The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	ウォータージェットの流動特性とその切削性能の高度化に関する研究
Author(s)	吉田, 宏
Citation	大阪大学, 2011, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/26871
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

ウォータージェットの流動特性とその切削性能の高度化に関する研究

2011年

吉田　宏

ウォータージェットの流動特性とその切削性能の高度化に関する研究

2011年

吉田　宏

目　次

1.　緒論・・・

３．　ウォータージェットの切削性能の高度化に関する研究・・・・・・・・・　３－１
３．１　アブレイシブジェットの開発と切削性能・・・・・・・・・　３－１
３．１．１　アブレイシブジェットの切削性能の評価と
種々の要因の検討・・・・　３－３
３．１．２　アブレイシブジェットの切削深さの予測手法の開発・３－１９
３．１．３　アブレイシブジェットの研磨材速度分布と加速機構・３－２９
３．２　ロータリージェットの開発と切削性能・・・・・・・・・・・３－５３
３．２．１　ロータリージェットに用いる高圧スベイルの開発と
コンクリート切削実験・・・・・・・・・・３－５４
３．２．２　ロータリージェットを利用した
コンクリート破砕に関する研究・・・・・・・３－７２
３．２．３　ロータリージェットを利用したコンクリート破砕の
メカニズムに関する研究・・・・３－８４
３．２．４　高分子ポリマーの添加とノズル角度の効果による
ロータリージェット性能改善に関する研究・・・・　３－９５
３．３　超高圧ジェット（スーパージェット）の開発と切削性能・３－１０２
３．３．１　圧力・流量に関する実験・・・・・・・・・・・・・３－１０３
３．３．２　ノズル回転速度と繰返し回数に関する実験・・・３－１０９
３．３．３　実地盤における施工試験・・・・・・・・・・・・３－１１７
３．３．４　おわりに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・３－１２５
参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・３－１３１

４．　ウォータージェットの適用事例・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－１
４．１　アブレイシブジェットの適用例・・・・・・・・・・・・・・・・・４－１
４．１．１　青函トンネルでの施工例・・・・・・・・・・・・・・・・・４－１
４．１．２　廃止原子炉解体システムへの応用（JPDR 解体）・・・・４－３
４．１．３　アブレイシブジェットを利用したリフォームシステム・４－９
４．２　ロータリージェットの適用例（リフォームシステム）・・・・４－１３
４．３　地盤改良への適用例・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－１９
４．３．１　砂地盤の液状化防止例・・・・・・・・・・・・・・・・・４－１９
４．３．１．１　工法採用の経緯・・・・・・・・・・・・・・・・・４－２０
４．３．１．２　液状化の検討と対策工法の選定・・・・・・・４－２１
４．３．１．３　施工方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－２４
４．３．１．４　施工効果の調査，試験・・・・・・・・・・・・４－２５
４．３．２　場所打ちぐいの水平抵抗の増強・・・・・・・・・・・４－３０
４．３．２．１　利用した背景・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－３０

４．３．２．２　工法採用の経緯・・・・・・・・・・・・・・・４－３０
４．３．２．３　地盤概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－３２
４．３．２．４　施工方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－３３
４．３．２．５　ベノトぐい基礎の水平抵抗の検討・・・・・４－３４
４．３．２．６　施工方法施工効果確認試験・・・・・・・・・４－４０
４．３．３　既設建物の支持力増加・・・・・・・・・・・・・・・４－４４
４．３．３．１　利用した背景・・・・・・・・・・・・・・・・４－４４
４．３．３．２　工法採用の経緯・・・・・・・・・・・・・・・４－４５
４．３．３．３　地盤概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－４６
４．３．３．４　コラムジェットパイル工法の設計施工概要・４－４６
４．３．３．５　施工結果と考察・・・・・・・・・・・・・・・４－５０
４．３．４　砂礫地盤へのシートパイルの打ち込み・・・・・・・４－５４
４．３．４．１　利用した背景・・・・・・・・・・・・・・・・４－５４
４．３．４．２　高速水噴流の掘削特性・・・・・・・・・・・・４－５５
４．３．４．３　工法採用の経緯・・・・・・・・・・・・・・・４－５６
４．３．４．４　施工方法および装置・・・・・・・・・・・・・４－５８
４．３．４．５　施工結果と考察・・・・・・・・・・・・・・・４－５８
４．３．５　砂ジェットパイリング工法によるＨ鋼の引き抜き・４－６６
４．３．５．１　利用した背景・・・・・・・・・・・・・・・・４－６６
４．３．５．２　施工装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－６７
４．３．５．３　施工方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－６７
４．３．５．４　施工結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－７０
４．３．６　山留め壁変形防止（スーパージェット工法）・・・・４－７０
４．３．６．１　利用した背景・・・・・・・・・・・・・・・・４－７３
４．４　結論と今後の問題・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－７４
４．４．１　砂地盤の液状化防止例・・・・・・・・・・・・・・・４－７４
４．４．２　地盤改良・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－８２
参考文献・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・４－８３

５．　結論・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・５－１

６．　謝辞・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・６－１

７．　論文目録・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・７－１

第1章　緒論

1．1　ウォータージェットの概要

圧力をかけた水をノズルあるいは小孔から空気中に放出させると水の噴流が形成される。これをウォータージェットと呼ぶ。ウォータージェットの流速が大きい場合、これが物体に衝突すると大きな圧力を発生し、物体を破砕あるいは切断することができる。”点滴岩をも穿つ”と雨だれが軒下の石に孔をあける様を表現し、ウォータージェットのコンセプトを示したのは、十世紀頃の東洋人と言われている。そして、このコンセプトを学術的に説明したのが流体力学の創始者の一人であるベルヌーイ（Bernoulli）である。いま、Fig. 1. 1　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を考える。

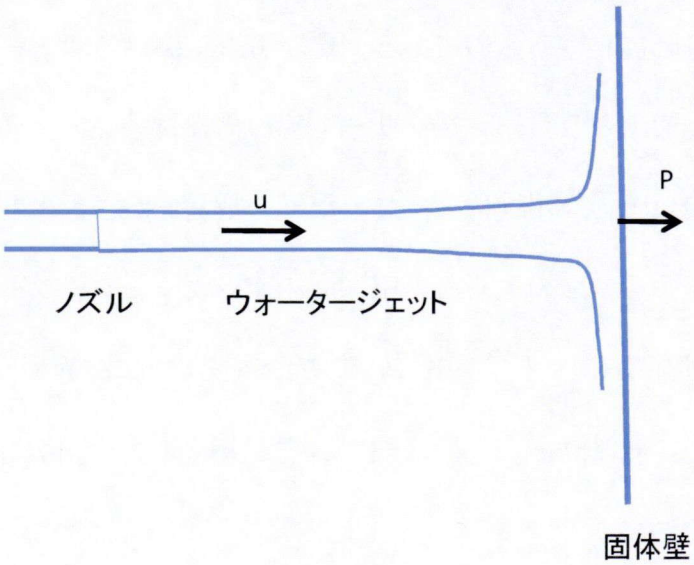


Fig.　1. 1 ウォータージェットの固体壁への衝突

ウォータージェットの流速を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cdt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はPは次のように与えられる。

$$P=\rho cu \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \qquad (1.1)$$

水の音速は大気圧下で約1400m/sと非常に大きいので(1-1)式で与えられるウォータージェットの圧力は非常に大きく速度が大き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は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。次節にウォータージェットの産業への応用についての状況を概説した。

本論文において研究の対象としたのは、こうしたウォータージェットの応用のうち、建設分野におけるものである。建設分野におけるウォータージェットの応用は地盤の切削と改良、コンクリート等の構造材の破砕、切断に用いられており、その出口圧力は用途によって異なり、数MPaから数十MPaで、速度は数百m/sにも達する。このような高圧、高流速のウォータージェットはPhoto1.1に示すように、ノズル出口直後においてすでに液滴噴霧流の流動様式となっている。この流動様式を模式的に示すとFig.1.2　の様になる。

Photo1.1 建設分野で用いるウォータージェットの流動の状況

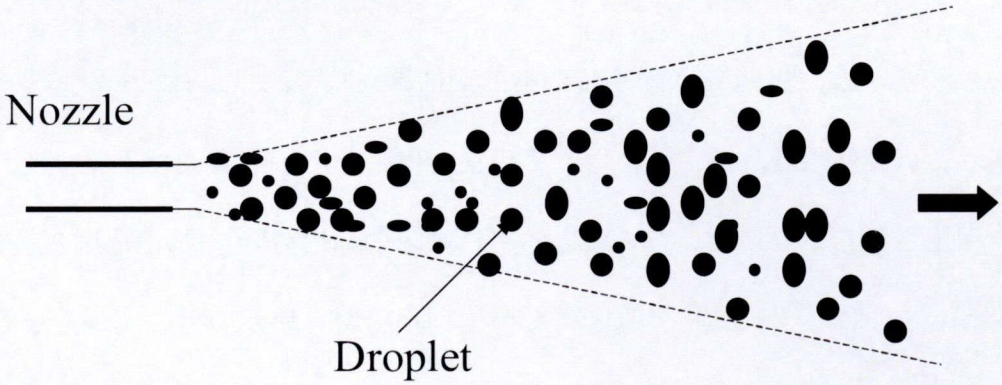


Fig.1.2 液滴流の流動様式のウォータージェットの概念図

建設分野におけるウォータージェットは次節に述べるように、その応用分野は非常に拡がり、様々な高機能のものが開発され実用に供されている。しかしながら、数百 m/s で流動する噴霧流の流動様式のウォータージェットの流動構造については現在までのところ殆ど知見がなく、その流体力学的特性の解明は殆ど行われていない。今後、建設分野で用いられるウォータージェットをより

高機能化していくためには、ウォータージェットの流体力学的特性についての知見に基づいた合理的な設計と開発を行って行く必要がある。こうした観点から、本論文においては、建設分野で用いられる高速のウォータージェットの流動の可視化を行いその流体力学的特性についての解明を行った。また、応用研究として、アブレイシブジェットやロータリージェットなどの高機能のウォータージェットの開発とその流動特性についての実験と解析を行った。

１．２　ウォータージェットの産業への応用

ウォータージェットの本格的な利用は19世紀になってからで、砂利を採取するために用いられた例（米国）や、石炭採掘に応用された例(ロシア)などが報告されている。20世紀に入り特に第二次世界大戦後はウォータージェットが産業界で広く使用されるようになり、現在では、あらゆる産業で主要な道具として利用されるようになってきている。これらの利用分野を使用圧力で分類してTable 1.1に示す。また、米国において利用分野と使用圧力の関係を示したものがTable 1.2である。日本における利用分野も米国と基本的に違いはない。その使用形態は洗浄、表面処理、拡散処理、はつり、切断、加工とウォータージェットの特徴を活かして広範囲に利用されている。Photo1.2に示す医学分野の手術(ウォータージェットメス)に利用される圧力は2.5 MPa程度であるが、Photo 1.3に示す材料の切断や加工に利用される圧力は最高で450 MPaを超えている。

Table1.1　産業分野でのウォータージェットの利用－使用圧力による分類

圧力(Mpa)	流速(m/sec)	ポンプ	ノズル	利用分野
10 ～ 50 ～ 100 ～ 200 ～	130 ～ 290 ～ 410 ～ 580 ～	プランジャーポンプ ↓ ↑ブースターポンプ	金属硬化処理 ↑超硬合金 ↑セラミック ↑サファイア・ルビー ↑ダイアモンド	・手術 ・一般洗浄 ・表面処理(比較的固結力のないものの処理) ・洗浄(上下水道・船舶ほか) ・地盤掘削 ・表面処理(固結力のあるもの) ・洗浄(固結物) ・部品洗浄 ・アトマイズ加工 ・軟岩掘削 ・表面処理，洗浄(固着物) ・部品洗浄 ・硬岩掘削 ・アスファルト，コンクリートの切断 ・硬岩切断 ・コンクリート切断 ・各種材料の切断，加工 ・食品の殺菌

Table1.2　米国におけるウォータージェットの利用

産業分野	対象部位	使用圧力(Mpa)
セメントプラント	ホッパー，車，貯蔵場，床，壁，ロタリーキルン	40～50
各種プラント	冷却装置，炉床，予熱装置	
一般的洗浄	金属表面	70以上
	石造構造物	40～50
	プールなどの汚れ	40～50
	ビルの汚れ	50～60
高速道路	エキスパンションジョイントの交換	70～150
	ペンキ落とし	70～150
	泥，グリース，タール，セメント，アスファルト	30～70
	コンクリート表面の破砕	70以上
	コンクリートの破砕	150以上
鉱山	装置上の岩粉，泥，油などの汚れ	70以上
	縦坑やトンネルのリフレッシュ	50
	鉱石の採掘	30～150
公共施設	下水，ドレーンパイプ	30～40
	上，下水設備，ゴミ運搬車	50～60
	置場，コンテナー	40～50
	焼却炉の管理，ガイシ	70
発電所	ボイラーチューブ，予熱チューブ	
	コンデンサーチューブ	70
	燃料カプセルの除染，各種装置の除染	70
滑走路	滑走路上のグリース，ゴム，油	70
	エキスパンションジョイント	70
建造物	プールの油，藻	20～40
	モルタルなどビルの汚れ	70
ペイントの処理		140

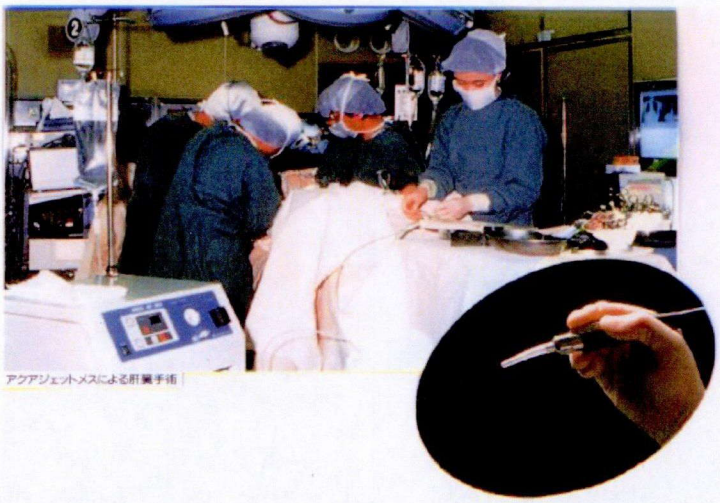


Photo1.2 ウォータージェットメス

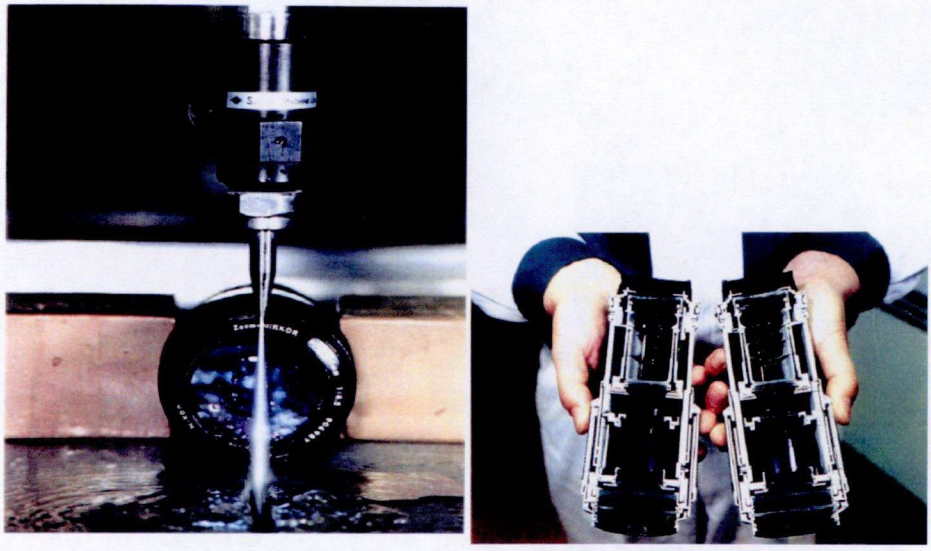


Photo 1.3 ウォータージェットによる切断例

このような幅広い利用は、各々利用分野ごとに、ウォータージェットの特徴を活かして行われている。ウォータージェットの代表的な利点を挙げると、

① 破砕エネルギーを集中させるため、エネルギー密度が高い。

② 先端装置(ノズル)が小さいのでロボット化が容易である。

③ ノズルの消耗時間が長く、ビットのように頻繁に取り替る必要がない。

④ 周辺材料への影響が少ない。

⑤ 適切な圧力、流量を選択することで、必要部分のみ破砕できる。

⑥ 低振動、低騒音、無粉塵、温度上昇がないなど低公害である。

⑦ 火薬、熱、ガスなどと比較して安全性が高い。

欠点としては、

① 機械費が非常に高い。システムの構成によるが、数百万円から数億円の初期投資が必要である。

② 騒音が発生する。適切な防音対策をすれば、騒音レベルを下げられるが、110 dB を超えることが多い。使用後の水処理が必要である。

③ アブレイシブジェットの場合には、ミキシングノズルの寿命が短い。

ウォータージェットは産業界で利用が盛んではあるが、上記の特徴を活かした利用分野では剥離洗浄が全体の半分を超える状況である。

１．２．１　各産業でのウォータージェット剥離洗浄の概況

各産業でのウォータージェットの洗浄について、10 年前までは Photo1.4 に示すウォータージェットガン(ハンドガン)と呼ばれる噴射装置を手でもって対象材料を洗浄していた。その圧力は 50 MPa 以下が大半であった。しかしながら、付着強度の高い材料の洗浄や環境問題などで、従来のサンドブラスト工法がウォータージェットに替わるようになってから、ハンドガンの代わりにロボ

ットを利用したり、噴射圧力も 200 MPa 程度が使用されるようになってきた。以下に、産業分野ごとにウォータージェット洗浄剥離の利用について述べる。

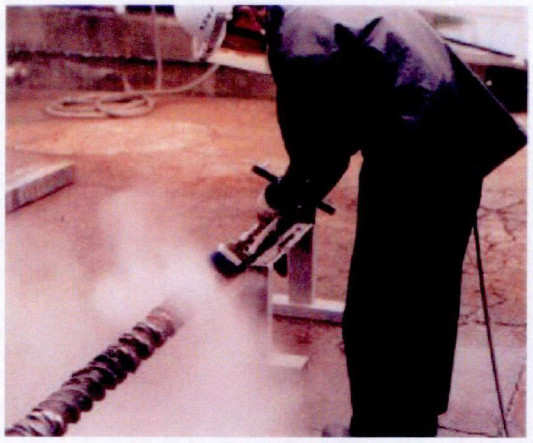


Photo 1.4 ハンドガンによる洗浄

（1）鉄鋼、非鉄分野

鋼材のデスケーリング、鋼管の仕上げ洗浄に噴射圧力 30MPa 以下のウォータージェットが利用されている。コークス炉の洗浄や圧延ロールの補修、ロストワックス鋳物砂除去では 50～100 MPa のウォータージェットが利用されている。最近では、高炉や冷却管などの補修(表面処理)に利用されるウォータージェットは噴射圧力が 150～200 MPa である。噴射圧力の上昇に伴って、噴射装置もロボット化が進められている。この分野で最も多く使われているのは熱交換器の洗浄で、工場メンテナンスではほとんどの工場で一年に一回もしくは半年に一回実施されている。この状況を Photo1.5 に示す。

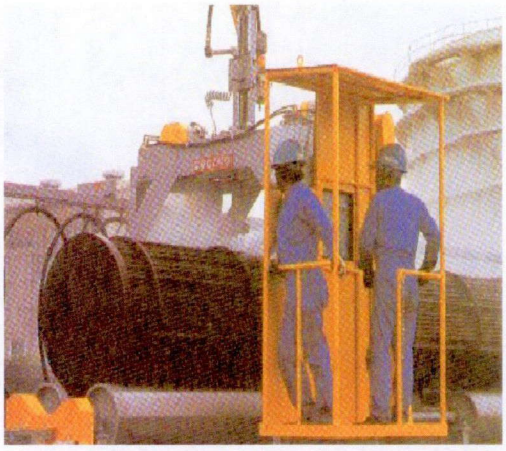


Photo1.5　　熱交換器の洗浄

（2）電気、電子、機械分野

IC のバリ取りに利用されるウォータージェットは 100 MPa 以下であるが、最近ではもう少し高い圧力も使用される。また、ビデオ部品やハードディスクの洗浄では 5～80 MPa が使用されている。同様に一般機械でも各種部品のバリ取りに同様なウォータージェットが利用されているが、樹脂炭化物の剥離洗浄、ゴム成型用金型の焼き付け付着物の除去、コーティング除去などに 150～200 MPa のウォータージェットが利用されている。付着物の剥離洗浄は、付着物の種類や母材の種類で噴射圧力が異なるが、最近では高圧化が進んでいる。この分野でもハンドガンからロボットへと噴射装置が進化している。IC のバリ取り洗浄と各種の部品のバリ取り洗浄の状況を Photo1.6 に示す。

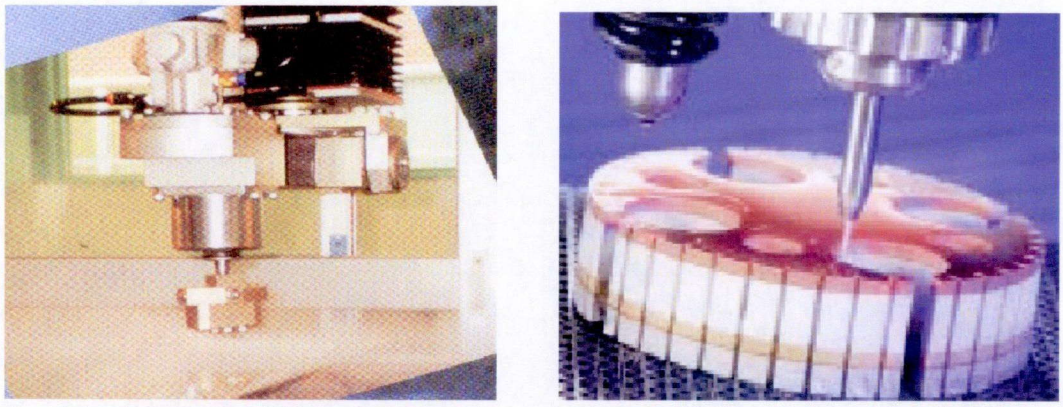


Photo1.6　部品のバリ取り状況

（3）自動車、航空機分野

エンジンの部品洗浄では15～50 MPaのウォータージェットが、Photo 1.7に示す部品のバリ取りでは50～100 MPaのものが使用されている

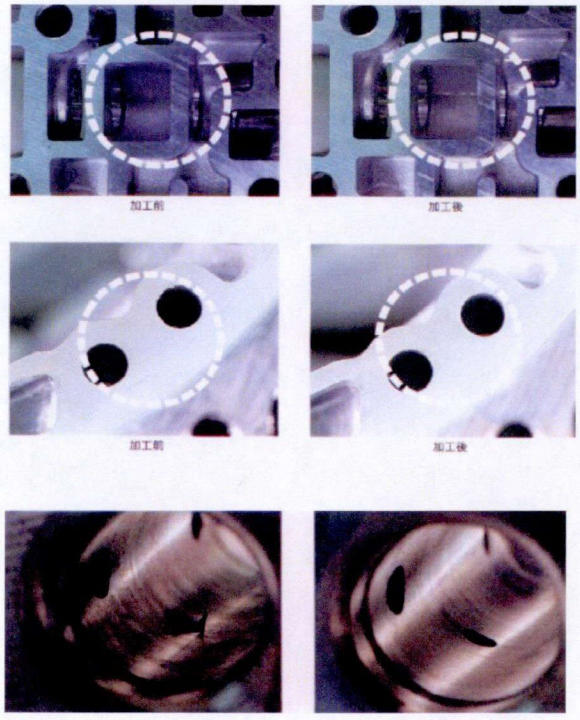


Photo 1.7バリ取り

このエンジンなどの重要部品のバリ取りは自動車産業にとってのリコール問題に発展しかねない重要な作業である。工場のラインにおける塗装台車などの剥離洗浄（Photo1.8）は塗装材料の高度化により、高圧化が進んできた。従来は手作業によるものがほとんどであったが、最近はライン上でロボット化されている。一般的に噴射圧力は100～150 MPaであるが最近では250 MPa程度の高圧が使用されるようになってきた。これは塗装材料がよりはがれにくくなってきただけではなく小流量による廃棄物の減量化や作業の効率化が求められるようになってきたからである。航空機では機体のペイントの剥離洗浄やアイシングによる氷除去が主であり、噴射圧は50 MPa以下である。

Photo 1.8　塗装台車の剥離洗浄状況

（4）　造船分野

造船分野では船体の洗浄とディーゼルエンジンのカーボン除去が主なものである。前者は噴射圧力20 MPa以下で、後者は100～200 MPaである。

Dr. Frenzel の報告書にも記載されているように、船体の洗浄では環境問題の観点で、ブラスト洗浄からウォータージェット洗浄へ変わりつつある。その場合の噴射圧力 200 MPa 程度が要求される。それに伴って、従来の手作業から洗浄のロボット化が進んできている。

（5）化学、石油プラント分野

化学、石油プラントの分野がウォータージェット利用の先駆的役割を果たしてきた。基本的には熱交換器の洗浄が代表的であるが、ドライヤー、シュミットクーラー、リボイラ、重合糟などの反応糟、排煙、脱硫などの公害防止装置などのあらゆる機器のメンテナンスにウォータージェットが利用されている。これらのウォータージェットの噴射圧力は 70 MPa 以下である。装置洗浄ではスクリューの洗浄のように 100～200 MPa の噴射圧力で使用されている例がある。また、Photo 1.9 に示すような、タンク壁面の下地処理、剥離洗浄では塗料の関係で 200 MPa 程度のウォータージェットが使用されている。この分野でも最近はロボット化が要求されている。

Photo 1.9 タンクの洗浄

（6）発電分野

コンデンサ、ドラム、ボイラーチューブ、スチームジェネレーター、などの洗浄、導水管下地処理、取水管洗浄などは 50 MPa 以下で利用されている。排煙脱硫装置やタービンの洗浄は 40～90 MPa で行われている。燃料カプセルや各種装置の除染は 70 MPa 程度のウォータージェットで実施されている。最近では二次廃棄物の処理が容易であることで、原子力発電所の除染に Photo 1. 10 に示すような装置が応用されている。また、導水管の下地処理

にブラスト工法の代わりに用いられる場合は100～200 MPaの噴射圧力が利用されている。

以上述べてきたことをまとめると、剥離洗浄に利用されているウォータージェットは剥離すべき塗膜の付着強度と母材の強度によって噴射圧力が異なっている。すなわち、単なる洗浄の場合には噴射圧力として50MPa以下が、付着強度の高い塗膜の剥離洗浄では150 MPa以下の噴射圧力が利用されている。これらの剥離洗浄はほとんど手作業で、いわゆるハンドガンを人間が持って行われている。これは作業結果(剥離状況)を人の目で確認しながら実施するのが効率的であることと対象材料が複雑な形状をしているのでロボット化が困難であることによる。ハンドガンによる手作業では、ウォータージェットの反動力の影響で、使用する噴射圧力や噴射流量に制限がある。人の体力と作業の安全性から考えると、反動力は15kgf最大である。このことから、ハンドガンの噴射圧力を200MPaとすると噴射流量は14 l/minまで、150MPaとすると16 l/minまで、100MPaとすると20 l/minまで、50MPaとすると28 l/minまでのウォータージェットが利用できる。

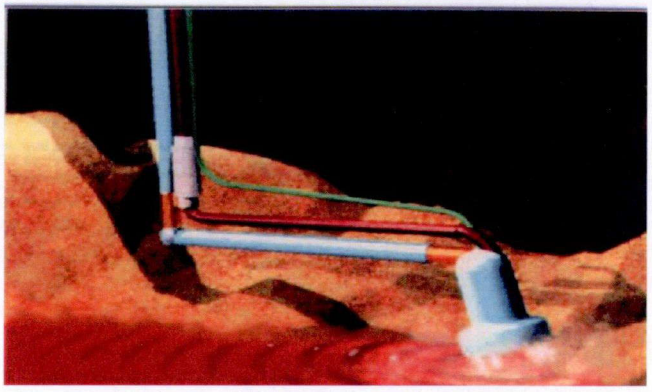


Photo 1.10　除染への応用

しかしながら、作業面積が大きくなると、作業を効率化するために機械力を利用することが必然となる。ロボット化すると噴射圧力や流量を増加させることが可能となり、今後の主流となる。一方、今後の剥離洗浄では、作業性の向上と環境問題で水の使用量を少なくするために、ウォータージェットの高圧化(250MPa まで)が図られる。当然ロボット化が前提となる。この点での最大のネックは高圧ポンプの価格が信じられないほど高価であることである。高圧ポンプの需要が増加すれば価格が低下するとは思うが、ウォータージェット剥離洗浄がそのマーケットを増加させている現在、各ポンプメーカーの努力を期待したい。

ウォータージェットの高圧化を図るには、ポンプの価格だけでなく、装置の価格やメンテナンスの価格も上昇する。そこで、高圧化を図らなくても、知恵で効率化を図ろうという動きが、一方で盛んに行われている。その1つがアイスジェットと呼ばれている物で、氷の粒をウォータージェットに混ぜて噴射する技術である。最近の技術は初期の物に比べて、堅い氷を効率的に製造して混入する技術が進み、ずいぶん進歩してきている。またFig. 1. 3に示すような、強制的な不連続流の噴流を利用する技術が発達してきている。

これらは総称して水中で利用する場合キャビテーションジェットと呼ばれている。これらは発生源として特殊なノズル構造を利用する物や、超音波を利用するものがある。この利用は20年前から利用されているが、安定性に欠けていたが、最近では相当に進歩して単純なウォータージェットに

比べて効率的であることが実証されている。これらの技術が本格的に実用化されると、低コスト化が実現されるだろう。大いに期待される技術である。

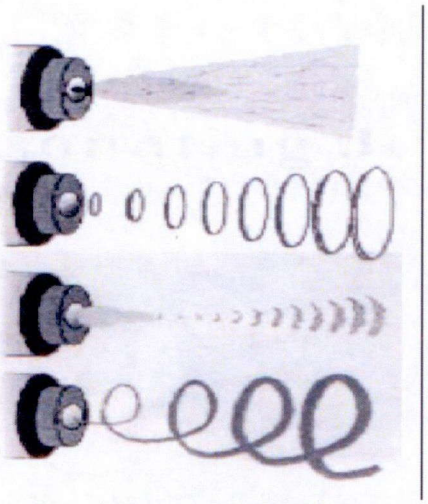


Fig. 1.3 不連続流

１．２．２　ウォータージェットによる切断加工の現状

ウォータージェット技術としては単純な噴射だけでなく、Fig. 1.4に示すような各種の利用がある。その中でアブレイシブジェットが各種の加工場面で利用されている。この技術は硬い研磨剤を高速のウォータージェットに添加して噴射し、材料の加工に利用するものである。

やわらかい材料の切断、例えば食品のような場合には、200～300MPaのウォータージェットを用いて切断する。この利点は切断される材料の切断面以外に応力を与えないため、切断面がきれいであること、ロボット化によ

り衛生的であることが挙げられる。Photo 1. 11に各種の食品の切断例を示す。

このほかに、硬い材料の切断にはアブレイシブジェットが利用される。切断対象材料としては鉄材、プラスティックから各種の複合材料まで応用範囲が広い。

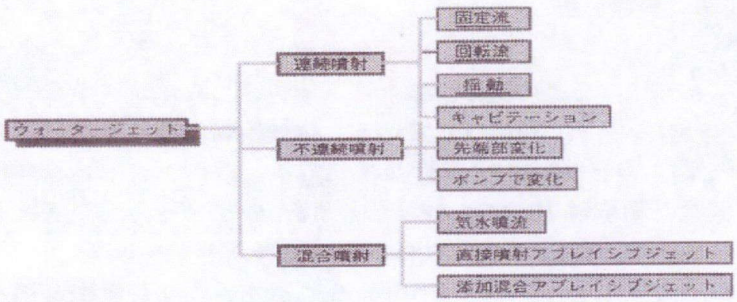


Fig. 1.4　ウォータージェット噴射の分類

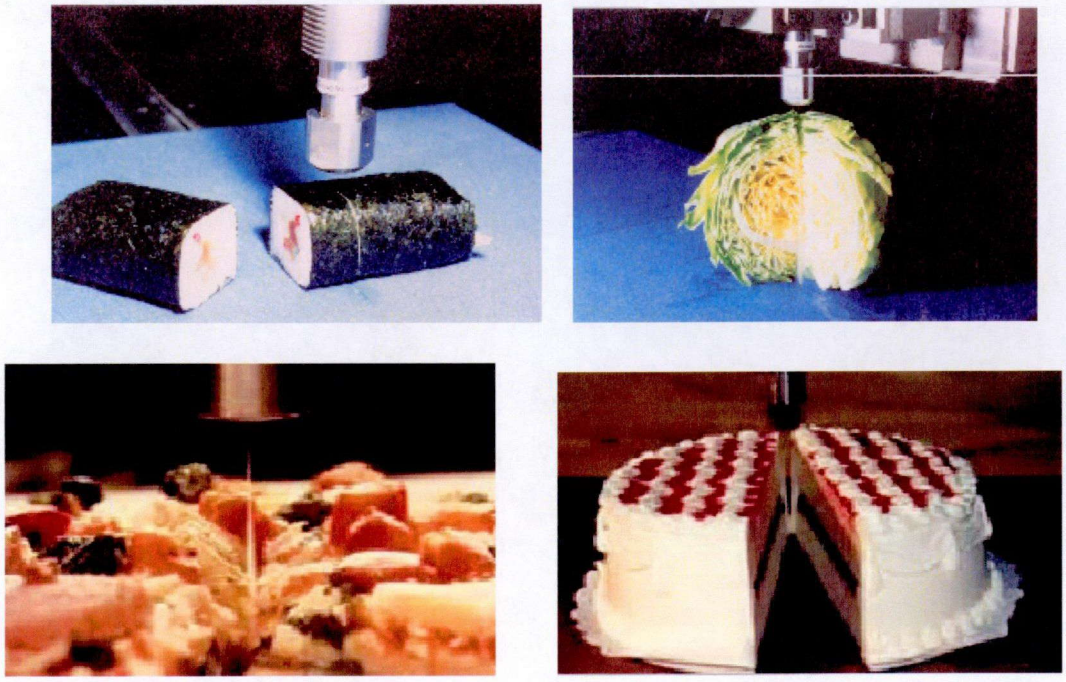


Photo 1.11　各種の食品の切断例

これらの切断のメリットは、切断面以外に応力や熱を与えないこと、材料の形状や切断形状に関係なく切断できること(ロボット化が容易であること)などが挙げられる。Photo 1. 12に各種の切断例を示す。また、アブレイシブ材料として微細なものを利用して、他の方法では不可能な微細加工まで出来るようになっている。

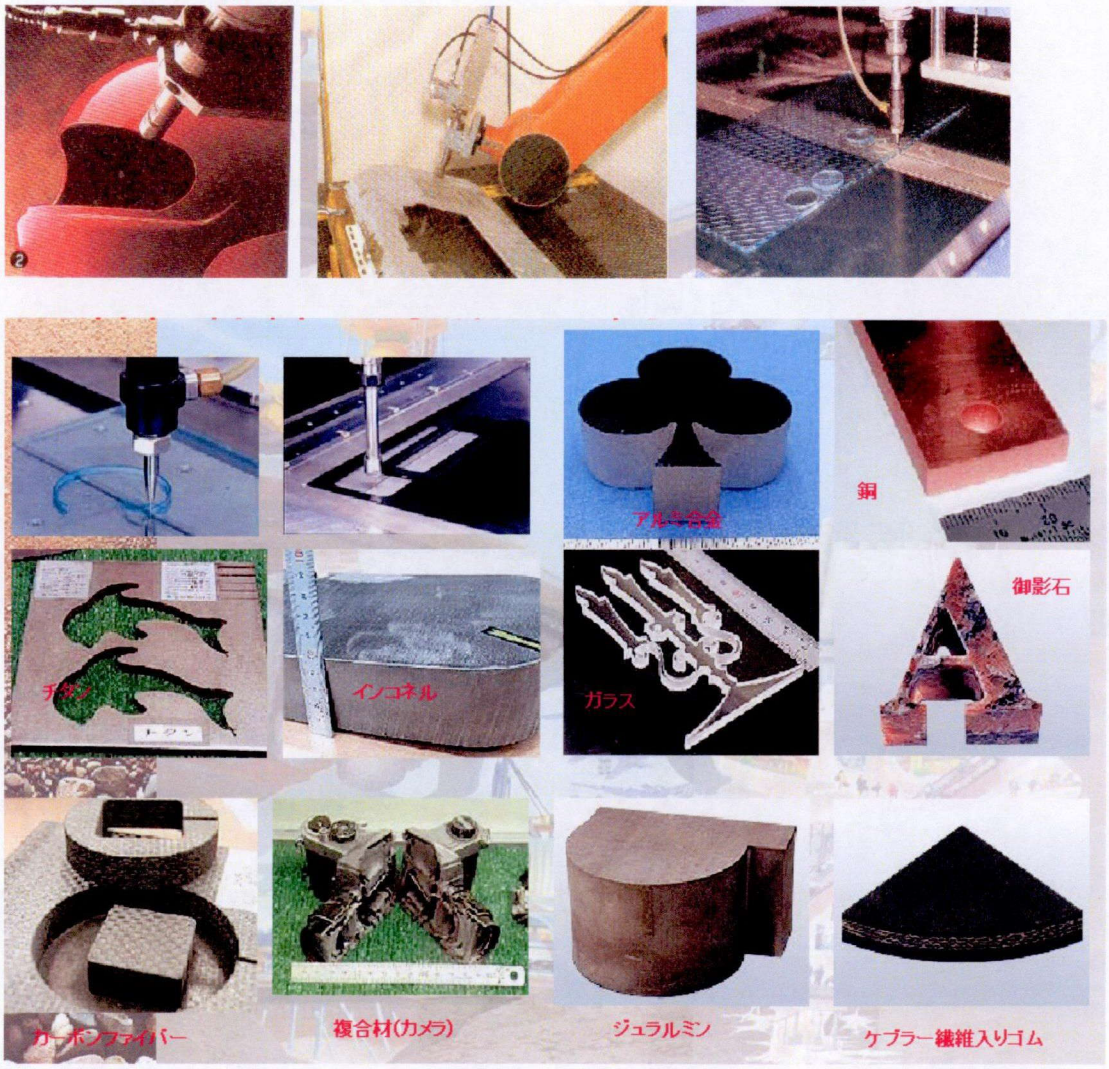


Photo 1.12 アブレイシブジェット切断例

1．2．3　建設業での利用の経緯

建設工事へのウォータージェットの応用はジャイアントノズルとして、パナマ運河の開削に用いられたのを始めとして、古くから土砂の掘削に使用されている。わが国においても、小樽駅の建設の際に、6インチのノズルを使用して山を崩すのに用いられた。また、東京電力奈川渡ダムの建設では断層破砕帯の処理に使用された。この段階で利用されたウォータージェットはタービンポンプにより加圧された噴射圧力10MPa以下で、噴射流量が200 l/min以上のものである。この技術の延長として、シートパイル、H形鋼および杭の打設などに現在でも利用されている。いわゆる低圧、大流量タイプの応用で、土砂の破砕と移動を噴流水で行うことが技術の基本となっている。この技術では地盤の状況に応じて噴射圧力は40 MPaまで使用されている。これは40年前位から高圧を発生させるポンプとして、鉄鋼業で利用されていたプランジャータイプの高圧ポンプが進歩したからである。

現在、建設業で利用されている技術を使用圧力で分類してTable 1.3に示す。この表でも明らかなように、地盤改良技術、杭打設技術とコンクリート切断およびはつり技術がウォータージェットの主な応用技術といえる。建設会社で現在一般的に応用されているのは、地盤改良や杭打設技術などで、具体的なものとして、ケミカルグラウトの一連のジェットグラウト工法、清水建設のPIPW工法、スイング工法、熊谷組のJJパイル工法、鴻池組のCCP工法などである。近年では、前述した剥離洗浄技術を応用して、

構造物の表面処理や下地処理にウォータージェットが利用されている。これらの状況を Photo 1.13 に示す。

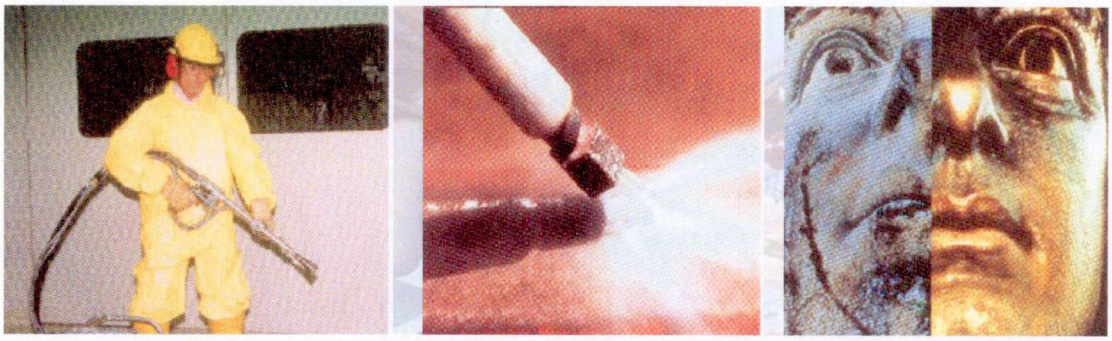


Photo 1.13 構造物の表面処理や下地処理の状況

Table1.3　建設業でのウォータージェット利

噴射圧力(kg/cm)	使用目的	開発した工法	要素技術 (ノウハウ)
100以下	土砂の輸送, 排土		
100～500	土砂の掘削, 撹拌 コンクリート表面処理	ジェットグラウト ↓ コラムジェット ↓ スーパージェット	ジェット+エア ノズル 土砂の掘削特性
		水力掘削機 ↓ ジェットパイリング ↓	大型スウィベル 回転型ノズル 扇型ノズル 軟岩の掘削特性
500～1000	軟岩の掘削	軟岩急速掘削機	
1000～2000	コンクリート・岩の はつり, 切断	アプレイシブジェット ↓ ロータリージェット ↓ カームジェット	ノズル 高圧小型スウィベル コンクリート切断特性

この 30 年で開発あるいは利用が盛んになった技術として、鹿島建設、特に筆者等が開発した地盤改良技術およびコンクリート切断、はつり技術がある。地盤改良技術としては、鹿島建設とケミカルグラウトが開発したス

ーパージェット工法があり、地盤中に直径5mの改良体を15cm程度のボーリング孔を穿つだけで造成できる。造成された改良体の写真をPhoto 1. 14に示す。

Photo 1.14　スーパージェット工法で造成された改良体

さらに、Fig. 1.5に示すように、二本のジェットを衝突させる交差噴流という新しい概念で、従来のジェットグラウト工法の杭径制御を実現したケミカルグラウトのクロスジェットがある。この技術はFig. 1.5に示すように、2本のウォータージェットをある点で衝突させ、衝突点以遠の噴流の動圧を地盤切削の最小動圧以下にするコンセプトで開発された技術で、現在、

地盤の条件にかかわらず一定の(2.3m と 2.5m)径の改良体造成技術として普及している。同じコンセプトで不動建設とケミカルグラウトが開発したJACSMAN がある。この技術は機械撹拌工法とクロスジェットを組み合わせた技術として、広く利用されている。海外での応用例を見ると、Esso Production Research Co., Continentsal OilCo. および Fenixand Scisson などで石油井戸の掘削や核燃料の掘削を目的に利用している。これらで利用されているウォータージェットは連続流とパルスジェットで、その噴射圧力は 70～200MPa である。この他、ウォータージェットと機械掘削を併用したシステムの開発を Bendix Research Labo., IITRI, Robins Co., Flow Inc. および Oak Ridge National Labo. などで実施し、トンネルボーリングマシンとして実用化している。これらの噴射圧力は 100～200MPa で、そのウォータージェットにより掘削岩面に切り込みを入れ、ディスクカッターを溝間に押し付け岩を破砕していく方法である。この分野では、岩全体を破砕せずにウォータージェットによる切り溝とその間を機械式に破砕する技術が一般的に利用されるようになっている。

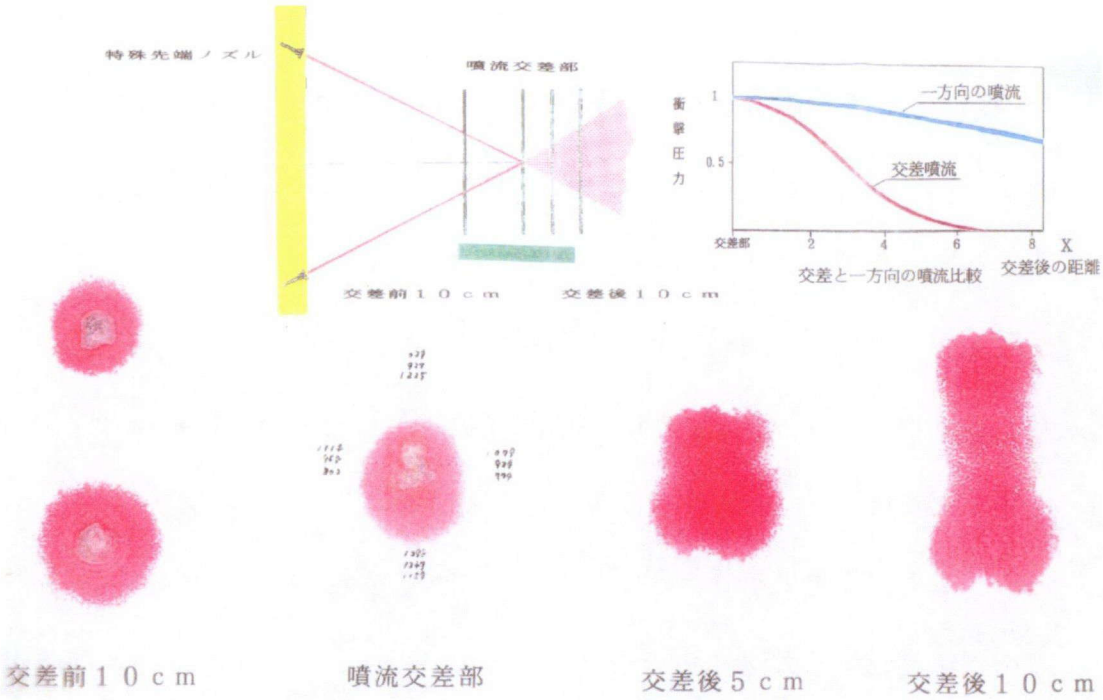


Fig. 1.5　クロスジェットの概念

１．２．４　ウォータージェットによるコンクリートの切断、はつり表面処理の現状

最近、利用が多くなったウォータージェットによるコンクリートの切削、はつり技術はTable 1.3に示すような、噴射技術を切削条件に応じて使い分けている。

これらの技術で、切断に利用されるのは鉄筋を切断する場合にはアブレイシブジェットが、表面の研削やはつりには回転流(ロータリージェット)、揺動ジェットおよびハンドガンなどが鉄筋を傷めない方法およびコンクリートの劣化部のみを処理できる方法としてとして一般的に応用されている。このようなウォータージェット技術がコンクリート処理に利用されるよう

になってきたのは、1980年代の後半からで、最初は鉱山での採掘に利用されていた技術を発展させたものと、海底の油送管や複合材の切断に利用されていたアブレイシブジェットを発展させてきたもので、以下のような利点を活かしながら発展してきた。

欧米においても、1980年代のなかばにイタリアのFIP社とスウェーデンのConjet社が実用化研究を各々の国の道路関係者と始め、1990年代になって実用的なはつりロボットが出現した。米国においてはロータリージェットのコンセプトではつりロボットを各社が開発した。その一部がJetedge社の遥動回転する方法とFlow社のロータリージェットによるはつりロボットである。前者は日本で荏原製作所が導入し、後者は渡辺組が導入している。　これらは噴射圧力が200 MPa以上で流量は50 l/min～120 l/min程度である。通常は 50 l/min 程度であるが、はつり効率を向上させるために、2台以上のポンプを連結して、より大きな流量が使用されるが、最大120 l/minまでである。この場合のノズルはFig. 1.6に示すような、1本のノズルを偏心位置に置いて回転する方法である。ノズル角度は鉄筋の位置により変化させる。

米国では切断機械メーカー主体の開発であるのに対し、スウェーデンでは鉱山技師が建設会社および道路曲の人と共同で開発した。そのコンセプトは建設現場で長期間稼動するためには、高圧ポンプを含めたロボット全体に耐久性がなければいけないことと、はつり効率が経済性を左右するため、効率向上を図ったことである。両者の相違は回転か振り子遥動かの他に、

噴射圧力、流量の相違により、ハイドロデモリッションとハイドロミリングと使い分けられている。しかしながら、ハイドロミリングでは、2台以上のポンプを連結して流量が120 l/minまで使用している。Fig. 1.7はあくまで一般的な分け方をしている。

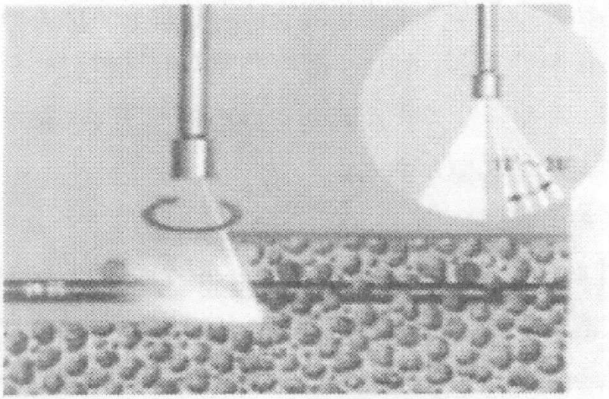


Fig. 1.6 フロー社のノズルの動き

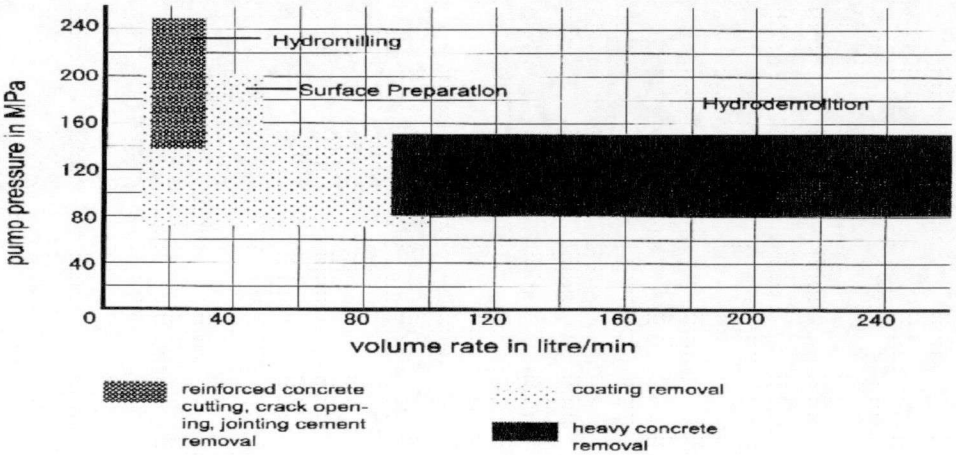


Fig. 1.7 Hydriomilling と Hydrodemolition の一般的な領域

ウォータージェットによりコンクリート表面を大規模にはつるという作業はPhoto 1.15に示すスウェーデンのロボットの開発とともに進展してき

た。これはコンクリート構造物の歴史とメンテナンスの歴史による。スウェーデンでは塩害化の問題に早くから取り組んできている。そのため、劣化コンクリートを主にはつる技術としてウォータージェットが応用されてきたためである。わが国でも同様な問題、すなわち、塩害によるコンクリート劣化が問題となり、道路や橋などの劣化対策として、ウォータージェットによるコンクリートはつりが取り上げられるようになってきた。特に道路公団試験研究所を中心に研究開発が進められている。

Photo 1.15　Conjet 社ロボット

ウォータージェットによるコンクリートはつり技術において、当初は鉄筋の表面までのはつりが主であったが、最近では鉄筋の腐食や増し鉄筋のために、鉄筋より深い位置までのはつり仕事が要求されるようになってき

た。Photo 1.16 に米国のハイドロミリング技術によりはつられたコンクリートを示す。

Photo 1.16 ハイドロミリング

このようなコンクリートはつりに関しては、その歴史から欧米の方がわが国より実例が多い。しかしながら、各国によりコンクリート劣化部の状況は異なり、各国独自の方法が採用されるであろう。コンクリートのはつり技術について、基本的な技術はほぼ完成されているが、はつり現場に応じたシステム技術はこれからの状況である。特に、環境問題や経済性については課題が多い。

① 任意の位置で、任意の形状に破砕することが可能である。

② ノズルは小型であり、切削反力が機械式に比べて小さいのでロボット化が容易である。

③ 圧力、流量、ノズル動作状況などで破砕量のコントロールができる。

④ 粉塵、振動、熱などの発生が少ない。

⑤ 切断面へのカバーが容易で、そのカバーにより集塵、集水、低騒音化が可能である。

⑥ 破砕面以外への応力影響が非常に少ない。マイクロクラックは発生しにくい。

⑦ アブレイシブジェットでは鉄などとの複合材の同時切断ができる。

ウォータージェットだけであると、鉄筋や配管を残し、コンクリートのみを、あるいは劣化コンクリートのみを破砕する選択破砕が可能である。

1．3　本論文の構成

本論文は全5章より構成されている。

第1章はウォータージェットの概要と本論文の目的について述べる共に、ウォータージェットの産業への応用の現状について特に土木工学分野に重点をおいて概括しその課題と今後の展望について述べた。

第2章では高速ウォータージェットの構造の解明を目的として高速ウォータージェットのミクロな構造についての観察を，近年急速に発達している光学機器を用い，可視化実験を行った結果について述べた．数百m/sの高速ウォータージェットの可視化を世界で初めて行い，高速ウォータージェットのノズル出口からの流動挙動を観察し，その流体力学的特性を明らかにした．また，可視化技術を応用し，流体場の情報を得るための手法として広く利用されているPIVやPTVの技術を利用し、大口径のウォータージェットに関する流速測定技

術の開発を行った．大口径高速ウォータージェットは高速，大流量のため従来の測定技術では計測が困難であったが，本研究で開発したPTV-LIF法により，高速ウォータージェットの流速測定が可能となり、高速ウォータージェットの流体力学的特性の解明のための知見をえた。また，バックライト撮影を行い，ウォータージェットの内部構造ではなく，特にウォータージェット表面の界面波の成長について考察を行った．

第3章においては、ウォータージェットの土木工学分野への応用研究として高機能のアブレイシブジェットとロータリージェットならびにスーパージェットの開発をその流動特性、地盤切削特性の実験的な研究結果について報告した。アブレイシブジェットはウォータージェットに様々な固体粒子（研磨材）を混入することによりその地盤切削特性を向上させるものであり、固体粒子（研磨材）の種類、供給量、水噴流流量、圧力等の切削特性への影響について実験と考察を行い、アブレイシブジェットの設計手法を明らかにするとともにその有効性を示した。また、ジェットの噴射口を回転させるロータリージェットの開発も行い、ノズル回転数、ノズル移動速度、水噴流流量、圧力等の切削特性への影響について実験ならびに解析を行い、ロータリージェットの設計手法を明らかにするとともにその有効性を示した。最後に、地盤改良の方法としてセメントなどの固化剤を含んだ超高圧ジェットを噴射させ地盤の切削と共にセメント固化体を作製するスーパージェットの開発を行った結果についてのべた。圧力、流量、ノズル回転速度、繰り返し回数等の要因が地盤切削特性に及ぼす影

響について実験的研究を行い、実際の地盤改良への提供を行った結果について述べた。

第 4 章では上記の研究結果を実現場に応用した結果を述べる。

第 5 章では本論文のまとめと今後の課題、展望について述べる。

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, Proceeding 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", Proceeding of 6th international Symposium on Jet Cutting Technology (1982).

5 M. Shibazaki, H. Yoshida and Y. Matsumoto, Development of a soil improvement method utilizing cross jet, Proceedings 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－地盤掘削への応用－，日本機械学会講演会，「噴流とその応用技術」教材（1998）.

7 日進機工㈱，㈱スギノマシン，㈱フロージャパン，㈱荏原製作所，㈱大林組，㈱JSE，㈱渡辺組のパンフレット.

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.

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（案），同，ウォータージェット工法安全の手引き（案）.

10 A study on use of waterjet in construction by A. Bdyopadhay and M. Geraghty.

11 The favorable future of waterjetting in the marine industry by PROTEC.

第２章　可視化技術を用いたウォータージェットの流動構造に関する研究

前章でも述べたように高速ウォータージェットは金属や布，皮革等の切削加工や表面洗浄，外科手術，土木工事等，様々な産業分野で利用されている．高速ウォータージェットは非常に高速で（数百 m/s），高圧（30～200MPa）で気液二相流の複雑な構造をしているため，低速の自由噴流や，管内の単相流と違い流体力学的特性に関する知見が少ない．また，地盤改良に用いられている高速ウォータージェットはノズル径が非常に大きく（2mm～8mm）大流量で，また金属の切削等に用いられているウォータージェットと違い，ジェットの使用距離が 0～5m 程度と非常に長い．ウォータージェットの構造はノズル出口では連続流であり，周りの空気を巻き込みジェットの中心部分から液滴流に遷移する．Photo1.1 にジェットの撮影画像を示す．このような構造のため，地盤改良に用いられる高速ウォータージェットは液滴流領域まで利用するので，より複雑な構造となる．しかし，ノズル出口から離れている領域の切削能力を維持し，より大きな改良体を作成するためには液滴流領域の切削能力の向上が必要である為，液滴の速度分布や圧力分布，液滴径等の詳細を解明し，高効率のノズルを設計するためにそれらをフィードバックしなければならない．また，現在，ノ

ズルの性能の評価をする方法は確立されていない．感圧紙による性能評価を行っているが，感圧紙では，詳細な圧力分布，または衝撃圧を正確に計測する事は難しい．そこで，高速自由噴流の流動構造の解明や，従来の高速噴流に対する速度計測法や圧力計測法より高精度の計測法の開発によってより定量的なノズルの評価を行える．さらに，従来のノズルの設計は経験的なものが多いが，理論的なアプローチからより高性能のノズルの設計を行うことができる．そこで，筆者らは以前，高速度カメラとImage Intensifier，ダブルパルスNd:YAGレーザーを使用して高速ウォータージェットを可視化し，可視化画像を利用してPIVによる流速測定を行った．可視化画像により高速ウォータージェットの流動構造を詳細に分析し，またPIVによる速度計測システムを開発した．しかしながら，前述したとおり，高速ウォータージェットは大流量で液滴流のため，ノズル出口から離れている領域では微細な液滴に噴流が覆われている．そのため，レーザーを噴流に照射した時に，レーザーはこの噴霧によってミー散乱を引き起こし，それにより噴流の表面を撮影してしまい，噴流の中心を撮影できていない可能性が考えられた．また，ジェットのノズル出口直後の連続領域ではジェットが筒状になっているのでレーザーが表面で大きく反射し，内部に透過しにくい．Fig 2.1に可視化画像の輝度値分布を示す．このグラフのX軸はジェットの半径方向を，Y軸は輝度値を表わす．また，グラフの右側がレーザーの

入射方向である．図の(a)，(b)はノズル直後の5MPa，30MPaで加圧されたジェットの輝度値分布を示すが，どちらもジェットの入射方向の輝度値が大きくなっており，レーザーは透過しているが，かなりジェットによって反射していると考えられる．それは高圧になるほど顕著になっている．(c)，(d)はジェットが液滴流になっている位置での5MPaと30MPaの輝度値分布を示す．5MPaではほぼ中心にピークがあり，レーザーは透過していると考えられるが，30MPaではレーザーの入射方向に輝度値のピークがある．これは高圧になるほどジェットの周りに噴霧が覆うため，レーザーがミー散乱を引き起こすからである．これにより，ジェットの中心部分を確実に撮影するためにはPIV法では精密に計測できない．そこで，ジェットの中心部分を精密に測定するための新たな速度測定法の研究を行った．

中心部分を確実に可視化するため，ウォータージェットの動作流体である水にトレーサー粒子としてローダミン粒子を混入した．このローダミン粒子は，レーザーの光によって，レーザーとは違った波長で光る．そのローダミンの波長だけを撮影する事によってレーザーによるミー散乱光を遮断し，確実に中心部分だけを撮影できる．これはLIF法(Laser Induced Fluorescence)と呼ばれ，流れ場の情報を得る方法である．その可視化画像を連続で撮影し，PTV(Particle Tracking Velocimetry)処理することによってジェットの速度分布を測定するこ

とができる．この計測法，並びに可視化画像と速度計測結果を用いた結果について報告する．

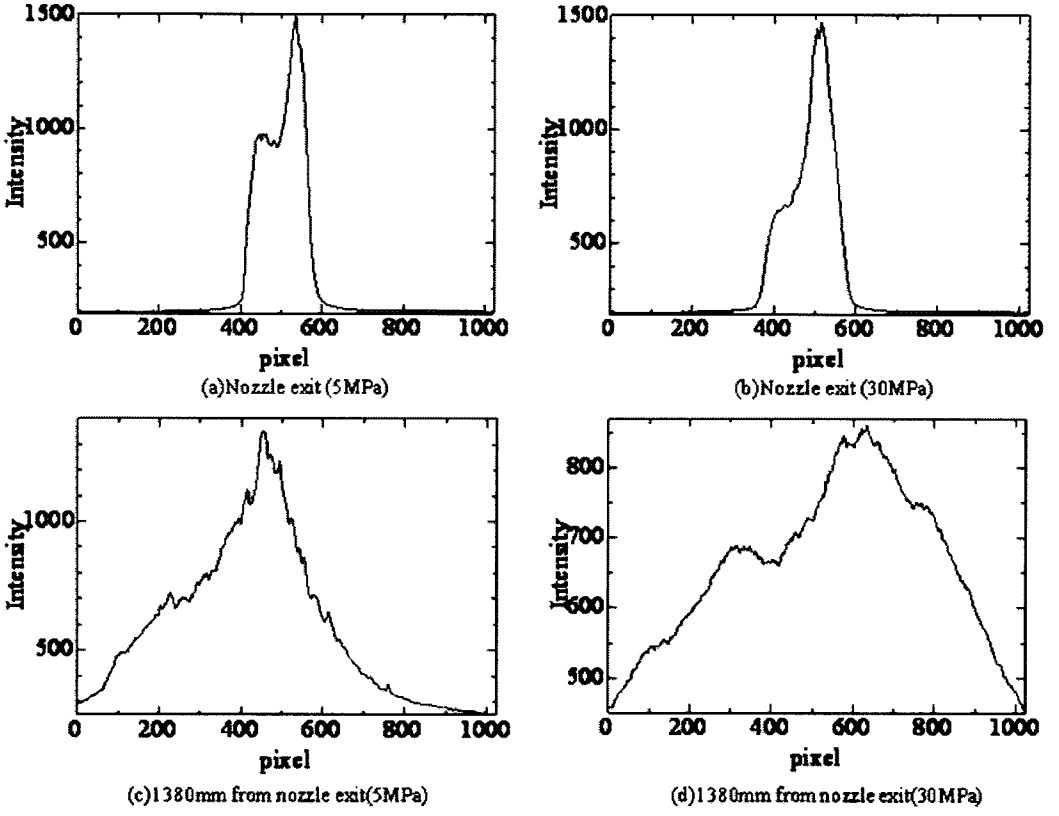


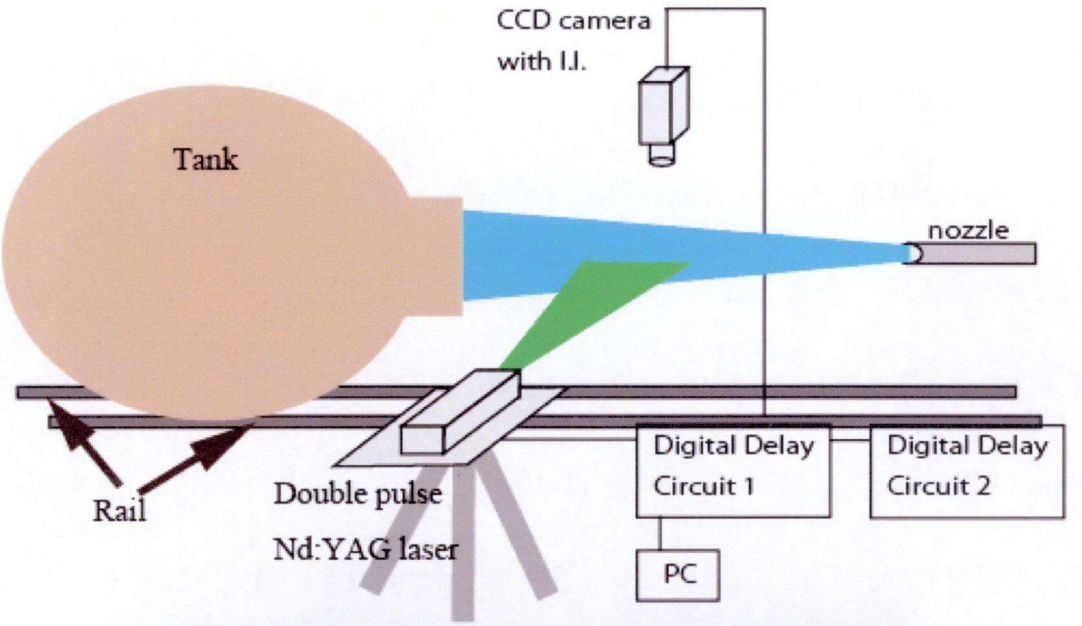
Fig 2.1 ウォータージェットのレーザー可視化の輝度分布の測定例

2．1　実験装置及び実験方法

2．1．1　高速ウォータージェットの可視化

2．1．1．1　光源をNd:YAGレーザーとした場合

高速ウォータージェットの可視化に関する装置の概略図と写真をFig 2.2に，ウォータージェットの噴射装置のシステム構成をFig 2.3に示す．



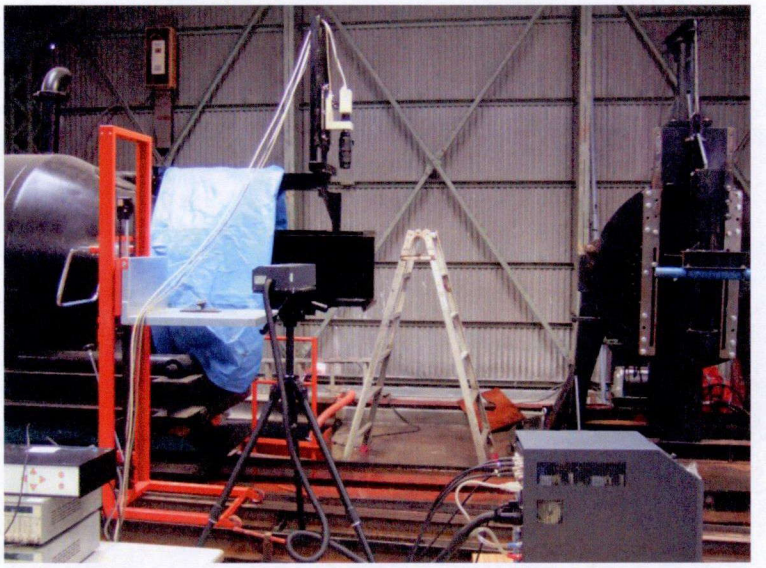


Fig 2.2　実験装置の概略

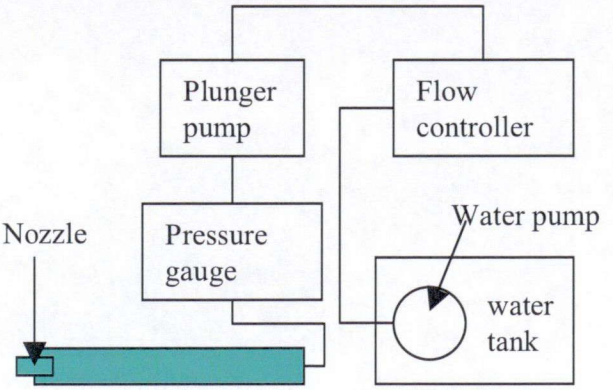


Fig 2.3 ウォータージェットの噴射装置のシステム構成

各機器の仕様は以下の通りである.

(i) 高速度CCDカメラ, Image Intensifier

高速度CCDカメラとImage Intensifierの写真をPhoto2.1に示す. この高速度 CCD カメラは(株)浜松ホトニクス社製の C7972-11 を用いた. 有効分解能が1024×1024pixel であり, 露光時間は 10μsec～1sec, 出力が 12bit, 空間解像度は本研究では, 73.2μmm/pixel と 195.3μmm/pixel に設定した. I.I.はシャッタースピードが最速 1nsec～であり, 今回の高速状態での撮影を可能にしている. また内部ディレイは80nsecである.

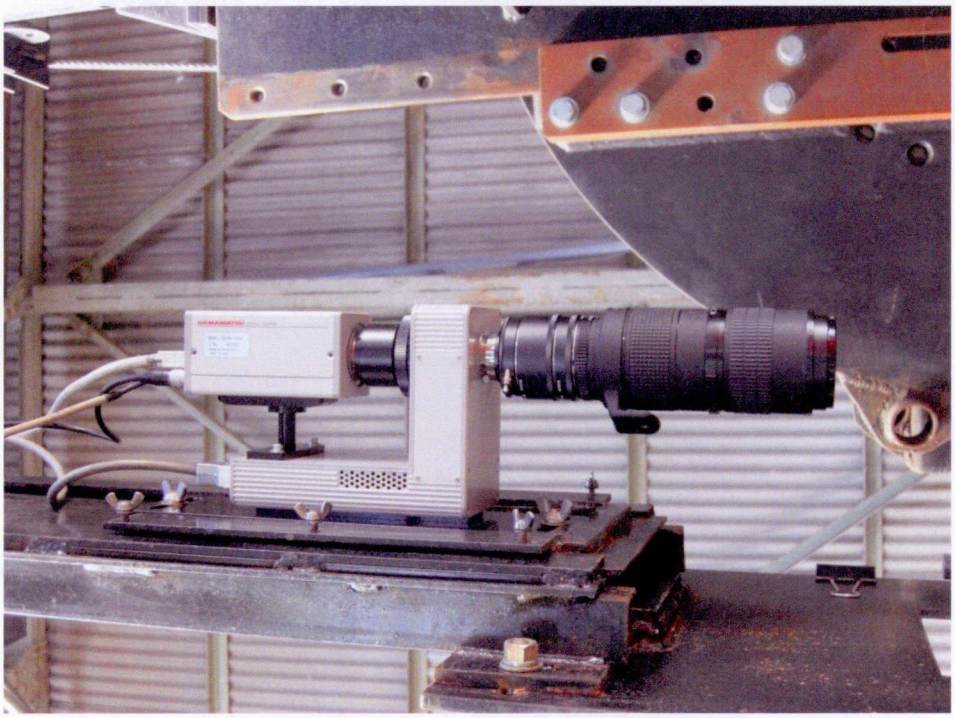


Photo2.1 高速度CCDカメラとImage Intensifier

(ii)　ダブルパルス Nd:YAG レーザー，ハロゲンランプ

ダブルパルス Nd:YAG レーザーは Photo2.2 に示す New Wave Research 社の Solo PIV Nd:YAG Lasers を用いた．このレーザーは内部に二つのレーザーを搭載しており，瞬時に二発の波長 532nm のパルス波をだせるのが特徴である．レーザーは 1 発最大 120mJ パルス幅 6nsec のパルス波を発射することができる．また，このレーザーは Fire lamp に信号を送ることで，出力準備に入り，Q-switch に信号が入ると出力する．これは，Fire lamp から Q-switch に入る時間の長さによって出力が変化する．また，ウォータージェットの内部構造を撮影するために，レーザーをシート状に絞り出力した．

ハロゲンランプについては出力約 1.0kW のものを使用した．

Photo2.2 ダブルパルス Nd:YAG レーザー

本実験の一連の流れについて説明する．Fig 2.4は光源をレーザー（New Wave Research, Solo PIV Nd:YAG Lasers）にした時の概略図である．貯水タンクに動作流体である水を貯めている．貯水タンクからポンプによって流量計に送り，プランジャーポンプにより加圧される．加圧された水は流量計と圧力計を通り，ノズルより水平方向に噴射される．プランジャーポンプは最大40MPaまで加圧できる．ノズルはテーパー型のノズルを用いた．ノズルの概略図と写真はFig 2.4に示す．ノズルから水平方向にウォータージェットを噴射する．ジェットはタンクに衝突し，循環し，再度貯水タンクに送られる．Image Intensifier を前方部に付属した高速度CCDカメラ（浜松ホトニクス，C7972-11）は垂直上方向に設置し，上側から撮影する．レーザーは水平方向からシート状に広げジェットに入射する．PIV並びにPTVを行うためには極めて短い時間で連続した写真を撮影しなければならない．しかし，ウォータージェットは超高速であるため鮮明な画像を撮影するためには露光時間をできるだけ短くし，露光中に大量の光が必要であるのでカメラ，Image Intensifier，レーザーを同時に同期させなければならない．本実験の圧力範囲ではジェットの速度は最大300m/sec程度と想定されるので，本実験で用いたカメラの画素数（1024×1024pixel）でジェットを鮮明に認識するためにはナノオーダーで露光する必要がある．そこで，デジタル遅延パルス発生器2台（Stanford Research Systems, DG-535 と日本カノ

マックス，1877-YAG）によってこれらを同期した．これらの機器のタイミングチャートをFig 2.5に示す．タイミングチャート中のPDはPIVドライバーの出力をL1, L2に関してはレーザーの入力を，DGについてはDG535の出力を，CCD, I.I.についてはカメラとImage Intensifierについて表わす．また，各機器の接続図をFig 2.6に示す．

このタイミングチャートについて解説する．1877-YAGデジタル遅延パルス発生器（以後PIVドライバー）をマスター器とし，DG535をスレーブ器とする．PIVドライバーは主にレーザーの制御を行う．図の赤線はレーザーの発光を示す．PIVドライバーの出力1と2で1基目のレーザー（以降L1）のFire lumpとQ-switchの制御を行う．出力3と4は同様に2基目（以降L2）を行う．レーザーはFire lumpからQ-switch delayで出力が決まるので，2基のレーザーの出力をほぼ同じ値にするために，レーザー出力計を用いてQ-switch delayによる出力の変化を調べた．X軸にQ-switch delayを，縦軸に出力を示すグラフをFig 2.7に示す．これより，L1のQ-switch delayを194μsec，L2のQ-switch delayを180μsecに決定した．L2のFire lumpの出力時間⊿T1は⊿T1=⊿T+194-183で決まる．ただし⊿Tは一枚目の画像と二枚目の画像の時間差を示す．PIVドライバーは0.5HzでL1のFire lumpに出力を与える．その194μsec後にL1のQ-switchに出力を与える．Q-switchに入力すると内部ディレイ（約300nsec）

を経てL1が発光する．L2はT1後に同様の一連の動作を行う．また，PIVドライバーからL1のFire lumpに出力を与えると同時にDG535にも出力をする．

DG535に入力すると，DG535のC&Dから191μsec後にCCDカメラに対して長さ2.26μsecの負論理信号を送り，A&Bに対して194μsec後に正論理信号を送る．

CCDカメラは4.5μsecの間露光する．約40nsecの時間差をおいて再度露光する．

A&Bは⊿Tの時間の正論理信号を与え，Image Intensifierのゲートが入力で10nsec開放し，⊿T後再度10nsec開放する．

この実験による撮影結果の一例をPhoto2.3に示す．

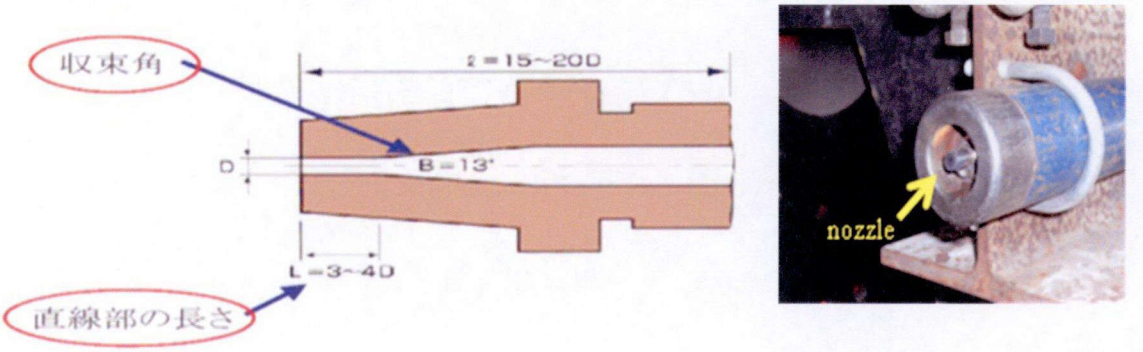


Fig 2.4　　ウォータージェットノズルの概略図

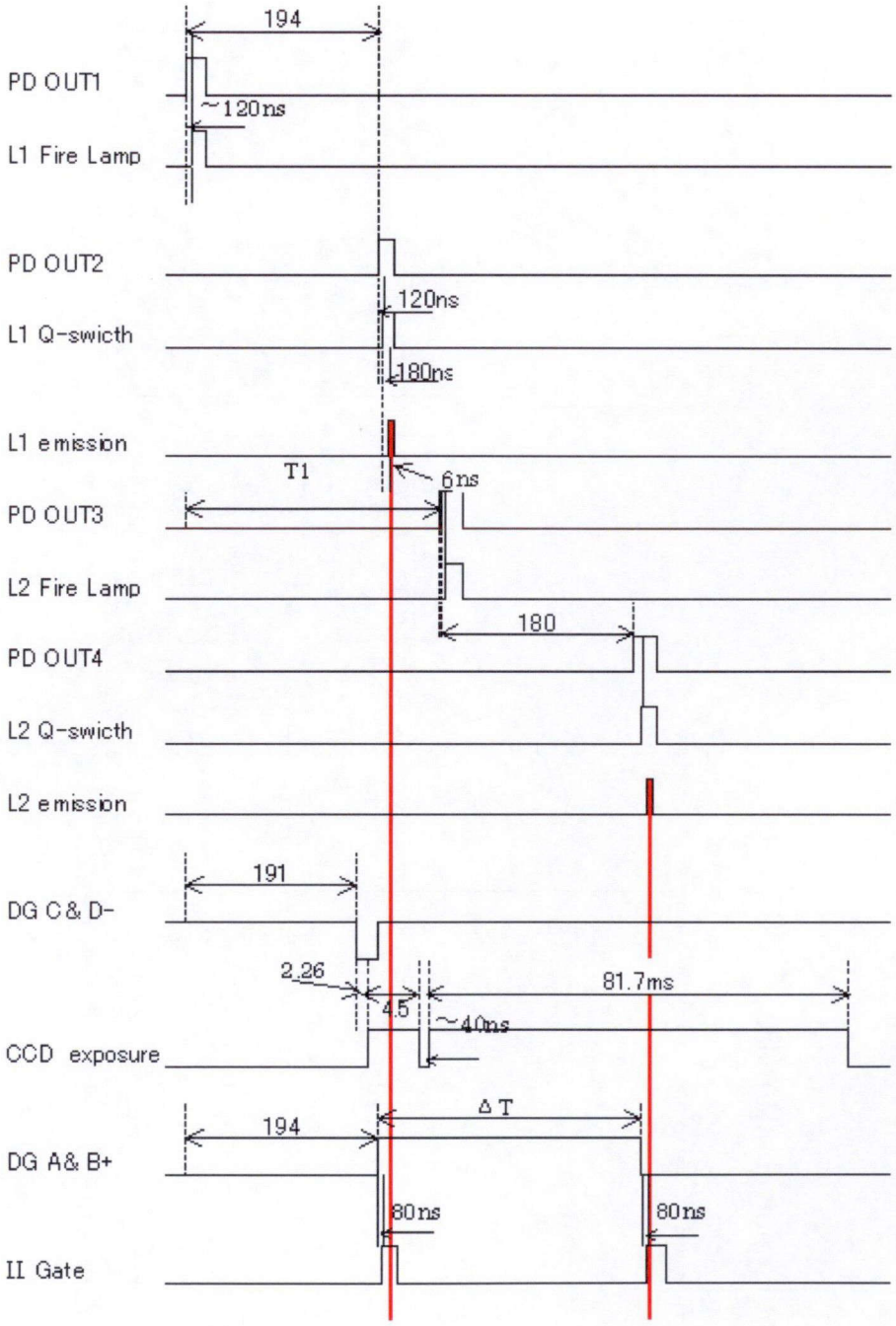


Fig 2.5　測定機器のタイミングチャート（図中の数値の単位はマイクロ秒）

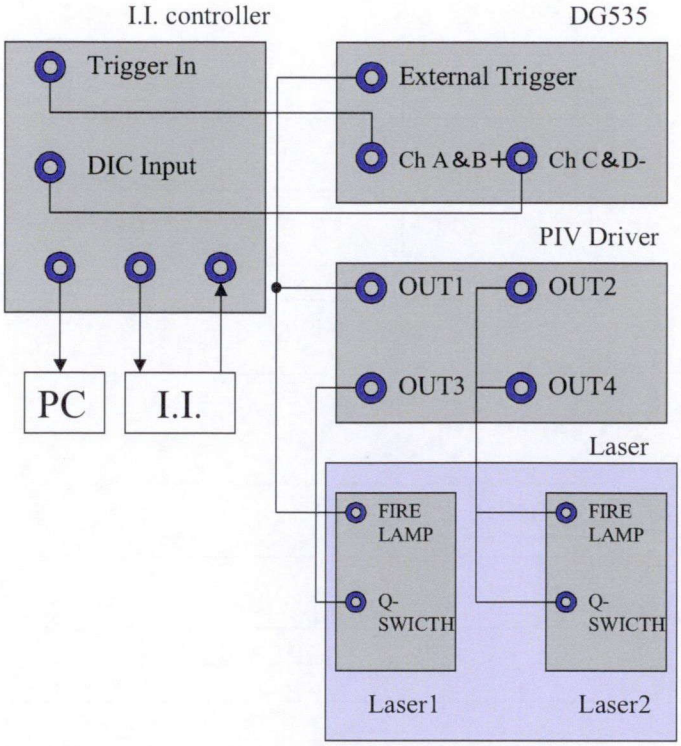


Fig 2.6 各機器（PIV driver, DG535, double pulse laser and I.I. controller）の接続図

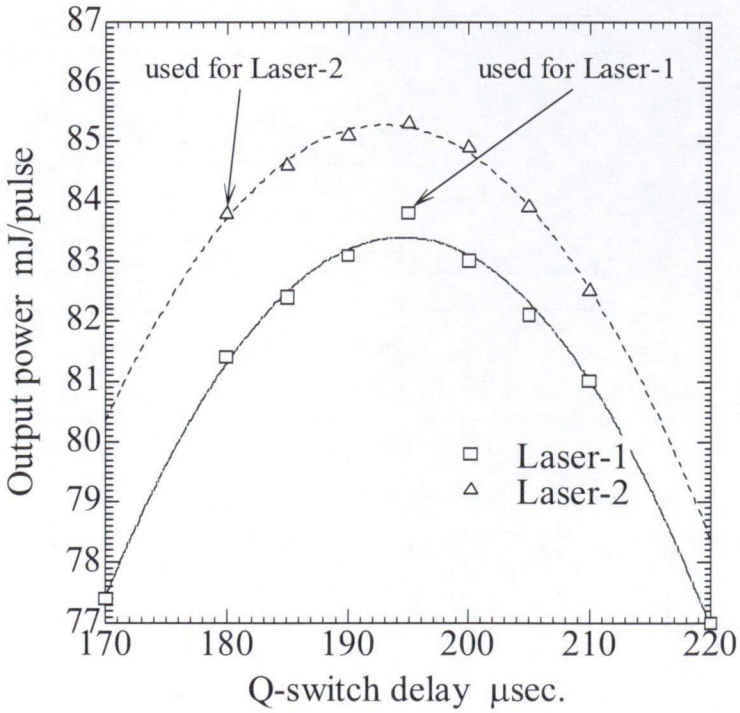
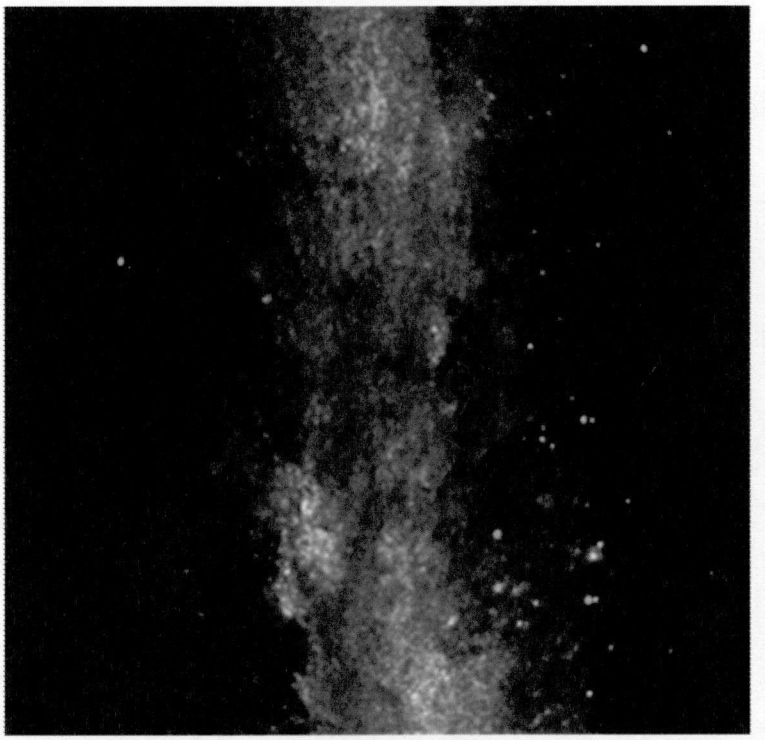
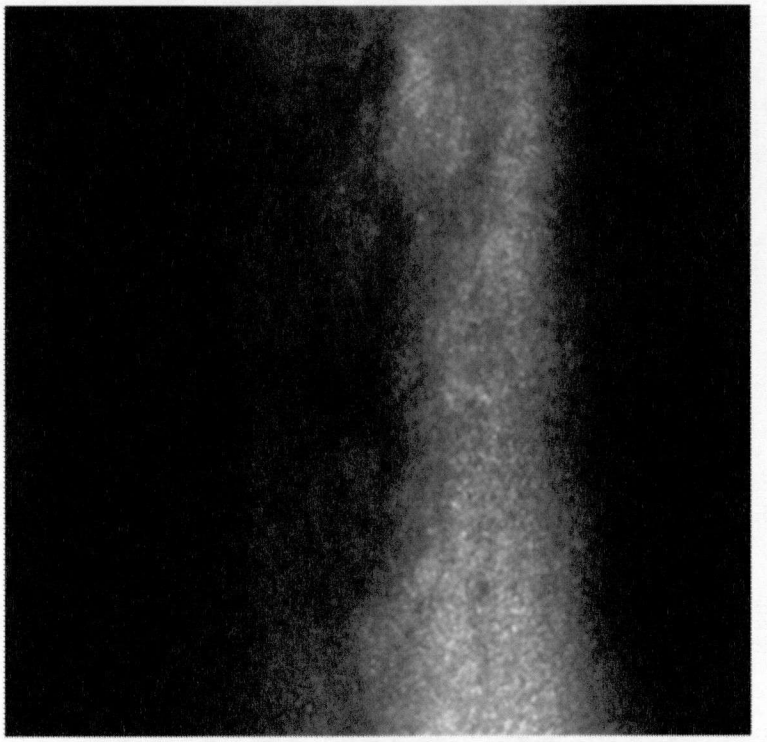


Fig 2.7 レーザー出力計を用いたQ-switch delayによる出力の変化



(a) this nozzle exit pressure is 5MPa, the distance from nozzle exit is 4600mm

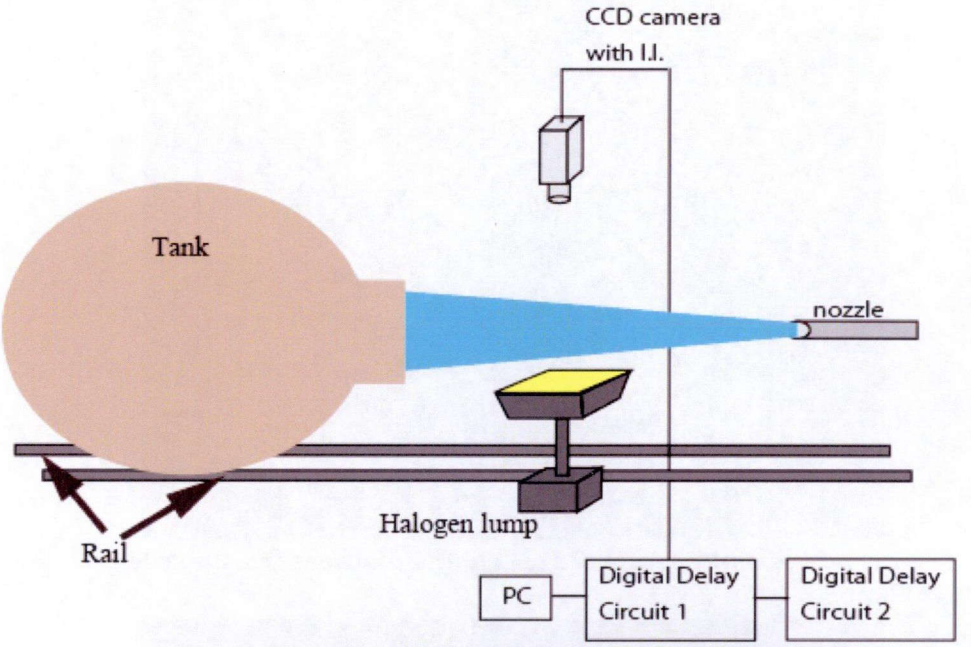


(b) this nozzle exit pressure is 30MPa, the distance from nozzle exit is 4600mm

Photo2.3　撮影結果の一例

2．1．1．2　バックライト撮影

光源をレーザーからハロゲンランプに変更した場合の実験装置概略図をFig 2.8に示す.



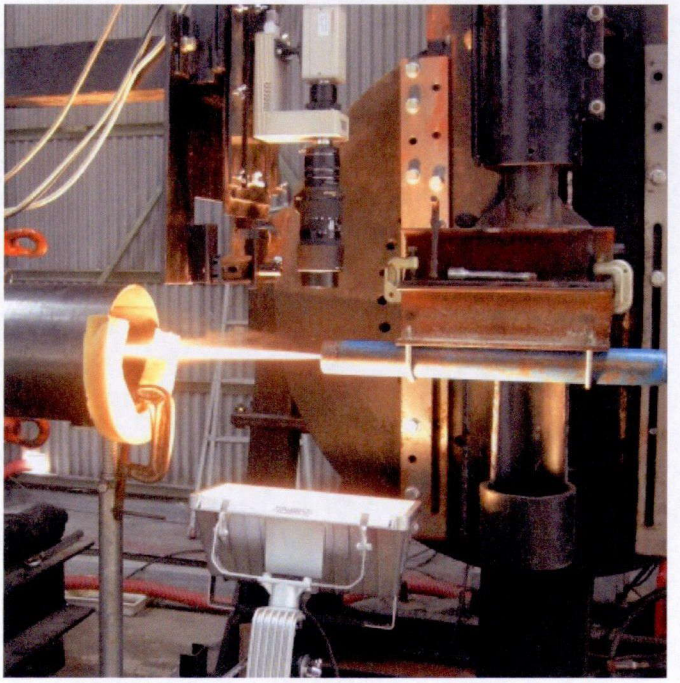


Fig 2.8 バックライト撮影時の実験装置概略と写真

実験装置は2.1.1.1節と同様の機器を使用している．タイミングチャートに関

しては，PIVドライバーのみで制御し，ハロゲンランプは連続光であるのでレーザーのように同期する必要がないので，DG535は使用していない．ハロゲンランプをジェットに対して垂直下向きから照らすことによって，ジェットの表面を可視化することができる．ジェットの表面形状を撮影した例をPhoto2.4に示す．

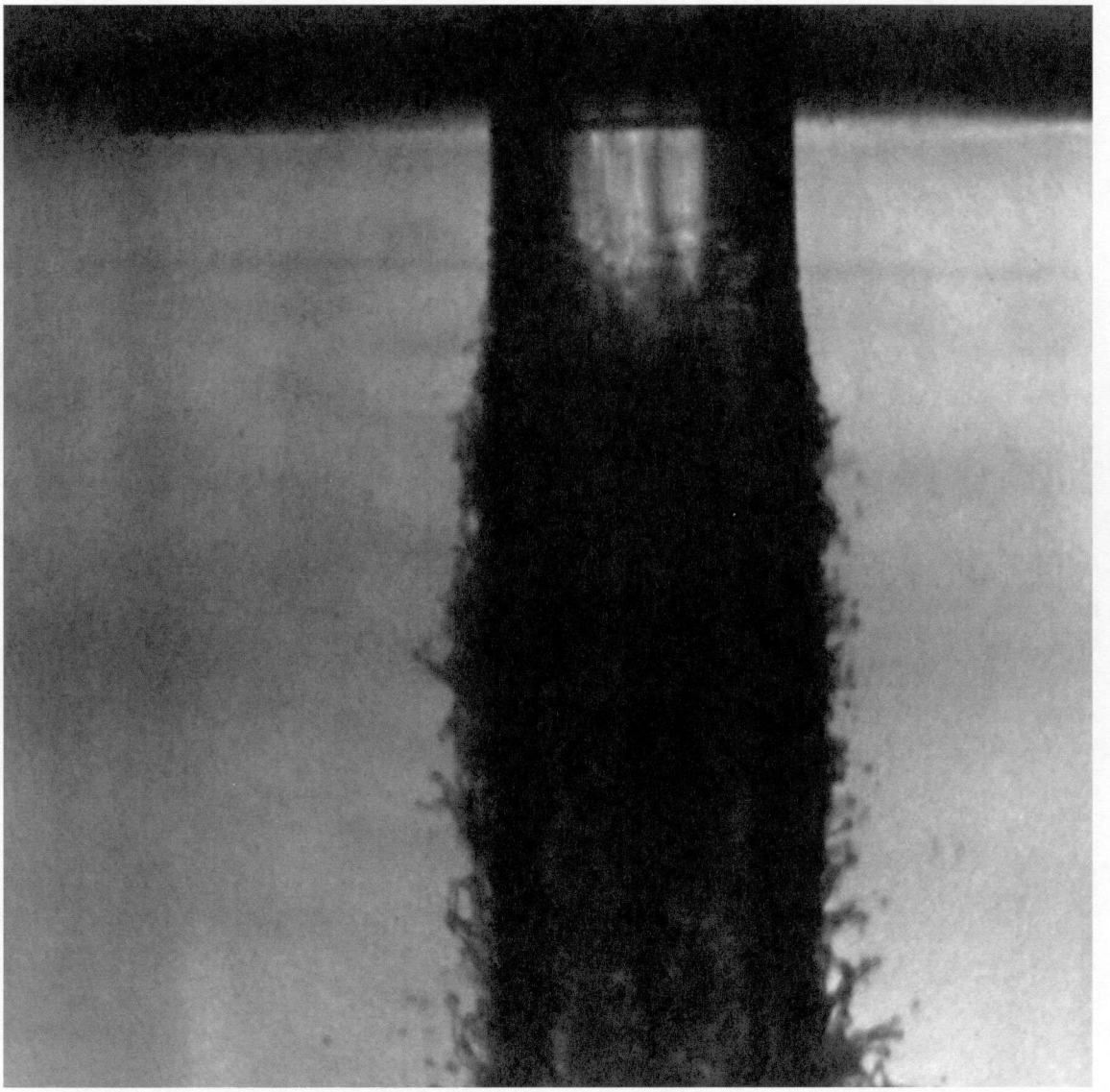


Photo2.4　ジェットの表面形状の撮影画像の一例（ノズル径2.3mm）

2．1．2　　PIV法による速度計測

2．1．2．1　実験装置

PIV法の実験装置は前節の可視化の際に用いたFig 2.2に示す実験装置と同様のものを使用した.

2．1．2．2　PIVの原理

PIV (Particle Image Velocimetry) は流れ場の情報を得る方法として広く利用されている手法である．流体場中に粒子を混入し，その粒子が流体に追随する事を前提に，粒子の移動から流れの速度分布を定量計測する方法である．ただし、個々の粒子の速度を求めるのではなく、Fig.2.9に模式的に示すような時間tとt+・tで撮影した同地点の連続画像から検査領域の相関関数を求め，その相関関数から速度ベクトルを算出するものである.

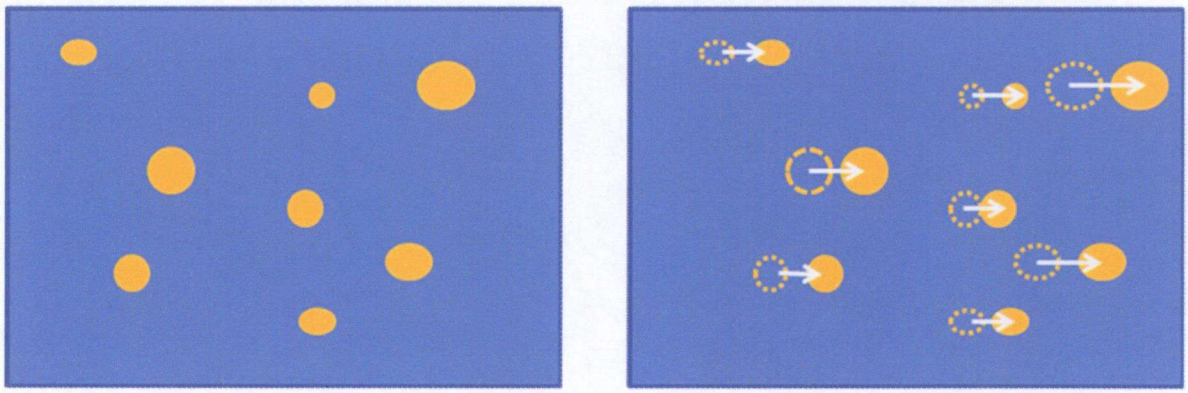


Fig 2.9 時間tとt+・tで撮影した同地点の連続画像

こうしたPIVにより速度場計算するソフトウェアはこれまでの多数開発され

ており、本研究ではこうしたＰＩＶ法のソフトウェアとして実績のある（株）アークテクノロジー社のZVECTORを用いて，撮影画像からPIV計測で速度を計測した．

２．１．３　PTV-LIF法による高速ウォータージェットの速度計測

２．１．３．１　実験装置

PTV-LIF法の実験装置の概略図をFig 2.10に示す．PTV-LIF法の実験装置は2.1.1.1節の実験装置とほぼ同様である．高速度CCDカメラの前方部に光学フィルターを設置した．また，動作流体である水に蛍光粒子（Rhodamine B）を混入した．

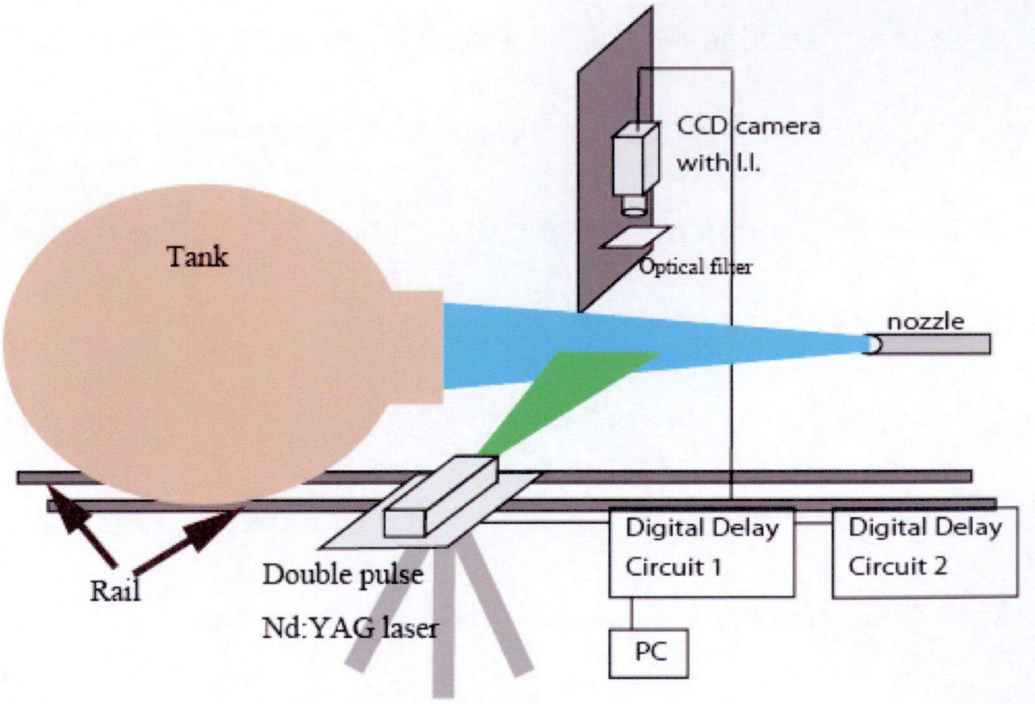


Fig 2.10　PTV-LIF法による実験装置概略

２．１．３．２　LIF法の測定原理

LIF法（レーザー誘起蛍光法）の測定原理をFig 2.11に示す．LIF法はレーザーを流れ場に直接照射し，これによって励起された流体中の特定の成分から流れ場の情報を得る方法である．本研究では波長が532nmのNd:YAGレーザーを利用している．蛍光粒子としてPMMAにRhodamine Bを含有したものを利用した（仕様は下記参照）．流体中に混入した蛍光粒子は，レーザー光を照射することによって下準位から上位準位に励起する．この時，上位準位の寿命が短い場合には，励起された原子などは，すぐさま別の下準位や元の下準位へ脱励起する．この時，その準位差に相当するエネルギーを持つ光子が放出される(Fig 2.12参照)．これを受光することによって流れ場の情報を得ることができる．本実験では，動作流体の水にRhodamine Bを含有したPMMAの蛍光粒子を混入し，ノズルから噴射する．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（λ=532nm）の波長によって励起し，最大625nm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565nm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(Particle Tracking Velocimetry)することによって速度を計測できる．

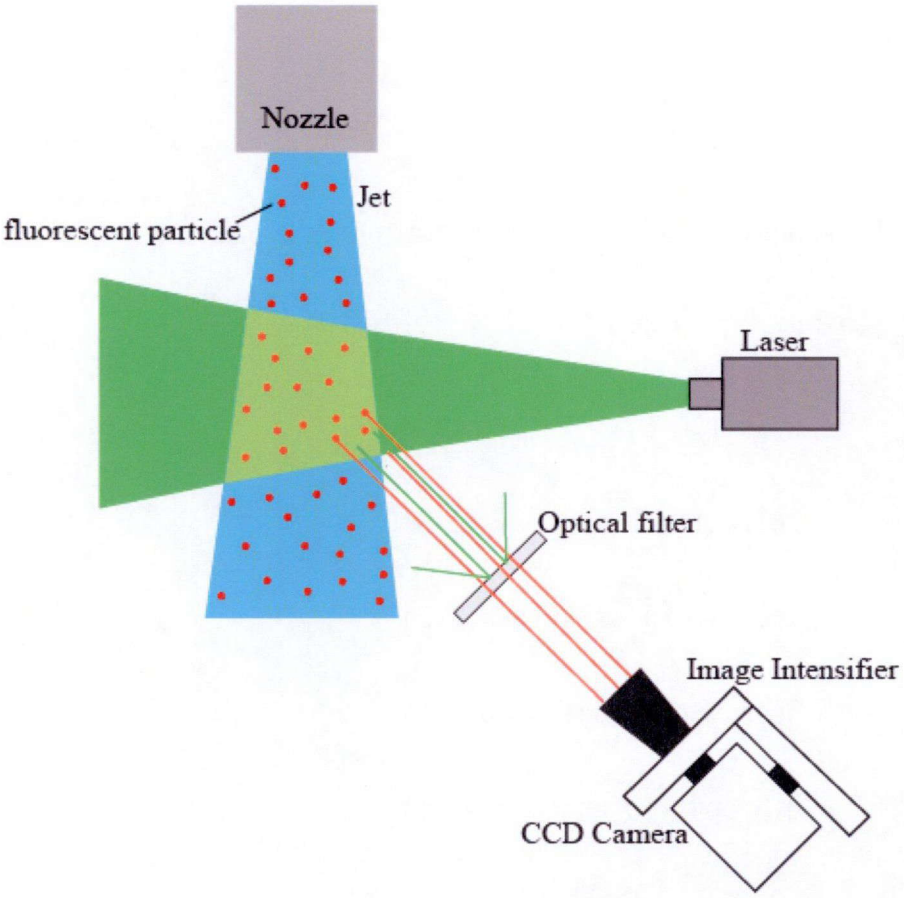


Fig 2.11　LIF法（レーザー誘起蛍光法）の測定原理

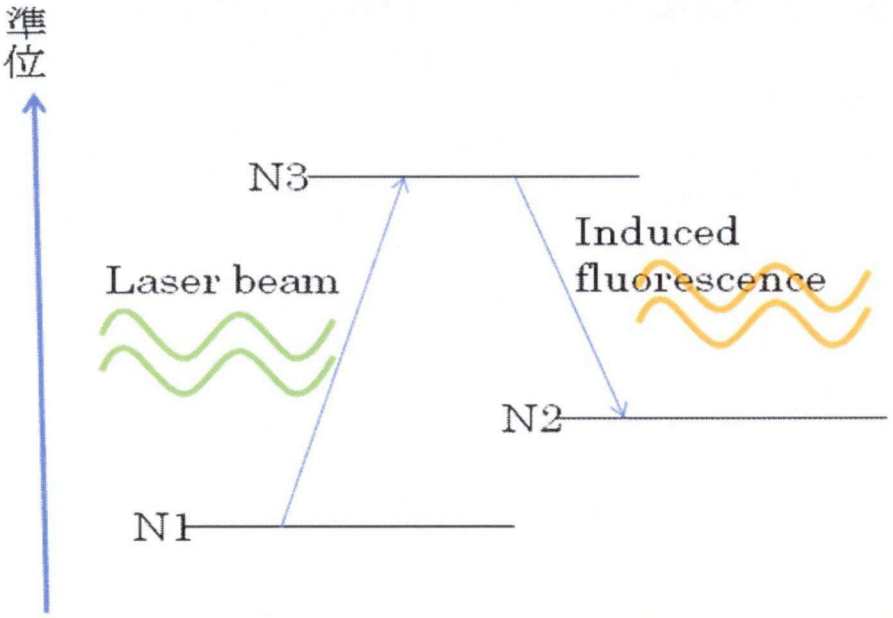


Fig 2.12　レーザー誘起蛍光のメカニズム

(i) 蛍光粒子

Lavision 社製の1002192を用いた．サイズは20-50μmで成分はRhodamine BとPMMAである．Rhodamine BとPMMAの各物性値は次のようになる．また写真をPhoto2.5に示す．

PMMA　Density　1.19g/ccm

Refractive index　1.48

Soluble in organic solvents

Good mechanical stability

Hydrophilic anionic surface

Rhodamine B　2-[6-(Diethylamino)-3-(diethylimino)-3H-(xanthen)-yl] benzolic acied

Absorption max　540nm

Fluorescence max　625nm

Efficiency　29%

Photo2.5　実験に用いた蛍光粒子

(ii)光学フィルター

シグマ光機のDIF-50S-REDを用いた．この光学フィルターは565nm以下の波長をカットし，それより高波長を透過する．透過率をT，波長をλとすると次のようになる．

$$\lambda = 400 \sim 565\mathrm{nm} \quad T \leq 1\%$$

$$\lambda = 610 \pm 10\mathrm{nm} \quad T = 50\%$$

$$\lambda = 640 \sim 700\mathrm{nm} \quad T \geq 85\%$$

２．２ 実験結果と考察

２．２．１　　高速ウォータージェットの流動構造

本実験で得られた撮影画像から観察し，流動構造の解明を行った．Photo2.6 にノズル径 D=2.85mm のノズルのノズル出口から 0D～300D の距離，圧力は 1，5，30MPa の画像を示す．光源は Nd:YAG レーザーを用いた．流れ方向はすべて下向きで，解像度は 39μm/pixel である．

高速ウォータージェットは従来の研究より，実験的見地から液滴流になっていることは確認されていた．この画像より，ノズル出口直後では連続流であるが，100D 以降では完全に液滴流になっていることがわかる．また，圧力の違いによって流動構造も異なる．1MPa では比較的大きい液滴がかなり離散しているが，5MPa では液滴が小さくなり，30MPa ではさらに小さくなっている．これは圧力が上がるほど，内部のせん断力が上昇し，液滴が小さくせん断されるからである．また，1MPa と 5MPa の画像よりジェットは渦を巻きながら進んでいることがわかる．

0D～100D の間で連続流から液滴流に遷移していることがわかるが，遷移の様子を確認する為に，Photo2.6 より拡大して撮影し，0D から 100D まで 20D 刻みで撮影した画像を Photo2.6～Photo2.9 に示す．ノズル径 D=4.6mm，空間解像度は 30.2μm/pixel，圧力はそれぞれ 1MPa，5MPa，30MPa である．Photo2.6 より

1MPa では 20D 付近から徐々にジェットの表面が乱れ始め，40D では表面がかなり崩れている．60D，80D ではジェットが離散的になり始める．5MPa では徐々に表面が乱れているが，60D 程度までは表面波の形状は保たれている．80D でほぼ崩れていき表面波が液滴へと遷移する．30MPa では液滴が微少であるのでジェットの表面波はすぐに微細な液滴に覆われる．徐々にジェットの中心の密度が薄くなり，ジェットの中心も液滴流に遷移していくことがわかる．これらより，ジェットは高圧になればなるほど液滴は小さくなり，表面波は低圧になるほどすぐに崩れていくことがわかる．Photo2.10 は 2.1.1.2 節に述べたバックライトによって撮影した画像の一つである．ノズル径 D=4.6mm，空間解像度は 10.7μm/pixel，圧力は加圧せずポンプの動力でジェットを噴射させた．この画像より，ジェットの表面は渦が多数でき，やがてその渦が発達し，液滴が離脱する．この渦の発達により徐々にジェットが崩れていき，液滴流に遷移していくと考えられる．次にノズル直後の表面波の発達を圧力別に比較する．Photo2.11 は 0MPa と 1MPa のノズル径 D=2.5mm，解像度は 7.81μm/pixel である．Photo2.12 は 5MPa，20MPa の Photo2.11 と同条件である．すべての圧力において，ノズル出口直後では完全に表面波はなく，渦もない．高圧になるほど，表面波が発生するまでの距離が短く乱れも大きい．1MPa では完全に液滴が離脱している様子が確認できる．これらはノズル出口直後に空気中に放出されたジェット

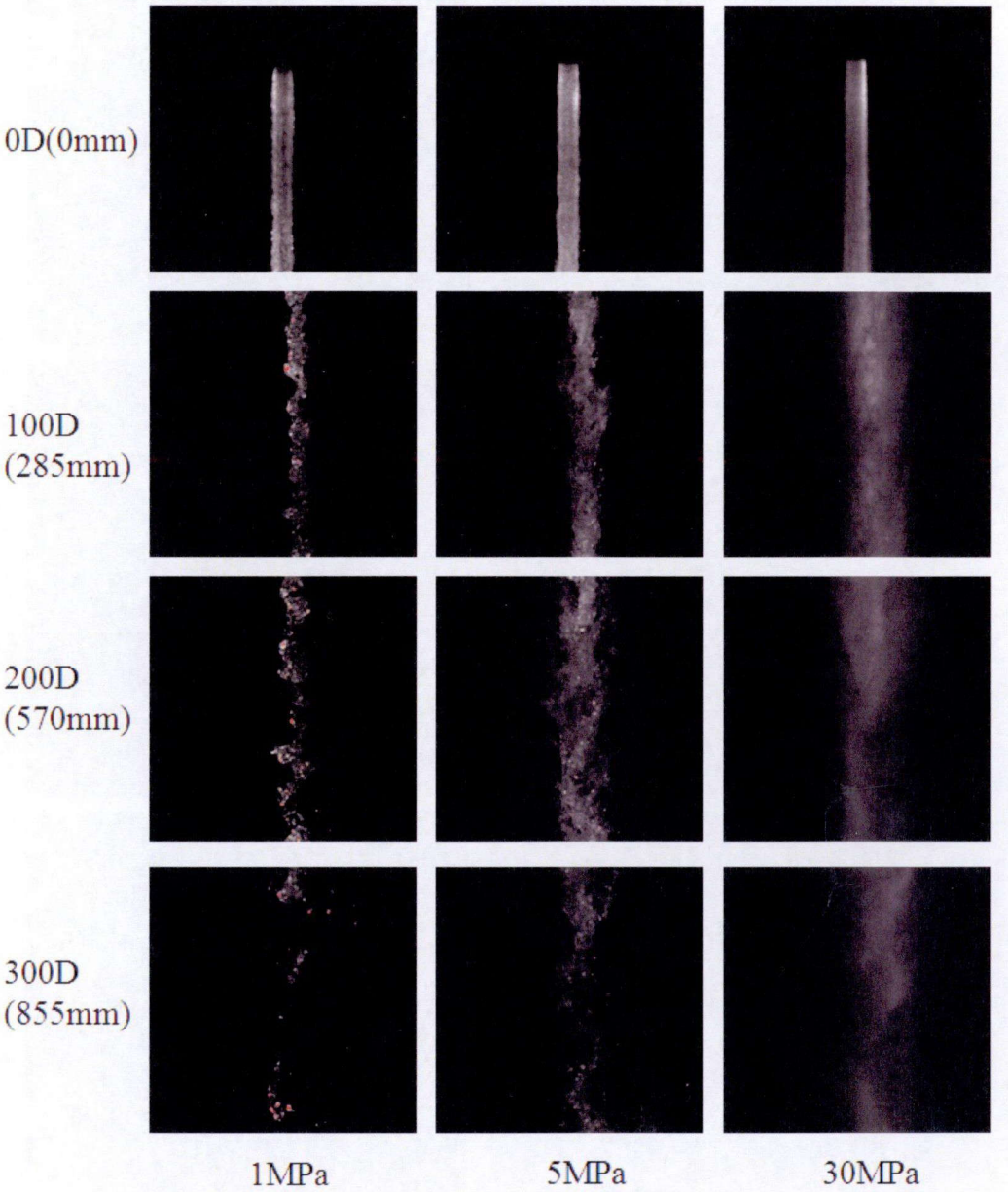
が周りの空気を巻き込み，空気を加速させてジェットの表面にせん断力が働くからと考えられる．高圧になるほど高速になるので，ジェットの表面に乱れが生じる距離も短くなる．次に，表面波の成長について観察する．

Photo2.13～Photo2.20はジェットの出口圧力が各々0,1,5,20MPaの7～16mm，14～23mm，21～30mm，28～37mm，35～44mm，42～51mm，の連続した位置での画像と，75mm，150mm，300mm，400mm，450mm，550mm付近の位置での画像である．解像度はすべて，8.789μm/pixel，ノズル径D=2.5mmである．Fig 2.24，Fig 2.25の0MPa，即ちポンプの動力のみの場合にはノズル近傍付近からすぐに突起状が確認できる．これは21～30mm付近から液滴がわずかだがジェットから剥離している．またジェットの表面上にも液滴が確認できる．しかしその後，ジェットの表面は突起がなくなり表面波は確認できなくなる．75mmではほとんど表面波はなく，小さな液滴がジェットの表面に確認できる程度である．300mmではジェットの表面の液滴も消失していき，ジェットの形が変形していく．徐々に連続流から液滴流に遷移していく様子がはっきりと確認できる．400mmでジェットの形がかなり乱れ，450mmではジェットが分離していき，550mmでは完全に液滴になる．Photo2.15，Photo2.16の1MPでは流れの構造が0MPaの時とは異なっている．0MPaでは撮影範囲ではほとんど液滴が飛散していないが，1MPaではノズル出口直後から液滴がかなり飛散している．7～16mmではかなりの液滴が飛散し

ているが，14mm 以降では液滴の飛散量がかなり減っている．0MPa ではこの範囲ではジェットの表面がかなり乱れているが，1MPa では 0MPa と比較すると乱れが少ない．しかし，28mm あたりから徐々にジェットの表面形状が崩れていく．ジェットの周辺にはかなり液滴が飛散しているが，それに対してジェットの表面からは液滴の発生量が減少している．300mm あたりからジェットの形はかなり崩れ，液滴流に遷移していく．400mm あたりでほぼ液滴流になる．0MPa と同様，ノズル出口直後ではジェットの表面はかなり乱れ，ジェットの表面に９突起状の液滴が多数存在しているが，徐々にその液滴はなくなり表面形状の乱れが少なくなり滑らかになる．さらに圧力が上がると，液滴径は小さくなっていく．Photo2.17，Photo2.18 は 5MPa の画像になっている．撮影条件は上記と同様である．1MPa と同様にすぐにジェットの表面から液滴が発生しているが，その液滴はかなり微細である．1MPa の場合と同様にノズル出口直後から徐々にジェットの表面からの液滴飛散量は減少していく．35mm あたりからジェットの形状が変化していき徐々に崩れていく．400mm あたりからジェットが液滴に遷移していく．このジェットの構造はほとんど 1MPa の時と違いはないと言える．次に，さらに高圧の時について観察する．Photo2.19，Photo2.20 はジェットの圧力が 20MPa，他の撮影条件は上記とほぼ同様である．20MPa ではさらに流動構造が変化している．ノズル出口直後からジェットの表面から液滴が大量発生している．しかし，

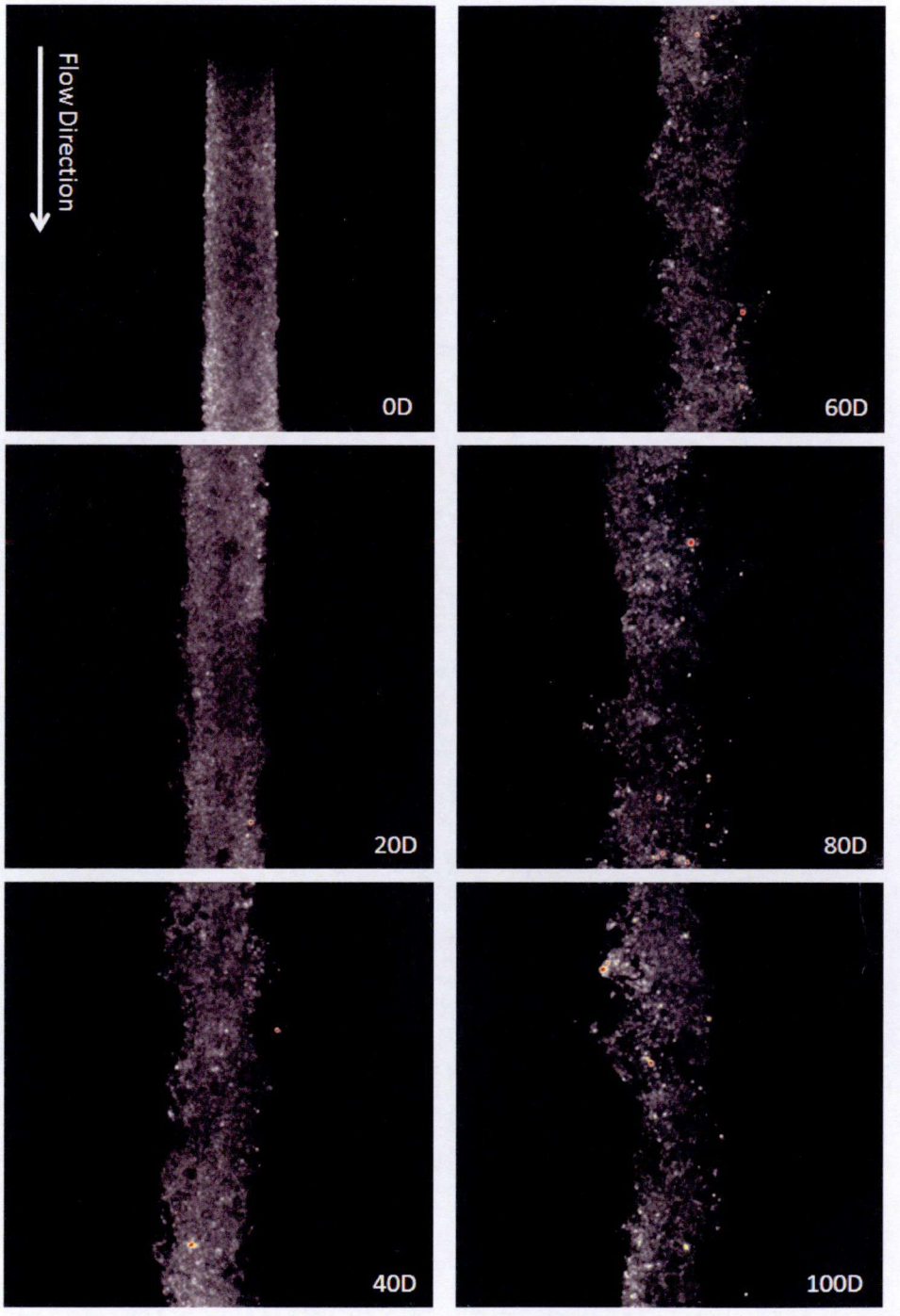
低圧下ではそこから液滴が減少していったが，さらに液滴量が増えて，ジェット経も大きくなっている．ジェットの中心部分の周りには大量の微小の液滴で覆われる．ジェットの表面の形状の乱れも低圧化より遅く乱れる．300mm 周辺からかなりジェットの形状は変化していき，400mm，450mm から徐々に液滴流に遷移していく．これらの結果より，ジェットの構造の変化についてまとめると，圧力が負荷されていない状態ではノズル出口は表面が滑らかで，すぐに表面が波立ち液滴が発生する．その後，表面上に多数の表面波が生じ，表面形状も乱れていく．しかし，表面波はしだいに減少し，滑らかな表面になる．その後，ジェットが分離し，液滴流に遷移する．1MPa 以上の加圧下ではノズル出口直後は滑らかな表面をしている．しかし，しだいに表面波が生じ，表面から液滴が離散していく．しかし，しだいに表面からの液滴の飛散は少なくなり，ジェットの形状も乱れていく．400mm 程度からジェットの分離が始まり，液滴流に遷移する．この様子を連続的に示した画像と実際のウォータージェットの写真を Photo2.21 に示す．次に高圧下でのウォータージェットの構造の変化について考察する．ジェットの高圧状態ではノズル出口直後からジェットは広がり，表面波が現れ液滴が飛散する．徐々に微細な液滴の発生量が増え，ジェットの中心を覆う．さらにジェット径は拡大していき，300mm 周辺からジェットの形状が変化し，液滴流に遷移していく．600mm ではほぼジェットが分散している．この様

子を連続的に示した画像をPhoto2.22に示す.



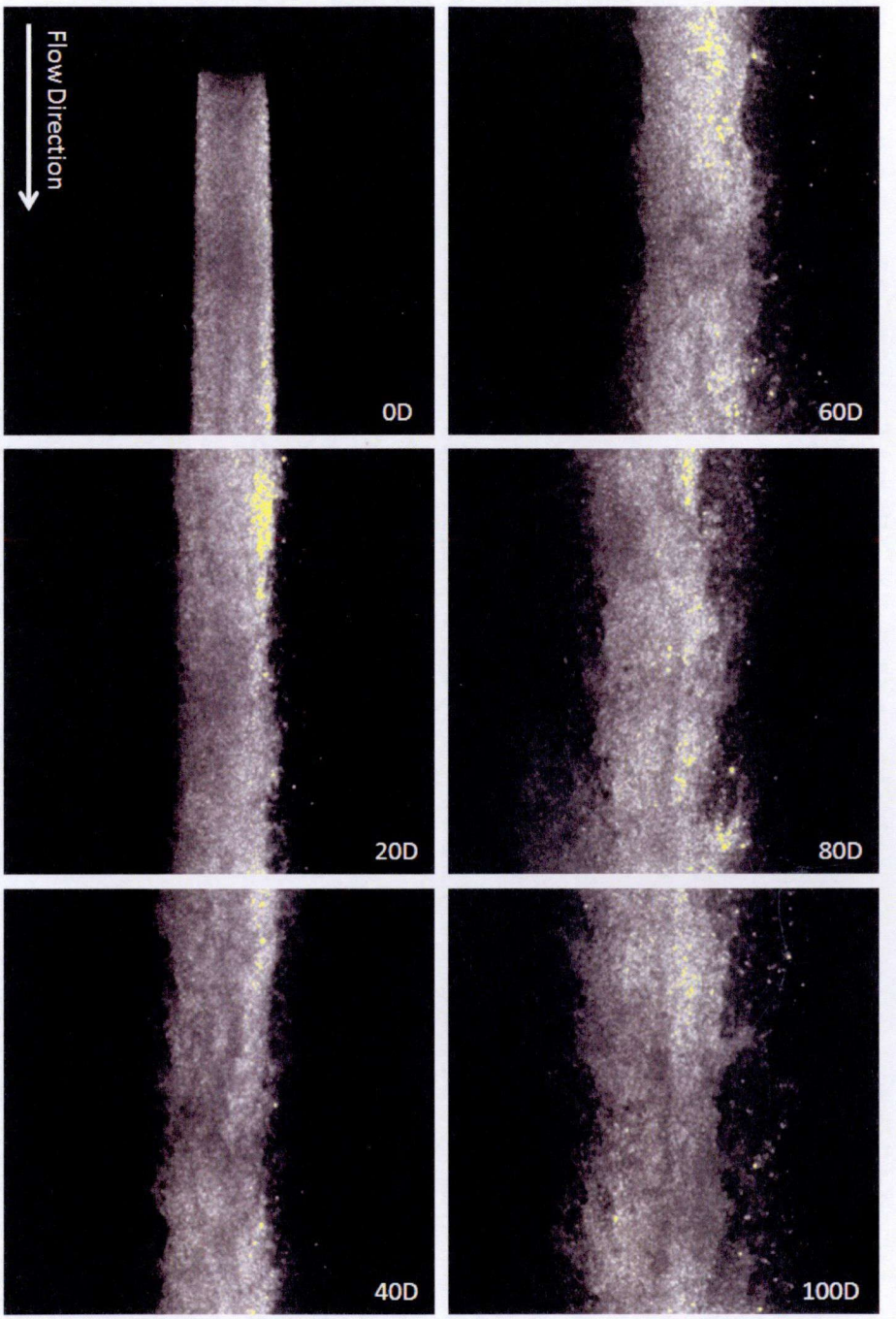
(Water pressure is 1, 5 and 30MPa; Distance from nozzle exit is 0, 100, 200 and 300D)

Photo2.6 ウォータージェットのレーザー光による撮影画像



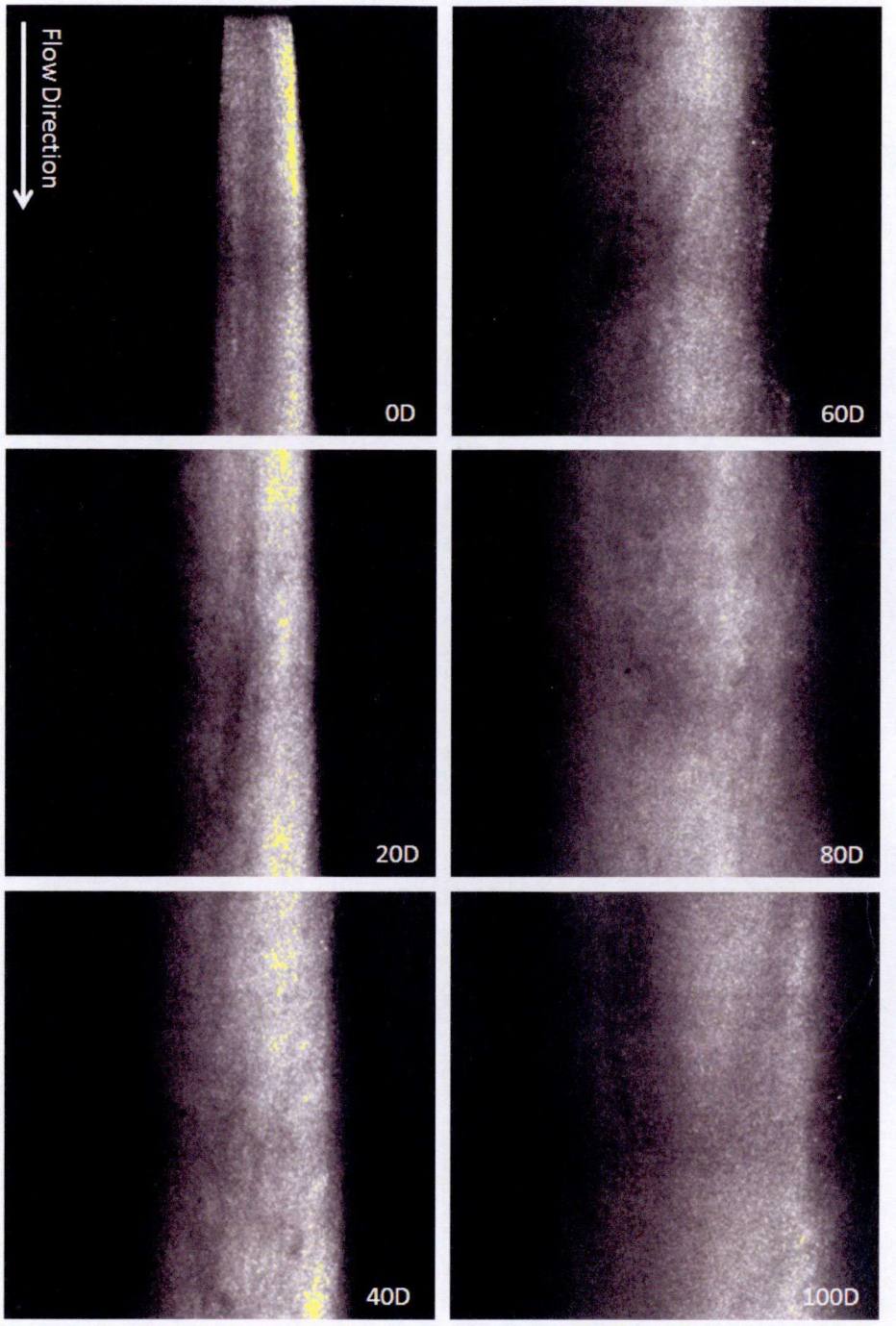
(Water pressure is 1MPa; Distance from nozzle exit is every 20D from 0D to 100D)

Photo2.7 ウォータージェットのレーザー光による撮影画像



(Water pressure is 5MPa; Distance from nozzle exit is every 20D from 0D to 100D)

Photo2.8 ウォータージェットのレーザー光による撮影画像



(Water pressure is 30MPa; Distance from nozzle exit is every 20D from 0D to 100D)

Photo2.9 ウォータージェットのレーザー光による撮影画像

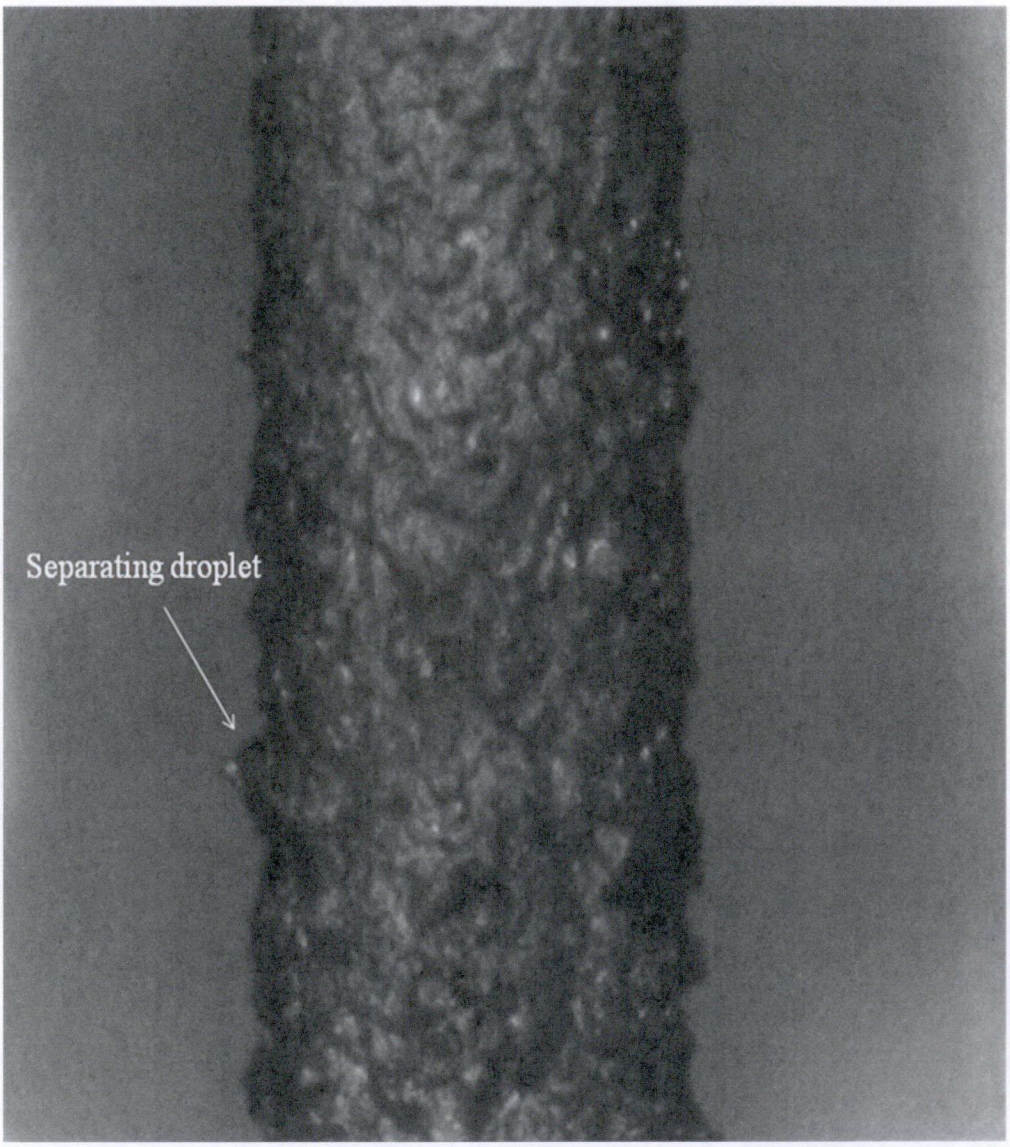
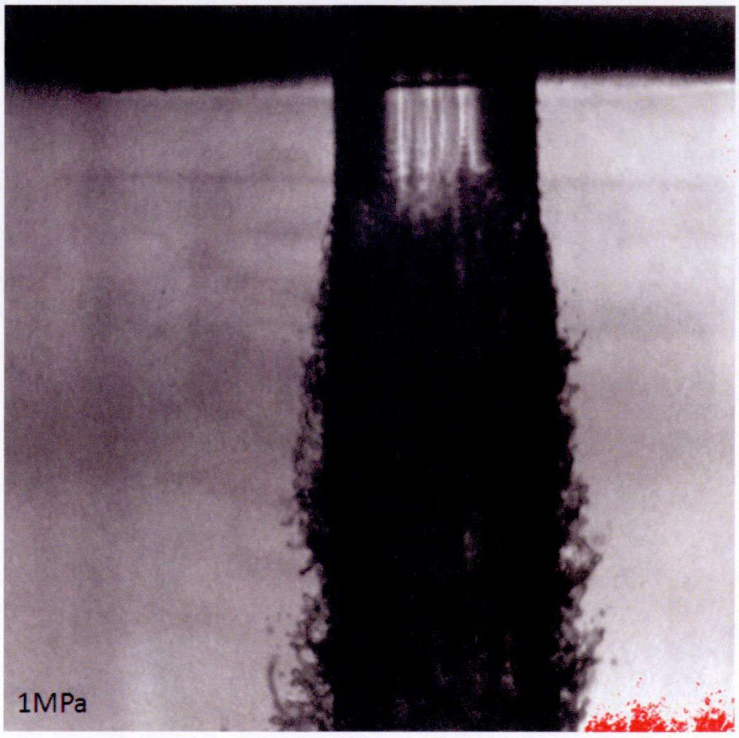
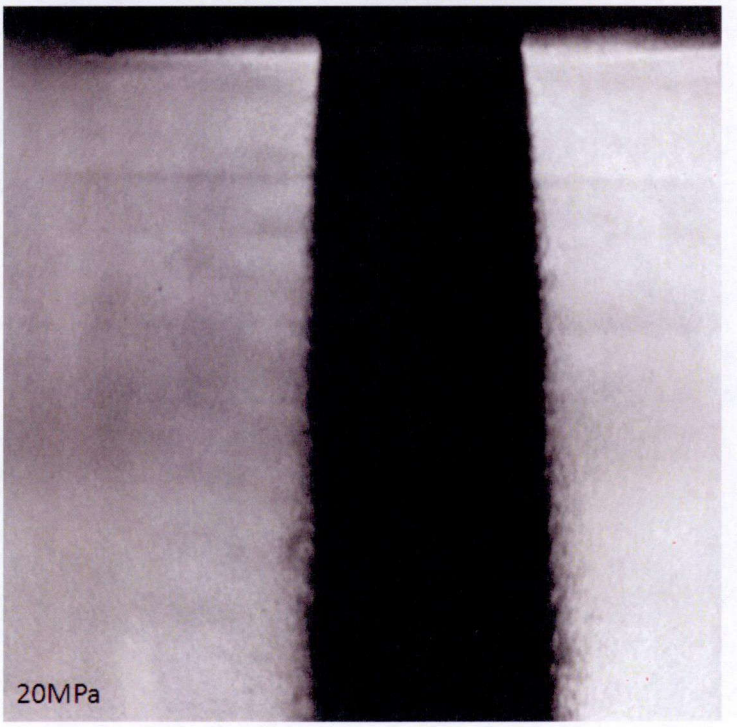


Photo2.10 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像



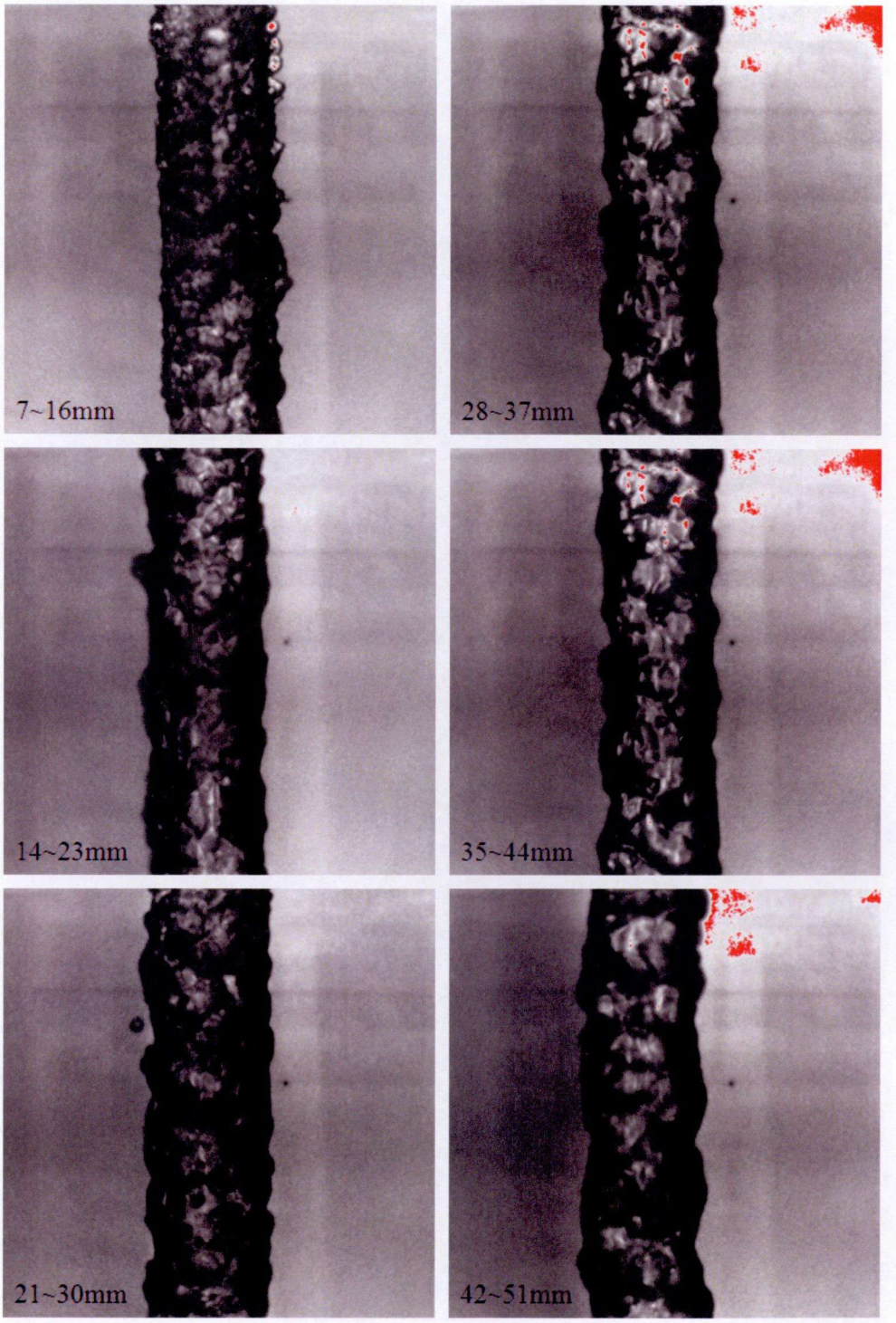
(Water pressure is 0 and 1MPa)

Photo2.11 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波のノズル出口付近の撮影画像

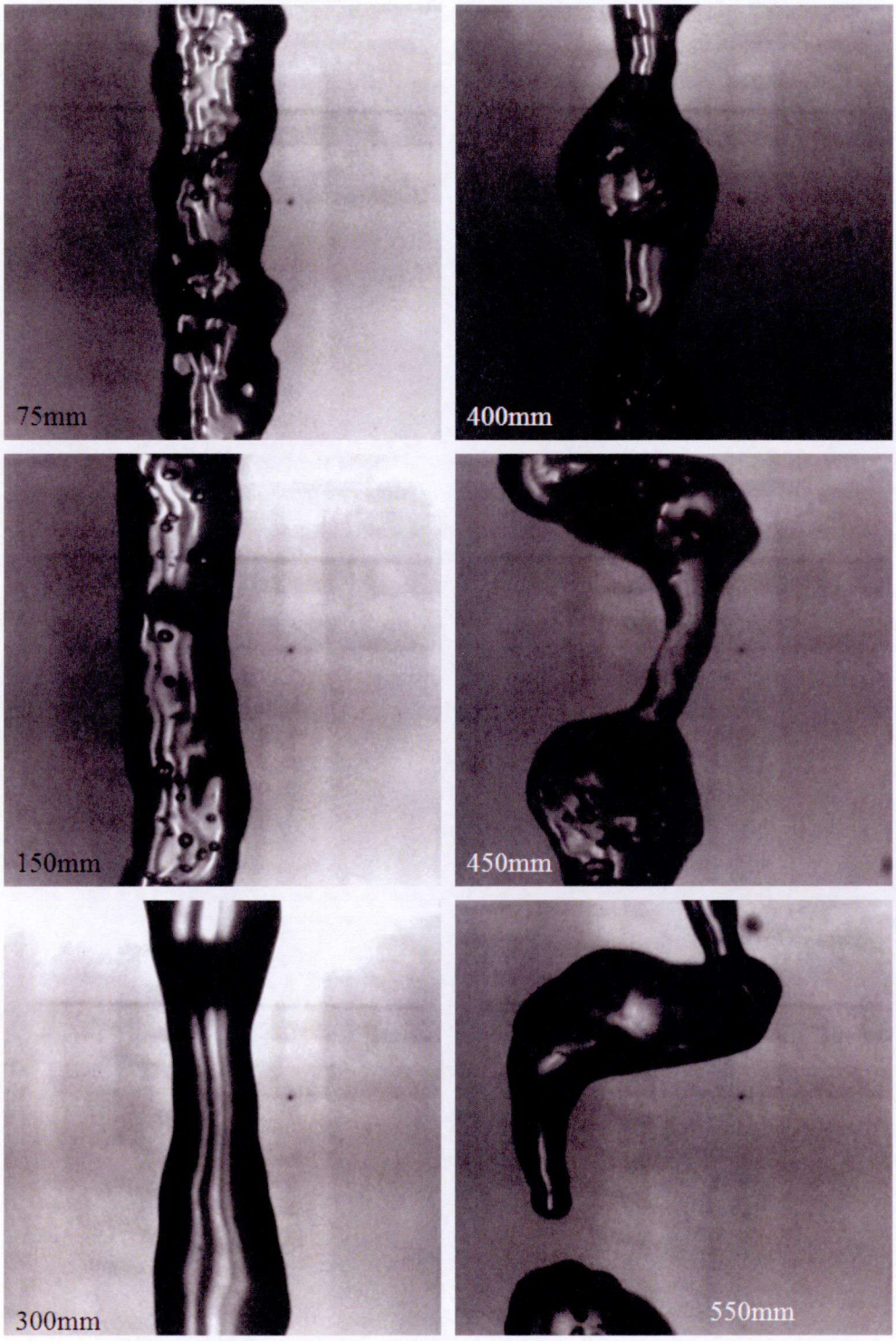


(Water pressure is 5 and 20MPa)

Photo2.12 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波のノズル出口付近の撮影画像

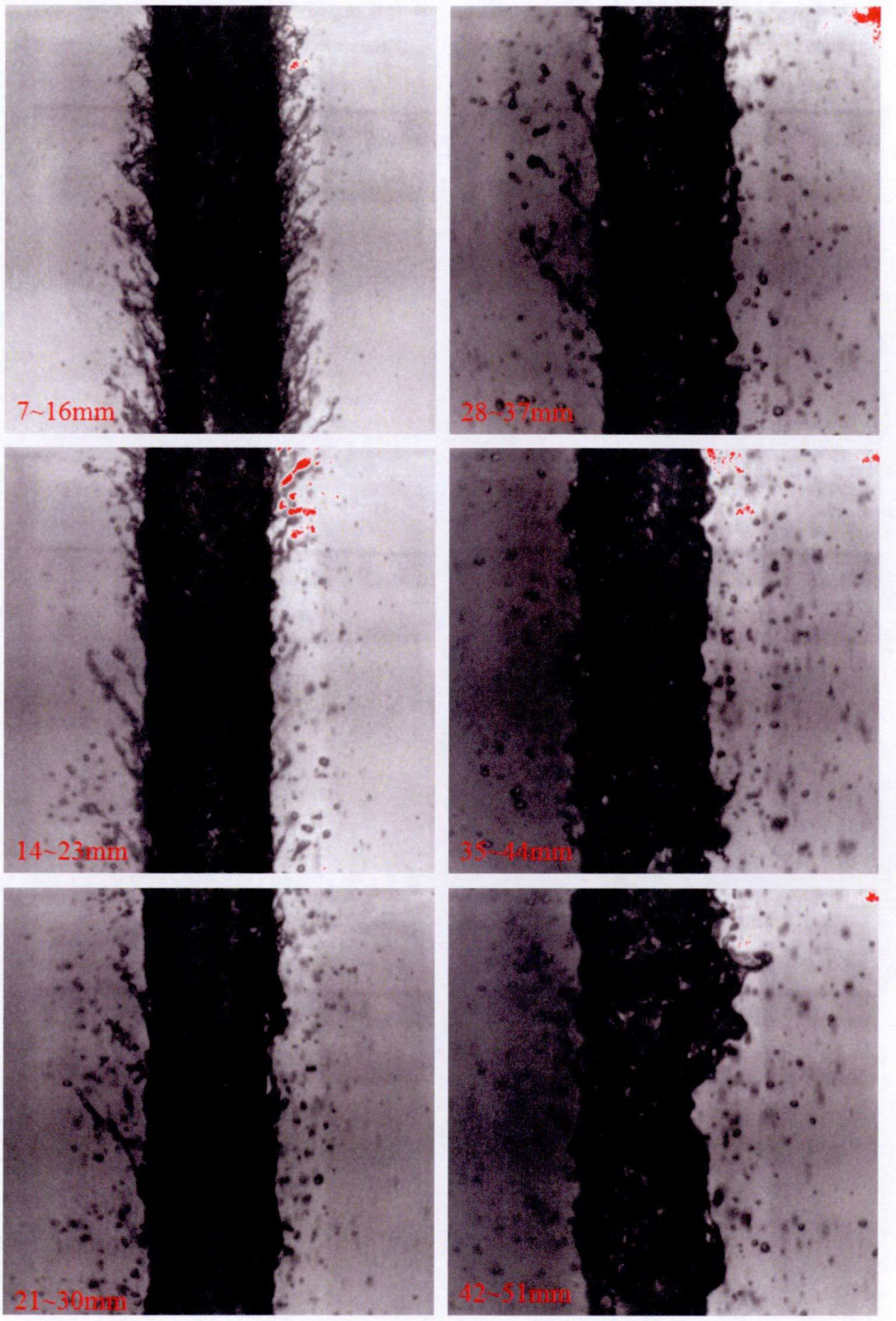


(Water pressure is 0MPa; Distance from nozzle exit is 7～51mm)
Photo2.13 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像



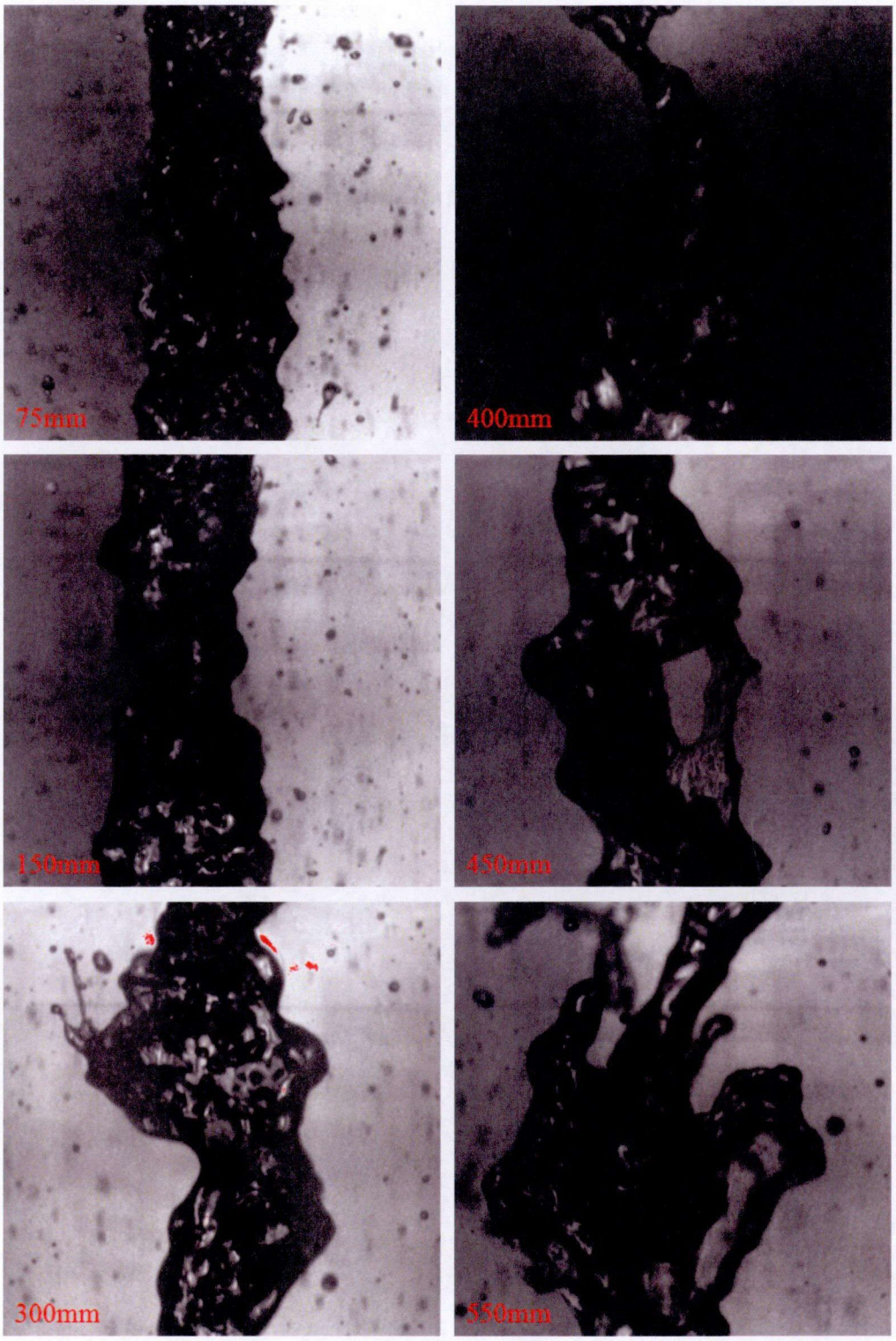
(Water pressure is 0MPa; Distance from nozzle exit is 75～550mm)

Photo2.14 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像



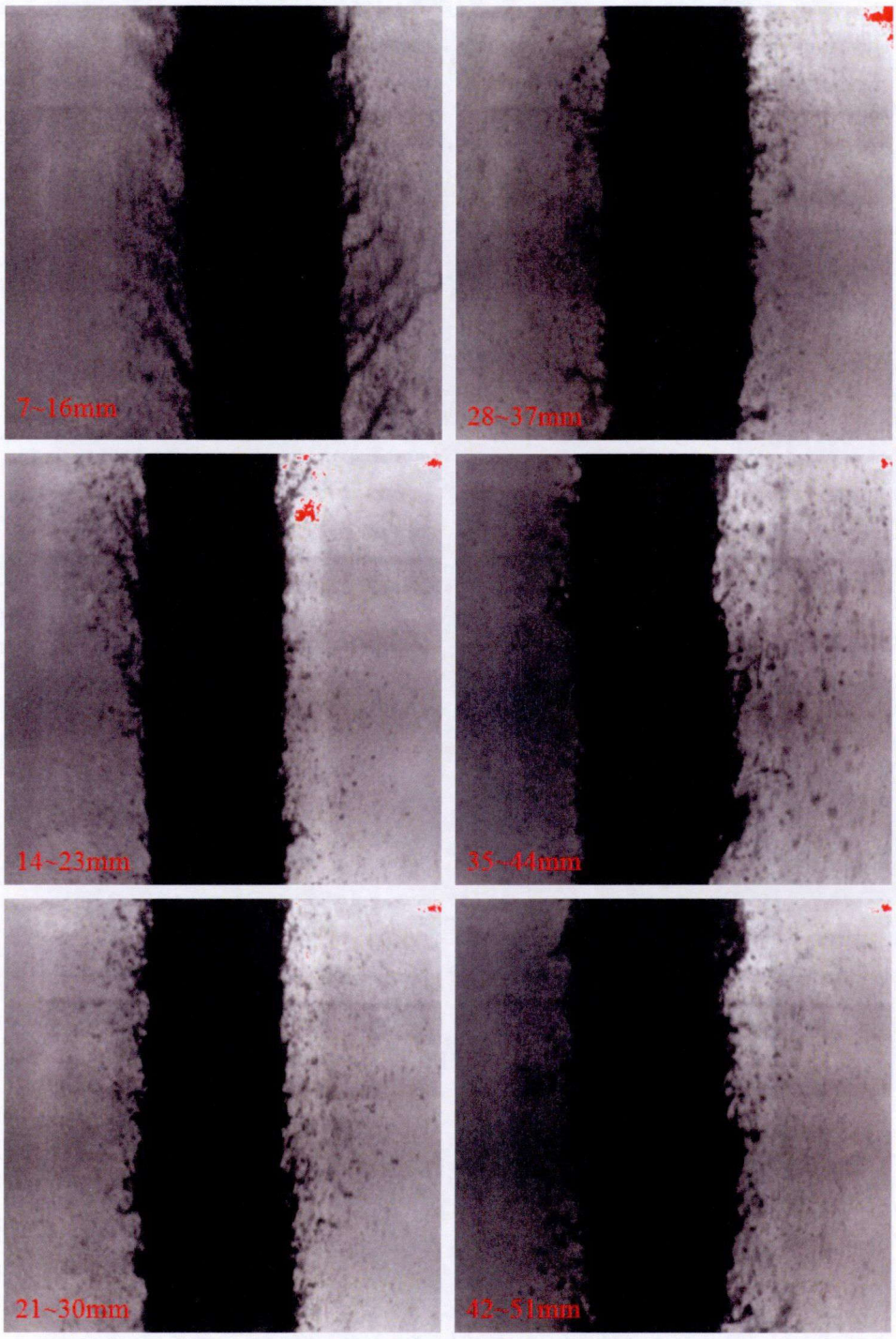
(Water pressure is 1MPa; Distance from nozzle exit is 7～51mm)

Photo2.15 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像



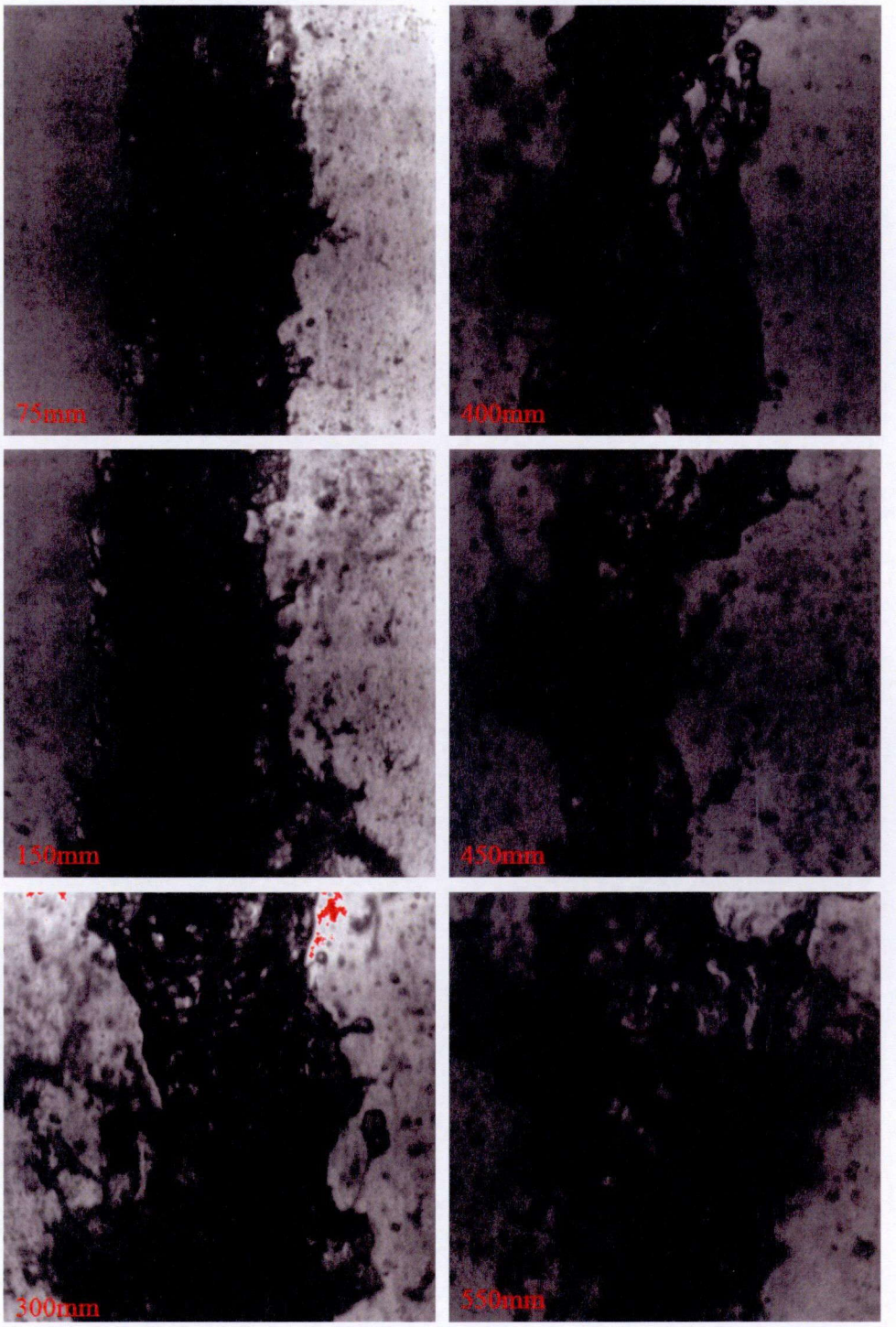
(Water pressure is 1MPa; Distance from nozzle exit is 75～550mm)

Photo2. 16 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像



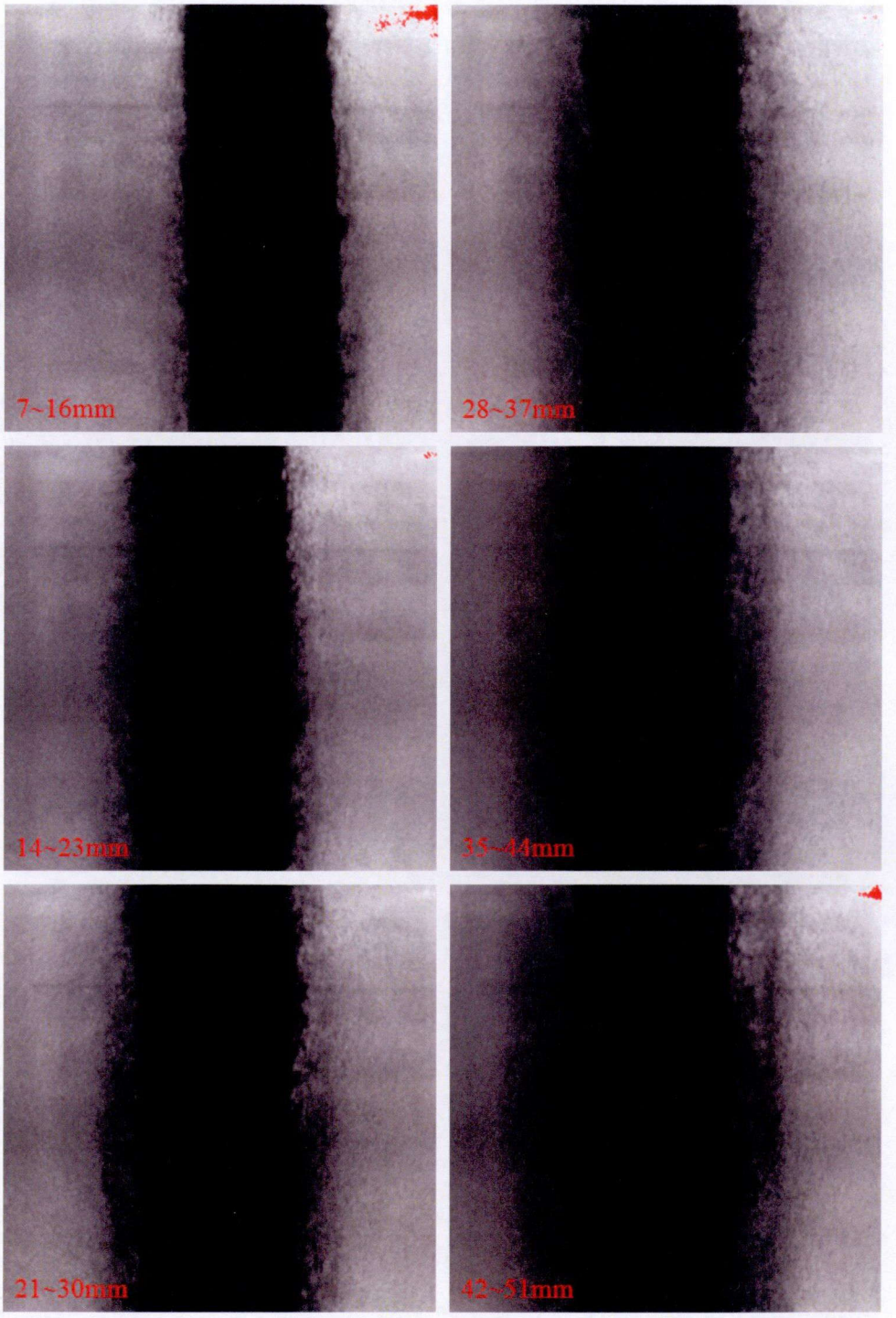
(Water pressure is 5MPa; Distance from nozzle exit is 7～51mm)

Photo2. 17 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像



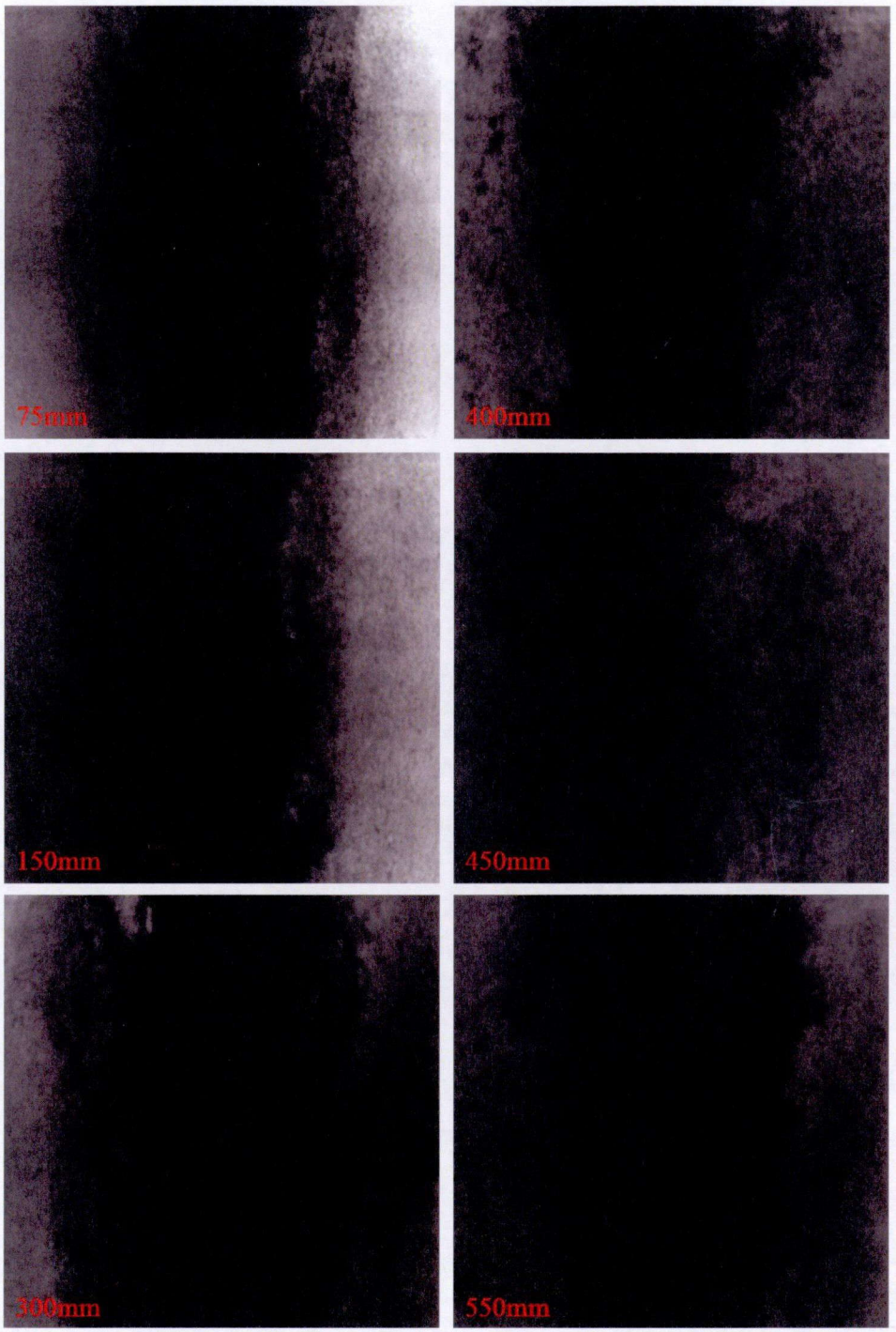
(Water pressure is 5MPa; Distance from nozzle exit is 75～550mm)

Photo2.18 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像



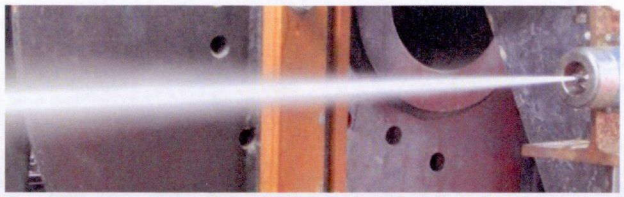
(Water pressure is 20MPa; Distance from nozzle exit is 7～51mm)

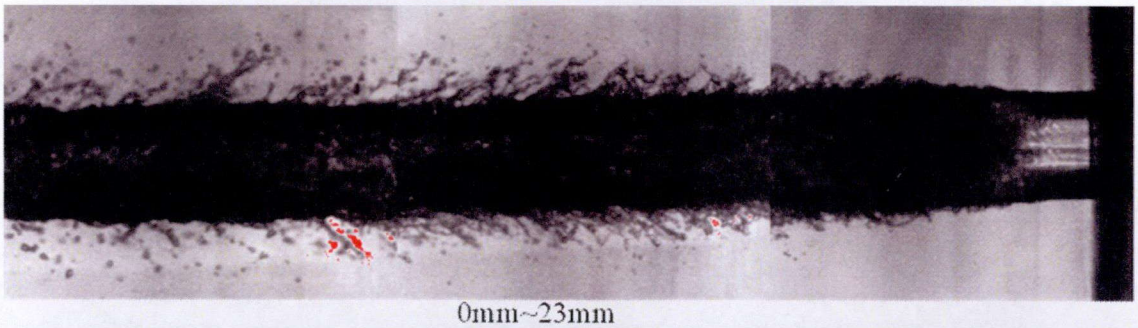
Photo2.19 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像



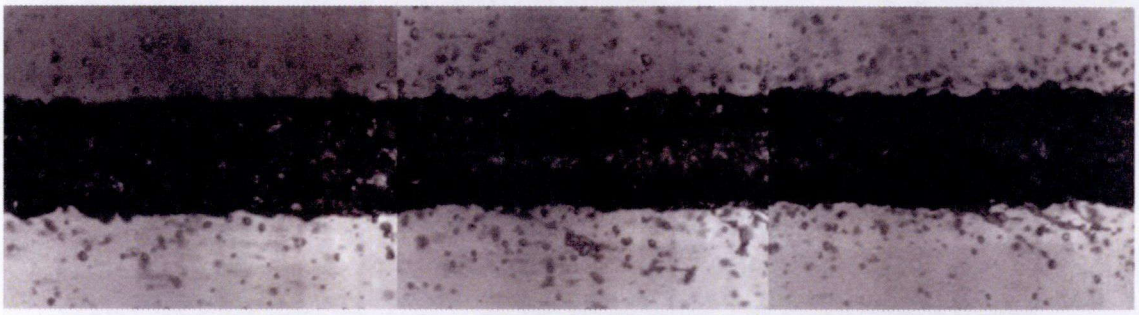
(Water pressure is 20MPa; Distance from nozzle exit is 75～550mm)

Photo2.20 ハロゲンランプバックライト撮影によるウォータージェット表面波の撮影画像

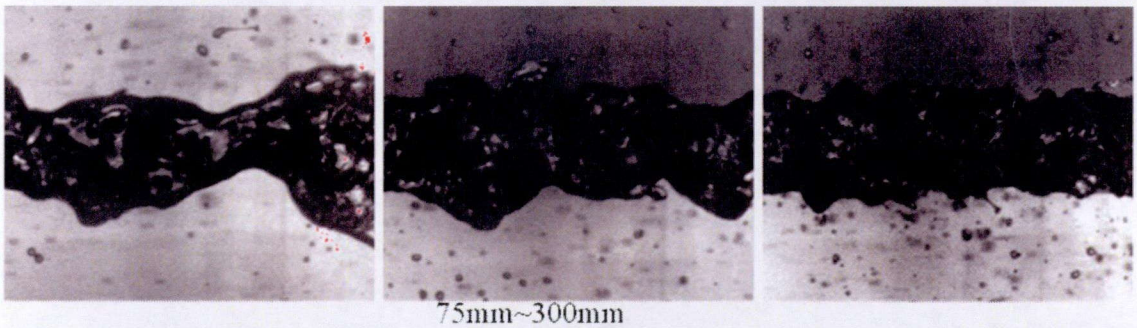




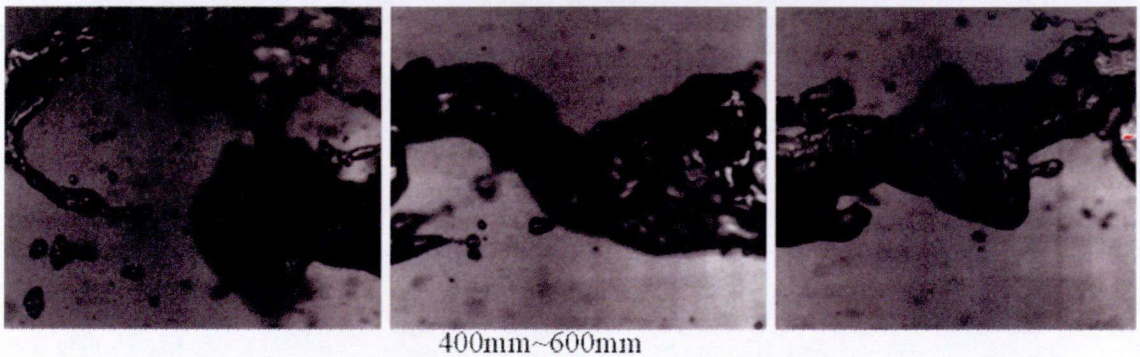
0mm~23mm



21mm~44mm

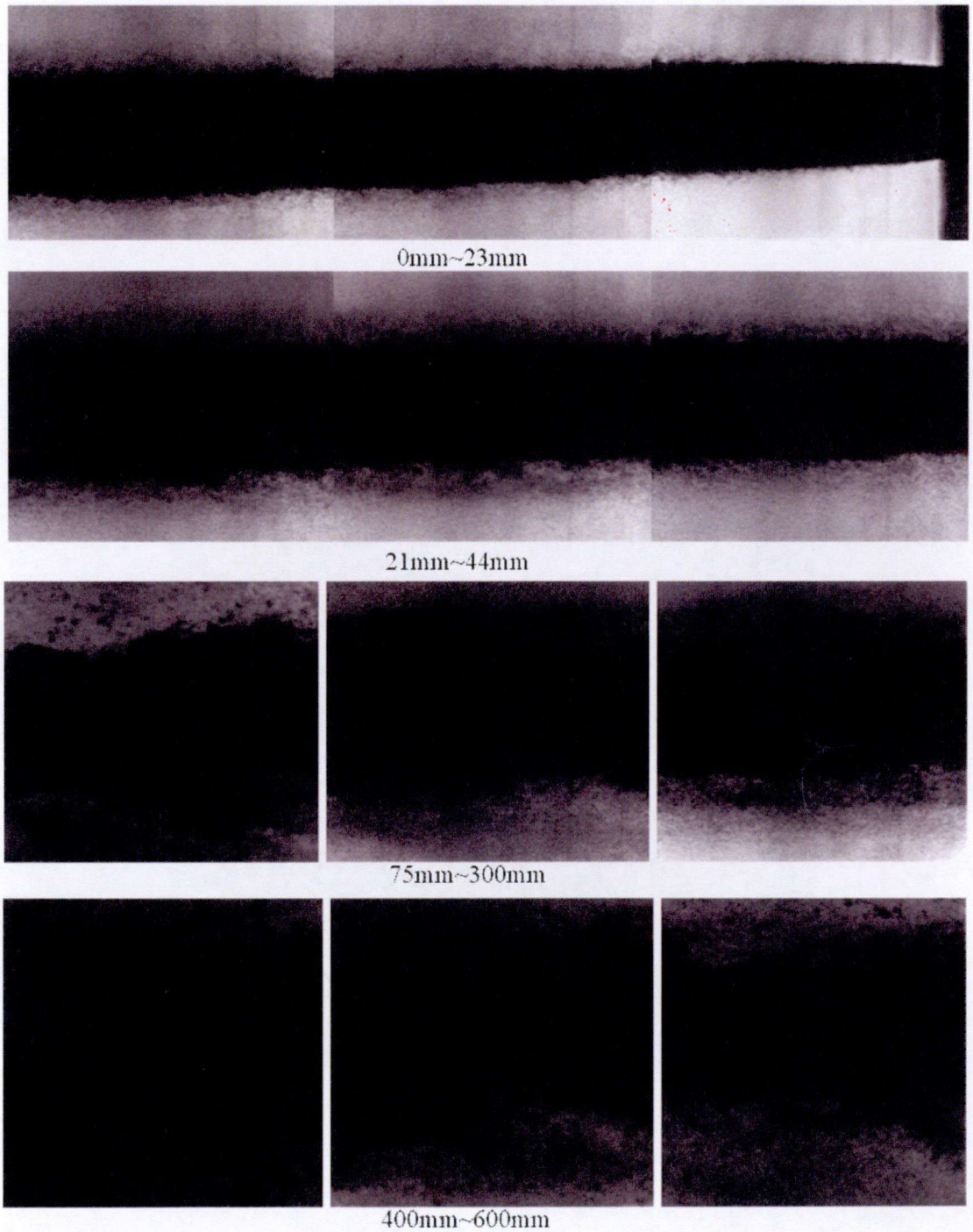


75mm~300mm



400mm~600mm

Photo2.21 液滴流への遷移領域でのウォータージェット表面波の
連続的な撮影画像と実際のウォータージェットの写真



(Water pressure is 20MPa)

Photo2.22 液滴流でのウォータージェット表面波の
連続的な撮影画像

２．２．２　　PIV法による実験結果

本節では前節で述べた PIV 法によって速度ベクトルを算出した結果について述べる．以下にノズル径 D=2.85mm，空間解像度 39μm/pixel，撮影間隔 4μsec の条件で撮影した画像における結果を示す．PIV の結果の画像の一例を Photo2.23 に示す．

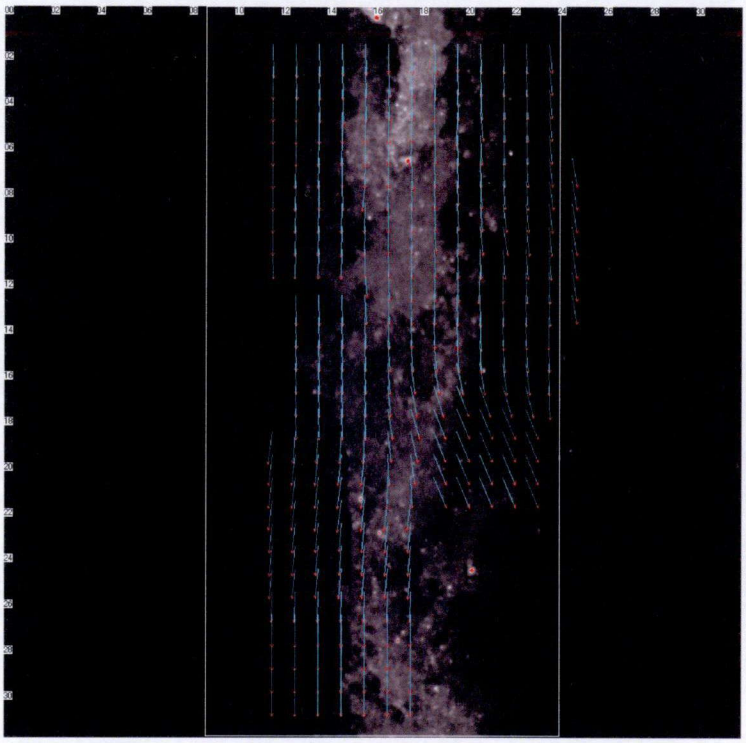


Photo2.23 典型的なＰＩＶ法による解析結果

このようにして得られた一画像中の速度ベクトルをすべて平均化した．圧力は 1，5，10，20，30MPa，測定範囲は 0D，100D，200D，300D．また，ベルヌーイの定理（式（2-1））で求めた結果と，測定結果を比較した．

$$V=\sqrt{\frac{2(P-P_0)}{\rho}} \tag{2-1}$$

速度はV[m/s]，Pはノズル出口圧力[MPa]，大気圧をP_0[MPa]，密度はρ[kg/m^3]とする．これらの結果のグラフをFig 2.13に示す．

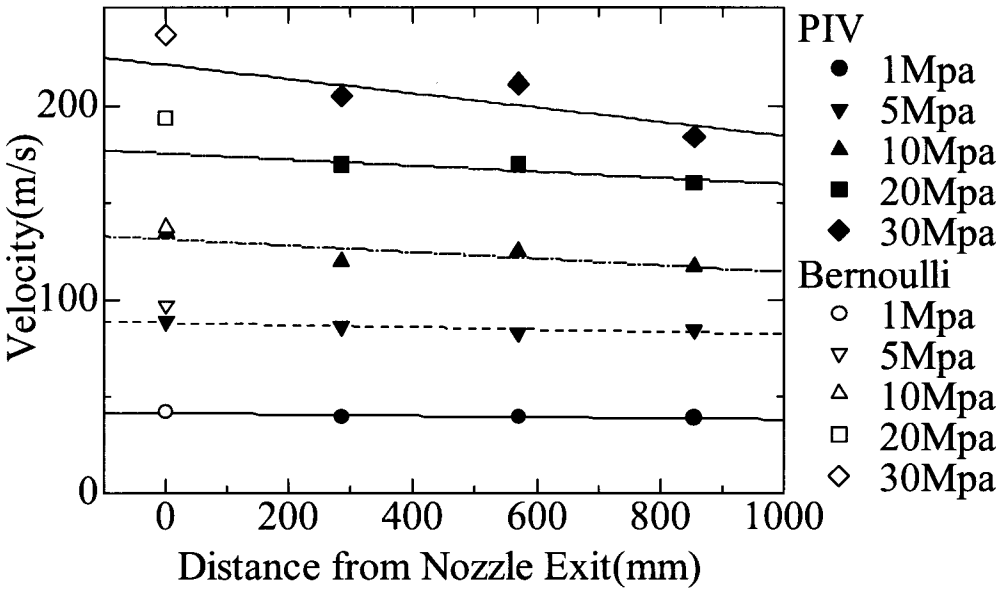


Fig 2.13 流れ方向に沿ってウォータージェットの速度の測定結果

PIVは濃度の相関をとり速度ベクトルを算出するものであり，20MPa以上の高圧下になると，ノズル近傍では非常に高速のウォータージェットが噴出し，多数の微細な液滴に覆われているため，鮮明なジェットの画像は撮影できない．そのため，現在の手法では測定が難しくなっている．Fig 2.13よりPIVの測定結果より全体的にベルヌーイの理論解より低くなっている．また，今回の撮影範囲である300D(855mm)ではほとんど速度は落ちていないことがわかる．従来の理論では，空気の巻き込みや空気抵抗の影響で，距離とともに大きく減衰する

と思われていたが，この結果よりジェットの減速は少なく，威力はかなりの距離まで保たれることがわかる．また，比較的ジェットの減速は高圧になるほど大きいと言える．これらの結果をふまえてPTV-LIFの結果について報告する．

2．2．3　　PTV-LIF法による流速の結果

本節では2.1.3.2節述べたPTV-LIF法による流速の結果について述べる．撮影画像の一例をPhoto2.24に示す．

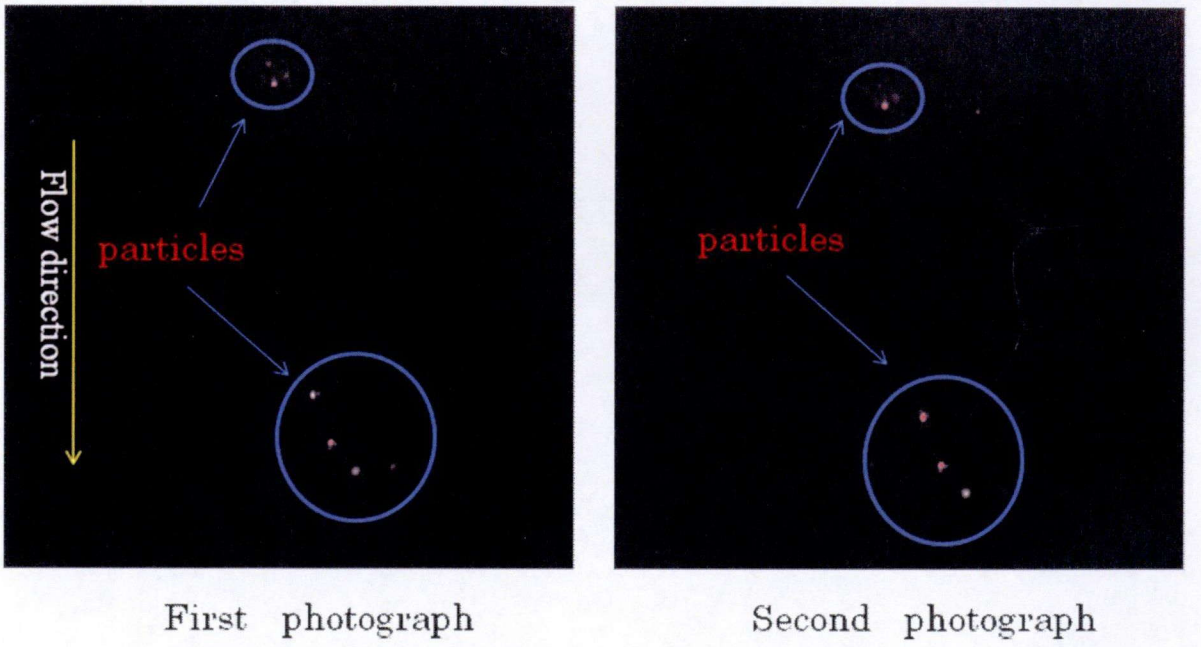


Photo2.24　LIF法による蛍光粒子の撮影画像の例

上記の画像の青い円で覆われた部分が粒子である．これは1枚目の画像と2枚目の画像では少しだけ下向きに進んでいる．これをPTVによって計測して速度を計測した．実験条件は圧力が1，5，10，20MPa，計測範囲は100D～1000D，

ノズル径 D=2.5mm である.

Fig 2.14 に出口圧力が 1MPa, 100D, 200D, 300D, 400D, 600D, 800D の各地点の速度分布を示す. 同様に, 5MPa, 10MPa, 20MPa の速度分布も Fig 2.15, Fig 2.16, Fig 2.17 に示す. ただし, 10MPa は 800D が, 20MPa では 200D, 300D, 600D, 800D のデータが存在しない. ジェットの中心から半径方向の距離を r [mm], ジェットのノズル半径を R [mm] とする. 横軸は半径方向の距離 r をノズル半径 R で割り無次元化したものを, 縦軸には速度 [m/s] を表わす. Fig 2.18～Fig 2.23 は Fig 2.14～Fig 2.17 で示した各位置の速度プロファイルを半径方向の距離を 0.5mm ずつ区切り, 0.5mm の間の速度を平均化したものを示したグラフである. 横軸は半径方向の距離 r をノズル半径 R で無次元化したものを, 縦軸は速度 [m/s] を示している. 各 100D, 200D, 300D, 400D, 600D, 800D を示す. Fig 2.24, Fig 2.25, Fig 2.26 は 1MPa, 5MPa と 10MPa の各実験の断面方向の粒子数の分布を示したものである. 半径方向に 0.5mm ずつに区切り, その間にある粒子の全体に対する割合を縦軸に, 半径方向の距離 r に対してノズル半径 D で無次元化したものを示す.

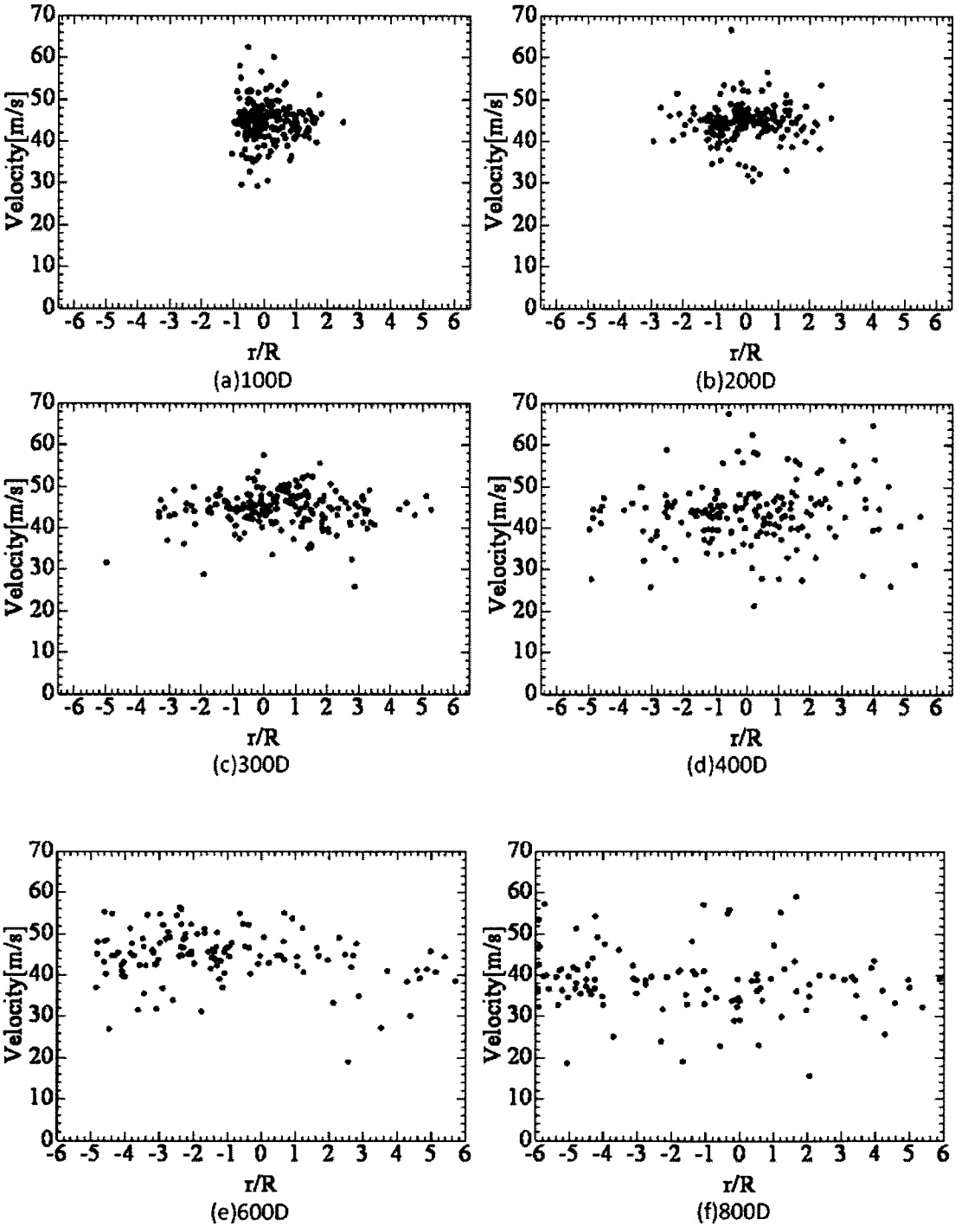


Fig 2.14 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果
(water pressure is 1MPa)

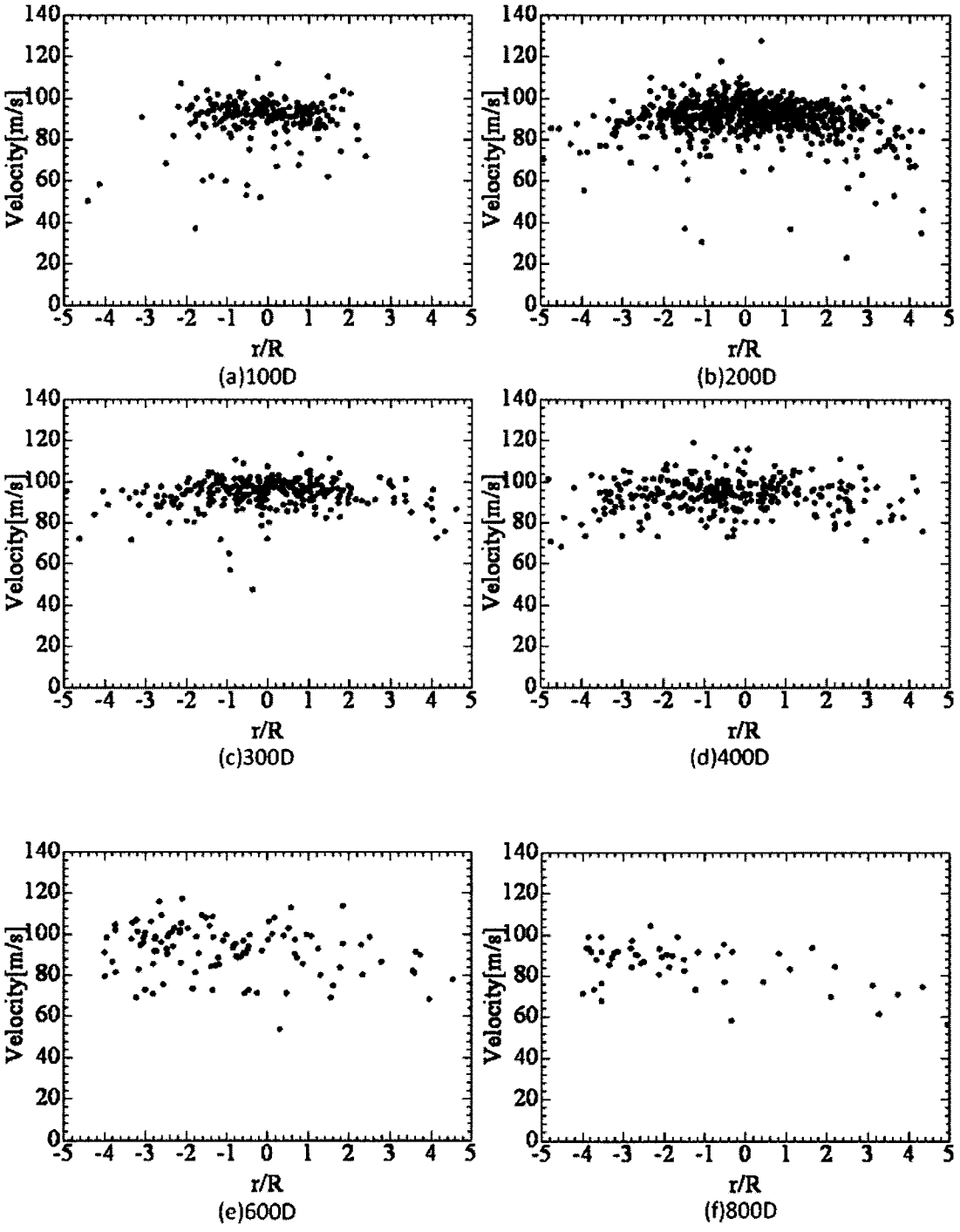


Fig 2.15 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果
(water pressure is 5MPa)

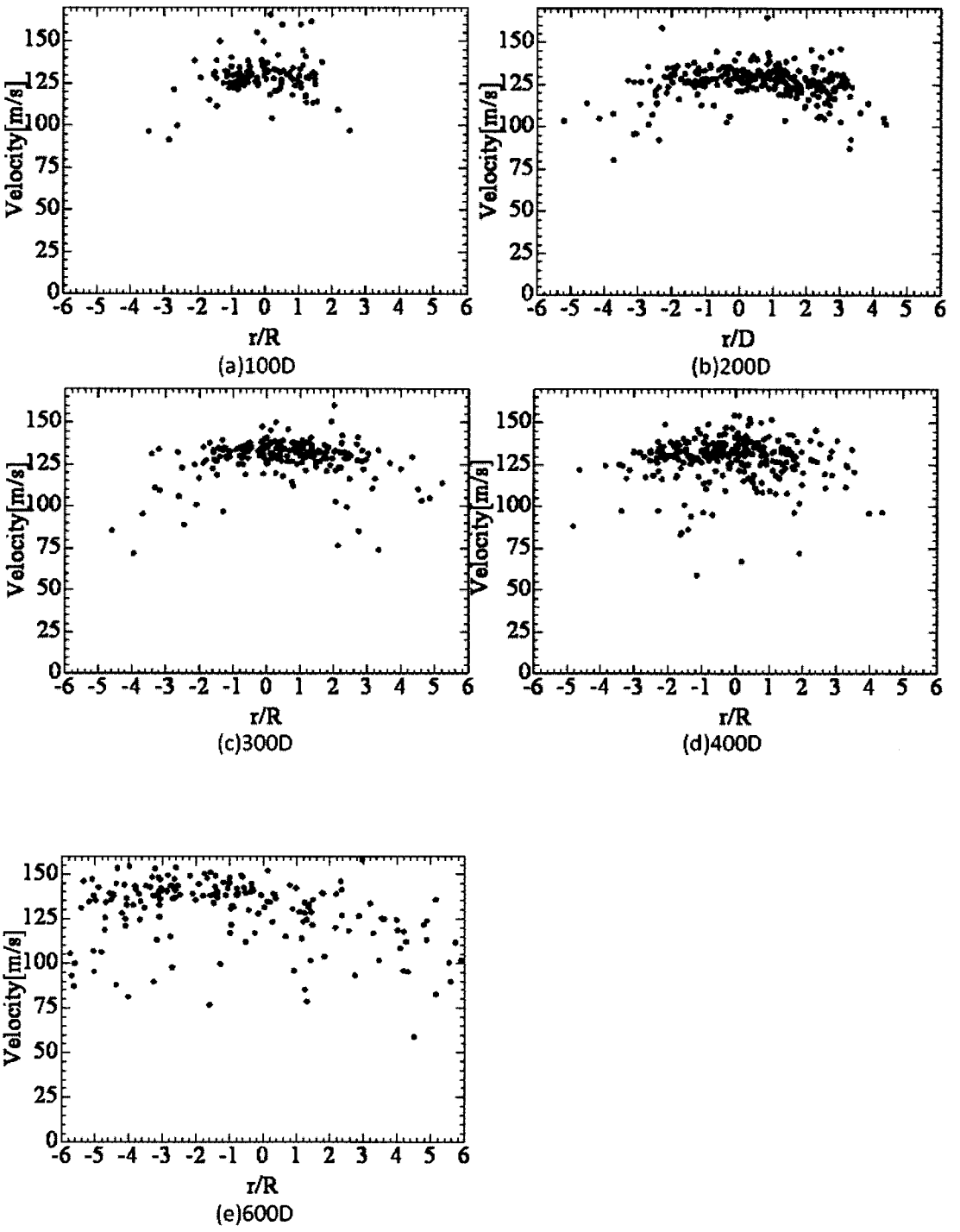


Fig 2.16 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果
(water pressure is 10MPa)

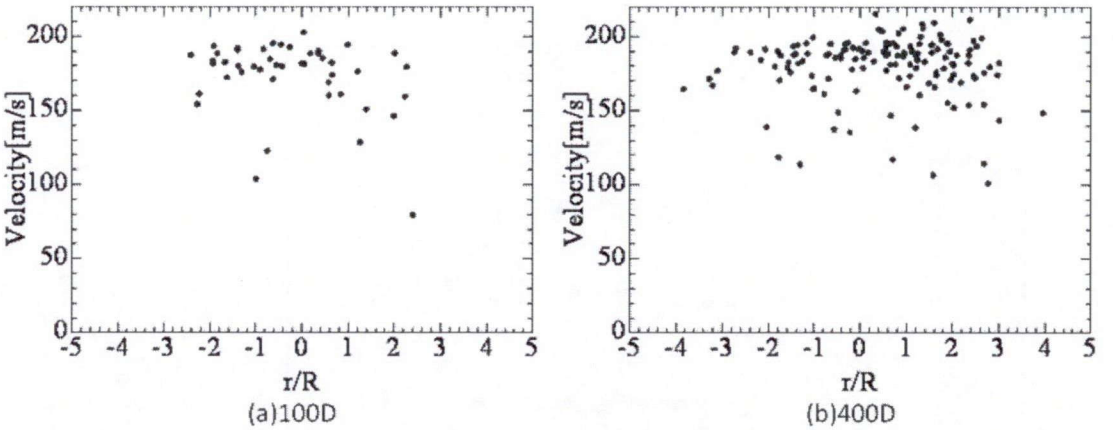


Fig 2.17 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果
(water pressure is 20MPa)

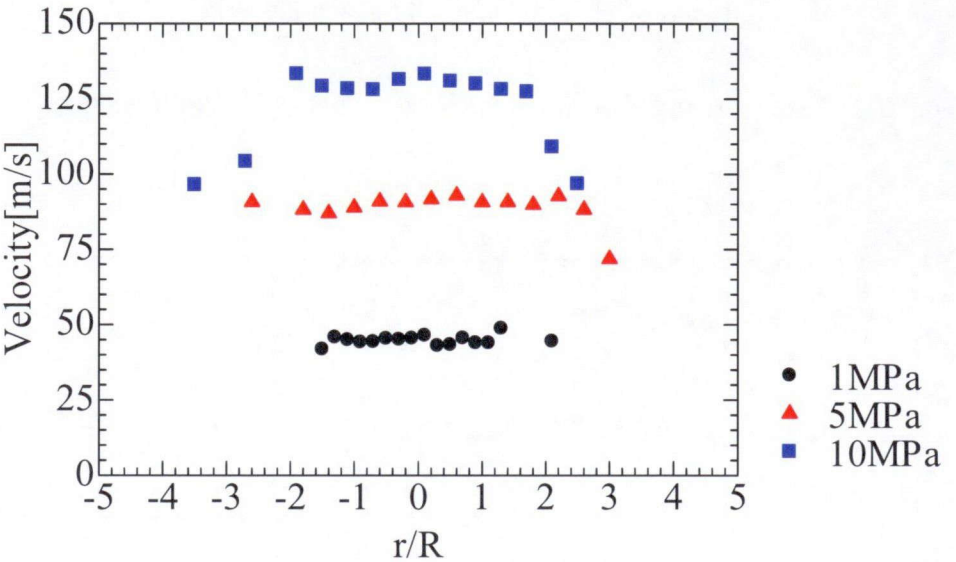


Fig 2.18 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果（ノズル出口圧力の影響）
(Pressure is 1, 5 and 10MPa; nozzle distance is 100D (250mm))

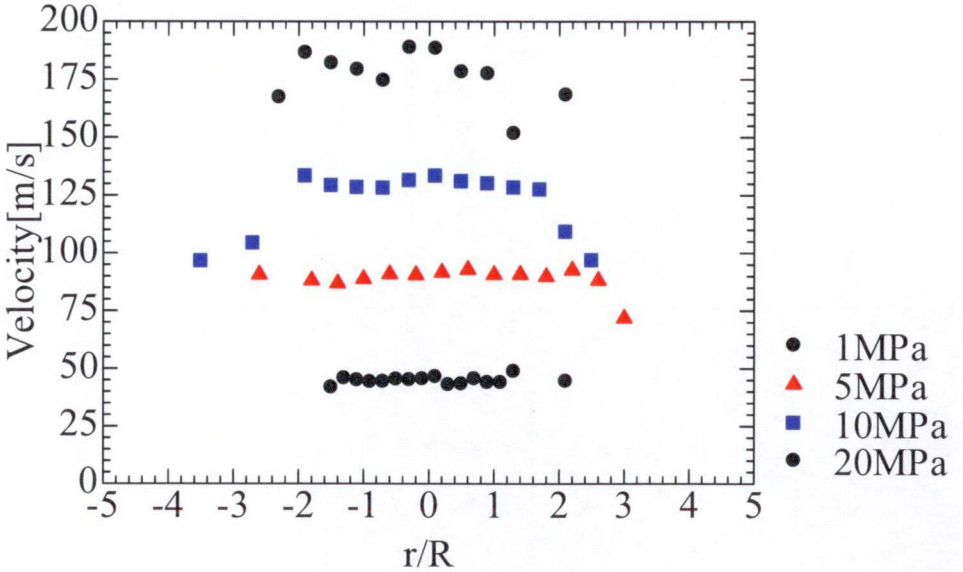


Fig 2.19 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果（ノズル出口圧力の影響）

(Pressure is 1, 5 and 10MPa; nozzle distance is 200D (500mm))

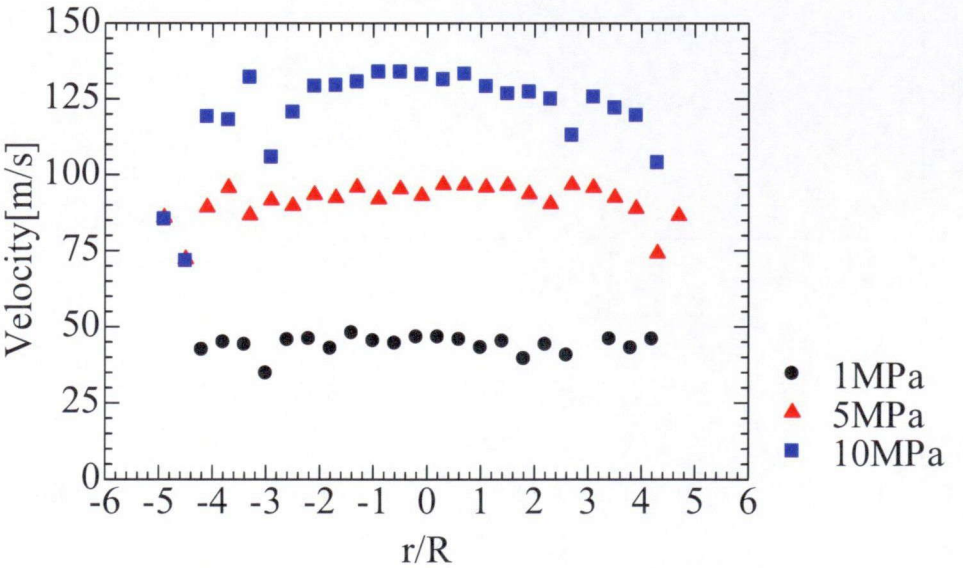


Fig 2.20 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果（ノズル出口圧力の影響）

(Pressure is 1, 5 and 10MPa; nozzle distance is 300D (750mm))

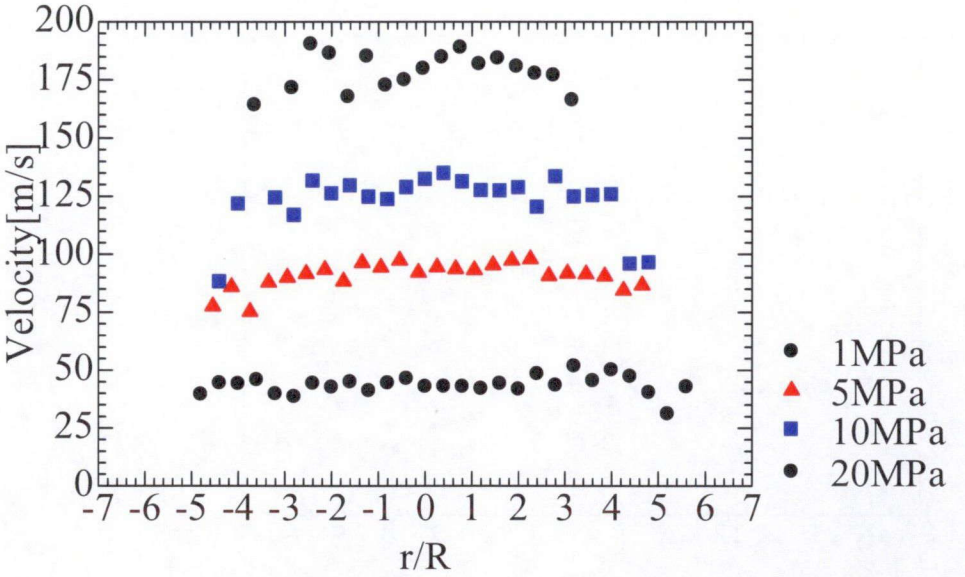


Fig 2.21 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果（ノズル出口圧力の影響）

(Pressure is 1, 5 and 10MPa; nozzle distance is 400D (1000mm))

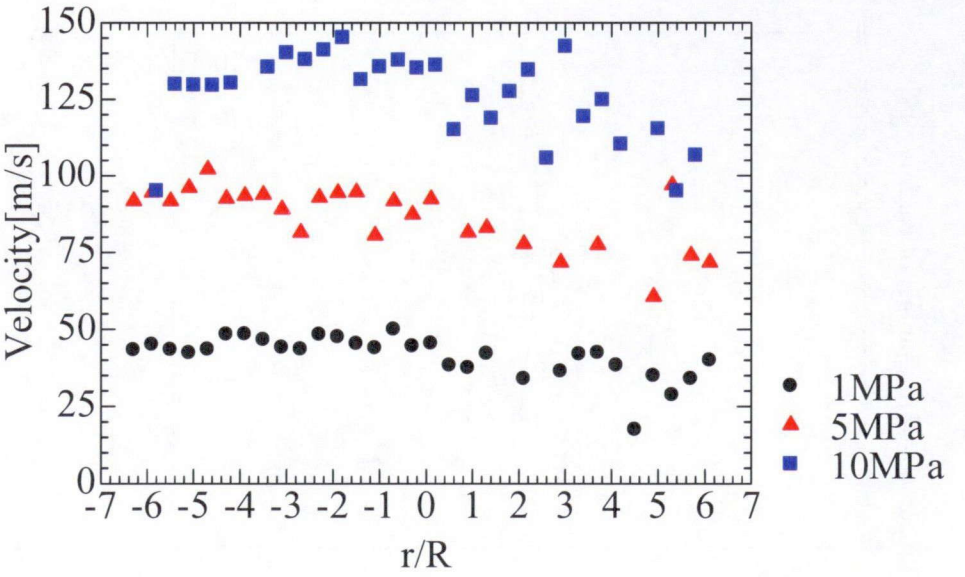


Fig 2.22 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果（ノズル出口圧力の影響）

(Pressure is 1, 5 and 10MPa; nozzle distance is 600D (1500mm))

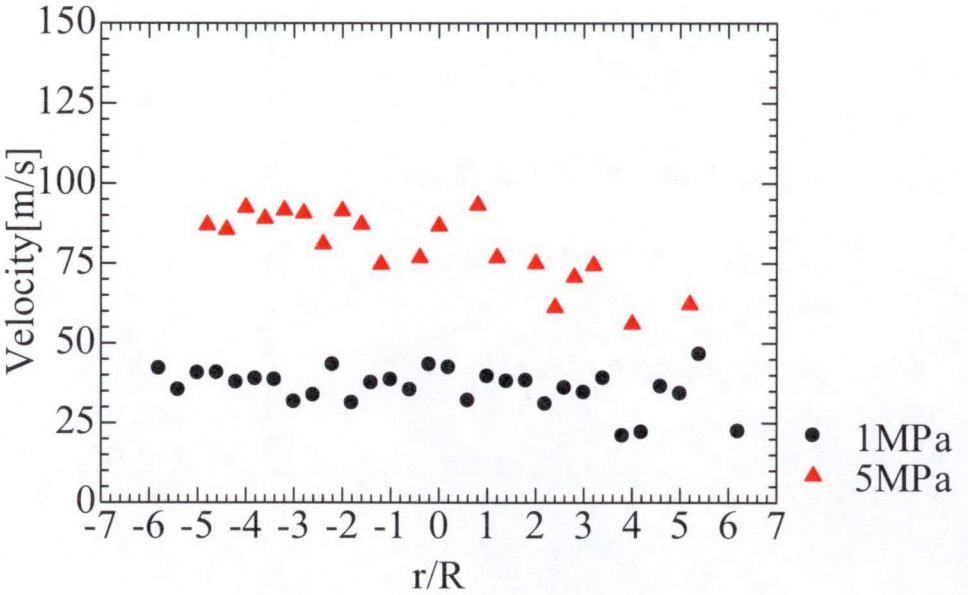


Fig 2.23 ウォータージェットの半径方向速度分布の測定結果（ノズル出口圧力の影響）
(Pressure is 1, and 5MPa; nozzle distance is 800D (2000mm))

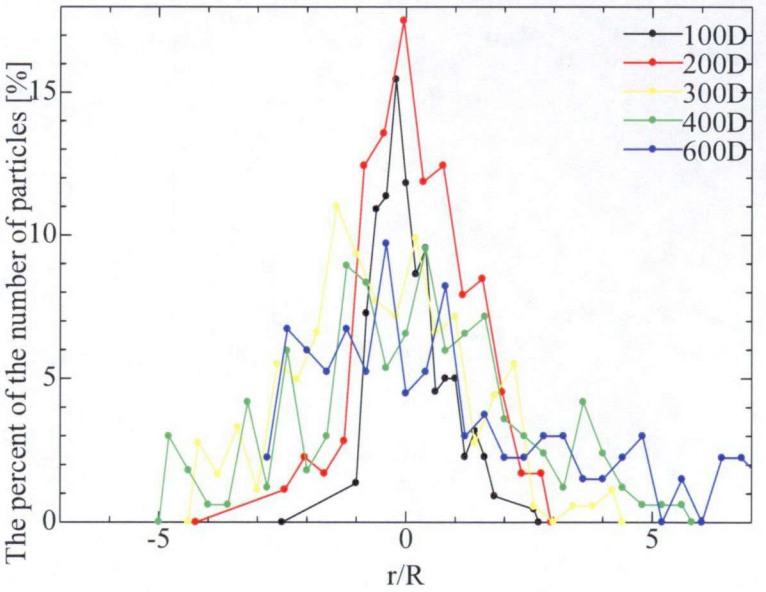


Fig 2.24 ウォータージェットの半径方向粒子数分布
(Pressure is 1MPa)

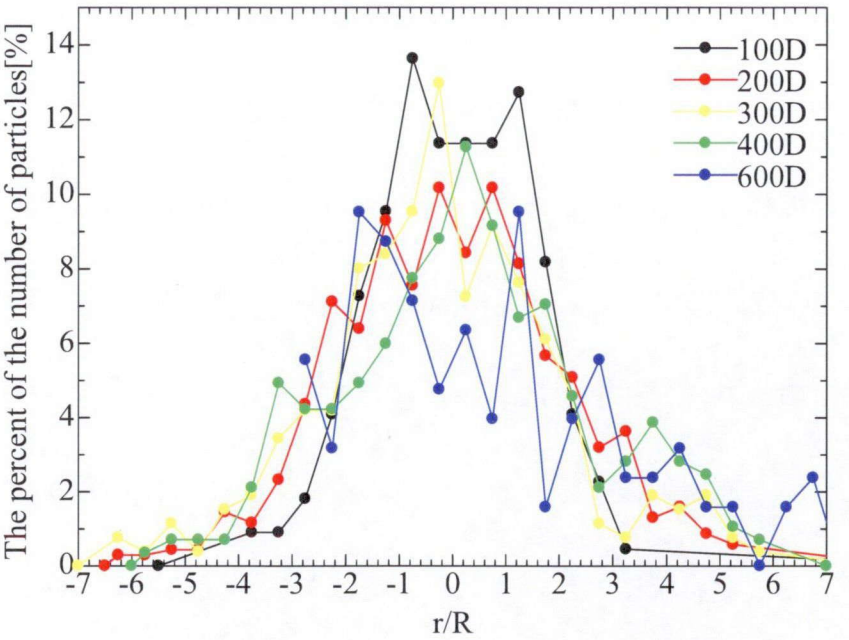


Fig 2.25 ウォータージェットの半径方向粒子数分布
(Pressure is 5MPa)

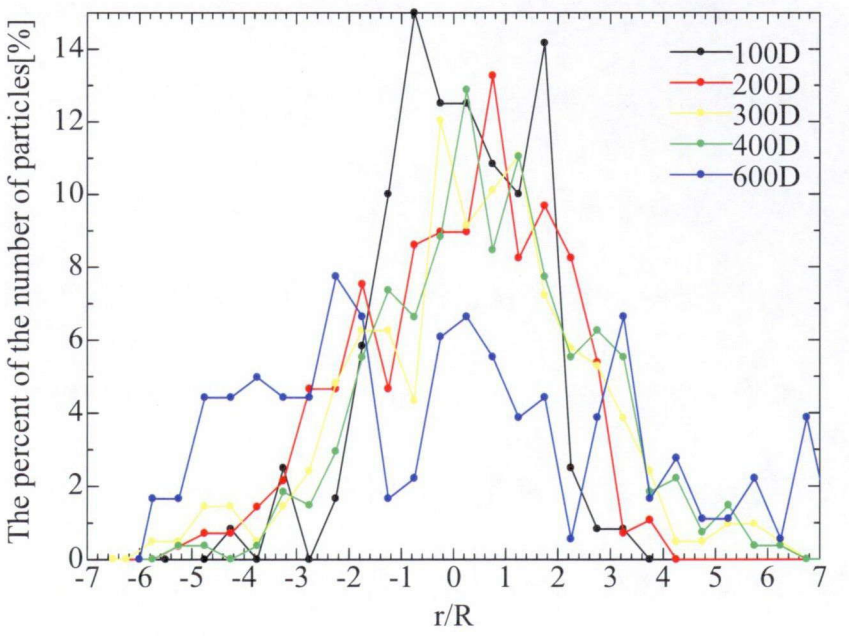


Fig 2.26 ウォータージェットの半径方向粒子数分布
(Pressure is 10MPa)

上記の結果より，各圧力でのジェットの各位置での速度プロファイルが示された．これらのグラフより次の事がわかる．まず，1MPa について考察する．全体的に粒子の速度にはばらつきがあり，100D では 35～50m/s の間に 90%が存在する．また，他の位置においても同様に 80%以上がその間に存在する．また，ノズルから距離が離れるほど速度のばらつきも大きくなる．ただし，今回の実験では各条件において連続画像を 200 セットずつ撮影したが，圧力やノズルからの位置により確認できる粒子の数が変わる．そのため，低圧下や 100D，200D などの比較的ノズル近傍地点では，ジェットの広がりも少なくジェットの液滴密度が大きいことから粒子も多く確認できる．よって，800D などでは大量のミストに覆われるために確認できる粒子の数も少ない．そのため，各データの信頼性は各データにより異なるが，データ数の少ない 800D について約 100 程度のサンプルデータが取れているので十分評価できるものと考えられる．1MPa ではノズルから離れるほど，ジェット径も広がっていく．Fig 2.18～Fig 2.23 より，半径方向に 0.5mm ずつ空間分解した平均流速を見ると，100D では 1MPa ではほぼ中心も外側も平均速度に差はなく速度分布は矩形の形になっている．200D でもほぼ同じ速度分布であり，300D になると各位置でのばらつきが大きくなる．400D，600D とさらに速度のばらつきが大きくなり，外側の粒子が比較的平均流速が小さくなる．800D ではかなり速度のばらつきが生じ，r/R が 4～7 の間では平均流

速も下がっている．Photo2.25 よりジェットはかなり広がっていることが確認できるが，今回使用した粒子は 20～50μm であり，粒子を鮮明に確認するためにはある程度の空間解像度が必要である．よって，20μm/pixel 程度の空間解像度は必要であるので，画像の撮影範囲は 17×17mm より拡大して撮影しなければならない．よって，600D，800D となるとジェットの全体は撮影できていないが，800D の断面流速分布のように，r/R が 4～7 の間で平均流速が下がっているので，r/R が-7 以下でも同様に平均流速が下がっていると考えられる．また，それは Fig 2.24 のジェットの断面の粒子の存在割合のグラフでも確認できる．600D では r/R の小さい領域と大きい領域の粒子割合が 0 に漸近することなく，途中で切れている．これはさらに粒子が画像外にも存在することがわかる．またこのグラフから 100D，200D では粒子の割合が中心に密集し，ジェットの外側の粒子割合は非常に小さい．しかし，300D，400D となると中心の粒子の割合が小さくなり，外側に粒子が広がり，粒子の存在範囲が半径方向に対して同割合に近づいていく．次に 5MPa について考察する．5MPa では 1MPa と同様に 80～100m/s の範囲に粒子の 80%以上が存在する．1MPa と同様に 600D，800D ではばらつきがかなり大きくなる．また，ジェット径も 1MPa 以上に広がり幅が大きくなっていく．Fig 2.18～Fig 2.23 の断面の平均流速の分布を見ると，5MPa でも外側と中心側の平均流速の差はあまりなく，ほぼ矩形の分布になっている．また，400D，600D

から平均流速のばらつきが大きくなる．800D ではかなりばらつきがあり，r/R の大きい領域ではかなり遅くなっている．粒子の割合も 1MPa と同様に比較的ノズル近傍の位置では中心に粒子が密集し，外側の粒子の割合はかなり小さい．ノズルからの距離が進むほどに中心の粒子の割合が小さくなり外側の粒子の割合が大きくなる．600D ではかなり粒子は分散されている．これはジェットが連続流から，ジェットの外側から界面波が発生し崩れていく．そして，ジェットの中心も連続流から液滴流に遷移していく．600D ではほぼ液滴流になっているので，粒子がかなり分散していると考えられる．次に 10MPa について考察する．10MPa では 5MPa とほぼ同様の速度分布になっている．115～140m/s の範囲に粒子の約 80%以上が存在する．しかし，600D ではより低圧（1MPa，5MPa）より粒子の速度のばらつきが大きくなり，低速領域もかなり粒子が存在する．また，断面の平均流速分布を見ると，10MPa では 1MPa，5MPa よりも，どの位置においてもばらつきが大きくなっている．また，100D，200D では 1MPa では外側の平均流速はほとんど中心と同じだが，10MPa では低くなっている．300D，400D では放物線上の流速分布になり，600D ではかなりばらつきが大きい分布になっている．20MPa ではジェットの噴霧の激しさのため，光学レンズとカメラをジェットに近づけると濡れるため，近づける距離が限られている．よって，20MPa はデータ数がかなり限られている．しかし，低圧下と同様の傾向がある．10MPa よりも

さらにばらつきは大きくなっている．

次に，ノズル出口からの平均流速の減衰について考察する．ジェットの噴射方向の平均流速の分布について Fig 2.27 示す．横軸はノズル出口からの距離 z [mm] にノズル径 D [mm] で無次元化したものを，縦軸に速度を示す．また，グラフ中の平均流速は Fig 2.18～Fig 2.23 のジェットの断面を分割し，平均化したものをさらに平均化したものである．

Photo2.25 ウォータージェットの全体画像

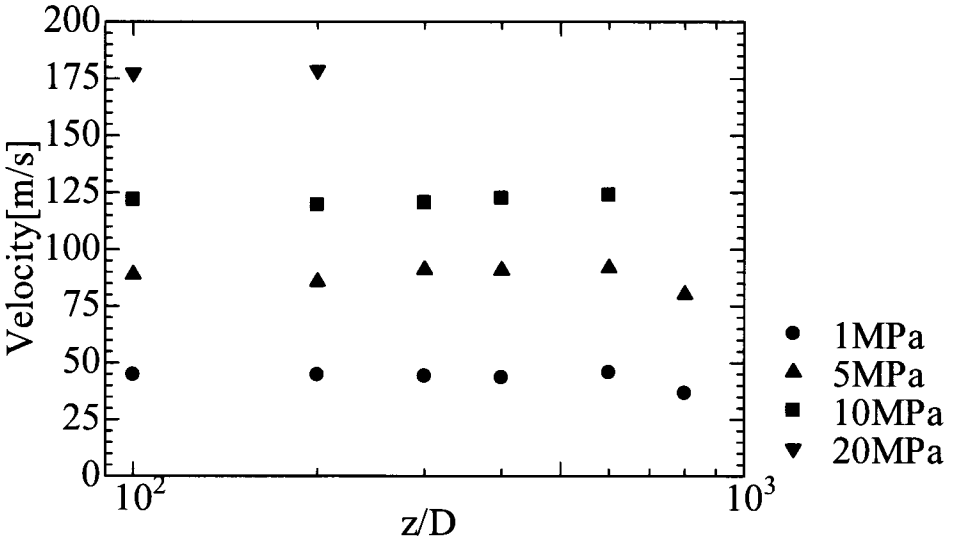


Fig 2.27 流れ方向に沿ってのウォータージェットの速度の変化

Fig 2.27 より，600D ではほぼジェットの平均流速は減衰していないことがわかる．これらはどの圧力に対しても同様のことが言える．また，1MPa，5MPa では 800D で急激に流速が減衰している．よって，今回の結果より 600D～800D で流速が減衰し，衝撃圧も低くなり，ウォータージェットの切削効率は落ちていくと考えられる．

2．2．4　　表面波の速度計測

2.2.3 節では PTV-LIF 法によるジェットの内部の速度測定を行った．これらの結果よりどの圧力に対してもノズル出口直後では 100D（250mm）の平均流速よりも遅くなる．この原因は表面波の加速にあると考えられる．ノズル内ではノズル壁面の速度は理論上 0 である．ノズルから大気開放されジェットは噴射され，

ノズル壁面では中心のジェットによって加速される．0D の測定範囲内では，ジェット外側の流体が加速しきらず，流速が遅くなり，100D では完全に加速しているために平均流速が 0D では遅くなると考えられる．これを検証する．実験装置は Photo2.25 を用いた．光源としてハロゲンランプを使用し，バックライトにより撮影する．レーザーはジェットを透過するが，ハロゲン光ではジェットの光を透過しない．よって，ジェットの表面のみ可視化できる．これを PIV によって速度計測する事によって，表面波の速度が計測できる．

Fig 2.28 は MPa のノズル出口直後から 100mm までの表面波の速度分布である．横軸はノズル出口からの距離 z [mm] をノズル径 D [mm] で無次元化したものを，縦軸は速度を示す．同様に Fig 2.29 は 5MPa を，Fig 2.30 は 10MPa のものを示す．これらは，PIV によって求めた速度に対して，ノズル出口距離から同じ距離の速度ベクトルの平均化をしたものを 1 プロットとしたものを 0mm～1mm でプロットし，1mm 以降は 2mm 間隔で平均化したものをプロットしたものである．1MPa ではノズル出口直後は若干速度が低くなっているが，すぐに加速する．その後緩やかに加速して，30D，40D 付近ではほぼ定速に達する．5MPa では約 2D（5mm）までに急激に加速する．その後，速度は緩やかに上昇していく．30D，40D ではほぼ定速に達し，加速はしていない．10MPa では急激な加速は見られず，緩やかに加速していく．そして，1MPa，5MPa と同様に 30D，40D では定速に達する．こ

れらの結果より，圧力が 10MPa までの結果に対して表面波は 30D，40D にはほとんど加速しないことがわかった．

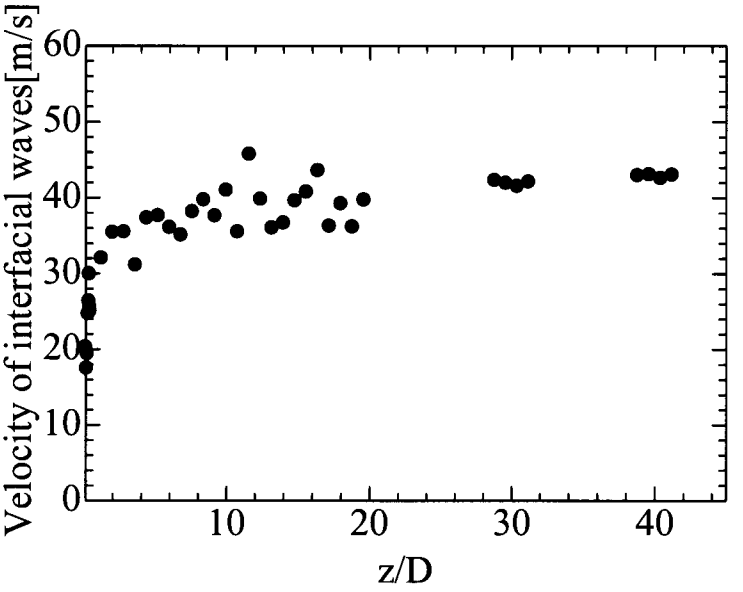


Fig 2.28 ォータジェットの表面波の速度の流れ方向の変化
(Water pressure is 1MPa)

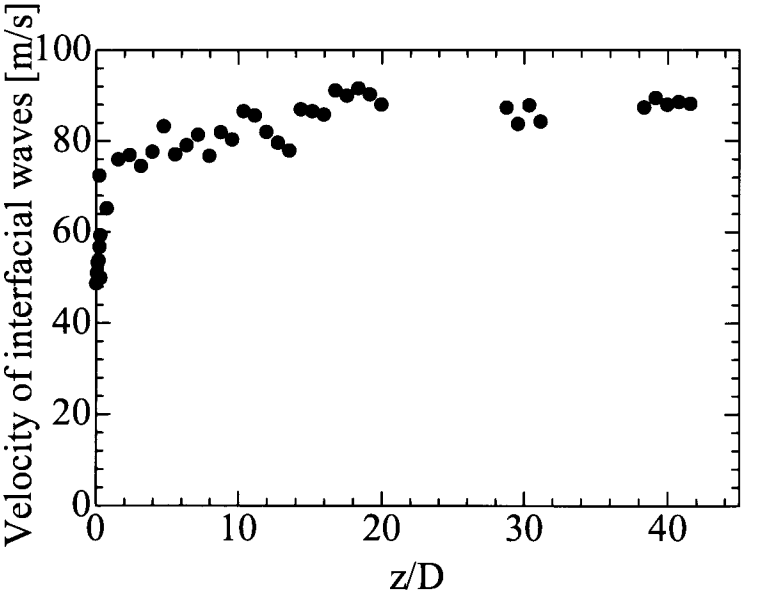


Fig 2.29 ウォータージェットの表面波の速度の流れ方向の変化
(Water pressure is 5MPa)

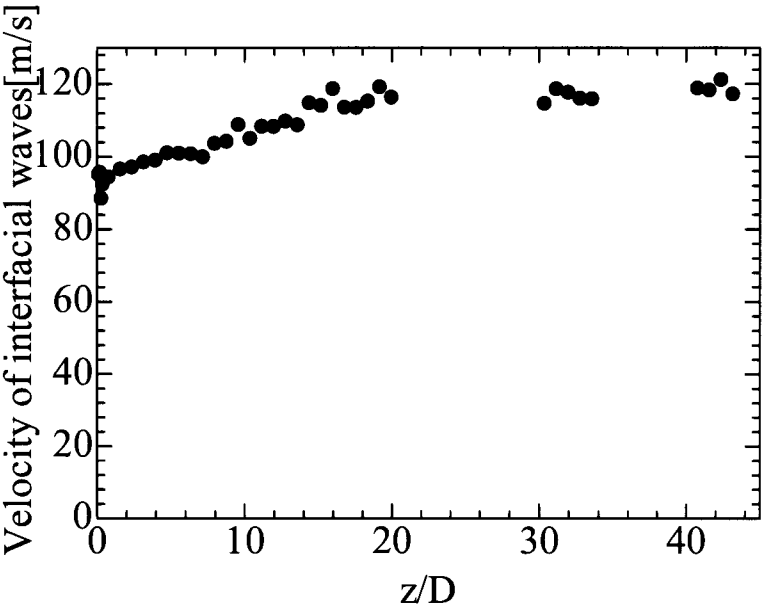


Fig 2.30 ウォータージェットの表面波の速度の流れ方向の変化
(Water pressure is 10MPa)

2．3　結論

本章では，高速ウォータージェットの構造の解明を目的として可視化実験を行った．構造の解明として，高速ウォータージェットのミクロな構造についての観察を，近年急速に発達している光学機器を用い，可視化実験を行った．可視化は成功し，高速ウォータージェットのノズル出口からの流動挙動を観察し，以下の (1) ～ (4) についてわかった．また，可視化技術を応用し，流体場の情報を得るための手法として広く利用されている PIV や PTV の技術を利用し，本研究の研究対象としている，大口径のウォータージェットに関する流速測定技術の開発を行った．大口径高速ウォータージェットは高速，大流量のため従来の

測定技術では計測が困難であったが，本研究で開発した PTV-LIF 法により，高速ウォータージェットの流速測定を可能にした．本研究での測定結果から (5)～(7) についてわかった．また，バックライト撮影を行い，ウォータージェットの内部構造ではなく，特にウォータージェット表面の界面波の成長について考察を行った．

(1)　高速ウォータージェットは，ノズル出口直後では連続流であり，すぐに界面波が発生し，ジェットの形状は崩れていく．その後，界面はさらに崩れ，ジェットの中心部分に波及する．そして，連続流から液滴流に変わる．

(2)　1MPa，5MPa において，界面はノズル出口直後から崩れ液滴が離脱する．その後，ジェットの界面は液滴が多数存在するが，ジェットが液滴流に遷移していくときに界面の液適量は減少し，界面は滑らかになる．

(3)　高圧になるほど液滴径は微細になり，ノズル出口直後の液滴飛散量も多くなる．また，ノズル出口直後の界面波も高圧になるほど短い距離で発生する．

(4)　ジェットは本実験のノズル径 D=2.5mm では 100D～200D でジェットの中心部分がうずれ，液滴に遷移している．

(5)　ジェットの断面方向の速度分布は，低圧下ではほぼ矩形の分布であり，

高圧になるほどばらつきも大きくなる．また，ノズル出口から離れるにつれてジェットの外側部分が減速していくが，高圧になるほど減速が大きい．

(6)　ジェットの噴射方向に対するジェットの平均流速は，600D（1500mm）ではほぼノズル出口と変わらず，800D で約 10%程度減速する．よって，600D ではウォータージェットの切削能力は保たれていると考えられる．

(7)　界面波はノズル出口直後すぐに加速し，その後緩やかに加速していく．どの圧力に対しても 20D（50mm）付近で加速が終わり，その後減速していくと考えられる．

参考文献

1　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”(2005)

2　M. Shibazaki, H. yoshida, K. Yoshida, K. Horii and I. kataoka, “Analyses Hydrodynamic Structure of Cross Water Jet and Its Performance of Soil Improvement”, Electronic Proceedings of Fluid Engineering of ASME, (2005)

3　八尋暉夫・吉田宏・西謙治“ウォータージェットを利用した地下工法”, 鹿島出版会(1996)

4　八尋暉夫編著“ウォータージェット工法”, 鹿島出版会(1996)

5　T. Yahiro, H. Yoshida and K. Nishi, “On the Characteristic of High Speed Water Jet in the Liquid and its Utilization on Induction Grouting Method”, Ⅱ, Int. symp. on Jet cutting Technology, Cambridge, (1974)

6　M. Mazurkiewicz, P. Olko, R. Jordan, “Abrasive Particle distribution in a high pressure hydro-abrasive jet”, International Water Jet symposium, (Beijing, China : September9～11, 1987)

7　Mitsuhiro Shibazaki, Hiroshi Yoshida, M. Tsuji, Y. Tomita and K. Horii, “A New Soil Improvement Using a Dual Colliding Water Jet”, ASME

Proceedings of San Diego Meeting (1996)

8 M. Shibazaki, H. Yoshida, M. Tsuji, Y. Tomita, I. Kataoka, I. J. Kim and K. Horii, "High Performance, Dual Colliding Water Jet on Groud improvement", Proceeding of 8th American Water Jet Conference (1995)

9 M. Shibazaki, M. Tsuji, I. Kataoka, Y. Tomita, T. J. Kim, F. M. White and K. Horii, "Experimental Investigation of Upper Stream Effect on Water Jet Structure", Electronic Proceedings of Int' l Conference (1994)

10 M. Ishii., "Thermo-fluid Dynamic Theory of Two-Phase Flow," Eyrolles, Paris, (1975).

11 J. M. Delhaye, et al.,"Thermohydraulics of Two-Phase System for Industrial Design and Nuclear Engineering," Hemisphere (1981).

12 M. Ishii and T. C. Chawla, "Local drag law in dispersed two-phase flow," Argonne National Laboratory Report, ANL 79-105 (1979)

13 Toshihiro Sawamura, Yu Fukunishi and Ryoji Kobayashi, "Velocity Measurement of Abrasive Waterjet by a Combination of PIV and PTV", Journal of the Japan society of mechanical engineering 2000 Vol. B, No. 641, (2000)

第３章　ウォータージェットの切削性能の高度化に関する研究

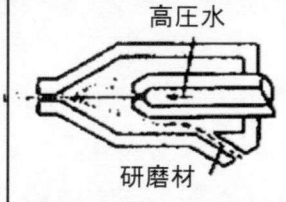
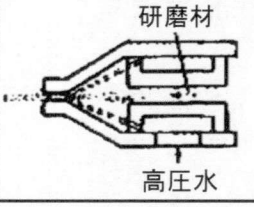
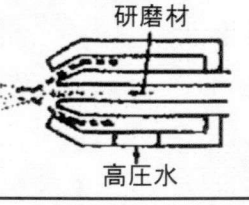
３．１　アブレイシブジェットの開発と切削性能

ウォータージェットの切削性能を高度化する方法としてウォータージェットに研磨材を混入したアブレイシブジェットが注目されている。アブレイシブジェットは、1980 年に英国 BHRA で圧力 700kgf/cm^2〔68.6MPa〕のものが実用化され[1)]、続いて米国フローインダストリー社で圧力 2500kgf/cm^2〔245MPa〕のものが実用化された[2)]。この技術は、鉄筋コンクリートや鉄材などを効率的に切削できるため、我が国の建設業でも数社が技術導入している。著者も早くからこの技術に着目し、これまでのウォータージェット技術の蓄積に基づいて独自に開発を進め、先発技術に匹敵する技術を開発した。

アブレイシブジェットは、湿式サンドブラストの加速用ウォータージェットを高圧化したもので、その発生源は一般に良く知られている（Table.3.1 に混合方法別のノズルタイプを示す）。しかしながら、噴射された水噴流の速度が超音速領域にある事、また研磨材を混入した後、更に水噴流を収束させて、噴流対象を切削する事を目的とするという点で、従来のサンドブラストとは、大きく異なっている。そのため、装置開発では、混合方法、混合ノズルの材質、形状

等評価が重要となる。一方、アブレイシブジェットの切削メカニズムに関しては、既来の研究例がほとんどなく、理論的にも確立されていない。また、切削深さの予測及び効率的な切削のための条件設定等の方法についても確立したものはない。そのため、この技術を応用するに当たっては、基礎的な事項（切削特性等）を明かにする必要があると考え、鉄筋コンクリートを対象とした切削実験を実施した。本節では、その切削特性に影響すると主な因子の効果を検討した。さらに、アブレイシブジェットの高性能化おいて重要であるノズルヘッドの設計、性能評価に関連して水噴流中の研磨材速度の測定と加速機構のモデル化を行った。

Table 3.1 アブレイシブジェットノズル

	Ⅰ	Ⅱ	Ⅲ
混合方式	中心噴射 側方供給	円錐形複数噴射 中心供給	環状噴射 中心供給
模式図			
特徴	○装置が簡単で小型化できる ○ノズルの磨耗が早い	○混合効率が良い ○混合室が磨耗しにくい ○高圧で使用するのは困難	○大流量でしか使用できない ○噴射エネルギーロスが大きい

３．１．１　アブレイシブジェットの切削性能の評価と種々の要因の検討

本節ではアブレイシブジェットのノズル移動速度、水噴流圧力、研磨材供給量、切削繰り返し回数、研磨剤種類等の様々な因子を変えて鉄筋コンクリートを対象とした切削実験を実施し、その切削特性の評価指標を導入し、切削性能に影響する主な因子の効果を検討した。

切削実験に使用した装置のブロックダイヤグラムをFig. 3. 1に示す。装置は高圧水発生装置、アブレイシブジェット噴射装置及び支持駆動装置、計測記録部から構成されている。高圧ポンプ①には、吐出側に圧力計⑤、サクション側に流量計⑥が取り付けられている。水噴流流量は流量計⑥で管理した。高圧ポンプとノズルユニット（ノズルジョイント部+アブレイシブノズル+整流パイプ）の間はフレシキブルな高圧ホース②で連結され、ノズルユニットの自在性を確保している。支持駆動装置③は、インバーターにより連続的にノズル移動速度をコントロールできる。水噴流圧力は、ノズルユニットに取り付けられている圧力計④で管理した。研磨材供給量は、研磨材供給タンクの重量をロードセル⑦により計測し、その経時変化で管理した。供給量調節は、研磨材供給タンクの出口部に接続されたバルブにより負圧をコントロールする方法で行った。

Table. 3. 2に主な装置の仕様を示す。

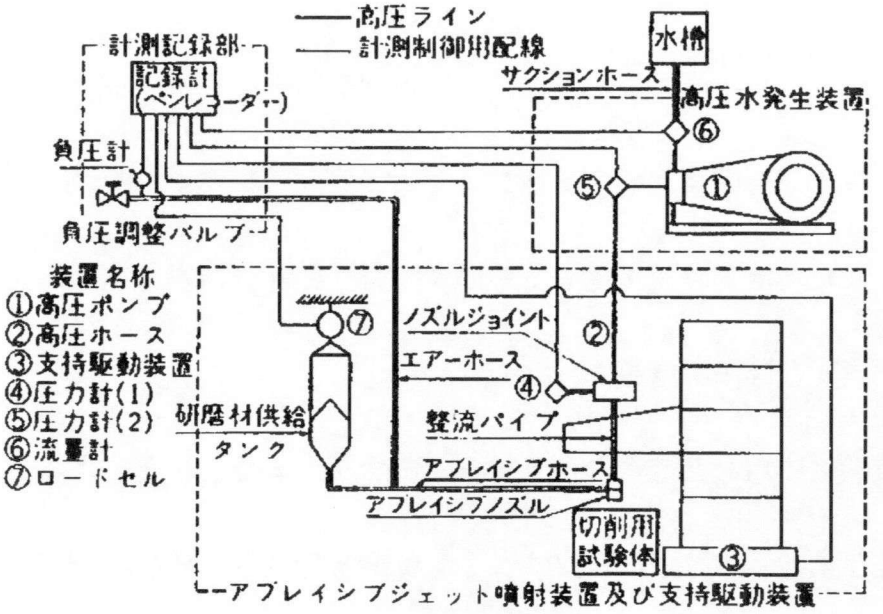


Fig. 3.1　実験装置のブロックダイヤグラム

Table 3.2 実験装置仕様

装置名称	装置番号	形　式 (メーカー)	仕　　様
横型三連 プランシャー ポンプ	①	JCE 200072 (スギノマシン)	最大出力：356 ps (S6APTAディーゼルエンジン) 最高圧力：2,000 kgf/cm² 最大流量：72l/min (熱負担) 64l/min (圧力 2,000 kgf/cm²)
高圧ホース	②	----------	内径　径：Φ8mm 常用圧力：2,000 kgf/cm²
支持駆動 装　置	③	----------	速度設定範囲：0.5～100 mm/sec(水平) 1～5 mm/sec(垂直) 移動ストローク：2 m (水平) 1.5m (垂直) 出　　力：1.5kw×2 速 度 調 整：インバーター (水平) ：無段変速機　(垂直)
圧力計	④	Pg-360000ks402 (日計電測)	最 大測定圧：3,000 kgf/cm²(④) 2,000 kgf/cm²(⑤) 出力電圧感度：1.504mV/V (④) 2　mV/V (⑤) 非直線性：0.1%F.S (④) 0.2%F.S (⑤)
	⑤	PG-2TH (非和電業)	
流量計	⑥	RB40 FDB-20 (日東精機)	計測範囲：10-100 l/min 耐　　圧：20 kgf/cm² 発振方式：高周波発信式
ロードセル	⑦	KT101 (日本計測)	最 大 荷 重：100 kgf 出力電圧感度：2mV/V 非 直 線 性：0.2%FS

切削用試験体は、コンクリート強度、鉄筋径をそれぞれ三水準選定して製作した。Table. 3. 3 に試験体一覧表を示す。

Table. 3. 3 試験体一覧

試験体番号	1	2	3	4	5	6	7	8	9
鉄筋	D16	D25	D51	D16	D25	D51	D16	D25	D51
調合強度（kgf/cm²）	210			300			400		
28日強度（kgf/cm²）	270			376			429		
形状	900×900×H1.200mm								
配筋状態	深さ方向　1段目　100mm 2段目以降@200mm 切削方向　@150mm　(D16) @200mm　(D25、D51)								

アブレイシブジェットの切削性能に影響すると思われる主な因子には、ノズル移動速度、研磨材供給量、研磨材種類及び粒度、水噴流圧力、水噴流流量、スタンドオフディスタンス、噴射角度等があり、一方切削対象側の要因としては、コンクリート強度、鉄筋径等が考えられる。本実験では、予備実験の結果などから、Table. 3. 4 に示すような因子と水準を選定した。切削深さの計測は、ノズル移動の始点、終点から、各 25mm を除いた部分について 10mm ピッチに直径 3mm、長さ 1200mm の計測棒を挿入して行い、この値の平均値を、その条件での切削深さとした。アブレイシブノズルに関しては、すべての実験を通して、Fig. 3. 1 のタイプ I を使用した。Photo. 3. 1 に切削実験状況を示す。

Table 3.4 実験の因子と水準

List of Factors and Levels

実験番号		実験因子								実験条件			
		ノズル移動速度 V (mm/sec)	研磨材供給量 W_a (Kg/min)	水噴流圧力 P (Kgf/cm²)	水噴流流量 Q (l/min)	研磨材種類	研磨材粒度	コンクリート強度 (Kgf/cm²)	鉄筋径 (mm)	切削繰返し数 N (回)	噴射角度	ノズル移動距離 V (mm)	スタンドオンディスタンス V (mm)
①②		1	5	2,000	50		#12 #20	400		2	90°	450	50
③	⑯	1	5	2,000	50		#30	210	D16	5			
④	⑰						#36	300	D16				
⑤	⑱						#60	300	D25				
⑥	⑲						#100	300	D51				
⑦	⑳						#30	400	D16				
⑧	㉑	1					#46	210	D16	10			
⑨	㉒						#60	300	D16				
⑩	㉓						#12	300	D25				
⑪	㉔						#20	300	D51				
⑫	㉕						#36	400	D16				
⑬	㉖	2					#60	210	D16	20			
⑭	㉗						#100	300	D16				
⑮	㉘						#30	300	D25				
㊶	㉙		1.5	900			#30	300	D51				
㊷	㉚		3					400	D16				
㊸	㉛		5					210	D16	50			
㊹	㉜		7					300	D16				
㊺	㉝	5	1.5	1,500				300	D25				
㊻	㉞		3					300	D51				
㊼	㉟		5					400	D16				
㊽	㊱		7					210	D16	100			
㊾	㊲	10	1.5	2,000	50			300	D16				
㊿	㊳		3					300	D25				
(51)	㊴		5					300	D51				
(52)	㊵		7					400	D16				
(53)		1	1.5	2,000	25		#30	300	—	4			
(54)			3										
(55)			5										
(56)			7										
(57)			1.5		12.5								
(58)			3										
(59)			5										
(60)			7										

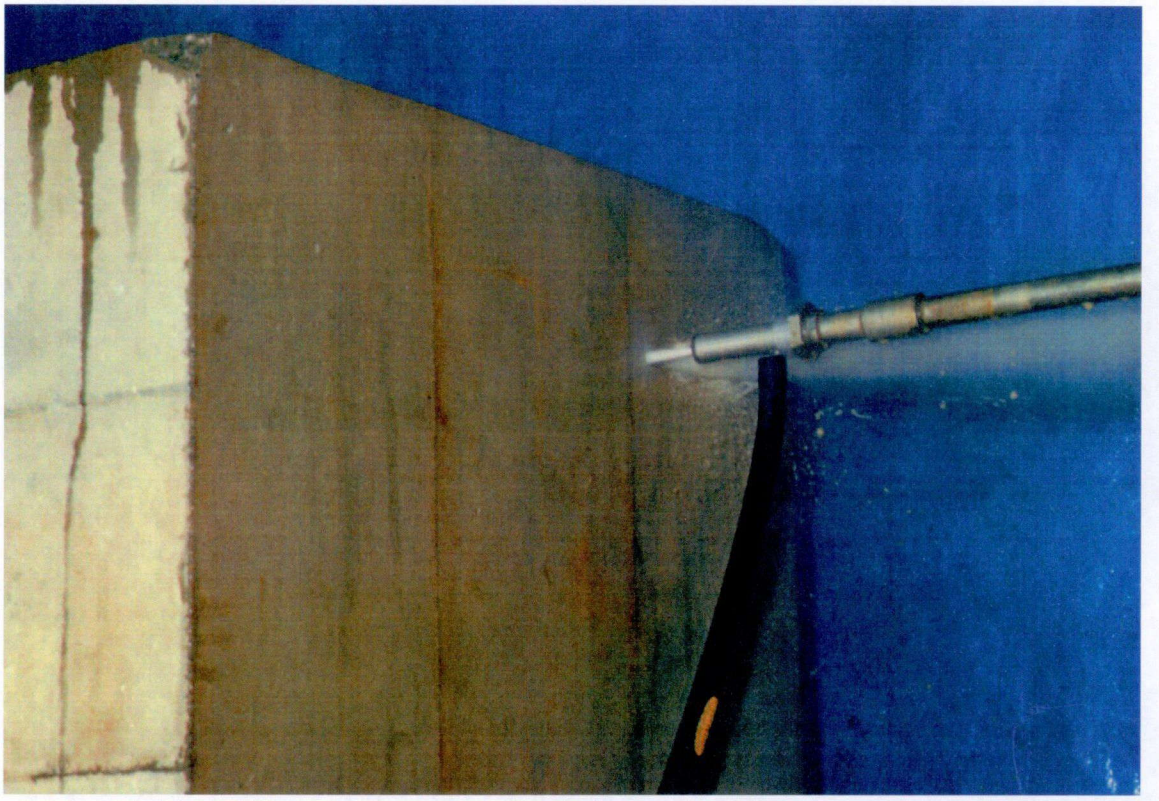


Photo 3.1 切削実験状況

（1）研磨材種類及び粒度の影響

Table. 3.5 に実験①～⑮で使用した各研磨材の硬度、比重及び硅砂を 1 とした時のコスト比を示す。各実験での切削深さを硅砂#30 による切削繰り返し回数 N=1 の時の深さ h_s で規準化して、Fig. 3.2 に示す。破線で示したのは、硅砂#30 による N=2 の時の切削深さである。Fig. 3.3 には、それぞれの研磨材の使用前、使用後における D50 粒径の比を示す。

以上の結果からアブレイシブジェットの切削性能に、研磨材の種類が大きく影響している事が分かるが、この効果を比重及び硬度などの物性に結びつけて評価する事は難しい。実験で使用した研磨材の中では、溶融アルミナ、スチールグリット、ガーネット、硅砂の順になる。また、研磨材の粒度の効果もかなり大きく、効率的な切削性を示す粒度は、研磨材の種類に関係なく、#30（D_{50}粒径 570μm）～#46（D_{50}粒径 320μm）の範囲にある事が分かる。Fig. 3. 2 で N=1 と N=2 の切削深さの比が、それぞれの研磨材で、ほぼ一定値を示す事から研磨材の種類及び粒度の効果は N に無関係である事が分かる。研磨材の再利用を考えると、切削対象との衝突による粒径減少が切削性能の低下につながる事から、破砕しにくいものが有利となる。この点では、スチールグリットが最も適していると言える。

Table 3. 5 研磨材一覧

	A			B						C					硅砂
研磨剤名称	スチールグリッド			溶融アルミナ						ガーネット					硅砂
粒　度 (JISR601)	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30	#30
硬　度 (ｽｰﾌﾟ 11K100)	820			2, 070						1, 360					820
比　重	7.57			3.98						4.07					2.63
コスト比	9			10						19					1

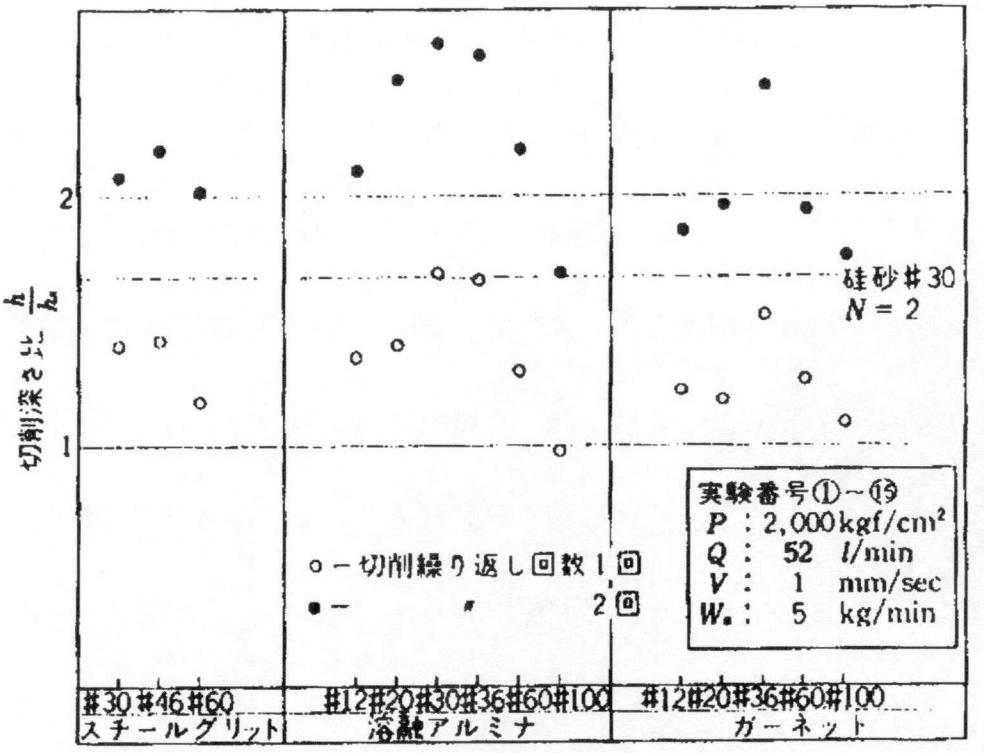


Fig. 3. 2 研磨材種類及び粒度と切削深さ

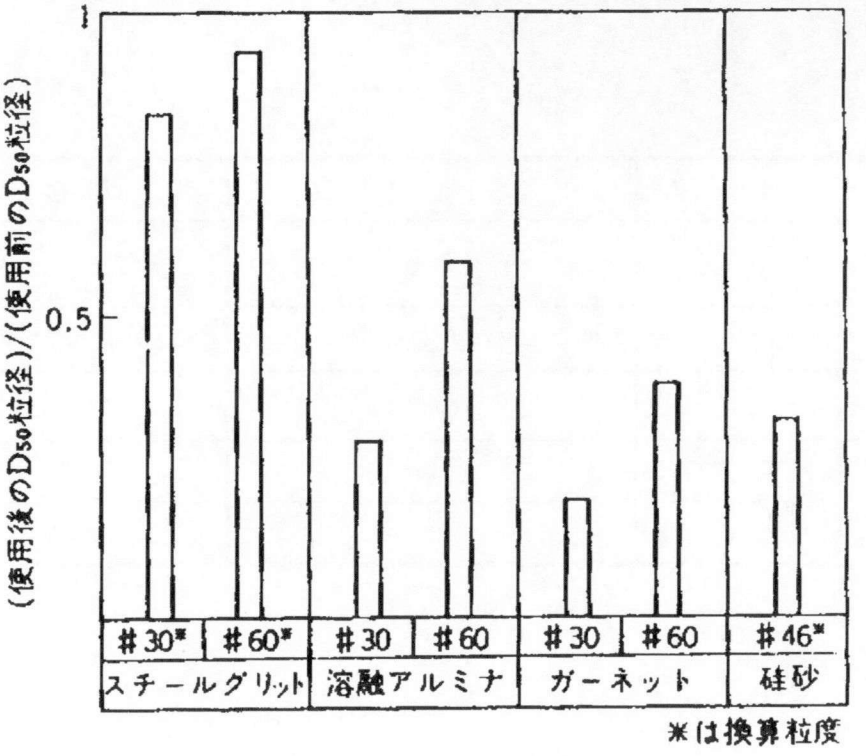


Fig. 3. 3　研磨材の破砕性

（2）コンクリート切削に影響する因子の効果

一般にアブレイシブジェットやウォータージェットによる切削においては、切削性能に影響を及ぼす因子が非常に多く、そのため、因子の効果を検討する場合、一意的な評価が困難である。そこで、本報文では、各因子の効果の検討を容易にするため、以下に示す評価指標αを導入した。

主因子の中でノズル移動速度Vと切削繰り返し回数Nは、切削時間に関連した量として切削深さhに影響している。そこで、hを単位長さあたりの切削時間$1/V$とNの積に対して表せば（Fig. 3. 4）、Vの効果を切削能率に関連づけて評価する事が容易となる。Fig. 3. 4では、どのVに対しても、横軸に対応したhの値は、同一時間に切削できる深さを示している。一方、Fig. 3. 4に示すように、切削深さが深くなると、N/Vに対するhの増加量は減少する傾向がある。この現象は切削面とノズル間の距離が離れる事によって、噴流の切削力が減衰するためと考えられる。このような場合、切削深さhを特性値とするよりも、ある深さでのhの増加度を特性値として方が各因子の効果を切削効率と関連させて評価しやすい。この増加度を深さに対して連続的に表わすために、各計測点を三次補間し、補間式の微分を増加度αとした。以下に、このように求めた切削性能の評価指標αを用いて各因子の効果を検討する。その場合、グラフに示してあ

るαはすべて、実験(51)の h=200mmの値で規準化したものである。

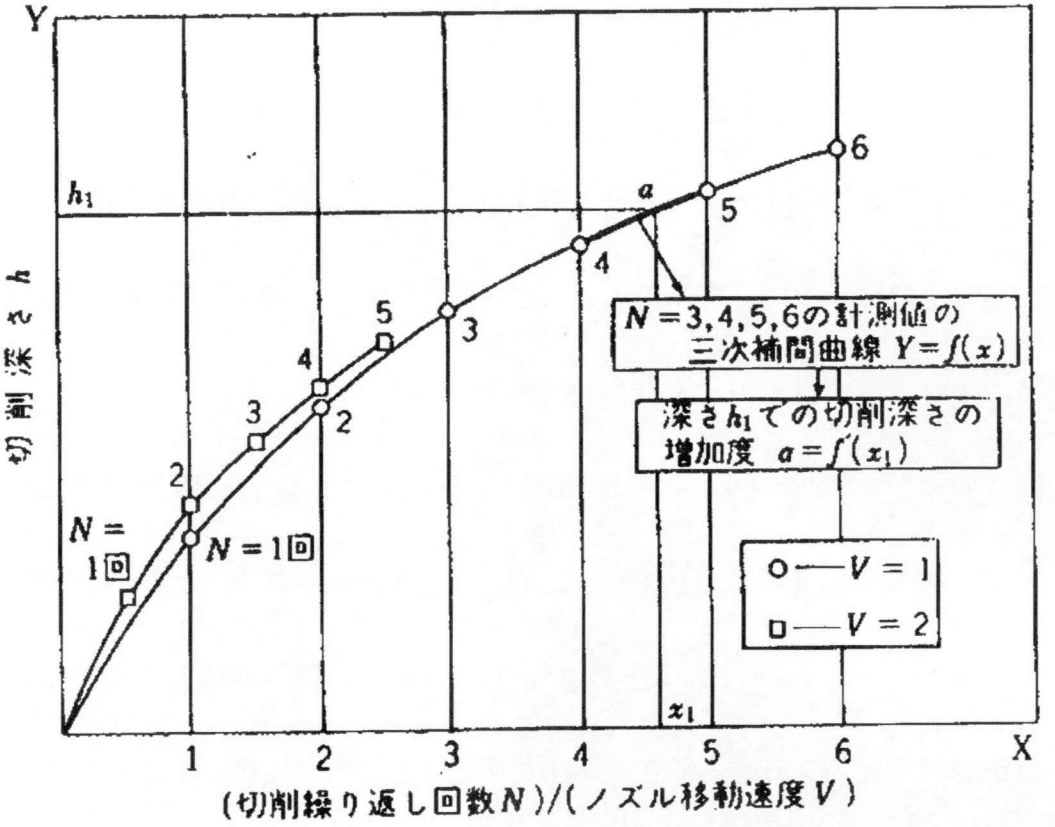


Fig. 3.4　切削深さhとN/Vの関係

Fig. 3.5にσ_cとαの関係をhをパラメータとして示す。この図から、σ_cの増加に対するαの減少はわずかである事が分かる。本実験以外にσ_c=600kgf/cm^2〔58.8MPa〕のコンクリートに対して行った切削実験結果でも、αはほとんど変化しなかった。これらの事から、コンクリート強度σ_cの効果は、工学的には、考慮する必要がないものと判断できる。

Fig. 3.6にhとαの関係を、ノズル移動速度Vをパラメーターとして示す。この図から明らかなように切削深さの増加にともないαは減少する。また、その

減少率を比較すると、ノズル移動速度が遅い程減少しにくい傾向がある事が分かる。そのため、深さによって効率的な速度は異なる。αがある深さでの切削の進捗度を表わす事を考えれば、切削の進行に伴い、各深さでαが最大となるような移動速度を逐一選択する事により、最も効率的な切削ができる事になる。Fig. 3. 6 では、深さ 500mm 以下では 2mm/sec 以上の速度を用い、それ以降は、2mm/sec 以下の速度で切削すると能率が良い事が分かる。これらの事から、切削深さが深くなるに従い、効率的な速度は、遅くなる傾向があると言える。

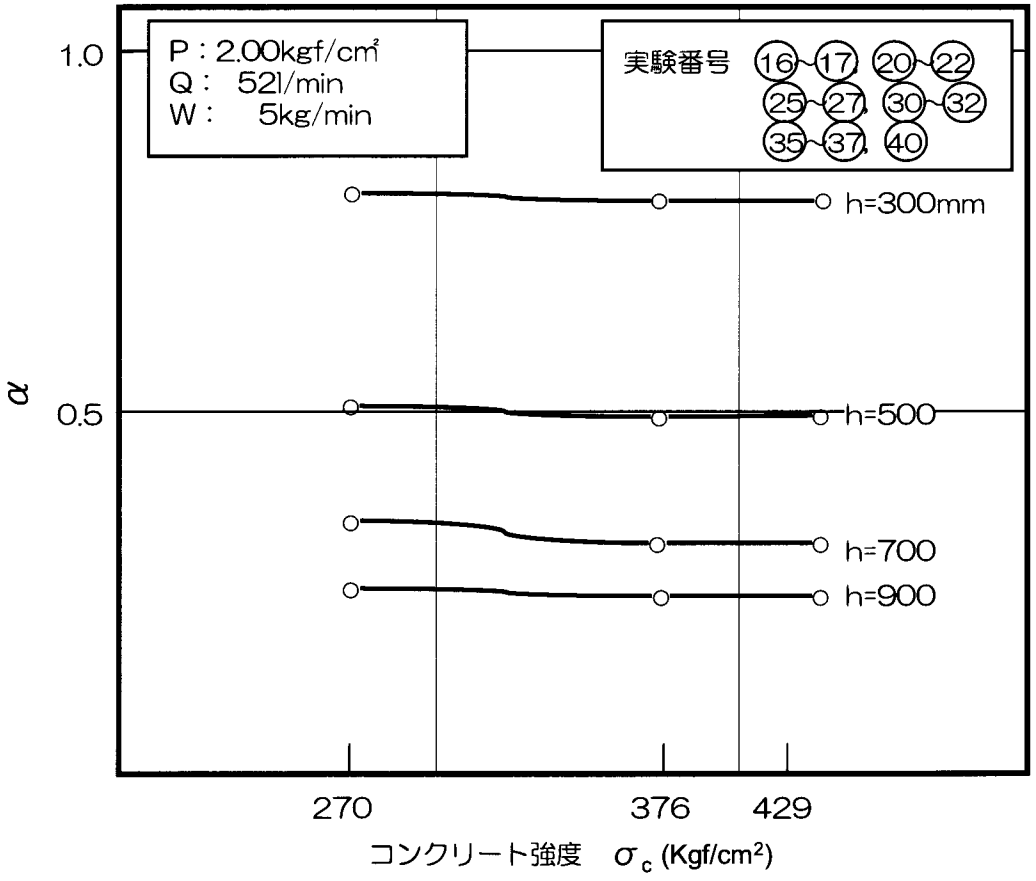


Fig. 3. 5 コンクリート強度とαの関係

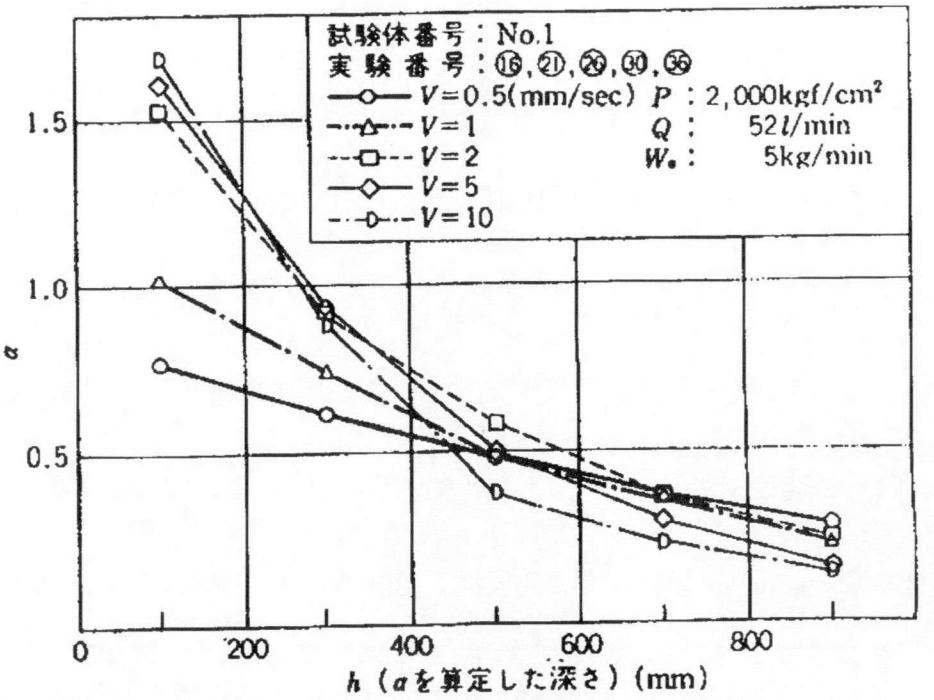


Fig. 3. 6 各ノズル移動速度での h と α の関係

Fig. 3. 7、Fig. 3. 8 に水噴流圧力 P と α 及び、水噴流流量 Q と α の関係を h をパラメータとして示す。また、各切削深さでの α/P 及び α/Q を求め、Table. 3. 6、3. 7 に示す。これらの図表から明らかなように、P と α 及び Q と α の関係は、P 及び Q がある値（$P \leq$ 1560kgf/cm²〔152. 8MPa〕）、$Q \leq$ 24. 7l/min）より小さい場合には、どの深さにおいてもほぼ比例関係が見られる。また、水噴流の噴射エネルギー E_ω（$\propto P \times Q$）が同等で、P、Q の値が異なる場合（P=900kgf/cm²、Q=52l/min と P=2000kgf/cm²、Q=24. 7l/min、$E_\omega \fallingdotseq$ 80kW）を比較すると、α はほぼ等しい値となる。これらの事から、噴射エネルギーがある値（ここでは 80kW）以下の場合は（下限もあると考えられる）、切削性能は噴射エネルギーにほぼ比例する事

が分かる。これを言い換えれば、切削性能を向上させる場合、水噴流圧力を高くしても、水噴流流量を増やしても、同等の効果が期待できるという事になる。

一方、E_ωがこれにより高い場合には、深さにより、圧力、流量の効果は変動するため、比例関係は必ずしも成り立たない。比例関係を規準として見ると、流量に対しては、浅い部分（h<300mm）で、効果の低下が見られ、逆に圧力の場合は、深い部分（h>200mm）で、効果の増加が見られる。また、同一の深さで圧力と流量の効果を比較した場合は、圧力の効果の方が流量の効果よりも大きい事が分かる。これらの事から、噴射エネルギーがある値以上になると、流量を増すよりも圧力を高くした方が効果的である事が分かる。

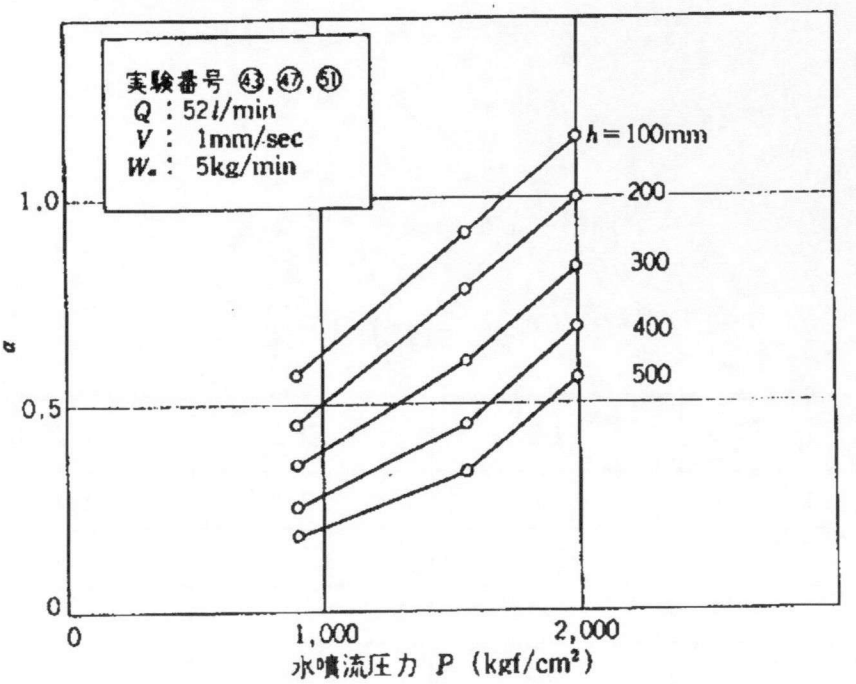


Fig. 3.7 水噴流圧力Pとαの関係

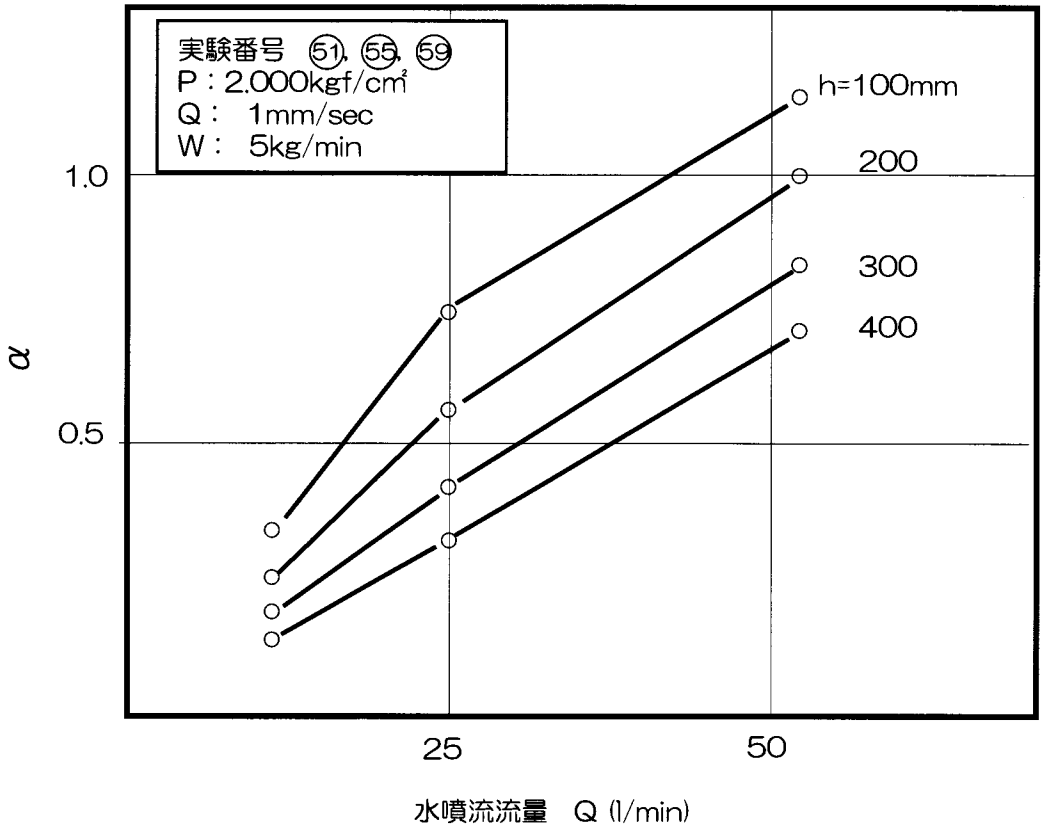


Fig. 3. 8 水噴流流量Qとαの関係

Table 3. 6 各深さでのα/P

(a/P at Each Depth)

h(mm) \ P(kgf/cm²)	900	1.560	2 2.000
100	6.24	5.81	5.68
200	4.93	4.91	4.94
300	3.84	3.80	4.10
400	2.74	2.85	3.46
500	1.99	2.10	2.78

(X 10^{-4})

Table 3.7 各深さでのα/Q

(α/Q at Each Depth)

h(mm) \ Q(l/min)	11.6	24.7	52
100	2.85	2.98	2.21
200	2.15	2.22	1.92
300	1.61	1.64	1.58
400	1.18	1.26	1.34

(×10⁻²)

Fig. 3.9 に研磨材供給量 W_a と α の関係を h をパラメータとして示す。この図で明らかなように、どの h に対しても W_a=5kgf/min に増加の屈曲点があり、これ以上の供給に対しては、α は増加しない。この事から、W_a には限界値が存在し、この値は、h が深くなっても変わらない事が分かる。しかし、この限界値はアブレイシブノズル径や水噴流ノズル径によっては、変動すると思われる。

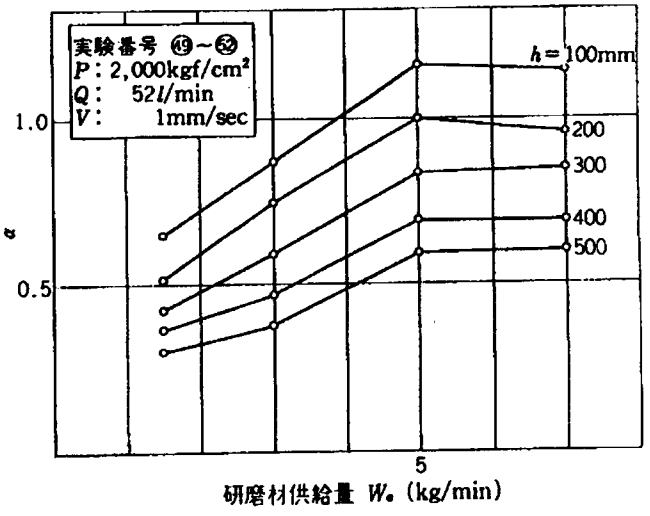


Fig. 3.9 研磨材供給量 W_a と α の関係

（3）鉄筋の切断とノズル移動速度 V

ここでは、鉄筋の切断性能を V と関連させて検討する。切断性能の評価では（2）で述べた理由から、鉄筋の切断に要した N を、その時の移動速度 V で除した値 N/V を用いた。この場合、N/V は、鉄筋の切断に要した時間に比例した値である。Fig. 3. 10 に二種の鉄筋（D16、D51）の N/V と V の関係を示す。この図で明らかなように、鉄筋径に関わらず、N/V は V=5mm/sec での値が、他の値と比較してかなり大きくなる。この事から、鉄筋の切断には、2mm/sec 以下のノズル移動速度が適していることが分かる。また、N/V を鉄筋径で比較すると、D51 の値は、D16 の値の 3～4 倍となっている事が分かる。この倍率は、ほぼ鉄筋径に比例している。

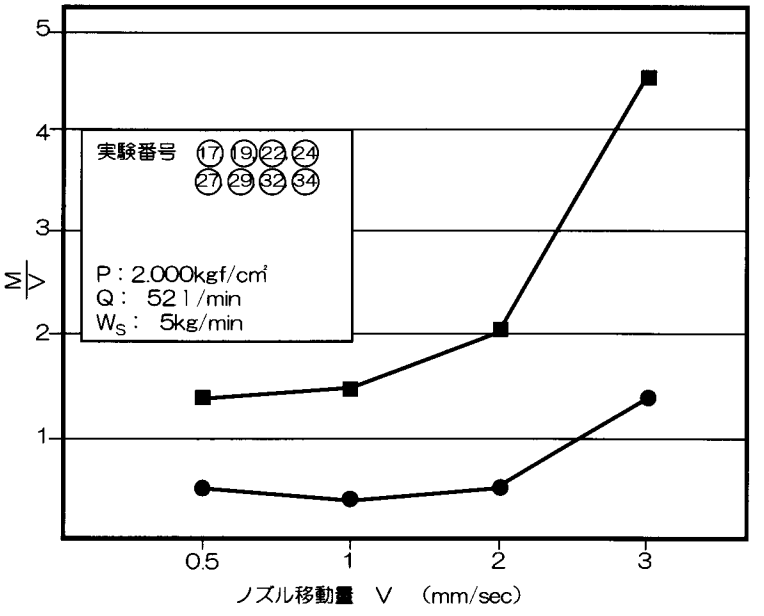


Fig. 3. 10 鉄筋の切断性能と移動速度の関係

以上本節での検討により、本研究で開発したアブレイシブジェットの切削性

能に影響を及ぼす主因子の効果については、ほぼ定性的に把握する事が出来た。今後は、これらの結果に基づき、アブレイシブジェットの切削メカニズムを明らかにし、切削深さの予測方法を次節で明らかにする。

３．１．２　アブレイシブジェットの切削深さの予測手法の開発

前節では本研究で開発したアブレイシブジェットを用いて、コンクリート切削性能に影響する因子の効果を把握するための実験を実施し種々の因子の切削性能に関する検討を行った結果について述べた[3)]。この技術を生かして工法化を目指すには、様々な切削条件に対して適切なシステムと効率的な切削方法を選択する事が重要となる。そのためには、切削深さの推定と最適切削条件の選択が必要となる。しかしながら、アブレイシブジェットの切削深さに影響する因子は数多くあり、その切削能力を包括的に捉えた研究は殆どない。そこで本節では、前節での実験結果を総括して、ノズル移動速度、水噴流圧力、研磨材供給量、切削繰り返し回数、水噴流ノズル径の５因子からなるコンクリート切削深さの予測手法を開発する手法を開発し、これを用いて水噴流エネルギーが一定の場合の水噴流圧力の効果について考察した。

アブレイシブジェットの切削能力に影響する因子には、水噴流圧力、水噴流ノズル径、ノズル移動速度、切削繰り返し回数、ノズル試料間距離などウォー

タージェット一般に共通するものと研磨材の供給量、粒径、材質、形状やアブレイシブノズル径、水噴流と研磨材の混合効率、混合流の収束性等、アブレイシブジェット特有の物がある。コンクリート切削においては、これらの因子の内、ノズル移動速度、水噴流圧力、研磨材供給量、切削繰り返し回数、水噴流ノズル径（水噴流流量）、研磨材種類の6因子の効果が大きい事が、前節の検討で明らかになった。更に、研磨材種類を除いた5因子に関してはFig. 3. 11 ～ Fig. 3. 15に示すように、各々の因子と切削深さには、両対数座標において直線的な関係がある。[4, 5] ここで、切削深さとして表わした値は、一実験30～40個の計測点における測定値の平均を示している。本報では、これらの5因子と切削深さの平均値Hの関係について解析し、それぞれのHに付随する標準偏差S_Rについては、Hとは別に取り扱った。Table. 3. 8に各因子の解析範囲と固定条件を示す。

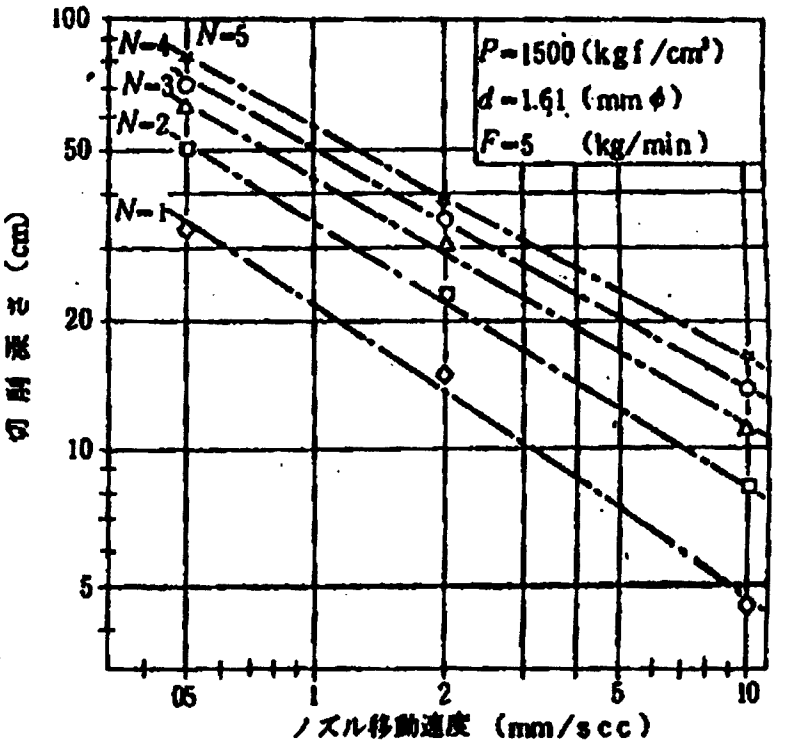


Fig. 3. 11 切削深さとノズル移動速度の関係

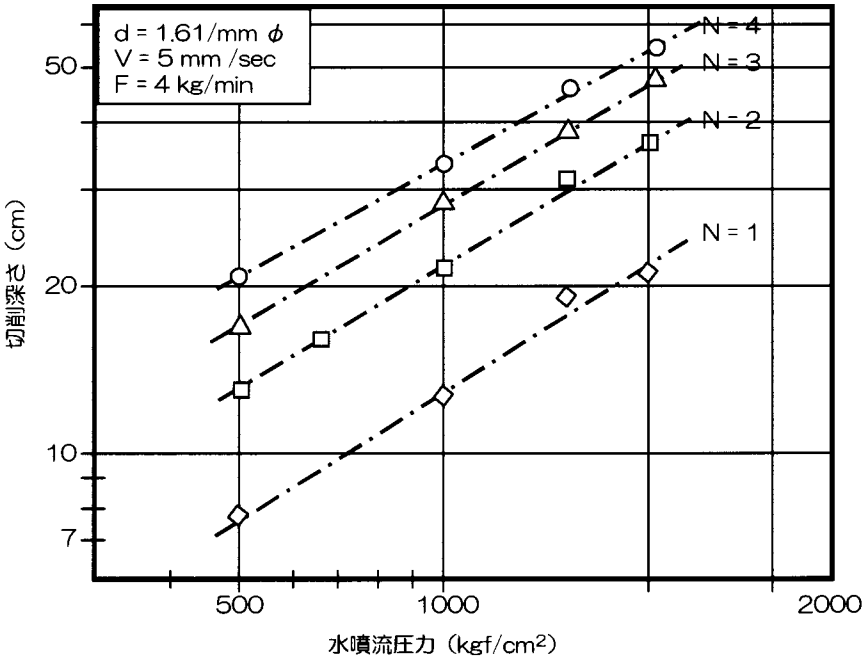


Fig. 3. 12 切削深さと水噴流圧力の関係

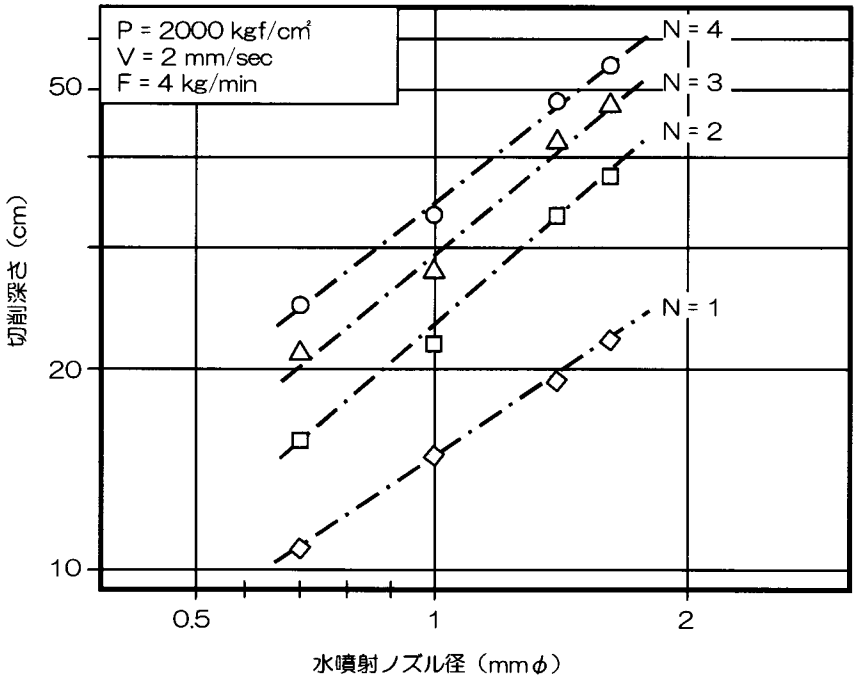


Fig. 3. 13 切削深さと水噴流ノズル径の関係

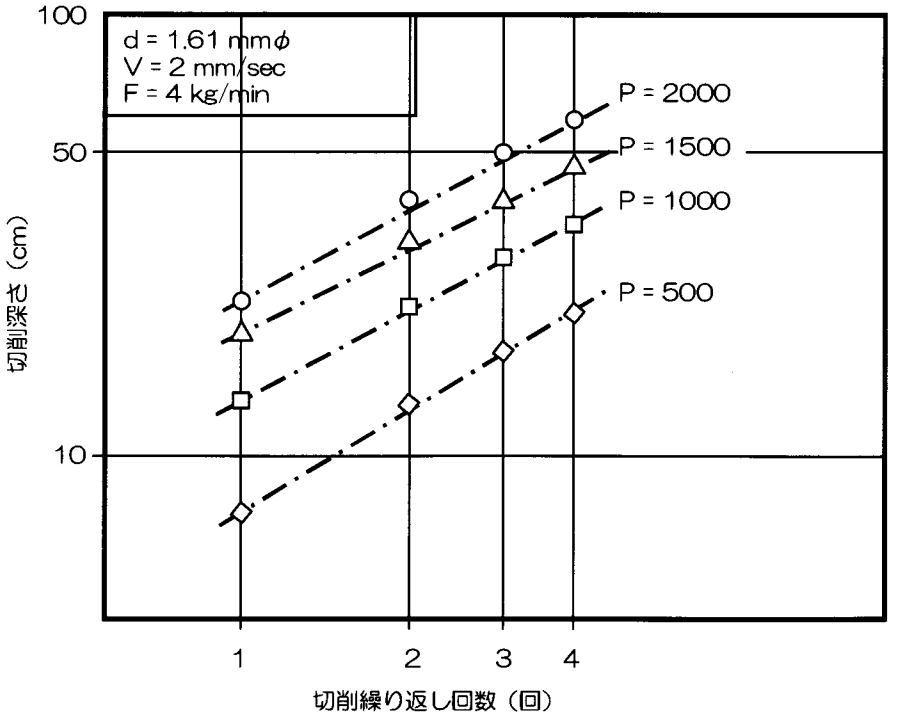


Fig. 3. 14 切削深さと切削繰り返し回数の関係

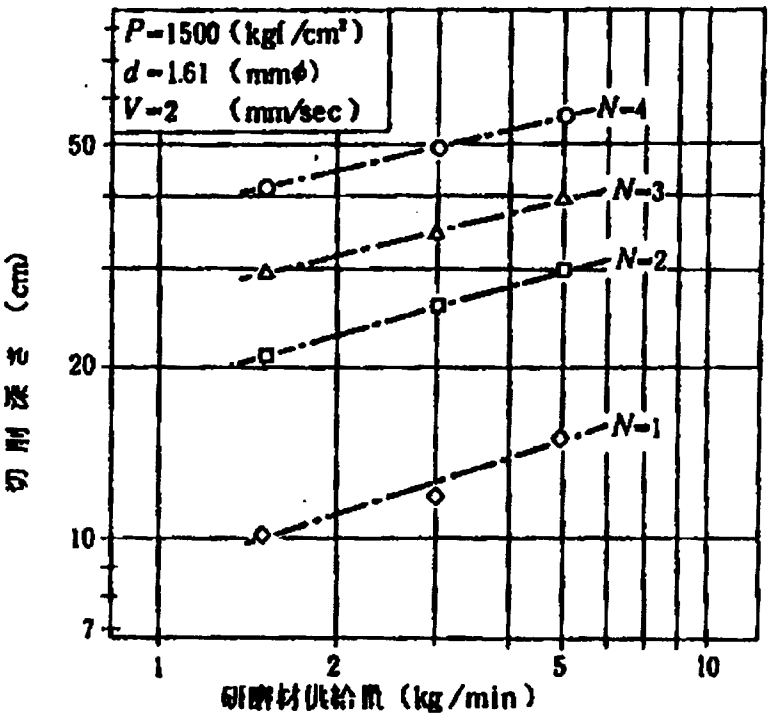


Fig. 3. 15 切削深さと研磨材供給量の関係

Table 3. 8 解析データ覧

(Data Region and Fixed Conditions)

因　　子		解　析　範　囲
水噴流圧力	P	500～2000 (kgf/cm²)
水噴流ノズル径	d	0.7～1.4 (mmφ)
ノズル移動速度	V	0.5～10 (mm/sec)
繰り返し回数	N	1 ～5 (回)
研磨材供給量	F	1.5～5 (kg/min)
固　定　条　件		
研磨材種類		：珪砂＃36
コンクリート圧縮強度		：300kgf/cm²
ノズル試料間距離		：20 mm

上に示したように、切削深さと各因子の関係は、両対数座標上で、ほぼ線形となる。そこで、推定式を求める方法として回帰分析が有効であると考え、推定式の基本構造を次の形に仮定して重回帰分析を実施した。

$$Y = a + \sum_{i=1}^{5} b_i \cdot x_i + \sum_{i=1}^{5} b_{ii} \cdot x_i^2 + \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{5}\sum_{j=1}^{5} b_{ij} \cdot x_i x_j \qquad (i \neq j) \qquad (3\text{-}1)$$

ここで、Y=log$H$, X_1=log$P$, X_2=log$d$, X_3=log$V$, X_4=log$N$, X_5=log$F$

右辺第三項以下は、因子間交互作用及び非線形性を考慮するための項である。以下では、各因子を独立と仮定して、一次項だけを分析対象とした場合（CASE a）と二次項まで評価した場合（CASE b）を比較し、因子間独立性について検討する。Table. 3. 9 に CASE a の回帰分析結果を、Table. 3. 10 に CASE b で回帰係数の t 検定（有意水準 1%）を利用して説明変数を取捨選択した場合の回帰分析結果を示す。Table. 3. 10 で、t_0値の比較から、一次項の目的変数に対する寄与が極めて大きい事が判る。また、CASE b の場合でも決定係数、重相関係は、非常に高く、残差も CASE a と比較してそれほど差がない。これらの結果から、工学的には、各因子を独立と見なす事ができ、よって切削深さの推定式は、以下のようになる。

$$H=0.084 \cdot P^{0.84} \cdot d^{1.04} \cdot V^{-0.59} \cdot N^{0.64} \cdot F^{0.36} \qquad (3\text{-}2)$$

また、(3-1) 式で、d の代わりに水噴流流量 Q を用いると次の形になる。

$$H=0.084 \cdot (Q/(0.658 \cdot P^{0.5}))^{0.52} \cdot \eta \cdot N^{0.64} \cdot F^{0.36} \cdot V^{-0.59}\ F^{0.36} \qquad (3\text{-}3)$$

ここで、η は水噴流ノズルの形状係数で、本実験では、η=1. 178 であった。

Table 3.9 重回帰分析結果(CASEa)

(Results of Multiple Regression Analysis)

因子	i	回帰係数 b_i	|to|
P	1	0.8410	42.34
d	2	1.0378	46.70
V	3	−0.5906	89.02
N	4	0.6410	62.79
F	5	0.3578	23.81

重相関係数 R	0.9922
決定係数 R^2	0.9845
残差平方和	2.959

Table 3.10 重回帰分析結果(CASEb)

(Results of Multiple Regression Analysis)

因　子		i		回帰係数 b_i	|to|
P		1		0.8412	47.17
d		2		1.0393	36.07
V		3		−0.5937	−44.14
N		4		0.7093	21.76
F		5		0.3503	26.13
因　子		i	j	回帰係数 b_{ij}	|to|
d	d	2	2	−0.1984	3.18
d	V	2	3	0.0765	4.24
V	V	3	3	−0.0286	4.84
V	N	3	4	0.0309	3.41
N	N	4	4	−0.0568	2.79
重相関係数 R				0.9939	
決定係数 R^2				0.9878	
残差平方和				2.326	

Fig. 3.16 に(3-2)式から算定した切削深さを推定値をX軸に、実際の平均切削深さをY軸に取って示す。この図で、$|H_R-H| \leq 0.15H_R$となる点は、データー総数の85%以上になる。この結果から、Hの15%の推定誤差を許容するならば、(3-2)式の推定精度実用上充分であると言える。また、計測データーの標準偏差S_HをHのパーセンテージで見るためにX軸にHを、Y軸にS_H/HをとりFig. 3.17に示す。この図から標準偏差は切削深さの8～10%付近に集中し、20%以内には、すべ

てが入ることが判る。よって(3-2)式を用いて実際の切削深さを推定する場合、

切削深さのばらつきとして20%を見込んでおく事が望ましいと考えられる。

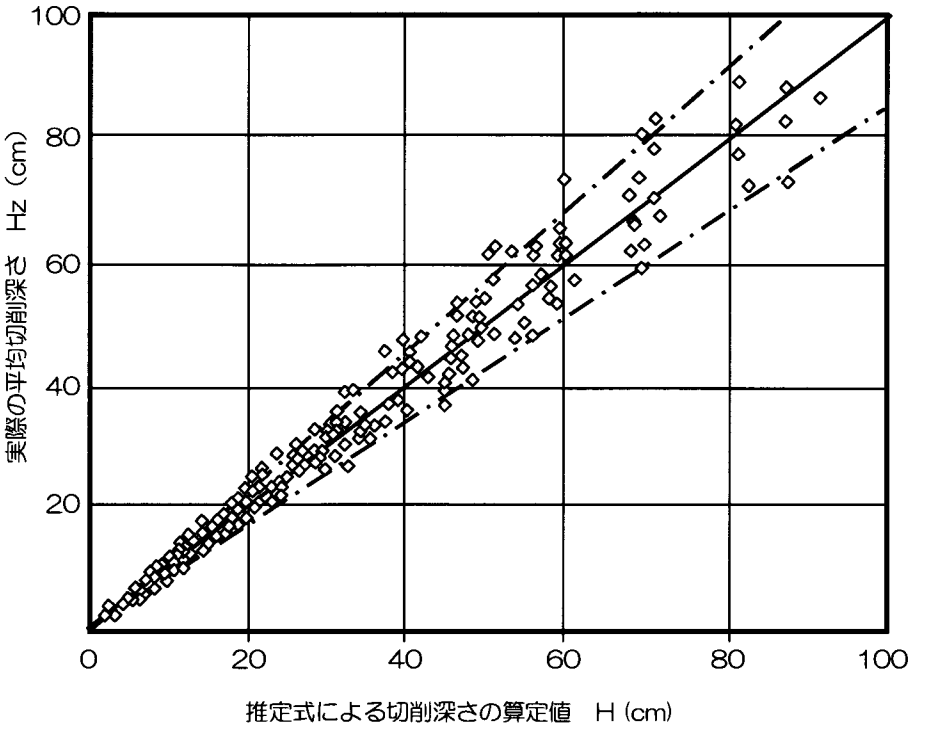


Fig. 3. 16 切削深さの実験値と推定値の比較

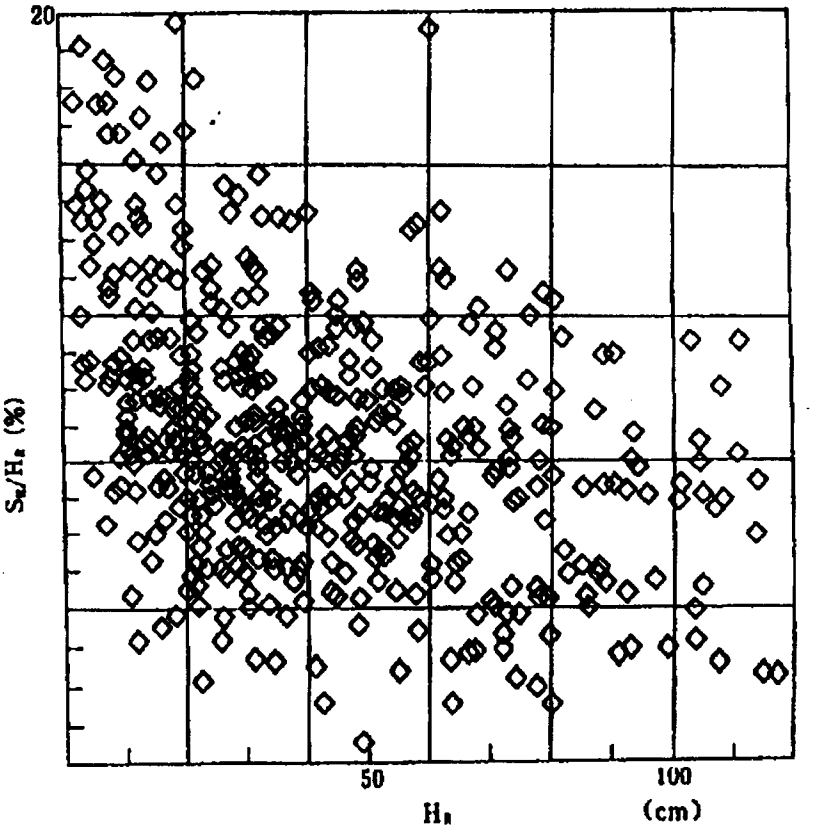


Fig. 3. 17 切削深さの実験データのばらつき

ここでは、時間あたりの投入エネルギーEを一定とした時の、Pの効果について推定式を検討する。

E=一定の条件から、$Q=E/P$とおくと、(3-3)式は

$$H=0.084\cdot(E/(0.658\cdot P^{1.5}))^{0.52}\cdot\eta\cdot P^{0.84}\cdot N^{0.64}\cdot V^{-0.59}\cdot F^{0.36} \qquad (3\text{-}4)$$

HをPでまとめると、

$$H=A_1\cdot P^{0.84}\cdot P^{0.69}\cdot P^{-0.78}=A_1\cdot P^{0.08} \qquad (3\text{-}5)$$

となる。A_1は、Pと独立のため最適条件を考える場合は、定数と考えて良い。(5)式から明らかなように、P=2000kgf/cm^2(196MPa)でHは最大となる。しかし、全

体としてHの変化は平坦で、殆ど一定と考えて差し支えない。この結果から、水噴流エネルギーが一定の場合には圧力の高い方が僅かながら効率が良いが、それにともなう切削深さの変化は10%以下(500→2000kgf/cm^2)である事が判る。この知見は高圧ポンプの圧力、流量の選択に対して一つの示唆を与えている。即ち、アブレイシブジェットによるコンクリートの切削では、500kgf/cm^2(49MPa)以上の圧力を利用すれば同一エネルギーでほぼ同一の効果が得られることになる。これまでの研究は、高圧化により切削性を向上させようという方向に向かっていたが、必ずしもその必要はなく、例えば、制約条件としてスラリーの回収が必要な時は、高圧、小流量を、逆に、安全性、耐久性、信頼性が厳しく要求される場合には、低圧、大流量を選択する等、条件に合わせた圧力、流量を利用すれば良い事になる。

本節での検討により切削深さを比較的良い精度で推定出来る実験式を提案できた。今後コンクリート中に配筋された鉄筋の切削に関して定量的な検討を行うことも重要となる。

3．1．3　アブレイシブジェットの研磨材速度分布と加速機構

前節までに述べたように高機能のアブレイシブジェットの開発とその切削特性についての知見が得られ、アブレイシブジェットを応用した様々な工法が実

用化が図られている。アブレイシブジェットの性能に大きな影響を与える基本要素としてノズルヘッド内における研磨材の挙動と加速機構が重要である。しかしながらこうしたアブレイシブジェットにおける研磨材の加速機構に関する研究は少なく、わずかにSielawa[6]が熱力学第一法則と運動量保存則をもとにノズルヘッド内のエネルギー伝達について考察したものを報告しているに過ぎない。また、水噴流の構造については、Mazurkiewiez[7]が水噴流内の研磨材の分布を測定して報告しているが、切削作用の主体である水噴流中の研磨材の速度を実測した例はいまだ報告されていない。このような基礎的研究は、技術の普及、発展に不可欠なものであり、特にノズルヘッドの設計、性能評価においてはその重要性は高い。また、研磨材速度については、アブレイシブジェットによる切削において加速機構と切削機構の間に介在する最も基本的な量で、この量の測定の意味は大きい。以上の理由から、本節においては、研磨材速度の測定と加速機構のモデル化を行った結果について述べる。

本節では、アブレイシブジェットの発生装置として最も一般的な中心水噴流、側方供給型のノズルヘッドを対象として、その中の加速機構を検討した結果を述べる。加速機構のモデル化にあたっては、水噴流中に鋼球を単体で投射して、その挙動解析から水噴流の流体力を評価し、その結果をノズル内の加速モデルに適用して研磨材運動のシミュレーション解析を実施した。また、アブレイシ

ブジェットを高速回転体に取り付けたアルミ試料に噴射し、その打痕数から研磨材速度と密度の分布を測定し、加速モデルの妥当性を検討した。

アブレイシブジェットにおける研磨材の加速は、水噴流が引き起こす負圧でノズルヘッド内に吸引された研磨材粒子が、混合室の幾何形状に誘導され、水噴流内に突入し、流体力を受けるために生じると考えられる。このメカニズムの中で流体による加速プロセスだけに注目すると、研磨材粒子の挙動の解析は、Fig. 3. 18 に示すようなモデルにおいて、運動方程式を解く問題に帰結する。

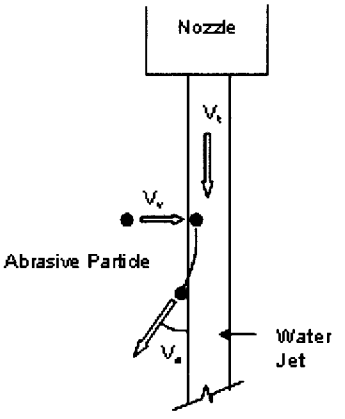


Fig. 3. 18　研磨材粒子の挙動の解析モデル

さらに Fig. 3. 18 は Fig. 3. 19 に示すような静止流体中への球状粒子の突入の問題に置き換えることができる（モデル 1)。この問題は、球弾の跳飛の研究として磯部[5]、Ramsauer[9]らが報告している。以下に上記モデルにおいて球状粒子の運動方程式を立てるために実施した鋼球投射試験と流体力の解析の結果を示す。

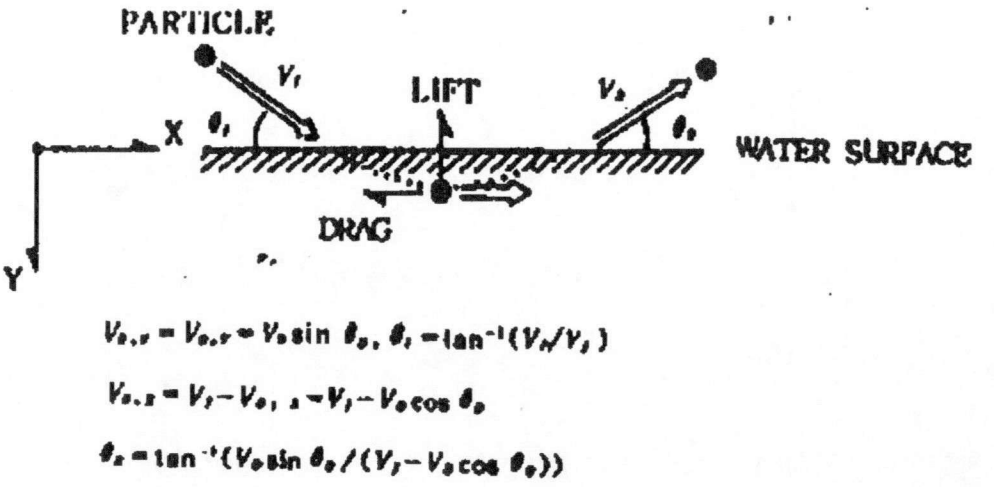


Fig. 3. 19 静止流体中への球状粒子の突入モデル（モデル 1）

鋼球投射試験では、Fig. 3. 20 に示す投射試験装置を用いて、所定の速度で鋼球を水噴流中に投射した時の反射角度と速度を測定した。鋼球投射速度は、発光ダイオードを利用した通過センサーを一定の間隔で二個配置し、その時間遅れを計測して求めた。一方、水噴流に加速された鋼球の速度（反射速度）は極めて速く、上記の通過センサーでは検出不能なため、Fig. 3. 21 に示すようなφ0. 3mmの黒鉛棒を0. 7mmピッチに配列したゲートを予想される軌道上に二個配置し、鋼球の通過時に黒鉛棒が破断し直流電流が遮断される事を利用し、その時間遅れを計測して求めた。黒鉛棒の破断による鋼球の速度損失は、鋼球投射装置を用いて通過センサーで確認した結果、通過速度の 13%程度となった。実際の測定範囲は 100m/sec～400m/sec 程度になると考えられるが、運動量保存則が成り立つとして測定結果を一律 1. 13 倍にした。反射角度は、ノズルとアルミ製の

ベースプレートの中間に厚さ 0.01mm の銅箔を張り、鋼球通過により箔に生じる孔とベースプレート上の打痕を結ぶ直線と水噴流の軸線のなす角度より求めた。

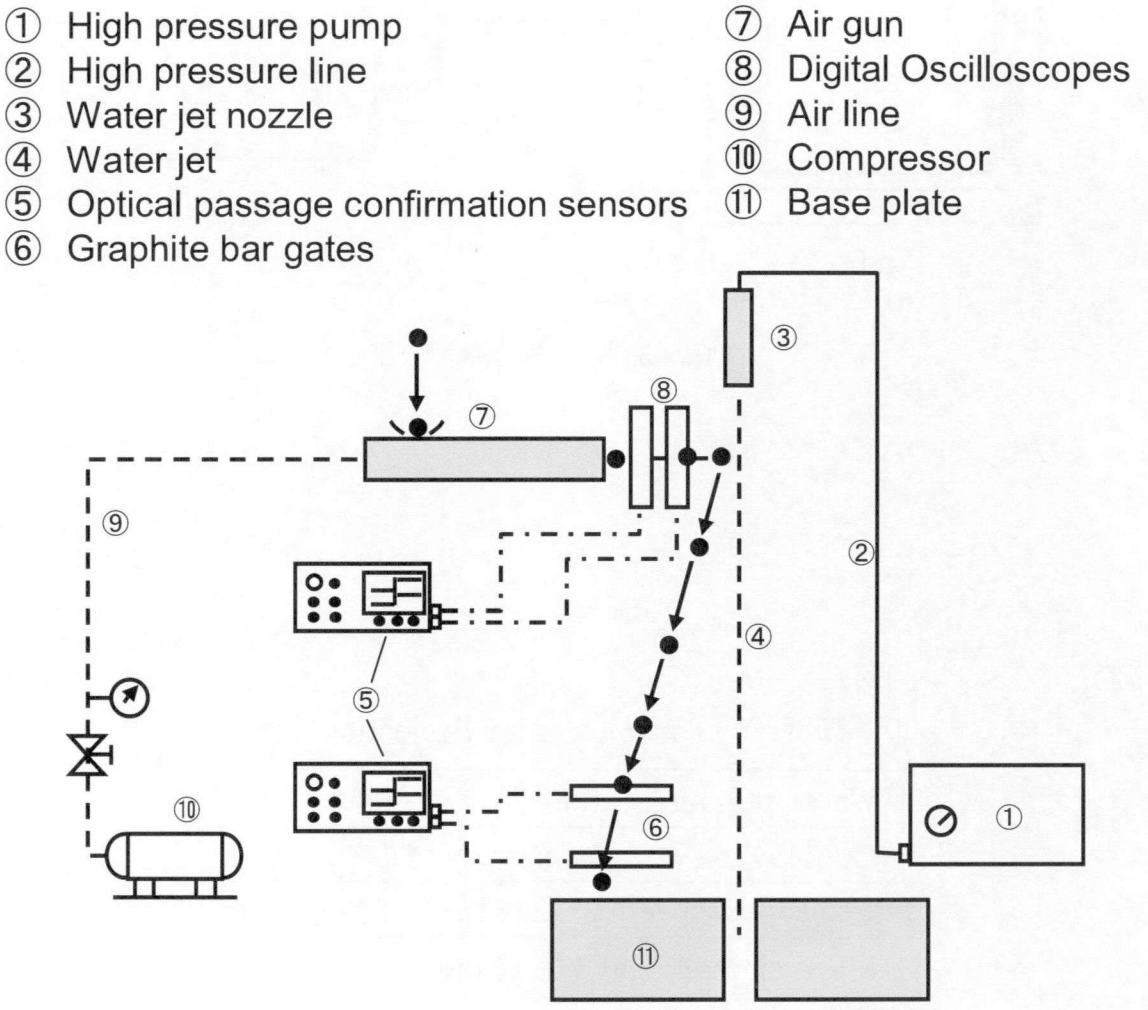


Fig. 3.20 鋼球投射装置

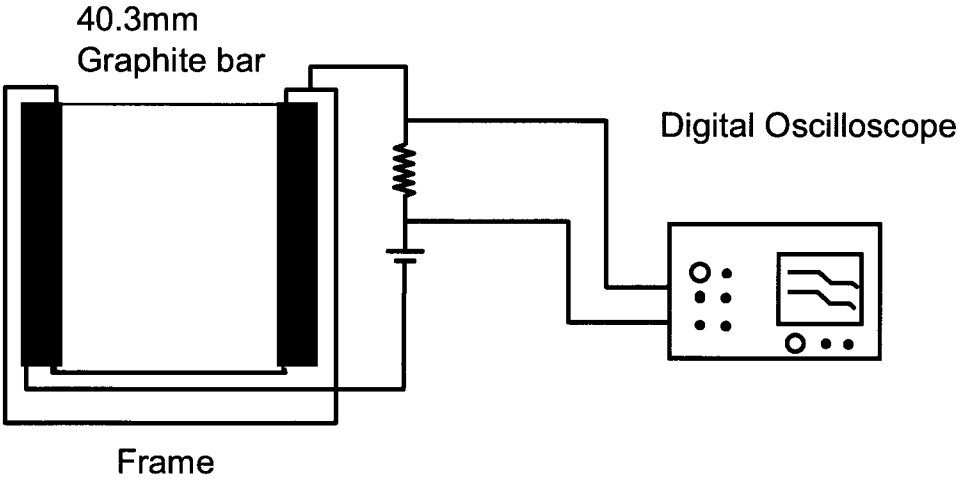


Fig. 3.21　黒鉛棒ゲート

試験は、水噴流圧力、オリフィス径（水噴流ノズル径）、投射速度をパラメータとしてTable. 3. 11に示す条件で実施した。

Table. 3. 11 実験条件

Table 1　Parameters for Projection Test

Water pressure	(Mpa)	98 , 196
Orifice dia.	(mm)	1.00 , 1.61
Projection speed	(m/s)	20 ～ 70

Mass of steel ball : 4.16 mg

Fig. 3. 22、Fig. 3. 23にそれぞれ投射速度V_pと反射角度θ_D、反射速度V_Dの関係を示す。また、Fig. 3. 24に反射角度θ_Dと反射速度V_Dの関係を示す。さらに、これらの結果をモデル1において入射角度V_Iと跳飛角度V_Rの関係に変換したものをFig. 3. 25に示す。これらの図から各パラメータの関係は以下のように要約される。

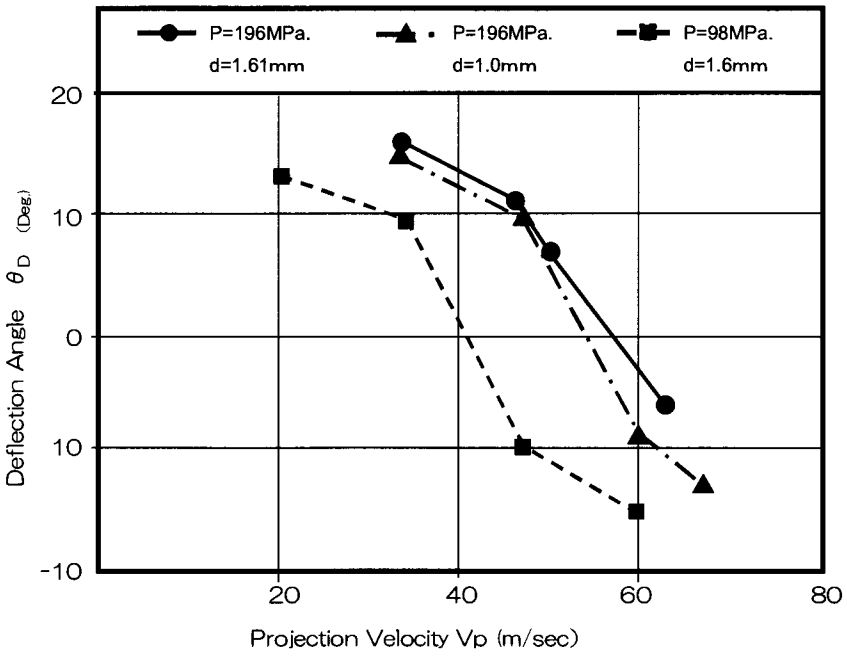


Fig. 3. 22 投射速度 V_p と反射角度 θ_D の関係

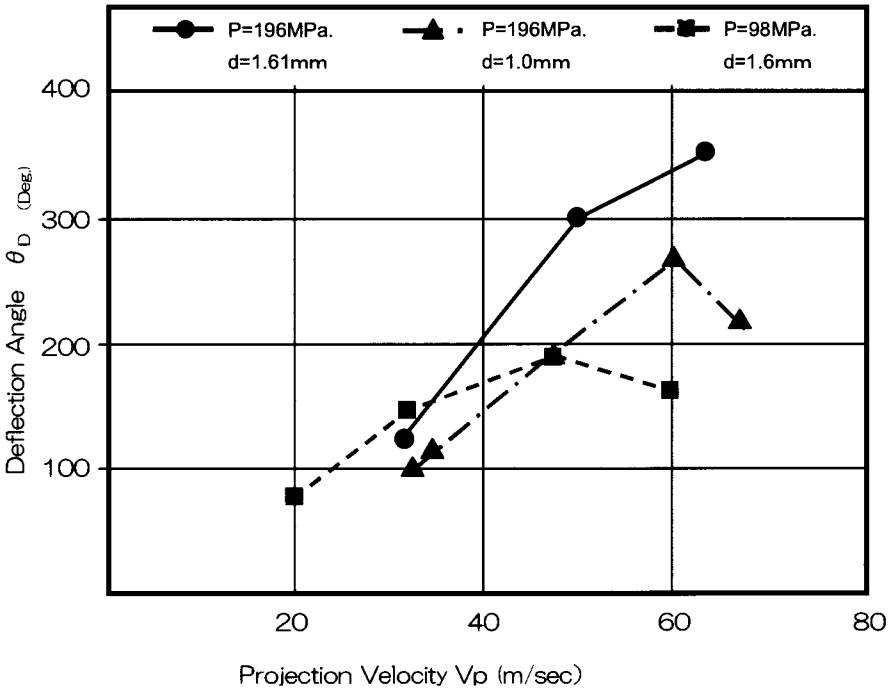


Fig. 3. 23 投射速度 V_p と反射速度 V_D の関係

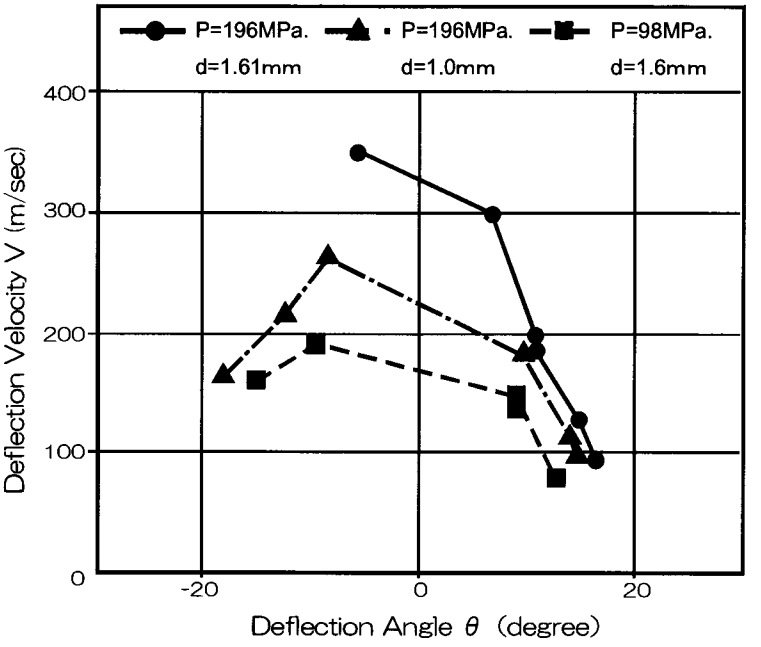


Fig. 3. 24 反射角度 θ_D と反射速度 V_D の関係

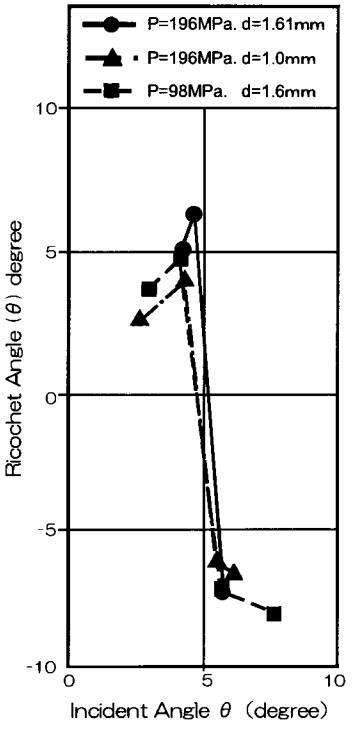


Fig. 3. 25　入射角度 V_I と跳飛角度 V_R の関係

1. 投射速度を増大させると反射角度はしだいに小さくなり、ついには負になり鋼球は噴流を通過する（Fig. 3. 22)。この変化が生じるポイント（臨界点）は、モデル1に変換して見ると、水噴流圧力やオリフィス径に拘らず、入射角度が5～6度のところになる（Fig. 3. 25)。

2. 投射速度を増大させると反射速度はしだいに大きくなるが、臨界点を過ぎてからは、緩やかに減少する。即ち反射速度は極大値を持つ(Fig. 3. 23、Fig. 3. 24).

3. 入射角度と跳飛角度は、臨界点迄はいずれの条件でもほぼ等しい(Fig. 3. 25)。

1、3の現象は、文献[3),4)]でも指摘されており、特に臨界点については、その角度を跳飛限界入射角と呼んでいる。また、その大きさについては6. 5～7度になると記述されている。本実験の結果がこの値より小さいのは、水噴流の空間的有限性に起因するものと考えられる。

これらの結果は、鋼球が水噴流によって加速される現象が、球弾の跳飛現象と類似していることを示しておりモデル1により流体力を評価することの妥当性が確認できた。

Fig. 3. 19の問題はRamsauer[4)]により球の跳飛の問題として扱われており、その中で水面近くを水平方向に移動する粒子には揚力が働き、その力の大きさは速度の2乗に比例し、かつYに依存する事が指摘されている。抗力も当然Yに依存する。重力、空気抵抗は、そのオーダーが流体力の0. 1%以下であるため無

視した。また球の速度ベクトルとX軸のなす角度が、比較的小さいので簡単のため V^2 を V、x^2 で代用した。これらの事から球の運動方程式は次のようになる。

$$\frac{d^2X}{dt^2}\cdot m + C_D(Y)\cdot\left(\frac{dX}{dt}\right)^2\cdot\frac{\rho\pi R^2}{2} = 0$$

(3-6)

$$\frac{d^2Y}{dt^2}\cdot m - C_L(Y)\cdot\left(\frac{dX}{dt}\right)^2\cdot\frac{\rho\pi R^2}{2} = 0$$

(3-7)

ここで C_L、C_D は、それぞれ揚力係数と抗力係数で、C_D については、球の表面上の圧力分布がcos分布をしていると仮定して、これを球の表面上の進行方向側の没水面積で積分して求めた。また C_L は、Fig. 3. 26に示す実験データ（文献4からの引用）を5次関数で近似して求めた。

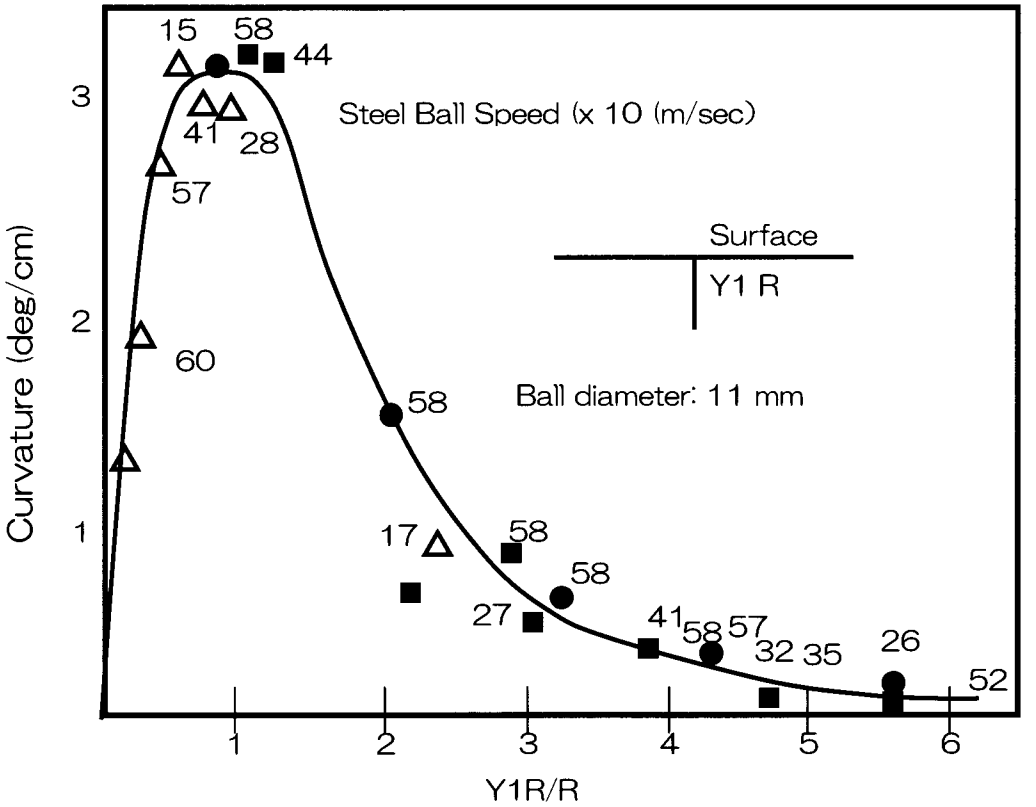


Fig. 3. 26 鋼球の軌跡の曲率と深さの関係

結局 C_D、C_Lは

$$C_D(Y) = \alpha\ (\cos 3\theta s - 9\cos\theta s + 8)/24$$

(3-8)

$$\theta_s = \cos^{-1}(-Y/R)$$

$$C_L(Y) = \beta\ (0.0639 + 0.287\eta - 0.281\eta^2 + 0.105\eta^3 - 0.0175\eta^4 + 0.00109\eta^5) \qquad (3\text{-}9)$$

$$\eta = (Y + R - 0.0001)/R \qquad (-R \leq Y \leq 4R)$$

ここで、α、βは、(3-6)、(3-7)の解を実験結果と整合させるための補正係数である。(3-8)、(3-9)式を(3-6)、(3-7)式に代入して、ルンゲクッタ法により逐次積分すれば、跳飛する場合の鋼球の軌道が求められる。一方、鋼球投射

試験で示したように投射速度が速い場合は、鋼球は噴流を通過する。この場合の反射速度を評価するために、C_D、C_Lの値が水噴流の中心軸上を基準として対称になると仮定して、以下のように定義した。

$$
\begin{aligned}
(\text{抗力係数}) &= C_D(Y) && -R \leq Y \leq R \\
&\quad C_D(R) && R \leq Y \leq D-R \\
&\quad C_D(D-Y) && D-R \leq Y \leq D+R \\
(\text{揚力係数}) &= C_L(Y) && -R \leq Y \leq D/2 \\
&\quad -C_L(D-Y) && D/2 \leq Y \leq D+R
\end{aligned}
$$

ここで、Dは投射装置での水噴流径を示す。この値は、実験結果との整合性を良くするための実際の水噴流径の測定結果を、若干補正して用いた。以上のような考え方で、補正係数α、β及び水噴流径Dを反射速度の計算値と実験値が最も良く一致するように選んだ。その結果、

		α	β	D(mm)
P=196,	d=1.0	0.225	0.6	2.6
P=196,	d=1.61	0.275	0.6	3.5
P=98	d=1.61	0.275	0.6	3.5

となった。これらの値を用いて投射速度に対する反射速度を計算した結果をFig. 3.27に示す。

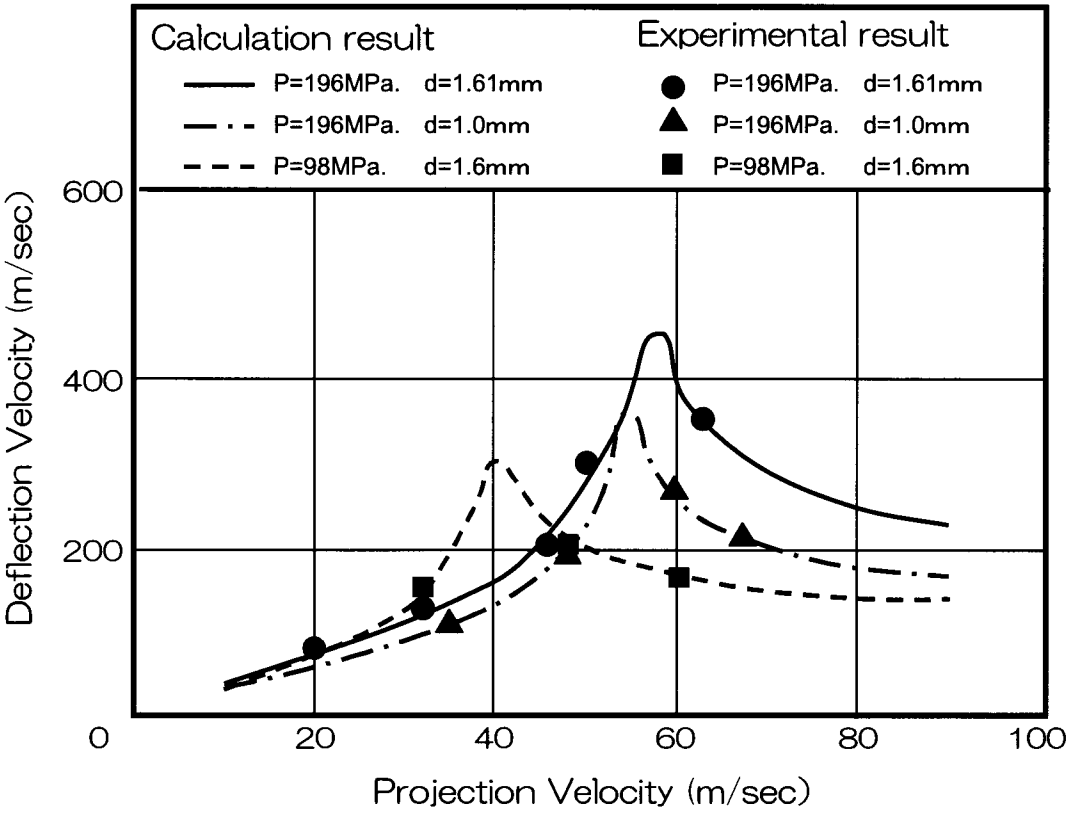


Fig. 3. 27　投射速度に対する反射速度の計算結果

この図から、α、βを定数としても、投射速度つまり入射角度の変化や圧力の変化に対して、計算値は実験値を正確に追随しており、本モデル及び計算手法の妥当性及び一般性が確認できる。ただし、オリフィス径が小さい場合には、αの値を小さくする必要が生じる。これは、没水時の濡れ面積の差によるものと考えられる。

アブレイシブジェットにおいては、研磨材粒子が切削作用の主体になっていることは周知であり、ノズル性能を評価する場合も切削能力を予測する場合も研磨材速度は重要な意味を持っている。本来、アブレイシブジェットに関する諸量は、研磨材の速度分布と密度分布で表記されるべきであると考え、その実

測を試みた。ここでは、その測定方法といくつかのパラメータに対する測定結果を示す。

アブレイシブジェット中に混在する研磨材の速度を光学的手段で測定することは、測定対象が小さく、その速度が非常に速いこと、また水滴により画像が不鮮明になること等のため極めて難しい。そのため、ここでは水平、垂直な二面からなるアルミ製の試料を高速アブレイシブジェットに衝突させ、その際に生じる打痕の数から、研磨材の速度分布と密度分布を間接的に測定した。以下にその方法を示す。

水噴流中の研磨材の密度分布、速度分布が軸対象と仮定すると、密度分布、速度分布関数は中心軸からの距離 r の関数として $E(r)$、$V(r)$ と表わせる。ここで $E(r)$ は、単位体積あたりの研磨材個数を示している。さて、Fig. 3. 28 に示すようにアブレイシブジェットに対して中心軸に直角な P_1 と平行な P_2 の二つの検査面を想定すると、P_1 面を単位時間に通過する研磨材数 N_1 は、密度分布、速度分布の積として

$$N_1 = \int_{A_1} E(r) \cdot V(r) dA \qquad (3\text{-}10)$$

の形で表される。ここで A_1 はアブレイシブジェットの断面積を示す。

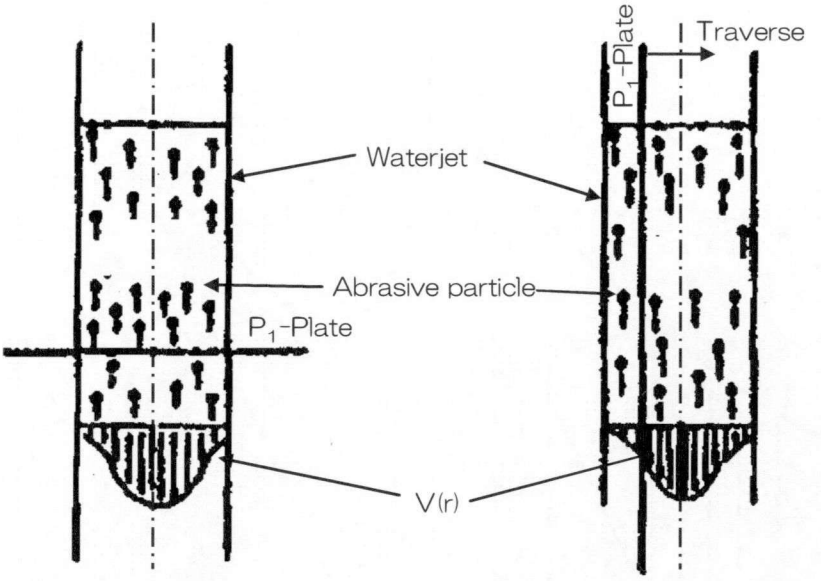


Fig. 3. 28 アブレイシブジェットに中心軸に直角と平行な二つの検査面

同様に P_2 を一定速度で走査すれば、P_2 面を通過する研磨材総数 N_2 は

$$N_2 = \int_{A1} E(r)\,dA \cdot L \tag{3-11}$$

の形で表される。ここでLは検査面の長さを示す。また、これらの式から研磨材の平均速度 V_A は、Lを単位長さとすれば N_1/N_2 となる。

この考えをもとに、Fig. 3. 29 に示すようなアルミ製の二つの検査面を持つ試料を高速で横からアブレイシブジェットに衝突させ、その際に生じる打痕数から E、V の分布を求めた。分布を求めるにあたってはFig. 3. 30 に示すように検査面を幅 W の帯状領域 R に、アブレイシブジェットの断面を幅 W のリング要素 RN に分割し以下の操作を行った。

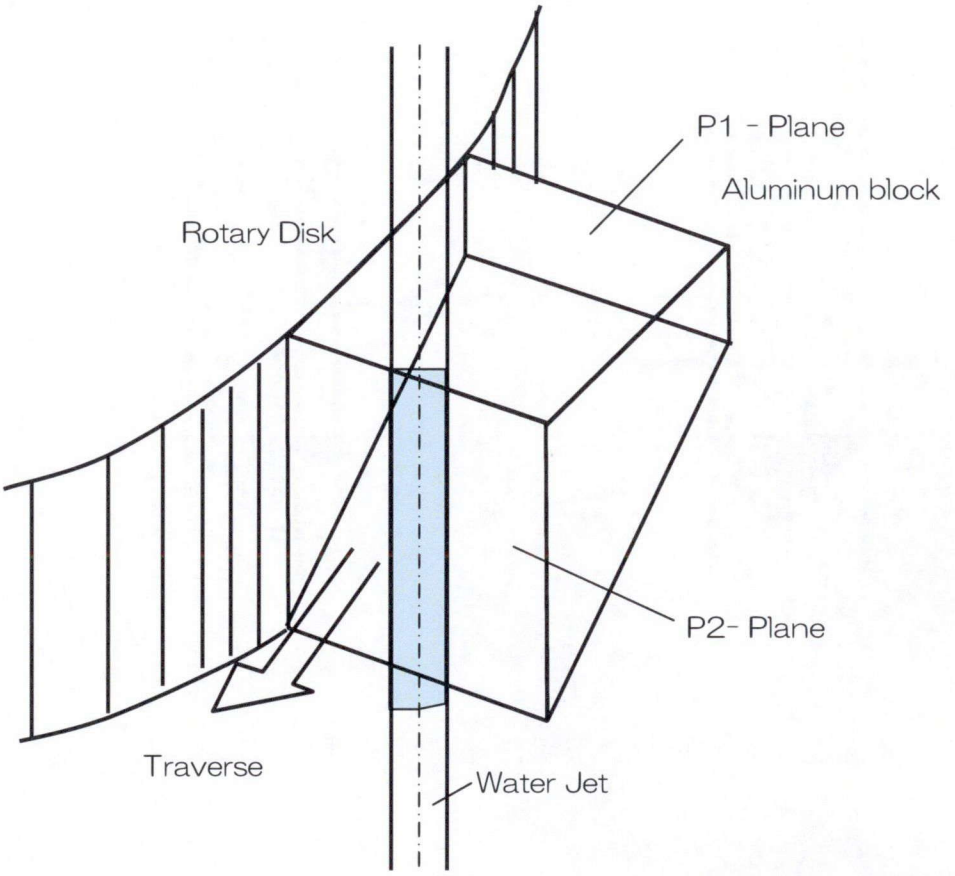


Fig. 3. 29　アルミ製の二つの検査面を持つ試料

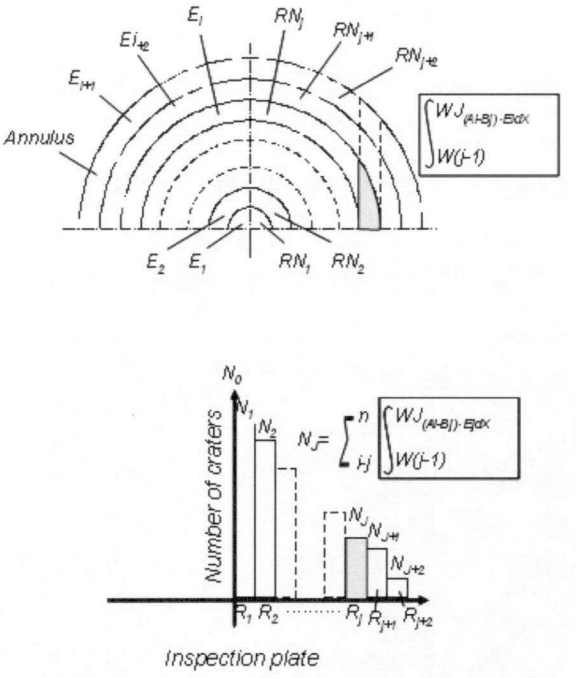


Fig. 3. 30 アルミニウムプレートの解析のための分割方法

まず、リング要素上では、E、Vは一定と仮定すると、検査面 P_2 の R_j 領域の打痕数 N_j は、

$$N_j = \sum_{i=j}^{n} \int_{W\cdot(j-1)}^{W\cdot j} (A_i - B_i)\cdot E_i\, dx \tag{3-12}$$

$$A_i = \sqrt{(W\cdot i)^2 - x^2}$$

$$B_i = \sqrt{W^2\cdot(i-1)^2 - x^2}$$

となる。N_j は、測定データから得られる既知量で、E_j を得るには次の連立方程式を解けばよい。

$$IN = [M]\cdot IE \tag{3-13}$$

$$IN = (N_1,\ N_2,\ \cdots,\ N_n)^T \quad M_{ij} = \int_{W(j-1)}^{W\cdot j} (A_i - B_i)\, dx$$

$$IE = (E_1,\ E_2,\ \cdots,\ E_n)^T$$

よって、E_jはリング要素RN_jの研磨材密度として離散的な量として得られる。同様な方法で検査面P_1から、$E_j \cdot V_j$を求め、これをE_jで除せばV_jが得られる。以上のような方法で、研磨材の密度分布と速度分布が得られるが、検査面上のN_j分布は、打痕総数の限界のため必ずしも滑らかではない。そこで、N_jを5次関数で近似してから、上記の操作を行った。

Fig. 3. 31に回転盤のシャッター部拡大図を示す。シャッタースピードは、近接センサーにより円盤一回転対応する時間に管理した。本実験では、ノズル内部での衝突による研磨材の破砕を避けるため研磨材として、スチールショットを選択した。Table. 3. 12に実験配置及び条件を示す。

Table. 3. 13に各実験条件に対応した、打痕数を中心軸から0. 5mm幅の領域で区分した数とP_1、P_2面の総数の商から求めた平均速度及び運動量保存則から求めた各条件での理想速度を示す。これらの数値を用いて上に示した方法により求めた水噴流中の研磨材の密度分布と速度分布をFig. 3. 32 (a)、(b)に示す。また、Fig. 3. 33に水噴流に含まれる研磨材を各速度範囲で区分して研磨材総数に対する割合として示す。これらの結果から水噴流中の研磨材、密度分布、速度分布について以下のことが言える。

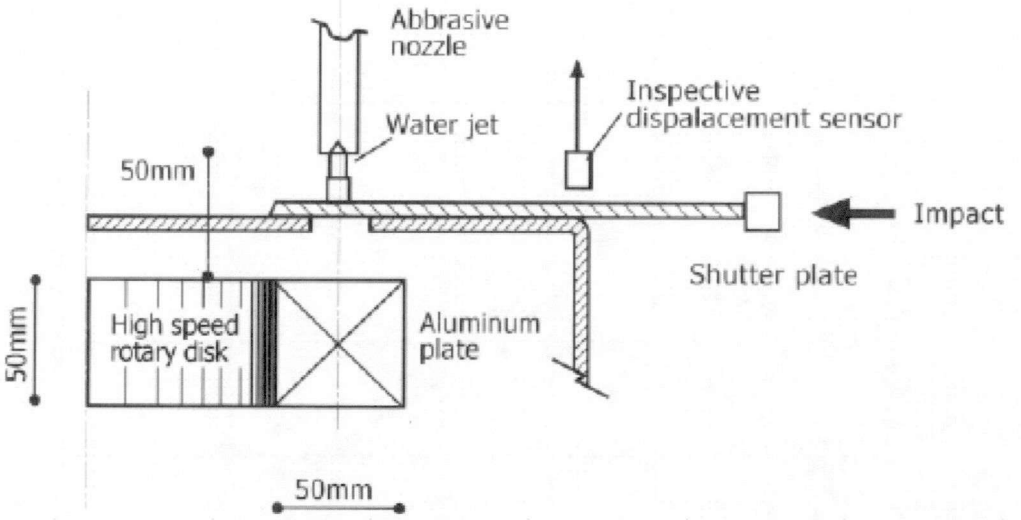
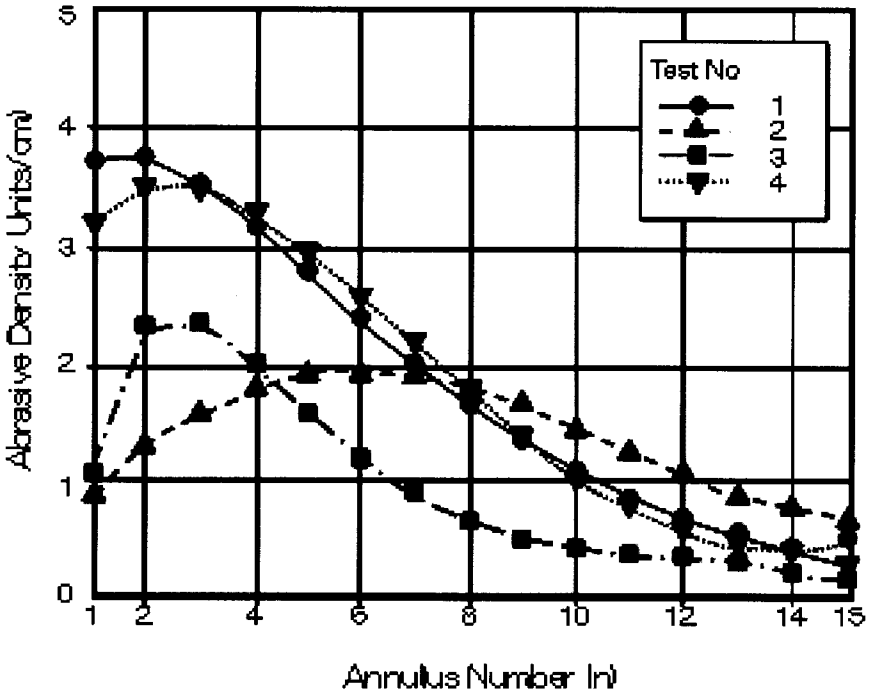


Fig. 3. 31　回転盤のシャッター部

Table. 3. 12　実験配置及び条件

Test No.	Pressure (Mpa)	Orifice dia (mm)	Abrasive feed rate (kg/min)	Abrasive nozzle dia. (mm)
1	196	1.61	4	5
2	196	1.00	4	4
3	196	1.61	2	5
4	98	1.61	4	5

Mass of abrasive particle : 0.97 mg
Rotary disk speed : 60.98 m/s



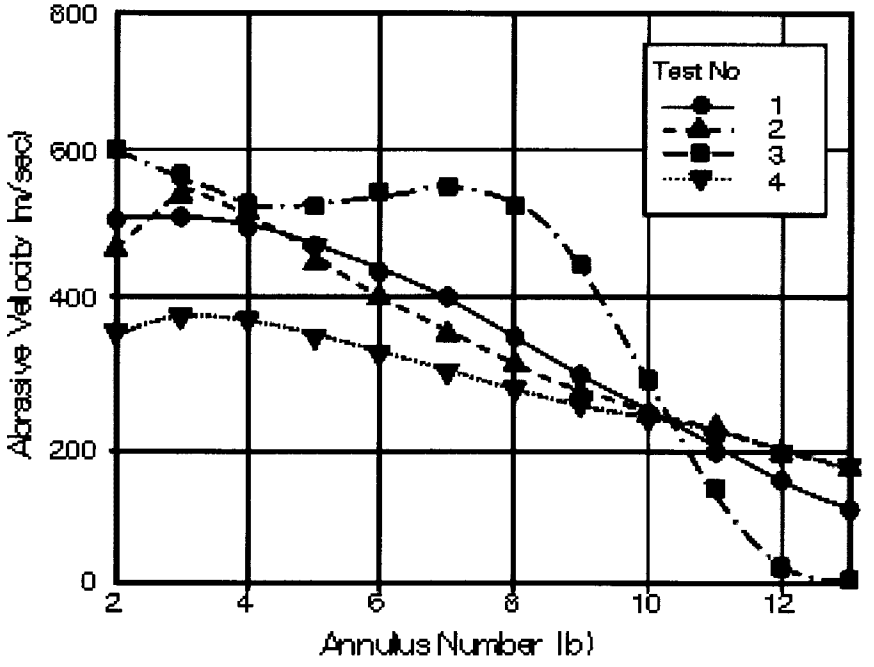


Fig. 3. 32　水噴流中の研磨材の密度分布と速度分布

Table. 3. 13　各実験条件での打痕数

(W=0.5mm)

Region, №	Test № 1		2		3		4	
	P1 plane	P2 plane	P1 plane	P2 plane	P1 plane	P2 plane	P1 plane	P2 plane
1	249	41	121	20	169	17	150	29
2	234	33	148	24	134	16	143	34
3	184	35	145	18	117	12	148	28
4	194	30	131	27	116	14	136	24
5	155	25	126	24	81	12	108	24
6	121	22	87	22	64	8	93	19
7	76	13	102	28	43	6	58	21
8	88	16	70	18	26	9	61	16
9	36	10	72	22	17	8	34	6
mean velocity (m/sec)	316.4		226.5		413.4		249.6	
ideal velocity (m/sec)	570.6		521.6		601.9		388.6	

PLATE SIZE : 50 × 50mm

NUMBER OF PLATES : 24 PIECES

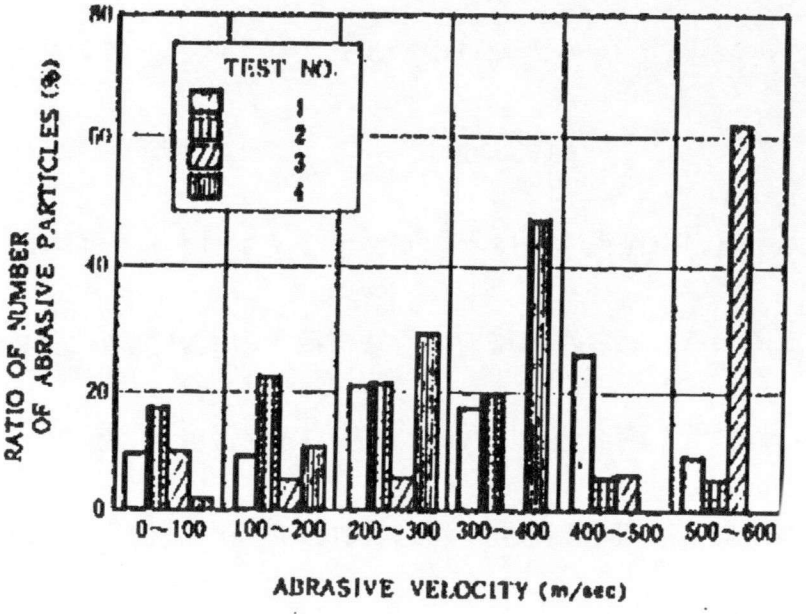


Fig. 3. 33 水噴流に含まれる各速度範囲の研磨材の割合

1. オリフィス径が小さい場合は、研磨材が拡散する（Fig. 3. 32 (a)）。

2. 研磨材供給量の差による研磨材分布の変化に注目すると、供給量 4kg/min の場合には研磨材速度の全域にわたって研磨材個数が分散しているのに対して、供給量 2kg/min の場合には 500m/sec 以上が集中している。これは加速効率が良いことを示している（Fig. 3. 33）。

3. 平均速度で見ると、研磨材の速度は理想速度よりかなり低く（50～70%）、いずれの場合もノズルを改良する余地がある（Table. 3. 13）。

4. それぞれの条件での最大速度は、理想速度の 90%以上の値になっている（Fig. 3. 32 (b)）。

上で述べたように水噴流中に突入した研磨材は一定速度以下では反射する。これが収束のためにもうけたアブレイシブノズル内壁に衝突し、再び水噴流に突入する。この現象がノズル内部で繰り返えされていると考えられる。このような考え方をモデル化して Fig. 3. 34 に示す。この図で研磨材粒子に作用する外力は、空気力と重力を無視すれば水噴流からの流体力とノズル内壁での反発力、動摩擦力だけになる。ノズル内壁での研磨材粒子の反射運動は反発係数、動摩擦係数が得られれば、衝突運動方程式[10]から求められる。流体力を受ける時の研磨材粒子の運動は初期入射速度が得られれば (3-6)、(3-7) 式の数値積分より得られる。このような考え方でいくつかの初期入射速度に対して研磨材粒子の

運動シミュレーションした結果を Table. 3. 14 に示す。

Table. 3. 14 シミュレーション結果

Simulation condition	V-INI (m/sec)		Number of acceleration				
			1	2	3	4	5
p=196 (Mpa) d=1.61 (mm)	22.5	Vref		114.2	192.3	258.6	315.0
		Vacc	122.1	199.0	264.4	319.9	367.1
	30.0	Vref		140.8	232.1	307.0	368.6
		Vacc	151.0	225.0	314.0	374.4	423.9
	40.0	Vref		225.0	368.7	474.5	547.4
		Vacc	236.6	376.5	479.3	650.1	595.8
	60.0	Vref		403.9	488.4	624.8	544.7
		Vacc	417.5	499.4	534.7	553.7	565.5
p=196 (Mpa) d=1.0 (mm)	12.84	Vref		68.94	119.8	155.7	207.5
		Vacc	73.7	124.0	169.6	210.9	248.4
	20.0	Vref		89.35	150.4	204.3	251.7
		Vacc	96.56	156.6	209.8	256.6	297.9
	30.0	Vref		119.8	195.9	260.3	315.0
		Vacc	130.2	204.7	267.8	321.3	366.8
	40.0	Vref		188.6	304.6	394.3	463.3
		Vacc	201.0	313.8	401.1	468.1	518.7
p=98 (Mpa) d=1.61 (mm)	17.1	Vref		84.88	142.1	190.4	231.2
		Vacc	90.82	147.2	194.7	234.6	265.6
	20.0	Vref		94.93	157.1	208.6	251.1
		Vacc	101.8	162.8	213.3	255.0	289.5
	30.0	Vref		192.9	306.8	382.2	425.7
		Vacc	200.7	311.3	364.4	420.6	432.7
	40.0	Vref		318.6	370.9	300.9	401.7
		Vacc	326.7	376.8	396.7	406.1	412.3

□ Shows abrasive speed when ejected from nozzle

V-INI : X Component of initial incidence speed (m/s)

Vref : X Component of reflection speed at nozzle inner wall (m/s)

Vacc : X Component of the speed after acceleration by water jet (m/s)

Abrasive nozzle diameter : 5 mm at d=1.61, 4 mm at d = 1.00

Abrasive nozzle length : 50 mm

Initial incidence angle : 45 degree

Coefficient of restriction : 0.95

Coefficient of kinetic friction : 0.2

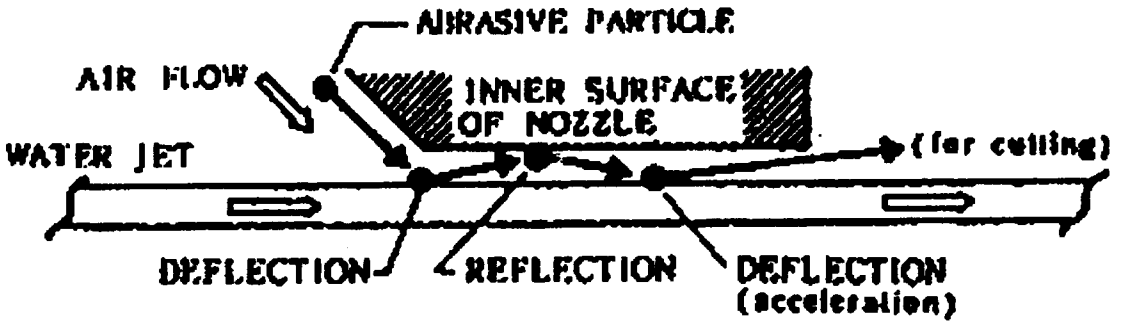


Fig. 3. 34 研磨材の加速モデル

この表で各初期入射速度の効果に着目すると、入射速度を増大した方が、反射回数が減るにもかかわらず最終的な速度（飛出し速度）は速くなることがわかる。また、Table. 3. 14 で、マスクした数値は現状のアブレイシブノズルの吸引空気量から計算した初期入射速度をもとに算出した最終速度（飛出し速度）である。この数値と Table. 3. 13 の平均速度を比較するとかなり良く一致しており、この結果から本モデルによりアブレイシブジェットの加速過程をシミュレーションする事の妥当性が検証できる。

以上、鋼球投射試験から水噴流の流体力を評価し、その結果を用いて研磨材加速モデルのシミュレーション解析を行った。また、高速回転テーブルを利用した研磨材測定試験を実施しアブレイシブジェット内の研磨材密度分布、速度分布を求めた。さらにこれらの比較から、加速モデルの妥当性が検証出来た。

本節で述べたシミュレーションを利用すれば、効率的なノズルヘッドの設計に対して様々な形で利用できる。一つには、ノズル内壁の摩擦係数の低減と反

発係数の増大であり、これらの効果はシミュレーションにより定量的に評価される。また、ノズル径、ノズル長さ、初期入射速度の各値についても同様なことが可能である。

３．２　ロータリージェットの開発と切削性能

前節で述べたアブレイシブジェットは、低騒音、無振動、無粉塵で遠隔操作性に優れているという特性を持っており、既存構造物の解体工法の自動化や低公害化を目指す場合、有望な基礎技術となり得るものである。その反面、施工コストが他の切断方法より高いこと、厚い部材の切断では能力が低下するなどの理由で、工法として一般化されるまでには至らず、住宅のリフォームや原子炉生体遮蔽壁の解体などの特殊な条件下での使用に留まっている。

アブレイシブジェットにおけるコストや能力の問題を改善できる方法の一つとして、ロータリージェットの開発を行った。この技術は主に硬岩の削孔、切削用として研究されているもので、ノズルボディを回転させることにより切削幅を広くし、切削の進行に従いノズルが溝に挿入できることを特徴としている。このため、厚い部材でも一定の能力で施工することができるという利点がある。また、研磨剤を使用しないためランニングコストもアブレイシブジェットに比べ安くなる。これらの理由から本節ではコンクリート構造物の解体工法への応

用を目的とし、ロータリージェットのコンクリートに対する切削、削孔能力の把握のための基礎研究の結果を報告する。コンクリートを対象とした場合は、骨材の破砕のため、より高圧、大流量にする必要性が予想される。そこで、高圧スイベル及びノズルを高圧、大流量化に対応できるように新規に開発した。本節では、高圧スイベルの開発の概要とこれらを用いたコンクリート切削実験結果を報告する。

３．２．１　ロータリジェットに用いる高圧スベイルの開発とコンクリート切削実験

ロータリージェットで一般に用いられているスイベル(回転継手)のシール方法にはFig. 3. 35に示すように、パッキンシールとメカニカルテーパーシールがあるが、いずれのタイプも、100 MPa以上の圧力で、長時間高速回転で使用する場合、シール面での摩擦によるパッキンの発熱、磨耗や摩擦抵抗による回転負荷が発生するため、シール部の耐久性及び装置全体(回転動力部を含む)の小型化という点で問題があった。そのため、Fig. 3. 36 に示すよう新しいタイプのスイベルを開発した。このスイベルのシールは一般に無接触シールと呼ばれ、シール面に隙間を持たせ、ここからある程度流体をリークさせることを前提としたシール方法である。そのため耐久性と回転負荷の軽減という点で優れており、

低圧機器や油圧機器では使用実績がある。

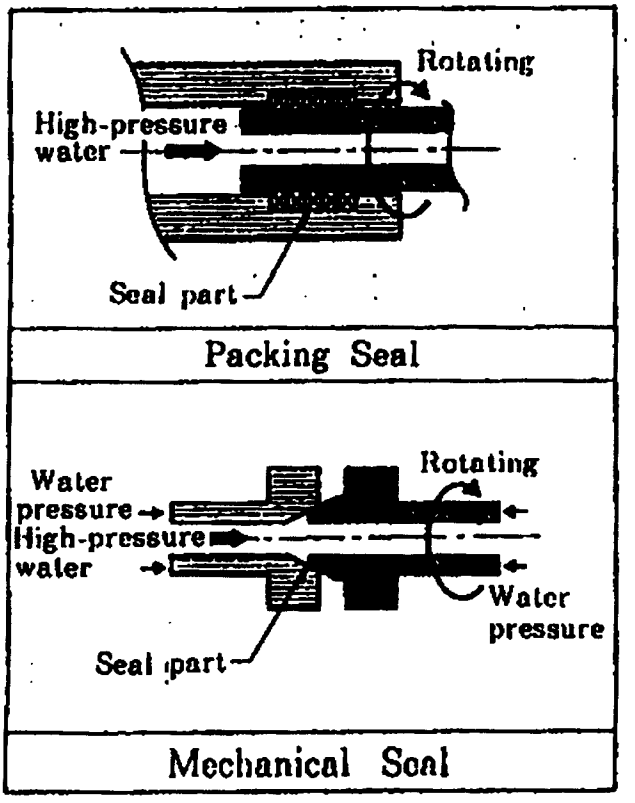


Fig. 3. 35　スイベル(回転継手)のシール方法

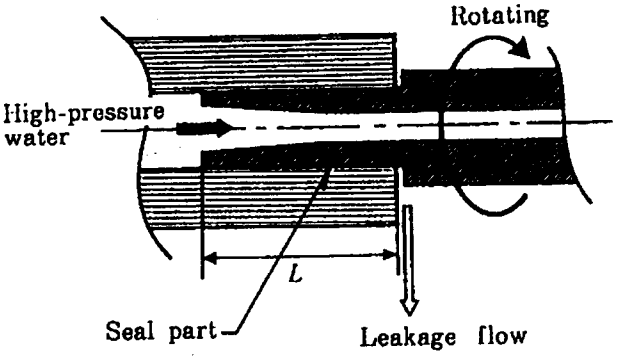


Fig. 3. 36 新しいタイプのスイベル

このシールの設計では、二つの円筒のクリアランスとシール長さ L をリーク

水量が所定の量以下となるように定め、さらに高圧化での材料の変形を考慮して材質を選定することが重要である。変形については、軸対称の２次元有限要素法により確認して設計した。

開発したスイベルの性能確認試験結果をメカニカルテーパーシールと比較してTable 3.15に示す。

Table 3.15 スイベルの性能確認試験結果

	Mechanical seal		Non-Contact seal	
Pressure (Mpa)	Resistance torque (kg・cm)	Leakage flow ratio (cc/min)	Resistance torque (kg・cm)	Leakage flow ratio (cc/min)
0	68.25	measurement impossible	1.62	0
98	94.33		2.67	6.70
147	119.25		3.87	19.55
196	122.30		5.80	51.40

表から明らかなように回転負荷はテーパーシールに比べて極めて小さく(圧力196Mpaの時約1/20)、かつ、リーク量も50cc/min(通過流量50Liter/minの0.1%)と低い数値になっている。耐久性については、オス外側とメス内側は接触していないためシール部の磨耗はほとんどなく、50時間使用した後の測定では、磨耗によるクリアランス変化は0.1μm以下であった。現在まで200時間以上の使用に対しても全く問題は生じなかった。

開発した高圧スベイルを用いてコンクリート切削試験を行った。試験には、常用圧力200Mpa、最大流量64Litter/minの三連プランジャー型ポンプを使用し

た。試験体は、一軸圧縮強度 35Mpa、最大骨材寸法 20mm のコンクリート供試体を製作して使用した。Photo3.2 にロータリーノズルユニットを移動装置に装着した状況を示す。

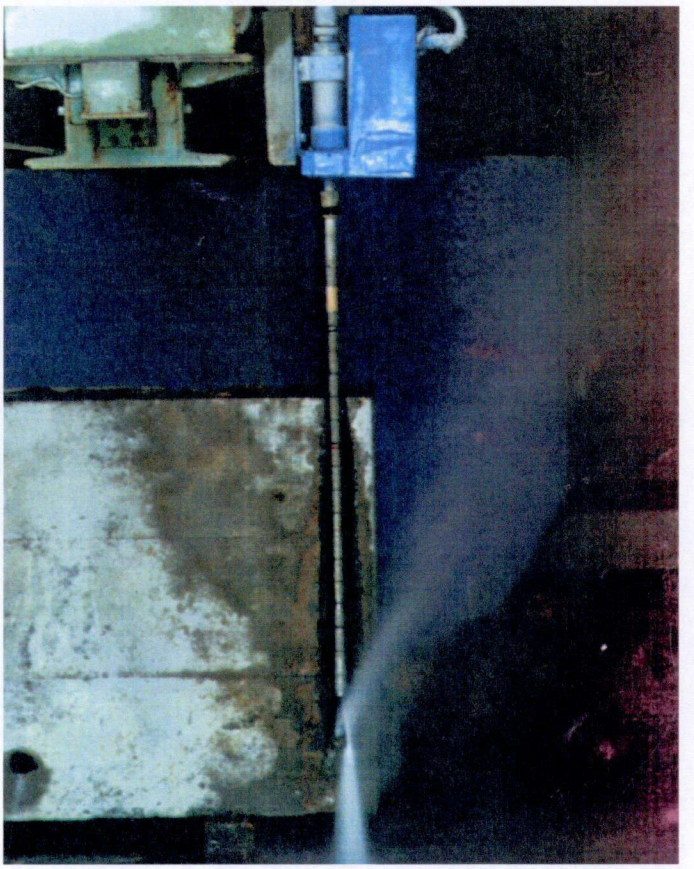


Photo3.2 ロータリーノズルユニット

試験に用いたノズルボディは Fig.3.37 に示す三種類で、(a)、(b)と(c)の差は、ノズルチップのコニカルエントリー部の有無にある。(a)はこれまでアブレイシブジェットやウォータージェットの研究で使用してきたダイヤモンドノズルを利用できる形に設計され、(b)、(c)は切削溝へのノズル挿入を前提として新たに設計した。100Mpa 以上の高圧ウォータージェットのノズルの材質は、高

速流体による壊食のため選定が難しい。このため(b)にはノズルマウントを工夫して高圧ノズルとして実績のあるサファイアノズルを使用できるようにした。(c)の場合は、コニカル部を持つものが市販品に無いため、実験的に材料評価をし、特殊なセラミックを選定して製作した。

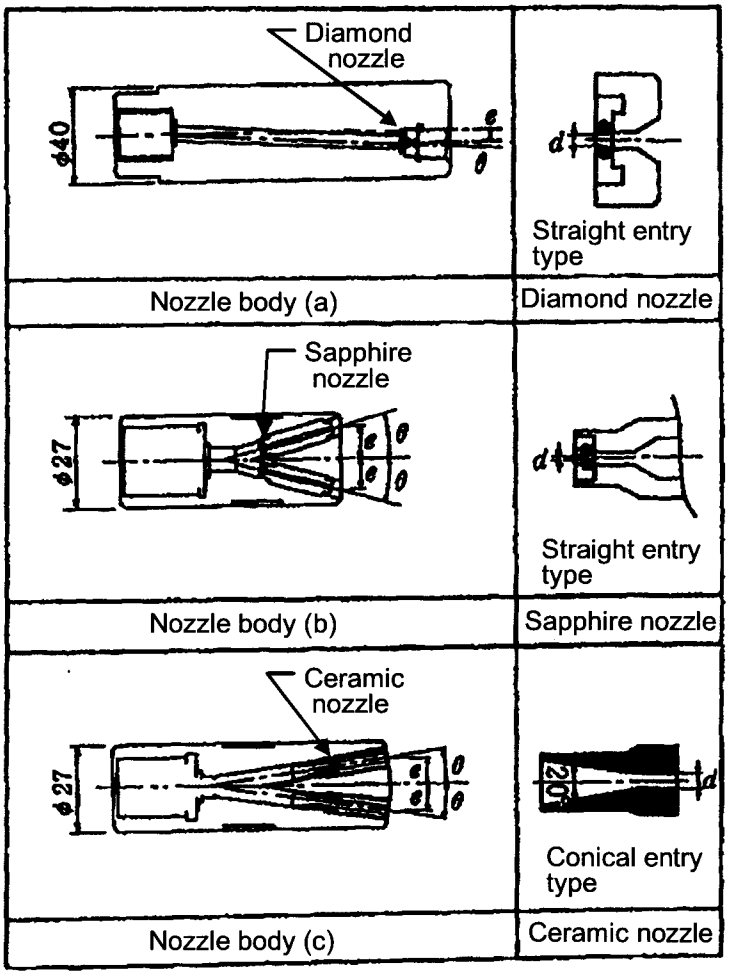


Fig. 3. 37 試験に用いたノズルボディ

ロータリージェットによる切削では、ノズルの配置(ノズルの角度、中心軸からの位置)がその切削能力と切削溝形状に密接に関係するため重要な実験因子になる。更に、ノズルそのものの形状も Vijay らが報告しているように切削能

力に影響するため、これを確認する必要がある。また、噴射能力P、水ノズル径d などの水噴流パラメーターやノズル移動速度 T、切削繰り返し回数 N、ノズル回転数 R、ノズルの挿入方法などのオペレーションパラメーターも同様に影響の大きい因子と考えられる。これらの因子に対して Table3. 16 に示すように目的別に 5 組の試験を実施した。

Table3. 16 実験条件

Test number	1				2	3				4		5	
Water Pressure P(Mpa)	196				137	196				196		98, 147, 196	
Nozzle diameter d(mm)	1.6, 1.0, 0.7				1.6	1.6, 1.0, 0.7				0.8×2	0.7×2 1.0×2	0.7×2	
Nozzle shape	Straight entry				Straight entry	Straight entry				Straight	Conical	Conical entry	
Rotation speed R(r.p.m)	300, 150, 75				300	300, 150, 75				150		300, 150, 75	
Traverse rate T(mm/sec)	2	4	8	16	4	2	4	8	16	8, 16		8	16
Number of pass (maximum)N	4	8	16	32	8	4	8	16	32	up to H=20cm		8	16
Nozzle angle θ (degree)	0				0, 4	4				8.5		8.5	
Distance from centralaxis e(mm)	10				10, 15	10				8.5		8.5	
Remark	S.D=10mm				S.D=10mm	S.D=10mm				Insertion Initial S.D=50mm		Insertion Initial S.D=50mm	

測定項目は、すべての試験に対して、切削深さ、切削体積、切削幅とした。切削深さは、10mm ピッチで 300mm 間(切削長さ 400mm)をφ3mm の計測棒で測定し、その平均値を測定値とした。切削体積は溝長さ 300mm に粒径 0.5mm の細砂を充填し、その体積を持って測定値とした。切削幅は切削長さ方向 50mm 間隔、深さ方向 30mm 間隔で、内パスを用いて計測し、切削長方向の平均を取った。圧力は、ノズルユニットのジョイントブロックに取り付けたひずみゲージ式圧力計(PG-2 TH 共和電業)で、流量は、ポンプ給水側に取り付けた容積型流量計(PH40

FDB-20 日東精工)で測定した。

ここでは、ノズルボディの設計について実験的に評価するとともに、試験結果を切削深さを特性値として整理して因子効果について検討した。切削溝の表面幅はFig. 3. 38に示すように試料表面での回転半径rに依存し、切削溝形状はノズル角度に関係することが予想できる。そこでrがほぼ同一の場合の切削溝形状と比エネルギーをノズル角度で比較して Fig. 3. 39, Fig. 3. 40 に示す。Fig. 3. 39では切削幅をrを基準化して示した。またFig. 3. 40で示した比エネルギーは、切削能力を表す指標で、詳細については後述する。Fig. 3. 39 から、切削溝表面幅がrに比例(約2. 5倍)することが分かる。また、切削溝幅は $\theta=4°$ や 8. 5° の場合には、H=8cm までは、表面幅以上の値を維持する。一方切削能力においては、$\theta=4°$ がやや良い結果を示しているが、工学的にはほとんど差が無いと言える。これらの結果から、$\theta=4°$ ～8. 5° の範囲であれば、切削溝幅と切削能力には大きな差はないことが分かる。

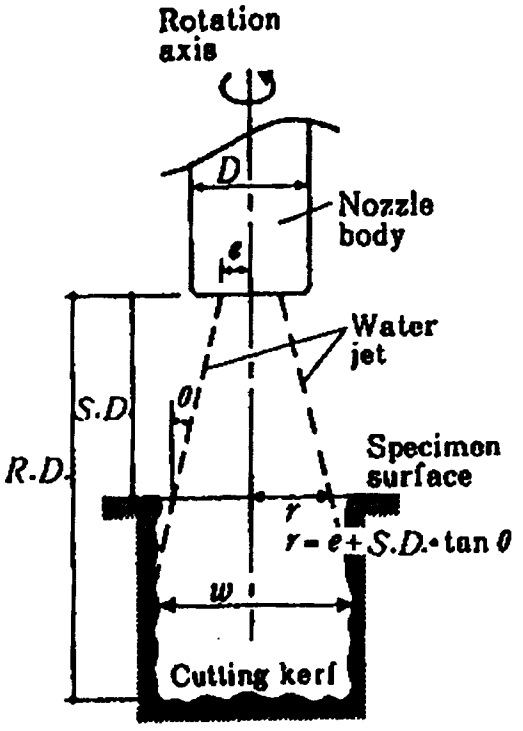


Fig. 3. 38　ノズル位置と切削溝

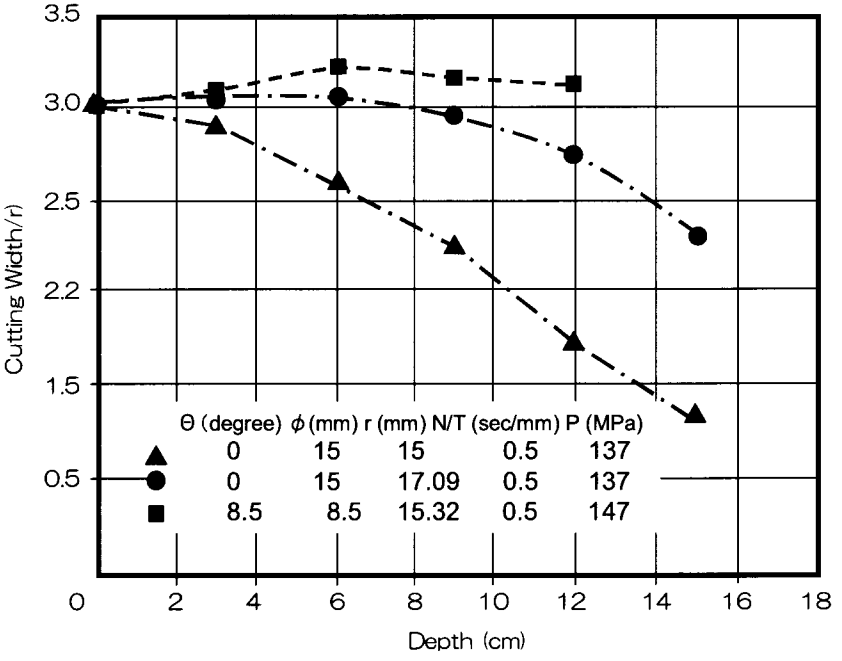


Fig. 3. 39 様々なノズル角度での切削溝形状

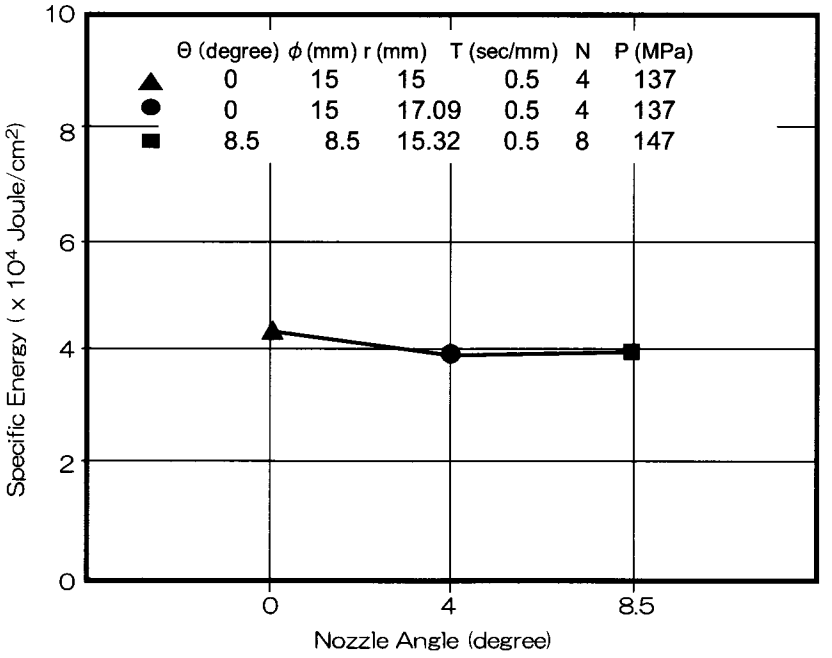


Fig. 3. 40 ノズル角度と比エネルギー

これに対して、ノズルボディを挿入する場合のノズル配置は、上記の結果を前提として更に以下に示す設計上の理由から決まる。コンクリートの切削では、粗骨材を破砕するよりマトリックスから脱落させる方が効率的である。このためには切削幅は少なくとも最大骨材寸法(本試験では 20mm)よりも大きくする必要がある。そこで切削幅を最大骨材寸法の 2 倍(40mm)に設定した。挿入用ノズルの外径を 27mm とした場合、e=8.5mm、θ=8.5° が設計上の最大値となり、切削溝とノズルボディとのクリアランスは片側 6.5mm となる。切削幅 40mm を確保するためには、r=15mm 以上必要(Fig. 5 参照)で、これに対応するスタンドオフディスタンス(S. D.)は、θ=4° で 147mm、θ=8.5° の場合は 57mm となる。一般に S. D. が大きい程水噴流の切削能力が小さくなることを考慮すると、挿入用ノ

ズルボディのノズル角度としてはθ＝8.5°の方が優れていると言える。以上の理由から挿入用ノズルボディはe＝8.5mm、θ＝8.5°とした。

水ノズルの内壁の形状により、水噴流の構造は変化し、その結果切削能力にも影響することが予想される。これを確認するため、Fig. 3.37に示した〔b〕(ストレートエントリーノズル)、〔c〕(コニカルエントリーノズル)のノズルを用いて切削能力を比較した。その結果をFig. 3.41に示す。この結果から水ノズルにコニカル部を付けることにより、切削深さは約2倍に改善されることが確認できる。

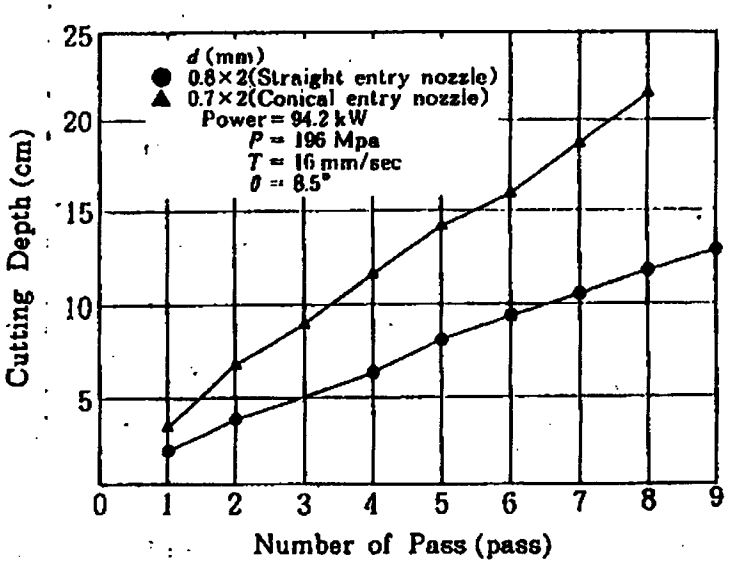


Fig. 3.41 ノズル形状による切削能力の比較

Fig. 3.42のノズルを挿入しない場合(S. D. =10mm)の切削繰り返し回数Nと切削深さHの関係を、Fig. 3.43にはN/T=0.125sec/mm毎にノズルを挿入した場合のNとHの関係とNに対応したS. D. を示す。Fig. 3.42からS. D. を一定にして切削

した場合は深くなるに従って、切削深さの増分が減少する傾向を示す。

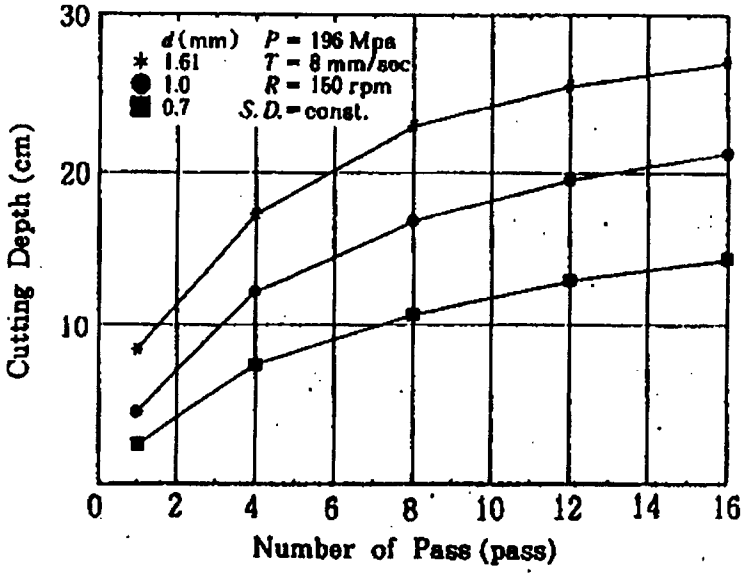


Fig. 3. 42 ノズルを挿入しない場合の切削繰り返し回数Nと切削深さHの関係

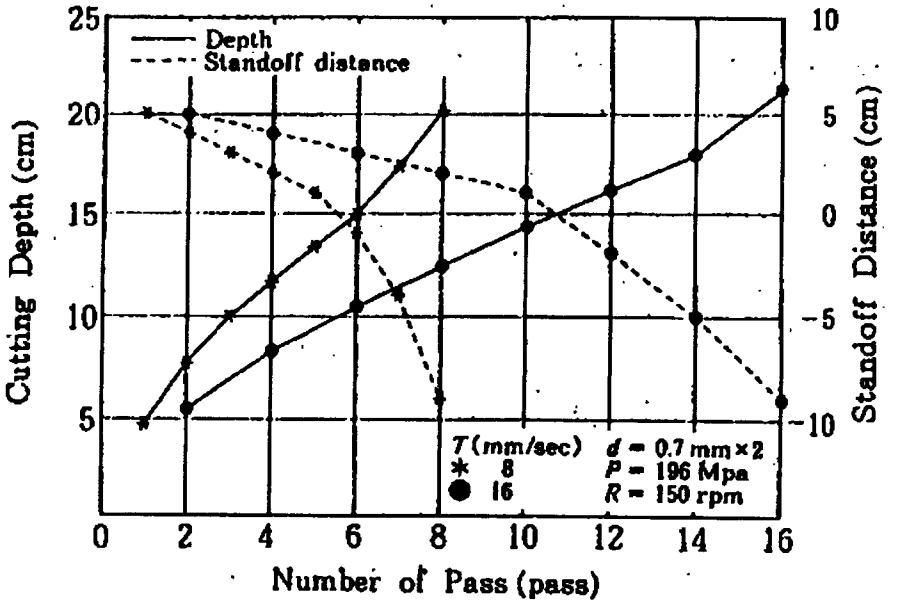


Fig. 3. 43 ノズルを挿入した場合の切削繰り返し回数Nと切削深さHの関係

これに対し、ノズルボディを挿入する方法では、Fig. 3. 43 に示すようにNの

増加に対して切削深さがほぼ一定の割合で増加して行く。Fig. 3. 43 における切削深さの増加量ΔH の変動をノズルと切削面との距離 R. D. (Fig. 3. 38 参照) と関連づけて考察するため、R. D. とΔH(N/T=0. 125) の関係を Fig. 3. 44 に示す。Fig. 3. 44からΔHはR. D. の増加とともに、直線的に減少していることが分かる。これらの結果から、ノズルを挿入する方法では、ノズルと切削面との距離を最小限(r の確保に必要な大きさ) に保てば、最も効率が良く、かつ切削深さが深くなった場合でも、切削能力は低下しないことが分かる。

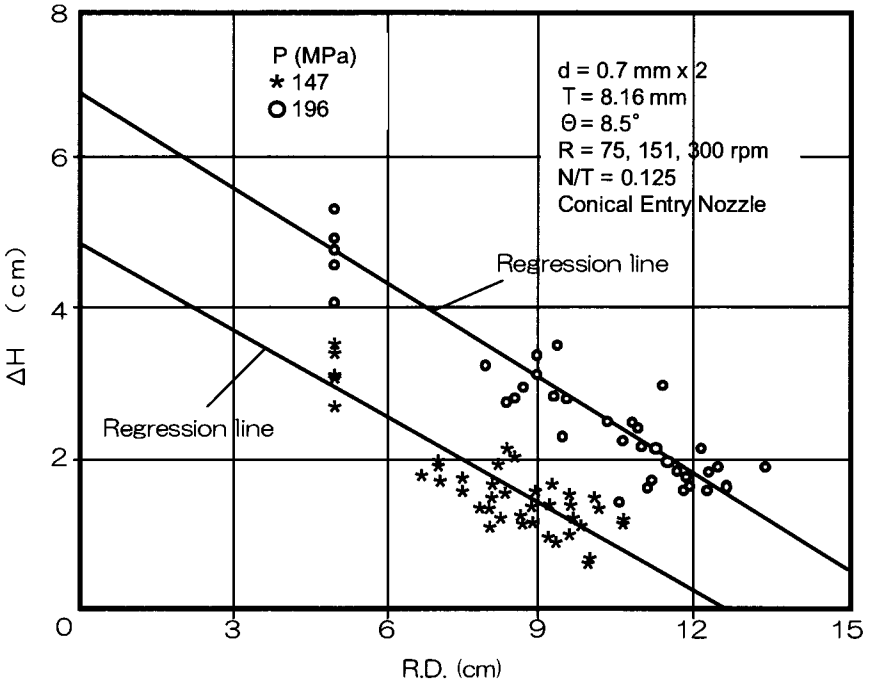


Fig. 3. 44 切削深さの増加量の変動とノズルと切削面との距離 R. D. R. D. の関係

Fig. 3. 45 にノズル移動速度とノズル径をパラメーターとしてノズル回転数と切削深さの関係を示す。この図から明らかなようにノズル回転数は切削深さに

ほとんど影響しない。Fig3.46, Fig.3.47, Fig.3.48 にはそれぞれ、移動速度、水ノズル径、噴射圧力に対する切削深さを示す。移動速度と切削深さの関係は、ウォータージェットの場合、一般的にべき乗で近似できるため、最小二乗法により近似した結果を Fig.3.46 に併記した。近似式の指数は、ノズル径により若干変化するが、−0.3〜−0.4 乗の範囲になる。アブレイシブジェットの場合には、これが−0.59 乗程度になる。この数値の差はロータリージェットがアブレイシブジェットに比べ移動速度の影響を受けにくいことを示している。ノズル径及び噴射圧力に対しては、切削深さはほぼ直線的に増加する。

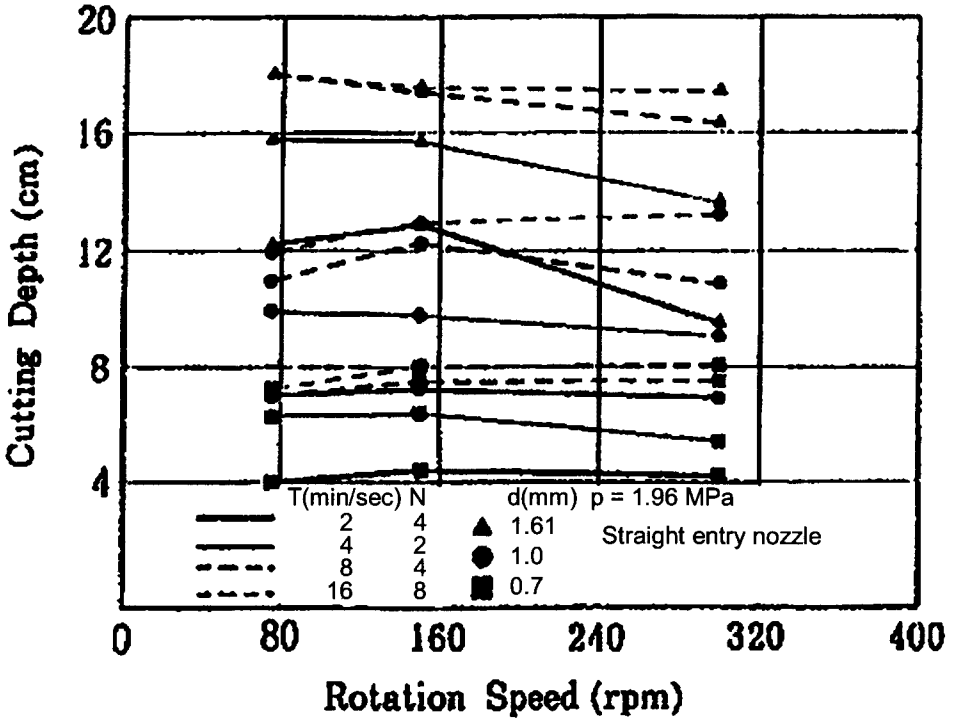


Fig.3.45 ノズル回転数と切削深さの関係

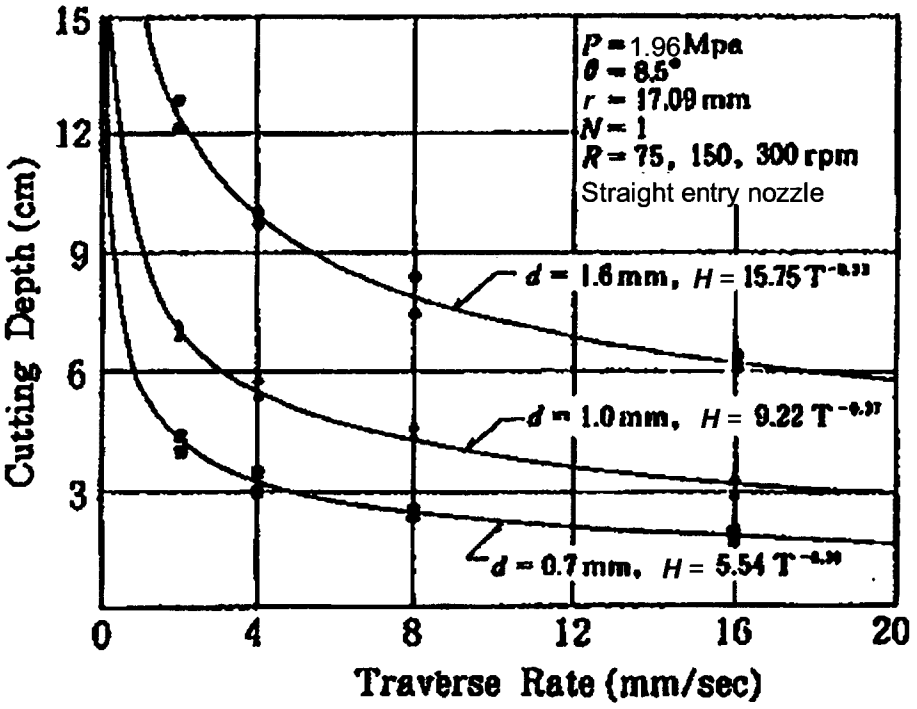


Fig. 3. 46 ノズル移動速度と切削深さの関係

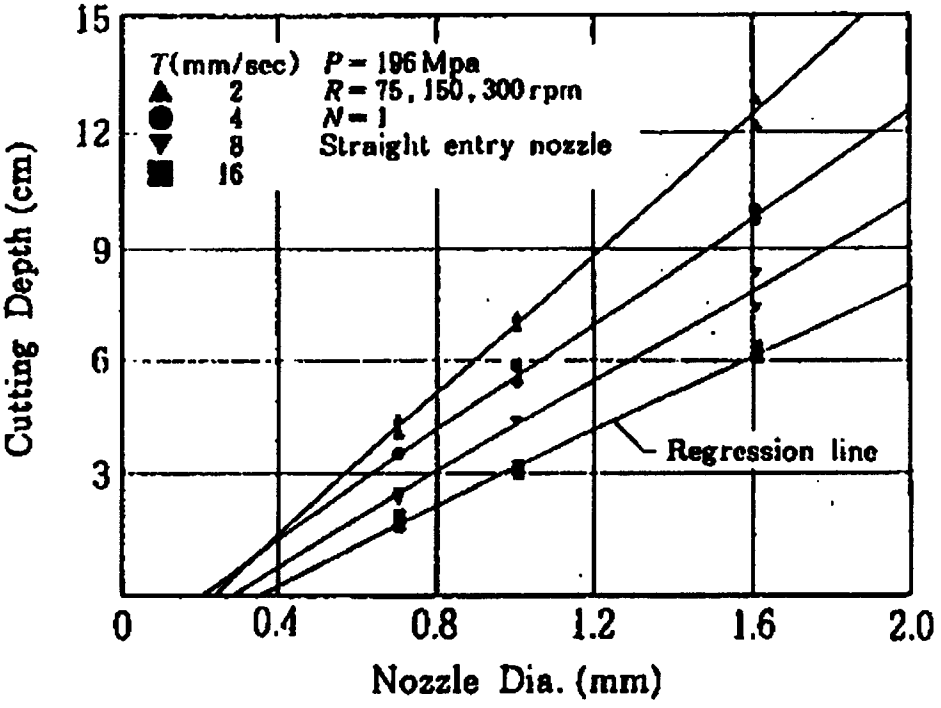


Fig. 3. 47 ノズル径と切削深さの関係

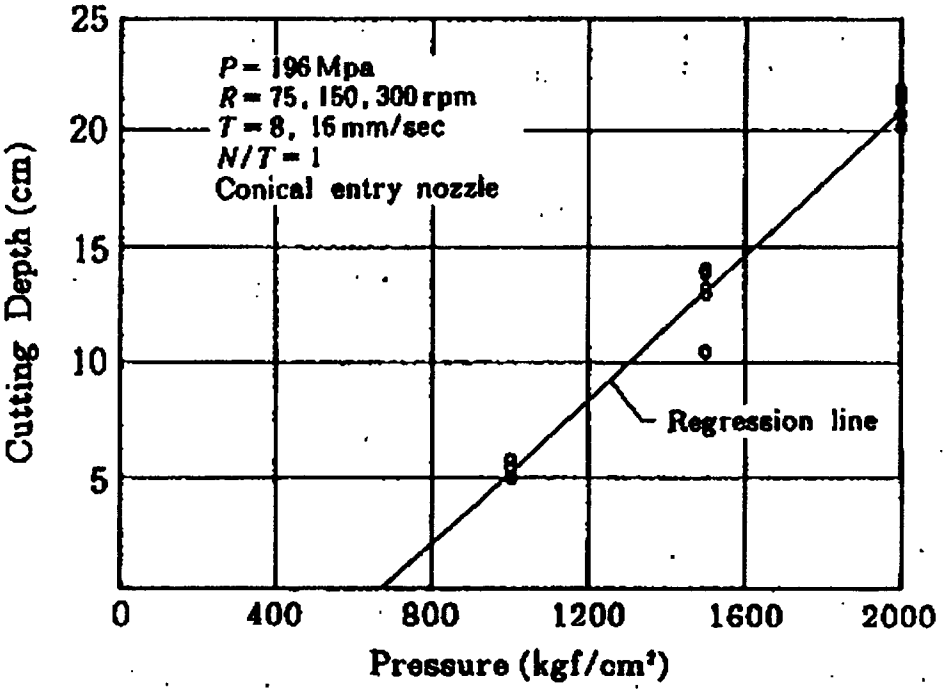


Fig. 3. 48 噴射圧力と切削深さの関係

ロータリージェットの因子効果を検討する場合、所定の深さを切削するために必要なエネルギーを示すことは、共通の指標で切削能力を評価できるばかりでなく、施工時の基礎データとしても有用である。このため上に示した試験結果を、切削深さと比エネルギーの関係として整理し直した。比エネルギーS_Eとは、次式で定義されるものである。

$$S_E = 166.8 \times (P \cdot Q \cdot N)/(T \cdot H)\ [J/cm^3] \qquad (3\text{-}14)$$

右辺の変数の単位はそれぞれ P(MPa), Q(流量 Litter/min), N(繰返し回

数), T (mm/sec), H (cm) でディメンジョンが揃っていないが、右辺定数項でこれを補正をしている。常識で明らかなようにS_Eは単位切削面積あたりの投入エネルギー量を示し、これを切削深さと関連づけることにより、ある深さを切削する場合のエネルギー効率 (エネルギーと作業量の比) を示す指標になる。

Fig. 3. 49 は水ノズル径が異なるデータを移動速度で T で層別して示したものである。この図から、一定の深さを切削するために必要なエネルギーは、移動速度が速いほど小さく (T=4 と 8mm/sec ではほぼ同等)、水ノズル径にはほとんど影響されないことが分かる。Fig. 3. 50 には、噴射圧力で層別した結果を示す。この図から P=98Mpa では極端に効率が悪いが、噴射圧力を 147Mpa 以上にすれば、切削の効率には、大きな差がないことが分かる。

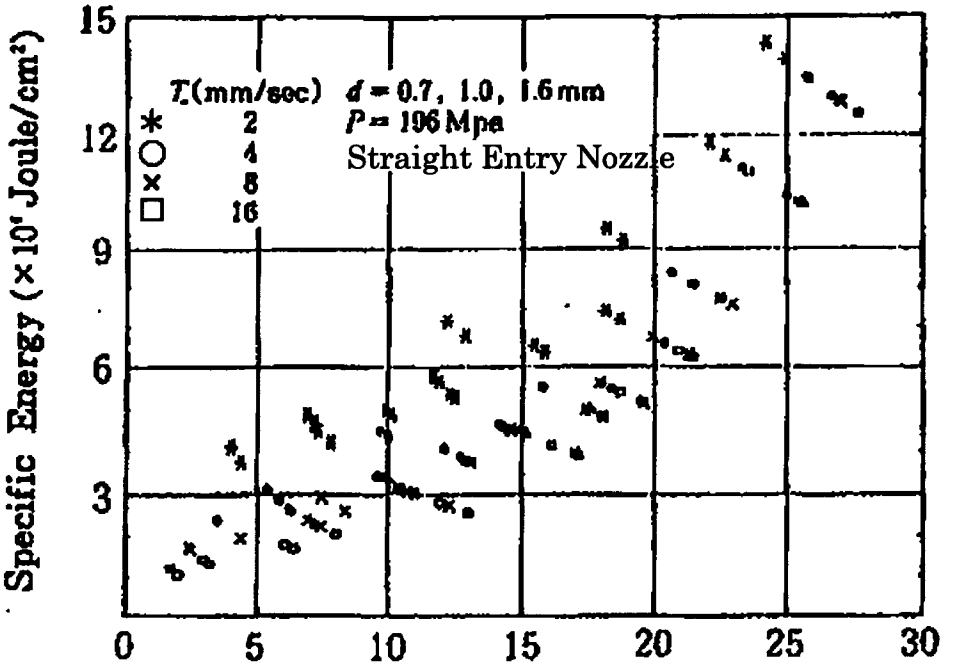


Fig. 3. 49　切削深さと比エネルギーの関係（ノズル径の影響）

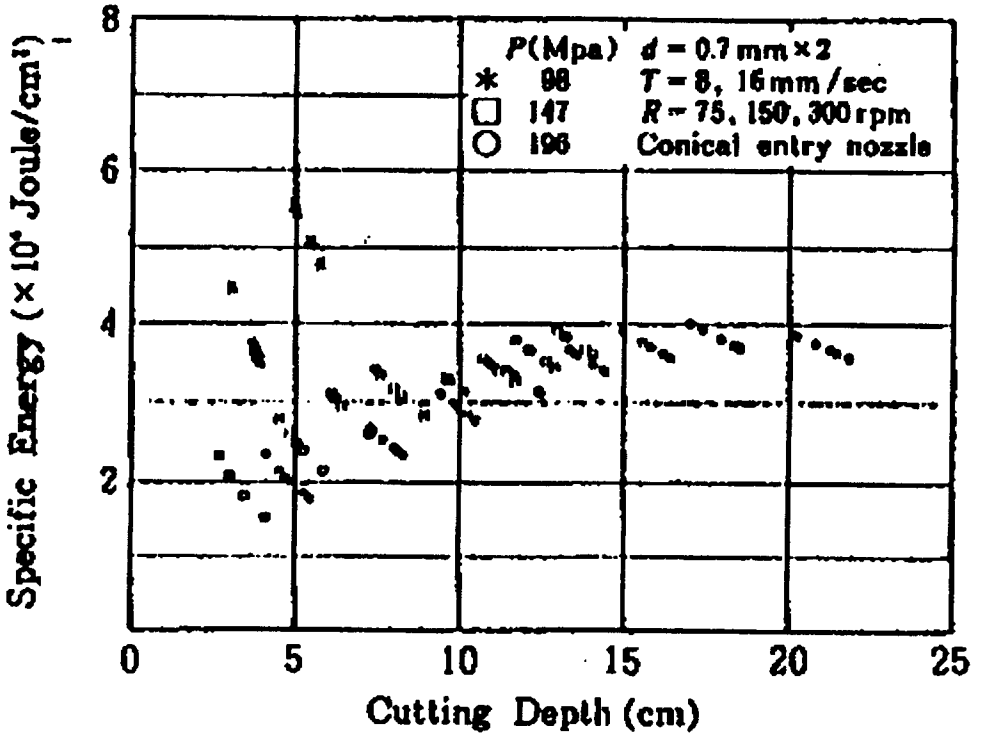


Fig. 3. 50　切削深さと比エネルギーの関係（噴射圧力の影響）

以上の結果から噴射圧力を 147MPa 以上に設定すれば、圧力、流量つまり噴射エネルギーに比例した切削能力が得られることになる。ロータリージェットはこれまで述べてきたように切削深さが深い場合でも一定の能率で切削できるという利点がある。これに対して、アブレイシブジェットは、深い切削では切削能力が低下する性質を持っている[13]。この両者を比較するために、Fig. 3. 51 に、アブレイシブジェットとロータリージェットの切削深さと比エネルギーの関係を示した。この図から明らかなように、一定の深さ以上ではアブレイシブジェットよりもロータリージェットの方が切削能力が高くなる。この深さは研磨剤が珪砂の場合で約 20cm、ガーネットの場合で約 40cm となる。

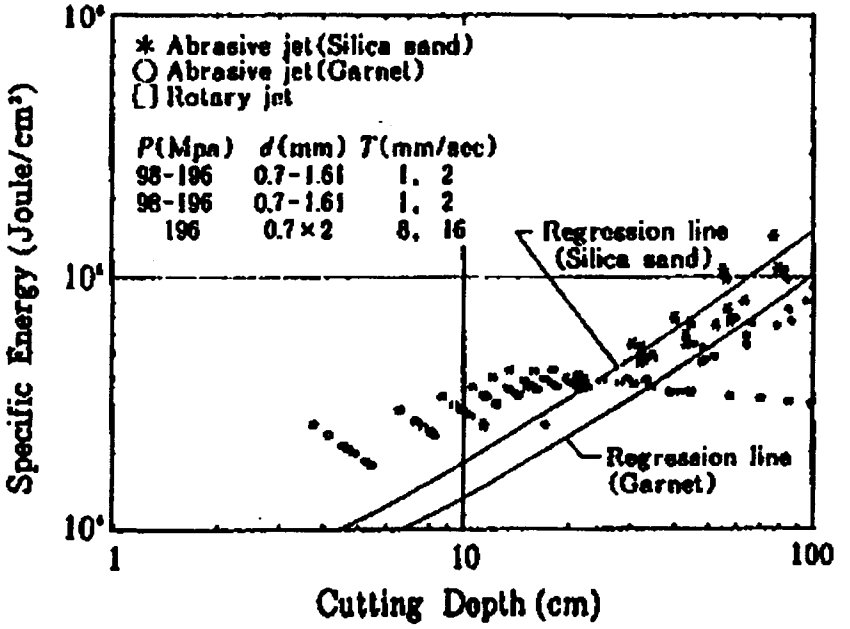


Fig. 3. 51　アブレイシブジェットとロータリージェットの切削深さと比エネルギーの関係

以上の検討で明らかになった事項を以下にまとめる。

a. ロータリージェットのオペレーションパラメーターでは、移動速度の効果が大きく、ノズル回転数はほとんど影響しない。移動速度は速いほど切削能力が良くなる。

b. ノズル形状では、テーパーノズルがストレートノズルの約 2 倍の切削能力を示した。

c. ノズルを挿入することにより、深く切削する場合でも一定の切削能力が得られる。

d. 噴射圧力、水ノズル径は、圧力を 147Mpa 以上に設定すれば、どの圧力、ノズル径でも噴流エネルギーに比例した切削能力が得られる。

e. アブレイシブジェットと比較すると一定深さ(珪砂で 20cm、ガーネットで 40cm)以上の切削では、ロータリージェットの方が高い切削能力を持つ。

最後に、ロータリージェットは、アブレイシブジェットに代わる新しいコンクリート切断技術として大きな可能性を持っており、今後はこれを応用した新しい工法の開発が期待される。

3．2．2 ロータリージェットを利用したコンクリート破砕に関する研究

近年、電力消費量の増大、インテリジェント機能の充実などに対応するため、オフィスビル、特に超高層ビルの改修工事の必要性が高まってきた。これらの工事では、ほとんどの場合、新設電力幹線用に貫通開口を床、壁に設ける作業が必要になるが、入居テナントの大規模な移動が困難なため、騒音、振動、粉塵などの発生を極力低減した工法が要求される。さらに、通常工法では躯体中に埋め込まれた電線管を損傷し、全館停電事故をおこす可能性もあるため、綿密な事前調査と慎重な施工が必要となり、作業の能率が極めて悪いという問題があった。これらの問題に対応できる新しい工法として開発されたのがロータリージェットを利用したコンクリート破砕システムである。ロータリージェッ

トは、ウォータージェットを応用した技術の一つで、原子炉解体等に使われているアブレイシブジェットとの大きな相違は、研磨材を使わないため鉄筋等の金属を全く損傷せずコンクリートだけを選択的に破砕除去できる点である。前節においては、ロータリージェットに用いる高圧スベイルの開発と幅30mm程度のスリットを深く切削する方法について述べたが、上記のような開口工事に利用する場合は、ノズルの旋回半径を開口幅まで広げ、開口部全体を破砕する方法が作業の単純化、破砕片の搬出の点からも効率的と考えられる。旋回半径を広げた場合、因子効果が既報で報告したスリット切削と異なる可能性があるため、この確認を目的としてコンクリート破砕実験を実施した。本節では、その実験概要とアブレイシブジェットによる切断工法と作業性を比較した結果を報告する。

ロータリージェットは、Fig. 3. 52に示すようにノズルを旋回運動させながら横に移動し、移動軌跡内のコンクリート全体を破砕していく技術である。この方法で、その破砕能力に影響する主な因子は、前節でも報告しているように①噴射圧力P②水ノズル径d③ノズル移動速度T④ノズル回転数R⑤ノズル移動回数N⑥ノズル旋回半径Wの6個が考えられる[14]。これらを実験因子としてTable 3. 17に示す組合せでコンクリート破砕試験を行った。試験に使用した高圧ポンプ、高圧スイベルは前節に述べたものであり、ノズルユニットは、旋回半径を

自在に調整(100-300mm)できるように、Photo 3.3に示すものを製作し使用した。

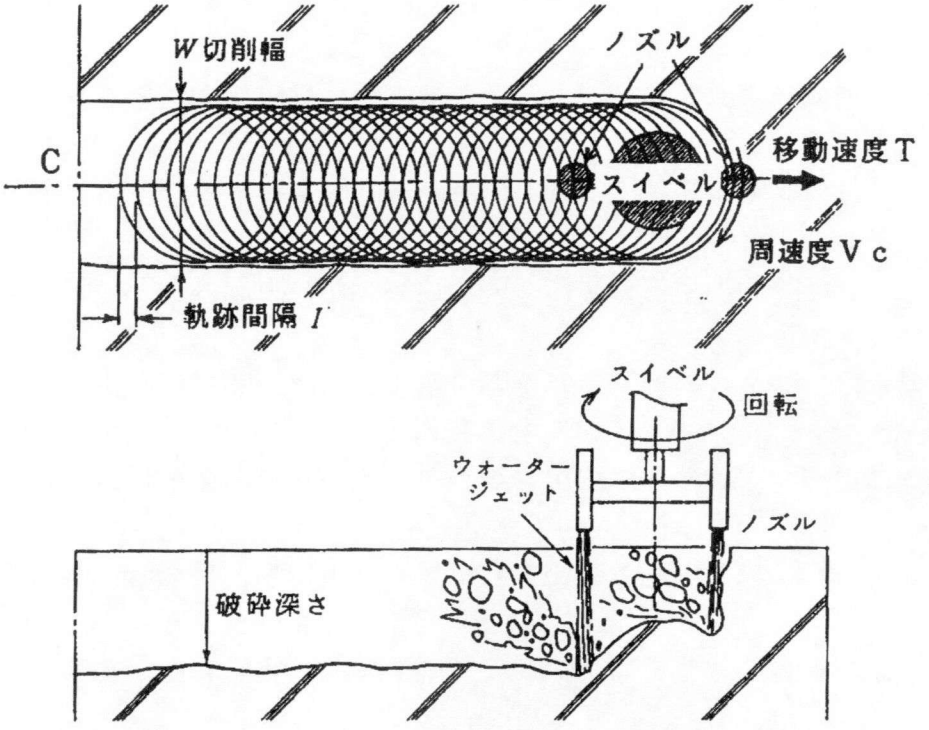


Fig. 3.52 ロータリージェットの概略

Table 3.17 コンクリート破砕試験の実験条件

Table 1 Factors and Levels

実験因子	因子水準，範囲
噴射圧力 P	1000, 1500, 2000 kgf/cm²
水ノズル径 d	0.5, 0.7, 1.0 mm(各2本)
ノズル移動速度 T	4, 8, 16, 32 mm/sec
ノズル回転数 R	75, 150, 300 r.p.m.
旋回径 W	100, 200, 300 mm
移動回数 N	1 ～ 16

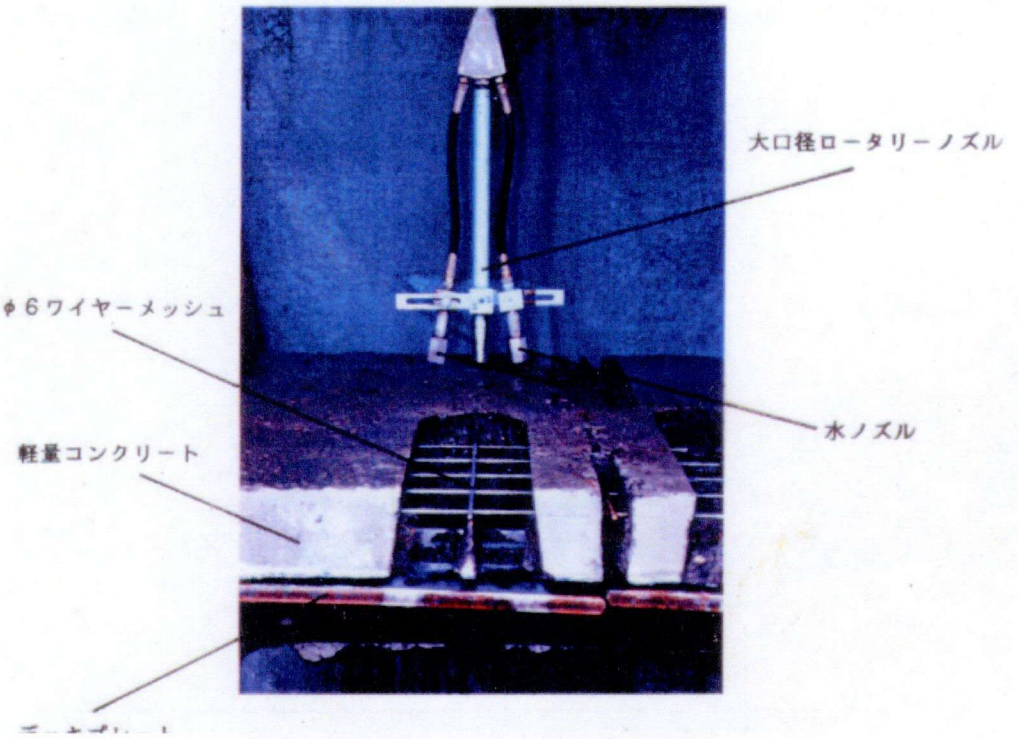
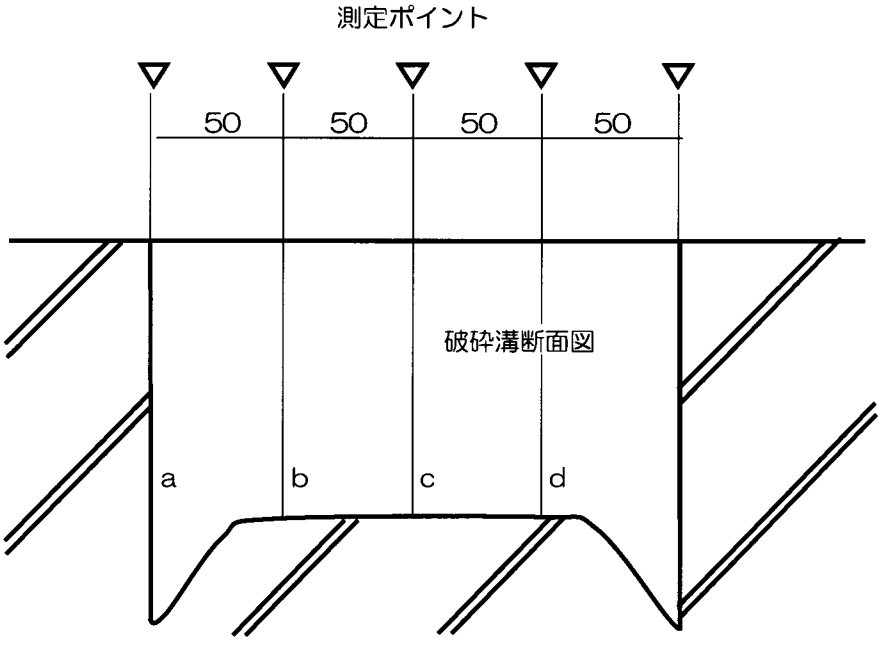


Photo 3.3 ノズルユニット

コンクリート試験体は、コアサンプルの一軸圧縮強度 370kgf/ 、最大骨材寸法 20mm の物を使用した。ロータリージェットの能力を評価するための指標としては、単位時間当たりのコンクリート除去量(破砕能力m^3/hour)を用い、異なるエネルギーレベルの試験結果を比較する場合には、単位エネルギーあたりの破砕能力(破砕効率＝破砕能力/水動力、m^3/kwh)を用いた。破砕能力は、Fig. 3.53 に示す破砕深さの測定値をシンプソンの公式で積分し求めた断面積に移動速度を乗じて求めた。

一般に、ウォータージェットは、ノズルからの距離が離れると、その能力が減少するので、比較しようとするデータの破砕溝の深さが異なる場合には、そ

の時の破砕能力を単純に評価することはできない。そこで、縦軸に破砕能力はたは破砕効率、横軸に破砕溝の深さ(平均深さ)をとり、対称因子をパラメータとして表現することによって、同一深さでの能力の比較ができるように工夫した。以下のまとめでは、特別な場合を除いては、上記のようにデータを整理した。



$$断面積 = \frac{a + 2b + 2c + 2d + e}{2} \times 50$$

$$粉砕量 = 断面積 \times 移動速度$$

$$平均破砕深さ = \frac{a + b + c + d + e}{5}$$

Fig. 3. 53 破砕深さの測定方法

噴射圧力や水ノズル径の効果を評価する場合、作業量(破砕能力)そのものではなく、エネルギーの利用効率(破砕効率)を特性値とした方が検討が容易のた

め、ここでは、破砕効率をY軸としてデータを整理した。Fig. 3. 54に噴射圧力をパラメータとした時の破砕効率を示す。この図から明らかなように、噴射圧力が高いほどエネルギーの利用効率は高くなる。言換えれば、1000kgf/ 以下の圧力では、極端に効率が悪くなる(2000kgf/ のときの80%ダウン)ため、施工では、少なくとも1500kgf/ 以上(25%ダウン)の圧力が必要であるといえる。水ノズル径に対しても同様な整理をした結果をFig. 3. 55に示す。この図から水ノズル径に関しては、d=0. 5mmの時(噴射流量14 /min)やや低い破砕効率となるが、それ以上のノズル径では、破砕効率に大きな差がない。すなわち、噴射流量の増加に対してエネルギーに比例した破砕能力が得られることになる。

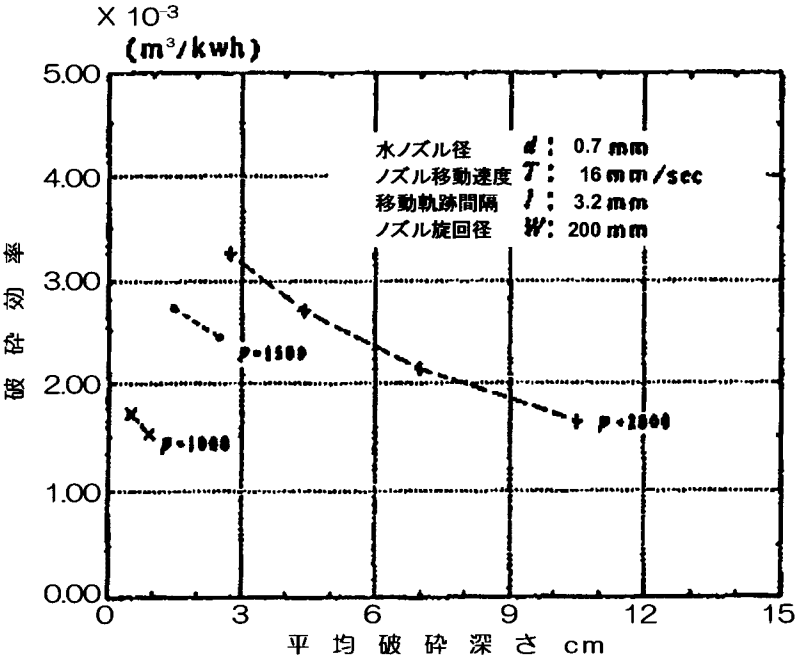


Fig. 3. 54　噴射圧力をパラメータとした破砕効率

また、ノズル径の大きなものほど深さの方向の減衰が小さい傾向が見られる。

よって、破砕深さが深い場合には、ノズル径を大きくすることにより破砕能力の減衰を押える効果が期待できる。この結果は、ポテンシャルコアの長さがノズル径に比例すること[15]と整合しており、噴流の連続性と破砕効率の相関性を示唆している。

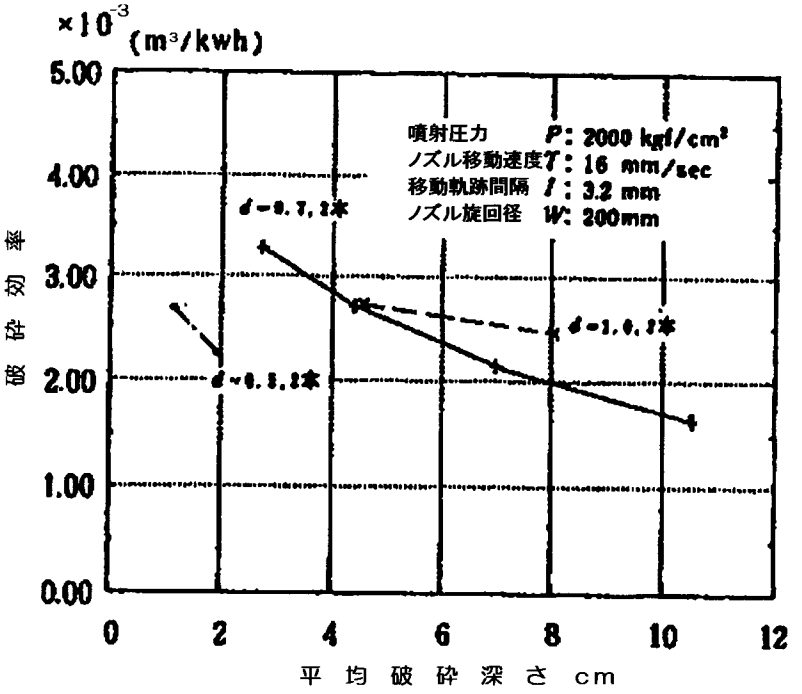


Fig. 3. 55　水ノズル径をパラメータとした破砕効率

噴流パラメータ(噴射圧力、ノズル径)とオペレーションパラメータ(移動速度、回転数、移動回数、旋回径)の影響は既報の結果から工学的にはほぼ独立と考えられるため、オペレーションパラメータの検討は、噴射圧力とノズル径を固定して(それぞれP=2000kgf/ ,d=0. 7mm)行った。Fig. 3. 56に移動速度をパラメータとして平均深さと破砕能力の関係を示す。この図から明らかなように移動速度が速いほど破砕能力も高くなるが、移動速度を無制限に速くすると軌跡間隔

(Fig. 3. 52 に示したノズル移動軌跡の間隔) が広がり、ついには一様に破砕できなくなる (Photo 3. 4)。

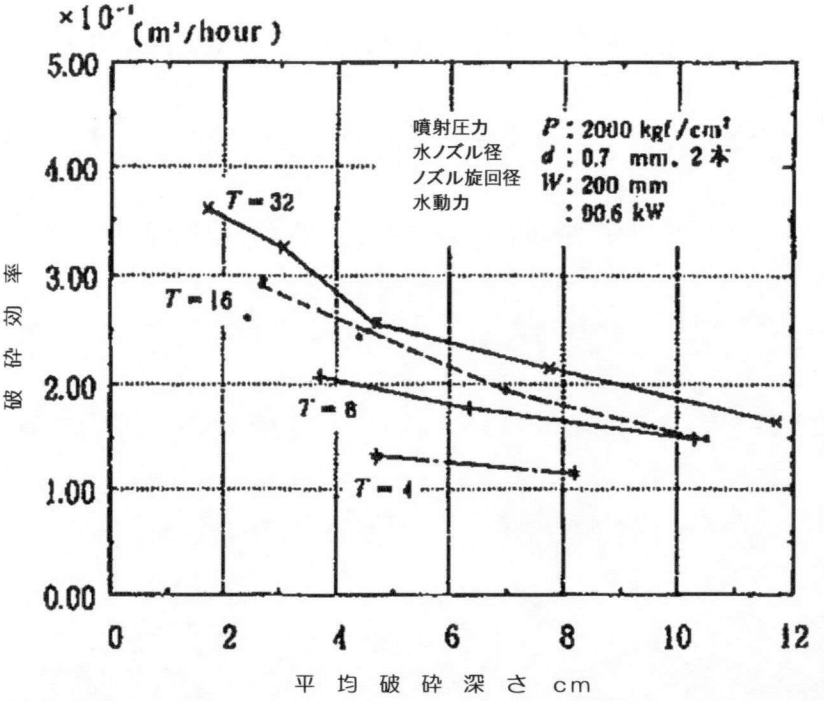


Fig. 3. 56 移動速度をパラメータとした平均深さと破砕能力

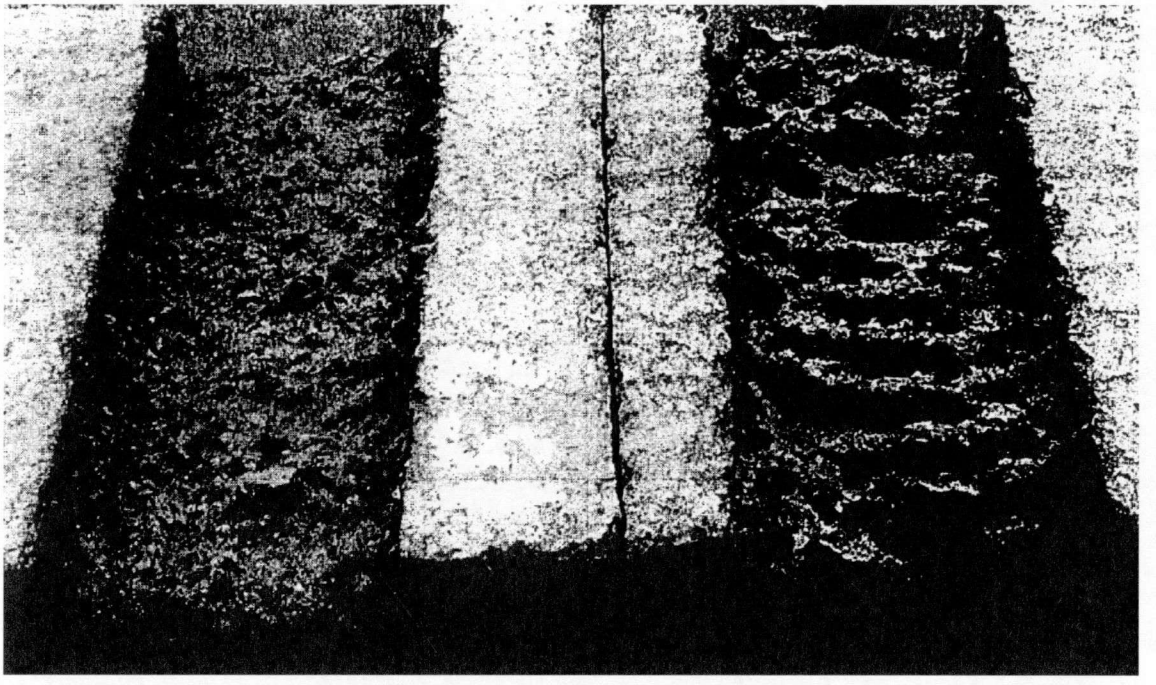


Photo 3. 4 軌跡間隔 10mm の時の破砕結果

この現象は軌跡間隔が 10mm 以上で生じる。よって移動速度の最適値は、軌跡間隔が 10mm 以下になるように移動速度と回転数をバランスさせたときの上限値といえる。Fig. 3. 57 には旋回径と平均破砕深さの関係を、Fig. 3. 58 には旋回径をパラメータとしたときの平均深さと破砕能力の関係を示す。これらの図から、旋回径を小さくした方が、破砕深さは深くなるが、破砕能力に関しては、W=200mm のときが最大になることが分かる。すなわち、開口工事では、開口幅を必要最小限にすることにより能率的な施工ができ、表面全体を破砕するような工事では、１回の破砕幅を 200mm 前後にしこれを繰り返していく方法が能率的であるといえる。

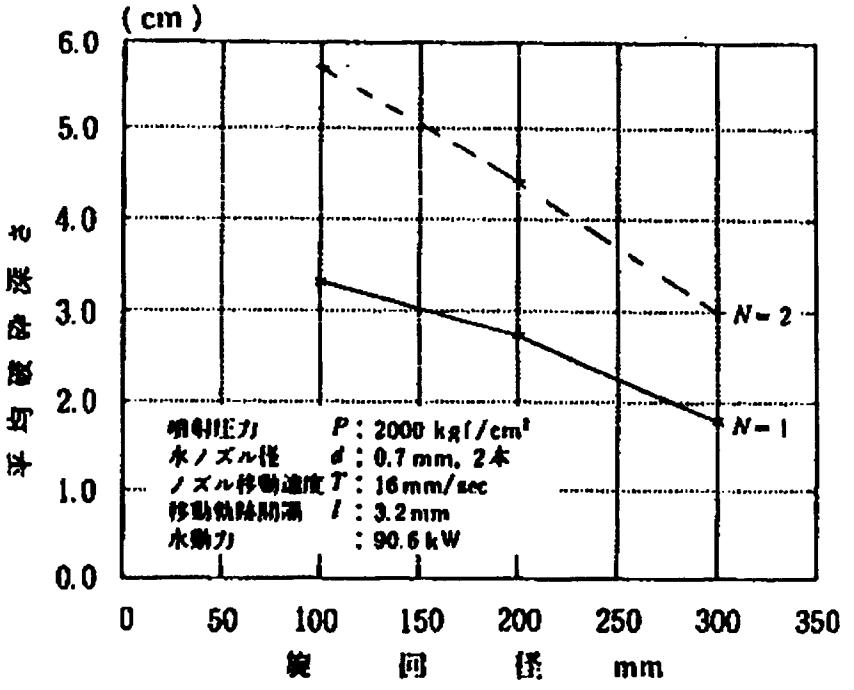


Fig. 3. 57 旋回径と平均破砕深さ

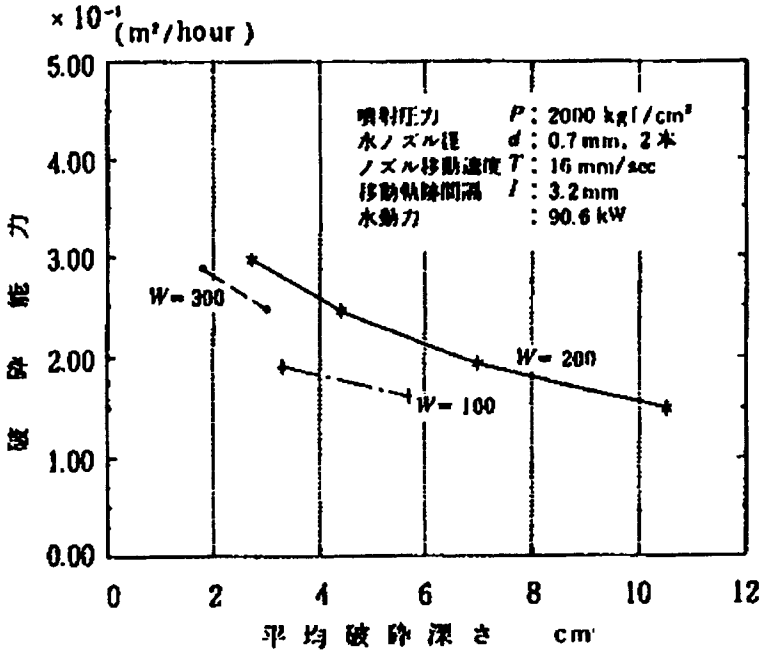


Fig. 3. 58 旋回径をパラメータとした平均深さと破砕能力

Fig. 3. 59 に回転数と破砕能力の関係を示す。この図から明らかなように、回転数の影響はほとんどないが、当然、この因子に関しても軌跡間隔 10mm 以下という条件から回転数の下限は存在する (T＝16mm/sec では、50r. p. m.)。

以上の結果から、ロータリージェットによるコンクリートの能率的な破砕方法に関して以下のように要約できる。

a.　噴射圧力はできる限り高くする。

b.　水ノズル径は、0. 7mm 以上を使用する。

c.　ノズルの移動速度は軌跡間隔が 10mm 以下の範囲でできるだけ速くする。

d.　旋回径 (破砕幅) は、開口工事では必要最小限にし、表面破砕工事では 200mm 前後に設定する。

e.　　回転数は、軌跡間隔が 10mm 以上にならないように設定する。

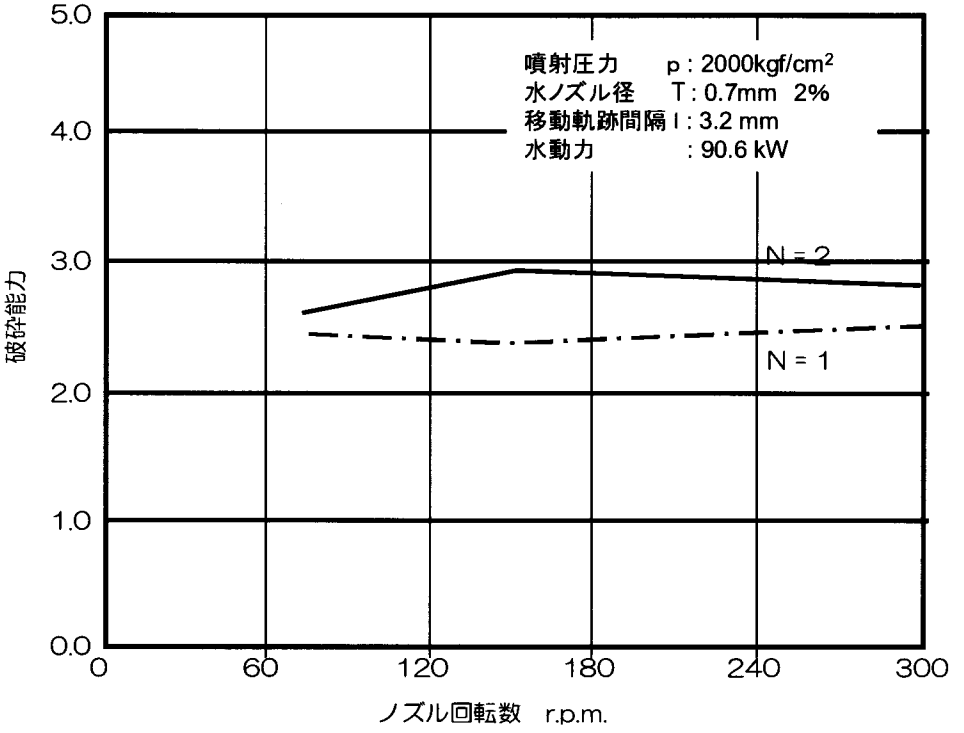


Fig. 3. 59 回転数と破砕能力

ロータリージェットによる破砕工法とアブレイシブジェットを用いた切断工法で、施工能力を比較するため、Fig. 3. 60 に示す開口に対して施工時間に関してケーススタディをした結果を Table 3. 18 に示す。この結果から、明らかに 200mm 以下の開口幅の場合は、施工能力の点でも破砕工法の方が優れていることが確認できる。200mm 以上の幅では、切断工法の方が施工能力は勝るが、破砕片の搬出、鉄筋、配管を残す必要性の有無等を総合的に判断して、工法選択するべきである。

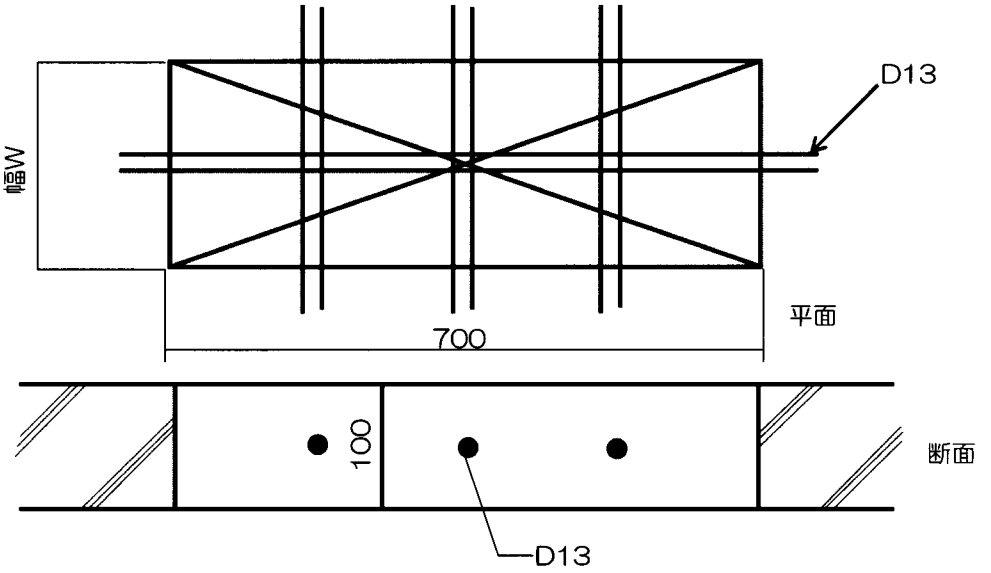


Fig. 3. 60 ロータリージェットとアブレイシブジェットの比較の開口モデル

Table 3. 18 ロータリージェットとアブレイシブジェットの比較

切断，破砕時間（分）			
項　目	破砕工法	切　断　工　法	
開口幅	ロータリージェット	アブレイシブジェット	
		珪　砂	ガーネット
100mm	8.5	15.5 (19.5)	11.0 (15.0)
200mm	14.5	18.5 (22.5)	12.0 (16.0)
400mm	29.0	21.5 (25.5)	13.0 (17.0)

以上、ロータリージェットを用いたコンクリートの破砕について述べてきたが、鉄筋、配管を残してコンクリートを除去する方法は、リフォーム工事の増加に伴い、その必要性がますます高くなってくることが予想されている。これに対応するためは、総合的なコンクリート破砕システムの構築が必要でありこれが実用化における課題である。

3．2．3 ロータリージェットを利用したコンクリート破砕のメカニズムに関する研究

ロータリージェットを利用したコンクリート破砕技術について前節では噴射圧力P、ノズル径d、ノズル回転数R、ノズル移動速度T、旋回径Wなどの個々の因子効果を整理して報告した。因子効果の定量化は、施工における最適条件の選定や機器開発の方向性を選択する上で重要な意味を持つが、因子数の多さのため破砕能力との関係が複雑に絡みあい、定式化が困難であるという問題があった。コンクリートの破砕現象は基本的には引っ張り破壊により生じるため、上記関係を力学的に考察することにより、因子効果を単純かつ一般的な関係として説明できる可能性がある。そのためには噴流構造と破砕機構に関する研究が必要で、本節ではその第一ステップとして前節で述べた破砕実験の結果[16]を無次元化距離(ノズル出口と破砕面の距離をノズル口径で除した値)で整理した。

ロータリージェットによるコンクリートの破砕では、前節でも報告したようにノズル移動を繰り返すと累積破砕深さは増加するが、一回の移動で破砕できる深さは徐々に減少して行く。この現象を噴流構造の変化と対応づけるため、Fig. 3.61に示す無次元数X/dを横軸として、破砕能力の減衰傾向を調べた。ここでXは、破砕開始時においては、ノズルをセットした位置でのスタンドオフディスタンスSDと等しいが、破砕が進行した場合には、既に破砕された破砕溝

底面とノズルとの距離を意味する。破砕能力の指標としては、前報で定義した単位時間当たりのコンクリート除去量(m^3/hour)を用いた。また、破砕深さの計測は、1m当たりの破砕時間に換算して4分ごとに行った。

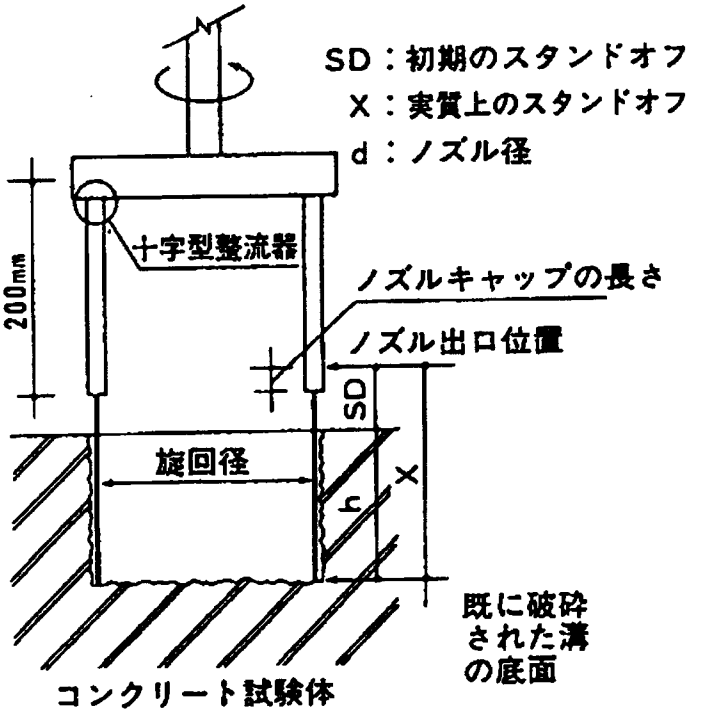


Fig. 3.61 無次元数X/dの定義

Fig.3.62はノズル径d=0.7mmにおいてスタンドオフSDを変化させた結果を示したものである。いずれの場合もX/dの増加に伴う破砕能力の減衰は直線的で、その傾きも完全に一致している。この結果から破砕能力の低下は、スタンドオフSDの増加に伴うものも、破砕深さhの進行に伴うものもX/dの増加による距離減衰として統一して説明できることが分かる。

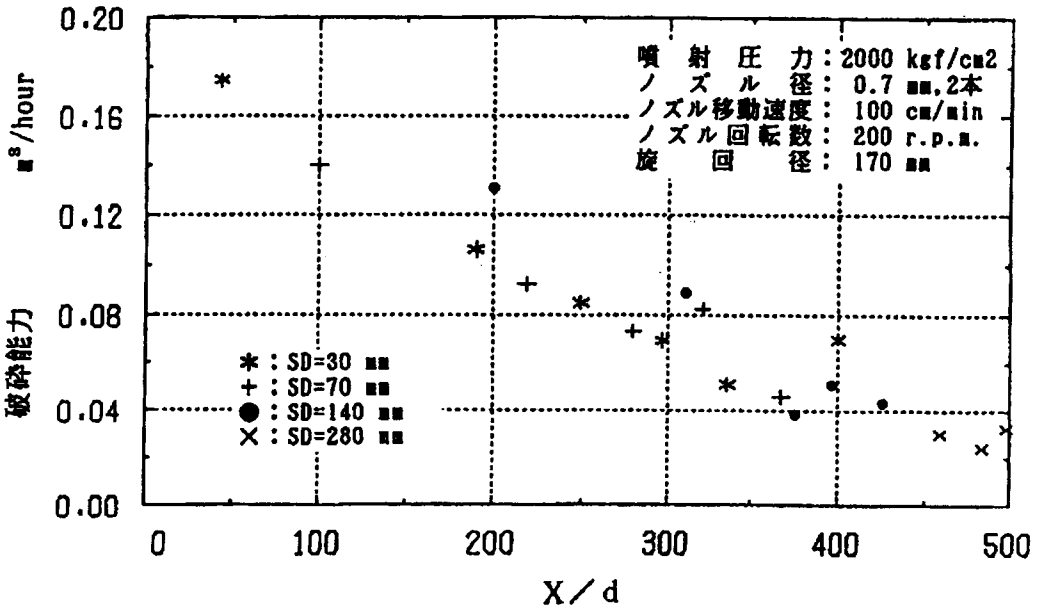


Fig. 3. 62　X/d の増加に伴う破砕能力の減衰（SD の影響）

Fig. 3. 63 は、上記の関係を異なるノズル径に対して示したもので、破砕能力は単位噴射エネルギー (kWh) 当たりの値 (破砕効率) に変換した。この図から、ノズル径が異なる場合も、無次元化距離 X/d を用いれば破砕能力の減衰は、同一の傾きとして表記できることが分かる。これらの結果は、破砕能力と噴流構造の間に密接な関係が有ることを示している。

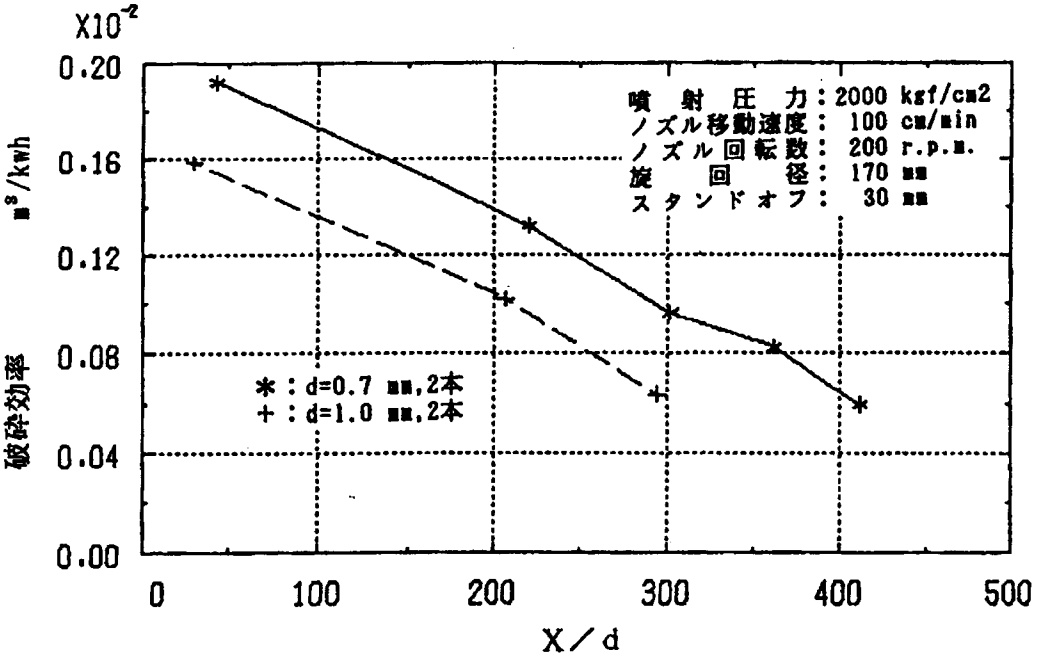


Fig. 3. 63　X/d の増加に伴う破砕能力の減衰（ノズル径の影響）

X/d の増加に伴う噴流構造の変化を調べるために、スタンドオフを変えながら鉄板に一定時間（1分間）噴射してできた壊食痕の形状、損失重量の変化を測定した。Fig. 3. 64 に示す方法により X/d を 40～1000 まで段階的に変えたときの鉄板の壊食状況を Photo 3. 5 に示す。

この時壊食された鉄板の重量損失と X/d の関係を Fig. 3. 65 に示す。これらの図から鉄板の壊食状態は大きく二つのパターンに分類できる。小林らは、Fig. 3. 65 における一つ目の山を第一ピーク、二つ目の山を第二ピークと呼んでおり、第一ピーク近傍はポテンシャルコアーが持続し、流れが連続性を維持している領域で、第二ピークが始る辺りから流れの不連続性が成長し液塊、液滴へと移行して行く。第二ピークの極大値近傍では液塊による水撃作用が最も卓

越する領域であることが高速度写真などによって確認されている。

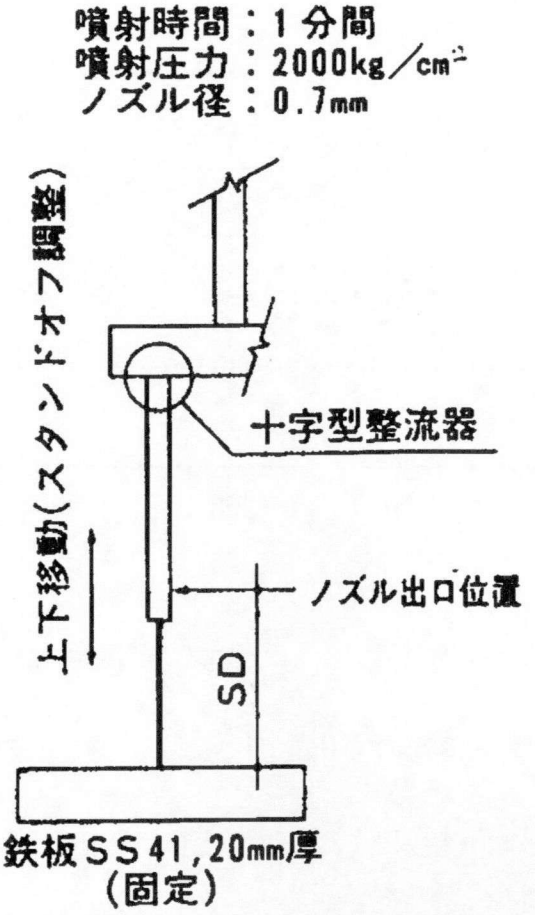


Fig. 3. 64 鉄板壊食実験

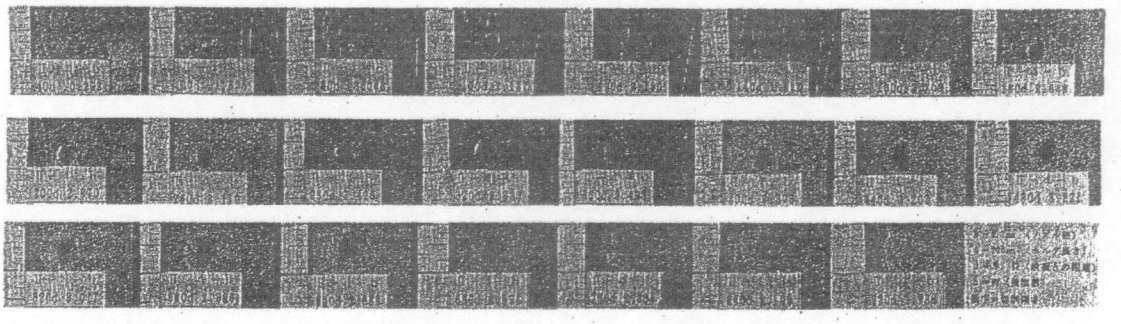


Photo 3. 5 鉄板の壊食状況

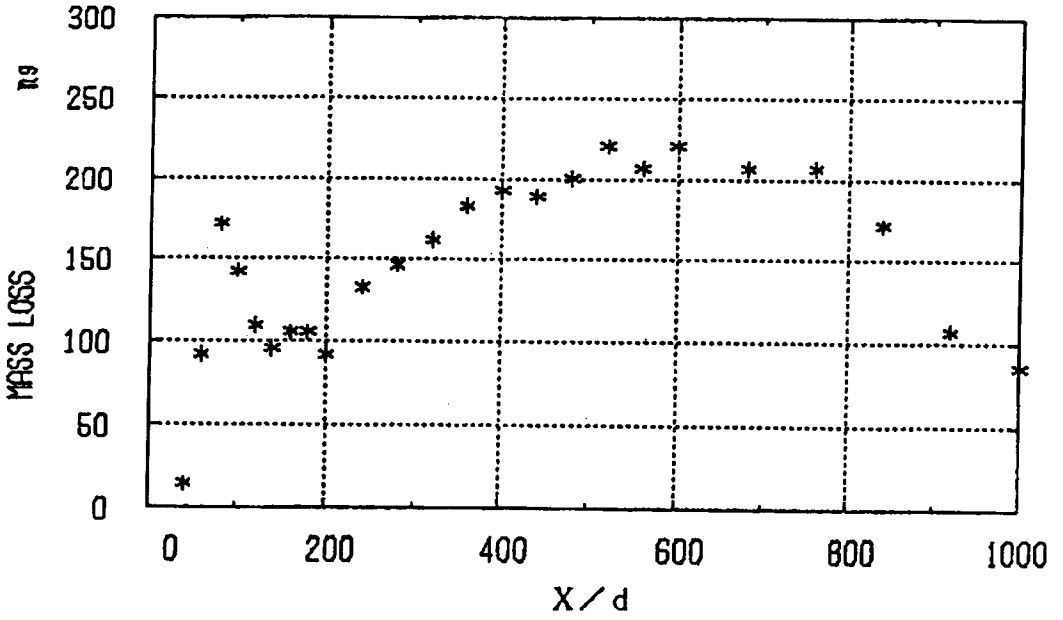


Fig. 3. 65 鉄板の重量損失と X/d の関係

Fig. 3. 62, Fig. 3. 63 と Fig. 3. 65 を比較すると、鉄板壊食における第二ピーク (X/d=500) では、コンクリート破砕能力は、ほとんど無くなっている (X/d=40 の 1/5 程度)。以上のことから、ロータリージェットのコンクリート破砕能力に対して、ウォータージェットの液滴領域における水撃作用の寄与は非常に小さく、むしろ連続流領域における力、すなわち、よどみ点圧力の作用が強く働いていることが分かる。この力は、水くさび作用として岩等の破砕機構において主要な役割を果たしていることが、Louis ら[17]により報告されている。

ロータリージェットによるコンクリートの破砕では、ノズルが回転しながら横移動するため Fig. 3. 66 に示すような軌跡を描く。この図で、中心線 C 上の円弧の間隔は、２本ノズルの場合 I=T/2R で与えられる。

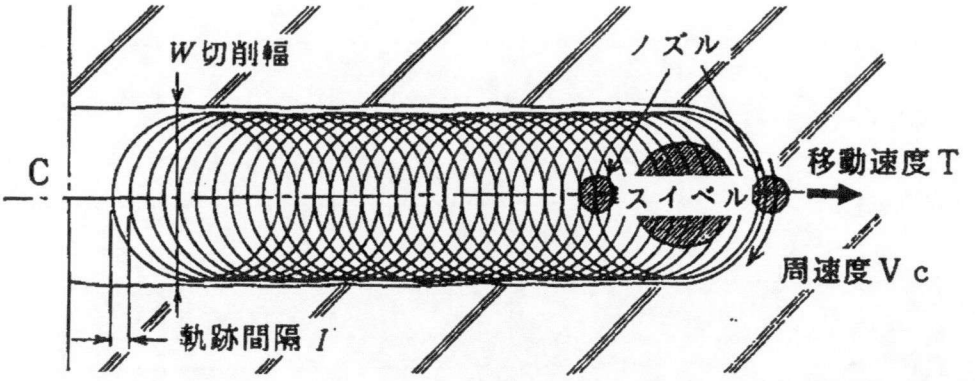


Fig. 3. 66 ロータリージェットによるコンクリートの破砕の軌跡

またノズルの運動は円弧状の周速度 Vc=・WR とノズルユニット全体の移動速度Tの二成分に分けられる。前節ではR、Tと破砕量の関係を報告したが、破砕機構を考える上ではI, Vc と破砕能力の関係が重要であり、ここではR,Tを軌跡間隔I, 周速度Vcに変換してデータ整理を行った。Iを一定にしてVcを変化させた場合、Fig. 3. 67に示すように Vc=107m/min までは破砕能力が増加し、それ以上の周速度に対してはほぼ一定値となる。またVcを一定にしてIを変化させた場合は、Fig. 3. 68に示すようにI=2. 5mm までは破砕能力が増加し、それ以上の軌跡間隔に対してはほぼ一定値となる。一般にウォータージェットによるコンクリート切削では、移動速度を速くして切削を繰り返した方が効率的であるという実験の結果が報告されており、 この効果はこの実験結果と同様の現象として説明できる。ただし、ノズルを単に横移動する切削実験では、移動装置の最高速度が数十 m/min 程度のため、Fig. 3. 67において破砕能力が一定となる

領域(=100m/min 以上)での実験結果は報告されていない。

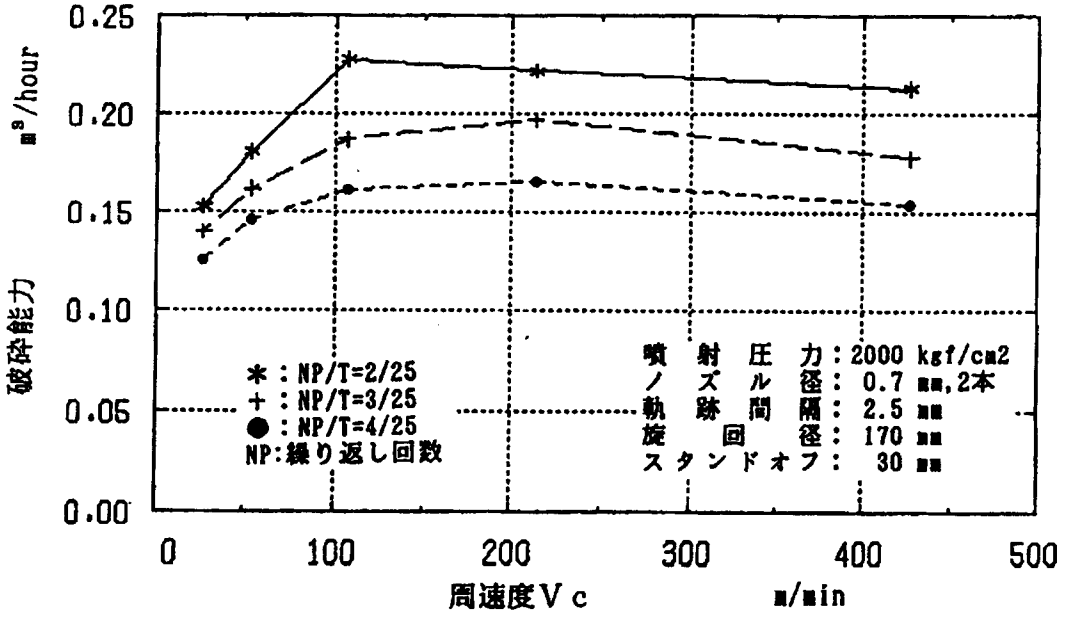


Fig. 3. 67　周速度 Vc と破砕能力の関係

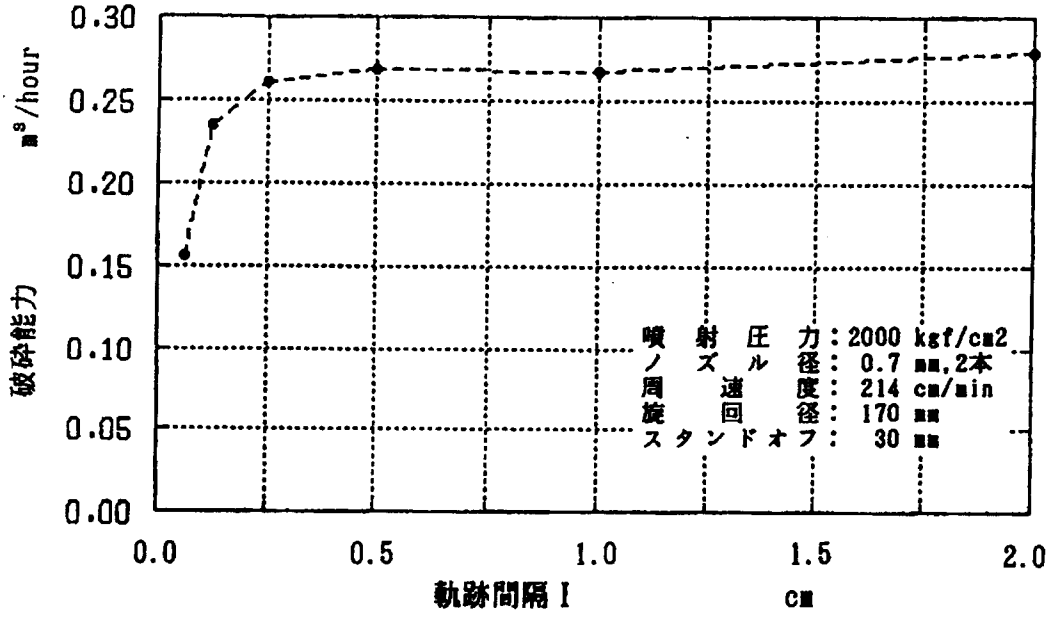


Fig. 3. 68　軌跡間隔 I と破砕能力の関係

一方、軌跡間隔 I の効果は、コンクリートの破砕機構をモデル化する上で重要な意味を持ってくる。Fig. 3. 68 で軌跡間隔を密にすると破砕能力が低下する現象は、破砕片の大きさと関連づけて説明できる。軌跡間隔を小さくすると Photo 3. 6 に示すように破砕片も細かくなる。

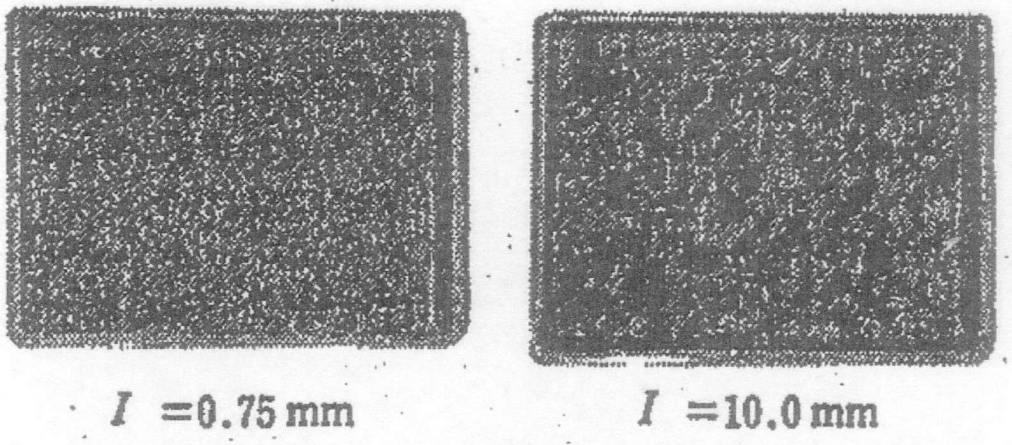


Photo 3. 6 破砕片の状況

コンクリートを弾性材料とすると引っ張り破壊に要するエネルギーは、破砕片の表面積の総和に比例する。この値は破砕片寸法に反比例するため、破砕片が小さくなるほど破砕に必要なエネルギーは増加することになる。この関係は、破砕機構の複雑さを考えると単純には成り立たないであろうが、軌跡間隔の減少に伴う破砕能力の低下の理由として有力な考え方と言える。反対に軌跡間隔を大きくした場合、10mm 以上では、Photo 3. 7 に示すように破砕溝の中央に残存部が生じる。この現象は、ウォータージェットで弾き飛ばせる破砕片の大きさには限界(ノズル径に依存する)が有ることを示している。

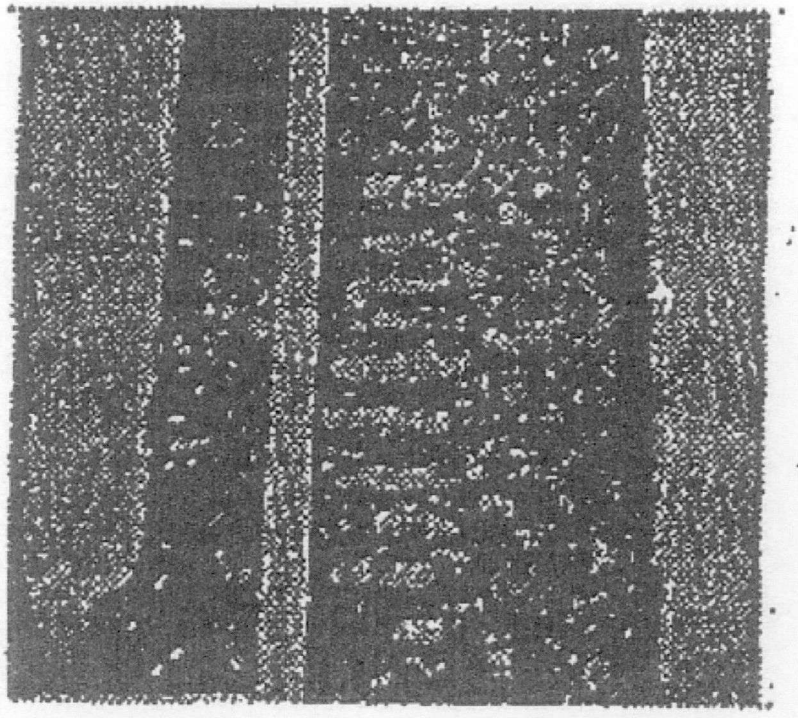


Photo 3.7 残存部の状況

前節では、残存部が生じた状態を破砕能力の低下と判断し、効率的な破砕のためには軌跡間隔を 10mm 以下にすべきであることを指摘したが、実際の破砕では、ノズルの移動は、一回ではなく複数回繰り返される。その場合、軌跡はコンクリート上にランダムに重ね合わされ、最初の一回で生じた残存部はそれに続く数回の移動で必ず除去されるため、軌跡間隔を大きくしても、破砕能力は低下せず Fig. 3.68 のように一定値を示すことが分かった。これらの結果を、ノズル移動速度 T とノズル回転数 R に再変換して考えると、T/2R 2.5mm, π・W・R 100m/min という条件から旋回径 200mm の場合は、ノズル回転数は 160r.p.m 以上、このときの適正移動速度は、80cm/min 以上となる。

以上の結果を破砕機構の観点からまとめると、ロータリージェットによるコンクリートの破砕では、ウォータージェットの切削作用だけではなく、コンクリートを塊として弾き飛ばす作用が大きな役割を果たしていることが分かる。この作用は、IIでも述べたようにウォータージェットのよどみ点圧力(流れがせき止められて動圧が静圧に変換したもの)による水くさび現象がそのメカニズムの有力な候補として考えられるが、これについてはより詳細な実験による検討が必要である。

本節での検討からロータリージェットによるコンクリートの破砕について、以下のことが確認できた。

a.　コンクリート破砕能力の距離減衰は、X/d の一次関数として表す事ができ、減衰の要因は噴流構造の変化として説明できる。

b.　コンクリートの破砕においては、水噴流の連続流領域で生ずる力(よどみ点圧力)による破砕作用が大きな役割を果たしており、液滴領域における水撃作用の影響は極めて少ない。

c.　破砕メカニズムの観点からは、周速度を 100m/min 以上にし、軌跡間隔を 2.5mm 以上にすることにより効率的な破砕が確保できる。

よどみ点圧力による破砕メカニズムの詳細は、今後の研究を待たなければならないが、噴流構造という観点で見た場合、破砕能力の改善のためには連続領域

を長くする工夫が重要であることが指摘できる。例えばノズル形状をオリフィス形状からテーパーノズルにすることにより第一ピーク位置は、２倍に伸び、破砕能力も1.5倍になること[18]は、前節で報告した。

ロータリージェットを利用したコンクリート破砕工法は既に実用化し、実工事に適用され始めているが、工法の最適化を図る上では、まだまだ多くの課題がある。前述した破砕メカニズムの研究もその一つであるが、そのほか水中での破砕能力の改善や、高分子ポリマー添加による効果、また鉄筋は以後のコンクリートの除去方法なども重要な課題として挙げられる。今後も工法の普及を目指して、これらの課題について継続的に研究を行っていく必要がある。

３．２．４　高分子ポリマーの添加とノズル角度の効果によるロータリージェット性能改善に関する研究

ロータリージェットの破砕能力は、前節までにも報告したように、噴射圧力、ノズル径、回転数、ノズル形状等多くのパラメーターの影響を受けるが、これらについては、すでに充分な基礎実験の結果を踏まえて最適化してきた。さらに破砕能力を向上させるため、高分子ポリマー添加による噴流構造の改善と角度付ノズルによる破砕効率の改善を行い、その効果を確認した。以下にその概要を報告する。

（1）高分子ポリマーのの添加による効果

高分子ポリマーは、水噴流の乱れを減少させるものとして古くからその有効性について指摘されてきた。特にノズル上流の乱れの減衰や鉄板壊食における壊食量増大に対しては、顕著な効果があることが報告されている。しかし、整流器等により充分に上流流れを整えた噴流に対する整流効果やコンクリート破砕における能力の改善効果については確認されておらず、それらの確認のため、以下に示す実験を実施した。

ウォータージェットに使用される高分子ポリマーにはいくつかの種類があるが、今回は溶融性が良く、分子量が大きいという理由から、粘調液タイプのポリアクリルアシド系（分子量 1500 万）のものを使用した。まず、噴流構造の改善効果を確認するため、ウォータージェットノズル（ノズル口径 d=0.7mm）を固定し、鉄板に 2000kgf/cm2 で 1 分間噴射した時の壊食状況を観察した。実験パラメーターは、スタンドオフディスタンス（SD）及び整流パイプ長さ L とした。

Photo 3.8, Photo 3.9 にそれぞれ L=50mm、L=200mm の場合の代表的スタンドオフにおける壊食痕を添加量 1000ppm と無添加の場合を比較して示す。壊食痕と噴流構造の関係で、花びら状の壊食パターンは、ポテンシャルコアー（ノズル出口の速度を維持し、かつ流れが連続している部分）の持続を示していること、円形状の壊食（液滴壊食の領域）になった場合は、その直径がほぼ水噴流

の直径を示すこと等を考慮すると、これらの図から L=50mm、L=200mm どちらの場合も、あきらかに高分子ポリマーの添加により、噴流の構造は改善されていることを確認できる。特に L=50mm においては、無添加の場合、整流器以降の距離が短いため上流の流れの乱れが減衰せず、L=200mm と比較して極端に噴流が広がっているが、ポリマーの添加により、この状態は大幅に改善されている。このことは、設計上ノズル上流に充分な整流のための距離が取れない場合にも、ポリマー添加により噴流構造の改善が可能であることを示している。

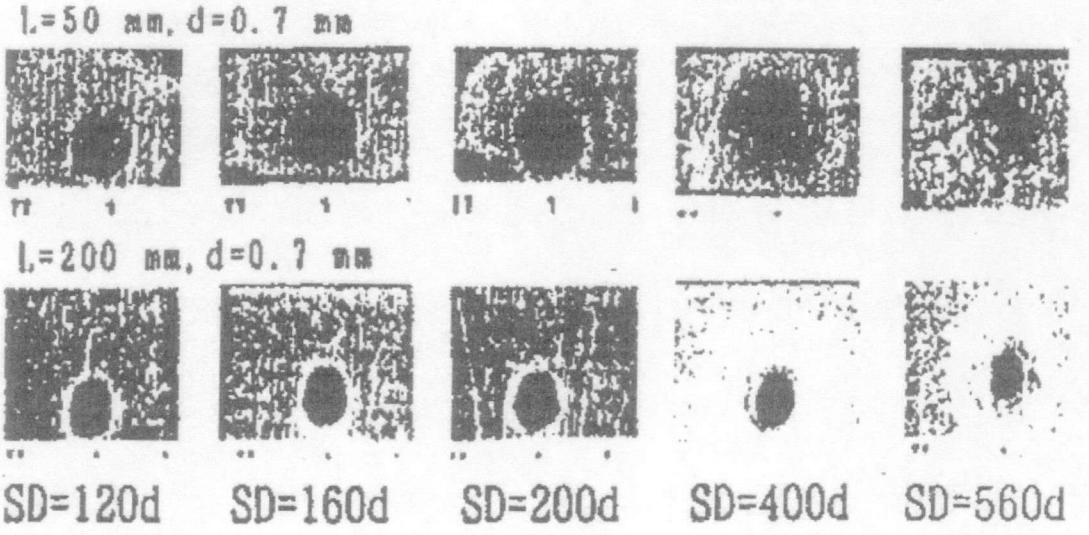


Photo 3.8　鉄板の壊食痕（ポリマー無添加）

Photo 3.9　鉄板の壊食痕（ポリマー添加、100ppm）

ポリマー添加による噴流構造の改善が、実際のコンクリート破砕に対してどの程度効果的かを調べるため、コンクリート破砕実験を実施した。Fig. 3.69 にその結果を破砕深さと破砕能力の関係として示す。この図から明らかなように、ポリマーの添加によりロータリーウォータージェットの破砕能力は 20～50%改善でき、深く破砕する場合ほどその改善効果は大きいことがわかる。この結果は、上に述べた噴流構造の変化（ポテンシャルコアーが長くなり、収束性が良くなる）と良く対応している。

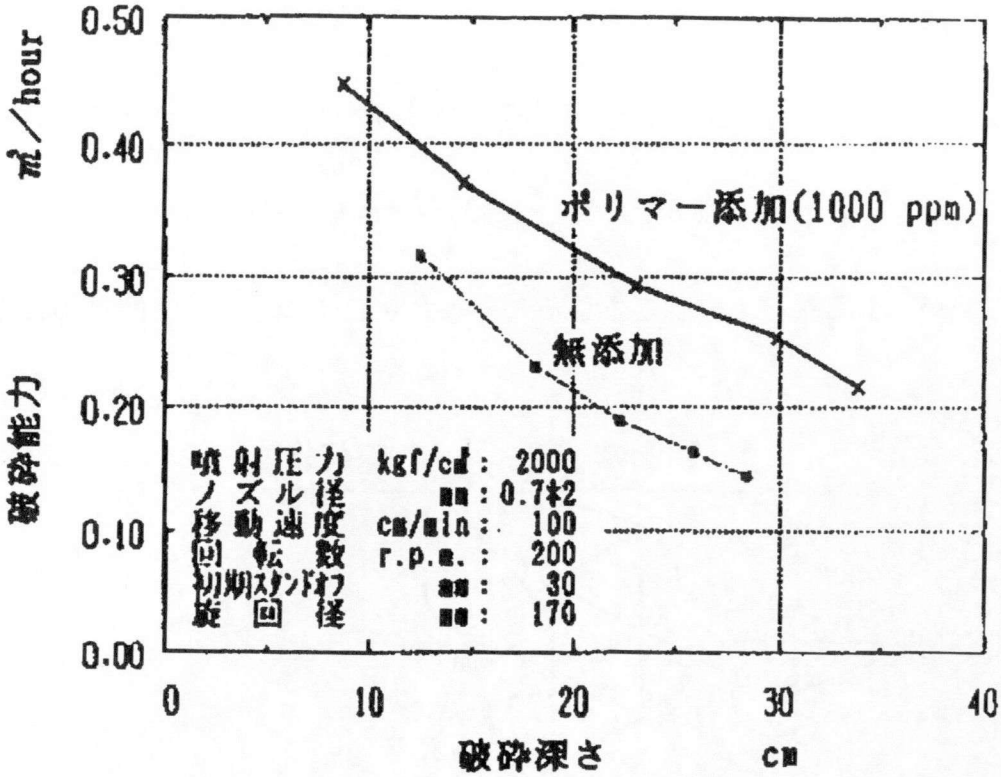


Fig. 3. 69　ポリマーの添加効果

（2）ノズル角度の効果

ロータリーウォータージェットでコンクリートを破砕する場合、コンクリート中の粗骨材部は破砕されにくく、細骨材、セメントマトリックスの除去が先行するため粗骨材を頂点とした突起状の部分が生じる。この突起部は、破砕深さが深くなっても粗骨材寸法が大きい場合はそのまま残り、破砕効率の低下要因となる。鉄筋コンクリートの場合も、同様に鉄筋背後のコンクリートが壁状に残り、その結果破砕効率は低下する。これらの問題を解消するためにFig. 3. 70に示すようにジェットの噴射方向に角度を与えて、粗骨材の下や鉄筋の下のコンクリート部に直接ジェットを衝突させる方法が考えられる。従来、ロータリ

ージェットにおけるノズルの角度は、Fig. 3. 70 のθ方向のみが考えられていたが、この方向に角度を付けた場合、破砕溝が裾広がりになるため、壁、床に開口をあける場合には、背面側が必要以上に幅が広がることやノズル角度の効果がある領域が、中心軸線上に限定されること等から必ずしも有効では無かった。

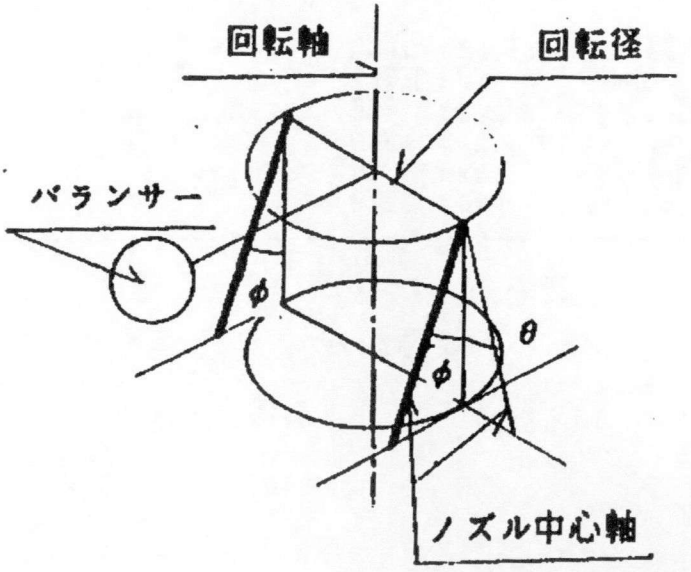


Fig. 3. 70　角度付きノズルの設計

そこで、φ方向に角度を付けたノズルを新たに考案した。このノズルユニットは、二対のノズルを同方向にひねり、この時生じる噴射圧力を、回転軸に固定したバランサーの遠心力でキャンセル方式をとっている。このノズルユニットを用いれば、回転円周状のあらゆる場所で両方向から一定角度でジェットが衝突するため、粗骨材や鉄筋背後のコンクリートの除去が効率的になることが期待できる。

上にで示したノズルを用いて、コンクリートの破砕実験を実施した結果を Fig. 3. 71, Fig. 3. 72 に示す。これらの図から、破砕深さについては、φ=20° の場合が最大で、φ=0° と比較して 20%程度改善されている。また、破砕量に関しては、φ=20° 、30° の場合が効率良くφ=0° の約 30%増となった。

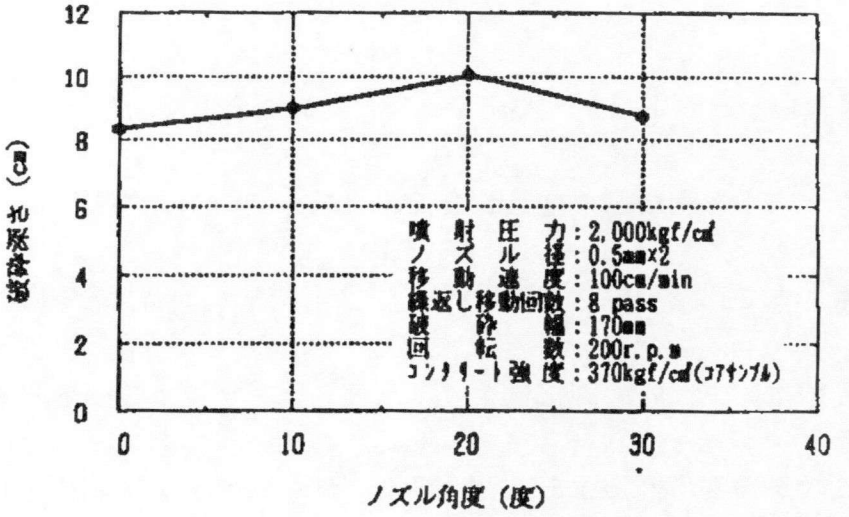


Fig. 3. 71　破砕深さに対するノズル角度の効果

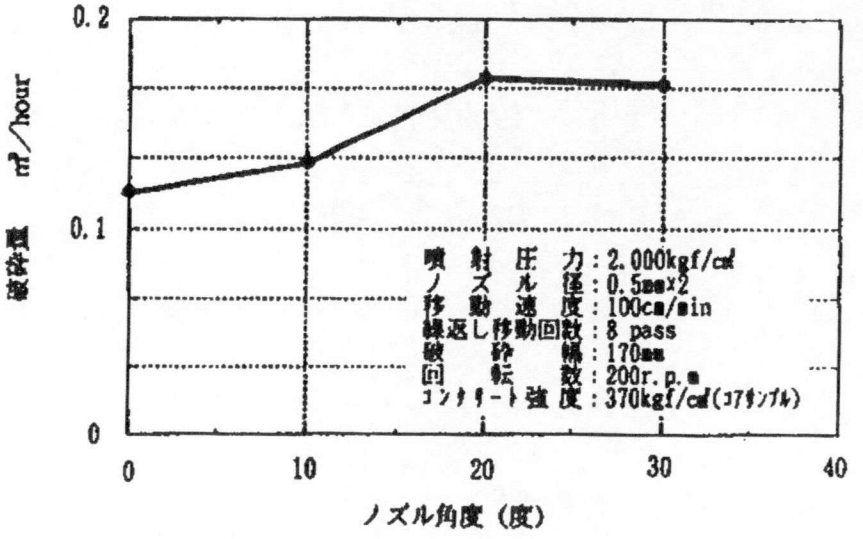


Fig. 3. 72　破砕量に対するノズル角度の効果

以上、ロータリーウォータージェットのコンクリート破砕能力の改善に関して、高分子ポリマー添加効果とノズル角度の効果について報告してきたが、いずれも大幅に効率の改善が可能なことが確認できた。鉄筋背後のコンクリート除去効果については、角度付きノズルが極めて有効であることが確認できた。

３．３　超高圧ジェット（スーパージェット）の開発と切削性能

超高圧ジェットを利用した地盤改良工法（スーパージェット工法）は地上から所定の深さまで直径十数cm程度のウォータージェット噴射管を建込み、管の先端部からセメントなどの固化材を含んだ超高圧ジェットを噴射させ、周囲の土砂を削りながら混合攪拌することにより、地中にセメント固化柱状体を構築する地盤改良工法である。スーパージェット工法の開発に向けて、以下の実験を実施した。

まず、ウォータージェットによる地盤切削に関する基礎実験として、

a.　ウォータージェットの圧力・流量の実験

b.　最適なノズル回転速度と繰返し回数に関する実験を行い、大口径の地盤改良が可能であることを確認した。

引き続いて実施盤における施工確認として、

c.　砂質地盤及び粘性土地盤の施工試験を行った。本報告ではこれらの実験

結果をまとめて報告する。

3．3．1　圧力・流量に関する実験

ウォータージェットによって地盤を切削する場合、切削効率に関係する主な因子は、圧力・流量・ノズル回転速度・繰返し回数・対象地盤の特性の五つであるが、まず最初に最も基本的な要素特性である圧力と流量の 2 因子に関する実験を実施した。

圧力の選定は、従来のジェットグラウト工法の最大圧力が 400 kgf/ cm^2 {39.2MPa} であること、実験に使用した超高圧ポンプ（現存する最大級のポンプ）の最大吐出圧力が 470 kgf/ cm^2 {46.1MPa} であることより、最大吐出圧力から 100 kgf/ cm^2 {9.8MPa} 刻みに 3 段階とした。

流量の選定は、従来のジェットグラウト工法の流量が 70 l/min であること、実験に使用した超高圧の最大吐出流量が 300 l/min であることより、最大吐出流量に対して、1/2 及び 1/4 の 3 段階とした。

したがって、Table 3.19 に示す圧力と流量の組み合わせで実験を実施した。

地盤切削効率に関する実験は Fig. 3.77 に示す深さ 183cm、幅 220cm、長さ 600cm の土槽に模擬地盤を作成し、そこにウォータージェットを直接噴射する方法で実施した。

Table 3.19　実験における圧力と流量の組み合わせ

		圧　力(kgf/cm²)		
		470	370	270
流量 (l/min)	300	○	○	○
	150	○	○	○
	75	○	○	○

模擬地盤はTable. 3. 20に示す砂分を90%程度含む砂質土を水締めすることによって作成した。水締め後の模擬地盤の物性をTabel. 3. 21に示す。

本実験では、ウォータージェットが測定地点までの地盤を切削するのに要した時間を測定し、地盤の切削特性を評価した。ウォータージェットの通過を感知する装置はFig. 3. 75に示す模擬地盤に、ノズルから100cmの地点を始点として50cmごとに450cmまでの8地点に振動センサーを取付けた金網を通過する際の衝突振動を振動センサーによって検知した。

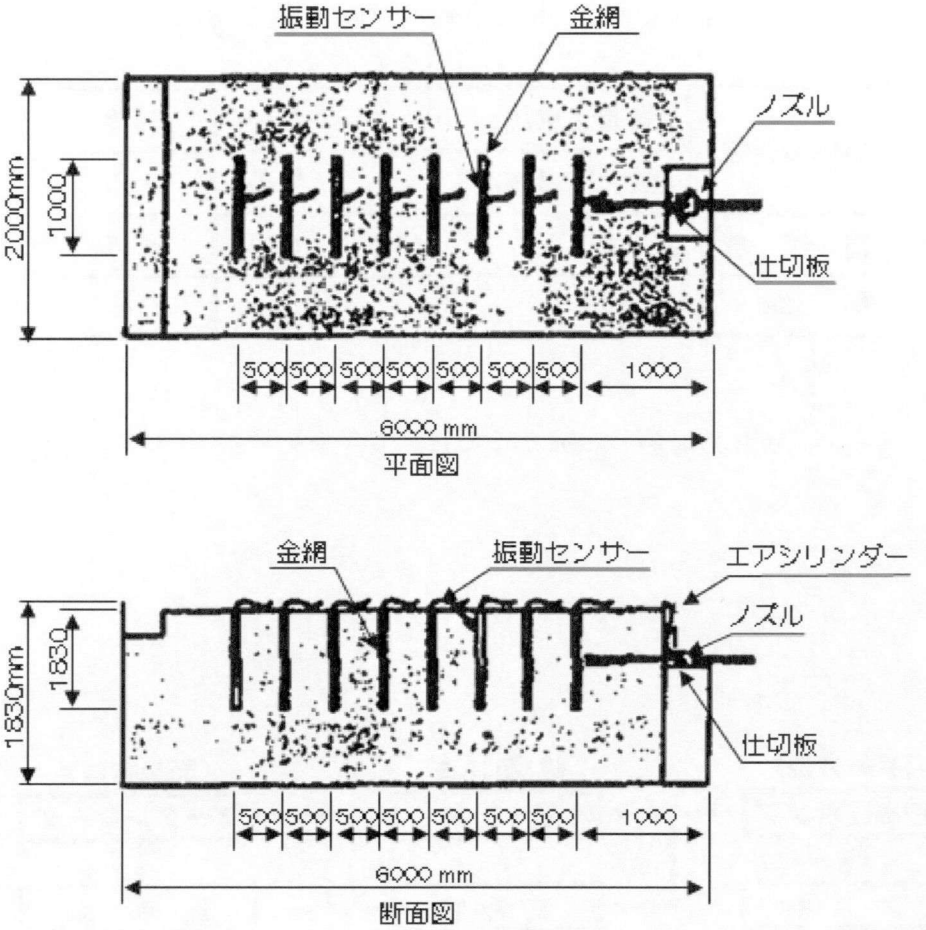


Fig. 3. 75 実験に用いた模擬地盤

Table. 3. 20　模擬地盤に用いた砂の粒径

礫　分(2 mm 以上)	(%)	6
砂　分(2 mm～74 μm)	(%)	90
シルト分(74 μm～5 μm)	(%)	4
粘土分(5 μm 以下)	(%)	
最 大 粒 径	(mm)	19.1
土粒子の比重	Gs	2.73

Tabel. 3. 21 水締め後の模擬地盤の物性

締固め特性	最適含水比	(%)	24.0
	最大乾燥密度	(t/m³)	1.5
自然含水比		(%)	22.6
平均 N 値			2～3

ウォータージェットの噴射・計測及び記録方法のダイアグラムを Fig3. 76 に示す。

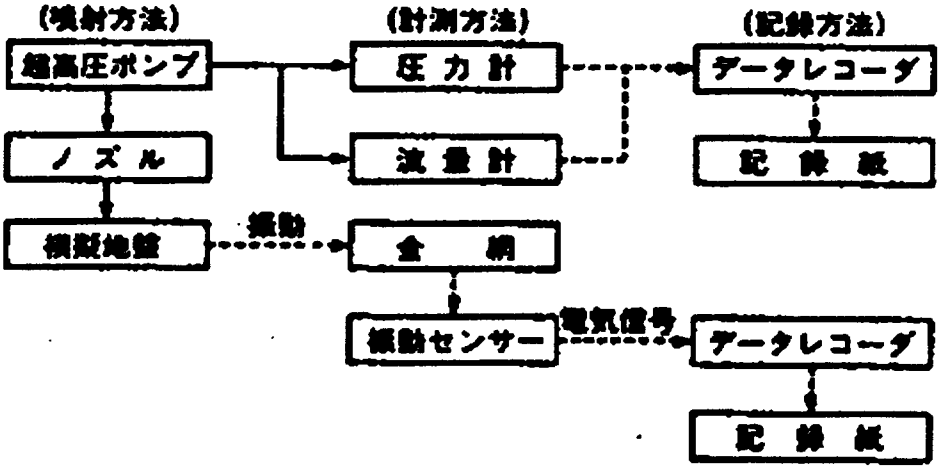


Fig3. 76 噴射・計測及び記録方法のダイアグラム

振動センサーを設置した測定点までの距離とウォータージェットがそこを通過するまでの到達時間の関係を Fig. 3. 77 に示す。Fig. 3. 77 より、ウォータージェットの圧力と流量の積である流体エネルギーの大きな因子の組合せの場合に、同じ到達距離に対する距離時間が短くなっている。例えば、流体エネルギーが

最大である圧力 470kgf/cm2〔46.1MPa〕・流量 300l/min の組合せでは、400cm の切削が 0.1 秒であるのに対して、流体エネルギーが最小の圧力 270kgf/cm2〔26.5MPa〕・流量 75l/min の組合せでは 400cm の切削に約 3.2 秒を要している。

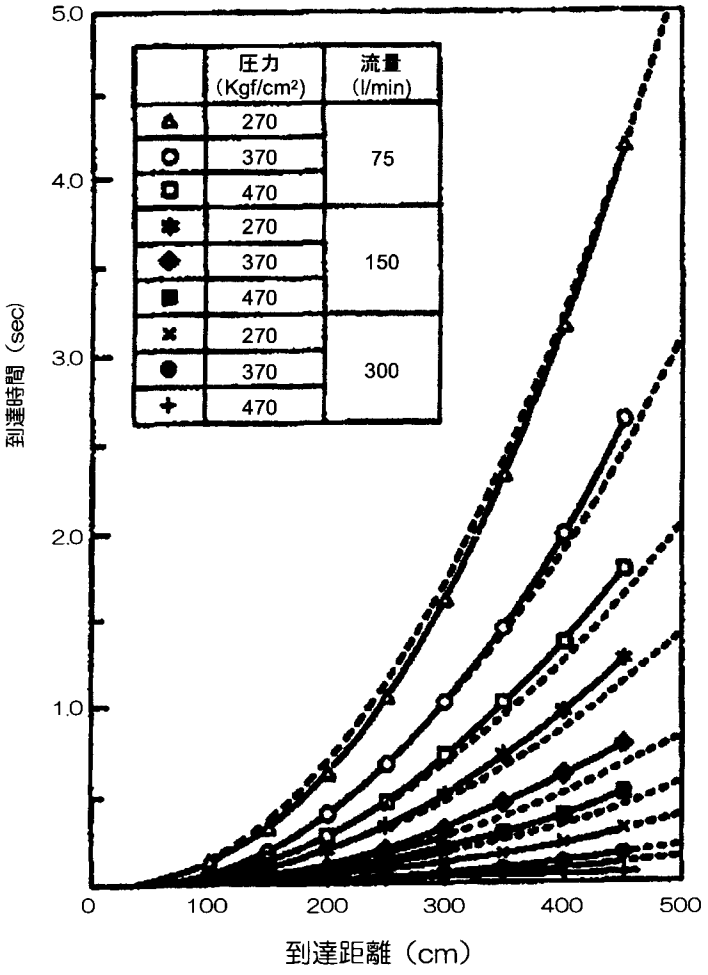


Fig. 3.77 ウォータージェット測定点までの到達距離と到達時間

この実験の結果から、到達時間（T）は、切削距離（L)、ウォータージェットの圧力（P)、そして流量（Q）に対して以下に示す相関が得られた。

$$T=312\times L2.21\times P-1.72\times Q-1.59 \qquad (3\text{-}15)$$

ここに、

T=到達時間（sec）

L=ノズルから測定点までの距離（cm）

P=ウォータージェットの圧力（kgf./cm2）

Q=ウォータージェットの流量（l/min）

（3-15）式による計算結果をFig.3.77に点線で示す。計算結果と実測値は良く一致し、（3-15）式は実験結果を適切に表現していることがある。

（3-15）式を用いて、到達時間（噴射時間）を0.1秒とした場合、一定の到達距離（100cmから50cmピッチ）に達するのに必要な圧力・流量の組合せをFig.3.78の実線に示す。また、Fig.3.78には同一流体エネルギー、つまり、圧力と流量の積が同じになるポイントを結んだ線を破線で示している。Fig.3.78から、同じ流体エネルギーでは圧力を大きくするよりも流量を多くした方が同じ時間内で到達距離が増大することがわかる。例えば、圧力600kgf/cm2〔58.8MPa〕、流量120l/min、の場合の到達距離は225cmであるのに対して、同じ流体エネルギーの圧力200kgf/cm2〔19.6MPa〕、流量360l/minの場合は250cmとなり、到達距離は約1.1倍長くなる。（3-15）式において圧力(P)の

指数より流量（Q）の方が大きいと言える。また、工法としての施工を考えた場合、圧力を上げるよりも流量を上げることの方が比較的簡易かつ廉価な変更で済む。したがって、今後の実験はポンプ最大吐出量を用いることにした。

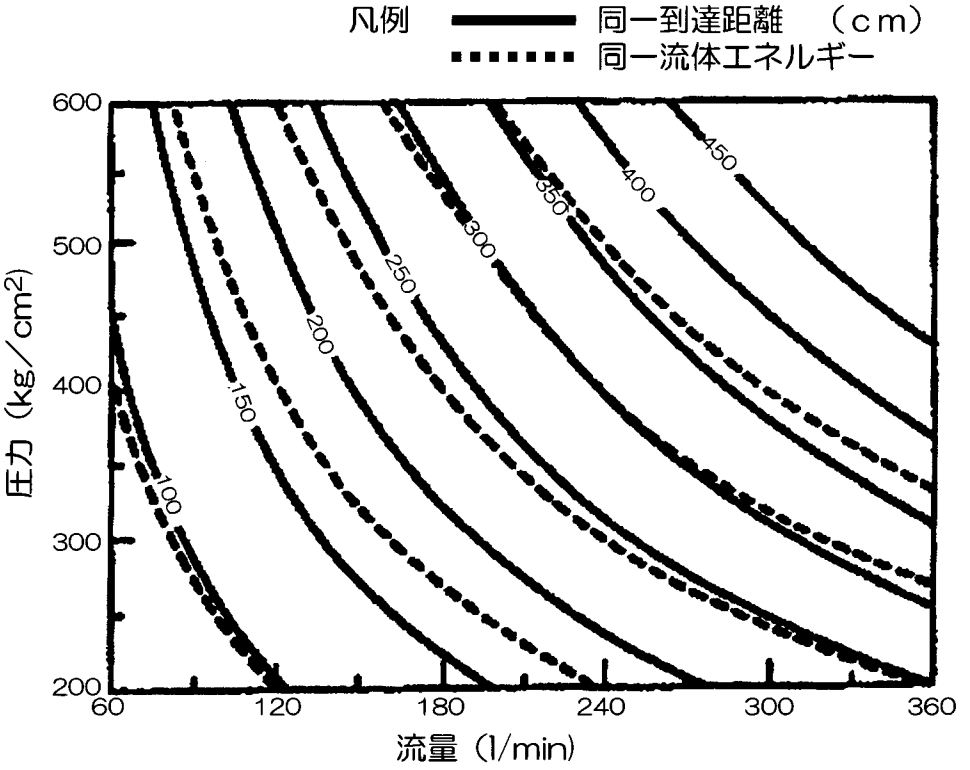


Fig. 3. 78 一定の到達距離に達するのに必要な圧力・流量の組合せ

3．3．2 ノズル回転速度と繰返し回数に関する実験

次に、ウォータージェットによる地盤切削の効率に関係する因子のうち圧力と流量に次ぐ因子である、ノズル回転速度（ノズル回転速度は地盤切削の際にウォータージェットの噴射時間に対応する）と繰返し回数（ウォータージェットが同一箇所を繰返し通過する回数）に関する実験を実施した。この実験では

先に実施した圧力と流量の実験から、ウォータージェットの圧力を300kgf/cm2(29.4MPa)、流量300l/minに設定した。

また、この実験では以下の2種類の実験を行った。

a.　設定因子の有効範囲を把握する目的のために、模擬地盤へのウォータージェットの噴射実験

b.　同じ模擬地盤を用いて、水に代わってセメント系スラリーを噴射する固結体作成実験

（1）　ウォータージェットの噴射実験

実験はFig.3.79に示す模擬地盤内にウォータージェットを同一深度で水平にノズルから噴射し、これを回転させて実施した。模擬地盤は深さ500cmで一辺の長さ500cmの八角柱状の土槽に圧力と流量の試験で用いたものと同じ模擬地盤を作成した。また、ウォータージェットの到達時間の測定はノズルから50cmごとに450cmまで、それぞれに10度の角度を持たせて螺旋状に9箇所に振動センサーの付いたロッドを設置して測定した。

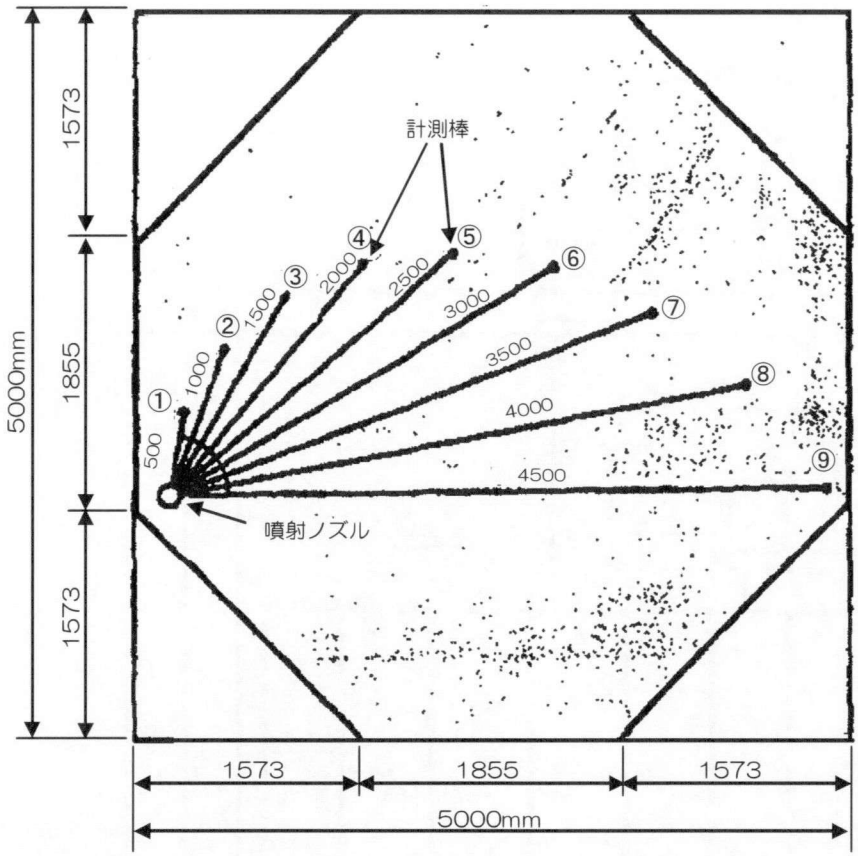


Fig. 3. 79 模擬地盤内の実験配置図

Fig. 3. 80 に確認実験のウォータージェットの噴射状況を断面図で示す。模擬地盤を入れた土槽の上にノズルを回転させる回転装置と、ノズルの高さを調節する引上げ装置を配置している。

実験因子の水準は以下に示す理由から Table 3. 22 に示す水準を設定した。

ノズル回転数は施工上から最も遅いと考えられる 1. 25rpm から倍々の回転数とし、上限は計測可能な 320rpm までを設定した。繰返し回数は 1 回の切削に対して 2 倍程度の切削距離が得られる回数として 20 回までを設定した。

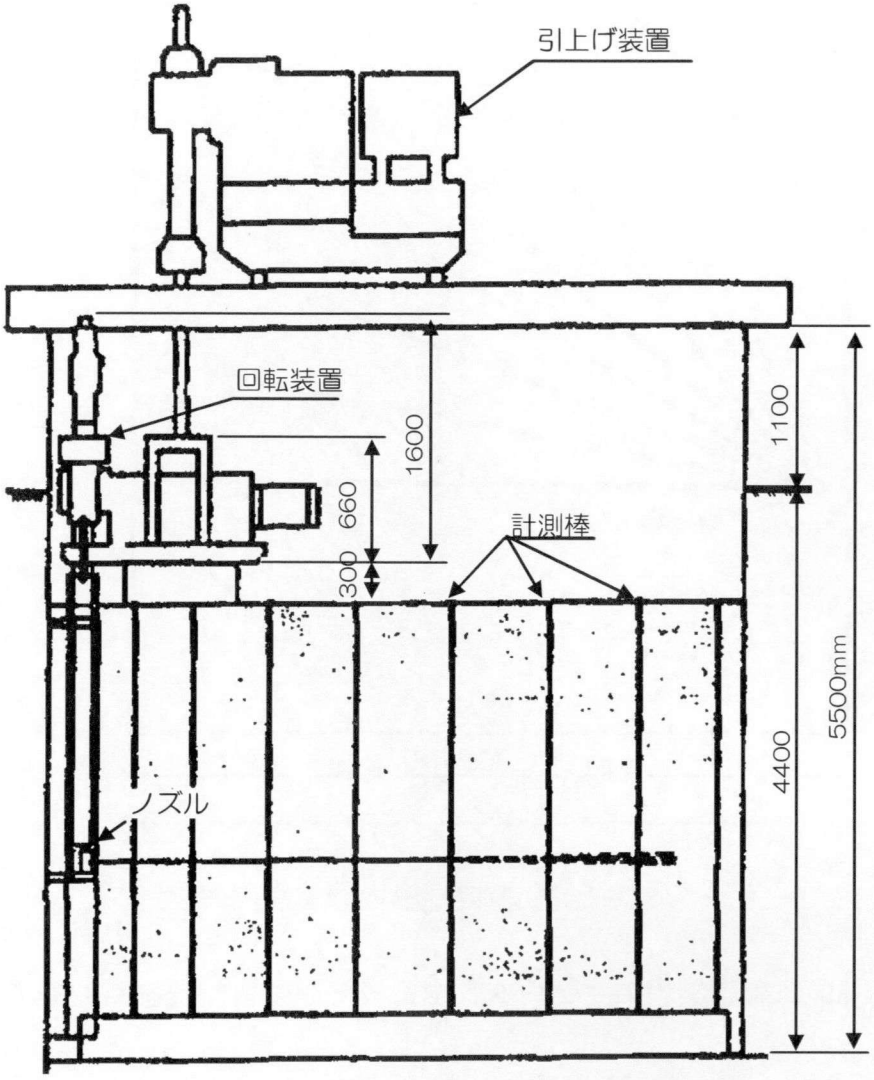


Fig. 3. 80 ウォータージェットの噴射状況

Table 3. 22 実験因子の水準

		回転速度 (rpm)								
		1.25	2.5	5	10	20	40	80	160	320
繰返し回数	1～20	○	○	○	○	○	○	○	○	○

実験結果を整理し、切削距離に対するノズルの回転速度及び繰返し回数の影響をFig. 3. 81, Fig. 3. 82に示す。

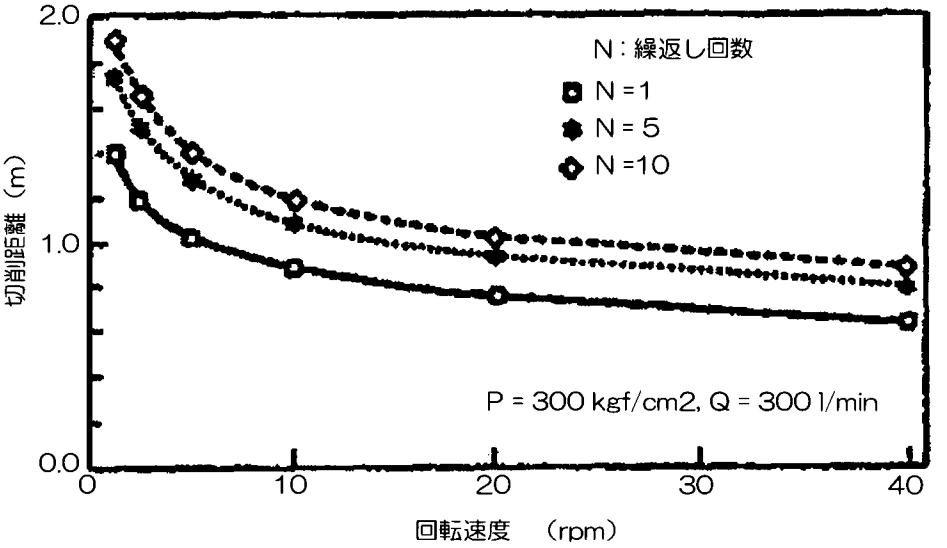


Fig. 3. 81 切削距離に対するノズルの回転速度の影響

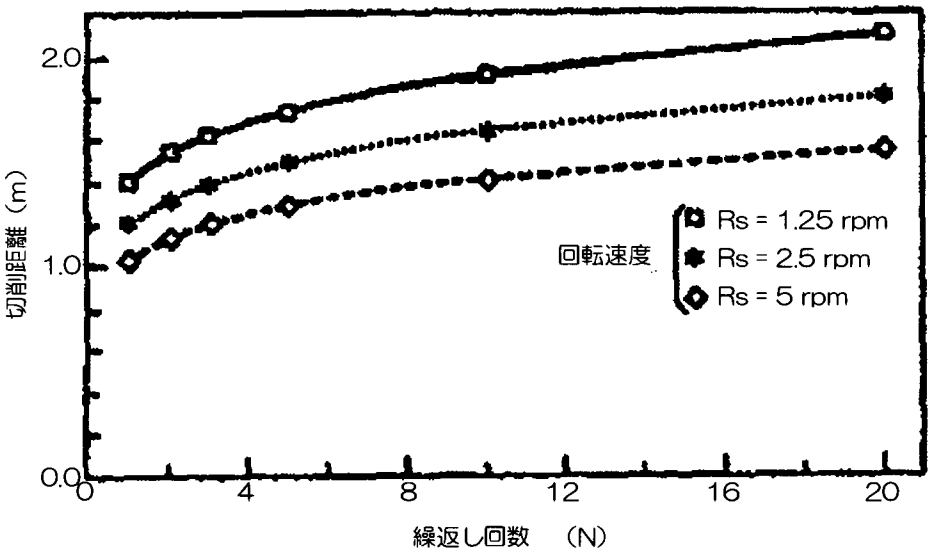


Fig. 3. 82 切削距離に対する繰り返し回数の影響

Fig. 3. 81 より回転速度が速いほど地盤切削を行う時間が短くなるために切削距離が短くなり、回転速度が 10rpm を超えるとかなり切削距離が低下している。また、Fig. 3. 82 より繰返し回数が多いほど地盤切削エネルギーが増すために切削距離が長くなるが、繰返し回数が 10 回を超えると切削距離はあまり増加して

いない。以上から、回転数 1.25rpm～5rpm、繰返し回数 1～10 回が効果的な使用範囲であることが分かった。

（2）　固結体作成実験

実験は前述の試験装置をそのまま用い、水に代わって、水固化材比 100%のセメント系スラリーを噴射して実施し、Fig. 3.83 に示す約 150cm の範囲に固結体を作成した。実験終了後、固結体を掘り出して形状確認及びコアサンプルによる一軸圧縮強度試験を実施した。

実験因子水準は確認実験より、回転数は 1.25rpm～5rpm で 3 水準、繰返し回数は 1～10 回で 3 水準とし、Table 3.23 に示す組合せを採用した。なお、ノズルの引上げピッチは模擬地盤が砂質地盤であることを考慮して 5cm 及び 10cm とした。また、ノズルを引上げることなく、同一水平面でジェット噴射を行うだけ（回転速度 1.25rpm、繰返し回数 6 回）の試験も実施した。

固結体の形状確認はノズル位置を中心にした 8 方向で、深さ 5cm ピッチに測定した。測定結果の一例を Fig. 3.86 に、測定結果の平均値を Table 3.24 に示す。固結体形状測定から以下の事項が明らかとなった。

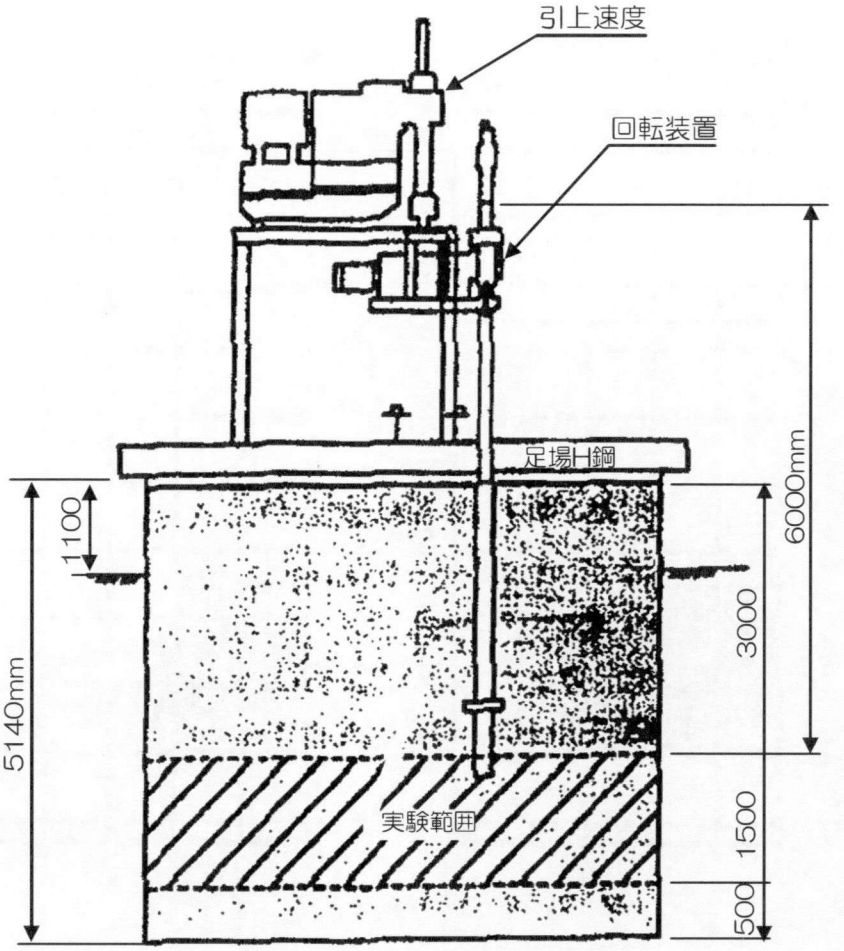


Fig. 3. 83 固結体の実験範囲

Table 3. 23 実験因子の組合せと実験結果

回転速度 (rpm)			1.25	2.5	5	
引上げピッチ (cm)			5			10
繰返し回数	1	直径 (m)	—	2.3	2.2	2.4
		強度 (kgf/cm²)		144	160	139
	5	直径 (m)	3.2	3.4	—	—
		強度 (kgf/cm²)	301	178		
	10	直径 (m)			2.8	—
		強度 (kgf/cm²)			219	

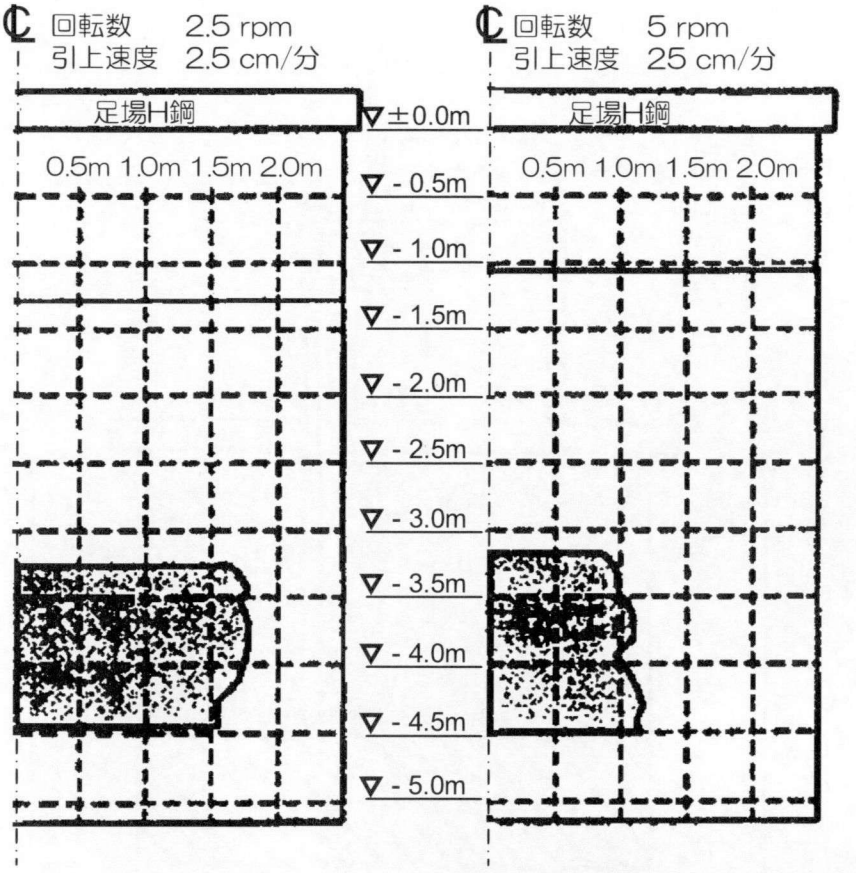


Fig. 3. 84 測定結果

最も大きな固結体は回転速度 2.5rpm、繰返し回数 5 回、引上げピッチ 5cm（引上げ時間 2min/m）の試験体でも直径 2m を超える固結体が造成できた。

最も施工速度の早い仕様である、回転速度 5rpm、繰返し回数 1 回、引上げピッチ 10cm（引上げ時間 2min/m）の試験体でも直径 2m を超える固結体が造成できた。

同一平面で行った固結体は直径 2.4m、厚さ 32cm（セメントミルク部分 20cm）で、切削幅として 20cm 以上であることを確認した。

一方、固結体の一軸圧縮強度は Fig. 3. 85 に示すように、固化材の注入率（注入

したセメント系スラリーの体積 Q を改良土量の体積 V で割った値）と相関がある。固化材の注入率は施工時間に大きく影響し、施工速度の最も遅い回転速度 1.25rpm、繰返し回数 5 回、引上げピッチ 5cm（引上げ時間 80min/m）では注入率が 5.4 となり、平均強度は 300kgf/cm2〔29.4MPa〕を超えた。

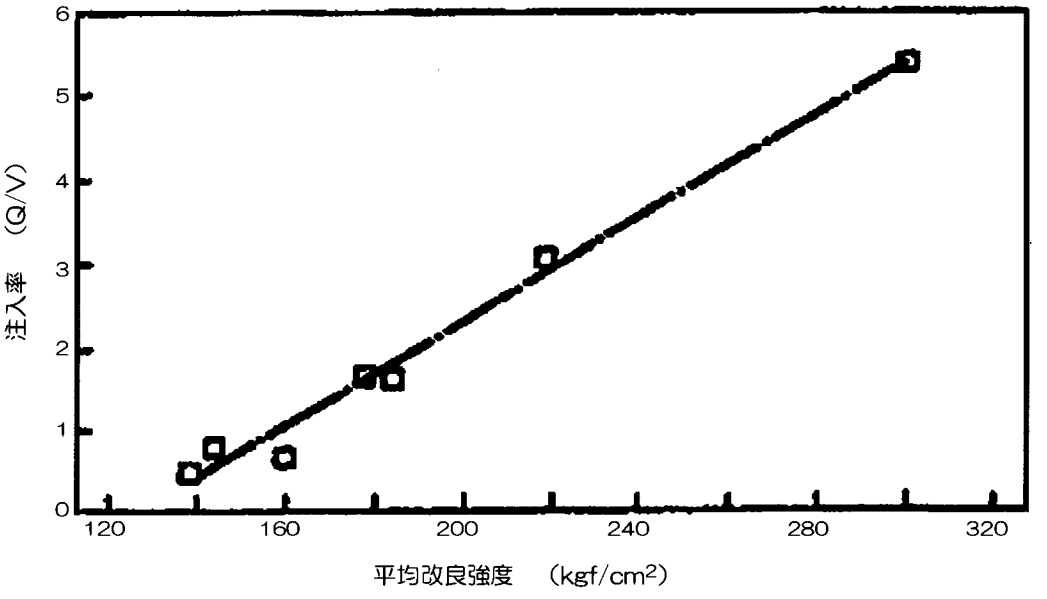


Fig. 3.85 固化材の注入率と固結体の一軸圧縮強度

3．3．3 実地盤における施工試験

前述の基礎実験を基に、実地盤の施工試験を砂質地盤及び粘性土地盤で実施した。施工試験の基本仕様はウォータージェット（セメント系スラリーを直接噴射）の圧力 300kgf/cm2〔29.4MPa〕・流量 300l/min のノズルを 2 箇所対向配置し、これに圧力 7kgf/cm2・流量 7.5l/min の圧縮空気を添わしたものとした。圧縮空気は泥水中でのジェット噴流の速度減衰を抑えるとともにスライムの地上

への排出を助ける働きがある。また、この基本仕様に基づく新しい地盤改良工法を従来工法に対してスーパージェット工法と名付けた。スーパージェット工法の施工手順はFig. 3. 86に示すように、以下の手順で行う。

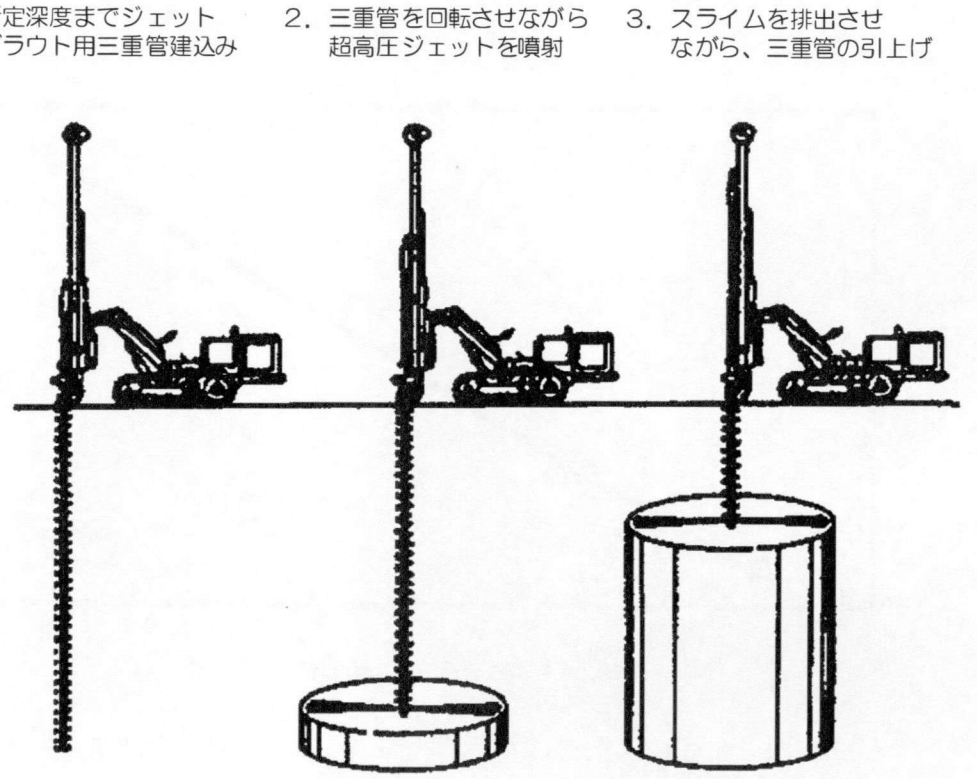


Fig. 3. 86 スーパージェット工法の施工手順

a.　　まず最初に、外径5.5インチ（約14cm）のジェットグラウト用三重管を所定の深さまで建込む。

b.　　三重管の先端部にあるノズルからセメント系スラリーを超高圧ジェットにして噴射する。

c.　　ジェット噴射及びスライムの排出を行いながら、ノズルの回転と引上げを行う。

なお、従来工法との比較用としてコラムジェット工法（C-JG 工法）による試験体も同時に作成している。C-JG 工法の基本仕様は圧力 400kgf/cm2（39.2MPa）・流量 70l/min の清水を 1 箇所のノズルから噴射（これに圧力 7kgf/cm2・流量 2.5l/min の圧縮空気を添わせている）し、このノズル下方にある別のノズルからセメント系スラリーを低圧で注入する仕様である。

砂質地盤の施工試験は、神奈川県横浜市鶴見区内にて実施した。試験体を作成した G.L.-3.0m～G.L.-5.0m の地盤は Fig.3.87 に示すように、N 値 10～15、砂分約 95%、均等係数 Uc≒2、自然含水比 Wn≒30%の砂質土槽である。

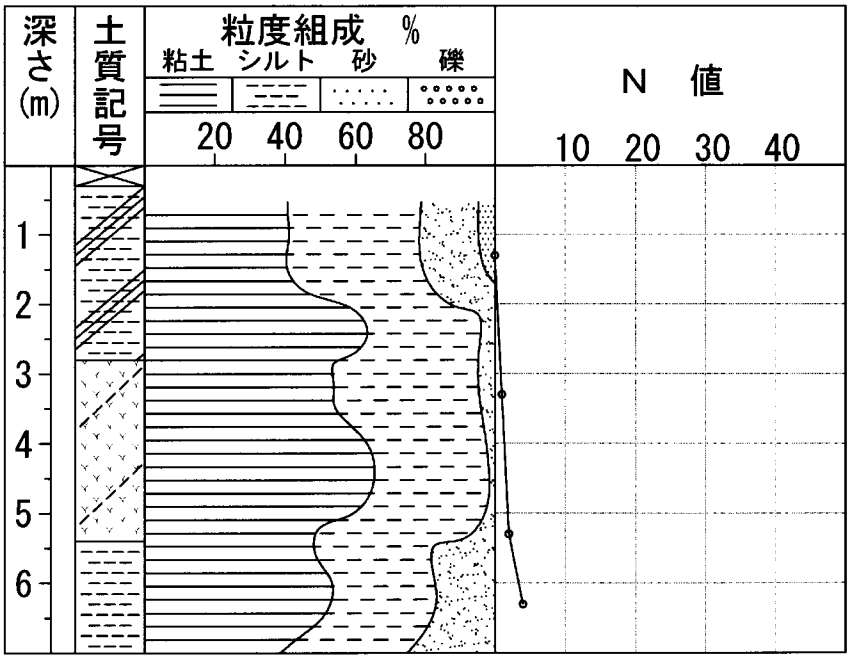


Fig.3.87 地盤の性状

試験は以下に示す目的に従って C-JG 工法（No①）を含めて 5 試験体とした。

a. 「大口径地盤改良工法」を目指すもの （No②）

b. 「高速地盤改良工法」を目指すもの (No③)

c. 圧縮空気の有無を比較するもの (No④)

d. 引上げピッチを比較するもの (No⑤)

各試験体の試験仕様を Table. 3. 24 に示す。なお、固化材の配合は水固化材比100%と一定にし、固化材の注入率は改良予想直径から算出した改良土量に対して 30%以上になるように補足注入 (高圧のジェットノズルとは別のノズルを用いて低圧で地盤内に注入) している。

Table. 3. 24 各試験体の試験仕様

試験体 No.			①	②	③	④	⑤
試験仕様	ノズル回転速度	(rpm)	2.5	2.5	5	2.5	2.5
	引上げピッチ	(cm)	2.5	10	10	10	20
	繰返し回数	(回)	1	5	1	5	5
	圧縮空気の有無		有	有	無	無	有
	補足注入量	(m^3/min)	180	0	350	0	580
	引上げ時間	(min/m)	16	10	1	10	5
	スラリー注入量	(m^3/m)	2.88	6.0	0.95	6.0	5.9
	改良予測直径	(m)	2.0	5.0	2.0	3.8	5.0
試験結果	改良体平均直径	(m)	2.1	5.0	2.0	3.0	5.2
	一軸圧縮強度	(kgf/cm^2)	33	30	42	17	37

注) ①はC-JG工法

試験結果は固化材の硬化後に掘出し、形状確認及びコアサンプルによる強度確認を実施し、その結果を Table. 3. 24 及び Photo 3. 10 に示す。Table 3. 24 から以下のことが判明した。

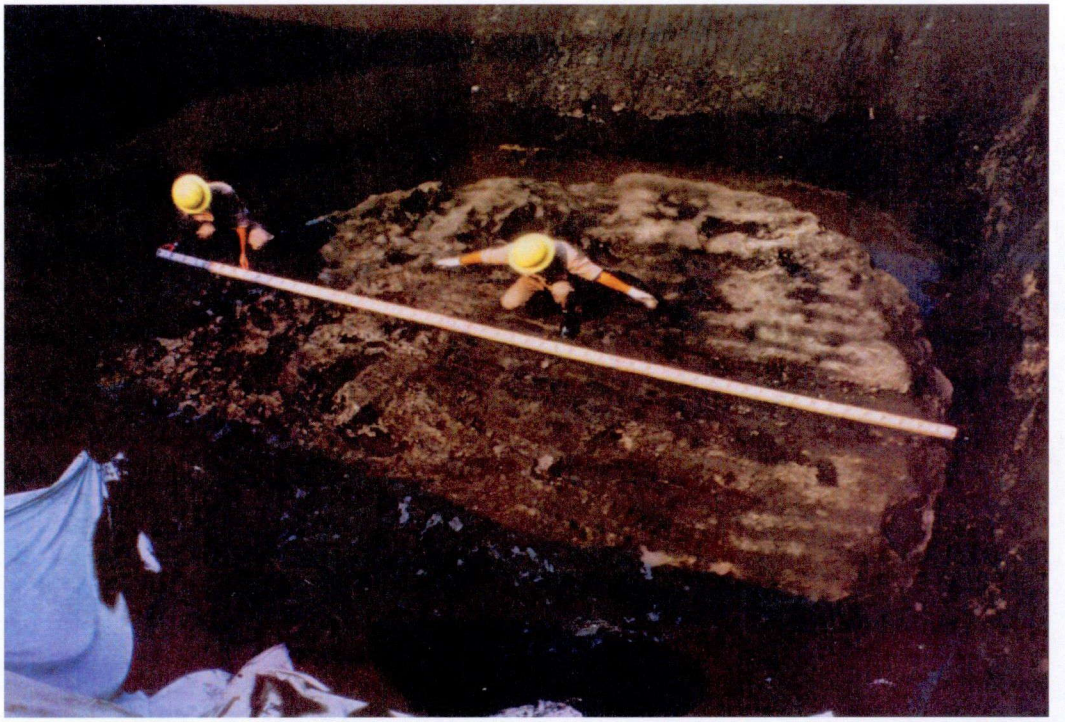


Photo 3.10 砂層の固化体の形状

a.　「大口径地盤改良工法」を目指す試験体 No.②及び⑤では直径 5m、圧縮強度 30kgf/cm2〔29.4MPa〕を超える改良体が作成できることがわかった。

b.　「高速地盤改良工法」を目指した試験体 No.③では引上げ時間（施工速度に対応）毎分 1m の速度でも、直径 2m の改良体が作成できた。

c.　圧縮空気の有無による差は大きく、空気の無い場合はほぼ 60%の改良直径となった。

d.　引上げピッチの差による改良体の出来映えの差は少なく、砂質地盤ではウォータージェットの切削影響幅は、おおむね 10cm 程度と考えられる。

粘性土地盤の施工試験は静岡県藤枝市にて実施し、柱状図を Fig.3.88 に示す。試験体を作成した G.L.-0.5m～G.L.-3.5m の地盤は、N 値≒0、粘土分≒60%・シ

ルト分≒35%、自然含水比 Wn≒90%、塑性指数 Ip=40～70、一軸圧縮強度 qu=0.3～0.5kgf/cm2〔29.4～49KPa〕、有機物含有量 10～14%の腐食土湿り粘土層である。

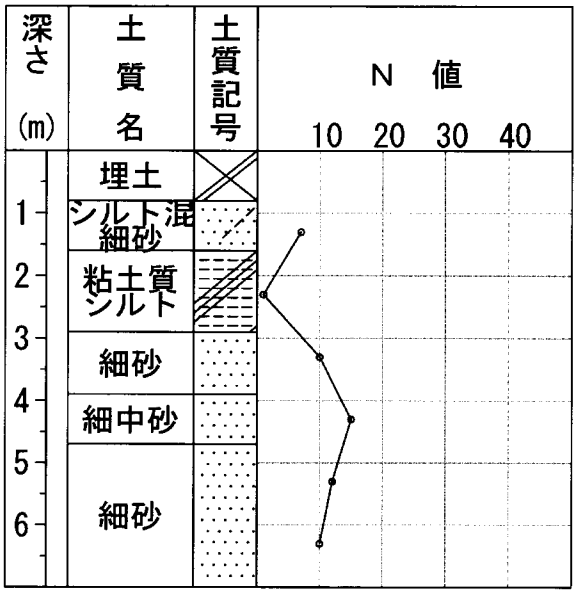


Fig. 3.88 粘性土地盤の性状

試験は以下に示す因子を考慮して従来工法の C-JG 工法（No.①）を含めて 9 試験体とした。

a.　引上げピッチ

b.　繰返し回数

c.　固化材の配合

d.　二次施工の有無

なお、二次施工とは一度施工した地盤改良体をまだ硬化が始まらないうちにもう一度施工することを言う。

施工試験における主要な機器配置を Fig. 3. 89 に示す。9 個の試験体は高圧ポンプの周辺に 6. 5m ピッチを基本に配置し、全試験体の改良直径を 5m（C-JG 工法は 2m）とした円で示している。

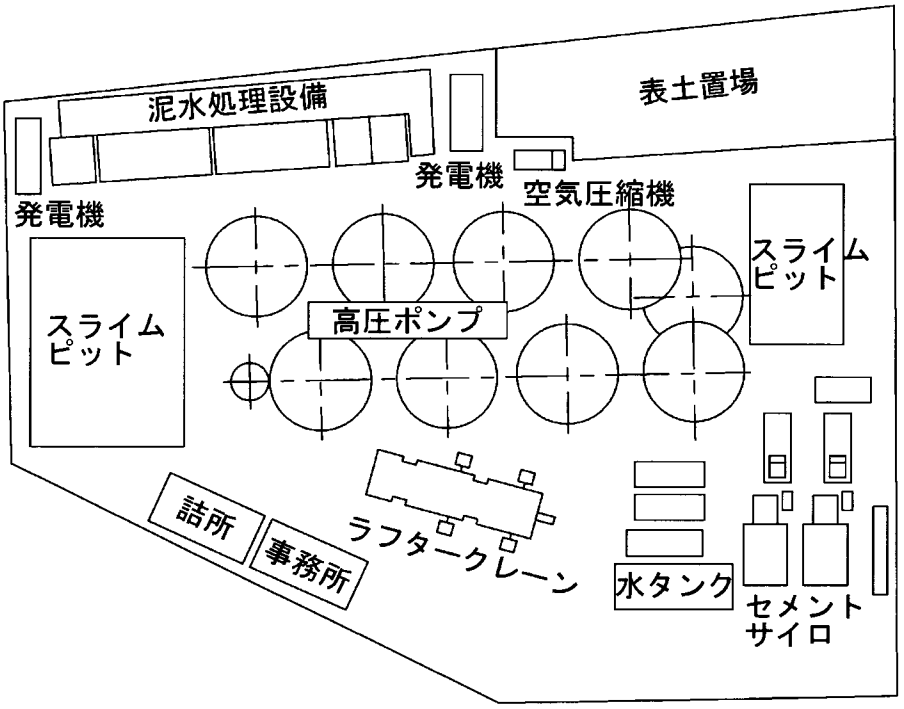


Fig. 3. 89 施工試験における主要な機器配置

試験体は固化材の硬化後に掘り出し、形状確認及びコアサンプルによる強度確認を実施し、その結果をまとめて Table. 3. 25 に示す。なお、改良体の形状は Photo 3. 11 に示すように、改良予想直径を大きく上回る大きさとなり、改良体相互が重なり合うようにできあがった。

Table. 3. 25 形状確認及びコアサンプルによる強度確認の実験結果

試験体 No.				①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨
試験仕様	回転速度		(rpm)	5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5
	引上げピッチ		(cm)	2.5	1	1	1	3	5	3	3	3
	繰返し回数		(回)	2.5	2	2	1.2	2	2	2	2	2
	水固化剤比		(%)	100	100	80	80	80	60	100	100	80
	補足注入量		(m^3/min)	180	0	0	0	285	600	0	105	0
	引上げ時間		(min/m)	20	40	40	23.3	13.3	8	13.3	13.3	13.3
	二次施工	ピッチ	(cm)	—	—	—	—	—	—	5	10	5
		時間	(min/m)							8	4	8
	スラリー注入量		(m^3/m)	3.6	24	24	14	11.8	9.6	3.6	24	24
試験結果	平均直径		(m)	1.8	6.0	5.9	6.8	5.6	3.7	6.5	5.4	5.5
	圧縮強度		(kgf/cm^2)	48	40	43	31	50	99	21	53	27

注）①はC-JG工法

Photo 3.11 改良体の形状

粘性土地盤の施工試験より以下のことが判明した。

a.　従来工法の直径 1.8m に比べて、5m 以上の地盤改良が可能である。

b.　改良体の大きさと施工時間との相関性は低い。

c.　引上げピッチが 5cm の改良体は改良部分と未改良部分とが互層状に改良され、

粘性土地盤ではウォータージェットの切削影響幅は、おおむね 3cm 程度と考えられる。

d.　固化材の配合が W/C=60%では、スラリーの粘性が高くなり、高圧ポンプへの負担が大きい。

e.　改良体の均質性を高める目的で実施した二次施工の効果は小さい。

なお、コアサンプルの一軸圧縮試験による改良体強度は、各試験体の平均値は個々の値では 10～160kgf/cm2 {0.5～2.9MPa} の値となり、改良体強度はバラつきの大きな値を示した。また、補足注入を行った試験体は、改良体の中心付近に強度の高い部分が出来上がった。この原因として予想を大きく上回る大きさに改良されたため、固化材注入率が低下したこと、排出するスライムの粘性が高くなりスライム排出遅れが起きたこと、等が考えられる。

3.3.4　おわりに

スーパージェット工法の開発のために実施した実験から以下のことが判明した。

a.　ウォータージェットによる掘削は圧力を増加させるよりも流量を増加させる方が効果がある。

b.　ノズルの回転速度及び繰返し回数の有効範囲は 1.25～5.0rpm 及び 1～10

回である。

c.　　改良体の強度は固化材の注入率に比例する。

d.　　スーパージェット工法では、直径 5m 以上の地盤改良が可能である。

現在、スーパージェット工法は、砂質地盤での施工確認試験及び施工装置の改良を行い、実用段階に至っている。

液滴流を利用して、コンクリートの切削をするために、従来の噴流より数倍の流量を噴射するアブレイシブジェットやロータリージェットを開発した。第 3 章では、それらの噴流を利用して、コンクリートを切削する実験を実施し、効率的な切削方法関する各種の知見を得た。更に地盤を掘削する実験的研究を実施し、従来より効率的な地盤改良技術を解明した。

アブレイシブジェットによるコンクリート切削実験では、切削に影響する各種の因子の効果を求め、切削深さの推定式を求めた。

$$H=0.084 \cdot P^{0.84} \cdot d^{1.04} \cdot V^{-0.59} \cdot N^{0.64} \cdot F^{0.36}$$

更に、アブレイシブジェットの研磨材速度分布と加速機構に関する実験的研究を実施し、以下の結論を得た。

5. オリフィス径が小さい場合は、研磨材が拡散する。

6. 研磨材供給量の差による研磨材分布の変化に注目すると、供給量 4kg/min の

場合には研磨材速度の全域にわたって研磨材個数が分散しているのに対して、供給量 2kg/min の場合には 500m/sec 以上が集中している。これは加速効率が良いことを示している。

7. 平均速度で見ると、研磨材の速度は理想速度よりかなり低く（50～70%）、いずれの場合もノズルを改良する余地がある。

4．それぞれの条件での最大速度は、理想速度の 90%以上の値になっている。

5、研磨材加速モデルをたて、研磨材粒子に作用する外力は、空気力と重力を無視すれば水噴流からの流体力とノズル内壁での反発力、動摩擦力だけになり、ノズル内壁での研磨材粒子の反射運動は反発係数、動摩擦係数が得られれば、衝突運動方程式[10]から求められる事を実験的に確認した。

ロータリージェットによるコンクリート切削実験では、最適なノズル構造とスイベルを開発し、効率的な切削方法を求めた。結果以下の式で示すような、切削に関する推定式を得た。

$$S_E = 166.8 \times (\mathrm{P} \cdot \mathrm{Q} \cdot \mathrm{N}) / (\mathrm{T} \cdot \mathrm{H}) \ [\mathrm{J}/cm^2]$$

また、以下のような総合的知見を得た。

f. ロータリージェットのオペレーションパラメーターでは、移動速度の効果が大きく、ノズル回転数はほとんど影響しない。移動速度は速いほど切削能力が良くなる。

g. ノズル形状では、テーパーノズルがストレートノズルの約2倍の切削能力を示した。

h. ノズルを挿入することにより、深く切削する場合でも一定の切削能力が得られる。

i. 噴射圧力、水ノズル径は、圧力を147Mpa以上に設定すれば、どの圧力、ノズル径でも噴流エネルギーに比例した切削能力が得られる。

j. アブレイシブジェットと比較すると一定深さ(珪砂で20cm、ガーネットで40cm)以上の切削では、ロータリージェットの方が高い切削能力を持つ。

f、 噴射圧力はできる限り高くする。

g、 水ノズル径は、0.7mm以上を使用する。

h、 ノズルの移動速度は軌跡間隔が10mm以下の範囲でできるだけ速くする。

i、 旋回径(破砕幅)は、開口工事では必要最小限にし、表面破砕工事では200mm前後に設定する。

j、 回転数は、軌跡間隔が10mm以上にならないように設定する。

k、 コンクリート破砕能力の距離減衰は、X/dの一次関数として表す事ができ、減衰の要因は噴流構造の変化として説明できる。

l、 コンクリートの破砕においては、水噴流の連続流領域で生ずる力(よど

み点圧力)による破砕作用が大きな役割を果たしており、液滴領域における水撃作用の影響は極めて少ない。

m、 破砕メカニズムの観点からは、周速度を 100m/min 以上にし、軌跡間隔を 2.5mm 以上にすることにより効率的な破砕が確保できる。

地盤改良に液滴流を応用する前提として、効率的な液滴流による地盤の切削特性を把握する実験を実施した。その結果地盤の切削特性を予測する式として以下の式を求めた。

$$T=312\times L2.21\times P-1.72\times Q-1.59$$

これらの予測式を利用して従来は直径２．０ｍ程度の改良体を造成する技術を直径５．０ｍにする技術を開発し（スーパージェット工法）砂地盤や粘性土地盤で実証実験をして、工法を確立した。

砂地盤では下記の結論を得た。

ａ、「大口径地盤改良工法」を目指す試験体では直径 5m、圧縮強度 30kgf/cm2(29.4MPa)を超える改良体が作成できることがわかった。

b. 「高速地盤改良工法」を目指した試験体 No.③では引上げ時間（施工速度に対応）毎分 1m の速度でも、直径 2m の改良体が作成できた。

c. 圧縮空気の有無による差は大きく、空気の無い場合はほぼ 60%の改良直径となった。

d.　　引上げピッチの差による改良体の出来映えの差は少なく、砂質地盤ではウォータージェットの切削影響幅は、おおむね10cm程度と考えられる。

更に粘性土地盤では下記の結論を得た。

a.　　従来工法の直径1.8mに比べて、5m以上の地盤改良が可能である。

b.　　改良体の大きさと施工時間との相関性は低い。

c.　引上げピッチが5cmの改良体は改良部分と未改良部分とが互層状に改良され、粘性土地盤ではウォータージェットの切削影響幅は、おおむね3cm程度と考えられる。

d.　　固化材の配合がW/C=60%では、スラリーの粘性が高くなり、高圧ポンプへの負担が大きい。

参考文献

1 R. E. P Barton, D. H. Saunders; Water/abrasive jet cutting of concrete and reinforced concrete, 6th Int. Symposium on Jet Cutting technology, BHRA, April 1982.

2 M. Hashish; The application of abrasive jets to concrete cutting, 6th Int. Symposium on Jet Cutting Technology, BHRA, April 1982.

3 吉田宏、西謙治、磯部隆寿;アブレイシブジェットの切削特性に関する基礎的研究（その 1)、鹿島技術研究所年報、Vol. 33（昭 59. 6)、pp. 179～184.

4 八尋暉夫、吉田宏、西謙治、磯部隆寿；高速水噴流を利用したコンクリート構造物の解体工法の研究（その 4)、学術講演梗概集、日本建築学会（昭 60. 10）.

5 八尋暉夫、吉田宏、西謙治、磯部隆寿；高速水噴流を利用したコンクリート構造物の解体工法の研究（その 5)、学術講演梗概集、日本建築学会（昭 61. 8）, pp. 507～508.

6 Jerzy T. Sielawa, Martian Mazurkiewicz, Marilda M. G. Sielawa; "Flow dynamics in the hydro - abrasive cutting head." International Water Jet Symposium (Beijing, China : September 9

～11, 1987).

7 Dr. M. Mazurkiewicz, Mr. P. Olko, Mr. R. Jordan; "Abrasive particle distribution in a high pressure hydroabrasive jet." International Water Jet Symposium (Beijing, China: September 9～11, 1987).

8 磯部孝：「水中弾道の研究」、東京大学出版会

9 C. Ramsauer; "Ueber den ricochetshuss, kieler dissertation, Der einfluss freier oberflaechen und faster waenda anf schnell bewegte kugeln in wasser." Ann, Phys. IV Folge, Bd. 84, S. 721, 1927.

10 Y. Tsuji; "Numerical calculation for collision of particles against plate and application to aerial transport." Japan Machinery Society (B), Vol. 53, No. 493, September 1987, pp. 2785～2790.

11 Vijay, M. M., W. H. Brierley and P. E. Grattan-Bellew;Drilling of rocks with rotating high pressure water jets: Influence of rock properties, Proceeding, 6th International Symposium on Jet Cutting Technology, April 1982.

12 Hillaris J. A. and S. A. Bortz ; Quarrying granite and marble using high prennure water jet, Proceeding, 5th International Symposium on Jet Cutting Technology, June 1980.

13 Isobe, Takahisa ; A fundamental study on the cutting characteristics of abrasive jets(Part 2), Annual Report of Kajima Institute of Construction Technology, Vol. 35, June 1987.

14 Isobe, Takahisa ; A study on a system for concrete structure pemolition with rotary jets (part I), Concrete conffing ability of rotary jeto, Annual Report of Kajima Institute of Construnction Technology, Vol. 37, 1989.

15 Kobayashi, Ryoji ; Water jet nozzle geometry and cts effect on erosion process of metallic material, 5th American Water Jet Confevence, 1989.

16 吉田　宏、磯部隆寿；ロータリージェットを利用したコンクリート破砕に関する研究、鹿島建設技術研究所年報、第38号

17 H. Louis ; Rock Excavation with High Speed Water Jets a View on Drilling and Cutting Results of Mechanical Behaviour , 5th International Symposium on Jet Cutting Technology(1980).

18 H. Yoshida, T. Isobe ; Concrete Cutting Using Rotary Water Jets, 5th American Water Jet Conference, (1989).

19 八尋暉夫、吉田宏：高速水噴流を利用した地下工法の研究、鹿島建設技

術研究所年報、Vol. 25、(1976).

20 吉田、久保、神保、榊原：大口径地盤改良工法の開発（その 1）-ウォータージェット切削における圧力及び流量の影響、第 25 回土質工学研究発表会論文集、pp. 1917～1918, 1990 年 6 月.

21 吉田、浅野、神保、榊原：大口径地盤改良工法の開発（その 2）-ウォータージェット切削におけるノズル移動速度と繰返し回数の影響、第 26 回土質工学研究発表会論文集、pp. 1923～1924, 1991 年 7 月.

22 吉田、浅野、神保、榊原：大口径地盤改良工法の開発（その 3）-ウォータージェット切削における固結体造成方法の確認、第 27 回土質工学研究発表会論文集、pp. 2169～2170, 1992 年 6 月.

23 笹尾、吉田、浅野、神保、初山：大口径地盤改良工法の開発（その 4）-粘性土地盤を対象にした施工実験、第 27 回土質工学研究発表会論文集、pp. 2171～2172, 1992 年 6 月.

24 Yoshida, Asano, Kubo : DEVELOPMENT OF SUPERJET METHOD, International Symposium on Soil Improvement and Pile Foundation, May 25-27, 1992 : Nanjing China

第４章　ウォータージェット適用事例

高度化したウォータージェットを利用して、多くの実現場に適用した例の内代表的なものを以下に記す。

４．１　アブレイシブジェットの適用例

４．１．１　青函トンネルでの施工例

青函トンネルで、列車火災時の避難用の誘導路と本坑を結ぶ連絡誘導路の建設において、本坑の覆工コンクリートへのひび割れなどの悪影響を未然に防ぐための縁切り切断に使用されていた。その際、本坑上部断面に用いられていた鋼製支保工(H-200)も合わせて切断した。Fig.４．１に工事概要図を示す。同図においてハッチ部が切断した場所を示す。Table ４．１に切断計画と実績比較表を示す。本工事前に本坑コンクリートと同じ試験体を用いて、基礎実験を実施したうえで計画を行ったため、ほぼ計画どおりの実績であった。Photo ４．１に切断後の状況を示す。切断終了後に切断面内部のコンクリートを発破により破砕したが、割れ目は切断面外へ波及せず、外側のコンクリートはまったく無傷であった。

本工事で使用した装置は、Fig.４．２の装置全体図に示すように、超高圧ポンプ(噴射圧力 200MPa、噴射流量 25 l/min を 2 台連結使用)、研磨材タン

ク、ノズル移動装置としてのスライダーおよびマニュピュレーター、駆動装置、制御操作盤、電源設備、これらを搭載する台車から構成されている。切断時にはタッチセンサーがノズルと切断面との距離を常に一定に保つように装備された。切断面の位置決めは、縦方向ではマニュピュレーターが、横方向では走行台車により行った。

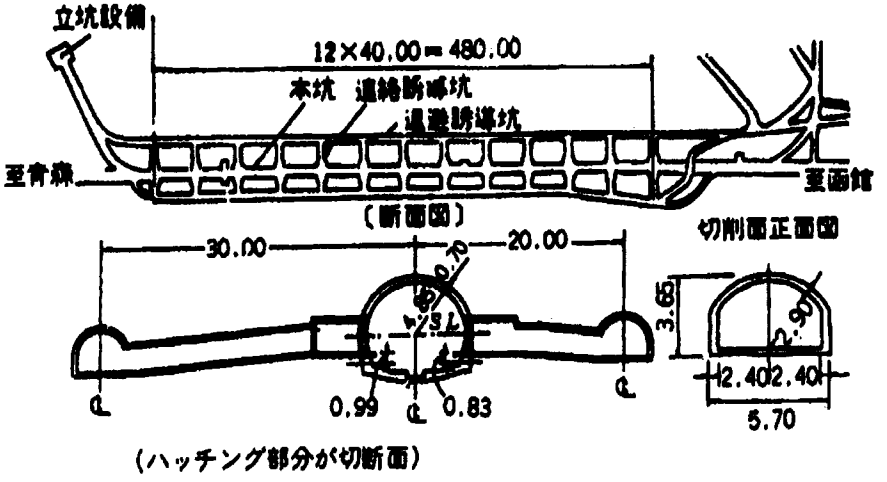


Fig. 4．1 工事概念図

Table 4．1 計画と実績表

項　目	計　画	実　績
圧　力	2,500 kgf/cm²	同　左
流　量	26 l/min	同　左
ノズル移動速度	0.5 mm/sec	0.67 mm/sec
切削回数	2回	同　左
切削材料供給量	3.5 kg/min	平均　4.3 kg/min
切削深さ	500 mm	平均　505.8 mm (max 610 mm, min 470 mm)

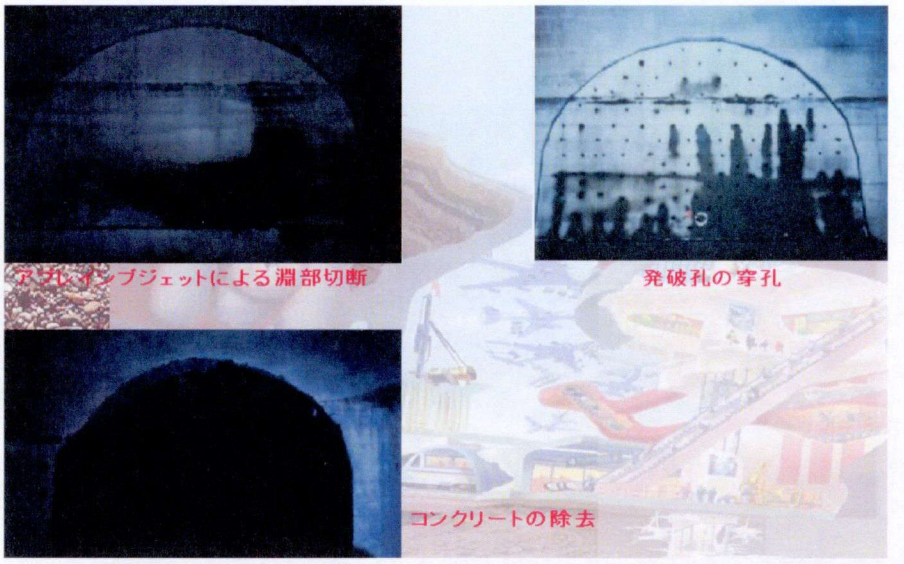


Photo ４．１ 青函トンネルでの切断面の状況

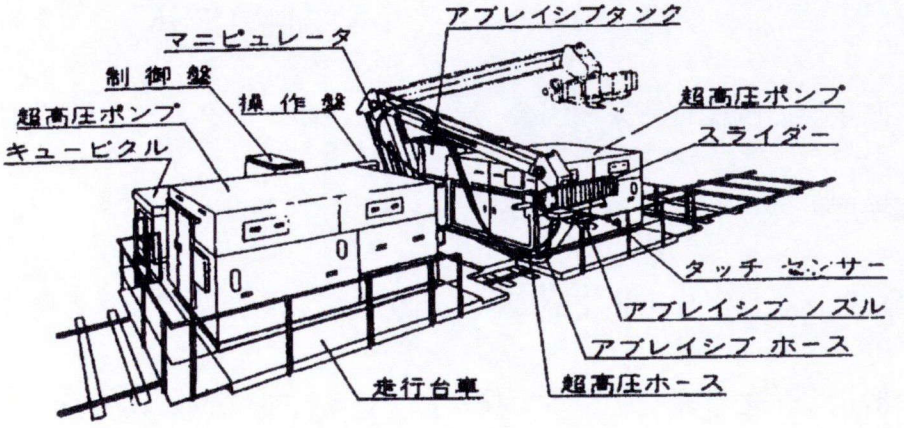


Fig. ４．２ 切断装置全体

４．１．２ 廃止原子炉解体システムへの応用(JPDR 解体)

わが国における原子炉の廃炉デコミッショニングの第１号として、日本原子力研究所の試験用原子炉(JPDR)があった。Photo4.２に解体前の JPDR を

示す。

Photo４．２　解体前の JPDR

原子炉の解体を考える場合、原子炉周りのコンクリート壁(生体遮蔽体)は、高密度の鉄筋を有する非常に厚い鉄筋コンクリート造であり、かつ、運転中の中性子の照射によって高度に放射化しているため、通常の解体はできない。放射化の状態は原子炉に近い側が放射能レベルが高く、壁の中に入るに従って放射能レベルは低くなる。通常、コンクリートの方面から１m 程度なかに入れば、放射化の程度は無視できる程低くなる。生体遮蔽体の汚染状況を Fig.4.3 に示す。

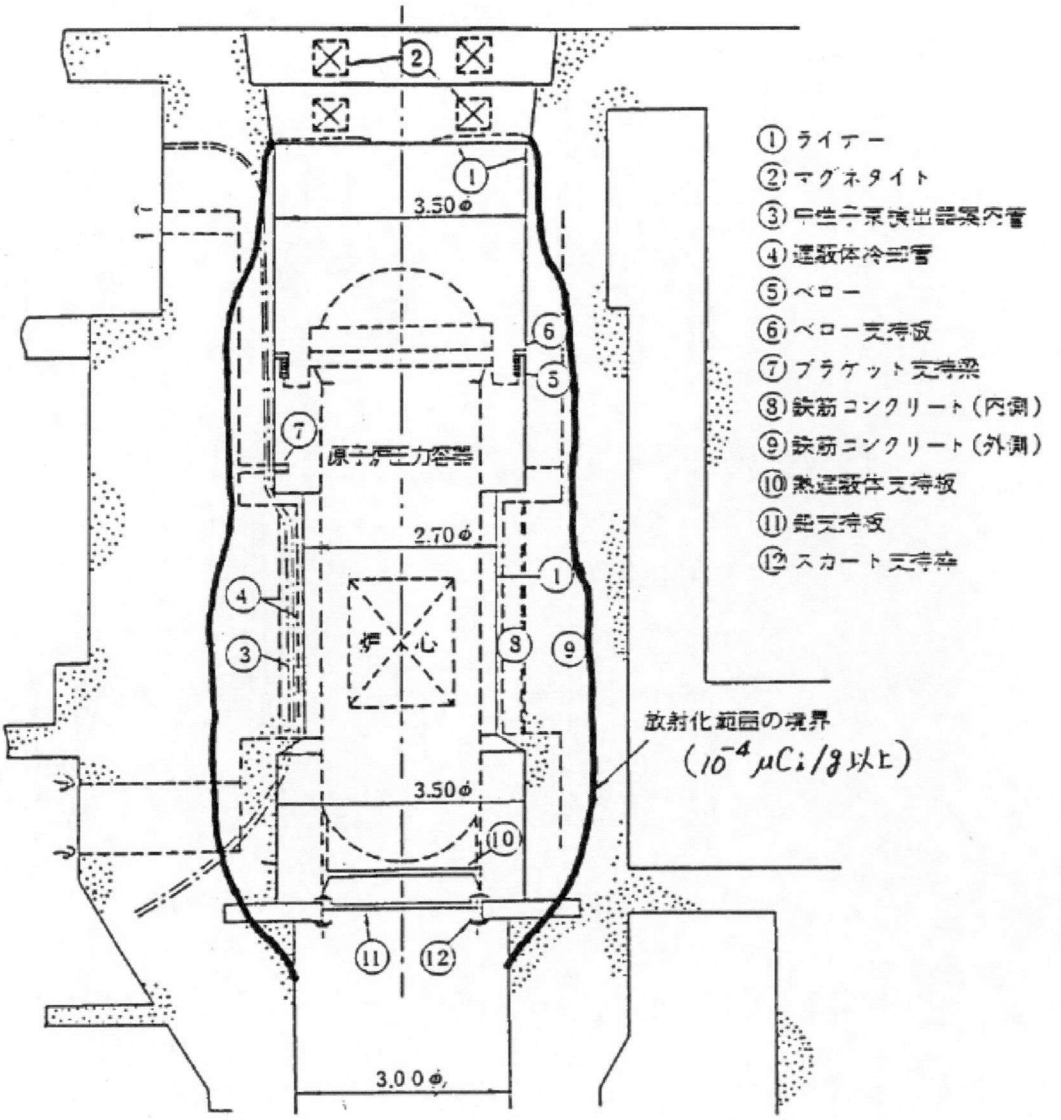


Fig４．３　生体遮蔽体の汚染状況

このような生態遮蔽体を解体するには、①鉄筋、鉄板、鉛管とコンクリートを同時に切断でき、②人は近接できないため遠隔操作が必要であり、③切断により放射性廃棄物を増加させないこと、④放射化している場所だけを切断できることなどの技術が必要であった。解体の手順を Fig.4.4 に示す。

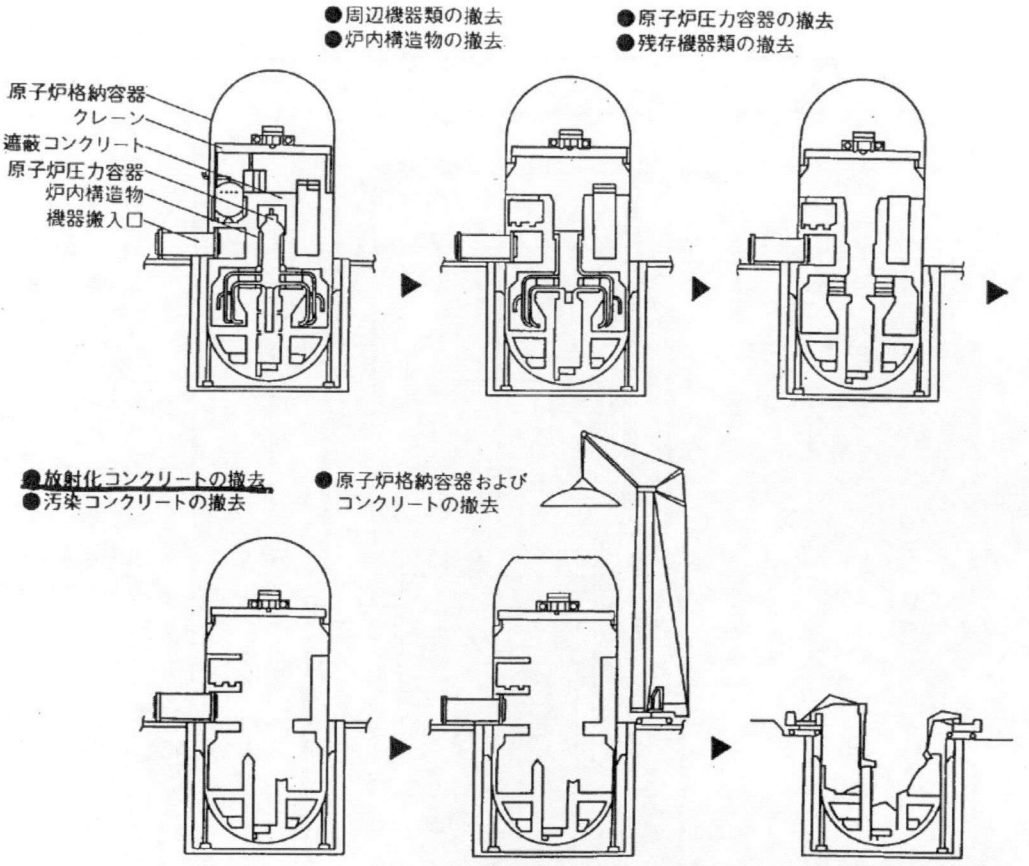


Fig. 4． 4　生体遮蔽体の解体手順

JPDR 生態遮蔽体を解体するために開発されたシステムを Fig. 4．5 に示す。このシステムはノズル部支持駆動装置、昇降装置、高圧ポンプ、研磨材供給装置、切断片回収装置、スラリー回収処理装置、換気装置および制御装置から構成されている。ノズル部支持駆動装置は、昇降装置によって生態遮蔽体内部に吊り下ろされ、固定脚を張り出して装置を固定し、アブレイシブジェットを噴射してコンクリートを切断し、ブロック化する。Photo4.3 に　モックアップ試験での装置の状況を示す。切断されたコンクリートブロック(40×80×40cm)は、ブロック把持装置によって、1 ㎥鋼製収納容器に収納さ

れる。切断されたブロックをPhoto４．４に示す。収納容器一個にコンクリートブロック４個収納できる。

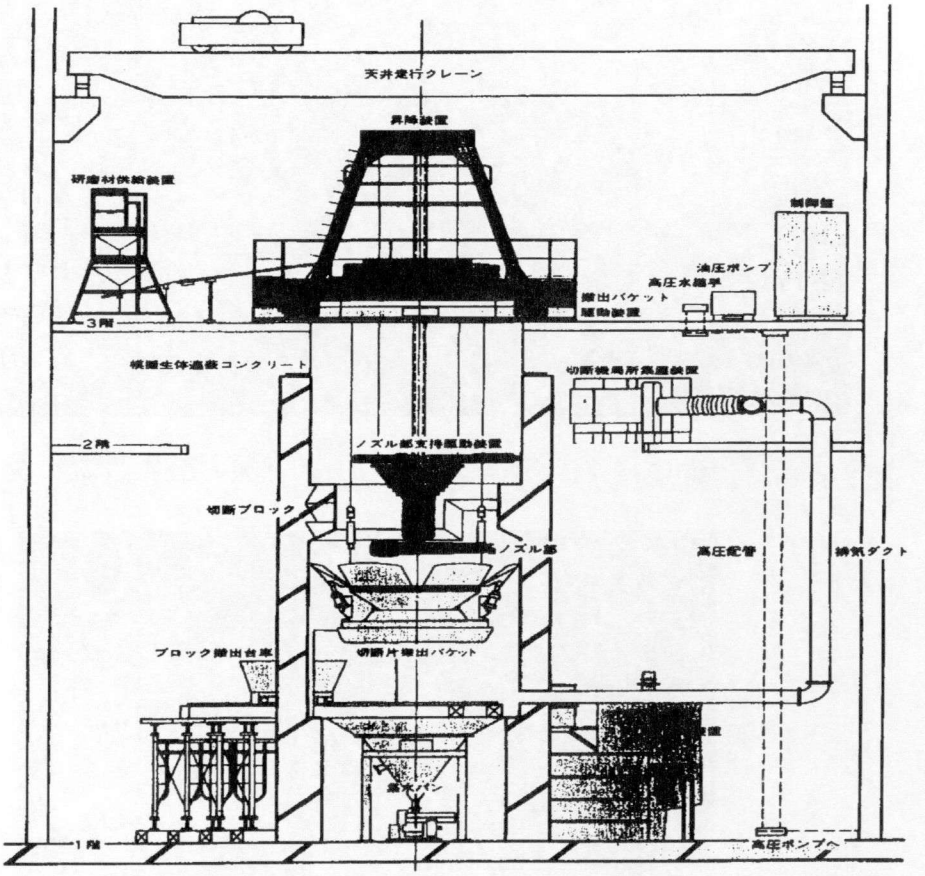


Fig. ４．５ JPDR解体システムのブロック図

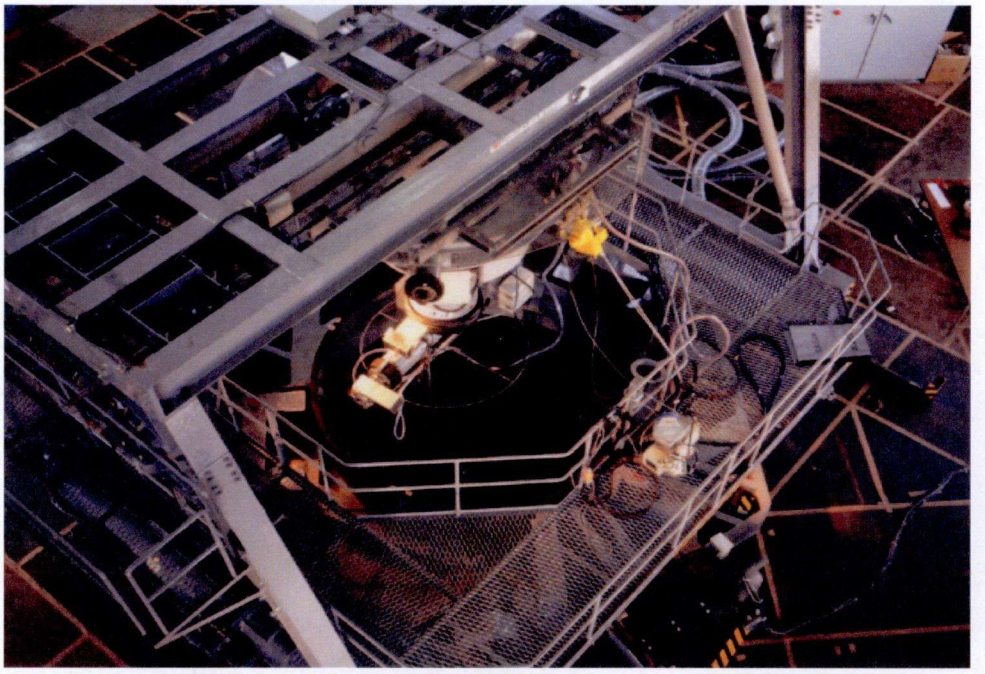


Photo　4．3　モックアップ試験の装置設置状況

Photo 4．4　切断されたブロック

切断に使用した水、研磨材と切断されたコンクリート切粉は、スラリーとなって流れ落ち、スラリー回収パンで回収され、スラリー回収、処理装置によって処理される。また、切断時に発生するミスト粉塵は換気装置によって

処理される。換気装置は内部を負圧にすることと下部に排気口を設けて空気の流れを下方にすることで、作業床にミスト粉塵が上がってこないようになっている。

アブレイシブジェットは噴射圧力 200MPa、噴射流量 50 l/min のウォータージェットに研磨材としてスチールグリットを混入(供給量 5 kg/min)して噴射した。噴射状況はテレビカメラで監視され、ノズルと切断面の位置関係は特殊なセンサーで制御し、これらの装置を用いて、1988 年にモックアップ試験を実施し、1991 年に実解体が実施された。

4．1．3　アブレイシブジェットを利用したリフォームシステム

医療施設、ホテル、銀行および事務所など営業をしながらの増改築、さらに、公団住宅やマンションのリフォームに関連して壁や床を部分的に解体撤去する工事が増加している。このような工事の場合、①騒音(固体伝播音も含む)、振動、粉塵を出さず、周囲の人が通常の生活が営める条件で施工できること、②周囲を汚さないこと、③残存する部材に強度劣化を惹起しないこと、④狭い作業スペースでも施工できること、⑤作業機材は階段、エレベータなどで運搬できることなどが要求される。一般に使用されているカッターやクラッシャーなどでは切断時に切断音や破片の落下音がし、粉塵があり、切断

対象部材外にクラックが発生する可能性があるため、作業時間や作業場所に制約を受けたり、周囲からのクレームに対処しなければならない。これらの問題を解決するために開発されたのが、ウォータージェット(ほとんどがアブレイシブジェット)を利用したリフォームシステムである。

アブレイシブジェットを利用したリフォームシステムの機器構成は、大別すると切断装置、スラリーの回収、防音装置、遠隔操作装置および切断片搬出装置になる。このシステムの壁切断の場合の全体配置をFig.4．6に示す。このシステムの特徴を以下に示す。

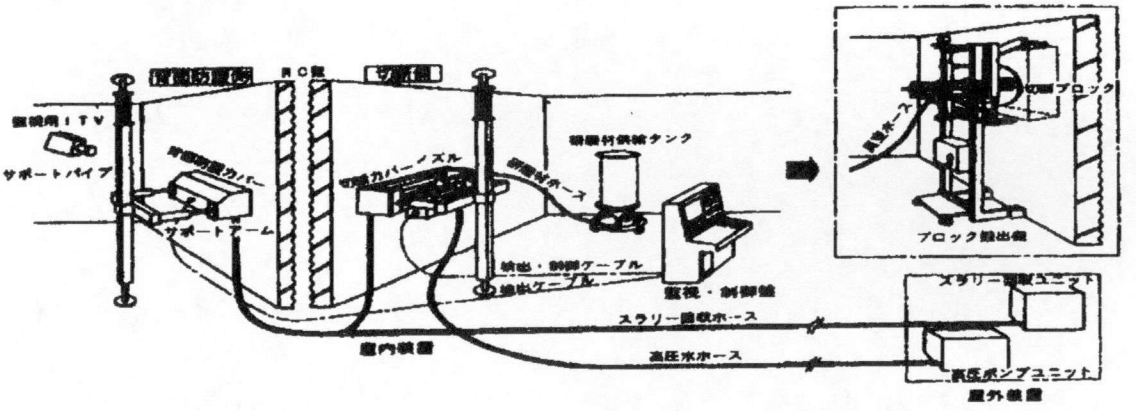


Fig.4．6　アブレイシブジェットによるリフォームシステムの装置構成図

① 装置のコンパクト化

建物内部の狭いスペースでの作業および階段などでの人力運搬を考慮して、すべての装置は、1人で運べる重さ(30kg以下)となっている。それを越える

場合は分割して 1 部品が 30kg 以下となっている。大きさも廊下やドアを通過できるように設計されている。

② 無公害システム

切断側のカバーおよび切断背面側のカバーともに、真空圧で壁面に完全密着するために、ウォータージェットの音の漏れは極めて少なく(1m 地点で 75db 以下)、隣室ではほとんど気がつかない程度である。このカバーの断面を Fig. 4．7に示す。真空吸引するため、スラリーは完全回収される。

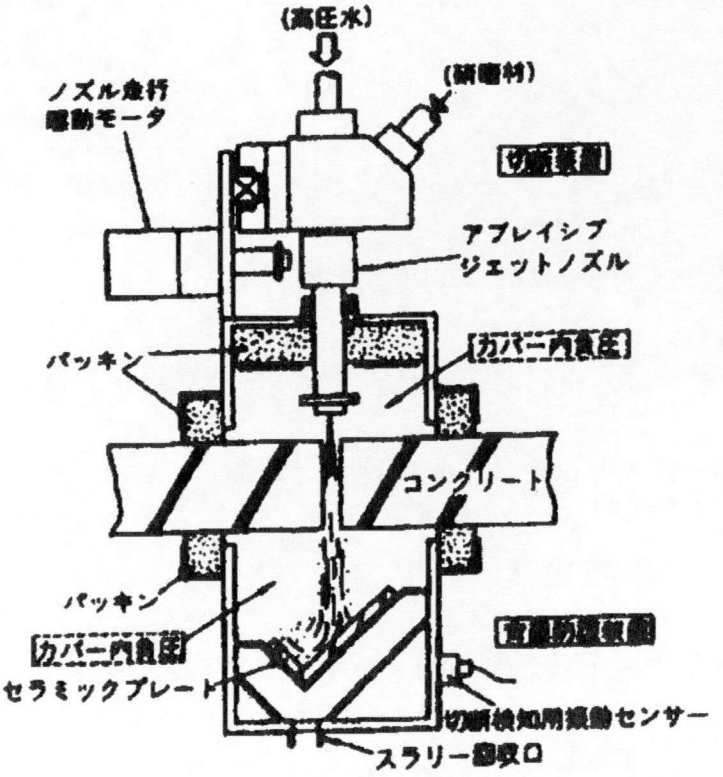


Fig. 4．7 切断装置断面図

③ 安全対策

壁や床を切断し貫通したアブレイシブジェットは、まだ切断能力を有している。この能力を減衰させるために、背面側のカバーに耐久性の高いセラミックプレートを特殊な形にして装着している。万一、このセラミックプレートが破損した場合には、特殊なセンサーが検知して、ウォータージェットの噴射がただちに停止するようになっている。切断装置は真空で壁面に密着するが、安全のためにサポートパイプで支持されている。

④ 集中制御

機器の起動、停止を始め、ウォータージェットの噴射、停止、ノズルの走行、停止、速度制御と方向制御は１つのコントローラーで行われる。そのコントローラーではウォータージェットの圧力、流量、研磨材の供給量、ノズルの位置、速度、方向、真空圧は監視できる。鉄筋コンクリートを切断する場合、鉄筋部とコンクリート部では切断速度が異なるが、このシステムでは、切断感知センサーにより切断速度を制御している。そのために、壁などの切り残しが発生しない。

切断装置の全景を Photo. 4． 5に示す。切断状況を Photo 4． 6に、切断後の状況を Photo 4． 7に示す。

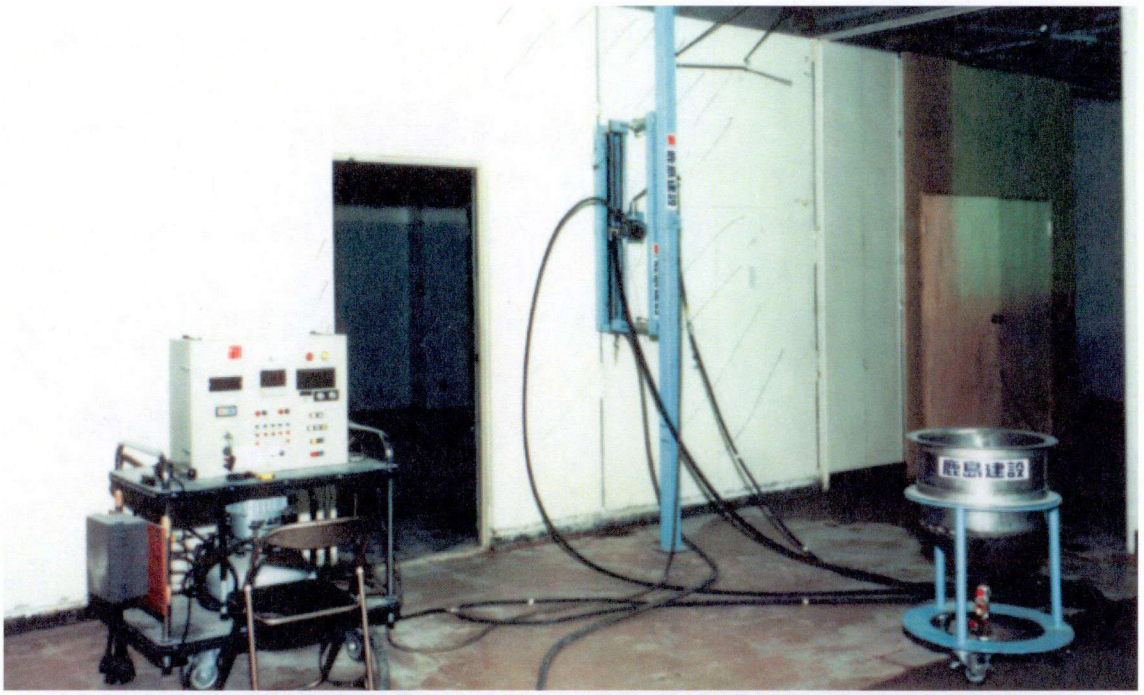


Photo４．５　切断装置の全景

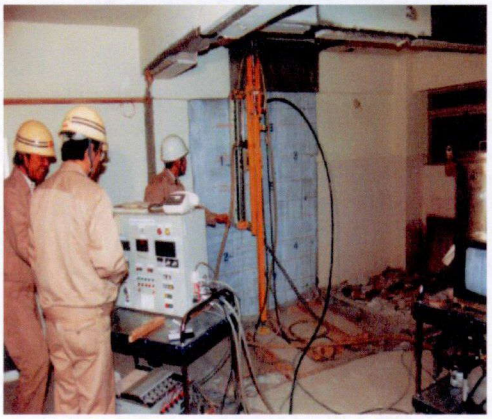


Photo４．６　切断中の状況

Photo４．７　切断後の状況

４．２　ロータリージェットの応用例（リフォームシステム）

ロータリージェット工法を利用したコンクリート構造物の改修工事への施工の概要を紹介する。

本システムは、室内での使用を前提としているため、低騒音、無振動かつクリーンな施工できること、機器(特に高圧ポンプ)の小型軽量化、移動、接続操作の省力化を設計のコンセプトとしている。基本構成は、Fig. 4．8に示すように、高圧ポンプ、バキュームユニット、コンクリート破砕装置、システムコントローラー、Ph処理装置から成っている。防音、回収に対しては破砕装置をカバーで完全に覆いジェット騒音を低減し、除去したコンクリート破砕片と水は、バキュームユニットで回収、さらに沈降分離、Ph調整をして下水に排水するように設計されている。また、高圧ポンプは高回転型のプランジャーポンプを採用し、サービスエレベーター(幅1100mm,奥行1600mm,重量1300kg)での搬出入が可能なように小型、軽量化した。省力化に対しては、シーケンスコントローラーによる集中制御、各種コネクターのワンタッチ化等で対応している。

ロータリージェットで開口工事を行う場合、開口周辺を切断する方法と開口部全体を破砕する方法の二通り考えられるが、本工事の場合、電線管が開口部を横断している可能性が高く、この場合、前者の方法では内側のコンクリートを除去できないので、後者の方法とした。このためノズルユニットはノズル旋回径を開口幅(170mm)まで広げた構造とした。

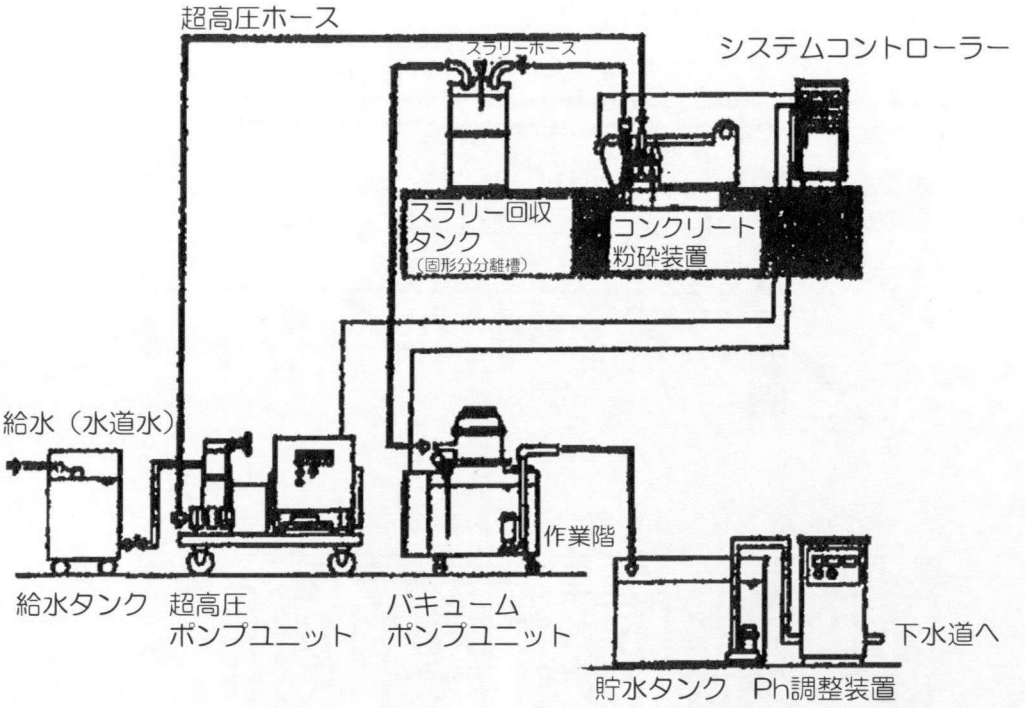


Fig.４．８　霞ヶ関ビルリニューアル工事でのロータリージェットの基本構成

霞ヶ関ビルにおける新設電力幹線路のための開口工事は、Fig.４．９に示すようにコアーの RC 壁と仕上パネルの間(320mm 幅)のデッキプレート付スラブに幅 170mm、長さ 400～1300mm の開口を１フロアー５ヶ所、４階から３６階まで計２００ヶ所施工するもので、埋設電線管の損傷を防ぐこと、開口部の周縁の仕上制度を上げること、極めて狭い作業スペースに対応できることが施工上のポイントになった。

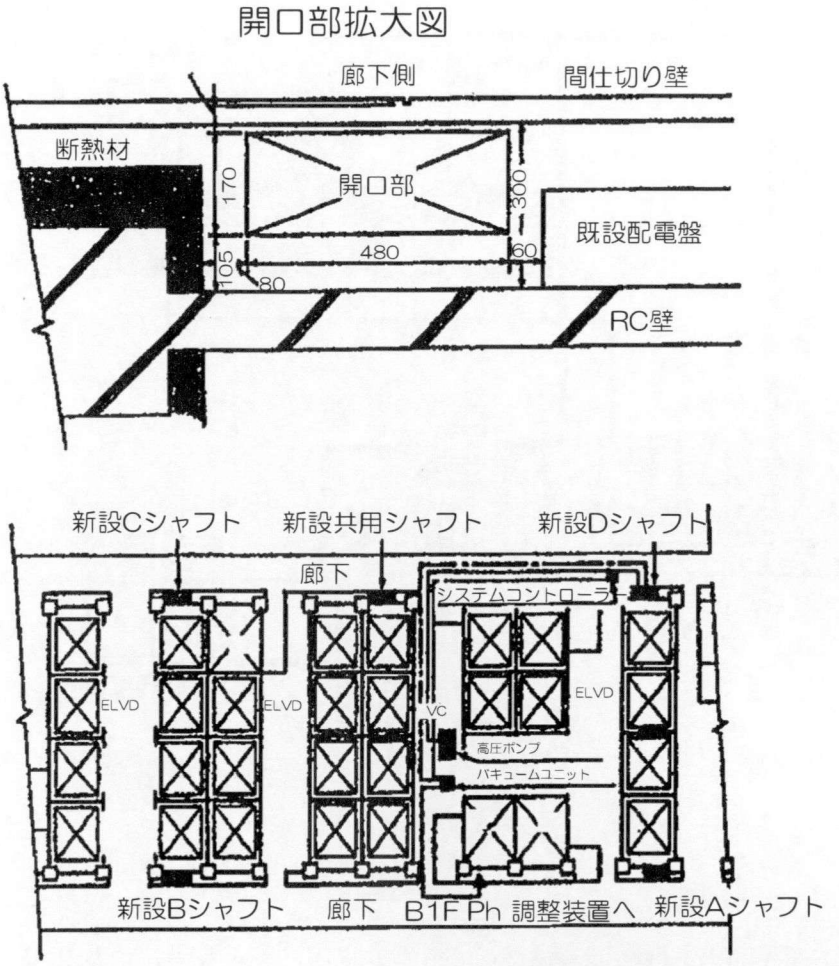
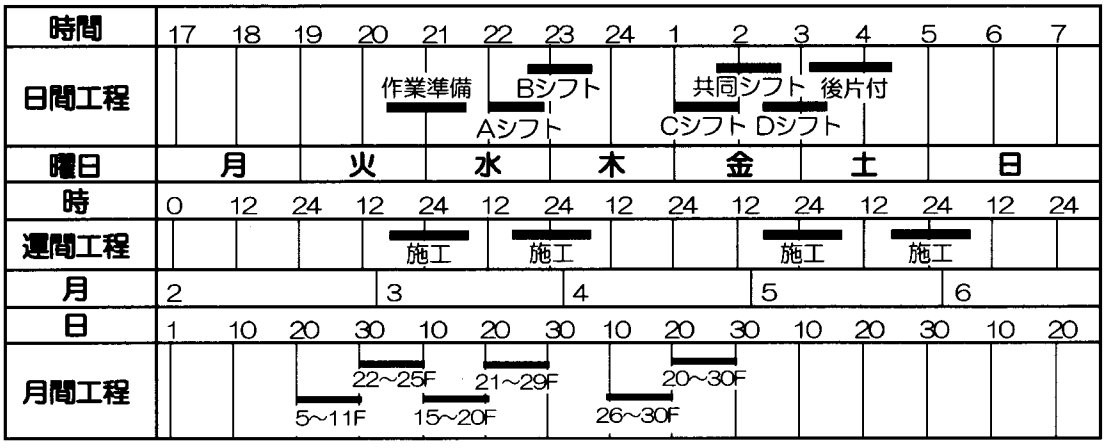


Fig. 4． 9　霞ヶ関ビル基準階平面図

工事は、Table 4．2の標準工程表に示すように午後 8:30～午前 5:00 までの夜間作業で、1日に1フロアー(5ヶ所の開口)の工程を基準として施工した。高圧ポンプ及びバキュームユニットは、エレベーターホールに設置し、コンクリート破砕装置とコントロールユニット、回収タンクだけを施工場所へ移動する方法とし、移動作業の軽減を図った。

Table 4．2標準工程表



また、人員は、施工場所に2名(破砕装置移動時に2名必要、オペレーションは1名)、1フロアー下に漏水管理のために1名配置した。実際の施工は、特に専門業者を育成しないで、電気工事業者が行ったが、操作をシーケンサーにより簡易化していたため、容易に作業を習熟して、予定どおり工程を消化することができた。施工速度は、開口長さが720mmの場合で、破砕に約20分、移動に20分、作業準備、後片付けに60分要した。Photo 4．8, Photo 4．9に施工状況と施工後の開口部を示す。Photo 4．9で、鉄筋及び電線管が全く損傷されていないことが確認できる。電線管は、全施工中約50ヶ所に存在した。

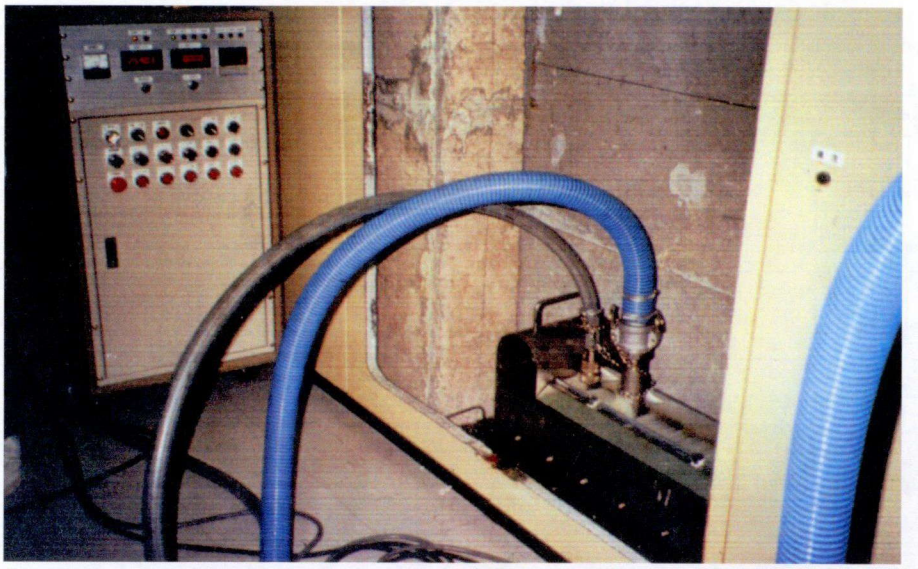


Photo ４．８施工状況

Photo４．９　施工後の開口部

本工法の騒音、振動のレベルと伝播特性を確認するため振動、騒音の測定を実施した。その結果から、本工法では、機器騒音(高圧ポンプ、バキュームポンプ)とウォータージェット噴射音は、ともに主要な騒音源(80dBA)であること、これらの騒音は、コンクリート壁、床を隔てると、極端に減少すること(30dB 程度低下)、バンドブレーカーと比較すると施工場所で 20dB、上階では、30dB も小

さいこと等が分かった。一方、振動に関しては、55dB 以下であり、全く問題の無いレベルであることが確認できた。

以上、ロータリージェット工法のシステム概要と霞ヶ関ビルにおける適用について報告した。今回の適用では、本工法に対する施主、現場の評価も高く、継続工事(シンダーコンクリートはつり工事)への採用や新たな適用対象についての開発が検討されている。

４．３　地盤改良への適用例

４．３．１ 砂地盤の液状化防止例

昭和 39 年の新潟地震において，地盤の液状化による実被害が生じて以来，これを契機として砂地盤の液状化破壊現象は建設技術者の注目を集め，今日では，砂地盤上に構造物を構築する場合には，ほとんどの場合この液状化現象に対する検討が行われるようになり，さらに対策が施されるようになった。

静岡県を中心とする東海地方は，巨大地震の発生が懸念され，昭和 54 年 8 月この地域は大規模地震対策特別措置法に基づく東海大地震対策強化地域に指定された。そのため，多角的な防災対策が官民一体となって講じられている。

これらの地震時の地盤に起因する災害の 1 つに，地盤の液状化があげられる。これらについては前述のごとく新潟地震を契機として，その発生機構と防止対策について研究，開発が進められている。しかしながら，その発生機構は地盤

性状，地下水および地震規模などの諸条件によって異なるので，事前の十分な調査，検討に基づく対策が必要となる。

４．３．１．１工法採用の経緯

対象建物は，昭和28年に竣工した工場建家で，東海地震が懸念される静岡県清水市の海岸沿いに位置し，耐震診断を行った時点では竣工後25年を経過していた。建家は上部構造がSRC造3階建（一部4階建）である。また，下部構造は独立フーチング基礎およびベタ基礎で構成されていて，末口20cm，長さ5.45mの松ぐいで支持している。

構造体による荷重は中央部に集中している。工場内部の生産施設および付属設備による荷重は，これらの増設，移設に伴って変動し初期の荷重と比較するとその分布はかなり異なったものとなっている。このような荷重の増減の影響で下部粘性土層は不等に圧密され，明らかに不同沈下障害とみられる現象（柱，はりのクラック）が昭和44年ごろより発生し始めた。

その後，9年が経過し工場建家の損傷が進行していることが予想されることと，立地条件より地震発生の可能性がきわめて大きいことが予測される情勢下においては，耐震性能を高める補強が必要であった。

４．３．１．２液状化の検討と対策工法の選定

(a)　液状化の検討

敷地地盤の土層構成は複雑であるが，大略すると，上位よりれき混じり砂，シルト・細砂の互層，砂，シルトに分けられる。Fig. 4. 10 に代表的な土質柱状図を示す。シルト・細砂の互層は敷地全体にほぼ均等の厚さでたい積しており細砂は 15cm くらいの厚さでシルトと互層をなしている。細砂は平均粒径 D_{50}=0. 16mm, 均等係数 U_u= 3～4 と粒子のそろった均一な層である。砂層は径 10mm 以下の小円れきを少量混入する中粒砂を主体とした層と，粒子の均一な細粒砂を主体とした層の 2 種に分けられる。

液状化の起こる可能性のある地層は，地盤条件として平均粒径 D_{50}=0. 075～0. 2mm，均等係数 U_C<5 のゆるい砂地盤が代表的である。そこで，この敷地地盤の土層の中で液状化の起こる可能性のあるものとして G. L. －2. 0～－6. 0m 範囲にある砂層およびシルト・細砂の互層を限定し前述の物性値および土質柱状図を参考に後述する簡易計算法によって，地表面加速度を 200gal と仮定した場合について計算した結果，Table4.3 に示すように両層とも液状化の可能性があるという結果を得た。

Table4.3 液状化の検討結果

地　点	等価平均せん断応力 $\bar{\tau}_d$(t/m²)	せん断応力振幅 τ_{1n}(t/m²)	判　定
No. 1	0.745	0.541	液状化
No 2	1.080	0.927	〃
No. 3	1.520	1.280	〃

$\alpha_{max}=200$ gal

(b)　対策工法の選定

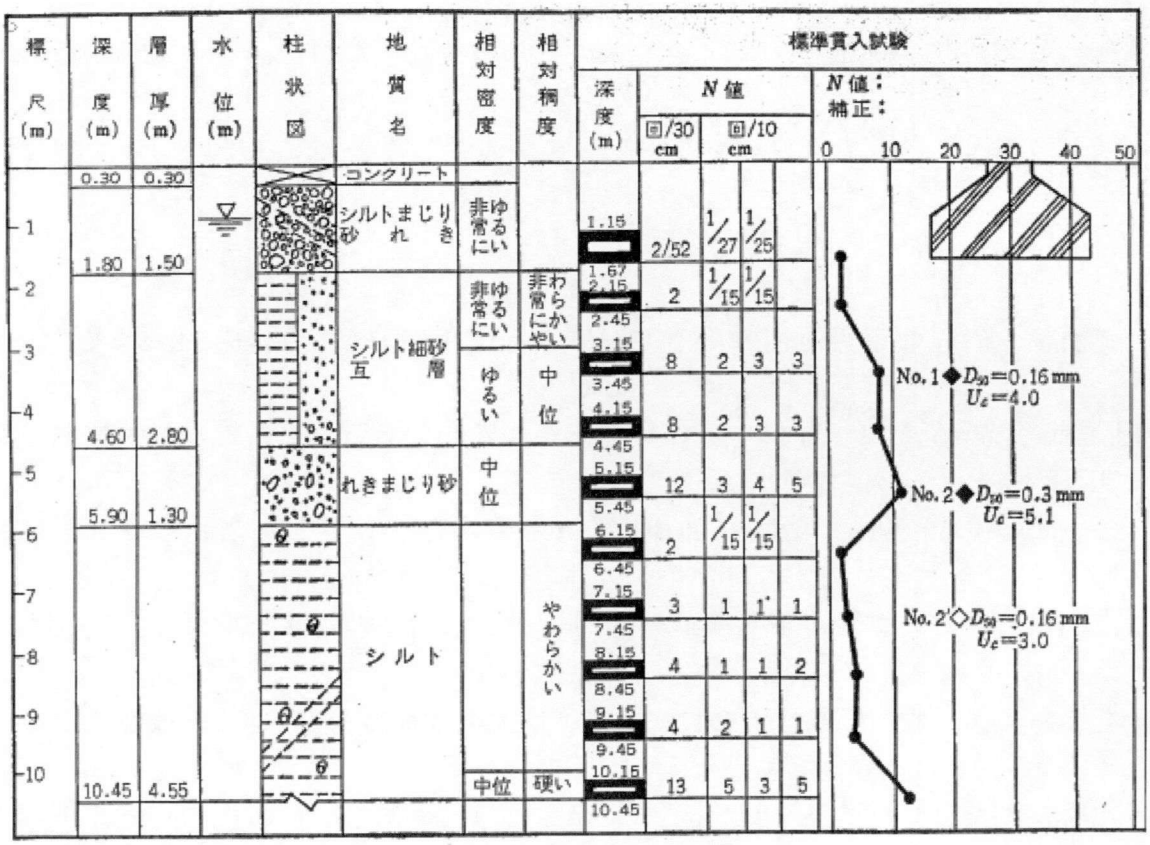


Fig.4.10　土質柱状図

軟弱地盤を処理するための対策工法には多くの種類があるが，これらはそれぞれの特徴をもっていて，主眼とする効果も異なっている。地震による砂地盤

の液状化には地盤要因として粒径，密度，地下水位が重要な関係をもつことがわかっているので，液状化対策としては，これらの要因を液状化の起こりにくい方向へ変えてやれば良いことになる。すなわち，対策法として，

① 液状化しにくい粒径の土による置換

② 締固めによる密度の増大

③ 地下水位の低下

④ 支持層へ直接支持させる

⑤ 固結剤を注入して地盤を固結させる

などが考えられる。一方，この建家は生産施設が稼働中であり，しかも非常に狭い作業スペースしか得られないために，工法としては小型の機械で施工できるものが要求される。

そこで，次のような基本方針をたて対策工法と決定した。すなわち，“完全な液状化防止対策を施すことは不可能であるが，液状化現象が発生した時に建物，生産施設等に与える影響を最も少なくするために，建物を一時的に支持する補強を実施する”。この目的を達成するためには高強度，高品質の固結体を造成する必要があるため，方法としてコラムジェットパイル工法を選定した。

４．３．１．３施工方法

この地盤改良工法では地中固結体を一種の場所打ちぐいとして扱い，短期荷重をこのくいで支持させることを基本的な考え方としている。したがって，設計は場所打ちぐいの設計法に準じて行った。

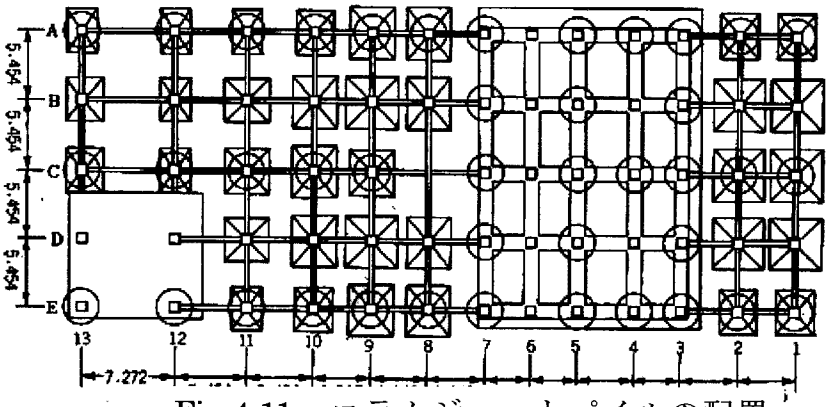


Fig.4.11　コラムジェットパイルの配置

まず，くいは粘土層に 2m 根入れし，その上方，基礎底盤まで（約 6.35m）を施工範囲とした。くい本数の算定にあたってはくい径および材料の設計基準強度を次のように定めた。

1)　くい径は従来の施工データによると粘性土地盤で 1.8～2.0m，砂質土地盤で 2.0～2.2m が標準的な数値であるから，本工事では 2.0mとした。

2)　材料の設計基準強度は，従来の施工データから類似の地盤における強度の最低ラインをとり 13kg/cm^2 とした。

これにより，くい 1 本あたりの短期許容支持力は 126ton となり，全施工本数は 41 本である。くいの配置図を Fig.4.11 に示す。

施工順序はおおむね標準タイプと同様であるが，狭いスペースで作業を行うため，引揚装置はボーリングマシンを併用した。次に施工仕様を示す。

① 高速水噴流：圧力 370～380kg/ cm^2，吐出量 60l/min

② 圧縮空気：圧力 7kg/ cm^2，吐出量 5m^3 /min

③ 注入材：注入圧力 26～29kg/ cm^2，吐出量 180~200l/min

④ 水力モニタ：回転数 5r.p.m，引揚速度 5cm/min

注入材は $w/c=60\%$のセメントミルクである。セメントミルクを注入材として使用する場合，ブリージングは避けられない問題である。したがって，十分にブリージングの観測を行い，沈降した分は後日 2 次注入を実施した。このときに用いた注入材料は $w/c=60\%$のセメントミルクである。

4．3．1．4　施工効果の調査，試験

(a)　標準貫入試験

標準貫入試験は，施工中心位置から 80cm 離れた位置で実施した。結果を Fig.4.12 に示す。すべての深さにおいて $N>40$ であり，強固でしかも均質な固結体が築造されていた。

(b) 物理検層

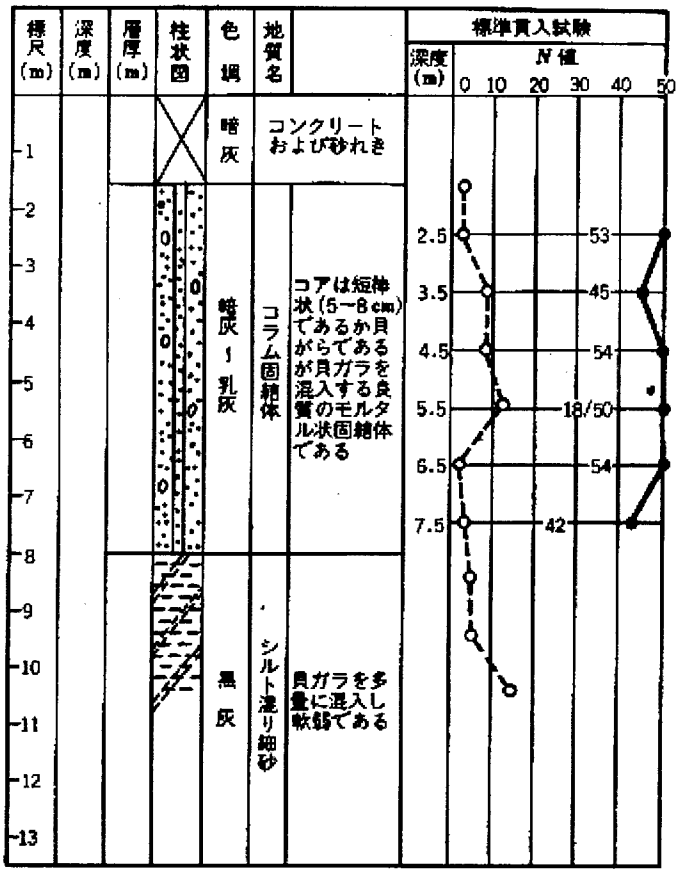


Fig.4.12　標準貫入試験結果

物理検層として音波検層，密度検層および中性子検層を実施した。結果として，弾性波速度（P 波），インテンシティログ，密度，空隙率が測定できる。検層は現地盤に対しても実施したので，Fig.4.13 に双方を比較して示す。固結体の弾性波速度は V_p=1.8～2.8km/sec，密度は P =1.8～2.3g/cm^3，空隙率は n =20～50%である。この結果を見ると上部に比べて下部にでき上がり精度の悪い傾向が表れている。

(c)　採取試料の物性試験

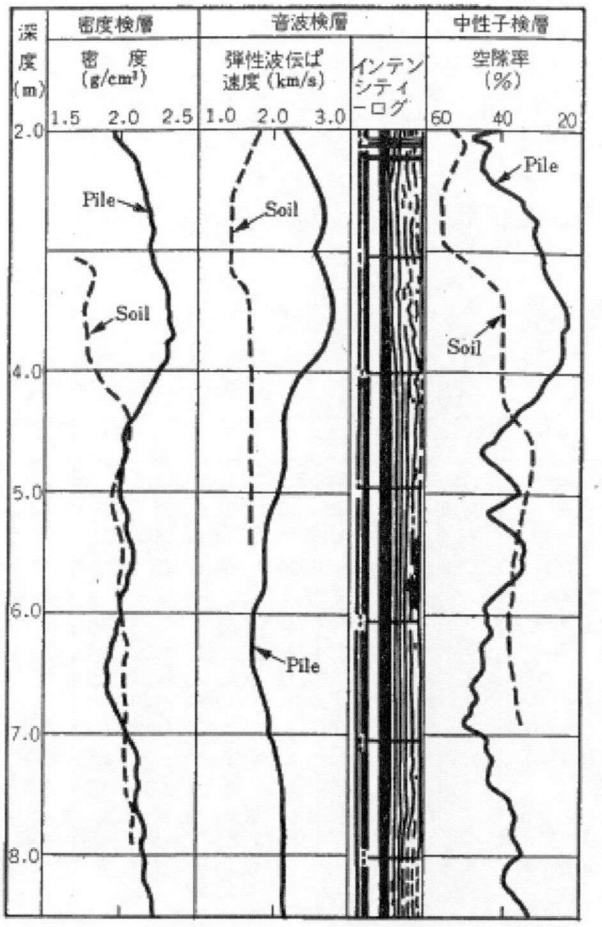


Fig.4.13　物理検層

施工中心より 30cm と 80cm 離れた位置で採取した試料について実施した。結果を Table4.4 に示す。この試験によると密度は ρ=2.12～2.35g/cm^3，空隙率は n=38～50%，弾性波速度はP波速度 V_p=1.92～2.44km/sec，S波速度 V_s=0.87～1.27km/sec であり，物理検層の結果とほぼ同じ値である。また，圧縮強度は σ_c=37.6～68.2kg/cm^2 の範囲にあり，平均で 53.6kg/cm^2，静ポアソン比と静弾性係数はそれぞれ ν_s=0.2～0.38，E_s=(1.64～2.77)×10^{4}kg/cm^2 である。圧裂引張強度は σ_t=3.93～6.20kg/cm^2 で圧縮強度に対して約 10%の値を示している。せん断定数は粘着力 C=20.6kg/cm^2，内部摩擦角 ϕ=28.5 度である。

(d)　横方向載荷試験

施工中心より 30cm の位置のボーリング孔を利用し，エラストメーター200（応用地質製）によって横方向載荷試験を実施した。結果を Table4.5 に示す。

(e)　セメント含有量試験

Table4.4　採取試料の物性試験結果

項　　目	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
密　　度 (g/cm³)	2,200	2,218	2,230	2,153	2,362	2,377	2,125	2,249	2,301	2,318	2,354
含 水 率 (%)	15.0	17.2	20.5	23.1	21.0	25.9	29.4	26.7	24.6	25.7	30.6
吸 水 率 (%)	33.2	28.0	30.6	36.2	33.8	35.4	38.1	34.7	31.9	38.2	43.0
空 隙 率 (%)	42.2	38.3	40.6	43.8	44.4	45.7	44.8	43.8	42.3	47.0	50.8
圧裂強度 (kg/cm²)								4.80	6.20	2.93	
圧縮強度 (kg/cm²)				40.7	66.2	67.7	37.6				53.8
静ポアソン比				0.20	0.33	0.38	0.26				
静弾性係数 (kg/cm²)				2.53×10^4	2.77×10^4	2.13×10^4	1.64×10^4				
P 波速度 (km/s)	2.04	2.10	2.05	1.93	2.07	2.25	1.92	1.95	2.44	2.20	2.07
S 波速度 (km/s)	1.27	1.17	1.12	1.03	1.14	1.02	0.90	0.94	1.02	0.91	0.87
動ポアソン比	0.18	0.27	0.29	0.30	0.28	0.37	0.36	0.35	0.39	0.40	0.39
動弾性係数 (kg/cm²)	8.55×10^4	7.87×10^4	7.36×10^4	6.06×10^4	8.02×10^4	6.91×10^4	4.78×10^4	5.47×10^4	6.79×10^4	5.48×10^4	5.05×10^4
粘 着 力 (kg/cm²)	20.6	20.6	20.6								
内部摩擦角 (度)	28.5	28.5	28.5								

Table4.5　横方向載荷試験結果

深さ ＼ 物性名	G.L.−2.5 m	G.L.−2.75 m	G.L.−3.0 m	G.L.−4.0 m	G.L.−5.0 m
横方向反力係数 K_h (kg/cm³)	607.4	156.3	169.6	38.2	100.0
横方向変形係数 E (kg/cm²)	2,976.9	786.1	856.8	197.4	494.7

Table4.6　セメント含有測定結果

深　度 (G.L.−m)	含有物質		
	水	セメント	土　砂
2.0 ～ 3.0	11.2	37.8	51.0
3.0 ～ 4.0	10.0	34.3	55.7
4.0 ～ 5.0	11.3	38.9	49.8
5.0 ～ 6.0	28.9	42.3	28.8
6.0 ～ 7.0	28.2	27.1	44.7
7.0 ～ 8.0	30.1	27.4	42.5

固結体中のセメント含有量の測定結果を Table4.6 に示す。結果は下部になるほど含有率が低下するが，全体的にみて 27～38%の間にあるところから均等に含

まれていると考えても良いであろう。

(f) 試験結果からみた補強効果に対する考察

設計条件としてくい径 2m，材料の基準強度を 13kg/cm^2 としたが，くい径については，施工中心から 80cm はなれた位置において実施した標準貫入試験の N 値が 40 を越えており，十分 2m は確保されていると判断できる。また，強度については全体的にばらつきの少ない品質の良いものができており，試験の結果が 37kg/cm^2 以上の値を示しているため，十分 13kg/cm^2 は確保しているものと判断できる。

基礎底盤と固結体との密着性はブリージングが防止できたかどうかに左右される。この点については，施工後ブリージングの状況を観測し再注入を行うなど慎重に対処した結果，コアボーリング時に基礎底盤直下から良質の固結体が確認された。したがって，ブリージングは防止できたものと考えられる。

以上のように地中固結体は圧縮材としてば場所打ちぐいとしての使用目的にこたえうる性能を有しており，本補強工事は，液状化対策という初期の目的は達していると考えられる。

４．３．２　場所打ちぐいの水平抵抗の増強

４．３．２．１　利用した背景

建設工事の大型化，軟弱地盤地帯への進出による深層化に伴い，基礎といえばくいを思い浮かべるほど，くい基礎は数多く利用されている。また，施工上，経済上有利な場合が多い。くい基礎を有する構造物は鉛直荷重に加えてその建設位置，目的，条件により偏心荷重を受けることが考えられ，この場合水平方向の安定すなわちくいの水平抵抗が問題になる。

このくいの水平抵抗はくいと地盤の双方の破壊問題，変位問題，その両者の混合問題として扱われるべきであるという点では他の土質力学的問題と同様であるが，弾性的挙動を示すくいと非弾性的挙動を示す地盤との相互作用の問題となることから，かなり複雑な要因を含んでいる。そこで解析にあたっては種々の仮定を設けることを余儀なくされている。

４．３．２．２　工法採用の経緯

電源開発㈱松下火力発電所の 2 箇身集合型煙突の基礎は，当初の設計では計 88 本のベノトぐいの水平抵抗とフーチング側圧によって水平力を支持する計画になっていたが，施工後に改めて地盤調査を行った結果，地下水位の変動によって，設計時に考慮したフーチング側圧を見込むことができなくなったことか

ら，地震時における水平支持力が不足することが明らかとなった。その対策として下記の項目についての検討が行われた。

① 丈夫層の砕石置換によるフーチング前面の受働土圧強度の改善

② くいの増設

③ くい周囲地盤の改良によるくいの水平抵抗増強

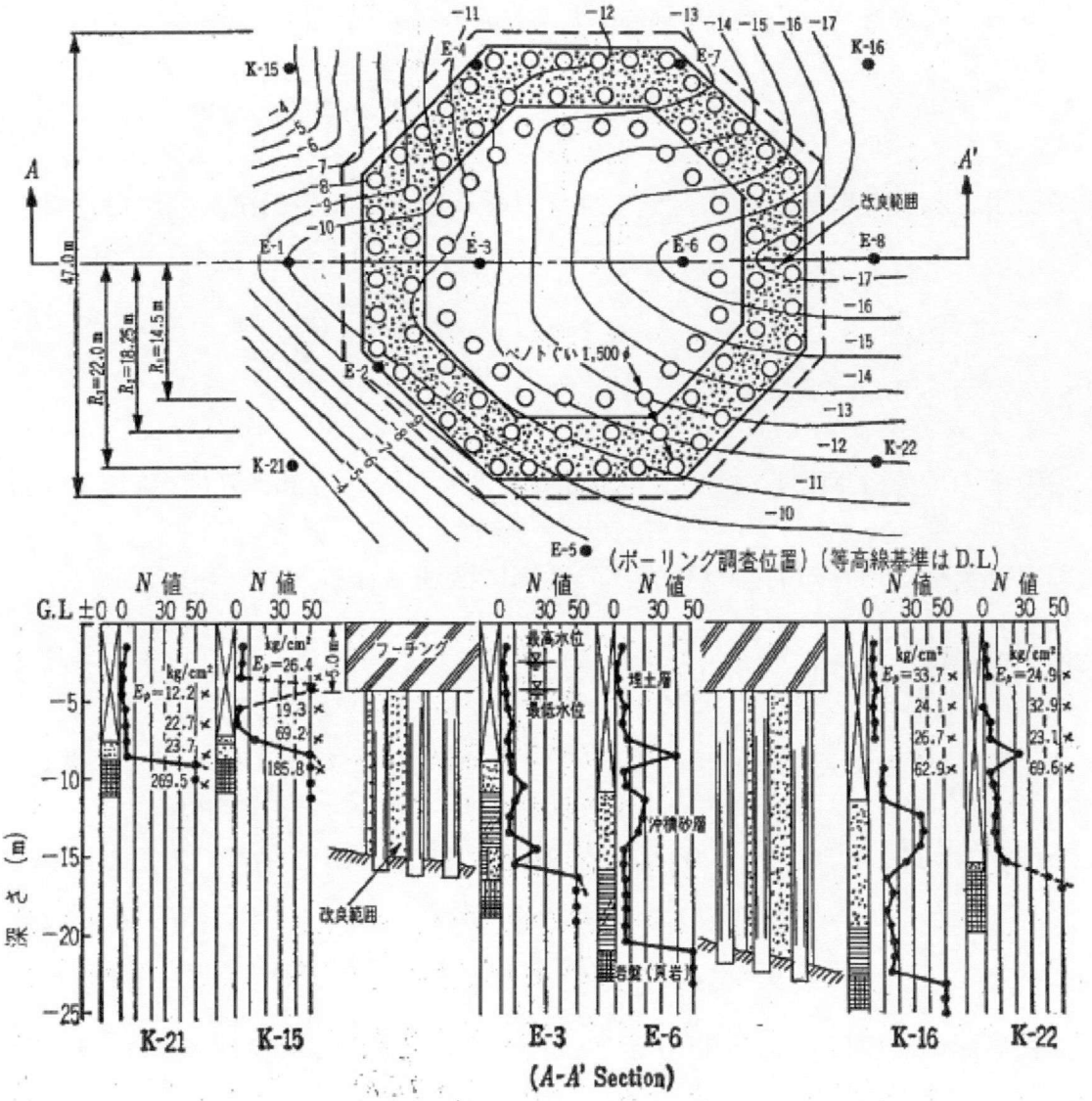


Fig.4.14 推定岩盤等高線 (D.L),くい位置，コラムジェットパイル施工範囲，土質柱状図，N 値

一般に，構造物に作用する水平力は基礎を構成するくいの水平抵抗およびフーチング前面の受働土圧抵抗によって負担される。しかし，後者の受働土圧の大きさや，くいとフーチングの負担する水平力の分担率に関しては不明な点が多く，したがって，くいとフーチング両者の協同作業によって水平力に抵抗させる設計法は一般には用いられていない。

これらのことを考慮した検討の結果，本工事においてはフーチング側圧は考慮せず，水平力をすべてくいで負担させるためにくい周囲の地盤を改良する方法が採用され，地盤改良工法としてコラムジェットパイル工法が利用された。

4．3．2．3　地盤概要

当敷地の地盤は Fig.4.14 に示すように大別すると，上部より埋土層，沖積砂層および支持層となる岩盤（頁岩）の 3 層に区別される。

埋土層の層厚は 7.0～16.0m で炭殻および砂岩，頁岩のれきを混入している。その N 値はれきに当たった場合を除くとすべて 10 以下で，平均すると G.L.－8.0m までは N＜4，G.L.－8.0～G.L.－10.0 までは，N=5～6，G.L.－10.0m 以深は N=7～8 である。

沖積砂層の層厚は，0.5～11.0m と場所によって大きく異なり N 値も N=0～40 と非常にばらつきが大きい。また，深さ方向にも一定の傾向は認められない。

基岩層は東側に向かって傾斜していて平均傾斜角は約 8 度である。上部 0.5m ほどは風化が進んでいて，2.0m 付近まで亀裂が多いが，それ以深は N >50 の良質の岩である。代表的な土質柱状図を Fig.4.14　に示す。

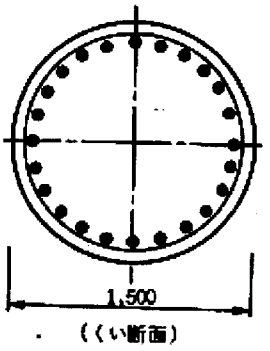
現地盤において実施したプレシオメーターによる横方向載荷試験により得られる変形係数を×印の地点に示す。平均の横方向変形係数は，埋土層で 32kg/cm^2，沖積砂層で 46kg/cm^2，岩盤で 228kg/cm^2 であった。

４．３．２．４　施工方法

ベノトぐいは Fig.4.14　に示すようにほぼ円形状に 3 列配置されている。施工位置は外周 2 列のベノトぐい周囲とし，隣接する柱状固結体が連続するように配置した。また，くいの水平抵抗では一般に地表面から 5～6m の深さの地盤の強度が問題となるが，本工事では安全を期してフーチング底面より岩盤までを施工範囲とした。注入材として使用したものは w/c = 100%のセメントミルクでその注入量は，全掘削体積に対して 130%の量を注入している。

改良した地盤の強度は，水力モニタの引揚速度に大きく影響されるため現位置で予備実験を行ない，引揚速度とでき上がり径および強度との関係を求め，本工事では地盤によって引揚速度を 3～7cm/min の間で適宜変化させることによって施工精度の向上を期した。なお，回転速度は標準速度の 5r.p.m である。

4．3．2．5　ベノトぐい基礎の水平抵抗の検討



主筋　25－D29
フープ　D－19　@ 200
鉄筋比　p_g=0.9％
使用材料　鉄筋：SD 30，コンクリート：F_c=150 kg/cm²
（諸元）
a）くい径　B=1.5 m
b）くい長　L=11.2～16.2 m
c）ヤング率　E=2.1×10⁶ kg/cm²
d）断面2次モーメント　I=2.485×10⁷ cm⁴

Fig.4.15　ベノトぐいの断面図と諸元

地震時にベノトぐいに加わる全せん断力は上部構造とフーチング自重より H = 7,308ton であり，このせん断力をベノトぐいが平均に負担すると仮定すると，1 本当りの水平力は，Q = 84ton/本である。

ベノトぐいの諸元を Fig.4.15 に示している。これより，ベノトぐいにかかる軸力を N=0 t /本（引張側），N= 367.6 t /本（真中），N= 682.4 t 本（圧縮側）とする 3 つの場合について求め，その中の最小値をとるとベノトぐいの降伏曲げモーメントは M_y = 182t・m ある。

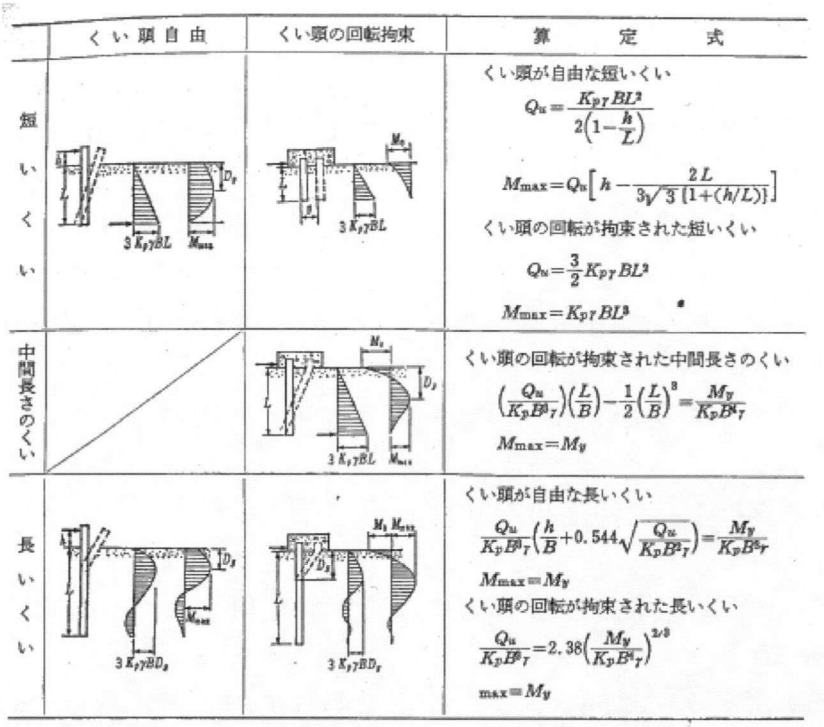


Fig.4.16　砂質土地盤のくいの設計用地盤反力と曲げモーメント分布及び極限水平抵抗力と最大曲げモーメントの算定式(Broms)

改良前の水羅拗は Broms の極限設計法により算定した。地盤定数として，

①内部摩擦角　ϕ=20 度

②平均 N値　$\overline{N}=2$

③単位体積重量　γ=1.6～1.7t / m^3

④受働土圧係数　K_p=(1+sin ϕ)/(1-sin ϕ)=2.0

を用い，地盤反力係数 nh=0.13kg/cm^2 (ゆるい砂地盤で地下水位より下)と仮定すると，

$$\eta=\left(\frac{nh}{EI}\right)^{1/5}=0.19m^{-1},\frac{2.0}{\eta}=10.5<L<\frac{4.0}{\eta}=21.1$$

したがって，中間長さのくいと判定し Fig.4.16 より次式で計算する。

$$\left(\frac{Q_u}{K_p \cdot B^3 \cdot \gamma'}\right)\left(\frac{L}{B}\right)-\frac{1}{2}\left(\frac{L}{B}\right)^3=\frac{M_y}{K_p \cdot B^4 \cdot \gamma'} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (4.1)$$

ここで，M_y = 182t・m，L = 11.2m，B = 1.5m，γ' = 0.7t / m³，K_p = 2.0 を代入すると極限水平抵抗力 Q_u = 149ton となるが，過去の研究によるとくい中心間隔が 3・B以下の場合は群ぐいとしての支持力の低下現象が現われると判断できるため，本ぐいの場合も群ぐい効果を考慮して支持力の低減をしなければならないと考えられる。

群ぐいに関する研究は，模型実験などによる実験的研究，あるいは Mindlin の第Ⅱ解を拡張応用する理論的研究などが行なわれており，これらの研究成果から群ぐい効果は，くいの中心間隔，荷重方向のくい本数，荷重直角方向のくい本数およびくい頭の固定条件の関数と考えられる。群ぐい効果の定量的な評価法は確立されていないがくい頭の固定条件に固定度という概念を導入した群ぐい効果に関する研究が玉置らによってなされているので，ここでは，これを引用し本ぐいの場合の群ぐい効果をもとめてみる。

本ぐいは，ほぼ円形状に配置されているが，群ぐい効果の計算上 3 行×3 列の群ぐいの集合体と仮定する。また，くい頭の固定度は不明であるので k = 0.6 と k = 1.0（完全固定）の 2 ケースを考え、式（参考 4.1）に m=3, n=3, d=2.5, k = 0.6，1.0 を代入すると $e_{0.6}$ = 0.51，$e_{1.0}$ = 0.36 となり，本ぐいの場合の群ぐい効果はおおよそ 0.5 程度であると考えられる。したがって，短期許容水平抵抗力 Q

$_a$は安全率を 1.5 として，

$$Q_a = \frac{2}{3} \times \frac{1}{2} \times Q_u = 49.5\text{t /本}$$

となる。これはくい 1 本当りに加わる水平力 $Q = 84\text{t /本}$を下回っており，地震時の安定性が保たれないことになる。

したがって，この不足分を補うためにくい周囲の地盤改良工事を施工した訳であるが，このような特殊なケースについての適当な検討法が見出せなかったので，改良後の水平抵抗力の算定にあたっては次のような仮定を設けた。すなわち，くいに作用する地盤の水平反力係数を求める理論的方法の 1 つとして，先に述べた Mindlin の第 II 解を拡張応用する方法があり，手法として群ぐい相互の影響変位を考慮する方法と，群ぐい全体を 1 つの構造体として扱う簡便法が考えられる。

通常のくい配置における地盤の水平反力係数について杉村は上記の手法を用いて検討し，くい本数と低減率の関係式を求め，群ぐいの水平抵抗を Chang 式などにより計算する場合には，水平反力係数を式（参考 4.2）などで低減する必要があると指摘している。本ぐいの場合を 3 行×3 列の群ぐいの集合体と考えると，水平地盤反力係数は約 1/5 に低減しなければならないが，現地盤に対するコラム固結体の剛性率の比は 10 以上であり，また，水平地盤反力係数が剛性率と比例関係にあることから，改良後の水平抵抗力の算定にあたっては水平地盤反

力係数の低減率は考慮していない。すなわち，くいに抵抗する地盤の水平反力係数はコラム固結体のバネを用いることとした。

道路橋下部構造設計基準によると設計で考慮する基準変位量を 1cm として，その時の横方向地盤反力係数（k_0）は次式で表わされる。

$$k_0 = \alpha E_0 D^{-\frac{3}{4}} \text{(kg/cm}^3\text{)} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (4.2)$$

$E0$：横方向変形係数（kg/cm²）

α：E_0の求め方に対応する係数

D：くい径（cm）

プレシオメータ試験の結果，コラム固結体の横方向変形係数は，上部の平均 450kg/cm²，全体の平均で 361kg/cm² であった。ここでは E0=361kg/cm² として水平抵抗力の算定を行った。α=0.8，D=150 を代入して，

$$k_0 = \alpha E_0 D^{-\frac{3}{4}} = 6.738\text{kg/cm}^3$$

$$\beta = \left(\frac{k_0 D}{4EI}\right)^{1/4} = 0.264\text{m}^{-1}$$

$$\frac{2.25}{\beta} = 8.5 < L(L = 11.2 \sim 16.2)$$

Table4.7　変形係数の求め方に対するαの道
（道路橋下部構造設計基準による）

地盤の変形係数　E_0(kg/cm²)	α
ボーリング孔内で測定した地盤の変形係数	0.8
一軸または三軸圧縮試験から求めた変形係数	0.8
標準貫入試験の N 値より E_0=28 N で推定した変形係数	0.2

したがって，くい頭固定の長いくいと判定し，弾性曲線法によって算定する。

水平地盤反力係数が一定でくい頭の回転が拘束された場合の chang 式より，

$Q = 2 \cdot \beta \cdot M_y = 96$ t / 本

となる。これに対してくいに作用する水平力は，内周 1 列の水平抵抗力を 50% 低減した場合，外周 2 列の負担する水平力は

全せん断力	7,308t
内周ぐいの水平抵抗力	1,188t
外周ぐいの必要水平抵抗力	6,120t

となり，1 本当りに換算すると Q=95.6t / 本となる

Table4.8　N値と変形係数の比較表

調査番号	材齢	ΣN	点数	$\frac{\Sigma N}{n}$	変形係数		くい中心からの距離
					m −2.20	m −4.20	(cm)
C－15	δ_{22}	423	13	32	kg/cm²	kg/cm²	70
C－18	δ_{31}	433	12	36			70
C－19	δ_{31}	166	7	24	409	168	50
C－20	δ_{22}	232	5	46			50
C－21	δ_{22}	180	7	26			100
C－22	δ_{31}	170	7	24			50
C－23	δ_{22}	307	10	31			70
C－24	δ_{27}	222	7	32	465		70
C－25	δ_{26}	181	5	36	434	308	50
C－16	δ_{27}	252	6	42	492	251	70

4．3．2．6　施工効果確認試験

(a)　標準貫入試験

施工後，3 週以上経過した改良パイル 7 本について実施した標準貫入試験の N 値の平均は Table4.8 に示すように 37 であった（測点 80 点，N>50 はすべて N=50 として計算）。

また，当地盤は埋土層と砂層に分けられるため，層別すると次のような傾向がある。

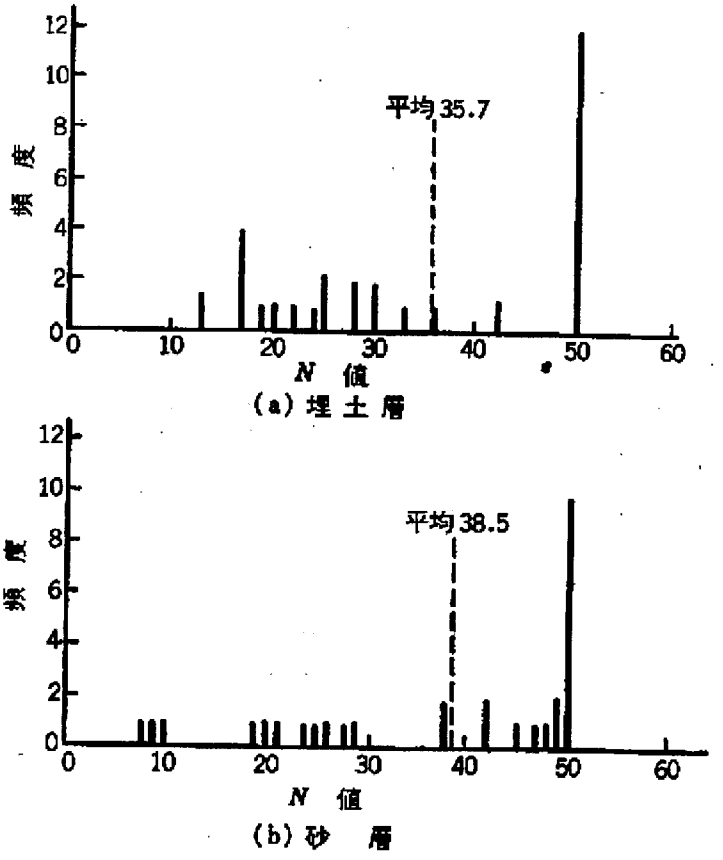


Fig.4.17　N値の層別頻度分布

(i)　埋土層

埋土層の N 値頻度分布を Fig.4.17 (a)に示す。4 割程度は $N>50$（実際は 100 以上）の強固な地盤に改良されている。深さ方向では，施工深度 3m までは，100%，$N>50$ でそれ以深は $N<50$ が含まれる。その原因は，施工の引揚速度（この部分は一部 7cm/min の引揚速度で施工した）と掘削した埋土層の混入によると考えられる。

（ii）　砂層（一部シルト層）

砂層の N 値の頻度分布を Fig.4.17 (b)に示す。3 割強は，$N>50$ で非常に強固である。砂層に対して，従来の施工データによるとほとんど $N>50$ になるのに，当地盤が $N<50$ になる理由は，砂層が砂でなくシルト層の場所があることによる。したがって，引揚速度が若干速い（7cm/min）ことと強度発生に時間を要することが考えられる。

また，一部地下水の流動する場所（岩盤との境界）があるため，N=8，9，10 のデータが得られ，この場所ではコアの中にセメント分がほとんど認められなかった。

（iii）　改良後の経過日数と N 値の関係

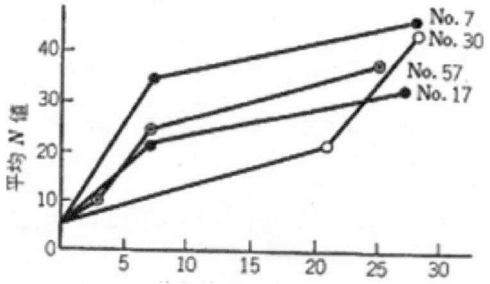


Fig.4.18　施工後の経過日数と平均 N 値の関係

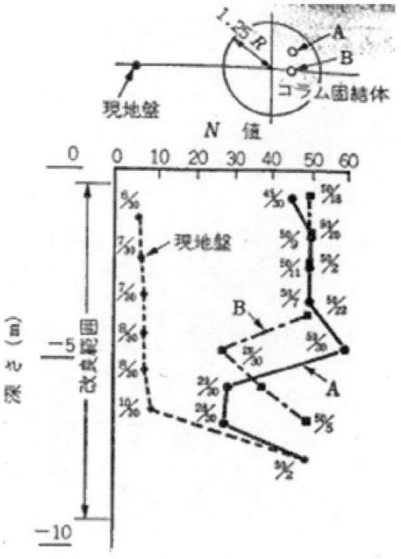


Fig. 4. 19　標準貫入試験結果

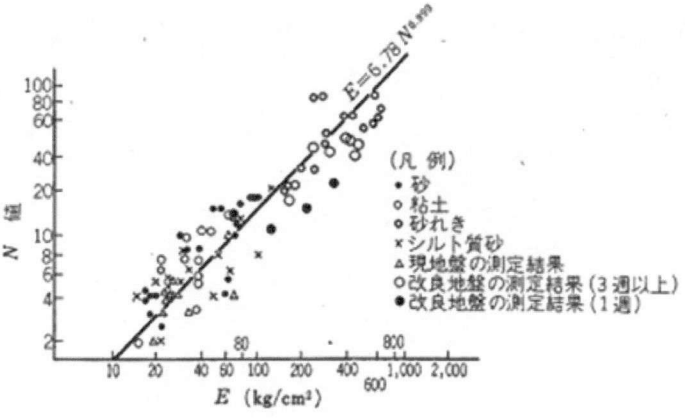


Fig. 4. 20　地盤の変形係数とN値の関係頻度

Fig.4.18 に施工後の経過日数と平均 N 値の関係を示す。すべての点において上昇の傾向が見られる。

(b)　プレシオメータ試験

施工後, 3 週以上経過した改良パイル 4 本に対しプレシオメータ試験を実施し, 横方向変形係数を求めた結果を Fig.4.19 に示す。これらは上部の強固な地盤と N 値の大きくない N=20～30 の地盤に分けて実施した。前者は 400kg/cm^2 以上, 平均で 450kg/cm^2 であるのに対し, 後者は 242kg/cm^2, 全体で 361kg/cm^2 の変形係数であった。

また, これらの変形係数と N 値の関係を既往のデータと共に Fig.4.20 に示す。この結果により, 改良地盤は既往のデータに比較して, すなわち N 値と変形係数の関係において, N 値に比べて変形係数が大きくなる傾向が見られた。

(c)　考察

本工事の地盤改良は, くいの水平抵抗増強を目的としているため, 改良効果の判定は横方向載荷試験より得られる変形係数を用いて, 道路橋下部構造設計基準に基づいて検討した。得られた変形係数 E=361kg/cm^2 で, 内周ぐいの水平抵抗を 50%低減した場合でも, 地震時の安定は保たれることがわかった。したがって, 初期の目的は達しえたものと考えられる。

４．３．３　既設建物の支持力増加

４．３，３，１　利用した背景

最近，古い既設建物の基礎を補強したり，上部構造だけを解体して，その基礎を再利用するというケースが多くなっている。これは，都市の再開発，省資源，さらには新耐震設計法の実施など，時代の要請に負うところが大きい。時間の経過とともに建物の品質，機能が低下する大きな要因の 1 つに地下水位低下に伴う地盤沈下がある。この要因によって，建物に不同沈下が生じたり，くいに負の摩擦力が働いたり，あるいは，木ぐいの腐食などによって，基礎構造自体の支持機能が低下することが考えられる。そのため，基礎地盤に対して何らかの補強が必要となることが少なくない。この補強工法としてコラムジェットパイル工法が有効で，各種の利用がなされている。

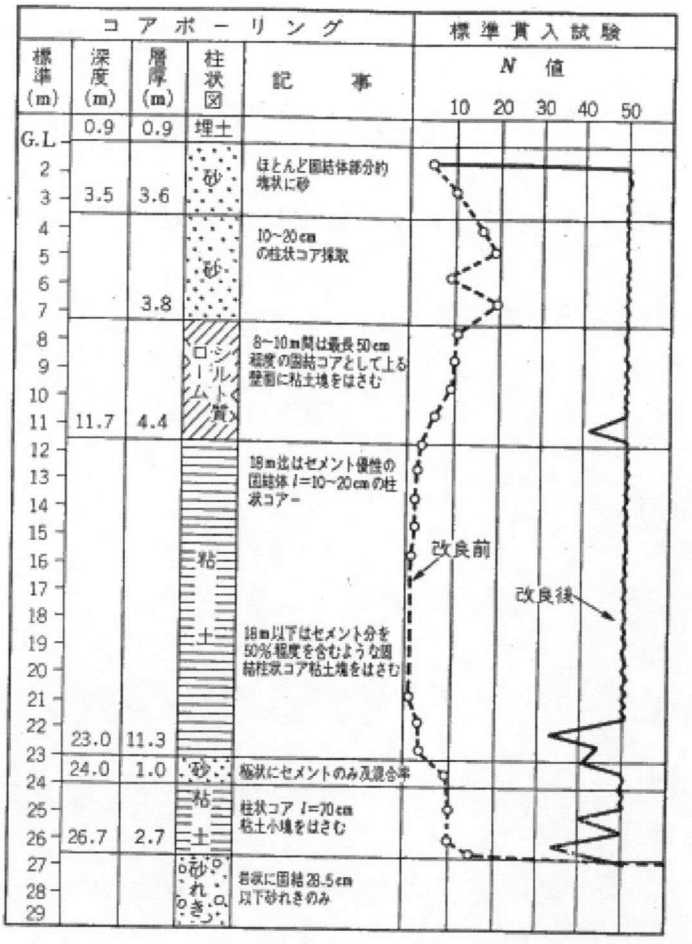


Fig.4.21　地質柱状図および施工効果確認試験結果

4．3．3．2　工法採用の経緯

昭和10年に竣工した地下2階，地上8階嬉の建物が歳月の経過でその機能が低下し，新たな社会的な要求により取り壊し，新築が計画された。

この地下工事には次のような問題があった。

すなわち，旧建物が敷地全面に建てられているため，その建物の擁壁解体時に周辺の埋設管等の移設が困難である。また，旧建物を支持していた約 1,600 本の松ぐいが地下工事の障害となる。さらに，ケーソン工法やベノト工法などは

工期およびコストの面で採用がむずかしい。

これらの諸問題を解決するためにコラムジェットパイル工法が採用された。

その方法は，既存の擁壁，基礎底盤および松ぐいを残し，松ぐい周辺の地盤を既存底盤下より支持層までを地盤改良する。

４．３．３．３　地盤の概要

当敷地の地盤は Fig.1.16 に示すように地表から G.L.－7.0m くらいまでは砂層で以下はシルト質ローム，粘土，砂，粘土層と続き，G.L.－26m 付近から洪積層の天満れき層がたい積している。これら各層の N 値は上位の砂層で 5～20，粘土層で 1～5 くらいである。基盤(支持地盤)の天満れき層は N 値 50 以上で構造物を支持するのに良好な地盤である。

４．３．３．４　コラムジェットパイル工法の設計，施工概要

地盤条件，建物の形状および荷重を考慮した地盤改良を目的とする柱状固結体の施工平面を Fig.4.22 に示す。柱列の改良幅は 2m，全改良面積は 1,089m^2，全施工本数は 285 本とした。施工深度は基礎底盤直下から，G.L.－28m 以深の N 値 50 以上の天満層に 1m 根入れすることとした。したがって，改良土量は 18,397m^3 となった。改良後建物重量および既存擁壁，底盤より固結体に作用す

る圧縮応力度は 5.7kg/cm^2 であるから，地盤改良するコラムジェットパイル固結体の圧縮強度は 8kg/cm^2 以上とした。

当工事でのコラムジェットパイル工法の施工順序は下記のとおりで，これを Fig.4.23 に示す。

1)既存建物の床板(B1F)上で施工するため，これらのコンクリート(床板および基礎底盤)を ¢ 200m/m のコアチューブで栗石層下までボーリングする。

2)施工範囲の地盤(天満層下 1m まで)を φ150mm のウィングビットで穿孔する。

3)水力モニタを孔底まで挿入する。

4)ウォータージェットおよび空気噴流を噴射し，続いてセメントミルクを噴射する所定の作業後，ベースマシーンとして採用したくい打機のリーダーに特殊な装置を取り付けて，水力モニタを所定の速度で回転し引き揚げる。これらの施工では，コラムジェットパイルの設計仕様(改良径 2m，圧縮強度 8 kg/cm^2 以上)を考慮して下記のように設定した。

①ウォータージェット噴射圧力 400kg/cm^2，吐出量 60l/min 以上。

②圧縮空気一圧力 7kg/cm^2，吐出量 3m^3/min 以上。

③セメントミルクー噴射圧力 15～30kg/cm^2，吐出量 150～200l/min。

④水力モニタ回転数 5r.p.m 以下，引揚速度は粘土層で 5cm/min 以下，砂層で 10cm/min 以下。

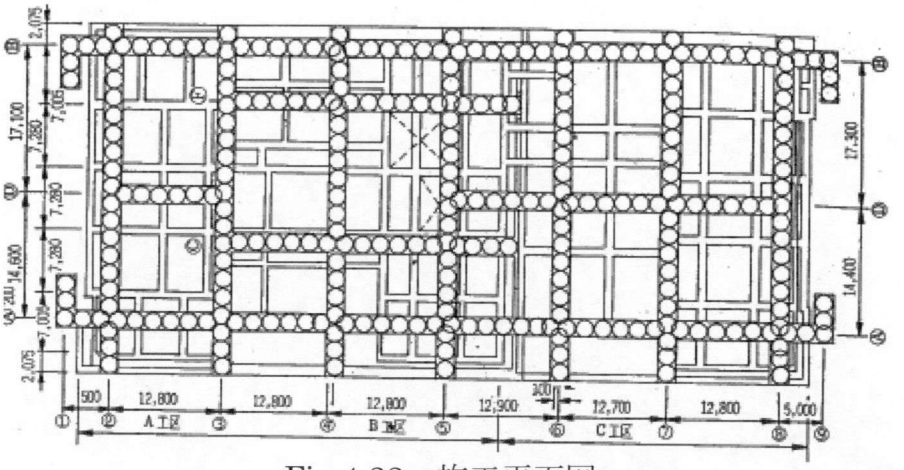


Fig.4.22　施工平面図

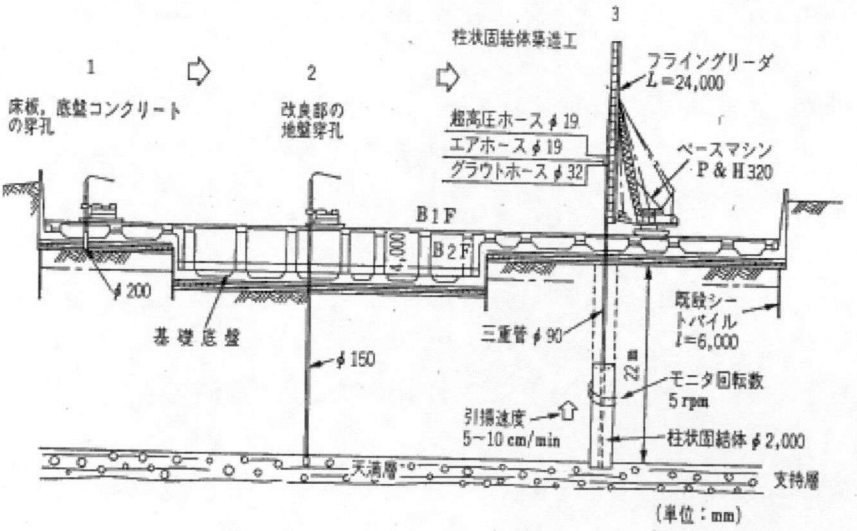


Fig.4.23　柱状固結体築造工法の施工断面図

当工事で使用した機械の一覧と，その使用機械施工システムをおのおの Table4.9 および Fig.4.24 に示す。

注入材として使用したセメントミルクは，水セメント比が 100%である。

このセメントミルクは土と混合撹拌されたとしてもかなり貧配合であるため，ブリージングが発生する。そのため改良された柱状固結体天端と基礎底盤下にすき間が生じる。これを防ぐために施工完了翌日に 2 次注入を実施した。その方法は，注入孔を再びボーリングして，ブリージングして沈下した柱状固結体

の天端を確認する。その天端から 1m 下より前記と同じ方法でコラムジェットパイルを施工する。この場合の注入材はブリージングを起こさないように下記の配合とした。すなわち，セメントミルクの練上がり 1m³ 当り，セメント 983kg，アルミ粉 29kg，水 688kg である。

Table4.9　使用機械一覧表

機械名	機種	メーカー	能力	動力	重量(kg)	使用台数(台)
ボーリングマシン	メガロ—150	日本ロングイヤー	50—500m	11kW	1,500	10
ボーリングポンプ	MG—10	鉱研試錐	30 kg/cm² 100l/分	7.5	250	10
超高圧ポンプ	PG—75SB	〃	400 kg/cm² 67l/分	55.0	2,500	6
グラウトポンプ	MG—25	〃	35 kg/cm² 200l/分	18.5	1,000	5
グラウトミキサ	PM—23S	〃	650 l× 2槽	(7.5×2) 15.0	1,400	2
エヤーコンプレッサ	PDR—370	北越工業	7 kg/cm²10.5m²	110PS	2,800	2
回転装置	CJG—R	鹿島製作所	5 rpm 100kg-m	1.5kW	550	5
引揚装置	CJG—U	〃	5～20 cm/分 1,500 kg	0.5 〃	1,000	5
ベースマシン	R8H320	神戸製鋼	フライングリーダ H=24 m	96.0PS	30,000	4
トラッククレーン			15 t			1
サンドポンプ	GP—100	鶴見製作所	15 m，16 m³/分	11.0kW	235	6
	SDK—415	三興ポンプ	15 m，125 m³/分	11.0	200	4
水中ポンプ	NKZ—3	鶴見製作所	15 m，0.5 m³/分	3.7	125	10
タービンポンプ	TK—100	高砂機械	2段 1.0 m³/分	11.0	250	4
セメントサイロ	50 t	光洋機械	吐出 500 kg/分	2.7	6,000	1
	30 t	〃	〃	2.7	4,000	1

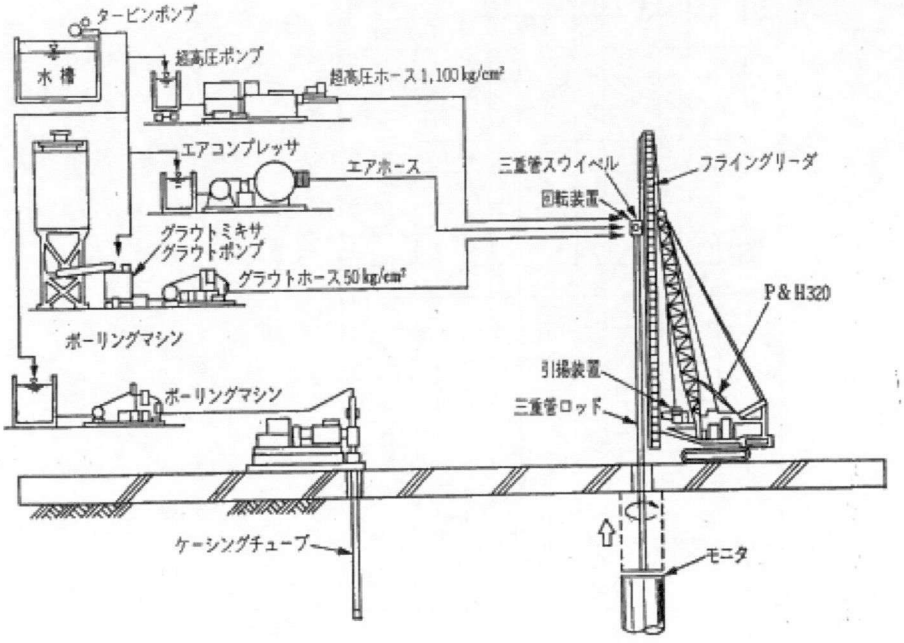


Fig.4.24　使用機械施工システム

4．3．3．5　施工結果と考察

(a)　施工実績

柱状固結体の施工は，ボーリングマシーン 20 台・コラムジェットパイル施工用ベースマシーン 4 台を使用して 74 日で終了した。ガイドホール穿孔のためのボーリングは平均 1.5 本/日，1 本当りの平均所要時間は約 10 時間であった。コラムジェットパイル工は平均 1.9 本/日，1 本当りの平均施工時間は約 6 時間であった。これらの平均的な施工サイクルを Fig.4.25 に示す。

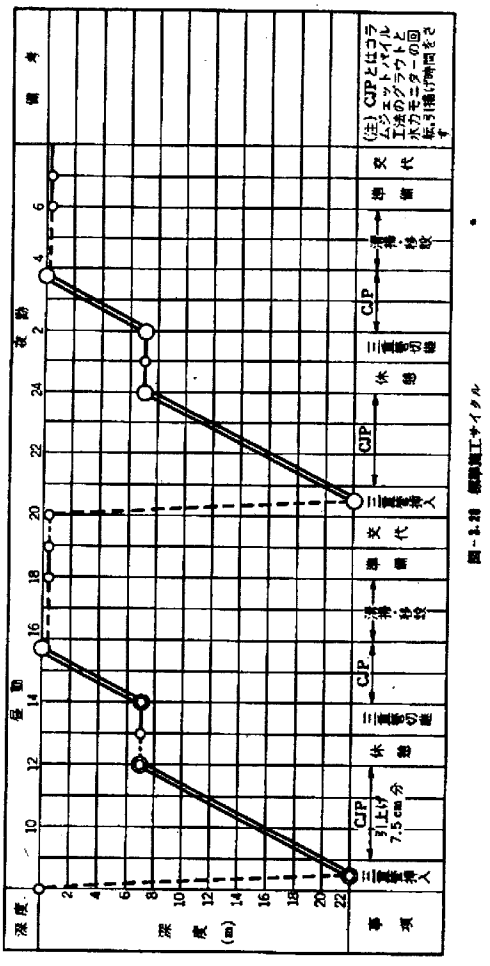


Fig.4.25　標準施工サイクル

コラムジエットパイル施工完了 24 時間後のブリージング量は，1 孔当り平均約 9cm であった。このブリージングによるすき間を充てんするのに要した 2 次注入量は 1 孔当り 280*l* あった。2 次注入後のブリージングは一部の施工不良を除いてほとんど生じなかった。

(b)　施工効果の確認

地盤改良した柱状固結体の施工効果確認のため，ボーリング孔を穿孔し，標準貫入試験，採取試料によるコアの物性試験および物理検層を実施した。

標準貫入試験は，全施工本数(285 本)のうち，無作為に選ばれた 5 本で実施した(1m ごと)。その結果の一例を Fig.4.21 に示す。この図でわかるように，砂質土で築造した固結体では *N*値 50 以上であり，粘性土でのそれは *N*値 30 以上であった。しかしながら，粘性土でも *N*値 50 以上がほとんどで，*N*値が 30～50 の場所は固結体 1 体につき 3～4 箇所である。

コアの物性試験のための試料は，総施工本数のうち無作為に決定された 15 柱状体について，施工中心部と中心より 90cm 離れた位置でオールコアで採取された。Photo 4.10 にそれらのコアの一部を示す。これらの試料について物理および力学試験を実施した。その結果，砂質土に築造した固結体のみかけ比重は 1.4～2.0(g/cm^3)，一軸圧縮強度は 13～75(kg/cm^2)，粘着力は 4.5(kg/cm^2)，および内部摩擦角は 39.2(°)であった。また，弾性波速度は P 波で 2.3～3.0 (km/sec),

S 波で 1.3～～1.5(km/sec)であった。

一方，粘性土に築造した固結体では，みかけ比重 1.4～1.8 (g/cm^3)，一軸圧縮強度は 12～50(kg/cm^2)，粘着力は 7～10(kg/cm^2)，内部摩擦角は 21～30(°)であった。弾性波速度の P 波は 1.5～1.9(km/see)，S 波は 0.8～1.0(km/sec)であった。

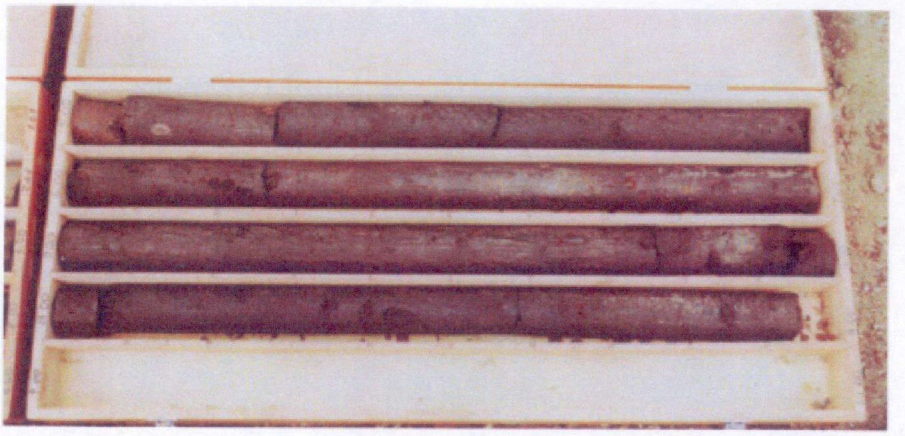


Photo 4.10　採取コア

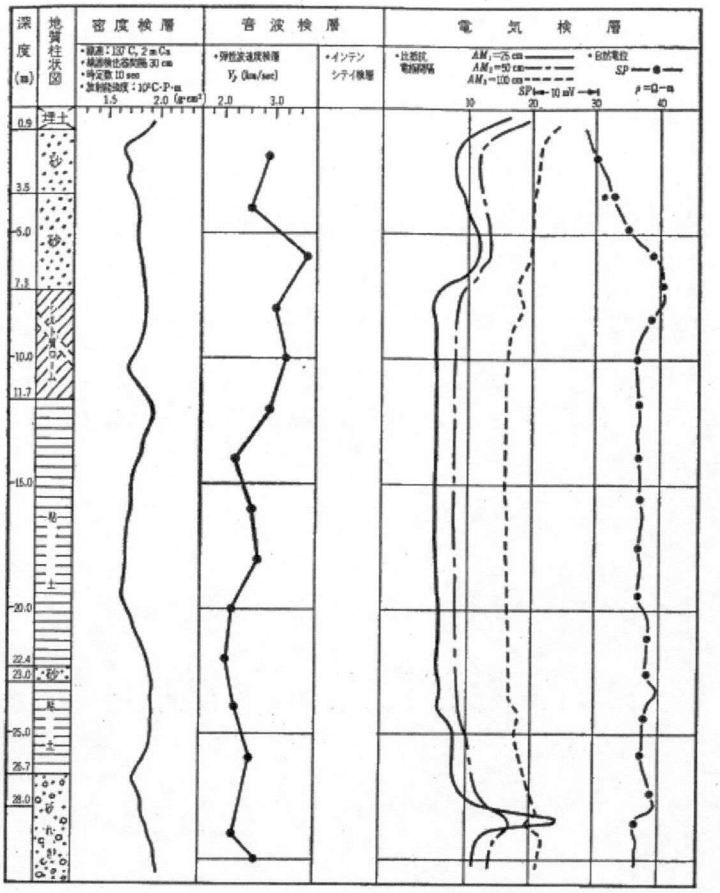


Fig.4.26　物理検層結果

これらの結果から，粘性土での固結体は砂質土でのそれよりも強度的に弱い傾向がある。また，固結体の中心部と中心より 90cm 離れた場所での試験結果に有意差はなく，ほぼ同一の固結体であると判断された。

物理検層はコアを採取した孔のうち 2 孔を選んで，電気，密度および音波について実施した。その測定結果の一例を Fig.4.26 に示す。これらの結果によると，密度は 1.6～1.9(g/cm^3)，弾性波速度は P 波で 2.2～3.6(km/sec)，比抵抗は 6～22(Ω－m)であった。この結果はコアの試験結果とよく近似している。さらに，音波検層の輝度パターンの解析から固結体の性状を判定すると，強度のや

や低下したところもみられるが，全般的に均質で良好な固結体が築造できていると判断された。

以上の効果確認試験の結果から，設計で決められた一軸圧縮強度 8kg/cm^2 以上，直径 2m は十分に確保でき，その他の結果からもこれは裏付けされ，ほぼ均質であることが確認できたため，当現場における地盤改良は，設計条件を十分に満足していると判断された。

その後，この建物の竣工後の経時変化を観測したが，沈下，傾斜など全く認められない。これらより，本工法の採用が合理的であったことや，施土効果も満足できるものであることが確認できた。

４．３．４　砂れき地盤へのシートパイルの打込み

４．３．４．１　　利用した背景

建設工事の騒音・振動に対する苦情の大半は，基礎工事用機械が原因となって発生しており，騒音規制法，振動規制法でも，ディーゼルハンマーやバイブロハンマーを使用して行なうくい打ち作業は規制の主な対象とされ，その使用方法などについてかなり厳しい制約規定が設けられている。このため，基礎工事用機械の騒音・振動対策技術は早くから研究開発がなされた結果，現在，プレボーリング方式，圧入方式，軽打撃方式，ウォータージェット方式など数 10

種類以上にもおよぶ騒音・振動対策工法が開発されており，今日の市街地や泥岩，れき層に代表される硬質地盤における基礎・山止め工事はこれらの対策工法，機械に頼らざるをえないのが実情である。

４．３．４．２　高速水噴流の掘削特性

シートパイルの打込みに応用する場合，その形状は，従来の直射円噴流より，平面的に広がる平射噴流（Photo 4.11）を利用するのがより効果的と考えられるため，出口で 30 度広がる噴流の利用を試みた。平射噴流のモデルを Fig.1.22 に示すように仮定すると，その速度プロフィールは次式で表わされる。

$$\frac{u}{u_0}=\left[\frac{(n+1)\pi D_{x0}D_{y0}}{4nxy}\right]^{1/2} \cdots\cdots (4.3)$$

ここで，実験常数 n は Fig.1.23 の実験結果に示すように n=2 とすると良い一致を示し速度プロフィールは楕円形で近似できる。また，Fig.4.27 は軸上動圧の減衰曲線を示したものである。一方，地盤の破壊に必要な動圧 P_e は対象物の圧縮強度 σ_c と密接な関係があり，次式で表わされる。

$$P_e = K \cdot \sigma_c \cdots\cdots (4.4)$$

ここで，K 値は泥岩の場合 0.2～0.6 の範囲にあることが明らかとなっている。以上より泥岩の圧縮強度を 20kg/cm^2 と考えると，5～10cm の掘削が 2～3 秒で得られることになる。したがって，掘削速度は 60～300cm/min と考えられ，泥

岩へのシートパイル打込みは高能率であることが予想できる。しかしながら，れき層の場合は水噴流でれきが切削不可能なため，泥岩のように切削して貫入空間をつくるのではなく，れき周辺の地盤を洗掘し，れきを移動させて貫入空間をつくるという破砕現象となる。したがって，このような地盤には，吐出流量の大きな噴流が望ましいが，大容量の水を建設現場で使用することは問題があり，適切な吐出量を決定する必要がある。

４．３．４．３　工法採用の経緯

住友商事㈱成城ハイムの建設敷地付近一帯は，洪積台地である武蔵野台地の南部にあたる所で，G.L.－3.4m 以深に 10～20cmφの玉石を混在する砂れき層が約 4m の厚さでたい積して，多量の地下水を滞水している。この敷地内に設置される浄化槽，貯水槽の山止め工事には止水壁も兼ねるためシートパイルを利用することとなったが，シートパイルが玉石混じり砂れき層を貫ぬいて下部の粘土層に根入れされることと，民家が近接していることから玉石混じり砂れき層貫入時の施工速度，施工精度の問題と施工中に発生する振動・騒音による近接家屋および住民に対する建設公害が懸念された。その対策として，アースオーガーによるプレボーリング工法や低騒音型モンケンによる軽打撃工法など種々の工法を検討したが，それぞれ一長一短があり，結局当工事ではぐい打ち

機械として高速微振動くい打ち機(LSV-60)を利用し，これと高速水噴流を組み合わせたジェットパイリング工法を採用した。

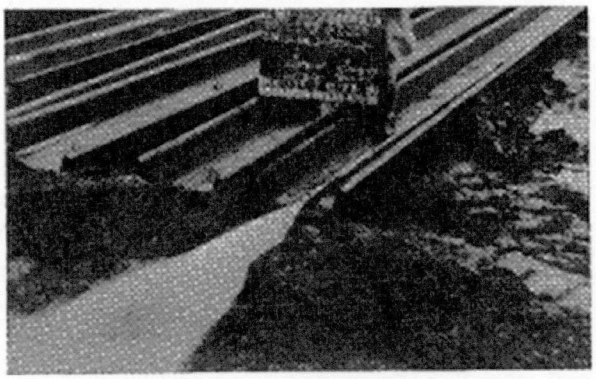


Photo 4.11　平射噴流の噴射状

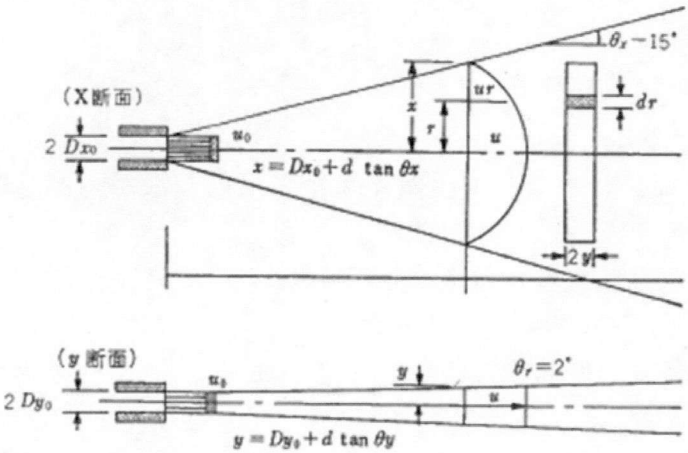


Fig. 4.27　平射噴流のモデル

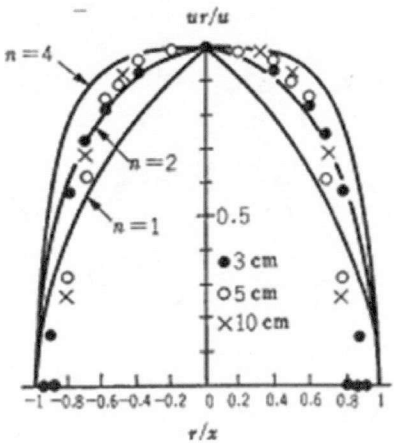


Fig. 4.28　平射噴流の速度プロフィール

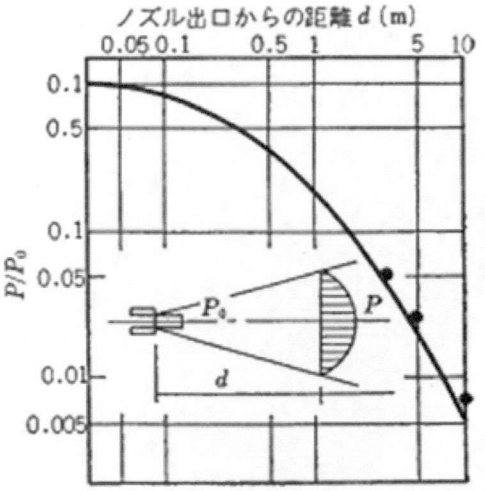


Fig. 4. 29　平射噴流の軸上動圧減衰曲線

４．３．４．４　　施工方法および装置

施工方法は，1 本の平射噴流をシートパイルの先端から噴射しながら高速微振動くい打ち機によって打ち込むのを基本としたが，対象土が玉石混じり砂れき層であることから，振動・騒音の低減は少ないことが予想され，最良の方法を調査するため Table4.10 に示す実験を行なった。また，現場周辺の状況から高速水噴流の吐出量は 200*l*/min に制限した。使用した主な装置はバイブロハンマー(LSV－60)，シートパイル(YSP－Ⅳ，長さ 12m)，超高圧ポンプ(吐出圧 300kg/cm^2，吐出量 200*l*/min)である。Fig.4.30 に施工概要図を示す。

４．３．４．５　　施工結果と考察

施工中に，振動・騒音，施工速度等の測定を実施した。その結果を泥岩と比

較して示す。

(a) 施工速度

各実験別の施工速度および高速水噴流の噴射圧力と平均施工速度の関係をFig.4.31，Fig.4.32に示す。泥岩層および中砂層では平射噴流の効果倍率はそれぞれ4.3，2.1倍となる。泥岩における施工速度は1.3m/minで前述の予測値の範囲内に入る。れき層において各実験因子間で有意差があるのは（t検定で5%有意）空気の有無，噴射圧力，単独噴射と並列噴射，直射と平射であるが，その平均値間の差はわずかである。また，この程度の差は全体の施工能率に与える影響はほとんどない。したがって，どの方法でも施工能率は相違ないと思われる。しかし，砂れき層では噴射を使用しないと打込みが不可能であり，ローム層では噴射しない場合に比べて5.5倍施工速度が速い。

Table4.10　実験方法一覧表

実験番号	実験方法	ノズル径 (mm)	噴流 圧力 (kg/cm²)	噴流 流量 (l/min)
A	直射・単独	7.0	120	200
B	直射・単独	7.0	150	200
C	直射・単独	4.5	300	200
D	直射・並列	3.2×2	300	200
E	直射・単独+空気	7.0	150	200
F	平射・単独	7.0	120	200
G	平射・単独	4.5	300	200
H	従来方法	—	—	—

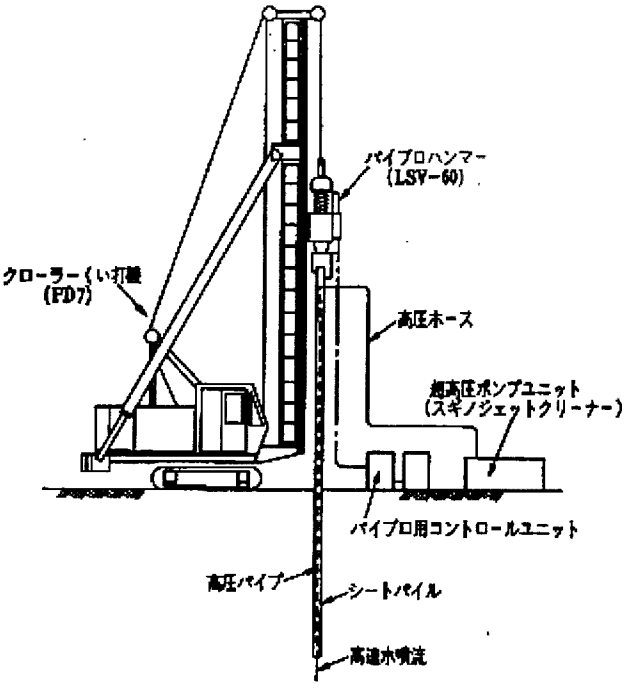


Fig.4.30　施工概要図

(b)　騒音

騒音レベル(最高値)と音源からの距離の関係を Fig.4.33 に示す。図中では噴射圧力が 150kg/cm² と 300kg/cm² の場合を分離して表わしている。なお，黒塗りの点は噴射を使用しない場合である。これらの結果から騒音レベルは噴射圧力が，300 kg/cm² のほうが約 5dB 低い値を示すことがわかる。周波数別にみると Fig.4.34 に示すように，噴射を使用しない場合に比べて 500Hz 以下の低周波域

の減衰が大きく，高周波域の減衰は少ない。

(c)　振動

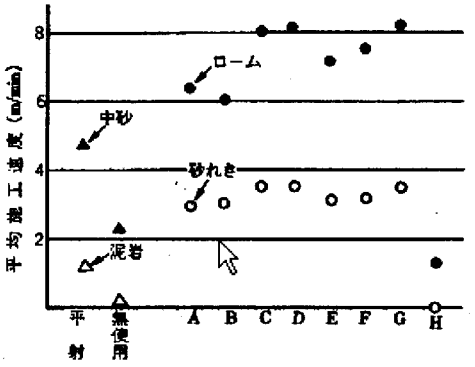


Fig.4.31　各実験別の平均施工速度

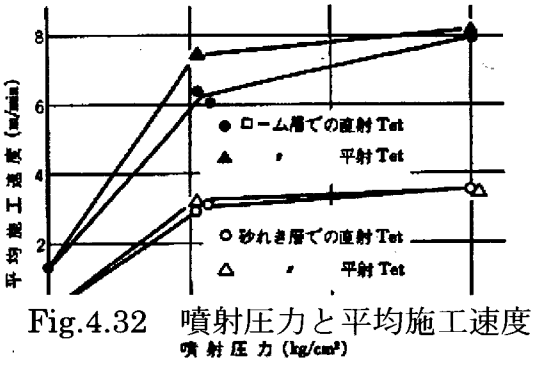


Fig.4.32　噴射圧力と平均施工速度の関係

図-3.27　噴射圧力と平均施工速度の関係

くい打ち時のくいからの振動伝ぱ特性は Fig.4.35 (a), (b)に示す 2 つのモデルで考えることができる。すなわち，(a)はくいの打込み深さが比較的浅く，半無限弾塑性体表面に点振源があった場合で，レーリー波のみを考慮した振動伝ぱであり，(b)はくいが深く打ち込まれた状態であり，これは半無限弾塑性体内の線振源からのレーリー波と実体波が半無限弾塑性体表面に伝ぱした場合である。

前者の振動伝ぱについては，これまでの報告によると振動源からの距離 x_1, x_2 における振動レベル L_1, L_2 の関係は次式で示される。

$$L_1 L_2 = 10 \log \frac{x_2}{x_1} + 8.7\,\alpha\,(x_2 - x_1) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (4.5)$$

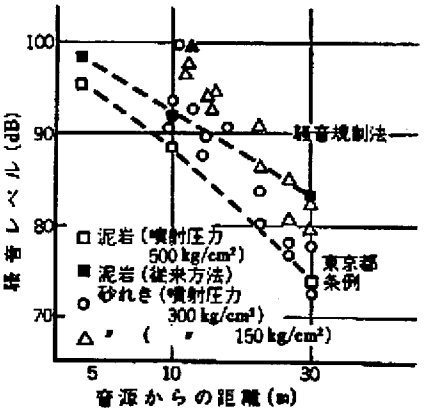


Fig.4.33　騒音レベルと音源からの距離の関係

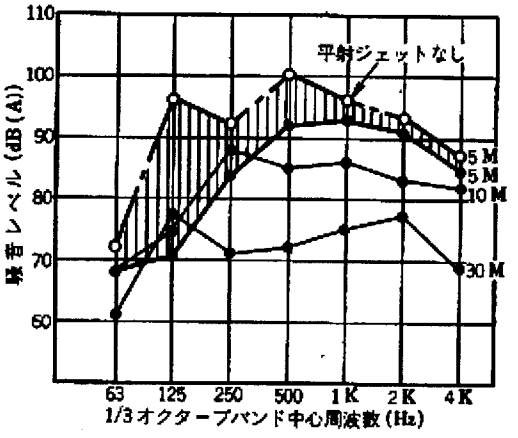


Fig.4.34　騒音レベル周波数分析結

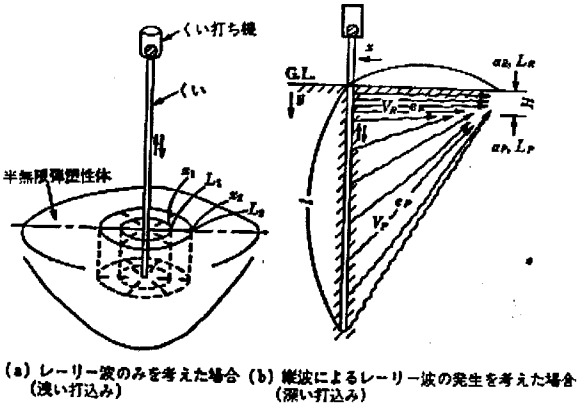


Fig.4.35 振動くい打ち時の振動伝ぱモデル

ただし，αは地盤の減衰定数。

この第１項は，いわゆる幾何減衰量を示すものであり，単に x_1 と x_2 の関係のみで決定され，このレーリー波の場合には倍距離（x_1 / x_2=2）で 3dB となること

は良く知られている。第 2 項は振動が伝ぱする過程で媒体の粘性抵抗などによって生ずる内部減衰量であり，地盤性状，周波数によって決定され，内部減衰が粘性抵抗のみによる場合は式（4.5）の減衰定数 α は次式で示される。

$$\alpha = \frac{2\pi f \eta}{VR\sqrt{1-\eta 2}} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (4.6)$$

ただし，η は地盤の損失係数 V_R はレーリー波の伝ぱ速度，f は周波数。この減衰定数 α の値を決定する地盤の損失係数 η は，一般に 0.1～0.05 程度であると報告されており，また，レーリー波の伝ぱ速度 V_R はおおむね 100～300m/s であることから α の値としては，約 1～6×10^{-3} f 程度となるものと考えられる。

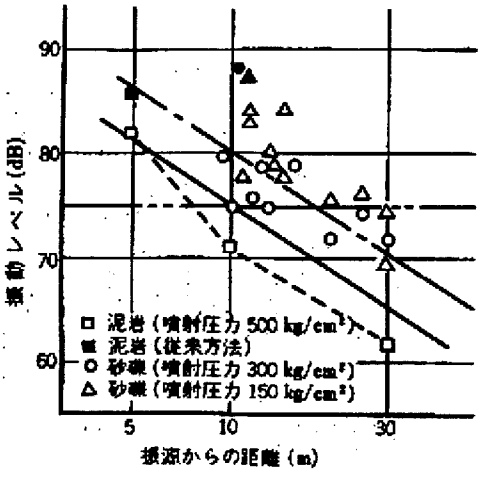


Fig.4.36　振動レベルと振源からの距離の関係

振動レベル(最高値)と振源からの距離の関係を Fig.4.36 に示す。同図において黒塗りの点は噴射を使用しない場合である。これらの結果から，振動レベルの低下には噴射圧力が 300kg/cm² のほうが良く，3～6dB 小さい。また，有意差は

ないが平射の方が直射より若干小さい。周波数分析の結果は卓越周波数が 25Hz でバイブロハンマーの周波数と一致する。しかしながら，振動規制法の許容限界 75dB 以下になる距離は，砂れき層の場合振源より 30m 以上に要する。

以上のように，玉石を含む砂れき層にシートパイルを打ち込む場合，振動の低減には高速水噴流単独では限界がある。そこで，この対策として低圧噴流を利用する工法（ハイロージェットコンタクト工法）がある。この工法は，Fig.4.37 に示すように二重ノズルにより，中心から清水の高速水噴流を噴射し，その周囲から泥水の低圧噴流を噴射するもので，この２つの噴流の相互作用によって掘削力が増大し振動を低減することができる。Fig.4.38 と Fig.4.39 に使用機械，装置を示す。

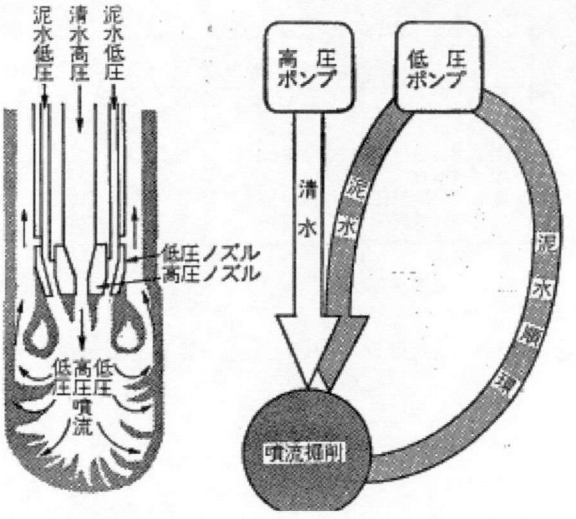


Fig.4.37　ハイロージェットコンタクト工法ノズル
断面図および掘削概念図

No.	名称　型式	数	No.	名称　型式	数	No.	名称　型式	数
1	クレーン	1	8	サニーホース	1	15	バンド	3～5
2	パイプロ	1	9	サンドポンプ	1	16	二重ノズル	1
3	ハイドロ-U	1	10	サニーホース	1	＊	電源線（一次）	3
4	清水一水ソウ	1	11	高圧ホース	1	＊	溶接機	1
5	ロージェッター	1	12	中圧ホース	1	＊	ガス切断器	1
6	泥水一水ソウ	1	13	二重ベンド	1			
7	水中ポンプ	1	14	二重高圧管	1			

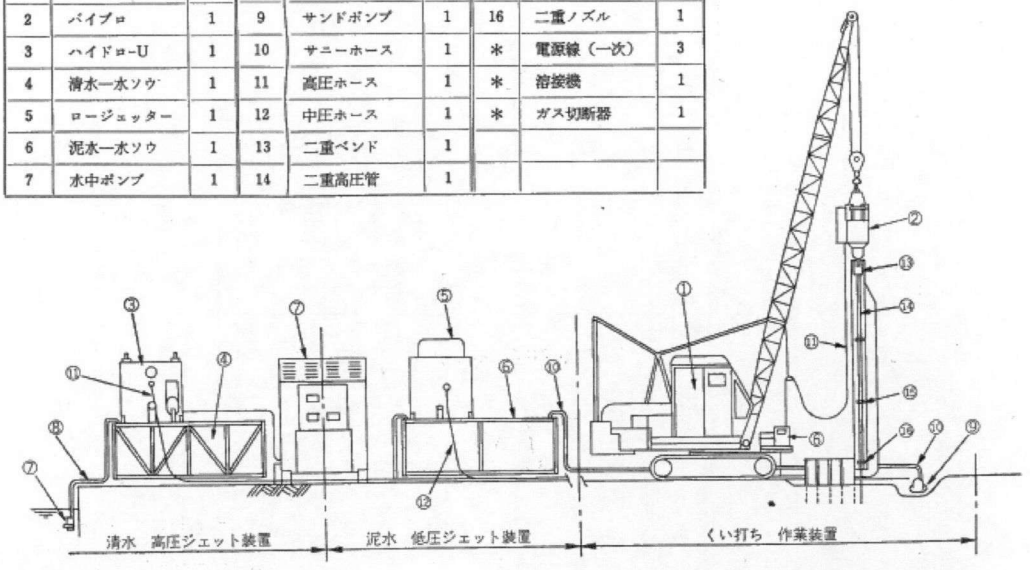
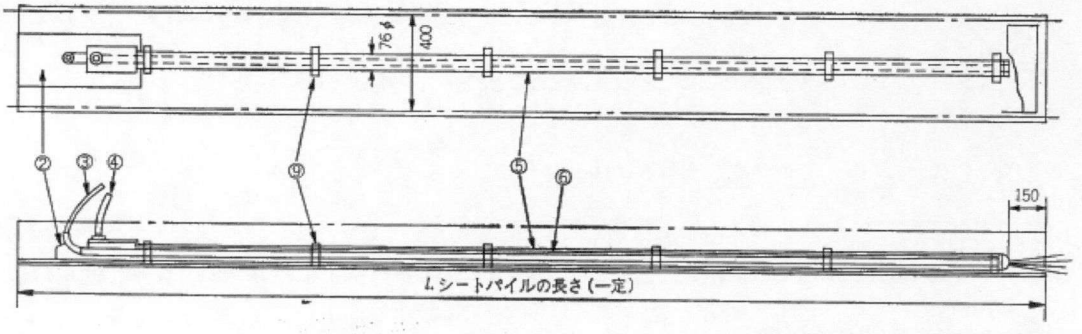
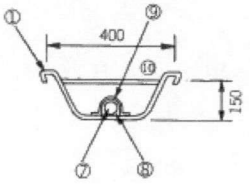


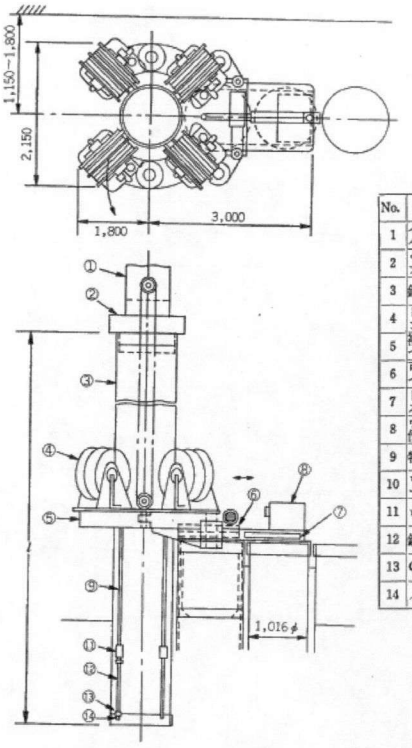
Fig.4.38　ハイロージェットコンタクト工法段取図





No.	品　名	数	型　式
1	シートパイル	1	
2	二重ベンド	1	
3	高圧ホース	2	20m/1本
4	低圧ホース	2	〃
5	外　管	l/3.5	
6	内　管	〃	
7	低圧ノズル	1	
8	高圧ノズル	1	
9	バンド	5	内厚型
10	補　強	1	PL12～16

Fig.4.39　玉石、れき層用導水管組立図



No.	品名	備考	数
1	パイプロハンマー		1台
2	くいキャップ		1台
3	鋼管矢板	1016φ×195t =21,500	1本
4	ドラムウインチ	2連式	2～4式
5	補助ドラムベース	〃	1～2式
6	可動ドラムベース	〃	1式
7	ドラムベース本体	〃	1式
8	ウインチ操作コート	〃	1式
9	特殊ホース	〃	2～8本
10	ロックプレート	特定	2～8ケ
11	ロック装置	パテント品	2～8ケ
12	鉄導水管	50A	2～8本
13	Qバンド	50A用	4～16ケ
14	ノズル	6φ	2～8ケ

Fig.4.40 鋼管ぐい打込み工法の機械概要図

4．3．5　ジェットパイリング工法によるH鋼の引抜き

4．3．5．1　施工場所の概況

茨城県久慈郡東海村に位置する動力炉・核燃料事業団の東海再処理施設建設工事現場で山止め用にH鋼ぐいが使用された。このH鋼は，Fig.4.41に示すようにアースオーガーでG.L.－8.00m掘削し，先端3.5mが泥岩層に打ち込まれている。これらのくいは打込み後約1年経過しており，地盤の強度がかなり回復していたため，Table4.11に示すように，経済的に引き抜くのには高速ウォータージェットを利用するのが最も優れていた。以下に，この現場での施工装置，方法および結果について記す。

4．3．5．2　施工装置

ウォータージェットによる泥岩の切削に水力モニタのほか，Table4.11 に示すような機械装置を使用した。

4．3．5．3　施工方法

泥岩を切削する場合，問題となるのはその切削深さであるが，これは高速水噴流の動圧，水噴流を噴射する水力モニタの回転速度，引揚速度ならびに対象地盤の物性などによって異なる。既往の研究で切削深さ h と対象岩盤の物性，ノズル口径などとは次のような式が導かれている。

すなわち，

$$h=150\,\sigma_c^{-0.58}\cdot P_m^{0.35}\cdot U_{tr}^{-0.43}\cdot d_0^{0.83}$$

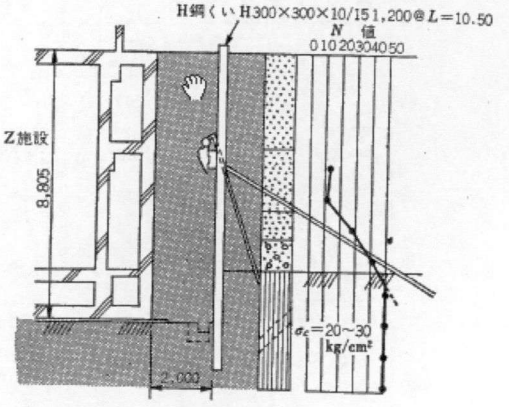


Fig.4.41　地盤と山止め構造の断面図

ただし，σ_c：対象地盤の一軸圧縮強度，P_m：水噴流の衝突圧力，U_{tr}：ノズルの移動速度，d_0：ノズル口径，である。ここで，高速ウォータージェットの圧力，P_0=400kg/cm²，ノズル口径 0.2cm で，切削深さ h=30cm として，Fig.4.42 に示

すような噴射方法として 2 U_{tr}を逆算すると約 1r. p. m が得られる。実際の施工では，回転速度は 1～5 r. p. m とし，水力モニタの引揚速度 5～15cm/回，高速水噴流の吐出圧力 400kgfcm^2，吐出流量 55ℓ/min，とした。施工順序は，①既設 H 鋼の周囲に近接して 1～3 本，アースオーガー掘削機によって深さ 12m までガイドホールを穿子する。②水力モニタをガイドホール下端まで挿入する。③高速水噴流を噴射させながら水力モニタを Fig.4.42 に示すように扇形に移動させる。同一レベルでの切削が完了したら，水力モニタを 5～15cm 引き揚げる。以後同様の操作を繰り返して，H 鋼が打ち込まれている深さの泥岩を切削する。④バイブロハンマーにより引き抜く。

Table4.11　引抜き方法および結果一覧表

	使用機械	能力，仕様	使用方法	結果
単独	バイブロハンマー	偏心モーメント 5,000 kg-cm	—	引抜き不可能
	パイルエキストラクター	最大引抜力 100 t	—	引抜き不可能
併用工法	アースオーガー パイルエキストラクター	掘削径 450m/m 最大引抜力 100 t	H鋼の周囲をアースオーガーで6～8本，深さ 12 m まで掘削し地盤をゆるめた後パイルエキストラクターによって引き抜く	引抜き不可能
	アースオーガー バイブロハンマー	掘削径 450m/m 偏心モーメント 5,000 kg-cm	上記の方法と同様の作業	引抜き不可能
	アースオーガー 高圧ポンプ (TX-150) コンプレッサー バイブロハンマー	掘削径 450m/m 吐出圧力 400kg/cm^2 〃 流量 55 l/min 吐出圧力 7 kg/cm^2 〃 流量 7 m^3/min 偏心モーメント 5,000 kg-cm	H鋼の周囲をアースオーガーで1～3本，深さ 12 m まで掘削しモニタを挿入。高速水噴流で泥岩を掘削した後，バイブロハンマーによって引き抜く	バイブロハンマーにより問題なく引き抜くことができる。所要時間は穿孔本数によって異なり 1 本の場合で約 30 分，3 本の場合で 60～90 分である。

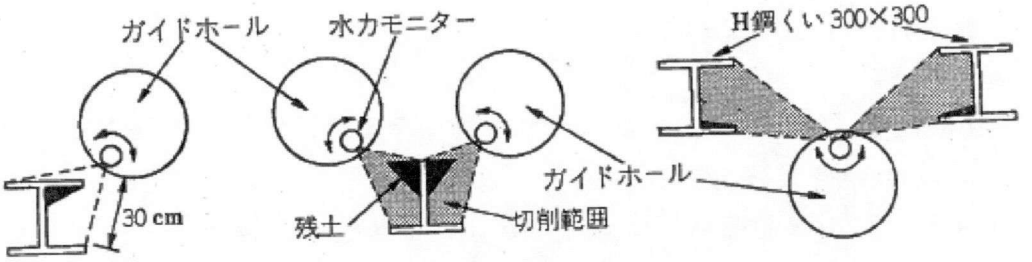


Fig.4.42　泥岩の切削方法（平面図）

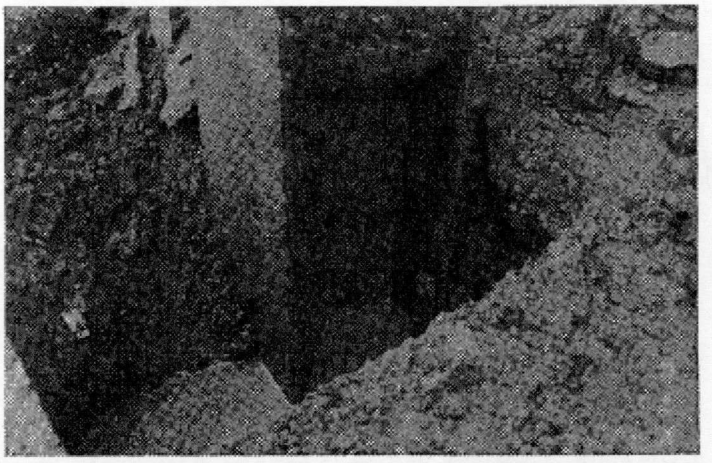


Photo 4.12　付着泥岩の破砕状

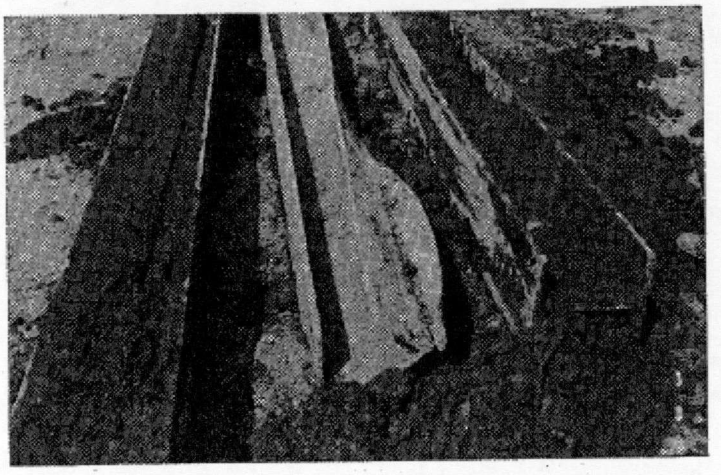


Photo 4.13　引抜き後の変形したH鋼

４．３．５．４　施工結果

Table4.11 に示すように，従来工法単独，あるいは併用して施工した結果，不可能であったが，高速水噴流を併用すると問題なく引き抜くことができた。その所要時間はくい先端の状態によって異なるがガイドホールの数が 1 本の場合の施工は約 30 分, 3 本の場合で 60 分から 90 分程度である。施工後の状況を Photo Photo 4.13 に示す。これからわかるように H 鋼に付着している泥岩が除去されている。また，泥岩に打ち込んだため H 鋼ぐい先端が変形したものもみられる。このような状態のくいには特に多くの時間を要した。

４．３．６　山留め壁変形防止（スーパージェット工法）

今回報告する開削工事は、ビル新築工事の地下部構築のためのものであり、当現場の与条件として Table.４．１２の示す施工条件があった。この条件から、まず逆打ち工法の導入が検討された。

Table. 4． 12 施工条件

条件	内容
地盤	敷地の半分以上が極めて軟弱な粘土質シルト（N値0～2,c=2～5tf/m^3）により占められている。
周辺環境	周辺には木造住宅や幹線道路が接していることから、地下掘削時の周辺地盤沈下等の影響を最小限に抑える必要がある。
構築条件	地下は劇場と機械式駐車場の用途の為、ほとんどが吹き抜け空間であり通常の切梁では盛替え・解体時期等、問題が多い。
工程	地下躯体工事を終了してから地上工事を着手したのでは工程的に問題となる。

しかしながら、この方式は工期短縮にはメリットが得られるものの、中間切梁等の大規模な支保工が必要となり、作業性や工程上の面からのデメリットが大きい。また、これを設けた場合でも床付け面付近での山留め壁の変形が大きく、周辺地盤沈下等の影響が懸念された。そこで、逆打ちの工程の利点を生かしつつ、上述した問題を解決する方法として、SUPERJET を床付け面下に予め先行地中切梁として施工する案が採用された。検討した掘削方法と山留め壁の推定変形量の関係を Fig.4.43 に示す。

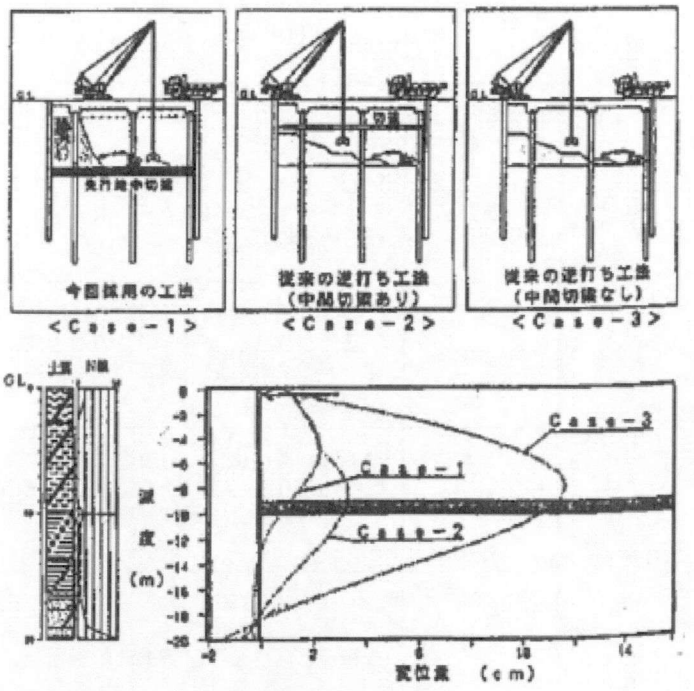


Fig.4.43 掘削方法と変形量の関係

現在、地盤改良として様々な工法が開発され適用されているが、その中で、本工法を採用するに至った理由は、以下のとおりである。

① 必要な深度のみを確実に改良できる

② 土留め壁との密着が可能であることから、これに働く荷重を無理なく改良体に伝達できる

③ 大口径の改良が可能であることから改良体の配置上有利であり、工期的にも他の工法より有利である改良体の配置は、経済性を考慮して全面改良とせずに、Fig.4.44 に示すような腹起し・切梁状とした。ここで、図面の右側に改良体を配置していないのは、この位置の地盤が硬質であり、改良の必要性がないためである。なお、設計にあたっては、改良体に働く軸力を用いて、改

良体の圧縮・剪断強度および座屈に関する検討をおこなった。

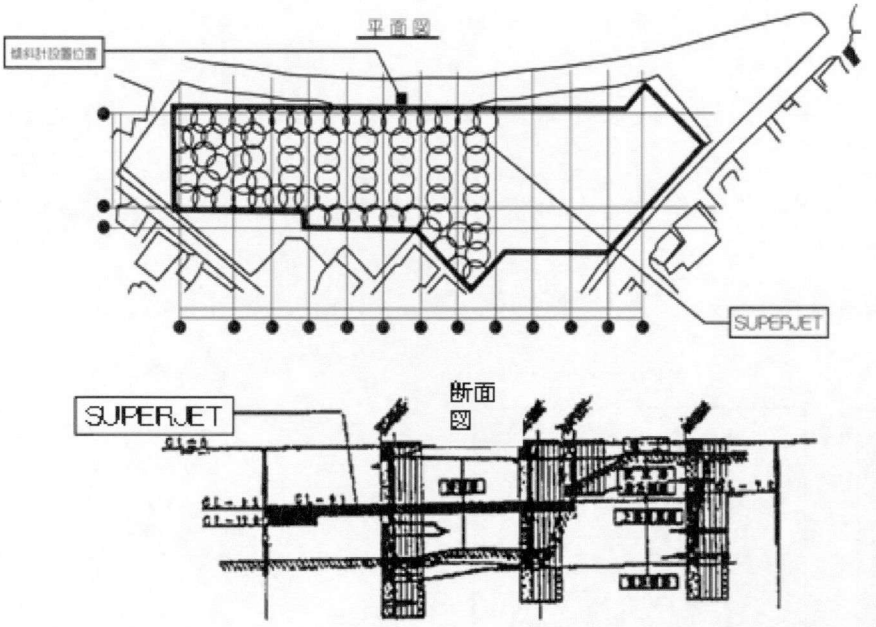


Fig.4.44 改良体の配置

4．3．6．1　変形防止による結果

地盤改良の施工に伴い発生が懸念された土留壁の変形はほとんどなく、2mm程度でおさまった。なお、変形量の測定は Fig.4.44 に示す傾斜計設置位置で実施した。

また、その後の掘削工事も順調に施工でき、周辺地盤の地割れ・沈下等もなく、安全な施工環境のもとで地下工事の掘削ができ、期待どおりの効果が得られた。

山留壁の変形量は、Fig.4.45 に示すように最大量で約 10mm に抑えることができ、山留壁が床付け面の改良体で支持されている様子がこのグラフにあらわれている。

なお、山留壁頂部の倒れは逆打ちの 1 階梁・スラブを施工するために GL-2.5m まで 1 次掘削を行った時に発生したものである。また、改良体の強度は平均一圧縮強度で 29.6kgf/cm² となり、設計強度（10kgf/cm²）を十分満足した。

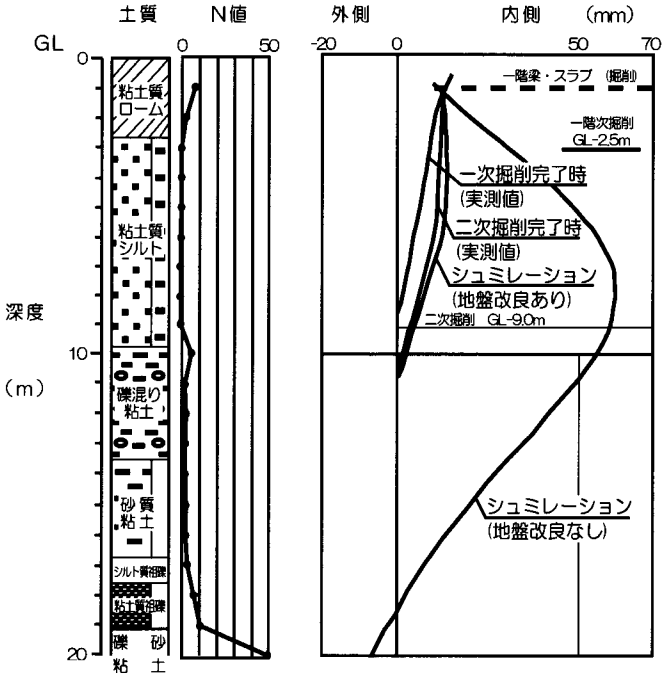


Fig.4.45 山留壁の変形

4．4　結論と今後の問題

4．4．1　ウォータージェットによるコンクリートの切削と破砕

ウォータージェットを利用してコンクリートを切断または破砕する技術において、切断が主な利用であったことは上述したとおりである。その場合、

鉄筋とともに切断する場合はアブレイシブジェットが応用され、コンクリートだけを選択的に切断する場合にはロータリージェットが応用された。

これらの小口径ロータリージェットは切断幅が 5cm 以下である。この技術は欧米では花崗岩などの岩石の切断に使用されている。コンクリート切断に応用する場合には骨材の粉砕を考慮して、200 MPa 以上の噴射圧力が要求される。コンクリートの破砕のみを考えると、噴射圧力は 100 MPa 以下でよいが、その場合には骨材が破砕できないため、ノズル部の直径より大きな孔を穿ち、骨材が排出できるように設計しなければならない。200 MPa 以上の場合に噴射流量は 20 l/min 程度でよいが、骨材排出の場合は骨材排出に必要な流量が要求される。切断深さが深くなる場合にはノズル部が挿入できるように設計されねばならない。その場合、アブレイシブジェットとの効率を比較したものが Fig.4.46 である。

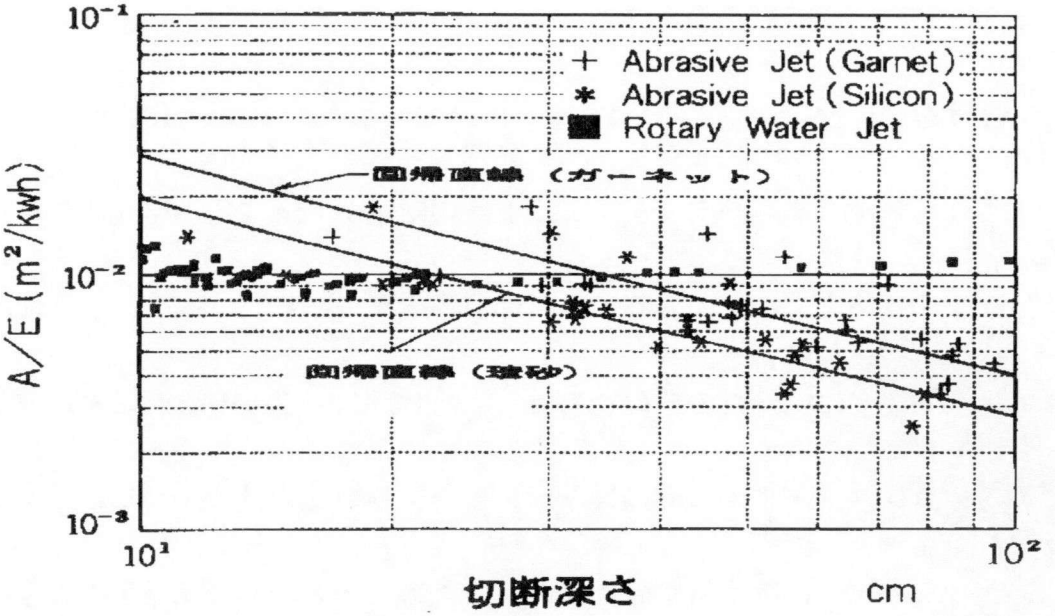


Fig. 4.46 アブレイシブジェットとロータリージェットの切断効率比較図

Fig.4.46 から明らかなように、切断深さが 30～40cm 以上になると、アブレイシブジェットよりもロータリージェットの方が効率的になる。コンクリートの切断に関しては、その利用された時期が早いため、多くの研究データがあり、エンジニアリングが容易である。しかしながらコンクリート表面のはつりに関して、わが国では最近まで大規模な利用例がなく、本格的な研究がなされていない。なぜなら、コンクリートはつりの要求性能が高いために、従来の技術の延長線で利用するのは非効率であるからである。今後、システム開発を進めるうえで、以下のことを考慮に入れる必要がある。

① ノズルの問題

ノズルの形状および設計はウォータージェットのはつり効率に直接影響する。例えば、Fig.4.47 にコニカルノズルとストレートノズルの相違による、切削深さへの影響を繰り返し回数との関係で示す。切削対象は花崗岩である。同じ噴射圧力、流量で切削深さに約倍の違いが生じている。この理由はストレートノズルは噴射の際に縮流が生じ、見かけのノズル径が約 2 割減少することと、噴射されたウォータージェットのフォーカス状況が悪いことによる。また、ノズル上流部の影響がウォータージェットのフォーカス度に影響することもよく知られている。ノズル上流部の長さは長いほどウォータージェットのフォーカス度が向上するが、基本的には管径の 50 倍上流部の長さがあれば、管内流れを整流化でき、ウォータージェットのフォーカス度が工学的に満足できる。ノズルの研究は参考文献に述べられているので、参照されたい。

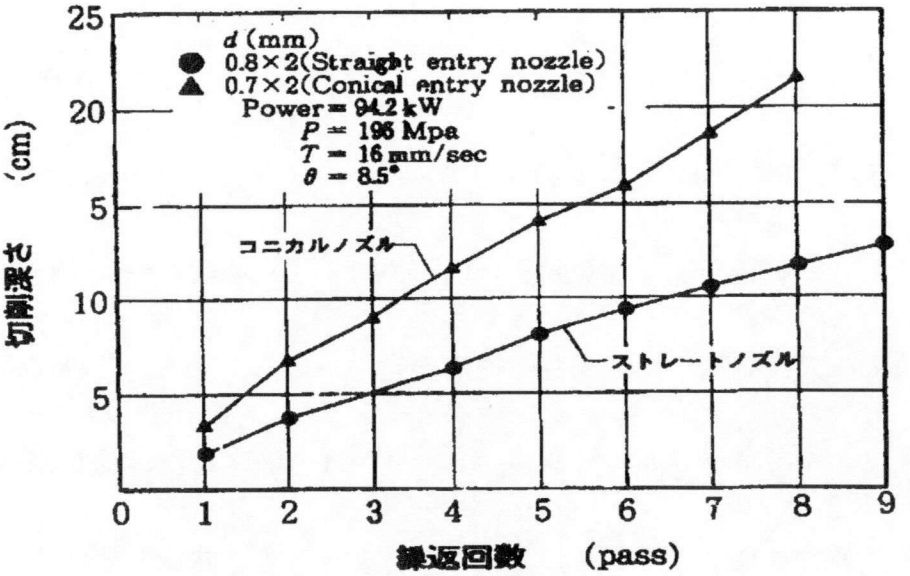


Fig. 4.47 ノズルの相違による切削深さへの影響

② コンクリート切削効率

ウォータージェットによる切削(破砕)効率はコンクリートの特性を除けば、基本的にウォータージェットの水エネルギーが支配的である。Fig.4.48 に水エネルギーと破砕量の関係を示すが、コンクリートの破砕量は水エネルギーと比例関係がある。この破砕量は試験体が小さいため実際の現場施工データとは異なるが、傾向として理解できる。このことから、破砕量を決めるときには圧力×流量で論ずるべきで、圧力のみまたは流量のみで論ずるのは片手落ちであると思われる。

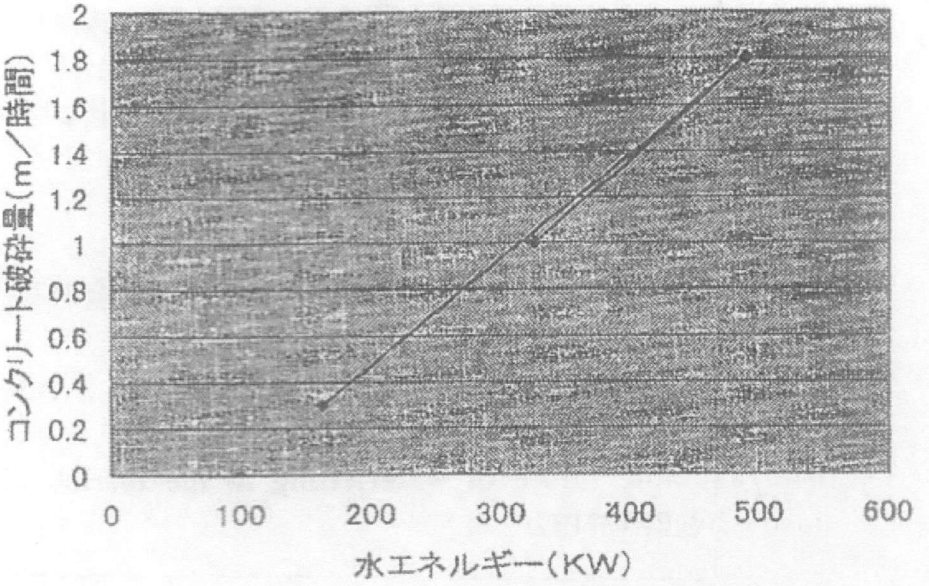


Fig. 4.48 コンクリート破砕量とエネルギーの関係

噴射圧力と破砕の関係は基本的に Fig.4.49 で説明している。噴射圧力を増加していくと、ある圧力から破砕量が急激に増える点が存在する。この圧力を限界圧力と呼び、物質の破砕にはこの限界圧力以上で使用することが効率的であると言われている。コンクリートの場合は既往の実験などから一軸圧縮強度の 2～3 倍くらいと言われており、粗骨材の密度が大きい場合は 3 倍以上と推測されている。この点に関する研究は少なく、今後の研究課題である。限界圧力が圧縮強度の 3 倍以上であれば十分であるから、通常のコンクリートの場合には 50～1Mpa の噴射圧力で十分であると主張する人の根拠となっている。事実その噴射圧力で問題は生じていない。噴射圧力がこのような根拠で決定されると、破砕効率に影響するのは流量と言うことになる。

流量は、圧力が一定であると、ノズル径で決まる。

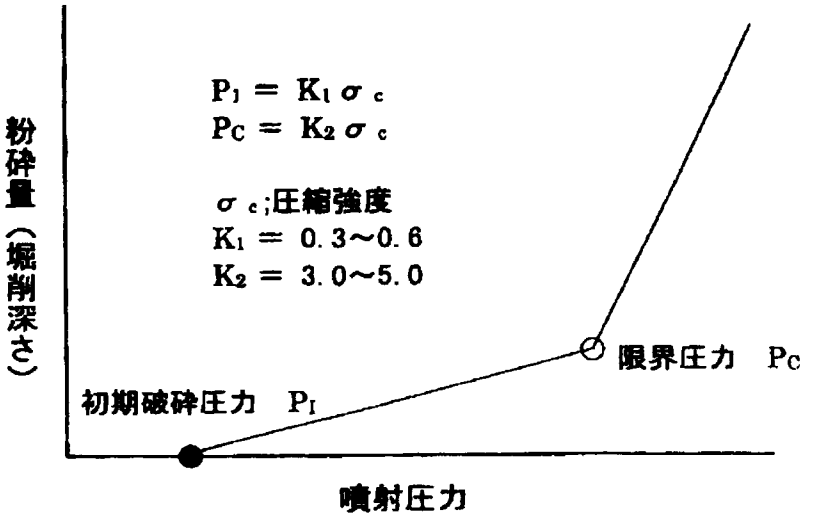


Fig.4.49 ウォータージェットの噴射圧力と破砕量の関係の模式図

コンクリートの破砕深さはノズル径(D)の 100 倍までが効率的であると、実験的に言われている。コンクリートの骨材密度が高くなると当然倍数は低下する。劣化していないコンクリートであると、効率的破砕深さは 70～80D と考えてよい。欧米において、5cm 以上の深さのはつりの場合、経済的効率を考慮してノズルは 1 本で使用する。その理由は、同じ流量で 2 本のノズルを使用すれば、1 本のノズルに比べて切削深さが $1/\sqrt{2}$ になるからである。その他に、破砕を考える場合には、破砕したコンクリート片がノズル部に衝突し、耐久性が低下することも理由の 1 つである。

③ 破砕下面の平滑性

ウォータージェットでコンクリートを破砕する場合、ウォータージェットは粗骨材を切断せずに、掘り起こすので、粗骨材の大きさによる凹凸は避けられないことと、現場のコンクリートは粗骨材密度と強度にばらつきがあるため、破砕下面の平滑性については、研究文献がほとんどない。むしろ、ウォータージェットは圧力を適正に選択すれば、劣化したコンクリートのみを選択的にはつれることから、平滑性には目をつぶっている。しかしながら、表面処理の技術では平滑性が問題となるために、若干の研究が実施されている。その一例として Photo 4.14 に示すように、ロータリーウォータージェットの回転数 125 r.p.m と 1000 r.p.m の場合、その破砕結果がコンクリートの平滑性にどのような影響を与えるか検討された。Photo 4.14 でも明らかなように、回転数が多くなればなるほど平滑性が向上するとの結論を得ている。

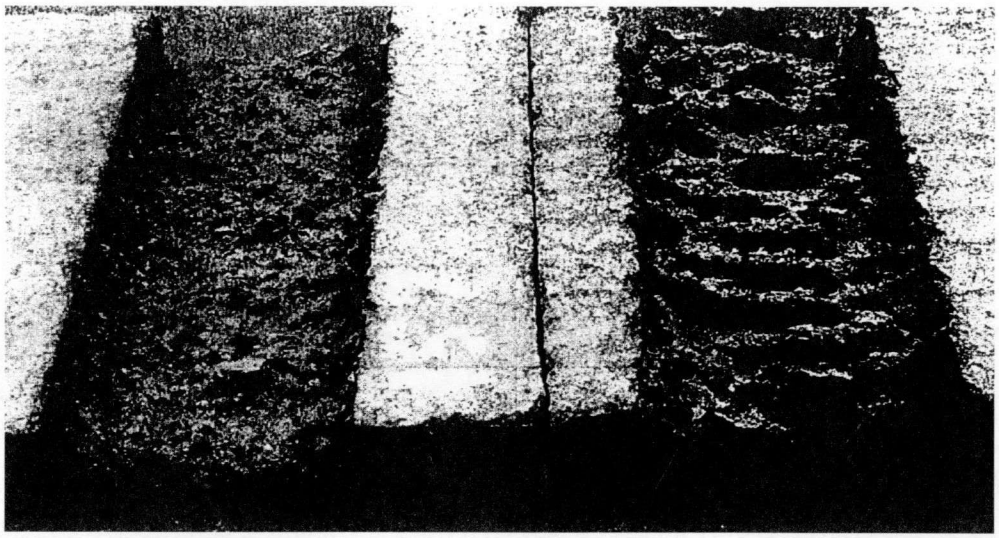


Photo 4.14 ロータリージェット回転数による平滑性への影響

４．４．２　地盤改良

地盤改良に使用するジェットグラウト工法は以下の問題点を抱えている。

ａ、　地盤を切削、固化する際に発生する余剰の硬化材の処理

ｂ、　固化体の品質

余剰の硬化材はスライムと呼ばれ、現場外に排出される。これらは産業廃棄物として処理され、コストの面ならず環境問題でも大きな問題である。これらのスライムを再利用する方法が待たれている。

改良体の品質として、改良体造成後コアサンプリングした試料で一軸圧縮強度が求められる。これらのサンプルの変動係数を求めると、30%から 50%であり、バラツキが大きい。これらのバラツキを小さくする方法が求められる。

参考文献

1 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，高速噴水流を利用した地下工法の研究－コラムジェットパイル工法による軟弱地盤の改良－，鹿島建設技術研究所年報，(1977)，269-274.

2 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，高速噴水流利用によるシートパイルの打設およびH鋼引抜き，鹿島建設技術研究所年報，(1979)，151-156.

3 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，コラムジェットパイル工法の杭の水平抵抗増加への利用，鹿島建設技術研究所年報，(1980)，157-162.

4 笹尾　光，吉田　宏，浅野　利三郎，超高圧ジェットを利用した大口径地盤改良（スーパージェット工法）の開発に関する研究，鹿島建設技術研究所年報，(1992)，227-234.

5 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，鹿島式アブレイシブジェット工法の建築工事への応用，鹿島建設技術開発成果報告会，(1986)，4-5.

6 吉田　宏，磯部　隆寿，ロータリージェットを利用したコンクリート構造物の改修工法－カームジェット工法，鹿島建設技術開発成果報告会，(1990)，22-23.

7 笹尾　光，吉田　宏，大口経地盤改良工法の開発（その７）－山留め壁変形防止を目的とした適用事例－，土質工学研究発表会，(1994)，2165-2166.

8 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），ウォータージェット学会講演会，(2005).

9 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，ウォータージェットを利用した地下工法，鹿島出版会，(1983).

10 H. Yoshida, S. Jimbo and S. Uesawa, Development and practical application of large diameter soil improvement methods, Preceedings of the 2nd International Conference on Ground Improvement, (1969), 21-726.

11 H. Yoshida, K. Nishi and T. Isobe, Concrete cutting using rotary water jets, 5th American Water Jet Conference, (1989), 121-132.

12 M. Shibazaki and H. Yoshida, Historical view on the soft ground improvement method utilizing water jet, 8th American Water Jet Conference, (1995), 79-93.

13 Hiroshi Yoshida, Kunio Saito and Kenji Yoshisda, Improvement of soil deposits by curved grouting, International Symposium on Ground Improvement Technologies and Case Histories, (2010),

14 Mitsuhiro Shibazaki, Mitsuru Yokoo and Hiroshi Yoshida, The Progress of jet grouting in the last 10 years in Japanese market, 35th ANNUAL CONFERENCE ON DEEP FOUNDATIONS, (2010), 503 - 514.

15 Hiroshi Yoshida, Risaburo Asano and Hiroaki kubo, Development of superjet method, INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON SOIL IMPROVEMENT AND PILE FOUNDATION, (1992), 208-213.

16 R. ESSLER and Hiroshi Yoshida, Jet grouting, Ground Improvement 2nd edition, Spon Press, (2004), 160-196.

第5章　結論

ウォータージェットは産業界で幅広く利用され、機械加工や産業洗浄では必須の技術となっている。これらのウォータージェットはノズルから噴射されるが、ノズルから噴射後、連続流の領域での利用である。従って、ウォータージェット切削の対象は10ｃｍ以内である。これらの利用例は第1章で述べた。これに対し建設業での切削は効率を上げるために。切削対象のコンクリートや地盤はより長く、より深くが望まれる。そのような利用では、ウォータージェット噴流の液滴流が対象となる。このような液滴流、特に高速の液滴流に関しては過去にあまり研究されていない。そのため、本論文第2章ではこのような液滴流の可視化による噴流形状や速度分布に関する研究を実施した。本研究ではPTV-LIF法を開発し、可視化と同時に流速を測定した。その結果、以下の結論を得た。

(1)　高速ウォータージェットは，ノズル出口直後では連続流であり，すぐに界面波が発生し，ジェットの形状は崩れていく．その後，界面はさらに崩れ，ジェットの中心部分に波及する．そして，連続流から液滴流に変わる．

(2)　1MPa，5MPa において，界面はノズル出口直後から崩れ液滴が離脱する．その後，ジェットの界面は液滴が多数存在するが，ジェットが液滴流に遷移

していくときに界面の液適量は減少し，界面は滑らかになる．

(3)　高圧になるほど液滴径は微細になり，ノズル出口直後の液滴飛散量も多くなる．また，ノズル出口直後の界面波も高圧になるほど短い距離で発生する．

(4)　ジェットは本実験のノズル径 D=2.5mm では 100D～200D でジェットの中心部分がうずれ，液滴に遷移している．

(5)　ジェットの断面方向の速度分布は，低圧下ではほぼ矩形の分布であり，高圧になるほどばらつきも大きくなる．また，ノズル出口から離れるにつれてジェットの外側部分が減速していくが，高圧になるほど減速が大きい．

(6)　ジェットの噴射方向に対するジェットの平均流速は，600D（1500mm）ではほぼノズル出口と変わらず，800D で約 10%程度減速する．よって，600D ではウォータージェットの切削能力は保たれていると考えられる．

(7)　界面波はノズル出口直後すぐに加速し，その後緩やかに加速していく．どの圧力に対しても 20D（50mm）付近で加速が終わり，その後減速していくと考えられる．

液滴流を利用して、コンクリートの切削をするために、従来の噴流より数倍の流量を噴射するアブレイシブジェットやロータリージェットを開発した。第 3 章では、それらの噴流を利用して、コンクリートを切削する実験を実施し、効

率的な切削方法関する各種の知見を得た。更に地盤を掘削する実験的研究を実施し、従来より効率的な地盤改良技術を解明した。

アブレイシブジェットによるコンクリート切削実験では、切削に影響する各種の因子の効果を求め、切削深さの推定式を求めた。

$H=0.084 \cdot P^{0.84} \cdot d^{1.04} \cdot V^{-0.59} \cdot N^{0.64} \cdot F^{0.36}$

更に、アブレイシブジェットの研磨材速度分布と加速機構に関する実験的研究を実施し、以下の結論を得た。

1. オリフィス径が小さい場合は、研磨材が拡散する。
2. 研磨材供給量の差による研磨材分布の変化に注目すると、供給量 4kg/min の場合には研磨材速度の全域にわたって研磨材個数が分散しているのに対して、供給量 2kg/min の場合には 500m/sec 以上が集中している。これは加速効率が良いことを示している。
3. 平均速度で見ると、研磨材の速度は理想速度よりかなり低く（50～70%)、いずれの場合もノズルを改良する余地がある。
4. それぞれの条件での最大速度は、理想速度の 90%以上の値になっている。
5. 研磨材加速モデルをたて、研磨材粒子に作用する外力は、空気力と重力を無視すれば水噴流からの流体力とノズル内壁での反発力、動摩擦力だけになり、ノズル内壁での研磨材粒子の反射運動は反発係数、動摩擦係数が得ら

れれば、衝突運動方程式[10]から求められる事を実験的に確認した。

ロータリージェットによるコンクリート切削実験では、最適なノズル構造とスイベルを開発し、効率的な切削方法を求めた。結果以下の式で示すような、切削に関する推定式を得た。

$$S_E = 166.8 \times (P \cdot Q \cdot N)/(T \cdot H)\ [J/cm^2]$$

また、以下のような総合的知見を得た。

a. ロータリージェットのオペレーションパラメーターでは、移動速度の効果が大きく、ノズル回転数はほとんど影響しない。移動速度は速いほど切削能力が良くなる。

b. ノズル形状では、テーパーノズルがストレートノズルの約2倍の切削能力を示した。

c. ノズルを挿入することにより、深く切削する場合でも一定の切削能力が得られる。

d. 噴射圧力、水ノズル径は、圧力を147Mpa以上に設定すれば、どの圧力、ノズル径でも噴流エネルギーに比例した切削能力が得られる。

e. アブレイシブジェットと比較すると一定深さ(珪砂で20cm、ガーネットで40cm)以上の切削では、ロータリージェットの方が高い切削能力を持つ。

f、 噴射圧力はできる限り高くする。

g、 水ノズル径は、0.7mm以上を使用する。

h、 ノズルの移動速度は軌跡間隔が10mm以下の範囲でできるだけ速くする。

i、 旋回径(破砕幅)は、開口工事では必要最小限にし、表面破砕工事では200mm前後に設定する。

j、 回転数は、軌跡間隔が10mm以上にならないように設定する。

k、 コンクリート破砕能力の距離減衰は、X/dの一次関数として表す事ができ、減衰の要因は噴流構造の変化として説明できる。

l、 コンクリートの破砕においては、水噴流の連続流領域で生ずる力(よどみ点圧力)による破砕作用が大きな役割を果たしており、液滴領域における水撃作用の影響は極めて少ない。

m、 破砕メカニズムの観点からは、周速度を100m/min以上にし、軌跡間隔を2.5mm以上にすることにより効率的な破砕が確保できる。

地盤改良に液滴流を応用する前提として、効率的な液滴流による地盤の切削特性を把握する実験を実施した。その結果地盤の切削特性を予測する式として以下の式を求めた。

$$T=312\times L2.21\times P-1.72\times Q-1.59$$

これらの予測式を利用して従来は直径2.0m程度の改良体を造成する技

術を直径5.0mにする技術を開発し（スーパージェット工法）砂地盤や粘性土地盤で実証実験をして、工法を確立した。

砂地盤では下記の結論を得た。

a.　「大口径地盤改良工法」を目指す試験体では直径 5m、圧縮強度30kgf/cm2〔29.4MPa〕を超える改良体が作成できることがわかった。

b.　「高速地盤改良工法」を目指した試験体 No.③では引上げ時間（施工速度に対応）毎分 1m の速度でも、直径 2m の改良体が作成できた。

c.　圧縮空気の有無による差は大きく、空気の無い場合はほぼ 60%の改良直径となった。

d.　引上げピッチの差による改良体の出来映えの差は少なく、砂質地盤ではウォータージェットの切削影響幅は、おおむね 10cm 程度と考えられる。

更に粘性土地盤では下記の結論を得た。

a.　従来工法の直径 1.8m に比べて、5m 以上の地盤改良が可能である。

b.　改良体の大きさと施工時間との相関性は低い。

c.　引上げピッチが 5cm の改良体は改良部分と未改良部分とが互層状に改良され、粘性土地盤ではウォータージェットの切削影響幅は、おおむね 3cm 程度と考えられる。

d.　固化材の配合がW/C=60%では、スラリーの粘性が高くなり、高圧ポンプへの負担が大きい。

第4章ではアブレイシブジェットの実現場の適用例として

a.　青函トンネルでの施工例

b.　廃止原子炉解体システムへの応用（JPDR解体）

c.　アブレイシブジェットを利用したリフォームシステム

を紹介した。また、ロータリージェットの適用例として、霞ヶ関ビルのリフォームなどに利用されたリフォームシステムを紹介した。

a.　地盤改良では下記の例を紹介した。

b.　砂地盤の液状化防止例

c.　場所打ちぐいの水平抵抗の増強

d.　既設建物の支持力増加

e.　砂礫地盤へのシートパイルの打ち込み

f.　ジェットパイリング工法によるH鋼の引き抜き

g.　山留め壁変形防止（スーパージェット工法）

いずれの現場でも所期の目的を達成した。

謝辞

本研究の遂行及び本論文の作成に当たっては、大阪大学片岡勲教授、吉田憲治准教授、白百合女子大堀井清之教授、鹿島建設技術研究所八尋輝夫主任研究員（当時）、西謙治主任研究員（当時）、礒部隆久主管研究員、ケミカルグラウト株式会社神保俊次開発部長（当時）他多くの関係者の丁重なご指導とご助言を戴いたことに対し、ここに深甚なる謝意を表するものである。

著書

〔1〕 Hiroshi Yoshida and Kunio Saito, Mechanism of cross jet and its application, Ground Improvement Technologies and Case Histories, RESERCH PUBLISHIG, (2009), 159-164.

〔2〕 Hiroshi Yoshida, Kunio Saito and Kenji Ishihara, Improvement of soil deposits by curved grouting, Ground Improvement Technologies and Case Histories, RESERCH PUBLISHIG, (2009), 145-150.

〔3〕 R. ESSLER and Hiroshi Yoshida, Jet grouting, Ground Improvement 2nd edition, Spon Press, (2004), 160-196.

〔4〕 吉田　宏, ウォータージェット工法ー計画・施工の手引きー, 日本ウォータージェット施工協会, (2004).

〔5〕 吉田　宏, ウォータージェット技術辞典, 丸善, (1993).

〔6〕 Katsunori Banno and Hiroshi Yoshida, Immobilization of contaminated soil using jet grouting method, (1992).

〔7〕 T. Yahiro, H. Yoshida and K. Nishi, Soil improvement using water jets, Kajima Publication, (1983).

〔8〕 八尋　暉夫, 吉田　宏, 西　謙治, ウォータージェットを利用した地下工法, 鹿島出版会, (1983).

〔9〕 Katsunori Banno and Hiroshi Yoshida, Bottom barrier by new soil improvement method superjet to confine vertical plume of contamination.

〔10〕 Hiroshi Yoshida, Katsunori Banno, Masashi Tsuji and Mitsuhiro Shibazaki, Containment of contaminated soil utilizing jet grouting.

〔11〕 吉田　宏, 建設業におけるウォータージェット利用技術

〔12〕 吉田　宏, ウォータージェットによる解体工法.

国際会議における発表

〔1〕 Mitsuhiro Shibazaki, Mitsuru Yokoo and Hiroshi Yoshida, The Progress of jet grouting in the last 10 years in Japanese market, 35th ANNUAL CONFERENCE ON DEEP FOUNDATIONS, (2010), 503 - 514.

〔2〕 Hiroshi Yoshida, Kunio Saito and Kenji Yoshisda, Improvement of soil deposits by curved grouting, International Symposium on Ground Improvement Technologies and Case Histories, (2010).

〔3〕 Takao Yoshida, Kenji Yoshida, Hiroyuki Abe, Hiroshi Yoshida and Isao Kataoka, Velosity measurements technique of high pressure water jet by high speed PIV, International Conference on Jets, (2008).

〔4〕 Hiroshi Yoshida and Hiroyuki Abe, Application of high pressure water jet to grouting for soil improvement, International Conference on Jets, (2008).

〔5〕 Hiroshi Yoshida, Kennosuke Uemura, kenji Yoshida and Isao Kataoka, Visual observation and analysis of hydrodynamic structure of water jet in application to jet grouting, Proceedings of Fluids Engineering Conference, (2007).

〔6〕 Mitsuhiro Shibazaki, Hiroshi Yoshida, Kenji Yoshida, Kiyoshi Horii and Isao Kataoka, Analyses hydrodynamic structure of cross water jet and its performance of soil improvement, ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting and Exhibition, (2005), 1-12.

〔7〕 Hiroshi Yoshida, Mitsuru Yokoo, Kenji Yoshisda, Kiyoshi Horii and Isao Kataoka, Analyses two-phase flow hydrodynamic structure of water jet with application to jet grouting, 5th International Conference on Multiphase Flow, (2004), 1-11.

〔8〕 Kenji Yoshida, Isao Kataoka, Hiroshi Yoshida, Mitsuru Yokoo and Koyoshi Horii, Analyses hydrodynamic structure of wawter jet and itts application to jet grouting, Preceedings of ASME FEDSM, (2003).

[9] Mitsuhiro Shibazaki, Mitsuru Yokoo and Hiroshi Yoshida, Development oversized jet grouting, Proceedings of the Third International Conference, (2003), 294-302

[10] Hiroshi Yoshida, Kenji Nishi and Takahisa Isobe, Soft ground improvement using focued-structure jet, (1999).

[11] Hiroshi Yoshida, Mitsuhiro Shibazaki, Mitsuru Yokoo, Hirooki Aoki, Yuji Tomita, Yao-Hua Zhao and Kiyoshi Horii, A new approach controlling the diameter of improved body of jet grouting, ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting, (1998), 1-4.

[12] M. Shibazaki and H. Yoshida, Constructing bottom barriers with jet grouting, International Containment Technology Conference Preceedings, (1997), 483-488.

[13] M. Shibazaki, H. Yoshida and Y. Matsumoto, Development of a soil improvement method utilizing cross jet , THE SECOND INTERNATIONAL CONFERENCE ON GROUND IMPROVEMENT GEOSISTEMS, (1996), 707-710.

[14] M. Shibazaki, H. Yoshida, M. Tsuji, Y. Yomita, I. Kataoka, T. Kim, F. White and K. Horii, High performance, dual colliding water jet on ground improvement, 8th American Water Jet Conference, (1995), 95-106.

[15] M. Shibazaki and H. Yoshida, Historical view on the soft ground improvement method utilizing water jet, 8th American Water Jet Conference, (1995), 79-93.

[16] Hiroshi Yoshida, Mitsuhiro Shibazaki, Masashi Tsuji, Isao Kataoka, Yuji Tomita, Thomas J. Kim, Frank M. White and Kiyoshi Horii, Experimental investigation of upper stream effect on water jet structure, Preceedings of ASME FEDSM, (1995), 33-39.

〔17〕 H. Yoshida, M. Shibazaki, M. Tsuji, K. Horii, Y. Tomita and I. Kataoka, Examination of effects of upper stream condition towards a nozzle on water jet by means of pressure measurement film, (1995).

〔18〕 Hiroshi Yoshida, Tahashi Isobe, Hiroaki Sakamoto and Manabu Arai, Application of new rotary water jet concrete demolition method (calm jet method), (1994).

〔19〕 Masahiro Takei, Kiyoshi Horii, Isao Kataoka, Bunsaku Hashimoto, Hiroyuki Ito, Thomas J. Kim and Hiroshi Yoshida, Performance evaluation of spiral water jet cutting system, Preceedings of 12th International Conference of jet Cutting Technology, (1994).

〔20〕 Hiroshi Yoshida, Takahisa Isobe, Ryoji Kobayashi, Teruo Yahiro, Masahiro Takei and Kiyoshi Horii, Air jet cutting technology for repairing cray cover at radioactive waste sites, (1993).

〔21〕 Mitsuhiro Shibazaki and Hiroshi Yoshida, State of Practice of jet grouting, (1993).

〔22〕 Hiroshi Yoshida, Risaburo Asano and Hiroaki kubo, Development of superjet method , INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON SOIL IMPROVEMENT AND PILE FOUNDATION, (1992), 208-213.

〔23〕 M. Shibazaki, H. Yoshida, M. Tsuji, Y. Yomita and K. Horii, A new soil improving method using a dual colliding jet, (1990).

〔24〕 Mitsuhiro Shibazaki and Hiroshi Yoshida, Historical overview of using water jets to improve soft ground, (1990).

〔25〕 H. Yoshida, K. Nishi and T. Isobe, Concrete cutting using rotary water jets, 5th American Water Jet Conference, (1989), 121-132.

〔26〕 T. Isobe, M. Kyo, H. Yoshida and K. Nishi, Distribution of abrasive particles in abrasive water jet and acceleration mechanism, 9th International Symposium on JET CUTTING TECHNOLOGY, (1988), 217-238.

〔27〕 H. Kiyohashi, M. Kyo, W. Ishihama, T. Yahiro and H. Yoshida, The effect of concrete preheating on water jet breaking of concrete, 6th International Symposium on Jet Cutting Technology, (1982), 241-265.

〔28〕 T. Yahiro, H. Yoshida and K. Nishi, Soil improving method utilizing a high speed and air jet, Preceedings of the 6th International Symposium on Jet Cutting Technology, (1982).

〔29〕 T. Yahiro and H. Yoshida, On the characteristics of high speed water jet in the liquid and its utilization on induction grouting method, second international symposium on JET CUTTING TECHNOLOGY, (1974), G4_41- G4_63.

〔30〕 H. Yoshida, S. Jimbo and S. Uesawa, Development and practical application of large diameter soil improvement methods, Preceedings of the 2nd International Conference on Ground Improvement, (1969), 21-726.

技術報告

〔1〕 伊藤　圭二郎，川端　淳一，河合　達司，石井　明俊，坂田　博之，上沢　進，吉田　宏，ウォータージェットを用いた汚染土壌浄化工法について，鹿島建設技術研究所年報，(2002)，133-138.

〔2〕 吉田　宏，坂野　且典，弾性波による地中コンクリート壁体の損傷検出手法に関する基礎的研究，鹿島建設技術研究所年報，(1993)，45-48.

〔3〕 笹尾　光，吉田　宏，浅野　利三郎，超高圧ジェットを利用した大口径地盤改良（スーパージェット工法）の開発に関する研究，鹿島建設技術研究所年報，(1992)，227-234.

〔4〕 吉田　宏，磯部　隆寿，ロータリージェットを利用したコンクリート破砕技術に関する研究（その２），鹿島建設技術研究所年報，(1992)，29-32.

〔5〕 吉田　宏，木下　文男，深沢　栄造，粘土混合のセメントミルクを用いた長尺遮水壁現場施工実験，鹿島建設技術開発成果報告会，(1992)，34-35.

〔6〕 吉田　宏，磯部　隆寿，ロータリージェットを利用したコンクリート構造物の改修工法－カームジェット工法，鹿島建設技術開発成果報告会，(1990)，22-23.

〔7〕 吉田　宏，西　謙治，固化ベントナイトの止水技術への応用に関する研究，鹿島建設技術研究所年報，(1990)，209-214.

〔8〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，ロータリージェットを利用したコンクリート破砕に関する研究，鹿島建設技術研究所年報，(1990)，31-34.

〔9〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，ロータリージェットウォタージェットを利用したコンクリート構造物の解体工法の研究（その１），鹿島建設技術研究所年報，(1989)，45-50.

〔10〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，ロータリーウォータージェットを利用したコンクリートの切削，鹿島建設技術開発成果報告会，(1989)，42-43.

〔11〕 吉田　宏，田中　俊平，基礎設計における地盤改良工法の適用例，鹿島建設技術開発成果報告会，(1988)，42-43.

〔12〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，アブレイシブジェットの切削特性に関する基礎的研究（その３）－水噴流中の研磨材速度分布と加速機構－，鹿島建設技術研究所年報，(1988)，71-76.

〔13〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，アブレイシブジェットの切削特性に関する基礎的研究（その２）コンクリート切削深さに影響する主因子について，鹿島建設技術研究所年報，(1987)，23-26.

〔14〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，鹿島式アブレイシブジェットエ法の建築工事への応用，鹿島建設技術開発成果報告会，(1986)，4-5.

〔15〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，アブレイシブジェットの切削特性に関する基礎的研究（その１）鉄筋コンクリート切削に影響する主因子の効果，鹿島建設技術研究所年報，(1985)，179-184.

〔16〕 吉田　宏，磯部　隆寿，西　謙治，横山　満，高速砂水噴流(面式アブレイシブジェット)工法の現状，鹿島建設技術開発成果報告会，(1985)，2-3.

〔17〕 太田　勝矢，吉田　宏，横山　満，西　謙治，芋生　誠，磯部　隆寿，高圧水による岩切削，鹿島建設技術開発成果報告会，(1985)，38-39.

〔18〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，横山　満，高速砂水噴流(鹿島式アブレイシブジェット)による鉄筋コンクリートの切断，鹿島建設技術開発成果報告会，(1984)，6-7.

〔19〕 塚原　重美，原田　実，吉田　宏，大容量貯炭サイロの諸問題と研究開発，鹿島建設技術開発成果報告会，(1982)，18-19.

〔20〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，コラムジェットパイル工法の杭の水平抵抗増加への利用，鹿島建設技術研究所年報，(1980)，157-162.

〔21〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，高速噴水流利用によるシートパイルの打設およびH鋼引抜き，鹿島建設技術研究所年報，(1979)，151-156.

〔22〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，佐藤　忠雄，鈴木　肇，高速水噴流の地下工事への応用例，鹿島建設技術開発成果報告会，(1979)，22-23.

〔23〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，空気噴流利用による粘性土の羽根面付着防止工法について－アースオーガー掘削機の改良－，鹿島建設技術研究所年報，(1978)，203-208.

〔24〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，高速噴水流を利用した地下工法の研究－コラムジェットパイル工法による軟弱地盤の改良－，鹿島建設技術研究所年報，(1977)，269-274.

〔25〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，久保　宏明，コラムジェットパイルエ法による杭先端地盤の改良，鹿島建設技術開発成果報告会，(1977)，3-4.

〔26〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，ジェットオーガー工法(その 1)，鹿島建設技術開発成果報告会，(1977)，1-2.

〔27〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，コラムジェット パイルエ法の開発，鹿島建設技術開発成果報告会，(1976)，3-4.

〔28〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，同軸空気被膜高速水噴流による土、岩石の破壊について，鹿島建設技術研究所年報，(1976)，147-152.

〔29〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，土岩石の破壊への高速水噴流の利用，鹿島建設技術開発成果報告会，(1975)，9-10.

〔30〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，高速噴流水の掘削特性，鹿島建設技術開発成果報告会，(1974)，65-66.

〔31〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，高速噴流水を利用した地下工法について，鹿島建設技術開発成果報告会，(1973)，67-68.

〔32〕 竹山　謙三郎，八尋　暉夫，吉田　宏，東京湾周辺地域の地盤構造と地盤沈下について－その１、川崎地区の場合－，鹿島建設技術研究所年報，(1972)，275-285.

〔33〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，超高圧水噴流を利用した誘導注入工法（その２）－現場施工について－，鹿島建設技術研究所年報，(1972)，265-274.

〔34〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，ジェットグラウトエ法の現場施工について，鹿島建設技術開発成果報告会，(1971)，181-183.

〔35〕 竹山　謙三郎，八尋　暉夫，吉田　宏，東京湾周辺地域の地盤構造と地盤沈下について(その 1)，鹿島建設技術開発成果報告会，(1971)，185-186.

〔36〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，超高圧水噴流を利用した誘導注入工法（その１），鹿島建設技術研究所年報，(1970)，273-282.

〔37〕 八尋　暉夫，吉田　宏，西　謙治，紫崎　光弘，増子　邦宏，超高圧水噴流を利用した誘導注入工法（その２），鹿島建設技術開発成果報告会，(1970)，177-178.

〔38〕 八尋　暉夫，吉田　宏，小松　亮二，見村　秋男，超高圧水噴流を利用した地下連続壁築造工法について，鹿島建設技術開発成果報告会，(1969)，1-2.

〔39〕 八尋　暉夫，吉田　宏，小松　亮二，見村　秋男，超高圧水噴流を利用したジェットグラウト工法，鹿島建設技術開発成果報告会，(1969)，3-4.

〔40〕 上野　長八郎，八尋　暉夫，吉田　宏，小松　亮二，見村　秋男，超高圧噴流水による地盤の掘削工法（その３）－主として立坑の掘削について－，鹿島建設技術開発成果報告会，(1968)，161-166.

〔41〕 上野　長八郎，八尋　暉夫，吉田　宏，小松　亮二，見村　秋男，超高圧噴流水による地盤の掘削工法（その４）－主としてコンクリート地下連続壁用トレンチについて－，鹿島建設技術開発成果報告会，(1968)，167-172.

〔42〕 上野　長八郎，八尋　暉夫，小杉　英紀，吉田　宏，見村　秋男，水力掘削工法の開発研究（その１）－水中における噴流の性状と地盤の掘削性能について，鹿島建設技術研究所年報，(1967)，255-262.

〔43〕 上野　長八郎，八尋　暉夫，小杉　英紀，吉田　宏，見村　秋男，水力掘削工法の開発研究（その１）－水中における噴流の性状と地盤の掘削性能について，鹿島建設技術開発成果報告会，(1967)，137-144.

〔44〕 上野　長八郎，八尋　暉夫，小杉　英紀，吉田　宏，見村　秋男，水力掘削工法の開発研究（その２）－特に問題点、将来性および利用分野について－，鹿島建設技術開発成果報告会，(1967)，145-153.

国内会議における発表

〔1〕 笹尾　光，吉田　宏，大口径地盤改良工法の開発（その６）－本施工への適用を目的とした実験工事－，土質工学研究発表会，(1994)，2517-2518.

〔2〕 笹尾　光，吉田　宏，大口経地盤改良工法の開発（その７）－山留め壁変形防止を目的とした適用事例－，土質工学研究発表会，(1994)，2165-2166.

〔3〕 笹尾　光，吉田　宏，浅野　利三郎，大口径地盤改良工法の開発（その５）－砂質土地盤を対象にした施工実験－，土質工学研究発表会，(1993)，2517-2518.

〔4〕 磯部　隆寿，吉田　宏，西　謙治，高速水噴流を利用したコンクリート構造物改修工法の研究（その１２）高分子ポリマーとノズル角度の効果，日本建築学会大会学術講演，(1993)，275-276.

〔5〕 坂野　且典，吉田　宏，プローブ法による圧縮固化ベントナイトの熱伝導率測定，日本原子力学会，(1992)，316.

〔5〕 笹尾　光，吉田　宏，浅野　利三郎，大口径地盤改良工法の開発（その４）－粘性土地盤を対象にした施工実験－，土質工学研究発表会，(1992)，2171-2172.

〔6〕 吉田　宏，浅野　利三郎，大口径地盤改良工法の開発（その３）－ウォータージェット切削における固結体造成方法の確認，土質工学研究発表会，(1992)，2169-2170.

〔7〕 磯部　隆寿，吉田　宏，西　謙治，高速水噴流を利用したコンクリート構造物の解体工法の研究（その１１）ロータリージェットのコンクリート破砕特性，日本建築学会大会学術講演，(1992)，1005-1006.

〔8〕 磯部　隆寿，吉田　宏，西　謙治，高速水噴流を利用したコンクリート構造物の解体工法の研究（その１０）ロータリージェットのコンクリート切削特性，日本建築学会大会学術講演，(1991)，203-204.

〔9〕 坂野　且典，吉田　宏，ベントナイトの高レベル廃棄物処分への適用性研究（１）クニゲルＶ１とＭＸ－８０との比較，日本原子力学会，(1991)，561.

〔10〕 西　謙治，吉田　宏，高速水噴流を利用したコンクリート構造物の解体工法の研究　（その９）アブレイシブジェットにおける研磨材加速モデルとその運動方程式，日本建築学会大会学術講演，(1990)，865-866.

〔11〕 吉田　宏，久保　弘明，神保　俊次，榊原　優，大口径地盤改良工法の開発（その１）－ウォータージェット切削における圧力および流量の影響－，土質工学研究発表会，(1990)，1917-1918.

〔12〕 西　謙治，八尋　暉夫，吉田　宏，地下構造物の止水工法の開発（その１），土質工学研究発表会，(1989)，1683-1684.

〔13〕 西　謙治，吉田　宏，高速水噴流を利用したコンクリート構造物の解体工法の研究（その８）アブレイシブジェット中の研磨材密度分布と速度分布，日本建築学会大会学術講演，(1989)，335-336.

〔14〕 吉田　宏，西　謙治，磯部　隆寿，高速水噴流を利用したコンクリート構造物の解体工法の研究（その７）アブレイシブジェットによるコンクリートの削孔，日本建築学会大会学術講演，(1988)，597-598.

〔15〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その１０），日本建築学会大会学術講演，(1982).

〔16〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その９），日本建築学会大会学術講演，(1981).

〔18〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その８），日本建築学会大会学術講演，(1980).

〔19〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その７），日本建築学会大会学術講演，(1979).

〔20〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その６），日本建築学会大会学術講演，(1978).

〔21〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その５），日本建築学会大会学術講演，(1977).

〔22〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その４），日本建築学会大会学術講演，(1976).

〔23〕 吉田　宏，その他高速水噴流を利用した地下工法の研究（その３），日本建築学会大会学術講演，(1975).

〔24〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その２），日本建築学会大会学術講演，(1974).

〔25〕 吉田　宏，その他，高速水噴流を利用した地下工法の研究（その１），日本建築学会大会学術講演，(1973).

〔26〕 吉田　宏，その他，大口径地盤改良工法の開発（その 2）－ウォータージェット切削におけるノズル移動速度と繰返し回数の影響－，土質工学研究発表会.

その他

〔1〕 吉田　宏，ウォータージェット工法の基礎知識，(2008).

〔2〕 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），ウォータージェット学会講演会，(2005).

〔3〕 吉田　宏，ウォータージェット工法に係わる技術講習会，(2000).

〔4〕 吉田　宏，高速液体噴流とその応用－地盤掘削への応用－，日本機械学会講演会，(1998).

〔5〕 吉田　宏，建設業におけるウォータージェット利用の現状，90'洗浄総合展特別セミナー，(1990).