

シールド掘削機における
カッタトルク発生機構に関する研究

平成元年11月

大石善啓

シールド掘削機における
カッタトルク発生機構に関する研究

平成元年11月

大石善啓

目 次

第1章	緒 論	1
1.1	概 説	1
1.2	シールド掘削機の概要	2
1.3	従来の研究	10
1.4	本論文の内容	13
	参考文献	17
第2章	カッタへの作用力とカッタトルク発生機構	18
2.1	概 説	18
2.2	作用力の分類	19
2.3	切削抵抗	23
2.4	せん断抵抗	36
2.5	持ち上げ, 攪拌抵抗	45
2.6	カッタトルク算定式	47
2.7	結 び	48
	参考文献	50
第3章	面板式シールドカッタトルク評価実験	52
3.1	概 説	52
3.2	実験内容	52
3.3	掘削条件, 地盤条件とカッタトルクとの関係	68
3.4	カッタビット高さがカッタトルクに及ぼす影響	74
3.5	切羽観察によるカッタトルク発生機構の検討	74
3.6	カッタトルク算定結果	78
3.7	結 び	83
	参考文献	85

第4章	スポーク式シールドカッタトルク評価実験	86
4.1	概 説	86
4.2	実験内容	89
4.3	カッタフェイス構造とカッタトルクとの関係	98
4.4	面板式カッタとスポーク式カッタとの比較	100
4.5	カッタトルク算定結果	103
4.6	結 び	109
	参考文献	110
第5章	複円形断面シールドカッタトルク評価実験	111
5.1	概 説	111
5.2	実験内容	113
5.3	横型MFシールドのカッタトルク特性	129
5.4	縦型MFシールドのカッタトルク特性	139
5.5	カッタトルクに及ぼすカッタチャンバ構造の影響	155
5.6	円形シールドと横型, 縦型MFシールドとの比較	166
5.7	カッタ作用力とカッタトルクとの関係	174
5.8	結 び	185
	参考文献	189

第6章	軟岩対応シールドカッタトルク評価実験	191
6.1	概 説	191
6.2	実験内容	193
6.3	ソイルセメント掘削実験結果	196
6.4	泥岩掘削実験結果	209
6.5	カッタトルクの評価	213
6.6	結 び	215
	参考文献	217
第7章	実機への展開	218
7.1	概 説	218
7.2	カッタトルク算定式による実機カッタトルクの推定	218
7.3	MFシールド模型実験結果による実機トルクの推定	232
7.4	結 び	237
	参考文献	238
第8章	結 論	239
	謝 辞	246

第1章 緒 論

1.1 概 説

19世紀初頭のロンドンでは、テムズ河を横断する水底トンネルが計画されていたが、湧水やクイックサンドの発生によって工事は難渋をきわめていた。当時土木技師であった Marc Isambard Brunel は、マリンテレドという名の船食虫が船腹に穴を開けていく様子を見て、鑄鉄製の外郭に保護され、掘削断面を細分化して切羽の安定を図るというシールド工法を1818年に考案し、同工法は1825年にテムズトンネルプロジェクトに採用された。Brunelの考案したシールド工法は幾多の紆余曲折を経ながらもその威力を発揮し、15年後の1840年にテムズ河底には断面積 80m^2 のトンネルが貫通した。^{1), 2)}

その後、シールド工法はロンドンやニューヨークなどの沖積地に発展した大都市の地下鉄網や道路網の建設に広く採用され、19世紀末から20世紀前半にかけて現在のシールド工法の原型がほぼ完成した。

一方、我が国においては、1936年に着工された国鉄関門海底トンネル工事にシールド工法が採用され、およそ700mにわたって直径7mのシールドトンネルが構築された。その後、第2次大戦後の復興を機に首都圏を中心とする都市域での地下鉄建設や上下水道、電力通信などのライフライン網の整備に次々と採用され、トンネル工法としての実績を積み重ねていった。シールド工法は、イギリスで生れ欧米で育った工法であるが、元来沖積層などの軟弱な地盤におけるトンネル建設に適しているため、日本の軟弱かつ複雑な土質に威力を発揮したが、さらに施工性、適用性を向上させるための努力が積み重ねられた。

特に近年においては、かつての手掘り方式から機械掘り方式に移行し、日本の土質条件に適応した泥水加圧方式や泥土圧方式などの高度な切羽安定手段を有するシールド掘削機が開発され、主流を占めるようになった。この結果、従来シールド工法の適用が困難であるとされていた滞水砂層や礫層地盤の施工も可能となり、掘削断面積も直径10m以上の機械掘り式シールドによる施工事例が見られるようになった。

ところで、一般の機械掘り式シールド掘削機では、シールド機の前面に円板状もしくはスポーク状のカッタヘッドを装備し、この回転運動によって切羽面を掘削する。切羽面において地盤とカッタとの相互作用によって発生する掘削抵抗力は、トルクとしてカッタに

作用するため、シールド機の合理的な設計、シールドトンネルの安定した施工を行うためには、このカッタトルクの評価が重要であることは言うまでもない。

ところが、従来シールド機のカッタトルクについて詳細に検討した事例はほとんどなく、その発生機構、支配要因などについても不明な点が多い。また装備カッタトルクの決定は、経験的な判断や過去の実績に依存しており、個々の施工条件や地盤条件を反映したものとは言い難いのが実情である。この理由としては、トンネル工事という性質上、施工機械であるシールド掘削機の装備能力の決定には合理性よりも安全性が重視され、学術的な研究対象としてとり上げられる機会が少なかったためと考えられる。しかしながら、今後より困難な施工条件を克服するとともに、施工の自動化、高速化を推進していく上で、シールド機の主要な機械能力指標であるカッタトルクの基本特性を把握することは極めて重要な問題である。

そこで、本研究では、シールド機のカッタトルクについて模型実験を中心とした基礎検討を行い、その発生機構、支配要因を明らかにするとともに、実稼動トルク推定式の提案を行った。

1.2 シールド掘削機の概要

1.2.1 シールド掘削機

(1) 分類

シールド掘削機とは、前節に述べたとおり、外殻（シールド）で周辺地山の土水圧に耐えつつ、掘削機前面の切羽部分で掘削を行い、機体後部で覆工しながら掘進するトンネル掘削機械を総称する。このシールド掘削機を掘削形式別に分類すると次のとおりとなる。^{1), 3)}

- 1) 手掘りシールド・・・シールドに保護された機内で、人力によって掘削を行う。
- 2) ブラインドシールド・・・圧入により開口部から土砂をさく入し、掘進する。
- 3) 半機械掘りシールド・・・手掘りシールドにおいて、人力の代りに掘削機械を搭載して掘削を行う。
- 4) 機械掘りシールド・・・カッタヘッドを回転させながら前進し、掘削を行う。

以上の分類の中で、1)、2)、3)はカッタを装備しないシールド掘削機であり、本研究で取り挙げるのは4)機械掘りシールドである。

機械掘りシールドは、地山安定手段別にさらに次のとおりに分類される。³⁾

- (a) 面板支持式シールド
- (b) 泥水加圧式シールド
- (c) 土圧式シールド

これらの主要な相違は、面板支持式シールドがカッタヘッドによってのみ切羽面の山留めを行うのに対し、泥水加圧式シールドは泥水圧によって、また土圧式シールドは土圧によって地山安定を図る点にある。現在のところ極めて自立性の高い地盤以外では、泥水加圧式シールド、土圧式シールドのいずれかが採用される場合がほとんどである。以下に両シールドの特徴を述べる。

- (b) 泥水加圧式シールド⁴⁾

泥水加圧式シールドは、シールド機の前面に設けた掘削室（面板と隔壁の間）に加圧した泥水を充填させ、切羽の安定を保ちながら掘削を行い、この泥水とともに掘削土砂を流体輸送するものである。図1.2.1に示すように、掘削機構は機械掘りシールドと同様であるが、切羽を安定させる機構および掘削土砂を運搬する機構に泥水を利用しているという特徴を有する。泥水加圧式シールドでは、圧気工法のように噴発がなく圧気圧下で作業する必要がないことやずり運搬が不要になることなどから作業環境が良好になり、また、比較的広範囲の土質条件に適用できるという利点がある。一方、欠点としては地上設備が大型化することが挙げられる。

- (c) 土圧式シールド⁴⁾

土圧式シールドは、図1.2.2に示すとおり、掘削室内に掘削土砂を充填させ、これによって切羽を安定させながらスクリーコンベアによって連続排土を行うものである。土圧式シールドは、このように掘削室内に充填させた土砂により切羽を安定させることが基本原理であるが、各社がそれぞれ技術開発を行い、多種多様の方式が出現している。これらをまとめて表1.2.1に示す。

土圧式シールドの基本型は表1.2.1に示したうちの削土加圧式であるが、この基本型に掘削土砂の流動性の増加および止水性の向上を目的として、ベントナイト等を注入し掘削土と混合攪拌する機能を加えたものが加泥式である。この形式のものは、切羽土圧を抑える機構の考え方により、スポーク型と面板型に分類される。以上の形式は、土砂

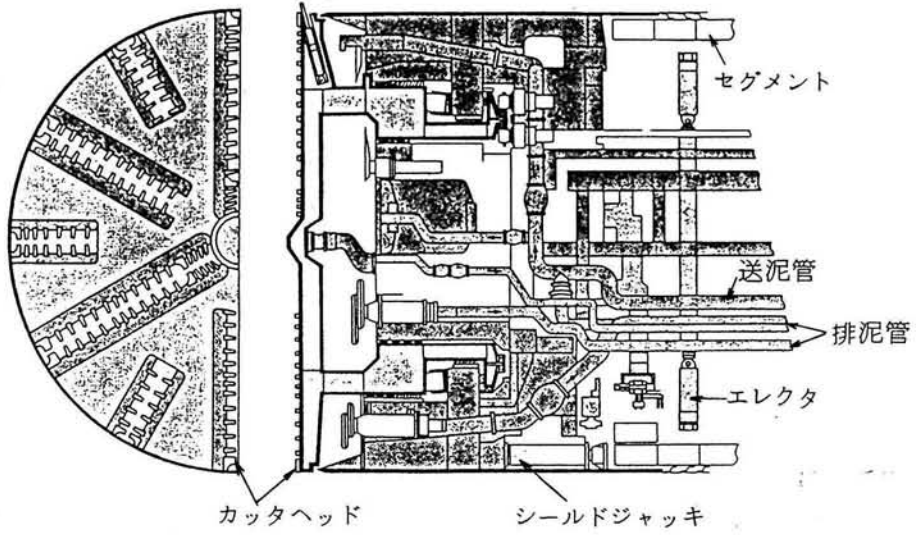
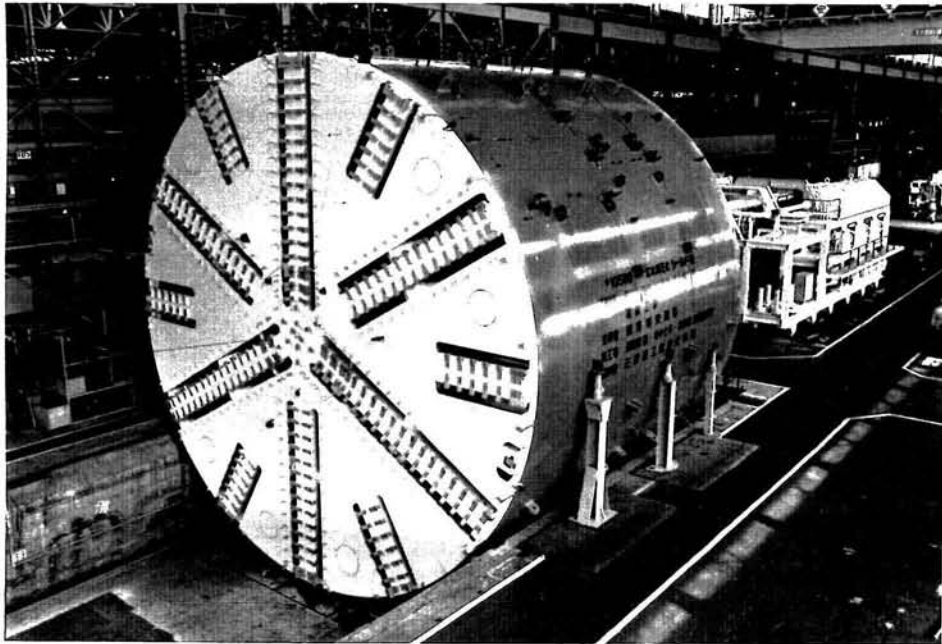


図1.2.1 泥水加圧式シールド

表1.2.1 土圧式シールドの分類

分類	形式	面板の有無	メーカー製品呼称
密封式	削土加圧式	面板型	削土密封式, 土圧バランス型土圧式, 土圧式, 密閉式機械掘り, 密閉加圧式, 圧力保持式
	泥土加圧式	スポーク式	泥土加圧式, 加泥式 機械式密閉型加泥
面板型		加泥式	
滞留式	土水圧バランス加水式	面板型	土水圧バランス加水式
	高濃度泥水加圧式	面板型	高濃度泥水加圧式

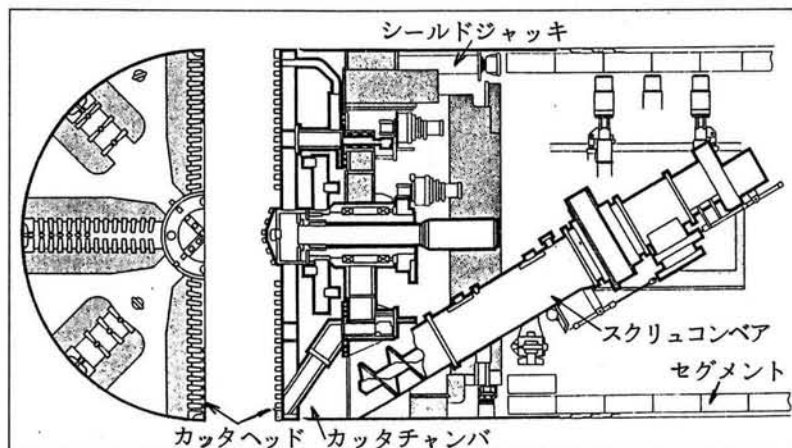
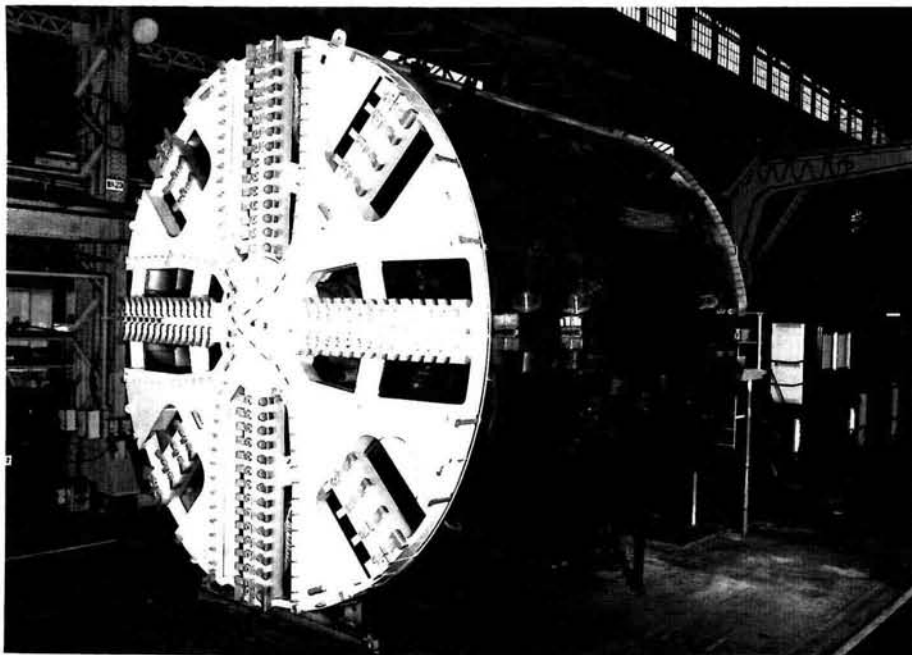


図1.2.2 土圧式シールド

室内に掘削土砂を完全に充填させることによって切羽の安定を保とうとするもの（密封式）であるが、完全に充填できない切羽天端付近については、加圧した清水や泥水の圧力により切羽の安定効果を補おうとする機構のものを滞留式とよぶ。また、特殊なものとして気泡を添加材としたものが実用化されている。

1.2.2 装備カッタトルクと実機実績

ここでは、実機シールドのカッタトルクの装備値、実稼動時の実績値について整理することとする。なお、前述のとおり、シールド掘削機の中で掘削形式上カッタトルクが存在するのは機械掘りシールド（面板支持式、泥水加圧式、土圧式）であるため、本研究では、機械掘りシールドのみを対象とする。したがって、以降において特に断りがないう限り、シールド機とは機械掘りシールド機を指すものとする。

シールド掘削機のカッタトルクは、発生要因別に分類すると次のとおりである。^{1), 2), 3)}

- T_c : カッタビットの切削抵抗によるカッタトルク成分
- T_s : カッタ前面と地山とのせん断抵抗によるカッタトルク成分
- T_b : カッタ背面とカッタチャンバ内土砂とのせん断抵抗によるカッタトルク成分
- T_h : カッタ外周面と地山とのせん断抵抗によるカッタトルク成分
- T_L : 土砂の持ち上げや攪拌によるカッタトルク成分
- T_m : 機械抵抗、シール抵抗によるカッタトルク成分

各カッタトルクとカッタ径との関係は、その物理的な意味から、 T_c 、 T_h 、 T_L は D^2 に、 T_s 、 T_b は D^3 にそれぞれ比例する。また、その大きさは、 T_c 、 T_h 、 T_L は通常の場合小さく、カッタ前面と地山とのせん断抵抗によるトルク成分 T_s が全体の大半を占めるといわれている。⁴⁾

これらの各カッタトルク成分については、それぞれ設計式が提案されているが、装備カッタトルク決定のための便宜的なものがほとんどであり、掘進条件や地盤条件を考慮したものとは言い難い。

図1.2.3-(1)、(2)、(3)は、それぞれ面板支持式、泥水加圧式、土圧式シールドのカッタトルクの装備値及び実稼動時の実績値とカッタ径との関係を示すものである。⁶⁾ どのシールド形式においても、カッタトルク T とカッタ径 D との間には次の関係式が成り立ち、

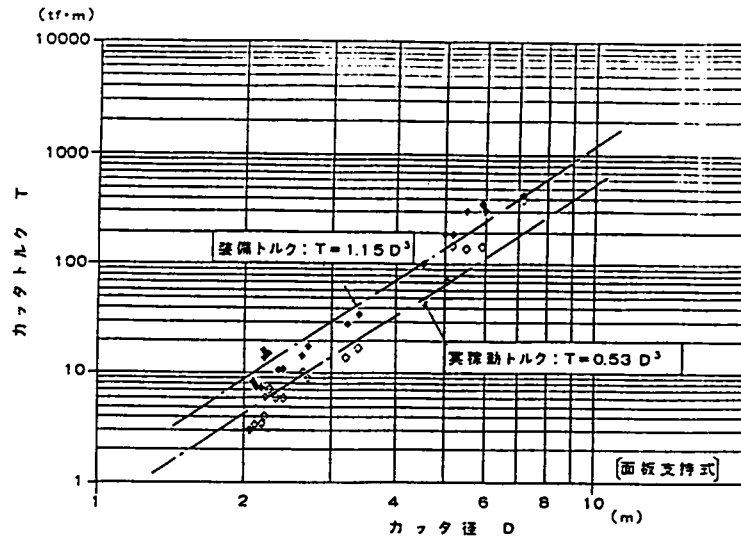


図1.2.3-1) カッタ径とカッタトルクとの関係 (面板支持式)

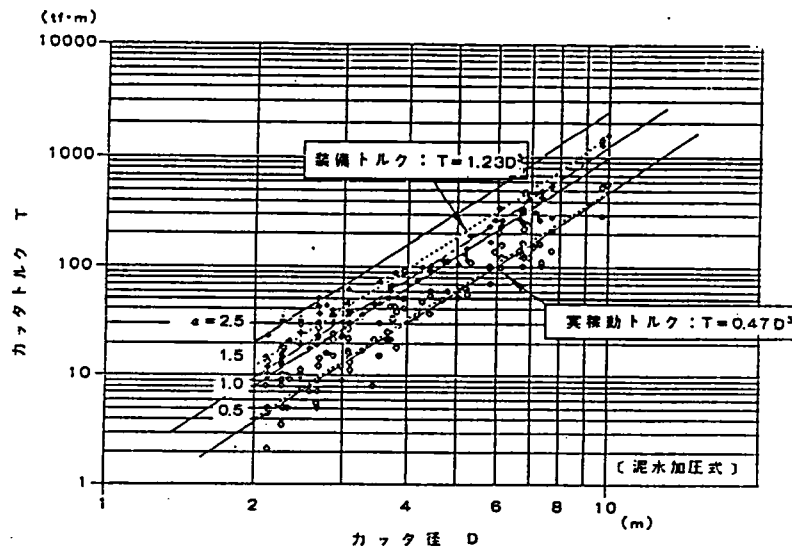


図1.2.3-2) カッタ径とカッタトルクとの関係 (泥水加圧式) ⁶⁾

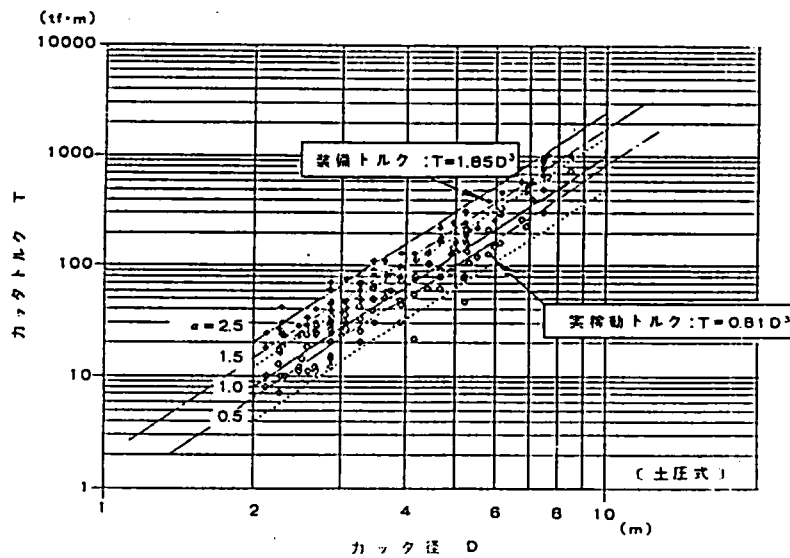


図1.2.3-3) カッタ径とカッタトルクとの関係 (土圧式) ⁶⁾

D^3 に比例するカッタトルク成分が支配的であることがわかる。

$$T = \alpha D^3 \quad (1.1)$$

式 (1.1) の比例係数 α は一般にトルク係数と呼ばれ、³⁾ 装備カッタトルクは過去のトルク係数の実績に基づいて決定される場合がほとんどである。

なお、図1.2.3から、実稼動トルクは装備トルクの40%前後である。表1.2.2に、 $T = \alpha D^3$ による α 値の回帰結果を示す。

表1.2.2 トルク係数の比較

形 式	分 類	α 値 (tf/m ³)
面板支持式	装 備 値	1.15
	実 績 値	0.53
泥水加圧式	装 備 値	1.23
	実 績 値	0.47
土圧式	装 備 値	1.85
	実 績 値	0.81

ところで、トルク係数 α は物理的には次の意味を持つ。

シールド機のカッタトルクは、前述のとおり、カッタフェイスに作用する水平土圧によるせん断抵抗が支配的であるため、カッタトルクはカッタ回転軸回りの断面1次モーメントにほぼ比例する。すなわち、

$$T = (c_a + \mu' p_H) G = (c_a + \mu' p_H) \frac{\pi}{12} D^3 \quad (1.2)$$

ここに、

c_a : 地山～カッタフェイス間の付着力

p_H : 水平土圧

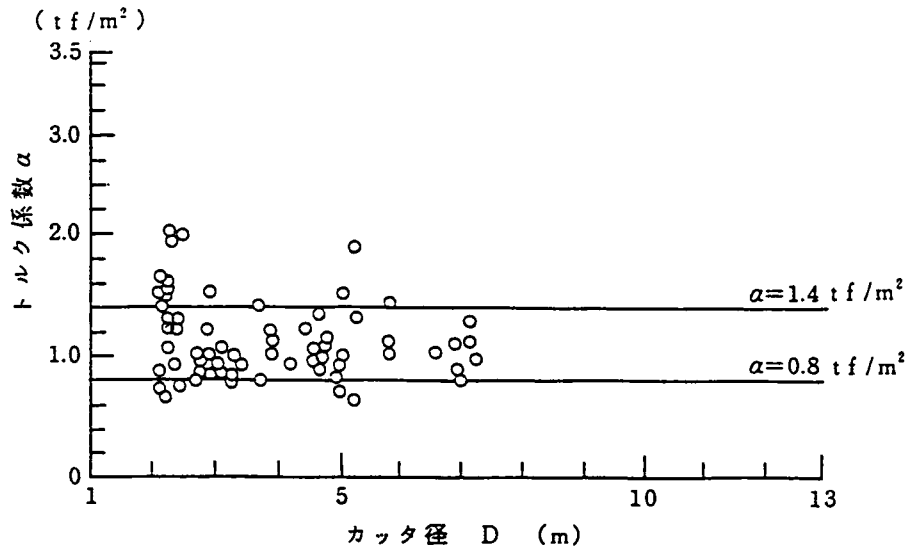
μ' : 地山～カッタフェイス間の摩擦係数

G : カッタフェイスの断面1次モーメント

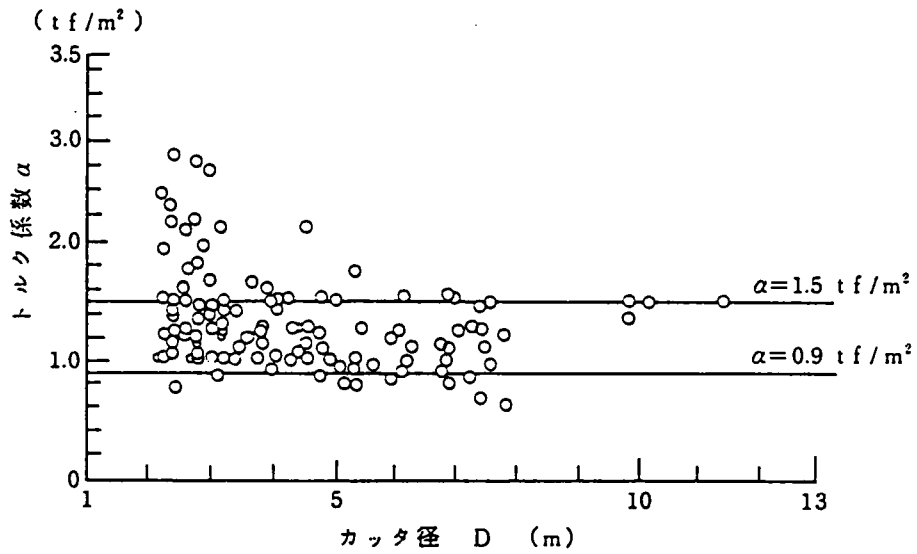
式 (1.1) と (1.2) から、トルク係数 α は次のとおりとなる。

$$\alpha = \frac{\pi}{12} (c_a + \mu' p_H) \quad (1.3)$$

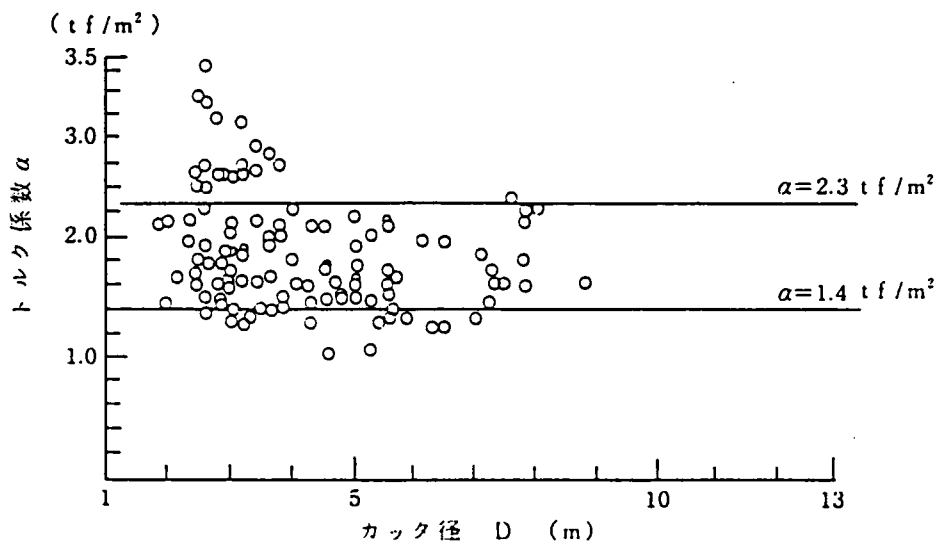
図1.2.4は、シールド形式別のトルク係数 α (装備値) の比較を示すものである。³⁾ 面板支持式、泥水式に比べて、土圧式シールドの α 値が大きい傾向にある。これは、土圧式シールドでは、その掘削形式から式 (1.3) の c_a 、 p_H 、 μ' の各値が他と比べて



面板支持式シールド



泥水式シールド



土圧式シールド

図1.2.4 トルク係数の比較³⁾

大きくなるためと考えられる。

以上のとおり、従来の装備カッタトルク設計法は、施工条件や地盤条件が十分考慮されているとは言い難く、経験的な安全設計がなされている。また、掘進条件によるカッタトルクの変化のメカニズムや、カッタチャンバ内土砂の充填状況がカッタトルクに及ぼす影響などについても不明な点が多い。したがって、本研究では、前述の各カッタトルク成分の詳細を明らかにし、実掘進時のカッタトルクの推定を行うこととする。

1.3 従来の研究

シールド機に関する研究は従来数多くなされているが、そのほとんどは施工性すなわち切羽・地山の安定性や作用土圧に関するものであり、カッタトルクについての研究例はほとんどない。

図1.3.1, 1.3.2, 1.3.3は、JR東日本⁷⁾、日立造船⁸⁾らがマルチフェイスシールドの掘削性を検討する目的で行った模型実験結果を示すものである。カッタトルクは掘進速度が増加する程増大し、カッタ回転数が増加する程減少することがわかる。図1.3.3の横軸は、物理的にはカッタ回転数 f と掘進速度 v との比 f/v を意味する。カッタトルクと f/v の間には双曲線関係が成立するが、同文献ではこの理由として、 f/v とカッタビットの切込み量 t ($=v/f p_i$, p_i :同一軌跡上のカッタビット数)とが逆比例することから、切込み量の大小によって切削抵抗が変化したためとしている。

一方、シールド機以外の回転式掘削機の掘削トルクに目を転じると、畠らの研究が注目^{9), 10)}される。畠らは、回転掘削の形態を端面掘削と周面掘削とに分類し、アースドリル、シールド機を前者に、トレンチャー、ホイールショベルなどを後者に位置付けている。

端面掘削については、掘削中に掘削厚さが変化する非定常掘削を想定し¹¹⁾、まず刃先の押付け力と貫入抵抗によって定まる釣り合い式に基づいて刃先軌跡を求める。次に各刃先位置での掘削抵抗を算定するとともに、掘削土の積み込み抵抗も考慮してアースドリルの掘削トルクを求めている。この中で、掘削抵抗は掘進条件 $v/f p_i$ (アースドリルの場合 $p_i = 2$)の2乗に比例し、積み込み抵抗は $v/f p_i$ と線形関係にあることを示している。図1.3.4は、アースドリルについて実測値と計算値との比較を示したものであり、¹²⁾

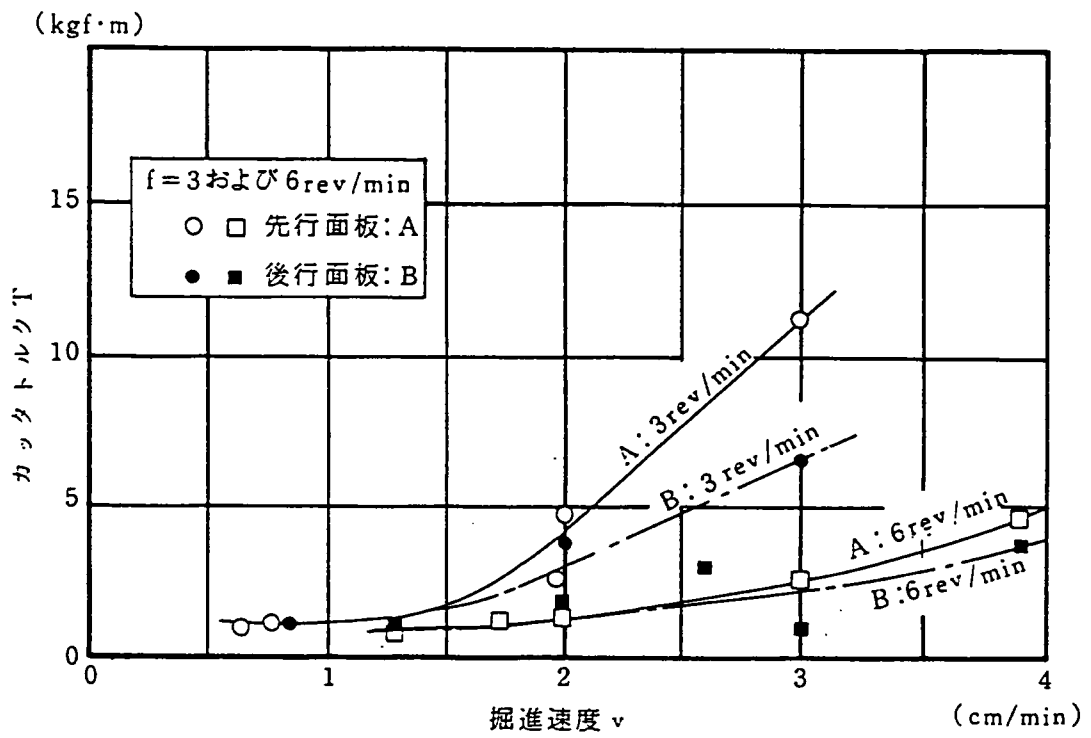


図1.3.1 掘進速度とトルクとの関係 (飯田ら)^{7), 8)}

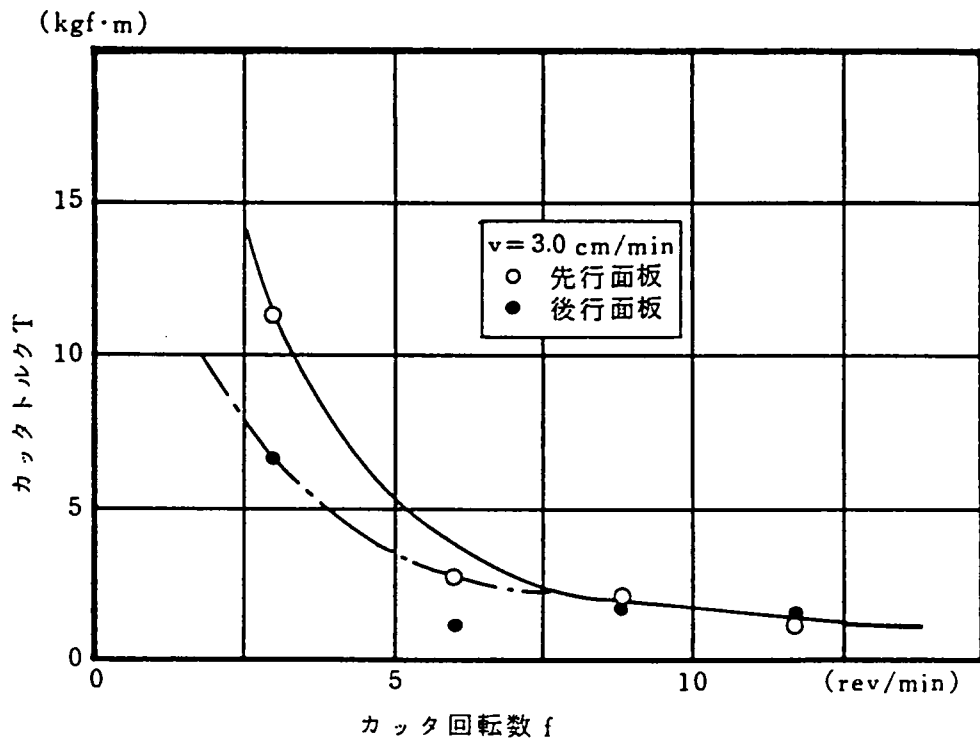


図1.3.2 カッタ回転数とカッタトルクとの関係 (飯田ら)^{7), 8)}

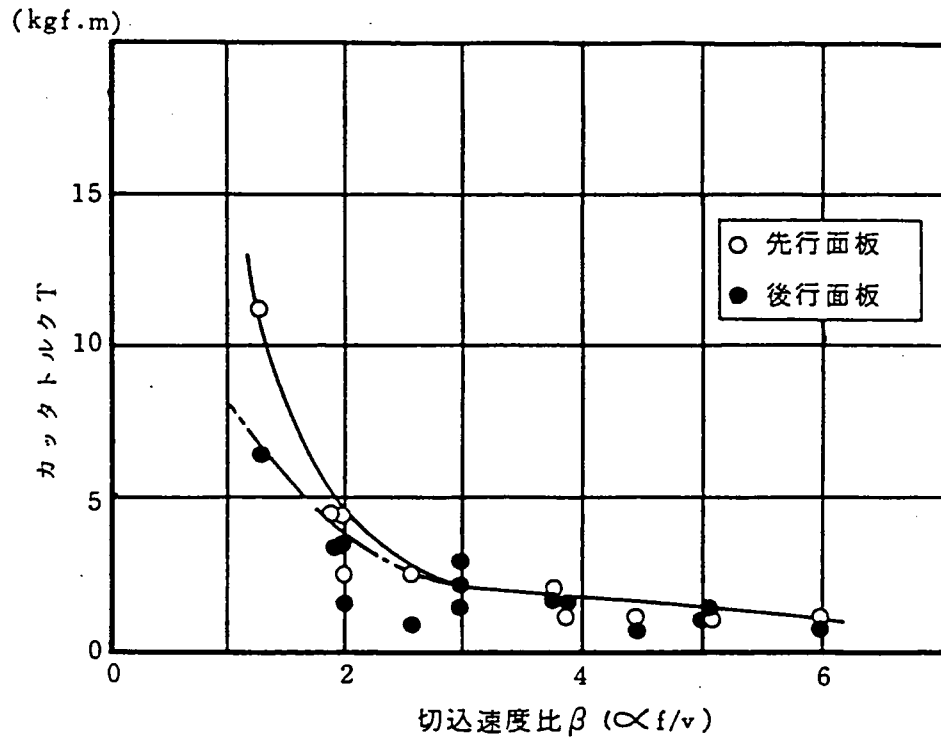


図1.3.3 切込速度比とカッタトルクとの関係 (飯田ら)^{7), 8)}

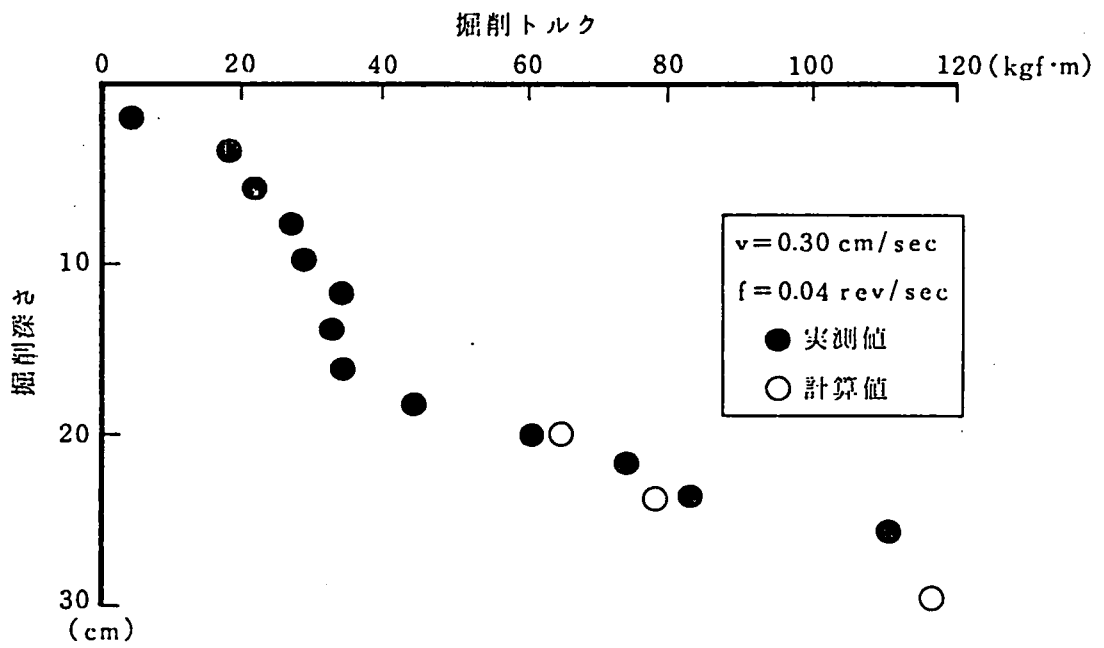


図1.3.4 アースドリルの掘削トルク (島)⁹⁾

両者は良好な一致を示している。

畠らの考え方は、カッタビットによる掘削抵抗が支配的である場合にはそのままシールド機のカッタトルク評価に適用可能であるが、実機ではカッタと地山とのせん断抵抗が支配的であるため別のアプローチが必要であると考えられる。

以上のとおり、広義の回転式掘削機分野でもカッタトルクについての研究は数少なく、シールド機に限定すれば研究例はほとんどないと言っても過言でないものと思われる。この理由としては、前述のとおり、トンネル工事という性質上施工中に遭遇する状況や必要とされる掘削トルクを事前に高い精度で予測し難いことや、施工中の土質条件の変化が頻繁であることなどから、施工機械であるシールド機の装備能力設計時には、合理性よりも安全性が重視され、学術的な検討対象として取り上げられる機会が少なかったことによるものと推察される。したがって、本研究はシールド機のカッタトルクの研究に先鞭をつけるものとして重要な意義を有するものと思われる。

1.4 本論文の内容

本研究では、従来詳細な検討がなされていなかったシールド機のカッタトルクについて、その発生機構や支配要因などの基本特性を明らかにすることを目的とする。

以下に各章の内容を簡単に述べ、本論文の概略を説明する。

まず第2章では、シールド機のカッタへの作用力を分類し、カッタトルク算定のための一般式を導びく。ここでは、カッタトルク成分として、カッタビットの切削抵抗、カッタ前面、背面、外周面に作用するせん断抵抗、スポークやアジテータによる攪拌・持ち上げ抵抗を取り上げる。切削抵抗については、まず土の変形・破壊挙動を目視可能なX線ラジオグラフィを用いた可視化実験によって土の切削メカニズムを把握し、切削抵抗の基本特性を検討する。次に、土の切削抵抗評価手法として定評のある比切削理論に基づいたカッタビットによる切削抵抗トルク算定式を導き、支配パラメータを明らかにする。せん断抵抗については、その支配要因であるカッタへの作用土圧、せん断抵抗に関する土質パラメータについて検討を行い、土同士および土とカッタフェイスのせん断の相違点を整理する。また、従来不明であった掘進条件や地盤条件との関係について考察を行い、地盤の自

立性やカッタ構造によって決まる掘削取込み効率が、カッタ前面のせん断抵抗に起因するカッタトルク成分の支配要因であることを示す。これらの検討結果に基づいて、カッタ前面、背面、外周面のせん断抵抗によるカッタトルク算定式を導びく。土砂の攪拌・持ち上げ抵抗については、各スポーク、アジテータに受働土圧が作用すると考えて定式化を行う。

第3章～第5章では、カッタトルクの発生機構、支配要因、影響を与えるパラメータを明らかにする目的で実施した一連のシールド模型実験結果について述べる。また各実験結果との比較から、第2章で導いたカッタトルク算定式の妥当性を検証する。

まず第3章では、直径1mのカッタフェイスを装着した面板支持式シールド模型実験結果について紹介する。ここでは、洪積層、沖積層を想定した2種類の強度の砂地盤を掘削した時のカッタトルク特性から、地盤の強度、自立性がカッタトルクに及ぼす影響を検討する。次に、掘進速度 v とカッタ回転数 f との比で与えられる掘進条件パラメータ v/f とカッタトルクとが、カッタトルクが一定状態になる安定掘進条件下では線形関係にあることを確認する。さらに、カッタビット高さがカッタトルクに及ぼす影響について言及し、切削厚さ以上のカッタビット高さであればビット高さの相異によるカッタトルクの変化が見られないことを確認する。また、土被りのない状態で掘進し、切羽面におけるカッタフェイスと地山との相互作用状況を直接目視観察することによって、カッタトルクの発生メカニズムについて検討を加えると同時に、掘削前後のコーン指数の変化からシールド掘進による周辺地盤のゆるみ状態を明らかにする。最後に、カッタフェイスに作用する前面抵抗の実測値を用いてカッタトルク算定式によるカッタトルクの推定を行う。この結果、カッタトルク算定式の考え方が妥当であることを実証するとともに、地盤の物性値を用いてカッタトルクの推定が可能であることを示す。

第4章では、同じく直径1mのスポーク式カッタを装備した土圧式シールド模型実験結果について述べる。ここでは、カッタ構造がカッタトルクに及ぼす影響について考察する。具体的には、外周リング構造のある通常の土圧式シールド、中間リング構造を有するメカニカルシールドドッキング(M.S.D.)工法用シールド、リング構造のないスポーク式シールドの3種類のカッタ構造についてカッタトルクの比較を行い、土と土、土と鋼のせん断領域の大きさ、位置の相違によるカッタトルクへの影響を検討する。また、第3章に示した面板式シールドとの比較から、掘削形式(面板支持式、土圧式)の相違によるカッタトルクの大小関係を検討する。さらに、カッタトルク算定式を用いたカッタトルク推定結

果と実験結果との定量比較を行い、同式の妥当性を検証する。

第5章では、新しいシールド工法として注目を集めている複円形断面（マルチフェイス）シールドについて、直径1mの円形シールドと等価な施工断面を有する各カット径70cmの横型マルチフェイス（水平複円形断面）シールドおよび縦型マルチフェイス（鉛直複円形断面）シールドについて実施した比較模型実験結果について述べる。本模型実験では、まず円形シールドと横型、縦型マルチフェイスシールドとのカットトルクの共通点と相違点を検討し、マルチフェイスシールド固有のカットトルク特性や先行・後行カットのカットトルク分担率等の不明点を明らかにする。また、前述の目視実験や実験終了後の切羽観察、実験前後のコーン指数の比較などから、各MFシールドの掘進条件による切羽状態の変化やゆるみ領域の広がりについて観察を行う。次に、カット構造やカットチャンバ構造がカットトルクに及ぼす影響について検討を行い、カット背面土砂の有無によるカットトルクへの影響を評価する。また、カットフェイスに作用する作用力、曲げモーメントを実測し、これらを解析することによってカットへの作用力とカットトルクとの関係を解明するとともに、カット回転方向の組み合わせとシールド機体の姿勢制御性について言及する。さらに、カットトルク算定式による検討の結果、掘削土砂の取り込み性がカットトルクに大きく影響することを定量的に明らかにする。

第6章では、通常の土質地盤に比べて強度や切羽の自立性が高い堅固な固結土や軟岩を掘削対象とした場合のカットトルク発生機構について述べる。軟岩等の掘削では通常の土質地盤と異なり、カットビットによる掘削抵抗が支配的になるものと考えられる。ここでは、まず圧縮強度が30～150kgf/cm²程度の4種類の強度のインタクトなソイルセメントを対象とした掘削実験から、カットビットによる掘削抵抗が掘削断面積と線形関係にあることを示し、その比例定数と掘削対象の強度との間に比例関係が成り立つことを明らかにする。次に、風化が進んだ泥岩を対象とした掘削実験から、不連続面の存在が掘削抵抗に及ぼす影響を考察し、コア・サンプルと地山の弾性波伝播速度の比の2重で定義される岩目係数を用いてその定量化を行う。最後に、これらの掘削抵抗評価実験結果から、強度、自立性の高い地盤を掘削する場合のカットトルク算定式を導く。

第7章では、カットトルク算定式による実機トルクの推定法について検討を行うとともに、実験結果と実機施工実績との比較を行うことによって、模型実験の妥当性を検討する。ここでは、まず第2章に紹介したカットトルク算定式を実機に適用し、シールド掘削形式

によるせん断条件の相違点を実機実績データを用いて補正することによって、地山のN値およびシールド諸元から実機の実稼動トルクが推定可能であることを示す。次に、第5章の面板支持式MFシールド模型実験結果から、泥水加圧式のMFシールド実機のカットトルク推定法を述べ、MFシールド実機の施工実績値と実験結果からの推定値との比較を行って実験の妥当性を検証する。

第8章では、以上の研究結果を総括して結論としている。

参 考 文 献

- 1) 塚田 章, 三好 迪男, 高橋 久, 河田 博之:「シールド工法の実際」, 鹿島出版会, 1980
- 2) 村上 良丸:「近代土木と外国人—Brunel, Sir M.I.」, 土木学会誌, Vol. 72, 1987
- 3) 土木学会編:「トンネル標準示方書(シールド編)・同解説」, 1987
- 4) 三菱重工業(株)建機部編:「シールド掘進機」, 三菱重工業(株)社内資料, 1987
- 5) 遠藤 浩三, 佐々木 道雄:「土圧系シールド工法」, 鹿島出版会
- 6) 三菱重工業(株):「三菱シールド納入実績表」, 1988
- 7) 飯田 廣臣, 土井 博己:「特殊断面シールド(マルチフェイスシールド)の姿勢制御実験」, 建設の機械化, No.447, 1987
- 8) 鈴木 基光, 根角 幸明, 井坂 正之 他:「マルチフェイスシールド掘進機模型実験」, 日立造船技報, Vol. 49, No.1, 1988
- 9) 畠 昭治郎:「土の掘削機構について」, 土と基礎・最近の工法, 土質工学会, 1969
- 10) 畠 昭治郎, 伊藤 典生:「回転掘削機構について」, 土木学会第22会年次学術講演会講演概要集, 1967
- 11) 畠 昭治郎:「掘削機構の解明 I」, 建設の機械化, No. 136, 1961
- 12) 畠 昭治郎:「建設機械学」, 鹿島出版会, 1987

第2章 カッタへの作用力とカッタトルク発生機構

2.1 概 説

本章では、シールド掘削機のカッタへの作用力を分類し、各作用力の詳細を検討するとともに、各作用力とカッタの掘削トルクとの関連について述べ、カッタトルク算定のための一般式を導びく。

2.2節では、カッタへの作用力を分類し、このうちカッタトルクの要因となるものが、カッタビットによる切削抵抗力、カッタフェイスと地山との間のせん断抵抗力、カッタ背面とカッタチャンバ内土砂との間のせん断抵抗力、カッタスポークなどによる土砂の持ち上げ・攪拌抵抗力であることを示した。次に、2.3～2.5節ではこれらの作用力について基本特性を検討した。

2.3節では、カッタビットによる切削抵抗力について、X線ラジオグラフィを用いた可視化実験による土の切削メカニズムの基礎検討例を紹介するとともに、比切削抵抗理論による切削抵抗の評価式を示した。この結果、切削抵抗によるカッタトルクは、掘進条件 v/f (v :掘進速度, f :カッタ回転数)の2乗に比例することがわかった。

2.4節では、土とカッタフェイスとのせん断抵抗力について検討を行った。せん断抵抗力の支配要因は、作用土圧、せん断抵抗係数、せん断面積であり、これらの各値は、カッタ前面、背面、外周面の各場所によって異なることが予想される。ここでは、カッタフェイスと地山とのせん断領域が、土と鋼、土と土との2領域に区分されると考え、それぞれの場合について検討を行った。まず最初に、カッタへの作用土圧と地盤条件、掘進条件との関係について基本的な考え方をまとめた。次に、カッタと地山とのせん断抵抗について考え方を整理した。さらに、カッタ前面、背面、外周面におけるせん断抵抗によるカッタトルク成分の一般式を導いた。この結果、カッタ前面、背面のせん断抵抗によるカッタトルク成分が、カッタフェイスのカッタ軸回りの断面1次モーメントすなわちカッタ径の3乗に、またカッタ外周面のせん断抵抗によるカッタトルク成分が、カッタ径の2乗にそれぞれ比例し、作用土圧、せん断抵抗係数、付着力(粘着力)が比

例係数となることを示した。

2.5節では、カッタスポークやアジテータなどによる土砂の持ち上げ・攪拌抵抗について検討を行った。これらの抵抗力は、土圧式シールドのようにスポーク形式で、カッタチャンバ内土砂の攪拌・混練を行う場合に考慮する必要がある。このうち持ち上げ抵抗については、各スポークに作用する土砂重量の不釣り合い成分がカッタトルクになる。また、攪拌抵抗については、アジテータに作用する受働土圧と考えて定式化を行った。

2.2 作用力の分類

2.2.1 切削抵抗力

機械掘り式シールド機は、図2.2.1に示すとおり、カッタビットによって回転切削を行う。カッタビットは、左右両回転に対応するように両方の向きに配置されている。また、特に外周部のように、切削距離が長くなり、また掘削速度も早くなるためカッタビットの摩耗が懸念される場合や、砂質土のように切削厚さの2乗に比例して切削抵抗が生じるため、切削厚さをできるだけ小さくした方が良い場合などは、同一の回転軌跡（同一の径方向位置）上に、複数のカッタビットを配置する場合が少なくない。これを、一般にビット段数（パス数）と呼ぶ。

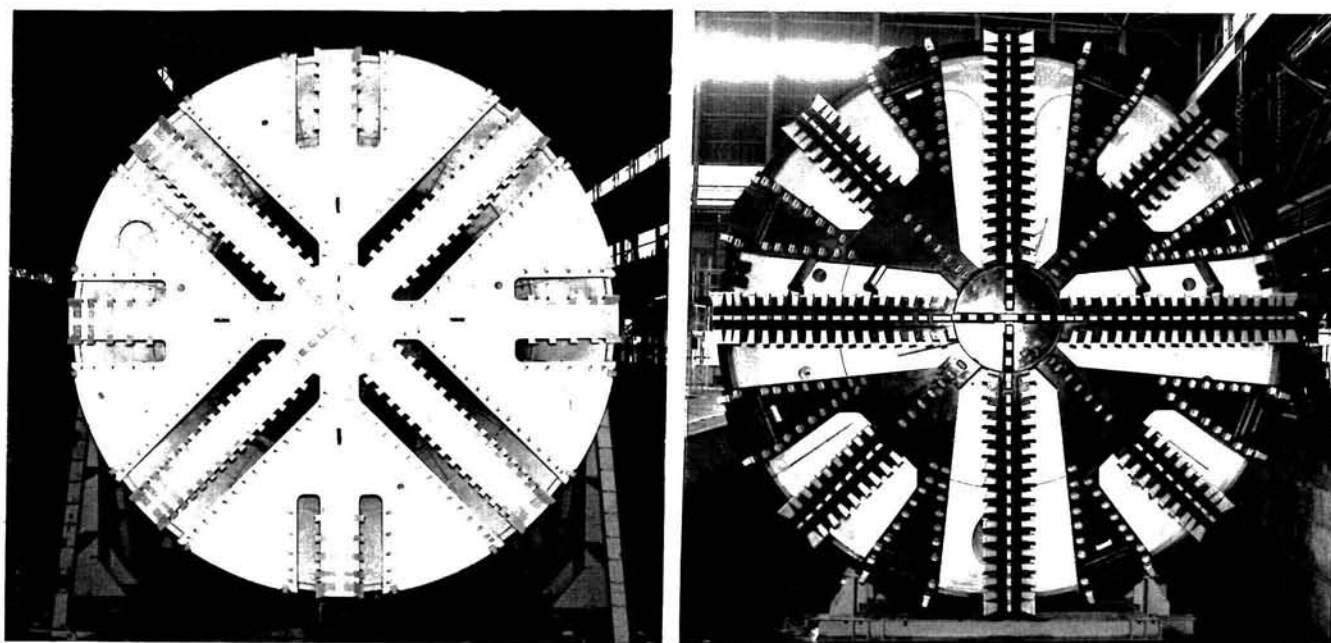


図2.2.1 カッタビットの配置例

表2.2.1は、標準的なカッタビットの代表例である¹⁾。シールド機のカッタビットは、通常の場合、切削性よりも摩耗や切損に対する耐久性が重視されるため、刃物角が比較的大きく、すくい角が小さい。

ところで、一般の土工機械では掘削（切削+運搬）抵抗が問題になるのに対して、シールド機のカッタビットによる切削現象は、運動の方向やカッタ構造から運搬抵抗の影響は大きくなく、純粋な切削抵抗のみを問題にすればよいものと考えられる。

切削抵抗に影響を与える要因としては、シールド機の掘進条件や地山の強度が考えられるが、第1章にも述べたとおり、シールド機の掘削対象は、比較的軟弱な土質地盤が多いため、切削抵抗力そのものは大きくないことが多い。一方、固結土や軟岩層を掘削する場合には、カッタビットによる切削抵抗力がカッタトルク成分として支配的となるが、これについては第6章で説明し、本章では通常土質地盤を切削する場合について述べる。

2.2.2 せん断抵抗力

第1章に述べたとおり、シールド機のカッタトルク成分の中で最も支配的なのは、カッタフェイス面での摩擦抵抗力である。

摩擦抵抗力も広義のせん断抵抗力であるから、以降、2面間のすべりによって発生する抵抗力を総称してせん断抵抗力と呼ぶ。

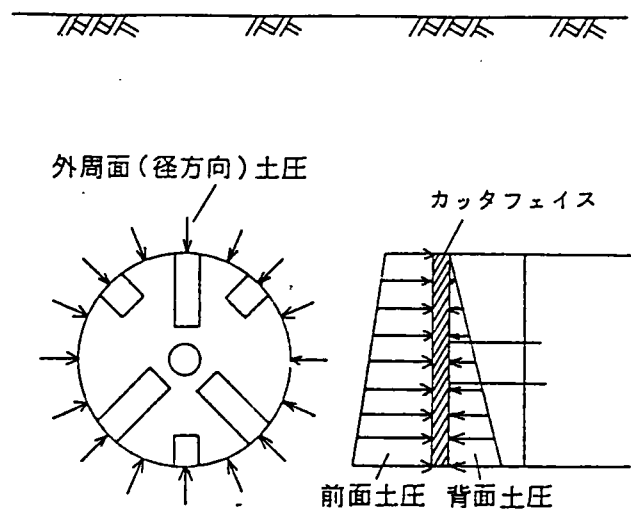
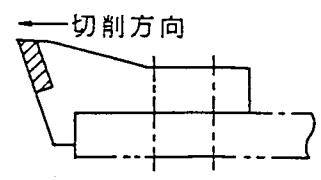
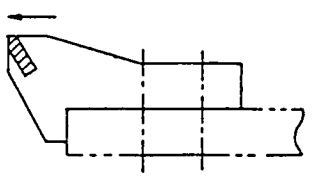
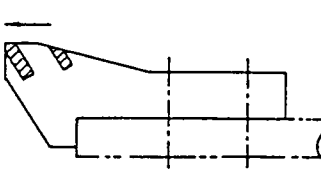
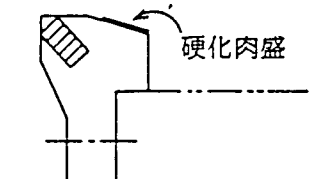
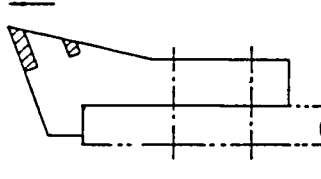
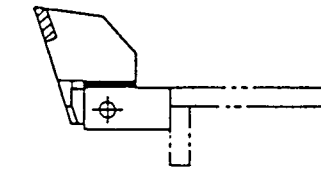
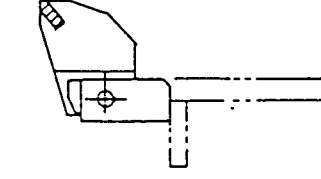


図2.2.2 作用土圧

面板式シールド機のカッタフェイスに作用する土圧（+地下水圧）は、模式的に図2.2.2のとおり表現される。したがって、カッタの回転に伴って発生するせん断抵抗力は、次のように分類される。

- (1) カッタ前面のせん断抵抗
- (2) カッタ背面のせん断抵抗
- (3) カッタ外周面のせん断抵抗

表2.2.1 カッタビットの代表例¹⁾

形 式	略 図	使 用 区 分
標 準 形		砂, シルト, 粘土層用
1 枚さし歯形		砂礫層用
2 枚さし歯形		大礫層用
強力さし歯形		礫破碎用
2 重チップ形		大断面, 長距離掘進 砂, シルト, 粘土層用
ピン着脱式 標 準 形		固結シルト, 粘土層 土丹層用
ピン着脱式 さし 歯 形		固結シルト, 固結粘土層 土丹と砂礫の互層用

これらの各せん断抵抗は、作用土圧の大きさや分布形状、せん断面積の他、せん断が生じる場所のせん断条件によって左右される。すなわち、泥水式や機械式のような面板式シールドにおいては、カッタフェイスと地山や掘削土砂が直接せん断されるのに対し、土圧式シールドのように、カッタ構造がスポーク式であり、切羽とカッタチャンバ内土砂との間に比較的連続性が保たれる場合には、カッタフェイスの開口部において土砂同士のせん断が生じることが予想される。

したがって、せん断抵抗に影響を与える要因としては、シールド機の掘進条件（特に掘進速度）、地山の強度、自立性、カッタフェイスおよびカッタチャンバ構造や排土条件などが考えられる。

2.2.3 持ち上げ・攪拌抵抗力

図2.2.3に示すようなスポーク式カッタにおいては、スポークによる土砂の持ち上げ抵抗力が発生する。また、同タイプのシールド機では、カッタチャンバ内の掘削土砂を混練・攪拌するために、カッタ背部にアジテータと称する複数の攪拌棒を設置する。したがって、アジテータによるカッタチ

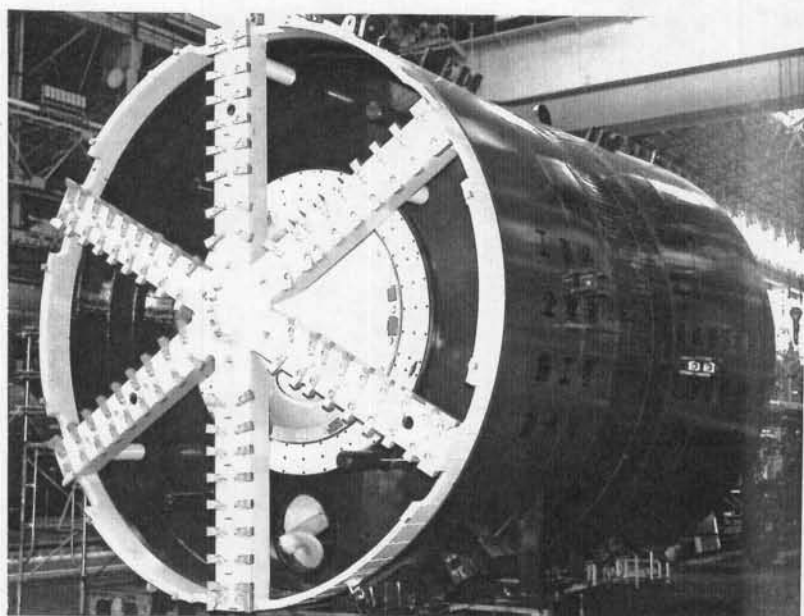


図2.2.3 スポーク式シールド

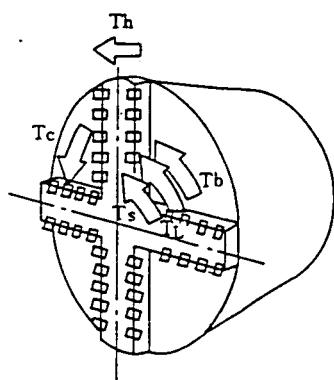
ャンバ内土砂の攪拌抵抗力もカッタへの作用力として考慮しておく必要がある。

2.2.4 その他の作用力

以上の作用力以外に、実機シールドにおいては、例えばカッタフェイスとフード部との間に土砂のかみ込みや閉塞が生じて、カッタトルクが増大することがあるが、これは非定常かつ定量化困難な作用力成分であるため、ここでは考慮しない。

また、第1章に述べたように、カッタフェイスへの作用力以外にカッタ軸の回転抵抗などの機械抵抗が作用するが、本章では、カッタフェイスと地山もしくは掘削土砂との相互作用によって発生する作用力を検討対象とするため、機械抵抗については検討を行わない。なお、機械抵抗については、今後の掘削深度の増大とともに現状よりも大きくなることが予想される。

以上の結果、シールド機のカッタに作用する各作用力によるカッタトルク成分は、図2.2.4のようにまとめられる。次節以降では、各カッタトルク成分の発生機構、支配要因について詳細を検討することとする。



- T_c : 切削抵抗によるカッタトルク
- T_s : カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク
- T_b : カッタ背面のせん断抵抗によるカッタトルク
- T_h : カッタ外周面のせん断抵抗によるカッタトルク
- T_L : 攪拌, 持ち上げ抵抗によるカッタトルク

図2.2.4 カッタトルク成分

2.3 切削抵抗

2.3.1 土の切削機構の可視化

本節では、切削抵抗力を評価する上で重要な土の切削機構について、その基本特性を述べる。

図2.3.1に切削中の刃を示す。

\overline{OA} をすくい面、これが刃の移動方向に対する法線方向となす角 α_c をすくい角といい、 \overline{OC} が刃の移動方向

となす角 γ_c をにげ角という。また、すくい角の補角すなわち刃物角とにげ角の和

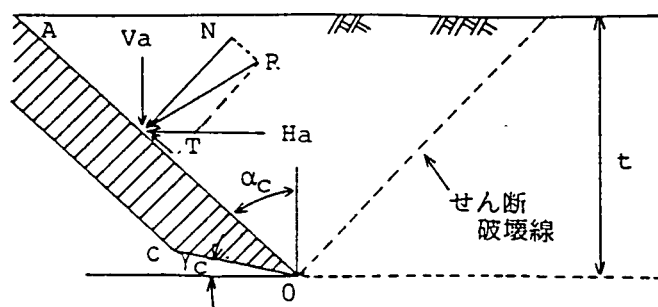


図2.3.1 定常切削状況²⁾

を切削角²⁾という。

著者らは、まず土の切削機構を解明するため、X線ラジオグラフィを用いた可視化実験を行った。ここにX線ラジオグラフィとは、土の内部の変形状態をX線写真に透過撮影し、土中に生じたせん断破壊線を視覚的にとらえるとともに、埋設された多数の鉛標点の位置座標の変化から、土の変位、ひずみ分布を定量的に評価することが可能な土質実験技術^{3), 4)}である。なお、土と鉛標点の変位挙動の一体性は、事前の予備実験において問題がないことを確認している⁵⁾。

実験では、図2.3.2に示すとおり、三成分ロードセルを介して水平移動架台に取付けられた鋼製の平刃モデルによる準静的な二次元水平切削を行った。平刃は中央の切削抵抗測定部と外側部とに分れており、切削抵抗の測定に壁面の影響が現われないように配慮されている。なお、すくい角度が切削機構に及ぼす影響を検討するため、すくい角度 $\alpha_c = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ の4種類の平刃を用意した。

切削対象土は、単位体積重量 $\gamma = 1.3 \sim 1.4 \text{ gf/cm}^3$ 、内部摩擦角 $\phi = 32 \sim 35^\circ$ の気乾状態の豊浦標準砂、及び含水比 $w = 14.4\%$ 、内部摩擦角 $\phi = 40^\circ$ の密に締固められた六甲マサ土を供試した。

図2.3.3は、X線ラジオグラフィを平刃切削実験に適用する場合の概念を示す平面図である。すなわち、土槽中央の一鉛直断面に直径2mmの鉛標点を正方格子状に埋設し、切削過程の幾つかのステップで平刃を停止させ、その時の土の変形状況を土槽側壁に設置したX線フィルムに透過撮影する。得られた一連のX線写真上には、土と鉛標点のX線透過度の差異によって、鉛標点像が白い点として現れる。また、土中に生じたせん断破壊線も土の密度の不連続部となるため、黒い線として目視可能である。

なお、連続したX線写真間の鉛標点像の座標位置の変化をデータ解析し、評価断面を隣接した鉛標点で構成される三角形要素に分割すれば、FEMと同様のマトリックス計算によって土中のひずみ分布を評価することができる。

2.3.2 可視化実験結果

図2.3.4は、X線ラジオグラフィによって土の切削現象を可視化した写真例である³⁾。各X線写真には、切削に伴って刃先付近から発生したせん断破壊線が明瞭に認められ

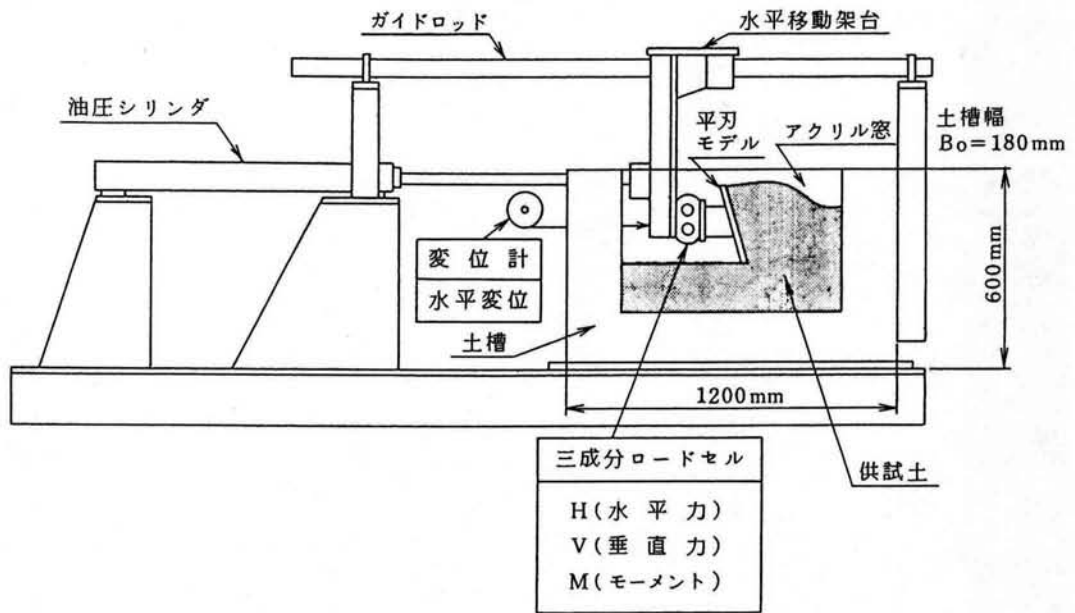


図2.3.2 実験装置

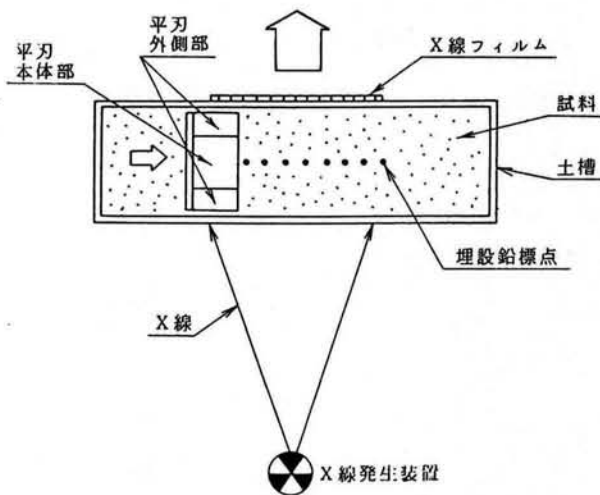
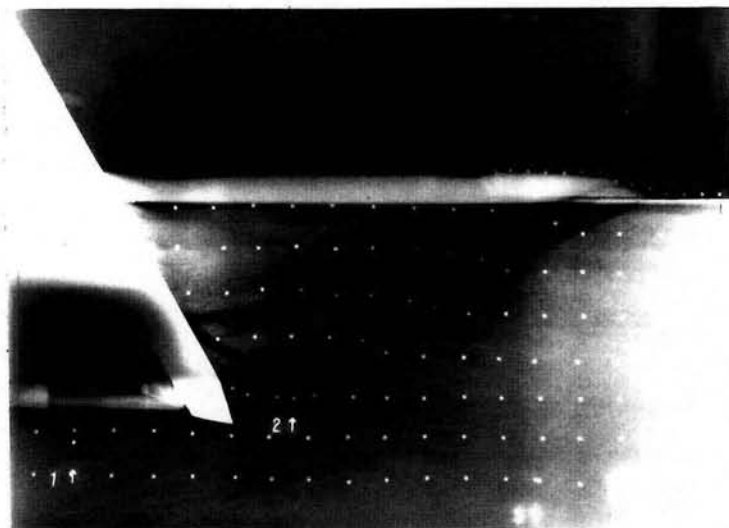
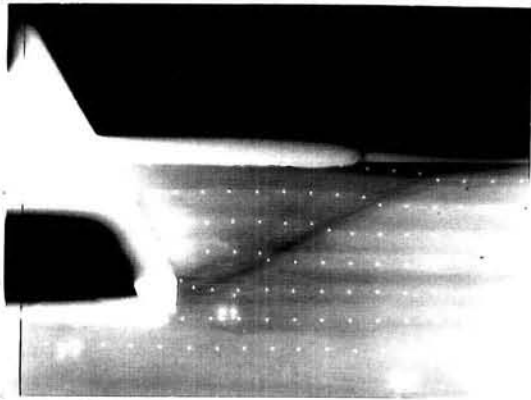
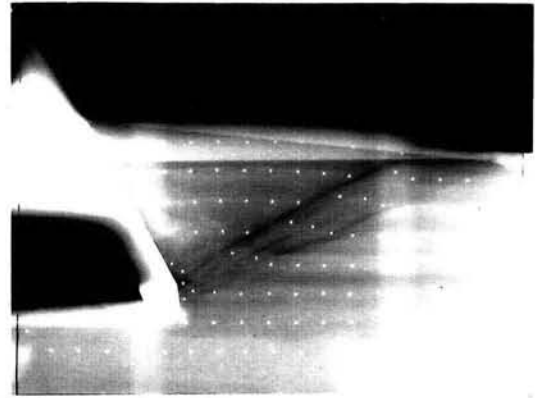


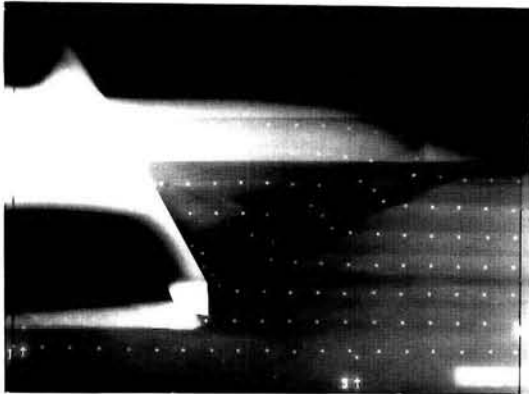
図2.3.3 X線ラジオグラフィの原理



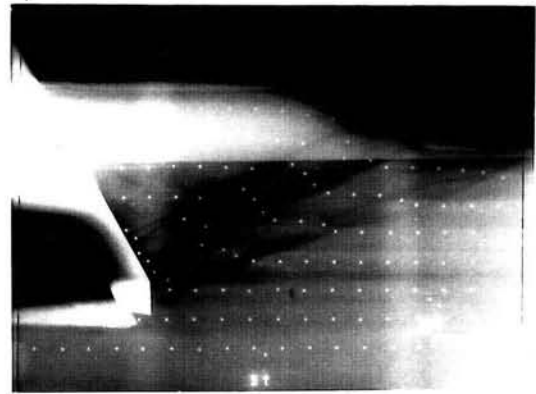
S = 23 mm



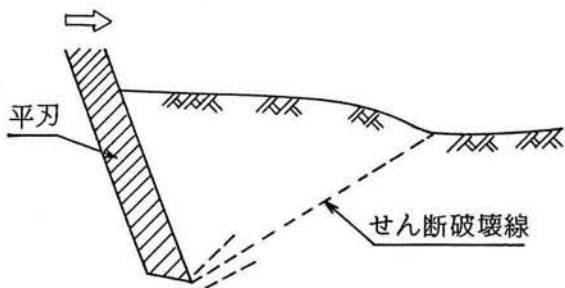
S = 55 mm



S = 81 mm



S = 110 mm



S : 掘進距離 (水平移動量)

図2.3.4 せん断破壊線の発生状況 (標準砂, $\alpha_c = 30^\circ$)

る。せん断破壊線は刃先から発生し、地表へと伸長する。なお、刃先付近には無数のせん断破壊線が発生するが、地表まで発達するのはこれらのうち卓越したものである^{3), 4)}。

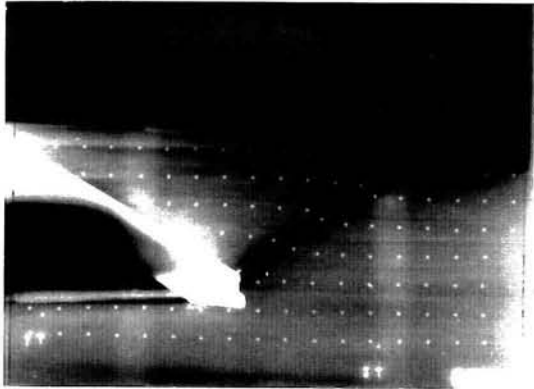
また、平刃の切削距離が増大するにつれて、新しいせん断破壊線が次々と間欠的に発生する。今回、切削抵抗力がピークに到達後減少するたびにX線写真を撮影したが、図2.3.4から、そのたびに新たな卓越したせん断破壊線が発生していることがわかった。なお、せん断破壊線と平刃表面で囲まれた領域は、切削の進行に伴って剛体的に(幾何形状を変えずに)平刃表面に沿って上方へと移動するようである。

次ページの図2.3.5は、種々のすくい角における最初のせん断破壊線発生時のX線写真である。また、次々ページの図2.3.6は、図2.3.5の各X線写真より解析した鉛標点の変位ベクトル分布を示すものである。図2.3.5および図2.3.6から、すくい角による地盤の変形挙動の相異について下記の知見を得た^{5), 6)}。

- (1) 最初のせん断破壊線が発生するのに必要な切削距離は、すくい角が小さいほど短かい。つまり、刃が立っているほど少ない変位で地盤は破壊状態に至る。また、図2.3.6に明らかなように、せん断破壊線内部の領域では、変位量、変位の方角ともほぼ一様である。したがって、切削距離が大きくない間はせん断破壊線内では相対移動がなく、剛体的に変位していることが分かる。
- (2) 切削角度が小さいほどせん断破壊線は直線に近く、切削角度が大きくなると刃先付近で曲線形状になる。この傾向は、図2.3.6 ($\alpha_c = 15^\circ$) の刃先付近で水平変位成分が卓越していることから同様に認められる。

図2.3.7は、切削距離 $S = 22\text{mm}$ における締め固められたマサ土の切削挙動を示すX線写真である。また図2.3.8, 2.3.9は、各鉛標点の座標位置の変化から求めた隣接した鉛標点で構成された三角形要素の最大せん断ひずみ γ_{\max} および体積ひずみ V の等値線図であり、図中の陰影部は、それぞれ $\gamma_{\max} \geq 20\%$ 、 $V \leq -5\%$ の領域を示している。ここに、最大せん断ひずみはせん断変形の程度を、体積ひずみは体積の増減を表すひずみの特性量であり、特に体積ひずみが負であれば体積増加をあらわす⁷⁾。これらの図の比較から、次のことがわかる^{5), 6)}。

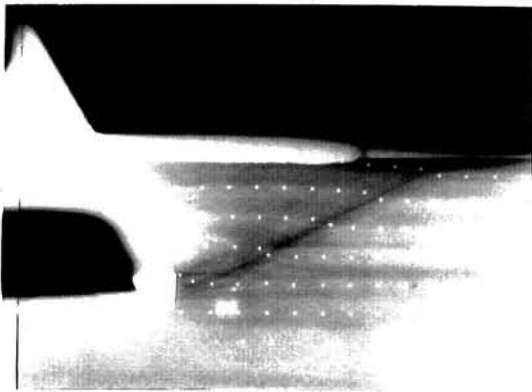
最大せん断ひずみはせん断破壊線付近に集中して発生しており、特に刃先近傍および地表面付近で大きな値を示している。なお、せん断破壊線の内外の領域では、最大せん断ひずみはほとんど発生せず、土が変形していないことがわかる。また、体積ひずみはせん断破壊線近くの領域で負の値となり、膨張変形が生じている。これは、せ



$\alpha_c = 60^\circ$
S = 39mm



$\alpha_c = 45^\circ$
S = 30mm



$\alpha_c = 30^\circ$
S = 23mm



$\alpha_c = 15^\circ$
S = 13mm

図2.3.5 切削角度の相違によるせん断破壊線の比較

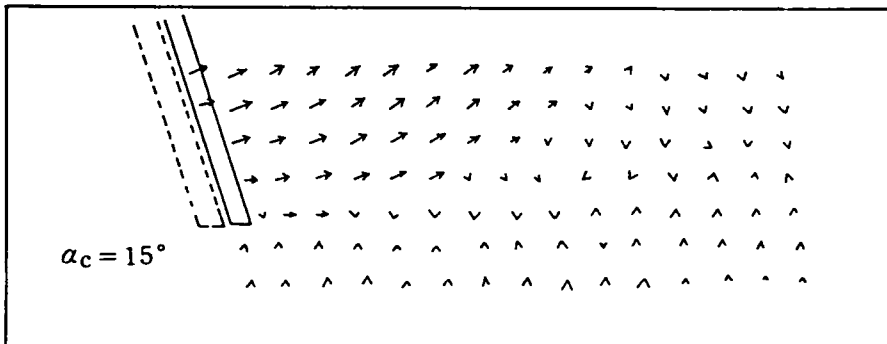
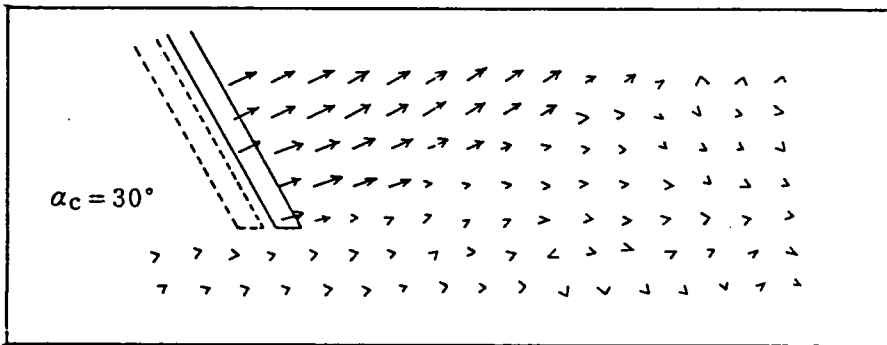
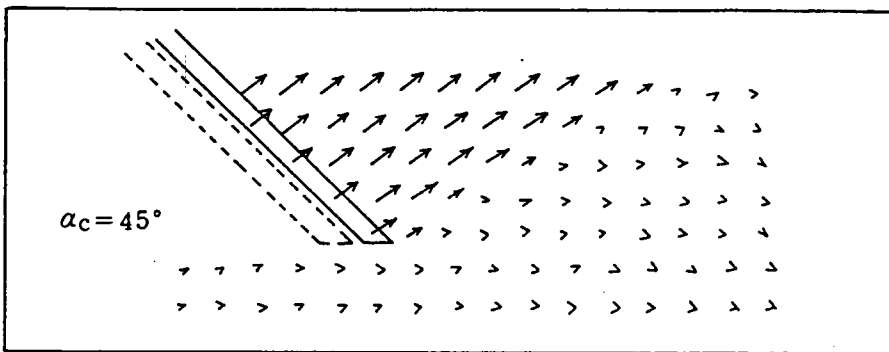
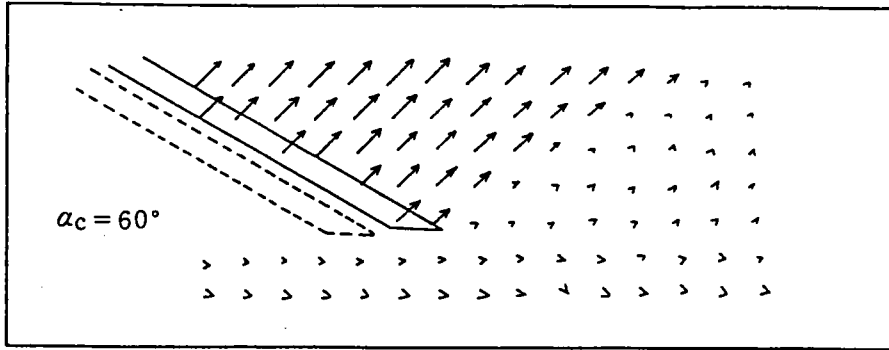


図2.3.6 変位ベクトル分布の比較



図2.3.7 せん断破壊線の発生状況 (マサ土, $\alpha_c=30^\circ$)

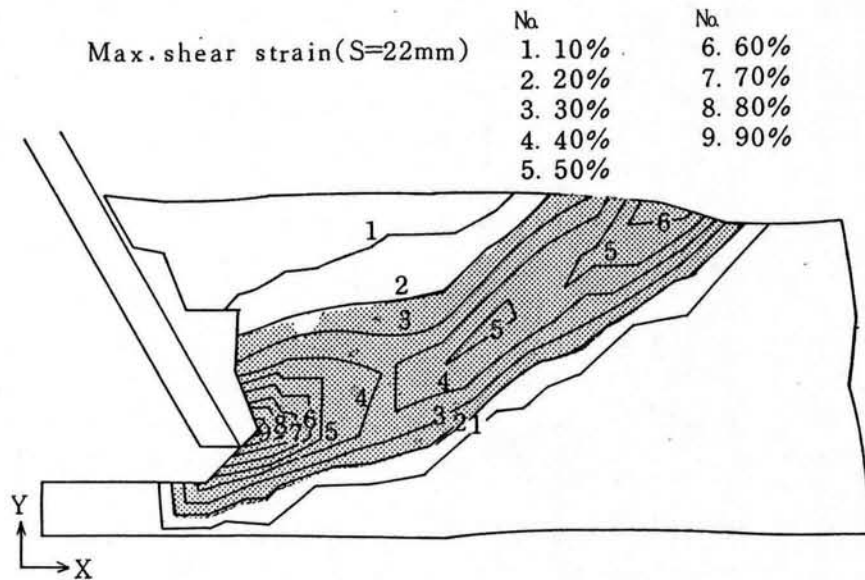


図2.3.8 最大せん断ひずみ分布

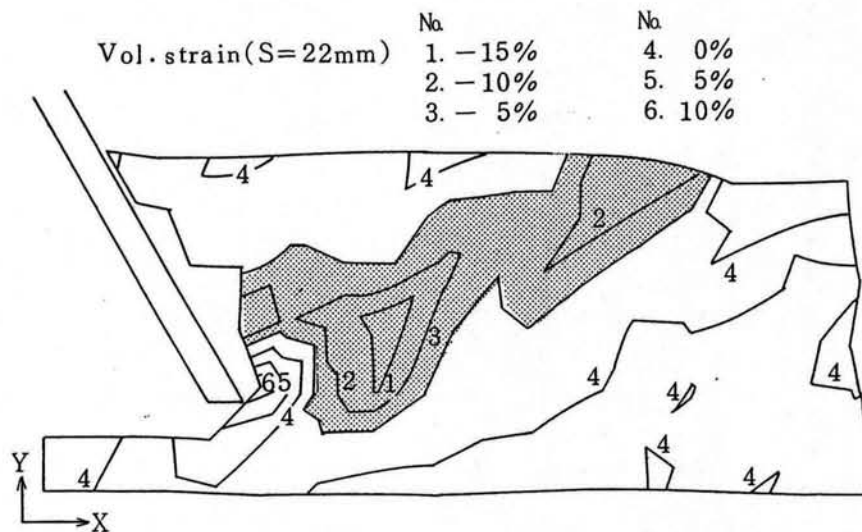


図2.3.9 体積ひずみ分布

せん断破壊線の周辺に生じた空隙によって体積変化が生じたものであると考えられる。また、膨張側の体積ひずみのピークは、せん断破壊線の地表面付近と刃先より前方の領域に生じており、刃先のごく近傍では体積ひずみはほぼ0もしくは圧縮を示している。したがって、刃先付近の土は刃と一体化して動いているものと考えられる⁸⁾。

図2.3.10は、砂地盤における切削抵抗力を示したものである。なお、図中の切削抵抗力の作用位置は、刃に作用するモーメントから求めた。各切削抵抗力の比較から、次のことがわかる^{5), 6)}。

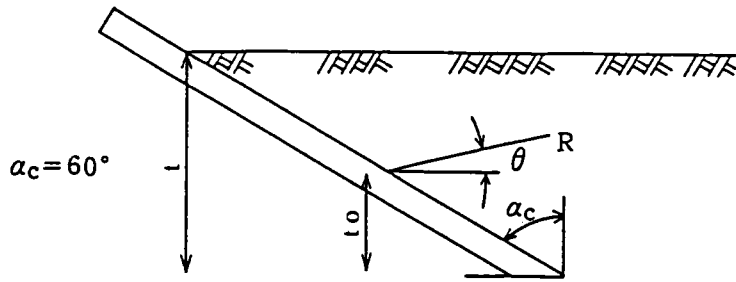
すくい角が小さい、すなわち刃が立ってくるにつれて、主（水平方向）切削抵抗力は増大する傾向にある。これは前述のせん断破壊線の形状の差異によるものと考えられる。また、切削抵抗力の向きは $\alpha_c = 45^\circ$ 付近を境界として下向きから上向きに変わる。土圧問題であれば、刃先に作用する土圧は静水圧分布となり、合力の作用位置 t_0 は刃先より $t/3$ の高さになる。図2.3.7から、 $\alpha_c = 60^\circ$ では $t_0 > t/3$ 、 $\alpha_c = 15^\circ$ では $t_0 < t/3$ となり、 $\alpha_c = 30 \sim 45^\circ$ を境に、すくい角が大きいと刃先において圧力の減少、すくい角が小さいと刃先で圧力の集中があるものと考えられる。特に切削角度が大きい場合は、刃先での圧力集中が著しいものと推察される。

以上のとおり、X線ラジオグラフィを用いた可視化実験によって、土の切削機構の基本特性が明らかになった。この結果、せん断破壊線発生時に切削抵抗のピーク値が発生し、刃とせん断破壊線で囲まれた土塊に作用する力の水平方向成分の評価が重要であることがわかった。また、切削角度によって、土塊の形状や刃先に作用する抵抗力分布が変化し、土圧論がそのまま適用できないことが判明した。そこで、次に切削抵抗力の具体的な評価方法、切削抵抗力の大きさと土質条件の関係等について述べる。

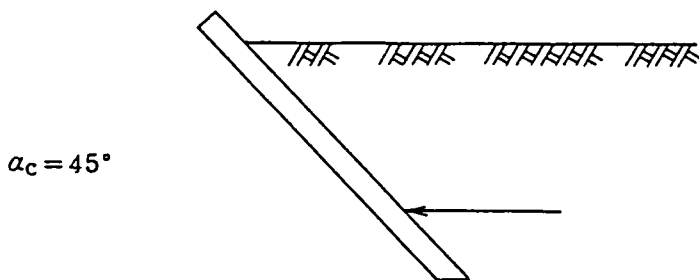
2.3.3 切削抵抗評価式

一般に土の切削を解明する手段としては、解析的には、土質力学的土圧論、塑性力学に基づく極限釣合理論、有限要素法等の数値解析法などが挙げられる。ところが、これらはいずれも大変形問題としての取扱いが困難であることや前述の刃先での圧力集中を考慮できない等の理由から、切削抵抗力の精度良い推定は困難である⁹⁾。

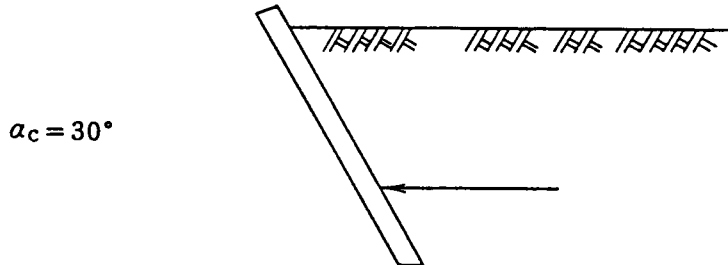
一方、¹⁰⁾ 畠, ¹¹⁾ G. Kuhnなどが行ったように、何らかの方法で、その土固有の特性値を求め、それと切削抵抗力との間の関係を多くの実験によって確立し、実験式の形で適用する方法が従来より試みられている。ここでは、切削抵抗力の実験式として定評のあ



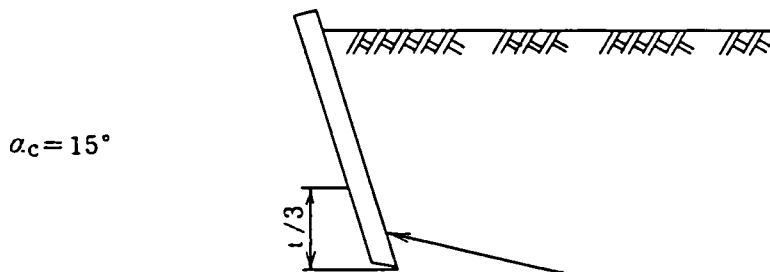
$R : 10.34 \text{ kgf}$
 $t : 16.5 \text{ cm}$
 $t_o : 7.9 \text{ cm}$
 $\theta : -11.3^\circ$



$R : 9.38 \text{ kgf}$
 $t : 17.5 \text{ cm}$
 $t_o : 5.6 \text{ cm}$
 $\theta : 2.1^\circ$



$R : 10.88 \text{ kgf}$
 $t : 18.0 \text{ cm}$
 $t_o : 6.3 \text{ cm}$
 $\theta : 1.1^\circ$



$R : 13.71 \text{ kgf}$
 $t : 18.3 \text{ cm}$
 $t_o : 2.9 \text{ cm}$
 $\theta : 12.4^\circ$

図2.3.10 すくい角の相違による切削抵抗力の比較 (B = 8 cm)

る畠の提案した比切削抵抗 R_s の考え方を紹介する。

畠は、図2.3.11に示すように、幅 B の鋼板を深さ t だけ土中に押し込み、地上に設けた固定支点 O 点のまわりに掘り返すときの最大モーメント $P\ell$ を用いて、次式に示すような比切削抵抗 R_s を提案した。^{10), 12)}

$$R_s = \frac{P\ell}{Bt^3} \quad (2.1)$$

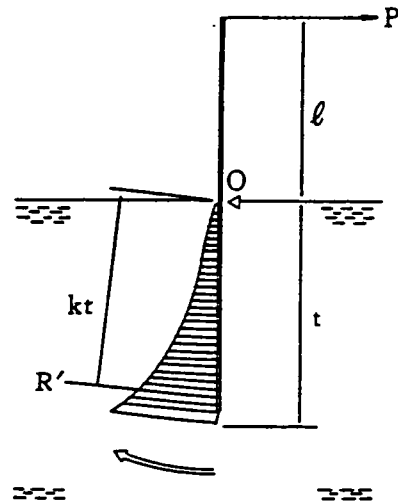


図2.3.11 比切削抵抗の測定法¹⁰⁾

ここで、土中部分に作用する抵抗合力を R' とし、回転中心からの距離を kt とすると、釣り合い式から、

$$ktR' = P\ell = R_s B t^3$$

$$\therefore R_s = kR' / B t^2$$

となり、 R' の平均応力 $R' / B t = r$ とおけば

$$r \propto R_s t \quad \text{と}$$

となる。したがって、平均応力が深さに比例しており、 R_s の物理的な意味はその比例定数ということになる。

ところで、畠の研究によると、次ページの図2.3.12, 2.3.13に示すように、砂質土では切削抵抗 H_{α_c} は刃幅 B と切削深さ t の2乗に比例することが確認されている。¹⁰⁾ そのときの比例定数を K_s とし、 K_s と R_s を比較すると、図2.3.14のように正比例関係にあることがわかる。また、 H_{α_c} とすくい角 α_c との関係を図2.3.15に示すと、片対数上で直線関係にある。¹³⁾

これらをまとめると、切削深さが一定の定常切削状態における砂質土の切削抵抗力 H_{α_c} は、比切削抵抗 R_s を用いて次式のとおりとなる。¹⁰⁾ (α_c はラジアンで表す)

$$H_{\alpha_c} = 1.82 R_s B t^2 \cdot 10^{-0.45 \alpha_c} \quad (2.2)$$

一方、粘性土については、 $R_s t$ の値が一定となる傾向にある。また、切削抵抗 H_{α_c} は切削幅 B と切削厚さ t に比例し、図2.3.14に示すとおり、その比例定数 K_c は $R_s t$ と比例することから、次式を提案している。¹⁰⁾

$$H_{\alpha_c} = 1.82 R_s B t^2 \cdot 10^{-0.22 \alpha_c} \quad (2.3)$$

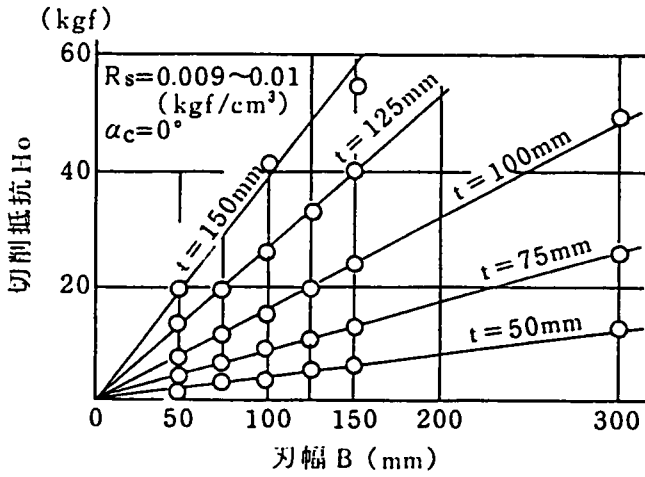


図2.3.12 切削抵抗と刃幅の関係 (畠)¹²⁾

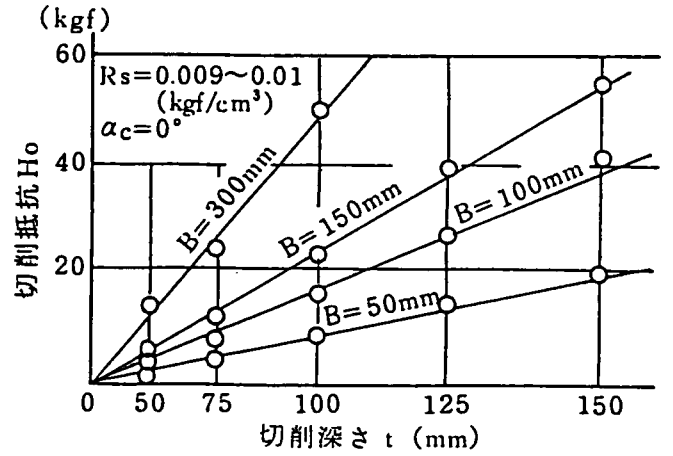


図2.3.13 切削抵抗と深さの関係 (畠)¹²⁾

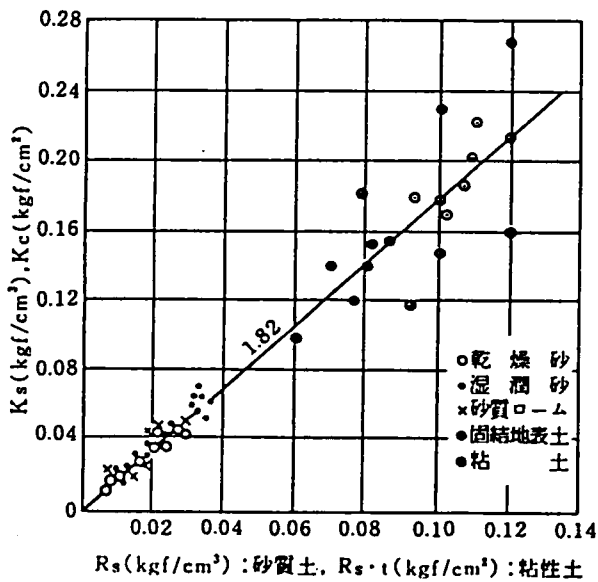


図2.3.14 比例定数 K_s , K_c と比切削抵抗 R_s の関係 (畠)¹²⁾

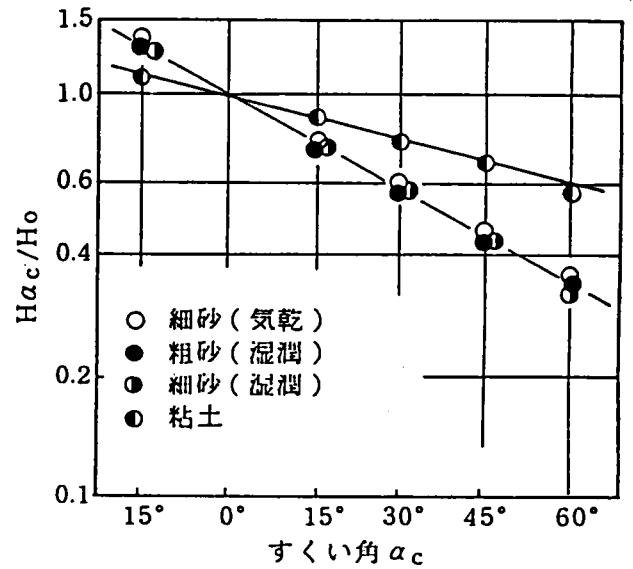


図2.3.15 $H_{\alpha c}$ と α_c の関係 (畠)¹³⁾

表2.3.1に比切削抵抗 R_s の代表的な測定例を示す。

表2.3.1 比 切 削 抵 抗 R_s ($t=10\text{cm}$)¹⁰⁾
(kgf/cm²)

ゆるい乾燥砂	0.008~0.01	砂質ローム	0.1~0.3
ゆるい湿潤砂	0.01~0.02	粘土	0.4~1.2
密な湿潤砂	0.02~0.04	固結地表土	0.8~2.0
礫	0.02~0.04	関東ローム	0.6~0.8

2.3.4 切削抵抗によるカッタトルク

前節までの検討から、土の切削抵抗の評価には比切削抵抗 R_s が実用的であることがわかった。そこで、ここでは R_s を用いてカッタビットの切削抵抗によるカッタトルク評価式を導びくこととする。

シールド掘削機のカッタビットの切削厚さ t は、次式で与えられる。

$$t = \frac{v}{f p_i} \quad (2.4)$$

ここに、

v : 掘進速度

f : カッタ回転数

p_i : パス数 (同一軌跡上のビット数)

式(2.4)から、掘進速度が大きい程、またカッタ回転数が小さい程、切削厚さが増大する。

総個数 n 個の各カッタビットのすくい角 α_c を同一とし、カッタの中心から各カッタビットまでの距離を l_i 、ビット幅を B_i とすれば、式(2.2)および(2.3)から、カッタビットの切削抵抗力によるカッタトルク成分 T_c は、砂質土、粘性土に対して次のとおりとなる。

$$\begin{aligned} T_c &= \sum_{i=1}^n l_i H_{\alpha_{ci}} \\ &= 1.82 R_s 10^{-n \alpha_c} \frac{v^2}{f^2} \sum_{i=1}^n B_i l_i / p_i^2 \end{aligned} \quad (2.5)$$

ただし、

砂質土： $m = 0.45$

粘性土： $m = 0.22$

したがって、切削抵抗によるカッタトルク成分は、掘進条件 v/f の2乗に比例する。また、掘進速度 v とカッタ回転数 f は、切削抵抗力に関しては同一の影響度で逆の物理的意味をもつパラメータである。

なお、式 (2.5) から、カッタ径を D とすれば、 $\sum_{i=1}^n B_i \ell_i \propto D^2$ となるため、切削抵抗によるカッタトルク成分 T_c はカッタ径の2乗に比例することは明らかである。また、通常の土質地盤を掘削する場合には、カッタビットの切削抵抗によるカッタトルク成分は小さいことが知られている。実際、式 (2.2) に標準的なカッタビットおよび掘進条件である $B = 5 \text{ cm}$ 、 $\alpha_c = \pi/10$ 、 $t = 3 \text{ cm}$ を代入すれば、 $R_s = 0.03 \text{ kgf/cm}^3$ の砂地盤の場合、カッタビット1個に作用する切削抵抗力 $H_{\alpha c}$ は、 $H_{\alpha c} = 1.2 \text{ kgf}$ となる。したがって、パス数 $p_i = 1$ 、カッタ径 $D = 10 \text{ m}$ のシールドにおけるカッタビットの切削抵抗によるカッタトルク T_c は、 $T_c = 1.5 \text{ tf} \cdot \text{m}$ 程度となり、図1.2.3に示した10m級シールドの実績カッタトルク $500 \sim 800 \text{ tf} \cdot \text{m}$ に対して小さいことがわかる。

2.4 せん断抵抗

2.4.1 カッタフェイス上のせん断機構

シールド掘削機のカッタフェイス前面、背面、外周面は、それぞれ地山や掘削土砂と接しているため、せん断抵抗が発生する。

各部の接触状況は複雑であり、掘進条件や地盤条件、カッタチャンバ内の充填状況等によって異なる。一般には、土とカッタフェイスが直接接して、土と鋼との間でせん断抵抗が発生する場合と、土圧式シールドの開口部や面板式シールドのカッタ表面の付着土や介在土と地山とのせん断のように土と土の間でせん断抵抗が発生する場合とが考えられる。これらのせん断抵抗は、Coulomb の式で説明され、それぞれの場合

について次のとおりである。

$$\langle \text{土と鋼} \rangle \quad \tau = c_a + p \tan \delta \quad (2.6)$$

$$\langle \text{土同士} \rangle \quad \tau = c + p \tan \phi \quad (2.7)$$

ここに、

- τ : せん断抵抗力
- p : せん断面への作用圧
- c_a : 土と鋼との付着力
- c : 土の粘着力
- δ : 土と鋼との摩擦角
- ϕ : 土の内部摩擦角

式(2.6), (2.7)から、せん断抵抗力の支配要因は、せん断面に作用する圧力 p およびせん断面におけるせん断抵抗物性値 c , c_a , ϕ , δ である。以下にそれぞれについて検討を行う。

(1) 作用圧

シールド掘削機では、カッタフェイスに作用する切羽土圧を地盤の静止土圧に一致させて掘進する場合が多いが、土被りが大きいトンネルの掘削時には、全土被り高さが土圧として作用するのではなく、トンネル掘削のためのゆるみの影響が及ぶ特定の土被り高さの土圧が作用する。この影響範囲をゆるみ領域と呼び、次ページの図2.4.1に示すとおり、その広がり²⁰⁾をゆるみ高さ h_e 、ゆるみ幅 B_e で表現する。また、ゆるみ領域の発生によってトンネル上端部に作用する土圧をゆるみ土圧 P_e と呼び、Terzaghi¹⁴⁾によって次のとおり定式化されている。

$$h_e = \frac{B_e (1 - c/B_e \gamma)}{K \tan \phi} \{ 1 - \exp(-K \tan \phi H/B_e) \} \quad (2.8)$$

$$B_e = R_o \cot \left[\frac{\pi/4 + \phi/2}{2} \right] \quad (2.9)$$

$$P_e = \frac{B_e (\gamma - c/B_e)}{K \tan \phi} \{ 1 - \exp(-K \tan \phi H/B_e) \} \quad (2.10)$$

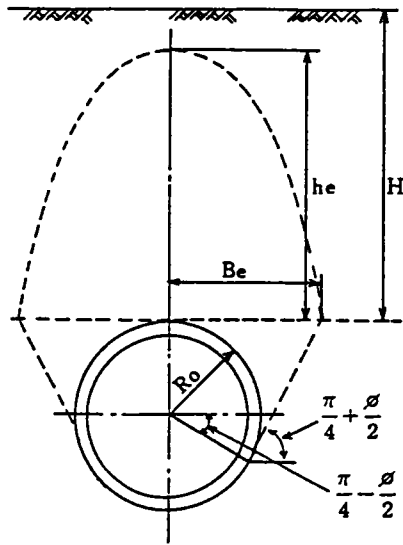


図2.4.1 ゆるみ領域

ここに,

- | | |
|----------------------|----------------|
| K : 側方土圧係数 | c : 地盤の粘着力 |
| ϕ : 地盤の内部摩擦角 | H : 土被り高さ |
| γ : 地盤の単位体積重量 | R_0 : トンネル半径 |

式 (2.8) ~ (2.10) に明らかなとおり, ゆるみ高さ, ゆるみ幅は地盤条件 c , ϕ および施工条件 H , R_0 の影響を受ける。

以上は, 静止した地中構造物に作用する土圧に関するものであるが, 実際のシールド掘削機は, 切羽面を掘削しながら前進するため, 掘進条件がカッタへの作用土圧に及ぼす影響を評価する必要がある。ここでは, 掘進条件の影響が直接的であり, カッタトルク成分中最も支配的であるカッタフェイス前面のせん断抵抗によるカッタトルクについて, カッタフェイス前面への作用土圧と掘進条件との関係について考え方を述べる。

シールド機の掘進速度 v とカッタ回転数 f の比で表わされる v/f は, 長さの次元をもちカッタフェイスの地山への押し付けの程度を表わす指標である。掘進速度 v に掘削断面積を乗じると単位時間の掘削体積となり, また, カッタ回転数 f は掘削土砂の取り込み回数と一義的に対応する。したがって, v/f は, 掘削量と取り込み量との比 (取り込み比) と等価な意味を持つ。シールド機のカッタフェイスへの作用土圧の大きさは, この取り込み比によって変化することが予想される。ここでは, 掘進条件がカッタフェイスへの作用土圧に及ぼす影響を次のように考える。

図2.4.2は、シールド機の
 カッタフェイスに作用する水
 平方向土圧（以下切羽土圧と
 する） p_H の変化を模式的に
 示したものである。シールド
 機は地山に向かって変位すると
 ともに、土砂の取り込みによ
 って地山体積が減少するため、
 横軸は取り込み比 η （=掘削
 量/取り込み量）で表現する
 のが妥当であると考えられる。

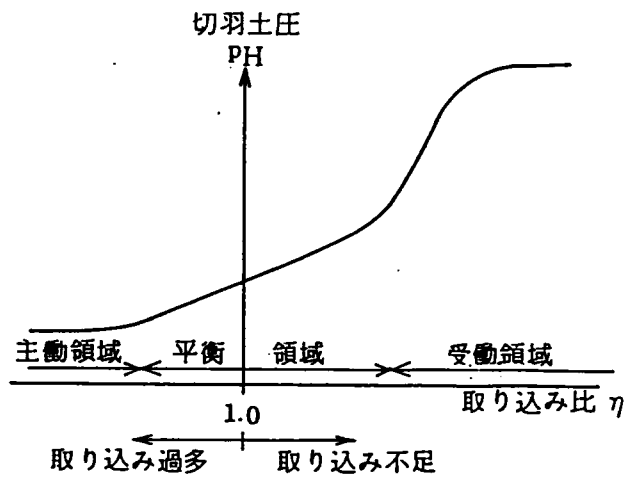


図2.4.2 カッタに作用する水平方向土圧の変化

図2.4.2から、取り込み比 η が1付近、すなわち掘削、取り込み土量の収支がバラ
 ンスする領域では、切羽土圧 p_H と取り込み比 η との関係は弾性的すなわち可逆的な
 ものと考えられる。また、取り込み比 η が1よりも大きくなると、取り込み不足に伴
 って切羽土圧が増大し、やがて切羽は受働破壊に至る。逆に、取り込み比 η が1より
 も小さくなると取り込み過多が生じ、切羽は主動状態に近づく。両場合とも、地盤は
 塑性破壊状態にあるため、現象は非可逆的であり、地表面には残留沈下や隆起が生じ
 る。村山らのゆるみ理論や切羽部の応力状態の検討から、シールド機のカッタフェイ
 スに作用する水平土圧を算定した検討例によると、内部摩擦角 $\phi = 30^\circ$ の場合、主
 働状態の水平土圧は、静止状態の鉛直土圧の0.3倍程度、また、受働状態の水平土圧
 は同じく3倍程度になる。^{15), 16)}

以上の関係は、通常の地盤において成立するものと考えられるが、自立性の高い地
 盤では、取り込み比が1以下の場合が存在しない。これらの地盤では、切羽で水平応
 力が開放され、一軸圧縮状態に近くなっても地盤が崩壊しないため、いかなる取り込
 み条件下でも地盤は自立しており、掘削量以上の取り込み量が発生することはないも
 のと考えられる。

以上のとおり、シールド機のカッタに作用する水平土圧は、掘削量と取り込み量と
 の比である取り込み比 η によって支配されるものと考えられる。また、取り込み比 η
 は、掘進条件 v/f と一義的に対応するため、 v/f と水平土圧との間にも同様の考

え方が成り立つものと推察される。

ここでは、 v/f によって変化する水平（側方）土圧係数をカッタ係数 K_c と定義する。カッタ係数 K_c は、土圧係数等の地盤側の要因とカッタの有効な取り込み面積やその位置等の機械側の要因とを複合させた切羽におけるカッタと地山との相互作用を表現する指標であり、 v/f あるいは取り込み比 η の関係となる。カッタ係数 K_c は、その上・下限値が地盤強度によって定まるため、地盤の主働土圧係数 K_a 、受働土圧係数 K_p の間を変域とするものと考えられる。

(2) せん断抵抗に関するパラメータ

前述のとおり、切羽面におけるせん断領域は、カッタビット背面やカッタ面板の一部の様に、地山あるいは掘削された土砂と鋼とのせん断が支配的な領域と、カッタに付着した土砂や掘削されてカッタ前面に介在する土砂と地山のように土砂同士のせん断が支配的な領域とに大別される。

ところで、シールド掘削機の切羽面においては、位置によってせん断速度が異なるばかりか、地山から掘削された土砂がほぐされたり、圧縮されたりしながらせん断されるため、式(2.6)、(2.7)に示した c 、 c_a 、 ϕ 、 δ などのせん断特性に関する物性値を地山の土質データ等から一義的に求めるのは困難である。一方、切羽面におけるこれらの物性値の厳密な評価そのものも実用性に欠けるうえ、実際の問題として不可能である。したがって、ここでは実用性を重視し、地山物性値から切羽面におけるせん断パラメータを推定することを前提とし、カッタフェイス各部におけるせん断条件の相違や泥水式、土圧式等の掘削形式による影響は可視的かつ平均的に把えることとする。以下に、これらのせん断特性に関する物性値について、文献等から得た知見に基づいて検討結果を記す。

式(2.6)における土と鋼との付着力 c_a は、摩擦杭の鉛直支持力問題等の分野で実測された例が多く、地盤の粘着力との関係は、次ページの表2.4.1のとおりである。^{17), 18)}

表2.4.1 粘着力と付着力との関係¹⁷⁾ (日本港湾協会)

杭の種類	粘着力 (tf/m ²)	付着力 (tf/m ²)
木杭	0~3.7	0~3.4
	3.7~7.3	3.4~4.9
コンクリート杭	7.3~14.6	4.9~6.3
鋼杭	0~3.7	0~3.4
	3.7~7.3	3.4~4.9
	7.3~14.6	4.9~5.9

表から明らかなように、低粘着力 ($c < 3 \text{ tf/m}^2$) の場合には、付着力 c_a と粘着力 c とがほぼ一致し、粘着力が大きくなるほど粘着力と付着力との差が大きくなる傾向にある。これらの結果は、杭と地盤間の静的な付着現象をとらえたものであるため、動的現象であるシールド機のカットフェイスと地山との相互作用問題にそのまま適用することはできない。表2.4.1に示した付着力と粘着力の関係は、いわば停止状態のカットが回転を再開する際に作用する付着力に近く、定常掘進下での付着力よりかなり大きな値となる。一般に、動的せん断時の付着力として $c_a = c/2$ とすることが多い。¹⁹⁾

一方、土と鋼との摩擦角については、従来数多くの研究がなされている。次ページの図2.4.3、2.4.4は、岸田、吉見らが、リングねじりせん断試験機を用いて実施した金属材料と砂試料との摩擦特性の評価実験の結果である。^{21), 22)} 図2.4.3に示すとおり、垂直応力とせん断応力とはほぼ直線関係にあり、摩擦係数は概ね一定である。固体間の静止摩擦は広義の破壊現象であるため、その測定値は極めてばらつきやすいが、砂と金属の間の摩擦抵抗は、砂粒子と金属面の数多くの接触点における各摩擦抵抗の平均値として得られるので、測定値のばらつきが少ないとしている。また、図2.4.4のとおり、応力-歪曲線には垂直応力の影響は余り見られず、最大値をとった後 τ/σ_N はやや減少するが、その割合は小さく、せん断歪の大小による差は大きくない。

ところで、土の内部摩擦角 ϕ に対する土と鋼との摩擦角 δ の比は、対象とする土木工事内容によって経験的に与えられている。壁体と裏込め土の場合には、粗度比 r と呼ばれ、 $r = \tan \delta / \tan \phi = 1/2 \sim 1/3$ とする場合や、 $\delta = 2/3\phi$ とする場合

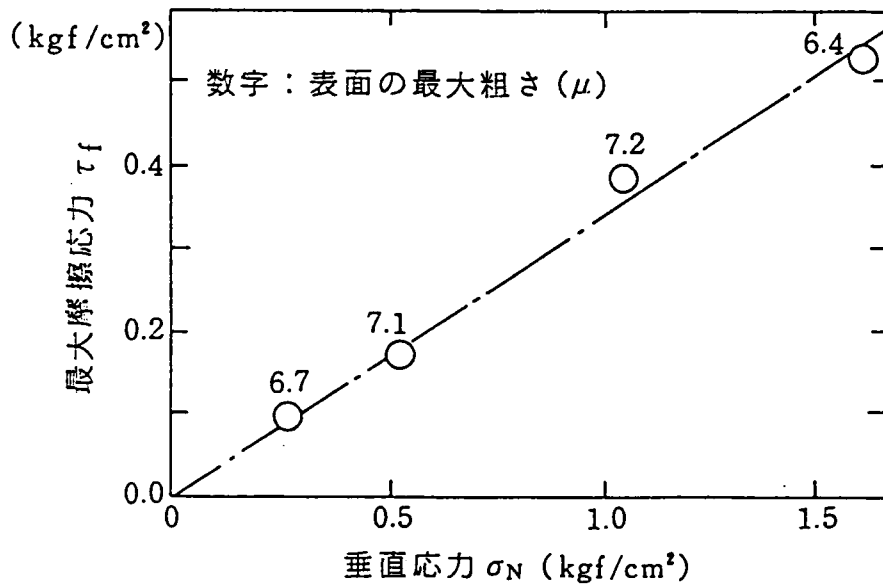


図2.4.3 τ_f と σ_N との関係 (岸田, 吉見ら²⁰⁾)

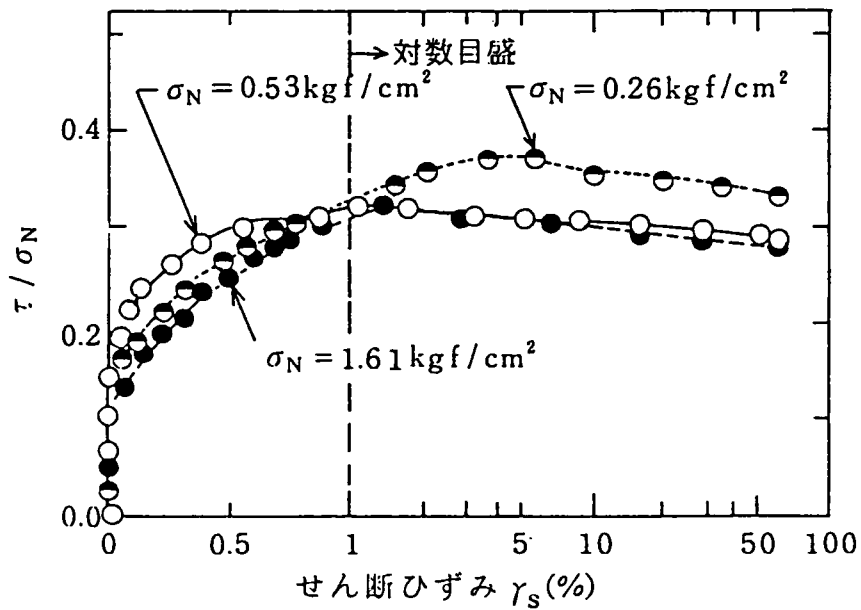


図2.4.4 τ/σ_N と γ_s との関係 (岸田, 吉見ら²⁰⁾)

が多い。²²⁾ また、推進工法における周面摩擦の算定時には、 $\delta = 1/2\phi$ とする場合がほとんどである。²³⁾

なお、いずれのせん断抵抗係数も、地山、掘削土砂、カッタへの付着土砂、カッタチャンバ内土砂など、厳密にはカッタ各部位によってせん断条件が異なることが予想される。また、前述のとおり、泥水や加泥材などの存在によってせん断状態が変化するが、実用上は地山および掘削土砂の性状、加泥材や泥水の粘度やその注入量などから、平均的に把えるのが妥当であると考えられる。

2.4.2 せん断抵抗によるカッタトルク

(1) カッタ前面

図2.4.5のように、カッタ上の微小要素 $dA = (r dr d\theta)$ 上に土圧 p_H が作用する場合を考える。

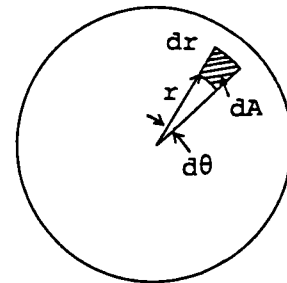


図2.4.5 せん断抵抗によるトルク成分

前述のとおり、土と鋼とでせん断される領域 (dA_1) と、土同士でせん断される領域 (dA_2)

とに区分すれば、せん断抵抗によるカッタトルク T_s の一般式は、次式のとおりとなる。²⁴⁾

$$T_s = \oint (c_a + p_H \tan \delta) r dA_1 + \oint (c + p_H \tan \phi) r dA_2 \quad (2.11)$$

ここに、

$\oint r dA_1$: 土～鋼せん断領域の断面1次モーメント

$\oint r dA_2$: 土～土せん断領域の断面1次モーメント

$$\text{ただし、} \oint dA_1 + \oint dA_2 = \frac{\pi}{4} D^2 \quad (D: \text{カッタ径})$$

式(2.11)から、せん断抵抗によるカッタトルクは、カッタ軸回りの断面1次モーメントに比例することがわかる。

(2) カッタ背面

カッタ背面のせん断トルク T_b は、カッタチャンバ内の土砂量やカッタ背面への作用土圧によって左右される。

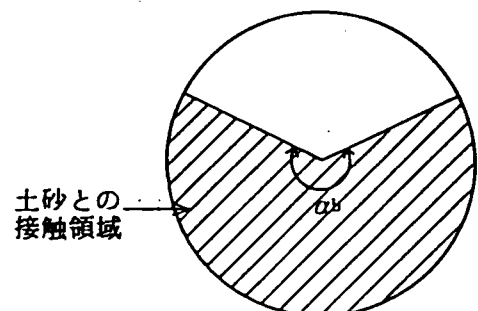


図2.4.6 カッタ背面の土砂接触領域

ここでは、図2.4.6のとおり、カッタ背面への作用土圧を p_b とし、作用領域の角度を α_b として、次式のとおりとする。

$$T_b = \frac{\alpha_b}{2\pi} \left\{ \oint (c_a + p_b \tan \delta) r dA'_1 + \oint (c + p_b \tan \phi) r dA'_2 \right\} \quad (2.12)$$

$$\text{ただし、} \oint dA'_1 + \oint dA'_2 = \frac{\alpha_b}{8} D^2$$

なお、カッタ背面トルクの大きさは、排土条件（排泥流量やスクリュコンベア回転数）の影響によって左右されるため、掘進条件の直接的な影響は大きくないことが予想される。

(3) カッタ外周面

同様の考え方から、カッタ外周面の微小要素にカッタ径方向土圧 p_r が作用するとして、次式のとおりである。なお、通常のシールド機では、シールドそのものの単位体積重量が地盤単位体積重量と大差ないため、自重による押し付け反力は考慮しない。

$$T_h = \oint (c_a + p_r \tan \delta) \frac{D}{2} dA_1 + \oint (c + p_r \tan \phi) \frac{D}{2} dA_2 \quad (2.13)$$

$$\text{ただし、} \oint dA_1 + \oint dA_2 = \pi D L \quad (L: \text{カッタの厚さ})$$

なお、実機シールドでは、カッタ外周面において土と土とのせん断が生じることはないものと考えられるため、式(2.13)の右辺第2項は考慮する必要がない。

また、図2.4.8を参考にカッタ径方向土圧 p_r は次式のとおりである。

$$\begin{aligned} p_r &= p_v \cos^2 \theta + p_H \sin^2 \theta \\ &= \gamma h (\cos^2 \theta + K \sin^2 \theta) \\ &= \frac{1}{2} \gamma \left\{ H + \frac{D}{2} (1 - \cos \theta) \right\} \\ &\quad \cdot \left\{ (1+K) + (1-K) \cos^2 \theta \right\} \quad (2.14) \end{aligned}$$

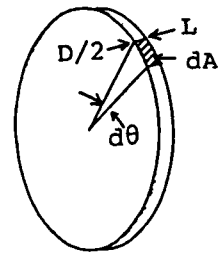


図2.4.7 カッタ外周面のせん断抵抗によるトルク成分

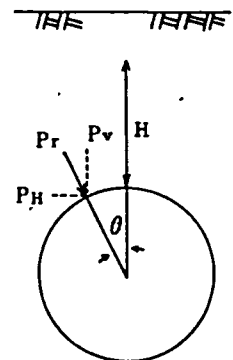


図2.4.8 径方向土圧

ここに、

- p_v : 鉛直土圧
- p_H : 水平土圧
- K : 側方土圧係数 ($= p_H / p_v$)
- γ : 地盤の単位体積重量
- H : 有効土被り高さ

式 (2.14) において、通常の掘進がなされていれば、側方土圧係数 K は地盤条件によって定まる。つまり、カッタ外周面に作用する径方向土圧は、有効土被り高さ H や地盤の単位体積重量 γ の変化がなければ、掘進条件によらない。したがって、カッタ外周面のせん断抵抗によるカッタトルク成分は、掘進条件に依存せず一定となる。

以上のとおり、カッタ前面、背面および外周面に作用するせん断抵抗によるカッタトルクの一般式を記した。具体的な算定式は、カッタ構造や $c - \phi$ 支配領域と $c_a - \delta$ 支配領域の位置、面積によって決まるため、第3章以降の個々の問題を検討する際に導くこととする。

2.5 持ち上げ、攪拌抵抗

カッタスポークによる掘削土砂の持ち上げ抵抗、アジテータによるカッタチャンバ内土砂の攪拌抵抗ともに、特に土圧式シールドにおいて考慮する必要がある。

まず、持ち上げ抵抗については、通常のスポーク式カッタの外周部には外周リングがあるため、各スポークに作用する土砂重量 ΔW は、
図2.4.9に示すとおり、最大で次のとおりとなる。

$$\Delta W = \frac{\pi}{4n} \gamma L D^2 \quad (2.15)$$

ここに、

- D : カッタ径
- L : カッタ幅
- γ : 土砂の単位体積重量
- n : スポーク本数

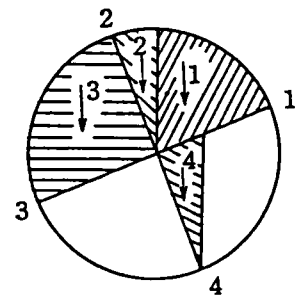


図2.4.9 スポークに作用する鉛直土圧 (Cタイプ)

また、各スポークに作用する持ち上げ抵抗は互いに相殺し合うため、アンバランス分のみがトルク成分となる。外周リングがある場合には、持ち上げ抵抗のアンバランス成

分は問題にならない程度の大きさであるため、通常の場合無視できる。

なお、M.S.D. (Mechanical Shield Docking) 工法用シールド機のカタフェイスのように外周リングがない場合の持ち上げ抵抗については、第4章に詳述する。

次に攪拌抵抗については、図2.4.10に示すとおり、各アジテータにカタチャンバ内土砂の受働土圧が作用すると考える。

このとき、各アジテータに作用する抵抗力 F_i は次のとおりである。

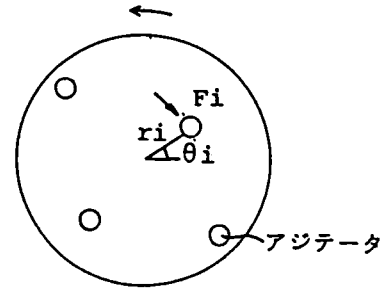


図2.4.10 アジテータの作用力

$$F_i = K_p \gamma A_i \left(\sqrt{\frac{D_c^2}{4} - r_i^2 \cos^2 \theta_i} - r_i \sin \theta_i \right) \quad (2.16)$$

ここに、

- K_p : 受働土圧係数
- γ : カッタチャンバ内土砂の単位体積重量
- r_i : 回転中心からアジテータまでの距離
- θ_i : カッタ回転角
- A_i : 作用面積
- D_c : カッタチャンバ内径

したがって、攪拌抵抗によるカッタトルク成分は次のとおりである。

$$T_L = \sum_{i=1}^{\ell} F_i r_i \quad (2.17)$$

ここに、

- ℓ : アジテータ本数

なお、攪拌抵抗によるカッタトルク成分についても、通常の場合他のカッタトルク成分に対して大きくないことが知られている。

2.6 カッタトルク算定式

以上の検討結果から、シールド機のカッタトルク算定のための一般式は次のとおりにまとめられる。

<切削抵抗によるカッタトルク： T_c >

$$T_c = \sum_{i=1}^n \ell_i H_{\alpha c i}$$

$$= 1.82 R_s 10^{-m \alpha_c} \frac{v^2}{f^2} \sum_{i=1}^n B_i \ell_i / p_i^2 \quad (2.18)$$

<カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク： T_s >

$$T_s = \oint (c_a + p_H \tan \delta) r dA_1 + \oint (c + p_H \tan \phi) r dA_2 \quad (2.19)$$

<カッタ背面のせん断抵抗によるカッタトルク： T_b >

$$T_b = \frac{\alpha_b}{2\pi} \left\{ \oint (c_a + p_b \tan \delta) r dA_1' + \oint (c + p_b \tan \phi) r dA_2' \right\} \quad (2.20)$$

<カッタ外周面のせん断抵抗によるカッタトルク： T_h >

$$T_h = \frac{\pi}{2} (c_a + p_r \tan \delta) L D^2 \quad (2.21)$$

<攪拌抵抗によるカッタトルク： T_L >

$$T_L = \sum_{i=1}^{\ell} F_i r_i \quad (2.22)$$

したがって、カッタトルク算定式はこれら各カッタトルク成分の和で与えられ、次のとおりである。

$$T = T_c + T_s + T_b + T_h + T_L \quad (2.23)$$

ただし、

R_s : 比掘削抵抗係数

α_c : すくい角

m : 砂質土: 0.45, 粘性土: 0.22

v : 掘進速度

f : カッタ回転数

dA_1, G_1 : $c_a \sim \delta$ せん断領域の面積, 断面1次モーメント

dA_2, G_2 : $c \sim \phi$ せん断領域の面積, 断面1次モーメント

B_i : カッタビット幅	α_b : カッタチャンバ内土砂の充填角
ℓ_i : カッタビット回転半径	p_b : カッタ背面土圧
p_i : カッタビットのパス数	p_r : カッタ外周面 (径方向) 土圧
n : カッタビット数	D : カッタ径
c : 土の粘着力	L : カッタ幅
c_a : 土と鋼との付着力	F_i : アジテータへの作用力
ϕ : 土の内部摩擦角	r_i : アジテータの回転半径
δ : 土と鋼とのせん断角	ℓ : アジテータ本数
p_H : カッタ前面への作用土圧	

2.7 結 び

シールド掘削機のカッタに作用する力を分類し、各作用力の詳細を検討するとともに、カッタトルクとの関連について考察を行った。この結果、カッタトルクの一般式が導びかれ、掘進条件、地盤条件などがカッタトルクに及ぼす影響が明らかになった。

主要な検討結果をまとめると次のとおりである。

- (1) カッタへの作用力は、カッタビットによる切削抵抗、カッタ表面、外周面、背面に作用するせん断抵抗、アジテータやカッタスポークなどによる持ち上げ、攪拌抵抗に分類される。
- (2) X線ラジオグラフィによる可視化実験によって、土の切削機構の基本特性を把握するとともに、土の切削現象に影響を及ぼす要因を検討した。また、比切削抵抗の考え方に基づいて、切削抵抗力の評価法を検討した。この結果、シールド機のカッタビットに作用する切削抵抗力は、掘進条件 v/f (v : 掘進速度, f : カッタ回転数) の2乗に比例することがわかった。
- (3) せん断抵抗の支配要因は、せん断面への作用土圧とせん断抵抗係数である。カッタ表面への作用土圧の大きさは土量収支によって変化するが、ここでは掘進条件 v/f と土量収支が一義的に対応づけられることから、掘進条件の影響を考慮した土圧係数をカッタ係数と定義した。せん断抵抗係数については、せん断面が土同士であるか土とカッタフェイスかによって異なり、それぞれについて基本的な考え方をまとめた。

- (4) この結果、カッタトルク成分として支配的なカッタフェイス前面に作用するせん断抵抗によるカッタトルクは、カッタ回転軸回りの断面1次モーメントに比例し、掘進条件の影響を考慮した作用土圧やせん断面のせん断条件によって定まるせん断抵抗係数が比例係数となることが明らかになった。一方、カッタ外周面におけるカッタトルクはカッタ径の2乗に比例し、掘進条件に直接依存しないことがわかった。
- (5) 持ち上げ、攪拌抵抗については、カッタフェイスがスポーク構造で、カッタチャンバ内の土砂を混練する必要がある土圧式シールドにおいて考慮する必要があるが、通常の場合カッタトルク成分としてさほど大きな値とはならないものと考えられる。

以上の結果、カッタへの作用力およびカッタトルクの発生機構の基本特性が明らかになり、カッタトルク算定のための一般式が導かれた。

一方、カッタトルク算定式をより具体化するためには、次の項目について、詳細を検討する必要があることが判明した。

(i) カッタ係数と掘進条件 v/f との関係

(ii) カッタ構造、掘削形式（面板式、スポーク式）がカッタトルクに及ぼす影響

(iii) カッタチャンバ内土砂や掘削土砂の取り込み効率がカッタトルクに及ぼす影響

そこで、次章以降では、カッタ径1 m程度のシールド模型実験を行い上記の不明点を解明するとともに、カッタトルク算定式の具体化を試みることにする。

参 考 文 献

- 1) 三菱重工業(株)建機部編：「シールド掘進機」，三菱重工業(株)社内資料，1987
- 2) 畠 昭治郎：「土の掘削機構について」，土と基礎・最近の工法，土質工学会，1969
- 3) 大石 善啓，兵頭 和也：「X線ラジオグラフィ法を用いた平刃切削機構の可視化」，土木学会第40回年次学術講演会講演概要集，1985
- 4) 大石 善啓，兵頭 和也：「X線ラジオグラフィ法を用いた平刃切削機構の可視化」，テラメカニクス，第6号，1985
- 5) Thurairajah A.：「Some Shear Properties of Kaolin and of Sand」，ph. D. Thesis, Cambridge Univ., 1961
- 6) Ichiba S., Hyodo K., Ooishi Y.：「A Study on the Mechanical Behavior of Soil During Flat Edge Cutting」，9th International Conference of I.S.T.V.S. (Barcelona), 1987
- 7) Ichiba S., Hyodo K., Ooishi Y.：「A Study on the Mechanical Behavior of Soil During Flat Edge Cutting」，Mitsubishi Technical Bulletin, No.176, 1987
- 8) 浦上 紘一，兵頭 和也，大石 善啓：「X線ラジオグラフィ法を用いた土の移動現象の可視化」，三菱重工技報，Vol. 21, No.4, 1983
- 9) 畠 昭治郎，金子 義信：「砂質土の掘削抵抗と掘削刃前面の土圧分布について」，土木学会論文報告集，No.280, 1987
- 10) 畠 昭治郎：「掘削機構の解明 I (その1)」，建設の機械化，No. 135, 1961
- 11) Kühn G.：「Der gleislose Erdbau」，Springer-Verlag., Berlin/Göttingen/Heidelberg, 1956
- 12) 畠 昭治郎：「建設機械学」，鹿島出版会，1987
- 13) 畠 昭治郎：「掘削機械の掘削機構に関する土質力学的研究」，京都大学学位請求論文，1959
- 14) Terzaghi K.：「Theoretical Soil Mechanics」，John Wiley & Sons, New York, 1943

- 15) 村山 朔郎, 松岡 元: 「砂質土中のトンネル土圧に関する基礎的研究」, 土木学会論文報告集, No.187, 1971
- 16) 水谷 敏則, 時枝 繁, 石村 利明, 平岡 弘志: 「シールドトンネルの切端の安定に関する検討」, 土木技術資料, Vol 26, No.11, 1984
- 17) 日本港湾協会: 「港湾の施設の技術上の基準・同解説」, 1979
- 18) 石下 禎重: 「土質基礎工学ライブラリー 5, -横浜本牧ふ頭の岸壁基礎-」, 土質工学会, 1966
- 19) 南野 輝久: 「推進工法の設計と施工」, 森北出版, 1981
- 20) 岸田 隆夫, 吉見 吉昭: 「砂と金属材料との間の摩擦抵抗」, 第12回土質工学研究発表会, 1977
- 21) 岸田 隆夫, 吉見 吉昭, 植木 一志: 「砂と金属材料との間の摩擦抵抗(その2)」, 第13回土質工学研究発表会, 1978
- 22) 赤井 浩一: 「土質力学」, 朝倉土木講座 5, 朝倉書店, 1966
- 23) 竹下 貞雄: 「中掘り式推進工法における推力と切削トルクに関する土質工学的研究」, 京都大学学位請求論文, 1984
- 24) 矢野 信太郎: 「シールド工法」, 鹿島出版会

第3章 面板式シールドカッタトルク評価実験

3.1 概 説

シールド掘削機の主流をなす泥水式シールド掘削機は、第1章に述べたとおり、泥水圧およびカッタフェイス（面板）によって山留めを行うシールド掘削機である。

ここでは、鉄道複線級円形大断面シールドの直径が約10mであることから、その1/10スケールの面板式シールド掘削機を想定し、掘進条件、地盤条件等が掘削トルクに及ぼす影響を評価する目的で模型実験を実施した。なお、1/10スケールの面板式シールド模型に泥水を適用するのは困難であるため、実験ではスクリュコンベアによる排土を行い、切羽の支持のみ面板で行う面板支持式シールド模型とした。実験結果の泥水式実機シールドへの展開は、泥水式実機シールドと面板支持式実機シールドの施工実績の比較結果に基づいて行うこととした。

3.2 実験内容

3.2.1 模型条件の検討

(1) 模型寸法

掘削径10mの鉄道複線級トンネルを想定し、実験装置、取扱い土量等の実験規模から約1/10スケールとした。したがって、カッタ径は1mである。

(2) 開口率

実機の開口率をそのまま幾何学的に縮尺すると、開口寸法が小さくなり、実機と模型との土砂取込みメカニズムが大きく異なることが懸念される。そこで、掘削、土砂取込み性の観点から、今回のシールド模型を直径1mの実機と考え、過去の小径シールドの実績を勘案して、開口率 $S = 30\%$ とした。

(3) カッタビット高さ

カッタビット高さ h_b についても、幾何学的な縮尺をそのまま適用すれば、 $h_b = 2 \sim 3 \text{ mm}$ 程度となり、切込み量よりもカッタビット高さが低いといった実用上の問題が生じる。そこで(2)と同様にシールド模型を小型の実機と考え、想定される切込み速度での掘進が可能となるように、下記の考え方に基づいてカッタビット高さを決定した。

図3.2.1は第1章の図1.3.3と同一のものであり、シールド機のカッタトルクと次式¹⁾で与えられる切込み速度比 β との関係を示すものである。

$$\beta = \frac{f h_b p}{v} \quad (3.1)$$

ここに、

f : カッタ回転数

v : 掘進速度

h_b : カッタビット高さ

p : カッタビット段数 (同一軌跡上のカッタビットの重複列数)

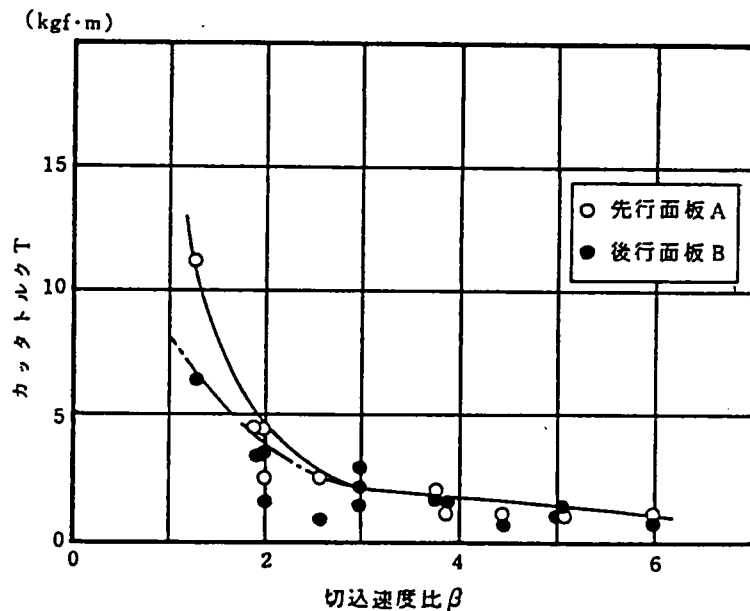


図3.2.1 切込み速度比とカッタトルクとの関係 (飯田ら)¹⁾

図3.2.1によると、 $\beta < 3 \sim 4$ の領域では β の減少とともにカッタトルクが急増する傾向が認められる。そこで、カッタトルクの急激な増加が生じないために必要なカッタビット高さを与える条件を $\beta < 3.5$ とし、この条件を満足するときのカッタビット高さ h_b を求めたところ $h_b = 2.2 \text{ mm}$ となった。ただし、シールド実機の常用運転条件から、

カッタ外周速 $\pi D f = 20 \text{ m/min}$, シールド掘進速度 $v = 4 \text{ cm/min}$, ビット段数を $b = 1$ とした。なお, カッタビット高さが掘削トルクや切羽の安定性等の主要な実験結果に及ぼす影響については不明な点が多いため, $h_b = 16 \text{ mm}$ のカッタビットを用いて比較実験を行うこととした。

(4) その他

ビット段数, 面板形状, カッタチャンバの奥行き寸法等の装置諸元についても, 掘削性, 土砂の取込み性を重視し, 小型の実機の実績に基づいて仕様の決定を行った。

3.2.2 実験装置

図3.2.2に実験装置を, 図3.2.3にカッタフェイス付近の詳細をそれぞれ示す。実験土槽は幅3m, 奥行2.5m, 高さ3.5mであり, 油圧ジャッキによって水平移動可能な台車に片持ち状態で支持された円形シールド模型が, 土槽側壁中央部のエントランスパッキン部から, 土槽中を掘進する構造とした。

表3.2.1, 3.2.2は, それぞれ推進ジャッキ, カッタヘッド, 排土装置の仕様をまとめたものであり, いずれも油圧駆動である。

表3.2.1 推進ジャッキ仕様

推力 (tf)	ストローク (cm)	使用圧力 (kgf/cm ²)	切羽面積当り推力 (kgf/cm ²)	ジャッキ伸長速度 (cm/min)
24	210	300	3	0 ~ 22

表3.2.2 カッタヘッド仕様

形式	カッタ掘削外径 (cm)	回転数 (rev/min)	掘削トルク (tf·m)	駆動方法
センター支持方式	φ 100	MAX 7.6	MAX 2.3	油圧モータ駆動 (左, 右回転)

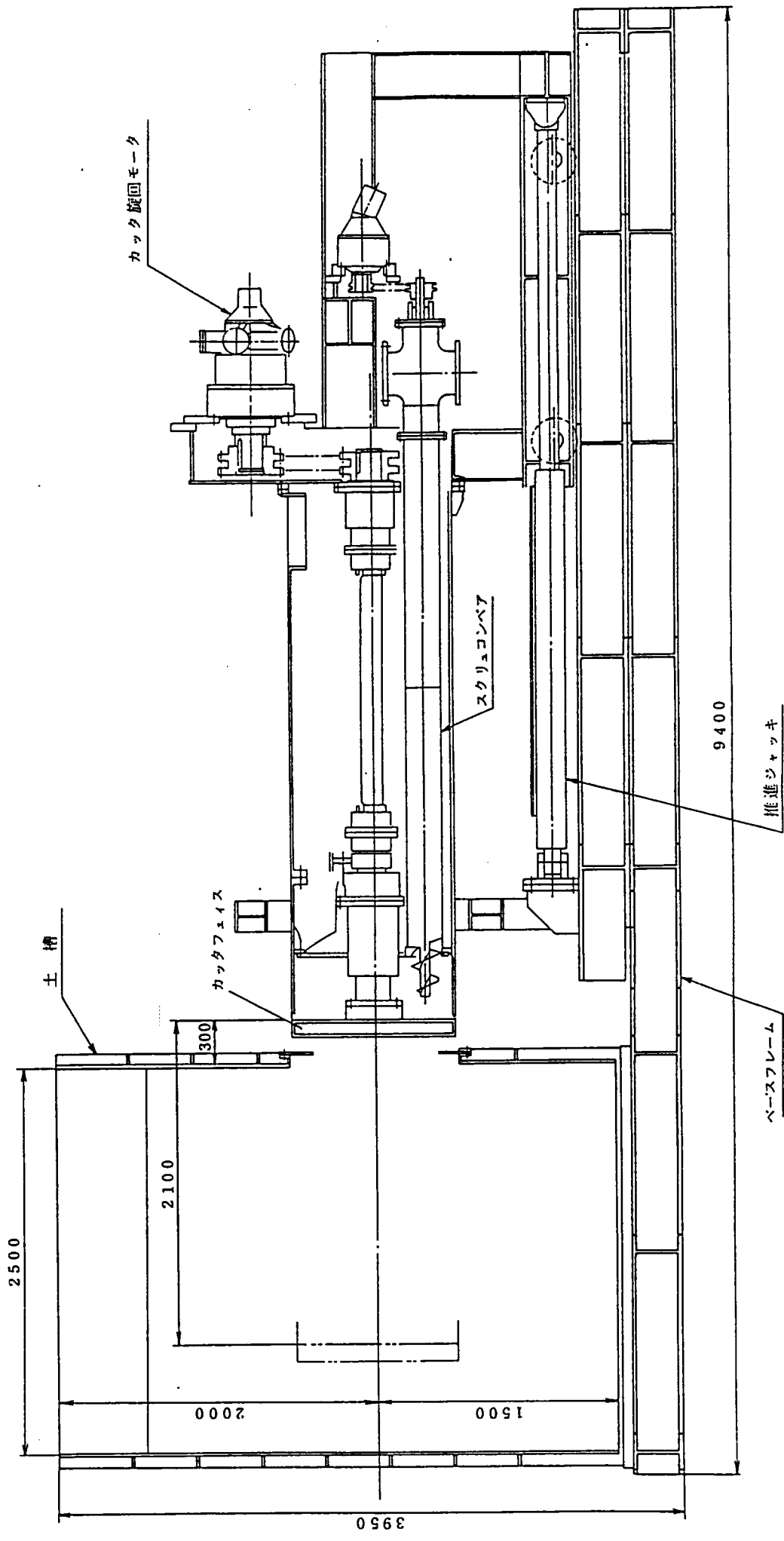


図 3.2.2 円形シールド実験装置

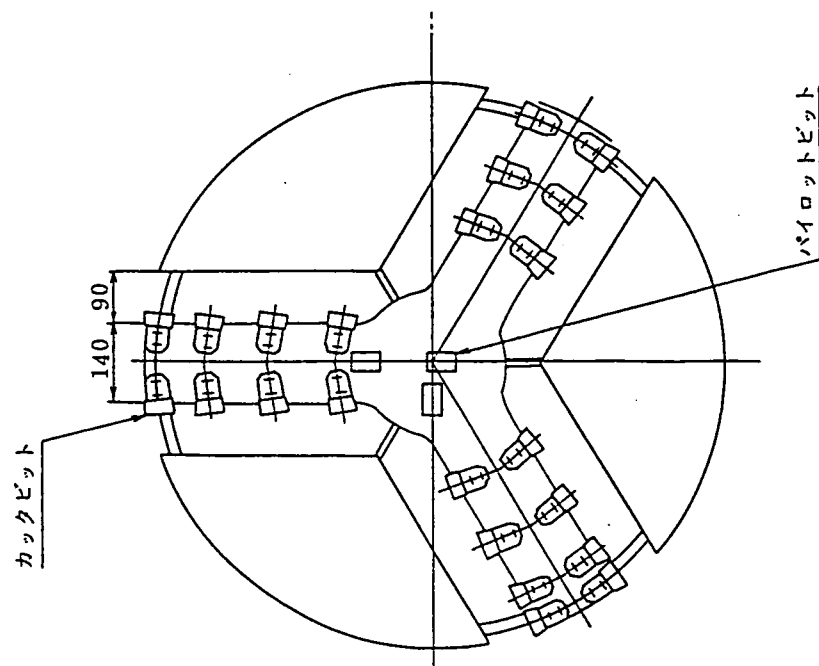
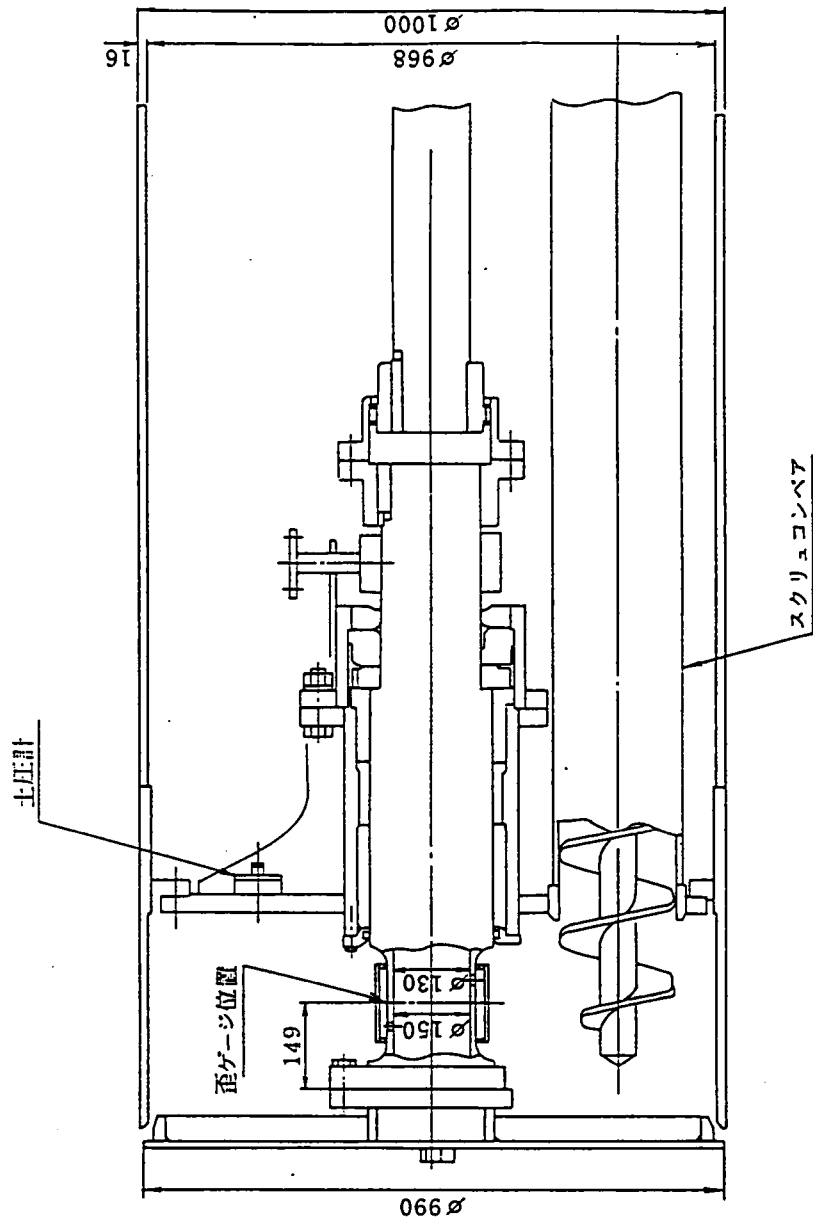


図 3.2.3 円形シールドカッタフェイス

なお、実験時の主要計測項目および計測方法は次のとおりである。

- 掘進速度 …………… 推進ジャッキの伸長速度を速度計にて計測した。
- カッタ回転数 …………… タコメータによって計測し、カッタ回転数、カッタ回転角を計算した。
- 掘進距離 …………… 推進ジャッキの伸長量をポテンシヨ式変位計にて計測した。
- カッタトルク …………… カッタ駆動モータの油圧をプレッシャヘッドにて計測した。
- 全推進力 …………… 推進ジャッキの推進圧をプレッシャヘッドにて計測した。
- カッタチャ …………… バルクヘッドに配した土圧計にて、カッタチャンバ内に土砂ンバ土圧が充填されていないことを監視した。

以上の各計測量は、ペンレコーダ等でモニタリングすると共に、A/D変換後パーソナルコンピュータのフロッピーディスクに記録した。

3.2.3 実験地盤

(1) 地盤材料

土質模型実験において地盤材料を選定する際に、まず最初に決定すべきことは粘性土を用いるか砂等の粒状体を用いるかである。ここでは、下記の理由により、砂系地盤とすることとした。²⁾

- 砂系地盤の方が強度管理、ハンドリング等が容易であり、再現性の高い均質な地盤を造成しやすい。
- 地盤の強度定数が内部摩擦角 ϕ のみであるため、実験結果の評価、展開が容易である。次に、砂系地盤の材料を決定する上で下記の条件を設定し、材料選定を行った。
- 塑性指数 $I_p < 5$ であり、粘着力の影響が無視できる。
- 締め固めの有無によって、間隙比で0.1程度の変化を与えられる。
- 粒度管理がなされている。

この結果、上記の条件を満足する材料として珪砂5号を選定した。次ページの図3.2.4に珪砂5号の粒度試験結果を示す。

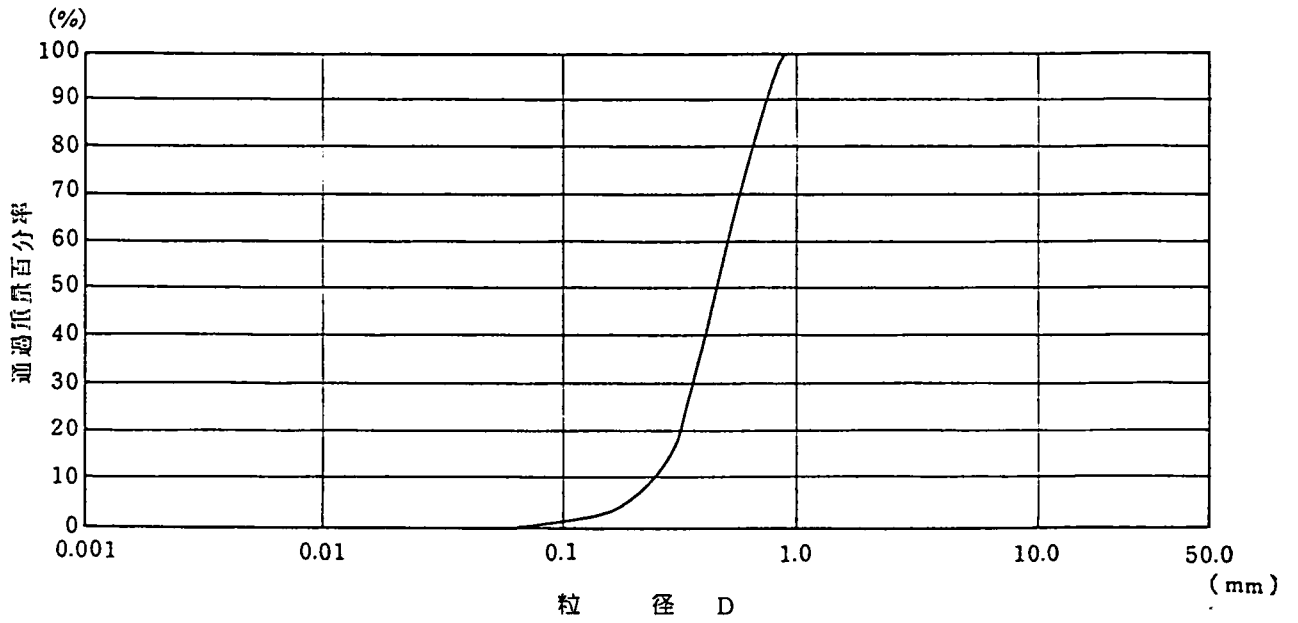
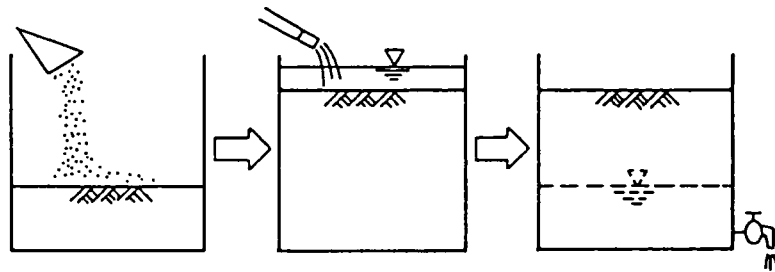


図3.2.4 硅砂 5 号 粒 度 分 布



軟地盤：まき出し厚各30cm → 飽和 → 排水
 硬地盤：まき出し厚各10cm → 飽和 → 排水
 +
 締固め

図3.2.5 地盤作成法

(2) 地盤条件

実験では切羽が崩壊しにくい地盤としやすい地盤について評価を行うために、地盤強度を2通りとし、次の設定とした。

軟地盤 …………… 均質性を保ち得る範囲で出来るだけ緩くする。

硬地盤 …………… 締固め機によって層毎に出来るだけ締固める。

また、両地盤とも密度、含水比等の土質データに再現性が保たれるように水締め管理（注水→飽和→排水）を行った。なお、実際の施工では、地下水位以下となる場合がほとんどであるが、模型実験において地盤の飽和状態を保持しながら掘進することは、装置、実験方法上の制約から極めて困難である。そこで実験は不飽和状態で行い、飽和～不飽和地盤の相違については、室内せん断試験により評価を行った。

なお、硬地盤作成時に含水状態が締固め状態に及ぼす影響を事前検討する目的で突固め試験を実施したが、含水比が $3\% < w < 20\%$ の実用上の範囲では締固め状態の有意な差異は認められなかった。

(3) 地盤作成法

軟、硬両地盤の作成方法は下記のとおりである。前ページの図3.2.5に地盤作成法を模式的に示す。

<軟地盤>

- (i) 土槽上部から油圧ショベルにより砂を投入する。
- (ii) 30cm厚さごとに平坦に敷均す。
- (iii) 土槽上部より散水し、層毎に飽和させる。
- (iv) 所定の高さまで(i)～(iii)を繰り返す。
- (v) 排水 (約16時間)

<硬地盤>

- (i) 土槽上部から油圧ショベルにより砂を投入する。
- (ii) 10cm厚さごとに平坦に敷均す。
- (iii) 電動ランマにて締固める
- (iv) 所定の高さまで(ii), (iii)を繰り返す。
- (v) 注水 → 浸透 (約12時間)
- (vi) 排水 (約50時間)

(4) 地盤条件評価内容

各実験時の地盤条件を評価するため、次の計測を行った。

<コーン貫入試験>

実験前の地盤について実験地盤の均質性、再現性を評価するため、また実験後の地盤についてシールドの掘削による地盤への影響（ゆるみの広がり）を調べるため、深さ1～2.5 m、5～6ヶ所のコーン指数の計測を行った。なお、砂地盤では、コーン指数は深さとともに増大し、地盤の強度を一義的に表わす指標とならないため、同一の深さにおける実験前後あるいは実験土槽間の相对比较を行った。標準

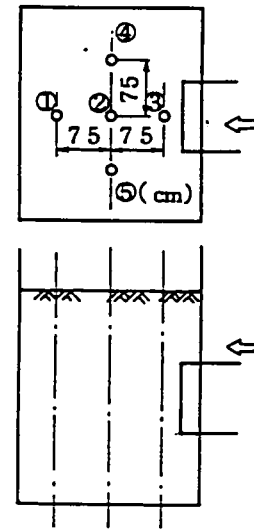


図3.2.6 コーン貫入試験

的な計測位置は図3.2.6のとおりであるが、実験条件等に応じて各ケースでそれぞれ計測位置の設定を行った。実験の前後では、機体進行方向に5～10 cm程度測定位置をずらした。コーンの寸法形状は、先端角30°、直径20 mmである。図3.2.6に示す各測点では、次の評価を目的としている。

地盤の均質性、再現性	全測点
切羽前方へのゆるみの広がり	測点①
機体直上へのゆるみの広がり	測点②, ③
機体側方へのゆるみの広がり	測点④, ⑤

また、実験地盤におけるコーン指数とN値との対応を得るため、事前に標準貫入試験も併せて実施し、砂地盤で成立するとされている $q_c = 4 \sim 4.5 N$ なる対応を得た。³⁾

<単位体積重量>

容積が200 cm³の直方体形サンプラーを地中に貫入させ、実験前（表層のみ）、実験後（深さ1 mごとに3断面）の単位体積重量を測定した。

<含水比>

単位体積重量測定サンプルを炉乾燥し、含水量を算定した。

<その他>

上記のデータを用いて、乾燥密度や間隙比などの土質データを算定した。

(5) 地盤条件評価結果

次ページの表3.2.3に各実験ケースにおける地盤条件評価結果をまとめて示す。以下に各地盤データの評価結果をそれぞれまとめて記す。

<コーン指数： q_c >

表3.2.3は土被り1.5m位置における代表値を示すものであるが、硬軟地盤のコーン指数は次のとおり大きな差を有する。

軟地盤 $q_c = 10 \sim 20$ (kgf/cm²)

硬地盤 $q_c = 110 \sim 120$ (kgf/cm²)

図3.2.7に示すとおり、一般に地盤の密度や間隙比の変化が小さくとも地盤強度の変化が大きいことが知られており、硬軟の両地盤条件を直接的に評価する手段としてコーン貫入試験が実用的であると考えられる。

<乾燥密度： ρ_d >

実験の前半およびCase. S-8で硬軟両地盤の乾燥密度が同程度の値となっているが、これは、シールド掘削によってゆるめられた切羽付近にてサンプリングを行った

ためと考えられる。上記の問題点を改善後は、硬軟地盤間の乾燥密度差は0.1 g/cm³程度となり、締固めの有無による密度変化が反映されている。

<間隙比： e >

間隙比についても、その測定評価方法から乾燥密度と同じ傾向が認められるが、硬軟両地盤の間隙比の差は0.05~0.1程度と考えられる。

<内部摩擦角： ϕ >

両地盤のせん断特性をまとめて次ページの表3.2.4に示す。図3.2.8-(1), (2)は、硬軟両地盤における砂同士および砂と鋼との一面せん断試験結果である。

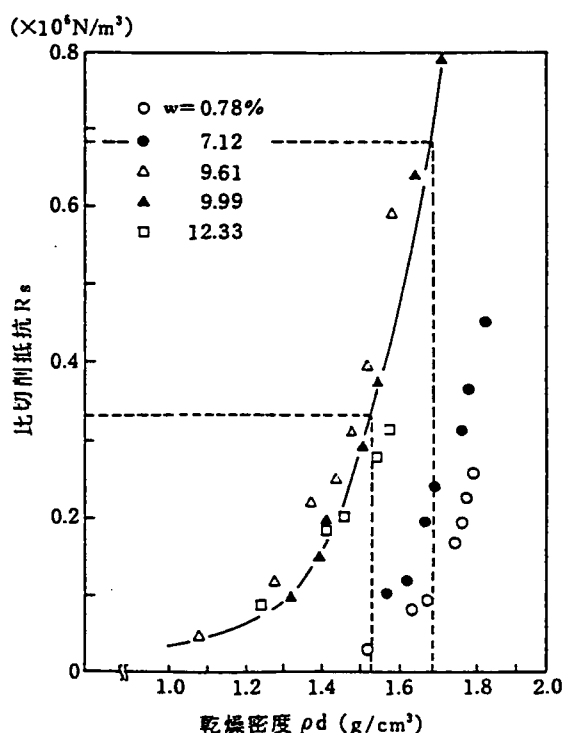


図3.2.7 締固め土の強度と密度との関係 (昌¹⁸⁾)

表3.2.3 土 質 条 件

地 盤	CASE No.*	湿潤密度 ρ_t (g/cm ³)	乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	含 水 比 w (%)	間 隙 比 e	コーン指数** q _c (kgf/cm ²)
軟	S - 2	1.652	1.507	9.65	0.750	19
軟	S - 5	1.650	1.489	10.83	0.771	21
軟	S - 6	1.676	1.489	12.55	0.771	16
軟	S - 7	1.682	1.482	13.48	0.779	20
軟	S - 10	1.655	1.462	13.18	0.804	10
硬	S - 3	1.688	1.536	9.87	0.717	123
硬	S - 4	1.655	1.499	10.43	0.759	110
硬	S - 8	(1.627)	(1.430)	13.77	(0.844)	117
硬	S - 9	1.701	1.508	12.81	0.749	110
硬	S - 11	1.754	1.554	12.89	0.697	150

* S-1は測定せず。

** 土被り1.5m位置

表3.2.4 一面せん断試験結果

地 盤 種 類	湿潤密度 ρ_t (g/cm ³)	含水比 w (%)	せん断 条 件	粘着力 c(gf/cm ²)	摩擦角 ϕ, δ (°)	摩擦係数 tan ϕ tan δ
軟地盤	1.68	14.3	砂同士	0	39.7	0.830
			砂 - 鋼	0	15.9	0.285
硬地盤	1.76	12.8	砂同士	0	47.9	1.107
			砂 - 鋼	0	25.0	0.466

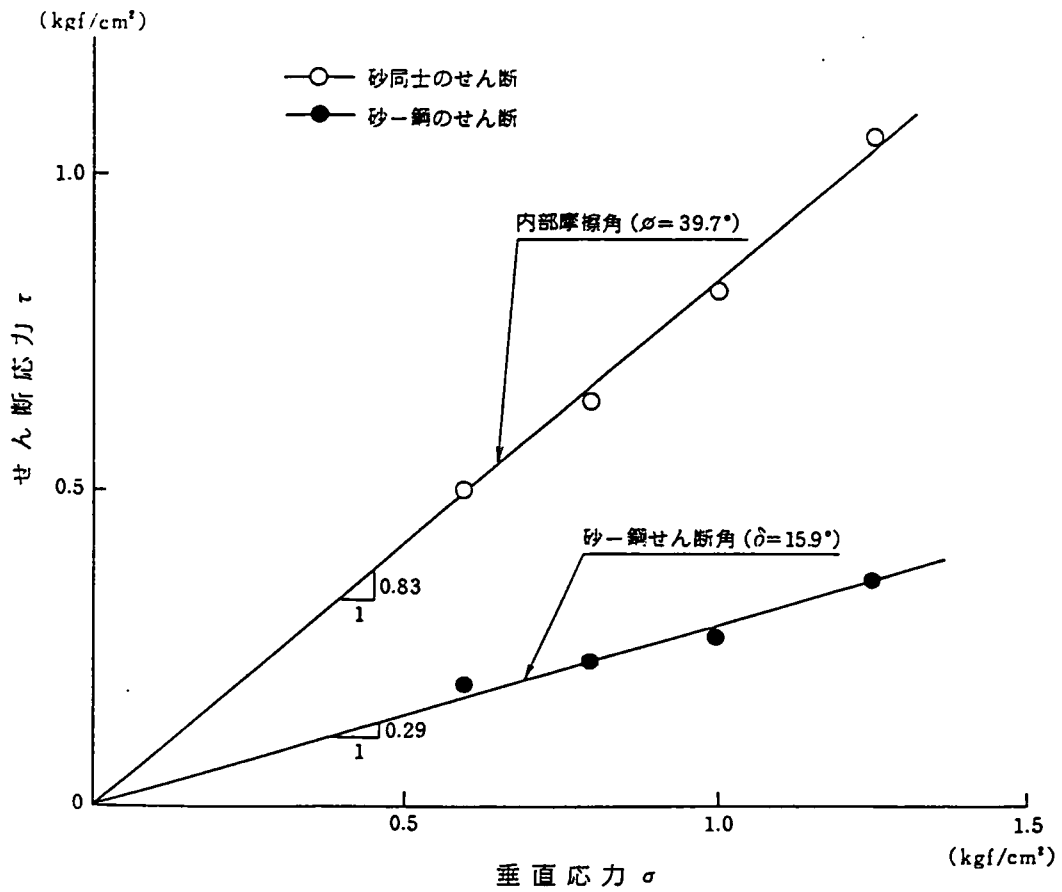


図3.2.8-(1) 一面せん断試験結果 (軟地盤)

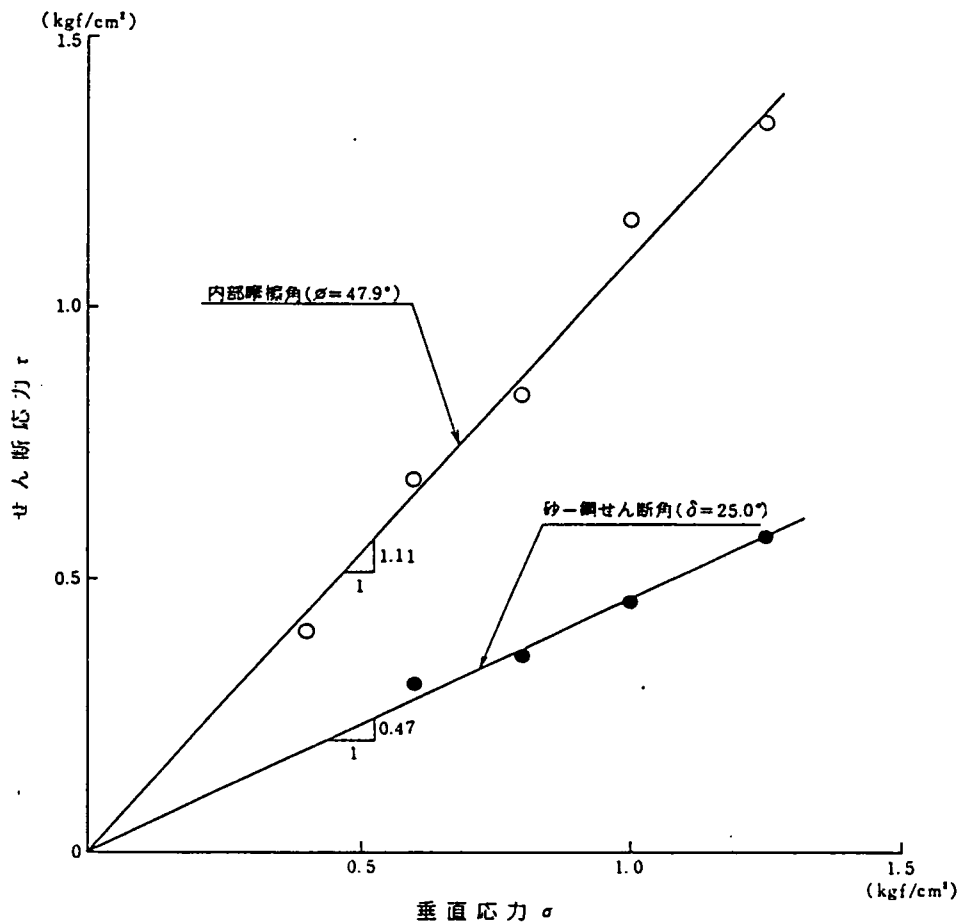


図3.2.8-(2) 一面せん断試験結果 (硬地盤)

3.2.4 実験方法

<実験条件の設定>

今回の実験では、掘進条件によるカッタトルクや機体への作用力等の変化の把握に主眼をおいたため、1ケース中に複数の実験条件（以下サブケースという）を実施した。なお、各サブケース間の独立性を保つため、カッタトルク、推進力や排土量が定常状態にあることを条件変更時の管理項目とした。

<実験手順>

実験は下記の手順で実施した。

- i) 掘進開始 …………… スクリュコンベア→推進ジャッキ→カッタの順序で起動した。
- ii) 助走区間 …………… 掘進開始後約20cm程度の区間については、土槽側壁の影響による地盤の不均質、カッタチャンバ内の非定常性などの影響を受けるため助走区間とした。
- iii) 定常掘進 …………… 前述の判断に基づいて各サブケース条件の設定を行った。
- iv) 掘進停止 …………… 推進ジャッキ→カッタ→スクリュコンベアの順に停止した。カッタは、水平停止装置を用いて常に同一姿勢で停止させた。

実験終了後、シールド模型を停止したまま地盤を上方より掘削し、切羽付近を露出させた後機体を後退させ、切羽の自立状況を観察した。

以上の本実験の他に、図3.2.9に示すように土被りのない状態で地山とカッタフェイスとの相互作用を観察可能な目視実験を実施した。目視実験における着目点は次のとおりである。

- 切羽面におけるカッタフェイスと地盤との接触状況（摩擦型か切削型か）
- 切羽前方および側方への影響範囲の広がり状況
- カッタ回転に伴う土砂の運動機構、取込み状況
- カッタ位置と負荷変動の相関性
- 地盤強度の相違による切羽～カッタフェイス相互作用状況の変化

なお、地表面の変形状況の観察を容易にするため、地表面に10cm間隔の格子状のマーキングを行い、VTR撮影および写真撮影を行った。

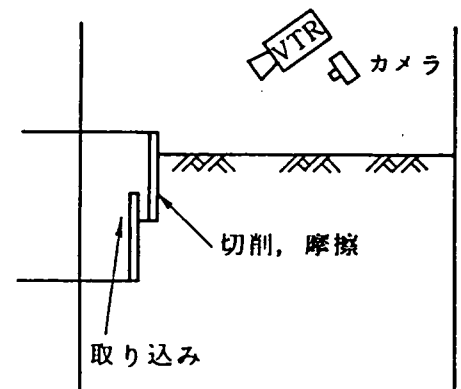


図3.2.9 目視実験

3.2.5 実験条件

実験では、主として下記の項目がカッタトルクに及ぼす影響に着目した。

○掘進条件

カッタフェイスの地山への押し付けの程度を表わす指標である掘進速度 v とカッタ回転数 f の比 v/f をパラメータとした。カッタ回転方向については、カッタトルクへの影響がないことを確認した。

○地盤条件

硬軟両地盤のせん断強度、自立性等の相違による差異を検討した。

○カッタビット高さ

$h_b = 16\text{mm}$, 22mm の2種のカッタビットを用いてカッタビット高さがカッタトルクに及ぼす影響を評価した。

この結果、各実験ケースにおける着目点は表3.2.5のとおりとなり、具体的な実験条件は次ページの表3.2.6のとおり定めた。なお、S-7, S-8以外の実験ケースにおけるカッタビット高さは $h_b = 22\text{mm}$ である。

表3.2.5 各実験ケースにおける着目点

Case No.	評価内容	地盤条件
S - 1	予備実験	軟
S - 2	軟地盤基本特性	軟
S - 3	硬地盤基本特性	硬
S - 4	掘進条件 v/f 特性	硬
S - 5	掘進条件 v/f 特性	軟
S - 6	地表面変位特性 (一定条件時)	軟
S - 7	ビット高さの影響 ($h_b = 16\text{mm}$)	軟
S - 8	ビット高さの影響 ($h_b = 16\text{mm}$)	硬
S - 9	掘進条件 v/f 特性	硬
S - 10	掘進条件 v/f 特性	軟
S - 11	掘進条件 v/f 特性	硬

表 3.2.6 - (1) 実験条件一覧表 (軟地盤)

軟 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)	軟 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)	軟 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向			掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向			掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向	
S-1-0	4.0	6.9	↻	22	S-2-0	3.8	6.3	↻	22	S-5-0	3.9	6.1	↻	22
S-1-1	3.8	6.3	↻	"	S-2-1	3.5	6.3	↻	"	S-5-1	4.0	6.4	↻	"
S-1-2	1.9	6.4	↻	"	S-2-2	1.6	6.3	↻	"	S-5-2	2.9	6.4	↻	"
S-1-3	3.8	6.4	↻	"	S-2-3	3.6	6.3	↻	"	S-5-3	2.0	3.3	↻	"
S-1-4	1.8	3.2	↻	"	S-2-4	3.4	3.0	↻	"	S-5-4	2.0	3.3	↻	"
										S-5-5	4.1	6.4	↻	"
										S-5-6	3.0	6.4	↻	"
										S-5-7	2.6	3.2	↻	"
										S-5-8	4.6	6.4	↻	"

軟 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)	軟 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)	軟 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向			掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向			掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向	
S-6-0	3.9	6.3	↻	22	S-7-0	4.0	6.6	↻	16	S-10-1	4.1	5.0	↻	22
					S-7-1	4.1	6.0	↻	"	S-10-2	3.9	6.5	↻	"
					S-7-2	—	—	—	"	S-10-3	3.8	3.2	↻	"
					S-7-3	3.0	6.1	↻	"	S-10-4	3.1	3.2	↻	"
					S-7-4	2.0	3.2	↻	"	S-10-5	3.0	4.7	↻	"
					S-7-5	3.0	4.6	↻	"	S-10-6	2.0	4.8	↻	"
					S-7-6	3.0	3.2	↻	"	S-10-7	2.9	6.4	↻	"
					S-7-7	3.0	6.1	↻	"					
					S-7-8	3.0	6.0	↻	"					

表 3.2.6 - (2) 実験条件一覧表 (硬地盤)

硬 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)	硬 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)	硬 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向			掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向			掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向	
S-3-0	3.0	6.3	↻	22	S-4-0	3.0	6.4	↻	22	S-8-0	3.0	4.8	↻	16
S-3-1	3.2	6.0	↻	"	S-4-1	4.1	6.4	↻	"	S-8-1	4.0	6.4	↻	"
S-3-2	2.0	6.4	↻	"	S-4-2	3.0	6.5	↻	"	S-8-2	2.9	6.4	↻	"
S-3-3	2.8	6.3	↻	"	S-4-3	1.9	6.5	↻	"	S-8-3	1.9	6.4	↻	"
S-3-4	3.4	5.7	↻	"	S-4-4	2.0	4.8	↻	"	S-8-4	3.7	3.1	↻	"
S-3-5	2.7	6.3	↻	"	S-4-5	2.0	3.4	↻	"	S-8-5	1.9	3.3	↻	"
S-3-6	1.8	6.5	↻	"	S-4-6	4.2	3.0	↻	"	S-8-6	2.8	6.4	↻	"
S-3-7	1.0	3.3	↻	"	S-4-7	2.0	6.4	↻	"	S-8-7(1)	3.0	3.3	↻	"
S-3-8	1.1	6.3	↻	"						S-8-8(2)	3.0	3.5	↻	"
S-3-9	1.1	4.8	↻	"										

硬 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)	硬 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)	硬 Case No.	掘進条件			ビット 高さ h _b (mm)
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向			掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向			掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 f (rev/min)	カッタ 回転 方向	
S-9-0	—	—		22	S-11-1	3.1	6.3	↻	22					
S-9-1	3.9	6.3	↻	"	S-11-2	3.0	4.8	↻	"					
S-9-2	3.1	6.2	↻	"	S-11-3	2.9	3.0	↻	"					
S-9-3	3.0	4.7	↻	"	S-11-4	2.0	6.3	↻	"					
S-9-4	3.0	3.2	↻	"	S-11-5	1.8	4.8	↻	"					
S-9-5	2.2	6.2	↻	"	S-11-6	3.7	6.4	↻	"					
S-9-6	2.2	3.3	↻	"	S-11-7	3.6	4.8	↻	"					
S-9-7(1)	2.1	3.3	↻	"	S-11-8	—	—	↻	"					
S-9-7(2)	2.1	3.3	↻	"	S-11-9(1)	0.9	8.1	↻	"					
					S-11-9(2)	1.7	8.1	↻	"					

3.3 掘進条件、地盤条件とカットトルクとの関係

次ページの図3.3.1-(1)は、代表的な実験条件におけるカットトルクの実出力状況である。図に示すとおり、カットトルクはカットの回転に同調した周期変動特性を有し、その波形はカット回転方向、掘進条件、地盤条件等によって異なる。この原因としては、カットに作用する前面土圧の変動、カット構造（スポーク、カットビット配置）の非対称等が考えられるが、ここでは、各実験条件における代表値として、トルクの積分平均値を評価データとした。

また、図3.3.1-(2)、3.3.1-(3)に示すとおり、掘進条件によってカットトルクの不安定傾向や、地山の崩壊に伴う不連続なトルク増加等の特性が現れたため、これらの不安定なデータを含まない定常状態にあるデータのみを採用した。

図3.3.2、3.3.3は、硬軟両地盤におけるカットトルク T と掘進速度 v との関係をカット回転数 f をパラメータに整理したものである。両図から、カットトルク T と掘進速度 v の間には次の関係が認められる。

(1) 掘進速度の増加に伴ってカットトルクは増大する傾向にあり、両者間には概ね線形関係が成立する。同一の掘進速度においては、カット回転数が高い程カットトルクは低い傾向にあるが、データのバラつきもあり掘進速度との関係ほど顕著な相関性は認められない。掘進速度とカット回転数がカットトルクに及ぼす影響の物理的な意味は、掘進速度はカットフェイスの地山への押し付けの強さと、カット回転数は掘削土砂の取り込み回数とそれぞれ対応するものと考えられる。

(2) 図3.3.4はこれらの関係を模式的に示したものである。すなわち、第2章に述べたとおり、地盤（強度、自立性等）とカットフェイス（開口率、カットビット配置等）とのマッチングによって、カットトルクが安定状態にあり、かつ切羽も安定する掘進条件（掘進速度、カット回転数）の範囲が存在し、

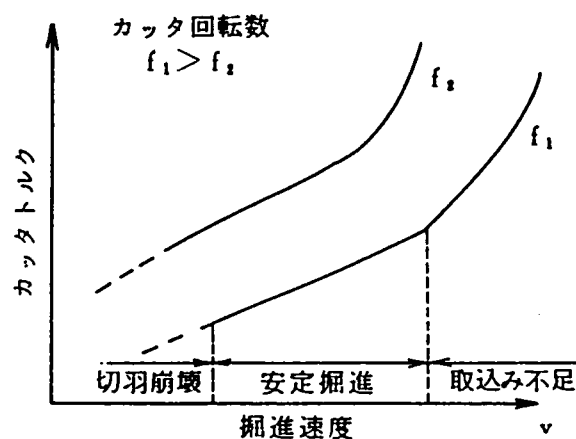


図3.3.4 カットトルクと掘進条件の関係

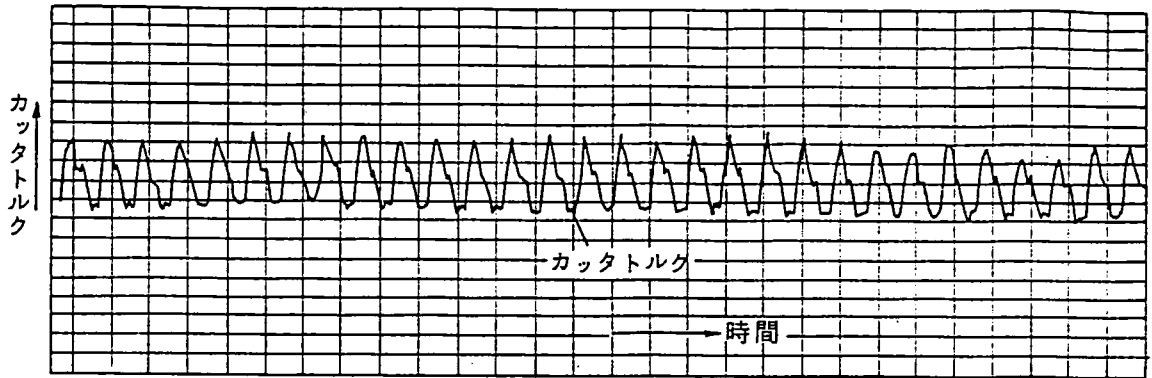


図3.3.1-1) カッタトルク出力例 (安定状態)

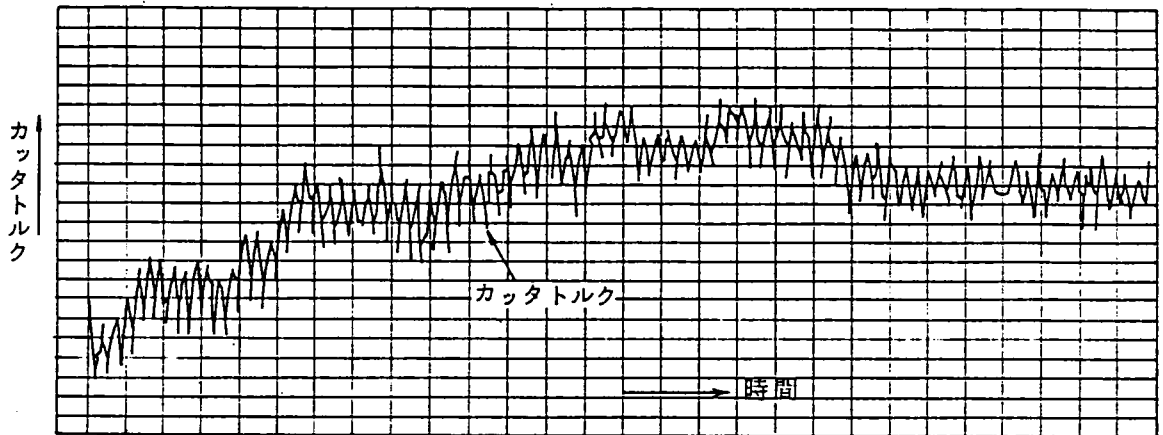


図3.3.1-2) カッタトルク出力例 (不安定状態)

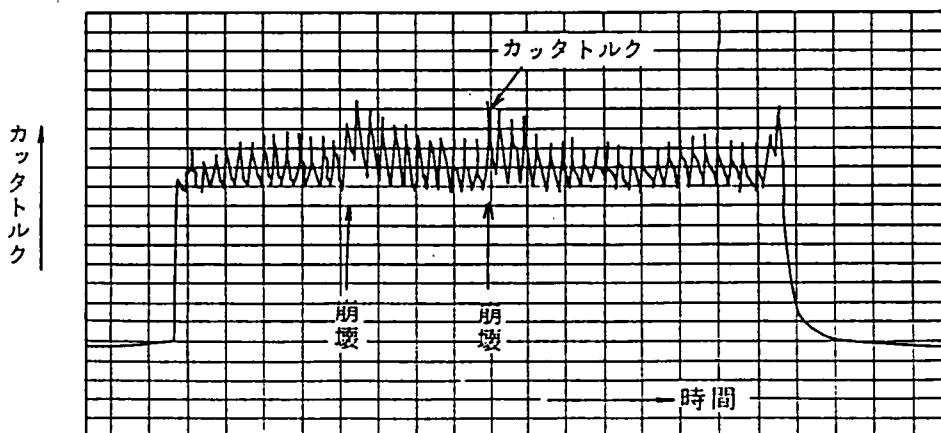


図3.3.1-3) カッタトルク出力例 (切羽崩壊時)

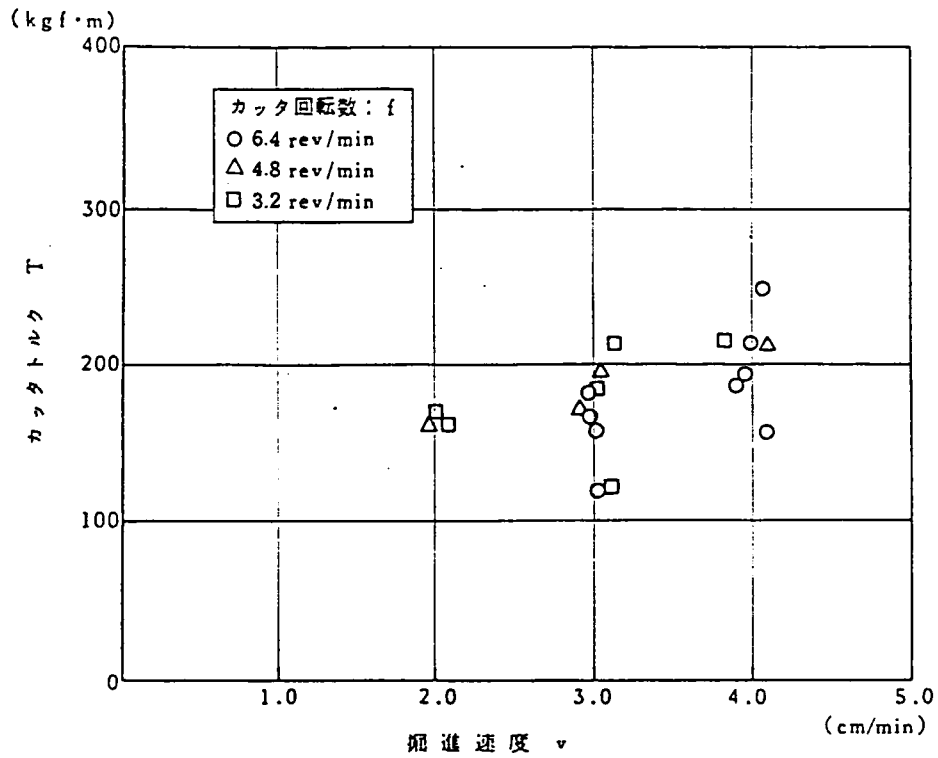


図3.3.2 掘進速度とカッタトルクとの関係 (軟地盤)

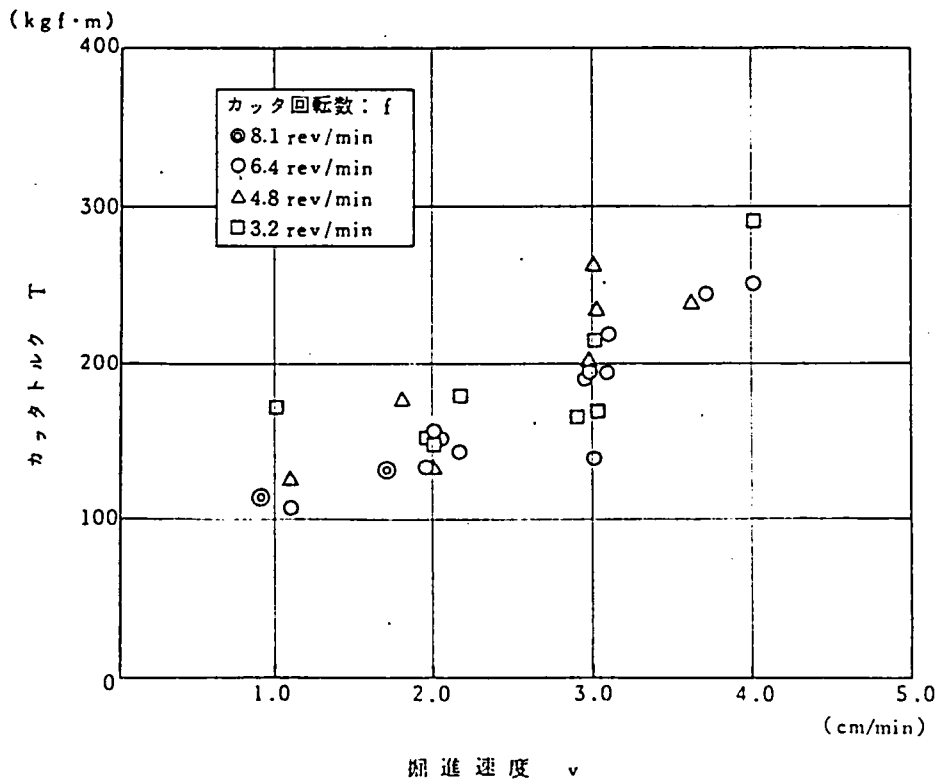


図3.3.3 掘進速度とカッタトルクとの関係 (硬地盤)

この領域ではカットトルクと掘進速度は線形関係にある。

今回の実験ではこの安定領域での掘進がほとんどであったが、予備実験では v が過大あるいは f が過少である場合には、カットトルクは図3.3.1-(2)に示したように急増し、逆の場合には図3.3.1-(3)のとおり、軟地盤において切羽の崩壊等を招きカットトルクは不安定状態に至ることが確認された。

- (3) 地盤条件の比較によると、軟地盤に比べ硬地盤の方が、とくに掘進速度の高い領域 ($v > 3 \text{ cm/min}$) でカットトルクが高い傾向にある。また、掘進速度の低い領域 ($v < 3 \text{ cm/min}$) においては、両者はほぼ同程度のレベルである。なお硬地盤では、 $v < 2 \text{ cm/min}$ 程度の低い掘進速度においてもカットトルクは安定状態にあったが、軟地盤では切羽の崩壊が生じ、図3.3.1-(3)に示した様に安定した掘進が不可能であった。⁵⁾

次に、掘進速度とカット回転数のカットトルクに対する影響度を評価するため、掘進速度とカット回転数との比である v/f を横軸にカットトルク整理した。図3.3.5に結果を示す。カットトルクと v/f との間には概ね線形関係が認められる。^{5), 6)} 両地盤におけるカットトルクと v/f との1次回帰式は次のとおりとなる。

$$\text{軟地盤: } T = 194 (v/f) + 68 \quad (\text{kgf} \cdot \text{m}) \quad (3.2)$$

$$\text{硬地盤: } T = 203 (v/f) + 85 \quad (\text{kgf} \cdot \text{m}) \quad (3.3)$$

したがって、軟地盤に比べ硬地盤の方がカットトルクは全般に高く、また上式の勾配の値の比較から、掘進条件である v/f の変化によるカットトルクへの影響もやや大きいことがわかる。また両地盤のコーン指数 q_c の差 (軟地盤: $q_c = 10 \sim 20 \text{ kgf/cm}^2$, 硬地盤: $q_c = 110 \sim 120 \text{ kgf/cm}^2$) に比べ、カットトルクの差は約10%程度と小さいが、これはシールド掘削機の掘削トルクが地盤強度以外の要因によって影響を受けていることを示唆するものである。なお、上式の切片項は掘進条件に依存しない定数であることから、カット外周面やカット背面のせん断抵抗などによるものと考えられる。

図3.3.6, 3.3.7は、軟、硬両地盤におけるシールド中央位置における実験前後のコーン指数の変化を示すものである。⁷⁾ 軟地盤では、コーン指数の絶対値が小さいため、シールド掘進による地盤のゆるみは明瞭ではないが、硬地盤においては実験後のコーン指数の低下は明らかであり、ゆるみ高さは表層近くまで及んでいる。したがって、今回の模型実験のように土被りが浅い場合には、カットトルクの支配要因のひとつである有効土被り高さはほぼ土被り高さに一致し、全土被り土圧が作用するものと考えられる。

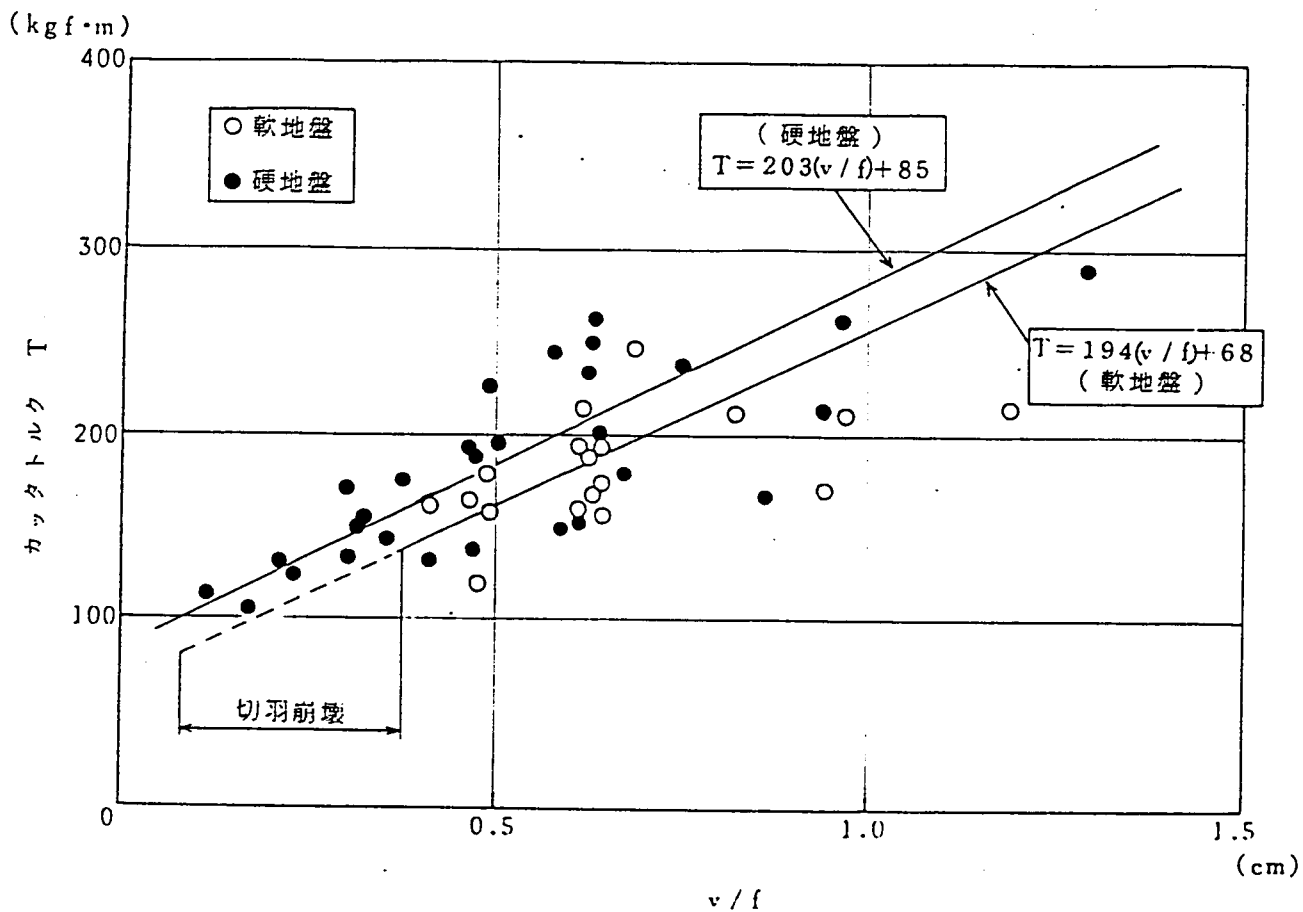


図3.3.5 v/fとカッタトルクとの関係

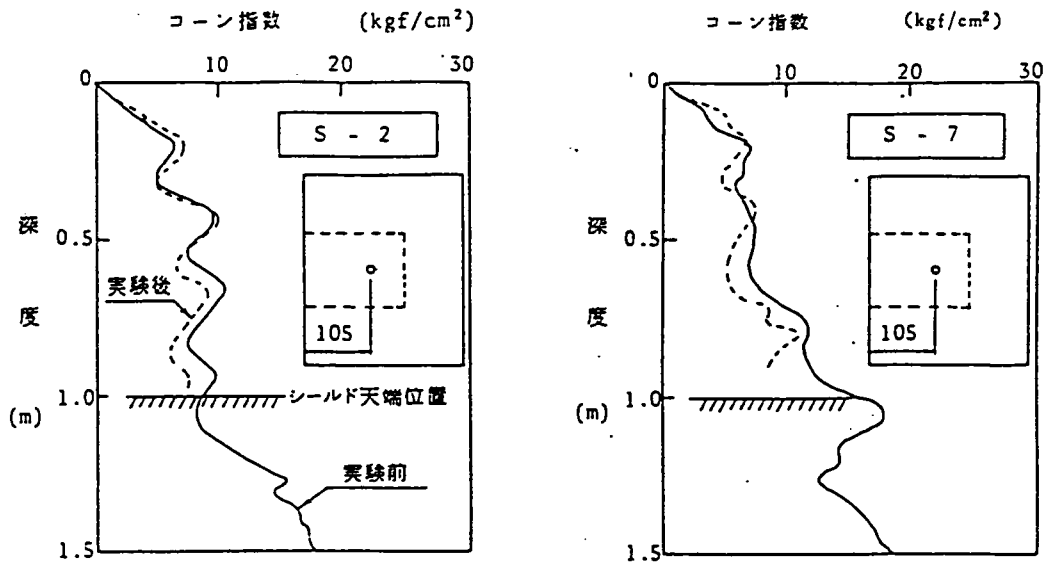


図3.3.6 実験前後におけるコーン指数の変化 (軟地盤)

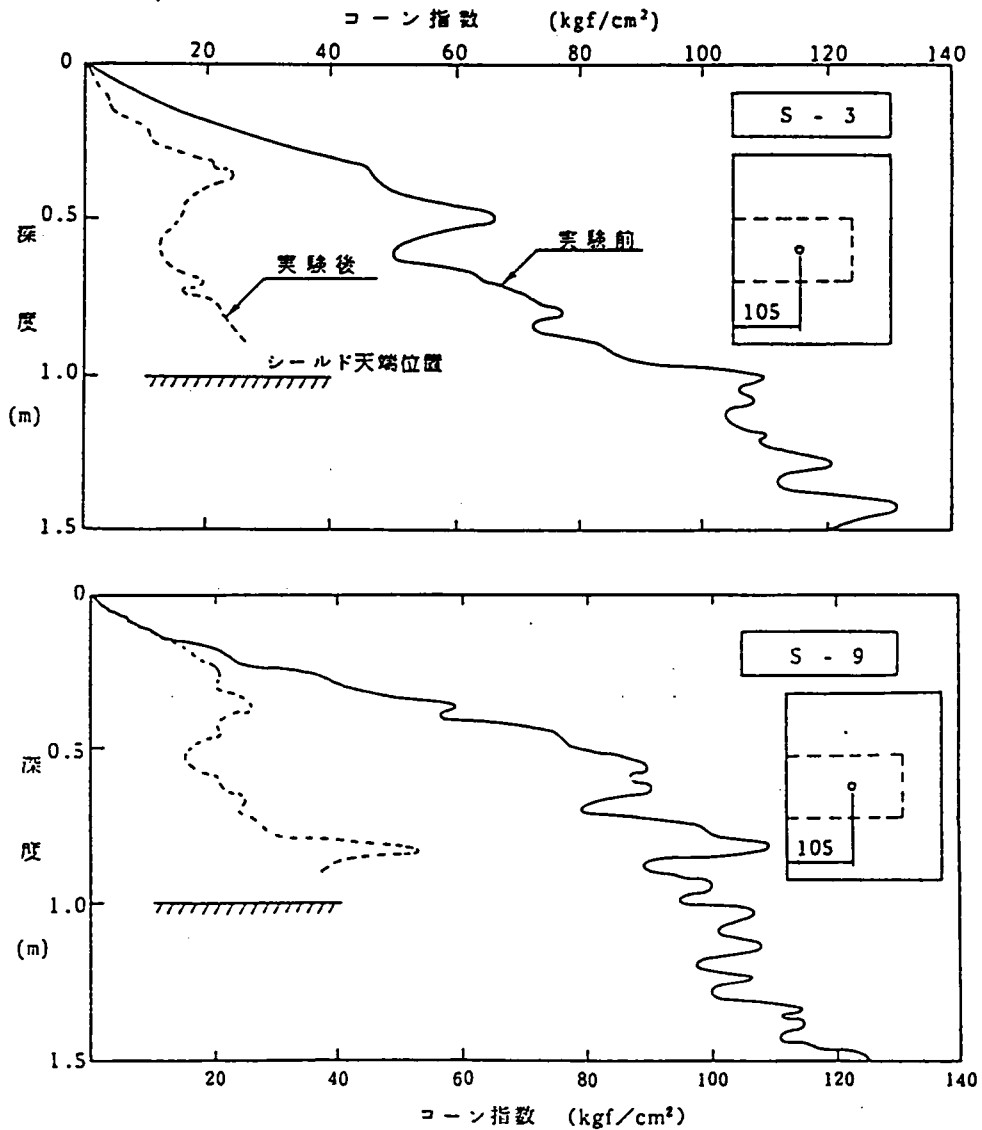


図3.3.7 実験前後におけるコーン指数の変化 (硬地盤)

3.4 カッタビット高さがカッタトルクに及ぼす影響

実験では高さ22mm, 16mmの2種のカッタビットを用いて, カッタビット高さがカッタトルクやカッタへの作用力に及ぼす影響の有無を把握した。また同時に, 3.2に述べた切込み速度比 $\beta = f \cdot h_b \cdot b / v$ の物理的意味の評価を行った。

図3.4.1は, カッタビット高さをパラメータに硬軟両地盤のカッタトルクと f/v との関係を, また図3.4.2は, カッタトルクと切込み速度比 β の関係をそれぞれ示すものである。両図より, カッタビット高さの相違がカッタトルクに及ぼす影響について下記の事項が明らかにされた。

- (1) 図3.4.1より, f/v とカッタトルクとの間には概ね双曲線的な関係が成立するが, 今回の実験の範囲では, カッタビット高さがカッタトルクに及ぼす影響について有意な傾向は認められない。
- (2) 図3.4.2より, 切込み速度比 β とカッタトルクとの間にも図3.4.1と同様に双曲線関係が成立するが, カッタビット高さによる有意な差異は認められない。
- (3) (1)および(2)から, 切込み速度比の内部パラメータである掘進条件 f/v とカッタビット高さ h_b のカッタトルクへの影響度を比較した場合, 図3.4.1のとおり, カッタトルクの傾向は掘進条件 f/v によって決定され, カッタビット高さの影響はないものと判断される。したがって, 切込み速度比 β の物理的意味は, 切羽への押し付けの程度を表わす掘進条件 v/f の逆数に他ならない。

以上の結果から, カッタビット高さが切り込み量(= $v/f p_i$)以上であれば, カッタビット高さがカッタトルクおよびカッタへの作用力に対して及ぼす影響はないものと判断される。

3.5 切羽観察によるカッタトルク発生機構の検討

カッタトルクは切羽におけるカッタフェイスと地山との相互作用によって発生するため, その発生機構を検討するためには切羽状況を直接目視観察することが望ましい。そこで地盤種類, 掘進条件による切羽状況の相違を観察するため, 目視実験及び掘削実験終了後の

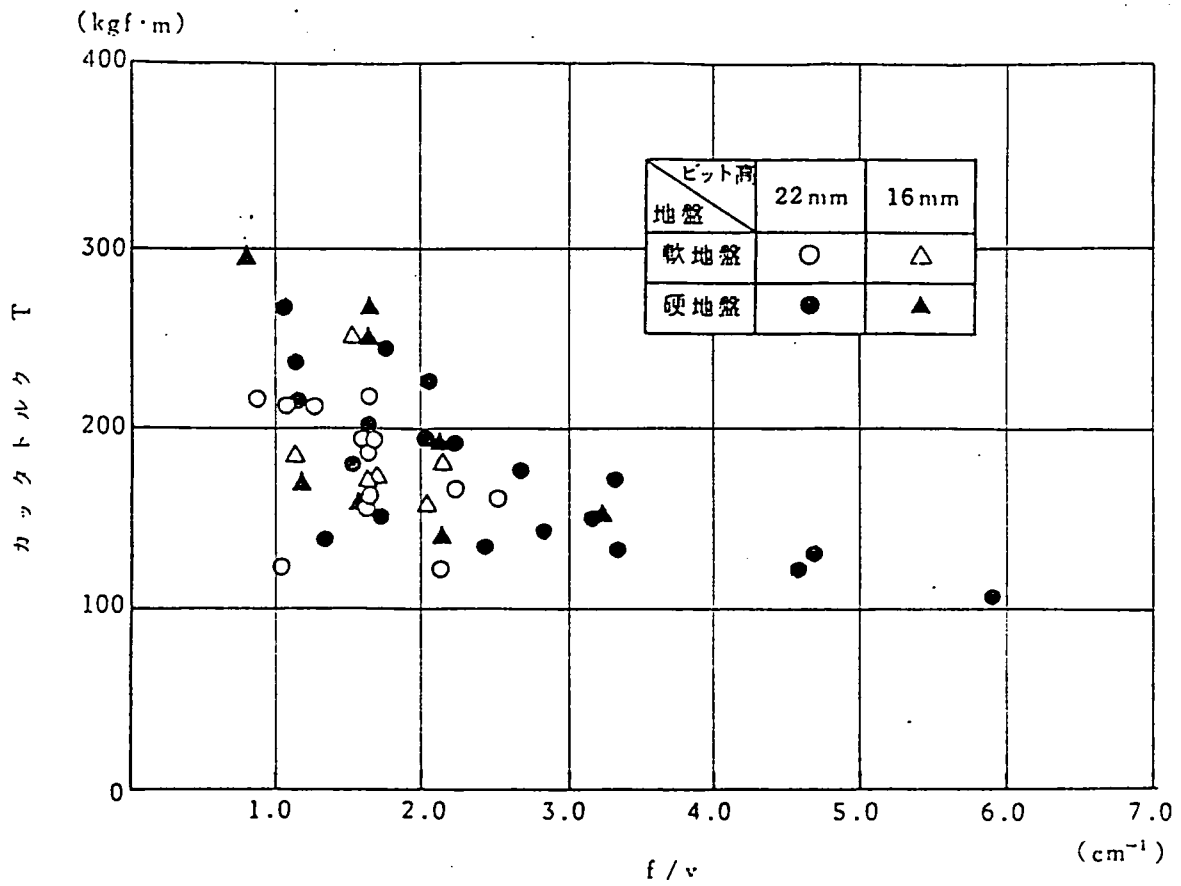


図3.4.1 f/v とカットトルクとの関係

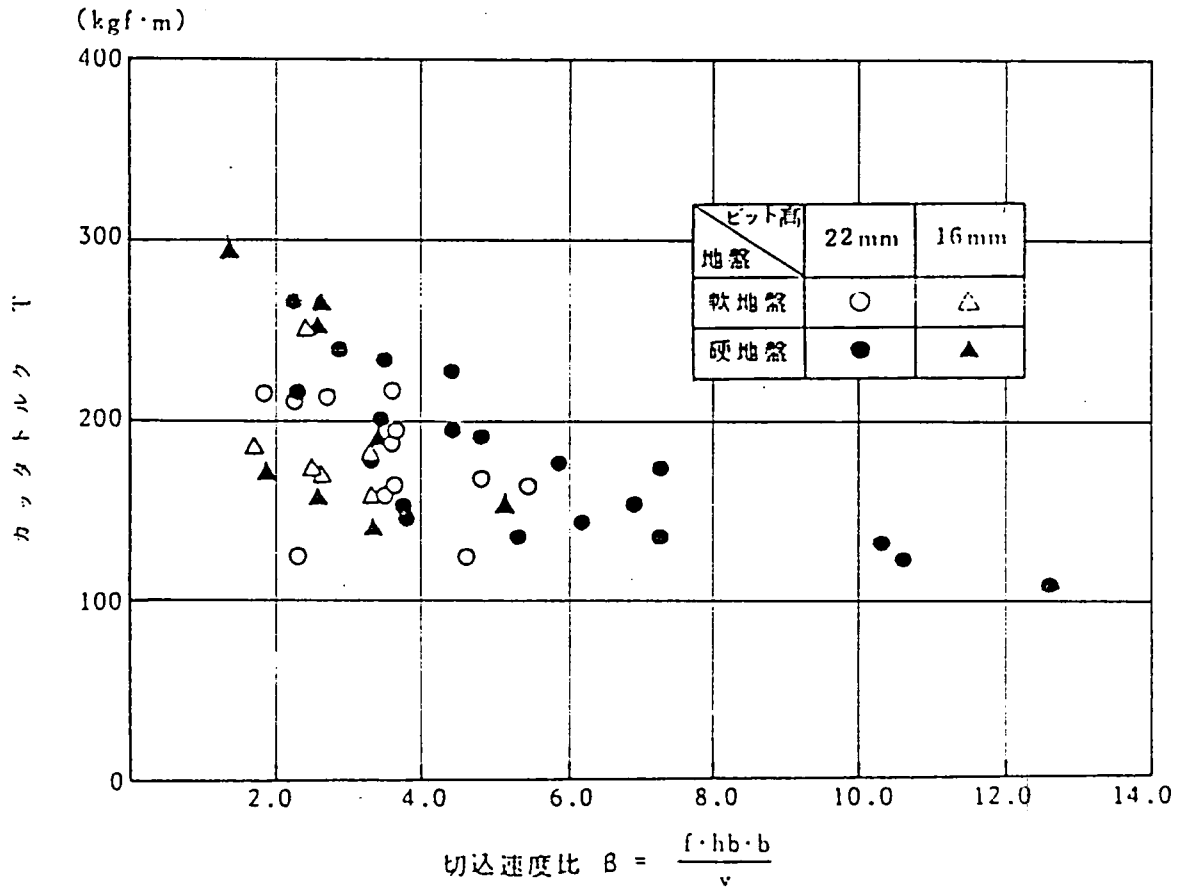


図3.4.2 切込速度比 β とカットトルクとの関係

切羽状況の観察を実施した。

図3.5.1は硬地盤 ($v/f = 0.30$)，図3.5.2は軟地盤 ($v/f = 0.63$)，図3.5.3は軟地盤 ($v/f = 0.31$)⁹⁾における切羽状況の観察例である。これらの図から，下記の事項がわかる。

- (1) 硬地盤においては地山の自立性が高いため， v/f すなわち押し付けの程度が低くとも切羽の崩壊は観察されない。カッタフェイスと地山とは面一で接しており，特にカッタビット背面で鋼と土とのせん断が生じ，その他の部分では切削された土砂がカッタフェイスと地山間に介在し，土と土とのせん断が生じている。
- (2) 一方軟地盤では，図3.5.2に示すとおり安定掘進条件下では，切羽の崩壊は認められないが， v/f が小さい領域では，図3.5.3に明らかたとおり，切羽にゆるみ・崩壊が発生する。またカッタフェイスと地山との相互作用状況は，硬地盤と同様に掘削・ほぐされた土砂がカッタの回転に伴って移動し，開口部よりカッタチャンバ内に取り込まれる。しかし，カッタフェイスと地山とは面一で接しておらず，カッタフェイス前面に空隙が存在するためその間に介在する掘削土砂は硬地盤に比べよりほぐされている。
- (3) (2)の崩壊領域の発生位置はカッタ回転方向によって異なり，常にカッタが下降する側の地表面付近にカッタに引きずられる様に崩壊が生じる。図3.3.1-(3)に示したように，通常の実験において観察された切羽崩壊時のカッタトルクの変動パターンは目視実験においても認められ，崩壊が発生し，崩壊領域の土塊がカッタフェイスに接した瞬間にカッタトルクの急増現象が生じることが判明した。
- (4) 軟地盤においても， v/f が大きくなるとカッタフェイスと地山とは面一で接し，硬地盤と同様の切羽状況が認められた。さらに v/f が大きくなると，切羽付近に取込み不足による隆起現象が認められ，とくにカッタの上昇する側において土砂の持上げに伴う地表面隆起が顕著であった。なおこのようなを切羽状況下では，図3.3.1-(2)に示したようにカッタトルクが非定常に増加する傾向が認められた。
- (5) 実験終了後の切羽状況の観察によると，硬地盤においては，切羽はほとんど全面にわたって自立性を保っており，カッタビットの切削痕がトレースされていた。一方，軟地盤については，切羽上部の砂を掘り下げる際に切羽が崩壊する等切羽状況の観察は不可能であった。なお，地盤条件によらず切羽下部が比較的圧縮されていたが，これは開口部から取り込まれなかった土砂が，カッタの回転掘削に伴って切羽下部に落下・堆積するためと考えられる。



図3.5.1 目視実験状況 (硬地盤: $v/f = 0.30$)



図3.5.2 目視実験状況 (軟地盤: $v/f = 0.63$)

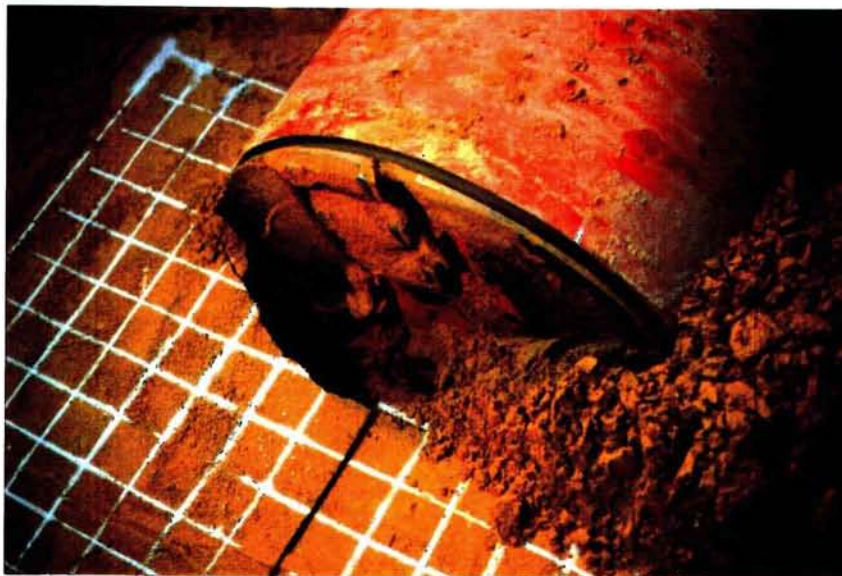


図3.5.3 目視実験状況 (軟地盤: $v/f = 0.31$)

3.6 カットトルク算定結果

3.6.1 せん断領域

一連の目視実験における観察から、カットフェイスと土とが直接せん断されている場所とカットの上に土が付着し、土と土とがせん断されている場所とが認められた。そこで実験終了後のカットフェイスの塗装の残り状況を調査したところ、両領域の区分は図3.6.1のとおりと判明した。そこで、今回の実験では砂地盤を掘削対象としたため、土とカットフェイスが直接せん断される部分のせん断角を砂と鋼とのせん断角 δ 、土と土とがせん断される部分のせん断角を砂の内部摩擦角 ϕ で与えるものとする。

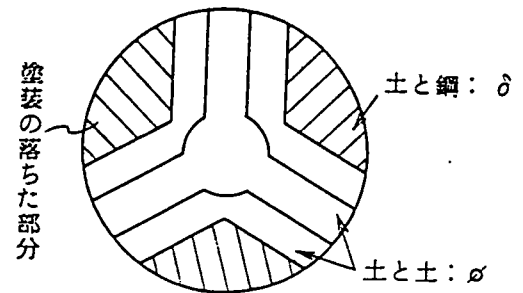


図3.6.1 カットフェイスと地山との接触状況

目視実験時の観察では、硬地盤でカットフェイスと地山とが面一で接していたのに対し、軟地盤ではほぐされた土砂が間に介在していた。また、カットフェイスの上部と下部とでも接触状況は異なり、カット上部では比較的ゆるみ気味であったのに対し、カット下部では、カットチャンバ内に存在する土砂が障害となって、カットビットによってかき落とされた土砂がスムーズに取り込まれず、圧縮力を受けている様子が伺われた。

そこで、実験終了後の切羽面に対して水平方向にコーン貫入試験を実施し、同じ土盛り高さの未掘削部のコーン指数と比較することによって、切羽面の位置による地盤強度の相違を評価した。この結果、硬軟両地盤ともカット上部のコーン指数が未掘削地盤のコーン指数よりもやや低下している以外は、掘削断面のほとんどのコーン指数は未掘削地盤のコーン指数と大差がなかった。したがって、ここでは原地盤の ϕ 、 δ をそのまま採用することとする。

3.6.2 カット前面土圧

カットフェイスには、掘進条件に応じて前面抵抗として水平方向土圧が作用する。図3.6.2は、カットに作用する水平方向合力 F_t と掘進条件 v/f との関係である。¹⁰⁾ F_t はカットシャフトの軸歪によって算定したが、軟地盤での計測精度に問題があったため

硬地盤のデータのみを示した。

F_t と v/f との間には線形関係が認められ、図3.6.2の回帰結果によると、両者の間には次式が成立する。

$$F_t = 412 (v/f) + 658 \quad (\text{kgf}) \quad (3.4)$$

F_t を掘削断面積 $A (= 7854 \text{ cm}^2)$ で除して、カッタフェイスに作用する平均水平方向土圧 p_H と v/f との関係を求めると次のとおりとなる。

$$p_H = 0.052 (v/f) + 0.084 \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (3.5)$$

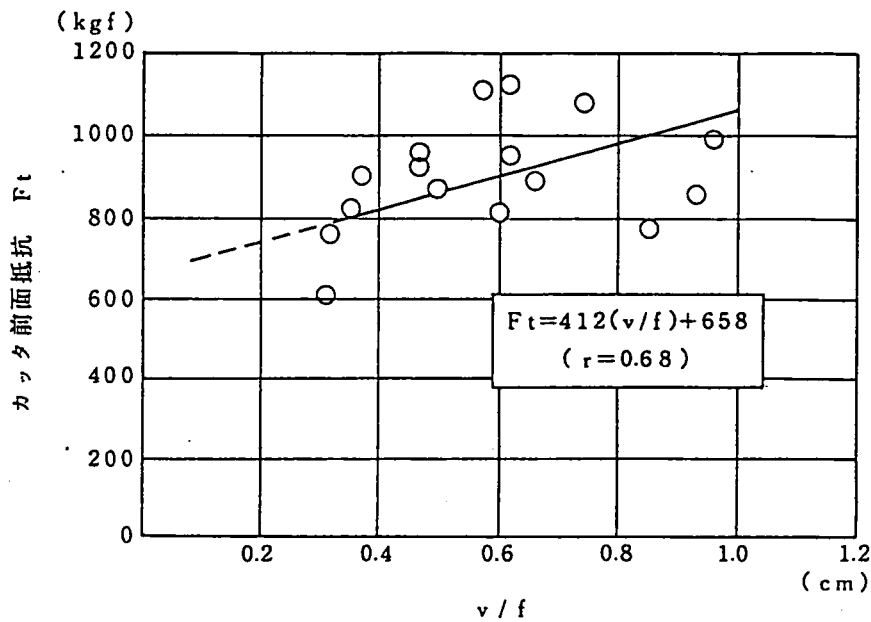


図3.6.2 カッタ前面抵抗 F_t と v/f との関係

3.6.3 カッタトルク算定式

2.4.2節の検討結果に基づき、カッタトルクをカッタ前面のトルク成分 T_s 、カッタ背面のトルク成分 T_b 、カッタ外周面のトルク成分 T_h の3者に分離し、それぞれ次のとおり定式化した。

(1) カッタ前面トルク： T_s

図3.6.3のとおり、 ϕ 支配領域と δ 支配領域とを区分し、カッタトルク成分 T_s の一般式である式(2.11)を用いれば、カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク成分 T_s は次式のようになる。

$$T_s = \int_0^{R_0} \int_0^{2\pi} p_H r^2 \tan \delta \, dr d\theta - 3 \int_0^{R_0} p_H B r (\tan \delta - \tan \phi) \, dr$$

$$= p_H \frac{2}{3} \pi R_0^3 \tan \phi - \frac{3}{2} B R_0^2 (\tan \delta - \tan \phi) \quad (3.6)$$

式(3.6)に、水平方向土圧 p_H と v/f との関係を与える式(3.5)を代入すると、前面カッタトルク T_s と v/f との関係式は次のとおりとなる。

$$T_s = \{0.052(v/f) + 0.084\} \left\{ \frac{2}{3} \pi R_0^3 \tan \phi - \frac{3}{2} B R_0^2 (\tan \delta - \tan \phi) \right\} \quad (3.7)$$

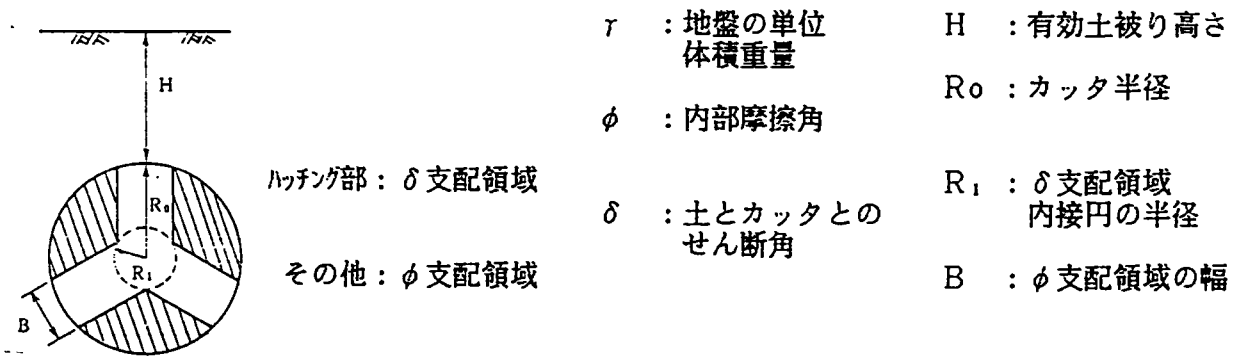


図3.6.3 記号の説明

(2) カッタ背面トルク: T_b

カッタチャンバの充填状況の観察結果から、カッタ背面の1/2高さだけ土被り圧が作用し、かつ砂～鋼のせん断を生じるとする。

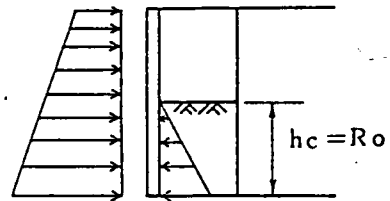


図3.6.4 カッタ背面作用土圧

$$T_b = \int K \gamma h c \cos \theta r^2 \tan \delta \, dr d\theta$$

$$= \frac{2}{3} K \gamma R_0^4 \tan \delta \quad (3.8)$$

ここに、

K : 側方土圧係数

なお、背面トルクも掘進条件の影響を受けるものと思われるが、定量的に評価するのが困難なうえ、背面トルクそのものの絶対値が大きくないため、ここでは式(3.8)のとおり一定値として扱うこととした。

(3) カッタ外周面トルク： T_h

式 (2.13), (2.14) から, T_h は次式のとおりとなる。

$$\begin{aligned} T_h &= \oint p_r R_o \tan \delta dA \\ &= \pi r R_o^2 L (H + R_o) (1 + K) \tan \delta \end{aligned} \quad (3.9)$$

ここに,

L : カッタヘッドの幅 (厚さ)

3.6.4 カッタトルク計算結果

前節の検討によって得た式 (3.7), (3.8), (3.9) を用いてカッタトルクの計算を行った。なお, 計算は前面土圧 p_H と v/f との関係が明らかな硬地盤のみとした。結果を図3.6.4に示す。計算では, ϕ , δ をパラメータとしたが, 地山のせん断試験によって得た $\phi = 47.9^\circ$, $\delta = 25.0^\circ$ の場合に実験結果と比較的良く一致していることがわかる。また, v/f の変化に対するカッタトルクの増加状況も実験結果と計算結果との対応は良好であり, 前面作用土圧 p_H を用いたカッタトルク算定式の妥当性が示唆される。

したがって, 実際の切羽面でのせん断状況は非常に複雑であるが, 実用性を勘案すれば, 同式を用いたマクロなカッタトルク評価が有意義であることがわかる。

平均的な掘進条件である $v/f = 0.5 \text{ cm}$ における, 全カッタトルクに占める各カッタトルク成分の割合は次のとおりであり, カッタ前面のせん断トルクが支配的であることがわかる。

前面カッタトルク	178	kgf · m	(88%)
背面カッタトルク	10	kgf · m	(5%)
外周面カッタトルク	14	kgf · m	(7%)

なお, 背面トルクの大きさは, 第5章に述べる縦型MFシールドの背面トルク検定結果から推定される値とはほぼ一致し, 評価が妥当であることがわかる。また, 式 (2.5) を用いて切削抵抗によるカッタトルク成分を算定したところ, $R_s = 0.04 \text{ kgf/cm}^3$ (締った湿潤砂) の場合で $T_c = 0.9 (v/f)^2 \text{ kgf} \cdot \text{m}$ となった。実験の範囲では, $T_c = 0 \sim 1 \text{ kgf} \cdot \text{m}$ 程度であり, 総カッタトルクに対して無視しうる程度である。

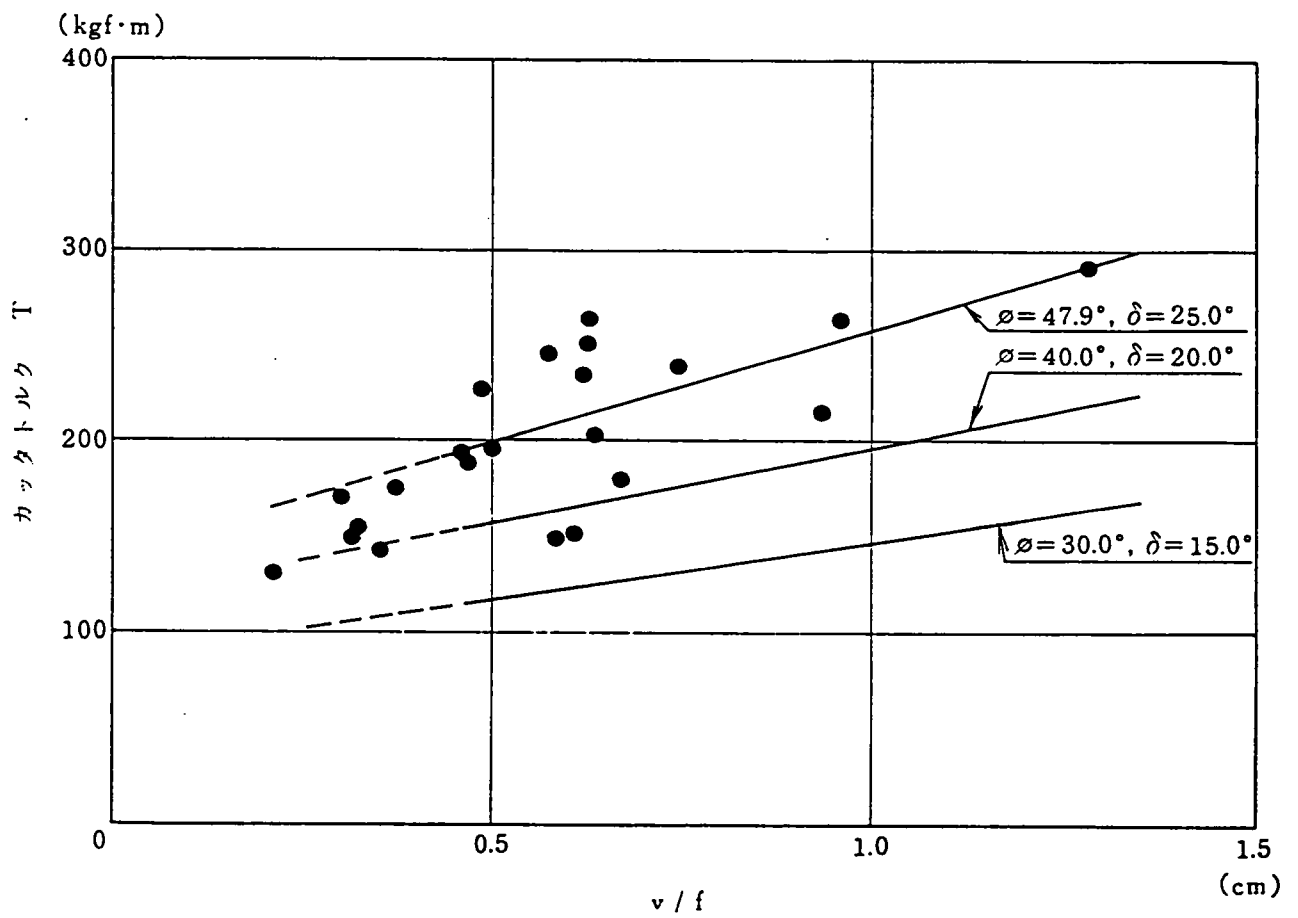


図3.6.4 カッタトルク計算結果と実測値との比較 (硬地盤)

以上の結果、カッタトルクの主要因をカッタフェイスの前面、背面、外周面で発生するせん断抵抗と考え、カッタフェイスと地山との接触状況によって、土～土間および土～カッタフェイス間のせん断抵抗をそれぞれ独立で評価する手法が有効であることが確認された。

3.7 結 び

面板支持式シールド模型実験の結果、カッタトルクの基本特性について下記の事項が明らかになった。

- (1) カッタトルクは掘進速度 v が増加する程、またカッタ回転数 f が減少する程増大する傾向にあり、両者の比 v/f とほぼ線形関係にある。また、掘進速度 v はカッタフェイスの地山への押し付けに対して、カッタ回転数 f は掘削土砂の取り込みに対してそれぞれ支配的な要因であることが判明した。
- (2) 軟地盤に比べて硬地盤の方がカッタトルクが高い傾向にあるが、掘削断面中央位置の両地盤のコーン指数 q_c の差（軟地盤： $q_c = 10 \sim 20 \text{ kgf/cm}^2$ ，硬地盤 kgf/mm^2 ： $q_c = 110 \sim 120 \text{ kgf/cm}^2$ ）に比べて、カッタトルクの差は約10%程度と小さい。
- (3) カッタビット高さがカッタトルクに及ぼす影響を評価するため、2種のカッタビット（高さ16mm，22mm）に比較を行ったところ、有意な差は認められなかった。これは、カッタビット高さが v/f で与えられる切込み量以上であれば、カッタトルクはカッタビット高さに依存しないことに他ならない。
- (4) 目視実験の結果、硬軟両地盤ともカッタフェイスと地山間は掘削土が介在し、土同士あるいは土とカッタフェイスとのせん断が生じていることが観察された。また同一の掘進条件下では、硬地盤ではカッタフェイスと地山とがほぼ面一で接するのに対し、軟地盤では切羽面とカッタフェイスとの間に空隙が生じているが、掘進条件 v/f が大きい場合には、硬地盤と同様にカッタフェイスと地山とは面一で接し、地盤条件、掘進条件の両者によって切羽状況が左右されることが確認された。

- (5) カッタトルクの主要成分は、カッタ前面トルク、背面トルク、外周面トルクに分類され、このうちカッタ前面におけるカッタフェイスと地山とのせん断抵抗に起因するトルク成分が支配的である。各カッタトルク成分をそれぞれ定式化し、計算結果と実験結果とを比較したところ、良好な対応が認められた。
- (6) 以上の結果、掘進条件 v/f とカッタフェイス前面への作用土圧との関係を考慮することによって、掘進条件 v/f を変数とするカッタトルク算定式の一般式が導びかれた。

参 考 文 献

- 1) 飯田 廣臣, 土井 博己:「特殊断面シールド (マルチフェイスシールド) の姿勢制御実験」, 建設の機械化, No.447, 1987
- 2) 柴田 徹, 太田 秀樹:「土質模型実験における相似則」, 土と基礎, Vol. 28, No.5, 1980
- 3) 土質工学会編:「土質調査試験結果の解釈と適用例」, 土質基礎工学ライブラリー 4, 土質工学会, 1979
- 4) 建山 和由:「土の締固め施工の合理化に関する研究」, 京都大学学位請求論文, 1988
- 5) 松本 嘉司, 岡田 宏, 内田 聰吉, 大塚 本夫:「多円形断面シールドトンネル (MFS) 工法の研究および開発」, 土木学会論文報告集, No.397, 1988
- 6) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他:「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その1)」, 土木学会第43回年次学術講演会講演概要集, 1988
- 7) 松本 嘉司, 新井 時夫, 岸 研司 他:「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その2)」, 土木学会第43回年次学術講演会講演概要集, 1988
- 8) 松本 嘉司, 新井 時夫, 波多腰 明:「多円形断面シールドの掘削特性に関する実験的研究」, 土木学会論文報告集, No.406, 1989
- 9) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他:「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その5)」, 土木学会第44回年次学術講演会講演概要集, 1989
- 10) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他:「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その4)」, 土木学会第44回年次学術講演会講演概要集, 1989

第4章 スポーク式シールドカッタトルク評価実験

4.1 概 説

土圧式シールド工法は、カッタチャンバ内の混練土（掘削土砂+加泥材）によって山留めを行うシールド工法である。土圧式シールドのカッタ構造は、地山とカッタチャンバ内土砂との連続性を保つ目的から、開口率の高いスポーク構造とする場合がほとんどである。

ここでは、土圧式（スポーク式）シールドのカッタ構造がカッタトルクに及ぼす影響を評価する目的で、第3章と同様に鉄道複線級円形大断面シールドの1/10スケールに相等するカッタ径1mのスポーク式シールド模型を用いた模型実験を実施した。

比較対象としたカッタ構造は図4.1.1に示すとおりであり、十字型のスポーク構造を基本に、リング構造が外周部にある通常タイプ（Cタイプ）、中間部にあるM.S.D.タイプ（Mタイプ）、リング構造がないリングなしタイプ（Nタイプ）の3種である。

ここでM.S.D.とは、Mechanical Shield Docking工法の略称であり、図4.1.2、4.1.3に示すとおり、2台のシールド機が茶筒のふたをするように地中で機械的に接合する新トンネル工法である。^{1), 2)}同工法用シールド機のカッタフェイスは、接合機構上、図4.1.2に示すとおり、

- (1) カッタスポークが収縮するため、カッタ外周部にリング構造を設置できない。
- (2) カッタチャンバ内周面に環状の貫入リング室が装備される。

等の構造的な特徴を有する。³⁾

前述のとおり、カッタトルクの支配要因はカッタフェイスの前面、背面、外周面と地山とのせん断抵抗であり、土同士よりも土と鋼との摩擦係数の方が小さいことから、外周部にリング構造を有する従来の土圧式シールド（Cタイプ）に比べて、M.S.D.工法用シールド（Mタイプ）ではカッタトルクが増大することが予想される。また、カッタチャンバ内周面の貫入リング室は、掘削土砂の取り込みやカッタチャップ内の土砂移動等の点でカッタトルクに影響を及ぼす可能性がある。

実験では、通常タイプ、M.S.D.タイプ、リング無しタイプの3種類の比較を行い、カッタ構造がカッタトルクに及ぼす影響を検討するとともに、M.S.D.工法施工用シー

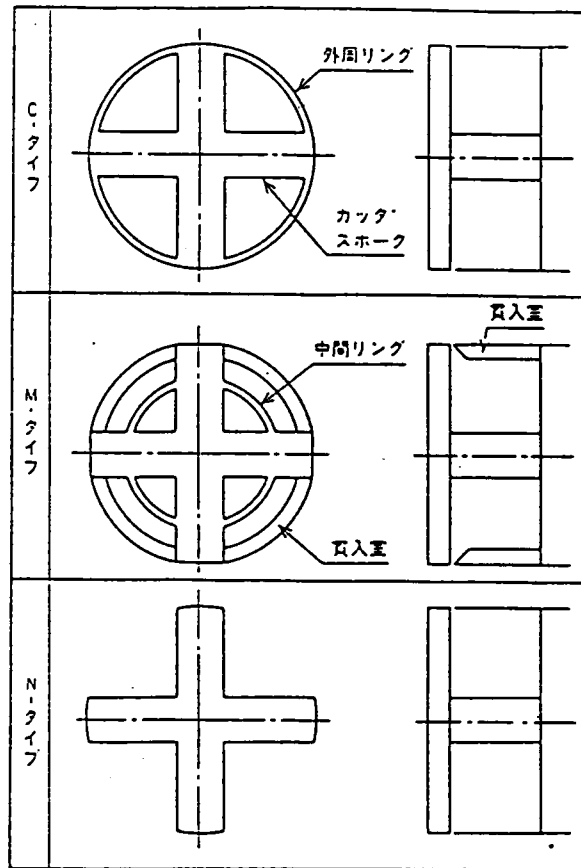


図4.1.1. 比較したカッタ構造

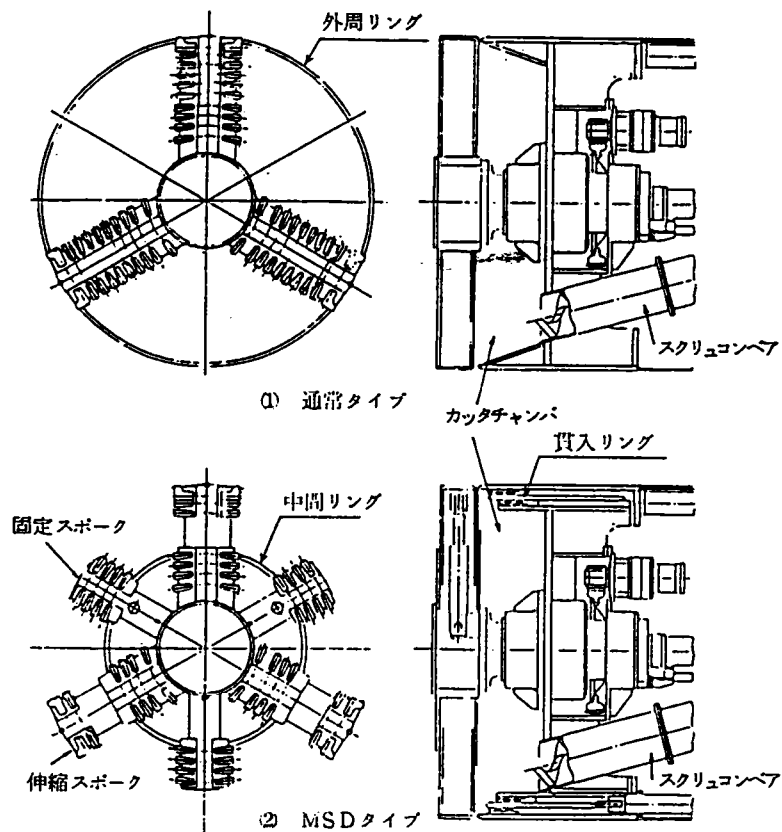


図4.1.2 実機カッタヘッド構造

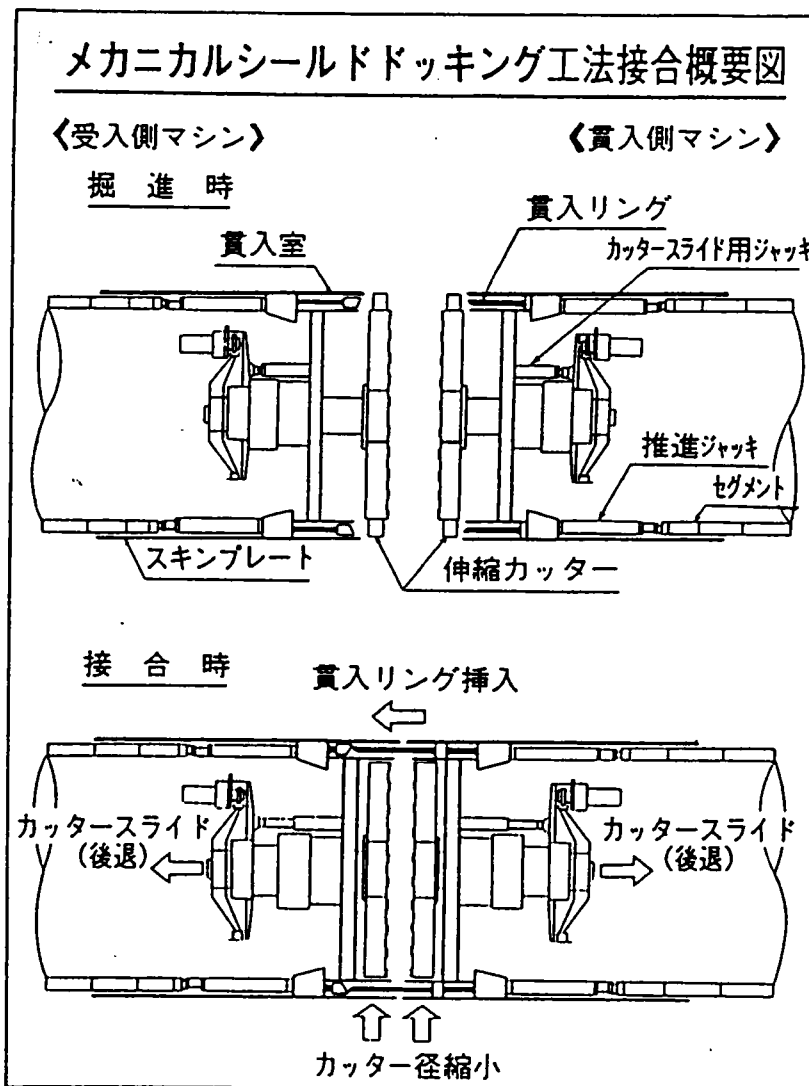


図4.1.3 M.S.D. 工法概要 ³⁾

ルドの装備カッタトルクの検討を行った。また、第3章に紹介した面板支持式シールドとスポーク式シールドとの比較を行い、カッタトルクの発生機構を検討した。

4), 5)

4.2 実験内容

4.2.1 模型条件の検討

模型寸法、カッタビット高さ、カッタチャンバ構造等の模型条件については、前述の面板支持式シールド模型実験と同じ考え方に従って決定した。開口率については、カッタ構造によってやや異なるが、直径1mの土圧式シールド実機との考え方から50～65%程度に設定した。

4.2.2 実験装置

図4.2.1に実験装置を、図4.2.2にM.S.D.工法用シールドのカッタフェイスの詳細をそれぞれ示す。実験装置の機体構造は、面板式シールド模型実験と同様であるが、本実験では、直径2.5m、高さ3mの円筒形土槽を使用した。土被り高さは図4.2.1に示すとおり1mとした。

表4.2.1は実験装置の主要諸元を示すものである。油圧回路を含めた実験装置の特性から、推進速度、カッタ回転数は負荷変動等によって変動するが、概略実機シールドの運転制御状況を模擬することが可能である。

実験時の主要計測項目は、表4.2.2のとおりである。土圧式シールドを模擬するため、カッタチャンバ土圧計を設置し、カッタチャンバ土圧による掘進管理を行った。

なお、計測データはペン書きマルチレコーダおよび電磁オシログラフに出力した。

4.2.3 実験地盤

スポーク式シールド模型実験においても、面板式シールド模型実験と同様の理由から掘削対象は砂地盤とし、次理由から均等係数 $U_c=6.3$ 、細粒分6%の山砂とした。

○M.S.D.工法は海底下等の軟弱地盤を対象とし、その施工性について安全側の評価

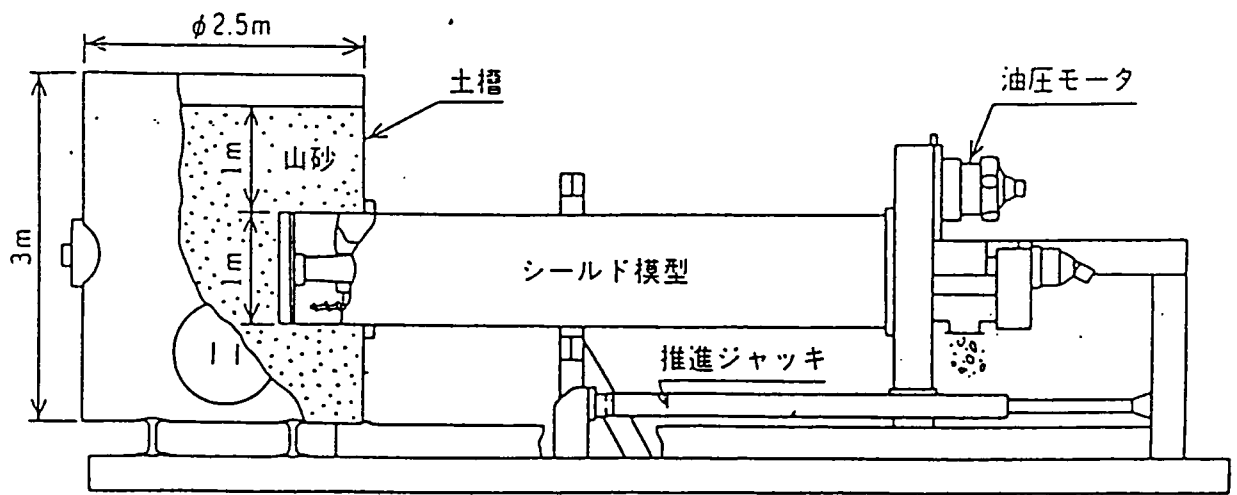


図4.2.1 実験装置

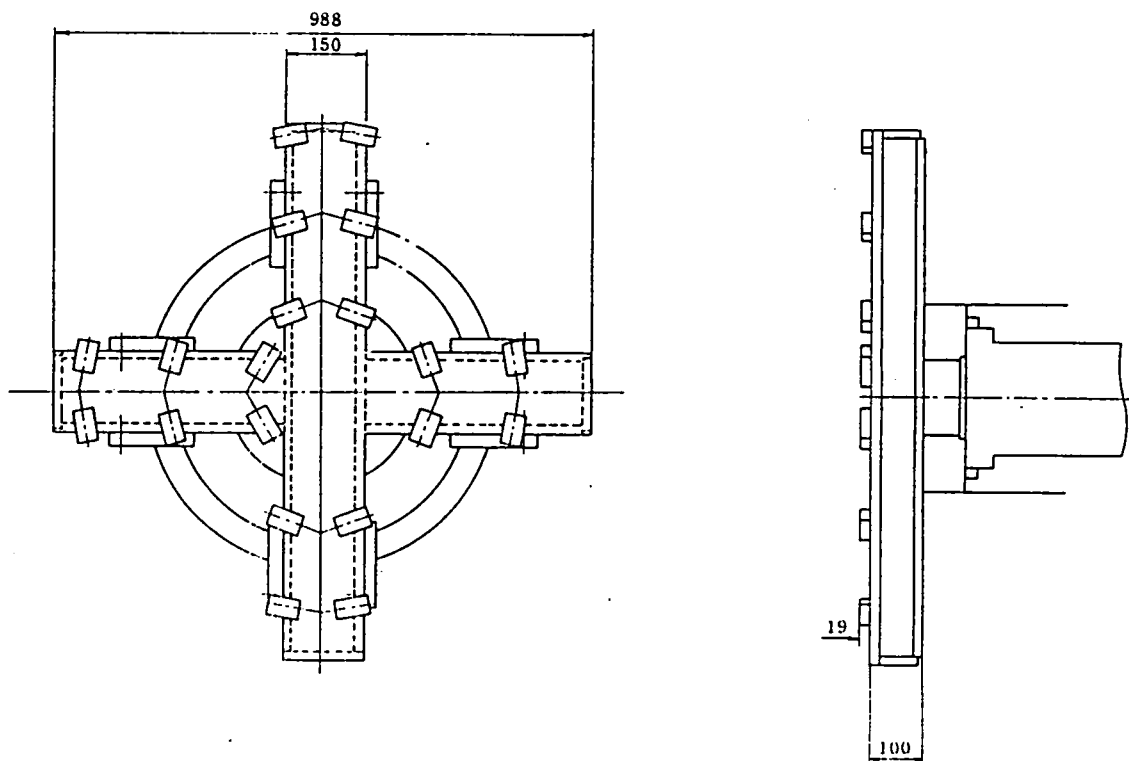


図4.2.2 M.S.D. タイプカッタ構造

表4.2.1 実験装置主要諸元

シールド径	100 cm
推進力	MAX. 50tf
カッタトルク	MAX. 3tf・m
掘進距離	210 cm
掘進速度	MAX. 61cm/min
カッタ回転数	0~5.5 rev/min
スクリュコンベア	MAX. 80 ℓ/min

表4.2.2 掘削データ計測内容

計測項目	計測手段
推進力 F	プレッシャヘッド
カッタトルク T	プレッシャヘッド
チャンバ土圧 p_1	φ86mm壁面土圧計
スキンプレート 土圧 p_2	φ30mm壁面土圧計
掘進距離 s	ポテンショメータ式変位計
掘進速度 v	ポテンショメータ式変位計
スクリュコンベア 回転数 n_s	光電式近接スイッチ
カッタ回転数 f	タコメータ
排出土砂重量 W_o	2 tf用ロードセル
地表面変位量 δ_i	差動トランス式変位計

を行うため実験地盤はできるだけ低強度とする。

○土圧式シールドを模擬した掘進を行うためには、地盤に粘着分による流動性が必要である。

次ページの図4.2.3に供試した山砂の粒度分布を示す。なお、地盤条件は軟地盤のみとした。

地盤作成法は、面板支持式シールド模型実験における軟地盤の場合と全く同じであり、一層30cm厚さで砂入れを行い、敷均し後各層ごとに飽和させ、最後に水抜きを行った。

地盤条件の評価内容も面板支持式シールド模型実験とほぼ同一であり、図4.2.4に示す位置で実験の前後にコーン貫入試験を行うとともに、実験終了後深さの異なる3断面にて密度、含水比、飽和度等の測定を行った。

次ページの表4.2.3は各実験ケースにおける地盤条件の測定結果をまとめたものである。湿潤密度、含水比は実測値の平均値であり、他の物性値はこれを用いて算定したものである。またコーン指数については、図4.2.4に示すとおり、実験前に測定したシールド通過断面に位置する3断面の深さ1～2mのデータを平均して示した。

表4.2.3に明らかなように、各地盤のコーン指数は $q_c = 7 \sim 10$ (kgf/cm²) であり、面板支持式シールド模型実験の軟地盤に比べてコーン指数で1/2程度の地盤が、ほぼ再現性良く作成されている。また含水比 w 、飽和度 S_r とも、実験計画時に設定した $w \geq 15\%$ 、 $S_r \geq 50\%$ なる条件を満足している。なお密度データにバラつきが見られるが、これは次の理由によるものと考えられる。

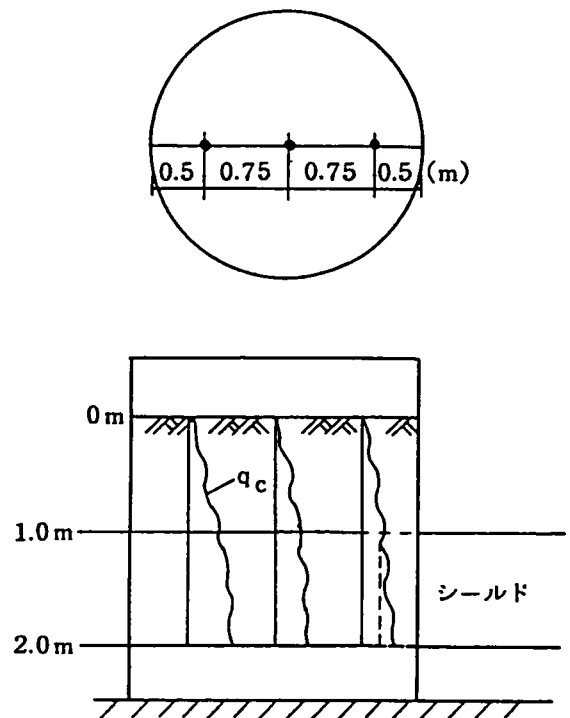


図4.2.4 コーン指数評価位置

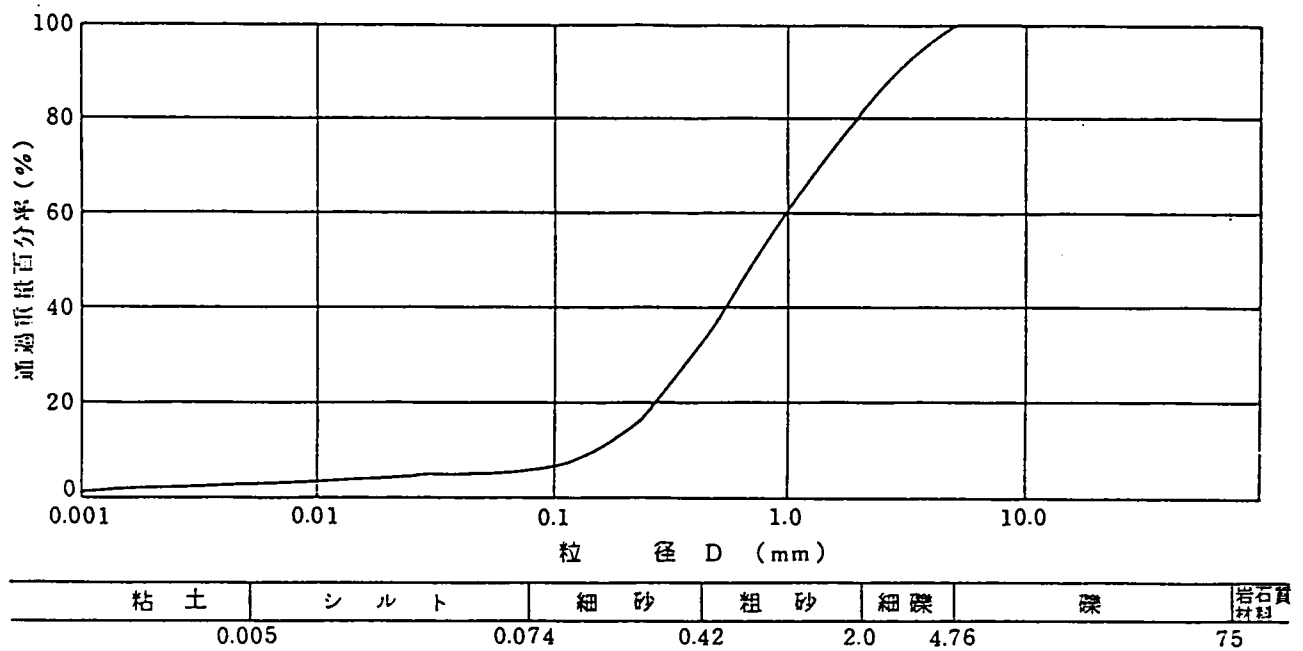


図4.2.3 供試土粒度分布

表4.2.3 地盤条件

Case No.	C-1	C-2	M-1	M-2	M-3	N-1	N-2
湿润密度 ρ_t (g/cm ³)	1.72	1.80	1.87	1.75	1.74	1.70	1.80
乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	1.49	1.55	1.60	1.49	1.48	1.54	1.59
相对密度 D_r (%)	69	83	90	69	67	79	88
間隙比 e	0.772	0.693	0.651	0.772	0.784	0.715	0.661
含水比 w (%)	16.0	16.3	17.2	17.1	17.3	15.7	16.8
饱和度 S_r (%)	55	61	70	58	59	58	67
コン指数 q_c (kgf/cm ²)	8	7	10	10	7	7	10

- (1) 実験終了後のサンプリングであるため、シールド掘削の影響を受けて実験後の地盤条件が変化した。
- (2) 実験の繰り返しによって砂粒子の破碎が進み、細粒分が増加した。

以上の結果から、実験終了後に評価した各実験ケース間の土質条件に多少のばらつきはあるが、シールド模型実験地盤としてマクロに把えた場合の地盤条件としては、ほぼ再現性が保たれたものと判断できる。

次ページの図4.2.5は、代表的な土質条件下における対象土の一面せん断試験結果を示すものである。なお、図中に併記しているのは、シールド模型のカッタフェイス外面と同程度の粗さの鋼板と対象土との摩擦特性を示すものであり、その結果は表4.2.4のとおりまとめられる。

4.2.4 実験方法

各実験時の作業内容は、実験地盤作成→実験前土質試験→実験→実験後土質試験→切羽観察であり、面板式シールド模型実験と同一である。このうち実験時の手順は次のとおりである。

- (1) スクリュコンベア、カッタ、推進ジャッキの順に作動をスタートする。
- (2) スクリュコンベア回転数、掘進速度を所定値に調整する。
- (3) チャンバ土圧を監視しながら、掘進速度を調整する。
- (4) 約150cm掘進後実験を終了する。その後切羽付近が露出するまで土取りを行い、カッタチャンバの充填状況、切羽近傍の地山状況を観察する。

今回の実験では、上記(3)に示すとおり土圧式シールドを模擬した掘進を行うため、カッタチャンバ土圧による掘進管理を行う必要がある。そこで、本実験に先立ち予備実験を行い、ッタチャンバ土圧の出力特性、管理指標としての妥当性を確認した。この結果、次の事項が確認された。

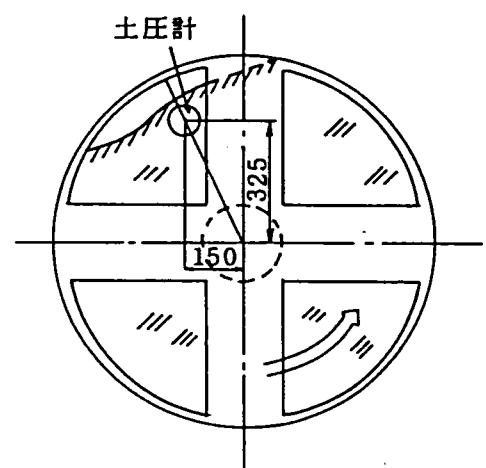


図4.2.6 カッタチャンバ土圧計位置

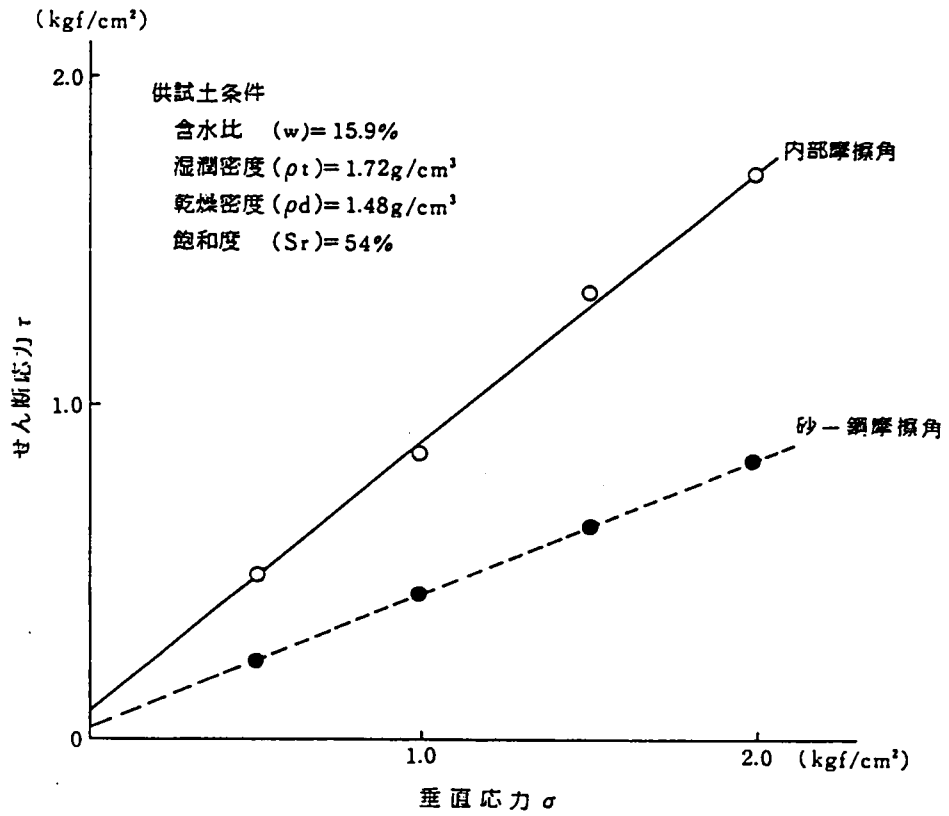


図4.2.5 一面せん断試験結果

表4.2.4 一面せん断試験結果

含水比 w (%)	湿潤密度 ρ _t (g/cm ³)	乾燥密度 ρ _d (g/cm ³)	飽和度 S _r (%)	土-土せん断特性		土-鋼せん断特性	
				c (kgf/cm ²)	φ (°)	c _a (kgf/cm ²)	δ (°)
15.9	1.72	1.48	54	0.08	38.7	0.04	21.6

- (1) 掘進速度 v の変化に対するカッタチャンバ土圧 P_1 の感応性は良好であり、掘進条件のコントロール指標となる。
- (2) 図4.2.6に示すとおり、カッタチャンバ土圧計はカッタチャンバ内の最も土砂の充填し難い場所に位置する。このため、チャンバ土圧 P_1 が検出されれば、カッタチャンバの充填率は90%以上である。

以上の結果、下記のとおり掘進管理条件を設定した。

〈基本方針〉

チャンバ土圧 P_1 が0にならないように土圧を管理しながら掘進する。

〈掘進条件〉

- 掘進速度（初期設定値）： $v = 3.0 \text{ cm/min}$
- カッタ回転数： $f = 4 \sim 5 \text{ rev/min}$

4.2.5 実験条件

実験では、軟地盤を対象に図4.1.1に示した3種類のカッタ構造によるカッタトルクの比較を行った。各カッタ構造の主要な相違点は表4.2.5に示すとおりであり、C-1～N-2の全7ケースの実験を実施した。

なお、掘進速度 v がランダムに変化したため、速度が一定の区間で負荷（カッタトルク、推進力）が定常状態にあるものをサブケースとみなし、それぞれ代表データとした。表4.2.6に各実験ケースにおける実験条件をまとめて示す。

表4.2.5 カッタ構造の比較

カッタ構造	スポーク間 リング構造	実験ケース	特徴, 位置付け
C-タイプ	外周部	C-1, C-2	通常のスポークタイプ カッタヘッドモデル
M-タイプ	中間部	M-1, M-2 M-3	MSD工法用モデル
N-タイプ	なし	N-1, -2	MSDタイプの問題点誇張 用モデル

表4.2.6 実験条件

テストNo.	地盤条件				運転条件	
	コーン指数 qc (kgf/cm ²)	湿潤密度 ρ_t (g/cm ³)	含水比 w (%)	飽和度 Sr (%)	掘進速度 v (cm/min)	カッター回転数 f (rev/min)
C-1	8	1.72	16.0	55	2.9~3.3	4.4~4.7
C-2	7	1.80	16.3	61	2.7~3.1	4.5~4.7
M-1	10	1.87	17.2	70	3.0~3.2	4.2~4.7
M-2	10	1.75	17.1	58	2.3~3.1	4.5~4.6
M-3	7	1.74	17.3	59	2.5~3.0	4.4~4.7
N-1	7	1.70	15.7	58	2.4~3.2	4.3~4.6
N-2	10	1.80	16.8	67	2.7~3.1	4.0~4.7

4.3 カッタフェイス構造とカッタトルクとの関係

スポーク式シールド模型実験においても面板式シールド模型実験と同様に、カッタトルクはカッタ回転数に同期した変動特性が認められた。次ページの図4.3.1に各カッタ構造における代表的なカッタトルク変動パターンを示す。⁶⁾同図からわかるように、カッタトルクの変動振幅の大きさは、Cタイプ<Mタイプ<Nタイプの大小関係が認められる。またカッタトルクの絶対値が増加する程、変動振幅の大きさが増大する傾向が認められた。そこで以下のデータ評価は、掘進速度、カッタ回転数が定常状態にある場合のカッタトルクの積分平均値を用いた。

次ページの図4.3.2は、各カッタ構造における掘進速度とカッタ回転数の比 v/f とカッタトルク T との関係を示すものである。今回の実験では、 v/f の設定範囲が狭い範囲に限られているが、 v/f とカッタトルクとの間にはカッタ構造によらず概ね線形関係が成立していることがわかる。またカッタ構造による比較では、 v/f によらず、Cタイプ<Mタイプ<Nタイプなる大小関係が認められる。

ところで、第2章の検討結果を参考にスポーク型シールドのカッタトルク成分を分類すると図4.3.3のとおりとなる。すなわち、

- T_c : カッタビットによる切削抵抗
- T_s : カッタ前面と地山とのせん断抵抗
- T_b : カッタ背面とカッタチャンバ内土砂とのせん断抵抗
- T_h : カッタ外周面と地山とのせん断抵抗
- T_L : スポーク側面による土砂の持上げ抵抗
- T_r : スポークと貫入リング室前の土砂とのせん断抵抗

以上の各トルク成分は、それぞれ次の特性を有すると考えられる。

T_c : 前述のとおり、通常の土質地盤掘削時にはカッタトルク成分として問題にならない。今回の模型実験地盤の R_s を 0.02 kgf/cm^2 とすれば、 $T_c = 0.6 \text{ kgf} \cdot \text{m}$ 程度となり、実測トルクの1%以下である。なお、 T_c についてはカッタ構造の影響はほとんど無いものと考えられる。(Conv. = M.S.D. = N)

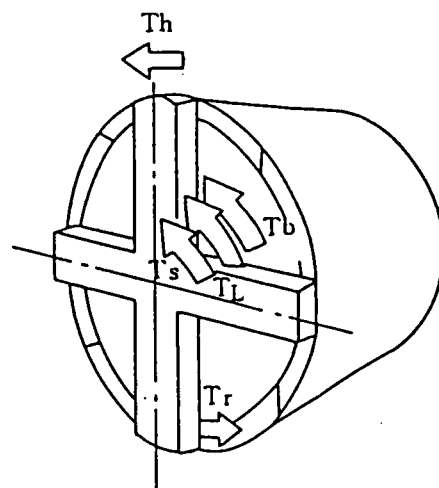


図4.3.3 カッタトルク成分

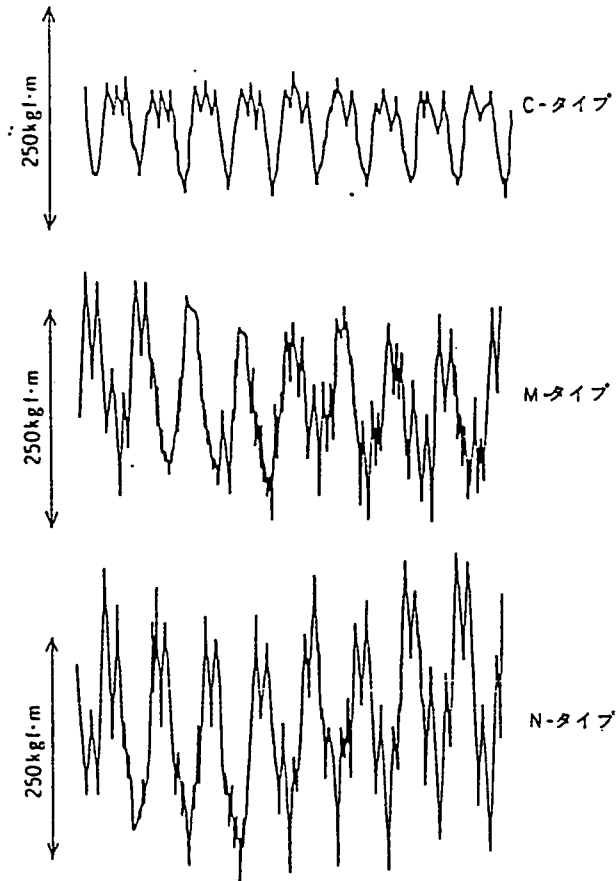


図4.3.1 カッタトルクの周期変動

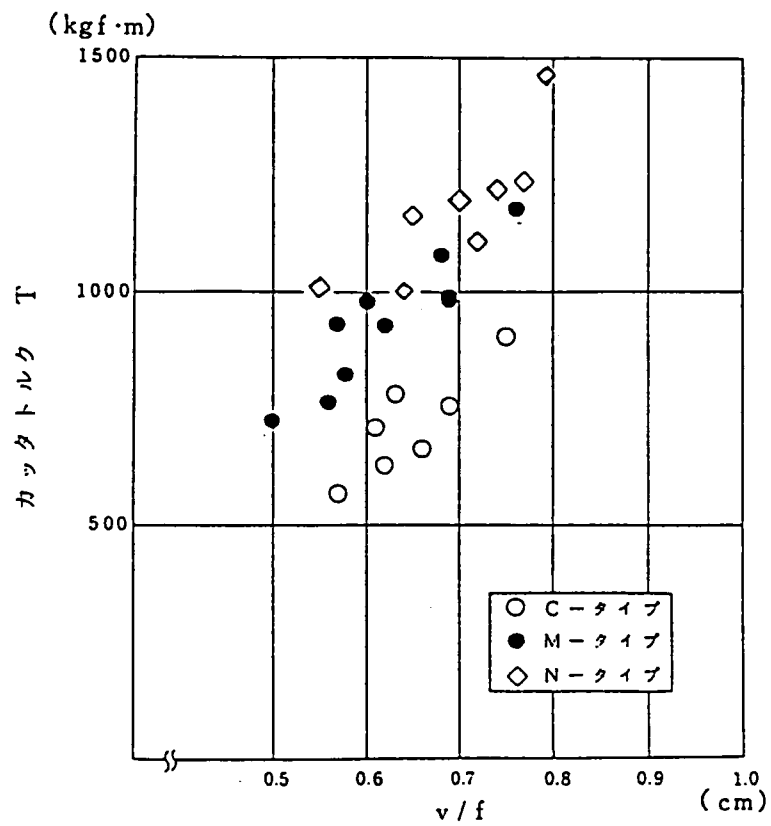


図4.3.2 v/f とカッタトルク T との関係

T_s : カッタトルクの中で主要な成分である。鋼と土、土同士のせん断抵抗の大小関係から、リング構造がある方が、またその位置が外周に近い方がカッタトルクは低くなるものと考えられる。(Conv. < M.S.D. < N)

T_b : 本実験のようにカッタチャンバ内に土砂を充填させながら掘進する場合には、カッタトルク成分として無視できない。カッタ構造による影響は T_s と同傾向であるが、 T_s と比べて絶対値が大きくないため、カッタ構造間のカッタトルク差も小さいものと判断される。(Conv. < M.S.D. < N)

T_h : 外周リングのあるConv. タイプでは、土と鋼とのせん断抵抗力が作用するのに対し、M.S.D., Nタイプでは土同士のせん断抵抗力が発揮され、明らかに後者の方が大きい。(Conv. < M.S.D. = N)

T_L : 外周リングのあるConv. タイプでは、鉛直方向の土被り圧が外周リングによって支持されるため、スポーク側面による土砂の持上げ抵抗は小さい。
(Conv. < M.S.D. < N)

T_r : カッタチャンバ内に貫入リング室のあるM.S.D.タイプに特有のカッタトルク成分である。なお、M.S.D.タイプにおいて貫入リング室の有無によるカッタトルクの変化を調べたところほとんど変化はなく、総カッタトルクに占める割合は小さいことがわかった。(Conv. = N = 0 ≤ M.S.D.)

したがって、Conv. タイプのカッタトルクに対して、M.S.D., N両タイプのカッタトルクが大きくなるのは明らかである。カッタトルク低減策としては、 T_s , T_b , T_L に対してはスポーク間リングを出来るだけ外側に配すること、 T_r に対しては貫入リング室とスポークとの距離を離し、貫入リング室の前面を土砂の流れやすい形状にすること等が考えられる。

4.4 面板式カッタとスポーク式カッタとの比較

ここでは、第3章に紹介した面板式シールドとスポーク式シールドのカッタトルクの比較を行う。図3.3.5と図4.3.2の比較によると、同一の掘進条件下では、スポーク式シールドのカッタトルクは面板式シールドのカッタトルクのおよそ4～5倍程度である。両者

のカッタトルクの相違の理由としては、次の事項が考えられる。

- (1) 面板式シールドがカッタヘッドによって切羽面を支持したのに対し、スポーク式シールドの掘削形式は土圧式であり、カッタチャンバ内に土砂を充填し土圧を発生させながら掘進したため、カッタフェイスに作用する水平土圧が異った。
- (2) カッタ構造の相違により、スポーク式シールドの方が土同士のせん断面積が大きいいため、せん断抵抗が増大した。
- (3) 地盤材料の相違により、スポーク式シールド模型実験では地盤の粘着力が発現し、せん断抵抗が増大した。

当然ながら、シールド機のカッタトルクはカッタフェイスに作用する前面土圧に左右される。両実験においては、上記の(1)に示したとおり、掘削形式が異なるうえ地盤の自立性の相違等の影響もあり、同一掘進条件においても前面土圧が大きく異なった。実際に定常掘進中の前面抵抗力の実測値によると、面板式シールドが $700\sim 1000\text{kg f}$ ⁷⁾程度、スポーク式シールドが $2000\sim 3500\text{kg f}$ 程度であり、後者には前者のおよそ3～4倍程度の前面土圧が作用していることが確認された。したがって、両シールドのカッタトルクの大小関係は、カッタフェイスに作用する前面土圧の相違によるところが大であったと推察される。

一方、上記の(2)は、カッタフェイス構造によるカッタトルクへの影響成分である。ここでは前面抵抗力の相違による影響を取り除くため、カッタトルク T を前面抵抗力 F とカッタ径 D との積で除した無次元量 $T/(F \cdot D)$ を用いてカッタフェイス構造の相違によるカッタトルクの比較を行った。次ページの図4.4.1に結果を示す。面板式シールドについては回帰式による整理結果を示した。同図の縦軸は、切羽への押付け力に対するカッタトルクの大きさを意味するが、データのバラつきはあるものの面板式<スポーク式なる大小関係は明らかである。なお、図4.4.1の結果には、地盤条件(粘着力の有無)の違いによる影響も含まれているが、実験結果からその影響分を推定するのは困難であるため、詳細は後節に示すカッタトルク算定式を用いて検討することとする。

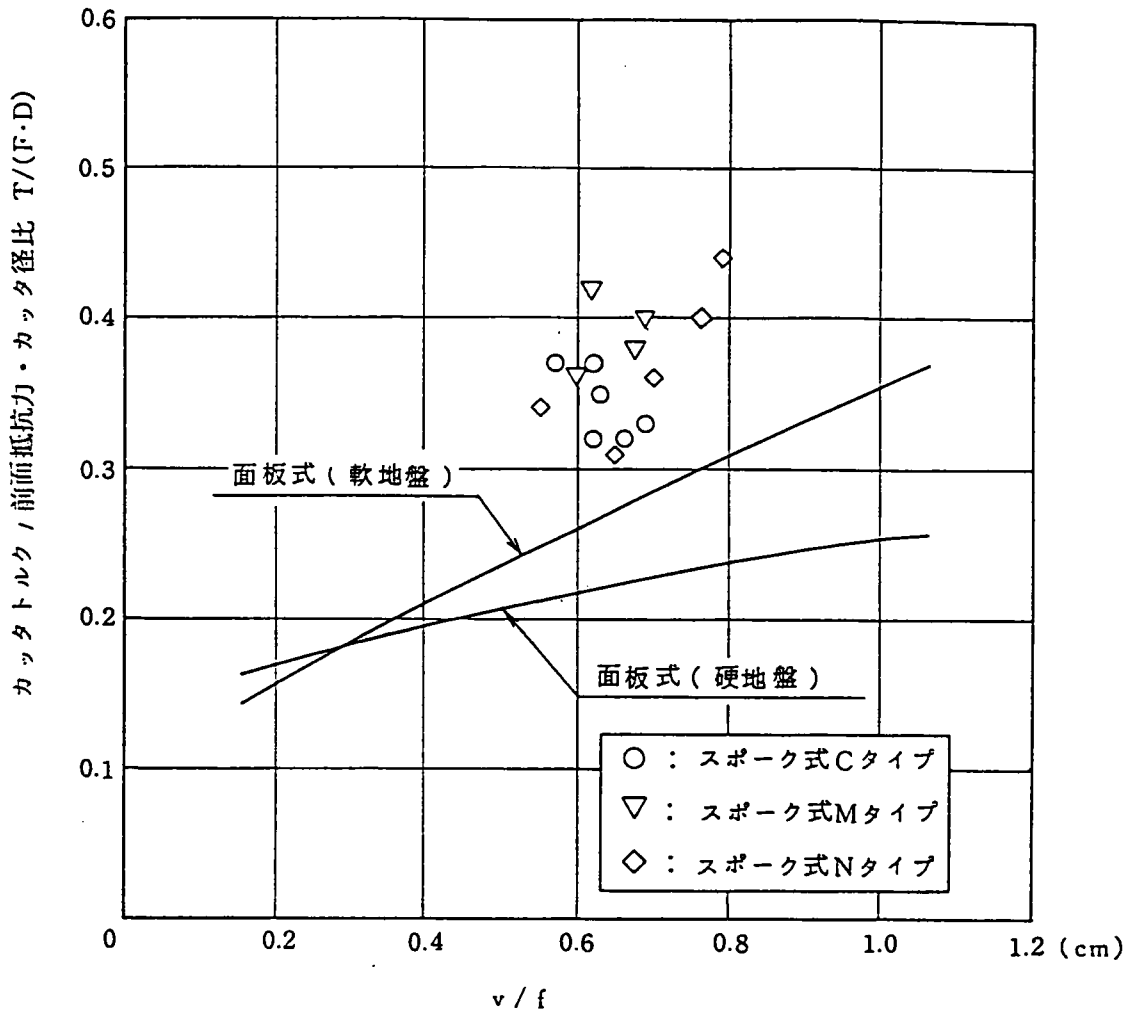


図4.4.1 カッタ構造によるカッタトルクの比較

4.5 カッタトルク算定結果

4.5.1 カッタトルク算定式

前節のとおり、カッタ構造がカッタトルクに及ぼす影響は大きく、Conv. タイプに比べてM.S.D.タイプ、Nタイプのカッタトルクが増大することが判明した。そこで、前述の各カッタトルク成分について評価式を検討した。記号の説明を図4.5.1に示す。

- γ : 地盤の単位体積重量
- ϕ : 土-土の摩擦角
- δ : 土-鋼の摩擦角
- c : 土-土の粘着力
- c_{ii} : 土-鋼の付着力

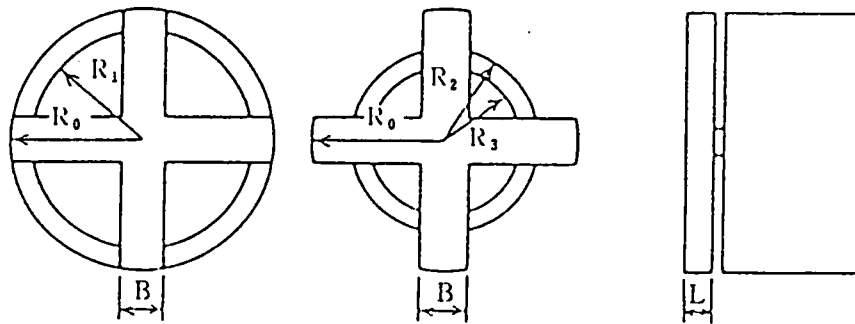


図4.5.1 記号の説明

< T_c : カッタビットの切削抵抗 >

式(2.18)から、カッタ構造によらず次のとおりとなる。なお、()内の記号はカッタ構造を表わす。

$$T_c (C) = T_c (M) = T_c (N) = \sum_{i=1}^n \ell_i H\alpha_{ci} \quad (4.1)$$

ここに、

n : カッタビット数

ℓ_i : カッタビットの回転半径

$H\alpha_{ci}$: 切削抵抗 (砂質土: 式(2.2), 粘性土: 式(2.3))

〈 T_s : カッタフェイス前面と地山とのせん断抵抗〉

図4.5.1において開口部が土同士で、スポーク部、リング部が土と鋼とでせん断されると考え、カッタ前面に作用する水平方向土圧を p_H とすれば、第3章と同様の考え方からカッタフェイス前面のせん断抵抗によるカッタトルクは次式のとおりとなる。

$$T_s (C) = (c + \mu p_H) \frac{2}{3} \pi R_0^3 - \{(c - c_a) + (\mu - \mu') p_H\} \left(\frac{2}{3} \pi R_1^3 - 2BR_1 + \frac{B^3}{4} \right) \quad (4.2)$$

$$T_s (M) = (c + \mu p_H) \frac{2}{3} \pi R_0^3 - \{(c - c_a) + (\mu - \mu') p_H\} \cdot \left\{ \frac{2}{3} \pi (R_2^3 - R_3^3) + 2BR_0^2 - \frac{B^3}{4} - 2B(R_2^2 - R_3^2) \right\} \quad (4.3)$$

$$T_s (N) = (c + \mu p_H) \frac{2}{3} \pi R_0^3 - \{(c - c_a) + (\mu - \mu') p_H\} \left(2BR_0^2 - \frac{B^3}{4} \right) \quad (4.4)$$

〈 T_b : カッタフェイス背面とカッタチャンバ内土砂とのせん断抵抗〉

カッタ背面に作用する土圧はカッタチャンバの充填状況によって異なるが、今回の実験では、カッタチャンバ土圧を管理しながら掘進したため、ほぼ一定の背面土圧が作用したものと考えられる。カッタ背面に作用する水平方向の平均土圧を p_b とすれば、カッタ背面に発生するせん断抵抗によるカッタトルクは次のとおりとなる。

$$T_b (C) = (c + \mu p_b) \frac{2}{3} \pi R_0^3 - \{(c - c_a) + (\mu - \mu') p_b\} \left(\frac{2}{3} \pi R_1^3 - 2BR_1 + \frac{B^3}{4} \right) \quad (4.5)$$

$$T_b (M) = (c + \mu p_b) \frac{2}{3} \pi R_0^3 - \{(c - c_a) + (\mu - \mu') p_b\} \cdot \left\{ \frac{2}{3} \pi (R_2^3 - R_3^3) + 2BR_0^2 - \frac{B^3}{4} - 2B(R_2^2 - R_3^2) \right\} \quad (4.6)$$

$$T_b (N) = (c + \mu p_b) \frac{2}{3} \pi R_0^3 - \{(c - c_a) + (\mu - \mu') p_b\} \left(2BR_0^2 - \frac{B^3}{4} \right) \quad (4.7)$$

〈 T_h : カッタフェイス外周部におけるせん断抵抗〉

第3章の面板式シールドと同様の考え方から、カッタフェイス幅を L 、側方土圧係数を K 、有効土被り高さを H として次式のとおりとなる。

$$T_h (C) = \pi L \gamma \tan \delta R_o^2 (H+R_o) (1+K) + 2 \pi c_a L R_o^2 \quad (4.8)$$

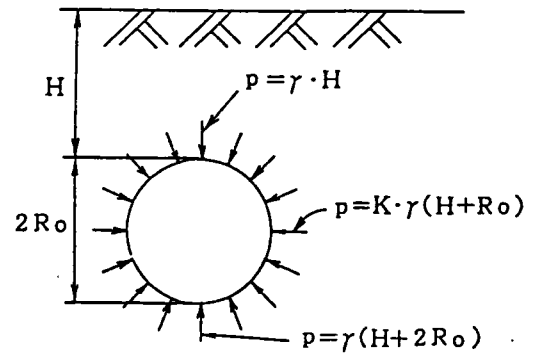


図4.5.2 カッタ外周部せん断抵抗

$$T_h (M) = T_h (N) = \pi L \gamma R_o (H+R_o) (1+K) \tan \phi + 2 \pi c L R_o^2 \quad (4.9)$$

〈 T_L : スポーク側面による土砂の持上げ抵抗〉

図4.5.3, 4.5.4に示すとおり、各スポークにはその上方の土砂による鉛直土圧が作用し、その大きさ、作用方向はスポークの位置によって異なる。このうちカッタトルクに関係するのは、前述のとおり各スポークへの作用力のアンバランス成分である。

スポークの角速度を ω 、重力加速度を g とすると、スポーク側面に作用する鉛直土圧によるトルク成分 T_L は回転角 θ の関数として次式で与えられる。

$$T_L (C) \simeq 0 \quad (4.10)$$

$$T_L (M) = \frac{1}{3} \left\{ g + (H+R_o) \omega^2 \right\} (1 - \tan \theta) \sin \theta (1 + \cos^2 \theta + \sin \theta \cos \theta) \cdot (R_o^3 - R_z^3) \quad (4.11)$$

$$T_L (N) = \frac{1}{3} \left\{ g + (H+R_o) \omega^2 \right\} (1 - \tan \theta) \sin \theta (1 + \cos^2 \theta + \sin \theta \cos \theta) R_o^3 \quad (4.12)$$

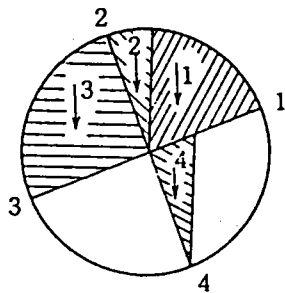


図4.5.3 スポークに作用する鉛直土圧 (Cタイプ)

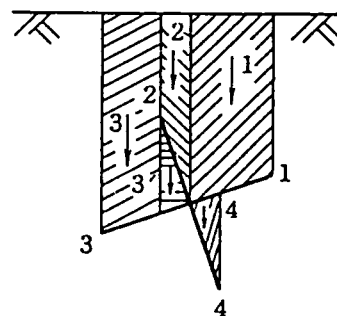


図4.5.4 スポークに作用する鉛直土圧 (M.S.D., Nタイプ)

式 (4.11), (4.12) は $\theta = \pi/2$ を 1 周期とする周期関数であり, 図 4.5.5 に示すとおり, $\theta = \pi i / 4$ ($i = 0, 1, 2, \dots$) のとき $T_L = 0$ となり, カッタ 1 回転における平均値は 0 である。カッタトルクの実測値にも図 4.5.5 に示す周期性は認められたが, レベル値に比べて小さいため, トルク成分として評価する必要はないものと思われる。

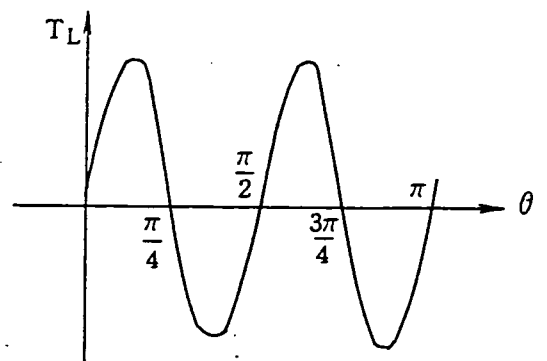
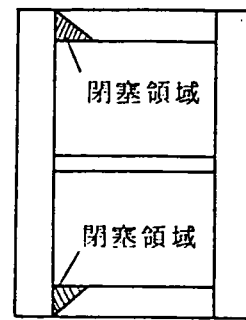


図 4.5.5 T_L の周期特性

〈 T_r : スポーク～貫入リング室間せん断抵抗〉

カッタチャンバ内周面に貫入リング室を有する M.S.D タイプのカッタ構造においては, 図 4.5.6 に示すようにカッタスポークと貫入リング室との間に土砂が閉塞し, カッタトルクが増大する可能性がある。そこで, Case



M-3 では M.S.D. タイプのカッタの貫入リング室を取外し, 本カッタトルク成分を評価しようとしたが, 前述のとおり,

図 4.5.6 スポーク～貫入リング室間せん断抵抗

Case. M-1, M-2 との有意な差は認められなかった。したがって, ここではカッタトルク成分として考慮しないこととする。

4.5.2 カッタトルク算定結果

前述のカッタトルク成分のうち T_c , T_L , T_r 成分については, 絶対値が小さいため検討から除外した。したがって, ここでは, T_s , T_b , T_h 成分についての評価を行った。カッタ前面に作用する水平方向土圧 p_H は, 次ページの図 4.5.7 に示す推進力 F と掘進距離 S との回帰結果から求めた。推進力と掘進距離の間には線形関係が成立し, 切片項が前面抵抗となる。⁶⁾ 地盤条件のばらつきを考慮してもカッタ構造による前面抵抗の有意な差は認められないため, ここではカッタ構造によらず前面抵抗を $F_L = 1.7 \text{ tf}$ で一定とした。したがって, カッタ前面に作用する水平方向土圧の平均値 p_H は, $p_H = 0.22 \text{ kgf/cm}^2$ となる。また, カッタ背面土圧は, スプリングライン位置のバルクヘッドに取り付けた土圧計によって実測した $p_b = 0.01 \text{ kgf/cm}^2$ とした。今回の実験では, 掘進条件 v/f をほぼ一定としたため, p_H , p_b とともにこれらの値を代表値とした。また,

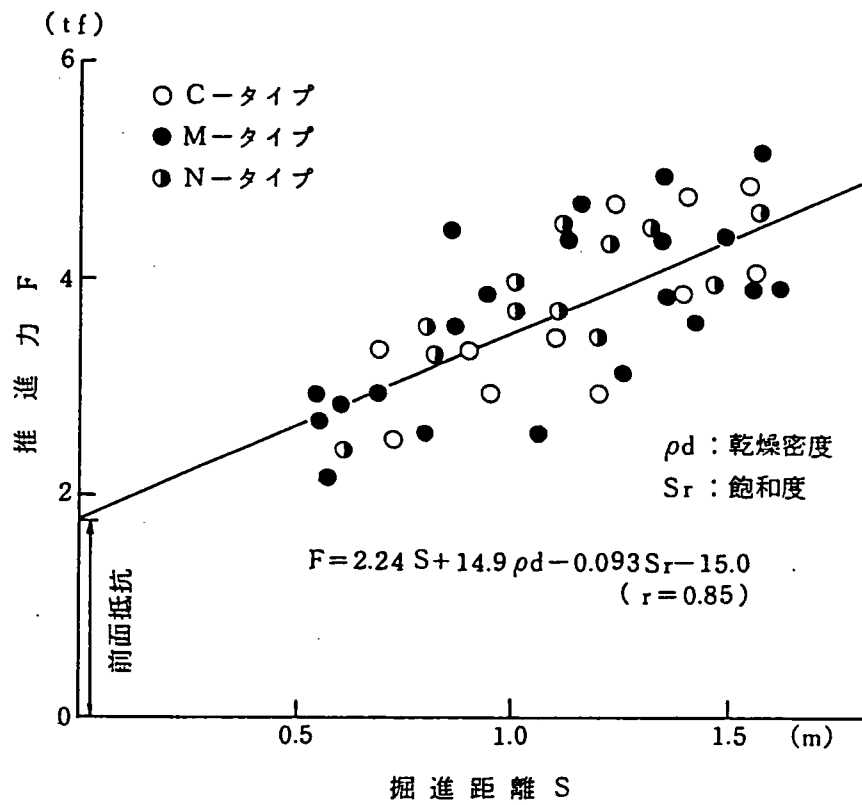


図4.5.7 掘進距離と推進力との関係

表4.5.1 カッタ諸元

R_0 (cm)	R_1 (cm)	R_2 (cm)	R_3 (cm)	B (cm)	L (cm)
50	45	37.5	27.5	15	10

c, c_a, φ, δは、表4.2.4に示した各値を用いた。計算に必要なカッタの諸元は前ページの表4.5.1のとおりである。表4.5.2に計算結果を示す。

表4.5.2 計 算 結 果

カッタ タイプ	前面トルク T_s (kgf·m)	背面トルク T_b (kgf·m)	周面トルク T_h (kgf·m)	総トルク $T_s + T_b + T_h$ (kgf·m)	実験結果 ($v/f=0.6\sim 0.7$) (kgf·m)	Cタイプ に対する 増加率(%)
Cタイプ	486	173	173	832	600~800	—
Mタイプ	497	177	349	1023	900~1100	23
Nタイプ	557	198	349	1104	1000~1200	33

カッタトルク計算結果によると、カッタ構造によるカッタトルクの大小関係はConv. < M.S.D. < Nであり、実験結果の傾向と良好に一致する。計算値と実験値との対応では、Conv. タイプの計算値がやや大きい以外は良好に対応する。したがって、今回の検討結果、外周リング構造の有無やその位置によるせん断条件の相違がカッタトルクに及ぼす影響を定量的に説明できる見通しが得られた。

また、Conv. タイプのカッタ構造においては、総カッタトルクTに占めるカッタ外周面のせん断によるカッタトルク成分 T_h の割合が $T_h / T = 20\%$ 程度であるのに対し、M.S.D. およびNタイプでは30%以上になる。M.S.D.タイプのカッタ構造においては T_h 成分の増加は不可避であり、スポーク外周端の断面積の増加や、スポーク幅の低減等の対策を講じる必要があるものと思われる。なお、今回の実験で供試したスポーク式シールド模型は実機シールドに比べてカッタ径に対してカッタ幅が大きいいため、本成分の影響が大きく出たものと考えられる。

以上の結果、土圧式シールドのようなスポークタイプのカッタ構造についても簡単な地山物性値を用いてカッタトルクの推定が可能であることが確認された。今回の実験では、掘進条件 v/f をパラメータとしなかったが、掘進条件 v/f とカッタ前面に作用する水平抵抗との関係が明らかになれば、スポーク式シールドについても面板式シールドと同様の考え方が成立するものと推察される。

4.6 結 び

スポーク式シールド模型実験の結果、カッタ構造とカッタトルクとの関係について下記の事項が明らかになった。

- (1) スポーク式シールド模型を用いて土圧式シールドを模擬した掘進を行なった場合にも、カッタトルクと掘進条件 v/f との間には面板式シールドと同様に線形関係が認められた。なお、同一の掘進条件においてもカッタ構造によってカッタトルクは異なり、Cタイプ < Mタイプ < Nタイプなる大小関係が確認された。
- (2) 一般に、シールド機のカッタトルクはカッタフェイスと地山とのせん断抵抗が支配的であるが、カッタフェイスの金属面と地山とが直接せん断される場合と開口部のように土同士のせん断が生じる場合とを比較すれば、後者の方がせん断抵抗が大きいものと考えられる。したがって、Cタイプ < Mタイプ < Nタイプなるカッタトルクの大小関係は、リングの有無およびその位置の相違によって生じたものと推察される。
- (3) 面板式シールドとスポーク式シールドとの比較によると、スポーク式シールドの方が面板式シールドよりもカッタトルクが大きい傾向にあった。両者の相違の理由としては、掘削形式、カッタ構造、地盤条件による影響が挙げられるが、今回の模型実験では特に掘削形式による前面抵抗の差が大きく、この影響が支配的であったことが判明した。なお、前面抵抗の影響を排除した場合でも、面板式シールドよりもスポーク式シールドの方が平均的に30~40%程度カッタトルクが大きいことが、これは上記のカッタ構造、地盤条件の相違によるものと推定される。
- (4) 以上の結果に基づき、各カッタ構造について鋼と土、土と土とのせん断領域を区分し、それぞれのせん断抵抗角、粘着力（付着力）を用いてカッタトルクを計算する算定式を提案した。計算値と実験結果との対応は概ね良好であり、同式がカッタトルク評価のための基礎式として妥当であることが認められた。

参 考 文 献

- 1) 姫路 昭夫「シールドの地中接合の自動化技術について」, 建設用ロボットに関する技術講習会, 1988
- 2) 山本 稔, 今田 徹:「最新トンネル工法・機材便覧」, 1988
- 3) 建設機械化協会:「MSD工法(メカニカル・シールド・ドッキング工法)」, 建設機械化技術・技術審査証明報告書, 1989
- 4) 市場 悟, 大石 善啓, 西岳 茂, 杉山 雅彦:「メカニカルシールドドッキング工法施工用シールド機の開発」, 三菱重工業技報, Vol. 25, No.5, 1988
- 5) Ichiba S., Ooishi Y., Nishitake S., Sugiyama M. :「Development of Shield Machine for Mechanical Shield Docking Method」, MHI Technical Review, Vol. 26 No.2, 1989
- 6) 後藤 茂, 宮沢 和夫, 大石 善啓:「MSD工法の開発ーその2」, 土木学会第42回年次学術講演会講演概要集, 1987
- 7) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他:「多面形断面シールド(MFシールド)の模型実験(その4)」, 土木学会第44回年次学術講演会講演概要集, 1989

第5章 複円形断面シールドカットトルク評価実験

5.1 概 説

複円形断面シールド工法（マルチフェイスシールド工法，以下MFシールド工法と略す）とは，次ページの図5.1.1に示すように，前後にずれのある複数のカットヘッドを有するシールド掘削機を用いて，同時に複線^{1), 2)}トンネル断面を掘削する工法である。このMFシールド工法は，都市部の地下空間利用の高密度化に伴い，より合理的なトンネル断面を施工可能なシールド工法として開発されたものであり，主要な特長は次のとおりである。³⁾

(1) 大断面円形シールドに比べ，不要な掘削・覆工が少なく経済的である。

(図5.1.2，表5.1.1)

(2) 大断面円形シールドに比べ，トンネル高さが低いため縦断ルート選択の自由度が高い。

(図5.1.3)

(3) 単線並列トンネル工法に比べ，占有スペースが少ないため平面ルート選択の自由度が高い。(図5.1.4)

上記のうち，図5.1.3に示した横型MFシールド工法はJR東日本⁴⁾京葉線京橋トンネルに採用され，昭和63年9月に無事工事を完了した。

一方，図5.1.4の縦型MFシールド工法は，横型MFシールド工法の優位性に加えて地上部占有面積が少なく済むことから，用地制限の厳しい地域では今後特に需要が発生してくるものと考えられる。しかし，その実用化を図るためには，表5.1.2に示すようなMFシールドの施工上の問題点を事前に検討しておく必要がある。

そこで，従来の円形シールドに対する横型MFシールド，縦型MFシールドの共通点，相違点を明確にし，MFシールド固有の設計・施工上の問題点を解明することを目的に，約1/10スケールの模型実験を実施した。実験は，直径1mの円形シールド模型と等価な断面を施工可能なMFシールド模型を用いた。なお，縦型MFシールドにおける上部先行，下部先行構造の優位性については，事前検討にて結論を得なかったため，両者の比較を実験の主要パラメータとした。⁶⁾

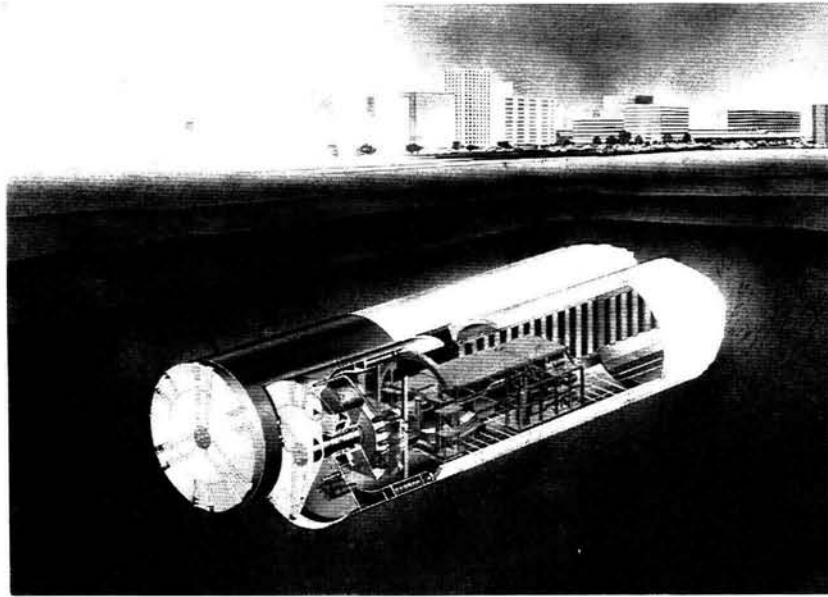


図5.1.1 マルチフェイスシールド工法¹⁾

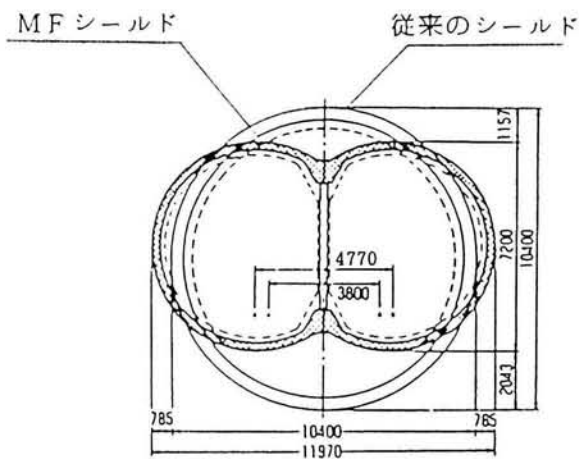


図5.1.2 掘削断面の比較³⁾

表5.1.1 掘削断面諸元³⁾

(単位m当たり)

項目	単位	円形	MF	比較
断面外径(縦)	m	10.40	7.20	0.69
断面内径(横)	m	10.40	11.97	1.15
掘削断面積	m ²	87.9	76.1	0.87
一次覆工	m ³	12.6	10.3	0.82
二次覆工	m ³	6.3	5.6	0.89
裏込注入工	m ³	4.4	5.5	1.25
インポートコンクリート	m ³	9.7	1.8	0.19

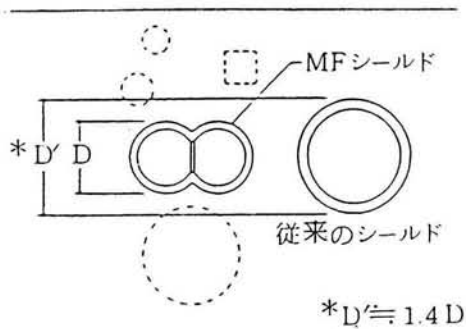


図5.1.3 横型MFシールド³⁾

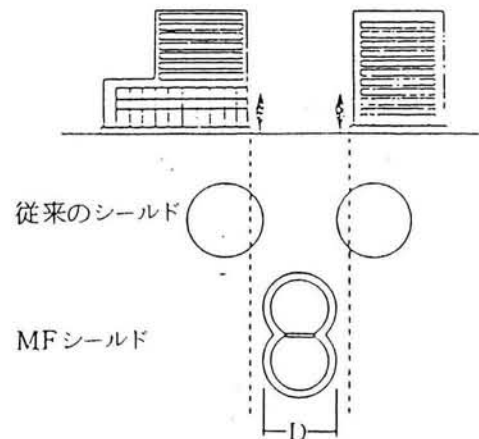
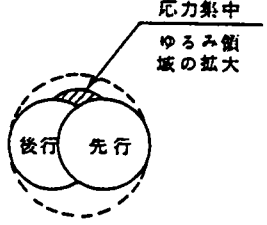
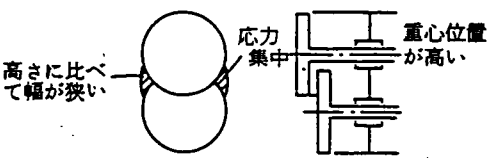
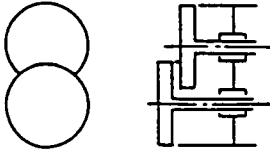
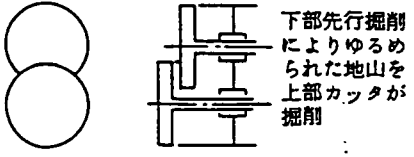


図5.1.4 縦型MFシールド³⁾

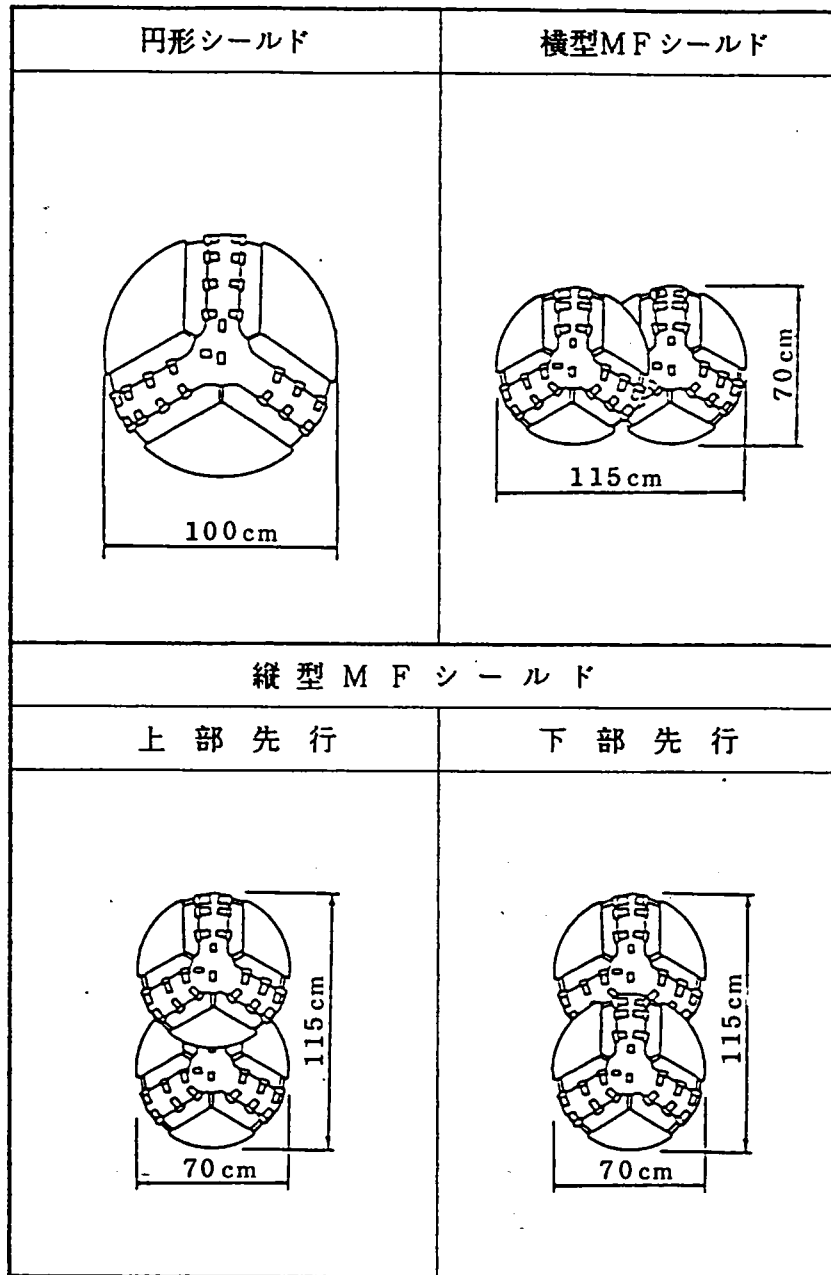
表5.1.2 MFシールドと円形シールドとの相違点⁵⁾

		円形シールドと比較した予想現象	施工時の具体的現象
縦型MFシールド	上部先行型	<p>地山のアーチ効果が減少する</p>  <p>先行掘削の影響を受ける</p>	<ul style="list-style-type: none"> ① 一部地山の崩落による土砂の過剰とり込み ② ゆるみ領域の拡大 ③ 土圧のアンバランスによる蛇行力の発生 ④ 偏土圧の作用
	下部先行型	 <p>高さによって幅が狭い</p> <p>応力集中</p> <p>重心位置が高い</p>	<ul style="list-style-type: none"> ① ピッチングの増大 ② 横倒れの発生 ③ 一部地山の崩落による土砂の過剰取り込み
横型MFシールド	上部先行型	 <p>高さによって幅が狭い</p> <p>応力集中</p>	<ul style="list-style-type: none"> ① ピッチングの増大 ② 横倒れの発生 ③ ゆるみ領域の拡大
	下部先行型	 <p>高さによって幅が狭い</p> <p>下部先行掘削によりゆるめられた地山を上部カッタが掘削</p>	<ul style="list-style-type: none"> ① ピッチングの増大 ② 横倒れの発生 ③ ゆるみ領域の拡大

5.2 実験内容

5.2.1 模型条件の検討

模型寸法は直径約10mの複線鉄道トンネル断面と等価な断面を施工可能なMFシールドを想定し、その約1/10スケールモデルとして、次ページの図5.2.1に示すとおり、各カッタ径が70cm、横幅もしくは高さが115cmのMFシールド模型を用いた。したがって、横型MFシールドおよび縦型MFシールドの幾何形状は、横↔縦へ90°回転させただけで全く同一である。また前後カッタのずれ量は、京橋トンネル施工用横型MFシールド実機の約1/10である13.7cmとした。⁷⁾



カッタビット高さ	: 1.6 cm
開口率	: 約30% (各カッタ)
掘削断面積	: $6.8 \times 10^3 \text{ cm}^2$
先行・後行面板のずれ	: 13.7 cm

図5.2.1 カッタ構造

縦型MFシールドでは、上部カッタを先行させるか下部カッタを先行させるかによって、負荷特性、切羽安定性等の施工性が大きく左右されるものと考えられる。数値解析等の比較結果によると、切羽安定性については上部先行型の方がやや有利であるが、両者の差はそれほど顕著なものではないことが確認されている。また、排土機構や機体の重心位置、セグメントエレクタ等の後続設備を勘案した実機ベースの比較では、上部先行型よりも下部先行型の方が構造的に有利である。以上のように、事前の机上検討では上部先行型と下部先行型との明確な優位差を評価しえなかったため、実験によって両者の比較を行った。

カッタチャンバ構造については、横型MFシールドでは左右カッタチャンバをそれぞれ独立構造とし、二系統のスクリュコンベアによってそれぞれ独立に排土を行った。一方、縦型MFシールドでは、上下カッタチャンバを独立に設置することが排土機構上不可能であったため、上下同一チャンバ構造とし、チャンバ下部中央に設置した一系統のスクリュコンベアによって排土を行うこととした。

土被り高さについては、図5.2.2に示すとおり、横型MFシールドでは等価断面施工用の円形シールドと軌道レベルを一致させ、縦型MFシールドでは横型MFシールドとトンネル断面の中心位置を一致させた。

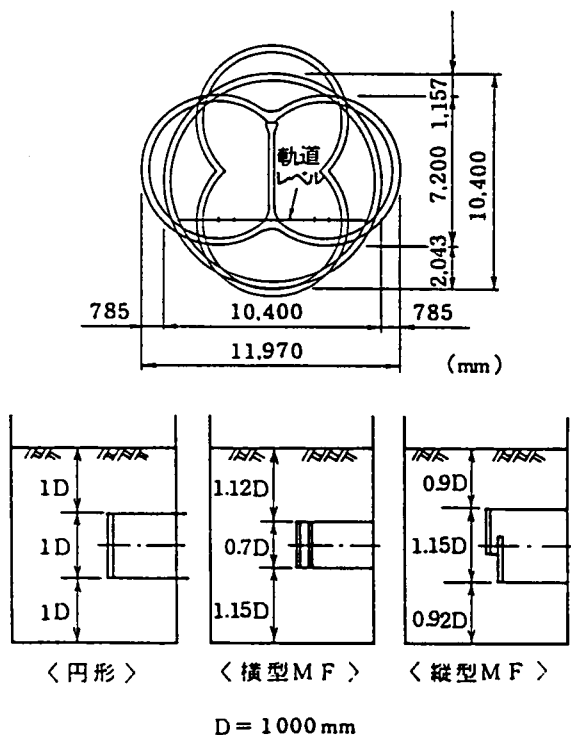


図5.2.2 土被り高さ

なお、本研究で対象とするMFシールド実機の掘削形式は泥水式であるが、1/10スケールの模型に泥水形式を適用するのは困難である。そこで今回の実験では、第3章に示した面板式シールド模型実験と同様にMFシールド模型を面板支持式とし、面板式円形模型と泥水式円形実機との相関性を評価することによって、MFシールド模型とMFシールド実機（泥水式）との対応付けを図ることとした⁸⁾。詳細については第7章に述べる。

以上の模型実験の考え方をまとめて次ページの表5.2.1に示す。

5.2.2 実験装置

実験装置の基本構造は第3章に示した面板式円形シールド模型実験と同様であり、実験土槽も幅3m、奥行2.5m、高さ3.5mで同一である。

先行、後行両カッタはそれぞれ独立に回転数、回転方向の設定が可能であり、前述のとおり横型MFシールドでは左右独立カッタチャンバ構造、縦型MFシールドは上下同一カッタチャンバ構造である。なお、縦型MFシールドの上部先行型、下部先行型の構造変更は、後述の機体ロードセル取付位置より前方のシールド模型の上下を反転させることによって行った。図5.2.3に実験装置の全景を、図5.2.4、5.2.5、5.2.6にそれぞれ横型MFシールド、縦型MFシールド上部先行型、下部先行型のカッタフェイスの写真を示す。

図5.2.7に計測項目を示す。なお、図5.2.8、5.2.9は、カッタ作用力、機体作用力計測部の詳細である。主要量の計測内容は次のとおりである。

<カッタトルク>

カッタ駆動モータの油圧をプレッシャヘッドによって計測した。なお実験中の油温の変化による影響が認められたため、温度補正を行った。

<カッタ作用力>

図5.2.9に示すとおり、曲げモーメントについては、カッタ軸上の前後2断面に1対の歪ゲージを貼り曲げモーメント分布を測定した。また軸力（スラスト）については、絶対値が小さく、歪ゲージ貼付け位置のずれによる曲げモーメント成分の影響が懸念されたため、外周上に歪ゲージを多数貼りブリッジを組むことによって平均化した。

表5.2.1 模型実験の考え方

(設定条件)

実機対象 東日本旅客鉄道(株)京葉線京橋トネル (複線鉄道トネル) の施工実績を有する横型MFシールド及びこれと同一の仕様、
 縮地盤材 寸法の縦型MFシールドを対象とする。
 尺比 実験規模(装置、取扱い土量)を勘案し、約1/10とする。
 地盤材料 実験結果の相似則展開、実験地盤作成の難易を勘案し砂系地盤 (I_p < 5) とする。

分類	項目	検討内容	結果	実験パラメータ
機械	カットビット高さ	円形シールド模型実験において、2種の高さのビット (h _b = 16および22mm) を用いて、実験結果に及ぼすビット高さの影響を評価した結果、有意な差は認められなかった。したがって、MFシールドについては想定される掘進条件でビット高さが不足しないことを前提に16mmとする。	—	—
	開口率	幾何学的縮尺の適用は、掘削性、土砂取込み性の観点から不合理であるため、模型を小型実機とみなして開口率を30%に設定する。	—	—
	ビット段数・配置	幾何学的縮尺の適用は、掘削性、土砂取込み性の観点から不合理であるため模型を小型実機とみなして設定する。	—	—
	カタ・チャンバ構造	幾何学的縮尺の適用は、掘削性、土砂取込み性の観点から不合理であるため、模型を小型実機とみなして設定する。縦型MFシールドでは、上部先行型、下部先行型のカタッド構造を実験パラメータとして比較を行う。また横型MFシールドでは独立カタッド構造、縦型MFシールドでは上下同一カタッド構造とする。	○	—
地盤条件	排土方法	スクリーコンベアによる。	—	—
	粒径	模型寸法との対比から、経験的に幾何学的な縮尺の必要はない。 9), 10), 11)	—	—
	内部摩擦角	沖積砂層および洪積砂層を対象とし、相似則の見地からφ (実地盤) = φ (実験地盤) とする。	○	—
	変形係数・構成則	相似則の適用が困難なため、相対比較のみ行う。 12)	—	—
条件	飽和状態	実験装置・方法上の理由により、不飽和地盤とする。	—	—
	土被り高さ	円形シールドについては、実機の標準的な最少土被り高さである1D (D = シールド径) とし、横型MFシールドについては、円形シールドに軌道レベルを一致させる。縦型MFシールドについては、横型MFシールドとトンネル断面中心位置の土被り高さが一致するように設定する。	—	—
	カット外周速	実機のカット外周速 (V = 20 m/min) に一致させることを基本とし、実験パラメータとする。	○	—
	掘進速度	実機の平均的な掘進速度 (V = 3 ~ 4 cm/min) に一致させることを基本とし、実験パラメータとする。	○	—
条件	チャンバ土圧・排土	チャンバ土圧を発生させないことを前提に、取込まれた土砂は滞留させずに排出する。	—	—



図5.2.3 実験装置全景

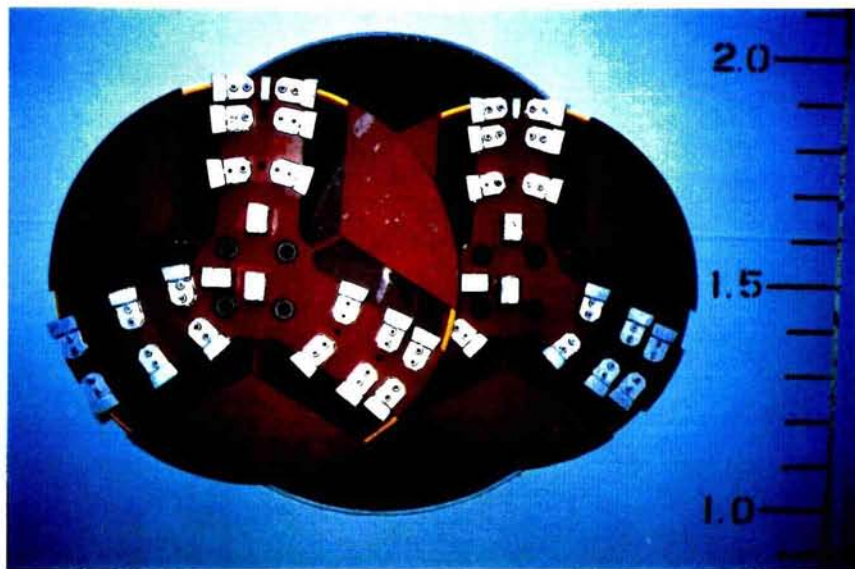


図5.2.4 横型MFシールドカッタフェイス

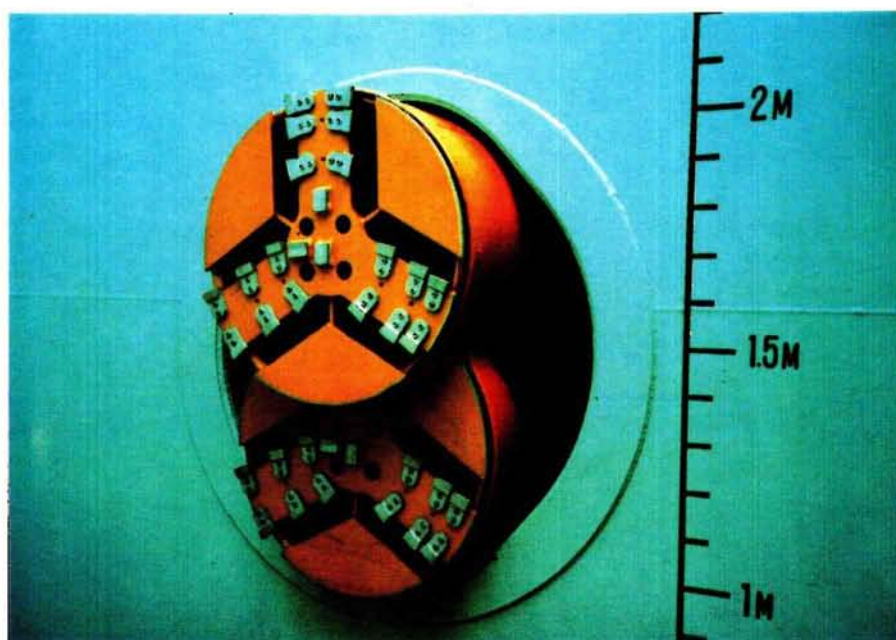


図5.2.5 縦型MFシールド上部先行型カッタフェイス

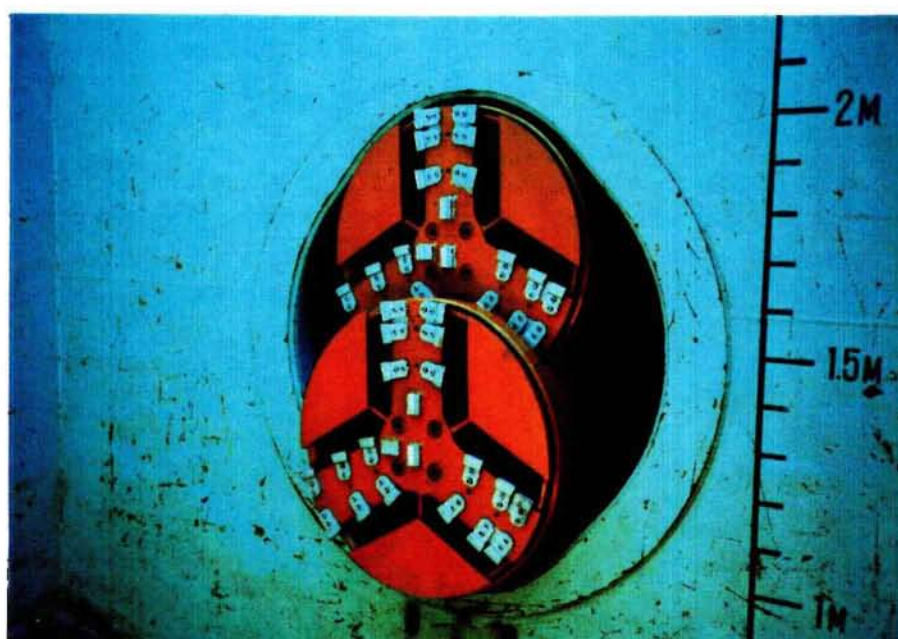
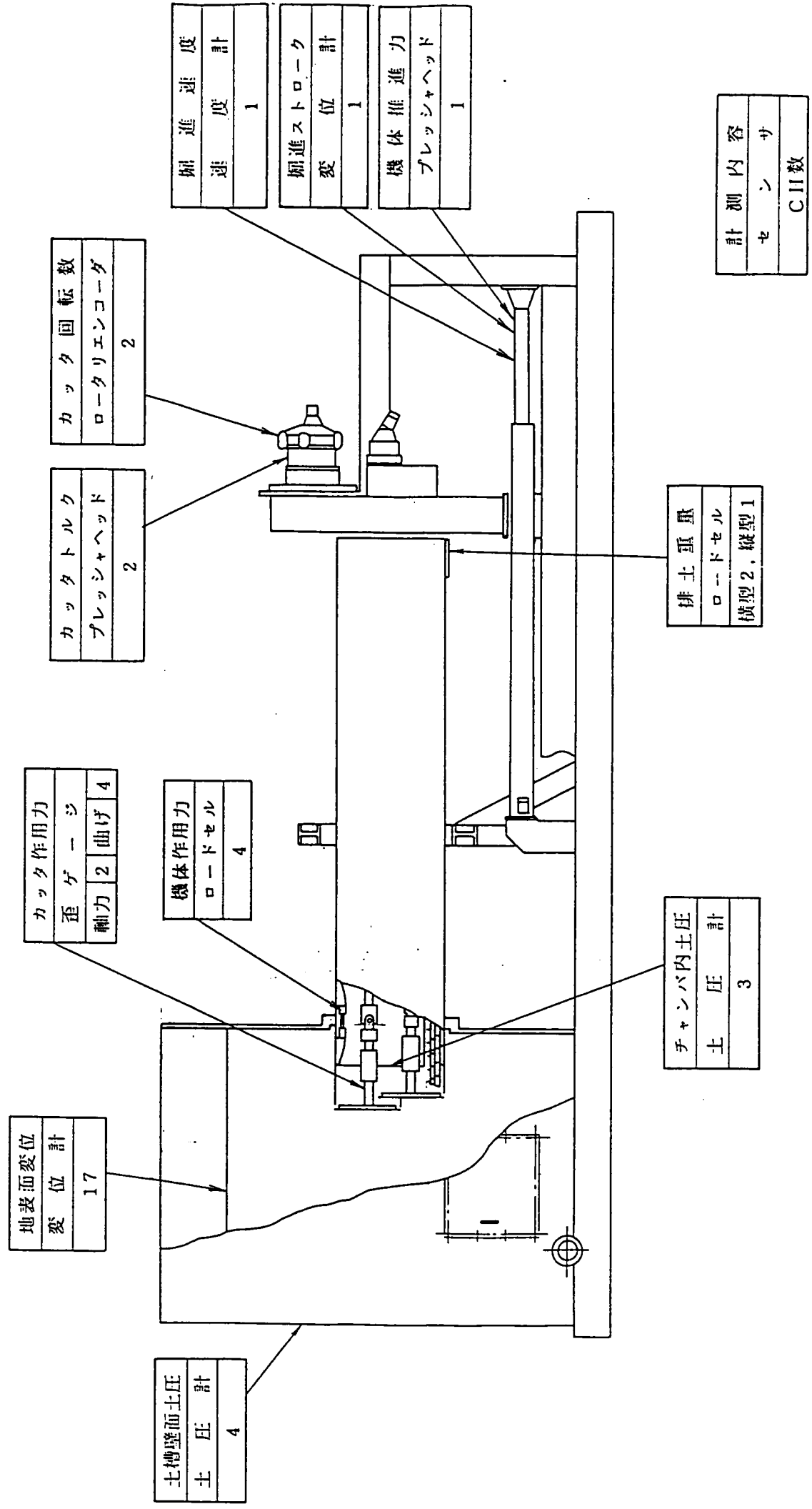


図5.2.6 縦型MFシールド下部先行型カッタフェイス



計測内容
センサ
CII数

図5.2.7 計測項目目

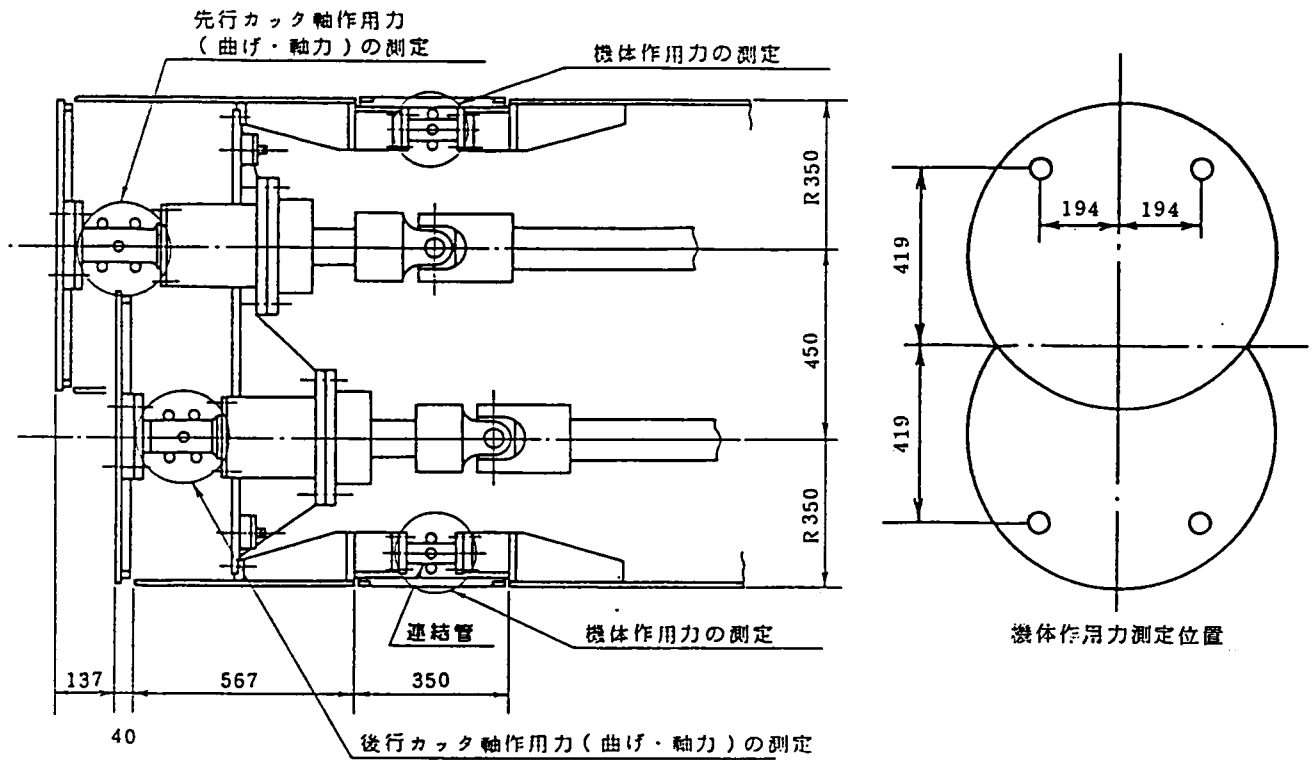


図5.2.8 カッタ作用力・機体作用力の計測部

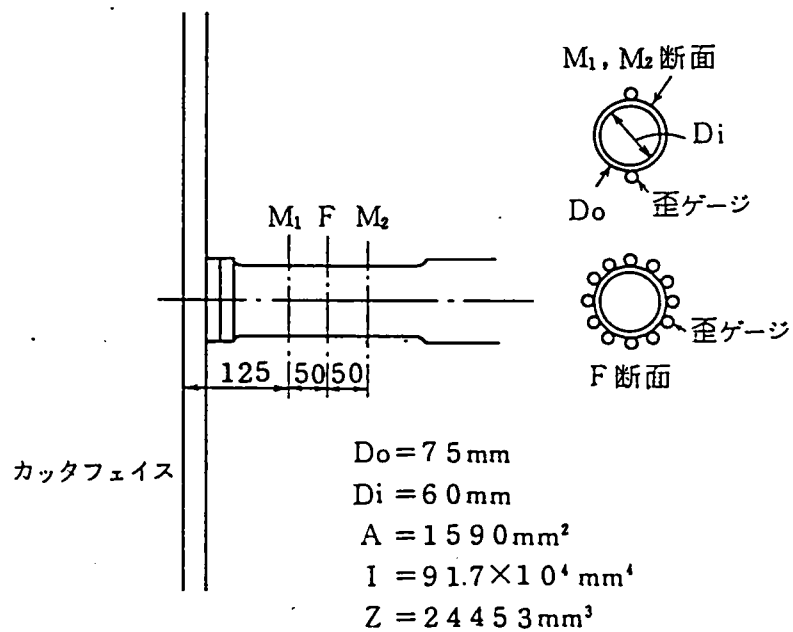


図5.2.9 カッタ作用力計測位置

<カッタ回転数(角)>

タコメータ、近接スイッチのパルス発生器によって出力し、計算機内で演算処理を行い、カッタ回転数、回転角を算定した。

<推進ストローク(速度)>

変位計にてストローク量を、速度計によって前進速度を計測した。

<機体作用力>

図5.2.7、図5.2.8に示すとおり、実機のシールドジャッキ取付位置に相当する位置に軸方向力計測用ロードセルを4ヶ配し、各ロードセルの軸力値のアンバランスから機体前面に作用する不釣り合い力(ヨーイングモーメント、ピッチングモーメント等)を評価した。¹³⁾

<その他>

カッタチャンバのバルクヘッドに取り付けた土圧計によって、カッタチャンバ内に土砂が充填されていないことを監視した。また土槽壁面土圧計によって、土槽側壁、底面が地盤の変形挙動やシールドの負荷特性に影響していないことを確認した。

なお、主要データについては、A/D変換器、パソコンを用いてオンライン処理を行い、フロッピーディスクに記録した。またバックアップのため、データレコーダへの同時記録も併せて実施した。さらに、実験中はペンレコーダやオシログラフの測定器に出力・記録し、モニタリングを行った。

5.2.3 実験地盤

(1) 地盤材料

面板式シールド模型実験と同様に、珪砂5号を地盤材料とした。

(2) 地盤条件

第3章に述べたとおり、切羽が崩壊しにくい地盤としやすい地盤について比較を行うため地盤強度を2通りとした。なお実地盤との対応は、軟地盤が沖積砂層地盤を、硬地盤が洪積砂層地盤をそれぞれ想定している。

(3) 地盤作成法

前述の面板式シールドと同様であり、軟地盤については層厚30cmごとのまき出しのみ、硬地盤については層厚10cmごとの締め固めを行った。また両地盤とも、各実験地盤間の含水比、飽和度等の土中水分に関する土質条件の再現性が保たれるように、飽和させた後に排水を行った。

(4) 地盤条件の評価

各実験時の地盤条件を評価する目的で下記の測定を行った。測定内容および測定場所は第3章に記したとおりである。なお、地盤密度、含水比の測定にはR I式水分密度計を用いた。

○コーン指数 …………… 実験の前後に実施し、実験地盤の再現性、均質性をチェックするとともに、掘削によるゆるみを評価した。

○乾燥密度
○湿潤密度
○含水比
○間隙比
○飽和度

} …………… 50cm深さごとの3断面について各断面3ヶ所測定した。

(5) 地盤条件評価結果

次ページの表5.2.2, 5.2.3に、横型MFシールド、縦型MFシールド模型実験の各実験ケースにおける地盤条件をまとめて示す。各値は土被り1.5m位置での平均値である。密度、間隙比等はばらつきがあるが、コーン指数 q_c で比較すると、軟地盤で $q_c = 10 \sim 20 \text{ kgf/cm}^2$ 、硬地盤で $q_c = 100 \sim 130 \text{ kgf/cm}^2$ となり、両地盤の強度差は明瞭である。なお、硬地盤であるM-6, 9, 10およびVM-3のコーン指数が低い、これは地盤材料の細粒化、締め固め条件のばらつきに起因する強度低下である。そこで、これらの各ケースについては、カットトルクや推進力等の負荷特性データを他の硬地盤におけるものと比較して、一部参考データとして扱った。また、縦型MFシールド後半の硬地盤におけるコーン指数がやや高いが、これは貫入ロッドや油圧ジャッキ支持フレームの変形等によって曲げ荷重が作用したためであり、他の土質データの比較から地盤条件としては問題ないものと判断した。

表5.2.2 横型MFシールド模型実験土質条件

Case No.	地盤種類	湿潤密度 ρ_t (g/cm ³)	乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	含水比 w (%)	間隔比 e	飽和度 S _r (%)	コーン指数 [*] q _c (kgf/cm ²)
M-1	軟	1.698	1.480	14.7	0.782	49.7	17
M-3	軟	1.695	1.476	14.9	0.787	49.8	16
M-5	軟	1.697	1.485	14.3	0.766	49.0	13
M-7	軟	1.664	1.456	14.3	0.811	46.5	13
M-8	軟	1.674	1.456	15.0	0.811	48.6	20
M-11	軟	1.707	1.487	14.8	0.773	50.4	13
M-2	硬	1.760	1.566	12.4	0.684	47.7	110
M-4	硬	1.761	1.557	13.1	0.694	49.7	115
M-6	硬	1.668	1.475	13.1	0.788	43.8	85
M-9	硬	1.727	1.512	14.2	0.744	50.3	50
M-10	硬	1.689	1.488	13.5	0.773	46.2	80
M-12	硬	1.663	1.492	11.5	0.767	39.4	110

*深さ1.5mの値

表5.2.3 縦型MFシールド模型実験土質条件

カッタ構造	Case No.	地盤種類	湿潤密度 ρ_t (g/cm ³)	乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	含水比 w (%)	間隙比 e	飽和度 S _r (%)	コーン指数 [*] q _c (kgf/cm ²)
上部先行	VM-1	軟	1.445	1.331	8.6	0.982	23.1	10~17
	VM-2	軟	1.570	1.427	10.0	0.848	31.1	9~23
	VM-4	軟	1.563	1.418	10.2	0.859	31.3	8~21
	VM-3	硬	1.619	1.509	7.3	0.748	25.7	49~86
	VM-5	硬	1.700	1.565	10.0	0.706	37.3	75~102
	VM-6	硬	1.725	1.574	9.6	0.675	37.5	81~120
	VM-7	硬	1.769	1.595	10.9	0.653	44.0	88~130
下部先行	VM-8	軟	1.591	1.445	10.1	0.825	32.3	11~25
	VM-9	軟	1.593	1.442	10.5	0.829	33.4	12~23
	VM-10	軟	1.608	1.446	11.2	0.824	35.9	13~24
	VM-11	硬	1.675	1.555	7.7	0.696	29.2	126~183
	VM-12	硬	1.716	1.579	8.7	0.672	34.1	148~310
	VM-13	硬	1.711	1.561	9.6	0.689	36.7	146~170

*深さ1m~2mの値

5.2.4 実験方法

実験方法は面板式シールド模型実験と同一である。実験区間は、後行カッタのスキンプレート前端が土槽壁面と一致する位置をスタート位置とし、推進ジャッキの有効ストローク長である160cmまでの間とした。掘進開始直後は、カッタチャンバ内土砂や土槽壁面の影響を受けてカッタトルクが変動するため、掘進開始後20cmの間を助走区間とし、この区間の出力は参考値として扱った。なお、特定の実験ケースにおいては、MFシールドに作用するアンバランス力を評価する目的で連続的にカッタ回転方向を変化させた。また、面板式シールドと同様に、カッタフェイスと地山との相互作用状況を直接観察するため目視実験を実施した。

5.2.5 実験条件

実験では、主として下記の項目がカッタトルクに及ぼす影響に着目した。

○掘進条件

円形シールド模型実験と同様に、掘進速度 v とカッタ回転数 f との比 v/f をパラメータとした。なお、一部の実験ケースでは、先行、後行カッタのカッタ回転数に差を与えてカッタトルクへの影響を検討した。また、両カッタのカッタ回転方向の組み合わせがカッタトルクやカッタフェイスへの作用力に及ぼす影響を検討するため、同方向回転2通り、異方向回転2通りの計4通りについて条件を設定した。

○地盤条件

硬軟両地盤のせん断強度、自立性等の相違によるカッタトルクの差異を検討した。

○カッタ構造

縦型MFシールド模型実験においては、上部先行型、下部先行型の両構造について比較を行った。

以上の考え方に従い、横型MFシールド、縦型MFシールド（上部先行型）、縦型MFシールド（下部先行型）の実験条件を、それぞれ表5.2.4、5.2.5、5.2.6のとおり定めた。

表 5.2.4 横型 MF シールド実験条件一覧表

1: 先行 2: 後行

軟 Case No	掘進条件				硬 Case No	掘進条件				軟 Case No	掘進条件				硬 Case No	掘進条件				軟 Case No	掘進条件								
	掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向		掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向		掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向		掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向		掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向					
		f ₂	f ₁				f ₂	f ₁				f ₂	f ₁				f ₂	f ₁				f ₂	f ₁		f ₂	f ₁			
M-1-1	3.8	8.9	9.2	(2)(1)	M-2-1	2.9	9.2	9.1	(2)(1)	M-3-1	3.0	6.1	6.1	(2)(1)	M-4-1	3.0	8.4	8.5	(2)(1)	M-5-1	3.1	8.9	9.0	(2)(1)	M-6-1	3.0	8.8	8.9	(2)(1)
M-1-2	3.8	9.0	9.0	↻↻	M-2-2	3.1	9.2	9.1	↻↻	M-3-2	3.1	9.0	8.9	↻↻	M-4-2	2.8	5.8	5.9	↻↻	M-5-2	3.8	8.7	8.9	↻↻	M-6-2	2.9	5.9	5.9	↻↻
M-1-3	3.7	6.2	6.1	↻↻	M-2-3	3.0	9.2	9.1	↻↻	M-3-3	3.9	9.2	8.8	↻↻	M-4-3	3.7	5.6	5.7	↻↻	M-5-3	3.6	8.8	8.9	↻↻	M-6-3	4.0	8.8	8.9	↻↻
M-1-4	3.7	6.1	6.1	↻↻	M-2-4	2.9	9.2	9.1	↻↻	M-3-4(1)	3.8	6.0	6.0	↻↻	M-4-4	3.5	8.6	8.8	↻↻	M-5-4	3.7	8.6	8.8	↻↻	M-6-4	2.0	6.0	6.0	↻↻
M-1-5	2.9	6.1	6.2	↻↻	M-2-5	4.0	9.2	9.1	↻↻	M-3-4(2)	3.6	5.9	6.0	↻↻	M-4-5	3.8	8.5	8.5	↻↻	M-5-5	3.5	8.5	8.7	↻↻	M-6-5	2.0	8.8	8.9	↻↻
M-1-6	2.7	6.1	6.2	↻↻	M-2-6	3.8	9.1	9.1	↻↻	M-3-5	3.7	5.9	6.0	↻↻	M-4-6	1.8	8.7	8.8	↻↻	M-5-6	4.3	8.6	8.8	↻↻	M-6-6	2.8	5.9	6.0	↻↻
M-1-7	2.6	6.1	6.2	↻↻	M-2-7	2.1	9.2	9.2	↻↻	M-3-6	1.7	5.9	6.1	↻↻	M-4-7	1.7	8.8	8.9	↻↻	M-5-7	3.6	8.6	8.8	↻↻	M-6-7	2.6	8.8	8.9	↻↻
M-1-8	2.9	9.0	9.1	↻↻	M-2-8	2.1	9.2	9.2	↻↻	M-3-7(1)	1.8	6.0	6.0	↻↻	M-4-8	1.6	5.9	5.8	↻↻	M-5-8	3.6	8.6	9.0	↻↻	M-6-8	1.5	5.9	6.0	↻↻
M-1-9	2.7	9.0	9.1	↻↻	M-2-9	1.9	9.2	9.2	↻↻	M-3-7(2)	1.8	6.0	6.0	↻↻	M-4-9	2.6	8.8	8.7	↻↻	M-5-9	3.7	8.6	8.8	↻↻	M-6-9	3.0	6.0	6.1	↻↻
M-1-10	2.6	9.0	9.1	↻↻	M-2-10	2.1	9.2	9.2	↻↻	M-3-8(1)	2.5	9.0	8.8	↻↻					M-5-10	3.2	8.8	8.8	↻↻	M-6-10	2.0	6.0	6.1	↻↻	
M-1-11	3.0	9.0	9.1	↻↻	M-2-11	2.0	6.2	6.0	↻↻	M-3-8(2)	2.5	9.0	8.8	↻↻										M-6-11	2.6	5.9	6.0	↻↻	
M-1-12	2.8	9.0	9.1	↻↻	M-2-12	1.8	6.2	6.0	↻↻															M-6-12	1.7	6.1	6.1	↻↻	
M-1-13	1.7	9.0	9.0	↻↻	M-2-13	2.8	9.0	9.0	↻↻															M-6-13	2.1	5.9	6.0	↻↻	
					M-2-14	2.6	9.0	9.0	↻↻																				

軟 Case No	掘進条件				軟 Case No	掘進条件				硬 Case No	掘進条件				硬 Case No	掘進条件				軟 Case No	掘進条件								
	掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向		掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向		掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向		掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向		掘進速度 V(cm/min)	カット回転数 (rev/min)		カッタ 回転方向					
		f ₂	f ₁				f ₂	f ₁				f ₂	f ₁				f ₂	f ₁				f ₂	f ₁		f ₂	f ₁			
M-7-1	3.9	9.0	9.0	(2)(1)	M-8-1	4.0	9.0	9.0	(2)(1)	M-9-1	4.0	9.0	9.0	(2)(1)	M-10-1	2.8	8.8	9.0	(2)(1)	M-11-1	3.8	8.9	9.0	(2)(1)	M-12-1	2.5	8.6	8.7	(2)(1)
M-7-2	3.9	9.0	8.9	↻↻	M-8-2	4.0	8.8	9.0	↻↻	M-9-2	3.0	9.0	9.0	↻↻	2	3.0	8.6	9.0	↻↻	2	3.8	9.0	9.0	↻↻	2	3.2	8.8	8.8	↻↻
M-7-3	3.8	9.1	9.0	↻↻					M-9-3	3.0	9.0	9.0	↻↻	3	2.8	4.5	9.0	↻↻	3	3.8	8.8	9.1	↻↻	3	3.0	4.5	8.9	↻↻	
M-7-4	3.5	9.1	9.1	↻↻										4	2.7	4.3	8.8	↻↻	4	3.8	8.3	8.9	↻↻	4	3.0	3.0	8.7	↻↻	
M-7-5	3.6	9.1	9.0	↻↻															5	3.5	4.7	9.0	↻↻	5	2.7	8.8	9.0	↻↻	
M-7-6(1)	3.6	9.1	9.1	↻↻																				6	2.5	4.5	9.0	↻↻	
M-7-6(2)	3.7	8.9	8.9	↻↻																				7	2.7	3.0	8.8	↻↻	
M-7-7	3.4	8.9	8.9	↻↻																				8	2.8	4.3	8.8	↻↻	
M-7-8	3.8	9.0	8.9	↻↻																				9	2.8	4.6	8.6	↻↻	
M-7-9(1)	3.6	9.0	8.9	↻↻																				10	2.8	4.5	8.8	↻↻	
M-7-9(2)	3.6	8.8	8.9	↻↻																				11	2.6	4.5	8.9	↻↻	
M-7-10	3.1	8.8	8.9	↻↻																				12	2.3	4.5	8.8	↻↻	

表 5.2.5 縦型MFシールド(上部先行型)実験条件一覧表

Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
1-1	2.7	6.0	6.2	○			0~20	
1-2	3.9	9.0	8.9	○			20~40	
1-3	3.8	8.9	8.9		○		40~60	
1-4	3.8	8.9	9.0			○	60~75	
1-5	3.6	8.9	8.9			○	75~90	
1-6	2.7	8.8	8.8	○			90~105	
1-7	2.8	6.0	6.0	○			105~125	
1-8	2.8	6.1	6.4			○	125~140	
1-9	1.8	8.9	8.8	○			140~150	
1-10	2.0	8.7	9.0			○	150~160	

Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
2-1	2.9	4.2	4.2	○			0~20	
2-2	4.1	8.8	8.8	○			20~40	
2-3	3.9	6.1	6.1	○			40~60	
2-4	3.9	8.8	8.9		○		60~75	
2-5	3.8	3.1	2.9	○			75~95	
2-6	3.9	3.2	3.0		○		90~110	
2-7	2.6	3.2	3.1	○			110~125	
2-8	3.0	8.9	9.0		○		125~140	
2-9	2.0	9.0	9.0	○			140~155	
2-10	1.0	8.8	8.8	○			155~160	

Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
3-1	1.9	9.0	9.0	○			0~8	
3-2	2.0	8.9	9.1		○		8~16	
3-3	4.1	8.8	9.0	○			16~35	
3-4	4.0	8.8	8.8		○		35~56	
3-5	3.8	6.1	5.8	○			56~76	
3-6	3.1	6.0	6.1	○			76~90	
3-7	2.9	3.0	3.0	○			90~106	
3-8	3.9	2.9	2.9	○			106~127	
3-9	2.8	9.1	9.1	○			127~136	
3-10	1.0	8.8	8.8	○			136~140	
3-11	2.0	5.9	5.9	○			140~151	
3-12	1.9	8.8	9.1	○			151~160	

Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
4-1(1)	4.1	9.1	9.0		○		0~20	
4-1(2)	3.9	9.0	9.0		○		20~60	
4-2	3.8	8.8	9.0			○	60~110	
4-3	3.9	8.9	9.0	○			110~160	

Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
5-1	2.1	9.2	9.1	○	○	○	0~20	
5-2	3.0	8.9	8.9		○		20~60	
5-3	3.0	8.9	8.9			○	60~100	
5-4	3.0	8.9	8.8	○			100~140	
5-5	3.0	8.9	9.0	○	○	○	140~160	

Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
6-1	2.0	9.2	9.3	○	○	○	0~20	
6-2	3.0	8.8	9.0	○		○	20~40	
6-3	2.8	6.1	8.8	○		○	40~70	
6-4	2.9	3.1	8.9	○		○	70~100	
6-5	2.0	8.8	9.0	○	○	○	100~118	
6-6	4.0	8.8	9.0	○	○	○	118~155	
6-7	3.9	5.9	5.8	○			155~160	

Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
7-1	2.0	9.1	9.4	○	○	○	21~45	
7-2	2.8	8.9	9.0	○			45~60	
7-3	2.8	9.0	8.9		○		60~75	
7-4	3.0	8.9	8.8			○	75~90	
7-5	2.8	8.9	9.0			○	90~105	
7-6	2.7	9.0	9.0	○	○	○	105~120	
7-7	3.9	5.9	5.8	○		○	120~140	
7-8	3.6	6.0	6.0			○	140~160	

Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右

表 5.2.6 縦型MFシールド(下部先行型)実験条件一覧表

軟 Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
8-1	3.0	6.1	6.3	○	○	○	0~20	
8-2	3.9	8.8	8.8	○			20~40	
8-3	3.9	8.9	8.9			○	40~55	
8-4	3.8	8.8	8.9		○		55~70	
8-5	3.9	9.0	8.8			○	70~86	
8-6	2.8	5.8	6.0	○			86~105	
8-7	3.0	8.7	8.8			○	105~122	
8-8	2.8	8.8	8.8	○			122~135	
8-9	2.0	8.9	8.8			○	135~145	
8-10 (1)	2.0	8.9	8.9	○			145~160	
8-10 (2)	0.8	8.9	8.9	○				

軟 Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
9-1	3.0	9.0	9.3	○	○	○	0~20	
9-2	4.0	8.9	9.0		○		20~40	
9-3	4.0	8.9	8.9	○			40~60	
9-4	3.9	6.0	5.9		○		60~75	
9-5	3.0	3.2	3.1		○		75~90	
9-6	3.8	3.2	2.9		○		90~110	
9-7	2.3	3.1	2.8		○		110~125	
9-8	2.8	9.0	9.0		○		125~140	
9-9	1.9	8.9	8.9		○		140~153	
9-10	1.0	8.9	8.9		○		153~160	

軟 Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
10-1	3.0	9.0	9.2	○	○	○	0~20	
10-2	3.8	8.8	8.7		○		20~60	
10-3	3.9	8.8	8.8			○	60~110	
10-4	3.9	8.8	8.8	○			110~130	
10-5	3.8	8.7	8.8		○		130~145	
10-6	3.9	2.9	3.1	○			145~160	

硬 Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
11-1	2.1	8.8	9.2	○	○	○	0~20	
11-2	4.2	8.8	8.9		○		20~40	
11-3	4.0	9.0	9.0	○			40~60	
11-4	2.9	5.8	5.8		○		60~75	
11-5	3.0	3.1	3.0		○		75~90	
11-6	2.8	2.8	2.9	○			90~106	
11-7	3.9	5.9	6.0		○		106~125	
11-8	3.9	3.1	2.8		○		125~145	
11-9	1.1	8.8	8.8		○		145~150	
11-10	1.9	8.7	9.0		○		150~160	

硬 Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
12-1	2.1	8.9	9.1	○	○	○	0~20	
12-2	2.9	8.9	8.8		○		20~60	
12-3	2.7	8.9	8.9			○	60~100	
12-4	2.9	9.1	8.9	○			100~140	
12-5	2.7	8.8	8.9	○		○	140~160	

硬 Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
13-1	2.1	8.8	9.1	○	○	○	0~20	
13-2	2.9	8.9	9.0	○		○	20~40	
13-3	2.9	2.9	8.9	○		○	40~70	
13-4	2.7	5.9	3.1	○		○	70~100	
13-5	1.9	8.8	8.9	○	○	○	100~120	
13-6	3.8	8.9	8.8	○	○	○	120~160	

硬 Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
106-1	1.1	8.8	9.0			○	0~4	
106-2	2.1	8.8	9.0			○	4~9	
106-3	3.0	8.8	8.9	○		○	9~26	
106-4	2.9	9.0	8.9	○		○	26~44	
106-5	2.9	5.9	5.8	○	○	○	44~69	
106-6	2.8	2.9	3.1	○		○	69~100	
106-7	3.8	9.1	8.9	○		○	100~133	
106-8	3.9	6.0	6.1	○		○	133~160	

硬 Case No	掘進条件						ストローク (cm)	
	掘進速度 V (cm/min)	カッタ 回転数 (rev/min)		カッタ回転方向				
		f ₁	f ₂	左	右	左		右
107-1	3.0	8.7	9.0			○	0~60	
107-2	2.9	8.9	9.0	○			60~85	
107-3	3.8	6.0	5.9	○		○	85~160	

5.3 横型MFシールドのカッタトルク特性

5.3.1 カッタトルクの基本特性

カッタトルクの出カ波形は円形シールド実験結果とほぼ相似であり、カッタの回転に同調した周期変動特性を示した。そこで、円形シールドと同様に安定区間の積分平均値を各実験条件におけるカッタトルクの代表値とした。

次ページの図5.3.1-(1)に軟地盤、図5.3.1-(2)に硬地盤における掘進条件 v/f と先行、後行カッタのカッタトルクとの関係を示す。なお、添字1は先行カッタを、添字2は後行カッタをそれぞれ示す。図5.3.1-(2)の硬地盤においては、先行カッタ、後行カッタとも v/f との間に線形関係が成立し、その勾配は次のとおりである。

先行カッタ：79.9 (kgf・m/cm)

後行カッタ：39.3 (kgf・m/cm)

すなわち、先行カッタの方が後行カッタよりも掘進条件である v/f の変化によるカッタトルクの変化が大きいことがわかる。先行カッタに対する後行カッタの勾配項の比率は0.5程度であり、両カッタの掘削断面積比(0.76)以下である。

一方、軟地盤においては、先行カッタトルクと v/f との間にわずかに線形性が認められるものの、後行カッタトルクについては有意な相関が認められない。これは、硬地盤の先行・後行カッタあるいは軟地盤の先行カッタにおいては、切羽の自立性が保たれやすいため、カッタトルクと v/f との間に線形関係が成立するのに対し、軟地盤の後行カッタにおいては、実験後の切羽観察結果にも明らかとなっており、先行掘削の影響等によって切羽の自立性が低下し、 v/f によって一義的にカッタトルクが定まらない場合があるためと考えられる。

図5.3.2-(1)、(2)は、先行、後行カッタトルク之和(総カッタトルク)と v/f との関係を示すものである。両図より、総カッタトルク($T_1 + T_2$)と v/f の間には線形関係が成立する。このことは、先行、後行カッタのカッタトルクに重ね合せが成立することを意味する。なお、円形シールドにおいてもカッタトルクと v/f の間には線形関係が認められたが、横型MFシールドにおける両者の関係ほど明瞭なものでなかった。この相違は、円形シールドに比べて横型MFシールドの方が各カッタの掘削断面(カッタ径)が小さいため、切羽の安定性が向上したためと考えられる。図5.3.2では、

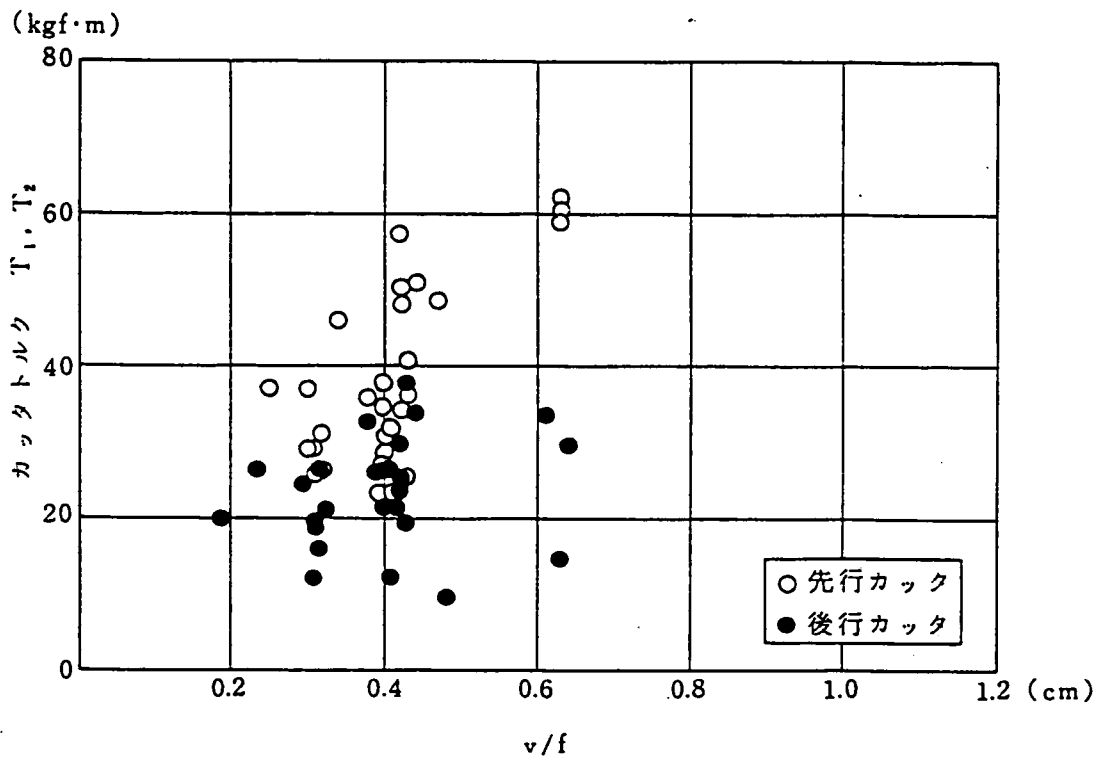


図5.3.1-(1) v/f とカッタトルク T との関係 (軟地盤)

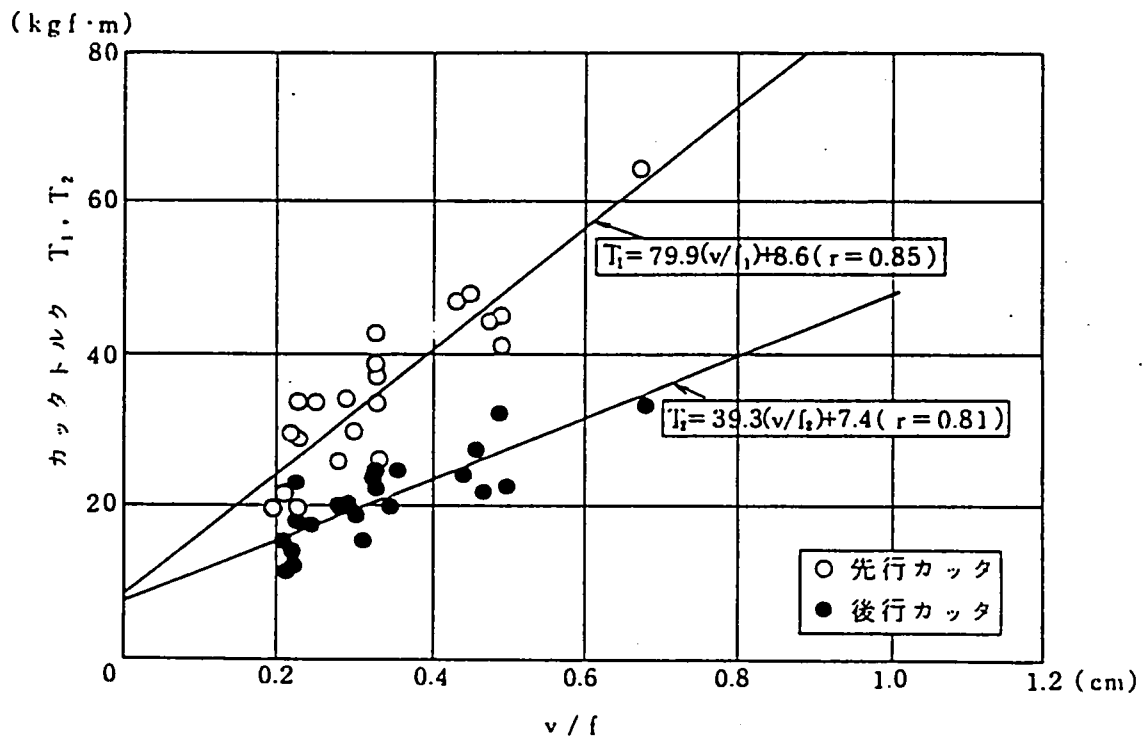


図5.3.1-(2) v/f とカッタトルク T との関係 (硬地盤)

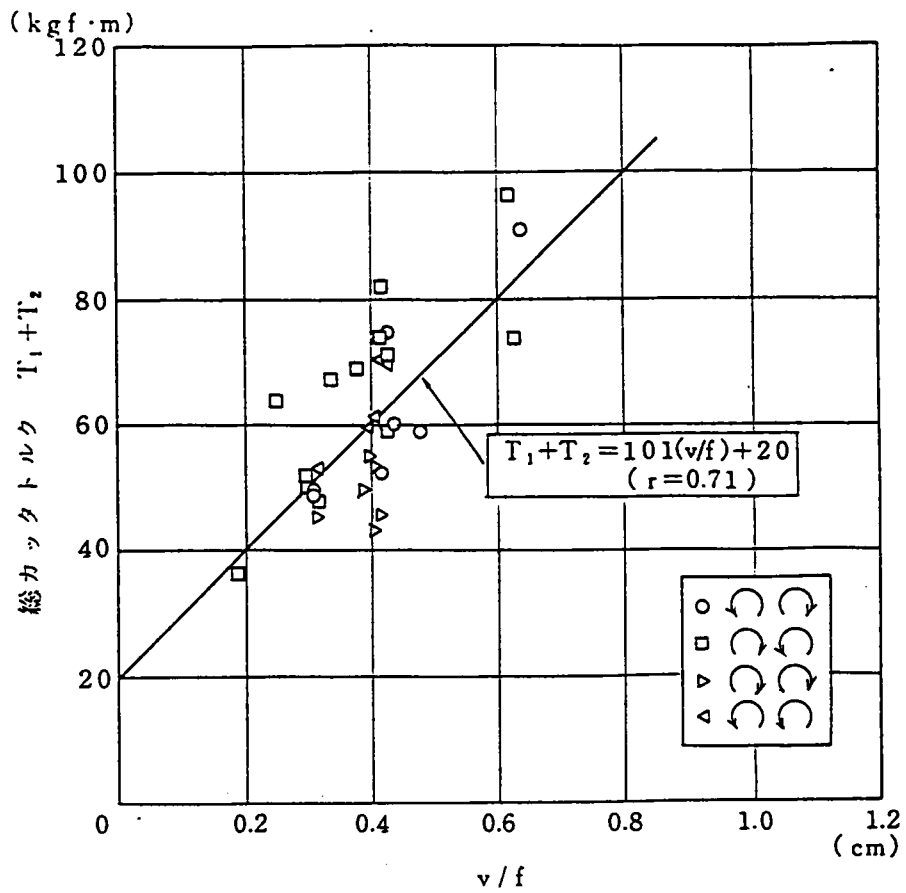


図5.3.2-(1) v/f と総カッタトルク $T_1 + T_2$ との関係 (軟地盤)

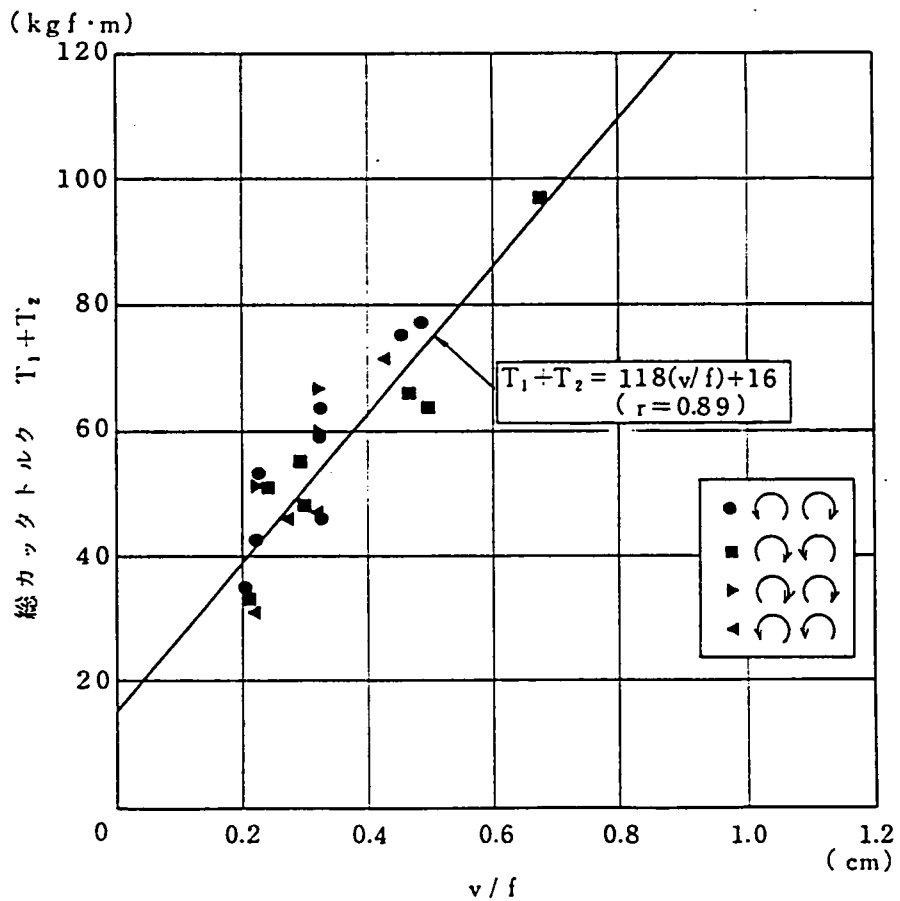


図5.3.2-(2) v/f と総カッタトルク $T_1 + T_2$ との関係 (硬地盤)

カッタ回転方向によって実験値を区別した。どの図においても、カッタ回転方向あるいはその組合せがカッタトルクに及ぼす影響は認められない。

MFシールドの特長のひとつとして、前後のカッタに独立したカッタ回転数を与えることによって、カッタトルク分担や機体への作用力を制御できることが挙げられる。⁽³⁾そこで、先行カッタに比べて後行カッタの回転数を低下させ、カッタトルクへの影響を評価した。図5.3.3は、カッタ回転数に差がある場合の先行、後行両カッタにおけるカッタトルクと v/f との関係を示すものである。両カッタに回転数差を与えた場合でも、カッタトルクと v/f の間には線形関係が成立する。また、後行カッタのトルク変化の先行カッタトルクへの影響は認められない。したがって、今回の実験で与えたカッタ回転数差の範囲では、先行カッタトルクと後行カッタトルクとの独立性は保たれ、後行掘削の影響が先行掘削にまで及ばないことがわかった。

次に、先行カッタトルク T_1 および後行カッタトルク T_2 の総カッタトルク ($T_1 + T_2$) に占める割合を調べるため、 T_1 、 T_2 と v/f との一次回帰式よりカッタトルク分担率 $T_1 / (T_1 + T_2)$ 、 $T_2 / (T_1 + T_2)$ と v/f との関係を求めた。結果を図5.3.4に示す。なお参考のため、図中に両カッタのカッタ軸回りの掘削断面1次モーメント G_1 、 G_2 とその和 ($G_1 + G_2$) との比を示した。カッタトルク分担率は地盤条件によって異なり、掘進条件 v/f によって変化することがわかる。硬地盤ではその変化量は小さく、 $T_1 / (T_1 + T_2)$ の値は0.60~0.62程度となり、掘削断面1次モーメント分担率 $G_1 / G = 0.58$ をやや上回る。⁸⁾

一方、軟地盤では、 v/f が小さい場合にはカッタトルク分担率は均等化し、先行カッタトルクと後行カッタトルクとはほぼ一致する。これは、 v/f が小さくなると切羽のゆるみが促進されて後行カッタ前方の地山の自立性が失われ、後行カッタへの作用土圧が増加する等の理由が考えられる。⁸⁾

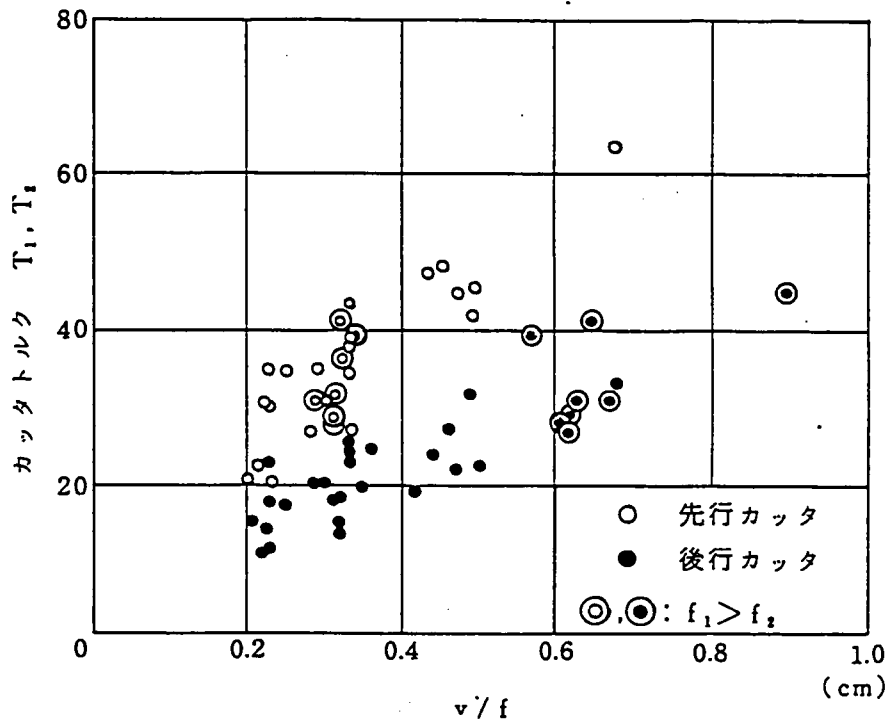
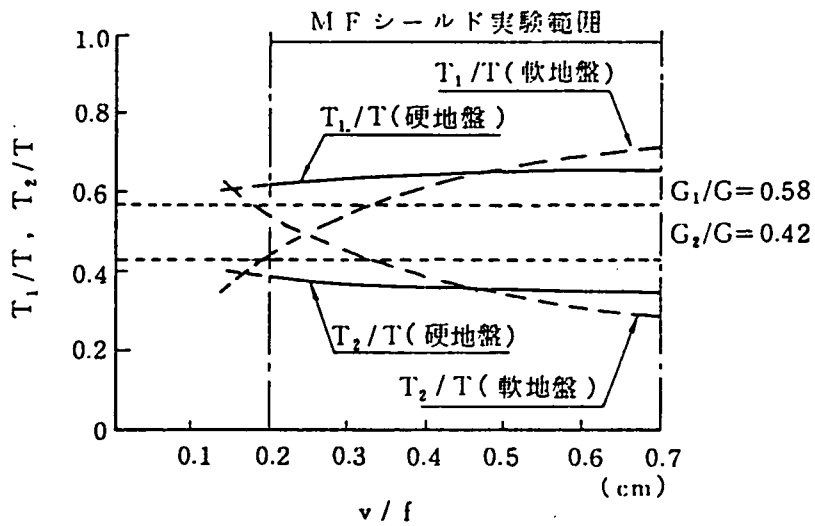


図5.3.3 v/f とカッタトルク T_1 , T_2 との関係 (硬地盤)



G_1 : 先行カッタのカッタ軸回りの掘削断面1次モーメント
 G_2 : 後行カッタのカッタ軸回りの掘削断面1次モーメント
 G : $G_1 + G_2$



図5.3.4 T_1/T , T_2/T と v/f の関係

5.3.2 切羽状況

(1) 目視実験

硬地盤においては、カッタ回転方向、カッタ回転数、掘進速度によらず切羽は常に安定しており、本実験で対象とした $v/f = 0.2 \sim 0.7$ の範囲では、切羽の崩壊や切羽付近の地表面隆起は観察されなかった。カッタフェイスと地山との接触状況は円形シールドと同様であり、先行、後行両カッタとも地山とカッタビット背面位置で面一に接し、すき間には掘削土砂が介在しカッタと共に回転していた。

軟地盤においては、当初本実験と同様の水締め地盤を用いて目視実験を行ったところ、ゆるめ気味の掘進条件に対しても、切羽のゆるみや顕著な崩壊が発生せず、硬地盤と大差のない切羽状況であった。このことから、横型MFシールドの切羽安定性は、等価断面施工用の円形シールド以上であることがわかる。

次ページの図5.3.5は湿った砂を投入して作成した地盤を用いて、 $v/f = 0.1$ 程度の掘進条件で切羽崩壊を発生させた例である。横型MFシールドの切羽の崩壊状況はカッタ回転方向の組合せによって変化し、逆回転()時には、正回転()時に比べて切羽が崩壊しにくかった。これは、逆回転の場合、先行・後行ずれ部のスキンプレートが後行カッタの回転による土の引きずり込みに対して屋根効果を発揮しているためである⁴⁾。一方、正回転の崩壊パターンは、図5.3.5に示したとおり、まず後行側で土砂を引きずり込む方向に崩壊が生じ、しばらくした後、先行側に同様の崩壊が生じてゆるみが広がっていくというものであった。なお、後行側のカッタ回転数を小さくすることによって、切羽の崩壊をおこりにくくできることがわかった。

また、押し付け気味の掘進条件時には、カッタが土砂をかきあげる場所で地表面に隆起のクラックが観察された。例えば、正回転においては機体中央部付近で、また逆回転においては、シールドの両端で隆起のクラックが生じた。

以上の観察結果から、横型MFシールドの切羽安定性は等価断面施工用の円形シールドよりも良好であり、前後のカッタが基本的にはそれぞれ独立に掘削を行っていることが明らかとなった。



図5.3.5 正回転における切羽崩壊進行状況 ($v = 1 \text{ cm/min}$, $f = 8.2 \text{ rev/min}$)

(2) 切羽状況

次ページの図5.3.6-(1), (2)は、硬軟両地盤の切羽状況の代表例である。硬地盤では、先行、後行切羽とも自立しており、上さね部も残っているが、軟地盤では、後行切羽の上部約3分の2が崩壊しており、上さね部も崩れている。したがって、軟地盤では掘進条件によって後行カット前方の切羽がややゆるむ傾向にあることがわかる。このことは、硬地盤ではカットトルクと v/f との線形関係が比較的明瞭であったのに対し、軟地盤では特に後行カットでカットトルクのばらつきが大きかったことや、 v/f が小さい範囲で先行カットトルクと後行カットトルクとの差が小さくなることを裏付けるものである。

(3) 掘削前後のコーン指数の比較

図5.3.7, 5.3.8にシールドセンター位置における実験前後のコーン指数を示す¹⁴⁾。図5.3.7は軟地盤、図5.3.8は硬地盤に対するものである。軟地盤ではコーン指数の絶対値が小さいため、シールド掘進によるコーン指数の変化は明らかではない。一方、硬地盤ではゆるみ高さは概ね60cm前後となり、円形シールドの硬地盤のゆるみ高さがほぼ全土被り高さに一致したのに比べてゆるみが少ないことがわかる。



掘進停止前の運転条件

回転方向： 正回転

v : 4.0 (cm/min)

f : 8.9 (rev/min)

図5.3.6-(1) 切羽状況 (軟地盤)



掘進停止前の運転条件

回転方向： 正回転

v : 2.1 (cm/min)

f : 6.9 (rev/min)

図5.3.6-(2) 切羽状況 (硬地盤)

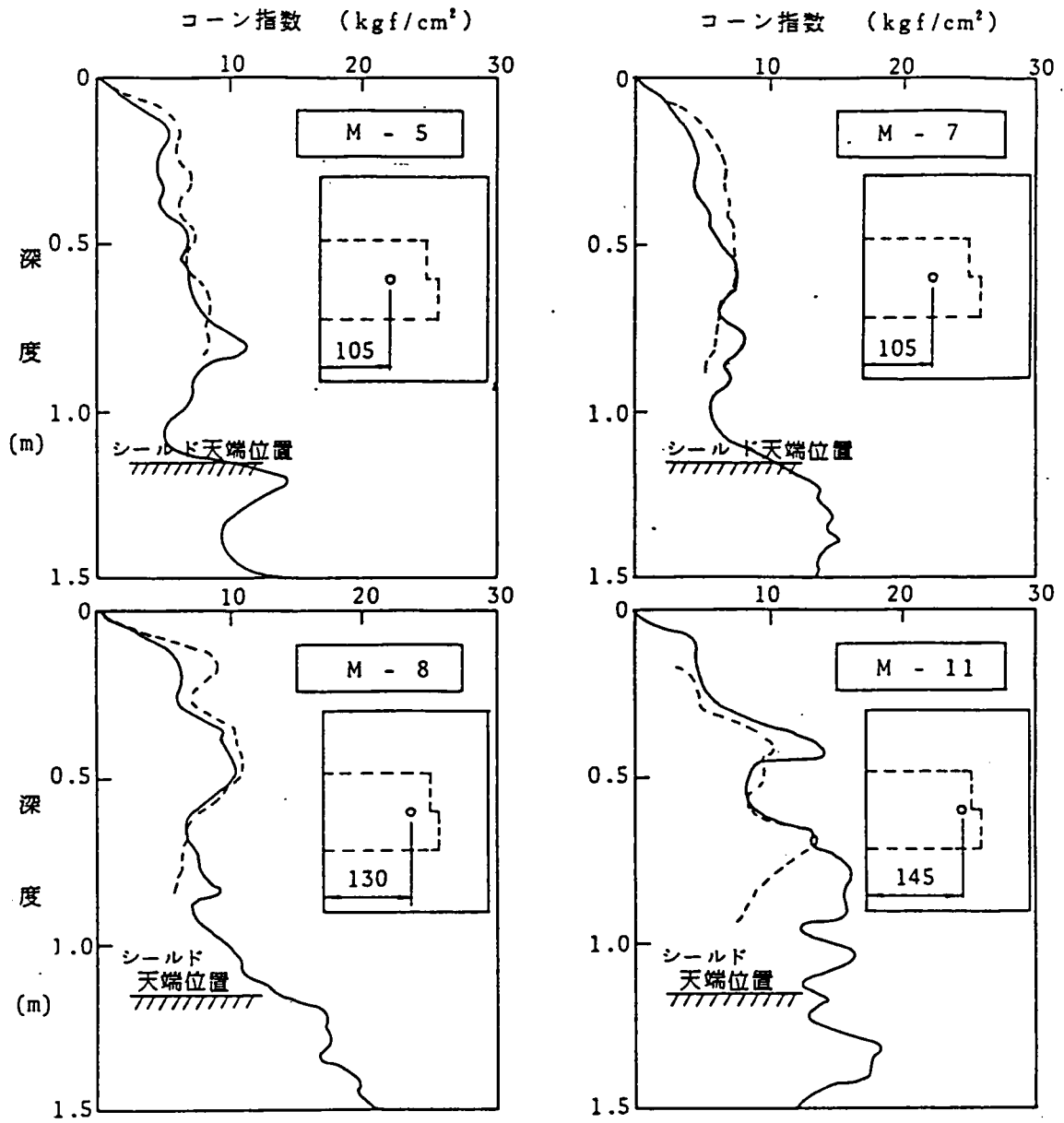


図5.3.7 実験前後におけるコーン指数の変化 (軟地盤)

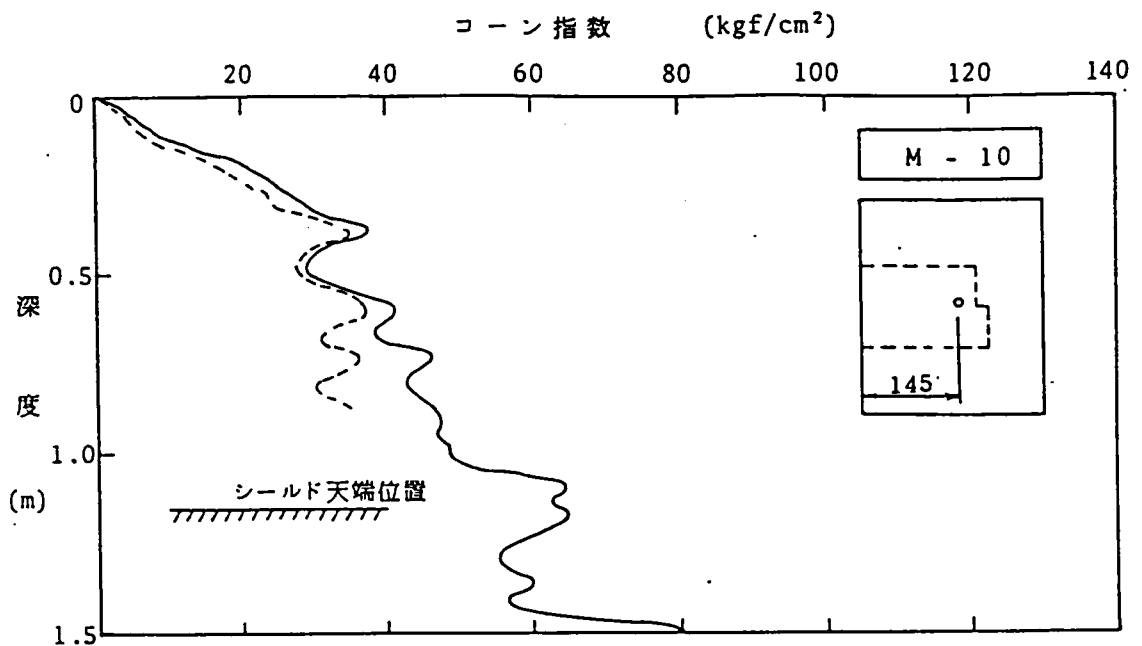


図5.3.8 実験前後におけるコーン指数の変化 (硬地盤)

5.4 縦型MFシールドのカッタトルク特性

5.4.1 カッタトルクの基本特性

図5.4.1-(1), (2)は、それぞれ上部先行型、下部先行型におけるカッタ回転方向によるカッタトルクの出力特性を比較したものである。図中の同心円上の数字はカッタトルク値を示す。また、ヒストグラムはカッタトルクの頻度分布である。これらの図より、カッタトルクはカッタの回転位置によって周期的に変動し、特定の角度位置で増減することがわかる。またその変動パターンは、カッタ、回転方向によって異なる。この原因としては、切羽面での掘削土砂の移動等に伴う負荷の変動が考えられるが、特定のスポーク、カッタビットがカッタトルクの変動特性に対して支配的である可能性もある。

以上のとおり、カッタトルクはカッタの回転に同調した周期的変動を示すため、円形シールド、横型MFシールドと同様に各掘進条件における定常区間を設定し、その区間の積分平均値によって評価した。

図5.4.2-(1), (2)は、上部先行型における各カッタトルクと掘進条件である v/f との関係を、図5.4.3-(1), (2)は、下部先行型における両者の関係をそれぞれ示す。また図5.4.4-(1), (2)は、先行、後行カッタトルクの和で与えられる総カッタトルクと v/f との関係を示す。

上部先行型、下部先行型ともに、地盤条件によらず、各カッタのカッタトルク T_1 、 T_2 および総カッタトルク($T_1 + T_2$) と v/f の間には線形関係が成立する。図中に示した線形回帰式はカッタに回転数差のある場合のデータを含まないものであるが、上下カッタのカッタ回転数に差を与えた場合にも本関係は成立する。なお、相関係数は上部カッタよりも下部カッタの方が高い傾向にある。地盤条件による比較では、硬地盤の方が軟地盤よりもややカッタトルクが高い傾向にあるが、 v/f が小すなわち押し付けが小さい領域では両者の差はほとんどなくなる。

図5.4.5-(1), (2)は、コーン指数とカッタトルクとの関係を示すものであるが、通常の掘進条件下では地盤のせん断破壊強度の指標となるコーン指数によるカッタトルクの変化は大きくないことがわかる。硬軟地盤間でコーン指数が一桁違うことを考えると、シールドによる掘削トルクが、地盤のせん断破壊強度によって決定される切削抵抗よりも、切羽面における地山とカッタフェイスとの摩擦抵抗によって支配されていることが

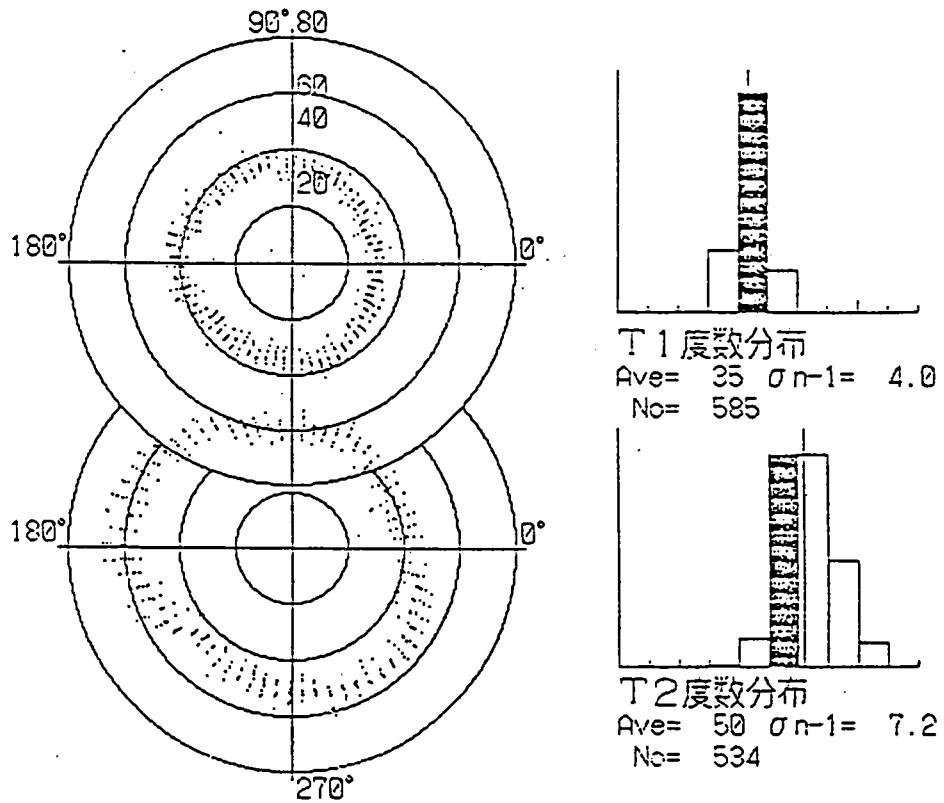


図5.4.1-(1) カッタトルクの周期特性

(VM-3-4 : 硬地盤, $v/f = 0.45$ (cm))

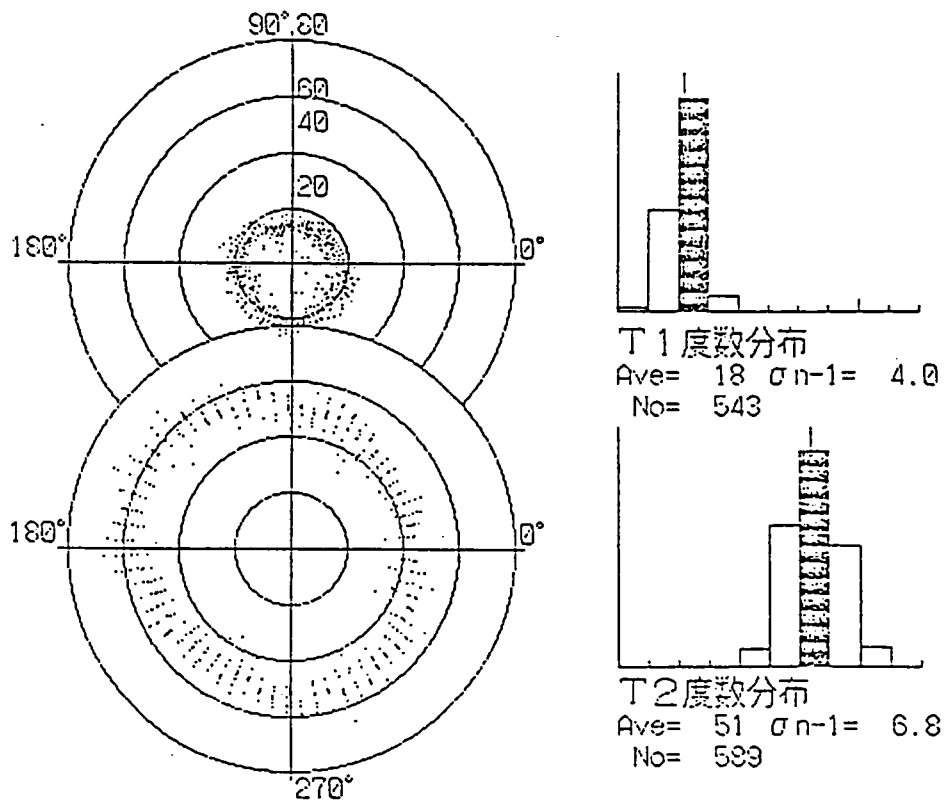


図5.4.1-(2) カッタトルクの周期特性

(VM-11-3 : 硬地盤, $v/f = 0.44$ (cm))

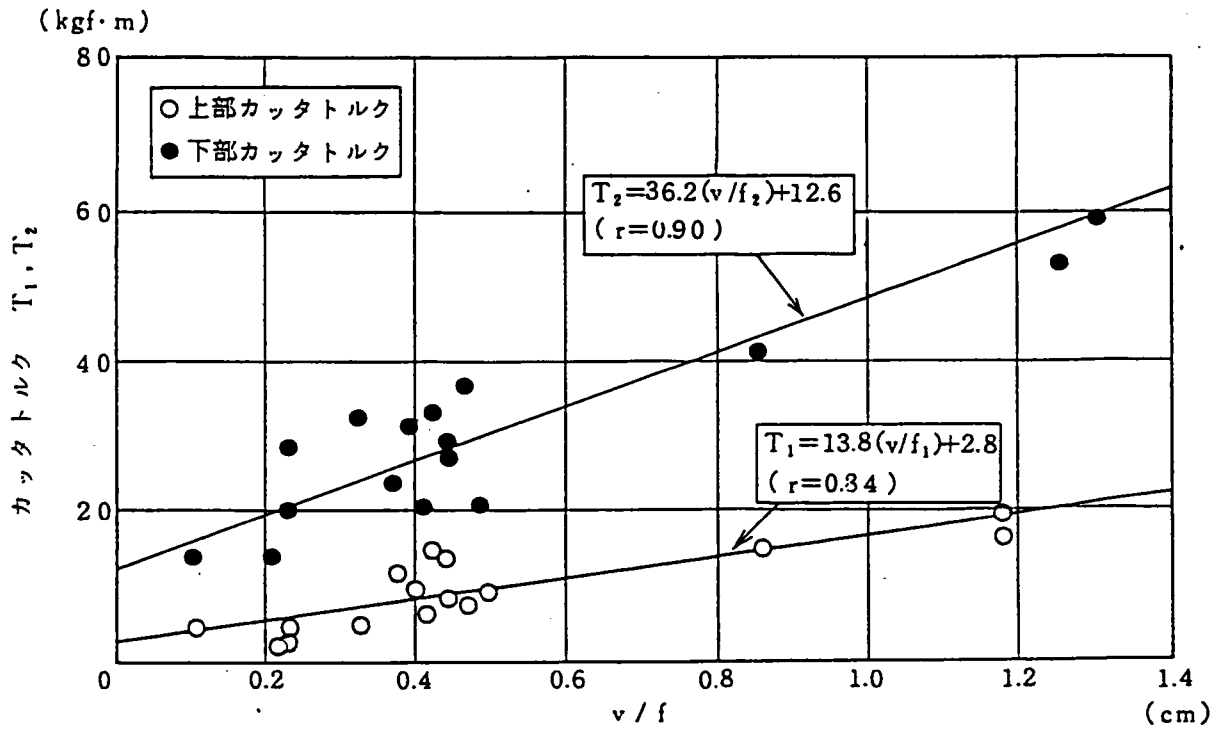


図5.4.2-(1) v/f とカッタトルクとの関係 (上部先行型, 軟地盤)

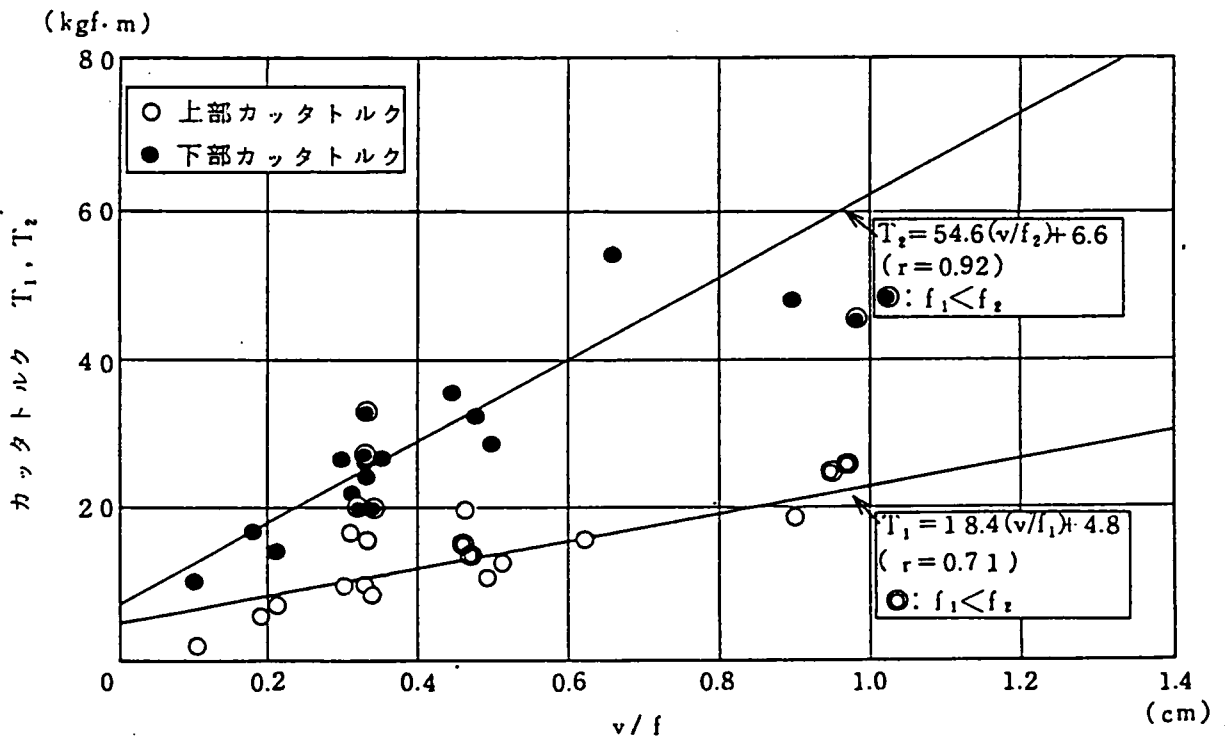


図5.4.2-(2) v/f とカッタトルクとの関係 (上部先行型, 硬地盤)

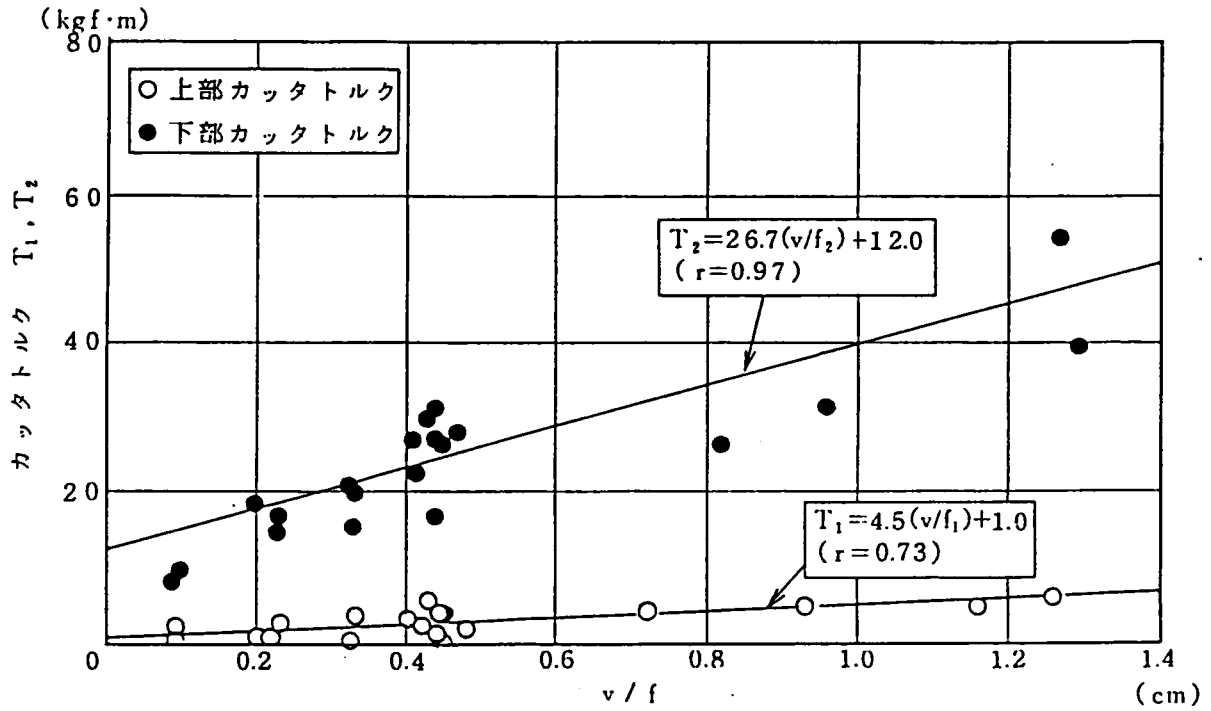


図5.4.3-1) v/f とカッタトルクとの関係 (下部先行型, 軟地盤)

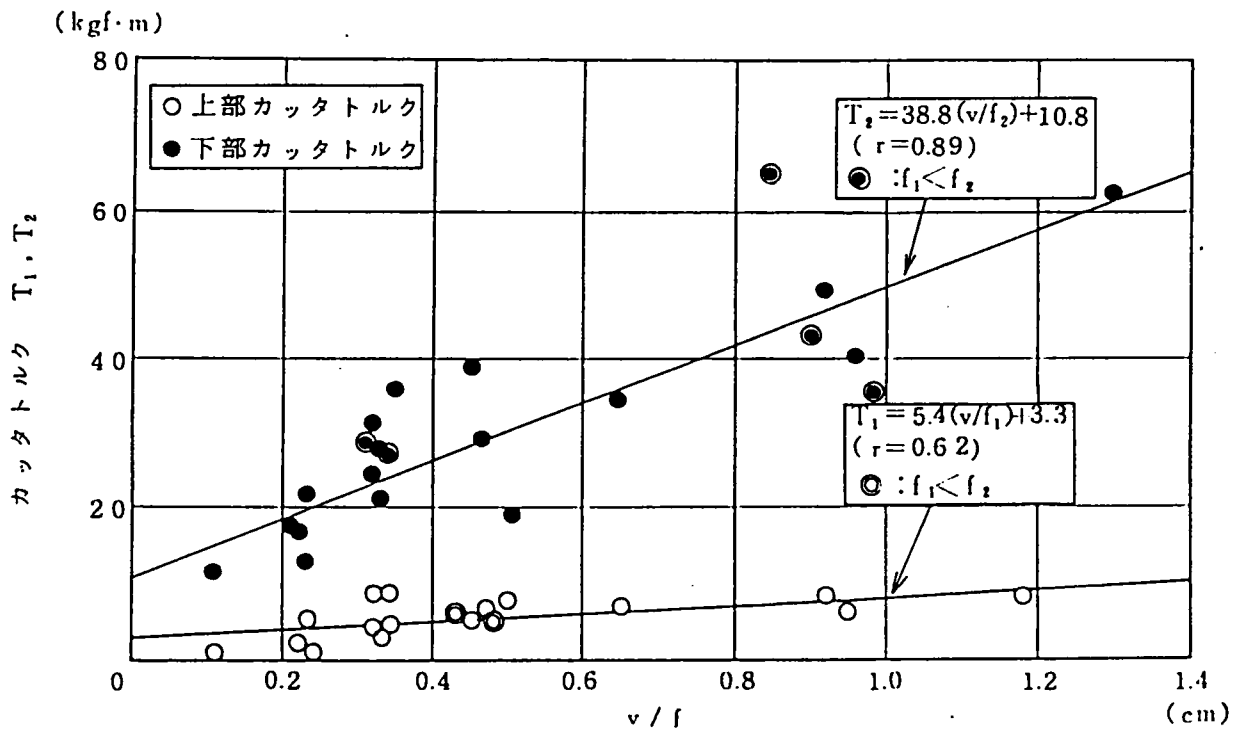


図5.4.3-2) v/f とカッタトルクとの関係 (下部先行型, 硬地盤)

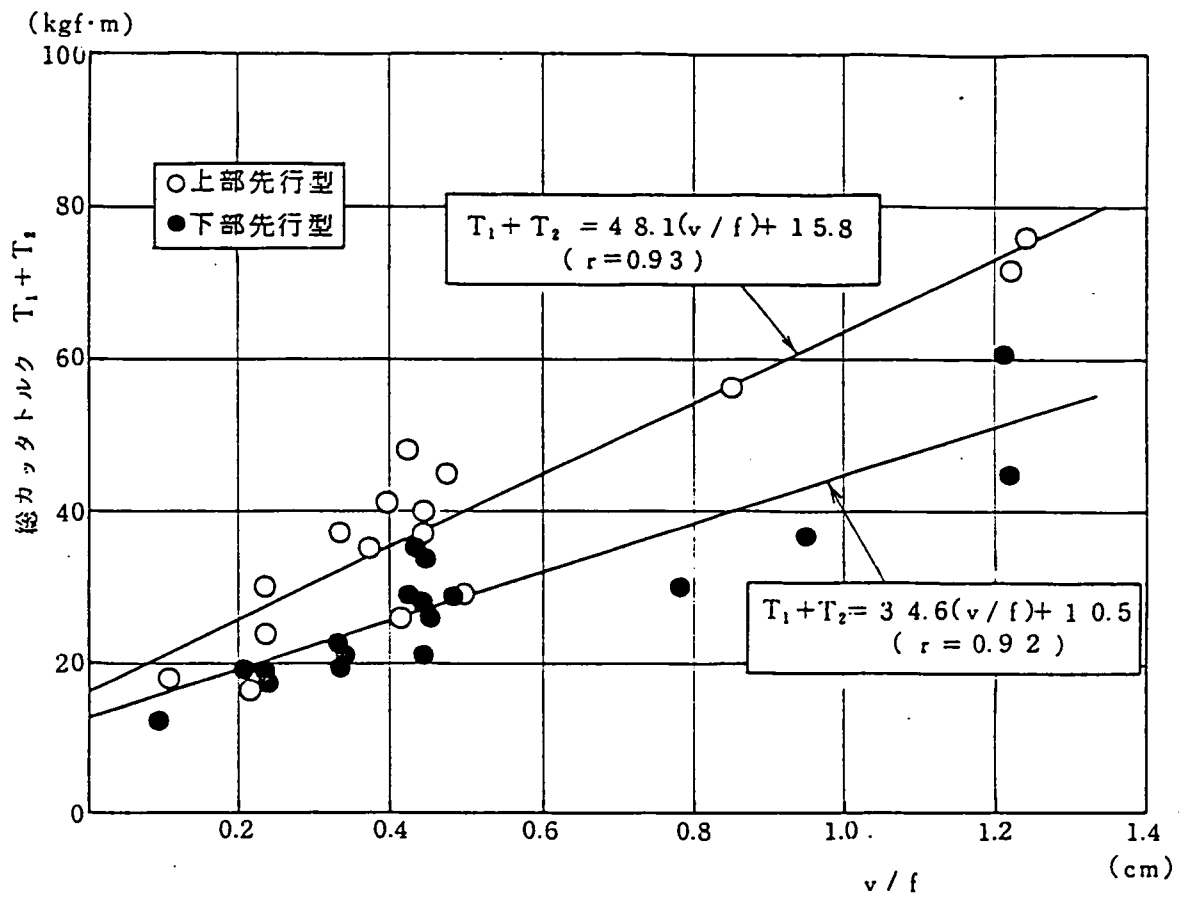


図5.4.4-(1) v/f と総カッタトルクとの関係 (軟地盤)

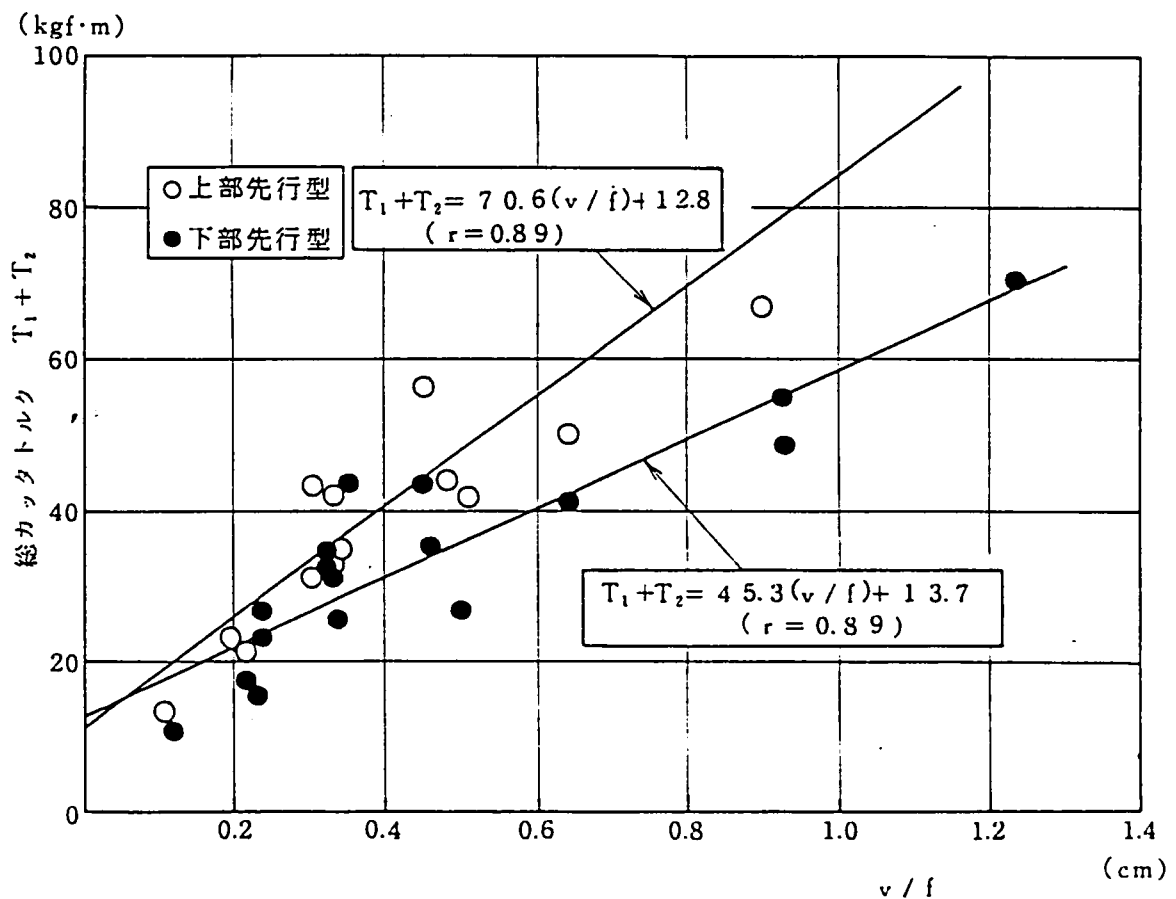


図5.4.4-(2) v/f と総カッタトルクとの関係 (硬地盤)

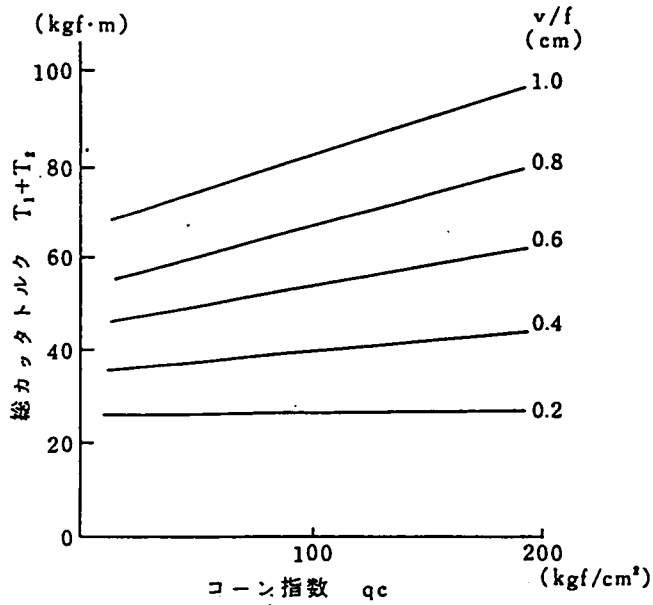


図5.4.5 - (1) コーン指数と総カッタトルクとの関係 (上部先行型)

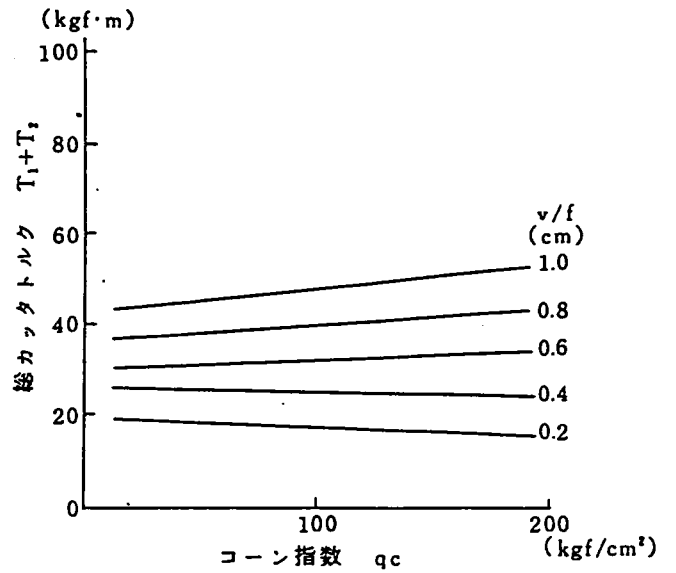


図5.4.5 - (2) コーン指数と総カッタトルクとの関係 (下部先行型)

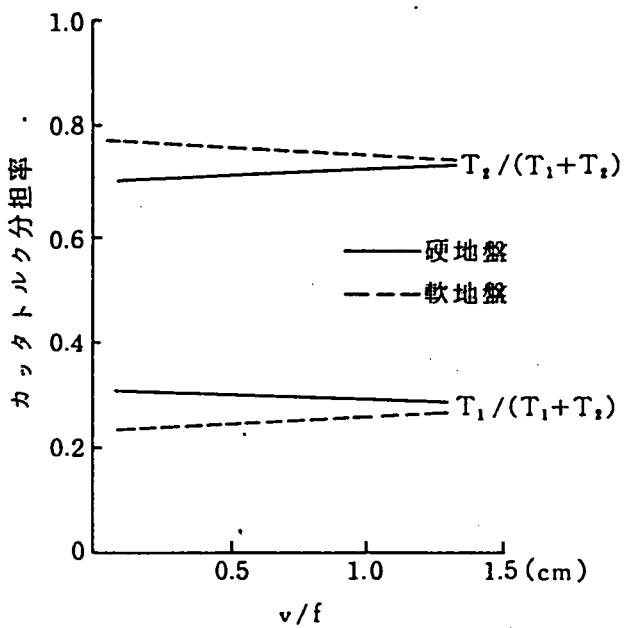


図5.4.6 - (1) カッタトルク分担率 (上部先行型)

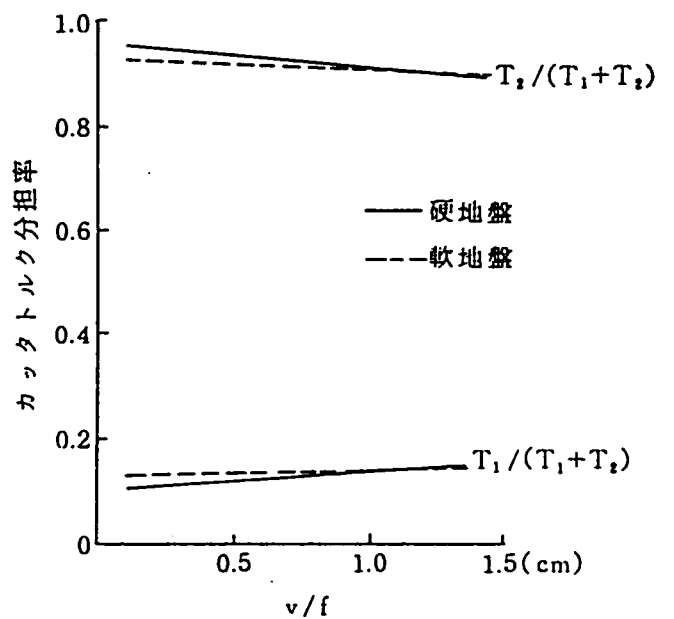


図5.4.6 - (2) カッタトルク分担率 (下部先行型)

示唆される。

前ページの図5.4.6-(1), (2)に上部先行型, 下部先行型における各カッタのカットトルク分担率を示す。両カッタ構造とも下部カッタの分担率が高く, 70%~90%にも及ぶ。なお, 地盤強度による差はほとんどなく, 掘進条件 v/f による分担率の変化も小さい。

下部カッタトルクに比べ上部カッタトルクが低い理由としては, カッタチャンバ内の充填状況の相違が考えられる。今回の実験に供試した縦型MFシールド模型は, 同一チャンバ構造であるため下部カッタチャンバの充填度が高いのに対し, 上部カッタチャンバは常に空の状態である。したがって, 上部カッタでは掘削土砂の取込みが阻害されないため, カッタ前面での土砂の滞留に伴う前面抵抗の増大が生じないうえ, 背面トルクも0であるため, 下部カッタに比べカッタトルクが低下するものと考えられる。

ところで, シールド機の掘進速度 v とカッタ回転数 f の比で表わされる v/f は, 長さの次元をもち, カッタフェイスの地山への押し付けの程度を表わす指標である。掘進速度 v に掘削断面積を乗じると単位時間の掘削体積となり, また, カッタ回転数 f は掘削土砂の取り込み回数と一義的に対応する。

したがって, v/f は掘削量と取り込み量との比(取り込み比)と等価な意味を持ち, カッタトルクと v/f との関係式における比例項の係数の大きさは, 取り込みの過不足によるカッタトルクの増加の程度を表わす指標となる。

これらの関係を数式的に示すと次のとおりである。

$$\alpha_0 \cdot \frac{v}{f} = \left(\frac{\alpha_v}{\alpha_f} \right) \left(\frac{\frac{\pi}{4} D^2}{\Delta V} \right) \frac{v}{f} \quad (5.1)$$

ここに,

α_0 : カッタトルクと v/f との関係式の比例係数

α_v : α_0 の掘進速度 v による成分

α_f : α_0 のカッタ回転数 f による成分

D : 掘削径

ΔV : カッタ一回転当りの取り込み量

式(5.1)の α_v 、 α_f は、両者の比 α_v/α_f がカッタトルクと同じ次元をもち、取り込み比とカッタトルクとを関連づける係数である。また ΔV は、カッター一回転当りの土砂取り込み量を意味し、その大小はカッタの開口率やカッタチャンバ内の充填状況に依存するものと考えられる。

表5.4.1 T \sim v/f 関係式の比例係数の比較 $\times 10^2$ (kgf)

地盤種類	上部先行		下部先行	
	上部カッタ	下部カッタ	上部カッタ	下部カッタ
軟地盤	13.8	36.2	4.5	26.7
硬地盤	18.4	54.6	5.4	38.8

表5.4.1は、縦型MFシールド模型実験における各カッタの比例係数 α の比較を示すものである。本実験の範囲では、地盤条件によらず下部先行型上部カッタ<上部先行型上部カッタ<下部先行型下部カッタ<上部先行型下部カッタなる大小関係にある。上部先行カッタと下部先行カッタとは、カッタ形状、寸法とも同一であるがカッタチャンバ内の充填状況、有効取り込み面積が異なる。したがって、両カッタの比例係数の相違は、式(5.1)における ΔV の相違の影響によるものと考えられる。

表5.4.1から、各地盤について下部カッタに対する上部カッタの比例係数の比をとると次のとおりとなる。

軟地盤 : 0.52

硬地盤 : 0.47

上記の値は、上部カッタに対する下部カッタの ΔV の比であるから、上部カッタに比べて下部カッタは、カッター一回転当りの土砂取り込み量が地盤条件によらずおよそ1/2程度であると考えられる。より具体的に表現すると、円形、横型MF、縦型MFシールド下部カッタに比べて、縦型MFシールド上部先行カッタは、式(5.4)に ΔV で表現したカッター一回転当りの土砂の取り込み性が2倍以上良好であるといえる。

以上の結果から、カッタの有効取り込み面積の減少によるカッタトルクの増大は、式

(5.1)におけるカッター一回転当りの取り込み土量 ΔV の減少によって説明できる。なお、カッターチャンバ構造がカッタートルクに及ぼす影響については5.5節で詳細を検討する。

次に、上部カッタートルクの比較では、上部先行型に比べて下部先行型上部カッタートルクが1/3程度である。この理由としては、下部先行型上部カッタートルクにおいては、カッタートルクの大半を占めると考えられるカッター下部における掘削、取り込みがないことが挙げられる。また、掘削土砂が下部カッターとのすき間から落下することや、上下カッターのギャップ部が棚として土圧を支持し、機体の前進によって摩擦力が生じ、カッターへの作用土圧が低減することなども一因であると考えられる。

一方、下部カッタートルクの比較によると、下部先行型の下部カッタートルクが上部先行型の70%程度であり、掘削断面積の大小関係と逆転する。これは、図5.4.7に示すとおり、上部先行型の方が下部カッターチャンバ容積が小さいためチャンバ内の土砂の充填度が高くなり、また有効な取込み面積が小さいため、切羽前面への押し付けが促進されることによるものと考えられる。

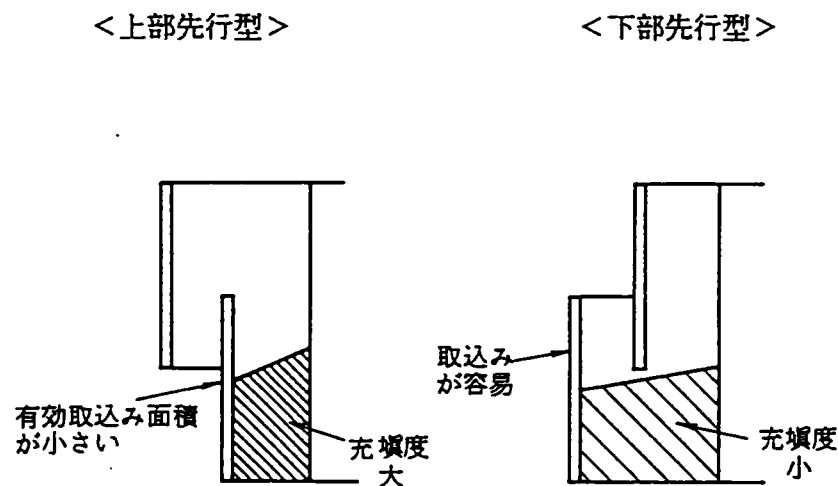


図5.4.7 カッターチャンバ充填状況の比較

5.4.2 切羽状況

(1) 目視実験

縦型MFシールドにおいても横型MFシールドと同様に、本実験と同条件の硬地盤、軟地盤においては切羽崩壊が発生せず、カッタフェイスと地山とはほぼ面一で接し、円形シールドの硬地盤と同一切羽状況であった。そこで、自然乾燥状態の砂を投入して地盤作成後、毎分18ℓの水を15～18分間散水し、2時間放置して作成した崩壊性の高い地盤を用いて目視実験を行った。代表的な目視実験状況を図5.4.8、5.4.9に示す。

主要な観察事項は、下記のとおりで¹⁴⁾ある。

<上部先行型>

図5.4.8に示すとおり、掘進開始と同時に上部カッタの前方20cm付近の位置(1/3～1/4D程度)にクラックが現われ、その後崩壊→クラック発生を繰り返した。図5.4.10に崩壊パターンを模式的に示す。崩壊領域の広がり、幅が1.0D程度、深さが上部カッタ下端までであり、下部カッタからの崩壊は観察されなかった。これは下部カッタによる地盤のゆるみが、上下カッタのずれ部の棚効果により抑制されたためと考えられる。

カッタチャンバの上方に設けたのぞき窓より、カッタチャンバ内の土砂充填状況を観察したところ、上部カッタ背面には土砂が存在しないのに対し、下部カッタ背面には取込み土砂が下部カッタチャンバ容積のほぼ1/2～2/3程度充填されていた。これは前述の上部カッタトルクと下部カッタトルクとの大小関係を裏付けるものである。また、ずれ部のスキンプレート上には上部カッタからの取込み土砂が堆積しているが、押し付け力は作用しておらず下部カッタトルクへの影響はほとんどないと思われる。

<下部先行型>

図5.4.9に示すとおり、上部カッタ前方20cm(1/3～1/4D程度)のクラックとさらに20～30cm前方のクラックの2種類が確認された。前者は上部先行型と同様に上部カッタにより発生し、後者は下部カッタにより発生するものであった。切羽崩壊は、クラックと同様に2種類のパターンが確認された。上部カッタより生ずる崩壊は、図5.4.11-(1)に示すとおり、ずれ部スキンプレートより上の部分のみの崩壊であった。

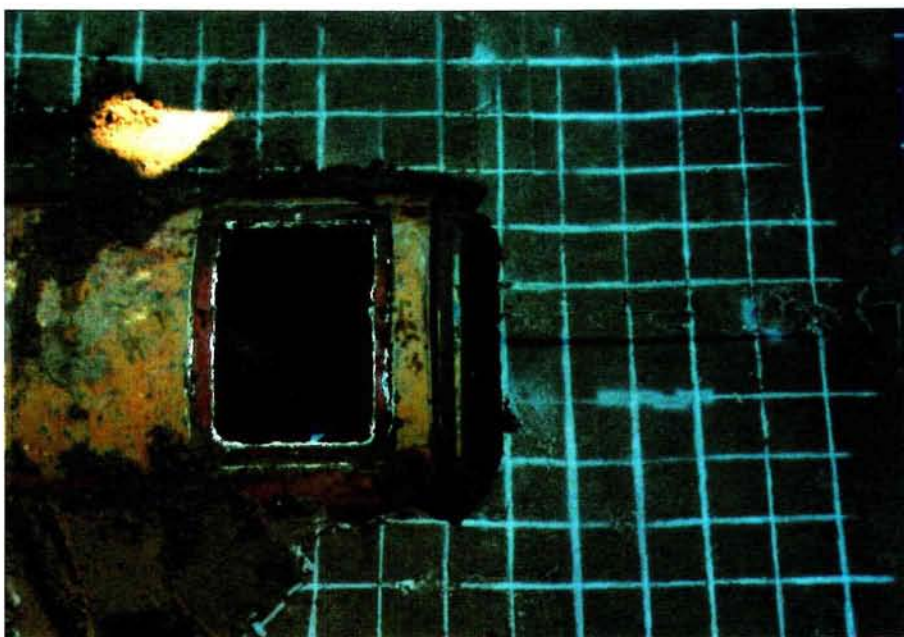
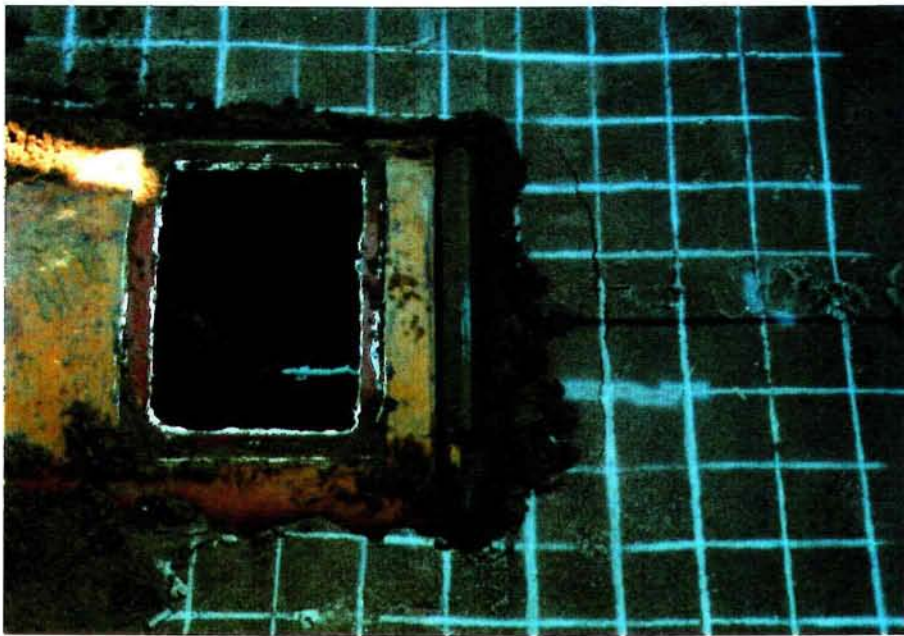
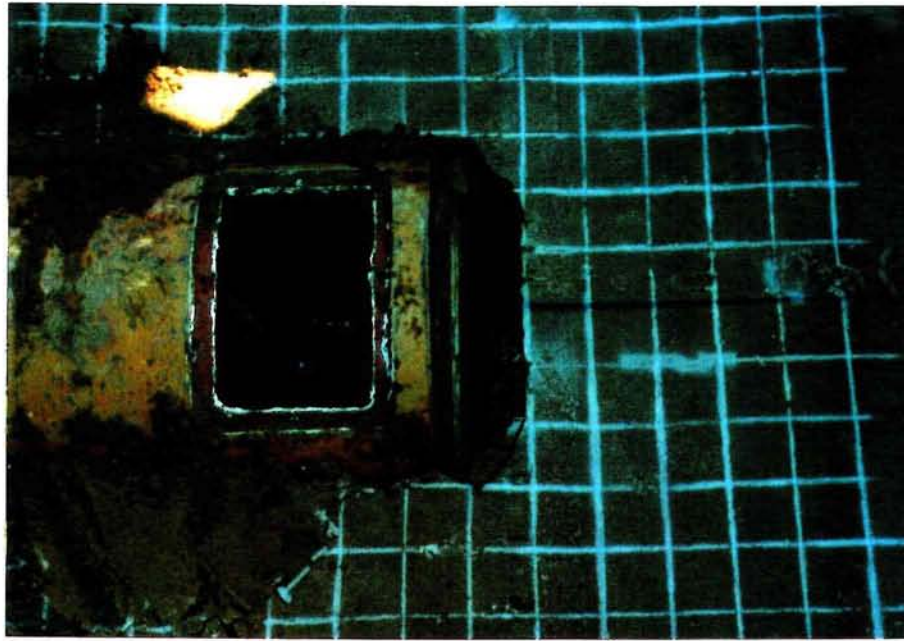


図5.4.8 目視実験状況（上部先行型）



図5.4.9 目視実験状況（下部先行型）

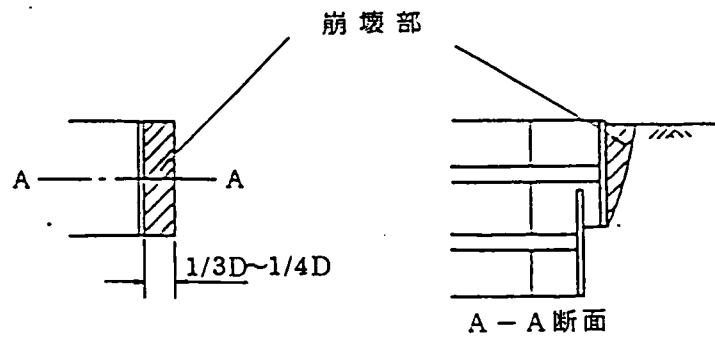


图5.4.1 0 切羽崩壊状况 (上部先行型)

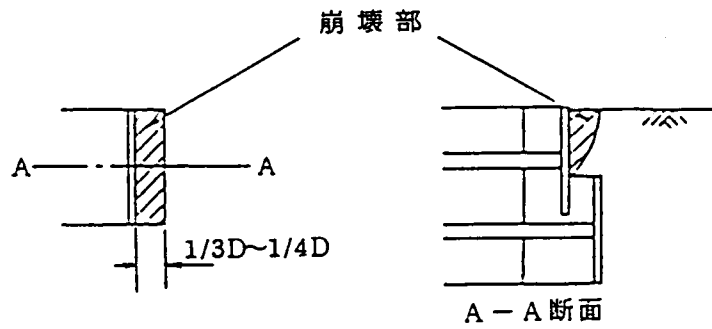


图5.4.1 1 - (1) 切羽崩壊状况 (下部先行型)

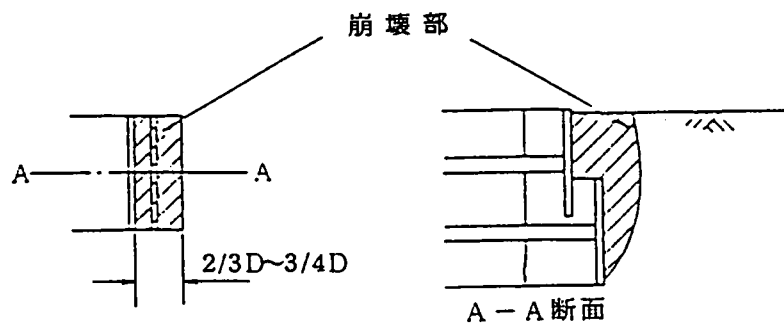



图5.4.1 1 - (2) 切羽崩壊状况 (下部先行型)

一方、下部カッタより生ずる崩壊は、図5.4.1 1-(2)に示すとおり、崩壊面は下部カッタ下端を起点とした円弧すべり形状を呈していた。崩壊領域の幅は、崩壊パターンによらず上部先行型と同様に1.0 D程度であり、機体幅を越えるものではなかった。また、カッタ回転方向による崩壊パターンの顕著な相違は観察されなかった。

崩壊の発生は v/f に支配され、ゆるませ気味の条件 ($v = 1 \sim 2 \text{ cm/min}$, $f = 9 \text{ rev/min}$)で上部カッタからの崩壊に続き下部カッタからの崩壊が発生し、通常の条件 ($v = 4 \text{ cm/min}$, $f = 9 \text{ rev/min}$)で上部カッタからの崩壊のみ、押し付け気味の条件 ($v = 6 \text{ cm/min}$, $f = 9 \text{ rev/min}$)で崩壊無しという状況の変化を把握することができた。

カッタチャンバ内状況は、上部先行型と同様であり、上部カッタ背面には土砂が存在せず、下部カッタチャンバはほぼ充填されていた。

(2) 切羽状況

次ページの図5.4.1 2-(1), (2)に硬軟両地盤における上部先行型、下部先行型の切羽状況の代表例を示す。硬地盤は、上部先行型、下部先行型のいずれも上下の切羽は自立しており、部も残っていた。なお、後行切羽（上部先行型の下部切羽、下部先行型の上部切羽）の一部が欠けているが、これは機体後退時のフリクションにより剥落したものである。

一方、軟地盤では地盤の自立性が低いため、機体の後退時に切羽の一部または全部が崩壊した。したがって、掘進終了時の切羽の状況をそのまま観察することはできなかった。

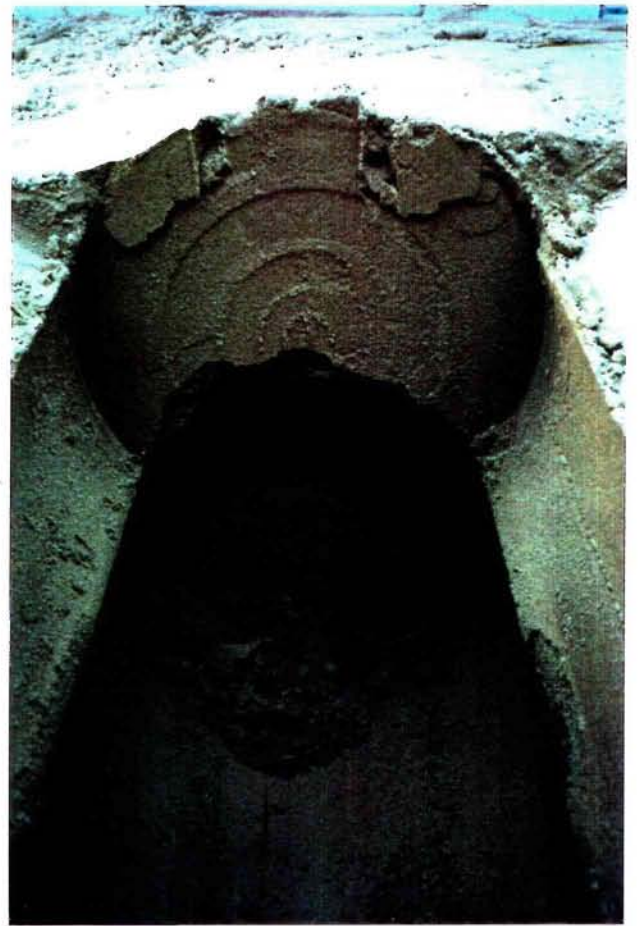
(3) 掘削前後のコーン指数の比較

硬地盤の実験前後におけるコーン指数の変化を図5.4.1 3, 5.4.1 4に示す。なお、軟地盤においては、円形シールド、横型MFシールドと同様に上部先行型、下部先行型とも実験前後におけるコーン指数の変化は認められなかった。

シールドセンター位置に着目すると、ゆるみ高さ、ゆるみ量とも上部先行型、下部先行型ともほぼ同程度であり、ゆるみ高さはシールド天端から40～50 cm、ゆるみ量はシールド天端位置で $\Delta q_c = 30 \sim 40 \text{ kgf/cm}^2$ である。このことから、シールド上部の地盤は主に上部カッタによってゆるめられており、下部カッタの前後ずれによるシールド上部のゆるみへの影響は大きくないことがわかる。



硬地盤



硬地盤



軟地盤



軟地盤

〔上部切羽が崩壊したため、〕
〔下部切羽のみ撮影〕

図5.4.12-(1) 切羽状況 (上部先行型)

図5.4.12-(2) 切羽状況 (下部先行型)

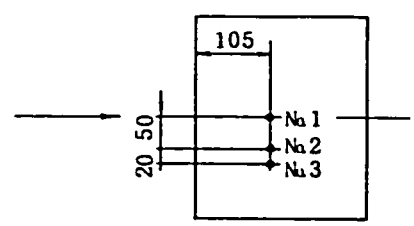
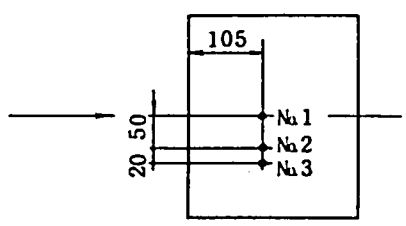
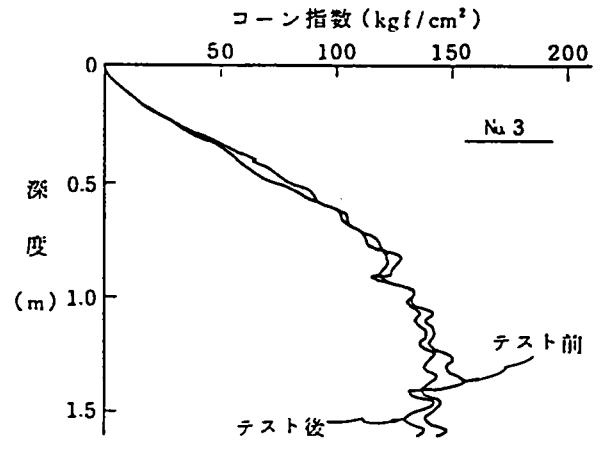
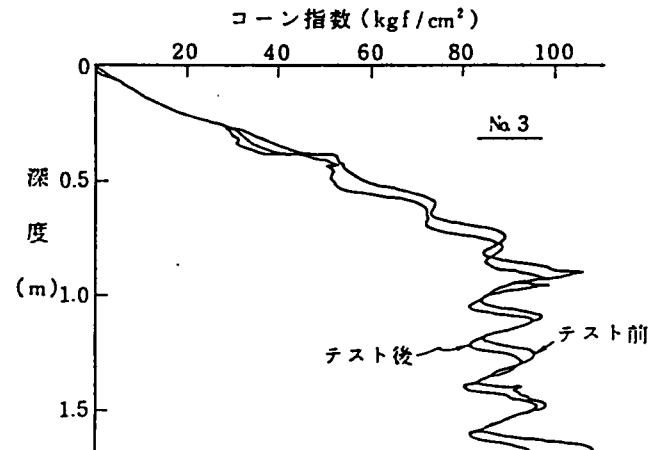
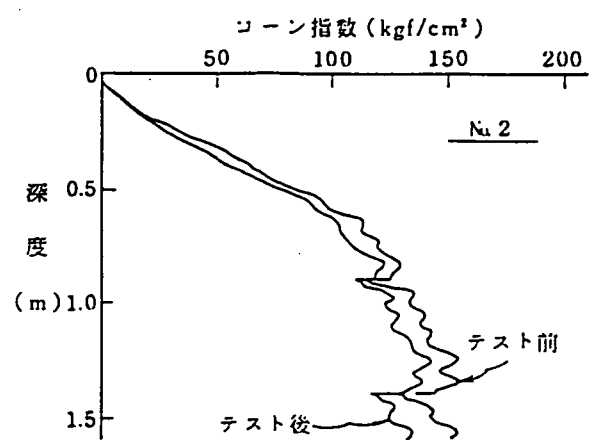
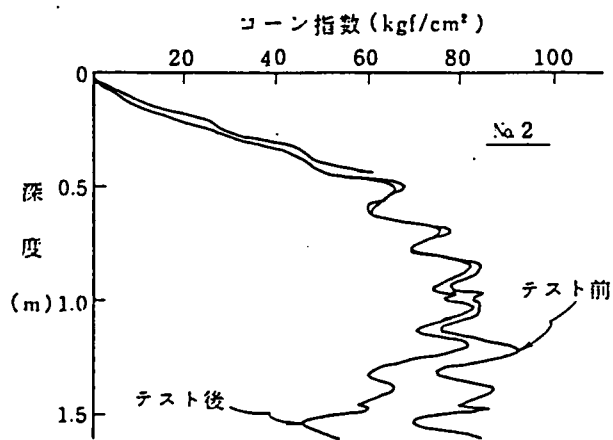
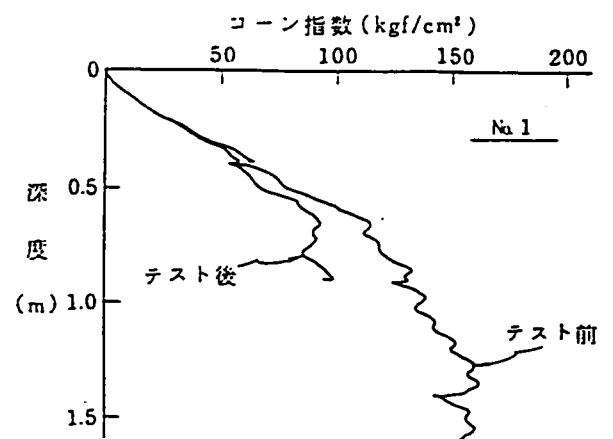
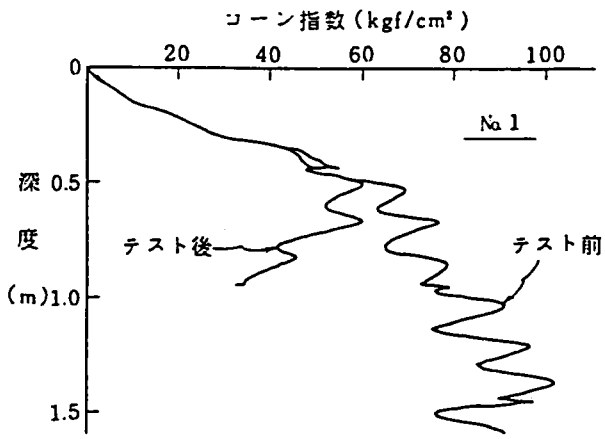


図5.4.1.3 実験前後におけるコーン指数の変化 (上部先行型, 硬地盤)

図5.4.1.4 実験前後におけるコーン指数の変化 (下部先行型, 硬地盤)

シールド横断方向のゆるみ領域に着目すると、上部先行型、下部先行型ともにシールドセンターから70cm(1.0D)程度でゆるみがないと判断できる。したがって、ゆるみ幅は最大140cm(2.0D)程度と推定される。¹⁴⁾

5.5 カッタトルクに及ぼすカッタチャンバ構造の影響

5.5.1 基本的な考え方

5.4節に記したとおり、縦型MFシールドでは上部カッタトルクと下部カッタトルクが大きく異なった。この理由としては次の要因が挙げられる。

① カッタ位置による影響

上部カッタよりも下部カッタの方が土被り厚さが大きいいため作用土圧が大きくなる。

② カッタチャンバ充填状況

縦型MFシールド模型実験では、上部カッタチャンバと下部カッタチャンバとを独立構造とせず一体構造とした。このため、下部カッタチャンバが土砂で充填されていたのに対し、上部カッタ背面には土砂が存在しなかった。カッタ背面の土砂の存在は、背面トルクの発生のみならず有効取り込み面積の減少に伴う前面抵抗の増加をもたらすため、カッタトルクを評価する上で重要な因子となる。

上記のうち②については、一連の面板式、スポーク式円形シールドおよび横型MFシールドが独立カッタチャンバ構造であり、常にカッタチャンバの1/2以上が土砂で充填されていたため、縦型MFシールド上部カッタ固有の問題である。そこで、上記の①、②の影響を実験的に明らかにするため、下部先行型縦型MFシールドを用いて次の検討を行った。

5.5.2 カッタ位置による影響の評価

カッタ位置による土被り高さの相違がカッタトルクに及ぼす影響を評価するために、本実験の硬地盤と同様の締め固めを行った地盤について、土被りが0レベル（地表面高さがシールド模型天端付近）の掘進実験を行った。本実験に対する土被り高さの差は、図5.5.1に示すとおり、およそ90～100cm程度である。また、掘削断面におけるコーン指数も図5.5.1のとおり異なる。

次ページの図5.5.2-(1)、(2)は、それぞれ土被り0実験と本実験における上部カッタ、下部カッタのカッタトルクと v/f との1次回帰結果を比較したものである。図5.5.2

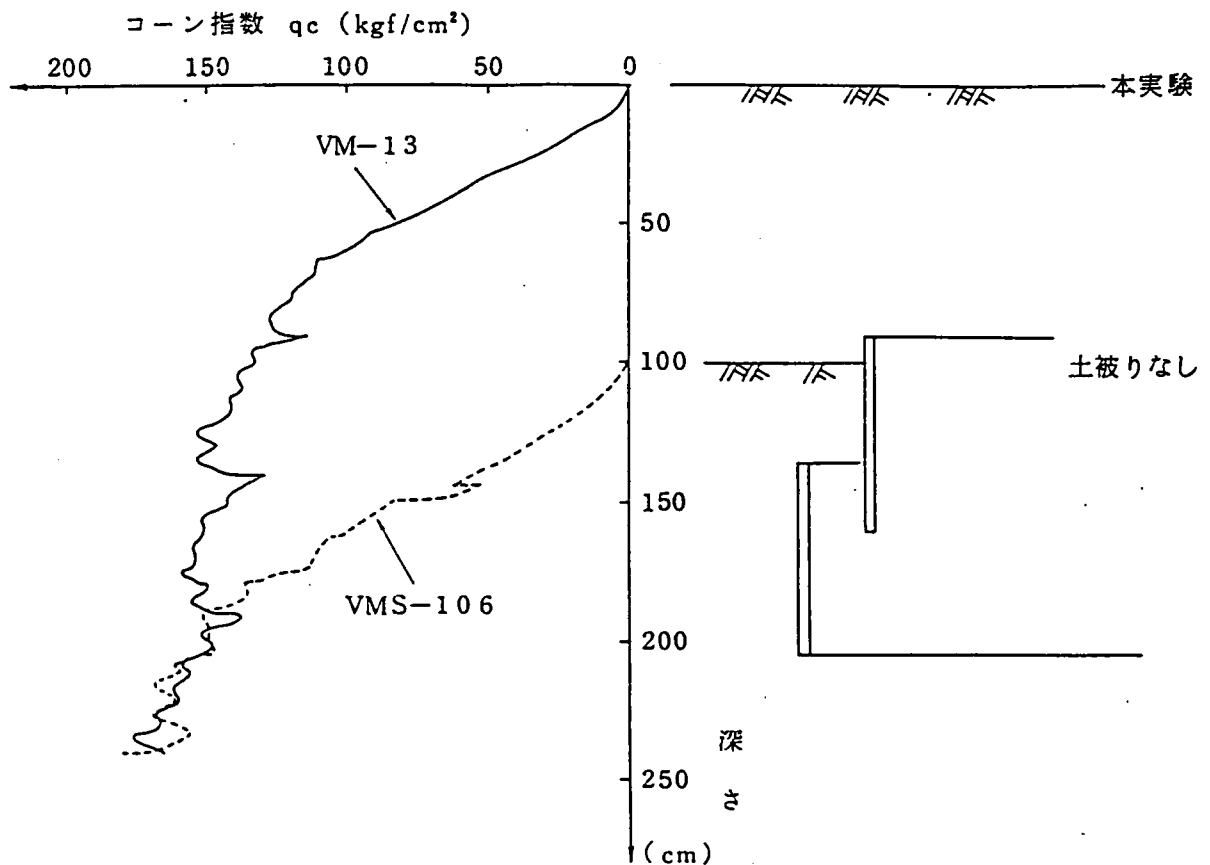


図5.5.1 土被り0実験

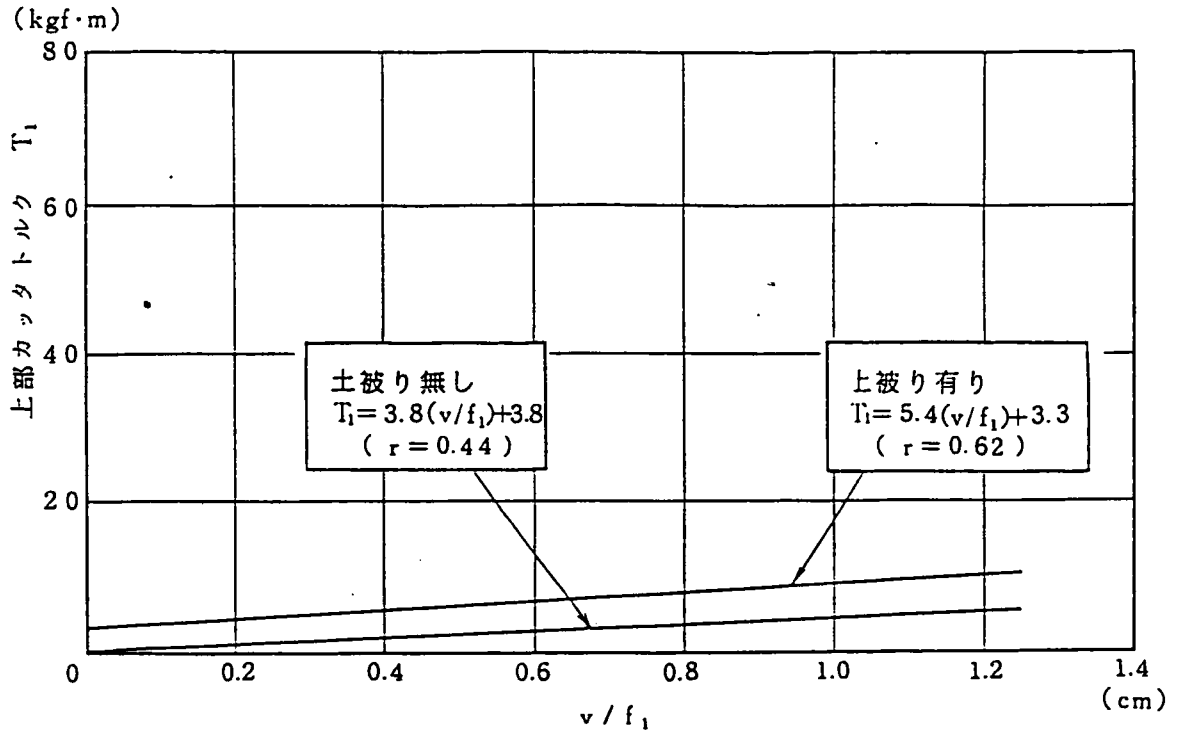


図5.5.2-(1) v/f_1 と上部カッタトルクとの関係 (下部先行型, 硬地盤)

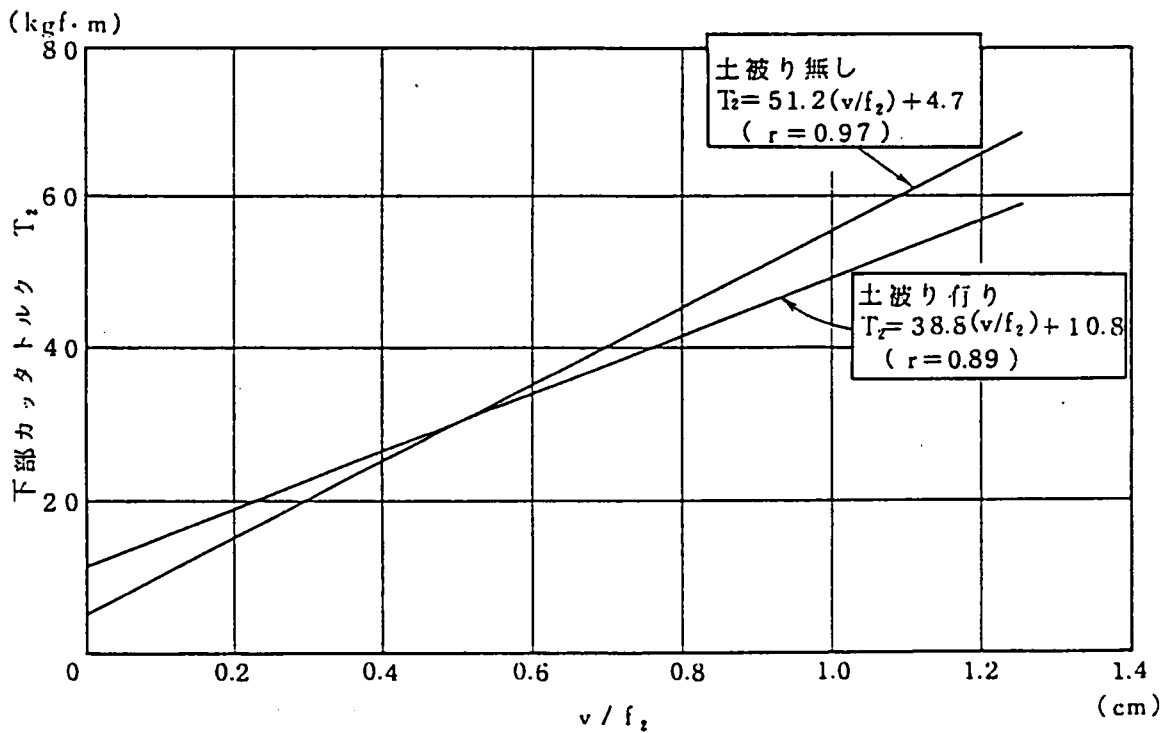


図5.5.2-(2) v/f_2 と下部カッタトルクとの関係 (下部先行型, 硬地盤)

- (2)に明らかなように、下部カッタトルクは土被りのある本実験と土被り0実験とではほとんど差がない。この理由としては、掘削位置による地盤自身のせん断強度差や上載圧の影響よりも、取込みの過不足等の影響を受けた切羽面での押付け圧の増大や、これに比例するせん断抵抗の増加がカッタトルクに対して支配的な要因であることが挙げられる。

一方、上部カッタについては、前ページの図5.5.2 - (1)に示すとおり、本実験よりも土被り0実験におけるカッタトルクの方が小さく、土被りの有無による拘束条件の差異が認められる。

以上の結果、本実験の範囲内では、層毎に締め固められた硬地盤における下部カッタトルクに関しては、土被り厚さの影響が大きくないものと判断される。

5.5.3 カッタチャンバ充填状況の影響の評価

カッタチャンバの充填状況がカッタトルクに与える影響としては、背面トルクの発生と有効取込み面積の減少による前面トルクの増加の2点が考えられる。ここでは、これらを定量的かつ独立して評価することが困難であるため、次の方法による間接評価を試みた。

(1) 背面トルク検定

図5.5.3に示すとおり、無負荷状態にてカッタ開口部を塞ぎ、カッタチャンバ内に砂を入れ、チャンバ内の土被り高さの違いによる背面トルクの出力の変化を評価した。

実験の方法上定量的な評価が困難であるが、上部カッタチャンバが1/2程度充填された状態で上部カッタトルクが2 kgf・m、下部カッタチャンバが1/2程度充填された状態で下部カッタトルクが4 kgf・mであった。また、下部カッタチャンバが完全に充填された場合の下部カッタトルクはおおよそ10 kgf・m程度であった。

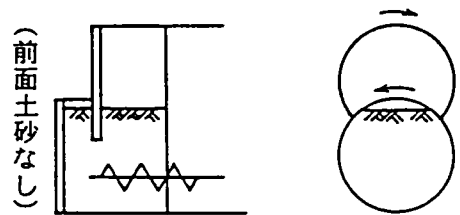


図5.5.3 背面トルク検定

(2) 土被り 0 実験

土被り 0 実験において、カッタチャンバ内に土砂が滞留しない状態で掘進し、図 5.5.4 に示すように、カッタチャンバ下部に土砂が存在する通常の状態における結果と比較した。

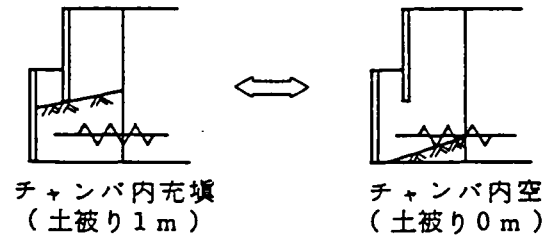


図 5.5.4 土被り 0 (チャンバ内空)

次ページの図 5.5.5 - (1) は、土被り 0 実験において、カッタチャンバが空の場合と本実験と同程度充填された場合とのカッタトルクの比較を行ったものである。また図 5.5.5 - (2) は、本実験のカッタトルクと土被り 0 実験でカッタチャンバ内が空状態でのカッタトルクとの比較を行ったものである。両図から、カッタチャンバ内に土砂が存在する場合の方が、カッタトルクが大きくなるのは明らかである。

前述のとおり、土被り、地盤強度がカッタトルクに及ぼす影響がほとんど認められなかったため、カッタチャンバ内に土砂がある場合とない場合とのカッタトルクの差 ΔT を図 5.5.5 から求めると、次のとおりとなる。

$$\Delta T = 5.3 (v/f) + 4.6 \quad (\text{kgf} \cdot \text{m}) \quad (5.2)$$

したがって、カッタチャンバ内土砂の存在によるカッタトルクの増分は掘進条件 v/f とともに増加する。なお、この場合のカッタトルク増分は、カッタ背面トルクの発生と有効取り込み面積の減少に起因するカッタ前面トルクの増加によるものである。

(3) 掘進開始時のカッタトルク減少分の評価

図 5.5.6 に示すとおり、各実験ケースの掘進開始時のカッタチャンバ内に土砂が充填された状態から、カッタチャンバ内の土砂が排出され定常状態になるまでのカッタトルク減少量によってカッタチャンバ内の充填状況の影響を評価した。

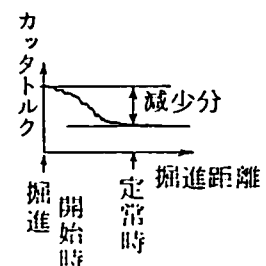
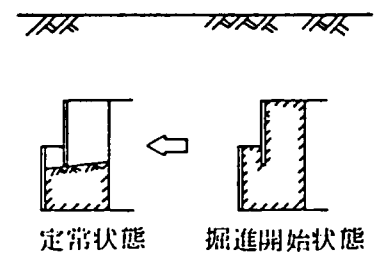


図 5.5.6 掘進開始 ~ 定常状態の比較

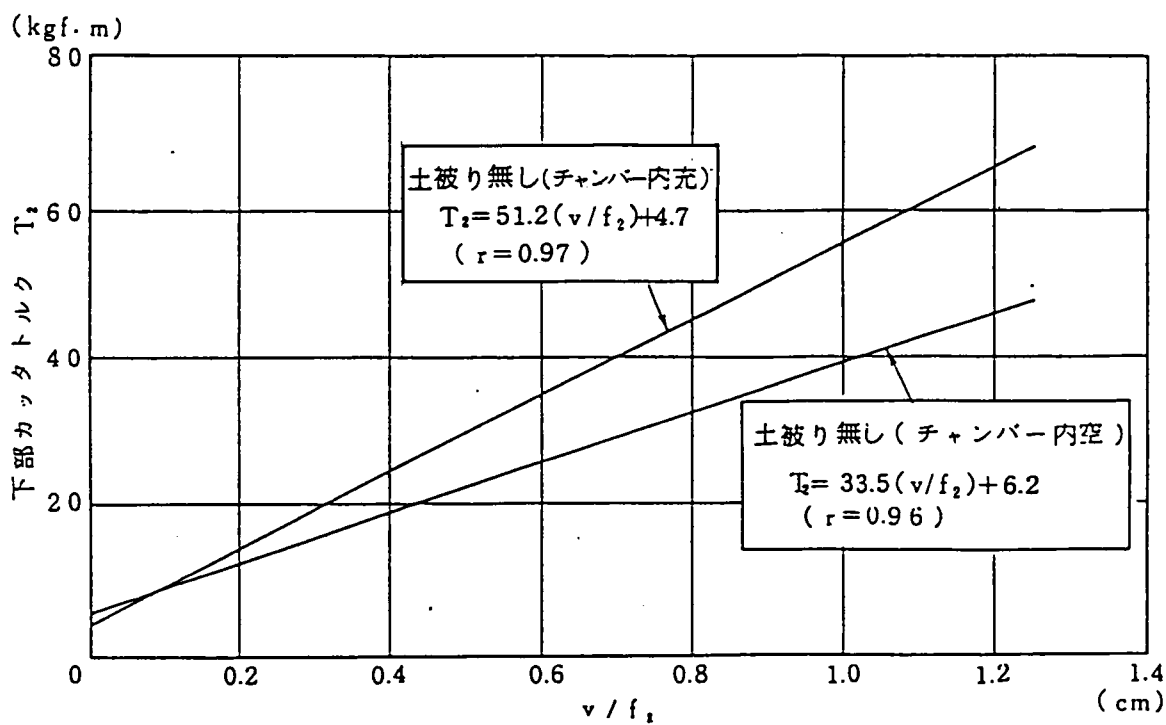


図5.5.5-1) v/f_2 と下部カッタトルクとの関係 (下部先行型, 硬地盤)

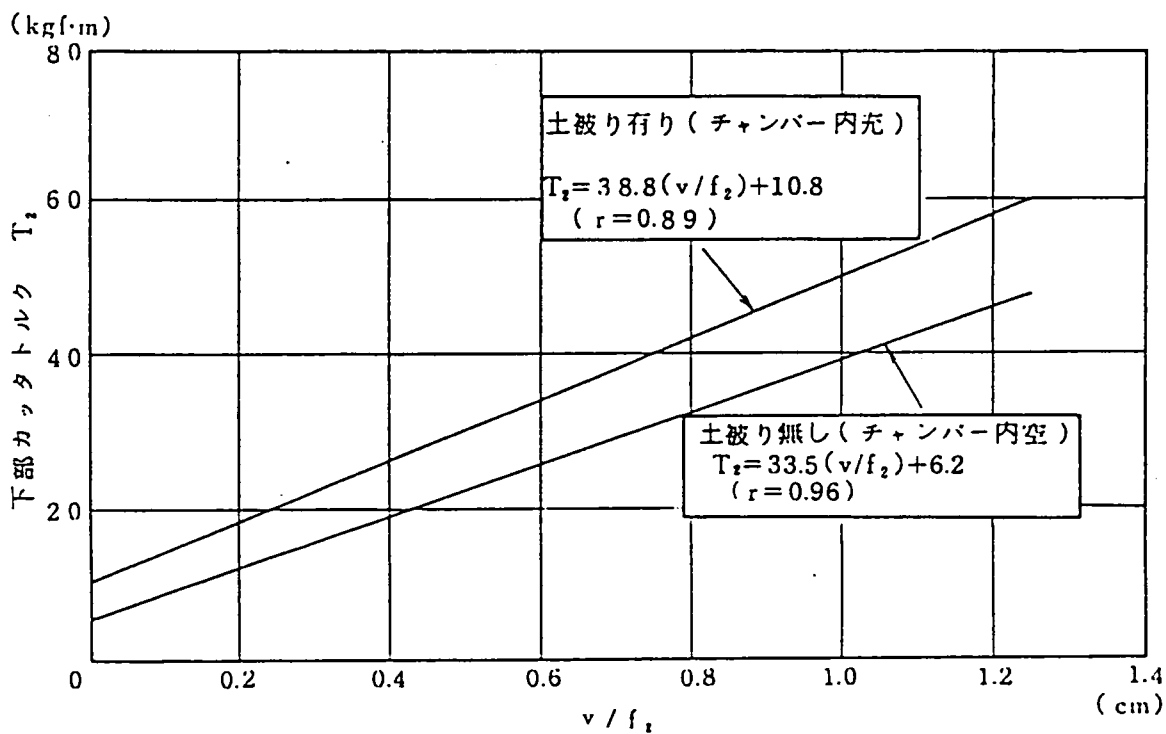


図5.5.5-2) v/f_2 と下部カッタトルクとの関係 (下部先行型, 硬地盤)

なお、掘進開始時のカットトルク減少量は、地盤条件および掘進開始時の掘進条件の影響を受けるため、両条件が同一であるVM-5, 6 (上部先行), VM-11, 12, 13 (下部先行) の各ケースについて比較を行った。地盤条件は硬地盤であり、掘進条件は $v/f = 0.22$ cmである。次ページの表5.5.1は結果をまとめたものである。評価内容から、いずれも通常の実験におけるカットチャンバ内土砂の存在によるカットトルクの増加量よりも過大な値であるため、上限値としてとらえるべきである。

表5.5.2に以上の評価結果をまとめて示す。いずれの評価方法も間接的な評価内容であるため、カットチャンバ充填状況がカットトルクに及ぼす影響を定量的に評価したものではないが、それぞれ定性的な傾向やその大きさの程度、あるいは実験の範囲内での上限値を与えるものと考えられる。

以上の結果、今回の実験の範囲内では、カット位置による土被り厚さがカットトルクに及ぼす影響はほとんど無く、カットチャンバ内充填状況の相違がカットトルクに及ぼす影響が大きいことが判明した。したがって、カットの上下位置によらず、先行カット同士あるいは後行カット同士の比較を行うことが可能である。例えば、共に先行カットである上部先行型上部カットと下部先行型下部カットとは、掘削断面積が同一であるため、両者のカットトルクの差異はカットチャンバ内充填状況の相違による背面トルク及び前面トルクの増分の有無であると考えられる。すなわち上部先行型上部カットトルクは前面トルク成分のみであるのに対して、下部先行型下部カットのカットトルクは、(前面トルク+背面トルク+前面トルク増分) といったトルク成分によって構成される。表5.5.2から、下部カットにおける背面トルクの大きさは定常掘進状態で $0 \sim 6$ kgf・mであるから、各トルク成分は模式的に次ページの図5.5.7のとおりとなる。総カットトルクに占める各トルク成分の割合は、 v/f によらず前面トルク成分がほぼ46%程度、背面トルクはおよそ10%程度であり、残りが前面トルク増分による成分である。したがって、カットチャンバ内の充填による取り込み効率の低下に起因する前面トルクの増分は、前面トルクの定常成分と同程度の割合であることがわかる。

表5.5.1 掘進開始時のカッタトルク減少分 (kgf・m)

	上部カッタ	下部カッタ	対象ケース
上部先行	38	77~78	VM-5, 6
下部先行	7~17	32~50	VM-11, 12, 13

表5.5.2 カッタチャンバ充填状況の影響評価結果 (kgf・m)

	トルク成分	背	面	背面 + 前面増分	
	充填状況*	○	●	○	●
上部 先行	上部	-	-	-	38
	下部	-	-	-	77~78
下部 先行	上部	0~2	-	-	7~17
	下部	0~6	4~11	5.3v/f+4.6	32~50

(*黒塗りは充填状態にあることを示す)

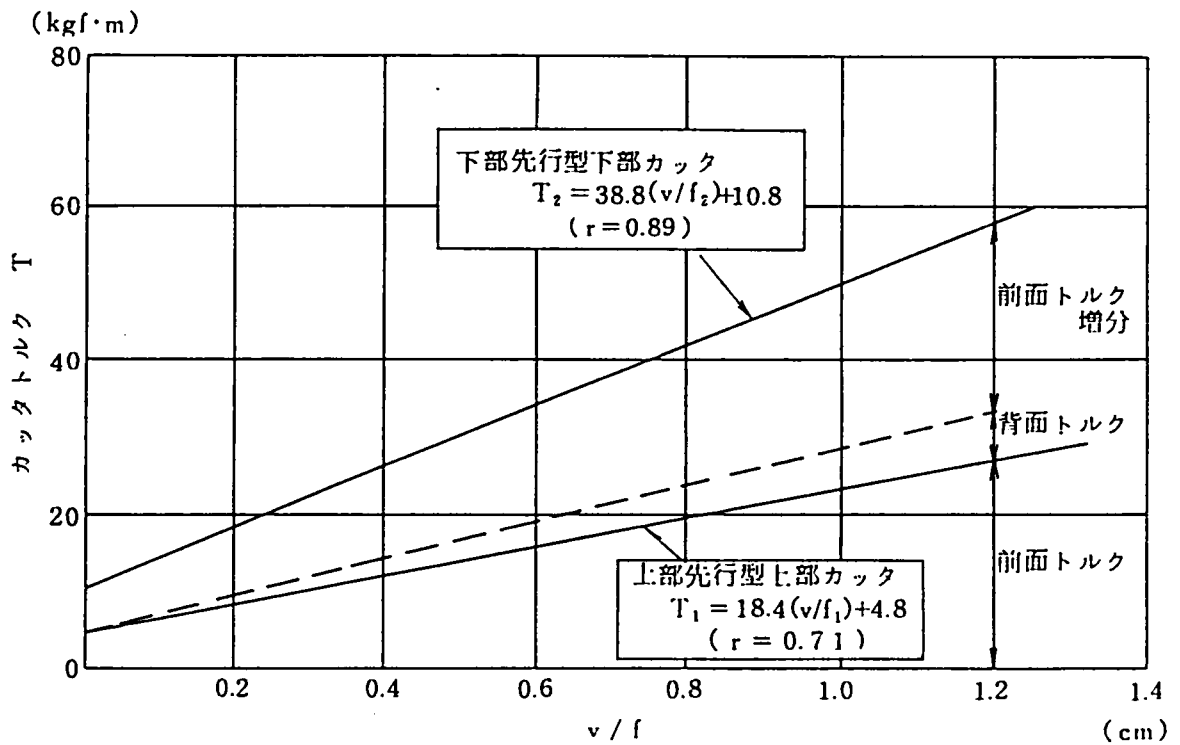


図5.5.7 カッタトルク成分の比較

5.5.4 独立チャンバ構造のカッタトルクの推定

次に、カッタチャンバ構造がカッタトルクに及ぼす影響に関する以上の評価結果に基づいて、上下カッタチャンバが独立構造の縦型MFシールドの上部カッタトルクの推定を行うこととする。なお、次の条件を前提とした。

- 硬地盤を対象とする。
- 土被りの影響は無視できるものとする。

以下、図5.5.8に示すとおり、各カッタトルクTについて上部先行型、下部先行型のカッタ構造を最初の添字1、2でカッタの上下を2番目の添字1、2でそれぞれ表現する。

<上部先行型上部カッタトルク： T_{11} >

上部カッタ背面の狭隙部に取り込み土砂の閉塞が生じないとの前提で、カッタチャンバ構造、掘削断面積の対応から、下部先行型下部カッタトルクと一致するものとする。

すなわち、

$$T_{11} = T_{22} = 38.8 (v/f) + 10.8 \quad (5.3)$$

<下部先行型上部カッタトルク： T_{21} >

カッタチャンバ構造の対比では、上部先行型下部カッタに類似するが、カッタ下部の掘削・取り込みがないことやカッタ前面の棚部のカッタトルクへの影響から、 $T_{21} > T_{12}$ と

なることが予想される。そこで、カッタチャンバ内が全て土砂で充填された状態における掘進開始時のカッタトルク減少分が、 T_{21} に対する背面の影響の安全側の見積値を与えるとみなし、表5.5.2に基づいて次のとおりとする。

$$T_{21} = 5.4 (v/f) + 20.3 \quad (5.4)$$

以上の結果、独立チャンバ構造におけるカッタトルクの推定式は次ページの表5.5.3のとおりまとめられる。

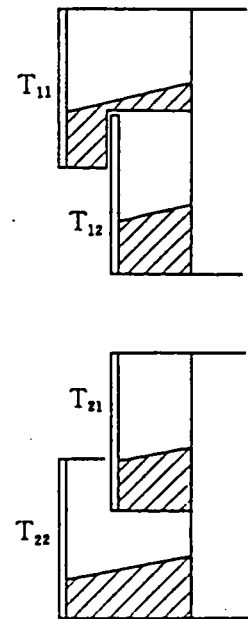


図5.5.8 カッタトルクの記号

表5.5.3 カッタトルク（独立チャンバ構造）推定式

	上部先行型	下部先行型
上部カッタトルク	$T=38.8(v/f)+10.8$	$T=5.4(v/f)+20.3$
下部カッタトルク	$T=54.6(v/f)+6.6$	$T=38.8(v/f)+10.8$
総カッタトルク	$T=93.4(v/f)+17.4$	$T=44.2(v/f)+31.1$

次ページの図5.5.9にカッタチャンバ構造による上部カッタトルクの比較結果を示す。また、図5.5.10は総カッタトルクの比較結果である。これらの図より下記のことがわかる。

(1) 上部カッタトルクは、カッタチャンバ構造によらず上部先行型の方が大きい。その主な理由としては次の事項が挙げられる。

- 下部先行型上部カッタでは、土砂の滞留が生じやすいカッタの下部が非掘削部となるため、掘削トルクが低減する。
- 上部先行型の上部カッタの方が掘削断面積が大きく、独立チャンバ構造ではカッタ下部背面で閉塞が生じる可能性がある。

(2) 図5.5.10に示した総カッタトルクの比較によると、カッタ構造、カッタチャンバ構造によるカッタトルクの大小関係は、下部先行型（同一チャンバ）<下部先行型（独立チャンバ）≒上部先行型（同一チャンバ）<上部先行型（独立チャンバ）となる。したがって、同一チャンバ構造よりも独立チャンバ構造の方が、また下部先行型よりも上部先行型の方が総カッタトルクは大きくなる。

(3) カッタトルクに及ぼすカッタ構造の影響要因は、主として

- (i) 掘削断面積（先行か後行か）
- (ii) 有効な取込みの位置および面積
- (iii) カッタチャンバの容積（チャンバ内の充填状況）

であると考えられる。各要因について、縦型MFシールド、横型MFシールドの各カッタトルクを比較すると、その大小関係の定性的な傾向は表5.5.4のとおりとなる。

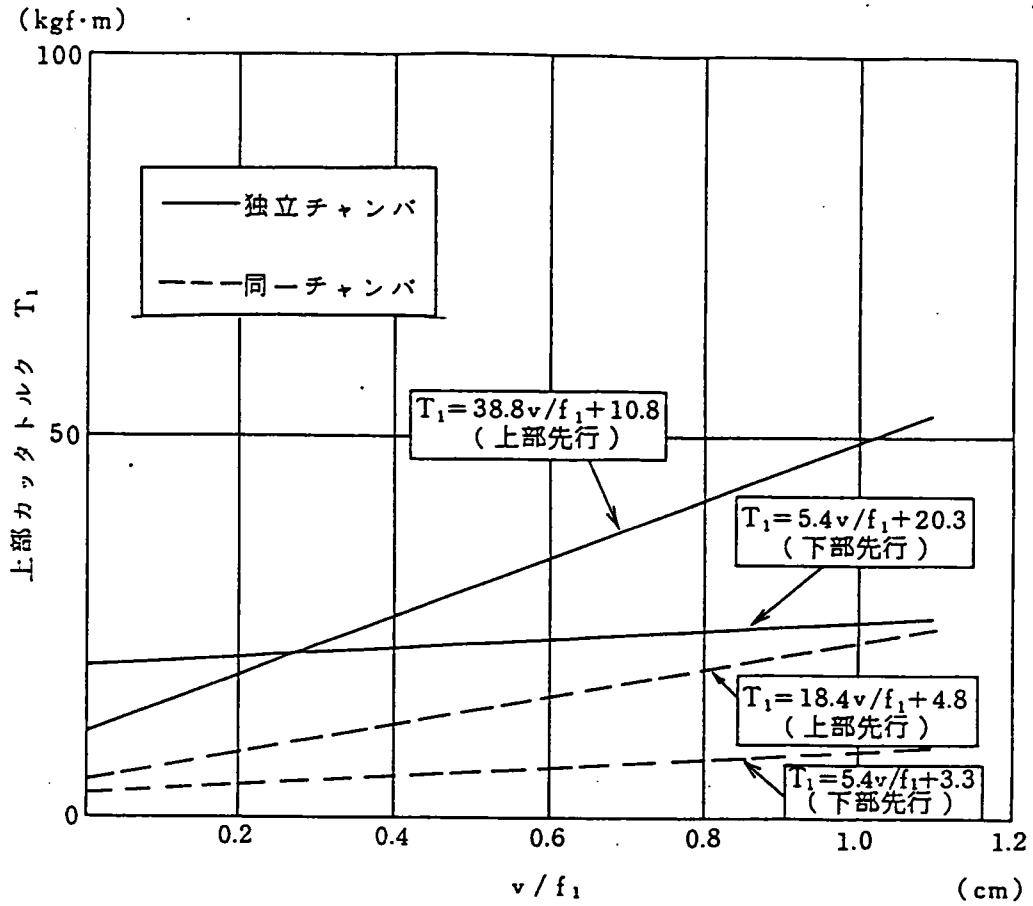


図5.5.9 チャンバ構造によるカッタトルクの比較

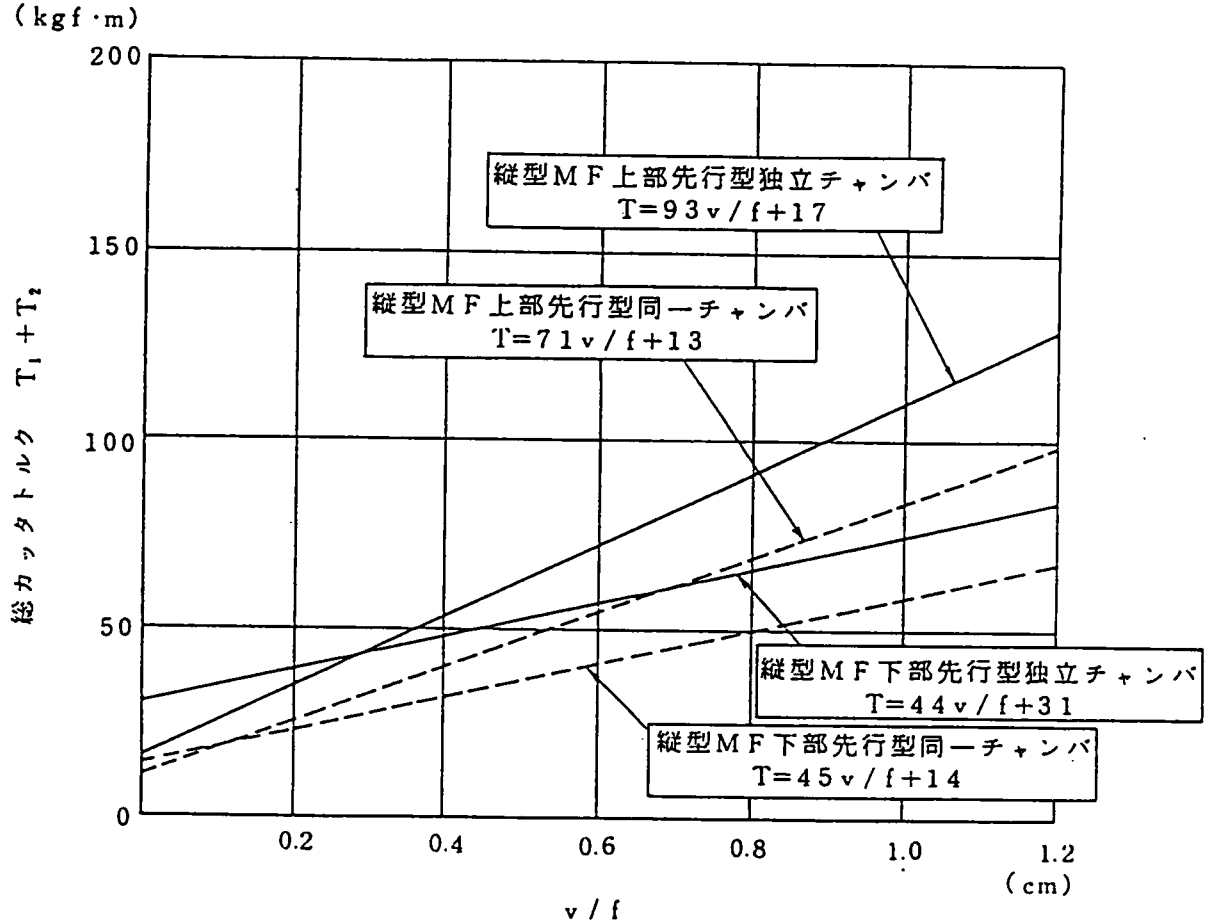


図5.5.10 総カッタトルクの比較 (硬地盤)

表5.5.4 要因別のカットトルク比較結果

シールド種類	カット構造	チャンバ構造	カット位置	(i)	(ii)	(iii)	総合評価*	実験結果**
縦型	上部先行型	同一	上	○	-	-	○	5
			下	-	○	○	○○	2
		独立	上	○	-	○	○○	2
			下	-	○	○	○○	2
	下部先行型	同一	上	-	-	-		6
			下	○	-	-	○	3
		独立	上	-	-	○	○	5
			下	○	-	-	○	3
横型	—		先行	○	○	○	○○○	1
			後行	-	○	○	○○	4

* ○はカットトルクが増加する要因であることを示す。

** 実験結果は $v/f = 1.0$ (cm) 時のカットトルクの大きさの順位を示す。

5.6 円形シールドと横型、縦型MFシールドとの比較

5.6.1 カットトルク

次ページの図5.6.1-(1), (2)に円形、横型MF、縦型MFシールドの硬軟両地盤における総カットトルクの比較結果を示す。円形シールドについては、掘削形式や実験条件の対応から面板式円形シールドを比較の対象とした。円形、横型MF、縦型MFの各シールドの総カットトルクの大小関係は、地盤条件によらず次のとおりとなり、縦型MFシールドは、円形シールドおよび横型MFシールドよりも総カットトルクが低くなる。

縦型MF (下部先行) < 縦型MF (上部先行) < 横型MF < 円形

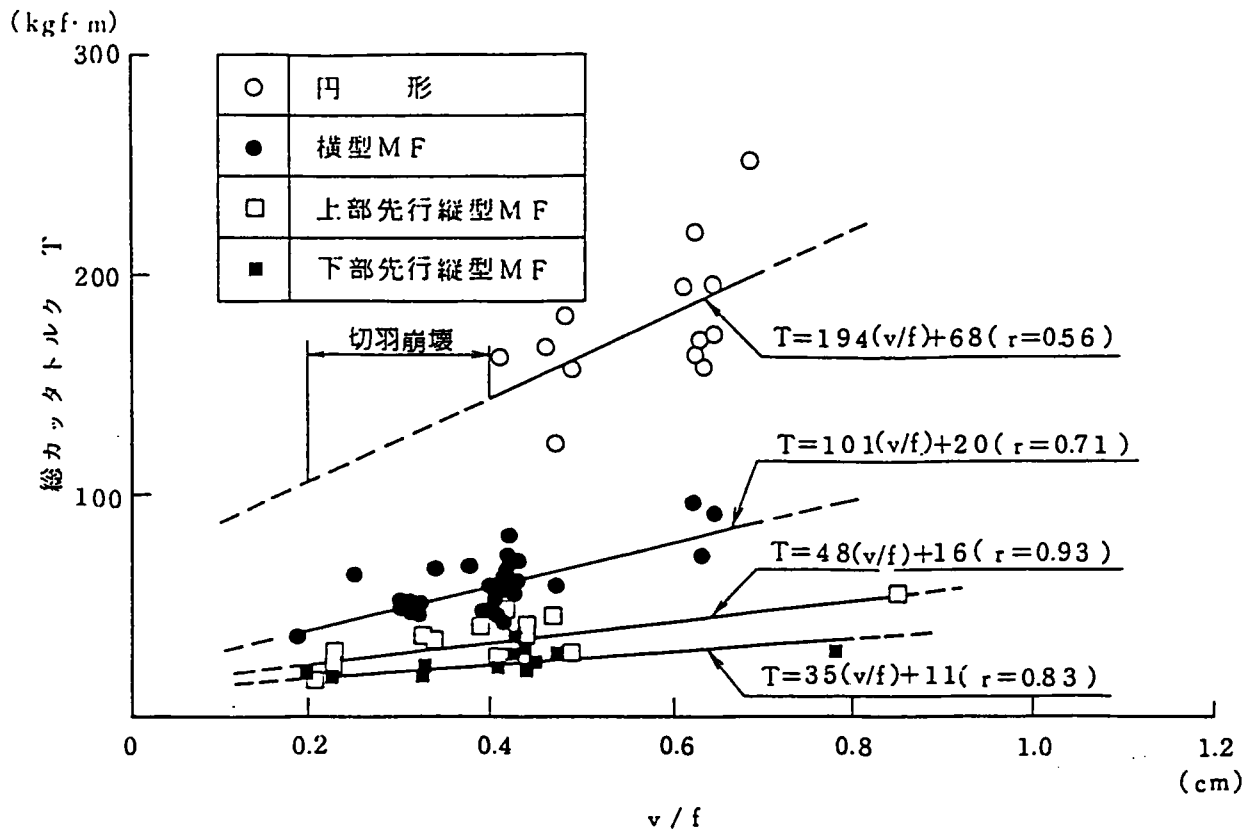


図5.6.1-(1) T と v/f の関係 (軟地盤)

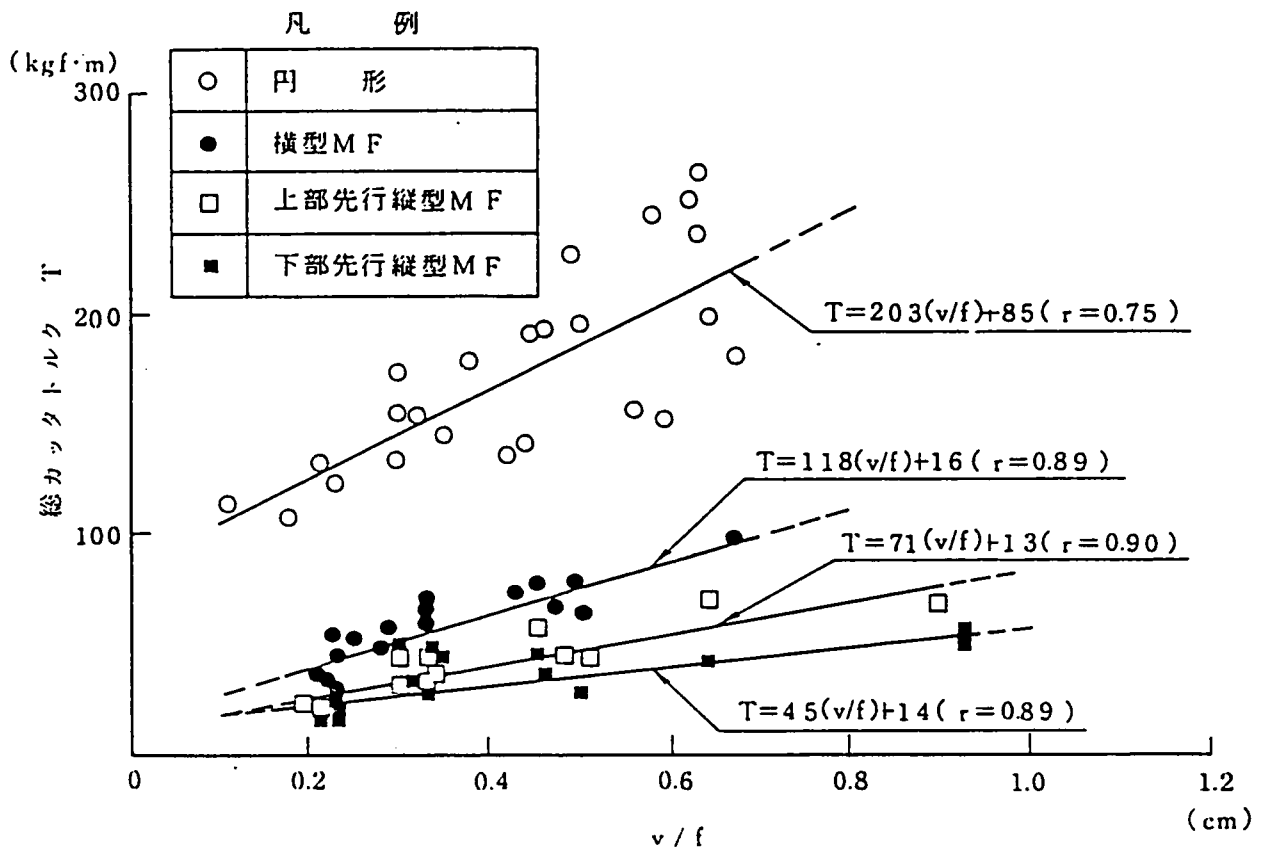


図5.6.1-(2) T と v/f の関係 (硬地盤)

また軟地盤においては、 v/f が小さい掘進条件下でも両MFシールドでは定常的な掘進が可能であったのに対し、円形シールドでは、 $v/f < 0.4$ cmなる掘進条件では切羽が崩壊して掘進不能となった。したがって、各掘削断面が小さく、それぞれがほぼ独立に挙動するMFシールドの方が切羽周辺地盤への影響が小さく、カットトルク等の^{7), 15)} 負荷特性や切羽安定性の両面で有利であることがわかる。

次ページの図5.6.2は、横型MF、縦型MFシールドの各カットトルクの比較を示すものである。カットトルクの大小関係は次のとおりとなる。

下部先行 上部先行 横型MF 下部先行 上部先行 横型MF
 上部カット < 上部カット < 後行カット < 下部カット < 下部カット < 先行カット

したがって、カットトルクの大小関係は、掘削断面積や土被り高さの影響以上に掘削土砂の取り込み易さやカットチャンバの充填状況の影響を受けることがわかる。

図5.6.3-(1), (2)は、硬軟両地盤におけるカットトルクと v/f との1次回帰式を用いて求めたカットトルクのMF指数を v/f との関係で示したものである。¹⁶⁾ここにMF指数とは、円形シールドのカットトルクに対するMFシールドの総カットトルクの比を意味し、¹⁷⁾経験的に用いられている実機シールドの設計用トルク算定式

$$T = \alpha D^3 \quad (5.5)$$

(α :トルク係数, D :カット径)

を用いると、MF指数の設計計算値は次のとおりとなる。

$$\begin{aligned} \text{MF指数 (設計計算値)} &= \frac{\text{MF先行カットトルク} + \text{MF後行カットトルク}}{\text{円形カットトルク}} \\ &= \frac{\alpha \times 0.7^3 + \alpha \times 0.7^3 \times 0.73}{\alpha \times 1^3} = 0.59 \end{aligned}$$

(0.73はカット軸回りの掘削断面1次モーメントの後行/先行比)

MF指数の実測値は0.2~0.4程度であり、横型、縦型MFシールドの所要カットトルクが円形シールドの半分以下であることがわかる。また、MF指数の設計計算値0.59に対しても1/3 ~ 2/3程度の値であることから、MFシールドの構造、機構に起因するカットトルクへの悪影響はなく、むしろ負荷特性上有利であると判断される。

次に、横型MFシールドと縦型MFシールドの先行カットのカットトルク分担率をまとめると次ページの表5.6.1のとおりとなる。縦型MFシールドにおけるカットトルク分担率は、同一チャンバ方式では下部カットに集中することがわかる。なお、独立チャ

表5.6.1 先行カッタのカッタトルク分担率

	横型MF	縦型MF (同一チャンバ)		縦型MF (独立チャンバ)	
		上部先行	下部先行	上部先行	下部先行
軟地盤	0.43~0.70	0.24	0.89	—	—
硬地盤	0.61~0.65	0.30	0.90	0.52~0.46	0.47~0.61

(但し, $0.2 \leq v/f \leq 0.7$)

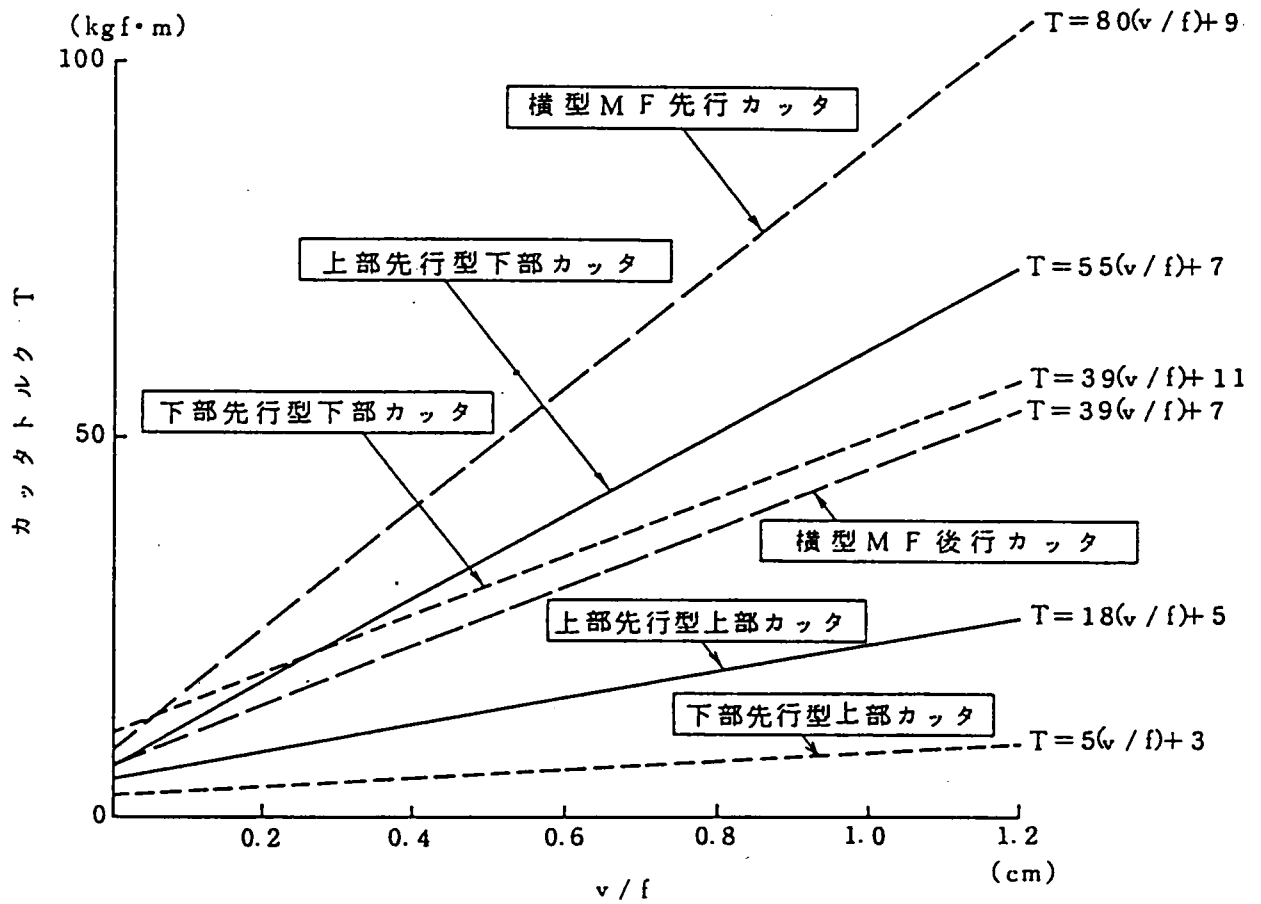


図5.6.2 各カッタトルクの比較 (硬地盤)

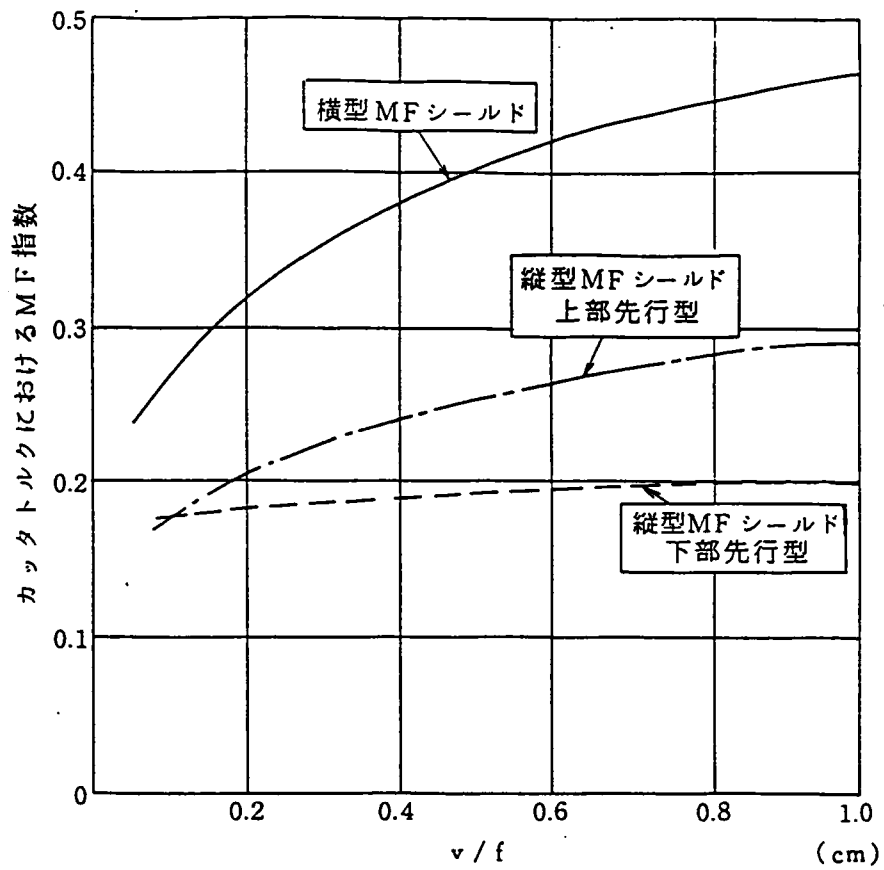


図5.6.3-1) カットトルクより求めたMF指数 (硬地盤)

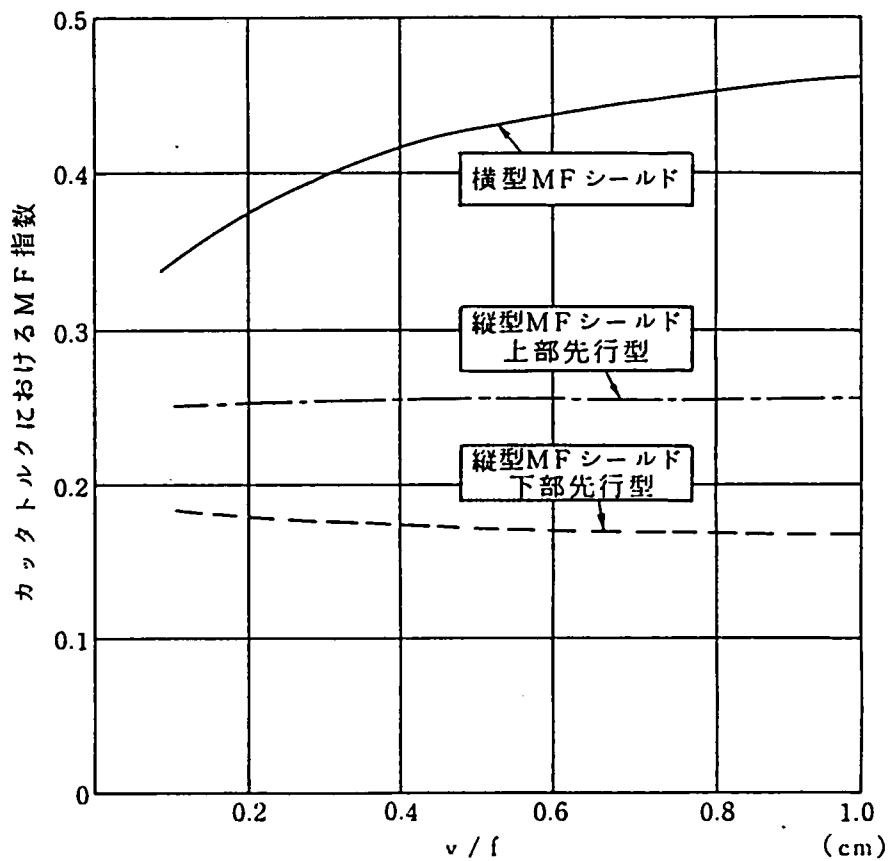


図5.6.3-2) カットトルクより求めたMF指数 (軟地盤)

ンバ方式の推定値によると、上部先行、下部先行ともほぼ同程度の分担率となる。

以上の結果から、カッタトルクの大きさはカッタチャンバ内の土砂の充填状況に起因する掘削土砂の取り込み易さに大きな影響をうけ、今回の実験では、特に横型MFシールド先行カッタや縦型MFシールド上部先行型下部カッタにおいてこの影響が大きく現われたものと考えられる。実機においては、掘削形式や排土方法が模型実験装置と異なるため、実験結果をそのまま適用することはできないが、これらの問題点を考慮に入れても、横型、縦型MFシールドのカッタトルクは、等価断面施工用の円形シールド以下であることは確実である。また、縦型MFシールドと横型MFシールドとの比較では、前者が後者と同等以下のレベルにあるものと結論される。

5.6.2 掘削比エネルギー

掘削比エネルギーとは、掘削機械のエネルギー効率を表現する指標であり、物理的には単位体積の地山を掘削するのに消費された機械エネルギー (Specific Energy) の意味^{18), 19)}をもつ。掘削比エネルギーの概念が適用される岩盤掘削機械においては、掘削性のみから掘進条件が決定されるのに対し、シールド掘削機では、掘進速度 v およびカッタ回転数 f は、単に掘削性のみによって決定されるのではなく、切羽の安定をも同時に満足する条件である必要がある。したがって、シールド掘削機における掘削比エネルギー E_s は、機械の掘削性だけを表現する指標ではなく、切羽安定性に及ぼす掘進条件の影響を含んだ物理量である。

一般にシールド機械のような回転掘削機械においては、掘削比エネルギーの評価式は次のとおりである。¹⁹⁾

$$E_s = \frac{F}{A} + \frac{2\pi f T}{A v} \approx \frac{2\pi f T}{A v} \quad (5.6)$$

ここに、	E_s : 掘削比エネルギー (kgf/cm ³)	T : カッタトルク (kgf · cm)
	F : スラスト (kgf)	f : カッタ回転数 (rev/min)
	A : 掘削断面積 (cm ²)	v : 掘進速度 (cm/min)

式 (5.6) に示すとおり、通常のシールド機では掘削比エネルギーに占めるスラスト項は無視できる。今回の実験でもトルク項に比べて¹⁹⁾10⁻²程度のオーダーであったため、これを省略した。

MFシールドの掘削比エネルギーは、カッタトルクの評価結果に基づき、次式によって算定した。

$$E_s = \frac{2\pi (f_1 T_1 + f_2 T_2)}{(A_1 + A_2) v} \quad (5.7)$$

ここに各量のサフィックスは、1：先行カッタ、2：後行カッタを意味する。

次ページの図5.6.4-(1), (2)に、式 (5.6), (5.7) より求めた円形、横型MF、縦型MF各シールドにおける掘削比エネルギー E_s と掘進条件 f/v との関係を地盤条件ごとに示す。両MFシールドの E_s は掘進条件によらずほぼ一定値であるが、円形シールドの E_s と f/v との間には線形関係が成立し、 f/v が大、すなわち低掘進速度、高カッタ回転数の程、エネルギー的に効率が低下することがわかる。

式 (5.7) の物理的意味から、カッタトルクと v/f との比例項が掘削比エネルギーと v/f との関係の切片項に一致する。そこで、掘削比エネルギー E_s を機械と地盤とのマッチングによって決定される一定値とし、シールドの掘進条件に依存しない物理量と考えて、 E_s と f/v との切片項の比較を行う。カッタトルクと v/f との1次回帰結果から、硬軟両地盤における各シールドの掘削比エネルギーの一定値 E_{so} を求めると表5.6.2のとおりとなる。

表5.6.2 掘削比エネルギー E_{so} の比較

(kg f / cmf)

	軟地盤	硬地盤
円形シールド	15.5	16.2
横型MFシールド	9.4	10.9
縦型MFシールド (上部先行型)	4.4	6.5
縦型MFシールド (下部先行型)	3.2	4.2

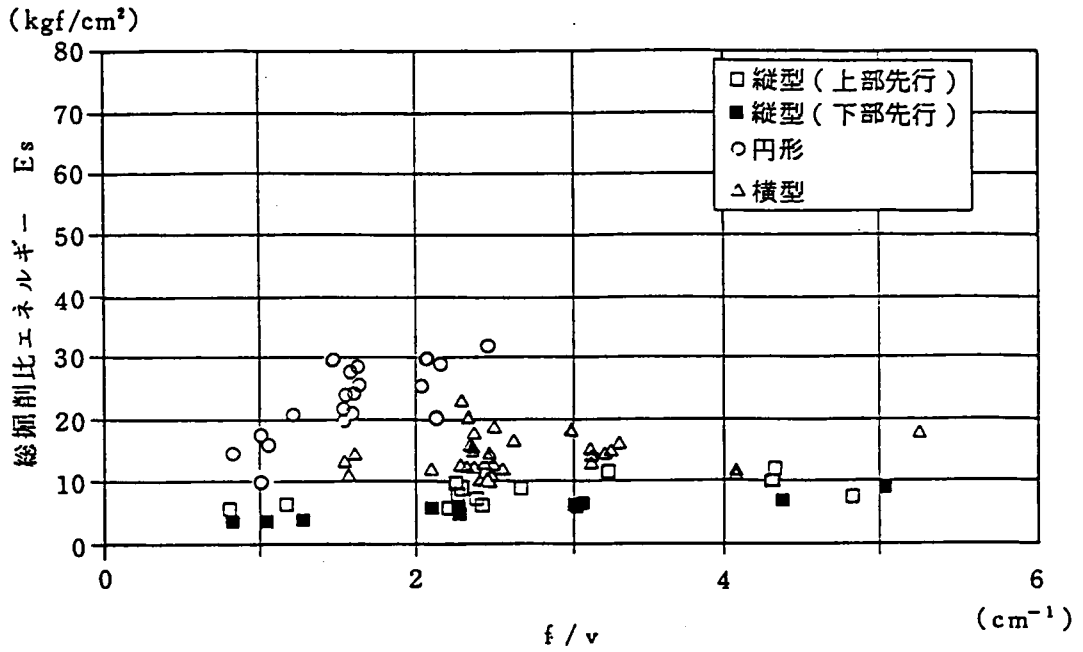


図5.6.4 - (1) f/v と総掘削比エネルギーとの関係 (軟地盤)

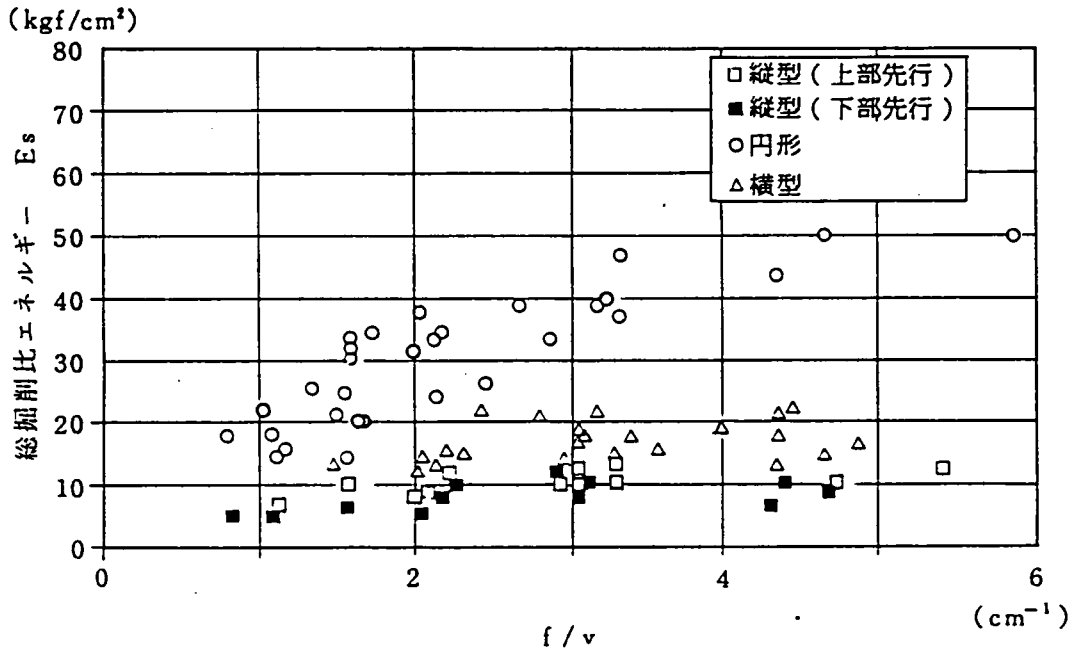


図5.6.4 - (2) f/v と総掘削比エネルギーとの関係 (硬地盤)

表5.6.2に明らかとおり、掘削比エネルギー E_{so} はカッタトルクと同様に、地盤強度によらず次の大小関係が認められる。

縦型MF（下部先行） < 縦型MF（上部先行） < 横型MF < 円形

したがって、円形シールドに比較してMFシールドの方が施工エネルギーの観点で有利であると判断される。なお、横型MFシールドと縦型MFシールドとの掘削比エネルギーの大小関係は、カッタトルクと同様に掘削形式や排土方法によって影響をうけるものと考えられる。また、横型MFシールドの先行カッタと後行カッタの掘削比エネルギーをそれぞれ独立に算定したところ、先行と後行の掘削比エネルギーの比 $E_s(\text{後行}) / E_s(\text{先行})$ は、掘進条件によらず0.6~0.7程度となった。各カッタ軸回りの断面1次モーメントの後行/先行比が0.73、掘削断面積の後行/先行比が0.76であることから、掘削比エネルギーの後行/先行比は両者の比となり、作用力が同一条件であればほぼ1になるはずである。この相違は、定常掘進状況下にある後行カッタでは、切羽のせん断強度や作用土圧の低下等の理由で、断面1次モーメント比よりもカッタトルクが低くなるため、先行カッタに比べて掘削比エネルギーが減少したのと考えられる。

5.7 カッタ作用力とカッタトルクとの関係

5.7.1 作用力の分類

シールド掘削機のカッタフェイスに作用する力は、図5.7.1に示すとおり、カッタ表面の面外荷重である軸方向力と面内荷重であるせん断力とに大別される。このうちせん断力がカッタトルクの前面トルク成分となる。カッタ軸に着目すると、軸方向力はスラストとして作用し、軸方向力の作用位置の偏心やせん断力の不釣り合いによって曲げモーメントが作用する。

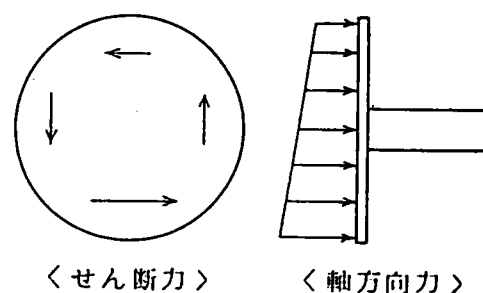


図5.7.1 カッタへの作用力

ここでは、スラストおよび曲げモーメントとカッタトルクとの関係について、円形シールド、横型、縦型MFシールドの比較を行う。

5.7.2 スラスト

次ページの図5.7.2は、それぞれ硬地盤における円形シールド、横型MFシールド（先行カッタ）、縦型MFシールド（下部先行型下部カッタ）のカッタトルクとスラストとの関係を示すものである。²⁰⁾ばらつきはあるが、いずれの場合もカッタトルクとスラストとの間には線形関係が認められる。また、平均値的にとらえれば、横型MFシールドと縦型MFシールドとは同程度のスラストレベルにあることがわかる。

円形シールドとの比較では、横型、縦型両MFシールドの先行カッタのスラストは、円形シールドに作用するスラストのおよそ $1/2 \sim 2/3$ 程度である。そこで次の定義に基づき、通常の掘進条件である $v = 3 \text{ cm/min}$ 、 $f = 9 \text{ rev/min}$ におけるスラストのMF指数を評価した。

$$\text{スラストMF指数} = \frac{\text{先行カッタスラスト} + \text{後行カッタスラスト}}{\text{円形スラスト}} \quad (5.8)$$

各シールドにおけるスラストとカッタトルクとの回帰結果から、スラストMF指数は次のとおりとなる。

$$\text{スラストMF指数 (横型MF)} = 0.29$$

$$\text{スラストMF指数 (縦型MF 上部先行型)} = 0.39$$

$$\text{スラストMF指数 (縦型MF 下部先行型)} = 0.39$$

ところで、スラストはカッタフェイスが地山から受ける水平方向力であるため、作用土圧によって支配される。円形シールド、両MFシールドのカッタフェイスへの作用土圧が同一であれば、スラストMF指数は両者の面積比となり、次のとおりである。

$$\text{スラストMF指数計算値} = \frac{(0.7^2 + 0.7^2 \cdot 0.76)}{1.0^2} = 0.86$$

スラストMF指数の実測値が面積比0.86よりも小さくなる理由としては、カッタトルクにも認められたように、各カッタの掘削断面積が小さくそれぞれ独立している両MFシールドでは、地山のゆるみが少なく両カッタへの作用土圧が円形シールドに比べて小さくなるためと考えられる。

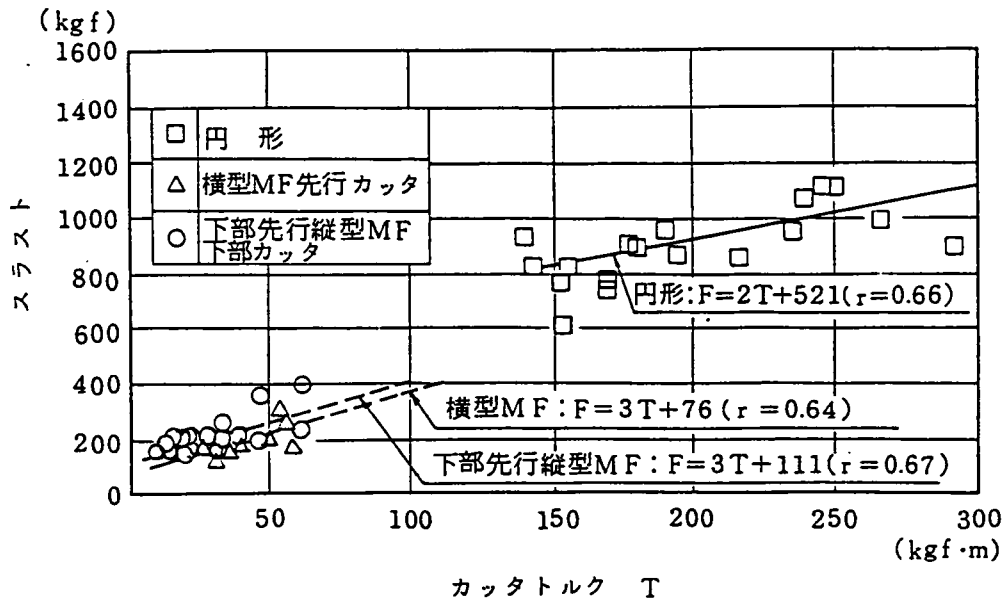


図5.7.2 カッタトルクとスラストとの関係

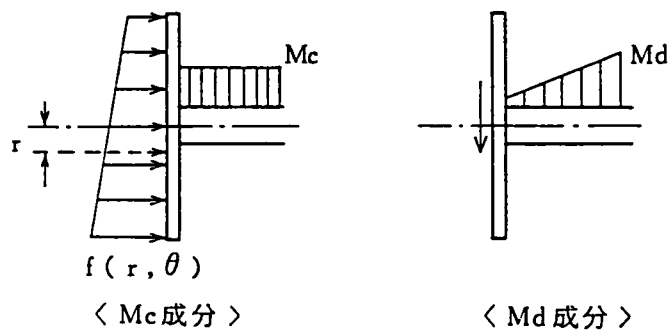


図5.7.3 曲げモーメント成分の分類

5.7.3 曲げモーメント

カッタに作用する曲げモーメントは、前ページの図5.7.3に示すとおり、次の2成分によって構成される。

(i) スラストの偏心作用による曲げモーメント： M_c

(ii) せん断力の不釣り合いによる曲げモーメント： M_d

ここでは、計測上の都合によって上記の成分分類が可能であった横型、縦型MFシールドについては、各曲げモーメント成分ごとの比較を行い、成分分類が困難である円形シールドについては、全曲げモーメントの比較を行った。

なお、曲げモーメントを評価する際には、上記の M_d 成分の影響によりカッタフェイスからの距離によって値が異なるため、評価位置を明記する必要がある。今回の実験では、いずれの場合もスラスト測定位置に一致させ、カッタフェイスからの距離 l を円形シールドで $l = 250$ mm、横型、縦型MFシールドで $l = 175$ mmとした。

次ページの図5.7.4-(1), (2)は、硬軟両地盤におけるカッタトルクと全曲げモーメントとの関係を示すものである。なお、縦型MFシールドについては、トルクレベルが低い上、両カッタ構造とも上部カッタトルクと上部カッタに作用する全曲げモーメントの間には有意な関係が認められないため、下部カッタにおける関係のみ図示した。円形、横型MF、縦型MF下部カッタのいずれも、ほぼ同一の直線上にあり、カッタトルクと曲げモーメントの間には、線形関係が成立する。これは、カッタフェイスの形状、構造やカッタチャンバ内の土砂充填状況が相似であれば、スラストの偏心やせん断力の不釣り合い状態が同様となるため、カッタトルクと全曲げモーメントとの関係が相似となり、一義的に対応付けられる可能性があることを示唆するものである。なお、カッタトルクレベルの低い横型、縦型MFシールドの方が、円形シールドよりもカッタフェイスに作用する曲げモーメントが小さいことは明らかである。

図5.7.5, 5.7.6, 5.7.7は、それぞれ横型MFシールド、縦型MFシールド上部先行型、下部先行型におけるスラストの偏心作用による曲げモーメント成分 M_c とカッタトルクとの関係を、また図5.7.8, 5.7.9, 5.7.10は、同様にせん断力の不釣り合いによる曲げモーメント成分 M_d とカッタトルクとの関係を示す。定性的には横型、縦型MFシールドとも同傾向にあるが、全般に横型MFシールドの方が M_d 成分が小さい傾向にある。しかしながら、両MFシールドともほとんどの場合で $M_d > M_c$ であり、カ

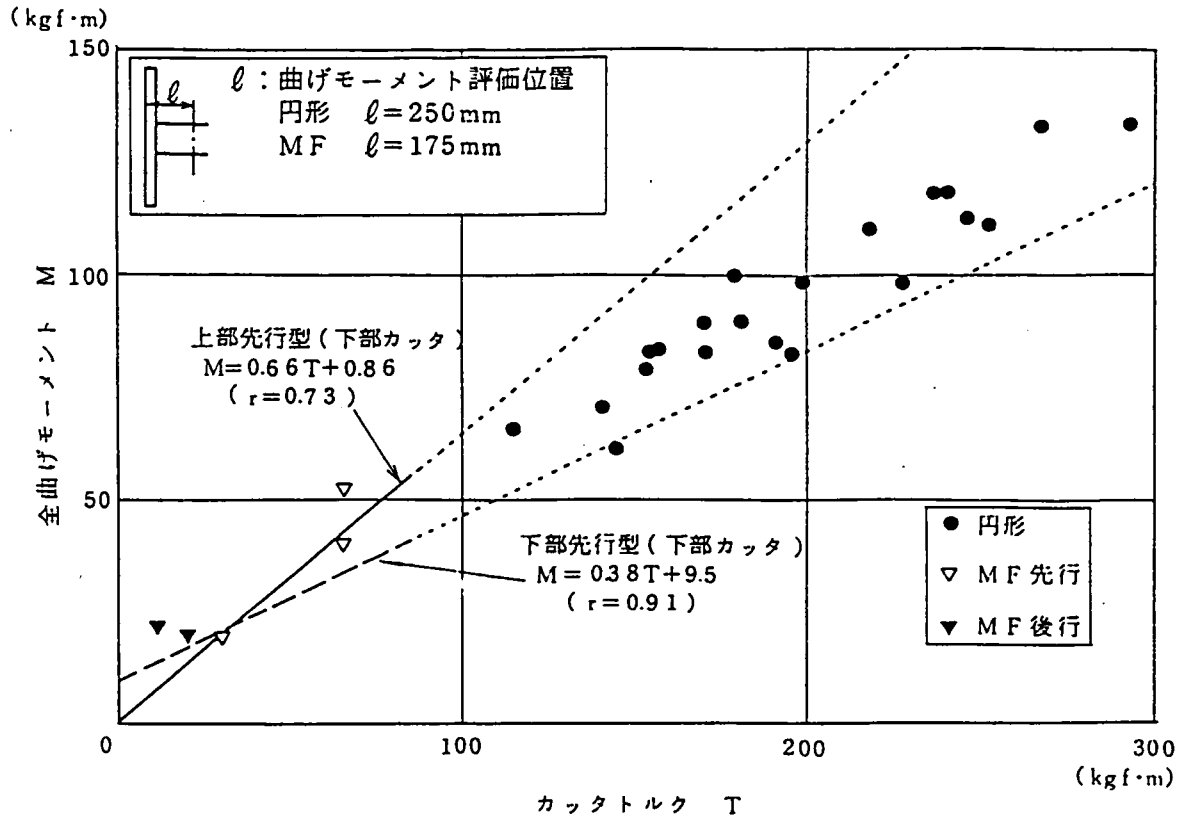


図5.7.4-1) カッタトルクと全曲げモーメントとの関係 (軟地盤)

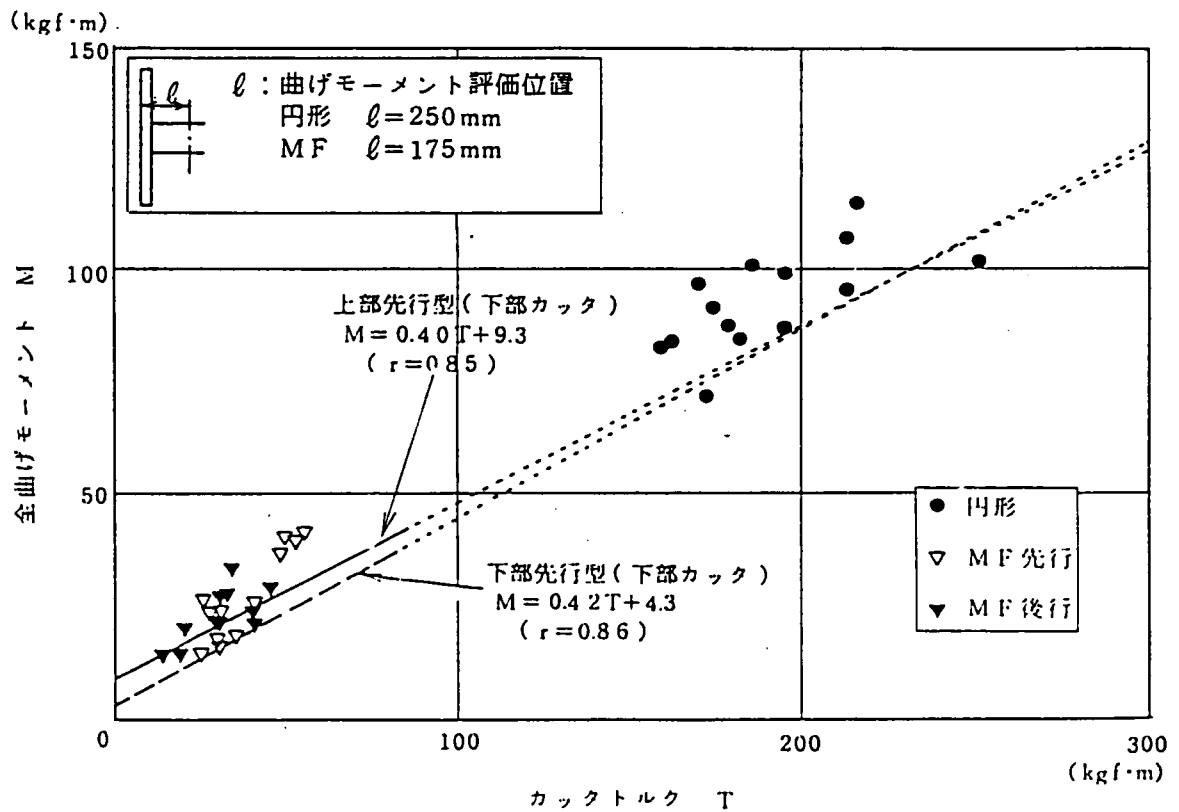


図5.7.4-2) カッタトルクと全曲げモーメントとの関係 (硬地盤)

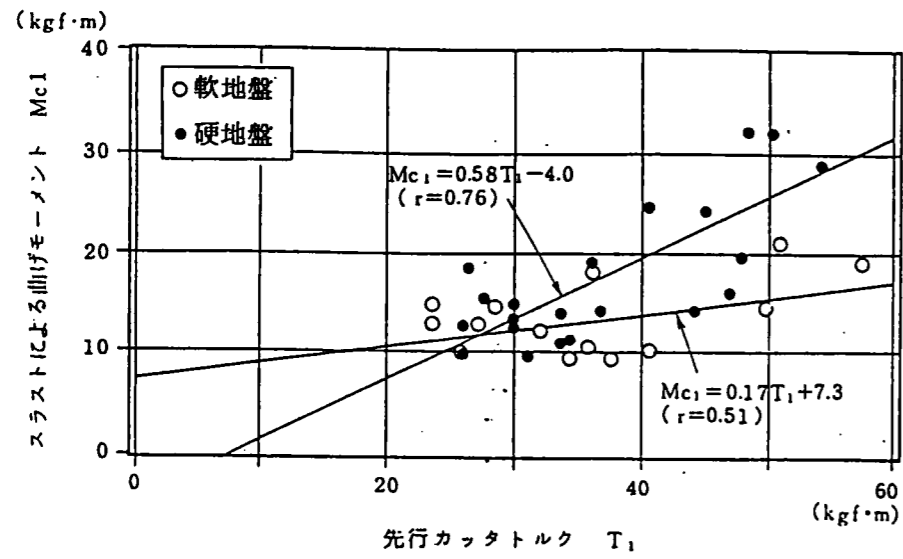


図5.7.5-(1) T_1 と Mc_1 との関係 (横型MF)

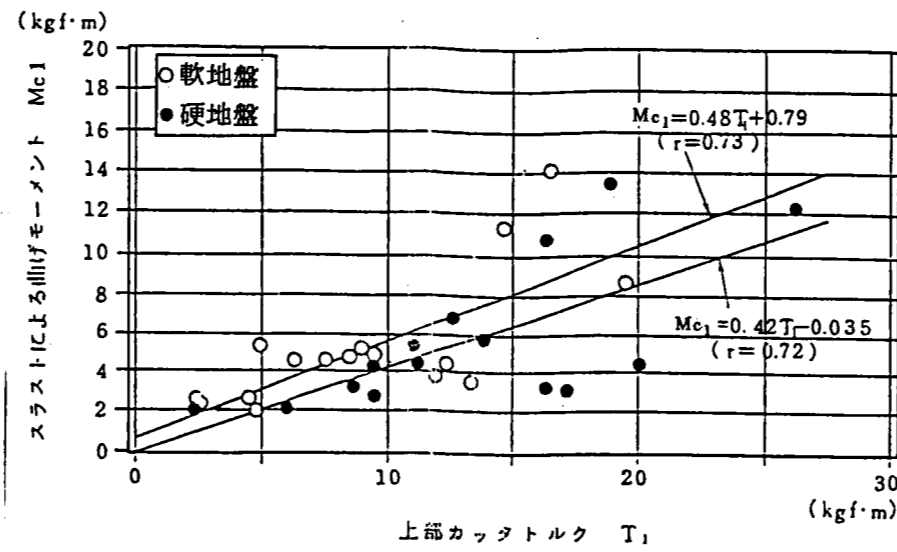


図5.7.6-(1) T_1 と Mc_1 との関係 (縦型MF上部先行)

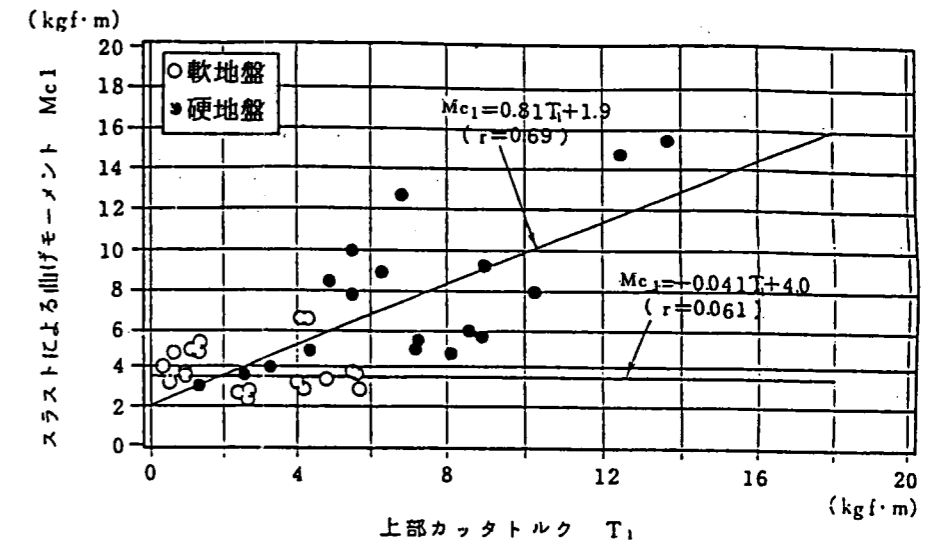


図5.7.7-(1) T_1 と Mc_1 との関係 (縦型MF下部先行)

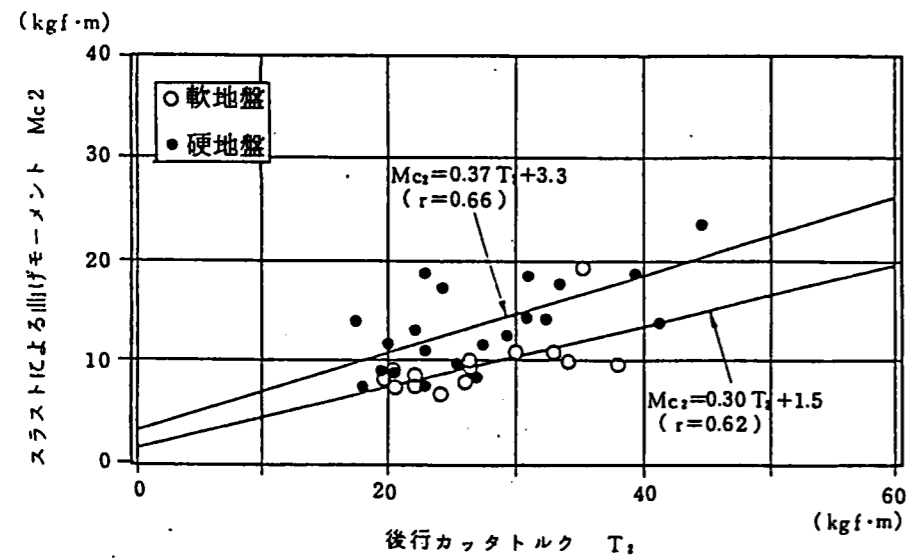


図5.7.5-(2) T_2 と Mc_2 との関係 (横型MF)

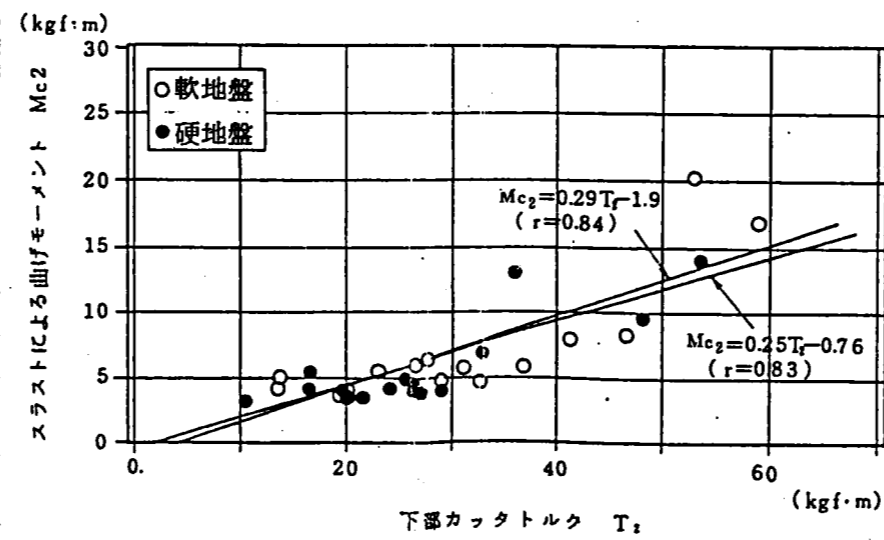


図5.7.6-(2) T_2 と Mc_2 との関係 (縦型MF上部先行)

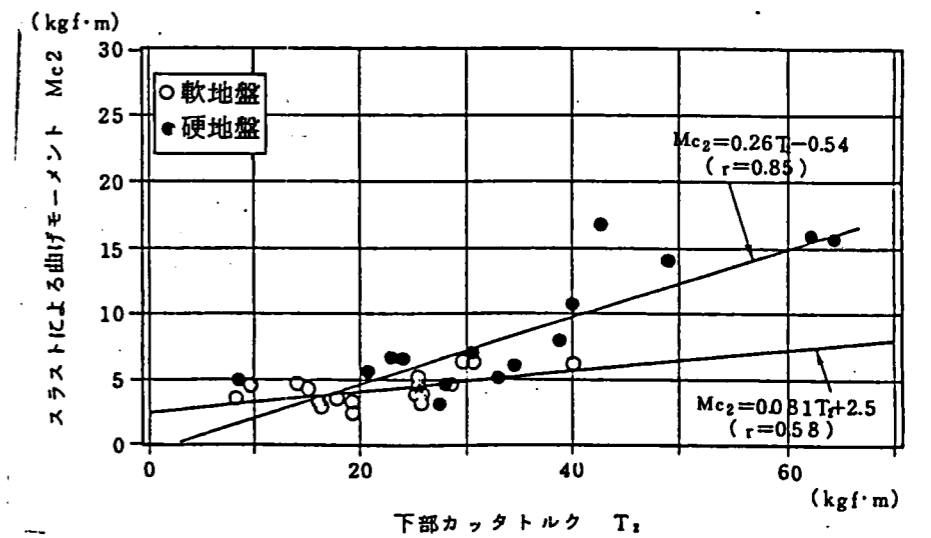


図5.7.7-(2) T_2 と Mc_2 との関係 (縦型MF下部先行)

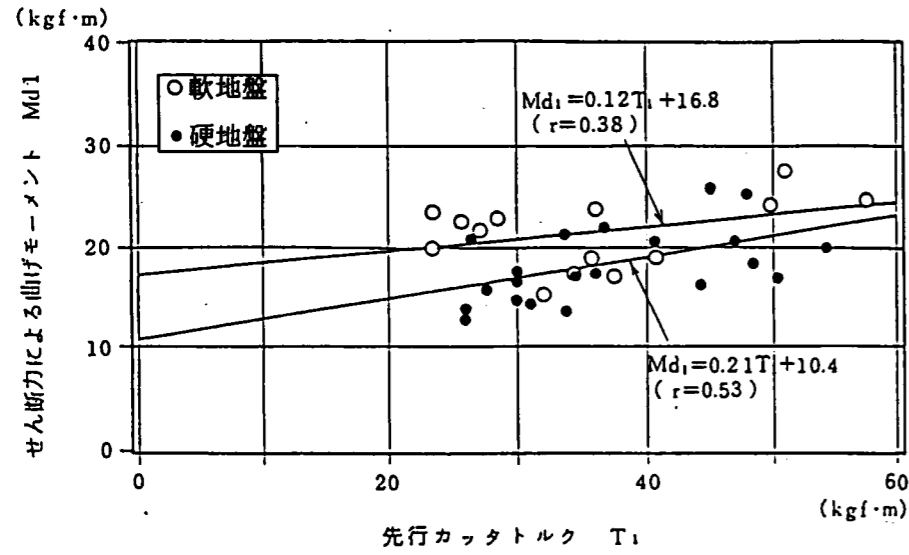


図5.7.8-(1) T_1 と Md_1 との関係 (横型MF)

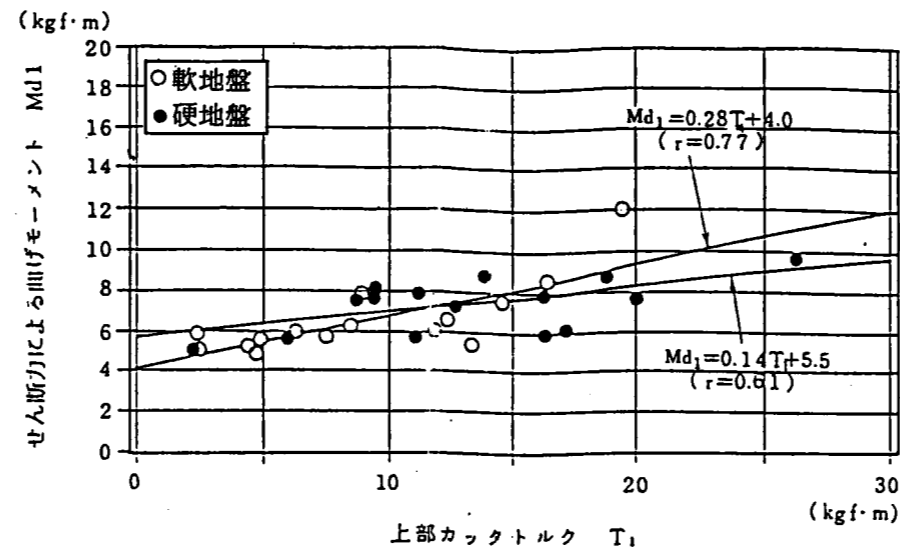


図5.7.9-(1) T_1 と Md_1 との関係 (縦型MF 上部先行)

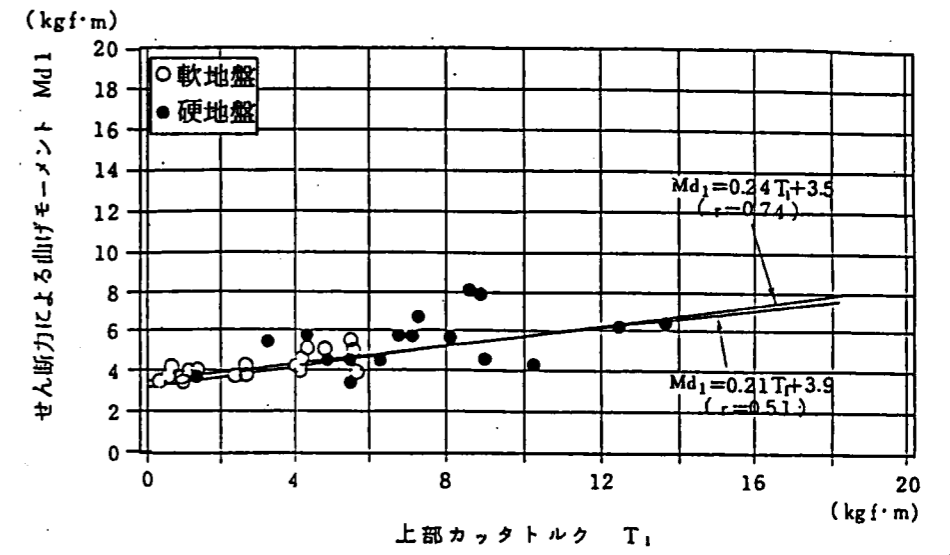


図5.7.10-(1) T_1 と Md_1 との関係 (縦型MF 下部先行)

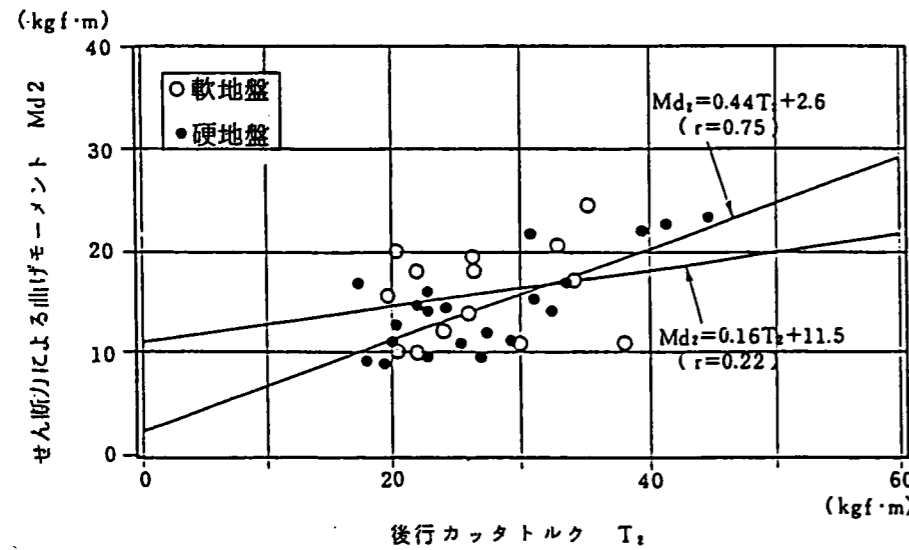


図5.7.8-(2) T_2 と Md_2 との関係 (横型MF)

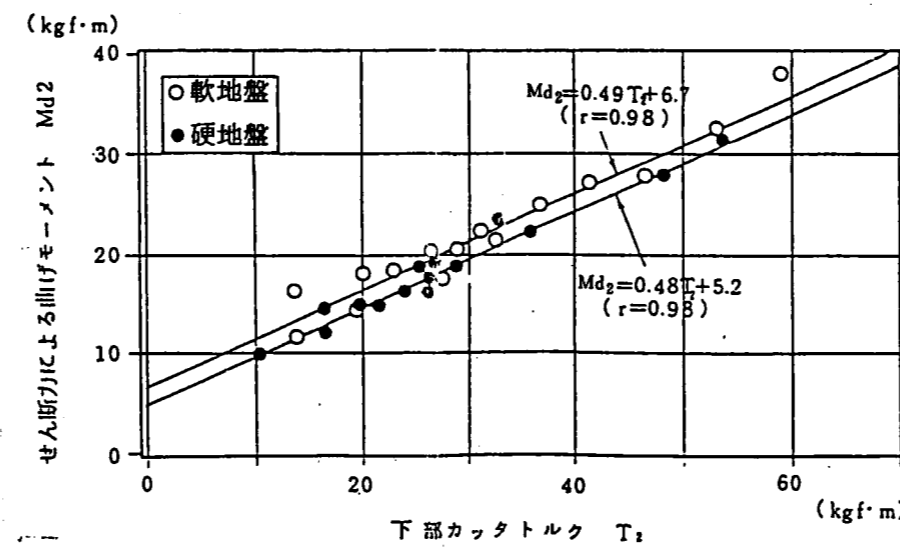


図5.7.9-(2) T_2 と Md_2 との関係 (縦型MF 上部先行)

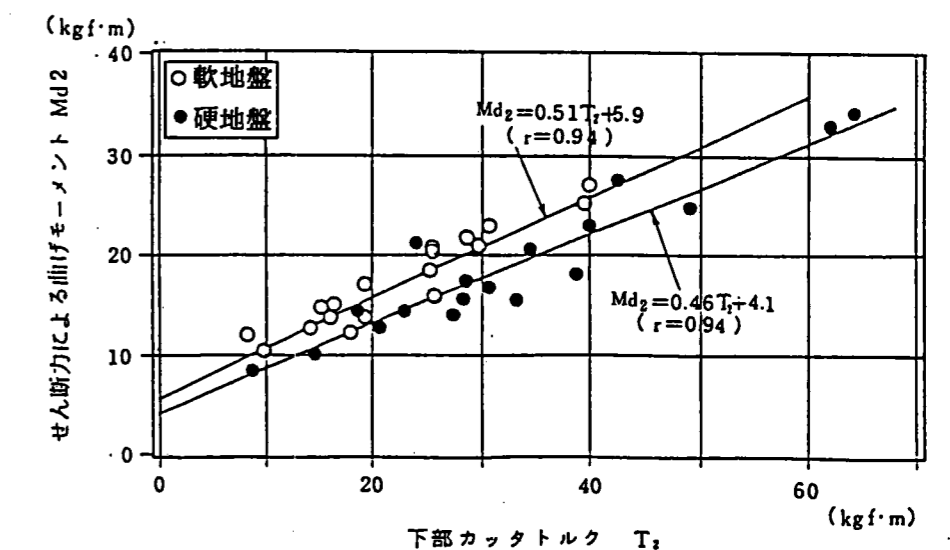


図5.7.10-(2) T_2 と Md_2 との関係 (縦型MF 下部先行)

ッタに作用する曲げモーメント成分のうちせん断力の不釣り合いによる成分のウェイトが高いことがわかる。

また、縦型MFシールドでは、カッタ構造によらず上部カッタと下部カッタの各曲げモーメント成分の大きさに差が認められるが、横型MFシールドでは先行カッタと後行カッタとの差は顕著ではない。これは、縦型MFシールドの上部カッタが、先行、後行によらずカッタ背面の影響等の観点で他と異なるためと考えられる。

以上の結果、カッタチャンバ構造の影響等いくつかの相違点はあるが、マクロ的に見た場合には、横型、縦型MFシールドに作用する曲げモーメントは同じレベルであり、円形シールドに比べて小さいことは明らかである。なお、円形、横型MF、縦型MFシールドのいずれも、カッタトルクと曲げモーメントが一義的に対応づけられることから、カッタトルクに基づいた曲げモーメント評価が可能であると考えられる。

5.7.4 カッタに作用する不釣り合い力

前述のMd成分をカッタフェイスから計測位置までの距離で除すと、カッタフェイスに作用するせん断力の不釣り合い成分が求まる。この考え方に従えば、カッタフェイスに作用するせん断力の水平方向不釣り合い成分 S_H 及び同じく鉛直成分 S_V が定まり、 S_H が機体のヨーイングを、 S_V がピッチングをそれぞれ生じさせる不釣り合い力成分^{15), 20)}となる。そこで、これらのカッタフェイスに作用するせん断力の不釣り合い成分 S_H , S_V とカッタトルクとの関係を検討した。

次ページの図5.7.1 1は、横型MFシールドにおける水平方向不釣り合い力 S_H と総カッタトルク($T_1 + T_2$)との関係を示すものである。なお、縦軸の水平方向不釣り合い力 S_H は、先行、後行両カッタの合力として与え、機体後方からみて右方向を正とした。またカッタ回転方向を考慮するため、カッタが右回りのときのカッタトルクを正、左回りのときのカッタトルクを負とした。図のとおり、水平方向不釣り合い力とカッタトルクとは比例関係にあり、カッタが右回りのとき水平方向不釣り合い力は右方向に作用し、機体を右方向に旋回させようとするヨーイングモーメントが発生する。

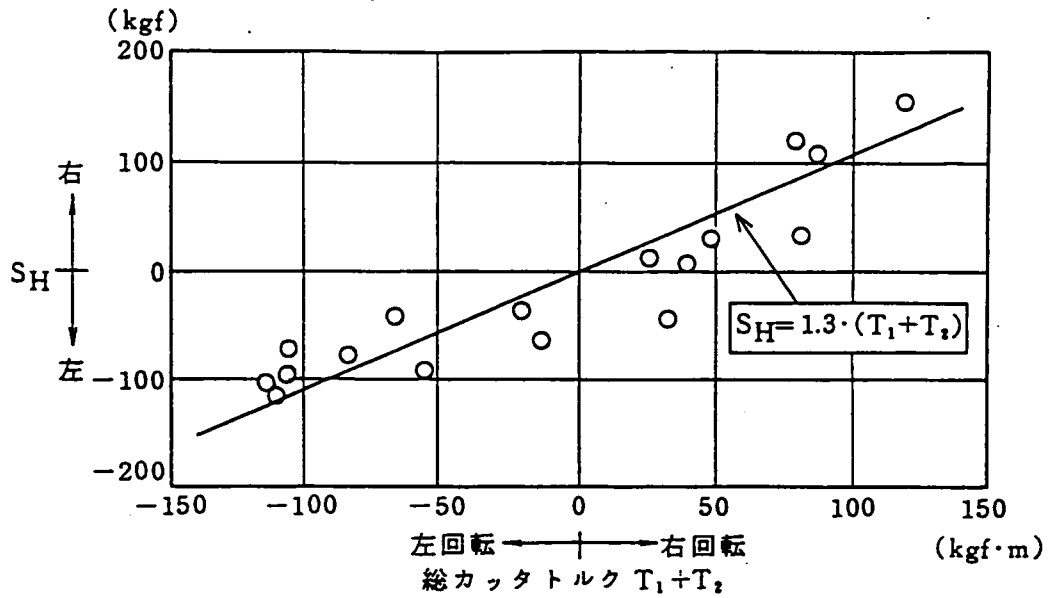


図5.7.1 1 S_H と総カッタトルクとの関係 (横型MFシールド)

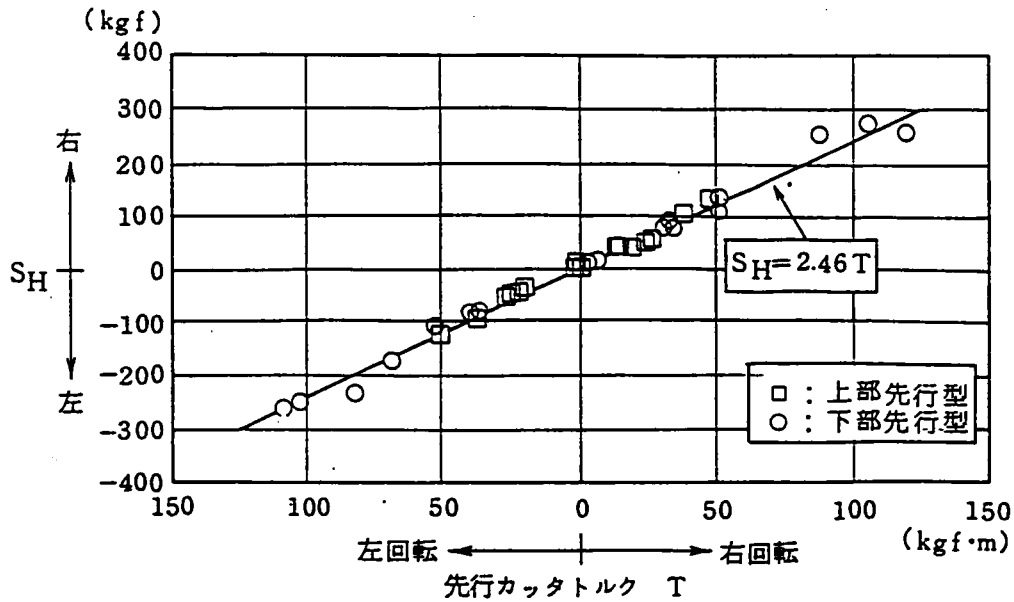


図5.7.1 3 S_H と先行カッタトルクとの関係 (縦型MF先行カッタ)

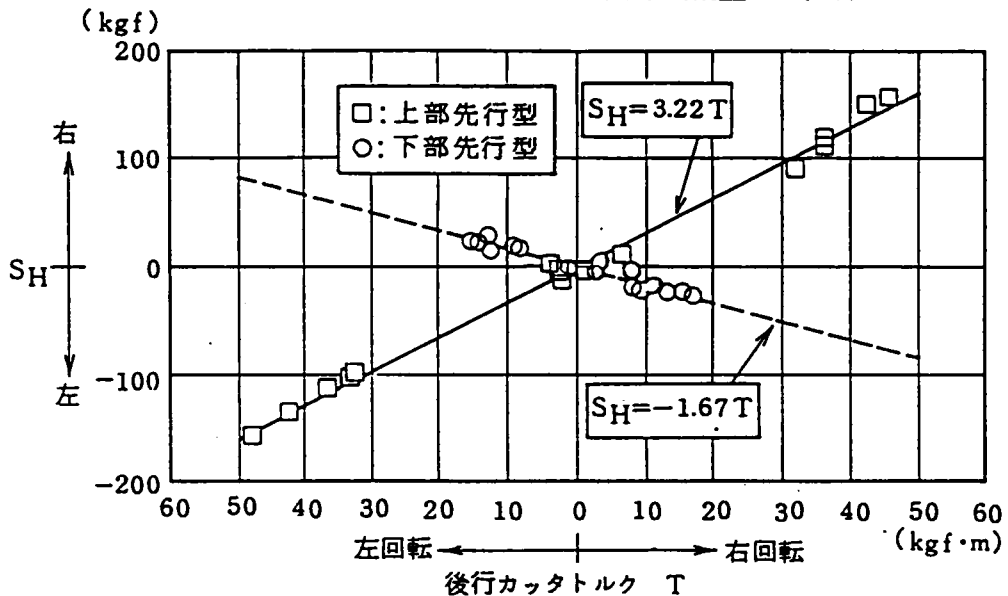


図5.7.1 4 S_H と後行カッタトルクとの関係 (縦型MF後行カッタ)

この理由としては、図5.7.1 2に示すとおり、カッタに作用する前面土圧の大きさがカッタ上部よりカッタ下部の方が大きいため、カッタ上部よりもカッタ下部の水平せん断力成分が卓越し、カッタ回転方向と同じ向きの水平方向の不釣り合い成分が発生することによるものと推察される。

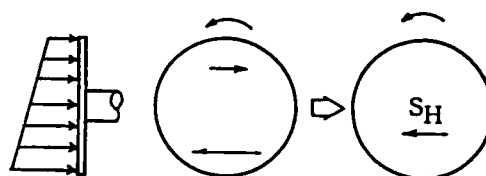


図5.7.1 2 水平方向不釣り合い力

同様の整理を縦型MFシールドについて行った結果を、前ページの図5.7.1 3（上部先行型）、図5.7.1 4（下部先行型）に示す。いずれの場合も、水平方向不釣り合い力 S_H とカッタトルクとは横型MFシールドと同様に比例関係にあるが、下部先行型上部カッタのみが負の傾きとなる。これは、図5.7.1 5に示すとおり、下部先行型上部カッタではカッタ下部がラップしているため水平方向力が作用せず、他と逆方向の不釣り合い成分が発生することによるものと考えられる。

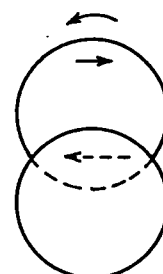


図5.7.1 5 水平方向不釣り合い力

次ページの表5.7.1は、水平方向不釣り合い力 S_H とカッタトルクとの一次回帰結果をまとめたものである。²¹⁾いずれの場合も両者は比例関係にあり、前述の下部先行型後行カッタを除いてカッタ回転方向と同じ向きの不釣り合い力が発生することがわかる。

なお、MFシールドの先行カッタでは、 S_H とカッタトルクとの関係式における傾きが2.40～2.46とほぼ同じである。これは、土圧分布形状が互いに相似であるためと考えられる。また、上部先行縦型MFシールドの後行カッタでは傾きが3.22と大きい。これは下部先行型の後行カッタとは逆に、カッタ上部にせん断力が発生しないため、カッタ下部のせん断力が支配的となることによるものと考えられる。

次に、鉛直方向不釣り合い力である S_v は、横型MFシールドの後行カッタを除いていずれも小さな値であり、有意な傾向は認められなかった。これは、鉛直方向のせん断力がカッタの左右で大差ないためであると考えられる。横型MFシールドの後行カッタの鉛直方向不釣り合い力 S_v とカッタトルクとの関係は、次ページの図5.7.1 6に示すとおり、カッタが右回転時に下方向、左回転時に上方向の S_v が作用しており、両者の間にはほぼ比例関係が成立する。

表5.7.1 S_H 回帰結果

シールド型式		回帰式	相関係数
円形		$S_H = 1.71 T$	0.96
横型MF	先行カッタ	$S_H = 2.40 T_1$	0.96
	後行カッタ	$S_H = 1.80 T_2$	0.98
縦型MF 上部先行	先行カッタ	$S_H = 2.46 T_1$	0.99
	後行カッタ	$S_H = 3.22 T_2$	0.99
縦型MF 下部先行	先行カッタ	$S_H = 2.46 T_2$	0.99
	後行カッタ	$S_H = -1.67 T_1$	0.97

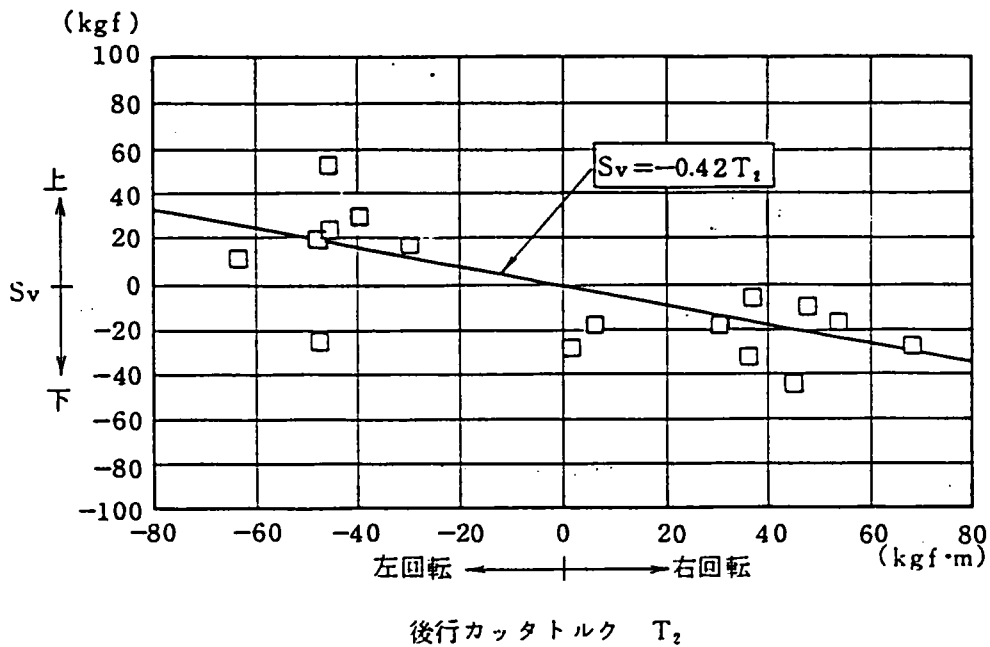


図5.7.16 S_v と後行カッタトルクの関係 (横型MFシールド)

この鉛直方向のせん断力の不釣り合いは、
 図5.7.17に示すように先行と後行の面板
 が重なっているため、後行カッタの片側に
 しか鉛直方向のせん断力が作用しないこと
 によって生じたものと推察される。

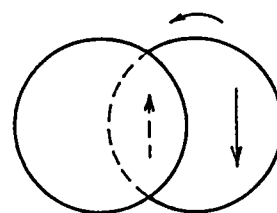


図5.7.17 鉛直方向不釣り合い力

以上のとおり、機体のヨーイング、ピッチングの原因となるカッタフェイスに作用するせん断力の不釣り合い成分の大きさは、カッタトルクに比例し、その方向はカッタ回転方向によって決定される。より具体的に述べると、ヨーイングモーメントについては、土圧分布等によって各カッタの上部よりも下部に作用する水平方向力が卓越することおよび縦型MFシールドで後行カッタのラップ部に水平方向力が作用しないこと、またピッチングモーメントについては、円形、縦型MFシールドではほとんど発生しないが、横型MFシールドでは後行カッタのラップ部に鉛直方向力が作用しないことによって、カッタ回転方向と作用モーメントとの関係が定性的に説明できる。これらの結果をまとめて次ページの表5.7.2に示す。



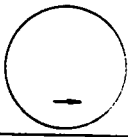


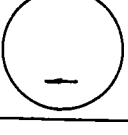
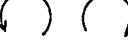
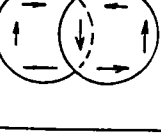

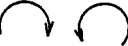
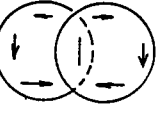
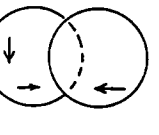

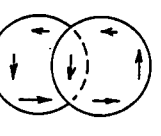
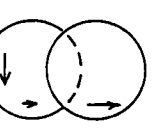

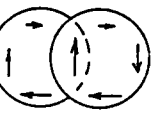
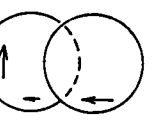

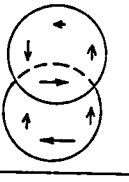
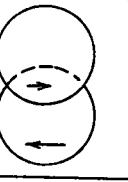


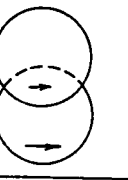

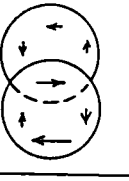
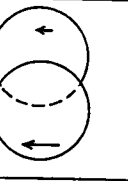

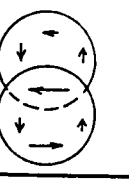

なお、MFシールドに発生する不釣り合いモーメントは、従来の姿勢制御法で十分対処可能な程度であり、逆にカッタトルクの大きさおよびカッタ回転方向の組み合わせによって所要の旋回モーメントを発生させ、曲線施工を行う等の積極的な活用が期待される²¹⁾。

5.8 結 び

前後にずれのある2つのカッタヘッドを、水平あるいは鉛直方向に一部ラップさせて装備した横型、縦型MFシールドのカッタトルクについて下記の事項が明らかとなった。

- (1) 円形シールドと同様に、各カッタトルク及び総カッタトルクと掘進条件 v/f の間には線形関係が成立する。地盤条件によるカッタトルクの相違は小さいが、軟地盤に比べ硬地盤の方が全般にトルクレベルが高くなり、 v/f との線形関係における相関性も強まる傾向にある。

表5.7.2 カッタ回転方向と作用モーメント

シールド	回転方向	作用せん断力	不釣り合い成分	ヨーイング	ピッチング	ローリング*
円形シールド	右回転 			右 M**	—	左 H
	左回転 			左 M	—	右 H
横型MFシールド	正回転 後行 先行 			右 L	上 M	左 L
	逆回転 後行 先行 			左 L	下 M	右 L
	右回転 後行 先行 			右 H	下 M	左 H
	左回転 後行 先行 			左 H	上 M	右 H
縦型MFシールド上部先行型	異方向回転 			左 M	—	右 L
	同方向回転 			右 H	—	左 H
縦型MFシールド下部先行型	異方向回転 			左 H	—	右 L
	同方向回転 			右 L	—	左 H

* ローリングについては推定結果

** H, M, Lは強さの程度を表わし, H>M>Lの順

(2) 横型MFシールドの先行カッタと後行カッタのカッタトルク分担率は、硬地盤では先行カッタトルクが総カッタトルクの60%程度となり、断面1次モーメント分担率58%とほぼ一致する。軟地盤では、カッタトルク分担率は掘進条件 v/f によって変化し、 v/f が小さい場合には両カッタの分担率が均等化する傾向にある。

一方、縦型MFシールドでは、カッタの先行、後行によらず下部カッタにカッタトルクが集中する。この理由としては、縦型MFシールド模型のカッタチャンバが上下一体構造であるため、上部カッタ背面に土砂が存在せずカッタトルクが低くなったためと考えられる。

(3) カッタトルクの大小関係に影響を及ぼす要因としては、掘削断面積、掘削位置（土被り厚さ）、カッタチャンバの土砂充填状況が挙げられるが、このうち特に支配的なのは、(2)に前述のとおりカッタチャンバの土砂充填状況である。実験結果からの推定では、カッタチャンバの充填に伴って有効な取り込み面積が減少し、前面カッタトルクはおおよそ2倍程度に増大する。また、背面トルクも発生するがその絶対値は大きくない。

(4) 切羽状況の観察結果によると、円形シールドよりもMFシールドの方が切羽の安定性が良好であった。これは、MFシールドの場合には各カッタがほぼ独立に機能し、それぞれ小さい断面を掘削するため、ゆるみ高さ等の地山に与える影響が小さくなるためである。なお、 v/f が小さい掘進条件下では、横型MFシールドの後行カッタ前面の切羽は、先行カッタ前面の切羽に比べてややゆるむ傾向にあった。

目視実験による観察では、軟地盤の各MFシールドと硬地盤の円形シールドとが同様な切羽状態にあり、カッタフェイスと地山とは面一で接していた。これは、MFシールドの方がカッタトルクと v/f との相関性が円形シールドに比べ良好であったことを裏付けるものである。

(5) 円形シールド、横型MFシールド、縦型MFシールド（上部先行型、下部先行型）の総カッタトルクの大小関係は次のとおりとなる。

円形>横型MF>縦型MF（上部先行型）>縦型MF（下部先行型）

特に円形シールドと各MFシールドとのカッタトルクの差は大きく、横型MFシールドで円形シールドの約40%、縦型MFシールドで約20～30%程度である。この理由としては、(4)に前述のとおりMFシールドの各カッタがそれぞれ独立に小さな断面を掘削することや地山のゆるみが小さいことが挙げられる。

(6) カッタフェイス表面に作用するせん断力の不釣り合いによって、シールド機体にはヨーイング、ピッチングモーメントが発生する。不釣り合い成分の大きさは、水平方向成分については土圧分布や縦型MFシールドの先行カッタと後行カッタとのラップ部の影響によって説明される。また鉛直方向成分については、円形シールド、縦型MFシールドではほとんど発生しないが、横型MFシールドでは、先行カッタとのラップ部の後行カッタに鉛直方向力が作用しないことによって生じる。なお、各不釣り合い力は、カッタトルクと比例関係にあり、その方向はカッタ回転方向によって決定される。

参考文献

- 1) 松本 嘉司：「マルチフェイスシールドトンネル」，SUBWAY，日本地下鉄協会報，第45号，1987
- 2) Matsumoto Y., Uchida S., et al：「Multi-circular Face Shield Driving Tunnel」，Proceedings of the International Congress on Tunnel and Water, Vol 1, 1988
- 3) MFシールド工法協会編：「MFシールド工法」，MFシールド工法協会パンフレット，1988
- 4) 松本 嘉司，岡田 宏，内田 聰吉，大塚 本夫：「多円形断面シールドトンネル (MF S) 工法の研究および開発」，土木学会論文報告集，No.397, 1988
- 5) 松本 嘉司，新井 時夫，波多腰 明：「多円形断面シールドの掘削特性に関する実験的研究」，土木学会論文報告集，No.406, 1989
- 6) 石崎 英夫，榎島 幸博，大田 弘 他：「縦型マルチフェイスシールドの切羽安定数値解析例」，土木学会第43回年次学術講演会講演概要集，1988
- 7) 松本 嘉司，新井時夫，大石 善啓 他：「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その3)」，土木学会第44回年次学術講演会講演概要集，1989
- 8) 松本 嘉司，新井 時夫，大石 善啓 他：「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その1)」，土木学会第43回年次学術講演会講演概要集，1988
- 9) 柴田 徹，太田 秀樹：「土質模型実験における相似則」，土と基礎，Vol. 28, No.5, 1980
- 10) 三笠 正人：「土質工学と模型実験」，土と基礎，Vol. 28, No.5, 1980
- 11) 江守 一郎，Shuring D.J.：「模型実験の理論と応用」，技報堂，1973
- 12) Bekker M.G.：「Theory of Land Locomotion」，The Univ. of Michigan Press, 1979
- 13) 松本 嘉司，新井 時夫，岸 研司 他：「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その2)」，土木学会第43回年次学術講演会講演概要集，1988
- 14) 松本 嘉司，新井 時夫，大石 善啓 他：「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その5)」，土木学会第44回年次学術講演会講演概要集，1989
- 15) 大石 善啓，大田 弘 他：「マルチフェイスシールドの掘削特性に関する模型実験」，テラメカニクス，第9号，1989

- 16) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他: 「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その7) 」, 土木学会第44回年次学術講演会講演概要集, 1989
- 17) 土木学会編: 「トンネル標準示方書 (シールド編) ・同解説」, 1987
- 18) Teale R.: 「The Concept of Specific Energy in Rock Drilling 」, Int. J. Rock Mech. Mining Sci., Vol. 2, 1965
- 19) 西松 裕一: 「掘削方法とその評価方法について」, 昭和47年度合同秋季大会 (熊本) 分科研究会資料, 日本鉱業会, 1972
- 20) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他: 「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その4) 」, 土木学会第44回年次学術講演会講演概要集, 1989
- 21) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他: 「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その6) 」, 土木学会第44回年次学術講演会講演概要集, 1989

第6章 軟岩対応シールドカッタトルク評価実験

6.1 概 説

第3章～第5章では、砂質土を対象としたシールド模型実験結果について述べた。実験結果にも明らかとおり、土質地盤では、カッタフェイスと地山やカッタチャンバ内土砂とのせん断（摩擦）抵抗がカッタトルクの支配成分となる。また、カッタフェイスには地山の静止土圧付近の土圧が作用し、切羽の安定性はカッタフェイスやカッタチャンバ内の土砂によって維持されている。

これに対して、固結した土丹層や圧縮強度が $10^1 \sim 10^2 \text{ kgf/cm}^2$ 程度の軟岩が掘削対象となる場合には、地山の自立性が高いため、上記の土質地盤の場合と掘削トルク発生機構が異なることが予想される。具体的には、切羽面において地山とカッタフェイスとがほとんど接しないため、せん断（摩擦）トルクが小さく、カッタビットによる掘削抵抗が支配的になるものと考えられる。なお、カッタビットの掘削抵抗については、第2章で比切削抵抗 R_s を用いた評価法を示したが、ここでは比切削抵抗測定用平板の貫入が困難で R_s の測定ができないような堅固な地盤を対象とする。

以上から、切羽の自立性が高い軟岩等を掘削対象とした場合の掘削トルクを評価することを目的として、平刃による掘削抵抗評価実験を実施した。

6.2節では、実験内容についてまとめた。掘削対象は、圧縮強度 $S_c=30, 60, 100, 150 \text{ kgf/cm}^2$ 程度の4種のソイルセメントと、不連続面の存在する泥岩層である。前者を対象とした実験では、圧縮強度が掘削抵抗に及ぼす影響を、また後者を対象とした実験では、不連続面が掘削抵抗に及ぼす影響をそれぞれ検討した。

6.3節では、ソイルセメント掘削実験により、掘削抵抗と掘削断面積が線形関係にあることを示し、その比例係数が掘削対象の圧縮強度と比例関係にあることを確認した。

6.4節では、泥岩掘削実験により、不連続面の存在によって掘削抵抗が低下し、その低下の割合が地山とコアサンプルの弾性波伝播速度の比の2乗で定義される岩目係数によって表現できることを示した。

6.5節では、これらの掘削抵抗評価実験結果から、自立性の高い軟岩層を掘削する場合のカットトルク算定式を提案した。この結果、地山の弾性波伝播速度、コアサンプルの強度物性値等の簡単な地山調査によってカットトルクが推定できることが判明した。

なお、以上の検討は、バイトタイプのカットビットの掘削抵抗を対象としたが、実機シールドにおいては、掘削対象が通常の土質地盤に比べて高い強度を有する場合には、図6.1.1に示す様なディスクカッタを装備する場合がある。ディスクカッタは、くさびの転動効果によって、掘削表面に応力集中を与えて破壊を起こす効果を有し、掘削対象が堅固な岩盤の場合には主要な掘削ツールとなる。

本文では、固結した土丹や風化した軟岩を対象とするため、ディスクカッタによる掘削を補助的に行うものの主掘削はバイトタイプのカットビットで行うものと考え、ディスクカッタに関する検討は行わない。

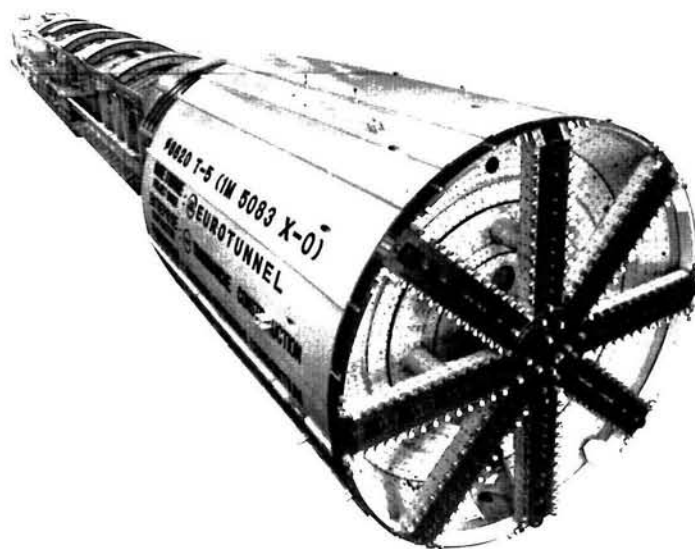


図6.1.1 ディスクカッタ付シールド

(ドーバ海峡チョーク層対応)

6.2 実験内容 1), 2), 3), 4)

6.2.1 実験装置および実験方法

シールド模型実験であれば、鉛直切羽面を水平方向に掘進すべきであるが、本研究では、掘削条件（掘削厚さ、掘削幅）と掘削対象の強度、岩目等の基本的な関係を把握することを目的としており、実験方法が単純かつ繰り返しが容易で、実際のフィールドにて実験可能であることを前提条件としたため、油圧ショベルを用いた高さ1.5 mのマウンドの円弧掘削実験を行った。

すなわち、図6.2.1に示すとおり、40tfクラスの油圧ショベルのフロント部に、図6.2.2に示す掘削抵抗測定用平刃を取り付け、ブーム・アーム・ピン廻りにアームを回転させ、円弧掘削を行った。この実験方法によれば、任意の掘削厚さ、掘削幅、すくい角の選択が可能であり、シールド機のカッタビットによる種々の掘削条件が模擬できる。掘削抵抗測定用平刃は刃幅5～26.6cmの5種類であり、刃物角度は25°である。また、すくい角は17.5°～42.5°の間で変化させ、その影響を検討した。掘削厚さはショベル機体の前進量によって設定し、掘削後の実掘削厚さを測量した。なお、図6.2.1のとおり、刃先回転円の半径方向の切込み厚さを t とした。また、測定に先立って供試体法面を整形し、安定した掘削データ（掘削抵抗力 F 、掘削厚さ t ）が得られるよう留意した。掘削中に刃先に作用する掘削抵抗力は、図6.2.3に示す3成分ロードセルで測定した。本ロードセルはロードセル受圧面に作用する垂直力 V 、水平力 H 、曲げモーメント M の各成分を計測可能であり、事前の検定でそれぞれ干渉がないことを確認した。

本実験では、アームの回転による円弧掘削を行うため刃先回転角 θ （回転中心と刃先を結んだ直線が鉛直軸となす角度）が増すにつれて掘削厚さ t が増加する。そこで掘削厚さと掘削抵抗力の関係を調べるため、アーム・シリンダの伸縮量をブリー式変位計により計測し、刃先回転角 θ を計算した。これらの各計測データは、ビジグラフで監視しつつ、データ・レコーダに収録後、ローパス・フィルタによりショベル機体の揺動等の有害な高周波ノイズを除去し、A/D変換してトランジェント・メモリに記録した。さらにディスクトップ・コンピュータ（YHP9836A）により、種々の演算、図化処理を行った。

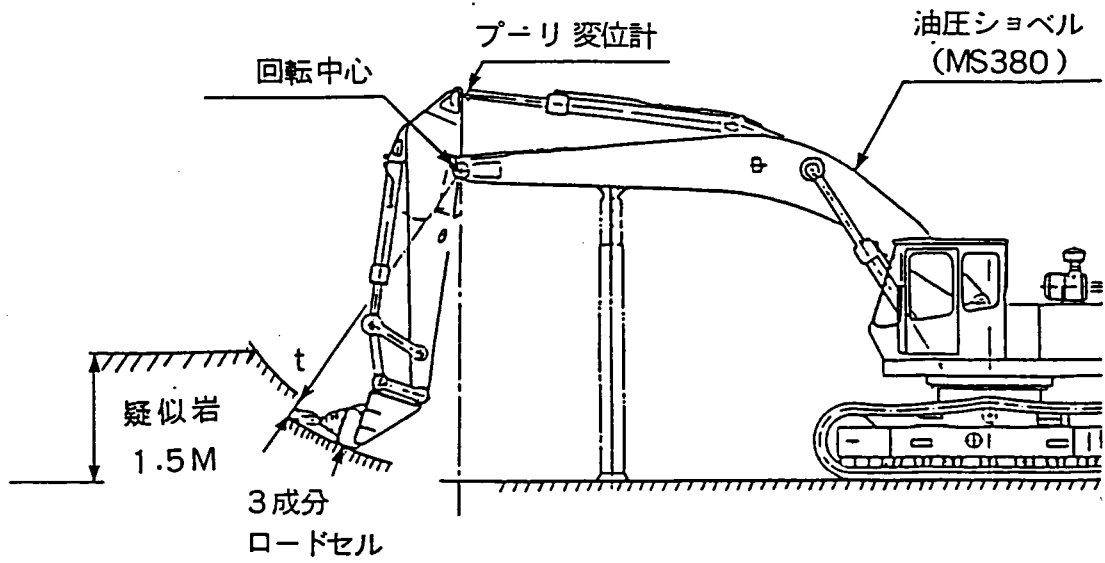


図6.2.1 実験方法

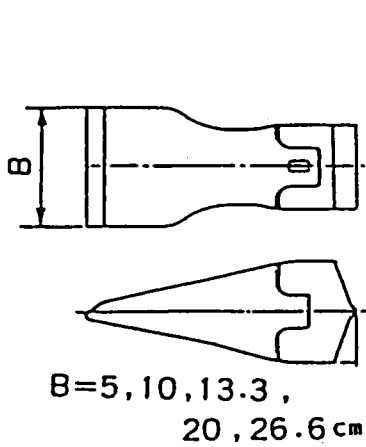


図6.2.2 掘削抵抗測定用平刃

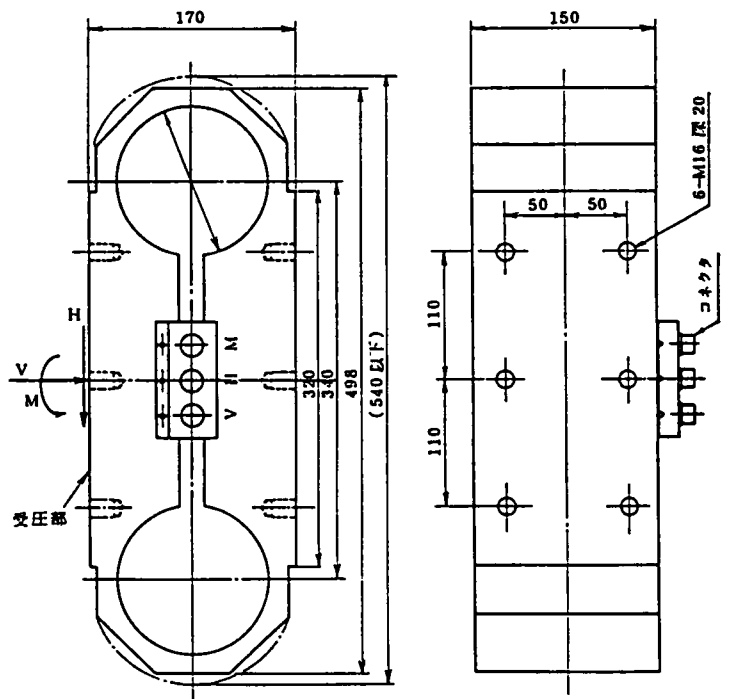


図6.2.3 3成分ロードセル

6.2.2 掘削対象

表6.2.1は本研究で掘削対象としたソイルセメントおよび泥岩の主要物性値である。まず、不連続面等の存在しない4種類の強度のソイルセメントについて掘削抵抗測定実験を実施し、掘削対象の強度物性値と掘削抵抗との関係を検討した。次に、掘削性に及ぼす不連続面等の影響を検討するため、不連続面の存在する天然堆積岩（泥岩）について同様の掘削抵抗測定実験を行った。

ソイルセメント供試体の掘削高さの決定に際しては、低強度ソイルセメントの施工上、高さ方向に均一な強度が得られる限界と考えられる高さ2mとし、このうち下部0.5mを地中に埋設し基礎との定着をはかった。したがって、掘削ベンチ高さは1.5mである。養生後の観察によると上下方向の強度差はなく、ひびわれも見られなかった。

また、不連続面の存在する泥岩層については、表6.2.1に示すとおり、地山の弾性波伝播速度、亀裂状態によってA層、B層の二層に分類した。A層に比べB層の方がやや風化が進み、亀裂が発達している様子であるが、その差は小さいものと考えられる。なお、泥岩層のベンチ高さについても約1.5mとした。

表6.2.1 ソイルセメント・泥岩物性値

掘削対象		圧縮強度	割裂強度	ポイントロード指標	弾性波伝播速度
		Sc (kgf/cm ²)	St (kgf/cm ²)	Is (kgf/cm ²)	コア/地山 (km/s)
ソイルセメント	30	37	5.9	3.0	2.8 2.8
	60	59	9.9	4.2	3.0 3.0
	100	102	15.5	5.2	3.2 3.2
	150	131	18.6	5.6	3.3 3.3
泥岩	A層	221	22.5	7.7	2.5 1.3~1.5
	B層	204	23.4	7.4	2.2 1.1~1.3

6.2.3 データ評価法

図6.2.4は、ソイルセメント掘削時の掘削抵抗力の接線成分 F と掘削厚さ t の関係を模式的に示したものである。同図から、円弧掘削時の掘削力特性について下記の事がわかる。

- (1) 一掘削過程において、掘削抵抗力 F は掘削厚さ t の増加にはほぼ比例して増加する。
- (2) 最大掘削抵抗力 F_0 は、各ケースとも供試体上表面に至る手前で現われる。

以上の結果から、最大掘削抵抗力 F_0 、その時の掘削厚さ t_0 を各ケースの代表データとして採用した。

一方、図6.2.5は、不連続面の存在する泥岩掘削時の掘削抵抗力 F と刃先回転角 θ の関係を示したものである。一掘削過程中の掘削抵抗力 F の変動は激しく、複数のピークが繰返し現われる。これは岩盤中に存在する不連続面の影響により、掘削が断続的に繰り返されるためであり、弱帯部（不連続面の集中した領域）で掘削抵抗力が低下することによる。したがって、均質で不連続面のないソイルセメントにおいて最大掘削抵抗力の発生位置がほぼ一定であったのとその特性を異にする。

上記の理由から、泥岩については一掘削過程において現われた複数のピークのうちの最大値のみでなく、下記の条件を満足する掘削過程中のピーク値もそれぞれ代表データとして採用し、以降の解析を行った。

- (1) 掘削抵抗力が漸増し、ピーク出現後減少していること。すなわち一掘削過程として終結していること。
- (2) 衝撃的に作用した単発的な掘削抵抗力でないこと。

6.3 ソイルセメント掘削実験結果^{1), 2), 3), 4)}

6.3.1 掘削抵抗力と掘削断面積との関係

図6.3.1-(1)~(4)は、各強度のソイルセメントについて掘削抵抗力 F_0 と掘削断面積 A （掘削幅 $B \times$ 掘削厚さ t_0 ）の関係を示したものである。 F_0 と A は直線関係にあり、

$$F_0 = a A + b \quad (6.1)$$

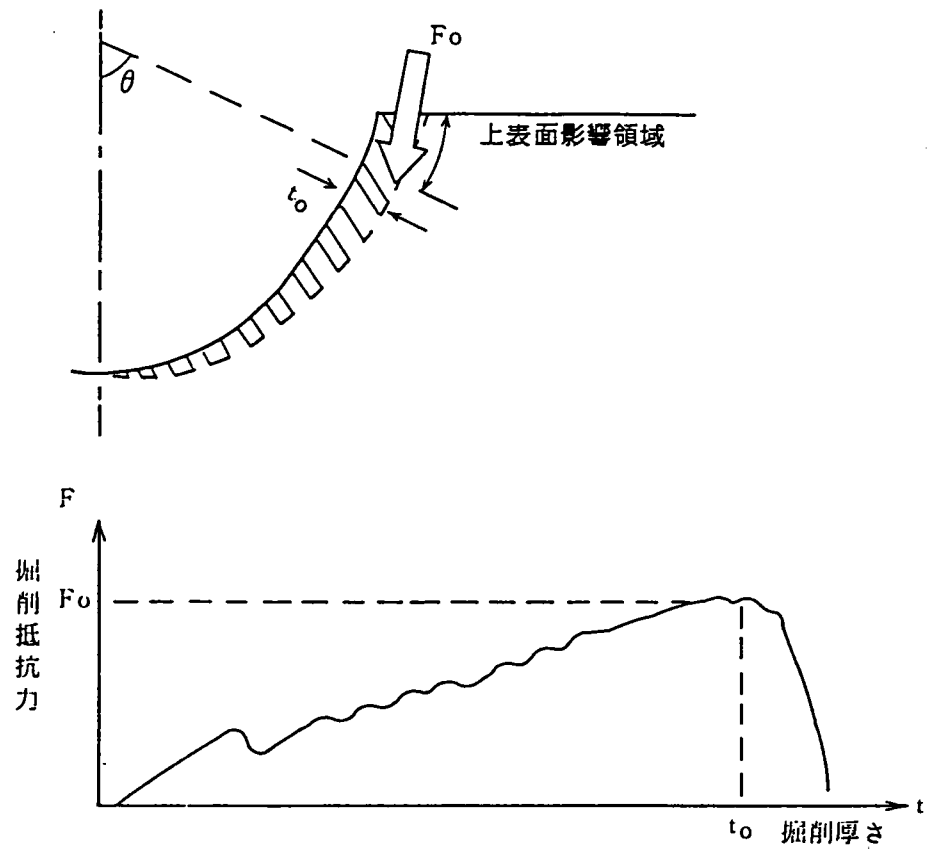


図6.2.4 掘削抵抗力発生状況 (ソイルセメント)

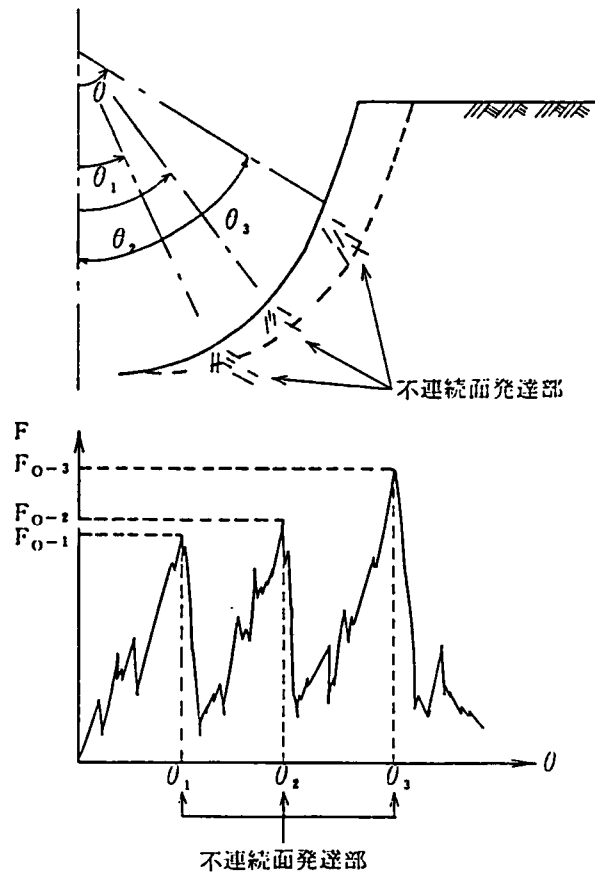


図6.2.5 掘削抵抗力発生状況 (泥岩)

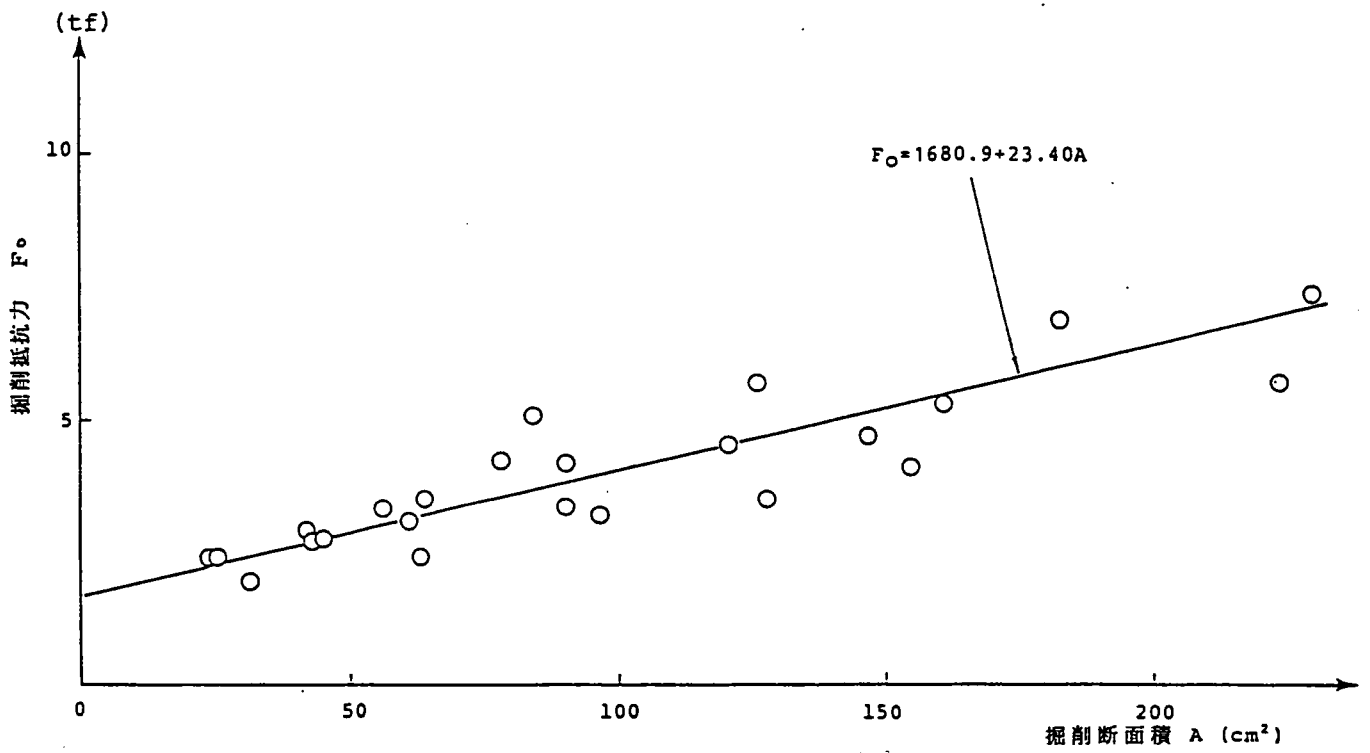


図 6.3.1 - (1) 掘削抵抗力 F_o と掘削断面積 A との関係
(圧縮強度 $S_c = 37 \text{ kgf/cm}^2$)

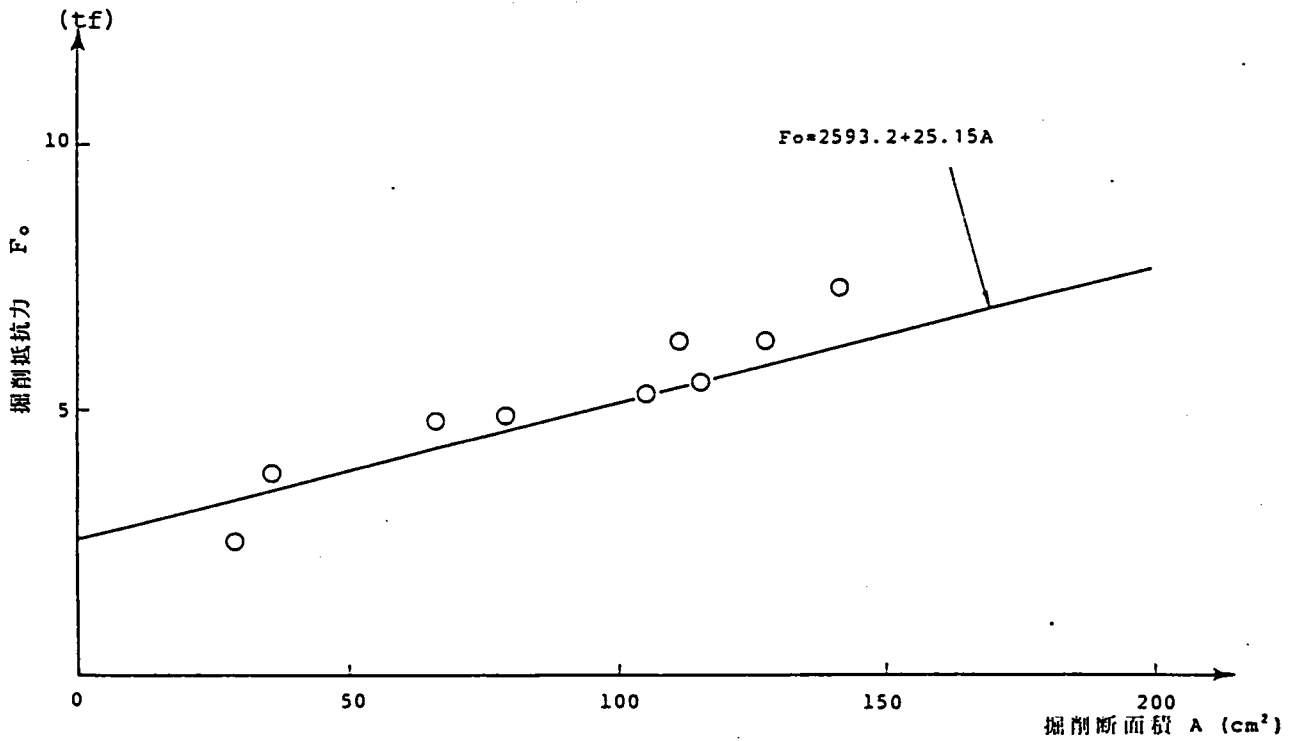


図 6.3.1 - (2) 掘削抵抗力 F_o と掘削断面積 A との関係
(圧縮強度 $S_c = 59 \text{ kgf/cm}^2$)

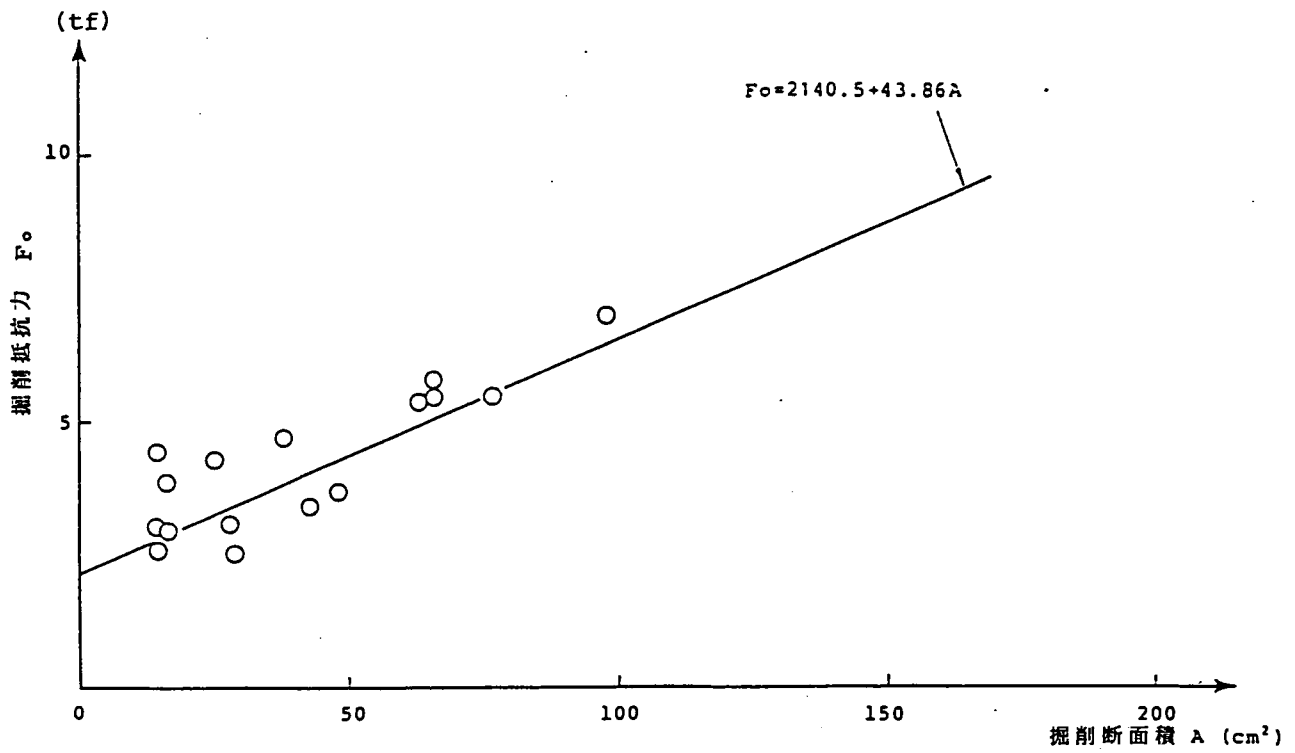


図 6.3.1-(3) 掘削抵抗力 F_o と掘削断面積 A との関係
(圧縮強度 $S_c = 102 \text{ kgf/cm}^2$)

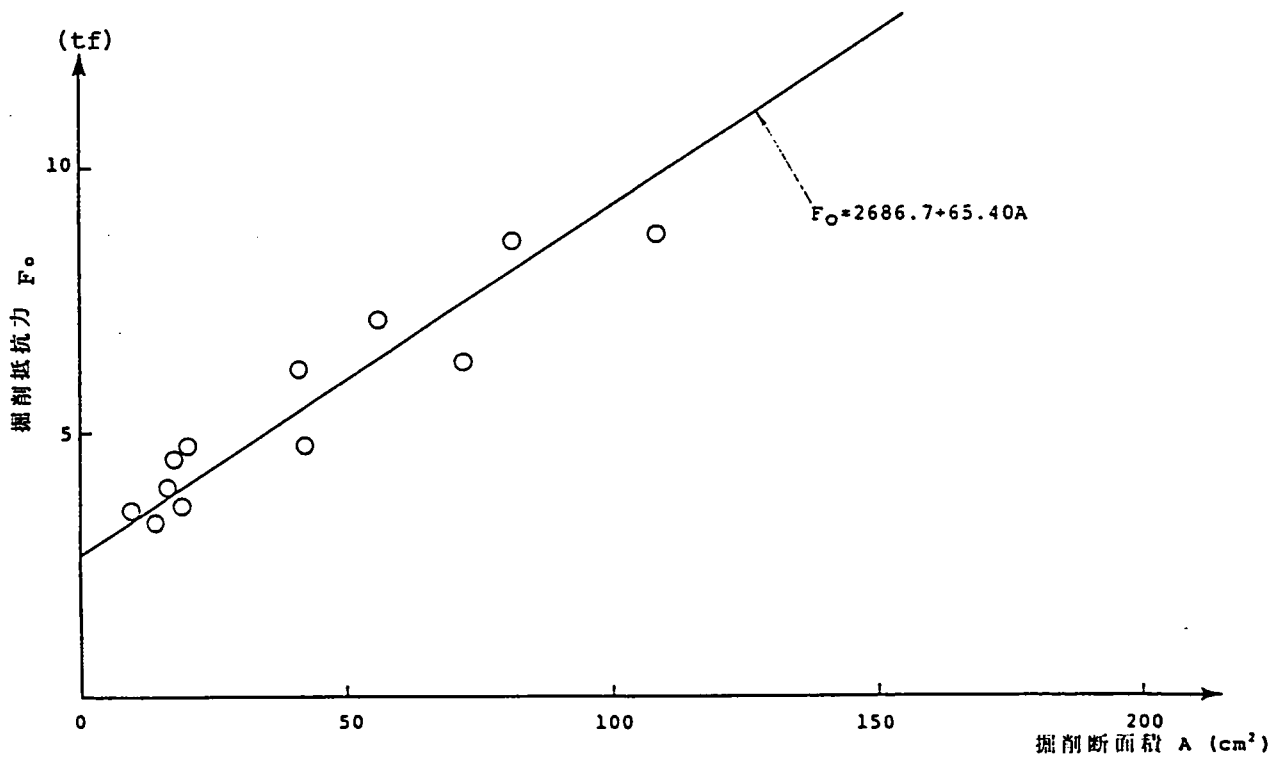


図 6.3.1-(4) 掘削抵抗力 F_o と掘削断面積 A との関係
(圧縮強度 $S_c = 131 \text{ kgf/cm}^2$)

といった一次式が成立する。各ソイルセメントに対して、 F_o と A との回帰式を求めると表6.3.1のとおりとなる。

表6.3.1 $F_o - A$ 回帰式

圧縮強度 (kgf/cm ²)	回帰式 (kgf)	相関係数
$S_c = 37$	$F_o = 23.40 * A + 1680.9$	0.924
$S_c = 59$	$F_o = 25.15 * A + 2593.2$	0.973
$S_c = 102$	$F_o = 43.86 * A + 2140.5$	0.977
$S_c = 131$	$F_o = 65.40 * A + 2686.7$	0.947

掘削抵抗力と掘削断面積に式(6.1)の関係が成立することは、島や西松らが室内規模の掘削実験で確認し、理論的に明らかに^{5), 6)}しており、今回スケール・アップした実機規模の掘削テストでも同様の考え方が成立することが確認されたのは興味深い。

式(6.1)の比例係数 a と定数項 b の物理的意味は次のように考えられる。^{6), 7)} まず a は、掘削抵抗力と掘削断面積を直接関係付ける比例係数であり、掘削対象の掘削に対する破壊強度に関連する量であると考えられる。次に b は、掘削断面積に無関係であることから、平刃と掘削対象との摩擦抵抗等に関わる量であると推察される。

以上のことから、掘削に対する岩石の破壊強度を評価する上で、物理的に重要な意味をもつのは掘削抵抗力と掘削断面積を関係づける比例項 a であると考えられる。ここでは、 a を比掘削抵抗 K_A^* と呼び、掘削性を判定する指標として定義する。⁷⁾

この K_A^* 値は、厳密には掘削断面形状すなわち掘削幅と掘削厚さの関係によって変化するものであることが報告されているが、ここでは実機シールドの各カットビットが、掘削断面形状を変化させながら掘削を行うことに着目し、種々の掘削断面形状における K_A^* 値の平均値的な評価を行った。

したがって、表6.3.1から、各強度のソイルセメントに対して K_A^* 値は次のとおり定まった。

S_c (kgf/cm ²)	K_A^* (kgf/cm ²)
37	23.4
59	25.2
102	43.9
131	65.4

6.3.2 K_A^* 値と岩石物性値との関係

一般に、固結した地盤や軟岩などの強度物性値として容易に判定可能なものとして、一軸圧縮強度 Sc 、引張（割裂）強度 St 、ポイント・ロード指標 Is 等が挙げられる。ここでは、これらの物性値を実測し、前項で求めた K_A^* 値との関係を調べた。

図6.3.2, 6.3.3, 6.3.4, 6.3.5は、それぞれ K_A^* 値と Sc 、 St 、 $\sqrt{Sc St} / 2$ （せん断強度に相当）、 Is との関係を示したものである。 K_A^* 値と Sc 、 St 、 $\sqrt{Sc St} / 2$ 、 Is との間には、それぞれ比例関係が成立する。最小自乗法による直線回帰を行い比例定数を求めた結果、 K_A^* 値と各物性値との関係式が次のとおりに求まった。

$$K_A^* = 0.48 Sc \quad (6.2)$$

$$K_A^* = 3.18 St \quad (6.3)$$

$$K_A^* = 2.46 \sqrt{Sc St} / 2 \quad (6.4)$$

$$K_A^* = 9.14 Is \quad (6.5)$$

以降、 K_A^* 値と各岩石物性値との比例定数を岩石物性係数とよび、岩質と掘削性を対応付ける量として定義する。なお、岩石物性係数は、脆性度が大きく変わらない掘削対象では類似の値をとるものと考えられる。

6.3.3 掘削条件と掘削抵抗との関係

前節では、掘削抵抗力が掘削断面積に比例することが明らかになった。そこで、掘削厚さ、掘削幅等の各パラメータと掘削抵抗力との直接的な関係を検討した。

(1) 掘削厚さ

6.2節で述べたとおり、一掘削過程中の掘削抵抗力 F と掘削厚さ t とは、ほぼ比例関係にあることが認められた。ここでは、各ケースの代表掘削データである最大掘削抵抗力 F_0 とその時の掘削厚さ t_0 との関係を検討する。

図6.3.6-(1)~(2)は、圧縮強度 $Sc = 37, 59 \text{ kgf/cm}^2$ のモルタルに対する F_0 / B と t_0 の関係を示すものである。図中の直線式は最小自乗法による回帰式である。 F_0 / B と t_0 には線形関係が認められ、掘削抵抗力と掘削厚さは比例することがわかる。

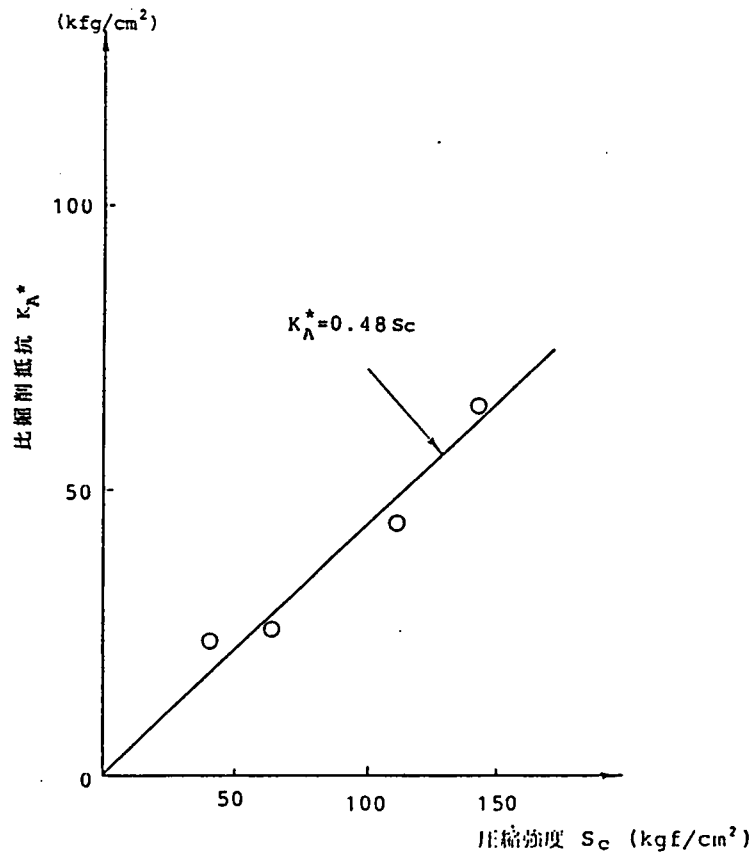


図6.3.2 比掘削抵抗 K_A^* と圧縮強度 S_c との関係

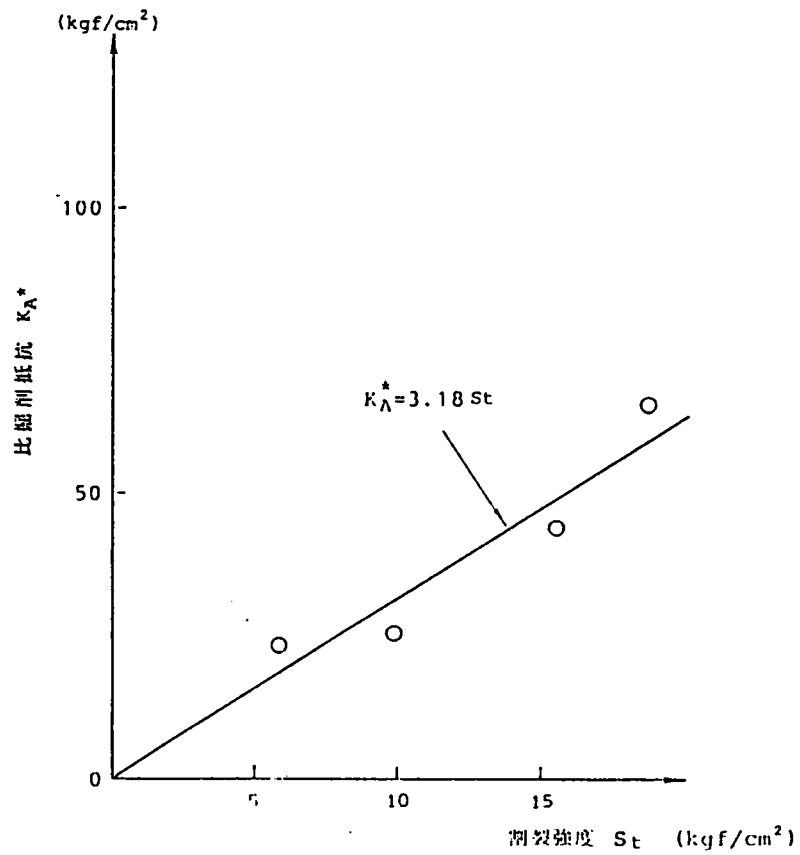


図6.3.3 比掘削抵抗 K_A^* と割裂強度 S_t との関係

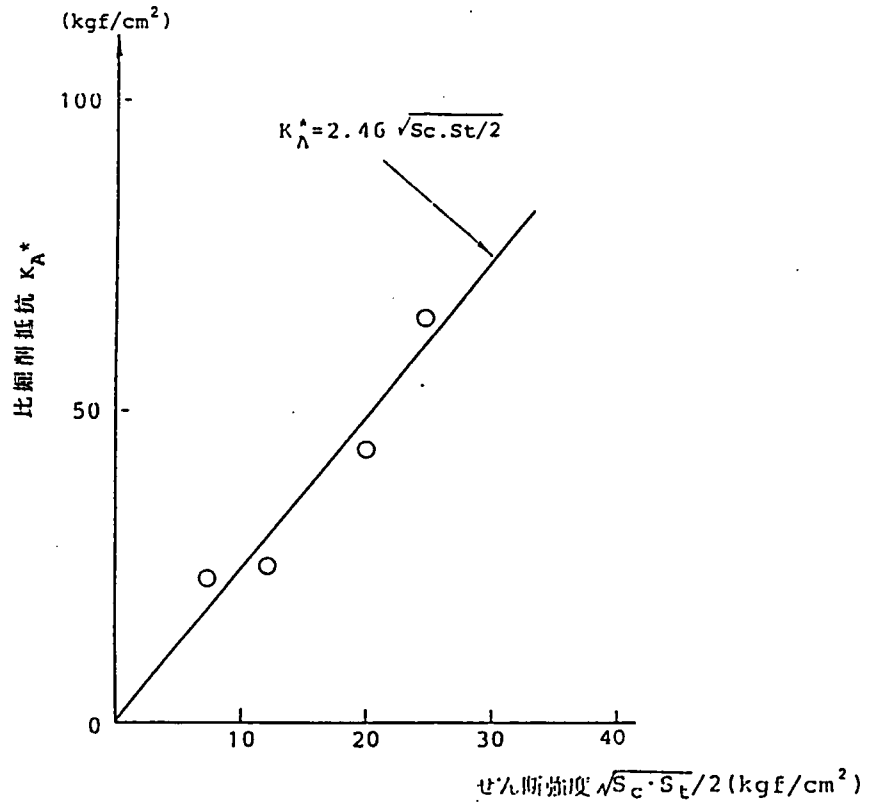


図6.3.4 比掘削抵抗 K_A^* とせん断強度 $\sqrt{S_c \cdot S_t} / 2$ との関係

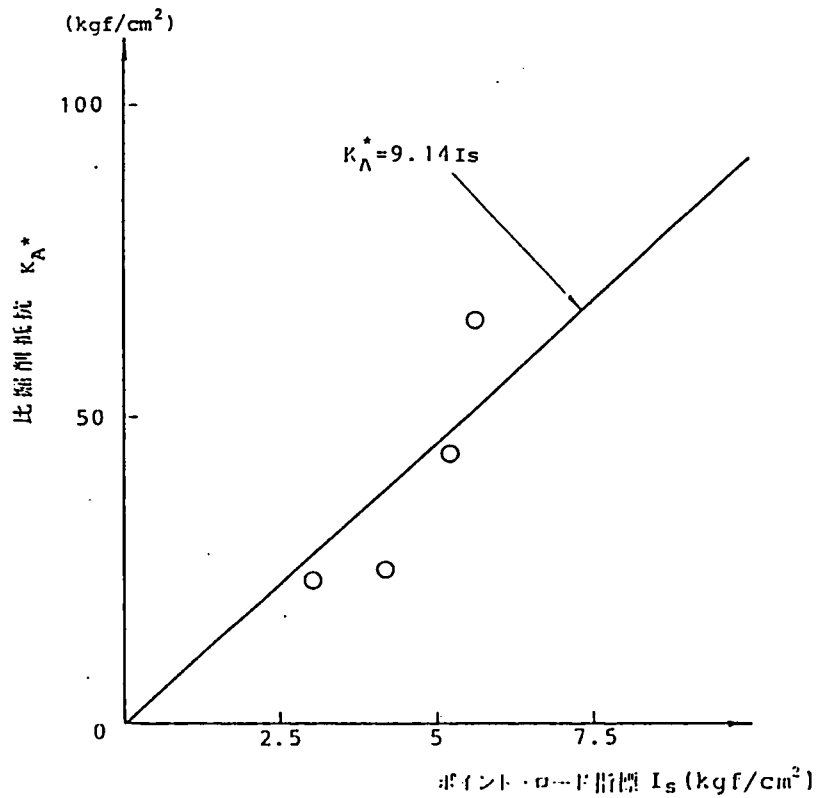


図6.3.5 比掘削抵抗 K_A^* とポイント・ロード指標 I_s との関係

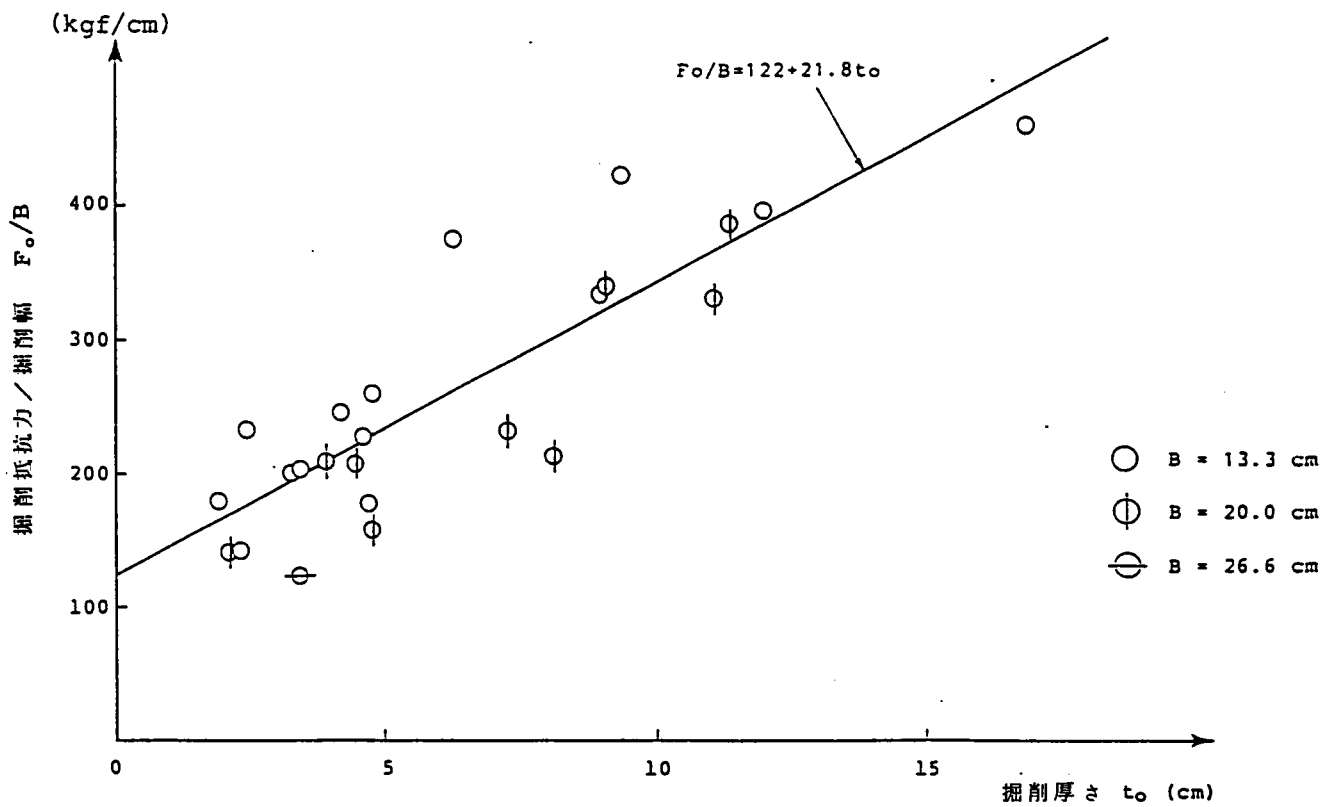


図 6.3.6 - (1) 掘削抵抗力 F_o と掘削厚さ t_o との関係
(圧縮強度 $S_c = 37$ kgf/cm²)

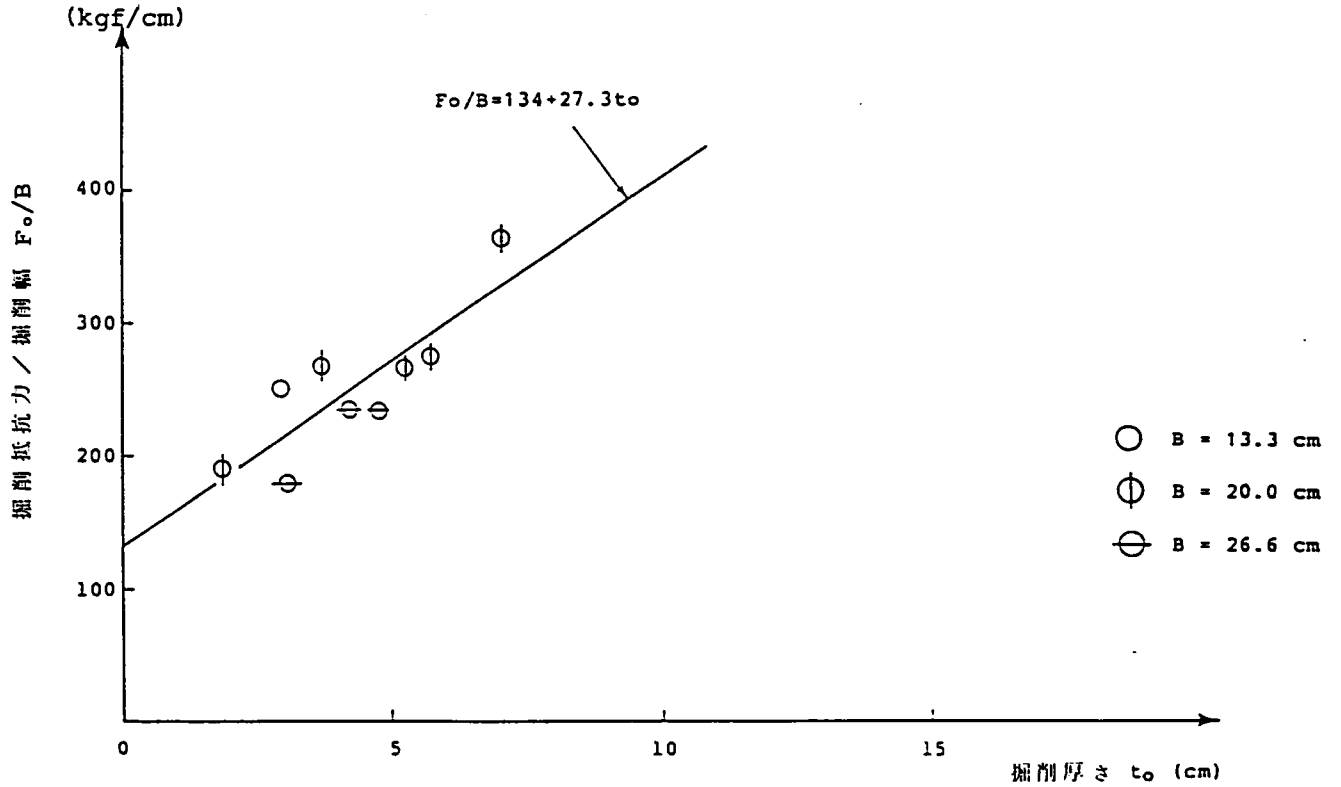


図 6.3.6 - (2) 掘削抵抗力 F_o と掘削厚さ t_o との関係
(圧縮強度 $S_c = 59$ kgf/cm²)

(2) 掘削幅

掘削断面積と掘削厚さとは、それぞれ掘削抵抗力と線形関係にあることから、掘削幅についても掘削抵抗力と線形関係にあることが容易に推察される。なお、前ページの図6.3.6の F/B の値は、掘削幅 B が大きい程減少する傾向にあるが、これは前述の β 項（摩擦項）の影響によるものと考えられる。したがって、図6.3.6からも掘削抵抗力と掘削幅との線形性が確認される。

(3) すくい角

圧縮強度 $S_c = 37, 102 \text{ kgf/cm}^2$ のモルタルについて、テスト装置のすくい角 α_c の可変範囲内で、 $\alpha_c = 17.5^\circ, 27.5^\circ, 37.5^\circ, 42.5^\circ$ の4通りに変化させた。

次ページの図6.3.7-(1), (2)は、 $\alpha_c = 27.5^\circ$ の F_o/A と A との関係に他の α_c における $(A, F_o/A)$ の値をプロットしたものである。掘削抵抗力 F_o と掘削断面積 A との間に線形関係が成立することから、 F_o/A と A の間には双曲線関係が成立する。同図より、 $\alpha_c = 27.5^\circ$ 以外のデータ数が少ない上にバラつきも大きい⁸⁾が、 $S_c = 37, 102 \text{ kgf/cm}^2$ の両場合とも、すくい角の大小による有意な傾向は認め難い。西松らの研究によれば、 $\alpha_c = 10 \sim 40^\circ$ 程度の領域ではすくい角による掘削抵抗力への影響はほとんど認められないとしており、今回の実験結果もこれに一致する。

(4) 掘削速度

掘削速度が掘削抵抗に及ぼす影響を検討するため、圧縮強度 $S_c = 37 \text{ kgf/cm}^2$ のソイルセメントを対象に、掘削速度を3通りに変化させた。図6.3.8に結果を示す。

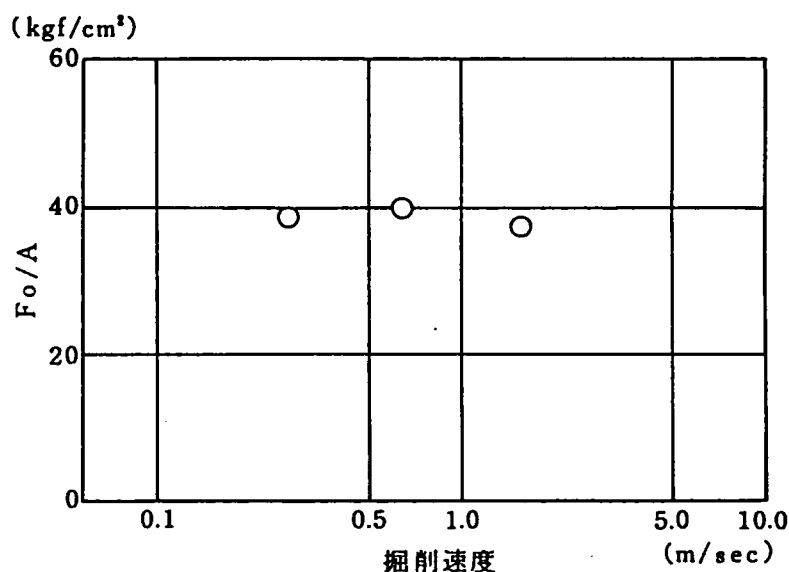


図6.3.8 掘削抵抗力 F_o と掘削速度との関係

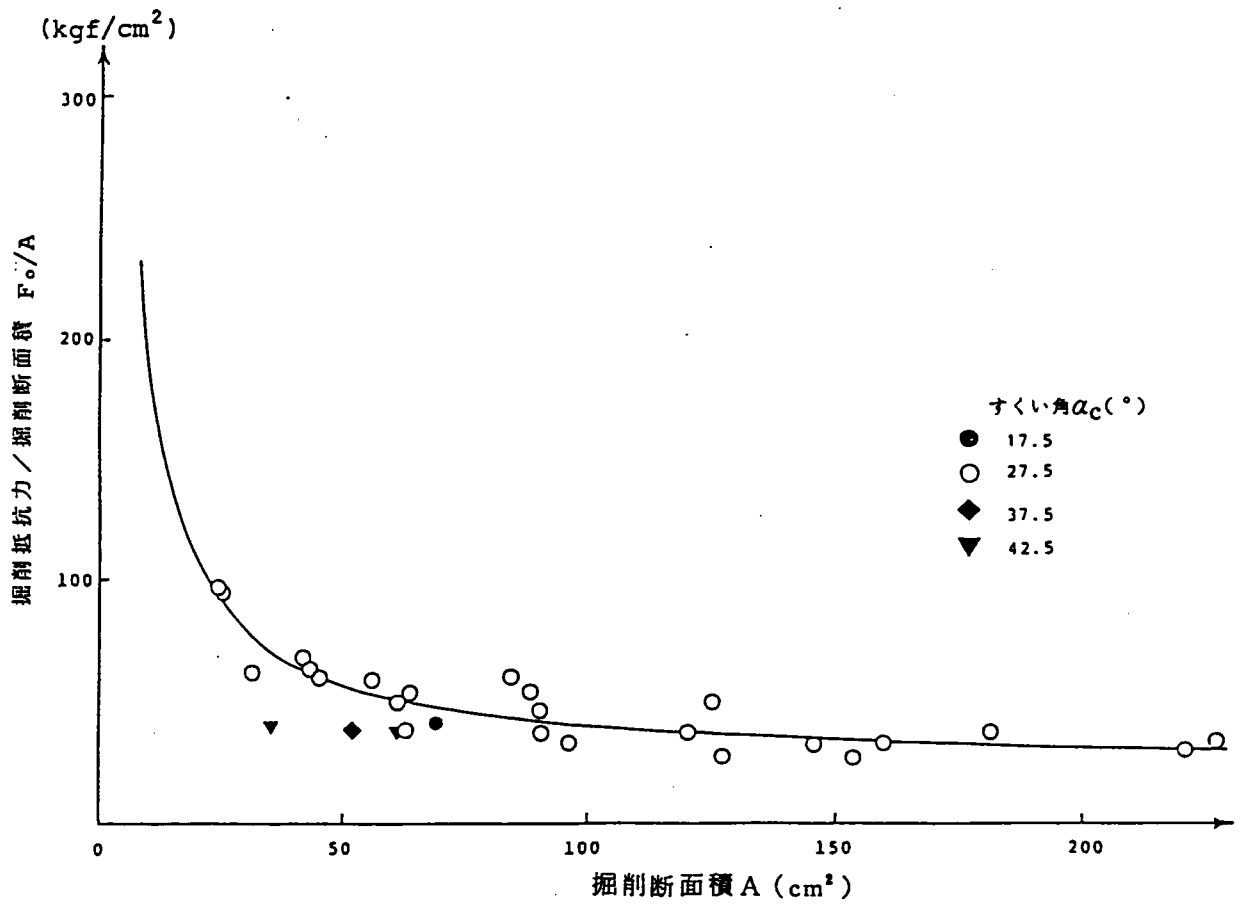


図 6.3.7-1) すくい角 α_c を変化させたときの F_0/A と A の関係
(圧縮強度 $S_c = 37 \text{ kgf}/\text{cm}^2$)

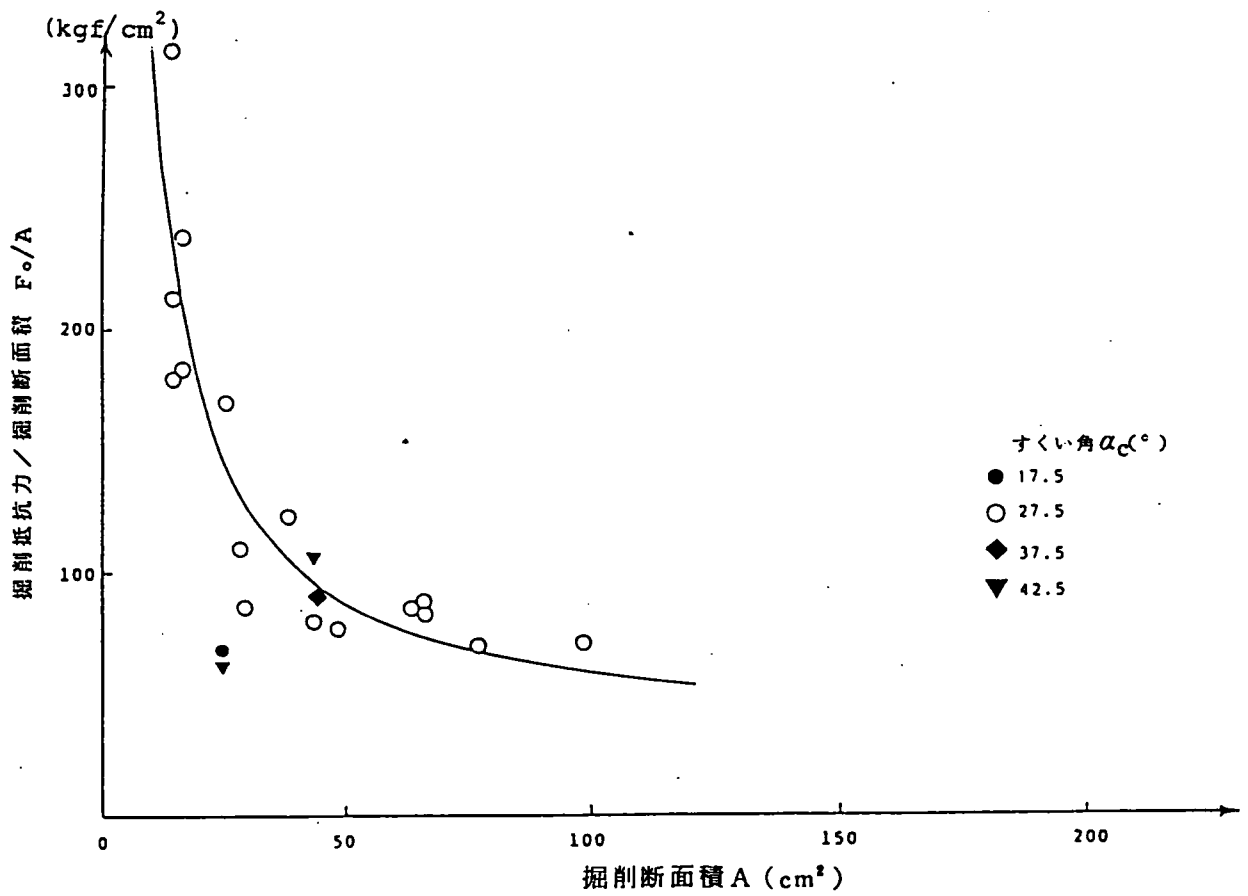


図 6.3.7-2) すくい角 α_c を変化させたときの F_0/A と A の関係
(圧縮強度 $S_c = 102 \text{ kgf}/\text{cm}^2$)

掘削速度の相違によって F_o / A の値に有意な差は認められず、今回対象とした速度変化 (周速 0.27 ~ 1.57 m/sec) 程度では、掘削速度が掘削抵抗力に及ぼす影響はほとんどないものと判断される。なお、実機シールドの掘削速度は 0 ~ 0.4 m/sec 程度であり、カッタビットの取付位置によって異なる。

6.3.4 圧縮強度と背分力との関係

ここでは、刃先に作用する背分力 (押し付け力) と掘削対象の圧縮強度との関係について検討する。各ケースにおける掘削抵抗力 F_o と F_o 発生時の背分力 P_o との比をとり、これを平均したものを $\overline{F_o / P_o}$ とする。各圧縮強度のソイルセメントに対する $\overline{F_o / P_o}$ の値は、次のとおりである。

Sc (kgf/cm ²)	$\overline{F_o / P_o}$
37	2.0
59	1.9
102	1.5
131	1.1

したがって、圧縮強度が増大するにつれて、掘削抵抗合力 R_o に占める背分力 P_o の割合が大きくなることがわかる。

図6.3.9は、 $Sc = 37$ kgf/cm² , 102 kgf/cm²における代表的な実験ケースの刃先回転角 $\theta = 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 40^\circ$ での掘削抵抗合力ベクトルを示すものである。同図より、 $Sc = 37$ kgf/cm²よりも $Sc = 102$ kgf/cm²の場合の方が、合力の作用方向が上向きになっていることが認められる。

以上の結果から、背分力は求心方向すなわち刃を持上げる方向に作用し、掘削対象の圧縮強度が大きい程増大するため、刃が喰い込み難くなることがわかる。

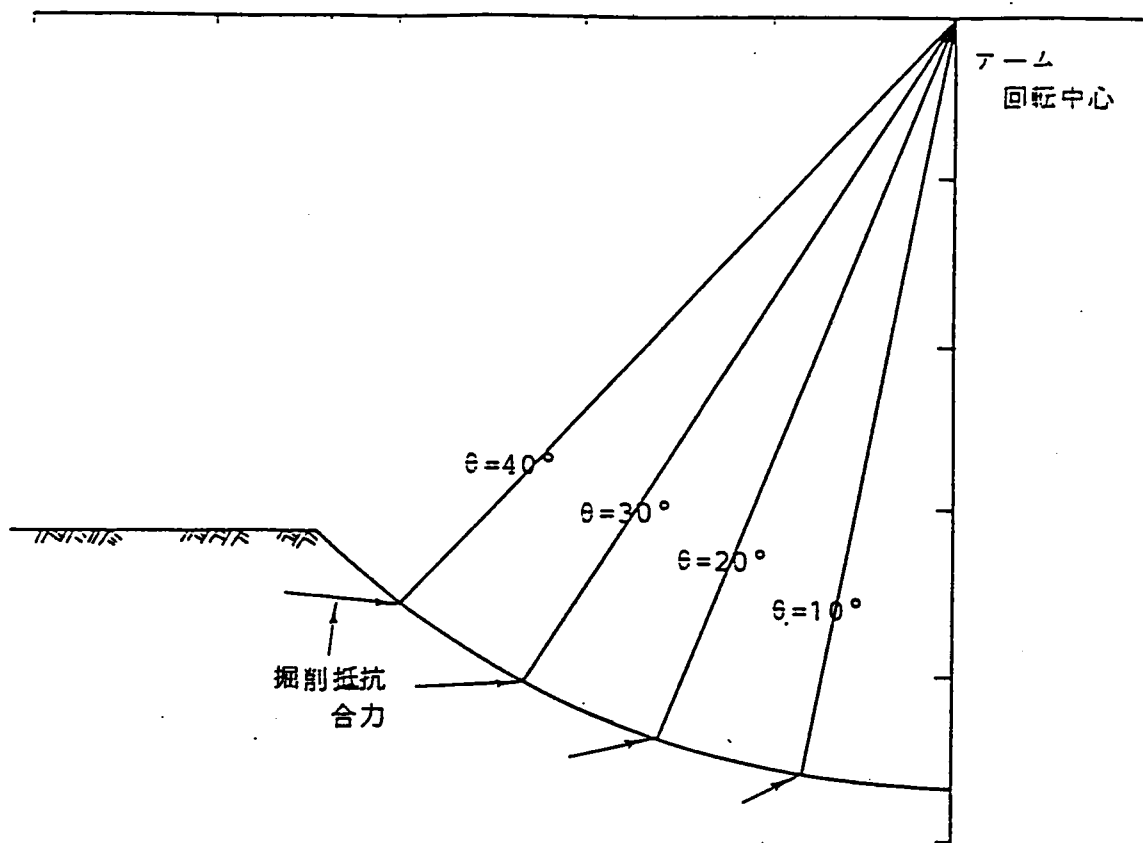


図 6.3.9 - (1) 掘削抵抗合力 R 作用ベクトル ($Sc=37 \text{ kgf/cm}^2$)

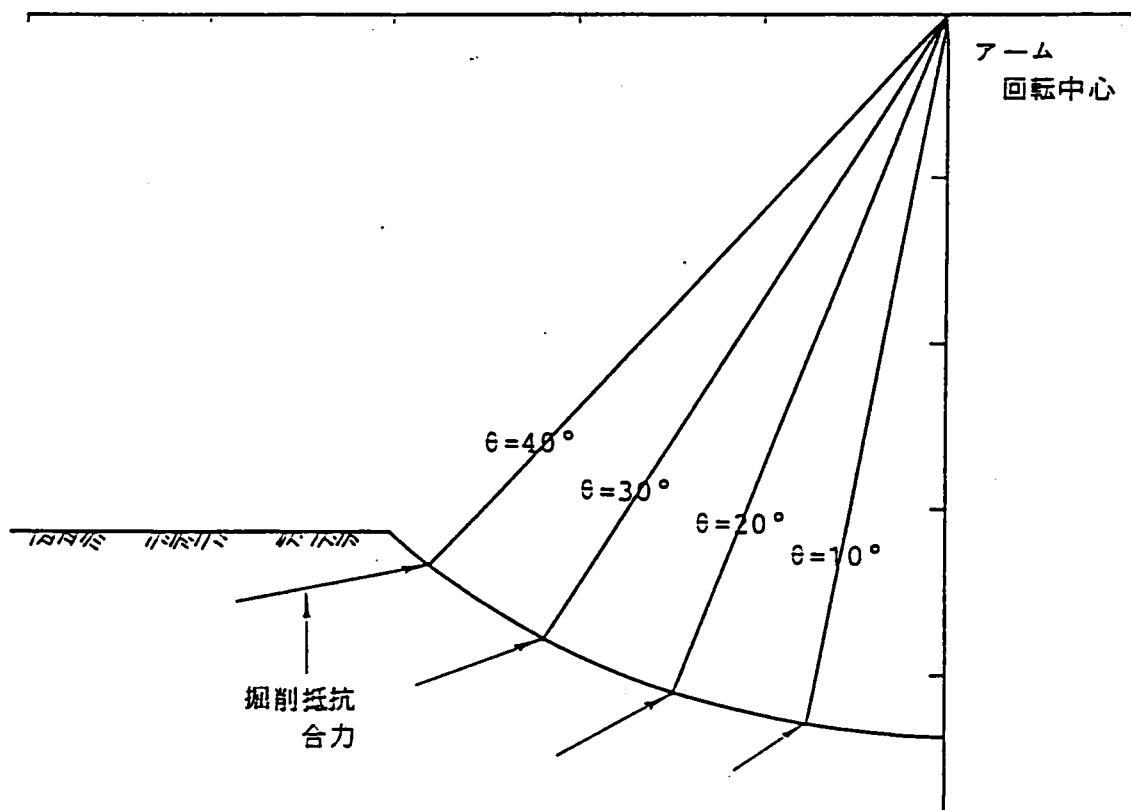


図 6.3.9 - (2) 掘削抵抗合力 R 作用ベクトル ($Sc=102 \text{ kgf/cm}^2$)

6.4 泥岩掘削実験結果^{1), 2)}

6.4.1 掘削抵抗力と掘削断面積との関係

図6.4.1-(1), (2)に F_o と A との関係を示す。泥岩においても不連続面の存在しないソイルセメントと同様に掘削抵抗力と掘削断面積との間に線形関係が認められる。したがって、不連続面を有する天然岩である泥岩についても掘削抵抗力 F_o と掘削断面積 A との基本関係は、インタクトなソイルセメントと同様であることがわかる。

泥岩A, B層の F_o と A との関係の回帰結果は表6.4.1のとおりであり、前節と同様の考察から、泥岩A, B両層における K_A^* 値は $F_o - A$ 関係の比例係数で与えられ、次のとおり定まる。

$$\text{A層} \quad \dots\dots\dots K_A^* = 20.1 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

$$\text{B層} \quad \dots\dots\dots K_A^* = 17.8 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

表6.4.1 $F_o - A$ 回帰式

岩種	回帰式 (kgf)	相関係数
A層	$F_o = 20.08 * A + 3025.7$	0.94
B層	$F_o = 17.82 * A + 1856.3$	0.88

6.4.2 K_A^* 値と岩石物性値との関係

6.4.1の結果によると、コアサンプルの圧縮強度 $S_c = 200 \text{ kgf/cm}^2$ 以上である泥岩の K_A^* 値は、圧縮強度 $S_c = 30 \text{ kgf/cm}^2$ のソイルセメントの $K_A^* = 23.4 \text{ kgf/cm}^2$ よりも低くなった。これは均質で不連続面のないインタクトな掘削対象であるソイルセメントに対して、泥岩中には無数のジョイントやクラックが存在し、これらの影響によって K_A^* が低下したものと考えられる。

したがって、コアサンプルから得た強度物性値 S_c, S_t 等のみでは、不連続面の存在する掘削対象の被掘削性は判定し得ず、掘削地盤の風化、節理等を定量化し、これを加味することにより、実地盤としての被掘削性すなわち K_A^* 値を判定する必要がある。

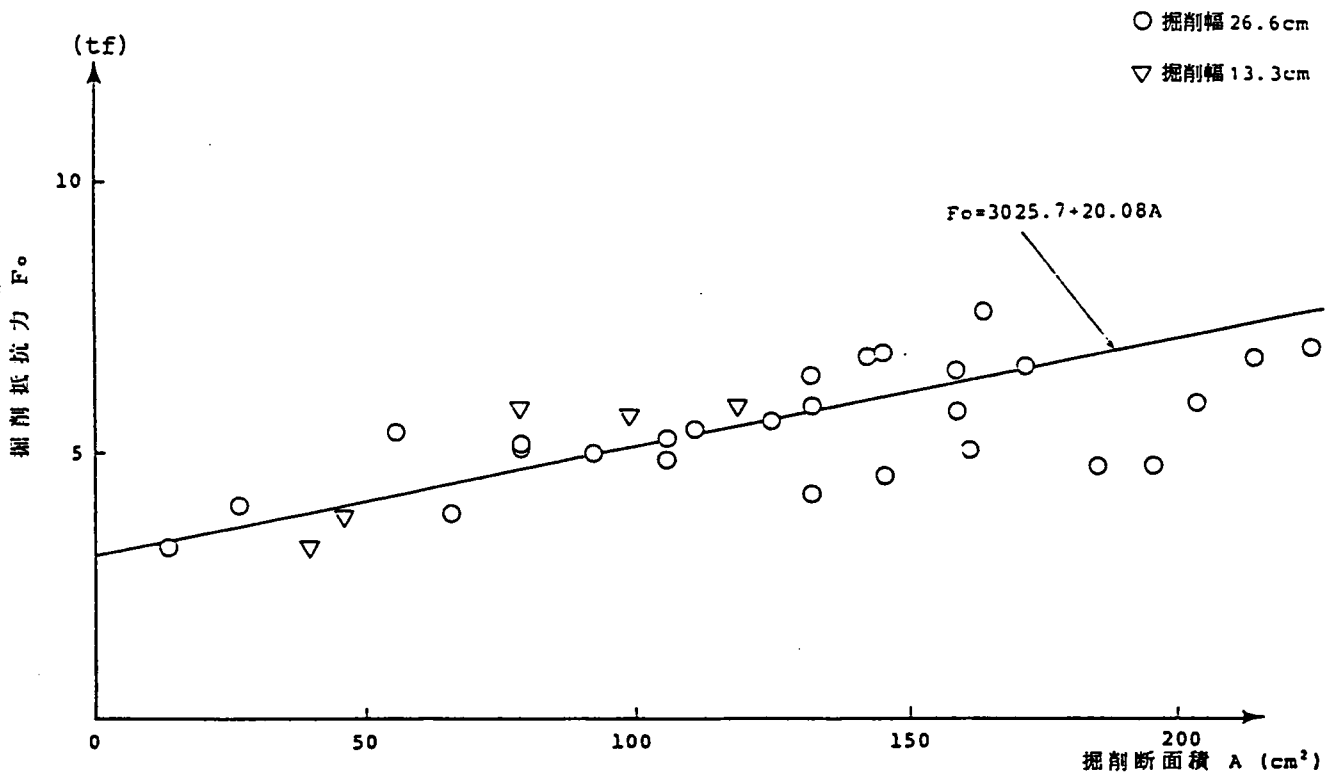


図 6.4.1 - (1) 掘削抵抗力 F_o と掘削断面積 A との関係
(泥岩 A 層)

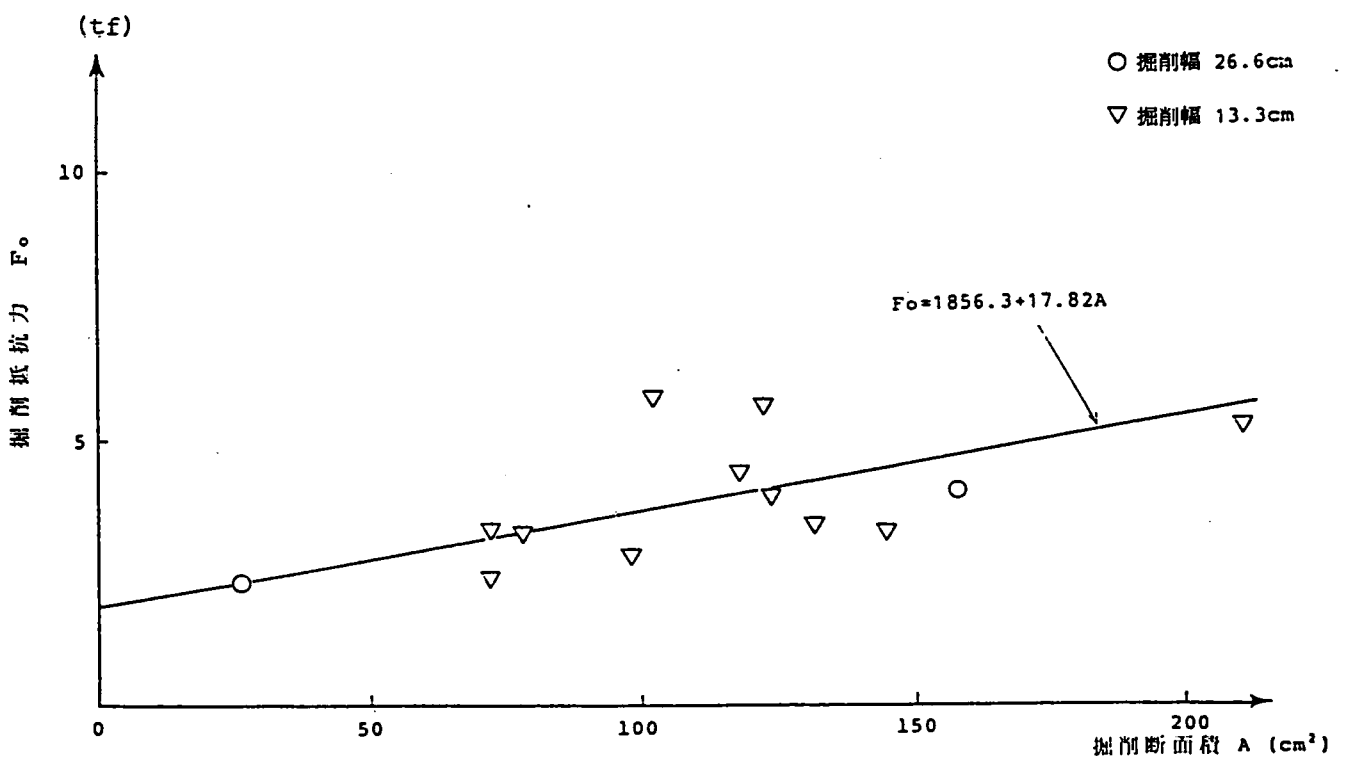


図 6.4.1 - (2) 掘削抵抗力 F_o と掘削断面積 A との関係
(泥岩 B 層)

岩盤力学の分野では、本文のように掘削問題等で扱われる程度の小規模な不連続面を岩目と呼ぶ。この岩目状態を表わす指標を得るため、R.Q.D.やボアホールジャッキ試験を行うが、岩目状態を容易に測定可能なもののひとつとして弾性波伝播速度が考えられる。一般に、弾性波伝播速度 V_p は地盤中の岩目の発達に伴って減少し、リッパの適用性判定に用いられているように、地盤としての被破碎性を判定する上で必要不可欠な物性値である。ここでは、次のとおり岩目係数を定め、これを地盤の岩目の発達状態を示す指標とした。¹⁰⁾

$$\text{岩目係数 } f_r = \left(\frac{\text{地盤の弾性波伝播速度}}{\text{コアサンプルの弾性波伝播速度}} \right)^2 \quad (6.6)$$

式(6.6)より、岩目係数 f_r は $0 < f_r \leq 1$ の値をとり、 $f_r = 1$ であれば、地盤中に岩目が存在しないことを示すものである。この岩目係数を用いて、不連続面の影響を考慮した地盤としての圧縮強度は次式のとおり定まり、これを準地盤強度と称する。¹⁰⁾

$$\text{準地盤強度} = \text{岩目係数} \times \text{コアサンプルの圧縮強度} \quad (6.7)$$

一般に、圧縮強度 Sc と割裂強度 St 、ポイントロード指標 Is 等とは、脆性度等により一義的に関係づけられることから、式(6.7)と同様の考え方が圧縮強度以外の物性値についても成立するものと考えて、岩目の影響を考慮した地盤としての強度物性値 $St' = f_r St$ 、 $(\frac{1}{2}\sqrt{Sc St})' = f_r (\frac{1}{2}\sqrt{Sc St})$ 、 $Is' = f_r Is$ を求めた。表6.4.2に結果を示す。掘削対象とした泥岩の岩目係数の値は $f_r = 0.25 \sim 0.36$ であり、岩盤分類法でいう($f_r < 0.45$: 亀裂の多い岩)に属する。¹¹⁾

表6.4.3は、上記の地盤としての強度物性値 Sc' 、 St' 、 $(\frac{1}{2}\sqrt{Sc St})'$ 、 Is' と K 値測定テストにより得た K_A^* 値との比例定数である岩石物性係数を前述のソイルセメントと同様の考え方、すなわち次の関係より求めたものである。

$$K_A^* = \begin{pmatrix} C_1' \\ C_2' \\ C_3' \\ C_4' \end{pmatrix} \times \left\{ \begin{array}{l} Sc' (= f_r Sc) \\ St' (= f_r St) \\ (\frac{1}{2}\sqrt{Sc St})' (= f_r \frac{1}{2}\sqrt{Sc \cdot St}) \\ Is' (= f_r Is) \end{array} \right\} \quad (6.8)$$

ここに、 $C_1' \sim C_4'$: 岩石物性係数

表6.4.2 岩目を考慮した地盤の強度物性値

岩種	弾性波伝播速度 Vp (km/sec)		岩目係数 fr	強度物性値		
	コアサンプル	地山		(kgf/cm ²)	コアサンプル	地盤
A層	2.5	1.3	0.27	Sc	221	60~80
		∩	∩	St	22.5	6.1~8.1
		1.5	0.36	$\frac{1}{2}\sqrt{Sc \cdot St}$	35.3	9.5~12.7
				Is	7.7	2.1~2.8
B層	2.2	1.1	0.25	Sc	204	51~71
		∩	∩	St	23.4	5.9~8.2
		1.3	0.35	$\frac{1}{2}\sqrt{Sc \cdot St}$	34.5	8.6~12.1
				Is	7.4	1.9~2.9

表6.4.3 岩石物性係数の比較

強度物性値	泥岩岩種	岩石物性係数	
		泥岩	ソイルセメント
Sc	A層	0.25 ~ 0.34	0.48
	B層	0.25 ~ 0.35	
St	A層	2.48 ~ 3.30	3.18
	B層	2.17 ~ 3.02	
$\frac{1}{2}\sqrt{Sc \cdot St}$	A層	1.58 ~ 2.12	2.46
	B層	1.47 ~ 2.07	
Is	A層	7.18 ~ 9.57	9.14
	B層	6.85 ~ 9.37	

表6.4.3から、各岩石物性係数 $C_1 \sim C_4$ 、 $C_1' \sim C_4'$ は、それぞれほぼ同程度の値であり、岩目係数 f_r を乗じた強度物性値評価が妥当であることがわかる。

どの強度物性値を用いて K_A^* 値を判定するかは、各物性値が一義的に関係づけられることから、本質的な問題ではなく、現場で得やすい物性値（例えば圧縮強度、ポイントロード指標）を用いて推定を行えばよいものと考えられる。

以上のとおり、不連続面の存在する天然岩の比掘削抵抗 K_A^* 値は、コアサンプルの強度物性値、コアサンプル、地山の弾性波伝播速度といった容易に測定可能な物性値により推定可能である。

なお、岩石物性係数は、岩質に影響される物理量であることから、ソイルセメントや泥岩といった砂・泥質系の固結岩については類似の値となるが、岩質の大きく異なる場合は異なった値をとるものと考えられる。今後数多くの岩種に対してデータの蓄積を行い、適用範囲を広げていく必要がある。

6.5 カットトルクの評価

以上の実験結果により、自立性の高い固結土や軟岩の掘削抵抗が掘削断面積に比例し、比例係数である比掘削抵抗 K_A^* は掘削対象の強度物性値、岩目状態、岩質によって定まることが明らかとなった。これを数式的に表現すると、次のとおりである。

$$F_c = K_A^* A = C_c f_r S_c B t \quad (6.9)$$

ここに、

- F_c : 掘削抵抗力
- K_A^* : 比掘削抵抗
- A : 掘削断面積
- C_c : 岩石物性係数
- f_r : 岩目係数
- S_c : 例えば圧縮強度
- B : カットビット幅
- t : 切込み厚さ

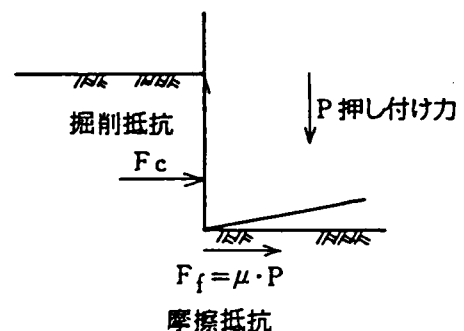


図6.5.1 刃先への作用力

一方、掘削中の刃先には、掘削抵抗力以外に摩擦抵抗力が水平抵抗力として作用する。摩擦抵抗力の大きさは、カッタビットの掘削対象に対する押し付け力Pによって次式のとおりとなる。

$$F_f = \mu' P \quad (6.10)$$

ここに、

F_f : 摩擦抵抗力

μ' : 摩擦係数

P : 押し付け力

なお、式(6.10)における摩擦係数 μ' は、カッタビットの表面状態や水分の有無等によって異なるが、通常 $\mu' = 0.3 \sim 0.6$ 程度の値をとる。¹²⁾

したがって、カッタトルク成分となるカッタビットに作用する水平抵抗力 F_H は、

$$F_H = F_c + F_f \quad (6.11)$$

となる。

以上から、カッタフェイスのn個のカッタビットの各ビット幅を B_i 、掘削厚さを $t = v / f p_i$ (v :掘進速度、 f :カッタ回転数、 p_i :パス数)、カッタ回転中心から各カッタビットの中央位置までの径方向距離を l_i とすれば、まず、掘削抵抗によるカッタトルク T_c は、

$$\begin{aligned} T_c &= \sum_{i=1}^n F_{c_i} l_i \\ &= (C_c f r S_c) \frac{v}{f} \sum_{i=1}^n B_i l / p_i \end{aligned} \quad (6.12)$$

となる。

一方、摩擦抵抗力 F_{f_i} によるカッタトルク T_f は、切羽に対する押し付け力を P 、摩擦係数を μ' として、次のとおりである。

$$\begin{aligned} T_f &= \sum_{i=1}^n F_{f_i} l_i \\ &= \mu' \frac{P}{n} \sum_{i=1}^n l_i \end{aligned} \quad (6.13)$$

なお、実機シールドにおいては、カッタビットと地山との相互作用によるカッタトルク以外にも、掘削ズリとカッタフェイスとの摩擦抵抗や掘削ズリの積み込みによるカッタトルク成分が存在するが、これらの基本特性は第2章に述べた土質地盤と同様の考え方が成立するものと考えられる。

6.6 結 び

固結土や軟岩のように切羽が自立する場合には、土質地盤の場合とカッタトルク発生機構が異なり、カッタビットによる掘削抵抗が支配的となる。そこで掘削対象の強度物性値、地山中に存在する不連続面の影響が掘削抵抗に及ぼす影響を明らかにする目的で、不連続面の存在しない4種類の強度のソイルセメントおよび不連続面の発達した泥岩を対象とした掘削抵抗評価実験を実施した。

この結果、明らかにされた事項は次のとおりである。

- (1) 掘削抵抗力 F_0 と掘削断面積 A との間には、 $F_0 = aA + b$ なる線形関係が成立し、軟岩や固結土の掘削に対する破壊強度に直接関係するのは、 $F_0 - A$ 関係式の比例係数 a である。したがって、掘削性を判定する指標としては、掘削断面積が大きい領域での比掘削抵抗値である $K_A^* = a$ が有効である。
- (2) 実際の地盤の掘削には、地盤中に存在する不連続面の影響が大である。そこで、コアサンプルの弾性波伝播速度に対する地盤の弾性波伝播速度の比の2乗で与えられる岩目係数をコアサンプルの強度物性値に乗じて、不連続面の影響を考慮した地盤としての強度（準地盤強度）評価する必要がある。
- (3) K_A^* 値と準地盤強度（岩目係数×コアサンプル強度）の間には比例関係が成立し、その比例定数は岩種に応じて定まる定数（岩石物性係数）である。したがって、固結土や軟岩層を掘削する場合の掘削抵抗力は、掘削対象の強度物性値、岩目状態、岩質といった簡単な地山物性値の評価で推定可能である。
- (4) (1)～(3)から、掘削抵抗に起因するカッタトルクは、カッタビットの切り込み量を意味する掘進条件 v/f と掘削対象の強度物性値（例えば圧縮強度）との積の1次式で表現される。

- (5) 一方、掘削抵抗と同様にカッタビットに作用する水平抵抗力として、摩擦抵抗力が存在する。摩擦抵抗力の大きさは切羽に対するカッタビットの押し付け圧に比例し、押し付け圧と掘削対象の強度との関係で切り込み量が定まる。

参考文献

- 1) 大石 善啓, 沢田 雄二, 明永 邦太, 八木 真之助, 伊藤 和逸: 「B.W.E.の掘削性判定指標に関する研究」, 第19回岩盤力学に関するシンポジウム, 1987
- 2) 大石 善啓, 沢田 雄二, 明永 邦太, 八木 真之助, 伊藤 和逸: 「B.W.E.の掘削性判断指標に関する研究」, テラメカニックス, 第8号, 1988
- 3) Ooishi Y., Ichiba S., Sawada Y., et al: 「A Study of Excavatability Index for B.W.E.」, Mitsubishi Technical Bulletin, No.190, 1989
- 4) Ooishi Y., Ichiba S., Sawada Y., et al: 「A Study of Excavatability Index for B.W.E.」, International Congress on Geoenvironmental Engineering (Torino), 1989
- 5) 畠 昭治郎: 「掘削機械基礎調査報告書(その4)」, 1978
- 6) Nishimatsu Y. 「The Mechanics of Rock Cutting」, Int. J. Rock Mech. Mining Sci, Vol. 9, 1972
- 7) 鈴木 光, 西松 裕一: 「岩石およびセメントモルタルの掘削抵抗について(第2報)」, 日本鉱業会誌, Vol. 84, No.967, 1968
- 8) 鈴木 光, 西松 裕一: 「岩石およびセメントモルタルの掘削抵抗について(第1報)」, 日本鉱業会誌, Vol. 84, No.967, 1968
- 9) 山口 梅太郎, 西松 裕一: 「岩石力学入門」, 東京大学出版会, 1980
- 10) 池田 和彦, 小林 芳正, 桜井 孝: 「岩目の岩石強度に及ぼす影響」, 物理探鉱, Vol. 25, No.5, 1972
- 11) 池田 和彦: 「土木機械に適応した岩盤分類」, 建設機械, Vol. 9, No.2, 1973
- 12) 例えば, 速水 博秀, 三沢 茂夫, 厨川 道雄, 高岡 三郎: 「岩石切削における摩擦抵抗の影響」, 日本鉱業会誌, Vol. 91, No. 1044, 1975

第7章 実機への展開

7.1 概 説

本章では、第2章に述べたカットトルク算定式を用いて実機シールドのカットトルクの推定を行うとともに、実験結果を実機展開することによって模型実験の妥当性を検証する。

7.2節では、基本的な考え方を第2章で述べ、第3章、第4章（一部第6章）で模型実験による検証を行ったカットトルク算定式に基づいて、実機シールドのカットトルクの推定を試みた。この結果、カットトルク算定式に十分な実用性があり、実機シールドの実稼動トルクを推定可能であることを確認した。

7.3節では、特殊な掘削断面を有するマルチフェイス（MF）シールドについて、次の手順で実機トルクの推定を行った。まず、面板式円形シールドと面板式MFシールドの模型実験結果から、両者のカットトルク比で表現されるMF指数を求めた。次に、面板式および泥水式円形シールド実機のトルク係数の比較から、掘削形式によるカットトルクの相違を評価した。この結果、面板式MFシールド模型実験結果から、泥水式MFシールド実機のカットトルクの推定が可能となり、推定結果と実機実績とは良好に一致した。

7.2 カットトルク算定式による実機カットトルクの推定

7.2.1 基本的な考え方

カットトルク算定式の基礎式は、面板式シールド模型実験結果より求めたものであるため、面板式、泥水式、土圧式といった掘削形式による相違は、各掘削形式の実機シールドのトルク係数実績値の比較によって評価するものとする。

なお、カットトルク算定式によるカットトルク推定値と実機実績値との比較は、施工条件や地盤条件に関するデータが比較的豊富な砂地盤を中心とした数現場について行った。また、第6章に紹介した固結土や軟岩を対象としたカットトルク算定式の検証のため、固結したシルトについての評価も行った。

次ページの図7.2.1に、本章に述べるカッタトルク推定法の基本的な考え方をまとめて示し、以降に各手順の詳細を説明する。

7.2.2 カッタトルク算定式

1.2.2に述べたとおり、シールド機のカッタトルク成分は大別して次のとおりに分類される。

T_c : カッタビットの切削抵抗によるカッタトルク成分

T_s : カッタ前面と地山とのせん断抵抗によるカッタトルク成分

T_b : カッタ背面とカッタチャンバ内土砂とのせん断抵抗によるカッタトルク成分

T_h : カッタ外周面と地山とのせん断抵抗によるカッタトルク成分

T_L : 土砂の持ち上げや攪拌によるカッタトルク成分

T_m : 機械抵抗, シール抵抗によるカッタトルク成分

従来の設計・施工実績や今回の一連の模型実験結果によると、通常の土質地盤掘削時のカッタトルクのうち支配的であるのは、カッタに作用するせん断抵抗によるトルク成分 T_s である。図7.2.2は、各カッタトルク成分の設計値が総カッタトルクに占める割合の代表例を示すものである。切削抵抗によるカッタトルク成分 T_c は数%であり、 T_s 、 T_b 、 T_h といったせん断抵抗によるカッタトルク成分が支配的であることは明らかである。そこで、ここでは以下のカッタトルク成分に着目して検討を行う。

- (1) カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク : T_s
- (2) カッタ背面のせん断抵抗によるカッタトルク : T_b
- (3) カッタ周面のせん断抵抗によるカッタトルク : T_h
- (4) 切削抵抗によるカッタトルク (軟岩, 固結土のみ) : T_c

以下に、上記のカッタトルク成分を再度整理して示す。

- (1) カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク : T_s

カッタ表面と地山とのせん断領域は、カッタ面板やスポーク部の様に土と鋼とのせん断が支配的な領域と、土圧式シールドの開口部のように土と土とのせん断が支配的な領域とに区分される。両領域のカッタ軸回りの掘削断面1次モーメントを G_1 、 G_2 とすれば、式(2.24)に示したとおり、カッタ前面のせん断トルクは次のとおりとなる。

$$T_s = (c_a + \mu' p_H) G_1 + (c + \mu p_H) G_2 \quad (7.1)$$

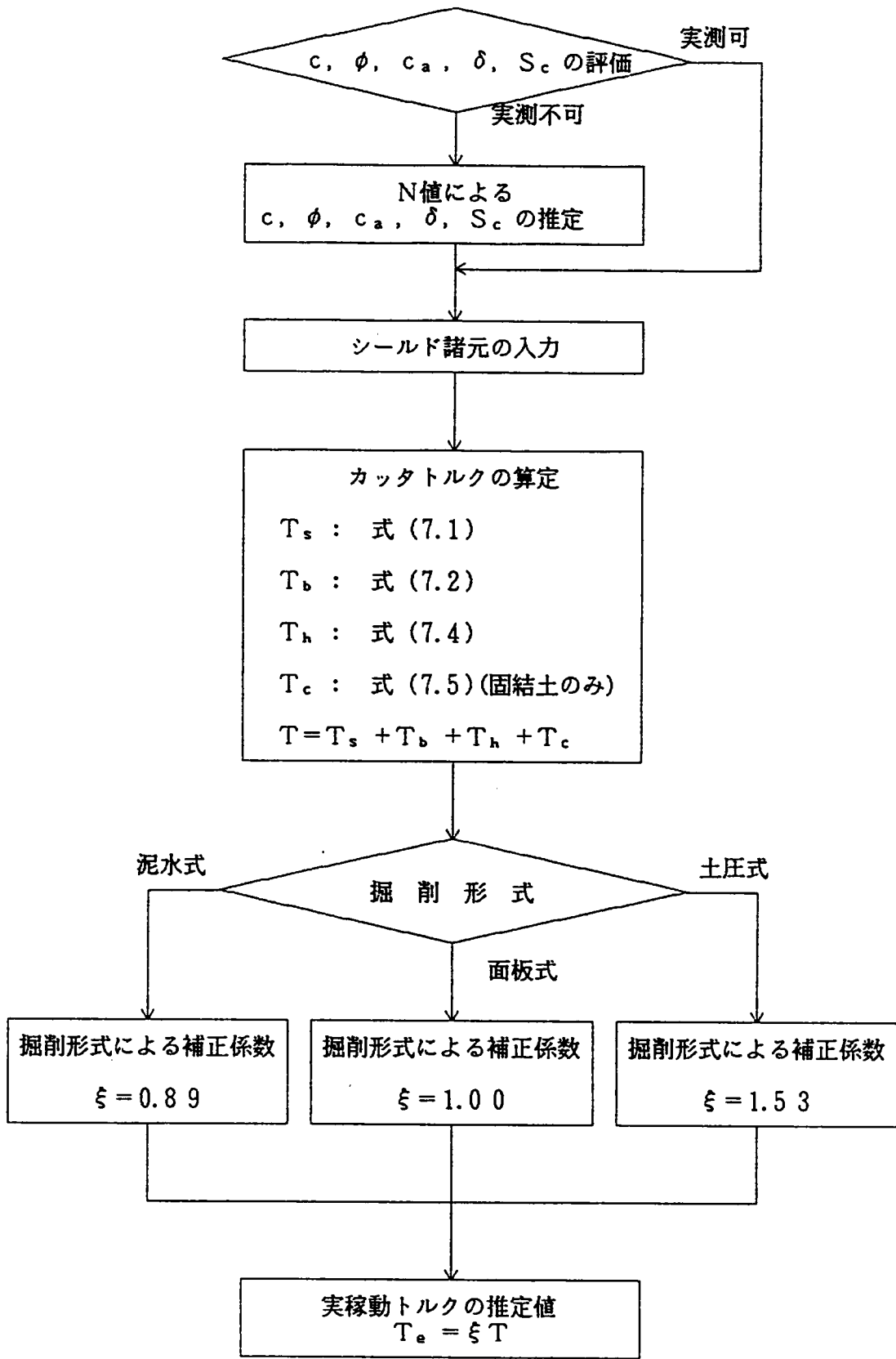
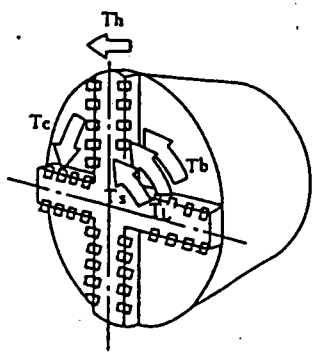
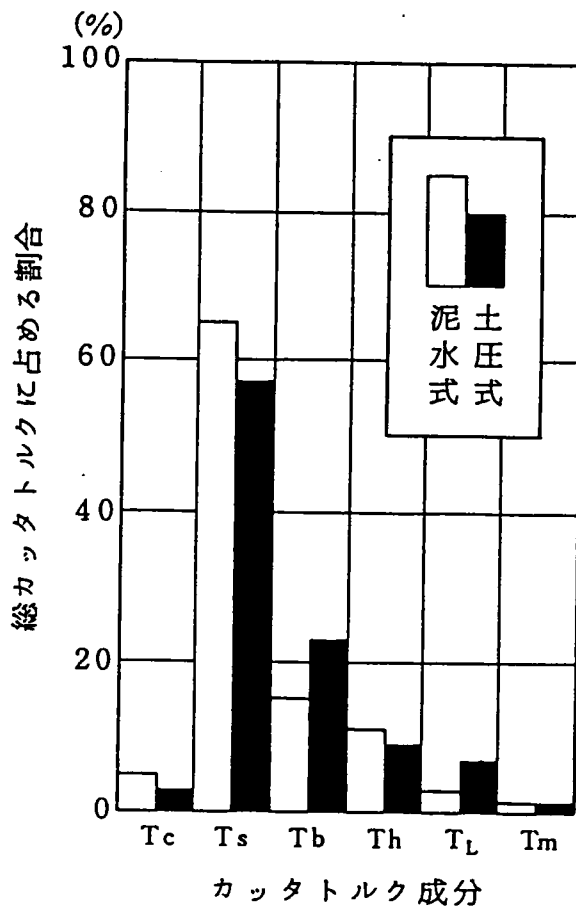


図7.2.1 カッタトルク推定法



- T_c : 切削抵抗によるカッタトルク
- T_s : カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク
- T_b : カッタ背面のせん断抵抗によるカッタトルク
- T_h : カッタ外周面のせん断抵抗によるカッタトルク
- T_L : 攪拌, 持ち上げ抵抗によるカッタトルク
- T_m : 機械抵抗, シール抵抗によるカッタトルク

図7.2.2 カッタトルク成分 (設計値) の比較

ここに,

- c : 土の粘着力
- c_a : 土とカッタとの付着力
- μ : 土同士のせん断抵抗係数 (= tan φ, φ: 土の内部摩擦角)
- μ' : 土とカッタとのせん断抵抗係数
(= tan δ, δ: 土とカッタとのせん断角)
- p_H : カッタ中心位置での水平方向作用土圧
- G₁ : c_a, μ' 支配領域の断面1次モーメント
- G₂ : c, μ 支配領域の断面1次モーメント

切羽面では、掘削された土砂が地山との間に介在するため、c、c_a、μ、μ' の各値を一義的に求めるのが困難である。ここでは、カッタトルク算定式の実用性や切羽面における土質データの入手の困難さを勘案し、地山の土質条件に基づいてせん断条件の設定を行うこととする。

また、泥水式シールドや土圧式シールドでは高濃度泥水や加泥材を切羽面に注入するため、せん断条件が変化することが予想される。これに対しては、図7.2.1に示したように面板式シールドに対する泥水式、土圧式シールドのカッタトルク係数実績値の比を用いて補正を行った。

(2) カッタ背面のせん断抵抗によるカッタトルク: T_b

カッタ背面のせん断トルクT_bは、カッタチャンバ内の土砂の量やカッタ背面への作用土圧によって左右される。

ここでは、図7.2.3のとおり、カッタ背面への作用土圧をp_b、作用領域の角度をα_bとして、式(2.25)から次式のとおりとする。

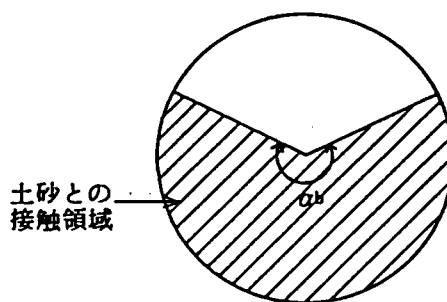


図7.2.3 カッタ背面の土砂接触領域

$$T_b = \frac{\alpha_b}{2\pi} \{ (c_a + \mu' p_b) G_1 + (c + \mu p_b) G_2 \} \quad (7.2)$$

なお、カッタ背面への作用土圧が、カッタ開口部でp_b = p_H (カッタ前面土圧)、それ以外でp_b = γD/4 (1 - cos(α_b/2)) (D:カッタ径) とすれば、式(7.2)は次のとおりとなる。

$$T_b = \frac{\alpha_b}{2\pi} \left\{ (c_a + \mu' \frac{\gamma}{4} D (1 - \cos \frac{\alpha_b}{2})) G_1 + (c + \mu p_H) G_2 \right\} \quad (7.3)$$

(3) カッタ外周面のせん断抵抗によるカッタトルク： T_h

外周面では土とカッタフェイスとのせん断が生じるから、式(2.26)よりカッタ幅を L 、側方土圧係数を K 、スプリングライン位置での土被り土圧を p_v とし、次のとおりとなる。

$$T_h = \frac{\pi}{4} D^2 \mu' (1 + K) p_v + \frac{1}{2} c_a \pi D^2 L \quad (7.4)$$

(4) 切削抵抗によるカッタトルク（軟岩、固結土のみ）： T_c

第6章に示したとおり、カッタビットの切削抵抗が支配的となる自立した固結土や軟岩のカッタトルク算定式は、次のとおりである。

$$T_c = C_c f_r S_c \frac{v}{f} \sum_{i=1}^n B_i \ell_i / p_i + \mu' \frac{P}{n} \sum_{i=1}^n \ell_i \quad (7.5)$$

ここに、

C_c : 岩石物性係数	p_i : パス数
f_r : 岩目係数	B_i : カッタビット幅
S_c : 圧縮強度	ℓ_i : カッタビットの回転半径
v : 掘進速度	n : カッタビットの総個数
f : カッタ回転数	P : 押し付け力

7.2.3 せん断抵抗に関するパラメータ

土の内部摩擦角 ϕ 、土とカッタとのせん断角 δ 、土の粘着力 c 、土とカッタとの付着力 c_a の各パラメータは、カッタトルクの支配要因であるため、出来れば実測することが望ましい。しかしながら、通常の場合にはこれらの各値を実測することは少なく、切羽面における各値を推定することも容易ではない。ここでは、実用性を重視して、一般のシールド施工現場で入手可能な土質データである標準貫入試験結果すなわち N 値からこれらのせん断パラメータを求めることとする。

N 値と内部摩擦角 ϕ との関係については、従来より数多くの研究がなされており、種々の関係式が提案されている。Peck, Hanson, Thornburnらは、 N 値、 ϕ 、支持力係数

の関係は次ページの図7.2.4のとおり提案している。¹⁾

また、Dunhamらは、砂の粒度分布によって、次の関係式を与えている。²⁾

$$\text{粒度が一様で丸い粒子} \dots\dots\dots \phi = \sqrt{12N} + 15 \quad (^{\circ}) \quad (7.6)$$

$$\text{粒度分布の良い角ばった粒子} \dots\dots\dots \phi = \sqrt{12N} + 25 \quad (^{\circ}) \quad (7.7)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{粒度分布が良く丸い粒子} \\ \text{粒度が一様で角ばった粒子} \end{array} \right\} \dots\dots\dots \phi = \sqrt{12N} + 20 \quad (^{\circ}) \quad (7.8)$$

Meyerhofは、N値と相対密度Dr、コーン指数qc、内部摩擦角φと砂の状態との関係を表7.2.1のとおりとしている。³⁾

さらに、大崎は、東京層の砂質土についての実測結果から、次式を提案している。⁴⁾

$$\phi = \sqrt{20N} + 15 \quad (^{\circ}) \quad (7.9)$$

これらの各式をまとめると、図7.2.5のとおりとなる。⁵⁾ここでは、平均的な値を与える式(7.8)を採用することとする。

一方、土とカッタとのせん断角δは、第2章における検討結果からδ = φ / 2とする。

次に、粘着力については、Terzaghi, Peckは、表7.2.2のとおり粘性土の一軸圧縮強さquとN値との関係を与えている。⁶⁾この関係を整理すると、ほぼqu = N / 8となるため、次のとおり粘着力とN値との関係を与える。

$$c = N / 16 \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (7.10)$$

土とカッタとの付着力caについては、第2章に前述のとおり、動的せん断時の関係(ca = c / 2)から次のとおりとする。

$$c_a = N / 32 \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (7.11)$$

また、固結土の圧縮強度Scは、式(7.10)から次式で与えることとする。

$$S_c = N / 8 \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (7.12)$$

なお、式(7.12)が適用可能であるのは、N値が測定可能な程度の固結地盤であるため、軟岩や堅固な地盤では一軸圧縮強度を実測する必要がある。

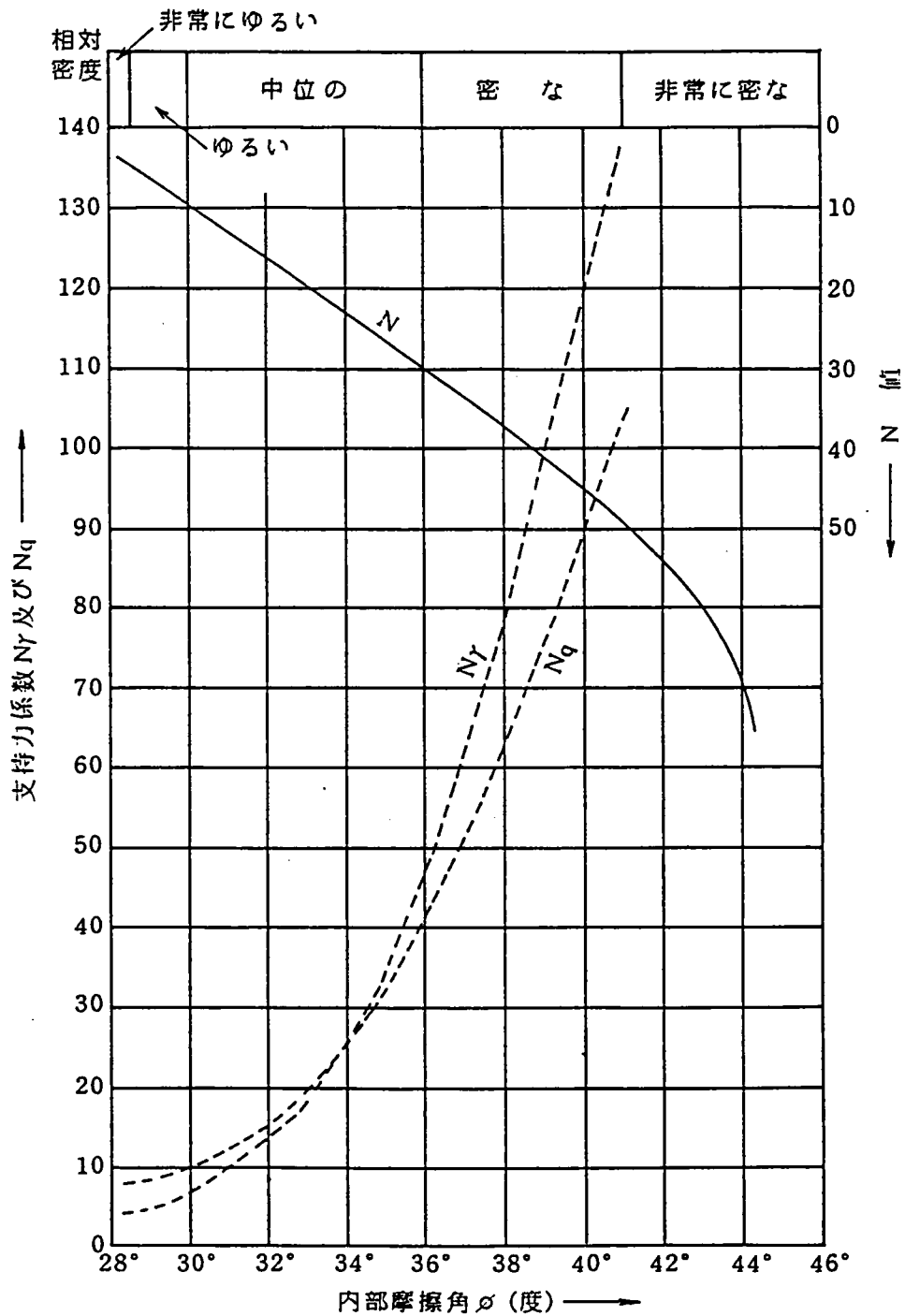


図7.2.4 N値と砂の相対密度、内部摩擦角および支持力係数との関係
 (Peck, Hanson, Thornburn による)¹⁾

表7.2.1 Meyerhofによる $N-D r-\phi$ の關係³⁾ (Meyerhof)

砂の状態	相対密度 Dr	N 値	内部摩擦角 ϕ (°)	静的コーン 支持力 q_c (tf/ft ²)
非常にゆるい (very loose)	<0.2	<4	<30	<20
ゆるい (loose)	0.2~0.4	4~10	30~35	20~40
締まった (compact)	0.4~0.6	10~30	35~40	40~120
密な (dense)	0.6~0.8	30~50	40~45	120~200
非常に密な (very dense)	>0.8	>50	>45	>200

表7.2.2 粘土のコンシステンシー, N値, q_u の關係⁶⁾ (Terzaghi, Peck)

粘土のコンシ ステンシー	N 値	現場観察	一軸圧縮強さ q_u (kgf/cm ²)
非常に柔らかい	>2	こぶしが容易に10数センチ入る	<0.25
柔らかい	2 ~ 4	親指が容易に10数センチ入る	0.25 ~ 0.5
中くらい	4 ~ 8	努力すれば親指が10数センチ入る	0.5 ~ 1.0
堅い	8 ~ 15	親指で凹ませられるが, つっこむことは大変である	1.0 ~ 2.0
非常に堅い	15 ~ 30	つめでしるしがつけられる	2.0 ~ 4.0
大変堅い	>30	つめでしるしをつけるのがむずかしい	>4.0

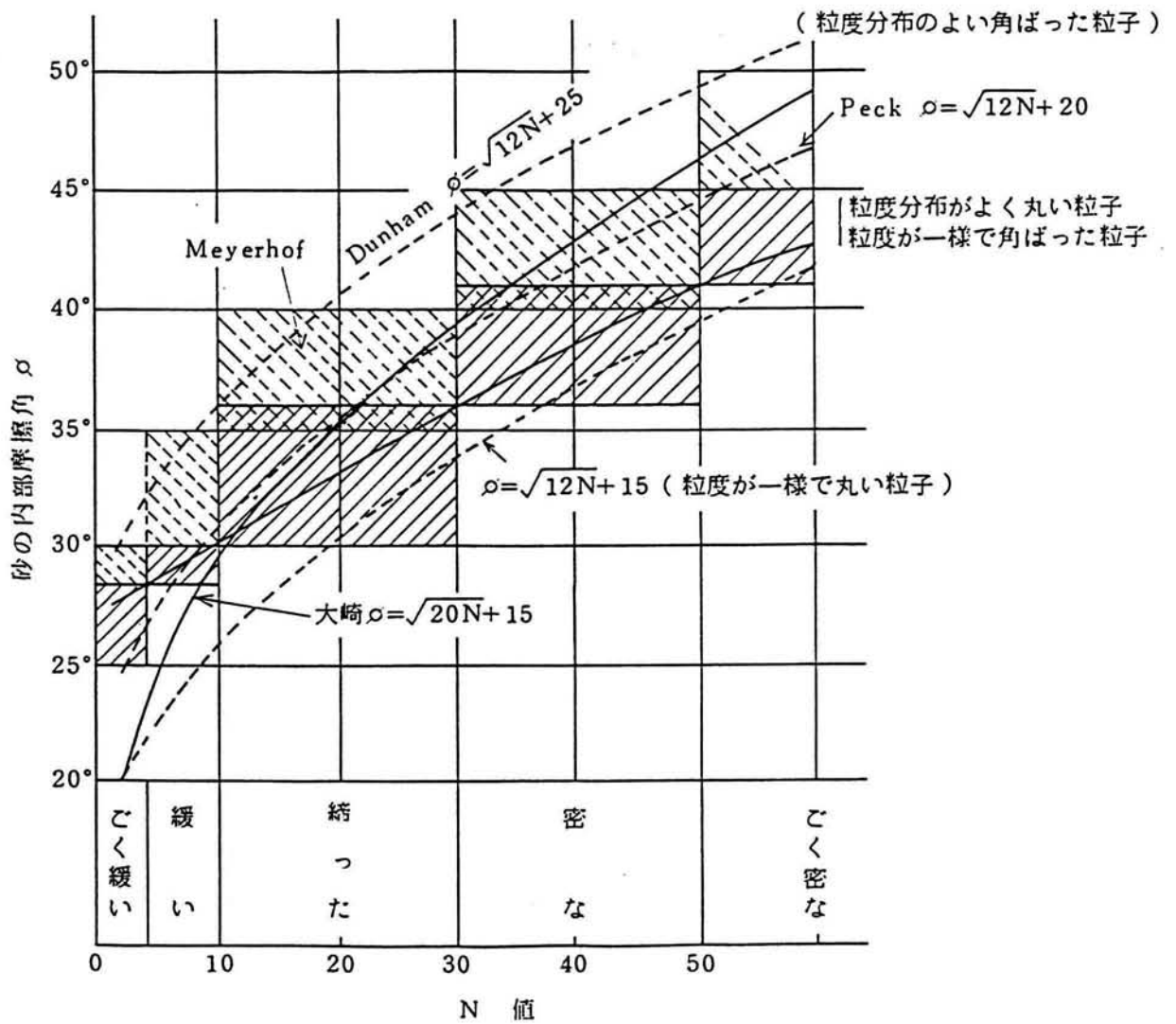


図7.2.5 砂の内部摩擦角 ϕ とN値の関係

(Terzaghi, Peck, Meyerhof, Dunham, 大崎⁵⁾)

7.2.4 カッタトルク算定結果と実機実績との比較

表7.2.3に検討対象とした実機実績データをまとめて示す。いずれも安定掘進状態におけるものである。なお、表中のN値はシールド掘削断面における平均値であるが、いずれのケースも掘削断面内でほぼ一定であった。また、全ケースが地下水位以下での施工事例である。また、表7.2.4は、前述のカッタトルク算定式(7.1)～(7.5)によって求めた実機トルク推定値である。

カッタ前面への作用土圧 p_H は実測値を用い、カッタ外周面への作用土圧は第2章の式(2.11)～(2.13)に示したゆるみ土圧算定式によって評価した。なお、いずれのケースも掘進条件 v/f が一定で、カッタトルク、推力等の負荷特性および土量収支が安定状態にあった。カッタチャンバ内の充填状況(図7.2.3の土圧作用領域角 α_b)は、実機稼動時のカッタチャンバ内土圧分布や模型実験結果から、泥水式シールドで $\alpha_b = \pi$ 、土圧式シールドで $\alpha_b = 2\pi$ とした。

表7.2.5 トルク係数の比較

形 式	分 類	α 値 (tf/m ²)
面板支持式	装 備 値	1.15
	実 績 値	0.53
泥水加圧式	装 備 値	1.23
	実 績 値	0.47
土圧式	装 備 値	1.85
	実 績 値	0.81

掘削形式による補正係数 ξ は、表7.2.5に示すカッタトルク係数 α の面板式シールドの実績値に対する比で求め、泥水式 $\xi = 0.89$ 、土圧式 $\xi = 1.53$ を得た。231ページの図7.2.6は、表7.2.3、7.2.4にそれぞれ示したカッタトルクの実績値と推定値との関係を示すものである。

表7.2.4、図7.2.6から、カッタトルク推定結果について次のことがわかる。

- (1) シールド形式によらず、実機実績トルクとカッタトルク算定式による推定トルクとの対応は良好である。カッタ径が大きくなると推定値が実績値に比べてやや小さくなる傾向にあるが、これは今回評価を行わなかった他のカッタトルク成分の影響によるものと考えられる。
- (2) カッタトルク成分の比較によると、図7.2.1に示した従来の設計値に比べて特に泥水式シールドの背面トルク T_b が高い傾向にある。なお、前面トルク T_s が総カッタ

表7.2.3 実機カッタトルク実績

掘削形式	Case No.	土質種類	N 値	土被り高さ H (m)	カッタ径 D (m)	開口率 As (%)	掘進速度 v (cm/min)	カッタ回転数 f (rev/min)	トルク係数 α (tf/m ²)	カッタトルク T _a (tf·m)
泥	S-1	細砂	30	22.8	5.18	7	5.0	0.93	0.72	100
	S-2	砂礫	40	11.0	2.88	17	5.0	0.75	0.43	10
		砂	50	21.0	6.05	5	1.8	0.95	0.56	124
	S-4	砂	40	19.0	2.88	20	0.6	1.00	0.52	12
	S-5	シルト	5	5.0	2.89	9	0.8	1.8	0.46	11
土	C-1	砂礫	50	13.0	2.13	50	4.7	3.1	1.08	10
	C-2	砂礫	35	11.0	2.68	40	4.5	2.3	1.1	21
		シルト	5	5.5	3.48	33	2.0	1.5	1.6	67
	C-4	砂礫	30	13.0	2.13	50	3.0	3.1	0.90	9
		砂礫	45	13.0	2.68	40	2.9	2.3	1.20	23
	C-6	固結シルト	40	11.5	3.28	40	2.9	1.87	0.46	16
		固結シルト	40	11.5	3.28	40	2.3	1.87	0.54	19

表7.2.4 カッタトルク推定結果

Case No.	有効土被り高さ h_0 (m)	作用土圧 P_H (kgf/cm ²)	せん断パラメータ				切削トルク T_c (tf·m)	前面トルク T_s (tf·m)	背面トルク T_b (tf·m)	外周面トルク T_h (tf·m)	総カッタトルク T (tf·m)	掘補削正形係数	推定カッタトルク T_e (tf·m)	推定トルク 実績トルク
			ϕ (°)	δ (°)	c (kgf/cm ²)	c_a (kgf/cm ²)								
S-1	11.0	0.36	40	20	—	—	—	21	7	89	0.89	79	0.79	
S-2	5.8	0.25	42	21	—	—	—	3	1	11	0.89	10	1.00	
S-3	11.5	0.31	40.5	22.3	—	—	—	35	9	123	0.89	110	0.89	
S-4	6.9	0.23	42	21	—	—	—	3	1	11	0.89	10	0.83	
S-5	5.0	0.17	—	—	0.31	0.16	—	5	2	18	0.89	16	1.45	
C-1	4.9	0.19	45	22.5	—	—	—	2	0.2	6	1.53	9	0.90	
C-2	5.5	0.25	40.5	20.3	—	—	—	3	1	11	1.53	17	0.81	
C-3	5.5	0.07	—	—	0.31	0.16	—	12	3	38	1.53	58	0.87	
C-4	5.0	0.23	40	20	—	—	—	2	0.3	6	1.53	9	1.00	
C-5	5.8	0.24	43.2	21.6	—	—	—	4	1	13	1.53	20	0.87	
C-6	6.3	0.21	42	21	—	—	5	—	1	17	—	17	1.06	
C-7	6.3	0.21	42	21	—	—	7	—	1	20	—	20	1.05	

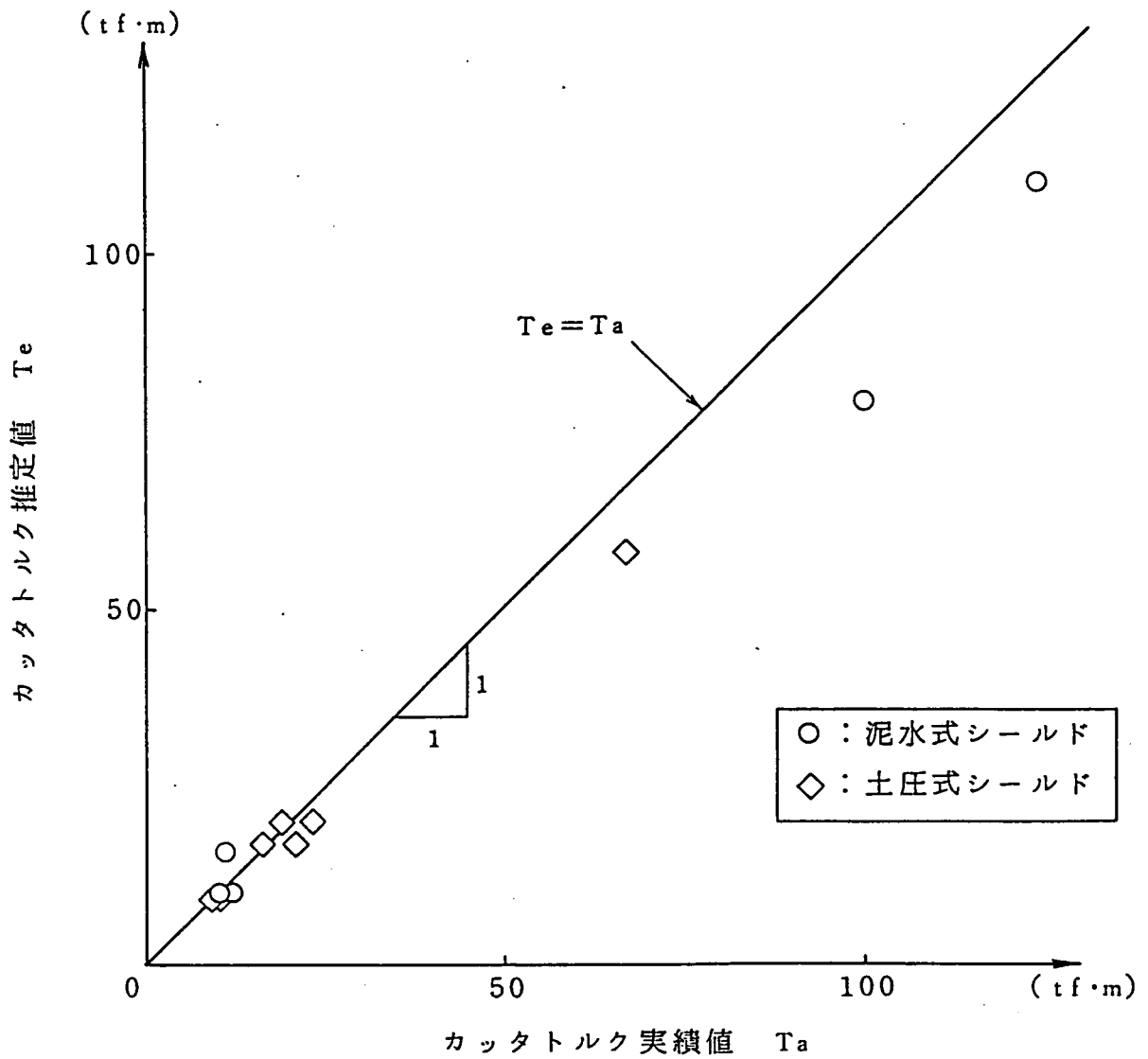


図7.2.6 カッタトルク実績値と推定値との比較

トルクに占る割合は60%前後であり、最も主要なカッタトルク成分であることがわかる。

- (3) C-6, C-7は、固結したシルト層を掘削した場合のカッタトルク実績を示す。地山は自立しており、カッタビットの切削抵抗によるカッタトルク成分のウェイトが高くなるものと考えられる。式(7.12)より、圧縮強度は $S_c = 5 \text{ kgf/cm}^2$ となり、岩目係数 $f_r = 1.0$ 、岩石物性係数 $C_c = 0.48$ とすれば、切削抵抗によるカッタトルクは全トルクの30%程度を占め、実機実績値との対応は良好である。

以上の結果、切羽面における現象、物性値の複雑さを勘案すれば、本カッタトルク算定式が地山のN値のみで計算可能であることから、十分に実用性が高いものと考えられる。今後は検証例を蓄積し、掘進条件やカッタ構造などがカッタトルクに及ぼす影響について検討を進めていく予定である。

7.3 MFシールド模型実験結果による実機トルクの推定

7.3.1 推定方法

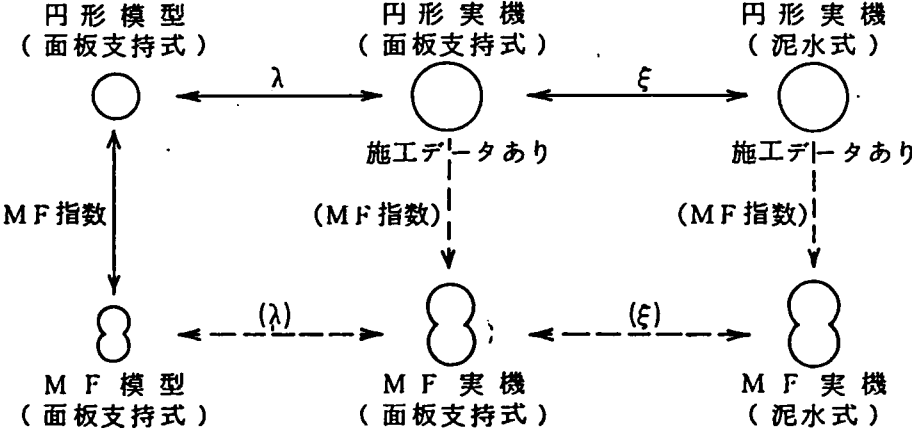
前節では、カッタトルク算定式によるカッタトルク推定値が実機実績と良好に一致することを確認し、カッタトルク算定式の実用性を検証した。第5章に述べたとおり、横型、縦型MFシールドとも、切羽面におけるカッタと地山との相互作用状況は円形シールドと同様であったため、面板式円形シールドで導びいたカッタトルク算定式の適用が可能であるが、ここでは、模型実験から得たMF指数を用いてMFシールド実機トルクの推定を行い、実験の妥当性を評価する。対象としたMFシールド実機は、京葉線京橋トンネルを施工した泥水式横型MFシールド初号機であり、各カッタ径が7.42mである。また、これと等価な断面を施工可能な円形シールドのカッタ径は10.6mである⁷⁾。

面板支持式シールド模型実験結果を泥水式シールド実機に適用するためには、相似則上の評価の他に、実機と模型との掘削形式の違いによる相違点の検討を行う必要がある。次ページの図7.3.1はその考え方を整理したものであり、概要は次のとおりである。⁸⁾

MF指数の評価 : MF指数 (円形シールドに対するMFシールドの比)
 ↓
 円形シールド実験結果とMFシールド実験結果との比較

実験結果と実機実績との比較 : λ
 ↓
 面板支持式円形シールド実験結果と面板支持式円形シールド実機実績との対応

掘削形式による相違点の把握 : ξ
 ↓
 円形シールド実機実績 (面板支持式, 泥水式) の比較



← MF指数, λ , ξ → 直接比較可能
 (MF指数), (λ), (ξ) MF指数, λ , ξ を用いた推定

図7.3.1 基本的な考え方

7.3.2 推定結果

(1) MF指数

評価は実地盤との対応から硬地盤を対象とした。

円形シールドのカッタトルクに対するMFシールドのカッタトルクの比で与えられるMF指数は、 v/f が大きくなるにしたがって増加するが、いずれも今回実験を行った v/f の範囲ではほぼ収束している。図5.6.3によると、横型MFシールドでは0.31～0.46、縦型MFシールドでは0.18～0.29程度の値をとる。そこで、横型、縦型MFシールドのMF指数の代表値として、標準的な掘進条件 ($v = 3 \text{ cm/min}$, $f = 9 \text{ rev/min}$) における値を採用し、次のとおりとした。

横型MFシールド : $T_{MF} = 0.35$

上部先行縦型MFシールド : $T_{MF} = 0.22$

下部先行縦型MFシールド : $T_{MF} = 0.19$

(2) 掘削形式による相違点

表7.2.5から、面板支持式シールドに対する泥水加圧式シールドの掘削形式による補正係数 ξ は、 $\xi = 0.89$ となる。したがって、同一カッタ径であれば、面板支持式に比べて泥水加圧式の方が10%程度カッタトルクが低い傾向にあることがわかる。

(3) MFシールド実機実稼動トルクの推定

(i) 円形実機 (面板支持式) \times MF指数 \Rightarrow MF実機 (面板支持式)

シールド径10.6mの面板支持式円形シールドの実稼動トルクは、第1章に示した図1.2.2の回帰結果から、 $T = 630 \text{ tf} \cdot \text{m}$ 程度となる。実験から求めたカッタトルクのMF指数は、横型MFが $T_{MF} = 0.35$ 、上部先行縦型MFが $T_{MF} = 0.22$ 、下部先行縦型MFが $T_{MF} = 0.19$ であるから、等価断面施工用の各MFシールド実機 (面板支持式) の実稼動トルク推定値 T_M は次のとおりとなる。

T_M (横型MF) = $630 \times 0.35 = 221$ (tf·m)

T_M (上部先行縦型MF) = $630 \times 0.22 = 139$ (tf·m)

T_M (下部先行縦型MF) = $630 \times 0.19 = 120$ (tf·m)

(ii) MF実機 (面板支持式) $\times \xi$ (掘削形式補正係数) \Rightarrow MF実機 (泥水加圧式)

掘削形式の相違による補正係数は $\xi = 0.89$ であるから、MFシールド実機 (泥水加圧式) の実稼動トルク推定値 T_P は次のとおりとなる。

$$T_P \text{ (横型MF)} = \xi T_M = 0.89 \times 221 = 197 \text{ (tf} \cdot \text{m)}$$

$$T_P \text{ (上型先行縦型MF)} = \xi T_M = 0.89 \times 139 = 124 \text{ (tf} \cdot \text{m)}$$

$$T_P \text{ (下部先行縦型MF)} = \xi T_M = 0.89 \times 120 = 107 \text{ (tf} \cdot \text{m)}$$

(4) 装備トルクとの比較

装備トルクの推定値の評価法は、次のとおりである。

図1.2.1から、カッタ径10.6mの面板支持式円形シールドの装備トルクは $T=1370$ tf・mとなる。また、装備トルクに対するMF指数は、MFシールドのカッタ径が7.42m、先行カッタに対する後行カッタの断面1次モーメントの比が0.73であるから次式で与えられる。

$$\text{MF指数} = \frac{\alpha (7.42^3 + 0.73 \cdot 7.42^3)}{\alpha \cdot 10.6^3} = 0.59$$

次に、掘削形式による補正係数 ξ は、表7.2.5から以下のとおりとなる。

$$\xi = \frac{1.23}{1.15} = 1.07$$

したがって、泥水加圧式MFシールドの装備トルク評価値 T_D は、次のとおりとなる。

$$T_D = 1370 \times 0.59 \times 1.07 = 865 \text{ (tf} \cdot \text{m)}$$

以上より、装備トルク推定値に対して実稼動トルクの推定値は、横型MFで23%、上部先行縦型MFで14%、下部先行縦型MFで12%程度となる。したがって、両MFシールドとも、カッタ構造によらず、従来の装備トルク設計法で十分余裕があることがわかる。

7.3.3 MFシールド実機実績との比較

JR東日本御京葉線京橋トンネル工事では、MFシールドの初号機であるカッタ径7.42mの泥水式横型MFシールドが導入された。施工現場の土質条件は洪積砂層であり模型実験の硬地盤^{7), 10)}に対応する。

図7.3.2は、定常掘進状態における横型MFシールド実機の総カッタトルク T とシールドジャッキ総推力 P_j との関係式を示すものである¹¹⁾。カッタ回転方向によってやや差があるが、両者の間には正の相関が認められカッタトルクは $T=100\sim 200$ tf・m程度

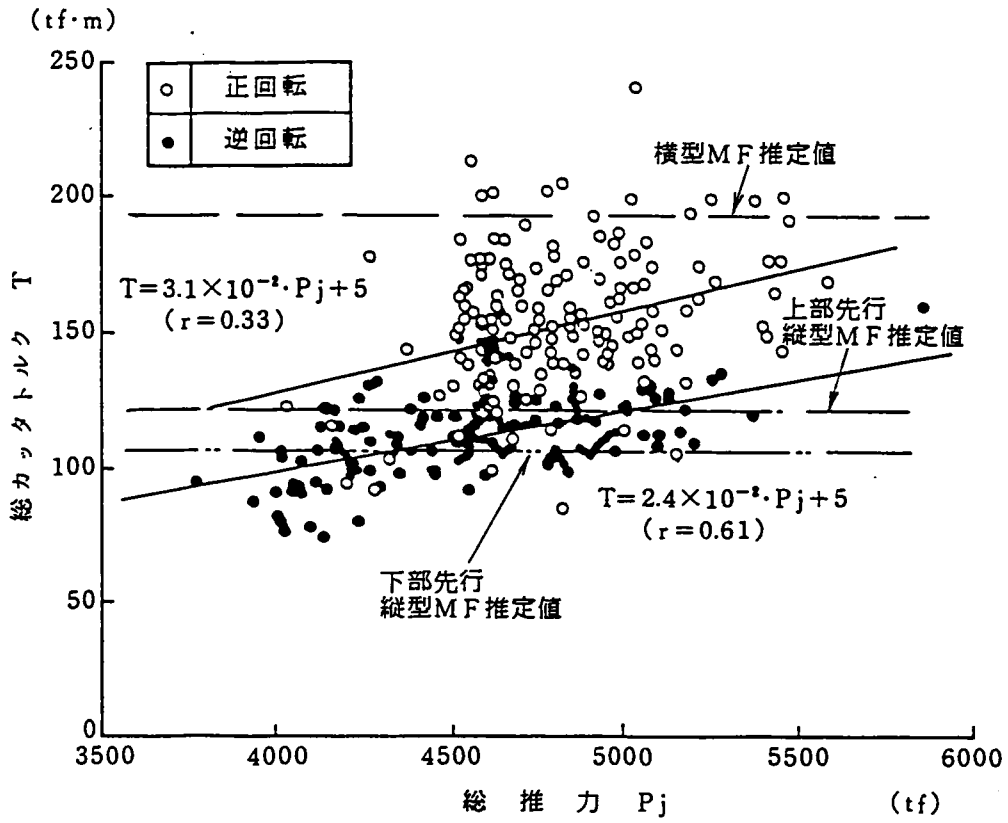


図7.3.2 総推力と総カッタトルクとの関係¹¹⁾

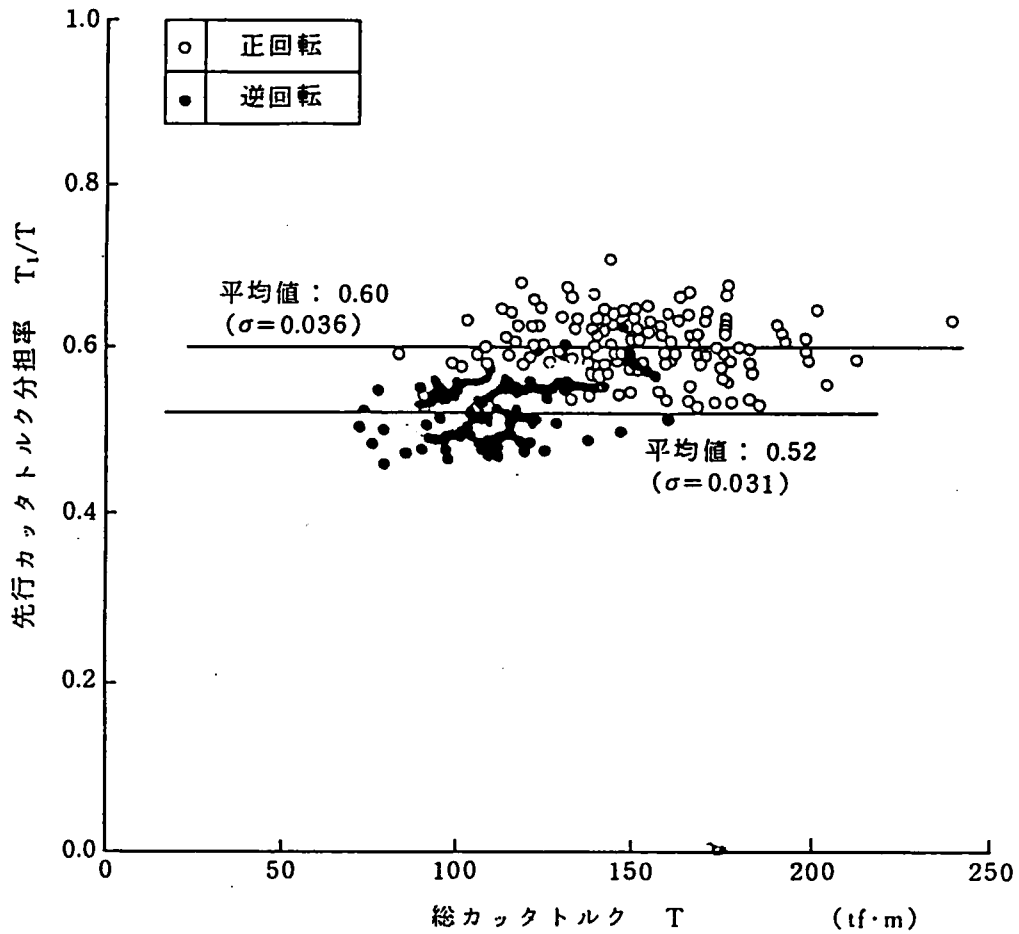


図7.3.3 先行カッタのトルク分担率¹¹⁾

である。これに対し、前述の横型MFシールドの実稼動トルク推定値は、 $T_p = 197$ tf・mであり、両者は良好に一致する。

なお、前ページの図7.3.3は、横型MFシールド実機における先行カッタのカッタトルク分担率 T_1 / T を示す。第5章の実験結果によると、カッタトルク分担率は $T_1 / T = 0.6$ 程度であり、実機におけるカッタトルク分担率 $T_1 / T = 0.52 \sim 0.60$ と良好に対応する。

以上の結果、実機の約1/10の模型で実施したMFシールド模型実験が、実機のカッタトルク特性を良く模擬していることが検証されるとともに、MF指数、掘削形式補正係数を用いたMFシールド実機のカッタトルク評価法が妥当であることが確認された。

7.4 結 び

本章で得られた知見をまとめると次のとおりなる。

- (1) 土質地盤を掘削する場合のカッタトルクの大部分が、カッタ前面、背面、外周面におけるせん断抵抗によって発生することに着目して、実機実稼動トルク算定式を提案した。同式では、地盤とカッタとのせん断条件は地盤のN値から求めており、シールド諸元とN値のみからカッタトルクの推定が可能である。推定結果と実機実績との対応は、シールド形式、地盤条件によらず良好であり、同式の実用性が確認された。
- (2) 一方、固結土や軟岩のように自立した掘削対象については、カッタビットによる切削抵抗によるカッタトルク成分が占めるウェイトが高くなる。第6章で導びいた切削抵抗評価式に基づいてカッタトルクを算定したところ、実機実績との対応は良好であった。
- (3) 面板式MFシールド模型実験結果から求めた円形シールドとMFシールドのカッタトルクの比で表現されるMF指数と、泥水式、面板式シールド実機のトルク係数の比較から得た掘削形式による補正係数を用いて、泥水式MFシールドの稼動トルクの推定を行った。推定結果と泥水式MFシールド実機の実稼動トルクとの対応は良好であり、本推定法およびMFシールド模型実験の妥当性が確認された。

参考文献

- 1) Peck R.B., Hanson W.E., Thornburn T.H. : 「Foundation Engineering」, New York, John Wiley & Sons, 1953
- 2) Dunham J.W. : 「Pile Foundations for Buildings」, Proc. of the ASCE, Jour. SMF Div., Vol. 80, SM1, 1954
- 3) Meyerhof G.G. : 「Penetration Tests and Bearing Capacity of Cohesionless Soils」, Proc. of the ASCE, Jour. SMF Div., Vol. 82, SM1, 1956
- 4) 大崎 順彦 他 : 「東京地盤図」, 技報堂, 1959
- 5) 土質工学会編 : 「設計における強度定数 - c , ϕ , N 値 -」, 土質基礎工学ライブラリー-32, 土質工学会, 1988
- 6) 土質工学会編 : 「土質調査試験結果の解釈と適用例」, 土質基礎工学ライブラリー-4, 土質工学会, 1976
- 7) 清水 満, 佐藤 武志 : 「世界初のMFシールドの施工 - 京葉線京橋トンネル -」, トンネルと地下, Vol. 20, No.1, 1989
- 8) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他 : 「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その1)」, 土木学会第43回年次学術講演会講演概要集, 1988
- 9) 松本 嘉司, 新井 時夫, 大石 善啓 他 : 「多円形断面シールド (MFシールド) の模型実験 (その5)」, 土木学会第44回年次学術講演会講演概要集, 1989
- 10) 渡辺 節雄, 小野 浩克 : 「京葉都心線京橋トンネル建設工事」, 土木施工, Vol. 29, No.9, 1988
- 11) 松本 嘉司, 岡田 宏, 内田 聰吉, 大塚 本夫 : 「多円形断面シールドトンネル (MFS) 工法の研究および開発」, 土木学会論文報告集, No.397, 1988

第8章 結 論

1988年度における全国のシールド掘削機の総生産台数は300台にも及び、ここ数年で著しい伸びを見せている。また、本研究でも取り上げたように、マルチフェイスシールド工法やメカニカルシールドドッキング工法に代表される新しいシールド工法も次々と開発されている。さらに、国家規模で取り組まれている地下空間有効利用プロジェクトの中で、最も早期に実現される可能性が高いのは、シールド工法による大深度地下鉄計画や首都圏の長距離道路トンネル計画であると考えられる。

本論文は、このように将来の地下空間整備にますます重要な位置を占めると考えられるシールド工法の中で、従来ほとんど検討がなされていなかった機械式シールド掘削機のカットトルク発生機構に関する実験研究を行ったものである。

以下に各章で得られた結果をまとめて示す。

第1章では、シールド掘削機の概要を示し、面板支持式、泥水式、土圧式に大別される機械掘りシールドのカットトルクの基本特性を整理した。カットトルクを成分分類すると、カットビットによる切削抵抗、カット前面、背面、外周面のせん断抵抗、土砂の持上げ・攪拌抵抗、機械抵抗に大別される。このうち、切削抵抗、カット外周面のせん断抵抗によるカットトルクはカット径の2乗に、カット前面のせん断抵抗によるカットトルクは掘削断面の1次モーメント（カット径の3乗）に比例する。そこで、カットトルクの実機実績を整理したところ掘削形式によらずカット径の3乗に比例し、カットトルク成分としてカットと地山とのせん断抵抗が支配的であることが判明した。また、シールド機のカットトルクに関する従来の研究例についてまとめ、研究の着目点を整理した。

第2章では、第1章に述べたカットトルクの成分分類結果に基づいてシールド掘削機のカットに作用する力を分類し、カットトルクの一般式を導びいた。切削抵抗については、まず土の変形・破壊挙動を目視可能なX線ラジオグラフィを用いた可視化実験によって土の切削メカニズムを把握した。この結果、せん断破壊線の発生状況や周辺土のひずみ分布を評価するとともに、すくい角と切削抵抗との関係などの切削現象の基本特性を明らかにした。次に、土の切削抵抗評価手法として定評のある比切削理論に基づいてカットビットの切削抵抗トルク算定式を導びいた。同式を用いた試算の結果、通常の土質地盤を掘削す

る場合には、カッタビットの切削抵抗によるカッタトルク成分が総カッタトルクに占める割合は小さいことがわかった。せん断抵抗については、その支配要因であるカッタ前面、背面、外周面への作用土圧、せん断抵抗に関する土質パラメータについて検討を行った。この結果、切羽におけるカッタ各部のせん断状態を考慮した基礎式が導びかれ、地盤の粘着力、内部摩擦角などが計算パラメータとなることが明らかとなった。また、従来不明であった掘進条件や地盤条件との関係について考察を行い、地盤の自立性やカッタ構造によって決まる取込み効率が、カッタ前面のせん断抵抗に起因するカッタトルク成分の支配要因であることを示した。なお、取り込み効率は掘進条件である v/f (v :掘進速度, f :カッタ回転数) と対応するため、カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク成分は v/f と有意な関係にあることが明らかになった。土砂の攪拌・持ち上げ抵抗については、各スポーク、アジテータに受働土圧が作用すると考えて定式化を行った。以上の結果、各カッタトルク成分について一般式が導かれた。

第3章～第5章では、カッタトルクの発生機構を明らかにし、支配要因、影響を与えるパラメータを検討する目的で一連のシールド模型実験を実施した。また、各実験結果との比較から、第2章で導びいたカッタトルク算定式の妥当性を検証した。

第3章では、複線鉄道トンネル用大断面円形シールドのほぼ $1/10$ に相当する直径 1 m のカッタフェイスを装着した面板支持式シールド模型実験結果についてまとめた。ここでは、締め固めの状態が異なる2種類の砂地盤を掘削した場合のカッタトルク特性から、地盤強度、自立性がカッタトルクに及ぼす影響を検討した。この結果、地盤の強度差そのものによるカッタトルクの相違は大きくないことが判明した。次に、カッタトルクが一定状態となる安定掘進条件下では掘進速度 v とカッタ回転数 f との比で与えられる掘進条件パラメータ v/f とカッタトルクとの間に線形関係が成立することが明らかになった。前述のとおり v/f は物理的には切羽面における土量収支を意味し、カッタ前面抵抗と v/f との間にも線形関係が成立した。したがって、カッタトルクと v/f との関係式の比例係数が、カッタ前面への作用土圧の変化を意味し、切片項が直接 v/f に依存しないカッタ背面および外周面のせん断トルクなどによって構成されることが明らかになった。また、カッタビット高さがカッタトルクに及ぼす影響について検討し、カッタビットの切削厚さがカッタビット高さ以下であればカッタビット高さによる差がないことを示した。なお、カッタビットの切削抵抗によるカッタトルクは、総カッタトルクの 1% 以下であっ

た。さらに、第2章で示したカッタトルク算定式にカッタ前面作用力の実測値を代入してカッタトルク算定値と v/f との関係を求めたところ、実験結果と良好に対応した。この結果、カッタトルク算定式の基本的な考え方が妥当であるとともに、地山の土質データを用いた実稼動時のカッタトルクの推定が可能であることが確認された。

第4章では、同じく直径1mのスポーク式カッタを装備した土圧式シールド模型実験結果についてまとめた。ここでは、カッタ構造がカッタトルクに及ぼす影響について考察を行った。具体的には、外周リング構造のある通常の土圧式シールド、中間リング構造を有するメカニカルシールドドッキング(M.S.D.)工法用シールド、リング構造のないスポーク式シールドの3種類のカッタ構造についてカッタトルクの比較を行った。この結果、カッタ構造によって土-土、土-鋼の各せん断領域の大きさと位置が変化するために、リング構造がカッタ外周部にある方がカッタトルクが小さくなるなどカッタ構造によってカッタトルクに差が生じることが判明した。また、第3章に示した面板式シールドとの比較を行い、面板式に比べてスポーク式シールドのカッタトルクが増大することを示し、掘削形式による前面抵抗の相違がカッタトルクの大小関係に対して支配的であることを確認した。なお、スポーク式シールドについてもカッタトルク算定式が矛盾のない結果を与えることを検証し、カッタ構造による各カッタトルク成分の成分比を明らかにした。

第5章では、新しいシールド工法として注目を集めている複円形断面(マルチフェイス)シールドについて、第3章に述べた直径1mの円形シールドと等価な施工断面を有する各カッタ径70cmの横型マルチフェイス(水平複円形断面)シールドおよび縦型マルチフェイス(鉛直複円形断面)シールドに関する比較模型実験結果についてまとめた。実験では、まず円形シールドと横型、縦型マルチフェイス(MF)シールドとのカッタトルクの共通点と相違点を検討した。この結果、MFシールドの各カッタトルクについても掘進条件 v/f と線形関係にあることや、地盤強度による差が小さいことなど、掘進条件、地盤条件に対するカッタトルクの基本特性が円形シールドと相似であることが明らかとなった。また、先行カッタと後行カッタのカッタトルクがそれぞれ独立であり、カッタ回転数の調整等によって独自に制御可能であることを確認した。カッタトルクの大小関係は、円形>横型MF>縦型MF(上部先行型)>縦型MF(下部先行型)となった。この理由としては、円形シールドに比べてMFシールドの方がカッタへの作用土圧が低下することや、カッタチャンバ構造の相違によるものと考えられる。なお、円形シールドとMFシールドとのカッタトルク比は、円形シールドに対する各MFシールドの掘削断面1次モーメント比

である0.59以下になることが判明した。土被りの無い状態で行った目視実験の結果や実験後のコーン指数測定結果によると、円形シールドに比べて各MFシールドの方が切羽の安定性が高いことが確認された。これは、前述のとおりMFシールドの掘削が各カッタで独立しており、カッタ径が小さい分だけ切羽に与える影響が小さいためと考えられる。次に、カッタ構造やカッタチャンバ構造がカッタトルクに及ぼす影響を検討し、掘削土砂の取り込み効率がカッタトルクに大きな影響を及ぼすことを実験的に明らかにした。取り込み効率と等価な意味をもつ掘進条件 v/f とカッタトルクとの関係式の比例係数の比較によると、背面に土砂がない縦型MFシールドの上部カッタの比例係数が他の1/2程度となることが明らかになった。さらに、カッタフェイスへの作用力、曲げモーメントを実測し、カッタへの作用力とカッタトルクとの関係やシールド機体の姿勢制御性についての検討を行った。この結果、MFシールドに作用する不釣り合い力がカッタトルクに比例し、カッタ回転方向の組み合わせによってその方向が定まることが明らかになった。以上のとおり、今回の比較実験の結果、円形カッタを重ね合せた横型および縦型MFシールドのカッタトルクの基本特性について、従来の円形シールドのカッタトルクとの共通点および相違点が明らかになった。

第6章では、通常の土質地盤に比べて強度や切羽の自立性が高く、第2章に述べた比切削抵抗が測定不可能な固結土や軟岩を掘削対象とした場合のカッタトルク発生機構について検討を行った。軟岩等の掘削では、通常の土質地盤と異なってカッタビットの掘削抵抗によるカッタトルクが支配的になるものと考えられる。ここでは、まず圧縮強度が30～150 kgf/cm²の4種類の強度のインタクトなソイルセメントを対象とした掘削実験から、カッタビットによる掘削抵抗力が掘削断面積と線形関係にあることを明らかにした。また、その比例定数と掘削対象の強度との間に比例関係が成り立つことを示した。次に、風化が進んだ泥岩を対象とした掘削実験から、不連続面の存在が掘削抵抗に及ぼす影響を考察し、コアサンプルと地山の弾性波伝播速度の比の2乗で定義される岩目係数によってその定量化が可能であることを示した。この結果、掘削対象の強度、岩質、弾性波速度といった簡単な地山物性値から掘削抵抗が推定可能となった。これらの掘削抵抗評価実験結果から、強度、自立性の高い地盤をカッタビットで掘削する場合のカッタトルク算定式を導びいた。

第7章では、まず最初に、第2章に基本的な考え方を示し、一連の模型実験によって検証を行ったカッタトルク算定式を用いて実機シールドのカッタトルクの推定を行った。

ここでは、実機シールドの稼働実績および一連の実験結果から、土質地盤に対してはカッタ前面、背面、外周面のせん断抵抗によるカッタトルク成分を対象とし、固結土に対してはカッタビットの掘削抵抗によるカッタトルク成分を考慮した。また、カッタトルク算定式の実用性を勘案して、地盤とカッタとのせん断条件はN値から求めた。したがって、シールド諸元とN値のみからカッタトルクの推定が可能である。なお、泥水式、土圧式シールドでは、それぞれ泥水や加泥材などを切羽面に注入するが、これらの掘削形式の違いによる切羽面でのせん断条件等の相違は、各掘削形式の実機シールドの施工実績結果から求めた補正係数によって考慮した。以上の考え方に基づいて計算を行ったカッタトルクの推定結果と実機シールドの実績カッタトルクは、掘削形式、地盤条件によらず良好に一致し、同式が十分実用的であることが確認された。次に、模型実験の妥当性を検証する目的で、円形シールドとMFシールドのカッタトルクの比で与えられるMF指数、前述の掘削形式補正係数を用いて泥水加圧式の横型MFシールド実機のカッタトルクの推定を行った。実験結果からの推定値とMFシールド実機の実績値との対応は良好であり、模型実験および実機展開法の妥当性が確認された。

以上のとおり、本論文では模型実験を中心にシールド機のカッタトルクの発生機構について検討を行った。得られた成果を総括すると次の項目にまとめられる。

- (1) シールド掘削機のカッタトルクは、カッタビットの切削抵抗、カッタ前面、背面、外周面のせん断抵抗、カッタスポークなどの持ち上げ、攪拌抵抗に成分分類される。この中で総カッタトルクに占める割合が最も高いのは、カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク成分であり、本成分は掘削断面の1次モーメントすなわちカッタ径の3乗に比例する。
- (2) カッタトルクと掘進条件である v/f (v :掘進速度、 f :カッタ回転数)とは線形関係にある。 v/f は切羽面における土量収支を意味し、カッタ前面に作用する水平方向土圧と v/f との間にも線形関係が成立する。カッタ背面、外周面のせん断抵抗によるカッタトルクが v/f に直接依存しないことから、カッタトルクと掘進条件 v/f との関係はカッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルク成分によって支配されることがわかる。

- (3) カッタ前面のせん断抵抗によるカッタトルクは、カッタ前面への作用土圧と切羽面におけるせん断条件によって左右される。目視実験等での観察結果によると、カッタフェイス上では、カッタと地山とが直接せん断される場所とカッタ表面の付着土や介在する土と地山とがせん断される場所が存在する。3種類のスポーク構造を用いた比較実験結果によると、土と土とのせん断領域のカッタ軸回りの掘削断面1次モーメントが小さいカッタ構造の方が、総カッタトルクは小さくなることが確認された。
- (4) 円形カッタを重ね合せたマルチフェイスシールドの各カッタトルクについても、(1)～(3)に述べた円形シールドのカッタトルクの基本特性を有することが認められた。等価な断面を掘削した場合のカッタトルクの大小関係は、円形シールドよりもMFシールドの方が小さく、両者の比は掘削断面1次モーメントの比以下であった。この理由としては、MFシールドの掘削が各カッタで独立しているため、各カッタ径が小さい分だけ切羽に与える影響が小さくなり、カッタ前面への作用土圧が低下するためであると考えられる。
- (5) MFシールドのカッタに作用する不釣り合い力の実測結果によると、その大きさはカッタトルクに比例し、カッタ回転方向の組み合わせによってその方向が定まった。したがって、各カッタの回転方向および回転数によるカッタトルクのコントロールによって、MFシールドの姿勢制御が可能であるとの見通しを得た。なお、不釣り合い力の発生原因は、カッタのラップ部の後行カッタにせん断力が作用しないことと作用土圧が上下で異なることが挙げられる。
- (6) 軟岩や比切削抵抗が測定困難である堅固な固結土では、カッタビットによる掘削抵抗が無視できない。これらの掘削対象では、掘削抵抗は掘削断面積と線形関係にあり、その比例係数は掘削対象の強度と比例関係にある。また、ジョイントや節理などの不連続面が存在する場合には掘削抵抗が低下するが、その程度は地山とコアサンプルとの弾性波伝播速度の比で与えられる岩目係数によって評価可能である。以上の検討の結果、軟岩や固結土を掘削対象とした場合のカッタビットの掘削抵抗に起因するカッタトルクの評価式が導かれ、支配パラメータが明らかとなった。
- (7) 一連の模型実験によって検証を行ったカッタトルク算定式を用いて実機シールドのカッタトルクの推定を行ったところ、推定値と実測値との対応は良好であった。この結果、従来不明であった実稼動時のカッタトルクの評価が可能となり、地盤のN値とカッタ諸元をパラメータとするカッタトルク算定のための実用式が得られた。

著者は現在テラメカニクスに関する研究に従事している。ここにテラメカニクスとは、地盤と機械との相互作用問題を扱う学問分野であり、本論文で対象としたシールド掘削機のカッタトルクもまさしく両者の相互作用によって発生するものである。一般に、テラメカニクスで扱う問題は支配要因が多種多様であり、現象を定量的に説明することが困難な場合が多い。切羽面におけるカッタと地山との相互作用であるカッタトルクについても例外ではなく、その発生機構、諸特性は極めて複雑である。本論文で取り上げた内容はその一部についての検討結果に過ぎないが、上記のとおり、従来不明であったカッタトルクの発生メカニズムについていくつかの貴重な知見が得られた。

本論文が、今後の本分野における研究の礎となれば著者の望外の喜びとするところである。

謝 辞

本論文は、著者が三菱重工業㈱に入社以来実施してきたシールド掘削機に関する一連の研究成果をとりまとめたものである。

論文作成にあたっては、京都大学教授皇昭治郎博士に終始貴重な御意見・御指導を賜った。特に、土木施工学、建設機械学といった学問分野における基本的な考え方を同教授から御教示頂いたことは、本論文のとりまとめのみならず著者の今後の研究活動にとって大きなプラスであった。

京都大学教授中川博次博士には、著者が同教授の研究室に配属されて以来、研究活動に対する取り組み姿勢、土木工学における現場の重要性を教えて頂いた。また、本論文執筆中には厳しくかつ暖かい励ましの言葉を頂戴した。京都大学助手建山和由博士には、本論文について懇切丁寧な御討議と御助言を頂いた。同助手の適確なアドバイスは、本論文をまとめる上で大きな力となった。

以上の各先生に巡り会えたことは、著者にとって大きな幸運であった。ここに記し、深く感謝の意を表します。

最後に、本論文の執筆を御許可頂き、激励を賜った三菱重工業㈱高砂研究所取締役所長白木万博博士、元主管市場悟氏をはじめ、御理解と御協力を頂いた社内外の皆様にご心より感謝致します。