

多円形断面シールドの掘削特性に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY OF MULTI-CIRCULAR FACE SHIELD TUNNELLING

松本嘉司*・新井時夫**・波多腰 明***

By Yoshiji MATSUMOTO, Tokio ARAI and Akira HATAKOSHI

Using an ordinary circular shield for construction of double track railway tunnel, the cross section becomes larger than the net required section. As a result, the construction work takes not only more cost but also longer time. The multi-circular face (MF) shield tunnelling has been developed to mitigate these problems, and can build a tunnel with a special cross section comprising multi-circles partially overlapped.

In this study, the experiment is executed to make clear the basic behaviors of double-circular face shields (one with two faces aligned horizontally and the other with faces aligned vertically). The results show that the cutter torque and total thrust force of the MF shield are smaller than those of a circular face shield to construct the same double track railway, and that the MF shield has good characteristics in the stability of a cutting face and in its maneuverability.

Keywords: multi-circular face, shield tunnelling, experimental study

1. まえがき

多円形断面シールドトンネル (MFS) 工法は複数の円形断面を一部重ね合わせて掘削するトンネル施工法¹⁾であり、今後の地下空間の有効利用に大きな役割を果たしていくものと考えられる。図-1は複線鉄道用の円形シールドトンネルと複円の横型MFシールドトンネルとの断面を比較して示したものである。このように断面を多円形にすると、掘削断面積が少なくなり経済的になる。また、トンネル内の換気にも有利な構造と考えられる(表-1参照)。JR東日本京葉都心線京橋シールドトンネルは、この工法を用いて施工されたものであり、そこでの設計および施工実績については、著者はすでに先の論文²⁾で発表した。また、その論文で横型MFS工法の応用として縦型MFS工法について示したが、縦型MFS工法は、地上部占有面積が少なくて済むことから、用地制限の厳しい地域では、今後需要が発生してくるものと考えられる。しかし、これらのMFシールドは、

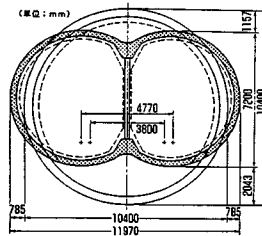


図-1 断面比較

表-1 諸元比較

項目	単位	断面形状		
		1円形	2MF	2円
断面外径(縦)	m	10.40	7.20	0.69
断面外径(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 ²	12.6	10.3	0.82
二次覆工	m ²	6.3	5.6	0.89
掘込注入工	m ²	4.4	5.5	1.25
インハートコンクリート	m ²	9.7	1.8	0.19

従来の円形断面のシールドに比べ特殊な断面形状であるため技術的問題点も多く、シールドの設計方法、掘削時の姿勢制御方法など確立されていないところが少なくない。

本研究は、従来の円形断面シールドと複円の横型および縦型MFシールドの掘削特性を模型実験により解明し、MFシールドの特性について考察したものである。

2. 実験概要^{3),4)}

(1) 実験の目的

実験は、広範囲な地質への対応が可能で切羽安定性に優れた面板形の密閉型泥水式シールドを対象とした。また、MFシールドのカッターヘッド配列には同一平面

* 正会員 工博 東京大学教授 工学部土木工学科
(〒113 文京区本郷7-3-1)

** 正会員 株式会社 熊谷組 東京支店 支店次長
(〒162 新宿区筑土八幡町3-1)

*** 三菱重工株式会社 神戸造船所 建機設計課長
(〒652 神戸市兵庫区和田崎町1-1-1)

表-2 MFシールドにおける解明すべき現象

	円形シールドとの相違点	施工時の具体的現象
模型MF	<p>地山のアーチ効果が減少する</p> <p>応力集中</p> <p>先行掘削の影響を受ける</p>	<p>姿勢制御性</p> <p>掘土圧の作用 作用力のアンバランスによるヨーイング、ピッチング、ローリングの発生</p> <p>切羽安定性</p> <p>局部地山の崩落による土砂の過剰取り込み ゆるみ領域の拡大</p>
上部先行縦型MF	<p>地山のアーチ効果が減少する</p> <p>応力集中</p> <p>重心位置が高い</p> <p>先行掘削の影響を受ける</p> <p>乱された地山を掘削</p> <p>高さに対して幅が狭い</p>	<p>姿勢制御性</p> <p>ピッチングの増大 傾倒れの発生</p> <p>切羽安定性</p> <p>局部地山の崩落による土砂の過剰取り込み</p>
下部先行縦型MF	<p>乱された地山を掘削</p> <p>先行掘削の影響を受ける</p> <p>高さに対して幅が狭い</p>	<p>姿勢制御性</p> <p>ピッチングの増大 傾倒れの発生</p> <p>切羽安定性</p> <p>ゆるみ領域の拡大</p>

で同期回転を行うものも考えられるが¹⁾、機動性を重視しそれぞれの独立回転が可能ないようにカッターを前後にずらした構造のものを実験対象とした。

ところで、MFシールドはその形状が円形シールドに比べ特殊であるだけでなく複数のカッターが掘削時に相互干渉する可能性があり、ゆるみ土圧、カッタートルク、推進力、つり合い力などが増大することも考えられる。表-2は本実験の対象である複円のMFシールドについて解明すべき現象を示したものである。そこで、これらの現象が掘進条件や地盤条件などによって複線鉄道用の円形シールドとどのような差異がでるのかを解明し、MFシールドの実用化を図るために模型実験を実施した。なお、実験は、円形シールド、複円の横型および縦型MFシールドについて行った。

(2) 実験装置 (図-2 参照)

実験装置は、シールド、土槽、移動架台、カッター軸駆動装置、推進装置、排土装置、油圧ユニット、制御盤、および一連の計測システムから構成される。シールドは、それを支持している移動架台が油圧シリンダーにより前進することにより、土槽中を直進する。カッターの形式は、泥水シールドを念頭に置き面板式としたが、排土方法は、装置製作上の問題から泥水式とせず、チャンバー内の土砂をスクリーコンベアにより排出する方法とした。また、MFシールドの2つのカッターは、2台の油圧モータにより独立に任意の回転方向および回転速度で駆動できる。

模型寸法は、それぞれ実際の複線鉄道用のシールドを想定し、幾何学的縮尺が同一となるように決定した。なお、ピット高さ、面板開口率、ピット配置、チャンバー形状は、模型を小型のシールドとみなして決定した。また、縦型MFシールドでは、上部カッター、下部カッターのいずれを先行させるかは、切羽安定性に関する数値解析によっても両者の差は顕著でなく⁵⁾明確な評価ができないため、実験は上部先行型および下部先行型について行った。

(3) 実験条件

実験地盤は、地盤強度が実験結果に及ぼす影響をみる

表-3 地盤条件

	軟地盤	硬地盤
湿潤密度 γ_t (gf/cm ³)	1.56~1.61	1.68~1.77
乾燥密度 γ_d (gf/cm ³)	1.42~1.46	1.56~1.60
含水比 w (%)	10.0~11.2	7.7~10.9
間隙比 e	0.80~0.86	0.65~0.71
飽和度 S_r (%)	31.1~35.9	29.2~44.0
コーン指数 qc (kgf/cm ²) (シールド掘削断面位置)	10 ~ 30	100~130

(各土質データはシールド天端<深さ1m>位置の高定値)

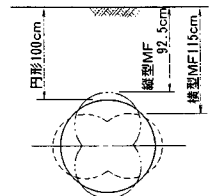


図-3 土被りの比較

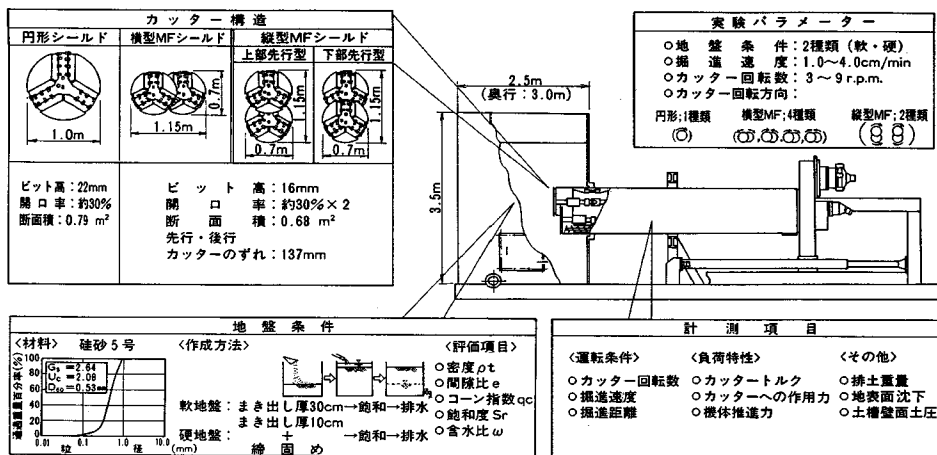
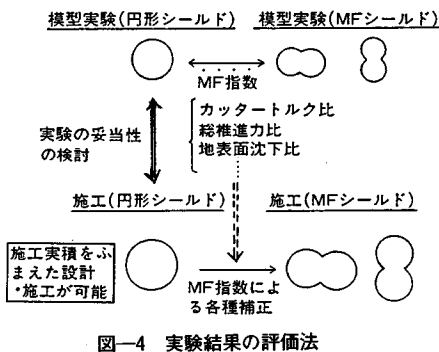


図-2 実験概要図



ため、表-3に示す2種類とした。また、土被りは、図-3に示すように円形シールドを100 cm (=1D : Dはシールド外径)とし、MFシールドについては、中心高さを円形シールドに一致させた。

カッター回転数および掘進速度は実験要因とし、それぞれ一般のシールドのカッター外周速度、掘進速度を参考にして、その範囲を設定した。カッター回転方向も実験要因とし、図-2に示す組合せとした。

(4) 実験の評価方法

地盤～機械系の模型実験では、相似則をすべてにわたって厳密に満足することは困難である。そこで、実験結果の評価は図-4に示す考え方をを用いた。すなわち、円形シールドのカッタートルクなどの実験結果を施工実績と比較することで、まず、実験の妥当性を確認した。次に、MFシールドと円形シールドの実験結果を比較し、カッタートルク、推進力などについて両者の比(MF指数)を求めることでMFシールドの特性を評価した。

3. 実験結果

(1) 負荷特性

a) カッタートルク

カッタートルクの計測はカッター駆動モータの油圧を測定することによって行った。図-5, 6におおののシールドにおけるカッタートルク T を、それぞれ軟地盤、硬地盤について示す。なお、MFシールドの T は先行と後行のカッタートルクの和(総カッタートルク)である。カッタートルクは掘進条件(掘進速度 V 、カッター回転数 f) による影響を受け、 V/f との間に線形相関性が認められた。特に硬地盤においては相関係数が大きい。また、カッタートルクの大きさは、硬地盤と軟地盤とで大差はなかった。

MFシールドのカッタートルクは、シールド型式によらず円形シールドの50%以下であった。また、縦型MFシールドのカッタートルクは横型MFシールドの40~60%であった。

縦型MFシールドの場合、上下のチャンバーに隔壁

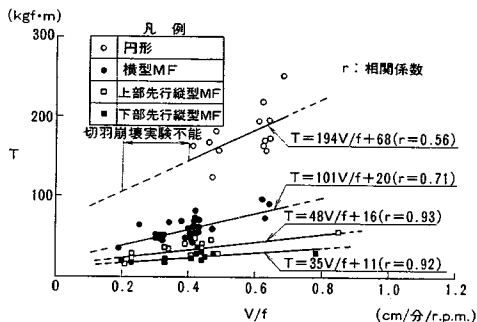


図-5 T と V/f の関係 (軟地盤)

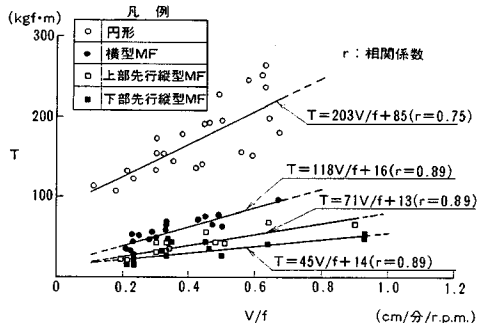


図-6 T と V/f の関係 (硬地盤)

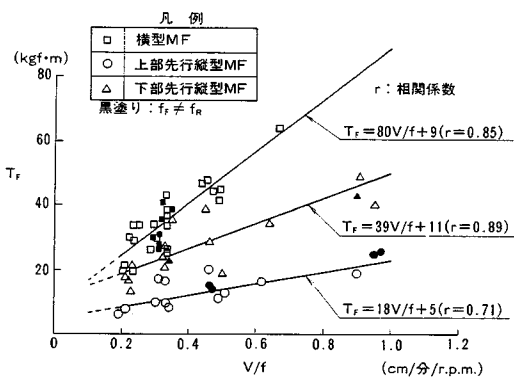


図-7 T_r と V/f の関係

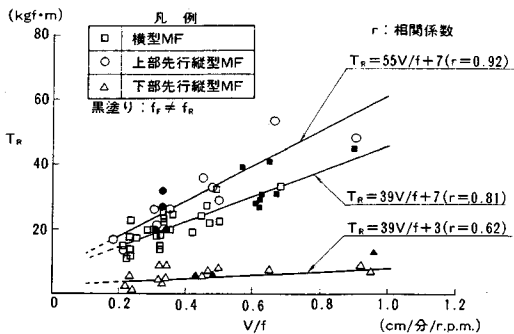


図-8 T_r と V/f の関係

のない構造としたため、上部カッターのチャンバーは、土砂の充填度が低く土砂の取込みが容易である。このため、カッタートルクが小さくなったものと推察できる。また、チャンバーに隔壁のある構造とした場合の縦型MFシールドのカッタートルクを推定するために、上部カッターと掘削面積が等しい下部カッターのカッタートルクを上部カッタートルクとした。すなわち、上部先行型では下部先行型の、下部先行型では上部先行型の下部カッタートルクをそれぞれの型式における上部カッタートルクとし、総カッタートルクを求めてみたが、横型MFシールドの80~90%であった。

図一7, 8にMFシールドの先行カッタートルク T_F 、後行カッタートルク T_R を示す。図には、種々のカッター回転方向に対する結果を同一の記号でプロットしてあるが、データはばらつかず、 T_F および T_R と V/f の間にはそれぞれ線形の相関性が認められる。また、先行カッターの回転数 f_F と後行カッターの回転数 f_R に差を与えた場合 ($f_F/f_R=0.33\sim 3.0$) も、この相関関係を満足している。これらより、MFシールドの両カッターは、他のカッターの回転方向や回転数に依存することのない独立の特性をもつことが確認された。

b) 機体推進力

シールドの掘進に対して抵抗する主な力は、切羽前面抵抗力 F_t および周面摩擦抵抗力 F_f である。

F_t は、カッター軸のひずみ計によりカッター軸力として測定した。図一9は、 F_t と V/f との関係を示したものである。横型および縦型MFシールドの F_t は円形シールドの50~60%である。なお、同図に F_t と V/f の直線回帰式を示したが、MFシールドはデータにシ-

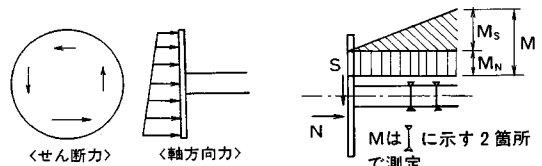
ールド型式別の有意差が認められなかったため全データを用いて求めた。

F_f は、表一4のようにして求めた。まず、推進ジャキの油圧により測定した総推進力 F が、掘進距離 L の増加に対してどの程度の割合で増加するかを求めた。この増加率 $\Delta F/\Delta L$ が単位機体長当たりの周面摩擦力であり、次に、これをスキンプレートの周長で除して、スキンプレートの単位面積当たりの周面摩擦力 F_f/A を求め、最後に、スキンプレートの面積(シールド機体長をいずれも85cmとして算定)を F_f/A に乗じて、 F_f とした。 F_f の大小関係は円形シールド>横型MFシールド>縦型MFシールドとなり、また、縦型MFシールドにおいては、下部先行型の方がやや大きい。

c) カッター軸力およびカッターせん断合力

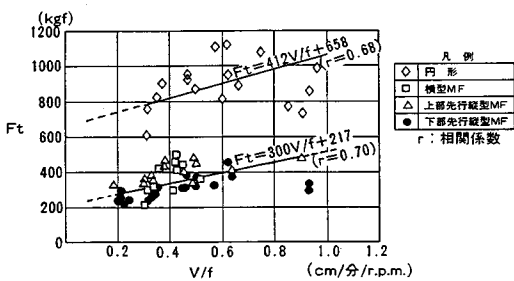
カッターに作用する力は、図一10に示すような軸力(面外荷重)とせん断力(面内荷重)である。実験では、カッター軸のひずみ計により、カッター軸の軸力 N と曲げモーメント M を計測した。なお、 M を図一11に示すように、 N の作用位置の偏心による成分 M_N とせん断力の合力 S による成分 M_S に分解し、 M_S からカッターせん断合力 S を求めた。

図一12は、円形シールドおよびMFシールドの先行

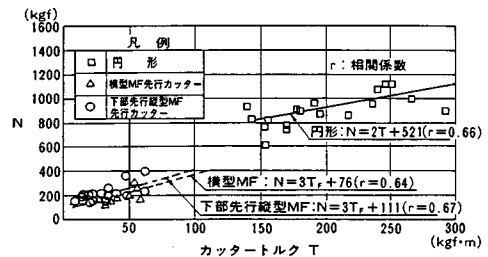


図一10 カッターに作用する力

図一11 Mの成分



図一9 F_t と V/f の関係



図一12 N と T の関係

表一4 F_f 計算結果

シールド型式	円形		縦型MF		備 考
	横型MF	上部先行型	下部先行型		
単位機体長あたりの周面摩擦係数 $\Delta F/\Delta L$ (kgf/cm)	24.9	23.3	17.6	19.3	MFシールドの機体長L 機体長Lはいずれも一律85cmとした
周 長 (cm)	314	318	318	318	
単位面積あたりの周面摩擦係数 F_f/A (kgf/cm ²)	0.079	0.073	0.055	0.061	
周面摩擦抵抗力 F_f (kgf)	2,120	1,880	1,420	1,560	

表一5 N 回帰結果

シールド型式	回 帰 式	相関係数	
円 形	$N=2 T +521$	0.66	
横型MF	先行カッター	$N=3 T_r +76$	0.64
	後行カッター	$N=7 T_r -14$	0.74
上部先行	先行カッター	$N=6 T_r +52$	0.68
縦型MF	後行カッター	$N=4 T_r +142$	0.95
下部先行	先行カッター	$N=3 T_r +111$	0.67
縦型MF	後行カッター	$N=8 T_r +51$	0.70

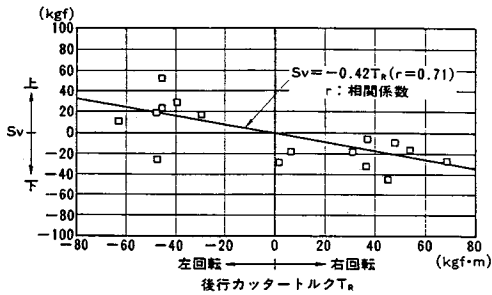


図-13 Sv と Tr の関係 (横型 MF シールド)

表-6 発生せん断合力の推察

カッター位置	カッター回転方向	せん断力	せん断合力	備考
先行カッター	上部先行型			a < b c = d
	下部先行型			
後行カッター	横型後行			a < b c > d
	上部先行型			
後行カッター	下部先行型			a > b c = d
	下部先行型			

(・表はカッターが右回転時について示したものである
・カッターが左回転時は表中の矢印の方向が全て逆になる)

カッターの軸力 N とカッタートルクとの関係を示したもので、それぞれ正の相関性が認められた。この傾向は、他のカッターについても同様であり、N と T の直線回帰式をまとめると、表-5 となる。

カッターせん断合力 S の鉛直方向成分 Sv、水平方向成分 SH は、それぞれ、カッターに作用する鉛直方向、水平方向のせん断力のつり合いを表わすものである。Sv は、横型 MF シールドの後行カッターを除いていずれも小さな値であった。これは、カッターの形状が左右対称のため、鉛直方向のせん断力が左右でつり合っているためであると考えられる。横型 MF シールドの後行カッターの Sv は、カッタートルクとの間に図-13 に示すような関係があり、カッターが右回転時に下方向、左回転時に上方向の Sv が作用していた。この鉛直方向のせん断力のつり合いは、表-6 で推察するように先行と後行の面板が重なっていることによって生じたものと考えられる。

一方、SH は、縦型でも横型でもすべてのシールドのカッターで生じた。縦型 MF シールドにおける SH とカッタートルクとの関係を図-14 に示す。いずれのカッターについても両者には強い相関関係がある。このことは、他のシールドのカッターについても同様であり、表

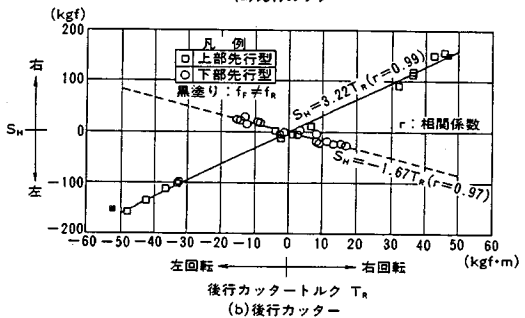
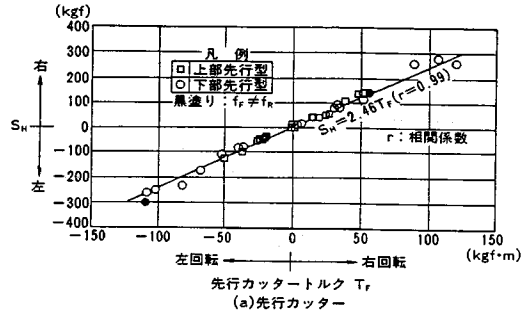


図-14 SH と T の関係 (縦型 MF シールド)

表-7 SH 回帰結果

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

7 は SH とカッタートルクの直線回帰式をまとめたものである。SH は、下部先行縦型 MF シールドの後行カッターを除き、カッターが右回転時に右方向、左回転時に左方向となった。形状が上下対称のカッターにも、SH すなわちせん断力の水平方向のつり合いが生ずるのは、カッター前面土圧が深さ方向に増加するためであると考えられる。なお、MF シールドの先行カッターでは、SH とカッター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ーでは傾きが 3.22 と大きく、下部先行型の後行カッターでは傾きが負となるが、これは先行カッターと重なる部分の後行カッターにせん断力が発生しないことによるものと考えられる (表-6 参照)。

図-14 に、先行カッターと後行カッターとの回転数に差を与えた場合 ($f_r/f_R = 0.33 \sim 3.0$) の SH とカッタートルクとの関係を示すが、両者の関係はカッター回転数

に差のない場合と変わらない。これより、カッタートルクの特長について、MF シールドの先行カッターと後行カッターは独立であると考えられる。

(2) 切羽安定性

a) 地表面沈下

図-15 に、軟地盤における各シールド型式の標準的な横断方向地表面沈下分布を示す。地表面沈下の絶対量および横断方向の影響範囲は、円形>横型MF>縦型MF となり、また縦型MF シールドの上部先行型と下部先行型との間に差がほとんどなかった。一方、硬地盤においては、地表面沈下はほとんど発生しなかった。

b) 地盤のゆるみ

掘進前後の地盤のコーン指数の低下状況を調べた結果を図-16 に示す。コーン指数の低下高さはいずれのシールド型式においても約 50~60 cm であるが、低下の程度は円形シールドに比べてMF シールドは小さい。また、縦型MF シールドにおいて、上部先行型と下部先行型で周辺地盤のコーン指数の低下範囲を示すと、図-

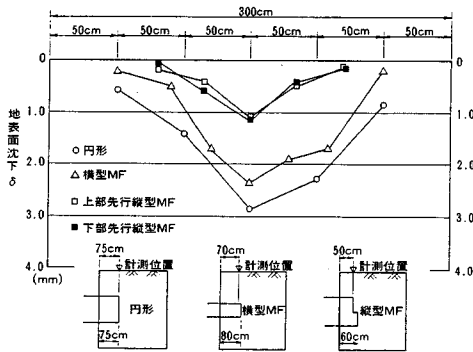


図-15 横断方向地表面沈下分布 (軟地盤)

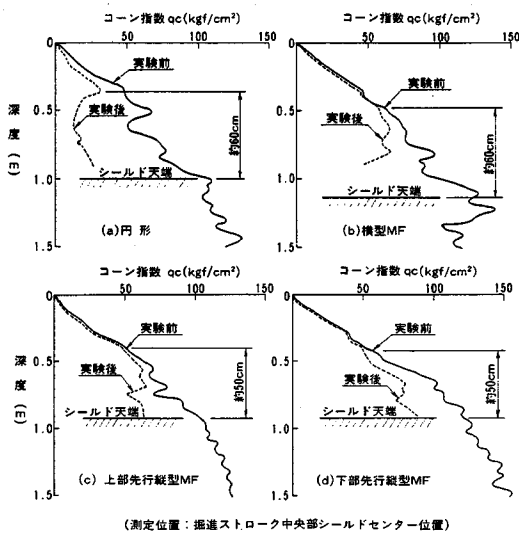


図-16 実験前後のコーン指数の比較

17 となり、両者に大差は認められない。

さらに、MF シールドのくびれ部分付近の地盤の崩壊の有無を調べるために、トレーサー (長さ 1 cm 程度のゴムホース片) を 10 cm 間隔で設置した。その結果、地盤条件、シールド型式、およびカッター回転方向にかかわらず、排出されたトレーサーはなく、くびれ部分付近の地盤の崩壊はなかった。また、MF シールドにおける排土量は、軟地盤・硬地盤にかかわらず、掘進断面積相当の排土量に等しかった。

これらの結果から、MF シールドの周辺地盤への影響は円形シールドよりも少ないものと判断できる。

c) 目視実験

地山崩壊の広がりや発生パターンを観察することを目的として、軟地盤において、土被りを 0 とし、積極的に地山の崩壊を生じさせる掘進条件で実験を実施した。なお、土被りを有する通常の実験で用いた掘進条件 ($0.2 < V/f < 1.0$) では、いずれのMF シールドにおいても地山の崩壊はなかった。そこで、掘進速度 V を 0.5~1.0 cm/min、カッター回転数 f を 9 rpm とし、カッターによる地山の押し付けの程度がきわめて小さな掘進条件

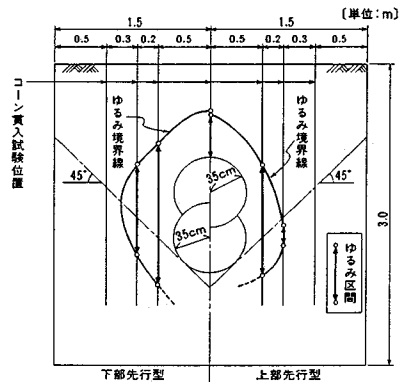


図-17 縦型MFシールドのゆるみ比較



左：横型MFシールド
(カッター回転方向：↺)

左下：縦型MFシールド (上部先行型)

右下：縦型MFシールド (下部先行型)

< 格子の間隔は10cm >

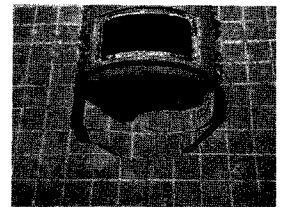
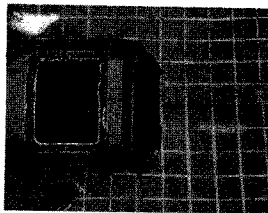


写真-1 目視実験状況

($V/f < 0.1$) で実験を行った。横型 MF シールドおよび縦型 MF シールドについて、地山崩壊の主な観察結果は下記のとおりである (写真-1 参照)。

・横型 MF シールド

カッター回転方向については、逆回転 (逆) は正回転 (正) に比べて切羽が崩壊しにくかった。これは、逆回転の場合、先行部分と後行部分との間のスキンプレートが後行カッター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もののように観察された。また、正回転の崩壊パターンは、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、ゆるみが広がっていくというものであった。なお、後行側のカッター回転数を少なくすることにより、切羽の崩壊を起りにくくできることがわかった。

・縦型 MF シールド (上部先行型)

上部カッターの前方 15~20 cm 付近にクラックが現われ、しばらく掘進した後に崩壊した。

崩壊領域の幅はカッター径の 70 cm 程度、深さは上部カッター下端までであり、下部カッター下端からの大きな崩壊は観察されなかった。これは下部カッターによる地盤のゆるみが、上部カッターの屋根効果により抑制されたためと考えられる。

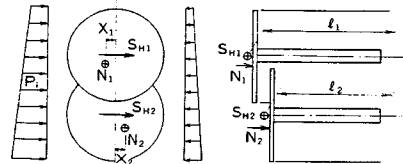
・縦型 MF シールド (下部先行型)

上部カッター前方 15~20 cm と 25~30 cm の 2 か所にクラックが発生し、まず前者の位置で下部カッタースキンプレートより上の部分が崩壊し、次に後者の位置で下部カッター下端からの大きな崩壊が生じた。崩壊領域の幅は、いずれも上部先行型と同様にカッター径程度であった。

(3) 姿勢制御性

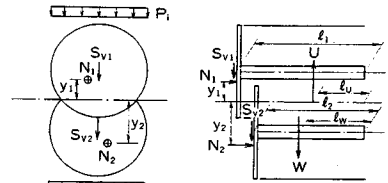
a) 要因の分類

シールドの不つり合いモーメントは、ヨーイングモーメント M_y 、ピッチングモーメント M_p 、ローリングモーメント M_r である。これらシールドの蛇行を支配する不つり合いモーメントは、カッタートルク、カッターへの作用力、周面摩擦、シールドの自重などによって生ずる。表-8 は、不つり合いモーメント算定において考慮すべき要因を整理したものである。図-18 に一例として上



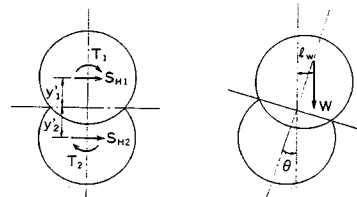
$$M_y = \sum \mu \times P_i \times X_i + \sum N_i \times X_i + \sum S_{H_i} \times \ell_i$$

(a) ヨーイングモーメント M_y



$$M_p = W \times \ell_w - U \times \ell_u + \sum \mu \times P_i \times y_i + \sum N_i \times y_i + \sum S_{v_i} \times \ell_i$$

(b) ピッチングモーメント M_p



$$M_r = \sum S_{H_i} \times y_i + \sum T_i + W \times \ell_w$$

(但し、 y_i はローリング回転中心からカッター軸までの距離)

(c) ローリングモーメント M_r

図-18 不つり合いモーメント要因分類 (上部先行縦型 MF シールド)

表-8 不つり合いモーメント算定において考慮すべき要因

不つり合いモーメント	シールド型式 要因	縦型 MF	横型 MF	円形
ヨーイングモーメント	周面摩擦	△	○	△
	面外荷重	△	○	△
	面内荷重	○	○	○
ピッチングモーメント	装置アンバランス	□	□	□
	周面摩擦	○	△	△
	面外荷重	○	△	△
ローリングモーメント	面内荷重	○	○	×
	カッタートルク	△	△	○
	横倒れ	△	△	×

○: 考慮すべき要因。実験結果を適用。
 △: 考慮すべき要因。今回の検討では考慮せず。
 □: 考慮すべき要因となる可能性がある要因。今回の検討では考慮せず。
 ×: 考慮不要な要因。

表-9 機体に作用する不つり合いモーメント整理結果一覧表

(単位: kgf・m)

要因	シールド型式 円形	横型 MF	縦型 MF		
			上部先行型	下部先行型	
ヨーイングモーメント	(1)周面摩擦	0	49.7	0	
	(2)面外荷重	0	$M_y = 0.70 T_r - 1.58 T_n + 20.5$	0	
	(3)面内荷重	$M_y = 1.57T_c$	$M_y = 2.21T_r + 1.41T_n$	$M_y = 2.26T_r + 2.52T_n$	$M_y = -1.30T_r + 2.26T_n$
ピッチングモーメント	(4)+(5)+(6)	$M_p = 1.57T_c$	$M_p = 0.70 T_r - 1.58 T_n + 2.21T_r + 1.41T_n + 70.2$	$M_p = 2.26T_r + 2.52T_n$	$M_p = -1.30T_r + 2.26T_n$
	(4)周面摩擦	0	0	37.6	-41.2
	(5)面外荷重	0	0	$M_p = 1.8 T_r - 0.9 T_n - 20.2$	$M_p = 1.8 T_n - 0.7 T_r - 13.5$
ローリングモーメント	(6)面内荷重	0	$M_r = -0.33T_r$	0	0
	(4)+(5)+(6)	0	$M_r = -0.33T_r$	$M_r = 1.8 T_r - 0.9 T_n + 17.4$	$M_r = 1.8 T_n - 0.7 T_r - 68.7$
	(7)面内水平力	0	$M_r = -0.09T_r$	$M_r = 0.55T_r - 0.72T_n$	$M_r = -0.37T_r - 0.55T_n$
ローリングモーメント	(8)カッタートルク	$M_r = -T_c$	$M_r = -T_r - T_n$	$M_r = -T_r - T_n$	$M_r = -T_r - T_n$
	(7)+(8)	$M_r = -T_c$	$M_r = -T_r - 1.09T_n$	$M_r = -0.45T_r - 1.72T_n$	$M_r = -1.37T_r - 1.55T_n$

Tc: 円形カッタートルク, Tr: MF先行カッタートルク, Tn: MF後行カッタートルク
 面外荷重の合力の作用位置はカッター軸中心とした (実験にて偏心量が少ないことを確認)

部先行縦型 MF シールドのつり合いモーメントの計算式を示す。

b) つり合いモーメント

表一9に、各要因ごとに実験結果を整理してつり合いモーメントを負荷特性の代表値であるカッタートルクの関係式としてまとめたものを示す。ただし、シールドの自重によるつり合いモーメントは、計算によって求まるが、実際に用いられているシールドでは同一径のシールドでも異なる値をとり図一4の考え方が適用できないため、実験の評価から除外した。この表の T_c , T_F , T_R に、カッター回転方向による符号を考慮したカッタートルク (右回転を正, 左回転を負) を代入することにより、各つり合いモーメントの大きさおよび方向を求めることができる。

4. 考 察

実験結果から MF 指数を算定し、負荷特性、切羽安定性、姿勢制御性に関する MF シールドの特性を、円形シールドと比較して考察する。

(1) 負荷特性

図一6に示したカッタートルクと V/f の直線回帰式から算定したカッタートルクに関する MF 指数を図一19に示す。 T_{MF} は、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 であり、 V/f が大きくなるに従い増加するが、いずれも今回実験を行った V/f の範囲でほぼ収束している。また、これらの値はシールド設計に用いられるトルク算定式⁶⁾ $T = \alpha D^3$ (α : トルク係数, D : シールド外径) を用いて以下のように計算される MF 指数 T_{MF}^* と比べて小さい。

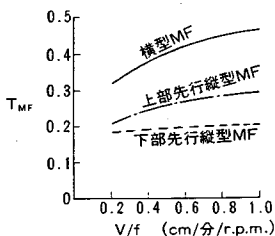
$$T_{MF}^* = \frac{\text{MF 先行カッタートルク} + \text{MF 後行カッタートルク}}{\text{円形カッタートルク}}$$

$$= \frac{\alpha \times 0.7^3 + \alpha \times 0.7^3 \times 0.73}{\alpha \times 1.0^3}$$

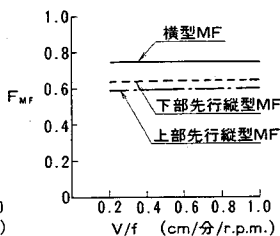
$$= 0.59$$

(0.73はカッター軸回りの断面1次モーメントに関する後行と先行の比)

総推進力 F に関する MF 指数 F_{MF} は、図一9に示した F_t と V/f の直線回帰式および表一4の F_r を用いて



図一19 T_{MF} と V/f の関係



図一20 F_{MF} と V/f の関係

表一10 切羽安定性に関する MF 指数

	横型MF	上部先行縦型MF	下部先行縦型MF
$\delta_{\max-MF}$	0.82	0.37	0.40
δ_{A-MF}	0.69	0.21	0.22
h_{MF}	1.00	0.83	0.83

算定した(図一20). F_{MF} は、横型 MF シールドでは 0.75, 縦型 MF シールドでは上部先行型で 0.59~0.61, 下部先行型で 0.64~0.65 である。

ところで、実際に用いられているシールドにおいて、掘削断面積当たりの総推進力はほぼ一定値であり⁶⁾, この関係を用いて求まる MF 指数 F_{MF}^* は、MF シールドと円形シールドの掘削断面積の比 0.86 となり、実験による F_{MF} の方が小さい。

(2) 切羽安定性

切羽安定性の MF 指数として、図一15に示した横断方向地表面沈下分布より求めた地表面最大沈下量に関する MF 指数 $\delta_{\max-MF}$, 横断面方向の沈下面積に関する MF 指数 δ_{A-MF} , また、図一16より求めたコーン指数の低下高さに関する MF 指数 h_{MF} を表一10に示す。なお、 δ_{A-MF} は図一15において土槽壁面 (シールドセンターから左右 1.5 m の位置) で沈下量が 0 として求めたものである。

$\delta_{\max-MF}$, δ_{A-MF} , h_{MF} はシールド型式にかかわらずいずれも 1.0 以下であり、MF シールドの切羽安定性は円形シールドより優れている。

また、縦型 MF シールドのこれらの MF 指数は、上部先行型と下部先行型で大差はなく、横型 MF シールドよりも小さい。さらに、目視実験で観察された切羽の崩壊幅は、いずれの型式においてもシールド幅に等しかった。これらのことより、シールド高さに比べてシールド幅が切羽安定性に大きな影響を与えられられる。

(3) 姿勢制御性

表一9の T_c , T_F , T_R に図一7, 8のカッタートルクと V/f の直線回帰式を代入して求めたヨーイングモーメント M_y に関する MF 指数 M_{ywr} およびローリングモーメント M_r に関する MF 指数 M_{rwr} を図一21, 22に示す。なお、 M_y および M_r は正または負となるが、 M_{ywr} , M_{rwr} は絶対値で評価した。また、これらの図は、先行カッターと後行カッターの回転数が同一の場合の MF 指数を示したものである。

M_{ywr} は、 V/f に依存しており、また、同一のシールド型式でもカッターの回転方向により値が異なるが、その最大値は実験範囲 ($0.2 < V/f < 1.0$) において、横型 MF シールド 0.71, 縦型 MF シールドでは上部先行

型 0.46, 下部先行型 0.28 である。これらの値はいずれも 1.0 より小さく, MF シールドのヨーイングモーメントは円形シールドよりも小さい。

$M_{T_{rw}}$ の最大値は, 実験範囲において横型 MF シールド 0.49, 縦型 MF シールドでは, 上部先行型 0.40, 下部先行型 0.30 であり, いずれも 1.0 より小さい。また, 同一のシールド型式における $M_{T_{rw}}$ は, 先行と後行のカッターが同方向に回転する方が大きい。

ピッチングモーメント M_p については, 円形シールドの M_p が 0 (シールドの自重による不つり合いモーメントを実験対象外としている) のため MF 指数を算定できない。しかし, MF シールドの M_p は, 図-23 に示すようにいずれのシールド型式においても円形シールドの M_y よりはるかに小さな値である。

以上のことは, 先行カッターと後行カッターの回転数が同一の場合に対して, 不つり合いモーメントに関する MF 指数などを示したものである。ここで, 先行カッターと後行カッターの回転数に差を与えた場合, さらに縦型 MF シールドでは上部カッタートルクを前述の方法で補正した場合も含めて, 各不つり合いモーメントがどのような範囲をとり得るのかを以下のように求めてみた。表-9 の式の T_F と T_R は実験結果から独立に取り扱うことができるものとし, また, カッタートルクを実験結果に基づき, 下記のような範囲とした。

- 円形シールドカッター : $125 \leq T_c \leq 250$ (kgf·m)
- MF シールド先行カッター : $15 \leq T_F \leq 70$ (kgf·m)
- MF シールド後行カッター : $5 \leq T_R \leq 50$ (kgf·m)

計算結果を図-24 に示す。MF シールドの M_y および M_r の方向と大きさは, シールドの型式にかかわらずカッターの回転方向により異なり広範囲な値をとり得ることがわかる。 M_p は, 横型 MF シールドでは, ほぼ 0 であ

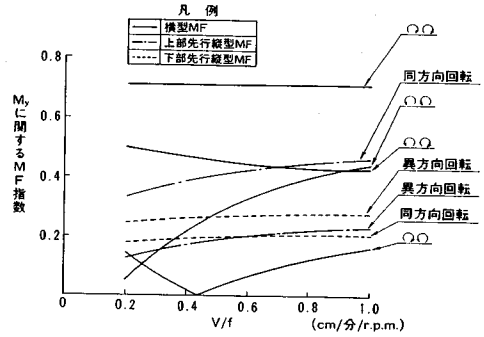


図-21 M_y に関する MF 指数

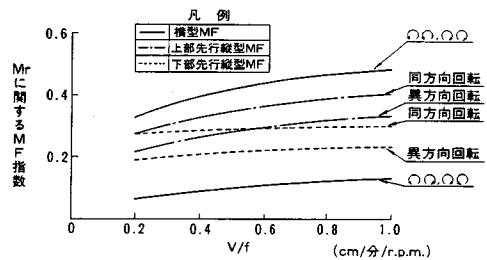


図-22 M_r に関する MF 指数

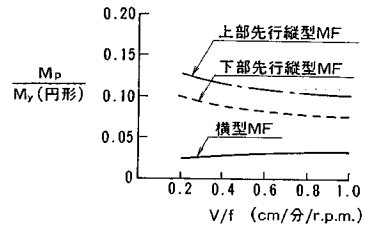


図-23 M_p/M_y (円形) と V/f の関係

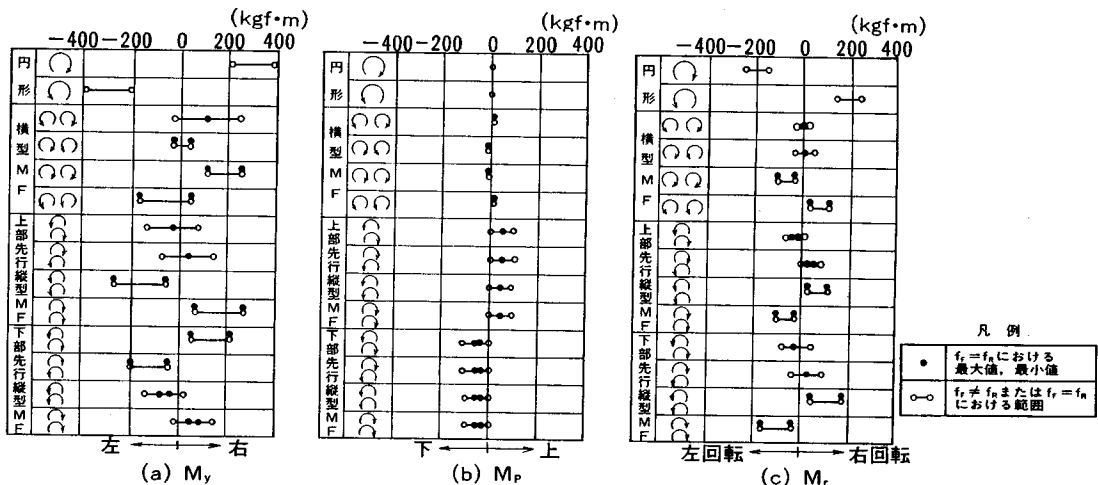


図-24 不つり合いモーメントの計算結果

り、縦型 MF シールドでは上部先行型が上方向、下部先行型が下方向となっているが、カッターの回転数に差を与えることにより小さくできることがわかる。

これらのことより、MF シールドの不つり合いモーメントの方向と大きさは、カッターの回転方向や回転数を選択することにより制御できる。たとえば、直線区内では不つり合いモーメントの小さな状態で、また曲線区内では、 M_y をその方向を考えて発生できるなど、MF シールドは円形シールドより掘削性に優れていると考えられる。

5. ま と め

MF シールドの掘削特性を解明する目的で、複線鉄道用のシールドを対象として横型および縦型の MF シールドについて円形シールドとの比較模型実験を実施した。本実験条件のもとで得られた MF シールドの負荷特性、切羽安定性、姿勢制御性に関する実験の結論を MF 指数（円形シールドに対する MF シールドの比）を用いて要約すると次のようになる。

(1) カッタートルクに関する MF 指数 T_{MF} は横型 MF シールドで 0.31~0.46、縦型 MF シールドで 0.18~0.29 であった。これらの値は現行の設計法⁵⁾におけるトルク算定式 $T = \alpha D^3$ (α : 係数, D : シールド外径) をおのおののカッターに適用して計算される MF 指数 T_{MF}^* 0.59 に比べ小さかった。

総推進力に関する MF 指数 F_{MF} は横型 MF シールドで 0.75、縦型 MF シールドで 0.59~0.65 であった。これらの値も単位掘削断面積当たりの総推進力が等しいものとして計算される MF 指数 F_{MF}^* 0.86 に比べ小さかった。

これらのことより、MF シールドの負荷特性は円形シールドよりも有利と判断できる。

(2) 地表面最大沈下量に関する MF 指数 $\delta_{\max, MF}$ は横型 MF シールドで 0.82、縦型 MF シールドで 0.37~0.40 であった。また、横断方向の沈下面積に関する MF 指数 $\delta_{A, MF}$ は横型 MF シールドで 0.69、縦型 MF シールドで 0.21~0.22 であり、いずれも円形シールドに比べて小さく、MF シールドの切羽安定性は高いものと判断できる。

(3) MF シールドのヨーイングモーメント、ローリングモーメントに関する MF 指数はカッターの回転

数および回転方向の組合せにより種々の値となるが、同一回転数のものに限定すれば、ヨーイングモーメントに関する MF 指数 $M_{y, MF}$ の最大値は横型 MF シールドで 0.71、縦型 MF シールドで 0.46、ローリングモーメントに関する MF 指数 $M_{r, MF}$ の最大値は横型 MF シールドで 0.49、縦型 MF シールドで 0.40 といずれも円形シールドに比べ小さかった。

また、MF シールドのピッチングモーメント M_p は円形シールドのヨーイングモーメント M_y の 0.03~0.13 と小さな値であった。

これらのことより、MF シールドの姿勢制御性は円形シールドより優れていると判断できる。

以上のとおり、本実験の結果、MF シールドの設計・施工上において重要である掘削特性の多くが明らかになった。

本研究にあたり、東京大学 西松裕一教授をはじめ多くの方々にご指導・ご協力をいただいた。ここに深く謝意を表す次第である。

参 考 文 献

- 1) 松本嘉司：多円形断面シールドトンネル工法 (MFS 工法) の開発, 日本機械学会誌, 第 19 巻, 第 839 号, pp. 84~88, 1988. 10.
- 2) 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, 土木学会論文集, 第 397 号/IV-9, pp. 17~26, 1988. 9.
- 3) 松本嘉司・新井時夫・大田 弘・波多腰明・大石善啓：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 III, pp. 954~955, 1988. 10.
- 4) 松本嘉司・新井時夫・岸 研司・喜多信仁・波多腰明：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 III, pp. 956~957, 1988. 10.
- 5) 石崎英夫・榎島幸博・大田 弘・千葉 章・岸 研司・喜多信仁：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 III, pp. 986~987, 1988. 10.
- 6) 土木学会：トンネル標準示方書 (シールド編)・同解説, 1986. 6.

(1989. 2. 6・受付)