

学位論文 博士(工学)

ロボット運動制御のための2リンク2慣性系の非干渉化同定法

2009年度

慶應義塾大学大学院理工学研究科

大明 準 治

目次

第 1 章	緒論	1
1.1	背景	1
1.2	本論文の位置づけ	6
1.3	本論文の構成	8
1.4	参考にしたテキスト	9
第 2 章	研究の背景	10
2.1	概説	10
2.2	ロボットアームの振動抑制制御	11
2.3	制御パラメータのチューニング	16
2.4	まとめ	17
第 3 章	1 入出力機械共振系の同定とその応用	18
3.1	MD 同定法に基づく制御系のチューニングシステム	18
3.2	周波数応答と物理パラメータの同時同定法	36
3.3	1 入出力 2 慣性系の物理パラメータ推定	41
3.4	MD 同定法に基づく力制御系のオートチューニング	56
3.5	まとめ	71
第 4 章	2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定法	72
4.1	はじめに	72
4.2	対象とするシステム	73
4.3	シリアル 2 リンク 2 慣性系の動力学モデル	75
4.4	リンク状態変数計測のための信号処理	76
4.5	シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定と物理パラメータ推定	77
4.6	まとめ	96
第 5 章	非干渉化同定法の拡張	99
5.1	はじめに	99
5.2	同定入力を加えない軸の閉ループ制御化と同定入力振幅の設定の広範囲化	100

5.3	精度評価のための同定実験と考察	103
5.4	まとめ	107
第 6 章	結論	116
6.1	本論文による成果	116
6.2	今後の発展性	117
	謝辞	118
	参考文献	121
付録 A	研究業績	141

目次

1.1	Harmonic drive reduction gear [4].	3
1.2	SCARA-type robot arm SR-1054HS by Toshiba Corporation [16].	4
1.3	PUMA-type robot arm SR-606V by Toshiba Corporation [16].	5
1.4	ASEA-type robot arm SR-2604V by Toshiba Corporation [16].	6
2.1	Light-weight robot Version II “LWR II” by DLR [148].	15
3.1	Proposed robot tuning system.	20
3.2	Two degrees of freedom (2 D.O.F.) PID digital servo system.	21
3.3	MD identification method.	22
3.4	Vector locus of loop transfer function.	26
3.5	SCARA-type robot arm SR-654HS by Toshiba Corporation [16] for exper- iments.	29
3.6	Structure of 2nd joint.	30
3.7	SCARA-type robot arm controller SR-5500 by Toshiba Corporation [16].	30
3.8	Input-output data.	31
3.9	Estimated frequency response by conventional LS method.	31
3.10	Decimated input-output data.	32
3.11	Estimated frequency response by MD method.	32
3.12	Frequency response of velocity loop transfer function.	33
3.13	Step response of velocity loop.	33
3.14	Tuning experiments when payload changes from 2 kg to 10 kg.	34
3.15	Arm tip response.	35
3.16	I-PD digital servo system with TFF.	37
3.17	Input-output data.	39
3.18	Estimated frequency response by MD identification method.	39
3.19	Comparison of open loop responses.	40
3.20	One-link two-inertia system.	42
3.21	Block diagram for one-link two-inertia system.	43

3.22	Block diagram for estimation based SVD.	44
3.23	Procedure for estimation based SVD.	45
3.24	PUMA-type robot arm SR-606V and its controller SR-6000 by Toshiba Corporation [16].	49
3.25	System configuration for identification experiment.	49
3.26	Input-output and filtered data for estimation.	51
3.27	Estimated impulse response.	52
3.28	SVD mode energy plot.	52
3.29	Frequency response of estimated transfer functions.	53
3.30	Step response comparison for estimated parameter evaluation.	54
3.31	Force controlled planar two-link robot arm.	59
3.32	Experimental arrangement.	59
3.33	Cartesian-based position controller.	60
3.34	Position-based force controller.	61
3.35	Identification method for position-based force controller.	61
3.36	Torque-based force controller.	62
3.37	Identification for torque-based force controller.	62
3.38	Force controller with auto-tuning function.	63
3.39	Procedure of auto-tuning function.	63
3.40	Link posture changes.	64
3.41	Input output data.	64
3.42	Estimated frequency response at posture A.	65
3.43	Frequency response of position loop.	66
3.44	Estimated frequency response at posture A.	66
3.45	Frequency response of closed force control loop at posture A.	68
3.46	Comparison of closed-loop step responses at posture A. Solid line: Real robot. Dashed line: Simulation by IDFT using Fig. 3.45.	68
3.47	Step responses for posture A and C using control parameters tuned at A and C.	69
3.48	Experimental results of tracing with constant contact-force and velocity.	70
4.1	Planar two-link robot arm with elastic joints for experiments.	74
4.2	SCARA-type robot arm SR-504HS by Toshiba Corporation [16].	74
4.3	Outline of the proposed identification method.	78
4.4	M sequence input data for 1st link identification (First 0.3s of 1.023s) and its power spectral density.	83
4.5	Nonlinear interaction torque data for 1st link identification and its power spectral density.	84

4.6	Motor and link velocity data for 1st link identification.	84
4.7	1st link angle, 2nd link angle and cosine of 2nd link angle data during 1st link motion for identification.	85
4.8	Modification and optimization of initial estimated frequency responses for 1st link.	86
4.9	Modification and optimization of initial estimated frequency responses for 2nd link.	87
4.10	Effective examples for multi-input identification (Motor input to motor angular velocity). Left: 1st link. Right: 2nd link.	88
4.11	Effective examples for multi-output identification for 1st link under changing payload. Left: 1 output. Right: 2 outputs.	88
4.12	Effective examples for multi-output identification for 2nd link under changing payload. Left: 1 output. Right: 2 outputs.	89
4.13	Optimization-based fine tuning of estimated physical parameters using 1st link angular velocity step responses. Left: Before optimization. Right: After optimization.	90
4.14	Examples for model accuracy validation using velocity step responses for 1st link. Left: Real arm. Right: Simulation.	91
4.15	Examples for model accuracy validation using velocity step responses for 2nd link. Left: Real arm. Right: Simulation.	91
4.16	Effects of coulomb-friction compensation to estimated frequency responses.	93
4.17	Variation effects of β and γ to estimated frequency responses for 1st link to show robustness.	95
4.18	1st link angle, 2nd link angle and cosine of 2nd link angle data during 2nd link motion for identification.	96
4.19	Variation effects of β and γ to estimated frequency responses for 2nd link to show robustness.	98
5.1	Nonlinear characteristics of harmonic drive [4].	100
5.2	M-sequence-input data for 1st link identification (first 0.3s of 1.023s).	103
5.3	Nonlinear interaction torque data for 1st link identification and its power spectral density, where 2nd link is closed-loop controlled.	104
5.4	Nonlinear interaction torque data for 1st link identification and its power spectral density, where 2nd link is free.	105

5.5	Closed-loop effects against estimated frequency responses from motor input to motor angular velocity. Left: 1st link, where 2nd link is free or closed-loop controlled. Right: 2nd link, where 1st link is free or closed-loop controlled. Dashed-dotted line shown as a frequency response reference using optimized physical parameters by PEM method in each figure.	108
5.6	Optimization-based fine tuning of estimated physical parameters using 1st link angular velocity step responses. Left: Before optimization. Right: After optimization.	109
5.7	Cross-correlation functions between motor-input and residuals from motor-angular-velocity for 2nd link, using PEM or N4SID method, where 1st link is free or closed-loop controlled.	110
5.8	Variations of estimated frequency responses under varying amplitude-setup of M-sequence-input, where payload is 5, 3, or 1[kg]. Left: 1st link. Right: 2nd link.	112
5.9	Horizontal-axis-expanded figure for Fig. 5.8(b) 3kg payload.	112
5.10	Squares of estimated anti-resonant angular-frequencies under varying amplitude-setup of M-sequence-input, where payload is 5, 3, or 1[kg]. Left: 1st link. Right: 2nd link.	113
5.11	Link-angular-velocity step responses under varying reference amplitude for 1st link.	115

表目次

3.1	Estimated physical parameters.	40
3.2	Estimated physical parameters.	52
4.1	Estimated physical parameters before and after nonlinear optimization. .	90
5.1	Estimated physical parameters before and after nonlinear optimization, where 2nd (1st) link is free or closed-loop controlled.	106

第 1 章

緒論

本論文は、

- 産業用ロボットアームの高速・高精度化のための運動制御や、高機能化のための力覚センサレスコンプライアンス制御の基盤となる、弾性関節を有するシリアルリンク機構の実用的なモデリングと物理パラメータ（バネ係数，慣性，摩擦係数，減衰係数）の推定
- 弾性関節を有するシリアルリンク機構の非線形構造の利用と計測用センサ系の工夫に基づく，線形多入出力状態空間システム同定理論の実用的なメカニカルシステムへの新しい応用例の提示

を目的とした研究成果をまとめたものである。

1.1 背景

産業用ロボットは、元年と呼ばれる 1980 年から長足の進歩をとげ、自動車や精密機械、電機機器などの製造業における自動化に大きく貢献した。現在は、非製造業やオフィス、ホーム用途などサービスロボットの分野に、その技術が生かされつつある。技術的には、メカニズムの高剛性化による軽量化，モータの高出力化による小型化，エンコーダなど位置センサの高分解能化，信号処理回路や CPU 周りの進歩によるコントローラの高性能化によって，ロボットの高速・高精度化，高機能化が進んできた [1]–[3]。

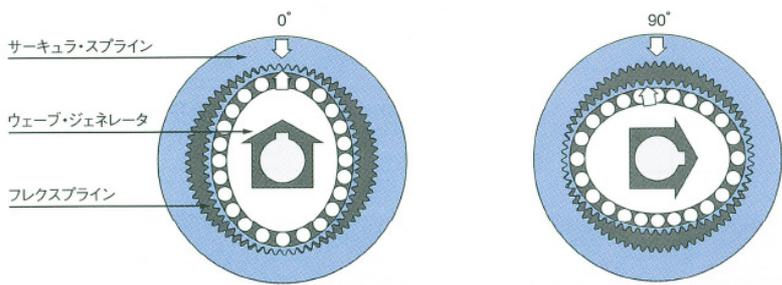
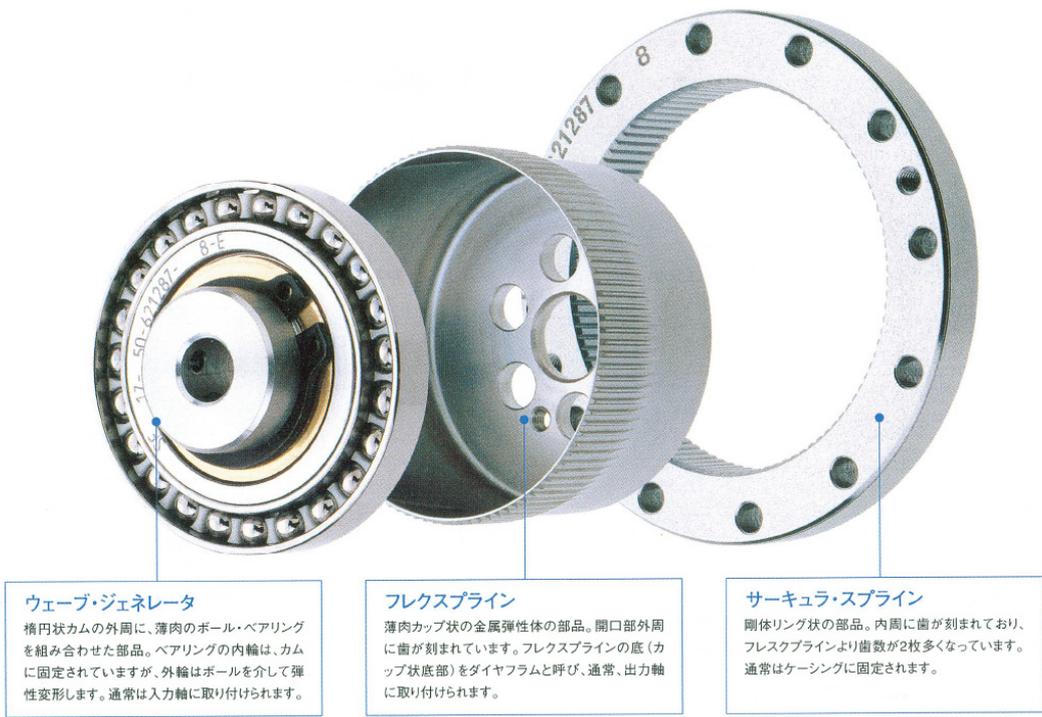
産業用ロボットは、通常，コスト面から，各軸を駆動するモータに内蔵された回転角度センサであるエンコーダ信号だけをフィードバックすることによってアーム先端の位置決めを行う「セミクローズドループ」方式で制御される。そして，そのモータの制御は，現在も，古典的な PID（比例・積分・微分）制御の延長線上にある制御則が主流である。積極的に改良を加えなくても，前述のようなハードウェアやソフトウェアの進歩によって，PID 制御自体の性能（定常偏差などの精度や制御帯域）が相対的に向上したからである。これには，1980 年代後半から 1990 年代前半にかけてサーボモータの DC AC 化に伴いアナログからデジタルに変わりつつあった速度・電流制御系において，その後の FPGA（Field Programmable Gate Array）や ASIC（Application Specific Integrated Circuit）の進歩によって，横軸（時

間軸)に関してはほとんど連続(アナログ)に戻ったことと、縦軸(量子化)に関してもセンサの高分解度化や補間の信号処理技術によって解決されたことが大きく貢献している。さらに、制御理論に基づく CAE (Computer Aided Engineering) ツールが進歩し、従来の試行錯誤ではなく、比較的システマティックに PID 制御系などが設計・実装・調整できるようになってきた。また、各軸に与える目標軌道についても、滑らかな軌道生成がリアルタイムにできるようになり、視覚や距離、力覚などの外界センサフィードバックの枠組みも手軽に使えるようになった。

しかしながら、特にロボットアームについては、動作範囲をできるだけ大きくとるために直列にリンクが連なった機構(シリアルリンク機構)で設計されることが多く、機械共振周波数を高く保ちにくい片持ち構造になる。高剛性化が進んだ現在であっても一層の高速・高加減速が求められるため、アーム先端が振動しやすく制御しにくいという問題が依然として残っている。ロボットアームは、各軸をモータで駆動できるという贅沢な入力条件に恵まれており、それに頼って何とか制御されているものの、その条件を積極的に生かしていないといえる。

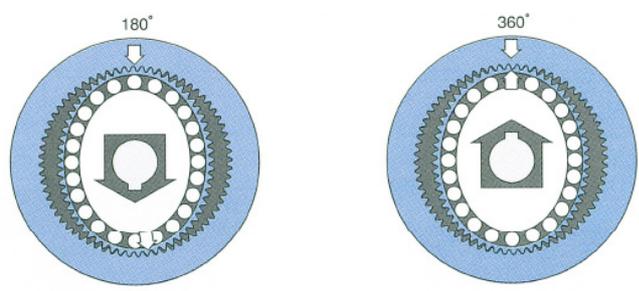
シリアルリンク機構の機械共振の要因として、「各リンクのたわみ剛性」や「各関節のねじり剛性」が挙げられる。通常の産業用ロボットアームは、前者は後者の 100 倍以上のオーダーの剛性を持っているので、弾性関節を有するシリアルリンク機構であると定義できる。さらに、関節の弾性は、減速機構やベアリングなどの構成部材で決まる。中でも、最も多く減速機構に用いられるハーモニックドライブ減速機(学術名は波動歯車装置で Fig. 1.1 に一例 [4] を図示。ハーモニック・ドライブ・システムズ社の減速機カタログから引用)は、バックラッシュが少なくコンパクトで高減速比が得られるものの、薄肉のフレックススプラインが介在するためにねじり剛性が低く、弾性関節を有するシリアルリンク機構を際立たせている。大型のロボットアームの機械共振周波数は 10Hz 未満であり、中・小型のロボットアームでも先端負荷が重ければ 10~20Hz を超える設計は難しい。この付近の周波数の振動は、作業遂行に悪影響を与えるばかりか、人間の目にも良く見えるので、うまく抑制されていないと見苦しいものになる。大型ロボットアームでは、剛性の点で有利な歯車列による RV(Rotary Vector) 減速機(ナブテスコ社) [5] も良く使われる。しかし、バックラッシュや騒音の点で課題があり、大型ロボットアームでは機械共振周波数が低くなることには大差はない。

そこで、産業用ロボットコントローラでは、PID 制御を施されたモータ各軸に対してできるだけ滑らかな目標軌道を与えることによって、アーム先端の振動を抑制している。この戦略は、各関節角ベースの基本的な PTP (Point to Point) 動作による Pick and Place 作業に対しては、それなりの成功を収めている。しかし、アーク溶接などの CP (Continuous Path, 直線補間や円弧補間など) 動作においては、アーム先端の座標系で滑らかな軌道を与えても、逆座標変換された各軸目標軌道が滑らかでなくなり、急加減速が生じることによってアーム先端の振動を誘発する。特に、ハーモニックドライブ減速機は、微小な組立誤差によって生じる入力軸周波数の 2 倍の脈動が避けられず、ある速度で発生した脈動が機械共振周波数を励起するとアーム先端に大きな振動が発生する。この脈動はモデリング可能ではあるが、実際には初期位相を合わせることができないため、モータへの入力を工夫してキャンセルするような戦略



フレクスプラインはウェーブ・ジェネレータによって楕円状にたわめられます。このため、長軸の部分では、サーキュラ・スプラインと歯がかみあい、短軸の部分では、歯が完全に離れた状態となります。

サーキュラ・スプラインを固定し、ウェーブ・ジェネレータを時計方向に回転させると、フレクスプラインは弾性変形し、サーキュラ・スプラインとの歯のかみあう位置が順次移動していきます。



ウェーブ・ジェネレータが時計方向へ180度まで回転すると、フレクスプラインは歯数1枚分だけ、反時計方向へ移動します。

ウェーブ・ジェネレータが1回転(360度)すると、フレクスプラインはサーキュラ・スプラインより歯数が2枚少ないため、歯数差2枚分だけ、反時計方向へ移動します。通常には、この動きを出力として取り出します。

Fig. 1.1 Harmonic drive reduction gear [4].

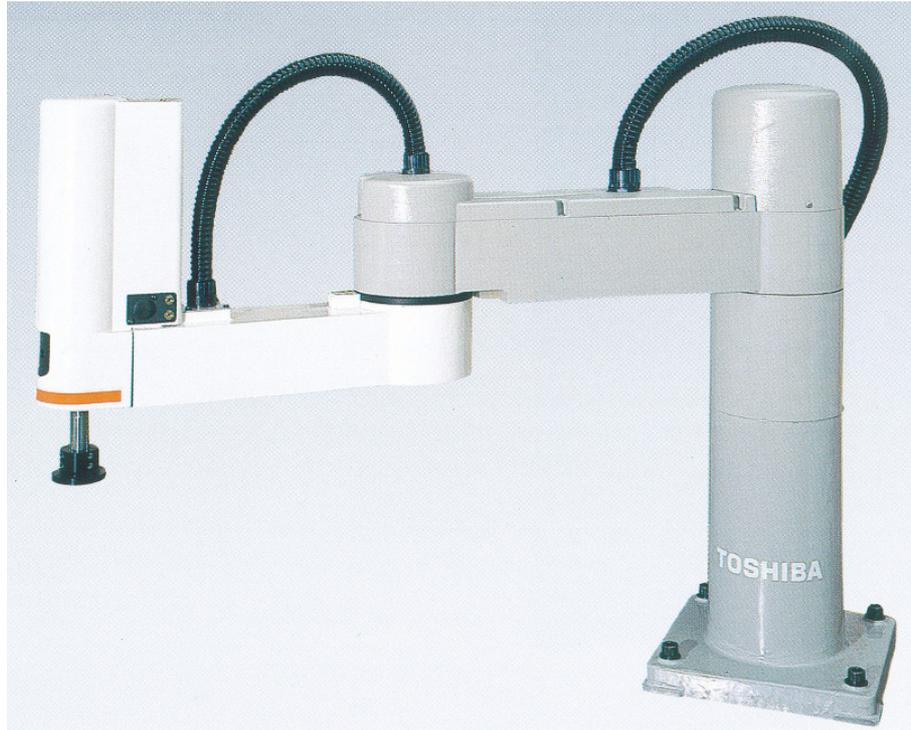


Fig. 1.2 SCARA-type robot arm SR-1054HS by Toshiba Corporation [16].

は不可能である [6]–[13]。また，モータ自体が発生するトルクも理想的ではなく，このトルク脈動も前記の機械共振を励起する [14][15]。加えて，多リンクからなるロボットアームは非線形の連成振動系であり，どのようなアーム姿勢で，どのような各軸速度で，前述の脈動による振動が発生するのか？ということが事前に推定しにくい。そこで，閉ループ特性によって機械共振をできるだけ抑制しておくことが最も望ましいことになる。それには，関節弾性まで考慮に入れたロボットアームのモデリングが必須であり，高性能な振動抑制制御をするためにはそのモデルに含まれる物理パラメータ（バネ係数，慣性，摩擦係数，減衰係数）の精度良い推定が望まれる。

さて，マテリアルハンドリングや精密組立などで多用される水平多関節型の産業用 SCARA (Selective Compliant Assembly Robot Arm, 1978 年に山梨大学教授の牧野洋らが発表) 型ロボットアーム (Fig. 1.2 に一例 [16] を図示) は，近年ますます高加減速・高速化され，水平旋回する第 1, 2 軸の減速機の弾性に起因した振動を抑制しながら高精度に動作することが要求されている。1978 年に米国 Unimation 社（現在はスイス本社のグローバル企業 Stäubli 社）が発表した垂直多関節型の PUMA (Programmable Universal Manipulation Arm) 型ロボットアーム (Fig. 1.3 に一例 [16] を図示) の第 2, 3 軸についても，重力を受けること以外は SCARA 型と全く同様な事情である。本論文では，これらのロボットアームの主要 2 軸のシリアルリンク機構のモデリングと同定，物理パラメータ推定に着目する。

なお，垂直多関節型については，スウェーデン ASEA 社（現在はスイス本社のグローバル企業 ABB 社）が 1974 年に発表した，第 2, 3 軸を平行リンク機構とした ASEA 型ロボットアーム (Fig. 1.4 に一例 [16] を図示) もポピュラーである。これはシリアルリンク機構に比べ



Fig. 1.3 PUMA-type robot arm SR-606V by Toshiba Corporation [16].

て剛性については有利だが，ロボットアームを大型にすれば剛性が下がってしまうので，やはり振動抑制制御が必要である。ASEA 型は，閉リンク機構のモデリングと同定の議論が別途必要なため，本論文では扱わないことにする。

振動抑制については，アーム先端の位置制御だけではなく，組立作業や磨き作業など接触作業に必要な力制御でも重要である。特に，作業対象物が堅い場合，アームの機械共振が顕著に現れるため，アーム先端の力を力覚センサで計測してフィードバックする制御系は不安定になりやすい。安定な力制御系を設計するためには，作業対象物との接触状態でのモデリングと同定が，位置制御以上に重要になってくる。

近年，アーム先端に高価で壊れやすい力覚センサを装着したくないという要望がある。さらに，アーム先端だけでなく，安全対策として各リンクに加わる外力も検出してしなやかな回避動作をさせたい，という要望も顕在化してきた。つまり力覚センサレスでのコンプライアンス制御の実現が望まれている [17]–[19]。力覚センサレスで外力を検出するためには，実駆動トルクからロボットアーム駆動トルクを差し引く必要があるため，当然，ロボットアームの精度の良いモデリングが要求される。これに対して，現在は，慣性トルクや摩擦トルクだけの剛体関節モデルによるアプローチがなされつつあるが，精度の良い外力推定には，本論文の主題である弾性関節までのモデリングが必須になると著者は考えている。

一方，本論文には，システム同定理論の発展に貢献するため，実用的なメカニカルシステムへの新しい応用例を提示したい，という動機がある。弾性関節のモデルとなる 2 慣性系（2 つ



Fig. 1.4 ASEA-type robot arm SR-2604V by Toshiba Corporation [16].

の慣性体を1つのバネ要素で結合したものは、ARXモデル(AutoRegressive with eXtra input model)に基づく周波数応答同定法や、部分空間法に基づく状態空間モデル同定法の有力な応用例となりうる。しかし、あくまでも線形1入出力系に対してであり、2慣性系より複雑な多慣性系としてモデリングできる場合でも、1入出力系に近似できる場合にしか有力な応用例にはなりえない。弾性関節ロボットアームは、非線形多入出力系であり、現在のところ、そのままの形で適用できる非線形多入出力システム同定理論は存在していない。線形多入出力状態空間モデル同定に有効とされる部分空間法は、そのままでは、弾性関節ロボットアームに適用しにくく、平衡点での線形近似以外の手法で非線形性を回避するためには何らかの工夫が必要である。以上が、本論文が前提とする背景である。

1.2 本論文の位置づけ

多リンク弾性関節ロボットアームの振動抑制制御には、今までに提案されてきた各制御方法で要求される程度の差はあるが、ロボットアームの動力学モデルに含まれる物理パラメータの値を精度良く推定する方法の開発が望まれる。

多入出力系の制御系設計という観点からは、伝達関数や状態空間モデルが同定できれば良く、物理パラメータ推定まで必要とは限らない。しかし物理パラメータの値は、動力学モデルベースのシミュレータの構築に必須であり、前述のような非線形制御系その他、物理パラメータ

の変動範囲を考慮したタイトなロバスト制御系やゲインスケジューリング制御系の設計でも重要な役割を果たす。また，物理パラメータの経年変化を監視することでロボットの品質保証もできる。

ここでいう物理パラメータとは，各軸の慣性やバネ係数，摩擦係数，減衰係数を指している。慣性については，昨今の 3 次元 CAD によれば，かなり正確な値が計算可能である。しかし，そのような詳細なデータが入手できるとは限らないので，組立後に動作させて得た時系列データから推定する必要がある。バネ係数については，減速機メーカーから提供されるカタログ [4] 中のデータが参考にはなるが，ベアリング等の特性も含まれてくるため，組立後の時系列データから推定すべきものである。摩擦係数や減衰係数については，当然のことながら，組立後の時系列データからしか推定できない。

さて，時系列データからの 1 入出力 2 慣性系の物理パラメータ推定については，たとえば，粟屋ら [20] の方法が使える。しかし，SCARA 型ロボットのようなシリアル 2 リンク 2 慣性系では，連成振動の影響が出るため誤差を生じる [21][22]。

時系列データから多リンク剛体関節モデルの物理パラメータの値を推定する方法 [23]–[26] については従来からさまざま研究されてきたが，周波数応答を見ながらの手作業 [27] なしに弾性関節モデルまで拡張したものはほとんど見あたらない。

本論文では，前述のようなシリアル 2 リンク 2 慣性系に対して，部分空間法に基づく多入出力状態空間モデル同定法を応用した第 1, 2 リンクの非干渉化同定法と，各リンクの慣性やバネ係数，摩擦係数，減衰係数といった物理パラメータの値を推定する方法を提案する。本同定法は，各リンク上に搭載した加速度センサ信号を同定出力だけでなく，同定入力にも利用することに特徴がある。そして，多入力による同定時のリンク間非干渉化達成と，多出力による同定精度向上をねらっている。この非干渉化によって，2 つの 1 リンク 2 慣性系の同定問題に帰着させているのがポイントである。そして，同定された 1 リンク 2 慣性系の式から，係数比較によって物理パラメータの値を推定する。このようなブラックボックス的なシステム同定とホワイトボックス的な係数比較から構成される二段階の手法は，グレーボックスモデリング [28][29] からのアプローチと見なせる。

さらに，閉ループシミュレーションベースの非線形最適化手法に基づいて物理パラメータ推定のファインチューニングも試みる。バネ係数や摩擦係数は，厳密には非線形特性を持つが，本論文では，実機の波形にできるだけ良く合い，かつ，制御系設計に使いやすいモデルを得るために，これらを定数として推定する立場をとる。

本論文の目的を以下にまとめる。

第 1 の目的は，産業用ロボットアームの高速・高精度化のための運動制御や，高機能化のための力覚センサレスコンプライアンス制御の基盤となる，弾性関節を有するシリアルリンク機構の実用的なモデリングと物理パラメータ（バネ係数，慣性，摩擦係数，減衰係数）の推定である。

第 2 の目的は，弾性関節を有するシリアルリンク機構の非線形構造の利用と計測用センサ系

の工夫に基づく，線形多入出力状態空間システム同定理論の実用的なメカニカルシステムへの新しい応用例の提示であり，理論の単なる適用ではないところがポイントである。非線形系の非干渉化同定という概念は従来にはなく，非線形多入出力系の同定という困難をアイデアで克服している。

以上から本論文の位置づけとして，SCARA 型や PUMA 型ロボットアームの主要 2 軸分の機構をモデリングした「シリアル 2 リンク 2 慣性系」(著者の造語) の「非干渉化同定法」(著者の造語) と，それに基づく物理パラメータ推定を主題とする。

1.3 本論文の構成

本論文では，SCARA 型や PUMA 型ロボットアームの主要 2 軸の運動制御のためにモデリングされた 2 リンク 2 慣性系に対する非干渉化同定法について述べる。

第 1 章では，非干渉化同定法の目的について述べる。第 1 の目的は，ロボットアームの振動を抑制しつつ高速・高精度な運動制御を実現するために必要な物理パラメータ，すなわち，関節バネ係数やモータ慣性，リンク慣性，摩擦係数，減衰係数の推定である。第 2 の目的は，ロボットアームの非線形構造の利用と計測用センサ系の工夫に基づく，線形多入出力状態空間システム同定理論の新しい応用例の提示である。

第 2 章では，従来研究のサーベイを行い，本論文の非干渉化同定法の新規性を確認する。

第 3 章では，非干渉化同定法の準備として，1 入出力機械共振系の周波数応答同定と 1 リンク 2 慣性系の物理パラメータ推定について述べる。

第 4 章では，2 リンク 2 慣性系に対する非干渉化同定法について述べる。非干渉化同定法の特徴は，加振用の同定入力他に，各リンク上に搭載した加速度センサ信号を用いて計算したリンク間の非線形干渉力も同定入力として扱うことにある。この 2 つの入力によって同定動作時のリンク間非干渉化を達成し，2 つの 1 リンク 2 慣性系の同定問題に帰着させている。そして，この同定で推定された 2 つの 1 リンク 2 慣性系の伝達関数を経由した係数比較によって，2 リンク 2 慣性系の物理パラメータの値を推定する。同定実験で推定された物理パラメータを用いたシミュレーションでは，ロボットアーム実機と良く合う時間応答が得られ，非干渉化同定法の有効性が示された。

第 5 章では，非干渉化同定法の拡張として，加振用の同定入力を加えない軸に対する閉ループ要素の導入について述べる。同定実験によれば，非干渉化同定法は閉ループ要素が導入されても有効に機能する結果が得られた。よって，同定入力を加えない軸の落下防止が可能となり，重力方向に動作する PUMA 型ロボットへも適用可能であることがわかった。

第 6 章では，本論文をまとめる。非干渉化同定法には汎用性があり，3 リンク以上のロボットアームなど，2 リンク 2 慣性系と同じ非線形構造を持った多入出力システムへの適用も可能である。

1.4 参考にしたテキスト

本論文を執筆する上で一般的に参考にしたテキストを以下に挙げる。

- 力学とモデリング [242]–[251]
- システム同定理論 [252]–[274]
- 制御理論 [275]–[309]
- 最適化理論 [310]–[313]
- ロボットの制御 [314]–[340]
- 弾性関節ロボットの制御 [341]–[343]
- 博士論文 [344]–[348]

第 2 章

研究の背景

本章では、まず、ロボットの同定から見た従来の研究と、システム同定の応用から見た従来の研究について概説する。次に、同定を必要とする主要な例として、ロボットアームの振動抑制制御とロボットコントローラの制御パラメータのチューニングを取り上げ、サーベイする。そして、本論文で提案する非干渉化同定法の新規性を確認する。

2.1 概説

2.1.1 ロボットの同定から見た従来の研究

ロボットの第一原理モデリングに基づくシミュレーションやモデルベース制御には、関節バネ係数やモータ慣性、リンク慣性、摩擦係数、減衰係数などの物理パラメータの値が必要である。これらは、何らかの方法で入手 (CAE データ)、あるいは計測しておかなければならない (摩擦や減衰係数は計算困難)。もし、詳細なデータが入手できなければ、分解したり、大がかりな計測装置を用意したりすることが考えられ、かなり困難な作業にもかかわらず、実際にやっているロボットメーカーもある。しかし、そもそも分解した状態と組み上げた状態ではロボットの挙動は異なるはずである。

ロボットを組み立てた状態における時系列の入出力データを用いて、剛体関節多リンクモデルに含まれる物理パラメータ (慣性と摩擦係数) を推定する研究が初めて試みられてから四半世紀が経ったが、未だに弾性関節多リンクモデルへは拡張されておらず、関節バネ係数や減衰係数は、大がかりな装置による実測で済ませているのが現状である。手作業の計測ではなく、時系列の入出力データにシステム同定理論を適用するアプローチでスマートな物理パラメータ推定が行えるのが望ましい。

また、産業用ロボットコントローラで多用される 1 入出力系の PID 制御のチューニングでは、試行錯誤法は別として、周波数応答さえがわかれば良い。そこで、普通はサーボアナライザで周波数応答を計測するが、サイン波スイープでは時間もかかる上に機械的な負担が大きい。次章で述べるマルチデシメーション (MD) 同定法では各軸数秒の入出力データがあれば十分であり、3 オクターブの周波数応答でも同定できる。

2.1.2 システム同定の応用から見た従来の研究

製造装置（速度制御，位置制御）や宇宙機（姿勢制御），柔軟構造物（制振）など，メカニカルシステムへのシステム同定理論の応用例は多い。しかし，ほとんどが線形1入出力同定法（ARX や部分空間法）の応用である。また，バネ要素と慣性体を交互に並べた1入出力多慣性装置など，理論を適用するために，実用的でない装置を作っている例も見受けられる。非線形1入出力同定法（ハマーシュタインモデル等）やごく少数の線形多入出力同定法（部分空間法等）の応用例があるが，理論をそのまま適用したに過ぎない例がほとんどである。

2.2 ロボットアームの振動抑制制御

ロボットアーム先端の振動抑制制御の研究開発は，日本のメーカーの研究グループが先行した。まず，1983年に安川電機の研究グループがASEA型ロボットアームの第1軸（回転軸），第2,3軸（平行リンク部）の各リンクに加速度センサを取り付けて，対応する各軸モータのアナログPI制御系に直接フィードバックする方法を発表した[30][31]。各軸の周波数応答をサーボアナライザで計測して，加速度フィードバックのアナログ回路を設計している。コントローラがアナログ回路の時代にかかなり大胆な試みであったが，加速度センサから各軸への厳密な座標変換が困難だったこともあり，ロボットアームの大きな姿勢変化や負荷変動に対応することは不可能である。あくまでも，各軸単位の振動抑制制御であった。

1986年には，富士通の研究グループが円筒座標型ロボットの回転軸の制御において加速度フィードバックする方法を発表した[32]。これは，アーム先端に加速度センサを装着して回転軸の周波数応答をサーボアナライザで計測し，加速度フィードバックに基づく並列補償器を構成して「フルクローズドループ」のための制御系を設計したものである。これは洗練された手法であったが，前述の安川電機の方法と同様に，アームの姿勢変化や負荷変動による適応させるゲインスケジューリングが必要であるという課題が残った。たとえゲインスケジューリングをしたとしても，他軸からの干渉を考えない各軸単位の振動抑制制御であることには変わりがなかった。

同じく1986年には，川崎重工の研究グループがASEA型ロボットアームに対して弾性関節のねじれ角を推定する状態オブザーバをモータ側の角度センサだけで構成し，アーム先端の振動を抑制する手法を発表し[33]，当初はアナログ回路で構成していたコントローラをデジタル化した[34][35]。アームの先端挙動を直接計測する加速度センサなどを使わずに振動抑制に成功したことは当時としては先進的であった。技術的には各軸単位の2慣性系に対する状態オブザーバであり，線形制御理論を適用しただけではあるが，姿勢変化をいくつか区分したゲインスケジューリング機能を備えていた。ASEA型はSCARA型やPUMA型とは異なり，第2,3軸がロボットのベースに固定されて左右対称性があり，連成振動が顕著ではないため，平行リンクによる閉リンク機構ではあるものの各軸単位で考えても大きな問題が生じなかったのだと推測される。このグループの優れたところは，各軸単位の状態オブザーバによる

フィードバックに加えて、さらに多リンクの弾性関節モデルを陽に用いたフィードフォワードを追加し、非線形多入出力系の非干渉化を図ろうとしたところにある [34]。しかし、状態空間モデルや関節剛性を考慮した多リンクのフィードフォワードモデルを構築するための物理パラメータは、CAD (Computer Aided Design) データからだけでは得られず、ロボットアームを分解して質量や慣性モーメントを計測したり、サーボアナライザで機械共振周波数を計測して剛性を算出したり、ハンマーで各リンクの打撃試験を行って減衰振動波形から摩擦係数や減衰係数を計測したりするなど手作業の連続で苦労したことが伝えられており、時系列の入出力データに対してシステム同定理論を適用しスマートに物理パラメータ推定をした様子はない。なお、ここでフィードフォワードに用いられた多リンク弾性関節モデルは、多リンク剛体関節モデルと 1 入出力 2 慣性系としての弾性関節モデルを組み合わせたもので、Spong が 1987 年に発表した簡約モデル [36] に相当している。このモデルは、本論文の主題であるシリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定と物理パラメータ推定にも用いている。

同時期にロボットアームを分解せずに多リンク剛体関節モデルの物理パラメータを推定する方法に関する研究が進められており、非線形システムではあるがパラメータについては線形であることに気づいた大阪大の前田と大須賀ら [37]–[40]、電電公社 (現在の NTT) の川崎ら [41]–[44] が先鞭をつけた。前田と大須賀らの研究成果 [37] は、世界初として伝えられていくであろうが、同定用動作をどのように実現するのかにあいまいさが残るのと、統計的なデータ処理についてはあまり考えられていなかった。一方、川崎ら [42] にはシステム同定に関する知識があり、使いこなしの難しい補助変数法に基づく最小 2 乗法を用いた統計的手法によってスマートに課題を解決してみせた。川崎らの一連の研究は実用性が高いが、外国の文献ではあまり引用されていないようである。

同定用動作の評価と選択については、吉川 [45] によって最初に検討された。前田と大須賀らの方法 (逐次同定法 [23] と呼ばれる) については、外乱オブザーバ [46] を用いた方法が村上ら [47] によって提案され、同定用動作の精度が向上した。その後、川崎らの方法 (同時同定法 [23] と呼ばれる) の延長線上で、米国の研究者 An ら [48]、フランスの研究者 Khalil ら [49]、ベルギーの研究者 Swevers ら [50] などによって多リンク剛体関節モデルの研究は発展させられたが、多リンク弾性関節モデルの物理パラメータ推定に拡張されることはなかった。これは、剛体関節モデルでは 2 階の微分方程式であったのに対し、弾性関節モデルでは 4 階の微分方程式になり、パラメータについての線形性を用いるだけでは精度が出ないため事実上同定困難だからである。また、弾性関節部分の物理パラメータ推定は従来の 1 入出力の同定アルゴリズムで別途行えば良いとの考え方もあったと思われる。実際、モータの慣性モーメントのオーダーは 10^{-4} であるのに対し、弾性関節の主要因であるハーモニックドライブ減速機のバネ係数は 10^4 のオーダーであり、1 入出力の同定アルゴリズムでやっと推定できる範囲にある。しかし、本論文で取り上げるようなシリアル 2 リンク 2 慣性系は、連成振動のために 1 入力 1 出力システムとして同定できない。連成振動が起らないように各関節を外部から固定し、関節剛性を計測する方法も提案されているが [51][52]、大がかりすぎて一般的ではない。

1994 年には、神戸製鋼の研究グループが、状態空間表現での外乱オブザーバを用いた振動

抑制方式を発表し [53]，発展させた [54]–[59]。これは，川崎重工の方式において，精度の高い物理パラメータが必要になることと，非線形の干渉トルクで起こるフィードバック外乱に対してオブザーバの推定の精度が悪くなる可能性があることを改良したものである。この外乱オブザーバには，多リンク弾性関節モデルを用いて干渉トルクをできるだけ補償しておくというアイデアが盛り込まれているのが特長である。しかし，誤差なら何でも外乱オブザーバで吸収できるわけではなく限界がある。この方式においても精度の良いパラメータは必要であり，その推定には，かなりの労力がかけられ，工夫もされている [57][59]。彼らは，静的な関節剛性の計測 [51] では動作中の実機に合うパラメータは得られないと批判しており，彼らが提案する手法のように全関節の剛性を動的に計測するべきだと主張している。動的な関節剛性推定は本論文の主題でもあり，著者も大いに賛同するところではあるが，あくまでも手作業のハンマー打撃試験による計測であり，時系列の入出力データを用いたシステム同定の範疇には入らない。

その後，島田ら [27][60] が，やはり状態空間表現での外乱オブザーバを発展させ，ダブルオブザーバ方式を発表したが，物理パラメータの推定については，サーボアナライザで計測した周波数応答を見ながらの手作業であった。

電気学会を中心としたモーションコントロールのコミュニティでは，1993年に結城，村上，大西によって，2 慣性系に対して外乱オブザーバをベースとした共振比制御による振動抑制方式が発表された [61]。これがきっかけとなって，堀や黒沢らによって，2 慣性系の振動抑制制御が盛んに行われた [62]–[72]。しかし，外乱オブザーバを切り口とした設計法という分野は確立したものの，1 入出力 2 慣性系の振動抑制制御については，以前から状態フィードバックを用いた研究がなされていた [73]–[75]。

必要になる物理パラメータ推定についても，外乱オブザーバをベースとした方法が提案されたが，入出力データにシステム同定理論を適用するという動きは少なく，堀の適応的な慣性パラメータ同定法 [62] が目立つ程度であった。同時期に，栗屋らが独自に外乱オブザーバをベースにした 2 慣性系の物理パラメータ推定方法を発表しており [20]，クーロン摩擦まで考慮に入れた点で実用性が高かった [76]–[80]。その後，岩崎もクーロン摩擦を扱っている [81]–[83]。いずれにせよ，1 入出力系での議論であり，多入出力系である弾性関節アームへの適用は陽には考えられていなかった。1 入出力 2 慣性系の物理パラメータ推定ということでは，入出力データを用いたシステム同定理論の適用によって，数秒の動作データから，バネ係数や慣性，摩擦係数，減衰係数を一気に算出する手法を著者らが 1989年の時点で発表し [84]，特許化も行っていた [85]。足立らも，宇宙用柔軟構造物の 1 入出力データに対してシステム同定理論を適用し，物理パラメータ推定を行う方法を既に発表していた [86]。1, 2 リンクの弾性関節ロボットアームのモデリングと振動抑制制御という面では，古荘らの一連の優れた研究があるが [87]–[108]，物理パラメータ推定に関する論文は見あたらない。また，フレキシブルアームのモデリングと制御に関する優れた研究も数多くあるが [109]–[115]，弾性関節アームに対してはオーバースペックといえる。

米国においては、1980年代半ばに、ハーモニックドライブ減速機を用いた GE 製ロボットアームを使った研究グループが、その旋回軸の周波数応答をサーボアナライザで計測するなど、詳細な実験結果とモデリング方法を示した論文 [116]–[118] を発表し、産業用ロボットにおいて弾性関節の振動特性が無視できないことが周知されるに至った。

弾性関節ロボットアームにおける非線形オブザーバや振動抑制制御の研究は、1980年代から 1990年代にかけて、米国の Spong[36][119][120]、Readman[341][121]、イタリアの De Luca[342][122]–[124]、Nicosia[125]、Tomei[126] らによって精力的に進められたが、特異摂動法やフィードバック線形化、受動性に基づく方法などの理論研究が主であり、2リンク程度のシミュレーションや 1リンク程度の簡単な実験結果が示されたただけであった。実験をあまり行っていないので、実際に必要な物理パラメータ推定に関する話題も皆無であった。

その点、面倒な物理パラメータ推定を自動的に行う適応制御のアプローチが魅力的である。剛体関節ロボットアームに対する適応制御については、大域的安定性が初めて証明された手法を 1986年に東芝の大須賀 [127] と米国の Craig[128] がほとんど同時に発表した。しかし、各リンクの角加速度の計測を必要とするという課題が残っていた。これに対し 1987年に米国の Slotine[129] が、スライディングモード制御の手法をヒントに動力学モデルの受動性を利用して、加速度不要な大域的安定性が証明された適応制御を発表して脚光を浴びた。弾性関節ロボットアームの物理パラメータ推定機能を内蔵する適応制御については、Spong によって最初に発表され [130]–[132]、その後多くの研究がなされたが [133][134]、ほとんどが 2リンク程度のシミュレーションである。日本では、藤井らのグループがロボスタ制御と並行して適応制御を精力的に研究していた [136]–[140]。しかし、弾性関節アームに対する適応制御は複雑になりすぎて過渡特性が悪く、成功を収めたとはいえないまま下火になった。Slotine らによって、弾性関節に加えてリンクの幾何学的誤差までも考慮に入れた適応制御が近年発表されたが [135]、簡単なシミュレーション結果が示されているだけである。適応制御の場合、安定性や制御出力誤差が収束することが第一であって、物理パラメータの推定機能が内蔵されていても、その収束に特段注意が払われているわけではなく、ただ有界であることが保証されているだけである。よって、精度の良い物理パラメータ推定に特に有効であるとはいえない。ただし、適応制御は学際的であり制御理論を学ぶ上で良い教材になる。たとえば、大森によるわかりやすい解説 [141] もあるし、Ortega らによる最新のテキスト [142] もある。ロボット制御理論のサーベイということでは、山北の解説 [143] が優れている。

1990年代から、DLR (ドイツ航空宇宙センター) のロボット研究グループが、宇宙構造物の技術を用いて 7自由度の超軽量ロボットアームを開発しており、注目を集めている [144]–[147]。Fig. 2.1 にその 2号機を示す [148]。3号機まであり、近年、ドイツ本社のグローバル企業 KUKA (クーカ) 社によって製品版もリリースされた。トルクセンサが内蔵された特注のハーモニックドライブ減速機を用いており、モータ側の角度だけでなく、リンク側の角度を計測するエンコーダまで装備されている。つまり、関節のねじり剛性を反映した全状態フィードバックが可能という贅沢な仕様である。Albu-Schäffer や Ott らが、Spong の



Fig. 2.1 Light-weight robot Version II “LWR II” by DLR [148].

簡約モデル [36] に基づき DLR ロボットアームの振動制御について多くの発表をしている [149]–[156]。物理パラメータ推定についての論文もあり，関節剛性や摩擦係数の推定方法が示されている [149][154]。しかし，リンク側の角度センサとトルクセンサ出力に頼った各軸毎の簡易な計測にとどまっております，本来考慮すべきリンク間の連成振動の影響についての記述が全くなく，多リンク弾性関節ロボットアームの物理パラメータ推定としては不十分である。彼らは論文中で，CAE データだけではロボット実機と合うモデルは得られないからロボットを組み立てたままの同定が必要である，と主張はしているが，実に中途半端なものになっている。おそらく，全状態フィードバック可能なロボットアームなので，制御系のロバスト性でカバーしているのだと推測され，非常に特殊なケースであるといえる。しかしながら，DLR アームのようにセンサによる計測点がモータの駆動点から離れているノンコロケーションなフルクローズドループ制御のチューニングは，通常のコロケーションなセミクローズドループ制御のチューニングに比べ，位相は遅れるし，バックラッシュや機械共振の影響で振動的になりやすいし，はるかに難しいと推測される。リンク側の角度センサを搭載したアームの状態フィードバック制御については，島田ら [157] がマルチレート方式を試みている。

他に，大石ら [158] も，多リンク弾性関節ロボットアームの同定を扱っているが，連成振動が起らないと仮定したアームの姿勢を選んでおき，各軸毎の機械共振周波数を利用してバネ係数などの推定を行っているのは，基本的には前述した DLR と同様な方式である。

2.3 制御パラメータのチューニング

さて、産業用ロボットについては、コントローラ出荷前における P, I, D などの制御パラメータのチューニングも重要な課題である。従来、試行錯誤的に行われてきたチューニングではあったが、これを自動化しようとするアイデアは、1989年に米国 GM の Chen が 6 軸の PUMA 型ロボットアームを用いて世界で最初に発表した [160]。これは、ロボットアームの時間応答波形の非線形最適化（基本的には準ニュートン法）に基づくもので、ミニコンピュータ μ VAX (DEC 社製) 上に構築された。最初におおよその制御パラメータを算出しておき [159]、 μ VAX 上の動特性シミュレータでの動作、次に実機での動作を繰り返して、6 軸分の最適な制御パラメータを求めるものである。従来の試行錯誤法を自動化するオートチューニング方法ではあったが、関節角度や角速度、角加速度、モータ入力各波形の振動やオーバーシュート量などを用いた多目的評価関数の設定の方が試行錯誤的になってしまっている。ロボットアーム実機の時間応答波形の非線形最適化をベースとした手法は、自動化して危険はないのか？という疑問も残るが、現場で受け入れられやすい素晴らしいエンジニアリングではあったことは間違いない。

同時期に著者らが、プロセス制御向けのオートチューニング方式 [162]–[166] に学び、システム同定のアプローチに基づき、数秒の M 系列（擬似白色 2 値信号の一種）加振データを用いて推定した周波数応答によって各軸の 2 自由度 PID 制御系をチューニングするシステムをラップトップコンピュータ J-3100（東芝製）上に構築した [167]。しかし、遅れ+むだ時間系で近似できることの多いプロセス系に比べて、ゲインも周波数のレンジも広い機械共振系のシステム同定は一筋縄には行かず、MD 同定法 [168] と称する広帯域の周波数応答推定法を組み合わせることによってその課題は解決された [169]–[171]。そして、PID 制御と併用するフィードフォワード用の物理パラメータ推定法 [172] も組み合わせることによって、産業用ロボットのデジタルサーボチューニングシステムとしての完成をみた。その後、アーム先端の接触力制御系のオートチューニングにも応用された [173][174]。この周波数応答で閉じたシステムティックな PID 制御系チューニング方法は、時間応答波形をベースにした試行錯誤法に慣れた現場には新鮮な方法であり、計測時間もメカへの負担もかかるサーボアナライザに変わり、わずか数秒の加振データからの周波数応答推定の手法は、モータのサーボドライバなどの故障診断においても活躍した。しかし、あくまでもロボット各軸を 1 入出力機械共振系と見なしたシステム同定と PID 制御系チューニングであり、多リンクの連成振動系に対するアプローチとしては物足りなく、課題が残った。その後、チューニングに関する論文はいくつか見られるが、基本的には 1 入出力系のためのものである [175]–[179]。

工作機械向けではあるが、トータルチューニングを垣野らが提案している [180]–[183]。制御系チューニングとしては新規性はないが、切削等の機構設計のレベルまで含めてチューニングする概念であり、物理パラメータ自体をチューニングすることに相当している。ロボットアームの振動防止設計にも応用できる考え方ではあるが、多軸では意味のある可調整パラメー

タを見いだすのは難しいだろう。

2.4 まとめ

ロボットを組み立てた状態における時系列の入出力データを用いて、剛体関節多リンクモデルに含まれる物理パラメータを推定する研究が始められてから四半世紀が経ったが、未だに弾性関節多リンクモデルへは拡張されておらず、関節バネ係数や減衰係数は、大がかりな装置による実測で済ませているのが現状である。手作業の計測ではなく、時系列の入出力データにシステム同定理論を適用するアプローチでスマートな物理パラメータ推定が行えるのが望ましい。

その他、製造装置や宇宙機、柔軟構造物など、メカニカルシステムへのシステム同定理論の応用例は多いが、ほとんどが線形1入出力同定法の応用である。非線形1入出力同定法やごく少数の線形多入出力同定法の応用例があるが、理論をそのまま適用したに過ぎない例がほとんどであり、本論文で提案する非干渉化同定法のような線形多入出力同定法に工夫を加えて非線形系の同定に応用した例は過去に見られない [184]–[199]。以上が、従来の研究における課題である。

第 3 章

1 入出力機械共振系の同定とその応用

本章では、マルチデシメーション (MD) 同定法による 1 入出力機械共振系 (ロボットアーム 1 関節分) の周波数応答同定とそのチューニングシステムへの応用 [171], 前記ロボットアームの周波数応答と物理パラメータ (1 リンク 1 慣性系) の同時同定法 [172], 1 入出力弾性関節ロボットアームの物理パラメータ (1 リンク 2 慣性系) の推定法 [84], 及び, 前記周波数応答同定法のロボットアーム先端力制御系のオートチューニングへの応用 [173][174] に関して著者らの研究を述べる。これらは、本論文の主題である非干渉化同定法の導入となる研究である。

3.1 MD 同定法に基づく制御系のチューニングシステム

3.1.1 はじめに

近年、産業用ロボットコントローラのデジタル化が進み、さまざまな制御方式が利用され始めている。しかし、その制御性能を引き出すためには、出荷前あるいは据え付け現場において、制御パラメータを適切にチューニングすることが必要であり、その方式は低コストであることが要求される。そのために、デジタルサーボの制御パラメータのチューニングを行う装置、つまりデジタルサーボチューニングシステムを開発することが望まれている。ところが、チューニングシステムに関する研究は、重要であるにもかかわらず少なく、PUMA 型ロボットに対する Chen のシステム [160] が見られる程度である。

チューニングシステムのアプローチは、

- ① ロボットを繰り返し動作させながら、PID 動作などの制御パラメータを決定する方法
- ② ロボットの動特性を同定し、その結果に基づいて制御パラメータを計算する方法

の 2 つに大別できる。Chen のシステムは①に属するが、チューニング開始時の制御パラメータの値や、チューニング終了を判定するための軌道誤差の評価を、人間があらかじめ与えなければならないという問題点がある。

本節では、②のアプローチに基づくチューニングシステムを提案する。本システムは、各軸間の干渉は少ないが減速機の柔軟性による振動が無視できない産業用ロボットアームを対象にしており、各軸の周波数応答を広い帯域に渡って精度よく同定し、その同定結果に基づい

て安定な 2 自由度 PID デジタルサーボパラメータを計算する機能を持っている。ここでは PID を、P, I, D 動作を組み合わせたという意味で用いている。

このシステムは、著者らが以前提案した周波数応答の同定に基づくチューニングシステム [167] を原型としている。以前提案したシステムでは、周波数応答の同定に最小 2 乗法を用いていたが、ここでは MD 同定法 [168] を用いる。

最小 2 乗法では、サンプリング周期 ΔT で精度よく同定が行える周波数帯域は狭く、 $1/100\Delta T \sim 1/5\Delta T$ の間の約 1 デカード程度である [200]。この最小 2 乗法の欠点をカバーするために、著者らは文献 [167] で、細かいサンプリング周期で入出力データを収集して高周波帯域を同定し、荒いサンプリング周期で入出力データを収集して低周波帯域を同定するというように、入力信号の周波数特性を変化させて 2~3 回のデータ収集を行う方法を提案しているが、実験の手間がかかるという問題点があった。それに対して、MD 同定法では 1 回のデータ収集だけでよく、デシメーションと最小 2 乗法の組合せを複数回繰り返すことによって、広い帯域の周波数応答を同定できる [168]。ここで、デシメーションとは、ローパスフィルタリングとデータの間引きとで構成される信号処理のことである。

一方、2 自由度 PID デジタルサーボパラメータを計算する機能については、重政ら [163][164] が開発したカットオフ周波数領域での部分的モデルマッチング (Partial Model Matching, 以下では PMM と略す) 法を用いる。本方法の適用は 1 入出力系に限られるが、周波数応答さえわかれば良いので、MD 同定法との整合性には大変優れている。

本節で提案するチューニングシステムは、チューニングをする場所を問わないことを重視してラップトップコンピュータ (東芝製 J-3100) 上に構築し、必要なときにロボットコントローラに接続するようにした。そのため、ミニコンピュータ (μVAX) を使用した Chen のシステム [160] に比べて携帯性に富み、非常に実用的である。

以下では、まず、本システムの構成とチューニング方式について詳細に述べる。次に、開発したチューニングシステムを SCARA 型ロボットに適用し、チューニング実験結果を通してその有効性を示す。

3.1.2 デジタルサーボチューニングシステムの概要

ここでは、提案するデジタルサーボチューニングシステム (Fig. 3.1) の概要について説明する。

本システムは、モータに減速機を組み合わせ駆動する SCARA 型ロボットを対象とする。このロボットアームは、DD ロボットアームのような剛体リンク機構 [23] とフレキシブルアームのような柔軟リンク機構 [109] の中間に位置づけられ、各軸間の干渉は少ないが減速機 (ベルトやギア) の柔軟性による振動が無視できないものである。

まず、アームの姿勢変化による慣性変化や軸間の干渉を外乱と考えて、各軸を

$$y(k) = G(z^{-1})u(k) \quad (3.1)$$

で表される 1 入出力系と仮定する。ここで、 $G(z^{-1})$ はシフトオペレータ z^{-1} の多項式で記

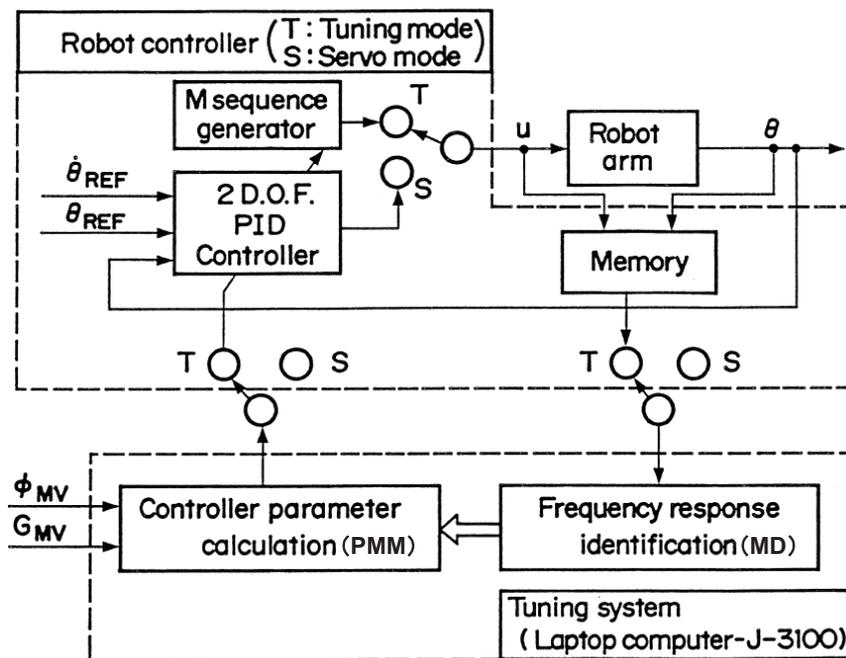


Fig. 3.1 Proposed robot tuning system.

述べられた離散系としての伝達関数である。モータのトルク指令入力 $u(k)$ はサンプリング周期 ΔT で離散化されたデータであり、モータの角速度出力 $y(k)$ は、計測された回転角度エンコーダの値 $\theta(k)$ を ΔT で差分して、

$$y(k) = \frac{\theta(k) - \theta(k - 1)}{\Delta T} \tag{3.2}$$

のように計算される。ロボットで計測できるのは $\theta(k)$ であるが、後述するように速度ループの制御パラメータを算出するために、 $\theta(k)$ を差分した $y(k)$ を出力としている。また、減速機構に起因する振動モードを高周波帯域まで同定するために、サンプリング時間 ΔT は可能な限り短く選定する。デルタオペレータ

$$\nabla \equiv \frac{1 - z^{-1}}{\Delta T} \tag{3.3}$$

を定義すると、式(3.2)は、

$$y(k) = \nabla \theta(k) \tag{3.4}$$

のように表される。

ここでは、Fig. 3.2 に示す 2 自由度 PID デジタルサーボ系を対象にする。図示したように、このサーボ系は速度ループと位置ループから構成されており、各ループ共、他軸からの外乱抑制性と目標値追従性（軌道追従性）の両立を実現する 2 自由度制御系の構成をとっている。速度ループは I-P 制御で外乱を抑制し、位置ループの出力値をフィードフォワード（以下、FF と略す）して追従性を向上させている。同様な考え方を用いて、位置ループでは P 制御と速度目標値の FF を行う。

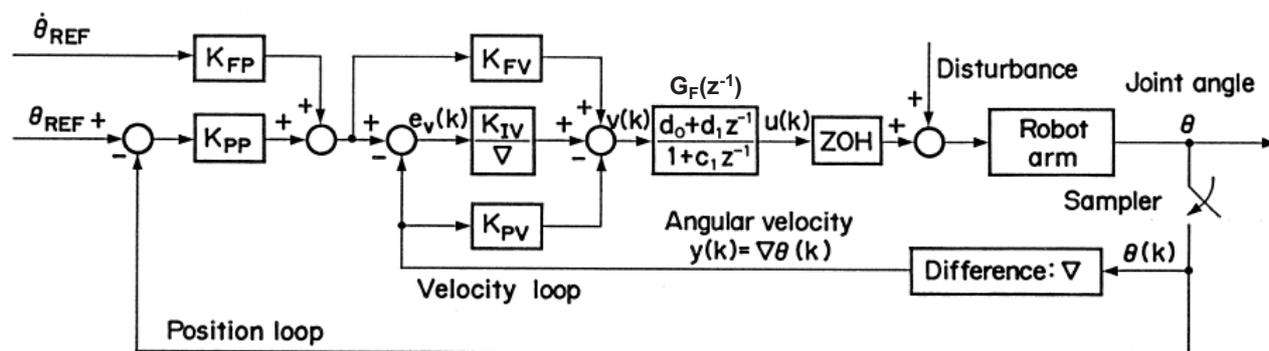


Fig. 3.2 Two degrees of freedom (2 D.O.F.) PID digital servo system.

本節で述べるチューニングシステムは、式 (3.1) で記述された対象の入出力データ $u(k)$, $y(k)$ から周波数応答を同定し、この周波数応答に基づいて Fig. 3.2 のサーボ系の制御パラメータを計算する機能を持っている。

Fig. 3.1 を用いて、チューニングシステムの構成を説明する。図中のチューニングモード (T とした) では、ロボットコントローラが、M 系列 (擬似白色 2 値信号) を用いてロボット各軸独立に同定用の動作を行わせ、収集したデジタルの入出力データ (モータドライバへの D/A 電流指令値とモータ角度エンコーダのパルスカウント値) をラップトップコンピュータ (J-3100) へ転送する。J-3100 では、MD 同定法を用いて対象の周波数応答を同定し、オペレータが設定した位相余裕 (ϕ_{MV} [deg]) とゲイン余裕 (G_{MV} [dB]) を満足するように PMM 法を用いて制御パラメータを計算して、そのパラメータをコントローラへ転送する。新しい制御パラメータがコントローラに転送されると、モードがサーボモード (S) に切り替わり、Fig. 3.2 に基づきロボットの制御が開始される。

3.1.3 制御パラメータのチューニング方法

ここでは、Fig. 3.2 に示すシステムで用いる、制御パラメータのチューニング (周波数応答同定と制御パラメータ計算) 方法について説明する。

周波数応答の同定方法

ここでは、対象の周波数応答を式 (3.1) の入出力データから同定する方法について説明する。ロボットアームの周波数応答を同定する一般的な手法として、サーボアナライザ (サイン波スイープ) の利用が考えられるが、この方法では同定に時間がかかるため実時間チューニングに適さず、さらに対象に与える機械的な負担も大きかった。また FFT 解析に基づく方法を用いると、同定時間の短縮化が図られ、共振周波数のピークの検出は行えるが、雑音の影響を受けやすく、制御系設計に利用できるような滑らかな周波数応答を得ることは難しかった。さらに、最小 2 乗法を用いると、より短いデータから対象を同定することが可能になるが、広い周波数帯域にわたって振動モードが存在するような柔軟なロボットアームの周波数特性を同定することは困難であった。

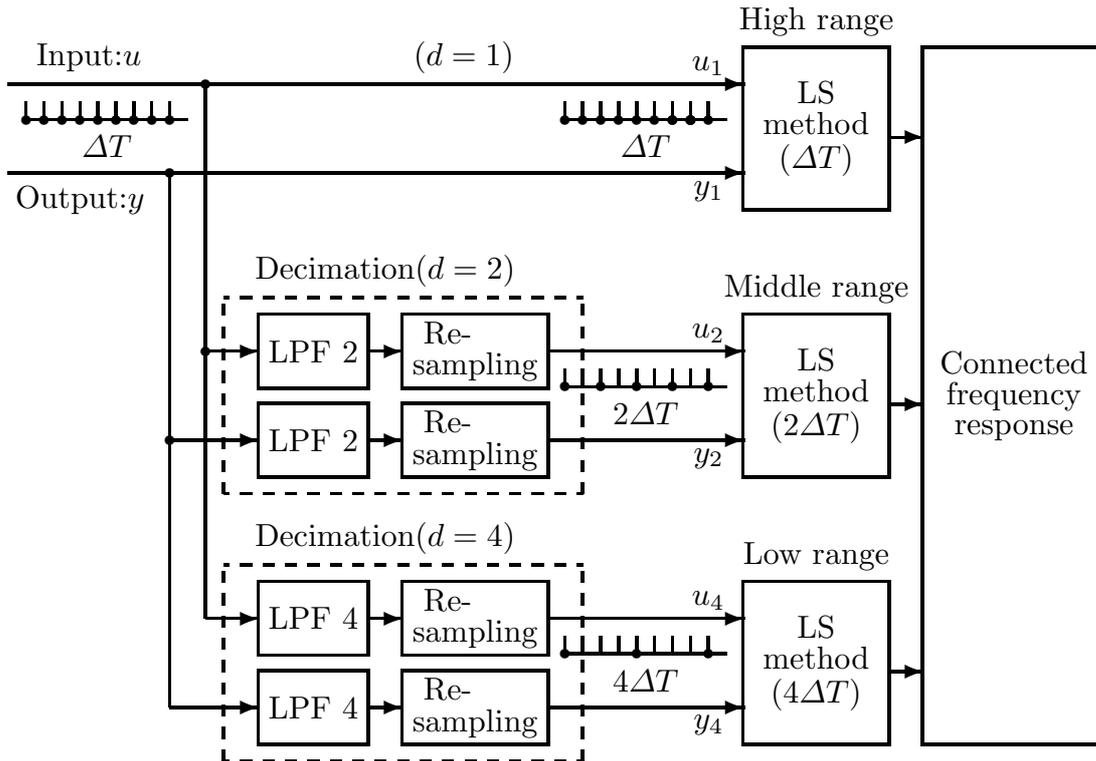


Fig. 3.3 MD identification method.

このような問題点を改善するために、足立ら [168] は、デジタルローパスフィルタリングとデータの間引きとで構成されるデシメーション操作を 1 つの入出力データに複数回利用して、対象の周波数応答を帯域分割し、それらに対して最小 2 乗法を適用して周波数応答を同定する方法を提案し、MD 同定法と称した。MD 同定法では、短いサンプリング周期で入出力データを収集し、それらのデータに対してデシメーション処理を施すことによって、長いサンプリング周期の入出力データを生成できるため、同定用のデータ収集実験は 1 回行うだけでよい。

以下では、Fig. 3.3 を用いて MD 同定法について説明する。

まず、高周波数帯域での情報の損失を防ぐために、できるだけ短いサンプリング周期 ΔT でサンプリングした式 (3.1) 式の入出力データを、ARX モデル

$$A(z^{-1})y(k) = B(z^{-1})u(k) + e(k) \tag{3.5}$$

で表現する。ただし、

$$\begin{aligned} A(z^{-1}) &= 1 + a_1z^{-1} + \dots + a_nz^{-n} \\ B(z^{-1}) &= b_1z^{-1} + \dots + b_nz^{-n} \end{aligned}$$

であり、 n は同定モデルの次数、 $e(k)$ は白色雑音である。

本節では、高周波数帯域に存在する振動モードに対してより安定な制御系設計を行うために ΔT を制御周期と同じにした。また、入力はロボットコントローラ内部で生成容易な擬似白色

2 値信号である M 系列を利用する。なお, Fig. 3.3 ではサンプル点を ● で表している。

式 (3.5) は, 次のように書き直すことができる。

$$y(k) = \mathbf{x}(k)^T \boldsymbol{\eta} \quad (3.6)$$

ただし,

$$\begin{aligned} \mathbf{x}(k) &= [-y(k-1), \dots, -y(k-n), u(k-1), \dots, u(k-n)]^T \\ \boldsymbol{\eta} &= [a_1, \dots, a_n, b_1, \dots, b_n]^T \end{aligned}$$

であり, N 個の入出力データに基づいた未知パラメータ $\boldsymbol{\eta}$ の最小 2 乗推定値は, 次式で与えられる。

$$\hat{\boldsymbol{\eta}} = \left[\sum_{k=1}^N \mathbf{x}(k)\mathbf{x}(k)^T \right]^{-1} \left[\sum_{k=1}^N y(k)\mathbf{x}(k) \right] \quad (3.7)$$

次に, 式 (3.1) 式の入出力データをローパスフィルタに入力し, その出力を $d\Delta T$ でリサンプリングする, すなわち, $(d-1)$ 個おきに間引いてサンプリングしたことになり, 等価的にサンプリング周期を長くしたことになる。なお, フィルタのカットオフ周波数はデシメーション後のナイキスト周波数 ($1/2d\Delta T$) に対応して選定する。また, ここでは d をデシメーションの次数と呼ぶことにする。次数 d でデシメーションされた入出力データ $u^d(k^d), y^d(k^d)$ に対応する ARX モデルを次のように設定する (以下では, 上添字でデシメーションの次数 d を表すことにする)。

$$A^d(z^{-1})y^d(k^d) = B^d(z^{-1})u(k^d) + w(k^d) \quad (3.8)$$

ただし,

$$\begin{aligned} A^d(z^{-1}) &= 1 + a_1^d z^{-1} + \dots + a_n^d z^{-n^d} \\ B^d(z^{-1}) &= b_1^d z^{-1} + \dots + b_n^d z^{-n^d} \end{aligned}$$

であり, 時刻 t は $t = k^d(d\Delta T)$ である。Fig. 3.3 の例では, $d = 1$ (もとのデータ), $2, 4$ としている。式 (3.8) は, 次のように書き直すことができる。

$$y^d(k^d) = \mathbf{x}^d(k^d)^T \boldsymbol{\eta}^d \quad (3.9)$$

ただし,

$$\begin{aligned} \mathbf{x}^d(k^d) &= [-y^d(k-1), \dots, -y^d(k-n^d), u^d(k-1), \dots, u^d(k-n^d)]^T \\ \boldsymbol{\eta}^d &= [a_1^d, \dots, a_{n^d}^d, b_1^d, \dots, b_{n^d}^d]^T \end{aligned}$$

であり, N^d 個の入出力データに基づいた未知パラメータ $\boldsymbol{\eta}^d$ の最小 2 乗推定値は, 次式で与えられる。

$$\hat{\eta}^d = \left[\sum_{k^d=1}^{N^d} \mathbf{x}^d(k^d) \mathbf{x}^d(k^d)^T \right]^{-1} \left[\sum_{k^d=1}^{N^d} y(k^d) \mathbf{x}^d(k^d) \right] \quad (3.10)$$

式(3.10)で計算された推定値に基づいてパルス伝達関数

$$\hat{G}^d(z^{-1}) = \frac{\hat{B}^d(z^{-1})}{\hat{A}^d(z^{-1})} \quad (3.11)$$

を構成する。そして、 z^{-1} に $\exp(-j\omega d\Delta T)$ を代入することによって周波数応答の推定値

$$\hat{G}^d(j\omega) = \frac{\hat{B}^d(j\omega)}{\hat{A}^d(j\omega)} \quad (d = 1, 2, 4, \dots) \quad (3.12)$$

を計算することができる。

最小2乗法はサンプリング周波数に近い帯域に重みをかけた同定を行っており、十分な精度の同定が行える周波数帯域は $1/100\Delta T \sim 1/5\Delta T$ の間の約1デカード余りであることから[200]、サンプリング周波数から離れた低域の特性を精度よく同定することは困難であった。

しかし、ここで提案したようにデシメーションを適切に行って低域に焦点を合わせることにより、短いサンプリング周期では同定しにくかった低域の振動特性を精度よく同定できるようになる。さらに、デシメーションの次数 d を、 $d = 1, 2, 4, \dots$ に選ぶことによって、それぞれの帯域の周波数応答の推定値を式(3.12)より計算し、最後にボード線図上で接続することにより、低周波帯域から高周波帯域にわたる全周波数帯域の周波数応答推定値 $\hat{G}(j\omega)$ が求まる。ここで、接続点の周波数においてゲイン・位相特性の推定値が大きなギャップをもつようであれば、デシメーションの次数やフィルタの特性を変更する必要がある。しかし、 $d = 1, 2, 4, \dots$ のようにオクターブ幅で周波数の分割を選択すれば、対象の周波数応答を接近した間隔で分割しているため大きなギャップを生じることはほとんどない。

後述の同定実験では、 $\Delta T = 1 \text{ ms}$ 、 $d = 1, 2, 4$ 、 $f = \omega/2\pi [\text{Hz}]$ として、式(3.12)を用いて

$$\hat{G}(j\omega) = \begin{cases} \hat{G}^1(j\omega) & (f = 1/10\Delta T \sim 1/2\Delta T : 100 \sim 500 \text{ Hz}) \\ \hat{G}^2(j\omega) & (f = 1/20\Delta T \sim 1/10\Delta T : 50 \sim 100 \text{ Hz}) \\ \hat{G}^4(j\omega) & (f = 0 \sim 1/20\Delta T : 0 \sim 50 \text{ Hz}) \end{cases} \quad (3.13)$$

のように接続した。 $d = 1, 2, 4$ と決めても接続点の周波数の選択には自由度が存在するので、 $d = 2, 4$ の場合に精度良く同定を行える上限周波数と見なせる $1/5d\Delta T$ 、すなわち $1/10\Delta T, 1/20\Delta T$ を選択して、 $d = 1$ のナイキスト周波数 $1/2\Delta T$ までを3分割した。4分割以上のケースでも、この方針をとれば接続点の周波数の選択で迷うことはない。

制御パラメータの計算方法

ここでは、カットオフ周波数領域での PMM 法 [163][164] に基づき、Fig. 3.2 に示す2自由度 PID デジタルサーボ系の制御パラメータの計算方法 (Step 1~4) を説明する。

< Step 1 > 速度ループの制御パラメータの計算

同定された周波数応答の推定値 $\hat{G}(j\omega)$ を用いて、まず外乱抑制性を左右する速度ループの I-P 制御パラメータ K_{IV} , K_{PV} を計算する。速度ループ偏差 $e_V(k)$ からモータ回転角速度 $y(k)$ までの一巡伝達関数の周波数応答を $G_{LV}(j\omega)$ とすると、これは次式で表される。

$$G_{LV}(j\omega) = \frac{K_{IV}}{D(j\omega)} \frac{1}{K_{PV} + \hat{G}^{-1}(j\omega)G_F^{-1}(j\omega)} \quad (3.14)$$

ここで、

$$D(j\omega) = \frac{1 - \exp(-j\omega\Delta T)}{\Delta T} \quad (3.15)$$

は、式(3.3)のデルタオペレータの周波数応答である。また、 $G_F(j\omega)$ は後述する進み遅れ補償器の周波数応答であり、Step 1 の説明では、 $G_F(j\omega)=1$ として話を進める。

速度ループのカットオフ角周波数を ω_{CV} [rad/s]、この角周波数で規定される位相余裕を ϕ_{MV} [deg] とすると、

$$|G_{LV}(j\omega_{CV})| = 1 \quad (3.16)$$

$$\angle G_{LV}(j\omega_{CV}) = -\pi + \phi_{MV} \pi/180 \quad (3.17)$$

が成り立つので、 K_{PV} , K_{IV} はそれぞれ次式から計算できる。

$$K_{PV} = g_i \tan\left(\phi_{MV} \pi/180 - \pi/2 + \angle D(j\omega_{CV})\right) - g_r \quad (3.18)$$

$$K_{IV} = |D(j\omega_{CV})| \sqrt{(K_{PV} + g_r)^2 + g_i^2} \quad (3.19)$$

ここで g_r , g_i は、

$$\hat{G}^{-1}(j\omega_{CV}) = \frac{\exp(-j\angle \hat{G}(j\omega_{CV}))}{|\hat{G}(j\omega_{CV})|} \equiv g_r + jg_i \quad (3.20)$$

$$(3.21)$$

と定義したときの

$$g_r = \frac{\cos \angle \hat{G}(j\omega_{CV})}{|\hat{G}(j\omega_{CV})|} \quad (3.22)$$

$$g_i = -\frac{\sin \angle \hat{G}(j\omega_{CV})}{|\hat{G}(j\omega_{CV})|} \quad (3.23)$$

である。Fig. 3.4 に $G_{LV}(j\omega_{CV})$ のベクトル軌跡とカットオフ角周波数 (ω_{CV})、位相余裕 (ϕ_{MV})、ゲイン余裕 (G_{MV}) の関係を図示した。

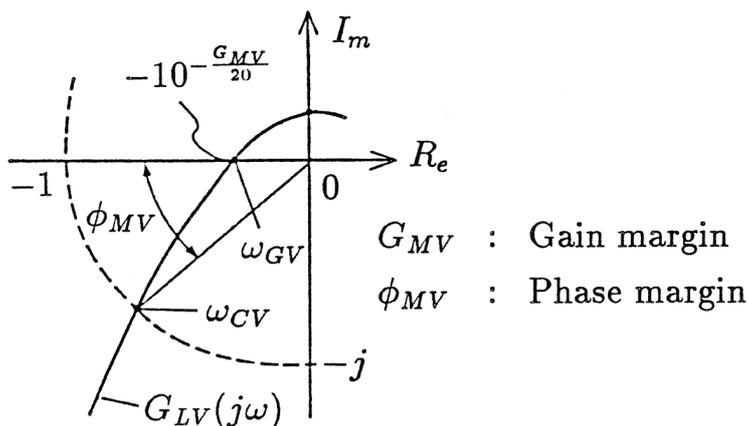


Fig. 3.4 Vector locus of loop transfer function.

制御パラメータ K_{PV} , K_{IV} の値の計算は、次の手順で行う。

[K_{PV} , K_{IV} の計算方法]

- ① 希望の ϕ_{MV} , G_{MV} を設定する。
- ② 同定した位相特性 $\angle \hat{G}(j\omega)$ が 60° から 90° 程度遅れる周波数に、 ω_{CV} の初期値を設定する。
- ③ ϕ_{MV} , ω_{CV} を式 (3.18), (3.19) に代入して、 K_{PV} , K_{IV} を計算する。
- ④ K_{PV} , K_{IV} を式 (3.14) に代入して一巡伝達関数の周波数応答 $G_{LV}(j\omega)$ を計算し、ボード線図上でゲイン余裕 G_{MV} を求める。
- ⑤ ω_{CV} の値を調整して、 G_{MV} が①で設定した値に等しくなるように③, ④を繰り返す。この繰り返し計算には、逐次近似法である線形逆補間法（ニュートン法において導関数を差分で置き換えた方法）などを用いればよい。

以上の手順で希望の ϕ_{MV} , G_{MV} を満たす K_{PV} , K_{IV} が求められる。①で、 ϕ_{MV} を 67° , G_{MV} を 15 dB とそれぞれ設定すると、オーバシュートが少なく、かつ速応性が大きい時間応答が得られる [163][164]。

次に、速度ループの速応性を上げるために用いる K_{FV} の値は、文献 [162] に示されている FF パラメータとして β_V を導入して、

$$K_{FV} = \beta_V \frac{K_{IV}}{\omega_{CV}} \tag{3.24}$$

で設定する。 $\beta_V=0.3$ と選定すると、オーバシュートを増加させずに、速応性を向上させることができる [162]。

[式 (3.18), (3.19) の導出方法の詳細]

位相余裕のゲイン条件である式 (3.16) を式 (3.14) に代入すると次式が得られる。 $G_F(j\omega)=1$ として進めているが、 $\hat{G}(j\omega)$ のかわりに $G_F(j\omega) \hat{G}(j\omega)$ を用いれば同じである。

$$1 = \frac{K_{IV}}{|D(j\omega_{CV})| |K_{PV} + g_r + jg_i|} \quad (3.25)$$

ここで, g_r と g_i は式 (3.22), (3.23) によって定義される。したがって,

$$K_{IV} = |D(j\omega_{CV})| \sqrt{(K_{PV} + g_r)^2 + g_i^2}$$

となり, 式 (3.19) が導出される。

次に,

$$\theta_D = \angle D(j\omega_{CV}) \quad (3.26)$$

$$\theta_g = \tan^{-1}(g_i / (K_{PV} + g_r)) \quad (3.27)$$

とおけば式 (3.14) の右辺は,

$$\begin{aligned} & \frac{K_{IV}}{|D(j\omega_{CV})| (\cos \theta_D + j \sin \theta_D)} \frac{1}{\sqrt{(K_{PV} + g_r)^2 + g_i^2} (\cos \theta_g + j \sin \theta_g)} \\ &= \frac{K_{IV} [\cos(\theta_D + \theta_g) - j \sin(\theta_D + \theta_g)]}{|D(j\omega_{CV})| \sqrt{(K_{PV} + g_r)^2 + g_i^2}} \\ &= \cos(\theta_D + \theta_g) - j \sin(\theta_D + \theta_g) \end{aligned} \quad (3.28)$$

と変形できるので, 位相余裕の位相条件である式 (3.17) を用いると次式が成り立つ。

$$-\pi + \phi' = -(\theta_D + \theta_g) \quad (3.29)$$

ただし,

$$\phi' = \phi_{MV} \pi / 180 \quad (3.30)$$

とした。式 (3.29) に式 (3.27) を代入すると,

$$\begin{aligned} \tan^{-1}(g_i / (K_{PV} + g_r)) &= -\phi' + \pi - \theta_D \\ (K_{PV} + g_r) / g_i &= -1 / \tan(\phi' - \pi + \theta_D) \\ &= \tan(\phi' - \pi/2 + \theta_D) \end{aligned} \quad (3.31)$$

であるので, 式 (3.31) に式 (3.26), (3.30) を代入すれば,

$$K_{PV} = g_i \tan(\phi_{MV} \pi / 180 - \pi/2 + \angle D(j\omega_{CV})) - g_r$$

となり, 式 (3.18) が導出される。

< Step 2 > 位置ループの制御パラメータの計算

式 (3.2) から明らかなように, 位置ループの出力データ $\theta(k)$ は速度ループの出力データ $y(k)$ を積分したものであり, これは, ロボットに内在する積分特性である。そこで, 位置ルー

プでは、この積分特性を生かしてP制御パラメータ K_{PP} を計算する。つまり、速度ループの閉ループ伝達関数を制御対象として積分制御のパラメータを計算すれば、それが K_{PP} になることを利用する。

以上の検討から、位置ループの一巡伝達関数の周波数応答 $G_{LP}(j\omega)$ は、 K_{PP} と速度ループの閉ループ伝達関数の周波数応答 $G_V(j\omega)$ 、及び積分特性の周波数応答 $1/j\omega$ との直列結合となるので、

$$G_{LP}(j\omega) = \frac{K_{PP}}{j\omega} G_V(j\omega) \quad (3.32)$$

で表される。ここで、位置ループの位相余裕が 67° になるように、 K_{PP} を繰り返し計算を用いて調整する。この繰り返し計算は1次元の探索なので容易である。

次に、位置ループの速応性を上げるための K_{FP} の値は、速度ループと同様にして、文献[162]に示されているFFパラメータとして β_P を導入し、

$$K_{FP} = \beta_P \frac{K_{PP}}{\omega_{CP}} \quad (3.33)$$

として設定する。ここで、 ω_{CP} は位置ループのカットオフ周波数であり、速度ループの場合と同様にして、 $\beta_P=0.3$ に選定する。

< Step 3 > 位相遅れ補償器の設計

高周波帯域に存在する機械振動特性や計測雑音の影響を抑制するために、Fig. 3.2 に示したように位相遅れ補償器

$$G_F(z^{-1}) = \frac{d_0 + d_1 z^{-1}}{1 + c_1 z^{-1}} \quad (3.34)$$

を速度ループの内側に挿入する方法も有効である。この場合、Step1の設計では、 $\hat{G}(j\omega)$ のかわりに $G_F(j\omega) \hat{G}(j\omega)$ を用いることになる。

< Step 4 > トルク指令入力信号の生成

以上より、Fig. 3.2 のトルク指令入力信号 $u(k)$ は、

$$u(k) = G_F(z^{-1})v(k) \quad (3.35)$$

で与えられる。ただし、

$$\begin{aligned} v(k) = & K_{FV} \left(K_{FP} \dot{\theta}_{REF}(k) + K_{PP} [\theta_{REF}(k) - \theta(k)] \right) \\ & + \frac{K_{IV}}{\nabla} \left(K_{FP} \dot{\theta}_{REF}(k) + K_{PP} [\theta_{REF}(k) - \theta(k)] - y(k) \right) \\ & - K_{PV} y(k) \end{aligned} \quad (3.36)$$

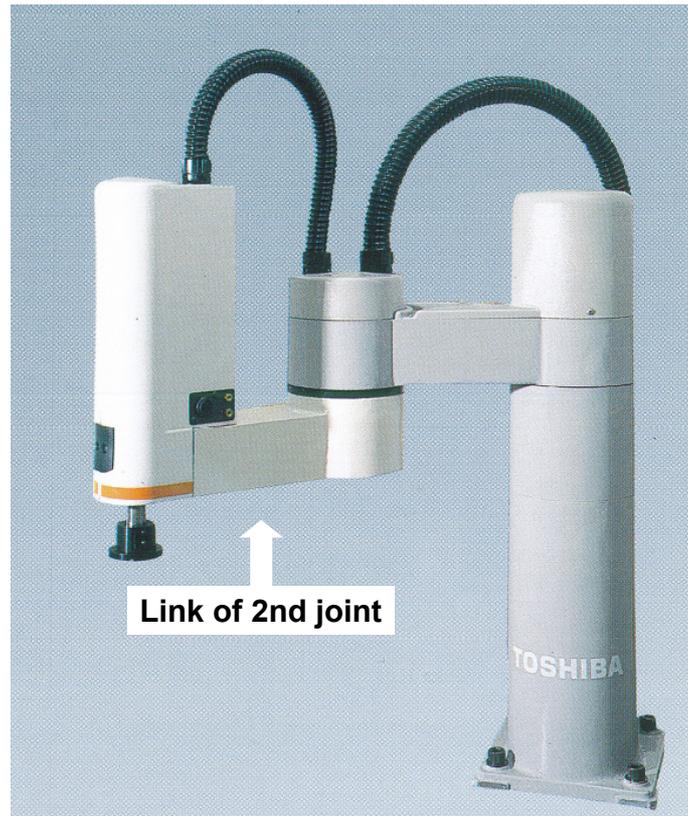


Fig. 3.5 SCARA-type robot arm SR-654HS by Toshiba Corporation [16] for experiments.

3.1.4 チューニング実験

同定実験

Figs. 3.5, 3.6 に示す産業用 SCARA ロボットの第 2 軸を制御対象とした。この軸の駆動源は AC サーボモータで、タイミングベルトとハーモニックドライブ減速機を組み合わせで減速している。そのため柔軟性による振動モードが約 20, 100, 200 Hz 近傍に存在することが、事前の FFT 解析によってわかっている。また、ロボットコントローラを Fig. 3.7 に示す。チューニングシステムに用いるラップトップコンピュータとは、シリアル通信でデータとパラメータのやりとりを行う。

まず、M 系列を入力信号とし、 $\Delta T=1$ ms として出力信号を約 2 秒間収集した (データ数は 1990 個) ときの入出力信号を Fig. 3.8 に示した。入力データはモータ定格トルク (0.95 Nm) に対する % で示しており、許容最大トルクは 300% である。また、出力データはモータ角度エンコーダ (65536 パルス) の差分から得た回転角速度 [rps] である。この入出力データに直接最小 2 乗法 (ARX モデルの次数 $n=20$) を適用して同定を行うと、Fig. 3.9 の周波数応答が得られた。この図より、200 Hz 付近の共振点は同定されているが、低周波数帯域の振動モードは同定できていないことがわかる。

そこで、この入出力データに対して MD 同定法を適用する ($d=1, 2, 4$ とした)。 $d=2, 4$ でデシメーションされた入出力データを Fig. 3.10(a), (b) に示した。0~50 Hz の帯域は $d=4$,

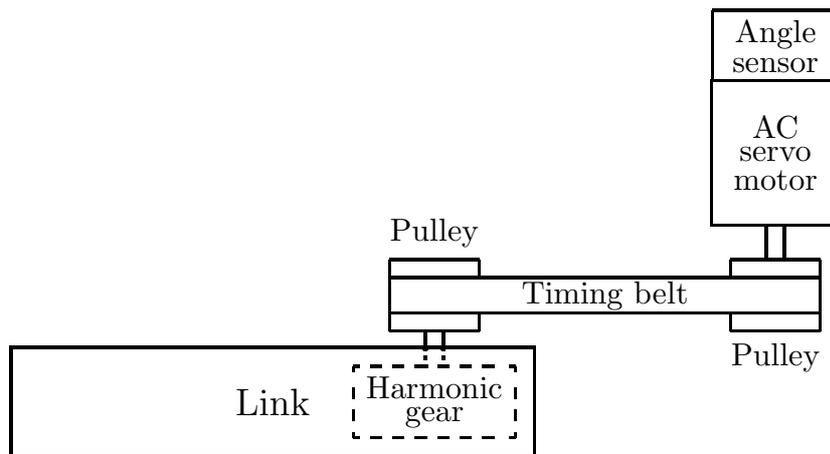


Fig. 3.6 Structure of 2nd joint.



Fig. 3.7 SCARA-type robot arm controller SR-5500 by Toshiba Corporation [16].

50 ~ 100 Hz の帯域は $d = 2$, そして 100 ~ 500 Hz の帯域は $d = 1$ (もとのデータ) を用いて最小 2 乗法の差分から得た回転角速度 [rps] である。これらの入出力データに直接最小 2 乗法 (ARX モデルの次数 $n=20$) を適用して同定した周波数応答を用いてボード線図上で接続したものが Fig. 3.11 である。図より MD 同定法を用いると、従来法では同定できなかった 20, 100 Hz 付近の共振点も同定できるようになった。ARX モデルの次数の選択については、オーバーパラメータ同定 [201][202] の考え方に基づいて、大きめに設定しておけば良い。なお、さらに低い周波数帯域に振動モードが存在する場合は、 $d = 8, 16, \dots$ のデシメーションを用いる必要がある。 d の上限は、後述するように、同定結果を用いたシミュレーションと実機の応答波形とを比較することによって定めることができる。

速度ループのシミュレーションと実験

MD 同定法で同定された周波数応答を用いて速度ループの I-P 制御パラメータを計算したときの一巡周波数応答を Fig. 3.12 に示す。この図では、位相余裕 ϕ_{MV} を 67° に設定してお

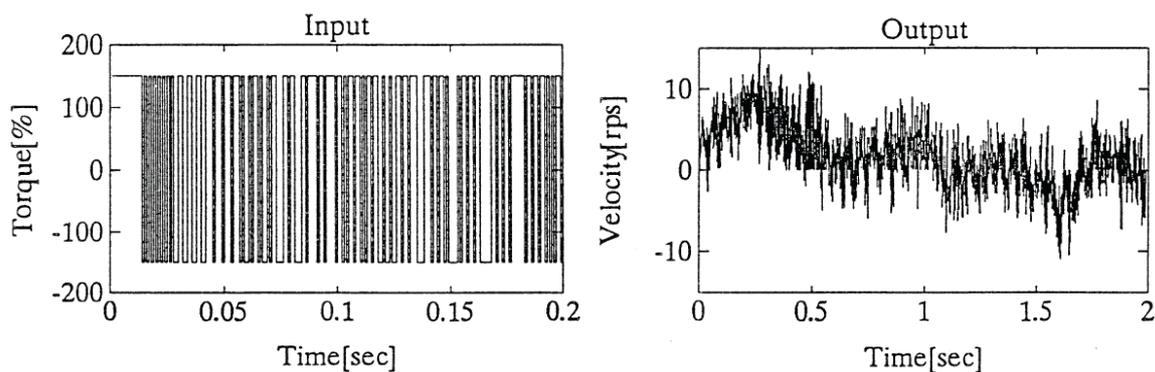


Fig. 3.8 Input-output data.

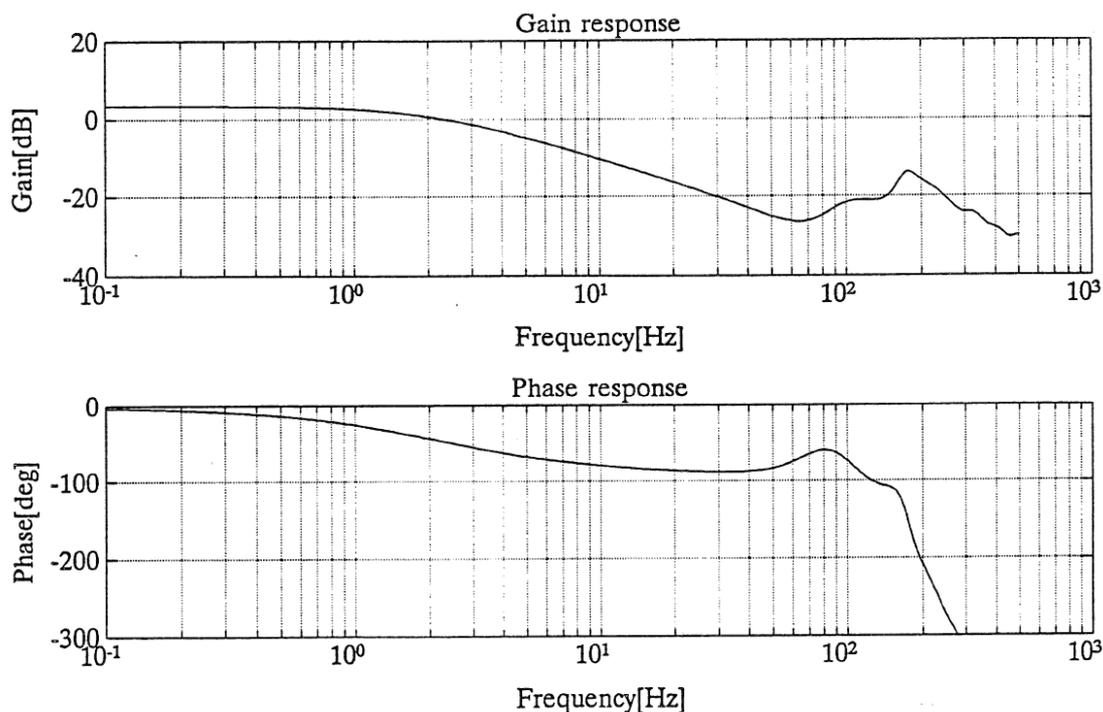
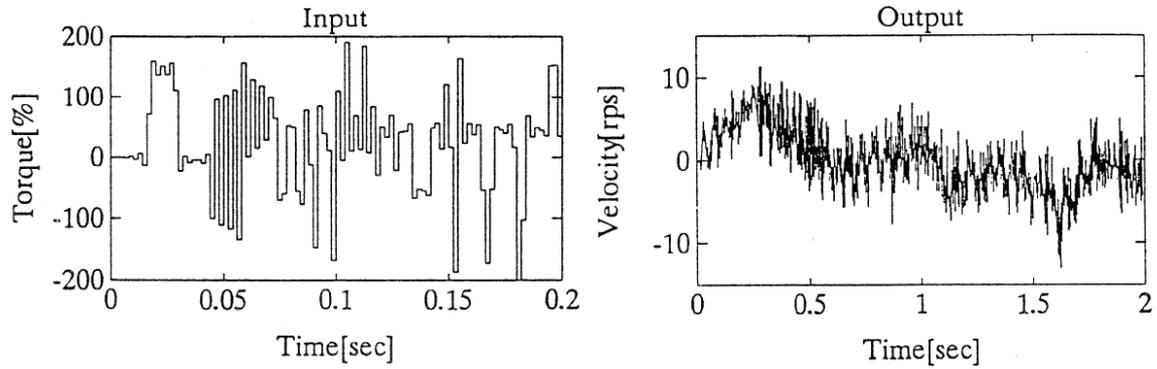


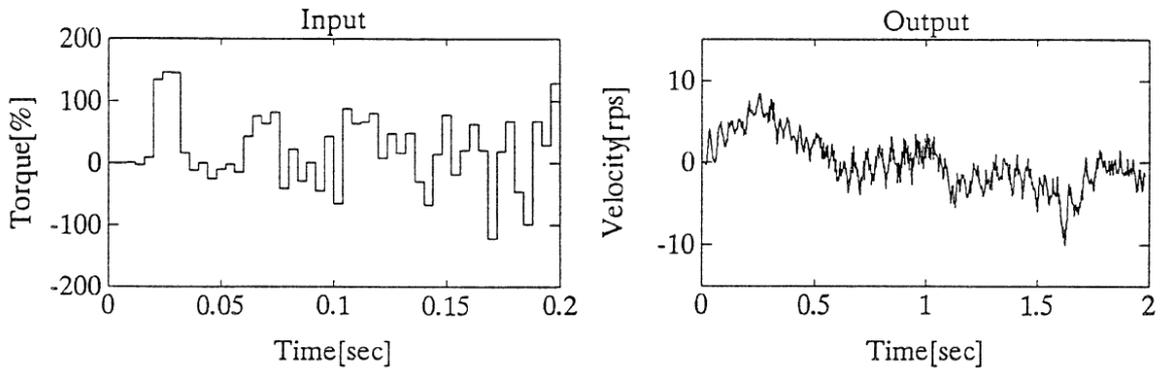
Fig. 3.9 Estimated frequency response by conventional LS method.

り、そのときゲイン余裕 G_{MV} を 15 dB にするようなカットオフ周波数 ω_{CV} は約 10 Hz であった。Figs. 3.11, 3.12 を比較すると、I-P 制御によって 20 Hz 及び 100 Hz 付近の振動モードを減衰できていることがわかる。しかし、高周波帯域では位相の遅れが大きく、200 Hz 付近の振動モードを減衰することはできていない。そこで、Fig. 3.12 では高周波帯域で一定量 (10 dB) 減衰させるような式 (3.34) の補償器を挿入し、ゲイン余裕を確保している。

ここで、Fig. 3.12 の一巡周波数応答を時間応答で評価しよう。まず、この一巡周波数応答から直接閉ループ周波数応答を求め、逆フーリエ変換を利用してステップ応答のシミュレーションを行ったものが Fig. 3.13(a) である。比較のため、従来法で同定された Fig. 3.9 の周波数応答に対し、Fig. 3.12 と同じパラメータを与え、同様な手順でシミュレーションを行った



(a) $d = 2$



(b) $d = 4$

Fig. 3.10 Decimated input-output data.

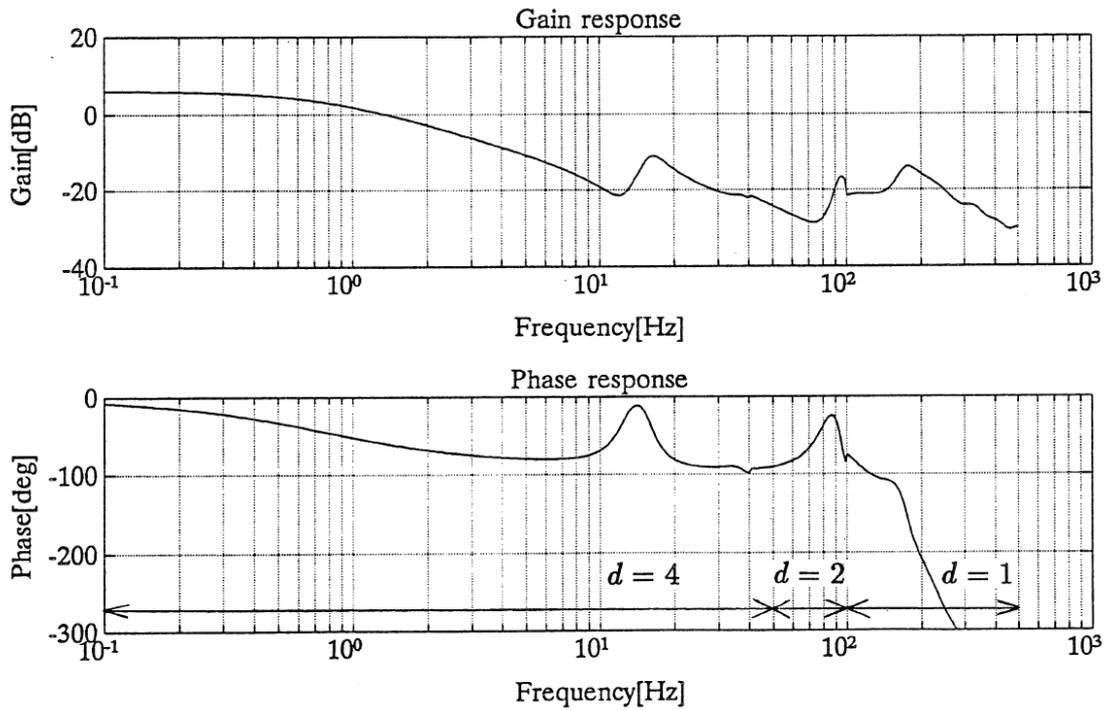


Fig. 3.11 Estimated frequency response by MD method.

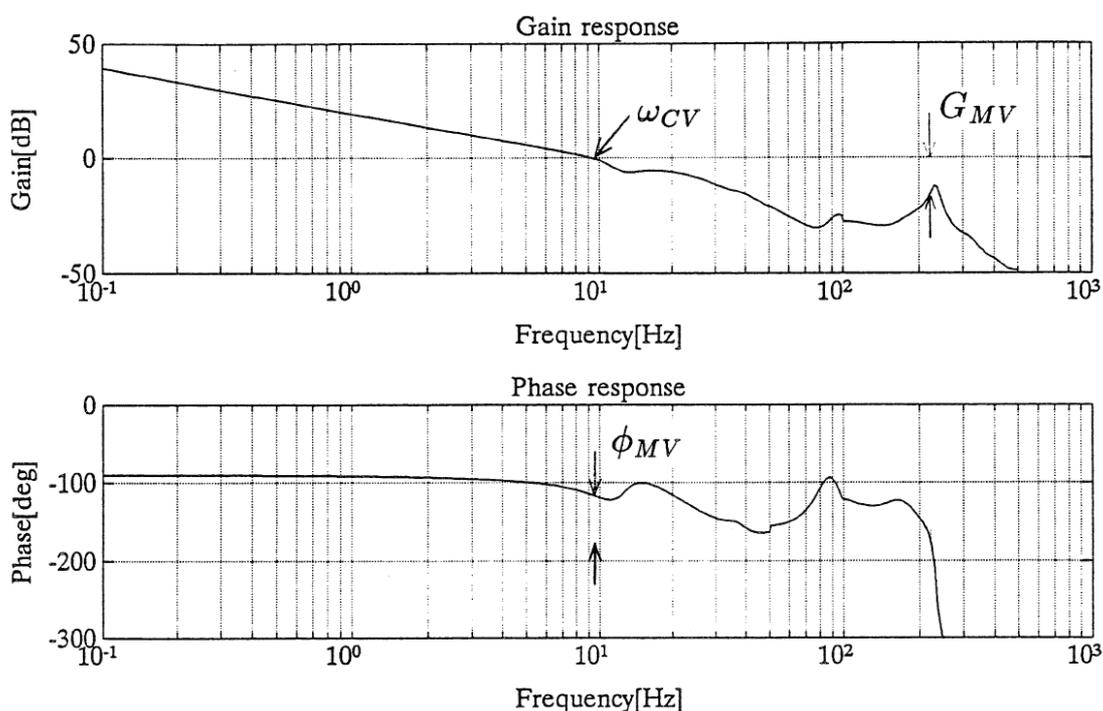


Fig. 3.12 Frequency response of velocity loop transfer function.

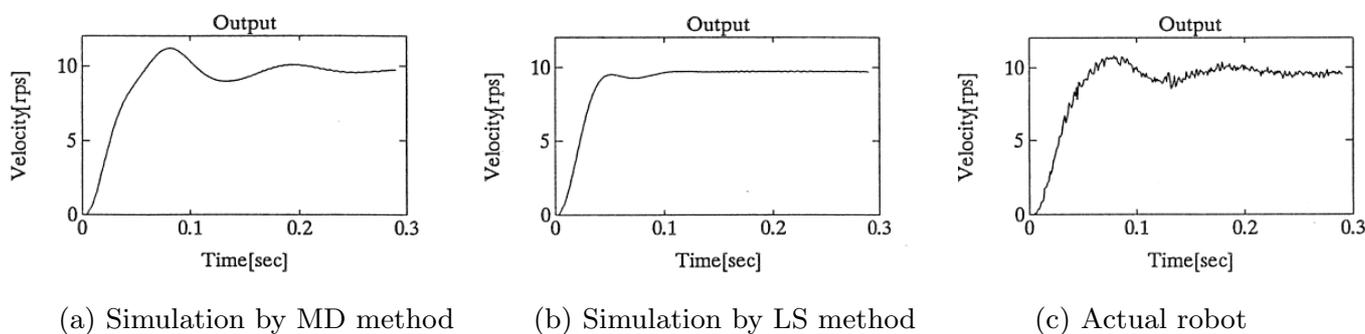
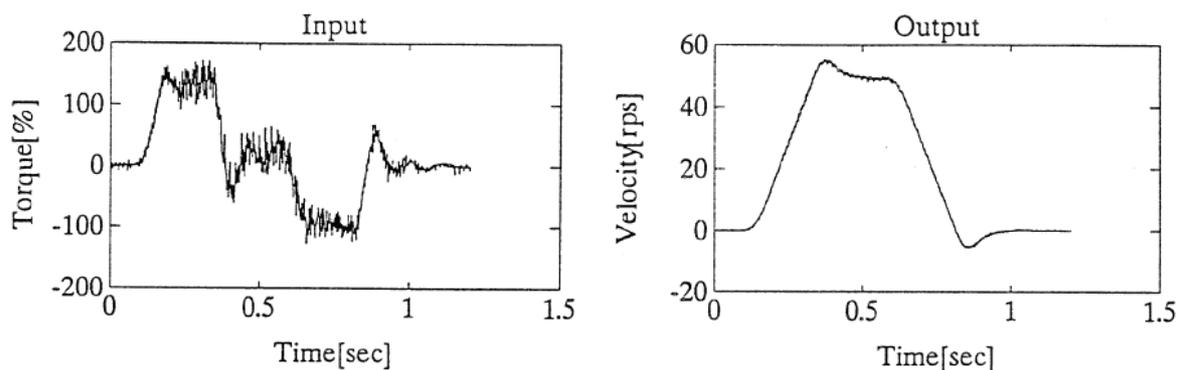


Fig. 3.13 Step response of velocity loop.

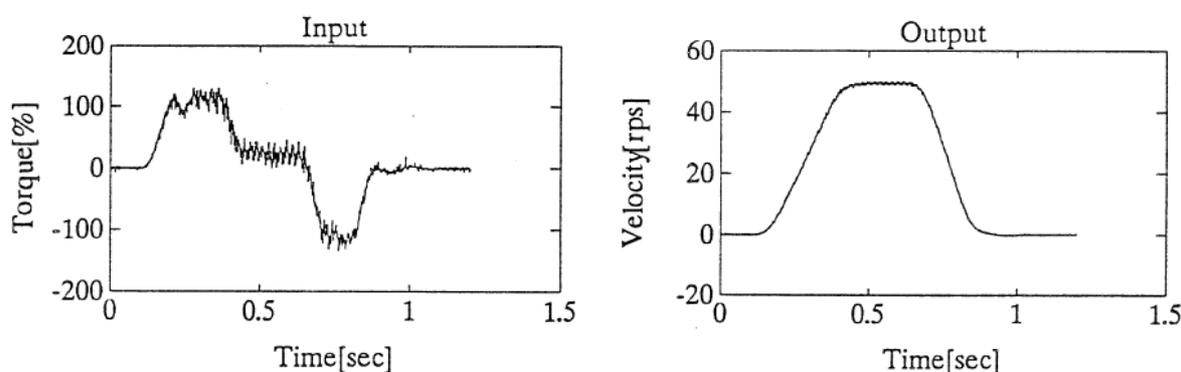
ものを Fig. 3.13(b) に示した。そして、Fig. 3.12 と同じパラメータを実機に与えたときの速度ループのステップ応答を Fig. 3.13(c) に示す。MD 同定法では、低次の振動モードまで同定できているため、Fig. 3.13(a) は Fig. 3.13(c) とよく一致している。このことから、提案するチューニングシステムの精度のよさがわかる。

手先負荷交換時のチューニング実験

Fig. 3.2 のデジタルサーボ系を構成し、S 字付台形加減速で第 2 軸を動作させたときのチューニング実験について示す。一般に、減速比が 50 以上のロボットの場合、アームの姿勢変化や他軸からの干渉による外乱はフィードバック制御で抑制することができる。しかし、手先負荷を大きく変化させると、アームの慣性モーメントの変化が無視できなくなり、フィードバックパラメータをチューニングし直さないと制御性能が劣化してしまう。



(a) Before tuning



(b) After using proposed tuning system

Fig. 3.14 Tuning experiments when payload changes from 2 kg to 10 kg.

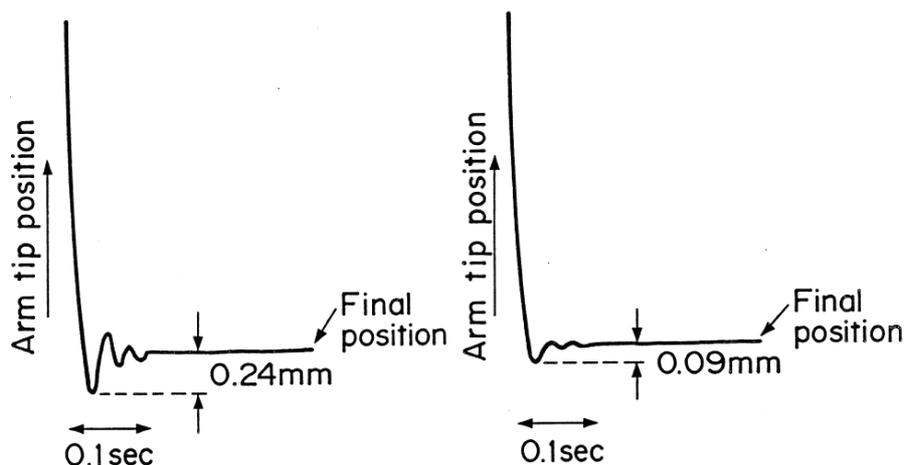
まず、手先負荷 2 kg の状態で、第 2 軸をチューニングしておき、その制御パラメータのまま手先負荷を 2 kg から 10 kg へと大きく変化させた場合のトルク指令入力と角速度応答を Fig. 3.14(a) に示した。図より、オーバシュートが大きいことがわかる。そこで、改めてチューニングシステムを用いて 10 kg 負荷に対するチューニングを行うと、Fig. 3.14(b) に示したように、オーバシュートの少ない望ましい応答波形を、試行錯誤なく実現できた。

実際の運用では、ロボット言語の PAYLOAD 命令によって、数種類の制御パラメータを切り換えることができる。マテリアルハンドリングなどアーム先端で把持する負荷が大きく変わる場合に、ハンド開閉命令と PAYLOAD 命令を同期させるようにロボット言語のプログラミングを行えば良い。

同じ型式のロボットを用いたチューニング実験

ここでは、Fig. 3.5 のロボットをチューニングして得られた制御パラメータを、同じ型式で別のロボットに用いた場合について述べる。実験では、第 2 軸を Fig. 3.14 と同じ軌道で動作させ、アームの外界においた非接触変位センサで、アーム先端の目標停止位置近傍での応答波形を測定した。

Fig. 3.15(a) が、Fig. 3.5 のロボットをチューニングして得られた制御パラメータを、同じ型式で別のロボットに用いたときのアーム先端の応答波形である。積分器の効果で定常偏差



(a) Miss matched servo parameter (b) Matched servo parameter

Fig. 3.15 Arm tip response.

は 0 に近いが、0.24 mm のオーバーシュートが発生している。このロボットをチューニングして、このロボットに適合した制御パラメータを用いた場合には、Fig. 3.15(b) のようにオーバーシュートを 0.09 mm まで減らすことができた。このように同じ型式のロボットであっても個々にチューニングする必要があることがわかる。この例では、良好な制御パラメータの値に 10~20% 程度のばらつきがあったが、これはメカの摩擦やコントローラの特性によるものと考えられる。

以上の実験では、SCARA ロボットの第 2 軸を用いたが、他軸に対しても同様なチューニング実験を行ったところ、良好な結果が得られた。

本節で提案したチューニングシステムでは、新しく立ち上げる機種のロボットのチューニングを、従来の試行錯誤によるチューニングの約 1/10 以下の時間で行うことができるようになった。

3.1.5 まとめと課題

本節では、産業用ロボットのための 2 自由度 PID デジタルサーボ系のチューニングシステムを提案し、その構成とチューニング方式について述べた。そして、SCARA 型ロボットを用いた実機試験より、MD 同定法が 1 回のデータ収集実験から、広帯域にわたって振動特性を有する対象の周波数応答を高精度に同定でき、制御パラメータを良好にチューニングできることを示した。また、手先負荷変化や同じ型式のロボットに対するチューニング実験においても、このシステムの有効性を確認することができた。さらに、提案したチューニングシステムは、ラップトップコンピュータ上に構築されているので携帯性に富み、現場での再チューニングや保守作業に容易に対応できるという利点をもつ。

ここで述べたような周波数応答で閉じたシステムティックな PID 制御系のチューニング方式は、時間応答波形に基づく試行錯誤法に慣れた現場には新鮮な方法であり、計測時間もメカ

への負担もかかるサーボアナライザに変わり、わずか数秒の加振データからの周波数応答推定の手法は、モータのサーボドライバなどの故障診断においても活躍した。古典制御が地位を確立しているのと同じで、いつまでも使えるアプローチである。しかし、あくまでもロボット各軸を1入出力機械共振系と見なしたシステム同定とPID制御系チューニングであり、より高性能・高機能なロボット運動制御のためには、第4章のような多リンクの連成振動系に対するアプローチが必要である。

3.2 周波数応答と物理パラメータの同時同定法

3.2.1 はじめに

前節では、ロボットアーム各軸の数秒の入出力データから広帯域の周波数応答を同定し、その結果に基づいて、デジタルサーボ系のフィードバック制御パラメータをチューニングする方法について述べた。本節では、同サーボ系の目標値軌道追従特性を向上させるために、2階微分までの目標値軌道を用いたトルクフィードフォワード(TFF) [25]に必要な物理パラメータ(1慣性系としての慣性モーメントや摩擦係数、クーロン動摩擦トルク、重力トルク)を、前節で周波数応答同定に用いたのと同じの入出力データから同定することを提案する。本同定法を用いると、周波数応答と物理パラメータの同定に要する時間を短縮できる。

3.2.2 問題の説明

本節では、前節と同様に各軸間の干渉は少ないが減速機構の柔軟性による振動が存在する位置決め装置を対象にする。ここでは、その代表例としてモータに減速機を組み合わせ駆動するSCARA型ロボットを取り扱い、各軸を

$$y(k) = G(z^{-1})u(k) \quad (3.37)$$

で表される1入出力系と仮定する。ここで、モータのトルク指令入力 $u(k)$ はサンプリング周期 ΔT で離散化されたデータであり、モータの角速度出力 $y(k)$ は、回転角度エンコーダの値 $\theta(k)$ を差分して計算される。

本節では、Fig.3.16に示すサーボ系を対象とする。このサーボ系は、他軸からの外乱と減速機構に起因する振動モードの影響とを抑制するI-PDフィードバック制御系と、軌道追従性を向上させるTFFからなる2自由度制御系である。このとき、I-PD制御パラメータを設計するために対象の周波数応答が必要であり、TFFを行うために慣性モーメントや摩擦係数などの物理パラメータが必要になる。

さて、安定なフィードバック制御系を設計するには、高周波帯域まで同定する必要があるが、物理パラメータの同定には低周波帯域の情報だけで十分である。そのため、従来の同定法で双方の同定を高精度に行うには、周波数応答用のデータと物理パラメータ用のデータを ΔT を変えて別々に収集する必要があり、実時間チューニングを目的とした場合、データの収集時間が長くなってしまいう問題点があった。

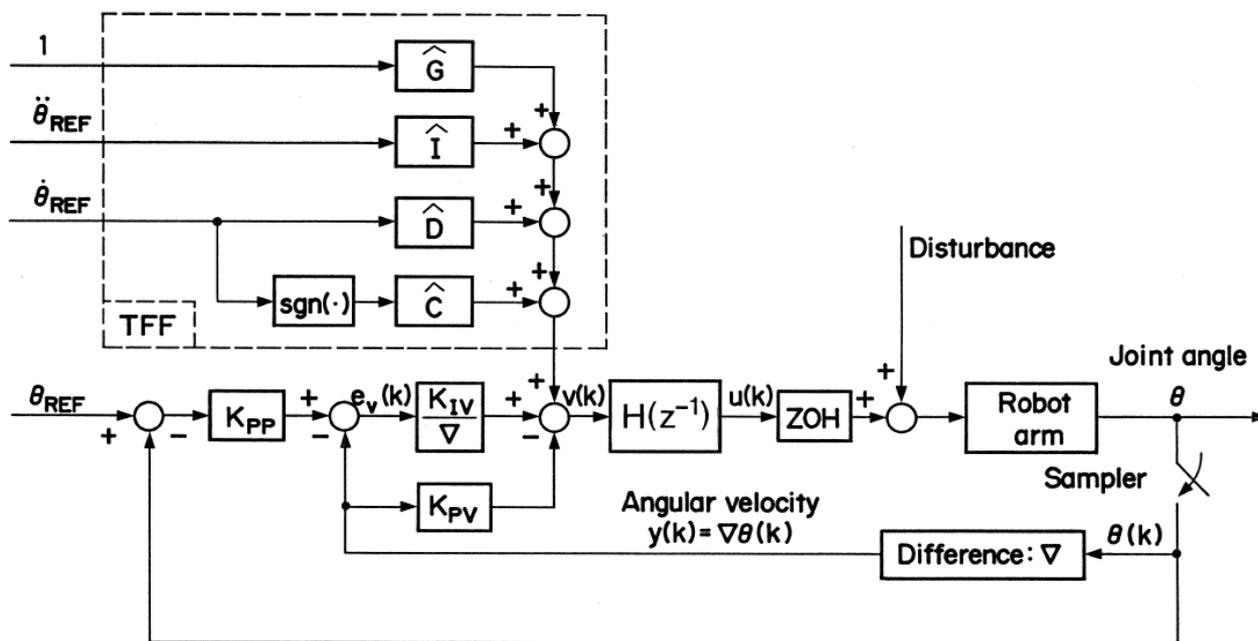


Fig. 3.16 I-PD digital servo system with TFF.

3.2.3 周波数応答と物理パラメータの同時同定法

ここでは、1つのサンプリング周期で収集した式(3.37)の入出力データから、対象の周波数応答と物理パラメータを同時に同定する方法について述べる。

周波数応答の同定

ロボットアームの周波数応答を同定する一般的な手法としてサーボアナライザの利用が考えられるが、対象に与える機械的な負担が大きい上に実時間チューニングに適さない。一方、最小2乗法を用いると短いデータから周波数応答を同定することが可能になるが、広い周波数帯域にわたって存在する振動モードを同定することは困難であった。そこで足立ら[168]は、フィルタリングとデータの間引きからなるデシメーションという信号処理を複数回利用して対象の周波数応答を高精度に求める方法を提案し、MD同定法と称した。ここでも、このMD同定法を用いる。

物理パラメータの同定

物理パラメータは低域の情報だけで同定できるため、この同定には高域の雑音の影響を除去するために、式(3.37)の入出力データに対してつぎに示す次数 d のデシメーションを適用する。

まず、式(3.37)の入出力データ $u(k)$, $y(k)$ をカットオフ周波数 $1/(2d\Delta T)$ のローパスフィルタに通し、その出力をサンプリング周期 $d\Delta T$ でリサンプルして $u_d(k_d)$, $y_d(k_d)$ を得る。

つぎに，慣性モーメントを I ，粘性摩擦係数を D ，クーロン動摩擦トルクを C ，重力トルク（SCARA 型ロボットでは上下軸だけ）を G とすると，これらの物理パラメータと $u_d(k_d)$, $y_d(k_d)$ の間には，つぎの関係が成り立つ [42]。

$$z_d(k_d)^T \phi = u_d(k_d) \quad (3.38)$$

ただし，

$$z_d(k_d) = \left[\frac{y_d(k_d) - y_d(k_d - 1)}{d\Delta T}, y_d(k_d), \text{sgn}(y_d(k_d)), 1 \right]^T \quad (3.39)$$

$$\phi = [I, D, C, G]^T \quad (3.40)$$

式 (3.39) 右辺第 1 項の角加速度は，既にデシメーションされた角速度の差分から求めているので高周波雑音の影響を受けにくくなっている。 $z_d(k_d)$ の要素と， $u_d(k_d)$ は入手可能な量であり，物理パラメータの最小 2 乗推定値は次式より計算できる。

$$\hat{\phi} = \left[\sum_{k_d=1}^{N_d} z_d(k_d) z_d(k_d)^T \right]^{-1} \left[\sum_{k_d=1}^{N_d} u_d(k_d) z_d(k_d) \right] \quad (3.41)$$

トルク指令入力 of 合成

Fig. 3.16 において，トルク指令入力 $u(k)$ は，

$$u(k) = H(z^{-1})v_{IPD}(k) + v_{TFF}(k) \quad (3.42)$$

で与えられる。ただし， $H(z^{-1})$ は高周波帯域に存在する機械振動や計測雑音の影響を抑制するために用いる位相遅れフィルタである。また，

$$v_{IPD} = \frac{K_{IV}}{\nabla} \left(K_{PP} [\theta_{REF}(k) - \theta(k)] - y(k) \right) - K_{PV} y(k) \quad (3.43)$$

は，I-PD フィードバック制御入力である。式 (3.43) 中の制御パラメータは，同定された周波数応答に基づき，前節の方法を用いて設計される。ここで， $\nabla \equiv (1 - z^{-1})/\Delta T$ はデルタオペレータである。つぎに， v_{TFF} は次式で与えられる TFF 入力である。

$$v_{TFF}(k) = \hat{I} \ddot{\theta}_{REF}(k) + \hat{D} \dot{\theta}_{REF}(k) + \hat{C} \text{sgn}(\dot{\theta}_{REF}(k)) + \hat{G} \quad (3.44)$$

ただし， $\dot{\theta}_{REF}(k)$, $\ddot{\theta}_{REF}(k)$ はそれぞれ目標軌道速度，目標軌道加速度である。また， \hat{I} , \hat{D} , \hat{C} , \hat{G} は，前述した方法による同定された物理パラメータである。

3.2.4 実験例

前節と同様に，Figs. 3.5, 3.6 に示す産業用 SCARA ロボットの第 2 軸を制御対象とした。この軸の駆動源は AC サーボモータで，タイミングベルトとハーモニックドライブ減速機を組み合わせることで減速しているため柔軟性による振動モードが存在している。

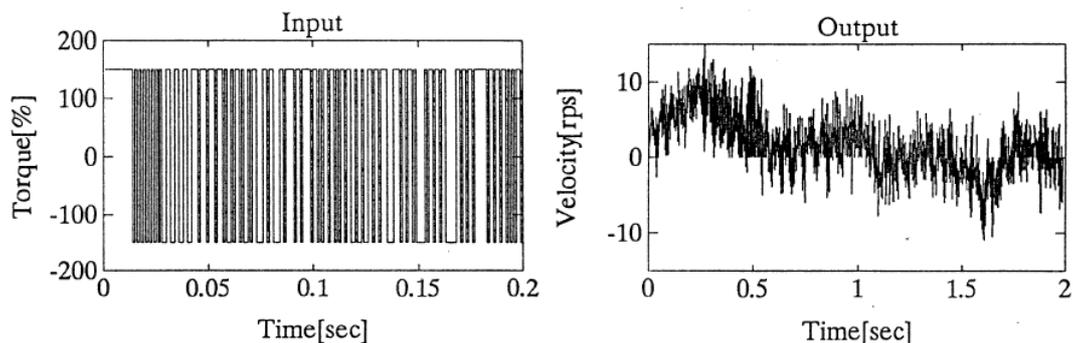


Fig. 3.17 Input-output data.

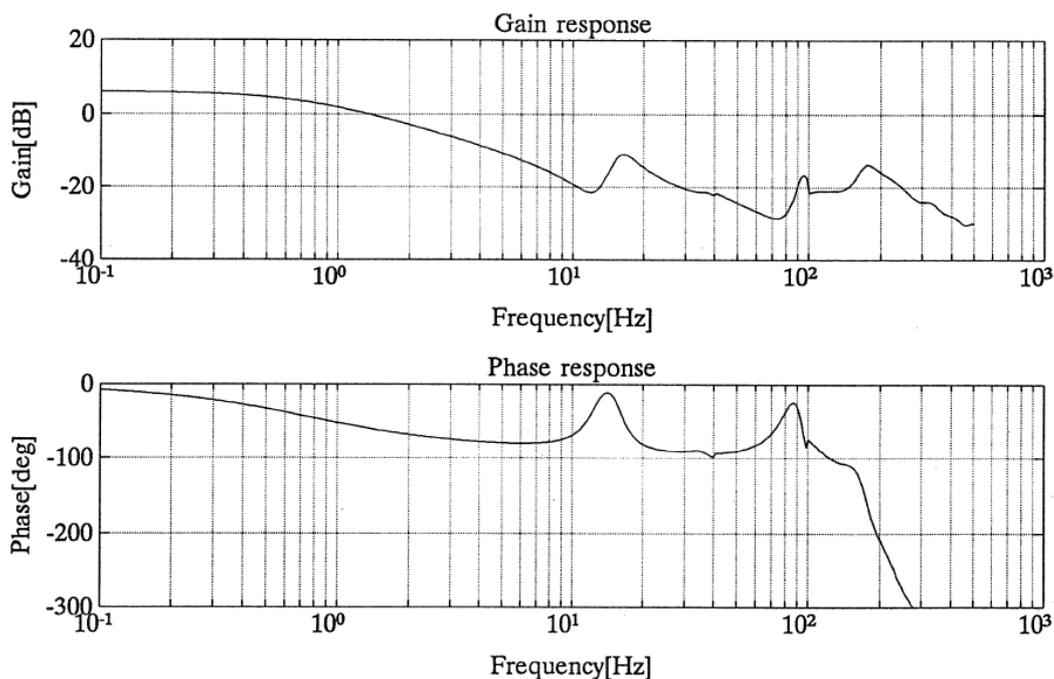


Fig. 3.18 Estimated frequency response by MD identification method.

前節と同じ M 系列を入力信号とし、 $\Delta T = 1 \text{ ms}$ として出力信号を約 2 秒間収集した Fig. 3.17 のデータ（データ数は 1990 個）から、周波数応答と物理パラメータの同定を行う。ここで、入力データはモータ定格トルク（0.95 Nm）に対する % で示しており、許容最大トルクは 300 % である。まず、MD 同定法による周波数応答同定結果を Fig. 3.18 に示した。

Table 3.1 には、同じ入出力データに $d = 10$ のデシメーション（ $\Delta T = 10 \text{ ms}$ ）を施し式 (3.36) を用いて物理パラメータを同定した結果と、もとのデータ（ $d = 1$ ）からの同定結果との比較を示した。ここで、公称値とは機械図面に基づき計算した値である。表より、 $d = 10$ の慣性モーメントの同定値は公称値に近いことがわかる。

次に、同定された物理パラメータを用いた数値シミュレーション（ルンゲクッタ法）により同定結果を評価しよう。Fig. 3.19 は、モータ入力を開ループでステップ状に変化（0 ~ 0.5 秒は 75%、0.5 ~ 1.0 秒は -75%）させたときの実機の応答とシミュレーション結果（ $d = 1$ 、 $d = 10$ ）を比較したものである。図より、 $d = 10$ の場合は実機の応答に近い波形が得られることが明

Table 3.1 Estimated physical parameters.

Physical parameters	Nominal value	Estimated values by using	
		Decimated data ($d = 10$)	Original data ($d = 1$)
I [kgm^2]	6.5×10^{-4}	6.2×10^{-4}	2.3×10^{-4}
D [Nms/rad]	—	2.2×10^{-3}	1.2×10^{-3}
C [Nm]	—	2.5×10^{-3}	1.7×10^{-3}

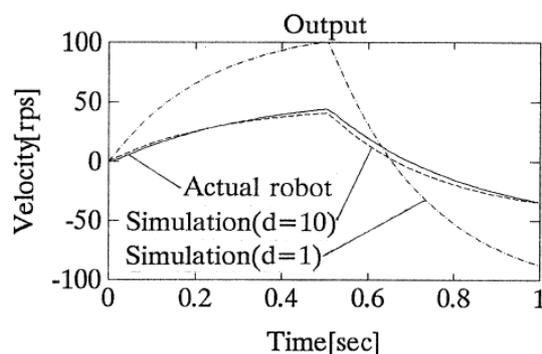


Fig. 3.19 Comparison of open loop responses.

らかになった。このように、デシメーションを適切に行うことにより、低周波領域での SN 比の改善が図られ、周波数応答を同定したものと同一入出力データから、同時に物理パラメータを高精度に同定することができた。

3.2.5 まとめと課題

本節では、ロボットアームの周波数応答と物理パラメータをデシメーションを用いることによって、同一の入出力データから同時に同定する方法を提案した。本手法は同定に要する時間の短縮化ができるため、実時間でのチューニングでの利用が期待できる。

本節で述べた方法は、1 リンク剛体関節モデル、すなわち 1 リンク 1 慣性系における物理パラメータ推定である。これは PID 制御の目標軌道追従特性を向上させる TFF に用いられ、この場合、2 階微分までの目標軌道を必要としている。もし、4 階微分までの目標軌道を用意できれば、1 個のバネ要素を考慮した弾性関節モデル、すなわち 1 リンク 2 慣性系の物理パラメータを推定しておくことによって、より高精度な TFF を実現することができる。また、1 リンク 2 慣性系の物理パラメータを用いれば、軸ねじれを考慮した状態フィードバック制御系の設計・実装が可能になる。次節では、1 リンク 2 慣性系の物理パラメータ推定について述べるが、これは、第 4 章で述べる非干渉化同定法でも利用している。

3.3 1 入出力 2 慣性系の物理パラメータ推定

3.3.1 はじめに

ロボットの高速・高精度な制御を狙ったモデルベース制御や詳細なシミュレーション解析を行うには、物理構造に基づいたモデルが必要である。近年、ロボットを分解せずに入出力データから物理パラメータを推定する研究がなされてきている [23][42]。

これらの研究は、(目標軌道追従性能を向上させることを目的とした)トルクフィードフォワード制御に必要なアームの慣性モーメントや関節の摩擦係数といった、比較的低周波を支配する物理パラメータを求めるものであった。詳細なシミュレーション解析(高周波での振動特性や制御系の安定解析)を行うには、ハーモニックドライブやタイミングベルトなどの減速機構の持つバネ係数やねじれ減衰係数を知る必要がある。しかし、先に紹介した同定法ではバネ係数やねじれ減衰係数までは求められなかった。

そこで、減速機メーカーのカタログを調べてみるとバネ係数が示してはあがあるが、実際にはバラつきがある。また、組み上がったロボットのモータ軸を固定してアームに外力を加え、その変位の挙動からバネ係数やねじれ減衰係数を求める作業は非常に面倒である。

振動特性の同定ということであれば、前節で示したように短時間の入出力データから広帯域に渡って精度よく周波数応答を同定する MD 同定法を開発している [168]。これは、対象の物理構造の事前情報を必要としない、ノンパラメトリックな同定法である。周波数領域でロバストな制御系を設計できるカットオフ帯域での部分的モデルマッチング (PMM) 法 [163][164] のためには非常に有効な同定法である。

本節では、従来から研究されてきた物理パラメータ推定法を拡張し、ロボットの振動特性の原因となる関節バネ係数やねじれ減衰係数まで同定する方法について述べる。これによって、たとえば、関節バネ係数やねじれ減衰係数を変化させたときのロボットの振動特性を詳細にシミュレーションできるようになる。たとえば、好ましい関節バネ係数やねじれ減衰係数は現在の何パーセントか、ということが示せるようになる。

それには、まず、2つの慣性が1つのバネでつながっているような1リンク2慣性系のモデルを仮定する。これは、モータとハーモニックドライブ減速機の組み合わせで構成される産業用ロボット各軸の典型的なモデルを表している。

次に、ロボットを動作させたときの入出力データにデシメーションを施して最小2乗法による時系列解析を行い、特異値分解法 (SVD 法) を用いて伝達関数の最小実現を求める [165][166]。そして、求められた伝達関数の係数と物理パラメータとを対応づけると、その連立方程式を解くことによって慣性モーメント、摩擦係数、バネ係数といった物理パラメータを求めることができる。この方法の特長は、デシメーションと SVD 法を併用することにより、雑音に強い物理パラメータ推定ができることである。

本節では、垂直6関節ロボットの第1軸(水平回転軸)による同定実験を通じて、提案する物理パラメータ推定法の有効性を示すとともに、同ロボットの第2軸など、重力がかかる場合

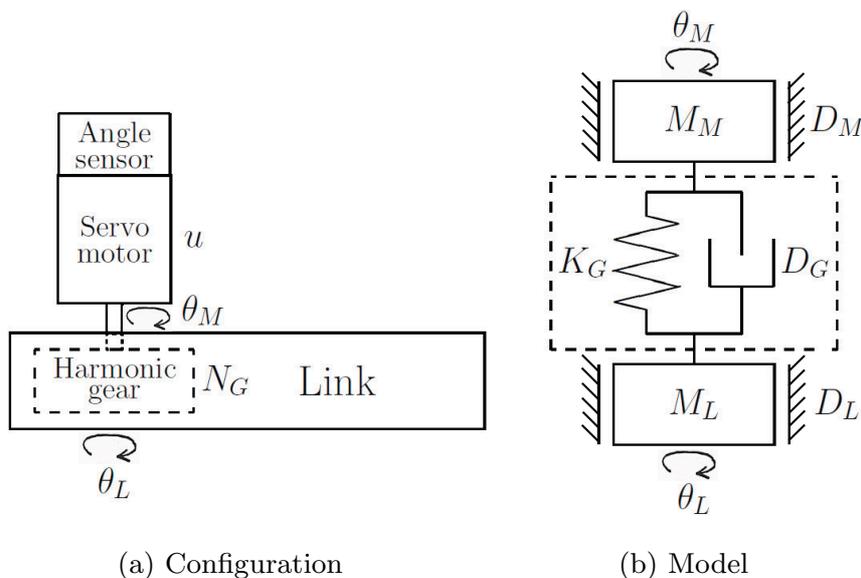


Fig. 3.20 One-link two-inertia system.

にも拡張できることも示す。

2 軸以上のロボットの場⃗合については、各軸の連成振動が起きないように各リンクを外部から固定できれば各リンクに対し本節の方法を適用できる。しかし、固定できなければ、第4章で提案する非干渉化同定法が必要になる。

3.3.2 問題の説明

ここで対象にするのは水平1軸ロボット（以下、1リンクアームと略す）で、モータに減速機を組み合わせてアームを駆動するものである。この減速機はハーモニックドライブのようなバネ要素を1つ含むものを仮定する。Fig. 3.20(a), (b)に1リンクアームの構成図とモデルを示す。このモデルにおいてトルクの釣り合いを考えると、1リンクアームの動力学方程式が、

$$M_M \ddot{\theta}_M + D_M \dot{\theta}_M = u - N_G \left[K_G (N_G \theta_M - \theta_L) + D_G (N_G \dot{\theta}_M - \dot{\theta}_L) \right] \quad (3.45)$$

$$M_L \ddot{\theta}_L + D_L \dot{\theta}_L = K_G (N_G \theta_M - \theta_L) + D_G (N_G \dot{\theta}_M - \dot{\theta}_L) \quad (3.46)$$

のように得られる。ただし、

θ_M	: モータ回転角	θ_L	: リンク回転角
$\dot{\theta}_M$: モータ回転角速度	$\dot{\theta}_L$: リンク回転角速度
$\ddot{\theta}_M$: モータ回転角加速度	$\ddot{\theta}_L$: リンク回転角加速度
M_M	: モータ回転子慣性モーメント	M_L	: リンク慣性モーメント
D_M	: モータ軸粘性摩擦係数	D_L	: リンク軸粘性摩擦係数
K_G	: 減速機バネ係数	D_G	: 減速機ねじれ減衰係数
N_G	: 減速比 (≤ 1)	u	: モータトルク指令入力

である。式 (3.45), (3.46) をラプラス変換すると、Fig. 3.21 のようなブロック線図が得られる。

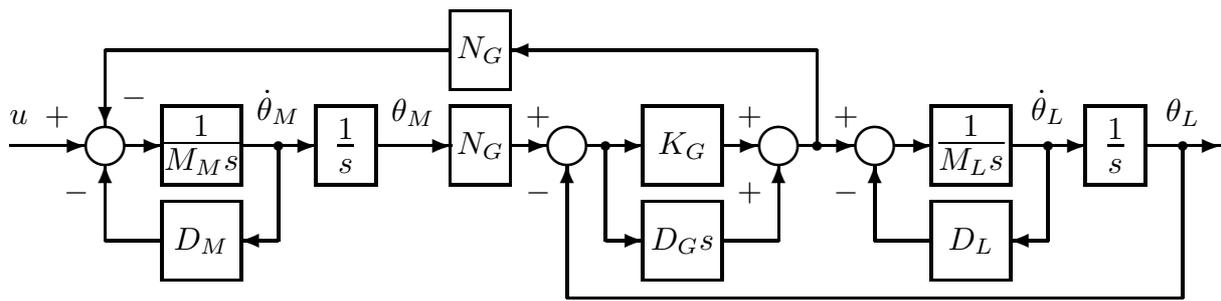


Fig. 3.21 Block diagram for one-link two-inertia system.

この図を用いてモータ入力 u からモータ角速度 $\dot{\theta}_M$ までの伝達関数 $G(s)$ を計算すると,

$$G(s) = \frac{1 + b_1 s + b_2 s^2}{a_0 + a_1 s + a_2 s^2 + a_3 s^3} \quad (3.47)$$

が得られる。ただし,

$$\begin{aligned} a_0 &= D_M + N_G^2 D_L \\ a_1 &= M_M + N_G^2 M_L + \frac{1}{K_G} (N_G^2 D_G D_L + D_M D_L + D_M D_G) \\ a_2 &= \frac{1}{K_G} (M_M D_L + M_M D_H + M_L D_M + N_G^2 M_L D_G) \\ a_3 &= \frac{1}{K_G} (M_M M_L) \\ b_0 &= 1 \\ b_1 &= \frac{1}{K_G} (D_L + D_G) \\ b_2 &= \frac{1}{K_G} M_L \end{aligned}$$

である。Fig. 3.21 は 4 次系であるが、 $G(s)$ では速度出力 $\dot{\theta}_M$ をとっているので位置 速度の積分器が 1 つ除外されて 2/3 次の伝達関数になっている。位置出力 θ_M をとると、積分器が直列に接続されて 2/4 次の伝達関数になる。物理パラメータ推定には速度出力が都合が良い。

また、減速機のパネ係数を $K_G \rightarrow \infty$ とすると $G(s)$ は,

$$G'(s) = \frac{1}{a_0 + a'_1 s} \quad (3.48)$$

ただし,

$$\begin{aligned} a_0 &= D_M + N_G^2 D_L \\ a'_1 &= M_M + N_G^2 M_L \\ b_0 &= 1 \end{aligned}$$

となり、剛体モードだけを考えたときの 1 次遅れの伝達関数が得られる。

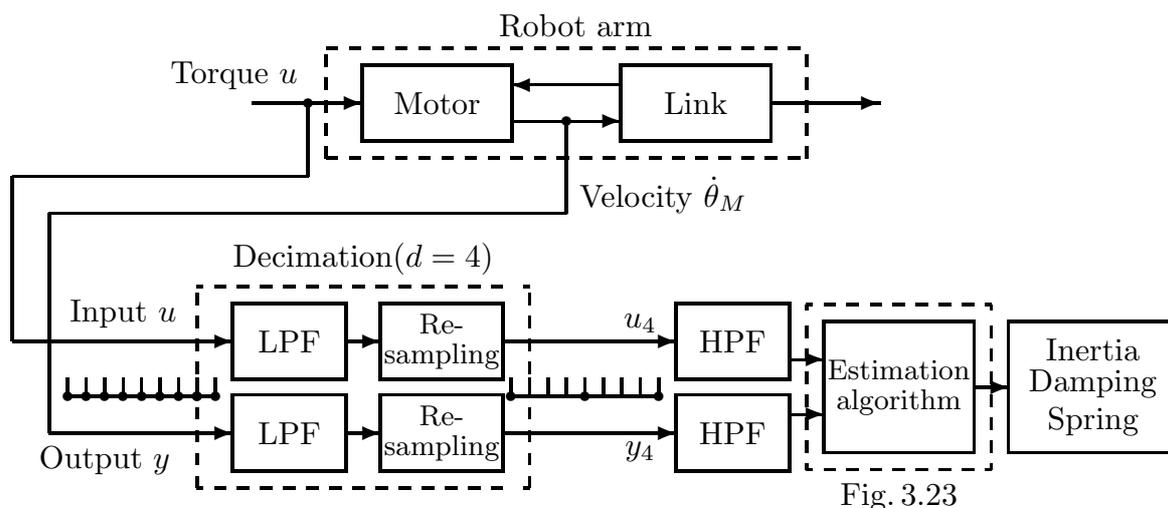


Fig. 3.22 Block diagram for estimation based SVD.

なお、実際にはクーロン動摩擦トルクも存在するが、これは非線形のパラメータなので、線形の伝達関数に含めることはできない。クーロン動摩擦トルクの扱いについては後述する。

式 (3.47) を同定するために、サンプリング周期 ΔT でサンプルされたロボットの入出力データを収集する。入力 $u(k)$ はモータへのトルク指令、出力 $y(k)$ には、モータ回転角速度 $\dot{\theta}_M(k)$ をとり、回転角度エンコーダの値 $\theta_M(k)$ を差分して次式より求める。

$$y(k) = \dot{\theta}_M(k) = \frac{\theta_M(k) - \theta_M(k-1)}{\Delta T} \tag{3.49}$$

本節では、ロボットの入出力データから連続時間系の伝達関数である式 (3.47) 式を同定し、次に 6 つの物理パラメータに関する連立方程式を解いていく問題を考える。

3.3.3 関節バネ係数を含む物理パラメータの推定法

Fig. 3.22 に示したブロック図に従って本節の手法の手順を説明する。

入出力データのデシメーション及びハイパスフィルタリング

まず、Fig. 3.22 の低域通過フィルタ (Low pass filter: LPF) のカットオフ周波数 f_c を選び、入出力データをローパスフィルタリングする。そして、その出力を f_c がナイキスト周波数になるようなサンプリング周波数 $f_d (= 2f_c)$ を選び、 $f_d = f_s/d$ ($f_s = 1/\Delta T$) でリサンプリングする。 d をデシメーションの次数と呼ぶ。この操作は $(d-1)$ 個おきに間引いてサンプリングすることと等価である。その結果、同定用入出力データの個数は $1/d$ に減ることになるが、同定に必要なのない高周波成分が除去されて SN 比が大幅に向上する。Fig. 3.22 では、 $d = 4$ の場合を示している。

次に、デシメーションされた入出力データを高域通過フィルタ (High pass filter: HPF) に通す。これは、ドリフト雑音や非線形のクーロン動摩擦トルクなど、直流に近い周波数成分を

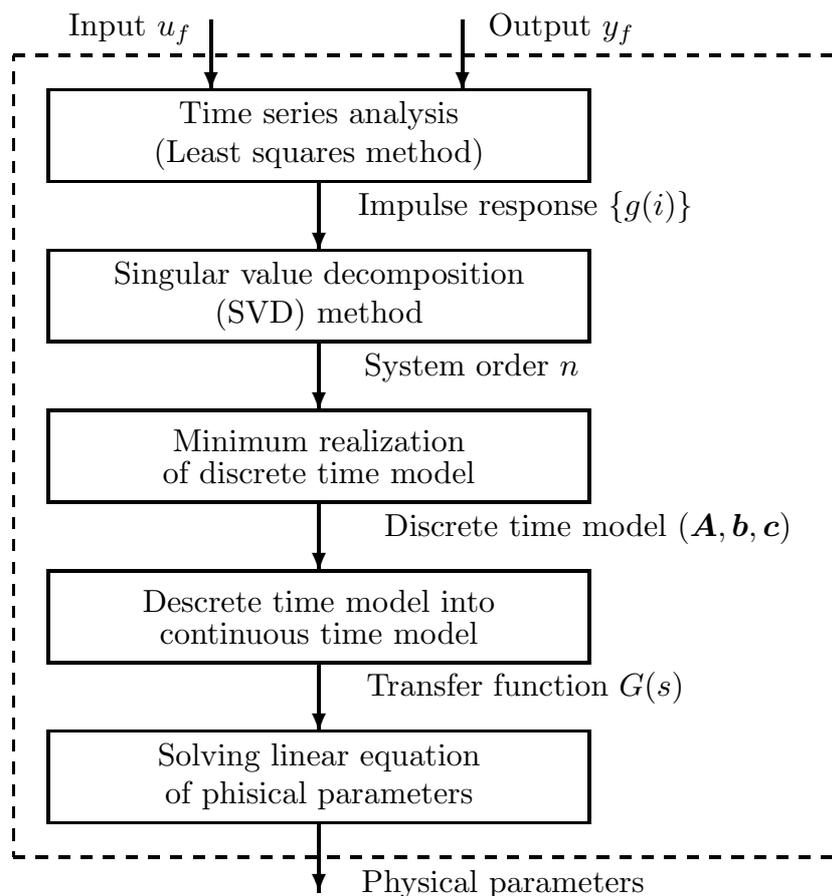


Fig. 3.23 Procedure for estimation based SVD.

除去するためである。クーロン動摩擦トルクは、適当な動作データから最小 2 乗法で求めたり [23][24]，極低速で FF-I-P 速度制御したときのトルク指令値（慣性トルクや粘性摩擦トルクは無視できる）を計測するなど，別に同定しておけば良い。

連続時間系の伝達関数の同定と連立方程式の導出

ここでは，デシメーション及びハイパスフィルタリングされた入出力データから連続時間系の伝達関数を同定し [165][166]，6 つの物理パラメータに関する連立方程式を導く方法を，Fig. 3.23 を用いて説明する。

< Step 0 > 同定用入力信号の選定

本節の物理パラメータ推定では，まず，ハンケル行列を構成するためのインパルス応答が必要である。一般に，同定入力としてインパルス信号を用いたり，ステップ信号を入力したときの応答を差分してインパルス応答を求めることは SN 比の観点から好ましくない。そこで本節では，同定入力として M 系列信号を用いて ARX モデルを同定しておき，ARX モデルから得られる伝達関数の除算を実行することによってインパルス応答を求める手法をとった。

なお，サーボアナライザや前節の MD 同定法によってノンパラメトリックな周波数応答 $G(j\omega)$ が得られている場合，次のような逆フーリエ変換を用いた数値積分から得たステップ応答の増分をサンプルすることによって，インパルス応答を求めてもよい [204]。

$$y(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{G(j\omega)}{j\omega} \exp(-j\omega t) d\omega \quad (3.50)$$

周波数応答から伝達関数を得るには、古典的なカーブフィッティングの手法 [203] もあるが、本節の手法が雑音も考慮できるシステムティックなアプローチである。

< Step 1 > インパルス応答の同定

まず、デシメーション及びハイパスフィルタリングされた入出力データ u_f, y_f に対し、次式の ARX モデルを設定する。

$$C(z^{-1})y_f(k) = D(z^{-1})u_f(k) + e(k) \quad (3.51)$$

ただし、

$$\begin{aligned} C(z^{-1}) &= 1 + c_1 z^{-1} + \dots + c_m z^{-m} \\ D(z^{-1}) &= d_1 z^{-1} + \dots + d_m z^{-m} \end{aligned}$$

であり、 $e(k)$ は白色雑音を表している。多項式 $C(z^{-1}), D(z^{-1})$ を最小 2 乗法を用いて推定すると、パルス伝達関数の推定値は

$$G(z^{-1}) = \frac{D(z^{-1})}{C(z^{-1})} \quad (3.52)$$

となる。右辺の分子多項式を分母多項式で除し、次のような漸化式で実行すればインパルス応答の推定値 $g(k)$ が得られる [166]。

$$g(k) = d_k - \sum_{j=1}^{k-1} c_{k-j} g(j) \quad (k = 1, 2, \dots, N) \quad (3.53)$$

$$g(k) = 0 \quad (k \leq 0) \quad (3.54)$$

< Step 2 > 特異値分解による次数の決定

推定されたインパルス応答 $\{g(i)\}$ で構成されるハンケル行列 H_1 のランクを特異値分解 (SVD) により判別し、次数 n を決定する。

$$H_1 = \begin{bmatrix} g(1) & g(2) & \dots & g(N - \mu) \\ g(2) & g(3) & \dots & g(N - \mu + 1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ g(\mu) & g(\mu + 1) & \dots & g(N - 1) \end{bmatrix} = U \Sigma V \quad (3.55)$$

$$\begin{aligned} \Sigma &= \text{diag}(\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_n, \dots, \sigma_\mu) \\ (\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_n \gg \varepsilon \geq \sigma_{n+1} \geq \dots \geq \sigma_\mu) \end{aligned}$$

ここで、 $U \in R^{\mu \times \mu}$ 、 $V \in R^{(N-\mu) \times (N-\mu)}$ は直交行列である。また、ハンケル行列は可制御行列と可観測行列の積と見なせるので、特異値分解により可制御、可観測な最小次数 n を求めていることになる。求めたい 1 リンク 2 慣性系の伝達関数は、式 (3.47) のように 3 次を仮定

しているので，SVD の結果， $n = 3$ と見なせない場合はインパルス応答の同定に失敗している
ので注意する。

< Step 3 > 離散時間状態方程式の最小実現

特異値分解の結果から，

$$\begin{aligned} \mathbf{A} &= \tilde{\Sigma}^{-\frac{1}{2}} \tilde{\mathbf{U}}^T \mathbf{H}_2 \tilde{\mathbf{V}}^T \tilde{\Sigma}^{-\frac{1}{2}} \\ \mathbf{b} &= \tilde{\Sigma}^{\frac{1}{2}} \tilde{\mathbf{V}}^T [1 \ 0 \ \dots \ 0]^T \\ \mathbf{c} &= [1 \ 0 \ \dots \ 0] \tilde{\mathbf{U}} \tilde{\Sigma}^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (3.56)$$

のように離散時間状態空間モデル (\mathbf{A} , \mathbf{b} , \mathbf{c}) が求められる。ただし，

$$\begin{aligned} \mathbf{U} &= [\tilde{\mathbf{U}} \mid \mathbf{U}^\perp] & \mathbf{V} &= \begin{bmatrix} \tilde{\mathbf{V}} \\ \mathbf{V}^\perp \end{bmatrix} \\ \tilde{\Sigma} &= \text{diag}(\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_n) \\ \mathbf{H}_2 &= \begin{bmatrix} g(2) & g(3) & \dots & g(N - \mu + 1) \\ g(3) & g(4) & \dots & g(N - \mu + 2) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ g(\mu + 1) & g(\mu + 2) & \dots & g(N) \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.57)$$

である。

< Step 4 > 連続時間状態方程式への変換と連続時間伝達関数の導出

ここでは，離散時間状態空間モデル (\mathbf{A} , \mathbf{b} , \mathbf{c}) を連続時間モデル (\mathbf{A}_c , \mathbf{c}_c , \mathbf{b}_c) に変換する。

$$\begin{aligned} \tilde{\mathbf{A}} &= \mathbf{T}^{-1} \mathbf{A} \mathbf{T} \\ &= \text{diag}(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n) \\ \tilde{\mathbf{b}} &= \mathbf{T}^{-1} \mathbf{b} & (\mathbf{T} \text{ は } \mathbf{A} \text{ の対角化行列}) \\ \tilde{\mathbf{c}} &= \mathbf{c} \mathbf{T} \end{aligned} \quad (3.58)$$

次に，サンプリング周期 ΔT に対して，

$$\eta_i = \frac{\alpha_i + j\beta_i}{\Delta T} \quad (\lambda_i = \exp(\alpha_i + j\beta_i)) \quad (3.59)$$

を求めれば，

$$\begin{aligned} \mathbf{A}_c &= \text{diag}(\eta_1, \eta_2, \dots, \eta_n) \\ \mathbf{b}_c &= (\tilde{\mathbf{A}} - \mathbf{I}_n)^{-1} \mathbf{A}_c \tilde{\mathbf{b}} & (\mathbf{I}_n \text{ は } , n \times n \text{ の単位行列}) \\ \mathbf{c}_c &= \mathbf{c} \end{aligned} \quad (3.60)$$

のように連続時間モデル (\mathbf{A}_c , \mathbf{b}_c , \mathbf{c}_c) が得られる。よって，求める式 (3.47) の連続時間系の
伝達関数 $G(s)$ は，

$$G(s) = \mathbf{c}_c (s\mathbf{I}_n - \mathbf{A}_c)^{-1} \mathbf{b}_c \quad (3.61)$$

となる。 A_c は、対角行列なので上式の計算は簡単に行える。

< Step 5 > 物理パラメータに関する連立方程式の導出

以上で得られた伝達関数を式 (3.47) のように $b_0 = 1$ で正規化すれば $a_0, a_1, a_2, a_3, b_1, b_2$ の値が与えられ、6つの物理パラメータ (N_G は既知) に関する連立方程式を次のように代数的に手計算で解くことができる。

$$\begin{aligned}
 M_M &= \frac{a_3}{b_2} \\
 M_L &= \frac{-B + \sqrt{B^2 - AC}}{2A} \\
 K_G &= \frac{1}{b_2} M_L \\
 D_G &= \frac{b_1}{2b_2} M_L - \frac{1}{2N_G^2} \left(a_0 - \frac{a_2}{b_2} + \frac{a_3 b_1}{b_2^2} \right) \\
 D_L &= \frac{b_1}{b_2} M_L - D_G \\
 D_M &= a_0 - N_G^2 D_L
 \end{aligned} \tag{3.62}$$

ただし、

$$\begin{aligned}
 A &= 1 - \frac{b_1^2}{4b_2} \\
 B &= \frac{1}{2N_G^2} \left(a_0 b_1 - 2a_1 + \frac{1}{b_2} (a_2 b_1 + 2a_3) - \frac{a_3 b_1^2}{b_2^2} \right) \\
 C &= \frac{1}{N_G^2} (a_2 b_2 - a_0 b_2^2 - a_3 b_1)^2
 \end{aligned}$$

である。しかし、式 (3.62) をそのまま用いても伝達関数の推定精度によっては負の物理パラメータが得られる可能性がある。このような場合は、非負の制約条件をつけた最小2乗法を用いて数値的に解いた方が良い。また、減衰が小さいことを利用して、まず、摩擦係数を0とおいて M_M, M_L, K_G を求めてから、 D_M, D_L, D_G を求める方法もある。この方法については、第4章で述べる。

3.3.4 1 リンクアームの同定実験とその評価

同定実験

Fig. 3.24 に示す垂直6関節ロボット SR-606V (可搬重量 3 kg) のアームを水平に真っ直ぐ伸ばした状態で第1軸を回転させることにより1リンクアームと見立てて、物理パラメータの推定実験を行った。第1軸は AC サーボモータとハーモニックドライブ減速機を組み合わせ駆動されており、Fig. 3.20 のモデルで表わせる。

コントローラは Fig. 3.25 のように SR-606V 用の SR-6000 (Fig. 3.24 の右) を改造し、外側に同定用動作を実現する CPU を設けたものである。AC サーボドライバのアナログ速度

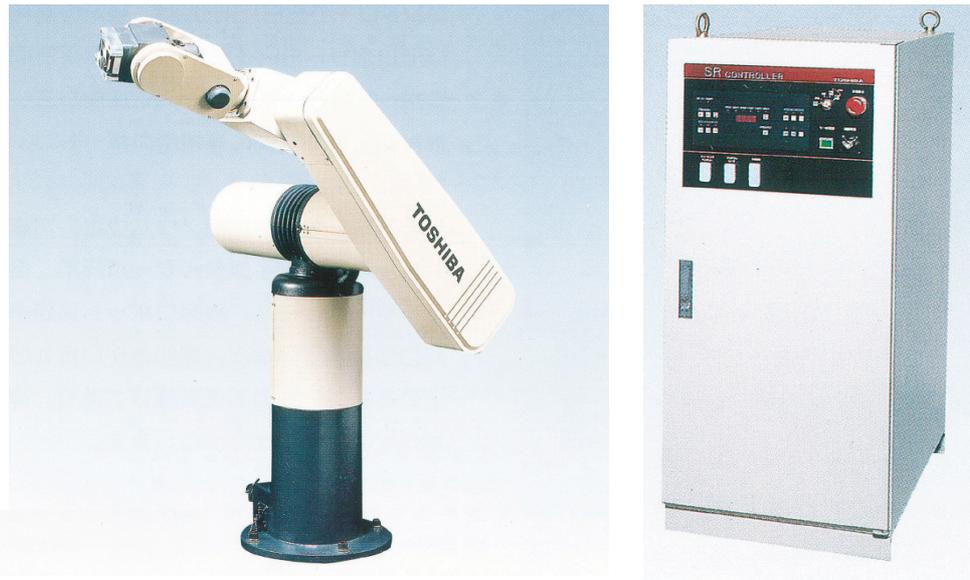


Fig. 3.24 PUMA-type robot arm SR-606V and its controller SR-6000 by Toshiba Corporation [16].

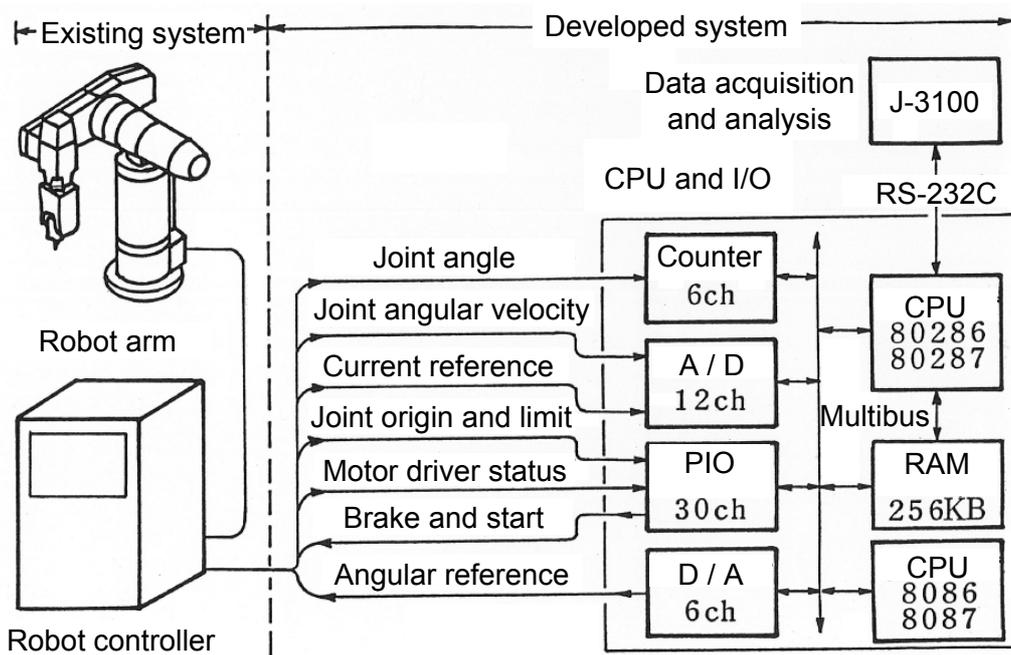


Fig. 3.25 System configuration for identification experiment.

PI 制御ループは切断してあり，トルク（電流）指令型として使っている。入出力データは前述のコントローラのメモリから J-3100 に転送し，フィルタリング，最小 2 乗法や特異値分解法は Microsoft FORTRAN を用いたプログラムで処理した。フィルタの係数は，MATLAB で計算したものをファイル化し，Microsoft FORTRAN で読み込みできるようにした。なお，同定用の入出力データは，モータに M 系列信号を開ループで加えて得ている。

同定実験は既に述べた手順に従い，手先負荷は無負荷と 3 kg について行う。各部の摩擦係

数以外のモータ側（高速段）及びアーム側（低速段）の慣性モーメントやハーモニックドライブ減速機のバネ係数については、それぞれ機械図面から計算した値やメーカーのカタログ値があるので参考にする。

同定結果とその評価

M 系列入力信号とそのときの角速度出力を Fig. 3.26(a) に示した（3 kg 負荷時）。各軸の入出力データを約 3 秒間（サンプリング周期は 5ms で 600 個のデータ）収集した。同図の中で、入力（M 系列）は見やすくするために最初の 1 秒間だけを示している。

Fig. 3.26(b) は $d = 2$ でデシメーションした入出力データである。デシメーションには、30 次の FIR ローパスフィルタを用いた。Fig. 3.26(c) は、さらにハイパスフィルタに通した入出力データである。ここでは、2 次の IIR バターワース型のハイパスフィルタを用いて、直流に近い雑音を除去している。

Fig. 3.27 は、Fig. 3.26(c) の入出力データを最小 2 乗法で処理して ARX モデルを同定し、インパルス応答に変換したものである。このインパルス応答は約 0.4 秒で減衰している。デシメーションの結果、同定のサンプリング周期は 10ms となっているので、式 (3.52) の除算は、式 (3.53) における $N=40$ まで計算すれば十分である。

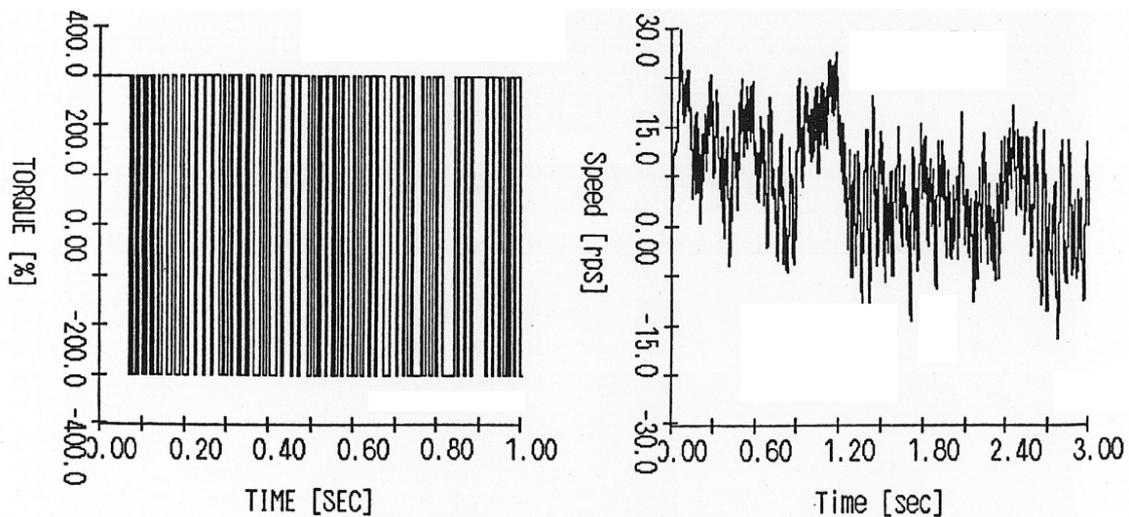
Fig. 3.28 は、インパルス応答を特異値分解した結果、各特異値がどれくらいのエネルギーを持っているかを % と log スケールで示したものである。各特異値はシステムの次数に対応している。この場合、1, 2, 3 番目までのエネルギーを加えると 99.9% になり、次数は 3 とみなすことができる。本節では、システムの伝達関数 $G(s)$ の次数を $n = 3$ として議論を進めてきたが、それと矛盾しないことがわかった。残りの 0.1% は、3 次の伝達関数で表せない高周波成分で、前項で説明した最小実現アルゴリズムの段階で切り捨てられる。

Fig. 3.29 に同定された $G(s)$ の周波数応答を示す（同図中の実線）。無負荷時が (a)、3 kg 時が (b) である。同図中の破線は $G(s)$ を実現する前の ARX モデルの周波数応答である。ARX モデルの方はサンプリング周期 (5ms) によるむだ時間があることを除くと ($G(s)$ の方は特異値分解の前にむだ時間を補正している)ので 3 次で済んでいる) , 両者はよく一致しており最小実現がうまくいっていることを示している。また、3 kg 時は無負荷時に比べて機械共振周波数（ゲイン曲線の下に凸の部分）が下がっていることがわかる。

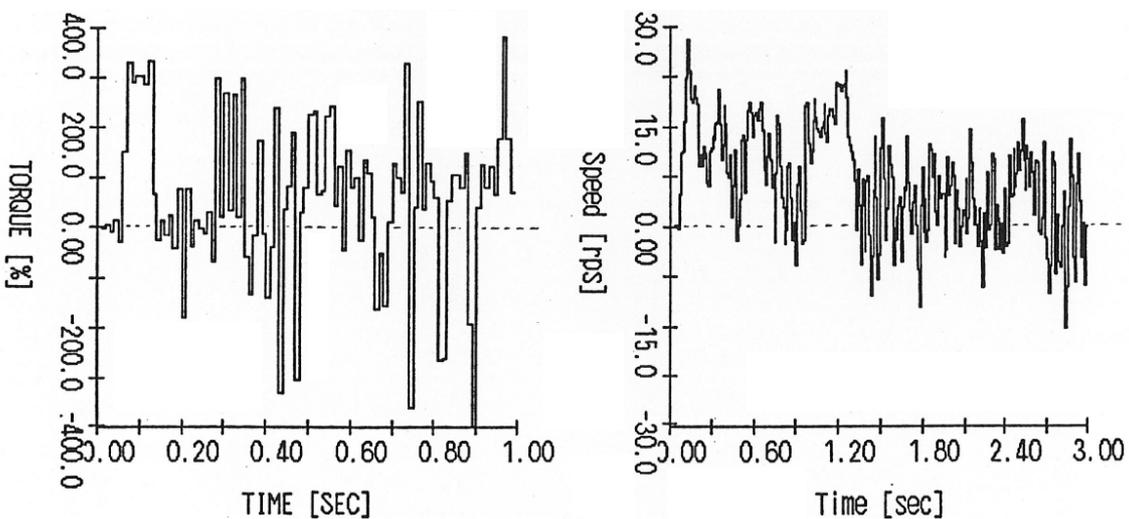
次に、 $G(s)$ の係数を用いて 6 つの連立方程式を解くと無負荷時と 3 kg 時について Table 3.2 のような物理パラメータの値が得られた。慣性モーメントの機械図面からの計算値と、減速機バネ係数のメーカーのカタログ値は、同表で公称値 (N.V. : nominal value) として示してある。

バネ係数は公称値より小さめの値が得られたが、慣性モーメントについては公称値に近い値が得られた。また、機械図面からでは計算できない 3 箇所の摩擦係数も分離して同定できた。

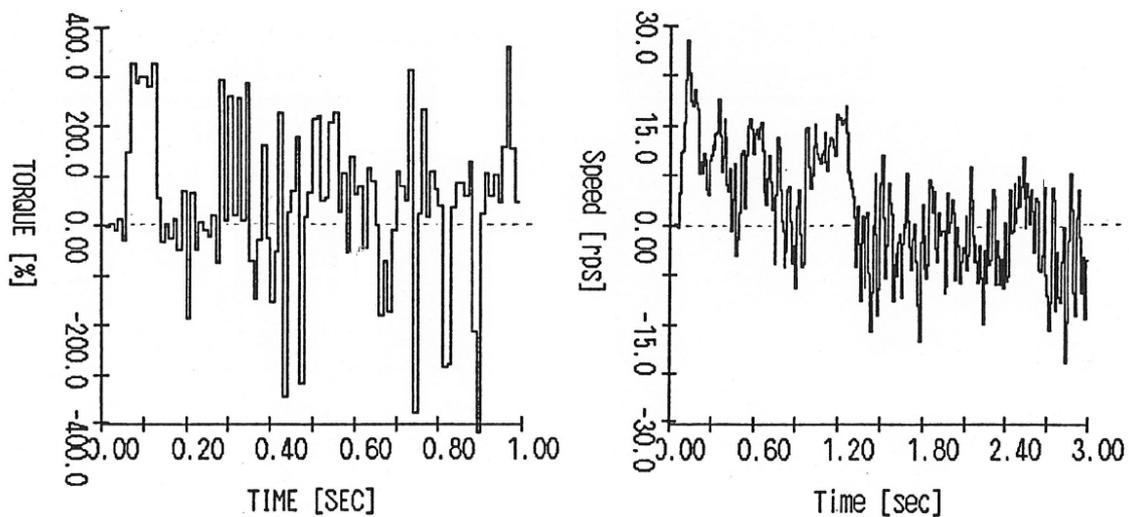
仮定したモデルによれば、手先負荷が変わったときにアームの慣性モーメントだけが変化してバネ係数や摩擦は一定であるべきであるが、必ずしもそうでないことがわかった。これは、減速機特性の非線形性や軸受けの摩擦変化によるものと考えられる。



(a) Original data



(b) Decimated data



(c) Decimated and high-pass filtered data

Fig. 3.26 Input-output and filtered data for estimation.

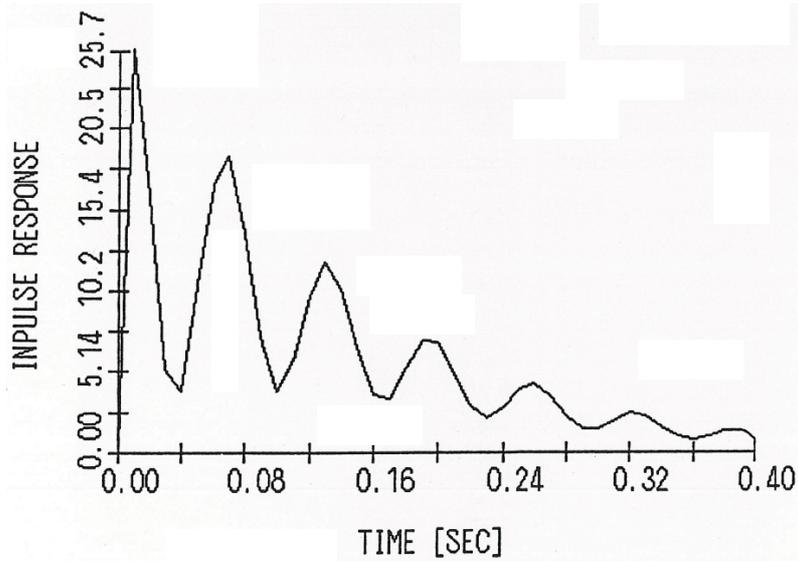


Fig. 3.27 Estimated impulse response.

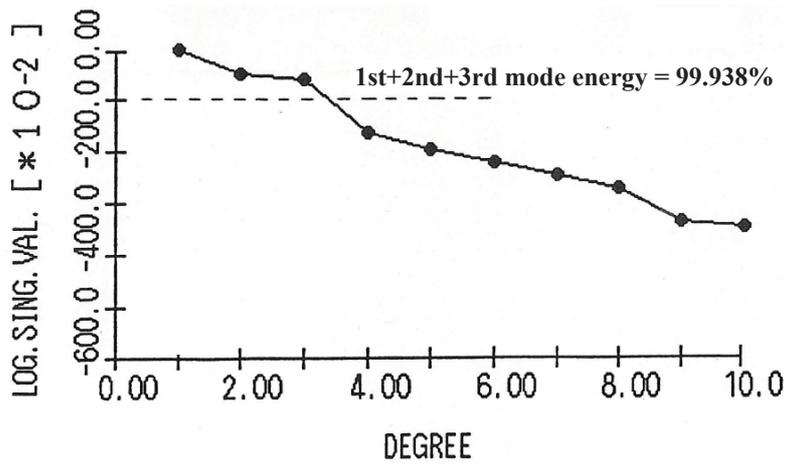


Fig. 3.28 SVD mode energy plot.

Table 3.2 Estimated physical parameters.

Payload	0 kg		3 kg	
	N.V.	Exp.	N.V.	Exp.
M_M [kgm ²]	3.1×10^{-4}	3.3×10^{-4}	3.1×10^{-4}	3.5×10^{-4}
D_M [Nms/rad]	—	1.2×10^{-3}	—	1.9×10^{-3}
M_L [kgm ²]	3.2×10^0	3.4×10^0	4.8×10^0	4.6×10^0
D_L [Nms/rad]	—	7.7×10^1	—	3.7×10^1
K_G [Nm/rad]	4.2×10^4	3.5×10^4	4.2×10^4	2.5×10^4
D_G [Nms/rad]	—	2.2×10^1	—	2.8×10^1

N.V. : Nominal Value Exp. : Experimental result

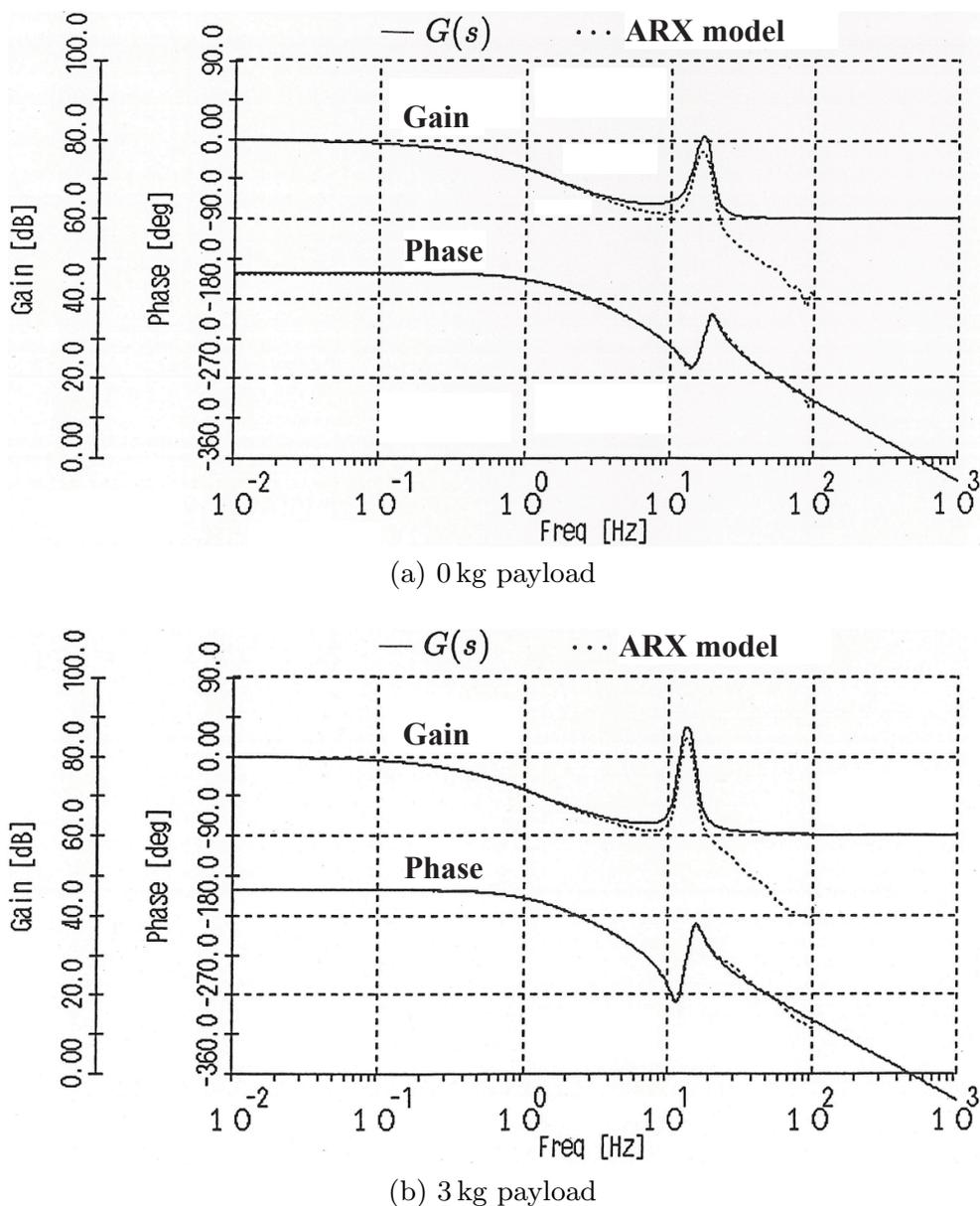


Fig. 3.29 Frequency response of estimated transfer functions.

同定された伝達関数 $G(s)$ を用いてシミュレーションし，実機の時間応答と比較したのが Fig. 3.30 である。これは，速度 I-P 制御ループを構成したときのステップ応答であり， $G(s)$ の精度が確認できた。実機データには，約 100~200 Hz の雑音がついているが，I-P 制御の極配置効果で高周波側に移動した機械共振のピークが，実機では，ハーモニックドライブの脈動によって励起されていると考えられる。

3.3.5 重力がかかる場合や 2 リンク以上の場合への拡張

重力がかかる場合

これまで示してきた同定法と実験結果は，水平に回転する 1 リンクアームを対象にしたものであった。SR-606V の第 2 軸を単独で動作させた場合のように，1 リンクであっても重力がかかる場合がある。このときは，アームの動力学方程式である式 (3.46) に重力項を加えると，

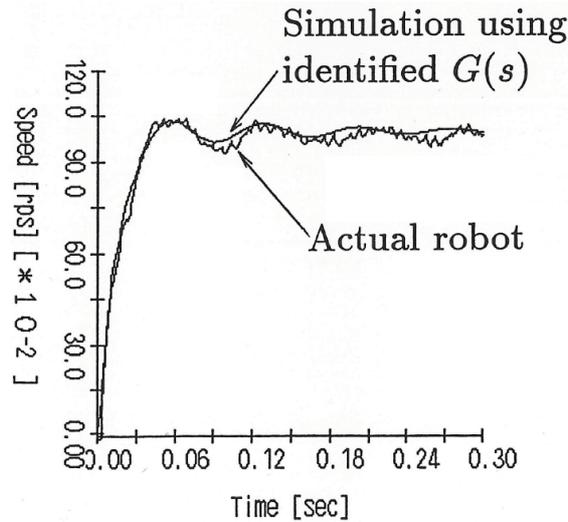


Fig. 3.30 Step response comparison for estimated parameter evaluation.

$$M_L \ddot{\theta}_L + D_L \dot{\theta}_L + G_L \sin \theta_L = K_G (N_G \theta_M - \theta_L) + D_G (N_G \dot{\theta}_M - \dot{\theta}_L) \quad (3.63)$$

となる。ここで、 G_L は重力項を表す係数（アームの質量，重心位置，重力加速度をまとめたもの）である。また， θ_L が 0 のとき重力が 0 になるように座標をとってある。

式(3.45)の両辺を N_G^{-1} 倍し，式(3.63)と辺々加えると，

$$N_G^{-1} M_M \ddot{\theta}_M + N_G^{-1} D_M \dot{\theta}_M + M_L \ddot{\theta}_L + D_L \dot{\theta}_L + G_L \sin \theta_L = N_G^{-1} u \quad (3.64)$$

となる。ここで，重力項が 0 にならない適当な θ_L を選び， u を調節してアームを静止させることを考えると，式(3.64)は重力項以外 0 になるので

$$G_L \sin \theta_L = N_G^{-1} u \quad (3.65)$$

$$G_L = \frac{N_G^{-1} u}{\sin \theta_L} \quad (3.66)$$

として，重力係数 G_L を求めることができる。しかし，実際にはアームの回転角度 θ_L は測れず，モータの回転角度 θ_M だけが測れる。そこで，関節のねじれ角が小さいことを利用すれば $\sin \theta_L \simeq \sin(N_G \theta_M)$ が成り立つので，

$$G_L = \frac{N_G^{-1} u}{\sin(N_G \theta_M)} \quad (3.67)$$

とできる。原理的には，1 点のデータで G_L を求められるが，実際には θ_M を変化させて何点かでデータをとり，最小 2 乗法で処理するようにする。

求めた重力係数 G_L を使い， $u = u' - G_L \sin(N_G \theta_M)$ として重力補償をすれば，式(3.45),(3.46)で入力 u を新しい入力 u' に置き換えた動力学方程式が得られる。後のバネ係数等の同定手順は，水平 1 リンクの場合と全く同じで，同定用入力としては，M 系列信号に重力補償分を重ね合わせたものを使えばよい。

2 リンク以上の場合

ここでは、2 リンク以上の場合について、バネ係数やねじれ減衰係数まで考慮した物理パラメータの推定法について簡単に述べる。

バネ係数やねじれ減衰係数は各関節で独立なものである。たとえば、SR-606V の 1 軸だけを動かしたときのバネ係数と、1, 2 軸を同時に動かしたときの 1 軸のバネ係数とで値が変化することはない。しかし、2 軸を動かすと 1 軸まわりの慣性モーメントは変化する。

そこで、2 軸以上のロボットの場合は、まず各軸それぞれに対して本節の方法を適用してバネ係数やねじれ減衰係数の同定を行う。このとき、同定対象リンク以外は外側からネジ止めして固定する。次に、剛体多リンク機構の同定法 [23][24] を用いて、多軸ロボットの慣性モーメントマトリックスを求める。

これらの結果をまとめれば、バネ係数やねじれ減衰係数を含めた多軸ロボットの物理パラメータが全て求められる。

しかし、同定対象リンク以外を外側からネジ止めして固定できない場合には同定対象リンクに他軸との連成振動による干渉力が加わり、同定結果が違ったものになってしまう。モータ側のブレーキを用いるだけでは、モータ軸は止まってもアーム軸は止まらないので解決できない。これを回避できる方法が、第4章で述べる非干渉化同定法である。

3.3.6 まとめと課題

本節では、従来から行われてきたロボットの物理パラメータ推定法を拡張し、慣性モーメントや駆動軸の粘性摩擦係数だけでなく、減速機に起因する関節のバネ係数やねじれ減衰係数も同定できる方法を示した。この同定法は、デシメーションと特異値分解法を用いており、水平 1 リンクアームを用いた実験で良好な結果を得た。最近では、MATLAB のシステム同定ツールボックス [271] で使える N4SID 法などの部分空間法 [205][206] を用いれば、インパルス応答を経由せずに、通常の動作データ（デシメーションは必要）から、直接、状態空間表現のモデルを推定できる。離散系から連続系への変換についても MATLAB のツールボックスが使える。第4章以降では、部分空間法に基づく同定法を用いる。

また、重力がかかる軸の場合や、2 リンク以上の場合にも拡張できることを示した。ただし、メカ的に連成振動を止められない場合は、第4章で述べる非干渉化同定法が必要になる。

今回は扱わなかったが、ハーモニックドライブとタイミングベルトを組み合わせた減速機構のように 1 関節に 2 つのバネ要素がある場合もある。これについては、モデルを作って連立方程式を立てれば今回と同様な手法で同定することができる。

3.4 MD 同定法に基づく力制御系のオートチューニング

3.4.1 はじめに

組立作業や研磨，バリ取り作業などをロボットに行わせる場合には，ロボットの手先位置だけでなく，ロボットと作業対象物との接触力（干渉力や押付け力）も制御する必要がある。そこで近年，インピーダンス制御^{*1} やハイブリッド制御^{*2} と呼ばれる力制御方式が整備されてきた [209]–[211]。

これらの力制御方式では，ロボットの手先に取付けた力覚センサの信号をフィードバック演算してロボット各関節のモータを駆動し，力制御を実現する。このようなアクチュエータとセンサの位置とが離れている系はノンコロケーション (non-collocation) と呼ばれ [212]，最も制御しにくいとされる非最小位相系の一種である。通常の位置制御系では，駆動用のモータと回転角度検出用のエンコーダが直結されているのでコロケーションとなり，最小位相系であるので問題は簡単になる。

具体的な問題点としては，ロボット各関節の減速機構の機械共振特性が位相の遅れを伴いながら力制御系の閉ループ系に入り，特に接触する作業対象物が堅いときにこの機械共振特性（一般に減衰が小さい）が支配的になって閉ループ系が振動し易くなる，ということが挙げられる。そのため，人間が試行錯誤に頼って安定な力制御パラメータを得る（これをマニュアルチューニングと呼ぶ）ためには，かなりの労力を要する [213]。

一方，試行錯誤ではなくロボットと作業環境の動特性を同定し，その結果に基づいて制御パラメータを自動的に算出する適応的なアプローチがある（これをオートチューニングと呼ぶ）。福田ら [214] は，1 自由度のロボットハンドに対してモデル規範型適応制御を用い，接触する作業対象物の堅さに応じた力制御系を実現した。しかし，適応制御を用いても結局，適応ゲインのチューニングが面倒であるという問題が残ってしまう。また，ニューラルネットワークによる力制御系のチューニング方法も提案されているが [215]，対象物を認識するためには何千回もの学習動作が必要である。その他，ロボットや対象物の物理構造を仮定したさまざまな適応制御が提案されているが，先に述べたセンシングの問題もあってロバスト性に欠け，実用になっているものはない。一方，堀ら [216][217] が適応ではなくロバスト制御の立場から対象物の堅さの変化に対してロバストな力制御系を提案し，6 軸の産業用ロボット（安川電機製）を用いた実験で良好な結果を出している。しかし，ロボット自体の機械共振に対してロバストにはなっておらず，手先にメカニカルバネ・ダンパを入れて系全体の安定性を確保する必要があった。

本節では，機械共振を同定しなければ安定な力制御系は設計できないという立場に基づき，

^{*1} 間接的力制御 [207]。ロボットに加わる力とロボットの運動との関係を制御することによって，ロボットと作業対象物との間に生じる干渉力を間接的に制御する方法。

^{*2} 直接的力制御 [208]。ロボットと作業対象物との間に生じる押付け力を予め与えた目標値と等しくなるように制御する方法。

対象物と手先の接触状態での周波数応答を同定するアプローチをとる。周波数応答を用いることによって、バネ・マス・ダンパからなる物理構造モデルを仮定する必要がなくなりさまざまなロボットや対象物の動特性を統一的に扱える。そして、ゲイン余裕・位相余裕を適切な値に設定することによって安定な2自由度PID制御系 [164] を設計することができる。周波数応答の情報だけでは2自由度PID制御程度の制御系しか設計できないともいえるが、先に述べたような力センシングの問題を解決しないと複雑な力制御系を構成しても効果は薄いと思われる。力制御系にどの程度複雑な制御系が必要か検討した例は今までほとんどなく議論が待たれるところである [217]–[220]。

通常、周波数応答の同定にはサイン波スイープが用いられるが [212][219][221]，専用のハードウェアを必要とするのでロボットコントローラに組みにくい上，入出力データを得るための加振試験に時間がかかり，ロボットや接触する作業対象物への負担が少なくない。その点，時系列モデルと最小2乗法に基づくMD法を用いれば，周波数応答を短い入出力データから精度よく同定できる [168]。本節で用いる2軸アームでは，手先の作業座標系（たとえば， $X-Y$ 座標）において，位置制御方向と力制御方向に1つずつ自由度を持つことになるので，力制御方向を1入出力系と見なして周波数応答を同定することになる。

以下では，まず減速機構のねじり剛性を利用した位置指令に基づく力制御系 [174] と，トルク指令に基づく力制御系 [173] の各々について接触時の周波数応答を同定する方法を説明する。次に，Fig. 3.31 に示したハーモニックドライブ減速機で駆動される2軸水平ロボットアームを用いて，位置指令に基づく力制御系についての実験結果を示す。

3.4.2 記号の定義

$\dot{\theta}_M = [\dot{\theta}_{M1}, \dot{\theta}_{M2}]^T$: モータの回転角速度
$X-Y$: 直角座標系
$f = [f_X, f_Y]^T$: 押付け力
$f_R = [f_{RX}, f_{RY}]^T$: 押付け力目標値
$x = [x, y]^T$: アーム先端位置
$x_R = [x_{RX}, x_{RY}]^T$: アーム先端位置目標値
$v = [v_X, v_Y]^T$: アーム先端速度
$v_R = [v_{RX}, v_{RY}]^T$: アーム先端速度目標値
$G_E(x, x_E)$: 対象物面の伝達関数モデル
$x_E = [x_E, y_E]$: 対象物面の位置
$K_{FF} = \text{diag}(k_{FFX}, k_{FFY})$: 力制御ループのFF制御パラメータ
$K_{FV} = \text{diag}(k_{FV1}, k_{FV2})$: 速度制御ループのFF制御パラメータ
$e_F = [e_{FX}, e_{FY}]^T$: 力制御偏差
$x_C = [x_{CX}, x_{CY}]^T$: 力制御ループ出力
$\Lambda(\theta)$: 関節角からアーム先端位置への順座標変換
$N_G = \text{diag}(n_{G1}, n_{G2})$: 減速比 ($n_{G1}, n_{G2} = 1/50$)

$K_{IF} = \text{diag}(k_{IFX}, k_{IFY})$: 力制御ループの積分制御パラメータ
$K_{IV} = \text{diag}(k_{IV1}, k_{IV2})$: 速度制御ループの積分制御パラメータ
$J(\theta) \in \mathbf{R}^{2 \times 2}$: ヤコビ行列
$l_1, l_2 = 0.325 \text{ m}$: 各リンクの長さ (1, 2: 軸番号)
$\tau = [\tau_1, \tau_2]^T$: モータトルク入力
$\mathbf{x}_T = [x_{TX}, x_{TY}]^T$: オートチューニングのための M 系列入力
$K_{PF} = \text{diag}(k_{PFX}, k_{PFY})$: 力制御ループの比例制御パラメータ
$K_{PP} = \text{diag}(k_{PP1}, k_{PP2})$: 位置制御ループの比例制御パラメータ
$K_{PV} = \text{diag}(k_{PV1}, k_{PV2})$: 速度制御ループの比例制御パラメータ
$\theta = [\theta_{A1}, \theta_{A2}]^T$: リンク回転角度
$\theta_M = [\theta_{M1}, \theta_{M2}]^T$: モータ回転角度
ΔT	: 制御周期
$\mathbf{S} = \text{diag}(1, 0)$: 力制御のための選択行列
$x_0 = 0.46 \text{ m}$: 対象物面の X 座標
$\phi_{MF} [\text{deg}]$: 力制御系で指定する位相余裕
$G_{MF} [\text{dB}]$: 力制御系で指定するゲイン余裕
ω_{CF}	: 力制御系のカットオフ周波数
$G_{LF}(j\omega)$: 力制御系の開ループ周波数応答
$G_{LM}(j\omega)$: 力制御系設計用参照モデルの開ループ周波数応答

3.4.3 オートチューニングする力制御系の構成

実験装置の概要と問題設定

本節の実験に用いた水平 2 軸ロボットアームは Fig. 3.31 で、Fig. 3.32 は実験装置の概要である。この 2 軸アームは SCARA 型ロボットを模擬して作られたものである。1, 2 軸ともにハーモニックドライブ減速機 (減速比 1/50) 直結の DC サーボモータ (山洋製: 500W, 300W) で駆動され、モータ回転角はロータリーエンコーダ (8192 パルス) で検出される。アーム先端には 6 軸力覚センサ (ニッタ製: 歪ゲージのアナログ出力を AD 変換した後マトリクス演算して X, Y 成分だけ使用) が取付られており、ローラベアリングを介して堅い作業対象物 (アルミ平面) をならうことができるようになっている。力覚センサにかかる手先負荷はローラベアリングだけなので質量は軽く、力覚センサのバネ要素とで決まる機械共振周波数は無視できるほど十分高い。

本節では、この実験システムに基づき「各関節のハーモニックドライブ減速機とモータ、リンクで構成される閉リンク系のバネ・マス系の機械共振を同定して安定な力制御パラメータを算出する (オートチューニング)」ことを問題設定とする。手先工具などを装着して力覚センサにかかる負荷を重くしたときの同定結果が得られれば、工具なしの場合と比較することによって力覚センサのバネ要素が与える影響を調べることができる。

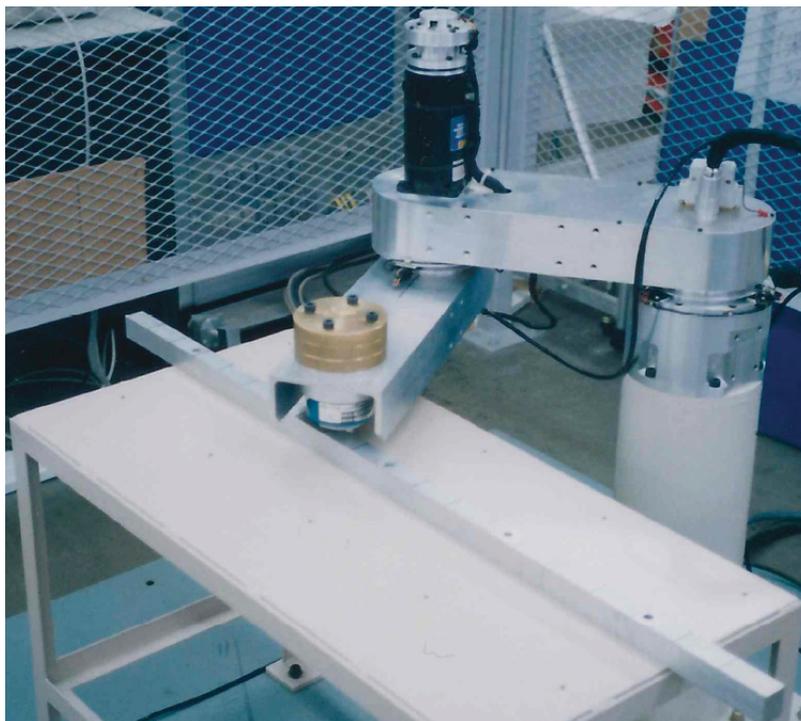


Fig. 3.31 Force controlled planar two-link robot arm.

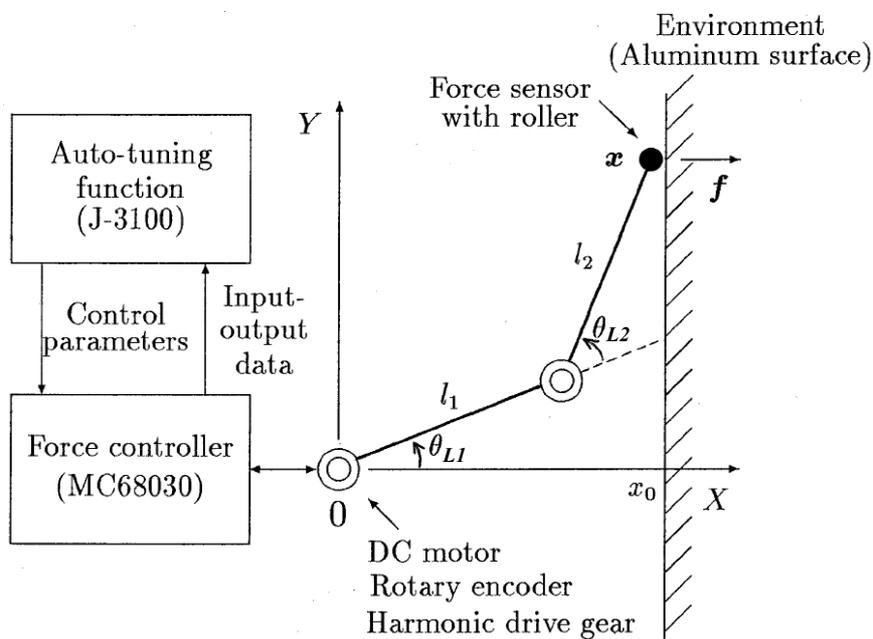


Fig. 3.32 Experimental arrangement.

また、安定にならうことが難しい堅い対象物を設定することによって、もし制御で機械共振を抑制することができないときに、(位置精度を損なわない範囲で)ロボットにどの程度のメカニカルダンパを挿入すれば良いか、という構造設計の指針にも使えると考えられる。

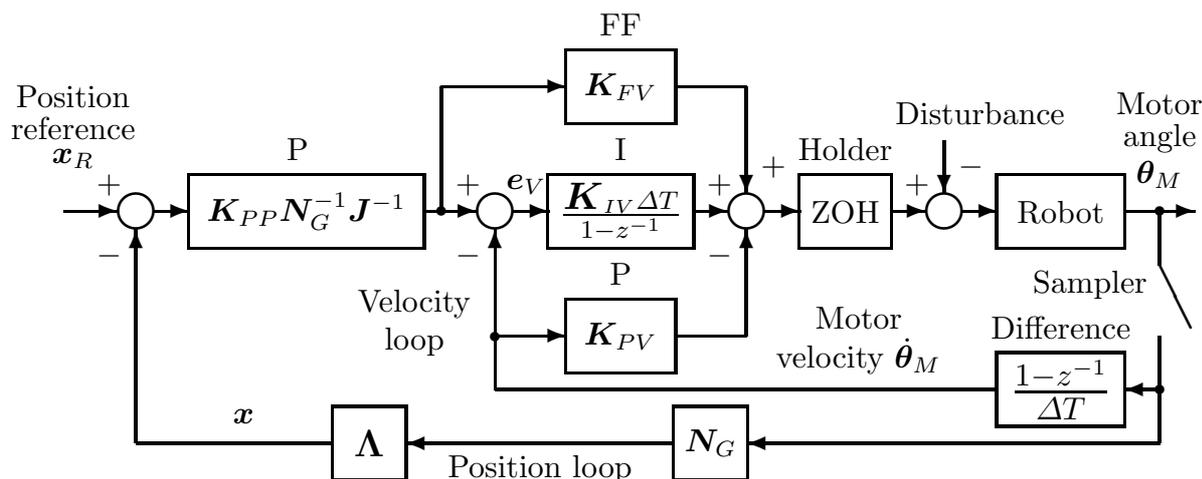


Fig. 3.33 Cartesian-based position controller.

力制御系のベースとなる位置制御系の構成

本節で対象とした力制御系のベースになる位置制御系を Fig. 3.33 に示す。各関節独立の速度制御ループ (FF-I-P 制御)[171] に、ヤコビ逆行列を用いた直角座標系での位置制御ループ (P 制御) を加えた形とした。通常の産業用ロボットコントローラに用いられているものに近い構成であるが、実際にはどんな位置制御系 (加速度分解制御や外乱抑圧制御 [217] など) にも以下の議論は適用できる。

力制御系の構成

Fig. 3.34 に、Fig. 3.33 をベースとした位置指令形の力制御系の一例を示す。Fig. 3.33 の位置制御ループの外側に力制御ループ (FF-I-P 制御) を加えたものである。この方式は、ロボット各関節のねじれや対象物のたわみを利用して力指令値を位置指令値に置き換え、間接的に力制御を行うものである。本方式を、系のどこにも剛性の低い部分がない「ダイレクトドライブロボットと堅い対象物の組合せ」に適用すると、ロータリーエンコーダの分解能が無限大でない限り、力制御系は必ず発振する。本節の実験装置では、対象物は堅いが、ロボット各関節のハーモニックドライブ減速機のねじれを利用できるので位置指令形の力制御系を適用することができる。

Fig. 3.34 中の力制御パラメータ (FF, I, P) をカットオフ周波数領域での部分的モデルマッチング (PMM) 法 [164][171] で設計するために、 X 方向の位置指令 x_{RX} から接触力 f_X までの周波数応答を Fig. 3.35 のようにして同定する。図中で $S = \text{diag}(1, 0)$ は、力制御方向 (X 軸方向) を選択する行列である [208]。Fig. 3.35 の同定ではまず、アーム手先を作業対象物面に位置決めしておき、白色性信号として M 系列信号 x_{MX} を加えて、そのときの接触力 f_X をサンプリングする。この場合、手先が対象物面から離れないように一定の位置バイアスにのせた M 系列を用いる。収集した入出力データに MD 同定法を適用して周波数応答を求める。

位置指令形と同様な考え方をトルク指令形の力制御系に適用したのが、Figs. 3.36, 3.37 であ

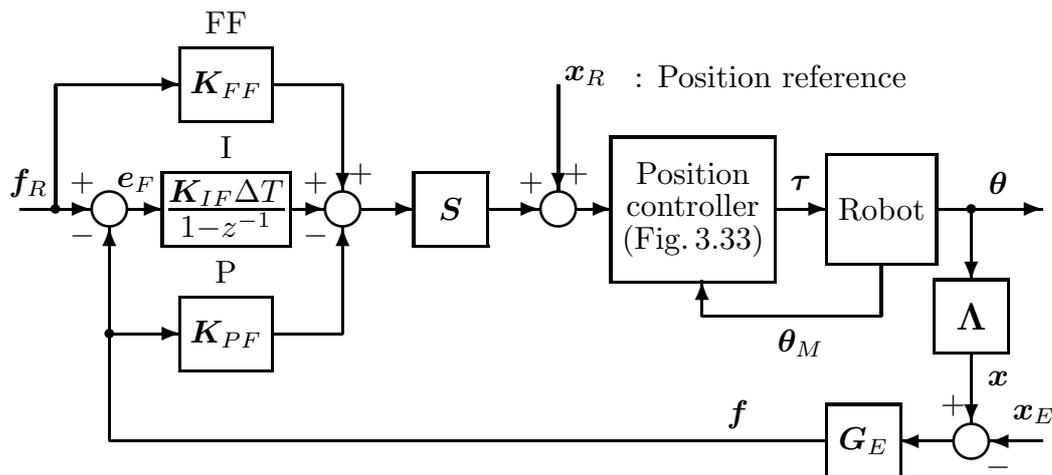


Fig. 3.34 Position-based force controller.

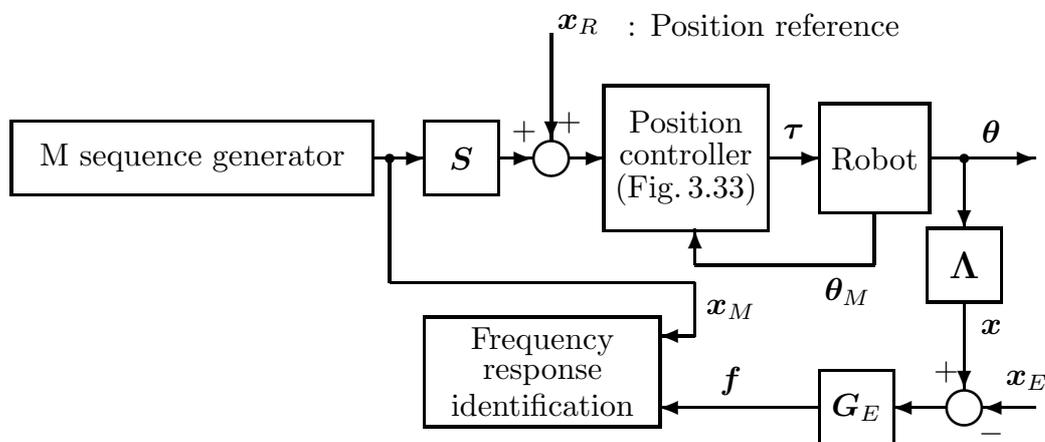


Fig. 3.35 Identification method for position-based force controller.

る [173]。ヤコビ行列の転置 J^T を用いたトルク指令形の場合，位置制御ループと力制御ループが並列に入り互いに競合するので，力制御方向 (X 軸方向) では S 行列を用いて位置剛性を 0 にする必要がある。

オートチューニング機能の構成

Fig. 3.38 にオートチューニング機能を持った，位置指令に基づく力制御系を示す。Fig. 3.38 中のモード切換えスイッチが T になるとオートチューニング機能が有効になる。オートチューニングの手順 (Fig. 3.39) は以下の 5 ステップからなる。

- < Step 1 > Fig. 3.33 の位置制御系をチューニングする [171]。
- < Step 2 > アーム先端を対象物の表面に位置決めする。
- < Step 3 > 位置指令として，接触を保つようにバイアスを与えた M 系列信号を加え，力信号をサンプリングする。
- < Step 4 > M 系列信号を入力，サンプリングした力信号を出力とし，MD 同定法で周波数応答を同定する。
- < Step 5 > PMM 法を用いて，力制御パラメータを算出する。

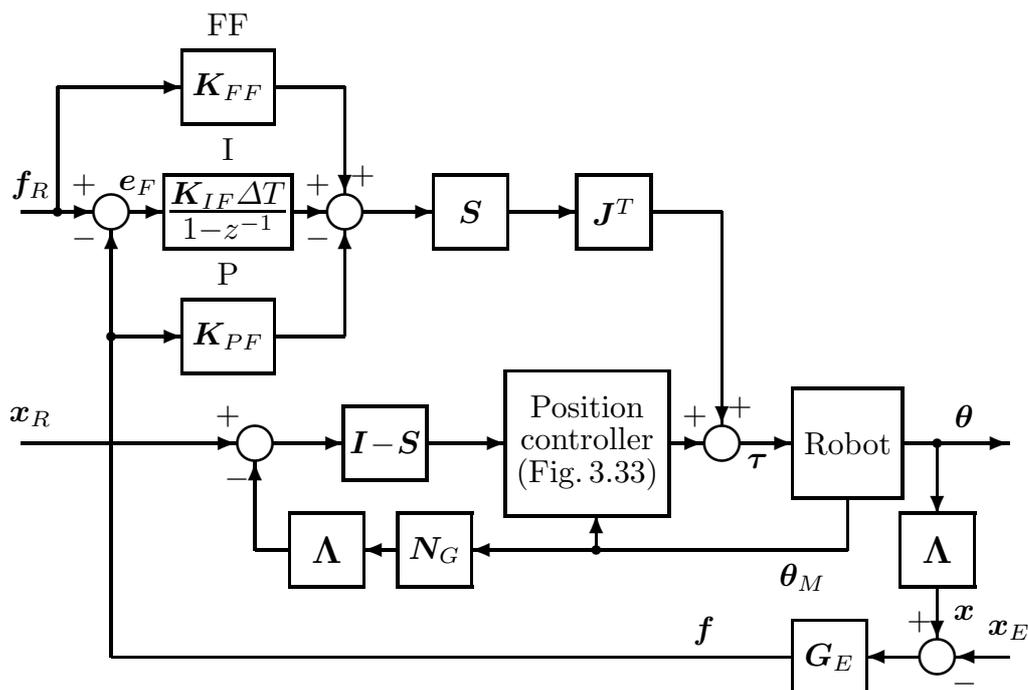


Fig. 3.36 Torque-based force controller.

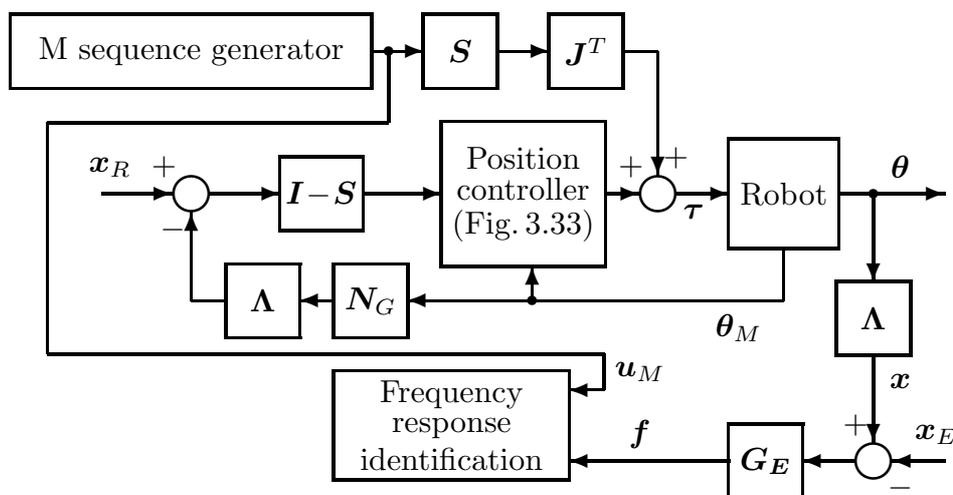


Fig. 3.37 Identification for torque-based force controller.

オートチューニング機能は、ラップトップコンピュータ (J-3100) に実装されており、実際の同定動作や位置・力制御は、モトローラ 68030 を中心とした VME システムで行われる。VME システムはパソコンからの指令でオートチューニングモード (T) と力制御モード (C) を行き来し、位置・力制御の他、チューニング用の入出力データや算出された力制御パラメータのやり取りを行う。

周波数応答同定に用いる MD 法 (Fig. 3.3) は、時系列モデルに基づく最小 2 乗法 (LS 法) を改良したものである [168]。同定された周波数応答から 2 自由度 PID 定数を計算する PMM 法の原理は Fig. 3.4 である。ここでは、力制御系の閉ループ特性を規定するために、カットオ

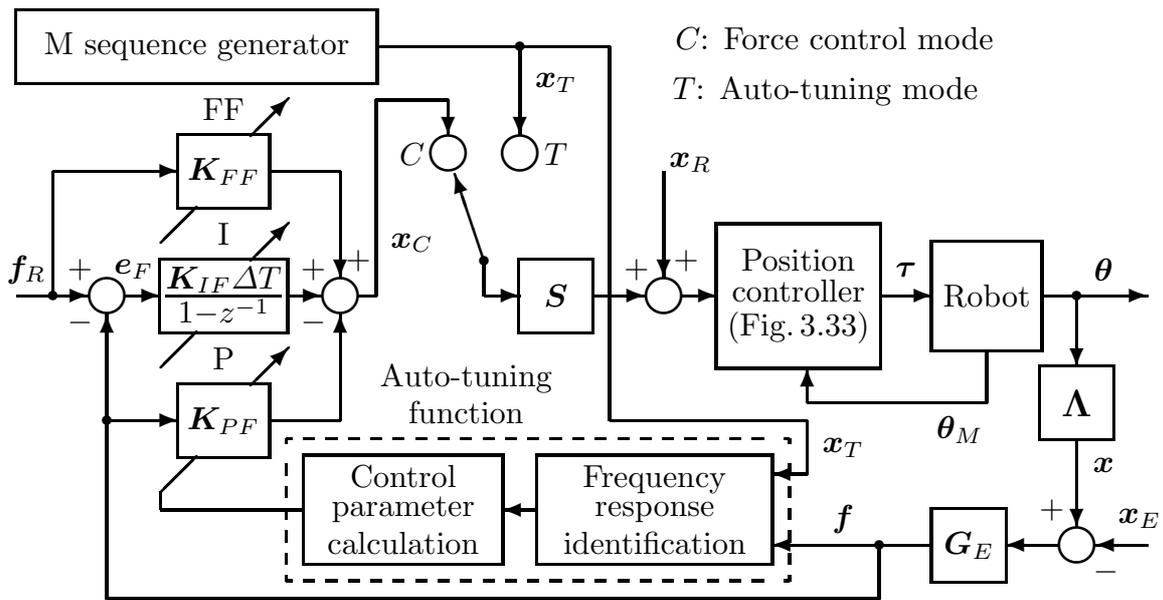


Fig. 3.38 Force controller with auto-tuning function.

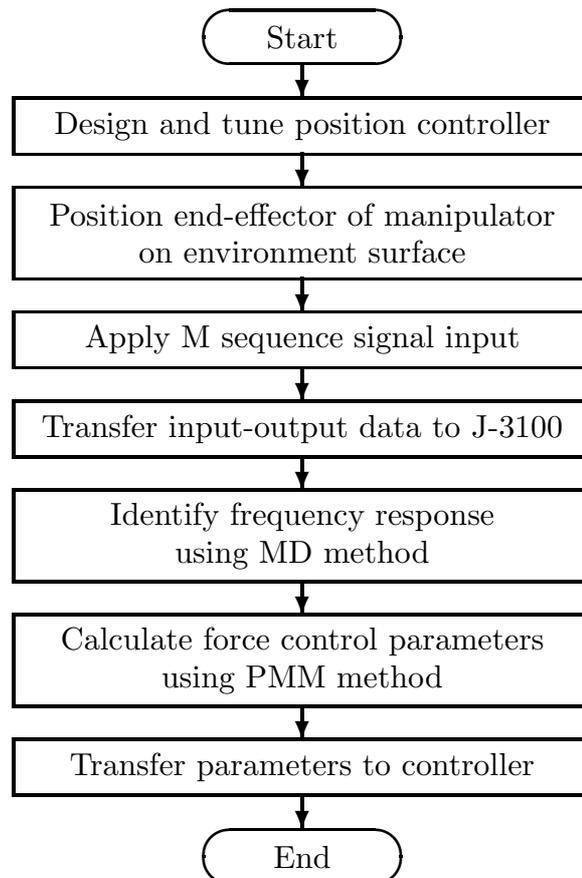


Fig. 3.39 Procedure of auto-tuning function.

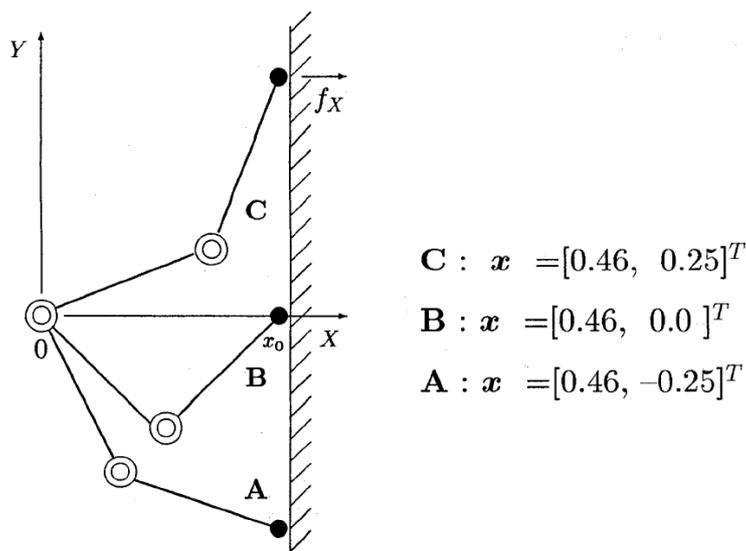


Fig. 3.40 Link posture changes.

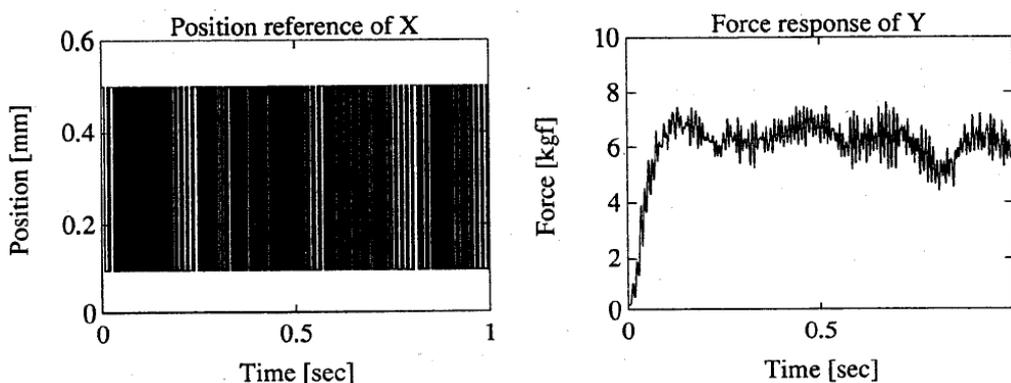


Fig. 3.41 Input output data.

フ周波数帯域での部分的なモデルマッチングを行っている [164][171]。

3.4.4 実験結果と考察

周波数応答同定実験 (位置指令形)

前述した 2 軸水平ロボットアームを用い、位置指令形について周波数応答の同定実験を行った。まず、アームの姿勢は Fig. 3.40 の A とした。アーム先端をアルミ表面上に位置決めした状態で Fig. 3.35 に基づいて M 系列信号を加え、収集した入出力データを Fig. 3.41 に示す。M 系列の振幅は 0.2 mm とし、アームが表面から離れないように 0.3 mm のバイアスを加えている。データの収集時間は、1 秒 ($\Delta T=1 \text{ ms}$ でデータ数 1000 個) とした。

この入出力データを用いて、MD 法で周波数応答を同定した結果が Fig. 3.42 である。この周波数応答は 50 Hz 以下 ($d = 4$ の入出力データを最小 2 乗法で処理)、50~100 Hz (同様に $d = 2$)、100 Hz 以上 (同様に $d = 1$) の 3 つの領域を接続して得た。ARX モデルの次数は 20 とした。

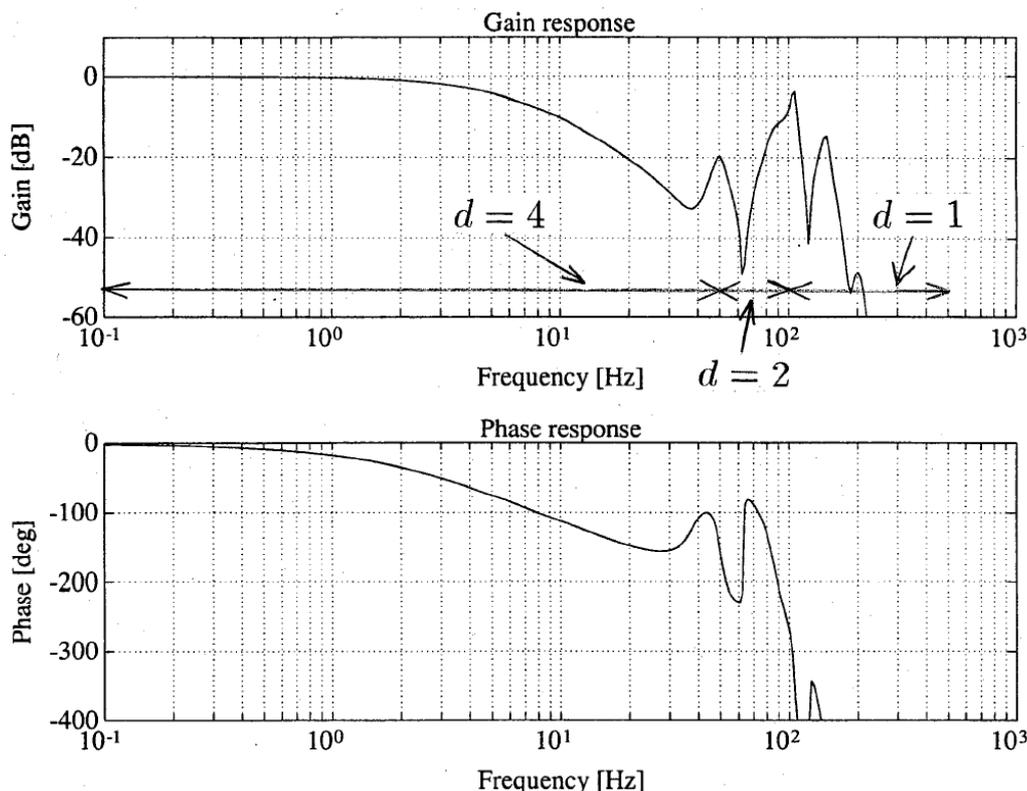


Fig. 3.42 Estimated frequency response at posture A.

Fig. 3.43 は、姿勢 A で対象物との接触がない場合に X 方向の位置ループの周波数応答を同定したものである。ハーモニックドライブ減速機に因る共振ピークが 100 Hz 付近にあり、これが Fig. 3.42 のピークに対応している。

次に、アーム姿勢による周波数応答の変化を調べたものが Fig. 3.44 である。図中の A は Fig. 3.42 と同じもので、B, C は Fig. 3.40 に示された B, C のアーム姿勢のときに同定された周波数応答である。姿勢 A の場合、他の姿勢に比べて 100 Hz 付近の共振ピークが非常に大きいことがわかる。

また、Fig. 3.44 では A, B, C の各姿勢で直流成分が異なっているが、これは次のように説明できる。この同定実験では、入力の次元が位置 [mm]、出力の次元が力 [kgf] である。よって、同定された周波数応答は、位置サーボロック状態のロボットの X 軸方向のバネ係数を示している。特に周波数応答の直流成分は、力覚センサの剛性が無視できるとして、2つのハーモニックドライブ減速機の合成されたバネ係数の X 軸方向の成分である。各軸のハーモニックドライブ減速機のバネ係数を k_{G1} , k_{G2} として、バネ係数行列 $K_G = \text{diag}(k_{G1}, k_{G2})$ を定義すると、次式が成り立つ。

$$\tau = N_G K_G \Delta\theta_L \tag{3.68}$$

ただし、 $\Delta\theta_L$ は、減速機のねじれ角である。すると、作業座標系での変位 Δx との間に

$$\Delta x = J \Delta\theta_L \tag{3.69}$$

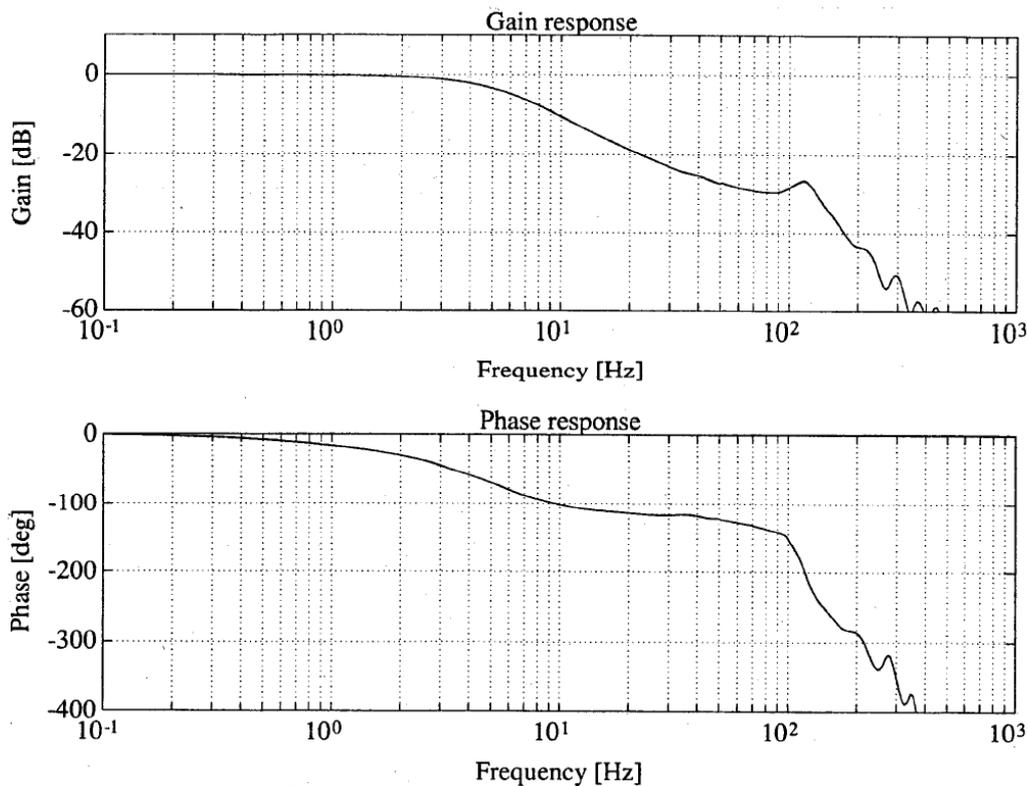


Fig. 3.43 Frequency response of position loop.

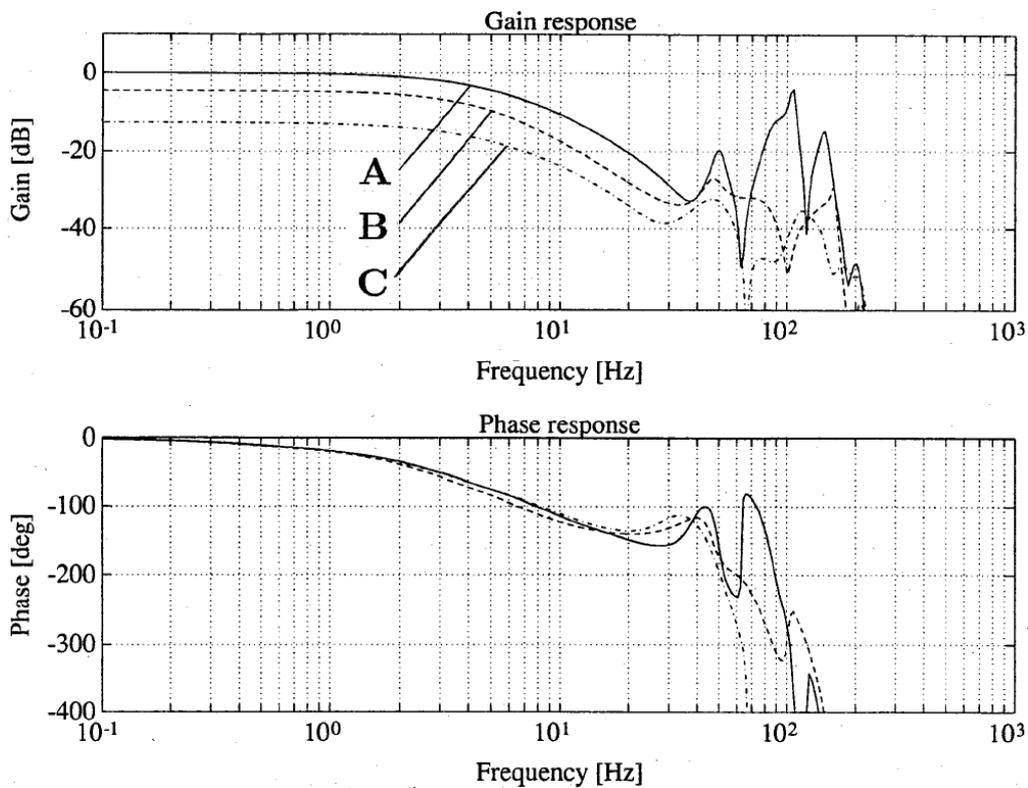


Fig. 3.44 Estimated frequency response at posture A.

が成り立つ。また，仮想仕事の原理より，

$$\tau = J^T f \quad (3.70)$$

が成り立つので， J^{-1} の存在を仮定すると，

$$f = J^{-T} N_G K_G J^{-1} \Delta x \quad (3.71)$$

が導かれる。よって，作業座標系（この場合は直角座標）のバネ係数行列（ 2×2 ）は

$$K_X = J^{-T} N_G K_G K J^{-1} \quad (3.72)$$

のようにヤコビ行列の関数として与えられる。Fig. 3.44 の結果は，この K_X の (1, 1) 要素を同定したものといえ，アームの先端を X のマイナス方向に押したときに，姿勢 A では堅く，C では柔らかいことを示している。姿勢 C が A よりも可操作性が大きい姿勢であるともいえるが，これは，Fig. 3.44 から直感的にわかる。

カステップ応答実験

次に，同定された周波数応答の精度を時間領域で確認する。まず，Fig. 3.42 の A の周波数応答をもとに力制御パラメータ (FF, I, P) を PMM 法で計算し，閉ループ周波数応答を求めたのが Fig. 3.45 である。Fig. 3.45 を離散逆フーリエ変換してステップ応答を求めたものと，実際のロボットに同じ力制御パラメータを与えて，カステップ応答を調べたものを比較したのが Fig. 3.46 である。両者は良く一致しており，同定結果の精度の良さが確認できた。

Fig. 3.47 は，姿勢 A, C の周波数応答をもとに計算された力制御パラメータを，それぞれ実際の姿勢 C, A で用いた場合，カステップ応答がどう変化するかを調べたものである。Fig. 3.47(a), (c) は，計算時と実際の姿勢が一致している場合である。A 用の制御パラメータを姿勢 C で用いた Fig. 3.47(b) では発振，C 用の制御パラメータを姿勢 A で用いた Fig. 3.47(d) では過制動が生じている。これは，姿勢 A, C で周波数応答のゲインが 20 dB 近く異なることに起因している。A での力制御パラメータを用いればどの姿勢でも安定になるが保守的である。一つの解決策として，姿勢によるゲインスケジューリング制御がある。たとえば，姿勢 A, C 用の制御パラメータを適当な間隔で補間し，姿勢によって切り換えて使うというような制御を行うことが考えられる。

もし各関節のバネ係数が同定されていれば，(3.72) 式から各姿勢における X 方向のバネ係数が計算できるので，周波数応答の同定をある姿勢 1 回だけで済ますことができる。たとえば，A における周波数応答 $G_L(j\omega)$ を同定しておけば，

$$G_C(j\omega) = \frac{k_{XC}^{11}}{k_{XA}^{11}} G_L(j\omega) \quad (3.73)$$

のように姿勢 C における周波数応答 $G_C(j\omega)$ を計算することができる。ここで， k_{XA}^{11} , k_{XC}^{11} は，それぞれ姿勢 A, C における X 方向のバネ係数である。

この方法はヤコビ行列を用いたものであるため，既に述べた周波数応答（バネ係数）の直流成分しか補償されない。しかし，高周波でのゲイン変動率が姿勢によって極端に違わなければ，高周波での周波数応答誤差は設計されたゲイン余裕によって吸収できる。

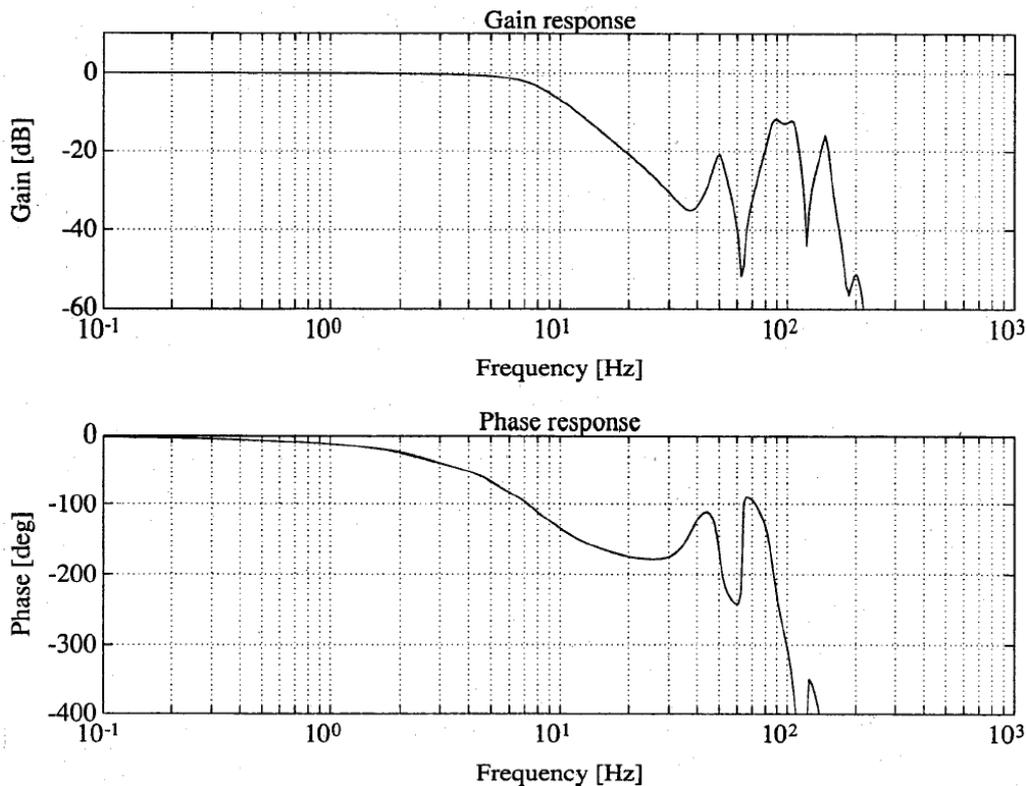


Fig. 3.45 Frequency response of closed force control loop at posture A.

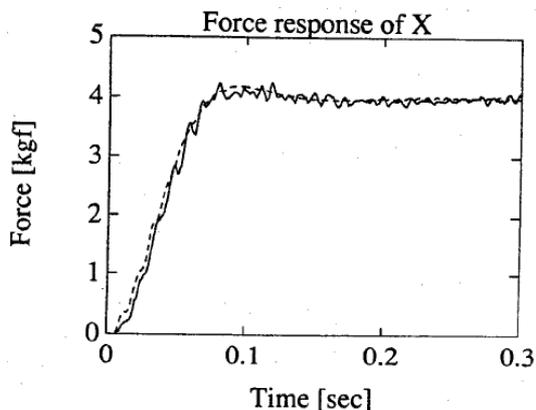


Fig. 3.46 Comparison of closed-loop step responses at posture A. Solid line: Real robot. Dashed line: Simulation by IDFT using Fig. 3.45.

アルミ平面のならい実験

Fig. 3.48(a) のようにしてアルミ平面を一定の力 f_X で押付けながら一定速度 v_Y でな
らった実験結果を Figs. 3.48(b), (c), (d) 示す。同図 (b) は力目標値 1 kgf, ならい速度目標値
0.2 m/s, 同図 (c) は力目標値 4 kgf, ならい速度目標値 0.2 m/s, 同図 (d) は力目標値 4 kgf,
ならい速度目標値 0.4 m/s の場合の時間応答波形である。力制御パラメータは, 姿勢 A で同
定した周波数応答を用いて設計したものに固定して使用した。

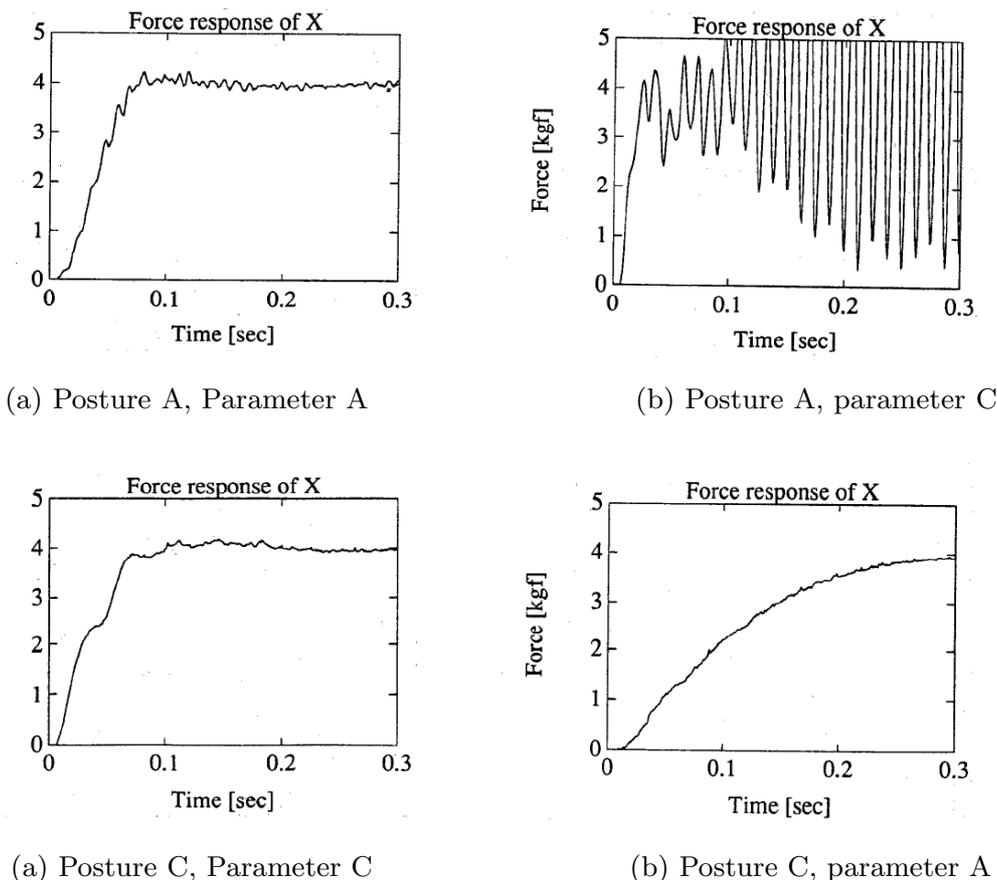


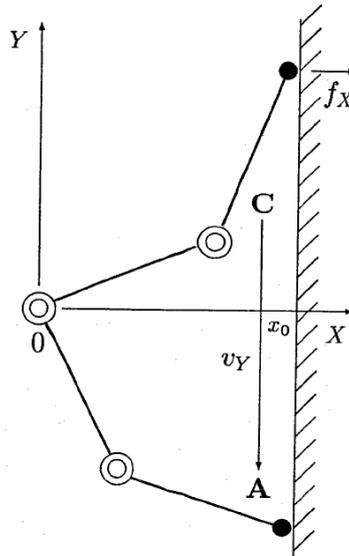
Fig. 3.47 Step responses for posture A and C using control parameters tuned at A and C.

Figs. 3.48(b), (c) を比較すると、力の時間応答波形は力目標値の振幅の大小に対してはほとんど変化はないことがわかる。一方、Fig. 3.48(c), (d) を比較すると、速度目標値の振幅が大きくなると、力の時間応答波形が乱れてくるのがわかる。これは、力制御ループの内側の位置制御ループの応答が理想的ではないので、ならい速度が大きくなると X 方向の位置偏差が大きくなり、力の応答に影響を与えるためである。Fig. 3.34 の位置制御系にフィードフォワードを入れて位置追従性能を向上させることは可能である。

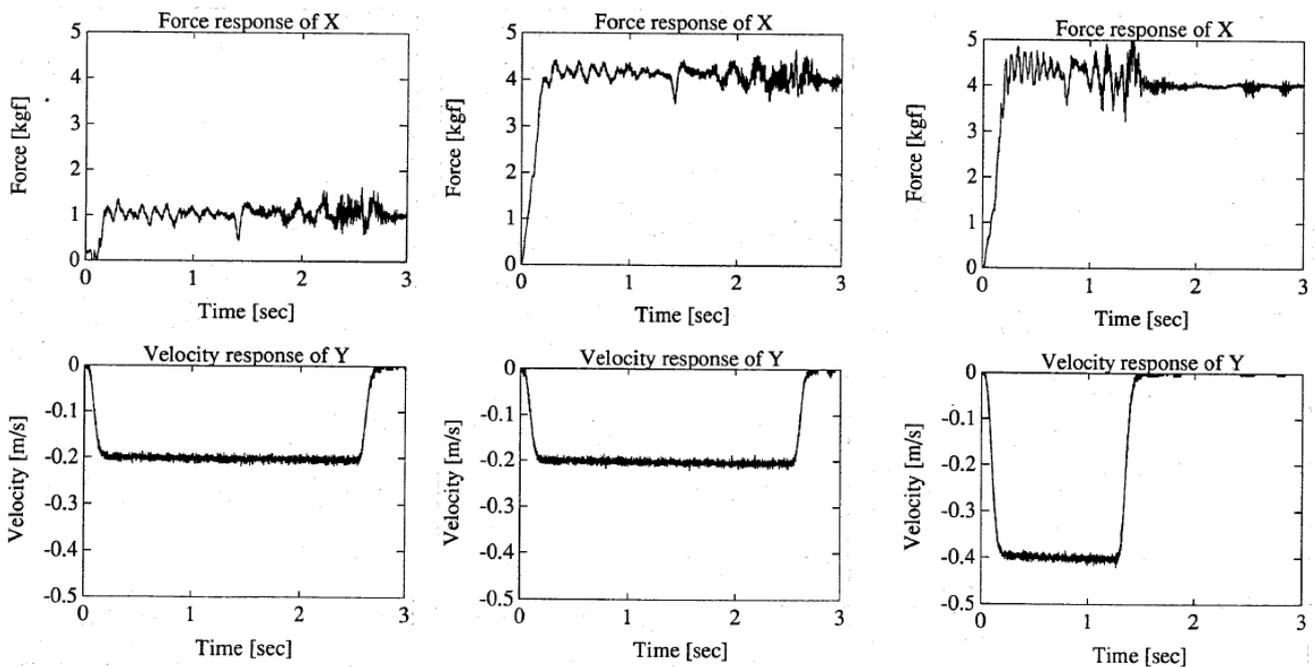
また、力の時間応答波形の前半部分では、ならい速度に比例した振幅の雑音がのっている (Fig. 3.48(b), (c) は 9 Hz, Fig. 3.48(d) は 18 Hz)。これは、ハーモニックドライブの回転トルク脈動であると考えられる。力の時間応答波形の後半部分、つまり姿勢 A に付近での 100 Hz の機械共振雑音がのっていて、これはならい速度によらないことがわかる。回転トルク脈動については、ロバスト制御によって抑えることを考える必要がある [13]。

3.4.5 まとめと課題

堅い対象物に対して安定な力制御系を設計するための周波数応答同定について検討した。2軸水平ロボットアームを用いた実験では、MD法を用いて1秒の入出力データから接触時の周波数応答を精度よく同定することができた。M系列による加振が短時間(1秒)で良いので、ロボットや対象物への負荷が少なく済んだ。また、堅いアルミ平面に接触しながら安定な



(a) Motion for tracing task



(b) $f_X = 1.0 \text{ kgf}$, $v_Y = 0.2 \text{ m/s}$ (c) $f_X = 4.0 \text{ kgf}$, $v_Y = 0.2 \text{ m/s}$ (d) $f_X = 4.0 \text{ kgf}$, $v_Y = 0.4 \text{ m/s}$

Fig. 3.48 Experimental results of tracing with constant contact-force and velocity.

らい作業を実現することができた。周波数応答同定に基づく手法には汎用性があり、力制御系だけでなく、コンプライアンス制御系 [217][222]–[226] のチューニングにも応用できる。

今後の課題としては、位置・力制御系の目標値追従特性と外乱（トルク脈動や摩擦）に対するロバスト性の向上、及び多軸ロボットアームへの展開がある。それと共に、ゲインスケジューリングなどの制御方式と、姿勢による周波数応答の高周波における変化の物理構造モデルでの説明、位置指令形とトルク指令形の比較 [219][227]、位置制御と力制御の切り換えの際

の衝突の制御 [217][220]，接線方向の力も考えた多出力同定 [228] などの検討も必要である。

3.5 まとめ

3.1 節では，マルチデシメーション (MD) 同定法に基づく周波数応答推定と 2 自由度 PID デジタルサーボ系チューニングシステムへの応用について述べた。SCARA 型ロボットを用いた実機試験より，MD 同定法が 1 回のデータ収集実験から，広帯域にわたって振動特性を有する対象の周波数応答を高精度に同定でき，制御パラメータを良好にチューニングできることを示した。また，手先負荷変化や同じ型式のロボットに対するチューニング実験においても，このシステムの有効性を確認することができた。さらに，提案したチューニングシステムは，ラップトップコンピュータ上に構築されているので携帯性に富み，現場での再チューニングや保守作業に容易に対応できるという利点をもつ。

3.2 節では，ロボットアームの周波数応答と物理パラメータの同時同定法について述べた。本手法は同定に要する時間の短縮化ができるため，実時間でのチューニングでの利用が期待できる。本節で述べた方法は，1 リンク剛体関節モデル，すなわち 1 リンク 1 慣性系における物理パラメータ推定である。これは PID 制御の目標軌道追従特性を向上させる TFF に用いられ，この場合，2 階微分までの目標軌道を必要としている。もし，4 階微分までの目標軌道を用意できれば，1 個のバネ要素を考慮した弾性関節モデル，すなわち 1 リンク 2 慣性系の物理パラメータを推定しておくことによって，より高精度な TFF を実現することができる。次節では，1 リンク 2 慣性系の物理パラメータ推定について述べるが，これは，第 4 章で述べる非干渉化同定法でも利用している。

3.3 節では，ロボットアームを 1 入出力 2 慣性系と見なした場合の物理パラメータ推定について述べた。従来から行われてきたロボットの物理パラメータ推定法を拡張し，慣性モーメントや駆動軸の粘性摩擦係数だけでなく，減速機に起因する関節のバネ係数やねじれ減衰係数も同定できる方法を示した。この同定法は，デシメーションと特異値分解法を用いており，水平 1 リンクアームを用いた実験で良好な結果を得た。最近では，MATLAB のシステム同定ツールボックス [271] の部分空間法を用いれば，インパルス応答を経由せずに，通常の動作データ (デシメーションは必要) から，直接，状態空間表現のモデルを推定できる。第 4 章以降では，部分空間法に基づく同定法を用いる。また，重力がかかる軸の場合や，2 リンク以上の場合にも拡張できることを示した。ただし，メカ的に連成振動を止められない場合は，第 4 章で述べる非干渉化同定法が必要になる。

3.4 節では，MD 同定法の応用例として，作業環境との周波数応答同定に基づく力制御系のオートチューニングについて述べた。堅い対象物に対して安定な力制御系を設計するための周波数応答同定について検討した。2 軸水平ロボットアームを用いた実験では，MD 法を用いて 1 秒の入出力データから接触時の周波数応答を精度よく同定することができた。M 系列による加振が短時間 (1 秒) で良いので，ロボットや対象物への負荷が少なく済んだ。また，堅いアルミ平面に接触しながら安定なならい作業を実現することができた。

第 4 章

2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定法

本章では，提案する「非干渉化同定法」(著者が命名)と，それに基づいた「シリアル 2 リンク 2 慣性系」(著者が命名)の物理パラメータ推定法について述べる [229][230]。

4.1 はじめに

マテリアルハンドリングや精密組立などで多用される産業用 SCARA 型ロボットは，近年ますます高加減速・高速化され，水平回転する第 1, 2 軸の減速機の弾性に起因した振動を抑制しながら高精度に動作することが要求されている。垂直多関節の PUMA 型の第 2, 3 軸についても，重力を受けること以外は SCARA 型と全く同様なことがいえる。

従来のモーションコントロールにおける振動抑制は，2 (多) 慣性系の制御問題として扱われており，その基本的な考え方は 1 入出力系 + 外乱抑制制御にある。そのため，SCARA 型ロボットのようにシリアルに 2 慣性系が連なった非線形の多入出力連成振動系には必ずしも効果的な制御方法とはいえなかった。

このような弾性関節を持つロボットに対して効果的な例として，西田ら [53] や小坂ら [27] による，多入出力状態空間表現での外乱オブザーバを用いた巧みな制御方法が挙げられる。また，ロボットのダイナミクスを遅い剛体モードと速い振動モードに分けて考える特異摂動法に基づく制御方法 [341] や受動性に基づく状態フィードバック制御方法 [343] なども提案されている。これらのアプローチは非線形の多入出力連成振動系である SCARA 型ロボットに適用でき魅力的ではあるが，制御系の実装は複雑であり，関節弾性まで考慮に入れた動力学モデルが必要である。各々の方法で要求される程度の差はあるが，動力学モデルに含まれる物理パラメータの値を精度良く推定する方法の開発が望まれる。

多入出力系の制御系設計という観点からは，伝達関数や状態空間モデルが同定できれば良く，物理パラメータ推定まで必要とは限らない。しかし物理パラメータの値は，動力学モデルベースのシミュレータの構築に必須であり，前述のような非線形制御系その他，物理パラメータの変動範囲を考慮したタイトなロバスト制御系やゲインスケジューリング制御系の設計でも重要な役割を果たす。また，物理パラメータの経年変化を監視することでロボットの品質保証もできる。

さて、時系列データからの1入出力2慣性系の物理パラメータ推定については、たとえば、栗屋ら [20] の方法が使える。しかし、SCARA 型ロボットのようなシリアル2リンク2慣性系では、連成振動の影響が出るため誤差を生じる [21][22]。

ロボットを分解することなく時系列データから多リンク剛体関節モデルの物理パラメータの値を推定する方法 [23] については従来からさまざま研究されてきたが、周波数応答を見ながらの手作業 [27] なしに弾性関節モデルまで拡張したものはほとんど見あたらない。

本章では、前述のようなシリアル2リンク2慣性系に対して、部分空間法に基づく多入出力状態空間モデル同定法を応用した第1,2リンクの非干渉化同定法と、各リンクの慣性やバネ係数、摩擦係数といった物理パラメータの値を推定する方法を提案する。本同定法は、各リンク上に搭載した加速度センサ信号を同定出力だけでなく、同定入力にも利用することに特徴がある。そして、多入力による同定時のリンク間非干渉化達成と、多出力による同定精度向上をねらっている。この非干渉化によって、2つの1リンク2慣性系の同定問題に帰着させているのがポイントである。そして、同定された1リンク2慣性系の式から、係数比較によって物理パラメータの値を推定する。このようなブラックボックス的なシステム同定とホワイトボックス的な係数比較から構成される二段階の手法は、グレーボックスモデリング [28][29] からのアプローチと見なせる。

さらに、閉ループシミュレーションベースの非線形最適化手法に基づいて物理パラメータ推定のファインチューニングも試みる。バネ係数や摩擦係数は、厳密には非線形特性を持つが、本章では、実機の波形にできるだけ良く合い、かつ、制御系設計に使いやすいモデルを得るために、これらを定数として推定する立場をとる。

以下では、本章で対象とするシステムと提案する方法を述べた後、水平旋回型2リンクアームの実機で有効性を検証した結果を示す。

4.2 対象とするシステム

本章で制御対象とするのは、Fig. 4.1 に示すような水平旋回型の2リンクアーム（各リンクの長さ 0.325 m）である。各軸を駆動する DC モータ（第1軸 500 W, 第2軸 300 W）は各リンク上に配置され、バネ要素として振る舞うハーモニックドライブ減速機（減速比 1/50）が直結されている。これは、Fig. 4.2 に示す SCARA 型ロボットの第1,2軸を模擬しており、1リンク2慣性系が直列に2つ配置されているので、本論文ではシリアル2リンク2慣性系と呼ぶ。第1,2軸の駆動系は全く同じ構造をしているが、第2軸は並進運動もするので、回転運動だけの第1軸とは異なる複雑な連成振動特性を示すのが特徴である。ハーモニックドライブについては入力軸周波数の2倍で脈動し、これが、2慣性系の固有周波数を励起すると激しい振動を起こすことが知られている [105]、しかし、脈動自体は制御できないため、本論文では、固有周波数におけるゲインを抑制制御するためのモデルに必要な慣性やバネ係数、摩擦係数などの物理パラメータ推定を取り扱う。

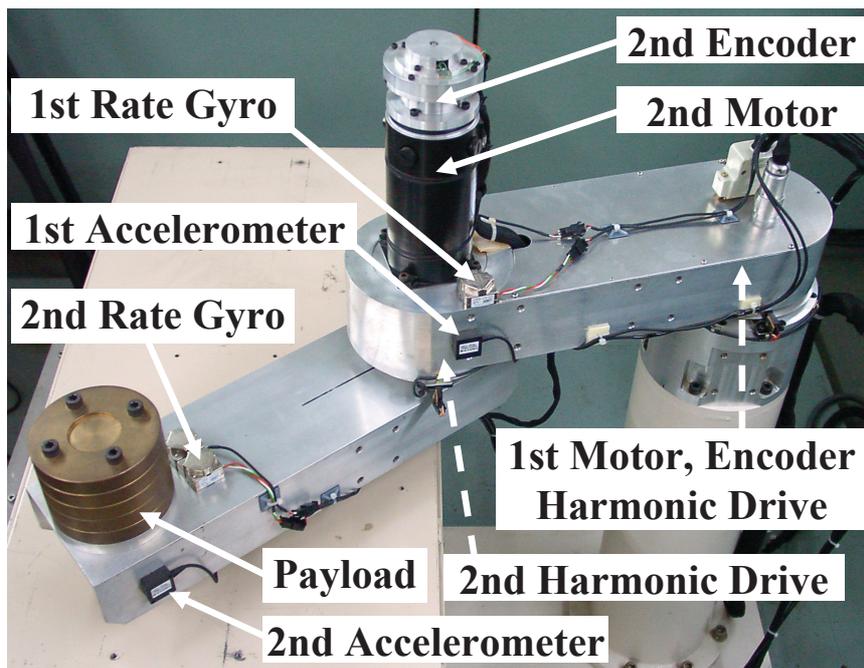


Fig. 4.1 Planar two-link robot arm with elastic joints for experiments.

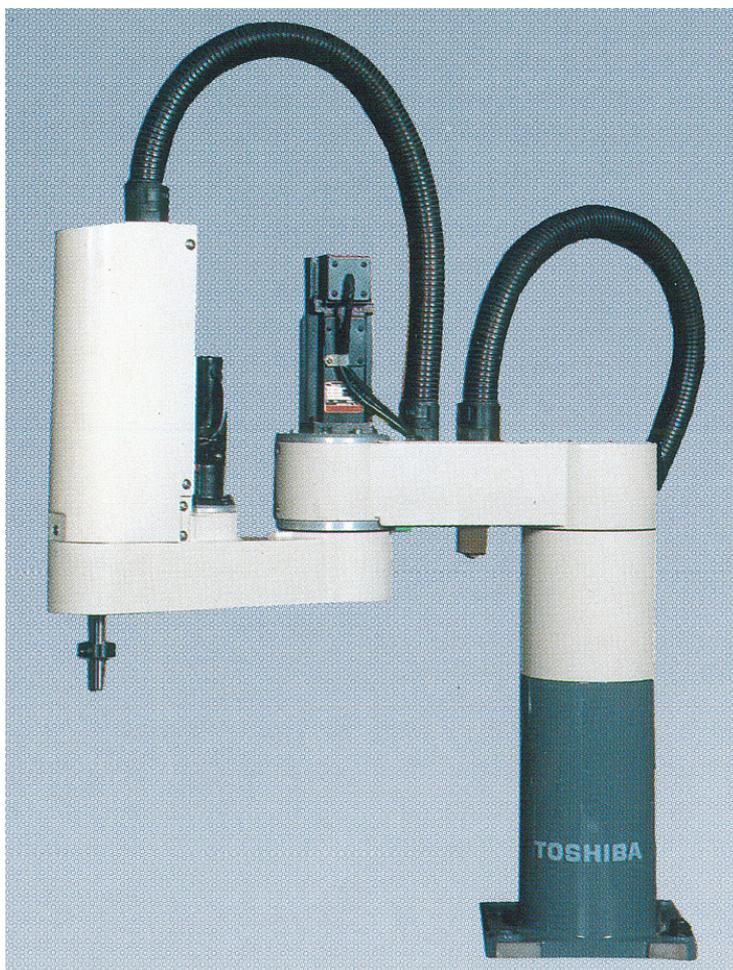


Fig. 4.2 SCARA-type robot arm SR-504HS by Toshiba Corporation [16].

第2リンク先端には1枚1kgの円盤を5枚取り付けることができ、5~0kgの範囲で手先負荷を変化できる。各モータには、モータ回転角度計測用エンコーダ(8192パルス)が内蔵され、各リンク上には、並進加速度計測用加速度センサ(帯域300Hz)が搭載されている。この並進加速度の座標変換によってリンク毎の回転角加速度を得ると共に、後述するエンコーダ差分信号との融合演算によって、リンク毎の回転角速度を得る。リンク上には、角速度計測用レートジャイロ(帯域5Hz)も搭載されているが、今回は並進加速度信号から計算した角速度の精度確認だけに用いている。

以上で得た角加速度信号は多入力による非干渉化同定達成のために、角速度信号については多出力による同定精度向上のために利用される。一般の産業用ロボットアームは、コスト面から内蔵エンコーダだけで制御されるが、精度良い同定のために加速度センサを外付けする、というのが、本論文の立場である。この同定で得られた物理パラメータを用いてリンク側の角度や角速度を精度良く推定する状態オブザーバを構成できることを確認した後、加速度センサを外せば良いわけである。なお、アーム制御や同定用データ収集のために、リアルタイムLinuxをインストールしたPC(PentiumIII 850MHz)に市販のI/Oボードと電流指令型DCサーボドライバを組み合わせたシステムを構築した。

4.3 シリアル2リンク2慣性系の動力学モデル

シリアル2リンク2慣性系の動力学モデル[53][27]は、次のようなモータ側とリンク側の2組の式で与えられる。

$$\begin{aligned} M_M \ddot{\theta}_M + D_M \dot{\theta}_M + f_M \text{sgn}(\dot{\theta}_M) \\ = E u - N_G [K_G (N_G \theta_M - \theta_L) + D_G (N_G \dot{\theta}_M - \dot{\theta}_L)] \end{aligned} \quad (4.1)$$

$$\begin{aligned} M_L(\theta_L) \ddot{\theta}_L + c_L(\dot{\theta}_L, \theta_L) + D_L \dot{\theta}_L \\ = K_G (N_G \theta_M - \theta_L) + D_G (N_G \dot{\theta}_M - \dot{\theta}_L) \end{aligned} \quad (4.2)$$

ただし、

$\theta_M = [\theta_{M1}, \theta_{M2}]^T$: モータ回転角度(1, 2は軸番号)

$\theta_L = [\theta_{L1}, \theta_{L2}]^T$: リンク回転角度

$M_L(\theta_L) \in R^{2 \times 2}$: リンク慣性行列

$c_L(\dot{\theta}_L, \theta_L) \in R^{2 \times 1}$: 遠心力・コリオリカベクトル

$M_M = \text{diag}(m_{M1}, m_{M2})$: モータ+減速機高速段慣性

$D_M = \text{diag}(d_{M1}, d_{M2})$: モータ軸粘性摩擦係数

$D_L = \text{diag}(d_{L1}, d_{L2})$: リンク軸粘性摩擦係数

$K_G = \text{diag}(k_{G1}, k_{G2})$: 減速機バネ係数

$D_G = \text{diag}(d_{G1}, d_{G2})$: 減速機減衰係数

$N_G = \text{diag}(n_{G1}, n_{G2})$: 減速比($n_{G1}, n_{G2} \leq 1$)

$f_M = [f_{M1}, f_{M2}]^T$: モータ軸クーロン動摩擦トルク

$E = \text{diag}(e_1, e_2)$: トルク/電圧 (電流指令値) 定数

$u = [u_1, u_2]^T$: 入力電圧 (モータ電流制御系への指令値)

である。ここで, α, β, γ をリンクの長さや重心位置, 質量, 慣性より構成される慣性パラメータ (基底パラメータ [233]) とすると, リンク慣性行列は次式のように表される。

$$M_L(\theta_L) = \begin{bmatrix} \alpha + \beta + 2\gamma \cos(\theta_{L2}) & \beta + \gamma \cos(\theta_{L2}) \\ \beta + \gamma \cos(\theta_{L2}) & \beta \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

ここで, (1,1) 要素の最大値として $m_{L1} \equiv \alpha + \beta + 2\gamma$, (2,2) 要素については一定値 $m_{L2} \equiv \beta$ としておく。

また, 遠心力・コリオリカベクトルは次式のようになる。

$$c_L(\dot{\theta}_L, \theta_L) = \begin{bmatrix} -\gamma(2\dot{\theta}_{L1}\dot{\theta}_{L2} + \dot{\theta}_{L2}^2) \sin(\theta_{L2}) \\ \gamma\dot{\theta}_{L1}^2 \sin(\theta_{L2}) \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

なお, 各軸のねじれは微小なので, $\cos(\theta_{L2})$ や $\sin(\theta_{L2})$ では, $\theta_{L2} = n_{G2}\theta_{M2}$ と置き換えて計算できる。

さて, 式 (4.1), (4.2) に含まれる物理パラメータの値を推定するのが本章の目的だが, 提案する方法では, あらかじめ慣性パラメータ β, γ を推定しておく必要がある。そのために, 式 (4.1), (4.2) で $\theta_M = N_G\theta_L$ と置いた剛体関節モデル

$$M(\theta_L)\ddot{\theta}_L + c_L(\dot{\theta}_L, \theta_L) + D\dot{\theta}_L + N_G^{-1}f_M \text{sgn}(\dot{\theta}_M) = N_G^{-1}Eu \quad (4.5)$$

における物理パラメータ推定 [23][24] を経由する必要がある。ここで, $M(\theta_L)$, D は, 次式で表される剛体関節モデルとしての慣性行列と粘性摩擦係数行列である。

$$M(\theta_L) = \begin{bmatrix} \alpha + \beta + 2\gamma \cos(\theta_{L2}) + m_{M1}/n_{G1}^2 & \beta + \gamma \cos(\theta_{L2}) \\ \beta + \gamma \cos(\theta_{L2}) & \beta + m_{M2}/n_{G2}^2 \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

$$D = \text{diag}(d_{L1} + d_{M1}/n_{G1}^2, d_{L2} + d_{M2}/n_{G2}^2) \quad (4.7)$$

なお, 以上では小坂ら [27] によって指摘されている第2軸のモータロータの並進運動成分については, 影響は小さいと見なし含めなかった。その結果, Spong[36] の簡約モデルと等価になる。

4.4 リンク状態変数計測のための信号処理

第1,2リンク上の加速度センサ信号を a_1, a_2 とし, 各軸からの加速度センサの取付距離を l_{a1}, l_{a2} とすると, 各リンクの角加速度は並進から回転への座標変換式

$$\ddot{\theta}_{L1} = \frac{a_1}{l_{a1}} \quad (4.8)$$

$$\ddot{\theta}_{L2} = \frac{a_2}{l_{a2}} - \frac{a_1}{l_{a1}} - \frac{a_1}{l_{a2}} \cos(n_{G2}\theta_{M2}) - \frac{l_{a1}}{l_{a2}} \dot{\theta}_{L1}^2 \sin(n_{G2}\theta_{M2}) \quad (4.9)$$

から計算できる [232]。各軸のねじれは微小なので、 $\cos(\theta_{L2})$ や $\sin(\theta_{L2})$ では、 $\theta_{L2} = n_{G2}\theta_{M2}$ と置き換えている。

次に、ドリフトなく各リンクの角速度を求めるために、ローパスフィルタ $G_L(s)$ に通したモータ角速度（エンコーダ差分）とハイパスフィルタ $G_H(s) = 1 - G_L(s)$ に通したリンク角加速度の積分とを融合する。簡単のためフィルタの次数は1次とし、時定数を T_V とすると、

$$\begin{aligned}\dot{\theta}_{Li} &= \frac{1}{1 + T_V s} n_{G_i} \dot{\theta}_{M_i} + \frac{T_V s}{1 + T_V s} \ddot{\theta}_{Li} \\ &= \frac{1}{1 + T_V s} (n_{G_i} \dot{\theta}_{M_i} + T_V \ddot{\theta}_{Li}) \quad (i = 1, 2)\end{aligned}\quad (4.10)$$

よりリンク角速度を計算できる。極低周波帯域ではモータ角速度でリンク角速度を近似できるので、時定数を十分大きくとっておけば問題ない。

また、同様な方法で、極低周波数帯域では減速機が剛体であると近似すれば、リンク回転角度も推定することができる。1次ローパスフィルタの時定数を T_P とすると、モータエンコーダ信号を利用することにより、

$$\begin{aligned}\theta_{Li} &= \frac{1}{1 + T_P s} n_{G_i} \theta_{M_i} + \frac{T_P s}{1 + T_P s} \dot{\theta}_{Li} \\ &= \frac{1}{1 + T_P s} (n_{G_i} \theta_{M_i} + T_P \dot{\theta}_{Li}) \quad (i = 1, 2)\end{aligned}$$

のように推定することができる。

なお、第1,2リンク上のレートジャイロ信号を ω_1, ω_2 とすると、各リンクの回転角速度は、

$$\begin{aligned}\dot{\theta}_{L1} &= \omega_1 \\ \dot{\theta}_{L2} &= \omega_2 - \omega_1\end{aligned}$$

より算出できるので、レートジャイロが有効な帯域内において、加速度センサとエンコーダ差分から求めたリンク角加速度のキャリブレーションに利用できる。

4.5 シリアル2リンク2慣性系の非干渉化同定と物理パラメータ推定

4.5.1 非干渉化同定法の概要

提案する同定法は、剛体関節モデルの物理パラメータの推定、1リンク毎の多入出力状態空間モデルの同定、1入出力伝達関数を経由した弾性関節モデルの物理パラメータの推定の3ステップからなり、その概要を Fig. 4.3 にまとめた。以下では、その手順について詳細に説明する。

< Step 1 > 剛体関節モデルの物理パラメータ推定

式(4.5)に含まれる剛体関節モデルの物理パラメータは線形に括り出せて、各リンクに適切な動作をさせたときの時系列データに最小2乗法を適用することによって推定することがで

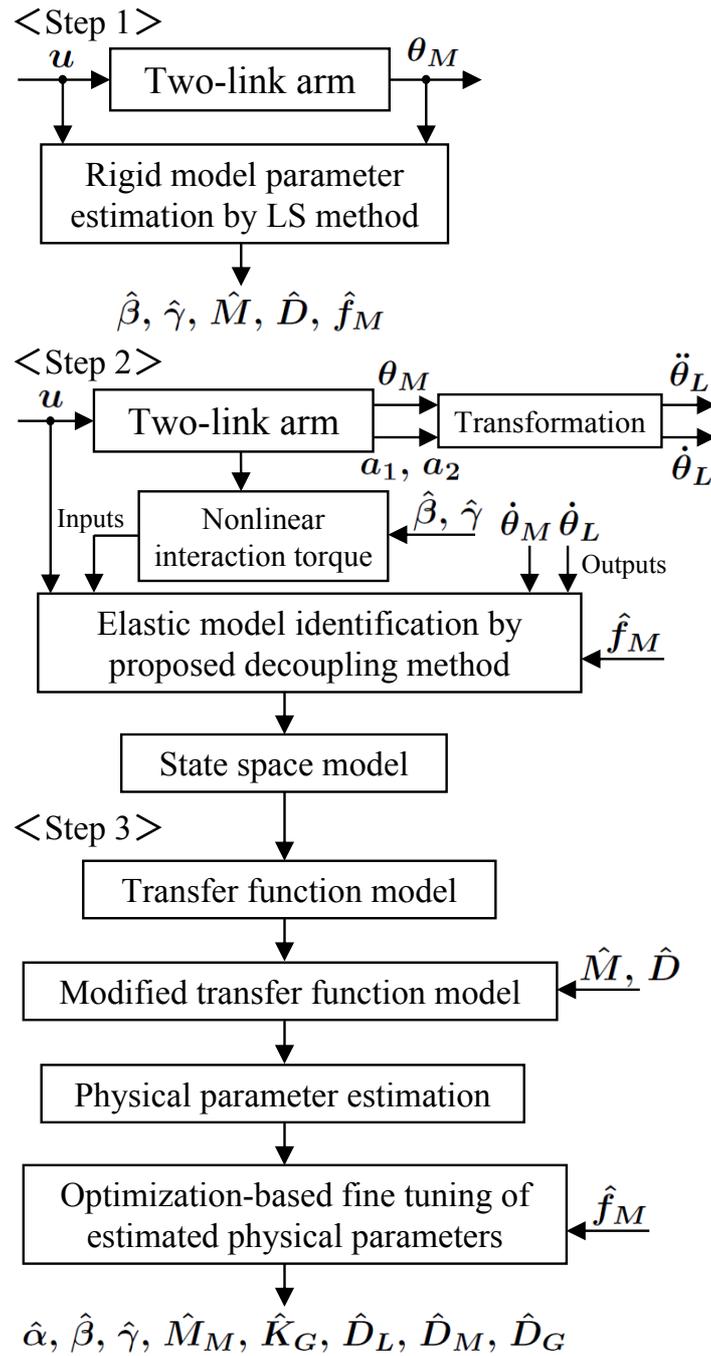


Fig. 4.3 Outline of the proposed identification method.

きる [23]。この推定値 $\hat{\beta}, \hat{\gamma}, \hat{M}, \hat{D}, \hat{f}_M$ のうちの慣性パラメータ $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ と、加速度センサ信号から算出されたリンク角加速度・角速度を用いて非線形のリンク間干渉トルクを計算できることが、提案する非干渉化同定法のポイントとなる。また、ここで推定されたクーロン動摩擦トルク \hat{f}_M も非干渉化同定法の同定入力から差し引くことで、その影響を除去できる。なお、クーロン動摩擦トルクについては、極低速で FF-I-P 速度制御したときのトルク指令値（慣性トルクや粘性摩擦トルクは無視できる）を平均化することによって独立に推定することにした。この方法が簡単かつ精度が良いと判断したからである。

弾性関節を近似した剛体関節モデルとして推定された慣性パラメータ $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ を弾性関節モデ

ルの同定に用いることは一見矛盾している。しかし，リンク間の非線形干渉トルクを生じさせる $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ は，剛体関節モデルの多リンク機構の構造だけに起因するパラメータである。同定に用いるエンコーダ信号をデシメーションして低周波成分を抽出すれば， $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ は剛体関節モデルの範囲で推定可能である。しかし，弾性関節によって生ずる機械共振による雑音の影響をゼロにはできない。非干渉化同定法においては， $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ が入る伝達関数のパスも同時に同定されており， $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ の推定誤差を吸収できる機能が存在している。この機能については後述する。

< Step 2 > 1リンク毎の多入出力状態空間モデル同定

式(4.1), (4.2)において線形と見なせる範囲でアームを動作させたときの入力と各軸エンコーダ出力などの時系列データから，多入出力状態空間モデルを同定することは原理的には可能である。第1, 2軸それぞれについて，4.5.2で述べる1入力4出力同定を行う方法である。しかし，このモデルは1入力多慣性系になり，係数には第1, 2軸のバネ係数などが積の形で非線形に入り込んでいる。弾性関節モデルの物理パラメータのレベルまで推定する手法としては複雑すぎ，かつ，精度においても実用的ではない。

ここでは，リンク角加速度・角速度を用いて計算可能な非線形干渉トルクを同定用の入力に取り込み，リンク間を非干渉化して，1リンク毎の状態空間モデルの同定に帰着させる方法を提案する。まず，式(4.1), (4.2)の各1行目の第1軸の入出力に着目する。入力として扱うことにする計算可能な非線形干渉トルク τ_1 を

$$\tau_1 = -(\hat{\beta} + \hat{\gamma} \cos(\theta_{L2}))\ddot{\theta}_{L2} + \hat{\gamma}(2\dot{\theta}_{L1}\dot{\theta}_{L2} + \dot{\theta}_{L2}^2) \sin(\theta_{L2}) \quad (4.11)$$

として右辺に移項し，残った線形項を左辺にまとめると，

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} m_{M1} & 0 \\ 0 & m_{L1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\theta}_{M1} \\ \ddot{\theta}_{L1} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} d_{M1} + n_{G1}^2 d_{L1} & n_{G1} d_{G1} \\ -n_{G1} d_{G1} & d_{L1} + d_{G1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_{M1} \\ \dot{\theta}_{L1} \end{bmatrix} \\ + \begin{bmatrix} n_{G1}^2 k_{G1} & -n_{G1} k_{G1} \\ -n_{G1} k_{G1} & k_{G1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_{M1} \\ \theta_{L1} \end{bmatrix} \\ = \begin{bmatrix} e_1 u_1 - \hat{f}_{M1} \text{sgn}(\dot{\theta}_{M1}) \\ \tau_1 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (4.12)$$

が得られる。上式の両辺に

$$\begin{bmatrix} m_{M1} & 0 \\ 0 & m_{L1} \end{bmatrix}^{-1}$$

をかけ，さらに，状態方程式の形にまとめるために，状態変数を $\mathbf{x}_1 \equiv [\theta_{M1} \ \theta_{L1} \ \dot{\theta}_{M1} \ \dot{\theta}_{L1}]^T$ ，出力変数を $\mathbf{y}_1 \equiv [\dot{\theta}_{M1} \ \dot{\theta}_{L1}]^T$ とすると，

$$\dot{\mathbf{x}}_1 = \mathbf{A}_1 \mathbf{x}_1 + \mathbf{B}_1 \begin{bmatrix} e_1 u_1 - \hat{f}_{M1} \text{sgn}(\dot{\theta}_{M1}) \\ \tau_1 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{A}_1 \in R^{4 \times 4}, \quad \mathbf{B}_1 \in R^{4 \times 2} \quad (4.13)$$

$$\mathbf{y}_1 = \mathbf{C}_1 \mathbf{x}_1, \quad \mathbf{C}_1 \in R^{2 \times 4} \quad (4.14)$$

のような2入力2出力4状態変数の線形状態方程式を導くことができる。ここで，各行列の要素は，

$$\mathbf{A}_1 \equiv \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{B}_1 \equiv \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1/m_{M1} & 0 \\ 0 & 1/m_{L1} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{C}_1 \equiv \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

のように表される。ただし，

$$\begin{aligned} a_{31} &= -n_{G1}^2 k_{G1}/m_{M1}, & a_{32} &= n_{G1} k_{G1}/m_{M1} \\ a_{33} &= -(d_{M1} + n_{G1}^2 d_{G1})/m_{M1}, & a_{34} &= n_{G1} d_{G1}/m_{M1} \\ a_{41} &= n_{G1} k_{G1}/m_{L1}, & a_{42} &= -k_{G1}/m_{L1} \\ a_{43} &= n_{G1} d_{G1}/m_{L1}, & a_{44} &= -(d_{L1} + d_{G1})/m_{L1} \end{aligned}$$

である。この式は，部分空間法を用いれば2入力2出力の線形状態空間モデルとして同定できる。ただし，第1軸の同定動作時に干渉トルクを受けて励起される第2軸の動作範囲では，式(4.3)の(1,1)要素は一定と見なせると仮定した。この仮定は，線形の状態空間モデルとしての表現に必要である。同定入力 u_1 の振幅については，SN比の観点から，(1,1)要素中の $\cos(\theta_{L2})$ が1に近い値を推移する範囲でできるだけ大きく設定する。また，式(4.13)右辺第2項のように，同定入力からクーロン動摩擦トルク成分 $\hat{f}_{M1} \text{sgn}(\dot{\theta}_{M1})$ を差し引く。この際，モータ角速度0近傍において符号関数 sgn を安定動作させるために，

$$\hat{f}_{M1} \text{sgn}(\dot{\theta}_{M1}) \approx \hat{f}_{M1} \frac{2}{\pi} \tan^{-1}(\alpha_c \dot{\theta}_{M1}) \quad (4.15)$$

のような近似を行う。ここで α_c は，モータ角速度0近傍での傾きを与えるパラメータであり，あらかじめ定める必要がある。後述の同定実験では， $\alpha_c=1, 10, 100$ を検討し，その中から適度な傾きを与える $\alpha_c=10$ を選択した。

さて，可同定条件を満たすには，M系列などで任意に設定できる同定入力 u_1 だけでなく，動力学モデルで励起される τ_1 も十分な周波数成分を持つ必要がある。後述する実験ではこの条件の確認を行っている。また，角速度 角度の構造的な積分器を除いて同定するために式(4.14)の速度出力をとっており，4次のシステムではあるが伝達関数としては3次になる。なお，部分空間同定法で得られるのは離散系の状態方程式であり，物理パラメータを求めるためには連続系に変換する必要がある。

第2軸についても同様で，式(4.1), (4.2)の各2行目の入出力に着目すると，式(4.13), (4.14)において添え字を2とした式が成り立つ。第1軸からの計算可能な非線形干渉トルクは，

$$\tau_2 = -(\hat{\beta} + \hat{\gamma} \cos(\theta_{L2}))\ddot{\theta}_{L1} - \hat{\gamma}\dot{\theta}_{L1}^2 \sin(\theta_{L2}) \quad (4.16)$$

で表される同定入力 τ_2 として取り込むことになる。

なお，第2軸については式(4.3)の(2,2)要素は一定値であり，第1軸同定時の「(1,1)要素は一定」のような仮定は不要である。

< Step 3 > 弾性関節モデルの物理パラメータ推定

前述した部分空間法で同定された2入力2出力の状態方程式モデルと，式(4.13), (4.14)の行列の要素を係数比較することによって物理パラメータを推定することができる。しかし，同

定された状態方程式モデルが式(4.13), (4.14)のような正準系で実現できるとは限らないので, 入出力関係だけに着目し, 伝達関数モデルに変換してから係数比較を行う。式(4.13), (4.14)のラプラス変換から, 第1リンクについて,

$$\dot{\theta}_{M1}(s) = G_{11}^1(s) u_1(s) + G_{12}^1(s) \tau_1(s) \quad (4.17)$$

$$\dot{\theta}_{L1}(s) = G_{21}^1(s) u_1(s) + G_{22}^1(s) \tau_1(s) \quad (4.18)$$

の関係が導ける。ここで, $G_{11}^1(s)$ は非干渉化された第1リンクのモータ入力からモータ角速度までの1リンク2慣性系の伝達関数(2/3次)であり, $G_{21}^1(s)$ はリンク角速度までの伝達関数(1/3次)である。 $G_{11}^1(s)$ などの肩添字の1が第1リンクを表している。これらの伝達関数への物理パラメータの入り方は, 3.3節に示した手順により次のように表される。

$$G_{11}^1(s) = \frac{b_0 + b_1 s + b_2 s^2}{a_0 + a_1 s + a_2 s^2 + a_3 s^3} \quad (4.19)$$

$$G_{21}^1(s) = \frac{n_{G1}(b_0 + b'_1 s)}{a_0 + a_1 s + a_2 s^2 + a_3 s^3} \quad (4.20)$$

ただし,

$$a_0 = d_{M1} + n_{G1}^2 d_{L1}$$

$$a_1 = m_{M1} + n_{G1}^2 m_{L1} + (n_{G1}^2 d_{G1} d_{L1} + d_{M1} d_{L1} + d_{M1} d_{G1}) / k_{G1}$$

$$a_2 = (m_{M1} d_{L1} + m_{M1} d_{G1} + m_{L1} d_{M1} + n_{G1}^2 m_{L1} d_{G1}) / k_{G1}$$

$$a_3 = m_{M1} m_{L1} / k_{G1}$$

$$b_0 = 1$$

$$b_1 = (d_{L1} + d_{G1}) / k_{G1}$$

$$b_2 = m_{L1} / k_{G1}$$

$$b'_1 = d_{G1} / k_{G1}$$

である。モータ角速度出力の $G_{11}^1(s)$ については, 3.3節で述べた1リンク2慣性系の伝達関数と同様である。ここではリンク角速度も計測できるので, これを出力とした $G_{21}^1(s)$ も得られる。 $k_{G1} \rightarrow \infty$ のとき, これらの伝達関数は1次遅れ(剛体関節モデル)になる。同定された式(4.19), (4.20)の各係数に関する式は7個, 未知パラメータの数は6個であるので, 非負の拘束条件を加えた最小2乗法によって弾性関節モデルの物理パラメータを推定することができる。3.3節と同様に代数的に解くことは可能だが, この手法は負の物理パラメータが得られる可能性がありロバストでないことについては既に述べた通りである。

なお, $G_{12}^1(s)$ は $G_{21}^1(s)$ と同じ形をしており, $G_{22}^1(s)$ は $G_{11}^1(s)$ と同じ形をしている。この2入力2出力系の同定では, 慣性パラメータ $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ が入る τ_1, τ_2 を入力とする伝達関数のパスも同時に同定されており, $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ の推定誤差を吸収できる機能が存在している。後述の同定実験では, この機能の確認を行う。

さて, 同定のサンプリング周期の選択 [231] において, 機械共振の存在する周波数領域には適切であっても, それと数デカド離れた低周波領域(剛体モード)には適切ではないことが多い [171]。そこで, 低周波領域での同定精度を補正することを考え, 式(4.19)の分母を

$$G_{11}^1(s) = \frac{b_0 + b_1s + b_2s^2}{(c_0 + c_1s)(d_0 + d_1s + d_2s^2)} \quad (4.21)$$

ただし,

$$c_0 = d_{M1} + n_{G1}^2 d_{L1}$$

$$c_1 = m_{M1} + n_{G1}^2 m_{L1}$$

$$d_0 = 1$$

のように変形して括りだした1次遅れ分を, 前述の剛体パラメータの推定結果から導いた $1/(c_0 + c_1s)$ で置き換えることで実現する。この近似では, 分母の1次の係数にだけ誤差が生じるが, 剛体モードと共振モードの周波数が十分離れていれば実用上問題ないことが明らかにされている [20]。

なお, 機械共振の減衰係数が小さいことを利用して, まず2つの慣性とバネ係数, 次に3つの摩擦係数, というように見通しの良い2段階法で解くことも実用的である。以下に結果だけ示す [20]。慣性比を $\mu_1 = n_{G1}^2 m_{L1}/m_{M1}$, 共振角周波数を ω_{P1} , 反共振角周波数を ω_{Z1} とすると,

$$\mu_1 = (\omega_{P1}/\omega_{Z1})^2 - 1 \quad (4.22)$$

$$m_{M1} = c_1/(1 + \mu_1) \quad (4.23)$$

$$m_{L1} = (c_1 - m_{M1})/n_{G1}^2 \quad (4.24)$$

$$k_{G1} = \omega_{Z1}^2 m_{L1} \quad (4.25)$$

のように2つの慣性とバネ係数が求まるので, 式(4.19), (4.20)に代入すれば, 3つの摩擦係数 d_{M1} , d_{L1} , d_{G1} も求めることができる。ここでは, 第1リンクの物理パラメータ推定について述べたが, 第2リンクについても同様である。

以上の手順で求めた物理パラメータの推定値 $\{\hat{\alpha}, \hat{\beta}, \hat{\gamma}, \hat{M}_M, \hat{K}_G, \hat{D}_L, \hat{D}_M, \hat{D}_G, \hat{f}_M\}$ を用いて, 式(4.1), (4.2)に基づくシリアル2リンク2慣性系のシミュレータを構築する。そして, 閉ループシミュレーションベースで非線形最小2乗法に基づく最適化を行い, 2乗規範を用いて実機の時間応答に合うように物理パラメータをファインチューニングする。なお, 収束を確実にするために, 探索範囲は小さく設定する。後述する実験では, クーロン動摩擦トルクについては最適化は行わず一定値とした。これは, 先に述べた方法によって, クーロン動摩擦トルクが独立に精度良く推定されているということと, 最適化において非線形に符号が変わるパラメータを含めると収束に時間がかかることが判明したからである。

4.5.2 同定実験と考察

各1リンク2入力2出力系の非干渉化同定実験

Fig. 4.1のアーム(負荷5kg)に対し, 第1軸に開ループでM系列を入力, 第2軸はフリー状態として同定実験を行った。入出力データのサンプリング時間は0.25ms, M系列のステップは1ms, 周期1023, 時間は1.023秒である。同定する周波数は100Hz程度までとし, 入出

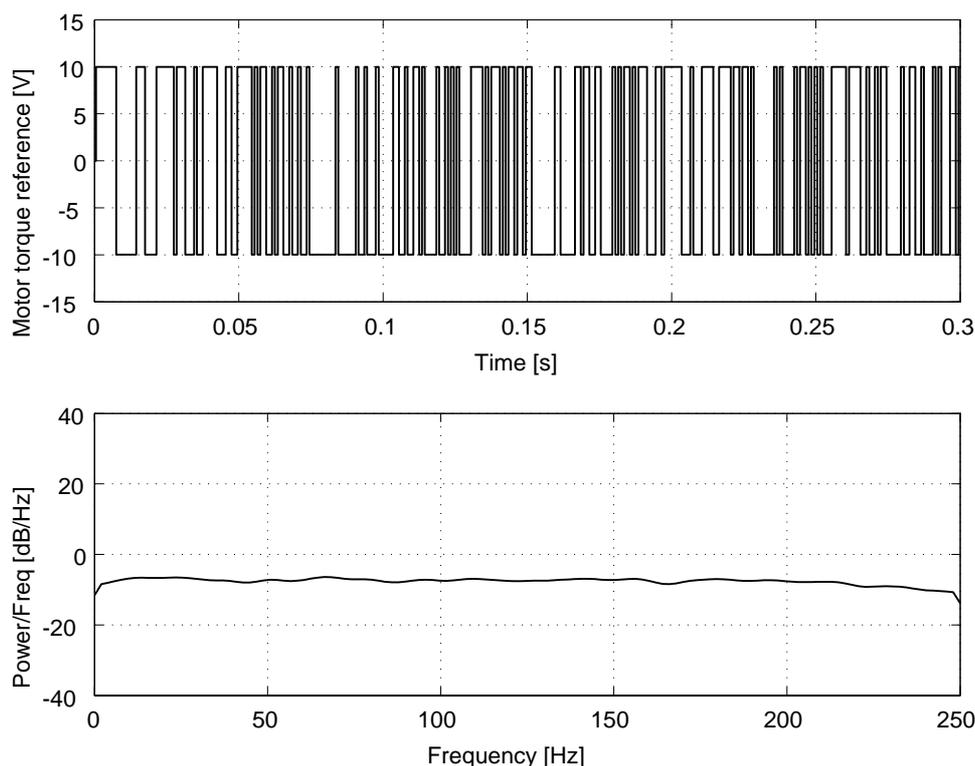


Fig. 4.4 M sequence input data for 1st link identification (First 0.3s of 1.023 s) and its power spectral density.

カデータのデシメーション次数は8, つまり同定のサンプリング時間は2msとした。Fig. 4.4は, M系列入力(図示は最初の0.3秒分)とパワースペクトル密度(デシメーション後)で, Fig. 4.5は同定動作時の非線形干渉トルク τ_1 とパワースペクトル密度(デシメーション後)である。後者のパワースペクトル密度は, 動力学モデルに基づくフィードバック効果を受けて凹凸が生じているが, 実用上問題ないと判断できる。

Fig. 4.6に, 同定動作時の第1軸のモータとリンクの角速度データを示す。リンク角速度を合成するローパスフィルタの時定数は0.08秒とした。Fig. 4.7の上段は同定時の第1リンクの動作角度, 中段は同定時の第2リンクの動作角度, 下段は第2リンクの動作角度の \cos をとったもので, $\cos(\theta_{L2})$ は, 0.999以上で推移している。以上から, 式(4.3)の(1,1)要素がほぼ一定との仮定を満たしながら, 式(4.11)の τ_1 の周波数成分がリッチであることには何ら矛盾を生じていない。

Figs. 4.3–4.5のデータを用いて, 2入力2出力系と見なした同定を行った。アルゴリズムには, 部分空間同定法(N4SID法)で得た状態空間モデルを初期値とし, 予測誤差を繰り返し計算で最適化する予測誤差同定法を用いた。得られるのは離散系であるので, 物理パラメータを推定するために連続系へ変換した。これらの計算ではMATLABを用いている[271]。Fig. 4.8の実線に同定結果の周波数応答を示す。 $\dot{\theta}_{M1}$ 出力では2/3次, $\dot{\theta}_{L1}$ 出力では1/3次の伝達関数が狙い通り同定された。ここで剛体モデルパラメータ推定から得た1次遅れ要素を式(4.21)に基づき合成したところ, 破線のような周波数応答となり, 低周波領域が補正された。第2軸についても全く同様である(Fig. 4.9)。

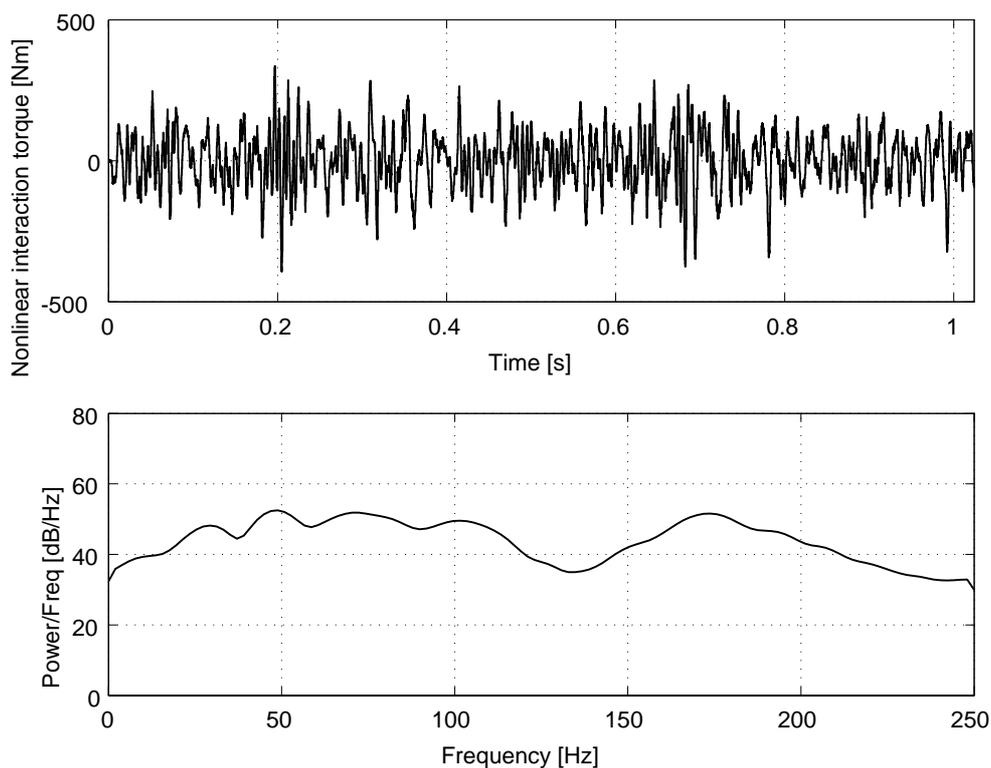


Fig. 4.5 Nonlinear interaction torque data for 1st link identification and its power spectral density.

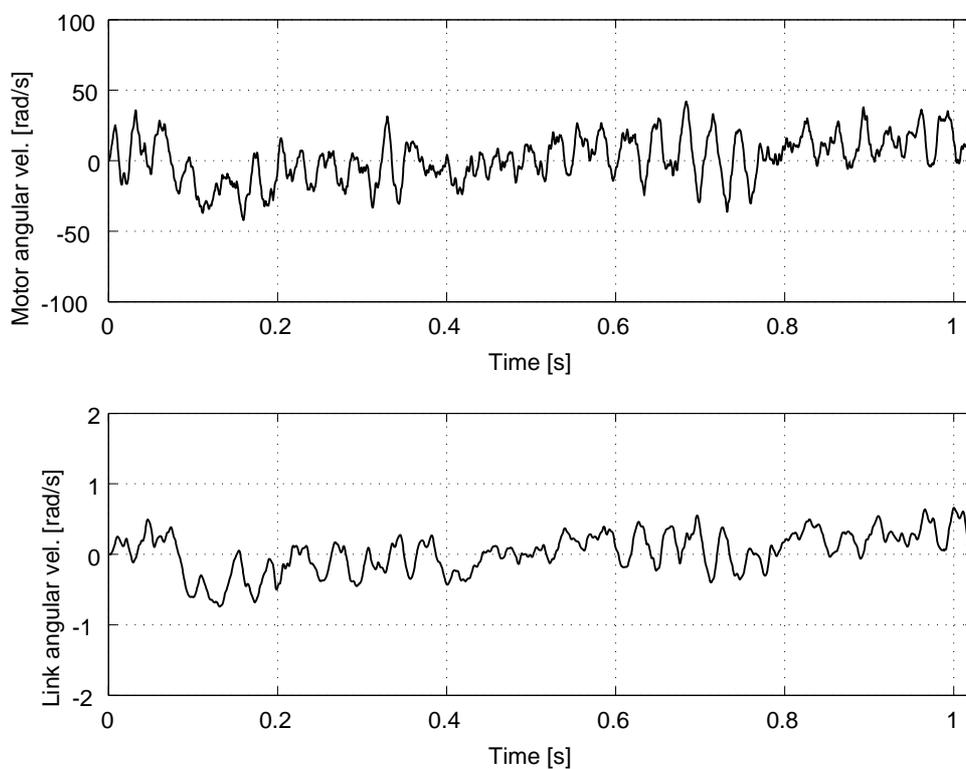


Fig. 4.6 Motor and link velocity data for 1st link identification.

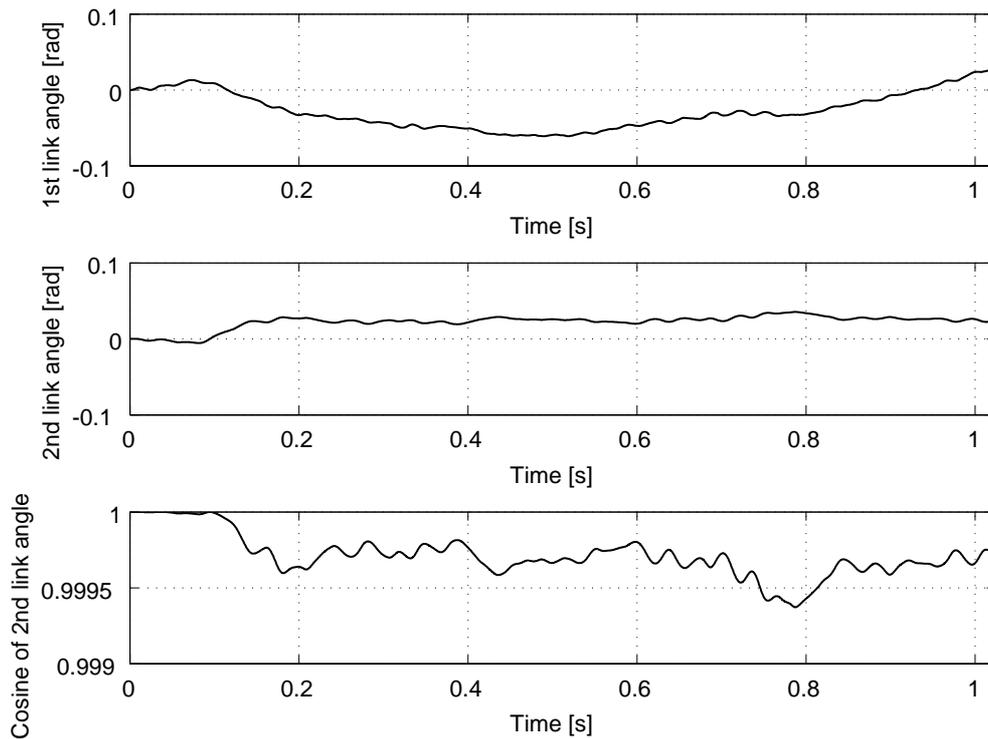


Fig. 4.7 1st link angle, 2nd link angle and cosine of 2nd link angle data during 1st link motion for identification.

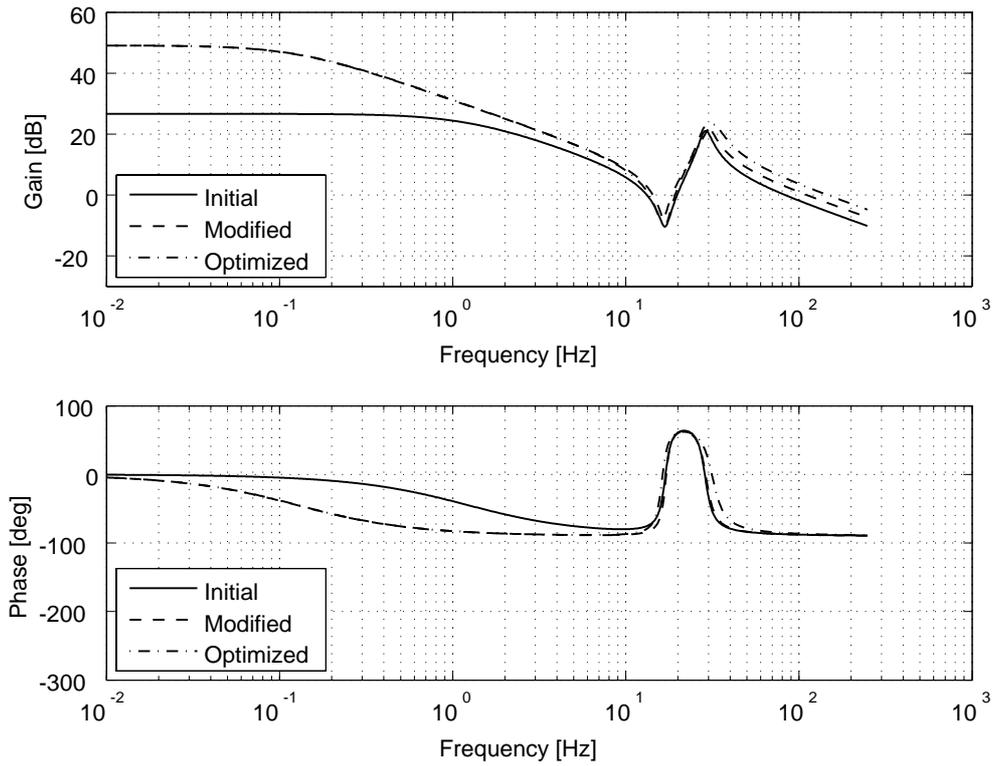
1入力4出力同定や2入力1出力同定との比較

Fig. 4.10 は、2入力2出力同定（実線）と1入力4出力同定（破線）の比較であり、左側が第1軸、右側が第2軸の結果である。後者では、各軸について、モータ1入力に対し、第1,2軸のモータ角速度とリンク角速度を4出力に設定し、6次のモデルとして同定した。Fig. 9の複雑な周波数応答が示す通り、1入力では2慣性系としての同定は困難であり、2入力による非干渉化同定が有効であることが確認できた。

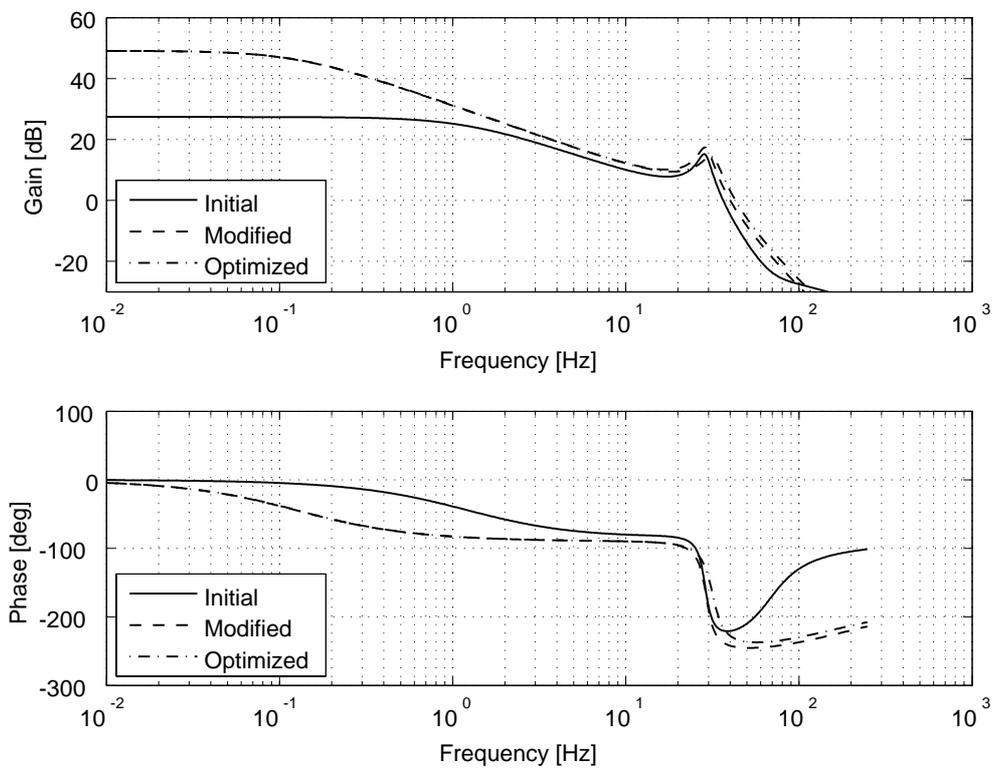
次に、アーム負荷を5~0kg(1kg刻み)の範囲で変化させて、2入力2出力同定の効果を検証する。Fig. 4.11の左側は、モータ角速度だけを使った第1軸の2入力1出力同定の結果、右側がリンク角速度も併用した2入力2出力同定の結果である。後者では、負荷変動に対して忠実に反共振周波数が高い周波数へ移動している。Fig. 4.12の第2軸についても同様で、多出力にすることによって同定アルゴリズムが安定し、精度が向上することが確認できた。

物理パラメータ推定とファインチューニング

以上で得られた伝達関数から前述の方法で弾性関節モデルの物理パラメータを推定し、式(4.1), (4.2)に基づきでシリアル2リンク2慣性系のシミュレータを構築した(MATLAB/SIMULINK使用)。モータ角速度のPIDベースの制御系[171]を用いた実機の時間応答をシミュレータと比較する。Fig. 4.13の左側は、第1軸の速度ループFF-I-P制御(制御周

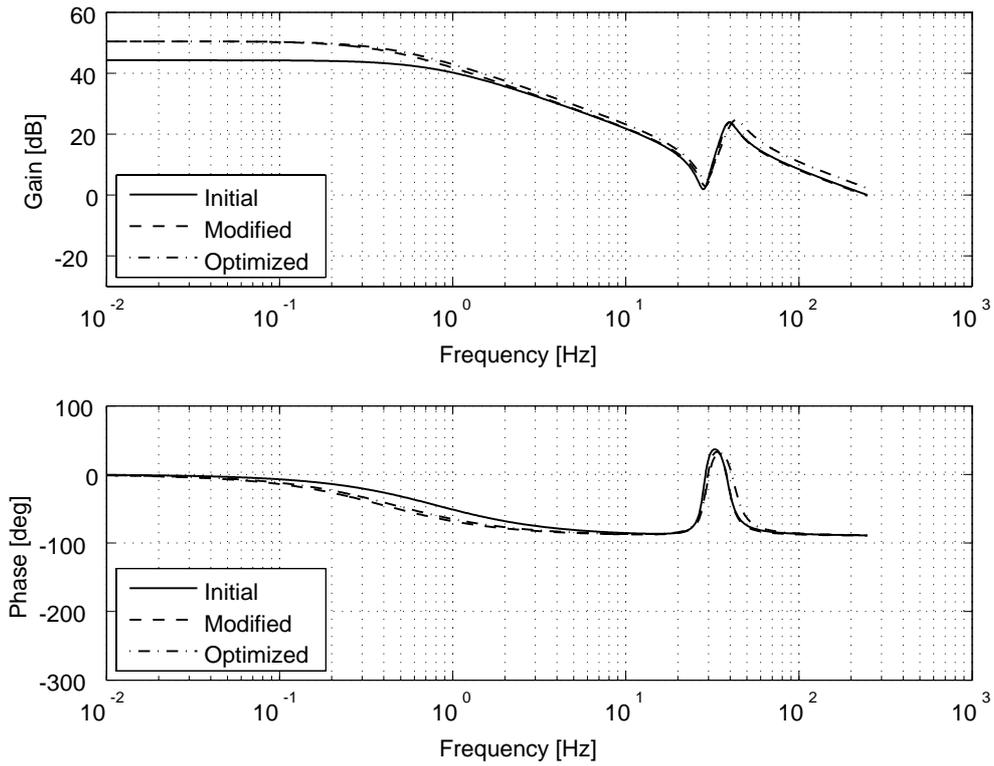


(a) $G_{11}^1(j\omega)$: Motor input u_1 to motor angular velocity $\dot{\theta}_{M1}$

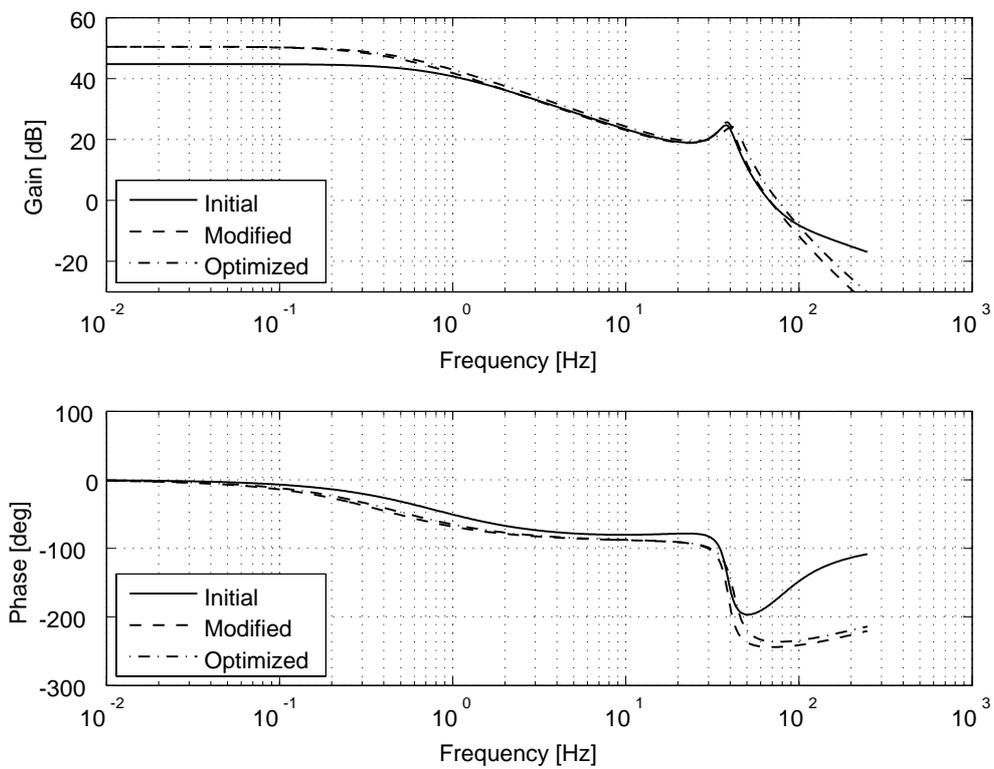


(b) $G_{21}^1(j\omega)$: Motor input u_1 to link angular velocity $\dot{\theta}_{L1} (\times 50)$

Fig. 4.8 Modification and optimization of initial estimated frequency responses for 1st link.



(a) $G_{11}^2(j\omega)$: Motor input u_2 to motor angular velocity $\dot{\theta}_{M2}$



(b) $G_{21}^2(j\omega)$: Motor input u_2 to link angular velocity $\dot{\theta}_{L2}(\times 50)$

Fig. 4.9 Modification and optimization of initial estimated frequency responses for 2nd link.

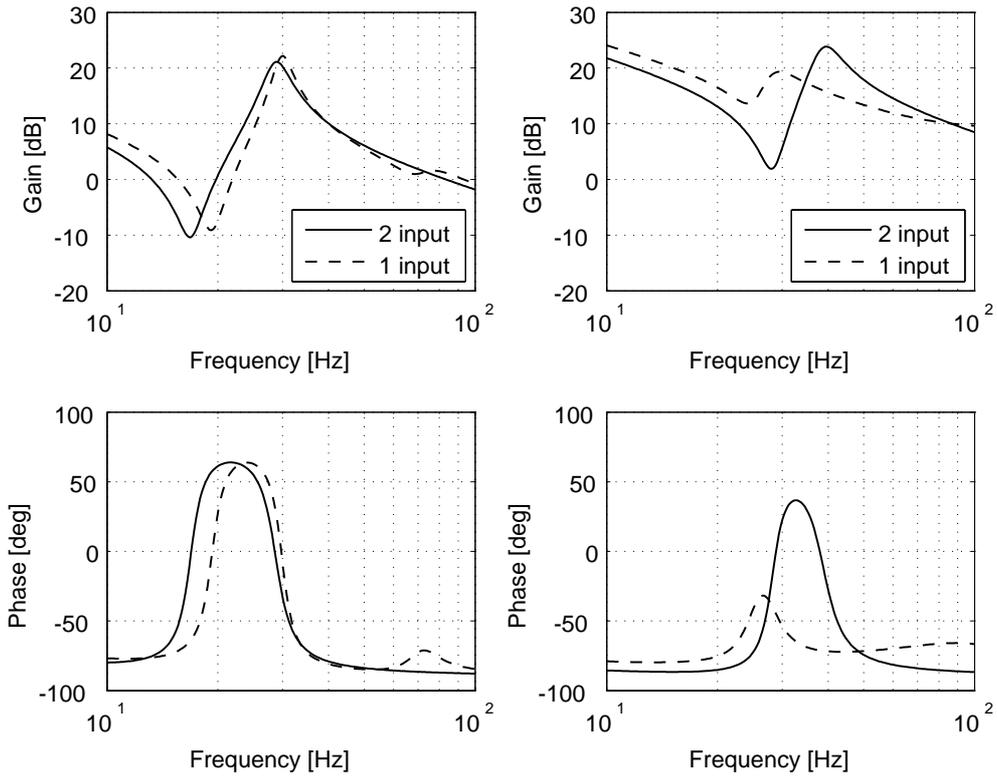


Fig. 4.10 Effective examples for multi-input identification (Motor input to motor angular velocity). Left: 1st link. Right: 2nd link.

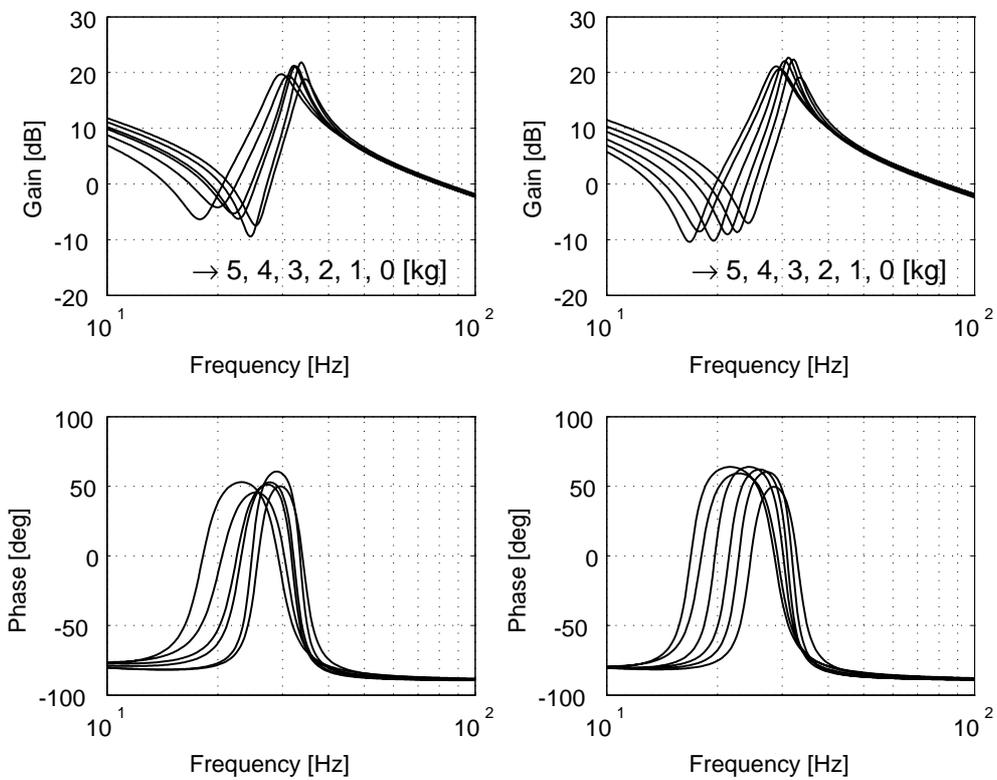


Fig. 4.11 Effective examples for multi-output identification for 1st link under changing payload. Left: 1 output. Right: 2 outputs.

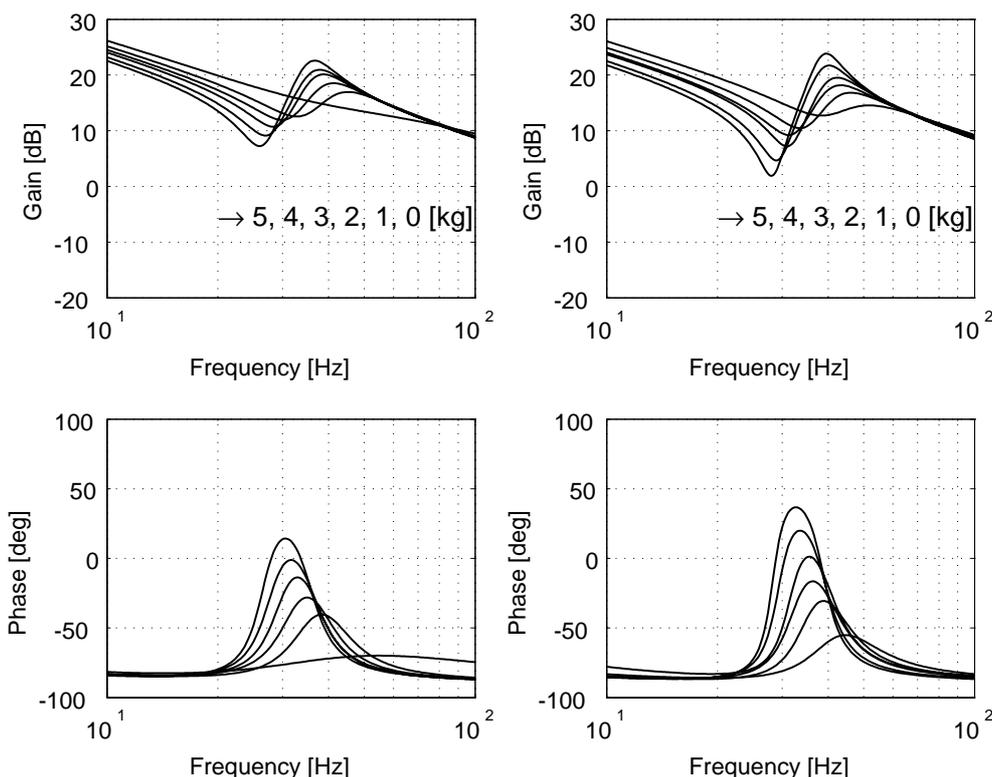


Fig.4.12 Effective examples for multi-output identification for 2nd link under changing payload. Left: 1 output. Right: 2 outputs.

期 0.25 ms) によるリンク角速度のステップ応答の比較である(第2軸はサーボロック)。振幅は良く合っているが、振動周期が少しずれている。そこで、閉ループシミュレーションベースで非線形最小2乗法に基づく最適化 (lsqnonlin[313] 使用) を行い、2乗規範を用いて実機応答に合うように物理パラメータをファインチューニングする。最適化には、第1軸と第2軸が交互にステップ応答を繰り返す4秒間の動作データを用いた。この際、第1,2軸の物理パラメータ全てを同時に探索し、その範囲を各±数10%に制限している。先に述べた理由で、非線形関数であるクーロン動摩擦トルクについては最適化は行わず一定値とした。Table 4.1に、最適化前後の物理パラメータの値をまとめた。同表中に公称値として、慣性パラメータについては機械図面からの概略計算値、バネ係数についてはハーモニックドライブのカタログ値を併記した。ハーモニックドライブの型番は、第1軸がCSS-32-50、第2軸がCSS-25-50であり、製品のSCARA型ロボットの第1,2軸に使われているものと同じである。物理パラメータの値は、いずれも公称値に近い値が得られている。Fig. 4.13の右側が最適化後の波形であり、より実機の応答に近くなった。物理パラメータ最適化後の周波数応答をFigs. 4.8, 4.9の1点鎖線に示した。共振周波数がわずかにずれたことがわかる。物理パラメータ最適化後の速度ステップ応答比較をFig. 4.14(第1軸), Fig. 4.15(第2軸)に示す。Fig. 4.14での第2軸, Fig. 4.15での第1軸はサーボロック状態である。各軸のモータ角速度・リンク角速度・モータ駆動入力について、実機の波形に合ったシミュレーション結果が得られており、物理パラメータ推定が良好に行われていることを示している。

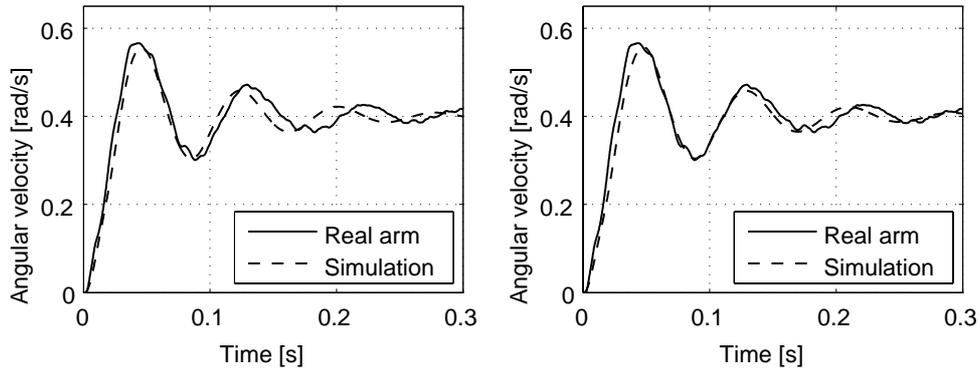


Fig. 4.13 Optimization-based fine tuning of estimated physical parameters using 1st link angular velocity step responses. Left: Before optimization. Right: After optimization.

Table 4.1 Estimated physical parameters before and after nonlinear optimization.

	Before opt.	After opt.	Nominal value
α [kgm ²]	2.39	2.27	2.09
β [kgm ²]	0.865	0.742	0.702
γ [kgm ²]	0.731	0.740	0.615
m_{M1} [kgm ²]	9.75×10^{-4}	6.30×10^{-4}	7.15×10^{-4}
m_{M2} [kgm ²]	4.34×10^{-4}	2.80×10^{-4}	2.84×10^{-4}
k_{G1} [Nm/rad]	53800	46300	50500
k_{G2} [Nm/rad]	28900	25300	23500
d_{L1} [Nms/rad]	2.84	3.06	—
d_{L2} [Nms/rad]	2.44	2.62	—
d_{M1} [Nms/rad]	1.10×10^{-3}	7.35×10^{-4}	—
d_{M2} [Nms/rad]	9.75×10^{-4}	6.30×10^{-4}	—
d_{G1} [Nms/rad]	49.0	52.7	—
d_{G2} [Nms/rad]	20.3	21.9	—
Fixed parameters			
f_{M1} [Nm]	0.196		
f_{M2} [Nm]	0.140		
System parameters			
e_1 [Nm/V]	0.56		
e_2 [Nm/V]	0.56		
n_{G1}	1/50		
n_{G2}	1/50		

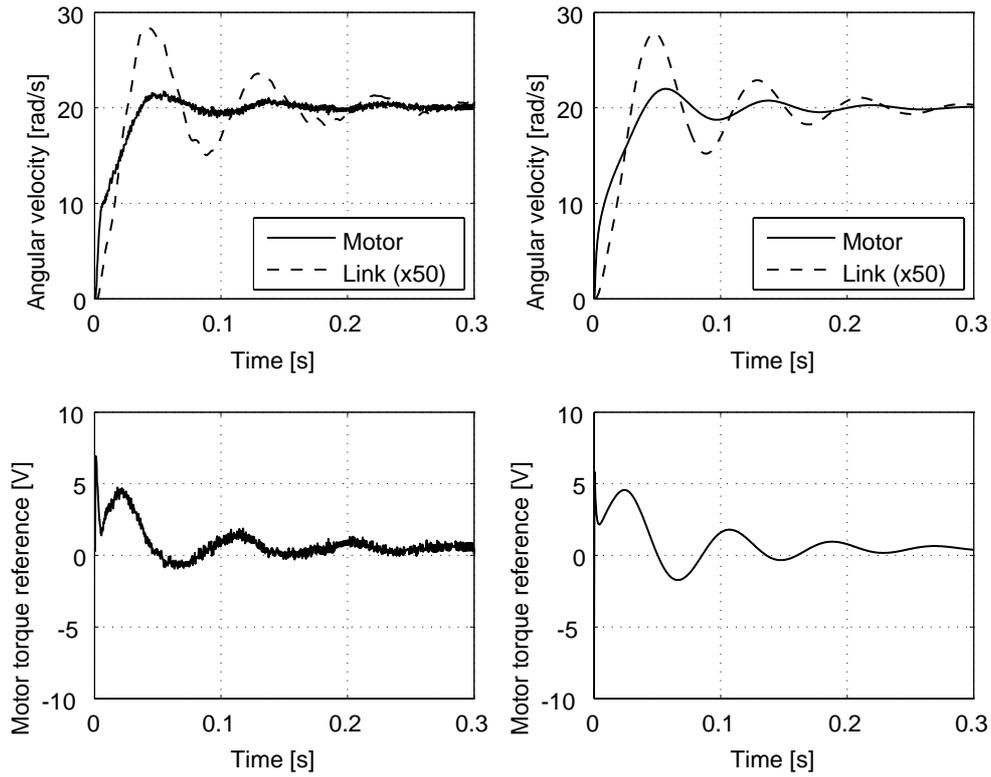


Fig. 4.14 Examples for model accuracy validation using velocity step responses for 1st link. Left: Real arm. Right: Simulation.

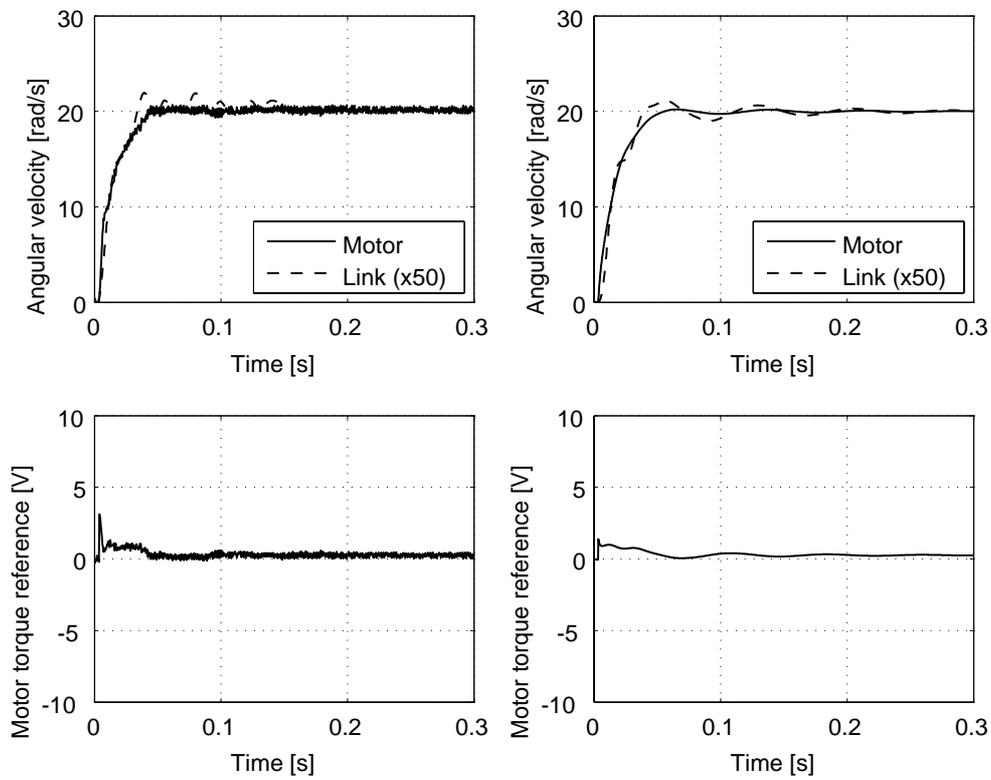


Fig. 4.15 Examples for model accuracy validation using velocity step responses for 2nd link. Left: Real arm. Right: Simulation.

クーロン摩擦トルク補償の有無の影響

ここでは、非干渉化同定法におけるクーロン動摩擦トルク補償の有無の影響を調べる。Fig. 4.16 にクーロン動摩擦トルクを同定入力から差し引いた通常の場合 (Original) と差し引かない場合 ($\hat{f}_{M1}, \hat{f}_{M2}=0$) の周波数応答の推定結果を示す。同図 (a) が第1軸, 同図 (b) が第2軸の場合である。同図より, このクーロン摩擦トルク補償の有無の影響は, 低周波領域で大きい, 機械共振存在する周波数領域でも皆無とはいえない。同定入力の振幅を大きくできない場合も考えられるので, クーロン動摩擦トルクは補償しておくことが望ましい。

非線形干渉トルクを計算するためのパラメータ誤差の影響

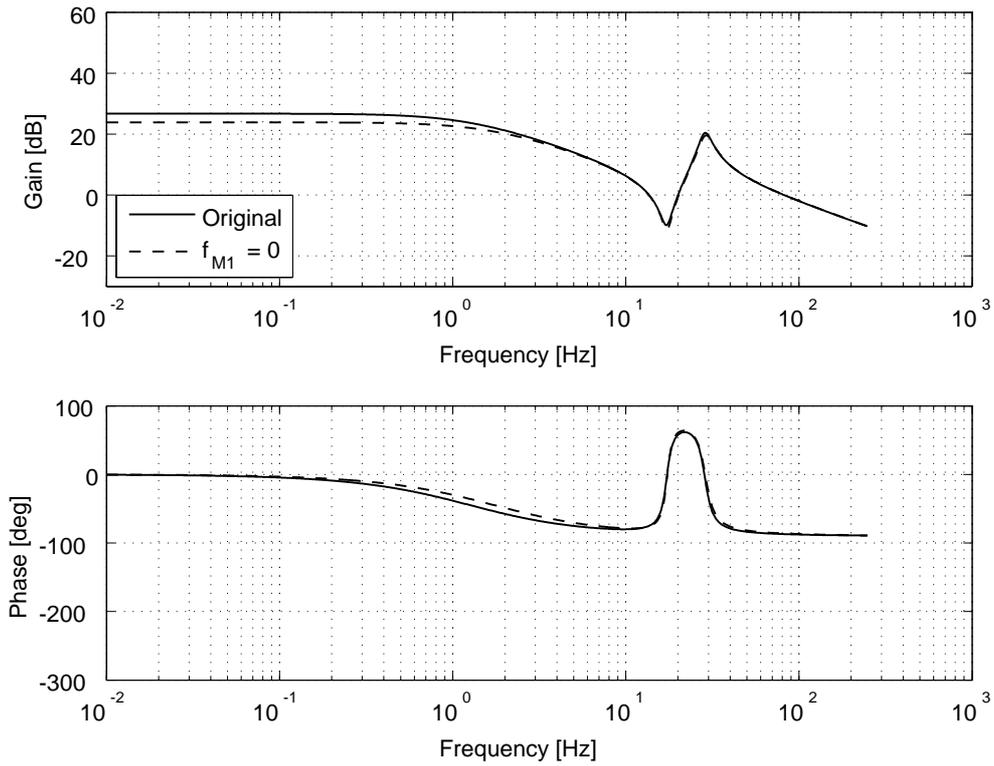
非干渉化同定法では, 2入力2出力の線形状態空間モデルの同定を行う前に, 非線形干渉トルク τ_1, τ_2 を計算するための慣性パラメータ $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ を推定しておく必要があることは既に述べた。ここでは, $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ のパラメータ誤差の影響を調べる。

Fig. 4.17 に, 式 (4.11) において $\hat{\beta}=0$, または, $\hat{\gamma}=0$, または, $\hat{\beta} \times 0.1, \hat{\gamma} \times 10$ とした場合に, 第1軸の周波数応答の推定結果がどのように変化するか示した。同図 (a) が $G_{11}^1(j\omega)$, (b) が $G_{21}^1(j\omega)$, (c) が $G_{12}^1(j\omega)$, (d) が $G_{22}^1(j\omega)$ の推定結果である。同図より, 同定入力 u_1 からの $G_{11}^1(s)$ と $G_{21}^1(j\omega)$ は $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ の変動の影響をほとんど受けず, 非線形干渉トルク入力 τ_1 からの $G_{12}^1(j\omega)$ と $G_{22}^1(j\omega)$ だけが影響を受けていることがわかる。

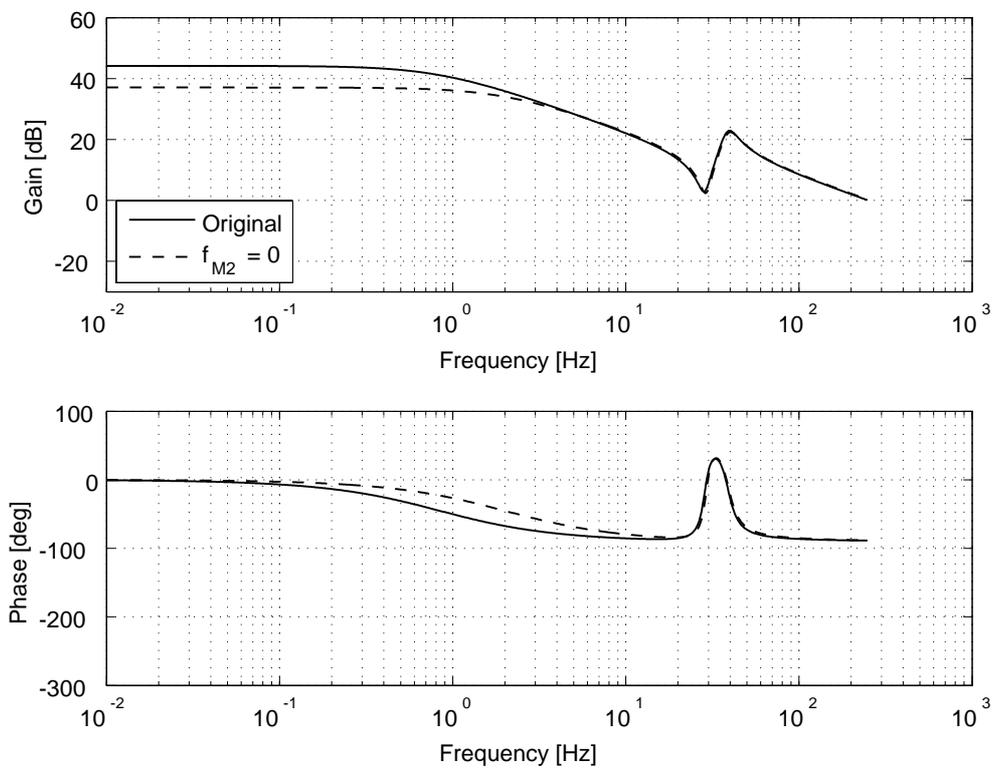
第2軸についても同様である。第1軸の Fig. 4.7 に対応する第2軸の同定動作の角度範囲を Fig. 4.18 に示す。同図は第2軸に直接 M 系列を入力した結果なので, 第1軸の動作によって第2軸が振られる Fig. 4.7 よりも $\cos(\theta_{L2})$ が小さくなっているが, 最小の値でも 0.99 程度である。Fig. 4.19 に, 式 (4.16) において $\hat{\beta}=0$, または, $\hat{\gamma}=0$, または, $\hat{\beta} \times 0.1, \hat{\gamma} \times 10$ とした場合に, 第2軸の周波数応答の推定結果がどのように変化するか示した。第2軸も第1軸の場合と同様に, 同定入力 u_2 からの $G_{11}^2(j\omega)$ と $G_{21}^2(j\omega)$ は $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ の変動の影響をほとんど受けず, 非線形干渉トルク入力 τ_2 からの $G_{12}^2(j\omega)$ と $G_{22}^2(j\omega)$ だけが影響を受けている。

以上の $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ の誤差に対する推定結果は, 実験の同定動作 (約 1 秒間) の角度範囲では, 式 (4.11), (4.16) において $\cos(\theta_{L2}) \approx 1, \sin(\theta_{L2}) \approx 0$ であることから妥当である。「非干渉化同定法では, 計算した非線形干渉トルク τ_1, τ_2 を入力としたモデルの同定も同時に行われ, このモデルによって, 剛体関節モデルの同定で推定された $\hat{\beta}, \hat{\gamma}$ の誤差を吸収することができる」といえる。このモデルは「モデル化誤差モデル」と呼べるものである。

非線形干渉トルク τ_1, τ_2 が計算できるのであれば, 非線形補償に基づく非干渉化制御をしておいてから 1 入出力の線形同定を 2 回行う方法も考えられるが, このようなフィードフォワード的な手法は, 構造のモデリングやパラメータ推定の誤差に対して感度が高く, 実用的ではない。

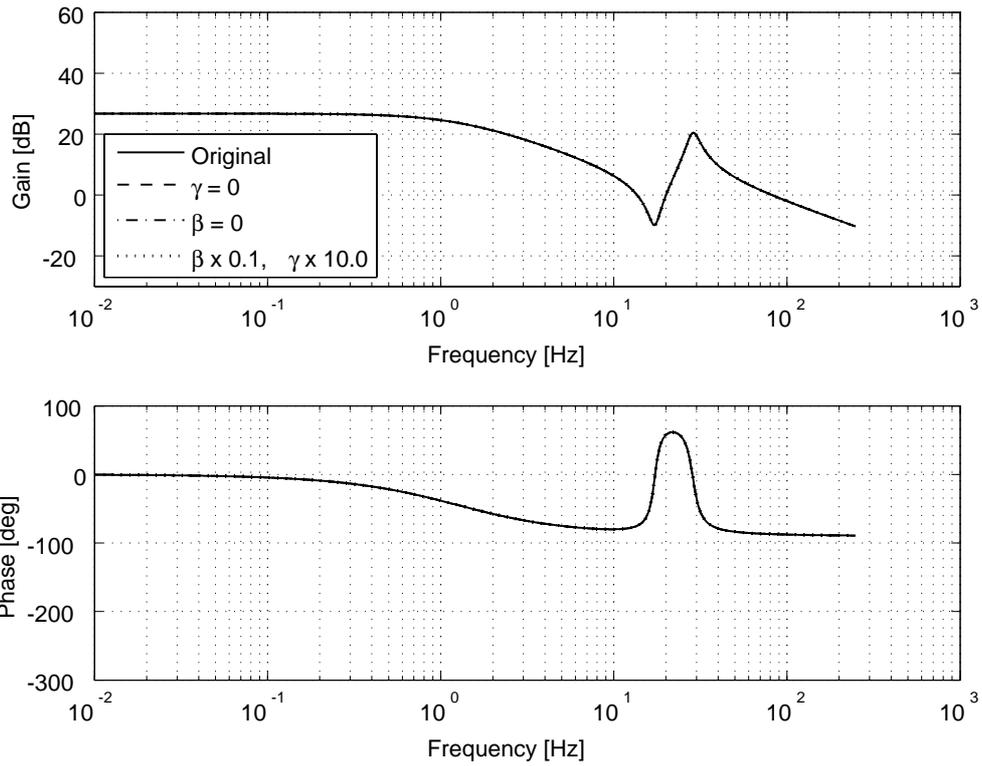


(a) $G_{11}^1(j\omega)$: Motor input u_1 to motor angular velocity $\dot{\theta}_{M1}$

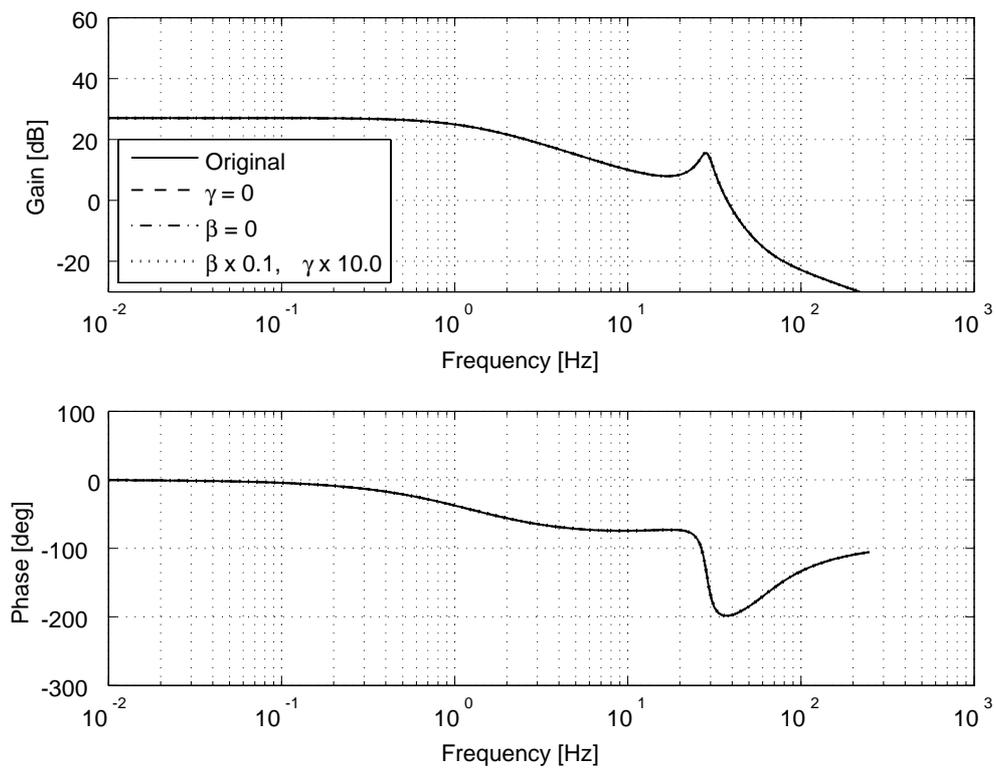


(b) $G_{11}^2(j\omega)$: Motor input u_2 to motor angular velocity $\dot{\theta}_{M2}$

Fig. 4.16 Effects of coulomb-friction compensation to estimated frequency responses.

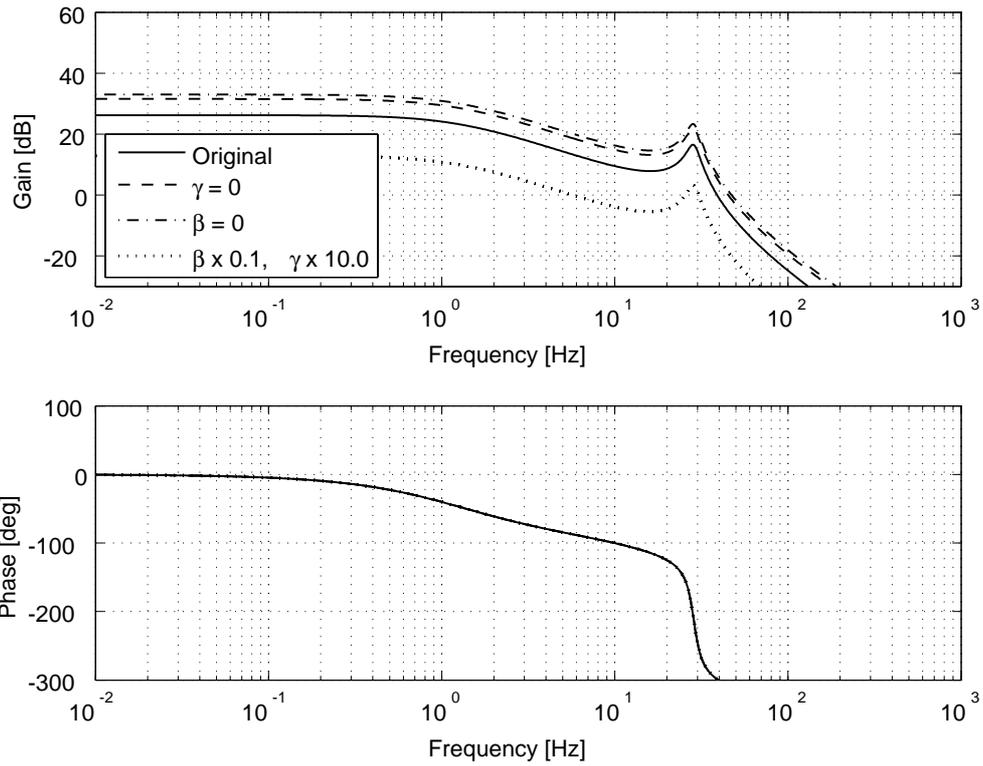


(a) $G_{11}^1(j\omega)$: Motor input u_1 to motor angular velocity $\dot{\theta}_{M1}$

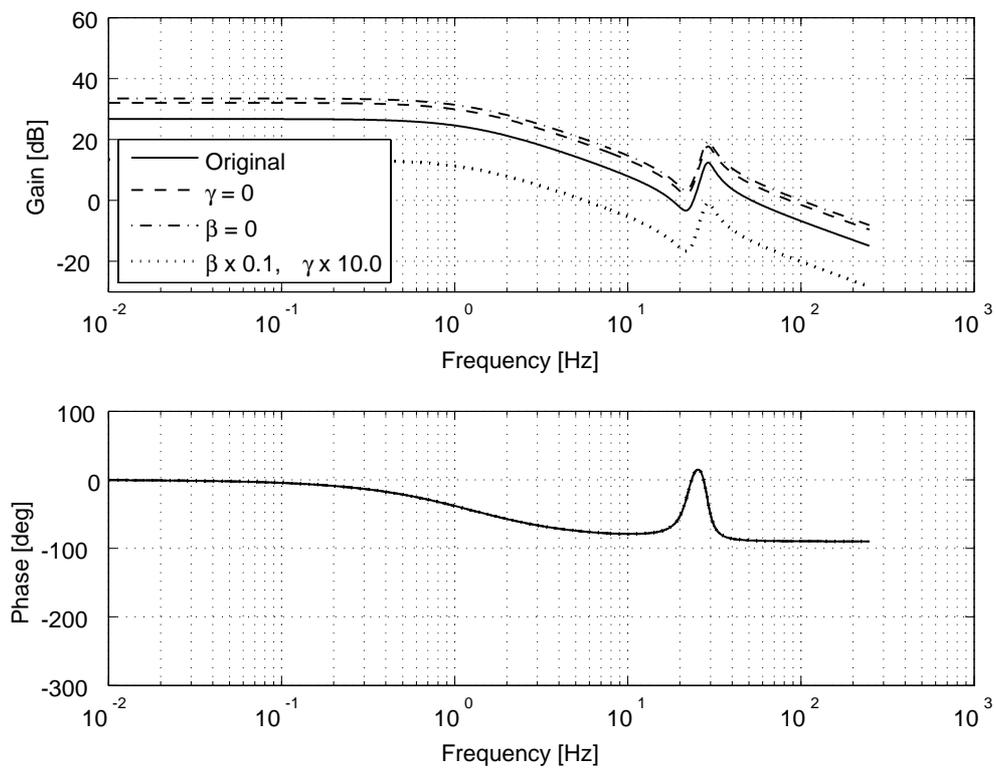


(b) $G_{21}^1(j\omega)$: Motor input u_1 to link angular velocity $\dot{\theta}_{L1}(\times 50)$

Continued the next page.



(c) $G_{12}^1(j\omega)$: Nonlinear input τ_1 to motor angular velocity $\dot{\theta}_{M1}$



(d) $G_{22}^1(j\omega)$: Nonlinear input τ_1 to link angular velocity $\dot{\theta}_{L1} (\times 50)$

Fig. 4.17 Variation effects of β and γ to estimated frequency responses for 1st link to show robustness.

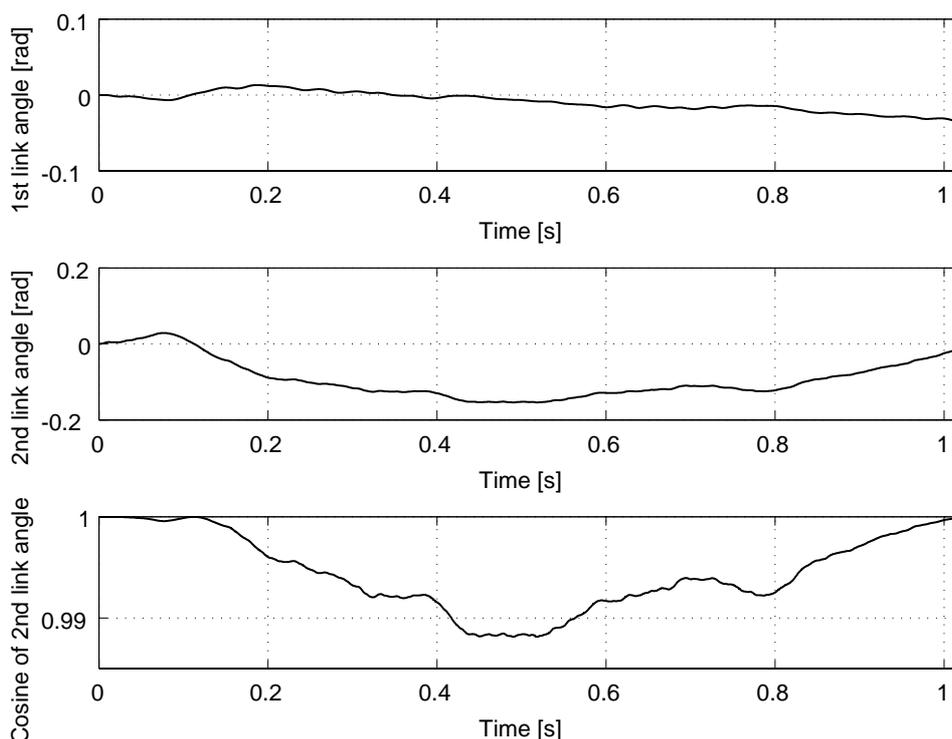
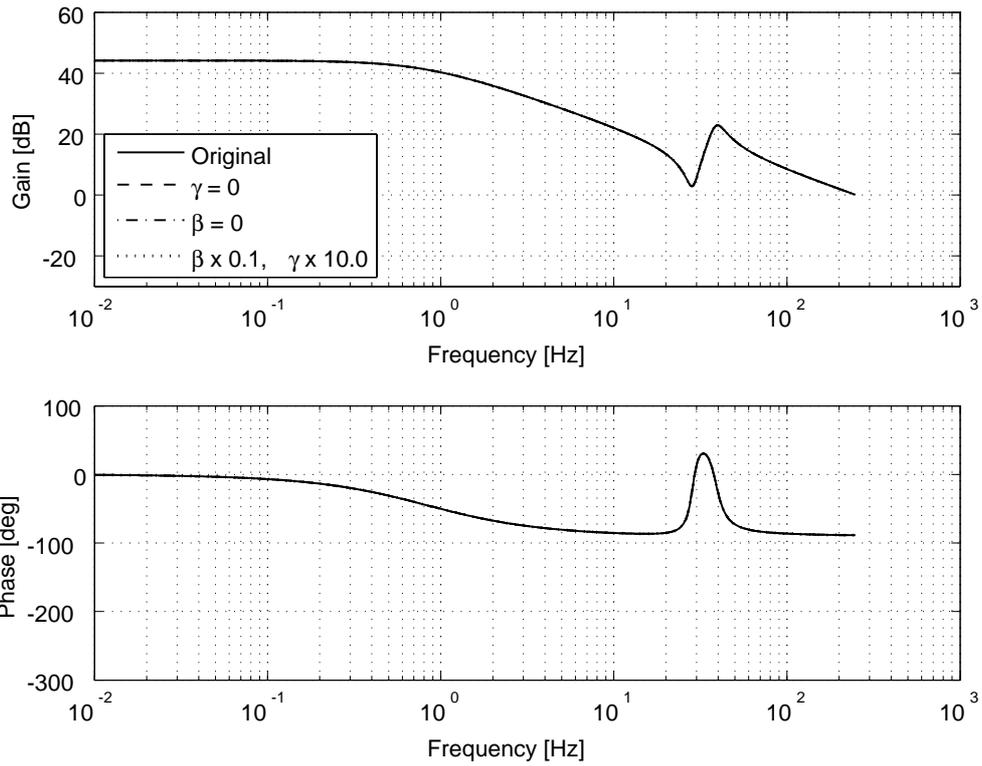


Fig. 4.18 1st link angle, 2nd link angle and cosine of 2nd link angle data during 2nd link motion for identification.

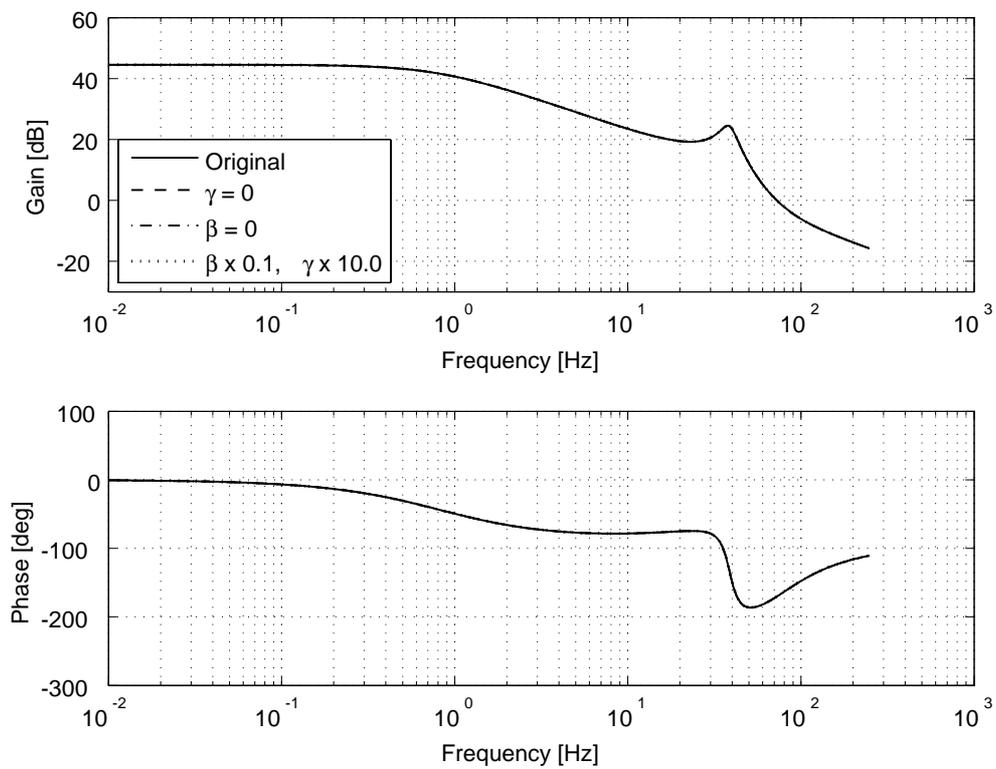
4.6 まとめ

多入出力状態空間モデル同定法を応用したシリアル2リンク2慣性系の非干渉化同定と物理パラメータ推定の方法を提案し、2リンクアーム実機に適用して得られたモデルの精度によって有効性を確認した。また、同定条件の設定に苦勞することもなく、例えば、手先負荷を変化させても、常に安定した同定結果が得られた。同定入力と見なす非線形干渉トルクを計算するための慣性パラメータ $\hat{\beta}$, $\hat{\gamma}$ の推定誤差に対するロバスト性を有していることも明らかにした。

実際の SCARA 型ロボットの手先の回転軸（第4軸）に長尺の負荷が取り付けられた場合には、シリアル3リンク2慣性系として扱う必要が生じる。前述した可同定条件を満たすことを確認する必要があるが、提案法は適用可能であると考えている。また、シリアル多リンク系の非干渉化同定において、ある1関節に入力を加える場合の可同定性は、劣駆動ロボットアームの可制御性 [234]–[236] としても議論できると考えられる。

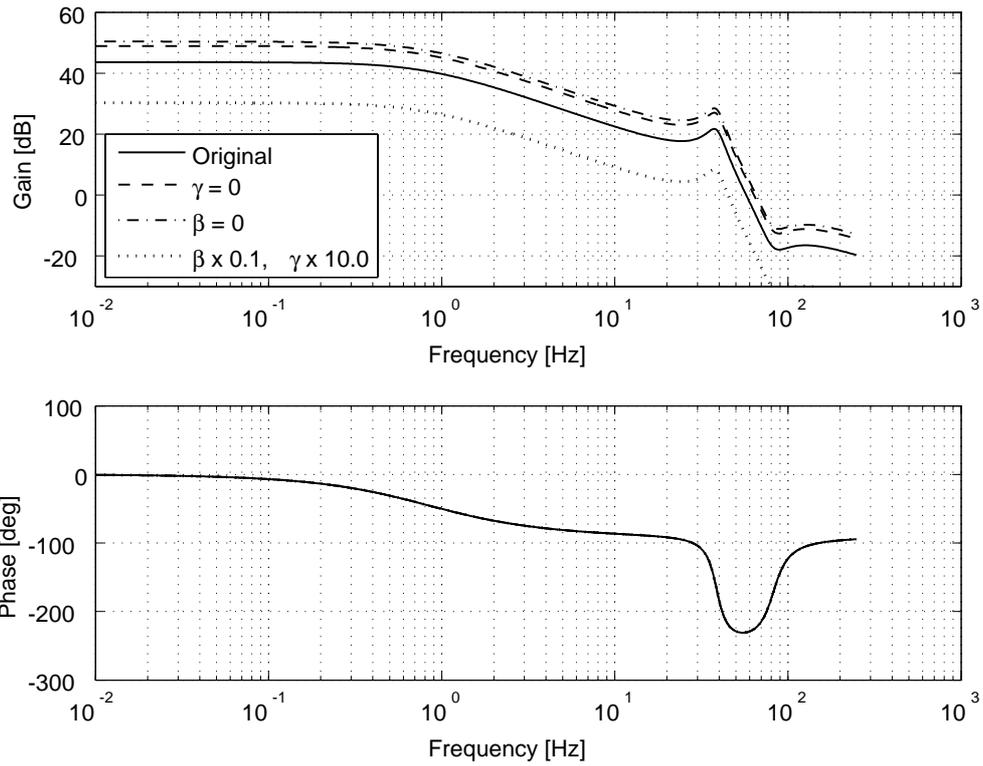


(a) $G_{11}^2(j\omega)$: Motor input u_2 to motor angular velocity $\dot{\theta}_{M2}$

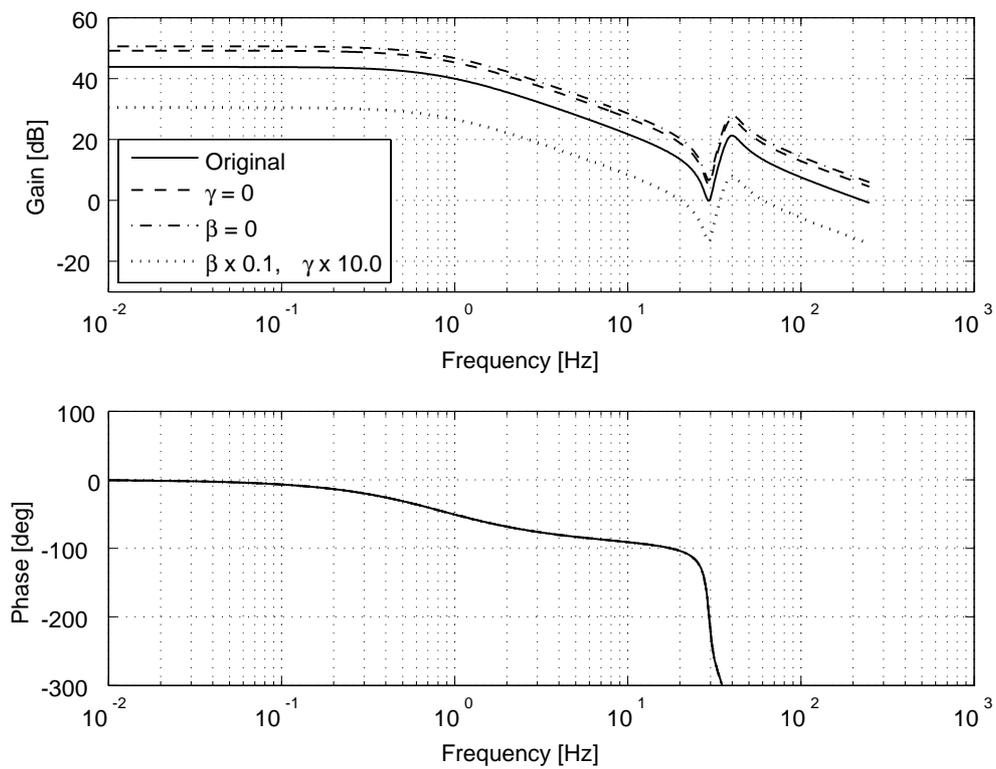


(b) $G_{21}^2(j\omega)$: Motor input u_2 to link angular velocity $\dot{\theta}_{L2} (\times 50)$

Continued the next page.



(c) $G_{12}^2(j\omega)$: Nonlinear input τ_2 to motor angular velocity $\dot{\theta}_{M2}$



(d) $G_{22}^2(j\omega)$: Nonlinear input τ_2 to link angular velocity $\dot{\theta}_{L2}(\times 50)$

Fig. 4.19 Variation effects of β and γ to estimated frequency responses for 2nd link to show robustness.

第 5 章

非干渉化同定法の拡張

本章では，前章で提案した非干渉化同定法の汎用性を高めるための拡張として，閉ループ要素の導入と同定用入力振幅設定変更に対する精度評価について述べる [237][238]。

5.1 はじめに

前章では Fig. 4.1 のようなシリアル 2 リンク 2 慣性系に対して，部分空間法に基づく多入出力状態空間モデル同定法を応用した第 1, 2 リンクの非干渉化同定法を提案した。各リンク上に搭載した加速度センサ信号を同定出力だけでなく同定入力にも利用し，同定動作時にリンク間に働く非線形力を非干渉化することによって，2 つの 1 リンク 2 慣性系の「線形 2 入力 2 出力同定問題」に帰着させているのが提案法のポイントである。そして，同定された 1 リンク 2 慣性系の式から，係数比較によって物理パラメータの値を推定した。このようなブラックボックス的なシステム同定とホワイトボックス的な係数比較から構成される二段階の手法は，グレーボックスモデリングからのアプローチと見なせる。

さて，この非干渉化同定法では，まず，2 リンクアームの第 1 軸に開ループで M 系列（擬似白色 2 値信号の一つ）を入力，第 2 軸は開ループ（サーボフリー）として第 1 リンク 2 入力 2 出力系の非干渉化同定実験を行い，次に，第 1, 2 軸を入れかえて第 2 リンク 2 入力 2 出力系の同定実験を行っている。しかし，本手法を水平旋回型アームだけでなく重力を受ける垂直多関節型アームにも適用するには，M 系列を入力する軸以外の開ループ軸の落下対策，つまり，閉ループ化が必須である。本章の第 1 の目的は，このような閉ループ要素を導入した場合でも前章の非干渉化同定法が有効なのか，その精度を評価することにある。

ここで，2 値の M 系列を同定入力としているのは，波高率 [239][240] が最小値の 1 であり，線形の仮定の下に入力に制限がある中で振幅を有効に使えるからである。ここで波高率とは，信号の最大振幅を信号の平均パワーの平方根で割ったもので，これが小さいことは同じパワーを持つ信号の中で最大振幅が小さいことを意味している。また，2 値の M 系列は各軸の静止摩擦トルクを克服する入力としても適している。前章では，振幅の設定については，SN 比の観点から「できるだけ大きくする」としていた。しかし，アームの各軸に組み込まれたハーモニックドライブ減速機のパネ係数は，厳密には線形でなく入力振幅に対してヒステリシス付 3

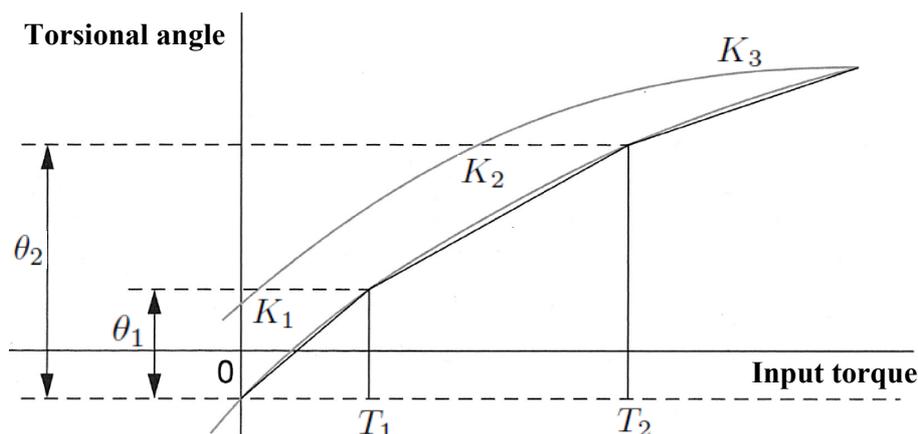


Fig. 5.1 Nonlinear characteristics of harmonic drive [4].

次関数特性を持っており，便宜上 Fig. 5.1 のように 3 つの定数で分けられている [4]。2 値での同定では，入力振幅に対する非線形性のある動作点で線形化していると見なせて，振幅の設定に対応したバネ係数が推定されると考えられる。ここで，ヒステリシスについては静的であり，本章のような動的な同定法への影響はないと見なす。本章の第 2 の目的は，非干渉化同定法で同定される反共振周波数（バネ係数の平方根にほぼ比例）が，同定入力（M 系列）の振幅設定変更に対して，どの程度忠実に変化するのか，その精度を評価することである。

以下では，閉ループ要素の導入方法，及び，同定入力振幅の大きさに対する精度評価方法と，水平旋回型 2 リンクアームの実機を用いた検討結果について述べる。

5.2 同定入力を加えない軸の閉ループ制御化と同定入力振幅の設定の広範囲化

ここでは，前章で提案した非干渉化同定法に対し，新たに同定条件の緩和，すなわち開ループとしていた「同定入力を加えない軸の閉ループ制御化」と，「同定入力の振幅の設定の広範囲化」の方法について検討する。基本的な手順（Fig. 4.3）において，< Step1 > 剛体関節モデルの物理パラメータの推定，と，< Step3 > 1 入力 1 出力伝達関数を経由した弾性関節モデルの物理パラメータの推定，の 2 ステップについては，前章と全く同一手順である。以下では，< Step2 > 1 リンク毎の 2 入力 2 出力状態空間モデルの同定，での新たな検討事項について述べる。

前章で述べたように，リンク角加速度・角速度を用いて計算可能な非線形干渉トルクを同定用の入力に取り込み，リンク間を非干渉化して，1 リンク毎の状態空間モデルの同定に帰着させることがポイントである。式 (4.1), (4.2) の各 1 行目の第 1 軸の入出力に着目して，計算可能な非線形干渉トルクを τ_1 とおいて入力として括り出し，残った線形部分を状態方程式として表現すると，

$$\dot{\boldsymbol{x}}_1 = \boldsymbol{A}_1 \boldsymbol{x}_1 + \boldsymbol{B}_1 \begin{bmatrix} e_1 u_1 - f_{M1} \text{sgn}(\dot{\theta}_{M1}) \\ \tau_1 \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{A}_1 \in R^{4 \times 4}, \quad \boldsymbol{B}_1 \in R^{4 \times 2} \quad (5.1)$$

$$\boldsymbol{y}_1 = \boldsymbol{C}_1 \boldsymbol{x}_1, \quad \boldsymbol{C}_1 \in R^{2 \times 4} \quad (5.2)$$

のような 2 入力 2 出力 4 状態変数の線形状態方程式を導くことができる。ここで、

$$\begin{aligned} \boldsymbol{x}_1 &\equiv [\theta_{M1} \ \theta_{L1} \ \dot{\theta}_{M1} \ \dot{\theta}_{L1}]^T \\ \boldsymbol{y}_1 &\equiv [\dot{\theta}_{M1} \ \dot{\theta}_{L1}]^T \\ \tau_1 &= -(\hat{\beta} + \hat{\gamma} \cos(\theta_{L2}))\ddot{\theta}_{L2} + \hat{\gamma}(2\dot{\theta}_{L1}\dot{\theta}_{L2} + \dot{\theta}_{L2}^2) \sin(\theta_{L2}) \end{aligned} \quad (5.3)$$

であり、各行列の要素は、

$$\boldsymbol{A}_1 \equiv \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_1 \equiv \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1/m_{M1} & 0 \\ 0 & 1/m_{L1} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_1 \equiv \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

のように表される。ただし、

$$\begin{aligned} a_{31} &= -n_{G1}^2 k_{G1}/m_{M1}, & a_{32} &= n_{G1} k_{G1}/m_{M1} \\ a_{33} &= -(d_{M1} + n_{G1}^2 d_{G1})/m_{M1}, & a_{34} &= n_{G1} d_{G1}/m_{M1} \\ a_{41} &= n_{G1} k_{G1}/m_{L1}, & a_{42} &= -k_{G1}/m_{L1} \\ a_{43} &= n_{G1} d_{G1}/m_{L1}, & a_{44} &= -(d_{L1} + d_{G1})/m_{L1} \end{aligned}$$

である。この式は、2 入力 2 出力の線形状態空間モデルとして同定できる。ただし、第 1 軸の同定動作時に干渉トルクを受けて励起される第 2 軸の動作範囲では、式(4.6)の(1,1)要素は一定と見なせると仮定する。

前章では、実際の同定入力 u_1 の振幅については、SN 比の観点から(1,1)要素中の $\cos(\theta_{L2})$ が 1 に近い値を維持する範囲(第 1,2 リンクが真っ直ぐ伸びた姿勢付近)でできるだけ大きく設定する、としていた。本章では、SN 比にこだわらずに、小さい振幅の入力における同定精度も評価する。また、前章において同定動作中に開ループに設定していた軸については、モータ角速度の FF-I-P 制御 [171] による閉ループ化を行う(詳細は後述)。第 2 軸を閉ループ化した場合、(1,1)要素が一定に保たれるので、前述の \cos 条件は不要になる。

さて、可同定条件を満たすには、M 系列などで任意に設定できる同定入力 u_1 だけでなく、動力学モデルで励起される τ_1 も十分な周波数成分を持つ必要がある。後述する実験では、第 2 軸を開ループにしたときに加え、閉ループ化したときについても、この条件の確認を行う。

第 2 軸も同様で、式(4.1),(4.2)の各 2 行目の入出力に着目すると、式(5.1),(5.2)において添え字を 2 とした式が成り立つ。第 1 軸からの計算可能な非線形干渉トルクは、

$$\tau_2 = -(\hat{\beta} + \hat{\gamma} \cos(\theta_{L2}))\ddot{\theta}_{L1} - \hat{\gamma}\dot{\theta}_{L1}^2 \sin(\theta_{L2}) \quad (5.4)$$

で表される同定入力 τ_2 として取り込む。なお、第 2 軸については式(4.6)の(2,2)要素は一定値であり、第 1 軸同定時の「(1,1)要素は一定」のような仮定は不要である。前記の閉ループ化については第 1 軸に施されることになる。

5.2.1 閉ループ要素を内蔵した動力学モデル

前項で述べたように，同定動作中に開ループとしていた軸については，次のように定義されるモータ角速度の FF-I-P 制御による閉ループ化を行う。

$$u_i = k_{FVi} \dot{\theta}_{MRi} + k_{IVi} \int (\dot{\theta}_{MRi} - \dot{\theta}_{Mi}) dt - k_{PVi} \dot{\theta}_{Mi} \quad (i = 1, 2) \quad (5.5)$$

ただし，

$\dot{\theta}_{MRi}$: モータ角速度目標値

$\dot{\theta}_{Mi}$: モータ角速度

k_{FVi} : モータ角速度目標値フィードフォワード制御パラメータ

k_{IVi} : モータ角速度偏差積分フィードバック制御パラメータ

k_{PVi} : モータ角速度比例フィードバック制御パラメータ

u_i : 入力電圧 (モータ電流制御系への指令値)

である。実際には $\dot{\theta}_{MRi} = 0$ (速度サーボロック) なので，

$$\begin{aligned} u_i &= -k_{IVi} \int \dot{\theta}_{Mi} dt - k_{PVi} \dot{\theta}_{Mi} \\ &= -k_{IVi} \theta_{Mi} - k_{PVi} \dot{\theta}_{Mi} \quad (i = 1, 2) \end{aligned} \quad (5.6)$$

となる。つまり，モータ角速度の FF-I-P 制御は，式 (5.6) で与えられる部分的な状態フィードバック制御と見なすことができ，該当する軸の摩擦係数やバネ係数といった物理パラメータの値を見かけ上変化させることになる。しかし，第 1 軸 (第 2 軸) に M 系列を開ループで入力する場合，第 2 軸 (第 1 軸) が部分的な状態フィードバック制御 (閉ループ制御) されているか否かは，提案する同定法で理想的に非干渉化されていれば本来関係ないはずである。また，FF-I-P 制御の帯域については位相余裕を確保するため反共振周波数よりずっと低く設定することになるので [171]，2 慣性系の振動特性の帯域への影響は少ないと考えられる。ここで速度制御ループだけにしている理由は，まず，物理パラメータの推定精度の検証において，応答波形が判定しやすい速度制御ステップ応答を用いているからである。その他，位置制御ループを加えた場合に，比例制御だけであっても式 (5.6) に積分項が残るので物理パラメータの変動だけという解釈ができなくなるという理由もある。しかし，位置制御ループの帯域は速度制御ループの 3 分の 1 程度であり，位置ループが存在したとしても，速度ループ以上の影響は及ぼさない。なお，多入出力状態空間モデル同定に強力とされる部分空間法は，残差の無相関化に基づく原理上，閉ループ系の同定には適していないことがわかっている [231]。

以上の閉ループ化に伴う課題については，後述する同定実験で改めて検証を行う。速度サーボロックだけではトルク外乱に対して位置ずれを生ずるが，微小なので同定用の動作としては問題ない。また，提案する同定法を垂直多関節型アームに適用する場合に，速度サーボ系の積分器の作用で重力補償トルクを自然発生できるので落下防止が容易である。

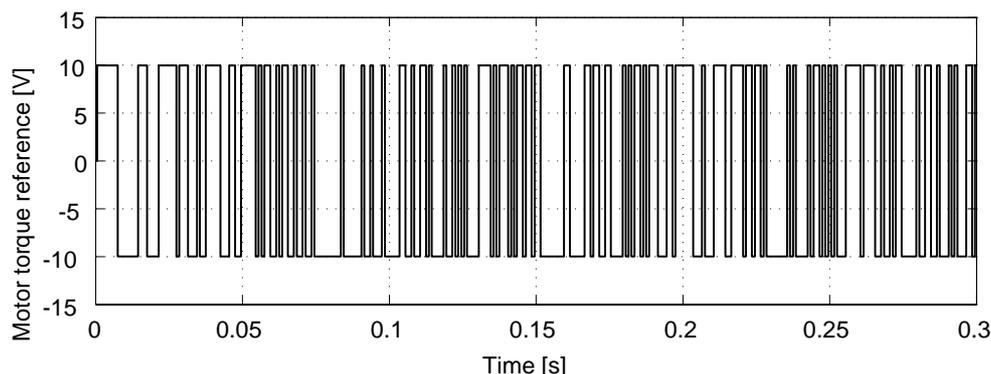


Fig. 5.2 M-sequence-input data for 1st link identification (first 0.3 s of 1.023 s).

5.3 精度評価のための同定実験と考察

ここでは、前章において開ループとしていた「同定入力を加えない軸の閉ループ制御化」と、「同定入力の振幅の設定の広範囲化」についての実験結果と精度評価について述べる。

5.3.1 閉ループ要素が入った同定実験と精度評価

Fig. 4.1 のアーム (負荷 5 kg) に対し、第 1 軸 (第 2 軸) の同定入力を前章と同様の M 系列とし、開ループ (サーボフリー) としていた第 2 軸 (第 1 軸) をモータ角速度の FF-I-P 制御を用いて閉ループ化 (サーボロック) して実験を行った。FF-I-P 制御のパラメータ設定は、文献 [171] と同一としてあるが、特にクリティカルなものではない。速度制御帯域は 10 Hz 弱程度であり、通常のアーム動作としても支障がない設定になっている。入出力データのサンプリング時間は 0.25 ms, M 系列のステップは 1 ms, 周期 1023, 同定時間は 1.023 秒である。同定する周波数は 100 Hz 程度までとし、入出力データのデシメーション次数は 8, つまり同定のサンプリング時間は 2 ms とした。Fig. 5.2 は、M 系列入力 (図示は最初の 0.3 秒分) で、Fig. 5.3 は同定動作時の非線形干渉トルク τ_1 とパワースペクトル密度 (デシメーション後) である。一方、Fig. 5.4 は、開ループ制御の場合の同定動作時の非線形干渉トルク τ_1 とパワースペクトル密度である。Fig. 5.3 のパワースペクトル密度は、Fig. 5.4 に比べて速度制御された低周波領域で小さくなっているが、反共振周波数 (15 Hz 付近) 以上を同定するという観点からは大きな問題はないと見なせる。

Fig. 5.5(a) の左側は、第 2 軸を開ループ (実線)、閉ループ制御 (破線) としたときの第 1 軸のモータ入力からモータ角速度までの周波数応答同定結果である。同様に、Fig. 5.5(a) の右側は、第 2 軸の同定結果である。これらは、部分空間同定法 (N4SID 法) で得た状態空間モデルを初期値とし、予測誤差を最適化する予測誤差同定法 (PEM 法) を適用した初期推定の結果である。閉ループの場合の共振周波数や反共振周波数は、開ループの場合から少しズレ (10% 以内) を生じているが、リンク間の非干渉化は達成されて典型的な 1 リンク 2 慣性系の周波数応答の推定に成功している。

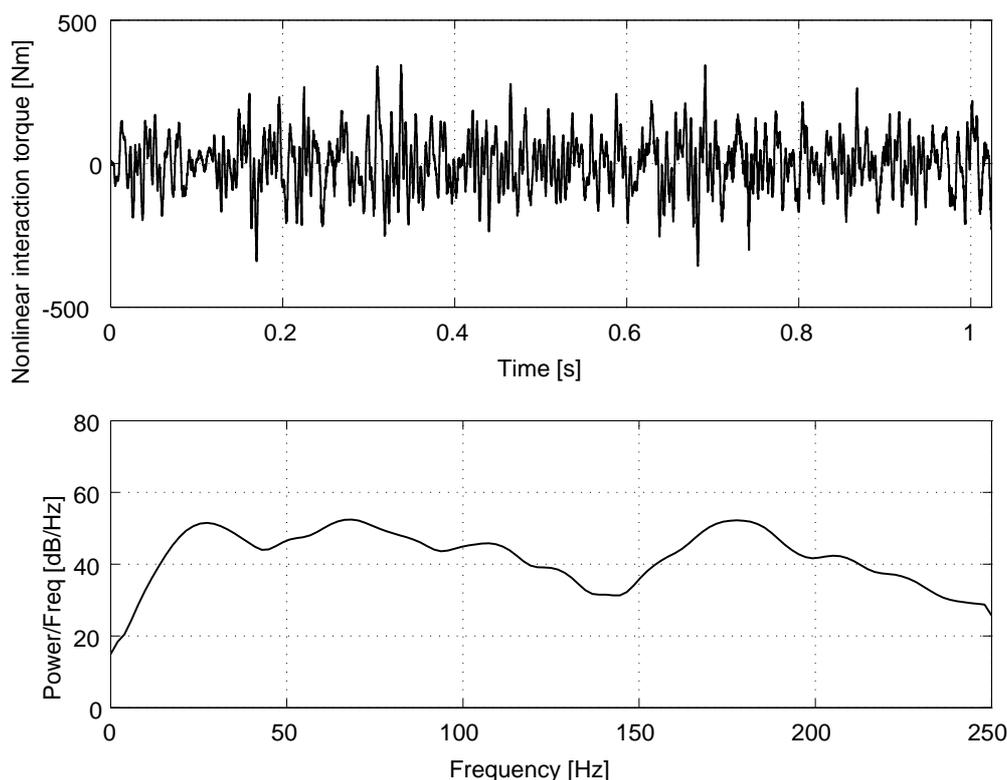


Fig. 5.3 Nonlinear interaction torque data for 1st link identification and its power spectral density, where 2nd link is closed-loop controlled.

次に、初期推定の結果から得られた物理パラメータを用いてシリアル 2 リンク 2 慣性系のシミュレータを構築し、実機速度ステップ応答データを用いた非線形最適化に基づくファインチューニングを行った。Fig. 5.6(a) が開ループ同定で推定された物理パラメータを用いた場合、同図 (b) が場合の閉ループ同定の場合であり、各図の左側が最適化前、右側が最適化後である。閉ループの場合の最適化前は、開ループの場合よりやや振幅の誤差が大きいが、最適化後は開ループとほぼ同じ波形に収束している、

Table 5.1 に、非線形最適化前後の物理パラメータの値を示す。最適化後の値は、閉ループと開ループの場合で有効数字 3 桁まで同じ値になった。Fig. 5.5(a) に、最適化後の周波数応答を一点鎖線で合わせて示した。先にも述べた閉ループ同定での共振周波数や反共振周波数の 10% 以内程度のズレは、ファインチューニングで吸収できることが確認できた。

なお、Tables 4.1, 5.1 で示したバネ係数の公称値は、ハーモニックドライブのカタログにおいて、Fig. 5.1 における K_1 を示している。これは、入力の最大振幅 (10 V で 5.6 Nm) が、同図の T_1 以下のトルク値だったからである。

以上の結果から、閉ループ要素が入っても非干渉化同定法が機能することがわかった。ここで、予測誤差法 (PEM 法) において初期値を与えている部分空間法 (N4SID 法) がどのような周波数応答を推定しているのか示したのが Fig. 5.5(b) である。図の線種は Fig. 5.5(a) と同様であり、予測誤差法での最適化を一点鎖線でレファレンスとして示している。Fig. 5.5(b) から明らかなように、破線で示す閉ループ制御の場合、第 1, 2 軸ともに同定された反共振周波

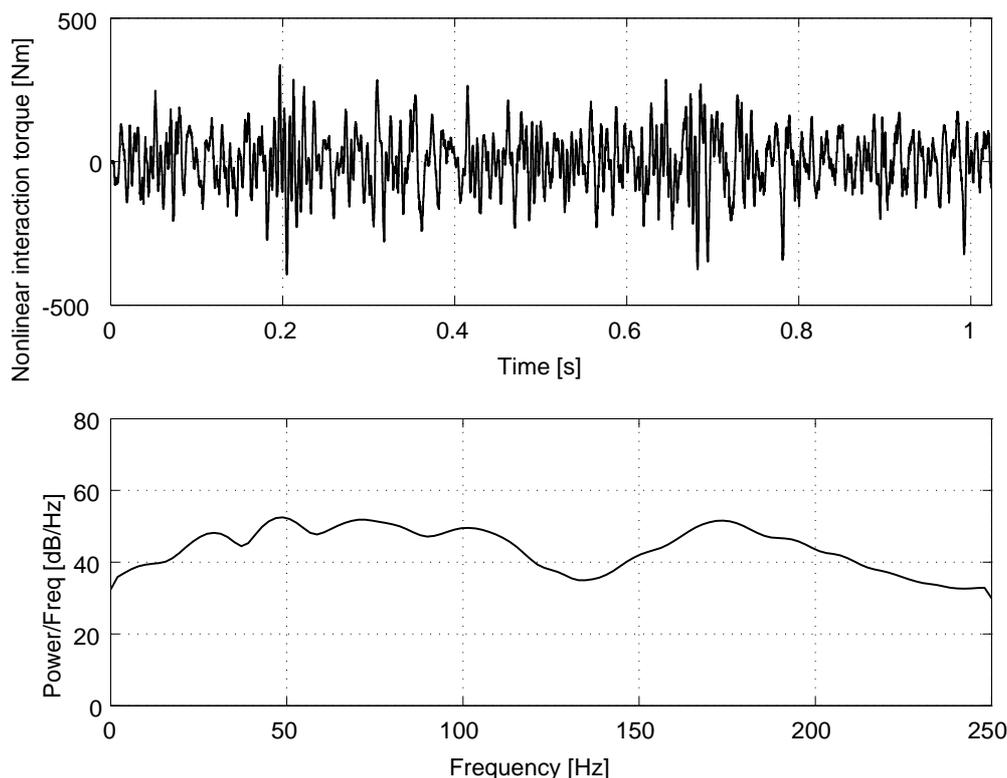


Fig. 5.4 Nonlinear interaction torque data for 1st link identification and its power spectral density, where 2nd link is free.

数でのシャープさが足りない。これは、閉ループ要素の影響を受けて、周波数応答ゲインの小さい部分で部分空間法の推定精度が劣化していることを示している。一方、予測誤差法においては、閉ループ要素が存在しても、開ループ時と同等な精度で機能しているので、部分空間法に基づく初期値を与えた後の繰り返し計算が強力であることが確認できる。

さらに、残差と入力との間の相互相関関数についても調べた [241]。紙面の都合上、第2軸のモータ入力からモータ角速度への同定結果に関して Fig. 5.7 に示す。同図の (a) は第1軸が開ループで、部分空間法による初期値を用いた予測誤差法を使用、(b) は第1軸が開ループで、部分空間法だけの使用、(c) は第1軸が閉ループで予測誤差法を使用、(d) は第1軸が閉ループで部分空間法だけの使用となっている。同図の横軸 lag (遅れ) が0のときだけ相互相関関数が0でない値を持つば残差と入力は無相関であり、同定は成功していることになる。実際には、同図において横に細長く影のかかっている部分は、その値を0と見なしてよい信頼区間である。同図の (d) では、同図の (a),(b),(c) と比較して、明らかに残差と入力に相関を持っており、残差の無相関化に基づく部分空間同定法が精度良く機能していないことが確認できる。これが、Fig. 5.5(b) が同図 (a) に比べてバラツキが大きい原因といえる。

部分空間法には、雑音から分離された多入出力状態空間表現モデルを試行錯誤少なく得られるという大きな利点があり、予測誤差法が部分空間法での初期同定誤差を回復できることを確認できたことは有益である。

Table 5.1 Estimated physical parameters before and after nonlinear optimization, where 2nd (1st) link is free or closed-loop controlled.

	Free	Closed	After opt.	Nominal value
α [kgm ²]	2.39	2.85	2.27	2.09
β [kgm ²]	0.865	0.862	0.742	0.702
γ [kgm ²]	0.731	0.731	0.740	0.615
m_{M1} [kgm ²]	9.75×10^{-4}	1.10×10^{-3}	6.30×10^{-4}	7.15×10^{-4}
m_{M2} [kgm ²]	4.34×10^{-4}	3.28×10^{-4}	2.80×10^{-4}	2.84×10^{-4}
k_{G1} [Nm/rad]	53800	63900	46300	50500
k_{G2} [Nm/rad]	28900	23900	25300	23500
d_{L1} [Nms/rad]	2.84	2.45	3.06	—
d_{L2} [Nms/rad]	2.44	2.10	2.62	—
d_{M1} [Nms/rad]	1.10×10^{-3}	9.80×10^{-4}	7.35×10^{-4}	—
d_{M2} [Nms/rad]	9.75×10^{-4}	8.40×10^{-4}	6.30×10^{-4}	—
d_{G1} [Nms/rad]	49.0	92.0	52.7	—
d_{G2} [Nms/rad]	20.3	11.4	21.9	—
Fixed parameters				
f_{M1} [Nm]				0.196
f_{M2} [Nm]				0.140
System parameters				
e_1 [Nm/V]				0.56
e_2 [Nm/V]				0.56
n_{G1}				1/50
n_{G2}				1/50

5.3.2 入力振幅の設定を変えた同定実験と精度評価

次に、M 系列の振幅を変化させて同定実験を行った（M 系列を入力しない軸が開ループの場合だけ）。今まで最大振幅（第 1 軸を 10V、第 2 軸を 5V）で設定していたものを、第 1 軸を 10, 8, 6, 4[V]、第 2 軸を 5, 4, 3, 2[V] の各 4 通りとした。これ未満の振幅だと静止摩擦トルクの影響が大きく同定動作の実現が困難であった。また、異なる負荷条件での振幅の影響を確認するために、アーム手先負荷を 5, 3, 1[kg] の 3 通りに変化させた。

Fig. 5.8(a), (b), (c) に、それぞれ 5, 3, 1[kg] の場合の周波数応答の同定結果を示す（各図の左側が第 1 軸、右側が第 2 軸）。たとえば Fig. 5.8(b) を選んで、Fig. 5.9 のように周波数軸方向を拡大してみると、同定されたゲインのパラッキがあり少し現象がつかみにくい。そこで、振幅と反共振角周波数の 2 乗（式 (4.25) から得られる $\omega_{z1}^2 (= k_{G1}/m_{L1})$ に等価）との関係をプロットしたのが Fig. 5.10 である。この図より、ハーモニックドライブ減速機の実線形バネ特性（Fig. 5.1）を裏付けるように、M 系列の振幅が大きくなると反共振周波数が高い周波数へ忠実に移動しており、本同定法が 4 通りの振幅において、それぞれ精度良く機能しているこ

とがわかる。また、3通りの負荷条件での比較においても、それぞれが同様な忠実度を示している。ただし、10%程度の範囲での共振周波数の移動であり、同じ手先負荷で制御系を設計する範囲では、ゲインスケジューリングまでは必要なく、フィードバック制御系のロバスト性で対応できると結論づけられる。

ところで、前章と本章で述べたファインチューニングでは、FF-I-P制御によるモータ速度制御ループを構成し、速度ステップ目標値(30 rad/s)において物理パラメータの最適化を行っている。前述のように、入力電圧(モータ電流制御系への指令値)の振幅によってバネ係数の推定値が変化すれば、速度ステップ目標値の設定値によっても、最適化の結果が変化することになる。Fig. 5.11に、速度ステップ目標値を3通り変化させたときのリンク角速度と指令電圧の実機応答を示す。同図(a)がモータ角速度ステップ目標値が30 rad/s、同図(b)が25 rad/s、同図(c)が20 rad/s、同図(d)が15 rad/sであり、同図(e)が4つのリンク角速度波形を重ねたものである。この場合、モータ角速度目標値30 rad/sが、入力電圧が飽和しない上限であった。同図(c)が、最適化に用いたステップ振幅と同じである。Fig. 5.11から、この範囲の速度ステップ目標値の設定変化では、ステップ応答の振幅や振動周波数の変化はわずかであることがわかる。これは、同図(a)~(d)における入力電圧の振幅がすぐに減衰し、振幅一定のM系列を入力する場合に比べて応答の差が現れないことに起因している。以上から、速度ステップ応答を用いる最適化では、入力電圧が飽和しない程度の目標値を1つ設定しておけば十分であるといえる。

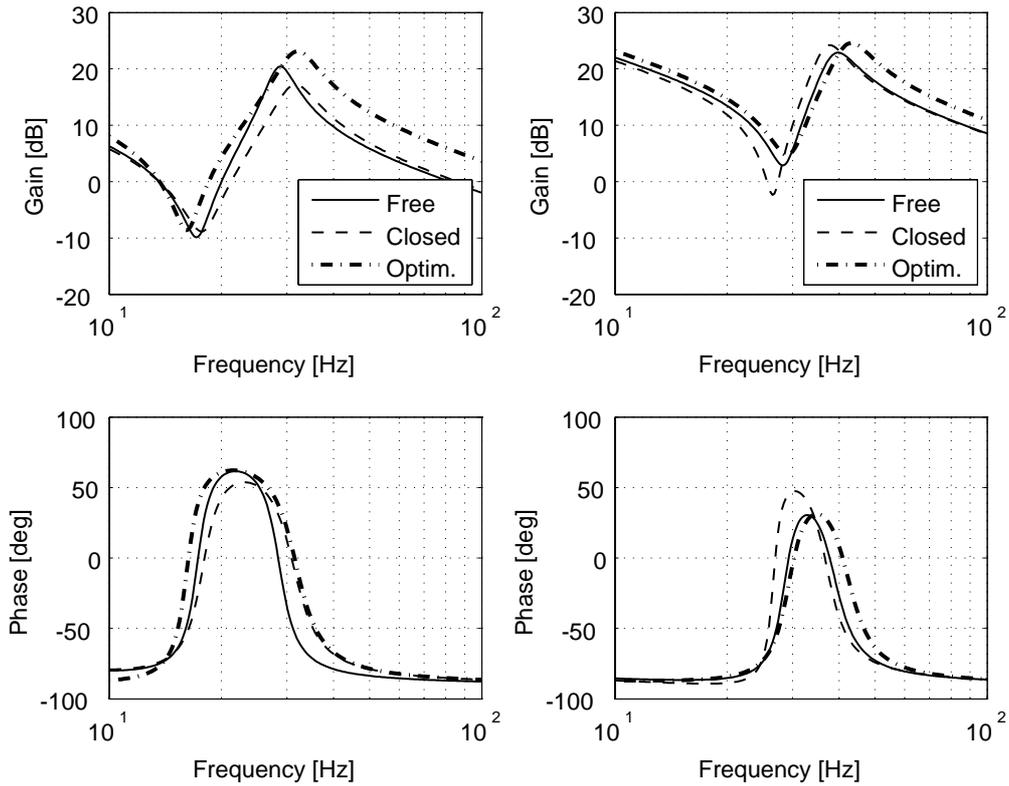
5.4 まとめ

本章では、非干渉化同定法が、同定入力を加えない軸に閉ループ要素を導入した場合でも有効に機能することを、水平旋回型2リンクアームを用いた実験で明らかにした。同定対象軸へM系列を開ループで加える条件は前章と変わらないが、他の軸を開ループから閉ループに変化させた精度評価は、多入出力システム同定理論を応用する上では重要なことだと考える。

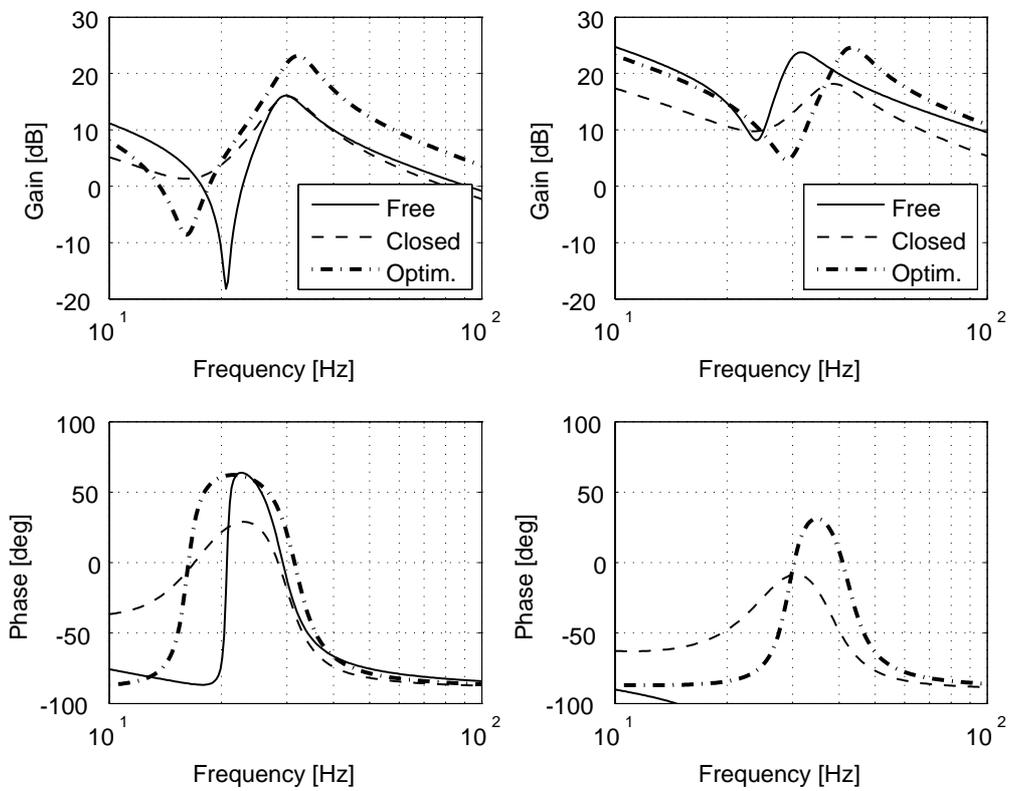
また、非干渉化同定法で同定される反共振周波数(バネ係数の平方根にほぼ比例)が、同定入力(M系列)の振幅設定変更に対して忠実に変化することを実験で示し、それぞれの振幅で精度良く機能することを明らかにした。ここで同定された変動幅は、ロバスト制御系設計に有効に活用することができる。

結局、提案する非干渉化同定法では、予測誤差法とファインチューニングの2回にわたって繰り返し計算をしていることになる。これは、連成振動している各リンクが非干渉化され、2つの1リンク2慣性系の同定に帰着して得られる適切な初期値があるから成り立つわけであり、始めからやみくもに最適化を図っても精度良い物理パラメータは推定できないことに注意したい。

非干渉化同定法で閉ループ要素を導入できることがわかったので、重力の影響を受ける垂直多関節型アームでも検証する必要がある。この場合、非干渉化同定法の同定入力から重力トルクを差し引けば、水平旋回型アームと同じアルゴリズムを適用できる。

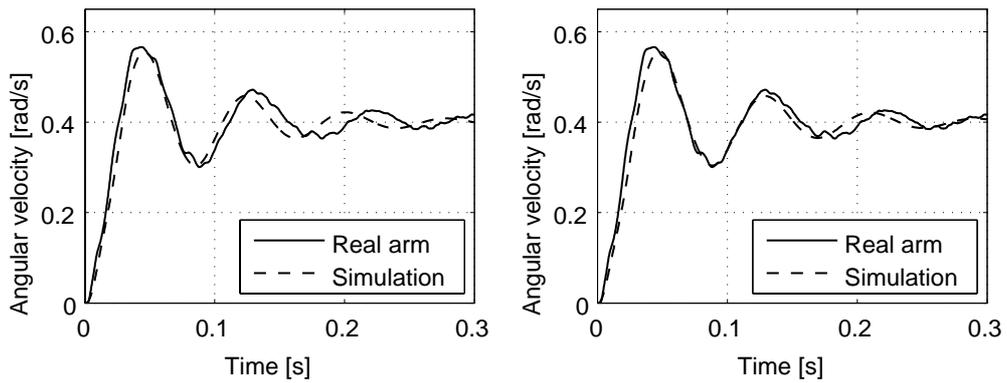


(a) Estimates using PEM method

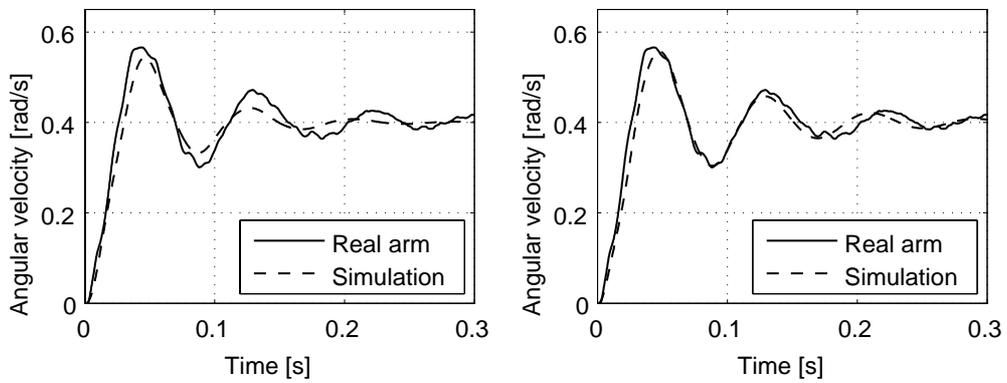


(b) Estimates using N4SID method

Fig. 5.5 Closed-loop effects against estimated frequency responses from motor input to motor angular velocity. Left: 1st link, where 2nd link is free or closed-loop controlled. Right: 2nd link, where 1st link is free or closed-loop controlled. Dashed-dotted line shown as a frequency response reference using optimized physical parameters by PEM method in each figure.

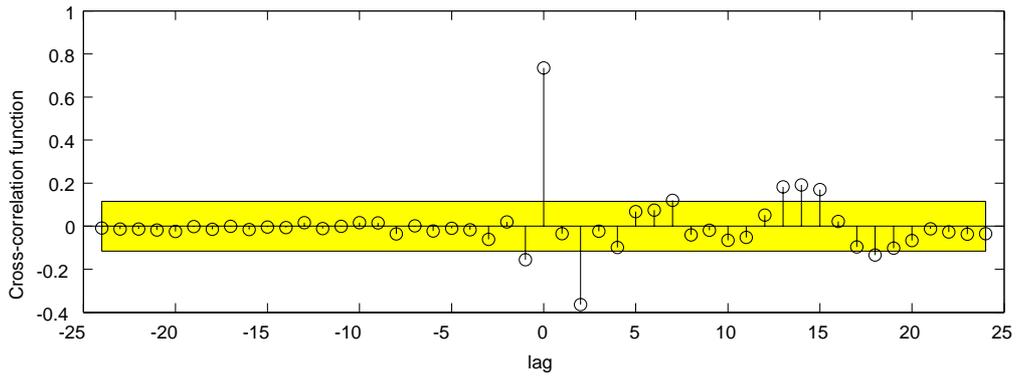


(a) Using estimated parameters, where 2nd or 1st link is free.

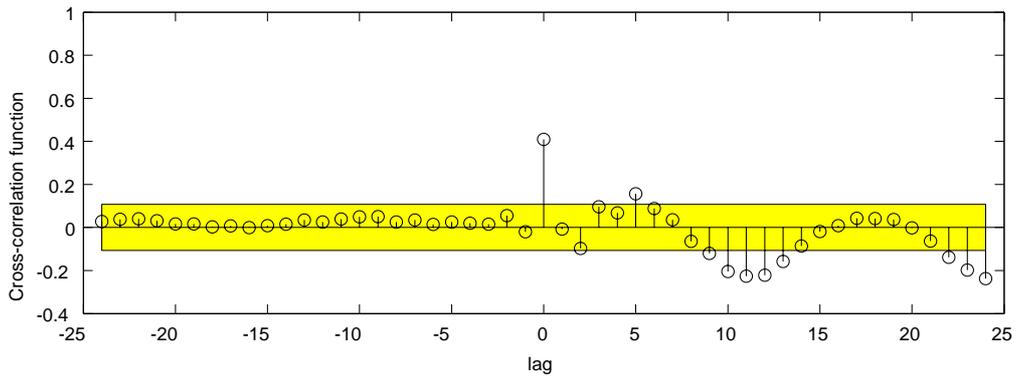


(b) Using estimated parameters, where 2nd or 1st link is closed-loop controlled.

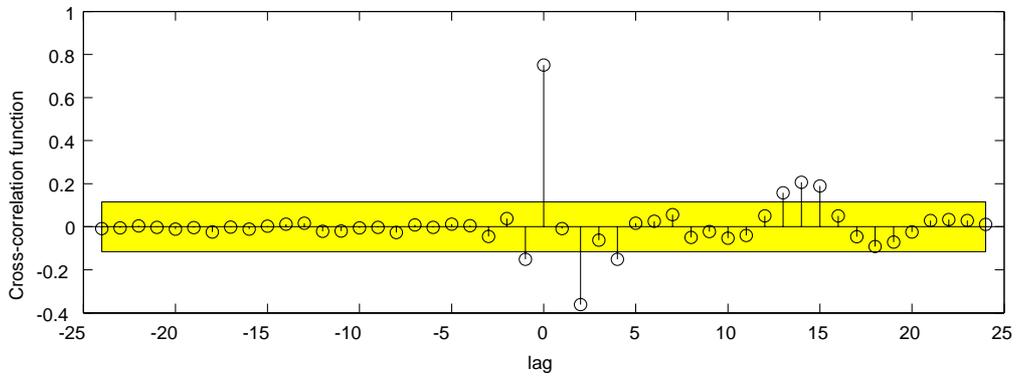
Fig. 5.6 Optimization-based fine tuning of estimated physical parameters using 1st link angular velocity step responses. Left: Before optimization. Right: After optimization.



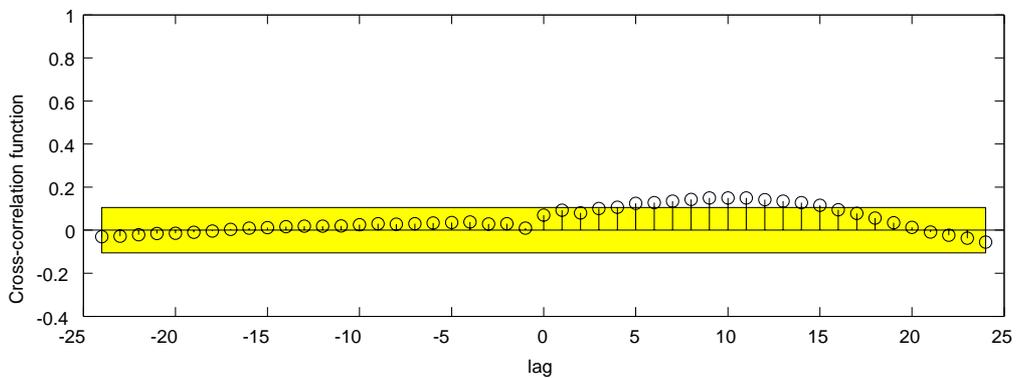
(a) Using PEM method, where 1st link is free.



(b) Using N4SID method, where 1st link is free.

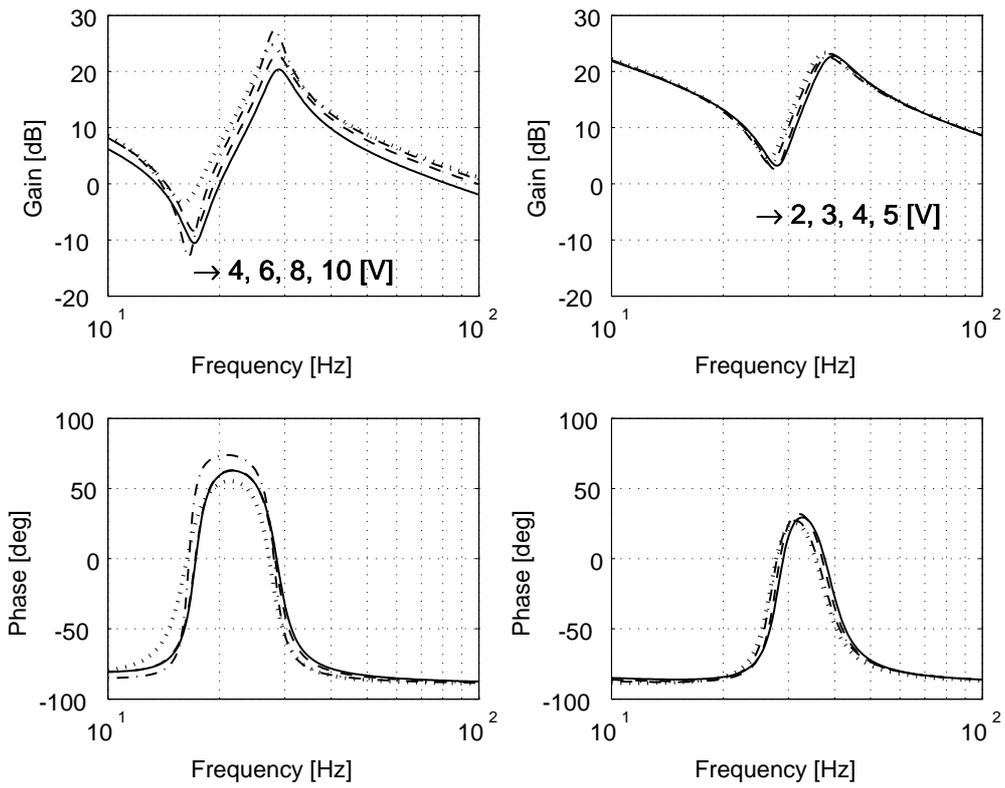


(c) Using PEM method, where 1st link is closed-loop controlled.

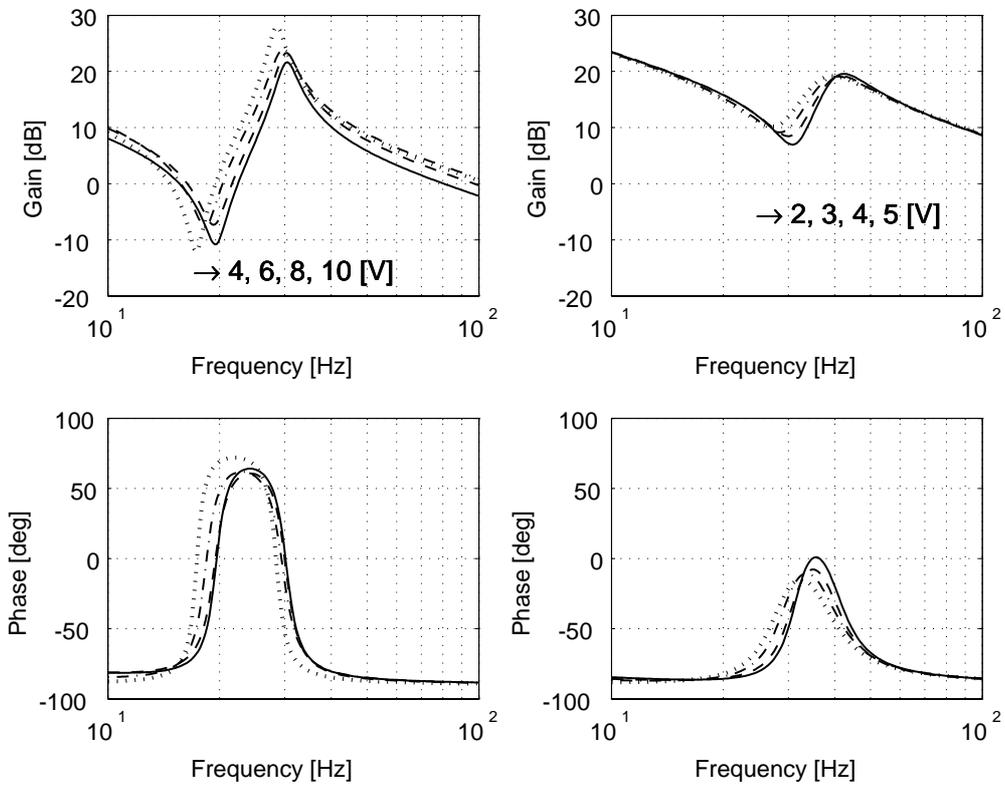


(d) Using N4SID method, where 1st link is closed-loop controlled.

Fig. 5.7 Cross-correlation functions between motor-input and residuals from motor-angular-velocity for 2nd link, using PEM or N4SID method, where 1st link is free or closed-loop controlled.

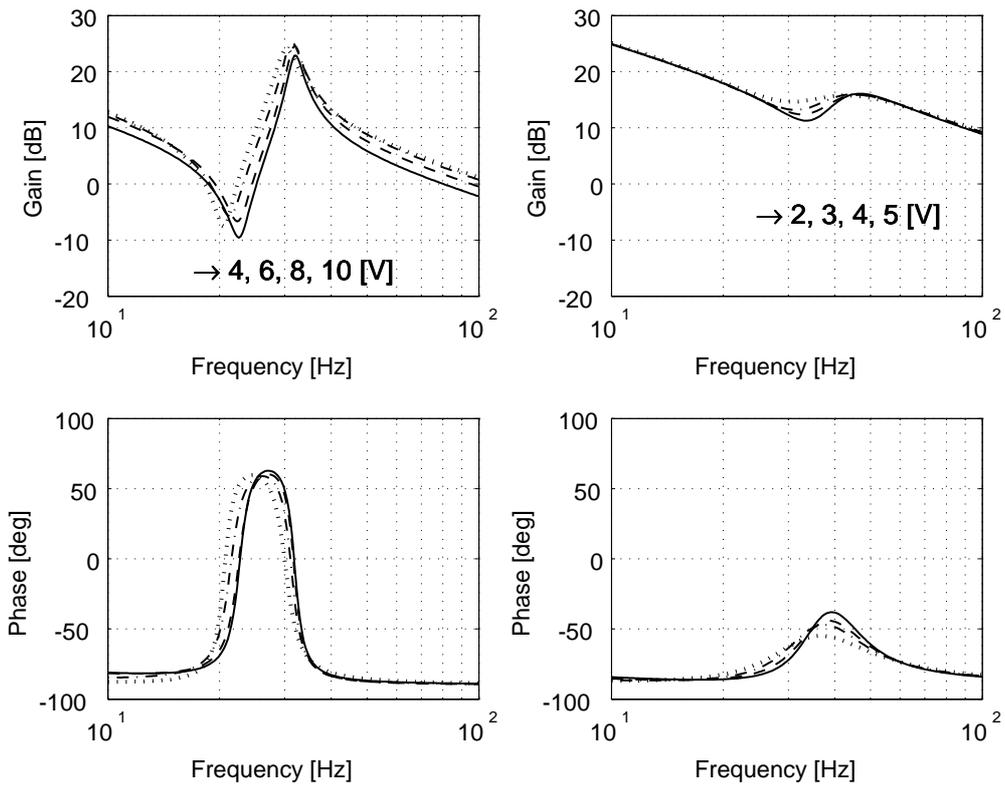


(a) 5kg payload



(b) 3kg payload

Continued to the next page.



(c) 1kg payload

Fig. 5.8 Variations of estimated frequency responses under varying amplitude-setup of M-sequence-input, where payload is 5, 3, or 1[kg]. Left: 1st link. Right: 2nd link.

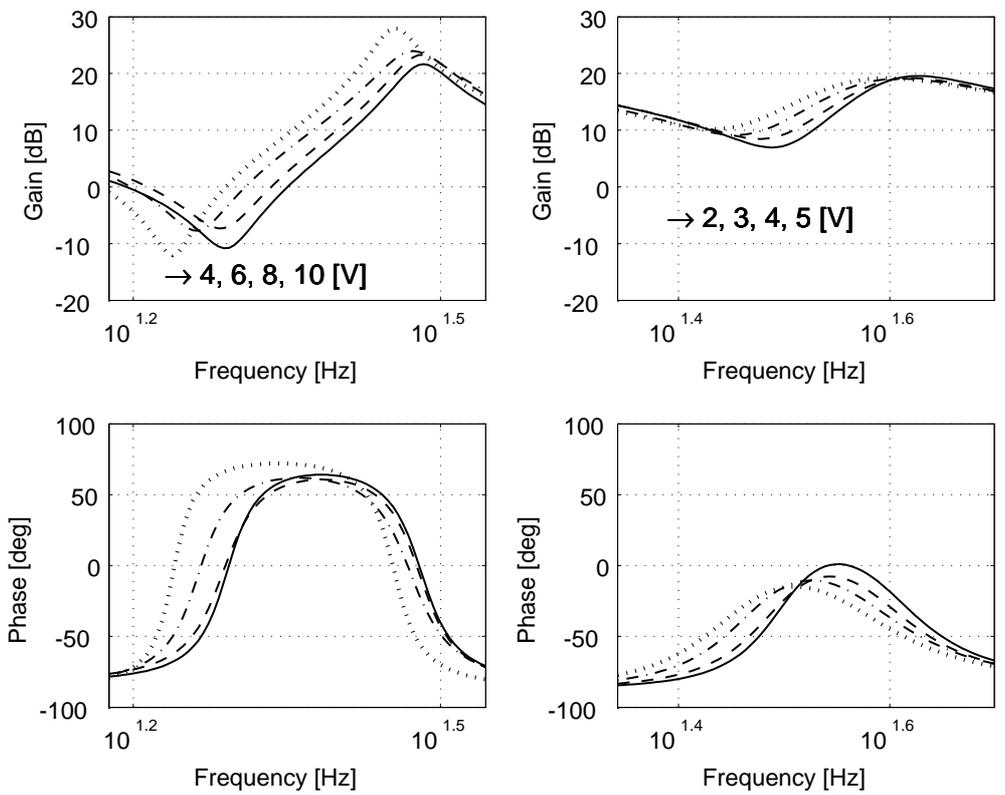


Fig. 5.9 Horizontal-axis-expanded figure for Fig. 5.8(b) 3kg payload.

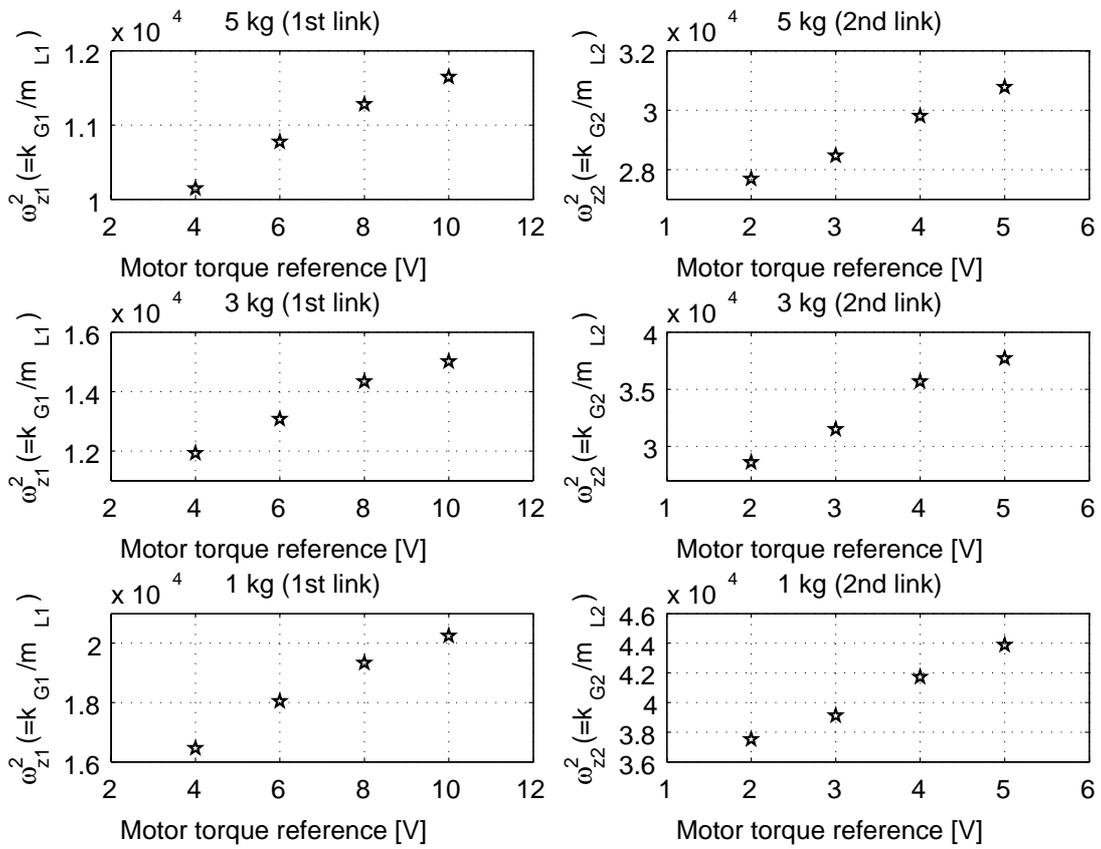
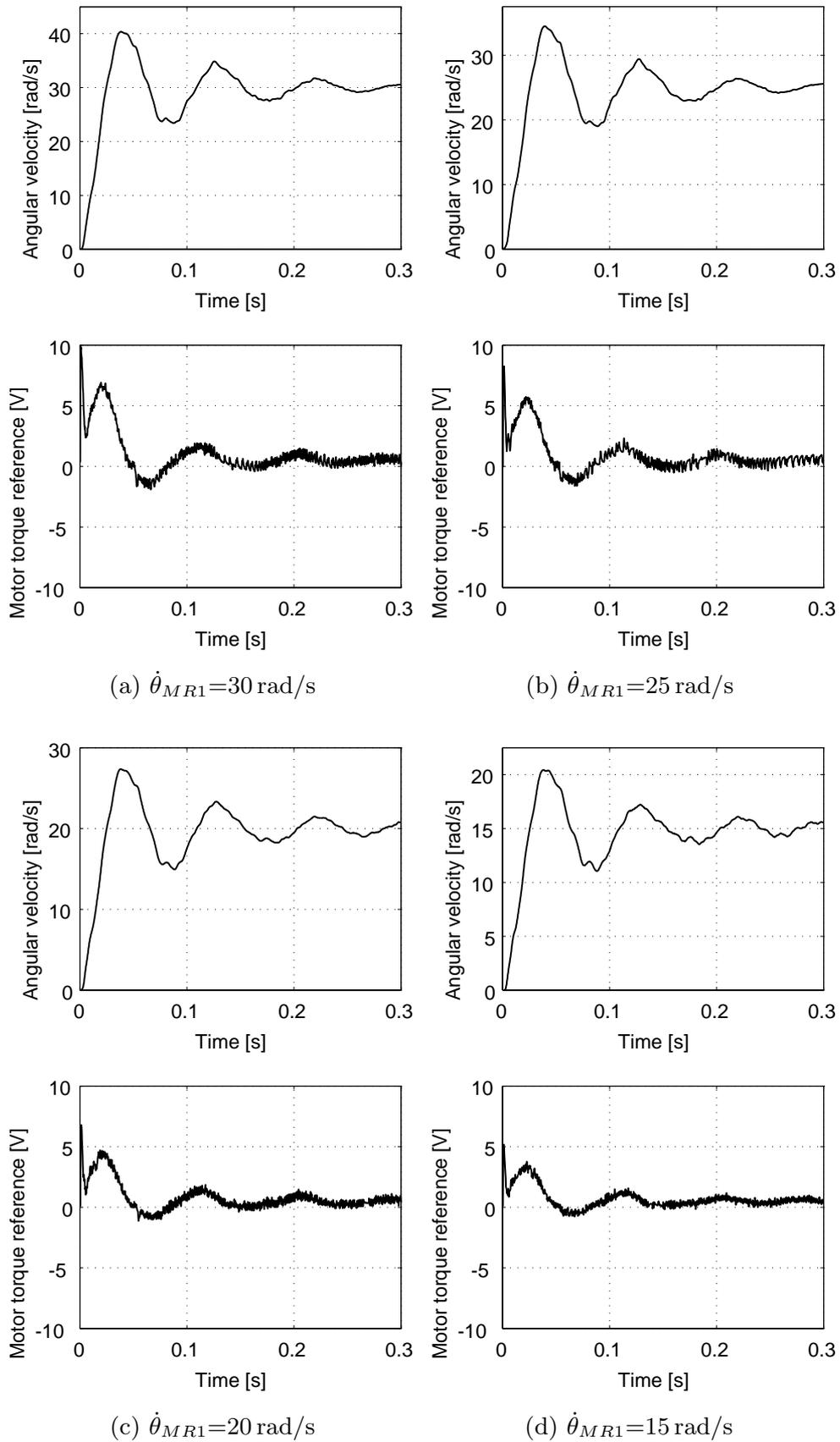
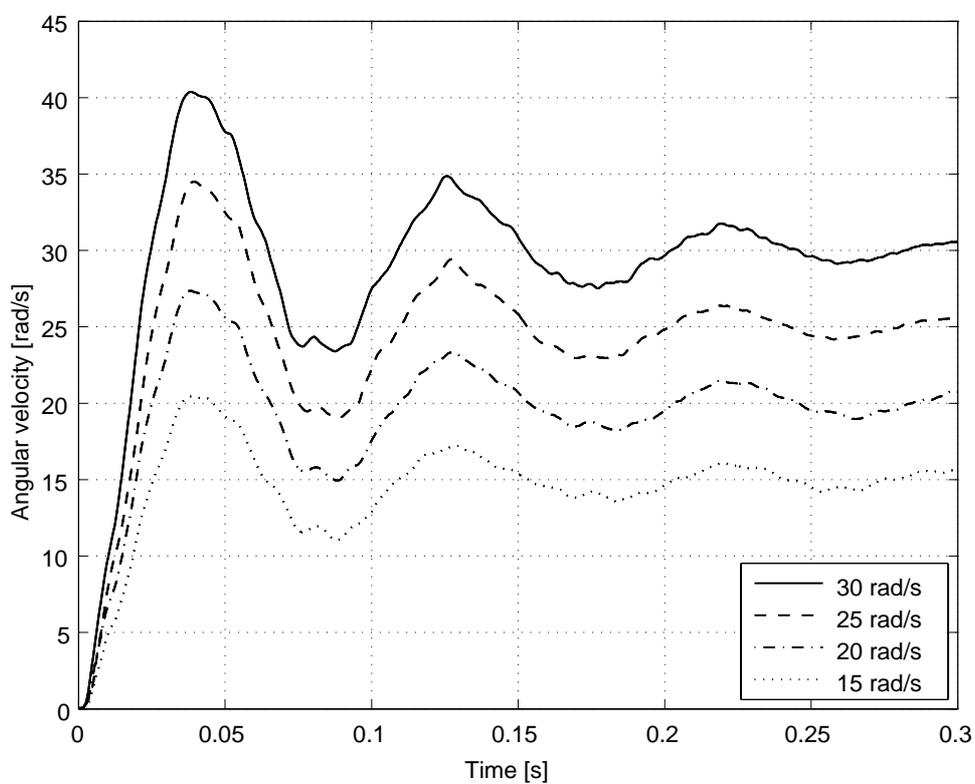


Fig. 5.10 Squares of estimated anti-resonant angular-frequencies under varying amplitude-setup of M-sequence-input, where payload is 5, 3, or 1[kg]. Left: 1st link. Right: 2nd link.



Continued to the next page.



(e) $\dot{\theta}_{MR1} = 30, 25, 20, 15$ [rad/s]

Fig. 5.11 Link-angular-velocity step responses under varying reference amplitude for 1st link.

第 6 章

結論

本論文では、SCARA 型や PUMA 型などのロボットアームの運動制御のために、関節弾性を考慮に入れてモデリングしたシリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定法と、それに基づく物理パラメータ推定を主題とした。

6.1 本論文による成果

第 1 章では、本論文の背景や目的について述べた。第 1 の目的は、産業用に代表されるロボットアームの高速・高精度化のための運動制御や、高機能化のための力覚センサレスコンプライアンス制御の基盤となる、弾性関節を有するシリアルリンク機構の実用的なモデリングと物理パラメータ（バネ係数，慣性，摩擦係数）推定である。第 2 の目的は、弾性関節を有するシリアルリンク機構の非線形構造の利用と計測用センサ系の工夫に基づく、線形多入出力状態空間システム同定理論の実用的なメカニカルシステムへの応用例の提示である。理論の単なる適用ではなく、非干渉化同定という概念は従来にはない。

第 2 章では、従来研究のサーベイを行い、本論文の非干渉化同定法の新規性を確認した。

第 3 章では、非干渉化同定法の準備として、1 入出力機械共振系の周波数応答同定と 1 リンク 2 慣性系の物理パラメータ推定について著者らの研究について説明し、1 入出力位置制御系や力制御系のチューニングへの応用について述べた。本来、ロボットアームは多リンクの連成振動系であり、1 入出力系としてのアプローチでは、高精度・高機能なロボット運動制御に必要なモデルは得られない。

第 4 章では、本論文の主題として、SCARA 型ロボットの主要な第 1, 2 軸をシリアル 2 リンク 2 慣性系としてモデリングした時の非干渉化同定と物理パラメータ推定について述べた。本同定法では、部分空間法をベースとした多入出力状態空間モデル同定法を応用しており、各リンク上に搭載した加速度センサ信号を同定出力だけでなく、同定入力にも利用することに特徴がある。そして、2 入力による同定時のリンク間非干渉化達成と、2 出力による同定精度向上を図っている。この非干渉化によって、2 つの 1 リンク 2 慣性系の同定問題に帰着させている。そして、同定された 1 リンク 2 慣性系の式から、係数比較によって物理パラメータの値を推定した。水平旋回型 2 リンクアーム実機での同定実験から推定された物理パラメータを用

いたシミュレーションでは、実機と良く合う時間応答が得られ、提案法の有効性が示された。さらに、時間応答の非線形最適化によるファインチューニングを行ったところ、より実機応答に近づく物理パラメータが得られた。

第5章では、本論文の主題である非干渉化同定の拡張として、同定入力を加えない軸に対する閉ループ要素の導入と同定用入力の振幅の設定の広範囲化について述べた。同定実験によれば、提案法は閉ループ要素が導入されても有効に機能する結果が得られた。よって、同定入力を加えない軸の落下防止が可能となり、重力方向に動作する PUMA 型ロボットへも適用できることがわかった。

以上、提案法によれば、シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定が達成され、実機に良く合う物理パラメータが得られた。次に述べるように、3 リンク以上への拡張も可能である。

6.2 今後の発展性

提案した非干渉化同定法では、ロボットアームの各リンクに加速度センサを搭載し、各リンク間の非線形干渉トルクさえ計算できれば、3 リンク以上のロボットアームへの適用が可能である。例えば、実際の SCARA 型ロボットアームの手先の回転軸（第 4 軸）に長尺の負荷が取り付けられた場合には、シリアル 3 リンク 2 慣性系として扱う必要が生じる。ただし、本文中で述べた可同定条件を満たすことを実験的に確認する必要があるが、本章で提案した方法を拡張して適用可能であると考えている。上下に動作する第 3 軸については、構造的に非干渉化されているので物理パラメータ推定は容易であり、1 入出力系として考えれば良い。

6 軸ある PUMA 型ロボットアームの場合においても同じ要領であるが、

- [1] 第 1 軸
- [2] 第 2, 3, 5 軸
- [3] 第 4, 6 軸

のように、軸が直交していて連成振動が起こらない 3 つのグループに分けておいてから非干渉化同定法を適用すれば、6 軸同時に扱うよりも問題を単純化できる。

さて、非干渉化同定法は、ロボットのようなメカニカルシステムを想定している。基本的には、微分方程式で表された動力学方程式が、次の仮定を満たす系には適用可能と考えられる。

- [1] 物理パラメータに関して線形である。
- [2] 線形項と非線形項に分けられる。
- [3] 非線形項を計算できる。

特に、非干渉化同定法は、誤差を吸収する伝達関数を同定するパス「モデル化誤差モデル」を内包しており、通常考えられる「非線形補償に基づく非干渉化制御 + 1 入出力同定法」に比べてロバストで、さまざまな系に対して有効に機能すると考えられる。しかし、非線形項の計算には、本論文の $\hat{\beta}$, $\hat{\gamma}$ のようなパラメータが、ある程度の精度では推定されている必要がある。この事前の推定と非干渉化同定法を交互に行う方法も考えられ、このような多段の同定法の開発が非干渉化同定法の適用範囲を拡張するためポイントであり、今後の課題である。

謝辞

本研究は、著者が慶應義塾大学大学院理工学研究科 基礎理工学専攻応用物理専修 後期博士課程在学中に、同大学理工学部物理情報工学科 足立修一教授の指導のもとに行ったものです。指導教員として終始懇切なるご指導とご鞭撻、審査の主査をしていただいた足立先生には、謹んで深謝の意を表します。また、本論文をまとめるにあたり、有益なご教示とご助言をいただいた副査の慶應義塾大学理工学部物理情報工学科 相吉英太郎教授、同システムデザイン工学科 大森浩充教授、同システムデザイン工学科 村上俊之教授、同物理情報工学科 畑山明聖教授には、心から感謝の意を表します。

主査でシステム同定理論がご専門の足立先生には、同定の基礎から、学术论文の書き方まで、幅広くご指導いただきました。

副査で最適化の理論がご専門の相吉先生には、非干渉化同定法の発展性について熱心に議論していただきました。

適応制御の理論がご専門の大森先生には、数式の展開や文献について細かくチェックしていただきました。

モーションコントロールがご専門の村上先生には、ロボットへの応用面での課題について鋭く指摘していただきました。

応用物理専修主任の畑山先生には、博士論文のまとめ方や提出書類の形式などについて細かくご指導いただきました。

また、足立研究室の秘書 斉藤由美さん、同 OB 服部泰治君、M2 大室 篤君、M1 城殿敦嗣君をはじめとする学生諸君にもお世話になりました。

著者は在職ドクターであり、勤務先の株式会社 東芝 研究開発センターにおいて機会を与えていただいた同センター 田井一郎 所長（現 同社 副社長）、同センター LSI 基盤技術ラボラトリー 福島 伸 室長（現 同センター 次長）、同センター ヒューマンセントリックラボラトリー 重中 圭太郎 室長（現 同社 技術企画室 参事）、著者の出向先であったアドバンスド・マスク・インスペクション・テクノロジー（AMiT）株式会社（日本電気（株）との合併会社） 菊入信孝 取締役 開発本部長（元 同センター 機械・システムラボラトリー 室長）、同社 辻 善丈 取締役（元 日本電気（株） 制御事業推進室 グループマネージャー）に感謝申し上げます。

職場において、ご指導・ご支援いただいている同センター 松日 楽 信人 技監、同センター 内平 直志 次長、同センター 機械・システムラボラトリー 向井 稔 室長、同ラボラトリー 小川 秀樹 主任

研究員に感謝いたします。松日楽氏には、共著でロボット工学のテキスト執筆という貴重な体験をさせていただきました（現在までに約 15,000 部出版）。

また、非干渉化同定法の可同定条件について鋭いコメントをいただいた西村 修主任研究員、貴重な実験スペースを融通していただいている菅原 淳主任研究員、大賀淳一郎主事をはじめとする機械・システムラボラトリーの皆様に謝意を表します。また、実験用ロボットの試作については、川上 修氏をはじめとする機器試作部の方々に大変お世話になりました。

本研究は、著者が同センターの前身である総合研究所のエネルギー機器研究所 計測制御グループ在籍時にグループ長であった重政 隆氏（東芝三菱電機産業システム（株）、法政大学大学院兼任講師）と職場の先輩の飯野 穰氏（株式会社東芝 電力・社会システム技術開発センター 主幹）に制御系のオートチューニングの理論とプログラミングについてご指導いただいたことが基礎となっております。また、ロボットの動力学と同定の理論については、同じく職場の先輩でとなりの席であった大須賀公一氏（大阪大学教授）の薫陶を受けるという幸運に恵まれました。そのように優れたグループを設立・運営していたのは、著者が入社時のグループ長であった浅野都司氏（元東北工業大学教授）でした。同グループには足立先生もかつて在籍されており、著者は当時からシステム同定理論についてご指導いただけていました。著者のように浅学非才な者が本研究の機会を得られたのも各位に鍛えられたのがきっかけです。ここにお礼申し上げます。

同計測制御グループ時代に、産業用ロボットのコントローラ開発の立ち上げでお世話になった橋本英昭氏（（株）ニューフレアテクノロジーグループ長）、尾崎文夫氏（AMiT（株）主幹）、小川秀樹氏、吉見卓氏（芝浦工業大学教授）に感謝いたします。また、佐藤広和氏（株式会社東芝 研究開発センター機器試作部主務）には、電気回路系について常々アドバイスをいただきました。尾崎氏には、その他多くのコントローラやシステム開発で一緒に仕事をさせていただき、お世話になりました。

産業用ロボットや超高速実装機のコントローラ開発では、著者は、株式会社東芝三重工場 FA 装置部（当時）の皆様に約 8 年にわたってお世話になりました。特に、井爪孝友主幹（当時）、佐藤修治主任（当時）には、研究所では決して習得できないスキルを伝授していただきました。この経験は、近年、依頼研究をいただいている東芝機械株式会社の産業用ロボットコントローラ開発に活かされています。同社制御システム営業部 加藤健二グループ長、制御システム技術部 西原泰宣 主任をはじめとする各位に感謝申し上げます。

かつて著者が在籍した千葉大学工学部電気工学科 美多研究室出身のお三方、研究室の先輩であり東芝の先輩でもある山口 亨氏（首都大学教授）、学生の頃からの付き合いで東芝でも同僚であった千田有一氏（信州大学教授）、足立研究室と関係の深い平田光男氏（宇都宮大学准教授）には、激励や有益な議論をしていただき、どうもありがとうございました。

博士論文を参考にさせていただいた、涌井伸二氏（東京農工大学教授）、粟屋伊智郎氏（三

菱重工業（株）神戸造船所），島田明氏（芝浦工業大学教授），宮崎敏昌氏（長岡工業高等専門学校准教授），職場の同僚であった神野誠氏（テルモ（株）グループ長）に，お礼申し上げます。中でも，モーションコントロール研究の大家として活躍されている産業用ロボットメーカー出身の島田氏には，本研究の強い動機を与えていただきました。

ロボット工学の非常勤講師として貴重な社会貢献の機会を与えていただいている長岡技術科学大学機械系 柳和久教授，同 木村哲也准教授にこの場を借りて感謝の意を表します。また，宮崎氏の博士論文をお送りいただいた同大学電気系 大石潔教授にお礼申し上げます。

本論文を，若くして旅立って逝かれたお二方，制御理論の大家で恩師である美多勉先生と，かつてパートナーであった金子いずみさんに捧げます。

最後に，良い理解者である両親と弟家族，終始応援してもらい公聴会のために靴を新調してくれた古谷弘美さんに感謝します。

2010年1月 大明準治

参考文献

- [1] 川崎晴久：ロボット工学の基礎，pp.1-37，森北出版(1991)
- [2] 松日楽信人・大明準治：わかりやすいロボットシステム入門 - メカニズムから制御まで - ，pp.1-71，オーム社(1999)
- [3] M.W.Spong, S.Hutchinson and M.Vidyasagar: *Robot Modeling and Control*, pp.1-33, John Wiley & Sons (2006)
- [4] (株)ハーモニック・ドライブ・システムズ：ハーモニックドライブ減速機カタログ(2009)
- [5] ナブテスコ(株)：RV 減速機カタログ(2009)
- [6] 日高照晃・笹原政勝・谷岡良弘・岡田幸士：「産業用ロボットの旋回駆動部における振動特性に関する研究」，日本機械学会論文集(C編)，Vol.52, No.480, pp.2207-2212(1986)
- [7] 日高照晃・石田 武・張 佑林・専徳博文・笹原政勝・谷岡良弘：「波動歯車装置を有するロボット系の振動の理論解析」，日本機械学会論文集(C編)，Vol.55, No.516, pp.1864-1871(1989)
- [8] 小島宏行・田口 和哉・辻 浩明：「動力伝達機構のトルクむらに起因するロボットの振動」，日本機械学会論文集(C編)，Vol.55, No.517, pp.2390-2395(1989)
- [9] W.Seyfferth, A.J.Maghzal and J.Angelas: “Nonlinear modeling and parameter identification of harmonic drive robotic transmissions,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.3027-3032(1995)
- [10] T.D.Tuttle and W.P.Seering: “A nonlinear model of a harmonic drive gear transmission,” *IEEE Trans. Robotics and Automation*, Vol.12, No.3, pp.368-374(1996)
- [11] N.M.Kircanski and A.A.Goldenberg: “An Experimental Study of Nonlinear Stiffness, Hysteresis, and Friction Effects in Robot Joints with Harmonic Drives and Torque Sensors,” *International J. Robotics Research*, Vol.16, No.2, pp.214-239(1997)
- [12] P.S.Gandhi, F.H.Ghorbel and J.Dabney: “Modeling, identification, and compensation of friction in harmonic drives,” Proc. IEEE Conference on Decision and Control, pp.160-166(2002)
- [13] 宮崎敏昌・大石 潔・橋本敦実・中塚 隆：「ギアの角度伝達誤差を考慮したロボットアームのロバスト速度制御系の一構成法」，電気学会論文誌 D, Vol.118, No.12, pp.1427-1434(1998)
- [14] 小島宏行・桑名秀晴・疋田嘉一・水野寿考：「モータの軸受部の弾性とトルクリップルを

- 考慮した水平 2 関節形ダイレクトドライブロボットの振動解析」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.56, No.526, pp.1352–1357 (1990)
- [15] 本家浩一・井上喜雄・原田 孝・白澤 淳・伊藤 廣:「ロボットアームのモータトルクむらに起因する共振現象の制振制御」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.57, No.534, pp.631–634 (1991)
- [16] (株) 東芝: 東芝システムロボット SR シリーズカタログ (1991)
- [17] 大石 潔・宮崎 勝・藤田昌弘:「カセンサを用いない位置と力のハイブリッド制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.11, No.3, pp.166–174 (1993)
- [18] 村上俊之・中村 亮・郁方銘・大西公平:「反作用力推定オブザーバに基づいた多自由度ロボットの力センサレスコンプライアンス制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.11, No.5, pp.765–768 (1993)
- [19] 加藤健二・西原泰宣・大賀淳一郎・大明準治:「セル生産に適したロボットと制御技術」, 東芝レビュー, Vol.64, No.1, pp.52–55 (2009)
- [20] 粟屋伊智郎・加藤義樹・太田裕二・三宅岩夫・伊藤正美:「オブザーバと FFT を併用した 2 慣性共振系のパラメータ同定法」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.60, No.572, pp.1175–1181 (1994)
- [21] 涌井伸二・美多 勉:「水平ロボットアームのパラメータの一同定法」, 日本ロボット学会誌, Vol.6, No.4, pp.282–291 (1988)
- [22] 涌井伸二・美多 勉:「連成振動による慣性項同定精度の劣化とその改善」, 日本ロボット学会誌, Vol.7, No.3, pp.195–198 (1989)
- [23] 前田浩一:「ロボットアームの動的モデルと同定」, 日本ロボット学会誌, Vol.7, No.2, pp.95–100 (1989)
- [24] 川崎晴久:「ロボットアームのパラメータ同定」, 計測と制御, Vol.28, No.4, pp.344–350 (1989)
- [25] C.H.An, C.G.Atkeson and J.M.Hollerbach: *Model-Based Control of a Robot Manipulator*, MIT Press (1988)
- [26] J.Swevers, W.Verdonck and J.De Schutter: “Dynamic Model Identification for Industrial Robots,” *IEEE Control Systems Magazine*, Vol.27, No.5, pp.58–71 (2007)
- [27] 小坂裕紀・島田 明:「モータと減速機を考慮したロボットマニピュレータ制御」, 計測自動制御学会論文集, Vol.41, No.5, pp.466–472 (2005)
- [28] 足立修一: MATLAB による制御のための上級システム同定, p.115, 東京電機大学出版局 (2004)
- [29] 足立修一: システム同定の基礎, p.5, 東京電機大学出版局 (2009)
- [30] S.Futami, N.Kyura and S.Hara: “Vibration Absorption Control of Industrial Robots by Acceleration Feedback,” *IEEE Trans. Industrial Electronics*, Vol.IE-30, No.3, pp.299–305 (1983)
- [31] 久良修郭・二見 茂・原 修二郎:「産業用ロボットの防振制御」, 安川電機技報, Vol.48,

- No.2, pp.105–109 (1984)
- [32] 丸山次人・内山 隆・秋田 正：「加速度フィードバックを用いたロボットアームの振動抑制法」, 計測自動制御学会論文集, Vol.22, No.5, pp.588–590 (1986)
- [33] 和田多加夫・西 義和・宇野知之・久保貞夫：「オブザーバを用いた防振制御の開発」, 川崎重工技報, No.93, pp.42–50 (1986)
- [34] 西 義和・宇野知之・久保貞夫：「剛性を考慮した動的制御方法」, 第4回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp.61–62 (1986)
- [35] 宇野知之・久保貞夫・西 義和・和田多加夫：「ソフトウェアサーボによるロボットの制御 - 大型電動ロボットの防振制御 - 」, 電気学会論文誌 D, Vol.107, No.8, pp.1018–1025 (1987)
- [36] M.W.Spong: “Modeling and Control of Elastic Joint Robots,” *Trans. ASME J. Dynamic Systems, Measurement and Control*, Vol.109, pp.310–319 (1987)
- [37] H.Mayeda, K.Osuka and A.Kangawa: “A New Identification Method for Serial Manipulator Arm,” Proc. 9th IFAC World Congress, pp.2429–2434 (1984)
- [38] 大須賀公一・前田浩一：「マニピュレータの動特性同定法」, 計測自動制御学会論文集, Vol.22, No.6, pp.637–643 (1986)
- [39] H.Mayeda, K.Yoshida and K.Osuka: “Base parameters of manipulator dynamic models,” *IEEE Trans. Robotics and Automation*, Vol.6, No.3, pp.312–321 (1990)
- [40] 吉田浩治・池田展也・前田浩一：「6自由度産業用マニピュレータを用いたモデルベースド運動制御の実証研究」, 日本ロボット学会誌, Vol.11, No.4, pp.564–573 (1993)
- [41] 川崎晴久：「オンラインパラメータ同定によるマニピュレータの軌道制御」, 計測自動制御学会論文集, Vol.20, No.9, pp.780–787 (1984)
- [42] 川崎晴久・西村国俊：「マニピュレータのパラメータ同定」, 計測自動制御学会論文集, Vol.22, No.1, pp.76–83 (1986)
- [43] H.Kawasaki and K.Nishimura: “Terminal-Link Parameter Estimation of Robotic Manipulators,” *IEEE J. Robotics and Automation*, Vol.4, No.5, pp.485–490 (1988)
- [44] 川崎晴久・神崎一男：「マニピュレータモデルにおける最小動力学パラメータと逆動力学計算法」, 日本ロボット学会誌, Vol.11, No.1, pp.100–110 (1993)
- [45] 吉川恒夫：「マニピュレータに対するパラメータ同定試験の評価」, 計測自動制御学会論文集, Vol.23, No.11, pp.1227–1229 (1987)
- [46] 大西公平：「外乱オブザーバによるロボットのモーションコントロール」, 日本ロボット学会誌 (解説), Vol.11, No.4, pp.486–493 (1993)
- [47] 村上俊之・大西公平：「外乱オブザーバによる多自由度ロボットの動特性同定法」, 日本ロボット学会誌, Vol.11, No.1, pp.131–139 (1993)
- [48] C.H.An, C.G.Atkeson and J.M.Hollerbach: “Estimation of inertial parameters of manipulator loads and links,” *International J. Robotics Research*, Vol.5, No.3, pp.101–119 (1986)

- [49] W.Khalil and E.Dombre: *Modeling, Identification & Control of Robots (Paperback Edition)*, Kogan Page Science (2004)
- [50] J.Swevers, C.Ganseman, D.B.Tukel, J.De Schutter and H.V.Brussel: "Optimal robot excitation and identification," *IEEE Trans. Robotics and Automation*, Vol.13, No.5, pp.730-740 (1997)
- [51] 周 桑完・前田浩一:「垂直多関節型ロボットマニピュレータの関節剛性測定 - 同時測定と独立測定による比較 - 」, 日本ロボット学会誌, Vol.13, No.3, pp.390-396 (1995)
- [52] 積際 徹・横川隆一・原 敬:「多自由度を有する垂直多関節型ロボットのコンプライアンスの計測 (7 自由度を有するロボット PA-10 への適用)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.69, No.688, pp.3293-3300 (2003)
- [53] 原田 孝・西田吉晴・永岡英明・木邑信夫:「外乱推定オブザーバを用いたマニピュレータのロバスト・インピーダンス制御」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.60, No.569, pp.225-230 (1994)
- [54] 西田吉晴・西村利彦・本家浩一・中上敬之・今泉吉規・木邑信夫:「柔軟関節を持つマニピュレータのロバスト制御 - オブザーバと 2 自由度コントローラの適用 - 」, 日本ロボット学会誌, Vol.12, No.3, pp.466-471 (1994)
- [55] 本家浩一・井上喜雄・西田吉晴・西村利彦:「外乱オブザーバを用いた弾性ロボットの運動と振動の制御 (弾性振動を考慮した外乱オブザーバの適用)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.60, No.577, pp.3045-3050 (1994)
- [56] 本家浩一・井上喜雄・西田吉晴:「弾性ロボットアームのセミクローズドサーボ系の動特性に対する一考察」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.62, No.602, pp.4012-4018 (1996)
- [57] 西田吉晴・藤平雅信・村上 晃:「柔軟関節をもつマニピュレータの制御モデルと同定」, R&D 神戸製鋼技報, Vol.48, No.2, pp.10-13 (1998)
- [58] 西田吉晴:「産業用ロボットにおける制御理論応用」, システム/制御/情報, Vol.42, No.11, pp.607-614 (1998)
- [59] 西田吉晴:「ロボットの剛性同定方法及びその装置」, 特許第 3081518 号 (2000)
- [60] 島田 明・篠原優介:「弾性関節を有するマニピュレータのマルチレート完全追従制御」, 計測自動制御学会論文集, Vol.42, No.2, pp.139-146 (2006)
- [61] 結城和明・村上俊之・大西公平:「共振比制御による 2 慣性共振系の振動抑制制御」, 電気学会論文誌 D, Vol.113, No.10, pp.1162-1169 (1993)
- [62] 堀 洋一:「共振比制御と真鍋多項式による 2 慣性系の制御」, 電気学会論文誌 D, Vol.114, No.10, pp.1038-1045 (1994)
- [63] 堀 洋一:「外乱オブザーバによる軸ねじれ系制御」, 日本ロボット学会誌 (解説), Vol.13, No.8, pp.1096-1102 (1995)
- [64] 黒沢良一・中村利孝:「産業用ドライブシステムにおける振動問題」, 日本ロボット学会誌 (解説), Vol.13, No.8, pp.1068-1072 (1995)
- [65] 岩田 誠:「パラメータ同定と振動制御」, 日本ロボット学会誌 (解説), Vol.13, No.8,

- pp.1084–1088 (1995)
- [66] 海田英俊：「バックラッシュと振動制御」, 日本ロボット学会誌 (解説), Vol.13, No.8, pp.1073–1077 (1995)
- [67] 岩崎 誠・浅井雄二・松井信行：「パラメータ自動計測機能を有するロボットアームのフィードフォワード補償による制振制御法」, 電気学会論文誌 D, Vol.114, No.10, pp.1046–1052 (1994)
- [68] 岩崎 誠・広江輝一・松井信行：「外乱オブザーバを用いた 2 慣性共振系の機械定数計測」, 電気学会論文誌 D, Vol.116, No.2, pp.137–143 (1996)
- [69] 松井義弘：「PID 制御による 2 慣性系の速度制御」, 電気学会論文誌 D, Vol.116, No.4, pp.441–447 (1996)
- [70] 松井義弘・竹内 倶佳：「共振機械系に対する次数 2 の制御器の設計法」, 電気学会論文誌 D, Vol.118, No.9, pp.1000–1007 (1998)
- [71] 松井義弘・竹内 倶佳：「周波数特性を用いた軸ねじれ振動抑制のための制御器の設計」, 電気学会論文誌 D, Vol.119, No.6, pp.880–887 (1999)
- [72] 安林幹翁・伊藤正美：「機械共振系の振動抑制制御における極配置法と PID 制御」, 電気学会論文誌 D, Vol.118, No.3, pp.423–424 (1998)
- [73] 山田一郎・中川三男：「機械的な振動特性を考慮したサーボモータ系の位置決め制御」, 計測自動制御学会論文集, Vol.18, No.1, pp.84–91 (1982)
- [74] 大石 潔・名井 健・大西 公平・宮地邦夫：「二慣性共振系を持つ他励直流機の一速度制御法」, 電気学会論文誌 B, Vol.106, No.2, pp.111–118 (1986)
- [75] 湯井勝彦・原川哲美・宮地邦夫・大西公平：「オブザーバを用いた軸ねじり振動抑制制御」, 計測自動制御学会学術講演会予稿集, pp.613–613 (1986)
- [76] 栗屋伊智郎・加藤義樹・三宅岩夫・伊藤正美：「外乱オブザーバを利用した非線形摩擦のトルクバイアス補償法」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.57, No.534, pp.371–376 (1991)
- [77] 栗屋伊智郎・加藤義樹・三宅岩夫・伊藤正美：「外乱推定に基づいたサーボ系の慣性項推定法とオートチューニング」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.58, No.549, pp.1371–1376 (1992)
- [78] 栗屋伊智郎・加藤義樹・三宅岩夫・伊藤正美：「外乱推定成分の直交関係を利用したイナーシャ同定法」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.58, No.555, pp.3208–3214 (1992)
- [79] 栗屋伊智郎・加藤義樹・太田裕二・三宅岩夫・伊藤正美：「クーロン摩擦が作用する機械運動系のパラメータ同定法」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.59, No.567, pp.3342–3348 (1993)
- [80] 栗屋伊智郎：「クーロン摩擦と振動制御」, 日本ロボット学会誌 (解説), Vol.13, No.8, pp.1078–1083 (1995)
- [81] 岩崎 誠・鬼頭芳明・松井信行：「外乱オブザーバによる電動サーボ系の非線形摩擦補償」, 電気学会論文誌 D, Vol.117, No.4, pp.456–462 (1997)
- [82] 岩崎 誠・永井雄士・川福基裕・平井洋武・大久保 弥市・村上哲雄：「GA による高速・

- 高精度位置決め制御系のオートチューニング」, 電気学会論文誌 D, Vol.125, No.6, pp.608–615 (2005)
- [83] 岩崎 誠・前田佳弘・川福基裕・平井洋武:「非線形摩擦のモデル化と摩擦補償による位置決め制御系の高精度化」, 電気学会論文誌 D, Vol.126, No.6, pp.732–740 (2006)
- [84] 大明準治・重政 隆:「剛性を考慮したスカラロボットの同定」, 第7回 RSJ 学術講演会予稿集, pp.663–664, 日本ロボット学会 (1989)
- [85] 大明準治:「ロボットモデル同定装置」, 特許第 2772064 号 (1998)
- [86] 足立修一・重政 隆・山口 功・木田 隆:「大型宇宙構造物の同定実験」, 計測自動制御学会論文集, Vol.26, No.11, pp.1275–1282 (1990)
- [87] 古荘純次・佐橋利康:「マニプレータ制御系の一般化根軌跡 (第1報, 定数フィードバックの場合)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.55, No.516, pp.2069–2076 (1989)
- [88] 古荘純次・KEE Low Cho・佐野明人・佐橋利康・長尾裕史:「駆動系に弾性を有するロボットアームの振動制御 (ハーモニックドライブを用いた1リンクアームの場合)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.55, No.517, pp.2376–2383 (1989)
- [89] 古荘純次・佐橋利康:「マニピュレータ制御系の一般化根軌跡 (第2報, 動的補償器を用いた場合)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.55, No.517, pp.2404–2411 (1989)
- [90] 古荘純次・佐橋利康:「局所フィードバックを用いたマニピュレータ制御系の設計 (多変数ピボットの指定および近似固有値指定)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.55, No.519, pp.2797–2802 (1989)
- [91] 古荘純次・長尾裕史・成瀬 誠:「駆動系に弾性を有するマニピュレータ制御系の一般化根軌跡 (駆動系のねじれ角をフィードバックする場合)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.56, No.526, pp.1462–1469 (1990)
- [92] 古荘純次・長尾裕史・佐野明人・成瀬 誠:「関節トルク情報を用いたロボットアームの振動制御 (スカラ形アームの場合)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.56, No.528, pp.2115–2122 (1990)
- [93] 古荘純次・成瀬 誠・佐野明人・大脇智徳:「加速度情報を用いたロボットアームの制御 (駆動系の弾性を考慮した解析および実験)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.57, No.538, pp.1944–1951 (1991)
- [94] 古荘純次・大脇智徳・佐野明人:「関節速度制御を基礎としたロボットアームの力制御 (駆動系の弾性を考慮したモデルによる解析)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.58, No.550, pp.1860–1867 (1992)
- [95] 佐野明人・古荘純次・大脇智徳:「動的補償器を用いたロボットアームの力制御系に対する特性改善」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.60, No.570, pp.597–604 (1994)
- [96] 章 国光・古荘純次・佐野明人:「 H 制御器を用いたマニピュレータの力制御 (関節トルクフィードバックの適用)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.61, No.586, pp.2467–2474 (1995)
- [97] 古荘純次・佐野明人・仁科雅弘:「駆動系に弾性を有するロボットアームのロバストな高

- 速高精度位置決め制御（関節角度情報およびモータ角度情報を用いる場合）」, 日本機械学会論文集（C編）, Vol.61, No.587, pp.3032–3038 (1995)
- [98] 章 国光・古荘純次：「関節トルクセンサを用いたロボットアームの制御に関する基礎研究」, 日本機械学会論文集（C編）, Vol.61, No.592, pp.4687–4695 (1995)
- [99] 坂口正道・佐野明人・古荘純次：「 H 制御に基づくロボットアームのインピーダンス制御」, 日本機械学会論文集（C編）, Vol.62, No.596, pp.1503–1509 (1996)
- [100] 武居直行・仁科雅弘・古荘純次・川田誠一：「駆動系に弾性を有するロボットアームのロバストな高速高精度位置決め制御（階層的設計方式の適用）」, 日本機械学会論文集（C編）, Vol.62, No.602, pp.3858–3864 (1996)
- [101] 章 国光・古荘純次・梶谷 誠：「反共振・共振特性によるサーボ制御系の設計」, 日本機械学会論文集（C編）, Vol.64, No.619, pp.880–888 (1998)
- [102] 章 国光・武居直行・古荘純次：「二慣性系における状態フィードバック系設計に関する考察」, 日本機械学会論文集（C編）, Vol.65, No.636, pp.3226–3233 (1999)
- [103] 武居直行・古荘純次：「二慣性系の慣性比と振動減衰性に関する一考察」, 電気学会論文誌 D, Vol.121, No.2, pp.283–284 (2001)
- [104] 李 亨・武居直行・古荘純次：「歯付ベルト駆動サーボ系の周期的速度変動の外乱オブザーバによる低減に関する研究」, 日本機械学会論文集（C編）, Vol.68, No.676, pp.3673–3680 (2002)
- [105] 武居直行・古荘純次・岩越邦男：「二慣性系の慣性比と振動制御に関する一考察 - 駆動伝達リプルの振動抑制効果 - 」, 電気学会論文誌 D, Vol.123, No.2, pp.149–155 (2003)
- [106] 李 亨・武居直行・古荘純次・田中秀明：「サーボ駆動系としての歯付ベルトの剛性に関する研究」, 日本機械学会論文集（C編）, Vol.69, No.681, pp.1350–1357 (2003)
- [107] 武居直行・古荘純次・藤永浩司：「二慣性共振特性を有するロボットアームにおける関節トルクセンサを用いた制御 - 状態推定オブザーバを用いた制御との比較 - 」, 電気学会論文誌 D, Vol.124, No.10, pp.985–993 (2004)
- [108] 張 剣・章 国光・古荘純次：「2 慣性特性を考慮したボールねじ駆動系の制御に関する研究」, 精密工学会誌, Vol.70, No.5, pp.689–694 (2004)
- [109] D.M.Rovner and R.H.Cannon, Jr: “Experiments toward on-line identification and control of a very flexible one-link manipulator,” *International J. Robotics Research*, Vol.6, No.4, pp.3–19 (1987)
- [110] 坂和愛幸・松野文俊・大澤善樹・清原誠・阿部敏久：「3 自由度フレキシブル・マニピュレータのモデリングと加速度センサを用いた振動制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.6, No.1, pp.42–51 (1988)
- [111] F.Matsuno and Y.Sakawa: “A simple model of flexible manipulators with six axes and vibration control by using accelerometers,” *J. Robotic Systems*, Vol.7, No.4, pp.575–597 (1990)
- [112] S.Yurkovich, F.E.Pacheco and A.P.Tzes: “Online frequency domain information for

- control of a flexible-linkrobot with varying payload,” *IEEE Control Systems Magazine*, Vol.10, No.2, pp.41–47 (1990)
- [113] 近野敦・内山勝・貴答 豊・村上真人：「加速度指令による三次元フレキシブルマニピュレータの振動抑制制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.12, No.8, pp.1166–1174 (1994)
- [114] 吉川恒夫・金岡克弥・太田篤治：「時系列センサ情報に基づくフレキシブルマニピュレータの状態推定と動力学モデル同定」, 日本ロボット学会誌, Vol.20, No.4, pp.446–452 (2002)
- [115] 保坂元明・村上俊之：「多重オブザーバ構成によるフレキシブルアームの防振制御」, 電気学会論文誌 D, Vol.124, No.7, pp.693–698 (2004)
- [116] L.M.Sweet, M.C.Good: “Re-definition of the robot motion control problem: Effects of plant dynamics, drive system constraints, and user requirements,” Proc. 23rd IEEE Conference on Decision and Control, pp.724–732 (1984)
- [117] L.M.Sweet, M.C.Good: “Redefinition of the Robot Motion-Control Problem,” *IEEE Control Systems Magazine*, Vol.5, No.3, pp.18–25 (1985)
- [118] M.C.Good, L.M.Sweet, K.L.Strobel: “Dynamic Models for Control System Design of Integrated Robot and Drive Systems,” *Trans. ASME J. Dynamic Systems, Measurement and Control*, Vol.107, pp.53–59 (1985)
- [119] M.W.Spong, K.Khorasani and P.Kokotovic: “An integral manifold approach to feedback control of flexible joint robots,” *IEEE J. Robotics and Automation*, Vol.3, No.4, pp.291–300 (1987)
- [120] M.W.Spong: “On the force control problem for flexible joint robots,” *IEEE Trans. Automatic Control*, Vol.34, No.1, pp.107–111 (1989)
- [121] M.C.Readman and P.R.Bélanger: “Stabilization of the fast modes of a flexible-joint robot,” *International J. Robotics Research*, Vol.11, No.2, pp.123–134 (1992)
- [122] A.De Luca and P.Lucibello: “A general algorithm for dynamic feedback linearization of robots with elastic joints,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.504–510 (1998)
- [123] L.Zollo, B.Siciliano, A.De Luca, E.Guglielmelli, and P. Dario: “Compliance control for an anthropomorphic robot with elastic joints: Theory and experiments,” *Trans. ASME J. Dynamic Systems, Measurement and Control*, Vol.127, No.3, pp.321–328 (2005)
- [124] A.De Luca, B.Siciliano and L.Zollo: “PD control with on-line gravity compensation for robots with elastic joints: Theory and experiments,” *Automatica*, Vol.41, No.10, pp.1809–1819 (2005)
- [125] S.Nicosia and P.Tomei: “Design of global tracking controllers for flexible joint robots,” *J. Robotic Systems*, Vol.10, No.6, pp.835–846 (1993)
- [126] P.Tomei: “A simple PD controller for robots with elastic joints,” *IEEE Trans.*

- Automatic Control*, Vol.36, No.10, pp.1208–1213 (1991)
- [127] 大須賀公一:「非線形メカニカルシステムの適応制御」, 計測自動制御学会論文集, Vol.22, No.7, pp.757–762 (1986)
- [128] J.J.Craig, P.Hsh and S.S.Sastry: “Adaptive Control of Mechanical Manipulators,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.190–195 (1986)
- [129] J.-J.E.Slotine and W.Li: “On the Adaptive Control of Robot Manipulators,” *International J. Robotics Research*, Vol.6, pp.49–59 (1987)
- [130] M.W.Spong: “Adaptive control of flexible joint manipulators.,” *Systems & Control Letters*, Vol.13, No.1, pp.15–21 (1989)
- [131] F.Ghorbel, J.Y.Hung and M.W.Spong: “Adaptive control of flexible joint manipulators,” *IEEE Control Systems Magazine*, Vol.5, No.3, pp.9–13 (1989)
- [132] M.W.Spong: “Adaptive Control of Flexible Joint Manipulators: Comments on Two papers,” *Automatica*, Vol.31, No.4, pp.585–590 (1995)
- [133] T.Tian and A.A.Goldenberg: “Robust adaptive control of flexible joint robots with joint torque feedback,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.1229–1234 (1995)
- [134] K.Khorasani: “Adaptive control of flexible-joint robots,” *IEEE Trans. Robotics and Automation*, Vol.8, No.2, pp.250–267 (1992)
- [135] C.Liu, C.C.Cheah and J.-J.E.Slotine: “Adaptive Task-Space Regulation of Rigid-Link Flexible-Joint Robots with Uncertain Kinematics,” *Automatica*, Vol.44, No.7, pp.1806–1814 (2008)
- [136] 加藤典彦・早川義一・藤井省三:「関節にばね剛性を持つスカラー形ロボットの適応的非線形動的補償」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.57, No.538, pp.1952–1955 (1991)
- [137] 長瀬賢二・藤井省三・早川義一:「 H_∞ 制御によるロボットマニピュレータの残留振動抑制制御」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.61, No.583, pp.1058–1063 (1995)
- [138] 楊 劍鳴・早川義一・大嶋和彦・藤井省三:「柔軟関節をもつロボットマニピュレータのロバスト制御」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.61, No.586, pp.2489–2494 (1995)
- [139] 楊 劍鳴・早川義一・尾形和哉・藤井省三:「ロバストスライディングオブザーバによる柔軟関節をもつロボットマニピュレータの適応トラッキング制御」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.61, No.591, pp.4372–4379 (1995)
- [140] 石黒照敏・大嶋和彦・康 子博・早川義一・藤井省三:「 μ -設計理論を用いた SCARA 型ロボットの防振制御」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.62, No.595, pp.852–859 (1996)
- [141] 大森浩充:「適応制御系の制御構造といくつかの手法」, 計測と制御, Vol.48, No.8, pp.591–598 (2008)
- [142] A.Astolfi, D.Karagiannis and R.Ortega: *Nonlinear and Adaptive Control with Applications*, Springer-Verlag (2008)

- [143] 山北昌毅 : 「ロボット制御理論概論」, 日本ロボット学会誌 (展望), Vol.27, No.4, pp.370–374 (2009)
- [144] G.Hirzinger, A.Baader, R.Koeppel and M.Schedl: “Towards a new generation of multi sensory light-weight robots with learning capabilities,” Proc. 12th IFAC World Congress, pp.18–23 (1993)
- [145] J.Shi, A.Albu-Schäffer and G.Hirzinger: “Key issues in dynamic control of lightweight robots for space and terrestrial applications,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.490–498 (1998)
- [146] G.Hirzinger, A.Albu-Schäffer, M.Hahnle, I.Schaefer and N.Sporer: “A new generation of torque controlled light-weight robots,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.3356–3363 (2001)
- [147] G.Hirzinger, N.Sporer, A.Albu-Schäffer, M.Hähnle, R.Krenn, A.Pascucci and M.Schedl: DLR’s torque-controlled light weight robot III – are we reaching the technological limits now ?,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.1710–1716 (2002)
- [148] Light-weight Robot VersionII “LWR II” image at the DLR downloadable cite.
http://www.dlr.de/rm/en/desktopdefault.aspx/tabid-3761/6104_read-226/ (2009)
- [149] A.Albu-Schäffer and G.Hirzinger: “Parameter identification and passivity based joint control for a 7dof torque controlled light weight robot,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.1087–1093 (2001)
- [150] A.Albu-Schäffer and G.Hirzinger: “A globally stable state-feedback controller for flexible joint robots,” *Advanced Robotics*, Vol.15, no.8, pp.799–814 (2001)
- [151] A. Albu-Schäffer, C.Ott, U.Frese and G.Hirzinger: “Cartesian impedance control of redundant robots: Recent results with the DLR-lightweight-arms,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp. 3704–3709 (2003)
- [152] C.Ott, A.Albu-Schäffer, A.Kugi, S.Stramigioli and G.Hirzinger: “A passivity based cartesian impedance controller for flexible joint robots ? Part I: Torque feedback and gravity compensation,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.2659–2665 (2004)
- [153] A.Albu-Schäffer, C.Ott and G.Hirzinger: “A passivity based cartesian impedance controller for flexible joint robots ? Part II: Full state feedback, impedance design and experiments,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.2666–2672 (2004)
- [154] A.Albu-Schäffer, W.Bertleff, B.Rebele, B.Schäfer, K.Landzettel and G.Hirzinger: “ROKROKVISS – Robotics Component Verification on ISS Current Experimental Results on Parameter Identification,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.3879–3885 (2006)

- [155] A.Albu-Schäffer, C.Ott and G.Hirzinger: “A unified passivity-based control framework for position, torque and impedance control of flexible joint robots,” *International J. Robotics Research*, Vol.26, No.1, pp.23–39 (2007)
- [156] C.Ott, A.Albu-Schäffer, A.Kugi and G.Hirzinger: “On the Passivity-Based Impedance Control of Flexible Joint Robots,” *IEEE Trans. Robotics*, Vo.24, No.2, pp.416–429, (2008)
- [157] 島田 明・竹田 剛:「弾性関節を持つロボットマニピュレータのマルチレートフィードフォワード制御系の実現」, 日本ロボット学会誌, Vol.26, No.7, pp.778–784 (2008)
- [158] S.Tungpataratanawong, K.Ohishi and T.Miyazaki: “High performance robust motion control of industrial robot using parameter identification based on resonant frequency,” Proc. 30th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics Society, pp.111–116 (2004)
- [159] Y.Chen: “Replacing a PID Controller by a Lag-Lead Compensator for a Robot – A Frequency Response Approach,” *IEEE Trans. Robotics and Automation*, Vol.5, No.2, pp.174–182 (1989)
- [160] Y.Chen: “Parameter Fine-Tuning for Robots,” *IEEE Control Systems Magazine*, Vol.9, No.2, pp.35–40 (1989)
- [161] Y-Y.Chen: “Frequency-domain identification algorithms for servo systems with friction,” *IEEE Trans. Control Systems Technology*, Vol.10, No.5, pp.654–665 (2002)
- [162] 重政 隆:「零点を有する参照モデルを用いたフィードフォワードサーボ系の設計法」, 第6回 Dynamical System Theory シンポジウム資料, pp.53–56, 計測自動制御学会 (1983)
- [163] 重政 隆・飯野 穰:「カットオフ周波数領域でのモデルマッチングにもとづく制御系設計法」, 第29回自動制御連合講演会予稿集, pp.97–100 (1986)
- [164] 重政 隆・飯野 穰・神田雅江:「2自由度PIDコントローラのオートチューニング方法」, 計測と制御, Vol.27, No.4, pp.305–311 (1988)
- [165] 重政 隆・飯野 穰 “伝達関数モデリング支援システム」, 第14回制御理論シンポジウム資料, pp.267–270, 計測自動制御学会 (1985)
- [166] 重政 隆:「計算機援用によるシステム同定」, 計測と制御, Vol.28, No.4, pp.337–343 (1989)
- [167] J.Oaki, F.Ozaki, H.Ogawa, T.Yoshimi, H.Hashimoto and T.Izume: “Two degrees of freedom digital servo control system for industrial robots and its tuning system,” Proc. 20th International Symposium on Industrial Robot (ISIR1989), pp.769–776 (1989)
- [168] 足立修一・大明準治・重政 隆:「デシメーションを複数個用いたシステム同定法 - ロボットアームの同定実験への適用 - 」, 計測自動制御学会論文集, Vol.26, No.9, pp.1029–1035 (1990)
- [169] J.Oaki, S.Adachi and T.Shigemasa: “A new servo parameter tuning system for

- industrial robot,” Proc. 3rd ASME/ISCIE Japan-USA Symposium on Flexible Automation – A Pacific Rim Conference–, pp.53–58 (1990)
- [170] T.Shigemasa, S.Adachi and J.Oaki: “Robust indirect adaptive control combined with frequency domain methods and its application to robot,” Proc. 29th IEEE Conference on Decision and Control (CDC1990), pp.2183–2184 (1990)
- [171] 大明準治・足立修一:「産業用ロボットのデジタルサーボチューニングシステム」, 日本ロボット学会誌, Vol.9, No.1, pp.55–64 (1991)
- [172] 大明準治・足立修一:「ロボットアームの周波数応答と物理パラメータの同時同定法」, 計測自動制御学会論文集, Vol.26, No.12, pp.1461–1463 (1990)
- [173] J.Oaki: “Force Controller Tuning System based on Frequency Response Identification,” Proc. 4th IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robot and Systems (IROS1991), pp.1116–1121 (1991)
- [174] J.Oaki: “Auto-tuning Force Controller based on Frequency Response Identification,” Proc. 4th ASME/ISCIE Japan-USA Symposium on Flexible Automation – A Pacific Rim Conference–, pp.1283–1288 (1992)
- [175] 岩崎隆至・森田 温・丸山寿一:「ファジィ推論による制御対象の同定とオートチューニングへの応用」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.58, No.554, pp.2997–3002 (1992)
- [176] 岩崎隆至・佐藤智典・森田 温・丸山寿一:「高精度軌跡制御のための 2 自由度サーボ系における制御定数と限界速度の自動設定」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.60, No.574, pp.2023–2028 (1994)
- [177] 金子貴之・松本寛之・美根宏則・西田英幸・中山智晴:「位置決め制御系における速度制御マイナーループを考慮した Particle Swarm Optimization によるオフラインチューニング」, 電気学会論文誌 D, Vol.127, No.1, pp.52–59 (2007)
- [178] 電気学会電動機駆動システムのインテリジェント化調査専門委員会:「機械パラメータのオートチューニング」, 電動機駆動システムのオートチューニング, 電気学会技術報告, 第 696 号, pp.36–44 (1998)
- [179] 電気学会電動機駆動システムのインテリジェント化調査専門委員会:「ロボット制御系のオートチューニング」, 電動機駆動システムのオートチューニング, 電気学会技術報告, 第 696 号, pp.44–55 (1998)
- [180] 垣野義昭・松原 厚・黎 子椰・上田大介・中川秀夫・竹下虎男・丸山寿一:「NC 工作機械における送り駆動形のトータルチューニングに関する研究 (第 1 報) - 送り駆動機構のモデル化とパラメータの同定 - 」, 精密工学会誌, Vol.60, No.8, pp.1097–1101 (1994)
- [181] 垣野義昭・松原 厚・黎 子椰・上田大介・中川秀夫・竹下虎男・丸山寿一:「NC 工作機械における送り駆動形のトータルチューニングに関する研究 (第 2 報) - 1 軸のサーボパラメータチューニング - 」, 精密工学会誌, Vol.61, No.2, pp.268–272 (1995)
- [182] 垣野義昭・松原 厚・黎 子椰・上田大介・中川秀夫・竹下虎男・丸山寿一:「NC 工作機械における送り駆動形のトータルチューニングに関する研究 (第 3 報) - 機構パラメー

- タのチューニング - 」, 精密工学会誌, Vol.62, No.3, pp.423-427 (1996)
- [183] 垣野義昭・松原 厚・黎 子椰・上田大介・中川秀夫・竹下虎男・丸山寿一:「NC 工作機械における送り駆動形のトータルチューニングに関する研究(第4報) - 多軸チューニング - 」, 精密工学会誌, Vol.63, No.3, pp.368-372 (1997)
- [184] 背戸一登・鈴木浩平:「振動の能動制御と動特性同定」, 日本機械学会誌, Vol.89, No.811, pp.635-642 (1986)
- [185] 鈴木浩平:「構造物の動特性同定に関する研究(最近の研究動向と一手法の提案)」, 日本機械学会論文集(C編), Vol.54, No.501, pp.1035-1040 (1988)
- [186] 狼 嘉彰・木田 隆:「宇宙構造物の口バスト制御と知的制御」, 日本ロボット学会誌(解説), Vol.13, No.8, pp.1103-1109 (1995)
- [187] 山口 功・佐々修一・木田 隆・葛西時雄:「加速度計出力を用いた宇宙構造物の時間領域での同定」, 計測自動制御学会論文集, Vol.29, No.6, pp.721-723 (1993)
- [188] 山口 功・木田 隆・葛西時雄・佐野政明・小松敬治:「1 入力多出力系としての柔軟宇宙構造物のモーダルパラメータ同定実験」, 計測自動制御学会論文集, Vol.32, No.3, pp.423-425 (1996)
- [189] 山口 功・石川伸一・千田有一・山田克彦・足立修一:「ETS-VI による軌道上同定実験(第1報, インパルス加振)」, 日本機械学会論文集(C編), Vol.62, No.603, pp.4182-4189 (1996)
- [190] 関口 毅・山田克彦・足立修一・山口 功・千田有一:「ETS-VI による軌道上同定実験(第2報, ランダム加振)」, 日本機械学会論文集(C編), Vol.62, No.603, pp.4190-4197 (1996)
- [191] 山口 功・葛西時雄:「宇宙工学におけるシステム同定」, システム/制御/情報, Vol.45, No.10, pp.562-567 (2001)
- [192] 山口 功・葛西時雄・井川寛隆:「インパルス応答列による多入力多出力系のシステム同定」, 日本機械学会論文集(C編), Vol.73, No.726, pp.392-398 (2007)
- [193] 足立修一・高木康夫・木田 隆・森 泰親:「折り返し法を用いた大型衛星の姿勢制御」, 計測自動制御学会論文集, Vol.27, No.9, pp.1018-1024 (1991)
- [194] 足立修一・永田 寛・山口 功・木田 隆・関口 毅:「ETS-VI 軌道上同定実験データによる予測誤差法と部分空間法の比較」, 計測自動制御学会論文集, Vol.33, No.8, pp.805-811 (1997)
- [195] S.Adachi, I.Yamaguchi, T.Kida, T.Sekiguchi, K.Yamada and Y.Chida: "On-orbit system identification experiments on Engineering Test Satellite-VI," *Control Engineering Practice*, No.7, pp.831-841 (1999)
- [196] 高梨宏之・加藤宏昭・東海林 敦・間山武彦・涌井伸二・足立修一:「部分空間法による除振マウント支持の半導体露光装置に対する 多変数システム同定実験」, システム制御情報学会論文誌, Vo.14, No.7, pp. 339-346 (2001)
- [197] 高梨宏之・間山武彦・涌井伸二・足立修一:「多変数システム同定結果に基づく除振マウント支持の半導体露光装置の物理パラメータ推定」, システム制御情報学会論文誌, Vo.14, No.8, pp.418-420 (2001)
- [198] 橋本誠司・石川赴夫・足立修一・船渡寛人・神山健三・磯島彰宏:「マルチデシメーショ

- ン同定法を用いたロバスト制振制御のための柔軟構造物のモデリング手法」, 電気学会論文誌 D, Vol.124, No.5, pp.471–478 (2004)
- [199] 吉岡康哉・花本剛土:「総合最小二乗法を用いた制振制御のための振動モード同定法」, 電気学会論文誌 D, Vol.126, No.6, pp.794–803 (2006)
- [200] G.C.Goodwin, M.E.Salgado and R.H.Middleton: “Indirect Adaptive Control – An Integrated Approach,” Proc. American Control Conference, pp.2440–2445 (1988)
- [201] 相良節夫・江口三代一・和田 清:「最小 2 乗法によるオーバーパラメータ同定の性質」, 計測自動制御学会論文集, Vol.22, No.5, pp.508–513 (1986)
- [202] 中野和司・増野 貢・富塚誠義:「オーバーパラメータモデルを用いた同定におけるパラメータ変換とバイアス補償最小 2 乗推定」, システム制御情報学会論文集, Vol.13, No.2, pp.72–79 (2000)
- [203] 山下勝比拈・鈴木 胖・藤井克彦:「周波数応答より伝達関数を求める方法」, 制御工学, Vol.14, No.11, pp.667–674 (1970)
- [204] 大明準治・飯野 穰・吉見 卓・重政 隆:「周波数応答に基づく伝達関数の一推定法」, 第 17 回 SICE 制御理論シンポジウム資料, pp.233–236, 計測自動制御学会 (1988)
- [205] 和田 清:「部分空間法って何?」, 計測と制御, Vol.36, No.8, pp.569–574 (1997)
- [206] 足立修一: MATLAB による制御のための上級システム同定, pp.177–215, 東京電機大学出版局 (2004)
- [207] N.Hogan: “Impedance control: an approach to manipulation, Part I–Theory, Part II–Implementation, Part III–Applications,” *Trans. ASME J. Dynamic Systems, Measurement and Control*, Vol.101, pp.1–24 (1985)
- [208] M.H.Raibert and J.J.Craig: “Hybrid Position/Force Control of Manipulators,” *Trans. ASME J. Dynamic Systems, Measurement and Control*, Vol.102, pp.126–133 (1981)
- [209] D.E.Whitney: “Historical Perspective and State of the Art in Robot Force Control,” *International J. Robotics Research*, Vol.6, No.1, pp.3–14 (1987)
- [210] 小菅一弘:「力制御法の分類と制御システムの設計法」, 日本ロボット学会誌 (解説), Vol.9, No.6, pp.67–74 (1991)
- [211] T.Yoshikawa: “Force control of robot manipulators,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.220–226 (2000)
- [212] S.D.Eppinger and W.P.Seering: “Three Dynamic Problems in Robot Force Control,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.392–397 (1989)
- [213] T.M.Stepien, L.M.Sweet, M.C.Good and M.Tomizuka: “Control of Tool/Workpiece Contact Force with Application to Robotic Deburring,” *IEEE J. Robotics and Automation*, Vol.RA-3, No.1, pp.7–18 (1987)
- [214] 福田敏男・北村尚之・谷江和雄:「対象物を考慮したグリッパの適応ハイブリッド力制

- 御」, 日本ロボット学会誌, Vol.6, No.2, pp.91–100 (1988)
- [215] 鶴田正俊・光岡豊一・福田敏男・栗原 崇:「神経回路モデルによるロボットマニピュレータの力制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.8, No.3, pp.52–59 (1990)
- [216] 金子智朗・梅野孝治・堀 洋一:「2 自由度ロボスタサーボ系による多軸マニピュレータの運動制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.9, No.7, pp.830–840 (1991)
- [217] 堀 洋一:「2 自由度制御による位置・力・衝突制御のロボスタ化」, SICE 講習会資料 — Motion Control の理論とその応用 —, pp.81–114, 計測自動制御学会 (1993)
- [218] R.Volpe and P.Khosla: “Theoretical Analysis and Experimental Verification of a Manipulator / Sensor / Environment Model for Force Control,” Proc. IEEE Systems, Man, and Cybernetics, pp.784–790 (1990)
- [219] R.Volpe and P.Khosla: “An Analysis of Manipulator Force Control Strategies Applied to an Experimentally Derived Model,” Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pp.1989–1997 (1992)
- [220] R.Volpe, and P.Khosla: “Experimental Verification of a Strategy for Impact Control,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.1854–1860 (1991)
- [221] D.Verscheure, I.Sharf, H.Bruyninckx, J.Swevers and J.De Schutter: “Identification of Contact Dynamics Parameters for Stiff Robotic Payloads,” *IEEE Trans. Robotics and Automation*, Vol.25, No.2, pp.240–252 (2009)
- [222] 村上俊之・大西公平:「作業環境のパラメータ推定に基づいた多自由度マニピュレータの力制御」, 電気学会論文誌 D, Vol.113, No.4, pp.503–509 (1993)
- [223] 西田信一郎・林 正人・小田光茂:「技術試験衛星 VII 型ロボットへの力覚制御の適用 (制御手法と軌道上作業への適用)」, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.69, No.677, pp.187–194 (2003)
- [224] N.Y.Chong, T.Kotoku, K.Ohba, K.Komoriya, K.Tanie, J.Oaki, H.Hashimoto, F.Ozaki, K.Maeda and N.Matsuhira: “A collaborative multi-site teleoperation over an ISDN,” *Mechatronics*, Vol.13, pp.957–979 (2003)
- [225] F.Ozaki, K.Machida, J.Oaki and T.Iwata: “Robot control strategy for in-orbit assembly of a micro satellite,” *Advanced Robotics*, Vol.18, No.2, pp.199–222 (2004)
- [226] 武居直行・野畑茂広・藤本英雄:「安定した接触を実現するアドミッタンス制御手法」, 日本ロボット学会誌, Vol.26, No.6, pp.167–174 (2008)
- [227] P.Elosegui, R.W.Daniel and P.M.Sharkey: “Joint Servoing for Robust Manipulator Force Control,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.246–251 (1990)
- [228] 大明準治・足立修一:「シリアル 2 リンク 2 慣性系における非線形関節剛性の動的推定 - 線形同定アプローチと静的検証 - 」, 第 38 回 SICE 制御理論シンポジウム資料, pp.247–250, 計測自動制御学会 (2009)

- [229] 大明準治・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定と物理パラメータ推定」, 電気学会論文誌 D, Vol.128, No.5, pp.669–677 (2008)
- [230] J.Oaki and S.Adachi: “Decoupling Identification for Serial Two-link Robot Arm with Elastic Joints,” Proc. 15th IFAC Symposium on System Identification (SYSID2009), pp.1417–1422 (2009)
- [231] 足立修一：MATLAB による制御のための上級システム同定, pp.300–304, 東京電機大学出版局 (2004)
- [232] 美多 勉・大須賀公一：ロボット制御工学入門, pp.237–239, コロナ社 (1989)
- [233] 小林尚登・増田良介・小森谷 清・神徳徹雄・大須賀公一・岩月正見・田所 諭・宮崎友宏・北垣高成・岩城 敏・藤田政之・小野栄一・熊谷 徹・小菅一弘・福田敏男・荒川 淳・松日楽信人：ロボット制御の実際, pp.62–85, 計測自動制御学会編, コロナ社 (1997)
- [234] 荒井裕彦：「非駆動関節を有する 3 自由度マニピュレータの非ホロノミック拘束下における可制御性」, 日本ロボット学会誌, Vol.14, No.5, pp.751–758 (1996)
- [235] 荒井裕彦・谷江和雄・城間直司：「非駆動関節を有する水平 3 軸マニピュレータの非ホロノミック拘束下におけるフィードバック制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.15, No.6, pp.943–952 (1997)
- [236] 鈴木高宏・三好渉・中村仁彦：「非ホロノミック自由関節マニピュレータの制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.19, No.4, pp.499–509 (2001)
- [237] 大明準治・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定 - 閉ループ要素の導入と同定入力の振幅設定変更に対する精度評価 - 」, 電気学会論文誌 D, Vol.129, No.12, pp.1169–1177 (2009)
- [238] J.Oaki and S.Adachi: “Decoupling Identification with Closed-loop-controlled Elements for Two-link Arm with Elastic Joints,” Proc. 9th IFAC Symposium on Robot Control (SYROCO2009), pp.841–846 (2009)
- [239] 足立修一：「周波数領域におけるシステム同定の性能評価」, 計測と制御, Vol.47, No.11, pp.915–920 (2008)
- [240] 足立修一：システム同定の基礎, pp.77–78, 東京電機大学出版局 (2009)
- [241] 足立修一：MATLAB による制御のための上級システム同定, pp.29–37, 東京電機大学出版局 (2004)
- [242] 阿部龍蔵：力学, サイエンス社 (1975)
- [243] D.T.Greenwood: *Classical Dynamics*, Prentice Hall (1977)
- [244] 大久保信行：機械のモーダルアナリシス, 中央大学出版部 (1982)
- [245] 須田信英：システムダイナミクス, コロナ社 (1988)
- [246] 川崎晴久：C & FORTRAN による数値解析の基礎, 共立出版 (1993)
- [247] 増淵正美・川田誠一：システムのモデリングと非線形制御, コロナ社 (1996)
- [248] 村上俊之・内山太郎・大西公平：電磁気工学, 培風館 (2002)

- [249] 背戸一登：構造物の振動制御，コロナ社 (2006)
- [250] 田島 洋：マルチボディダイナミクスの基礎 - 3次元運動方程式の立て方 - ，東京電機大学出版局 (2006)
- [251] 小林信之・杉山弘之：MATLAB による振動工学 - 基礎からマルチボディダイナミクスまで - ，東京電機大学出版局 (2008)
- [252] 日野幹雄：スペクトル解析，朝倉書店 (1977)
- [253] 相良節夫・秋月影雄・中溝高好・片山 徹：システム同定，計測自動制御学会編，コロナ社 (1981)
- [254] 中川 徹・小柳義夫：最小二乗法によるデータ解析，東京大学出版会 (1982)
- [255] 谷萩隆嗣：デジタル信号処理の理論 3 推定・適応信号処理，コロナ社 (1986)
- [256] 中溝高好：信号解析とシステム同定，コロナ社 (1988)
- [257] 足立修一：ユーザのためのシステム同定理論，計測自動制御学会編，コロナ社 (1993)
- [258] 片山 徹：システム同定入門，システム制御情報学会編，朝倉書店 (1994)
- [259] L.Ljung and T.Grad: *Modeling of Dynamic Systems*, Prentice Hall (1994)
- [260] 足立修一：MATLAB による制御のためのシステム同定，東京電機大学出版局 (1996)
- [261] 柏木 潤：M 系列とその応用，昭晃堂 (1996)
- [262] L.Ljung: *System Identification: Theory for the User (Second Edition)*, Prentice Hall (1999)
- [263] 片山 徹：新版 応用カルマンフィルタ，システム制御情報学会編，朝倉書店 (2000)
- [264] 飯國洋二：適応信号処理アルゴリズム，培風館 (2000)
- [265] Y.Zhu: *Multivariable System Identification for Process Control*, Elsevier Science (2001)
- [266] 足立修一：MATLAB によるデジタル信号とシステム，東京電機大学出版局 (2002)
- [267] 金谷健一：これならわかる応用数学教室 - 最小二乗法からウェーブレットまで - ，共立出版 (2003)
- [268] 片山 徹：システム同定 - 部分空間法からのアプローチ - ，朝倉書店 (2004)
- [269] 足立修一：MATLAB による制御のための上級システム同定，東京電機大学出版局 (2004)
- [270] 谷萩隆嗣：カルマンフィルタと適応信号処理，コロナ社 (2005)
- [271] L.Ljung: *System Identification Toolbox For Use with MATLAB (Version 7.0)*, The MathWorks (2007)
- [272] H.Garnier and L.Wang: *Identification of Continuous-time Models from Sampled Data*, Springer-Verlag (2008)
- [273] L.Ljung: "Perspectives on System Identification," Proc. 17th IFAC World Congress, pp.7172-7184 (2008)
- [274] 足立修一：システム同定の基礎，東京電機大学出版局 (2009)
- [275] 伊沢計介：自動制御入門 (第4版)，オーム社 (1967)
- [276] 小郷 寛・美多 勉：システム制御理論入門，実教出版 (1979)

- [277] 中野道雄・美多 勉：制御基礎理論 - 古典から現代まで - ，昭晃堂 (1982)
- [278] 木村英紀：デジタル信号処理と制御，昭晃堂 (1982)
- [279] 嘉納秀明：現代制御工学 - 動的システムの解析と制御 - ，日刊工業新聞社 (1984)
- [280] 古田勝久・川路茂保・美多 勉・原 辰次：メカニカルシステム制御，オーム社 (1984)
- [281] 美多 勉：デジタル制御理論，昭晃堂 (1984)
- [282] 北森俊行・大久保重範：制御理論 - 基礎・演習・プログラム - ，昭晃堂 (1985)
- [283] (株)東芝・小型モータ研究会：制御用モータ技術活用マニュアル，総合電子出版社 (1987)
- [284] 岩井善太・井上 昭・川路茂保：オブザーバ，コロナ社 (1988)
- [285] 美多 勉・原 辰次・近藤 良：基礎デジタル制御，コロナ社 (1988)
- [286] 杉本英彦・小山正人・玉井伸三：AC サーボモータシステムの理論と設計の実際 - 基礎からソフトウェアサーボまで - ，総合電子出版社 (1990)
- [287] 安部可治：パワーエレクトロニクスとシステム制御，オーム社 (1991)
- [288] 須田信英 (執筆者代表)：PID 制御，システム制御情報学会編，朝倉書店 (1992)
- [289] 石島辰太郎・島 公脩・石動善久・山下 裕・三平満司・渡辺 敦：非線形システム論，計測自動制御学会編，コロナ社 (1993)
- [290] S.Arimoto: *Control Theory of Non-linear Mechanical Systems*, Oxford University Press (1996)
- [291] 島 公脩・石動善久・山下 裕・渡邊昭義，川村 武，横道政裕：非線形システム制御論，コロナ社 (1997)
- [292] H.Kaufman, I.Barkana, K.Sobel: *Direct Adaptive Control Algorithms: Theory and Applications (Second Edition)*, Springer-Verlag (1997)
- [293] 木村英紀・美多 勉・新 誠一・葛谷秀樹：制御系設計理論と CAD ツール，コロナ社 (1998)
- [294] G.Franklin, J.D.Powell and M.Workman: *Digital Control of Dynamic Systems (Third Edition)*, Ellis-Kagle Press (1998)
- [295] 堀 洋一・大西公平：応用制御工学，丸善 (1998)
- [296] 野波健蔵・西村秀和・平田光男：MATLAB による制御系設計，東京電機大学出版局 (1998)
- [297] 杉江俊治・藤田政之：フィードバック制御入門，コロナ社 (1999)
- [298] 足立修一：MATLAB による制御工学，東京電機大学出版局 (1999)
- [299] K.K.Tan, W.Q.Wang and C.C.Hang with T.J.Hägglund: *Advances in PID Control*, Springer-Verlag (1999)
- [300] 鈴木 隆：アダプティブコントロール，コロナ社 (2001)
- [301] 片山 徹：新版 フィードバック制御の基礎，朝倉書店 (2002)
- [302] 志水清孝・大森浩充：線形制御理論入門，培風館 (2003)
- [303] 森 泰親：演習で学ぶ現代制御理論，森北出版 (2003)
- [304] 島田 明：モーションコントロール，オーム社 (2004)

- [305] Y.Choi and W.K.Chung: *PID Trajectory Tracking Control for Mechanical Systems*, Springer-Verlag (2004)
- [306] G.Franklin and J.D.Powell: *Feedback Control of Dynamic Systems (Fifth Edition)*, Prentice Hall (2005)
- [307] 吉田和夫・野波健蔵・小池裕二・横山 誠・西村秀和・平田光男・大川一也・高橋正樹・藤井飛光：運動と振動の制御の最前線，共立出版 (2007)
- [308] 岩井善太・水本郁朗・大塚弘文：単純適応制御，森北出版 (2008)
- [309] 松原 厚：精密位置決め・送り制御系のための制御工学，森北出版 (2008)
- [310] 相吉英太郎・志水清孝：数理計画法演習，朝倉書店 (1985)
- [311] 玉置 久：システム最適化，オーム社 (2005)
- [312] 金谷健一：これならわかる最適化数学 - 基礎原理から計算手法まで - ，共立出版 (2005)
- [313] The MathWorks: *Optimization Toolbox For Use with MATLAB (Version 3.1.1)*, The MathWorks (2007)
- [314] R.P.Paul: *Robot Manipulators: Mathematics, Programming, and Control*, MIT Press (1981)
- [315] M.Brady, J.M.Hollerbach, T.L.Johnson, T.Lozano-Peréz and M.T.Mason: *Robot Motion: Planning and Control*, MIT Press (1983)
- [316] 浅田春比古：DD ロボット入門，工業調査会 (1987)
- [317] J.J.Craig: *Adaptive Control of Mechanical Manipulators*, Addison-Wesley (1988)
- [318] J.J.Craig: *Introduction to Robotics: Mechanics and Control (Second Edition)*, Addison-Wesley (1989)
- [319] M.W.Spong and M.Vidyasagar: *Robot Dynamics and Control*, John Wiley & Sons (1989)
- [320] 美多 勉・大須賀公一：ロボット制御工学入門，コロナ社 (1989)
- [321] T.Yoshikawa: *Foundations of Robotics: Analysis and Control*, MIT Press (1990)
- [322] 川崎晴久：ロボット工学の基礎，森北出版 (1991)
- [323] M.W.Spong, F.L.Lewis and C.T.Abdallah: *Robot Control: Dynamics, Motion Planning, and Analysis*, IEEE Press (1992)
- [324] 川崎晴久：数式処理 Maple とロボット解析への応用，コロナ社 (1995)
- [325] C.Canudas de Wit, B.Siciliano and G.Bastin (Eds): *Theory of Robot Control*, Springer-Verlag (1996)
- [326] Z.Qu and D.M.Dawson: *Robust Tracking Control of Robot Manipulators*, MIT Press (1996)
- [327] D.M.Gorinevsky, A.M.Formalsky and A.Y. Schneider: *Force Control of Robotics Systems*, CRC Press (1997)
- [328] 小島利夫：ロボットの制御，コロナ社 (1998)
- [329] B.Siciliano and L.Villani: *Robot Force Control*, Kluwer Academic Publishers (1999)

- [330] 松日楽信人・大明準治：わかりやすいロボットシステム入門 - メカニズムから制御まで - , オーム社 (1999)
- [331] 美多 勉：非線形制御入門 - 劣駆動ロボットの技能制御論 - , 昭晃堂 (2000)
- [332] L.Sciavicco and B.Siciliano: *Modelling and Control of Robot Manipulators (Second Edition)*, Springer-Verlag (2001)
- [333] 有本 卓：新版 ロボットの力学と制御, システム制御情報学会編, 朝倉書店 (2002)
- [334] M.Vukobratovic, V.Potkonjak and V.Matijevic: *Dynamics of Robots with Contact Tasks*, Kluwer Academic Publishers (2003)
- [335] C.Natale: *Interaction Control of Robot Manipulators: Six-degrees-of-freedom Tasks*, Springer-Verlag (2003)
- [336] J.Baeten and J.De Schutter: *Integrated Visual Servoing and Force Control: The Task Frame Approach*, Springer-Verlag (2003)
- [337] R.Kelly, V.Santibáñez and A.Loría: *Control of Robot Manipulators in Joint Space*, Springer-Verlag (2005)
- [338] H.Choset, K.M.Lynch, S.Hutchinson, G.Kantor, W.Burgard, L.E.Kavraki and S.Thrun: *Principles of Robot Motion: Theory, Algorithms, and Implementations*, MIT Press (2005)
- [339] T.Lefebvre, H.Bruyninckx and J.De Schutter: *Nonlinear Kalman Filtering for Force-Controlled Robot Tasks*, Springer-Verlag (2005)
- [340] E.Dombre and W.Khalil: *Robot Manipulators: Modeling, Performance Analysis and Control (Illustrated Edition)*, ISTE (2007)
- [341] M.C.Readman: *Flexible Joint Robots*, CRC Press (1994)
- [342] A.De Luca and P.Tomei: “Elastic joints,” in: *Theory of Robot Control*, Chapter 5, pp.179–218, Springer-Verlag (1996)
- [343] C.Ott: *Cartesian Impedance Control of Redundant and Flexible-Joint Robots*, Springer-Verlag (2008)
- [344] 涌井伸二：ロボットマニピュレータと磁気軸受のモデル化と制御に関する研究, 金沢大学博士論文 (1992)
- [345] 栗屋伊智郎：外乱推定に基づく機械運動系のパラメータ同定法, 名古屋大学博士論文 (1994)
- [346] 島田 明：外乱・速度推定オブザーバを用いたモーションコントロールの研究, 慶應義塾大学博士論文 (1996)
- [347] 宮崎敏昌：外乱オブザーバを含む二重ループサーボ系に関する研究, 長岡技術科学大学博士論文 (1999)
- [348] 神野 誠：力制御ロボットによる仕上げ作業の自動化に関する研究, 東京工業大学博士論文 (1999)

付録 A

研究業績

学位請求に用いる定期刊行誌掲載原著論文

- [1] 大明準治・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定 - 閉ループ要素の導入と同定入力の振幅設定変更に対する精度評価 - 」, 電気学会論文誌 D, Vol.129, No.12, pp.1169–1177 (2009-12)
- [2] 大明準治・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定と物理パラメータ推定」, 電気学会論文誌 D, Vol.128, No.5, pp.669–677 (2008-5)
- [3] 大明準治・足立修一：「産業用ロボットのデジタルサーボチューニングシステム」, 日本ロボット学会誌, Vol.9, No.1, pp.55–64 (1991-1)
- [4] 大明準治・足立修一：「ロボットアームの周波数応答と物理パラメータの同時同定法」, 計測自動制御学会論文集, Vol.26, No.12, pp.1461–1463 (1990-12)

学位請求に用いる国際会議発表論文（査読付き，発表者*）

- [1] J.Oaki* and S.Adachi: “Decoupling Identification with Closed-loop-controlled Elements for Two-link Arm with Elastic Joints,” Proc. 9th IFAC Symposium on Robot Control (SYROCO2009), pp.841–846, Gifu, Japan (2009-9)
- [2] J.Oaki* and S.Adachi: “Decoupling Identification for Serial Two-link Robot Arm with Elastic Joints,” Proc. 15th IFAC Symposium on System Identification (SYSID2009), pp.1417–1422, Saint-Malo, France (2009-7)
- [3] J.Oaki: “Auto-tuning Force Controller based on Frequency Response Identification,” Proc. 4th ASME/ISCIE Japan-USA Symposium on Flexible Automation – A Pacific Rim Conference –, pp.1283–1288, San Francisco, CA (1992-7)
- [4] J.Oaki: “Force Controller Tuning System based on Frequency Response Identification,” Proc. 4th IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robot and Systems (IROS1991), pp.1116–1121, Osaka, Japan (1991-11)

関連する定期刊行誌掲載原著論文

- [1] 足立修一・大明準治・重政 隆：「デシメーションを複数個用いたシステム同定法 - ロボットアームの同定実験への適用 - 」, 計測自動制御学会論文集, Vol.26, No.9, pp.1029-1035 (1990-9)
- [2] 大明準治・美多 勉：「拘束条件付制御によるロボットアームの経路制御」, 日本ロボット学会誌, Vol.3, No.4, pp.285-298 (1985-8)
- [2]' (上記を英文化したもの)
J.Oaki and T.Mita: "Path control of a robot arm using the linearized constraint control method," *Advanced Robotics*, Vol.2, No.3, pp.205-225 (1987-7)

その他の定期刊行誌掲載原著論文

- [1] F.Ozaki, K.Machida, J.Oaki and T.Iwata: "Robot control strategy for in-orbit assembly of a micro satellite," *Advanced Robotics*, Vol.18, No.2, pp.199-222 (2004-4)
- [2] N.Y.Chong, T.Kotoku, K.Ohba, K.Komoriya, K.Tanie, J.Oaki, H.Hashimoto, F.Ozaki, K.Maeda and N.Matsuhira: "A collaborative multi-site teleoperation over an ISDN," *Mechatronics*, Vol.13, pp.957-979 (2003-10)

関連する国際会議発表論文 (査読付き , 発表者*)

- [1] T.Shigemasa*, S.Adachi and J.Oaki: "Robust indirect adaptive control combined with frequency domain methods and its application to robot," Proc. 29th IEEE Conference on Decision and Control (CDC1990), pp.2183-2184, Hawaii (1990-12)
- [2] J.Oaki*, S.Adachi and T.Shigemasa: "A new servo parameter tuning system for industrial robot," Proc. 3rd ASME/ISCIE Japan-USA Symposium on Flexible Automation - A Pacific Rim Conference -, pp.53-58, Kyoto, Japan (1990-7)
- [3] J.Oaki*, F.Ozaki, H.Ogawa, T.Yoshimi, H.Hashimoto and T.Izume: "Two degrees of freedom digital servo control system for industrial robots and its tuning system," Proc. 20th International Symposium on Industrial Robot (ISIR1989), pp.769-776, Tokyo, Japan (1989-9)

関連する主な国内会議発表 (発表者*)

- [1] 大明準治*・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系における非線形関節剛性の動的推定 - 線形同定アプローチと静的検証 - 」, 第 38 回 SICE 制御理論シンポジウム資料, pp.247-250, 計測自動制御学会 (2009-9)

- [2] 大明準治*・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定 - 閉ループ要素を考慮した精度評価 - 」, 第 9 回 SICE 制御部門大会 CDROM, 計測自動制御学会 (2009-3)
- [3] 大明準治*・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定と物理パラメータ推定— 同定条件の緩和と精度評価」, 第 37 回 SICE 制御理論シンポジウム資料, pp.123-128, 計測自動制御学会 (2008-9)
- [4] 大明準治*・足立修一：「物理パラメータ推定に基づくシリアル 2 リンク 2 慣性系の外乱推定型状態オブザーバ」, JSME ロボティクス・メカトロニクス講演会 (ROBOMECH2008) CDROM, 日本機械学会 (2008-6)
- [5] 大明準治*・足立修一：「物理パラメータ推定に基づくシリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化オブザーバ」, 第 8 回 SICE 制御部門大会 CDROM, 計測自動制御学会 (2008-3)
- [6] 大明準治*・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の非干渉化同定と物理パラメータ推定」, 第 36 回 SICE 制御理論シンポジウム資料, pp.177-182, 計測自動制御学会 (2007-9)
- [7] 大明準治*・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の物理パラメータ同定」, JSME ロボティクス・メカトロニクス講演会 (ROBOMECH2007) CDROM, 日本機械学会 (2007-5)
- [8] 大明準治*・足立修一：「シリアル 2 リンク 2 慣性系の同定と状態フィードバック制御」, 第 7 回 SICE 制御部門大会 CDROM, 計測自動制御学会 (2007-3)
- [9] 大明準治*・重政 隆：「剛性を考慮したスカラロボットの同定」, 第 7 回 RSJ 学術講演会予稿集, pp.663-664, 日本ロボット学会 (1989-11)
- [10] 大明準治*・飯野 穰・吉見 卓・重政 隆：「周波数応答に基づく伝達関数の一推定法」, 第 17 回 SICE 制御理論シンポジウム資料, pp.233-236, 計測自動制御学会 (1988-6)

関連する著書

- [1] 松日楽信人・大明準治：わかりやすいロボットシステム入門 - メカニズムから制御まで -, オーム社 (1999-11)

関連する国内登録特許

- [1] 大明準治・橋本英昭・尾崎文夫・佐藤広和：「ロボット制御装置およびロボットの制御方法」, 特許第 3883544 号 (2006-11)
- [2] 大明準治：「多軸ロボットの制御装置」, 特許第 3322892 号 (2002-6)
- [3] 大明準治・足立修一・飯野 穰・重政 隆：「ロボットの制御装置」, 特許第 3200059 号 (2001-6)
- [4] 大明準治：「ロボットモデル同定装置」, 特許第 2772064 号 (1998-4)
- [5] 大明準治：「多自由度マニピュレータの制御装置」, 特許第 2645004 号 (1997-5)

関連する米国登録特許

- [1] J.Oaki, S.Adachi, Y.Iino and T.Shigemasa: “Adaptability controller for robots,” United States Patent, 5,180,956 (1993-1)
- [2] J.Oaki: “Control unit for a multi-degree-of freedom manipulator,” United States Patent, 4,989,161 (1991-1)

関連する解説記事

- [1] 大明準治:「1,000fps 高速度画像処理のアクティブカメラへの応用 - 通常照明・複雑背景での非特定物体トラッキング - 」, 日本ロボット学会誌, Vol.23, No.3, pp.282-285 (2005-4)
- [2] 尾崎文夫・大明準治:「ロボット制御における摩擦」, トライボロジスト, Vol.42, No.4, pp.19-24 (1997-4)
- [3] 大明準治・橋本英昭:「<読書案内> ロボットの動的制御を学ぶ人のために」, 計測と制御, Vol.30, No.5, p.444 (1991-5)

関連する東芝レビュー論文

- [1] 加藤健二・西原泰宣・大賀淳一郎・大明準治:「セル生産に適したロボットと制御技術」, 東芝レビュー, Vol.64, No.1, pp.52-55 (2009-1)

関連する講習会テキスト

- [1] 大明準治:「産業用メカトロニクスオートチューニング化」, 第12次モータ技術フォーラム第9回テキスト, 日本能率協会 (1994-2)

関連する研究報告

- [1] 大明準治・柴田真典・美多 勉・川瀬太郎:「ロボットマニピュレータの高ゲインフィードバック制御」, 千葉大学工学部研究報告, Vol.35, No.1, pp.23-41 (1984-1)

その他の国際会議発表論文 (査読付き, 発表者*)

- [1] T.Tojo, R.Hirano*, H.Tsuchiya, J.Oaki, T.Nishizaka, Y.Sanada, K.Matsuki, I.Isomura, R.Ogawa, N.Kobayashi, K.Nakashima, S.Sugihara, H.Inoue, S.Imai, H.Suzuki, A.Sekine, M.Taya, A.Miwa, N.Yoshioka, K.Ohira, D.-H.Chung and M.Otaki: “Advanced mask inspection optical system (AMOS) using 198.5-nm

- wavelength for 65-nm (hp) node and beyond: system development and initial state D/D inspection performance,” Proc. SPIE 24th Annual BACUS Symposium on Photomask Technology, Vol.5567, pp.1011–1023 (2004-9)
- [2] R.Okada*, J.Oaki, D.Yamamoto, N.Kondoh, H.Miyazaki, K.Uesugi, J.Amemiya, K.Shirakawa and A.Kunimatsu: “High-speed Object Tracking in Ordinary Surroundings based on Temporally Evaluated Optical Flow,” Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robotand Systems (IROS2003), pp.242–247 (2003-11)
- [3] Y.Ooi*, K.Machida, Y.Toda, F.Ozaki, J.Oaki, K.Masukawa and K.Yoshida: “Capture experiment of rotational satellite using in-orbit maintenance vehicle,” Proc. 8th International Symposium on Artificial Intelligence, Robotics and Automation in Space (i-SAIRAS2003) (2003-5)
- [4] Y.Fukuda*, J.Oaki, F.Ozaki, N.Matsuhira, K.Masukawa, Y.Ooi, S.Nishida, K.Machida, Y.Toda and T.Iwata: “Assembly experiment of microsatellite by space maintenance robot,” Proc. 6th International Symposium on Artificial Intelligence, Robotics and Automation in Space (i-SAIRAS2001) (2001-6)
- [5] N.Chong*, T.Kotoku, K.Ohba, K.Komoriya, F.Ozaki, H.Hashimoto, J.Oaki, K.Maeda, N.Matsuhira and K.Tanie: “Development of a Multi-telerobot System for Remote Collaboration,” Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robot and Systems (IROS2000), pp.1002–1007 (2000-11)
- [6] M.Jinno*, M.Uenohara, J.Oaki and K.Tatsuno: “Teaching-less Robot System for Finishing Workpieces of VariousShapes Using Force Control and Computer Vision,” Proc. IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robot and Systems (IROS1999), pp.573–578 (1999-10)
- [7] H.Nakai*, Y.Taniguchi, M.Uenohara, T.Yoshimi, H.Ogawa, F.Ozaki, J.Oaki, H.Sato, Y.Asari, K.Maeda, H.Banba, T.Okada, K.Tatsuno, E.Tanaka, O.Yamaguchi and M.Tachimori: “A Volleyball Playing Robot,” Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA1998), pp.1083–1089 (1998-5)