

博士学位論文

高速ウォータージェットの流動特性の解析とその応用技術
に関する研究

土屋 勉

2019 年 6 月

福井工業大学

目 次

| | |
|---|-----|
| 第1章 緒論 | 1 |
| 第2章 高速ウォータージェットの液相体積率とジェット 径の解析 | 21 |
| 第3章 高速ウォータージェットの速度分布の解析 | 45 |
| 第4章 高速ウォータージェットを用いた矩形改良体の作 成に関する研究 | 75 |
| 第5章 高速ウォータージェットを用いた矩形改良体の径 の測定手法の開発と改良体強度の計測 | 94 |
| 第6章 結論 | 117 |
| 発表論文 | 122 |
| 謝辞 | 126 |

第1章 緒論

1. 1 高速水噴流並びに交差型ウォータージェットの概要

水をノズルから高速で吹き出し物体に衝突させると、高い圧力を生じて破壊力を持つことは古くから知られていた。また、流体力学の発達と共に、こうした自由噴流についての流体力学的な研究も行われ、比較的低速の連続噴流については噴流の速度やそれが物体に及ぼす圧力等について理論的な解析が行われてきた。理論的には、非常に高速の水ジェットを作り出すことが出来れば、極めて大きな破壊力をもち、物質を切削することが可能であることが分かっていた。しかしながら、このような高速のジェットを作り出すことは技術的には極めて難しく、本格的に利用されるようになったのは近年になって世界各国で超高圧ポンプが開発されるようになってからである。

高速の水ジェットを作り出す原理そのものは極めて簡単であり、流体力学の基礎を築いた Bernoulli によってすでに示されていた。Fig.1.1 に示すように高压側の圧力 P_1 の容器の中に入っている水を低压側の圧力 P_2 （通常は大気圧）の雰囲気中にノズルから吹き出させるとき、水の流速 u は Bernoulli の定理によって次式で与えられる。

$$P_1 = P_2 + \frac{1}{2}\rho u^2 \quad (1.1)$$

$$u = \sqrt{2(P_1 - P_2)/\rho} \quad (1.2)$$

ここで ρ は水の密度である。従って高压側の圧力を非常に高くして、常に水を供

給する事が出来れば, すなわち超高圧ポンプが利用できれば, 非常に高速の水噴流 (ウォータージェット) が実現でき, これを物体に衝突させれば, 大きな衝撃力が物体に作用する事となる.

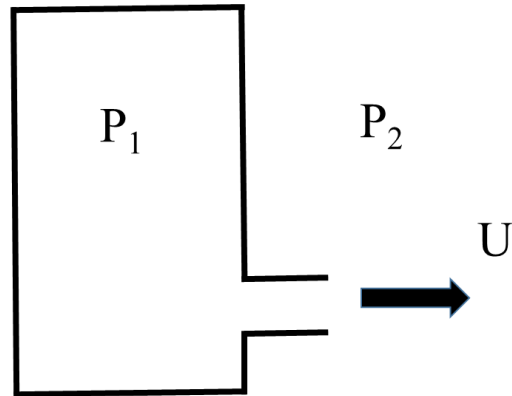


Fig.1.1 Pressure and Velocity of Water Jet

次にこうした高速のウォータージェットが固体壁に与える衝撃圧を Fig.1.2 に示すようなウォータージェット (ここでは連続流とする) が固体壁に衝突する場合に基づいて考える.

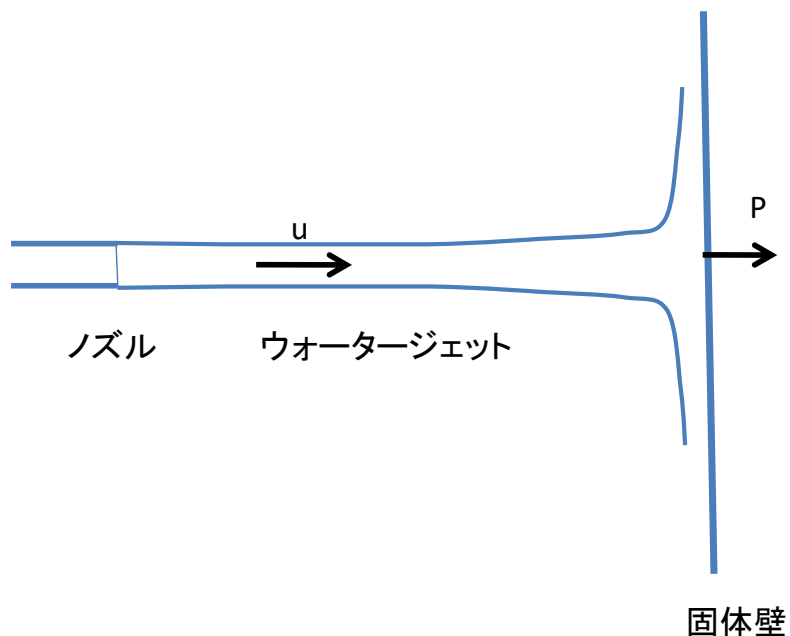


Fig.1.2 Collision of Water Jet with Solid Wall

ウォータージェットの流れを u 、密度を ρ とする。微小時間 dt の間にウォータージェットが固体壁に与える圧力を P とすると、同じ圧力が固体壁からウォータージェットに反作用として働く。この圧力は水の音速 c で上流に伝わる。その長さは $c dt$ である。この長さのウォータージェットが圧力を受けて速度が u から 0 になるので、運動量の法則により圧力 P は次のように与えられる。

$$P = \rho c u \quad (1.3)$$

水の音速は大気圧下で 1400m/s と非常に速いので(1.3)式で与えられるウォータージェットの圧力は非常に高く速度が速ければ硬い物体も容易に破砕、切断することが可能となる。このようにウォータージェットは単位面積あたりの加工エネルギーが極めて大きいことが最大の特徴でありこれを利用してさまざまな工業分野に応用されてきた。

ウォータージェットによる物体の切削が本格的に利用されるようになってからあまり時間はたっていないが、その間の超高压ポンプの開発の進展はめざましく、現在では 200MPa 、流速 600m/s 程度のウォータージェットが利用されるようになってきている。その産業分野への応用は極めて幅広く、布、皮革、金属等の切削加工や表面洗浄、外科手術、土木建設工事（地盤の切削、コンクリート構造物の解体等）等に有用な技術として用いられ定着している¹⁻⁹⁾。

このうち、土木建設工事の分野では、地盤改良技術、杭打設工事、コンクリート切断技術が主要な応用技術であり、ウォータージェットの特性が有効に利用されており他の方法では困難であった工事がウォータージェットを用いることにより容易かつ確実に行われるようになった。土木建設分野で用いられるウ

ウォータージェットは堅い地盤やコンクリートを大規模に切削する必要から、非常に高圧、高速で流量の大きなものが用いられている。この中でも特に重要であり、かつこの 10 年程度に盛んになった技術はウォータージェットを用いた地盤改良技術である。これは、地盤中に直径 5 m 程度の円柱状のコンクリート杭（改良体）を作成し、地盤を強固に改良するものであり、ウォータージェットを用いることによって、直径 15 cm 程度のボーリング孔を空けるだけで作成することが可能である。これは、ボーリング孔にウォータージェットを噴出するパイプを挿入し先端から高圧、高速のウォータージェットを噴出させ地盤を円柱状に切削しそこにセメントミルクを流し込む事により行われる。この技術は、騒音や振動等をほとんど出さずに環境への影響を極力抑えた形で地盤の改良が行われるため、現在では地盤改良技術の主流となり定着している。この方法（ジェットグラウト工法と呼ぶ）の概念を Fig.1.3 に示す。

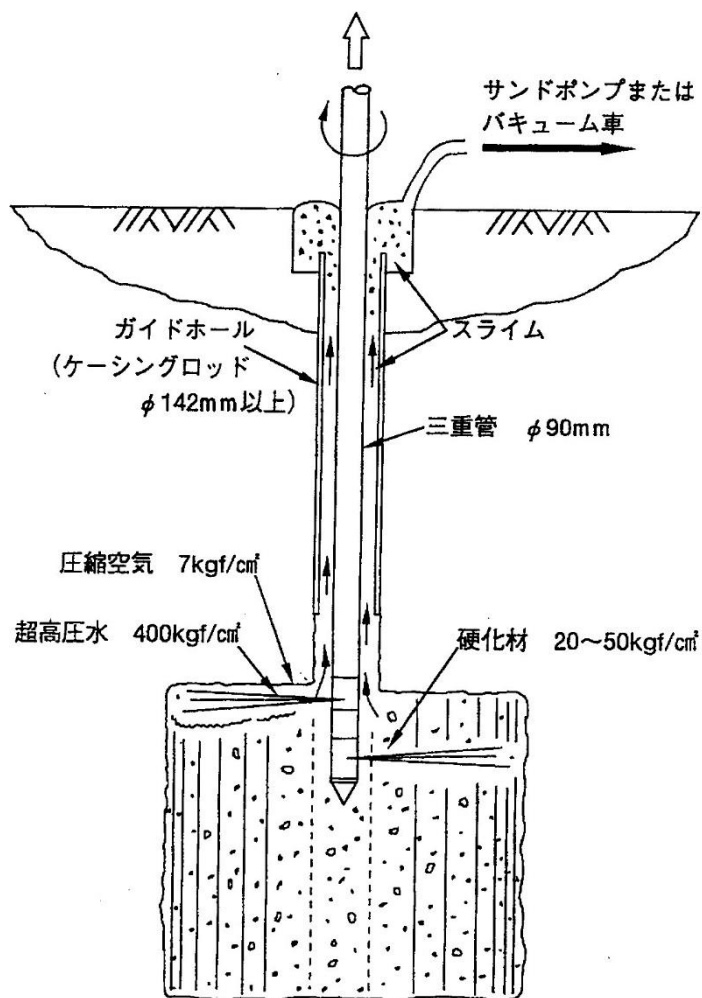


Fig.1.3 Schematic Diagram of Water Jet Grouting⁷⁾

この方法は、地盤改良技術として確立され広く応用されているが、ノズルから単一のウォータージェットを噴出させる場合、地盤の性質（堅さ）の違いによって切削する円柱の断面の直径が異なってしまう場合がある。Fig.1.4 にこうした違う地盤を切削する場合の切削軌跡の概念図を示す。

従来方法

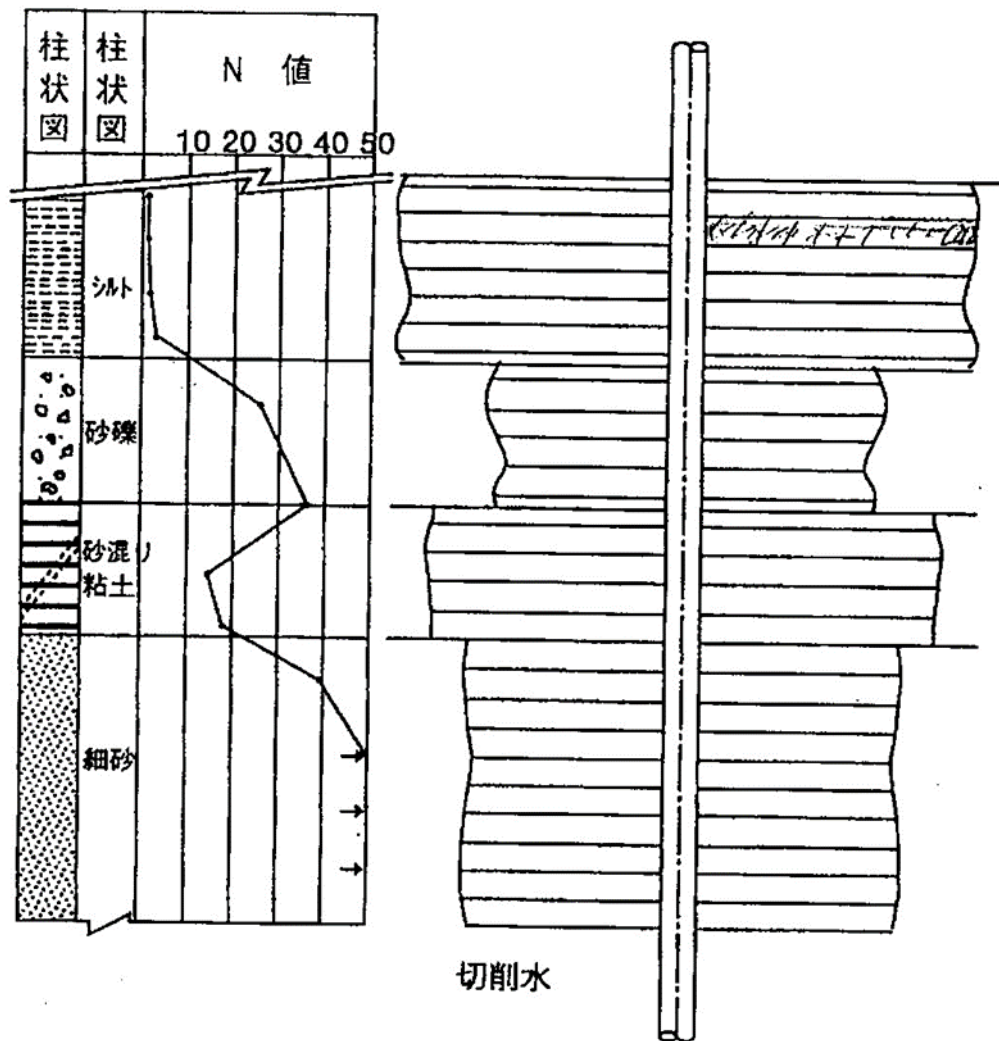


Fig.1.4 Schmatic Diagram of Jet Grouting by Single Jet⁷⁾

このように、地盤の性状によって不均一な断面の切削が行われ地盤改良が行われた場合、流し込むセメントミルクの量が不均一となり、経済的な損失があるばかりでなく、改良後の地盤の強度にも不均一が生じることとなる。そこで、地盤の性状によらず、より均一な断面をウォータージェットによって切削する技術の開発が求められるようになった。

この問題を解決するため二つのウォータージェットを交差させ衝突させる交差型ウォータージェットが開発された。これは、Fig.1.5 に示すようにウォータージェットを供給する同一の軸にあげられた二つのノズルから一定の角度を持ってそれぞれウォータージェットを噴出させ、これをある一定の距離で衝突させるものである。

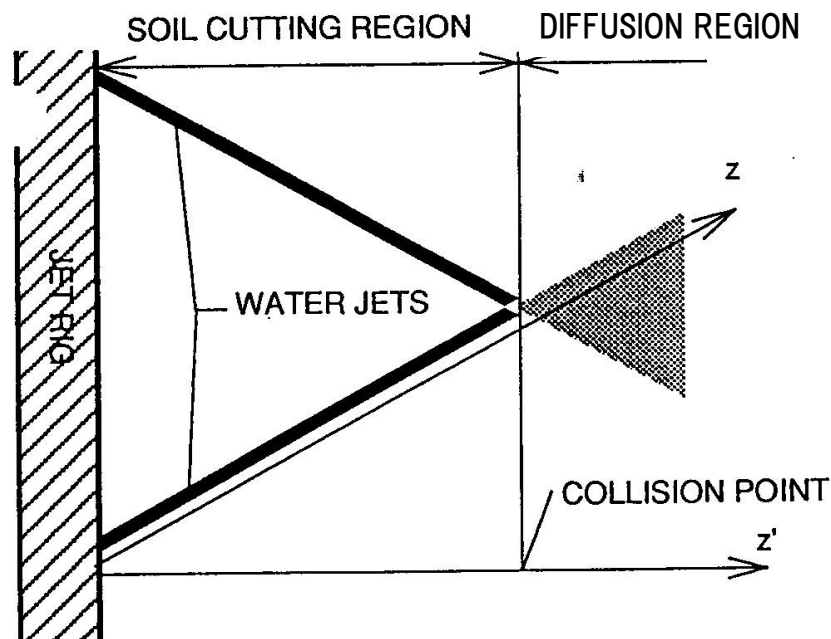


Fig.1.5 Schematic Diagram of Cross Water Jet⁷⁾

このように二本のウォータージェットを交差して衝突させると、衝突点まではそれぞれのウォータージェットは高い動圧と切削力を持ち、衝突後はジェットが広がって動圧が急速に減少し切削力を失うようになる。こうした交差型ウォータージェットを用いると、地盤の性状によらずに常にジェットの供給軸から一定の距離までを切削することが可能となり、Fig.1.4 に示すような異なる性状の地盤を切削した際にも一定の円形断面をもつ円柱状のコンクリート改良体を作成することができ、地盤改良の性能が飛躍的に向上することが明らかとなった⁵⁻⁷⁾。

1. 2 ウォータージェットを利用した地盤改良技術の進展

大きな建築構造物を建設する際には、それを支える地盤中に十分な強度を持った基礎工事を行う必要がある。これは、地盤中に基礎杭と呼ばれるコンクリート製あるいは鋼管製の杭を地中深く打設し、上部を建物の基礎部分と一体化させて用いている。地盤そのものの強度が十分でない場合には基礎杭に加えて、地盤中に多数の杭を打設し、地盤の強度を高める工事を行う場合がある。特に我が国においては建築構造物の耐震性や地震の際の地盤の液状化等の観点からこうした地盤の強度の確保は極めて重要である。建築構造物を支える地盤の強度を大きくして、建築構造物の安全性、耐震性を高める技術を地盤改良技術と呼ぶ。基礎杭も地盤改良のための杭も基本的には同様の杭打設の技術を用いる。ただし基礎杭は上部を建物の基礎と一体化するのに対し、地盤改良の杭は地盤中に埋め込むだけである。杭打設の技術はこれまで様々な方法が開発され、実際の建築構造物の基礎杭や地盤改良の杭の施工に用いられてきた¹⁰⁾。

従来の杭打設技術の代表的なものは埋込み杭工法と圧入杭工法の二つがあり、それぞれについても多くの方法が開発されている。埋込み杭工法は、まず地盤中に大口径の地盤掘削用のドリルで掘削孔を開け、その中にコンクリート製あるいは鋼管製の 10 m～20 m の杭をハンマーによる打撃によって打ち込んでいくものである。圧入杭工法はコンクリート製あるいは鋼管製の杭そのものを、振動させながら地盤に直接打ち込んでいく方法と杭の先にドリルを取り付け回転させて地盤を掘削しながら杭を打ち込んでいく方法とがある。これらの方法は、確実に地盤に杭を打ち込んで地盤の強度を高めることが可能であり、早くから建設現場における杭打設技術として用いられてきた。しかしながら、これらの工法では、掘削孔を掘削するための非常に高い工事設備（杭の長さに相当する高さ）が

必要である。ドリルの口径も非常に大きく（数十 cm から数 m）、掘削に必要なエネルギーは非常に大きいものがあつた。また、振動あるいはハンマーによる打撃では、騒音振動が非常に大きく環境問題を引き起こす可能性があつた。

こうしたことを受けて、地盤中に掘削孔を掘削しながら、セメントミルクを流し込みコンクリート製の杭を作成する方法が開発された。この際に地盤の大口径で掘削する方法として、ウォータージェットを用いることが考案された。ウォータージェットを用いると、10 cm 程度の小さな口径の掘削孔から噴射管を挿入し、ウォータージェットによって直径数 m の掘削孔を掘削し、それと同時にセメントミルクを流し込むことによって、大きな径のコンクリート杭を地盤中に形成することが可能である、また、工事に伴う騒音や振動も従来の工法に比べて極めて少なくなる等の利点がある。

このようなウォータージェットを用いる杭打設技術は、基礎杭の打設にも用いられるが、特に、地盤改良の杭の打設には適している。小口径の噴射管を地盤中に挿入すれば良いことから、既存の建物の地盤中でも工事が可能であり、軟弱で複雑な地盤にも適用が可能である。また、本論文で新規の応用技術として述べるように、断面が円形以外の杭の打設も可能であり、それを拡張して壁状の杭を打設することも可能である。

こうしたウォータージェットを利用した地盤改良技術はジェットグラウト工法とよばれ、高速水噴流の土木建築分野への応用として1960年代の後半に実用化された。軟弱地盤でのインフラストラクチャー整備が多い日本において地盤改良工法の主要な方法として、また高精度の地盤改良が可能であり、連続的な地盤改良が出来、任意の位置での施工が可能であり、他の構造物と密着し、小さな穿孔で大きな領域の地盤改良が出来る等の他の工法にない特徴から飛躍的な発展を遂げてきた。しかしながら経済の高度成長が終焉した1990年代初

等からより経済的でより高品質な工法としてジェットグラウト工法を活用するために、施工速度をより早めること、地中構造物の径をより均一にすることが要請されるようになってきた。こうした課題を解決し、ジェットグラウト工法の優れた特性をより積極的に生かすことを目的として、スーパージェット工法とクロスジェット工法が開発され実用化された^{5-7,11)}。以下に、こうしたジェットグラウト工法の開発の経緯と技術的背景を述べるとともに本論文の内容の位置づけを述べる。

地盤改良の方法として、地盤を固化させる薬液を注入する薬液注入法が 1960 年代の初頭より日本において飛躍的に発展してきた。しかしながらこの技術は地盤状況により、薬液の浸透に大きな差があり、その効果の不完全さが付随的に生じる欠陥があり、確実に地盤改良が出来る工法の出現が待たれていた。これらの状況から生まれてきたものがジェットグラウト工法である。

注入薬液（セメント懸濁液を含む）を高圧（20MPa）にして噴射し、その噴射動圧で地盤を破砕すると同時に薬液と破砕土を混合固化する方法と、ウォータージェットであらかじめ地盤を切削し、その場所にセメント懸濁液（セメント系固化剤）を強制注入する工法（ジェットグラウト工法）が相次いで 1960 年代後半から 1970 年代初頭に実用化された。前者は円柱状固結体の造成を最初から目指しているのに対し、後者は初期には止水を対象として壁状の固結体造成を目指していた。しかし地盤改良としては円柱状の改良体が要求されることから、1970 年代中頃には円柱状固化体を造成する方法が実用化された。両者の工法の差異は地盤を切削する噴射材料にあるだけでなく、地盤中での固化体の造成径の増大のための手段として、Fig.1.6 に示すようなエアコートジェットを利用するかどうかにある。その相違である改良径を比較すると、エアコートジェットを使用する後者の方法は前者の方法より 3 倍程度大きな改良径を造成できる。

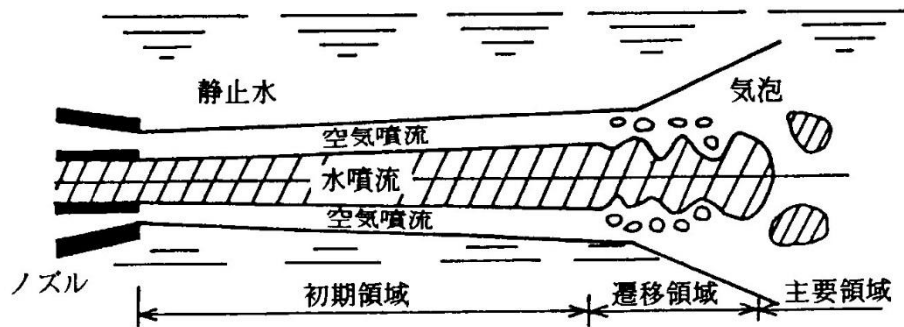


Fig.1.6 Schematic Diagram of Air Coated Water Jet⁷⁾

1980年代には両者の技術的特徴を生かして、噴射固化材（セメント系固化材）の周囲より空気を高速で同時噴射するエアコート工法が実用化された。その後、これらの3工法がその施工目的、地盤条件および施工環境に応じて使い分けられてきた。

1990年代になると大型の地盤改良工事が要求されるようになり、施工能力が大きく経済的な工法が求められるようになってきた。これらの要求に応えるためには既存の技術の大型化、すなわち流体エネルギーの増大が必要である。これらの課題に応えた工法としてスーパージェット工法が誕生した。このスーパージェット工法は基本的にはそれまでのジェットグラウト工法と同じであるが、それまでの工法では直径2m程度の円柱状に地盤を切削するのが限度であったものをスーパージェット工法では直径5m程度の円柱状に地盤を切削することが可能となった。このような切削技術の開発のため、噴射圧力、噴射流量、切削の速度、切削の繰り返し回数等について模擬地盤を用いた切削実験を行うことにより、それらの各因子の影響を明らかにし、それに基づき、噴射圧力20MPa、噴射流量300ℓ/minのノズルを平行に2本（水エネルギー換算で594KW）噴射管から噴射させることにより実現することを示した。また噴射流体は水ではな

くセメントスラリーとし、地盤の切削による廃棄物を減少させることを可能とした。このスーパージェット工法を用いることにより、直径 5m の大口径の円柱状の地盤切削が可能となると同時に、同じ施工時間で従来のジェットグラウト工法よりも 6 倍の造成速度が実現できた。

しかしながら、スーパージェット工法も含めたジェットグラウト工法は本質的に一定の流体エネルギーで仕事をするために地盤条件の相違による改良径のばらつきには対処できなかった。すなわち、ジェットグラウト工法では一定の噴射エネルギーを維持しながら地盤を切削する。従って、地盤の種類（砂質土、粘土等）や堅さ、空隙率、粘性が異なれば、当然切削深さは異なってくる。地盤改良される地盤は軟弱で複雑な構造を持つ堆積層であり、深さ方向に地盤の種類や堅さは均一ではない。これにより Fig.1.4 に示すように深さ方向に不均一な径をもつ切削となることが避けられず、地盤条件によらず一定の径の地盤改良が出来る機械攪拌工法に比べて改良径の点で信頼性を欠いていた。

これらの欠点を改良し、地盤条件によらず一定の改良径を得る方法としてクロスジェット工法が 1994 年に実用化された。この方法は、Fig.1.5, Fig.1.7 のように二本のジェットをある点で交差（衝突）させ、切削の主エネルギーであるジェットの動圧を制御するものである^{5-7,11)}。二本のジェットは衝突により噴流としての動圧が急速に減衰し地盤切削能力が極端に低下する。従って、衝突点以遠の地盤は切削しないので一定の長さの切削が可能となり、地盤の性質によらずに一定の径の円柱状の改良体を造成できる。またこの方法では地盤を交差状に切削するために切削片が菱形の小片となり、円柱状の改良体の均質性が向上する。一方、切削噴流が 2 本となるため噴流エネルギーは従来のジェットグラウト工法（単一ジェット）の 2 倍となるが、切削の速度が速いため、施工時間を半分以上にすることが可能であるため、投入エネルギーは従来と同じかそれ以下

にすることが可能である．このクロスジェット工法を開発するためには，2本の衝突噴流の動圧減衰を効果的に起こすために最適の噴流の衝突角度並びに動圧の減衰の状況についての詳細な知見が必要となる．

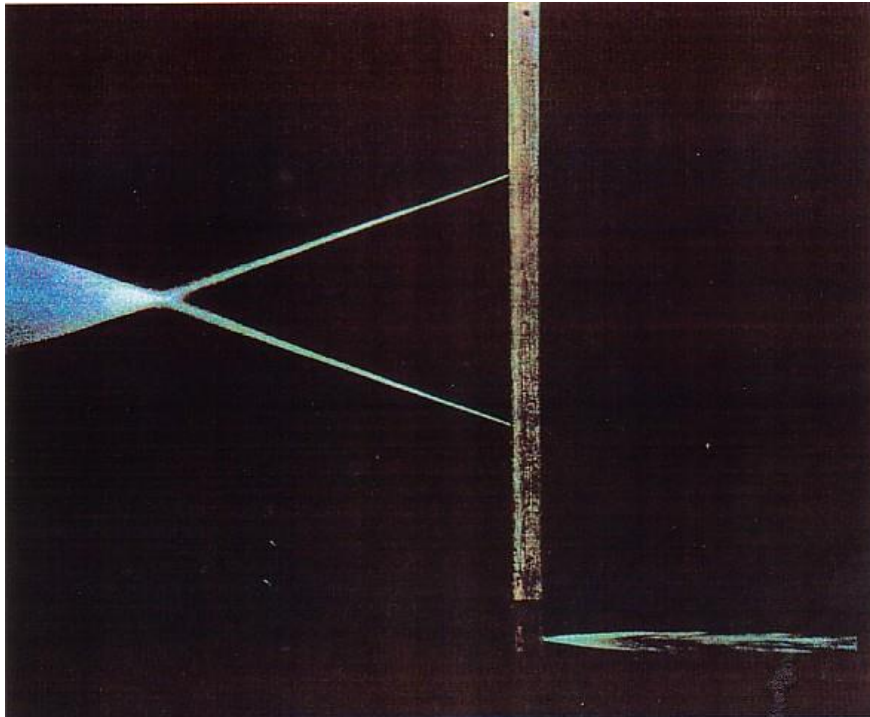


Fig.1.7 Photograph of Cross Water Jet

(ケミカルグラウト株式会社ホームページ、www.chemicalgrout.co.jp)

このクロスジェット工法はその後更に改良され，機械的な攪拌装置とクロスジェットを組み合わせるにより一層，地盤の切削効率を上げる方法が開発されている．これは JACSMAN 工法と呼ばれ，Fig.1.8 に示すような方法である^{5-7,11)}．



Fig.1.8 Schematic Diagram of JACSMAN Method

(ケミカルグラウト株式会社ホームページ、www.chemicalgrout.co.jp)

こうしたジェットグラウト工法の進展により、軟弱な地盤を高い安全性と廃棄物の少ない環境親和性をもって改良し、ビル等の大規模構造物を建設することが可能となり、かつ工期も大幅に短縮することが可能となった。こうした高性能の地盤改良特性により、ジェットグラウト工法、特にクロスジェット工法はすでに数多くの地盤改良工事に応用されており、その適用分野は今後益々広がっていくと期待されている。一方において、より高性能で環境親和性がよく、かつ安全性の高い、クロスジェット工法を開発していく為には、ウォータージェットの流動特性についてのより詳細な知見とその正確な予測手法が必要となってくる。

る。また、クロスジェットを応用する場合に、円形以外の様々な断面を持つ改良体を切削する系統的な方法の開発も必要となってくる。

本論文では新規製のある応用技術としてこのような円形以外の断面である矩形断面の改良体を作成する技術を開発しその実用化を検証した、こうした技術はさらに壁状の地盤改良体の作成にも適用できるものであり、ウォータージェットを用いた地盤改良技術における新たな展開を可能とするものである。

1. 3 本論文の目的

以上述べたように、地盤改良に用いるウォータージェットは高圧、高速のものが開発され、技術的な改良と高度化が進められ、様々な土木建設分野へ応用されている。しかしながら一方において、地盤改良工事の効率化、環境への適合性も一層強く求められている。ウォータージェット工法は多くの水と汚泥の排出を伴う。環境への親和性を高めるためには、より少ないジェット流量で効率的な地盤改良を行うことが必要であり、そのためにはジェットの性能をより高度化することが不可欠である。このためには、実験的な研究によるウォータージェットの改良はもちろんであるが、ウォータージェットの流体力学的特性を正確に把握しシミュレーションを用いて改良と高度化を行うことが極めて重要となる¹²⁻¹⁴⁾。

ウォータージェットの流体力学的特性の解明のための実験並びに解析の基礎研究は、これまでも行われてきているがウォータージェットの流動は極めて複雑であり、未だに十分な解明が行われていないのが現状である¹⁵⁻¹⁷⁾。

地盤改良に用いられているウォータージェットの典型的な流況は以下のようなものである。ノズルから吹き出した高速のウォータージェットはノズルを出

るとすぐに多くの液滴に分裂し、空気流中を多数の液滴が流れる液滴流と呼ばれる流動様式となって流れていることがわかる。こうした液滴流において重要な物理量は、ジェットの本ノズル出口からの各位置における、液滴の体積割合と液滴の速度である。これらの液滴の体積割合と速度はジェットの流れ方向と垂直のジェットの半径方向に分布している。こうしたジェットの体積割合分布と速度分布については近年、レーザーを使った測定方法によって正確な測定結果が得られている。

本論文ではこうしたジェットの体積割合分布と速度分布の実験データをもとに、これらを液滴流のモデルを用いて解析的に予測する手法を開発した。液体と気体が共存して流れる気液二相流については、これまで実験と解析が進み、その流体力学的構造を正確に予測するモデルが提案されている。こうした従来の研究結果に基づき、ここでは液滴流について、液滴と空気が同じ流速で流れる均質流モデルを用いて解析を行い、質量、運動量、乱流エネルギーの保存方程式を解くシミュレーションプログラムを開発した。開発したシミュレーションプログラムを用いて、液滴の拡散係数とジェット外縁での摩擦応力を適切に与えることによって実験結果を良好に予測することが可能となった。

本論文ではウォータージェットの理論的解析とあわせて、ウォータージェットを用いた矩形改良体を造成する方法についての研究を行った。矩形改良体の造成は、ジェット噴射装置の回転速度を変化させることにより可能であることを示した。また矩形改良体の造成実証実験を受けて、施工後に改良体を取り出さずにその径を確認する 2 つの方法の開発を行うとともに、改良体の強度とそのばらつきについての測定を行った。改良体の径を確認する方法としては一つは温度測定による測定方法があり、もう一つは SWS 試験（スウェーデン式サウンディング試験）による地盤の強度測定による方法がある。いずれの方法も改良体

径を合理的に計測できることを示した.

1. 4 本論文の構成

本論文は全 6 章から構成されている.

第 1 章は水噴流を用いた地盤改良技術の概要とその技術開発の進展について述べ、地盤改良技術における学術的、技術的な課題を明らかにし、本論文の目的とその位置づけについて述べた.

第 2 章においては、地盤改良に用いられる高圧、高速のウォータージェットの流動構造解明のため均質流モデルを用いた解析を行った. 解析結果はレーザースクリーン法を用いて測定したジェットの半径方向の液相体積率分布の実験結果を良好に予測した. 解析モデルは、高速ウォータージェットを液滴流として均質流モデルで取扱い、質量、運動量、乱流エネルギーの保存方程式を拡散モデルを用いて解くことにより、流れ方向の各位置での液相体積率分布並びにジェット幅を解析的に予測し、実験結果と良好な一致をみた.

第 3 章では高圧、高速のウォータージェットのジェット半径方向の速度分布の解析を行い実験結果と比較した. 均質流モデルに基づく、質量保存の式、運動量保存の式、乱流エネルギー保存の式をノズル出口の速度分布、乱流速度分布ならびにジェット外縁部での摩擦応力を境界条件として与えて解くことによってウォータージェットのノズル出口からの各距離における速度分布、乱流速度分布を求め、本論文でのすべての条件において実験結果を極めて良好に予測できることが示された.

第 4 章では第 2 章と第 3 章の基礎的な研究に基づき、高圧のジェット噴射装置を用いて矩形改良体を造成する方法について、その原理を提案し、それを実

際の地盤に適用する実験を行って実証した結果について報告した.

第5章では矩形改良体の造成実証実験を受けて, 施工後に改良体を取り出さずにその径を確認する2つの方法として温度測定による測定方法とSWS試験による測定方法であるの開発を行うとともに, 改良体の強度とそのばらつきについての測定を行った結果について報告した.

第6章では本論文のまとめと今後の課題, 展望について述べた.

参考文献

- (1) 吉田宏, ウォータージェットによる解体工法, コンクリート工学 29[7] (1991)
- (2) 吉田宏, 建設業におけるウォータージェット利用の状況, '90 洗浄総合展特別セミナー (1990)
- (3) J. A. Hillarixs and S. A. Bortz, ' Quarrying Granite and Marble Using High Pressure Water Jet, ' Proc. of 5th International Symposium on Jet Cutting Technology (1980)
- (4) M. M. Vijay and W. H. Brierley, ' Drilling of Rock with Rotating High Pressure Water Jet", Proc. of 6th International Symposium on Jet Cutting Technology (1982)
- (5) Shibazaki, M., Yoshida, H. and Matsumoto, Y., ' Development of a Soil Improvement Method Utilizing Cross Jet, Proc. of The Second International Conference on Ground Improvement Geosystems (1996)
- (6) 吉田宏, 高速液体噴流とその応用ー地盤掘削への応用ー, 日本機械学会講演会, 「噴流とその応用技術」教材 (1998)
- (7) 柴崎光弘, 交差型ウォータージェットの流動特性とその地盤改良への応用に関する研究, 大阪大学博士論文、ケミカルグラウト株式会社 (2005)

- (8) 羽生他, ショットブラストによる既設コンクリートと増幅コンクリートとの打継目付着特性に関する一考察, 土木学会第 48 回年次学術講演会講演概要集(1993)
- (9) 日本ウォータージェット施工協会編, ウォータージェット工法施工指針, ウォータージェット工法安全の手引き
- (10) 日本建築構造技術者協会編, 杭基礎工法のデータ集(2011年改定版), (2011)
- (11) ケミカルグラウト株式会社ホームページ、www.chemicalgrout.co.jp
- (12) 小林陵二, 荒井隆景, 山田泰司, ウォータージェット加工技術における噴流の構造と金属材料の壊食過程, 日本機械学会論文集 B 編, Vol.53, No.489, pp.1539-1542 (1987)
- (13) Yanaida,K., and Ohashi,A., 1978, Flow Characteristics of Water Jets in Air, Proceedings of 4th International Symposium of Jet Cutting Technology, Paper A3, BHRA
- (14) Yahiro,Y., and Yoshida, H., 1974, On the characteristics of high speed water jet in the liquid and its utilization of induction grouting method,” Second Int. Symp. On Jet Cutting Technol. G4, Cambridge
- (15) 清水誠二, 直接加圧方式アブレシブジェットの流動構造とせん孔特性に及ぼすノズル形状の影響, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 62, No. 603, pp.1-11 (1996)
- (16) Abe,H., Yoshida,H., Yoshida,K., Yoshida,T., Otsuka,T., Kataoka,I., “Investigation on Velocity Profiles of High-Speed Water Jet with Large Flow Rate,” Proceedings of the International Conference on Jets, Wakes and Separated Flows (ICJWSF2010), CD-ROM, (2010)

- (17) Yoshida, T., Yoshida, K., Abe, H., Yoshida, H. and Kataoka, I, “Velocity Measurements Technique of High Pressure Water Jet by High Speed PIV,” Proc. of International Conference on Jet, Wakes and Separated Flows, ICJWSF-2008, #ICJWSF2008-19-4, (2008)

第2章 高速ウォータージェットの液相体積率とジェット径の解析

2. 1 はじめに

ウォータージェット技術は様々な産業分野で幅広く応用されており、布、皮革、ゴム、金属、ガラス、岩石等の切削に利用されている¹⁻³⁾。これまでもこうしたウォータージェットについては様々な流体力学的な研究が行われてきた⁴⁻⁷⁾。ウォータージェットはまた、土木建設の分野において大規模建築物の地盤を改良、強化する技術として利用されている。こうした地盤改良におけるウォータージェットは高圧、高速であり、地盤を深さ10m程度、直径数m程度にも達する円柱状に切削すると同時にセメントミルクを注入し、地盤改良することで地盤強度を向上させる。

このような地盤改良に用いられるウォータージェットはノズル出口圧力が数10MPaに達するものがあり、その速度は数100m/sにも達する。こうした高圧、高速のウォータージェットはすでに実用化されており、その流体力学的構造についての研究も行われているが⁸⁻¹⁰⁾、十分な知見を得るには至っていない。ウォータージェットの性能をより高度化し、効率的な地盤改良を行うためには、ウォータージェットの流体力学的構造を明らかにして合理的な装置の設計を行う事が必要となる。これまでも、比較的低速のウォータージェットの基礎的な特性の研究は行われてきたが⁴⁻⁷⁾、地盤改良に用いる高速のウォータージェットの速度やジェット幅等の正確な測定はほとんど行われてこなかった。最近、高強度のYAGレーザーを光源とし、極めて短い露光時間(数10ns)でウォ

ウォータージェットを撮影することにより、ウォータージェットの界面構造や速度等の測定を PIV 法や LIF-PTV 法を用いて行われた¹¹⁻¹⁴⁾。また、レーザーシュリーレン法を用いることにより高速のウォータージェットの液相体積率分布を様々なノズル出口圧力、ノズル出口からの距離において測定しジェット幅や衝撃圧分布が評価されている¹⁵⁾。

ウォータージェットの性能をより高度化し、効率的な地盤改良を行うためには、このようなウォータージェットの流体力学的構造に関する実験と共に、適切な物理モデルを用いて、解析的にウォータージェットの特性を予測する手法の開発も極めて重要となってくる。本論文では、比較的簡便なモデルを用いて、ウォータージェットの解析を行い、密度分布やジェット幅の予測を行い、実験結果を合理的に予測する手法を開発した結果について報告する。

なお、地盤改良に用いるウォータージェットは通常水中環境で使用されるため、キャビテーションが発生する上に切削した地盤も混ざった非常に複雑な混相流となることが予想される。将来的にはこのような複雑な実条件を再現した解析および実験が望まれるものの、これらの解析や実験を行うことは高額な費用がかかる上に技術的にも極めて困難である。そこで、本論文では、解析ならびに測定条件を簡便化するために、研究対象を気中ウォータージェットに限定することにした。得られた研究結果は、地盤改良に用いるウォータージェットの高度化を進めるための基礎的な知見として有益であると考えられる。

2. 2 高速ウォータージェットの解析モデル

高速ウォータージェットは Fig.2.1 に示すようにノズル出口から噴霧流となり、多数

の液滴が高速で流動していることがわかる. この噴霧流は液滴の拡散によってジェット径を拡大しながら周辺の静止空気をジェット中に取り込み, それを加速する軸対称の気液二相流(液滴流)とみなすことが出来る. これを模式的に現すと Fig.2.2 のようになる.

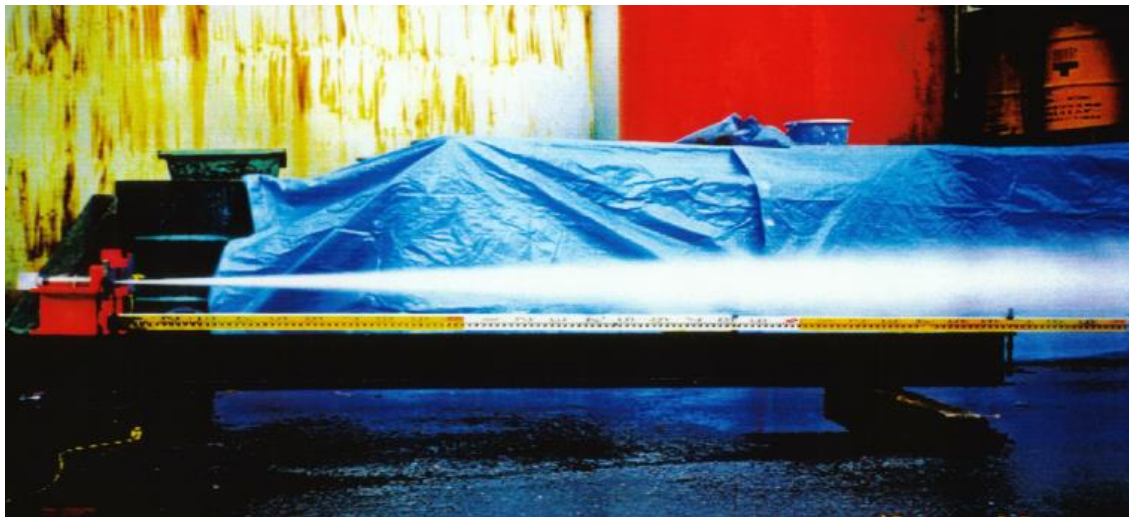


Fig.2.1 Photograph of High Speed Water Jet

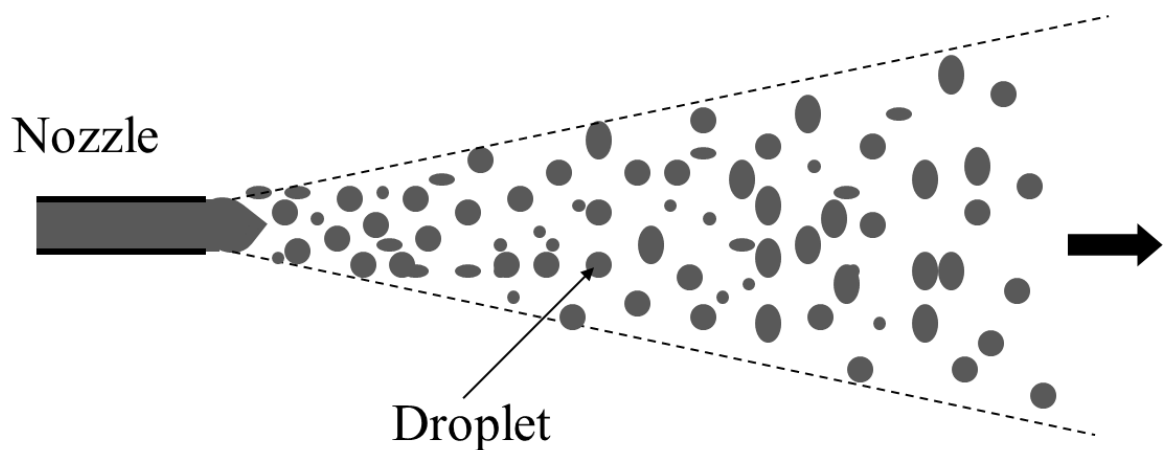


Fig.2.2 Schematic Representaion of High Speed Water Jet

ここではジェットの液滴と空気が均質に混ざっているものと仮定し, 二相流を一つの混合物とみなして混合物モデルを使用する. さらにジェットが定常になっている場合には液相と気相の平均速度が等しいとみなし, 均質流モデルを

用いる．このモデルに基づいたジェットの基本方程式は次式のように与えられる．

(質量保存の式)

$$\frac{\partial}{\partial z}(\rho_m u_z) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho_m u_r) = 0 \quad (2.1)$$

ここで z は流れ方向の座標， r は半径方向の座標(ジェット中心からの距離)， u はジェットの速度であり添え字 z は流れ方向の成分を，添え字 r は半径方向の成分をそれぞれ表す． ρ_m はジェットの平均密度であり次式で定義される．

$$\rho_m = \alpha_d \rho_W + (1 - \alpha_d) \rho_A \quad (2.2)$$

ここで ρ_W ， ρ_A は水ならびに空気の密度， α_d は液相の体積率である．

(運動量保存式)

$$\rho_m u_z \frac{\partial}{\partial z}(u_z) = \rho_m \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \varepsilon_m \frac{\partial u_z}{\partial r}) \quad (2.3)$$

ここで ε_m は乱流運動拡散係数である．

(乱流エネルギーの保存式)

$$\begin{aligned} \rho_m u_z \frac{\partial k}{\partial z} = & \rho_m \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r D_k \frac{\partial k}{\partial r} \right) + \beta_1 \rho_m \sqrt{k} l_T \left(\frac{\partial u_z}{\partial r} \right)^2 \\ & - \rho_m \gamma_1 \frac{(\sqrt{k})^3}{l_T} \end{aligned} \quad (2.4)$$

ここで D_k は乱流エネルギーの拡散係数である． l_T は乱流混合に関する長さのスケール(混合距離)であり， β_1 ， γ_1 は乱流の生成，消散に関する項の経験常数で

あり，ここでは単相乱流の経験値を用いる($\beta=0.4$, $\gamma=0.06$).

k は乱流運動エネルギーであり，次式で与えられる.

$$k = \frac{1}{2}(u_x'^2 + u_y'^2 + u_z'^2) \quad (2.5)$$

ここで $u_x'^2, u_y'^2, u_z'^2$ は速度の x, y, z 方向の変動成分の二乗平均である.

(2.1), (2.3), (2.4)式をノズル出口の速度を境界条件として与えて解くことによってウォータージェットの密度分布，速度分布，乱流速度分布を求めることができる. これらを解くにあたっては，液滴の拡散モデルを用いる. ジェットは Fig.2.1, Fig.2.2 に示されるように流れ方向に進むにつれてその径を拡大していく. すなわち，ジェット中の液滴は半径方向に拡散していく. この液滴流束は(2.1)式の左辺第2項の $\rho_m u_r$ の項に相当する. 通常の拡散モデルを用いてこの項が，半径方向の密度勾配に比例するとする.

$$\rho_m u_r = -D_p \frac{\partial \rho_m}{\partial r} \quad (2.6)$$

ここで D_p は液滴の乱流拡散係数であり，高速ウォータージェットにおけるジェット幅や密度分布には，この液滴の拡散係数が最も大きな影響を及ぼす. 噴霧流における液滴の乱流拡散係数は非常に複雑な現象であり，これについてのモデル化については後述する.

また(2.3)式の乱流運動拡散係数 ε_m ，(2.4)式の乱流エネルギーの拡散係数 D_k は乱流速度を用いて次式で与えられる.

$$\varepsilon_m = D_k = l_T v' \quad (2.7)$$

ここで l_T は運動量拡散に関する長さのスケール(混合距離)である. これは，高速のウォータージェットの場合，ジェット径と関連づけられ，本論文ではジ

ジェットのノズル径 D で代表されるとする．すなわち

$$l_T = D \quad (2.8)$$

また乱流速度 v' は乱流運動エネルギー k により次式で与えられる．

$$v' = \sqrt{\frac{2}{3}k} \quad (2.9)$$

またジェット境外縁部の境界条件としては

$$\tau_w = -\rho_m l_T v' \left. \frac{\partial u_{mz}}{\partial r} \right|_{r=R} \quad (2.10)$$

$$\left. \frac{\partial k}{\partial r} \right|_{r=R} = 0 \quad (2.11)$$

とする．

気流中の粒子、液滴の拡散については、Taylor, Vames を初めとして現在まで数多くの研究がなされており^{16,17)}、20 年ほど前からは数値解析による研究も精力的に実施されている^{18,19)}．Fig.2.3 は液滴拡散係数について、広範な実験範囲で測定を行った Ginsberg²⁰⁾ の実験結果を示す．この図に示されるように液滴拡散係数は液滴径や流速に大きく影響される．実験結果は液滴の乱流拡散のモデルに基づき次のような式で整理されている．

$$D_p = \frac{l_T}{2U_T} v'^2 \quad (2.12)$$

ここで U_T は液滴の終端速度である．Ginsberg²⁰⁾ はさらに実験結果の整理式として次式を与えている．

$$D_p = \frac{0.03}{2} \left(\frac{v'^2}{U_T} \right)^{1.13} \quad (2.13)$$

この相関式は次元を持った式となっているので、ここではこの式を参考に液

滴拡散係数を次のような係数 A ，指数 B を用いた関数で現されると仮定した．

$$D_p = A \left(\frac{v'^2}{U_T} \right)^B l_T v' \quad (2.14)$$

ここで A, B は本章で述べる高速ウォータージェットの密度分布の実験結果から決定した．ここで液滴の終端速度としては次式を用いた．

$$U_T = 1.4 \left(\frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_A^2} \right)^{1/4} \quad (2.15)$$

ここで σ は表面張力である．(2.15)式の値は大気圧の水空気系で 6.689 m/s である．後述の実験結果から，液滴拡散係数として次のような経験式を得ている．

$$D_p = 1.23 \left(\frac{v'^2}{U_T} \right)^2 l_T v' \quad (2.16)$$

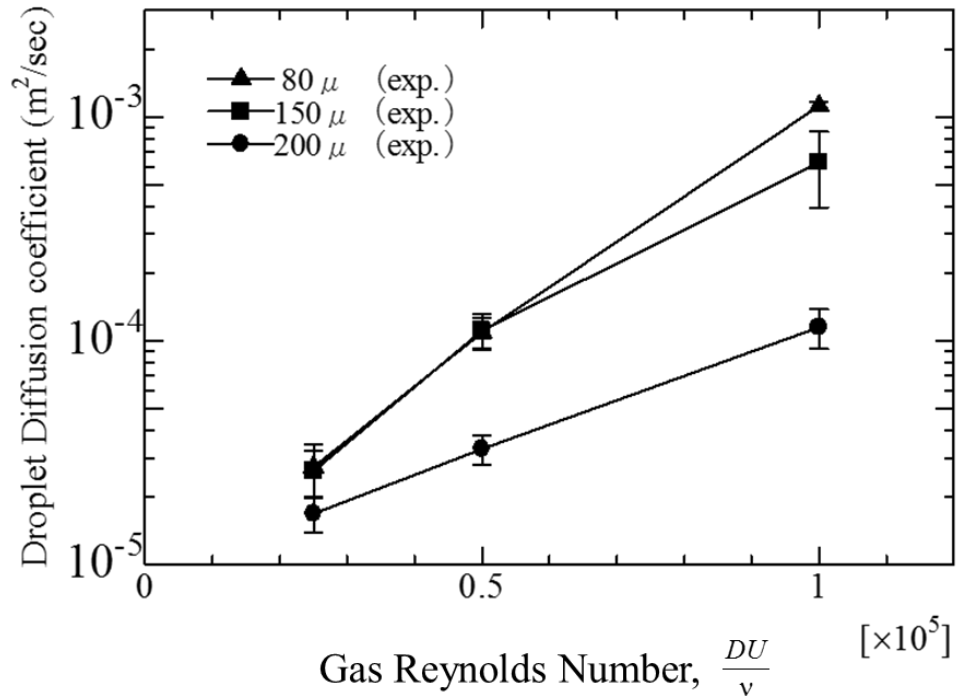


Fig.2.3 Droplet Diffusion Coefficient (Ginsberg²⁰⁾)

以上の式を数値解析により解くことにより，ノズル出口からの各位置におけ

る密度分布，速度分布，乱流エネルギー分布，ジェット幅を予測することができる．

2. 3 液相体積率分布，ジェット幅の解析結果

前節で述べた均質流モデルに基づいて液相体積率分布，ジェット幅の解析を行った．Fig.2.4 から Fig.2.7 にノズル出口圧力が 2 MPa から 20 MPa(ノズル出口流速 63 m/s から 200 m/s)でのノズル出口からの各位置における液相体積率分布の解析結果を示す．この液相体積率を用いて(2.2)式からジェットの密度が求められる．液相体積率分布はほぼ正規分布であり，ノズル出口からの距離が長くなるに従い，液滴が半径方向に拡散するため，中心部の値が小さくなり，半径方向に広がった分布となっている．また，ノズル出口圧力が高くなり，ノズル出口流速が速くなるに従い，液滴の半径方向の拡散が大きくなりジェットは大きく広がり，中心部での液相体積率は非常に小さくなっている．

Fig.2.8 から Fig.2.11 は既報¹⁵⁾において報告した，同じ条件下での液相体積率分布のレーザーシュリーレン法による実験結果を示す．レーザーシュリーレン法は Fig.2.12 に示すようなレーザーを平行光にした中にウォータージェットを通過させその画像を CCD カメラで撮影し，レーザーの透過率を求めることにより，ウォータージェットの密度分布を求めるものである．撮影した画像の一例を Fig.2.13(a), (b)に示す．この図からレーザーの透過率を求め，密度分布(液相体積率分布)並びにジェット幅が求められる．実験は解析結果と同じく 1.7 mm のノズルを用い，ノズル出口圧力を 2 MPa から 20 MPa まで変えて行った．これはノズル出口速度としては 63 m/s から 200 m/s に相当する．またノズル出口からの

測定位置は 67 mm, 150 mm, 300 mm, 450 mm で実験を行った.

Fig.2.14 から Fig.2.21 には各ノズル出口圧力(2 MPa および 20 MPa)におけるノズル出口からの各距離(67 mm, 150 mm, 300 mm, 450 mm)での液相体積率分布の実験結果と解析結果の比較の例を示す. 2MPa ではノズル出口からの距離が短い条件では, 解析結果は実験結果に対してやや大きくなる傾向があり, ノズル出口からの距離が長い条件では, 解析結果が実験結果に対してやや小さくなる傾向が見られた. 一方, 20MPa ではノズル出口からの距離が短い条件では, 解析結果は実験結果に対してやや小さくなる傾向があり, ノズル出口からの距離が長い条件では, 解析結果が実験結果に対してやや大きくなる傾向が見られた. 本論文では, ウォータージェットを液滴と空気が均質に混ざった均質流モデルにより近似しているため, ノズル出口からの距離が短い条件では, 液滴の影響を過大評価し, 反対にノズル出口からの距離が長い条件では液滴間の相互作用の影響について過小評価したことが原因の一つと考えられる. したがって, より正確な解析を行うためには, 液滴自体の運動をモデル化し, ウォータージェット流れと液滴の相互作用について解析する必要があると考えられる. しかしながら, いずれの条件においても, 解析結果は実験結果を良好に再現しており, ここで開発したシミュレーション手法によって高速ウォータージェットの流動状況, 液滴の拡散を精度よく予測できることを示している.

Fig.2.22 はジェット半径の流れ方向の変化の実験結果と解析結果を比較したものである. ここで, ジェット半径には液相体積率がジェット中心での値に対して $1/e$ (e は自然対数の底)の値になる半径方向の距離を用いた. 液相体積分布の実験結果に対応してノズル出口からの距離が長くなるに従い, またノズル出口圧

力(ノズル出口流速)が高くなるに従い、ジェット半径は増加している。解析結果は実験結果を良好に再現しており、本論文での解析手法は高速ウォータージェットの挙動を良好に再現している。

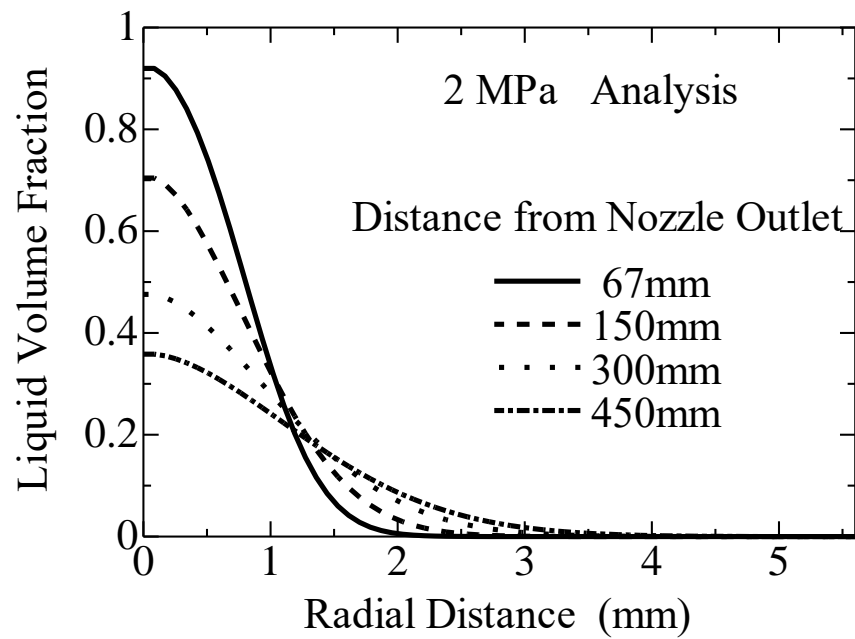


Fig.2.4 Liquid Fraction Distribution (Analysis) 2 MPa

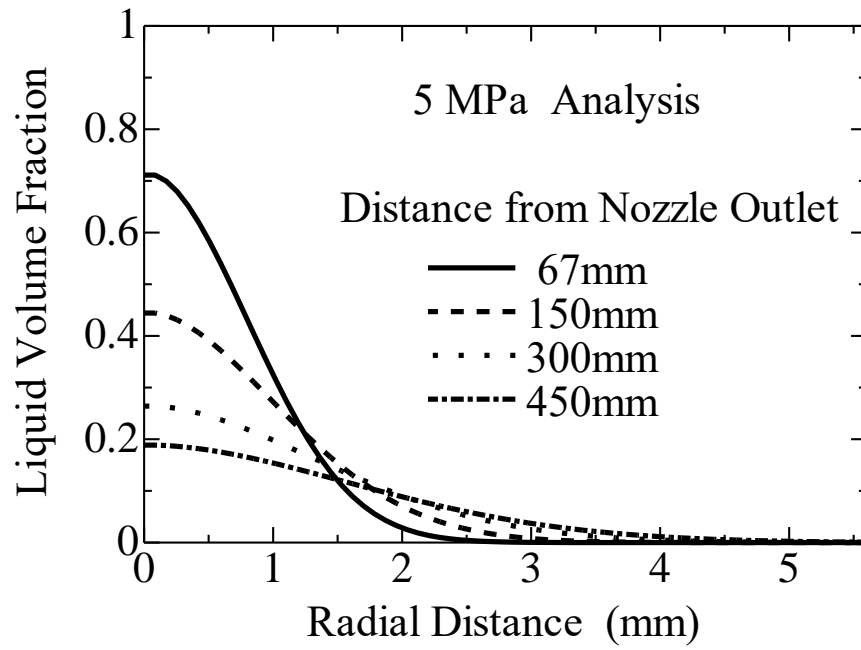


Fig.2.5 Liquid Fraction Distribution (Analysis) 5 MPa

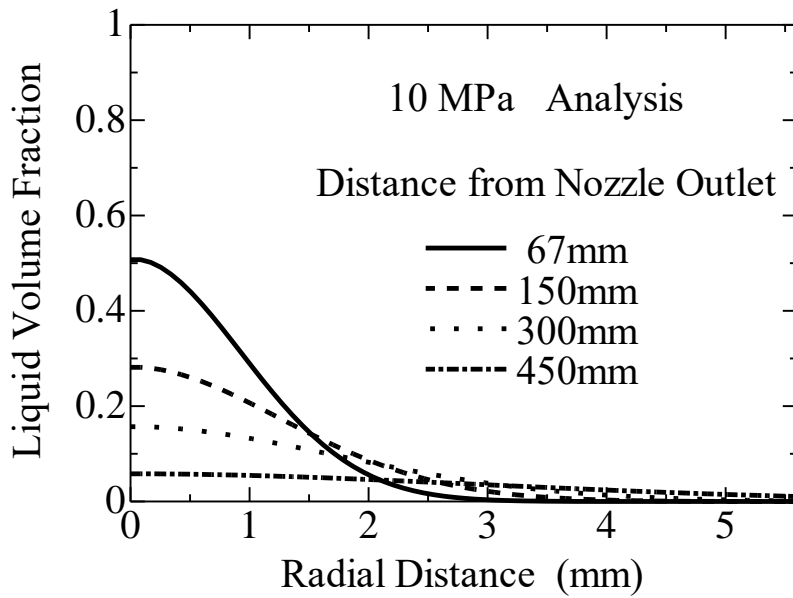


Fig.2.6 Liquid Fraction Distribution (Analysis) 10 MPa

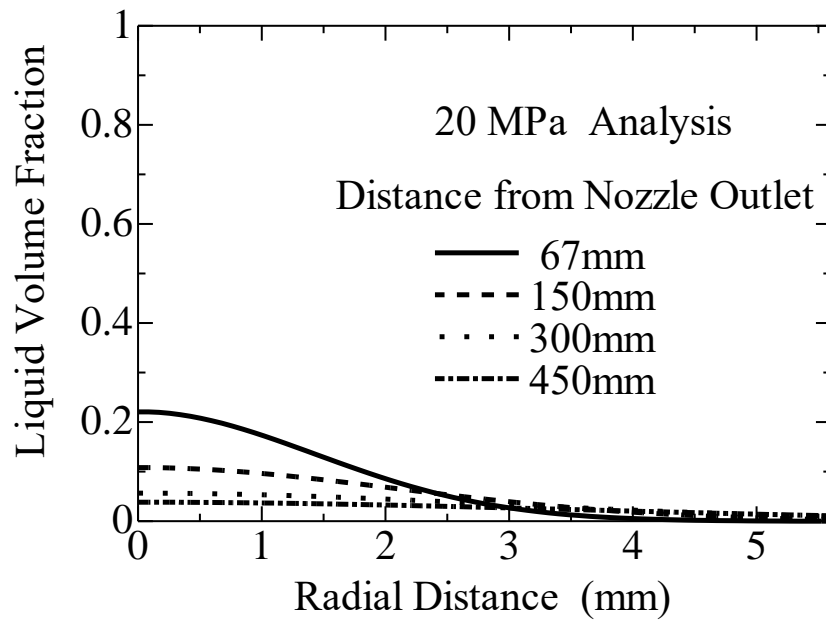


Fig.2.7 Liquid Fraction Distribution (Analysis) 20 MPa

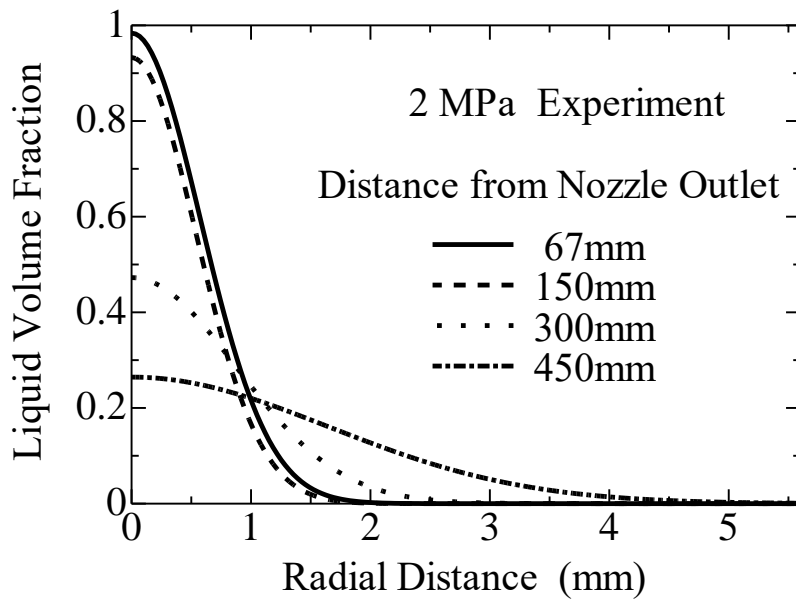


Fig.2.8 Liquid Fraction Distribution (Experiment) 2 MPa

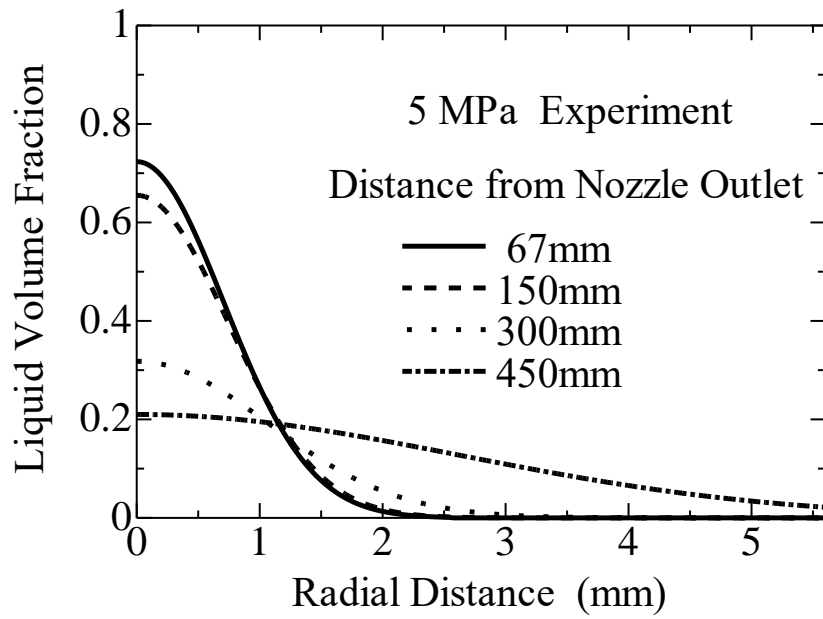


Fig.2.9 Liquid Fraction Distribution (Experiment) 5 MPa

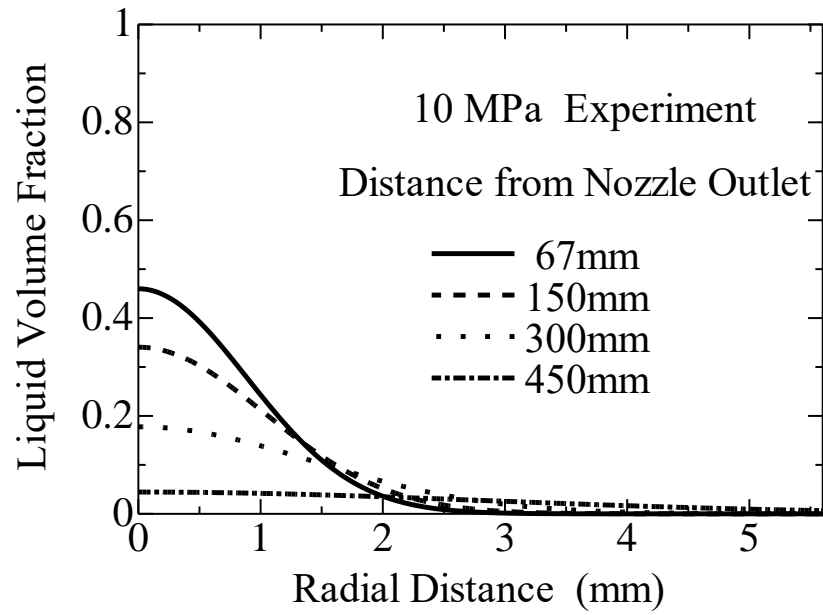


Fig.2.10 Liquid Fraction Distribution (Experiment) 10 MPa

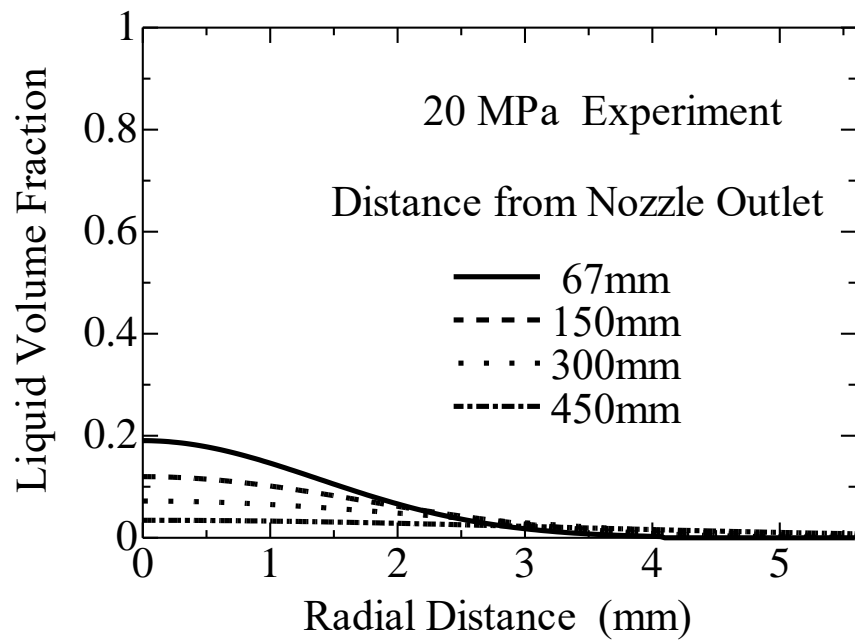


Fig.2.11 Liquid Fraction Distribution (Experiment) 20 MPa

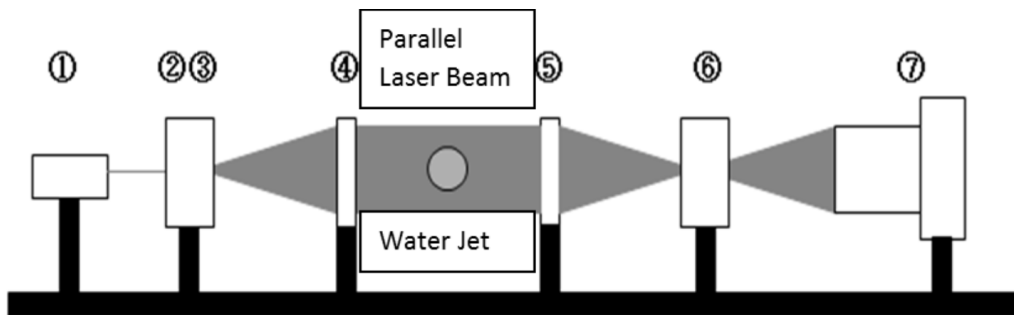


Fig.2.12 Measurement System

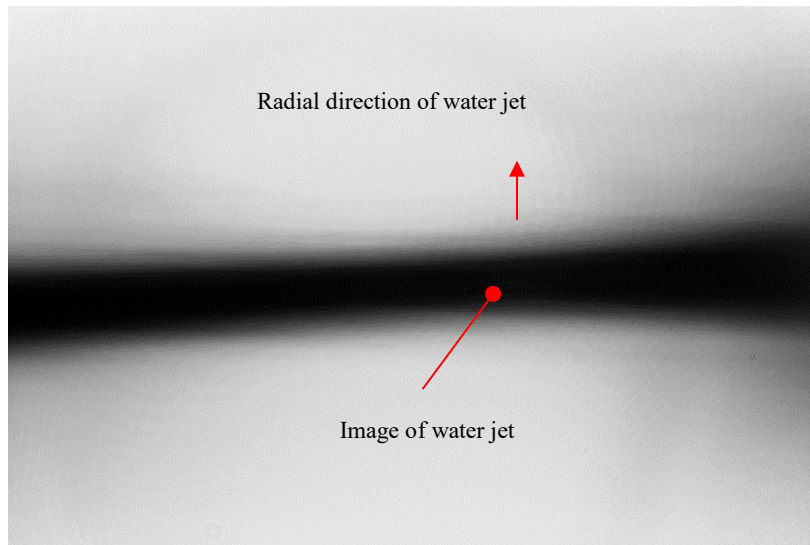


Fig.2.13 (a) Recorded Image by Laser Schlieren Method (150 mm Downward from the Nozzle, Outlet Pressure of Nozzle 5 MPa)

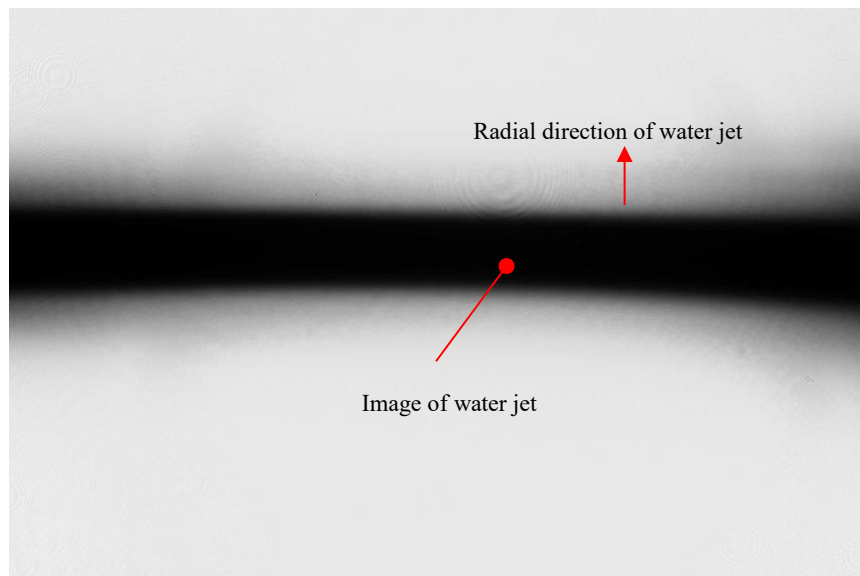


Fig.2.13 (b) Recorded Image by Laser Schlieren Method (67 mm Downward from the Nozzle, Outlet Pressure of Nozzle 10 MPa)

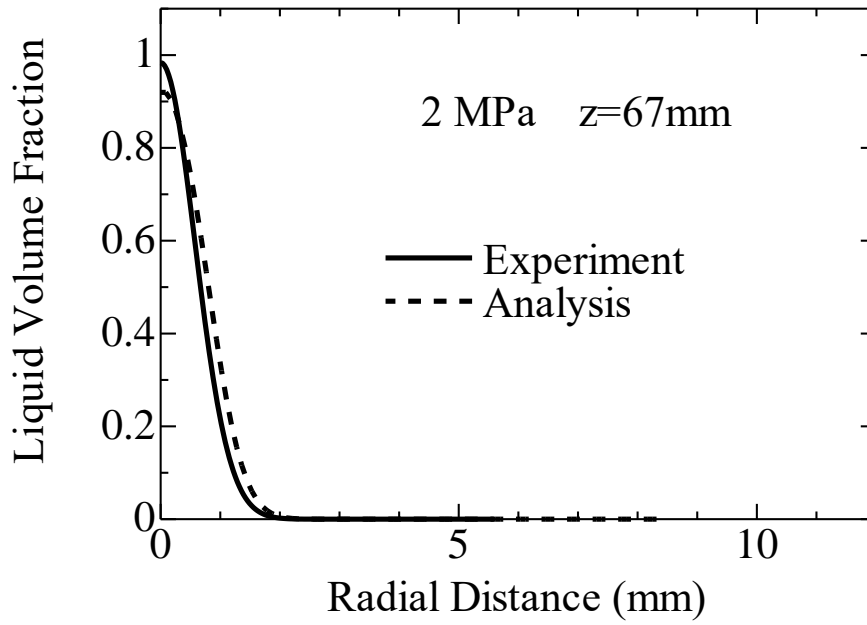


Fig.2.14 Comparison between Experiment and Analysis of Liquid Fraction Distribution, 2 MPa

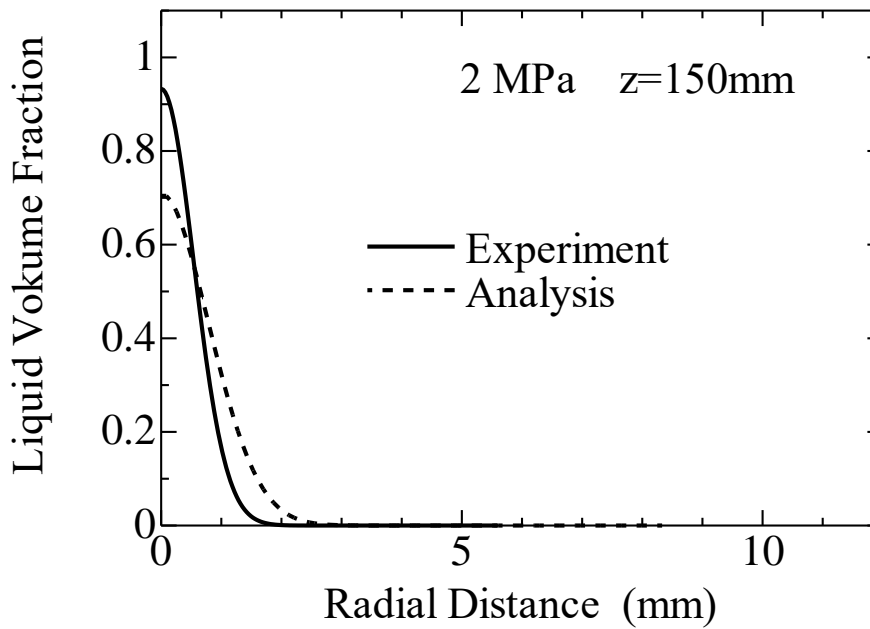


Fig.2.15 Comparison between Experiment and Analysis of Liquid Fraction Distribution, 2 MPa

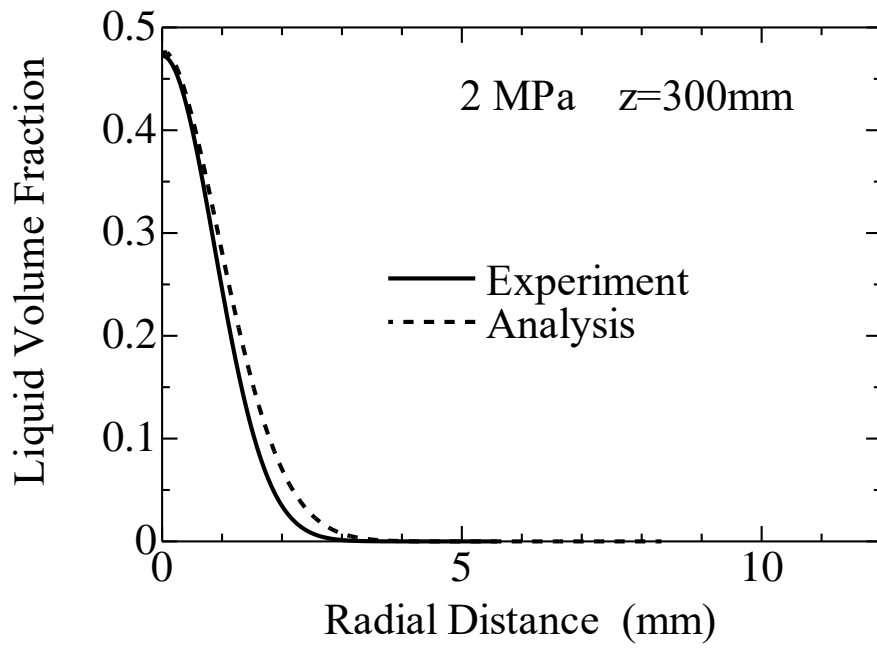


Fig.2.16 Comparison between Experiment and Analysis of Liquid Fraction Distribution, 2 MPa

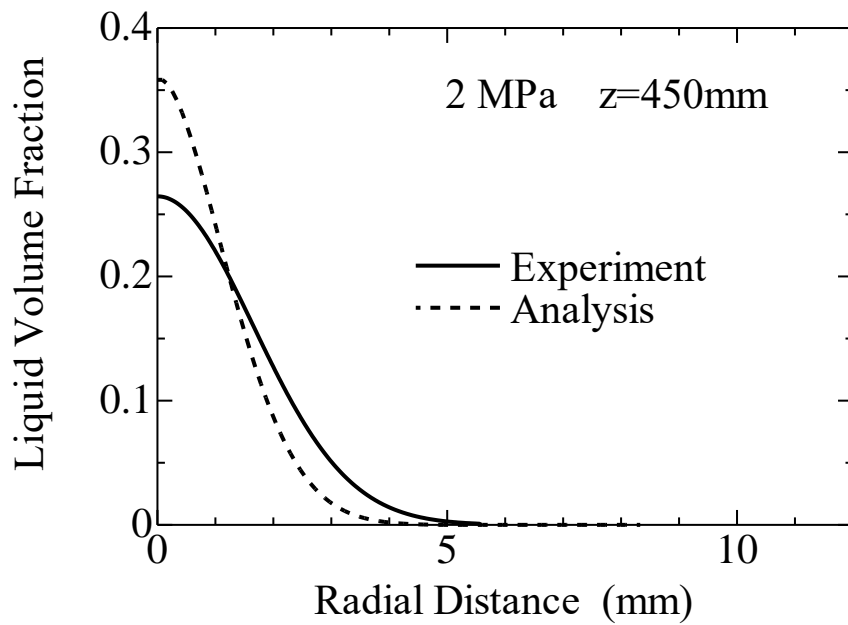


Fig.2.17 Comparison between Experiment and Analysis of Liquid Fraction Distribution, 2 MPa

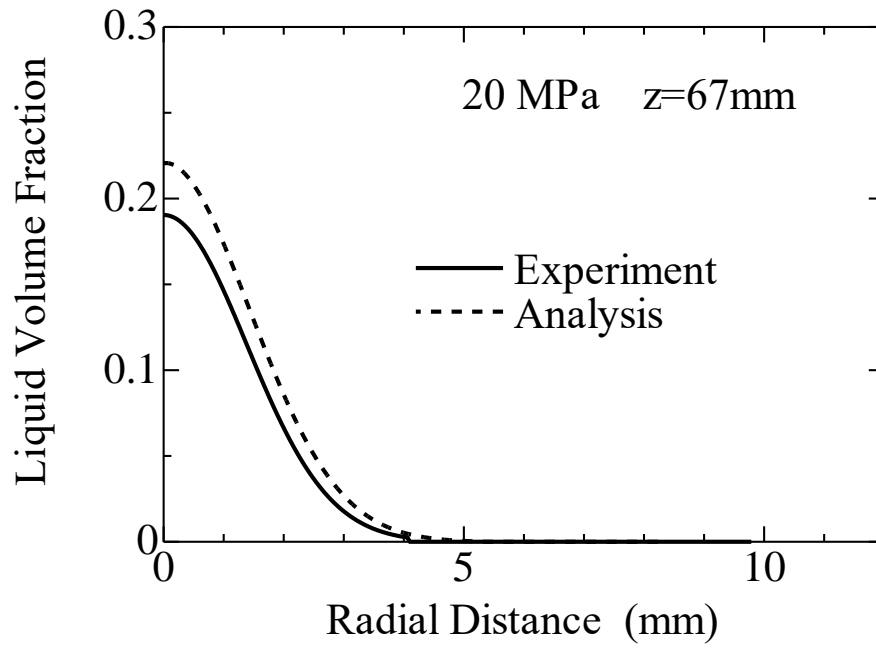


Fig.2.18 Comparison between Experiment and Analysis of Liquid Fraction Distribution, 20 MPa

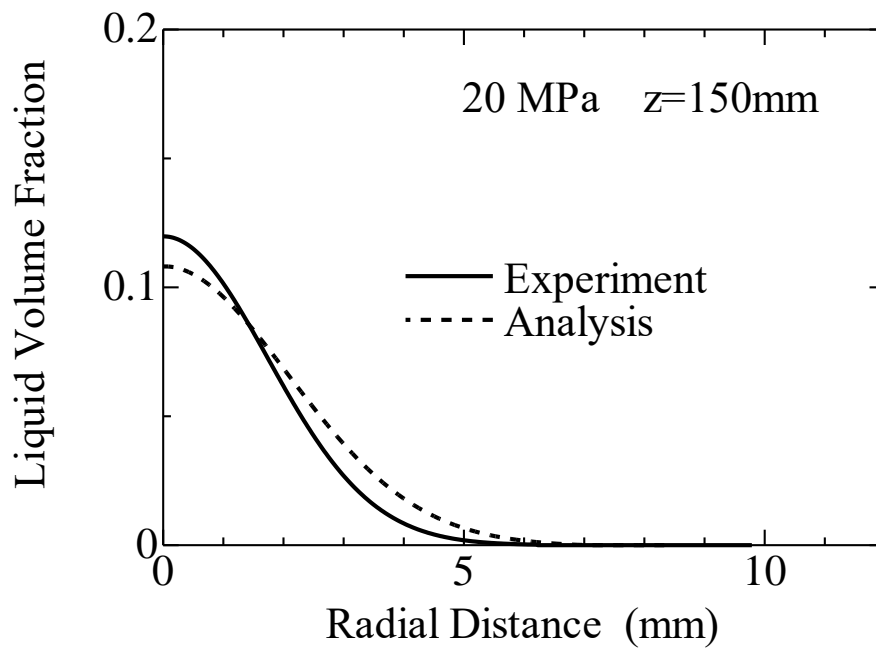
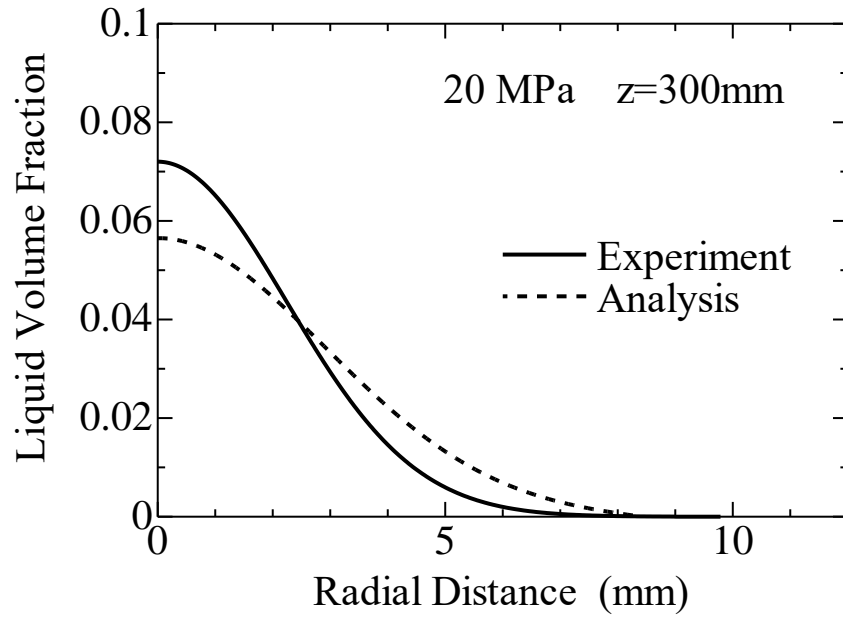


Fig.2.19 Comparison between Experiment and Analysis of Liquid Fraction Distribution,



20 MPa

Fig.2.20 Comparison between Experiment and Analysis of Liquid Fraction Distribution, 20 MPa

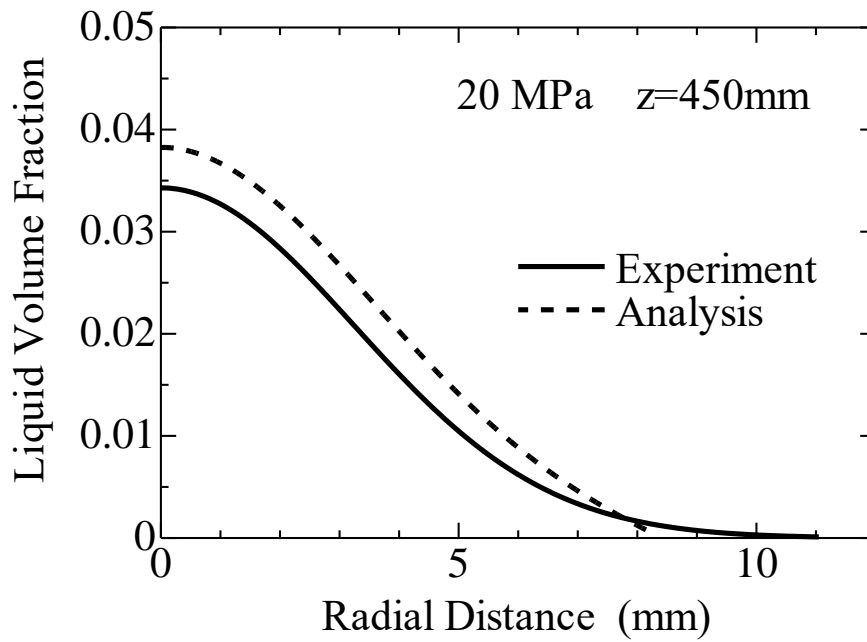


Fig.2.21 Comparison between Experiment and Analysis of Liquid Fraction Distribution, 20 MPa

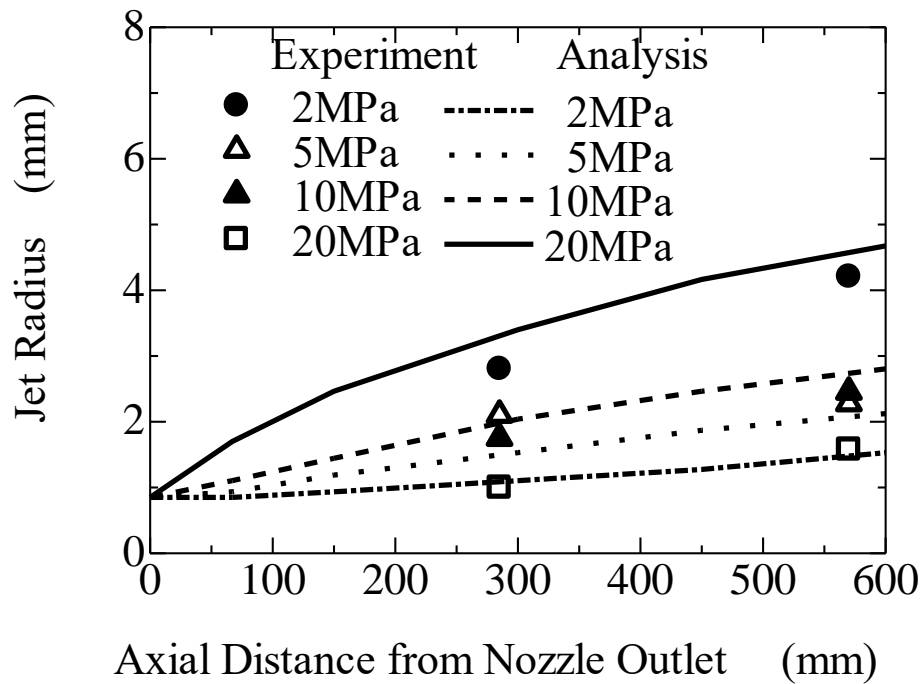


Fig.2.22 Comparison between Experiment and Analysis of Jet Radius at Various Position from Outlet of Nozzle

2. 4 おわりに

地盤改良に用いられる高圧，高速のウォータージェットの流動構造解明のため，均質流モデルを用いた解析を行った．解析結果はレーザーシュリーレン法を用いて測定したジェットの半径方向の液相体積率分布を良好に予測した．

解析モデルは，高速ウォータージェットを液滴流として均質流モデルで取扱い，質量，運動量，乱流エネルギーの保存方程式を拡散モデルを用いて解くことにより，流れ方向の各位置での液相体積率分布並びにジェット幅を予測した．液滴の拡散係数としては従来の実験結果に基づき，乱流速度と混合距離を用いて与えた．解析の結果，液相体積率分布はノズルの出口近くでは非常に幅が狭く鋭い

が、ノズル出口からの距離が長くなるに従い、幅が広く緩やかな分布となった。また、ノズル出口圧力が高くなるに従い、幅が広く緩やかな分布となり中心部での体積率が大きく減少した。ジェット中心部での液相体積率はノズル出口からの距離が長くなるに従い、また圧力が高くなるに従い減少した。これらの解析結果を従来得られているレーザーシュリーレン法を用いたジェットの半径方向の液相体積率分布の実験結果と比較したところ、ノズル径 1.7 mm、ノズル出口圧力を 2 MPa から 20 MPa(ノズル出口速度としては 63 m/s から 200 m/s)、ノズル出口からの距離、67 mm, 150 mm, 300 mm, 450 mm において良好な一致が得られた。

また解析によりジェット半径を求め実験結果と比較した。ジェット半径はノズル出口からの距離が長くなるに従いまた圧力が高くなるに従い増加し、実験により得られたジェット半径を良好に予測した。

今後、ウォータージェットの流動構造に関してさらに詳細なモデル化と解析並びに実験を行い、流動機構の解明とウォータージェットの性能向上を図ることが重要と考えられる。

Nomenclature

A coefficient

B exponent

D nozzle diameter [m]

D_K diffusion coefficient of turbulent energy [m^2/s]

D_p diffusion coefficient of droplet [m^2/s]

k turbulent kinetic energy [m^2/s^2]

l_T mixing length[m]

r radial distance [m]

u_r radial velocity [m/s]

u_z axial velocity [m/s]
 U_T terminal velocity of droplet [m/s]
 z axial distance [m]
 α_d liquid volume fraction
 ε_m diffusion coefficient of momentum [m²/s]
 ρ_m density of jet [Kg/m³]
 ρ_A density of air [Kg/m³]
 ρ_W density of water [Kg/m³]
 σ surface tension [N/m]
 τ_w shear stress at jet boundary [N/m²]

参考文献

- (1) 日本ウォータージェット学会編, ウォータージェット技術辞典, 丸善, 東京 (1993)
- (2) 幾世橋宏, ウォータージェット利用技術と最近の開発動向, 日本機械学会誌, Vol.90, No.829, pp.1487-1494 (1987)
- (3) 吉田宏, ウォータージェットの産業界における利用の現状(建設業を中心として), 噴流工学, Vol.19, No.2, pp.12-26 (2002).
- (4) Phinney, R.E., 1973, The Breakup of Turbulent Liquid Jet in Gaseous Atmosphere, J. of Fluid Mechanics, Vol.60, pp.689-701
- (5) 小林陵二, 荒井隆景, 山田泰司, ウォータージェット加工技術における噴流の構造と金属材料の壊食過程, 日本機械学会論文集 B 編, Vol.53, No.489, pp.1539-1542 (1987)
- (6) Yanaida, K., and Ohashi, A., 1978, Flow Characteristics of Water Jets in Air, Proceedings of 4th International Symposium of Jet Cutting Technology, Paper A3, BHRA

- (7) Yahiro, Y., and Yoshida, H., 1974, On the characteristics of high speed water jet in the liquid and its utilization of induction grouting method,” Second Int. Symp. On Jet Cutting Technol. G4, Cambridge.
- (8) 清水誠二, 直接加圧方式アブレシブジェットの流れ構造とせん孔特性に及ぼすノズル形状の影響, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 62, No. 603, pp.1-11 (1996)
- (9) 清水誠二, 西方博紀, 彭國義, 小熊靖之, アブレシブサスペンションジェットの水中切断特性, 日本機械学会論文集, Vol. 81, No. 831, pp.3838-3845 (2015)
- (10) 沢村利洋、福西祐、小林陵二、PIV 法及び PTV 法の組み合わせによるアブレシブウォータージェットの速度測定, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 66, No. 641, pp.50-56 (2000)
- (11) 阿部宏幸, 吉田宏, 吉田憲司, 片岡勲, 高速 PIV を用いた高圧ウォータージェットの流動構造の計測, 噴流工学, Vol.31-1, pp.4-11 (2014)
- (12) Abe, H., Yoshida, H., Yoshida, K., Yoshida, T., Otsuka, T., Kataoka, I., Investigation on Velocity Profiles of High-Speed Water Jet with Large Flow Rate, Proceedings of the International Conference on Jets, Wakes and Separated Flows (ICJWSF2010), CD-ROM, (2010)
- (13) Yoshida, T., Yoshida, K., Abe, H., Yoshida, H. and Kataoka, I, Velocity Measurements Technique of High Pressure Water Jet by High Speed PIV, Proc. of International Conference on Jet, Wakes and Separated Flows, ICJWSF-2008, #ICJWSF2008-19-4, (2008)
- (14) 阿部宏幸, 吉田宏, 吉田憲司, 片岡勲, 高速ウォータージェットの LIF-PTV 法による流速分布の測定, 混相流, Vol.25-3, pp.330-339 (2014)
- (15) 阿部宏幸, 吉田憲司, 片岡勲, レーザーシュリーレン法を用いた高速ウォータージェットの液体体積率の計測, 噴流工学, Vol.31-1, pp.12-19 (2014)
- (16) Taylor, G.I., Diffusion by Continuous Movements, Proceedings of the London Mathematical Society. Ser.2, (1922) 196-212.
- (17) Vames, J.S. and Hanratty, T.J., Turbulent dispersion of droplets for air flow in a pipe,

- Experiments in Fluids, **6** (1988), 94-104.
- (18) Wang,Lian-Ping and Stock,David E,Stochastic Trajectory Models For Turbulent Diffusion:Monte Carlo Process Versus Markov Chains, Atmos. Environ. [0004-6981], **26A** 9 (1992) 1599-1607.
- (19) Graham,D.I. and James,P.W., Turbulent Dispersion of Particles Using Eddy Interaction Models, Int. J. Multiphase Flow, **22** 1 (1996) 157-175.
- (20) Ginsberg,T., Droplet Transport in Turbulent Pipe Flow, ANL-7694 (1971)

第3章 高速ウォータージェットの速度分布の解析

3. 1 はじめに

水を加圧し細いノズルから噴出させるウォータージェットは産業分野で幅広く応用されており、布、皮革、金属等の切削加工や表面洗浄、外科手術、土木建設工事(地盤の切削、コンクリート構造物の解体等)等に利用されている¹⁻³⁾。これまでもこうしたウォータージェットについては様々な流体力学的な研究が行われてきた⁴⁻⁷⁾。Fig.3.1 に土木建設の分野において用いられているウォータージェットの噴射装置を示す。このようなウォータージェットの噴射装置が大規模建築物の地盤を改良、強化する技術として利用されている。こうした地盤改良におけるウォータージェットは高圧、高速であり、地盤を深さ 10 m 程度、直径数 m 程度にも達する円柱状に切削すると同時にセメントミルクを注入し、地盤改良することで地盤強度を向上させる。このような地盤改良に用いられるウォータージェットはノズル出口圧力が数 10MPa に達するものがあり、その速度は数 100m/s にも達する。こうした高圧、高速のウォータージェットはすでに実用化されており、その流体力学的構造についての研究も行われているが⁸⁻¹⁰⁾、十分な知見を得るには至っていない。ウォータージェットの性能をより高度化し、効率的な地盤改良を行うためには、ウォータージェットの流体力学的構造を明らかにしてより合理的な装置の設計を行う事が必要となる。



Fig.3. 1 Photograph of High-Speed Water Jet Utilized Soil Improvement

高速ウォータージェットの性能を決める上で特に重要なパラメータは，ウォータージェットのジェット幅，密度分布，ならびにウォータージェットの速度と速度分布である．このうち，ウォータージェットのジェット幅，密度分布については，高強度の YAG レーザーを光源とし，レーザーシュリーレン法を用いた測定が行われている¹¹⁾．筆者は，適切な物理モデルを用いて，解析的にウォータージェットの特性を予測する手法を開発し，密度分布やジェット幅の予測を行い，実験結果を精度よく再現した¹²⁾．もう一つのウォータージェットの重要なパラメータは速度ならびにその分布である．ジェットの速度はウォータージェットの切削能力に直接関係しており，その流れ方向ならびに半径方向の分布を正確に予測することはウォータージェットの性能評価に不可欠である．これについても，高強度の YAG レーザーを光源とし，極めて短い露光時間(数 10ns)でウォータージェットを撮影することにより，PIV 法や LIF-PTV 法を用いてウォータージェットの速度の流れ方向ならびに半径

方向の測定が行われている¹³⁻¹⁶。本論文では、均質流モデルとジェット外縁での摩擦応力のモデルを用いて、ウォータージェットの数値解析を行い、ジェットの速度の長さ方向並びに半径方向の分布の予測を行い、上述の実験結果を精度良く再現した結果について述べる。

3. 2 従来の実験結果

前章 Fig.2.1 に示したように土木建設の分野において利用されている高速ウォータージェットは、細かい液滴が高速で流れる噴霧流の状態になっている。これを模式的に示したものが前章 Fig.2.2 である。

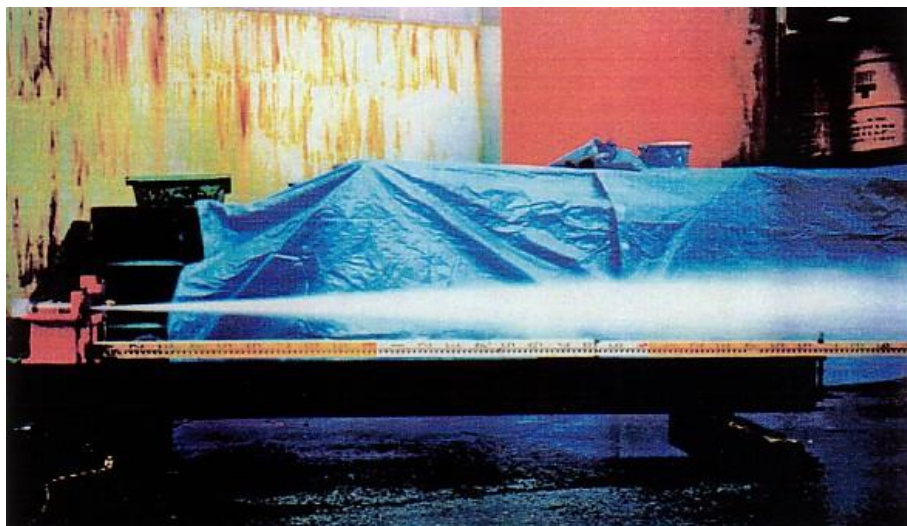


Fig.2.1 Photograph of High Speed Water Jet

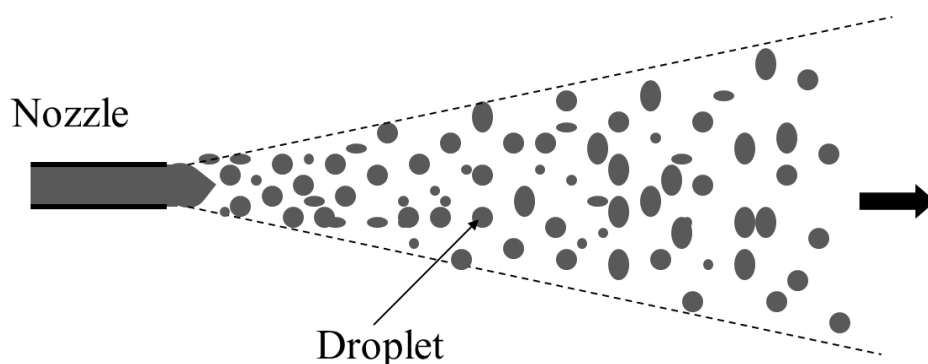


Fig.2.2 Schematic Representaion of High Speed Water Jet

このモデルにより高速ウォータージェットの速度はこの液滴の速度とみなすことができる。この高速ウォータージェットの速度の測定については、レーザーを用いた詳細な測定が報告されている¹³⁻¹⁶。実験装置の概略を Fig.3.2 に示す。実験装置はウォータージェット噴射装置とその測定装置からなる。測定装置はNd:YAG ダブルパルスレーザーとイメージンテンシファイアー付き CCD カメラとそれらを制御するパソコンからなる。

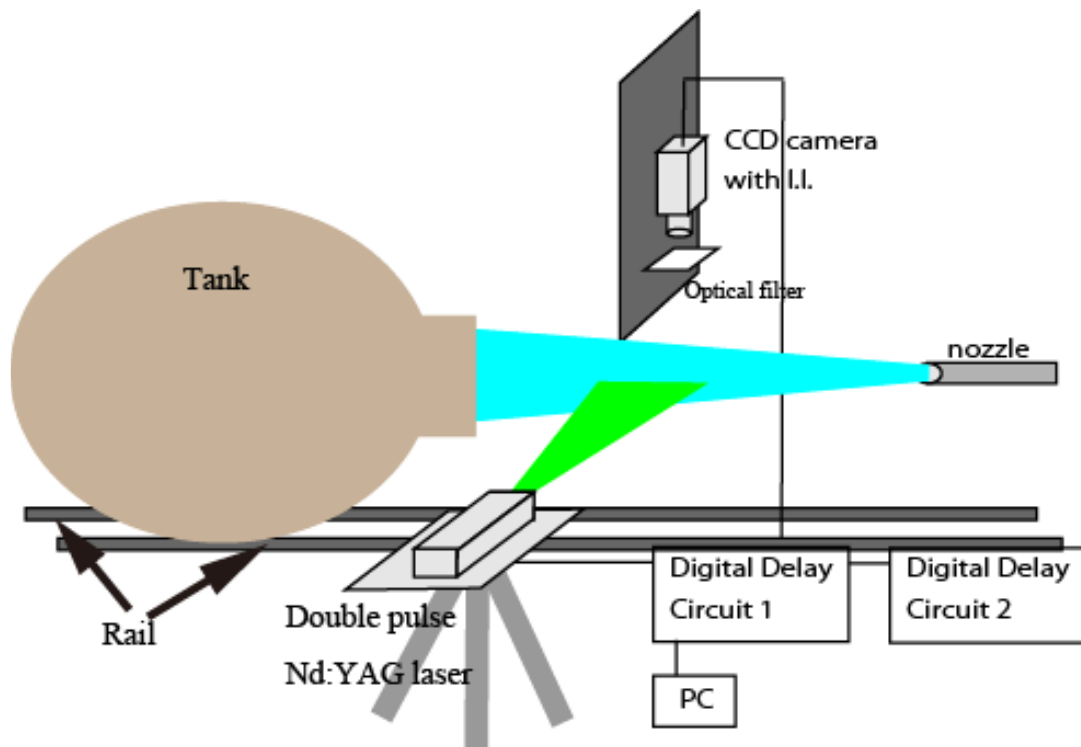


Fig.3.2 Schematic Drawing of Experimental Setup

CCD カメラは浜松ホトニクス社製 C7972-11 で画素は 1024×1024 ピクセルである。高速のジェットを撮影する場合にはシャッタースピードを非常に早くする必要があるため画像は暗くなる。そのため、光電子増倍管によるイメージンテンシファイアーを取り付けてある。このイメージンテンシファイアーはゲート回路を開く時間を電子的に制御できるため、実質的に 10 ns の露光時間での撮影が可能となる。また、このイメー

ジインテンシファイアーと CCD カメラをデジタル遅延回路を用いて同期させる事により、最小で $1\ \mu\text{s}$ 間隔で 2 枚の画像を撮影する事が出来る。これにより、PTV(Particle Tracking Velocimetry)法による速度の測定が可能となる。

Nd:YAG ダブルパルスレーザーは New Wave 社製 PIV SOLO-120 であり、出力は $83\ \text{mj/パルス}$ 、パルス幅は $6\ \text{ns}$ で $532\ \text{nm}$ のグリーンレーザーを出力する。レーザービームの径は $6\ \text{mm}$ であり、実験ではこれを円筒レンズにより厚さ $0.1\ \text{mm}$ 、幅 $150\ \text{mm}$ のシート光にして、ジェットの中心部を通過するように設定した。CCD カメラを用いてこのシート状のレーザーに照射されている部分のジェットの画像を撮影した。また、ジェットの流動の様子を撮影するためハロゲンランプを用いたバックライト撮影も合わせて行った。

この実験では、動作流体の水に Rhodamine B を含有した蛍光粒子(Lavision 社製の 1002192, 直径 $20\ \mu\text{m}$ - $50\ \mu\text{m}$, 密度 $1190\ \text{kg/m}^3$)を混入し、ノズルから噴射し Nd:YAG レーザーでジェットに対して照射する。ジェット中の蛍光粒子は Nd:YAG レーザー($\lambda=532\ \text{nm}$)の波長によって励起し、最大 $625\ \text{nm}$ の波長の光を放出する。カメラの前に光学フィルターを設置する。この光学フィルターは $565\ \text{nm}$ 以下の光は 1%以下しか透過しないので、粒子以外のジェットの光をほとんど遮る。よって粒子のみを撮影できる。これを連続して撮影し、PTV 法を適用することによって速度を計測できる。この方法(LIF-PTV 法)の概略を Fig.3.3 に示す。ウォータージェットのノズル径を D として $2.5\ \text{mm}$ のものを用いた。

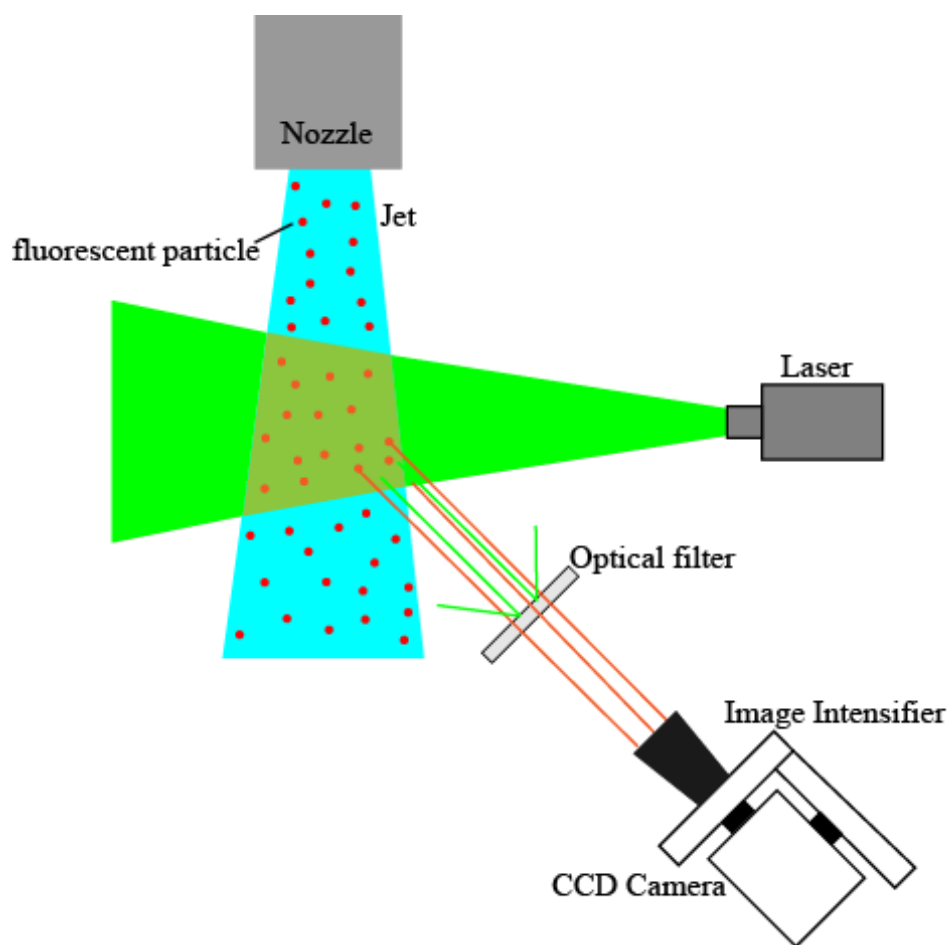


Fig.3.3 Schematic Drawing of Laser Induced Fluorescent Method.

この方法により測定されたウォータージェットのノズル出口からの各位置での速度の測定結果の一例を Fig.3.4 に示す．この図は圧力 1 MPa におけるノズル出口からの距離 $100D$ ， $200D$ ， $300D$ ， $400D$ ， $600D$ ， $800D$ の各位置でのジェットの半径方向の各点での粒子の軌跡から測定された速度をすべて示してある．ここで r はジェット中心からの位置であり， R はノズルの半径である ($D/2$)．ウォータージェットの速度はジェット中心部で速く周辺部でやや遅くなっている．また，これらの図からわかるように，ジェットの速度は大きく変動している．この速度の変動は，LIF-PTV 法による速度の測定誤差(4m/s 程度)も含まれていると考えられが，その変動の値は大きく(10 m/s 程度)，乱流等のジ

エットの流体力学的構造に強く関係していると考えられる。速度の変動は、ノズルからの距離が長くなるに従い大きくなっている。

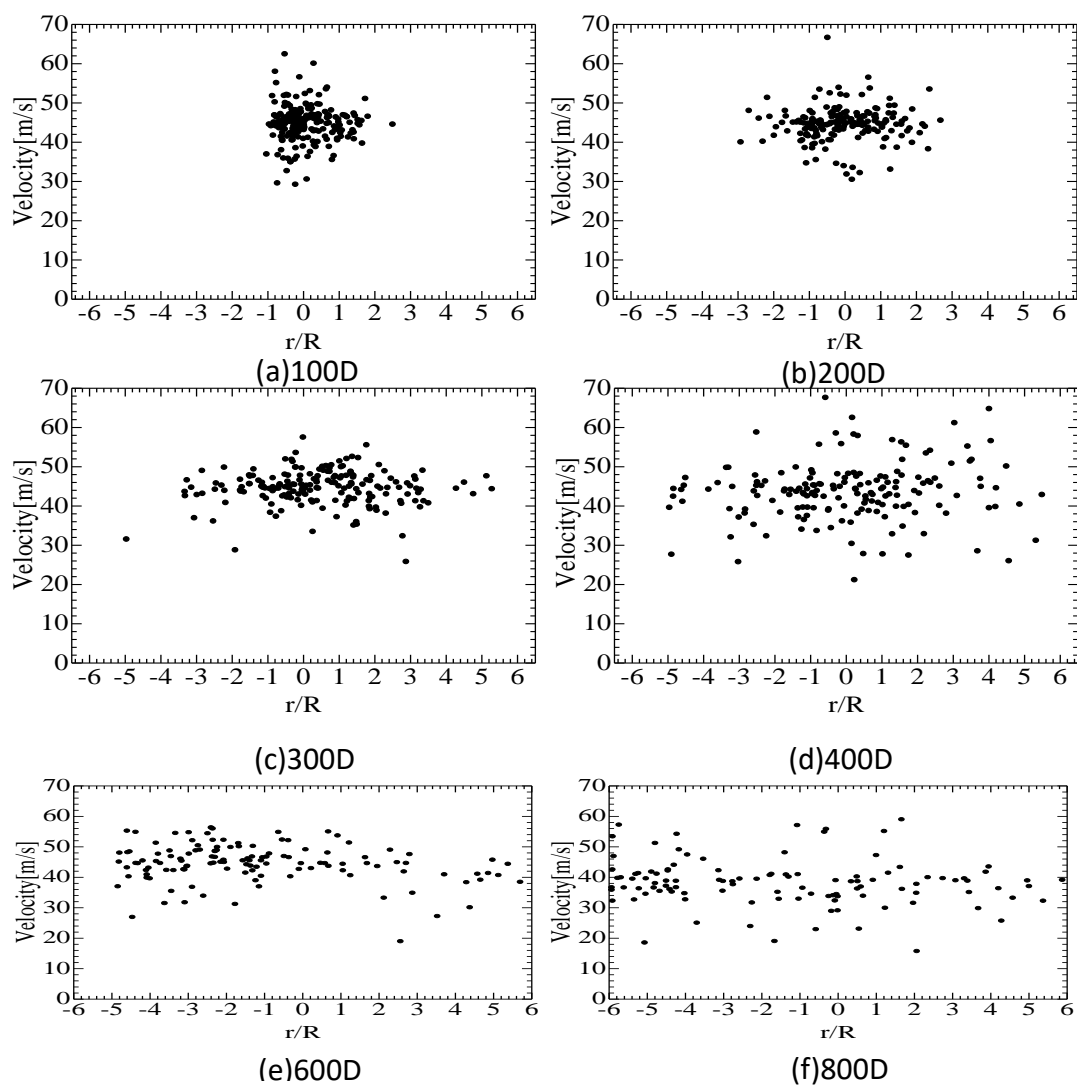


Fig.3.4 All Measured Velocity Data for the Case of 1MPa

Fig.3.4 に示すような半径方向における各位置の瞬時の速度データを平均して、平均速度の半径方向分布を求めた結果の例を Fig.3.5 に示す。Fig.3.5 はノズル出口近くの $200D$ における平均速度分布である。ノズル出口圧力が 1 MPa の場合にはジェット velocity 分布はほぼ一様でありジェットの広がり $3R(1.5D)$ 程度でほとんど広がっておらず、収束した連続流に近いジェットとなっている。ノズル出口圧力が 5 MPa になるとジェットは $6R$ 程度に広がる。中心部の速度は一様であるが、ジェット外縁で速度が大幅に減少している。これはジェット速度が速いため、ジェット外縁で大きな摩擦応力が働くことによると考えられる。ノズル出口圧力が 10 MPa になるとジェット幅はさらに広がる。この場合もジェット中心部では速度分布は一様であるが、周辺部で速度は 5 MPa の場合に比べてもさらに大きく減少している。この図では 20 MPa のジェットの広がりが小さくなっているように見えるが、 20 MPa ではミストの発生量が多く、周辺部でのローダミン粒子の画像がほとんど撮れなかったことによるものである。

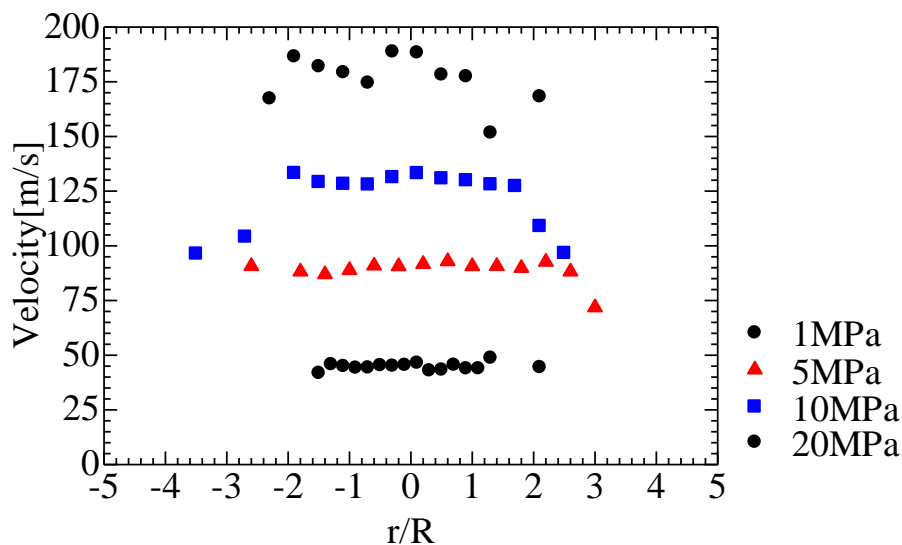


Fig.3.5 Averaged Velocity Profiles at the Position of $200D$

3. 3 解析モデルと基礎方程式

上に述べたウォータージェットの流れ方向，半径方向の速度分布の実験データを気液二相流の基礎方程式と解析モデルを用いて予測した．

3. 3. 1 ウォータージェットの基礎方程式

ここでは Fig.2.2 に示すような高速ウォータージェットの流動状況の概念図を基にジェットの液滴と空気が均質に混ざっているものと仮定し，二相流を一つの混合物とみなして混合物モデルを使用する．さらにジェットが定常になっている場合には液相と気相の平均速度が等しいとみなし，均質流モデルを用いる．このモデルに基づいたジェットの基礎方程式は前章で述べたように次式で与えられる(再掲)．

(質量保存の式)

$$\frac{\partial}{\partial z}(\rho_m u_z) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho_m u_r) = 0 \quad (2.1)$$

ここで z は流れ方向の座標， r は半径方向の座標(中心からの距離)， u はジェットの速度であり添え字 z は流れ方向の成分を，添え字 r は半径方向の成分をそれぞれ表す． ρ_m はジェットの平均密度であり次式で定義される．

$$\rho_m = \alpha_d \rho_w + (1 - \alpha_d) \rho_A \quad (2.2)$$

ここで ρ_w ， ρ_A は水ならびに空気の密度， α_d は液相の体積率である．

(運動量保存式)

$$\rho_m u_z \frac{\partial}{\partial z}(u_z) = \rho_m \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \varepsilon_m \frac{\partial u_z}{\partial r}) \quad (2.3)$$

ここで ε_m は乱流運動拡散係数である。

(乱流エネルギーの保存式)

$$\rho_m u_z \frac{\partial k}{\partial z} = \rho_m \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r D_k \frac{\partial k}{\partial r} \right) + \beta_1 \rho_m \sqrt{k} l_T \left(\frac{\partial u_z}{\partial r} \right)^2 - \rho_m \gamma_1 \frac{(\sqrt{k})^3}{l_T} \quad (2.4)$$

ここで D_k は乱流エネルギーの拡散係数である。 l_T は乱流混合に関する長さのスケール(混合距離)であり、 β_1 、 γ_1 は乱流の生成、消散に関する項の経験常数であり、ここでは単相乱流の経験値を用いる ($\beta_1=0.4$, $\gamma_1=0.06$)。

k は乱流運動エネルギーであり、次式で与えられる。

$$k = \frac{1}{2} (u_x'^2 + u_y'^2 + u_z'^2) \quad (2.5)$$

ここで $u_x'^2, u_y'^2, u_z'^2$ は速度の x , y , z 方向の揺らぎ成分である。

(2.1), (2.3), (2.4) 式をノズル出口の速度を境界条件として与えて解くことによってウォータージェットの密度分布、速度分布、乱流分布を求めることができる。これらを解くにあたっては、ジェットの拡散モデルを用いる。ジェットは Fig.2.1, Fig.2.2 に示されるように流れ方向に進むにつれてその径を拡大していく。すなわち、ジェット中の液滴は半径方向に拡散していく。この液滴流束は(2.1)式の左辺第2項の $\rho_m u_r$ の項に相当する。通常の拡散モデルを用いてこの項が、半径方向の密度勾配に比例するとする。

$$\rho_m u_r = -D_p \frac{\partial r \rho_m}{\partial r} \quad (2.6)$$

ここで D_p は液滴の乱流拡散係数である．

また(2.3)式の乱流運動拡散係数 ε_m ，(2.4)式の乱流エネルギーの拡散係数 D_k は乱流速度を用いて次式で与えられる．

$$\varepsilon_m = D_k = l_T v' \quad (2.7)$$

ここで l_T は乱流混合に関する長さのスケール(混合距離)， v' は乱流速度である．これは，高速のウォータージェットの場合，ジェット径と関連づけられ，本論文ではジェットのノズル径 D で代表されたとする．すなわち

$$l_T = D \quad (2.8)$$

また乱流速度は乱流運動エネルギー k により次式で与えられる．

$$v' = \sqrt{\frac{2}{3}k} \quad (2.9)$$

またジェット外縁の境界条件としては

$$\tau_w = -\rho_m l_T v' \frac{\partial u_{mz}}{\partial r} \Big|_{r=R} \quad (2.10)$$

ここで τ はジェットの外縁における摩擦応力であり， R_j はジェットの中心から外縁までの距離である．また，乱流エネルギーの境界条件は

$$\frac{\partial k}{\partial r} \Big|_{r=R} = 0 \quad (2.11)$$

とする．

液滴の乱流拡散係数 D_p については前章において，高速ウォータージェットにおけるジェット幅や密度分布の実験結果を予測し，液滴拡散係数として次式

を用いることによって実験結果を精度良く予測できることを示した¹²⁾.

$$D_p = 1.23 \left(\frac{v'^2}{U_T} \right)^2 l_T v' \quad (2.16)$$

ここで U_T は液滴の終端速度であり次式で与えられる.

$$U_T = 1.4 \left(\frac{\sigma g \Delta \rho}{\rho_A^2} \right)^{1/4} \quad (2.15)$$

3. 3. 2 ジェット外縁の摩擦応力モデル

前節で述べた基礎方程式を解いてジェット velocity 分布を求めるためには、(2.3)式の運動量方程式の境界条件である(2.10)式においてジェットの外縁における摩擦応力 τ を与える必要がる. 管内流については摩擦応力の式は実験的にも理論的にも十分信頼できる相関式が知られているが、空気中を噴霧流状態で流れる高速ウォータージェットのジェット外縁部の摩擦応力については理論的、実験的にもほとんど知見がない. しかしながら、液滴流とその周りの空気層との摩擦応力であるので基本的には管内流の摩擦力と同様に、摩擦応力は運動エネルギーに比例するものと考えられる. そこでジェット外縁部の摩擦応力 τ_w として次式のような形を仮定した.

$$\tau_w = C \frac{1}{2} \rho_m u_{zm}^2 \quad (3.1)$$

ここで u_{zm} はジェットの流れ方向の平均速度である. また C は係数である.

3. 4 解析結果と実験結果の比較

まず、ウォータージェットの速度分布を正確に予測するためには(2.10)式にお

けるジェット外縁の摩擦応力を正確に評価する必要がある，このため摩擦応力が(3.1)式で与えられると仮定して， C の値を様々に変え実験データを比較して，実験データを最も良く合致する C の値を求めた．こうしたパラメータサーベイの結果の一例を Fig.3.6 に示す．

Fig.3.6 は摩擦応力を

$$\tau_w = 0, \tau_0, 3\tau_0, 4\tau_0, 5\tau_0 \quad (3.2)$$

のように変化させた場合の解析結果と実験結果の比較である．ここで τ_0 は

$$\tau_0 = 0.5 \times 10^{-6} \rho_m u_{zm}^2 \quad (3.3)$$

で与えている．摩擦応力を 0 とした場合には速度分布は一様となり，摩擦応力を大きくするに従い，外縁部での速度が遅くなる．この図から，摩擦応力を(3.3)式とした場合に実験結果を最も精度良く再現できることがわかる．これは(3.1)式で C の値を

$$C = 1.0 \times 10^{-6} \quad (3.4)$$

とした場合に相当する．摩擦応力をさらに大きくするに従い，外縁部での速度が非常に遅くなり実験結果と合わなくなる．Fig.3.6 はノズル出口圧力が 1 MPa の場合の結果であるが，他のノズル出口圧力の場合も同様に(3.4)式で与えられる C の値を用いることによって実験結果を最も精度良く再現できることがわかった．

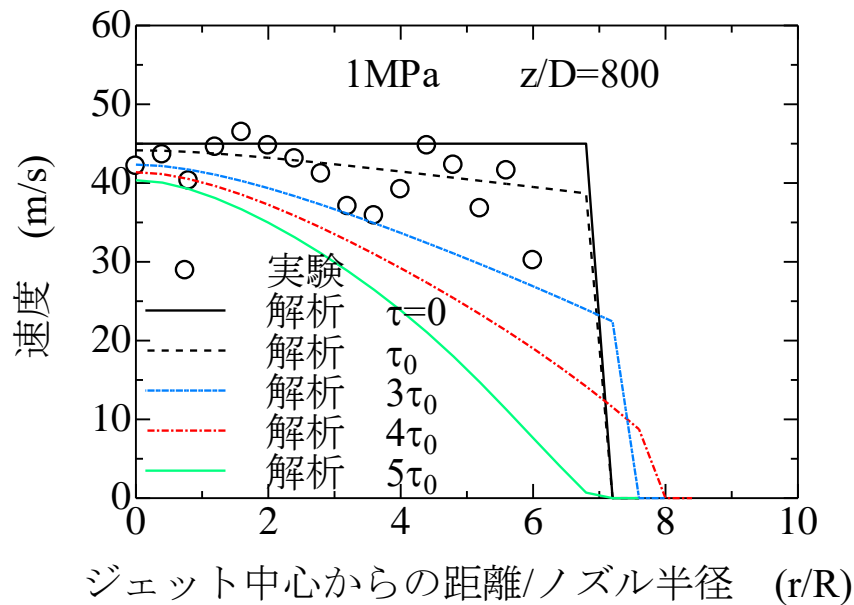


Fig.3.6 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution (Effect of Shear Stress at Jet Edge), 1 MPa, $z/D=800$

Fig.3.7 から Fig.3.23 に高速ウォータージェットの半径方向速度分布の解析結果(摩擦応力を(3.3)式とした場合)と実験結果の比較を示す. ノズル出口圧力が 1 MPa, 5 MPa, 10 MPa, 20 MPa(ジェットの出口速度が 45 m/s, 100 m/s, 141 m/s, 200 m/s に相当), ノズル出口からの距離が $z/D=100, 200, 300, 400, 600$ (ノズル出口からの距離 250 mm, 500 mm, 750 mm, 1000 mm, 1500 mm)の位置でのジェット半径方向の速度分布の実験結果と解析結果を比較した. 予測にあたっては, (3.3)式のジェット外縁での摩擦応力を与えて計算を行った.

Fig.3.7 はノズル出口圧力が 1 MPa でジェットの出口速度が 63 m/s の場合にノズル出口から $100D$ の位置でのジェットの半径方向速度分布の予測値と実験結果の比較である. ノズル出口からの距離が短いためジェットの幅は狭く, また, ジェットの速度分布はほぼ一様である. この図の場合にはジェットの速度

が比較的遅く、ノズル出口からの距離が短いためジェットの外縁での界面の乱れが小さく、摩擦応力も非常に小さくなっているためであると考えられる。

Fig.3.8 は同じ条件でノズル出口からの距離が $200D$ となった場合の予測結果と解析結果の比較である。この場合にはノズル出口からの距離の増加に伴いジェットの半径が広がり、ジェットの速度分布の実験結果は外縁部に行くに従わずかであるが減少している。(3.3)式の摩擦応力を与えた予測結果の方が実験結果を良好に再現している。

Fig.3.9 は同じ条件でノズル出口からの距離がさらに増えて $300D$ となった場合の予測結果と解析結果の比較である。この場合にジェットの半径はさらに広がり、ジェットの速度分布の実験結果は外縁部に行くに従い明確に減少する傾向を示している。その減少割合はジェット中心部の速度の 1 割程度である。この場合も、(3.3)式の摩擦応力を与えた予測結果は実験結果を良好に再現している。

Fig.3.10 は同じ条件でノズル出口からの距離がさらに増えて $400D$ となった場合の予測結果と解析結果の比較である。この場合にはジェットの半径は大きく広がり、ジェットの速度分布の実験結果は外縁部で明確に減少する速度分布となっている。また速度のばらつきも大きくなっているが(3.3)式の摩擦応力を与えた予測結果は実験結果を良好に再現している。

Fig.3.11 は同じ条件でノズル出口からの距離が $600D$ となった場合の予測結果と解析結果の比較である。ジェットの半径は非常に大きくなり、ジェットの外縁部の速度の実験結果は中心部よりもかなり減少し、外縁部での摩擦応力の効果が明確に現れている。また速度の変動も非常に大きくなっている。この場合

も(3.3)式の摩擦応力を与えた場合の解析結果は実験結果を非常によく再現している

Fig.3.12 から Fig.3.16 はノズル出口圧力が 5 MPa でジェットの出口速度が 100 m/s の場合の解析結果と実験結果の比較である．この場合には，ジェットの速度が速くなったために，外縁部での摩擦応力も大きくなっており，Fig.3.12 に示されているように，ノズル出口からの距離が短い $100D$ の場合でもジェットの速度分布の実験結果は外縁部で明確に減少している．実験結果は(3.3)式の摩擦応力を与えた場合の解析結果で良好に再現されている．

Fig.3.13 から Fig.3.16 に示すようにノズル出口からの距離が長くなるに従い，ジェットの半径は大きくなり，ジェットの速度は外縁部でかなり遅くなる速度分布が実験結果で得られている．ここでの解析結果は外縁部での摩擦応力を(3.16)式で与えることにより，いずれの位置においてもジェットの速度分布を非常に良好に再現しており，摩擦応力の影響による半径方向速度分布を適切に予測していることがわかる．

Fig.3.17 から Fig.3.21 はノズル出口圧力が 10 MPa でジェットの出口速度が 141 m/s と非常に速くなった場合の解析結果と実験結果の比較である．この場合には，ジェットの速度がさらに速くなったために，(3.3)式で与えられる外縁部での摩擦応力も非常に大きくなっている．Fig.3.17 に示されているように，ノズル出口からの距離が短い $100D$ の場合でもジェットの速度分布の実験結果は外縁部で明確に減少しており，また速度のばらつきも大きくなっている．これは乱流速度も大きくなって液滴速度の変動が大きくなっていることによると考えられる．この場合も実験結果は(3.3)式の摩擦応力を与えた場合の解析結果

で非常によく予測されている．Fig.3.18 から Fig.3.21 に示すように実験結果ではノズル出口からの距離が長くなるに従い，ジェットの半径はさらに大きくなり，ジェットの速度は外縁部でかなり遅くなる．ここでの解析結果は外縁部での摩擦応力を(3.3)式で与えることにより，いずれの位置においてもジェットの速度分布を非常に良好に再現しており，摩擦応力の影響による半径方向速度分布を適切に予測していることがわかる．

Fig.3.22, Fig.3.23 はノズル出口圧力が 20 MPa でジェットの出口速度が 200 m/s と本論文の解析条件では最大となった場合の解析結果と実験結果の比較である．この場合には，ジェットの速度が非常に速く，ジェット周辺部ではミストの発生量が多く，周辺部でのローダミン粒子の画像がほとんどとれなかったため実験結果は中心部付近に限られている．ジェットの速度がさらに速くなったために，(3.3)式で与えられる外縁部での摩擦応力が非常に大きくなっていると考えられ，この影響は実験結果にも現れている．Fig.3.22 に示されているように，ノズル出口からの距離が短い $200D$ の場合でもジェットの速度分布の実験結果は中心部からはなれるに従い明確に減少しており，また速度のばらつきも大きくなっている．これはジェットの速度の増加と外縁部での摩擦応力の増加によりジェットの速度の変動が極めて大きくなっていることを示している．この速度が最大の場合についても実験結果は(3.3)式の摩擦応力を与えた場合の解析結果により良好に予測されている．出口からの距離が長くなるに従い，ジェットの半径はさらに大きくなり，ジェットの速度は中心部から離れるに従い大幅に減少している．実験データの範囲は限られているが，ここでの解析結果は外縁部での摩擦応力を(3.3)式で与えることにより，高いノズル出口圧

力においてもジェット velocity 分布を良好に再現しており，摩擦応力の影響による半径方向速度分布を適切に予測していることがわかる．

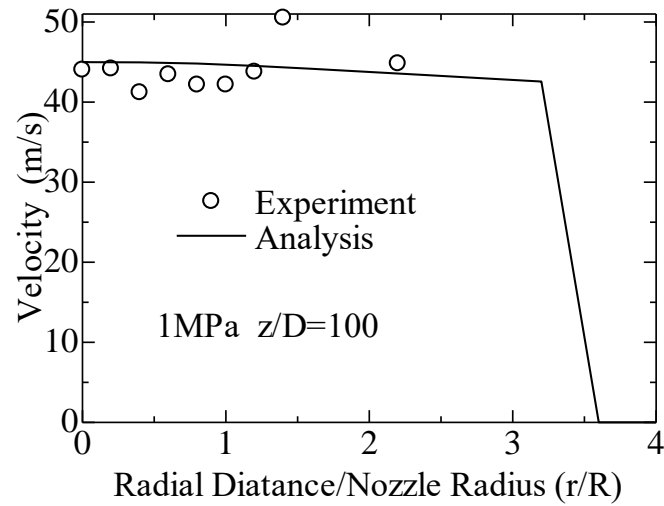


Fig.3.7 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 1 MPa, $z/D=100$

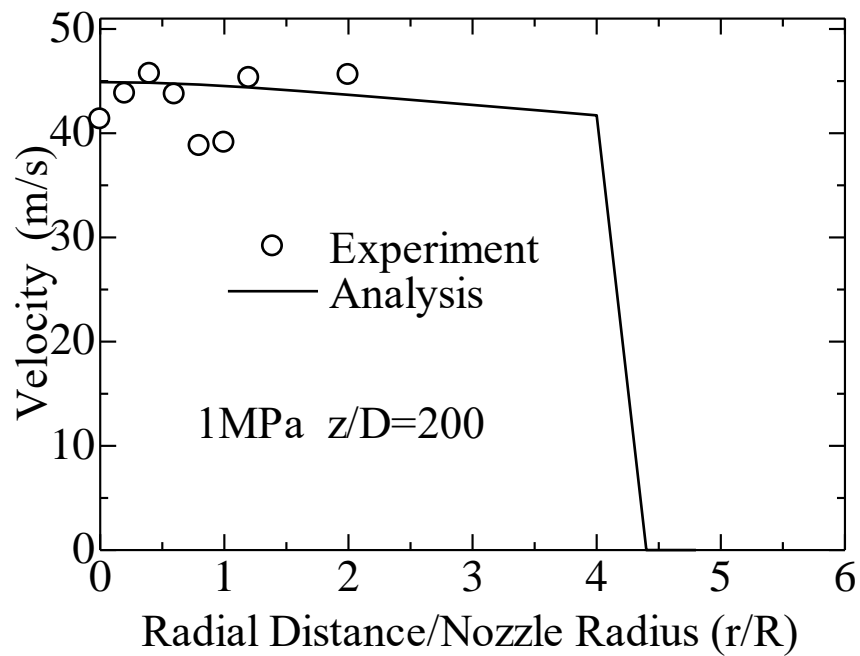


Fig.3.8 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 1 MPa, $z/D=200$

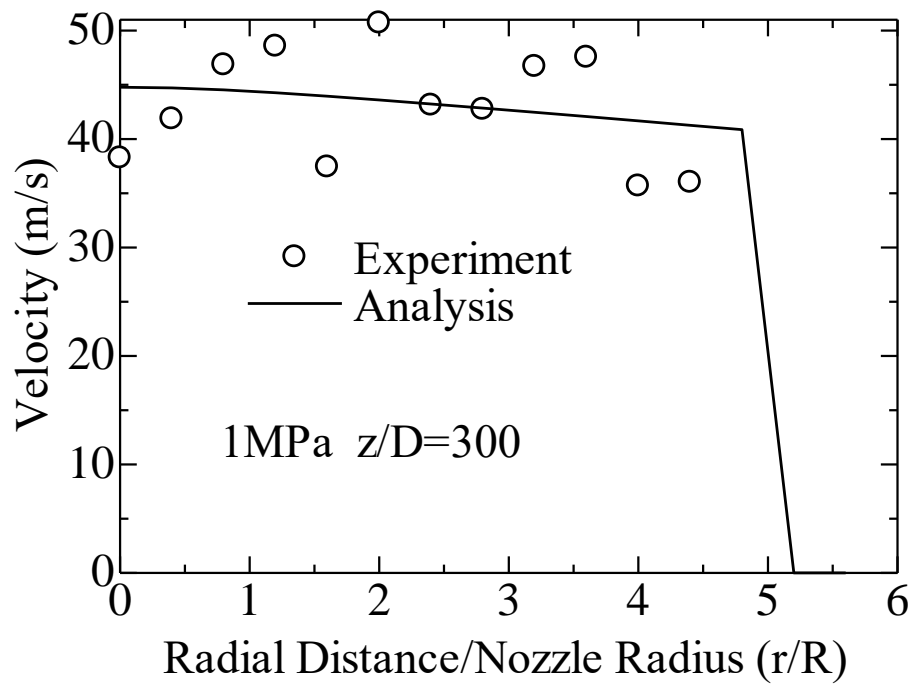


Fig.3.9 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 1 MPa, $z/D=300$

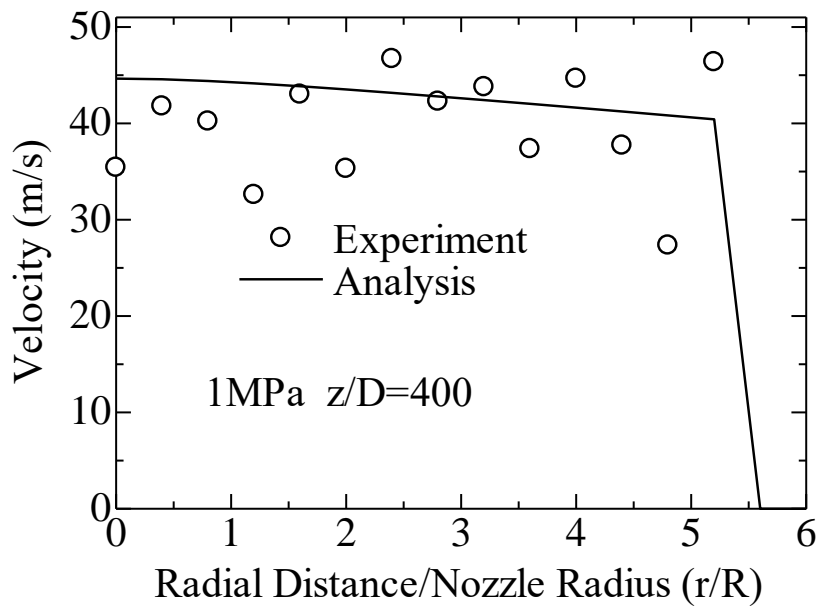


Fig.3.10 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 1 MPa, $z/D=400$

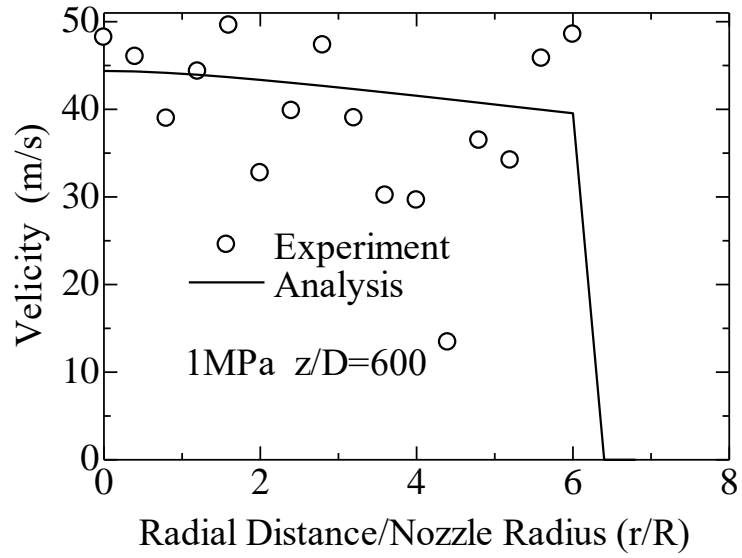


Fig.3.11 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 1 MPa, $z/D=600$

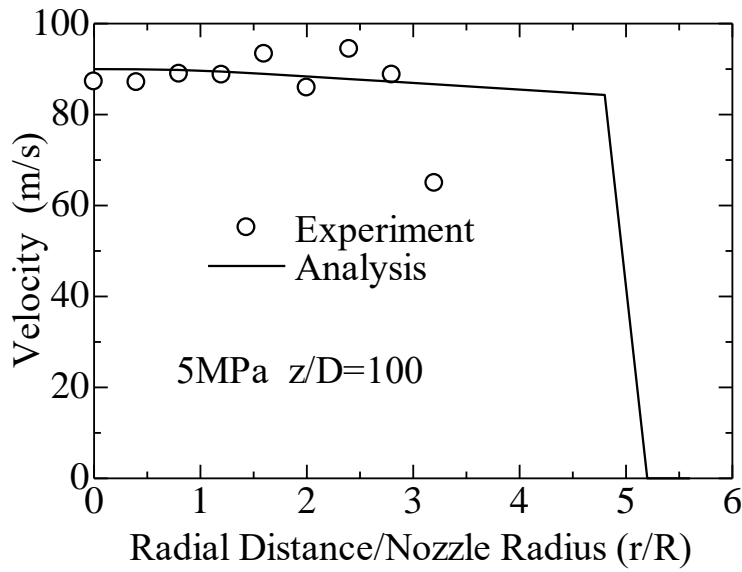


Fig.3.12 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 5 MPa, $z/D=100$

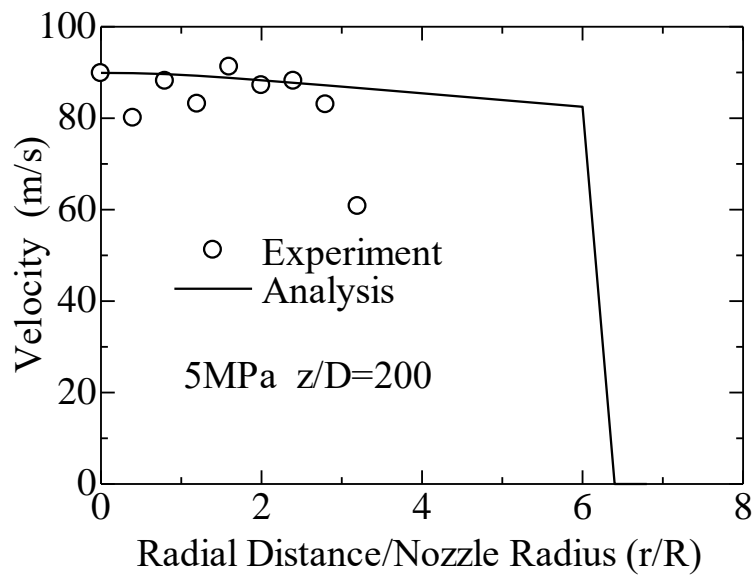


Fig.3.13 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 5 MPa, $z/D=200$

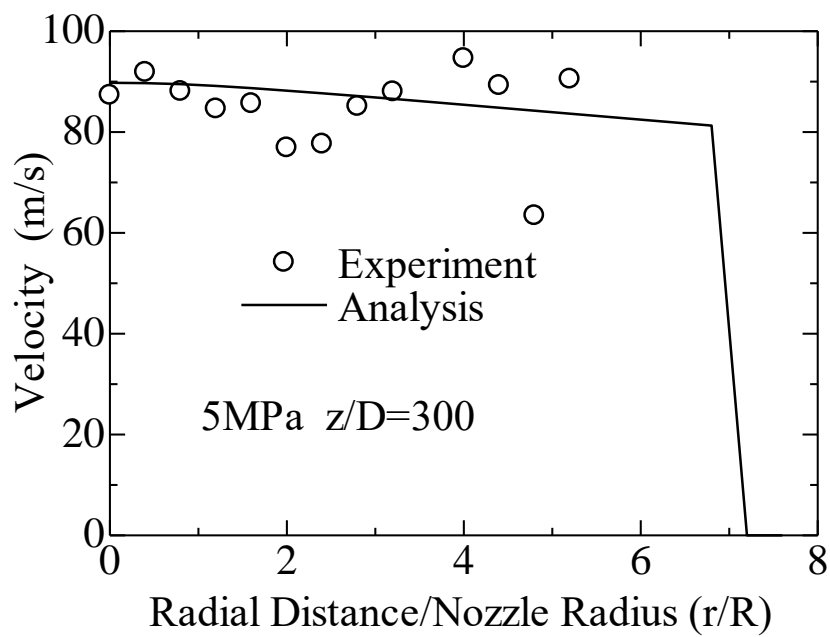


Fig.3.14 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 5 MPa, $z/D=300$

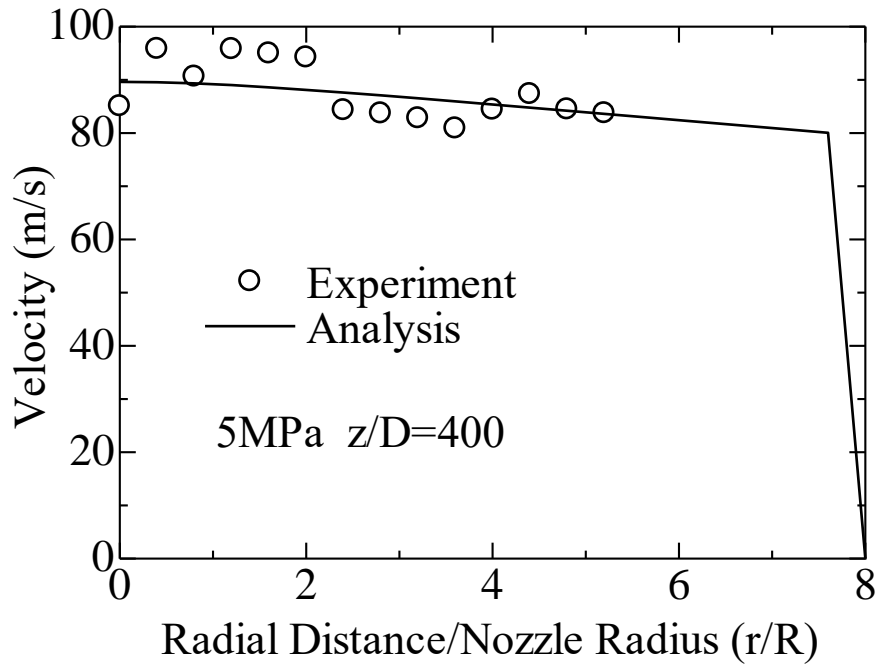


Fig.3.15 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution,
5 MPa, $z/D=400$

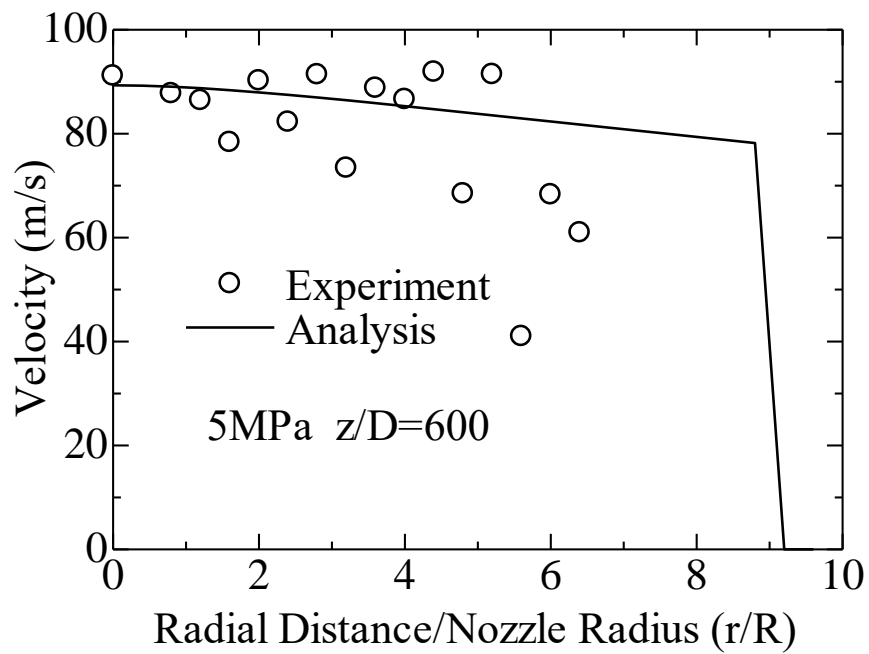


Fig.3.16 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution,
5 MPa, $z/D=600$

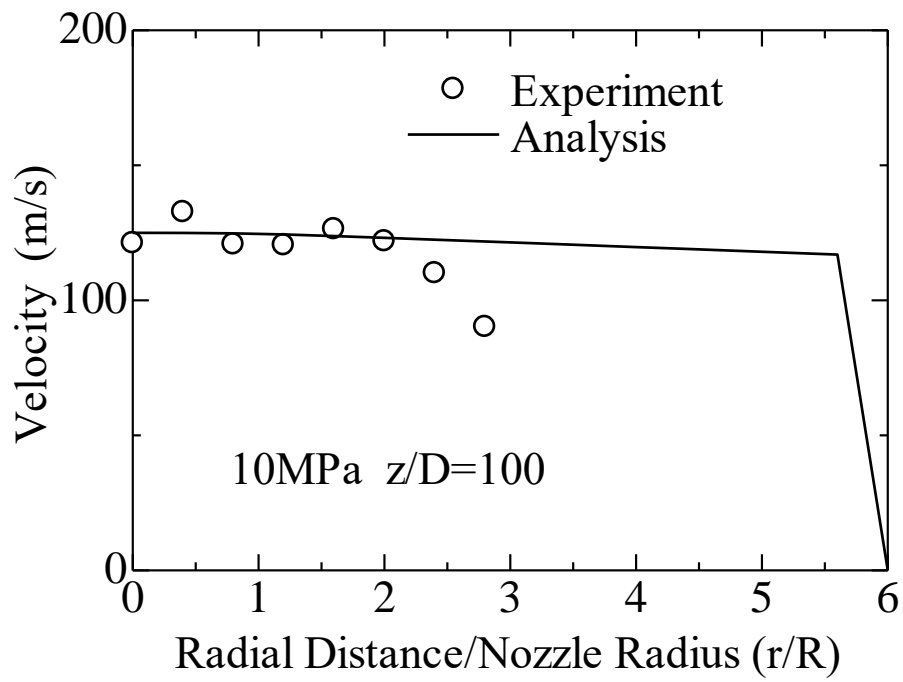


Fig.3.17 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 10 MPa, $z/D=100$

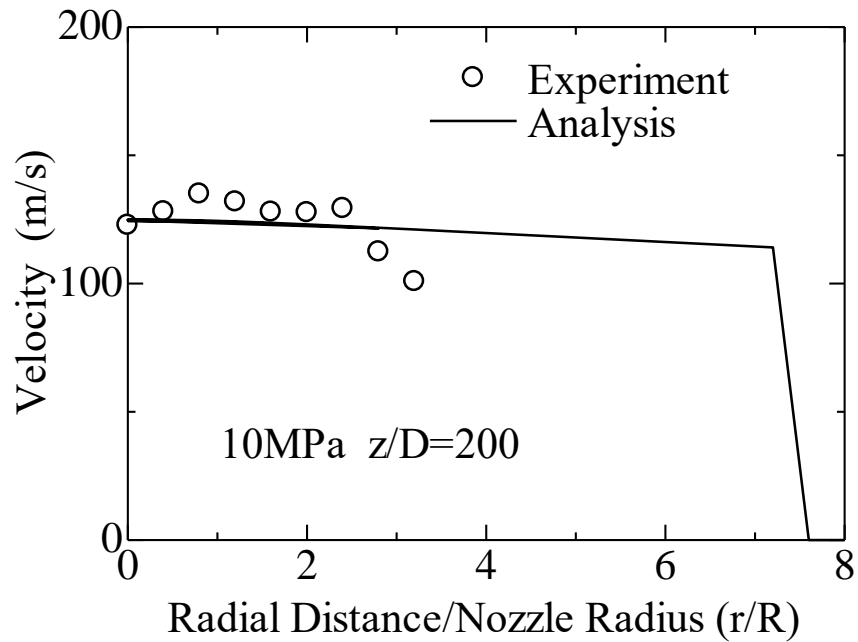


Fig.3.18 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 10 MPa, $z/D=200$

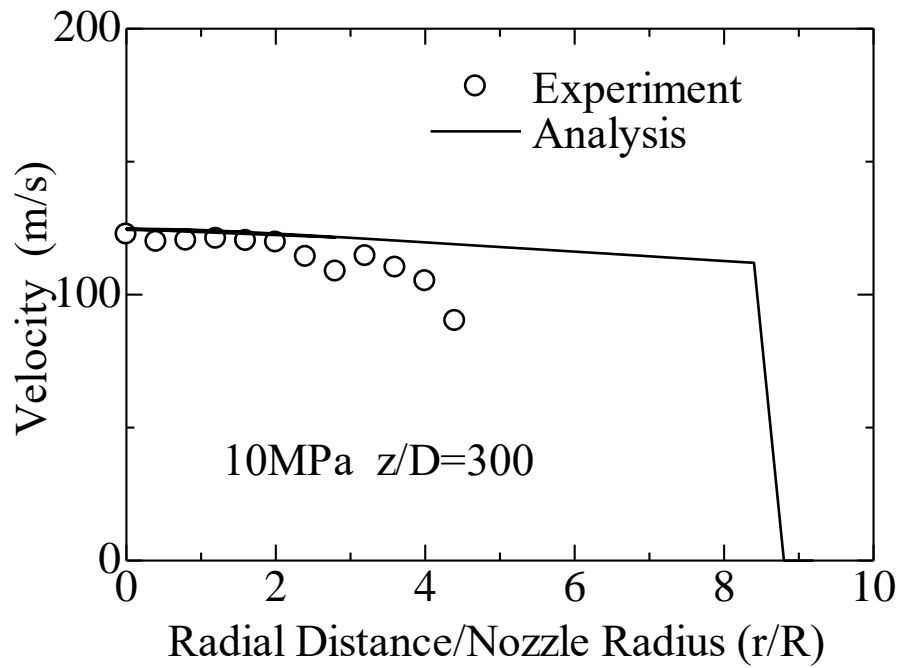


Fig.3.19 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 10 MPa, $z/D=300$

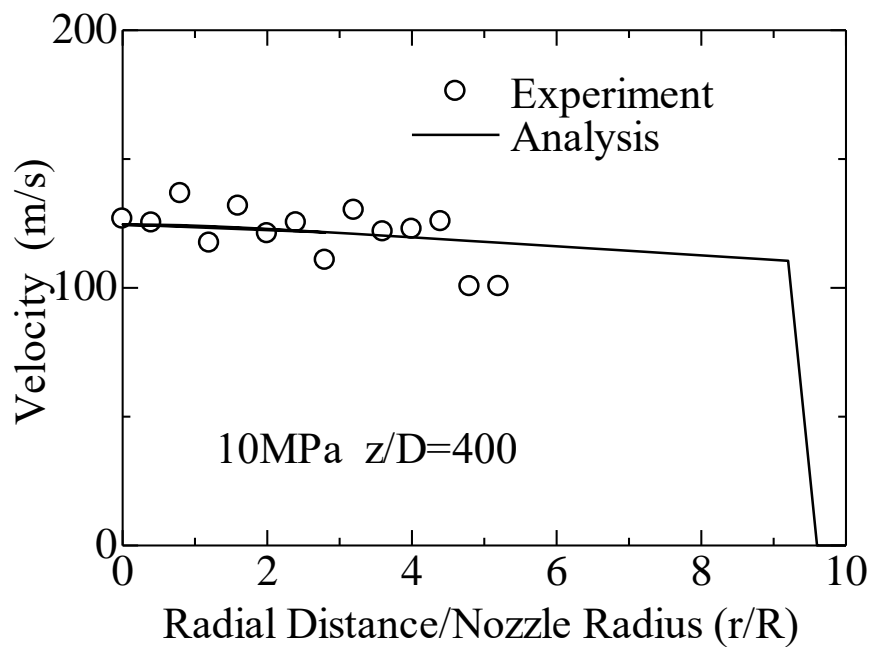


Fig.3.20 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 10 MPa, $z/D=400$

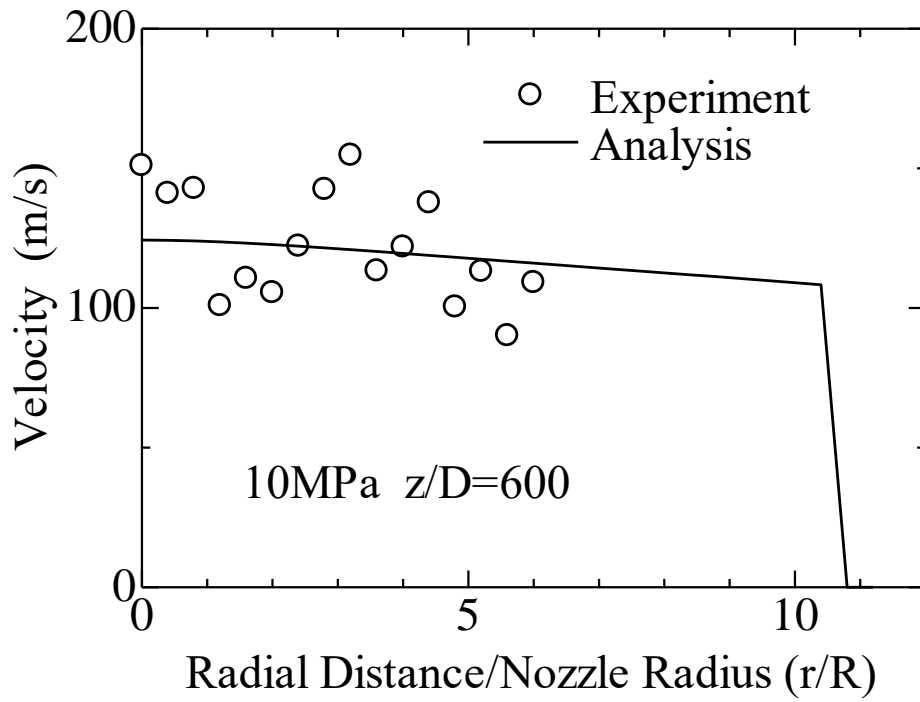


Fig.3.21 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 10 MPa, $z/D=600$

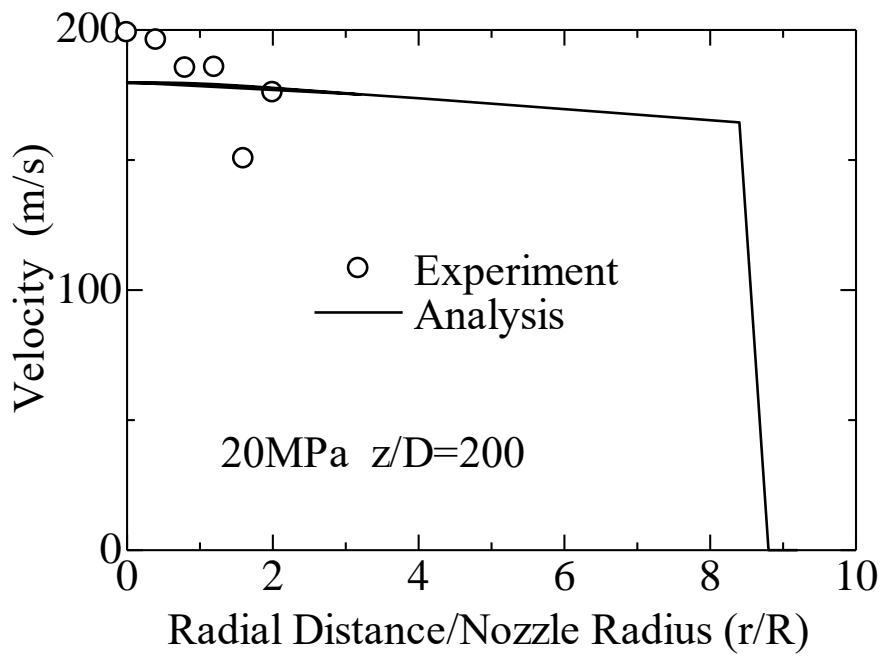


Fig.3.22 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution, 20 MPa, $z/D=200$

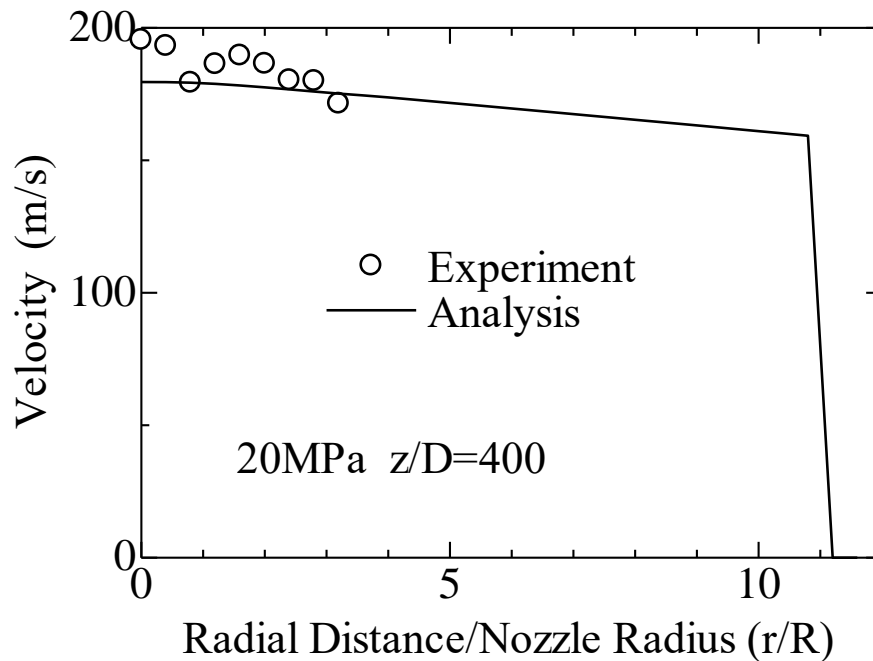


Fig.3.23 Comparison between Experiment and Analysis of Velocity Distribution,
20 MPa, $z/D=400$

3. 5 おわりに

以上本論文においては，土木建設の分野において地盤改良用に用いられている高圧，高速のウォータージェットのジェット半径方向の速度分布の解析を行い実験結果と比較した．高速ウォータージェットでは流動様式は噴霧流でありジェットの液滴と空気が均質に混ざっているものと仮定し，気液二相流を一つの混合物とみなして混合物モデルを使用した．さらにジェットが定常になっている場合には液相と気相の平均速度が等しいとみなし，均質流モデルを用いた．

均質流モデルに基づく，質量保存の式，運動量保存の式，乱流エネルギー保存の式をノズル出口の速度分布，乱流速度分布ならびにジェット外縁部での摩

摩擦応力を境界条件として与えて解くことによってウォータージェットのノズル出口からの各距離における速度分布、乱流速度分布を求めた。これらを解くにあたっては、ジェットの拡散モデルを用いた。

ウォータージェットの速度分布は運動量方程式において、ジェットの外縁における摩擦応力を与えることにより求められる。ここでは摩擦応力をパラメータとして解析を行い、実験によって得られている速度分布の予測を行った。

解析はノズル出口圧力が 1 MPa から 20 MPa(ノズル出口流速 45 m/s から 200 m/s)の場合に、ノズル出口からの距離が $z/D=100, 200, 300, 400, 600$ (ノズル出口からの距離 250 mm, 500 mm, 750 mm, 1000 mm, 1500 mm,)の位置でのジェット半径方向の速度分布について行った。この条件においてはレーザーにより誘起された蛍光を用い PTV(Particle Tracking Velocimetry)法を用いた速度分布の実験結果が報告されているのでこれとの比較を行った

ジェット半径方向の速度分布はジェット中心部で速く、ジェット外縁部で遅い分布となり、この傾向はジェットの速度が速くなるに従い、またノズル出口からの距離が長くなるに従い顕著となった。ジェット速度が遅く、ノズル出口からの距離が短い場合には、外縁部での摩擦応力の影響は小さく、速度分布はほぼ一様となった。ジェットの速度が速く、ノズル出口からの距離が長くなるに従い、外縁部での速度の減少は大きくなり、中心部の速度の 10 %以上、速度の絶対値にして 20 m/s 以上の減少が見られた。解析では、解析結果と実験結果の比較により外縁部での摩擦応力を

$$\tau_w = 0.5 \times 10^{-6} \rho_m u_{zm}^2$$

で与えることにより，本論文でのすべての条件において実験結果を極めて良好に予測できることが示された．

Nomenclature

| | | |
|-----------------|---|-----------------------------------|
| C | coefficient | |
| D | nozzle diameter | [m] |
| D_K | diffusion coefficient of turbulent energy | [m ² /s] |
| D_p | diffusion coefficient of droplet | [m ² /s] |
| k | turbulent kinetic energy | [m ² /s ²] |
| l_T | mixing length | [m] |
| r | radial distance | [m] |
| R | jet radius | [m] |
| u_r | radial velocity | [m/s] |
| u_z | axial velocity | [m/s] |
| u_{zm} | averaged axial velocity | [m/s] |
| U_T | terminal velocity of droplet | [m/s] |
| v' | terminal velocity | [m/s] |
| z | axial distance | [m] |
| α_d | liquid volume fraction | |
| ε_m | diffusion coefficient of momentum | [m ² /s] |
| ρ_m | density of jet | [Kg/m ³] |
| ρ_A | density of air | [Kg/m ³] |
| ρ_W | density of water | [Kg/m ³] |
| σ | surface tension | [N/m] |
| τ_w | shear stress at jet boundary | [N/m ²] |

参考文献

- (1) 日本ウォータージェット学会編, ウォータージェット技術辞典, 丸善, 東京 (1993).
- (2) 幾世橋宏, ウォータージェット利用技術と最近の開発動向, 日本機械学会誌, Vol.90, No.829, pp.1487-1494 (1987)
- (3) 吉田宏, ウォータージェットの産業界における利用の現状(建設業を中心として), 噴流工学, Vol.19, No.2, pp.12-26 (2002)
- (4) Phinney, R.E., 1973, The Breakup of Turbulent Liquid Jet in Gaseous Atmosphere, J. of Fluid Mechanics, Vol.60, pp.689-701
- (5) 小林陵二, 荒井隆景, 山田泰司, ウォータージェット加工技術における噴流の構造と金属材料の壊食過程, 日本機械学会論文集 B 編, Vol.53, No.489, pp.1539-1542 (1987)
- (6) Yanaida, K., and Ohashi, A., 1978, Flow Characteristics of Water Jets in Air, Proceedings of 4th International Symposium of Jet Cutting Technology, Paper A3, BHRA
- (7) Yahiro, Y., and Yoshida, H., 1974, On the characteristics of high speed water jet in the liquid and its utilization of induction grouting method,” Second Int. Symp. On Jet Cutting Technol. G4, Cambridge
- (8) 清水誠二, 直接加圧方式アブレシブジェットの流動構造とせん孔特性に及ぼすノズル形状の影響, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 62, No. 603, pp.1-11 (1996)
- (9) 清水誠二, 西方博紀, 彭國義, 小熊靖之, アブレシブサスペンションジェットの水中切断特性, 日本機械学会論文集, Vol. 81, No. 831, pp.3838-3845 (2015)
- (10) 沢村利洋, 福西祐, 小林陵二, PIV 法及び PTV 法の組み合わせによるアブレシブウォータージェットの速度測定, 日本機械学会論文集 B 編, Vol. 66, No. 641, pp.50-56 (2000)
- (11) 阿部宏幸, 吉田憲司, 片岡勲, レーザーシュリーレン法を用いた高速ウォーター

ジェットの液体体積率の計測, 噴流工学, Vol.31-1, pp.12-19 (2014)

- (12) 土屋勉, 阿部宏幸, 吉田憲司, 片岡勲, 高速ウォータージェットの液相体積率とジェット径の解析, 噴流工学, Vo.34, No.1, pp.4-12 (2018)
- (13) 阿部宏幸, 吉田宏, 吉田憲司, 片岡勲, 高速 PIV を用いた高圧ウォータージェットの流動構造の計測, 噴流工学, Vol.31-1, pp.4-11 (2014)
- (14) Abe,H., Yoshida,H., Yoshida,K., Yoshida,T., Otsuka,T., Kataoka,I., Investigation on Velocity Profiles of High-Speed Water Jet with Large Flow Rate, Proceedings of the International Conference on Jets, Wakes and Separated Flows (ICJWSF2010), CD-ROM, (2010)
- (15) Yoshida, T., Yoshida, K., Abe, H., Yoshida, H. and Kataoka, I, Velocity Measurements Technique of High Pressure Water Jet by High Speed PIV, Proc. of International Conference on Jet, Wakes and Separated Flows,ICJWSF-2008, #ICJWSF2008-19-4, (2008)
- (16) 阿部宏幸, 吉田宏, 吉田憲司, 片岡勲, 高速ウォータージェットの LIF-PTV 法による流速分布の測定, 混相流, Vol.25-3, pp.330-339 (2014)

第4章 高速ウォータージェットを用いた矩形改良体の作成に関する研究

4. 1 はじめに

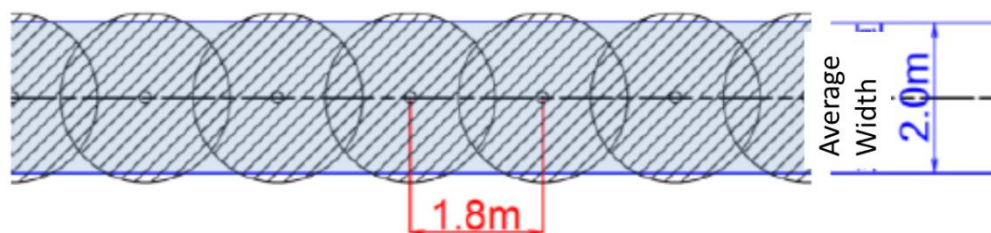
2011 年の東日本大震災を契機に南海トラフ巨大地震での被害想定が見直され、庁舎等の防災拠点整備や耐震改修等による企業の事業継続計画(BCP)対応が活性化している。著者はこれまで既存建物への液状化対策¹⁾として、原位置施工実験により高圧噴射攪拌工法を用いた格子状地盤改良の改良体に必要な施工品質を確認²⁾し、プロジェクトへの適用³⁾を進めてきた。但し、高圧噴射攪拌工法は機械攪拌工法に比べコストが高く品質確保が難しいため、建築分野での本工法の利用はあまり進んでいない。

本論文では本工法による格子状地盤改良の合理化への方策として、従来の円形に対し矩形形状の改良体を作成する方法を開発し、それを実際の地盤改良工事において実証した結果について述べる。

Fig.4.1 に示すように従来は平均壁厚 2 m の壁状の改良体を作成するためには直径 2 m の円形の改良体を間隔 1.8 m 以下で造成する必要があった。この場合でも円形改良体の間では壁厚が薄くなることは避けられなかった。一方、Fig.4.1 に示すように、本論文で提案する矩形改良体を用いれば間隔は 3.6 m と 2 倍程度になり、また、個々の改良体の間の壁厚の変化は小さく均一な壁厚を持つ改良体が造成できる。また、改良体の間隔が 2 倍程度と長くなるため、時間とコストの大幅な削減につながる。このように矩形改良体は、壁状の改良体を造成する上で大きな利点がある。そこで、本論文ではジェットの回転速度を精密に制

御することによる矩形改良体の造成原理を確立し，それを実際の地盤に適用する際の課題等について考察し，それに基づき実際の地盤において実証した結果について述べる．

- Previous Method (Circular)



- Present Method (Rectangular)

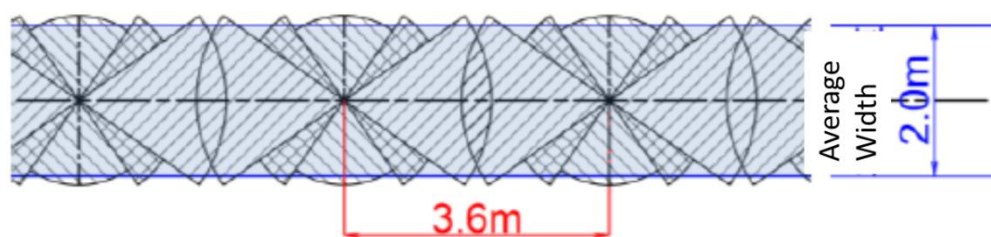


Fig.4.1 Circular Column and Rectangular-Like Column

4. 2 矩形改良体の造成原理

従来の円形の改良体は，ジェットの噴射管からジェットを一定の流量で吹き出しながら掘削しセメントミルクを注入し，噴射管を一定の速度で回転させながら引き上げることによって改良体の造成を行っていた．地盤の切削の距離はジェットが噴射されている時間が長くなるほど長くなる．従って，回転速度が速い場合には造成される円形改良体の直径は小さく，回転速度が遅い場合には

大きくなる．このことを用いると，ジェットの回転速度を回転角に応じて変化させることにより，矩形も含めた様々な形状の改良体の造成が可能となる．

今，角度 θ における回転速度を $\omega(\theta)$ とし，回転速度が ω の時の掘削の距離を $L(\omega)$ とすると，回転速度を変化させて作成した改良体の半径（中心からの距離） $RC(\theta)$ は次式で表される．

$$RC(\theta) = L(\omega(\theta)) \quad (4.1)$$

Fig.4.2 に示すような長辺 a ，短辺 b の矩形は(4.2)式のような関数で表される．Fig.4.2 の各領域の番号は(4.2)式の θ の範囲に対応する． $L(\omega)$ がジェット噴射装置の特性と地盤の特性から決定されると，(4.2)式を満たすような $\omega(\theta)$ が決定され，矩形の改良体が造成できる．

$$\textcircled{1} \quad 0 < \theta < \tan^{-1}(b/a)$$

$$RC(\theta) = \frac{(a/2)}{\cos \theta}$$

$$\textcircled{2} \quad \tan^{-1}(b/a) < \theta < \pi - \tan^{-1}(b/a)$$

$$RC(\theta) = \frac{(a/2)}{\sin \theta}$$

$$\textcircled{3} \quad \pi - \tan^{-1}(b/a) < \theta < \pi + \tan^{-1}(b/a) \quad (4.2)$$

$$RC(\theta) = \frac{(a/2)}{-\cos \theta}$$

$$\textcircled{4} \quad \pi + \tan^{-1}(b/a) < \theta < 2\pi - \tan^{-1}(b/a)$$

$$RC(\theta) = \frac{(a/2)}{-\sin \theta}$$

$$\textcircled{5} \quad 2\pi - \tan^{-1}(b/a) < \theta < 2\pi$$

$$RC(\theta) = \frac{(a/2)}{\cos \theta}$$

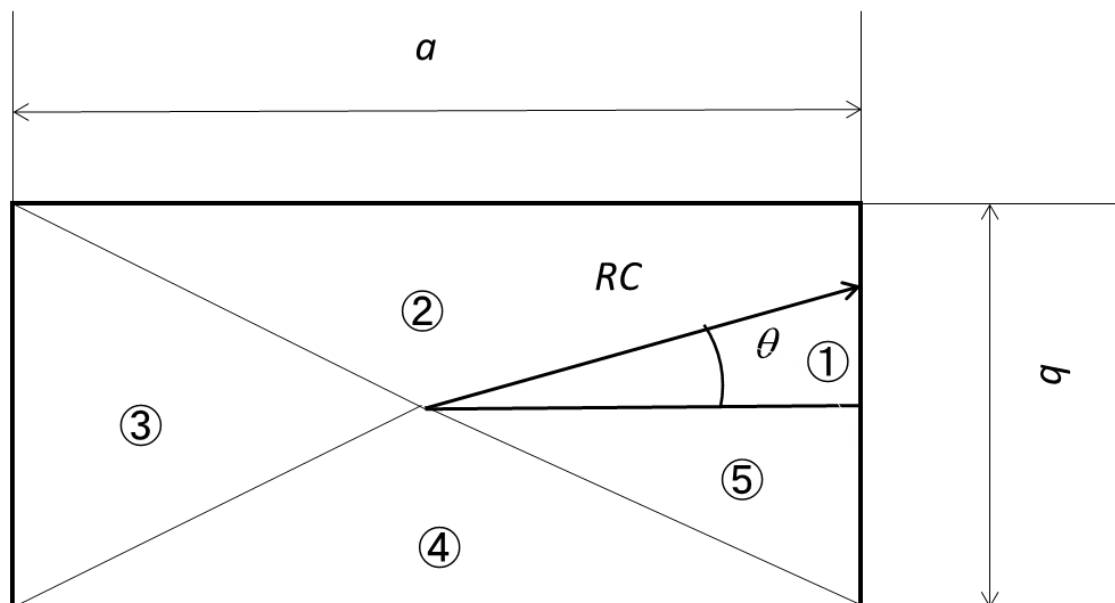


Fig.4.2 Ideal Rectangular-Like Column

任意の形状の改良体についてもその断面形状を(4.2)式のように $RC(\theta)$ の関数で表し、(4.1)式によって $\omega(\theta)$ を決定すれば造成することが可能である。ただし、 $RC(\theta)$ の最大値($RC(\theta)_{\max}$)は掘削可能な距離(L_{\max})よりも小さくなくてはならない((4.3)式).

$$RC(\theta)|_{\max} < L|_{\max} \quad (4.3)$$

実際の地盤改良体を造成する場合には、(4.2)式のような形で回転速度を厳密に制御することは大きな労力と費用が必要であり、実際の地盤改良工事に適用するには現実的ではない（実際の地盤改良工事では近似的な矩形で十分であると考えられる）。また、(4.2)式は地盤が均一で回転速度 ω が決まれば掘削距離 L が一意に決まることを前提としているが、実際の地盤では、場所によって地盤の性状が異なり、回転速度によって掘削距離が一意に定まることはないと考えられる。従って、実際の地盤改良における矩形改良体の造成にはより近似的

な方法を用いるのが現実的である．これを示したものが Fig.4.3 である．この図では，回転速度を3段階に切り替える方法を用いている．

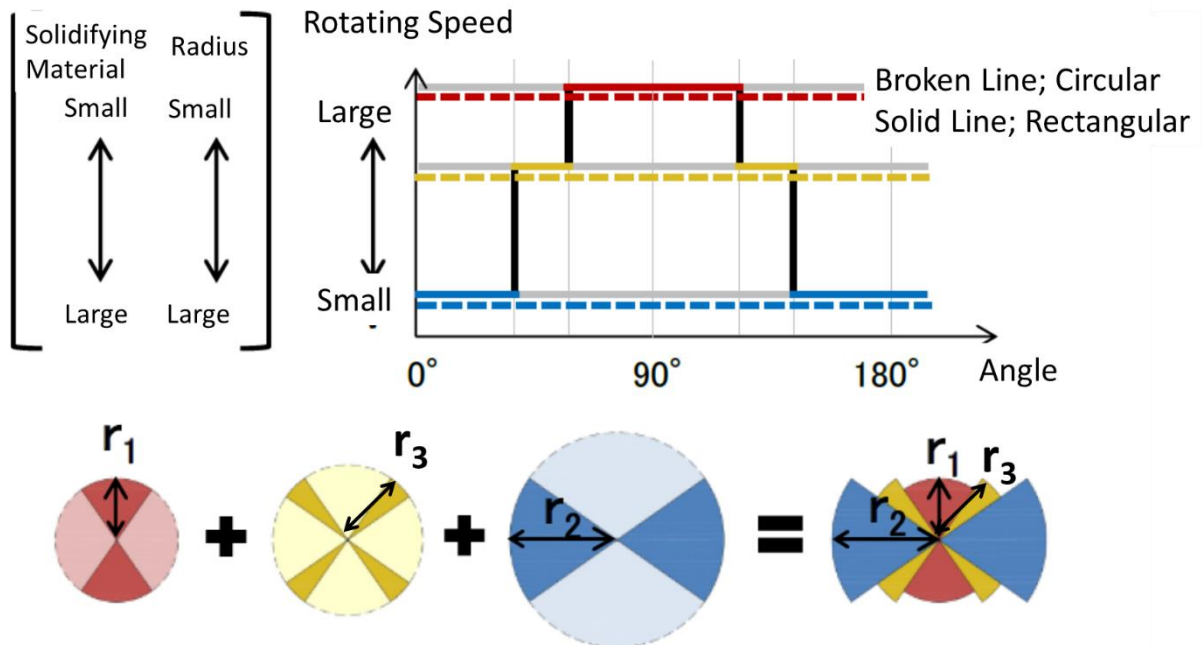


Fig.4.3 Approximate Method for Creating Rectangular-Like Column

角度 0 度から 40 度までは回転速度を遅くし，大きな半径 r_2 で切削する．この r_2 を矩形体の長辺の半分と等しくする．

$$r_2 = a/2 \quad (4.4)$$

角度が 40 度から 60 度までは中程度の回転速度とし，中程度の半径 r_3 で切削する．更に角度が 60 度から 120 度までは回転速度を最大として小さな半径 r_1 で切削する．この半径 r_1 は矩形体の短辺の半分に等しくする．すなわち

$$r_1 = b/2 \quad (4.5)$$

さらに 120 度から 140 度までは回転速度を中程度とし，140 度から 180 度まで

は回転速度を最少とする．180 度から 360 度までは 0 度から 180 度までと同様に回転速度を変える．これによって，Fig.4.3 に示すような近似的な矩形改良体の造成が可能となる

4. 3 回転速度切り替え方法

Fig.4.3 に示すような近似的な矩形改良体の造成原理では，ジェット噴射装置の回転速度を遅いものから中程度のもの，早いものへと瞬時に切り替えるとしていた．しかしながら実際のジェット噴射装置では一定の時間遅れがあり，このような瞬時の切り替えは不可能である．Fig.4.3 の方法を実際の地盤において検証するためには，用いるジェット噴射装置の特性をあらかじめ較正しておく必要がある．Fig.4.4 には実際の地盤改良に用いる任意の角度で回転速度を切り替えることのできるジェット噴射装置⁴⁾を示す．噴射装置はケミカルグラウト株式会社製 ET-602 であり、噴射管直径 94 mm、ジェットノズル径 4.2 mm、ジェット吐出圧力最大 35.0 MPa、ジェット流量最大 0.221 m³/分である。この噴射装置の回転速度切り替え特性を Fig.4.5 に示すような較正装置を用いて測定した．その結果得られた角度と回転速度の関係を Fig.4.6 の上段に示す．

Fig.4.6(a)は Fig.4.3 に示すような回転速度切り替えの角度においてジェット噴射装置の切り替えを行った場合の較正装置の測定結果である．この図からわかるように，実際の噴射装置では回転速度を切り替えるのに一定の時間遅れが生じる．この時間遅れにより，造成する近似的な矩形改良体の形状は，Fig.4.6(a)に示すように設計形状に対しやはる，欠損を示すこととなる．そこで，この回転速度の切り替えの時間遅れを考慮して，回転速度の切り替えのタイミングを

速くして設計形状に近くすることを考えた．これが Fig.4.6(b)である．この場合は設計形状に比べて余分に切削することになるが，矩形形状により近づく結果となる．また，較正装置による測定により，回転の停止あるいは起動は，回転の増加，あるいは減少よりも時間遅れが少ないことが解った．従って Fig.4.6(c)に示すように，回転速度を切り替える際に一旦回転を停止し再び起動する方法も考慮した．この場合は Fig.4.6(c)に示すように回転停止時の過剰な切削が現れるが，矩形改良体の掘削には現実的な一つの方法と考えられる．

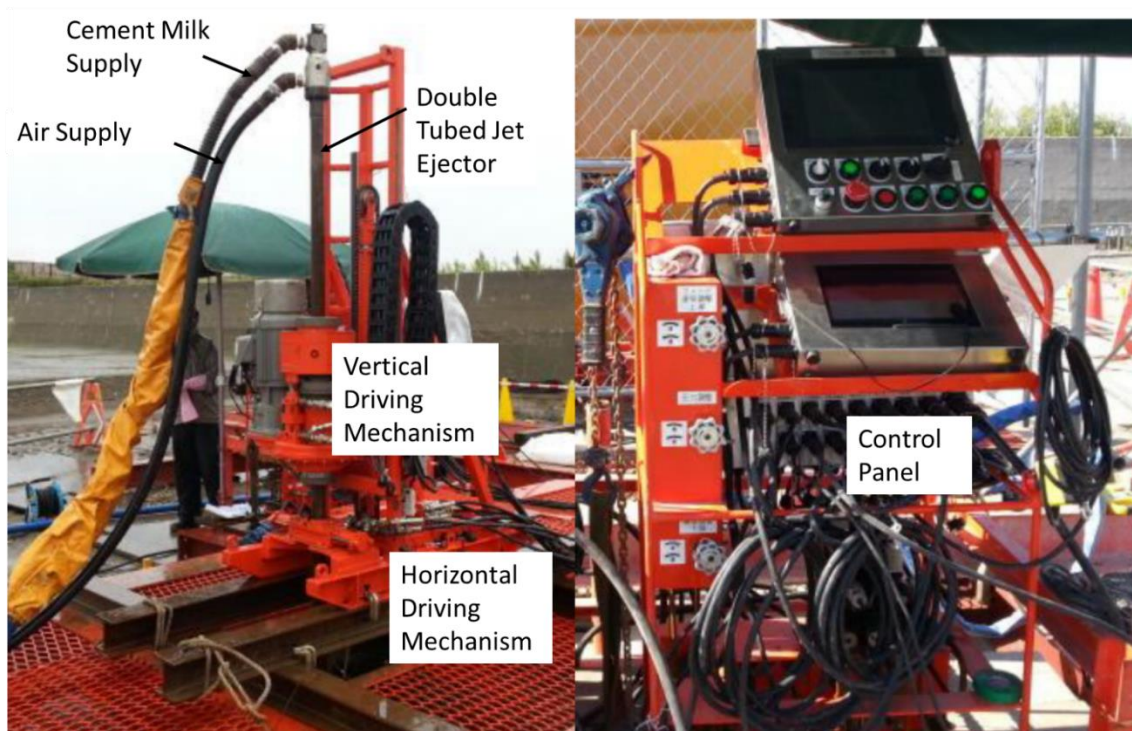


Fig.4.4 Machine for Constructing Rectangular Columns

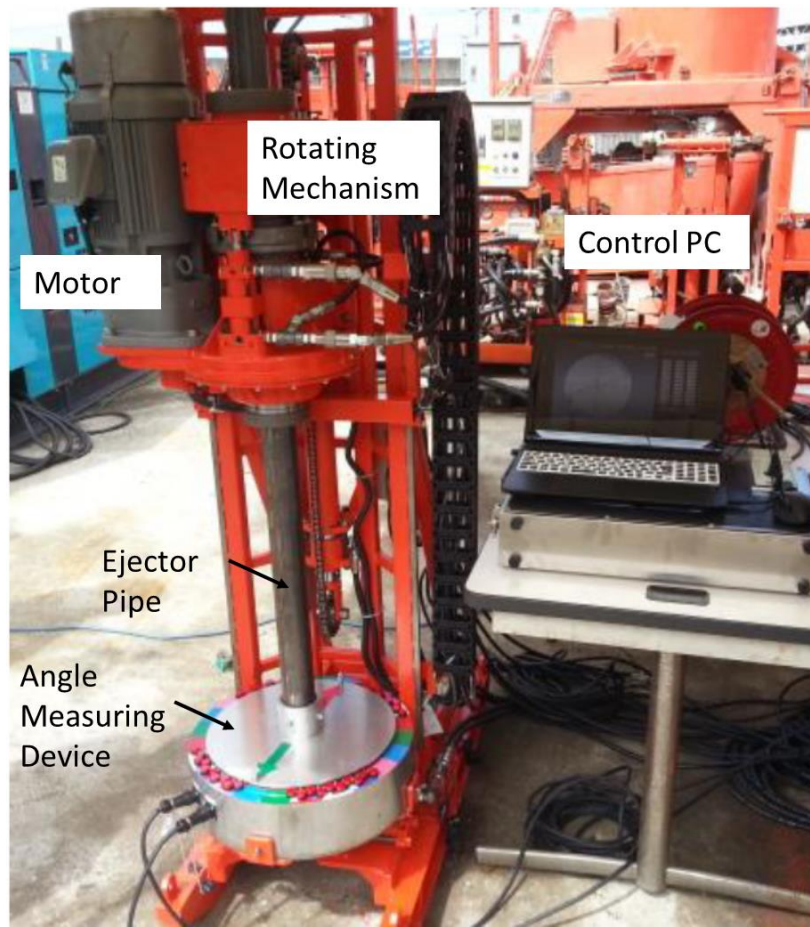
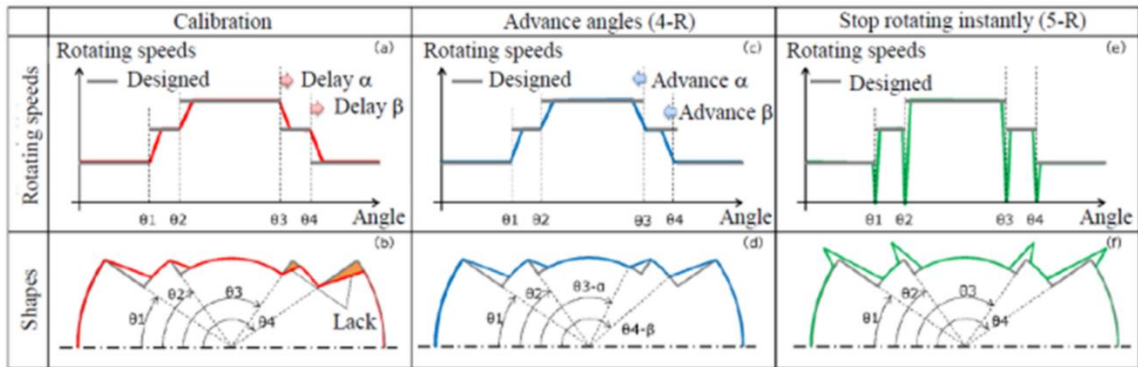


Fig.4.5 Calibrating Machine for Rotating Speed



$$\theta_1=40 \text{ deg.}, \quad \theta_2=60 \text{ deg.}, \quad \theta_3=120 \text{ deg.}, \quad \theta_4=140 \text{ deg}$$

Fig.4.6 Characteristics of Switching of Rotating Speed of Jet Rig

4. 4 実験による検証

前節までに述べたような方法で、実際に近似的な矩形改良体が造成できることを検証するための実験を行った。

実験に用いたジェット噴射装置は Fig.4.4 に示したものである。実験を行った地盤の土質の性状を Fig.4.7 に示す。地盤はシルト質細砂主体の埋土（N 値 5～10 程度）で、地下水位は GL-1～2 m 程度であった。実験で改良体を造成した位置は Fig.4.7 に示すような GL-4 m から GL-2 m 位置である。

実験において改良体を造成する手順を Fig.4.8 に示す。矩形造成専用の二重管ロッドを用いて所定深度まで削孔を行った後、セメントミルク（ $W/C=89\%$ ）と空気を高圧で水平方向に噴射しながら、ロッドを回転・引上げることで改良体を造成した。なお、造成はばらつきの少ない改良品質を確保するため、各改良体とも 2 度造成を実施した。

造成時の施工仕様を Table 4. 1 に示す。単位体積当りの固化材添加量（ C/V ）は現地土を用いた事前の配合試験により、小円（径 2.3 m）では 162 kg/m^3 、中程度の円（径 2.3 m）では 171 kg/m^3 、大円（径 4.0 m）では 307 kg/m^3 、平均で 259 kg/m^3 程度となるよう設定した。これは、回転速度のみの変化では、所有するポンプでは対象とした地盤に対して所定の切削距離（最大 4 m）を得ることが困難と予想されたため、低回転速度の条件（ $\theta=0\sim40$ 度）に対しては、より大きな切削力を得るために C/V を増加させる必要があったためである。このため、矩形改良体においては Fig.4.3 に示す造成原理により、細長比が大きくなるほど小円と大円の C/V の差が拡大し、強度のばらつきが大きくなることが懸念された。

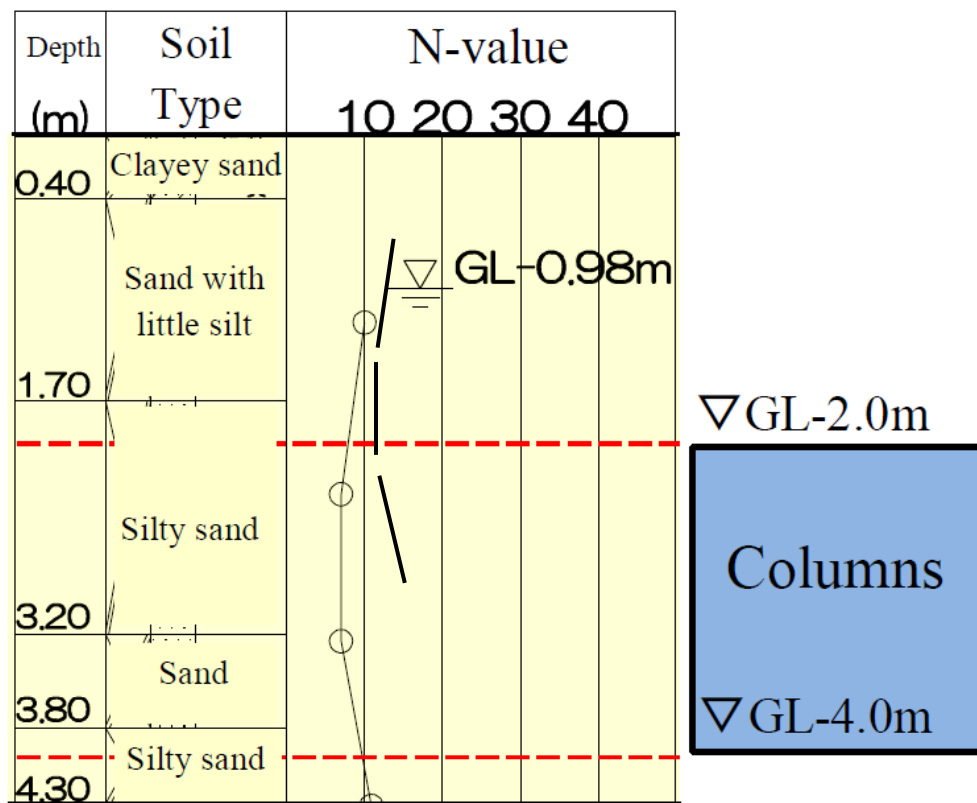
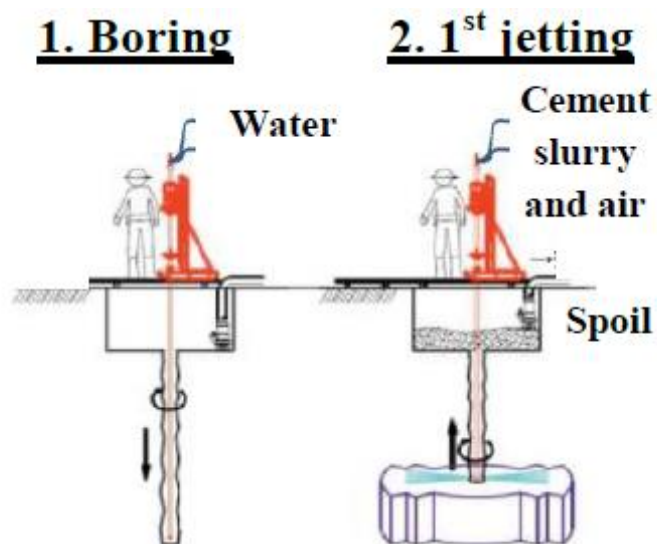


Fig.4.7 Quality of Soil And Depth of Column



3. Reinsert string

4. 2nd jetting

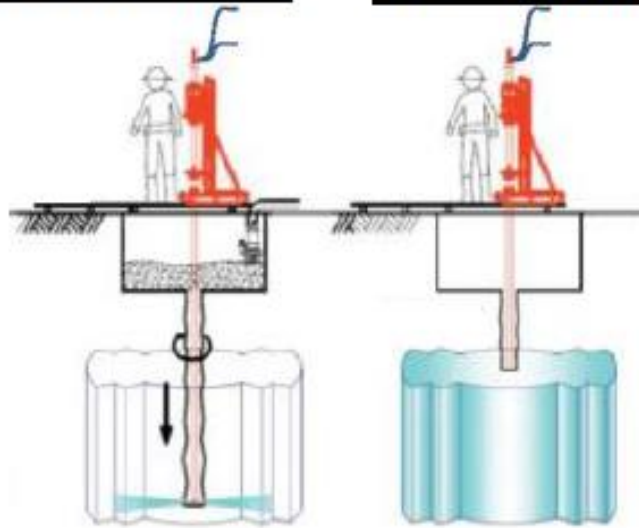


Fig.4.8 Procedure of Constructing Rectangular Columns

矩形改良体の造成後、周辺地山を掘削して作成した改良体の観察を行った。また、改良体の周囲に基準点を設け、それらから改良体表面までの距離をレーザ測距機を用いて高さ方向に順次測定し、改良体の3次元形状データを取得した。

実験により作成した矩形改良体の外観を Fig.4.9 及び Fig.4.10 に示す。Fig.4.9 は回転速度の切り替えのタイミングを早くした Fig.4.6(c)による方法で作成したもの（4-R と呼ぶ）である。また Fig.4.10 は回転速度を切り替える際に一旦回転を停止し再び起動する Fig.4.6(e)の方法により作成したもの（5-R と呼ぶ）である。いずれの場合も、作成した矩形改良体の形状は近似的に矩形となっていることが確認できる。ただし Fig.4.10（5-R）では回転速度切り替え時に一時停止した影響で、回転速度の切り替わり部で突起ができる様子が観察されている。これらの結果は Fig.4.6 ならびに前節で報告した結果と整合性を持ったものとなっている。

Fig.4.11 は実験によって得られた Fig.4.9, Fig.4.10 に示す矩形改良体の形状を

実測した結果である。Fig.4.11(a)に示すような平面位置で、深度方向に改良体上部から 0.1 m ごとにそれぞれ中心からの距離を計測した結果である。図には設計径も示してあるが、すべての点で設計径を上回り、近似的に矩形の形状の改良体が造成されていることが確認された。また、4R に比べて 5R の方が径がやや大きくなった。これは 5-R では回転速度切り替え時に一次停止したため再度回転を起動するまでの時間遅れにより径が大きくなったものと考えられる。

Fig.4.12 は回転速度の切り替わりの角度の計測結果を示したものである。これは、設計形状の角度を光波計測器によって位置出しし、実際の角とのギャップを測定したものである。4-R、5-R の場合のいずれにおいても実験で得られた矩形改良体の回転速度切り替え角度は設計形状に比べて同等か、やや改良体が大きくなる結果となっており欠損部は認められなかった。

Table 4.2 は 4-R と 5-R の場合について、矩形改良体を造成するのに要した時間ならびにセメントミルクの注入量の実測結果である。5-R の回転速度を変える際に回転を一時停止する手法の方が造成時間が増加し、セメントミルクの量が多くなる（径がやや大きくなるため）結果となった。

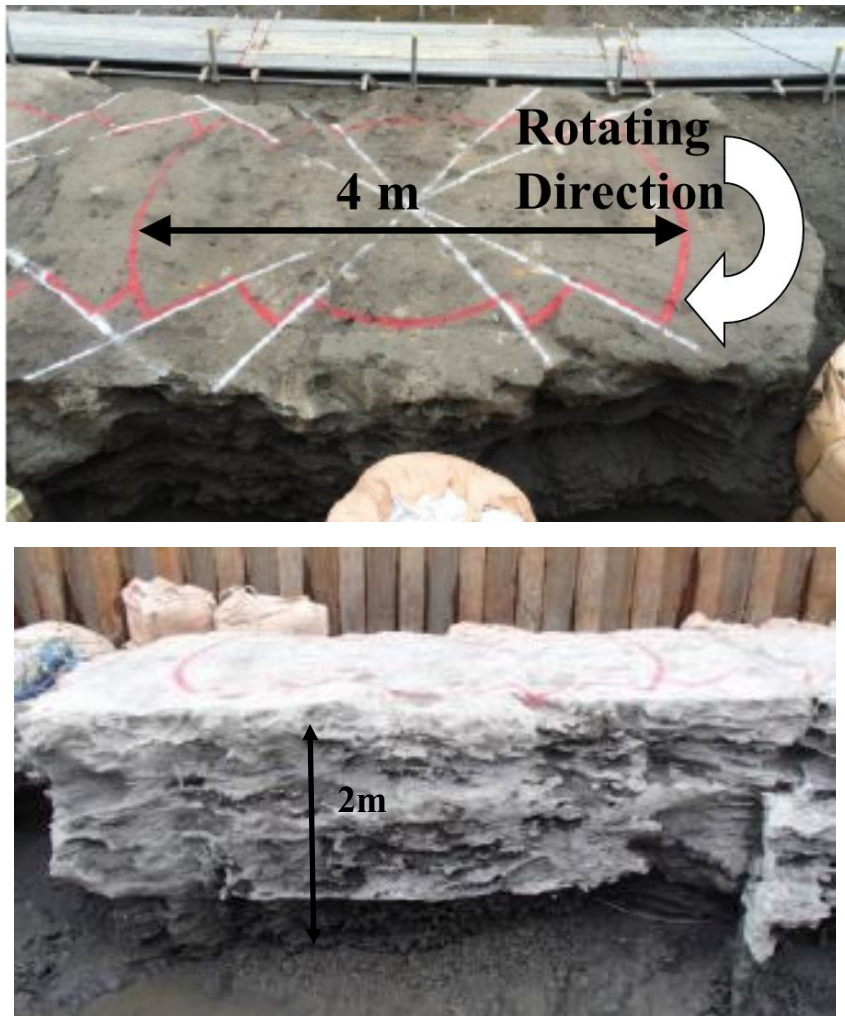


Fig.4.9 Appearance of Rectangular-Like Column (Switching of Rotating Speed 4-R in Fig.4.6)

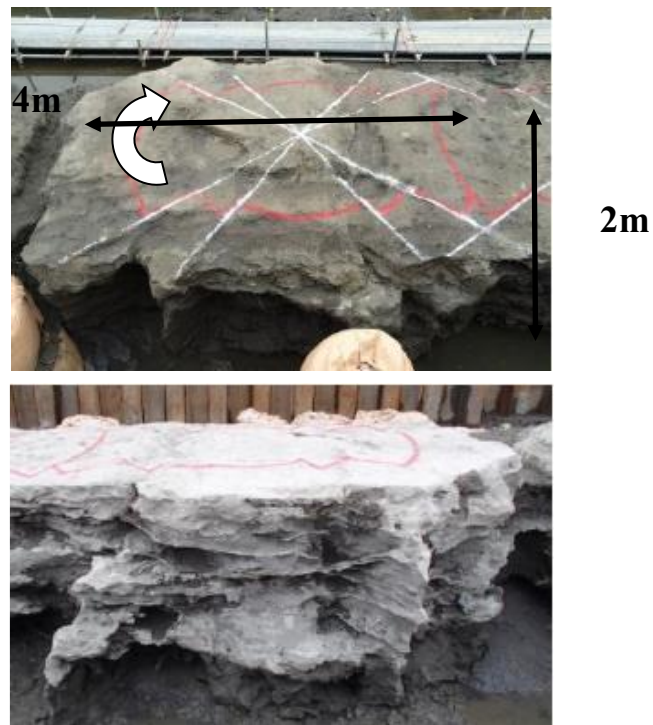


Fig.4.10 Appearance of Rectangular-Like Column (Switching of Rotating Speed 5-R in Fig.4.6)

Table 4.1 Specification of Jet in Constructing Rectangular Columns 4-R and 5-R

| | First Jetting | Second Jetting |
|--|---|----------------|
| Flowrate (ℓ/min.) | 320 | |
| Air Pressure (MPa) | 1.05 | |
| Rotating Rate (rpm) | 2.2~20.0 | |
| 引上時間 (min./m) | 8.9 | 6.1 |
| Volume Fraction of Solidifying Material (C/V) (kg/m ³) | 259(Average) 162(2.3m Dia.), 171(2.8m Dia.), 307(4.0m Dia.) | |

Table 4.2. Construction Time And Volume of Cement Milk

| case | Construction Time (min.) | Volume (m ³) |
|------|--------------------------|--------------------------|
| 4-R | 40.1 | 12.2 |
| 5-R | 42.5 | 13.5 |

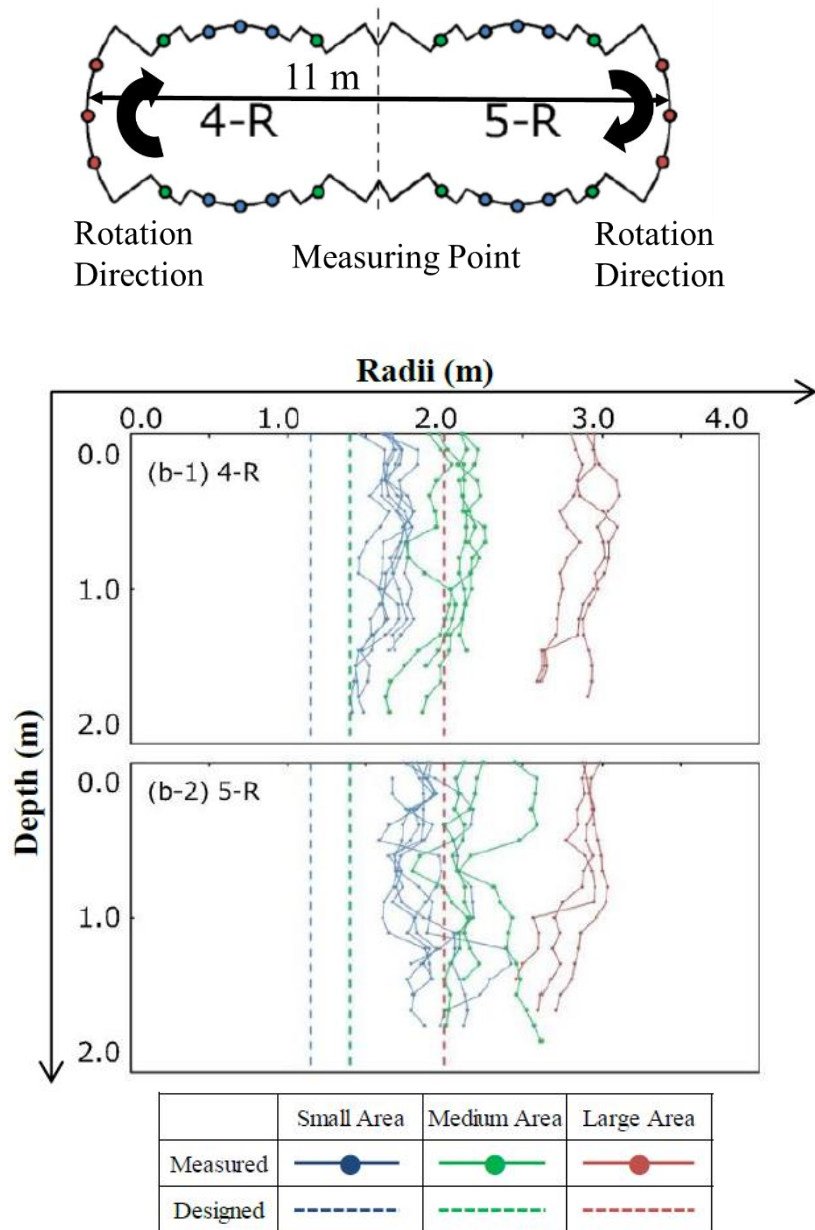
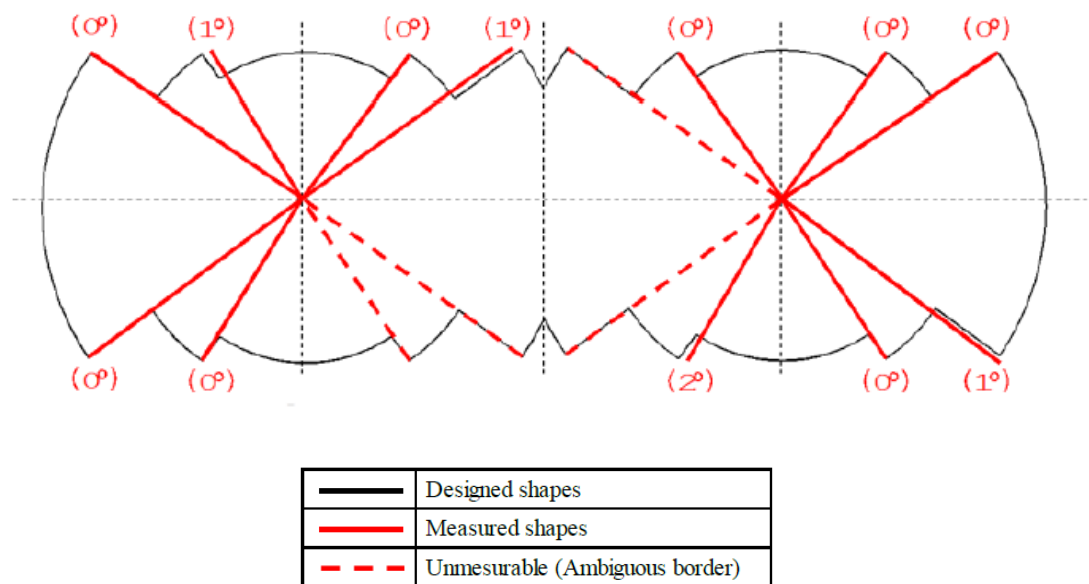


Fig.4.11 Dimension of Rectangular-Like Column



Numbers in (): Differences from
designed angles

Fig.4.12 Timing of Switching of Rotating Speed

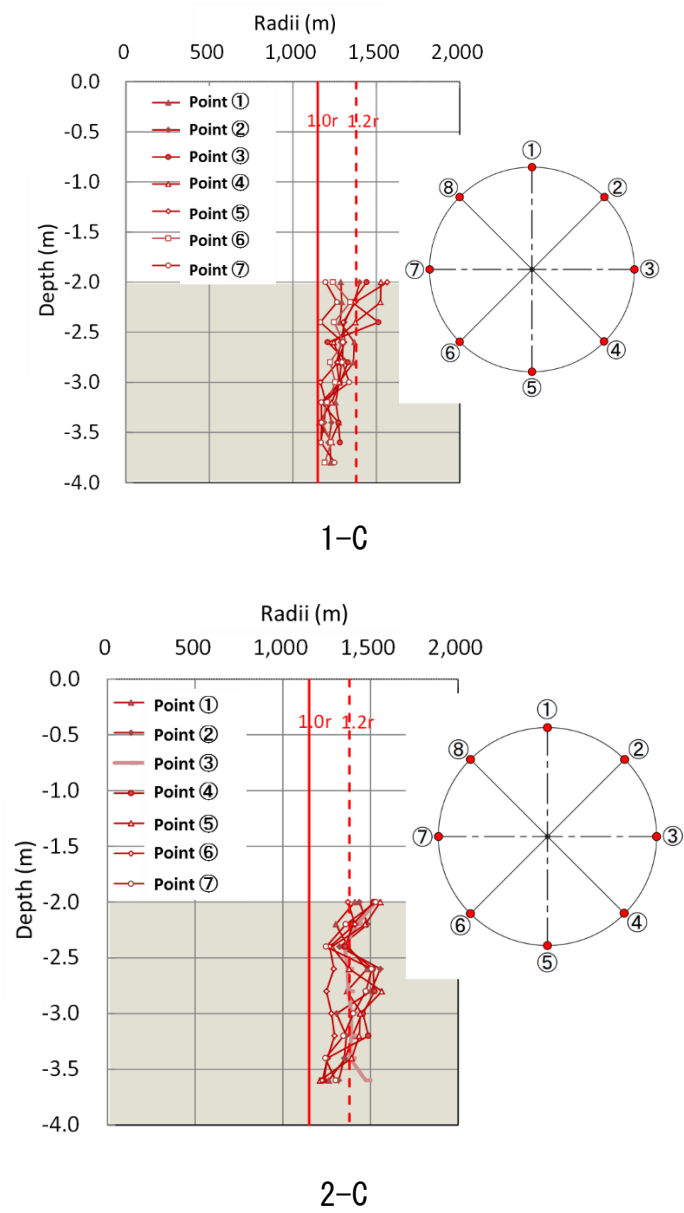
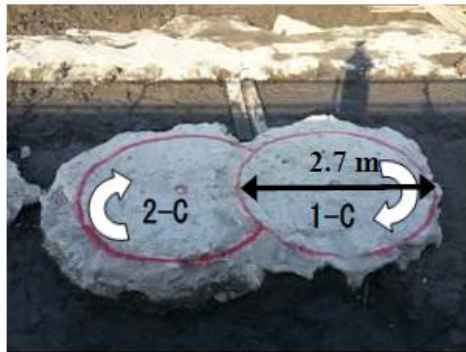


Fig.4.13 Appearance and Dimension of Circular Column (Previous Method, 1-C and 2-C)

4. 5 おわりに

以上、本章においては高圧のジェット噴射装置を用いて矩形改良体を造成する方法についてその原理を提案し、それを実際の地盤に適用する実験を行って実証した結果について報告した。

矩形改良体の造成は、ジェット噴射装置の回転速度を変化させることにより可能であることを示した。これに基づき、実際の矩形改良体を作る場合、近似的な造成方法を提案した。これは、3種類の回転速度を切り替えることにより、近似的な矩形改良体を作るものである。また、実際のジェット噴射装置の回転速度の切り替えの時間遅れを較正装置を用いて精密に計測し、実際の矩形改良体を造成する場合の切り替え方法を提案した。この手法を実際の地盤に適用し矩形改良体を造成した。得られた矩形改良体は、Fig.4.9, Fig.4.10 のような外観となり、その実測結果は Fig.4.11 のようになった。実測結果から平均の断面積を求め、完全な矩形の断面積との比を求めると 0.898 となった。一方、従来の円形改良体は Fig.4.13 のような外観と実測値となった。実測結果から平均の断面積を求め、完全な矩形との比を求めると 0.790 となった。これにより本論文で提案した矩形改良体の造成方法が妥当かつ実用的なものであることが示された。この方法は、矩形以外にも適用可能であり、今後、その適用範囲を拡大していくことも視野に入れた研究を進めていく考えである。

Nomenclature

| | | |
|-----|-----------------------|-----|
| a | length | [m] |
| b | exponent | [m] |
| L | cutting length by jet | [m] |

| | | |
|----------|------------------|---------|
| RC | radius of column | [m] |
| θ | angle | [rad] |
| ω | rotating speed | [rad/s] |

参考文献

- (1) 内田明彦，田屋裕司，上田豊，小西一生，土屋勉，阿部宏幸，道路・宅地一体向けの格子状地盤改良に関する原位置実証実験（その1）日本建築学会大会 学術講演梗概集 2014(構造 I)，pp.569-570 学術講演会集 (2014)
- (2) 田屋裕司，内田明彦，上田豊，土屋勉，阿部宏幸，時松孝次，高圧噴射攪拌工法による格子状地盤改良の原位置施工実験（その1），日本建築学会大会（近畿）学術講演梗概集 (2014)
- (3) 山野辺純一，土屋勉，構造直下の液状化対策が可能な Curvex 工法，月刊配管技術 (2017)
- (4) 土屋勉，高圧噴射攪拌工法，地盤工学会誌 Vol.62, No.8, Ser.No679 (2016)

第5章 高速ウォータージェットを用いた矩形改良体の径 の測定手法の開発と改良体強度の計測

5. 1 はじめに

高速ウォータージェットを用いた地盤改良技術は 2011 年の東日本大震災を契機に、既存建物の耐震対策、液状化対策¹⁾の方法の一つとして期待されている。東日本大震災以降、南海トラフ巨大地震での被害想定が見直され、庁舎等の防災拠点整備や耐震改修等による企業の事業継続計画(BCP)対応が活性化している。著者はこれまで原位置施工実験により高圧噴射攪拌工法を用いた格子状地盤改良の改良体に必要な施工品質を確認²⁾し、プロジェクトへの適用³⁾を進めてきた。

また前章では本工法による格子状地盤改良の合理化への方策として、従来の円形に対し矩形形状の改良体を作成する方法を開発し⁴⁾、それを実際の地盤改良工事において実証した結果について述べた。

Fig.5.1 および Fig.5.2 に本工法により作成された矩形改良体の写真ならびに径の測定結果を示す。

設計値より径は大きくなっているが、本工法で提案した矩形改良体を作成できることが確認された。ただし、Fig.5.1 および Fig.5.2 は本工法の開発のため行った実験であり、施工後に改良体を掘り出して観察し、その径を実測した結果を示したものである。

しかしながら、既存建物の耐震対策、液状化対策工事において施工後に改良体を取り出すこと不可能である。一方において、設計した改良体が実際に造成

されているかを確認することが、耐震安全性の観点から極めて重要である。

本章においては、前章の矩形改良体の造成実証実験を受けて、施工後に改良体を取り出さずにその径を確認する方法の開発を行い、その有効性を確認した結果について報告する。実際の施工への適用性を考慮して二つの方法を開発した。一つは温度測定による改良体径の測定方法であり、もう一つはスウェーデン式サウンディング試験（以下 SWS と略す）による測定方法である。いずれの方法も改良体径を合理的に計測できることを示した。また、造成した改良体のコアをボーリングにより採取し、その一軸強度とそのばらつきの測定を行った結果についても報告する。

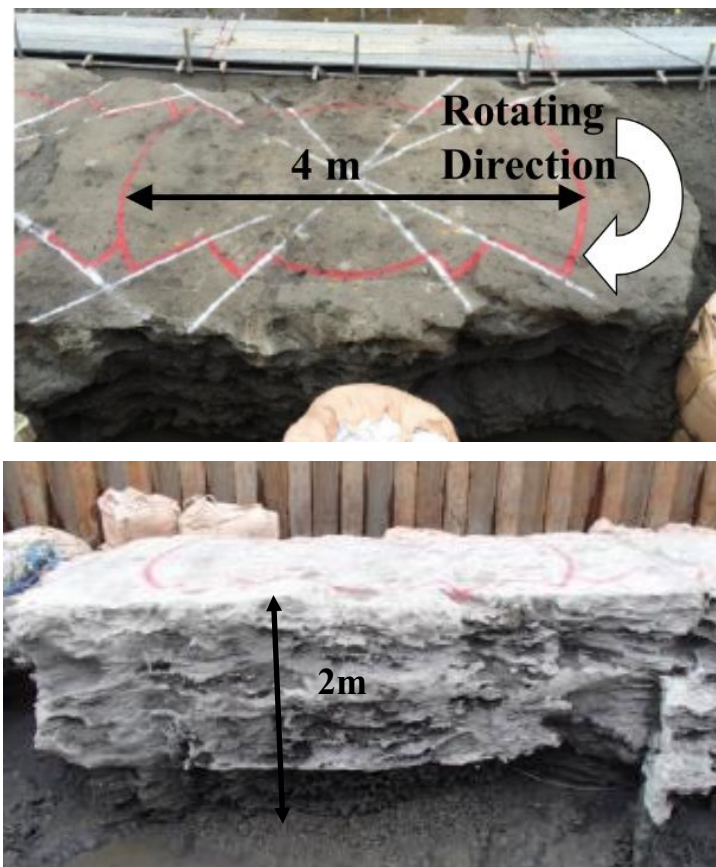


Fig.5.1 Appearance of Rectangular-Like Column (Switching of Rotating Speed 4-R in Fig.5.6)

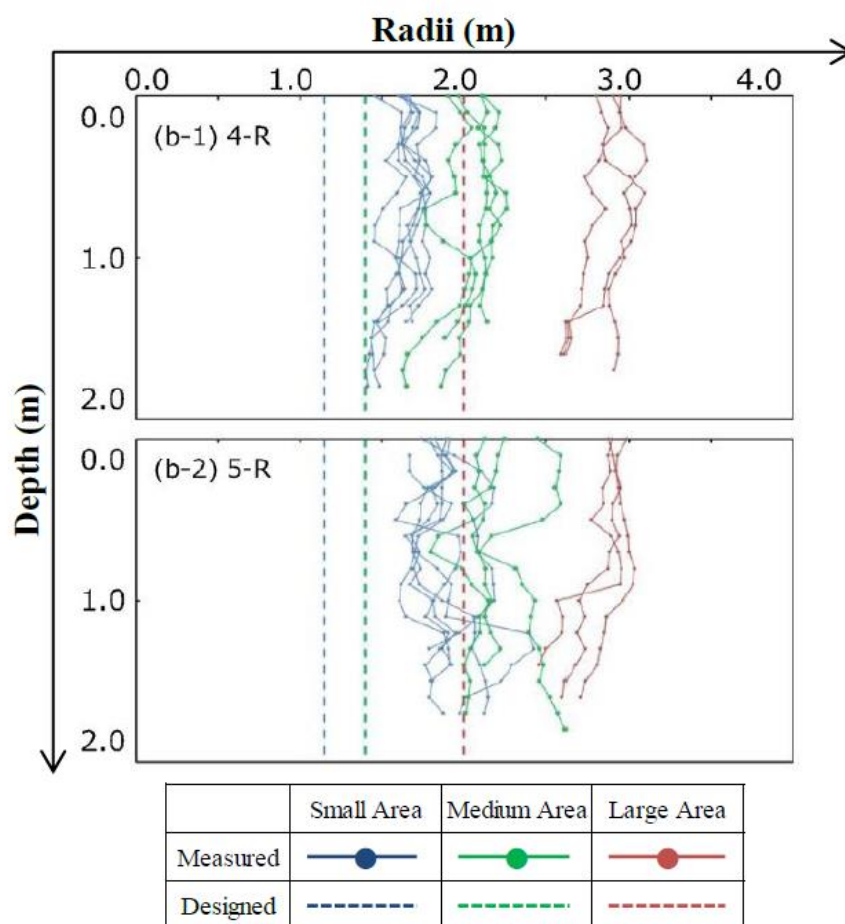
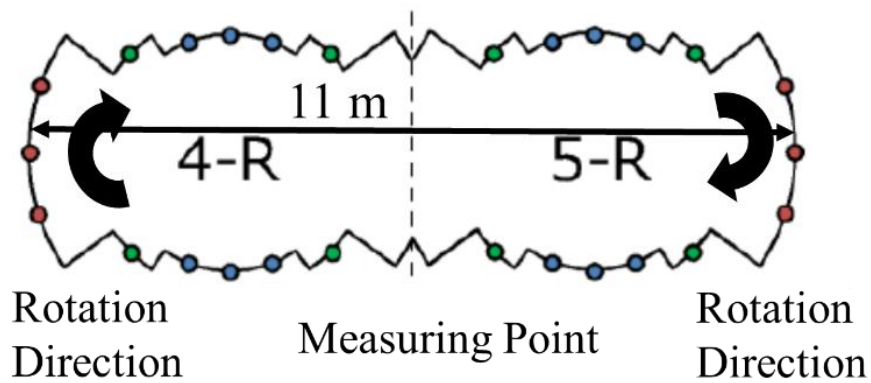


Fig.5.2 Dimension of Rectangular-Like Column

5. 2 温度測定による改良体径の測定

高速ウォータージェットによって地盤を掘削し，そこにセメントミルクを流

し込んで改良体を造成する際には改良体の内部およびその近傍では温度が上昇することが知られている．この温度上昇は噴射熱と硬化熱に起因する．噴射熱は高速ウォータージェットが地盤を掘削する際に流体と地盤の摩擦により流体の運動エネルギーの一部が熱エネルギーにかわることによる発熱である．硬化熱はセメントミルクが硬化する際の化学的な発熱である．これら二つの熱による改良体およびその近傍の温度変化を概念的に示したものが Fig.5.3 である．

改良体の設計上の径を r とし実際の改良体が $1.0r$ と $1.2r$ の間に造成されているとする． $1.0r$ の位置に置かれた熱電対は改良体の内部にあるので、この熱電対により測定される温度は最初、噴射熱による急速な温度上昇ののち、硬化熱による温度上昇によって 24 時間上昇を続ける．

一方、 $1.2r$ の位置に置かれた熱電対は改良体の境界近傍に位置するので、改良体内部の噴射熱ならびに硬化熱が熱伝導により伝わってくるため温度は上昇するが、その上昇は小さなものとなる．また、 $1.5r$ の位置に置かれた熱電対は改良体から離れたところにあるため、測定される温度は全く上昇しない．こうした温度特性により、改良体の径を熱電対による温度の計測から測定することが可能となる．

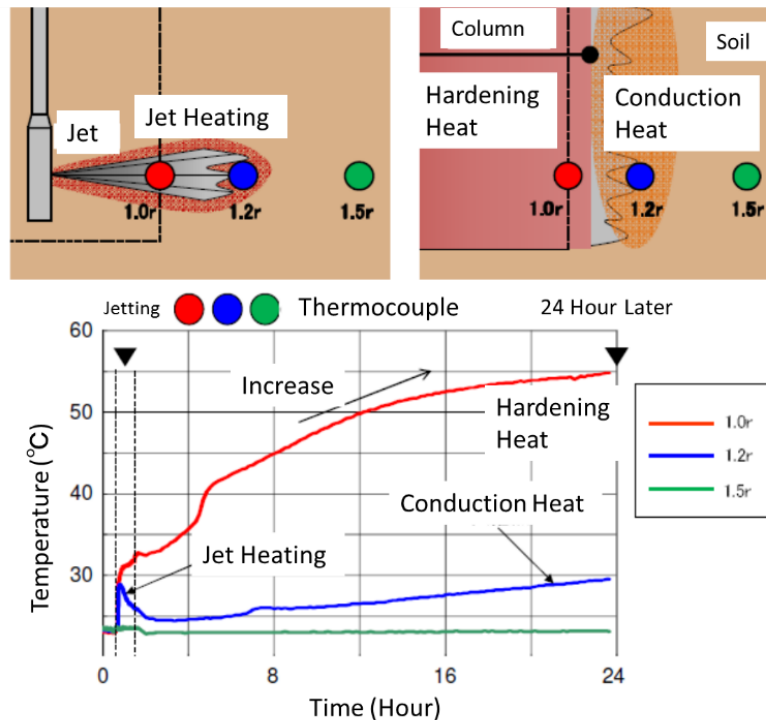


Fig.5.3 Schematic Representation of Temperature Variation in Jet Grout Column

この温度測定方法を実際の改良体の造成に適用した。造成を開始する前の地中に熱電対を配置し、造成直前から造成後 24 時間の温度を測定した。

Fig.5.4 に矩形改良体の温度測定の結果を示す、熱電対は設計上の径を r とし $1.0r$ と $1.2r$ の位置に天端からの距離 -0.5 m と -1.5 m の位置に配置して温度を測定した。また、造成後、改良体を掘り出しその実際の径を測定した。その結果も Fig.5.4 に示す。Fig.5.4 に示すように実際の改良体の径は設計上の径よりも大きく $1.2r$ よりも大きくなっており、熱電対の位置はいずれも改良体の内部であることがわかる。

Fig.5.5 にはこの 4 つの熱電対の温度の測定結果を示す。いずれの熱電対も造成開始直後から温度は上昇し続け、24 時間後で 35°C を超えており、熱電対の位置による差はほとんど見られなかった。このことから、熱電対の温度測定結

果から、1.0 r と 1.2 r の位置は改良体の内部にあり、造成した改良体は設計値を十分に満たす径を持っていることが確認できる。したがって、造成後に掘り出すことなく、改良体の径が設計値を満たしていることを熱電対の温度測定のみから確認できることが示された。またこの実験から、熱電対が改良体内部に存在する基準として 24 時間後の温度が 35℃以上であることが得られた。

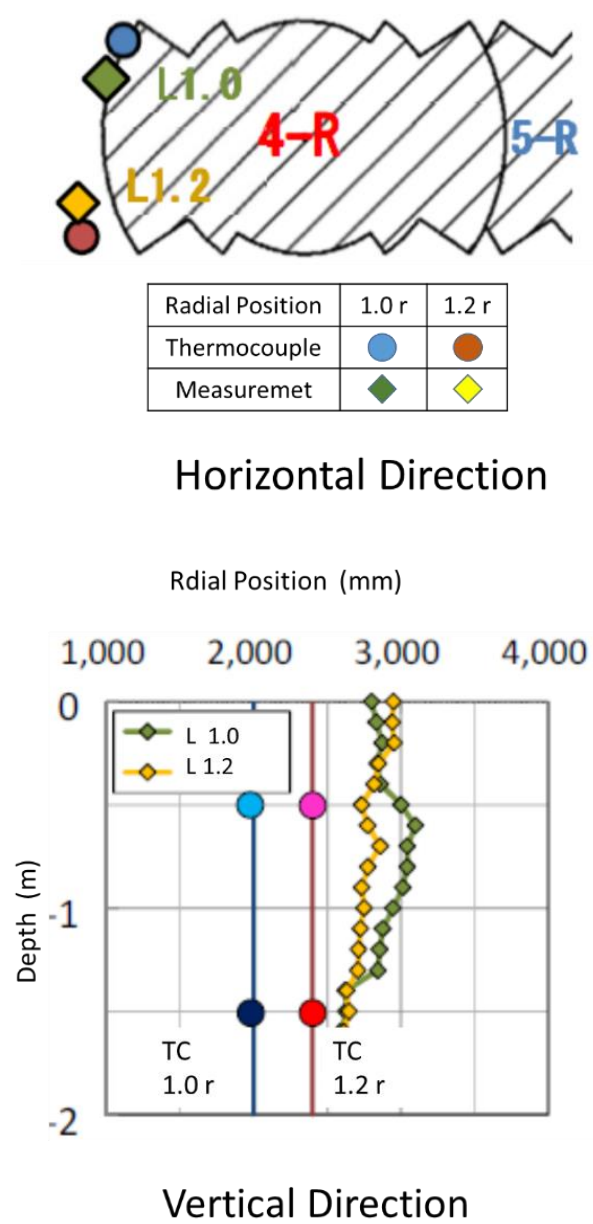


Fig.5.4 Thermocouples Locations and Measured radii of Jet Grout Column 4-R

Fig.5.6 には別の改良体での温度測定結果を示す． Fig.5.4 と同じく熱電対は設計上の径を r とし $1.0r$ と $1.2r$ の位置に天端からの距離-0.5 m と-1.5 m の位置に配置して温度を測定した． また，造成後改良体を掘り出し 2 箇所（Fig.5.6 の上の図で S1.0 および S1.2 の記号で示された位置）でその実際の径を測定した．その結果も Fig.5.6 に示す． この場合は Fig.5.6 に示すように実際の改良体の径は設計の径よりも大きい， $1.2r$ よりも小さくなっており， $1.0r$ の位置の熱電対は改良体の中に， $1.2r$ の位置の熱電対は改良体の外部あることがわかる．

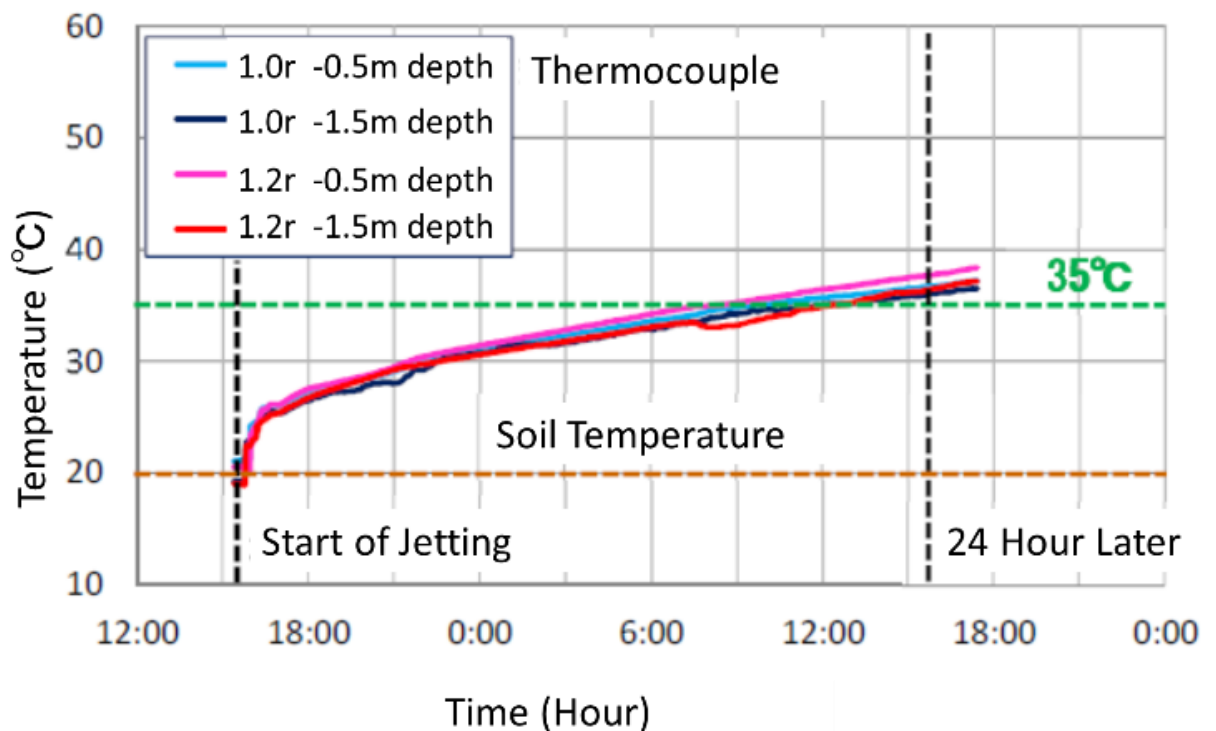
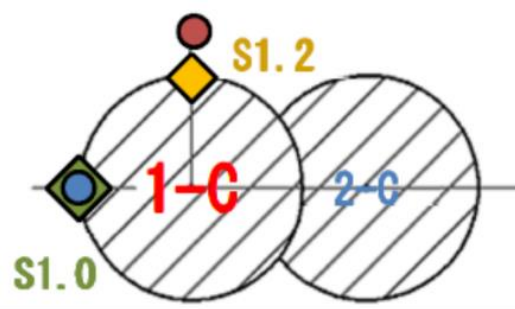






Fig.5.5 Temperature Variation Measure by thermocouples at the Locations of Fig.5.4

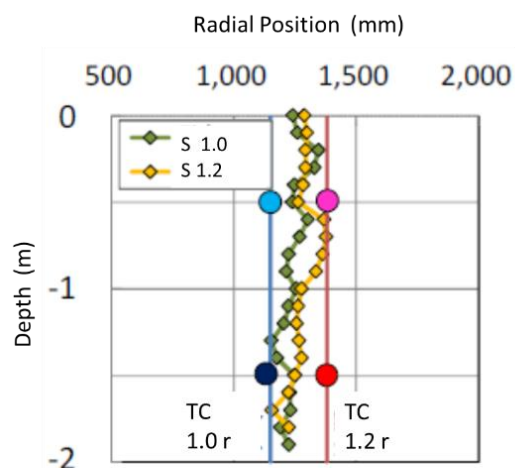
Fig.5.7 には Fig.5.6 に示す 4 つの熱電対の温度の測定結果を示す． いずれの熱電対も造成開始直後から温度は上昇しており， $1.0r$ の位置の熱電対による温度は Fig.5.5 の場合と同じように 24 時間後で 35°C を超えているが， $1.2r$ の位置の熱電対による温度の上昇は小さく， 24 時間後でも 35°C を下回っている． この

ことは、実測データで $1.2r$ の位置の熱電対は改良体の外部にあることと対応していると考えられる。したがって、この場合にも造成後に掘り出すことなく、改良体の径が設計値を満たしていることを熱電対の温度測定のみから確認でき、また、改良体の径が $1.2r$ より小さいことも推定できる。ここで 35°C という値は実際の改良体径の測定結果と温度の実測値から熱電対が改良体の中にあるか、外にあるかの目安として得られた。勿論この値は少数のデータによるものであり、今後さらに詳細な測定をして検討し、より精密な値にしていく必要があるが、こうした地中の温度上昇の測定から、造成後に改良体を掘り起こすことなく、改良体の径が設計値を満たしているか否かを確認することが可能であることが実証できた。改良体の径を温度上昇から正確に推定するためには、熱電対の設置点を増やせばよいが、実際の施工との兼ね合いで設置数は決められるので、設計値を満たしているかを確認できる程度の数の熱電対を設置することが实际的であると考えられる。



| Radial Position | 1.0 r | 1.2 r |
|-----------------|---|---|
| Thermocouple |  |  |
| Measuremet |  |  |

Horizontal Direction



Vertical Direction

Fig.5.6 Thermocouples Locations and Measured radii of Jet Grout Column 1-C

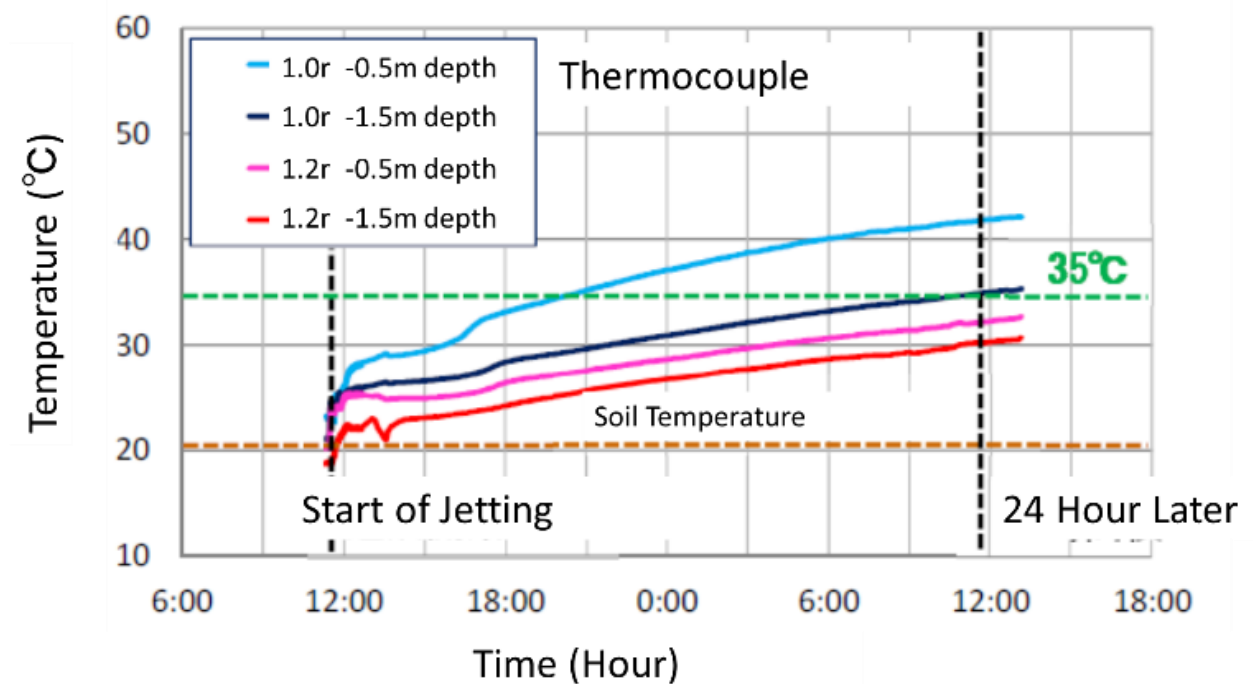


Fig.5.7 Temperature Variation Measure by thermocouples at the Locations of Fig.5.6

5. 3 SWS による改良体径の測定

SWS 試験の概念図を Fig.5.8 にその実施の様子を Fig.5.9 に示す. SWS 試験では, 一定の荷重 W_{SWS} をかけた回転するドリル状のものを地盤中に貫入させ, 1 m 貫入するのに必要な回転数 (n_{SWS}) を測定し, 載荷荷重と回転数から地盤の固さ N_{SWS} 値を求めるものである. N_{SWS} 値が大きいほど地盤の固さが硬いことを意味する. N_{SWS} 値は地盤の性質によっても異なり, また様々な換算方法が提案されているが, 本論文では地盤改良において広く用いられている稲田の式を用いた. 稲田の式は次のように与えられる.

粘性土に対して

$$N_{SWS} = 0.003W_{SWS} + 0.050n_{SWS} \quad (5.1)$$

砂質土に対して

$$N_{sWS} = 0.002W_{sWS} + 0.067n_{sWS} \quad (5.2)$$

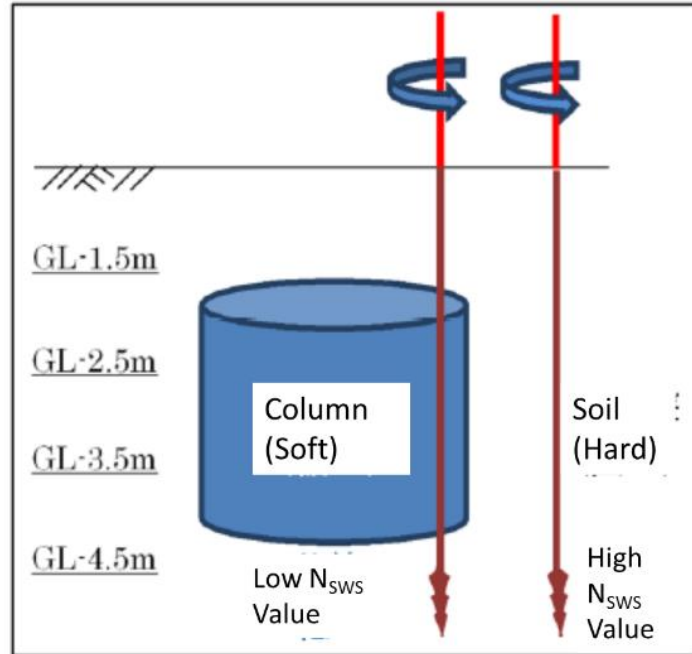


Fig.5.8 Schematic Representation of SWS Test



Fig.5.9 Photograph of SWS Test

この方法も，施工後改良体を取り出すことなく，改良体を含む地盤中の強度（ N_{SWS} 値）の分布を測定することが可能である．熱電対による方法をあわせて，この SWS 試験を用いた改良形の径の測定方法も開発した．

実際の改良体について，SWS 試験で強度を測定するとともに掘り出して実際の径を測定した．Fig.5.10 に実証に用いた矩形改良体(3-R)の測定点と SWS 試験を行った位置を示す．矩形改良体の短辺方向については設計値 r の $1.05r$ と $1.36r$ の位置で，長辺については設計値 r の $1.10r$ と $1.43r$ の位置で SWS 試験を行った．SWS 試験の強度（ N_{SWS} 値）と径の実測は天端からの深度-0 m から - 2.0 m までの各点に対して行った．測定結果を Fig.5.11 に示す．

この図からわかるように短辺の $1.05r$ の位置と長辺の $1.10r$ の位置では全深

度にわたり，造成後の N_{SWS} 値が造成前の原地盤の N_{SWS} 値よりも小さくなっている．造成後の改良体はセメントミルクの固化したものであり， N_{SWS} 値は原地盤よりも小さくなることが知られている．Fig.5.11 に示す径の実測値から，短辺の $1.05r$ の位置と長辺の $1.10r$ の位置では全深度にわたり改良体の径はこの位置よりも外側にある．このことは SWS 試験ですべての深度にわたって造成後の N_{SWS} 値が造成前の原地盤の N_{SWS} 値よりも小さくなっていることと対応しており，SWS 試験により，改良体を掘り出すことなくこの位置が改良体の内部にあることが推定できることを示している．

一方，Fig.5.11 では短辺の $1.36r$ の天端から -0.5 m から -0.75 m ならびに -1.5 m 以深，長辺の $1.43r$ の天端から -0.15 m から -1.75 m の位置では造成後の N_{SWS} 値が造成前の原地盤の N_{SWS} 値とほぼ同等となっている．このことは Fig.5.11 に示す径の実測値で短辺の $1.36r$ の位置と長辺の $1.43r$ の位置では，この深度に対応する径が，小さくなっているか，改良体が未造成であり，SWS 試験の位置が改良体の外にあることと整合性をもった結果となっている．このことから，SWS 試験で N_{SWS} 値を測定することにより，改良体の径を推定し，改良体が設計した径よりも大きくなっているかを確認できることがわかる．

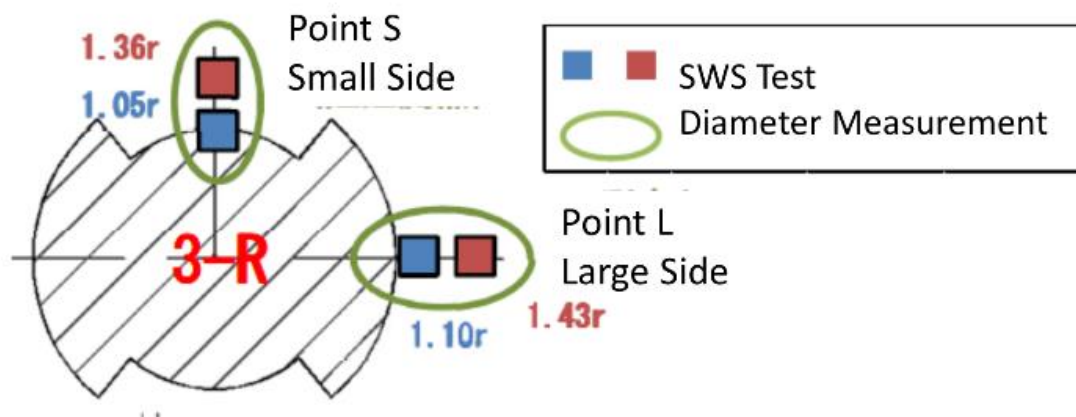


Fig.5.10 Locations of SWS Test and Radius Measurement of Jet Grout Column 3-R

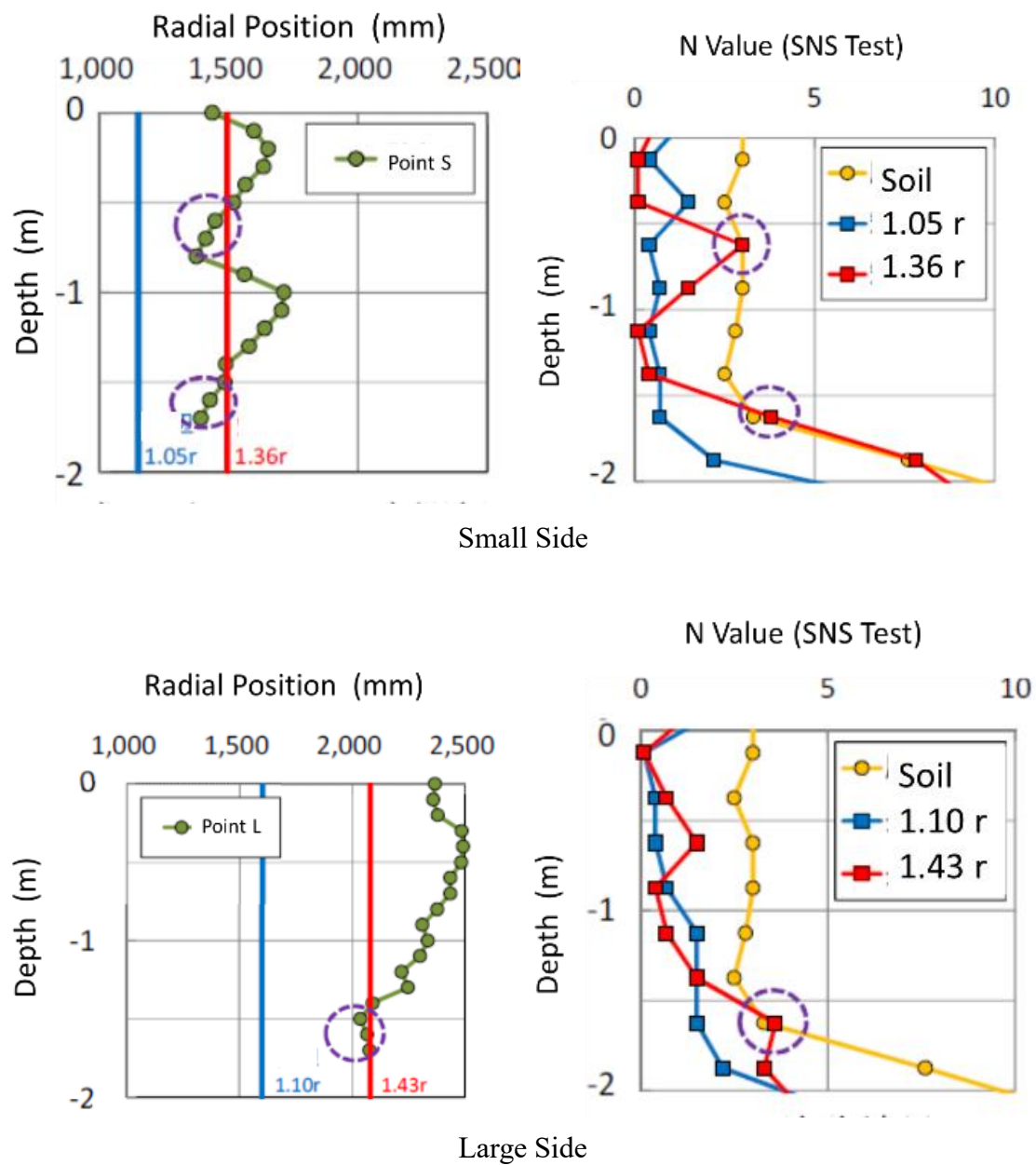


Fig.5.11 N_{SWS} Values by SWS Test and Radii at the Locations of Fig.5.10

5. 4 矩形改良体の強度とばらつき

前節までに改良体の径を温度測定ならびに SWS 試験により計測することが可能であること示したが、本節ではさらに造成された改良体のより詳細な強度

の分布についての測定を行い，高速ウォータージェットにより造成された改良体の内部の連続性やセメントミルクの流れについて調べた結果について報告する．

改良体の強度とばらつきを調査するため Fig.5.12 に示す位置で鉛直コアボーリングを実施した．コアは径 86 mm で改良体の全長分($L=2.0$ m)とした．改良体 1 体のコアは，設計径の 0.5 倍，0.7 倍，0.9 倍の位置でそれぞれ 2 本ずつ採取した．Fig.5.12 に示すように円形の改良体で 6 本，矩形改良体では長辺と短辺に対してそれぞれ 6 本の 12 本を採取した．採取したコアから複数の供試体を取り出し，一軸圧縮試験を行う供試体が統計的に十分な 25 検体以上になるようにした．

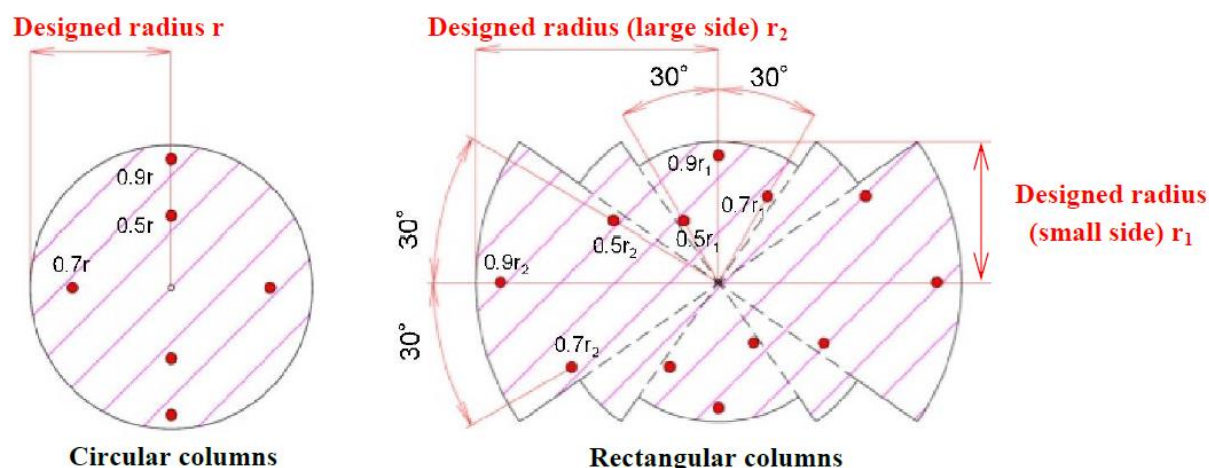


Fig.5.12 Points of Sampling Cores

Fig.5.13 および Table5. 1 に各改良体の一軸圧縮試験結果を示す．日本建築センター指針⁵⁾（以下 BCJ 指針と呼ぶ）に準拠して不良率 10%を考慮した強度の判定値 X は下記の(5.3) 式より従来の円形改良体である 1-C が $X=3,060$ N/m²，矩形改良体 3-R の細長比が 1.3 の場合 $X=2,027$ kN/m²，矩形改良体 4-R の細長比が 1.3 の場合が $X=2,182$ kN/m² となり，全て設計基準強度 $F_c=2,000$ kN/m²

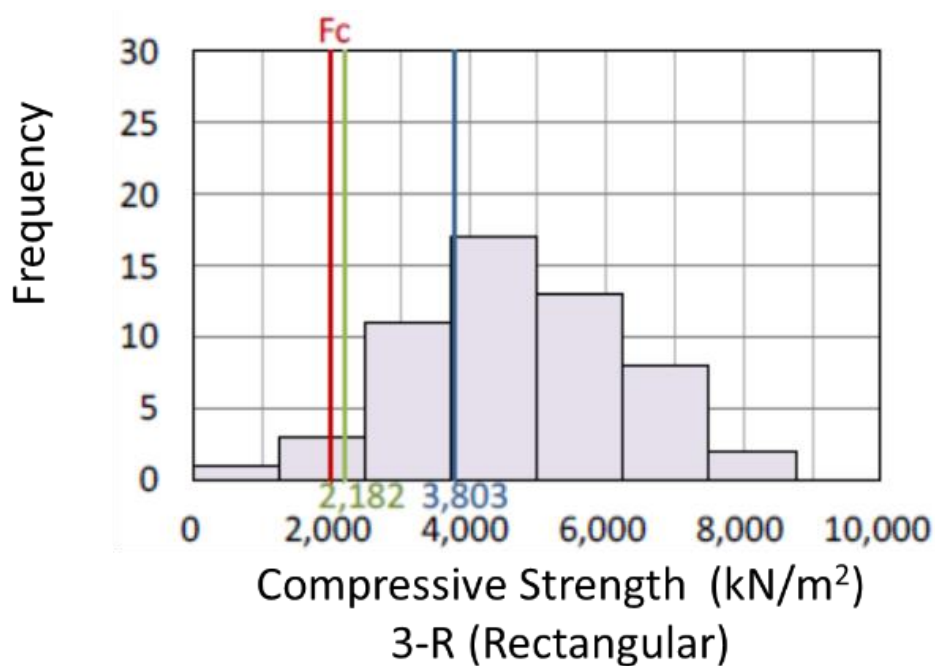
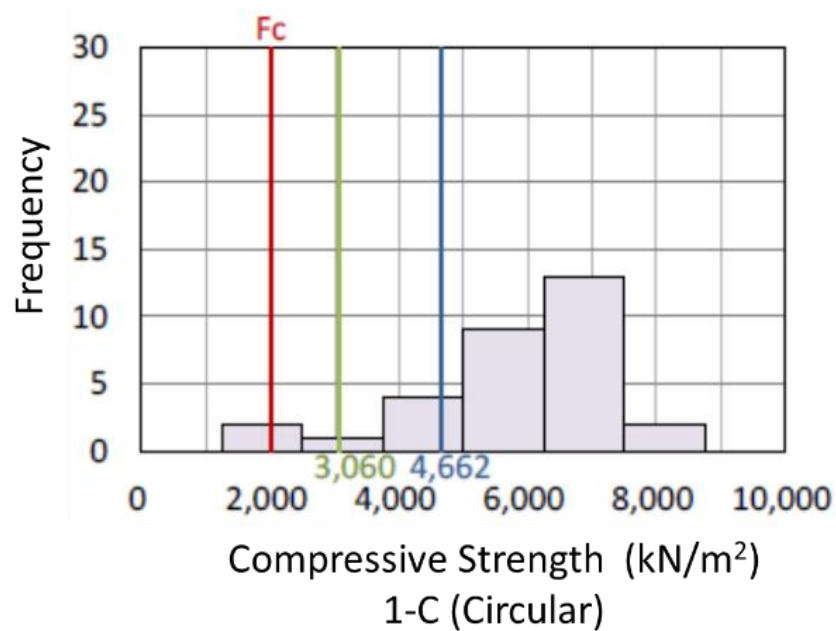
を満足した．平均圧縮強度は 1-C が最も大きく，3-R が最も小さかった．各改良体の固化材添加量は $250\sim 260\text{ kg/m}^3$ 程度と同一に設定していることから，実際の出来形（径）に応じて，強度に差が生じたものと考えられる．ここで，不良率 10%を考慮した強度の判定値 X は次式で与えられる．

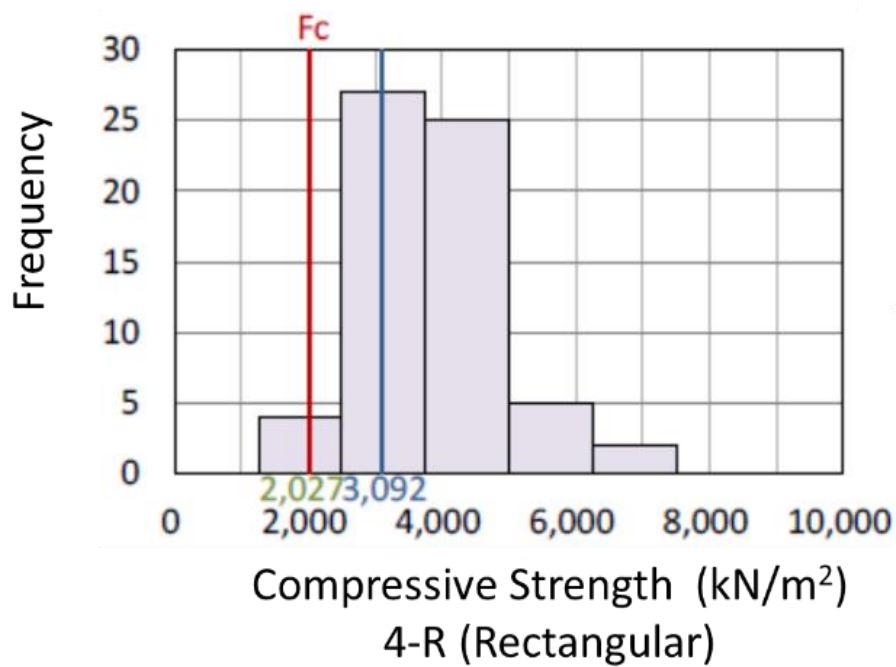
$$X = q_{uf} - 1.3s \quad (5.3)$$

ここでは q_{uf} 平均の圧縮強度， s はその標準偏差である．一方，強度のばらつきについて，矩形の変動係数は 3-R が 26.5%，4-R が 32.8%となり，従来の円形 1-C (26.4%) に対して 3-R はほぼ同等，4-R は 6%強大くなったものの，BCJ 指針の変動係数 45%以下を共に満足した．

矩形 4-R の短辺・長辺とそれと同じ噴射仕様で造成した単円 6-C，7-C の平均圧縮強度の比較を Fig.5.14 に示す．矩形の圧縮強度は短辺が $3,023\text{ kN/m}^2$ ，長辺が $4,613\text{ kN/m}^2$ となっており，短辺と長辺の固化材添加量の違いに影響し $1,600\text{ kN/m}^2$ 程度の差が生じた．一方，短辺・長辺と同じ噴射仕様で造成した単円の圧縮強度は，6-C が $2,362\text{ kN/m}^2$ ，7-C が $5,969\text{ kN/m}^2$ であった．矩形の短辺と長辺の差は単円同士の差に対して緩和される傾向が見られた．変動係数では 2 つの単円の圧縮強度結果を単純に合わせた場合が 52.4%であったのに対し，4-R の矩形全体が 32.8% (Table5. 1) であり，強度のばらつきは抑制されていた．このことから短辺と長辺の固化材添加量が均質化された可能性が考えられる．短辺と長辺の固化材添加量の均質化について，より詳細に検討するため，4-R の矩形改良体における短辺と長辺の平面的な調査位置と圧縮強度結果の関係を整理した．中心からの距離と圧縮強度の関係を Fig.5.16 に示す．なお，本改良体のコアは，Fig.5.12 の基本的な採取位置に加え，長辺 $0.29r$ （短辺

0.5r 相当) 及び設計径より外側 1.1r~1.3r の位置も採取した (Fig.5.15). 圧縮強度は, 改良体の中心に近くなるほど短辺が増加, 長辺が減少しており, 中心ほど強度が均質化される傾向が見られた. Fig.5.15 に示すように, 造成時の攪拌効果によりセメント分が移動している可能性が考えられる.





| | |
|--------------------------------------|--|
| — | Average compressive strength q_{uf} |
| — | Acceptance values X |
| — | Strength criteria $F_c (=2000 \text{ kN/m}^2)$ |

Fig.5.13 Results of Unconfined Compression Test

Table5. 1 Results of Unconfined Compression Test

| | 1-C | 3-R | | | 4-R | | | 6-C | 7-C |
|--|-------|--------|--------|-------|--------|--------|-------|-------|-------|
| | | S side | L side | Whole | S side | L side | Whole | | |
| Number of core samples | 31 | 29 | 34 | 63 | 28 | 27 | 55 | 35 | 35 |
| Average compressive strength q_{uf} (kN/m ²) | 4,662 | 2,798 | 3,344 | 3,092 | 3,023 | 4,613 | 3,803 | 2,362 | 5,969 |
| Standard deviation | 1,233 | 581 | 913 | 819 | 869 | 1,054 | 1,248 | 595 | 1,623 |
| Coefficient of variation V_1 (%) | 26.4 | 20.8 | 27.3 | 26.5 | 28.8 | 22.8 | 32.8 | 52.4 | |
| Radius ratio (Measured/Designed) | 1.10 | 1.40 | 1.52 | 1.46 | 1.42 | 1.44 | 1.43 | | |
| C/V (kg/m ³) | 254 | 179 | 273 | 247 | 162 | 307 | 259 | | |

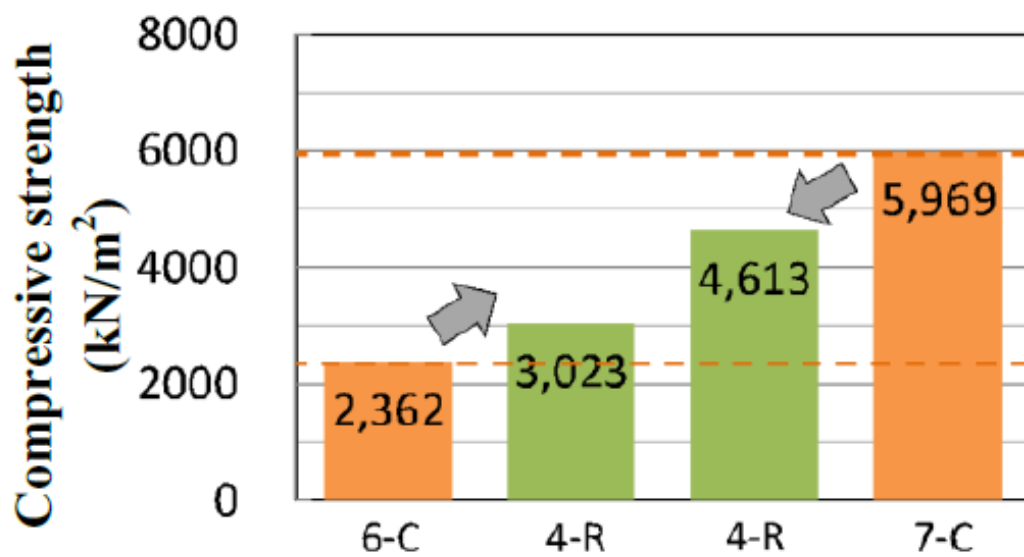


Fig.5.14 Homogenization of Strength

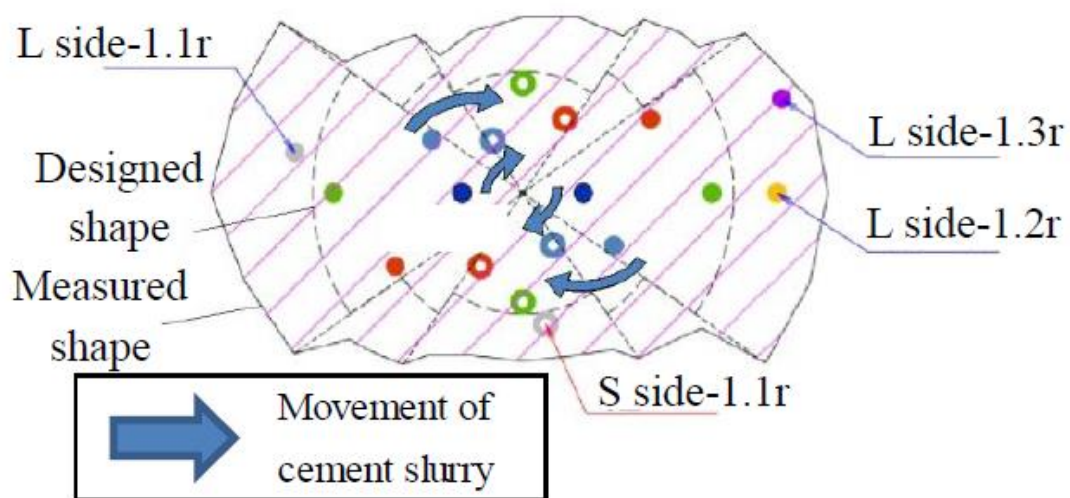


Fig.5.15 Points of Extra Sampling

4-R の矩形改良体の変形係数 $E50$ と圧縮強度 qu の関係を Fig.5.17 に示す.

BCJ 指針では、機械式攪拌工法における変形係数 $E50$ と圧縮強度 qu の関係は原点を通る直線に回帰すると砂層が $E50=130qu$ となっている. 4-R では, $E50=306qu$ となり, BCJ 指針のそれより大きな値であった.

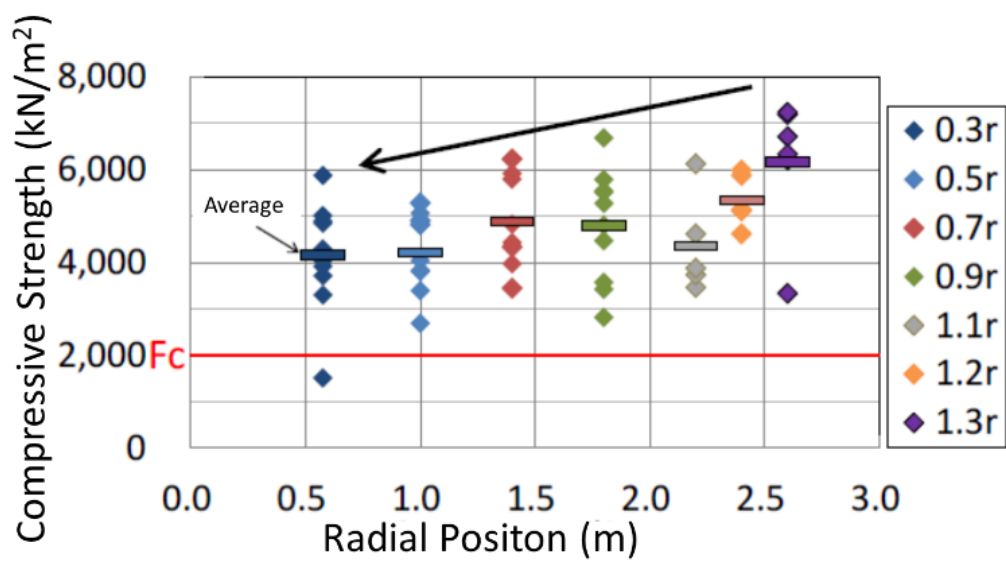
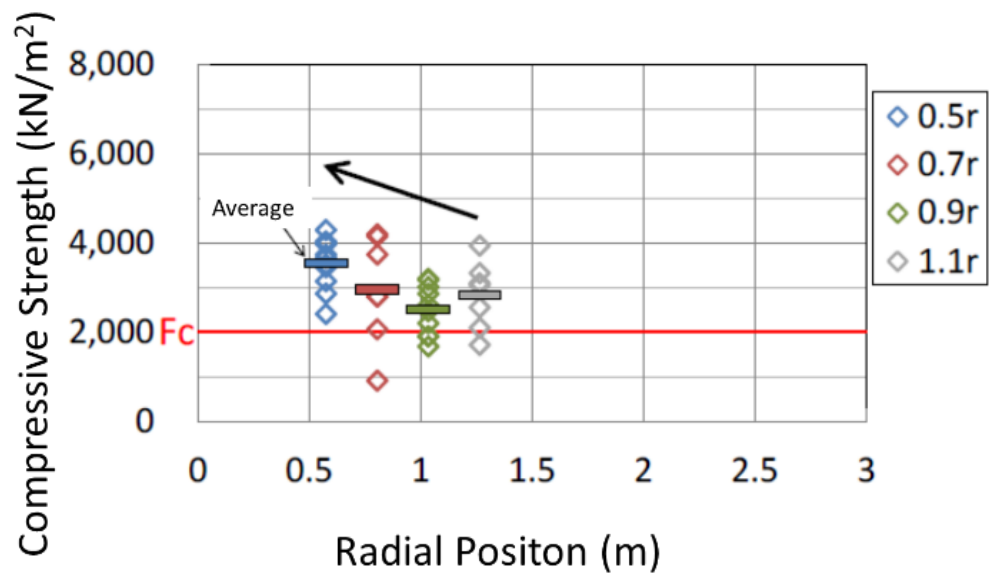


Fig.5.16 Compressive Strength Distribution

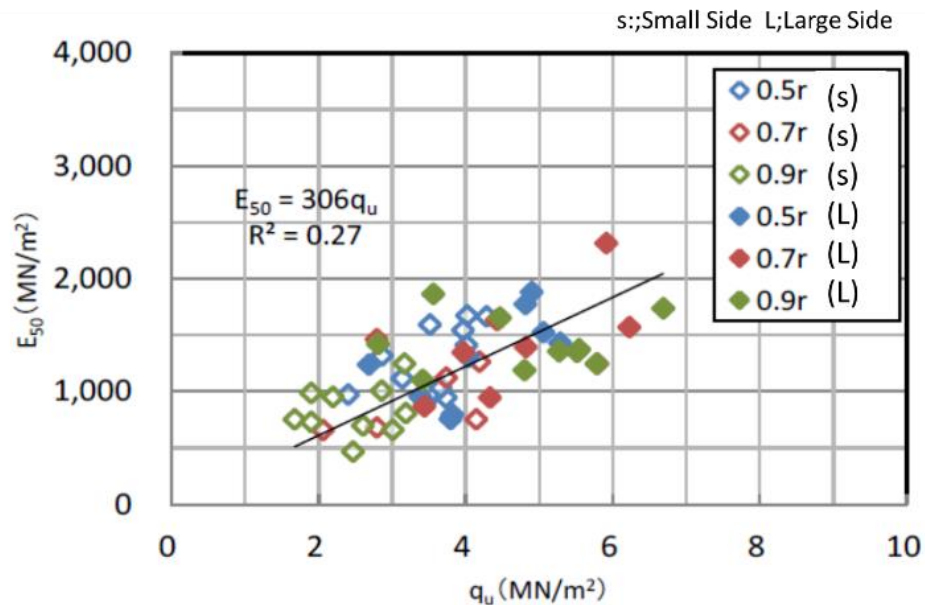


Fig.5.17 Relation between Compressive Strength and Coefficient of Variation 4-R

4-R の採取したコアの写真を Fig.5.18 に示す．コア採取率による矩形改良体の連続性は，BCJ 指針に基づき，改良土質が砂質土の場合，全長 2.0 m に対して 95%，1 m 当たりで 90%以上あればその改良体は適正な混合攪拌が出来ているものとして判定した．3-R，4-R の矩形改良体はともにコア採取率は全長で 95%以上，1 m 当たりも 90%以上であり，良体の連続性を確認できた．また，改良体形状（細長比）による違いも見られなかった．

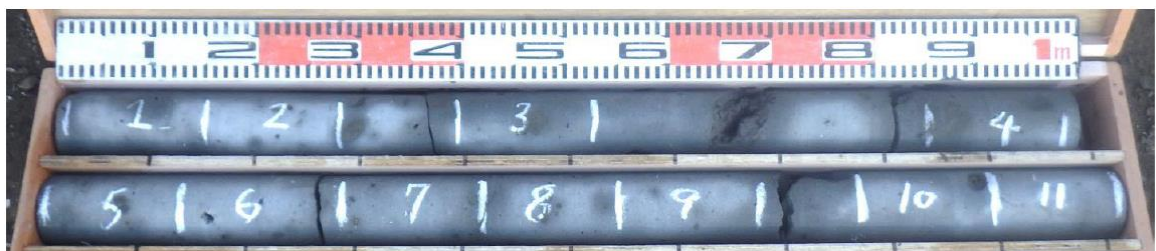


Fig.5.18 Sampling Core 4-R

5. 5 おわりに

以上，本論文においては矩形改良体の造成実証実験を受けて，施工後に改良

体を取り出さずにその径を確認する 2 つの方法の開発を行うとともに、改良体の強度とそのばらつきについての測定を行った結果について報告した。

改良体の径を確認する方法としては一つは温度測定による測定方法があり、もう一つは SWS 試験による測定方法がある。いずれの方法も改良体径を合理的に計測できることを示した。

また、造成した改良体のコアをボーリングにより採取し、一軸強度とそのばらつきの測定を行った。矩形改良体（細長比 2.0 以下）の変動係数は BCJ 指針の 45% 以下であり、円形改良体と共に実際の地盤改良工法として適用可能であることを確認した。

以上より、高圧噴射攪拌工法による格子状地盤改良の合理化への方策として矩形改良体の適用が可能であることを確認した。

Nomenclature

| | | |
|-----------|--|----------------------|
| n_{SWS} | Rotation of SW | [1/m] |
| N_{SWS} | Reduced Value of SWS | [-] |
| q_{uf} | Average compressive strength | [kN/m ²] |
| s | Standard deviation of compressive strength | [kN/m ²] |
| r | Radius | [m] |
| W_{SWS} | Load of SWS | [kN/m ²] |
| X | Acceptance value of compressive strength | [kN/m ²] |

参考文献

- (1) 内田明彦，田屋裕司，上田豊，小西一生，土屋勉，阿部宏幸，道路・宅地一体向けの格子状地盤改良に関する原位置実証実験（その 1）日本建築学会大会 学術講演梗概集 2014(構造 I)，pp.569-570 学術講演会集（2014）

- (2) 田屋裕司，内田明彦，上田豊，土屋勉，阿部宏幸，時松孝次，高圧噴射攪拌工法による格子状地盤改良の原位置施工実験（その１），日本建築学会大会（近畿）学術講演梗概集（2014）
- (3) 山野辺純一，土屋勉，構造直下の液状化対策が可能な Curvex 工法，月刊配管技術（2017）
- (4) 土屋ほか：高速ウォータージェットを用いた矩形改良体の作成に関する研究，噴流工学 Vo.34, No.1, pp.13-21 (2018)
- (5) 日本建築センター：改定版建築物のための改良地盤の設計及び品質管理指針（2002）

第6章 結論

本論文ではウォータージェットについてその流体力学的な特性を実験的並びに理論的に明らかにすると共に、それを用いて実際の矩形改良体の造成に適用した結果について述べた。

各章で得られた結果は以下の通りである。

第1章はウォータージェットを用いた地盤改良技術の概要とその技術開発の進展について述べ、地盤改良技術における学術的、技術的な課題を明らかにし、本論文の目的とその位置づけについて述べた。

第2章においては、地盤改良に用いられる高圧、高速のウォータージェットの流動構造解明のため、均質流モデルを用いたジェットの半径方向の液相体積率分布の解析を行った。解析結果はレーザーシュリーレン法を用いて測定したジェットの半径方向の液相体積率分布の実験結果と良好に一致した。

解析モデルは、高速ウォータージェットを液滴流として均質流モデルで取扱い、質量、運動量、乱流エネルギーの保存方程式を拡散モデルを用いて解くことにより、流れ方向の各位置での液相体積率分布並びにジェット幅を予測した。液滴の拡散係数としては従来の実験結果に基づき、乱流速度と混合距離を用いて与えた。解析の結果、液相体積率分布はノズルの出口近くでは非常に幅が狭く鋭いが、ノズル出口からの距離が長くなるに従い、幅が広く緩やかな分布となった。また、ノズル出口圧力が高くなるに従い、幅が広く緩やかな分布となり、中心部での体積率が大きく減少した。ジェット中心部での液相体積率はノズル出口からの距離が長くなるに従い、また圧力が高くなるに従い減少した。これらの解析結果を従来得られているレーザーシュリーレン法を用いた、ジェットの半径方向の液相体積率分布の実験結

果と比較したところ、ノズル径 1.7 mm, ノズル出口圧力を 2 MPa から 20 MPa (ノズル出口速度としては 63 m/s から 200 m/s), ノズル出口からの距離, 67 mm, 150 mm, 300 mm, 450 mm において良好な一致が得られた。

また解析によりジェット半径を求め実験結果と比較した。ジェット半径はノズル出口からの距離が長くなるに従い、また圧力が高くなるに従い増加し、実験により得られたジェット半径を良好に予測した。

第 3 章では高速のウォータージェットのジェット半径方向の速度分布の解析を行い実験結果と比較した。高速ウォータージェットでは流動様式は噴霧流でありジェットの液滴と空気が均質に混ざっているものと仮定し、気液二相流を一つの混合物とみなして混合物モデルを使用した。さらにジェットが定常になっている場合には液相と気相の平均速度が等しいとみなし、均質流モデルを用いた。

均質流モデルに基づく、質量保存の式、運動量保存の式、乱流エネルギー保存の式をノズル出口の速度分布、乱流速度分布ならびにジェット外縁部での摩擦応力を境界条件として与えて解くことによってウォータージェットのノズル出口からの各距離における速度分布、乱流速度分布を求めた。これらを解くにあたっては、ジェットの拡散モデルを用いた。

ウォータージェットの速度分布は運動量方程式において、ジェットの外縁における摩擦応力を与えることにより、求められる。ここでは摩擦応力をパラメータとして解析を行い、実験によって得られている速度分布の予測を行った。

解析はノズル出口圧力が 1 MPa から 20 MPa (ノズル出口流速 63 m/s から 200 m/s) の場合に、ノズル出口からの距離が $z/D=100, 200, 300, 400, 600$ (ノズル出口からの距離 250 mm, 500 mm, 750 mm, 1000 mm, 1500 mm,) の位置でのジェット半径方向の速度分布について行った。この条件においてはレーザーにより誘

起された蛍光を用い PTV(Particle Tracking Velocimetry)法を用いた速度分布の実験結果が報告されているのでこれとの比較を行った。

ジェット半径方向の速度分布はジェット中心部で速く、ジェット外縁部で遅い分布となり、この傾向はジェットの速度が速くなるに従い、またノズル出口からの距離が長くなるに従い顕著となった。ジェット速度が遅く、ノズル出口からの距離が短い場合には、外縁部での摩擦応力の影響は小さく、速度分布はほぼ一様となった、ジェットの速度が速く、ノズル出口からの距離が長くなるに従い、外縁部での速度の減少は大きくなり、中心部での速度の 10%以上、速度の絶対値にして 20 m/s 以上の減少が見られた。解析では、解析結果と実験結果の比較により外縁部での摩擦応力を

$$\tau_w = 0.5 \times 10^{-6} \rho_m v_{zm}^2$$

で与えることにより、本論文でのすべての条件において実験結果を極めて良好に予測できることが示された。

第 4 章では第 2 章と第 3 章の基礎的な研究に基づき、高圧のジェット噴射装置を用いて矩形改良体を造成する方法についてその原理を提案し、それを実際の地盤に適用する実験を行って、実証した結果について報告した。

矩形改良体の造成は、ジェット噴射装置の回転速度を変化させることにより可能であることを示した。これに基づき、実際の矩形改良体を作る場合、近似的な造成方法を提案した。これは、3 種類の回転速度を切り替えることにより、近似的な矩形改良体を作るものである。また、実際のジェット噴射装置の回転速度の切り替えの時間遅れを較正装置を用いて精密に計測し、実際の矩形改良体を造成する場合の切り替え方法を提案した。この手法を実際の地盤に適

用し矩形改良体を造成した。得られた矩形改良体の実測結果から平均の断面積を求め、完全な矩形との比を求めると 0.898 となった。一方、従来の円形改良体の実測結果から平均の断面積を求め、完全な矩形との比を求めると 0.790 となった。これにより本研究で提案した矩形改良体の造成方法が妥当かつ実用的なものであることが示された。

第 5 章では矩形改良体の造成実証実験を受けて、施工後に改良体を取り出さずにその径を確認する 2 つの方法の開発を行うとともに、改良体の強度とそのばらつきについての測定を行った結果について報告した。改良体の径を確認する方法としては、一つは温度測定による測定方法があり、もう一つは SWS 試験による測定方法がある。いずれの方法も改良体径を合理的に計測できることを示した。また、造成した改良体のコアをボーリングにより採取し、一軸強度とそのばらつきの測定を行った。矩形改良体（細長比 2.0 以下）の変動係数は BCJ 指針の 45% 以下であり、円形改良体と共に実際の地盤改良工法として適用可能であることを確認した。以上より、高圧噴射攪拌工法による格子状地盤改良の合理化への方策として矩形改良体の適用が可能であることを確認した。

以上、本論文によって、地盤改良用の高速ウォータージェットの流体力学的な構造の解明が進み、密度分布や速度分布といった基本的な物理量について、流れ方向の各位置での分布を正確にシミュレーションすることが可能となった。また、こうした結果を受けて、矩形改良体のより高度で、高品質な造成が可能となり、実証実験が行われた。また、径や、強度についての知見も得られ、新規性のある地盤改良の技術を開発することができた。高速ウォータージェットを用いた地盤改良は、耐震性能向上のための有効な方法として、今後もその適用が拡大されるとともにより高品質、低コストの施工方法の開発が期待されている。こうした要求に応じていくためには、より詳細なウォータージェットの予測手法の

開発を行うとともに，そうしたシミュレーション結果を応用した，より高度で高品質な地盤改良技術の開発が不可欠であり，基礎研究と，応用技術の両面で一層の研究を進めていくことが必要である．

本論文の内容の発表論文

[1] 土屋勉, 阿部宏幸, 吉田憲司, 片岡勲, 高速ウォータージェットの液相体積率とジェット径の解析, 噴流工学, Vo.34, No.1, pp.4-12 (2018)

(第2章)

[2] 土屋勉, 阿部宏幸, 片岡勲, 高速ウォータージェットを用いた矩形改良体の作成に関する研究, 噴流工学, Vo.34, No.1, pp.13-21 (2018)

(第4章)

[3] Tsutomu Tsuchiya, Hiroyuki Abe and Kazuhiko Komatsu “New Rectangular-like Columns :Advanced Swing Jet Grouting Test and Quality Confirmation,” Journal of Civil Engineering and Architecture 12, 213-224 (2018)

(第4章, 第5章)

[4] 土屋勉, 阿部宏幸, 吉田憲司, 片岡勲, 高速ウォータージェットの速度分布の解析, 噴流工学, Vo.34 No.2, pp.4-12 (2019)

(第3章)

[5] 土屋勉, 阿部宏幸, 片岡勲, 高速ウォータージェットを用いた矩形改良体の径の測定手法の開発と改良体強度の計測, 噴流工学, Vo.34 No.2, pp.13-21 (2019)

(第5章)

関連発表論文

(国際会議発表, 査読あり)

[1] Tuchiya T, Abe, H. and Komatsu, K., “Recent Aspect in Jet Grout Development in Japan,” The 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Paris (2013)

[2] Tuchiya T, Abe, H. and Komatsu, K., “A Study on Altering the Cross-sectional Shape and Altering the Quality of the Jet Grout Column,”
Grouting 2017, Honolulu, Hawaii, (2017)

[3] Tuchiya T, Atushi S, and Toshiyuki K. “Study on Repair and Reinforcement for Pile Foundation Using High Speed Water Jet” 7th ICEGE, 7th International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, Rome, Italy (2019)

(国内会議発表, 査読なし)

[4] 土屋勉, 坂本好謙, 田中秀夫, 坂井実, 超高压噴射攪拌工法による高杭支持力対策, 地盤工学会関東支部年講論文集 (2003)

[5] 相馬啓, 逢坂昭治, 福原真一, 土屋勉, 地下水流の予冷却による土壌凍結促進効果, 日本混相流学会講演論文集, 41-42 (2004)

[6] 内田明彦, 田屋裕司, 上田豊, 小西一生, 土屋勉, 阿部宏幸, 道路・宅地一体向けの格子状地盤改良に関する原位置実証実験 (その 1) 日本建築学会大会学術講演梗概集 2014(構造 I), pp.569-570 学術講演会集 (2014)

[7] 山中龍, 内田明彦, 田屋裕司, 小西一生, 土屋勉, 阿部宏幸, 道路・宅地一体向けの格子状地盤改良に関する原位置実証実験 (その2), 日本建築学会大会 (近畿) 学術講演梗概集 2014(構造 I), 571-572 (2014)

[8] 内田明彦, 田屋裕司, 上田豊, 小西一生, 野口直也, 土屋勉, 阿部宏幸, 山中龍, 道路・宅地一体向けの格子状地盤改良に関する原位置実証実験 (その2), 日本材料学会, 第11回地盤改良シンポジウム (2014)

[9] 田屋裕司, 内田明彦, 上田豊, 土屋勉, 阿部宏幸, 時松孝次, 高圧噴射攪拌工法による格子状地盤改良の原位置施工実験 (その1), 日本建築学会大会 (近畿) 学術講演梗概集 (2014)

[10] 上田豊, 田屋裕司, 内田明彦, 土屋勉, 阿部宏幸, 山中龍, 高圧噴射攪拌工法による格子状地盤改良の原位置施工実験 (その2), 日本建築学会大会 (近畿) 学術講演梗概集 (2014)

(解説, 紀要等)

[11] 岩佐義朗, 綾史郎, 土屋勉, 西内美宜, 一般化曲線座標系を用いた流れと水質混合の2次元数値解析, 京大防災研年報, 第31号 B-2, PP589-600 (1988)

[12] 山野辺純一, 土屋勉, 構造直下の液状化対策が可能な Curvex 工法, 月刊配管技術 (2017)

[13] 倉橋貴彦, 石津慎, 丸岡宏太郎, 島村淳, 土屋 勉, 河田剛毅, 凍結工法を用いた凍土形成時における制御バリエーション, 長岡工高専研究紀要 第 52 巻 (2016)

[14] 土屋勉, 高圧噴射攪拌工法, 地盤工学会誌 Vol.62, No.8, Ser.No679 (2016)

謝辞

本論文を作成するに当たり，終始ご指導を賜りました，福井工業大学教授片岡勲先生にこころより感謝致します。また，関連する共同研究において多大なご指導，ご助言を頂きました，広島工業大学教授吉田憲司教授に衷心より謝意を表します。また，この研究を遂行するに当たって，ケミカルグラウト株式会社の阿部宏幸工事設備部テクノセンター副所長，並びにご協力頂いたすべてのスタッフの皆様に御礼申し上げます。