非干渉化された位置と力のハイブリッド制御 による研磨加工

成 清 辰 生*

Grinding Machining by Decoupled Hybrid Position/Force Control

Tatsuo Narikiyo*

This work presents a new theoretical approach to hybrid position/force control. It develops a method for the design of controllers of constrained manipulators. In this work also the robustness considerations are given. It can be shown that the proposed control system has robustness properties for a class of dynamic uncertainties. In order to improve the robustness property integral controller is applied to the force control loop. The usefulness of this hybrid control system is demonstrated through simulations of a constrained two degrees of freedom robot manipulator. Finally this control system is applied to grinding machining. Grinding is very important industrial work. However, it is also very difficult work for robot manipulators. 2 degees of freedom DD-manipulator is used for this machining. Performances of this machining demonstrate the usefullness of the proposed control system.

Key Words: Robot Manipulator, Hybrid Position/force Control, Grinding Machining, Nonlinear Control, Constrained Dynamic System

1. は じ め に

生産加工の自動化や宇宙などの極限環境での作業では、自由曲面の研磨・研削作業や浮遊物体との無衝撃接触および把持などの高度で複雑な作業が要求される。このような作業の多くは、多関節マニピュレータのエンドエフェクタの位置姿勢および速度だけではなく、接触に生じる力などをも同時に制御しなければならない。近年のロボット研究においては、この制御問題に関する数多くの報告がなされている。特に、Raibert等によって提案された位置と力のハイブリッド制御系は適用事例の豊富な制御手法として知られ、様々な設計法が提案されている[1]~[4]。しかし、任意の空間曲面に対するハイブリッド制御系の設計問題においては、位置制御空間と力制御空間との完全な非干渉化について十分な検討がなされてこなかった。さらに、従来の設計法では、マニピュレータと環境との接触状態を表す拘束条件は両側拘束(bilateral constraint)であると仮定されている。これは、エンドエフェクタが作業対象物の上に敷設されたガイドに固定され、ガイド上を滑走する作業を仮定していることになる。しかし、このような作業が存在するとは考えられないし、作業対象物の上にガイドが敷設されることもない[5]。一方、ロバスト制御理論を用いて、ハイブリッド制御

系のロバスト性を議論する報告も増加してきた[6][7]。しかし、これらの報告もまた完全非干渉化についての議論が不十分であり、拘束条件の仮定も従来の議論の枠を超えていない。また、文献[8][9]ではロボットのモデルパラメータを逐次推定しながら適応的にロバストな位置と力のハイブリッド制御を実現する手法が示されている。特に、文献[9]では、豊富な実験例が示され、適応的な制御則の有効性が明らかにされている。この手法は、計算負荷を抑え、実用性に重きを置いた設計法といえるが、具体的な作業事例を明確に示すまでには至っていない。

本報告では、文献[10]で提案された新しいハイブリッド制御系の設計法を用いて、多関節マニピュレータによる研磨作業を実行し、その技術的な有用性を明らかにする。この設計法は、慣性行列を考慮した座標系を用いて非干渉化を達成し、片側拘束(unilateral constraint)を許容することができるが、座標系の物理的意味が明確でないという欠点があった。実験では、位置制御空間の座標を物理的に意味のある座標に変換し、作業対象物面上での正確な速度制御を達成した。

本報告の構成はつぎのとおりである。第2章では、制御系の構成法を要約し、そのロバスト性について議論する。第3章では、2自由度スカラー型マニピュレータによる研磨作業を実行する。

原稿受付 1995年6月5日

*豊田工業大学

*Toyota Technological Institute

2. 制御系設計

2.1 座標系と制御則[10]

マニピュレータの運動方程式を次式で示す.

$$M(q)\ddot{q} + h(q, \dot{q}) = \tau(t) \quad (1)$$

ここで $\tau(t)$ は関節トルク, $q, \dot{q}, \ddot{q}$ はそれぞれ関節角度, 角速度および角加速度を表し, 各々 n 次元ベクトルとする. $h(q, \dot{q})$ はコリオリ力や遠心力および重力などから成る非線形力や粘性摩擦力などの線形力を表す n 次元ベクトル値関数である. $M(q)$ は $n \times n$ 慣性行列である.

マニピュレータが障害物や作業対象物に接触した場合, 運動方程式は次式で表される.

$$M(q)\ddot{q} + h(q, \dot{q}) = \tau(t) + (\partial\phi/\partial q)^T \lambda \quad (2)$$

ここで $\phi(q)$ は m 次元ベクトル値関数, すなわち,

$$\phi(q) = [\phi_1, \dots, \phi_m]^T$$

と書け, 拘束式を表す. また, λ は m 次元ベクトルであり, 拘束式で表現される多様体の法線方向に働く拘束反力を表す. 通常, マニピュレータの位置と力のハイブリッド制御に現れる拘束条件には, 作業対象物の表面形状を表す物理的な拘束 (material constraint) と工具の姿勢を表す数学的な拘束 (program constraint) が考えられる[5]. 物理的な拘束は, 基準の直交座標系 $[X, Y, Z]^T$ を用いて, $\phi_i(X, Y, Z) = 0$ と記述される. 工具座標を

$$r(q) = [x(q), y(q), z(q), \theta_1(q), \theta_2(q), \theta_3(q)]^T$$

とすれば, $\phi_i(x(q), y(q), z(q)) = 0$ は工具が拘束面上に存在することを表している. ただし, ϕ_i は片側拘束であることに注意しなければならない. 一方, 数学的な拘束は工具座標を用いて, $\phi_j(x(q), y(q), z(q), \theta_1(q), \theta_2(q), \theta_3(q)) = 0$ と書かれる. これらはいずれも $\phi \rightarrow 0$ と制御されるべき変数であり, $\phi = 0$ と仮定できる変数ではない. このため, ハイブリッド制御では, 工具座標で表された物理的或いは数学的な拘束式を零に保ったままで, 希望の加工反力と軌道 (速度) が実現されねばならない. これを達成するため, 本研究では文献[10]において提案された設計法を用いる. 以下に, その概略を述べる.

新しい座標系を $\eta = [\eta_1, \dots, \eta_n]^T$ とおく. この座標系において, 後半の m 個の座標 $\{\eta_{n-m+1}, \dots, \eta_n\}$ は次式で与えられる.

$$\eta_{n-m+1} = \phi_1, \eta_{n-m+2} = \phi_2, \dots, \eta_n = \phi_m.$$

すなわち, この m 個の座標は拘束式を工具座標で表現したものである. 残りの座標 $\{\eta_1, \dots, \eta_{n-m}\}$ は次の手順によって求められる.

[1st Step] 次のランク条件を満たす独立な $n-m$ 本のベクトル $e_1, \dots, e_{n-m}$ を求める.

$$\text{rank}[e_1, \dots, e_{n-m}, g_1, \dots, g_m] = n \quad \text{for } \forall q.$$

これらのベクトルは容易に求めることができる. 例えば, $e_1 = M^{-1}(q)(\partial\phi_{m+1}/\partial q)^T, \dots, e_{n-m} = M^{-1}(q)(\partial\phi_n/\partial q)^T$ と置けばよい. ただし, $\phi_{m+1}, \dots, \phi_n$ は以下のランク条件を満たすように選ぶ.

$$\text{rank}[\partial\phi_1/\partial q, \dots, \partial\phi_m/\partial q, \partial\phi_{m+1}/\partial q, \dots, \partial\phi_n/\partial q] = n \quad \text{for } \forall q.$$

[2nd Step] $dq/ds_1 = e_1$ を初期条件 $q(0) = 0$ の下で解く.

[3rd Step] $dq/ds_2 = e_2$ を初期条件 $q(s_1, 0) = q(s_1)$ の下で解く.

⋮

[($n-m+1$)th Step] $dq/ds_{n-m} = e_{n-m}$ を初期条件 $q(s_1, \dots, s_{n-m-1}, 0) = q(s_1, \dots, s_{n-m-1})$ の下で解く.

⋮

[($n-m+2$)th Step] $dq/dt_1 = g_1$ を初期条件 $q(s_1, \dots, s_{n-m}, 0) = q(s_1, \dots, s_{n-m})$ の下で解く.

⋮

[($n+1$)th Step] $dq/dt_m = g_m$ を初期条件 $q(s_1, \dots, s_{n-m}, t_1, \dots, t_{m-1}, 0) = q(s_1, \dots, s_{n-m}, t_1, \dots, t_{m-1})$ の下で解く.

この手順は R^n から R^n への写像を定義する. すなわち, $(s_1, \dots, s_{n-m}, t_1, \dots, t_m) \rightarrow (q_1(s_1, \dots, t_m), \dots, q_n(s_1, \dots, t_m))$.

この写像は R^n の原点 q^0 の開近傍において, 可微分同相写像である. したがって, 逆関数定理により, 原点 q^0 の近傍で $q_1, \dots, q_n$ の関数として $s_1, \dots, s_{n-m}, t_1, \dots, t_m$ を求めることができる.

[Final Step] $\eta_1 = s_1, \eta_2 = s_2, \dots, \eta_{n-m} = s_{n-m}$ とおけば, 残りの座標 $\{\eta_1, \dots, \eta_{n-m}\}$ が求まる.

以上の手順から, 座標 $\{\eta_1, \eta_2, \dots, \eta_{n-m}\}$ は $M^{-1}(q)(\partial\phi/\partial q)^T$ で記述されるベクトル場を持つ多様体上で定義される局所座標系であることが分かる.

座標系 $\{\eta\}$ を $[\eta_f^T, \eta_c^T]^T$, $\eta_f = [\eta_1, \dots, \eta_{n-m}]^T$, $\eta_c = [\eta_{n-m+1}, \dots, \eta_n]^T$ とおけば, 制御トルク τ は次式で与えられる.

$$\begin{aligned} \tau &= (\partial\eta_f/\partial q)^T u_1 + (\partial\eta_c/\partial q)^T u_2 \\ u_1 &= [(\partial\eta_f/\partial q)M^{-1}(q)(\partial\eta_f/\partial q)^T]^{-1} \\ &\quad \times \{(\partial\eta_f/\partial q)M^{-1}(q)h(q, \dot{q}) \\ &\quad - d/dt(\partial\eta_f/\partial q)\dot{q} + \Psi(\eta_f, \dot{\eta}_f)\} \\ u_2 &= [\partial\eta_c/\partial q]M^{-1}(q)(\partial\eta_c/\partial q)^T]^{-1} \\ &\quad \times \{(\partial\eta_c/\partial q)M^{-1}(q)h(q, \dot{q}) \\ &\quad - d/dt(\partial\eta_c/\partial q)\dot{q} + \Phi(\eta_c, \dot{\eta}_c)\} - F(t) \end{aligned} \quad (3)$$

ただし, $\Psi(\eta_f, \dot{\eta}_f) = -K_1\dot{\eta}_f - K_2\eta_f$ であり, K_1, K_2 は任意に指定できる正定行列, また, $\Phi(\eta_c, \dot{\eta}_c) = -L_1\dot{\eta}_c - L_2\eta_c$ であり, L_1, L_2 は任意に指定できる正定行列である. さらに, $F(t)$ は押しつけ力の目標軌道である.

この式(3)で与えられる制御トルクを式(1)に代入すれば, 簡単な計算で次式を得る.

$$\begin{aligned} \ddot{\eta}_f &= \Psi(\eta_f, \dot{\eta}_f) \\ \ddot{\eta}_c &= \Phi(\eta_c, \dot{\eta}_c) \quad (\phi \neq 0) \\ \lambda &= F(t) \quad (\phi \neq 0) \end{aligned} \quad (4) \quad \square$$

この制御系の特徴は, 位置制御空間と力制御空間の動的な非干渉化を達成し, 力フィードバックを用いていない点にある. これを実行する座標系は局所座標系であるが, それは座標原点 q^0 の関数として求められているため, 各サンプル時点で座標原点 q^0 の値を更新すれば実質的に大域的な座標系と考えて制御系の構成が可能である.

2.2 制御系のロバスト性

マニピュレータの動特性を正確に同定することは不可能であり、また、制御系の構成を容易にするため意図的に動特性の低次元化を図る場合がある。このような場合、実装する制御系のロバスト性について事前に考察しておく必要がある。ここでは、位置制御空間と力制御空間の座標原点のロバスト安定性について考察する。

動特性の加法的な不確かさを考える。まず、名目上の慣性行列 $M(q)$ と非線形力ベクトル $h(q, \dot{q})$ がそれぞれ $M(q) + \Delta M(q)$, $h(q, \dot{q}) + \Delta h(q, \dot{q})$ の変動を受けたとする。この時、運動方程式は次式となる。

$[M(q) + \Delta M(q)]\ddot{q} + h(q, \dot{q}) + \Delta h(q, \dot{q}) = \tau + (\partial\phi/\partial q)^T \lambda$ 。
ここで、 $M(q) + \Delta M(q)$ が正則であると仮定すれば、その逆行列は $[M(q) + \Delta M(q)]^{-1} = M^{-1}(q) [I + Q(q)]$ と書ける。ただし、 $Q(q) = \sum_{i=1}^{\infty} (-1)^i (\Delta M(q) M^{-1}(q))^i$ である。これより、上式は次のように書き換えることができる。

$$\ddot{q} = -M^{-1}(q)h(q, \dot{q}) + M^{-1}(q)(\tau + (\partial\phi/\partial q)^T \lambda) + D(q, \dot{q}, \tau, \lambda) \quad (5)$$

ただし、 $D(q, \dot{q}, \tau, \lambda) = M^{-1}(q)Q(q)(-h(q, \dot{q}) - \Delta h(q, \dot{q}) + \tau + (\partial\phi/\partial q)^T \lambda) - M^{-1}(q)\Delta h(q, \dot{q})$ 。

ここで、制御トルク式(3)を式(5)に代入すれば、次式を得る。

$$\begin{aligned} \ddot{\eta}_f &= \Psi(\eta_f, \dot{\eta}_f) + d_f(q, \dot{q}, \tau, \lambda) \\ \ddot{\eta}_c &= \Phi(\eta_c, \dot{\eta}_c) + d_c(q, \dot{q}, \tau, \lambda) \quad (\phi \neq 0) \\ \lambda &= F(t) - [(\partial\phi/\partial q)M^{-1}(q)(\partial\phi/\partial q)^T]^{-1} \\ &\quad \times (\partial\phi/\partial q)D(q, \dot{q}, \tau, \lambda) \quad (\phi \neq 0) \end{aligned} \quad (6)$$

ただし、 $d_f = (\partial\eta_f/\partial q)D(q, \dot{q}, \tau, \lambda)$,
 $d_c = (\partial\eta_c/\partial q)D(q, \dot{q}, \tau, \lambda)$ 。

ここで、状態 X を

$$X = [\eta_f^T, \dot{\eta}_f^T, \eta_c^T, \dot{\eta}_c^T]^T,$$

とし、ベクトルノルムと誘導ノルムを次のように定義する。

$$\|X\|_2 = (\sum |x_i|^2)^{1/2}, \quad \|A\|_{i2} = [\lambda_{\max}(A^*A)]^{1/2},$$

ただし、 $\lambda_{\max}(A)$ は行列 A の最大特異値である。

式(6)を状態方程式表現すれば、次式となる。

$$\dot{X} = AX + D(X, t) \quad (7)$$

ここで、

$$A = \begin{bmatrix} 0 & I & 0 & 0 \\ -K_2 & -K_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I \\ 0 & 0 & -L_2 & -L_1 \end{bmatrix}, \quad D = \begin{bmatrix} 0 \\ d_f(X, t) \\ 0 \\ d_c(X, t) \end{bmatrix}$$

次の補題は原点の安定性のための十分条件を導くために用いられる。

補題[11]

ϕ, ψ, x は区間 $I : [a \leq t \leq b]$ で実数値をとる連続関数とする。ここで、 $x(t) > 0 (t \in I)$ かつ、任意の $t \in I$ に対して

$$\phi(t) \leq \psi(t) + \int_a^t x(s)\phi(s)ds.$$

が成り立つならば、任意の $t \in I$ に対して

$$\phi(t) \leq \psi(t) + \int_a^t x(s)\psi(s)\exp\left(\int_s^t x(u)du\right)ds$$

である。

命題 次の1)および2)の条件が成立すれば、十分小さな $\|X\|$ に対して、原点は安定である。

1) $d_f(X, t)$ と $d_c(X, t)$ は十分小さな $\|X\|$ と t に対して連続

2) $\|X\| \rightarrow 0$ ならば $d_f(X, t) = o(\|X\|)$, $d_c(X, t) = o(\|X\|)$, $(\forall t \geq 0)$ ここで、 $f = o(g)$ は $g \rightarrow 0$ ならば、 $f/g \rightarrow 0$ を意味する。

(証明)

状態方程式(7)の解は次式で与えられる。

$$X(t, X_0) = \exp(tA)X_0 + \int_0^t \exp[(t-s)A]D(X, s)ds$$

A の固有値は任意に指定できるため、 $\sigma > 0$ と $K > 0$ が存在して、

$$\|\exp(tA)\| \leq K \exp(-\sigma t), \quad \forall t \geq 0$$

を満たす。それゆえ、

$$\|X(t, X_0)\| \leq K\|X_0\|\exp(-\sigma t) + \int_0^t \exp(t-s)\|D(X, s)\|ds$$

が成り立つ。仮定より、任意の $\varepsilon > 0$ に対して、 $\delta > 0$ が存在して、 $\|X\| \leq \delta$ なる X に対して、 $\|D(X, s)\| \leq \varepsilon\|X\|/K$ が成立する。したがって、

$$\|X(t, X_0)\| \leq K\|X_0\|\exp(-\sigma t) + \varepsilon \exp(-\sigma t) \int_0^t \exp(\sigma s)\|X\|ds$$

即ち

$$\exp(\sigma t)\|X(t, X_0)\| \leq K\|X_0\| + \varepsilon \int_0^t \exp(\sigma s)\|X\|ds$$

となる。ここで、補題より

$$\begin{aligned} \exp(\sigma t)\|X(t, X_0)\| &\leq K\|X_0\| + \varepsilon \int_0^t K\|X_0\|\exp(\varepsilon(t-s))ds \\ &= K\|X_0\|\exp(\varepsilon t) \end{aligned}$$

を得る。それ故 $\|X(t, X_0)\| \leq K \exp(-(\sigma - \varepsilon)t)\|X_0\|$ 即ち、任意の $\varepsilon < \sigma$ に対して $\|X(t, X_0)\| \leq K\|X_0\|$ となる。これは、 $\|X_0\| \leq \delta/K$ を満たす初期値に対して、 $\|X(t, X_0)\| \leq \delta$ を意味する。したがって、任意の $\varepsilon > 0$ に対して、 $\|X(t, X_0)\| \leq \delta$ となる $\delta \geq 0$ が存在する。□

命題の条件1)および2)が成立すれば、 $\|X\| \rightarrow 0$ に伴い $\lambda(t) \rightarrow F(t)$ となる。したがって、制御則式(3)で与えられる制御系はフィードバックを用いなくとも、原点の安定性を保持することができる。

3. 研磨作業への適用

3.1 シミュレーション

Fig. 1 に2自由度スカラ型マニピュレータとその作業対象物上での運動を示す。 m_i , I_i そして l_i はそれぞれ質量、慣性モーメントおよびリンク長を表す。また、 r_i は $(i-1)$ 番ジョイントから i 番リンクの質量中心までの長さ、 k_i は i 番ジョイントの粘性摩擦係数を表す。これらの値も、Fig. 1 内に記載されている。マニピュレータの運動方程式は次式で与えられる。

$$M(q)\ddot{q} + h_{NL}(q, \dot{q}) + h_L(\dot{q}) = \tau + (\partial\phi/\partial q)^T \lambda. \quad (8)$$

ここで $M(q) = [M_{ij}(q)]$, $h_{NL}(q, \dot{q}) = [h_{NL1}, h_{NL2}]^T$,

$$h_L(\dot{q}) = [h_{L1}, h_{L2}]^T, \quad M_{11}(q) = I_1 + I_2 + m_1 r_1^2$$

$$+ m_2 l_2^2 + 2m_2 l_1 r_2 \cos(q_2), \quad M_{12}(q) = I_2 + m_2 r_2^2 + m_2 l_1 r_2 \cos(q_2),$$

$$M_{21}(q) = M_{12}(q), \quad M_{22}(q) = I_2 + m_2 r_2^2,$$

$$h_{NL1}(q, \dot{q}) = -2m_2 l_1 r_2 \sin(q_2) \dot{q}_1 \dot{q}_2 - m_2 l_1 r_2 \sin(q_2) \dot{q}_2^2$$

$$h_{NL2}(q, \dot{q}) = m_2 l_1 r_2 \sin(q_2) \dot{q}_1^2, \quad h_{L1}(\dot{q}) = k_1 \dot{q}_1,$$

Fig. 1 Two degrees of freedom manipulator

$$h_{L2}(\dot{q}) = k_2 \dot{q}_2$$

作業対象物の表面形状を表す拘束条件は $\phi_1 = A \sin(x) + y^0 - y$ と書かれる。

先に与えた座標系の指定法を用いれば、このシステムでの位置制御座標と力制御座標は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \eta_f &= -p_1(q^0)q_1 + p_2(q^0)q_2 \\ \eta_c &= A \sin(X(q)) + y^0 - Y(q) \end{aligned} \quad (9)$$

ここで、

$$\begin{aligned} p_1(q^0) &= [M_{21}^{-1}(q^0)(\partial\phi_1/\partial q_1)_0 + M_{22}^{-1}(q^0) \\ &\quad \times (\partial\phi_1/\partial q_2)_0]/D(q^0) \\ p_2(q^0) &= [M_{11}^{-1}(q^0)(\partial\phi_1/\partial q_1)_0 + M_{12}^{-1}(q^0) \\ &\quad \times (\partial\phi_1/\partial q_2)_0]/D(q^0) \\ D(q^0) &= [M_{11}^{-1}(q^0)(\partial\phi_1/\partial q_1)_0 + M_{12}^{-1}(q^0) \\ &\quad \times (\partial\phi_1/\partial q_2)_0][M_{21}^{-1}(q^0)(\partial\phi_2/\partial q_1)_0 \\ &\quad + M_{22}^{-1}(q^0)(\partial\phi_2/\partial q_2)_0] - \\ &\quad [M_{21}^{-1}(q^0)(\partial\phi_1/\partial q_1)_0 + M_{22}^{-1}(q^0) \\ &\quad \times (\partial\phi_1/\partial q_2)_0][M_{11}^{-1}(q^0)(\partial\phi_2/\partial q_1)_0 \\ &\quad + M_{12}^{-1}(q^0)(\partial\phi_2/\partial q_2)_0] \end{aligned}$$

$$q^0 = [q_1^0, q_2^0]^T, \quad M_{ij}^{-1}(q^0) = [M^{-1}(q^0)],$$

$$\begin{aligned} \phi_2 &= X(q) - C(C: \text{constant}), \quad X(q) = l_1 \sin(q_1) + l_2 \sin(q_1 + q_2), \\ Y(q) &= l_1 \cos(q_1) + l_2 \cos(q_1 + q_2). \end{aligned}$$

ここでの制御目標は、作業対象物の表面に沿って、一定速度 V_0 でエンドエフェクタを移動させ、同時に対象物表面をその法線方向に一定の力 λ_0 で押しつけることである。この目的を達成するため、制御則式(3)を実装する。式(3)では、力フィードバックを用いていないが、実作業では様々な外乱を想定する必要がある。したがって、ここでは押しつけ力を検出し、力フィードバックを行う。力制御ループにおいて、式(3)の $F(t)$ を次式で置き換える。

$$F(t) = -\alpha \int \lambda(t) dt + \beta t \quad (10)$$

Fig. 2 Nonlinear hybrid control scheme

また、 η_f はそれ自身の物理的意味が明確でないため、 $\dot{\eta}_f$ を用いてフィードバックループを構成する。 $\dot{\eta}_f$ が運動量の次元を持つことから、 $\sqrt{\dot{x}(q)^2 + \dot{y}(q)^2} / \|\dot{\eta}_f\|$ は質量の逆数の次元を持ち、その時間変化が極めて緩やかであると考えられる。そこで、その時間微分を0と置くことにより、式(3)における $\Psi(\eta_f, \dot{\eta}_f)$ を次式で置き換える。

$$\Psi(\eta_f, \dot{\eta}_f) = (\|\dot{\eta}_f\| / \sqrt{\dot{x}(q)^2 + \dot{y}(q)^2}) K_1 (\ddot{\eta}_f - V_0)$$

$$\text{ただし, } \ddot{\eta}_f = (\dot{\eta}_f / \|\dot{\eta}_f\|) \sqrt{\dot{x}(q)^2 + \dot{y}(q)^2} \quad (11)$$

と定義する。また、 $(\dot{x}(q), \dot{y}(q))^T$ はエンドエフェクタの速度ベクトルである。このフィードバック則を用いた閉ループ系は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \dot{\lambda}(t) &= -\alpha \lambda(t) + \beta \\ \ddot{\eta}_f(t) &= K_1 (\ddot{\eta}_f - V_0). \end{aligned} \quad (12)$$

これは、押しつけ力が β/α に保持され、作業対象物の表面を扱う速度が V_0 に制御されることを示している。Fig. 2 は、この制御系の全体構成を示す。

Fig. 3 にモデル化誤差の存在の下で、提案する制御系の制御動作を示す。式(8)で与えられている制御対象に対して、非線形力ベクトル $h_{NL}(q, \dot{q})$ が無視されたモデルを用いる。即ち、モデル方程式が次式で与えられる。

$$M(q)\ddot{q} + h_L(\dot{q}) = \tau + (\partial\phi/\partial q)^T \lambda \quad (13)$$

モデル化誤差の存在の下でも、希望の押しつけ力 1 [N] と希望の軌道速度 1 [m/sec] が瞬時に達成されていることが分かる。

なお、この制御動作の初期時刻では、エンドエフェクタは対象物表面から離れた位置にある。しかし、制御入力の切り換えは行っていない。即ち、片側拘束が付加される研磨作業などにおいて、提案する制御系では制御入力の切り換えを行うことなく、 $\phi \rightarrow 0$ なる制御を実行しつつハイブリッド動作を達成する。

3.2 研磨作業システム

シミュレーションにより有効性を確認した制御系を研磨作業に適用する。即ち、式(3)における $F(t)$ を式(10)で置き換え、 $\Psi(\eta_f, \dot{\eta}_f)$ を式(11)で置き換えた制御則をワークステーション (DEC Station) と入出力インターフェース (DASBOX) から成る制御システムに実装した。実験に使用したシステムを

Fig. 3 Simulation results

Fig. 4 Grinding system

Fig. 5 Machining unit

Fig. 6 Grinding machining by DD-manipulator

Fig. 4に示す。マニピュレータは2自由度スカラ型であり、各関節はDCサーボモータによりダイレクトドライブされる。関節角度は、各関節のモータ軸と同軸上に設置されたポテンシオメータにより検出される。また、ポテンシオメータからの信号は角速度検出回路を通して角速度信号に変換される。

マニピュレータの運動方程式は、式(8)より

$$\begin{bmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{12} & M_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \end{bmatrix} \quad (14)$$

ただし、

$$M_{11} = a_1 + 2 \cos(q_2) a_2, \quad M_{12} = a_2 \cos(q_2) + a_3, \quad M_{22} = a_3$$

$$h_1 = -a_2 \sin(q_2) (2 \dot{q}_1 \dot{q}_2 + \dot{q}_2^2) + a_4 \dot{q}_1$$

$$h_2 = a_2 \sin(q_2) \dot{q}_1^2 + a_5 \dot{q}_2$$

である。ここで、 $a_i (i=1, \dots, 5)$ は物理定数の積であり、最小二乗法などにより求めることができる。試行実験の結果、次の値に定めた。 $a_1=0.0367[\text{kgM}^2]$, $a_2=0.0037[\text{kgM}^2]$, $a_3=0.0047[\text{kgM}^2]$, $a_4=0.0248[\text{NMs}]$, $a_5=0.0011[\text{NMs}]$ 。

押しつけ力(接触反力)の測定は歪みゲージを用いた。なお、研磨時に発生するノイズ除去のためのカットオフ周波数200[Hz]のローパスフィルタをアンプとA/D変換器の間に挿入した。歪みゲージは、Fig. 5に示すように、グラインダー固定部の互いに90°の角度をなす位置に4枚配置した。これにより、干渉成分を含んだ力情報に対しても、センサ特性行列の条件数最小化法を用いた校正法によって精度の高い信号処理が可能になった[12][13]。歪みゲージから構成される力センサによって得られた反力情報(λ)は式(10)で表される積分補償器フィードバックされる。固定部には、回転力の伝達にフレキシブ

ルカップリングを用いて、軸の不一致による振動を抑制した[12].

Fig. 6 に 2 自由度マニピュレータを用いて研磨作業を行っている様子を示す。グラインダーと接触する対象物表面は正確に $Y(m)=0.03 \sin(15X)+Y^0$, $Z=\text{const.}$ の幾何学形状をなす。グラインダーはロボットのエンドエフェクタに回転軸が Z 軸に平行になるよう取り付けられている。ロボットは XY 平面上にある対象物表面の法線方向からの反力を受ける。

3.3 実験結果

実験で用いたグラインダーを Fig. 7 に示す。先端の砥石 (a) は、通常用いられている円柱形状の砥石である。同図 (b) には、砥石の代わりにベアリングを用いた工具を示す。この工

Fig. 7 Grinder

具は回転部にベアリングを用いているため、滑らかに対象物表面上を動かうことができる。これら 2 種類の工具による研磨加工を実施した。

Fig. 8 にベアリングを用いた工具によるハイブリッド制御動作を示す。この時の目標軌道速度は $0.03[\text{m/sec}]$ 、目標押しつけ力は、 $0.1[\text{kgf}]$ である。また、制御パラメータは、 $K_1=1300$, $L_1=50$, $L_2=300$, $\alpha=6000$, $\beta=600$ である。滑らかなベアリングの回転により研削抵抗力を受けないため、正確に目標値を達成していることが分かる。

Fig. 9 はグラインダーによる研磨作業データを示している。力と速度の目標値は Fig. 8 と同様に $0.03[\text{m/sec}]$, $0.1[\text{kgf}]$ である。また、制御パラメータは、 $K_1=1300$, $L_1=50$, $L_2=300$, $\alpha=10000$, $\beta=1000$ である。この場合には、砥石粉の不揃いや加工面の微小な凹凸による研削抵抗力の振動などの外乱のため、押しつけ力にその影響を受けている。この場合も応答の平均値は目標値 $0.1[\text{kgf}]$ に一致しており、適用される研磨作業がマニピュレータによる錆取りなどの軽研削であることを考えれば、安定した錆取り作業が実現されている。問題は、 $0.05[\text{kgf}]$ の変動が加工面にどのような影響を与えるかである。これを研削抵抗力和研削深さなどの研削条件との関係から調べてみる。一般に研削抵抗力和研削条件との関係は極めて複雑であり、その理論的取扱は困難である。これに対して、数多くの実験式が与えられている。そのなかで最も簡単なものとし

Fig. 8 Hybrid control with bearing unit

Fig. 9 Hybrid control with grinder

て、Masslow の実験式を挙げることができる[14].

$$F_n = 2C_w^{0.7} v^{0.7} t^{0.6} \quad (15)$$

ここで、 F_n [kgf]は法線研削抵抗力、 v は工作物速度[m/mim]、 t は研削深さ[mm]、 C_w は加工物の材質によって定まる定数である。ただし、この実験式は誤差範囲が広いことを承知しておく必要がある。この式に実験で用いた速度 $v=1.8$ [m/mim]、法線研削抵抗力の変動 $\Delta F_n=0.05$ [kgf]、 $C_w=2.0$ (鋳鉄)を代入し、 t を求めると、 $t=0.48 \times 10^{-3}$ [mm]を得る。これは、研磨加工の際に生じる不確定変動が加工精度へ与える影響を示す数値であると考えることができる。この結果は、より精度の高い研磨加工の実現には高剛性の産業用ロボットの使用が必要であるが、 $2 \sim 3$ [μ m]の加工精度で仕上げられた加工面の錆取り作業には提案する制御則を実装した DD マニピュレータでも十分対応できることを示している。

実験で用いた制御則は、シミュレーションで用いたものと同一である。また、実験でもグラインダーの初期位置は対象物面から離れた場所にあり、引き込み動作と力制御動作で制御則を切り換える必要はなかった。様々な実験条件による研磨作業実験での応答は、基本的には Fig. 8, 9 に示した結果と大差なかった。しかし、ダイレクトドライブであるため、押さえつけ力が極めて弱く、目標の力が 0.1 [kgf]を超えると著しく応答性能が劣化した。これは、DD マニピュレータの駆動力が弱いために起こった現象である。今後、重研削への適用を実現するには高パワーの駆動力を装備した産業用ロボットの使用を考慮する必要がある。

4. お わ り に

本報告では、新しい座標系の概念に基づくハイブリッド制御系の実装化を行った。シミュレーションと研磨作業実験より、作業対象物の表面に沿って目標の速度で移動し、同時に曲面に対して目標の押しつけ力を発生できることを示した。他の研究報告にも、研磨作業を扱った例があるが、いずれも高剛性の産業用ロボットを用いて、位置制御を基本にしたものである[12][15]。本報告のように曲面の研磨を実行し、曲面に沿った速度を正確に制御した例は、筆者の知る限りでは、ほとんど見当たらない。

提案する制御系では、最終的に速度制御を実行する際、座標 η_f の微分 ($\dot{\eta}_f$) とエンドエフェクタの実速度との変換を行った。この時、 $\dot{\eta}_f$ と実速度の比が質量の次元を持つことから、閉ループ系の安定性を主張した。これは、数多くのシミュレーション結果からもその妥当性が確認できる。しかし、理論的な厳密性を尊ぶ立場からは批判もある。この点についての、詳細な議論は今後の課題である。

また、実際の対象物表面の幾何形状に誤差がある場合のロバスト性についての検討も今後の実用化に向けての重要な課題である。2.2 節での議論と同様に、幾何形状の誤差が滑らかであれば原点のロバスト安定性は保証されるが、実際の加工物表面にはバリなどの微分できない誤差が必ず含まれている。これらの影響は砥石の曲率による平滑化や力フィードバックによって一部補償できるが、制御性能全体のより詳細な評価については

今後の研究課題としたい。

本研究の一部は、(財)先端加工機械技術振興協会および(財)東海産業技術振興財団の研究助成を受けて得られた成果である。誌面をかりて謝意を表す。

参 考 文 献

- [1] M. H. Raibert and J. J. Craig: "Hybrid Position/Force Control of Manipulators," Trans. ASME J. Dynamic Systems, Measurement and Control, vol. 102, June, pp. 126-133, 1981.
- [2] O. Khatib: "A Unified Approach for Motion and Force Control of Robot Manipulators," IEEE Trans. Robotics and Automation, vol. RA-3, no. 1, pp. 43-53, 1987.
- [3] H. McClamroch and D. Wang: "Linear Feedback Control Position and Contact Force for a Nonlinear Constrained Mechanism," Trans. ASME J. Dynamic Systems, Measurement and Control, vol. 112, December, pp. 640-645, 1990.
- [4] T. Yoshikawa: "Dynamic Hybrid Position/Force Control of Robot Manipulators-Description of Hand Constraints and Calculation of Joint Driving Force," IEEE Trans. Robotics and Automation, vol. RA-3, October, pp. 386-392, 1987.
- [5] K. P. Jankowsky: "Dynamics of Controlled Mechanical Systems with Material and Program Constraints, Parts I-III," Mechanism Machine Theory, vol. 24, pp. 175-193, 1989.
- [6] K. P. Jankowsky and H. A. ElMarghy: "Dynamic Decoupling for Hybrid Control of Rigid/Flexible-Joint Robots Interacting with the Environment," IEEE Trans. Robotics and Automation, vol. 8, no. 5, pp. 519-534, 1992.
- [7] C. Y. Cuo and S. T. Wang: "Nonlinear Robust Hybrid Control of Robot Manipulators," Trans. ASME J. Dynamic Systems, Measurement and Control, vol. 112, March, pp. 126-133, 1990.
- [8] S. Arimoto, Y. H. Lin and T. Naniwa: "Model-Based Adaptive Hybrid Control for Geometrically Constrained Robots," Proceedings of 1993 IEEE International Conference on Robotics and Automation, Atlanta USA, pp. 618-623, 1993.
- [9] L. Whitcomb et al.: "Experiments in Adaptive Model-Based Force Control," Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation, Nagoya Japan, vol. 2, pp. 1846-1853, 1995.
- [10] T. Narikiyo, G. Schmidt and T. Akuta: "Robust Hybrid Position/Force Control for Robot Manipulators," Proceedings of 12th World Congress of IFAC, vol. 3, pp. 551-554, 1993.
- [11] E. A. Coddington and N. Levinson: Theory of Ordinary Differential Equations, p. 37, 1955.
- [12] 泉, 成清, 福井: "3つの反力情報に頼るティーチングレスグラインディングロボット", 日本ロボット学会誌, vol. 4, no. 2, pp. 101-108, 1986.
- [13] 泉, 成清: "干渉のある2分力計における校正誤差の影響", 計測自動制御学会論文集, vol. 22, no. 7, pp. 809-811, 1986.
- [14] 津和: 機械加工学, 養賢堂, pp. 182-184, 1979.
- [15] 神野, 吉見, 阿部: "遠隔グラインダ作業ロボットの研究", 日本ロボット学会誌, vol. 10, no. 2, pp. 106-115, 1992.

成清辰生 (Tatsuo Narikiyo)

1952年7月27日生。1983年名古屋大学大学院情報工学専攻博士課程単位取得退学、同年工業技術院九州工業技術試験所入所。1990年豊田工業大学助教授。工学博士。1993年理化学研究所バイオ・ミメティックコントロール研究センターフロンティア研究員併任。制御工学、ロボット工学の研究と教育に従事。計測自動制御学会、電気学会会員。

(日本ロボット学会正会員)