小口径トンネルロボットの方向修正制御モデルとその評価実験[†]

吉田 耕一*・粟田 輝久*

Heading Control Model and Experimental Validation for a Center-articulated Micro-tunneling Robot[†]

Koichi YOSHIDA* and Teruhisa AWATA*

In this paper, the heading control model of a center-articulated micro-tunneling robot is developed and validated by experiments conducted using an actual tunneling robot, toward the realization of autonomous navigation system. The driving machine of the tunneling robots consists of the head and hull sections connected by an articulation joint. The heading control model which describes the machine heading response to head angle command is introduced by combining a nonholonomic constraint model where the motion of the head tip is constrained along the longitudinal direction of the machine head and an ARX model describing the turning curvature response to head angle command. Then Kalman filter is applied to the heading control model to estimate state variables as well as ARX model parameters. Experimental result obtained with a real tunneling robot shows the effectiveness of the proposed model where the state estimation performances are verified for both the horizontal and vertical driving motions, and the heading control performance for the vertical motion with a state feedback controller is demonstrated.

Key Words: micro-tunneling robot, heading control, nonholonomic, Kalman filter, system identification

1. ま え が き

推進工法は経済性と環境負荷に配慮された非開削工法であり、圧入方式および掘削方式の2種類に大別される^{1), 2)}。本論文は、近年開発された動的圧入推進方式による小口径トンネルロボット (Future ACEMOLE)³⁾ の自動方向修正制御を目指したマシン旋回運動特性のモデル化手法に関するものである。本トンネルロボットの先端装置は Fig. 1 に示すように振動ヘッド部とこれに続く胴体部が連結された構造となっており、推進時にはその相対角 (ヘッド角) を油圧ジャッキにより操作して周囲地盤から受ける反力の影響を変化させることにより方向修正を行なっている。しかしながら、ヘッド角に対する地盤からの反力の応答を直ちに把握して適切な方向修正を行なうことは一般に容易ではなく、方向修正操作の自動化のためにはこのヘッド角に対する先端装置の運動特性をモデル化することが重要となる。

通常の圧入方式によるトンネルロボットの運動モデルについては旋回曲率を線形モデルで表現する手法がすでに報告されているが^{4), 5)} 旋回に伴うマシンの移動方向は必ずしも

明確に表わされていなかった。一方、文献⁶⁾ では掘削方式のトンネルロボットの旋回運動特性に関して、ロボット先端の移動方向がマシンヘッドの長手方向に拘束されるモデルと先端装置後端部の移動方向が一定距離過去の胴体部の向きへ拘束されるモデルとの2種類の旋回運動モデルが提案され、後者のモデルが実際の施工現場における推進データとのよりよい一致が得られることが示されている。

本論文では対象とする動的圧入式トンネルロボットが振動ヘッド部前方の地盤を流動化することにより推進抵抗を低減させていることを考慮して前述のロボット先端の移動方向が非ホロノミックな拘束を受ける運動モデルの適用を考える。また、ヘッド角操作に対する先端装置の旋回曲率応答をARXモデルで記述し非ホロノミック拘束条件と組み合わせることによってトンネルロボットの位置・姿勢・旋回曲率に

Fig.1 Schematic of a center-articulated micro tunneling robot system

[†] SICE Annual Conference in Osaka で発表 (2002・8)

* NTT アクセスサービスシステム研究所 つくば市花畑 1-7-1

* NTT Access Network Service System Laboratories, 1-7-1 Hanabatake Tsukuba-city
(Received January 14, 2003)
(Revised May 14, 2003)

Fig. 2 Position and altitude sensing system for the tunneling robot

関するより明示的な運動モデルの構築を目指す。

最初にトンネルロボットの全体構成とセンシングシステムについて述べた後、推進中に周囲地盤から先端装置が受ける拘束条件とヘッド角操作に対する旋回曲率応答の線形モデルを組み合わせた旋回運動モデルを導出する。また、これに基づき構成されるカルマンフィルタを用いた旋回運動に係わる未知パラメータを含むマシンの状態推定手法について述べる。さらに、実機による推進実験により提案したモデルの状態推定性能と方向修正制御への適用可能性について検証する。

2. 小口径トンネルロボットの構成

制御対象である小口径トンネルロボット（埋設管推進機）は、先端の振動ヘッドを周囲の地盤に圧入しながら元押し装置の推進力により前進し、一定長の埋設管を順に継ぎ足していくことにより管路を形成してゆく（Fig. 1）。マシンの推進方向は、内蔵された油圧ジャッキにより振動ヘッド部を上下左右に傾動させ周囲地盤からの反力を変化させることにより制御することができる。

Fig. 2はトンネルロボット先端装置の水平・垂直方向の位置姿勢に関するセンシングシステムを示したものである。光ファイバジャイロにより水平方向の姿勢を、先端装置内蔵の発信コイルが生成する誘導磁界を地上から検出することで計画線に対する水平位置を測定している。垂直方向の位置姿勢に関しては地上とマシン内の液圧差による深度計測とピッチング計による垂直方向の姿勢計測を行なっている。また、推進に伴うマシンのローリング角も同時に計測され、ローリングによる深度データの変動が補正されている。

3. 先導体の旋回運動モデル

3.1 水平旋回運動モデル

Fig. 3はマシンの水平方向の運動を表わすための各部位

Fig. 3 Coordinate system for the driving machine

Fig. 4 Geometry of the driving machine while turning

の位置や角度の定義を示している。計画線からみた中折れ部の変位を X_h 、電磁コイルの変位を X_D とする。また、計画線に対する先端装置方向制御部の傾斜角（ヨーイング角）を θ_H 、これを基準としたときの振動部の相対角（ヘッド角）を η_H とする。また、振動部の長さを L_h 、方向制御部の長さを L_f とする。

Fig. 4は元押し装置が ds だけ先端装置を推進させたときの各部の移動ベクトルを示したものである。先端 c から前方の地盤には元押し装置から伝わる推力が加わりヘッドの振動とともに圧入されていく。このとき振動ヘッド側面は地盤に囲まれながら前面の地盤はヘッド長手方向の振動により流動化し推進抵抗が減少するため、先端 c の移動方向は振動ヘッド長手方向 $\overline{hc}$ に拘束されていると考えられる。一方、先端装置および埋設管は地盤に囲まれているためマシン全体の並進運動は無視できるものとする。

この場合、先端装置の推進は $\overline{hc}$ と直角な方向に存在する回転中心 O の周りを旋回する非ホロノミックな拘束状態にある運動としてモデル化できる。このとき、元押し装置がマシン全体を ds だけ推進させたときの先端 c の移動ベクトル $ds_c = [ds_{cx}, ds_{cz}]^T$ は次式で表わされる。

$$ds_c = \begin{bmatrix} ds \sin(\theta_H + \eta_H) \\ ds \cos(\theta_H + \eta_H) \end{bmatrix} \quad (1)$$

また、旋回運動の曲率半径を $1/\rho_H$ とすると次式が成り立つ。

$$ds = \frac{d\theta_H}{\rho_H} \quad (2)$$

ただし、 ρ_H は符号付の旋回曲率（進行方向右旋回を正）である。先端装置全長に比べ曲率半径 $1/\rho_H$ は十分に大きいとすれば、中折れ部 h の移動ベクトル $ds_h = [ds_{hx}, ds_{hz}]^T$ は $\|ds_h\| \simeq \|ds_c\| = ds$ であり以下のように表わされる。

$$ds_h = \begin{bmatrix} ds \sin(\theta_H + \eta_H - L_h \rho_H) \\ ds \cos(\theta_H + \eta_H - L_h \rho_H) \end{bmatrix} \quad (3)$$

いま、先端装置の方向修正量 η_H は単位推進長 L_p の間一定で旋回曲率 ρ_H の変化も無視できるとすれば (2) 式および (3) 式は以下のように離散化できる。

$$\theta_{H[k+1]} = \theta_{H[k]} + L_p \rho_{H[k]} \quad (4)$$

$$x_{h[k+1]} = x_{h[k]} + L_p \sin(\theta_{H[k]} + \eta_{H[k]} - L_h \rho_{H[k]}) \quad (5)$$

$$z_{h[k+1]} = z_{h[k]} + L_p \cos(\theta_{H[k]} + \eta_{H[k]} - L_h \rho_{H[k]}) \quad (6)$$

埋設管推進機に与えられる計画線軌道は通常、直線と円弧の組み合わせで表わされる。交角の大きな円弧の場合、区分的に Fig. 4 の z 軸を円弧の接線方向に合わせたいくつかの座標系を定義すれば、計画線はその区間において原点上で位置と勾配がともに零な曲線として再定義され、これに $x_{h[k]}$ を追従させることによって推進機の制御目的は達せられる。このとき、先端装置のヨーイング角 θ_H は区間内で十分に小さく、また方向修正量 η_H の最大値も小さい構造となっているため (5) 式は以下のように線形化できる。

$$x_{h[k+1]} = x_{h[k]} + L_p (\theta_{H[k]} + \eta_{H[k]} - L_h \rho_{H[k]}) \quad (7)$$

(4) 式、(7) 式は方向修正量 η_H を一定とした単位推進長 L_p 間の変化を表わしているが、先端装置の位置・姿勢は方向修正量を変化させた直後にも地盤からの反力による影響を受ける。いま、 η_H を $\Delta\eta_H$ だけ傾動させたときの先端 c の移動距離 $L_h \Delta\eta_H$ の内、地盤に食込む割合を $1 - k_{eH}$ と定義すれば、先端装置方向制御部と埋設管との連結部 f を支点とした地盤反力による θ_H と x_h への影響はそれぞれ $-L_h \Delta\eta_H k_{eH} / (L_h + L_f)$ 、 $-L_f L_h \Delta\eta_H k_{eH} / (L_h + L_f)$ と見積もられる。したがって、方向修正に伴う地盤反力をも考慮に入れた先端装置位置・姿勢の変化は次式で表わされる。

$$\theta_{H[k+1]} = \theta_{H[k]} + L_p \rho_{H[k]} - \frac{L_h \Delta\eta_H k_{eH}}{L_h + L_f} \quad (8)$$

$$x_{h[k+1]} = x_{h[k]} + L_p (\theta_{H[k]} + \eta_{H[k]} - L_h \rho_{H[k]}) - \frac{L_f L_h \Delta\eta_H k_{eH}}{L_h + L_f} \quad (9)$$

一方、先端装置の旋回運動は元押装置の発生する推進力と先端装置が周囲地盤より受ける反力により大きく左右され、マシンの方向修正は振動部と方向制御部の相対角である方向修正量を制御して地盤からの反力の影響を調整することにより実現される。また、構造上先端装置の急旋回は困難であり、計画線に対する傾斜角を変化させるには方向修正の後ある程度の推進距離を必要とする。一定の方向修正量を与え

て推進を続けたとき地盤の性質が一定とすれば先端装置は理想的にはある一定の曲率で旋回しようとする。

そこで、先端装置の水平旋回曲率 ρ_H を出力、水平方向修正量 η_H を入力として、単位推進長 L_p ごとにサンプリングされる時系列データに関して以下のような ARX モデルを導入することによりマシンの旋回運動特性を記述することを考える。

$$\rho_{H[k+1]} + \sum_{i=1}^p a_{Hi} \rho_{H[k-i+1]} = \sum_{j=1}^q b_{Hj} \eta_{H[k-j+1]} + w_{[k]} \quad (10)$$

a_{Hi} ($i = 1, \dots, p$), b_{Hj} ($j = 1, \dots, q$) は周囲の地盤の性質によって変化するマシンの旋回特性に関する係数パラメータを、 $w_{[k]}$ は上記ダイナミクスに作用するシステムノイズを意味している。また、 ρ_H の自己回帰成分を考慮するのは、トンネルロボットの性質上 ρ_H の過去の値は現在の先端装置後方のトンネル経路に関する曲率と相関を持ち、これが先導体と埋設管を繋ぐソケット部分のコンプライアンスの影響を反映していると考えられるためである。

ここで対象としている先端装置は光ファイバジャイロを搭載しているが、その角度出力 θ_g には経時的に変化するオフセット δ_g が存在するため、これをもって直接ヨーイング角 θ_H とすることは困難である。ただし、オフセットの変化が緩やかであれば連続する 2 点間の差分をとることにより、旋回曲率 ρ_H とすることは可能である。水平位置は数メートル間隔で先端装置内蔵の発信コイルの生成する磁界を地上より検出して求めることができる。これらのセンシング情報から (8) 式、(9) 式、(10) 式の旋回運動モデルに基づいて、先端装置の位置・姿勢と ARX モデルの係数を含む未知パラメータをカルマンフィルタにより推定することを考える。

まず、推定すべき状態変数ベクトル $\mathbf{X}_H \in \mathbf{R}^{(3+p+q+2) \times 1}$ を以下のように定義する。

$$\mathbf{X}_{H[k]} \equiv [\rho_{H[k]} \ \theta_{H[k]} \ x_{h[k]} | a_{H1} \ \dots \ a_{Hp} \ b_{H1} \ \dots \ b_{Hq} \ k_{eH} \ \delta_g]^T \quad (11)$$

このとき、(8) 式、(9) 式、(10) 式は ϵ を白色ノイズとした光ファイバジャイロオフセットモデル

$$\delta_g[k+1] = \delta_g[k] + \epsilon[k] \quad (12)$$

と合わせて以下の状態方程式により表わすことができる。

$$\mathbf{X}_{H[k]} = \mathbf{F}_{H[k-1]} \mathbf{X}_{H[k-1]} + \mathbf{D}_{H[k-1]} + \boldsymbol{\omega}_{H[k-1]} \quad (13)$$

ただし、

$$\mathbf{F}_{H[k-1]} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & \tilde{\rho}_{H[k-1]} \cdots \tilde{\rho}_{H[k-p]} \\ L_p & 1 & 0 & \mathbf{O}_{1,p} \\ -L_h L_p & L_p & 1 & \mathbf{O}_{1,p} \\ \mathbf{O}_{p+q+2,3} & \mathbf{I}_p & \mathbf{O}_{q+2,p} \end{bmatrix}$$

$$\left[\begin{array}{ccc|c} \eta_{H[k-1]} \cdots \eta_{H[k-q]} & 0 & 0 & \\ \mathbf{O}_{1,q} & 0 & -\frac{L_h \Delta \eta_H}{L_h + L_f} & \\ \mathbf{O}_{1,q} & 0 & -\frac{L_f L_h \Delta \eta_H}{L_h + L_f} & \\ \hline & \mathbf{O}_{p,q+2} & & \\ & \mathbf{I}_{q+2} & & \end{array} \right]$$

$$\mathbf{D}_{H[k-1]} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & L_p \eta_{H[k-1]} & | & \mathbf{O}_{1,p+q+2} \end{bmatrix}^T$$

$\tilde{\rho}_H$ はジャイロセンサ出力から求めた旋回曲率の近似値
 $\tilde{\rho}_{H[k-i]} = (\theta_{g[k-i+1]} - \theta_{g[k-i]})/L_p$, $\omega_{H[k]}$ は $E(\omega_H) = 0$,
 $E(\omega_{H[k]} \omega_{H[k']}^T) = \Sigma_{\omega_H} \delta_{kk'}$ のシステムノイズを表わして
 いる. ここで, $E(\cdot)$ は期待値, $\delta_{kk'}$ はクロネッカの δ を意
 味している.

一方, 発信コイルの水平位置 x_D は中折れ部—コイル間の
 長さを L_D とすれば中折れ部水平変位 x_h と先端装置ヨー
 イング角 θ_H を用いて以下のように表わされる.

$$x_D = x_h - L_D \theta_H \quad (14)$$

x_D が計測されたとき, 上式と水平旋回曲率, 光ファイバ
 ジャイロ出力角に関して以下の観測方程式が与えられる.

$$\mathbf{y}_{H[k]} = \mathbf{H}_{H[k]} \mathbf{X}_{H[k]} + \mathbf{v}_{H[k]} \quad (15)$$

ただし,

$$\mathbf{y}_{H[k]} = \begin{bmatrix} \tilde{\rho}_{H[k-1]} \\ \theta_{g[k]} \\ x_D \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{H}_{H[k]} = \left[\begin{array}{ccc|ccc} 0 & 0 & 0 & \mathbf{H}_{H1[k]} & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & \mathbf{O}_{1,p+q} & 1 & 0 \\ 0 & -L_D & 1 & \mathbf{O}_{1,p+q} & 0 & 0 \end{array} \right]$$

$$\mathbf{H}_{H1[k]} = [\tilde{\rho}_{H[k-2]} \cdots \tilde{\rho}_{H[k-p-1]} \quad \eta_{H[k-2]} \cdots \eta_{H[k-p-1]}]$$

$\mathbf{v}_{H[k]}$ は $E(\mathbf{v}_H) = 0$, $E(\mathbf{v}_{H[k]} \mathbf{v}_{H[k']}^T) = \Sigma_{\mathbf{v}_H} \delta_{kk'}$ の観測
 ノイズを表わしている.

一方, x_D が計測されないときは旋回曲率データ ρ_H とこ
 れに対応した観測行列 $\mathbf{H}_H$ を用いた観測方程式へ切り替えて
 推定を行なう.

3.2 垂直旋回運動モデル

垂直方向の旋回運動に関しては水平線を基準にしたとき
 の先端装置方向制御部のピッチング角を θ_V , 発進位置での
 深度を基準にしたときの中折れ部と深度計 (液圧センサ) の
 垂直変位をそれぞれ y_h, y_s とする. また, 方向制御部を基
 準としたときの振動ヘッドの垂直傾斜角 (ヘッド角) を η_V
 とする.

マシン先端装置の垂直方向の旋回運動に関しては前述の水平
 旋回時の考え方がそのまま適用可能であるため, (8) 式, (5)
 式, (10) 式に対応して以下のようにモデル化できる.

$$\rho_{V[k+1]} = \rho_{V[k]} + L_p \rho_{V[k]} - \frac{L_h \Delta \eta_V k_{eV}}{L_h + L_f} \quad (16)$$

$$y_{h[k+1]} = y_{h[k]} + L_p (\theta_{V[k]} + \eta_{V[k]} - L_h \rho_{V[k]}) - \frac{L_f L_h \Delta \eta_V k_{eV}}{L_h + L_f} \quad (17)$$

$$\rho_{V[k+1]} + \sum_{i=1}^p a_{Vi} \rho_{V[k-i+1]} = \sum_{j=1}^q b_{Vj} \eta_{V[k-j+1]} + w_{V[k]} \quad (18)$$

$1 - k_{eV}$ は垂直方向修正量を $\Delta \eta_V$ だけ変化させたときに
 先端が地盤に食込む割合を, a_{Vi} ($i = 1, \dots, n_a$), b_{Vj} ($j =$
 $1, \dots, n_b$) は周囲の地盤の性質によって変化するマシンの垂
 直方向の旋回特性に関するパラメータを, $w_{V[k]}$ は上記ダイ
 ナミクスに作用する白色システムノイズを意味している.

先端装置にはピッチング計が内蔵されており, やはり単位推
 進長 L_p ごとに差分をとることにより垂直方向の旋回曲率 ρ_V
 の推定値を $\tilde{\rho}_{V[k-i]} = (\theta_{P[k-i+1]} - \theta_{P[k-i]})/L_p$ ($i = 1 \cdots p$)
 で算出する. ピッチング計出力 θ_P には一定のオフセット
 p_0 が存在することがあり直接マシンの垂直傾斜角とできな
 い場合がある. しかし, これも垂直変位を表わす深度計デー
 タと上記の垂直旋回運動モデルを組み合わせば推定可能
 である.

結局この場合のカルマンフィルタによる逐次状態推定法は
 以下に定義する状態ベクトルに関して水平方向の場合と同
 一の構成となる.

$$\mathbf{X}_{V[k]} \equiv [\rho_{V[k]} \quad \theta_{V[k]} \quad y_{h[k]} | a_{V1} \cdots a_{Vp} \quad b_{V1} \cdots b_{Vq} \quad k_{eV} \quad p_0]^T \quad (19)$$

$$\mathbf{X}_{V[k]} = \mathbf{F}_{V[k-1]} \mathbf{X}_{V[k-1]} + \mathbf{D}_{V[k-1]} + \omega_{V[k-1]} \quad (20)$$

ただし,

$$\mathbf{F}_{V[k-1]} = \left[\begin{array}{ccc|ccc} 0 & 0 & 0 & \tilde{\rho}_{V[k-1]} \cdots \tilde{\rho}_{V[k-p]} \\ L_p & 1 & 0 & \mathbf{O}_{1,p} \\ -L_h L_p & L_p & 1 & \mathbf{O}_{1,p} \\ \hline & \mathbf{O}_{p+q+2,3} & & \mathbf{I}_p \\ & & & \mathbf{O}_{q+2,p} \end{array} \right]$$

$$\left[\begin{array}{ccc|ccc} \eta_{V[k-1]} \cdots \eta_{V[k-q]} & 0 & 0 & \\ \mathbf{O}_{1,q} & 0 & -\frac{L_h \Delta \eta_V}{L_h + L_f} & \\ \mathbf{O}_{1,q} & 0 & -\frac{L_f L_h \Delta \eta_V}{L_h + L_f} & \\ \hline & \mathbf{O}_{p,q+2} & & \\ & \mathbf{I}_{q+2} & & \end{array} \right]$$

$$\mathbf{D}_{V[k-1]} = [0 \quad 0 \quad L_p \eta_{V[k-1]} | \mathbf{O}_{1,p+q+2}]^T$$

$\omega_{V[k]}$ は $E(\omega_V) = 0$, $E(\omega_{V[k]} \omega_{V[k']}^T) = \Sigma_{\omega_V} \delta_{kk'}$ のシス
 テムノイズである.

一方, 深度計位置 y_s は中折れ部—深度計間の長さを L_s
 とすれば, 中折れ部垂直変位 y_h と先端装置の垂直傾斜角
 θ_V を用いて以下のように表わされる.

$$y_s = y_h - L_s \theta_V \quad (21)$$

上式とピッチング計出力 $\theta_P (= \theta_V + p_0)$ および垂直旋回
 率データを合わせれば, 以下の観測方程式が導かれる.

$$\mathbf{y}_{V[k]} = \mathbf{H}_{V[k]} \mathbf{X}_{V[k]} + \mathbf{v}_{V[k]} \quad (22)$$

ただし,

$$\mathbf{y}_{V[k]} = \begin{bmatrix} \tilde{\rho}_{V[k-1]} \\ \theta_{P[k]} \\ y_S \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{H}_{V[k]} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \mathbf{H}_{V1[k]} & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & \mathbf{O}_{1,p+q} & 1 & 0 \\ 0 & -L_S & 1 & \mathbf{O}_{1,p+q} & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{H}_{V1[k]} = [\tilde{\rho}_{V[k-2]} \cdots \tilde{\rho}_{V[k-p-1]} \eta_{V[k-2]} \cdots \eta_{V[k-p-1]}]$$

$\mathbf{v}_V[k]$ は $E(\mathbf{v}_V) = 0$, $E(\mathbf{v}_{V[k]} \mathbf{v}_{V[k']}^T) = \Sigma_{vV} \delta_{kk'}$ の観測ノイズである.

3.3 カルマンフィルタによるオンライン状態推定

水平および垂直方向の旋回運動モデルに関する状態方程式と観測方程式にカルマンフィルタ⁷⁾を適用すればそれぞれのモデルにおける状態推定が可能となる. いま, 未知変数ベクトル $\mathbf{X}_{[k]}$, 状態遷移行列 $\mathbf{F}_{[k]}$, 観測行列 $\mathbf{H}_{[k]}$ を水平運動モデルの場合それぞれ $\mathbf{X}_{H[k]}$, $\mathbf{F}_{H[k]}$, $\mathbf{H}_{H[k]}$, 垂直運動モデルの場合 $\mathbf{X}_{V[k]}$, $\mathbf{F}_{V[k]}$, $\mathbf{H}_{V[k]}$ のように読み替えるものとすれば, 以下の手順により逐次状態推定が実行され未知変数ベクトル $\mathbf{X}_{[k]}$ の推定値 $\hat{\mathbf{X}}_{[k]}$ が求められる.

[フィルタ方程式]

$$\hat{\mathbf{X}}_{[k]} = \hat{\mathbf{X}}'_{[k]} + \mathbf{K}_{[k]} (\mathbf{y}_{[k]} - \mathbf{H}_{[k]} \hat{\mathbf{X}}'_{[k]}) \quad (23)$$

$$\hat{\mathbf{X}}'_{[k]} = \mathbf{F}_{[k-1]} \hat{\mathbf{X}}_{[k-1]} + \mathbf{D}_{[k-1]} \quad (24)$$

[カルマンゲイン]

$$\mathbf{K}_{[k]} = \hat{\Sigma}'_{[k]} \mathbf{H}_{[k]}^T \times (\mathbf{H}_{[k]} \hat{\Sigma}'_{[k]} \mathbf{H}_{[k]}^T + \Sigma_{vH})^{-1} \quad (25)$$

[誤差の共分散行列方程式]

$$\hat{\Sigma}_{[k]} = \hat{\Sigma}'_{[k]} - \mathbf{K}_{[k]} \mathbf{H}_{[k]} \hat{\Sigma}'_{[k]} \quad (26)$$

$$\hat{\Sigma}'_{[k]} = \mathbf{F}_{[k-1]} \hat{\Sigma}_{[k-1]} \mathbf{F}_{[k-1]}^T + \Sigma_{\omega H} \quad (27)$$

ただし, $E(\omega_{[k]} \mathbf{v}_{[k]}^T) = \mathbf{O}_{(3+p+q+2) \times 3}$ が成り立つと仮定している.

3.4 旋回運動の状態空間表現

マシン周囲地盤の性質がほぼ一定であるような区間ではヘッド角に対する旋回運動特性を表わす (10) 式, (18) 式の ARX モデルのパラメータはほぼ定数とみなせることから, 先端装置の位置, 姿勢, 旋回曲率などを状態変数ベクトルとした線形状態空間表現を得ることができる. 次章の評価実験でも示すようにこれを基にヘッド角の最適方向修正量を求めることが可能となる. また, ここでも先端装置方向制御部の傾斜角 $\theta_{[k]}$, 中折れ部変位 $\chi_{[k]}$, 旋回曲率 $\rho_{[k]}$ などを水平または垂直運動モデルに応じてそれぞれ $(\theta_{H[k]}, \theta_{V[k]})$, $(x_{h[k]}, y_{h[k]})$, $(\rho_{H[k]}, \rho_{V[k]})$ と読み替えるものとする.

いま, $\Delta\eta_{[k]} = \eta_{[k]} - \eta_{[k-1]}$ を新に制御入力とみなせば, (10) 式 ((18) 式) は以下のように書き換えられる.

$$\rho_{[k+1]} + \sum_{i=1}^p a_i \rho_{[k-i+1]} = (b_1 + b_2) \eta_{[k-1]} + \sum_{j=3}^q b_j \eta_{[k-j+1]} + b_1 \Delta\eta_{[k]} + w_{[k]} \quad (28)$$

このとき, (8) 式, (5) 式 ((16) 式, (17) 式) と組み合わせ整理すれば次式の状態空間表現を導くことができる.

$$\mathbf{x}_{[k]} = [\rho_{[k]} \cdots \rho_{[k-p+1]} \theta_{[k]} \chi_{[k]} \eta_{[k-1]} \cdots \eta_{[k-q+1]})^T \quad (29)$$

$$\mathbf{x}_{[k+1]} = \mathbf{A} \mathbf{x}_{[k]} + \mathbf{B} \Delta\eta_{[k]} + \mathbf{d}_{[k]} \quad (30)$$

ただし,

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} a_1 & \cdots & a_p & 0 \\ & \mathbf{I}_{p-1} & \mathbf{O}_{p-1,1} & \mathbf{O}_{p-1,1} \\ L_p & \mathbf{O}_{1,p-2} & 0 & 1 \\ -L_p L_h & \mathbf{O}_{1,p-2} & 0 & L_p \\ & & \mathbf{O}_{q-1,p+2} & \\ 0 & | & b_1 + b_2 & b_3 \cdots & b_q \\ \mathbf{O}_{p,1} & | & & \mathbf{O}_{p,q-1} & \\ 1 & | & L_p & \mathbf{O}_{1,q-2} & \\ 0 & | & 1 & \mathbf{O}_{1,q-2} & \\ \mathbf{O}_{q-2,1} & | & \mathbf{I}_{q-2} & \mathbf{O}_{q-1,1} \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} b_1 \\ \mathbf{O}_{p-1,1} \\ -k_e L_h / (L_h + L_f) \\ -k_e L_h L_f / (L_h + L_f) + L_p \\ 1 \\ \mathbf{O}_{q-2,1} \end{bmatrix}$$

4. 評価実験

提案した水平および垂直旋回運動モデルの有効性を検証するために実機による評価実験を行なった. 先ず, ヘッド角に対する旋回曲率の応答特性を表わす ARX モデル (10) 式, (18) 式の次数 p, q を決定するため, 推進距離 20m 程度の予備実験において水平および垂直方向それぞれのヘッド角と旋回曲率データにさまざまな次数の ARX モデルを当てはめた. 最小自乗法に基づくオフライン推定により一組の係数パラメータを求め, これに対応する ARX モデルの k 段先予測性能を比較した結果, $p = 0, q = 5$ と選んだ. すなわち旋回曲率の自己回帰成分による影響はほとんど見られずヘッド角を入力とした FIR モデルで旋回運動特性を表わすこととした. また, 垂直方向のセンシングでは水平方向と比較し

て先端装置の位置と姿勢に関する直接的なデータを各サンプリングごとに取得可能となっており状態推定において有利である。方向修正時のヘッド先端部の地盤への食込み度合いを表わす係数の水平成分 k_{eH} は垂直成分 k_{eV} を用いて推定を行なった。

4.1 水平方向の状態推定結果

実験は幅 3m, 長さ 40m 程度の均質な土槽 (山砂, N 値 = 23~25) を設置し, 深さ約 2m の位置から水平方向に推進を開始した。Fig. 5 は水平方向に関する推進データと状態推定結果であり, 横軸は単位推進長 $L_p = 10\text{cm}$ ごとに取得されるデータのサンプリング数を表わしている。図 2 段目の棒グラフは先端装置に与えた水平ヘッド角 η_H , 実線は光ジャイロの出力角 θ_g , 細線は旋回運動モデルに基づく先端装置ヨーイング角 θ_H の推定値を示している。最上段のグラフの■印は先端装置内蔵の発信コイル位置を地表から磁界計測により求めたもの, 実線は旋回運動モデルより推定したコイル位置を示している。推進の初期段階ではパラメータ bH_j ($j = 1 \dots 5$) の推定を促進するためコイル位置計測はほぼ 1.5m ごとにサンプリングを行なった。 $k = 200$ 以降は 2.5m に 1 回程度の計測としたが, コイル位置計測直前の推定値は計測データとほぼ一致しており, 良好な状態推定が行なえているようすがわかる。図 3 段目は (10) 式のパラメータの推定結果である。 bH_1 は負の値となっておりこれはヘッド角修正時の反作用の影響によるものと考えられるが, 総和に関しては $\sum_{j=1}^5 bH_j \simeq 0.5 > 0$ である。図 4 段目はヨーイング角と方向修正部水平変位に関する推定誤差の分散を示しており, 実線で表わされている x_h の推定誤差分散がコイル位置計測の間は増加し計測データが状態推定に反映された直後に減少していることがわかる。

4.2 垂直方向の推進実験結果

Fig. 6 は垂直方向に関する状態推定と方向修正制御実験の結果である。図 3 段目は (18) 式の各パラメータ bV_j ($j = 1 \dots 5$) の推定状況を示しているが, 水平方向に比べれば前述のように $k = 100$ 程度の早い段階でほぼ一定の値に収束している。また, 垂直方向の場合も $bV_1 < 0$ となっており, 方向修正に伴う反作用の影響が現れていると考えられるが, はやりその総和については $\sum_{j=1}^5 bV_j \simeq 0.5 > 0$ であり水平方向の場合とほぼ同様の値を示していることがわかる。最上段のグラフの実線は深度計の出力, 細線は推定されたパラメータ bV_j , k_{eV} をある地点から一定の長さ L_c ($= 25 \times L_p = 2.5\text{m}$) 前の状態で固定し, L_c 前の状態推定値 ($\hat{y}_h[k-25]$, $\hat{\theta}_V[k-25]$, $\hat{\rho}_V[k-25]$) を初期値として (30) 式を用いて現地地点までの深度計垂直位置を予測したときの値 (25 段先予測値) を示している。同図より予測値と深度計による実測値はほぼ一致しており良好な状態推定が行なえているようすがわかる。

モデルパラメータがほぼ収束した後の $k = 150$ の地点から以下に示す簡単な状態フィードバックによる方向修正制御を試みた。

$$\Delta \eta_{V[k]} = -K_V (\hat{x}'_{V[k]} - x_{Vr[k]})$$

$$\hat{x}'_{V[k]} = [\hat{\rho}_{Vr[k]} \hat{\theta}_{Vr[k]} y_{S[k]} \eta_{V[k-1]} \dots \eta_{V[k-4]}]^T$$

$$x_{Vr[k]} = [\rho_{Vr[k]} \theta_{Vr[k]} y_{P[k]} \mathbf{O}_{1,4}]^T$$

ここで, $\rho_{Vr[k]}$, $\theta_{Vr[k]}$, $y_{P[k]}$ は直線の組み合わせで与えられる垂直計画線軌道の微分値の不連続点近傍に適当な円弧を当てはめて得た制御目標軌道の曲率, 勾配, 位置をそれぞれ表わしている。また, フィードバックゲイン K_V は (30) 式の状態方程式の $y_h[k]$ が深度計位置 $y_{S[k]}$ となるように座標変換した後, 最適レギュレータを適用して決定した。また, 方程式中のパラメータは 5m ごとに更新している。図最上段の破線はこのときの垂直計画線を表わしており, マシンの良好な方向修正制御が実現できていることがわかる。図 2 段目のグラフの $k = 150$ 以降の棒グラフはこのときの状態フィードバックによる垂直方向修正量を, 実線はピッチング角の応答を示している。

5. む す び

中折れ部を有する圧入式小口径トンネルロボットの自動方向修正制御システムの実現を目指しそのヘッド角操作に対する水平および垂直方向の旋回運動特性のモデル化と評価実験を行なった。旋回運動中のマシン先端の移動方向が振動ヘッド部の長手方向へ一致するよう拘束される非ホロノミック拘束モデルとヘッド角に対する旋回曲率応答の ARX モデルを組み合わせることによって全体の旋回運動モデルを導いた。この状態方程式にカルマンフィルタを適用することで ARX モデルの未知パラメータを含む状態推定が可能となった。提案された旋回運動モデルの有効性を検証するために実機による推進実験を行ない水平および垂直方向の運動に関する状態推定性能を確認するとともに垂直方向の状態フィードバックによるヘッド角操作を行なうことによって旋回運動モデルによる方向修正制御の有効性を示した。このことは少なくとも同様あるいは土質変化の緩やかな地盤条件のもとでは状況に応じた方向修正制御が可能であることを示唆していると考えられる。ヘッド角制御周期に比べ磁界計測による位置データのサンプリング周期が大きい水平方向の運動制御手法や地盤条件の複雑な実施における状態推定および運動制御性能の検証は今後の課題である。

参 考 文 献

- 1) 谷戸善彦: 小口径管推進工法の選定比較マニュアル, 近代図書 (1998)
- 2) 小口径管推進工法研究会: 小口径管推進工法の計画と設計, (財) 経済調査会 (1997)
- 3) 田中, 高梨, 北川, 宮武, 日野: 次世代エースモール技術, NTT R&D, 50-9, 690/700 (2001)
- 4) S. Aoshima and T. Yabuta: Simplified dynamic model for amount of directional correction to small-diameter tunneling robot, ASME J. of dynamic systems, measurement and control, 114-3, 476/480 (1992)
- 5) 青島, 吉田, 羽成, 武田, 藪田: 最適レギュレータを用いた小口径トンネルロボットの方向制御方法, 計測自動制御学会論文

集, 29-12, 1434/1443 (1993)

6) 吉田耕一: 小口径トンネルロボットの旋回運動特性と方向修正
制御モデル, 計測自動制御学会論文集, 38, 899/906 (2002)

7) 中野, 西山: パソコンで解くカルマンフィルタ, 丸善 (1996)

[著者紹介]

吉田 耕 一 (正会員)

1989年九州大学大学院工学研究科修了。同年日本電信電話(株)入社, 現在に至る。屋外通信設備に係わる建設・保守作業システムの知能化を目指したフィールドロボティクス, インテリジェントモーションコントロールに関する研究に従事(工学博士)。2002年 SICE Annual Conference International Award 受賞。

粟田 輝 久

1996年九州大学大学院工学研究科修了。同年日本電信電話(株)入社, 現在に至る。主に非開削技術(オペレーション技術)の開発に従事。2000年国際非開削技術協会 NO-DIG Award 1999 High Recommendation 受賞。

Fig. 5 Horizontal turning response estimation in driving experiment

Fig. 6 Vertical heading control response in driving