

シールド掘進機の土中での運動特性

清水 賀之¹・西田 昭二²

¹正会員 工博 日立造船(株) 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)

²日立造船(株) 建機・物流事業本部 建機設計部 (〒554 大阪市此花区桜島1-3-40)

シールド掘進機の土中での運動を簡易に推定できる1手法を提案することを目的に、著者らが以前作成した運動モデル中の係数のうち角度変化運動をあらわす係数の簡易推定式を誘導し、さらに模型実験データならびに実機データを解析することにより、その妥当性を評価した。

Key Words: tunnel, construction, machine, construction machinery, shield tunneling machine, moving characteristics, model test, subgrade reaction coefficient

1. 緒論

シールド工法では、機械(シールド掘進機)の施工計画線からの位置のずれ(偏差)および姿勢を監視しながら、機械に適切な旋回モーメントを与えることにより線形が保持(管理)される。旋回モーメントは、水平面内あるいは鉛直面内については、機械後部にある数十本の推進用油圧シリンダ(シールドジャッキ)を適切に選択することにより、またローリング方向(掘削面盤に垂直な軸のまわりの回転)については、面盤の掘削トルクなどを利用して機械に作用させる。さらに必要に応じて面盤からコピーカッタを伸ばし機械外周部の地山を余掘りしたり、そり装置などの補助装置を用いて機械の位置と姿勢を制御する。

従来、この線形保持を含めたシールド掘進機の運動は、熟練オペレータの経験的なカンに頼っていることが多い。しかしながら線形保持のために機械の位置と姿勢を制御する場合、掘進中の位置と姿勢(角度)の変化を大まかに推定する手法があれば、オペレータにとって有効な情報となることは言うまでもない。また近年、シールド工法は大深度、大断面、長距離化の傾向にあり、さらにまた熟練労働者の不足などの理由から、自動化についての技術開発が盛んに行われてきている。自動化技術の一つである機械の位置と姿勢を制御する自動制御技術において、その制御アルゴリズムを検討するうえで、制御対象となる機械の土中での運動特性を同定する必要がある。

しかしながら、これら機械の土中での運動の推定

あるいは自動制御アルゴリズムを作成するための機械の運動特性の同定に関しては、地山の状態が不均一なこと、あるいは機械の運転状態が掘進と共に時々刻々と変化すること、さらにまた機械の運動に影響を及ぼす因子が数多くあるなどという理由から、機械の土中での運動を数式モデルであらわすことができないものとして考えているものが多く、数式モデルをもとにしてその運動を推定したり、制御対象を同定し制御系の設計を行っているものは数少ない。その中で酒井ら¹⁾は、自動制御を目的として機械の挙動予測モデルおよび方向制御モデルを立て、実機データをもとにモデルの妥当性を検証するとともに、モデル中のパラメータと地盤条件との比較を行っている。また松本ら²⁾は、横二連マルチフェイス(MF)シールド掘進機の実機データを解析し、推進用油圧シリンダによる旋回モーメントと方向(角度)変化量の関係を示し、この機械の運動が掘進方向に幾何学的に非対称であることに起因する特性(癖)を有することを示している。

著者らは、機械の位置と姿勢の自動制御技術の高度化をはかるため、一連の研究を実施した^{3)~5)}。すなわち、機械の土中での運動特性を把握するために模型実験を行い、その運動を角度変化運動と位置変化運動にわけ、それぞれ運動モデルを作成した。さらに実機運転データを解析することにより、作成した運動モデルの検証を行った。この運動モデルをもとにして機械の位置と姿勢を制御するための制御アルゴリズムを作り、自動制御システムを設計・製作し、実証実験によってその有効性の確認を行った。

本論文は、機械の土中での運動を簡易に推定でき

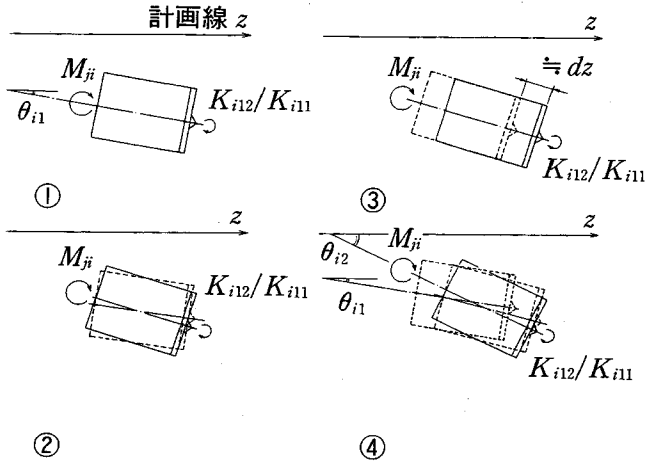


図-1 角度変化運動のメカニズム 文献4) より引用

る1手法を提案することを目的に、作成した運動モデル中の係数のうち角度変化運動をあらわす係数の簡易推定式を誘導し、模型実験データならびに実機データ解析結果により、その妥当性を評価したものである。

2. 位置・姿勢変化メカニズムとその運動モデル^{3) ~8)}

図-1は、シールド掘進機の姿勢すなわち角度変化運動のメカニズムを概念的に説明したものである。なお図中の破線は変化前の状態をあらわしている。

機械の角度変化運動は、以下の過程であらわすことができる。

- ①機械が施工計画線に対し θ_{i1} の角度である状態
- ②機械外周部に発生する土の応力が、推進用油圧シリンダと掘削面盤で発生する旋回モーメントと釣り合うまで角度変化する過程
- ③この角度で距離 dz 分掘進する過程(図-3:位置変化運動)
- ④機械外周前面が、地盤と接触しているような初期状態となり、機械外周部の土の応力が、推進用油圧シリンダと掘削面盤で発生する旋回モーメントに釣り合わなくなり、 θ_{i2} まで更に角度変化する過程

図-2に、角度変化運動に関する模型実験および実機データの解析結果を示す^{4), 5)}。図中の実線は、全データを直線で最小二乗近似したものである。推進用油圧シリンダ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は、ほぼ直線で近似できること

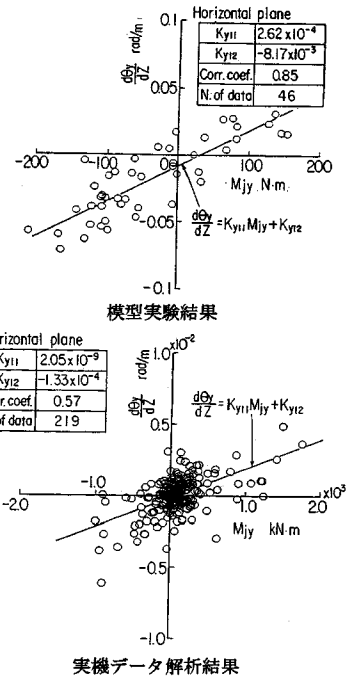


図-2 推進用油圧シリンダによる旋回モーメントと単位掘進距離あたりの角度変化の関係 文献4) 5) より引用

がわかる。これらの解析結果から、上述したような土中での機械の水平面内、鉛直面内の角度変化特性をあらわす運動モデルを式(1)であらわした。

$$\frac{d\theta_i}{dz} = K_{i11} M_{ji} + K_{i12} \quad (1)$$

ここに、 z は掘進距離を、 M_{ji} は推進用油圧シリンダによる旋回モーメントをあらわす。また K_{i11} および K_{i12} は運動モデルの係数をあらわす。なお添字 i は y または p で、 y は水平面内を、 p は鉛直面内をあらわす。式中の K_{i11} は、旋回モーメントによる機械の曲がりやすさをあらわしている。また K_{i12} は、例えば自重や、面盤で発生するカッタピットの掘削反力あるいは機械外周部の摩擦力による旋回モーメント等が考えられる。単円形シールド掘進機の場合には、掘削反力によって生ずる旋回モーメントは小さい。横二連MFシールド掘進機の場合には、推進用油圧シリンダによる旋回モーメントがない場合には先行面盤側に角度変化する傾向があった²⁾。これは、機械の形状が幾何学的に非対称であるため先行、後行面盤の掘削反力や機械外周部の摩擦力が釣り合いとなり旋回モーメントが発生したためと考えられる。

図-3は、シールド掘進機の位置変化運動を概念的に示したものである⁴⁾。機械が軸心の方角に進む場

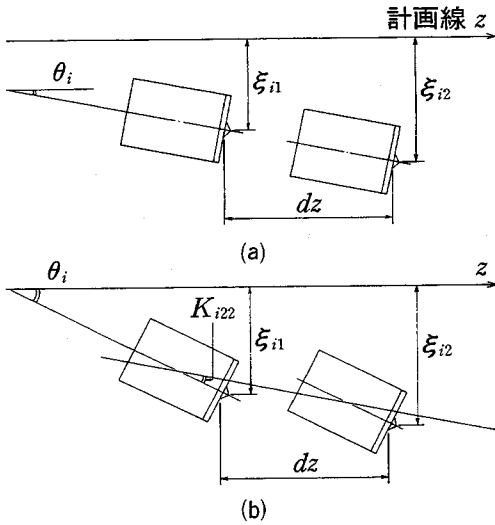


図-3 位置変化運動のメカニズム 文献4)より引用

合(a)と、ある角度をもって横すべりする場合(b)が考えられる。したがって位置変化特性をあらわす運動モデルを式(2)であらわした。

$$\frac{d\xi_i}{dz} = K_{i21}\theta_i + K_{i22} \quad (2)$$

ここに、 ξ_i ($i=y, p$) は、機械の施工計画線からの位置をあらわし、 K_{i21} および K_{i22} ($i=y, p$) は、運動モデルの係数である。 K_{i22} は、機械の横すべりをあらわす。

さらに近年施工件数が増えている多円形あるいは矩形シールド掘進機のような円形以外の機械は、一般にはローリング角が変化しにくい反面、一旦ローリング角変化した場合には、その修正および制御が難しい。この機械のローリング角を制御する場合には、修正したい角度方向を余掘りして、掘削トルクを旋回モーメントとして機械に作用させるのが有効である。この角度変化メカニズムは、単円形シールド掘進機のそれと異なる。すなわち、単円形シールド掘進機の場合には、掘削トルクによって機械に旋回モーメントが作用した場合に機械外周部と地山との摩擦力から抵抗モーメントが発生し、その釣り合い関係からローリング角変化が起こる。一方、多円形あるいは矩形シールド掘進機のような円形以外の機械の場合には、地山からの抵抗モーメントは、おもに機械外周部で土の変形によって生ずる応力によって発生するものと考えられる。

模型実験結果より⁶⁾、円形以外のシールド掘進機でローリング方向の角度変化特性をあらわす運動モデルを、水平面内および鉛直面内の運動モデルと同

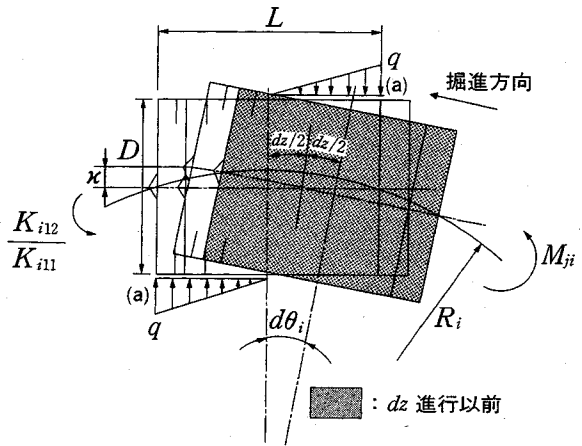


図-4 機械の角度変化 (水平面内、鉛直面内)

様に式(3)であらわした。

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

ここに、 M_r はおもに面盤の掘削トルクを、また K_{r11} および K_{r12} は、式(1)と同様に運動モデルの係数をあらわす。 K_{r11} は、旋回モーメントによる機械の曲がりやすさを、また K_{r12} は、機械の癖や面盤の掘削トルク以外で機械に旋回モーメントを与える外力等が考えられる。

3. 運動モデルの係数の推定式

図-4は、従来機械の設計に用いられているシールド掘進機の旋回性能の考え方を引用し⁷⁾、水平面内と鉛直面内の角度変化時の機械の動きを示したものである。

いま図-1に示す角度変化運動のメカニズムのうち、③と④の過程を考える。すなわち、推進用油圧シリンダにより旋回モーメント M_{ji} ($i=y, p$) が作用しながら、機械の角度の方向に距離 $dz/2$ 進み (過程③) で、位置変化運動は横すべりしない： $K_{i21}=1$ 、 $K_{i22}=0$ 、その角度が $d\theta_i$ ($i=y, p$) 変化し (過程④)、さらにその角度の方向に機械が距離 $dz/2$ 進む (過程③) 場合を考える。このとき機械の旋回中心は、推進用油圧シリンダによる旋回モーメントの他に面盤あるいは機械外周部からの力のかかり方に依存するので一義的には決まらない。ここでは、機械の図心を中心として回転すると考える。

角度変化 $d\theta_i$ が小さいとき、図に示す変位量 x は、

式 (4) で与えられる。

$$\kappa = \frac{L}{2} \tan d\theta_i \doteq \frac{L}{2} d\theta_i \quad (4)$$

また図中の R_i ($i=y, p$) は曲率半径をあらわし、式 (5) で与えられる。

$$R_i \doteq \frac{dz}{d\theta_i} \quad (5)$$

式 (4) および (5) より、機械端部(a)で地山から受ける地盤反力 q は、式 (6) で与えられる。

$$q = \frac{k_i L dz}{2R_i} \quad (6)$$

ここに k_i ($i=y, p$) は、地盤反力係数をあらわす。

地盤反力を受ける機械外周部を、角度変化方向の投影面積に等しい平板と仮定すれば、土の変形によって発生する抵抗モーメントの変化 dM_R は、式 (7) で与えられる。

$$dM_R = \frac{qL^2 D}{6} = \frac{k_i L^3 D dz}{12R_i} \quad (7)$$

ここに D, L は機械の直径および機長をあらわす。

シールド掘進機は、前進しながら、推進用油圧シリンダなどの外力で発生する旋回モーメントにより角度変化していく。そこで、この推進用油圧シリンダなどの外力で発生する旋回モーメントを短期荷重として機械外周部の地山の変位を弾性変位と考え、地盤反力係数を用いて抵抗モーメントを求めた。

また、前述したとおり、機械の土中での運動は前進による位置変化と角度変化という過程を繰り返す。角度変化は、前進により機械外周部に地盤反力の発生していない部分が現われ、地山による抵抗モーメントが推進用油圧シリンダなどによる旋回モーメントと釣り合わなくなることにより生ずる。運動モデルの係数の推定式の誘導にあたって、この過程を以下のように近似した。すなわち機械の前進を1機長 L とし、機械外周部全体が地盤と接触しているような初期状態を考える。この状態で曲率半径 R_i に相当する角度変化をさせたときに土の変形で発生する応力による抵抗モーメント M_R が推進用油圧シリンダによる旋回モーメント M_j とその他の機械に作用する外力により発生する旋回モーメント K_{ii2}/K_{ii1} と等しく釣り合うとした。この近似は、 dz 掘進ごとの機械外周部の応力状態の変化を1機長 L ごとに求めていることになる。

したがって曲率半径 R_i で角度変化しているときの機械外周部に発生する抵抗モーメント M_R は、式 (8)

で近似できる。

$$M_R = \frac{k_i L^4 D}{12R_i} \quad (8)$$

この抵抗モーメント M_R が、推進用油圧シリンダによって発生する旋回モーメント M_j とその他の機械に作用する外力により発生する旋回モーメント K_{ii2}/K_{ii1} に等しいとすれば、機械の旋回する曲率半径 R_i ($i=y, p$) は、式 (9) で与えられる。

$$R_i = \frac{k_i L^4 D}{12 \left(M_j + \frac{K_{ii2}}{K_{ii1}} \right)} \quad (9)$$

式 (1), (5) および (9) より、運動モデルの係数 K_{ii} ($i=y, p$) は、式 (10) で与えられる。

$$K_{ii1} = \frac{12}{k_i L^4 D} \quad (10)$$

式 (1) および (10) によれば、機械の旋回性能は、機械が小さい (機長 L , 直径 D が小さい) ほど、また地山が軟らかいほど (地盤反力係数 k_i が小さいほど)、さらにまた推進用油圧シリンダによる旋回モーメント M_j が大きいほど良くなる。たとえば、機長 L ならびに直径 D がそれぞれ10倍違う場合、たとえ地盤反力係数が同じ場合でも、運動モデルの係数 K_{ii1} は、10⁴倍異なる。したがって、後述する模型 (図-9) と、実機 (図-10) では、その値が大きく異なってくる。

また図-5は、矩形シールド掘進機のローリング角変化時の機械の動きを概念的に示したものである。水平面内と鉛直面内の場合と同様にして運動モデルの係数の推定式を誘導する。

いま、機械が dz 進む間に、ローリング方向に旋回モーメント M_j を受けながらローリング角が $d\theta$ 変化したとする。このときのねじれ角 γ を式 (11) で定義する。

$$\gamma = \frac{W d\theta_r}{2 dz} \quad (11)$$

ここに W は機械の幅をあらわす。

このときの端部(a),(b)での変位量 x は、式 (12) および (13) で与えられる。

$$\kappa \doteq \frac{W}{2} d\theta_r = \gamma dz \quad (\text{端部 (a)}) \quad (12)$$

$$\kappa \doteq \frac{H}{2} d\theta_r = A_{asp} \gamma dz \quad (\text{端部 (b)}) \quad (13)$$

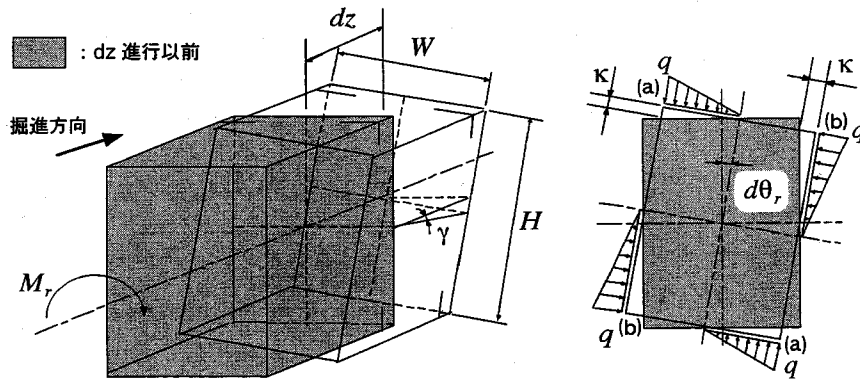


図-5 機械の角度変化（ローリング方向）

ここにHは機械の高さを、また A_{asp} は機械の高さと幅の比 ($A_{asp} = H/W$) をあらわす。

地山の地盤反力係数を k とすると、端部(a),(b)での地盤反力 q は、式 (14) および (15) で与えられる。

$$q = k_r \gamma dz \quad (\text{端部 (a)}) \quad (14)$$

$$q = k_r A_{asp} \gamma dz \quad (\text{端部 (b)}) \quad (15)$$

土の変形によって発生するローリング方向の抵抗モーメントの変化 dM_R は、式 (16) で与えられる。

$$dM_R = \frac{qW^2L}{6} = \frac{k_r W^2L dz \gamma (1 + A_{asp}^3)}{6} \quad (16)$$

したがって、機械が1機長L進んだときに抵抗モーメント M_R は、式 (17) で与えられる。

$$M_R = \frac{k_r W^2L^2 \gamma (1 + A_{asp}^3)}{6} \quad (17)$$

この抵抗モーメント M_R が、掘削トルクなどの機械に作用する旋回モーメント M_r とその他の旋回モーメント K_{r12}/K_{r11} と釣り合うとすれば、ねじれ角 γ は、式 (18) で与えられる。

$$\gamma = \frac{6 \left(M_r + \frac{K_{r12}}{K_{r11}} \right)}{k_r W^2L^2 (1 + A_{asp}^3)} \quad (18)$$

式 (3), (11) および (18) より、式 (3) 中の運動モデルの係数 K_{r11} は、式 (19) で与えられる。

$$K_{r11} = \frac{12}{k_r L^2 W^3 (1 + A_{asp}^3)} \quad (19)$$

多円形シールド掘進機のローリング角変化特性についても同様に考えることが可能である¹⁰⁾。

式 (10) および(19)中の地盤反力係数 k_i ($i=y, p, r$) は、地盤のバネ効果をあらわす値であり、物理的な意味が単純明快で設計上の実用価値は高い反面、地盤のひずみレベル、载荷速度、および载荷板の面積、形状などによって複雑に変化する関数といわれている^{11), 12)}。シールド工法では従来から、セグメントの設計荷重のうちセグメントの変形に応じて発生する抵抗土圧の算定に用いられている¹³⁾。

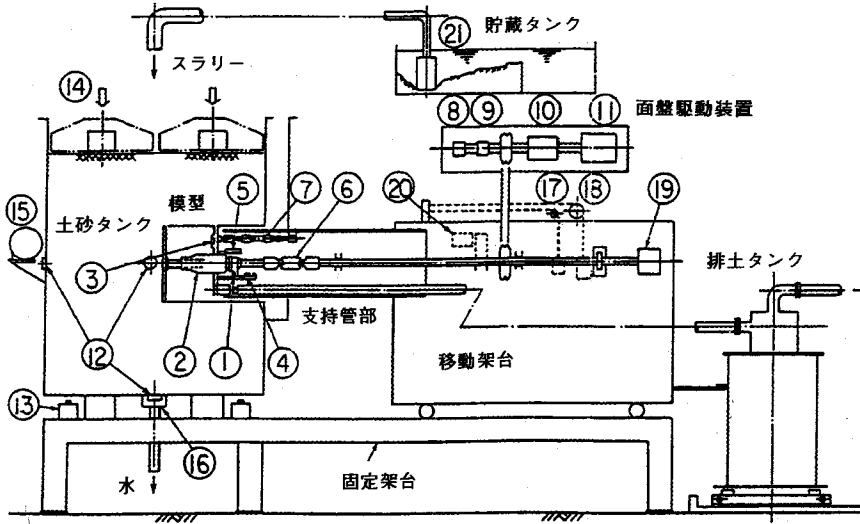
地盤反力係数は、各種の調査・試験結果により得られた変形係数を用いて、基礎の载荷幅などの影響を考慮して定められるとしており、水平、鉛直それぞれの方向についての地盤反力係数 k (kgf/cm^3)は、式 (20) で与えられる^{14), 15), 16)}。

$$k = k_o \left(\frac{B}{30} \right)^{\frac{3}{4}} \quad (20)$$

ここに B (cm) は、基礎の载荷幅をあらわす。また k_o (kgf/cm^3) は、直径30cmの剛体円板による平板载荷試験の値に相当する地盤反力係数であり、各種土質試験・調査により求められた変形係数から推定する場合は、式 (21) となる。

$$k_o = \frac{\alpha E_o}{30} \quad (21)$$

ここに E_o (kgf/cm^2) は地盤の変形係数を、また α は補正係数をあらわす。標準貫入試験のN値から地盤の変形係数を求める場合には、式 (22) が用いられる。式 (22) で求められる補正係数を含めた変形係



- ① ロードセル
- ② 歪ゲージ
- ③ 土圧計
- ④ 傾斜計
- ⑤ ポテンショメータ
- ⑥ ユニバーサルジョイント
- ⑦ スラストシリンダ
- ⑧ ロータリエンコーダ
- ⑨ ポテンショメータ
- ⑩ トルク計
- ⑪ ギヤモータ
- ⑫ 土圧計
- ⑬ ロードセル
- ⑭ 加圧装置
- ⑮ 加振機
- ⑯ 脱水フィルタ
- ⑰ ロータリエンコーダ
- ⑱ ポテンショメータ
- ⑲ スリップリング
- ⑳ ロードセル
- ㉑ 水中ポンプ
- ㉒ 真空ポンプ

図-6 模型実験装置の概略

数は、過圧密砂に対するN値と平板載荷試験の変形係数の関係 ($E_0=28N$, $\alpha=1$)、あるいはN値と孔内水平載荷試験の変形係数の関係 ($E_0=7N$, $\alpha=4$) に対応している^{17), 18)}。

$$\alpha E_0 = 28N \quad (22)$$

また、道路橋示方書・同解説によると¹⁴⁾、基礎の設計に必要な地盤定数として地盤反力係数を求める場合、式(20)中の載荷幅Bは、荷重作用方向に直交する基礎の載荷面積の平方根として得られる。したがって式(20)および(21)から、式(10)および(19)中の地盤反力係数 k_i ($i=y, p, r$: 単位 kgf/cm^2)を式(23)で定義した。

$$k_i = \frac{\alpha E_0}{30} \left(\frac{\sqrt{A_i}}{30} \right)^{-\frac{3}{4}} \quad (23)$$

ここに A_i ($i=y, p, r$: 単位 cm^2)は、シールド掘進機が前進しながら角度変化したときに地盤反力が発生している機械外周部の投影面積をあらわす。たとえば、単円形シールド掘進機で水平面内、鉛直面内の角度変化については、直径 $D \times$ 機長 L となる。

4. 模型実験ならびに実機データ解析

(1) 模型実験の概要

実験装置の概略を図-6に示す。実験装置は、シールド模型(単円形, 多円形(縦型MF), 中折れ式)と、セグメント(一次覆工用型枠)に相当する支持

管部および移動架台、土砂タンクとこれら載せた固定架台とからなり、他に排土タンク、油圧ポンプユニット、実験装置制御盤などで構成されている。移動架台と土砂タンクは二本の油圧シリンダで連結されており、模型は油圧回路でその速度 V (掘進速度)を調整されながら、土中を掘進することができる。

図-7に、模型のひとつである単円形シールドの基本寸法および機器取付位置を示す。模型は、実機と幾何学的な相似条件を満足するような形状とし、さらに実機と同じように運動するような構造とした。すなわち模型は、支持管部と4本のミニチュアシリンダ(スラストシリンダ)で連結され、また、模型と支持管部との間には、上下、左右に5ないし15mmのクリアランスがとられている。掘進中にこのスラストシリンダの油圧を制御することにより模型に旋回モーメントを与え、模型の角度が変化する。また模型の位置と角度が変化しても面盤が回転できるように、回転軸をユニバーサルジョイントとスプラインで連結している。模型には、支持管部との相対的な変位(前後, 左右, 上下)、角度(ヨーイング, ピッチング, ローリング角)ならびに機械に作用する外力を計測できるようセンサが取り付けられている。単円形シールド模型には、模型外周部左右上下4ヶ所に土圧計が取り付けられ、模型の位置と姿勢が変化したときの外周部に作用する土圧変化を測定することができる。

表-1に機械の諸元および実験条件を示す。掘進速度は、実機と同程度とした。また面盤の回転数は2

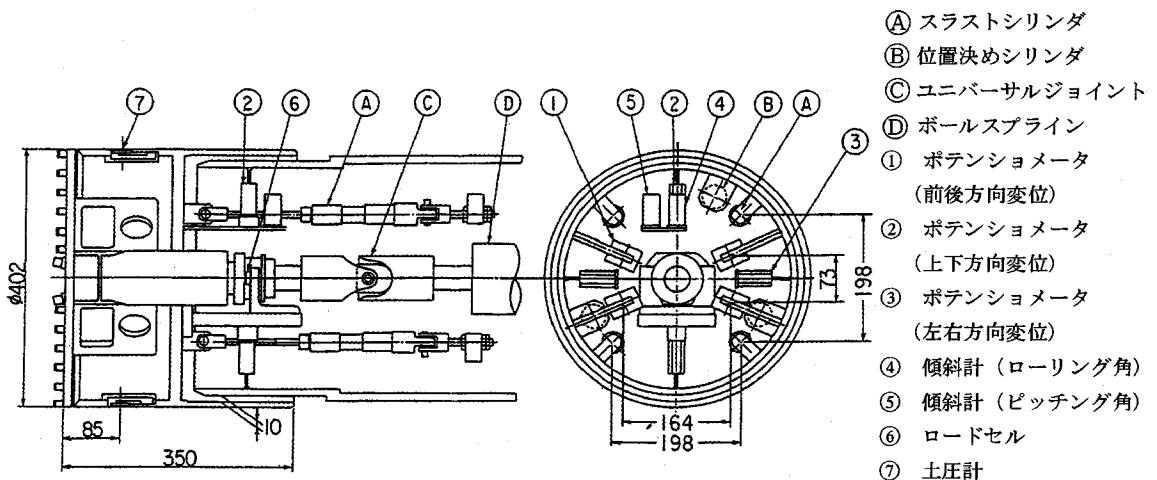


図-7 模型の構造 (単円形)

表-1 模型の諸元および実験条件

型	直径 D m	機長 L m	掘進速度 V cm/min	面盤 回転数 N _R rpm	水平面内旋回 モーメント M _{js} Nm	鉛直面内旋回 モーメント M _{jp} Nm	N値 (平均値)	含水比 ×100%	乾燥密度 g/cm ³	土被り m
単円形	0.402	0.350	2~4	2~10	-2.086×10 ² -1.544×10 ²	-3.187×10 ² -1.806×10 ²	15	12.2 ~25.6	1.36 ~1.47	0.446 ~0.663
縦二連MF	0.316	0.350(先行) 0.255(後行)	2~4	2~10	* —	* —	13 ⁽¹⁾ 12 ⁽²⁾	14.9 ~24.3	1.34 ~1.47	0.420 ~0.597
中折れ式	0.452	0.360	3~4	2~12	-3.513×10 ² -1.306×10 ²	—	2 ⁽³⁾ 11	11.8 ~38.0	1.13 ~1.29 ⁽³⁾ 1.38 ~1.42	0.683 ~0.868

*縦二連MFシールド模型実験では、スラストシリンダから強制的に旋回モーメントは与えていないが、掘削反力の不釣り合いから旋回モーメントが発生する。

・(1) : 上部先行型 (2) : 下部先行型 (3) : ゆるみ地山

・中折れ式シールド模型の中折れ角は、0.52×10³、1.3×10³、1.5×10³rad

ないし12rpmとした。運転は、主に式(24)で定義される切り込み速度比 β を、実機とくらべ小さくし、掘削負荷が大きくなる条件とした。この条件では、旋回モーメントを大きくとることができ、位置と角度の変化を大きくさせ、土中における模型の運動を精度よく把握することが可能となる。

$$\beta = \frac{N_R BC}{V} \quad (24)$$

ここにVは掘進速度(cm/min)、N_Rは回転数(rpm)、Bはピット段数(-) (面盤が1回転する間に面盤に取り付けられた各ピットにより切削される面積の総和/面盤面積、単円形：1.656、縦二連MF：1.51、中折れ式：2.5) およびCはピット高さ(cm) (本実験の場合1.3cm)をあらわす。

実験で使用した砂はけい砂で、50%粒径は約130 μ m、均等係数は1.8である。また、土粒子の密度は2.63g/cm³である。

作成した地山は全実験条件においてなるべく同じ

状態になるように、以下に示すようにいつも決まった方法で作成した。まず土砂タンクにけい砂をスラリー状にして投入する。次に土砂タンク上部から加圧装置を用いて加圧しながら加振機により加振し、土砂タンク内のけい砂を圧密する。その後土砂タンク底部から重力脱水あるいは真空脱水する。これら加圧、加振、脱水の時間を適当に調節することにより、適切な硬さ、含水比の地山を作成した。

掘削前にスウェーデン式貫入試験機を用いて貫入テストを行い、式(25)で示される砂質土によく適用される換算式で¹⁹⁾、模型が通過する深さでのN値を算出した。

$$N = 0.002W_{sw} + 0.067N_{sw} \quad (25)$$

ここにW_{sw}は1kN以下で貫入するときの荷重(N)を、またN_{sw}は1m貫入するときの半回転数(回/m)をあらわす。

実験は、以下のように行った。すなわち、模型が砂層内を掘進していく状態で、4本のスラストシリ

表-2 工事現場の機械の主な諸元と地山

No.	機 械			地 山				
	型 式		直径 D m	機長 L m	土質	N値	土被り m	地盤反力係数 k_i kgf/cm ³
1	単円	土圧式	2.89	4.50	粘性土	5~10	2.8~6.3	1.08
2	単円	土圧式	5.54	6.19	砂レキ質砂	14~62	17.5 ~19.8	3.82
3	中折れ (後胴支持)	土圧式	3.69	5.24	シルト混じり 砂	2~13	3.8~7.3	0.93
4	中折れ (後胴支持)	土圧式	1.94	4.30	砂混じり粘土	2~3	5.7 ~11.7	0.43
5	横二連MF	泥水式	7.42	9.00(先行側) 7.68(後行側)	砂質土	50以上	23~27	4.03 (i=y) 3.34 (i=p)
6	単円	土圧式	3.68	5.18	シルト	6	13.0*	0.76
7	単円	土圧式	3.08	4.99	シルト	2	9.3*	0.27
8	単円	土圧式	2.28	4.31	砂レキ	30	3.0*	4.82
9	単円	土圧式	2.13	4.05	泥岩	50以上	15.0*	8.43
10	単円	土圧式	2.13	4.00	砂	30~50	10.4*	6.78
11	単円	泥水式	2.13	4.08	砂・泥岩	50以上	17.0*	8.41

No.3および4は、余掘量0mm,中折角0radのデータにて解析, No.5は文献2)より,またNo.6ないし11は文献1)のデータを解析, *は、文献1)の地盤柱状図より読取

シリンダの圧力に差を与えて模型に一定の旋回モーメントを作用させる。そのときの模型の位置と角度の変化および模型に作用する外力を計測した。なお、縦二連MFシールド模型の場合には、スラストシリンダから強制的に旋回モーメントを作用させていないが、掘削反力の不釣り合いなどから旋回モーメントが発生する。計測したデータから、旋回モーメント $M_{j,i}$ (i=y,p) (縦二連MFシールドの場合は、式(1)の K_{i2}/K_{i1} に相当するモーメント) と単位掘進距離あたりの角度の変化 $d\theta_i/dz$ (i=y,p) を求めた。それぞれの模型で地山の条件が同じ全データを式(1)の運動モデルに当てはめ、最小二乗法により運動モデルの係数を求めた。

(2) 実機解析の概要

表-2に解析を行った工事現場の機械の主な諸元と地山条件を示す。なお、表中の地盤反力係数は、N値(平均値)より式(22)および(23)を用いて計算した。なお横二連MFシールド掘進機の場合には、水平面内と鉛直面内で地盤反力が発生している機械外周部の投影面積(式(23)中の A_j) が異なるので、地盤反力係数をそれぞれ求めた。解析は、推進用油圧シリンダによって、シールド掘進機に作用する旋回モーメント $M_{j,i}$ (i=y,p) と、単位掘進距離あたりの角度の変化 $d\theta_i/dz$ (i=y,p) の関係について行った。すなわち、シールド掘進機の施工計画線に対す

る角度 θ_i (i=y,p) および掘進距離 z および推進用油圧シリンダの圧力などから、機械の体積中心周りの旋回モーメント $M_{j,i}$ (i=y,p) と単位掘進距離あたりの角度の変化 $d\theta_i/dz$ (i=y,p) を求めた。解析は1リングごとに行い、解析区間の全リングデータを式(1)の運動モデルに当てはめ、最小二乗法により運動モデルの係数を求めた。

また同時に、松本らの研究²⁾ および酒井らの研究¹⁾ から実機データを引用し、解析も行った。

(3) 実験および実機データ解析結果

表-3に、模型実験および実機データ解析結果を示す。

図-8は、単円形シールド掘進機模型実験において、掘進しながら模型の角度を変化させた場合の、N値と地盤反力係数 k_i (i=y,p) の関係を示したものである。なお地盤反力係数については、掘進時の模型外周部の値を求めるために、模型外周部に取り付けられた土圧とその部分の変位とから求めた。図中の実線は、実験結果を直線で最小二乗近似したものであり、また破線は、式(22)および(23)を用いて地盤反力係数を求めたものである。

N値の増加とともに、地盤反力係数は直線的に増加しているのがわかる。実験結果は、式(22)および(23)から推定した地盤反力係数より、かなり小さく現われている。これは、模型の角度が変化する

表-3 模型実験および実機データ解析結果

No.	型式		N値	運動モデルの係数 K_{i11} (rad/Nm ²)	
				水平面内	鉛直面内
1	模型	単円	15	2.62×10^{-4} (0.85)	2.86×10^{-4} (0.59)
2	模型	縦二連MF	13	6.74×10^{-4} (0.90)	3.86×10^{-4} (0.77)
3	模型	縦二連MF	12	4.39×10^{-4} (0.61)	9.22×10^{-4} (0.90)
4	模型	中折れ	2	6.55×10^{-4}	—
5	模型	中折れ	11	1.99×10^{-4}	—
6	実機	単円	5~10	2.05×10^{-9} (0.57)	2.01×10^{-9} (0.63)
7	実機	単円	14~62	1.32×10^{-10} (0.51)	1.07×10^{-10} (0.53)
8	実機	中折れ	2~13	8.46×10^{-9}	—
9	実機	中折れ	2~3	1.53×10^{-8}	—
10	実機	横二連MF	50以上	3.27×10^{-11}	2.52×10^{-10}
11	実機	単円	6	3.56×10^{-9}	2.14×10^{-9}
12	実機	単円	2	3.02×10^{-9}	2.67×10^{-9}
13	実機	単円	30	9.61×10^{-10}	1.03×10^{-9}
14	実機	単円	50以上	6.94×10^{-10}	4.27×10^{-10}
15	実機	単円	30~50	1.07×10^{-9}	9.79×10^{-10}
16	実機	単円	50以上	1.07×10^{-9}	3.56×10^{-10}

カッコ内は相関係数をあらわす。

No.2は上部先行型, No.3は下部先行型

No.4および5は, 余掘量0mmで, 中折れ角の異なる3種類のデータの平均

No.8および9は, 余掘量0mm, 中折れ角0radのデータを解析

No.10は文献2)より解析, ただし面盤の回転パターンの中の2つのデータの平均

No.11ないし16は文献1)のデータを解析

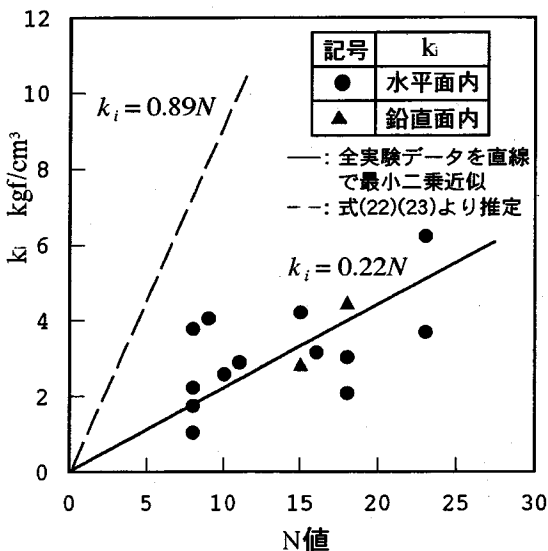


図-8 N値と地盤反力係数の関係 (模型実験)

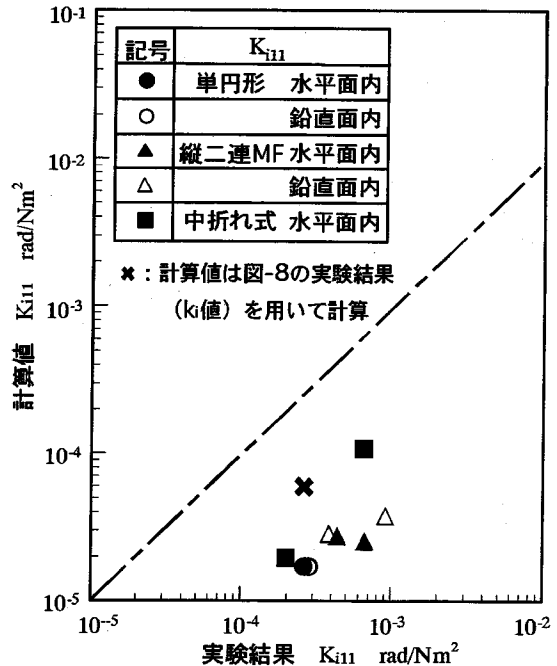


図-9 模型実験結果と計算値の比較 (K_{i11} ($i=y,p$))

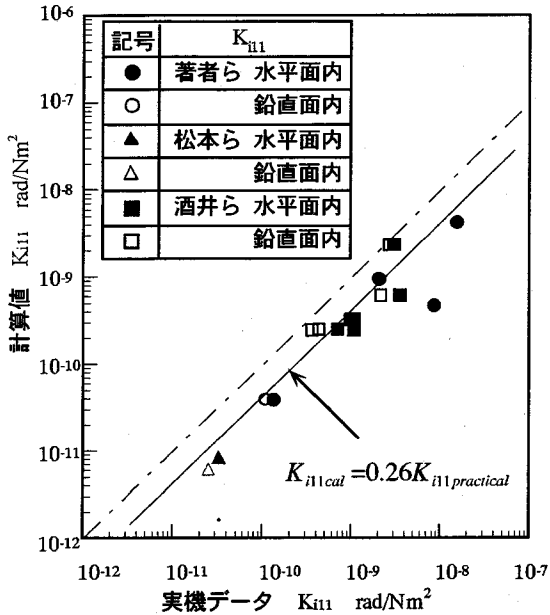


図-10 実機データ解析結果と計算値の比較 (K_{iii} ($i=y,p$))

模型外周部領域の地山が掘進によりゆるめられているため、実際の変形係数が、 N 値から求められる値よりかなり小さくなっているためと考えられる。

図-9は、機械の変化しやすさを示す運動モデルの係数 K_{iii} ($i=y,p$)について、単円形、多円形(縦二連MF)および中折れ式シールド模型実験結果と計算値(式(10))とを比較したものである。なお、計算に用いた地盤反力係数は、式(22)および(23)から求めた。また図中の*は、図-8の実験結果から求めた地盤反力係数により式(10)を用いて運動モデルの係数を計算したものである。

計算値は、実験結果と比べると1/10程度の値となる(角度変化しにくい)傾向にある。また、実験結果から求めた地盤反力係数を用いた場合には、計算値は実験結果の約1/5となる。これらの理由のひとつとしては、図-8に示したとおり、模型外周部の地山が模型の掘削および前進によりゆるめられ、実際の変形係数が、 N 値から推定する値とくらべかなり小さい値になっていることが考えられる。さらにまた、推定式の誘導において、機械の図心を中心として旋回すると仮定し、 dz 掘進時の角度変化の積分を1機長ごとに行っていること、また地盤反力を受ける部分を平板としていることなどの近似あるいは仮定があることにも起因しているものと考えられる。

図-10は、実機の運動モデルの係数 K_{iii} ($i=y,p$)について、実機データの解析結果と計算値(式(10))を比較したものである。図中の実線は、全データを

最小二乗法で直線近似し、解析結果と計算値の比率を示したものである。なお、地盤反力係数は、図-9と同様に、式(22)および(23)を用いて N 値から推定した。

機械の大きさと地山の硬さから運動モデルの係数の大きさはそれぞれ異なるが、実機データの解析結果と計算値の傾向はほぼ一致している。模型実験結果と同様に、実機データの解析結果より計算値の方が小さい。これは模型実験で見られたように、掘削および機械の前進により機械外周部の地山がゆるめられ、機械の角度変化方向の外周部地山の変形係数が小さくなっていることと、推定式の誘導過程で近似および仮定が存在することなどに起因するものと考えられる。さらに、機械外周部の摩擦力を低減させるため、実機では面盤の掘削断面が外周部断面より大きいこともその理由の一つとして考えられる。

なお、計算値の実機データ解析結果に対する比は0.26である。これは本推定式を用いて実際の機械の角度変化の傾向(運動モデルの係数 K_{iii})を推定する場合には、推定式から求められる計算値の1/0.26、すなわち約4倍とするのが妥当であることを意味する。

5. 結論

シールド掘進機の土中での運動を簡易に推定できる手法を提案することを目的に、著者らが以前作成した運動モデル中の係数の推定式を誘導し、模型実験結果ならびに実機データを解析することによりその妥当性を評価した。その結果、以下の結論が得られた。

- (1) 水平面内および鉛直面内の角度変化運動をあらゆる運動モデルにおいて、その係数 K_{iii} ($i=y,p$)の簡易推定式は、式(10)であらわすことができる。
- (2) 推定式中の地盤反力係数を変形係数から求める場合、掘進による機械外周部のゆるみの影響を考慮した変形係数を使用する必要があり、標準貫入試験などから変形係数を求めて推定式を用いた場合には、推定値は実際の値より小さく(角度変化しにくい)なる傾向にある。
- (3) 地山のゆるみを考慮せずに、本推定式を用いて実際の機械の角度変化の傾向(運動モデルの係数 K_{iii})を推定する場合には、おおまかではあるが推定式から求められる値の約4倍程度で見積もるのが妥当である。これは、上記した掘進によるゆるみの影響のほか、推定式が dz 掘進時の角度変化の積分を1機長ごとに行っていること、また地盤反力を受

ける部分を平板としていることなどの近似あるいは仮定があることにも起因しているものと考えられる。

本研究で提案した推定式は、個々の工事現場に正確には対応しにくい、機械の角度変化の傾向を簡易に把握するのに有効な手段であると考えられる。またこの推定式により、機械を自動制御する場合の制御対象となる機械の土中での運動特性をおおまかに把握することが可能である。なお機械の姿勢を修正するために、余掘りにより積極的に機械外周部の地山をゆるめた場合などの運動モデル中の係数、とくに地盤反力係数の取り扱い方については今後の課題として検討すべきと考える。また、推定式から実際の機械の運動モデルの係数を推定する場合に、補正を必要とする点について、さらにまた、矩形および多円形シールド掘進機などの円形以外の機械のローリング角変化特性をあらわす運動モデルにおいてその係数 K_{11} の簡易推定式(式(19))を誘導したが、この推定式の妥当性について、今後検討していく必要があると考える。

謝辞：本研究をまとめるにあたって、東北大学名誉教授 川島俊夫先生ならびに大阪大学教授 辻裕先生から有益なるご教示ならびにご指導をいただいた。ここに謹んで感謝いたします。

本研究のうち、単円形シールド掘進機に関する研究は、(株)鴻池組との共同研究として行われたものである。研究を遂行するにあたり、工事現場を提供していただき、また実機データの収集にご協力いただいた(株)鴻池組の方々に深く感謝申し上げます。

また本研究のうち、中折式シールド掘進機に関する研究は、建設省の総合技術開発プロジェクト「地下空間の利用技術の開発」のなかの「急曲線・急勾配シールドの設計・施工技術に関する研究」の一環として、建設省土木研究所、(財)先端建設技術センター、(株)大本組、(株)奥村組、五洋建設(株)、住友建設(株)、(株)銭高組、大豊建設(株)、東亜建設工業(株)、西松建設(株)との共同研究として行われたものである。共同研究各社には実機データを提供していただき、また関係各位には数々のアドバイスをいただいた。ここに深く感謝申し上げます。

さらに、本研究を遂行するにあたり、実験装置の設計、製作には当社の関係各位に多くのご協力をいただいた。ここに深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 酒井, 星谷: 異なる地盤条件におけるシールド機の方向制御モデルとその適用結果, 土木学会論文集, No.459/I-22, pp.139-148, 1993年.
- 2) 松本, 岡田, 内田, 大塚: 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, No.397/IV-9, pp.17-26, 1988年.
- 3) 清水: シールド掘進機の運動特性に関する研究, 博士論文(大阪大学), 1994年.
- 4) 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, Vol.58, No.550, pp.155-161, 1992年.
- 5) 清水, 古川, 今井, 鈴木: 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, Vol.58, No.554, pp.121-128, 1992年.
- 6) 清水, 井坂, 西田, 鈴木, 横川: マルチフェイスシールド掘進機の運動特性に関する研究, 機械学会論文集C1編, Vol.60, No.569, pp.144-152, 1994年.
- 7) 清水, 大林, 浅田, 鈴木: 中折式シールド掘進機の挙動ならびに模型実験, 機械学会論文集C1編, Vol.60, No.57, pp.134-140, 1994年.
- 8) 清水, 鈴木: 中折式シールド掘進機の運動特性とその制御手法, 機械学会論文集C1編, Vol.60, No.571, pp.141-148, 1994年.
- 9) 社内資料 曲線施工の検討, 日立造船(株), 建機設計部
- 10) 清水, 西田, 鈴木: 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, pp.1278-1279, 1994年.
- 11) 金谷, 茶谷, 秋野: 地盤反力係数に関する実験的研究(その1), 大林組技術研究所報, No.21, pp.38-46, 1980年.
- 12) 金谷, 秋野, 茶谷: 地盤反力係数に関する実験的研究(その2), 大林組技術研究所報, No.22, pp.75-81, 1981年.
- 13) 山本, 河田: セグメントと土質 シールド工法と土質, (社)土質工学会, pp.61-73, 1981年.
- 14) (社)日本道路協会編, 道路橋示方書・同解説, pp.200-203, (社)日本道路協会, 1990年.
- 15) (社)日本建築学会編, 建築基礎構造設計指針, pp.251-263, (社)日本建築学会, 1988年.
- 16) 鋼管杭協会編, 鋼管杭-その設計と施工-, pp.196-197, 鋼管杭協会, 1994年.
- 17) (社)日本建築学会編, 建築基礎構造設計指針, p.153, (社)日本建築学会, 1988年.
- 18) (社)土質工学会編, N値およびC・ ϕ , p.10, (社)土質工学会, 1993年.
- 19) (社)地盤工学会編, 地盤調査法, (社)地盤工学会, p.217, 1995年.

(1995.5.2 受付)

MOVING CHARACTERISTICS OF SHIELD TUNNELING MACHINE

Yoshiyuki SHIMIZU and Shoji NISHIDA

In order to propose a method which estimates the movement of shield tunneling machines simply, the authors derived equations to evaluate coefficients in mathematical models which made by the authors previously; the coefficients represent how easily the angle of the machine changes in soil. Further, the validity of the equations was clarified by analyzing experimental data of several model tests and practical tunneling data.