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

吉 田 耕 一*

Turning Behavior and Heading Control Model for an Articulated Micro-tunneling Robot

Koichi YOSHIDA*

On the operation for discharge-type micro-tunneling robots, heading control performance of the driving machine to track a planned trajectory largely depends upon the skill of operators and efforts toward realization of autonomous navigation system for the tunneling robots have been successively made. In this paper, the dynamic behavior of the driving machine of the robot for a head angle operation is analyzed and two types of heading control models, having motion constraint exerted from the soil surrounding the robot on the machine head tip and the rear end respectively, are introduced. Then Kalman filter is applied to estimate the posture of the driving machine and the model parameters matching the soil condition, for which direct observation is almost impossible. In the simulation using the driving data from an actual construction site, on-line estimation performances of the models are evaluated to show that the heading control model with the motion constraint on the rear end gives relatively good estimation performance and is expected to be useful to the design of heading controller for the tunneling robot.

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

1. ま え が き

環境条件の面で制限の厳しい開削工法に代わる施工法として推進工法はその経済性の面からもクローズアップされており、さらなる適用範囲の拡大や高精度化が追求されている。その代表的方式には圧入方式・オーガ方式・バランス方式などが含まれるが、これらは施工区間の線形や土質条件に加え経済性や低公害性などを考慮に入れて選定される。泥土圧バランス方式の一種であるエースモール DL 工法は掘削用カッターヘッドを交換することにより普通土からレキ玉石地盤までの広範囲な土質への対応と長距離推進を可能にしている^{1),2)}。基盤設備創設コスト削減を目指した新しいオペレーションシステムも開発されている³⁾。

本論文は従来その施工品質がオペレータのスキルに大きく依存していた掘削型の埋設管推進機（エースモール DL 工法）の高精度な自動方向制御を目指したオートナビゲーションシステムの構築において、特に操縦が困難とされている水平方向の方向修正制御系の設計手法に関するものである。対象とするトンネルロボットはその位置および姿勢情報を得るための各種センサを装備しているが計画線に対する先導体の位置・姿勢を決定するには不十分であり、現行のオペレーショ

ンで行なわれるセンサデータの数値微分に基づく近似計算は正確ではなくセンサノイズに対してもロバストではない。ここでは先導体の水平方向修正操作に対する運動特性を表わした状態変化モデルを導入することにより直接観測することが困難なマシン先端部分の位置・姿勢を含む状態推定方法について検討し、最適な方向修正制御を実現するための基盤を整備することを目的とする。すでに本トンネルロボット先導体の運動に関してはヨーイング角変化量のマシンヘッド角操作に対する応答を FIR モデルにより表現する方法が提案されているが^{4),8)}、旋回運動に伴う先導体各部の移動方向が必ずしも明確にモデル化されてはいなかった。また、ヨーイング角の変化を捉えるジャイロ等のセンシング手段を備えていないためヨーイング角変化量の自己回帰成分による影響を評価できなかった。提案するモデル化手法ではヨーイング角変化量を旋回曲率としてとらえ先導体各部の動きをその旋回運動の回転中心との位置関係により記述する。また、直接観測できない水平旋回曲率を観測可能な先導体胴体の折れ角に関する ARX モデルを用いて表現することを考える。

最初に埋設管推進機の全体構成とセンシングシステムについて述べた後、実際の施工現場における推進データを用いて先導体の旋回運動特性についての定性的解析を試みる。この知見に基づいて 2 種類の先導体状態変化モデルを提案し、カルマンフィルタによる状態推定法を適用する。また、推進データを使ってオンラインの状態推定シミュレーションを行ない、両モデルによる推定性能の比較と本推定法の有効性を

* 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 Systems Laboratories, Tsukuba-city

(Received March 28, 2002)

(Revised July 3, 2002)

Fig. 1 Schematic of articulated micro tunneling robot system

検証する。

2. 埋設管推進機の構成

Fig. 1 は本システムの制御対象である埋設管推進機の全体構成を示している。先導体先端のカッターにより周囲の地盤を掘削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。先導体の推進方向は、内蔵された油圧ジャッキによりマシンヘッドを連結部（方向修正部）で上下左右に傾動させることにより制御することができる。また、先導体胴体は前後2つのパーツから構成されており、その連結部（中折れ部）で中折れを生ずることにより曲線施工を容易にしている。これら連結部の相対角度（ヘッド角、中折れ角）は油圧ジャッキなどに付随するストローク計の伸縮量から求められる。

Fig. 2 はレーザーターゲット方式によるセンシングシステムを示している。レーザセオドライトが発するレーザ光が先導体後端部に配置されたレーザ受光装置のターゲット面に照射されると、その照射位置からレーザ受光装置の基準線（レーザ光）に対する変位を求めることができる。一方、レーザ光に対する胴体後部の傾斜角は直接得られないため、現行のオペレーションでは数十 cm 推進した後のレーザ受光装置の基準線（レーザ光）に対する変位と比較したときの変分から近似的に水平傾斜角を求めている。この傾斜角から中折れ部（胴体連結部）の水平変位が求まり、さらに中折れ角センサの値を用いて方向修正部（ヘッド連結部）の水平位置が求められている。ただし、この先導体位置・姿勢演算はマシンの回転運動を無視できる場合を除いて正確な値ではないためオペレータをミスリードする可能性をはらんでいる。これに対し本論文では、先導体の運動モデルを導入することにより上記センサデータを観測値とするカルマンフィルタを適用して先導体の位置・姿勢を逐次推定していくことを考える。

3. 先導体旋回運動の定性的解析

ここで対象としている埋設管推進機は非常にゆっくりとした速度（2~3cm/min）で推進を行なうためその旋回運動はメカニカルシステムとしてのダイナミクスよりは周囲の地盤からのマシン各部が受ける幾何的な拘束状態に大きく左右

Fig. 2 Position sensing of the driving machine with a laser target system

Fig. 3 Coordinate system for the driving machine

される。この章では実際の施工現場における推進データをもとに、周囲地盤がマシンに及ぼす幾何的拘束に関する洞察を得るための定性的解析を試みる。

Fig. 3 は先導体各部位の位置や角度の定義を示しており、計画線からみたカッタ先端部の水平変位を X_c 、方向修正部（ヘッド連結部）の変位を X_h 、中折れ部（胴体連結部）の変位を X_m 、レーザ受光部の変位を X_t とする。また、計画線に対する胴体前部および後部のヨーイング角（水平傾斜角）をそれぞれ θ_H 、 θ_{Hr} 、胴体前部を基準としたときのマシンヘッドの傾斜角（ヘッド角）を η_H 、胴体後部を基準とした胴体前部の傾斜角（中折れ角）を ϕ とする。また、マシンヘッド部の長さ $\overline{ch}$ を L_h 、胴体前部および後部の長さ $\overline{hm}$ 、 $\overline{mt}$ をそれぞれ L_f 、 L_r とする。

マシン位置・姿勢に関する推進施工データはレーザ受光部の計画線からの変位、中折れ部の折れ角、マシン胴体の pitching/ローリング角およびマシンヘッドの傾斜角などを一定推進長ごと（10cm 程度）に記録したものである。前述の通りマシン先端部や中折れ部の変位は直接観測することはできないが、トンネルロボットの性質上推進経路のある地点ではマシン先端部、方向修正部、中折れ部およびレーザ受光部が進行方向と垂直方向上のほぼ同一の位置を順次通過していくものと考えられる。この場合、ある地点（サンプリング数 k ）でのレーザ受光部水平変位データが $X_{t[k]}$ となるとマシンヘッド先端部、方向修正部および中折れ部の水平変位はそれぞれ微小量 $\delta_{c[k]}$ 、 $\delta_h[k]$ 、 $\delta_m[k]$ を用いて以下のように近似できる。

$$X_i[k] \simeq X_{t[k+n_i]} + \delta_i[k] \quad (i = c, h, m)$$

ただし、 n_c, n_h, n_m はそれぞれヘッド先端部、方向修正部および中折れ部からみたレーザ受光部までの距離とサンプリングの単位推進長 L_p の比を丸めた整数を表わす。一方、推進中のマシンヘッド角 η_H およびヨーイング角 θ_H, θ_{Hr} が微小であるとすれば、ヘッド角 $\eta_{H[k]}$ と中折れ角 $\phi[k]$ は $X_i[k]$ ($i = c, h, m, t$) を用いて以下のように表わせる。

$$\eta_{H[k]} = \frac{X_c[k] - X_h[k]}{L_h} - \frac{X_h[k] - X_m[k]}{L_f}$$

$$\phi[k] = \frac{X_h[k] - X_m[k]}{L_f} - \frac{X_m[k] - X_t[k]}{L_r}$$

これを拘束条件に

$$\min (\delta_c^2[k] + \delta_h^2[k] + \delta_m^2[k])$$

なる $\delta_i[k]$ ($i = c, h, m$) を最小二乗法により求める。これによりマシン各部の位置 $X_i[k]$ ($i = c, h, m$) と先導体ヨーイング角 $\theta_{H[k]} = (X_h[k] - X_m[k])/L_f$, $\theta_{Hr[k]} = (X_m[k] - X_t[k])/L_r$ の推定値を得るものとする。

Fig. 4 はある直線施工における推進データに最小二乗法を適用して得た結果を示している。横軸はサンプリング数 k であるが、先導体の水平傾斜角（ヨーイング角）は微小であることから、累積距離 $s = k \times L_p$ は推進方向直線距離 $Z[k]$ を表わすと考えてよい。図中上段のグラフは先導体ヨーイング角の推定結果で、細線は胴体前部のヨーイング角 $\theta_{H[k]}$ 、太線は胴体後部のヨーイング角 $\theta_{Hr[k]}$ を整数 $m = 2$ だけサンプリング数を進ませて表示させたものである。前述のトンネルロボットの性質から予想されるように胴体後部は前部のヨーイング角を一定距離遅れて追従していくようすがわかる。

また、中段のグラフの太線はレーザ受光部変位 $X_t[k]$ の勾配 $\theta_{t[k]} = dX_t/dZ|_{Z=Z[k]}$ を整数 $n = 10$ だけ進ませて表示したものである。ただし、微分値は $Z = Z[k]$ の近傍のデータに適当な曲線を当てはめて求めている。細線は胴体前部のヨーイング角であり、 $\theta_{t[k]}$ が $\theta_{H[k]}$ に一定距離遅れて追従していくようすを示している。

一方、下段のグラフの太線はマシンヘッド先端変位 $X_c[k]$ の勾配 $\theta_{c[k]} = dX_c/dZ|_{Z=Z[k]}$ の胴体前部ヨーイング角に対する相対角 $\theta_{c[k]} - \theta_{H[k]}$ を、細線はヘッド角 $\eta_{H[k]}$ を示したものである。両者がほぼ一致することは、マシンヘッド先端面が元押装置から伝わる強力な推力がヘッド前方の地盤に作用する場所であり、推進に伴うマシン先端の移動方向がヘッドの長手方向に拘束されている状態を示すものと考えられることができる。

本章の結果はサンプリング数 k におけるマシンの位置・姿勢を求めるのに $k+n_c$ まで先の情報を使って最小自乗法を適用したものであり、したがってオンラインの状態推定には使えない。つぎの章では上記の考察に基づいて先導体の旋回運動モデルを導入しオンラインの状態推定法について検討する。

Fig. 4 Estimation results from a driving data analysis

4. 先導体の旋回運動モデル

ここでは、マシン各部が周囲地盤から受ける拘束状態を表現した条件式から先導体の旋回運動モデルを導く。まず一定のヘッド角を保って推進中のマシン各部の動きに関する定式化を行なった後、ヘッド角の変化に伴う先導体の旋回運動特性と組み合わせて全体的なモデルを構成する。また、拘束条件の与え方の違いによる2種類の旋回運動モデルを導出する。

4.1 微小区間における旋回運動

一定のヘッド角で推進中の先導体の動きはある固定された回転中心を基準とした旋回運動として考えることができる。ヘッド角を変化させれば旋回運動の回転中心が移動する。マシン全体が周囲地盤から拘束を受けていることを考慮すれば特殊な状況を除いて回転中心の並進運動は無視でき、長手方向の単純な直進は無限大の旋回曲率半径をもった運動と考えればよい。

Fig. 5 はある回転中心を基準とした旋回運動を行なっている先導体各部の移動ベクトルを表わしたものである。ヘッド角が η_H で固定されているマシンヘッドと胴体前部に関する旋回曲率を $\rho_H (= d\theta_H/ds \simeq d\theta_H/dZ)$ 、回転中心を O_f 、胴体後部の旋回曲率を $\rho_{Hr} (= d\theta_{Hr}/ds \simeq d\theta_{Hr}/dZ)$ 、回転中心を O_r とする。また、マシンヘッドとその先端 c の移動ベクトルとのなす角を α 、方向修正部 h の移動ベクトルと胴体前部とがなす角を β とする。このとき、旋回曲率半径 $1/\rho_H$ は先導体全長と比較して十分大きく、前章 Fig. 4 下段の解析結果より $\alpha \simeq 0$ とみなすと以下の関係式が成り立つ。

Fig. 5 Geometry of the driving machine while turning

$$\beta = \eta_H - L_h \rho_H \quad (1)$$

したがって、方向修正部 h の移動ベクトルの勾配は以下のように表わされる。

$$\frac{dX_h}{dZ} = \tan(\theta_H + \beta) \simeq \theta_H + \eta_H - L_h \rho_H \quad (2)$$

また、 $\alpha \simeq 0$, $\eta_H \ll 1$, $1/\rho_H \gg L_h + L_f + L_r$ の場合方向修正部 h と中折れ部 m は O_f を中心とした半径 $1/\rho_H$ の円弧上の近傍に位置していると考えられるため、中折れ部 m の移動ベクトルが胴体前部となす角を γ とすれば次式が成立する。

$$\beta - \gamma = L_f \rho_H \quad (3)$$

一方、胴体後部は中折れ部 m を胴体前部と共有していることからその回転中心 O_r は直線 mO_f 上になければならない。 $\beta, \gamma, \phi (= \theta_H - \theta_{Hr})$ はいずれも微小量であることから、中折れ部 m の移動ベクトルが胴体後部となす角 $\gamma' (= \phi + \gamma)$ も微小量である。したがって、上と同様の仮定からレーザ受光部 t の移動ベクトルが胴体後部となす角を δ とすれば以下の式が成立する。

$$\gamma' - \delta = L_r \rho_{Hr} \quad (4)$$

(3) 式と (4) 式を足し合わせ、両辺に θ_H を加えれば次式を得る。

$$\theta_H + \beta = L_f \rho_H + L_r \rho_{Hr} + \theta_{Hr} + \delta \quad (5)$$

これは $dX_t/dZ = \tan(\theta_{Hr} + \delta) \simeq \theta_{Hr} + \delta$ であることから次式のように書き換えられる。

$$\frac{dX_h}{dZ} = L_f \rho_H + L_r \rho_{Hr} + \frac{dX_t}{dZ} \quad (6)$$

4.2 ヘッド角に対する旋回運動特性

先導体の旋回運動は元押し装置の発生する推進力とマシンヘッド部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ヘッド角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、構造上先導体の急旋回は不可能であり、計画線に対するヨーイング角を変化させるにはヘッド角修正後ある程度の推進距離を必要とする。あるヘッド角を与えて推進を続けると胴体前部が同一方向へ

傾斜を始め中折れ角が生じ、仮にその後の地盤の性質が一定であるとする就先導体は理想的には胴体前部と後部が一定の折れ角を保ちながらある一定の曲率で旋回しようとする。これは、前章 Fig. 4 上段の解析結果が示す特性とも対応したものと考えられる。

そこで、先導体の水平旋回曲率と密接な関係があり、かつ内部センサにより計測可能な中折れ角 ϕ を出力変数とし、水平方向修正量 η_H を入力変数として、それぞれ単位推進長 L_p ごとにサンプリングした時系列データに関して以下のような ARX モデル⁵⁾を導入することによりマシンの旋回運動を記述することを考える。

$$\phi_{[k+1]} + \sum_{i=1}^p a_{Hi} \phi_{[k-i+1]} = \sum_{j=1}^q b_{Hj} \eta_{H[k-j+1]} + w_{[k]} \quad (7)$$

折れ角の自己回帰成分を考慮するのは方向修正部の剛性は極めて高いのに対し中折れ部にはマシンの旋回を容易にするコンプライアンスが存在するためである。ここで、 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パラメータを、 $w_{[k]}$ 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。

(7) 式はマシン胴体前部と後部のヘッド角に対する相対運動を表わしており、計画線基準座標系からみた旋回運動を記述するためにはさらなる条件を必要とする。そこで、前章 Fig. 4 上段の解析結果に基づいて前部のヨーイング角 $\theta_{H[k]}$ と後部ヨーイング角 $\theta_{Hr[k]}$ に次式のような次数 m のサンプリング遅れが存在するものと仮定する。

$$\theta_{Hr[k]} \simeq \theta_{H[k-m]} \quad (8)$$

また、これを用いれば折れ角は $\phi \simeq \theta_{H[k]} - \theta_{H[k-m]}$ のように表わせるため、これを (7) 式へ代入すれば、水平計画線に対する先導体のヨーイング角に関する状態変化モデルが以下のように与えられる。

$$\begin{aligned} \theta_{H[k+1]} = & \theta_{H[k+1-m]} - \sum_{i=1}^p a_{Hi} \phi_{[k-i+1]} \\ & + \sum_{j=1}^q b_{Hj} \eta_{H[k-j+1]} + w_{[k]} \end{aligned} \quad (9)$$

また、次式で表わされる $\rho_H = d\theta_H/dZ$ の後退差分による 1 次近似に上式を代入すれば先導体旋回曲率に関する状態変化モデルとなる。

$$\rho_{H[k]} \simeq \frac{\theta_{H[k+1]} - \theta_{H[k]}}{L_p} \quad (10)$$

4.3 先導体旋回運動モデルの導出

(9) 式のヨーイング角に関するモデルに方向修正部変位 X_h の微分に関する拘束条件を組み合わせ、先導体の位置・姿勢の状態変化を含む旋回運動モデルを dX_h/dZ の表現法に応じて 2 種類導出する。

4.3.1 マシンヘッド先端移動方向拘束モデル

マシンヘッドに対するヘッド先端の移動方向が $\alpha \simeq 0$ で

あることを条件として導かれた X_h の微分に関する拘束条件 (2) 式を後退差分で 1 次近似すれば次式を得る.

$$X_{h[k+1]} \simeq X_{h[k]} + L_p (\theta_{H[k]} + \eta_{H[k]} - L_h \rho_{H[k]}) \quad (11)$$

これに, (9) 式と (10) 式を組み合わせれば, ヘッド先端移動方向が拘束される先導体の旋回運動モデルが導かれる. このとき, 上式はさらに以下のように書き換えられる.

$$X_{h[k+1]} \simeq X_{h[k]} + (L_p + L_h) \theta_{H[k]} - L_h \theta_{H[k+1-m]} + L_p \eta_{H[k]} + L_h \left(\sum_{i=1}^p a_{Hi} \phi_{[k-i+1]} - \sum_{j=1}^q b_{Hj} \eta_{H[k-j+1]} + w_{[k]} \right) \quad (12)$$

2 章で述べた通り推進施工時には $Z = Z[k]$ の時点で, 先導体ヨーイング角 $\theta_{H[k]}$ や方向修正部位置 $X_{h[k]}$ は直接観測不可能である. これらは折れ角 $\phi_{[k]}$ やレーザ受光部位置 $X_{t[k]}$ などの観測可能なデータから旋回運動モデルを基に推定することができる. $\theta_{H[k]}$ や $X_{h[k]}$ に加え (7) 式の係数パラメータ a_{Hi} , b_{Hj} も同時に推定するため以下のような状態ベクトル $X_{H[k]}$ を定義する.

$$X_{H[k]} = [\theta_{H[k]} \cdots \theta_{H[k-m-1]} X_{h[k]} a_{H1} \cdots a_{Hp} b_{H1} \cdots b_{Hq}]^T \quad (13)$$

このとき (9) 式, (10) 式, (12) 式で表わされる旋回運動モデルはつぎに示す状態方程式に書き換えられる.

$$X_{H[k+1]} = F_{H[k]} X_{H[k]} + D_{H[k]} + \omega_{H[k]} \quad (14)$$

ただし,

$$F_{H[k]} = \begin{bmatrix} 0 & O_{1,m-2} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ & I_{m+1} & & O_{m,1} & O_{m,1} & \\ L'_h & O_{1,m-2} & -L_h & 0 & 0 & 1 \\ & & O_{p+q,m+3} & & & \\ -\phi_{[k]} \cdots -\phi_{[k-p+1]} & \eta_{H[k]} \cdots \eta_{H[k-q+1]} & & & & \\ & O_{m+1,p+q} & & & & \\ \tilde{\phi}_{[k]} \cdots \tilde{\phi}_{[k-p+1]} & \tilde{\eta}_{H[k]} \cdots \tilde{\eta}_{H[k-q+1]} & & & & \\ & I_{p+q} & & & & \end{bmatrix}$$

$$D_{H[k]} = [O_{1,m+2} \quad L_p \eta_{H[k]} \quad | \quad O_{1,p+q}]^T$$

$$\tilde{\phi}_{[k]} = L_h \phi_{[k]}, \quad \tilde{\eta}_{H[k]} = -L_h \eta_{H[k]}, \quad L'_h = L_h + L_p$$

ここで, $O_{i,j}$, I_m はそれぞれ $i \times j$ の零行列, m 次元の単位行列である. $\omega_{H[k]}$ 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. ($E(\cdot)$ は期待値, $\delta_{kk'}$ はクロネッカの δ)

一方, (6) 式の関係式はレーザ受光部変位の微分値 dX_t/dZ に関する観測方程式を与える. (6) 式に (2) 式を代入すれば次式を得る.

$$\frac{dX_t}{dZ} = \theta_H + \eta_H - (L_h + L_f) \rho_H - L_r \rho_{Hr} \quad (15)$$

$Z = Z[k-1]$ において $\rho_H \rho_{Hr}$ の後退差分による 1 次近似を

考えることにより, 次式が成り立つ.

$$\begin{aligned} \frac{dX_t}{dZ} \Big|_{Z=Z[k-1]} &= \eta_{H[k-1]} - \frac{L_h + L_f}{L_p} \theta_{H[k]} \\ &+ \left(1 + \frac{L_h + L_f}{L_p} \right) \theta_{H[k-1]} \\ &- \frac{L_r}{L_p} (\theta_{H[k-m]} - \theta_{H[k-m-1]}) \end{aligned} \quad (16)$$

これとレーザ受光部変位 $X_t (= X_h - L_f \theta_H - L_r \theta_{Hr})$ および折れ角 $\phi (= \theta_H - \theta_{Hr})$ に関する関係式を合わせて以下のような観測方程式を得る.

$$y_{H[k]} = H_{H[k]} X_{H[k]} + v_{H[k]} \quad (17)$$

ただし,

$$y_{H[k]} = \begin{bmatrix} X_{t[k]} & \phi_{[k]} & \frac{dX_t}{dZ} \Big|_{Z=Z[k-1]} \end{bmatrix}^T$$

$$H_{H[k]} = \begin{bmatrix} -L_f & 0 & O_{1,m-2} & -L_r & 0 \\ 1 & 0 & O_{1,m-2} & -1 & 0 \\ \frac{-L_h - L_f}{L_p} & \frac{L'_h + L_f}{L_p} & O_{1,m-2} & \frac{-L_r}{L_p} & \frac{L_r}{L_p} \\ & & & 1 & O_{1,p+q} \\ & & & 0 & O_{1,p+q} \\ & & & 0 & O_{1,p+q} \end{bmatrix}$$

ここで, $v_H[k]$ は $E(v_H) = 0$, $E(v_{H[k]} v_{H[k']}^T) = \Sigma_{vH} \delta_{kk'}$ の観測ノイズを表わしている.

4.3.2 レーザ受光部移動方向拘束モデル

ここでは, マシンヘッド先端移動方向に関する拘束条件の代わりに, Fig. 4 中段の解析結果が示すレーザ受光部の移動方向に関する以下のような拘束条件を用いたモデル化を考える.

$$\frac{dX_t}{dZ} \Big|_{Z=Z[k]} = \theta_{H[k-n]} \quad (18)$$

このとき (6) 式の 1 次近似に (9) 式と (10) 式を代入すると次式を得る.

$$\begin{aligned} X_{h[k+1]} &\simeq X_{h[k]} - L_f \theta_{H[k]} + (L_f + L_r) \theta_{H[k-m+1]} \\ &- L_r \theta_{H[k-m]} + L_p \theta_{H[k-n]} \\ &- L_f \left(\sum_{i=1}^p a_{Hi} \phi_{[k-i+1]} - \sum_{j=1}^q b_{Hj} \eta_{H[k-j+1]} \right) \\ &+ L_f w_{[k]} \end{aligned} \quad (19)$$

前節と同様, 状態推定のための状態ベクトル

$$X_{H[k]} = [\theta_{H[k]} \cdots \theta_{H[k-m]} \cdots \theta_{H[k-n]} X_{h[k]} a_{H1} \cdots a_{Hp} b_{H1} \cdots b_{Hq}]^T \quad (20)$$

および次式に示す状態方程式が定義できる.

$$X_{H[k+1]} = F_{H[k]} X_{H[k]} + \omega_{H[k]} \quad (21)$$

ただし,

$$F_{H[k]} = \begin{bmatrix} O_{1,m-1} & 1 & O_{1,n-m+2} \\ & I_n & O_{n,2} \\ & & f_H \\ & & O_{p+q,n+2} \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} -\phi[k] \cdots -\phi[k-p+1] & \eta_H[k] \cdots \eta_H[k-q+1] \\ \mathbf{O}_{n,p+q} \\ -\hat{\phi}[k] \cdots -\hat{\phi}[k-p+1] & \hat{\eta}_H[k] \cdots \hat{\eta}_H[k-q+1] \\ \mathbf{I}_{p+q} \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{f}_H = [-L_f \quad \mathbf{O}_{1,m-2} \quad L_f + L_r \quad -L_r \quad \mathbf{O}_{1,n-m-1} \quad L_p \quad 1]$$

$$\hat{\phi}[k] = L_f \phi[k], \hat{\eta}_H[k] = L_f \eta_H[k]$$

また、観測方程式も (17) 式と同様に与えられる。ただし、

$$\mathbf{H}_{H[k]} = \begin{bmatrix} -L_f & \mathbf{O}_{1,m-1} & -L_r & \mathbf{O}_{1,n-m} \\ 1 & \mathbf{O}_{1,m-1} & -1 & \mathbf{O}_{1,n-m} \\ & \mathbf{O}_{1,m+1} & & \mathbf{O}_{1,n-m-1} & 1 \\ & & & 1 & \mathbf{O}_{1,p+q} \\ & & & 0 & \mathbf{O}_{1,p+q} \\ & & & 0 & \mathbf{O}_{1,p+q} \end{bmatrix}$$

4.4 カルマンフィルタによる状態推定

先導体の位置・姿勢およびヘッド角に対する旋回特性を表わすパラメータは各旋回運動モデルに対応した状態方程式にカルマンフィルタを適用することによりオンライン推定が可能となる。いま、 $E(\omega_{H[k]} \mathbf{v}_{H[k']}) = \mathbf{O}_{m+3+p+q,3}$ (又は $\mathbf{O}_{n+2+p+q,3}$) と仮定すると、以下のプロセスにより $\mathbf{X}_H[k]$ の推定値 $\hat{\mathbf{X}}_H[k]$ を求めることができる⁶⁾。

[フィルタ方程式]

$$\hat{\mathbf{X}}_H[k] = \hat{\mathbf{X}}'_H[k] + \mathbf{K}_{H[k]} (\mathbf{y}_{H[k]} - \mathbf{H}_{H[k]} \hat{\mathbf{X}}'_H[k]) \quad (22)$$

ただし、

$$\hat{\mathbf{X}}'_H[k+1] = \mathbf{F}_{H[k]} \hat{\mathbf{X}}_H[k] + \mathbf{D}_{H[k]}$$

[カルマンゲイン]

$$\mathbf{K}_{H[k]} = \hat{\Sigma}'_{H[k]} \mathbf{H}_{H[k]}^T (\mathbf{H}_{H[k]} \hat{\Sigma}'_{H[k]} \mathbf{H}_{H[k]}^T + \Sigma_{vH})^{-1} \quad (23)$$

[誤差の共分散行列方程式]

$$\hat{\Sigma}_{H[k]} = \hat{\Sigma}'_{H[k]} - \mathbf{K}_{H[k]} \mathbf{H}_{H[k]} \hat{\Sigma}'_{H[k]} \quad (24)$$

ただし、

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

5. オンライン状態推定シミュレーション

ここでは、3章の先導体旋回運動に関する解析で使った推進施工データを用いて、前章で導出した2種類の旋回運動モデルによるオンラインの状態推定性能の比較・検証を行なう。

まずヘッド角に対する先導体の旋回運動特性を表わす (9) 式の次数 p, q を決定するため、推進施工データのヘッド角 $\eta_H[k]$ と折れ角 $\phi[k]$ の観測データにさまざまな次数の ARX モデルを当てはめ、それらに基づく 10 段先予測値と観測値との比較を行ない誤差の状況がある程度飽和する次数としてそれぞれ $p = 1, q = 5$ と決定した。また、マシン胴体前部のヨーイング角 θ_H に対する後部ヨーイング角 θ_{Hr} およびレーザ受光部変位微分値 dX_t/dZ の遅れに関する次数

Fig. 6 On-line estimation results with the machine head motion constraint model

Fig. 7 On-line estimation results with the laser target motion constraint model

は3章の最小二乗法による解析結果にしたがってそれぞれ $m = 2, n = 10$ と設定した。

Fig. 6 および Fig. 7 はそれぞれ3章の定性的解析で用いた推進データを使用してマシンヘッド先端移動方向拘束モデルとレーザ受光部移動方向拘束モデルに基づき逐次状態推定を行なったときのマシン胴体前部ヨーイング角 θ_H と方向修正部変位 X_h の推定結果を示している。グラフ中の細線は3章で最小二乗法により求めたそれぞれの推定結果を示している。ここで、この推定結果は $Z = Z[k]$ における推定値を得るのにその前後のデータを用いて幾何的な誤差の二乗和を最適化することにより求めているのに対し、オンライン状態推定では $Z = Z[k]$ 以前のデータのみを使用して推定を行なっていることに注意されたい。同図よりレーザ受光部拘束モデルではヨーイング角、方向修正部変位とも定性的解析結果とよく一致しているのに対し、マシン先端拘束モデルでは特に方向修正部変位に関する誤差が大きくなっていることがわかる。なお状態ベクトルの初期値は零ベクトル、共分散行列の初期値はパラメータ推定応答の立ち上がり状況をみながら適

Fig. 8 Estimated parameters for the machine head motion constraint model

Fig. 9 Estimated parameters for the laser target motion constraint model

当な対角行列を設定した。

Fig. 8 および Fig. 9 はそれぞれのモデルにおいて推定された ARX モデルパラメータを $0 \leq k \leq 400$ の範囲で示したものである。何れもおおよそ $k = 100$ 付近で推定値がある程度収束しており、これに基づいて設計される制御系が有効なものになるにはパラメータに関する事前情報がない場合 10m 程度の推進距離を要すると考えられる。また、 $K = 400$ におけるパラメータの推定値に関してマシン先端拘束モデルの場合 $a_{H1} = -0.06$, $\sum_{j=1}^5 b_{Hj} = 0.07$, レーザ受光部拘束モデルの場合 $a_{H1} = -0.04$, $\sum_{j=1}^5 b_{Hj} = 0.05$ であった。

つぎに、カルマンフィルタにより推定されたヘッド角に対する旋回運動特性を表わすパラメータをある地点から 1 埋設管長さ $L_c (= 25 \times L_p = 2.5m)$ 前の状態で固定し、 L_c 前の状態推定値を初期値として現地地点までのレーザ受光部位置を予測したときの予測値と観測値の比較を行なう。このとき用いられる各旋回運動モデルに対応した状態空間表現はそれぞれ以下のように導かれる。

$\eta_H[k] = \eta_H[k-1] + \Delta\eta_H[k]$ なる $\Delta\eta_H$ を入力変数とし、(9)

式および (12) 式の ϕ を $\phi[k] = \theta_H[k] - \theta_H[k-m]$ と置き換えて整理すれば次式を得る。

[マシンヘッド先端移動方向拘束モデル]

$$X_{F[k+1]} = A_F X_{F[k]} + B_F \Delta\eta_H[k] \quad (25)$$

ただし、

$$X_{F[k]} = [\theta_H[k] \cdots \theta_H[k-m] \ X_h[k] \ \eta_H[k-1] \cdots \eta_H[k-q+1]]^T$$

$$A_F = \begin{bmatrix} -a_{H1} & O_{1,m-2} & 1 & a_{H1} & 0 \\ & I_m & & O_{m,2} & \\ \bar{L}_h & O_{1,m-2} & -L_h & -a_{H1}L_h & 1 \\ & & O_{q-1,m+2} & & \\ & b_{H1} + b_{H2} & b_{H3} & \cdots & b_{Hq} \\ & & O_{m,q-1} & & \\ L_p - \tilde{b}_{H1} - \tilde{b}_{H2} & -\tilde{b}_{H3} & \cdots & -\tilde{b}_{Hq} & \\ & 1 & 0 & \cdots & 0 \\ & & I_{q-2} & & O_{q-2,1} \end{bmatrix}$$

$$B_F = [b_{H1} \ O_{1,m} \ L_p - \tilde{b}_{H1} \ | \ 1 \ O_{1,q-2}]^T$$

$$\bar{L}_h = L_p + (1 + a_{H1}) L_h$$

$$\tilde{b}_{Hj} = L_h b_{Hj} \quad (j = 1 \cdots q)$$

同様に (9) 式および (19) 式を整理すれば次式が導かれる。

[レーザ受光部移動方向拘束モデル]

$$X_{R[k+1]} = A_R X_{R[k]} + B_R \Delta\eta_H[k] \quad (26)$$

ただし、

$$X_{R[k]} = [\theta_H[k] \cdots \theta_H[k-m] \cdots \theta_H[k-n] \ X_h[k] \ \eta_H[k-1] \cdots \eta_H[k-q+1]]^T$$

$$A_R =$$

$$\begin{bmatrix} -a_{H1} & O_{1,m-2} & 1 & a_{H1} & O_{1,n-m} \\ & & I_n & & O_{n,1} \\ L_1 & O_{1,m-2} & L_2 & L_3 & O_{1,n-m-1} \ L_p \\ & & O_{q-1,n+1} & & \\ & 0 & b_{H1} + b_{H2} & b_{H3} & \cdots & b_{Hq} \\ & & O_{n,q} & & & \\ & 1 & \hat{b}_{H1} + \hat{b}_{H2} & \hat{b}_{H3} & \cdots & \hat{b}_{Hq} \\ & 0 & 1 & 0 & \cdots & 0 \\ & O_{q-2,1} & I_{q-2} & & O_{q-2,1} \end{bmatrix}$$

$$B_R = [b_{H1} \ O_{1,n} \ \hat{b}_{H1} \ | \ 1 \ O_{1,q-2}]^T$$

$$L_1 = -L_f(a_{H1} + 1), \ L_2 = L_f + L_r, \ L_3 = -L_r + L_f a_{H1}$$

$$\hat{b}_{Hj} = L_f b_{Hj} \quad (j = 1 \cdots q)$$

Fig. 10 および Fig. 11 はそれぞれマシンヘッド先端拘束モデルとレーザ受光部拘束モデルに基づく上述の状態空間表現モデルにより埋設管 1 本分先に対応する 25 段先予測を行なったときのレーザ受光部変位に関する予測値と観測値（細

Fig. 10 A 25-step-ahead prediction result with the machine head motion constraint model

Fig. 11 A 25-step-ahead prediction result with the laser target motion constraint model

線)を表わす。マシン先端拘束モデルでは25段先予測値に誤差が累積し観測値との違いが顕著となっているのに対しレーザ受光部拘束モデルではよい予測値を与えており後者のモデルがより高い推定性能を示していることがわかる。

一方、本論文で対象としているトンネルロボットとは推進方式が異なるが水平方向の旋回曲率を光ファイバジャイロにより観測可能なトンネルロボットにおいては先端拘束モデルを用いて良好な状態推定性能が確認されている⁷⁾。先導体の水平姿勢を直接計測する手段がないため導入した折れ角に基づく旋回曲率の間接表現式の近似精度が推定性能に影響を及ぼす一因と考えられる。

レーザ受光部拘束モデルは状態推定という意味では比較的良好な推定値・予測値を与え、(26)式はヘッド角の効果的な制御系設計のベースとすることが期待できる。

6. む す び

従来その施工品質がオペレータのスキルに大きく依存していた掘削型の埋設管推進機の高精度な自動方向制御を目指したナビゲーションシステム構築のための先導体旋回運動モデルについて検討した。

実際の施工データを用いて、推進時に周囲地盤から受けるマシン各部の運動における拘束状態の定性的な解析から、マシン先端部分および先導体後端のレーザ受光部の運動がある拘束を受ける状態変化モデルをそれぞれ導入した。さらにマシンヘッド角に対する先導体の旋回特性をARXモデルで表

現し、マシン先端および先導体後端に関する拘束モデルと組み合わせて2種類の旋回運動モデルを導出した。これらはカルマンフィルタによる逐次状態推定シミュレーションにより比較・検証された結果、先導体後端運動に関する拘束条件を有するモデルがよりよい推定性能を示すことが確認された。なお垂直方向の運動モデルについてはピッチング角センサ出力により垂直旋回曲率が求められるためこれに関するARXモデルを導入すれば水平方向の場合と同様な状態推定が可能である。実際の施工現場での推進実験による方向修正制御性能の評価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) 栗田，宮武，三河：知識データベースと最適制御理論を用いた推進管理・制御の自動化システム，第11回非開削技術研究発表会論文集，3/10(2000)
- 4) 吉田，辻村：掘削型小口径管推進機のオートナビゲーションシステム，第11回非開削技術研究発表会論文集，11/18(2000)
- 5) 足立修一：ユーザのためのシステム同定理論，計測自動制御学会(1993)
- 6) 中野，西山：パソコンで解くカルマンフィルタ，丸善(1996)
- 7) K. Yoshida and T. Awata: Heading Control Model of a Center-articulated Micro-tunneling Robot, Proc. of SICE Annual Conference, 2417/2422(2002)
- 8) 吉田，辻村：掘削型小口径管推進機のオートナビゲーションシステムに関する研究，土木情報システム論文集，10，157/164(2001)

[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)。