

リンク系に対する汎用的フィードフォワード制御システムの開発

Development of General-Purpose Feed-Forward Control System for Link Systems

非 上田 浩正 (日野自動車) ○正 磯部 大吾郎 (筑波大)

Hiromasa UEDA, Hino Motors, Ltd
Daigoro ISOBE, University of Tsukuba

In this paper, a general-purpose feed-forward control system for link systems is developed using the parallel solution scheme of inverse dynamics. The dynamic equations of complicated link systems are hard to conduct by generally used schemes such as the Newton-Euler method or the Lagrangian method, since the equations include interdependent variables between the constituting links. In the parallel solution scheme, the joint torque is calculated by converting the nodal forces, which is evaluated by equations of motion in a matrix form. Therefore, information of the entire system is handled in parallel, and it makes easier to deal with such complicated systems as structure-varying multi-armed manipulators. Some experiments are carried out using a structure-varying multi-armed manipulator to verify the practicability of the feed-forward control system using the parallel solution scheme.

Key Words: Inverse dynamics, Multi-armed manipulator, Feed-forward control, Parallel solution scheme

1. 緒言

宇宙空間など人間が活動することが困難な環境下で、マニピュレータは貴重な作業手段として用いられている。さらに、ペイロードの低減や限られたスペースの活用、構造を冗長系にすることにより迅速な作業を実現できる効果を狙い、リンクを付け替えて構造を変化させることが可能なマニピュレータが JAXA により提案されている[1]。このようなマニピュレータは無重力下で使用されるため、動作が低速であっても遠心力やコリオリ力など非線形力項が無視できなくなる。そのため、動力学補償を行うべく逆動力学計算が必要となってくる。しかし、現在使用されている Newton-Euler 法や Lagrange 法といった方法[2]では、相対回転座標系を用いたリンク間で相互に依存した、系固有の動力学方程式を導出することとなる。そのため、複雑な構造をもつ系や構造が変化する系においては、式の導出が特に煩雑になるといった問題点がある。そこで、有限要素法(FEM)を適用した逆動力学計算法である並列的逆動力学計算法(以下、並列的解法と記す)が開発された[3]。FEM では全体直交座標系で系全体を微小要素に離散化し、全体方程式にまとめて解を出す。そこでは、各要素の情報は並列的に取り扱われる。並列的解法ではこの特徴を使って節点力を出し、それを力学的な関係に基づいてトルクに換算するという2段階の計算を行う。トルクに換算する過程においては、節点力、座標変換、リンク長に関する各々の成分はそれぞれ独立したマトリクスで表されている。そのため、例えば枝分かかれ系といった複雑な構造への対応は入力データの変更のみで可能であり[4]、さらには構造が変化する際でもその都度適切なデータを入力すれば対応することができる。

本研究では、並列的解法を用いたリンク系に対する汎用的フィードフォワード制御システムの開発を行い、JAXA が提案したマニピュレータに準じた構造可変型マニピュレータの制御実験を行うことにより、制御システムの有効性を検証する。

2. 並列的逆動力学計算法

並列的解法では、最初に運動学計算によって算出された目標軌道の加速度情報をもとに運動方程式を解き、系内の自由な節点に作用する節点力を逐次的に算出する。

$$[M]\{\ddot{u}\}_{t+\Delta t} = \{F\}_{t+\Delta t} \quad (1)$$

$[M]$ は全体質量マトリクス、 $\{\ddot{u}\}$ は節点加速度ベクトル、 $\{F\}$ は

全体座標系で表される外力ベクトルである。次に、 n リンク系の各々のリンクにおいて式(1)で得られた節点力を使って関節のトルクを表すと

$$\{\tau^n\} = [L^n][T^n]\{P^n\} \quad (2)$$

という簡潔な式で表現できる[3]。ここで、 $\{\tau^n\}$ は要素座標系における関節トルクベクトル、 $\{P^n\}$ は全体座標系における節点力に関するベクトル、 $[T^n]$ は全体座標系を各リンクの要素座標系に変換する座標変換マトリクス、 $[L^n]$ は部材長やリンク構造の情報を含む部材長マトリクスである。

3. 制御システム検証用マニピュレータの概要

構造可変型多肢マニピュレータの仕様としては、構造の組換えが容易にでき、さらに動作時に変形が生じないようにモータを小さくし、できるだけ堅牢かつ軽量にすることとした。さらに、リンクの付け替えを容易にするために構成要素をモジュール化し、リンクユニットとコネクタユニットに分けた。リンクユニットは、主にリンク部材とモータで構成される。リンク部材は交換可能な構造とし、剛体系とフレキシブル系の実験を可能とした。コネクタユニットは、リンクユニット同士を機械的かつ電氣的に結合するものである。また、動力学補償の影響を大とするため、モータのギア比はなるべく小さくした。具体的には、重量が動作に影響しない根元部分のモータに限りギアレスモータ(maxon, RE75)にし、他の箇所には減速比 18:1 のギア付モータ(maxon, RE25)を使用した。根元部分以外の各ユニットを図1に示す。

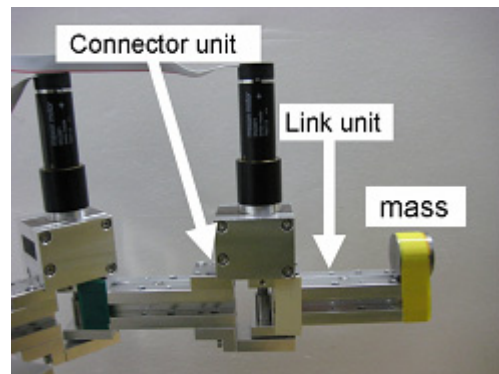


Fig. 1 Structure-varying multi-armed manipulator

4. 制御実験

実験は合計 5 リンクのマニピュレータを直列に並べた構造、および枝分かれ構造について行った。枝分かれ構造に関しては、リンク部材が全て剛体として取り扱うことができるものと、枝分かれ部分がフレキシブル部材のものについて行った。なお、実験時にはフィードフォワード(FE)制御を補助する目的で PD フィードバック(FB)制御を併用した。これは実機の組み付け誤差による抵抗や、関節で使われるベアリングの抵抗は定式化が困難であり[5]、補償する必要が生じたためである。この場合の制御トルク τ_{FF+FB} は次式で表される。

$$\tau_{FF+FB} = (\tau_{motor} + \tau_{I.D.}) / \kappa + \tau_{feedback} \quad (3)$$

ここで、 $\tau_{I.D.}$ は逆動力計算により求めるトルク、 τ_{motor} 、 $\tau_{feedback}$ はそれぞれ、次式で求められるモータ特性トルクおよび PID フィードバックトルク、 κ はギア比である。

$$\tau_{motor} = J\ddot{q}_d + D\dot{q}_d + f_c \quad (4)$$

$$\tau_{feedback} = K_p(q_d - q / \kappa) + K_D(\dot{q}_d - \dot{q} / \kappa) \quad (5)$$

ここで J 、 D 、 f_c はモータの慣性モーメントと粘性係数と動摩擦係数、 q_d 、 \dot{q}_d は目標の角度と角速度、 q 、 \dot{q} は実際に検出された角度と角速度、 K_p 、 K_D は比例、微分に対するフィードバックゲインである。一方、FB 制御のみを使用した場合は次の制御トルク τ_{FB} を使用した。

$$\tau_{FB} = \tau_{motor} / \kappa + \tau_{feedback} \quad (6)$$

なお、フィードバックゲインについては実験毎に最適なものを求めた。用いた J 、 D 、 f_c の値を表 1 に示す。関節 1 のみ他の

Table 1 Dynamics parameters of each motor

	J [kgm ²]	D [kgm ² /s]	f_c [N]
Joint 1	1.350×10 ⁻⁴	1.910×10 ⁻⁵	1.662×10 ⁻²
Joint 2~5	1.053×10 ⁻⁶	3.618×10 ⁻⁶	1.778×10 ⁻³

Table 2(a) Parameter of the link system

Parameter	Value
Length of rigid link unit [m]	0.120
Length of connector unit [m]	0.020
Link mass [kg]	0.183
Connector and motor mass [kg]	0.713
Extra mass[kg]	0.157

Table 2(b) Parameter of the flexible link

	Stainless Link	Aluminum Link
Length of link unit [m]	0.31	0.22
Length of connector unit [m]	0.02	0.02
Link mass [kg]	0.061	0.017
Young's modulus [N/m ²]	2.0×10 ¹¹	6.9×10 ¹⁰
Geometrical moment of inertia [m ⁴]	2.917×10 ⁻¹²	2.5×10 ⁻¹²
Damping coefficient α	0.1	0.0005
Damping coefficient β	0.1	0.001

Table 3(a) Feedback gain of series link (FF+FB)

	K_p [Nm/rad]	K_D [Nm/rad]
Joint 1	15.0	0.000
Joint 2	0.50	0.005
Joint 3	0.40	0.005
Joint 4	0.30	0.005
Joint 5	0.25	0.003

Table 3(b) Feedback gain of series link (FB)

	K_p [Nm/rad]	K_D [Nm/rad]
Joint 1	13.0	0.030
Joint 2	0.50	0.002
Joint 3	0.50	0.001
Joint 4	0.40	0.001
Joint 5	0.30	0.001

関節とは違うモータであるため、異なる値をとる。また、関節 1 のモータ以外はギアを使用するため、関節 1 のモータでは κ の値を 1 とし、それ以外の関節では 18 としている。また、実験に用いたリンク系のパラメータを表 2(a) と 2(b) に示す。

剛体リンクのみの直列構造の実験について、目標軌道を図 2 に示す。リンクの先端部に 0.157 [kg] の錘を配置した。また、動作時間は 3 [s] とした。実験におけるフィードバックゲインについて、FF+FB 制御の場合のものを表 3(a) に、FB 制御のみのものを表 3(b) に示す。目標角度と計測角度を図 3(a)~3(c) に、FF+FB 制御の場合の全関節についての τ_{FF+FB} 、 $\tau_{I.D.}$ および FB 制御のみの場合の τ_{FB} を図 4(a)~4(c) に示す。回転角を見ると、FF 制御を併用することによって特に根元側の追従性が向上していることが分かる。トルク値は関節 1 と 3 では $\tau_{I.D.}$ が τ_{FF+FB} と良好に一致している。一方、関節 5 では、 $\tau_{I.D.}$ のみでは制御トルク値に十分に近い値が出ていないことが分かる。これは、ベアリングの動摩擦抵抗などの外乱に起因するものと考えられる。

続いて剛体リンクのみを使用した枝分かれ構造の実験について、目標軌道を図 5 に示す。枝分かれ部分の先端部に各々 0.157 [kg] の錘を配置した。また、動作時間は 0.5 [s] とした。実験におけるフィードバックゲインについて、FF+FB 制御の場合のものを表 4(a) に、FB 制御のみのものを表 4(b) に示す。目標角度と計測角度を図 6(a)~6(c) に、FF+FB 制御の場合の全関節についての τ_{FF+FB} 、 $\tau_{I.D.}$ および FB 制御のみの場合の τ_{FB} を図 7(a)~7(c) に示す。回転角を見ると、直列リンクの実験と同様に FF 制御を併用することによって特に根元側の追従性が向上していることが分かる。トルク値は関節 1 では $\tau_{I.D.}$ が τ_{FF+FB} と良好に一致している。一方、関節 4、5 では、 $\tau_{I.D.}$ のみでは制御トルク値に十分に近い値が出ていないことが分かる。これは先ほどの実験と同様に、関節で使用しているベアリングによる摩擦抵抗など、予測が困難な外乱によると思われる。

ここまで示した実験は直列剛体リンクのみを取り扱っているものの、構造が複雑であり、従来の逆動力計算法では対応が困難なものである。本実験においては並列的解法を用いたため、入力データを入れ替えるのみで、容易に対応ができた。さらに実験結果から、並列的解法による逆動力計算結果は妥当な値を出力しているといえる。

次に、2 箇所から分岐した枝構造にフレキシブルリンクを用

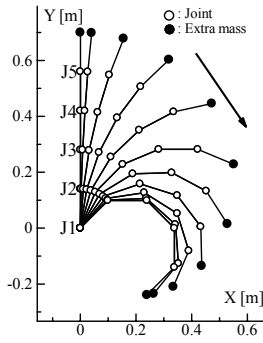


Fig. 2 Target trajectory

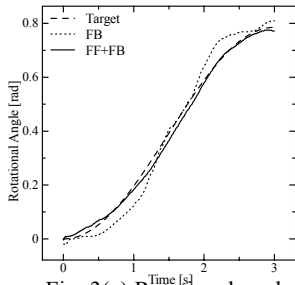


Fig. 3(a) Rotational angle of J1

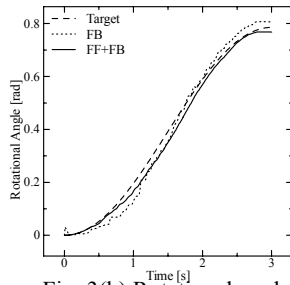


Fig. 3(b) Rotational angle of J3

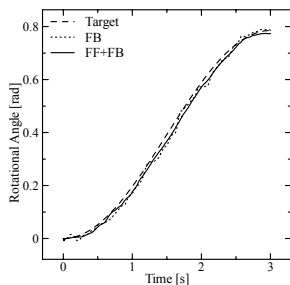


Fig. 3(c) Rotational angle of J5

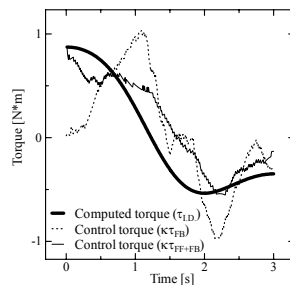


Fig. 4(a) Torque curve of J1

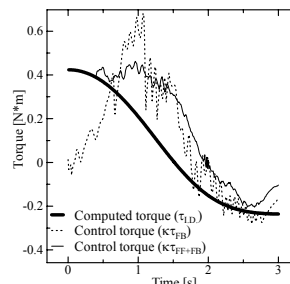


Fig. 4(b) Torque curve of J3

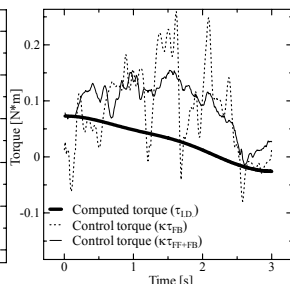


Fig. 4(c) Torque curve of J5

いた実験について記す。フレキシブルリンクのパラメータは、先に表 2(b)に示した通りである。関節 4 側にはアルミ製のリンクを、関節 5 側にはステンレス製のリンクを用いる。リンクの剛性を考慮した目標軌道を図 8 に示す。枝リンクの先端部に 0.157 [kg] の錘を配置した。また、動作時間は 1 [s]とし、動作終了後 1 [s]の間、回転角を保持するようにした。実験におけるフィードバックゲインについて、FF+FB 制御の場合のものを表 5(a)に、FB 制御のみのものを表 5(b)に示す。目標角度と計測角度を図 9(a)~9(c)に、FF+FB 制御の場合の全関節についての τ_{FF+FB} 、 $\tau_{I.D.}$ および FB 制御のみの場合の τ_{FB} を図 10(a)~10(c)に示す。回転角を見ると、FF 制御を併用した場合は、剛体リンクを使用した実験よりも追従性が良いことがわかる。さらにトルク値は関

Table 4(a) Feedback gain of rigid branch link (FF+FB)

	K_p [Nm/rad]	K_D [Nm/rad]
Joint 1	1.50	0.001
Joint 2	1.00	0.001
Joint 3	0.70	0.001
Joint 4	0.30	0.001
Joint 5	0.30	0.001

Table 4(b) Feedback gain of rigid branch link (FB)

	K_p [Nm/rad]	K_D [Nm/rad]
Joint 1	10.0	0.100
Joint 2	1.50	0.001
Joint 3	0.70	0.001
Joint 4	0.30	0.001
Joint 5	0.30	0.001

Table 5(a) Feedback gain of flexible branch link (FF+FB)

	K_p [Nm/rad]	K_D [Nm/rad]
Joint 1	1.5	0.001
Joint 2	1.0	0.001
Joint 3	1.0	0.001
Joint 4	0.1	0.001
Joint 5	0.1	0.001

Table 5(b) Feedback gain of flexible branch link (FB)

	K_p [Nm/rad]	K_D [Nm/rad]
Joint 1	8.0	0.001
Joint 2	3.0	0.001
Joint 3	3.0	0.001
Joint 4	0.1	0.001
Joint 5	0.1	0.001

節 1, 3, 5 全てにおいて $\tau_{I.D.}$ が τ_{FF+FB} と良好に一致しており、フレキシブルリンク系においても妥当なトルク値を出力していることがわかる。

以上の結果より、並列的解法による逆動力学計算を用いた制御システムが、長大な構造のリンク系や枝分かれ構造のリンク系、さらにはフレキシブルリンクを用いた構造のリンク系においても妥当なフィードフォワードトルクを供給でき、良好な制御を実現できることが示された。

5. 結論

本研究では、並列的解法を利用した汎用的フィードフォワード制御システムを開発し、その検証実験として、従来より使用されてきた方法では困難とされるような多肢マニピュレータの FF 制御を行った。その結果、複雑な構造である上に弾性たわみを考慮しなければならないような系の場合についても、正確に制御を行うことができることが確認された。今後は、制御システムをロボット機構に適用してその実用性を高めた上で、ウェブ上に公開する予定である。

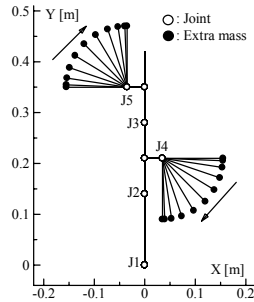


Fig. 5 Target trajectory

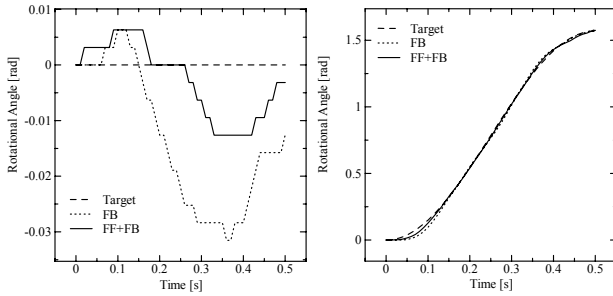


Fig. 6(a) Rotational angle of J1

Fig. 6(b) Rotational angle of J4

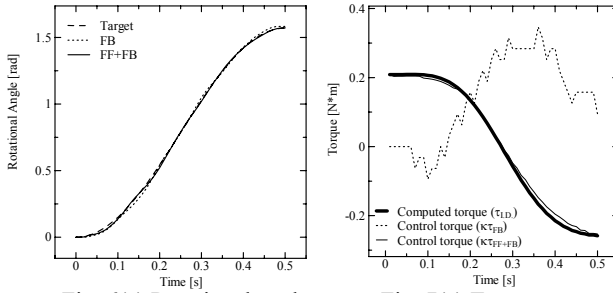


Fig. 6(c) Rotational angle of J5

Fig. 7(a) Torque curve of J1

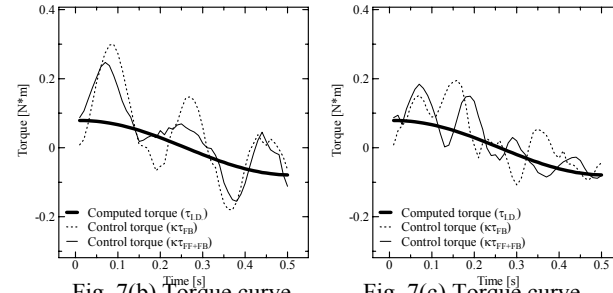


Fig. 7(b) Torque curve of J4

Fig. 7(c) Torque curve of J5

謝辞

本研究を遂行するに当たり、(独) 日本学術振興会科学研究費補助金基盤研究 C (課題番号: 19560250) の助成を受けた。ここに謝意を表す。

文献

- [1] 若林靖史, 稲場典康, 下田孝幸, 狼嘉彰: “再構成型宇宙用多肢マニピュレータ・システム”, 特許第 3435081 号, 2000-7-11.
- [2] J.J.Craig, 三浦宏文, 下山勲 訳: ロボティクス・機構・力学・制御 -, pp.155-188, 共立出版, 1991.
- [3] 磯部大吾郎: “有限要素法を用いたリンク機構の逆動力学計算”, 日本ロボット学会誌, Vol.20, No.6, pp.647-653, 2002.

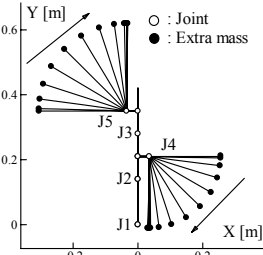


Fig. 8 Target trajectory

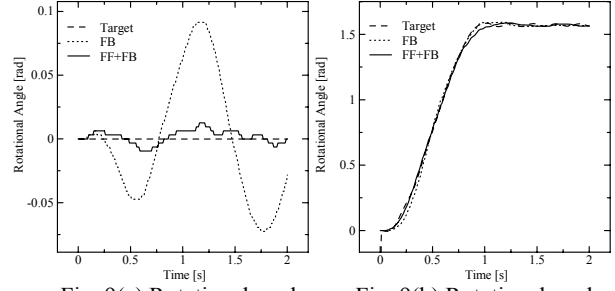


Fig. 9(a) Rotational angle of J1

Fig. 9(b) Rotational angle of J4

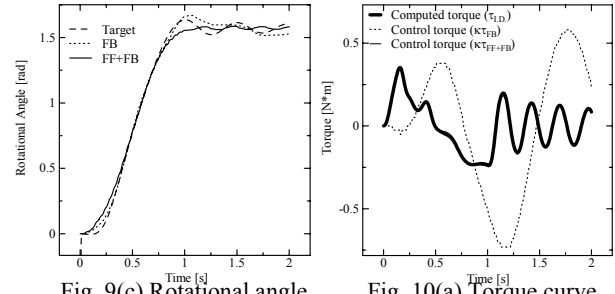


Fig. 9(c) Rotational angle of J5

Fig. 10(a) Torque curve of J1

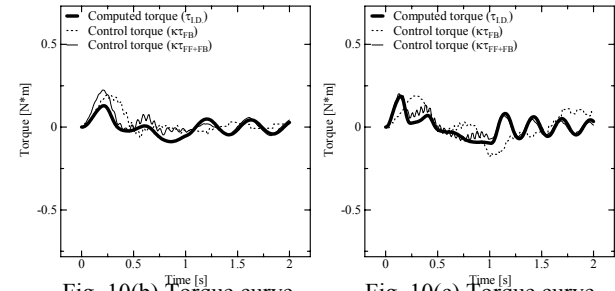


Fig. 10(b) Torque curve of J4

Fig. 10(c) Torque curve of J5

- [4] D. Isobe, A. Yagi, S. Sato: “General – Purpose Expression of Structural Connectivity in the Parallel Solution Scheme and Its Application”, JSME International Journal Series C, Vol.49, No.3, pp. 789-798, 2006.
- [5] 小野繁: ころがり軸受の応用設計, pp.69-71, 大河出版, 1979.