学術論文

衝突時に関節運動を生じるマニピュレータの 衝撃力学特性の定式化と同定

吉 田 和 哉^{*1} マブロイデイス コンスタンティノス^{*2} ドゥボウスキー ステイーブン^{*3}

Modeling and Identification of Impact Dynamics of Robot Manipulators with Instantaneous Joint Motion

Kazuya Yoshida^{*1}, Constantinos Mavroidis^{*2} and Steven Dubowsky^{*3}

The problem of impact dynamics of robot manipulators which make instantaneous joint motion or displacement with some disturbance torque, is addressed. Due to unknown joint effect, like back-drivability or frictional displacement, and dynamic coupling between the manipulator and its supporting base, the motion of the system is very difficult to predict after making impulsive contact with environment. A method that uses the Extended Inversed Inertia Tensor and the Virtual Rotor Inertia is proposed to estimate the motion of such systems after impact. The method covers any class of rigid manipulator arms supported by a fixed-base, a flexible deployable structure, or a free-floating satellite. The experiments using the MIT Vehicle Emulation System (VES II) are carried out to observe the impact behavior and identify the values of the Virtual Rotor Inertia and the restitution coefficient. The results clearly show that the effective mass we can feel during impact varies depending on manipulator configuration and joint conditions, but there are consistent values for the Virtual Rotor Inertia. Once those values are identified, we can predict force impulse and post impact velocity with relatively high fidelity.

Key Words: Impact Dynamics, Inversed Inertia Tensor, Virtual Rotor Inertia, Restitution Coefficient, Experimental Identification

1. ま え が き

ロボットマニピュレータが外部環境に接触した際の衝撃ダイナミクスの定式化については、古くから論じられてきている。しかしながら、衝突問題における論点は、仮に点接触の場合に限ってみても、以下のように大きく三つの側面の問題として分類することができ、それぞれに深い洞察が必要である。

第一は、剛体衝突における接触点での反発力の法線方向分力と接線方向分力のモデリングである。二次元、三次元剛体の衝突においては、質点の衝突とは異なり接線方向分力の取り扱いが重要な問題となり、特に接触表面にすべり摩擦が存在する場合は、状況は非常に複雑である [1]~[7]。Brach [2] [3] はこの問題を運動量保存とエネルギー損失の観点から論じ、反発係数（法線方向の入射/反射速度比）と摩擦係数（接線方向の入射/反射速度比）との関係に見通しのよい定式化を与えている。また Wang と Mason [4] [5] は、すべり (sliding) やくっ

つき (sticking) を伴う接触過程を見通しよく解析する “Impact space diagram” および “Impact process diagram” を提案している。

第二は、力制御あるいはインピーダンス制御されるマニピュレータが環境に接したときの安定性の議論と結びつけた、手先接触/衝突状態のモデリングである [8]~[14]。ここでの主要な論点は、自由空間運動から接触拘束状態へと遷移する過程で、不安定な振動を生じないような制御ゲインの決定法ならびに最適な接近速度の決定法などであり、これらを求めるための基礎方程式として、衝突のダイナミクスを記述する運動方程式が使われる。そしてその多くは、環境と接触部の粘弾性特性を手先に集約して、環境剛性あるいは環境インピーダンスとしてモデル化し、マニピュレータ部については特別なモデルは用いずに、関節によって結合された剛体リンク系として運動方程式を導出している。

衝突は通常非常に高速な現象であるから、接触中の運動方程式の積分を考え、衝突接触時間は無限小であるという極限をとると、衝突前後の不連続な速度変化は、マニピュレータの慣性によりのみ依存するという関係式が得られる。

そこで第三の論点は、マニピュレータの慣性特性と衝突前後の速度変化および衝撃力積の大きさとの関係を定式化することである。この問題については、浅田および Khatib によって先

原稿受付 1997 年 4 月 3 日

^{*1} 東北大学大学院工学研究科

^{*2} ニュージャージー州立ラットガーズ大学

^{*3} マサチューセッツ工科大学

^{*1} Tohoku University

^{*2} Rutgers University

^{*3} Massachusetts Institute of Technology

覚的な研究が行われ、マニピュレータがもつ慣性特性を手先空間での質量特性として表現する“逆慣性行列”，“仮想質量” [15] および “Effective mass” [16] という概念でモデル化されている。浅田ら [17] はバリ取りや動的はめあいなどの作業の性格に応じてそれぞれ好ましい仮想質量を得るようなリンクの設計問題へと応用し、この考え方はその後の多くの論文で、衝撃力を小さくするためのマニピュレータ姿勢の選択問題に適用されている [18]～[22]。特に冗長マニピュレータでは、手先位置・姿勢が与えられてもさらに自由度が残されているので、この剰余自由度を使って、衝撃力積最小化すなわち衝突方向の仮想質量を最小化することが可能である。また、ベースが浮遊している宇宙ロボットでは、ベースの慣性をも組み込んだ形へと逆慣性行列は拡張され [23] [24]、ベースを含めたコンフィギュレーションと衝撃力積との関係が議論されている。

ところで、上記の第二、第三に分類した議論では、衝突中にマニピュレータに関節制御トルクを付加しておきながら、速度変化と力積の定式化においては関節トルクは微小であるとして無視してしまっている。実際問題、衝突接触中というごく短い時間に有意な制御を行うことはほとんど不可能だとも言えるが、固い PID 制御されたアームと、柔らかいコンプライアンス制御されたアームをそれぞれ勢よく押したときにうける直観的な印象では、明らかに両者のみかけの重さは異なる。また制御力以外にも、関節にはギアやモータロータの慣性力、粘弾性力や摩擦力が存在し、外から衝撃力が作用したとき、実マニピュレータの関節はある抗力をもって微小変位 (back-drive) し、そのとき関節は完全に剛でもなく完全に自由でもない。この関節の微小変位は結果としてそのシステムが受ける衝撃力を大きく左右するものであり、衝撃ダイナミクスの定式化において無視してはならない。

この問題に対し、吉田らは関節部に仮想ロータ慣性 (Virtual Rotor Inertia) モデルを導入することを提案している [25]。これは、衝撃時に関節に抗力として作用する摩擦、粘性、弾性力等の影響をロータの慣性が等価的に増加したものとして評価し、モデル化するものである。摩擦や粘弾性力をも慣性と等価に扱うという考えは一見乱暴のようであるが、吉河、山田 [26] は周波数領域での解析によって、そのようなモデル化は理論的に正当であることを示した。

本論文では、仮想ロータ慣性モデルの正当性を実験的に検証する。

ここでは、PUMA560 型産業用マニピュレータアームの先端に、ハンマーによって打撃を与えるという極めて単純な実験を行う。その際の衝撃力、各関節の瞬間的な挙動、ハンマーの打撃および反発の速度を計測することにより、反発係数および仮想ロータ慣性の大きさを同定する。これらのデータを用いてマニピュレータの姿勢、関節の制御状態と反発係数および仮想ロータ慣性との関係を明らかにする。

さらに、衝撃によってベースもが運動するシステムについて衝撃実験を行い、あらかじめ同定した反発係数、仮想ロータ慣性値と、システムの慣性パラメータが与えられた場合、衝突前の条件から衝撃直後の運動を高い確度で予測できることを示す。

本論文の第 2 章では仮想ロータ慣性を用いた衝撃ダイナミク

スの定式化を整理し、第 3 章では衝突実験について述べる。実験は 2 段階に分け、まず第一段階ではマニピュレータベースを固定した状態で衝撃を加えて反発係数、仮想ロータ慣性値を同定する。第二段階では上に同定された値を用いて、ベースが移動する (フレキシブルなベースに支持された) マニピュレータにおける衝突後の運動を予測し、その正当性を確認する。第 4 章では、本論文の手法の工学的実用性について考察する。

2. 仮想ロータ慣性を用いた衝撃ダイナミクスの定式化

マニピュレータ・ハンドに作用する外力、外モーメントを $F \in R^6$ とし、衝突の瞬間に n 自由度アームの各関節に作用する抗力を、摩擦や粘弾性に起因するパッシブなもの、制御トルクのようなアクティブなものを含めて $\tau \in R^n$ とするとマニピュレータの運動方程式は次式のように書ける。

$$H\ddot{\phi} + c(\phi, \dot{\phi}) + \tau = J^T F \quad (1)$$

ここで $H \in R^{n \times n}$ は慣性行列、 $c \in R^n$ は速度依存の非線形項、 $\phi \in R^n$ は関節角ベクトル、 $J \in R^{6 \times n}$ はヤコビ行列である。

衝撃継続時間を δt とし、この間の衝撃力の積分値を考える。ゼロではない有限微小衝突時間 ($\delta t \rightarrow \epsilon$) を考え、その間に、(1) 慣性行列、ヤコビ行列は変化しない、(2) 関節角加速度の積分は衝突前後の角速度のジャンプとしてとらえることができる ($\ddot{\phi} \rightarrow \Delta \dot{\phi}$)、(3) 速度依存の非線形項 c の影響は無視できるが、(4) 関節抗力の影響は無視できずその積分値が $T \in R^n$ になると仮定すると

$$\begin{aligned} \lim_{\delta t \rightarrow \epsilon} \int_t^{t+\delta t} \{H\ddot{\phi} + c(\phi, \dot{\phi}) + \tau\} dt \\ = \lim_{\delta t \rightarrow \epsilon} \int_t^{t+\delta t} J^T F dt \end{aligned} \quad (2)$$

は結局以下のように書ける。

$$H\Delta \dot{\phi} + T = J^T \bar{F} \quad (3)$$

ここで $\bar{F}$ は力積を表す。

いま、この T が速度の変化量 $\Delta \dot{\phi}$ と何らかの相関をもち、その一次近似として線形係数行列 $\lambda \in R^{n \times n}$ を用いて

$$T = \lambda \Delta \dot{\phi} \quad (4)$$

と書くことができるとすると、

$$(H + \lambda) \Delta \dot{\phi} = J^T \bar{F} \quad (5)$$

のように、マニピュレータの慣性行列が等価的に増大するとみなすことができる。ここで、行列 λ は仮想ロータ慣性 [25] と呼ばれ、関節空間における粘性および剛性行列をそれぞれ $C_\phi, K_\phi \in R^{n \times n}$ とおくと、有限微小時間 $\delta t \rightarrow \epsilon$ において

$$\lambda(\delta t) = C_\phi \delta t + \frac{1}{2} K_\phi (\delta t)^2 \quad (6)$$

とモデル化できることが知られている [26]。すなわち、衝突の瞬間に抗力として作用する粘弾性力は、等価的にロボットア

ムの慣性を増大させる。なお以下では、 $\mathbf{H}$ はアームのみの慣性行列とし、 λ には式 (6) の効果に加えて、関節モータのロータやギア列に起因する実在の付加的な慣性、およびこれらの部分の摩擦に起因して等価的に慣性が増大する効果も含めて考えることにする。

式 (5) を手先作業空間について書き直すと次式を得る。

$$\mathbf{G}^{*-1} \Delta \dot{\mathbf{x}}_h = \bar{\mathcal{F}} \quad (7)$$

ここで $\Delta \dot{\mathbf{x}}_h \in R^6$ は、衝突の前後における回転も含めたハンドの速度変化であり行列 $\mathbf{G}^* \in R^{6 \times 6}$ は拡張逆慣性テンソルと呼ばれ、ベースが固定されたマニピュレータに対しては

$$\mathbf{G}^* = \mathbf{J}(\mathbf{H} + \lambda)^{-1} \mathbf{J}^T \quad (8)$$

ベースが浮遊するマニピュレータに対しては、浮遊リンク系に拡張されたヤコビ行列 $\mathbf{J}^* \in R^{6 \times n}$ 、慣性行列 $\mathbf{H}^* \in R^{n \times n}$ 、およびベースの慣性行列 $\mathbf{M} \in R^{6 \times 6}$ 、ベース・ハンド間の変換行列 $\mathbf{R}_h \in R^{6 \times 6}$ を用いて

$$\mathbf{G}^* = \mathbf{J}^*(\mathbf{H}^* + \lambda)^{-1} \mathbf{J}^{*T} + \mathbf{R}_h \mathbf{M}^{-1} \mathbf{R}_h^T \quad (9)$$

のように定義される [25]。

いま、衝突点では点接触状態であり並進の撃力 (力積) $\bar{\mathbf{f}} \in R^3$ が生じるが、衝突点まわりの撃力モーメントは生じないと仮定する。このとき式 (7) は、行列 $\mathbf{G}^*$ を四つの 3×3 部分行列に分解して、次のように書くことができる。

$$\Delta \dot{\mathbf{x}}_h = \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{v}_h \\ \Delta \boldsymbol{\omega}_h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_{11}^* & \mathbf{G}_{12}^* \\ \mathbf{G}_{12}^{*T} & \mathbf{G}_{22}^* \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{f}} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (10)$$

なお、ここで $\Delta \mathbf{v}_h \in R^3$ 、 $\Delta \boldsymbol{\omega}_h \in R^3$ は、衝突前後におけるハンドのそれぞれ並進、回転の速度変化である。ここでは、並進速度の変化のみに注目し式 (10) の上の行

$$\Delta \mathbf{v}_h = \mathbf{G}_{11}^* \bar{\mathbf{f}} \quad (11)$$

について考える。

並進速度変化 $\Delta \mathbf{v}_h$ および並進の撃力 $\bar{\mathbf{f}}$ は、衝突法線方向と接線方向に分解することができ、それぞれ添字 n, t をつけて以下のように表す。

$$\Delta \mathbf{v}_h = \Delta \mathbf{v}_{hn} + \Delta \mathbf{v}_{ht} \quad (12)$$

$$\bar{\mathbf{f}} = \bar{\mathbf{f}}_n + \bar{\mathbf{f}}_t \quad (13)$$

衝突法線方向を表す単位ベクトルを $\mathbf{n} \in R^3$ として、式 (11) の法線方向の絶対値を考えると、 $\mathbf{n}^T \cdot \Delta \mathbf{v}_{ht} = \mathbf{n}^T \cdot \bar{\mathbf{f}}_t = 0$ であるから、

$$\mathbf{n}^T \cdot \Delta \mathbf{v}_{hn} = (\mathbf{n}^T \mathbf{G}_{11}^* \mathbf{n})(\mathbf{n}^T \cdot \bar{\mathbf{f}}_n) = \frac{|\bar{\mathbf{f}}_n|}{m_a^*} \quad (14)$$

となる。ここで、

$$m_a^* = \frac{1}{\mathbf{n}^T \mathbf{G}_{11}^* \mathbf{n}} \quad (15)$$

は衝突法線方向 $\mathbf{n}$ に対するマニピュレータの仮想質量である。

質量 m_b の質点のマニピュレータハンドに衝突することによって撃力を生ずるものとする。衝突前後の質点の衝突法線方向速度の大きさを $v_b, v_b' \in R^1$ 、ハンドの衝突法線方向速度の大きさを $v_a, v_a' \in R^1$ とおく。ここで、 $\{'\}$ は衝突後の値を表す。 $\mathbf{n}^T \cdot \Delta \mathbf{v}_{hn} = v_a' - v_a$ である。したがって式 (14) は

$$m_a^*(v_a' - v_a) = |\bar{\mathbf{f}}_n| \quad (16)$$

と書くことができ、この右辺の値は衝突する質点が失う法線方向の運動量と等しい。よって

$$m_a^*(v_a' - v_a) = m_b(v_b - v_b') \quad (17)$$

を得る。

一方、よく知られた反発係数 e を用いて、衝突法線方向の速度関係は次のように書くこともできる。

$$v_a' - v_b' = e(v_b - v_a) \quad (18)$$

この式 (17)(18) を用いると、衝突後の運動を衝突前の速度条件より以下のように定めることができる。

$$v_a' = \frac{(1+e)m_b v_b + (m_a^* - e m_b) v_a}{m_a^* + m_b} \quad (19)$$

また、この際の衝撃力積は次式のように算出できる。

$$|\bar{\mathbf{f}}_n| = \frac{(1+e)m_a^* m_b (v_b - v_a)}{m_a^* + m_b} \quad (20)$$

なお、以上では衝突法線方向の並進力積/速度成分のみについて議論した。接線方向成分に関しては接触点の摩擦力が関与し複雑となるので、本論文では議論の対象とはしない。

以上に示した定式化を用いると、マニピュレータの関節抗力特性 λ を含む慣性特性 m_a^* 、衝突する対象物の慣性 m_b 、反発係数 e 、および衝突前の速度 v_a, v_b を知ることで、衝撃力積の大きさや衝突直後の速度を予測することができる。

以下に示す実験では、上の定式化を矛盾なく満たすような λ や e が存在することを確認、その値を同定し、具体的な性質を明らかにする。

3. 衝突実験

衝突実験には、MIT において開発された Vehicle Emulation System mod II (VES-II) を使用した。これは油圧駆動されるスチュワートプラットフォームの上に PUMA560 型マニピュレータを搭載したものである。PUMA とプラットフォームの間には 6 軸力/トルクセンサが挿入されており、マニピュレータの動作反力を検出してダイナミクスモデルをリアルタイムで解くことにより、重力下もしくは無重力状態において自由浮遊ベースあるいはフレキシブルなベースに取り付けられるマニピュレータシステムの動的な挙動を模擬することができる [27]。

衝突実験においては、Fig. 1 のように VES-II 上の PUMA560 の先端に振り子運動するハンマーで衝撃を与え、ハンマーヘッドに取り付けた単軸力センサにより衝撃力 f を、ハンマー回転軸のエンコーダを用いてハンマー速度を、PUMA

Fig. 1 The MIT VES-II and the impact device

の関節エンコーダを使ってロボットハンドの速度をそれぞれ測定した。なお、これらの値の計測間隔はおよそ 0.01 [s] である。

なおハードのダメージを避けるため、PUMA 専用のハンドをはずしてダミーの金属を取り付け、その表面を柔らかい素材（スポンジ）で包み込み、表面の法線方向と一致するように衝撃力を加えた。したがって、ハンマー速度 v_b, v'_b は衝突法線方向の値であり、ハンド速度 v_a, v'_a についても法線方向の値のみを評価した。

実験は 2 段階に分け、まず第一段階ではマニピュレータベースを固定した状態で、三つの姿勢、三つの関節条件で衝撃を加えて e, λ を同定する。ついで第二段階では上に同定された値を用いて、ベースが移動する（フレキシブルなベースに支持された）マニピュレータにおける衝突後の運動を予測し、その予測が正しいかどうかを実験によって確認する。

3.1 反発係数および仮想ロータ慣性の同定

マニピュレータベースを固定した e, λ の同定実験においては、Fig. 2 に示す Config.1~3 と名付ける三つの姿勢に対し矢印の方向（ $-x$ 方向）に衝撃力を加えた。それぞれの姿勢について関節条件として、関節に (a) 自重補償トルクのみを加える（Zero, Z）、(b) 自重補償に加えて弱い PD サーボを付加する（Low, L）、(c) 初期位置を維持するように非常に固い PID サーボトルクを加える（High, H）、の 3 通りの条件を施した。なおかつこの Zero 等の表記は、以下に示す図表において実験条件を区別するための呼称である。以上の実験条件を Table 1 に整理する。同表で制御ゲインは専用コントローラにおける設定値であり、3 者の相対比較においては意味を持つが、客観的な物理的パラメータとは残念ながら比較できない。

以上の計 9 通りの条件のもとで、それぞれについて数回ずつの衝突実験をおこなった。ハンマーの衝突速度は 1.0~2.5 [m/s] の範囲で実験を行い、その結果 30~70 [N] の範囲で衝撃力を生じた。

実験計測の例として衝突直後の関節運動の様子を Fig. 3 に示す。最初静止していた関節が、 $t = 0.715$ [s] に衝撃を受けおよそ 0.04 [s] 後に 40.5 [deg/s] の関節速度を得ている。この関節運動は摩擦および粘弾性抵抗により 0.3 [s] 以内に減衰している。この傾向はおおむねすべての関節、すべての実験に共通する。

ここでは、衝撃力を受けることによりおよそ 0.04 [s] 後にロ

Fig. 2 Arm configurations and impact direction

Table 1 Parameters of the experimental conditions

Configuration	joint 1	2	3
1	0 [deg]	150	90
2	0	172	40
3	0	135	135

Servo-gain	P	D	I
Zero	0	0	0
Low	5000	40	0
High	500000	4000	1500

(counts in a custom PID controller)

ットアームが最大速度を得る、という点に注目する。すなわち式 (2) の積分において、本実験の範囲では $\epsilon \approx 0.04$ [s] であり、この時刻における速度を衝突後速度として記録・整理する。

このようにして求められた速度 v_a, v'_a, v_b, v'_b を式 (17)(18) に用いることによりそれぞれ仮想質量、反発係数が計算される。計算された結果をそれぞれ Fig. 4, Fig. 5 に示す。両図では三つのロボット姿勢に対し、それぞれ三つの関節条件（Z, L, H）における計算結果をプロットしている。両図より以下の特徴が読み取れる。

- 全体的に値のばらつきがみられるが、その平均値は非常に特徴的な傾向を示している。
- 仮想質量 m_a^* は、ロボットの姿勢、関節条件に対して強い依存性を示している。同じ関節条件で比較すると、もっとも腕を曲げた Config.3 では仮想質量は最小であり、腕を伸ばし切った状態に近い Config.2 では最大である。これは物理的直感および仮想質量に関するこれまでの知見を支持するものである。
- 同じ姿勢について仮想質量を比較すると、Zero および Low の 2 者はほとんど一致している。この実験で付加した弱い PD サーボは衝撃関節抗力としてはほとんど機能しておらず、両者に共通する抗力として、ここでは実在のロータ慣性とギア等の摩擦力が支配的であるということが出来る。一方、固い PID 制御を付加した場合（High）では、明らかに仮想質量が増大している。

- 反発係数 e については、ロボットの姿勢、関節の条件にかかわらずおおむね 0.45~0.65 の範囲に分布し、その平均は 0.55 である。この数値は接触点の物理特性に強く依存するものと推定される。

ここで、仮想質量のロボット姿勢依存性をキャンセルするために、 $\lambda = 0$ として式 (8)(15) より計算されるフリージョイントの場合の仮想質量を m_1 , Zero および Low の実験同定値の平均を m_2 , High の実験同定値の平均を m_3 として m_2/m_1 , m_3/m_1 の比を計算し Table 2 に整理する。同表より、それぞれの比はロボット姿勢に依らないほぼ一定値を示しており、これらの数値は関節条件を特徴づけている。すなわち、

- Zero および Low の関節条件では、実在のロータ慣性とギア等の摩擦力が衝撃抗力として支配的であり、本実験のマニピュレータでは、仮想質量はフリージョイント・リンク系の場合のおよそ 2 倍の値として観測された。
- 固い PID 制御を付加した High の関節条件では、制御トルクも衝撃抗力として付加され、本実験の条件下では仮想質

量はフリージョイント・リンクの場合のおよそ 4 倍の値として観測された。

以上の知見は、関節の受動的および能動的なトルク（抗力）が衝撃力に対するみかけの慣性を増大させるという仮定を、強く支持するものである。また、慣性の増分がアームの慣性と同等かその数倍という事実は、式 (2) から式 (3) への展開の際に導入した、速度依存の非線形項の影響は無視しうが関節抗力の影響は無視できない、という仮定をも支持するものである。

次に以上の数値を用いて λ の値を具体的に同定する。ここではハンドを除いた 3 軸を使って 3 自由度の並進運動について実験しているので、式 (8) に現れる行列の次元はすべて 3×3 でありそこに定義される行列 $\mathbf{G}^*$ は、式 (15) の $\mathbf{G}_{11}^*$ と同一となる。そこで、各関節について λ が対角成分のみをもつ、すなわち $\lambda = \text{diag}[\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3]$ と仮定して、式 (8)(15) を用いて仮想ロータ慣性値と仮想質量との間の関係式を導く。ここでは未知数が 3 個 ($\lambda_1 \sim \lambda_3$) であるので、三つの独立な姿勢条件 (Config.1~3) における仮想質量の計測値を用いた連立方程式を構成する。これは非線形な連立方程式となるので、ニュート

(a) joint displacement

(b) joint velocity

Fig. 3 Typical joint motion after impact: joint 3, Config.1, Zero gains

Fig. 4 Observed effective mass (Z=zero, L=low, H=high)

Fig. 5 Observed restitution coefficient (Z=zero, L=low, H=high)

Table 2 Identified effective mass versus joint condition (for fixed-base experiments)

Config.	Effective mass in [kg]			Ratio	
	Ideal	Experiment		m_2/m_1	m_3/m_1
	Link Dynamics (m_1) (no friction or torque)	Zero and Low gains (m_2) (+ joint friction)	High gain (m_3) (+ servo torque)		
1	6.99	12.98	28.45	1.86	4.07
2	19.66	38.14	76.45	1.94	3.89
3	4.96	8.91	19.11	1.80	3.86

Table 3 Experimentally identified λ values

	Virtual Rotor Inertia [kgm^2]	
	Zero and Low gains (friction dominant)	High gain (servo torque dominant)
λ_1	19.82	53.18
λ_2	4.62	8.66
λ_3	0.80	2.83

ン法に基づく数値演算によって解を求めた。このようにして、それぞれの関節条件に対して **Table 3** のように仮想ロータ慣性の値が同定された。

3.2 フレキシブルベースロボット衝突実験

3.1 節では、マニピュレータの関節仮想ロータ慣性 λ の値を実際の衝撃試験によって同定した。これを宇宙機の開発から運用のプロセスに例えるならば、打ち上げ前の予備試験に相当する。ここでは、これらの値を使って、稼働中の宇宙ロボットシステムの運動を正確に予測できるかを検証する。VES-II テストベッドを用いて、無重力環境におけるフレキシブルベースロボットのダイナミクスを模擬し、フライト実験に相当する検証実験を行う。

VES-II では、PUMA560 のベースに取り付けられた力/トルクセンサで測定されるアーム反力を用いてダイナミクスモデルをリアルタイムで解くことにより、任意のダイナミクスをもったベースの運動をシミュレートできる。ここでは **Fig. 6** に示すように、無重力環境下において、長さ 15 [m]、剛性 $EI = 2.5 \times 10^8$ [$\text{Pa} \cdot \text{kgm}^2$] の特性をもつ直線状のフレキシブルビームの先端に PUMA が取り付けられているシステムを想定する。初期状態において静止しているシステムに対して、3.1 節の実験と同じように PUMA の先端をハンマーで叩くことによって外力を与え、ロボット関節の運動と VES-II によってシミュレートされるフレキシブルビームの振動の様子を計測した。3.1 節での考察により、本実験装置では関節条件 Zero と Low の間では有意差はみられなかったため、ここでは Low と High の二つの関節条件のみを比較する。

ところで、一般にフリーフローティング状態における剛体系の衝突時のダイナミクスは高速で、その運動を直接的に VES-II のようなサーボ型のシミュレータで模擬することは困難である。例えば VES-II が模擬可能なダイナミクスの帯域はおおよそ 5 [Hz] 程度までである [28]。しかしながら、本実験ではフレキシブルビームの先端に PUMA が取り付けられているシステムを想定し、高速ダイナミクス現象がみられる部分では PUMA 実機が対応し、VES-II は一次モード周波数が 0.2 [Hz] 程度のフレキシブルビームのダイナミクスを模擬している。このような実験構成は、サーボ型のシミュレータを用いる際に有効な方法である。

Fig. 7 に、二つのアームコンフィグレーションに対するフレキシブルビームの振動の様子を示す。時刻 $t = 0$ [s] に衝撃を与えている。関節条件が Low の場合、衝撃時間 ϵ 内にアームが微小変位するため関節部分でエネルギーが失われ、結果としてベースの振動変位は High の場合より 20~30% 小さくなっている。

Fig. 6 Flexible-base experiments

(a) Configuration 1

(b) Configuration 2

Fig. 7 Manipulator base motion after impact

ここで、3.1 節の実験によって同定された λ が、この実験のダイナミクスをどのように正しく記述するかを検証するため、以下のような比較を行った。

本実験ではベースが固定ではなく、反動によって運動するシステムを模擬しているから、拡張慣性行列には式 (9) を用いる。同式にヤコビ行列 J^* 、慣性行列 H^* と、3.1 節で同定された λ の値を用いて拡張逆慣性テンソル G^* を計算する。なお、式 (9) 第 2 項の行列 M に現れるベースの質量は 70 [kg] であ

Table 4 Effective mass for flexible-base manipulator

Config	Gain	Effective mass in [kg]	
		Prediction using estimated λ	Experiment
1	Low	13.90	14.21
	High	21.89	20.98
2	Low	28.96	27.48
	High	38.99	39.33

る. この G^* を式 (15) に用いて計算される m_a^* を仮想質量の理論的予測値として Table 4 の左欄に示す.

一方, 衝突前後のハンドおよびハンマーの慣性系から見た速度 v_a, v_a', v_b, v_b' の計測値を式 (17) に用いて計算される m_a^* を仮想質量の実験値として Table 4 の右欄に示す.

同表より明らかなように, 両者の値は極めてよい一致を示す結果となった. 仮想ロータ慣性 λ の概念は, 関節条件の違いによる仮想質量の違いを定性的に説明する第一次近似であるばかりではなく, 定量的にも高い確度をもって衝突後の運動を予測するパラメータであることを, この結果は示している.

4. 工学的実用性に対する考察

上の実験において, 衝突のダイナミクスを大きく支配するパラメータとして, 接触点の反発係数 e および関節の仮想ロータ慣性 λ の二つが存在し, ハードウェアが与えられれば実験によりほぼユニークにこれらの値を同定できることが示された.

残された課題として, e や λ を物理的なパラメータと結び付けてその本質をさらに解明することが挙げられるであろう. e の衝突速度依存性については文献 [7] などが取り組んでいる.

しかしながら, 工学的な実用性について考えると, 我々が現実問題として知りたいことは, 以下の三つの前提条件

- (1) 環境と接触する機械システムはあらかじめ特定されている.
 - (2) 環境の剛性についてもある程度の知見がある.
 - (3) 衝突前の運動が計測可能である.
- のもとで, 衝突後の運動を予測することである.

上の条件 (1) は, マニピュレータやそれを支持するベースのキネマティクスおよびダイナミクスのパラメータがあらかじめ同定されていることに相当する. これらのパラメータは従来から既知であるとして取り扱われてきており, これらの同定は必須である. 本論文では以上のパラメータに加えて, 関節の仮想ロータ慣性 λ を追加することを提唱する. 3.1 節に示したように, λ の値はベースを固定した状態において, いくつかの姿勢や条件のもとで衝撃を与え運動を計測することによって同定される. 宇宙ロボットの場合は, 打ち上げ前にフライトモデルのアーム部を切り離して, あるいはフライトモデルと同一設計の工学モデルに対して, 衝撃試験を行うことによって同定可能である. また, 歩行ロボットなどについても, 胴体を固定するか, 脚の部分の切り離して衝撃試験を行うことは可能である.

条件 (2) は反発係数 e が既知であることに相当する. 反発係数についても, あらかじめ衝撃試験によって同定することが工学的には実用的である. 3.1 節で明らかにしたように e は接触点近傍の物理特性に依存すると考えられるから, その同定についてはアーム全体を使う必要はなく, 接触部分 (手先, 足先)

と環境 (対象物) 間の衝突実験で十分であろう. また, 本論文では触れなかったが, 接触に摩擦が伴う場合には, 摩擦係数もあらかじめ実験的に同定しておくことが必要である.

条件 (3) は衝突直前速度 v_a, v_b が既知であることに相当する.

以上の条件が与えられれば, 式 (19)(20) によって衝突直後の運動および発生衝撃力 (力積) が予測できる. このように, ハードウェア (ロボットシステム) を特定した上で予備実験によってパラメータ同定しておくという方法は, 工学的に極めて合理的な考え方であり, e や λ の概念はこの目的に合致する.

5. 結 論

本論文では, ロボットが環境に衝突する際に, ロボットの関節が完全に剛でも自由でもなくある抗力をもって微小変位する場合の衝撃ダイナミクスについて考察し, 有限衝撃時間内の関節抗力の積分値を第一次近似として表わすパラメータ, 仮想ロータ慣性 λ を用いた衝突モデルを明らかにした.

さらに, 実際にハードウェアに衝撃力を加える実験を行い, 提唱する衝突モデルを矛盾なく満たすような λ や e が存在することを確かめ, その値を同定した.

これら同定したパラメータを用いることにより, 衝突前の運動から衝突後の運動や衝撃力 (力積) を予測することが可能であることを明らかにし, フライト中の宇宙ロボットを模擬した実験により高い確度をもった予測が行えることを検証した.

この方法は, 産業用マニピュレータをはじめとするベース固定のマニピュレータを含めて, 宇宙ロボットや歩行ロボットのようにベースが固定されていないマニピュレータ (あるいは脚) システムにおいても, 実用的な有用性を発揮するものである.

参 考 文 献

- [1] J.B. Keller: "Impact with Friction," ASME J. of Applied Mechanics, vol.53, pp.1-4, 1986.
- [2] R.M. Brach: "Friction, Restitution, and Energy Loss in Planar Collisions," Trans. ASME J. of Applied Mechanics, vol.51, pp.164-170, 1984.
- [3] R.M. Brach: "Rigid Body Collisions," Trans. ASME J. of Applied Mechanics, vol.56, pp.133-138, 1989.
- [4] Y. Wang and M.T. Mason: "Modeling Impact Dynamics for Robotic Operations," Proc. 1997 IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Raleigh, USA, pp.678-685, 1997.
- [5] Y. Wang and M.T. Mason: "Two-Dimensional Rigid-Body Collisions With Friction," Trans. ASME J. of Applied Mechanics, vol.59, pp.635-642, 1992.
- [6] V. Bhatt and J. Koechling: "Incorporating Frictional Impacts in Dynamic Simulation of Planar Multi-Link Chains," IASTED Conf. on Modeling and Simulation, pp.454-457, May 1993.
- [7] D.W. Marhefka and D.E. Orin: "Simulation of Contact Using a Nonlinear Damping Model," Proc. 1996 IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, Minneapolis, MN, pp.1662-1668, Apr. 1996.
- [8] Y.F. Zheng and H. Hemami: "Mathematical Modeling of a Robot Collision With its Environment," Journal of Robotic Systems, vol.2, no.3, pp.289-307, 1985.
- [9] N. Hogan: "Stable Execution of Contact Tasks Using Impedance Control," Proc. 1987 IEEE Conf. on Robotics and Automation, pp.1047-1053, 1987.
- [10] K. Youcef-Toumi and D.A. Gutz: "Impact and Force Control,"

- Proc. 1989 IEEE Conf. on Robotics and Automation, Scottsdale, USA, pp.410-416, 1989.
- [11] 北垣, 内山: “外部環境に対するマニピュレータの最適接近速度”, 日本ロボット学会誌, vol.8, no.4, pp.413-420, 1990.
- [12] R. Volpe and P. Khosla: “Experimental Verification of a Strategy for Impact Control,” Proc. 1991 IEEE Conf. on Robotics and Automation, Sacramento, USA, pp.1854-1860, 1991.
- [13] G. Morel and P. Bidaud: “Impedance Adaptation During a Contact Task,” Proc. 3rd Int. Symp. on Measurement and Control in Robotics, Torino, Italy, pp.Bm.I.13-18, 1993.
- [14] 正司, 稲葉, 福田: “衝突を含むロボットマニピュレータの統一のアプローチに基づく安定制御”, 日本ロボット学会誌, vol.11, no.5, pp.677-692, 1993.
- [15] H. Asada: “A Geometrical Representation of Manipulator Dynamics and Its Application to Arm Design,” Trans. ASME, J. of DSMC, vol.105, pp.131-135, 1983.
- [16] O. Khatib and J. Burdick: “Motion and Force Control of Robot Manipulators,” Proc. 1986 IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, San Francisco, CA, pp.1381-1386, Apr. 1986.
- [17] 浅田, 小川: “逆慣性行列を用いたロボットアームの動特性解析とその作業計画ならびにエンドエフェクタ設計への応用”, 計測自動制御学会論文集, vol.23, No.9, pp.81-88, 1987.
- [18] C. Cai and B. Roth: “Impact Sensitivity to Mass Distribution of a Planar Manipulator,” Proc. 3rd Int. Conf. on Advanced Robotics, Versailles, France, pp.115-124, 1987.
- [19] O. Khatib: “Reduced Effective Inertia in Macro/Mini-Manipulator Systems,” Robotics Research 5 (eds. Miura and Arimoto), MIT Press, pp.279-284, 1990.
- [20] M.W. Gertz, J.-O. Kim and P.K. Khosla: “Exploiting redundancy to reduce impact force,” Proc. 1991 IEEE/RSJ Int. Workshop on Intelligent Robots and Systems (IROS'91), Osaka, Japan, pp.179-184, 1991.
- [21] I.D. Walker: “Impact Configurations and Measures for Kinetically Redundant and Multiple Robot Systems,” IEEE Trans. on Robotics and Automation, vol.10, No.5, pp.670-683, 1994.
- [22] Z. Lin, R. Patel and C. Balafoutis: “Impact reduction for Redundant Manipulators Using Augmented Impedance Control,” Journal of Robotic Systems, vol.12, No.5, pp.301-313, 1995.
- [23] 吉田, 倉爪, 指田, 梅谷: “浮遊剛体リンク系の衝突運動の定式化”, 第9回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp.123-126, 1991.
- [24] L.B. Wee and M.W. Walker: “On the Dynamics and Contact between Space Robots and Configuration Control for Impact Minimization,” IEEE Trans. on Robotics and Automation, vol.9 No.5, pp.581-591, 1993.
- [25] 吉田, 指田, 梅谷: “拡張逆慣性行列を用いた浮遊リンク系の衝突運動の定式化”, 日本ロボット学会誌, vol.11, no.3, pp.410-418, 1993.
- [26] 吉河, 山田: “宇宙ロボットのターゲット捕捉時の衝撃力評価 (関節剛性の影響)”, 日本ロボット学会誌, vol.13, no.2, pp.242-248, 1995.
- [27] S. Dubowsky et al.: “A Laboratory Test Bed for Space Robotics: The VES II,” Proc. of IEEE/RSJ Int. Symp. on Intelligent Robot System (IROS'94), Munich, Germany, pp.1562-1569, 1994.
- [28] T. Corrigan: “Implementation and Application of Methods for Micro-Gravity Emulation,” Master Thesis at MIT, 1994.

吉田和哉 (Kazuya Yoshida)

1984年東京工業大学工学部機械物理工学科卒業, 1986年同大学院理工学研究科(修士課程)修了後, 同大機械物理工学科助手。1990年論文提出により工学博士。1995年より東北大学工学部機械航空工学科(1997年改組により大学院理工学研究科航空宇宙工学専攻)助教授。宇宙ロボットのダイナミクスと制御の研究・教育に従事。1993年9月スイス連邦工科大学にて交換研究員, 1994年3月より1年間米国マサチューセッツ工科大学にて客員研究員。日本ロボット学会(1993年論文賞), 計測自動制御学会(1991年論文賞), 日本機械学会, 日本航空宇宙学会, IEEE, The Planetary Societyの会員。(日本ロボット学会正会員)

ドゥボウスキー スティーブン (Steven Dubowsky)

1963年レンセラー工科大学(米国)卒業。1964年および1971年コロンビア大学(米国)よりそれぞれ修士および博士。現マサチューセッツ工科大学(米国)工学部教授。カリフォルニア大学ロサンゼルス校(米国)教授, ケンブリッジ大学(英国), カリフォルニア工科大学(米国), およびパリ大学(フランス)にて客員教授, また1963年~1971年にかけて, Perkin-Elmer社, General Dynamics社, American Electric Power Service社勤務の経歴を持つ。フレキシブルマニピュレータのモデリング, 学習による最適適応制御, ロボットおよび高性能制御機械のダイナミクス, 制御, 設計の分野で数多くの業績を挙げている。ASME フェロー, IEEE, Sigma XI, Tau Beta Piの会員。

マブロイディス コンスタンティノス (Constantinos Mavroidis)

1988年アテネ国立大学(ギリシャ)機械工学科卒業, 1989年パリ第6大学(フランス)より修士, 1993年同大より博士(ロボット工学)。現在ニュージャージー州立ラットガーズ大学(米国)機械および航空工学科助教授。1990年夏スタンフォード大学(米国)および1991年春東京大学(日本)にて客員研究員。1993年~1996年マサチューセッツ工科大学(米国)機械工学科にてポストドクトラル研究員。ロボットのキネマティクスおよびダイナミクス, 知能システムの設計および制御, 特に宇宙および医療への応用に興味を持つ。ASME(1994年論文賞), IEEEの会員。