

宇宙ロボットの外乱補償制御

荒井裕彦* 谷江和雄* 館 暲**

Disturbance Compensation Control of a Space Robot

Hirohiko ARAI Kazuo TANIE Susumu TACHI*

Disturbance-compensation control of a free-flying space robot is considered in this paper. In the method proposed here, disturbances imposed on a nominal dynamic model are estimated and compensated by utilizing a combination of joint torque input and acceleration signals. The dynamics of the equivalent manipulator with a fixed base is treated as the nominal model, noting that the mass of the base satellite is usually much larger than that of the manipulator. The attitude of the base satellite changes because of the reaction force generated by the manipulator. However, the influence of the change is estimated and compensated as a disturbance based on a combination of the joint torque and the acceleration of the end-effector in the operational coordinate frame. Computation of the proposed control method is as simple as the control of a manipulator with a fixed base. The proposed method is robust against unknown disturbances and modeling errors. This method can also be extended to the case of a space robot with multiple manipulators and attitude control of the base satellite. The effectiveness of the method is demonstrated by computer simulations.

Key Words : Free-Flying Space Robot, Disturbance Estimation, Disturbance Compensation

1. 緒 言

近年、人間にとって負担の大きい宇宙空間における船外作業をロボットに置き換えることを目的として、自律型の宇宙ロボットの研究開発が進められている。これらの宇宙ロボットは人工衛星の捕足・保守・放出、宇宙構造物の組み立て等の作業の実行を想定したものである。台座衛星に作業用マニピュレータを備えたフリーフライング型の宇宙ロボットにおいては、衛星本体の慣性とマニピュレータ慣性が干渉しており、マニピュレータの反力によって本体に運動が生ずる。そのためこの種の宇宙マニピュレータでは、台座が固定された地上マニピュレータとは異なる力学上・制御上の取扱いが必要となる¹⁾。姿勢制御用のスラスタ等を用いず、浮遊しているロボット系に外力が作用しない場合、系全体の運動量・角運

動量は保存される。こうした系を扱うための手法として、Vafaらはリンクの質量配分による運動学的相似則に着目し、「仮想マニピュレータ」の概念を提案した²⁾。また梅谷らは運動量の保存則を利用してマニピュレータの関節角速度と手先速度を関連づける「一般化ヤコビ行列」を定義した³⁾。一般化ヤコビ行列を用いれば、地上用マニピュレータの制御則がわずかな変更により宇宙マニピュレータに適用可能であり、これまでにそれに基づく種々の制御則が提案されている³⁻⁶⁾。

宇宙マニピュレータの分解加速度制御を行う場合、まずマニピュレータの手先加速度から一般化ヤコビ行列を用いて関節角加速度を求める。次に関節角加速度から逆動力学計算によって関節トルクを得る。この方法でまず問題になるのは計算の複雑さである。一般化ヤコビ行列と逆動力学の計算には共通部分が多く、統合によりかなりの計算が省略できる。また様々な効率的計算法が提案されており⁷⁾、計算量が自由度の1乗に比例する手法が実現している。それでもなお同じ自由度の地上マニピュ

原稿受付 1991年7月10日
* 機械技術研究所ロボット工学部
** 東京大学先端科学技術研究センター

レータと比較すると数倍の計算が必要であり、実時間制御のためにはロボットに搭載される計算機にとって大きな負担になると考えられる。また宇宙ロボットにおいては複数のマニピュレータによる協調制御も検討されており⁹⁾、その際にはさらに計算量が増加する。

もう一つの問題は動力学のモデル化である。一般化ヤコビ行列は単なる運動学的関係ではなく、その中に衛星本体及びマニピュレータの力学パラメータが含まれる。したがってそれらのパラメータの同定が不十分な場合、関節角を正確に制御したとしてもマニピュレータの手先は目標位置から外れる恐れがある。一方、様々な装置を搭載し、太陽電池パネル・通信アンテナ等を備えた衛星本体慣性の正確なモデル化はかなり難しいと思われる。マニピュレータについても減速機・軸受の摩擦、モータ回転子や減速機の遠心・コリオリ力等が力学のモデル化を複雑にする。さらに作業においてマニピュレータ手先に対象物を把持するとモデルの変化が生じ、それを考慮しなければ正確な制御は困難である。

これらの問題を解決する方法の一つとして、従来はモデルに基づき計算によって求めていたマニピュレータ反力や姿勢変動の影響を、センサ情報をもとに推定する方法が有効であると思われる。小松らはマニピュレータの関節トルクセンサ情報からマニピュレータ反力を求め、本体姿勢制御を行なう手法を提案した⁸⁾。地上マニピュレータにおいては、加速度情報と入力トルク情報をもとに公称 (nominal) 力学モデルに対して加わる外乱を推定し、それを補償する手法が提案されている⁹⁻¹²⁾。この手法はモデル変動に対してロバストで、公称モデルとして簡単な形のものを使えるため、計算量を大幅に減少させることができる。本研究ではこの手法を拡張して宇宙マニピュレータに適用する。一般に衛星本体の質量はマニピュレータ質量と比べて非常に大きいということに着目し、台座を固定したマニピュレータを公称モデルとする。マニピュレータ反力による姿勢変動の影響を外乱とみなし、作業座標系における手先加速度と入力トルクからそれを推定し、補償する。

本手法を用いれば制御に必要な計算量は地上マニピュレータと同程度で済む。またモデル変動による誤差も外乱として補償されるため、その影響も小さく抑えられる。さらに、公称モデルとして台座が固定された場合を用いているため、衛星が浮遊状態で作業する場合と固定腕等による繋留状態で作業する場合との間で制御を切換える必要がない。

第2章では従来のように衛星本体の運動を含めた力学を厳密に考慮した場合の制御について述べる。第3章においてそれをもとに台座を固定したマニピュレータを

公称モデルとして外乱を推定・補償する制御法を提案する。第4章ではロボットが複数のマニピュレータを備えている場合、及び姿勢制御装置との協調制御を行なう場合の制御手法に言及する。第5章では計算機シミュレーションの結果により本手法の有効性を示す。

2. 宇宙マニピュレータの分解加速度制御

本章ではマニピュレータ反力による衛星本体の運動を含めた力学を厳密に考慮して、マニピュレータの分解加速度制御を行なう場合の制御則を定式化する。なお解析において一般化ヤコビ行列を陽には用いず、台座衛星の重心が6自由度の仮想的な非駆動関節に支持されるとみなして扱うが、得られる結果は一般化ヤコビ行列を用いた場合と等価である。

ここで、剛体リンクから構成される単腕の非冗長マニピュレータと台座衛星を組合せた宇宙ロボットについて考える。スラスト、リアクションホイール等の外・内力による姿勢制御装置は用いないとする。慣性座標系における衛星本体の重心位置を $r_{ST} \in R^3$ 、衛星本体の姿勢を $\phi_{ST} \in R^3$ 、マニピュレータ関節角を $q_{MN} \in R^n$ とし、慣性座標系におけるマニピュレータ手先の位置・姿勢を $p_{EE} \in R^n$ とする (Fig. 1)。

$$q = \begin{bmatrix} q_{MN} \\ r_{ST} \\ \phi_{ST} \end{bmatrix} \quad p = \begin{bmatrix} p_{EE} \\ r_{ST} \\ \phi_{ST} \end{bmatrix} \quad (1)$$

とおくと、

$$\dot{p} = J(q)\dot{q} \quad (2)$$

ただし J はヤコビ行列で、

$$J = \begin{bmatrix} J_{MN} & J_{CP} \\ 0 & I_{6 \times 6} \end{bmatrix} \begin{matrix} n \\ \dots \end{matrix} \quad (3)$$

(2) 式は力学を含まない単なる運動学的関係である。 $J_{MN} \in R^{n \times n}$ は台座が固定された状態におけるマニピュレータのヤコビ行列と一致する。 $J_{CP} \in R^{n \times 6}$ は衛星本体の並進・回転とマニピュレータ手先の運動の関係を表わす。 $I_{6 \times 6}$ は 6×6 の単位行列である。

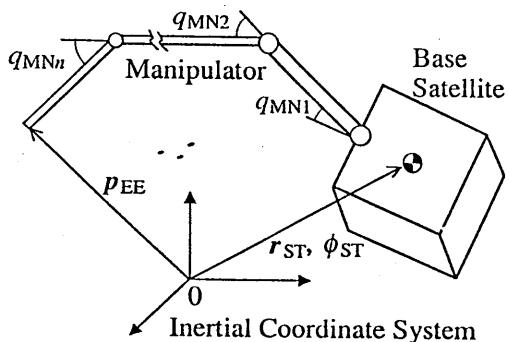


Fig. 1 Model of a Space Robot System

系の運動方程式は Lagrange 形式で

$$M(q)\ddot{q} + b(q, \dot{q}) = u \quad (4)$$

と表わされる。ただし

$$u = \begin{bmatrix} \tau_{MN} \\ 0 \end{bmatrix}_n$$

(4) 式の第 1~n 行は、マニピュレータの関節トルク $\tau_{MN} \in R^n$ に関する式である。第 n+1~n+6 行は衛星本体の並進・回転に関する式で、本体重心に作用する外力及びトルクを表わす右辺はゼロになる。 $M(q) \in R^{(n+6) \times (n+6)}$ は系全体の慣性行列を表わす。 $b(q, \dot{q}) \in R^{n+6}$ は遠心・コリオリ力および摩擦力の和を表わす。

ヤコビ行列 J が正則ならば、(2) 式より、

$$\ddot{q} = J^{-1}(\ddot{p} - \dot{J}\dot{q}) \quad (5)$$

ここで $M, b, H \equiv J^{-1}$ を

$$M = \begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \end{bmatrix}_n, \quad b = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix}_n, \quad H = \begin{bmatrix} H_1 & H_2 \end{bmatrix}_n \quad (6)$$

と分割する。(1), (4), (5), (6) 式より、

$$M_1 H_1 \ddot{p}_{EE} + M_1 H_2 [\dot{r}_{ST}^T \ddot{\phi}_{ST}^T]^T - M_1 H J \dot{q} + b_1 = \tau_{MN} \quad (7)$$

$$M_2 H_1 \ddot{p}_{EE} + M_2 H_2 [\dot{r}_{ST}^T \ddot{\phi}_{ST}^T]^T - M_2 H J \dot{q} + b_2 = 0 \quad (8)$$

(7), (8) 式から $[\dot{r}_{ST}^T \ddot{\phi}_{ST}^T]^T$ を消去すると、

$$\tau_{MN} = \{M_1 H_1 - M_1 H_2 (M_2 H_2)^{-1} M_2 H_1\} \ddot{p}_{EE} + M_1 H_2 (M_2 H_2)^{-1} (M_2 H J \dot{q} - b_2) - M_1 H J \dot{q} + b_1 \quad (9)$$

すなわち(9)式のトルク τ_{MN} をマニピュレータ関節において発生すれば、手先加速度 \ddot{p}_{EE} が得られる。手先の目標軌道から求めた位置、速度、加速度をそれぞれ $p_{EE}^{des}, \dot{p}_{EE}^{des}, \ddot{p}_{EE}^{des}$ 、手先の実測位置、実測速度をそれぞれ p_{EE}, \dot{p}_{EE} とする。PD フィードバック

$$\begin{aligned} \ddot{p}_{EE}^{ref} &= \ddot{p}_{EE}^{des} + K_v(\dot{p}_{EE}^{des} - \dot{p}_{EE}) \\ &+ K_p(p_{EE}^{des} - p_{EE}) \end{aligned} \quad (10)$$

($K_v, K_p \in R^{n \times n}$ は対角ゲイン行列)

による加速度指令 \ddot{p}_{EE}^{ref} を(9)式の \ddot{p}_{EE} に代入すれば、手先を目標軌道に追従させる加速度分解制御のための関節トルク τ_{MN} の制御則を得ることができる。

3. 宇宙マニピュレータの外乱補償制御

3.1 地上マニピュレータの外乱補償制御

本節では地上マニピュレータにおいて提案されている、加速度情報とトルク入力を用いた外乱推定および外乱補償の方法を概観する。一般にマニピュレータの動力学は

$$M(\theta)\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) + u_d = u \quad (11)$$

と表わされる。 $M(\theta)$ は慣性行列、 $b(\theta, \dot{\theta})$ は重力、コリオリ・遠心力、摩擦力の和、 u_d はその他の外力等による外乱トルク、 u は関節トルクである。宇宙マニピュ

レータと区別するために関節座標を θ で表わす。ここで公称慣性モデルを \hat{M} とおき、公称モデルによる慣性力 $\hat{M}\ddot{\theta}$ 以外によって発生するトルクをすべて外乱 u_d' とみなす。

$$u_d' = (M - \hat{M})\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) + u_d \quad (12)$$

(11), (12) 式より u_d' は

$$u_d' = u - \hat{M}\ddot{\theta} \quad (13)$$

によって求められる。一般には補償の際に無限大ゲインのループが生ずることを避けるため、直流ゲインが1のフィルタ $F(s)$ を用いて、

$$\hat{u}_d' = F(s)(\theta_c - \hat{M}\ddot{\theta}_m) \quad (14)$$

を外乱の推定値とする。 u_c は現在出力しているトルクの値である。連続時間系では $u_c = u$ とおけるが、離散時間系では一般に u の1ステップ前の値を u_c として用いる。 $\ddot{\theta}_m$ は $\ddot{\theta}$ の計測値である。 $F(s)$ として1次または2次のローパスフィルタを用いれば加速度そのものの計測は不要になり、速度または位置から外乱が推定できる。マニピュレータの日標加速度が $\ddot{\theta}^{ref}$ の場合、関節トルクを

$$u = \hat{M}\ddot{\theta}^{ref} + u_d' = \hat{M}\ddot{\theta}^{ref} + F(s)(u_c - \hat{M}\ddot{\theta}_m) \quad (15)$$

とすることにより外乱を補償する。本手法によれば公称モデルの誤差も外乱として補償されるため、パラメータ変動に対して強い制御系が構成できる。運動方程式(11)が関節座標で表わされている場合、公称慣性モデル \hat{M} として慣性行列の対角部分のみを用いれば、関節ごとに独立の制御系が構成できる¹⁰⁾。座標変換により運動方程式を作業座標における加速度で表わした場合についても同様に本手法が適用できる。その場合も非線形項等については計算が省略可能である。

3.2 外乱補償制御系の安定性

ここで、公称慣性行列 \hat{M} として実際の慣性行列 M と異なるものを用いた場合の制御系の安定性について考察する。非線形項等の影響が無視でき $\ddot{\theta}_m = \ddot{\theta}$ とおける場合に、公称慣性行列を \hat{M} として(15)式の制御系を用いると、 $\ddot{\theta}^{ref}$ から $\ddot{\theta}$ への伝達関数行列 $G(s)$ は、

$$G(s) = (1 - F(s))^{-1} \{I + F(s)(1 - F(s))^{-1} M^{-1} \hat{M}\}^{-1} M^{-1} \hat{M} \quad (16)$$

と表わされる。 $M = \hat{M}$ ならば $G(s) = I$ となり、フィルタ特性は現われないが、 $M \neq \hat{M}$ の場合には伝達関数行列が不安定となる可能性もある。 $F(s)$ として1次ローパスフィルタ $1/(Ts+1)$ を用いれば、

$$G(s) = (Ts+1)(TsI + M^{-1}\hat{M})^{-1} M^{-1}\hat{M} \quad (17)$$

$G(s)$ が安定となるには行列 $-M^{-1}\hat{M}$ の固有値の実部がすべて負でなければならない。 $M = \hat{M}$ の場合 $-M^{-1}\hat{M}$ の固有値はすべて -1 となるから、公称慣性行列 \hat{M} の選択の一応の目安としては、 $M = \hat{M}$ が成立せば固有値

が複素平面上で-1の近傍に存在し、安定な伝達関数行列 $G(s)$ が得られると考えられる。

3.3 加速度信号ノイズの影響

本節では加速度信号 $\ddot{\theta}_m$ を加速度センサにより計測する場合のノイズの影響を考える。(15)式の制御系において加速度の計測誤差を $\ddot{\theta}_a$ とし、計測値 $\ddot{\theta}_m = \ddot{\theta} + \ddot{\theta}_a$ とおける場合、 $\ddot{\theta}_a$ から $\ddot{\theta}$ への伝達関数行列 $G_a(s)$ は、

$$\begin{aligned} G_a(s) &= -F(s)(1-F(s))^{-1}\{I+F(s) \\ &\quad \times (1-F(s))^{-1}M^{-1}\tilde{M}\}^{-1}M^{-1}\tilde{M} \\ &= -F(s)G(s) \end{aligned} \quad (18)$$

である。 $M \equiv \tilde{M}$ ならば $G_a(s) \equiv -F(s)I$ とおき、 $\ddot{\theta}_a$ をローパスフィルタ $F(s)$ に通した値が $\ddot{\theta}$ に現れる。一般に加速度センサのノイズは高周波成分のものが多く、それらの影響はフィルタによって除去される。したがって直流分及び低周波成分が正確に計測できるタイプの加速度センサを採用すれば、信号ノイズの影響は小さく抑えられる。

3.4 宇宙マニピュレータへの適用

以下では3.1節で述べた外乱補償制御を第2章で述べた宇宙マニピュレータの動力学に適用して制御系を構成する。宇宙マニピュレータの動力学は、(9)式

$$\begin{aligned} \tau_{MN} &= \{M_1H_1 - M_1H_2(M_2H_2)^{-1}M_2H_1\} \ddot{p}_{EE} \\ &\quad + M_1H_2(M_2H_2)^{-1}(M_2H_2\dot{q} - b_2) \\ &\quad - M_1H_2\dot{q} + b_1 \end{aligned}$$

で表わされる。この式はマニピュレータ手先の作業座標系(慣性座標系)における加速度 \ddot{p}_{EE} と、関節トルク τ_{MN} との関係を示す。

$$M_{Op} = M_1H_1 - M_1H_2(M_2H_2)^{-1}M_2H_1 \quad (19)$$

$$\begin{aligned} b_{Op} &= M_1H_2(M_2H_2)^{-1}(M_2H_2\dot{q} - b_2) \\ &\quad - M_1H_2\dot{q} + b_1 \end{aligned} \quad (20)$$

とおけば、(9)式は

$$\tau_{MN} = M_{Op}\ddot{p}_{EE} + b_{Op} \quad (21)$$

となる。 M_{Op} は作業座標系における広義の慣性行列である。 M_{Op} に対する公称慣性行列を \tilde{M}_{Op} とおき、公称モデルによる慣性力 $\tilde{M}_{Op}\ddot{p}_{EE}$ 以外によって発生するトルクをすべて外乱 τ_{MNd} とみなす。

$$\tau_{MNd} = (M_{Op} - \tilde{M}_{Op})\ddot{p}_{EE} + b_{Op} \quad (22)$$

τ_{MNd} の推定値 $\hat{\tau}_{MNd}$ は、

$$\hat{\tau}_{MNd} = F(s)(\tau_{MNd} - \tilde{M}_{Op}\ddot{p}_{EE}) \quad (23)$$

によって求められる。 τ_{MNd} はトルクの現在値、 \ddot{p}_{EE} は加速度の計測値である。 $F(s)$ は直流ゲイン1のフィルタである。加速度目標値を \ddot{p}_{EE}^{ref} とすると外乱補償制御は

$$\tau_{MN} = \tilde{M}_{Op}\ddot{p}_{EE}^{ref} + F(s)(\tau_{MNd} - \tilde{M}_{Op}\ddot{p}_{EE}) \quad (24)$$

によって構成できる。

3.5 公称モデルの選択

ここで問題となるのは公称慣性行列 \tilde{M}_{Op} としてどのようなものを選ぶかということである。3.2節の考察によれば、安定性の面からは実際の慣性行列 M_{Op} になるべく近いものを選ぶのが安全である。一方 M_{Op} をそのまま用いると複雑な計算が必要となる。それらのバランスを考えて \tilde{M}_{Op} の選択を行うことが望ましい。宇宙ロボットにおいては、衛星本体の質量がマニピュレータの質量よりもはるかに大きいのが普通である。本体/マニピュレータの質量比が無限大の場合、宇宙マニピュレータの動力学は台座が固定されたマニピュレータの動力学と一致する。そこで本論文では公称モデル \tilde{M}_{Op} として、台座が固定された状態のマニピュレータの作業座標系における慣性行列を用いることを提案する。

台座衛星が固定された状態におけるマニピュレータのヤコビ行列を $J_{MN} \in R^{n \times n}$ とおき、また、同じ状態のマニピュレータの関節座標系における慣性行列を $M_{MN} \in R^{n \times n}$ とおき、この状態のマニピュレータを、作業座標系で分解加速度制御する際の運動方程式は、

$$\tau_{MN} = M_{MN}J_{MN}^{-1}(\ddot{p}_{EE}^{ref} - \dot{J}_{MN}\dot{q}_{MN}) + b_{MN} \quad (25)$$

と表わされるから、慣性行列は $M_{MN}J_{MN}^{-1}$ である。そこで

$$\tilde{M}_{Op} = M_{MN}J_{MN}^{-1} \quad (26)$$

とおく。

マニピュレータ反力による衛星本体の運動のため M_{Op} と \tilde{M}_{Op} とは異なるものになる。しかし本体とマニピュレータとの大きな質量比により M_{Op} は \tilde{M}_{Op} で近似可能である。しかもそれらの差異は(24)式により推定・補償される。また \tilde{M}_{Op} は M_{Op} と比べてはるかに計算が容易で、地上マニピュレータと同程度の計算量で得られる。以下では作業座標系における宇宙マニピュレータの慣性行列 M_{Op} と台座固定マニピュレータの慣性行列 \tilde{M}_{Op} とを比較し、 M_{Op} が \tilde{M}_{Op} により近似できることを示す。

系全体のヤコビ行列 J は、(3)式

$$J = \begin{bmatrix} J_{MN} & J_{CP} \\ 0 & I_{6 \times 6} \end{bmatrix}_n$$

で表わされる。台座が固定されたマニピュレータのヤコビ行列 J_{MN} は、 J に部分行列として含まれている。 J_{MN} が正則ならば J は正則で、

$$H = J^{-1} = \begin{bmatrix} J_{MN}^{-1} & -J_{MN}^{-1}J_{CP} \\ 0 & I_{6 \times 6} \end{bmatrix} \quad (27)$$

また系全体の関節座標系における慣性行列 $M(q)$ は、

$$M = \begin{bmatrix} M_{MN} & M_{CP} \\ M_{CP}^T & M_{ST} \end{bmatrix}_n \quad (28)$$

と表わせる。台座が固定されたマニピュレータの関節座標系における慣性行列 M_{MN} も、 M の部分行列として含まれている。 $M_{ST} \in R^{6 \times 6}$ はマニピュレータ関節が固定された状態における衛星本体の並進及び回転に関する慣性行列である。 $M_{CP} \in R^{6 \times 6}$ はマニピュレータと衛星本体との動力学的干渉を表わす。(6), (19), (27), (28) 式より、

$$M_{op} = M_{MN} J_{MN}^{-1} - (M_{MN} J_{MN}^{-1} J_{CP} - M_{CP}) (M_{CP}^T J_{MN}^{-1} J_{CP} - M_{ST})^{-1} M_{CP} J_{MN}^{-1} \quad (29)$$

M_{MN} , M_{CP} の各要素はマニピュレータ各リンクの質量・慣性モーメント等の動力学パラメータを含むが、衛星本体の動力学パラメータは含まない。 M_{ST} は、マニピュレータを持たない衛星本体のみの慣性行列 M_{ST0} と、質量ゼロの衛星本体に関節固定のマニピュレータを取り付けたものの慣性行列 M_{ST}' との和である。 M_{ST}' には非対角要素も含まれるがその要素はマニピュレータの動力学パラメータのみからなる。 M_{ST0} は、

$$M_{ST0} = \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & 0 \\ 0 & R \end{bmatrix} \text{diag}[M, M, M, I_x, I_y, I_z] \times \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & 0 \\ 0 & R^T \end{bmatrix}$$

と表わされる。 $M (> 0)$ は衛星本体の質量、 $I_x, I_y, I_z (> 0)$ は主慣性モーメント、 $I_{3 \times 3}$ は 3×3 の単位行列、 R は衛星に固定された座標系と衛星の慣性主軸との間の回転を表わす 3×3 の行列である。一般には衛星本体の質量・慣性モーメントはマニピュレータ各リンクの質量・慣性モーメントと比べて非常に大きい。 (I_x, I_y, I_z) の配分は衛星本体の形状に依存し、例えば衛星本体が細長い形状の場合、質量 M が充分大きくても I_x, I_y, I_z のどれかが小さくなる。しかしここでは質量配分がほぼ均一で衛星本体の慣性楕円体が球に近い形状をしていると仮定する。) その結果、 $\text{diag}[M, M, M, I_x, I_y, I_z]$ の対角要素は M_{ST}' の非対角要素や M_{MN} , M_{CP} の各要素と比べてはるかに大きくなる。マニピュレータが特異姿勢から離れており J_{MN}^{-1} の影響が小さい範囲では、(29) 式の第 2 項の各要素は $(M_{CP}^T J_{MN}^{-1} J_{CP} - M_{ST})^{-1}$ のため無視できる程度に小さくなると考えられ、 $M_{op} \approx$

$M_{MN} J_{MN}^{-1}$ とおける。

したがって (24) 式の慣性行列の公称モデル \hat{M}_{op} としては $M_{MN} J_{MN}^{-1}$ を用い、外乱補償制御を構成する。結局、提案する制御系は

$$\tau_{MN} = M_{MN} J_{MN}^{-1} \ddot{p}_{EE}^{ref} + F(s) \times (\tau_{MNC} - M_{MN} J_{MN}^{-1} \ddot{p}_{EE}) \quad (30)$$

と (10) 式のフィードバック

$$\ddot{p}_{EE}^{ref} = \ddot{p}_{EE}^{des} + K_v (\dot{p}_{EE}^{des} - \dot{p}_{EE}) + K_p (p_{EE}^{des} - p_{EE})$$

を組合わせたものになる。Fig. 2 に制御系のブロック線図を示す。

なお \ddot{p}_{EE} はマニピュレータ手先の加速度センサ信号に関節の回転による座標変換を施すことによって求められる。また対象物の捕捉等においては、対象物位置 p_{OB} に対するマニピュレータ手先位置 p_{EE} の偏差 $e_{EE} = p_{OB} - p_{EE}$ が近接センサや画像情報から得られる。対象物に追従する場合、(10) 式において、 $p_{EE}^{des} = p_{OB}$ とおけるから、

$$\tau_{MN} = F(s) \tau_{MNC} + M_{MN} J_{MN}^{-1} \cdot \{F(s) \dot{e}_{EE} + K_v \dot{e}_{EE} + K_p e_{EE}\} \quad (31)$$

とおけば (30) 式とほぼ等価の制御系が構成される。(31) 式の (30) 式との違いは \ddot{p}_{EE}^{des} にフィルタ $F(s)$ がかかっていることだけであるから、対象物の運動が $F(s)$ の帯域内ならば、追従が可能である。

またトルク情報 τ_{MNC} についてはトルクセンサや電流センサによる計測は不必要である。むしろコントローラ内の指令トルク値を用いて (30) 式または (31) 式のような計算処理を行った方が摩擦や電流アンプに起因する誤差を外乱として補償できる。

4. 多腕化と本体姿勢制御への拡張

4.1 多腕化への対応

宇宙ロボットにおいては複数のマニピュレータを協調制御して作業を行う必要性が論じられており⁶⁾、その場合には制御計算の複雑さが一層大きな問題となる。そこで本手法を複数のマニピュレータを備えた宇宙ロボットに適用する。ここでは各マニピュレータは衛星本体に直接連結した直列リンクであるとし、閉ループリンクヤツ

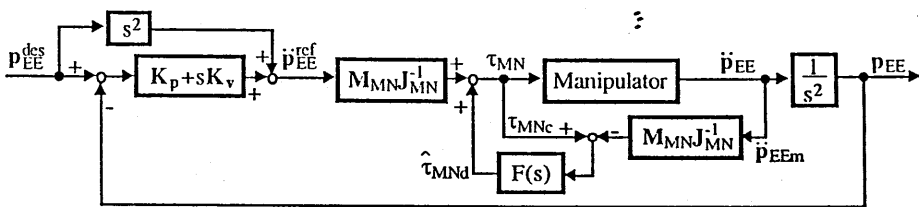


Fig. 2 Disturbance-Compensation Control System

リー状のリンクは考えない。

k 本のマニピュレータを有するロボットを考え、 i 番目のマニピュレータの自由度の数を n_i とすると、 $\sum_{i=1}^k n_i = n$ である。慣性座標系におけるマニピュレータ手先の位置・姿勢を表わすベクトル ${}_{i}P_{EE} \in R^n$ は、

$${}_{i}P_{EE} = [{}_{i}P_{EE}^T, {}_{2}P_{EE}^T, \dots, {}_{k}P_{EE}^T]^T \quad (32)$$

とおける。 ${}_{i}P_{EE} \in R^n$ は各マニピュレータ手先の位置・姿勢である。関節トルクベクトル $\tau_{MN} \in R^n$ は、

$$\tau_{MN} = [{}_{1}\tau_{MN}^T, {}_{2}\tau_{MN}^T, \dots, {}_{k}\tau_{MN}^T]^T \quad (33)$$

とおける。 ${}_{i}\tau_{MN} \in R^{n_i}$ は各マニピュレータの関節トルクである。

本手法では公称慣性行列として $M_{MN}J_{MN}^{-1}$ を用いる。ところで各マニピュレータのベースは衛星本体であるから、

$$M_{MN} = \begin{bmatrix} {}_{1}M_{MN} & & & 0 \\ & {}_{2}M_{MN} & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & {}_{k}M_{MN} \\ & & & & 0 \end{bmatrix} \quad (34)$$

$$J_{MN} = \begin{bmatrix} {}_{1}J_{MN} & & & 0 \\ & {}_{2}J_{MN} & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & {}_{k}J_{MN} \end{bmatrix}$$

とおける。 ${}_{i}M_{MN}, {}_{i}J_{MN} \in R^{n_i \times n_i}$ はそれぞれ台座衛星を固定した場合の各マニピュレータの慣性行列、ヤコビ行列である。したがって

$$M_{MN}J_{MN}^{-1} = \begin{bmatrix} {}_{1}M_{MN}({}_{1}J_{MN})^{-1} & & & 0 \\ & {}_{2}M_{MN}({}_{2}J_{MN})^{-1} & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & {}_{k}M_{MN}({}_{k}J_{MN})^{-1} \end{bmatrix} \quad (35)$$

である。(32), (33), (35) 式を (30) 式の制御則に代入すると、

$${}_{i}\tau_{MN} = {}_{i}M_{MN}({}_{i}J_{MN})^{-1} {}_{i}\ddot{P}_{EE}^{ref} + F(s) \{ {}_{i}\tau_{MNC} - {}_{i}M_{MN}({}_{i}J_{MN})^{-1} {}_{i}\ddot{P}_{EE} \} \quad (i=1, \dots, k) \quad (36)$$

すなわち、本手法ではマニピュレータごとに独立した外乱補償制御系が構成できる。それぞれのマニピュレータに対して制御用プロセッサを1つずつ用いれば、簡潔で信頼性の高い構造のシステムとなる。各プロセッサの計算負荷は単腕の地上用マニピュレータと同程度である。

4.2 本体の姿勢制御を行う場合

ここまでは衛星本体の姿勢制御を特に行わない場合について論じてきた。しかし宇宙空間における実際の作業を考えると、通信の途絶を防ぎ太陽電池パドルの方向を保つためにマニピュレーション作業中も本体姿勢を一定に保つ必要がある。そのためにリアクションホイール、

カウンターテイル⁵⁾、CMG⁶⁾等の姿勢制御装置をマニピュレータと同時に制御しなくてはならない。多腕宇宙ロボットの場合マニピュレータのうちの一つを姿勢制御装置として用いる方法も提案されている⁶⁾。本節ではこれらの姿勢制御装置の制御にも外乱補償制御を適用する。

多腕化の場合と同様にマニピュレータの制御系と姿勢制御系は独立に構成する。まずマニピュレータの制御系に関して考える。マニピュレータの側から見ると、姿勢制御装置によって衛星本体の姿勢を一定に保つということは、台座の6自由度が完全にフリーな状態から、回転3自由度に一定方向の拘束が生じ並進3自由度のみがフリーの状態になるのとほぼ等価と考えられる。その場合(3)式のヤコビ行列、(28)式の慣性行列は $(n+3) \times (n+3)$ となるが構造は変わらず、 J_{MN}, M_{MN} が部分行列として含まれる。(29)式も姿勢制御を行わない場合と同様に成立し、 $M_{MN}J_{MN}^{-1}$ を公称慣性行列 \hat{M}_{op} として用いることができる。結局、制御則としては(30)式が適用され、姿勢制御を行わない場合と全く同じ制御則となる。

また姿勢制御に関しては、マニピュレータを持たない衛星状態と姿勢制御装置のみを組合せたものを公称モデルとし、マニピュレータ反力の影響を外乱として推定・補償すればよい。姿勢制御装置のみを備えた衛星の運動方程式を

$$M'(q)\ddot{q} + b'(q, \dot{q}) = u \quad (37)$$

と表わす。ただし、

$$q = \begin{bmatrix} q_{RW} \\ r_{ST} \\ \phi_{ST} \end{bmatrix}_3, \quad u = \begin{bmatrix} \tau_{RW} \\ 0 \end{bmatrix}_6 \quad (38)$$

$q_{RW} \in R^3$ は姿勢制御装置の変位、 $r_{ST}, \phi_{ST} \in R^3$ はそれぞれ衛星本体の重心位置・姿勢、 $\tau_{RW} \in R^3$ は姿勢制御装置の駆動力ベクトルである。回転3自由度の制御を行うために姿勢制御装置には3自由度が必要である。ここで慣性行列 M' 、遠心・コリオリ力、摩擦力 b' を

$$M' = \begin{bmatrix} M'_{11} & M'_{12} \\ M'_{21} & M'_{22} \end{bmatrix}_6, \quad b' = \begin{bmatrix} b'_1 \\ b'_2 \end{bmatrix}_6 \quad (39)$$

と分割する。

$$M'_{11}[\ddot{q}_{RW}^T \ddot{r}_{ST}^T]^T + M'_{12}\ddot{\phi}_{ST} + b'_1 = \tau_{RW} \quad (40)$$

$$M'_{21}[\ddot{q}_{RW}^T \ddot{r}_{ST}^T]^T + M'_{22}\ddot{\phi}_{ST} + b'_2 = 0 \quad (41)$$

(40), (41) 式から $[\ddot{q}_{RW}^T \ddot{r}_{ST}^T]^T$ を消去すると

$$\tau_{RW} = (M'_{12} - M'_{11}M'_{21}^{-1}M'_{22})\ddot{\phi}_{ST} - M'_{11}M'_{21}^{-1}b'_2 + b'_1 \quad (42)$$

(42) 式は本体姿勢の角加速度と姿勢制御装置の駆動力との関係を表わす。したがって $(M'_{12} - M'_{11}M'_{21}^{-1}M'_{22})$ を公称慣性行列として、

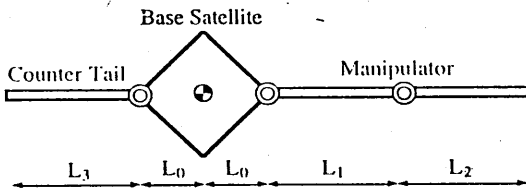


Fig. 3 Model of the Space Robot

Table 1 Model Parameters of the Robot

	Mass M_i (kg)	Length L_i (m)	Moment of Inertia I_i (kgm ²)
Base Satellite	2000	1	666.7
Manipulator (Link1)	100	2	33.3
(Link2)	80	2	26.7
Counter Tail	180	2	60.0

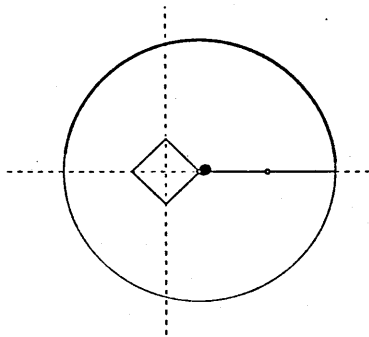


Fig. 4 Unstable Region of $G(s)$ (I)

$$\tau_{RW} = (M'_{12} - M'_{11}M'_{21}{}^{-1}M'_{22})\ddot{\phi}_{ST}^{ref} + F(s) \{ \tau_{RWC} - (M'_{12} - M'_{11}M'_{21}{}^{-1}M'_{22}) \cdot \ddot{\phi}_{STM} \} \quad (43)$$

という外乱補償制御系を構成する。 τ_{RWC} は τ_{RW} の現在値、 $\ddot{\phi}_{STM}$ は $\ddot{\phi}_{ST}$ の計測値である。 本体姿勢を ϕ_{ST}^{des} に保つとすれば、

$$\ddot{\phi}_{ST}^{ref} = -K_{vST}\dot{\phi}_{ST} + K_{pST}(\phi_{ST}^{des} - \phi_{ST}) \quad (44)$$

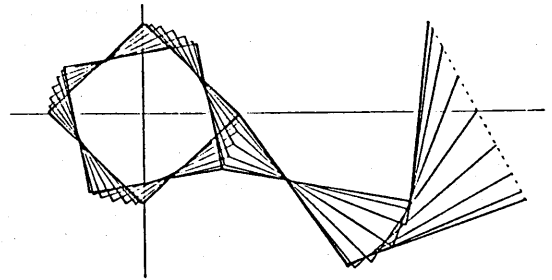
($K_{vST}, K_{pST} \in R^{3 \times 3}$ は対角ゲイン行列)

というフィードバックを行えばよい。

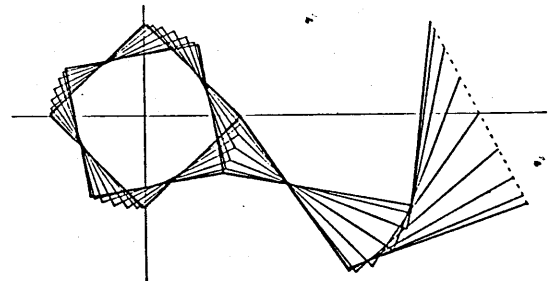
5. シミュレーション

本章では計算機シミュレーションにより提案した手法の有効性を示す。 宇宙ロボットとしては Fig. 3 のような 2 次元モデルを用いた。 自由度は本体の並進 2 自由度および回転 1 自由度、 マニピュレータが 2 自由度である。 ロボットの諸元を Table 1 に示す。

まずカウンターテイルを持たないモデルについてシミュレーションを行った。 台座を固定したマニピュレータ



(a) Disturbance Compensation Control



(b) Resolved Acceleration Control
Fig. 5 Motion of the Robot

の慣性行列が公称モデルとして適用可能な範囲を調べるため、 $-M_{op}^{-1}\ddot{M}_{op}$ の固有値の実部が負となり伝達関数行列 $G(s)$ が安定となる範囲を調べた (Fig. 4)。 衛星本体から見たマニピュレータの動作範囲 ($-180^\circ \leq q_{MN1} \leq 180^\circ$, $1^\circ \leq q_{MN2} \leq 179^\circ$) を実線で囲んだ。 そのうち、固有値の実部が正となるのは黒く塗られた部分のみである。 この部分ではマニピュレータが特異的姿勢の近傍にあるため、 J_{MN}^{-1} の影響で実際の慣性行列が公称モデルと大きく異なるものになり、伝達関数行列 $G(s)$ が不安定になる。 しかしそれ以外の範囲では $G(s)$ は安定で、本手法が適用可能である。

提案する手法をマニピュレータ手先の軌道制御に適用した結果を Fig. 5(a) に示す。 シミュレーションにおいて積分の刻みは 1ms、離散化した制御系のサンプリング間隔は 5ms とした。 実行時間は 10s である。 フィルタ $F(s)$ としてカットオフ周波数 20Hz の 1 次ローパスフィルタを用いた。 また加速度の計測誤差を模擬するために加速度ピーク値の $\pm 10\%$ 以内の一樣乱数によるノイズを加速度のフィードバック信号に加えた。 PD ゲインは $K_p = \text{diag}[0.5, 0.5]$, $K_v = \text{diag}[1.41, 1.41]$ とした。 比較のため第 2 章の分解加速度制御による結果を Fig. 5(b) に示す。 ほとんど同じ結果が得られている。 またその際の外乱補償制御による追従誤差を Fig. 6 に示す。 フィルタの効果によって加速度ノイズによる誤差は非常に

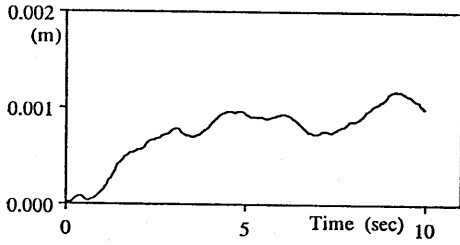


Fig. 6 Tracking Error (I)

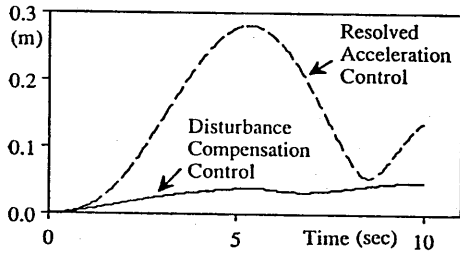


Fig. 7 Tracking Error (II)

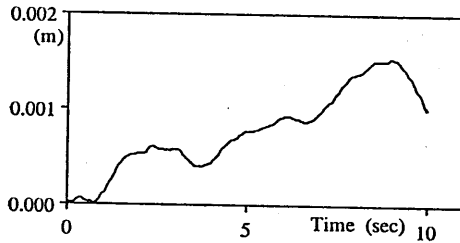
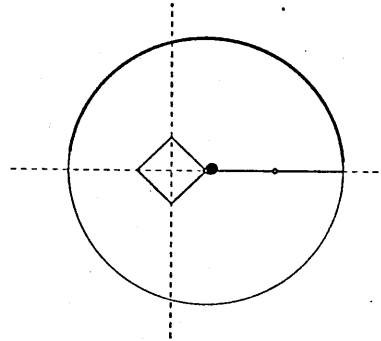
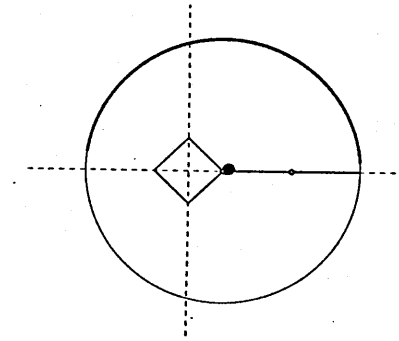


Fig. 8 Tracking Error (III)



(a) Modeling Error with Payload



(b) Simplification of M_{MN}
Fig. 9 Unstable Region of $G(s)$ (II)

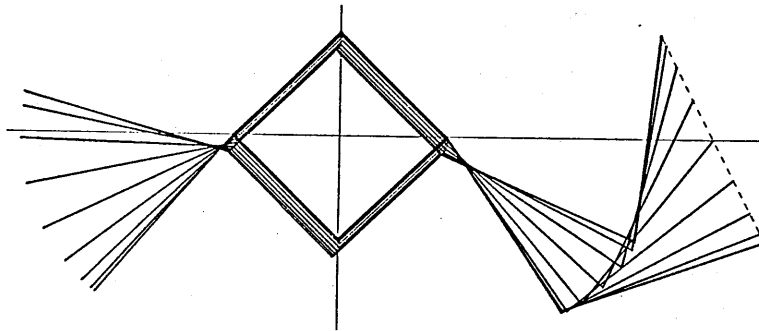


Fig. 10 Tracking Motion with Attitude Control

低く抑えられている。

外乱やモデル誤差に対するロバスト性を示すため、手先にペイロード (40 kg) を付加し、関節に粘性摩擦及びクーロン摩擦を加えて同じ軌道制御を行った際の追従誤差を Fig. 7 の実線に示す。破線は同じゲインの PD フィードバックで分解加速度制御を行った結果である。外乱補償制御による誤差は分解加速度制御と比べて低く抑えられている。また計算をさらに簡略化するためにマニピュレータの関節座標系における慣性行列 M_{MN} を対角項

のみとした場合の追従誤差を Fig. 8 に示す。Fig. 6 と比較すると、非対角項の省略による制御精度の劣化はきわめて小さい。慣性行列の非対角項による干渉の影響も外乱として補償されている。シミュレーションではダイレクトドライブのモデルを用いたが、実際には減速機付モータの使用が予想される。その場合は対角項がより大きくなり、近似がさらに成立ちやすくなる。モデル誤差付加、 M_{MN} 非対角項省略のそれぞれの場合についても $G(s)$ の不安定領域を調べた (Fig. 9)。どちらも Fig. 3

とほとんど変わらず、動作範囲の大部分で本手法は適用可能である。

最後に、第4章の手法を用い、カウンターテイルによって姿勢制御を行いながらマニピュレータ手先の軌道追従制御を行った結果を示す (Fig. 10)。マニピュレータ反力にもかかわらず本体姿勢は一定に保たれている。

6. 結 言

本論文では加速度情報と入力トルク情報をもとに公称動力学モデルに対して加わる外乱を推定・補償する外乱補償制御法を宇宙マニピュレータに適用した。衛星本体の質量がマニピュレータと比べて非常に大きいことに着目し、台座を固定したマニピュレータを公称モデルとする。作業座標系における手先加速度と入力トルクからマニピュレータ反力による姿勢変動の影響を推定し、補償する。本手法を用いれば制御の計算量は地上マニピュレータと同程度に軽減され、モデル誤差の影響も小さく抑えられる。また本手法はロボットが複数のマニピュレータを有する場合や、本体の姿勢制御を行うり場合にも適用できる。2次元モデルに関するシミュレーションにより提案した手法の有効性を示した。

謝 辞

日頃御支援頂いている大山尚武機械技術研究所ロボット工学部長、藤川昭雄部付主任研究官、ならびに本研究を進めるにあたり貴重な助言を頂いたバイオリボティクス課、感覚制御課諸氏に心から謝意を表する。

参 考 文 献

1) R. Lindberg, R. Longman, M. Zedd, "Satellite-Mounted Robot Manipulators - New Kinematics and

Reaction Moment Compensation", Int. Journal of Robotics Research, Vol.6-3, pp.87-103, 1987.
 2) Z. Vafa, S. Dubowsky, "On the Dynamics of Manipulators in Space Using the Virtual Manipulator Approach", Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.579-585, 1987.
 3) 梅谷, 吉田, "一般化ヤコビ行列を用いた宇宙用ロボットマニピュレータの分解速度制御", 日本ロボット学会誌, Vol.7-4, pp.327-337, 1989.
 4) 升谷, 宮崎, "宇宙用マニピュレータのセンサフィードバック制御", 日本ロボット学会誌, Vol.7-6, pp.647-655, 1989.
 5) 吉田, ネンチュフ, 梅谷, "宇宙用冗長マニピュレータのモデリングと制御", 計測自動制御学会論文集, Vol.26-12, pp.1421-1426, 1990.
 6) 吉田, 介爪, 梅谷, "複数腕を持つフリーフライングロボットの運動制御 その1: モデリングとヤコビ行列の定式化", 第8回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp.437-440, 1990.
 7) 山田, 土屋, "宇宙ロボットのマニピュレータ制御における効率的計算法", 計測自動制御学会論文集, Vol.26-7, pp.765-772, 1990.
 8) 小松ほか, "宇宙ロボットにおけるマニピュレータの反力補償制御", 日本ロボット学会第1回ロボットシンポジウム予稿集, pp.121-126, 1991.
 9) J. R. Hewitt, N. Tan, "Dynamic Coordination of Robot Movement", Proc. 4th CISM-IFToMM Sym. on Theory and Practice of Robots and Manipulators, RoMan Sy '81, pp.77-88, 1981.
 10) M. Nakao, K. Ohnishi, K. Miyachi, "A Robust Decentralized Joint Control Based on Interference Estimation", Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.326-331, 1987.
 11) K. Kosuge, M. Umetsu, K. Furuta, "Robust Linearization and Control of Robot Arm Using Acceleration Feedback", Proc. IEEE Int. Conf. on Control and Applications, ICCON '89, TP-3-1, 1989.
 12) 申, 駒田, 石田, 堀, "外乱オブザーバを用いたダイレクトドライブロボットの位置と力のハイブリッド制御", ロボティクス・メカトロニクス '91 講演会講演論文集 (Vol.A), pp.509-512, 1991.

荒井裕彦 (Hirohiko ARAI)



1959年7月9日生。1982年東京大学工学部計数工学科卒業。同年本田技研工業(株)入社。1984年通産省工業技術院機械技術研究所入所。現在ロボット工学部バイオリボティクス課研究員。マニピュレータの動的制御、トレイグジスタンスなどの研究に従事。1991年日本ロボット学会技術賞受賞。計測自動制御学会、日本機械学会、IEEEの会員。

(日本ロボット学会正会員)

谷江和雄 (Kazuo TANIE)



1946年11月6日生。1971年3月早稲田大学大学院理工学研究科修士課程修了。同年4月通産省工業技術院機械技術研究所入所。現在ロボット工学部バイオリボティクス課長。1980年2月工学博士。1981年8月から1年間 UCLA Biotechnology Labo-

ratory 客員研究員。アーム・多指ハンドの機構と制御、ロボットのセンサなどの研究に従事日本機械学会、計測自動制御学会、バイオメカニクス学会などの会員。

(日本ロボット学会正会員)

館 暉 (Susumu TACHI)



1946年1月1日生。1968年東京大学工学部計数工学科卒業。1973年同大学院工学系研究科博士課程修了。工学博士。同年より東京大学助手、通産省機械技術研究所主任研究員、バイオリボティクス課長、東京大学助教授などを経て、1992年東京大学先端科学技術研究センター教授に就任、現在に至る。1979年から1980年米国マサチューセッツ工科大学 (MIT) 客員研究員。バイスペクトルを用いる信号処理、盲導犬ロボット、トレイグジスタンスなどの研究を行う。IEEE/EMBS学会賞、通商産業大臣賞 研究業績優秀者表彰などを受賞。IMEKO TC 17 (Robotics) 議長。SICEフェロー。

(日本ロボット学会正会員)

