

移動マニピュレータの誘導制御法の提案と評価

池 田 肇^{*1} 見 浪 譲^{*2}

Proposal and Evaluation of Guidance Control Method of Mobile Manipulator

Takeshi Ikeda^{*1} and Mamoru Minami^{*2}

The traveling operation of a mobile manipulator involves some difficulties to control, such as dynamical interference and non-holonomic character. The integration of errors in trajectory-tracking of the mobile manipulator is caused by the non-holonomic constraint expressed by a differential equation of first order. The integrated error never converges to zero by a controller being used usually for fixed manipulator. Constructing a controller including a consideration of the non-holonomic constraint can solve this problem. We propose a control method that guarantees zero convergence of guidance errors and the trajectory tracking errors of the mobile manipulator. The proof is given by Liapunov method. Simulations confirm the performances of the proposed controller, and the results show that the guidance errors and trajectory-tracking errors converge to zero. Furthermore how the dynamical influences caused by slipping of carrying objects on the mobile manipulator affect the trajectory-tracking performances of the proposed controller is evaluated by several simulations.

Key Words: Mobile Manipulator, Guidance, Non-holonomic, Trajectory-tracking Control

1. 緒 言

固定型マニピュレータに移動機構を備えた、移動マニピュレータの移動搬送機能に注目した研究が行われている[19]～[21]。移動マニピュレータが走行中に車載マニピュレータで作業を行うと、動力学的干渉によりマニピュレータから走行する移動ロボット部分に力、トルクが伝わるため誘導目標軌道に対し、位置姿勢誤差が生じる。移動マニピュレータを誘導させる際には、この位置姿勢誤差によって移動マニピュレータのハンド軌道にも誤差が生じる。この問題に対し、目標コースへの漸近安定性を保証した移動ロボットの誘導方法が金山らによって提案された[1]。この誘導手法ではリアプローフ法を用いて、誘導誤差がゼロに漸近することが示されているが、誘導指示速度が台車の速度として実現されることを仮定しており、運動方程式を考慮していない手法であった。運動方程式を考慮した移動ロボットの誘導制御を取り扱った研究には、未知パラメータを含む非ホロノミック移動ロボットの適応トラッキング制御法を提案したもの[2]がある。その他の研究としては、画像処理を行い視覚情報を用いて誘導を行ったもの[3]、壁に囲まれた限られた空間内の走行を議論したもの[4]、全方向移動ロボットの走行を取り扱ったも

の[5]などがある。しかし、これらは移動ロボットについて議論したものであるため、車載マニピュレータのハンド軌道追従性能については議論されていない。

移動マニピュレータの走行に関する研究では、凹凸路面上の走行を議論した研究や走行路面から受ける抗力についての研究したもの[6]～[9]や、走行しながら物体を把持する行動について、ダイナミクスは考慮せずに動作計画を立てて実験を行ったもの[10]、適応制御に基づくモデルベース衝突検出アルゴリズムを拡張し、移動マニピュレータの動力学モデルに基づいた衝突検出実験を行ったもの[11]がある。さらに、移動マニピュレータの誘導方法を提案したものでは、ダイナミクスを推定しながらニューラルネットワークを用いて軌道追従を行うもの[12]であったり、車載リンクの手先位置制御と台車部である移動ロボットの位置・姿勢制御を独立に行う手法[13]、ダイナミクスの不正確さを考慮した手法[14]が提案されている。

本研究では、移動マニピュレータのダイナミクスに基づいて車載リンクの関節軌道追従と移動ロボットの誘導走行を同時に実現する誘導方法を提案する。ここでは、金山らの誘導制御法[1]をベースとして、移動マニピュレータの逆動力学計算を用い、移動マニピュレータを構成する台車部の誘導制御と車載マニピュレータの各軸関節軌道追従性能を同時に議論する。また、リアプローフ法を用いて移動マニピュレータの誘導誤差と車載マニピュレータの関節軌道追従誤差が零に収束することを証明する。次に、提案手法は逆動力学関係を用いて誘導制御コントローラを構成しているので、誘導制御性能の評価を行うために逆動力学

原稿受付 2006年4月21日

*¹福井大学大学院工学研究科、現：九州大学大学院工学研究院

*²福井大学

*¹Graduate School of Engineering, University of Fukui, Currently with Kyushu University

*²University of Fukui

補償が成立している場合としていない場合についてシミュレーションを行う。逆動力学補償ができない場合の例として積載物の滑りによるダイナミクスの変化を挙げる[15][16][22]。これらのシミュレーション結果より、逆動力学補償が行われているときに目標軌道への漸近収束性を示すことで提案する移動マニピュレータの誘導制御コントローラの有効性と安定性を示す。

2. 移動マニピュレータモデル

Fig. 1 に示す二軸左右独立駆動型 (Power Wheeled Steering: PWS 型) の移動マニピュレータ上に積載物があるモデルを考える。モデリングの準備として台車部をリンク 0 と呼ぶことにする。走行路面は水平であり、車輪が滑らないこと、リンク 0 上の積載面は水平を保つことを仮定する。これは搬送作業をする移動マニピュレータは乗り心地を考慮する必要がないため車輪と車軸およびモータはバネ・ダンパーを介さず直結されていることによる。

Σ_W は基準座標系を表し、 Σ_0 の原点は左右の駆動輪を結ぶ軸の中間に原点を固定し、駆動輪の車軸方向に 0y 軸を、また車軸に垂直でリンク 0 の進行方向に 0x 軸をとる。リンク 1 の下端に座標系 Σ_1 をリンク 1 に固定して設置する。その 1z_1 軸はリンク 1 の回転軸と一致しているものとする。同様にして、リンク n には座標系 Σ_n を固定して取り付ける。 Σ_S は積載物 S の重心に固定された座標系を表す。 Σ_0 の x , y 軸回りの姿勢の変化に関する回転は、駆動輪と前後のキャスター輪により拘束されているので Σ_0 で表された移動マニピュレータの角速度 ${}^0\omega_0$ は ${}^0\omega_0 = [0, 0, \omega_0]^T$, $\omega_0 = {}^W\dot{\theta}_0$ と表される。 Σ_0 の z 軸 0z は Σ_W の z 軸方向と一致しているので ${}^0\omega_0$ は ${}^W\omega_0$ と等しい。次に Σ_0 の y 方向の並進は車輪の摩擦力により拘束されており、 z 方向の並進も重力によって拘束されているから、 Σ_0 で表されたリンク 0 の並進速度 0V_0 は常に 0x 軸方向の成分以外は零であり ${}^0V_0 = [V_0, 0, 0]^T$ となる。また Σ_W で表された Σ_0 の姿勢変換行列を ${}^W\mathbf{R}_0$ で表す。ここで、左上の添え字は基準とする座標系を、右下のそれは対象としている座標系、または対象としているベクトルの始点と終点を表すことにする。

車載マニピュレータが搭載されておらず、かつリンク 0 上に積載物が載っていない場合のリンク 0 の運動方程式は、リンク

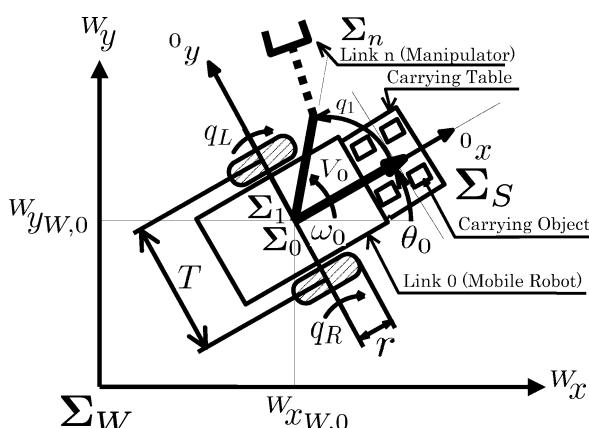


Fig. 1 n-link mobile manipulator and coordinates

0 に固定した座標系 Σ_0 の原点に加わる力とトルクを計算することを求められる。

$${}^W\mathbf{f}_0 = m_0 {}^W\ddot{\mathbf{P}}_{G0} \quad (1)$$

$${}^W\mathbf{n}_0 = {}^W\mathbf{I}_0 {}^W\dot{\omega}_0 + {}^W\omega_0 \times ({}^W\mathbf{I}_0 {}^W\omega_0) + {}^W\mathbf{S}_0 \times m_0 {}^W\ddot{\mathbf{P}}_{G0} \quad (2)$$

次に、リンク 0 上に n リンクの車載マニピュレータと m 個の積載物がある移動マニピュレータを考える。積載物についてはこの m 個の内 p 個が滑り移動しており、残り q ($= m - p$) 個が静止しているとする。静止している q 個の積載物 S_k とリンク 0 の間に作用する静摩擦 ${}^W\mathbf{f}_{S_k}^*$, ${}^W\tau_{S_k}^*$ とリンク 0 上で滑り移動している積載物 S_j とリンク 0 との間に作用する動摩擦 ${}^W\mathbf{f}_{S_k}^*$, ${}^W\tau_{S_k}^*$ を考慮した移動マニピュレータの運動方程式は、

$${}^W\mathbf{f}_0 = {}^W\mathbf{f}_1 + \sum_{j=0}^p {}^W\mathbf{f}_{S_j}^* + \sum_{k=0}^q {}^W\mathbf{f}_{S_k}^* + m_0 {}^W\ddot{\mathbf{P}}_{G0} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} {}^W\mathbf{n}_0 = & {}^W\mathbf{n}_1 + \sum_{j=0}^p {}^W\tau_{S_j}^* + \sum_{k=0}^q {}^W\tau_{S_k}^* + {}^W\mathbf{I}_0 {}^W\dot{\omega}_0 \\ & + {}^W\omega_0 \times ({}^W\mathbf{I}_0 {}^W\omega_0) + {}^W\mathbf{S}_0 \times m_0 {}^W\ddot{\mathbf{P}}_{G0} \\ & + {}^W\mathbf{P}_{0,1} \times {}^W\mathbf{f}_1 + \sum_{j=0}^p ({}^W\mathbf{P}_{0,S_j} \times {}^W\mathbf{f}_{S_j}^*) \\ & + \sum_{k=0}^q ({}^W\mathbf{P}_{0,S_k} \times {}^W\mathbf{f}_{S_k}^*) \end{aligned} \quad (4)$$

と表される[15][16]。ここで、 $p = 0$ となるとき $q = m$ となり、すべての積載物が静止状態にあることを示している。このとき式 (4) は

$${}^W\mathbf{f}_0 = {}^W\mathbf{f}_1 + \sum_{k=0}^m {}^W\mathbf{f}_{S_k}^* + m_0 {}^W\ddot{\mathbf{P}}_{G0}$$

と表される。しかし、すべての積載物が静止状態にあるのでリンク 0 との間に作用する力は静摩擦のみである。よって、 ${}^W\mathbf{f}_{S_0}^* = \mathbf{0}$ と定義する。また $q = 0$ となるときには $p = m$ となり、すべての積載物が滑り移動していることを表す。このとき式 (4) は

$${}^W\mathbf{f}_0 = {}^W\mathbf{f}_1 + \sum_{j=0}^m {}^W\mathbf{f}_{S_j}^* + {}^W\mathbf{f}_{S_0}^* + m_0 {}^W\ddot{\mathbf{P}}_{G0}$$

となる。このとき、すべての積載物が滑り状態にあるのでリンク 0 との間に作用する力は動摩擦のみである。よって、 ${}^W\mathbf{f}_{S_0}^* = \mathbf{0}$ と定義する。式 (4) においても同様に考えることができるのを ${}^W\tau_{S_0}^* = \mathbf{0}$, ${}^W\mathbf{f}_{S_0}^* = \mathbf{0}$ と定義する。積載物が滑り移動していないときの加速度は、リンク 0 の運動のみにより決定されるため、 ${}^W\mathbf{f}_{S_k}^*$, ${}^W\tau_{S_k}^*$ はリンク 0 の運動のみにより決定される。したがって S_k はそれ自身の運動方程式を持たず、リンク 0 の負荷として運動方程式に組み込まれる。ここで積載物が滑り移動していないときの運動方程式を行列とベクトルの形にまとめると、

$$\bar{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \bar{V}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} + \bar{G}(\mathbf{q}) = \bar{E}\mathbf{u} = \boldsymbol{\tau} \quad (5)$$

ただし, $\nu = [\mathbf{q}^T, \nu_0^T]^T$,

$$\begin{aligned}\mathbf{q} &= [q_1, q_2, \dots, q_n]^T, n: \text{リンク数} \\ \dot{\mathbf{q}}_0 &= [V_0, \dot{\theta}_0]^T, \\ \boldsymbol{\tau} &= [\boldsymbol{\tau}_M^T, \boldsymbol{\tau}_V^T]^T, \\ \boldsymbol{\tau}_M &= [\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_n]^T \\ \boldsymbol{\tau}_V &= [f_0, \tau_0]^T\end{aligned}$$

とまとめることができる[17][18]。ここで $\bar{\mathbf{M}}(\mathbf{q})$ は $(n+2) \times (n+2)$ の慣性行列, $\bar{\mathbf{V}}$, $\bar{\mathbf{G}}$ は $(n+2)$ 要素のベクトル, それぞれ遠心力およびコリオリ力, 重力を表す項であり, $\bar{\mathbf{E}}$ は $n \times r$ の定数行列, \mathbf{u} は r 要素の入力ベクトル, r は入力数である。

3. 移動マニピュレータの軌道追従制御

Fig. 2 に基準座標系上の移動マニピュレータを示す。Fig. 2 より, 実際の移動マニピュレータから見た目標位置との誘導誤差 X_e , Y_e , θ_e は次式のように表される。

$$\begin{bmatrix} X_e \\ Y_e \\ \theta_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^W \theta_0 & \sin^W \theta_0 & 0 \\ -\sin^W \theta_0 & \cos^W \theta_0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_d - {}^W x_{W,0} \\ y_d - {}^W y_{W,0} \\ \theta_d - {}^W \theta_0 \end{bmatrix} \quad (6)$$

${}^W x_{W,0}$, ${}^W y_{W,0}$, ${}^W \theta_0$ は Σ_W から見た移動マニピュレータの現在位置, x_d , y_d , θ_d は目標位置の座標を表している。 $t \rightarrow \infty$ のときこれら X_e , Y_e , θ_e の値が 0 に近づくならば, 実際の移動マニピュレータが目標軌道上を走行する仮想の移動マニピュレータの目標軌道に追いつき, 目標軌道上を走行することになる。

これらを時間で微分すると

$$\begin{bmatrix} \dot{X}_e \\ \dot{Y}_e \\ \dot{\theta}_e \end{bmatrix} = V_0 \begin{bmatrix} -1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} + \omega_0 \begin{bmatrix} Y_e \\ -X_e \\ -1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} V_d \cos \theta_e \\ V_d \sin \theta_e \\ \omega_d \end{bmatrix} \quad (7)$$

となる。ここで, V_0 , ω_0 は実際の移動マニピュレータの速度, 角速度, V_d , ω_d は目標速度, 目標角速度である。またここでは, $|V_d| < \infty$, $|\omega_d| < \infty$, $|\dot{V}_d| < \infty$, $|\dot{\omega}_d| < \infty$ と仮定し, 誘導制御式を以下のように与える。

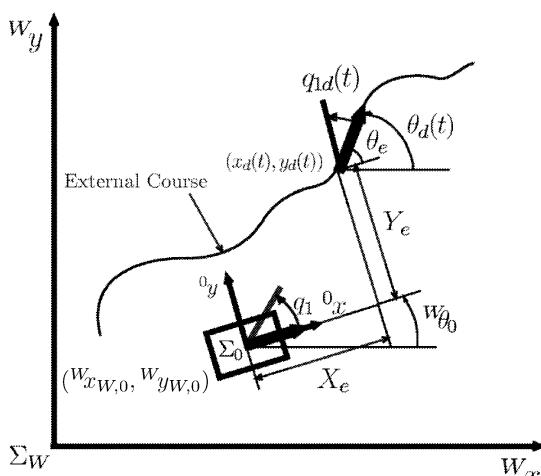


Fig. 2 Mobile manipulator on the work coordinate

$$\begin{bmatrix} V_c \\ \omega_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_d \cos \theta_e + k_1 X_e \\ \omega_d + k_2 V_d Y_e + k_3 V_d \sin \theta_e \end{bmatrix} \quad (8)$$

V_c , ω_c は誘導制御出力速度, 角速度, $k_1 \sim k_3$ は誘導制御ゲインである。式 (8) の誘導制御法は金山ら[1]によって提案され, V_c , ω_c が時間遅れなく実現される場合, すなわち完全な速度制御を仮定するとき X_e , Y_e , $\theta_e \rightarrow 0 (t \rightarrow \infty)$ を保証できる。さらに上式は, $t \rightarrow \infty$ のとき, X_e , Y_e , θ_e の値が 0 に近づくならば, V_c , ω_c の値がそれぞれ目標速度 V_d , ω_d に近づくことになる。実際の移動マニピュレータの移動台車部の速度 V_0 , 角速度 ω_0 と誘導制御出力速度 V_c , 角速度 ω_c との誤差を V_e , ω_e とおく。次に, 車載リンク角速度 $\dot{\mathbf{q}}_M$ と台車部に取り付けた座標系 Σ_0 から見た相対座標における目標のハンド手先位置を実現するための各リンクにおける目標関節角速度 $\dot{\mathbf{q}}_d$ との誤差を $\dot{\mathbf{q}}_e = [\dot{q}_{1e}, \dots, \dot{q}_{ne}]^T$ とおくと, $V_e, \omega_e, \dot{\mathbf{q}}_e = [\dot{q}_{1e}, \dots, \dot{q}_{ne}]^T$ は次のように表される。

$$\begin{bmatrix} V_e \\ \omega_e \\ \dot{\mathbf{q}}_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_0 - V_c \\ \omega_0 - \omega_c \\ \dot{q}_1 - \dot{q}_{1d} \\ \vdots \\ \dot{q}_n - \dot{q}_{nd} \end{bmatrix} \quad (9)$$

$t \rightarrow \infty$ のとき V_e , ω_e , $\dot{\mathbf{q}}_e$ の値が 0 に近づくならば, 実際の移動マニピュレータの速度 V_0 , 角速度 ω_0 は, 式 (8) で得られた V_c , ω_c すなわち, 目標速度 V_d , ω_d となる。したがって, $t \rightarrow \infty$ のとき, X_e , Y_e , θ_e , \mathbf{q}_e , V_e , ω_e , $\dot{\mathbf{q}}_e$ の値がすべて 0 に収束することを保証する誘導制御法を提案し, それをリアプロフ関数を用いて確認することが目標となる。移動マニピュレータの運動方程式は式 (5) で与えられ, 入力トルク \mathbf{u} を逆動力学計算を用いて

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{E}}^{-1} \{ \bar{\mathbf{M}}(\mathbf{q}) \mathbf{v} + \bar{\mathbf{V}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{v}} + \bar{\mathbf{G}}(\mathbf{q}) \} \quad (10)$$

と決定する。式 (10) を式 (5) に代入すると

$$\dot{\mathbf{v}} = \mathbf{v}, \quad \ddot{\mathbf{v}} = [\dot{V}_0, \dot{\omega}_0, \ddot{q}_1, \dots, \ddot{q}_n]^T \quad (11)$$

となる。制御出力トルク \mathbf{v} を速度, 関節角度のフィードバックループによる閉ループ系のシステムで構成し,

$$\begin{aligned}\mathbf{v} &= \ddot{\mathbf{v}}_c + \mathbf{K}_4(\dot{\mathbf{v}}_c - \dot{\mathbf{v}}) + \mathbf{K}_5(\mathbf{v}_c - \mathbf{v}) \\ &= \begin{bmatrix} \dot{V}_c + k_4(V_c - V_0) \\ \dot{\omega}_c + k_4(\omega_c - \omega_0) \\ \ddot{q}_{1d} + k_4(\dot{q}_{1d} - \dot{q}_1) + k_5(q_{1d} - q_1) \\ \vdots \\ \ddot{q}_{nd} + k_4(\dot{q}_{nd} - \dot{q}_n) + k_5(q_{nd} - q_n) \end{bmatrix} \quad (12)\end{aligned}$$

と与える。式 (12) を式 (11) に代入し整理すると, 式 (9) で表した変数を支配するダイナミクスは, 動力学モデルの影響を受けない独立な線形微分方程式として表され,

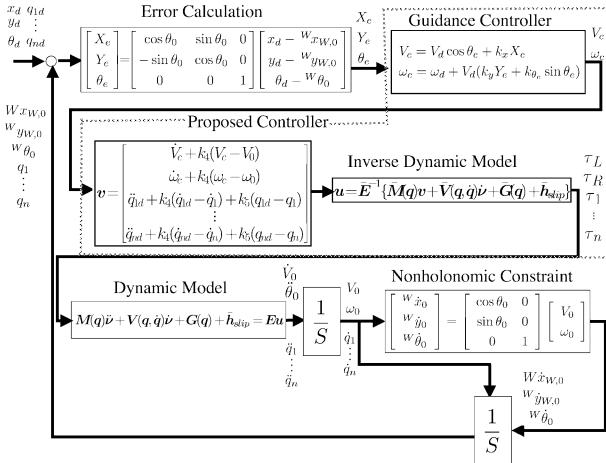


Fig. 3 Block diagram of trajectory tracking controller

$$\begin{bmatrix} \dot{V}_e \\ \dot{\omega}_e \\ \ddot{q}_{1e} \\ \vdots \\ \ddot{q}_{ne} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -k_4 V_e \\ -k_4 \omega_e \\ -k_4 \dot{q}_{1e} - k_5 q_{1e} \\ \vdots \\ -k_4 \dot{q}_{ne} - k_5 q_{ne} \end{bmatrix} \quad (13)$$

となる。ここで k_4, k_5 は正の誘導制御ゲインである。以上のように本報で提案する誘導法において、式 (13) の線形システムを得るために式 (10) の逆動力学補償と式 (12) の加速度フィードバックを加えた。

Fig. 3 に移動マニピュレータの誘導制御法のブロック線図を示す。移動マニピュレータの目標位置・姿勢 $x_d, y_d, \theta_d, \mathbf{q}_d$ と実際の位置姿勢 $W x_{W,0}, W y_{W,0}, W \theta_0, \mathbf{q}$ から幾何学的に誘導誤差 $X_e, Y_e, \theta_e, \mathbf{q}_e = \mathbf{q} - \mathbf{q}_d$ を求め、移動ロボットの誘導制御式 (8) から誘導制御出力速度 V_e, ω_e を求める。動力学モデルを用いない金山らの手法と違い今回提案する手法は、 $V_e, \omega_e, \mathbf{q}_e$ を元に制御出力トルク \mathbf{v} を求め、 \mathbf{v} を用いて動力学モデルを含んだ入力トルク \mathbf{u} を求める。移動マニピュレータモデルに求められた \mathbf{u} を代入することによって式 (11), (12) のように、 \mathbf{v} が動力学モデルの影響を受けずに、直接的に $\ddot{\mathbf{v}}$ を決定することができる。これは完全な逆動力学を用いた加速度コントローラを構成したことによる。実際のシステムでは、このような逆動力学補償を有効に動作させることは容易ではない。しかし、PD 制御系を付加することでモデル化誤差や外乱がある場合にも、その影響の低減が期待できることが紹介されている [23]。本報では次章で示す漸近安定性とその確認、および後に述べる積載物の滑り移動による逆動力学補償の乱れについて議論する。

4. 漸近安定性

前章で提案した誘導制御系の漸近安定性をリアブノフ関数を用いて確認する。

リアブノフ関数 V の候補を次式のように定める。

$$V = k_1(X_e^2 + Y_e^2) + \frac{2k_1}{k_2}(1 - \cos \theta_e)$$

$$+ \frac{1}{2k_4} \left(V_e^2 + \frac{k_1}{k_2 k_3 V_d} \omega_e^2 + \sum_{i=1}^n \dot{q}_{ie}^2 + k_5 \sum_{i=1}^n q_{ie}^2 \right) \quad (14)$$

誘導制御ゲイン $k_1, k_2, k_3, k_4, k_5 \geq 0$ より式 (14) は $X_e, Y_e, V_e, \omega_e, \dot{q}_e, \mathbf{q}_e$ の値がすべて 0 かつ $\theta_e = 2a\pi$ ($a = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$) のとき $V = 0$ となり、それ以外の時は $V > 0$ となる正定値関数である。式 (14) を時間で微分すると、式 (7), (9), (13) より

$$\begin{aligned} \dot{V} &= 2k_1 X_e \dot{X}_e + 2k_1 Y_e \dot{Y}_e + \frac{2k_1}{k_2} \dot{\theta}_e \sin \theta_e + \frac{1}{k_4} V_e \dot{V}_e \\ &\quad + \frac{k_1}{k_2 k_3 k_4 V_d} \omega_e \dot{\omega}_e + \frac{1}{k_4} \sum_{i=1}^n \dot{q}_{ie} \dot{q}_{ie} + \frac{k_5}{k_4} \sum_{i=1}^n q_{ie} \dot{q}_{ie} \\ &= -(V_e - V_d \cos \theta_e)^2 - k_1^2 X_e^2 \\ &\quad - \frac{k_1}{k_2 k_3 V_d} (\omega_e - \omega_d - k_2 V_d Y_e)^2 \\ &\quad - \frac{k_1 k_3}{k_2} V_d \sin^2 \theta_e \\ &= - \sum_{i=1}^n \dot{q}_{ie}^2 - (V_e + k_1 X_e)^2 - k_1^2 X_e^2 \\ &\quad - \frac{k_1}{k_2 k_3 V_d} (\omega_e + k_3 V_d \sin \theta_e)^2 - \frac{k_1 k_3}{k_2} V_d \sin^2 \theta_e \\ &\quad - \sum_{i=1}^n \dot{q}_{ie}^2 \end{aligned} \quad (15)$$

となる。式 (14), (15) より、 V が下に有界で、かつ $\dot{V} \leq 0$ のため、 V はある値に収束する。それゆえ $X_e, Y_e, \theta_e, V_e, \omega_e, \dot{q}_e, \mathbf{q}_e$ は有界である。式 (15) を時間で微分すると

$$\begin{aligned} \dot{V} &= -2(V_e + k_1 X_e)(\dot{V}_e + k_1 \dot{X}_e) - 2k_1^2 X_e \dot{X}_e \\ &\quad - \frac{2k_1}{k_2 k_3 V_d} (\omega_e + k_3 V_d \sin \theta_e)(\dot{\omega}_e + k_3 V_d \dot{\theta}_e \cos \theta_e) \\ &\quad - \frac{2k_1 k_3}{k_2} V_d \dot{\theta}_e \sin \theta_e \cos \theta_e - 2 \sum_{i=1}^n \dot{q}_{ie} \ddot{q}_{ie} \end{aligned} \quad (16)$$

となる。式 (8) より $|V_e| < \infty, |\omega_e| < \infty$ であり、式 (9) より $|V_0| < \infty, |\omega_0| < \infty$ よって式 (7) より $\dot{X}_e, \dot{Y}_e, \dot{\theta}_e$ が有界であり、式 (13) より、 $\dot{V}_e, \dot{\omega}_e, \ddot{q}_e$ も有界であるから、式 (16) より \dot{V} も有界なので、 \dot{V} は一様連続である。また V はある値に収束することを考慮すると、Barbalat's lemma より $t \rightarrow \infty$ のとき $\dot{V} \rightarrow 0$ となる。ゆえに $V_e, X_e, \sin \theta_e, \omega_e, \dot{q}_{ie} \rightarrow 0$ ($t \rightarrow \infty$) が得られる。 $\ddot{q}_e = \mathbf{0}$ のとき $\dot{q}_e = \mathbf{0}$ だから、式 (13) より $\mathbf{q}_e = \mathbf{0}$ ($t \rightarrow \infty$) である。

式 (7) より $\dot{\theta}_e = -\omega_0 + \omega_d$ 、であり時間で微分すると

$$\ddot{\theta}_e = -\dot{\omega}_0 + \dot{\omega}_d \quad (17)$$

となる。式 (9) より

$$\omega_e = \omega_0 - \omega_c \quad (18)$$

であるから、

$$\dot{\omega}_e = \dot{\omega}_0 - \dot{\omega}_c \quad (19)$$

である。すでに得られた $\omega_e \rightarrow 0(t \rightarrow \infty)$ と式 (13) より $\dot{\omega}_e \rightarrow 0(t \rightarrow \infty)$ となる。よって式 (19) より $t \rightarrow \infty$ のとき $\dot{\omega}_0 = \dot{\omega}_c$ となる。ここで式 (8) の一部

$$\omega_c = \omega_d + k_2 V_d Y_e + k_3 V_d \sin \theta_e \quad (20)$$

を時間で微分すると

$$\begin{aligned} \dot{\omega}_c &= \dot{\omega}_d + k_2 \dot{V}_d Y_e + k_2 V_d \dot{Y}_e + k_3 \dot{V}_d \sin \theta_e \\ &\quad + k_3 V_d \dot{\theta}_e \cos \theta_e \end{aligned} \quad (21)$$

であり、 Y_e 、 \dot{Y}_e 、 θ_e 、 $\dot{\theta}_e$ は有界なので、上式より $\dot{\omega}_c$ も有界である。よって、 $\dot{\omega}_0$ も有界であり、式 (17) より $\ddot{\theta}_e$ は有界である。よって、 $\dot{\theta}_e$ は一様連続である。

さらに $\sin \theta_e \rightarrow 0(t \rightarrow \infty)$ より θ_e は $a\pi(a = 0, \pm 1, \pm 2, \dots)$ のいずれかの値に収束することはすでに分かっており、かつ $\dot{\theta}_e$ は一様連続であるから Barbalat's lemma より $t \rightarrow \infty$ のとき $\dot{\theta}_e \rightarrow 0$ である。このとき式 (7) より $\omega_0 = \omega_d$ が示される。ここで、 $t \rightarrow \infty$ のとき $\omega_e (= \omega_0 - \omega_c) \rightarrow 0$ となることを考慮すると $\omega_0 = \omega_c = \omega_d(t \rightarrow \infty)$ となり、式 (8) より

$$k_2 V_d Y_e = 0 \quad (t \rightarrow \infty) \quad (22)$$

が導かれる。式 (22) より $t \rightarrow \infty$ のとき $Y_e \rightarrow 0$ となる。よって、 $t \rightarrow \infty$ のとき、 X_e 、 Y_e 、 V_e 、 ω_e 、 \mathbf{q}_e の値がすべて 0 に収束し、かつ $\theta_e \rightarrow a\pi(a = 0, \pm 1, \pm 2, \dots)$ となることが確認された。また、式 (8)、(9) より $V_0 \rightarrow V_d$ も確かめられる。

以上により求められた平衡点を次の二つの不变集合 A 、 B に分ける。すなわち、

$$A = \{X_e = 0, Y_e = 0, \omega_e = 0, V_e = 0, \mathbf{q}_e = \mathbf{0}, \dot{\mathbf{q}}_e = \mathbf{0}, \theta_e = 2a\pi \ (a = 0, \pm 1, \pm 2, \dots)\}$$

$$B = \{X_e = 0, Y_e = 0, \omega_e = 0, V_e = 0, \mathbf{q}_e = \mathbf{0}, \dot{\mathbf{q}}_e = \mathbf{0}, \theta_e = (2a + 1)\pi \ (a = 0, \pm 1, \pm 2, \dots)\}$$

である。このときラサールの定理よりこのシステムは A または B の平衡点で表される不变集合に漸近する。

ここで、 B の不变集合の平衡点について考える。 $\dot{V} \leq 0$ より V は減少する関数であり、このとき式 (14) に B の不变集合を代入することにより、

$$\lim_{t \rightarrow \infty} = \frac{4k_1}{k_2} \triangleq V_\infty \quad (23)$$

となる。この集合 B の要素 θ_e に微小な振動 σ が加わる場合を

$$\theta_e = (2a + 1)\pi + \sigma \quad (24)$$

と表す。このときリアブノフ関数式 (14) は

$$V = \frac{2k_1}{k_2} [1 - \cos\{(2a + 1)\pi + \sigma\}] < V_\infty \quad (25)$$

となる。このとき、 $\dot{V} < 0$ であるので θ_e は式 (24) の値にとどまることはできず、 $\theta_e \rightarrow 2a\pi$ へと収束し、不变集合 A へと漸近する。つまり、集合 B は不安定平衡点である。

5. シミュレーション

3 章で述べた制御系により、走行軌跡、ハンドの関節軌道とも目標軌道へと収束することを確認するために、Table 1 に示したパラメータの物性値を持つ、 Σ_W の z 軸回りに回転するリンクのみを搭載した 1 リンク移動マニピュレータを用いて、以下に示す 2 通りの目標軌道でシミュレーションを行った。

(1) 目標軌道が直線コース

初期値： ${}^W x_{W,0} = 0$ 、 ${}^W y_{W,0} = 4.0$ 、 ${}^W \theta_0 = 0$ 、 $q_1 = \frac{\pi}{2}$ 、目標値： $x_d = 2.7t$ 、 $y_d = 0$ 、 $\theta_d = 0$ 、 $q_{1d} = 0$ 、 $V_d = 2.7$ 、 $\omega_d = 0$

(2) 目標軌道が曲線コース

初期値： ${}^W x_0 = 0$ 、 ${}^W y_0 = 1.0$ 、 ${}^W \theta_0 = 0$ 、 $q_1 = \frac{\pi}{2}$ 、目標値： $y_d = 0.5 - 0.5 \cos\left(\frac{\pi}{2} x_d\right)$ 、 $\theta_d = \tan^{-1}\left\{\frac{\pi}{4} \sin\left(\frac{\pi}{2} x_d\right)\right\}$ 、 $q_{1d} = 0$ 、 $V_d = 2.7$ 、 $\omega_d = V_d \frac{\pi^2}{8} \cos\left(\frac{\pi}{2} x_d\right) \cos^3 \theta_d$

(1)、(2) それぞれのコースを走行するように台車部の目標位置 (x_d, y_d) ・姿勢 θ_d 、目標速度 V_d ・角速度 ω_d および車載リンクである第 1 リンクの目標角度 q_{1d} を与え、逆動力学を用いた誘導制御コントローラにより目標軌道へと移動マニピュレータを誘導するシミュレーションを行った。各コースにおいて逆動力学補償が成立する場合の例として、積載物を固定したと仮定し積載物が滑り移動を起こさない場合と逆動力学補償が成立しない場合の例として、積載物が滑り移動を起こし移動マニピュレータのダイナミクスが変化する場合について次に示す。

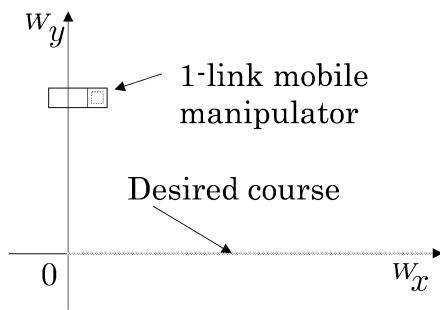
以下のシミュレーションでは逆動力学補償が常に成立する場合に誘導制御誤差および、車載マニピュレータの関節軌道追従誤差が 0 に収束すること、また、逆にダイナミクスの変化があり逆動力学補償が成立しない場合には誤差が 0 に収束しないこと、この 2 点を確認することが目的であるので、積載物の滑りが発生する境界となる最大静止摩擦力を固定してシミュレーションを行う。このため積載物の質量は $m_s = 1.0$ [kg] に固定する。

5.1 直線コース

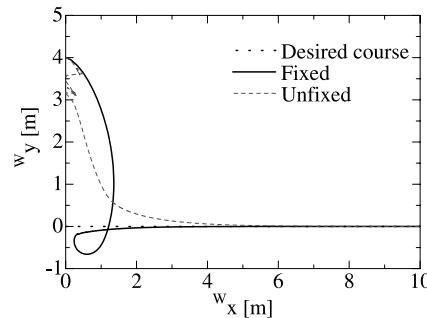
目標コースが $x_d = 2.7t$ 、 $y_d = 0$ で表される直線軌道のときのシミュレーション結果を Fig. 4(a)～(f) に示す。Fig. 4(a) に目標走行コースと時刻 $t = 0$ [s] における 1 リンク移動マニピュレータを示す。Fig. 4(b) には積載物を固定したと仮定し、積載物が滑り移動を起こさないとしたとき (Fixed) と積載物に作用する静止摩擦力が最大静止摩擦力を超えたときには滑り移動を起こすとき (Unfixed) のリンク 0 の軌跡を示す。この結果より、積載物が滑らないように固定した場合も固定せずに積載

Table 1 Parameters of 1 link mobile manipulator

	Symbol	Magnitude	Unit
Tread	T	0.5	m
Radius of wheel	r	0.115	m
Mass of vehicle	m_0	15.0	kg
Mass of link1	m_1	1.0	kg
Mass of object	m_s	1.0	kg
Length of link1	l	0.8	m
Length of object	l	0.6	m
Moment of inertia (vehicle)	I_{0z}	31.2	kg·m ²
Moment of inertia (link1)	I_{1z}	5.33×10^{-2}	kg·m ²



(a) Image of simulation at straight course



(b) Locus of link 0

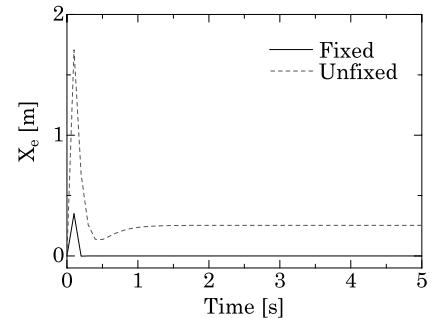
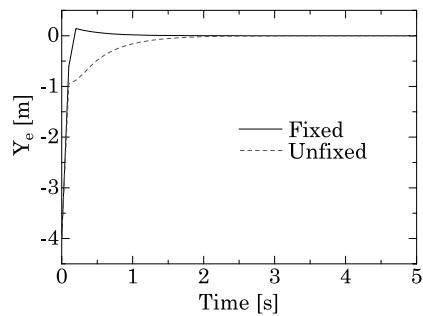
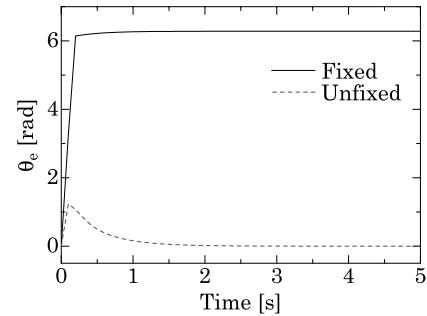
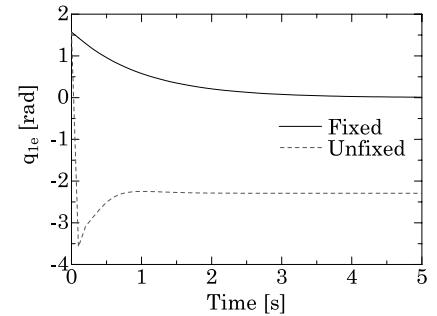
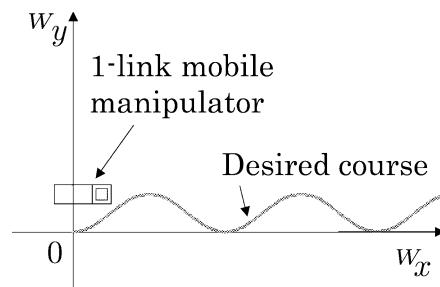
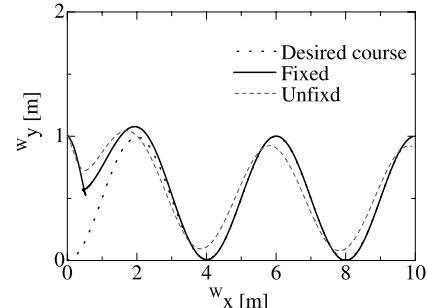
(c) Position error X_e (d) Position error Y_e (e) Orientation error θ_e (f) Angle error q_{1e}

Fig. 4 Simulation of straight course



(a) Image of simulation at sinusoidal course



(b) Locus of link 0

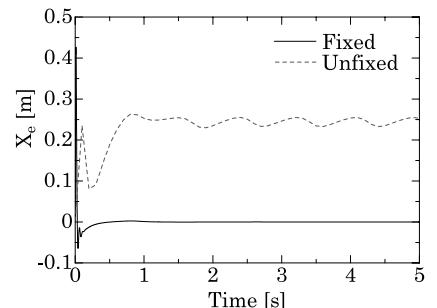
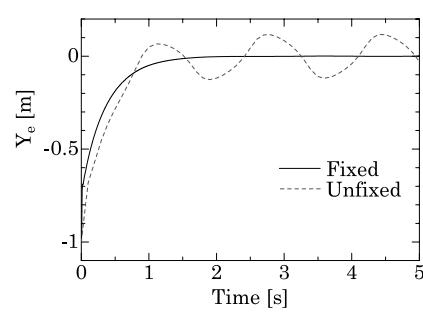
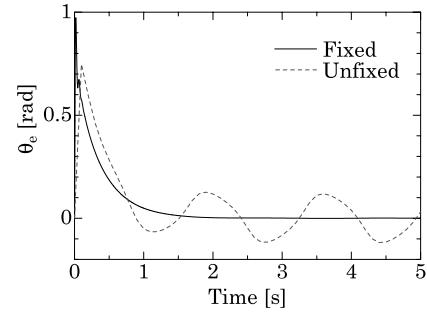
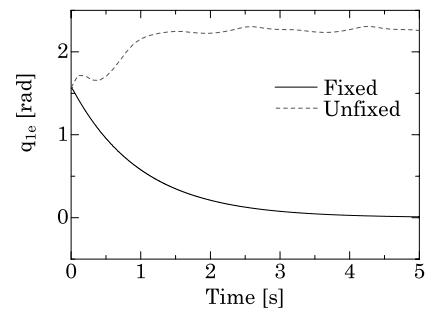
(c) Position error X_e (d) Position error Y_e (e) Orientation error θ_e (f) Angle error q_{1e}

Fig. 5 Simulation of sinusoidal course

物が滑り移動を起こす場合も目標軌道に収束しているように見える。しかし、式(6)に定義した移動台車部（リンク0）の進行方向の位置誤差 X_e の時間推移を示したFig.4(c)と進行方向に対して垂直な方向の位置誤差 Y_e を示したFig.4(d)を見てみると、積載物が滑りを起こす場合（Unfixed）もそうでない

場合（Fixed）も Y_e は零に漸近しているが、Unfixedの場合には X_e は定常誤差を残し、目標軌道上を目標速度で移動していく目標位置に追従しきれていないことが分かる。これは、積載物の滑りの発生によって誘導制御システムにおける逆動力学関係が崩れてしまったためである。

Fig. 4 (e) では Fixed のときに $\theta_e = 2\pi$ に収束している。これは Fig. 4 (b) にあるように移動マニピュレータが目標軌道を一度通り過ぎ、戻って来るような軌道をとるために θ_0 が -2π に収束したためである。Fig. 4 (f) より積載物が滑った場合にはリンク 1 の角度誤差は $q_{1e} = -2.2$ [rad] で推移し、目標角度に収束していない。これも積載物の滑り移動が発生したことにより逆動力学と順動力学の関係が崩れたことの影響がでたためである。

5.2 曲線コース

Fig. 5 (a) に $y_d = 0.5 - 0.5 \cos\left(\frac{\pi}{2}x_d\right)$ の目標走行コースと初期状態の 1 リンク移動マニピュレータを示す。Fig. 5 (b) には直線コースのときと同様に積載物が滑らないように固定したと仮定した場合 (Fixed) と積載物に作用する静止摩擦力の影響で滑りを起こす場合 (Unfixed) の移動マニピュレータの走行軌跡を示す。また、位置誤差 X_e を Fig. 5 (c) に Y_e を Fig. 5 (d) に、姿勢誤差 θ_e を Fig. 5 (e) に示す。これらの結果より、Fixed の場合には逆動力学関係が保証されるので提案する誘導制御によって位置誤差 X_e , Y_e と姿勢誤差 θ_e はそれぞれ零に漸近し、収束する。さらに Fig. 5 (f) より、車載マニピュレータの角度誤差 q_{1e} についても Fixed の場合には零に漸近し、収束する。

しかし、Unfixed の場合にはダイナミクスが変化するために逆動力学関係が保証できないため、零に漸近しない。Fig. 5 (b)～(f) における Unfixed の結果はこのダイナミクスの変化が誘導制御の外乱となり漸近安定性が保証できなくなったためである。

6. 結 言

移動マニピュレータにおいてリンク 0 の目標軌道への誘導走行と車載リンクの関節軌道追従を同時にいながら目標値へと収束させる、移動マニピュレータの力学モデルに基づいた誘導制御法を提案した。提案手法の効果の確認として行ったミュレーション結果より、積載物の滑り移動が発生しないとき、つまり逆動力学の関係が保証されている状態では誘導制御できることを示した。

積載物の滑り移動により車載リンクの関節軌道追従ができず、結果として手先追従ができないというシミュレーション結果がでており、今後はこの積載物の滑りの影響を考慮した誘導制御法や積載物を滑らせずに目標軌道へと誘導する方法が課題である。

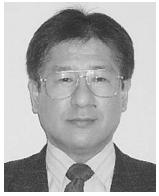
参 考 文 献

- [1] Y. Kanayama, Y. Kimura, F. Miyazaki and T. Noguchi: "A Stable Tracking Control Method for an Autonomous Mobile Robot," Proc. Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.384-389, 1990.
- [2] 王輝宇, 深尾隆則, 足立紀彦: "非ホロノミック移動ロボットの適応トランкиング制御", 日本ロボット学会誌, vol.19, no.2, pp.271-276, 2001.
- [3] 亀島鉄二, 小川優理子, 中野善之: "再帰型画像処理機構を用いた移動ロボットの視覚誘導", 日本ロボット学会誌, vol.5, no.5, pp.343-350, 1987.
- [4] 滝田好宏, 背戸一登, 肥田祐司: "自律走行ロボットに関する研究(壁に囲まれた矩形空間の走行方法)", 日本ロボット学会誌, vol.10, no.3, pp.411-417, 1992.
- [5] 湯軍, 渡辺桂吾, 栗林勝利, 白石大和: "直交車輪機構を用いた全方位移動ロボット車の自律制御", 日本ロボット学会誌, vol.17, no.1, pp.51-60, 1999.
- [6] 羽多野正俊, 大住剛, 小原治樹, 見浪護: "移動マニピュレータの凹凸路面走行時における外乱の影響", 日本ロボット学会誌, vol.20, no.8, pp.883-892, 2002.
- [7] 羽多野正俊, 大住剛, 小原治樹, 見浪護: "抗力規範による移動マニピュレータの安定化制御—第 1 報, モデルの導出, ZMP 規範との比較および安定化運動の効果—", 日本ロボット学会誌, vol.21, no.1, pp.63-71, 2003.
- [8] 見浪護, 吉村不二陽: "未知凹凸路面を走行する 1 リンク移動マニピュレータのニューロ適応制御実験", 日本ロボット学会誌, vol.21, no.1, pp.72-80, 2003.
- [9] 羽多野正俊, 大住剛, 小原治樹, 見浪護: "移動マニピュレータの未知凹凸路面走行時における軌道追従制御性能の改善—学習手法を用いた路面形状同定とトルク補償—", 日本ロボット学会誌, vol.22, no.1, pp.93-102, 2004.
- [10] 单万里, 永谷圭司, 田中豊: "走行しながら物体を把持する移動マニピュレータに関する研究—第 3 報:動作の実装—", 第 22 回日本ロボット学会学術講演会予稿集 CD-ROM, 1B26, 2004.
- [11] 沼田兼一, 小菅一弘: "移動マニピュレータの衝突検出", 第 22 回日本ロボット学会学術講演会予稿集 CD-ROM, 1H13, 2004.
- [12] C.-Y. Lee, I.-K. Jeong, I.-H. Lee and J.-J. Lee: "Motion control of mobile manipulator based on neural networks and error compensation," Proc. IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.4627-4632, 2004.
- [13] A. Mohri, S. Furuno and M. Yamamoto: "Trajectory planning of mobile manipulator with end-effector's specified path," Proc. 2001 IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2264-2269, 2001.
- [14] Z. Song, D. Zhao, J. Yi and X. Li: "Tracking Control of Mobile Manipulator with Dynamical Uncertainties," Proc. 2005 IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2373-2378, 2005.
- [15] 池田毅, 竹内元哉, 見浪護, 浪花智英: "積載物の滑りを考慮した移動ロボットのモデリングと走行実験", 機械学会論文集 (C 編), vol.70, no.699, pp.3227-3235, 2004.
- [16] 池田毅, 見浪護: "積載物の滑りを考慮した移動マニピュレータの動力学", 日本機械学会論文集 (C 編), vol.71, no.712, pp.3470-3477, 2005.
- [17] 見浪護, 朝倉俊行, 藤原直史, 神原克宏: "PWS 型移動マニピュレータの逆動力学補償法の提案", 日本機械学会論文集 (C 編), vol.61, no.591, pp.229-236, 1995.
- [18] M. Minami, T. Asakura, N. Fujiwara and K. Kanbara: "Inverse Dynamics Compensation Method for PWS Mobile Manipulators," International Journal JSME, vol.40, no.2, pp.291-298, 1997.
- [19] K. Liu and F. Lewis: "Decentralized Continuous Robust Controller for Mobile Robots," Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.1822-1827, 1990.
- [20] R. Fierro and F.L. Lewis: "Control of a Nonholonomic Mobile Robot Backstepping Kinematics into Dynamics," Journal of Robotic Systems, vol.14, no.3, pp.149-163, 1997.
- [21] Y.L. Zhang, S.A. Velindky and X. Feng: "On the Tracking Control of Differentially Steered Wheeled Mobile Robots," Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, vol.119, pp.455-461, 1997.
- [22] T. Ikeda and M. Minami: "Asymptotic Stable Guidance Control of PWS Mobile Manipulator and Dynamical Influence of Slipping Carrying Object to Stability," Proc. 2003 IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2197-2202, 2003.
- [23] 吉川恒夫: ロボット制御基礎論. コロナ社, 1988.



池田 育 (Takeshi Ikeda)

1977 年 8 月 1 日生。2000 年福井大学工学部機械工学科卒業。2006 年福井大学大学院博士課程修了。博士 (工学)。2006 年九州大学大学院工学研究院助手。現在に至る。移動マニピュレータの運動制御、力制御等の研究に従事。日本機械学会、IEEE の会員。
(日本ロボット学会正会員)



見浪 護 (Mamoru Minami)

1956 年 4 月 25 日生。1981 年大阪府立大学航空工学科修士課程修了。1993 年金沢大学大学院自然科学研究科修了。博士 (工学)。1994 年福井大学工学部機械工学科助教授、2002 年同知能システム工学科教授、現在に至る。移動マニピュレータの制御、画像認識、ビジュアルサーボイング、力制御等の研究に従事。日本機械学会、計測自動制御学会、IEEE などの会員。
(日本ロボット学会正会員)