

港湾空港技術研究所 資料

TECHNICAL NOTE

OF

THE PORT AND AIRPORT RESEARCH INSTITUTE

No.1293

December 2014

複数の高圧噴射ノズルによる地盤の掘削・攪拌性能評価

森川 嘉之
水谷 崇亮
菊池 喜昭
森安 俊介
妙中 真治
高橋 健二
横山 博康

独立行政法人 港湾空港技術研究所

Independent Administrative Institution,
Port and Airport Research Institute, Japan

目 次

要 旨	3
1. まえがき	4
2. 高圧噴射の地盤切削距離の評価	5
2.1 切削攪拌距離の評価式	5
2.2 単一噴射ノズルによる地盤切削模型実験	7
2.3 複数噴射ノズルによる地盤切削模型実験	9
2.4 複数の噴射ノズルの配置が地盤切削性能に及ぼす影響	10
3. 実地盤切削攪拌実験	14
3.1 予備実験（実物大実験仕様の検討）	14
3.2 実物大実験	17
3.3 実験結果	19
4. 根固め部の品質	20
4.1 一軸圧縮強さ	20
4.2 セメント量	21
4.3 均質性	22
5. まとめ	25
6. おわりに	25
謝辞	25
参考文献	25
付録A 模型実験に使用した噴射ノズルの流量係数について	26
付録B 切削面積の算出方法について	26

Performance Evaluation of Ground Excavation and Mixing by Plural High Pressure Injection Nozzles

Yoshiyuki MORIKAWA*
Takaaki MIZUTANI**
Yoshiaki KIKUCHI***
Shunsuke MORIYASU****
Shinji TAENAKA*****
Kenji TAKAHASHI*****
Hiroyasu YOKOYAMA*****

Synopsis

In recent years, the technique of high pressure injection mixing has been increasingly employed for various purposes such as stabilizing the ground neighboring the existing facilities, construction of soil cement block around pile toe, and so forth. Stabilized body is required to have designated shape and size, as well as strength, which are usually ensured through site management indirectly. It is therefore important to understand the relationship among the injection method, physical and strength properties of soil, and size of ground excavated and mixed by injected fluid.

A few techniques of high pressure injection mixing provide the evaluation method of excavated and mixed range. However, these evaluation methods can be used only for each technique, because they include effects of innovative device of the technique implicitly. On the other hand, Modoni et al. (2006) developed a theoretical model for evaluation of size of ground cut and eroded by jet grouting from a single nozzle, based on understanding of the interaction between injected fluid and soil. This model can be expected wide range applicability such as water injection and injection from plural nozzles, because it includes characteristics of injected fluid and soil as explicit parameters.

In this paper, improvement of applicability of Modoni's evaluation method is discussed for performance evaluation of excavation and mixing by plural injection nozzles based on model and in-situ tests.

Key Words: high pressure injection, soil excavating and mixing, cement soil stabilization, unconfined compression strength

* Head of Soil Stabilization Group, Geotechnical Engineering Division
** Head of Foundations Group, Geotechnical Engineering Division
*** Professor, Faculty of Science and Technology, Tokyo University of Science
**** Researcher, Technical Research & Development Bureau, Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation
***** Senior Researcher, Technical Research & Development Bureau, Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation
***** Chief, Technical Section, Chowa Kogyo Company Limited
***** Chief, Development Section, Chowa Kogyo Company Limited
3-1-1, Nagase, Yokosuka, Kanagawa 239-0826, Japan Port and Airport Research Institute
Phone : +81-46-844-5059 Fax : +81-46-844-0255 E-mail : morikawa@pari.go.jp

複数の高圧噴射ノズルによる地盤の掘削・攪拌性能評価

森川 嘉之*・水谷 崇亮**・菊池 喜昭***
森安 俊介****・妙中 真治*****・高橋 健二*****・横山 博康*****

要 旨

高圧噴射式攪拌は、近接施工や既設構造物直近の地盤改良への対応として、適用事例が増大している。また高圧噴射により地盤を切削および攪拌固化する技術は、地盤改良だけでなく支持力増大を目的とした根固め杭工法などにも活用されている。地盤改良においては、改良体強度だけでなく、所定の出来形で改良体を造成することが重要である。このため、高圧噴射攪拌工法では、施工仕様と地盤特性および切削攪拌範囲の関係を把握しておく必要がある。

高圧噴射攪拌工法には、地盤の切削攪拌範囲の評価式を示しているものもある。しかし、これらの評価式には、噴射流体や地盤の特性がパラメータとして含まれていない。また、各工法では噴射方法などの工夫がなされているため、その切削範囲の評価式は各工法独自のものである。一方、Modoni ら(2006)が、高圧噴射による地盤切削範囲の評価式を構築している。この評価式は、単一ノズルによる高圧噴射を対象とするものの、噴射流体と地盤の特性およびそれらの相互作用を考慮したものである。このためグラウトではなくウォータージェットを使用する工法や複数の噴射ノズルを使用する工法などへの汎用性が期待される。

そこで本資料では、複数の噴射ノズルで砂質地盤の切削攪拌を行う場合を対象として、模型実験および現地実験結果に基づいて Modoni ら(2006)の地盤切削範囲の評価式の適用性を検討した。その結果、複数の噴射ノズルで砂質地盤の切削攪拌を行う場合についても高い適用性があることが分かった。さらに、本評価式を用いて仕様を決定した根固め杭の実物大現地実験を行い、根固め部の出来形と強度や均質性など品質の評価を行った。

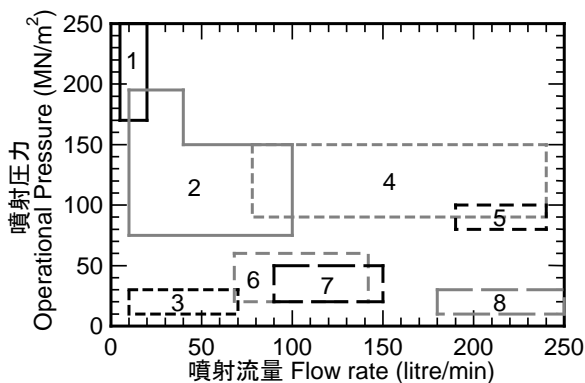
キーワード：高圧噴射，切削攪拌性能，セメント安定処理，一軸圧縮強さ

* 地盤研究領域 地盤改良研究チームリーダー
** 地盤研究領域 基礎工研究チームリーダー
*** 東京理科大学 理工学部 教授
**** 新日鐵住金株式会社 技術開発本部 主任研究員
***** 新日鐵住金株式会社 技術開発本部 主幹研究員
***** 調和工業株式会社 工法技術部 課長
***** 調和工業株式会社 技術開発部 課長
〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬3-1-1 独立行政法人 港湾空港技術研究所
電話：046-844-5059 Fax：046-844-0255 E-mail：morikawa@pari.go.jp

1. まえがき

地盤を切削および攪拌固化する方式には、機械式攪拌と高圧噴射式攪拌がある。機械式攪拌は、高圧噴射式攪拌に比べて、固化体の出来形に対する土性の影響が小さい、固化改良体の均一性に優れるなどの利点がある。一方、高圧噴射式攪拌は、改良体同士の一貫性が高い、近接構造物の形状を問わず構造物との密着改良が可能などの利点を有している。このため、近年需要の大きい近接施工や既設構造物直近の地盤改良への対応として、機械式攪拌との併用技法を含め多くの高圧噴射式攪拌による固結工法が実用化され¹⁾、適用事例が増大している。また高圧噴射により地盤を切削および攪拌固化する技術は、地盤改良だけでなく支持力増大を目的とした根固め杭工法にも活用されている。このほか高圧噴射を補助工法とした杭や矢板の打設工法も開発されている^{1),2)}。

図-1に示すように、高圧噴射の噴射圧力や噴射流量には、用途に適した管理値がある^{3),4)}。例えば、鉄筋コンクリート取壊しには高圧かつ小流量が適している。これに対して地盤改良や下水道掃除には低圧で比較的大きな流量が適している。また、図-1からウォータージェット併用杭打設工法と高圧噴射式攪拌による地盤改良に適した噴射圧力や流量が比較的近いことがわかる。



- 1: Reinforced concrete cutting, crack opening, and jointing cement
- 2: Surface preparation, coating removal
- 3: Water jet supported cable/pipe driving
- 4: Heavy concrete removal
- 5: Roughening and removal of asphalt
- 6: Water jet supported pile driving, soil washing
- 7: Soil stabilization (jet grouting)
- 8: Sewer cleaning

図-1 建設分野における高圧噴射利用技術と能力範囲^{3),4)}、1：鉄筋コンクリート取壊し、溝掘り、打継ぎコンクリート除去、2：表面処理、被覆除去、3：ケーブル/パイプ施工、4：高強度コンクリートはつり、5：アスファルト粗面処理、はつり、6：ウォータージェット式杭打設工法、土壌洗浄、7：地盤改良（ジェットグラウチング）、8：下水管清掃

地盤改良においては、改良体強度だけでなく、所定の出来形で改良体を造成することが重要である。他の原位置での地盤改良と同様に、高圧噴射攪拌による切削攪拌範囲（改良体の出来形）を詳細に確認することは困難であり、噴射圧力や噴射流量など間接的な指標による施工管理で対応せざるを得ない。また、同じ施工仕様でも地盤特性によって切削攪拌範囲は異なると考えられる。所定の改良体を築造するためには、施工仕様と地盤特性、切削攪拌範囲の関係を把握しておくことが重要である。

高圧噴射攪拌工法では、噴射圧力や噴射流量、引上げ速度（または時間）といった施工仕様と対象地盤の種別や特性に対する設計有効径が決められているのが一般的である。例として砂質地盤に対するJSG工法の改良径の設定例を表-1に示す⁵⁾。本表で改良径を設定する場合は、改良対象地盤の最大N値を用いることとされている。このため、得られる標準有効径は改良径の最小値（安全側）である。これより小さい改良径を設定する場合は、引上げ時間を短縮することも可能だが、検討が必要である⁵⁾。高圧噴射攪拌工法には、地盤の切削攪拌範囲の評価式を示しているものもある⁶⁾。これらの評価式は、当然ながら、工法開発に伴って検討されることが多い。高圧噴射攪拌工法は、各工法で地盤の切削効率向上の工夫がなされているため、切削距離の評価式は各工法独自のものとなる。また、Modoniら(2006)⁷⁾も、高圧噴射による地盤切削距離の評価式を構築しているが、単一ノズルによる高圧噴射を対象としており、ウォータージェット併用杭打設工法を含めた、複数の噴射ノズルを用いる場合への適用性までは明らかになっていない。ただし、彼らは噴射流体と地盤の特性および相互作用を考慮した評価式を構築しており、その汎用性が期待される。

そこで本資料では、複数の噴射ノズルで砂質地盤の切削攪拌を行う場合を対象として、Modoniら(2006)⁷⁾の地盤切削距離の評価式の適用性を模型実験および現地実験により検証する。さらに、現地実験において構築した改良体の出来形と品質の評価を行う。

表-1 砂質地盤（深度0～25m）に対するJSG工法の改良径の設定例⁵⁾

N 値	標準有効径 (m)	引上げ時間 (min/m)	固化材単位吐出量 (m ³ /min)
N ≤ 10	2.0	40	0.06
10 < N ≤ 20	1.8	35	
20 < N ≤ 30	1.6	30	
30 < N ≤ 35	1.4	26	
35 < N ≤ 40	1.2	21	
40 < N ≤ 50	1.0	17	

2. 高圧噴射の地盤切削距離の評価

2.1 切削攪拌距離の評価式

(1) 高圧噴射のモデル化

図-2は、無限に広い静止流体に一樣な速度で噴出される噴流（自由噴流）の流速分布の概念図である⁸⁾。噴流の構造は、ノズル出口での噴射速度 v_0 が噴射軸上で保存されているポテンシャルコア領域、速度分布が変化し、乱れの発達段階である遷移領域、十分に乱れが発達した乱流拡散領域からなる。噴流の境界は仮想原点から直線的に広がる特性を持ち、ポテンシャルコア領域と乱流拡散領域とはそれぞれ別の仮想原点を持つとされている（図-2参照）。Modoniら(2006)⁷⁾は、乱流拡散領域の各断面の速度分布が相似になると仮定して、噴射軸方向の乱流の時間平均流速分布を理論的に次のように定式化している。

$$\frac{v_{x\max}}{v_0} = \frac{A}{\sqrt{N}} \frac{d_0}{x}, \quad (1)$$

$$\frac{v_x}{v_{x\max}} = \left[1 + \frac{1.33A^2(r/x)}{N} \right]^{-2}. \quad (2)$$

式中の各パラメータは、

x : ノズル出口からの噴射軸方向距離,

r : 噴射軸からの噴射軸方向距離,

d_0 : ノズル口径,

v_0 : ノズル出口での噴射速度,

$v_{x\max}$: x での噴射軸上での噴射流体の速度

(ノズル出口からの噴射軸方向距離 x での最大速度),

v_x : x, r での噴射流体の速度,

N : 水に対する噴射流体の乱流動粘性係数の比

A : ノズルの形状に依存する流量係数,

である。

ここで式(2)をみると、噴射軸から直行方向に無限遠ま

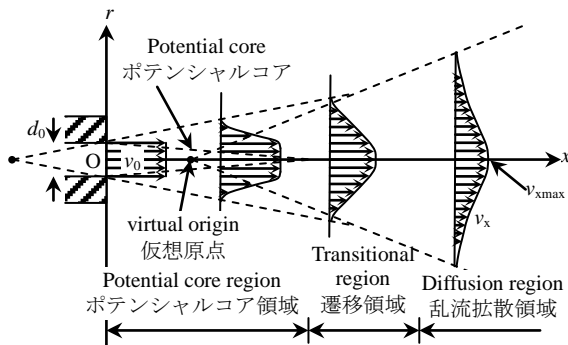


図-2 自由噴流の流速分布の概念図⁸⁾

で噴射軸方向の流速が定義されている。現実には、図-2のように、乱流拡散領域の噴流は噴射軸を軸としたある円錐状の境界を持つと思われる。Modoniら(2006)⁷⁾は、乱流拡散領域の仮想原点をノズル出口とした境界を想定している。これは、式(2)から、境界の $v_x/v_{x\max}$ を一定と仮定することを意味する。以降のモデル化では、次式で定義される境界内部の平均流速 v_{eq} を使用する。

$$v_{eq} = \frac{2A}{\sqrt{N}} \frac{d_0}{x} v_0 C, \quad C = \sqrt{\xi}/2. \quad (3)$$

ただし、 $\xi = v_x/v_{x\max}$ である。

(2) 高圧噴射による地盤の切削メカニズム

高圧噴射による地盤の切削は、①動圧、②噴射流体の衝撃力、③水くさび効果、④キャビテーション、⑤噴射流体の脈動負荷等の単独または複合作用によると言われている^{8), 9)}。そのメカニズムは完全には明らかになっていないが、軟質材量は物体に衝突した流体がせき止められて生じる動圧、硬質材料は衝撃力が主要因と考えられている⁹⁾。その他、③と④は切削面の凹凸によって生じるもので、③は間隙中に入射した噴射流体が地盤を割る現象である。④は噴射流体中の局所的な負圧で生じた微細な気泡が、急激な成長の後、崩壊するときに生じる衝撃力が地盤を破壊する現象である。⑤は噴射流体が物体に衝突した後、反対方向へ流れる際に生じる渦流が原因と言われている¹⁰⁾。

Modoniら(2006)⁷⁾は、図-3に示すように、礫、砂、粘土それぞれの高圧噴射と地盤の切削メカニズムを整理している。礫の場合、間隙が大きいので、高圧噴射による流体成分は浸透流として容易に地盤内に浸透する。結果的に切削ではなく、透水係数を支配因子とした現象になる。

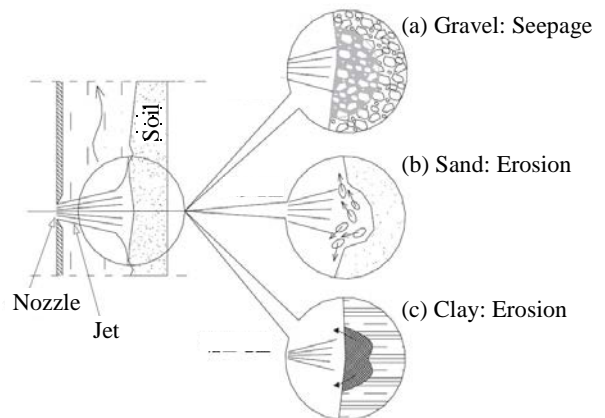


図-3 高圧噴射による地盤の切削メカニズム⁷⁾, (a)礫：浸透, (b)砂：侵食, (c)粘土：侵食

砂や粘土のように土粒子が小さくなると、噴流は地盤中に容易に浸透しなくなり、土粒子の移動や地盤の破壊が生じるようになる。図-4に示すような滴型の切削領域が噴射時間にもなって拡大してゆき、噴流の切削能力が限界となる距離で定常状態となる。この距離は、噴流の特性と地盤の強度特性、破壊メカニズムに関係すると考えられる。砂の場合、噴流が多少土粒子間に浸入し、過剰間隙水圧の上昇と、それにもなう有効応力の減少が生じる。その結果、結合が弱くなった土粒子が大きく移動することで切削が行われる。このため、有効応力の粘着力 c' と摩擦角 ϕ' が破壊メカニズムに関連すると考えられる。また、粘土の場合は、噴流が土粒子間に浸入せず、地盤に対する衝撃力として作用するため、粘土の非排水せん断強さ c_u が破壊メカニズムに関連すると考えられる。

(3) 切削攪拌範囲の評価式

ここでは、Modoni ら(2006)⁷⁾の切削攪拌範囲の評価式を導出する。速度 v_f の噴流が地盤に衝突するとき、地盤に作用する圧力 ψ は次式で与えられる。これは前述の破壊メカニズムの①を主要因と考えることに対応する。

$$\psi = \Omega_1 \frac{\gamma_f v_f^2}{g} \quad (4)$$

ここで、 γ_f は噴射流体の単位体積重量、 Ω_1 は、エネルギー消散に関する無次元量である。一方、砂地盤の場合、次式のように噴流に対する地盤の抵抗 ψ_s がせん断強度に依存すると仮定する。

$$\psi_s = \Omega_2 \{c' + \sigma' \tan \phi'\} \quad (5)$$

Ω_2 は噴流に対する地盤の抵抗とせん断強度を関連付け

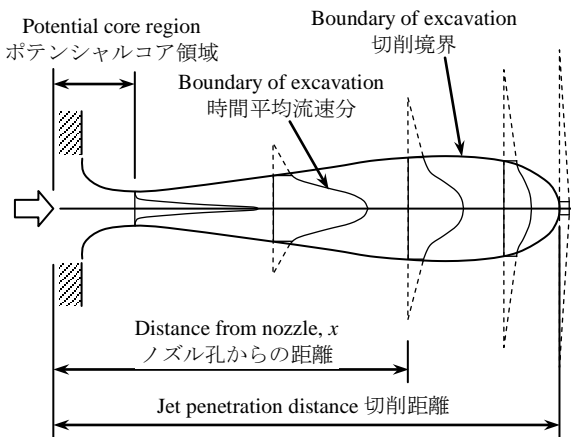


図-4 切削の概念図

る無次元量である。上式の有効応力 σ' を計算する際、噴流の作用による間隙水圧の上昇が初期水圧よりも十分に大きいと仮定すると、有効応力は次式で表わされる。

$$\sigma' = \sigma_z - \frac{\gamma_f v_f^2}{2g} \quad (6)$$

σ_z は初期の土被り圧である。ここで、噴流の流速 v_f が地盤切削に必要な最小値 v_L に達した状態を考えると、式(4)の ψ と式(5)の ψ_s を等値できるから、 $v_f (= v_L)$ で整理すると、 v_L は次のようになる。

$$v_L = \sqrt{\frac{\Omega_s g}{\gamma_f} \frac{c' + \sigma_z \tan \phi'}{1 + \Omega_s (\tan \phi')/2}}, \quad \Omega_s = \frac{\Omega_2}{\Omega_1} \quad (7)$$

上式と式(3)から、噴流の到達距離 $x = R$ は次式となる。

$$R = \frac{2Ad_0Cv_0}{\sqrt{\frac{\Omega_s g N}{\gamma_f} \frac{c' + \sigma_z \tan \phi'}{1 + \Omega_s (\tan \phi')/2}}} \quad (8)$$

粘土の場合、前述の通り、非排水せん断強さ c_u が破壊メカニズムに関連すると考えると、噴流に対する地盤の抵抗 ψ_c は、

$$\psi_c = \Omega_3 c_u \quad (9)$$

となる。 Ω_3 は、 Ω_2 と同様、噴流に対する地盤の抵抗とせん断強度を関連付ける無次元量である。砂地盤の場合と同様に、式(4)の ψ と式(9)の ψ_c を等値して整理すると、噴流の到達距離 R が次式で求められる。

$$R = \frac{2Ad_0Cv_0}{\sqrt{\frac{\Omega_c g N}{\gamma_f} c_u}} \quad (10)$$

次節以降で、砂地盤を対象とした模型実験結果をもとにModoni ら(2006)⁷⁾の切削攪拌範囲の評価式を検証する。この評価式には、 Ω_s や C といった値の設定が難しい経験的なパラメータが含まれている。このため、検証に当たっては $c' = 0$ 、 $v_0 = \sqrt{2Pg/\gamma_f}$ として、式(8)を次のように表記を変換する。

$$\frac{R}{d_0} = AA \sqrt{\frac{P}{\sigma_z \tan \phi'}}, \quad A = 2\sqrt{2}C \sqrt{\frac{1 + \Omega_s (\tan \phi')/2}{\Omega_s N}} \quad (11)$$

上式のパラメータ A は、 $\sqrt{1 + \Omega_s(\tan \phi) / 2}$ の形で材料定数を含んでいる。しかし、この部分は、 Ω_s を Modoni ら (2006)⁷⁾ の設定値 0.2 とした場合、 ϕ を 30° から 45° で変化させても 1.03 から 1.05 と非常に変化が小さかった。このため、検証に当たっては式(11)の A を一定値として取り扱う。具体的には、式(11)の右辺の A 以外の部分と左辺に実験値を代入し、両者の関係が線形になるか、実験条件を変化させても同じ関係が得られるかを確認する。

2.2 単一噴射ノズルによる地盤切削模型実験

Modoni ら(2006)⁷⁾は地盤切削距離の評価式(8) (以下、切削式) について、現地実験による評価式の検証を行っているが、対象地盤が 8m 以浅と比較的土被り圧の小さな範囲かつ地下水位以上であった。そこで、式(8)の複数噴射ノズルへの適用性を検討する前の基礎検討として、飽和砂地盤かつもう少し大きな土被りまでを対象に、単一ノズルへの適用性を確認する。

(1) 実験方法

模型実験は、現地の土被り圧のもとでの高圧噴射を再現するために、遠心力場でおこなった。

表-2 に実験ケースを示す。実験は遠心加速度 (土被り圧) とノズル口径を変えて実施した。1G-1 は切削攪拌範囲が大きくなることが想定されたため、ノズル口径を他のケースよりも小さくした。20G-2~40G-2 は、ノズル口径が 2mm と同一であり、遠心加速度のみ変化させている。

図-5 に実験土槽および模型地盤の概要を示す。土槽 (内寸高さ 600mm, 幅 1200mm, 奥行き 200mm) を 3 つに仕切り、地盤作製前にあらかじめ各仕切り内に噴射管と間隙水圧計を 1 つずつ、中央の仕切り内には土圧計を深度方向 3 ヌ所に配置した。また、噴射管は土槽前面の亚克力板に沿って設置してあり、切削状況を観察可能である。なお、1G-1 実施後、再度模型地盤を作製して 20G-2~40G-2 を実施した。

模型地盤は、センサーおよび噴射管の設置後、相対密度 90% で作製した。模型地盤材料は飯豊硅砂 7 号である。作製方法は、所定の高さに設置したサンドホッパーから砂を空中で自由落下・堆積させる砂降らし法とした。模

表-2 実験ケース

ケース	遠心加速度 (G)	ノズル口径 (mm)
1G-1	1	1.0
10G-2	10	2.0
20G-2	20	2.0
40G-2	40	2.0

型地盤材料の投入完了後、重力場で間隙の空気を炭酸ガスに置換し、間隙流体として脱気水を土槽下部から注水することで飽和状態とした。

次いで遠心载荷装置の運転を開始し、所定の遠心加速度に到達した後、別室の貯水タンクからコンプレッサーで圧送した脱気水を模型地盤中に噴射した。実験中はモニターで噴射状況を監視し、切削攪拌範囲の拡大が収束したことを確認して噴射を終了した。なお、噴射管と圧送配管をつなぎ替える必要があったため、遠心载荷装置の運転はケースごとに行っている。図-6 (a) に噴射管先端のノズル部分を示す。遠心加速度载荷によって増大した土圧とジェット管内の圧力差によるノズルの目詰まりが想定されたため、対策として市販の画鋸でノズル出口に栓をすることとした (図-6 (b))。画鋸は加速中には土圧を受けてノズル出口を塞ぎ、水が圧送されると水圧によって外れるという仕組みである。

噴射中の計測項目は表-3 の通りである。噴射圧力は土槽天端の高さに設置した圧力計で計測し、流量は貯水タンクの水位変化から算出した。また、一定時間間隔で写真を撮影し、切削状況を記録した。図-7 に切削状況の例 (20G-2) を示す。図-7 中の白くなっている部分が噴射

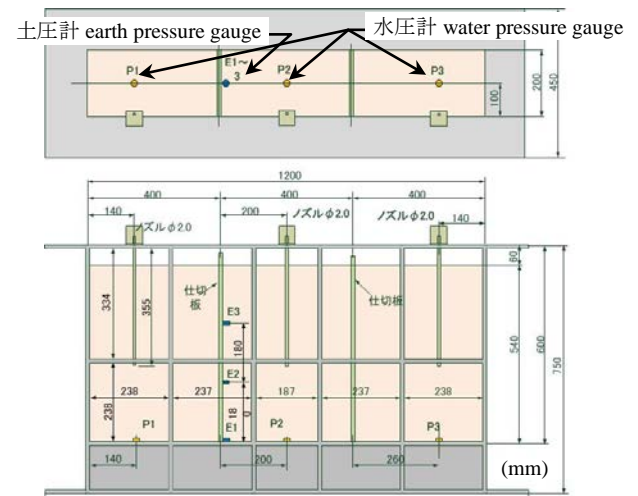


図-5 実験土槽および模型地盤の概要

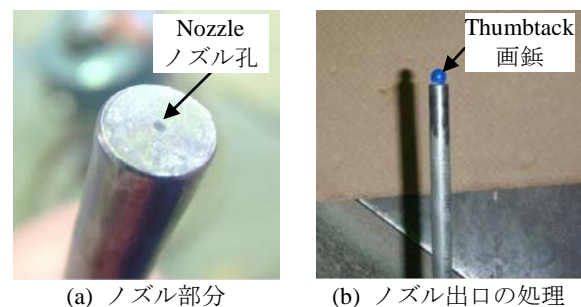


図-6 噴射管先端のノズル部分

により切削攪拌された範囲である。白くなる理由は不明であるが、切削攪拌された範囲は別途実施した PIV (Particle Image Velocimetry: 粒子画像流速測定法)¹¹⁾による画像解析で確認している。

遠心载荷装置停止後、切削攪拌された範囲をスケールで計測した。上述のように切削攪拌された範囲が白く変色したことから、識別は目視で行い、その範囲でノズル出口から最も遠い地点まで距離を切削距離とし、最も幅の広い部分の水平距離を切削幅と定義した。

(2) 実験結果と切削式の適用性評価

各ケースの噴射圧力、噴射流量および切削攪拌範囲の結果を表-4に示す。表には切削式の適用性評価に使用したパラメータも併せて示している。ノズル出口での土被り圧は、深度方向3か所の土圧の計測結果を線形近似して算出した。また、ノズルの流量係数は次の式から求めた¹²⁾。Qは流量である。

$$Q = A \frac{\pi d_0^2}{4} \sqrt{\frac{2Pg}{\gamma_t}} \quad (12)$$

表-3 計測項目

計測項目	位置
鉛直土圧	地盤内3深度
間隙水圧	土槽底面
ジェット噴射圧	土層天端
流量	貯水タンク

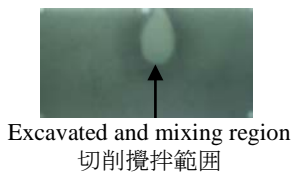


図-7 切削攪拌状況の例 (10G-2)

表-4 実験結果および切削式の適用性評価に使用したパラメータ

項目 \ ケース	1G-1	10G-2	20G-2	40G-2
遠心加速度 (G)	1	10	20	40
ノズル口径 d_0 (mm)	1.0	2.0	2.0	2.0
切削距離 R (mm)	≥ 233	56	34	15
最大切削幅 (mm)	≥ 121	30	18	12
噴射圧力 P (kPa)	691	448	555	853
噴射流量 Q (cm ³ /sec)	21.6	71.1	70.6	60.4
ノズル出口での土被り圧 σ_z (kPa)	1.2	45.9	103.1	213.4
ノズルの流量係数 A	0.74	0.76	0.67	0.47

表から地盤の拘束圧が高くなるほど、切削距離が短くなっていることがわかる。ただし、1G-1では土槽の下端まで切削されており、使用したものよりも深い土槽を使用していれば、切削距離と切削幅はさらに大きくなっていった可能性がある。切削距離と切削幅の関係を図-8に示す。切削距離が長くなるほど、切削幅も広がっており、両者はほぼ比例関係にあることがわかる。式(3)の導出仮定で説明したように、Modoniら(2006)⁷⁾はノズル出口を仮想原点とした放射状の乱流拡散領域の境界を仮定しており、この仮定は、図-8の結果に対して十分条件である。

式(11)に実験結果を代入し、右辺のA以外の部分を横軸に、左辺を縦軸にとって整理すると図-9のようになる。なお、 ϕ は、相対密度 $D_r = 90\%$ という条件と Meyerhof(1959)¹³⁾の提案した

$$\phi' = 28 + 0.15D_r, \quad (13)$$

を用いて求めている。

前述の通り、1G-1では噴流によって土槽底面まで切削

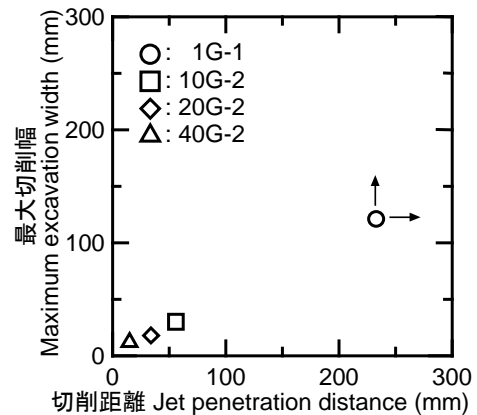


図-8 切削距離と最大切削幅の関係

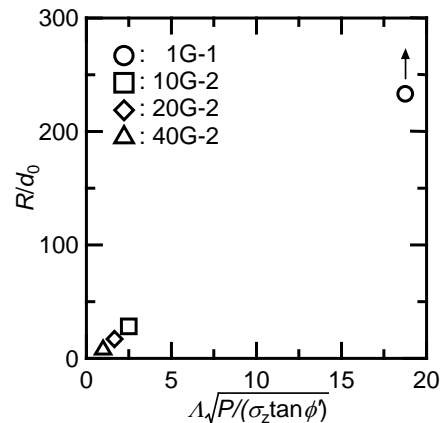


図-9 Modoniら(2006)⁷⁾の切削式による整理

されていたため、プロットは上方に移動する可能性があるが、各データは直線上に位置している。つまり、式(11)の係数Aは各ケースではほぼ同じであり、この実験の範囲において Modoni ら(2006)⁷⁾の切削式は適用性が高いと考えられる。

2.3 複数噴射ノズルによる地盤切削模型実験

前節では、遠心模型実験装置を用いた単一噴射ノズルによる高圧噴射の地盤切削実験結果に基づいて、Modoni ら(2006)⁷⁾の切削式が妥当であることを示した。本節では、複数噴射ノズルで砂地盤の切削攪拌を行う場合を対象として、Modoni ら(2006)⁷⁾の地盤切削距離の評価式の適用性を検討する。対象データは、菊池ら(2009)²⁾の実施した模型実験のデータである。

(1) 実験概要²⁾

模型地盤は鹿島硅砂2号または5号を用いて作製した。相対密度は約 37%であった。使用した土槽は、高さ 1000mm、幅 1500mm、奥行き 700mm のもので、遠心模型実験に使用した土槽と同様に、土槽前面がアクリル板となっている。実験では、土槽に作製した砂地盤に二つの高圧噴射ノズルを所定の深度まで貫入した後、深度を保ちながら水を噴射して切削領域を観察した。

高圧噴射ノズルは、ノズルの間隔を一定に保つために、半割鋼管をガイドとしてその両端に取付け、水を噴射しながらバイブロハンマで深度約 0.5m まで貫入した。鋼管は径 102mm または 216mm のものを使用し、ノズル間隔を変えている。また、ノズル口径は 0.5mm~2.0mm、噴射圧力は 0.5MPa~3.0MPa と噴射条件も変えて設定している。貫入手順を図-10 に、実験ケースを表-5 に示す。

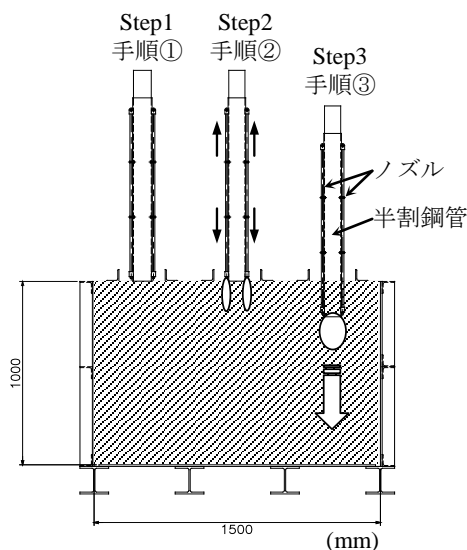


図-10 ノズルの貫入手順

なお、菊池ら(2009)²⁾の実施した実験ケースのうち、側面から切削が観察されなかったケースは除外している。

(2) 実験結果

切削領域に関する実験結果の例を図-11 (a)~(c)に示す。実線で囲んだ部分が、ノズル打設後の水の高圧噴射により切削された範囲である。基本ケース (図-11 (a)) と比べ、ノズル口径を拡大したケース (図-11 (b)) や噴射圧を大きくしたケース (図-11 (c)) では、二つのノズルの切削攪拌範囲が重複し、ノズル間の中央部分も噴射軸上とほぼ同程度の距離まで切削されていることがわかる。一方、基本ケースでは、ノズル間の中央も若干切削されているが、二つのノズルの切削領域はほぼ独立しており、単一ノズルが離れて存在しているような切削領域となっている。ノズル出口が鋼管先端よりも 15mm 控えた位置にあるため、噴流と鋼管先端が干渉し、複雑な切削が生じた可能性があるが、詳細は不明である。菊池ら(2009)²⁾は、ノズル軸上とノズル間中央の切削距離の比 (最長切削距離に対する最短切削距離の比) を噴射流量に対して整理し、噴射流量が大きくなると図-11 (b)や(c)に示したようなノズル間もノズル軸上と同程度切削されるようになる事を示している。

2.2 では、最大切削幅と切削距離の関係を示したが、菊池ら(2009)²⁾は切削面積を示しているので、ノズル一つあたりの切削面積と切削距離との関係を整理する (図-12)。左右二つのノズルの切削距離がほとんど同じであり、切削領域が重複しているため、縦軸には総切削面積

表-5 実験ケースと条件

ケース	地盤 (硅砂)	鋼管径 Φ (mm)	ノズル口径 d_0 (mm)	噴射圧力 P (MPa)
SA-21	5号	102	1.0	1.0
SA-22				2.0
SA-23				2.5
SA-24				3.0
SA-31	5号	102	2.0	0.5
SA-32				1.0
SA-33				1.5
SA-34				2.0
SA-41	5号	102	1.3	1.0
SA-42				2.0
SA-43				3.0
SB-21	5号	216	1.0	1.5
SB-22				2.0
SB-23				3.0
SB-31	5号	216	2.0	0.5
SB-32				1.0
SB-33				1.5
GA-31	2号	102	2.0	1.0
GA-32				1.5
GA-33				2.0

の 1/2 を、横軸には図-11 の右側のノズルの値を使用している。図-12 をみると、両者は強い正の相関を示している (2 次式で近似すると $R^2 = 0.94$, $y = 0.36x^{1.99}$)。隣のノズルと切削領域が重複するようになると、切削距離の発達に対して切削面積の発達が遅くなるように考えられたが、下に凸の関係にある。文献 2) に示された切削結果をみると、二つのノズルの切削領域が重なったケースでは、図-11 (b) や (c) のようにノズル出口近傍の切削幅が発達していた。このため、図-12 の比較的切削距離の大きな領域でも下に凸の相関が得られたと考えられる。

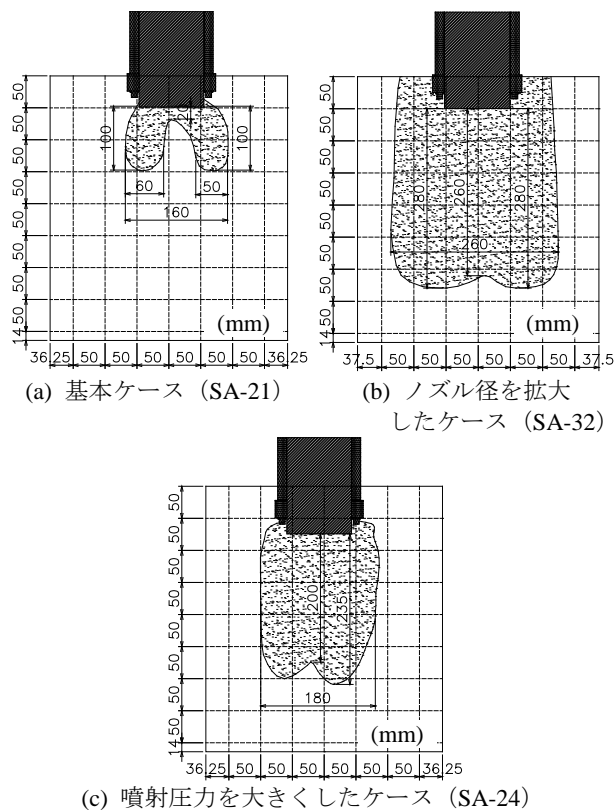


図-11 切削領域に関する実験結果の例²⁾

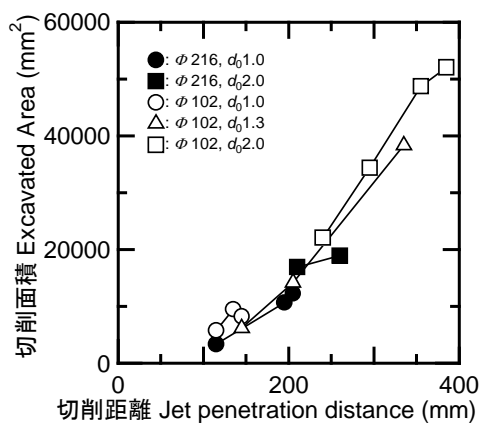


図-12 切削距離と切削面積の関係

(3) 切削式の適用性評価

2.2(3)と同様に、表-5 の各ケースの実験結果を式(11)に代入し、右辺の A 以外の部分を横軸に、左辺を縦軸にとって整理すると図-13 のようになる。「x」のプロットのみ地盤材料が硅砂 2 号であり、それ以外のデータの地盤試料は硅砂 5 号である。また、 ϕ は、相対密度から式(13)を用いて算出している。図-13 から、図-9 よりも若干ばらつくものの、硅砂 5 号のケースは良い正の相関を示しており、Modoni ら(2006)⁷⁾の切削式の適用性を示唆している。一方で、硅砂 2 号のケースは他のプロットから乖離している。乖離する要因として粒径の影響が挙げられる。2.1(2)で述べたように、砂地盤の切削は侵食と若干の浸透により進行するが、粒径が大きい場合は、主として浸透が生じる。本実験で用いた硅砂 5 号の平均粒径 D_{50} が 0.5mm であるのに対して、硅砂 2 号の D_{50} が 2.5mm と比較的大きかったことから、硅砂 2 号では浸透の生じる割合が高かったのではないかと考えられる。

2.4 複数の噴射ノズルの配置が地盤切削性能に及ぼす影響

前節では、間隔が 10cm~20cm の二つのノズルから高压噴射した場合について Modoni ら(2006)⁷⁾の切削式の適用性を検討した。ここでは、根固め杭工法や杭打設の補助工法として高压噴射が用いられることを考慮し、模型実験により複数の噴射ノズルの配置が地盤切削性能に及ぼす影響を検討し、その結果をもとに切削式の適用性を評価する。

(1) 実験方法

前節のデータとの比較を考慮して、基本的な実験方法は 2.2 でデータを使用した既往の実験²⁾に準じた。ノズル貫入のガイドに使用する半割鋼管は、2.2 の径 102mm および 216mm よりも大きい径 318.5mm のものを用いて、

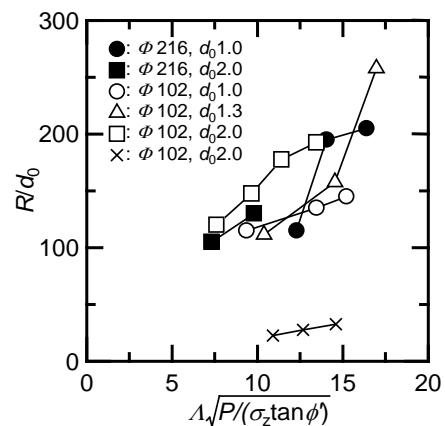


図-13 Modoni ら(2006)⁷⁾の切削式による整理

ノズルの設置間隔を大きくした。図-14 に土槽断面と各ケースの実験位置を示す。地盤材料には鹿島珪砂 5 号を用いた。模型地盤は、アクリル土槽にホッパーで砂を投入し、水締め後、バイブレーターで均質化して作製した。地盤の主な諸元を表-6 に示す。水締め後の相対密度は 54.4% である。実験は、半割鋼管をガイドとしてノズルを貫入した後、一定深度で水を 3 分間噴射して行った。

実験ケースを表-7 に示す。Case1~3 は根固め杭工法でよく用いられる配置²⁾で、ガイド鋼管外周面に鉛直方向用、または鉛直方向用と水平方向用のノズルを配置した

表-6 模型地盤諸元

投入質量	kg	1575
土槽幅	mm	1494
土槽奥行	mm	697
砂面高さ	mm	970
砂の体積	m ³	1.010
砂の密度	g/cm ³	1.56
最大乾燥密度	g/cm ³	1.72
最小乾燥密度	g/cm ³	1.40
相対密度	%	54.4

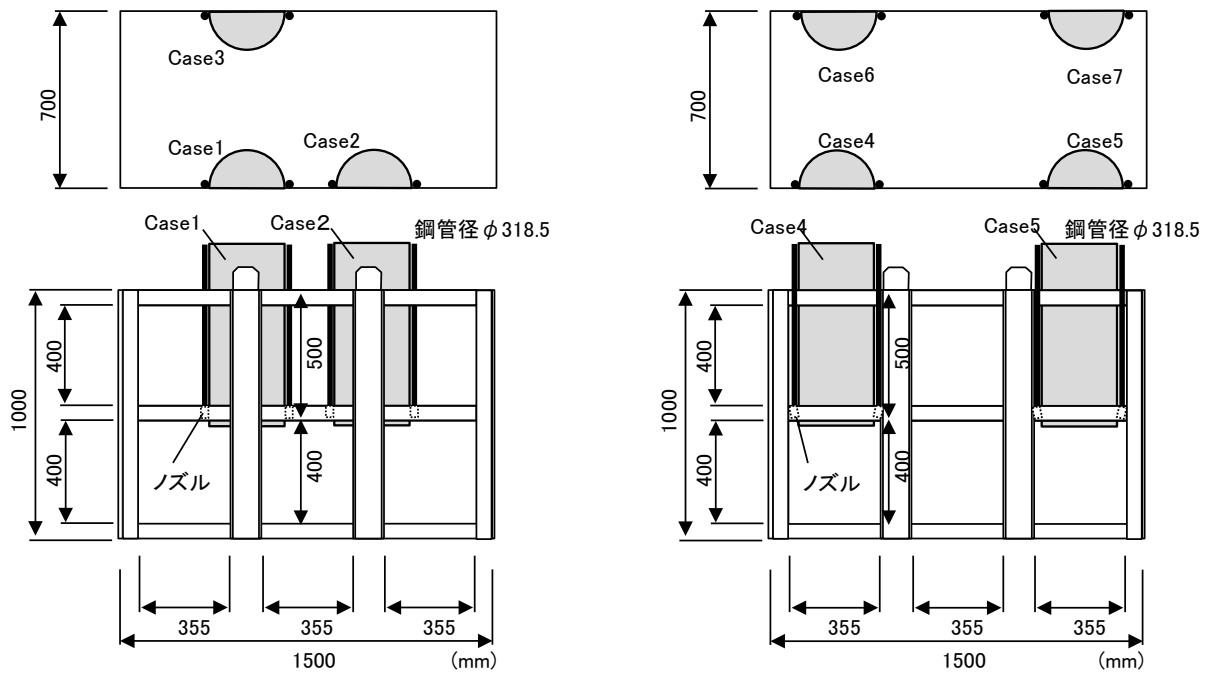


図-14 土槽断面と各ケースの実験位置

表-7 実験ケース

Case1	Case2	Case3	Case4
鉛直噴射ノズル d_0 : 鉛直 2.0mm	水平鉛直分岐ノズル d_0 : 鉛直 2.0mm, 水平 1.1mm	水平鉛直分岐ノズル d_0 : 鉛直 2.6mm, 水平 1.4mm	斜め 27°噴射ノズル d_0 : 2.0mm,
Case5	Case6	Case7	
斜め 18°噴射ノズル d_0 : 2.0mm	外周: 水平鉛直分岐ノズル d_0 : 鉛直 2.0mm 水平 1.1mm 中央: 鉛直噴射ノズル d_0 : 鉛直 2.5mm	外周: 斜め 18°噴射ノズル d_0 : 2.5mm, 中央: 鉛直噴射ノズル d_0 : 鉛直 2.5mm	

ケースである。これに対して、Case4~7はガイド鋼管中央部の掘削を重視したケースである。Case4, 5は噴射方向を斜めにしたケース、Case6, 7はガイド鋼管中央部に溶接したリブプレート（以下、内リブ）にノズルを設置したケースである。ノズルの噴射方向は、水平鉛直分岐型・鉛直噴射型・斜め噴射型の3種類、ノズル口径は2.0, 2.5, 2.6mmの3種類を用いている。実験に用いた各ノズルを図-15に示す。

(2) 切削状況の観察

各ケースの切削状況を表-8に示す。表には噴射圧力と

その時の切削領域を示している。

根固め杭工法でよく用いられる配置としたCase1~2は、噴射圧の増大に伴って切削領域は拡大するものの、中央部はほとんど切削されず、各ノズルの切削領域がほぼ独立している。したがって、複数ノズルを対象とした実験ではあるが、各ノズルの切削領域は、単一ノズルの場合と同様と考えられる。また、Case3はCase1, 2に比べて、切削領域の鉛直方向への拡大はあまり変わらないが、中央部への拡大が速い。これは水平方向の噴射の影響と考えられ、Case3ではCase2よりも口径の大きなノズルを用

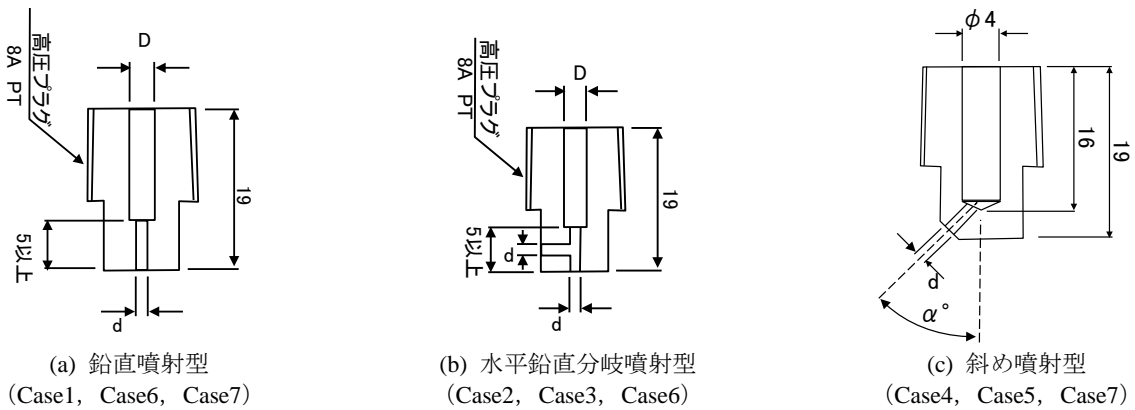


図-15 実験に用いたノズル
表-8 実験ケース

Case1	Case2	Case3	Case4
鉛直噴射ノズル d_0 : 鉛直 2.0mm	水平鉛直分岐ノズル d_0 : 鉛直 2.0mm, 水平 1.1mm	水平鉛直分岐ノズル d_0 : 鉛直 2.6mm, 水平 1.4mm	斜め 27°噴射ノズル d_0 : 2.0mm,
Case5	Case6	Case7	
斜め噴射ノズル d_0 : 2.0mm	外周：水平鉛直分岐ノズル d_0 : 鉛直 2.0mm 水平 1.1mm 中央：鉛直噴射ノズル d_0 : 鉛直 2.5mm	外周：斜め 18°噴射ノズル d_0 : 2.5mm, 中央：鉛直噴射ノズル d_0 : 鉛直 2.5mm	

いたことによると思われる。ただし、表-8をみると、土槽中央のフレームに隠れてしまって見えないが、内向きに傾斜したノズルや内リブにノズルを設けたCase4~7に比べて、中央部の切削は小さいと推察され、各ノズルの切削領域はほぼ独立しているようである。

一方、噴射角を斜めにしたCase4, 5では、噴射圧力が大きくなると、切削領域が重複し、中央部も切削されていることがわかる。また、噴射角が 27° と大きいCase4よりも噴射角 18° のCase5の方が切削面積が大きい。ただ、両ケースとも噴射軸が交差する点付近で切削領域の発達が収束している。

また、中央部にノズルを配置したCase6, 7では、中央部が直接的に切削されている。Case7は外周面の噴射方向を斜め 18° にしているので、Case6と比較すると拡張されておらず、鋼管直下に切削が集中している。

(3) 複数ノズルの場合の切削式の適用性の評価

まず、本節の実験データを用いて、Modoniら(2006)⁷⁾の切削式の適用性を検証する。2.3までと同様、式(11)をもとにデータを整理すると図-16のようになる。図には2.2および2.3のデータも示している。なお、Case4, 5, 7では、噴射の途中で二つまたは三つのノズルの切削領域が重複し、切削距離の判断が難しくなる。斜めノズルの場合は、ノズル出口から噴射方向の切削境界の最も遠い点までの距離を切削距離とした。ただし、切削境界に噴流の影響とみられる突起形状が見られる場合は、多少の噴射方向からずれていてもノズル出口から突起先端までの距離を切削距離とした。また、本節の実験では形状の異なる複数のノズルを用いたため、流量係数も各ケースで異なっている。各ケースの流量係数については付録Aを参照されたい。

図-16を見ると、データは縦軸と横軸の関係がほぼ線形となる狭い範囲に集中していることから、切削式の適

用性は高いと考えられる。図には比較的データの多い本節および2.3の実験結果の近似直線も示している。近似直線の傾き、すなわち式(11)のAは、本節の実験結果について14.7、2.3の実験結果について12.6と近い値となった。このことから、Aを14程度とおけば、Modoniら(2006)⁷⁾の切削式に含まれる設定困難な経験的パラメータを個別に検討しなくとも、式(11)による高压噴射の切削距離の評価が可能であると考えられる。

図-16のデータには、図-11 (b)や(c)のように、ノズル間の距離が小さく切削領域が重複しているものも含まれている。しかし、切削領域が重複するしないに係わらず、図-16でデータが狭い範囲に集中してプロットされていることから、切削領域の重複が切削距離に及ぼす影響は小さいと考えられる。斜めノズルの場合は、噴射軸が平行の場合よりも切削領域の重複が大きい、図-16で単一ノズルや噴射軸の平行な複数ノズルの場合と同様の結果が得られている。従って、この規模の土槽実験においては、斜めノズルによる切削へのModoniら(2006)⁷⁾の切削式の適用は可能と考えられる。

ただし、斜めノズルのケースでも切削式が適用できたのは、噴射軸が交差する点付近で切削領域の発達が収束していたためと考えている。さらに高压の噴射で噴射軸の交差する点よりも遠方が切削されるような場合などは、噴流のエネルギーの損失がさらに複雑になるので、この切削式の適用は難しいと思われる。

(4) 切削距離と切削幅及び切削面積の関係

切削距離と切削幅の関係を図-17に示す。データは、本実験のCase1~3および2.2の結果の他、2.3²⁾に示されていたデータを用いる。なお、2.3のデータで、二つのノズルの切削領域が重複している場合は、最大切削幅の1/2を切削幅としている。なお、Case3では噴射圧力の増大にともない、切削領域の一部が土槽のフレームと重な

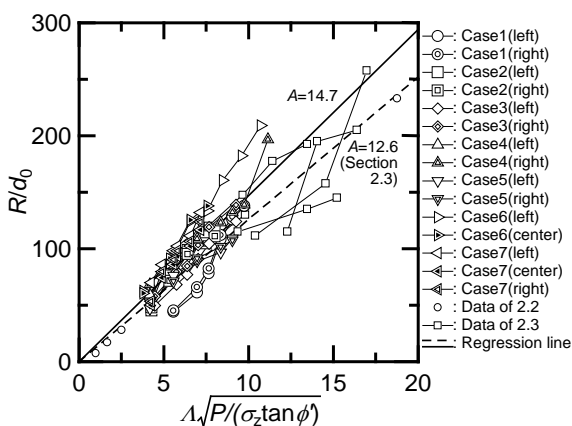


図-16 Modoniら(2006)⁷⁾の切削式による整理

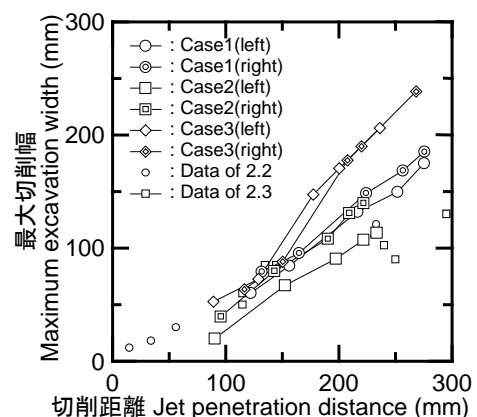


図-17 切削距離と最大切削幅の関係

り切削幅が不明となったため、噴射圧力1.5MPa以上のデータは用いていない。

切削距離が長くなるとともに、切削幅が広がっており、両者はほぼ比例関係にあることがわかる。その中で、Case3の切削距離の大きい部分では、切削幅が他のケースより大きい。2.4(3)で述べたように、Case3では鉛直水平分岐型のノズルを用いており、水平方向用のノズルの高圧噴射によって、中央への切削領域の拡大がCase1や2よりも早かったことと対応していると考えられる。なお、Case2も鉛直水平分岐型のノズルを用いているが、切削幅はその他のケースと同程度である。表-8の切削状況を見ると、Case2ではノズル近傍の切削幅が広がっていないことから、水平方向用のノズル口径が小さいため、切削にほとんど影響を及ぼしていないと推察される。また、2.2の遠心実験結果と本実験の結果は、ほぼ同傾向にあることがわかる。このことから、砂地盤であれば、拘束圧やノズル口径に関係無く、切削距離と切削幅の一義的な関係があるとみられる。

次に切削距離と噴射ノズル一つあたりの切削面積の関係を図-18に示す。複数ノズルの切削領域が重複した際の切削面積は、切削面積をノズル数で除した値とした。図-18をみると、切削距離と切削面積に高い相関性があり、切削距離に応じて切削面積が非線形的に拡大していることがわかる。ただし、斜めノズルを設置したCase4, 5, 7については切削の進行に伴って、他のケースの結果との乖離を生じている。これは、表-8からもわかるとおり、噴射軸が傾斜しているため切削領域の重複が大きく、切削領域の全体形状が噴射方向に向かって先細りする形状となるためである。斜めノズルの場合、複数のノズルで平行に噴射する時よりも切削領域の重複が大きくなる。このため、図-18の切削領域の大きい領域で、これらのケースの切削面積は、噴射方向が平行だった2.3よりも

一つあたりの切削面積が小さくなっている。Case7では内リブから噴射されているため、Case4と5のような極端な先細り形状とはなっていないが、Case6と比較すると切削領域の先端の幅が狭い(表-8)。また、Case7はノズルが二か所のケースよりも総切削面積は大きいですが、Case7に示すように、ノズル一つあたりの切削面積では効率が悪くなる。Case6との比較から、斜めノズルの傾きを大きくするよりも水平噴射を併用したほうが、切削領域拡大には効果的と考えられる。

3. 実地盤切削攪拌実験

前章では、模型実験結果を元に、複数噴射ノズルで砂地盤を切削攪拌する場合についてもModoniら(2006)⁷⁾の切削式が適用できることを示した。本章では、実施工を対象に切削式の適用性を検証する。対象は、2.4と同様、複数噴射ノズルを使用する根固め杭とした。

3.1 予備実験(実物大実験仕様の検討)

(1) 実験概要

前章で得た知見を踏まえ、実物大の根固め築造実験の仕様を選定することを目的に、予備実験として小規模な原地盤実験を実施し、セメントミルクジェットによる根固めの築造性を検証した。予備実験は、新日鐵住金(株)富津技術開発本部構内で実施した。実験場所の地盤は、砂質系の地盤であり、コーン試験の結果から求めた換算N値が10前後の比較的軟らかい地盤である。

試験杭には径318.5mmの鋼管を用いて、ノズルの配置や径などを変化させて、表-9に示す5ケースを設定した。Test1, 2は、根固め杭工法でよく用いられる配置である。なお、Test2は他のケースより2.0m浅い地点で根固めを築造し、土被り圧の影響を検討した。Test3~5は、近年の杭の大径化を念頭においたケースで、Test3, 5は左右のノズルの噴射方向が斜めのケース、Test4, 5は中央部にノズルを設置したケースである。噴射圧力は、表-10に示すように、切削深度の土被り圧に対する噴射圧の比が実物大実験とほぼ同じとなる2MN/m²に設定した。また、必要な切削距離が杭径に依存すると考え、表-11に示すように、予備実験と実物大実験のノズル口径の比を杭径の比と同じ1/5とした。

実験手順は根固め杭の一つであるRSプラス工法²⁾に準じた。図-19に示す通り、まずウォータージェットを噴射しながらパイプロハンマで切削深度まで打設後、ウォータージェットをセメントミルクに切り替え、セメントミルクジェットを噴射しながら、3D分引抜き、その後、

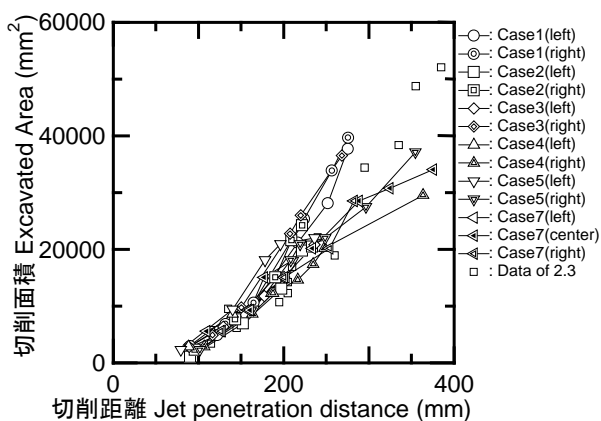


図-18 切削距離と切削面積の関係

2D分沈し定着深度で打ち止めた。なお、セメントミルクは水セメント比200%の粘性の小さい条件とし、鋼管周面へのセメントミルク注入は実施していない。

(2) 実験結果

杭を打設し、約40日間養生した後、杭を掘り起こした。掘り起こした杭の根固め形状を分析するため、図-20に示すように根固めに標点を張り付け、3次元計測を実施した。根固め長さは、図-21に示すように、鋼管下端と

表-9 試験杭

	ノズル平面配置	噴射方向	ノズル口径 d_0 (mm)	流量 Q (litre/min)	定着深度(m)
Case1			鉛直 2.0mm 水平 1.1mm	WJ: 41 CMJ: 40	3.5
Case2			鉛直 2.0mm 水平 1.1mm	— CMJ: 35	1.5
Case3			斜め 18° 2.6mm	WJ: 49 CMJ: 46	3.5
Case4			外周 鉛直 2.0mm 水平 1.1mm 内周 鉛直 2.6mm 水平 1.4mm	WJ: 60 CMJ: 52	3.5
Case5			外周 斜め 18° 2.0mm 内周 鉛直 2.6mm 水平 1.4mm	WJ: 46 CMJ: 55	3.5

* WJ : ウォータージェット, CMJ : セメントミルクジェット

表-10 噴射圧の設定

	実物大実験	予備実験	予備実験/実物大実験
切削深度 (全応力換算)	30m	3.8m	0.13
噴射圧	15MPa	2MPa	0.13

表-11 ノズル口径の設定

	実物大実験	予備実験	予備実験/実物大実験
鋼管径	1600mm	318.5mm	0.2
ノズル口径	10mm	2mm	0.2

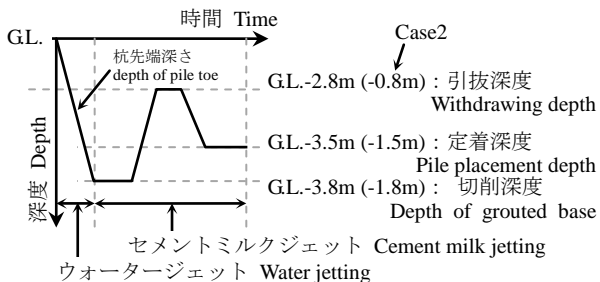


図-19 切削深度と施工プロセス

根固め先端の距離とした。また、根固め径は、図-22に示すように、鋼管下端における断面の測定結果を平均化したものである。

掘り起こした杭を確認したところ、Test1およびTest4では根固め先端が切断されたような状態が確認された（図-23）。施工時の根固めが築造できていない可能性もあるが、掘起しで吊り上げた際に根固めの自重や原地盤の付着で根固めが脱落したことも考えられる。

図-24に根固め形状測定結果の側面図を示す。Test3は、斜め方向のジェット噴射に沿って内向きに切削された形跡があるが、中央には到達しておらず中央部が窪んでい



図-20 根固め形状測定状況

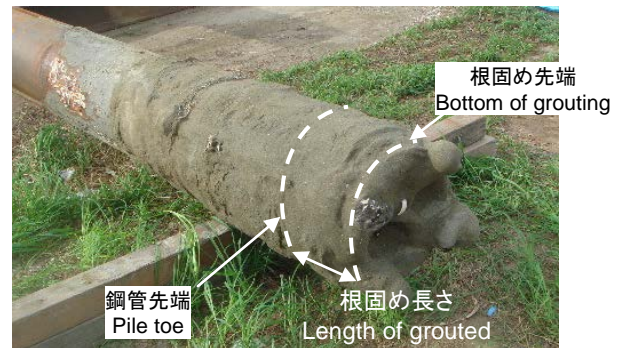


図-21 根固め長さの定義

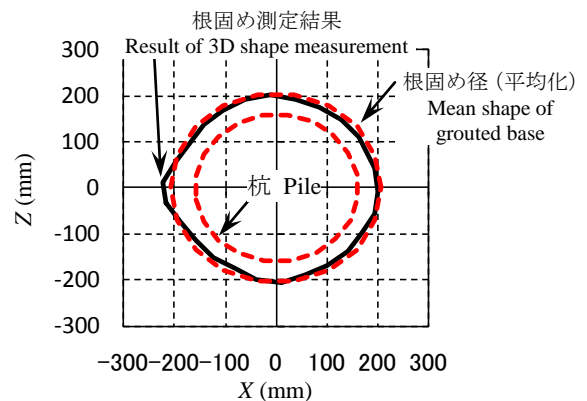


図-22 鋼管下端の根固め測定結果と平均化

る。これらに対して、Test5は中央部にも根固めが築造されていることが確認でき、中央部の築造性という観点では、中央にノズルを配置し、外周面の噴射方向を斜めにした仕様が太径杭に適している。なお、Test2はTest1と同じ仕様で、深度を約2m浅くしたものである。Test1と異なって根固めが築造できていたことから、セメントミルクジェットの切削距離は上載圧や地盤抵抗の影響を受けると考えられる。また、根固め径は、鋼管径の約1.2～1.5倍であり、明確な違いがみられなかった。

(3) 原地盤における切削式の適用性の検証

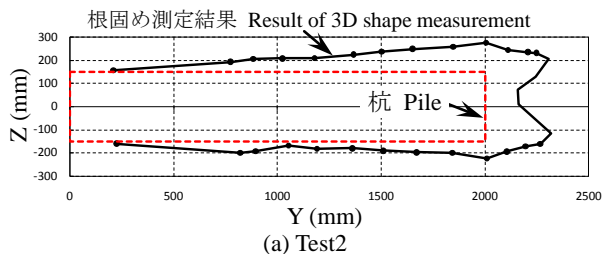
本実験の深度の範囲における切削式の適用性を、セメントミルクジェットの切削距離から検証する。対象データとしては、根固めが切断されていないTest2, 3, 5を取り扱う。

実験手順からもわかるとおり、ウォータージェットに

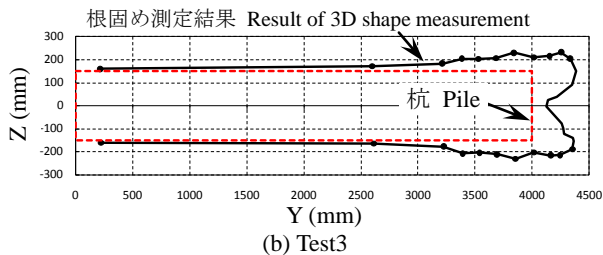


(a) Test1 (b) Test4

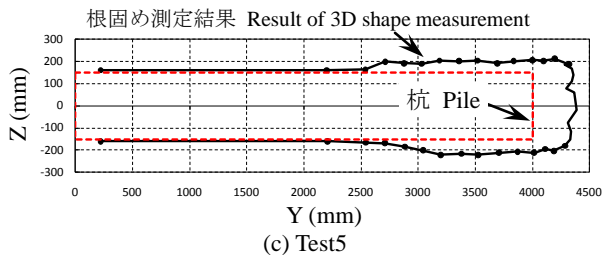
図-23 Test1 と Test4 の根固め先端



(a) Test2



(b) Test3



(c) Test5

図-24 根固め形状測定 (側面)

よる地盤の切削の後、セメントミルクジェットによる地盤とセメントミルクの攪拌を行っている。このため、ウォータージェットによる切削距離は確認できないが、セメントミルクジェットによる攪拌固化された範囲とほぼ同じと考え、根固め形状測定結果から切削距離を算出した。

切削距離のほか、ノズル口径や地盤物性値など、切削式のパラメータを表-12に示す。ここで、内部摩擦角は、コーン貫入試験の先端抵抗 q_c を用いて、Robertsonら(1983)¹⁴⁾の提案式(14)より算出している。

$$\tan\phi = \log(q_c/\sigma'_v + 0.29)/2.68. \quad (14)$$

なお、 σ'_v は、有効土被り圧である。また、セメントミルクの水セメント比は200%と非常に大きなものであり、粘性は考慮していない(式(11)の第二式中の N を1.0とした)。図-16に、本データを重ねると、図-25のようになる。図-25より、2.4の土槽実験と本実験結果が同じ範囲にプロットされており、本実験の深度の範囲において、切削式は適用性があると考えられる。

表-12 切削式のパラメータ

ウォータージェット	ノズルタイプ	Test2	Test3	Test5	
		水平鉛直分岐	斜め 18°	水平鉛直分岐	斜め 18°
	ノズル口径 d_0 (mm)	2.0	2.6	2.6	2.0
	噴射圧力 P (MN/m ²)	2.0	2.0	2.0	2.0
	切削距離 R (mm)	96.4	212.0	148.8	156.5
地盤	切削深度 G.L.(m)	-1.8	-3.8	-3.8	-3.8
	全応力 σ_z (kN/m ²)	36.4	70.9	77.3	77.3
	有効応力 σ' (kN/m ²)	23.6	38.4	45.0	45.0
	先端抵抗 q_c (MN/m ²)	7.2	10.2	6.2	6.2
	内部摩擦角 ϕ (°)	42.8	42.2	38.6	38.6
式(11)	R/d_0	48.2	81.5	57.2	78.2
	$\Lambda\sqrt{P}/(\sigma_z \tan\phi)$	6.7	4.8	3.9	4.7

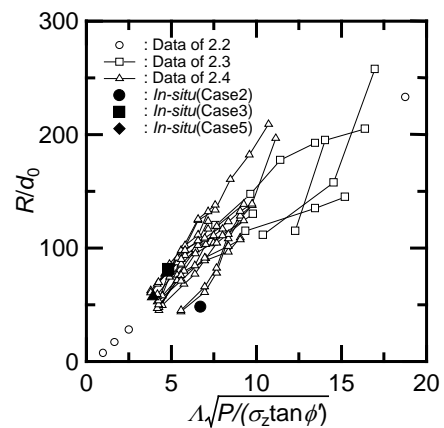


図-25 Modoni ら(2006)⁷⁾の切削式による整理

(4) 根固め築造原理と大径杭用ノズル配置の選定

ここまでの取組みにより、切削式の妥当性は高いことが示されたと考える。本節では、切削式を活用して土中における切削面積を推定し、その切削面積と根固め築造性の関係を推定する。

各ケースにおける切削面積および鋼管断面積に占める切削面積の割合を表-13に示す。切削面積の算出方法は付録Bを参照されたい。表-13に示すように、鋼管断面積に占める切削面積の割合は、Test5が最も大きいが、約9%に過ぎない。それにも関わらず、鋼管の全断面がソイルセメントで閉塞されている(図-24(c))。これは、間隙水圧の上昇によって切削領域間の地盤が多少なりとも緩み、高圧噴射された水の地表面への排出によって乱されたためではないかと推察されるが、詳しい要因は明らかになっていない。他のケースでは杭中央まで十分な根

固めが築造出来ておらず、根固めを築造するためにはノズルの配置や噴射方向が重要といえる。

表-13より、ノズルの噴射方向については、斜め向きの噴射が鋼管断面積に占める切削面積の割合を大きくするために有効と考えられる。また、2.4で示したように掘削領域の拡大には、内リブからの水平噴射の併用が効果的であると考えられる。このため、実物大実験では、Test5のように、鋼管外周面に斜め噴射ノズル、中央部に鉛直水平噴射ノズルを配置することとした。

表-13 各ケースの切削面積の評価

(a) Test1~3

	Test1		Test2		Test3
	鉛直	水平	鉛直	水平	
ノズルタイプ	鉛直	水平	鉛直	水平	斜め
ノズル口径 d_0 (mm)	2.0	1.1	2.0	1.1	2.6
噴射圧力 P (MN/m ²)	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0
切削距離 R (mm)	70	38	96	53	91
掘削幅 W (mm)	42	23	58	32	54
切削深度 GL.(m)		-3.5		-1.2	-3.5
全応力 σ_z (kN/m ²)		70.9		36.4	70.9
有効応力 σ (kN/m ²)		38.4		23.6	38.4
先端抵抗 q_c (MN/m ²)		10.2		7.2	10.2
内部摩擦角 ϕ (°)		42.1		42.8	42.1
切削面積 a_1 (mm ²)	271	0	735	0	0
切削面積 a_2 (mm ²)	0	0	0	0	1753
切削面積 a_3 (mm ²)	0	0	0	0	0
切削面積 a_4 (mm ²)	0	0	0	0	0
総面積 a (mm ²)		1086		2940	7011
切削面積/鋼管断面積		1.4%		3.7%	8.8%

(b) Test4, 5

	Test4				Test5	
	鉛直	水平	鉛直	水平	斜め	鉛直
ノズルタイプ	鉛直	水平	鉛直	水平	斜め	鉛直
ノズル口径 d_0 (mm)	2.0	1.1	2.6	1.4	2.0	2.6
噴射圧力 P (MN/m ²)	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0
切削距離 R (mm)	70	38	64	34	68	35
掘削幅 W (mm)	42	23	38	21	41	21
切削深度 GL.(m)			-3.5		-3.5	
全応力 σ_z (kN/m ²)			70.9		77.3	
有効応力 σ (kN/m ²)			38.4		45.0	
先端抵抗 q_c (MN/m ²)			10.2		6.2	
内部摩擦角 ϕ (°)			42.2		38.6	
切削面積 a_1 (mm ²)	271	0	0	0	0	0
切削面積 a_2 (mm ²)	0	0	0	0	884	0
切削面積 a_3 (mm ²)	0	0	0	552	0	574
切削面積 a_4 (mm ²)	0	0	1141	0	0	1187
総面積 a (mm ²)			4470		7057	
切削面積/鋼管断面積			5.6%		8.9%	

3.2 実物大実験

(1) 実験概要

3.1の予備実験で選定した大径杭用のノズル配置に対して、実大スケールにおける根固め築造性を検証した。また、築造した試験杭内部のコアサンプリングを行い、根固め長さや、鋼管内部のソイルセメントの充填状況を調べた。実験場所は予備実験の実験地点近傍である。N値分布および杭の打設状態を図-26に示す。いずれの根固めも、平均粒径0.11mmの非常に細かい細砂層で築造している。

実験ケースを表-14に示す。実物大実験で施工した根固め杭を載荷試験に転用する予定であったため、載荷杭と反力杭がある。載荷杭の鋼管径は1300mm、反力杭の鋼管径は1600mm及び1300mmである。また杭先端部の閉塞状況を目視確認するため、別途、鋼管径1600mmの掘り起こし試験用の杭を準備した。表-14には、各杭のノズル諸元や配置、水セメントミルクジェット送出装置の台数を併記している。また、付録Bに沿って、想定される切削面積を算出し、鋼管断面積に対する切削面積の割合を導出している。3.1のTest5ではこの割合が約9%で、根固めが築造出来ていたことを参考に、本実験において

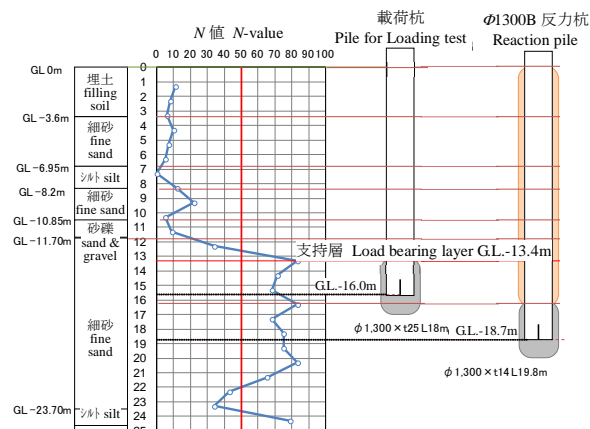


図-26 N値分布および杭の打設状態

表-14 実験ケース

	反力杭1 Φ1300A	反力杭2 Φ1300B	反力杭3 Φ1600A	反力杭4 Φ1600B
断面図				
軸方向図				
	反力杭5 Φ1300B	載荷杭 Φ1300B	反力杭6 Φ1300A	掘り起こし杭 Φ1600B
断面図				
軸方向図				

表-15 クレーンとパイプロハンマーの選定

は、この割合が約9%を上回るように、ノズル諸元及び個数を検討している。1300Aに対して1300Bは外周面のノズルが2つ少なく、総流量も少ない。そのため、送出装置の台数、ノズルや配管の設置作業も比較的少なく済み、経済的である。一方、1300Aはノズルが多い分、鋼管断面積に対する切削面積の割合も高く、切削能力は高い。1600Aと1600Bについては、総流量は同じだが、ノズル口径や配置が異なっている。ノズル口径は従来6.9mm～8.9mmを採用しており、1600Bのノズル口径12.4mmというのは非常に大きく、大流量で切削するものである。この場合、切削面積も大きくなり、鋼管断面積に対する切削面積の割合は実験ケースのなかで、最も大きくなっている。

(2) 施工計画

実物大実験の施工計画は、根固め杭の一つであるRSプラス工法の標準的な施工方法を参考とした。以下では、杭径1300の反力杭5を例に計画を示す。

a) パイプロハンマー、クレーンの選定

杭径(mm)	杭質量(t)			
	10	15	20	30
1,200～1,400	150t 吊	150t 吊	250t 吊	250t 吊
1,400～1,600	—	150t 吊	250t 吊	550t 吊
	—	180kw	240kw	360kw

鋼管杭の杭径と質量により、パイプロハンマーの規格を表-15により選定する。杭質量は、最大約15tである。よって、パイプロハンマーの規格は180kW(ZERO-200MR)を採用する。クレーン能力は表-15より150t吊クレーンを用いる。

b) セメントミルクの配合と注入量

根固め球根部および杭周面部に注入するセメントミルクの配合を表-16に示す。根固め部の注入量は式(15)から、杭周面部の注入量は式(16)から算定している。結果を表-17に示す。

$$Q_p = \pi \times (D + \alpha)^2 \times 3 \times D / 4, \quad (15)$$

$$Q_f = \pi \times \{(D + \beta)^2 - D^2\} \times L / 4. \quad (16)$$

ここに、

- Q_p : 根固め部の注入量(m³)
- Q_f : 周面部の注入量(m³/m)
- D : 杭径(mm)
- L : 周面部の長さ(mm)
- α : $D \geq 700$ mmの場合600mm
 $D \leq 600$ mmの場合500mm
- β : $D \geq 700$ mmの場合300mm
 $D \leq 600$ mmの場合250mm

である。

c) セメントミルクの注入工程

杭先端根固め球根部および杭周面部のセメントミルクの注入工程を図-27に示す。杭先端根固め球根部の工程⑤、⑥、⑦では、表-17の根固部の注入量を噴射する。この根固部に均等にセメントミルクを注入させる目的で、RSプラス工法の標準的な施工方法を参考に工程⑤と⑦の引き上げ速度：押し込み速度=1：2に設定してある。この設定で求まる噴射時間は、総注入量/(700 litre/min×送出装置台数)となる。その注入時間を表-18に示す。また、

表-16 セメントミルクの基本配合

使用目的	練り量 (m ³)	W/C (%)	セメント (kg)	海水 (kg)	強度 (N/mm ²)
根固用	1.0(1.72)	65	1,042	677	20
周面用	1.0(1.40)	150	560	840	5

注) 練り量の()内は比重を示す。セメントは高炉セメントB種。海水の比重は1.03とした。

表-17 セメントミルクの注入量

杭径 (mm)	注入量	
	根固部 Q_p (m ³)	周面部 Q_f (m ³ /m)
1,300	7.84	0.68

注) 周面部注入量は注入長 1m 当たり。

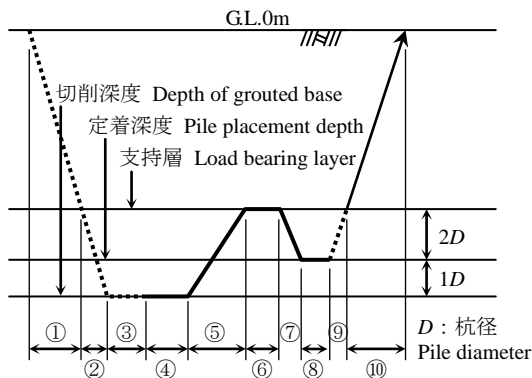


図-27 セメントミルク注入工程

杭周面部は、水・セメントミルク送出装置のエンジン回転をアイドリング状態として注入するので、注入時間は注入長1m当たりの注入量/(370 litre/min×送出装置台数)となり、表-19のようになる。

施工の管理項目は、水・セメントミルク送出装置の流量、圧力、杭の深度である。流量は水・セメントミルク送出装置の回転数を計画値 1,575rpm まで上げ、計画流量 640~700 litre/min を流量計で、計画圧力 13.0~14.7MPa を圧力計で確認する。杭の深度は、レーザー変位計によりリアルタイムにパソコン上で管理する。杭周面部注入は送出装置の回転数がアイドリング状態であるので、流量(370 litre/min)と引上げ速度を確認して施工する。

d) 施工結果

水ジェット併用バイブロハンマー打設時の圧力は平均 10.2MPa、流量は662 litre/minであった。根固め球根部のセメントミルク(W/C=65%)の注入工程の圧力、流量の施工結果を表-20に示す。流量、圧力、施工時間ともにほぼ計画通りで、良好な施工が確認された。杭周面部のセメントミルク(W/C=150%)の注入工程の流量の施工結果を表-21に示す。この表が示すように、杭周面部もほぼ計画通りの良好な施工が確認できた。

3.3 実験結果

コアサンプリングの箇所を図-28に示す。各ノズルから最も遠い部分の根固めを検証すること、杭先端部にリブプレートがあり鋼管中央は切削出来ないことを考慮し、採取箇所は鋼管の半円の中心部とした。各試験杭の根固

表-18 根固め部セメントミルク注入時間(φ1,300B)

送出装置台数	注入量 (m ³)	注入工程(sec)		
		⑤	⑥	⑦
5	7.84	97	5	32

表-19 杭周面部セメントミルク注入時間(φ1,300B)

送出装置台数	注入量(m ³ /m)	注入工程⑩(sec/m)
5	0.68	22

表-20 根固め部セメントミルク(W/C=65%)注入結果

送出装置台数	平均流量(litre/min)		平均圧力(MPa)	
	計画	実績	計画	実績
5	560~620	620	13.0~14.7	13.3

表-21 杭周面部セメントミルク(W/C=150%)注入結果

送出装置台数	平均流量(litre/min)	
	計画	実績
5	370	399

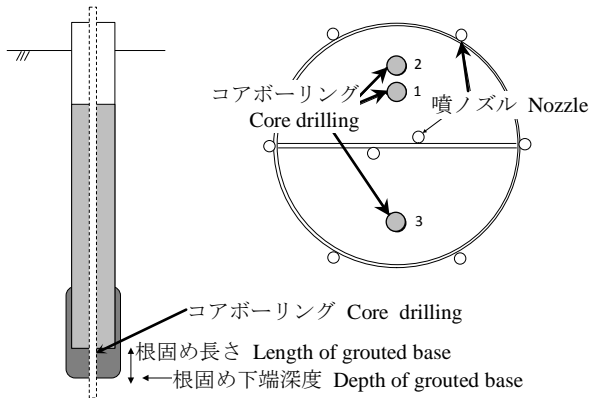


図-28 コアボーリングの採取箇所

表-22 各試験杭の根固め長さ

	杭径 (mm)	杭先端仕様	ボーリング位置 (図-28)	根固め下端深度 (GL.-m)	根固め長さ (杭先端～根固め先端の距離)	杭径に対する根固め長さの比
反力杭1	1300	A	1	18.5	-0.3	-0.2
			2	19.6	0.8	0.7
反力杭2	1300	B	1	20.9	2.2	1.7
			2	20.9	2.2	1.7
反力杭3	1600	A	2	20.5	1.8	1.1
			3	20.4	1.7	1.1
反力杭4	1600	B	2	20.4	1.7	1.1
			3	20.4	1.7	1.1
反力杭5	1300	B	2	20.6	1.9	1.5
反力杭6	1300	B	2	20.7	2.0	1.5
載荷杭	1300	B	2	17.7	1.7	1.3

め長さを表-22 に示す。反力杭1については施工手順に変更が生じ、切削深度から 1D 引き上げずに、そのまま定着したため、根固め長さが短くなっている。それ以外の試験杭は標準的な施工、つまり切削深度から 3D 引き上げ、2D 沈設し定着するという工程で施工している。これらの試験杭の根固め長さは 1D 以上であり、必要な根固め長さが確保されることが示された。

4. 根固め部の品質

4.1 一軸圧縮強さ

根固め部の強度を調べるため、3.2 の実物大実験で打設した杭の根固め部、周辺部から採取したコアに対して一軸圧縮試験を実施した。試験結果を表-23 および表-24 に示す。試験杭によってセメントミルクの配合や周面注入の条件が異なるので、それらも表に併記している。また、試験体の材齢が異なっているものに関しては、図-29 に示すように、ミキシングプラントから採取したテスト

表-23 反力杭 1~4 の根固め部の一軸圧縮強さ

	杭	セメント	周面注入の水セメント比 W/C(%)	材齢(日)	杭先端との深度差 (m)	一軸圧縮強さ q_u (MN/m ²)
ミキシングプラント	—	早強	—	7	—	19.1
反力杭 1	φ1300A	早強	150	7	-0.75	7.1
反力杭 2	φ1300B	早強	150	7	-1.3	10.6
				7	-0.6	13.4
反力杭 3	φ1600A	早強	150	7	-1.3	10.0
反力杭 4	φ1600B	早強	150	7	-1.3	9.0

表-24 反力杭 5, 6 および載荷杭の根固め部の一軸圧縮強さ

	杭	セメント	周面注入の水セメント比 W/C(%)	材齢(日)	杭先端との深度差 (m)	一軸圧縮強さ q_u (MN/m ²)
ミキシングプラント	—	高炉 B	—	32	—	44.9(44.1)
				32		46.1(44.1)
				84		57.1(44.1)
反力杭 5	φ1300A	高炉 B	65	80	-0.6	14.1(11.1)
				80	0.55	35.4(27.8)
反力杭 6	φ1300B	高炉 B	150	85	-0.7	21.6(16.7)
				85	0.3	14.6(11.3)
載荷杭	φ1300B	高炉 B	—	84	-6.8	4.7(3.7)
				84	-4.8	30.6(23.8)
				84	-2.8	27.2(21.1)
				84	-1.0	16.6(12.9)
				84	0.15	27.5(21.4)
				84	0.95	38.5(29.9)

()は 28 日強度の推定値

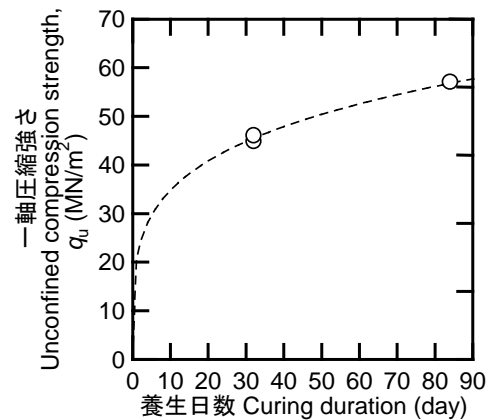


図-29 28 日強度の推定

ピースの強度変化を参考に、28 日強度を推定している。

表-23 には反力杭 1~4 の根固め球根部の一軸圧縮強さを示している。全体的に強度は低いが、ミキシングプラントから採取した供試体の強度自体が小さいことを考慮すれば、一定の強度が発現しているといえる。表-24 には反力杭 5, 6 及び載荷杭の一軸圧縮強さを示している。こちらは高炉セメント B 種を用いており、全体的に強度が高い。載荷杭については、深度方向に幅広く調査した結果、浅い部分の強度は低いが、根固め部では本工法の目安 15MPa 以上が確認された。なお、鋼管先端との深度

差-1mの強度が低い、これは供試体に介在していた貝殻が起点になり、低荷重で破壊されたものである。一方、反力杭6の強度は載荷杭より低い。この原因として、周面へのセメントミルク注入の有無が挙げられる。鋼管内外の圧力差によって、周面注入のセメントミルクが鋼管内に流入し、根固め部のセメントミルクが希釈された可能性がある。この場合においても、本工法の目安15MPa前後の強度が確認される。

4.2 セメント量

ソイルセメント改良体のセメント含有率および、セメント含有率と一軸圧縮強さの関係を分析することを目的に、セメント量分析を実施した。分析方法は「コンクリート専門委員会報告F-18硬化コンクリートの配合推定に関する共同試験報告」に準じて、絶乾状態のソイルセメントの改良体を粉碎し、塩酸で処理したのち、析出される酸化カルシウムを計量することで、セメント量を推定するものである。分析対象の杭は標準的に施工した鋼管径1300mmの反力杭6本目（先端W/C65%、周面W/C150%）とし、試料は、コアボーリングで採取した改良体の深度11.4m～20.5mの区間を深度1mごとに、各深度で0.3m分を切り出し作成した。また、セメント含有率と一軸圧縮強さの関係を把握するため、試料近傍の改良体の一軸圧縮強さも調べた。

表-25に、各試料の表乾状態、絶乾状態の単位体積質量および付着水を示す。付着水は式(17)より算出している。次に、表-26に酸化カルシウム「CaO」量、セメント含有率、単位体積当たりのセメント含有量を示す。ここで酸化カルシウム「CaO」量とは、塩酸と反応して析出した酸化カルシウムの、絶乾状態の試料に対する質量比である。セメント含有率は酸化カルシウム「CaO」量から推定している。高炉セメントB種にはCaのほか、SiやAl等が含まれており、化学成分分析より高炉セメントB種のCaO量が約55.08%であることから、各試料のセメント含有率は式(18)より算出している。

$$w_w = \frac{m_w}{m_s} \quad (17)$$

$$n_c = \frac{w_c}{0.5508} \quad (18)$$

ここで、 w_w は付着水、 m_w は表乾状態の試料の水分の質量、 m_s は試料のソイルセメント実質部分の質量（絶乾状態の質量）、 w_c は酸化カルシウム「CaO」量、 n_c はセメント含有率である。

単位体積当たりのセメント含有量は、絶乾質量にセメント含有率を乗じたものである。次に、セメント量分析用供試体の近傍の一軸圧縮試験結果（材齢301日）を表-27に示す。

以上のセメント量分析及び一軸圧縮試験の結果から、セメント含有率と一軸圧縮強さの関係や、深度分布の傾向を分析する。深度と一軸圧縮強さ及び乾燥密度の関係を図-30に示す。深度が深くなるほど、一軸圧縮強さ及び乾燥密度ともに増加しており、特に鋼管先端から根固

表-25 セメント量分析試料の付着水

試料 No	採取深度 (m)	単位体積質量		付着水 (%)
		表乾 (kg/m ³)	絶乾 (kg/m ³)	
1	11.45～11.75	1708	1171	45.9
2	12.45～12.75	1738	1218	42.8
3	13.50～13.80	1766	1280	38
4	14.50～14.80	1788	1304	37.1
5	15.50～15.80	1821	1354	34.5
6	16.20～16.50	1837	1364	34.7
7	17.50～17.80	1827	1374	33
8	18.25～18.55	1842	1367	34.7
9	19.50～19.80	1879	1423	32.0
10	20.20～20.50	2008	1674	20.2

表-26 セメント量分析結果

試料 No	酸化カルシウム「CaO」量 (%)	セメント含有率 (%)	セメント含有量 (kg/m ³)
1	27.8	50.5	591
2	30	54.5	663
3	30.6	55.6	711
4	30.4	55.2	720
5	30.1	54.6	740
6	30.7	55.7	760
7	30.6	55.6	763
8	29.1	52.8	722
9	31.2	56.6	806
10	32.5	59.0	988

表-27 セメント量分析試料近傍の一軸圧縮強さ

試料 No	採取深度 (m)	一軸圧縮強さ q_u (MN/m ²)
1	-	欠測
2	12.3	12.5
3	13.2	19.9
4	14.3	15.7
5	15.3	20.0
6	16.1	22.4
7	17.2	24.1
8	18.1	21.0
9	19.2	27.8
10	20.1	43.1

め先端にかけて大きく増加している。このことから、乾燥密度が高いほど一軸圧縮強さが高いこと、鋼管先端から根固め先端の範囲は十分に強固であることが明らかである。図-31は、供試体を水に沈めて、体積変化を測定することで、直接的に算定した密度の深度分布である。杭先端より上方では、深くなるほど密度は緩やかに増加しており、杭先端2m上方から2m下方にかけて急激に増加している。複数の杭で図-30に示した深度と乾燥密度の関係と同じ傾向がみられており、このような密度の傾向は今回の施工方法で築造した根固め部の特徴と考えられる。

次に、セメント量分析結果より、表乾状態の試料に対する水分、セメント、絶乾土砂の質量比、および水セメント比を式(19)~(22)より算出し、グラフ化したものを図-32に示す。図-32には一軸圧縮強さも併記している。

$$S_w = \frac{m_w}{m} \quad (19)$$

$$S_c = \frac{m_d \times n_c}{m} \quad (20)$$

$$S_s = \frac{m_d \times (1 - n_c)}{m} \quad (21)$$

$$WC = \frac{S_w}{S_c} \quad (22)$$

ここで、 S_w は表乾状態の試料に対する水分の質量比、 S_c は表乾状態の試料に対するセメントの質量比、 S_s は表乾状態の試料に対する絶乾土砂の質量比、 WC ：水セメント比である。

図-32より、深度が深いほど水分の比率が減少し、セメントの比率が増加するとともに、水セメント比が小さくなり一軸圧縮強さは増加していることがわかる。なお、絶乾土砂の比率は深度に関わらず、ほぼ一定である。そのなかで、支持層上端付近の試料No3から支持層内の鋼管先端部の試料No8の区間では変化が緩やかである。特に、水セメント比は練り混ぜ通り、約65%で推移しており、施工計画通りのセメントミルクが充填されていることが示唆される。また、試料No9やNo10は鋼管先端より深い部分であり、水セメント比はさらに小さくなるとともに、一軸圧縮強さが高くなっており、両者の関係性が明確になっている。

4.3 均質性

改良体の均質性を詳細に調査するため、マイクロフォーカスX線CTスキャナを利用して供試体を観察した。観

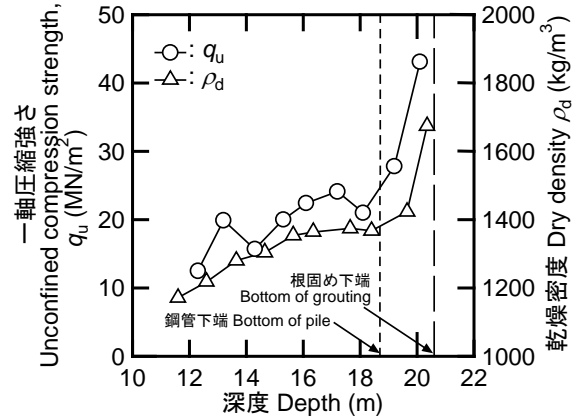


図-30 深度と一軸圧縮強さおよび乾燥密度の関係

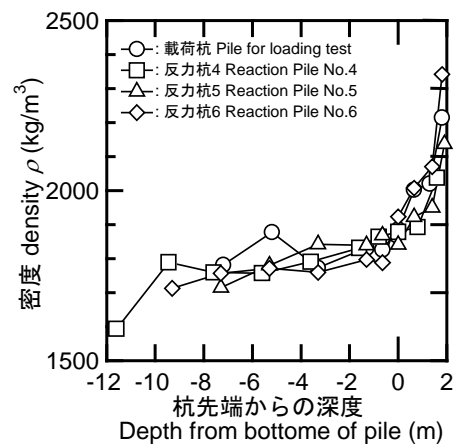


図-31 深度と密度の関係

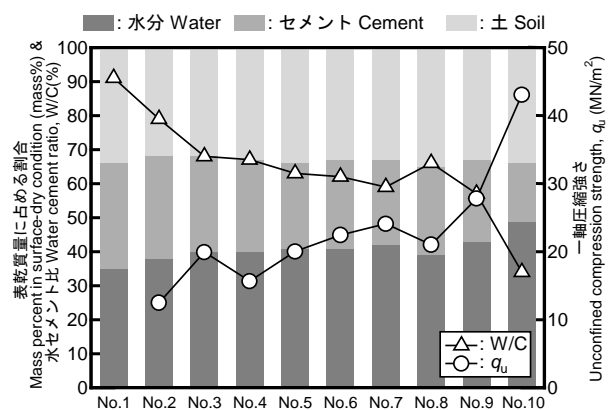


図-32 セメント量分析による試料構成と水セメント比および一軸圧縮強さの関係

察対象の杭は、鋼管径1300mm載荷杭、反力杭5本目の1300B、反力杭6本目の1300A、反力杭4本目の1600Bとし、供試体はコアボーリングで採取した改良体から一定間隔で切り出している。観察結果としてCT画像を表-28~31に示す。CT画像では、密度の高い部分が白く、低い部分が黒く写る。なお、供試体の端部が白っぽく見える場合

があるが、これはX線が供試体を透過する際、境界部に多く吸収されるためである。また、CT画像中心部にリング状のものが観察されるが、これはX線CT画像特有のリングノイズである。

各表より、全体傾向として均質性は高いといえる。特に閉塞効果を発現するうえで重要な鋼管先端では、比較

的白っぽいことから密度が高く、介在物とソイルセメントの境界面に空隙が見られないことから付着状態も良好と推察される。

一方で、表-28の鋼管先端3.3m上方地点や表-29の鋼管先端から3.3m上方地点では、ひび割れが見受けられる。要因として、コアボーリングの回転トルクによるひび割

表-28 改良体の X 線 CT 画像 (φ1300 載荷杭)

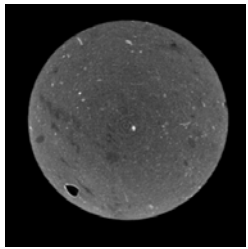
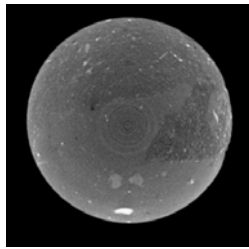
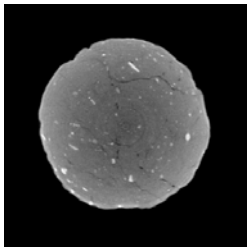
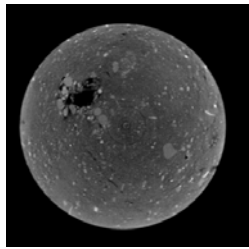
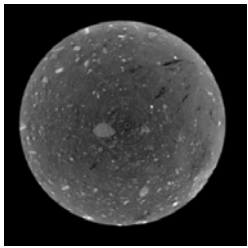
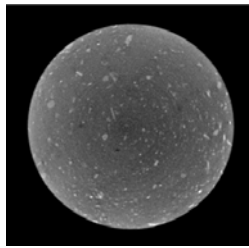
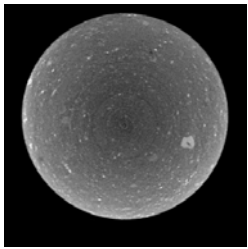
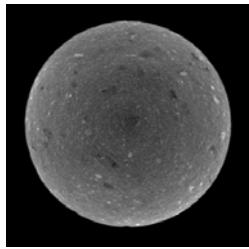
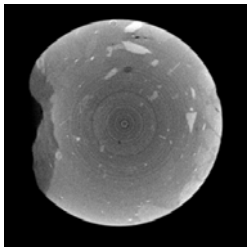
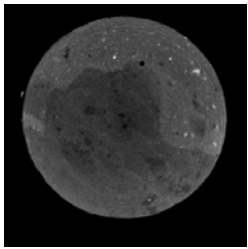
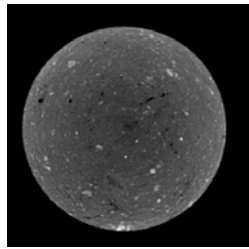
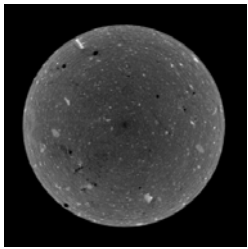
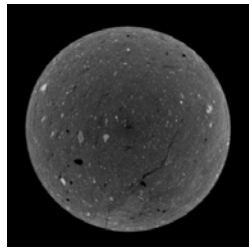
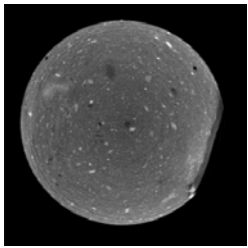
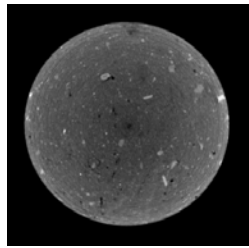
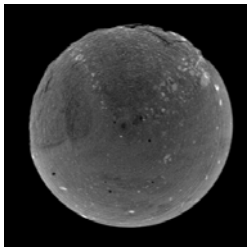
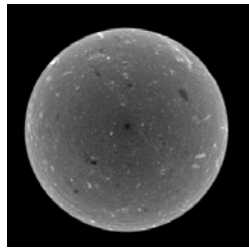
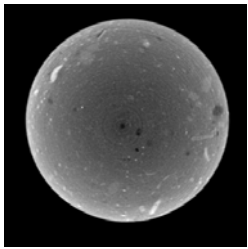
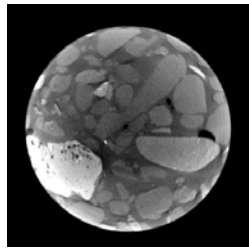
鋼管先端から 7.3m 上方	鋼管先端から 5.3m 上方
	
鋼管先端から 3.3m 上方	鋼管先端から 1.3m 上方
	
鋼管先端から 0.65m 上方	鋼管先端
	
鋼管先端から 0.65m 下方	鋼管先端から 1.3m 下方
	
鋼管先端から 1.95m 下方	
	

表-29 改良体の X 線 CT 画像 (φ1300A)

鋼管先端から 9.3m 上方	鋼管先端から 7.3m 上方
	
鋼管先端から 5.3m 上方	鋼管先端から 3.3m 上方
	
鋼管先端から 1.3m 上方	鋼管先端から 0.65m 上方
	
鋼管先端	鋼管先端から 0.65m 下方
	
鋼管先端から 1.3m 下方	鋼管先端から 1.95m 下方
	

れや、鋼管径1300mm載荷杭については本実験に引き続いて実施した載荷試験時にクラックが入った可能性が考えられる。また、表-29の鋼管先端から9.3m上方地点や表-31の鋼管先端から1.6m下方地点では、黒い部分がみられる。供試体を割ってみたところ、2~3cmの砂質土の塊であった。このように改良体の端部では原地盤の小土

塊が混在する可能性がある。ただし、今回確認された程度の大きさや量の土塊であれば、改良体全体の性能に影響を及ぼすものではないと考えている。

また、改良体の下端部については、表-29の鋼管先端から1.95m下方地点に示されるように礫や小石も見られ、ウォータージェットやセメントミルクジェットによる切

表-30 改良体の X 線 CT 画像 (φ1300B)

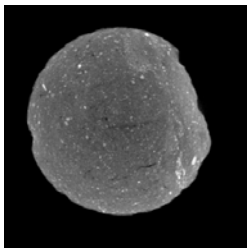
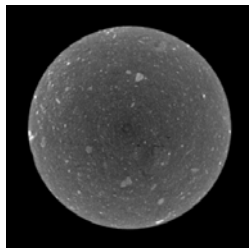
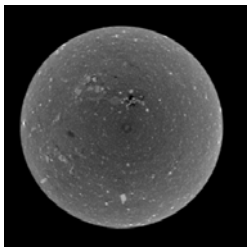
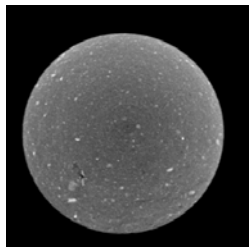
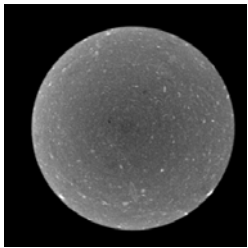
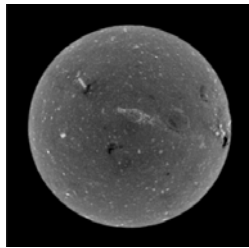
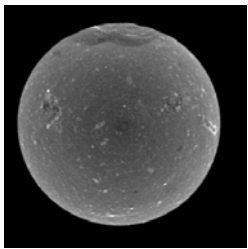
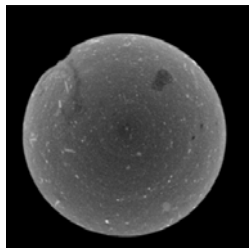
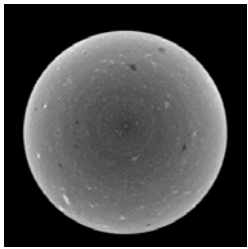
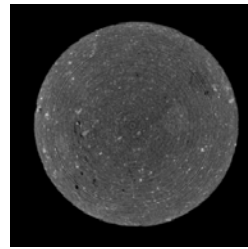
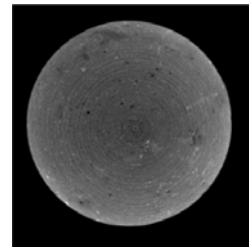
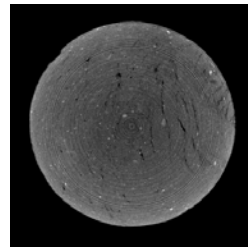
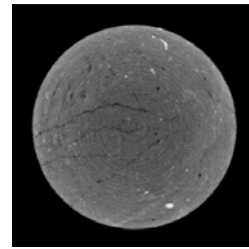
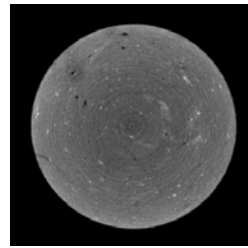
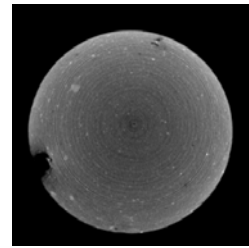
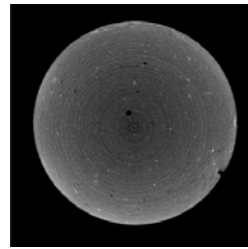
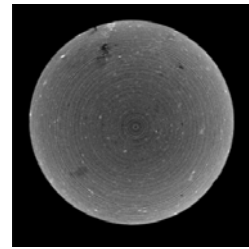
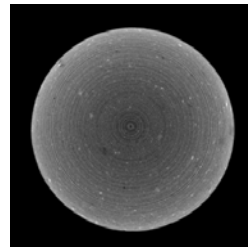
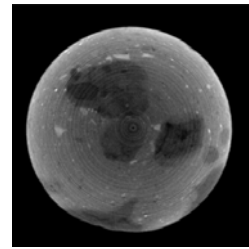
鋼管先端から 7.3m 上方	鋼管先端から 5.3m 上方
	
鋼管先端から 3.3m 上方	鋼管先端から 1.3m 上方
	
鋼管先端から 0.65m 上方	鋼管先端
	
鋼管先端から 0.65m 下方	鋼管先端から 1.3m 下方
	
鋼管先端から 1.95m 下方	
	

表-31 改良体の X 線 CT 画像 (φ1600B)

鋼管先端から 11.6m 上方	鋼管先端から 9.6m 上方
	
鋼管先端から 7.6m 上方	鋼管先端から 5.6m 上方
	
鋼管先端から 3.6m 上方	鋼管先端から 1.6m 上方
	
鋼管先端から 0.8m 上方	鋼管先端
	
鋼管先端から 0.8m 下方	鋼管先端から 1.6m 下方
	

削時に地盤が攪拌された際、沈殿したものと推察される。

5. まとめ

本資料では、複数の噴射ノズルで砂質地盤の切削攪拌を行う場合を対象として、Modoniら(2006)⁷⁾の地盤切削距離の評価式の適用性について模型実験および現地実験による検証を行った。その結果、得られた結論は以下のとおりである。

- Modoniら(2006)⁷⁾の地盤の切削距離の評価式は、複数のノズルまたは斜めノズルによる切削領域の重複が生じる場合でも単一ノズルの場合と同程度の精度で適用できることが分かった。
- 上記の地盤切削距離の評価式は設定困難な経験的パラメータをいくつか含むものであった。このため、これらのパラメータをまとめた新たなパラメータAを定義し、評価式の表記を変換した。表記変換後の評価式を模型実験結果で検証したところ、Aはほぼ一定で14程度であった。これにより、 $A = 14$ とすることで、Modoniら(2006)⁷⁾の切削式に含まれる設定困難な経験的パラメータを個別に検討しなくとも、高压噴射の切削距離の評価が可能となった。
- この切削式に基づいて、根固め杭工法を対象とした切削領域の推定を行ったところ、鋼管断面積全てが切削されずとも、一部分が切削されれば根固めが築造されることが明らかになった。また、径1,600mmの大径鋼管杭に対して、確実に根固めを築造するためには、鋼管中央部に噴射ノズルを配置し、直接的に地盤を切削する必要があることを示した。
- 現地実験において構築した杭の根固め部をコアボーリングにて採取し、ソイルセメントの品質を調査した。具体的には、一軸圧縮強さによる強度確認、セメント量分析による鋼管内のソイルセメント改良体のセメント分布の把握と強度との相関性の検証、X線CT試験による均質性の調査である。これらの取り組みの結果、根固め部の一軸圧縮強さは、ほとんどのケースで本工法の目安である15MPaを上回り、十分強固であることが確認された。
- セメントは深度方向に分布が出来ており、深くなるほどセメント含有率が高く、水セメント比が小さくなっており、強度との相関性を示唆させる傾向がみられた。さらに、X線CT試験によって微細に観察する事により、ソイルセメントには所々に微小な砂の塊があるものの、全体的には非常に均質であることが明らかになった。

6. おわりに

本資料では、模型実験および現地実験を通して、Modoniら(2006)⁷⁾の地盤切削距離の評価式の適用性の検証を行った。もともとこの評価式は単一ノズルによる高压噴射を対象としたものであったが、複数噴射ノズルの切削領域が重複する場合でも、この評価式の適用性の高いことが分かった。しかし、根固め杭を対象とした現地実験では、推定切削範囲が杭断面の一部であっても杭断面全体で根固めが構築された点など、未解明な部分が残された。噴射流体の地表面への排出の影響などを含め、メカニズム解明に向けた検討が必要であると考えている。

(2014年8月8日受付)

謝辞

本資料は、平成23年度から平成25年度にかけて実施された、(独)港湾空港技術研究所と新日鐵住金(株)、調和工業(株)の共同研究「港湾地域向け杭のRSプラス工法の大口径化に関する共同研究」の成果を取りまとめたものである。本共同研究においては、共同研究三者のみならず、多くの関係各位のご助力を頂きました。また、改良体のX線CT画像の撮影にあたっては、基礎工研究チームの篠永研究員と平井元研究員(現中国地方整備局)にご尽力いただきました。ここに感謝の意を示します。特に、実物大実験は非常に大掛かりなもので、本成果を得ることが出来たのも、関係先の皆様の御協力のお陰であり、深謝申し上げます。

参考文献

- 1) 土木工法辞典編集委員会編：土木工法辞典第6版，産業調査会，2010年，pp.283-289.
- 2) 菊池喜昭・山下久男ら：鋼管杭における水とセメントミルクジェット併用パイプロハンマ工法の開発，港湾空港技術研究所資料，No.1196，2009年.
- 3) Momber, A. W.: Introduction aspects of water jet technology in the construction industry, Water jet application in construction engineering (ed. Momber, A. W.), A. A. Balkema, 1998.
- 4) 外山義春: ウォータージェット(WJ)工法, 北の交差点, Vol. 9, 2001年, pp.48-49.
- 5) 日本ジェットグラウト協会: ジェットグラウト工法技術資料(第21版), 2013年.
- 6) 例えば, 手塚広明・山内崇寛・安井利彰: 新しい高压噴射攪拌による地盤改良工法の開発, 地盤工学ジャ

ーナル, Vol. 8, No. 2, 2013年, pp.179-195.

- 7) Modoni, G. Croce, P. and Mongiovi, L.: Theoretical modelling of jet grouting, Géotechnique, Vol. 56, No. 5, 2006, p335-347.
- 8) 八尋暉夫:最新ウォータージェット工法, 鹿島出版会, 1996年.
- 9) 足立一郎:ウォータージェット技術の土木分野への応用, コンクリート工学, Vol. 39, No. 6, 2001年, pp.3-7.
- 10) 柴崎光弘・太田想三・久保弘明:わかりやすい土木技術 ジェットグラウト工法, 鹿島出版会, 1983年.
- 11) White, D. J., Take, W. A. and Bolton, M. D.: Soil deformation measurement using particle image velocimetry (PIV) and photogrammetry, Géotechnique, Vol. 53, No. 7, 2003, pp.619-631.
- 12) 安藤常世:工学基礎 流体の力学, 培風館, 1984年, pp. 62-70.
- 13) Meyerhof, G. G.: Compaction of sands and bearing capacity of piles, Journal of soil mechanics and foundation division, ASCE, Vol. 85, No. SM6, 1959, pp. 1-29.
- 14) Robertson, P. K. and Campanella, R. G.: Interpretation of Cone Penetration Tests. Part 1: Sand, Canadian Geotechnical Journal, Vol. 20, No. 4, 1983, pp.718-733.

付録A 模型実験に使用した噴射ノズルの流量係数について

2.4の模型実験では、形状の異なる複数の噴射ノズルを用いており、エネルギー損失も各ケースで異なっている。切削性を評価する場合、こうしたエネルギー損失を考慮する必要があるため、ここでは実測値から流量係数を推定する。

今回行った実験では、水送出装置に付設している圧力計で噴射圧を測定し、本装置からノズルに至る配管経路の途中に設置した流量計で流量を記録している。ノズル口径は既知なので、それらを式(12)に代入すると、各ケースの流量係数を相対的に比較できる。流量を縦軸に、式(12)の流量係数以外の部分を横軸にとると、図-A.1となる。

図-A.1の各ケースの勾配が流量係数を表している。鉛直噴射型 (Case1) や斜め噴射型(Case4)は同程度の流量係数だが、水平鉛直分岐型ノズル (Case3) や管内ウォータージェット (Case6, 7) はそれに比べてやや小さな流量係数となっていることから、ノズルでの圧力損失が大きいと思われる。水平鉛直分岐は分岐部の損失が大きく、

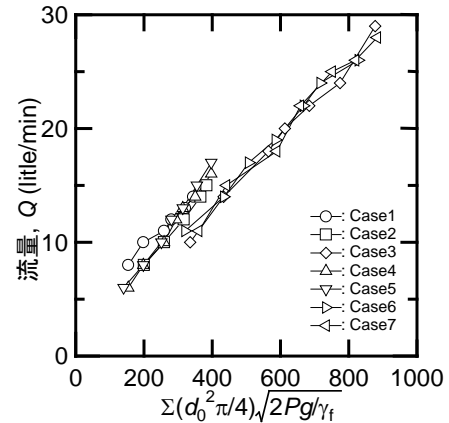


図-A.1 噴射圧および流量の実測値

表-A.1 各ケースの相対的な流量係数

ケース	ノズル構成 () 内はノズル口径	流量係数の平均
Case1	鉛直噴射型×2個 d_0 : 2.0mm	0.75
Case2	水平鉛直噴射型×2個 d_0 : 鉛直 2.0mm, 水平 1.1mm	0.65
Case3	水平鉛直噴射型×2個 d_0 : 鉛直 2.6mm, 水平 1.4mm	0.53
Case4	斜め 27°噴射型×2個 d_0 : 2.0mm	0.67
Case5	斜め 18°噴射型×2個 d_0 : 2.0mm	0.69
Case6	外周: 水平鉛直噴射型×2個 d_0 : 鉛直 2.0mm, 水平 1.1mm 中央: 鉛直噴射型×1個 d_0 : 2.5mm * 曲げ継手あり	0.55
Case7	外周: 斜め 18°噴射型×2個 d_0 : 2.5mm 中央: 鉛直噴射型×1個 d_0 : 2.5mm * 曲げ継手あり	0.54

管内ウォータージェットはウォータージェット配管を管中央に配線している曲げ継手の損失が大きいと推察される。図-A.1の各ケースのプロットがほぼ線形であることから、流量係数は一定であることが分かる。各ケースの平均の流量係数は表-A.1のとおりである。

付録B 切削面積の算出方法について

切削領域が楕円形状という前提で、切削面積の算出方法を示す。2.4のCase1の噴射ノズルは鉛直噴射型であり、その切削幅は水平噴射の影響を受けていない。図-17に示したCase1の切削距離と最大切削幅の関係 (図-B.1) の近似線を求めると最大切削幅は式(B.1)となる。

$$W = 0.60R. \quad (B.1)$$

ここで、 R は切削距離(m), W は切削幅(m)である.

(1) 鋼管外側設置鉛直方向ノズル

鋼管外側に設置された、噴射方向が鉛直向きのノズルによる杭内側の切削領域を図-B.2のように想定する. この図が示すように、鋼管板厚やノズルプラグの板厚を考慮し、ノズル孔と杭板厚外周面の離間距離 s を設定する. この切削面積 A_1 は簡易的に式(B.2)とかけ.

$$a_1 = (\pi \times W^2 / 4) / 2 - s \times W (m^2). \quad (B.2)$$

(2) 杭外側設置斜め噴射ノズル

杭外側設置斜め噴射角度 θ の噴射ノズルによる杭内側の切削領域の想定図を図-B.3に示す. この図が示すように斜め噴射による切削領域の水平面への投影面積は楕円形として噴射方向の投影距離を α , 切削幅方向を β とすると、 α , β は式(B.3)で表される.

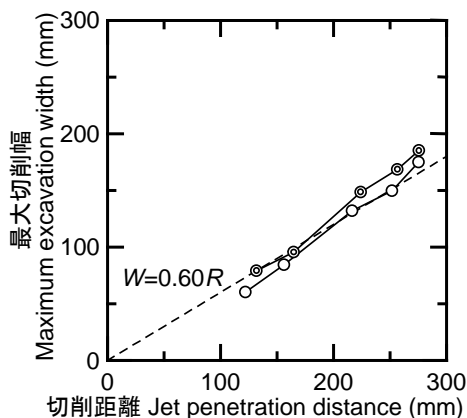


図-B.1 到達距離と切削幅の関係

$$\alpha = X/2\sin\theta + W/2\cos\theta \quad (X\sin\theta \leq X/2\sin\theta + W/2\cos\theta),$$

$$\alpha = X\sin\theta \quad (X\sin\theta > X/2\sin\theta + W/2\cos\theta),$$

$$\beta = W. \quad (B.3)$$

ここで、 θ は内側噴射角度である.

また、図-B.3に示すように、鋼管板厚やノズルプラグの板厚を考慮し、ノズル孔と杭板厚外周面の離間距離 s を設定する. この図より、計算を簡略化して式(B.4)により杭内面側の杭外側設置斜め噴射ノズルの切削面積 A_2 を算出する.

$$a_2 = (\pi \times \alpha / 2 \times \beta / 2) - s \times \beta (m^2). \quad (B.4)$$

(3) 杭内側設置(一文字リブ取り付け)水平噴射ノズル

杭内側設置(一文字リブ取り付け)水平噴射ノズルによる杭内側の切削領域の水平面への投影面積は楕円形として噴射方向の距離を X , 切削幅方向を W として、式(B.5)

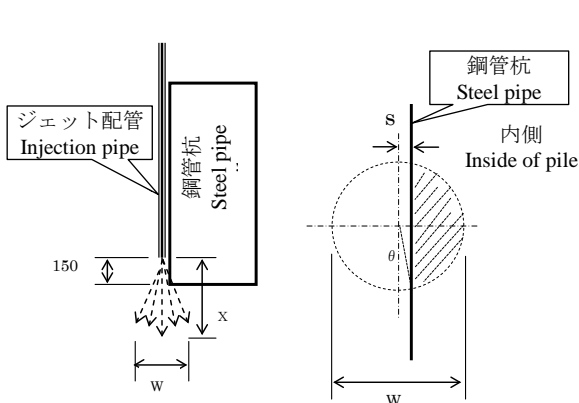


図-B.2 杭外側設置ノズルの切削面積図

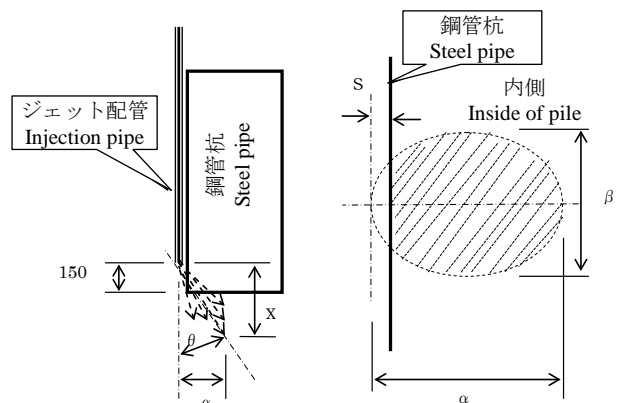


図-B.3 杭外側設置ノズルの切削面積図

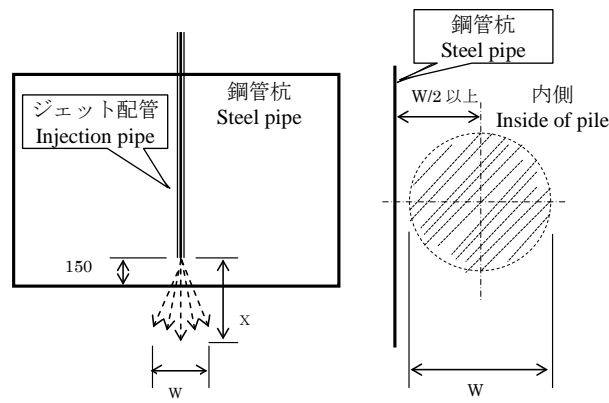


図-B.4 杭内側設置ノズルの切削面積図

により杭内面設置水平噴射ノズルの切削面積 A_3 を算出する。

$$a_3 = \pi \times X/2 \times W/2 (\text{m}^2). \quad (\text{B.5})$$

(4) 杭内側設置鉛直方向ノズル

杭内側設置鉛直方向ノズルによる杭内側の切削領域の想定図を図-B.4に示す。この図が示すようにノズル孔位置は、一律杭板厚内周面から $W/2$ 内側に配置することを前提に計算する。この図-B.4より、杭内面側の杭内側設置鉛直方向ノズルの切削面積 A_4 を式(B.6)により算出する。

$$a_4 = \pi \times W^2/4 (\text{m}^2). \quad (\text{B.6})$$

港湾空港技術研究所資料 No.1293

2014. 12

編集兼発行人 独立行政法人港湾空港技術研究所

発行所 独立行政法人港湾空港技術研究所
横須賀市長瀬3丁目1番1号
TEL. 046(844)5040 URL. <http://www.pari.go.jp/>

印刷所 株式会社ワコー

Copyright © (2014) by PARI

All rights reserved. No part of this book must be reproduced by any means without the written permission of the President of PARI

この資料は、港湾空港技術研究所理事長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部または一部の転載、複写は港湾空港技術研究所理事長の文書による承認を得ずしてこれを行ってはならない。