

シリアルリンクマニピュレータのインピーダンスマッチング

倉 爪 亮* 長谷川 勉*

Impedance matching for serial link manipulators

Ryo Kurazume* and Tsutomu Hasegawa*

In this paper, we propose a new index of manipulator's dynamic capability named Impedance Matching Ellipsoid, or IME, for serial link manipulators. Several indexes have been proposed in the past to illustrate statically and dynamically capability of a robot manipulator. For example, Dynamic Manipulability Ellipsoid (DME) describes a distribution of hand acceleration produced by normalized joint torque. Manipulating-Force Ellipsoid (MFE) denotes static force transmission from joints to a hand. On the other hand, the proposed IME illustrates dynamic torque-force transmission efficiency from actuators at joints to an object held at a hand. The concept of the IME involves a wide range of proposed indexes proposed as measures of manipulator's capability. The DME and MFE are both derived as a typical representation of the IME. This paper demonstrates the IME with numerical examples including optimal leg posture for a jump robot, optimum active stiffness control, and an extension to a free-flying manipulator.

Key Words: Impedance matching, torque-force transmission, Dynamic Manipulability Ellipsoid, Manipulating-Force Ellipsoid

1. はじめに

1980年代半ばから90年代初頭にかけて、マニピュレータの操作性を表す多くの指標が提案されている。例えば、マニピュレータの静力学的特性を示す指標として、ヤコビ行列の性質から関節速度と手先速度の関係を示した可操作性楕円体 [13]、静的なトルクと力との関係を表す操作力楕円体 (MFE) [14]、特定の作業に対して最適な姿勢を決定するための compatibility index [3]、ヤコビ行列の条件数 [5] などが示された。さらに同様にマニピュレータの動力学的な特性を表す指標として、トルクと手先加速度の関係を表す動的可操作性楕円体 (DME) [12], [6], [7]、全作業空間での手先加速度上限の最小値として定義される acceleration radius [4] などが提案され、さらにマニピュレータの分布質量を手先位置での仮想的な質量に置き換えることができる一般化慣性楕円体 [1] も定式化されている。

さて、これらの指標はマニピュレータ単体、すなわち無負荷状態での操作性を示しているが、実際にはマニピュレータが対象物体を把持した状態で、どの程度の操作性が得られるかが問題となる場合も多い。特に組立工程でのピックアンドブレイス作業など、負荷質量がある程度限定できる場合には、その質量特性も含めた操作性の指標があると便利である。

ところで、これまでに単一のアクチュエータシステムに対し、ロータの慣性モーメントなどアクチュエータの慣性質量を考慮

し、既定の軸負荷と出力トルクから最もトルク伝達効率の高いギア比を選択するための指標として、インピーダンスマッチング [16] の考えが広く使われている。

一方、シリアルリンクマニピュレータでは、ヤコビ行列が関節変位と手先位置変位の間接関係を表し、これはアクチュエータにおけるギア比に対応すると考えられる。そこでマニピュレータに対してもマニピュレータの自重を考慮し、手先の負荷質量と各関節での出力トルクから最もトルク伝達効率の高い姿勢（関節角度）を選択するための指標として、インピーダンスマッチングの考えを導入することができる。

そこで本論文では、まず負荷質量が既知である場合に対するシリアルリンクマニピュレータのインピーダンスマッチング [18]、およびインピーダンスマッチング楕円体 (IME) を定式化する。このように負荷質量が決定できれば、これまで静的なトルクと力、動的なトルクと加速度の関係を表す別個の指標として論じられてきた [6] 操作力楕円体 (MFE) と動的可操作性楕円体 (DME) は、負荷質量を含めた運動方程式によって統一的に記述できる。すなわち操作力楕円体と動的可操作性楕円体は、提案するインピーダンスマッチング楕円体の一実現状態として表される。また本論文では、提案するインピーダンスマッチング楕円体の有効な利用法の例として、跳躍ロボットの脚姿勢計画法、シリアルリンクマニピュレータのスティフネス制御、及び自重の影響がより大きく現れる宇宙用マニピュレータへの拡張例を示す。

原稿受付
九州大学
Kyushu University

2. シリアルリンクマニピュレータのインピーダンスマッチング

2.1 インピーダンスマッチングの考え方

まず単一のアクチュエータに対するインピーダンスマッチングの考え方を示す．図1に示すように，ロータや軸などアクチュエータの慣性モーメントを I_m ，負荷の慣性モーメントを I_l ，ギア比を ξ ，負荷の回転角速度を ω_l とすると，アクチュエータで発生する軸換算トルク τ_m は，

$$\tau_m = \left(I_m + \frac{I_l}{\xi^2} \right) \xi \dot{\omega}_l \quad (1)$$

であり，負荷が受けるトルク τ_l は

$$\tau_l = I_l \dot{\omega}_l \quad (2)$$

である．従って，トルクの伝達効率

$$\eta = \frac{\tau_l}{\tau_m} = \frac{I_l \dot{\omega}_l}{\left(I_m + \frac{I_l}{\xi^2} \right) \xi \dot{\omega}_l} \quad (3)$$

となり，これを最大にする最適なギア比は，

$$\xi = \sqrt{\frac{I_l}{I_m}} \quad (4)$$

で与えられる．このギア比を選択することで，同じ出力トルクでも負荷により大きな加速度を与えることができ，この関係をアクチュエータのインピーダンスマッチングと呼ぶ．

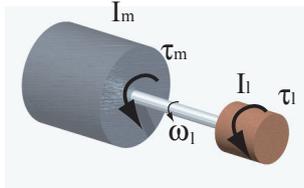


Fig.1 Impedance matching of an actuator

2.2 シリアルリンクマニピュレータのインピーダンスマッチング

本章では，各関節で発生したトルクを，効率よく手先に保持した負荷質量に伝達するための指標として，シリアルリンクマニピュレータのインピーダンスマッチングを提案し，視覚的に表す指標としてインピーダンスマッチング楕円体を定義する．

N 個のジョイントからなるシリアルリンクマニピュレータの運動方程式は次式で与えられる．

$$\tau = M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q}) + G(q) + J(q)^T F_e \quad (5)$$

ここで $M(q) \in R^{N \times N}$ はマニピュレータの慣性行列， $C(q, \dot{q}) \in R^N$ はコリオリ力などの速度二乗項， $G(q) \in R^N$ は重力項， $J(q) \in R^{M \times N}$ はヤコビ行列， $F_e \in R^M$ は手先に加わる外力である．一方，手先の物体の運動方程式は，

$$F_e = M_p \ddot{x} + M_p g \quad (6)$$

である．ここで $\ddot{x} \in R^M$ は手先加速度， $M_p \in R^{M \times M}$ は物体の質量， $g \in R^M$ は重力加速度である．また手先加速度は

$$\ddot{x} = J(q)\ddot{q} + \dot{J}(q)\dot{q} \quad (7)$$

であるから， M_p は常に正則であることを考慮し，これら Eqs.(5),(6),(7) を整理すると次式を得る．

$$\begin{aligned} \tau &= M(q)J(q)^\dagger M_p^{-1} (F_e - M_p g - M_p \dot{J}(q)\dot{q}) \\ &\quad + C(q, \dot{q}) + G(q) + J(q)^T F_e \\ &= Q(q)(F_e - F_{bias}) \end{aligned} \quad (8)$$

ただし，

$$\begin{aligned} F_{bias} &= (J(q)^T + M(q)J(q)^\dagger M_p^{-1})^\dagger \\ &\quad [M(q)J(q)^\dagger (g + \dot{J}(q)\dot{q}) - C(q, \dot{q}) - G(q)] \end{aligned} \quad (9)$$

$$Q(q) = J(q)^T + M(q)J(q)^\dagger M_p^{-1} \quad (10)$$

であり， F_{bias} は速度や重力の影響を表すバイアス項である．また $J(q)^\dagger \in R^{M \times N}$ はヤコビ行列 $J(q)$ の擬似逆行列であり，ヤコビ行列が正則でない場合には

$$J(q)^\dagger = W^{-1} J^T (JW^{-1} J^T)^{-1} \quad (11)$$

などを用いることにする．ここで W は重み行列である．なお冗長自由度が存在する場合，後述するインピーダンスマッチング度 w は，Eq.(11) の擬似逆行列の選択法によって変化する [2]．すなわち冗長マニピュレータの場合，関節トルクの分配比率を変えることでインピーダンスマッチング度を向上できる可能性があるが，この詳しい解析は次報に譲ることにする．

さて Eq.(8) はアクチュエータで発生したトルクと，負荷が受け取った力，モーメントの関係を表しており，係数 $Q(q) \in R^{N \times M}$ は関節トルクから力，モーメントへの伝達係数行列である．

この伝達係数行列 $Q(q)$ は Eq.(10) に示されるように 2 つの項から成る．第一項は関節トルクにより手先で発生する力であり，第二項はマニピュレータ本体及び負荷を動かすための力である．特に第二項には負荷質量の項 M_p が含まれており，この負荷質量の大きさに応じて同じ関節トルクでも第一項と第二項の比率，すなわち関節トルクにより手先で発生する力と，マニピュレータ本体及び負荷を動かすための力の比率が変化することがわかる．

次にアクチュエータで発生したトルクと，負荷が受け取った力，モーメントの関係を調べるため，行列 $Q(q)$ を特異値分解する．

$$Q(q) = U \Sigma V^T \quad (12)$$

ただし， $\Sigma = [diag(\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_M), 0] \in R^{M \times N}$ ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_M \geq 0$) であり， $U \in R^{M \times M}$ ， $V \in R^{N \times N}$ は正規直交行列である．

これを Eq.(8) に代入すると，

$$\tau = U \Sigma V^T (F_e - F_{bias}) \quad (13)$$

となるが、正規直交行列の性質 ($U^{-1} = U^T$) から

$$U^T \tau = \Sigma V^T F_e \quad (14)$$

が得られる。ここで、あるベクトルに正規直交行列を掛けることは、幾何学的にはそのベクトルを別の直交座標系からみたベクトルに変換していると考えられるので、 U^T, V^T で座標変換したあとの関節トルクベクトル、負荷へ加えられる力とモーメントのベクトルをそれぞれ $\tau' = \{\tau'_i\} = U^T \tau, F'_e = \{F'_{e,i}\} = V^T(F_e - F_{bias})$ とすると、上式は

$$\tau' = \Sigma F'_e \quad (15)$$

すなわち

$$\tau'_i = \sigma_i F'_{e,i} \quad (16)$$

となる。そこで関節全体で発生したトルクから、負荷に実際に加えられた力、モーメントへの伝達係数の総量を

$$w = \sigma_1^{-1} \cdot \sigma_2^{-1} \cdots \sigma_M^{-1} \quad (17)$$

と定義し、本論文ではこれをマニピュレータのインピーダンスマッチング度を表す指標として定義する。なお、Eq.(17) で与えられる指標は、可操作性と操作性楕円体との関係 [14] と同様に、以下に示すインピーダンスマッチング楕円体の超体積に比例する量であり、ある手先位置におけるすべての方向に対するトルク・力の伝達特性を総合的に評価する指標である。なお、係数行列 $Q(q)$ の大きさを表す指標としては、他にも $w = \sigma_1^{-1}$ (楕円体の短軸) や、 $w = \sigma_1^{-1} + \sigma_2^{-1} + \cdots + \sigma_M^{-1}$ (楕円体の表面積)、あるいは $w = \frac{\sigma_1}{\sigma_M}$ (Q の条件数) など考えられる [14] が、ここでは、従来提案されている可操作性や操作力、動的操作性との類似性から、これらマニピュレータの操作性に関する指標として最も広く用いられている特異値の積を用いた。また通常、マニピュレータにある作業を行わせる場合には、手先の運動方向は作業に応じてあらかじめ指定されているので、Eq.(17) で与えられる指標よりも、第3章の計算例のようにインピーダンスマッチング楕円体の運動方向への長さとして評価したほうが実用性が高い。

2.3 インピーダンスマッチング楕円体

各アクチュエータのトルク制限値が対称、すなわち

$$-\tau_i^{limit} \leq \tau_i \leq \tau_i^{limit} \quad (18)$$

であると仮定し、変換行列 L 、及び正規化トルク $\tilde{\tau}$ を

$$L = \text{diag}(\tau_1^{limit}, \tau_2^{limit}, \dots, \tau_n^{limit}) \quad (19)$$

$$\tilde{\tau} = L^{-1} \tau \quad (20)$$

とすると、大きさ1の正規化トルクを与えたときに物体に加わる力は

$$\tilde{\tau}^T \tilde{\tau} \leq 1 \quad (21)$$

より

$$(F_e - F_{bias})^T Q^T L^{-2} Q (F_e - F_{bias}) \leq 1 \quad (22)$$

となる。これは手先力空間での楕円体を表し、本論文ではこれを「インピーダンスマッチング楕円体」(Impedance matching ellipsoid, IME) と定義する。

2.4 動的操作性、操作力楕円体との関係

Eq.(22) で定義された楕円体は、 $M_p \rightarrow 0$ として手先加速度空間で表現すると動的操作性楕円体 (DME) と一致し、 $M_p \rightarrow \infty$ とすると操作力楕円体と一致することを示す。

まず $M_p \rightarrow 0$ とすると、Eq.(8) は $F_e = 0$ より

$$\begin{aligned} \tau &= M(q)J(q)\dot{\ddot{x}} - \dot{J}(q)\dot{q} + C(q, \dot{q}) + G(q) \\ &= M(q)J(q)\dot{\ddot{x}} - \dot{x}_{bias} \end{aligned} \quad (23)$$

となり、Eq.(22) は、

$$(\ddot{x} - \dot{x}_{bias})^T (M(q)J(q)\dot{\ddot{x}})^T L^{-2} (M(q)J(q)\dot{\ddot{x}}) (\ddot{x} - \dot{x}_{bias}) \leq 1 \quad (24)$$

となる。これは動的操作性楕円体 (DME) である。

一方、 $M_p \rightarrow \infty$ とすると $\ddot{x} = 0$ であり、静止状態を考え、かつ重力の影響を無視すると、Eq.(22) は、

$$F_e^T J(q) L^{-2} J(q)^T F_e \leq 1 \quad (25)$$

となり、これは操作力楕円体である。

これらのことから、動的操作性楕円体と操作力楕円体は、それぞれインピーダンスマッチング楕円体の手先の負荷質量の極限值として与えられることがわかる。動的操作性楕円体と操作力楕円体の統合は Koeppe ら [6] によっても試みられているが、これはそれぞれ独立して得られた評価を作業空間で統合する手法である。これに対し、適当な手先負荷を設定することで両者を同時に定義できるインピーダンスマッチング楕円体は全く新しい概念である。

2.5 インピーダンスマッチング度の計算例

代表的な組み立て作業用マニピュレータである PA-10 (三菱重工製, Fig.2) に対し、ある作業空間で Eq.(17) を計算した例を Fig.3 に示す。ただしここでは xz 平面でのインピーダンスマッチング楕円体を考え、

$$w = \sigma_x^{-1} \sigma_z^{-1} \quad (26)$$

によりインピーダンスマッチング度を求めた。マニピュレータの総重量は 32Kg、手先質量は 5Kg である。これより、Fig.3 の網掛けの部分で Eq.(26) で定義されたインピーダンスマッチング度が大きくなっており、この領域でマニピュレータを使用することで、関節トルクを有効に手先質量に伝達できることがわかる。

従来のアクチュエータのインピーダンスマッチングでは、トルクの伝達効率を最大にする最適なギア比は Eq.(4) で求められる。これに対し、本論文で提案するマニピュレータに対するインピーダンスマッチングにおいても、Eq.(4) に対応する指標として、例えば Eq.(17) で定義されたインピーダンスマッチング度を最大にする伝達係数行列 Q を用いることも可能である。しかし Q は Eq.(10) で示されるように関節角度や負荷質量の関数であり、例えば最適な Q を得るためのヤコビ行列 J を解析的に求めるのは不可能である。このため、Fig.3 のように様々な負荷質量に対してインピーダンスマッチング度の高い作業領域をあらかじめ求めておき、実際の作業時にその領域内で作業することで、関節トルクを常に有効に手先質量に伝達できる、すなわち負荷質量の急速な加減速が可能になると考えられる。

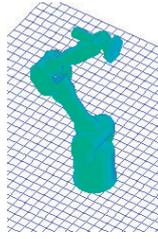


Fig. 2 The 7 dofs manipulator, PA-10

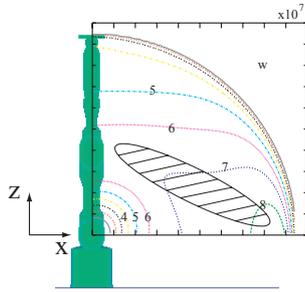


Fig. 3 An example of the degree of impedance matching

2.6 パネダンパモデルへの拡張

提案したインピーダンスマッチング楕円体は、手先質量が Eq.(6) で示される質量特性に加えて、Fig.4 に示すようなパネダンパ特性を有する場合にも有効である [17], [11] .

$$F_e = M_p \ddot{x} + C_p \dot{x} + K_p \Delta x + M_p g \quad (27)$$

このモデルでのインピーダンスマッチング楕円体は、Eqs. (8),

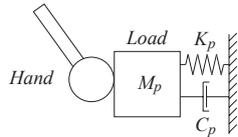


Fig. 4 Mass-Spring-Damper model

(9), (10) に代えて以下のように導かれる .

$$\tau = Q(q)(F_e - F'_{bias}) \quad (28)$$

$$F'_{bias} = (J(q)^T + M(q)J(q)^\dagger M_p^{-1})^\dagger [M(q)J(q)^\dagger (g + M_p^{-1}C_p \dot{x} + M_p^{-1}K_p \Delta x + \dot{J}(q)\dot{q}) - C(q, \dot{q}) - G(q)] \quad (29)$$

$$Q(q) = J(q)^T + M(q)J(q)^\dagger M_p^{-1} \quad (30)$$

Eq.(29) は、パネダンパ特性の影響がバイアス項 F'_{bias} に現れることを示している .

バイアス項の物理的な意味は、同じ大きさのトルクが与えられても、そのトルクの一部が環境側のインピーダンスで消費されて、その分、負荷質量を加速度運動させるのに用いられる力(トルク)が減るというものである . しかし Eq.(22) では環境にインピーダンスが存在しても、 Q は不変なため楕円の形状自体

は変わらず、バイアス項により楕円中心だけが移動することになる . このため、例えば式 Eq.(17) で定義したインピーダンスマッチング度では、トルクの利用効率に対する正確な評価ができない恐れがある .

一般に環境との相互作用を考慮する場合、周波数領域での解析など多面的な議論が必要になるが、本論文で提案した環境との相互作用をバイアス項で表す方法は、トルクの DC 成分だけに着目して議論していることと等価である . 従って環境インピーダンスを正確に評価に組み入れるためには、さらなる検討が必要であると考えられが、これについては次報以降で議論することとする .

3. 計算例

3.1 跳躍ロボットの脚設計法

Fig.5 に示すような 2 自由度脚リンク系からなる跳躍ロボットに対して、提案したインピーダンスマッチングを適用し、最もトルク・力の伝達効率の高い最適な各脚の初期姿勢を示す .

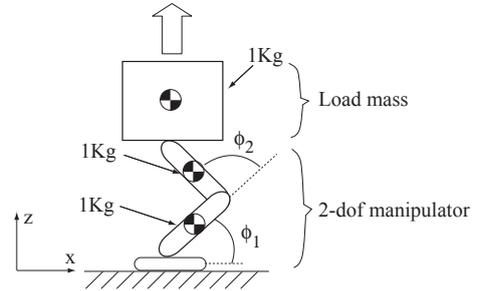


Fig. 5 Jumping robot

まず、各リンクの質量、長さを全て 1[Kg], 1[m] とし、胴体の質量を 1[Kg]、各関節の角度を $\phi_1 = 45^\circ, \phi_2 = 90^\circ$ としたときのインピーダンスマッチング楕円体 (IME)、動的可操作性楕円体 (DME)、操作力楕円体 (MFE) を Fig.6 に示す . ただし、トルクの最大値 τ^{limit} は 10[Nm] とし、インピーダンスマッチング楕円体と操作力楕円体の単位は [N]、動的可操作性楕円体は $[m^2/s]$ である . このように、インピーダンスマッチング楕円体はマニピュレータ自身を駆動するのに必要なトルクも考慮していることから、操作力楕円体よりも常に小さな楕円になる . またトルク・力の伝達効率の最も高い運動方向は、動的可操作性楕円体と操作力楕円体の長軸方向の中間となり、インピーダンスマッチング楕円体が両者の中間的な性質を有することがわかる .

次に初期関節角度を変えて、z 軸方向に発生できる力を比較した . ただし足裏は常に胴体中心の真下にあるとし、 $\phi_2 = \pi - 2\phi_1$ とした . 計算結果を Fig.7 に、同様の条件で動的可操作性を計算した結果を Fig.8 にそれぞれ示す . これより、提案したインピーダンスマッチング楕円体を用いると、 $\phi_1 = 0.95[rad]$ で伝達効率のピークが存在するが、動的可操作性では胴体の質量を考慮していないため、単調減少となっていることがわかる . インピーダンスマッチングのピーク、すなわち力の伝達効率が高い姿勢では、同じ関節トルクでより多くの力を胴体に与えることができる . また跳躍高さは、これを時間積分して得られる跳躍

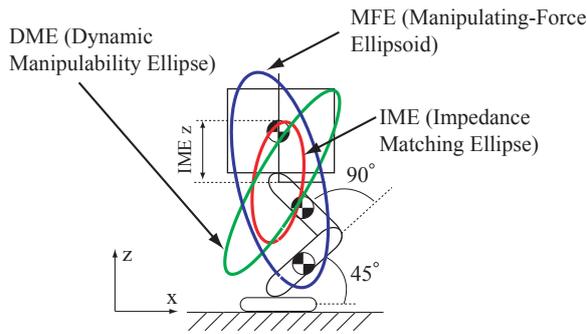


Fig.6 Impedance matching ellipsoid, IME

エネルギーにより決定されることから、提案したインピーダンスマッチングは、跳躍ロボットの脚リンク系の性能をより正確に表すことができる。また脚の姿勢を4通りに変えてインピーダンスマッチング楕円体と動的可操作性楕円体を求めた結果をFigs.9,10に示す。脚を伸ばすのに従い、動的可操作性楕円体の鉛直方向成分は単調に減少するのに対し、インピーダンスマッチング楕円体は一旦増加し、あるピークを境に減少している。

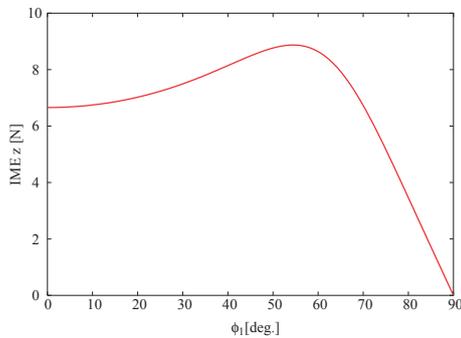


Fig.7 Vertical force derived from IME

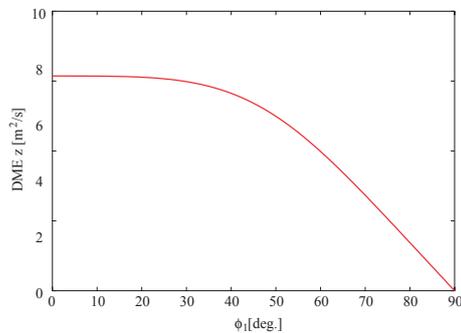


Fig.8 Vertical acceleration derived from DME

2つのリンクと本体からなる跳躍ロボットを考え、動力学シミュレータOpenHRPを用いて跳躍シミュレーション実験を行った。跳躍ロボットの各リンクの質量、長さはFig.5で示したモデルと同一である。実験では動作開始後0.1秒間に関節2に300[N]のトルクを与え、その後は関節2を固定した。 $\phi_1 = 50^\circ$ とした

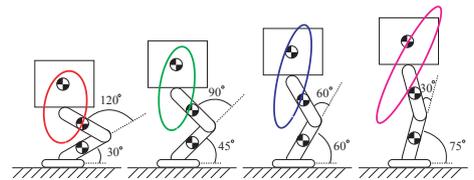


Fig.9 IME for various leg postures

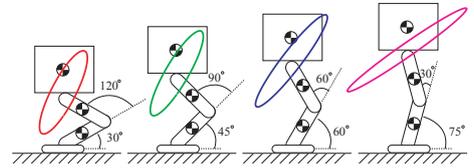


Fig.10 DME for various leg postures

時の実験結果の一例をFig.11に示す。また跳躍開始後の胴体高さの最高値と、脚が離れた時点での胴体高さの差である最高跳躍高さをFig.12に示す。このように最高跳躍高さはある ϕ_1 でピークを持ち、 ϕ_1 が増加すると急激に減少するなど、インピーダンスマッチング楕円体を用いて予想された鉛直方向への力の伝達効率(Fig.7)と同じ傾向を有することがわかり、これによりインピーダンスマッチング楕円体の妥当性、有用性を検証することができた。

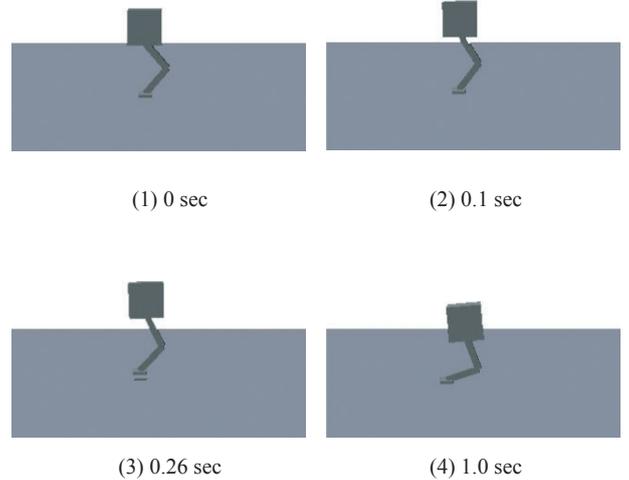


Fig.11 An example of jumping simulation

3.2 シリアルリンクマニピュレータの負荷質量を考慮したスティフネス制御

組み立て作業用マニピュレータPA-10に対して、ある作業姿勢でのインピーダンスマッチング楕円体、動的可操作性楕円体、操作力楕円体を計算した結果をFig.13に示す。ただしPA-10は通常7自由度を有するが、ここでは手先のアプローチ軸周りの回転自由度を無視し、6関節6自由度マニピュレータとして計算した。またPA-10の総重量は32Kg、手先質量は1Kg、一辺0.1mの立方体形状とし、関節トルクの最大値は仕様書を参考に決定した。

また手先質量を0.5Kgから5Kgまで変化させ、同様にイン

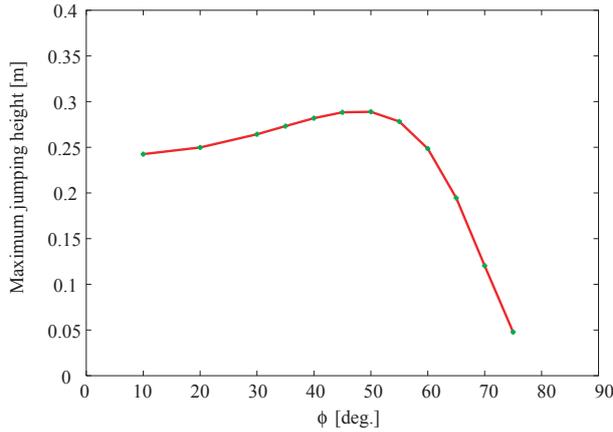


Fig. 12 Maximum jumping high for various leg postures

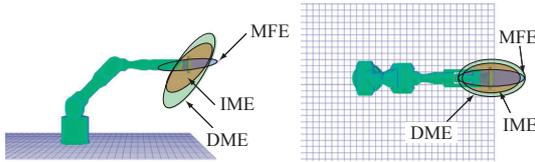


Fig. 13 Comparison of IME, DME, and MFE for 6-dof manipulator

ピーダンスマッチング楕円体を計算した結果を Fig.14 に示す。ただし Figs.13,14 で、IME は MFE に比べて 10 倍に拡大して

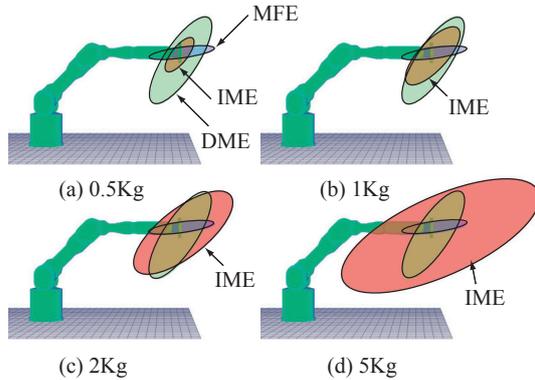


Fig. 14 Calculated IME for various load mass

表示している。このように手先質量が小さい場合には、関節トルクの大部分はマニピュレータ自重の移動に使われるため、インピーダンスマッチング楕円体は小さくなる。一方、手先重量が大きくなるにつれて、大部分の関節トルクが手先質量に伝達され、インピーダンスマッチング楕円体は大きくなる。

さて、マニピュレータ手先でインピーダンス特性を実現する方法として、関節のサーボ剛性を利用するスティフネス制御 [8] が提案されている。これは各関節 q_i で発生するトルク τ_i を、関節目標位置からの偏差に応じて次式により決定する方法である。

$$\tau_i = k_i \delta q_i \quad (31)$$

ただし k_i は関節 i のサーボ剛性である。ここで手先の剛性が以下の式で与えられる場合、

$$F_e = S \Delta x \quad (32)$$

これを実現する各関節のサーボ剛性は次式で与えられる。

$$K = J^T S J \quad (33)$$

ただし $K = \text{diag}(k_1, k_2, \dots, k_n)$ である。しかし Eq.(33) では、負荷質量もマニピュレータ自身の自重も考慮されていない。

そこで、このスティフネス制御に対し、本論文で提案したインピーダンスマッチング楕円体を用いると、手先の負荷質量と自重の影響を考慮し、手先で望みのインピーダンス特性を実現するための関節サーボ剛性を求めることができる。すなわち Eqs.(8),(31) に Eq.(32) を代入して整理すると、各関節のサーボ剛性は次式で計算できる。

$$\begin{aligned} \tau &= Q S J \delta q - Q F_{bias} \\ &= K \delta q + \tau_{bias} \end{aligned} \quad (34)$$

$$K = Q S J \quad (35)$$

この関節サーボ剛性により、負荷質量では以下のインピーダンス特性が実現される。

$$M_p \ddot{x} + S \Delta x = 0 \quad (36)$$

同様に関節サーボ剛性と関節の粘性を以下のように選択する。

$$\begin{aligned} \tau &= Q S J \delta q + Q C J \dot{q} - Q F_{bias} \\ &= K \delta q + D \dot{q} + \tau_{bias} \end{aligned} \quad (37)$$

ただし、

$$K = Q S J \quad (38)$$

$$D = Q C J \quad (39)$$

である。これにより以下のインピーダンス特性が実現できる。

$$M_p \ddot{x} + C \dot{x} + S \Delta x = 0 \quad (40)$$

Eqs.(35),(37) は、ある望みのインピーダンス特性を実現するための、負荷質量やマニピュレータの姿勢に応じた関節ゲインや粘性係数の決定法を示している。従来のスティフネス制御系では関節ゲインは負荷質量に関わらず固定であるが、本手法ではある適当な作業姿勢と負荷質量に対してこれらの関節ゲインや粘性係数を求めておき、作業時にこれを固定値として適用することで、負荷質量を考慮していない従来のスティフネス制御系に比べてより正確に望みのインピーダンス特性が実現できると考えられる。

一例として、PA-10 が手先で重さ 5Kg の物体を把持している場合を考え、 $S = \text{diag}(2, 1, 1, 1, 1, 1)$ として Eq.(35) から関節サーボ剛性 K を計算した。手先を基準位置から単位距離だけ動かしたとき、手先に発生する加速度の分布を Fig.15 に示す。Fig.15 において、同じ変位量に対して発生する加速度が大きい場合には、その方向の剛性は高いと考えられることから、計画通り x 方向の剛性が高められていることがわかる。

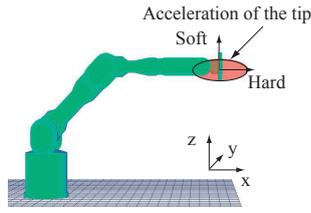


Fig. 15 Distribution of the produced acceleration of the tip when the tip is moved with a unit distance from a reference point

3.3 宇宙用マニピュレータへの拡張

衛星に取り付けられたマニピュレータを動かすと、宇宙空間には土台を固定するための足場が存在しないため、その半作用力により衛星本体にも運動が生じる [9], [15], [10]。すなわち地上固定のマニピュレータに比べて、マニピュレータ自身の重量がマニピュレータの操作性に大きく影響する。そこで本項では、提案したインピーダンスマッチングの宇宙用マニピュレータへの拡張例を示す。

まず i 個のリンクからなるフリーフライングロボットを考え、それぞれの質量、慣性モーメントを m_i, I_i とする。このとき、ロボット重心周りの運動量、角運動量は

$$\begin{pmatrix} P_g \\ L_g \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} wI_3 & 0 \\ 0 & I_g \end{pmatrix} \begin{pmatrix} v_g \\ \omega_g \end{pmatrix} \quad (41)$$

で表される。ただし、 $w = \sum m_i, I_g = \sum I_i + m_i \tilde{r}_{gi} \tilde{r}_{gi}$ であり、 r_{gi} は全重心からリンク i 重心へのベクトル、 \tilde{r} は歪対称行列である。式 (41) を微分し、次式を得る。

$$\begin{pmatrix} \dot{P}_g \\ \dot{L}_g \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} wI_3 & 0 \\ 0 & I_g \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{v}_g \\ \dot{\omega}_g \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ \omega_g \times I_g \omega_g \end{pmatrix} \quad (42)$$

また、重心周りの力と手先に加わえられた力には、

$$\begin{pmatrix} f_g \\ n_g \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} I_3 & 0 \\ \tilde{r}_{gh} & I_3 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_h \\ n_h \end{pmatrix} \quad (43)$$

の関係がある。また $f_g, n_g = \dot{P}_g, \dot{L}_g$ である。

よって、式 (42), (43) より、

$$\begin{aligned} & \begin{pmatrix} wI_3 & 0 \\ 0 & I_g \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{v}_g \\ \dot{\omega}_g \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ \omega_g \times I_g \omega_g \end{pmatrix} \\ &= \begin{pmatrix} I_3 & 0 \\ \tilde{r}_{gh} & I_3 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_h \\ n_h \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (44)$$

が得られ、これを簡単に、

$$M\dot{V}_g + C = -R_h^T F_h \quad (45)$$

と表す。ただし $F_h = -(f_h, n_h)^T$ は手先から外へ加えられる力とモーメントである。

一方、フリーフライングロボットの一般化ヤコビ行列 [15] を J^* とすると、手先速度と重心速度、関節角速度の間に次式が成り立つ。

$$V_h = J^* \dot{\phi} + R_h V_g \quad (46)$$

式 (45) を F_h について解き、式 (46) を微分して代入すると、

$$F_h = -R_h^{-T} M R_h^{-1} \dot{V}_h + R_h^{-T} M R_h^{-1} J \ddot{\phi} \quad (47)$$

が得られる。ただし簡単のため静止状態を仮定し、速度二乗項は無視した。ここで、ハンド先端にある質量のペイロードが取り付けられた場合を考え、その慣性テンソルを W とする。このとき、このペイロードに加えられる力は、

$$F_h = W \dot{V}_h \quad (48)$$

である。式 (47), (48) から、このときの手先加速度が

$$\begin{aligned} \dot{V}_h &= (R_h^{-T} M R_h^{-1} + W)^{-1} R_h^{-T} M R_h^{-1} J^* \ddot{\phi} \\ &= S J^* \ddot{\phi} \end{aligned} \quad (49)$$

と求められ、これよりペイロードに加えられた力は、

$$F_h = W S J^* \ddot{\phi} \quad (50)$$

となる。ただし、 $S = (R_h^{-T} M R_h^{-1} + W)^{-1} R_h^{-T} M R_h^{-1}$ である。ところで、フリーフライングロボットの運動方程式は

$$\tau = H^* \ddot{\phi} + C + J^{*T} F_h \quad (51)$$

で与えられる。 H^* はフリーフライングロボットの関節空間に対する慣性テンソルである。これに式 (50) を代入すると次式を得る。

$$\tau = (J^{*T} + H^* J^{*-1} S^{-1} W^{-1}) F_h \quad (52)$$

これは、慣性テンソル W のペイロードを式 (49) の加速度で運搬するのに必要な、関節で発生すべきトルクを示しており、Eq.(8) で与えられるシリアルリンクマニピュレータのインピーダンスマッチングをフリーフライングロボットに拡張したものである。

さて、Eq.(52) と Eq.(8) で重力項 $G(q)$ や関節速度 \dot{q} を 0 とした場合を比較すると、

$$J \rightarrow J^* \quad (53)$$

$$M_p \rightarrow W S \quad (54)$$

であり、 S は関節角度の関数であるから、フリーフライングロボットでは、手先負荷質量 W を見かけ上、 $W S$ へと変化させることが可能である。これを用いると、例えばフリーフライングロボットにより宇宙空間を漂う質量 W の故障衛星を捕まえる作業を考えた場合、マニピュレータの姿勢を適切に制御して $W S$ を小さくすることができれば、作業に必要なトルクを抑えることができ、エネルギー効率の向上が期待される。さらに、フリーフライングロボットにより軌道に衛星を放出する作業でも、同様の考えから少ないトルクで大きな加速度を与えることができる。

Fig.16 に示す衛星に搭載された 7 自由度マニピュレータを用いて、100Kg の小型衛星を放出するシミュレーション実験を行った。ただし衛星本体は一辺 2m の立方体で重量 1000Kg、各リンクは長さ 1m、重量 10Kg とした。

シミュレーションでは 7 自由度マニピュレータに対し、Fig.17 に示す 2 つの初期状態を考え、 x 軸方向に加速して小型衛星を

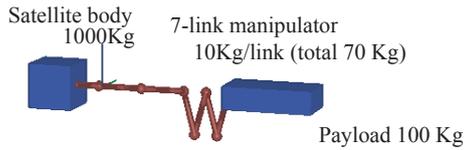


Fig. 16 7-link manipulator on free flying satellite

放出する作業を想定した。ただし初期姿勢 A は衛星本体側のリンクをたたんだ状態であり、初期姿勢 B は放出する衛星側のリンクをたたんだ状態である。

それぞれ初期姿勢に対してインピーダンスマッチング楕円体を計算した結果を Fig.18 に示す。これから、初期姿勢 A が各関節から放出衛星へのトルク・力伝達効率が高いことが予想される。

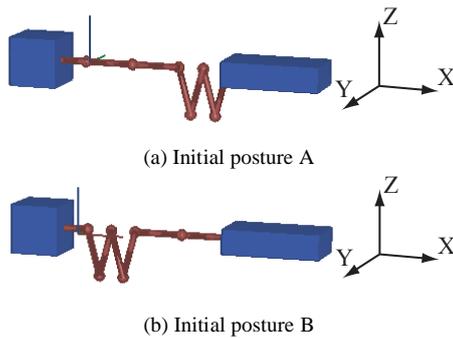


Fig. 17 Two initial postures

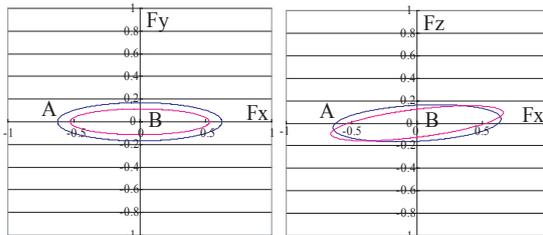


Fig. 18 Impedance matching ellipsoid

そこで小型衛星の重量を変化させて、 x 軸方向に $0.1m/s^2$ の加速度で小型衛星を加速する場合のトルク・力伝達効率を計算した。初期状態での関節トルクの総和と小型衛星に加えられた力の総和の比を Fig.19 に示す。これより、小型衛星の質量が変化しても、初期姿勢 A の方がインピーダンスマッチングが良く、各関節から放出衛星へのトルク・力伝達効率が高いことがわかる。

4. ま と め

本論文で我々はシリアルリンクマニピュレータの動的操作性能に対する新たな指標として、インピーダンスマッチングの概念、およびインピーダンスマッチング楕円体 (IME) を提案した。インピーダンスマッチングは従来単一のアクチュエータに対し、

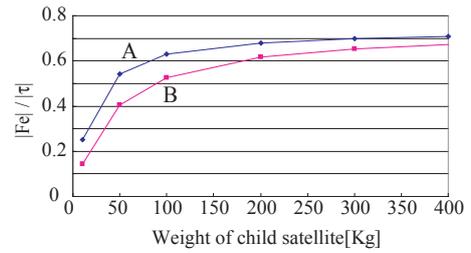


Fig. 19 Efficiency of Torque-To-Force conversion

最もトルク伝達効率の高いギア比を選択するための指標として用いられてきた指標である。本論文ではこれをシリアルリンクマニピュレータに適用し、手先負荷とマニピュレータ自重が手先でのトルク・力の伝達効率に与える影響を示す指標として新たに定義した。また伝達効率をより視覚的、直感的に表現するために、インピーダンスマッチング楕円体を提案した。さらに本論文ではインピーダンスマッチング楕円体の有効な利用法の例として、跳躍ロボットの脚姿勢計画法、スティフネス制御、自重の影響がより大きく現れる宇宙用マニピュレータへの拡張例を示し、コンピュータシミュレーションによりこれらの概念の妥当性、有用性を検証した。

謝辞 本研究の一部は 21 世紀 COE プログラム「システム情報科学での社会基盤システム形成」一環として実施され、総務省戦略的情報通信研究開発推進制度の支援を受けた。

参 考 文 献

- [1] Haruhiko Asada. A geometrical representation of manipulator dynamics and its application to arm design. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 105, No. 3, pp. 131-135, 1983.
- [2] Pasquale Chiacchio. new dynamic manipulability ellipsoid for redundant manipulators. *Robotica*, Vol. 18, No. 4, pp. 381-387, 2000.
- [3] Stephen L. Chiu. Task compatibility of manipulator postures. *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 7, No. 5, pp. 13-21, 1988.
- [4] Timothy J. Graettinger and Bruce H. Krogh. The acceleration radius: a global performance measure for robotic manipulators. In *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems '88*, Vol. 2, pp. 965-971, 1988.
- [5] Charles A. Klein and Bruce E. Blahot. Dexterity measures for the design and control of kinematically redundant manipulators. *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 6, No. 2, pp. 72-83, 1987.
- [6] Ralf Koeppe and Tsuneo Yoshikawa. Dynamic manipulability analysis of compliant motion. In *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems '97*, 1997.
- [7] Michael T. Rosenstein and Roderic A. Grupen. Velocity-dependent dynamic manipulability. In *Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 2002.
- [8] J. K. Salisbury. Active stiffness control of a manipulator in cartesian coordinates. In *Proc. IEEE Conference on Decision and Control*, p. 102, 1980.
- [9] Yoji Umetani and Kazuya Yoshida. Continuous path control of space manipulators mounted on omv. *Acta Astronautica*, Vol. 15, No. 12, pp. 981-986, 1987.
- [10] Kazuya Yoshida, Ryo Kurazume, Naoki Sashida, and Yoji Umetani. Modeling of collision dynamics for space free-floating links with extended generalized inertia tensor. In *Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pp. 889-904, 1992.
- [11] Kazuya Yoshida and Hiroki Nakanishi. Impedance matching in capturing a satellite by a space robot. In *Proceedings of the 2003 IEEE/RSJ Intl. Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 3059-3064, 2003.
- [12] Tsuneo Yoshikawa. Dynamic manipulability of robot manipulators. *Journal*

- of *Robotics Systems*, Vol. 2, No. 1, pp. 113–124, 1985.
- [13] Tsuneo Yoshikawa. Manipulability of robot mechanisms. *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 4, No. 2, pp. 3–9, 1985.
- [14] 吉川. ロボット制御基礎論. コロナ社, 1988.
- [15] 吉田, 倉爪, 梅谷. 宇宙ロボットの多腕協調制御 (スタビライジングアームの利用による制御トルクの最適化). *日本ロボット学会誌*, Vol. 9, No. 6, pp. 718–726, 1991.
- [16] 広瀬. ロボット工学. 裳華房, 1987.
- [17] 西, 吉田, 稲場, 上野, 小田, 西横. 宇宙ロボットによる衛星捕獲時のインピーダンスマッチング. 第 2 1 回日本ロボット学会学術講演会予稿集, p. 3125, 2003.
- [18] 倉爪, 長谷川. フリーフライングロボットのインピーダンスマッチング. In *The 20th Annual Conference of the Robotics Society of Japan*, p. 3J16, 2002.

倉爪 亮 (Ryo Kurazume)

1967 年 2 月 4 日生 . 1991 年東京工業大学機械物理工学専攻修士課程修了 . 同年 (株) 富士通研究所入社 , 1995 年同学機械宇宙学科助手 , 2000 年スタンフォード大客員研究員 , 同年東京大学生産技術研究所博士研究員 , 2002 年より九州大学システム情報科学研究院助教授 , 現在に至る . 群ロボット , 歩行機械 , レーザ計測の研究に従事 . 博士 (工学)

(日本ロボット学会正会員)

長谷川 勉 (Tsutomu Hasegawa)

1950 年 2 月 18 日生 . 1973 年東京工業大学電子物理工学科卒業 . 同年電子技術総合研究所勤務 . 1992 年より九州大学工学部情報工学科教授 . 現在同大学大学院システム情報科学研究院教授 . 知能ロボットの研究に従事 . 工学博士 . 計測自動制御学会 , 電気学会 , 日本機械学会などの会員 .

(日本ロボット学会正会員)