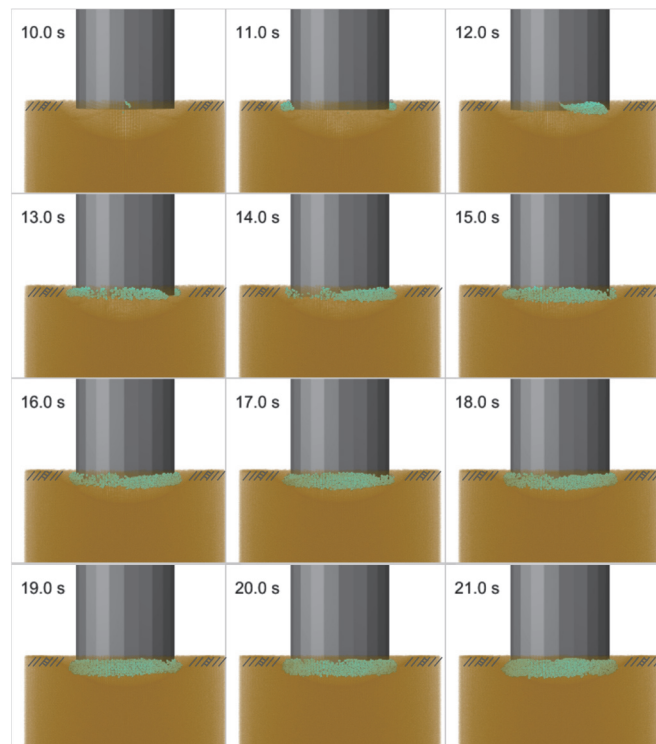


図-5.37 削孔工程の解析結果

(2) PG 工法における引抜き工程

引抜き工程の解析結果を図-5.38 に示す。桃色の粒子が充填材、茶色の粒子が削孔泥水を表す。各解析結果の左上に表示される数字は解析開始からの経過時間である。

解析開始 0 秒から 362 秒までが最深部で充填材の注入、362 秒から 962 秒までが下部 2m で上下振動、962 秒から 3827 秒までが一定速度で引上げ、3827 秒から 4427 秒までが上部 2m で上下振動、4427 秒から解析終了 4500 秒までが既存杭とケーシングを引き上げ、施工を完了させている様子である。

当該結果をもとに充填材が注入されている量や削孔泥水と充填材の混合を定量的に評価するために、全粒子数に対する充填材の粒子数の割合を置換率と定義し、式 (5-20) に示す。



図-5.38 引抜き工程の解析結果

$$\text{置換率} = \frac{\text{充填材の粒子数}}{\text{全粒子数 (=削孔泥水の粒子数+充填材の粒子数)}} \quad (5-20)$$

引抜き工程終了後の 4500 秒における深度に対する充填材の置換率を図-5.39 に示す。当該置換率を用いて、一軸圧縮強さとの相関より置換率の信頼性を確かめる。さらに、

中間部で置換率が下がった原因を考察する。

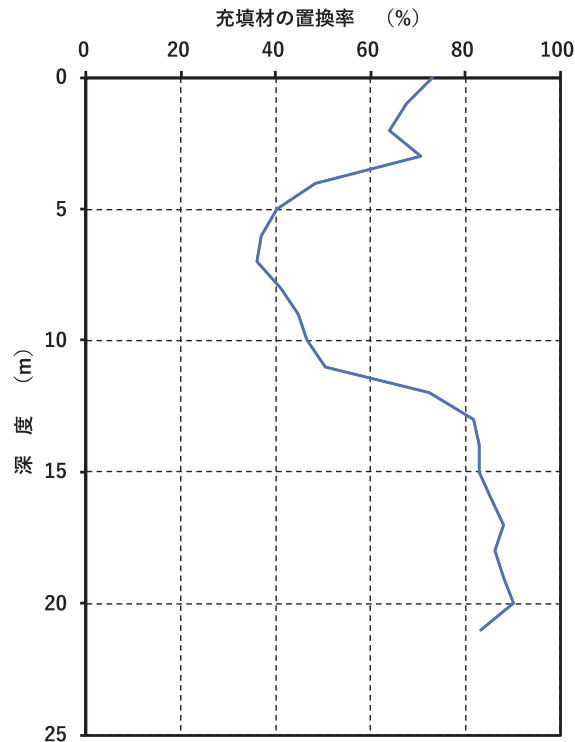


図-5.39 引抜き工程終了後の深度に対する充填材の置換率

① 充填材の置換率と強度の相関

参考文献⁵⁻³²⁾では、PG工法による現場施工において引抜き孔の各深度から採取した供試体の一軸圧縮強さを報告するとともにPG工法に伴う充填材注入の均一性に関する信頼性を評価している。そこで、PG工法が採用された現場適用実績に基づく引抜き孔から採取された供試体の一軸圧縮強さ⁵⁻³²⁾をもとに、深度に対する置換率と一軸圧縮強さの変化を図-5.40に示す。桃色が一軸圧縮強さを、青色が置換率を示す。置換率は全粒子に対する充填材の粒子数であるので、置換率が高ければ充填材の粒子数が多く、一軸圧縮強さも高くなるはずである。

置換率と一軸圧縮強さの相関を確かめるために相関分析^{5-33), 5-34)}を行った。その結果、一軸圧縮強さと置換率の相関係数 $r=0.47$ であり、両者の間には一定の相関があることがわかった。その際、深度1m, 20m, 21mでは一軸圧縮強さのデータがないためサンプルから除外した。また、一軸圧縮強さと置換率の間に相関関係があることがわかったため、回帰分析を実施した。その結果、一軸圧縮強さと置換率における回帰式は式(5-21)となった(図-5.41参照)。

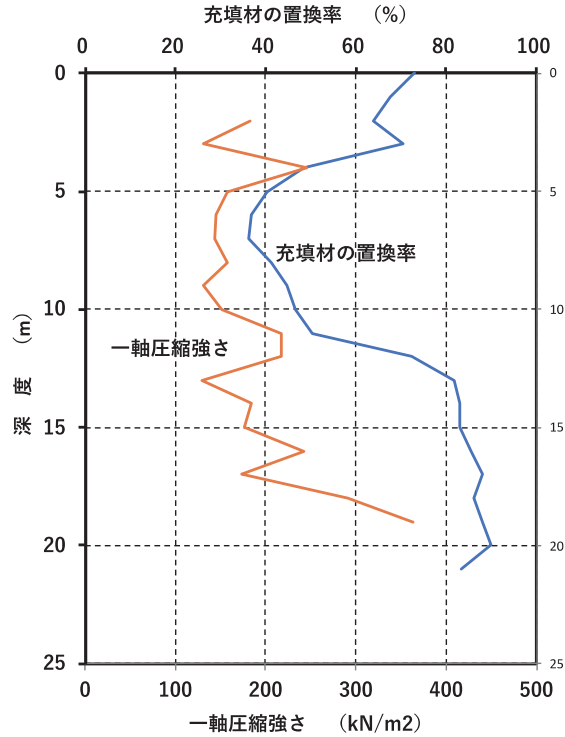


図-5.40 引抜き工程終了後の深度に対する充填材の置換率と一軸圧縮強さ

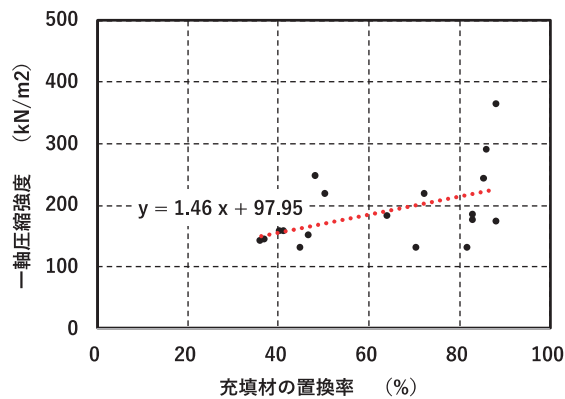


図-5.41 充填材の置換率と一軸圧縮強さの関係

$$y = 1.46x + 97.95 \quad (5-21)$$

式 (5-21) より、例えば引抜き工程終了後の目標強度を 200kN/m^2 と設定したとき、置換率は 70.3% を目指せばよいことになる。ただし、当該結果はひとつの現場でのサンプルから算出したものであり、今後は現場でのサンプル数を増やし、一軸圧縮強さと置換率の相関関係を更に検討する必要がある。

② 上下反復攪拌の効果

深度 7m で最小置換率 36.1%，深度 20m で最大置換率 90.0%より，均一な充填ができていない。この不均一な充填の原因は，引抜き工程および上下反復攪拌にあると考え，引抜き工程を以下のように変更した。すなわち，上下反復攪拌工程を省略している。

- (1) ケーシングで削孔しチャック爪で既存杭を内包したのち最深部で充填材を注入する
- (2) 充填材を注入しながら一定速度で引き上げる

充填材の注入量と同じになるように (2) での注入量を増やしている。解析結果は図-5.42 に示す。これより，深度 2m 以深では置換率 75%前後でほぼ均一に充填されている。下部での上下反復攪拌の工程を省いたため置換率は下がるものの，全体として均一な充填ができた。一方，深度 0～2m では置換率が下がった。これは上部での上下反復攪拌の行程を行わなかったためと考えられる。したがって，下部での上下反復攪拌は行わず，上部での上下反復攪拌を行えば均一な充填が可能であると考えられる。

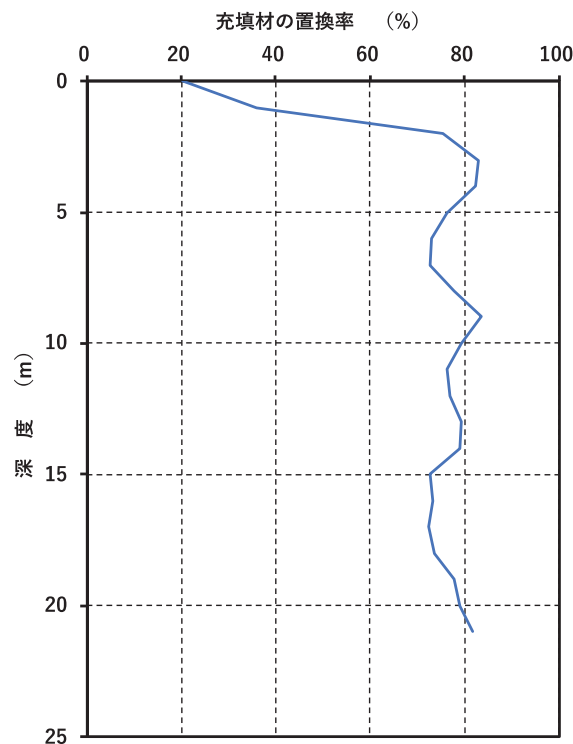


図-5.42 引抜き工程終了後の深度に対する充填材の置換率
(上下振動工程を行わない場合)

③ 充填材の注入量

図 5.43 は，引抜き工程の 2000 秒から 4200 秒までの解析結果である。この間は引抜き工程に相当する充填材を注入しながら一定速度で引き上げている最中である。2500 秒あたりから段々と茶色の削孔泥水粒子が排泥しきれずに，桃色の充填材粒子と混ざり始め

たことがわかる。これは引抜き工程の最中で、削孔泥水をケーシングに内包したまま一緒に抱え上げたため、充填材の注入量が足りずに既存杭の引上げによって発生する空隙を補完できなかつたためであると考えられる。

そこで、充填材の注入量をケーシング外径体積分に増やしその他条件を変えずに解析を実行した。その結果を基に、解析終了時の深度に対する置換率を図-5.44で示す。全体を通じて置換率が96%を超え、均一な充填ができた。充填材の注入量をケーシング外径体積分に増やしたことで、削孔泥水をほぼ排泥することができたと考えられる。

したがって、中間部で置換率が下がった原因を以下と考える。

- (1) 上下反復攪拌工程により置換率は上がるが全体として不均一な充填材の注入となったため。
- (2) 充填材注入量が足りず既存杭の引上げによって発生する空隙を補完できなかつたため。

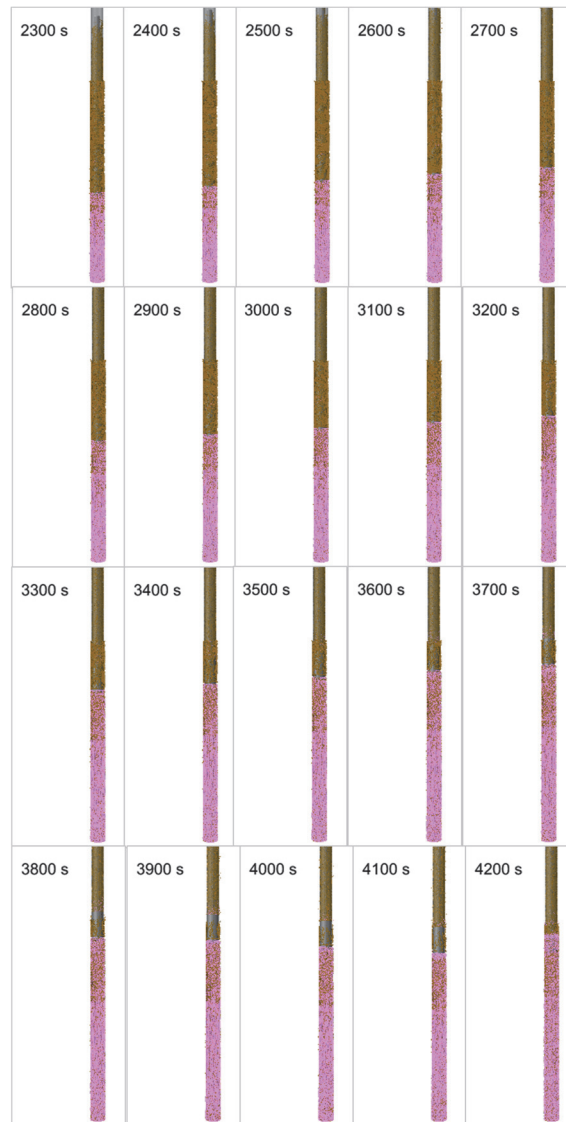


図-5.43 引抜き工程における解析結果

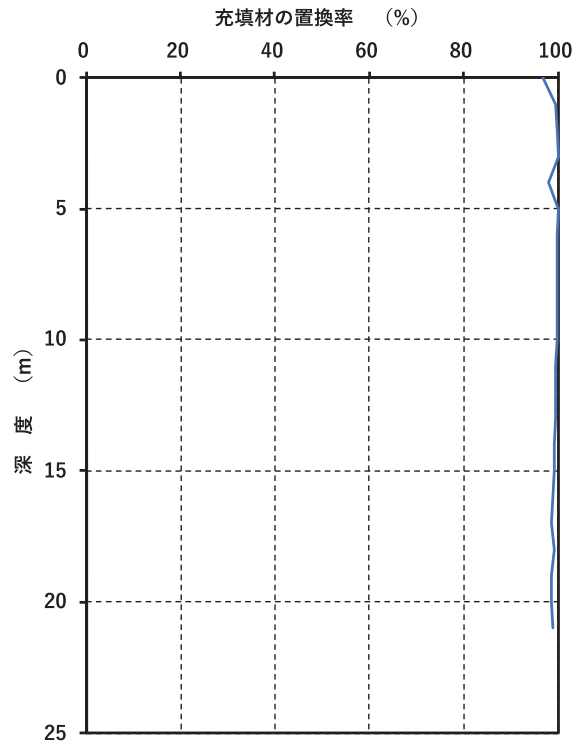


図-5.44 引抜き工程終了後の深度に対する充填材の置換率
(充填材の注入量がケーシング外径体積分の場合)

(3) MPS-CAE の解析結果を基に改善した最新施工

MPS-CAE による解析結果を実施工に取り入れた結果を以下に示す。取り入れた内容を以下に示す。

- ① 充填材の注入量をケーシング外径体積量とした。
- ② チャッキング完了後, 引抜き孔最深部で削孔体積量の 1m 分の回転注入を行った。
- ③ 引抜き時の上下反復攪拌は行わず, 一定速度で引き上げた。
- ④ 上部での上下反復攪拌は行わなかった。
- ⑤ セメント・ベントナイト系充填材に炭酸ナトリウムを配合した。

工事概要は以下のとおり。

- ・ 既存杭 ϕ 485-33m (鋼管杭)
- ・ 使用ケーシング ケーシング内径 ϕ 812.8 mm, 外径 ϕ 1080 mm
- ・ 埋戻し充填材 セメント・ベントナイト系充填材 (炭酸ナトリウム配合)
- ・ 規定量 ケーシング外径体積量

表-5.13 深度ごとの一軸圧縮強度結果

上深度 GL(-m)	下深度 GL(-m)	中央深度 GL(-m)	一軸圧縮強度 $q_u(\text{kN/m}^2)$	変形係数 $E_{50}(\text{MN/m}^2)$
2.45	2.65	-2.55	222.2	20.80
3.30	3.50	-3.40	313.8	39.60
4.60	4.80	-4.70	131.3	16.70
5.30	5.50	-5.40	273.5	28.70
6.85	7.00	-6.93	310.9	33.80
7.40	7.60	-7.50	247.4	21.00
8.20	8.40	-8.30	324.3	29.40
9.50	9.70	-9.60	264.7	17.30
10.10	10.30	-10.20	416.8	50.00
11.40	11.60	-11.50	364.9	48.00
12.25	12.45	-12.35	484.1	36.20
13.30	13.50	-13.40	268.3	30.70
14.80	15.00	-14.90	209.9	19.20
15.40	15.60	-15.50	375.9	34.30
16.20	16.40	-16.30	406.4	24.50
17.65	17.85	-17.75	540.6	54.50
18.60	18.80	-18.70	330.3	15.50
19.55	19.75	-19.65	401.4	40.40
20.55	20.75	-20.65	358.4	25.70
21.45	21.65	-21.55	302.1	20.60
22.50	22.70	-22.60	350.1	36.10
23.45	23.65	-23.55	364.8	29.80
24.65	24.85	-24.75	463.7	64.60
25.40	25.60	-25.50	223.9	42.70
26.65	26.85	-26.75	531.4	68.30
27.30	27.50	-27.40	270.9	32.00
28.65	28.85	-28.75	277.2	19.80
29.20	29.40	-29.30	196.6	84.00
30.35	30.55	-30.45	366.1	30.60
31.15	31.35	-31.25	266.5	76.60
32.30	32.50	-32.40	19.2	1.99
33.70	33.90	-33.80	259.0	50.50
34.45	34.65	-34.55	458.9	75.80
35.70	35.90	-35.80	88.8	6.28
		平均値	314.2	

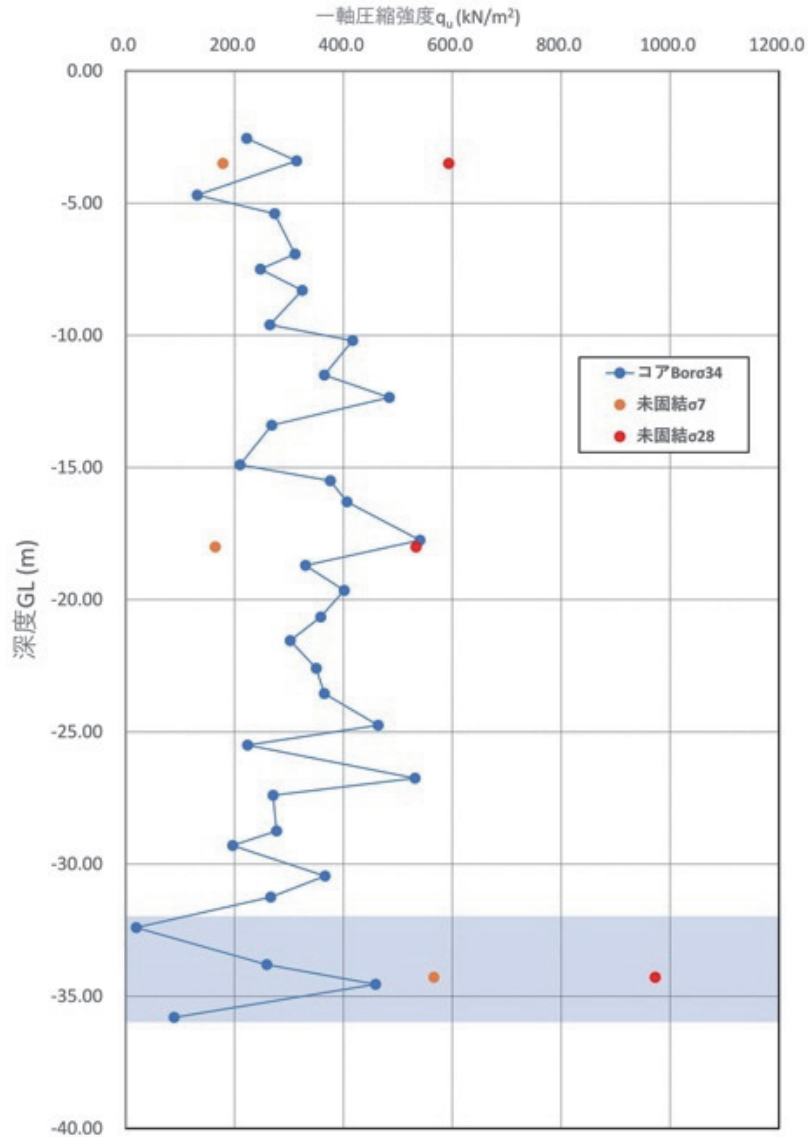


図-5.45 深度ごとの一軸圧縮強度結果及び未固結結果グラフ

5.3.6 おわりに

本研究では、既存杭引抜き工法のひとつである PG 工法を MPS-CAE を用いて視覚的に特徴づけ、定量的な工程評価を行った。得られた成果は下記のとおりである。

- (1) PG 工法における削孔工程について、MPS-CAE を用いて地盤内での削孔液と周辺地盤が混ざり泥水化されていく様子を解析的に可視化することができた。そこでは、削孔工程の経過時間ごとに周辺地盤が乱れる範囲を定量化することができた。
- (2) 削孔工程における材料パラメータの設定では、周辺地盤と削孔液を **Bingham** 流体として、降伏値には土の一軸圧縮強さを、塑性粘度には削孔泥水の粘性係数を与えた。これにより、ケーシングによる削孔の回転力により降伏値を超え流動し始めたときの乱れた土の様子を再現することができた。

- (3) PG 工法における引抜き工程について、MPS-CAE を用いて粒子数による定量的な評価と地盤内での削孔泥水が充填材に置換されていく様子を解析的に可視化することができた。PG 工法による既存杭引抜き施工後の引抜き孔を粒子数による置換率で定量的な評価から、一軸圧縮強さとの相関を見出し、回帰式を導いた。その結果、PG 工法による既存杭引抜き工の事前のシミュレーションにより目標強度にあった充填材量や工法の選択が行えるようになった。
- (4) 対象現場における深度に対して置換率が不均一となった要因を追究するため、上下反復攪拌および充填材注入量を変更した場合の引抜き工程の再現を行った。その結果を置換率によって定量的に評価し、その要因を明らかにすることができた。本来、このような実験を実施する場合には莫大なコストを要し、危険を伴う場合もある。また、全く同じ環境条件の下で繰り返し引抜き工程を実験実施することは不可能である。しかし、MPS-CAE を活用したことで解析的に再現が可能となった。

本研究の課題は、周辺地盤の再現と再現サンプル数である。周辺地盤の再現に関して、本研究では Bingaman 流体モデルを用いた。今後は周辺地盤の再現性を更に高めるために、MPS と DEM の連成等、新たな手法からの再現・提案も必要となる。その新たな手法の提案においても、計算負荷の増大や再現のためのパラメータの測定および決定方法等、想定しうる課題が他にも多くある。

計算負荷の増大は粒子数の多さに依存し、粒子数は解析領域と粒子間距離に依存する。既存杭やケーシング等の解析形状に対し、考慮すべきクリアランスが小さいため粒子間距離が小さくなり、粒子数が多くなる。その結果、計算負荷への増大へとつながる。周辺地盤の新たな手法の提案において、計算負荷の面から実質的に粒子数に制限がある問題をクリアしなくてはならない。

再現のためのパラメータの測定および決定方法は、妥当性がなくてはならない。本研究では、土の一軸圧縮強さを Bingaman 流体の降伏値であると仮定し MPS-CAE を行った。パラメータの測定も一軸圧縮強度試験と粘性測定を行い測定することができた。周辺地盤の新たな手法の提案において、簡便且つ妥当性をもったパラメータの測定および決定方法を考える必要がある。

再現サンプル数に関して、本研究ではひとつの現場における PG 工法の一連を再現した。5.3.1 でも述べたように、今後も既存杭の引抜きは大きな問題となり、その重要性は益々高まる。そのためにも、再現サンプル数を増やし、評価や再現の信頼性を高めていかななくてはならない。5.3.5 (2) に示した PG 工法による既存杭引抜き工後の引抜き孔に対する粒子数による置換率を用いた定量的な評価から、一軸圧縮強さとの相関を見出し、回帰式を導いた。これはひとつの現場での 20 サンプルの相関であり、サンプル数を増やすことでより信頼性の高い相関を見出す必要がある。現時点で、MPS 法を適用した周辺地盤および既存杭引抜き工を再現した事例は少なく、今後の更なる発展に期待する。

参考文献

- 5-1) 桑原秀一，濱田聡一郎，鳥越友輔，稲積真哉：既存杭の引抜き工法の開発と引抜き孔が周辺地盤に及ぼす影響について，第 71 回土木学会年次学術講演会概要集，第 VI 部門，pp.41-42，2016.
- 5-2) 桑原秀一：既存杭引抜き工事の問題と杭先端パワーチャッキング工法，地盤工学会誌，Vol.66，No.5，pp.46-47，2018.
- 5-3) 桑原秀一，濱田聡一郎：構造物とりこわし工における既存杭の引抜き工事について，平成 27 年度近畿地方整備局研究発表会論文集，新技術，新工法部門，pp.1-6，2015.
- 5-4) Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism, "Public building construction standard specification (building work) 2013 edition", MLIT, (2016).
- 5-5) T. Murakami, "Leaving the foundation pile, backfilling denied the defects of ground support force of the part, agent of accountability violation was also negative case", RETIO, No.82, pp.166-167, (2011).
- 5-6) S. Inazumi, S. Hamaguchi and S. Kuwahara, "Performance evaluation of backfilling methods by improved air-lift on pulling-out holes of existing piles, Construction Machinery and Construction, Vol.70, No.9, pp.91-101, (2018).
- 5-7) S. Kuwahara, and S. Inazumi, "Settlement of surrounding grounds due to existence of pile pulling-out holes", International Journal of GEOMATE: Geotechnique, Construction Materials and Environment, Vol.16, Issue 54, pp.81-85, (2019).
- 5-8) S. Inazumi, T. Namikawa, S. Kuwahara and S. Hamaguchi, "Influence of pulling out existing piles on the surrounding ground", International Journal of GEOMATE: Geotechnique, Construction Materials and Environment, Vol.13, Issue 35, pp.16-21, (2017).
- 5-9) S. Inazumi, S. Kuwahara, A. Jotisankasa and S. Chaiprakaikeow, "Improvement mechanism of sodium carbonate on traditional composite filler", Ground Improvement, Vol.173, (2019), Accepted for Publication.
- 5-10) S. Kuwahara, S. Hamaguchi, Y. Shimada and S. Inazumi, "Construction theories and examples for method of powerfully chucking the tip of existing pile at removal of existing piles", Japanese Geotechnical Journal, Vol.14, No.1, pp.69-76, (2019).
- 5-11) F. Kuwabara, Y. Nishimura, T. Hayashi, M. Kakurai and Y. Hirakawa, "Quality control for installation of bored piles by investigating fresh soil-cement specimen from the base bulbs: Part 1. Objects and utilization of the method", Summaries of technical papers of annual meeting, Architectural Institute of Japan, pp.469-470, (2014).
- 5-12) SPHC Pile Research Association, "Manuals for sampling, examination and testing of fresh soil cement specimen from base bulbs of bored piles (ver.2.0)", Sougou Doboku Kenkyusho.

- Co., Ltd., (2014).
- 5-13) R.A. Maronna, R.D. Martin, V.J. Yohai and M.S. Barrera, "Robust statistics: theory and methods (with R)", John Wiley & Sons, (2019).
- 5-14) W.M. Mendenhall and T.L. Sincich, "Statistics for engineering and the sciences", Chapman and Hall/CRC, (2016).
- 5-15) P.R. Nelson, M. Coffin and K.A.F. Copeland, "Introductory statistics for engineering experimentation", Elsevier, (2003).
- 5-16) 稲積真哉：既設構造物の解体撤去に伴う既存杭の諸問題とその引抜き工法の高度化，建設機械，Vol.55，No.5，pp.60-64，2019.
- 5-17) 桑原秀一，浜口伸一，島田義勝，稲積真哉：既存杭の引抜き工における杭先端パワーチャッキング工法の施工理論と施工事例，地盤工学ジャーナル，Vol.14，No.1，pp.69-76，2019.
- 5-18) Kuwahara, S. and Inazumi, S.: Settlement of surrounding grounds due to existence of pile pulling-out holes, International Journal of GEOMATE: Geotechnique, Construction Materials and Environment, Vol.16, Issue 54, pp.81-85, 2019.
- 5-19) 稲積真哉，浜口伸一，桑原秀一：改良型エアリフトによる既存杭抜跡地盤の埋戻し処理工法の性能評価，建設機械施工，Vol.70，No.9，pp.91-101，2018.
- 5-20) 稲積真哉，桑原秀一，橋本 功：既存杭の引抜き孔を対象とした炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材，材料，Vol.68，No.7，pp.572-577，2019.
- 5-21) パイルフォーラム：既存杭の引抜き処理と新設杭の施工における問題，パイルフォーラム第9回技術交流会資料，総合土木研究所，pp.-33-34，2018.
- 5-22) 岡田浩：CAE を使いこなすために必要な基礎工学，日刊工業新聞社，2016.
- 5-23) 酒井幹夫：粉体の数値シミュレーション，丸善，2013.
- 5-24) Vineet R. K. and Julio, C.: Dynamic three-dimensional visualization of fluid construction materials, Journal of Computing in Civil Engineering, Vol.18, Issue 3, pp.237-247, 2004.
- 5-25) 越塚誠一：粒子法（計算力学レクチャーシリーズ），丸善，2005.
- 5-26) Hoover, W.G.: 粒子法による力学 -連続体シミュレーションへの展開-, 森北出版，2008.
- 5-27) 宮坂史和: 粒子法とその応用 -適用事例と溶接プロセスのモデル化-, 溶接学会誌，第80巻，第6号，pp.26-29，2011.
- 5-28) 山井三亀夫，笠原巧：粒子法 CAE ソフトウェア Particleworks，鑄造工学，86 巻，12 号，pp.965-969，2014.
- 5-29) Muramoto, T., Nishiyama, J. and Obara, T.: Numerical analysis of criticality of fuel debris falling in water, Annals of Nuclear Energy, Vol.131, pp.112-122, 2019.
- 5-30) 入部綱清，伊良波繁雄，富山潤，山田義智，松原仁：粒子法によるビンガム流体の流動解析：土木学会第58回年次学術講演会概要集，V-524，pp.1047-1048，2003.

- 5-31) 浦野真次, 根本浩史: 流動解析手法を用いたフレッシュコンクリートの施工性評価に関する研究, 清水建設研究報告, 第 90 号, pp55-66, 2013.
- 5-32) 長縄成実: 掘屑運搬シミュレーションにおける Herschel-Bulkley レオロジーモデル導入の有効性について, 石油技術協会誌, 第 75 卷, 第 1 号, pp.89-97, 2010.
- 5-33) 稲積真哉, 桑原秀一, 中尾晃揮, 境田彰芳: 杭先端チャッキング式既存杭引抜き工法 (PG 工法) に伴う充填材注入に関する信頼性評価, 材料, Vol.69, No.3, pp.204-209, 2020.
- 5-34) 菅民郎: Excel で学ぶ統計解析入門, オーム社, 2016.

6 結 論

本研究では、既存杭に関連する地盤環境問題と既存杭の引抜き撤去工法を明らかにするとともに、既存杭の引抜き孔が周辺地盤に及ぼす影響、既存杭の引抜き孔への埋戻し処理材、および問題解決手法の一つとして杭先端チャッキング工法（PG 工法）の適用性を明らかにした。得られた成果ならびに課題は以下のとおりである。

6.1 研究の成果

6.1.1 既存杭の引抜き工に関連する諸課題

現在の既存杭引抜き工では、引抜き杭の残置、新設杭への悪影響、山留壁の変形、当該地の陥没、周辺地盤の沈下、および跡地利用の障害等、施工中・施工後ともに様々な地盤環境問題が顕在化している。特に、解体・撤去後の跡地利用の際、地中における産業廃棄物の残存（既存杭やコンクリート殻）は地盤環境の悪化をもたらす非常に深刻な問題であり、さらに土地売却取引等では「隠れた瑕疵」として社会問題にまで発展するケースが多く見受けられる。

一方、既存杭引抜き工は過去数十年間にわたって大きな技術革新もなく、実務ベースで施工されてきた。既存杭の抜き跡地盤の安定化については充填材等の規定がなく、未だ多くの問題点を抱えている。また、残置杭が新設杭および周辺地盤に及ぼす影響についても解明されていない現状である。将来にわたって土地利用が可能となるように、既存杭の引抜きから抜き跡地盤の安定化までの技術を高度に確立せねばならない。

6.1.2 既存杭の抜き跡地盤が周辺地盤に及ぼす影響

(1) 既存杭抜き跡地盤における引抜き孔の状態が周辺地盤に及ぼす影響評価

既存杭の引抜き孔の存在する地盤について、引抜き孔を空洞とした地盤と、引抜き孔に充填材を注入した地盤を対象に3次元弾塑性解析を行い、それぞれの地盤における変形挙動を解析的に把握し、その結果を比較することにより、引抜き孔の充填に求められる特性を明らかにした。解析結果から得られた成果は以下の通りである。

- (1) 引抜き孔を空洞のまま放置すると引抜き孔付近において大きな地盤沈下が生じ、特に引抜き孔に囲まれた部分においては大きな地盤沈下が生じる。
- (2) 引抜き孔の本数が増えるほど、周辺地盤の沈下量は増加する。しかし、沈下の影響範囲は、既存杭を引き抜く本数が2本から3本になるときは変わらず、3本から4本になるときに広がった。これは引抜き孔の配置が2本ならびに4本の場合は、引抜き孔に挟まれた地盤および引抜き孔の外側の地盤から圧縮力が作用し引抜き孔付近の粘土が押しつぶされるためかと考えられる。すなわち、既存杭が偶数本配置されている場合では周辺地盤や構造物の不同沈下を及ぼす原因になる。
- (3) 引抜き孔を充填することによって、沈下量を小さくすることができた。また、沈下の影響範囲も空洞の場合と比較して狭くすることが出来た。よって、引抜き孔を充填することは地盤沈下を抑えるために有効な手段であることが分かった。
- (4) 引抜き孔を充填した際に、充填材強度を大きくすると周辺地盤の変位量が小さくなることが分かった。また、充填材①と充填材②、充填材③を比較すると沈下の影響範囲が狭くなっており、充填材強度が増加すると沈下の影響範囲は狭くなるが、それは比例関係ではないことも分かった。
- (5) 充填材強度 0.1N/mm^2 を引抜き孔に充填した場合は、充填材部分では局所的に沈下量が大きくなっている。しかし、強度が 0.5N/mm^2 、および 1.0N/mm^2 では、周辺地盤と同じ挙動を示す。そのため、充填材強度は周辺地盤や、引抜き孔の状態によって適切なものを用いなければならないと考えられる。
- (6) 引抜き孔が空洞の場合は、引抜き孔の底部において応力が集中する。しかし、引抜き孔を充填することで、引抜き孔周辺、特に引抜き孔底部に集中する応力を小さくすることが出来ることが分かった。よって、引抜き孔の最深部までの完全な充填材の充填は必要不可欠であることが分かった。

(2) 既存杭抜き跡地盤の時刻歴に伴う沈下挙動と充填材強度に関する解析的検討

杭の引抜きに伴い注入する充填材の強度を明らかにするため、原地盤に引抜き孔を1, 2, および3本形成した場合の全応力解析を行い、それぞれの沈下量および引抜き孔に作用する圧縮応力の比較を行った。充填材は、時間経過に伴い強度を発現し物性値が異なるため、時刻歴に伴い変化する地盤内変位・地盤内応力を考慮することが重要である。そのため、解析手法は時刻歴に伴い地盤変位や地盤内応力を考慮することができる3次元弾塑性圧密解析を行った。解析結果から得られた成果は以下のとおりである。

- (1) 引抜き孔を空洞のまま放置すると引抜き孔付近において大きな地盤沈下が生じ、特に引抜き孔付近の粘土層下部においては大きな沈下が生じる。
- (2) 引抜き孔の形成により引抜き孔周辺地盤に空洞が成長し、時間経過に伴い地盤沈下が増加する。また、引抜き孔の本数が増えるほど、陥没現象が促進され、早期

に対策が必要となってくるため、引抜き孔の形成と同時に充填材を注入することが重要であると考えられる。

- (3) 杭の引抜き過程において、上向きの応力が周辺地盤に作用するため、周辺地盤の沈下量が減少している。
- (4) 引抜き孔の本数が増えるほど、杭引抜き後引抜き孔に作用する圧縮応力が大きくなる。そのため、引抜き孔の本数が増えるほど充填材は早期に強度を発現するものでなければならないと考えられる。
- (5) 引抜き孔が 2 本と 3 本の場合は引抜き孔に作用する圧縮応力に差異がない。よって、引抜き孔周辺に作用する圧縮応力は周辺地盤の環境に起因するものと考えられる。
- (6) 引抜き孔が 1 本の場合は地表面の引抜き孔に集中する圧縮応力と粘土層下部付近に作用する圧縮応力に差があるが、引抜き孔が 2 本および 3 本の場合は深度による引抜き孔に作用する圧縮応力の差が小さくなっている。このことから、引抜き孔の本数が増加すると最深部まで均一な強度を発現する充填材の注入が必要になると言える。

6.1.3 既存杭の引抜き孔への埋戻し処理材

(1) 既存杭の引抜き孔を対象とした炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材

Na_2CO_3 を配合したセメントベントナイト系充填材について強度特性、材料分離特性および流動性を検討し、既存杭の引抜き孔に対する充填材として、有用な性質を発揮することを明らかにした。また、既往知見ならびに分析試験より、発揮される性質の発現メカニズムについて考察した。得られた知見を以下に示す。

- (1) Na_2CO_3 を配合することでセメントベントナイト系充填材の強度が増大する。初期強度増大効果より、早急に地盤を安定化させることが可能である。
- (2) Na_2CO_3 を配合することでセメントベントナイト系充填材は打設後 1 時間程度から強度発現する。早急な強度発現は地下水の浸入を防ぎ、充填材が安定して所定の強度を発揮することが可能となる。
- (3) Na_2CO_3 を配合することでセメントベントナイト系充填材のブリージング現象が抑制される。深度方向による強度の違いが生じにくくなる。
- (4) Na_2CO_3 を配合することによってセメントベントナイト系充填材の流動性は失われず、作業性は確保される。
- (5) 水に対してベントナイト、セメント、 Na_2CO_3 の順に混合し、各材料の投入ごとに十分攪拌することで、材料分離抑制効果および早急な強度発現を発揮する。
- (6) Na_2CO_3 によるベントナイトの膨潤性増加ならびにセメントの早急な強度発現が材

料分離抑制に起因し、炭酸カルシウム (CaCO_3) の生成が強度増加の要因である可能性が示唆される。

(2) 炭酸ナトリウム混合セメントベントナイト系充填材の諸特性発現機構に対する物理分析に基づく考察

炭酸ナトリウムを混合したセメントベントナイト系充填材について、物理分析として SEM による観察、XRD 分析および EDS 分析を実施することで諸特性の発現メカニズムを検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 炭酸ナトリウムの混合によって $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が炭酸化し、 CaCO_3 を生成する。これがセメントベントナイト系充填材の強度増加に寄与する。
- (2) 炭酸ナトリウムの混合によって $\text{Ca}(\text{OH})_2$ の消費が早まるため、水和反応が促進されエトリンガイトが早急に生成される。これは、セメントベントナイト系充填材の早期強度発現に寄与する。
- (3) ベントナイトの層間陽イオンからの Ca^{2+} と炭酸ナトリウムからの Na^+ がイオン交換反応を行うため、層間陽イオンとしての Na^+ が増加し、ベントナイトの膨潤性が増加する。これは、セメントベントナイト系充填材のブリージング抑制に寄与する。
- (4) 陽イオン交換反応の過程で、ベントナイトの層間陽イオンからの Ca^{2+} と炭酸ナトリウムからの CO_3^{2-} によって CaCO_3 が生成される。これは、セメントベントナイト系充填材の強度増加に寄与する。

6.1.4 PG 工法の適用性

(1) PG 工法について

既存杭引抜き工の問題解決手法の一つとして PG 工法の特徴、安全性、および施工品質の向上について、施工理論より明らかな知見および実施工例を基に述べた。以下は本報告を要約している。

- (1) PG 工法はワイヤーロープを用いないため、それに伴う事故の危険性が存在しない。
- (2) PG 工法はチャッキングにより杭全体および杭の周囲もケーシングに内包して引き上げるため、極端な斜杭や湾曲杭を除いたあらゆる状況の既存杭を地盤内から撤去可能である。
- (3) PG 工法は、そのチャッキング機構により杭頭が深い場合（≒4～5m 以深）でも引抜きが可能である。
- (4) PG 工法は杭の引抜きと同時に引抜き孔への充填材注入を行うため、一般工法と比

較して工期が短縮される。

- (5) PG 工法は引抜き孔最深部からの充填材注入と施工管理装置による一元管理および注入管理により，引抜き孔全長にわたって均一な充填を行うことが可能であり，一般工法における引抜き孔上部からの注入に伴う空隙や軟弱部の発生，および杭孔の崩壊を抑制できる。
- (6) PG 工法は施工管理装置と液面管理により，引抜き孔に必要な量の充填材注入が可能となる。

(2) PG 工法に伴う充填材注入に関する信頼性評価

統計解析を基に PG 工法に伴う充填材注入の信頼性を評価した。解析の流れとしてはプラントから採取したセメントミルクおよび施工後に引抜き孔から未固結採取された充填材供試体に一軸圧縮試験を行い，得られたデータを統計解析の標本とすることで同現場全体の施工結果を推定した。本研究で得られた結果を以下に示す。

- (1) PG 工法に伴う充填材注入から採取された供試体の一軸圧縮強さは平均値 182kN/m^2 ，中央値は 184kN/m^2 となり，平均値と中央値が非常に近い数値になったため，推定した母集団の正規分布は正しく推定できたと考えられる。
- (2) 標本から母集団を推測した結果，母集団の 65% が含まれる範囲は $65.8\sim 356.8\text{kN/m}^2$ ，95% が含まれる範囲は $7.4\sim 589.5\text{kN/m}^2$ となり，95% が含まれる範囲が非常に大きくなった。しかしながら，過半数の引抜き孔が当該現場の目標強度である 100kN/m^2 を超えている。
- (3) PG 工法に伴う充填材注入における未固結採取の充填材の一軸圧縮強さとプラントから採取したセメントミルクの充填材強度を比較すると，未固結採取の充填材の一軸圧縮強さの方が小さな値となった。

(3) PG 工法の可視的性能評価

既存杭引抜き工法のひとつである PG 工法を MPS-CAE を用いて視覚的に特徴づけ，定量的な工程評価を行った。得られた成果は下記のとおりである。

- (1) PG 工法における削孔工程について，MPS-CAE を用いて地盤内での削孔液と周辺地盤が混ざり泥水化されていく様子を解析的に可視化することができた。そこでは，削孔工程の経過時間ごとに周辺地盤が乱れる範囲を定量化することができた。
- (2) 削孔工程における材料パラメータの設定では，周辺地盤と削孔液を **Bingham** 流体として，降伏値には土の一軸圧縮強さを，塑性粘度には削孔泥水の粘性係数を与えた。これにより，ケーシングによる削孔の回転力により降伏値を超え流動し始めたときの乱れた土の様子を再現することができた。

- (3) PG 工法における引抜き工程について、MPS-CAE を用いて粒子数による定量的な評価と地盤内での削孔泥水が充填材に置換されていく様子を解析的に可視化することができた。PG 工法による既存杭引抜き施工後の引抜き孔を粒子数による置換率で定量的な評価から、一軸圧縮強さとの相関を見出し、回帰式を導いた。その結果、PG 工法による既存杭引抜き工の事前のシミュレーションにより目標強度にあった充填材量や工法の選択が行えるようになった。
- (4) 対象現場における深度に対して置換率が不均一となった要因を追究するため、上下反復攪拌および充填材注入量を変更した場合の引抜き工程の再現を行った。その結果を置換率によって定量的に評価し、その要因を明らかにすることができた。本来、このような実験を実施する場合には莫大なコストを要し、危険を伴う場合もある。また、全く同じ環境条件の下で繰り返し引抜き工程を実験実施することは不可能である。しかし、MPS-CAE を活用したことで解析的に再現が可能となった。
- (5) 引抜き孔の充填材注入量が埋戻し品質に大きく影響することが分かった。また MPS-CAE 解析の結果を取り入れた最新施工では、解析研究の妥当性を確認できた。

6.2 研究の課題

6.2.1 既存杭の引抜き孔の存在する地盤の 3 次元弾塑性解析

本解析では、引抜き孔の配置間隔や形状、本数の違い、および周辺地盤のパラメータの違い、などによる影響の検討に至っていない。それらの条件を変えた解析を行い、一般的に求められる充填材の特性を求める必要がある。また、より現場の状態に近づけることができるようにチャッキングをモデリングした引抜き孔の形成などを実施することを今後の課題とする。

6.2.2 既存杭の引抜き孔への埋戻し処理材

今後の取り組みとして、更なる分析試験を重ね、材料分離抑制、早期強度発現、強度増加のメカニズムを明らかにし、化学的根拠を明確にする必要がある。加えて、現場試験の実施により空洞充填材としての適用性を検証し、実用化に向けての取り組みが必要となる。

6.2.3 MPS-CAE による PG 工法の可視的性能評価

本解析の課題は、周辺地盤の再現と再現サンプル数である。周辺地盤の再現に関して、本研究では **Bingaman** 流体モデルを用いた。今後は周辺地盤の再現性を更に高めるために、MPS と DEM の連成等、新たな手法からの再現・提案も必要となる。その新たな手法の提案においても、計算負荷の増大や再現のためのパラメータの測定および決定方法等、想定しうる課題が他にも多くある。

計算負荷の増大は粒子数の多さに依存し、粒子数は解析領域と粒子間距離に依存する。既存杭やケーシング等の解析形状に対し、考慮すべきクリアランスが小さいため粒子間距離が小さくなり、粒子数が多くなる。その結果、計算負荷への増大へとつながる。周辺地盤の新たな手法の提案において、計算負荷の面から実質的に粒子数に制限がある問題をクリアしなくてはならない。

再現のためのパラメータの測定および決定方法は、妥当性がなくてはならない。本研究では、土の一軸圧縮強さを **Bingaman** 流体の降伏値であると仮定し **MPS-CAE** を行った。パラメータの測定も一軸圧縮強度試験と粘性測定を行い測定することができた。周辺地盤の新たな手法の提案において、簡便且つ妥当性をもったパラメータの測定および決定方法を考える必要がある。

再現サンプル数に関して、本研究ではひとつの現場における **PG** 工法の一連を再現した。今後も既存杭の引抜きは大きな問題となり、その重要性は益々高まる。そのためにも、再現サンプル数を増やし、評価や再現の信頼性を高めていかななくてはならない。**PG** 工法による既存杭引抜き工後の引抜き孔に対する粒子数による置換率を用いた定量的な評価から、一軸圧縮強さとの相関を見出し、回帰式を導いた。これはひとつの現場での 20 サンプルの相関であり、サンプル数を増やすことでより信頼性の高い相関を見出す必要がある。現時点で、**MPS** 法を適用した周辺地盤および既存杭引抜き工を再現した事例は少なく、今後の更なる発展に期待する。

謝 辞

ここにこうして謝辞を述べることにすら感慨を覚えます。私の人生が大きく変わったのは、稲積真哉先生との出会いです。既存杭引抜き工の現状に憂い、怒りにも近い感情を抱いていた当時の私に一筋の光を与えてくださったのが稲積先生です。共に酒を酌み交わしながら、これからの杭抜きはこうあるべきだ、などと熱く語り合ったことを昨日のように思い出します。稲積先生は私に学への門を開いてくださいました。先生は私に、「これからの人達に正しい杭抜きを教えるのは私ではなく桑原さんです。ですので是非、学位を取得してください」と仰ってくださいました。当時は「私がですか?」と思いました。私は大学中退ですので正式には高卒です。高卒の私を大学院博士課程社会人特別入試という枠で入学させてくださいました芝浦工業大学には感謝の念しかございません。また、そこに導いてくださり、共に研究を続けてくださる稲積先生には感謝しても感謝しきれません。本当にありがとうございます。

芝浦工業大学大学院博士課程に在学した3年にわたって共同研究してくださった稲積研究室の学生さんたち、特にすでに卒業され立派な社会人になられている土門さん、小代さん、河田さん、小林さん、ならびに星さん、現在も研究に勤しんでおられる中尾さん、上原さん、その他にも河原さんや橋本さんなどとも一緒に研究し成果を得られたことに深く感謝申し上げます。また、大学で臨時特別講義を行った際には多くの学生さんから感想文をいただきました。その内容に涙したことは今でも忘れません。若人のためにも、私は私のできる限りのことをやらなければならない、と強い感情を湧き起こさせてくれたことを思い出します。本当にありがとうございました。こうやって改めて書くと、若い世代の人達に背中を押され、助けられてきたのだと気付きます。関わっていたいた多くの学生さんたちに深く感謝申し上げます。

トーメックの宍戸取締役には、博士学位の先輩として心が挫けそうになった時に幾度となく励まされました。本当にありがとうございました。また、私の研究成果を実務で実践し、さまざまな意見や問題提起してくれる株式会社マルシンの全従業員にも感謝申し上げます。

さいごに、育児に追われ疲労困憊しながらも、私を仕事と研究に没頭させ続けてくれる最愛の妻に感謝致します。

