

3連MFシールドの姿勢制御に関する研究

高崎 肇¹・田中益弘²・玉井達郎³・西田昭二⁴・清水賀之⁵

¹正会員 工修 大阪市交通局建設技術本部建設部 (〒536大阪市城東区森之宮1-6-115)

²正会員 鹿島建設㈱ 技術研究所第二研究部 (〒182調布市飛田給2-19-1)

³正会員 工修 鹿島建設㈱ 土木技術本部技術部 (〒107港区元赤坂1-2-7)

⁴ 日立造船㈱ 建機設計部 (〒554大阪市此花区桜島1-3-40)

⁵正会員 工博 日立造船㈱ 技術研究所機械・電子技術研究センター (〒551大阪市大正区船町2-2-11)

プラットフォームと複線路部を一度に構築できる3連MFシールド工法が、世界で初めて地下鉄大阪ビジネスパーク駅工事に適用された。3連MFシールドの検討課題のひとつである姿勢制御法を究明するため、事前に模型シールド機による掘進実験を実施するとともに、その成果を活かした実施工における掘削・姿勢データを解析して姿勢制御法の評価を行った。本論文は、これらの研究成果と新たな知見を述べる。

Key Words : triple circular face shield machine, slurry type, model test, driving control

1. 緒論

近年のシールドトンネル工事では、施工精度の向上と施工期間の短縮を目的とした効率的な工法が望まれている。その中でマルチフェイス(MF)シールド工法は、目的とするトンネル断面を効率的に建設できることからその施工件数が増加傾向にある。とりわけ、高水圧下での地中切り上げ作業がなくなり、大深度地下駅の構築に相当と考えられる3連MFシールド工法が、大阪市地下鉄7号線大阪ビジネスパーク(OBP)駅工事で採用された¹⁾。

この3連MFシールド工法を適用するにあたり、3面板の同時掘削、特殊形状セグメントの組立等の新しい試みに加えて、施工延長が107mと制御方法を把握する習得期間として余りにも短い等の検討すべきいくつかの課題があった。これらの課題のうち、施工精度の向上を目的とした姿勢制御については、①前後に3つの掘削面板をもち外周部が偏平な形状をしているというシールドの構造から生ずる掘削特性や姿勢変化特性の検討。

②3連MFシールドの特徴である3面板の回転パターンを任意に選ぶことによりローリング角修正を行う制御法やコピーカッターおよび可動ソリ等の補助制御手段の効果の確認。

等を行うことにより、最適な姿勢制御方法を事前に策定しておく必要があった。

これら3連MFシールドの姿勢制御に関する検討

課題を解明し、最適な姿勢制御方法を策定するために一連の研究を実施した^{2)・6)}。まず、施工前に実機の1/25縮尺および1/10縮尺の模型機による掘削実験を行った(以下、1/25縮尺を要素実験、1/10縮尺を実証実験と呼ぶ)。要素実験では、実機の1/25縮尺の模型を用いて条件の明らかな人工地山で、シールドの掘削特性と姿勢変化特性などの基本特性を把握した。さらに実証実験では、実機の1/10縮尺の泥水シールド実験機を実地盤に適用し、上記基本特性の確認を行った。これら実験結果からシールドの土中での運動を推定し、実機の姿勢制御に関する運転方法を提案するとともに実機データを解析することにより、姿勢制御手法の評価ならびに見直しを行った。本論文ではこれら一連の研究について述べる。

2. 3連MFシールドの位置・姿勢制御手法と運動特性

写真-1、表-1および図-1に、3連MFシールド、その主な仕様およびその姿勢制御の概念を示す。シールドの姿勢を制御する場合、測量システムによりその位置および姿勢(角度)を検出し、その値をもとにシールドジャッキ等の姿勢制御装置により、旋回モーメントを発生させ、その位置および角度を制御する。この旋回モーメントの方向や大きさを適切に作用させないとシールドを精度よく姿勢制御することが難しい。

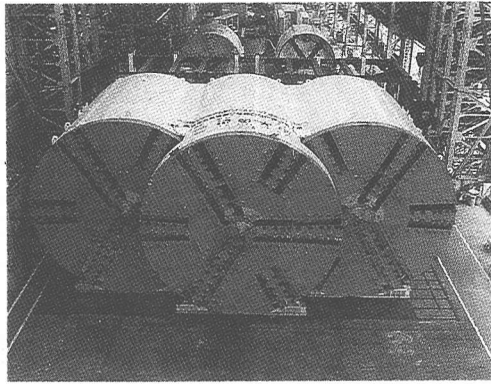


写真-1 3連MFシールド

表-1 3連MFシールドの仕様

		主な仕様
シールド 本体	外径	7.8m×3面板
	幅	17.3m
	機長	9.7m
シールドジャッキ		300tf×32本 200tf×24本 (1150mmst, 350kgf/cm ²)
総推進力		14400tf
カット回転数		0.86rpm
カッタートルク		496.9tf.m (α=1.04)

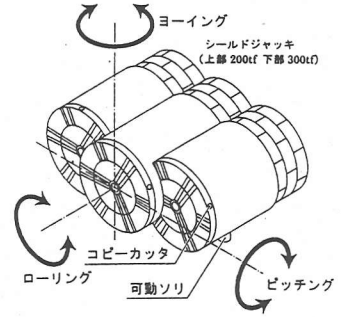


図-1 3連MFシールドの姿勢制御の概念

図-2は、3連MFシールドのローリング角制御手段のひとつである面板の回転パターンを概念的に示したものである。なお、図中の後行面板中に示す矢印は面板に作用する掘削反力を、また中央部の矢印はローリングモーメントの相対的な大きさを示している。各面板（先行、後行）には、地山の切削によりカッタートルクが発生する。単円形シールドと異なり3連MFシールドの場合には、前後に3つの掘削面板をもつという構造上、後行面板掘削部の地山のゆるみと切削不要部分の存在により、後行面板のカッタートルクは先行面板のそれより小さくなる。また、たとえば地山の硬さ分布が同じ場合にも、図-2に示すような掘削反力が後行面板に発生する。このシールドに発生するカッタートルクや掘削反力は、面板の回転パターンを選択することにより、その大きさならびにその方向を変えることができる。したがって、適切な回転パターンを選択することにより、シールドのローリング角を制御することができる。

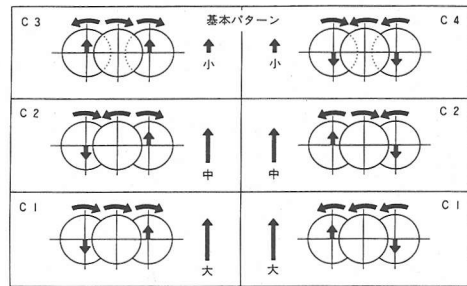
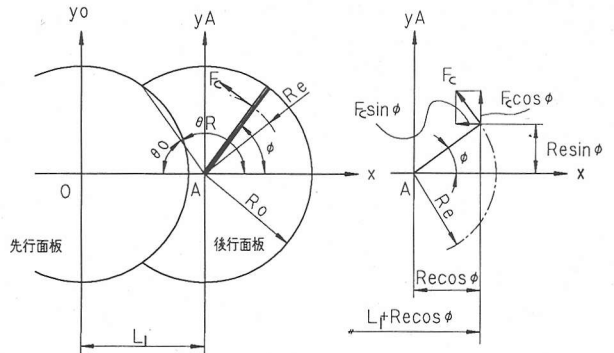


図-2 面板の回転パターンによるローリング角制御の概念



- 上図で、
 L_1 : 先行面板中心～後行面板中心間距離
 R_0 : 面板半径
 θ_0 : 後行面板を掩蔽する角度範囲
 θ_R : $\pi - \theta_0$
 θ : 対象としているビット列の旋回角
 F_c : 対象としているビット列1条に作用する切削力の合計
 R_e : F の作用点のカッター中心からの距離

図-3 後行面板のカッタートルクの概念

$$\sum_{j=0}^{N_0-1} \cos(\theta + j \cdot 2 \cdot \pi / N_0) \quad (1)$$

ここで T_{Ca} (T_R or T_L) は後行面板の中心周りのトルクであり、これを計算して平均値を求めると

$$T_{Co} = T_{Ca} \{1 + L_1 \cdot \pi / (R_e \cdot \theta_R \cdot N_0)\} \cdot$$

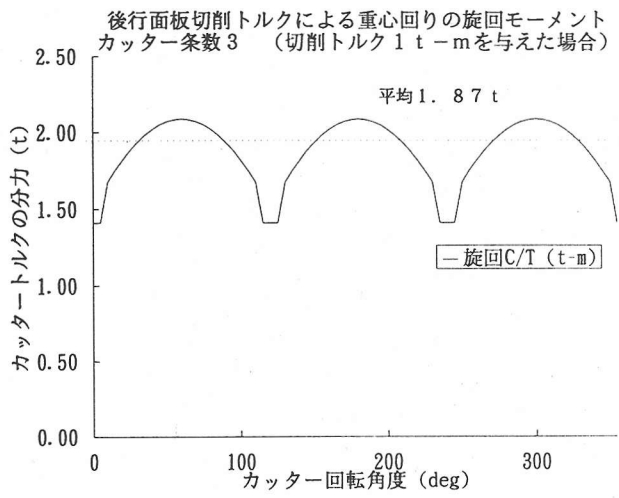


図-4 ビット列3条の後行面板トルク

表-2 回転パターンによる旋回モーメント比

カッター回転代表パターン	左			中			右		
	左	中	右	左	中	右	左	中	右
各カッタートルクによるマシン旋回モーメント比	1.33	1.0	1.33	-1.33	1.0	1.33	-1.33	1.0	-1.33
全旋回モーメント比	3.7			1.0			-1.7		

表-3 姿勢制御装置の優先順位

	面盤回転	ジャッキ選択	可動ソリ	コピー(余振り)
ローリング	1	-	3	2
ピッチング	2	1	4	3
ヨーイング	-	1	-	2

1.87T_R, 1.87T_Lとなる。図-4にビット列3条での計算例を示す。さらに、後行面板のカッタートルクT_R, T_Lは、隠されている分、先行面板のカッタートルクT_Cより小さく、図-5に示す露出部分の断面1次モーメント比(斜線部分の扇形で近似したとき、面積比になる)、(T_R or T_L)/T_C=0.71を考慮すると、各回転パターンによる旋回モーメントは、図-2の基本回転パターン(C3)を基準とすると、表-2のようになる。

図-6および表-3に、実機の姿勢制御のフローならびに姿勢制御動作の優先順位を示す。掘進中のシールドの姿勢角度を監視し、1リング後の予測角度が管理限界値を超えないように、表-3に示す優先順位で制御装置を作動させ、修正モーメントを発生させる。

3連MFシールドの姿勢制御方案を策定し、シ-

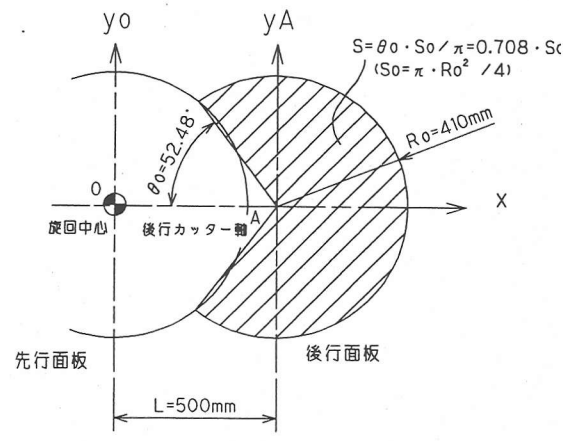
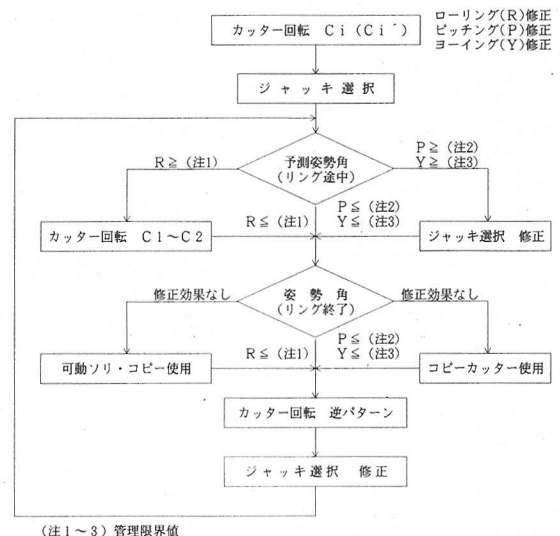


図-5 後行面板露出部の面積比



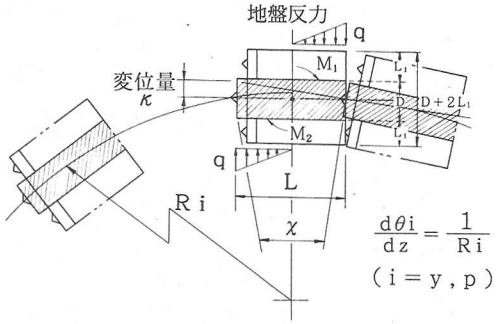
(注1~3) 管理限界値

管理限界値		
ピッチング (注2)	ヨーイング (注3)	ローリング (注1)
$\pm 3 \times 10^{-3} \text{rad}$	$\pm 3 \times 10^{-3} \text{rad}$	$\pm 2 \times 10^{-2} \text{rad}$

図-6 実機の姿勢制御のフロー

ルドの姿勢を適切に制御するためには、カッタートルク、掘削反力やシールドジャッキによる推進力などのシールドに作用する外力と、外力によって生ずるシールドの運動について検討しておく必要がある。3連MFシールドは、掘進方向にシールドが幾何学的に対称であるため、2連MFシールドとくらべ姿勢変化はしにくいものの、水平面内(ヨーイング方向)および鉛直面内(ピッチング方向)の角度変化は、地山から受ける抵抗が違うためにその特性はそれぞれ異なってくるものと考えられる。

著者らは以前、単円形シールドについて、模型実験ならびに実機データ解析から、シールドジャッキによる旋回モーメントM_{j1}(ここに添字jはジャッキ、



$$\kappa = L \tan\left(\frac{\chi}{2}\right) = \frac{L^2}{2Ri} \quad q = \frac{1}{2} K\kappa = \frac{L^2}{4Ri} K$$

$$M = \frac{qLD}{4} \cdot \frac{2L}{3} = \frac{KL^4 D}{24 Ri} \quad \begin{array}{l} D: D \text{ ヨーイング} \\ : D+2L_1 \text{ ピッチング} \end{array}$$

図-7 ヨーイング・ピッチング角変化の概念

iは方向を示し, yはヨーイング方向, pはピッチング方向を表す。)と, 単位掘進距離あたりのシールドの角度変化 $d\theta_i/dz$ ($i=y, p$) がほぼ比例関係にあることを確かめ, その運動を線形なモデルで近似した⁷⁾. 3連MFシールドのヨーイングおよびピッチング方向についての角度変化運動についても, 単円形シールドと同様に考え, その運動モデルを式(2)で与えた⁸⁾.

$$\frac{d\theta_i}{dz} = K_{i11} M_{j1} + K_{i12} \quad (2)$$

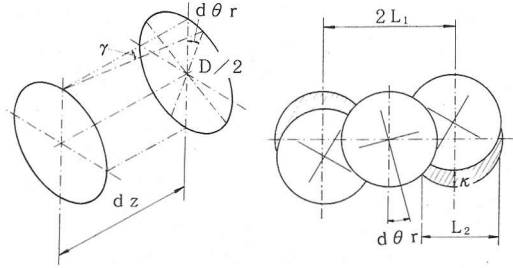
ここに K_{i11} , K_{i12} ($i=y, p$) は運動モデルの係数を表す. K_{i11} はシールドの曲がりやすさを表し, シールドの寸法, 形状および地山の变形特性に影響される⁹⁾. また K_{i12} は, シールドジャッキ以外でシールドに作用する旋回モーメントの項を表す. なお z は掘進距離を表す.

また, ローリング角変化は, 掘進しながら面板などからシールドに旋回モーメントを与えた場合に, シールド外周部に発生する土からの抵抗モーメントと旋回モーメントとの釣り合い関係によって発生するものと考えられる. したがって, ヨーイング, ピッチング方向と同様に, ローリング方向の角度変化運動を, 式(3)で表した⁸⁾.

$$\frac{d\theta_r}{dz} = K_{r11} M_r + K_{r12} \quad (3)$$

ここに M_r は, カッタートルクなどで与える旋回モーメントを表す.

図-7は, 3連MFシールドのヨーイング角変化を概念的に示したものである. 地山の变形により発生



$$\theta_r: \text{ローリング角} \quad \gamma dz = \frac{D}{2} d\theta_r$$

$$L_1: \text{軸間距離} \quad \kappa = \frac{2}{D} L_1 L_2 \gamma$$

$$L_2: \text{地盤反力作用長} \quad q = K\kappa = K \frac{2}{D} L_1 L_2 \gamma$$

$$M = 2qL L_2 L_1 = 2KL^2 \cdot L_1^2 L_2 \frac{d\theta_r}{dz}$$

図-8 ローリング角変化の概念

するシールド外周部の抵抗モーメント M_{Ry} は, 図に示すようにシールドの旋回中心を図心と仮定すれば近似的に式(4)で与えられる.

$$M_{Ry} = \frac{KL^4 D}{24} \frac{d\theta_y}{dz} \quad (4)$$

ここに L , D はシールドの長さ, 外径を, K は地盤反力係数を, また $d\theta_y/dz$ は単位掘進距離あたりのヨーイング角の変化を表す.

この抵抗モーメント M_{Ry} が, シールドジャッキによって発生する旋回モーメント M_{jy} あるいは掘進中に地山から受ける外力により発生する旋回モーメント K_{y12}/K_{y11} と等しくなりながらシールドは角度変化していく. したがって式(2)および(4)から, 運動モデルの係数 K_{y11} は, 式(5)で与えられる.

$$K_{y11} = \frac{24}{KL^4 D} \quad (5)$$

ピッチング方向についても同様な考え方で抵抗モーメント M_{Rp} が発生するが, 地山の变形の作用断面積が大きくなり, 抵抗モーメント M_{Rp} は, ヨーイング角変化の考え方と同様に, シールドの旋回中心を図心と仮定すれば近似的に式(6)で与えられる.

$$M_{Rp} = \frac{KL^4 (D+2L_1)}{24} \frac{d\theta_p}{dz} \quad (6)$$

ここに $d\theta_p/dz$ は単位掘進距離あたりのピッチング角の変化を表す.

したがって運動モデルの係数 K_{p11} は, 式(7)で与えられる.

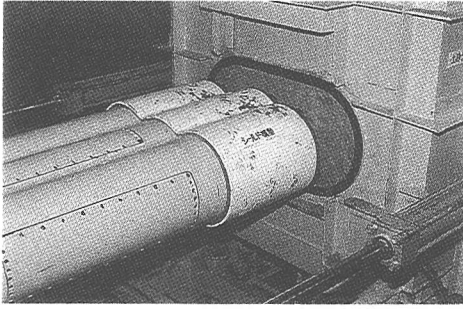


写真-2 要素実験装置

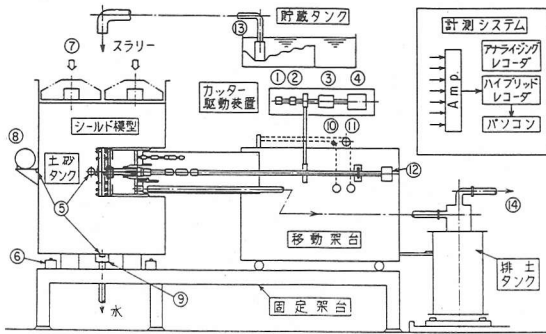


図-9 要素実験装置の概略

$$K_{p11} = \frac{24}{KL^4(D+2L_1)} \quad (7)$$

図-8は、3連MFシールドのローリング角変化を概念的に示したものである⁹⁾。3連MFシールドがローリングモーメントを受けた場合の地山の変形による抵抗モーメント M_{Rr} は、先行面板の中心周りに旋回すると仮定すれば近似的に式(8)で与えられる。

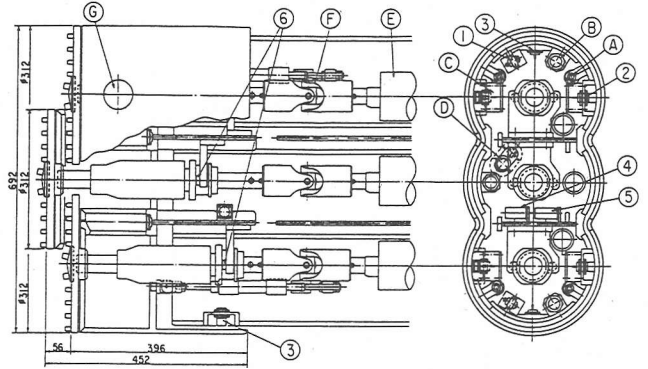
$$M_{Rr} = 2KL^2L_1L_2 \frac{d\theta_r}{dz} \quad (8)$$

したがって運動モデルの係数 K_{r11} は、式(9)で与えられる。

$$K_{r11} = \frac{1}{2KL^2L_1^2L_2} \quad (9)$$

式(2)ないし(9)で与えられる運動モデルおよび運動モデルの係数の推定式をもとにして、制御装置により適切な旋回モーメント M_{ji} ($i=y, p$)、 M_r を発生させ、シールドの位置と姿勢を図-6に示す管理限界値以内に制御することが可能である。

シールドの曲がりやすさをあらわす運動モデルの係数 K_{i11} ($i=y, p$)は、ヨーイング方向(式(5))とピッチング方向(式(7))を比べると明らかのように、ピッチング方向の方が小さくなる。これは、同じジャッキモーメントを与えた場合、ピッチング



- | | |
|-------------------------|---------------|
| ①ポテンショメータ
(前後方向変位検出) | A)スラストシリンダ |
| ②非接触式変位計
(上下方向変位検出) | B)位置決めシリンダ |
| ③非接触式変位計
(左右方向変位検出) | C)ローリングシリンダ |
| ④傾斜計
(ピッチング角検出) | D)CCDカメラ |
| ⑤傾斜計
(ローリング角検出) | E)ボールスプライン |
| ⑥ロードセル | F)ユニバーサルジョイント |
| | G)そり装置 |

図-10 模型の基本寸法および機器取付位置

方向の方が姿勢変化しにくいことを意味している。

また、3連MFシールドの位置・姿勢自動制御システムを作成する場合には、ヨーイング方向とピッチング方向で、地山から受ける抵抗モーメントが異なるため、制御式中のパラメータが異なってくるものの、従来の単円形シールドの制御アルゴリズム⁷⁾を使うことが可能である。なお、ここで地盤反力係数 K については、 N 値との関係より換算推定するものを利用することとした¹⁰⁾。

3. 模型実験

(1)要素実験 (1/25縮尺)

a)実験装置

写真-2および図-9に実験装置の概略を示す。実験装置は、実機の1/25縮尺の模型と、押管部、移動架台、土砂タンク、貯蔵タンク、面駆動装置、電気制御盤などで構成される。移動架台と土砂タンクは2本の油圧シリンダで連結され、模型は土砂タンク側面より土中を約900mm掘進することができる。掘削された土砂は、排土パイプを通して排土タンクまで空気輸送される。土砂タンクには、所要の地山を作成するために加圧装置、加振機、脱水フィルタが設置されている。また実験中の地山の状態を計測するために土砂タンク前方、底面および側方に土圧計が、さらに地山の重量を計測するために、ロードセ

表-4 実験条件および土質条件

運転条件		地山条件	
掘進速度 V	1.5~3.0 cm/min	使用砂	けい砂 D ₅₀ : 130 μm
面盤回転数 NR	1.3~8.0 rpm	N値	12~25
回転 パターン	3通り (C1, C2, C3)	含水比	0.103~ 0.226
ローリング モーメントM _R	-7.0×10 ² ~ 6.9×10 ² N·m	土被り	2.03~ 2.38D

ルが取り付けられている。

図-10に、模型の基本寸法および機器取付位置を示す。模型と押管部は10mmのクリアランスがあり、また面板の回転軸をユニバーサルジョイントとボールスプラインで連結することにより、押管部に対し模型の位置と角度が変化する構造とした。さらに模型と押管部を4本のスラストシリンダで連結し、各シリンダの油圧をそれぞれ設定することにより、実機のジャッキモーメントに相当する旋回モーメントを発生させることができる。また、本装置では模型本体にカッタートルクによるモーメントが作用しにくい構造であるため、4本のローリングシリンダを設けて任意のローリングモーメントを模型に作用させることができるようにした。さらにまた、余掘りビット（最大3mm）を取り付けられる構造とした。

模型に作用する外力および模型の位置と角度を測定するために、模型内部に種々のセンサを取り付けた。カッタートルクは、駆動軸にトルク計を取り付けて測定した。面板に接線方向に作用する掘削反力は、回転軸に半導体歪ゲージを取り付け、曲げにより発生する歪を測定することにより掘削反力を求めた。また4本のそれぞれのスラストシリンダが受ける圧力を測定することにより全推力および旋回モーメントを求めることができる。模型のピッチング角およびローリング角は、サーボ式傾斜計により測定した。またヨーイング角については、前後方向のポテンシオメータの変位差から演算して求めた。前後方向変位は模型断面の4ヵ所にポテンシオメータを、また上下、左右方向はそれぞれの方向に非接触変位計を取り付け、押管部との相対変位を測定した。さらに、掘削中の切羽の切削状態を観察するために、チャンバ内部に超小型のCCDカメラを取り付け、チャンバ内部から土の切削および取り込み状態をモニタした。

b) 実験条件および実験方法

表-3に実験条件ならびに土質条件を示す。掘進速度は、実機と同程度の1.5~3.0cm/minとした。また、3つの面板の回転数は1.3~8.0rpmで、それぞれ正

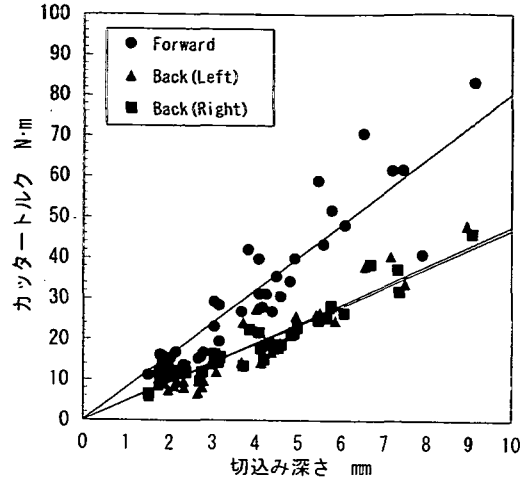


図-11 切込み深さとカッタートルクの関係

逆方向に回転可能であり、回転方向のパターンを変えることができる。なお、掘削特性を評価するために、式(10)で与えられる切込み深さを定義した。本実験の場合、この切込み深さは1.5~9.3mmの範囲である。掘削特性に関する実験の場合には、掘進速度は2.0~3.0cm/min、面板の回転数は1.3~8.0rpmの条件で行った。一方、姿勢変化実験の場合には、掘進速度は1.5cm/min、面板の回転数は4.0rpmの条件で行った。なおビットは、切込み深さが1.5~9.3mmの実験範囲で、面板の摩擦抵抗の影響を受けずに掘削特性の検討ができる高さに設定した。

$$\text{切込み深さ } t = \frac{V}{N_R B} \quad (10)$$

ここにVは掘進速度[cm/min]、N_Rは回転数[rpm]およびBはビット段数[-]（本実験の場合B=1.87）を表す。

地山の作成に使用した砂はふるい下50%粒径D₅₀が約130 μmのけい砂で、土粒子の比重は2.63である。作成した地山はN値が12~25の砂層である。表中のN値は、式(11)で示されるスウェーデン式サウンディング試験による砂質土によく適用される換算式で、模型が通過する深さでのN値を算出したものである。

$$N = \frac{N_{sw}}{12} \quad (11)$$

ここに N_{sw}: 1m貫入するときの半回転数をあらわす。

c) 実験結果およびその考察

図-11は、切込み深さと先行、後行面板（左、右）のカッタートルクの関係を示したものである。なお図中の実線は、各面板のカッタートルクについて切込み深さとの関係を、原点を通る直線で最小二乗近

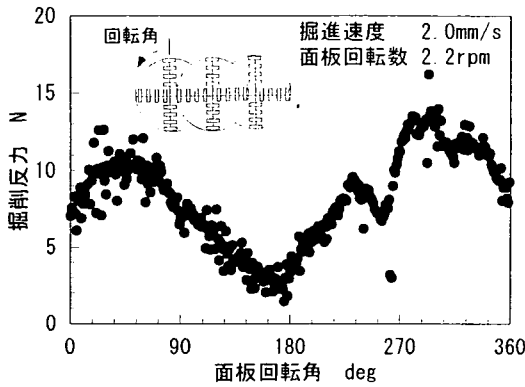


図-12 鉛直方向掘削反力の変化

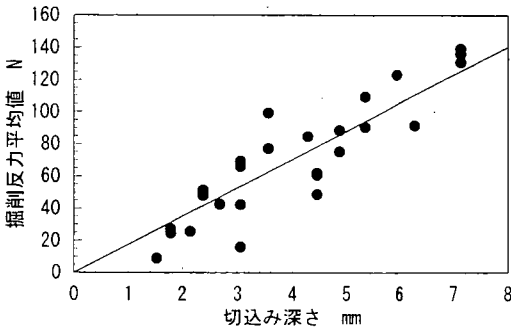


図-13 切込み深さと後行面板鉛直方向掘削反力の関係

似たものである。

カッタートルクは先行面板、後行面板とも切込み深さに比例して増加しているのがわかる。また、先行面板と比べ後行面板のカッタートルクの負担率は、断面1次モーメント比（本機の場合約0.71）より小さくなる。これは、先行面板の掘削により、後行面板掘削部がゆるめられたためと考えられる。

図-12は、後行面板に作用する鉛直方向の掘削反力を面板の角度変化ごとに示したものである。面板回転角によらず掘削反力はすべて正の方向（上向き）に作用している。このデータは掘進方向に対して右面板を時計回りに回転させたときのものであり、後行面板の掘削不要部分があるために上向きの力が働いたものと考えられる。なお、ビットは図に示すように90°間隔に取り付けられている。この各列が先行面板に隠れながら地山を掘削するため、掘削反力は周期的に変化している。

図-13は、後行面板における切込み深さと鉛直方向の掘削反力の平均値との関係を示したものである。なお図中の実線は、全実験データを直線で最小二乗近似したものである。掘削反力についてもカッタートルクと同様に切込み深さに比例して増加していくのがわかる。

表-5 回転パターンにより発生するローリング方向の巡回モーメント

回転パターン	C3, C4	C2	C1
トルク比 (大きさ)	1.0	1.54	3.54

掘進速度 : 1.5cm/min
カッタ回転数 : 4.0rpm

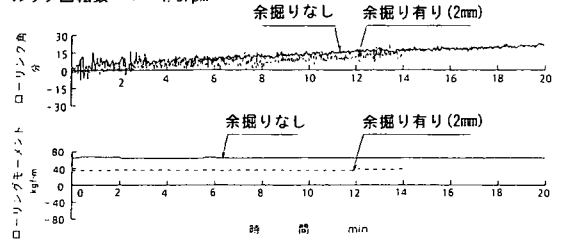


図-14 ローリング角変化実験結果

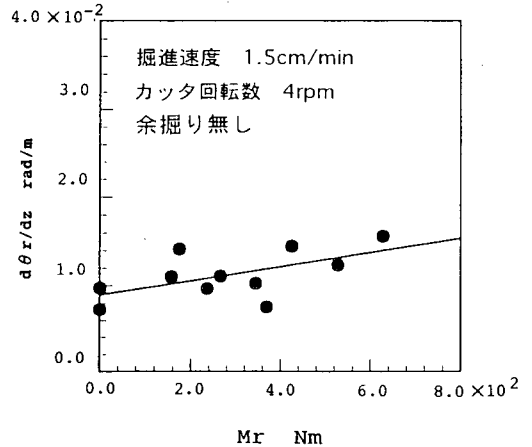


図-15 ローリング方向の巡回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係

表-5は、実験結果をもとにして得られた回転パターンにより発生できるローリングモーメントの大きさを、基本回転パターンとの比率で表わしたものである。最大で、基本パターンとの約3.5倍の巡回モーメントを発生させることができた。この結果は表-1で求めた理論トルク比にほぼ近似していることが分かった。

図-14は、強制姿勢変化実験の一例として、ローリングシリンダによりローリング方向に巡回モーメントを発生させたときの模型の角度変化を示したものである。一定の巡回モーメントを与えた場合に、ローリング角は一定の割合で変化していくことがわかる。また、実機のローリング角修正時に対応させ、後行面板外周部を2mm余掘りした場合には余掘りし

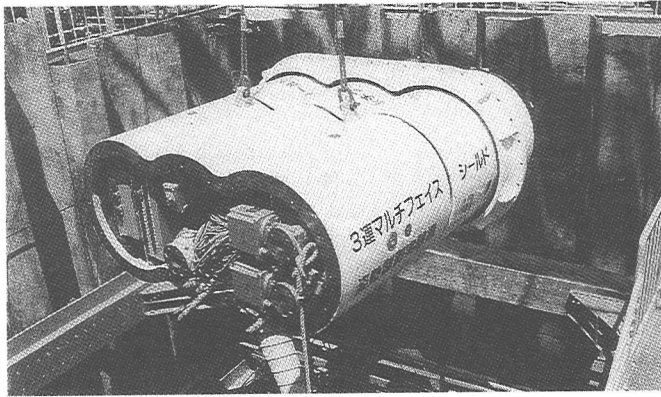


写真-3 実証実験機

		主な仕様
シールド 本体	外径	0.82m×3面板
	幅	1.82m
	機長	1.24m
シールドジャッキ		18.1tf×8本 (150mmst, 210kgf/cm ²)
総推進力		144.8tf
カッター回転数		1.0~3.0rpm
カッタートルク		0.43tf.m ($\alpha=0.80$)

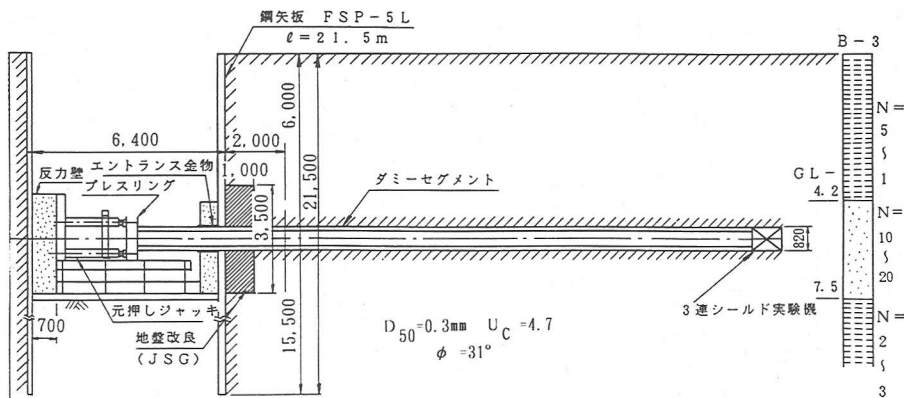


図-16 実験対象地盤

ない場合と比べ、小さいモーメントで角度変化していくことがわかる。

図-15は、ローリング方向について、旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係を示したものである。図中の実線は、実験データを直線で最小二乗近似したものである。ローリング角変化特性は、ヨーイングおよびピッチング方向の運動モデルと同じモデル(式(3))で表すことができる。

(2)実証実験 (1/10縮尺)

実証実験では実地盤を使って姿勢制御の考え方で述べた①面板回転、②シールドジャッキを主体とした各種パターンにおける姿勢変化特性を把握し、これまでの一連の実験結果を確認し、実機での姿勢変化特性の予測を行うとともに、姿勢制御方案に反映することを目的とした。

a)実験装置および方法

実験機は、実機と同じ動きが可能な泥水シールドで約1/10縮尺のスケールである。実験機を写真-3に示す。実験対象地盤としては、図-16に示す深度5~

7m付近のN値が10~20程度の砂層である。

実験は以下の手順で行った。まず実施の1リング分に相当する距離を掘進する。その後シールドジャッキの短縮と同調させながら、元押しジャッキによりダミーセグメント(シールド形状を合わせた3連推進管)を実験機に押し込む。この操作を繰り返して推進する。実験は、まずシールド姿勢変化の要因となる面板に作用する不釣合力の測定を主体とした力の計測を行った(掘削特性実験)。次に実機の姿勢変化特性を把握する実験を行った(姿勢変化特性実験)。すなわち、地盤中で実験機を強制的に姿勢変化させるようなカッター回転パターンとジャッキパターンを組み合わせることで推進し、その後姿勢変化を修正するパターンを選択し推進することにより、実験機の角度変化を計測した。最後に実験結果から得られた予測に基づいて、直線施工をねらって提案した掘削パターンにより制御の確認を行った。

なお、力の計測に関する実地盤の実験に先立って、実工事で断面に現われる粘性土を模擬したモデル地盤(横240×縦150×奥行き45cmの型枠に2種類の強

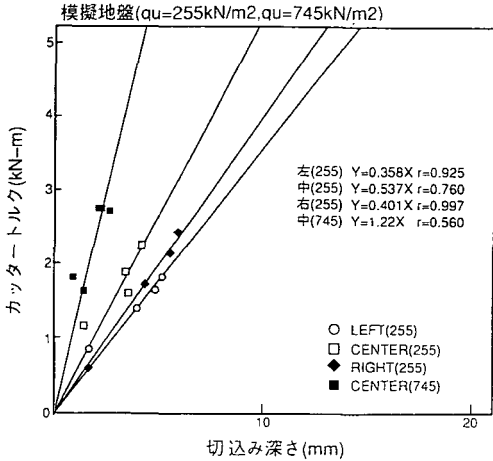


図-17 切込み深さと掘削トルクの関係 (模擬地盤)

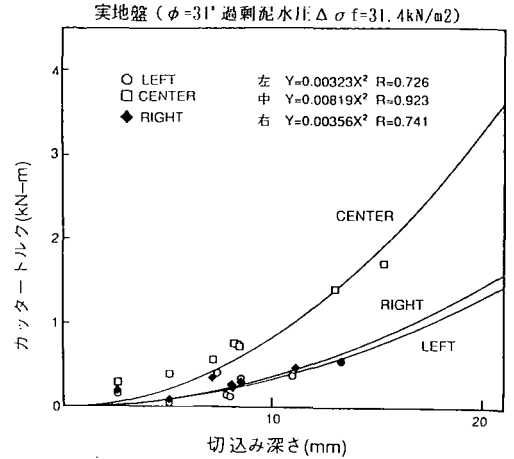


図-18 切込み深さと掘削トルクの関係 (実地盤)

度の気泡モルタルで造成)を掘進させカッター-面板に作用する力を計測した。

b)掘削特性結果と考察

図-17に、気泡モルタルによる模擬地盤から得られた、切込み深さ(掘進速度/面板回転数)とカッタートルクとの関係を示す。

この図からわかるように、カッタートルクと切込み深さはほぼ一次比例の関係にある。模擬地盤の強度が $q_u=255\text{kN/m}^2$ (目標強度 490kN/m^2)の場合では、先行面板のカッタートルク(T_c)と後行面板のカッタートルク(T_L, T_R)の比は $T_L/T_c, T_R/T_c=0.67\sim 0.75$ (平均 0.71)であり、各面板が地山を掘削する面積から算定したカッター軸の断面一次モーメント比 0.71 と一致している。また、先行面板に関しては、地盤強度の比に近いトルク比が得られている。

図-18に、実地盤(砂質土)より得られた切込み深さとカッタートルクの関係を示す。両者の関係は、模擬地盤で得られた1次回帰式よりは2次回帰式によく適合する。これは、切込み深さの増大に伴って地山を押すスラスト力が増大することで砂の拘束圧が高まり、せん断強さが増加することもその要因のひとつと考えられる。また、カッタートルク比は模擬地盤と異なり、 $T_L/T_c, T_R/T_c=0.39\sim 0.43$ (平均 0.41)であり、先行面板負担率が大きい傾向にある。この原因の一つとして、先行面板の掘削による後行面板掘削部分の地山の緩みが考えられる。

図-19に、実地盤から求めた切込み深さと、ジャッキ総推力の関係を示す。面板に作用するスラスト力が増加し、両者の関係はほぼ直線関係にあることがわかる。

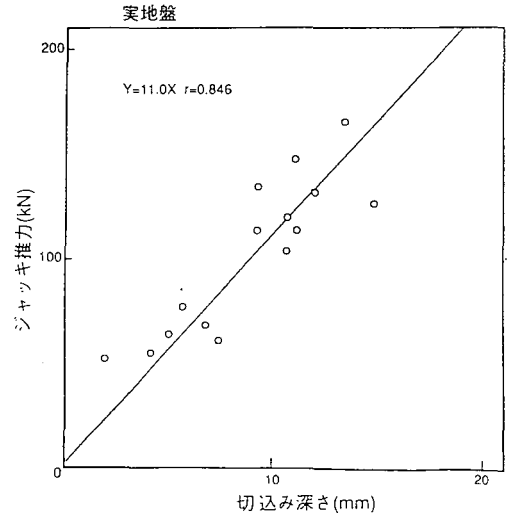


図-19 切込み深さとジャッキ総推力の関係

c)姿勢変化特性結果と考察

図-20は、ヨーイング方向について、ジャッキモーメント M_{jy} と単位掘進距離あたりの角度変化 $d\theta_y/dz$ の関係を示したものである。図中の実線は実験データを最小二乗近似したものである。

図からモーメント M_{jy} の増加とともに、単位掘進距離あたりの角度変化 $d\theta_y/dz$ は、ほぼ直線的に増加していることがわかる。これらの傾向は、単円形シールド¹¹⁾や2連MFシールド¹²⁾と同様である。

図-21はピッチング方向について、ジャッキモーメント M_{jp} と単位掘進距離あたりの角度変化 $d\theta_p/dz$ の関係を示したものである。

ヨーイング方向に比べてバラツキは大きいので線形関係にあるとはいえないが、ジャッキモーメント

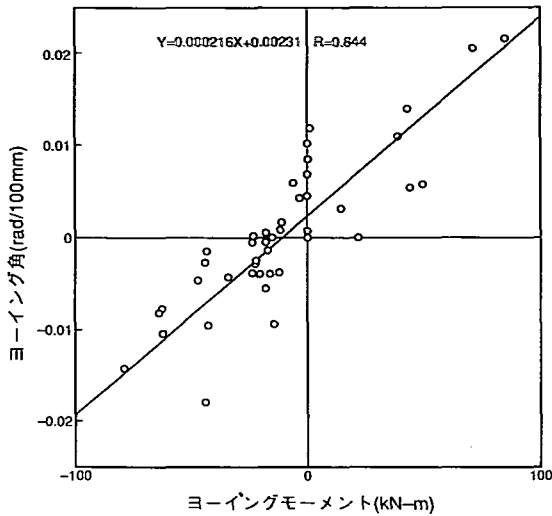


図-20 シールドジャッキによる旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係（ヨーイング方向）

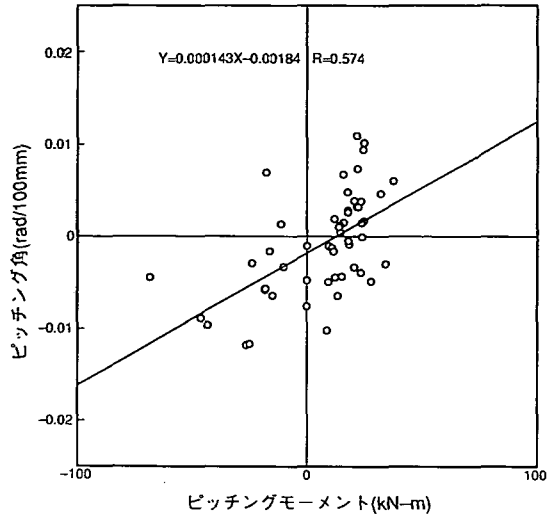


図-21 シールドジャッキによる旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係（ピッチング方向）

の増加とともに単位掘進距離あたりの角度変化もほぼ増加する傾向にある。

図-22はローリング方向について、面板回転による旋回モーメント M_r と、単位掘進距離あたりの角度変化 $d\theta_r/dz$ の関係を示したものである。バラツキは大きいが旋回モーメントの増加とともに単位掘進距離あたりの角度変化も増加する傾向にある。しかしながら、掘進中各面板のカッタートルクは短時間しか発生せずテールシールの反発による戻り現象と交互に現われるため、ローリング角変化が生ずる短い時間での微小変化量を100mm掘進距離に換算した角度変化で整理した。すなわち、100mm掘進する間におけるローリング角絶対量は $\pm 1.45 \times 10^{-3}$ rad以内であり、余掘り2mm相当の $\pm 3.77 \times 10^{-3}$ radより小さいことから判断して、余掘り部分あるいは余掘りの緩んだ地山の中でのローリングであり、テールシールの影響も無視できなくなり、連続したローリングの角度変化とは言い難い。

表-6は、式(5)(7)および(9)で求めた運動モデルの係数 K_{111} と図-20~22までの実験データの直線の勾配を比較したものである。なお、地盤反力係数 K は、 1 kgf/cm^3 (9.8 MN/m^3)とした。ローリング方向についてはデータが有意でないので対比できないが、ヨーイングおよびピッチングについては、ほぼ近似していることがわかる。したがって、シールドの曲がり易さを表わす係数 K_{111} の予測式適用の可能性が明らかになった。

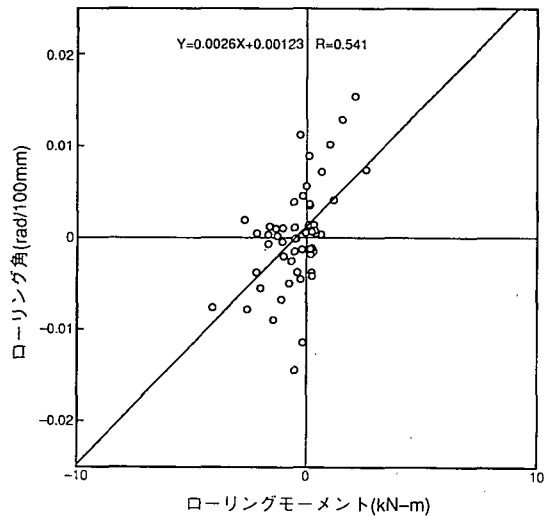


図-22 旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係（ローリング方向）

表-6 運動モデル係数の比較

方向	予測値 ($\text{radkN}^{-1}\text{m}^{-2}$)	実験値 ($\text{radkN}^{-1}\text{m}^{-2}$)
ピッチング(p)	1.06×10^{-3}	1.43×10^{-3}
ヨーイング(y)	2.19×10^{-3}	2.16×10^{-3}
ローリング(r)	2.64×10^{-4}	—

4. 実機の運転状況および実機データ解析

(1) 実工事の地盤条件

当地区の地盤は、図-23に示すように地表から約15mまでは沖積層、それ以深は洪積層である大阪府群の粘土層と砂層の互層となっている。シールド掘進部（土被り約27m）の地盤は、上半がN値50以上のよく締まった砂層（ O_{s6} ）、下半がN値8ないし25程度の粘土層（ O_{c5} ）である。 O_{s6} 層の地下水は、GL-10m付近にある。（シールド中心での地下水圧 $P_w=118kN/m^2$ ）

(2) 実機の運転状況

実機は、掘進速度約1.5cm/min、3面板の回転数0.86rpmで運転された。姿勢制御に関しては、主にジャッキパターンの選択と、回転パターンにより対応した。ヨーイング、ピッチング方向については、従来のジャッキ操作で十分制御可能であった。また、ローリング方向については、運転条件あるいはシールドの癖等により、シールドは右回りにローリングする傾向があったので、3面板の回転をすべて右回りとする回転パターンを主に選択し、余掘りを適宜行いながら、カッタートルクなどによる旋回モーメントを左回りに最大に発生するような条件で掘進したが、可動ソリを使用するまでには至っていない。途中58リングから80リングまでの間は、ローリング角修正のために、回転パターンの他にコピーカッターと対角押しを適用した。対角押しとは、シールドジャッキを、シールド断面中心に対角に選択し、推進していく方法である。この方法は、MFシールドの左右の外周部にねじれ変形を与え、シールド外周全体をソリとして地盤反力によりシールドにローリング方向の修正力を発生させるものである。なお、掘削特性の解析は、先行、後行両面板が発進直後の凍結区間をぬけた15リングから93リングの区間で行った。また、姿勢変化特性の解析は、シールド外周部全体が凍結区間を抜けた自然地盤に相当する23リングから93リングの区間で行った。

図-24は、実機の施工実績を示したものである。

実機の線形および姿勢は、管理限界である $\pm 50mm$ と $\pm 3 \times 10^{-3}rad$ 以内に収まっており、シールドの線形管理は十分であった。

(3) 実機予測式について

a) カッタートルクの予測

基本事項として、

①旋回モーメントに寄与するカッタートルクは、ビットによる切削トルクのみとし、面板での摩擦抵抗、

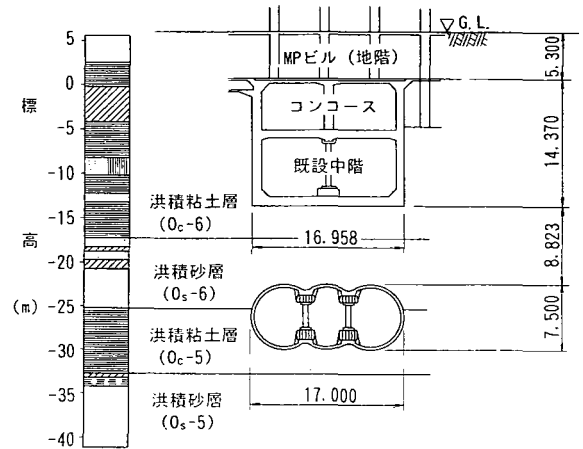


図-23 地質概要

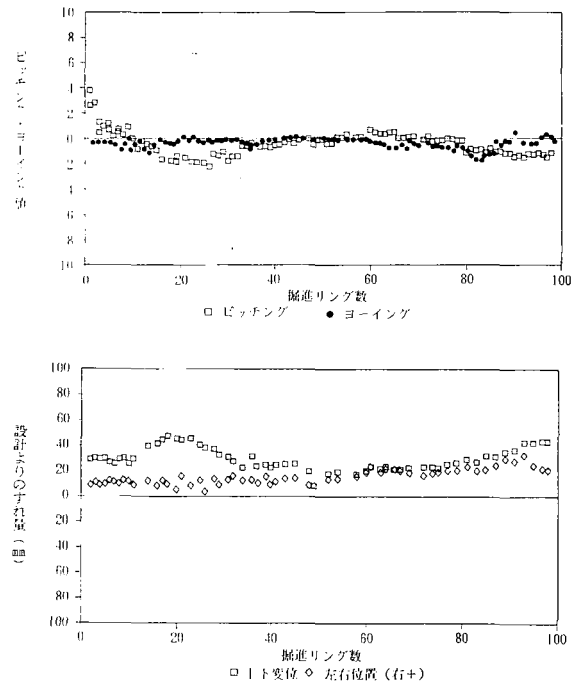


図-24 実機の施工実績

泥水圧の粘性抵抗、軸受の機械抵抗などは無負荷トルクとして無視する。

②この切削トルクは、面板寸法比（実機外径/実験機外径=7.8/0.82）の2乗に比例する。

また実験結果（図-14および15）から、以下が成り立つものとする。

③カッタートルクのうちビットによる切削トルクは対象地盤のせん断強度に1次比例する。また、切込み深さに1次比例（粘性土）および2次比例（砂質

表-7 カッタートルクの予測値

切込み深さ (mm)	カッタートルク (kNm)		
	左	中	右
7	448	622	448

表-8 運動モデル係数の予測値

方向	予測値 (radkN ⁻¹ m ⁻²)
ピッチング(p)	7.30×10 ⁻⁹
ヨーイング(y)	1.88×10 ⁻⁸
ローリング(r)	1.66×10 ⁻⁹

土) する。

④後行面板のカッタートルクは、先行面板カッタートルク×0.71とする。

⑤粘性土のトルクは、qu=255kN/m²の実験結果を用いる。

⑥砂質土についても粘性土と同様せん断強度に比例するものとする。そのときの砂質土のせん断強度は、「過剰泥水圧」(=「泥水圧」-「地下水圧」)を拘束圧力としたときの受動破壊状態 [τf=Δσf×(1+sinφ)/(1-sinφ)] を考える。

トルクは図-18のΔσf=31.4kN/m²の実験結果を用いる。

以上から、先行面板カッタートルクは式(12)および(13)により予測される。

$$\text{粘性土: } T_c = 4.2 \times 10^{-2} t \times \tau_r \times \left(\frac{7.8}{0.82} \right)^2 \quad (12)$$

$$\text{砂質土: } T_c = 8.4 \times 10^{-5} t^2 \times \tau_r \times \left(\frac{7.8}{0.82} \right)^2 \quad (13)$$

ここで、T_c: 先行面板カッタートルク (kNm)
t : 切込み深さ (mm)
τ_r: 地盤のせん断強度 (kN/m²)

上式を以下の実工事施工条件にあてはめると、

- ①掘削断面上半1/3が砂質土、2/3が粘性土とする。
- ②砂質土層中心深度での過剰圧は、工事実績から、Δσ_r=34.3kN/m²、そのときのせん断抵抗は、τ_r=69.6kN/m²となり、粘性土のせん断抵抗は拘束圧に左右されず、τ_r=343kN/m²とする。

実工事予測式は、以下ようになる。

$$T_c = 87t + 0.29t^2 \quad (14)$$

表-7に実機の主な運転条件に対応した切込み深さ7mmでのカッタートルク予測値を示す。

b)姿勢予測

実機の曲がり易さを表わす係数K₁₁₁の予測については、砂地盤に関しては表-6に示す予測値と実験値がほぼ等しいとして地盤反力係数にかかる補正係数を代入した。ただし、ローリングについては補正係数が求まらないので地盤の抵抗を受ける領域がほぼ同じなシールドの上下方向であることからピッチ

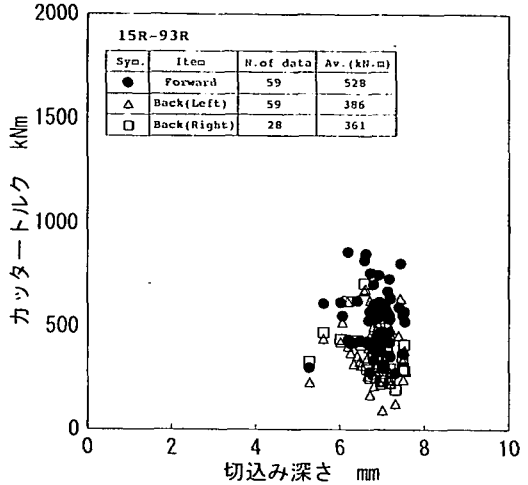


図-25 切込み深さと掘削トルクの関係

ングの値を用いた。

また、実機の地盤は砂と粘土の2層地盤となっているので地盤反力係数はシールドの投影面積比砂層:粘土層=1:2を考慮して算定した。その結果、各姿勢変化の係数K₁₁₁は表-8のようになる。

(4)実機データ解析

図-25は、先行面板および後行面板について、切込み深さとカッタートルクの関係を示したものである。実機の運転条件はほぼ一定であり式(10)より算出される切込み深さの変動幅は小さい。そのため模型実験時のような比例関係は確認できないが、予測式から求めたカッタートルクの平均値と比較するとほぼ近似していることがわかる。

図-26は、各リングの先行面板と後行面板のカッタートルクの平均値を比較したものである。なお図中の一点鎖線および二点鎖線は、解析結果を原点をとる直線で最小二乗近似したものである。模型実験では、後行面板の負担率が断面一次モーメント比より小さくなっていたが、先行面板と後行左面板のカッタートルクを比較すると、実機ではその割合はほぼ断面一次モーメント比(本機の場合約0.72)となっている。

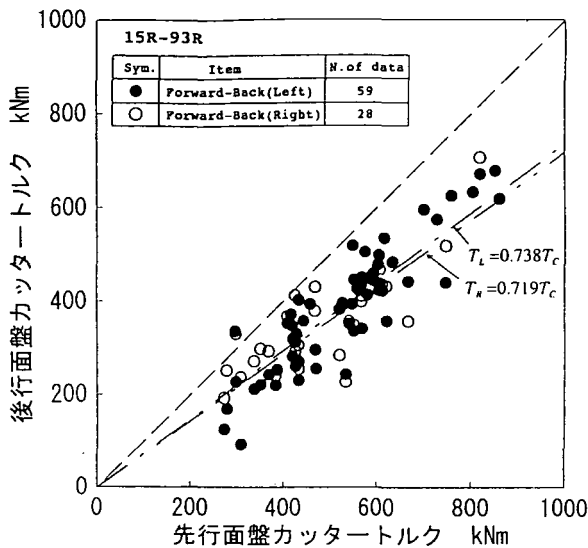


図-26 先行面板と後行面板の掘削トルクの負担率

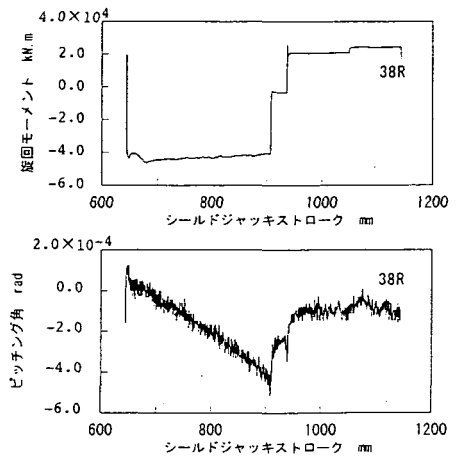
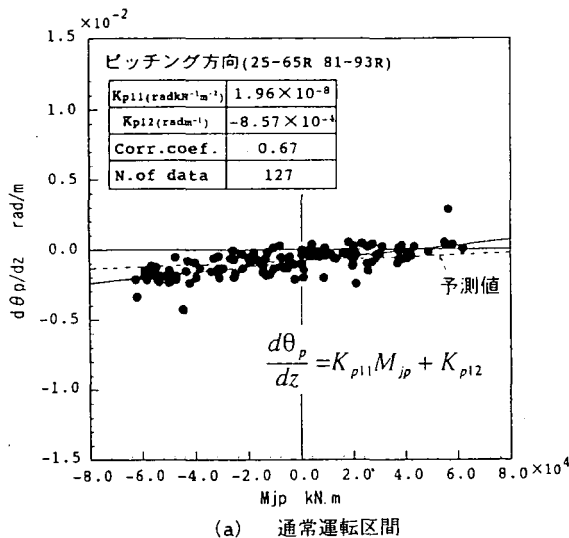
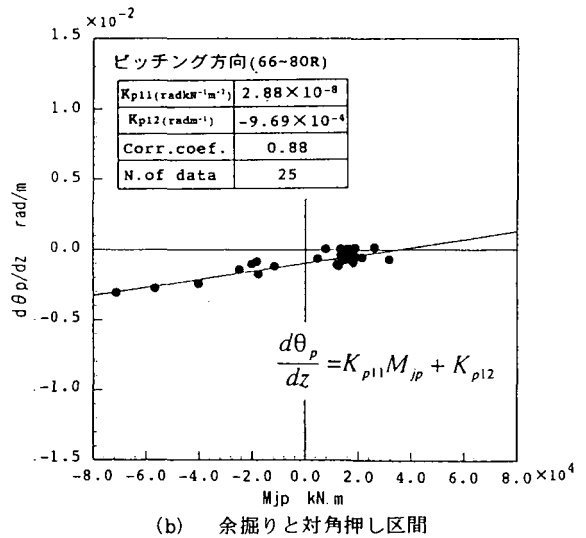


図-27 1リング中の姿勢制御状況（ピッチング方向）



(a) 通常運転区間



(b) 余掘りと対角押し区間

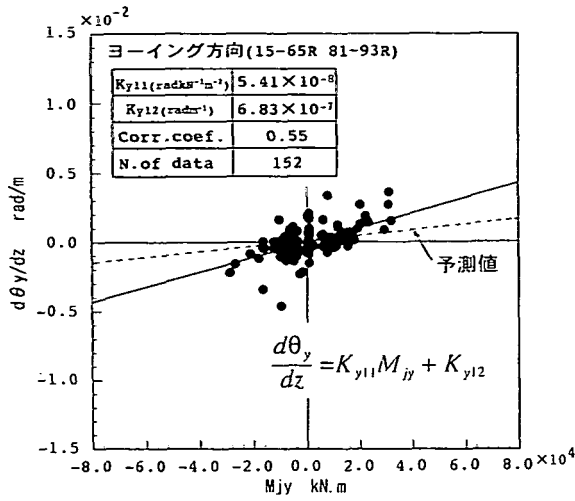
図-28 シールドジャッキによる旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係（ピッチング方向）

図-27は、実機の運転状況の1例として、ピッチング方向について、掘進中のシールドの旋回モーメントと角度（ピッチング角）変化の傾向を示したものである。実機はジャッキパターンの選択により運転されており、1リング掘進中に数パターンが選択され姿勢制御された。一定の旋回モーメントを与えながらシールドの角度が徐々に変化している。なお、全施工区間において、ヨーイング、ピッチング方向ともジャッキパターンの選択により十分姿勢制御可能であった。

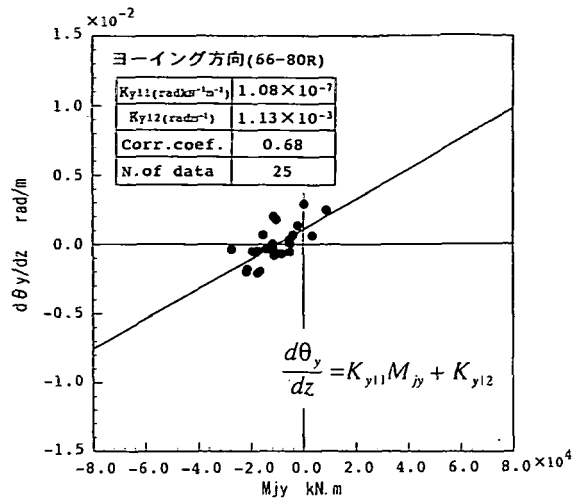
図-28は、ピッチング方向について、シールドジャッキによる旋回モーメントと単位掘進距離あたり

の角度の変化の関係を示したものである。なお、解析区間を、通常の運転をした区間（図中(a)）とコピーカッターを使用し対角押しを行った区間（図中の掘進中に、ジャッキパターンを何回か変化させ(b)）とに分けた。またシールドの運転は、1リングた。そこで解析は、1リング中に一定の旋回モーメントを与えている区間で行った。単位掘進距離あたりの角度変化と旋回モーメントの関係は比例関係にある。

図-29は、ヨーイング方向についてシールドジャッキによる旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係を示したものである。鉛直面内の解



(a) 通常運転区間



(b) 余振りと対角押し区間

図-29 シールドジャッキによる旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係（ヨーイング方向）

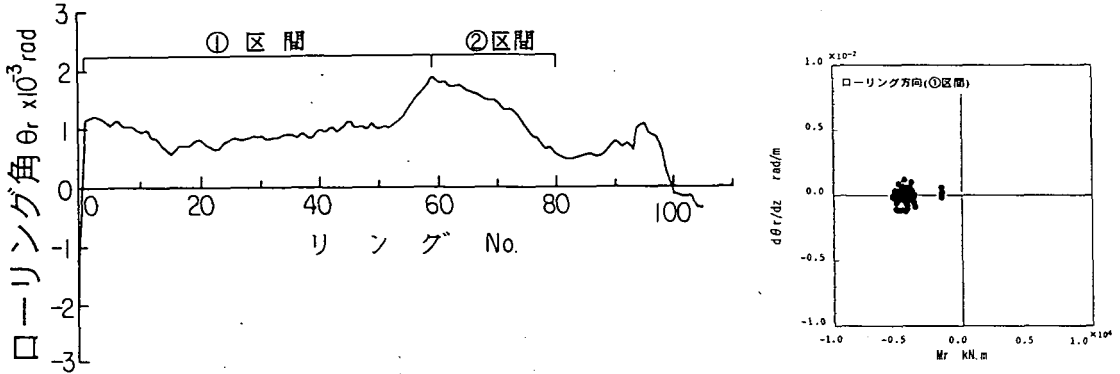


図-30 ローリング角変化

析結果と同様に、シールドジャッキによる旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化と関係は比例関係にある。ピッチング方向と比べ、ヨーイング方向は角度変化しやすい。これはヨーイング方向が、ピッチング方向と比べ、シールドが角度変化するとき地山の抵抗を受ける面積が小さいためである。

図-28、29の実線は解析データを運動モデルに対応させ、直線で最小二乗近似したものである。また点線は表-7による予測値である。予測値は、実測値とほぼ近似していることがわかる。また、2連MFシールドの場合には¹²⁾、シールドが幾何学的に非対称であるために、先行面板側と後行面板側で掘削反力や摩擦力が不釣り合いとなり、シールドジャッキにより旋回モーメントを与えなくても、先行面板側にヨーイングしやすい傾向にあった。しかしながら3連MFシールドの場合には、ヨーイング方向について、そのような特性は見られない。

図-30は、縦軸にローリング角の変化を、横軸にリング数を取り示したものである。実機では、掘進当初より、シールド後方から見て時計回りにローリングする（ローリング角が+になる）傾向があった。これは、主にローリング方向のシールドのくせ（ねじれ）によるものと考えられる。このため、①区間において、3面板とも右回りの回転パターンを選択して、回転パターンで発生させることができる最大のローリングモーメントで運転制御した。さらに②区間において、回転パターンの効果に加え、ローリング角を修正する方向に余振りし、さらに対角押しをした。その結果、シールドのローリング角の修正を行うことができた。右図に、①区間におけるカッタートルクによるローリングモーメントと、単位掘進距離あたりのローリング角変化の関係を示す。この区間でのローリング角変化は小さく、シールドの癖を修正するほどの制御はできていない。これは、

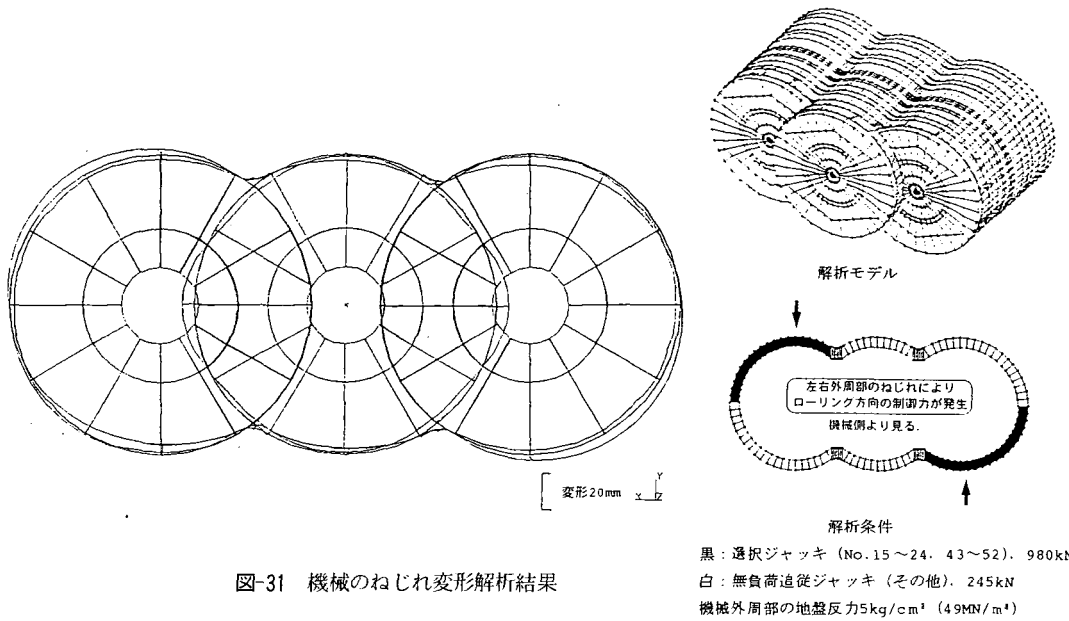


図-31 機械のねじれ変形解析結果

掘進速度が約1.5cm/minと遅かったため、回転パターンにより発生するカッタートルクのみでは、その効果を十分に発揮することができなかったためと考えられる。

図-31は、対角押しの効果を確認するために、実機の運転と同じ条件でシールドに推力を対角にかけたときのシールドのねじれを3次元FEM解析した結果(変形図)を示したものである。計算では、図中のジャッキパターンで選択ジャッキに980kN、無負荷追従ジャッキに245kNを、シールドジャッキに相当する位置に作用させた。また、シールド外周部および面板部には、地盤反力係数 $49\text{MN}/\text{m}^2$ に相当するバネ(圧縮のみに働くバネ)を取り付けた。

左右外周部のねじれ変位(左右面板先端と外周部後端の変位差)は約4mmで、後行面板側(左右)の機長に対してねじれ角を求めると約 $0.5 \times 10^{-3}\text{rad}$ となる。これは、シールドの組立精度に相当する大きさのねじれであり、シールドのくせ(式(2)の運動モデルの右辺第2項)を相殺する程度の変形を起こすことが可能であることがわかった。なお、このときカモメ部に若干の応力変化はあるが、シールドの構造上問題を生ずるほどの大きさではない。したがって、このねじれによって起こる対角押しは、実機での実績から、従来MFシールドのローリング角修正手法として考えられていた回転パターンと同程度の効果を発揮するものと考えられる。

5. 結論

3連MFシールドの姿勢制御手法を含めた運転方

案を策定するために、施工前に要素実験、実証実験を行い、さらに実機データを解析することにより、その評価、見直しを行った。得られた結論ならびに知見を以下に示す。

(1) 3連MFシールドのヨーイング、ピッチング方向の角度変化特性を、単円形シールドと同じ運動モデル(式(2))で近似し、また、ローリング方向の角度変化特性を、ヨーイング、ピッチング方向と同様の運動モデル(式(3))で表した。さらに運動モデル中のシールドの曲がり易さを表す係数の推定式を誘導し、その妥当性を確認した。

(2) 面板に作用する掘削反力、カッタートルクを利用して、3面板の回転パターンによりローリング角を制御する手法は、基本回転パターンの3倍強のモーメントを作ることができる。また、この面板に作用する掘削反力、カッタートルクは、切込み深さに比例する。したがって、面板の回転パターンだけでなく、回転数や掘進速度などの運転条件を変えることにより、その大きさや方向を変え、ローリング角を制御することができる。なお、本工事の場合のように、周辺地山の抵抗が大きく、かつ掘進速度が遅いため、回転パターンのみではその効果を十分に発揮することができない場合には、余掘りとの併用が効果的である。

(3) ローリング角制御のもう一つの手法として、対角押しが有効である。

シールドの土中での運動特性は、現場の地盤特性に大きく影響を受ける。今回の現場では、後行面板

の切削不要部分の存在や先行面板の掘削による後行面板掘削部の地山のゆるみに起因すると考えられる。当初、MFシールドの姿勢制御の中で検討項目にあげられていた掘削特性の特異性は見られず、先行面板と後行面板のカッタートルクの負担率は、ほぼ断面1次モーメント比であった。また、掘進方向にシールドが幾何学的に対称であることにより、ヨーイング方向の姿勢変化に関して、横2連MFシールドで見られたような大きなシールドのくせは見られなかった。このことは、事前に3連MFシールドの運動特性をおおまかに把握できることを意味しており、3連MFシールドを今後適用していくにあたって貴重な資料になったと考える。なお、このシールドの製作あるいは据付時の組立精度から生ずると考えられるローリング方向のくせについては、回転パターンと余掘り、さらには対角押しにより対応が可能であったが、今後、定量的な検討を行っていく必要があると考える。

謝辞：当研究に関してご指導いただいた京都大学足立紀尚教授に謝意を表します。

参考文献

- 1) 葛野ほか：「大阪城の北を抜くMFシールドの施工計画大阪市地下鉄第7号線大阪ビジネスパーク駅」, トンネルと地下, 11月号, 1994.
- 2) 高崎ほか：「3連MFシールド姿勢変化特性に関する研究(その1) -要素実験における掘削特性について-」, 土木学会第50回年次学術講演会概要集, 第6部, 448, 1995.
- 3) 高崎ほか：「3連MFシールド姿勢変化特性に関する研究(その2) -要素実験における姿勢変化特性について-」, 土木学会第50回年次学術講演会概要集, 第6部, 450, 1995.

- 4) 高崎ほか：「3連MFシールド姿勢変化特性に関する研究(その3) -実証実験における掘削特性について-」, 土木学会第50回年次学術講演会概要集, 第6部, 452, 1995.
- 5) 高崎ほか：「3連MFシールド姿勢変化特性に関する研究(その4) -実証実験における姿勢変化特性について-」, 土木学会第50回年次学術講演会概要集, 第6部, 454, 1995.
- 6) 葛野ほか：「3連MFシールド姿勢変化特性に関する研究(その5) -施工実績および実験結果との対比について-」, 土木学会第50回年次学術講演会概要集, 第6部, 456, 1995.
- 7) 清水, 鈴木：「単円形シールド掘進機の運動特性に関する研究(模型実験および制御系の設計)」, 機械学会論文集C1編, 58-550, 155, 1992.
- 8) 高崎ほか：「3連MFシールド掘進機の姿勢制御」, トンネル工学研究発表会, 4, 311, 1995.
- 9) 清水ほか：「多連マルチフェイスシールド掘進機の位置・姿勢制御に関する研究」, 土木学会第49回年次学術講演会概要集, 第3部, 1278, 1994.
- 10) トンネル標準示方書(シールド編)・同解説, 36, 土木学会, 1986.
- 11) 清水ほか：「単円形シールド掘進機の運動特性に関する研究(第2報 実機データの解析および制御システムの実証)」, 機械学会論文集C1編, 58-554, 121, 1992.
- 12) 松本ほか：「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, 397/IV-9, 17, 1988.

(1995. 12. 12受付)

DRIVING CONTROL OF TRIPLE CIRCULAR FACE SHIELD MACHINE

Hajime TAKASAKI, Masuhiro TANAKA, Tatsuro TAMAI,
Shoji NISHIDA and Yoshiyuki SHIMIZU

Osaka Municipal Subway Line No.7 Osaka Business Park Station has been constructed by a slurry type triple circular face shield machine. In order to propose a basic operational manual of the machine and evaluate a driving control method, two model tests and analysis of actual data under construction have been conducted. This paper presents the moving characteristics of the machine and finding obtained through the actual construction.