

I-9 圧入式小口径推進工法先導体のモデル化と水平位置予測

MODEL OF PRESS-IN-TYPE SMALL-DIAMETER MICROTUNNELING MACHINE AND PREDICTION OF HORIZONTAL POSITION

○佐藤 昌彦¹・真鍋 哲也²・川端 一嘉³○Masahiko SATO¹, Tetsuya MANABE² and Kazuyosi KAWABATA³

【抄録】本論文では、まず、圧入式小口径管推進工法先導体の入出力特性を幾何学的にモデル化した。さらに、得られたモデルのパラメータの変動について、布設管数、土性値等が与える影響を力学的に考察した。その結果、水平位置計算に与える影響が大きいパイロットヘッド圧入時の反動係数のみの変動を考慮すれば、他のパラメータは、定数として解析的に求められることが明らかとなった。また、この反動係数を連続的に推定しながら水平位置を予測する手法を示した。最後に実施工データを用いてモデルを検証し、水平位置が高精度で予測可能であることを確認した。

【Abstract】 In this paper, we describe a geometric model of press-in-type small-diameter tunneling machine. We analyze the model mechanically from the viewpoint of a prediction accuracy of horizontal position under the existence of external disturbance, such as number of conduit laid underground and a parameter of soil mechanics. Analytical results show that the most of the model parameters are capable to be determined as known constant value in advance except one parameter related to a reaction of the pilot-head movement. We provide a horizontal position prediction technique by a sequential estimation of the reaction parameter of the pilot-head movement. Predicted position by this method applied to an actual construction data are in good agreement with the real horizontal position.

【キーワード】 推進工法, モデリング, パラメータ推定, 水平位置予測

【Keywords】 Microtunneling, Modeling, Parameter estimation, Horizontal position prediction

1. はじめに

近年、マルチメディア社会に対応するために、地下通信線路網の整備が順次進められている。特に、都市部における地下設備網は、信頼性、即応性、戦略性といった観点から再構築していくことが必要となっている。推進工法は、その有力な施工ツールとして位置づけられており、都市構造の過密化と高度化等から、一層の施工精度向上や機能の高度化が望まれている。

1980年代半ばに開発された通信管路用小口径推進工法は、今日では、数種類のラインナップでほとんどの施工領域をカバーできるまでに至っている。その最大の特徴は、独自の位置検知技術により長距離・曲線施工が可能なことであり、最近では下水道設備建設へも適用されつつある。

一般に小口径推進における位置・姿勢計測は、先端装置内にターゲット板2枚を設け立坑位置より計測する形式¹⁾がとられているが、通信管路用では、原則的にピッチングの計測に、シリコン油を用いた液圧差法、ヨーイングの計測に、先端装置に搭載した電磁コイルからの電磁界を地上で受信する電磁法を用いている²⁾。

液圧差法は、計測も自動化されおり、1推進操作毎に高精度の計測データが容易に得られる。このため、ピッチングの自動

方向制御に関しては、先駆的な研究がなされるようになってきた^{3) 4) 5)}。

一方、電磁法は、1m²程度道路上を占有して計測するため、道路交通に支障を来し危険であるという問題点がある。さらに、軌道、河川越し区間では測定不可能である。電磁界が地中の金属埋設物等の影響を受けるため、測定不能となったり精度が低下する、といった問題点もある⁶⁾。また、工期短縮上、1推進操作毎ではなく、管1本推進終了毎に1回測定することになっており、ヨーイング方向の自動制御実現のネックとなっている。このような水平位置計測の問題点解消のため、最近では、先端装置に光ファイバジャイロを設置し、その計測角度を推進距離で積分して位置を計測する方法が研究⁷⁾されているが、技術的・経済的な問題から実用化には至っていない。

このような状況の中、著者らは、通信管路用小口径推進工法のなかで圧入式のを対象とし、電磁法での測定回数削減と位置制御を目的に、水平位置予測法について検討を行ってきた⁸⁾。対象機は、曲線施工を容易にするため中折れ機構を採用している。この現行機で測定可能な中折れ角を用いて水平挙動をモデル化し、モデルにカルマンフィルタを適用することで、1管先(6回の元押し)の位置を数cmの誤差で予測可能という結果を得た。しかし、この折れ角は、制御入力量ではなく出力結果であり、制御の実現のためには入力量であるヘッドの傾動角と出力である水平位置の関係をモデル化する必要がある。

そこで、本論文では、幾何学モデルを用いて先導体の入出力

¹ NTTアクセス網研究所(〒319-11茨城県那珂郡東海村)

² NTTアクセス網研究所(〒319-11茨城県那珂郡東海村)

³ NTTアクセス網研究所(〒305茨城県つくば市花畑)

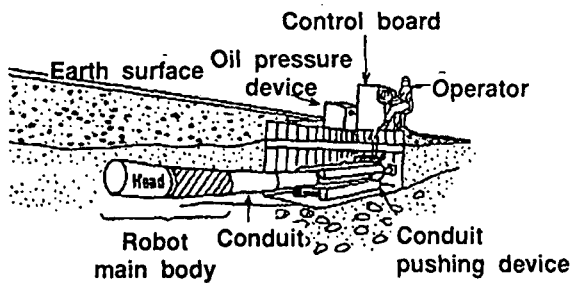


Fig. 1 システム構成

特性を記述し、モデルに用いられるパラメータの値が布設管数、周辺地盤の特性によってどのように変動するかを力学的に考察した。その結果、ヘッド圧入時の反動に係わるパラメータ以外は、値の変動にそれらが与える影響が小さく、また、その変動が水平位置算定にほとんど影響を与えないことが明らかとなり、定数としてみなしうることを示した。また、モデルにカルマンフィルタを適用し、この反動係数を逐次的に推定する方法を述べた。最後に、実施工データを用いてモデルを検証し、高精度で水平位置が予測可能であることを示した。

2. システム構成

Fig. 1 に対象機種システムの構成図を示す。システムは、ヘッド角修正機能及び中折れ機構を有する先導体、先導体及び推進管を押し込む元押装置、油圧を用いた動力装置、操作盤からなっている。先導体各部の寸法は、ヘッド及び本体の直径が340mm及び330mm、ヘッド及び先導体前部、後部の長さが450mm及び1507mm、1530mmである。

Fig. 2 に方向修正方法を示す。ここでは、左方に方向修正する場合について説明する。なお、ヘッドの傾動角は最大1.5度である。まず、(2)のように右部の方向修正ジャッキを縮め、左部のジャッキを伸ばし、ヘッドを左方に傾動する。次に(3)のように先導体のジャッキを伸ばし、ヘッドを修正方向の土中に向かって圧入する。そして、先端ジャッキを縮めると同時に元押ジャッキを伸ばし、推進管を押し込む。さらに、元押ジャッキを縮めると同時に、ジャッキ移動用スクリューを回転し、元押ジャッキを前方に移動する。この手順1サイクルで45cm推進し、6サイクルで管1本分の推進を終了する。そして管を接続し、このサイクルを繰り返す。以後、この1サイクルを1ストロークと呼ぶ。

3. 入出力特性モデル

まず、先導体前部の長さを L_f 、 k を任意のストローク数として、 k 及び $k+1$ ストローク時のヘッド角を η_k 及び η_{k+1} とし、 k から $k+1$ ストローク時の各操作毎の先導体前部の姿勢変化角について以下の3つの仮定を設ける。この際、すべての角は微小と考え $\sin \theta \approx \theta$ が成立するものとする。

仮定1 Fig. 2(2)のように、ヘッド角を変化させたときに先導体前部の姿勢は変化する。この変化量は近似的にヘッド角の変化量に比例すると考えパラメータ β を導入し $-\beta(\eta_{k+1} - \eta_k)$ とする。また、この時の先導体前部の回転の中心となる位置を、中折れ部から $f_\beta L_f$ の位置とする。

仮定2 Fig. 2(3)のように、ヘッドを前方地山へ圧入する時、

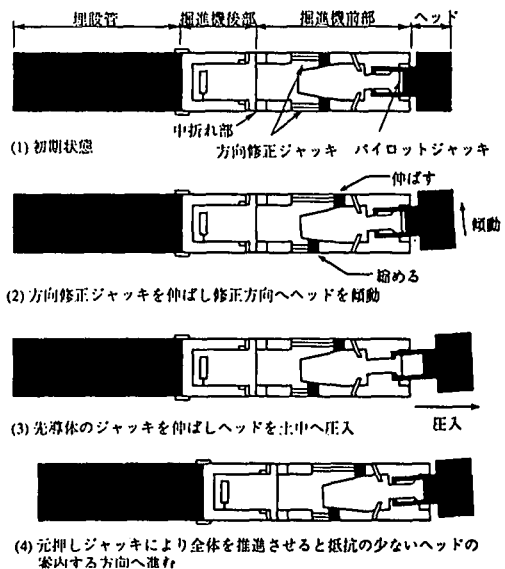


Fig. 2 方向修正

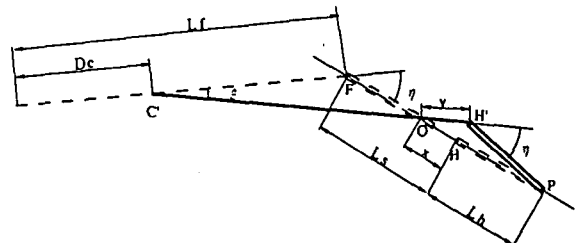


Fig. 3 ヘッド圧入後から元押し完了までの先導体の位置変化

ヘッド角の大きさに応じた反動があり、先導体前部の姿勢は変化する。この大きさをパラメータ α を導入し、 $-\alpha\eta_{k+1}$ とする。また、同様に先導体前部の回転中心の位置を中折れ部から $f_\alpha L_f$ の位置とする。さらにこの時中折れ部は後方に R だけ移動するものとする。

仮定3 Fig. 2(4)の元押しによる全体推進後、図3のようにヘッド先端の位置は圧入した位置を動かさず、中折れ部はヘッド圧入操作終了後の先導体前部の位置を辿るように動くものとする。

以上の仮定のもと $\Delta\theta_{jk}$ ($\theta_{jk+1} - \theta_{jk}$)を算出する。まず、Fig. 3に基づき仮定3により元押し時のみの姿勢変化角 ξ を計算する。ただし、図中の D_c は中折れ部の直線移動距離、 L_s は1ストローク長、 L_h はヘッドの長さである。Fig. 3において、 $\Delta OFC'$ と $\Delta OH'P$ は明らかに相似である。 $\overline{OH} = x$ 、 $\overline{OH'} = y$ とし、 $\Delta OH'P$ について正弦定理から

$$\frac{\eta}{L_h + x} = \frac{\xi}{y} = \frac{\eta - \xi}{L_h}$$

であり、これより

$$x = y = \frac{\xi}{\eta - \xi} L_h$$

を得る。上の結果を用いて $\Delta OFC'$ について同様に正弦定理から

$$\frac{L_f - D_c}{\eta - \xi} = \frac{L_f - \frac{\xi}{\eta - \xi} L_h}{\eta} = \frac{L_s - \frac{\xi}{\eta - \xi} L_h}{\xi}$$

であり、これを ξ 、 D_c について解くと

$$\xi = \frac{L_s}{L_f + L_h} \eta_{k+1}$$

$$D_c = L_s$$

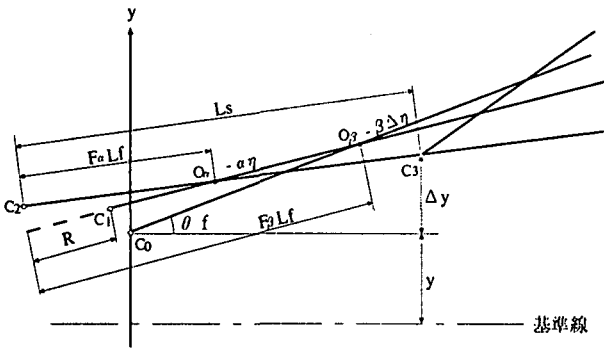


Fig.4 中折れ部の位置変化

を得る。そして、1推進当たりの姿勢変化角は、各操作毎の姿勢変化角の線形結合により、

$$\Delta\theta_{fk} = \frac{L_s}{L_f + L_h} \eta_{k+1} - \alpha\eta_{k+1} - \beta\Delta\eta_k \quad (1)$$

と計算できる。

次に、Fig.4に基づき、中折れ部の基準線からの距離の変化 Δy_{ck} ($y_{ck+1} - y_{ck}$)について計算する。kストローク時の中折れ部 C_0 がヘッド傾動により C_1 、ヘッド圧入により C_2 へ、元押し後に C_3 へと移動したとする。ただし、 O_β 、 O_α はそれぞれヘッド傾動時の回転中心、ヘッド圧入時の反動による回転中心である。kストローク時の先導体前部の基準線からの偏差角を θ_{fk} とすると、

$$\begin{aligned} \Delta y_{ck} &= f_\beta L_f \sin \theta_{fk} \\ &\quad - (f_\beta L_f + R - f_\alpha L_f) \sin(\theta_{fk} - \beta\Delta\eta) \\ &\quad + (L_s - f_\alpha L_f) \sin(\theta_{fk} - \beta\Delta\eta - \alpha\eta) \\ &\simeq (L_s - R)\theta_{fk} + (f_\beta L_f + R - L_s)\beta\Delta\eta \\ &\quad + (f_\alpha L_f - L_s)\alpha\eta \end{aligned} \quad (2)$$

となる。

以上でkストローク時の先導体先端の基準線からの距離 y_k は

$$y_k = y_{ck} + (L_f + L_h)\theta_{fk} + L_h\eta_k \quad (3)$$

と計算でき、入出力特性をあらわすモデルとなる。

4. 力学的解析によるモデルの検討

前章で得たモデルは、未知パラメータ (α , β , f_α , f_β , R) が含まれている。これらの同定には多くの観測値が必要となり、このままでは実用的ではない。以下、これらを計算するため力学的予備解析を行う。

これまで、先導体の力学的挙動モデルの例として、野村による先導体を剛体、地盤をバネとし先導体のみのもつりあい条件式で挙動を記述したモデル⁹⁾、これを推進管部分を考慮した系に改良した高橋らのモデル⁷⁾がある。しかしこれらは、各部を剛体としたモデルに強制変位を与える系のため、地盤の影響は評価できない。また、布設管数の影響について解析的検討がなされていない。ここでは、推進管を弾性床の上の梁としてモデル化し、地盤と布設管数の影響について考察する。

まず、単位幅の梁 (曲げ剛度 EI) が弾性床にあるとして、幅方向に一様条件を仮定すると、たわみの式は次の関係で与えられる。

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 y}{dx^2} \right) + k_s y = w$$

ここで、 k_s は弾性床のバネを表し、 kgf/cm^2 の単位をもつものとする。 w は単位長さ当たりの荷重である。

$$\mu^4 = \frac{\lambda^4}{4}, \quad \lambda^4 = \frac{k}{EI}$$

とおくと (μ は基礎の特性値¹¹⁾)、

$$\frac{d^4 y}{dx^4} + \lambda^4 y = \frac{w}{EI}$$

境界条件を与えない解の形は次のようになる。

$$y = A \sinh \mu x \sin \mu x + B \sinh \mu x \cos \mu x + C \cosh \mu x \sin \mu x + D \cosh \mu x \cos \mu x + \frac{w}{\lambda^4 EI}$$

ここに、 A , B , C , D は境界条件から定まるべき定数である¹⁰⁾。

通信用小口径推進工法では曲線施工を考慮し、推進管相互は溶接されておらず、さし込み形式をとっている。このため、推進管相互はピン結合されているものと見なす。したがって、両端のモーメントは0である。この境界条件のもと、任意の管とその先導体側の管を自由物体としてそれぞれ取り出したとき、それぞれの左端 (立坑側) に作用させるべき集中荷重の大きさと変位の関係を求める。地盤バネ値を k_s 、それぞれの集中荷重を P_n と P_{n+1} 、変位を y_n , y_{n+1} 、推進管の長さを L_c とし、任意の管の左端と右端では、せん断力の符号の定義が逆であることと、接合点の適合条件に注意すれば、

$$\begin{aligned} P_{n+1} &= \frac{1}{\psi_0} \{ \psi_1 P_n + \psi_2 2EI\mu^3 y_n \} \\ y_{n+1} &= \frac{1}{\psi_0} \left\{ \frac{\psi_3}{2EI\mu^3} P_n + \psi_1 y_n \right\} \end{aligned}$$

を得る。ただし、

$$\begin{aligned} \phi &= \mu L_c \\ \psi_0 &= \sinh \phi \cos \phi - \cosh \phi \sin \phi \\ \psi_1 &= \sinh \phi \cosh \phi - \sin \phi \cos \phi \\ \psi_2 &= \sinh^2 \phi - \sin^2 \phi \\ \psi_3 &= \cosh^2 \phi - \cos^2 \phi \end{aligned}$$

とおいた。ここで、

$$A = \frac{1}{\psi_0} \begin{bmatrix} \psi_1 & \psi_2 2EI\mu^3 \\ \frac{\psi_3}{2EI\mu^3} & \psi_1 \end{bmatrix}$$

とおくと、上の関係は、

$$\begin{bmatrix} P_{n+1} \\ y_{n+1} \end{bmatrix} = A \begin{bmatrix} P_n \\ y_n \end{bmatrix}$$

となり、地中に埋設された推進管 n 本全体の関係は

$$\begin{bmatrix} P_n \\ y_n \end{bmatrix} = A^n \begin{bmatrix} P_0 \\ y_0 \end{bmatrix}$$

と表すことができる。 P_0 , y_0 は、仮に地中に埋設された直後の推進管の立坑側接合点の値とする。この点では次の管が接続されているため、モーメントは0であり、次の管が元押し装置により左右方向に拘束されているので、変位も近似的に0と見なすと、回転支点となり $y_0 = 0$ の境界条件を得る。したがって、

$$A^n = \begin{bmatrix} a_{11}^{(n)} & a_{12}^{(n)} \\ a_{21}^{(n)} & a_{22}^{(n)} \end{bmatrix}$$

とすると, n 管目布設後の先導体後端の力と変位の比 K_n は,

$$K_n = \frac{P_n}{y_n} = \frac{a_{11}^{(n)}}{a_{21}^{(n)}}$$

と表される.

ここで, これを一般式にすることを考える. $a_{11}^{(n)}$, $a_{21}^{(n)}$ を計算するために,

$$(A - a_{11}^{(1)}I)^2 = a_{12}^{(1)}a_{21}^{(1)}I$$

となる関係を利用する. I は 2×2 の単位行列である. この関係に値を入れ展開し整理すると

$$A^2 = 2a_{11}^{(1)}A + \left\{ \frac{\psi_2 2EI\mu^3}{\psi_0} \frac{\psi_3}{\psi_0 2EI\mu^3} - \frac{\psi_1^2}{\psi_0^2} \right\} I$$

$$= 2a_{11}^{(1)}A - I$$

となり, $a_{11}^{(1)}$ を単に a とすると, 順次

$$A^2 = 2aA - I \tag{4}$$

$$A^3 = (4a^2 - 1)A - 2aI \tag{5}$$

$$A^4 = (8a^3 - 4a)A - (4a^2 - 1)I \tag{6}$$

...

などと計算できる. ここで,

$$A^n = \gamma_n A + \delta_n I \quad (n = 1, 2, 3, \dots)$$

とし, $a_{21}^{(1)}$ も単に b とすると, K_n は

$$K_n = \frac{a\gamma_n + \delta_n}{b\gamma_n} = \frac{1}{b} \left(a + \frac{\delta_n}{\gamma_n} \right) \tag{7}$$

と表される. また, 式(4)~式(6)より

$$\begin{bmatrix} \gamma_{n+1} \\ \delta_{n+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2a\gamma_n + \delta_n \\ -\gamma_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2a & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \gamma_n \\ \delta_n \end{bmatrix}$$

と表されることがわかる. ただし, $\gamma_1 = 1$, $\delta_1 = 0$. 上の関係より式(7)の δ_n/γ_n の部分は

$$\frac{\delta_{n+1}}{\gamma_{n+1}} = -\frac{\gamma_n}{2a\gamma_n + \delta_n} = -\frac{1}{2a + \frac{\delta_n}{\gamma_n}}$$

であり,

$$\omega_n = \frac{\delta_n}{\gamma_n}$$

とすると

$$\omega_{n+1} = -\frac{1}{2a + \omega_n}$$

となり, 結局 K_n は

$$K_n = \frac{1}{b} (a + \omega_n)$$

$$= \frac{1}{b} \left(a - \frac{1}{2a + \omega_{n-1}} \right)$$

$$= \frac{1}{b} \left(a - \frac{1}{2a - \frac{1}{2a - \frac{1}{2a - \dots}}} \right)$$

と, A の要素の第 1 列の 2 要素のみを使った連分数で表される.

次に, K_n の n の増大に対する変化について考察する. いま,

Table 1 k_s と a

N値	5	6	7	8	9
k_s (kg/cm ²)	75	92	109	126	144
a (ψ_1/ψ_0)	-2.2086	-2.2566	-2.3061	-2.3569	-2.4090

$$H^n = \begin{bmatrix} 2a & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix}^n = \begin{bmatrix} h_{11}^{(n)} & h_{12}^{(n)} \\ h_{21}^{(n)} & h_{22}^{(n)} \end{bmatrix}$$

と表すとすると

$$\begin{bmatrix} \gamma_{n+1} \\ \delta_{n+1} \end{bmatrix} = H^n \begin{bmatrix} \gamma_1 \\ \delta_1 \end{bmatrix} = H^n \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_{11}^{(n)} \\ h_{21}^{(n)} \end{bmatrix}$$

である. したがって,

$$\omega_{n+1} = \frac{\delta_{n+1}}{\gamma_{n+1}} = \frac{h_{21}^{(n)}}{h_{11}^{(n)}}$$

また H^n の各要素は

$$\begin{bmatrix} h_{11}^{(n)} & h_{12}^{(n)} \\ h_{21}^{(n)} & h_{22}^{(n)} \end{bmatrix} = H^{n-1} \begin{bmatrix} 2a & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix}$$

$$= \begin{bmatrix} 2ah_{11}^{(n-1)} - h_{12}^{(n-1)} & h_{11}^{(n-1)} \\ -h_{21}^{(n-1)} - h_{22}^{(n-1)} & h_{21}^{(n-1)} \end{bmatrix} \tag{8}$$

であるので,

$$\omega_n = \frac{\delta_n}{\gamma_n} = \frac{h_{21}^{(n-1)}}{h_{11}^{(n-1)}} = \frac{h_{22}^{(n)}}{h_{12}^{(n)}}$$

である. また, $H^n = HH^{n-1}$ を上と同様に要素計算し, 式(8)を参照すれば,

$$h_{21}^{(n)} = -h_{12}^{(n)}$$

を得る. さらに, $|H| = 1$ であるので

$$|H^n| = |H||H| \dots |H| = 1$$

である. 以上の準備のもと, $1 - \omega_n/\omega_{n+1}$ を計算すると

$$1 - \frac{\omega_n}{\omega_{n+1}} = 1 - \frac{h_{22}^{(n)} h_{11}^{(n)}}{h_{12}^{(n)} h_{21}^{(n)}}$$

$$= \frac{h_{12}^{(n)} h_{21}^{(n)} - h_{11}^{(n)} h_{22}^{(n)}}{-(h_{12}^{(n)})^2}$$

$$= \frac{|H^n|}{(h_{12}^{(n)})^2} = (h_{12}^{(n)})^{-2}$$

となる. $(h_{12}^{(n)})^2$ は, a の絶対値が 1 より大きければ明らかに単調増加となるので, ここで, 実際に計算してみる. 各 N 値毎の地盤バネ値 k_s 及び $a = \psi_1/\psi_0$ の値を Table 1 に示す. なお, 以後の数値例は, 著者が入手している 7 例の実施工データに対応させ N 値が 5~9 のものである. 地盤反力係数の計算は道示¹¹⁾によった. また, 通常推進管に用いる呼び径 300 の鋼管の外径は 31.85cm, 長さ L_c は 250cm, 断面 2 次モーメント I は 8,200cm⁴, 鋼のヤング係数 E は 2.1×10^6 kgf/cm² である. なお, 管を剛体とした場合は $a = -2.0000$ である. この表より明らかなように $|a| \geq 2$. したがって

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \left(1 - \frac{\omega_n}{\omega_{n+1}} \right) = 0$$

これより, 充分大きな n をとれば,

$$\omega_{n+1} \simeq \omega_n$$

とできる. $(h_{12}^{(n)})^{-2}$ は n の増加に伴い, 加速度的に減少するので, 後述するが, この値が本モデルで水平位置に与える影響

Table 2 $K/k_s L_c$

布設管数	剛体	N値				
		5	6	7	8	9
1	0.3333	0.3025	0.2968	0.2914	0.2863	0.2863
2	0.2917	0.2715	0.2677	0.2640	0.2605	0.2571
3	0.2889	0.2698	0.2662	0.2627	0.2593	0.2560
4	0.2887	0.2697	0.2661	0.2626	0.2592	0.2560
5	0.2887	0.2697	0.2661	0.2626	0.2592	0.2560
10	0.2887	0.2697	0.2661	0.2626	0.2592	0.2560

Table 3 $L_{eq}(cm)$

布設管数	剛体	N値			
		5	7	9	9
1	46.1594	45.8651	45.7501	45.6409	
2	45.7525	45.5302	45.4427	45.3591	
3	45.7229	45.5109	45.4266	45.3458	
4	45.7208	45.5098	45.4258	45.3451	
5	45.7207	45.5097	45.4257	45.3451	
10	45.7207	45.5097	45.4257	45.3451	

を考慮すると、 n はそう大きくなくてもよい。実際の各N値毎の K_n と $k_s L_c$ の比の計算結果をTable 2に示す。比を用いるのは、地盤バネ値の数値的信頼性が低く、この影響を排除したいからである。また、Table 2には剛体として計算した場合のものも付記しておく。これを見れば明らかなようにこの比は3管程度布設後はほぼ定数となる。換言すれば、いわゆる力学モデルの解析範囲はこの程度でよいことになり、境界条件を立坑鏡部にとる必要もないことになる。

5. 各パラメータの計算

5.1 中折れ部の力と変位の比

本節では、切断法によって先導体前部とヘッドを自由物体として取り出し、つりあい条件式のみで解析するため、切断部の適合条件として、中折れ部に作用させる等価な集中荷重とその変位の比 K と地盤バネ値 k_s の比 K/k_s を求める。道示¹¹⁾の計算方法によると、地盤反力係数は、載荷される部材の載荷幅及び断面2次モーメントにより変化する。さらに、地盤バネ値はこれに載荷幅を乗じたものである。したがって、管と先導体各部の地盤バネ値はすべて異なる。しかし、先導体各部の断面2次モーメントはその内部の複雑な機構から正確に評価しがたい。したがって、近似的に地盤バネ値は各部で同じとする。また、 I の値は不明であるが、先導体各部の剛性は推進管より明らかに大きいので先導体は剛体として取り扱ってもよいものとする。中折れ部のせん断力を P 、変位を y 、先導体後部の長さを L_r とすると、 n 管が地中に布設されている状態で、先導体後部を自由物体として取り出したときの両端のせん断力と変位の関係は力の釣り合いより

$$P_n - P + \frac{1}{2}(y_n + y)k_s L_r = 0 \tag{9}$$

モーメントの釣り合いより

$$P - \frac{1}{6}(y_n + 2y)k_s L_r = 0 \tag{10}$$

となる。式(9)、式(10)を P, y について解き、行列表示すると

$$\begin{bmatrix} P \\ y \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} 2 & \frac{k_s L_r}{2} \\ \frac{6}{k_s L_r} & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_n \\ y_n \end{bmatrix}$$

を得る⁷⁾。したがって、

$$\begin{bmatrix} P \\ y \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} 2 & \frac{k_s L_r}{2} \\ \frac{6}{k_s L_r} & 2 \end{bmatrix} A^n \begin{bmatrix} P_0 \\ y_0 \end{bmatrix}$$

が成立し、 $L_r = 153.0cm$ とすると各N値毎の K/k_s ($K = P/y$)の値はTable 3のようになる。この値は長さの次元を持っているので、便宜的に $K/k_s = L_{eq}$ と表しておく。

5.2 f_α の計算

L_{eq} を用い f_α を算出する。ヘッドを前方地山へ圧入した時、ヘッド先端に地山からの反力が作用する。しかし、圧入式の推

Table 4 f_α

布設管数	剛体	N値				
		5	6	7	8	9
1	0.0648	0.0649	0.0650	0.0650	0.0650	0.0651
2	0.0650	0.0651	0.0652	0.0652	0.0652	0.0652
3	0.0650	0.0651	0.0652	0.0652	0.0652	0.0652
4	0.0650	0.0651	0.0652	0.0652	0.0652	0.0652
5	0.0650	0.0651	0.0652	0.0652	0.0652	0.0652
10	0.0650	0.0651	0.0652	0.0652	0.0652	0.0652

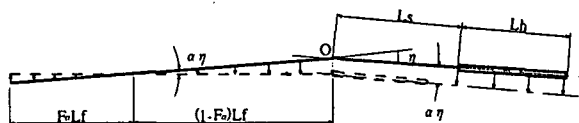


Fig. 5 ヘッド圧入時の先導体の位置変化と反力

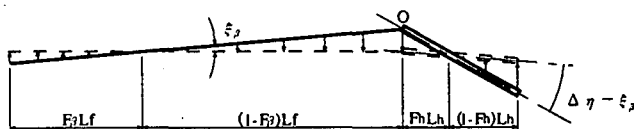


Fig. 6 ヘッド傾動時の先導体の位置変化と反力

進では前方の土を圧密しながら進むため、土を弾性体として扱うことはできない。したがって以下のようにして近似的に f_α を算出する。ヘッドを前方地山圧入した時、反動で先導体が $-\alpha\eta$ だけ回転すると先導体前部及びヘッドが受ける地盤反力がFig. 5のようになり全体が静止するものとする。ここで、先導体の回転角はヘッドの伸長量に比例するものと仮定する。また、 $\cos \alpha\eta = 1$ と近似している。 $l = (1 - f_\alpha)L_f$ とし、回転中心からの距離を r 、角度を θ とした極座標を用い点Oでモーメントをとると

$$k_s \int_l^{l+L_h} \int_0^{\alpha\eta} \left(r + \frac{L_s}{\alpha\eta} \theta \right) \left(r + \frac{L_s}{\alpha\eta} \theta - l \right) d\theta dr + k_s L_{eq} L_f (L_f - l) \alpha\eta + \frac{1}{6} k_s (L_f - l)^2 (2L_f + l) \alpha\eta - \frac{1}{6} k_s l^3 \alpha\eta = 0$$

これを、 l について解く。 l は、

$$l = \frac{2L_h^3 + 3L_h^2 L_s + 2L_h L_s^2 + 6L_{eq} L_f^2 + 2L_f^3}{3(L_f^2 + 2L_{eq} L_f - L_h^2 - L_h L_s)}$$

となり、 $f_\alpha = 1 - l/L_f$ なので、

$$f_\alpha = \frac{L_f^3 - L_h \{ 2(L_h^2 + L_s^2) + 3(L_f L_h + L_f L_s + L_h L_s) \}}{3L_f (L_f^2 + 2L_{eq} L_f - L_h^2 - L_h L_s)}$$

を得る。計算結果はTable 4のようになる。

5.3 β, f_β の計算

以下の計算手法は文献⁷⁾と同様である。ヘッドを傾動したとき、ヘッドと先導体前部はFig. 6のような地盤反力を受けるものとする。ここに、 f_h はヘッドの姿勢変化の支点に関する定数である。まず、力及びモーメントの釣り合い条件式より

Table 5 f_β

布設管数	剛体	N値				
		5	6	7	8	9
1	0.3375	0.3379	0.3380	0.3381	0.3381	0.3382
2	0.3381	0.3307	0.3292	0.3276	0.3261	0.3246
3	0.3375	0.3378	0.3378	0.3379	0.3380	0.3380
4	0.3375	0.3378	0.3379	0.3379	0.3380	0.3380
5	0.3375	0.3378	0.3379	0.3379	0.3380	0.3380
10	0.3375	0.3378	0.3379	0.3379	0.3380	0.3380

Table 6 β

布設管数	剛体	N値				
		5	6	7	8	9
1	0.1479	0.1479	0.1479	0.1479	0.1478	0.1478
2	0.1479	0.1420	0.1409	0.1398	0.1387	0.1376
3	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474
4	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474
5	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474
10	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474	0.1474

f_h, f_β を求める。ヘッドと先導体前部の継ぎ目部分を点 O とし、この点の変位を単位長さとする、ヘッド先端の変位は $(1 - f_h)/f_h$ 、中折れ部の変位は $f_\beta/(1 - f_\beta)$ である。力の釣り合いより

$$(2f_\beta - 1)L_f + (1 - f_\beta)(1 - 2f_h)\frac{L_h}{f_h} + 2f_\beta L_{eq} = 0 \quad (11)$$

を得る。また、点 O 回りのモーメントの釣り合い条件より

$$\frac{(3f_\beta - 1)L_f^2}{1 - f_\beta} + \frac{(3f_h - 2)L_h^2}{f_h} + \frac{6L_{eq}f_\beta L_f}{1 - f_\beta} = 0 \quad (12)$$

を得る。式 (11), (12) を f_β, f_h について解くと

$$f_h = \frac{f_{h1}}{f_{h2}}$$

$$f_\beta = \frac{(L_f + 2L_h)f_h - L_h}{2(L_f + L_h + L_{eq})f_h - L_h}$$

となる。ここに

$$f_{h1} = 2L_h(L_f + L_h)(L_f + 3L_{eq}) - 2L_h^2 L_{eq}$$

$$f_{h2} = L_f^2(L_f + 4L_h + 4L_{eq}) + 3L_h^2(L_f + 2L_{eq}) + 12L_{eq}L_h L_f$$

とおいた。次に、ヘッド傾動時のみの姿勢変化角を ξ_β とすると、幾何学的関係から

$$f_h L_h (\Delta\eta - \xi_\beta) = (1 - f_\beta)L_f \xi_\beta$$

となるので、姿勢変化角 ξ_β とヘッド角の変化 $\Delta\eta$ の比 β は、

$$\beta = \frac{f_h L_h}{(1 - f_\beta)L_f + f_h L_h}$$

と求める。 f_β 及び β の計算結果を Table 5 及び Table 6 に示す。

5.4 R について

ここでは単純に 1 ストローク長 L_s から推進管長 L_c を 1 管推進に要するストローク回数 (原則的に 6) で割った値を引いたものとする。すなわち

$$R = L_s - \frac{L_c}{6}$$

で与える。

5.5 定数化

本章では、多くの仮定を導入して各パラメータを力学モデルで求めてきた。各値を布設管数と N 値毎に表にしたが、それぞ

Table 7 パラメータの定数化

パラメータ	f_α	β	f_β	R
値	0.065	0.147	0.338	3.333

れ大きくは変わらない。実際にモデルにパラメータを代入し、数値計算を行い確認すると、求めてきたパラメータが小数点以下数桁で変化しても計測値が取得できる 6 ストローク経過後の位置は 1 mm 以下の値が変化するだけでほとんど影響がない。また、実施工データを見ると推進初期の段階ではヘッド角は傾動させていない。したがって、このモデルを適用しても姿勢は変化しないことになる。さらに、ヘッド角を一旦切ると数ストロークは変化させないことが多いため、 β, f_β については、影響が非常に小さい。位置の変化に最も大きく影響するのは仮定 3 であり、パラメータでは毎回累積される α である。したがって各パラメータは Table 7 に示すように定数とする。

6. モデルの状態空間表示とカルマンフィルタの適用

モデル中に残ったパラメータ α の同定 (逆解析) 法には種々あるが、これを同定する計測値が、電磁法による現場計測値であり、非常にばらつきが多いため、確率論を基本においた方法が有効であると考えられる¹²⁾。また、このパラメータは、物理的に考えても、切羽の土質変化に応じて変動するものと考えられ、逐次的に更新する必要がある。こういった理由から、水平位置の予測には、計測値が得られる度にパラメータを更新し、連続的に位置予測が可能なカルマンフィルタを用いる手法をとる。

カルマンフィルタの適用に先立ち、モデルを状態空間表示式にあらわす。まず、状態量に y_c, θ_f, α をとり、それぞれに確率の変動を w_k 程度与えると状態方程式は確定入力ベクトルを含み、次のように表される。

$$x_{k+1} = Fx_k + u_k + w_k$$

ただし、状態量 x_k は

$$x_k = [y_{ck} \quad \theta_{fk} \quad \alpha_k]^T$$

状態遷移行列 F_k は

$$F_k = \begin{bmatrix} 1 & L_s - R & (f_\alpha L_f - L_s)\eta_{k+1} \\ 0 & 1 & -\eta_{k+1} \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

確定入力ベクトル u_k は

$$u_k = \begin{bmatrix} (f_\beta L_f + R - L_s)\beta(\eta_{k+1} - \eta_k) \\ \left(\frac{L_s}{L_f + L_h} - \beta\right)\eta_{k+1} + \beta\eta_k \\ 0 \end{bmatrix}$$

システム雑音ベクトル w_k は

$$w_k = [w_{y_k} \quad w_{\theta_{fk}} \quad w_{\beta_k}]^T$$

である。次に観測方程式は式 (3) に観測雑音 v_k を加え

$$y_k = Hx_k + v_k$$

ただし、観測値 y_k は、電磁法での測定値を m_k とすると、

$$y_k = m_k - L_h \eta_k$$

観測行列 H は

$$H = [1 \quad L_f + L_h \quad 0]$$

である。

上記、状態方程式と観測方程式に外部入力を含むカルマンフィルタ¹³⁾を適用すれば、水平位置を予測できる。ただし、状態量の更新は観測値取得時のみであり、本システムでは、最高でも6ストロークに1回である。

7. 水平位置予測結果と考察

前述のように、著者らは7地区の実施工データを入手しているが、モデルの検証をするためシミュレーションする推進長は発進立坑から最短のもの(34管布設=85.0m)に統一した。また、実際の電磁法データは不連続なものが多く、ばらつきもかなり大きいので、モデルの検証と言う意味から、ハニングのウィンドウ¹²⁾で5回スムージングを行った。各データの土質は、すべて関東ロームで前述のようにN値が5~9のものである。ただし、N値の深さ方向の変化や推進距離に対する推進土層の値など正確なものとはわからない。また、N値以外の土質定数は不明であり、さらに土被り・地下水位・補助工法の有無も不明である。なお、計画推進線形は予測計算に用いた区間では、すべて直線である。

一般に、カルマンフィルタを適用する場合、初期値や各雑音の共分散行列の不定性が問題となる。これらの見積もりを試行錯誤的に行くと、膨大な数値計算が必要になる。そこで、各地区について34管布設までの1管先の観測値と推定値の誤差の平方和を最小とする条件を評価関数にし、各状態量の初期値の平均値及び分散と各雑音(w_k, v_k)の分散を遺伝的アルゴリズムを用いて決定した⁹⁾。したがって、状態量の推定誤差共分散行列の初期値は

$$\Sigma_0 = \text{diag} [\sigma_{v_c}^2, \sigma_{\theta_f}^2, \sigma_{\alpha}^2]$$

を、システム雑音の共分散行列は毎回同じとし

$$\Sigma w_k = \text{diag} [\sigma_{w_{v_c}}^2, \sigma_{w_{\theta_f}}^2, \sigma_{w_{\alpha}}^2]$$

を与えた。また、観測雑音の分散 $\sigma_{v_c}^2$ も毎回同じ値を与えた。実施時には、この初期値の設定に数点の計測データが必要となるが、推進初期の段階では操作盤付近での計測となるので、オペレータの負担も少なく、初期の段階で位置が大きくずれることはまずないので、問題はないと思われる。

結果の代表例を Fig. 7 に、各地区の初期値・雑音の標準偏差を Table 8 に、各地区の平均誤差、 α の初期値を Table 9 に示す。各地区の1管(6ストローク)先の平均誤差はすべて1cm未満におさまり、誤差、雑音の標準偏差の値もかなりそろっている。同様の条件(生データ)で折れ角モデルと比較しても誤差が約半分になった。このことから、本モデルは位置推定に有効であり、カルマンフィルタは本システムの未定パラメータの推定に有効なアルゴリズムであると考えられる。

また、この結果から α の変動幅は非常に小さいことがわかる。これも各地区とも同一の傾向である、このような微小な変動であれば、最適制御のような固定されたパラメータを持つ制御則を用いても、良好な制御特性が得られる可能性があると思われる。次に α の初期値は、Table 9 をみると、各地区で0.15~0.20と同じ程度である。 α は、ヘッド圧入時の反動と言う意味から地山の変形係数的な意味を持ち、N値に関連するかと思

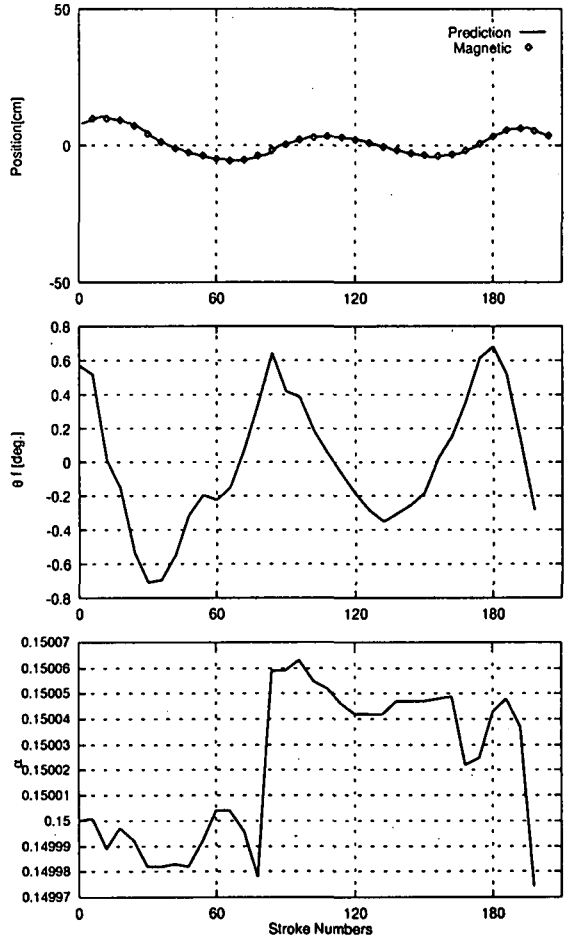


Fig. 7 予測値と先導体の姿勢及び α の経距変化

Table 8 誤差・雑音の標準偏差

地区	σ_0			σ_w			σ_v (cm)
	y_c (cm)	θ_f (rad)	α	y_c (cm)	θ_f (rad)	α	
愛名	4.715	0.083	0.057	0.095	0.049	0.067	0.1
中町	0.285	0.012	0.025	0.095	0.050	0.049	0.1
岡山東	4.465	0.089	0.001	0.095	0.040	0.032	0.1
南板橋1	4.455	0.086	0.001	0.095	0.031	0.048	0.2
南板橋2	4.640	0.091	0.001	0.140	0.007	0.001	0.2
南板橋3	4.640	0.097	0.001	0.095	0.050	0.009	0.2
虎姫	4.640	0.083	0.001	0.095	0.047	0.001	0.2
牛久	4.640	0.083	0.087	0.095	0.040	0.003	0.2

Table 9 平均予測誤差と α の初期値

地区	N値	平均予測誤差 (cm)	α 初期値
愛名	5	0.641	0.20
中町	7	0.506	0.17
岡山東	6	0.563	0.17
南板橋1	9	0.353	0.18
南板橋2	9	0.330	0.15
南板橋3	9	0.593	0.17
虎姫	6	0.583	0.18
牛久	6	0.665	0.20

れたが、定量的関連を見いだせない。これは、N値が必ずしも推進土層のものではないことや、それ自体の信頼性の低さといった原因もあろうかと思われる。現状では間隙水圧や間隙比などの圧入時に関わるような土質指数の測定を行っていないので、土質との関連は明らかにできない。当面は推定によらざるを得ないと思われる。

8. おわりに

本論文では、圧入式小口径管推進工法先導体の水平挙動について、その入出力特性をモデル化し、実施工データを用いて水平位置の予測を行い、全データに対し、1管(2.5m, 6ストローク)先の位置を1cm未満の誤差で予測可能であるという結果を得た。

現状では唯一の計測法である電磁法は、絶対位置を計測可能であるが、多くの問題点を抱えており、その代替手段が望まれている。本稿で示した方法は、モデル中に残ったパラメータを計測値で逐次的に推定するアルゴリズムをとっているので完全な代替法とはできないが、測定回数の削減もしくは測定時間の短縮には寄与できると思われる。電磁法データを用いることなく位置を予測するためには、毎ストローク計測可能な折れ角、あるいは、ヘッド圧入時の油圧値などから α を推定する方法が考えられるが、これは現場での実用化、自動制御とともに今後の課題である。

謝辞

最後に、本論文の作成にあたり多大なる御指導と御助力をいただいたNTTアクセス網研究所光通信線路研究部・小山田弥平部長、同部・フィールド知能化研究グループ・森光武則主幹研究員、山田孝行主任研究員をはじめグループ員の皆様、同研究所アーバンエンジニアリング開発PT・マイクロトンネリンググループ・澤口主任技師、栗山雄三社員、NTT通信ソフトウェア本部・下中賢技師の各位に感謝の意を表します。

【参考文献】

- 1) 土質工学会：“推進工法の調査・設計から施工まで”，1986.
- 2) 野村・保科・梅津：“トンネル機械の水平位置計測法”，土木学会論文集，No.358，pp.61-68，1985-6.
- 3) Aosima S.・Yabuta T.：“Simplified Dynamic Model for Amount of Directional correction to Small-Diameter Tunneling Robot”，ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Vol.114, No.3, pp.476-480, 1992.
- 4) Yamada T.・Aosima S.・Yabuta T.：“Application of a Neural Network Identifier to a Small Diameter Tunneling Robot”，2nd IEEE International Workshop on advanced Motion Control, pp.230-237, 1991.
- 5) 青島・武田・藪田：“小口径トンネルロボットの方向制御法と最適フィードバックゲイン”，日本機械学会論文集（C編），Vol.58, No.546, pp.492-498, 1992.
- 6) 野村：“トンネル機械の方位角・水平位置計測法”，電気通信学会論文誌，Vol.J67-B, No.6, pp.615-621, 1984.
- 7) 高橋・保坂・星谷・川端：“小口径トンネル機械のジャイロ計測に関する研究—力学モデルに基づく計測誤差の解析—”，電気学会論文集投稿中.
- 8) 下中・佐藤・森光・川端：“カルマンフィルタを用いた小口径トンネルロボットの水平位置の予測”，日本機械学会論文集掲載決定.
- 9) 野村由司彦：“無排土式小口径トンネル施工システムに関する研究”，東京工業大学学位論文，1986. pp.61-71.
- 10) 上原七司著，猪瀬孝雄監修：“コンピューターによる橋梁と構造の振動解析”，森北出版，1970.
- 11) 日本道路協会：“道路橋示方書・同解説，IV 下部構造編”，1980.
- 12) 斉藤悦郎・古賀重利・鎌田正孝：“拡張カルマンフィルタ支援による山留め工事の計測管理手法”，土木学会論文集，No.391, pp.115-124, 1988.
- 13) 片山徹：“応用カルマンフィルタ”，朝倉書店，1983.