

博士論文

反動零空間法に基づく動力学表現と反動制御 – 軌道ロボットから人型ロボットへ –

Reaction Null Space Based Dynamic Notation and Reaction Control
– From Orbital Robots to Humanoid Robots –

東京都市大学 大学院 工学研究科
機械システム工学専攻
原 直行
指導教官 金宮 好和 教授

平成 25 年 3 月 8 日

目 次

第1章 序論	17
1.1 研究背景	18
1.2 軌道ロボット	19
1.2.1 動力学的干渉	21
1.2.2 反動零空間法	22
1.2.3 特異点問題	24
1.2.4 特異点適合法	25
1.3 人型ロボット	26
1.3.1 バランス制御の研究	26
1.3.2 手先の力制御の研究	27
1.3.3 先端動力学と作業空間の定式化	28
1.3.4 人型ロボットにおける力制御の研究	28
1.4 多関節ロボットの反動零空間法に基づく制御	29
1.4.1 軌道ロボットへの適用	30
1.4.2 人型ロボットへの応用	31
1.5 研究目的	31
1.6 本論文の構成	33
第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現	35
2.1 多関節ロボットの動力学的干渉	35
2.1.1 非固定ベースロボット	37
2.1.2 浮遊ベースロボット	41
2.1.3 柔軟ベースロボット	45
2.1.4 固定ベースロボット	46
2.1.5 マクロミニマニピュレータシステム (MMMS)	47
2.1.6 人型ロボット	49
2.2 多関節ロボット動力学における冗長運動の完全分解表現	55
2.2.1 作業空間の定式化 (Operational Space Formulation)	56

2.2.2 反動零空間の定式化 (Reaction Null Space Formulation)	60
2.3 結言	64
第3章 二重タスク制御と分解反動制御の提案	65
3.1 反動零空間法に基づく反動制御	65
3.1.1 無反動制御	66
3.1.2 振動抑制制御	67
3.1.3 運動量保存制御	69
3.2 二重タスク制御とダイナミック特異点	70
3.2.1 手先運動と反動の二重タスク定式化と制御	70
3.2.2 ダイナミック特異点の性質	72
3.2.3 タスク優先度	72
3.2.4 計算トルク制御と閉ループシステム	76
3.3 マクロ部先端空間の定式化に基づく振動抑制制御	77
3.3.1 MMMS の振動抑制制御	77
3.3.2 柔軟ベースロボットの振動抑制制御	78
3.3.3 作業空間の定式化に基づくマクロ部先端動力学	78
3.3.4 マクロ部先端空間の定式化に基づく振動抑制制御	80
3.4 分解反動制御とモーションフォース制御	80
3.4.1 分解反動制御	81
3.4.2 反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御	83
3.4.3 作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御	84
3.5 結言	85
第4章 二次元平面モデルの柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータによる検証	87
4.1 柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータ	87
4.2 ダイナミック特異点問題と解決手法	88
4.2.1 無反動制御のダイナミック特異点問題	89
4.2.2 振動抑制制御のダイナミック特異点問題	89
4.2.3 ダイナミック特異点問題の解決手法	91
4.3 ダイナミック特異点付近での切り替え制御	91
4.3.1 ダイナミック特異点近傍領域外における制御	92
4.3.2 ダイナミック特異点近傍領域内における制御	93

4.3.3 シミュレーション	95
4.4 切り替えを必要としない経路追従振動抑制制御	100
4.4.1 シミュレーション	103
4.5 全域経路追従振動抑制動作戦略	104
4.5.1 シミュレーション	106
4.6 結言	109
第5章 三次元モデルのマクロミニマニピュレータモデルによる検証	111
5.1 JEMRMS/SFA のモデリング	113
5.2 ダイナミック特異点問題の解決	114
5.2.1 無反動振動抑制制御	114
5.2.2 軌道追従振動抑制制御	115
5.2.3 運動量保存制御	116
5.2.4 シミュレーション	116
5.3 マクロ部手先空間動力学に基づく振動抑制制御	122
5.3.1 マクロ部手先動力学モデル	123
5.3.2 振動抑制制御トルクの導出	124
5.3.3 シミュレーション	124
5.4 経路追従反動制御	127
5.4.1 ミニ部の二重タスク化	127
5.4.2 経路追従反動制御	128
5.4.3 シミュレーション	129
5.5 結言	131
第6章 反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御の適用	133
6.1 平面上の非冗長・冗長マニピュレータによる検証	133
6.1.1 非冗長マニピュレータ	133
6.1.2 冗長マニピュレータ	138
6.2 小型人型ロボットHOAP-2モデルによる検証	144
6.2.1 HOAP-2モデルのRNS-C	146
6.2.2 シミュレーション	147
6.3 結言	151
第7章 結論および今後の研究課題	153
7.1 結論	153

7.2 今後の研究課題	154
謝辞	157
参考文献	159
研究成果	169
付録A 運動学と動力学	171
A.1 姿勢変位と回転行列	171
A.2 零空間射影行列とべき等行列について	171
A.3 多関節ロボットの動力学計算手法	172
付録B 対象アプリケーションのモデリング	175
B.1 TREP-R	175
B.2 JEMRMS/SFA	178
付録C 冗長3自由度マニピュレータの特異点	183
C.1 TREP-R モデルを対象とした三つの特異点	183
C.2 特異点の可視化と解析	184

図 目 次

2.1	Categorization of composite-rigid multibody system: (a) unfixed base robot, (b) free-floating base robot, (c) flexible base robot, (d) fixed base robot, (e) macro-mini manipulator system and (f) humanoid robot.	36
2.2	Model of a unfixed-base robot.	37
2.3	Unfixed base robot with the coordinate of end-link A	39
2.4	Inertia coordinate $\{0\}$ and the position vector between two coordinates: $\{A\}$ and $\{B\}$ w.r.t. the inertia coordinate.	40
2.5	Model of a free-floating base robot.	41
2.6	Spatial momentum of a free-floating base robot.	42
2.7	Model of a flexible-base robot.	45
2.8	Model of a macro/mini manipulator system.	47
2.9	Model of humanoid robot.	49
2.10	Model of humanoid robot with constraint condition of end-link B . . .	51
2.11	Model of humanoid robot with constraint conditions of both end-link A and B	53
2.12	Unfixed base robot can be interpreted as not only free-floating base robot but also humanoid robot.	63
3.1	Macro manipulator can be interpreted as a flexible base.	79
3.2	Model of a unfixed-base serial-link limb. The system constitutes a single composite-rigid body, C denoting its CoM.	82
4.1	Model of a planar flexible-base three-DOF redundant manipulator. . .	88
4.2	Example of a dynamically singular configuration on a planar flexible-base three-link redundant manipulator model. The manipulator workspace is restricted by RLM and the VS control using kinematically redundancy is limited.	89

4.3 Subtask performance capability: (a) simultaneous trajectory tracking and vibration suppression is possible away from a singularity; (b) in the neighborhood of a dynamic singularity, vibration suppression is impossible due to an unilateral constraint on the CoM motion; (c) in the neighborhood of a dynamic singularity, simultaneous path tracking and momentum conservation is possible.	90
4.4 Snapshots showing the variation of the dynamic singularities loci (bold solid curve) located within the manipulator workspace (outer solid semicircle) during desired path (broken line) tracking from right start position ($t = 0$ s) to left goal position ($t = 10$ s) with a relatively low speed. The three-link manipulator is described with the three solid lines from the origin point to the current point on the desired path. The curves are parameterized by the first joint angle and are centered, therefore, at the second joint.	96
4.5 Low-speed path tracking with vibration suppression around the singularity. Significant base vibrations are induced. The singularity could not be crossed.	97
4.6 Low-speed path tracking without vibration suppression around the singularity. The base deflects insignificantly. The singularity could be crossed.	97
4.7 High-speed path tracking without momentum conservation around the singularity. The base deflects significantly due to the large acceleration of the CoM.	99
4.8 High-speed path tracking with momentum conservation around the singularity. Trajectory reparameterization helped to ensure insignificant base deflection.	99
4.9 Model of a planar flexible-base three-DOF redundant manipulator. (a) Example of a dynamically singular configuration. The manipulator workspace is restricted and the VS control is limited. (b) Path-following VS control method for resolving the problem of dynamic singularities.	101
4.10 Simulation results with pseudoinverse VS control. The position errors and the base vibration due to the base disturbance cannot be suppressed instantly.	104

4.11	Simulation results with reactionless VS control. The positioning errors and the base vibration due to the base disturbance cannot be suppressed and then the system is destabilized.	105
4.12	Simulation results with path-following VS control. Positioning error along x -axis can be tolerated. Base vibrations due to the base disturbance can be suppressed instantly.	105
4.13	Gross path-following VS motion strategy: (a) path-following VS control for coarse positioning and (b) RLM control for precise positioning.	106
4.14	Gross path-following VS motion strategy. Motion is initialized at a dynamic singularity. The goal position is outside the RLM area (shown in (a)). Phase I: Path-following VS control is employed, whereby a desired imposed force is applied from the beginning till $t = 2$ s to inject the energy needed to move the end-tip in the $-x$ direction along the desired path. Phase II: Reactionless VS motion is used to ensure the accurate final end-tip position.	107
5.1	Macro manipulator (q_1-q_3) and mini manipulator (q_4-q_{12}). This is the initial configuration and the desired path direction used in the simulations.	112
5.2	Reactionless motion control (Sim. 1) vs vibration suppression control (Sim. 2). With vibration suppression control it is possible to go through the dynamics singularity of reactionless motion control.	121
5.3	Vibration suppression control (Sim. 3) vs momentum conservation control (Sim. 4). With momentum conservation control it is possible to go through the dynamics singularity of vibration suppression control.	121
5.4	Configurations of the macro part: (a) Case 1 and (b) Case 2.	124
5.5	The results of free vibration of the joints of macro part and no input joint torques of mini part.	125
5.6	simulation results of Case 1 + Method I.	126
5.7	simulation results of Case 1 + Method II.	126
5.8	simulation results of Case 2 + Method I.	126
5.9	simulation results of Case 2 + Method II.	126

5.10 The results of the numerical simulation via the proposed controller (5.21) for JEMRMS/SFA: input torques ((a) from fourth to sixth joints and (b) from seventh to twelfth joints); (c) three-dimensional end-effector position; (d) second and third joint angles; (e) the end-effector (EE) position errors of the mini manipulator along x and y -axes; (f) the value of $\det \mathbf{A}$	131
6.1 Planar four-link three R-joint limb models used in: (a) Reaction Null-Space formulation (end-links A and B denote the end-effector and the base, respectively); (b) Operational Space formulation (end-links A and B denote the base and the end-effector, respectively). The passive joints appear since the end-link orientation is ignored, thus obtaining equivalent 2R nonredundant limbs.	134
6.2 Nonredundant limb: numerical simulation results with RNS-C.	136
6.3 Nonredundant limb: numerical simulation results with OSF-C.	137
6.4 Planar five-link four R-joint limb models used in: (a) RNS formulation (end-links A and B denote the end-effector and the base, respectively); (b) Operational Space formulation (end-links A and B denote the base and the end-effector, respectively). The passive joints appear since the end-link orientation is ignored, thus obtaining equivalent 3R redundant limbs.	138
6.5 Snapshots from the simulation with a redundant limb, tracking a circular path. Self motion is initialized at $t = 5$ s with $\boldsymbol{\tau}_a = \mathbf{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a$, $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_a = [0 \ 1 \ 0]^T$ rad/s ² . The blue and red arrows denote the desired motion and force vectors, respectively. For better visibility, the snapshots are separated into four phases (a) – (d). In the RNS-C simulation (upper graphs) significant arm reconfiguration is observed only during interval (c), i.e. immediately after adding the self motion null acceleration; in the OSF-C simulation (lower graphs) significant arm reconfiguration is observed throughout the entire motion.	141
6.6 Redundant limb: RNS-C simulation results with self motion initialized at $t = 5$ s with $\boldsymbol{\tau}_a = \mathbf{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a$, $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_a = [0 \ 1 \ 0]^T$ rad/s ²	142
6.7 Redundant limb: OSF-C simulation results with self motion initialized at $t = 5$ s with $\boldsymbol{\tau}_a = \mathbf{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a$, $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_a = [0 \ 1 \ 0]^T$ rad/s ²	143

6.8	HOAP-2.	144
6.9	Attachment for white board cleaning task of HOAP-2.	145
6.10	Definition of the coordinate system in this experiment .	146
6.11	Block diagram for simulation on HOAP-2 model.	148
6.12	Initial configuration of simulation on HOAP-2 model.	148
6.13	RNS-C with gravity on HOAP-2 model.	150
B.1	TREP.	176
B.2	TREP-2.	176
B.3	TREP-R.	176
B.4	Model of a planar three-link manipulator on a flexible base tracking the desired end-tip path.	177
B.5	JEMRMS/SFA skeleton model .	180
B.6	JEMRMS/SFA skeleton model including the parameters of each both link length and CoM posititon.	181
C.1	Model of a planar three-link manipulator on a flexible base.	183
C.2	Example of each singular configuration of: (a) Case 1, (b) Case 2 and (c) Case 3.	186
C.3	Dynamics singular configuration.	186
C.4	Map of kinematic singularities (KS).	187
C.5	Map of coupling inertia singularities (CIS) with $q_1 = 0$ rad.	187
C.6	Map of dynamics singularities (DS), with $q_1 = 0$ rad.	187
C.7	Map of coupling inertia singularities (CIS), with $q_1 = i\pi/12$ rad ($i = 1, 2, \dots, 12$).	188
C.8	Map of dynamics singularities (DS), with $q_1 = i\pi/12$ rad ($i = 1, 2, \dots, 12$).	189

表 目 次

5.1 Initial configurations of the both macro and mini parts.	125
B.1 Model of a planar 3R manipulator on a flexible base. Note that I_1 , I_2 and I_3 are given w.r.t. the joint centers.	176
B.2 Spring and damper gains of each joint and i -th length for JEMRMS/SFA.	179
B.3 Mass and inertia parameters and CoM position of each link for JEM-RMS/SFA.	179
C.1 Combinations of KS and CIS and DS.	186

表記法

零は「Null」を，ゼロは「0」の意味で使う。並進方向と回転方向を合わせた六次元ベクトルを「空間ベクトル(Spatial vector)」として扱う。また，「空間」形容詞として用いる場合(Spatial)，「ベクトル」を除く(例：空間速度，空間運動量，空間力)その他，一部の変数を除き，本論文では基本的に以下の表記法に従う。

$\{\circ\}$: 座標系 (Coordinate frame) または集合 (Set)

U : 単位行列 (Unit matrix)

$(\circ)^T$: 転置行列 (Transpose matrix)

$\Delta(\circ)$: 変位 (Displacement)

$\dot{(\circ)}$: 時間微分 (Time differential variable)

$\partial(\circ)$: 偏微分 (Partial differential variable)

イタリック + 小文字 = スカラ－量

イタリック + 小文字 + ボールド = ベクトル

イタリック + 大文字 + ボールド = 行列

カリグラフィック = 並進と回転の六次元

第1章 序論

本論文では、多関節体システム(Composite-rigid multibody system)である宇宙の軌道ロボットと地上の大型ロボットの動力学的干渉を活用した反動制御について扱う。

多関節体システム(多自由度ロボット)の運動を自在に制御するためには、外部環境へ与える反動を制御する必要があり、システム全体の動力学的性質を利用する手法がこれまでに提案されてきた。本論文では、このような課題に対して、過去に軌道ロボットの研究で提案された「反動零空間法」の概念に基づき、システムの運動学的な冗長性(Kinematic redundancy)による運動成分が起因の動力学的干渉の存在を明確にすることで、先端運動による反動と冗長運動(Self motion)による反動を完全に分解して表現(定式化)し、これを用いた新たな制御手法として手先と冗長運動の「分解反動制御」を実現する。本制御法は多関節体システムすべてに適用可能という大きな利点を持っており、軌道ロボット(柔軟ベースロボット、マクロミニマニピュレータシステム)から大型ロボットまで、多様なロボットシステムに対して有効な制御法であることを次の研究成果により具体的に示す。

1. 過去に、柔軟関節を有するマクロミニマニピュレータシステムや柔軟ベース上マニピュレータを対象とした、反動零空間法に基づく振動抑制と先端軌道追従を同時に制御する軌道追従振動抑制制御を開発した。この際に現れる「ダイナミック特異点(Dynamic singularity)」問題を解析し、問題を解決可能な新たな制御手法として、運動量保存制御と経路追従制御を提案する。そして、平面上の柔軟ベース上マニピュレータや国際宇宙ステーションに搭載されているJEMRMS/SFAをモデルとした動力学シミュレーションを通して、提案する三つの制御手法の有用性を検証する。
2. マクロミニマニピュレータシステムの振動抑制制御において、マク

口部の新たなモデリング手法を提案する。従来、マクロ部のモデリングは柔軟ベースと同等に扱っていたため、マクロ部の幾何学的特性と運動学的特性、動力学的特性を正確に反映していなかった。そのため、マニピュレータ先端の動力学表現によく用いられる「作業空間による定式化」を応用し、マクロ部の正確なモデリング手法を提示する。また本手法により、マクロ部の姿勢を考慮した振動抑制が可能であることを、動力学シミュレーションを通して示す。

3. 軌道ロボットで用いた反動零空間法に基づく定式化を人型ロボットに適用する。基礎的特性を明確にするため、反動零空間法による定式化と、作業空間による定式化、二つの定式化それぞれに基づくそれぞれのモーションフォース制御を導出し、固定ロボットモデルを対象とした動力学シミュレーションを通して比較する。この結果より、反動零空間法による定式化が、キネマティック特異点 (Kinematic singularity) 問題の解決やベース部に対する反動の抑えた冗長運動を得られることを示す。さらに、実験機 HOAP-2 の動力学シミュレーションと実機実験を通じて、その有用性を示す。

1.1 研究背景

世界初の本格的な人型ロボット（ヒューマノイドロボット）である本田技研工業株式会社の ASIMO^[1]¹は、2000年11月20日に発表された²。その前進となる2足歩行ロボット E0 の研究開発は1986年から行われており、その他、数多くの2足歩行ロボットが1980年代に発表されている³。また、世界的な軌道（軌道上）ロボットの研究開発もまた1985年ほどからである[5]。

これら世間一般にはまったく馴染みのなかった人型ロボットや軌道ロボットとは対称的に、地上では産業用ロボットが、高度成長期の活発な設備投資の恩恵を受け、主に自動車産業において発展していた[6, 7]。元々アメリカで誕生した産業用ロボットは、その後日本において安川電気、パナソニック、ファナック、川崎重工業、不二越などの数多くの企業の成長とともに本格的な技術発達を果たし、高出力化や高速化、高精度化、高剛性化を達成した。このような産業用ロボットでの研究開発により得た技術（セン

¹Advanced Step in Innovative Mobility、「新しい時代へ進化した革新的機動性」の略。

²[2] や [3] も参照されたい。

³詳細は [4] を参照されたい。

サ技術・モータ技術・制御技術など)の多くが、現在の軌道ロボットや人型ロボットでも用いられている。一方で、産業用ロボットとは違った技術が、軌道ロボットや人型ロボットとともに要求されることも想像に難くない。特に、研究対象である制御技術については、無重力環境⁴下である軌道ロボットと重力環境下の人型ロボットで、制御に要求する仕様は大きく異なる。以下では、軌道ロボットと人型ロボットそれぞれにおける課題とその研究過程について述べる。

1.2 軌道ロボット

宇宙において、繊細な作業は宇宙飛行士の船外活動により手作業で遂行されている。宇宙飛行士は、ロボットアームの先端や命綱に固定され、一度に6時間という精神的にも肉体的にも厳しい長時間の作業に耐える必要がある。船外に出て作業をするためには、様々な行程を踏む必要がある。6時間の作業達成のために必要な時間は、国際宇宙ステーション(ISS)で行った場合で、作業前に4時間半そして作業後に1時間であり、全体では約12時間の作業となる。またスペースシャトルで行った場合は、15時間以上にもなる[8]。さらに、スペースデブリ[9]の衝突危険性も存在する。このような非効率かつ高リスクな船外活動を低減させるためには宇宙飛行士に代替する宇宙ロボットが必要不可欠である。

世界的な宇宙ロボットの研究開発は1985年頃からであり、これまでに数多くの宇宙ロボットが開発されてきた[5]。宇宙ロボットを大別すると、地球近傍の軌道で働く軌道上ロボット(On-orbit robot)と、月や惑星などの天体上で働く惑星ロボット(Planetary robot)の二つに分けられる[10]。さらに、軌道上ロボットは、実験試料交換のための操作などルーチン作業を行うためによく用いられる船内ロボット(Intra-vehicular robot)と、構造物組み立て、装置交換、点検・保守・保全を行うためによく用いられる船外ロボット(Extra-vehicular robot)に分けられる。一方で、惑星ロボットのほとんどは探査ローバであり、主に車輪やクローラなどの不整地走行性を考慮した移動機構を有し、月や火星の地理探査、資源採掘などを行うが、ここでは軌道ロボットについて扱う。

⁴ 実際はわずかに重力が存在する微小重力環境である。ただし、本論文では無重力として扱う。

船外活動を担う宇宙飛行士の代替として過去に開発されてきた軌道ロボットとしては、国際宇宙ステーション (International Space Station: ISS) の宇宙ステーションリモートマニピュレータ (Space Station Remote Manipulator System: SSRMS) 別名カナダアーム2 (Canadarm2) の先端にデクスター (Dextre) と呼ばれるロボット (Special Purpose Dexterous Manipulator: SPDM) [11, 12] が固定されたシステムや、日本実験棟「きぼう」(Japanese Experiment Module: JEM) に搭載された親アーム (JEM Remote Manipulator System: JEMRMS) の先端に子アーム (Small Fine Arm: SFA) [13] が固定された日本のロボットアーム (JEMRMS/SFA) [14]、Robonaut 2[15, 16]⁵などのロボットアームの先端に固定された器用なロボットや、命綱のようなワイヤで固定されたロボット (テザーロボット [17], REX-J[18]) などが挙げられる。

これらのロボットシステムは、梁の長いマニピュレータの先端に梁の短いマニピュレータが固定されたシステムであることから、Sharon ら [19] によってマクロマイクロマニピュレータシステム (Macro-Micro Manipulator Systems: MMMS) と提唱され、古くから研究されてきた。ただし、マイクロというほどの小ささではないため、以降ではマイクロマニピュレータをミニマニピュレータ (Mini manipulator) とし、マクロミニマニピュレータシステムと称する。マクロミニマニピュレータシステムは、核廃棄物処理 [20, 21] や宇宙ロボット工学の分野においても広く研究されている [22, 23]。

船外パレット (Experiment Logistics Module Exposed Section: ELM-ES) における実験装置や搭載機器の交換作業などに用いられる [14] 日本のロボットアーム (JEMRMS/SFA) は、国際宇宙ステーションの日本実験棟「きぼう」に搭載され、マクロマニピュレータ (マクロ部) により粗位置決めを行った後、次にマクロ部の関節を固定した状態でミニマニピュレータ (ミニ部) により精細作業を行う。しかし、ミニ部を用いた作業中に発生する動作反動が、ミニ部を固定しているマクロ部関節に伝わり、マクロ部のギアボックス内に存在するバックラッシュなどに影響することで関節の振動問題を引き起こす [24]。さらに、この振動問題がマニピュレータ先端の位置精度に悪影響を与える。言い換えると、これらの問題は、ミニ部の動作反動、つまりマクロ部とミニ部の間の「動力学的干渉 (Dynamic coupling)」に起因する。

⁵導入初期では船内での活動に留まるが、将来的には第3ステージにて船外活動を実施する予定である。

1.2.1 動力学的干渉

前述したように、マクロミニマニピュレータシステムに内在するマクロ部とミニ部の動力学的干渉がマクロ部の長い梁や、関節の振動を誘発する。前者は柔軟リンク、後者は柔軟関節としてそれぞれ研究されており、この干渉により発生する振動の問題解決に対する過去の研究は数多い。

- Leeらは、慣性ダンパ力 (Inertial damping force) を利用した振動抑制を提案している [25]。
- Torresらは、ベース振動によるマニピュレータの干渉エネルギーを各関節に設定したばねダンパゲインにより消散させる擬似受動エネルギー消散 (Pseudo-Passive Energy Dissipation: P-PED) 手法を提案している [26]。
- Lewらは、マイクロアームをマクロアームに取り付けたマクロマイクロマニピュレータ⁶に対し比例微分 (Proportional and Derivative: PD) 制御によるマイクロアームの関節制御と慣性ダンパ力を利用したマクロ部の柔軟運動補償を合わせた制御手法を提案している [27]。
- Sharfは、[25]と同様に慣性ダンパ力を利用した振動抑制を提案しているが、関節トルクを与えていたLeeらに対し、Sharfはマクロ部先端に対する振動抑制を提案している [28]。
- 近野らは、柔軟リンクマニピュレータに対する振動抑制を提案している [29]。
- 此上らは Input Shaping (Pre-shaping) を利用したフィードフォワード制振制御をマクロミニピュレータシステムに適用している [30]。
- 安孫子らは、干渉慣性力を利用した振動抑制の最適制御をマクロミニマニピュレータに提案している [31]。

振動抑制は、制御の視点から非常に興味深い課題の一つである。そのため、マクロミニマニピュレータシステムをより簡潔にしたアプリケーションである柔軟ベース上ロボットにおいても研究例がある。柔軟ベース上ロボットは、マクロミニマニピュレータ同様、マニピュレータ動作と柔

⁶マクロミニマニピュレータと同意

軟ベースの動作が干渉しているため，マニピュレータ動作により発生した空間反力⁷が柔軟ベース部に対し外乱として働き振動を誘発させる。そして，発生した振動によりロボットの先端位置精度は悪化し，システムは不安定となる。例としては，工業用ロボット[32]や人型ロボット[33, 34]の分野における研究が挙げられる。また，動力学的干渉による問題も興味深い議題であり，マクロミニマニピュレータシステムや柔軟ベース上ロボットのみならず，どこにも固定されないフリーフローティングシステムを対象とした研究例も多く存在する[35, 36]。

1.2.2 反動零空間法

マクロミニマニピュレータシステムにおいても，柔軟ベース上ロボットにおいても，作業達成のためにミニ部が動作することで振動が発生するため，マニピュレータの先端制御と同時に振動抑制を行う必要がある。このような制御に対して，過去にいくつかの提案がなされている。

- Mavroidis らは振動中でのミニ部先端制御を提案している[37]。
- Cannon Jr. らは，振動を最小に抑える動作生成を提案している[38]。
- Cannon らは，振動の抑制と柔軟ベース部への外乱を最小にするための指令生成を同時に達成する手法を提案している[39]。
- Nenchev らは，宇宙ロボティクスの制御手法として逆動力学を利用した反動零空間(Reaction Null Space: RNS)法の概念を適用している[40]。

文献[40]において利用された反動零空間法は，軌道ロボットの一種である浮遊ベースロボット(フリーフローティングロボット)の研究[41, 42, 43]から生み出されたものである。柔軟ベース上単腕マニピュレータを対象にした研究では，平面における柔軟ベース上非冗長2自由度マニピュレータを対象とし，選択行列により指定した方向の干渉を考慮した無反動経路(Reactionless path)でのPTP(Point-To-Point)制御[44]や振動抑制(Vibration suppression)[45]がある。また，柔軟ベース上双腕マニピュレータを対象にした研究では，動力学的な冗長性(Dynamical redundancy)を用いることにより，作業を行うマニピュレータの動作反応をもう一つのマニピュレータ

⁷並進方向と回転方向の計6次元を扱う場合「Spatial」の意味で「空間」を用いる

で補償する無反動経路や振動抑制制御が提案され[46]，両方を同時に達成できることも検証されている[47]. しかしながら，マニピュレータの初期姿勢により先端の動作が特定の軌道上のみを動作し，作業領域が制限される問題が発生する.

一方，動力学的な冗長性を利用するのではなく，運動学的な冗長性(Kinematical redundancy)を持つ単腕マニピュレータを利用する手法も，以前より提案されており，冗長マニピュレータ先端の制御時に，冗長運動による障害物回避や特異姿勢回避などの高機能な作業を行うことが可能となる. これらは，吉川[48] や Baillieu[49]，Nenchev[50]，中村[51]により解析されている. また，この運動学的な冗長性をアプリケーションに活かした研究が多い.

- Quinn は，宇宙空間で使用するフリーフライングロボットのマニピュレータ先端の動作とベース部の動作を同時に制御することを目的とした研究をしている[52].
- 吉川らは，マクロ部関節のバックラッシや梁の弾性たわみを冗長マイクロマニピュレータを用いて補償する研究をしている[53].
- Hanson らは，振動抑制制御をマニピュレータ先端の制御に組み合わせることにより，振動問題を解決する研究をしている[54].
- Kim らは，柔軟リンクを持つ冗長マニピュレータの振動を冗長運動により抑える研究をしている.[55].
- Nenchev らは，浮遊ベースロボットにおいて衛星の姿勢を変化させないマニピュレーションを実現する FAR (Fixed-Attitude Restricted) ヤコビアン[42] や，柔軟ベースロボットに対し無反動動作生成(Reactionless motion: RLM)と振動抑制を合わせた制御手法[40]を提案し，シミュレーションにより制御の有用性を検証している.

菱沼らは，柔軟ベース上双腕マニピュレータの問題に対し，冗長自由度を生かした無反動制御や振動抑制制御の有効性を平面上の柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータ「TREP-R」(B.1を参考されたい)を対象に実験的に検証した[56]. この結果，振動を発生させない手先制御と，手先制御に影響しない振動抑制制御を達成した. しかし，反動零空間により課せられる拘束条件により，マニピュレータの作業領域を縮小させる問題が現

れた。例えば、並進方向のみ考慮した場合、無反動制御を達成するためにはマニピュレータの重心を加速させることができず、初速度を持っていない限り初期位置から動くことはできない。このような状態で先端を制御した場合に、重心が動作できないため、先端の軌道範囲を縮小せざるを得ない。このような問題は、「ダイナミック特異点」の存在により発生する。

1.2.3 特異点問題

ロボット工学での特異点問題は、一般的に逆運動学上のキネマティック特異点問題を示す。キネマティック特異点問題は、ゼロ割り問題として広く知られている。具体的には、マニピュレータ関節空間からマニピュレータ先端空間への写像において、先端の目標値が作業空間外である場合や、ロボットの姿勢変化により過拘束状態となった場合に、不可解（逆行列に含まれる行列式の値が零となる）問題である。この問題については、以下で議論されている。

- 花房ら [57] や吉川ら [48] は冗長自由度を利用した特異点回避を提案している。
- 中村らは特異点低感度法を提案している [58] ,
- Nenchev らは、零空間を用いた特異点適合法を提案している [59, 60, 61] .
- 杉原が特異点低感度法の減衰因子の選び方について議論している [62] .

マニピュレータの先端制御に上記の特異点問題がある上で、先端制御と振動抑制を同時に扱う場合に、新たな特異点「ダイナミック特異点」が現れる。マクロミニマニピュレータシステムや柔軟ベース上マニピュレータの先端制御と同時に振動抑制を満たすためには、このダイナミック特異点を考慮する必要がある。より正確には、振動抑制のために動力学上の干渉慣性行列を制約として同時に満たす必要がある。

ダイナミック特異点は、過去にフリーフローイングスペースロボットに関する研究で扱われている [63] . これによると、フリーフローイングロボットの制御にダイナミック特異点が存在することが述べられており、キネマティック特異点の分布が事前に予測し回避することが可能である一方で、ダイナミック特異点の分布は予測が困難であることを指摘してい

る。その理由は、ダイナミック特異点の分布が、制御がマニピュレータの幾何学パラメータのみならず、質量および慣性パラメータに依存しているため、非線形の影響を受けマニピュレータ姿勢により時間変化するからである。このようにダイナミック特異点の分布は、マニピュレータの姿勢とともに変化し経路計画を困難にするため、従来の特異点回避は、作業空間内に分布するダイナミック特異点に対し通用しない。マクロミニマニピュレータシステムや柔軟ベース上マニピュレータにおいても動力学的干渉を利用するため、マクロ部とミニ部間、または柔軟ベース部とマニピュレータ部間の干渉慣性を利用した振動抑制に由来するダイナミック特異点が存在する。

1.2.4 特異点適合法

1.2.2において述べたように、柔軟ベース上双腕マニピュレータの補償マニピュレータが、作業マニピュレータの作業空間を制限させる問題が発生する。これもダイナミック特異点が原因である。このような制御上の特異点問題に対して過去に特異点適合法 [59, 60, 61] を適用できる。これは、特異点問題の要となる行列式の値を特異姿勢付近で調整すること、厳密な解を得ない代わりに、特異点付近でも動作が不安定とならない、より実用的な動作生成を可能としている。柔軟ベース上双腕マニピュレータに、特異点適合法を利用した場合、ジョイスティックによる遠隔操作の離散的入力に対しても安定した制御が可能である [64]。

柔軟ベース上冗長マニピュレータにおいては、ダイナミック特異点の分布変化の議論や特異点付近での統括された制御手法の提案がされ、マニピュレータの作業範囲内において、振動を与えない先端制御を実現する反動零空間法に基づく無反動制御と外乱による振動を抑制する振動抑制を同時に満たす制御手法を提案し、外乱環境下でも、先端位置制御と振動抑制制御を同時に達成可能であることが示された [56]。しかし、無反動動作によるダイナミック特異点がマニピュレータの作業空間を縮小させた。この問題を緩和するため、擬似逆行列規範の先端経路追従制御とマニピュレータの運動学的冗長自由度を利用した振動抑制の組み合わせ、この作業空間縮小問題を解決した [65]。特に、タスク優先度の概念 [57, 66, 67]に基づき幾何学的な冗長自由度を利用することで、先端制御と同時にこの先端制御に起因する振動を抑制可能である。

1.3 人型ロボット

住環境下での利用が期待されている人型ロボットは、様々な視点から研究がなされている。主には、運動計画および制御、機械要素（アクチュエータ、センサ、回路、材料・素材）設計開発、物体・環境の把握・認識などがあげられるが。その他、情報技術との融合や、対人環境における精神的な人への影響、安全性確保のための法整備など、人型である故に、そして対人であるが故に、多種多様な議論が必要とされている。その中で、本論文の研究対象は運動計画および制御に注目する。以下では、人型ロボットの制御として幅広く研究されているバランス制御と力制御について取り上げる。

1.3.1 バランス制御の研究

前節までに紹介してきた軌道ロボットとの大きな違いは、重力の有無に他ならない。このため、重力による不安定さを解決する、安定的な2足歩行やバランス維持に関する研究が多い。2足歩行においては、ZMP（Zero Moment Point）[68] 規範の研究とリミットサイクル規範の研究に大別される[69]。バランス制御においては重心の鉛直投影点やZMP、FRI（Foot-Rotation Indicator）[70]に基づく制御がある。ZMPは様々な人型ロボットのバランス安定に用いられている指標である。たとえば、ZMPを規範としている一例としては、動歩行に始めて成功した早稲田大学加藤研究室のロボットWL-10RDがよく知られている[71]。今日の人型ロボット2足歩行技術動向については、特集「2足歩行ロボット技術」[72]に詳しい⁸。制御の観点からの高い関心より、人型ロボットにおいては歩行制御に関する研究が比較的多い。故に特集がたくさん組まれる[72, 73, 74]。

バランス制御においては、杉原らが人型ロボットの圧力中心を制御する様々な制御手法を提案している[75, 76, 77, 78]。Nenchevらは、人型に似せた平面2自由度浮遊ベースロボットを対象とした、仮想ばねダンパと反動零空間を用いた足首関節と腰関節による外乱に対するバランス制御を、ミヤチシステムズ社（旧富士通オートメーション）の小型人型ロボット「HOAP-2」⁹に応用し、前方と後方から外乱を受けても横転しない、バラン

⁸これまでの人型ロボットに関する詳しい解説は[4]を参考にされたい。

⁹Humanoid for Open Architecture Platform の略

ス制御を達成している[79]。玄らは、運動が準静的である範囲ならば、重心ヤコビアン[80]と同等の接触ヤコビアンを用いた重力補償による接触力制御でバランスを実時間制御できることを、等身大人型ロボットの実験機で検証している[81]。

1.3.2 手先の力制御の研究

上記は、人型ロボットの全身（または足腰）に関する制御であるが、人が行うさまざまな手作業も達成しなければならない。手や腕の動作戦略に関する研究としては、腕の動作生成（Motion generation）[82]や手の巧みな運動制御[83]、力制御（Force control）[84]などがあげられる。その中で、本論文は力制御に焦点を当てる。

ロボットアームの力制御の研究が本格的に始まったのが1960年代である。1970年代に(i) 力制御と位置制御を関節空間レベルで分ける制御手法や(ii) 先端位置や速度にフィードバックゲインを掛け力を表現したばねダンパ器による制御手法が提案され、それぞれ1980年頃に(i) ハイブリッド（モーションフォース）制御法と(ii) インピーダンス制御法として体系化された。これらは、1985年にWhitneyが初めて力制御についてまとめおり[85]、日本では、1991年に吉川[86]や小菅[87]がまとめている。

また近年では、これらはロボットの先端が環境と接触を伴うインタラクション制御としてまとめられる[88]。接触を伴わないロボットの運動制御では実現しえない力を必要とする様々な作業を、インタラクション制御により実現できる。そして、これらの実用化はファナックが進めている[89]。

過去に種々の研究が進められた力制御は、ロボット工学ハンドブックでは以下のように分類している[89]。まず、大きく受動的なコンプライアンス制御と能動的なコンプライアンス制御に分類でき、能動的なコンプライアンス制御は、位置制御ベースの力制御とトルク制御ベースの力制御に分けられる。そして、位置制御ベース力制御は、剛性（スティフネス制御）とダンピング制御、インピーダンス制御、仮想コンプライアンス制御に分類でき、トルク制御ベース力制御は、動力学補償のない手法（転置ヤコビ行列 J^T の利用、ハイブリッド制御）、動力学補償のある手法（外力を計測する方法、動的ハイブリッド制御）[90, 91, 92]に分類できる¹⁰。

¹⁰ただし、研究者により名所の定義が変わり、統一的ではない。

1.3.3 先端動力学と作業空間の定式化

人型ロボットに限らないが、ロボットの先端と対象物が接触している環境で、接触力を取り扱うためには、対象とするロボットの動力学を考慮する必要がある。ここで用いられる概念が手先動力学(Hand dynamics)[93]である。これを利用することで、環境と接触しているロボットの先端座標系における動力学を考慮した力制御を実現できる。本手法は、上記ロボット工学ハンドブックの分類としては、能動的なコンプライアンス制御に分類できる。過去の研究は、インピーダンス制御やモーションフォース制御などの有名なインタラクション制御を生み出している[88, 93, 94, 95]。[93]や[96]では、運動学的冗長性を有するロボットのための「作業空間の定式化(Operational Space Formulation)」と、冗長運動の完全な動力学的干渉の非干渉化手法について述べている。また先端制御で問題となる冗長性やキネマティック特異点の問題についても扱っている。しかし、依然としてキネマティック特異点問題は存在し、また固定ベース上のロボットのみ扱っている。

1.3.4 人型ロボットにおける力制御の研究

上記の力制御の研究は、固定ベースロボットを対象としている。しかし、人型ロボットは固定ベースロボットではない。このため、非固定ロボットとしてある人型ロボットでの力制御の研究が増えてきている。

まず、Russakowら[97]は、非固定ベースロボットの宇宙ロボットでも座標空間の定式化が使えるよう改良している。横山ら[98]は、開発した人と協調作業が行えるロボット「HRP-2P」を対象に、2足歩行制御、ステレオビジョンソフトウェア、聴覚に関するヒューマンインターフェースを開発し、人の声で指示し、ビジョンシステムで物体を認識および追跡しながら、2足歩行により人と対象物を持ち運ぶ協調作業を達成している。HRP-2Pは、搭載された双腕により対象物を制御し、手先のFTセンサにより歩行方向を制御する。

- Soら[99]は、運動学影響係数行列(Kinematic influence coefficient matrix)による勾配投影手法(Gradient projection method)を用いた、外力と内力を最小に抑えた動作生成アルゴリズムを提案し、人型に似せた平

面4自由度ロボットや平面3自由度ロボット、平面双腕ロボットに適用し提案手法の有用性を検証している。

- Parkらは、作業空間の定式化の手法を多点接触に拡張[100]し実機実験を行っている、また、多点接触の手法を人型ロボットへ適用し地面に接触している間は、手先足先が固定されている接触条件を追加し、その上で残りの冗長性を制御に用いている[101]。
- 近野ら[102]は、非固定ベースロボットが非接触状態から接触状態へ遷移する場合の制御手法について研究している。愛知万博で披露したHRP-2による和太鼓演奏と棒術を事例研究とした制御手法の検証を行っている。壁の準静的な押し動作と動的な押し動作の比較を行い、準静的の場合には重心(Center of Gravity: CoG)がほぼ動かないが動的な場合はCoGが動くことを検証している。また、角運動量を最小にしつつ衝撃力を最大にする、人型ロボット衝撃動作生成のための逐次最適化手法を提案し、HOAP-2による空手チョップ動作を事例研究とした制御手法の検証を行っている[103]。
- Sentisらは、非固定ベースロボットでの作業空間の定式化[97]を人型ロボットに適用[104]し、姿勢制御、内力や外力の制御、空中での動作制御を達成している[105]。また、仮想リンクを用いた外部環境との多点接触中での重心、手先、内力を統括した制御を提案し、ASIMOをモデルとした動力学シミュレーションで検証している[106]。作業空間の定式化に基づく非固定ベースロボットの動力学表現については、Parkら[107]や安孫子ら[108]も議論している。

これら研究からも分かる通り、人型ロボットの力制御においては、作業に伴うバランスの制御を同時に要求される。よって、バランスと力の制御を同時に達成する制御理論が今後の研究対象と言える。

1.4 多関節ロボットの反動零空間法に基づく制御

前節までに、軌道ロボットと人型ロボットのそれぞれの研究背景を追ってきた。これまでに登場してきた、軌道ロボットである「浮遊ベースロボット」や「柔軟ベースロボット」「マクロミニマニピュレータシステム」そして「人型ロボット」は、ベースが固定されていない「非固定ロボット」と

してまとめられる。また、拘束条件を追加することで、「非固定ロボット」は「固定ベースロボット」へと変化する。よって、非固定ロボットの動力学は、全てのロボットの原点と言える。本論文では、これらロボットを総じて「多関節ロボット」と呼ぶ。

よって、それぞれのロボットは異なった研究過程を持つが、多関節ロボットという共通である。また、力や反動を制御する必要があることも共通点である。さらに、力や反動制御のためにロボットの動力学（または準静力学）を考慮する必要があることも共通点である。以下では、動力学を考慮した力制御という観点より、軌道ロボットと人型ロボットの共通点についてまとめる。

1.4.1 軌道ロボットへの適用

例えば、衛星にマニピュレータが搭載されたフリーフローティングロボットの例では、地上との交信が途絶えないよう衛星の姿勢を維持することが重要となる。柔軟ベースにマニピュレータが固定された柔軟ベース上ロボットの例やマクロミニマニピュレータシステムの例では、マニピュレータ動作によるベース変位や振動を抑えることが目的となる。このように軌道ロボットでは、この動力学的干渉による影響を考慮し制御する必要がある。例えば、フリーフローティングの場合はマニピュレータ動作による衛生への反動モーメントを最小に抑えることで、衛生姿勢が維持できる。柔軟ベース上ロボットやマクロミニマニピュレータシステムの場合は、柔軟ベースやマクロ部に対する反力を最小に抑え、また振動を抑える反力を発生させることで、振動を抑制できる。

1.2で前述の通り、過去に開発された浮遊ベースロボットの無反動動作生成と制御や、柔軟ベースロボットの振動抑制制御は、上記を達成するのに有効であることを動力学シミュレーションと実機実験で証明している。これに加えて、本論文では軌道ベースロボットの運動量保存制御を提案する。これらは、すべて反動零空間法に基づく分解反動制御としてまとめられる。そして、先端制御と分解反動制御を同時に満たす二重タスクの定式化により、両制御を総括して扱えることを示す。さらに、両制御を同時に満たす場合に発生するダイナミック特異点を解決する手法として、経路追従振動抑制制御を提案し、平面上の柔軟ベースロボットと、三次元上の実在するマクロミニマニピュレータシステムであるJEMRMS/SFAを対象に、

制御手法の有効性を示す。

1.4.2 人型ロボットへの応用

2.1.6でも述べた通り、人型ロボットにおいても、静止状態や歩行中での転倒を防ぎバランスを維持するため、外界環境に対する力を制御する必要がある。そして、人型ロボットの接触を伴う先端の力制御においても、ロボット自身が外界に影響を与える、または逆に外界がロボットに影響を与えるため、両者間の動力学的干渉を考慮した力制御を必要とする。つまり、軌道ロボットと同様に、ロボットと環境の間にある動力学的干渉を考慮し力を制御する必要がある。人型ロボットの場合は、手作業で力を制御し、この力制御により崩れるバランスを維持するための適切な駆動を発生させるために、最大静止摩擦力の範囲内で地面に対する反力を制御できる。つまり、上記に示したような一見異なった制御目的やロボットシステムに対する制御手法は、環境に掛ける反力を制御するという点で一致している。

以上の議論から、反動零空間法の概念は人型ロボットへも応用できると言える。本論文を通して、非固定ベースロボットの運動方程式を、反動零空間で定式化し、これに基づく人型ロボットの力制御としてモーションフォース制御を提案する。そして、この制御の特徴や利点を作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御と比較することで明確にする。そのための、具体的な研究目的を次節で述べる。

1.5 研究目的

本論文の研究目的は、以下の五つである。

1. ダイナミック特異点問題を解決可能な反動制御の提案と動力学シミュレーションでの検証
2. マクロミニマニピュレータシステムにおけるマクロ部作業空間の定式化に基づく振動抑制制御の提案と検証
3. マクロミニマニピュレータシステムのダイナミック特異点問題を解決可能な反動制御「経路追従反動制御」を提案

4. 反動零空間の定式化を提案し，作業空間の定式化と比較
5. 反動零空間の定式化より分解反動制御を提案し，モーションフォース制御として人型ロボットに適用する．

本論文の主な寄与の一つは，反動制御で発生するダイナミック特異点問題の解決である．これまでにダイナミック特異点を解決可能な様々な手法を提案してきた．しかし，ケースバイケースで全ての状況に対応できるものではなかった．その理由は，対象とするシステムの質量・慣性パラメータの値により，状況が変化するからである．具体的には，比較的軽いTREP-Rモデル（グラムオーダー）と比較的重いJEMRMS/SFAモデル（トンオーダー）の固有振動数が異なり，マニピュレータ動作に対する振動の相対的な挙動が制御やダイナミック特異点分布変化に影響を及ぼす．モデルの違いによる複雑な制御を必要としない，ダイナミック特異点問題を解決可能な新たな反動制御「経路追従振動抑制」を提案する．

二つ目の寄与は，マクロミニマニピュレータシステムにおける，マクロ部作業空間の定式化である．これまで，マクロ部とミニ部の干渉はそれぞれの関節空間の写像として表されてきた．しかし，反動制御ではミニ部がマクロ部先端に掛ける力を考慮する必要がある．そこで，先端動力学の概念として従来より用いられてきた作業空間の定式化をマクロ部に用いることで，マクロ部先端とミニ部の干渉を考慮したマクロ部の動特性を生かした振動抑制制御となる．

三つ目の寄与は，上記のマクロ部作業空間の定式化に基づく振動抑制制御を基に導出する「経路追従反動制御」である．マクロ部先端とミニ部の干渉を考慮できるマクロ部作業空間の定式化により，前述の「経路追従振動抑制制御」をマクロミニマニピュレータシステムにも適用可能となる．この制御は，より一般性を持った制御として新たに「経路追従反動制御」と称する．

四つ目の寄与は，新たな先端動力学表現「反動零空間の定式化」である．これまで扱ってきた反動制御は，ベースの力（反動）を制御することができる．制御の視点からは，力が作用する点がベースであっても手先であっても構わない．そのため，これまで扱ってきた反動制御を手先の力制御に応用する手法を提案する．比較対象として，過去より用いられている「作業空間の定式化」を用いる．

最後の主な寄与は、宇宙ロボットの一つである軌道ロボットの制御手法を、地上ロボットの一つである人型ロボットへ応用である。具体的には、上記の反動零空間法から導出される反動零空間の定式化を基にした分解反動制御を提案し、冗長自由度や特異点問題の扱いについて議論する。また、従来手法と比較し、提案手法が従来手法より数多くの利点を有することを示す。最後に、モーションフォース制御として人型ロボットに適用し、これら議論の有効性・妥当性を示す。

1.6 本論文の構成

本章では、軌道ロボット・人型ロボットそれぞれの研究背景を追いながら、本論文が対象とする問題とこれまでの経過について述べてきた。また、軌道ロボットで得た反動零空間法を人型ロボットへ適用することについて述べてきた。

第2章「多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現」では、本論文で対象とする「浮遊ベースロボット」「柔軟ベースロボット」「固定ベースロボット」「マクロミニマニピュレータシステム」「人型ロボット」の運動方程式を導出する。初めにすべてのロボットシステムを含む非固定ベースロボットの運動方程式を導出し、そこから、上記の順番で対象とするロボット特徴に注目しながらそれぞれの運動方程式を示す。この際、非冗長ロボットと冗長ロボットの違いに焦点を当て、また冗長マニピュレータに存在する運動学的冗長性による動力学的干渉成分を、反動零空間法の概念に基づいて明確にする。そして、運動方程式全体の動力学的干渉成分を完全に分解し表現できる「反動零空間の定式化」を提案する。比較対象として、過去に提案されている「作業空間の定式化」を紹介する。

第3章「二重タスク制御と分解反動制御の提案」では、前章までに示してきた動力学的干渉成分を制御に用いた、「無反動制御」や「振動抑制制御」を紹介し、新たに「運動量保存制御」を提案する。このようなマニピュレータがベース部に掛ける反動を分解して制御する手法を「反動制御」と称す。そして、先端制御と同時に反動制御を行う二重タスクの定式化を提案し、タスク優先度を考慮した先端と反動の同時制御手法を提案する。また、同時制御により発生するダイナミック特異点の問題について示す。次に、振動抑制のためのマクロミニマニピュレータシステムのマクロ部モデルリング手法について提案する。これにより、マクロ部の運動学的特性を

考慮したマクロミニマニピュレータシステムの振動抑制を導出する。最後に、反動零空間の定式化に基づく新たな制御手法として分解反動制御を提案する。同時に、比較検討のために、力制御の一つであるモーションフォース制御を対象とした、作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御を導出する。

第4章「柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータモデルによる検証」では、前章までに示してきた二重タスク制御により、ダイナミック特異点問題を解決可能であることを、二次元平面上の柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータモデルの動力学シミュレーションを通して示す。これにより提案した経路追従振動抑制制御と無反動制御を統合することで、全域経路追従振動抑制動作戦略を提案し、動力学シミュレーションでこの有効性を示す。

第5章「三次元JEMRMS/SFAモデルによる検証」では、第4章で示した二重タスク制御が実在する三次元JEMRMS/SFAモデルでも有効であることを、動力学シミュレーションの結果を通して示す。また、柔軟ベースとして扱われることがあったマクロ部のモデリング手法に作業空間の定式化を適用することで、マクロ部の姿勢を考慮した振動抑制制御が可能となることを示す。その上で、経路追従反動制御を提案し、JEMRMS/SFAのダイナミック特異点問題が解決できることを示す。

第6章「反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御の適用」では、提案する反動零空間の定式化に基づく力制御としてモーションフォース制御を取り上げ、作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御と比較研究する。第4章で有効性を示した反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御を実機HOAP-2モデルの動力学シミュレータに適用し、床に対し垂直面上における手先のモーションフォース制御が可能であることを、動力学シミュレータの結果を通して示す。

第7章「結論および今後の研究課題」では、第2章から第6章までの内容を総括し、提案した制御手法を実用化するまでの今後の課題について簡単に述べる。

第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

本章では、多関節ロボットの動力学について述べる。特に、1.2.1で紹介した多関節ロボット内に存在する「動力学的干渉」に焦点を当てる。この動力学的干渉を明確にすることで、動力学の冗長運動による反動を分類できる。そして、後述する動力学的干渉を考慮した分解反動制御を導出できる。以下では、まず動力学において多関節ロボットの運動方程式を分類し、これらロボットの動力学的干渉による反動成分の中に、運動学的冗長性による冗長運動成分による反動成分が含まれてあり、解析できることを示す。さらに、この解析結果を基に、ロボット動力学の新たな分解表現方法を提案する。

2.1 多関節ロボットの動力学的干渉

1.4で述べたように、本論文で扱う多関節ロボットは、まず「非固定ベースロボット」と「固定ベースロボット」に分けられ、非固定ベースロボットは「軌道ロボット」と「人型ロボット」に分けられる、そして軌道ロボットは「浮遊ベースロボット」「柔軟ベースロボット」「マクロミニマニピュレータシステム」を含む。また、非固定ベースロボットは、拘束条件を追加することで固定ベースロボットに変化する。よって、本論文で扱う多関節ロボットの動力学は、すべて非固定ベースロボットの動力学に集約できる。それぞれのロボットの簡易モデル図をFig. 2.1に示す。ただし、本論文ではシリアル構造(Serial-structure)のロボットのみ扱う。また、人型ロボットは複数のシリアルリンクを有する木構造(Tree-structure)であるが、実機実験での計算コストを考慮し、本論文ではシリアルリンク部分を取り出す。よって、力制御による拘束数も2箇所であり、一つの閉ループ連鎖

36 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

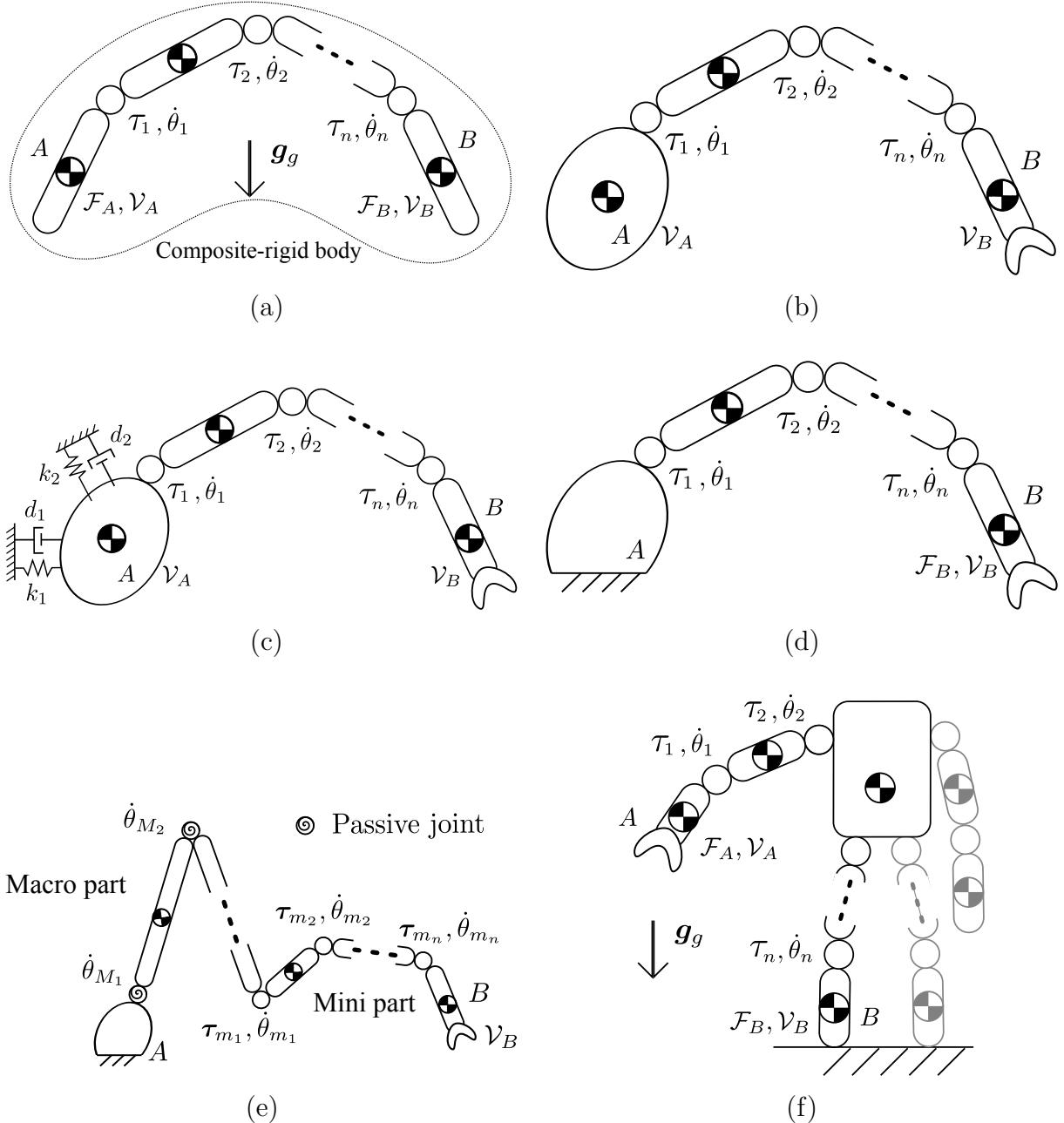


Fig. 2.1: Categorization of composite-rigid multibody system: (a) unfixed base robot, (b) free-floating base robot, (c) flexible base robot, (d) fixed base robot, (e) macro-mini manipulator system and (f) humanoid robot.

(Closed-loop chain)を扱う。

また、1.2.1で述べたように、複数リンクで構成されているすべてのロボットには、リンク同士、つまりマクロミニマニピュレータシステムではマクロ部とミニ部間に、浮遊ベースロボットまたは柔軟ベースロボットではベース部とマニピュレータ部間に、それぞれ動力学的干渉が存在する。人型ロボットでは、手先の力制御のために、手先とそれ以外のリンクとの間に生じる動力学的干渉を利用する。

以下では、非固定ベースロボットの動力学について示し、これを基に、本論文で扱う「浮遊ベースロボット」「柔軟ベースロボット」「固定ベースロボット」「マクロミニマニピュレータシステム」「人型ロボット」に分けて、その動力学についてそれぞれ示す。

2.1.1 非固定ベースロボット

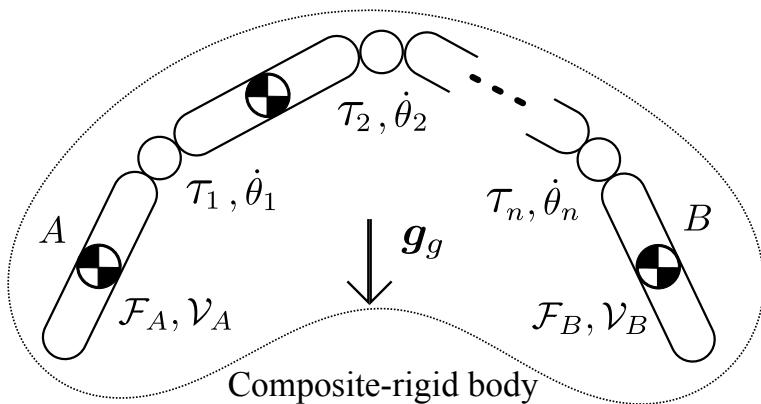


Fig. 2.2: Model of a unfixed-base robot.

非固定ベースロボットは、非固定ベース（片方の先端リンク）に n リンクのマニピュレータが固定された、 $n+1$ リンクのロボットである。Fig. 2.2に簡易的なモデル図を示す。図に示すように、先端Aと先端Bの二つのリンクは、どちらを先端またはベースと定義してもよい。また、複数の関節で複数のリンクが繋がれたこのようなシステムは、多関節体（Composite-rigid body）[109]と呼ばれる。一般化座標（Generalized coordinate）は、片方の先端座標（六次元）と関節座標 $\theta \in \Re^n$ で構成された $6+n$ 次元の座標 $q = (\mathcal{X}, \theta)$ である。 $\mathcal{X} \in SE(3)$ は、慣性座標系を基準とした先端リンクの位置・姿勢を示す。ま

38 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

た， $\tau \in \Re^n$ は各関節の関節トルク， $\mathcal{F}_o = [f^T \ n_o^T]^T \in \Re^6$ と $\mathcal{V}_o = [v^T \ \omega^T]^T \in \Re^6$ はそれぞれ，慣性座標系を基準とした各原点。の空間力 (Spatial force)・空間速度 (Spatial velocity) である。そして， f ， n ， v ， ω はそれぞれ，剛体の力 (Force)・運動量 (Moment)・速度 (Velocity)・角速度 (Angular velocity) を示す。

ここで，非固定ベースロボットの運動方程式を導出する。ラグランジュの運動方程式は，以下で導出可能である。

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} = Q_i \quad (i = 1, 2, \dots, n+6) \quad (2.1)$$

L はラグラジアン， Q_i は一般化力である。また， L は以下で表せられる。

$$\begin{aligned} L(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) &= K(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) - P(\mathbf{q}) \\ K(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) &= \frac{1}{2} \dot{\mathbf{q}}^T M(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}} \\ P(\mathbf{q}) &= \mathbf{g}_g^T (m_t \mathbf{r}_c(\mathbf{q})) \end{aligned}$$

式中， $\dot{\mathbf{q}} = [\mathcal{V}^T \ \dot{\theta}^T]^T$ であり， M はシステム全体の慣性行列， m_t と \mathbf{r}_c は，システムの全質量とベース座標系からのシステムの重心位置， \mathbf{g}_g m/s² は重力加速度ベクトルである。以上より，(2.1) は以下となる。

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial K}{\partial q_i} + \frac{\partial P}{\partial q_i} = Q_i \quad (i = 1, 2, \dots, n+6)$$

これを展開し書き直すと，

$$\begin{bmatrix} \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K}{\partial \dot{q}_1} \right) \\ \vdots \\ \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K}{\partial \dot{q}_{n+6}} \right) \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{\partial K}{\partial q_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial K}{\partial q_{n+6}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{\partial P}{\partial q_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial P}{\partial q_{n+6}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_1 \\ \vdots \\ Q_{n+6} \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

となり，各項はそれぞれ

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial K}{\partial \dot{q}_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial K}{\partial \dot{q}_{n+6}} \end{bmatrix} = M(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}} \quad (2.3)$$

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial K}{\partial q_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial K}{\partial q_{n+6}} \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}^T \frac{\partial M(\mathbf{q})}{\partial q_1} \\ \vdots \\ \dot{\mathbf{q}}^T \frac{\partial M(\mathbf{q})}{\partial q_{n+6}} \end{bmatrix} \dot{\mathbf{q}} = \frac{1}{2} \hat{M}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} \quad (2.4)$$

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial P}{\partial q_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial P}{\partial q_{n+6}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_1(\mathbf{q}) \\ \vdots \\ g_{n+6}(\mathbf{q}) \end{bmatrix} = \mathbf{g}(\mathbf{q}) \quad (2.5)$$

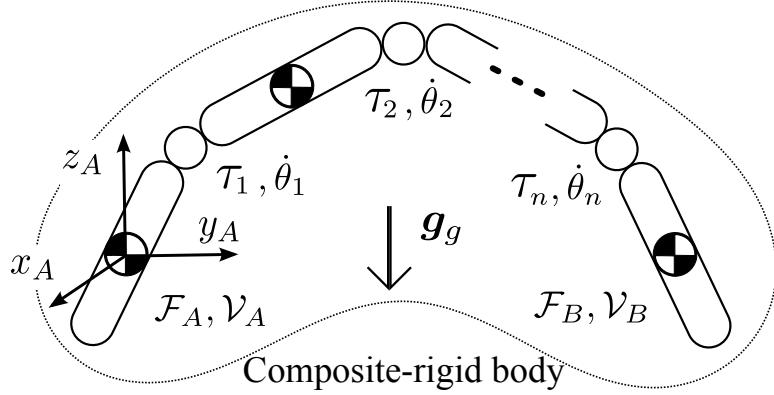


Fig. 2.3: Unfixed base robot with the coordinate of end-link A .

と書ける。よって、ロボットの運動方程式は以下となる。

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{c}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \mathbf{Q} \in \Re^{n+6} \quad (2.6)$$

式中 $\mathbf{Q} = [\mathcal{F}^T \ \boldsymbol{\tau}^T]^T$ であり、 \mathcal{F} は慣性座標系から見た空間力、 $\boldsymbol{\tau}$ は関節トルクである。また、

$$\mathbf{c}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \dot{\mathbf{M}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} - \frac{1}{2}\hat{\mathbf{M}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}}$$

である。

Fig. 2.3 のように先端 A を座標とした場合、慣性座標系を基準とした先端 B にかかる力 $\mathcal{F}_B \in \Re^6$ は、座標変換 (Coordinate transform) $\mathbf{T} \in \Re^{6 \times (n+6)}$ によりロボットに対し以下のように作用する [110]。

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{c}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{g}(\mathbf{q}) = \mathbf{Q} + \mathbf{T}^T \mathcal{F}_B, \quad (2.7)$$

また、一般化座標を先端 A の座標 (6自由度) とマニピュレータの関節座標 (n 自由度) に分けて、(2.7) の各項は以下のように表記できる。

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_A & \mathbf{M}_{Al} \\ \mathbf{M}_{Al}^T & \mathbf{M}_l \end{bmatrix}, \quad \mathbf{c} = \begin{bmatrix} \mathcal{C}_A \\ \mathbf{c}_l \end{bmatrix}, \quad \mathbf{g} = \begin{bmatrix} \mathcal{G}_A \\ \mathbf{g}_l \end{bmatrix}, \quad \mathbf{T} = \begin{bmatrix} {}^A\mathbf{T}_B & \mathbf{J}_l(\mathbf{q}) \end{bmatrix}$$

よって、以下のように展開できる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_A & \mathbf{M}_{Al} \\ \mathbf{M}_{Al}^T & \mathbf{M}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_A \\ \ddot{\boldsymbol{\theta}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathcal{C}_A \\ \mathbf{c}_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathcal{G}_A \\ \mathbf{g}_l \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{F}_A \\ \boldsymbol{\tau} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} {}^A\mathbf{T}_B^T \\ \mathbf{J}_l^T \end{bmatrix} \mathcal{F}_B \quad (2.8)$$

40 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

M_l	$\in \mathbb{R}^{n \times n}$: リンクの慣性行列
M_A	$\in \mathbb{R}^{6 \times 6}$: 先端 A 点周りの多関節体慣性行列
M_{Al}	$\in \mathbb{R}^{6 \times n}$: 多関節体と他リンク間の干渉慣性行列
c_l	$\in \mathbb{R}^n$: リンクのコリオリ・遠心力項
C_A	$\in \mathbb{R}^6$: 多関節体のコリオリ・遠心力項
g_l	$\in \mathbb{R}^n$: リンクの重力項
G_A	$\in \mathbb{R}^6$: 多関節体の重力項
J_l	$\in \mathbb{R}^{n \times 6}$: 慣性座標系を基準とした先端 B のヤコビ行列

ただし, Fig. 2.3 に示すモデルの運動方程式では, 全ての空間ベクトルが慣性座標系を基準としているため, ${}^A T_B$ は以下となることに注意されたい.

$${}^A T_B = \begin{bmatrix} U & -R_{RB}^\times \\ 0 & U \end{bmatrix}$$

$R_{RB}^\times \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ は, 慣性座標系を基準とした原点 A から原点 B の位置ベクトル $r_{RB} \in \mathbb{R}^3$ の歪対称演算子 (Skew-symmetric operator) を示している. 座標系と位置ベクトル r_{RB} の関係は, Fig. 2.4 に示す.

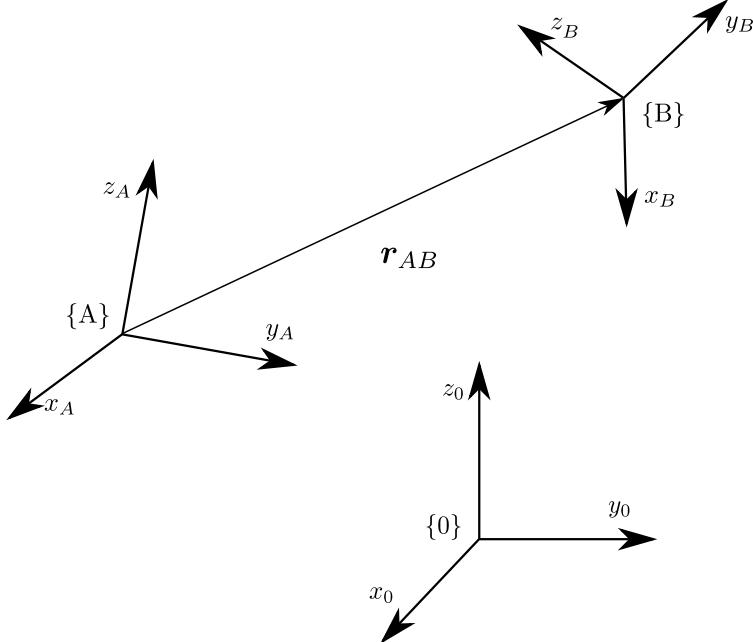


Fig. 2.4: Inertia coordinate $\{0\}$ and the position vector between two coordinates: $\{A\}$ and $\{B\}$ w.r.t. the inertia coordinate.

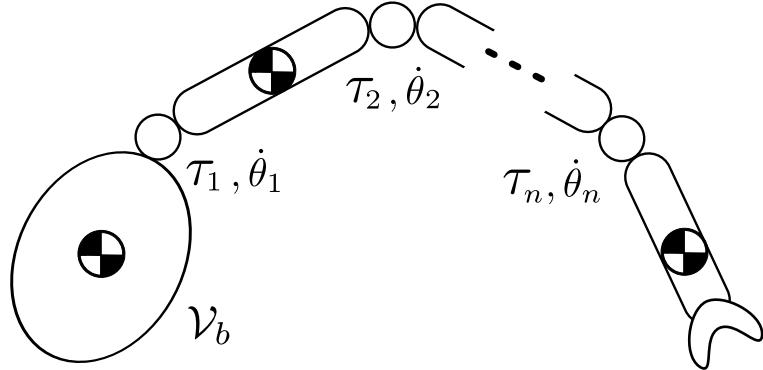


Fig. 2.5: Model of a free-floating base robot.

2.1.2 浮遊ベースロボット

宇宙空間上で用いられる衛生ロボットが、浮遊ベースロボット (Free-floating base robot) の一つの例である。類似するロボットの種類に飛行ロボット (Free-flying robot) がある [111] が、両ロボットの違いは、ベース自身が動力源 (スラスター、エンジン) を持つ飛行ベースロボットに対し、浮遊ベースロボットは持たない。つまり、飛行ベースロボットはベース部に動力 \mathcal{F}_b を有するが、浮遊ベースロボットは \mathcal{F}_b をもたない [108, 35]。関節座標に動作装置 (Actuator) を持つが先端座標には持たない浮遊ベースロボットは、一般化座標の数に対して動作装置が少ない、劣駆動システム (Underactuated system) としてみなされされる。本論文においては、 $\mathcal{F}_b = 0$ である浮遊ベースロボットを扱う。

本論文で注目する反動零空間法は、浮遊ベースロボットの研究 [112] で開発されている。反動零空間法を紹介するために、ベース部とマニピュレータ部の動力学的干渉について議論する。慣性座標系を基準としたベースの原点周りにおける多関節体の空間運動量 \mathcal{L}_b は、以下で得られる [113]。

$$\mathcal{L}_b = \begin{bmatrix} \mathbf{p} \\ \mathbf{R}_{bc}^\times \mathbf{p} + \mathbf{l}_c \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

式中、

$$\begin{aligned} \mathbf{p} &= m_t \dot{\mathbf{r}}_c \\ \mathbf{l}_c &= \sum_{j=0}^n (\mathbf{I}_j \boldsymbol{\omega}_j + m_j \mathbf{R}_{bj}^\times \dot{\mathbf{r}}_j) \end{aligned}$$

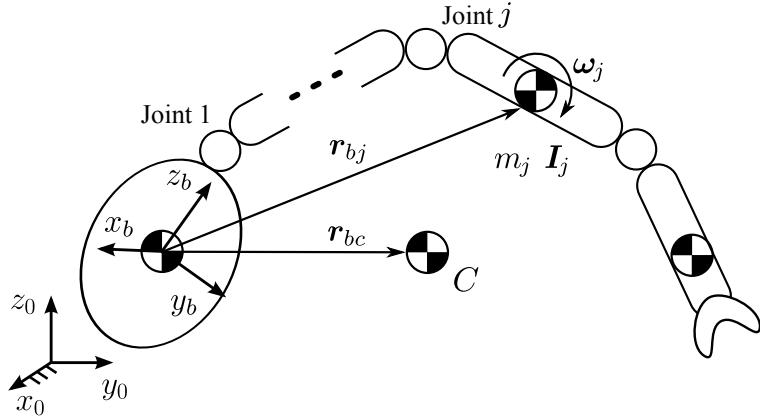


Fig. 2.6: Spatial momentum of a free-floating base robot.

であり， m_t と r_c はシステムの全質量，慣性座標系を基準としたベースの原点から多関節体重心までの位置ベクトルである。 m_j ， r_j ， I_j ， ω_j はそれぞれ， j 番目のリンクの質量と，慣性座標系を基準とした慣性パラメータ，角速度，ベースの原点から j 番目のリンク重心までの位置ベクトルである。また， R_{bc}^\times と R_{bj}^\times は，それぞれベース座標系を基準とした位置ベクトル r_{bc} と r_{bj} の歪対称演算子である。ただし，リンク 0 ($j = 0$) はベースリンクである。Fig. 2.6 に図を示す。さらに，空間運動量 \mathcal{L}_b は一般化座標を用いて以下のように書き換えられる。

$$\mathcal{L}_b = \mathbf{M}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{M}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.10)$$

式中， $\mathbf{M}_b(\boldsymbol{q}) \in \Re^{6 \times 6}$ は，ベース周りの多関節体慣性行列を， $\mathbf{M}_{bl}(\boldsymbol{q}) \in \Re^{6 \times n}$ は，多関節体と他リンク間の干渉慣性行列を示す。具体的に， \mathbf{M}_b と \mathbf{M}_{bl} は以下のように構成されている [114]。

$$\mathbf{M}_b = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_v & \mathbf{M}_{v\omega} \\ \mathbf{M}_{v\omega}^T & \mathbf{M}_\omega \end{bmatrix} \in \Re^{6 \times 6} \quad (2.11)$$

$$\mathbf{M}_{bl} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{vl} \\ \mathbf{M}_{\omega l} \end{bmatrix} \in \Re^{6 \times n} \quad (2.12)$$

式中 ,

$$\begin{aligned}\mathbf{M}_v &= m_T \mathbf{U} \\ \mathbf{M}_{v\omega} &= -m_t {}^b \mathbf{R}_{bc}^\times \\ \mathbf{M}_\omega &= {}^b \mathbf{I}_0 + \sum_{j=1}^n \left({}^b \mathbf{I}_j + m_j {}^b \mathbf{R}_{bj}^\times ({}^b \mathbf{R}_{bj}^\times)^T \right) \\ \mathbf{M}_{vl} &= m_t {}^b \mathbf{J}_c \\ \mathbf{M}_{\omega l} &= \sum_{j=1}^n \left({}^b \mathbf{I}_j {}^b \mathbf{J}_{\omega j} + m_j {}^b \mathbf{R}_{jb}^\times {}^b \mathbf{J}_{vj} \right)\end{aligned}$$

であり , \mathbf{J}_c と \mathbf{J}_{vj} は多関節体の重心ヤコビ行列と j 番リンクの重心ヤコビ行列であり , $\mathbf{J}_{\omega j}$ は j 番リンクの角速度ヤコビ行列である . また , ${}^b \mathbf{R}_{jb}^\times$ は位置ベクトル ${}^b \mathbf{r}_{jb}$ の歪対称行列である .

ここで , マニピュレータが浮遊ベースに与える影響 , つまり動力学的干渉について考える . (2.10) 右辺の第2項目は , ベース座標系に対する干渉運動量 (Coupling momentum) \mathcal{L}_{bl} [40] である .

$$\mathcal{L}_{bl} = \mathbf{M}_{bl} \dot{\theta} \quad (2.13)$$

これにより , マニピュレータ部の動作が干渉空間運動量に影響を及ぼすことがわかる . さらに , \mathcal{L}_{bl} が時間変化しベース部に対し力が働く .

$$\mathcal{F}_{imp} = \frac{d}{dt} \mathcal{L}_{bl} = \mathbf{M}_{bl} \ddot{\theta} + \dot{\mathbf{M}}_{bl} \dot{\theta} \quad (2.14)$$

本論文では , \mathcal{F}_{imp} を負荷力 (Imposed force) と呼ぶ . これが動力学的干渉である .

\mathcal{L}_b を時間微分すると , 原動力 (Dynamic force) \mathcal{F}_d を得る .

$$\mathcal{F}_d \equiv \frac{d}{dt} \mathcal{L}_b = \mathbf{M}_b \dot{\mathcal{V}}_b + \dot{\mathbf{M}}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{M}_{bl} \ddot{\theta} + \dot{\mathbf{M}}_{bl} \dot{\theta} \quad (2.15)$$

第1項目と第2項目は , ベース部剛体の浮遊ベース座標系周りの慣性力とコリオリ・遠心力をそれぞれ示し , 第1項目 \mathbf{M}_b の並進成分が一般的に時間変化しない質量变数であり , また \mathbf{M}_{bl} もベース座標系周りの空間運動量変化であるため , 第2~4項目はベース部の並進方向の動作による影響は存在しない . ちなみに , 第3項目と第4項目は (2.14) より \mathcal{F}_{imp} である .

44 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

外力がない浮遊ベースロボットでは、 \mathcal{F}_d は常にゼロであり、ロボット全体の空間運動量が保存される。

$$\mathcal{F}_d = \frac{d}{dt} \bar{\mathcal{L}}_b = \mathbf{0} \quad (2.16)$$

$$\bar{\mathcal{L}}_b = \mathbf{M}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{M}_{bl} \dot{\theta} = \text{const.} \quad (2.17)$$

ただし、 $(\bar{\circ})$ は一定値を意味する。さらに、初期空間運動量がゼロ $\bar{\mathcal{L}}_b = \mathbf{M}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{M}_{bl} \dot{\theta} = \mathbf{0}$ の場合を考える。この式は、 $\mathbf{M}_b \mathcal{V}_b = -\mathbf{M}_{bl} \dot{\theta}$ ($\dot{\theta} \neq 0$) という意味を含む。つまり、 $\mathbf{M}_b \mathcal{V}_b$ はマニピュレータ動作による反動で発生する運動量である。この運動量は、反運動量 (Reaction momentum) と呼ぶ。

さらに、(2.15) と浮遊ベースロボット運動方程式の関係について述べる。浮遊ベースロボットの運動方程式は、非固定ベースロボットの運動方程式 (2.7) から $\mathcal{F}_A (= \mathcal{F}_b)$ と \mathcal{F}_B 、そして無重力のため g を取り除いた運動方程式と同等であり、以下のように示される [112]。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_b & \mathbf{M}_{bl} \\ \mathbf{M}_{bl}^T & \mathbf{M}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_b \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathcal{C}_b \\ c_l \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \tau \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

下付き文字 $(\circ)_b$ と $(\circ)_l$ はそれぞれ、ベース部とマニピュレータ部を意味し、 $(\circ)_{bl}$ はベース部とマニピュレータ部の干渉を意味する。また、 $\mathcal{C}_b(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \in \Re^6$ は、ベース座標系周りの多関節体のコリオリ・遠心力速度依存項を示す。(2.18) の上段は浮遊ベース座標系を基準とした多関節体の運動を示し、下段はマニピュレータ部に関する運動方程式を示す。 \mathcal{C}_b と c_l は、速度が遅く (2.4) が無視できる場合に、

$$\begin{bmatrix} \mathcal{C}_b \\ c_l \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{M}}_b & \dot{\mathbf{M}}_{bl} \\ \dot{\mathbf{M}}_{bl}^T & \dot{\mathbf{M}}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathcal{V}_b \\ \dot{\theta} \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

と近似できる。よって、

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_b & \mathbf{M}_{bl} \\ \mathbf{M}_{bl}^T & \mathbf{M}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_b \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{M}}_b & \dot{\mathbf{M}}_{bl} \\ \dot{\mathbf{M}}_{bl}^T & \dot{\mathbf{M}}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathcal{V}_b \\ \dot{\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \tau \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

と書き直せる。この上部を抜き出した式は、(2.15) と同等であり、これまでの議論は、(2.4) を無視した場合であることが分かる。

(2.4) が無視できない場合、つまり ($\mathcal{F}_d \neq \frac{d}{dt}\mathcal{L}_b$ かつ $\mathcal{F}_{imp} \neq \frac{d}{dt}\mathcal{L}_{bl}$) 場合は、 \mathcal{F}_{imp} を以下のように定義する。

$$\begin{aligned} M_b \dot{\mathcal{V}}_b &= -M_{bl} \ddot{\theta} - C_b \\ &\equiv -\mathcal{F}_{imp} \end{aligned} \quad (2.21)$$

ただし、文中に出てくるモデルに沿って、 \mathcal{F}_{imp} の下付き文字が他の表記となる箇所があることに、以降注意されたい。

2.1.3 柔軟ベースロボット

柔軟ベースロボットの簡易モデル図を Fig. 2.7 に示す。柔軟ベースロボットは、慣性座標系を基準としたベース座標系上の剛体と、それと慣性座標系を繋げるばね・ダンパーで構成されている。このロボットの運動方程式は、浮遊ロボットに類似しており、(2.18) を参考に以下のように書き換えることで得られる [112]。

$$\begin{bmatrix} M_b & M_{bl} \\ M_{bl}^T & M_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_b \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_b \\ C_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} D_b \mathcal{V}_b \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_b \Delta \mathcal{X}_b \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

式中、 $D_b, K_b \in \Re^{6 \times 6}$ はそれぞれベース部の粘性項、剛性項を示す。一般化座標の $\Delta \mathcal{X} \in \Re^{6 \times 6}$ は平衡点からの誤差として以下のように扱う。

$$\Delta \mathcal{X} = \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta \xi \end{bmatrix} \in \Re^6 \quad (2.23)$$

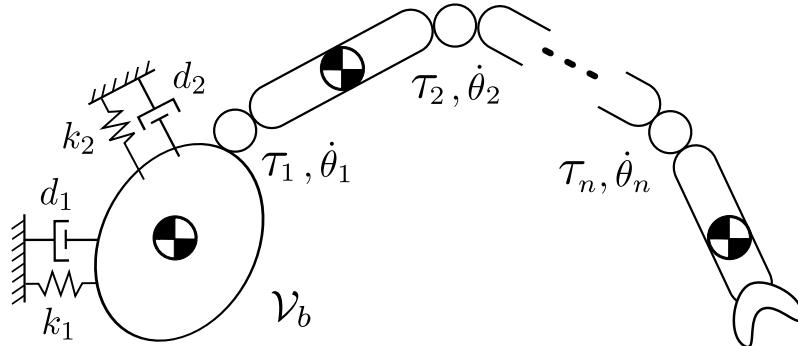


Fig. 2.7: Model of a flexible-base robot.

式中 ,

$$\begin{aligned}\Delta \boldsymbol{x} &= \boldsymbol{x} - \boldsymbol{x}^{int} \\ \Delta \xi &= k \sin \alpha\end{aligned}\quad (2.24)$$

となる . \boldsymbol{x} と \boldsymbol{x}^{int} はそれぞれ , 慣性座標系を基準とした現在および初期の位置ベクトルを示し , k と α はそれぞれ , オイラー軸とオイラー角である . 詳細は , A.1 を参照されたい . 本論文では , 柔軟ベースロボット以外に , 誤差の範囲で上記姿勢表現を制御に用いる .

浮遊ロボットと同様に , (2.22) のベース部分に注目する .

$$\boldsymbol{M}_b \dot{\boldsymbol{\mathcal{V}}}_b + \boldsymbol{D}_b \boldsymbol{\mathcal{V}}_b + \boldsymbol{K}_b \Delta \boldsymbol{\mathcal{X}}_b + \boldsymbol{\mathcal{F}}_{imp} = \mathbf{0} \quad (2.25)$$

上式は , 動的平衡 (Dynamic equilibrium) 状態である . また ,

$$\boldsymbol{M}_b \dot{\boldsymbol{\mathcal{V}}}_b + \boldsymbol{D}_b \boldsymbol{\mathcal{V}}_b + \boldsymbol{K}_b \Delta \boldsymbol{\mathcal{X}}_b = -\boldsymbol{\mathcal{F}}_{imp} \quad (2.26)$$

より , マニピュレータの動作反動 $\boldsymbol{\mathcal{F}}_{imp}$ が柔軟ベースの振動を誘発していることが理解できる . さらに , (2.15) を参考に ,

$$\boldsymbol{\mathcal{F}}_d = -\boldsymbol{D}_b \boldsymbol{\mathcal{V}}_b - \boldsymbol{K}_b \Delta \boldsymbol{\mathcal{X}}_b \quad (2.27)$$

と書き換えると , 右辺はベースが受けるマニピュレータ動作以外の外力 (動力) であると言える . つまり , ばね・ダンパによる外力を受けていると解釈できる .

さらに , 外力 $\boldsymbol{\mathcal{F}}_b$ が存在する場合を考慮すると , 運動方程式は以下となる .

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{M}_b & \boldsymbol{M}_{bl} \\ \boldsymbol{M}_{bl}^T & \boldsymbol{M}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\boldsymbol{\mathcal{V}}}_b \\ \ddot{\boldsymbol{\theta}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{\mathcal{C}}_b \\ \boldsymbol{\mathcal{C}}_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{D}_b \boldsymbol{\mathcal{V}}_b \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{K}_b \Delta \boldsymbol{\mathcal{X}}_b \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\mathcal{F}}_b \\ \boldsymbol{\tau} \end{bmatrix} \quad (2.28)$$

(2.15) の $\boldsymbol{\mathcal{F}}_d$ と $\boldsymbol{\mathcal{F}}_b$ の扱いに注意されたい .

2.1.4 固定ベースロボット

固定ベースロボットは , 主に産業用ロボットで用いられている . このロボットのベースは慣性座標系に固定されており , これまでに紹介したきた浮遊ベースロボットや柔軟ベースロボットとは異なり , 一般化座標 q は関節

座標 θ となる ($q = \theta$) よって、固定ベースロボットの運動方程式は、(2.8) より以下として得る。

$$M_l(\theta)\ddot{\theta} + c_l(\theta, \dot{\theta}) + g_l(\theta) = \tau + J_l^T(\theta)\mathcal{F}_B \quad (2.29)$$

ただし、接触等による先端 B からの外力がない場合は、右辺第二項は除く。

$$M_l(\theta)\ddot{\theta} + c_l(\theta, \dot{\theta}) + g_l(\theta) = \tau \quad (2.30)$$

2.1.5 マクロミニマニピュレータシステム (MMMS)

1.2で述べたように、マクロミニマニピュレータシステムにも、マクロ部とミニ部の動力学的干渉が存在する。この干渉は、上記までに扱ってきた運動方程式に内在するベースとベースに固定されたマニピュレータの干渉と同じ性質を持つ。以下では、マニピュレータの運動方程式に内在する動力学的干渉に注目し、マクロミニマニピュレータシステムの運動方程式について述べる。ただし、本論文で扱うJEMRMS/SFAにおいては、マクロ部の関節の柔軟性が問題である一方、マクロ部リンクの剛性は十分であり柔軟性を認められない[24]ため、ここでは、マクロ部の柔軟関節のみ扱う。マクロミニマニピュレータシステムは慣性座標系に固定されているため、固定ベースロボットの運動方程式(2.29)から重力項 g を除いた式と同等である。ここで扱う動力学的干渉は、慣行列 M_l の中にある。これを示すために、まず固定ベースロボットのマニピュレータ運動方程式(2.29)を、マクロマニピュレータ(マクロ部)とミニマニピュレータ(ミニ部)に分けて示す。またマニピュレータ関節のみであるため、ここでは n_M 自由度のマク

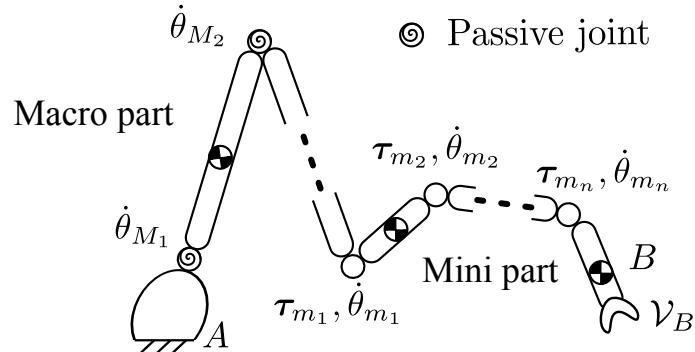


Fig. 2.8: Model of a macro/mini manipulator system.

48 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

口部と n_m 自由度のミニ部に分け, 一般化座標を $q = \theta \in \mathbb{R}^n$ ($n = n_M + n_m$) とする。そして, (2.29) をマクロ部 ($\Delta\theta_M \in \mathbb{R}^{n_M}$) とミニ部 ($\theta_m \in \mathbb{R}^{n_m}$) に分けて表現する。

$$\mathbf{M}_l = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_M & \mathbf{M}_{Mm} \\ \mathbf{M}_{Mm}^T & \mathbf{M}_m \end{bmatrix}, \quad \mathbf{c} = \begin{bmatrix} \mathbf{c}_M \\ \mathbf{c}_m \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{\theta} = \begin{bmatrix} \Delta\theta_M \\ \theta_m \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{\tau} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \boldsymbol{\tau}_m \end{bmatrix}$$

とする。マクロ部は関節トルクを制御しないためゼロとした。以上より (2.29) は, 以下となる¹。ただし, D_M と K_M は, 柔軟関節を模擬している。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_M & \mathbf{M}_{Mm} \\ \mathbf{M}_{Mm}^T & \mathbf{M}_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_M \\ \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{c}_M \\ \mathbf{c}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} D_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_M \Delta\theta_M \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \boldsymbol{\tau}_m \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

$\mathbf{M}_M(\boldsymbol{\theta})$	$\in \mathbb{R}^{n_M \times n_M}$: マクロ部各関節周りの多関節体慣性行列
$\mathbf{M}_m(\boldsymbol{\theta}_m)$	$\in \mathbb{R}^{n_m \times n_m}$: ミニ部の慣性行列
$\mathbf{M}_{Mm}(\boldsymbol{\theta})$	$\in \mathbb{R}^{n_M \times n_m}$: マクロ部とミニ部間の干渉慣性行列
$\mathbf{c}_M(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}})$	$\in \mathbb{R}^{n_M}$: 多関節体コリオリ・遠心力
$\mathbf{c}_m(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}})$	$\in \mathbb{R}^{n_m}$: ミニ部のコリオリ・遠心力
D_M	$\in \mathbb{R}^{n_M \times n_M}$: マクロ部のダンパを示す正定値対角行列
K_M	$\in \mathbb{R}^{n_M \times n_M}$: マクロ部の剛性を示す正定値対角行列
D_m	$\in \mathbb{R}^{n_m \times n_m}$: ミニ部のダンパを示す正定値対角行列
$\Delta\theta_M$	$\in \mathbb{R}^{n_M}$: 平衡点からのマクロ部関節変位
θ_m	$\in \mathbb{R}^{n_m}$: ミニ部関節座標
$\boldsymbol{\tau}$	$\in \mathbb{R}^{n_m}$: ミニ部関節トルク

(2.31) を展開し, マクロ部を取り出すと,

$$\mathbf{M}_M \ddot{\boldsymbol{\theta}}_M + D_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M + K_M \Delta\theta_M = -\mathbf{M}_{Mm} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m - \mathbf{c}_M \equiv -\boldsymbol{\tau}_{imp} \quad (2.32)$$

を得る。式中, $\boldsymbol{\tau}_{imp}$ ($= \mathbf{M}_{Mm} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{c}_M$) は, マクロ部とミニ部の干渉を示しており, ミニ部姿勢と動作 ($\Delta\theta_m, \dot{\boldsymbol{\theta}}_m, \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m$) によるマクロ部への影響であることが式より理解できる。本論文では, ミニ部がマクロ部に掛けるこのトルクを負荷トルクと呼ぶ。柔軟関節で構成されたマクロ部とミニ部の動力学的干渉は, 柔軟ベースロボットの柔軟ベース部とマニピュレータ部の干渉と同じ性質を持っており, マクロ部のヤコビ行列を通して関係を持っている。

¹ $(\circ)_M, (\circ)_m, (\circ)_{Mm}$ は, それぞれマクロ部およびミニ部, マクロ部とミニ部の干渉を示している。

2.1.6 人型ロボット

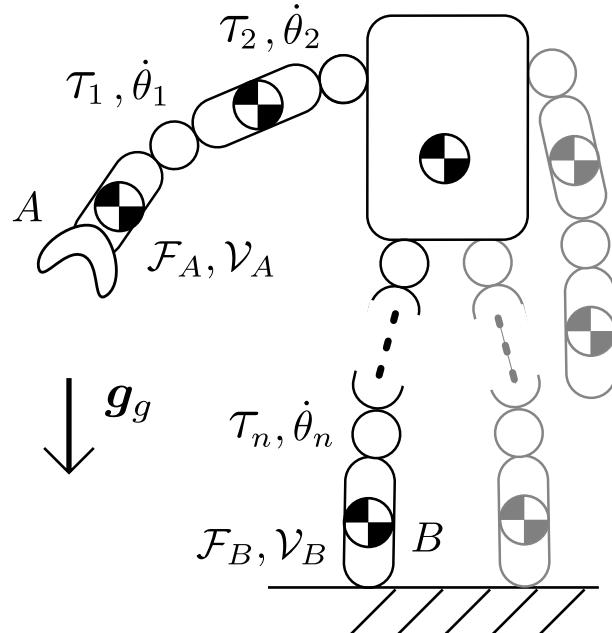


Fig. 2.9: Model of humanoid robot.

人型ロボットは住環境での利用が期待されており、重力の影響は無視できない。(2.29)と同様に重力角速度ベクトルを考慮する必要がある。また、先端は外界と非接触または接触の状態であり、状況により力学変容する。よって、常に先端の外力を考慮する必要がある。これらを全て考慮した運動方程式は、非固定ベースロボットの運動方程式と同等である。前節までは、ロボットに内在する動力学的干渉について扱ってきた。以下では、重力環境下における非固定ロボットの外界との動力学的干渉について考えていく。具体的には、外界との接触方向を非運動方向とし、それ以外を運動方向とし、非運動方向よりロボットに加えられる拘束力の求める方について議論する。この概念により、後述のモーションフォース制御を達成する。

まず(2.7)より、人型ロボットの運動方程式は以下のように導出される。ただし、人型ロボットは木構造であるが、実機実験での計算コストを考慮し、本論文では人型ロボットの一部を取り出しシリアルリンクとして扱う。

50 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

よって、力制御による拘束数も2箇所とし、一つの閉ループ連鎖を扱う。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_A & \mathbf{M}_{Al} \\ \mathbf{M}_{Al}^T & \mathbf{M}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_A \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathcal{C}_A \\ \mathbf{c}_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathcal{G}_A \\ \mathbf{g}_l \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{F}_A \\ \boldsymbol{\tau} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} {}^A\mathbf{T}_B^T \\ \mathbf{J}_l^T \end{bmatrix} \mathcal{F}_B, \quad (2.33)$$

Sentisら[106]は、1.3.3で述べた作業空間の定式化(Operational Space Formulation: OSF)の概念を、人型ロボットのマニピュレータ先端の力制御に用いている。この対象モデルは、制御を行っている先端以外が、環境に拘束されているを前提としている。つまり、Fig. 2.9の足が地面に接地していることを意味する。(2.33)で言うと、先端A部が固定されて、先端Bの力制御をしている状態である。つまり、(2.29)を対象とした研究である。これに対し、本研究では先端Aを力制御の対象とする。過去の反動零空間法を用いた浮遊ベースロボットや柔軟ベースロボットの研究では、ベース部である先端Aの反動を扱っており、力制御に適している。

両者大きな違いは、扱う先端の座標の有無である。作業空間の定式化は、先端Bがマニピュレータの一般座標系で構成されていたモデルであるが、本論文の手法は、先端Aが一般化座標を持つモデルである。このため、実際の先端動力学を考慮した制御が可能となる。一方で、先端Bは、Fig. 2.9に示すように地面と接地している。本論文で提案する新たな定式化手法である「反動零空間の定式化」は、先端A部を制御対象とし、先端B部を固定する。先端B部を固定する方法は、上記ラグランジュの未定乗数法の他にフックの法則を用いる方法がある。フックの法則を用いる場合は、先端に取り付けられるF/Tセンサを模擬した状態と同等に扱える。以下では、後述する小型人型ロボットの議論の準備として、ラグランジュ未定乗数法による先端BおよびAの固定方法について述べる。

先端Bの運動拘束条件による力拘束を含む運動方程式

一般化座標と座標変換より、慣性座標系から見た先端Bの運動は、以下で示される。

$$\mathcal{V}_B = \mathbf{T}\dot{\mathbf{q}} \quad (2.34)$$

人型ロボットの運動方程式は、非固定ロボット(2.7)と同様になるため、以下のように書ける。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{c} + \mathbf{g} = \mathbf{Q} + \mathbf{T}^T \mathcal{F}_B \quad (2.35)$$

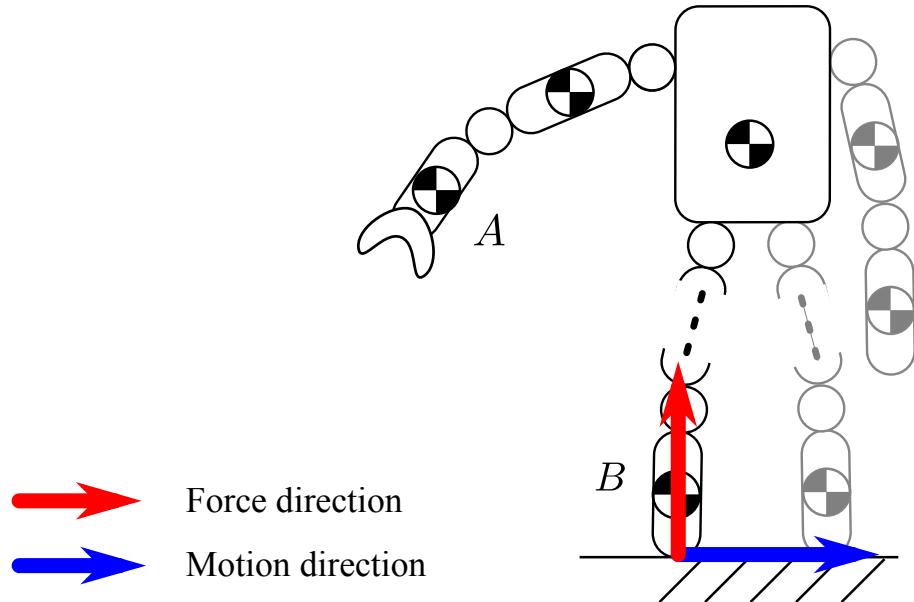


Fig. 2.10: Model of humanoid robot with constraint condition of end-link B .

ここで、Fig. 2.10 に示すように、地面などと接地している力方向 (Force direction) の運動を拘束することを考える。まず、運動学的拘束条件 (Kinematic constraints) $\mathbf{c}_B(\mathbf{q}) = \text{const.} \in \Re^{k_B}$ を時間微分することで以下を得る。ただし、 k_B は B 部の拘束自由度であり $k_B \leq 6$ である。

$$\mathbf{J}_{cB}\dot{\mathbf{q}} = 0 \quad (2.36)$$

式中、 $\mathbf{J}_{cB} \in \Re^{k_B \times (n+6)}$ は先端 B の拘束ヤコビ行列である。運動しない方向に對し働く力は、仮想仕事の原理 (Principle of virtual work) より以下となる。

$$\mathbf{J}_{cB}^T \boldsymbol{\lambda}_B = \mathbf{T}^T \mathcal{F}_B \quad (2.37)$$

$\boldsymbol{\lambda}_B \in \Re^{k_B}$ は拘束力である。ただし、 $\boldsymbol{\lambda}_B$ や \mathcal{F}_B は基準とする座標の定義により正負が決まる。例えば、Fig. 2.10 の場合で図の上方向が正であれば、地面より引っ張られることはないので、 $\mathcal{F}_B < 0$ の場合に $\mathcal{F}_B = 0$ となる条件が必要である。

次に、運動する方向と運動しない方向 (力を与え、拘束する方向) を決定するための選択行列 $\mathbf{S}_{vB} \in \Re^{6 \times (6-k_B)}$ と $\mathbf{S}_{fB} \in \Re^{6-k_B}$ を定義する [88]。

- 運動方向の定義: $\mathbf{S}_{vB}\boldsymbol{\nu}_B = \mathcal{V}_B$
- 力方向の定義: $\mathbf{S}_{fB}\boldsymbol{\lambda}_B = \mathcal{F}_B$

52 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

ただし, $\nu_B \in \Re^{6-k_B}$ は先端 B の運動方向の空間速度ベクトルである。

以上を用いて, 力の拘束条件は力方向の定義より,

$$\mathbf{J}_{cB}^T \boldsymbol{\lambda}_B = \mathbf{T}^T \mathbf{S}_{fB} \boldsymbol{\lambda}_B \quad (2.38)$$

となる。よって $\mathbf{J}_{cB}^T = \mathbf{T}^T \mathbf{S}_{fB}$ と定義できる。次に, 運動の拘束条件より, $\boldsymbol{\lambda}_B^T \mathbf{J}_{cB} \dot{\mathbf{q}} = 0$ であるため,

$$\boldsymbol{\lambda}_B^T \mathbf{S}_{fB}^T \mathbf{T} \dot{\mathbf{q}} = 0 \quad (2.39)$$

とかける。さらに, $\mathbf{T} \dot{\mathbf{q}} = \mathcal{V}_B = \mathbf{S}_{vB} \nu_B$ であるため。

$$\boldsymbol{\lambda}_B^T \mathbf{S}_{fB}^T \mathbf{S}_{vB} \nu_B = 0 \quad (2.40)$$

と書き直せる。上式より, $\boldsymbol{\lambda}_B \neq 0$, $\nu_B \neq 0$ においても成り立つためには, $\mathbf{S}_{fB}^T \mathbf{S}_{vB} = \mathbf{0} \in \Re^{k_B \times 6-k_B}$, つまり相互関係 (Reciprocity, Reciprocal relation) となる選択行列を設定すればよい。

力の拘束条件を含む(2.33)を $\ddot{\mathbf{q}}$ に関してまとめると,

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{M}^{-1}(\mathbf{Q} + \mathbf{J}_{cB}^T \boldsymbol{\lambda}_B - \mathbf{c} - \mathbf{g}) \quad (2.41)$$

を得る。また運動の拘束条件より,

$$\mathbf{J}_{cB} \ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{J}}_{cB} \dot{\mathbf{q}} = 0 \quad (2.42)$$

を得る。これに(2.41)を代入すると以下の式が得られる。

$$\mathbf{J}_{cB} \mathbf{M}^{-1} \mathbf{J}_{cB}^T \boldsymbol{\lambda}_B + \mathbf{J}_{cB} \mathbf{M}^{-1} (\mathbf{Q} - \mathbf{c} - \mathbf{g}) + \dot{\mathbf{J}}_{cB} \dot{\mathbf{q}} = 0 \quad (2.43)$$

以上の式を $\boldsymbol{\lambda}_B$ についてまとめると次式となる。

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\lambda}_B &= \Lambda_{cB} [\mathbf{J}_{cB} \mathbf{M}^{-1} (\mathbf{c} + \mathbf{g} - \mathbf{Q}) - \dot{\mathbf{J}}_{cB} \dot{\mathbf{q}}] \\ \Lambda_{cB} &= (\mathbf{J}_{cB} \mathbf{M}^{-1} \mathbf{J}_{cB}^T)^{-1} \end{aligned} \quad (2.44)$$

拘束条件 $\mathbf{J}_{cB} \ddot{\mathbf{q}} + \dot{\mathbf{J}}_{cB} \dot{\mathbf{q}} = 0$ を含む $\boldsymbol{\lambda}_B$ を(2.41)に代入することで拘束条件を加えた運動方程式を解くことができる。

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{M}^{-1}((\mathbf{J}_{cB}^T \Lambda_{cB} \mathbf{J}_{cB} \mathbf{M}^{-1} - \mathbf{U})(\mathbf{c} + \mathbf{g} - \mathbf{Q}) - \mathbf{J}_{cB}^T \Lambda_{cB} \dot{\mathbf{J}}_{cB} \dot{\mathbf{q}}) \quad (2.45)$$

ここでは簡単のため先端 B を全て拘束する。よって $\mathbf{S}_{fB} = \mathbf{U}$, $\mathbf{S}_{vB} = \mathbf{0}$ と設定する。つまり, $\mathbf{J}_{cB} = \mathbf{T}$ であり, また $\mathbf{T} \ddot{\mathbf{q}} = -\dot{\mathbf{T}} \dot{\mathbf{q}}$ となる。よって,

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{c} + \mathbf{g} = \mathbf{Q} \quad (2.46)$$

となる。

先端 B および先端 A の運動拘束条件による力拘束を含む運動方程式

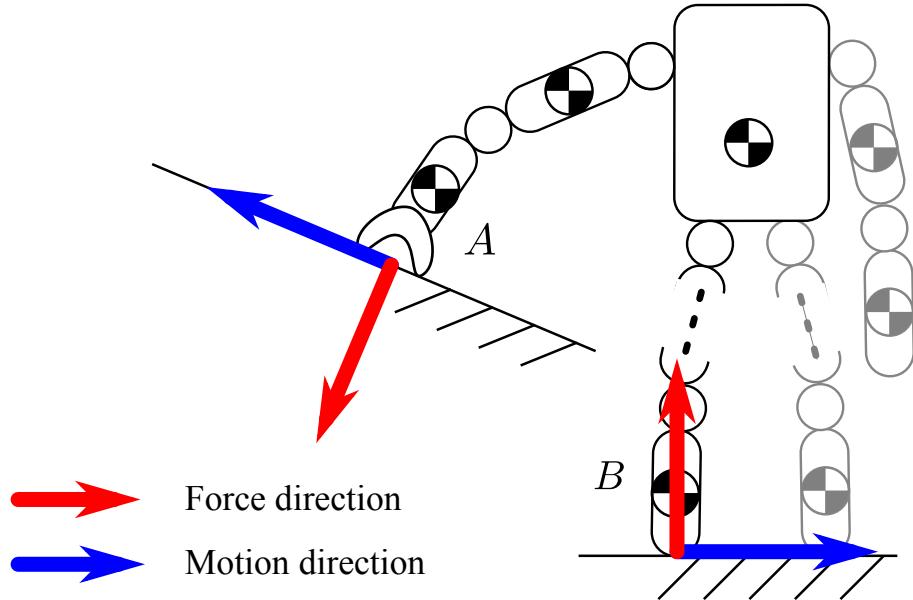


Fig. 2.11: Model of humanoid robot with constraint conditions of both end-link A and B .

接地した先端 B に掛かる拘束力 λ_B を追加した上で , Fig. 2.11 に示すように先端 A の力制御としてモーションフォース制御を行うため , (2.46) の先端 A を拘束した運動方程式を導出する² .

まず , 先端 A の運動学的拘束条件 $c_A(\mathcal{X}_A) = \text{const.} \in \Re^{k_A}$ を含む先端 B の運動学的拘束条件 $c_B(q)$ を定義する . ただし , $k_A \leq 6$ は先端 A が拘束されている次元数を示す . $c_B(q)$ の時間微分は ,

$$\mathcal{V}_B = \mathbf{J}_{cB}\dot{\mathbf{q}} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{cA} & \mathbf{J}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathcal{V}_A \\ \dot{\boldsymbol{\theta}} \end{bmatrix} = \mathbf{0} \quad (2.47)$$

であるため , 以下を得る .

$$\mathbf{J}_{cA}\mathcal{V}_A = -\mathbf{J}_l\dot{\boldsymbol{\theta}} \in \Re^{k_A} \quad (2.48)$$

また , $c_A(\mathcal{X}_A)$ の時間微分より以下の式を得る .

$$\mathbf{J}_{cA}\dot{\mathcal{V}}_A = \mathbf{0} \quad (2.49)$$

²先端 B を固定していない状態での導出は , (2.46) の右辺第2項目として ${}^A\mathbf{T}_B^T \mathcal{F}_B$ を追加すればよい .

54 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

$\mathbf{J}_{cA} \in \Re^{k_A \times 6}$ は先端 A の拘束ヤコビ行列を示す。次に、仮想仕事の原理より先端 A にかかる拘束力 $\boldsymbol{\lambda}_A \in \Re^{k_A}$ と \mathbf{J}_{cA} の関係は、

$$\mathbf{J}_{cA}^T \boldsymbol{\lambda}_A = \mathcal{F}_A \quad (2.50)$$

となる。

以上を前提に、選択行列 \mathbf{S}_{vA} を定義する。 \mathcal{F}_A は、環境が先端 A に掛かる空間力を示しており、(2.50) より、

$$\mathbf{S}_{fA} = \mathbf{J}_{cA}^T \in \Re^{6 \times k_A} \quad (2.51)$$

であることが分かる³。

次に、 \mathbf{S}_{vA} を以下のように定義する。

$$\mathbf{S}_{vA} \boldsymbol{\nu}_A = \mathcal{V}_A \quad (2.52)$$

式中 $\boldsymbol{\nu}_A \in \Re^{6-k_B}$ は先端 A の運動方向の空間速度ベクトルである。(2.49) より、拘束力が働いている軸は運動できないため、

$$\mathcal{V}_A^T \mathbf{J}_{cA}^T = \mathbf{0} \quad (2.53)$$

が成り立つ。この関係より $\mathcal{V}_A^T \mathcal{F}_A = 0$ となる。具体的には、

$$\mathcal{V}_A^T \mathcal{F}_A = \mathcal{V}_A^T \mathbf{J}_{cA}^T \boldsymbol{\lambda}_A = 0 \quad (2.54)$$

が成り立つ。さらに $\boldsymbol{\nu} \neq \mathbf{0}$ かつ $\boldsymbol{\lambda}_A \neq \mathbf{0}$ の場合において、

$$\mathcal{V}_A^T \mathcal{F}_A = 0 \quad (2.55)$$

$$\Rightarrow \boldsymbol{\nu}^T \mathbf{S}_{vA}^T \mathbf{S}_{fA} \boldsymbol{\lambda}_A = 0 \quad (2.56)$$

となるため、

$$\mathbf{S}_{vA}^T \mathbf{S}_{fA} = \mathbf{0} \in \Re^{k_A \times 6-k_A} \quad (2.57)$$

を導ける。よって、 \mathbf{S}_{vA} は \mathbf{S}_{fA} と相互関係にあることが確認できる。

(2.46) より先端 A 座標を基準とした運動方程式を得る。

$$\mathbf{M}_A \dot{\mathcal{V}}_A + \mathbf{M}_{Al} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{C}_A + \mathcal{G}_A = \mathcal{F}_A \quad (2.58)$$

³ [88] の (7.29) に示す、 $h_e = \mathbf{S}_{fA} \boldsymbol{\lambda}_A$ と比較することで理解できる。先端が環境に掛ける力 h_e が、先端が環境から受ける力 \mathcal{F}_A に相当し、 $\boldsymbol{\lambda}_A$ が同じ意味を示す。

(2.58) より、拘束力 λ_A を含む $\dot{\mathcal{V}}_A$ の式は、以下となる。

$$\dot{\mathcal{V}}_A = \mathbf{M}_A^{-1} \left(\mathbf{J}_{cA}^T \boldsymbol{\lambda}_A - \mathbf{M}_{Al} \ddot{\boldsymbol{\theta}} - \mathcal{C}_A - \mathcal{G}_A \right) \quad (2.59)$$

(2.49) の時間微分式 $\mathbf{J}_{cA} \dot{\mathcal{V}}_A + \dot{\mathbf{J}}_{cA} \mathcal{V}_A = \mathbf{0}$ に (2.59) を代入し、

$$\boldsymbol{\lambda}_A = \boldsymbol{\Lambda}_A \left[\mathbf{J}_{cA} \mathbf{M}_A^{-1} \left(\mathbf{M}_{Al} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{C}_A + \mathcal{G}_A \right) - \dot{\mathbf{J}}_{cA} \mathcal{V}_A \right] \quad (2.60)$$

を得る。ただし、 $\boldsymbol{\Lambda}_A = (\mathbf{J}_{cA} \mathbf{M}_A^{-1} \mathbf{J}_{cA}^T)^{-1} \in \Re^{k_A \times k_A}$ とした。先端 A の拘束条件を含む λ_A を (2.58) に代入すると、

$$\mathbf{M}_A \dot{\mathcal{V}}_A + \mathbf{J}_{cA}^T \boldsymbol{\lambda}_A \dot{\mathbf{J}}_{cA} \mathcal{V}_A = \mathbf{P}_{cA} \left(\mathbf{M}_{Al} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{C}_A + \mathcal{G}_A \right) \quad (2.61)$$

を得る。式中 $\mathbf{P}_{cA} = \mathbf{J}_{cA}^T \boldsymbol{\lambda}_A \mathbf{J}_{cA} \mathbf{M}_A^{-1} - \mathbf{U}$ である。以上で、拘束条件を含む先端リンク A の動力学式を得た。

2.2 多関節ロボット動力学における冗長運動の完全分解表現

上記までに、ベース部運動方程式がベース部とそれ以外のリンクであるマニピュレータ部の運動方程式で構成されており、前者が純粋なベース部の運動方程式を示す一方、後者はマニピュレータ部がベース部に掛ける動力学的干渉による負荷力として、運動方程式内で表現されていることを示した。これにより、マニピュレータ動作によるベースへの負荷力を考慮できる。

本節では、これらの知見を新たな運動方程式の定式化手法に応用する。具体的には、負荷力が与えられるベース部運動方程式に焦点を当て、反動零空間の定式化による、先端運動と冗長運動の動力学的干渉を完全分解表現する。これにより、新たな運動方程式の定式化手法を示す。

また、動力学的性質を明確に解析している、運動方程式の定式化手法として、1.3.3で触れた作業空間の定式化 [96]について述べる。歴史的な時系列より、まず作業空間の定式化について紹介し、次に反動零空間の定式化を紹介する。その際、非冗長マニピュレータと冗長マニピュレータでの表現の違いを明確にし、動力学の観点から冗長運動を運動方程式から分けて表現可能であることを示す。

2.2.1 作業空間の定式化 (Operational Space Formulation)

本手法は、一般的なマニピュレータ部の先端ヤコビ行列を用いることで、関節空間で表されたマニピュレータ動力学を、作業空間の動力学として定式化する手法である。非冗長マニピュレータと冗長マニピュレータの二つの方法で表現される[93][115]、以下では、それぞれの場合に分けて述べていく。

非冗長マニピュレータ

以下に、非冗長マニピュレータの運動方程式の作業空間で表記する[96, 116, 117, 118]。

$$\mathbf{M}_e(\mathcal{X})\dot{\mathcal{V}} + \mathcal{C}_e(\mathcal{X}, \mathcal{V}) + \mathcal{G}_e(\mathcal{X}) = \mathcal{F} \in \Re^6 \quad (2.62)$$

$\mathcal{X}, \mathcal{V}, \mathcal{F}$ はそれぞれ、先端位置・速度・力の六次元空間を示す。 \mathbf{M}_e は 6×6 の先端座標の慣性行列を、 \mathcal{C}_e は、コリオリ・遠心力項を、 \mathcal{G}_e は、重力項を示す。先端座標系における動力学表現 (Dynamics notation) においては、たとえ対象が非冗長マニピュレータであっても、先端座標系を一般化座標とした場合に表れる問題点に注意する必要がある。この問題点について議論するために、具体的に式展開していく。まず、二つの非冗長マニピュレータ動力学表現(2.29)と(2.62)が、順運動学

$$\mathcal{X} = f(\theta)$$

とその時間微分である

$$\mathcal{V} = J(\theta)\dot{\theta}$$

および

$$\dot{\mathcal{V}} = J(\theta)\ddot{\theta} + J(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta}$$

を通して関係を持つとする。ただし式中、 $f(\theta)$ は関節角度ベクトル θ からマニピュレータ先端位置姿勢 \mathcal{X} への写像を計算する写像関数、 $J(\theta) = \partial f(\theta) / \partial \theta$ はマニピュレータ部の先端ヤコビ行列である。上記の運動学を用いて、関節座標 θ に関する $\mathbf{M}_e(\mathcal{X})$ は以下のように表現できる。

$$\mathbf{M}_e(\theta) = (J(\theta)M_l^{-1}(\theta)J^T(\theta))^{-1} \quad (2.63)$$

この行列は、移動度テンソル (Mobility tensor) $\mathbf{J}\mathbf{M}_l^{-1}\mathbf{J}^T$ [95] の逆行列である。非冗長マニピュレータの場合、この運動方程式は転置ヤコビ行列の逆行列 $\mathbf{J}^{-T}(\boldsymbol{\theta})$ を用いて、関節空間での動力学 (2.29) から単純に変換できる。

$$\mathbf{M}_e(\boldsymbol{\theta})\dot{\mathcal{V}} + \mathcal{C}_e(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \mathcal{G}_e(\boldsymbol{\theta}) = \mathcal{F} \quad (2.64)$$

式中、慣性行列 $\mathbf{M}_e(\boldsymbol{\theta})$ は (2.63) より得られる。また、コリオリ・遠心力項と先端リンクへの力の変換は、

$$\mathcal{C}_e(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) = \mathbf{J}^{-T}(\boldsymbol{\theta})\mathbf{c}_l(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) - \mathbf{M}_e(\boldsymbol{\theta})\mathbf{J}(\boldsymbol{\theta})\dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.65)$$

$$\mathcal{G}_e(\boldsymbol{\theta}) = \mathbf{J}^{-T}(\boldsymbol{\theta})\mathbf{g}_l(\boldsymbol{\theta}) \quad (2.66)$$

$$\mathcal{F} = \mathbf{J}^{-T}(\boldsymbol{\theta})\boldsymbol{\tau} \quad (2.67)$$

となる。以上より、(2.62) の動力学表現は、運動学および静力学 ($\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T\mathcal{F}$) より関節空間で示された重力項を含む固定ベースロボットの動力学表現 (2.30) と同じ構成を持つことが分かる。

ここで、(2.62) の動力学表現における問題点を以下に列挙する。

1. 先端ヤコビ行列のランクが落ちた場合に、(2.63) に示す移動度テンソルに含まれるキネマティック特異点 ($\det \mathbf{J} = 0$) の問題が発生する。そのため、制御に上記の運動学表記 (2.64) を利用するべきではない。
2. \mathcal{F} は外力、つまり接触力による外力ではなく、関節のトルクによる力である。これは、手先が接触していない状態を仮定している (2.30) から理解できる。もし、インタラクション状態などで先端が環境と接触状態である場合は、接触力の要素 \mathcal{F}_c を追加考慮する必要がある。
3. 先端座標系の数がマニピュレータ自由度数と同じである非冗長 ($n = 6$) の場合では、先端座標系が一意的にマニピュレータ関節空間で示されるため、マニピュレータ関節座標系が一般化座標と認識される。しかし、先端座標系は一般化座標として扱われない。
4. 先端座標系が一般化座標として扱われないため、一見、先端座標系で示している動力学は、実際は先端動力学を示していない。むしろ、関節空間を一般化座標として用いたマニピュレータの運動方程式を示している。このように、マニピュレータを一つの剛体として扱う動力学表現を Featherstone[109] は、多関節体として扱っている。

58 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

5. 運動学的な冗長性を持つマニピュレータにおいては、先端動力学表現に、(2.62)をそのまま用いることはできない。よって、以下では冗長マニピュレータにおける先端動力学表現について述べていく。

冗長マニピュレータ

冗長マニピュレータを扱う場合、非冗長マニピュレータのようにマニピュレータ運動方程式を直感的に多関節体の動力学表現することができない。このため、転置ヤコビ行列の逆行列を扱うために、非冗長マニピュレータの運動学表現を拡張する必要がある。まず、非冗長マニピュレータの運動学表記を、拡張作業空間 (Extended task space) [49] を用いて拡張する。

冗長マニピュレータの先端座標系に対する運動学表記は、セルフモーションをパラメータ化した追加変数 $r = n - 6$ を用いて拡張できる。

$$\bar{\mathcal{V}} \equiv \begin{bmatrix} \mathcal{V} \\ v_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}(\theta) \\ \mathbf{P}(\theta) \end{bmatrix} \dot{\theta} \equiv \bar{\mathbf{J}}(\theta) \dot{\theta}, \quad (2.68)$$

式中、 $v_N \in \mathbb{R}^r$ はセルフモーション変数速度 (Self-motion parameter velocity) ベクトルであり、 $\mathbf{P}(\theta) \in \mathbb{R}^{r \times n}$ は、関節空間から冗長変数空間 (Redundant parameter space) への写像である。また、 $\bar{\mathbf{J}}$ を拡張ヤコビ行列と称する。以上の関係を用い、静力学表現の拡張は、以下で示すことができる。

$$\begin{aligned} \tau &= \bar{\mathbf{J}}^T(\theta) \bar{\mathcal{F}} \\ &= \bar{\mathbf{J}}^T(\theta) \begin{bmatrix} \mathcal{F} \\ f_N \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.69)$$

式中、力 $f_N \in \mathbb{R}^r$ はセルフモーション変数力 (Self-motion parameter force) ベクトルであり、速度 v_N と双対関係にある。ただし、(2.69) の関係を利用する場合、一つ注意が必要である。それは、[93] が指摘するように、力 f_N が非零力であった場合に、セルフモーションが誘発され準静的関係を維持できない点である。

ここで、行列 $\bar{\mathbf{J}}$ が正方行列かつ可逆行列であると仮定すると、この転置行列の逆行列 $\bar{\mathbf{J}}^{-T}$ は関節空間から拡張タスク空間への変換行列となる。つまり、運動方程式 (2.64) の次元は、6 から n へ拡張できる。そのため、先端加速度 $\dot{\mathcal{V}}$ は、 $\dot{\mathcal{V}}$ と置き換えられる。

$$\bar{\mathbf{M}}_e(\theta) \dot{\mathcal{V}} + \bar{\mathcal{C}}_e(\theta, \dot{\theta}) + \bar{\mathcal{G}}_e(\theta) = \bar{\mathcal{F}} \quad (2.70)$$

さらに，(2.63) と (2.65)，(2.67) の全ての転置ヤコビ行列の逆行列が， $\bar{\mathbf{J}}$ へ置き換えられる。

$$\bar{\mathbf{M}}_e(\boldsymbol{\theta}) = \left(\bar{\mathbf{J}}(\boldsymbol{\theta}) \mathbf{M}_l^{-1}(\boldsymbol{\theta}) \bar{\mathbf{J}}^T(\boldsymbol{\theta}) \right)^{-1} \quad (2.71)$$

$$\begin{aligned} \bar{\mathcal{C}}_e(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) &= \bar{\mathbf{J}}^{-T}(\boldsymbol{\theta}) \mathbf{c}_l(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) - \bar{\mathbf{M}}_e(\boldsymbol{\theta}) \dot{\bar{\mathbf{J}}}(\boldsymbol{\theta}) \dot{\boldsymbol{\theta}}, \\ \bar{\mathcal{G}}_e(\boldsymbol{\theta}) &= \bar{\mathbf{J}}^{-T}(\boldsymbol{\theta}) \mathbf{g}_l(\boldsymbol{\theta}), \\ \bar{\mathcal{F}} &= \bar{\mathbf{J}}^{-T}(\boldsymbol{\theta}) \boldsymbol{\tau}, \end{aligned} \quad (2.72)$$

である。

これに対し Khatib [96][115] は，慣性重み付き一般逆行列 (Inertia-weighted generalized inverse)

$$\mathbf{J}_M^\#(\boldsymbol{\theta}) = \mathbf{M}_l^{-1}(\boldsymbol{\theta}) \mathbf{J}^T(\boldsymbol{\theta}) \mathbf{M}_e(\boldsymbol{\theta}) \quad (2.73)$$

の転置行列 $\mathbf{J}_M^{\#T}$ を用いた手法を提案している。ただし， $\mathbf{J}\mathbf{J}_M^\# = 0$ であることに注意されたい。また，非冗長マニピュレータと同様に，先端ヤコビ行列のランクが落ちた場合に，(2.73) の移動度テンソル \mathbf{M}_e に存在するキネマティック特異点 ($\det(\mathbf{J}\mathbf{J}^T) = 0$) の問題を有する。この手法では，(2.64) と同じ形式で表現される。

$$\mathbf{M}_e(\boldsymbol{\theta}) \dot{\mathcal{V}} + \mathcal{C}_e(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \mathcal{G}_e(\boldsymbol{\theta}) = \mathcal{F} \quad (2.74)$$

ただし，(2.74) の $\mathbf{J}^{-T}(\boldsymbol{\theta})$ を $\mathbf{J}_M^{\#T}$ へ書き換える必要がある。

$$\mathcal{C}_e(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) = \mathbf{J}_M^{\#T} \mathbf{c}_l(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) - \mathbf{M}_e^{-1}(\boldsymbol{\theta}) \dot{\mathbf{J}}(\boldsymbol{\theta}) \dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.75)$$

$$\mathcal{G}_e(\boldsymbol{\theta}) = \mathbf{J}_M^{\#T} \mathbf{g}_l(\boldsymbol{\theta}) \quad (2.76)$$

$$\mathcal{F} = \mathbf{J}_M^{\#T} \boldsymbol{\tau}. \quad (2.77)$$

冗長運動による力の動力学的影響を分解して表現するためには，(2.69) より以下となる。

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T(\boldsymbol{\theta}) \mathcal{F} + \mathbf{P}^T(\boldsymbol{\theta}) \mathbf{f}_N, \quad (2.78)$$

第1項目 $\mathbf{J}_M^{\#T} \mathbf{J}^T = 0$ はである。そして，第2項目が常に $\mathbf{J}_M^{\#T} \mathbf{P}^T = 0$ 零を保つような，適切な $\mathbf{J}_M^{\#T}$ と \mathbf{P}^T の組を選ぶことが必要である。Khatib [96][115] は，以下のようないくつか一般的な力の完全分解表現を提案している。

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T \mathcal{F} + \left(\mathbf{U} - \mathbf{J}^T \mathbf{J}_M^{\#T} \right) \boldsymbol{\tau}_a, \quad (2.79)$$

60 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

ただし，右辺の第2項目の表現は，転置慣性重み付き一般逆行列の零空間を投影した，任意の関節トルクベクトル τ_a によるセルフモーションの非最小パラメータ化(Non-minimum parameterization)である。 U は， $n \times n$ の単位行列を意味する。 $J_M^{\#T} (U - J^T J_M^{\#T})$ が常に零であることは，容易に確認できる。このため， τ_a が先端リンクに力を負荷しない。以上より，冗長マニピュレータの先端動力学と冗長動力学を動力学的に分解し，先端の運動と冗長運動を完全に分解し表現できる。ただし，[93]が指摘する，セルフモーションにより準静的関係が維持できない問題点は，依然存在する。

2.2.2 反動零空間の定式化(Reaction Null Space Formulation)

前節では，作業空間の定式化により，冗長マニピュレータの冗長運動を動力学的に分解し，先端動力学の完全分解表現を達成した。これまで，冗長運動による動力学的干渉の分解表現手法は上記が一般的であった。これに対し，軌道ロボットのために過去に提案された反動零空間法を用いた冗長運動を動力学的に分割できる新たな先端動力学の定式化手法を提案する。まず，反動零空間法の概念について述べ，次に，反動零空間の定式化について述べる。

反動零空間法

反動零空間は「干渉慣性行列」の零空間(核空間)を示す[40]。物理的には，マニピュレータ動作によるベース部への負荷力が零となる関節動作の集合である。この性質は，先端座標系の次元を越える関節自由度($n > 6$)を持つ場合に現れる。つまり，冗長性を有する場合のみ存在する。また，この空間はマニピュレータがベース部に与える負荷力の集合と直交関係にあり，冗長性による動力学的干渉の影響のみを取り出し考慮することができる。そのため，反動零空間法により，冗長性を有するマニピュレータの運動方程式から冗長運動のみの影響を分けて表現できる。下記では，浮遊ベースロボットを対象に，反動零空間法の特徴を，数式を通して議論する。

浮遊ベースロボットの運動方程式(2.18)より，衛星の座標系を基準とした多関節体運動方程式を示す上段を取り出す。

$$M_b \dot{\mathcal{V}}_b + M_{bl} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{C}_b = 0 \quad (2.80)$$

より細かく表現するため，浮遊ベースモデルの(2.15)を引用する．

$$\dot{\mathbf{M}}_b \dot{\mathcal{V}}_b + \mathbf{C}_b \mathcal{V}_b + \dot{\mathbf{M}}_{bl} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{C}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{0} \quad (2.81)$$

浮遊ベースロボットの目標が，ロボットアームを固定している衛星の姿勢変化の抑制であることより，衛星の運動がない静的平衡状態(Static equilibrium)，つまり $\dot{\mathcal{V}}_b = \mathbf{0}$ と $\mathcal{V}_b = \mathbf{0}$ を仮定する．

$$\dot{\mathbf{M}}_{bl} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{C}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{0} \quad (2.82)$$

これをマニピュレータ関節動作に対する拘束条件として利用することで，衛星の運動を発生させないマニピュレータ動作を実現できる．これについて，非冗長マニピュレータと冗長マニピュレータに分けて考える

まず非冗長マニピュレータの場合($n = 6$)を考える．(2.82)より，関節角加速度は，

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}} = -\dot{\mathbf{M}}_{bl}^{-1} \mathbf{C}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.83)$$

となる．これを満たすように，マニピュレータを動作させることで，衛星に影響を与えるマニピュレータを動作させることができる．

次に冗長性を有する場合を考える．関節数は先端Aの自由度より多い($n > 6$)ため，関節角加速度の一般解は上式より得られる．

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}} = -\dot{\mathbf{M}}_{bl}^{\#} \mathbf{C}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}} + (\mathbf{U} - \dot{\mathbf{M}}_{bl}^{\#} \dot{\mathbf{M}}_{bl}) \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a \quad (2.84)$$

式中， $(\circ)^{\#}$ は一般逆行列を示し，右側第2項目は干渉慣性行列の零空間から得られるベクトルである． $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_a$ は関節角加速度の次元における任意ベクトルである．先端Aに関する反動零空間とは，第2項の $(\mathbf{U} - \dot{\mathbf{M}}_{bl}^{\#} \dot{\mathbf{M}}_{bl})$ を示している．(2.84)は，先端Aに対し零負荷力(Null imposed force)となる運動の関節角加速度の集合 $\{\ddot{\boldsymbol{\theta}} : \mathcal{F}_{imp}(t) = \mathbf{0}, \forall t\}$ を示している．

よって，先端Aの初期静的平衡状態と先端の零負荷力状態は，上記を満たすどのような関節の動きであっても維持される．つまり，上式から得られるどのような関節角加速度でも，先端Aの状態に対し無反動関節角加速度(Reactionless joint acceleration)を実現できる．

この無反動関節角加速度より，先端Aの動力学が残りのリンク(先端Aのリンク意外)の動力学から完全に分けて考えられる(Full dynamic decoupling)．上記の反動零空間により，先端とそれ以外のリンクの動力学を制御的に分解できる．

62 第2章 多関節ロボットの冗長運動による動力学的干渉の完全分解表現

さらに、ベース部分が一定速度で動作している場合 ($\mathcal{V}_b = \text{const.}$, $\dot{\mathcal{V}}_b = 0$) や動作している場合 ($\mathcal{V}_b \neq \text{const.}$, $\dot{\mathcal{V}}_b \neq 0$) には、(2.84) はそれぞれ以下となる。

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}} = -\mathbf{M}_{bl}^{\#} \mathcal{C}_b + (\mathbf{U} - \mathbf{M}_{bl}^{\#} \mathbf{M}_{bl}) \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a \quad (2.85)$$

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}} = -\mathbf{M}_{bl}^{\#} (\mathbf{M}_b \dot{\mathcal{V}}_b + \mathcal{C}_b) + (\mathbf{U} - \mathbf{M}_{bl}^{\#} \mathbf{M}_{bl}) \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a \quad (2.86)$$

ただし、 $\mathcal{C}_b = \mathbf{C}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{C}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}}$ である。以上より、負荷力が常にゼロである動作が実現できる。

反動零空間法の概念に基づく新たな先端動力学の定式化

反動零空間法をマニピュレータ先端動力学の定式化に適用する。軌道ロボットでは、マニピュレータを固定していた衛星に座標系を設定し、その座標系に対するマニピュレータ動作の影響、つまり動力学的干渉を考慮してきた。

ここまで、座標系を設定した衛星はベースとして扱われてきた。これをもう一つの先端部として捉えることができるつまり、マニピュレータは二つの先端を有しており、動力学を考慮したい先端に対し座標系を設定することで、設定した座標系の先端動力学を考慮することができる。概念図を Fig. 2.12 に示す。この発想を基に、過去に提案してきた反動零空間を、二つの先端を持つ非固定ベースロボットの先端動力学の定式化として応用する。ここでは、重力項を含む人型ロボットに対し式を展開していく。

(2.80) に習って (2.33) より先端 A 周りの多関節体運動方程式を示す。

$$\mathbf{M}_A \dot{\mathcal{V}}_A + \mathbf{M}_{Al} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{C}_A + \mathcal{G}_A = \mathcal{F}_{qs} \quad (2.87)$$

式中、

$$\mathcal{F}_{qs} = \mathcal{F}_A + {}^A \mathbf{T}_B^T \mathcal{F}_B$$

である。 \mathcal{F}_{qs} は準静的力 (Quasistatic force) を意味する。多関節体の動力学平衡点は、 $\mathcal{F}_d - \mathcal{F}_{qs} = 0$ の場合である。ただし、 \mathcal{F}_d は原動力 (Dynamical force) を示す。この力は、一般化座標 q とその時間微分 \dot{q} , \ddot{q} により表現できる。

$$\mathcal{F}_d = \mathbf{M}_A \dot{\mathcal{V}}_A + \mathcal{F}_{imp}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\boldsymbol{\theta}}) \quad (2.88)$$

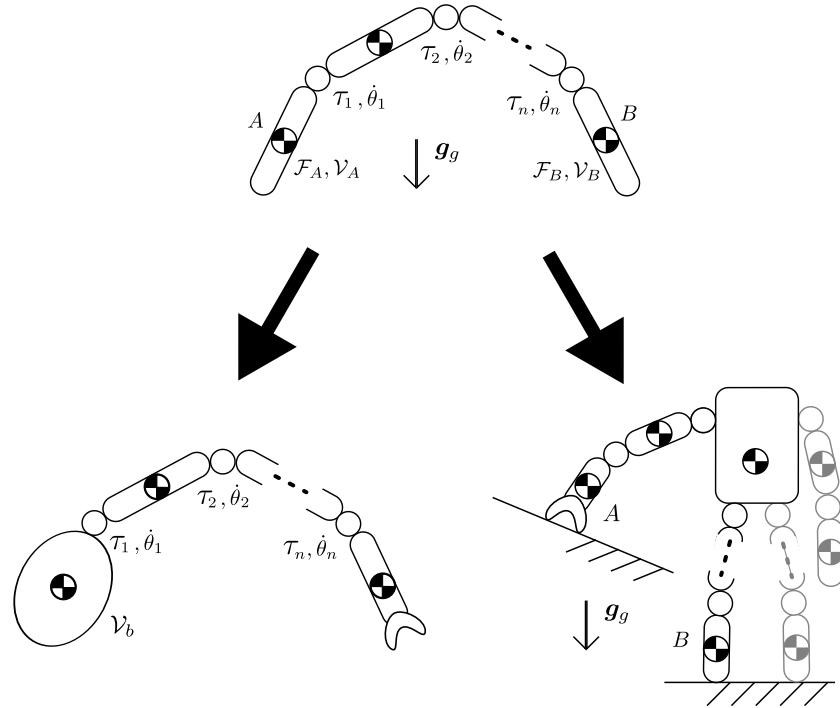


Fig. 2.12: Unfixed base robot can be interpreted as not only free-floating base robot but also humanoid robot.

例えば、準静的力 \mathcal{F}_{qs} がゼロの場合、原動力 \mathcal{F}_d もゼロとなる。

$$\mathbf{M}_A \dot{\mathcal{V}}_A + \mathbf{M}_{Al} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{C}_A + \mathcal{G}_A = \mathbf{0} \quad (2.89)$$

その上で、準静的力 $\mathcal{F}_{qs} \neq 0$ の場合を考える。非固定ベースロボットの両先端が環境に設置している状態の場合、 \mathcal{F}_A および \mathcal{F}_B を含めた関節角加速度は、(2.87) より、

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{M}_{Al}^{\#} \left(\mathcal{F}_A + {}^A \mathbf{T}_B^T \mathcal{F}_B - \mathbf{M}_A \dot{\mathcal{V}}_A - \mathcal{C}_A - \mathcal{G}_A \right) + (\mathbf{U} - \mathbf{M}_{Al}^{\#} \mathbf{M}_{Al}) \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a \quad (2.90)$$

上記は、冗長マニピュレータ ($n > 6$) の場合である。非冗長マニピュレータでは第2項目が存在しない。

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{M}_{Al}^{-1} \left(\mathcal{F}_A + {}^A \mathbf{T}_B^T \mathcal{F}_B - \mathbf{M}_A \dot{\mathcal{V}}_A - \mathcal{C}_A - \mathcal{G}_A \right) \quad (2.91)$$

さらに、2.2.1と同様に、関節トルクまで導出する。計算トルク法より、(2.8) の下段を用いて、

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}_{Al}^T \dot{\mathcal{V}}_A + \mathbf{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{c}_l - \mathbf{J}_l^T \mathcal{F}_B \quad (2.92)$$

よって、(2.90)を(2.92)へ代入し、以下を得る。

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\tau} = & (\mathbf{M}_{Al}^T - \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^+ \mathbf{M}_A) \dot{\mathcal{V}}_A + \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^+ \mathcal{F}_A + (\mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{+A} \mathbf{T}_B^T - \mathbf{J}_l^T) \mathcal{F}_B \\ & + \mathbf{M}_l (\mathbf{U} - \mathbf{M}_{Al}^\# \mathbf{M}_{Al}) \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a - \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^+ (\mathcal{C}_A + \mathcal{G}_A) + \mathbf{c}_l\end{aligned}\quad (2.93)$$

2.3 結言

本章では、多関節ロボットの動力学的干渉に焦点を当てつつ、以下の五つの運動方程式を導出した。

- ・ 非固定ベースロボット (2.8)
- ・ 浮遊ベースロボット (2.18)
- ・ 柔軟ベースロボット (2.22)
- ・ 固定ベースロボット (2.29)
- ・ マクロミニマニピュレータシステム (2.31)
- ・ 人型ロボット (2.33)

ただし、前述の通り、人型ロボットは木構造であるが一部を抜き出したシリアルリンクモデルとして扱う。よって、2箇所の拘束を持つ一つの閉ループ連鎖のみ扱う。上記で紹介した動力学は、すべて非固定ベースロボットより導出できる。非固定ベースロボットでの冗長運動の動力学を非干渉化可能であることを示した。また、二つの定式化手法「作業空間の定式化：(2.74)」「反動零空間の定式化：(2.93)」が先端運動と冗長運動の動力学的性質を完全に分解して表現可能であることを示した。二つの定式化の大きな違いは、作業空間の先端座標系が一般化座標であるか否かである。また、冗長運動による動力学的性質については、両定式化手法ともに表現はできるものの、作業空間の定式化では、セルフモーションにより準静的関係が維持できない。一方で、反動零空間の定式化では、セルフモーションによる影響を分解して表現できる。

以下の章では、上記運動方程式より本論文で用いる制御式を導出する。

第3章 二重タスク制御と分解反動制御の提案

および前章では、反動零空間法の概念に基づき、ロボットの運動学的な冗長性による運動成分が起因の動力学的干渉の存在を明確にすることで、手先運動による反動と冗長運動による反動を完全に分解して表現した。そして、動力学的干渉の中に先端に対し零負荷力となる運動が存在することを明確にした。最後に、マニピュレータの動特性を作業空間で考慮可能な作業空間の定式化を紹介し、また、反動零空間法の概念に基づき手先運動と冗長運動による反動を分解して表現可能な反動零空間の定式化を提案した。

本章では、主に、多関節ロボットの動力学的干渉を利用した制御手法について議論する。具体的には、過去に提案されている反動零空間法の概念に基づいた反動制御として「無反動制御」「振動抑制制御」を導出する。また、新たに「運動量保存制御」を提案する。そして、手先制御と反動制御を同時に達成するための二重タスクの定式化と、この定式化に基づく制御を提案する。そして、二重タスク制御により発生するダイナミック特異点問題を紹介する。さらに、マクロミニマニピュレータの振動抑制制御として、マクロ部のモデリング手法に作業空間の定式化を取り入れた、マクロ部手先空間の定式化に基づく振動抑制制御を提案する。最後に、手先運動と冗長運動による反動を分解して制御可能な反動零空間の定式化に基づく分解反動制御を提案する。また、手先の力制御として反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御を提案する。また、比較検討のために、作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御を紹介する。

3.1 反動零空間法に基づく反動制御

1.2で紹介したように、過去に浮遊ベースロボットや柔軟ベースロボットを対象に反動を制御する手法が開発されてきた。以下では、本論文の比較

研究で用いる無反動制御[42]と振動抑制制御[40]を紹介し、また、新たに運動量保存制御を提案する。

3.1.1 無反動制御

無反動制御は、浮遊ベースロボットの衛星の姿勢が変化する問題を解決するために開発された。浮遊ロボットがマニピュレータから受ける負荷力をゼロ($\mathcal{F}_{imp} = 0$)とする条件は、(2.13)の干渉運動量がゼロ($\mathcal{L}_{bl} = 0$)または一定値($\bar{\mathcal{L}}_{bl}$)の場合である。

過去の研究では、干渉角運動量が初期状態でゼロ($\mathcal{L}_{bl}^{int} = \mathbf{M}_{bl}\dot{\boldsymbol{\theta}} = 0$)¹という仮定より、以下の式を導出している。

$$\dot{\boldsymbol{\theta}} = (\mathbf{U} - \mathbf{M}_{bl}^+ \mathbf{M}_{bl}) \dot{\boldsymbol{\theta}}_a \quad (3.1)$$

式中の任意関節速度ベクトル $\dot{\boldsymbol{\theta}}_a$ により、無反動動作を実現する $\dot{\boldsymbol{\theta}}$ を得る。また、 $\mathbf{M}_{bl}(\mathbf{U} - \mathbf{M}_{bl}^+ \mathbf{M}_{bl}) = 0$ であることから、 $\mathbf{M}_{bl}\dot{\boldsymbol{\theta}} = 0$ が満たされることがわかる。ただし、一般性を保つためには運動学的な冗長自由度($n > 6$)が必要である。つまり、非冗長マニピュレータに無反動制御はできない²。また、一般逆行列として擬似逆行列を採用することで以下を最小とする局所最適解を得る。

$$\mathcal{V}_b^T \mathbf{M}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}} \rightarrow \min \quad (3.2)$$

この最適量(Optimized quantity)はロボットの力学的エネルギー:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2} \dot{\boldsymbol{q}}^T \mathbf{M} \dot{\boldsymbol{q}} \\ &= \frac{1}{2} \mathcal{V}_b^T \mathbf{M}_b \mathcal{V}_b + \frac{1}{2} \dot{\boldsymbol{\theta}}^T \mathbf{M}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{V}_b^T \mathbf{M}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}} \end{aligned} \quad (3.3)$$

の一部であり、具体的にはベース部とマニピュレータ部の間の動力学的干渉による運動エネルギーを示す。本論文では、 $\mathcal{V}_b^T \mathbf{M}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}}$ を干渉運動エネルギーと呼ぶ。

¹ \circ^{int} は、初期値を示す。

²平面のみの考慮では、冗長マニピュレータの定義が $n > 3$ であることに注意されたい。また、制御(拘束・タスク)数が関節自由度数を下回る場合も、冗長性を有する。具体的には、平面2自由度マニピュレータに対し、浮遊ベースの1軸方向のみ無反動を保証したい場合、残りの1自由度は冗長とみなる。そして、(3.1)より制御を追加可能である。

Nenchev ら [42] は、この無反動動作を利用した浮遊ベースロボットの手先制御として、FAR (Fixed-Attitude Restricted) ヤコビ行列を開発している。具体的に式を導出する。まず、手先の順運動学より以下を得る。

$$\dot{\mathcal{V}}_e = \mathbf{J}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} + {}^b\mathbf{T}_e \mathcal{V}_b \quad (3.4)$$

式中、 \mathcal{V}_e と \mathcal{V}_b はそれぞれ、慣性座標系を基準とした手先とベースの空間速度ベクトルを示し、 \mathbf{J}_l は慣性座標系から手先までのヤコビ行列を示す。ただし、初期ベース速度がゼロ ($\mathcal{V}_b^{int} = \mathbf{0}$) であることを仮定している。これを満たす任意ベクトル $\dot{\boldsymbol{\theta}}_a$ を求めるため、(3.1) を (3.4) に代入する。

$$\dot{\mathcal{V}}_e = \mathbf{J}_l \mathbf{P}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}}_a \quad (3.5)$$

ただし、 $\mathbf{P}_{bl} = (\mathbf{U} - \mathbf{M}_{bl}^+ \mathbf{M}_{bl}) \in \Re^{n \times n}$ である。 $\mathbf{J}_l \mathbf{P}_{bl}$ は、衛星の姿勢を変化させない手先制御を実現する拘束行列であり、FAR (Fixed-Attitude Restricted) ヤコビ行列 [42] と呼ばれる。上記より、拘束条件 (3.5) を満たす任意ベクトル $\dot{\boldsymbol{\theta}}_a$ は、

$$\dot{\boldsymbol{\theta}}_a = [\mathbf{J}_l \mathbf{P}_{bl}]^+ \mathcal{V}_e \quad (3.6)$$

と求められる。拘束条件を含む $\dot{\boldsymbol{\theta}}_a$ を (3.1) に代入することで、任意の手先指令値に対し、衛星の姿勢を変化させない関節指令値が得られる。

$$\dot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{P}_{bl} [\mathbf{J}_l \mathbf{P}_{bl}]^+ \mathcal{V}_e^{ref} \quad (3.7)$$

3.1.2 振動抑制制御

反動零空間法の概念を基に、柔軟ベースロボットの振動抑制制御を導出する。柔軟ベースの振動を考えるため、2.1.3 の柔軟ベースの運動方程式 (2.22) を再度示す。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_b & \mathbf{M}_{bl} \\ \mathbf{M}_{bl}^T & \mathbf{M}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_b \\ \ddot{\boldsymbol{\theta}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathcal{C}_b \\ \mathbf{c}_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_b \mathcal{V}_b \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \boldsymbol{\tau} \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

(2.26) を参考に、慣性座標系を基準としたベース座標系の原点周りにおける多関節体システムの運動方程式は、以下で示せる。

$$\mathbf{M}_b \dot{\mathcal{V}}_b + \mathbf{D}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b = -\mathbf{M}_{bl} \ddot{\boldsymbol{\theta}} - \mathcal{C}_b = -\mathcal{F}_{bl} \quad (3.9)$$

よって、

$$\mathbf{M}_{bl}\ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{C}_b = \mathcal{F}_{bl} \quad (3.10)$$

と書き直せる。式中、 \mathcal{F}_{bl} は(2.21)の \mathcal{F}_{imp} と同義である。振動抑制制御の目的は、ベース部の振動を止めるために \mathcal{F}_b を制御することである。これを満たす関節角加速度は、非冗長マニピュレータ($n = 6$)および冗長マニピュレータ($n > 6$)ではそれぞれ、

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{M}_{bl}^{-1}(\mathcal{F}_{bl} - \mathcal{C}_b) \quad (n = 6) \quad (3.11)$$

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{M}_{bl}^+(\mathcal{F}_{bl} - \mathcal{C}_b) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl} \quad (n > 6) \quad (3.12)$$

となる。ただし、 $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl}$ は式中

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl} = \mathbf{N}_{bl}\boldsymbol{\beta}_{bl} = \mathbf{P}_{bl}\dot{\boldsymbol{\theta}}_a \quad (3.13)$$

であり、

$$\mathbf{N}_{bl} = \begin{bmatrix} \mathbf{n}_{bl1} & \mathbf{n}_{bl2} & \cdots & \mathbf{n}_{blr} \end{bmatrix} \in \Re^{n \times r} \quad (3.14)$$

$$\boldsymbol{\beta}_{bl} = \begin{bmatrix} \beta_{bl1} \\ \beta_{bl2} \\ \vdots \\ \beta_{blr} \end{bmatrix} \in \Re^r \quad (r = n - 6) \quad (3.15)$$

つまり、

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl} = \sum_{i=1}^r \beta_{bli} \mathbf{n}_{bli} \quad (3.16)$$

である。(3.13)の $\dot{\boldsymbol{\theta}}_a$ は任意関節加速度ベクトルである。この \mathbf{n}_{bli} ($i = 1, 2, \dots, r$) は \mathbf{M}_{bl} の零空間 $\mathcal{N}(\mathbf{M}_{bl})$ を張る零空間ベクトル(Null space vector)と呼ぶ。 $\boldsymbol{\beta}_{bl}$ は任意ベクトルである。マニピュレータ動作反動を利用した柔軟ベース部の振動抑制を達成するため、 \mathcal{F}_{bl} の指令値を以下のように設計する。

$$\mathcal{F}_{bl}^{ref} = \mathbf{D}_b^{vs} \mathcal{V}_b \quad (3.17)$$

ただし、 $(\circ)^{vs}$ は振動抑制(Vibration suppression)に関するゲインであり、 \mathbf{D}_b^{vs} は減衰用正定値行列である。以上より、求める指令関節角加速度は

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{M}_{bl}^+(\mathbf{D}_b^{vs} \mathcal{V}_b - \mathcal{C}_b) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl} \quad (3.18)$$

となる³. ここで振動抑制制御のシステム安定性について考える. $M_{bl}\ddot{\theta}_{bl} = 0$ であるため, (3.18) を柔軟ベース部運動方程式(3.9)に代入すると

$$\dot{M}_b \mathcal{V}_b + (\mathbf{D}_b + \mathbf{D}_b^{vs}) \mathcal{V}_b + \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b = \mathbf{0} \quad (3.19)$$

と式変形できる. \mathcal{F}_b が存在する場合は, (2.28) より,

$$\dot{M}_b \mathcal{V}_b + (\mathbf{D}_b + \mathbf{D}_b^{vs}) \mathcal{V}_b + \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b = \mathcal{F}_b \quad (3.20)$$

以上より, \mathcal{F}_b により発生する柔軟ベースの振動は, マニピュレータ関節の動作により, 特異姿勢にならない限り抑制される.

3.1.3 運動量保存制御

3.1.1 では, 浮遊ベースロボットに反動を与えない無反動制御を紹介した. そこでは, 衛星ロボットに対しマニピュレータからの負荷力がゼロ ($\mathcal{F}_{imp} = \mathbf{0} = \mathcal{F}_{bl}$) となる条件として, 干渉運動量がゼロ ($\mathcal{L}_{bl} = \mathbf{0}$) となる場合について扱った. 本節では干渉運動量が一定値 ($\bar{\mathcal{L}}_{bl}$) の場合, つまり運動量を保存する場合について述べる.

(2.13) より, 指令干渉運動量が一定値の場合, 求める指令関節角速度は,

$$\dot{\theta}^{ref} = M_{bl}^+ \bar{\mathcal{L}}_{bl}^{des} + \dot{\theta}_{bl} \quad (3.21)$$

となる. ただし $\dot{\theta}_{bl}$ は任意ベクトルである. 一方で指令関節角加速度は, (2.21) より,

$$\ddot{\theta}^{ref} = M_{bl}^+ (\mathcal{F}_{imp}^{ref} - \mathcal{C}_b) + \ddot{\theta}_{imp} \quad (3.22)$$

式中,

$$\mathcal{F}_{bl}^{ref} = \mathbf{K}_{mc} (\bar{\mathcal{L}}_{bl}^{des} - \mathcal{L}_{bl}) \quad (3.23)$$

である. \mathbf{K}_{mc} 正定値ゲイン行列であり, 下付き文字 mc は運動量保存 (Momentum conservation) を意味する. また, $\ddot{\theta}_{bl}$ は任意ベクトルである.

柔軟ベースロボットでは, 外力により振動した柔軟ベース上でも, ベース部に対して反力を与えないマニピュレーションを行うため, 振動を励起

³非冗長マニピュレータは, 冗長マニピュレータより容易に理解できるため, これ以降は冗長マニピュレータの場合のみ記述する.

することはない。また、振動中でも運動量を変化させないマニピュレーションが可能である。以上より、求める指令関節角加速度は

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{M}_{bl}^+ (\mathbf{K}_{mc}(\bar{\mathcal{L}}_{bl}^{des} - \mathcal{L}_{bl}) - \mathcal{C}_b) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{imp} \quad (3.24)$$

となる。

ここで、運動量保存制御においても、システムの安定性を考える。(3.24)を柔軟ベース部運動方程式(3.9)および(2.28)に代入すると

$$\mathbf{M}_b \dot{\mathcal{V}}_b + \mathbf{D}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b = \mathbf{K}_{mc}(\bar{\mathcal{L}}_{bl}^{des} - \mathcal{L}_{bl}) \quad (3.25)$$

$$\mathbf{M}_b \dot{\mathcal{V}}_b + \mathbf{D}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b = \mathbf{K}_{mc}(\bar{\mathcal{L}}_{bl}^{des} - \mathcal{L}_{bl}) + \mathcal{F}_b \quad (3.26)$$

と式変形できる。(3.26)は外力 \mathcal{F}_b による強制振動系である。ただし、 $\bar{\mathcal{L}}_{bl}^{des} = \mathcal{L}_{bl}$ である場合、運動量保存制御による柔軟ベース振動は誘発しない。

3.2 二重タスク制御とダイナミック特異点

本節の目的は、マニピュレータヤコビ行列による手先制御とマニピュレータとベース部に働くマニピュレータ負荷力の制御を同時達成するための二重タスク定式化と、これに基づく制御手法を導出することである。また、これにより発生する新たな特異点である、ダイナミック特異点の存在を示す。

3.2.1 手先運動と反動の二重タスク定式化と制御

柔軟ベースロボットの順運動学式、

$$\mathcal{V}_e = \mathbf{J}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} + {}^b\mathbf{T}_e \mathcal{V}_b \quad (3.27)$$

を時間微分し、

$$\dot{\mathcal{V}}_e = \mathbf{J}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} + {}^b\dot{\mathcal{V}}_e \quad (3.28)$$

を得る。ただし、 ${}^b\mathcal{V}_e = {}^b\mathbf{T}_e \mathcal{V}_b$ と置いた。(3.10)よりマニピュレータ動作とベースへの負荷力の関係式は、

$$\mathcal{F}_{bl} = \mathbf{M}_{bl} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathcal{C}_b \quad (3.29)$$

となる。

(3.28) と (3.29) より、手先作業と負荷力の制御の二つを満たす二重タスクは、以下のように定式化する。

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_e \\ \mathcal{F}_{bl} \end{bmatrix} = \mathbf{A} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \begin{bmatrix} \mathbf{J}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} \\ \mathcal{C}_b \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} {}^b\dot{\mathcal{V}}_e \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \in \Re^{(6+k)} \quad (3.30)$$

ただし、

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_l \\ \mathbf{M}_{bl} \end{bmatrix} \in \Re^{(6+k) \times n} \quad (3.31)$$

である。

(3.30) を用い二重タスク制御を行う。二重タスクに対して冗長自由度を有するマニピュレータを仮定した場合 ($n > 6 + k$)、求める指令関節角加速度は以下となる。

$$\mathbf{A} \ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{d}^{tsk} \quad (3.32)$$

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{A}^+ \mathbf{d}^{tsk} + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_A \quad (3.33)$$

ただし、

$$\mathbf{d}^{tsk} \equiv \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_e^{ref} \\ \mathcal{F}_{bl}^{ref} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{J}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} \\ \mathcal{C}_b \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} {}^b\dot{\mathcal{V}}_e \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (3.34)$$

である。第2項目の $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_A = \mathbf{N}_A \boldsymbol{\beta}_A$ ($\mathbf{N}_A \in \Re^{n \times r}$, $\boldsymbol{\beta}_A \in \Re^r$, $r = n - (6 + k)$) は行列 \mathbf{A} の零空間 $\mathcal{N}(\mathbf{A})$ を張る r 個の零空間ベクトルと任意ベクトル $\boldsymbol{\beta}_A$ で構成された関節角加速度ベクトルあり、冗長運動を示す。この運動は、(3.33) の右辺第1項目と直交関係にあり、二重タスクに対し直接影響を与えない運動である。また、 \mathbf{A} が正方行列となる場合、つまり非冗長 ($n = 6 + k$) の場合は、 \mathbf{A} の零空間が存在せず、擬似逆行列 \mathbf{A}^+ は逆行列 \mathbf{A}^{-1} となり、 \mathbf{N}_A は空 (Null) となる。目的に合わせて二重タスク ($\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}$, \mathcal{F}_{bl}^{ref}) を与えることで、二つの制御を同時にかつ線形的に扱うことができる。

ここで、 \mathbf{A} の行列式がゼロとなった場合⁴に \mathbf{A} の特異点である、ダイナミック特異点が現れる。以下では、このダイナミック特異点の性質について述べる。

⁴冗長 ($r > n - (6 + k)$) マニピュレータの場合では、 $\det(\mathbf{A}\mathbf{A}^T) = 0$ となる。

3.2.2 ダイナミック特異点の性質

手先自由度6個に対して冗長($r > n - 6$)であり、ベース自由度 k 個を含む二重タスクの拘束数($6 + k$)に対して非冗長($r = 0, n = 6 + k$)であるマニピュレータを考える。マニピュレータ手先制御とベース負荷力 \mathcal{F}_{bl} を同時に制御するための指令関節角加速度は、 A の逆行列により得られる。

$$\ddot{\theta}^{ref} = A^{-1} d^{tsk} \quad (3.35)$$

A の逆行列が得られない $\det A = 0$ ダイナミック特異点となる。

ダイナミック特異点は、マニピュレータ手先とベース負荷力を同時に扱う場合に現れるものであり、この特異点では、 A の階数が手先自由度の次元より少なくなるため、過拘束状態に陥りシステムが不安定になる。また、ダイナミック特異点は、キネマティック特異点である $\det(\mathbf{J}_l \mathbf{J}_l^T) = 0$ および $\det(M_{bl} M_{bl}^T) = 0$ の性質も含み、一般化座標を変数として持つため、その分布はマニピュレータの姿勢により決定される。よって、ある時刻の姿勢に対するダイナミック特異点の分布は、幾何学的に解析可能であるが、非線形な影響を受ける制御中においては、時系列におけるマニピュレータの姿勢が予測できないため、結果的にダイナミック特異点の分布が予測できない[63]。さらに、自由度が増しモデル誤差や外乱を考慮する必要がある場合では、分布の予測はより一層困難である。

ダイナミック特異点とキネマティック特異点の比較については、付録Cに冗長3自由度マニピュレータを対象にした図による比較を示す。

3.2.3 タスク優先度

ダイナミック特異点の問題を緩和する手法として、タスク優先度[66, 67, 57]を取り入れる。これにより、対象とする作業に対し優先度を設け、ダイナミック特異点においても優先されるべき作業を達成できる。以下では、手先制御と反動制御のタスク優先度を考慮し、

- Case 1: 反動制御 → 手先制御
- Case 2: 手先制御 → 反動制御

の2通りについて示す。ただし、矢印は「高優先度 → 低優先度」を意味する。

Case 1: 反動制御 → 手先制御

まず、慣性ダンパを優先した場合を扱う。負荷力制御を優先した解は、以下の式で得られる。

$$\ddot{\theta}^{ref} = M_{bl}^+(\mathcal{F}_{bl}^{ref} - \mathcal{C}_b) + \ddot{\theta}_{bl} \quad (3.36)$$

(3.36) の右辺第1項目は第2項目より優先度が高く、またダイナミック特異点問題を引き起こす A は存在しない。よって、第1項目のダイナミック特異点は存在しない。次に、第2項目 $\ddot{\theta}_{bl} = N_{bl}\beta_{bl}$ に注目する。この項は、第1項目に影響しない範囲での冗長運動を示す。(3.1) で示したように、第2項目には必然的に $M_{bl}\ddot{\theta}_{bl} = 0$ つまり $\mathcal{F}_{bl}^{ref} - \mathcal{C}_b = 0$ という拘束条件が追加される。よって、第1項目: \mathcal{F}_{bl} による振動抑制制御、第2項目: 無反動制御の機能を持つ。

次に、優先度の低い第2項目 $\ddot{\theta}_{bl}$ に対し手先制御を追加する。しかし、第2項目は手先制御による拘束条件(3.28)と $M_{bl}\ddot{\theta}_{bl} = 0$ の二つの拘束条件を含むため、ダイナミック特異点問題が存在することに注意されたい。手先制御を含む指令関節角加速度は、

$$A\ddot{\theta}_{bl} = d_{rlm}^{tsk} \quad (3.37)$$

より、

$$\ddot{\theta}_{bl}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) = A^{-1}d_{rlm}^{tsk} \quad (3.38)$$

となる。ただし、

$$d_{rlm}^{tsk} \equiv \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - J_l \dot{\theta} - {}^b\dot{\mathcal{V}}_e \\ 0 \end{bmatrix} \in \Re^{(6+k)} \quad (3.39)$$

である。下付き文字の rlm は無反動動作 (Reactionless motion) を意味する。ダイナミック特異点では、第2項目の手先制御は不可能となる。これによりシステムは不安定となる。このため、手先の作業空間領域は制限される。

ダイナミック特異点での零空間ベクトルの消散によるシステムの不安定性を解決するため、特異点適合法 (Singularity-Consistent method [61]) と呼ばれる、特異点付近で β を一定にする手法が提案されている。具体的には(3.37)を、

$$\begin{bmatrix} A & -d_{rlm}^{tsk} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\theta}_{bl} \\ 1 \end{bmatrix} = 0 \quad (3.40)$$

と書き換え，零空間を求める．

$$\begin{bmatrix} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl} \\ 1 \end{bmatrix} = \mathcal{N} \left(\begin{bmatrix} \mathbf{A} & -\mathbf{d}_{rlm}^{tsk} \end{bmatrix} \right) = \beta_A \tilde{\mathbf{n}}_A \quad (3.41)$$

式中，

$$\tilde{\mathbf{n}}_A = \begin{bmatrix} \mathbf{n}_A(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) \\ \det \mathbf{A} \end{bmatrix}$$

であるため，展開すると

$$\begin{aligned} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl} &= \beta_A \mathbf{n}_A(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) \\ 1 &= \beta_A \det \mathbf{A} \end{aligned} \quad (3.42)$$

となる．制御では，適切なダイナミック特異点付近の定義に対し，ダイナミック特異点範囲内で $\det \mathbf{A}$ がゼロのなることによる問題を β_A の値を一定値として与えることで解決している．ちなみに， A の逆行列は，

$$\mathbf{A}^{-1} = \frac{\text{adj } \mathbf{A}}{\det \mathbf{A}} \quad (3.43)$$

であるため，(3.38) は，

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) = \frac{1}{\det \mathbf{A}} \text{adj } \mathbf{A} \mathbf{d}_{rlm}^{tsk} = \beta_A \mathbf{n}_A(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref})$$

となる．ただし， $\text{adj } \mathbf{A} \in \Re^{n \times (6+k)}$ は A の余因子行列である．

$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref})$ の導出方法としては， $M_{bl}\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl} = \mathbf{0}$ に手先制御を付加する手法がある [42]．(3.28) より，

$$\dot{\mathcal{V}}_e = \mathbf{J}_l \mathbf{N}_{bl} \boldsymbol{\beta}_{bl} + \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} + {}^b \dot{\mathcal{V}}_e \quad (3.44)$$

これを満たす任意ベクトル $\boldsymbol{\beta}_{bl}$ は，

$$\boldsymbol{\beta}_{bl}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) = [\mathbf{J}_l \mathbf{N}_{bl}]^+ \left(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} - {}^b \dot{\mathcal{V}}_e \right) \quad (3.45)$$

であるため，(3.36) は，

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{M}_{bl}^+(\mathcal{F}_{bl}^{ref} - \mathcal{C}_b) + \mathbf{N}_{bl} \boldsymbol{\beta}_{bl}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) \quad (3.46)$$

と導出できる．ただし， $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{bl}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) = \mathbf{N}_{bl} \boldsymbol{\beta}_{bl}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref})$ である．

Case 2: 手先制御 → 反動制御

次に、手先制御を優先した場合について扱う。(3.28)より求める指令関節角加速度は、

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{J}_l^+ (\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} - {}^b\dot{\mathcal{V}}_e) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_e \quad (3.47)$$

である。 $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_e = \mathbf{P}_e \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a$ であり、 $\mathbf{P}_e = (\mathbf{U} - \mathbf{J}_l^+ \mathbf{J}_l)$ である。第2項目は、手先に影響を与えない ($\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} - {}^b\dot{\mathcal{V}}_e = 0$) 冗長運動を示す。(3.46)にならって、第2項目に反動制御を追加する。

$$\mathbf{d}_{vs}^{tsk} = \mathbf{A} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_e \quad (3.48)$$

より、

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_e(\mathcal{F}_{bl}^{ref}) = \mathbf{A}^{-1} \mathbf{d}_{vs}^{tsk} \quad (3.49)$$

となる。ただし、

$$\mathbf{d}_{vs}^{tsk} \equiv \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \mathcal{F}_{bl}^{ref} - \mathcal{C}_b \end{bmatrix} \quad (3.50)$$

である。下付き文字の *vs* は振動抑制 (Vibration suppression) を意味する。ここでも、右辺第2項目 $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_e(\mathcal{F}_{bl}^{ref})$ にもダイナミック特異点が存在する。前述の特異点適合法を用い、以下のように書き換える。

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_e(\mathcal{F}_{bl}^{ref}) = \frac{1}{\det \mathbf{A}} \text{adj} \mathbf{A} \mathbf{d}_{vs}^{tsk} = \beta_A \mathbf{n}_A(\mathcal{F}_{bl}^{ref}) \quad (3.51)$$

もう一つの導出方法では、以下のようになる。

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{J}_l^+ (\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} - {}^b\dot{\mathcal{V}}_e) + \mathbf{N}_e \boldsymbol{\beta}_e(\mathcal{F}_{bl}^{ref}), \quad (3.52)$$

となる。ただし、 $\boldsymbol{\beta}_e(\mathcal{F}_{bl}^{ref})$ は

$$\boldsymbol{\beta}_e(\mathcal{F}_{bl}^{ref}) = [\mathbf{M}_{bl} \mathbf{N}_e]^+ (\mathcal{F}_{bl}^{ref} - \mathcal{C}_b) \quad (3.53)$$

である。

3.2.4 計算トルク制御と閉ループシステム

本節では、非線形システムの線形化補償として計算トルク法[119]について述べる。タスク優先度を考慮した二重タスク制御(3.46), (3.52))を実現するため、(3.8)のマニピュレータ部運動方程式を用いて計算トルク制御を以下のように設計する。

$$\tau = M_l \ddot{\theta}^{ref} + c_l + M_{bl}^{Tb} \dot{V}_e \quad (3.54)$$

(3.54)のコントローラをマニピュレータの運動方程式に代入することで、閉ループの動力学式 $\ddot{\theta} = \ddot{\theta}^{ref}$ を得る。そして、この閉ループの動力学式に、まず、(3.46)を代入することにより、以下の誤差動力学方程式を得る。

$$(\dot{V}_e^{des} - \dot{V}_e) + K_d(V_e^{des} - V_e) + K_p(X_e^{des} - X_e) = J_l M_{bm}^+ (\mathcal{F}_{bl}^{ref} - C_b) \quad (3.55)$$

ただし、 $J_l N_{bl} [J_l N_{bl}]^+ = U$ である。よって、適当なゲイン行列を与えることで、反動制御により発生する手先位置の軌道や経路からの誤差を手崎のフィードバック制御で補償する。柔軟ベース部への影響については、 $M_{bl} \ddot{\theta}_{bl} = 0$ であるため、(3.19) や (3.25) と同じ結果を得る。

次に、(3.52)を代入することにより、以下の誤差動力学方程式を得る。

$$(\dot{V}_e^{des} - \dot{V}_e) + K_d(V_e^{des} - V_e) + K_p(X_e^{des} - X_e) = 0 \quad (3.56)$$

ただし、 $J_l \ddot{\theta}_e = 0$ である。動力学パラメータがモデルと一致している場合、上記に適当なフィードバックゲインを与えることで、フィードバック制御できる。

一方で、この動作はベース部に対し振動を与える。(3.9)のベース部運動方程式より、

$$M_b \dot{V}_b + D_b V_b + K_b \Delta X_b = -M_{bl} \ddot{\theta} - C_b \quad (3.57)$$

を得る。これに(3.52)を代入すると、

$$M_b \dot{V}_b + D_b V_b + K_b \Delta X_b = -M_{bl} J_l^+ \left(\dot{V}_e^{ref} - J_l \dot{\theta} - {}^b \dot{V}_e \right) - \mathcal{F}_{bl}^{ref} \quad (3.58)$$

として書き直せる。 \mathcal{F}_{bl}^{ref} は前述の振動抑制制御(3.18)や運動量保存制御(3.23)を実現する。振動抑制制御および運動量保存制御を用いた場合の閉ループシステムは、(3.19) や (3.20) を参考に、それぞれ以下の式として示す

ことができる [112] .

$$\mathbf{M}_b \dot{\mathcal{V}}_b + (\mathbf{D}_b + \mathbf{D}_b^{vs}) \mathcal{V}_b + \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b = -\mathbf{M}_{bl} \mathbf{J}_l^+ \left(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} - {}^b \dot{\mathcal{V}}_e \right) \quad (3.59)$$

$$\mathbf{M}_b \dot{\mathcal{V}}_b + \mathbf{D}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b = -\mathbf{M}_{bl} \mathbf{J}_l^+ \left(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} - {}^b \dot{\mathcal{V}}_e \right) - \mathbf{K}_{mc} (\bar{\mathcal{L}}_{bl}^{des} - \mathcal{L}_{bl}) \quad (3.60)$$

(3.60) の右辺第2項は、現在値が目標値と一致する場合に零となり、ベース部への影響はなくなる。(3.59) と (3.60) の右辺第1項目 $-\mathbf{M}_{bl} \mathbf{J}_l^+ \left(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_l \dot{\boldsymbol{\theta}} - {}^b \dot{\mathcal{V}}_e \right)$ は、マニピュレータ手先の制御によるベース部への反動を意味し、これによる反動は避けられない。我々の提案手法は、この反動を振動抑制制御と運動量保存制御を利用して抑える手法であり、適当なゲイン設定の下では、 \mathcal{F}_{bl}^{ref} の入力が可能な動作範囲内で本閉ループシステムは安定である。

3.3 マクロ部先端空間の定式化に基づく振動抑制制御

本節では、マクロミニマニピュレータシステムのマクロ部運動方程式に作業空間の定式化を用いたマクロ部先端空間の定式化を提案する。そして、柔軟ベースロボットとの関係を明確にする。また、マクロ部先端空間の定式化に基づく振動抑制制御を提案する。

3.3.1 MMMS の振動抑制制御

(2.31) より、マクロミニマニピュレータ運動方程式を再度以下に示す。ただし、以下では外乱およびモデル誤差は考慮しない。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_M & \mathbf{M}_{Mm} \\ \mathbf{M}_{Mm}^T & \mathbf{M}_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_M \\ \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{c}_M \\ \mathbf{c}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_M \Delta \boldsymbol{\theta}_M \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \boldsymbol{\tau}_m \end{bmatrix} \quad (3.61)$$

(3.61) の上部運動方程式は、

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_M \ddot{\boldsymbol{\theta}}_M + \mathbf{D}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M + \mathbf{K}_M \Delta \boldsymbol{\theta}_M &= -\mathbf{M}_{Mm} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m - \mathbf{c}_M \\ &= -\boldsymbol{\tau}_{Mm} \end{aligned} \quad (3.62)$$

と書ける。よって、

$$\tau_{Mm} = M_{Mm}\ddot{\theta}_m + c_M \quad (3.63)$$

を得る。 τ_{Mm} は、(2.32)の τ_{imp} と同義であり、負荷トルクと称する。マクロ部柔軟関節の振動抑制制御は、 $\tau_{Mm} = D_M^{vs}\dot{\theta}_M$ と設計することで、マクロ部関節の変位に対する適切なミニ部の動作により実現できる。式中、 $D_M^{vs} \in \Re^{k \times k}$ は振動抑制ゲイン対角行列である。よって、(5.2)より、振動抑制のための指令関節角加速度は、以下となる。

$$\ddot{\theta}_m = M_{Mm}^+ \left(D_M^{vs}\dot{\theta}_M - c_M \right) + \ddot{\theta}_{Mm} \quad (3.64)$$

式中、 $\ddot{\theta}_{Mm}$ は $\mathcal{N}(M_{Mm})$ の零空間ベクトルである。ただし、 M_{Mm} が正規行列の場合は、零空間ベクトルは存在しない。

3.3.2 柔軟ベースロボットの振動抑制制御

マクロ部を一つの剛体として考慮する研究も存在する[31]。この場合は、柔軟ベースロボットと同様の運動方程式(3.8)となる⁵。

$$\begin{bmatrix} M_b & M_{bl} \\ M_{bl}^T & M_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_b \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathcal{C}_b \\ c_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} D_b \mathcal{V}_b \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_b \Delta \mathcal{X}_b \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau \end{bmatrix} \quad (3.65)$$

また、(3.18)より、振動抑制は以下となる。

$$\ddot{\theta}^{ref} = M_{bl}^+ (D_b^{vs} \mathcal{V}_b - \mathcal{C}_b) + \ddot{\theta}_{bl} \quad (3.66)$$

式中、 D_b^{vs} は振動抑制ゲインであり、正定値対称行列である。また、 $\ddot{\theta}_{bl}$ は $\mathcal{N}(M_{bl})$ の零空間ベクトルである。ただし、 M_{bl} が正規行列の場合は零空間ベクトルは存在しない。

マクロ部を一つの剛体、つまり柔軟ベース部として扱った場合、上記となるが、マクロ部の姿勢が含まれずマクロ部の運動方程式が正確に表現できない。

3.3.3 作業空間の定式化に基づくマクロ部先端動力学

マクロ部を多関節体と考えると、マクロ部と柔軟ベース部は運動学物理的に同じ意味となれる。Fig. 3.1に概念図を示す。以下では、作業空間の

⁵(\circ)_b, (\circ)_{bl}は、それぞれ柔軟ベース部およびそれとマニピュレータ部との干渉を示している。

定式化を用いて柔軟ベース部とマクロ部の各項の関係を示す。

順運動学より得られる慣性座標系を基準としたマクロ部先端の加速度 $\dot{\mathcal{V}}_b$ は、

$$\dot{\mathcal{V}}_b = \mathbf{J}_M(\boldsymbol{\theta}_M)\ddot{\boldsymbol{\theta}}_M + \dot{\mathbf{J}}_M(\boldsymbol{\theta}_M, \dot{\boldsymbol{\theta}}_M)\dot{\boldsymbol{\theta}}_M \quad (3.67)$$

である。ただし $\mathbf{J}_M \in \Re^{6 \times n_M}$ はマクロ部先端ヤコビ行列である。ここで簡単化のため、マクロ部に冗長自由度がない ($n_M = 6$) ことを仮定する⁶。このため、マクロ部先端ヤコビ行列 $\mathbf{J}_M \in \Re^{6 \times 6}$ は正則行列となる。非冗長マニピュレータであるマクロ部の運動方程式は、マクロ部の順運動学式 (3.67) を用いて以下のように書き換えられる。

$$\mathbf{M}_b \dot{\mathcal{V}}_b + \mathbf{D}_b \mathcal{V}_b + \mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b (\Delta \boldsymbol{\theta}_M) = -\mathcal{F}_{bl} \quad (3.68)$$

$$\mathbf{M}_b = (\mathbf{J}_M \mathbf{M}_M^{-1} \mathbf{J}_M^T)^{-1} \quad (3.69)$$

$$\mathbf{D}_b = (\mathbf{J}_M \mathbf{D}_M^{-1} \mathbf{J}_M^T)^{-1} \quad (3.70)$$

$$\mathbf{K}_b \Delta \mathcal{X}_b = \mathbf{J}_M^{-T} \mathbf{K}_M \Delta \boldsymbol{\theta}_M \quad (3.71)$$

式中、右辺は

$$\mathcal{F}_{bl} = \mathbf{M}_{bl} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{c}_b \quad (3.72)$$

$$\mathbf{M}_{bl} = \mathbf{J}_M^{-T} \mathbf{M}_{Mm}$$

$$\mathbf{c}_b = \mathbf{J}_M^{-T} \mathbf{c}_M - \mathbf{M}_b \dot{\mathbf{J}}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M$$

で示される。ただし、2.2.1 でも述べたように、(3.69) に含まれるキネマティック特異点問題 $\det \mathbf{J}_M = 0$ の問題が存在することに注意されたい。(3.70) に示

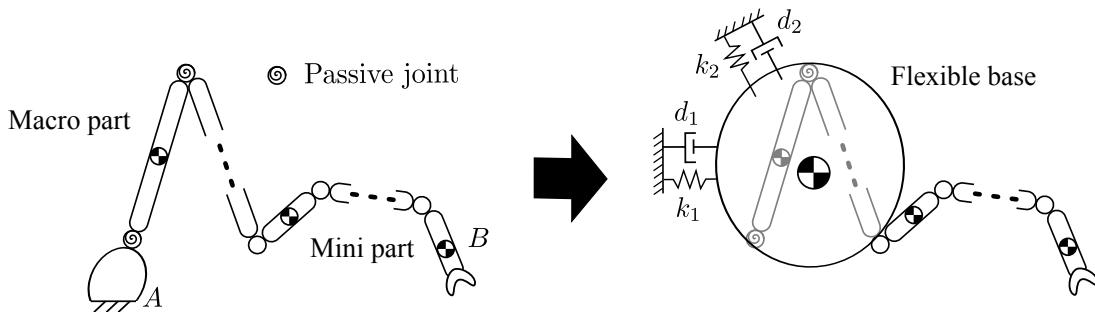


Fig. 3.1: Macro manipulator can be interpreted as a flexible base.

⁶冗長を考慮したい場合は [96] を、回転を考慮する場合は [120] をそれぞれ参照されたい。

すようにマクロ部変位に対するマクロ部先端のダンパ係数は，柔軟ベース部のダンパ係数のように一定ではなく，マクロ部関節角度に対して変化する。

3.3.4 マクロ部先端空間の定式化に基づく振動抑制制御

\mathcal{F}_{bl} を以下のように設計する。

$$\mathcal{F}_{bl}^{ref} = \mathbf{D}_b^{vs} \mathcal{V}_b - \mathbf{M}_b \dot{\mathbf{J}}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \quad (3.73)$$

$\mathbf{D}_b^{vs} = (\mathbf{J}_M(\mathbf{D}_M^{vs})^{-1}\mathbf{J}_M^T)^{-1}$ はマクロ部の姿勢状態 \mathbf{J}_M により決定される振動抑制ゲインである。

(3.73)を(3.72)へ代入することにより，(3.64)と同等であることが確認できる。

$$\mathbf{D}_M^{vs} \dot{\boldsymbol{\theta}}_M = \mathbf{M}_{Mm} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{c}_M = \boldsymbol{\tau}_{Mm} \quad (3.74)$$

よって，マクロ部先端空間の定式化に基づく振動抑制制御のための指令関節角加速度は，

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_m^{ref} = \mathbf{M}_{Mm}^+ (\mathbf{J}_M^T \mathbf{D}_b^{vs} \mathcal{V}_b - \mathbf{c}_M) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{Mm} \quad (3.75)$$

となる。さらに，(3.75)を(3.61)の上部運動方程式に代入することで，以下の閉ループシステムを得る。

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_M \ddot{\boldsymbol{\theta}}_M + \mathbf{D}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M + \mathbf{K}_M \Delta \boldsymbol{\theta}_M &= -\mathbf{D}_M^{vs} \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \\ \Rightarrow \mathbf{M}_M \ddot{\boldsymbol{\theta}}_M + (\mathbf{D}_M + \mathbf{D}_M^{vs}) \dot{\boldsymbol{\theta}}_M + \mathbf{K}_M \Delta \boldsymbol{\theta}_M &= \mathbf{0} \end{aligned} \quad (3.76)$$

よって，適当なゲイン行列 \mathbf{D}_M^{vs} により，閉ループシステムは安定である。

3.4 分解反動制御とモーションフォース制御

ここまでに，無反動制御や振動抑制制御，運動量保存制御と言った反動制御と，手先制御と反動制御を含む二重タスク制御，そして，作業空間の定式化を用いたマクロ部先端空間の定式化に基づく振動抑制制御について述べた。反動制御では，マニピュレータ手先とは反対側のベース部の力（反動）を制御することを目的に構築した。

ところで，非固定ベースロボットの概念では，マニピュレータなどの先端をベースまたは手先としても本質的には制御の性質は変わらない．そこで，これまでベースとして扱ってきた部分を手先として考慮することにより，手先部の力制御を可能とする．2.2.2で述べてきたように，この力制御を反動零空間法の概念を利用し実現できる．以下では，手先の力制御として分解反動制御を提案する．また，比較検討のため作業空間の定式化に基づく力制御[96, 115]，としてモーションフォース制御を導出する．よって，二つのモーションフォース制御手法：

- 反動零空間の定式化(2.93)に基づくモーションフォース制御(RNS-C)
- 作業空間の定式化(2.74)に基づくモーションフォース制御(OSF-C)

を導出する．ただし，本文中ではそれぞれ，RNS-C(Reaction Null Space Formulation based Control)，OSF-C(Operational Space Formulation based Control)と略記する．

3.4.1 分解反動制御

本節では，Fig. 3.2に示す非固定ベースロボットの分解反動制御を定義する．浮遊ベースロボットや柔軟ベースロボットでベースとして扱ってきた先端を手先Aとする．一方で，明確に運動方程式が表現されていない先端B((2.8)を参照されたい)を固定ベース(Fixed base)として定義する．固定ベースは，ラグランジュの未定乗数法により導出される，環境から受ける拘束力 \mathcal{F}_B を用いることで模擬できる．

前述の2.1.6より，分解反動制御は以下で表される．

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \ddot{\boldsymbol{\theta}}_A + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{RNS}, \quad (3.77)$$

式中，

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_A = \mathbf{M}_{Al}^+ \left(\mathcal{F}_A - \mathbf{M}_A \dot{\mathcal{V}}_A + {}^A\mathbf{T}_B^T \mathcal{F}_B - \mathcal{C}_A - \mathcal{G}_A \right) \quad (3.78)$$

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{RNS} = (\mathbf{U} - \mathbf{M}_{Al}^+ \mathbf{M}_{Al}) \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a. \quad (3.79)$$

である．これまでにも述べたように，手先運動と冗長運動による反動は，(3.77)により分けて制御可能となっている．また，(3.78)より，先端AとBの力や運動を制御可能であることがわかる．以下に所感を示す．

- 外部と接触していない状態 $\mathcal{F}_A = \mathcal{F}_B = 0$ では、 $M_A \dot{\mathcal{V}}_A$ のみ可能となる。これまでに紹介してきた浮遊ベースロボットや柔軟ベースロボットなどの反動制御は、 $\mathcal{F}_A = \mathcal{F}_B = 0$ の状態であったため、すべて $M_A \dot{\mathcal{V}}_A$ の制御により実現している。具体的には、(2.21)より $M_A \dot{\mathcal{V}}_A$ は \mathcal{F}_{imp} と定義され、無反動制御では $M_A \dot{\mathcal{V}}_A = -\mathcal{F}_{imp} = 0$ （または、 $M_A \mathcal{V}_A = -\mathcal{L}_{imp} = 0$ ）を満たす運動、つまり零負荷力を実現する冗長運動 $\ddot{\theta}_{RNS}$ （または、 $\dot{\theta}_{RNS} \rightarrow (3.1)$ 参照）による動作生成および制御を実現した。振動抑制制御では、 $M_A \dot{\mathcal{V}}_A = -\mathcal{F}_{imp} = -D_b^{vs} \mathcal{V}_A$ として (3.18) を得られ、運動量保存制御では、 $M_A \dot{\mathcal{V}}_A = -\mathcal{F}_{imp} = -K_{mc}(\bar{\mathcal{L}}_{bl}^{des} - \mathcal{L}_{bl})$ として (3.24) を得られる。ただし、手先 A はベース部 b であることに注意されたい。
- (2.8) でも示したように、 M_A は先端 A リンクのみのパラメータで構成されておらず、A を基点とする多関節体システムの全慣性パラメータで構成されている。つまり、 $M_A \dot{\mathcal{V}}_A$ による手先制御は、多関節体システム全体の質量や慣性パラメータにより決定される。また、 $M_A \dot{\mathcal{V}}_A$ に対し \mathcal{C}_A と \mathcal{G}_A はサーボ補償器である。
- \mathcal{F}_A と \mathcal{F}_B はともに接触状態の上で発生する外力であり、両力間に内力が存在するため、二つ力をそれぞれ同時に制御することは不可能である。逆に、両力を同時に扱うためには内力を制御すればよい。ただし、(3.79) による反動零空間を利用することにより両力を同時に制御することも可能である。

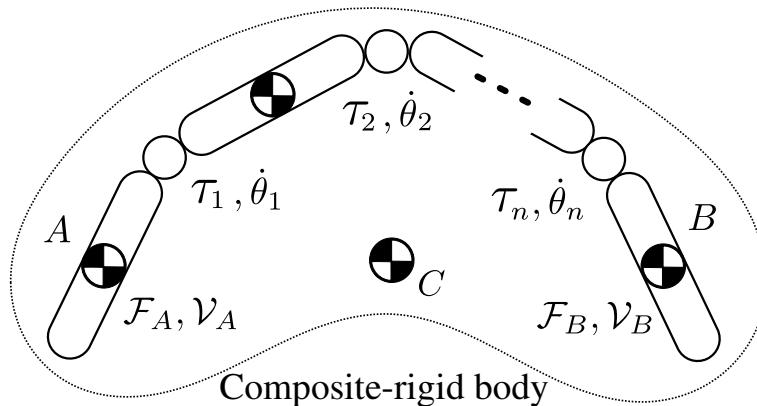


Fig. 3.2: Model of a unfixed-base serial-link limb. The system constitutes a single composite-rigid body, C denoting its CoM.

- \mathcal{F}_A と \mathcal{F}_B は接触状態の上で発生する外力であり, $M_A \dot{\mathcal{V}}_A$ と同じ座標軸に対し同時に制御することはできない。これは、各関節軸の運動 $\ddot{\theta}$ とトルク τ を同時に扱うことができないのと同等である。ただし、これらを直交化させることで、同時に扱うことが可能となる。以下では、直交化させることで達成できるモーションフォース制御について述べる。
- 干渉慣性行列のランクが落ちることで発生する特異点問題が存在する。具体的には、冗長マニピュレータの場合では $\det(M_{Al} M_{Al}^T) = 0$ (非冗長マニピュレータの場合では $\det(M_{Al}) = 0$) となるマニピュレータ姿勢時に特異点問題となる。この特異点は、干渉慣性特異点 (Coupling-inertia singularity) と称し、キネマティック特異姿勢が要素として持つマニピュレータの姿勢やリンク長以外に、リンク質量を要素として持つ。よって、流動体を扱う場合や対象物を運搬する作業など、制御中に質量変化を起こす作業においては、この特異点分布が変化する。

3.4.2 反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御

運動と力制御を直交化しモーションフォース制御を導出するため, $\mathcal{F}_A = S_f \lambda$, $\mathcal{V}_A = S_v \nu$ と定義する。また, 運動と力の指令値をそれぞれ α_v と f_λ とおくと, 求める指令関節角加速度は以下となる。

$$\begin{aligned}\ddot{\theta}_A^{ref} &= M_{Al}^+ \left(S_f f_\lambda - M_A S_v \alpha_v - M_A \dot{S}_v \nu \right) \\ &\quad + M_{Al}^+ \left({}^A \mathbf{T}_B^T \mathcal{F}_B - \mathcal{C}_A - \mathcal{G}_A \right)\end{aligned}\quad (3.80)$$

$\ddot{\theta}_A^{ref}$ は特殊解であり, 運動と力の指令値である α_v と f_λ を実現する。また, 擬似逆行列 M_{Al}^+ により局所最適解が得られる。(3.80) の右側第2項目は, 準静的力と非線形力のベース反力補償の要素が含まれている。この要素は, 非固定ベースロボットにおいて重要な役割を持つ。(3.79) の $\ddot{\theta}_{RNS}$ は, 任意のベクトル $\ddot{\theta}_a$ による, 反動零空間範囲内での動作を実現し, (3.80) のモーションフォース制御に影響しない。そして, $\dot{\nu}_A = \alpha_v$ と $\lambda_A = f_\lambda$ であるため, 力と運動の完全な非干渉化が実現できる。さらに, 手先動力学 $\ddot{\theta}_A$ と反動零空間ベクトル $\ddot{\theta}_{RNS}$ が直交関係であるため, これらの成分も分解して制御できる。

最後に，(2.8)の下段に(3.77)の指令関節角加速度 $\ddot{\theta}_A^{ref}$ を代入することで制御トルク値を得られる。

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{\tau}_A + \boldsymbol{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{RNS}, \quad (3.81)$$

式中，

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}_A &= \boldsymbol{M}_{Al}^T \boldsymbol{S}_v \boldsymbol{\alpha}_v + \boldsymbol{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_A^{ref} + \boldsymbol{c}_l + \boldsymbol{g}_l - \boldsymbol{J}^T \boldsymbol{\mathcal{F}}_B \\ &= (\boldsymbol{M}_{Al}^T - \boldsymbol{M}_l \boldsymbol{M}_{Al}^+ \boldsymbol{M}_A) \boldsymbol{S}_v \boldsymbol{\alpha}_v + \boldsymbol{M}_l \boldsymbol{M}_{Al}^+ \boldsymbol{S}_f \boldsymbol{f}_\lambda \\ &\quad + (\boldsymbol{M}_l \boldsymbol{M}_{Al}^+ {}^A \boldsymbol{T}^T - \boldsymbol{J}^T) \boldsymbol{\mathcal{F}}_B + \boldsymbol{c}_l + \boldsymbol{g}_l \\ &\quad - \boldsymbol{M}_l \boldsymbol{M}_{Al}^+ (\boldsymbol{\mathcal{C}}_A + \boldsymbol{\mathcal{G}}_A + \boldsymbol{M}_A \dot{\boldsymbol{S}}_v \boldsymbol{\nu}). \end{aligned} \quad (3.82)$$

である。以下に所感を示す。

1. (3.2)で述べた通り，一般逆行列として擬似逆行列を適応する場合，以下を最小とする局所最適解を得る。

$$\boldsymbol{\mathcal{V}}_b^T \boldsymbol{M}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}} \rightarrow \min$$

この最適量はロボットの力学的エネルギーの一部であり，具体的には，ベース部とマニピュレータ部の間の動力学的干渉による運動エネルギーを示す。

2. 干渉慣性行列 \boldsymbol{M}_{Al} が非縮退の姿勢状態，つまりフルランク(Full rank)の場合では， $(n-6)$ 次元の反動零空間が存在する。しかし，モーションフォース制御場面では手先 A が $k \leq 6$ 軸方向に対し固定され環境に接触している。その上で，残りの $6-k$ 軸のモーション制御方向に $(n-k)$ 次元の反動零空間を得る⁷。この詳細については本論文の議論を越えるため，以下では $(n-6)$ 次元の反動零空間が存在する場合のみ考慮する。

3.4.3 作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御

まず，(2.64)より以下を得る。

$$\boldsymbol{M}_e(\boldsymbol{\theta}) \dot{\boldsymbol{V}} + \boldsymbol{\mathcal{C}}_e(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \boldsymbol{\mathcal{G}}_e(\boldsymbol{\theta}) + \boldsymbol{\mathcal{F}}_c = \boldsymbol{\mathcal{F}} \quad (3.83)$$

⁷[112] の選択反動零空間(Selective RNS)を参照されたい。

ただし， \mathcal{F}_c は F/T センサで測定される接触力である。これにより、二つの成分を合わせた手先指令値は、以下のように設計できる [96]。

$$\begin{aligned}\mathcal{F}^{ref} &= \mathcal{F}_m^{ref} + \mathcal{F}_c^{ref}, \\ \mathcal{F}_m^{ref} &= \mathbf{M}_e(\boldsymbol{\theta}) \mathbf{S} \dot{\mathcal{V}}^{ref} + \mathcal{C}_e(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \mathcal{G}_e(\boldsymbol{\theta}), \\ \mathcal{F}_c^{ref} &= \mathbf{S}^\perp \mathcal{F}_c^{ref},\end{aligned}\tag{3.84}$$

式中、 \mathcal{F}_m^{ref} と \mathcal{F}_c^{ref} はそれぞれ、手先運動と接触力を示す成分である。 \mathbf{S} は、拘束されていない適当な運動方向を指定するための選択行列である。一方、 \mathbf{S}^\perp は \mathbf{S} の補集合である。

次に、指令関節トルクについて述べる。通常、準静的関係 $\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T(\boldsymbol{\theta}) \mathcal{F}^{ref}$ を利用するが、これは非冗長の場合のみである。冗長マニピュレータの場合は、セルフモーションをパラメータ化したトルクを加える必要がある。2.2.1 での議論より、(2.79) 求める制御トルクは、

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^T \mathcal{F}^{ref} + \left(\mathbf{U} - \mathbf{J}^T \mathbf{J}_M^{\#T} \right) \boldsymbol{\tau}_a,\tag{3.85}$$

となる。

3.5 結言

本章では、過去に提案された無反動制御や振動抑制制御、非零初期運動量での無反動制御に相当する運動量保存制御を紹介し、これら反動制御と手先制御を同時に達成する二重タスク化と制御を提案した。そして、タスク優先度に基づく制御を提案した。

次に、マクロミニマニピュレータシステム (MMMS) の振動抑制制御について、MMMS と柔軟ベースロボットの動力学的性質が作業空間の定式化により繋がることを示し、マクロ部の姿勢を考慮した新たな振動抑制制御について導出した。これにより、マクロ部作業空間の定式化に基づいた振動抑制制御を提案した。

最後に、これまで扱ってきたベース部に対する反動制御を、逆の手先部に対する反動制御とすることで、反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御 (RNS-C) を新たに提案した。また、作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御 (OSF-C) を紹介した。

第4章 二次元平面モデルの柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータによる検証

本章では、二次元平面上の柔軟ベース上冗長マニピュレータを対象に、手先制御と振動抑制を行う制御手法について議論する。特に、1.2.3でも触れた、二つを同時に制御した場合に発現するダイナミック特異点の問題に焦点を当て、この問題を解決可能な新たな制御手法を提案する。1.2.2の最後に示したように、手先制御を行いつつ同時に柔軟ベースの振動を抑制するためには、手先運動に影響を与えない冗長運動での負荷力を適切に制御する必要がある。また、これにより発生するダイナミック特異点での問題を解決する必要がある。以下では、このダイナミック特異点問題を解決可能な反動制御として、運動量保存制御と経路追従制御を提案する。そして、提案手法の有効性を示すために、柔軟ベース上冗長マニピュレータを対象にした動力学シミュレーション結果を示す。

なお、モデルが平面上であるため、本章で扱うカリグラフィ変数を $\mathcal{X} \rightarrow x, \mathcal{V} \rightarrow v, \mathcal{L} \rightarrow l, \mathcal{F} \rightarrow f, \mathcal{C} \rightarrow c$ と変更する。

4.1 柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータ

今回対象とする二次元モデル柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータは、過去に構築されたTREP-Rを模したモデルである。TREP-Rの詳細については、付録B.1を参照されたい。Fig. 4.1にモデル図を示す。このモデルは、回転軸が z 軸方向へ平行に配置された関節を三つ有する平面上の3自由度マニピュレータ ($n = 3$) である。また、 $x-y$ 平面での手先2自由度制御 ($m = 2$) に対し、運動学的なマニピュレータ冗長1自由度 ($r = n - m = 1$) を有する。そして、仮想ばね・ダンパに固定された x 軸方向にのみ振動するベース部 ($k = 1$) を有するモデル、つまり $r = k$ のモデルを取り上げる。

プログラミング言語には高機能プログラミング言語MaTX[121]用いる。動

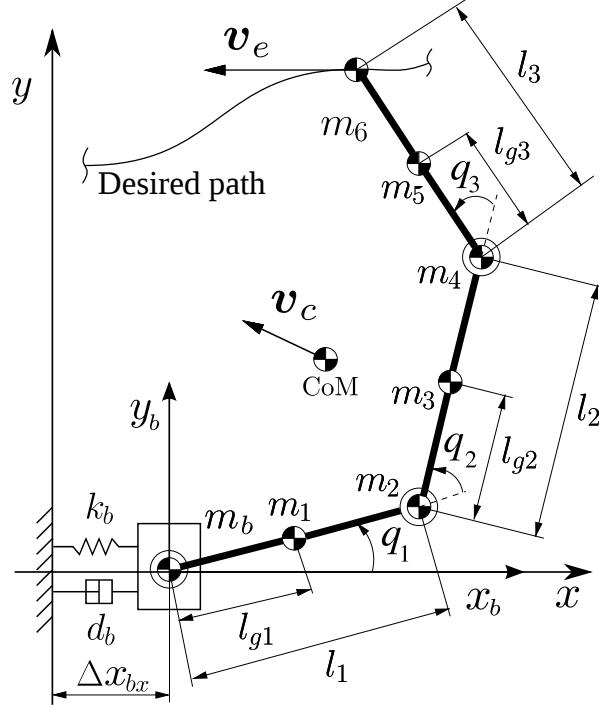


Fig. 4.1: Model of a planar flexible-base three-DOF redundant manipulator.

力学シミュレーションで用いた本モデルの運動方程式は以下である。

$$\begin{bmatrix} m_b & \mathbf{m}_{bl} \\ \mathbf{m}_{bl}^T & M_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v}_{bx} \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_b \\ \mathbf{c}_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} d_b v_{bx} \\ \mathbf{D}_l \dot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_b \Delta x_{bx} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

式中, $\mathbf{m}_{bl} \in \Re^{1 \times 3}$ は干渉慣性の行ベクトルを意味する。

4.2 ダイナミック特異点問題と解決手法

ダイナミック特異点問題はマニピュレータ手先と反動を同時に制御する際に発生する特異点問題であり, 制御手法によりその性質も変化する。以下では, 過去に開発された無反動制御および振動抑制制御のダイナミック特異点問題について議論する。

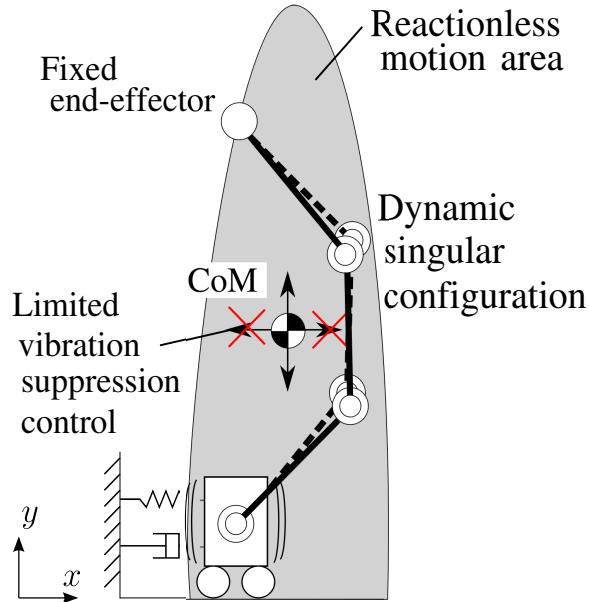


Fig. 4.2: Example of a dynamically singular configuration on a planar flexible-base three-link redundant manipulator model. The manipulator workspace is restricted by RLM and the VS control using kinematically redundancy is limited.

4.2.1 無反動制御のダイナミック特異点問題

Fig. 4.2 は、TREP-R モデルにおける無反動制御と振動抑制制御のダイナミック特異姿勢を示す。まず、無反動制御とそのダイナミック特異点問題について述べる。無反動制御は、運動量が常にゼロとなるマニピュレーション、つまりマニピュレータ重心位置を x 軸方向に対し変化させないマニピュレーションを示す。この動きは、(3.42) や (3.46) の第2項目で実現できる。ただし、 y 軸方向への重心移動は振動しないため考慮しない。この状態で、手先を制御した場合、動ける作業空間は無反動動作範囲 (Reactionless motion area) に限定される。それを越える手先制御を行った場合に、ダイナミック特異点問題が現れる。

4.2.2 振動抑制制御のダイナミック特異点問題

次に、振動抑制制御とそのダイナミック特異点問題について説明する。振動抑制制御は、無反動制御とは対称的にベース部の速度（振動）に合わせ能動的に運動量を変化させ（重心を動かし）ベース部に対し、振動を抑

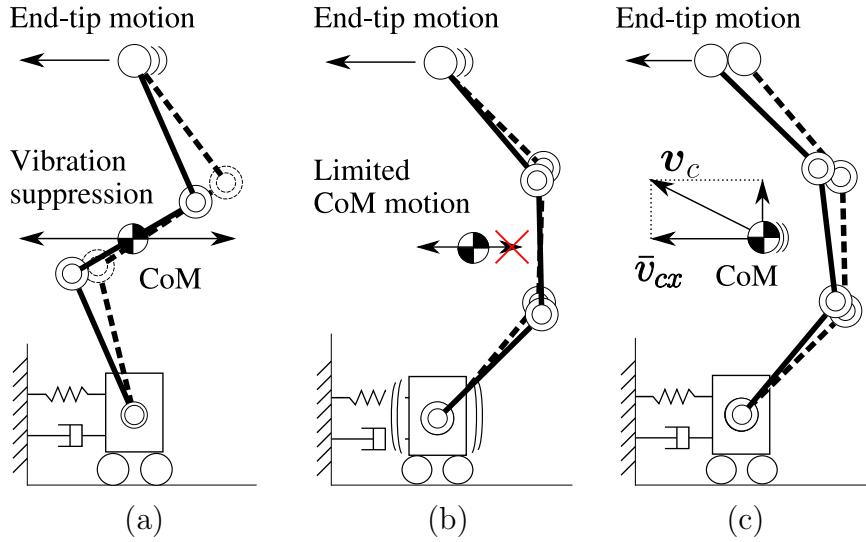


Fig. 4.3: Subtask performance capability: (a) simultaneous trajectory tracking and vibration suppression is possible away from a singularity; (b) in the neighborhood of a dynamic singularity, vibration suppression is impossible due to an unilateral constraint on the CoM motion; (c) in the neighborhood of a dynamic singularity, simultaneous path tracking and momentum conservation is possible.

えるための反力を与える。タスク優先度の概念より、反動制御を優先とした場合の動作は、(3.18)の第1項目で実現できる。振動抑制に関するゲインを大きくすることで、小さい振動に対し敏感に反応しやすくなり、無限値にすることでほぼ無反動制御と同等の性能を得られる。しかし結果的に無反動制御のダイナミック特異点と同じ問題を抱える。つまり、手先の可動範囲が非常に狭くなる。そこで、マニピュレータの取りうる手先の作業範囲を可能な限り利用するために、完全な無反動制御ではなく、手先制御を優先させた手法を用いる[65]。手先制御を優先した振動抑制制御は、(3.51)で実現できる。しかし、この場合でもマニピュレータ姿勢がFig. 4.2の場合には、その瞬間ににおいてマニピュレータ重心を x 軸方向へ動作できなくなる。このため、振動抑制制御のダイナミック特異点問題が発生する。

Fig. 4.3を用いてより具体的に説明する。Fig. 4.3 (a)に示すように、通常の場合、手先軌道追従(Trajectory tracking)と冗長運動を利用した振動抑制制御を同時に満たすことができる。しかし、Fig. 4.3 (b)のような姿勢となった場合、前述のとおりマニピュレータ重心速度(運動量)¹に対する運

¹一般的にマニピュレータ部の全質量が一定であるため、マニピュレータ重心速度は、運動量と質量を係数とした比例関係となる。

動学的な拘束が発生し、ダイナミック特異点では振動抑制制御の性能が劣化する。さらにこの結果、特異点によるシステムの不安定さによりダイナミック特異点付近では振動問題が発生する。

4.2.3 ダイナミック特異点問題の解決手法

ダイナミック特異点付近で振動を引き起こす原因が冗長運動による振動抑制制御であるのならば、ダイナミック特異点付近で一時的に停止させれば、この振動問題解決できる[122]。しかし、この方法は比較的低速なマニピュレーションでは有効であったが比較的高速なマニピュレーションでは逆に振動を誘発する結果となった。そこでさらに、Fig. 4.3 (c) に示すように、ダイナミック特異点でのマニピュレーションにおいて、マニピュレータ重心の速度を一定になるように制御することで、ベース部への反動を最小限に抑えたマニピュレーションによりダイナミック特異点を通過できる[123]。この動作は、運動量を一定に保つ制御である(3.23)により実現できる。

以下では、これらダイナミック特異点問題を解決可能な二つの切り替え制御を提案し、他の制御則と比較しシミュレーション結果を通し、その有用性を示す。

4.3 ダイナミック特異点付近での切り替え制御

本節では、手先制御と振動抑制制御を同時に扱う場合に現れるダイナミック特異点およびその近傍付近でのベース部振動問題について扱う。そして、前述の通り、この問題をマニピュレータ運動量制御²の問題と捉え、解決のための2通りの切り替え制御を提案する。一つはダイナミック特異点付近にて冗長運動による振動抑制制御を停止する切り替え制御[122]、もう一つはダイナミック特異点付近にて振動抑制制御から運動量保存則に基づくマニピュレーションへの切り替え制御[123]である。前者は、ダイナミック特異点付近において振動問題を引き起こす原因となる、冗長自由度を利用した振動抑制制御を停止することで解決する。本手法は、比較的低速な動作に対しては非常に有効であるが、比較的高速な動作に対してはダイナミック特異点付近で逆に振動を許す結果となり、滑らかな追従では

²平面上モデルかつ、並進方向のみ考慮する場合、マニピュレータ重心制御と同等の意味を持つ。

92第4章 二次元平面モデルの柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータによる検証

なかつた。後者は、この比較的高速な動作において有効な手法であり、ダイナミック特異点付近で柔軟ベースとマニピュレータ間の干渉運動量[40]を一定になるようにフィードバック制御することで振動を発生させない。この干渉運動量は、マニピュレータと柔軟ベース間の動力学的な運動干渉により得られる、マニピュレータの運動が柔軟ベースに与える運動量である。よって、以降マニピュレータ運動量と呼ぶ。また、マニピュレータ手先動作方向と幾何学的に矛盾しないマニピュレータ運動量制御を行うことで、振動抑制におけるダイナミック特異点問題を解決した。過去の研究においても、初期運動量をゼロと仮定し、マニピュレータ運動量を変化させず柔軟ベースの振動を誘発させない無反動制御を実現している[112]。一方で、本提案手法は初期運動量がゼロでない状態を仮定した、初期運動量保存に従う非零干渉運動量での無反動動作生成および制御である。そのため、運動量保存制御と呼ぶ。これまでに、これら二つの提案手法に対する基礎的特性について二次元モデル[123]と三次元モデル[124]で成果を得ている。その上で、得られた成果に基づいた柔軟ベース上マニピュレータのための新たな切り替え制御手法を提案し、その有効性および問題点について述べる。

4.3.1 ダイナミック特異点近傍領域外における制御

ダイナミック特異点近傍領域外、つまり通常の制御では3.2.3で紹介した軌道追従振動抑制制御を用いる。(3.52)より、求める関節角加速度は以下の式から求められる。

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{J}_e^+ \left(\dot{\mathbf{v}}_e^{ref} - \mathbf{J}_e \dot{\boldsymbol{\theta}} - \dot{\mathbf{v}}_b \right) + \beta_e \mathbf{n}_e (f_{bl}^{ref}) \quad (4.2)$$

式中、 $\mathbf{J}_e \in \mathbb{R}^{2 \times 3}$ はマニピュレータヤコビ行列、 $\mathbf{v}_e = [v_{ex} \ v_{ey}]^T$ および $\mathbf{v}_b = [v_{bx} \ 0]^T$ はそれぞれ、マニピュレータ部およびベース部の速度ベクトル、 f_{bl} はマニピュレータ負荷力である。 $\mathbf{n}_e \in \mathbb{R}^3$ は、マニピュレータ冗長 1 自由度によるセルフモーションを示す零空間ベクトルであり手先ヤコビ行列の零空間から得られるベクトルである。また、(3.17)より負荷力の指令値 $f_{bl}^{ref} = k_{vs} v_{bx}$ に従い振動抑制制御を行う。ただし、 k_{vs} は振動抑制ゲイン、 v_{bx} は歪みゲージなどのセンサから得られるベース部速度である。 β_e は任意のスカラであり、 $\beta_e = 1 / \det A$ ($A = [\mathbf{J}_e^T \ m_{bl}^T]^T \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$) を満たすとき、振動抑制の性能が最大となる[122]。ダイナミック特異点近傍内における制御

は次節で述べる。ところで、マニピュレータ手先の指令値はPD制御のため以下を用いる。

$$\dot{\mathbf{v}}_e^r = \dot{\mathbf{v}}_e^d + \mathbf{K}_d(\mathbf{v}_e^d - \mathbf{v}_e) + \mathbf{K}_p(\mathbf{x}_e^d - \mathbf{x}_e) \quad (4.3)$$

式中、 $\mathbf{K}_d = \text{diag}[k_d, k_d]$ および $\mathbf{K}_p = \text{diag}[k_p, k_p]$ は、正定値対角フィードバックゲイン行列であり、 $\mathbf{x}_e^d = \mathbf{x}_e^d(s)$ は、軌道パラメータ $s = s(t)$ により適切に決定されるマニピュレータ手先の関数である。 $\mathbf{x}_e = [x_{ex} \ x_{ey}]^T$ は、関節角度と順運動学の関係から得られるマニピュレータ手先の位置である。この手法によりダイナミック特異点へ入った際に、再軌道パラメータ化(Trajectory reparameterization)を得る。

4.3.2 ダイナミック特異点近傍領域内における制御

上記制御式(4.2)の場合、ダイナミック特異点問題を通過する場合に A の階数が落ち、第2項目が存在しないため、手先2自由度と同時にマニピュレータ運動量を制御することはできない。例えばFig. 4.3 (b)の姿勢となつた場合であり、マニピュレータの重心は x 軸方向に動作できず、振動抑制不能となる。これに対し、過去の研究では(4.2)の第2項目において、 $\det A$ がゼロに限りなく近づき β_e が過大となる問題が存在するため、 $\beta_e = 0$ とし振動抑制制御を停止した。逆に β_e の上限値を決める手法もあるが、 $\det A$ の符号が切り替わることによるスイッチングの問題が現れるため $\beta_e = 0$ とした。これにより、ダイナミック特異点での振動を発生させず、安定して通過できた。しかし、比較的低速に対し有効な手法である一方、比較的高速な動作においては、ダイナミック特異点での振動問題が再発した[122]。

比較的低速な動作の場合、ダイナミック特異点で発生した振動問題は、(4.2)の第2項目によるものであったため $\beta_e = 0$ により解決できた。しかし、比較的高速な動作の場合では、ダイナミック特異点付近での振動問題を第1項目が発生させている。これは、ダイナミック特異点付近直前までにマニピュレータ重心をほぼ動かさず、ダイナミック特異点付近内でその拘束が緩和された($\beta_e = 0$)ため、手先の軌道追従により重心が一気に加速した結果である。

そこで、ダイナミック特異点付近では、マニピュレータ手先 y 軸方向のみ軌道追従制御し、 x 軸方向はマニピュレータ運動量、つまりマニピュレータ重心速度を制御する。Fig. 4.3 (c)に示すように、運動量を一定に保つこ

94第4章 二次元平面モデルの柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータによる検証

とで柔軟ベース部に反動を与えない動作が実現できる。その上で、手先の目標軌道を得る。追従速度は、運動量保存制御により決定される。ただし、ダイナミック特異点近傍内での x 軸方向の手先位置精度は望めない。
(3.30) および (3.33) を参考に以下の式を導出する。

$$\begin{bmatrix} \dot{v}_{ey} \\ f_{bl} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{ey} \\ \mathbf{m}_{bl} \end{bmatrix} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{ey} \\ \dot{\mathbf{m}}_{bl} \end{bmatrix} \dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (4.4)$$

ただし、 $c_b \approx \dot{\mathbf{m}}_{bl} \dot{\boldsymbol{\theta}}$ と近似する。

ここで、 x 軸方向の負荷力 f_{bl} と x 軸方向に関するマニピュレータ重心ヤコビ行列 \mathbf{J}_{cx} との関係性について触れておく。マニピュレータ運動量と重心速度の関係は $l_{bl} = m_t v_{cx}$ であるため、

$$f_{bl}/m_t = \dot{v}_{cx} = \mathbf{J}_{cx} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \dot{\mathbf{J}}_{cx} \dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (4.5)$$

と書ける。式中、 \mathbf{J}_{ey} は y 軸方向に関する手先ヤコビ行列である。以上より (4.4) は、

$$\mathbf{v}_{ec} = \mathbf{J} \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \dot{\mathbf{J}} \dot{\boldsymbol{\theta}}, \quad \mathbf{v}_{ec} \equiv \begin{bmatrix} \dot{v}_{ey} \\ \dot{v}_{cx} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{J} \equiv \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{ey} \\ \mathbf{J}_{cx} \end{bmatrix} \in \Re^{2 \times 3} \quad (4.6)$$

と書き直すことができ、求める指令関節角加速度は以下となる。

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{J}^+ (\mathbf{v}_{ec} - \dot{\mathbf{J}} \dot{\boldsymbol{\theta}}) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_J \quad (4.7)$$

$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_J \in \mathcal{N}(\mathbf{J})$ は、零空間 $\mathcal{N}(\mathbf{J})$ を張る \mathbf{J} の零空間ベクトルである。この項は、ダイナミック特異点通過のため利用しない。

(4.7) では、 y 軸方向に関する手先制御と x 軸方向に関する重心制御を行い、この結果、 x 軸方向に関する手先位置は重心制御に従い決定される。目標の経路を追従するために、 y 軸方向の手先位置・速度・加速度は、幾何学的に x 軸と関係を維持する必要がある。これを考慮した手先の線形フィードバック制御式を以下に示す。

$$\dot{v}_{ey}^{ref}(s) = \dot{v}_{ey}^{des}(s) + k_d(v_{ey}^{des}(s) - v_{ey}) + k_p(x_{ey}^{des}(s) - x_{ey}) \quad (4.8)$$

$s = s(x_{ex}(t))$ は軌道パラメータであり、 t が進入時刻 t_{in} から通過時刻 t_{out} までの間は、 $s = s(x_{ex}(t))$ の関係により定義される再軌道パラメータを用いる。一方、指令重心加速度 \dot{v}_{cx}^{ref} は (3.23) を参考に以下となる。

$$\dot{v}_{cx}^{ref} = k_{mc}(\bar{v}_{cx}^{des} - v_{cx}) \quad (4.9)$$

式中， k_{mc} はゲイン定数， $\bar{v}_{cx}^{des} = v_{cx}(t_{in})$ であり，重心速度の現在値は順運動学により得られる。

以上をまとめると，本節で用いる制御式は，比較的低速な動作の場合と比較的高速な動作の場合に分けて，以下のようにまとめられる。

- ダイナミック特異点近傍外の場合：

$$\ddot{\theta}^{ref} = \mathbf{J}_e^+ (\dot{v}_e^{ref} - \mathbf{J}_e \dot{\theta} - \dot{v}_b) + \beta_e \mathbf{n}_e(f_{bl}^{ref}), \quad f_{bl}^{ref} = k_{vs} \mathbf{v}_b$$

- ダイナミック特異点近傍内の場合 (if $t_{in} \leq t \leq t_{out}$)

- 比較的低速な動作の場合：

$$\ddot{\theta}^{ref} = \mathbf{J}_e^+ (\dot{v}_e^{ref} - \mathbf{J}_e \dot{\theta} - \dot{v}_b), \quad (\beta_e = 0)$$

- 比較的高速な動作の場合：

$$\ddot{\theta}^{ref} = \mathbf{J}^+ (\mathbf{v}_{ec} - \mathbf{J} \dot{\theta}), \quad \dot{v}_{cx}^{ref} = k_{mc} (\bar{v}_{cx}^{des} - v_{cx})$$

Fig. 4.1 をモデルとした計算トルク値は，(3.54) を参考に以下となる。

$$\tau = \mathbf{M}_l \ddot{\theta}^{ref} + \mathbf{c}_l + \mathbf{D}_l \dot{\theta} + \mathbf{m}_{bl}^T \dot{v}_{bx}, \quad (4.10)$$

ただし， \mathbf{D}_l は，マニピュレータ各関節にある摩擦を模擬している。

4.3.3 シミュレーション

初期姿勢は $\theta = [0 \ 20 \ 20]^T \text{ deg}$ ，目標軌道は x 方向と平行に初期姿勢の位置より負の方向とした。Fig. 4.4 の原点から目標軌道上の点まで連なる 3 本の実線は 3 リンクマニピュレータを示し， $t = 0 \text{ s}$ (一番左) に初期姿勢を示す。また， $y = 0.1 \text{ m}$ にある横破線は目標軌道を示す。マニピュレータ手先目標軌道 ($\mathbf{x}_e^{des}, \mathbf{v}_e^{des}, \dot{\mathbf{v}}_e^{des}$) は，五次補間法を用いたスプライン関数 $s(t)$ により定義した。また，シミュレーションのサンプリング時間は 1 ms とした。フィードバックゲインは，それぞれ $\mathbf{K}_d = \text{diag} [2.0, \ 2.0] \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ ， $\mathbf{K}_p = \text{diag} [2.0, \ 2.0] \times 10^4 \text{ s}^{-2}$ ， $k_l = 2.0 \times 10^2 \text{ s}^{-1}$ ，関節の粘性係数は $\mathbf{D}_l = \text{diag} [0.05, \ 0.05, \ 0.05] \text{ Nms/rad}$ ，振動抑制ゲインは $k_{vs} = 10 \text{ Ns/m}$ とした。ダイナミック特異点近傍の定義は， t_{in} についてはベース部の加速度が $|\dot{v}_b| \geq a_{max}$ となる場合，また t_{out} についてはダイナミック特異点が $|\det \mathbf{A}| \geq d_{max}$ となる場合とした。それぞれの閾値は， $a_{max} = 0.2 \text{ m/s}^2$ ， $d_{max} = 1.5 \times 10^3 \text{ kgm}^3$ と

96第4章 二次元平面モデルの柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータによる検証

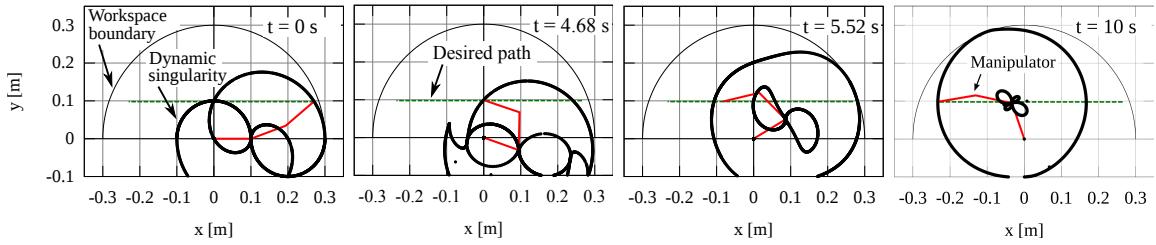


Fig. 4.4: Snapshots showing the variation of the dynamic singularities loci (bold solid curve) located within the manipulator workspace (outer solid semicircle) during desired path (broken line) tracking from right start position ($t = 0\text{ s}$) to left goal position ($t = 10\text{ s}$) with a relatively low speed. The three-link manipulator is described with the three solid lines from the origin point to the current point on the desired path. The curves are parameterized by the first joint angle and are centered, therefore, at the second joint.

した。特に、特異点付近内は注意が必要である。特異点の曲率を用いてダイナミック特異点を見分けるには十分な情報がないことがわかった。一方この方法を用いることで、特異点によるベース部加速を、開始と終了時の動作や振動抑制によるベース部加速と分けて考えられる。ダイナミック特異点近傍への t_{in} から t_{out} の間は、再定義された軌道パラメータ $s(x_{ex}(t))$ により生成され、また特異点近傍を通過した後も、 t_{out} より滑らかな軌道を得るため、再度軌道パラメータ $s(t)$ の計算を行った。以下では、比較的低速な動作でのシミュレーション二つと比較的高速な動作でのシミュレーション二つの計四つのシミュレーション結果を示す。

比較的低速な動作の場合

比較的低速な動作での二つのシミュレーション結果を Fig. 4.5, 4.6 にそれぞれ示す。シミュレーションでは、マニピュレータ手先の軌道追従制御を 9 s 間で行い、1 s 間静止状態とした。(a) の上段は x 軸上のマニピュレータ重心速度、下段はベース部の変位、(b) の上段は $\det A$ を、下段は $\det A$ の逆数 $\beta = 1/\det A$ を示す。

Fig. 4.4 は、Fig. 4.6 に示すシミュレーション結果のスナップショットであり、直線の目標軌道（破線：Desired path）を追従制御した際に作業空間（外形の半円：Workspace boundary）内に現れるダイナミック特異点の分布（太い曲線：Dynamic singularity）を示している。この分布は、評価関数 $\det A = 0$ の解の一部を作業座標にプロットしたものである。ただし、第1関節によ

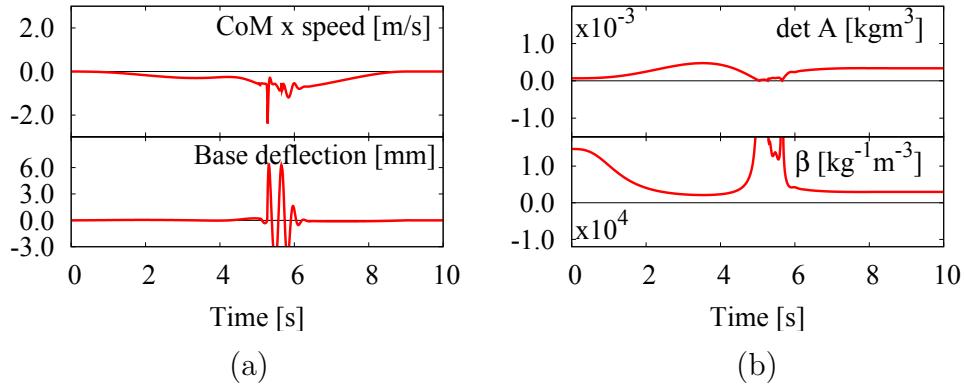


Fig. 4.5: Low-speed path tracking with vibration suppression around the singularity. Significant base vibrations are induced. The singularity could not be crossed.

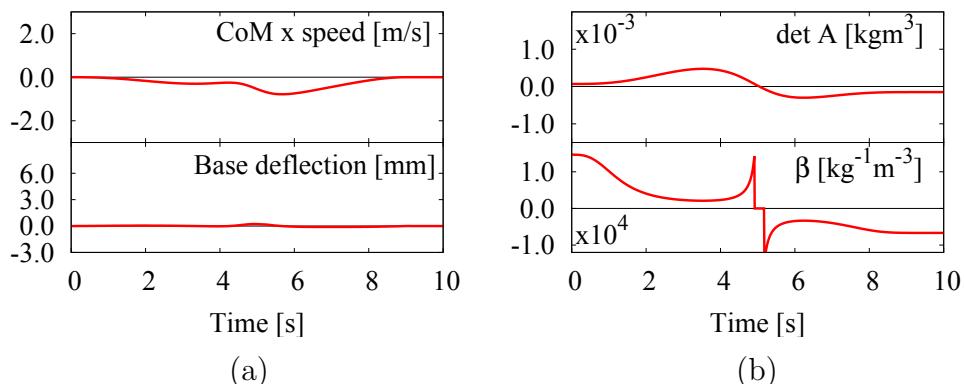


Fig. 4.6: Low-speed path tracking without vibration suppression around the singularity. The base deflects insignificantly. The singularity could be crossed.

98第4章 二次元平面モデルの柔軟ベース上冗長3自由度マニピュレータによる検証

り関数化した、第2,3関節に関する評価関数を用いているため、第2関節を中心とした分布となり、また第1関節の角度によりその分布形状が変化する。マニピュレータ手先がダイナミック特異点の分布と重なった場合、ダイナミック特異点となる。例えば、 $t = 5.52$ s（左から3番目）以外の図において、マニピュレータ手先位置がダイナミック特異点の分布に接近している。つまり、ダイナミック特異点近傍である。これは、Fig. 4.6 の (b) 上部と比較することで $\det A$ との関係が明確になる。

Fig. 4.5 より、(a) 上段において、比較的動作が遅いため、また振動抑制の効果によりベース部変位が抑えられている。しかし、5 s 近傍では (a) 下段の重心速度が大きく変化し、ベース部が振動している。(b) 上段より、ダイナミック特異点近傍であることが分かる。つまり、ダイナミック特異点により (b) 下段の β が過大な値となり振動抑制制御によりベース部が振動している。ダイナミック特異点付近での振動抑制を止めない限り、 $\beta = 1/\det A$ により発散すること、また、行列式の符号が変わらないことに注意されたい。ただし、ダイナミック特異点近傍を通過直後から、振動は抑制されている。

Fig. 4.6 の結果では、ダイナミック特異点近傍で $\beta = 0$ とし振動抑制制御を行っていない。これは、(b) 下段で確認できる。これにより、(a) 下段でベース部の振動が発生せず、(b) 上段においてダイナミック特異点を通過している。この結果、ダイナミック特異点を通過する間重心に大きな加速が与えられないため、ベースが振動しない [122]。

比較的高速な動作の場合

次に、比較的高速な動作でのシミュレーション結果を Fig. 4.7, 4.8 に示す。ここでは、目標軌道の終了時間を 3.5 s と設定し、動作速度をあげた。ただし、前シミュレーション結果より定義したダイナミック特異点近傍では $\beta = 0$ とし、振動抑制は止めた。(a) の上段はマニピュレータ重心速度、下段はベース部の変位を、(b) の上段は $\det A$ を、下段は $\beta = 1/\det A$ を示す。(c) の上段はマニピュレータ手先の y 方向位置誤差を、下段はマニピュレータ手先の x 方向における速度を示す。(d) は各関節の角速度を示す。

Fig. 4.7 では、ダイナミック特異点付近で運動量保存制御を用いていない。(b) 上段より 1.6 s 近傍の縦線がダイナミック特異点近傍領域を示す。この範囲では、(b) 下段において $\beta = 0$ としダイナミック特異点を通過してい

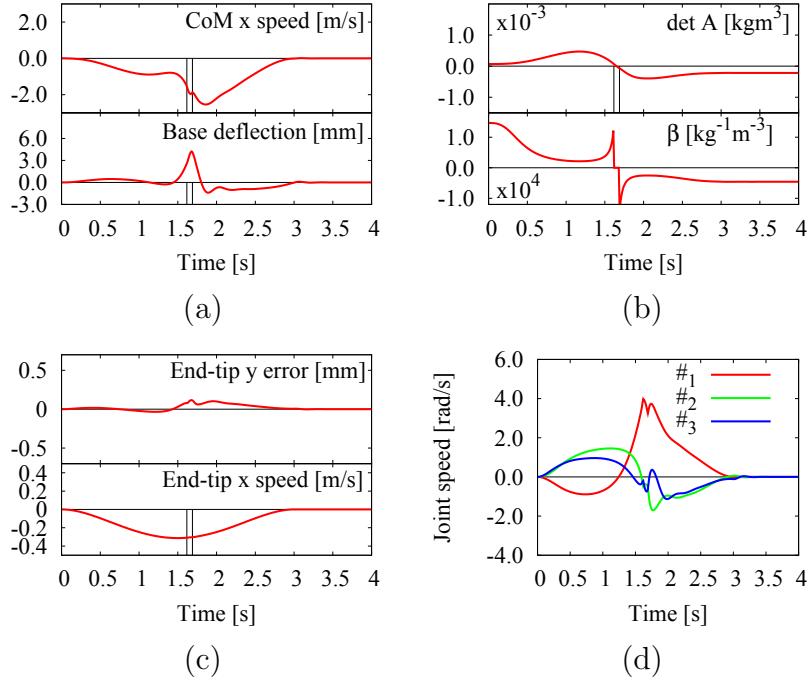


Fig. 4.7: High-speed path tracking without momentum conservation around the singularity. The base deflects significantly due to the large acceleration of the CoM.

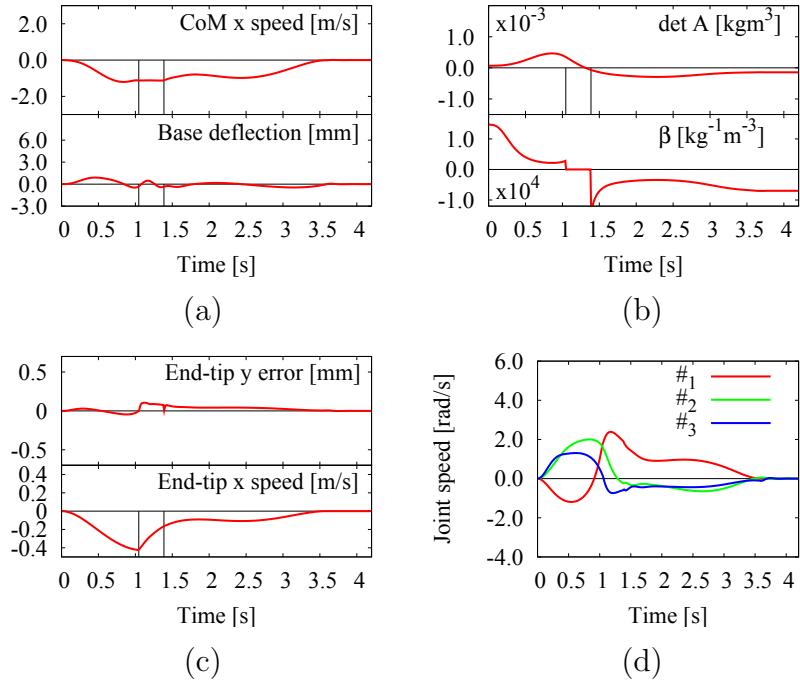


Fig. 4.8: High-speed path tracking with momentum conservation around the singularity. Trajectory reparameterization helped to ensure insignificant base deflection.

るが，(c) 下段のマニピュレータ手先速度が速い状態であり，(a) 上段の重心速度が大きく変化し (a) 下段にてベース部が振動している。しかし、もはや Fig. 4.5 のような振動とは異なる。より正確には大きな変位である。振動抑制制御を行っていないために発生する変位は，(3.59) および (3.60) の右辺第1項に示すマニピュレータ手先制御による影響である。また，(d) に示す関節の速度やトルクは、ダイナミック特異点近傍での制御切り替え時に、離散的挙動を示している。

上記の結果に対し，Fig. 4.8 ではダイナミック特異点近傍で運動量保存制御を用いた。(a) 上段の重心速度を一定にすることで，(a) 下段のベース部変位が抑えられ、また (b) 上段においてダイナミック特異点を通過している。(c) 下段では、マニピュレータ手先軌道が運動量保存制御時に再軌道パラメータが与えられている。Fig. 4.7 および 4.8 の (c) 上段を比較すると、手先の位置誤差が同程度であることが分かる。(d) の比較からはより滑らかに動作していることがわかる。

4.4 切り替えを必要としない経路追従振動抑制制御

前節で示したように、適切なダイナミック特異点近傍の定義を基にダイナミック特異点付近での切り替え制御と適切な運動量保存制御により、目標位置までの軌道上で発生するダイナミック特異点問題を解決できる。しかし、この適切な値は対象とするシステムにより経験的に与えられたものであり、またダイナミック特異点付近を定義する変数を設定することは容易ではない。前節のシミュレーション結果より、ダイナミック特異点問題の要点は、同軸方向でのマニピュレータ手先制御とマニピュレータ重心制御を同時に満たす姿勢が非常に限定的になる点である。そのため、ダイナミック特異点問題を解決するために、特異点近傍にてどちらかを犠牲にすることで解決できた。

そこで、あらかじめ制御タスクを一つを犠牲にすることで、ダイナミック特異点問題を解決する手法をとる。これにより、ダイナミック特異点での不要な切り替えを排除できる。ただし、我々の目的は、手先制御と反動制御（振動抑制）を同時に満たす制御手法の提案ことであることも考慮する。手先制御は、大きく軌道追従と経路追従に分けられる。軌道追従は、時間と経路の両方を厳密に満たす手先追従制御である一方、経路追従は、経路のみを追従する手先制御である。本節では、厳密な時間依存の追従拘

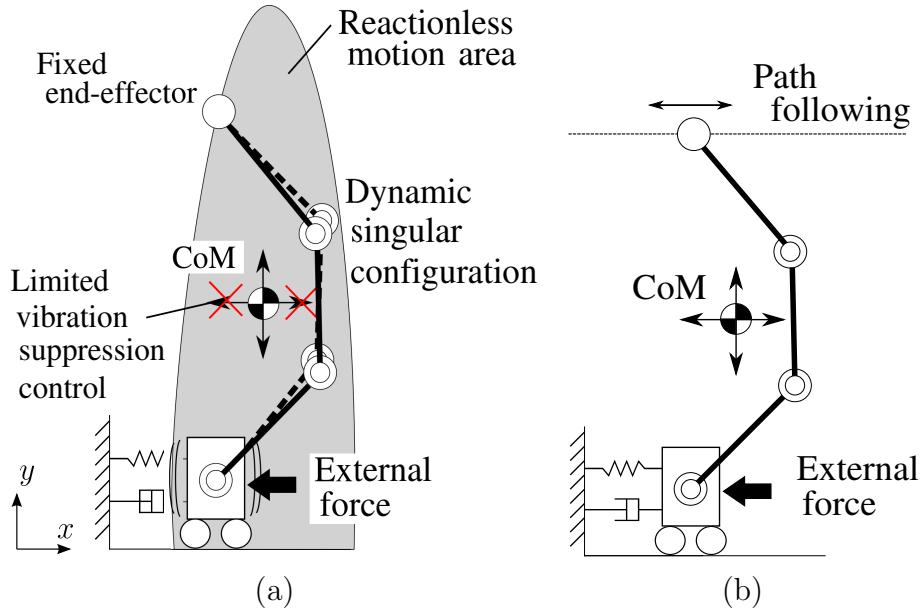


Fig. 4.9: Model of a planar flexible-base three-DOF redundant manipulator. (a) Example of a dynamically singular configuration. The manipulator workspace is restricted and the VS control is limited. (b) Path-following VS control method for resolving the problem of dynamic singularities.

束を和らげるため“経路”追従を用い、経路追従方向に関する手先位置制御を緩和し、結果ダイナミック特異点問題を緩和する[123]。この手法は、よく知られている過去のタイムスケーリング(Time scaling)に関する研究結果と同等である[125, 126]。

概要図をFig. 4.9に示す。Fig. 4.9の(a)は、Fig. 4.2と同じ図であり、冗長運動を利用した無反動制御と振動抑制制御におけるダイナミック特異姿勢を示している。これに対し、提案する手法をFig. 4.9の(b)に示す。 x 軸方向において、マニピュレータ手先制御の代わりにマニピュレータ運動量(マニピュレータ重心)を制御する経路追従制御により、ダイナミック特異点付近においても、切り替え制御なく振動抑制制御が可能であり、さらに、外乱や負荷力にも対応できる。この制御手法の指令関節加速度は、(3.33)より導出できる。ただし、 $\ddot{\theta}_A$ は特異点のため利用しない。以下では、無反動振動抑制制御、軌道追従振動抑制制御、経路追従振動抑制制御の三つを比較する。

(3.36)と(3.47)より、無反動振動抑制制御と軌道追従振動抑制制御はそれ

それ以下となる。

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{rlvs}^{ref} = \mathbf{m}_{bl}^+(f_{bl}^{ref} - c_b) + \beta_{bl}\mathbf{n}_{bl}(\dot{\mathbf{v}}_e^{ref}) \quad (4.11)$$

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{pivs}^{ref} = \mathbf{J}_e^+(\dot{\mathbf{v}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_e\dot{\boldsymbol{\theta}} - \dot{\mathbf{v}}_b) + \beta_e\mathbf{n}_e(f_{bl}^{ref}) \quad (4.12)$$

ただし式中、

$$\begin{aligned} f_{bl}^{ref} &= f_{bl}^{des} + k_{vs}(v_{bx}^{des} - v_{bx}) \\ \dot{\mathbf{v}}_e^{ref} &= \dot{\mathbf{v}}_e^{des} + \mathbf{K}_v(\mathbf{v}_e^{des} - \mathbf{v}_e) + \mathbf{K}_p(\mathbf{x}_e^{des} - \mathbf{x}_e) \end{aligned}$$

である³。ただし、 β_{bl} と β_e は任意のスカラ値、 k_{vs} は振動抑制ゲイン、 \mathbf{K}_v と \mathbf{K}_p はフィードバックゲイン行列、 $v_b = [v_{bx} \ 0]^T$ はベース速度ベクトル、 $\mathbf{x}_e = [x_{ex} \ x_{ey}]^T$ はマニピュレータ手先位置である。前述の通り、(4.11)の \mathbf{n}_{bl} 、と(4.12)の \mathbf{n}_e は、ダイナミック特異点 $\det \mathbf{A} = \det [\mathbf{J}_e^T \ \mathbf{m}_{bl}^T]^T = 0$ の問題を含む。この問題を緩和するため、特異点適合法を適用する[61]。具体的には特異点付近外では、 $\beta_{bl} = \beta_e = |1/\det \mathbf{A}|$ とし、特異点付近内では一定値を与える。

次に、経路追従振動抑制制御について述べる。平面モデルにおいては、システムのランクがダイナミック特異点で落ちる。よって、3自由度マニピュレータでは、二つの拘束条件のみ得られる。簡単のため、 x 軸方向の直線のみ目標経路として与えると、 x 軸方向の振動抑制と y 軸方向の厳密な軌道追従の計二つの拘束条件となる。指令関節加速度は

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{pfvs}^{ref} = \mathbf{B}^+ \left(\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{v}}_{ey}^{ref} \\ f_{bl}^{ref} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{J}_{ey}\dot{\boldsymbol{\theta}} \\ c_b \end{bmatrix} \right) \quad (4.13)$$

である。 $(\circ)_{pfvs}$ は、経路追従振動抑制制御(Path-following vibration suppression)を意味する。式中、 $\mathbf{B} = [\mathbf{J}_{ey}^T \ \mathbf{m}_{bl}^T]^T$ であり、 k_v と k_p はフィードバックゲイン、 $\mathbf{J}_{ey} \in \mathbb{R}^{1 \times 3}$ は座標系 y のヤコビ行列である。 $\dot{\mathbf{v}}_{ey}^{ref}$ は(4.8)を用いる。 f_{bl}^{ref} は振動抑制制御に用いるが、さらに力方向が手先の経路方向と一致しているため、 x 軸方向の手先位置を変えるのに利用できる。よって、(4.13)により、Fig. 4.9 (b)に示すように、 x 軸方向の振動抑制と手先追従制御を同時に達成する。

制御対象モデルについて。外乱の影響を含めるため(4.1)に外力 f_{ext} を含

³ $(\circ)_{rlvs}$ と $(\circ)_{pivs}$ は、それぞれ、軌道追従振動抑制制御と無反動振動抑制制御を示す。

めた。

$$\begin{bmatrix} m_b & \mathbf{m}_{bl} \\ \mathbf{m}_{bl}^T & M_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v}_{bx} \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_b \\ \mathbf{c}_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} d_b v_{bx} \\ \mathbf{D}_l \dot{\theta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_b \Delta x_b \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_{ext} \\ \tau \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

また、動作戦略を実現するための駆動トルクは、(4.10)と同じく以下となる。

$$\tau = M_l \ddot{\theta}^{ref} + c_l + \mathbf{D}_l \dot{\theta} + \mathbf{m}_{bl}^T \dot{v}_{bx} \quad (4.15)$$

4.4.1 シミュレーション

上記の制御式(4.11), (4.12), (4.13)用いたシミュレーション結果を示す。

初期姿勢は、 $\theta = [45 \ 45 \ 45]^T \text{ deg}$ とした(Fig. 4.2(a))。これはダイナミック特異姿勢であることに注意されたい。システムの初期状態は静止している。ダイナミック特異点の定義は、すべてのシミュレーションにおいて $|\beta| \leq 1.0 \times 10^4$ と設定した。開始 1 s 後、柔軟ベースに外乱として $f_{ext} = 3 \text{ N}$ の力を 50 ms 与えた。手先位置は PD 制御により初期位置を維持する。振動抑制のための力の指令値は $f_{bl}^{ref} = k_{vs}(v_{bx}^{des} - v_{bx})$ とし、 $v_{bx}^{des} = 0$ とした。フィードバックゲイン K_v と K_p は $K_v = \text{diag}[3.0, \ 3.0] \times 10^2 \text{ s}^{-1}$, $K_p = \text{diag}[4.0, \ 4.0] \times 10^4 \text{ s}^{-2}$ とした。関節の粘性ダンパ係数は $D_l = \text{diag}[0.05, \ 0.05, \ 0.05] \text{ Nms/rad}$ とし、振動抑制ゲインは $k_{vs} = 20 \text{ Ns/m}$ とした。

シミュレーションデータを Figs. 4.10~4.12. に示す。それぞれの図は、(a) 関節角度、(b) $\det A$ と β の値、(c) ベースへの外力 f_{ext} とベース変位量、(d) 手先の位置誤差である。また、Fig. 4.12(b) の下部は、 $\det B$ の値を示している。ただし、“ET”は“end-tip”を意味する。すべてのシミュレーション結果から 1 s までの間静止状態を保っている。(b)より、ダイナミック特異点の間 ($\beta_e = 1.0 \times 10^4 \text{ m}^2$) $\det A$ がゼロであることが分かる。(c)より、柔軟ベースはすべてのシミュレーションで同じ状態であることが確認できる。

まず、軌道追従振動抑制制御(4.12)について議論する。1 s の外乱後、 β の値がスイッチングしている。Figs. 4.10 (c) と (d) より、柔軟ベースの振動に因るものだと分かるが、その後安定している。

次に、二つ目のシミュレーションでは、無反動振動抑制制御(4.11)について議論する。Fig. 4.11 より、柔軟ベースへの外乱により、システムが不安定となっていることがわかる。これはダイナミック特異点が存在するためであり、振動抑制が不可能となる。

三つ目のシミュレーションでは、経路追従振動抑制制御(4.13)を適用する。Fig. 4.12 (b)の上段に示すように $\det A$ の値がほぼゼロであるが、下部の $\det BB^T$ はゼロではない。Fig. 4.12 (c)より、振動を一瞬で抑制できていることがわかる。一方で、Fig. 4.12 (d)より x 軸方向の位置精度が犠牲になっている。

以上より、提案する新たな経路追従振動抑制制御がダイナミック特異点付近での振動抑制に有効であることが結論付けられる。

4.5 全域経路追従振動抑制動作戦略

経路追従振動抑制手法は、手先の作業空間の大部分で振動抑制と同時に目標経路上の手先追従動作が可能性であるが、経路上において指定した位置への厳密な手先制御を得ることができない。そこで、制限された範囲ではあるが振動を発生させずに、正確な手先位置制御を得られる無反動制御(Reactionless Motion: RLM)と組み合わせる、この考えを Fig. 4.13 に示す。Phase I では、目標経路に沿った動作をし、目標の位置近くまで粗位置決めを行う。その後、Phase II で無反動での正確な位置決めを行う。こ

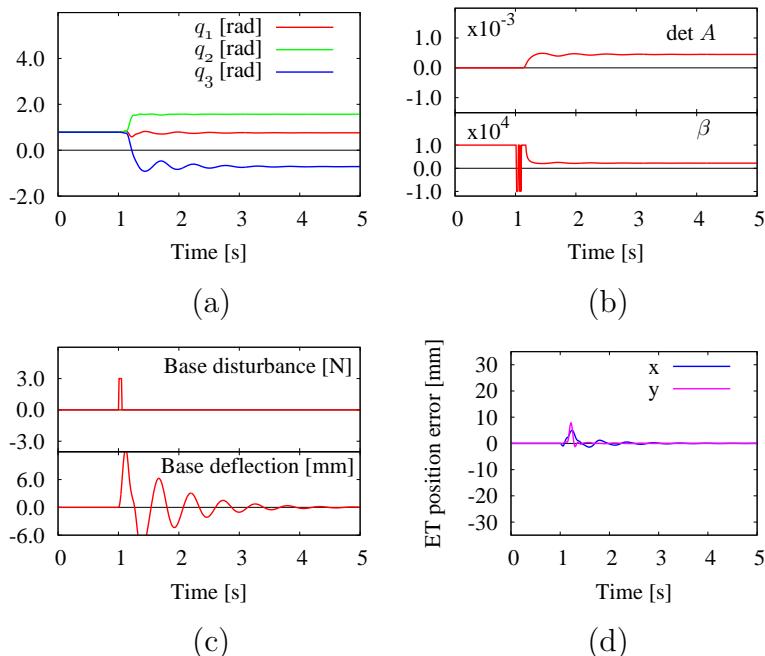


Fig. 4.10: Simulation results with pseudoinverse VS control. The position errors and the base vibration due to the base disturbance cannot be suppressed instantly.

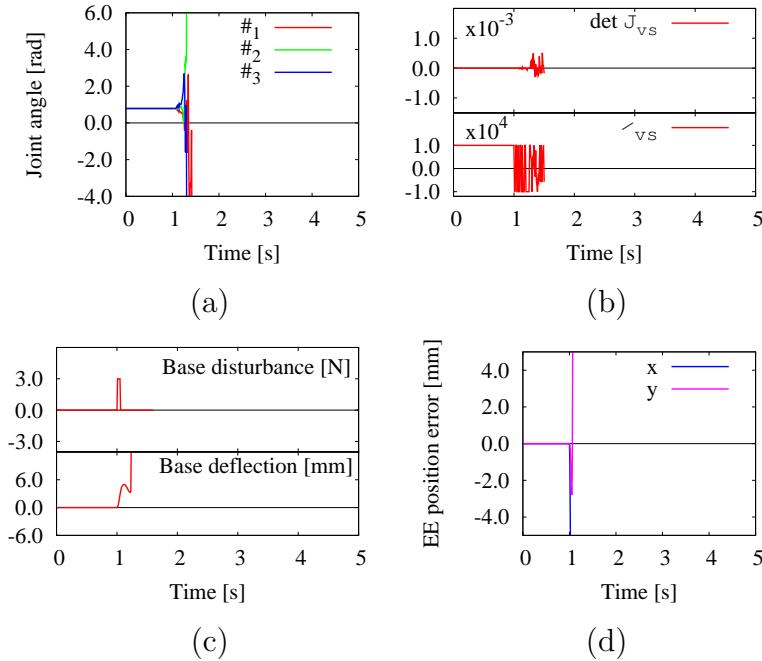


Fig. 4.11: Simulation results with reactionless VS control. The positioning errors and the base vibration due to the base disturbance cannot be suppressed and then the system is destabilized.

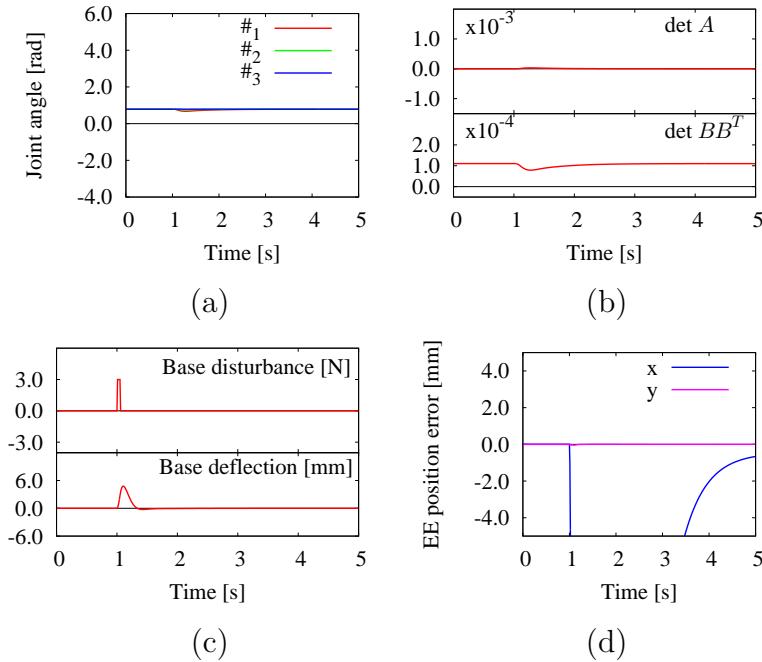


Fig. 4.12: Simulation results with path-following VS control. Positioning error along x -axis can be tolerated. Base vibrations due to the base disturbance can be suppressed instantly.

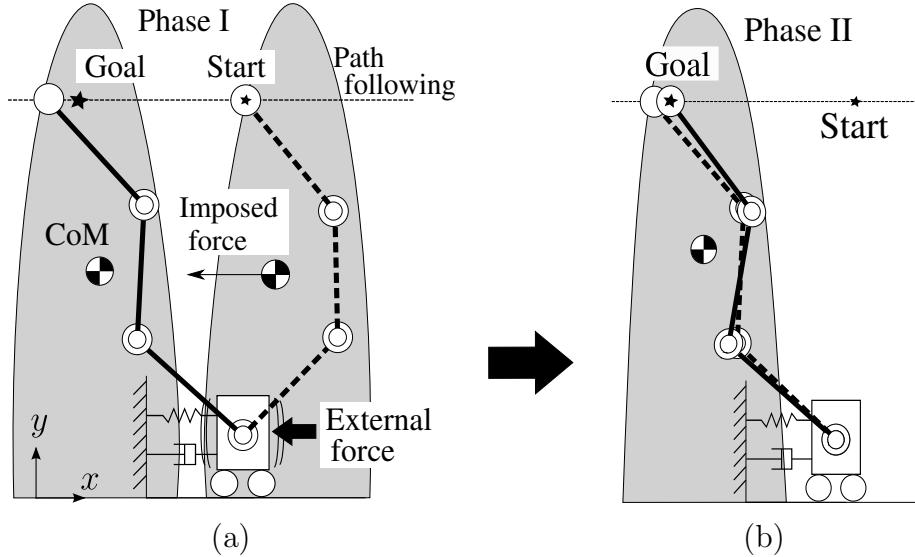


Fig. 4.13: Gross path-following VS motion strategy: (a) path-following VS control for coarse positioning and (b) RLM control for precise positioning.

れにより経路追従制御の位置決め精度の問題を無反動制御が、無反動制御の作業範囲制の問題を経路追従振動抑制が、それぞれ補完し解決している、さらに、本手法は経路上の冗長自由度により外力へも対応できる、これは、以下の事例研究で示していく。本手法と無反動制御を組み合わせることで、柔軟ベースマニピュレータの全作業空間での振動抑制が可能となる。我々は本手法を Gross path-following VS motion strategy と呼ぶ。

4.5.1 シミュレーション

初期状態および柔軟ベースへの外乱は、4.4のシミュレーションと同様である。 $(\theta = [45 \ 45 \ 45]^T \text{ deg}, t = 1 \text{ s} \text{ において } f_{ext} = 3 \text{ N を } 50 \text{ ms.})$ 目標の手先位置は、初期位置から $[-0.1 \ 0.0] \text{ m}$ とした。この目標の位置へ到達するためのエネルギーが必要である。このため、目標の負荷力 $f_{bl}^{des} = -0.25 \text{ N}$ を 2 s 間掛けた。先に述べたように、経路追従振動抑制制御は手先の粗位置決めのみ達成できる、Phase Iでは、この粗位置決めを行う。最終目標位置へは、正確な位置決めが可能な無反動振動抑制制御により達成できる、Phase IIで、この位置決めを行う。Phase Iの手先位置から Phase IIの最終位置まではオンラインで計算可能である。フィードバックゲインは $k_v = \text{diag} [3.0, \ 3.0] \times 10^2 \text{ s}^{-1}$, $k_p = \text{diag} [4.0, \ 4.0] \times 10^4 \text{ s}^{-2}$ とした。関節の粘

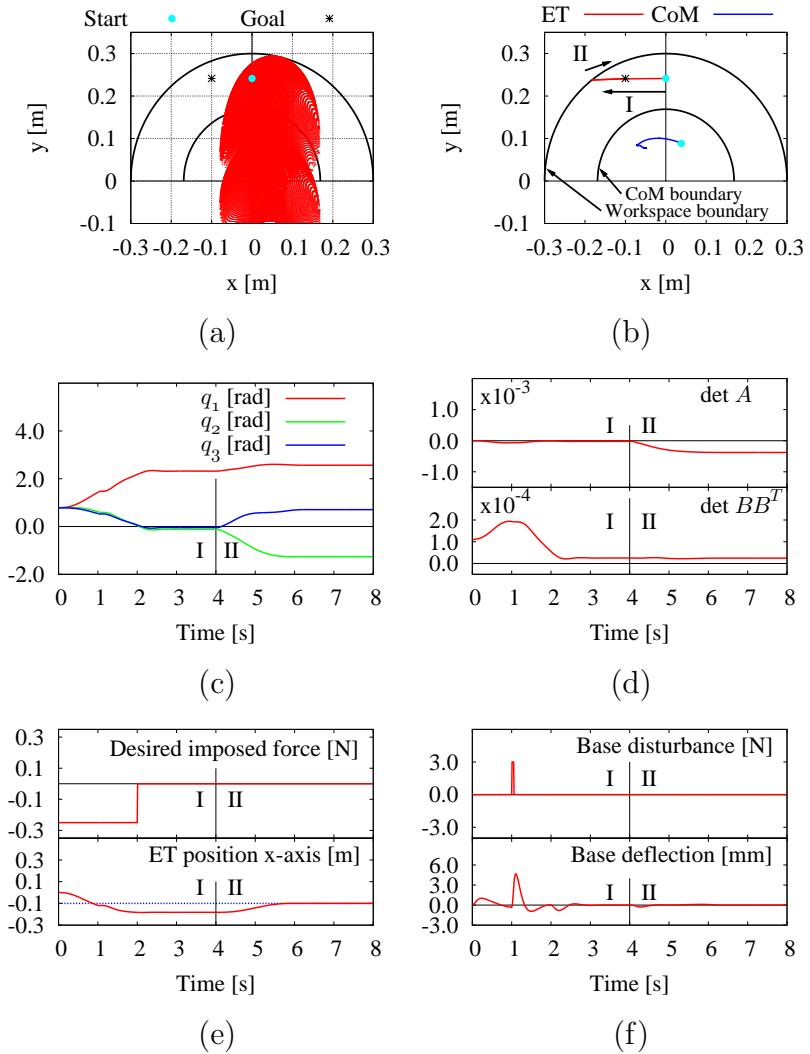


Fig. 4.14: Gross path-following VS motion strategy. Motion is initialized at a dynamic singularity. The goal position is outside the RLM area (shown in (a)). Phase I: Path-following VS control is employed, whereby a desired imposed force is applied from the beginning till $t = 2$ s to inject the energy needed to move the end-tip in the $-x$ direction along the desired path. Phase II: Reactionless VS motion is used to ensure the accurate final end-tip position.

性ダンパ係数は $D_l = \text{diag} [0.05, 0.05, 0.05]$ Nms/rad とし、振動抑制ゲインは $k_{vs} = 20$ Ns/mとした。

結果を Fig. 4.14 に示す。図はそれぞれ、(a) 初期姿勢での無反動領域、(b) 手先位置と重心位置の軌道、(c) 関節位置、(d) $\det A$ と $\det B$ の値、(e) x 軸方向の負荷力の目標値と手先の位置、(f) ベースへの外力とベース変位量を示す。

Figs. 4.14 (a) と (b) より、丸とアスタリスクは、それぞれ手先の初期位置と最終位置を示す。Fig. 4.14 (e) より、 -0.1 m にある破線は最終地点を示している。 4 s までが Phase I、その後が Phase II である。Fig. 4.14 (a) より、無反動領域が最終位置をカバーしていないことが分かる。領域を示すドットの集合は、重心の順運動学から得られる関節角度の空間を示している。無反動領域をシフトするためには、Phase I で負荷力 f_{bl}^{des} を通してエネルギーを加える必要がある。Fig. 4.14 (b) からも分かるように、Phase I では手先の厳密な位置制御は目的としていないため、手先位置は、 x 軸方向の最終地点を越えている。そこで、Phase II では正確な手先の位置制御をえるため無反動振動抑制制御を用いている。これは、Phase I で無反動領域を移動することで可能としている。Fig. 4.14 (c) より、それぞれの Phase で関節角度をどう動かすべきかがわかる。Phase I では、経路追従制御のため、 $\det B$ の値のみ見ればよい。よって、Fig. 4.14 (d) では、 $\det A$ がゼロであるにも関わらず、システムは安定している。ところで Fig. 4.14 (e) のように、無反動領域の再配置をえるために目標の力を与えた、さらに、Fig. 4.14 (f) に示すように、 $t = 1$ s でベース外乱を与えていた。その結果、柔軟ベースの変位が増加するが、この振動は振動抑制により一瞬で抑えられる。Fig. 4.14 (b) に示すように、Phase I の最後には、手先位置が作業空間範囲内に到達している。

Phase II では、無反動振動抑制制御を用いる。このため、 $\det A$ の値は無視できない。Phase I の最終地点から目標の最終地点までは五次補間法によるスプライン関数で与える。Phase II の間は、目標とする負荷力や外力はなく、無反動振動抑制制御のためベースの変位もほぼゼロである。

4.6 結言

本節では、まず柔軟ベース上マニピュレータにおける、ダイナミック特異点での手先制御について議論した。比較的低速な動作の場合と比較的高速な動作の場合で、ダイナミック特異点での振動問題が変化しすることと、この問題に対する解決手法を提案した。本手法は、1自由度柔軟ベースと3自由度の冗長マニピュレータで構成された平面上のシステムに適用し、その性能を検証した。具体的には、比較的低速な動作においては、ダイナミック特異点付近で制御を止めることで、不安定性を解決した。そして、比較的高速な動作においては運動量を保存することで、ダイナミック特異点を通過できた。本手法は、一定の結果を得られたが、切り替えのためのしきい値が多く存在し、一般性に欠けていた。

そこで、上記の知見を基に、柔軟ベース上冗長マニピュレータの手先制御中の外乱やダイナミック特異点問題を解決する経路追従振動抑制制御を新たに提案した。提案手法の性能は、シミュレーション結果を通じ過去に開発した他の二つの制御手法（無反動制御、軌道追従振動抑制）と比較することで示した。その上で、提案する経路追従振動抑制はと無反動振動抑制と組み合わせる全域動作戦略は、作業空間の幅広い領域でほぼ無反動を達成できる。両制御手法はお互いをうまく補完しており、目標の性能を満たす能力を持っている。この制御手法において解決すべき問題は、入力するエネルギーのバランスである。最終位置にたどりつくためには、無反動領域を最終位置まで移動させる必要があり、このための必要なエネルギーの与え方を決定する必要がある。また、無反動領域の計算についても議論の余地がある。さらに、モデル不確定性やロバスト問題についても扱う必要がある。

第5章 三次元モデルのマクロミニマニピュレータモデルによる検証

本章では、三次元モデルを対象とした検証を行う。三次元の対象モデルは、JEMRMS/SFA (Japan Experiment Module Remote Manipulator System/Small Fine Arm) [24] である。動力学シミュレーションは、MaTX 言語 [121] で書かれた宇宙ロボット用モデリングツールボックス SpaceDynX[127] を用いて構築した。JEMRMS/SFA は、国際宇宙ステーションの日本実験棟「きぼう」に搭載された6自由度のロボットアーム JEMRMS と、JEMRMS の手先に取り付けられた同じく6自由度の小型ロボットアーム SFA で構築された、計12自由度のロボットアームである。前述の通り、このようなロボットはマクロミニマニピュレータシステムと呼ばれ [19]、これまでに核廃棄物処理 [20] と宇宙マニピュレータ [128] の二つのアプリケーションを対象として研究されてきた。このシステムは、大まかな位置決めをマクロマニピュレータ（以降マクロ部）で行い、マクロ部の関節をロックした後、ミニマニピュレータ（以降ミニ部）での細かな位置決めを行う。しかし、ミニ部の動作によるマクロ部の振動問題および遠隔操作されたミニ部手先制御におけるキネマティック特異点問題が存在する。また、ミニ部動作による反力が関節をロックされたマクロ部に作用し、マクロ部の関節に存在するバックラッシが振動の原因となる [24]。これらの問題を同時に解決するために、本章までに用いてきた運動学的冗長自由度を利用する。そこで、JEMRMS に存在する6自由度のうち JEM との固定部からの3自由度をマクロ部として、残りの3自由度と SFA の6自由度を合わせた9自由度を冗長マニピュレータとして用いる。

過去に、冗長自由度による振動抑制制御のみでの手先追従性能について検討した。この結果、マニピュレータ手先の動作が柔軟ベース部の振動を招く一方で、最終的には、発生した振動を抑制可能であることを示した

[65] . また , 無反動動作と振動抑制を統括した制御手法を開発し , ミニ部手先追従とマクロ部振動抑制を同時に制御する手法を提案した [129] . しかし , 前章までに述べた通り , ダイナミック特異点問題により作業範囲が縮小する問題が存在する . そこで以下では , 本モデルにおいても , 既に提案した運動量保存制御や経路追従振動抑制制御を適用することで , ダイナミック特異点問題を解決可能であることを JEMRMS/SFA の動力学シミュレーションの結果を通じて示す .

また , 経路追従振動抑制制御を適用するために , マクロ部先端に掛かるミニ部動作による負荷力を考慮する必要がある . 安孫子らは , マクロ部を独立 6 自由度ベース部として扱かっている [31] っており , この負荷力を考慮することができるが , マクロ部の運動学的特性を失っている . そこで , 作業空間の定式化によりマクロ部の運動学を考慮したマクロ部先端の負荷力を求める手法を提案する . これにより , マクロ部先端の負荷力を考慮しつつ , 実際により近い受動的な 3 自由度の柔軟関節としてマクロ部の振動を抑制できることを示す . 以下では , マクロ部手先空間の定式化に基づく振動抑制制御として提案する .

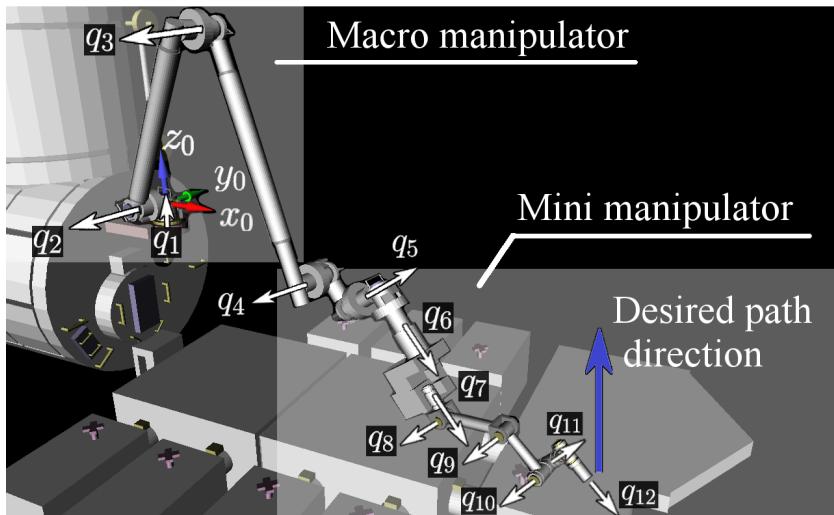


Fig. 5.1: Macro manipulator (q_1-q_3) and mini manipulator (q_4-q_{12}). This is the initial configuration and the desired path direction used in the simulations.

5.1 JEMRMS/SFA のモデリング

JEMRMS/SFA の動力学モデルを、付録 B.2 に詳細に記載する。今回用いた各パラメータ（リンク長さ、質量、慣性パラメータ、重心位置）は、Tables B.2, B.3 を参照されたい。幾何学パラメータに加えて、各関節に粘性減衰および JEMRMS の第 1, 2, 3 関節にねじりばねを設定した。実際、JEMRMS/SFA の柔軟性のほとんどがリンクよりも関節に存在することが指摘されている [24]。Fig. 5.1 に示すように、JEMRMS の第 4, 5, 6 関節と SFA の全関節は、三次元上の冗長 9 自由度マニピュレータとして扱う。以下では、ねじりばねを有する第 1, 2, 3 関節部分をマクロ部と呼び、冗長 9 自由度マニピュレータをミニ部と呼ぶ。ただし、Fig. 5.1 より z_6 と z_7 の軸が平行の上で、関節軸間距離が狭いことに注意されたい。このため、ミニ部の 1 自由度分は手先制御による移動距離に対して影響が非常に小さい。しかし、モデリングでの単純化せずに、上記に示した正確な幾何学モデルを用いた。なお、JEMRMS はモータ軸にレゾルバおよび出力軸に光学式エンコーダを搭載しており [24]、提案する制御則に必要なマクロ部柔軟関節の振動を評価することは可能である。

次に、(2.31) を参考に JEMRMS/SFA の運動方程式を以下に示す¹。ただし、以下では外乱およびモデル誤差は考慮しない。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_M & \mathbf{M}_{Mm} \\ \mathbf{M}_{Mm}^T & \mathbf{M}_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_M \\ \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{c}_M \\ \mathbf{c}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \\ \mathbf{D}_m \dot{\boldsymbol{\theta}}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_M \Delta\boldsymbol{\theta}_M \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \boldsymbol{\tau} \end{bmatrix} \quad (5.1)$$

$\mathbf{M}_M(\boldsymbol{\theta})$	$\in \Re^{3 \times 3}$: マクロ部各関節周りの多関節体慣性行列
$\mathbf{M}_m(\boldsymbol{\theta}_m)$	$\in \Re^{9 \times 9}$: ミニ部の慣性行列
$\mathbf{M}_{Mm}(\boldsymbol{\theta})$	$\in \Re^{3 \times 9}$: マクロ部とミニ部間の干渉慣性行列
$\mathbf{c}_M(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}})$	$\in \Re^3$: 多関節体コリオリ・遠心力
$\mathbf{c}_m(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}})$	$\in \Re^9$: ミニ部のコリオリ・遠心力
\mathbf{D}_M	$\in \Re^{3 \times 3}$: マクロ部のダンパを示す正定値対角行列
\mathbf{K}_M	$\in \Re^{3 \times 3}$: マクロ部の剛性を示す正定値対角行列
\mathbf{D}_m	$\in \Re^{9 \times 9}$: ミニ部のダンパを示す正定値対角行列
$\Delta\boldsymbol{\theta}_M$	$\in \Re^3$: 平衡点からのマクロ部関節変位
$\boldsymbol{\theta}_m$	$\in \Re^9$: ミニ部関節座標
$\boldsymbol{\tau}$	$\in \Re^9$: ミニ部関節トルク

¹(\circ)_M, (\circ)_m, (\circ)_{Mm} は、それぞれマクロ部およびミニ部、マクロ部とミニ部の干渉を示している。

5.2 ダイナミック特異点問題の解決

本節では、三次元モデルJEMRMS/SFAを対象とした動力学シミュレーションを通して、運動量保存制御への切り替え制御の有効性を議論する。本動力学シミュレーションでは、モデルの自由度数が多いいため、Mathematica[®]による計算結果を用いることが困難である。そこで、MATLAB[®]のツールボックスであるSpaceDynをMaTXプログラミング言語[121]で記述したSpaceDynX[127]を採用し、JEMRMS/SFAのモデリングや制御を行った。本章では過去に提案されている二つの二重タスク制御：無反動振動抑制制御[129]と軌道追従振動抑制制御[65]を導出し、これらのダイナミック特異点問題を解決するための運動量保存制御[124]を導出する。ただし、以下では運動量やその時間変化が角運動量のそれよりも影響が大きいと仮定し、支配的な並進方向のみ扱う。つまり、角運動量の影響は考慮しない。

5.2.1 無反動振動抑制制御

冗長自由度による無反動な手先制御と振動抑制を同時に満たす制御手法は、3.2.3のCase 1で得られる。これ無反動振動抑制制御と称し。以下に具体的な制御式を導出する。

まず、3.3.1の議論より、JEMRMS/SFAの振動抑制制御は以下のように設計する。

$$\tau_{Mm}^{ref} = \mathbf{M}_{Mm}\ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{c}_M = \mathbf{D}_M^{vs}\dot{\boldsymbol{\theta}}_M \quad (5.2)$$

そして、(3.36)を参考に無反動振動抑制制を導出する。

$$\begin{aligned} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m^{ref} &= \mathbf{M}_{Mm}^+(\tau_{Mm}^{ref} - \mathbf{c}_M) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{Mm}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) \\ \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{Mm}(\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) &= [\mathbf{J}_e \mathbf{P}_{Mm}]^+ (\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - \dot{\mathbf{J}}_e \dot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{J}_e \mathbf{M}_{Mm}^+ \dot{\mathbf{M}}_{Mm} \dot{\boldsymbol{\theta}}_m) \end{aligned} \quad (5.3)$$

式中、 $\mathbf{P}_{Mm} = \mathbf{U} - \mathbf{M}_{Mm}^+ \mathbf{M}_{Mm}$ であり、 $\mathbf{P}_{Mm}[\mathbf{M}_{Mm} \mathbf{P}_{Mm}]^+ = [\mathbf{M}_{Mm} \mathbf{P}_{Mm}]^+$ である。ただし、マクロ部関節の角加速度は非常に小さいため、ゼロと近似する($\dot{\boldsymbol{\theta}}_M \approx 0$)。(5.3)の第2項目 $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{Mm}$ は、二つの拘束(5.3)の第2項目 $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{Mm}$ は、二つの拘束

- 手先加速度拘束： $\dot{\mathcal{V}}_e = \mathbf{J}_e \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \dot{\mathbf{J}}_w \dot{\boldsymbol{\theta}}_m$.
- 無反動拘束： $0 = \mathbf{M}_{Mm} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{c}_M$

を含んでおり、ダイナミック特異点は $\det A = 0$ ($A = [J_e^T \ M_{Mm}^T]^T \in \Re^{9 \times 9}$) で定義できる。制御トルクは、(5.1) 下段のミニ部運動方程式に(5.3) を代入することで得られる。

$$\tau_{rmc} = M_m M_{Mm}^+ (D_M^{vs} \ddot{\theta}_M - \dot{M}_{Mm} \dot{\theta}_m) + M_m \ddot{\theta}_{Mm} (\dot{\mathcal{V}}_e^{ref}) + (D_m + D_{mc}) \dot{\theta}_m + c_m, \quad (5.4)$$

式中、 D_{mc} は正定値行列であり、ミニ部の減衰制御に用いる。また、「rmc」は“reactionless motion control”を意味する。

5.2.2 軌道追従振動抑制制御

軌道制御と冗長自由度による振動抑制を同時に満たす制御手法は、3.2.3 の Case 2 で得られる。この制御手法を、軌道追従振動抑制制御と呼び。以下に具体的な制御式を導出する。

ミニ部手先位置制御と冗長運動を利用した軌道追従振動抑制制御の式は(3.47) より以下の式となる。

$$\ddot{\theta}_m^{ref} = J_e^+ (\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - J_e \dot{\theta}_m) + \ddot{\theta}_{J_e}(\tau_{Mm}^{ref}) \quad (5.5)$$

$$\ddot{\theta}_{J_e}(\tau_{Mm}^{ref}) = [M_{Mm} P_{J_e}]^+ (\tau_{Mm}^{ref} - c_M + M_{Mm} J_e^+ J_e \dot{\theta}_m) \quad (5.6)$$

式中、 $P_{J_e} = U - J_e^+ J_e$ であり、 $P_{J_e} [M_{Mm} P_{J_e}]^+ = [M_{Mm} P_{J_e}]^+$ である。 $J_e(\theta_m) \in \Re^{6 \times 9}$ は、ミニ部とマクロ部の間にあるベース座標系 (Fig. B.5 の z_4) に関するミニ部手先ヤコビ行列である。 $\ddot{\theta}_{J_e}(\tau_{Mm}^{ref})$ は、零空間ベクトルであり二つの制約を満たす。

- 手先加速度拘束 : $0 = J_e \ddot{\theta}_m + J_e \dot{\theta}_m$
- 振動抑制制御 : $\tau_{Mm}^{ref} = M_{Mm} \ddot{\theta}_m + c_M = D_M^{vs} \dot{\theta}_M$

よって、手先の動作に影響を与えずに振動抑制制御を行う。また、行列式 $\det A = 0$ の場合に、ダイナミック特異点となる。

よって、計算トルクは以下として求められる。

$$\tau_{vsc} = M_m J_e^+ (\dot{\mathcal{V}}_e^{ref} - J_e \dot{\theta}_m) + M_m \ddot{\theta}_{J_e}(\tau_{Mm}^{ref}) + (D_m + D_{mc}) \dot{\theta}_m + c_m, \quad (5.7)$$

式中、 D_{mc} は正定値行列であり、ミニ部の減衰制御として用いる。ただし、「vsc」は、“vibration suppression control”を示す。

5.2.3 運動量保存制御

ダイナミック特異点では、ミニ部の1自由度分が減り、残りの8自由度分のみ制御できる。その上で、運動量保存制御において x 軸方向(Fig. 5.1を参照)を無視し、手先制御に6自由度、運動量保存制御に2自由度用いる。本制御手法は、4.3.2の手法を基にしており、二重タスク制御(3.33)の反動制御に運動量保存制御を適用している。本制御の指令関節角加速度は以下となる²。

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}^{ref} = \mathbf{A}_{yz}^+ \left(\begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_e^{ref} \\ \mathbf{f}_m^{ref} \end{bmatrix} - \dot{\mathbf{A}}_{yz} \dot{\boldsymbol{\theta}} \right) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{A_{yz}} \quad (5.8)$$

式中

$$\mathbf{A}_{yz} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_e \\ \mathbf{M}_{bmyz} \end{bmatrix} \in \Re^{8 \times 9}, \quad \mathbf{M}_{bmyz} = \begin{bmatrix} \mathbf{h}_{bmy} \\ \mathbf{h}_{bmz} \end{bmatrix} \in \Re^{2 \times 9} \quad (5.9)$$

であり、また、

$$\mathbf{f}_m^{ref} = \mathbf{K}_m (\bar{\mathbf{p}}_{myz}^{des} - \bar{\mathbf{p}}_{myz}), \quad \bar{\mathbf{p}}_{myz}^{des} = \begin{bmatrix} \bar{p}_{my}^{des} \\ \bar{p}_{mz}^{des} \end{bmatrix} \in \Re^2$$

ここで、 $\mathbf{M}_{bmyz}(\boldsymbol{\theta}_m)$, $\mathbf{p}_{myz}(\boldsymbol{\theta}_m)$ はそれぞれ、ベース座標系に関する干渉慣性行列、ミニ部運動量であり、 $(\circ)_{yz}$ は x 軸方向成分を無視していることを意味する。 $\mathbf{K}_m \in \Re^{2 \times 2}$ は正定値対角フィードバック行列、 $\bar{p}_{my}^d(t_{in})$ および $\bar{p}_{mz}^d(t_{in})$ は、サンプルホールド制御により時刻 t_{in} での値を参照する。零空間ベクトル $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{A_{yz}}$ はダイナミック特異点近傍のため使用しない。

運動量保存制御の計算トルクは以下となる。

$$\boldsymbol{\tau}_{mcc} = \mathbf{M}_m \mathbf{A}_{yz}^+ \left(\begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_e^{ref} \\ \mathbf{f}_m^{ref} \end{bmatrix} - \dot{\mathbf{A}}_{yz} \dot{\boldsymbol{\theta}} \right) + (\mathbf{D}_m + \mathbf{D}_{mc}) \dot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{c}_m, \quad (5.10)$$

ただし、“mcc”は“momentum conservation control”を示す。

5.2.4 シミュレーション

以下では、上記までに示した多JEMRMS/SFAモデルの三つの制御則

- 無反動振動抑制制御 [129]

²並進のみ考慮のため、 $\mathcal{L} \rightarrow \mathbf{p}$, $\mathcal{F} \rightarrow \mathbf{f}$ と置き換えた。

- 軌道追従振動抑制制御 [65]
- 運動量保存制御

の性能を、四つのシミュレーション結果を通して比較・評価する。全てのシミュレーションで以下のマクロミニマニピュレータ初期姿勢を用いる。 $\theta_M = [-10 \ 40 \ -110]^T \text{ deg}$, $\theta_m = [20 \ 0 \ 0 \ 0 \ 50 \ -50 \ 0 \ 0 \ 45]^T \text{ deg}$ マニピュレータ手先是、初期姿勢の位置より z 軸方向 (Fig. 5.1 中の矢印, Desired path direction) へ 3.0 m 直線移動させる。これにより、マクロ部の第 2, 3 柔軟関節が振動する。直線の軌道追従中、ミニ部手先の姿勢は初期姿勢を維持する。以上の設定は、Fig. 5.1 からも確認できる。ミニ部手先の目標軌道 (位置・速度・加速度) は、五次補間を用いたスプライン関数により生成し、20 s で初期位置から最終位置まで制御する。直線軌道追従後、終点位置にて 20 s 間静止状態とした。よって、シミュレーションの合計時間は 40 s である、またシミュレーションのサンプリング時間は 1 ms とした。

$$\begin{aligned}
 \mathbf{K}_M &= \text{diag}[8000, 8000, 8000] \text{ Nm}^{-1} \\
 \mathbf{D}_M &= \text{diag}[10, 10, 10] \text{ Nsm}^{-1} \\
 \mathbf{D}_m &= \text{diag}[10, 10, 10, 8, 8, 8, 8, 8, 8] \text{ Nsm}^{-1} \\
 \mathbf{D}_{mc} &= \text{diag}[1, 1, 1000, 1, 1, 1, 1, 1, 1] \text{ Nsm}^{-1} \\
 \mathbf{K}_d &= \text{diag}[10, 10, 10, 20, 20, 20] \text{ s}^{-1} \\
 \mathbf{K}_p &= \text{diag}[1000, 1000, 1000, 50, 50, 50] \text{ s}^{-2} \\
 \mathbf{D}_M^{vs} &= \text{diag}[5000, 5000, 5000] \text{ s}^{-1} \\
 \mathbf{K}_m &= \text{diag}[50, 50] \text{ s}^{-1}
 \end{aligned}$$

Fig. 5.1 より確認できる通り、 z_6 および z_7 は軸が平行であり、さらに軸間が狭い。これは、動作中に z_6 の関節に対し過大な角速度を発生させる可能性がある。このため、ミニ部の第 3 関節 (JEMRMS の第 6 関節) の制御粘性 D_{mc} の値を他のゲインより高く設定した。

一つ目のシミュレーション (Sim. 1) では、無反動振動抑制制御 (5.4) を用いた。二つ目のシミュレーション (Sim. 2) では、軌道追従振動抑制制御 (5.7) を用いた。この二つのシミュレーションでは、無反動振動抑制制御のダイナミック特異点問題を見せるため、手先の移動距離を 1.0 m に設定し、途中ダイナミック特異点を通過させる。

三つ目のシミュレーション (Sim. 3) では、Sim. 2 と同じ軌道追従振動抑制制御 (5.7) を用いた。ただし、軌道追従振動抑制制御のダイナミック特

異点を示すため，手先の移動距離を3.0 mとした．ダイナミック特異点近傍 ($t_{in} < t < t_{out}$) では，振動抑制制御を停止させた ($D_M^{vs} = \text{diag}[0, 0, 0]$ s^{-1})．ダイナミック特異点近傍の定義について， t_{in} は $|\det A| \leq d_{max}$ ， t_{out} は $|\det A| \geq d_{max}$ となる場合とし， $d_{max} = 5.0 \times 10^6$ と定義した³．

四つ目のシミュレーション (Sim. 4) では，運動量保存制御 (5.10) を用いた．ただし，ダイナミック特異点近傍に入る前 ($t < t_{in}$) まで軌道追従振動抑制制御を用い，ダイナミック特異点近傍へ入った後 ($t_{in} < t$)，運動量保存制御へ切り替えた．また，ダイナミック特異点近傍通過後 ($t_{out} < t$) は，振動抑制制御へ戻した．ただし，切り替え時刻 t_{in} および t_{out} は，それぞれ 8 s および 15 s と手動で設定した．JEMRMS/SFA の軌道計画は，主にオフライン生成で行っている．よって，事前にダイナミック特異点分布を確認可能であり，これを基に手動でのダイナミック特異点近傍を定義することは可能である．その他の設定は，Sim. 3. と同様である．

Sims. 1, 2 の結果を Fig. 5.2 に示す．(a) および (b) は，マクロ部の第 2, 3 柔軟関節の角度変位を示している．(c) は $\det A$ の値を示している． x 軸の上下にある 5.0×10^6 および -5.0×10^6 の横点線の間が，定義したダイナミック特異点近傍である．(d), (e) および (f) は， z 軸方向に関するミニ部手先の位置，その位置誤差およびミニ部運動量を示す． x および y 軸方向の誤差は， z 軸と同様の大きさであったため図示しない．Sims. 3, 4 の結果は．Fig. 5.3 に示す．(a) と (e) は Fig. 5.2 と同じ図を示す．Fig. 5.3 (f) z 軸上の運動量を示す．なお，図中 “pos.”，“ori.”，“mom.” は，それぞれ “position”，“orientation”，“momentum” の略表記である．

Fig. 5.2 (c) より，Sim. 1 の 10 s で，ミニ部が無反動制御のダイナミック特異点に近づいていることが分かる．この時点で不安定になり，結果 Fig. 5.2 (d) にあるように，手先の作業空間が限定されている．一方で Sim. 2 では，上記の特異点問題を解決している．Sim. 2 の Fig.s 5.2(a) と (b) より，マクロ部柔軟関節が振動していることがわかるが，大きな変位ではない．よって，ほぼ無反動であることを確認できた．また，Fig.s 5.2 (e) と (f) より，ミニ部手先の位置姿勢誤差はい非常に小さい．

Sim. 3, 4 の結果を Fig. 5.3 に示す．(a) および (b) は，マクロ部の第 2, 3 柔軟関節の角度変位を示している．(c) は $\det A$ の値を示している． x 軸の上

³ ダイナミック特異点に関する単位は，マニピュレータ自由度が増えるごとに複雑化し，解析が困難である．また，物理的意味を単位から類推することは大きな意味を持たないため，具体的な単位は記載していない．

下にある 5.0×10^6 および -5.0×10^6 の横点線の間が、定義したダイナミック特異点近傍である。(d), (e) および (f) は、 z 軸方向に関するミニ部手先の位置、その位置誤差およびミニ部運動量を示す。 x および y 軸方向の誤差は、 z 軸と同様の大きさであったため図示しない。以下、時間ごとに3段階に分けて、Fig. 5.3の結果より考察する。

次に、Sims. 3, 4 (Fig. 5.3)について、時間ごとに3段階に分けて考察する。第1段階は、開始から 8 s である。Sim. A, 4 共に振動抑制制御を行っており、(a)~(f) は同じ結果となった。(a) および (b) より、柔軟リンクである第 2, 3 柔軟関節の振動を確認した。ミニ部の全質量が 460 Kg と非常に大きく、手先制御のために重心を加速させる必要があるため、必然的な振動である。 D_M^{vs} をより大きくすることでこの振動を抑えることは可能であるが、それは同時に、重心の加速を制限することと同意であり、結果、無反動制御と等しくなる。つまり、手先の作業範囲を縮小する問題を引き起こす。

第2段階は、8 s から 15 s である。Sim. A は振動抑制制御を継続し、Sim. 4 は 8 s で運動量保存制御へ切り替えた。Sim. A は振動抑制制御により (f) のミニ部運動量の値が増加しつづける。一方で Sim. 4 は一定である。Sim. A は振動抑制制御のため、(a) および (b) で Sim. A のベース部変位が Sim. 4 より抑えられた。その後 Sim. A は、11 s 近傍で (c) に示す $\det A$ の値がダイナミック特異点近傍へ達した。この時点より、Sim. A は前述の二次元モデルと同様に、振動抑制制御を停止した。その結果、11 s から 15 s にかけて、手先フィードバック制御による動作がベース部へ反動を与え続け、最終的にシミュレーションが破綻した。一方で、Sim. 4 は安定した手先制御が実現できた。運動量保存制御は振動を抑制しないが、初期振動状態以上を発生させない。これは、(3.60) より確認できる。ミニ部手先フィードバック制御によるミニ部運動量の変化を運動量保存制御により抑え、負荷トルクを低減した。結果、安定な手先制御を実現できた。15 s からは、再度振動抑制制御へ戻したことで (f) のミニ部運動量が減少した。

第3段階は、15 s から 40 s である。Sim. 4 では、振動抑制制御によりベース部の変位速度を抑えるため、(a) と (b) のベース部変位および (f) のミニ部運動量が零へ収束していく。しかし Sim. 4 の 20 s から 40 s において、(c) の $\det A$ の値が低くなく、ダイナミック特異点近傍でないにもかかわらず、(a) および (b) において、振動が抑制されているものの、顕著に抑制しているとは言えない。これは、9自由度マニピュレータの制御に対する幾何学的な限界を、行列式 $\det A$ のみで評価しているため、振動抑制を行う方

120 第5章 三次元モデルのマクロミニマニピュレータモデルによる検証

向に対する可操作度を正確に把握することができないためと考える。今後、JEMRMS/SFAなどの自由度が比較的多いモデルに対して有効なダイナミック特異点の解析手法を検討する必要がある。

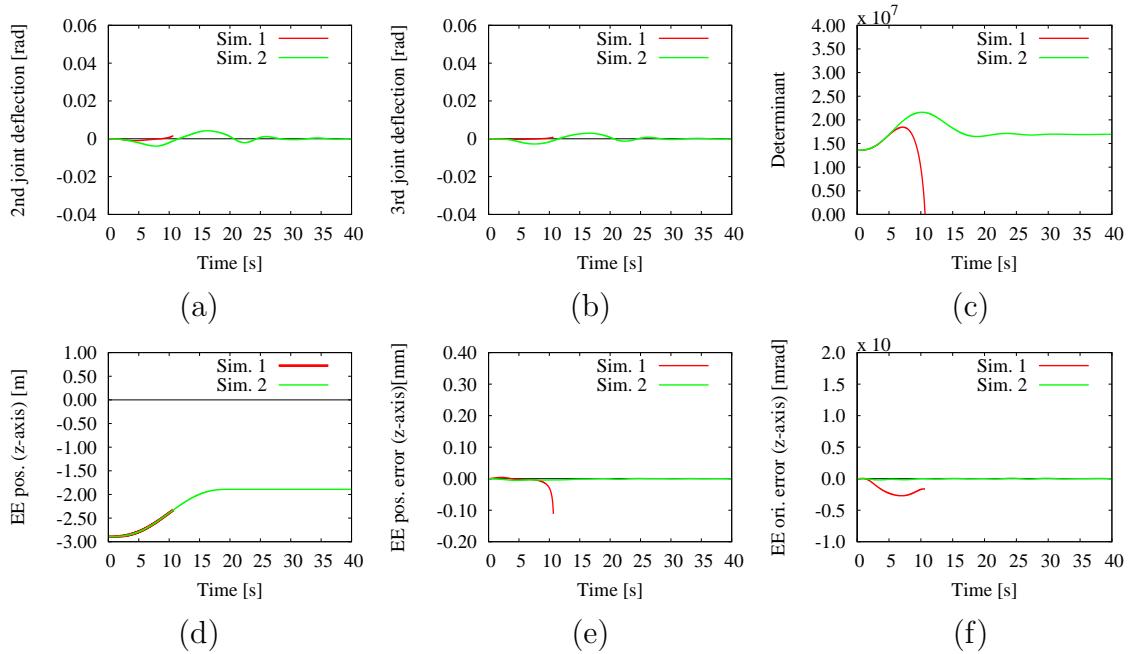


Fig. 5.2: Reactionless motion control (Sim. 1) vs vibration suppression control (Sim. 2). With vibration suppression control it is possible to go through the dynamics singularity of reactionless motion control.

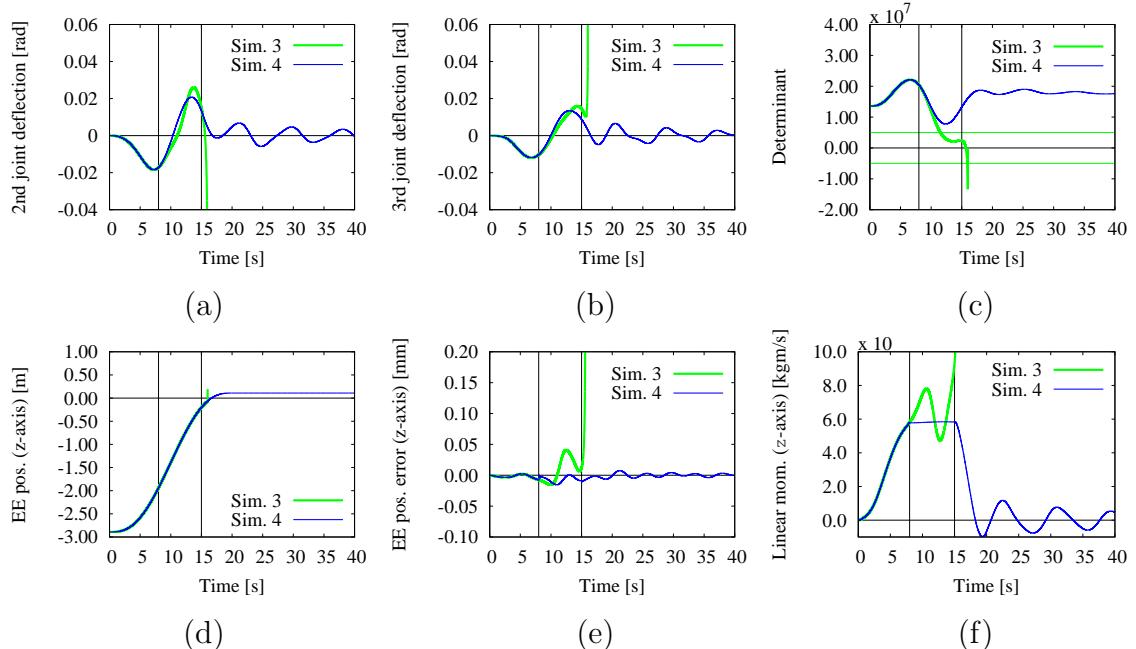


Fig. 5.3: Vibration suppression control (Sim. 3) vs momentum conservation control (Sim. 4). With momentum conservation control it is possible to go through the dynamics singularity of vibration suppression control.

5.3 マクロ部手先空間動力学に基づく振動抑制制御

1.2.1で述べたように、JEMRMS/SFAを対象とした振動抑制の研究は、主に以下の二つである。

- 此上らの Input Shaping (Pre-shaping) を利用したフィードフォワード制振制御 [30] ,
- 安孫子らの、干渉慣性力を利用した振動抑制 [130] の最適制御 [31] .

安孫子らは、マクロ部を6軸のはねダンパを有する一つの剛体（柔軟ベース部）として模擬している [31] . 一方で、過去の手法では JEMRMS/SFA が第3関節までの柔軟受動関節と第4-12関節までの剛体能動関節で構成されたシステムとして模擬している [129] . つまり、マクロ部を受動関節で構成された多関節体モデルとして扱っている。柔軟ベース部として扱う場合、マクロ部の姿勢を正確に表現できないため、実際のモデルとは異なるが、マクロ部手崎に掛かる反力を考慮できる。逆に、多関節モデルの場合ではより実際に近いモデリングではあるで、マクロ部手先にかかるミニ部反動の影響は考慮できない。つまり、それぞれに長所短所を持っている。JEMRMS/SFA 以外を対称とした研究では、Sharf がマクロ部手先座標系での振動抑制を提案しているが、振動抑制ゲインは一定値を設定しており、マクロ部の姿勢は考慮していない [131] .

そこで、本節ではこの両方の長所を取り出すために、3.3.3で紹介したマクロ部の姿勢を手先座標系で表現可能な作業空間による定式化 (Operational Space Formulation) を適用する。本論文では、マクロ部関節のダンパ特性をマクロ部手先のダンパ特性に反映させるため、作業空間による定式化を利用する。また、上記手法に基づく振動抑制制御を提案する。これにより、振動抑制制御に最適なダンパゲインが、マクロ部関節に設定された振動抑制ゲインとマクロ部の姿勢により決定でき、またマクロ部手先にかかるミニ部反動を考慮しつつマクロ部関節の振動抑制が可能となる。他の研究でも、JEMRMS/SFA モデル以外を対象としたマクロミニマニピュレタシステムに利用している [132] .

以下では、マクロ部の姿勢依存を考慮しつつ運動方程式を記述可能な作業空間の定式化を適用し、これに基づく新たな振動抑制制御を提案する。まず、作業空間の定式化による JEMRMS/SFA マクロ部のモデリング手法に基づく振動抑制制御を導出する。そして、JEMRMS/SFA をモデルと

した動力学シミュレーションを通して、提案する振動抑制制御の有効性を示す。ただし、前節の同様に、運動量やその時間変化が角運動量のそれよりも影響が大きいと仮定し支配的な並進方向のみ扱う。つまり、角運動量の影響は考慮しない。

5.3.1 マクロ部手先動力学モデル

並進方向のみ考慮するため、マクロ部手先は3自由度分考慮する。よって、マクロ部は非冗長である。慣性座標系を基準としたマクロ部手先位置を示す加速度 $\dot{v}_b \in \mathbb{R}^3$ とマクロ部一般化座標の関係は、順運動学より $\dot{v}_b = \mathbf{J}_M \ddot{\boldsymbol{\theta}}_M + \dot{\mathbf{J}}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M$ と与えられる。マクロ部手先ヤコビ行列 $\mathbf{J}_M \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ は正則行列となる。非冗長マニピュレータであるマクロ部の運動方程式は、マクロ部の順運動学を用いて

$$\mathbf{M}_b \dot{v}_b + \mathbf{D}_b v_b + \mathbf{K}_b \Delta x_b (\Delta \boldsymbol{\theta}_M) = -\mathbf{f}_{bl} \quad (5.11)$$

と書き換える⁴。ただし、

$$\mathbf{M}_b = (\mathbf{J}_M \mathbf{M}_M^{-1} \mathbf{J}_M^T)^{-1} \quad (5.12)$$

$$\mathbf{D}_b = (\mathbf{J}_M \mathbf{D}_M^{-1} \mathbf{J}_M^T)^{-1} \quad (5.13)$$

$$\mathbf{K}_b \Delta x_b = \mathbf{J}_M^{-T} \mathbf{K}_M \Delta \boldsymbol{\theta}_M \quad (5.14)$$

である。また右辺は

$$\mathbf{f}_{bl} = \mathbf{M}_{bl} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{c}_b \quad (5.15)$$

$$\mathbf{M}_{bl} = \mathbf{J}_M^{-T} \mathbf{M}_{Mm}$$

$$\mathbf{c}_b = \mathbf{J}_M^{-T} \mathbf{c}_M - \mathbf{M}_b \dot{\mathbf{J}}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M$$

である。以上より、マクロ部姿勢に対するマクロ部手先のダンパ係数は、柔軟ベース部のダンパ係数が一定の状態ではなく、マクロ部関節の姿勢に対して変化する。さらに、マクロ部の姿勢を考慮した手先座標系におけるミニ部反力を考慮可能となる。

⁴並進のみ考慮のため、 $\mathcal{V} \rightarrow v$, $\mathcal{X} \rightarrow x$ と置き換えた。

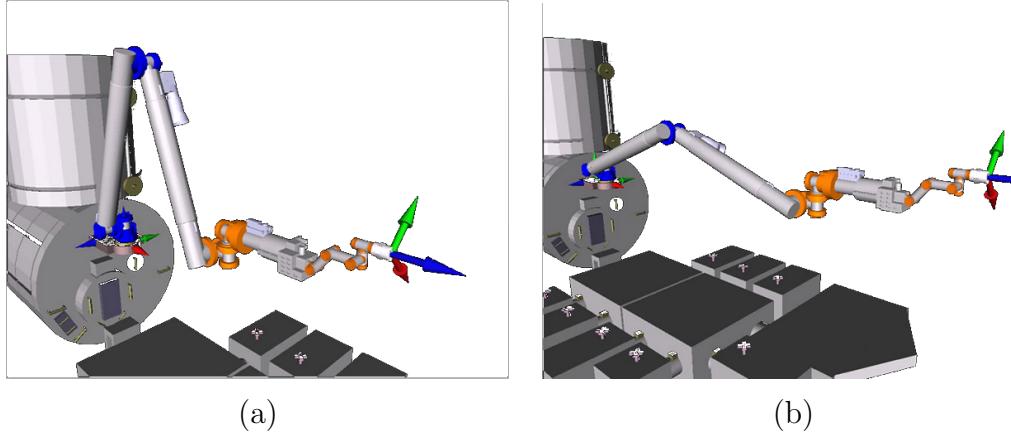


Fig. 5.4: Configurations of the macro part: (a) Case 1 and (b) Case 2.

5.3.2 振動抑制制御トルクの導出

(3.73)を参考に, f_{bl} を以下のように設計する .

$$\mathbf{f}_{bl}^{ref} = \mathbf{D}_b^{vs} \mathbf{v}_b - \mathbf{M}_b \dot{\mathbf{J}}_M \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \quad (5.16)$$

(5.16)を(5.15)へ代入することで, 求める指令関節加速度を得る .

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_m^{ref} = \mathbf{M}_{Mm}^+ (\mathbf{J}_M^T \mathbf{D}_b^{vs} \mathbf{v}_b - \mathbf{c}_M) + \ddot{\boldsymbol{\theta}}_{Mm} \quad (5.17)$$

式中, $\mathbf{J}_M \in \Re^{3 \times 3}$ はマクロ部手先のヤコビ行列, $\mathbf{D}_b^{vs} = (\mathbf{J}_M (\mathbf{D}_M^{vs})^{-1} \mathbf{J}_M^T)^{-1}$ は, 幾何学性質を含めたマクロ部関節振動抑制ゲイン $\mathbf{D}_M^{vs} \in \Re^{3 \times 3}$ である .

(5.1)下段のミニ部運動方程式より, 制御トルクは ,

$$\tau = \mathbf{M}_m \mathbf{M}_{Mm}^+ (\mathbf{J}_M \mathbf{D}_b^{vs} \mathbf{v}_b - \mathbf{c}_M) + \mathbf{c}_m + (\mathbf{D}_m + \mathbf{D}_{mc}) \dot{\boldsymbol{\theta}}_m \quad (5.18)$$

となる .ただし, マクロ部関節の加速は非常に小さいため, $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_M \approx 0$ とする .

5.3.3 シミュレーション

シミュレーションは2種類のマクロ部初期姿勢において行った . それぞれの姿勢を Case 1, Case 2 と呼ぶ . 具体的な初期姿勢を Table 5.1 に示す . また, Case 1 と Case 2 の姿勢をそれぞれ Fig. 5.4 (a) と (b) に示す . 図中, マクロ部の関節を青色, ミニ部の関節をオレンジ色とした .

マクロ部手先の $x_o - z_o$ 平面に焦点を当てる . そのため, マクロ部関節に初期変位 $\Delta\boldsymbol{\theta}_M = [0 \ 0.1 \ 0.1]^T \text{ deg}$ を持たせることで振動を発生させた . 振動

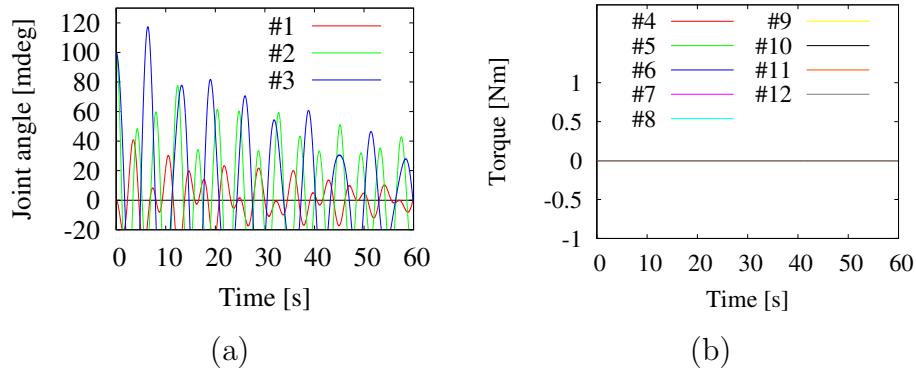


Fig. 5.5: The results of free vibration of the joints of macro part and no input joint torques of mini part.

抑制制御は，Method I に (3.66) を，Method II に (5.17) をそれぞれ用いた。つまり，Method I の D_b^{vs} が一定であるのに対し，Method II の D_b^{vs} は D_M^{vs} とマクロ部姿勢で決定される可変ゲインである。各ゲイン行列は，シミュレーションが発散しない程度に設定し， $D_b^{vs} = \text{diag}(0.4, 0.4, 0.4) \times 10^3 \text{ Nm/s}$ ， $D_M^{vs} = \text{diag}(15, 15, 15) \times 10^3 \text{ Nm rad/s}$ とした。サンプリングタイムおよびシミュレーション時間は，それぞれ 1 s および 20 s とした。まず，マクロ部の振動を見せるため，振動抑制を行っていない自由運動を Fig. 5.5 に示す。そして，Case 1 での姿勢の結果を Figs. 5.6, 5.7 に，Case 2 での姿勢の結果を Figs. 5.8, 5.9 にそれぞれ示す。図中，(a) はマクロ部関節変位，(b) はミニ部関節トルクの結果を示す。それぞれの Case に対し，Method I および II を適用するため，計四つのシミュレーション結果を示す。

Figs. 5.6, 5.7 より，Case 1 の初期姿勢では振動するマクロ部に対し Method I と II ともにマクロ部振動を瞬時に抑制していることが分かる。この結果からは，両者の性能に大きな違いは見られなかった。一方で，Figs. 5.8, 5.9 より，Case 2 の初期姿勢で Method I が振動抑制の性能が落ちているのに対し，Method II では Case 1 と同様に振動を抑制できた。以上の結果より，マクロ部の姿勢を考慮した振動抑制が可能であると結論付けた。

Table 5.1: Initial configurations of the both macro and mini parts.

	θ_M	θ_m	Unit: [deg]
Case 1	$[0 \ 70 \ -140]^T$	$[70 \ 0 \ 0 \ 0 \ 50 \ -50 \ 0 \ 0 \ 45]^T$	
Case 2	$[0 \ 20 \ -40]^T$	$[20 \ 0 \ 0 \ 0 \ 50 \ -50 \ 0 \ 0 \ 45]^T$	

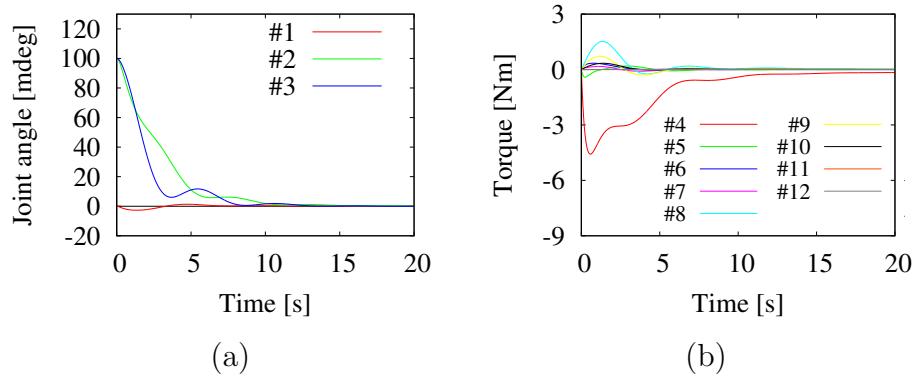


Fig. 5.6: simulation results of Case 1 + Method I.

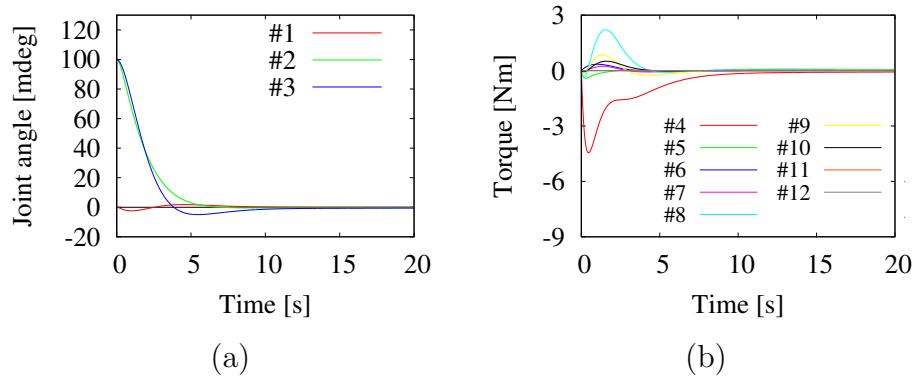


Fig. 5.7: simulation results of Case 1 + Method II.

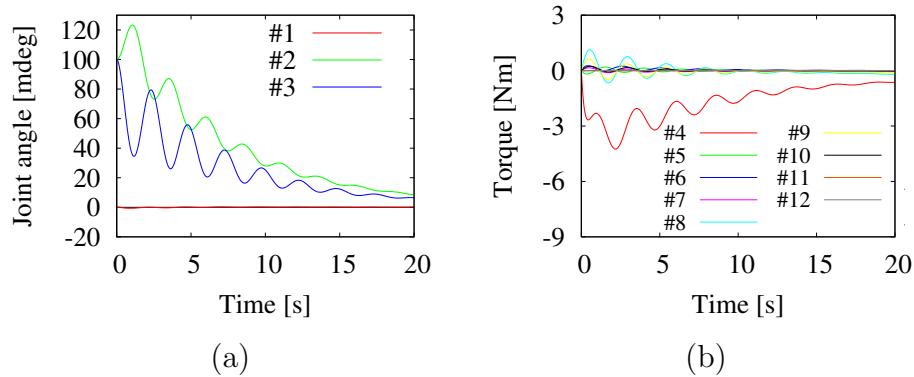


Fig. 5.8: simulation results of Case 2 + Method I.

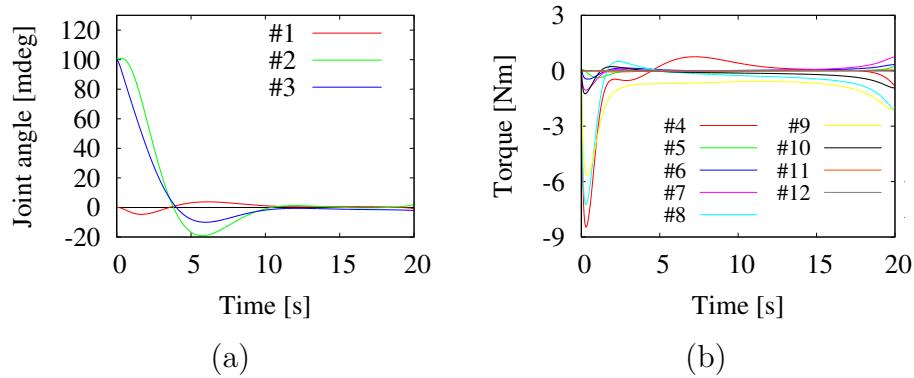


Fig. 5.9: simulation results of Case 2 + Method II.

5.4 経路追従反動制御

本節では、ダイナミック特異点に対する新たな制御手法として、干渉慣性行列を用いた経路追従反動制御を提案する。ダイナミック特異点では、手先と振動抑制時のマニピュレータ重心の位置関係による幾何学的矛盾が発生し制御不能に陥る。4.4では、手先の経路追従を用いベース部への反動をマニピュレータ全身の動作生成に利用する手法を提案した。この手法は、手先の経路追従により指定方向に対する位置制御の精度は失われるが、反動を用いたミニ部動作生成により、反動制御の一つである振動抑制制御を総括して扱える。これにより、制御に必要な拘束を減らしダイナミック特異点による不安定な状態を解決可能である。そこで以下では、構築したJEMRMS/SFAモデルの動力学シミュレーションを対象とし、三次元モデルにおける本手法の有効性について示す。ただし、マクロ部関節軸を一般化座標としているため、制御したいマクロ部手先に掛かる反動を扱えない。そこで、3.3で紹介した、2.2.1の作業座標における定式化を適用したJEMRMS/SFAモデルを用い、マクロ部手先に掛かるミニ部の反動を制御可能にする。

5.4.1 ミニ部の二重タスク化

慣性座標系を基準としたミニマニピュレータ順運動学の時間微分は、手先ヤコビ行列 $\mathbf{J}_e(\mathbf{q}) \in \Re^{6 \times 9}$ を用いて $\dot{\mathcal{V}}_e = \mathbf{J}_e \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \mathbf{J}_e \dot{\boldsymbol{\theta}}_m + \dot{\mathcal{V}}_b$ と示せる。また、ミニマニピュレータ動作によるマクロ部への動作反動の影響は、(5.15) より把握できる。この干渉慣性行列を含むミニ部とマクロ部の動力学的な関係式を用い、マクロ部への反動を制御する。この二つの拘束を同時に満たすため、以下のように二重タスク化を行う。

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_e \\ \mathbf{f}_m \end{bmatrix} = \mathbf{A} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_m + \begin{bmatrix} \mathbf{J}_e \dot{\boldsymbol{\theta}}_m \\ \mathbf{c}_b \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_b \\ \mathbf{0} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{J}_e \\ \mathbf{M}_{Mm} \end{bmatrix} \in \Re^{(6+3) \times 9} \quad (5.19)$$

行列 \mathbf{A} が正方行列 ($n = 6 + 3 = 9$) の場合、(5.19) より、求める指令関節角加速度は行列 \mathbf{A} の逆行列 \mathbf{A}^{-1} を用いて

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_m = \mathbf{A}^{-1} \left(\begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_e \\ \mathbf{f}_m \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{J}_e \dot{\boldsymbol{\theta}}_m \\ \mathbf{c}_b \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{\mathcal{V}}_b \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \right) \quad (5.20)$$

となる。しかし、ここで A^{-1} に由来するダイナミック特異点問題が存在する。ダイナミック特異点は、手先作業空間内に多く分布し、キネマティック特異点の性質と異なりその分布がマニピュレータ姿勢とともに時系列で変化する。つまり、事前にダイナミック特異点を予測し回避することが困難となる[63]。

この問題を緩和するため、手先制御において経路追従を適用し、ミニマニピュレータがマクロ部先端に掛ける反力（反動）を利用した手先制御を適用する[133]。一般的に、マニピュレータの手先を動作させる場合、その動作反動がマニピュレータ固定部に掛かる。一方で、マニピュレータは固定部より反力を得る。これにより、適切な手先位置制御を実現している。一方で、マクロミニマニピュレータシステムの場合、ミニマニピュレータ固定部に掛かる動作反動の一部は、固定部の運動に奪われ、結果ミニマニピュレータの手先制御に必要な制御は得られない。そこで、逆に運動量・角運動量を操作することで、マニピュレータ全体の重心位置を移動させる。さらに、重心の移動方向に対するマニピュレータ手先の経路追従を行うことで、重心移動による手先動作を実現する。ここでは、 z 軸方向に対する運動量・角運動量変化によるマニピュレータ重心移動を例にあげる。よって、手先は z 軸方向に経路追従を行う。

$$\ddot{\theta}_m^{ref} = A_z^+ \left(\begin{bmatrix} \dot{v}_{e\bar{z}}^{ref} \\ f_{bmz}^{ref} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} J_{e\bar{z}} \dot{\theta}_m \\ c_{bz} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \dot{v}_{b\bar{z}} \\ 0 \end{bmatrix} \right) + \ddot{\theta}_{A_z}, \quad A_z = \begin{bmatrix} J_{e\bar{z}} \\ h_{bmz} \end{bmatrix} \in \Re^{(5+1) \times 9} \quad (5.21)$$

A_z^+ は、 A_z の右擬似逆行列を示しており、 $\|\ddot{\theta}_m^{ref}\|$ を最小にする局所最適解を得る。 $\ddot{\theta}_{A_z} \in \Re^3$ は、 $\mathcal{N}(A_z)$ より得られる適当な零空間ベクトルでありサブタスクを与えられる。ただし、ダイナミック特異点の問題が存在することに注意されたい。本論文では、第1項目に注目するため、零空間ベクトル項を用いたサブタスクは与えない。

5.4.2 経路追従反動制御

本節では、経路追従反動制御の制御設計を行う。(5.21) の指令手先加速度 $\dot{v}_{e\bar{z}}^{ref}$ を以下のように設計する。

$$\dot{v}_{e\bar{z}}^r(s) = \dot{v}_{e\bar{z}}^d(s) + k_d(\mathbf{v}_{e\bar{z}}^d(s) - \mathbf{v}_{e\bar{z}}) + k_p(\mathbf{x}_{e\bar{z}}^d(s) - \mathbf{x}_{e\bar{z}}) \quad (5.22)$$

$s = s(x_{ez}(t))$ は軌道パラメータであり, これにより動作中の z 軸方向に対する追従制御を実現する。次に, 指令手先負荷力 f_{bmz}^{ref} を以下のように設計する。

$$f_{bmz}^{ref} = f_{bmz}^{des} + k_f(p_{bmz}^{des} - p_{bmz}) + f_{vsz} \quad (5.23)$$

f_{vsz} は, 振動抑制制御 $f_{vs} = D_b^{vs}v_b - M_b\dot{J}_M\dot{\theta}_M$ の z 軸成分を示す。ただし, $D_b^{vs} = (\mathbf{J}_M(\mathbf{D}_M^{vs})^{-1}\mathbf{J}_M^T)^{-1}$ は正定値対角行列の振動抑制ゲインであり, \mathbf{J}_M により決定される。つまり, マクロ部の姿勢に依存する。ただし, \mathbf{D}_M^{vs} の対角成分はゼロに設定できないことに注意されたい。上記指令関節角加速度は, 計算トルク制御により, 指令トルク値としてシステムに入力する。計算トルクコントローラは, (5.1) の下段より以下のように設計することができる。

$$\tau = M_m\ddot{\theta}_m^{ref} + c_m + D_m\dot{\theta}_m + M_{Mm}^T\dot{v}_b \quad (5.24)$$

本手法は, マクロ部から受ける反力を利用した手法であり, 反動を利用するためには, マクロ部関節の固有角振動数(例えば, 第2関節の固有角振動数は, $\omega_n = 0.39 \text{ rad}\cdot\text{s}^{-1}$)以下の遅さでミニ部を動作させる必要がある。

5.4.3 シミュレーション

Fig. 5.1 に示すように, JEMRMS/SFA モデルは6自由度を有する JEMRMS の手先に6自由度の SFA が搭載されたマクロミニマニピュレータシステムである。図中の各パラメータ詳細およびスケルトン図は, 文献(12)を参照されたい。また本論文においても, JEMRMS の第4, 5, 6関節と SFA の全関節を三次元上の冗長9自由度のミニ部として扱い, ねじりばねを有する第1, 2, 3関節部分をマクロ部と呼ぶ。シミュレーションの初期姿勢は, $\theta_M = [-10 \ 40 \ -110]^T \text{ deg}$, $\theta_m = [20 \ 0 \ 0 \ 0 \ 50 \ -50 \ 0 \ 0 \ 45]^T \text{ deg}$ である。ミニピュレータ手先は, 初期姿勢の位置より z 軸方向(Fig. 5.1 中の矢印, Desired path direction)へ経路追従させる。これにより, マクロ部の第2, 3柔軟関節が振動する。直線の軌道追従中, ミニ部手先の姿勢は初期姿勢を維持する。ミニ部反動制御の目標値は, 五次補間を用いたスプライン関数により生成し, 20 s で初期位置から最終位置まで制御する。直線軌道追従後, 終点位置にて 40 s 間静止状態とした。よって, シミュレーションの合計時間は

$$\begin{aligned}
K_M &= \text{diag}[8000, 8000, 8000] \text{ Nm} \\
D_M &= \text{diag}[10, 10, 10] \text{ Nsm} \\
D_m &= \text{diag}[10, 10, 10, 8, 8, 8, 8, 8, 8] \text{ Nsm} \\
D_{mc} &= \text{diag}[1, 1, 1000, 1, 1, 1, 1, 1, 1] \text{ Nsm} \\
K_d &= \text{diag}[10, 10, 10, 20, 20, 20] \text{ s}^{-1} \\
K_p &= \text{diag}[1000, 1000, 1000, 50, 50, 50] \text{ s}^{-2} \\
D_M^{vs} &= \text{diag}[10000, 10000, 10000] \text{ s}^{-1} \\
k_f &= 0.5 \text{ s}^{-1}
\end{aligned}$$

60 s である , またシミュレーションのサンプリング時間は 1 ms とした . その他の各ゲインの設定値を以下に示す .

Fig. 5.1 より確認できる通り , z_6 および z_7 は軸が平行であり , さらに軸間が狭い . これは , 動作中に z_6 の関節に対し過大な角速度を発生させる可能性がある . このため , ミニ部の第3関節 (JEMRMS の第6関節) の制御粘性 D_{mc} の値を他のゲインより高く設定した .

シミュレーション結果を図 5.10 に示す . (a) および (b) はミニ部関節 (第4 関節から第12関節まで) に入力したトルク値を , (c) はミニ部手先の経路を , (d) はマクロ部関節の第2関節および第3関節の関節変位を , (e) はミニ部手先の時系列に対する x 軸および y 軸方向の位置誤差を , (f) は行列式 A の値をそれぞれ示す .

(a) および (b) より , ミニ部の一番根元関節である第4関節がマニピュレータ動作に大きく影響していることが分かる . これは , マクロ部 z 軸方向に對し力を掛けるために , ミニ部重心を加速させた結果である . この反動制御により , (d) のマクロ部第2関節および第3関節が大きく変異していることが確認できる . (d) に示すように , マクロ部関節の角振動数はミニ部動作反動による影響を受け , より小さくなっている . そのため , 本シミュレーションのミニ部動作は , マクロ部振動に對し速く , これ以上速くするとマクロ部からの反力を利用できない . スプライン関数により連續的な軌道を与えていながらも 20 s で (a) の第4関節トルク値が一時離散的になっているのも , ミニ部の全質量が 480 kg と非常に大きく動作が速いためである . ただし , 動作に影響はない . また , ミニ部手先の z 軸方向に対する経路追従が (c) より確認できる . 一方で , それ以外のミニ部手先位置姿勢誤差は , (g) より十分得られていることが確認できる . さらに , ミニ部経路追従と振動抑制を総括したことにより , ダイナミック特異点を通過していることが確認できる .

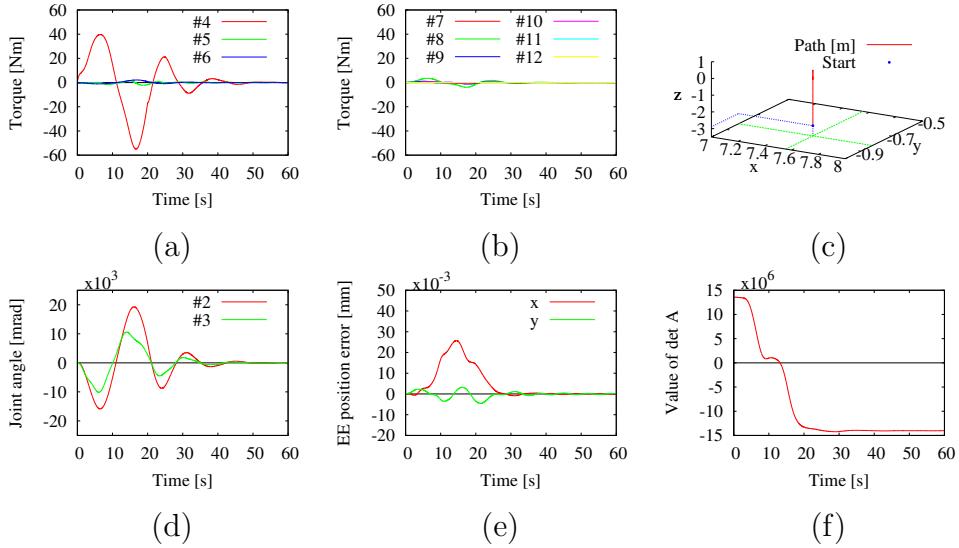


Fig. 5.10: The results of the numerical simulation via the proposed controller (5.21) for JEMRMS/SFA: input torques ((a) from fourth to sixth joints and (b) from seventh to twelfth joints); (c) three-dimensional end-effector position; (d) second and third joint angles; (e) the end-effector (EE) position errors of the mini manipulator along x and y -axes; (f) the value of $\det A$.

5.5 結言

本章では、JEMRMS/SFA モデルにおけるミニ部の手先と反動を同時に制御可能な無反動振動抑制制御や軌道追従振動抑制制御のダイナミック特異点問題を解決するために、前章の平面モデルで新たに提案した二重タスク化に基づく運動量保存制御を提案し動力学シミュレーション結果を通して、その性能を検証した。その結果、ダイナミック特異点を通過し、振動を増加させず目標位置まで手先制御を達成した。

しかし、本手法は対象モデル別にベース部の状態を考慮した経験的手法による切り替え制御が必要であった。軌道追従振動制御では、手先位置とマニピュレータ運動量が一般化座標に依存するため、幾何学的に両立可能なマニピュレータ運動量を与える必要がある。またシミュレーション結果から、この適切なマニピュレータ運動量がダイナミック特異点の単純な定義のみでは与えられないことがわかった。

また本章では、JEMRMS/SFA モデルを対象とした振動抑制制御において、マクロ部運動方程式を作業空間の定式化により表現することで、マク

132 第5章 三次元モデルのマクロミニマニピュレータモデルによる検証

口部の姿勢を考慮した振動抑制ゲインを得られる新たな振動抑制制御を提案した。そして、動力学シミュレーションにより新たに提案した振動抑制制御の有効性を示した。しかしながら、本論文では振動抑制制御に関する性能のみに焦点を当てており、ミニ部の手先制御を含んでいない。

前章4.4の二次元平面ロボットでは運動量保存制御の問題に対し、新たな経路追従振動抑制制御を提案した。ただし、JEMRMS/SFAにおいては、これまでマクロ部関節に対する振動抑制を扱ってきたため、そのまま適用することができない。そこで、前述のマクロ部作業空間の定式化を用いることでマクロ部手先の振動抑制とミニ部手先経路追従を同時に制御可能とした。本論文では、本手法を経路追従反動制御として提案した。

本手法は、反動を用いたミニ部動作生成と振動抑制制御を総括して扱えるが、手先の経路追従を行うため、位置制御の精度は失われる。この点については、二次元モデルにおいて、無反動制御をさらに併用した全域経路追従振動抑制動作戦略を提案している。本動作戦略をJEMRMS/SFAでも適用可能であることは、これまでのシミュレーション結果から明確であるが、有效地に利用するためには、ダイナミック特異点分布の適切な可視化が必須となる。

今後は、本提案手法の限界を見つけるにより詳しい解析や検討が必要である。具体的には、作業依存性やロバスト性、モデル誤差、角運動量の考慮、マクロ部作業空間の定式化の特異点問題があげられる。

第6章 反動零空間の定式化に基づく モーションフォース制御の 適用

本章では、3.4で提案した反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御を第4章で用いた二次元平面における柔軟ベース上冗長マニピュレータモデルに適用し、作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御と比較することで、提案手法の特徴や利点を示す。また、三次元モデルに適用可能であることを示すために、ミヤチシステム（旧富士通オートメーション）社製小型ヒューマノイドロボットHOAP-2¹を対象に、反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御を適用し提案手法の有効性を示す。

6.1 平面上の非冗長・冗長マニピュレータによる検証

本節では、前述の二つのモーションフォース制御：3.4.2の「反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御（RNS-C）」と、3.4.3の「作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御（OSF-C）」を比較する。ここでは、非冗長と冗長ロボットを対象に、二つの性質を比較する。

非固定ベースロボットの運動方程式を用いるため、2.1.6で述べたラグランジュの未定乗数法により適当な片側の手先を拘束し固定ベースとする。

6.1.1 非冗長マニピュレータ

Fig. 6.1aに、用いる4リンク3Rマニピュレータを示す。反動零空間に基づく定式化を用いる場合は先端Bがベースである一方、作業空間による定式化を用いる場合は先端Aがベースである。以降、固定されている先端を

¹Humanoid for Open Architecture Platform の略

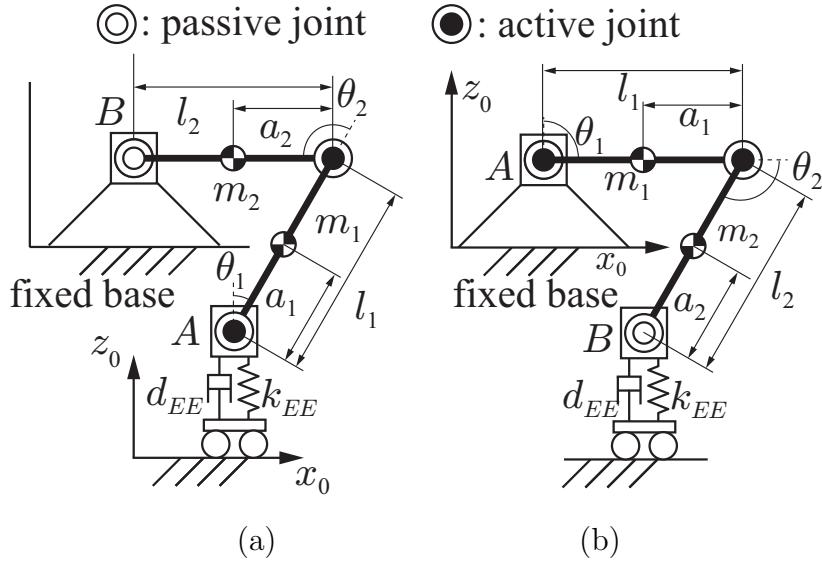


Fig. 6.1: Planar four-link three R-joint limb models used in: (a) Reaction Null-Space formulation (end-links A and B denote the end-effector and the base, respectively); (b) Operational Space formulation (end-links A and B denote the base and the end-effector, respectively). The passive joints appear since the end-link orientation is ignored, thus obtaining equivalent 2R nonredundant limbs.

ベースと呼び、もう一方の先端を手先と呼ぶ。二つのモデルを一致させるため、後者のリンクは逆の順で並べる。また、リンク質量やリンク長、重心位置は、それぞれ $m_j = 10 \text{ kg}$, $l_j = 1.0 \text{ m}$, $a_j = 0.5 \text{ m}$ ($j = 1, 2$) である。以上より、全てのリンクのパラメータは一致している。手先リンクは、質量がない仮想リンクとする。共に $n = 2$ かつ 2 自由度(並進方向)の手先座標を持つ。以上より、動力学的に等しい二つの 2R マニピュレータを得る。また、重力項を含まないが一般性は失わない。

Fig. 6.1a より、固定ベース B は環境に固定されている。手先 (Fig. 6.1a では手先 A , Fig. 6.1b では手先 B) は、水平面上を動作する。つまり、モーション制御は x 軸方向、フォース制御は z 軸方向である。また、 z 軸方向に設置したばねとダンパーにより、位置と力のモデル誤差を得る。

RNS-C の制御トルク値は、(3.82) より以下で与えられる。

$$\begin{aligned} \tau = & \left(\mathbf{M}_{Al}^T - \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{-1} \mathbf{M}_A \right) \mathbf{S}_v \alpha_v + \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{-1} \mathbf{S}_f f_\lambda \\ & + \left(\mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{-1} {}^A_B \mathbf{T}^T - \mathbf{J}^T \right) \mathcal{F}_B + \mathbf{c}_l + \mathbf{g}_l \\ & - \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{-1} \left(\mathcal{C}_A + \mathcal{G}_A + \mathbf{M}_A \dot{\mathbf{S}}_v \nu \right). \end{aligned} \quad (6.1)$$

ただし、冗長運動がないため $\ddot{\theta}_{RNS}$ を含む項はない。また、 $M_{Al} \in \Re^{3 \times 3}$ は正方行列であるため、逆行列を用いる。(6.1) が $\dot{\nu} = \alpha_v$ と $\lambda = f_\lambda$ を満たすことから、モーション制御とフォース制御を完全に非干渉化し制御できる。

一方 OSF-C の制御トルク値は、3.4.3 より以下となる。

$$\tau = J^T(\theta) f^{ref} \quad (6.2)$$

式中、

$$\begin{aligned} f^{ref} &= f_m^{ref} + f_c^{ref} \\ f_m^{ref} &= M_e(\theta) S \dot{v}^{ref} + c_e(\theta, \dot{\theta}) \\ f_c^{ref} &= S^\perp f_\kappa^{ref} \end{aligned}$$

比較すると、(6.1) が (6.2) よりも複雑に感じられるのは、ベース反力 F_B やその座標変換が存在するためである。ただし、モバイルベースロボットや柔軟ベースロボット、人型ロボットなどのアプリケーションでは、ベース反力 F_B を利用できる利点を持つ。

フィードバックについては、 x 軸方向のモーション制御と z 軸方向のフォース制御は、それぞれ以下となる。

$$\dot{v}_i^{ref} = \dot{v}_i^{des} + k_d(v_i^{des} - v_i) + k_p(x_i^{des} - x_i) \quad (6.3)$$

$$f_i^{ref} = f_i^{des} + k_f(f_i^{des} - f_i), \quad (6.4)$$

k_d , k_p , k_f はフィードバックゲインである。RNS-C の場合 ($i = A$)、 \dot{v}_A^{ref} と f_A^{ref} は、(6.1) の α_v と f_λ となる。OSF-C の場合 ($i = B$)、 \dot{v}_B^{ref} と f_B^{ref} は (6.2) の \dot{v}^{ref} と f_κ^{ref} となる。

RNS-C の制御トルクは (6.1) を、OSF-C の制御トルクは (6.2) をそれぞれ用いる。初期姿勢は、RNS-C が $\theta = [30 \ -120]^T$ deg, OSF-C が $\theta = [90 \ 120]^T$ deg と設定した。これを Fig. 6.1 に示す。図のように、モデルが反対であるため二つの見た目の姿勢は一致している。サンプリング時間とシミュレーション時間は、それぞれ 1 ms と 5 s とした。拘束していない x 軸方向の目標軌道は、最終目標位置を 0.4 m と設定し五次補間を用いたスプライン関数により得る。フィードバックゲインは、 $k_d = 10 \text{ s}^{-1}$ と $k_p = 100 \text{ s}^{-2}$ とした。拘束している z 軸方向の目標力は、最大値 10 N になるよう、初めの 1 s で五次補間を用いたスプライン関数により徐々に力をかける。フィードバックゲインは、 $k_f = 5$ とした。手先のばねとダンパは、 $k_{EE} = 5.0 \times 10^4 \text{ N/m}$ and $d_{EE} = 5.0 \times 10^2 \text{ Ns/m}$ 。

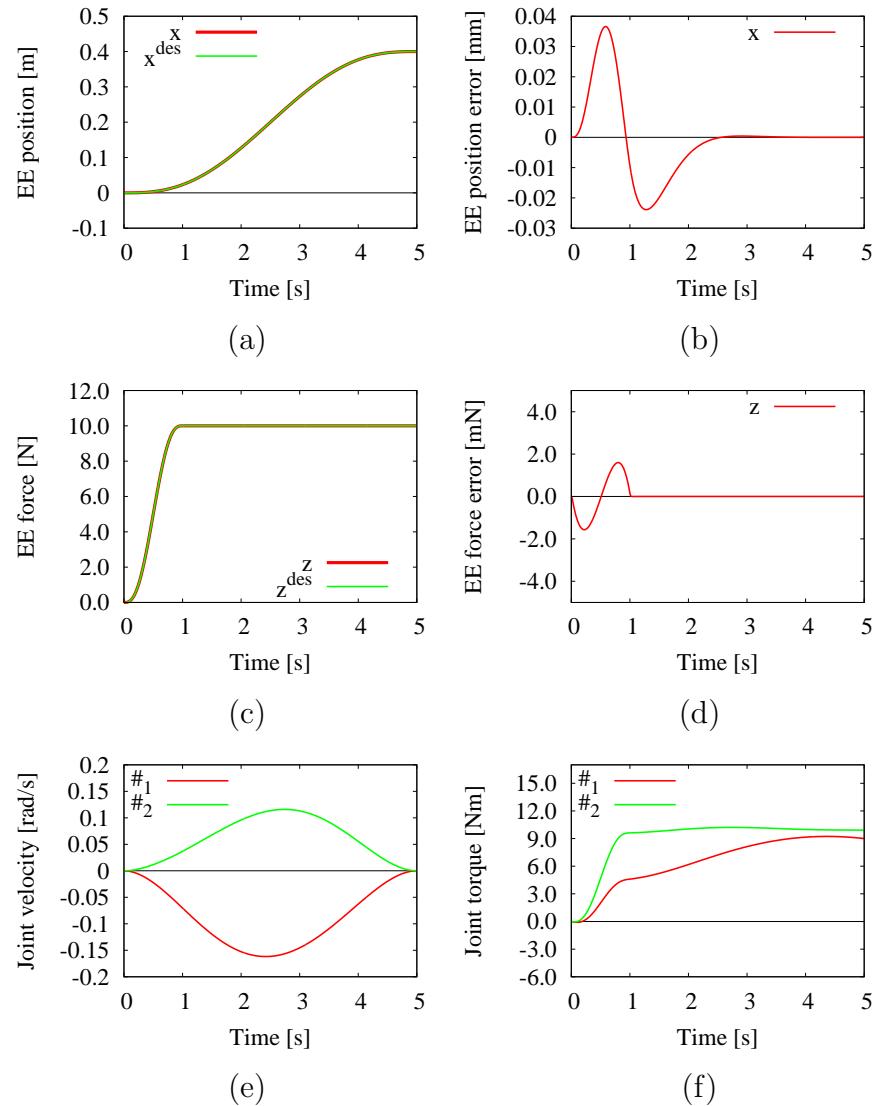


Fig. 6.2: Nonredundant limb: numerical simulation results with RNS-C.

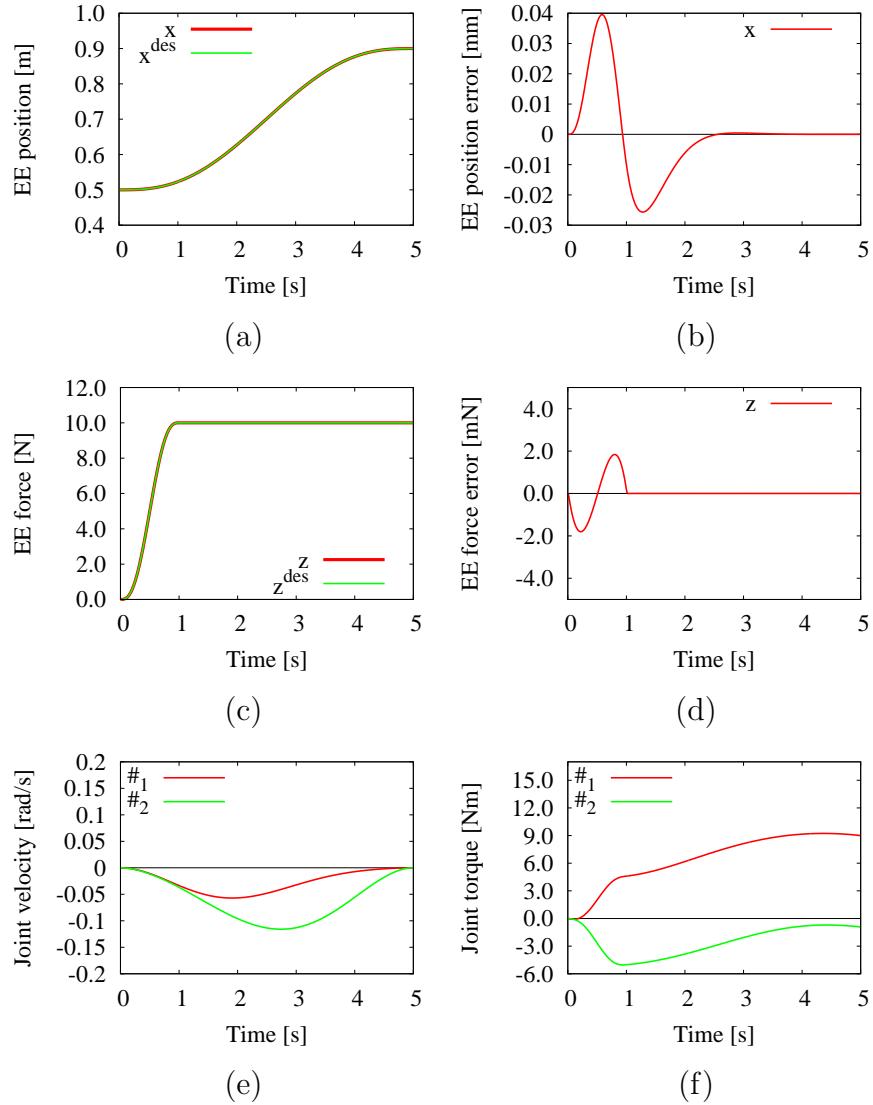


Fig. 6.3: Nonredundant limb: numerical simulation results with OSF-C.

Figures 6.2 と 6.3 にそれぞれ RNS-C と OSF-C のシミュレーション結果を示す。 (a) は手先の位置、(b) は位置のエラー、(c) は手先の力、(d) は力のエラー、(e) は関節速度、(f) は関節トルクをそれぞれ示す。

Figs. 6.2a–6.2d と 6.3a–6.3d より、始めの 1 s はスプライン関数による力の制御により、 x 軸方向の位置と、 z 軸の力とエラーが見受けられる。このエラーは時間が経つと消散する。つまり、RNS-C も OSF-C もそれぞれモーション制御とフォース制御の非干渉化が達成できたことを意味する。そして、手先のモーションとフォースの二つの制御法の結果がほぼ同じ結果となつた。それぞれ別の局所最適解を得ているにも関わらず同等の動作となつた理由として、マニピュレータの姿勢を決定する要素が手先位置であり、手先位置とマニピュレータ姿勢が一対一対応であることがあげられる。 Figs. 6.2e と 6.2f, Figs. 6.3e と 6.3f より、それぞれ RNS-C と OSF-C の基準座標系が違うため、関節速度と関節トルクが異なつてゐる。

6.1.2 冗長マニピュレータ

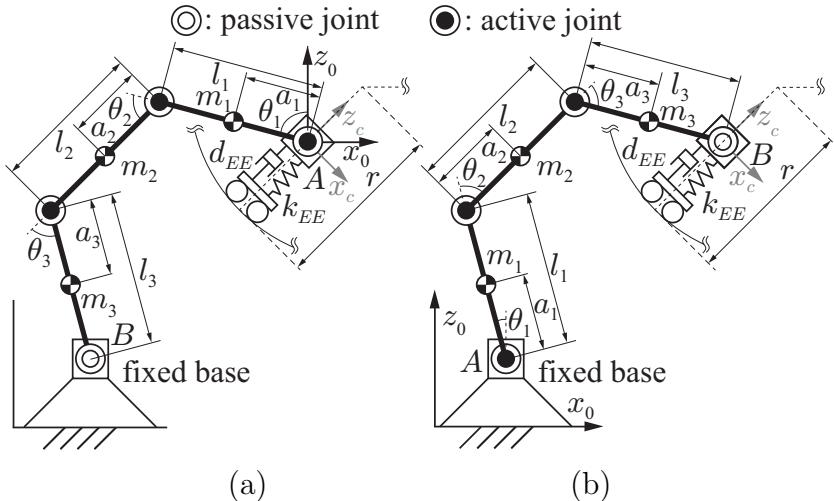


Fig. 6.4: Planar five-link four R-joint limb models used in: (a) RNS formulation (end-links A and B denote the end-effector and the base, respectively); (b) Operational Space formulation (end-links A and B denote the base and the end-effector, respectively). The passive joints appear since the end-link orientation is ignored, thus obtaining equivalent 3R redundant limbs.

Fig. 6.4 に、ここで用いる 5 リンク 4R マニピュレータを示す。反動零空間

に基づく定式化を用いる場合を Fig. 6.4a に、作業空間による定式化を用いる場合を Fig. 6.4b にそれぞれ示す。前述の非冗長 2R マニピュレータと同様に、前者の手先 B が固定ベース、後者は手先 A が固定ベースである。以降、固定されている手先をベースと呼ぶ。二つのモデルを一致させるため、後者のリンクは逆になっている。また、全てのリンクパラメータは一致している。リンク質量、リンク長、重心位置は、それぞれ $m_j = 10 \text{ kg}$, $l_j = 1.0 \text{ m}$, $a_j = 0.5 \text{ m}$ ($j = 1, 2, 3$)とした。

手先リンクは、質量がない仮想リンクである。共に $n = 3$ かつ 2 自由度（並進方向）の手先座標を持つ。以上より、動力学的に等しい二つの 3R マニピュレータを得る。本モデルには重力項は含まないが一般性は失わない。

手先 (Fig. 6.4a では手先 A , Fig. 6.4b では手先 B) は、円弧上を動作する。非拘束のモーション制御方向と拘束されたフォース制御方向は、慣性座標系に対し一方向ではない。ばねダンパシステムは、フォース制御のモデル誤差を得るために、手先円弧面の法線方向に取り付けた。

冗長マニピュレータの場合、(2.84) より二つの関節角加速度項が存在する。まず、モーションフォース制御のために求める関節角加速度は、

$$\begin{aligned} \ddot{\theta}_A^{ref} &= \mathbf{M}_{Al}^+ \left(\mathbf{S}_f f_\lambda - \mathbf{M}_A \mathbf{S}_v \alpha_v - \mathbf{M}_A \dot{\mathbf{S}}_v \nu \right) \\ &\quad + \mathbf{M}_{Al}^+ \left({}_B^A \mathbf{T}^T \mathcal{F}_B - \mathcal{C}_A - \mathcal{G}_A \right). \end{aligned} \quad (6.5)$$

この制御トルクは、

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}_A &= \mathbf{M}_{Al}^T \mathbf{S}_v \alpha_v + \mathbf{M}_l \ddot{\theta}_A^{ref} - \mathbf{J}^T \mathcal{F}_B + \mathbf{c}_l + \mathbf{g}_l \\ &= (\mathbf{M}_{Al}^T - \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^+ \mathbf{M}_A) \mathbf{S}_v \alpha_v + \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^+ \mathbf{S}_f f_\lambda \\ &\quad + (\mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^+ {}_B^A \mathbf{T}^T - \mathbf{J}^T) \mathcal{F}_B + \mathbf{c}_l + \mathbf{g}_l \\ &\quad - \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^+ (\mathcal{C}_A + \mathcal{G}_A + \mathbf{M}_A \dot{\mathbf{S}}_v \nu). \end{aligned} \quad (6.6)$$

となる。OSF の制御トルク (3.85) と比較する場合、上記制御トルクは、非冗長マニピュレータの時と同様、複雑に見える。

次に、 $\ddot{\theta}_{RNS}^{ref}$ と $\boldsymbol{\tau}_{RNS}$ について考える。この二つの項は、適当に選んだ $\ddot{\theta}_a$ や $\boldsymbol{\tau}_a$ を通して、手先反動零空間のモーションフォース制御を考案するのに利用できる。つまり、手先運動と冗長運動の完全な動力学的な分解を達成できる。その上で、手先のモーション制御とフォースの制御を非干渉化する。冗長運動成分の動力学的分解を示すために、 $\boldsymbol{\tau}_a = \mathbf{M}_l \ddot{\theta}_a$ として零空間ベクトルのフィードフォワード制御を RNS-C(3.81) と OSF-C(3.85) に追加す

る。ただし、 $\ddot{\theta}_a = [0 \ 1 \ 0]^T \text{ rad/s}^2$ である。また、モーションフォース制御のフィードバックは、前回シミュレーションと同様である。(6.3) がモーション制御、(6.4) がフォース制御である。

二つのシミュレーション結果を示す。RNS-C と OSF-C の初期姿勢はそれぞれ、 $\theta = [-75 \ -60 \ -60]^T \text{ deg}$, $\dot{\theta} = [-15 \ 60 \ 60]^T \text{ deg}$ とした。Fig. 6.4 より、モデルが逆であることを考慮しているため姿勢が一致していることがわかる。サンプリング時間とシミュレーション時間は、それぞれ 1 ms と 10 s とした。拘束している z 軸方向の目標力は、最大値 10 N になるよう、初めの 1 s で五次補間を用いたスプライン関数により徐々に力をかける。フィードバックゲインは、 $k_f = 5$ とした。手先のばねとダンパは、 $k_{EE} = 5.0 \times 10^4 \text{ N/m}$ and $d_{EE} = 5.0 \times 10^2 \text{ Ns/m}$ 。

非拘束方向であるモーション制御の目標軌道は、五次補間のスプライン関数により生成される。手先は、 $\pm 45 \text{ deg}$ の二つの端点を行き来する。フィードバックゲインは、 $k_d = 10 \text{ s}^{-1}$ と $k_p = 100 \text{ s}^{-2}$ と設定した。拘束している z 軸方向の目標力は、最大値 10 N になるよう、初めの 1 s で五次補間を用いたスプライン関数により徐々に力をかける。フィードバックゲインは、 $k_f = 5$ とした。シミュレーションの初め半分 (0 – 2.5 s) は、手先のモーションフォース制御に焦点を当てるため、 $\tau_a = 0$ とした。残り半分 (2.5 – 5 s) は零空間ベクトルに対し、 $\tau_a = M_l \ddot{\theta}_a$, $\ddot{\theta}_a = [0 \ 1 \ 0]^T \text{ rad/s}^2$ と設定した。

Figs. 6.6 と 6.7 に、それぞれ RNS-C と OSF-C のシミュレーション結果を示す。Figs. 6.6a–6.6d と Fig. 6.7a–6.7d より、両手法の手先の位置と力のデータがほぼ一致していることがわかる。よって、モーションフォース制御が両制御とも達成した。その上で、Fig. 6.7e と Fig. 6.6e より、OSF-C の関節速度が RNS-C のそれよりも大きく変動していることがわかる。(2.63) に示す移動度テンソルの行列式は、Fig. 6.7g より、最大関節速度が発生している 2.2 s や 7 – 8 s の間で値が小さくなっている。RNS-C では、キネマティック特異点を含む移動度テンソルを含んでいないため、このような問題は発生しない。しかし、RNS-C は干渉慣性行列のランク落ちの問題が存在する。この問題は $\det(M_{Al} M_{Al}^T)$ が関係ため、この値を Fig. 6.6g に示す。図から、 $\det(M_{Al} M_{Al}^T)$ の値が小さい時点でも、動作が激しなっていいことがわかる。

以上より、RNS-C が OSF-C より性能が高いと結論づける。関節速度の変動については、OSF-C の最大関節速度が 4.22 rad/s に対し、RNS-C の最大関節速度が 0.73 rad/s である。これは、Fig. 6.5 のアニメーションからも把握できる。

Figs. 6.6h と 6.7h は、ベースの力を示す。RNS-C の場合は、 \mathcal{F}_B をフックの法則より算出している。OSF-C は、ラグランジュの未定乗数法により算出している。OSF-C は、完全に固定されたベースを仮定しているため、実用的重要性がない。非固定ベースでの実用性を考慮すると、大きな違いが生じる。ベースの大きな力は明らかに特異点付近で発生している最大関節速度の影響である。これは、Figs. 6.7e や 6.7g より推論できる。

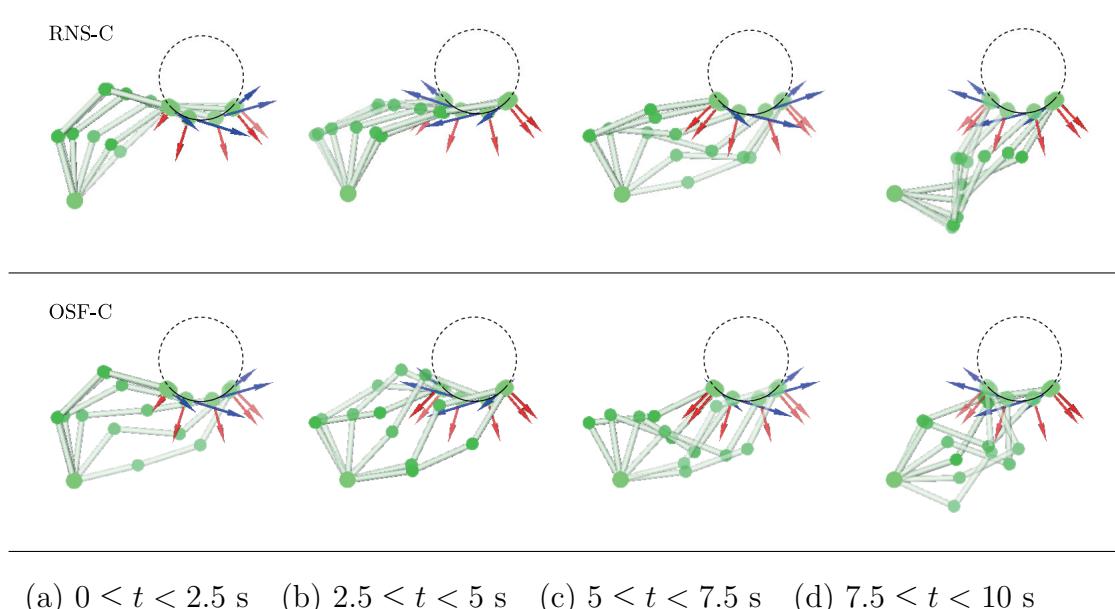


Fig. 6.5: Snapshots from the simulation with a redundant limb, tracking a circular path. Self motion is initialized at $t = 5$ s with $\boldsymbol{\tau}_a = \mathbf{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a$, $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_a = [0 \ 1 \ 0]^T$ rad/s². The blue and red arrows denote the desired motion and force vectors, respectively. For better visibility, the snapshots are separated into four phases (a) – (d). In the RNS-C simulation (upper graphs) significant arm reconfiguration is observed only during interval (c), i.e. immediately after adding the self motion null acceleration; in the OSF-C simulation (lower graphs) significant arm reconfiguration is observed throughout the entire motion.

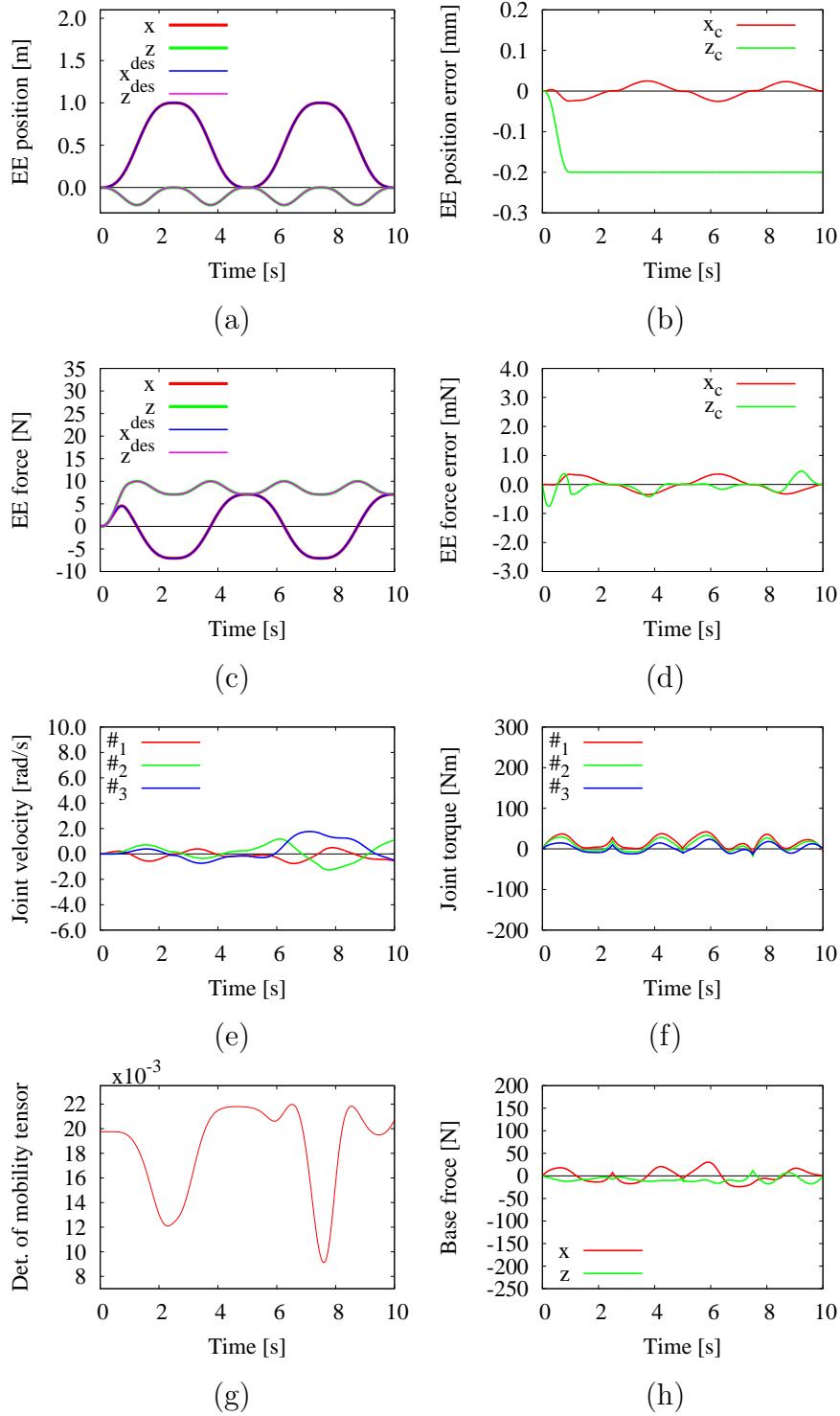


Fig. 6.6: Redundant limb: RNS-C simulation results with self motion initialized at $t = 5$ s with $\boldsymbol{\tau}_a = \mathbf{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a$, $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_a = [0 \ 1 \ 0]^T \text{ rad/s}^2$.

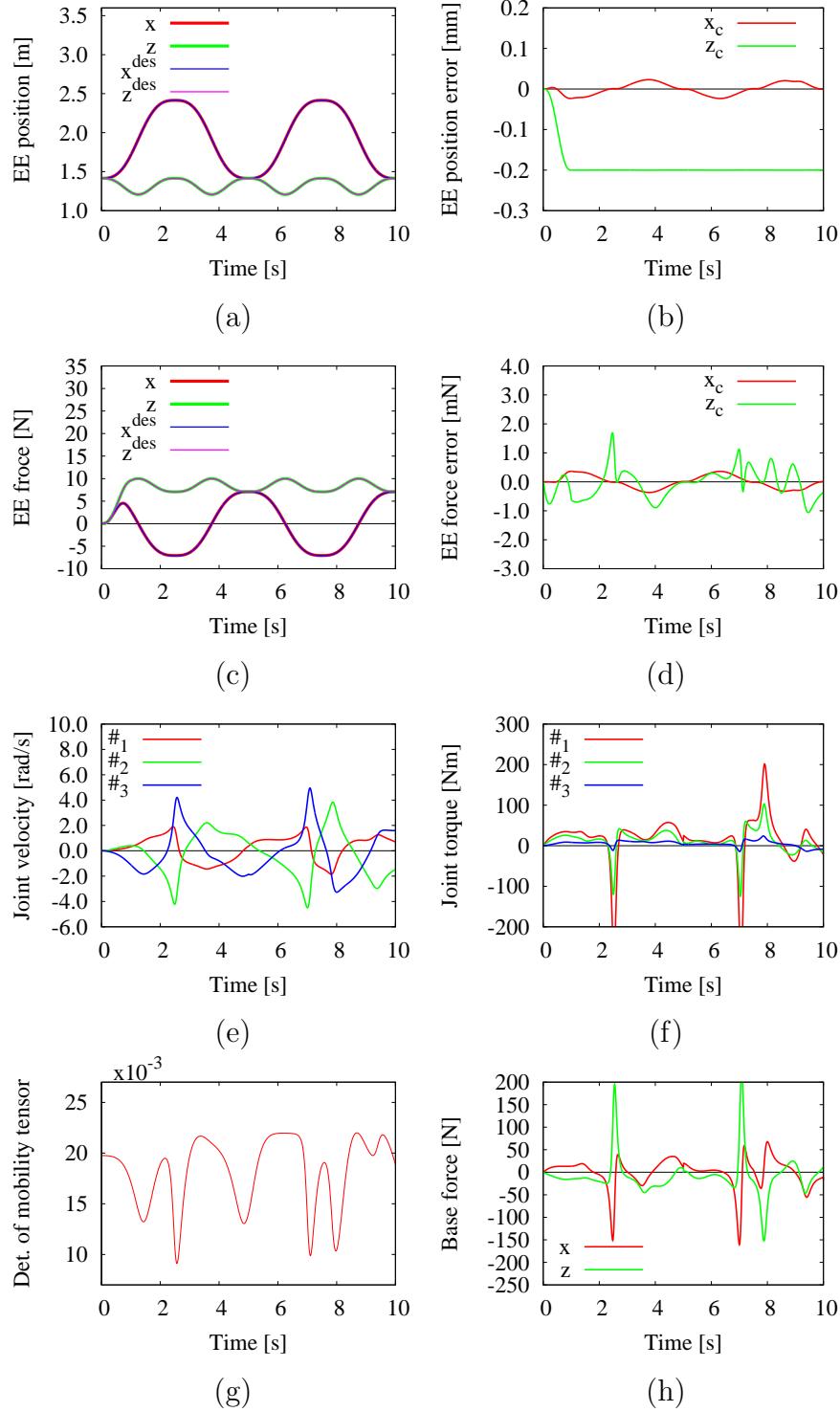


Fig. 6.7: Redundant limb: OSF-C simulation results with self motion initialized at $t = 5$ s with $\boldsymbol{\tau}_a = \mathbf{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a$, $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_a = [0 \ 1 \ 0]^T$ rad/s².

6.2 小型人型ロボットHOAP-2モデルによる検証

今回用いる HOAP-2 対象としたモデル図を Fig. 6.10 に示す。このモデルは、2.2.2 でも述べてきたように、軌道ロボットで手先として用いた先端をベースに、逆に浮遊ベースとして用いた先端を手先として用いる。つまり、Fig. 6.10 に示すように $\{A\}$ を手先座標とし $\{B\}$ をベース座標とする。また、Fig. 6.9 に示すように、手先にホワイトボード清掃作業用の道具を取り付けた HOAP-2 を想定している。このため、手先に三つの受動関節をもつ。そして、 A 部が並進方向の 3 自由度を持ち、リンク部が受動関節 3 自由度と能動関節 5 自由度の 8 自由度を持つため、計 11 自由度の人型ロボットである。人型ロボットの運動方程式(2.33)を参考に、手先リンク A を参照リンクとして扱った場合の運動方程式は、以下のようになる²。ただし、式中

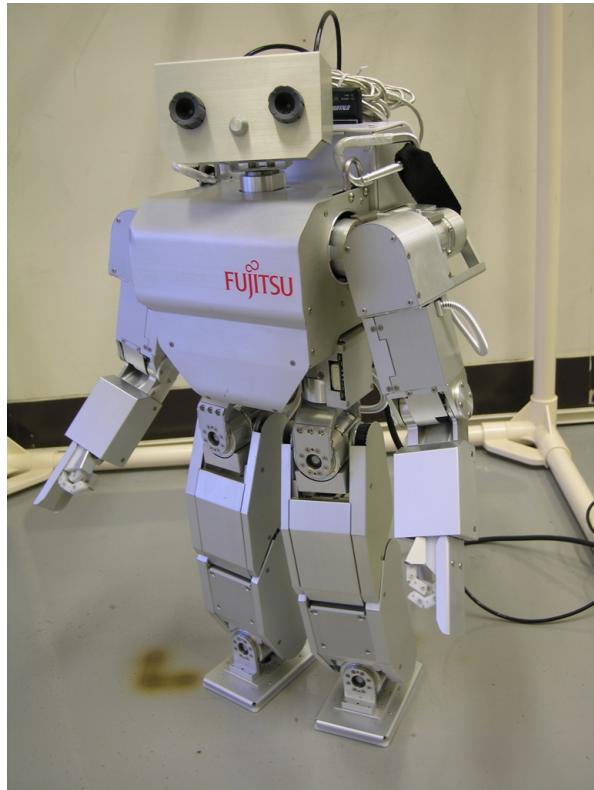


Fig. 6.8: HOAP-2.

²(\circ)_A, (\circ)_p, (\circ)_l はそれぞれ、 A 部周りの多関節体、受動関節、能動関節を示す。また、(\circ)_{Ap}, (\circ)_{Al}, (\circ)_{pl} はそれぞれ A 部多関節体と受動関節の干渉、 A 部多関節体と能動関節の干渉、受動関節と能動関節の干渉を示す。

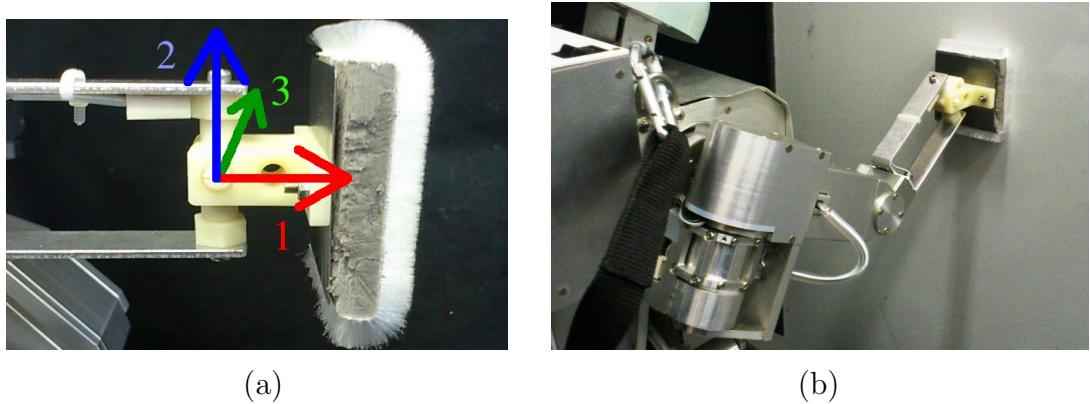


Fig. 6.9: Attachment for white board cleaning task of HOAP-2.

に受動関節 θ_p が追加されたことに注意されたい。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}_A & \mathbf{M}_{Ap} & \mathbf{M}_{Al} \\ \mathbf{M}_{Ap}^T & \mathbf{M}_p & \mathbf{M}_{pl} \\ \mathbf{M}_{Al}^T & \mathbf{M}_{pl}^T & \mathbf{M}_l \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{v}}_A \\ \ddot{\theta}_p \\ \ddot{\theta}_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{c}_A \\ \mathbf{c}_p \\ \mathbf{c}_l \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{g}_A \\ \mathbf{g}_p \\ \mathbf{g}_l \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{f}_A \\ \mathbf{0} \\ \boldsymbol{\tau} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} {}^A\mathbf{T}_B^T \\ \mathbf{J}_p^T \\ \mathbf{J}_l^T \end{bmatrix} \mathcal{F}_B, \quad (6.7)$$

$\mathbf{M}_A \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$: A 部周りの多関節体慣性行列

$\mathbf{M}_p \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$: 受動関節部の慣性行列

$\mathbf{M}_l \in \mathbb{R}^{5 \times 5}$: リンク部の慣性行列

$\mathbf{M}_{Ap} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$: A 部多関節体と受動関節部の干渉慣性行列

$\mathbf{M}_{Al} \in \mathbb{R}^{3 \times 5}$: A 部多関節体とリンク部の干渉慣性行列

$\mathbf{M}_{pl} \in \mathbb{R}^{3 \times 5}$: 受動関節部とリンク部の干渉慣性行列

$\mathbf{c}_A \in \mathbb{R}^3$: A 部周りの多関節体の非線形項

$\mathbf{c}_p \in \mathbb{R}^3$: 受動関節部の非線形項

$\mathbf{c}_l \in \mathbb{R}^5$: リンク部の非線形項

$\mathbf{g}_A \in \mathbb{R}^3$: A 部周りの多関節体の重力項

$\mathbf{g}_p \in \mathbb{R}^3$: 受動関節部の重力項

$\mathbf{g}_l \in \mathbb{R}^5$: リンク部の重力項

$\mathbf{v}_A \in \mathbb{R}^3$: A 部多関節体の速度

$\theta_p \in \mathbb{R}^3$: 受動関節の関節角

$\theta_l \in \mathbb{R}^7$: リンク部の関節角

$\mathbf{f}_A \in \mathbb{R}^3$: A 部に加わる力

$\mathcal{F}_B \in \mathbb{R}^6$: B 部に加わる力

${}^A\mathbf{T}_B \in \mathbb{R}^{6 \times 3}$: B 部の力を A 部に変換する行列

本モデルでは、ベース部 B 部を固定するためにラグランジュの未定乗数法を用いる。B 部に掛ける拘束力 λ_B は、2.1.6 より求められる。まず、(6.7)

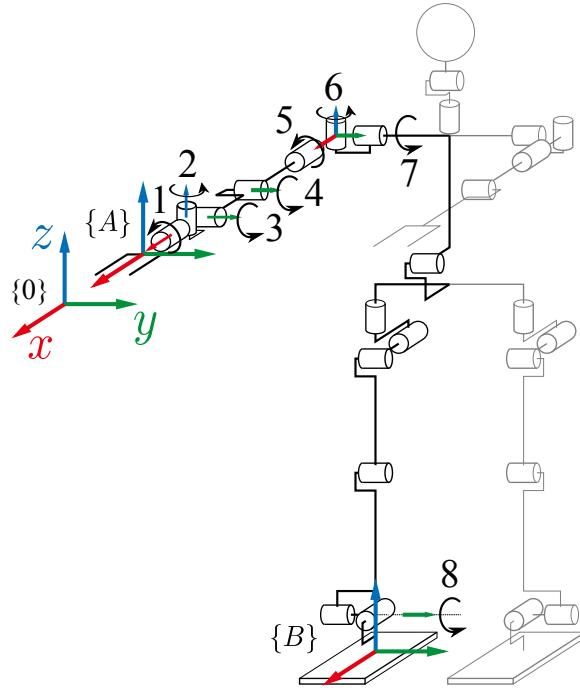


Fig. 6.10: Definition of the coordinate system in this experiment .

を以下のようにまとめると

$$M\ddot{q} + c + g = Q + T^T \mathcal{F}_B,$$

そして、(2.36) の拘束ヤコビ行列 J_{cB} により、 λ_B は以下となる。

$$\begin{aligned} \lambda_B &= \Lambda_c [J_{cB} M^{-1} (c + g - Q) - J_{cB} \dot{q}] \\ \Lambda_c &= (J_{cB} M^{-1} J_{cB}^T)^{-1} \end{aligned} \quad (6.8)$$

ただし、以下ではベース部を全て拘束するため、 $J_{cB} = T = [{}^A T_B \ J_p \ J_l]$ であり、 $\mathcal{F}_B = \lambda_B$ である。

6.2.1 HOAP-2 モデルのRNS-C

(6.7) の上段より、 A 部多関節体の運動方程式を取り出す。

$$M_A \ddot{v}_A + M_{Ap} \ddot{\theta}_p + M_{Al} \ddot{\theta}_l + c_A + g_A = \mathcal{F}_A + {}^A T_B^T \mathcal{F}_B \quad (6.9)$$

(6.9) より A 部多関節体の運動方程式から加速度指令値 $\ddot{\theta}_l^{ref}$ を求める。これより、加速度指令値 $\ddot{\theta}_l^{ref}$ は以下のように求められる。

$$\ddot{\theta}_l^{ref} = \ddot{\theta}_A^{ref} + \ddot{\theta}_{RNS}^{ref}, \quad (6.10)$$

式中 ,

$$\begin{aligned}\ddot{\boldsymbol{\theta}}_A^{ref} &= \mathbf{M}_{Al}^+ \left(\mathbf{S}_f \mathbf{f}_\lambda - \mathbf{M}_A \mathbf{S}_v \boldsymbol{\alpha}_v - \mathbf{M}_A \dot{\mathbf{S}}_v \boldsymbol{\nu} \right) \\ &\quad + \mathbf{M}_{Al}^+ \left({}_{B}^A \mathbf{T}^T \mathcal{F}_B - \mathbf{M}_{Ap} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_p - \mathbf{c}_A - \mathbf{g}_A \right)\end{aligned}\quad (6.11)$$

$$\ddot{\boldsymbol{\theta}}_{RNS} = (\mathbf{U} - \mathbf{M}_{Al}^+ \mathbf{M}_{Al}) \ddot{\boldsymbol{\theta}}_a. \quad (6.12)$$

である . (6.11)において \mathbf{f}_λ , $\boldsymbol{\alpha}_v$ はそれぞれ A 部の力と運動の指令値である . $\mathcal{F}_A^{ref} = \mathbf{S}_f \mathbf{f}_\lambda =$, $\mathbf{M}_A \dot{\mathbf{v}}_A^{ref} = \mathbf{M}_A \mathbf{S}_v \boldsymbol{\alpha}_v - \mathbf{M}_A \dot{\mathbf{S}}_v \mathbf{v}_A$ である . $\dot{\mathbf{S}}_v$ は , 平面における動作のみ考えるため $\dot{\mathbf{S}}_v = 0$ である . \mathbf{S}_f , \mathbf{S}_v は選択行列であり相互関係から $\mathbf{S}_f^T \mathbf{S}_v = 0$ が成り立つ . 制御トルクは (6.9) の下段より , 以下を得る .

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}_{Al}^T \dot{\mathbf{v}}_A + \mathbf{M}_l \ddot{\boldsymbol{\theta}}_l^{ref} + \mathbf{c}_l + \mathbf{g}_l - \mathbf{J}_l^T \mathcal{F}_B \quad (6.13)$$

上式に (6.11) を代入することで . モーションフォース制御トルクを得る .

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\tau} &= (\mathbf{M}_{Al}^T - \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{-1} \mathbf{M}_A) \mathbf{S}_v \boldsymbol{\alpha}_v + \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{-1} \mathbf{S}_f \mathbf{f}_\lambda \\ &\quad + (\mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{-1} {}_{B}^A \mathbf{T}^T - \mathbf{J}_l^T) \mathcal{F}_B + \mathbf{c}_l + \mathbf{g}_l \\ &\quad - \mathbf{M}_l \mathbf{M}_{Al}^{-1} \left(\mathbf{M}_{Ap} \ddot{\boldsymbol{\theta}}_p + \mathbf{c}_A + \mathbf{g}_A \right).\end{aligned}\quad (6.14)$$

ただし , 冗長自由度は用いないため , 任意ベクトルを $\ddot{\boldsymbol{\theta}}_a = 0$ とした .

モーション制御とフォース制御はそれぞれ以下となる . 目標軌道に追従させる位置のフィードバックを以下の式を用いて行う .

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\alpha}_v &= \dot{\mathbf{v}}_A^{des} + \mathbf{K}_d (\mathbf{v}_A^{des} - \mathbf{v}_A) + \mathbf{K}_p (\mathbf{x}_A^{des} - \mathbf{x}_A) \\ \mathbf{f}_\lambda &= \mathbf{f}_A^{des} + \mathbf{K}_f (\mathbf{f}_A^{des} - \mathbf{f}_A)\end{aligned}$$

$\dot{\mathbf{v}}_A^{des}$, \mathbf{v}_A^{des} , \mathbf{x}_A^{des} はそれぞれ A 部の運動の加速度 , 速度 , 位置の目標値である . \mathbf{f}_A^{des} は A 部力の目標値である . 以上の式を Fig. 6.11 に示すブロック線図にまとめる .

6.2.2 シミュレーション

本シミュレーションでは , 床に対し垂直面な平面でのモーションフォース制御を行う . ここでは . $y-z$ 平面に対し z 軸方向にモーション制御を , x 軸方向にフォース制御を行う . そのため , フィードバック制御式は以下となる .

$$\boldsymbol{\alpha}_v = \dot{v}_{A_z}^{des} + K_d (v_{A_z}^{des} - v_{A_z}) + K_p (x_{A_z}^{des} - x_{A_z}) \quad (6.15)$$

$$f_\lambda = f_{A_x}^{des} + K_f (f_{A_x}^{des} - f_{A_x}) \quad (6.16)$$

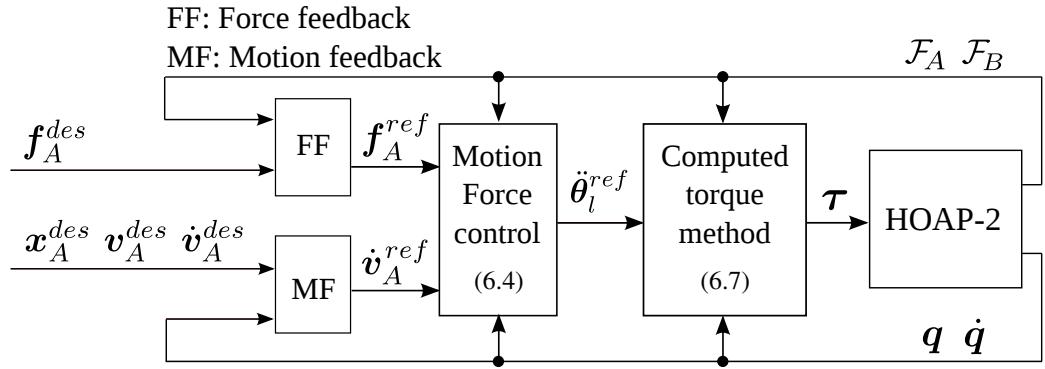


Fig. 6.11: Block diagram for simulation on HOAP-2 model.

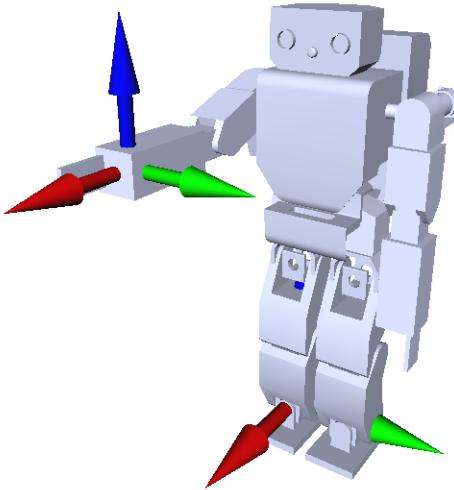


Fig. 6.12: Initial configuration of simulation on HOAP-2 model.

$\dot{v}_{A_z}^{des}$, $v_{A_z}^{des}$, $x_{A_z}^{des}$ はそれぞれ A 部 z 軸方向の加速度, 速度, 位置の目標値である。 f_A^{des} は A 部 x 軸方向の力の目標値である。

初期姿勢は $\theta = [0, 0, 0, 0, 0, 0, 20, 0, 0, -20, 0]^T$ deg とした。初期姿勢を Fig. 6.12 に示す。サンプリング時間とシミュレーション時間は, それぞれ 1 ms と 10 s とした。 z 軸方向の目標軌道は, 最終目標位置を -5 cm と設定し五次補間を用いたスプライン関数により得る。フィードバックゲインは, $k_d = 1.0 \times 10^2$ s⁻¹ と $k_p = 1.0 \times 10^5$ s⁻² とした。拘束している z 軸方向の目標力は, 最大値 3 N になるよう, 初めの 1.5 s で五次補間を用いたスプライン関数により徐々に力をかける。フィードバックゲインは, $k_f = 1.0 \times 10^4$ とした。また, 手先のばねとダンパは, $k_{EE} = 8.0 \times 10^3$ N/m と $d_{EE} = 5$ Ns/m とした。また, 拘束している B 部に発生する数値誤差は, Baumgarte の安定化 [134] を用いた。

Fig. 6.13 にシミュレーション結果を示す。(a) は手先の位置, (b) は位置のエラー, (c) は手先の力, (d) は力のエラー, (e) は B の姿勢, (f) は干渉慣性行列の行列式 $\det(M_{Al}M_{Al}^T)$ の値, (g) は能動関節の関節角速度, (h) は能動関節の関節トルクをそれぞれ示す。Fig. 6.13a および b より, 手先のモーション制御が達成されていることがわかる。また, Fig. 6.13c および d より, 手先のフォース制御が達成されていることがわかる。しかし, シミュレーション初期において, 重力の影響による過大な加速度が発生している。Fig. 6.13e より, 拘束力によりベース部の姿勢が固定されていることがわかる。ただし, 並進方向においても同様に拘束による固定を確認した。次に, Fig. 6.13f より, 干渉慣性行列の特異点問題が発生していないことがわかる。また, Fig. 6.13g および h より安定して動作生成していることがわかる。ただし, Fig. 6.13h の第 5 および 6 関節に大きなトルクがかかり, 瞬時の許容トルクである 3 Nm を越えている。この問題は, HOAP-2 全ての関節を考慮していないために発生するものと考えられる。よって今後は, HOAP-2 全関節を考慮した大自由度系での制御が課題といえる。

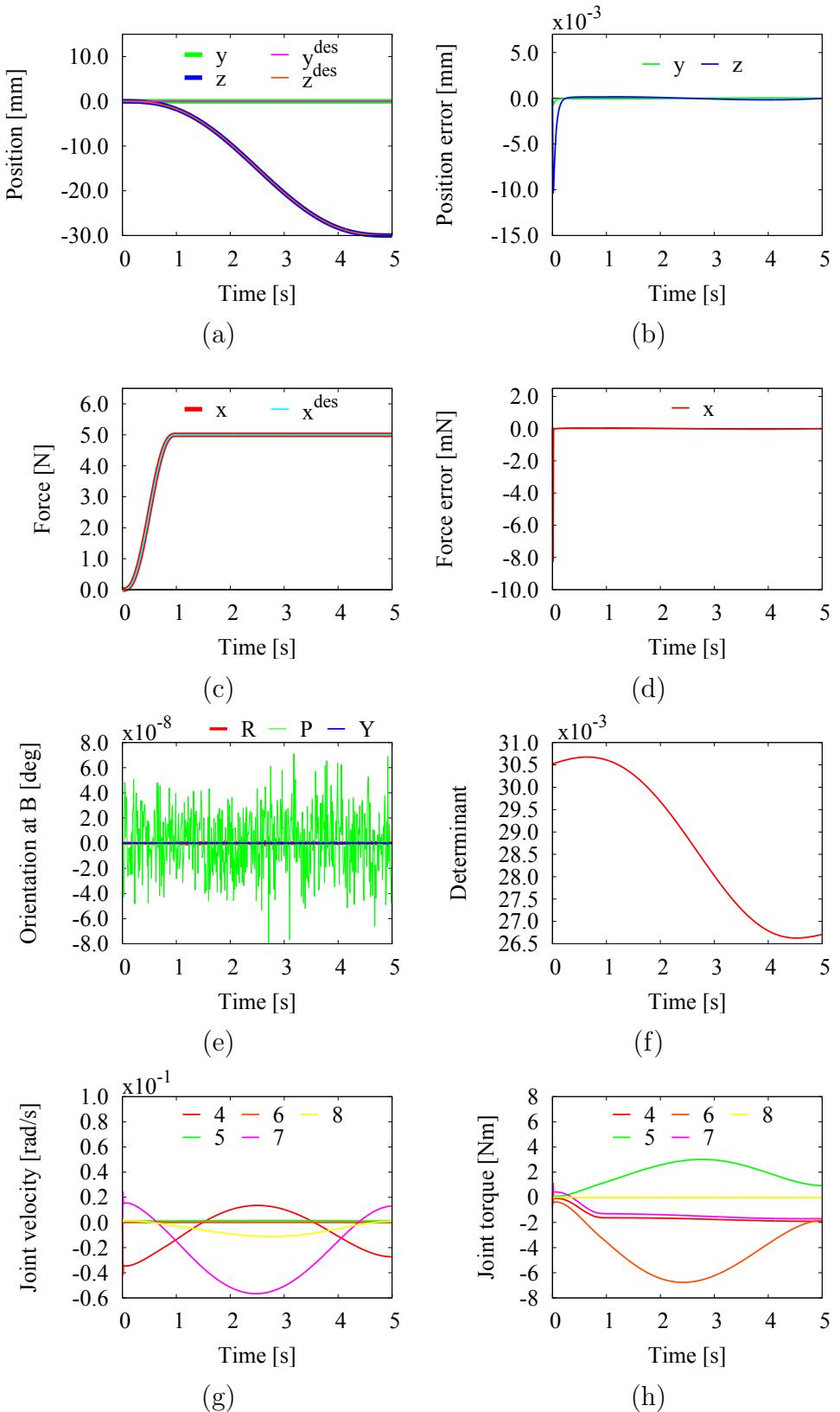


Fig. 6.13: RNS-C with gravity on HOAP-2 model.

6.3 結言

本章では、反動零空間の定式化に基づく力制御としてモーションフォース制御(RNS-C)と過去に開発された作業空間による定式化に基づくモーションフォース制御(OSF-C)を動力学的に同等の冗長マニピュレータと冗長マニピュレータの両モデルに適用し、その性能について議論した。RNS-Cの利点は、作業空間までの座標変換を必要としない点である。OSF-Cでは、キネマティック特異点付近で扱いづらい強い非線形の逆二次関数を含む作業空間慣性を導出する必要があるが、RNS-Cでは不要である。また、冗長マニピュレータの場合、提案したRNS-Cでは、動力学的に矛盾のない力と関節トルクの関係が無数に存在する。よって、指定した作業のための適当な運動を得ることができる。本論文では、干渉慣性行列に対して擬似逆行列を選定することで、干渉慣性エネルギーの局所最適解を得た。冗長マニピュレータにおいては、キネマティック特異点付近の急な関節速度変化を取り除いた。エネルギーの観点からも効率のよい制御であると期待できる。

また、小型人型ロボットHOAP-2モデルを対象とした本論文で提案したRNS-Cを適用し、垂直平面を対象に制御可能であることを示した。この様な人型ロボットは接触状態が変化するため、接触時に環境から受ける拘束力を考慮する必要がある。本モデルでは前章と同様に、ラグランジュの未定乗数法により拘束力を導出した。また、Baumgarteの安定化により数値誤差を補償できた。これにより、接触点による力の影響を考慮した制御が可能であることを示した。また、重力項を含んだ場合でも本制御が適用可能であることを示した。一方で、数多くの課題も発生した。一つ目は、モデルが簡素化されている故に発生している過大なトルクである。今後モデル拡張が必要となる。二つ目は、接触状態の遷移状態での制御についてである。例えば、今回モデル化した右足および右手以外に、左足と左手が実際には存在する。モデル拡張後に、これら先端からの外力が変化しても安定して制御可能であることは実際のロボットでの制御において重要な点である。三つ目は、冗長自由度を用いた制御である。手先のモーションフォース制御に加え、残りの冗長自由度により、外乱に対するバランス制御を追加することも可能となる。四つ目は、上記のような拡張のためにより汎用性の高くまた高効率計算が行える並列計算アルゴリズムが必須となる。

第7章 結論および今後の研究課題

7.1 結論

本論文では、多関節体システムである宇宙の軌道ロボットと地上の人型ロボットが、非固定ベースロボットとして動力学的干渉が存在するロボットシステムであることを示し、主にこの動力学的干渉を利用した反動制御について議論した。これにより、新たに運動量保存制御や二重タスク定式化に基づく制御、経路追従振動抑制制御、作業空間の定式化に基づく振動抑制制御、反動零空間の定式化に基づく分解反動制御、そのモーションフォース制御を提案した。そして、平面における柔軟ベース上マニピュレータモデルやJEMRMS/SFAモデル、小型人型ロボットHOAP-2モデルを対象に制御の有用性を示した。これらを通して、以下の点を明確にした。

1. 過去に開発された反動制御に存在するダイナミック特異点問題は、手先と反動を同時に制御不可能な姿勢となることで発生し、この姿勢は、運動学的な冗長自由度や動力学の非線形系の影響を受け変化するため、ダイナミック特異点を予測し制御することは非常に困難である。そこで、ダイナミック特異点問題を意識せずとも制御可能な手法として、手先の経路追従を行う振動抑制制御「経路追従振動抑制制御」を提案し、ダイナミック特異点問題を緩和した。経路追従振動抑制制御は、力成分による手先の運動生成と解釈でき、このため厳密な手先位置制御が困難である。そのため、無反動制御を併用することで、相互の欠点を補完した全域経路追従振動抑制制御動作戦略を提唱した。これにより、ダイナミック特異点に依らない振動を抑えた手先制御となった。
2. 上記は、二次元平面の簡素化されたモデルであったため、三次元モデルとして、マクロミニマニピュレータシステムの一つであるJEMRMS/SFAモデルを対象に制御を適用した。ただし、経路追従振動抑制を用いるためには、マクロ部の先端に掛かる力を考慮する必要があった。從

来，マクロ部のモデリングは柔軟ベースと同等に扱っていたため，マクロ部の幾何学的特性と動力学的特性を正確に反映していなかった。そこで，マニピュレータ先端の動力学表現によく用いられる「作業空間の定式化」をマクロ部先端のモデリングに適用し，これに基づく新たな振動抑制制御を提案した。そして，手先の経路追従制御と新たな振動抑制制御を合わせたマクロミニマニピュレータシステムの経路追従反動制御を提案した。

3. 軌道ロボットも人型ロボットも非固定ベースロボットの性質を持つ意味で，同等のシステムであることから，これまで軌道ロボットで開発されたベース部の反動制御を人型ロボットの手先制御に用いることを提案した。これは，反動零空間の定式化に基づく分解反動制御により実現できた。具体的なアプリケーションとして，力制御の一つであるモーションフォース制御を提案した。まず，基礎的特性を明確にするため，反動零空間法による定式化と，作業空間による定式化，二つの定式化それぞれに基づくそれぞれのモーションフォース制御を導出し，二次元平面上の非冗長ロボットおよび冗長ロボットモデルを対象とした動力学シミュレーションを通して両制御を比較した。この結果より，反動零空間法による定式化が，キネマティック特異点問題の解決やベース部に対する反動を抑えた局所最適解を得られることを明確にし，さらに，作業空間の定式化に基づくモーションフォース制御よりも少ない動作で同等の作業を達成できることを示した。

7.2 今後の研究課題

上記に示したように，反動零空間法に基づく反動制御は，軌道ロボットから人型ロボットまで，様々な非固定ベースロボットに適用可能である。一方で，今後考慮すべき課題も多く存在する。

1. 第3章の分解反動制御(3.77)において，干渉慣性行列の行列式は，マニピュレータの姿勢やリンク長に加えリンク質量を要素として持つ。よって，流動体を扱う場合や対象物を運搬する作業など，制御中に質量変化を起こす作業においては，干渉慣性行列の行列式がゼロとなる特異点の分布が変化する。このような特異点問題に対する対処手法の検討が必要となる。

2. 第5章で述べたマクロ部作業空間の定式化により(3.69)に含まれるキネマティック特異点問題 $\det J_M = 0$ の問題が発生する。このキネマティック特異点付近で振動抑制制御を行うと、退化方向に振動抑制による過大な力を掛ける結果となり、システムは不安定となる。
3. 第6章の6.1.1や6.1.2に示した非冗長・冗長マニピュレータモデルのモーションフォース制御において、エネルギーの観点からRNS-Cの利点を明確にするべきである。特に、非冗長マニピュレータの場合において、マニピュレータ全体の運動が一致しているながら、関節トルク値がことなっているためエネルギーの観点から両者を比較する必要がある。
4. 第6章で述べた反動零空間の定式化に基づくモーションフォース制御(RNS-C)のモデルはシリアルリンクとして扱っているが、より複雑な作業を遂行するため、また実機での検証のためには、木構造や多点接触などのモデル拡張や接触状態遷移の考慮や冗長自由度の利用が必要となる。
5. 上記RNS-Cは動力学式や大自由系の逆行列を数値計算する必要があるため、今後計算コストを無視できず、実時間制御における今後の課題といえる。解決のためには、汎用性の高い高効率計算が行える並列計算アルゴリズムの開発が重要である。

以上の点が、今後の研究課題となり得る。

謝辞

本研究は、2010年4月より3年間に渡り、東京都市大学大学院工学研究科機会システム工学専攻ロボティックライフサポート研究室において行なわれました。

本研究を行うにあたり、指導教官である金宮好和教授から、格別なる御指導と御高配を賜りました。また、佐藤大祐講師より、金宮好和教授とは別な視点からの数多くのご指導・助言をいただきました。そして、雑誌論文執筆や国際学会・国内学会での発表を通じ貴重な経験をさせていただき、研究の他にも、公私に渡り常に親身になって話を聞いていただき、一緒に悩んでいただきました。ロボティックライフサポート研究室へ配属された2006年9月より実に6年半もの長い間、大変お世話になりました。私が曲がりなりにも3年間で博士論文をまとめることができたのは、先生方が研究者としてのやりがいと面白さを常に私に示してください、私のゆっくりとした成長に辛抱強く付き合ってくださったからに他なりません。この貴重な経験・体験を与えてくださったことに対し、この場を借りて深い感謝の意を表します。

本論文においては、北海道大学システム情報科学専攻の近野敦氏をはじめ、東京都市大学機械システム工学専攻の郡逸平教授、田中康広教授、鈴木勝正教授にご査収いただき、博士論文発表会や個別の面談にて、具体的なかつ的確なご指摘ご指導いただきました。そして、東京都市大学機械システム工学科専攻の故目黒在教授や野中謙一郎准教授、同学情報工学専攻の野原勉教授、学外のDr. Petar Kormushev や Dr. Zlatko Sotirov より、それぞれの分野の視点から見た有意義な指摘をいただきました。特に、目黒在教授や野中謙一郎准教授、Dr. Petar Kormushev, Dr. Zlatko Sotirov には、国内学会や国際会議においてご支援いただきました。心から感謝申し上

げます。また、非常に残念ながら私の博士論文発表会前に亡くなられた故目黒在教授のご冥福を謹んで心よりお祈り申し上げます。

研究生活では、研究室の大学院生である、相川拓巳氏、田口翔一氏、滝翔太氏、また学部生である、大川涼平氏、宮本康広氏、川久保寛之氏と、本研究の内容についてよく議論させていただきました。特に、相川拓巳氏には主にHOAP-2の実験環境を構築していただき、田口翔一氏には主にHOAP-2のシミュレーション環境を構築していただきました。また、宮本康広氏にはHOAP-2実機実験のプログラミングに注力していただき、大川涼平氏にはHOAP-2シミュレーションの改良に全力を尽くしていただきました。この4名の努力協力により、本研究に関する非常に重要なシミュレーション結果と実験結果を得ることができました。これは、決して個人で得られる成果ではなく、上記4名それぞれの甚大な努力があってこそこの成果だと確信しています。また、研究室の卒業生である、堀江亮介氏、高橋準氏、西井達也氏、岩渕羽純氏、その他数多くの研究室後輩に協力していただきました。感謝いたします。

研究室以外では、秋元聰技師、森光康隆技師、初田るみ事務員、鈴木恵美子事務員には、部活動や研究生活、その他さまざまな私事の相談に乗っていただき、日々の会話を通しメンタル面においていつも支えられました。本当にありがとうございました。その他にも、数多くの大学内関係者に感謝いたします。

最後に、これらの機会を得るための環境与えてくれた両親そして兄弟に、心から謝意を表します。

平成25年3月8日

原直行

参考文献

- [1] K. Hirai, M. Hirose, Y. Haikawa, and T. Takenaka. The development of honda humanoid robot. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 2, pp. 1321–1326, May 1998.
- [2] 広瀬真人. 二足歩行ロボット「ASIMO」の生みの親, November 2012. <http://www.takeda-foundation.jp/reports/pdf/ant0305.pdf>.
- [3] 凡平. 解剖!歩く ASIMO 二足歩行ロボット・アシモ歩行システムの秘密. 技術評論社, 2004.
- [4] 梶田秀治. ヒューマノイドロボット. オーム社, April 2005.
- [5] 梅谷陽二, 吉田和哉. 宇宙ロボット. 日本ロボット学会誌, Vol. 21, pp. 229–231, April 2003.
- [6] 谷江和雄, 高瀬国克, 大道武生, 菅野重樹, 山下信男, 大築康生, 稲垣莊司. 国産ロボット技術発達の系統化に関する調査. 国立科学博物館技術の系統化調査報告書第3集. 独立行政法人国立科学博物館, 2003. <http://sts.kahaku.go.jp/diversity/document/system/pdf/009.pdf>.
- [7] 楠田喜宏. 産業用ロボット技術発展の系統化調査. 国立科学博物館技術の系統化調査報告書第4集. 独立行政法人国立科学博物館, 2004. <http://sts.kahaku.go.jp/diversity/document/system/pdf/012.pdf>.
- [8] JAXA. 船外活動と宇宙服. <http://iss.jaxa.jp/eva/index.html>.
- [9] 中島厚, 柳沢俊史, 星野健, 永尾陽典. 宇宙デブリ観測・防御の研究. Technical report, 宇宙航空研究開発機構 (Japan Aerospace Exploration Agency: JAXA), October 2004.
- [10] 町田和雄. 宇宙ロボット. http://www.soranokai.jp/images/spacerobot_v1.pdf, November 2012.
- [11] D. G Hunter. The space station freedom special purpose dexterous manipulator (spdm). In *National Telesystems Conference*, Vol. 1, pp. 371–376. Canadian Space Agency, March 1991.
- [12] D. A. Bassett and A. Abramovici. Special purpose dexterous manipulator (spdm) requirements verification. In *International Symposium on Artificial Intelligence Robotics and Automation in Space*, pp. 43–48, June 1999.
- [13] H. Endo, S. Doi, and H. Ueno. Initial operation of the small fine arm of jemrms. In *International Symposium on Artificial Intelligence Robotics and Automation in Space*, Sapporo, Japan, August 2010.
- [14] 土井忍, 若林靖史, 松江達夫, 佐藤直樹. ロボットアーム. 日本航空宇宙学会誌, Vol. 51, No. 476, pp. 7–14, 2002.

- [15] M. A. Diftler and R. O. Ambrose. Robonaut: A robotic astronaut assistant. In *6th International Symposium on Artificial Intelligence and Robotics*, St-Hubert, Quebec, Canada, June 2001. Canadian Space Agency.
- [16] M. A. Diftler, J. S. Mehling, M. E. Abdallah, N. A. Radford, L. B. Bridgwater, A. M. Sanders, R. S. Askew, D. M. Linn, J. D. Yamokoski, F. A. Permenter, B. K. Hargrave, R. Piatt, R. T. Savely, and R. O. Ambrose. Robonaut 2 - the first humanoid robot in space. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2178–2183, May 2011.
- [17] M. Nohmi, D. N. Nenchev, and M. Uchiyama. Tethered robot casting using a spacecraft-mounted manipulator. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, Vol. 24, No. 4, pp. 827–833, 2001.
- [18] M. Oda, M. Yoshii, H. Kato, A. Ueta, S. Suzuki, Y. Hagiwara, and T. Ueno. REX-J, robot experiment on the ISS/JEM to demonstrate the astrobot's locomotion capability. In *International Symposium on Artificial Intelligence Robotics and Automation in Space*, pp. 567–573, August 2010.
- [19] A. Sharon and D. Hardt. Enhancement of robot accuracy using endpoint feedback and a macro-micro manipulator system. In *American Control Conference, 1984*, pp. 1836–1845, 1984.
- [20] J. F. Jansen, S. M. Babcock, R. L. Kress, B. L. Burks, and W. Hamel. Long reach manipulation for waste storage tank remediation. In *Proceedings of ASME Winter Annual Meeting*, Vol. 31, pp. 67–73, Atlanta, Ga., December 1991.
- [21] D. S. Kwon, D. H. Hwang, S. M. Babcock, and B. L. Burks. Input shaping filter methods for the control of structurally flexible, long-reach manipulators. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3259–3264, San Diego, Canada, 1994.
- [22] M. Torres and S. Dubowsky. Path planning for elastically constrained space manipulator systems. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 1, pp. 812–817, Atlanta, GA, May 1993.
- [23] C. Vaillancourt and G. Gosselin. Compensating for the structural flexibility of the ssrms with the spdm. In *Proceedings of the International Advanced Robotics Program, Second Workshop on Robotics in Space*, Montreal, Canada, July 1994. Canadian Space Agency.
- [24] Y. Wakabayashi, H. Morimoto, N. Satoh, M. Hayashi, Y. Aiko, and M. Suzuki. Performance of Japanese robotic arms of the international space station. In *Proceedings of 15th Triennial World Congress of the International Federation of Automatic Control*, pp. 21–26, Barcelona Spain, 2002.
- [25] S. H. Lee and W. J. Book. Robot vibration control using inertial damping forces. In *Proceedings of VIII International Centre for Mechanical Sciences-International Federation for the Theory of Machines and Mechanisms (CISM-IFTOMM) Symposium on the Theory and Practice of Robots and Manipulators*, pp. 252–259, Cracow, Poland, July 1990.
- [26] M. A. Torres, S. Dubowsky, and A. C. Pisoni. Vibration control of deployment structures' long-reach space manipulators: The p-ped method. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 3, pp. 2498–2504, April 1996.
- [27] J. Y. Lew and D. J. Trudnowski. Vibration control of a micro/macro-manipulator system. *IEEE Control Systems Magazine*, Vol. 16, No. 1, pp. 26–31, February 1996.
- [28] I. Sharf. Active damping of a large flexible manipulator with a short-reach robot. *Transactions of the ASME Journal of Dynamic System Measurement and Control*, Vol. 118, No. 4, pp. 704–713, December 1996.

- [29] A. Konno, M. Uchiyama, Y. Kito, and M. Murakami. Configuration-dependent vibration controllability of flexible-link manipulators. *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 16, No. 4, pp. 567–576, 1997.
- [30] 一也此上, 二郎松永, 浩史上野, 一幸稻葉, 光茂小田. 柔軟宇宙ロボットの振動抑制を考慮した制御法の実験的検討. 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会, pp. 23–24. 一般社団法人日本機械学会, 2004.
- [31] S. Abiko and K. Yoshida. An adaptive control of a space manipulator for vibration suppression. In *Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 2167–2172, August 2005.
- [32] J. Ueda and T. Yoshikawa. Robust arm configuration of manipulator mounted on flexible base. *IEEE Transactions on Robotics*, Vol. 20, No. 4, pp. 781–789, August 2004.
- [33] J. Ueda, R. Oya, T. Ogasawara, and T. Yoshikawa. Solution of human-like redundant manipulator mounted on flexible body for task-space feedback control. In *Proceeding of IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, Vol. 2, pp. 1429–1434, July 2003.
- [34] T. Wimbock, D. Nenchev, A. Albu-Schaffer, and G. Hirzinger. Experimental study on dynamic reactionless motions with DLR's humanoid robot Justin. In *Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 5481–5486, Piscataway, NJ, USA, 2009. IEEE Press.
- [35] S. Ali, A. Moosavian, and E. Papadopoulos. Free-flying robots in space: an overview of dynamics modeling, planning and control. *Robotica*, Vol. 25, pp. 537–547, March 2007.
- [36] Y. Xu and T. Kanade. *Space Robotics: Dynamic and Control*. Kluwer Academic Publishers, Boston, MA, 1992.
- [37] C. Mavroidis, S. Dubowsky, and V. Raju. End-point control of long reach manipulator systems. In *Proceedings of 9th World Congress IFToMM*, pp. 1740–1744, 1995.
- [38] R. H. Cannon Jr. and E. Schmitz. Initial experiments on the end-point control of a flexible one-link robot. *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 3, No. 3, pp. 62–75, 1984.
- [39] D. W. Cannon, D. P. Magee, W. J. Book, and J. Y. Lew. Experimental study on micro/macro manipulator vibration control. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 3, pp. 2549–2554, April 1996.
- [40] D. N. Nenchev, K. Yoshida, and M. Uchiyama. Reaction null-space based control of flexible structure mounted manipulator systems. In *Proceeding of 35th Conference on Decision and Control*, pp. 4118–4123, Kobe, Japan, December 1996.
- [41] D. Nenchev, K. Yoshida, and Y. Umetani. Introduction of redundant arms for manipulation in space. In *IEEE International Workshop on Intelligent Robots*, pp. 679–684, October 1988.
- [42] D. Nenchev, Y. Umetani, and K. Yoshida. Analysis of a redundant free-flying space-craft/manipulator system. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 8, No. 1, pp. 1–6, February 1992.
- [43] D. N. Nenchev. Restricted Jacobian matrices of redundant manipulators in constrained motion. *International Journal of Robotics Research*, Vol. 11, No. 6, pp. 584–597, December 1992.
- [44] K. Yoshida, D. N. Nenchev, Vichitkulsawat, H. Kobayashi, and M. Uchiyama. Experiments on the point-to-point operations of a flexible structure mounted manipulator system. *Advanced Robotics*, Vol. 11, No. 4, pp. 397–411, November 1997.

- [45] K. Yoshida, D. N. Nenchev, and M. Uchiyama. Vibration suppression and zero reaction maneuvers of flexible space structure mounted manipulators. *Smart Materials and Structures*, Vol. 8, No. 6, pp. 847–856, 1999.
- [46] A. Gouo, D. N. Nenchev, K. Yoshida, and M. Uchiyama. Motion control of dual-arm long-reach manipulators. *Advanced Robotics*, Vol. 13, No. 6-8, pp. 617–631, 1999.
- [47] D. N. Nenchev and T. Hishinuma. Experimental teleoperation of a dual-arm manipulator mounted on a flexible structure in space. In *Proceedings of International Conference on Intelligent Mechatronics and Automation*, pp. 356–361, 2004.
- [48] T. Yoshikawa. Analysis and control of robot maipulators with redundancy. Cambridge, MA, 1984.
- [49] J. Baillieul. Kinematic programming alternatives for redundant manipulators. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 2, pp. 722–728, March 1985.
- [50] D. N. Nenchev. Redundancy resolution through local optimization: A review. *Journal of Robotic Systems*, Vol. 6, No. 6, pp. 769–798, December 1989.
- [51] Y. Nakamura. *Advanced robotics: redundancy and optimization*. Addison-Wesley Longman Publishing Co., Inc., Boston, MA, USA, 1st edition, 1990.
- [52] R. D. Quinn, J. L. Chen, and C. Lawrence. Redundant manipulators for momentum compensation in a micro-gravity environment. In *AIAA Guidance, Navigation and Control Conference*, pp. 581–587, Minneapolis, MN, 1988.
- [53] T. Yoshikawa, K. Hosoda, T. Doi, and H. Murakami. Quasi-static trajectory tracking control of flexible manipulator by macro-micro manipulator system. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 3, pp. 210–215, May 1993.
- [54] M. L. Hanson and R. H. Tolson. Reducing flexible base vibrations through local redundancy resolution. *Journal of Robotic Systems*, Vol. 12, No. 11, pp. 767–779, 1995.
- [55] Seon-Jae Kim and Youn-Sik Park. Self-motion utilization for reducing vibration of a structurally flexible redundant robot manipulator system. *Robotica*, Vol. 16, pp. 669–677, 1998.
- [56] T. Hishinuma and D. N. Nenchev. Singularity-consistent vibration suppression control with a redundant manipulator mounted on a flexible base. In *Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 3237–3242, October 2006.
- [57] H. Hanafusa, T. Yoshikawa, and Y. Nakamura. Analysis and control of articulated robot arms with redundancy. In H. Akashi, editor, *Control Science and Technology for the Progress of Society (Proceedings of 8th Triennial World Congress of International Federation of Automatic Control)*, Vol. 4, pp. 1927–1932. Pergamon Press, Kyoto, Japan, 1981.
- [58] Y. Nakamura and H. Hanafusa. Inverse kinematics solutions with singularity robustness for robot manipulator control. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 108, pp. 163–171, 1986.
- [59] D. N. Nenchev. Tracking manipulator trajectories with ordinary singularities: a null-space based approach. In *Proceedings of IEEE International Conference on Control*, Vol. 2, pp. 1145–1147, March 1994.
- [60] D. N. Nenchev, Y. Tsumaki, and M. Uchiyam. Singularity-consistent behavior of telerobots: Theory and experiment. *The International Journal of Robotics Research February*, Vol. 17, No. 2, pp. 138–152, 1998.
- [61] D. N. Nenchev, Y. Tsumaki, and M. Uchiyama. Singularity-consistent parameterization of robot motion and control. *International Journal of Robotics Research*, Vol. 19, No. 2, pp. 159–182, February 2000.

- [62] T. Sugihara. Solvability-unconcerned inverse kinematics by the levenberg-marquardt method. *Robotics, IEEE Transactions on*, Vol. 27, No. 5, pp. 984–991, October 2011.
- [63] E. Papadopoulos and S. Dubowsky. Dynamic singularities in free-floating space manipulators. In Y. Xu and (Eds.) Kanade, T., editors, *contributed chapter in Space Robotics: Dynamics and Control*, pp. 77–100. Kluwer Academic Publishers, Boston, MA, 1993.
- [64] 菱沼利光, 阿部崇志, Dragomir N. Nenchev. 柔軟ベース上における特異点適合法に基づいたマニピュレータの遠隔操作. 第10回ロボティクスシンポジア, 2005.
- [65] Y. Fukazu, N. Hara, T. Hishinuma, D. Sato, and Y. Kanamiya. Pseudoinverse-based motion control of a redundant manipulator on a flexible base with vibration suppression. *Journal of Robotics and Mechatronics*, Vol. 20, No. 4, pp. 621–627, 2008.
- [66] Y. Nakamura, H. Hanafusa, and T. Yoshikawa. Task-priority based redundancy control of robot manipulators. *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 6, No. 2, 1987.
- [67] M. S. Konstantinov, M. D. Markov, and D. N. Nenchev. Kinematic control of redundant manipulators. In *Proceedings of the 11th International Symposium on Industrial Robots*, pp. 561–568, Tokyo, Japan, 1981.
- [68] M. Vukobratovic and B. Borovac. Zero-moment point - thirty five years of its life. *Journal of Robotics and Mechatronics*, Vol. 1, No. 1, pp. 157–173, 2004.
- [69] 浅野文彦. 線形化モデルを用いた劣駆動2脚歩容の安定性解析. 日本ロボット学会誌, Vol. 30, No. 4, pp. 391–398, 2012.
- [70] A. Goswami. Postural stability of biped robots and the Foot-Rotation Indicator (FRI) point. *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 18, No. 6, pp. 523–533, 1999.
- [71] 淳夫高西, 昌巳石田, 芳昭山崎, 一郎加藤. 2足歩行ロボットwl-10rdによる動歩行の実現. 日本ロボット学会誌, Vol. 3, No. 4, pp. 325–336, 1985.
- [72] 梶田秀司. 「2足歩行ロボット技術」特集について. 日本ロボット学会誌, Vol. 30, No. 4, pp. 335–335, 2012.
- [73] 美多勉. 「二足歩行ロボット」特集について. 日本ロボット学会誌, Vol. 1, No. 3, pp. 163–163, 1983.
- [74] 高島俊. 「歩行ロボット」特集について. 日本ロボット学会誌, Vol. 11, No. 3, pp. 305–305, 1993.
- [75] 杉原知道, 中村仁彦. 可変インピーダンス倒立振子に基づくヒューマノイドの接触状態非依存型コントローラの設計. 第20回日本ロボット学会学術講演会, September 2002.
- [76] 杉原知道, 中村仁彦. 時間二重外乱吸収法に基づくヒューマノイドロボットの全身協調運動制御. 日本ロボット学会誌, Vol. 24, No. 1, pp. 64–73, 2006.
- [77] 杉原知道, 中村仁彦. Zmp-重心モデルと台車型倒立振子モデルのアナロジーによるヒューマノイドロボットの高機動化制御. 日本ロボット学会誌, Vol. 24, No. 1, pp. 74–83, 2006.
- [78] 杉原知道. 模擬レギュレータに基づく二脚ロボットの重心・運脚統合制御. 第25回日本ロボット学会学術講演会, September 2007.
- [79] D. N. Nenchev and Akinori Nishio. Ankle and hip strategies for balance recovery of a biped subjected to an impact. *Robotica*, Vol. 26, No. 5, pp. 643–653, September 2008.
- [80] 杉原知道, 中村仁彦. 非駆動自由度の陰表現を含んだ重心ヤコビアンによる脚型ロボットの全身協調反力操作. 日本ロボット学会誌, Vol. 24, No. 2, pp. 222–231, 2006.

- [81] 玄相昊. 複数の接地部分と冗長関節を有するヒューマノイドロボットの受動性に基づく最適接触力制御. 日本ロボット学会誌, Vol. 27, No. 2, pp. 178–187, 2009.
- [82] D. Berenson, S. Srinivasa, and J. Kuffner. Task space regions: A framework for pose-constrained manipulation planning. *International Journal of Robotics Research*, Vol. 30, No. 12, pp. 1435–1460, October 2011.
- [83] 小俣透. 「器用な手」特集について. 日本ロボット学会誌, Vol. 18, No. 6, pp. 759–759, 2000.
- [84] 小島宏行. 「ロボットの力制御」特集にあたって. 日本ロボット学会誌, Vol. 9, No. 6, pp. 745–745, 1991.
- [85] D. E. Whitney. Historical perspective and state of the art in robot force control. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 2, pp. 262–268, March 1985.
- [86] 吉川恒夫. ロボットにおける力制御の現状と将来. 日本ロボット学会誌, Vol. 9, No. 6, pp. 746–750, 1991.
- [87] 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, Vol. 9, No. 6, pp. 751–758, 1991.
- [88] L. Villani and J. D. Schutter. Force control. In B. Siciliano and O. Khatib, editors, *Springer Handbook of Robotics*, chapter 7, pp. 161–185. New York: Springer-Verlag, 2008.
- [89] 社団法人日本ロボット学会(編). 新版ロボット工学ハンドブック, 2.4.2 力制御, pp. 287–295. コロナ社, 第2版, 2005.
- [90] M. H. Raibert and J. J. Craig. Hybrid position/force control of manipulators. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 103, No. 2, pp. 126–133, 1981.
- [91] 吉川恒夫. ロボットアームの位置と力の動的ハイブリッド制御. 日本ロボット学会誌, Vol. 3, No. 6, pp. 531–537, 1985.
- [92] 吉川恒夫. ロボット制御基礎論. コロナ社, 1988.
- [93] R. M. Murray, Z. Li, and S. S. Sastry. *A mathematical Introduction to robotic manipulation*, chapter 6, pp. 285–2900. CRC press, 1994.
- [94] L. Sciavicco and B. Siciliano. *Modelling and Control of Robot Manipulators*, chapter 7, pp. 280–294. CreateSpace Independent Publishing Platform, 2nd edition, March 2000.
- [95] M. W. Spong, S. Hutchinson, and M. Vidyasagar. *Force control*, chapter 9, pp. 319–338. John Wiley and Sons, Inc., 2005.
- [96] O. Khatib. A unified approach for motion and force control of robot manipulators: The operational space formulation. *IEEE Journal of Robotics and Automation*, Vol. 3, No. 1, pp. 43–53, February 1987.
- [97] J. Russakow, S. M. Rock, and O. Khatib. An operational space formulation for a free-flying, multi-arm space robot. In *preprints 4th International Symposium on Experimental Robotics*, pp. 278–283, Stanford, USA, July 1995.
- [98] K. Yokoyama, H. Handa, T. Itozumi, Y. Fukase, K. Kaneko, F. Kanehiro, Y. Kawai, F. Tomita, and H. Hirukawa. Cooperative works by a human and a humanoid robot. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 3, pp. 2985–2991, 2003.
- [99] B. Rok So, J. H. Lee, B. Yi, and W. Kim. Robot motion generation considering external and internal impulses. In *Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 948–953, August 2005.

- [100] J. Park and O. Khatib. Multi-link multi-contact force control for manipulators. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3613–3618, April 2005.
- [101] J. Park and O. Khatib. Contact consistent control framework for humanoid robots. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 19631–1969, May 2006.
- [102] A. Konno, T. Matsumoto, Y. Ishida, D. Sato, and M. Uchiyama. Drum beating and a martial art bojutsu performed by a humanoid robot. In *Humanoid Robots, New Developments*, pp. 521–530. Armando Carlos de Pina Filho, Vienna, Austria, June 2007.
- [103] A. Konno, T. Myojin, T. Matsumoto, T. Tsujita, and Masaru U. An impact dynamics model and sequential optimization to generate impact motions for a humanoid robot. *The International Journal of Robotics Research*, Vol. 30, No. 13, pp. 1596–1608, 2011.
- [104] L. Sentis and O. Khatib. Control of free-floating humanoid robots through task prioritization. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1718–1723, April 2005.
- [105] L. Sentis. *Synthesis and control of whole-body behaviors in humanoid systems*. PhD thesis, Stanford University, Stanford, CA, US, 2007.
- [106] L. Sentis, J. Park, and O. Khatib. Compliant control of multicontact and center-of-mass behaviors in humanoid robots. *IEEE Transactions on Robotics*, Vol. 26, No. 3, pp. 483–501, July 2010.
- [107] Jaeheung Park. The relationship between controlled joint torque and end-effector force in underactuated robotic systems. *Robotica*, pp. 1–4, 2010.
- [108] S. Abiko and G. Hirzinger. Operational space dynamics of a space robot and computational efficient algorithm. *Robotics 2010 Current and Future Challenges*, 2010.
- [109] R. Featherstone. *Rigid body dynamics algorithm*. Springer, New York, 2008.
- [110] R. M. Murray, Z. Li, and S. S. Sastry. *A mathematical Introduction to robotic manipulation*, chapter 4, pp. 153–175. CRC press, 1994.
- [111] 和雄町田, 義継戸田, 敏彰岩田. 飛行ロボットと軌道上サービス. 電子情報通信学会技術研究報告. SANE, 宇宙・航行エレクトロニクス, Vol. 95, No. 133, pp. 47–54, 1995.
- [112] D. N. Nenchev, K. Yoshida, P. Vichitkulsawat, and M. Uchiyama. Reaction null-space control of flexible structure mounted manipulator systems. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 15, No. 6, pp. 1011–1023, June 1999.
- [113] K. Yamada and K. Tsuchiya. Force control of a space manipulator. In *International Symposium on Artificial Intelligence Robotics and Automation in Space*, pp. 255–258, 1990. C21-2.
- [114] Y. Matsutani, F. Miyazaki, and S. Arimoto. Modeling and sensory feedback control for space manipulators. In *Proceedings of the NASA Conference on Space Telerobotics*, Vol. 3, pp. 287–296, JPL, California Inst. of Tech, 1989.
- [115] O. Khatib. Inertial properties in robotic manipulation: an object-level framework. *International Journal of Robotics Research*, Vol. 14, No. 1, February 1995.
- [116] S. Hayati. Hybrid position/force control of multi-arm cooperating robots. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 3, pp. 82–89, April 1986.
- [117] S. Chiaverini and L. Sciavicco. The parallel approach to force/position control of robotic manipulators. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 9, No. 4, pp. 361–373, August 1993.

- [118] A. Balestrino, G. D. Maria, and L. Sciavicco. Adaptive control of manipulators in the task oriented space. In *13th International Symposium on Industrial Robots and Robots 7*, Vol. 13, pp. 13–28, Chicago, 1983.
- [119] J. Luh, M. Walker, and R. Paul. Resolved-acceleration control of mechanical manipulators. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 25, No. 3, pp. 468–474, June 1980.
- [120] R. D. Quinn. Equations of motion for structures in terms of quasi-coordinates. *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 57, No. 3, pp. 745–749, 1990.
- [121] M. Koga and K. Furuta. MaTX: a high-performance programming language (interpreter and compiler) for scientific and engineering computation. In *IEEE Symposium on Computer-Aided Control System Design*, pp. 15–22, March 1992.
- [122] N. Hara, Y. Fukazu, Y. Kanamiya, and D. Sato. Singularity-consistent torque control of a redundant flexible-base manipulator. In H. Ulbrich and L. Ginzinger, editors, *Motion and Vibration Control*, pp. 103–112. Springer Science+Business Media B.V., 2009.
- [123] N. Hara, D. Nenchev, Q. Sun, and D. Sato. Momentum conserving path tracking through dynamic singularities with a flexible-base redundant manipulator. In *Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 5392–5397, October 2010.
- [124] N. Hara, Y. Kanamiya, and D. Sato. Stable path tracking with jemrms through vibration suppression algorithmic singularities using momentum conservation. In *International Symposium on Artificial Intelligence, Robotics and Automation in Space*, pp. 214–221, Sapporo, Japan, August 29–September 1 2010. i-SAIRAS 2010.
- [125] J. M. Hollerbach. Dynamic scaling of manipulator trajectories. *Journal of Dynamic Systems Measurement and Control*, Vol. 106, No. 1, pp. 102–106, 1984.
- [126] M. Sampei and K. Furuta. On time scaling for nonlinear systems: Application to linearization. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 31, No. 5, pp. 459–462, May 1986.
- [127] D. N. Nenchev. Space robot modeling and control based on MaTX and SpaceDyn. 計測自動制御学会東北支部35周年記念学術講演会予稿集, pp. 23–24, 1999.
- [128] M. A. Torres. *Modeling, path-planning and control of space manipulators : the coupling map concept*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1993.
- [129] Y. Fukazu, N. Hara, Y. Kanamiya, and D. Sato. Reactionless resolved acceleration control with vibration suppression capability for JEMRMS/SFA. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics*, pp. 1359 –1364. International Conference on Robotics and Biomimetics, 2009.
- [130] S. Abiko and K. Yoshida. An effective control strategy of Japanese experimental module remote manipulator system (JEMRMS) using coupled and un-coupled dynamics. In *Proceeding of International Symposium on Artificial Intelligence, Robotics and Automation in Space*, AS18, Nara, Japan, May 2003.
- [131] I. Sharf. Active damping of a large flexible manipulator with a short-reach robot. In *Proceedings of the American Control Conference*, Vol. 5, pp. 3329 –3333, June 1995.
- [132] Heidi C. Schubert. *Impedance Control of Flexible Macro/Mini Manipulators*. PhD thesis, Stanford University, Stanford, CA 94305, December 2000.
- [133] N. Hara, D. Sato, and Y. Kanamiya. Path-following control of a flexible-base manipulator considering dynamic singularities and external force. In *Proceedings of SICE Annual Conference*, pp. 2654–2659, September 2011.
- [134] J. Baumgarte. Stabilization of constraints and integrals of motion in dynamical systems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 1, No. 1, pp. 1–16, 1972.

- [135] 金宮好和 (Dragomir N.Nenchev) . 英語で学ぶロボット工学. コロナ社, 2008.
- [136] 高橋準. 拘束を伴うマルチボディシステムのための数値・数式ハイブリッドモデリング. Master's thesis, 東京都市大学, 2011.
- [137] R. Featherstone. *Robot Dynamics Algorithms*. Kluwer Academic Publishers, Boston, 1987.
- [138] A. Fijany, I. Sharf, and G. M. T. D'Eleuterio. Parallel $O(\log N)$ algorithms for computation of manipulator forward dynamics. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 11, No. 3, pp. 389–400, June 1995.
- [139] R. Featherstone. A divide-and-conquer articulated-body algorithm for parallel $O(\log(n))$ calculation of rigid-body dynamics. part 1: Basic algorithm. *International Journal of Robotics Research*, Vol. 18, No. 9, pp. 867–875, September 1999.
- [140] R. Featherstone. A divide-and-conquer articulated-body algorithm for parallel $O(\log(n))$ calculation of rigid-body dynamics. part 2: Trees, loops, and accuracy. *International Journal of Robotics Research*, Vol. 18, No. 9, pp. 876–892, September 1999.
- [141] R. M. Mukherjee and K. S. Anderson. Orthogonal complement based divide-and-conquer algorithm for constrained multibody systems. *Nonlinear Dynamics*, Vol. 48, No. 1-2, pp. 199–215, November 2006.
- [142] K. Yamane and Y. Nakamura. Efficient parallel dynamics computation of human figures. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, Vol. 1, pp. 530–537, 2002.
- [143] K. Yamane and Y. Nakamura. Parallel $O(\log n)$ algorithm for dynamics simulation of humanoid robots. In *Proceedings of 6th IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots*, pp. 554–559, December 2006.
- [144] A.H. Bajodah, D.H. Hodges, and Y.H. Chen. New form of kane's equations of motion for constrained systems. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, Vol. 26, No. 1, pp. 79–88, 2003.
- [145] K. Yamane and Y. Nakamura. Comparative study on serial and parallel forward dynamics algorithms for kinematic chains. *International Journal of Robotics Research*, Vol. 28, No. 5, pp. 622–629, May 2009.
- [146] J. Y. S. Luh, M. W. Walker, and R. P. C. Paul. On-line computational scheme for mechanical manipulators. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 102, No. 2, pp. 69–76, 1980.
- [147] K. Yoshida. The spacedyn: a matlab toolbox for space and mobile robots. In *Intelligent Robots and Systems, 1999. IROS '99. Proceedings. 1999 IEEE/RSJ International Conference on*, Vol. 3, pp. 1633–1638, 1999.
- [148] K. Miyahara. Limit cycle waling: three-dimensional waling pattern generation and control for humanoid robots. Master's thesis, Musashi Institute of Technology, 2009.
- [149] 原直行. 平面における柔軟ベース上マニピュレータのトルク制御シミュレーション. Master's thesis, 東京都市大学, 2010.
- [150] The Japanese robotic manipulator system/small fine arm, March 2010. <http://spaceflight.nasa.gov/gallery/images/station/crew-22/html/iss022e090362.html>.

研究成果

- [151] N. Hara, Y. Fukazu, Y. Kanamiya, and D. Sato. Singularity-consistent torque control of a redundant flexible-base manipulator. In H. Ulbrich and L. Ginzinger, editors, *Motion and Vibration Control*, pp. 103–112. Springer Science+Business Media B.V., 2009.
- [152] 原直行, 深津祐介, 金宮好和, 佐藤大祐. 擬似逆行列を用いた柔軟ベース上冗長マニピュレータのトルク制御. 自動制御連合講演会, 横浜, 11月 2007.
- [153] 原直行, 金宮好和, 佐藤大祐. SC 擬似逆行列による柔軟ベース上冗長マニピュレータのトルク制御. ロボティックス・メカトロニクス講演会, 長野, 6月 2008.
- [154] Y. Fukazu, N. Hara, Y. Kanamiya, and D. Sato. Reactionless resolved acceleration control with vibration suppression capability for JEMRMS/SFA. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics*, pp. 1359 –1364, 2009.
- [155] 原直行, 金宮好和, 佐藤大祐. 運動量保存に基づく柔軟ベース上冗長マニピュレータのダイナミック特異点通過追従制御. 第27回誘導制御シンポジウム, 東京, 5月 2010.
- [156] N. Hara, Y. Kanamiya, and D. Sato. Stable path tracking with jemrms through vibration suppression algorithmic singularities using momentum conservation. In *Proceedings of International Symposium on Artificial Intelligence, Robotics and Automation in Space*, pp. 214–221, Sapporo, Japan, August 29-September 1 2010.
- [157] N. Hara, D. Nenchev, Q. Sun, and D. Sato. Momentum conserving path tracking through dynamic singularities with a flexible-base redundant manipulator. In *Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 5392–5397, October 2010.
- [158] 半田陽一, 原直行, 金宮好和. 反動零空間法に基づく冗長マニピュレータ先端の位置と力のハイブリッド制御法の提案. 第29回日本ロボット学会講演会, 東京, 9月 2011.
- [159] N. Hara, D. Sato, and Y. Kanamiya. Path-following control of a flexible-base manipulator considering dynamic singularities and external force. In *Proceedings of SICE Annual Conference*, pp. 2654–2659, September 2011.
- [160] 原直行, 佐藤大祐, 金宮好和. ダイナミック特異点を考慮した柔軟ベース上マニピュレータの軌道追従・反動制御. 日本機械学会論文集C編, Vol. 78, No. 785, pp. 50–65, 2012.
- [161] N. Hara, Y. Handa, and D. Nenchev. End-link dynamics of redundant robotic limbs: The reaction null space approach. In *Proceedings of IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 299–304, May 2012.
- [162] 原直行, 金宮好和, 佐藤大祐. 作業空間の定式化によるJEMRMS/SFAの振動制御. ロボティックス・メカトロニクス講演会, 浜松, 5月 2012.
- [163] 原直行, 佐藤大祐, 金宮好和. 干渉慣性行列を用いたJEMRMS/SFAの経路追従・反動制御. 日本機械学会2012年度年次大会, 金沢, 9月 2012.

付録A 運動学と動力学

本性は、運動学と動力学に関する付録を記載する。

A.1 姿勢変位と回転行列

姿勢変位は平衡点からの誤差と同等であるため、

$$\Delta \xi = k \sin \alpha \quad (\text{A.1})$$

と定義できる[135]。ただし、式中、

$$\alpha = \cos^{-1} \left(\frac{r_{11} + r_{22} + r_{33} - 1}{2} \right) \quad (\text{A.2})$$

$$k = \frac{1}{2 \sin \alpha} \begin{bmatrix} r_{32} - r_{23} \\ r_{13} - r_{31} \\ r_{21} - r_{12} \end{bmatrix} \quad (\text{A.3})$$

であり、 r_{ij} は回転行列

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix} \quad (\text{A.4})$$

から得られる値である。よって、

$$\Delta \xi = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} r_{32} - r_{23} \\ r_{13} - r_{31} \\ r_{21} - r_{12} \end{bmatrix} \quad (\text{A.5})$$

と書き直せる。

A.2 零空間射影行列とべき等行列について

行列 $\mathbf{A} \in \Re^{n \times m}$ ($n > m$) の零空間射影行列 (Null-space projection matrix) $\mathbf{P}_A = (\mathbf{I} - \mathbf{A}^\# \mathbf{A})$ は、以下の性質を有する

- $n \times n$ の正方行列
- 対称行列
- べき等行列
- $\text{Rank}(\mathbf{P}_A)$ は , $n - m$

また , べき等行列は , おもに以下の性質を有する

- $\mathbf{P}_A^n = \mathbf{P}_A$
- $\text{Rank}(\mathbf{P}_A) = \text{Tr}(\mathbf{P}_A)$
- $\mathbf{P}_A^+ = \mathbf{P}_A$
- $\mathbf{P}_A(\mathbf{I} - \mathbf{P}_A) = \mathbf{0}$
- $(\mathbf{I} - \mathbf{P}_A)\mathbf{P}_A = \mathbf{0}$

ただし , $\mathbf{I} - \mathbf{P}_A$ もべき等行列になるが , $\mathbf{P}_A - \mathbf{I}$ はべき等行列ではない .

A.3 多関節ロボットの動力学計算手法

一つの物体(剛体)の運動は , 動力学の運動方程式により記述可能である . そして , ロボットはその剛体がいくつもの関節により連結された剛体の集合体である . つまり , 多関節ロボットはいくつもの剛体と関節(拘束)で組まれたシステムである .

以下に , ロボットの運動方程式を求める動力学計算手法を列挙する [136] . 動力学計算手法は , 順動力学計算手法と逆動力学計算手法がある . 一般的に順動力学計算手法の計算コストは , 逆動力学計算手法のそれよりも多くなる .

まず , 順動力学計算手法を列挙する .

1. Articulated-Body Algorithm (ABA) [137]
 n リンク系の順動力学を $O(n)$ の計算コストで行った初めてのアルゴリズム .
2. Constraint Force Algorithm (CFA) [138]
 n 個のCPUを並列に用いて計算した場合に $O(\log n)$ を得られる , はじめて並列計算を可能としたシリアルリンク機構用の計算手法

3. Divide-and-Conquer Algorithm (DCA) [139, 140]

ABA を閉リンク機構や並列計算に拡張したもの . シリアル計算において $O(n)$, n 個の CPU による並列計算において $O(\log n)$ である . 動作する (拘束されていない) 関節で記述したアルゴリズム .

4. Orthogonal complement based DCA (O-DCA) [141]

DCA の閉リンク機構の計算を効率的に行う方法として開発された . DCA に対して , 拘束されている関節で記述したアルゴリズム .

5. Assembly-Disassembly Algorithm (ADA) [142, 143]

DCA と同様に , シリアル計算において $O(n)$, n 個の CPU による並列計算において $O(\log n)$ である . 閉リンク機構やブランチ機構に適用でき , また各関節の加速度と拘束力が得られる . 本計算手法は , 実質 O-DCA と同様である .

6. Kane's equations of motion [144]

計算手法の中で一番計算コストの低いアルゴリズムである . しかし , 解析的に扱うためには用いづらい .

[145] では , ABA , CFA , DCA , ADA (O-DCA) を比較し , 単一の CPU で閉リンク機構のシミュレーションを行う場合は ABA が最も最速だが , 閉リンク機構のシミュレーションや並列計算を行う場合は ADA が最も効率的であると結論付いている .

次に , 逆動力学計算手法を列挙する .

1. Recursive Newton-Euler 法 [146]

関節数を n とした場合 , 計算量が n に比例 $O(n)$ する高効率な計算手法 . 計算手法の中では比較的計算コストの低いアルゴリズムである . シリアルリンク機構やブランチリンク機構 , 浮遊ベースロボットを扱うことができる . 計算トルク法 (Computed torque method) の際に利用できる . 本手法は , SpaceDyn [147] で採用されている .

2. Lagrange 法

一般的によく知られた計算手法であり , ロボット以外の様々な分野で用いられている . 項別に役割を分割可能であるため , 明確に動力学を解析する場合に有利である . どのようなモデルでも構築できる . しかし , Newton-Euler 法と比較すると , オフラインでモデルを構築するため , 数値シミュレーション時のモデル変更には不向きである .

3. Recursive Euler-Lagrange 法 [148]

上記 Lagrange 法において , 慣性行列を HD 法を用いて数値的に算出す

る手法である。これにより、Lagrange法の難点であったモデル変更を可能にした。自由度数が多くなった場合に純粋なLagrange法よりも計算コストが抑えられるが、Newton-Euler法のそれよりも多くなる。

もともと逆動力学計算と慣性行列の逆行列より関節角速度を求め、順動力学計算を行ってきた。しかし、慣性行列の逆行列を求めるのに $O(n^3)$ の計算が必要となるため、自由度の大きな人型ロボット¹などでは不利である。この問題より、自然な流れとして順動力学計算手法が発生した歴史を持つ。

本論文においては、動力学計算以前に動力学的干渉を制御するために慣性行列の導出を必要とする。ここで重要なのは、(i) 慣性行列と(ii) 慣性行列の逆行列(擬似逆行列)と(iii) バイアス項(速度依存項+重力項)の効率的な計算手法の確立である。並列処理での効率化の可能性も含め、これらについては今後研究の余地がある。本論文において、簡易モデルではMathematica[®]を用い導出したLagrange法による運動方程式を利用する。また、動力学表記として運動方程式の性質を明確に表現するのに適したラグランジュの運動方程式を用いる。

¹プログラミングにもよるが、具体的には7自由度以上[136]

付 錄B 対象アプリケーションのモーデリング

B.1 TREP-R

元々は1994年に東北大学で平面上柔軟ベース非冗長単腕2リンクマニピュレータ(TREP)として開発された¹. TREPは、無反動軌道生成および制御を実験で示すため用いられた[112].

1997年には、単腕非冗長2リンクマニピュレータを2セット、柔軟ベースの上下に装着した平面上柔軟ベース双腕4リンクマニピュレータ(TREP-2)へと改良される². 目的は、上下に配置した2セットの単腕非冗長2リンクマニピュレータの動的冗長性を利用し、片腕の手先を自由に動作させつつ(作業アーム)もう片腕で作業アームにより発生した反動を打ち消すことが可能であることを示すためであった[46].

2005年には、武蔵工業大学(現東京都市大学)で平面上柔軟ベース冗長3リンクマニピュレータ(TREP-R)として再構築された³. この目的は、上記動的冗長性に対し運動学的冗長性を持たせることで、単腕でも手先動作と柔軟ベースの振動を止めることを同時に達成可能であることを示すためであった[56]. 本研究では、運動学的冗長性を持つロボットシステムの制御手法を対称とするため、TREP-Rの動力学シミュレーションモデルを構築しトルク制御での制御手法について議論した[149].

以下では、本稿で用いたTREP-Rの動力学シミュレーションモデルを示す. モデル図をFig. C.1に示す.

$$\begin{bmatrix} h_b & \mathbf{h}_{bm} \\ \mathbf{h}_{bm}^T & \mathbf{H}_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{v}}_{bx} \\ \ddot{\mathbf{q}} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_b \\ c_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} d_b v_{bx} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_b \Delta \xi_{bx} \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ \boldsymbol{\tau} \end{bmatrix} \quad (\text{B.1})$$

¹TREPは、ブルガリア語で振動を意味する.

²2はもちろん、双腕であることを意味する.

³Rは、冗長性(Redundancy)を意味する.



Fig. B.1: TREP.

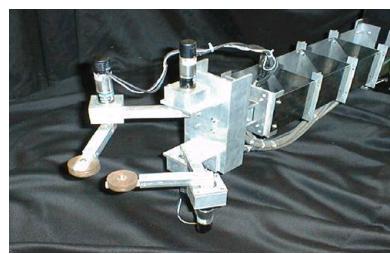


Fig. B.2: TREP-2.



Fig. B.3: TREP-R.

m_b	0.4 kg	l_1	0.1 m	k_{b1}	191 N/m
m_1	0.025 kg	l_2	0.1 m	d_{b1}	0.33 Ns/m
m_2	0.285 kg	l_3	0.1 m		
m_3	0.025 kg	l_{g1}	0.05 m	I_1	0.0135 kg·m ²
m_4	0.285 kg	l_{g2}	0.05 m	I_2	0.0135 kg·m ²
m_5	0.025 kg	l_{g3}	0.05 m	I_3	0.00307 kg·m ²
m_6	0.095 kg				

Table B.1: Model of a planar 3R manipulator on a flexible base. Note that I_1 , I_2 and I_3 are given w.r.t. the joint centers.

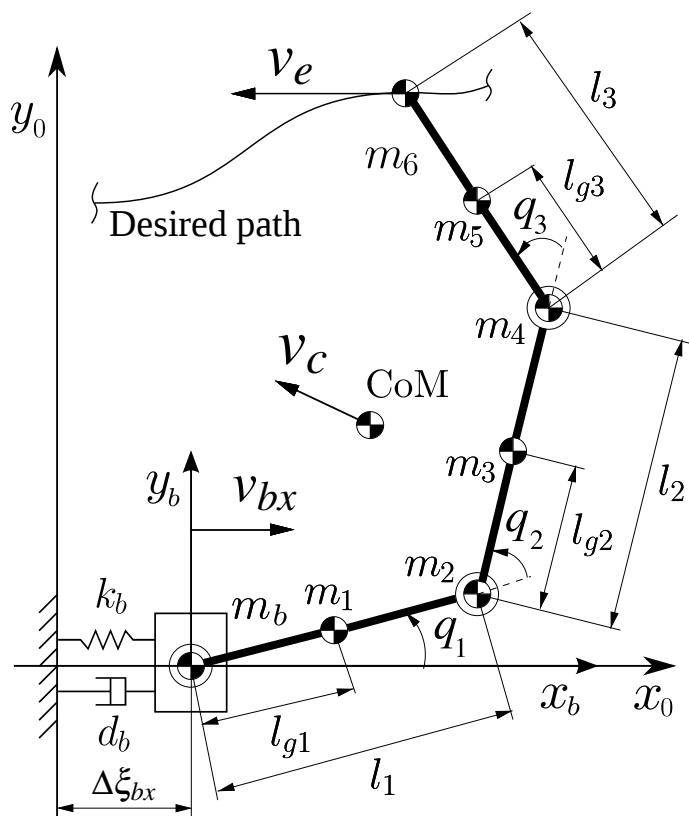


Fig. B.4: Model of a planar three-link manipulator on a flexible base tracking the desired end-tip path.

B.2 JEMRMS/SFA

国際宇宙ステーション (International Space Station: ISS) にある日本実験棟 (Japanese Experiment Module: JEM) 通称「きぼう」は、日本のロボットアーム (JEM Remote Manipulator System/Small Fine Arm: JEMRMS/SFA) を搭載している。特に、JEMRMS を通称「親アーム」、SFA を「子アーム」と呼ばれている。SAF は 2009 年 9 月に HTV (H-II Transfer Vehicle) により打ち上げられ 2010 年 3 月に JEMRMS に搭載された [13][150]。完成した JEMRMS/SFA は、実験装置や搭載機器の交換作業に用いられる [14]。

JEMRMS/SFA は、Sharon らにより提唱されているマクロミニマニピュレータシステム [19]⁴ の一つであり、マクロマニピュレータ (マクロ部) とミニマニピュレータ (ミニ部) の二つのマニピュレータで構成されたシステムである。

冗長自由度を生かした制御手法の研究のため、本稿では第 1~3 関節をマクロ部、第 4~12 関節をミニ部とした。今回使用した JEMRMS/SFA モデルの運動方程式を示す⁵。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{H}_M & \mathbf{H}_{Mm} \\ \mathbf{H}_{Mm}^T & \mathbf{H}_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{q}}_M \\ \ddot{\mathbf{q}}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{c}_M \\ \mathbf{c}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_M & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{D}_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}_M \\ \dot{\mathbf{q}}_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_M & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{q}_M \\ \mathbf{q}_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ \boldsymbol{\tau} \end{bmatrix} \quad (\text{B.2})$$

式中、 $\mathbf{q}_M \in \Re^3$ と $\mathbf{q}_m \in \Re^9$ はそれぞれマクロ部とミニ部の一般化座標、 $\Delta \mathbf{q}_M \in \Re^3$ は平衡点からの関節変位を示す。 $\mathbf{H}_M(\Delta \mathbf{q}_M) \in \Re^{3 \times 3}$ および $\mathbf{H}_m(\mathbf{q}_m) \in \Re^{9 \times 9}$ はマクロ部およびミニ部の慣性行列を、 $\mathbf{H}_{Mm}(\Delta \mathbf{q}_M, \mathbf{q}_m) \in \Re^{3 \times 9}$ はマクロ部とミニ部間の干渉慣性行列を示す。 $\mathbf{D}_M, \mathbf{K}_M \in \Re^{3 \times 3}$ はマクロ部のダンパーおよび剛性を示す行列、 $\mathbf{D}_m \in \Re^{9 \times 9}$ はミニ部のダンパーを示す対角行列である。 $\mathbf{c}_M(\Delta \mathbf{q}_M, \dot{\mathbf{q}}_M, \mathbf{q}_m, \dot{\mathbf{q}}_m) \in \Re^3$ および $\mathbf{c}_m(\Delta \mathbf{q}_M, \dot{\mathbf{q}}_M, \mathbf{q}_m, \dot{\mathbf{q}}_m) \in \Re^9$ は、それぞれマクロ部とミニ部の速度依存項を示し、 $\boldsymbol{\tau} \in \Re^9$ は関節トルクを示す。

また、JEMRMS/SFA モデルのスケルトン図を Fig. B.5 に示し、各リンク長と各関節のばねダンパー係数を Table. B.2 に、質量パラメータと慣性パラメータ、重心位置を Table. B.3 に示す。さらに、各リンク長と重心位置を加えたスケルトン図を Fig. B.6 に示す。

⁴マクロマイクロマニピュレータシステムとも呼ばれている

⁵ $(\circ)_M$ および $(\circ)_m, (\circ)_{Mm}$ は、それぞれマクロ部およびミニ部、マクロ部とミニ部の干渉を示す。

Table B.2: Spring and damper gains of each joint and i -th length for JEMRMS/SFA.

i th	k_i [Nm]	d_i [Nsm]	l_i [m]
1	8000	1000	0.521
2	8000	1000	0.500
3	8000	1000	3.932
4	—	0.1	3.945
5	—	0.1	0.500
6	—	0.1	0.440
7	—	0.1	0.500
8	—	0.1	1.590
9	—	0.1	0.3964
10	—	0.1	0.200
11	—	0.1	0.435
12	—	0.1	0.435
13	—	—	0.180
14	—	—	0.200
15	—	—	0.441

Table B.3: Mass and inertia parameters and CoM position of each link for JEMRMS/SFA.

Link	Mass [kg]		Inertia [kgm ²]			CoM position [m]		
	i th	m_i	I_{xx}	I_{yy}	I_{zz}	X	Y	Z
1	120	7.075	7.075	1.35	0.000	0.000	0.521	
2	180	2.025	184.7625	184.7625	1.966	-0.500	0.521	
3	180	2.025	184.7625	184.7625	5.9045	0.000	0.521	
4	80	4.716	4.7167	0.90	8.097	0.500	0.521	
5	80	1.5167	1.5167	0.90	8.317	0.500	0.771	
6	120	4.80	4.80	2.40	9.907	0.500	1.021	
7	80	0.7167	0.7167	0.90	10.4034	0.680	1.201	
8	20	0.2560	0.4655	0.4655	10.7209	0.680	1.201	
9	20	0.2560	0.4655	0.4655	11.1559	0.680	1.201	
10	15	0.1344	0.1344	0.1687	11.3734	0.590	1.201	
11	15	0.1344	0.1344	0.1687	11.3734	0.500	1.291	
12	30	0.2688	0.2688	0.3375	11.5939	0.500	1.381	

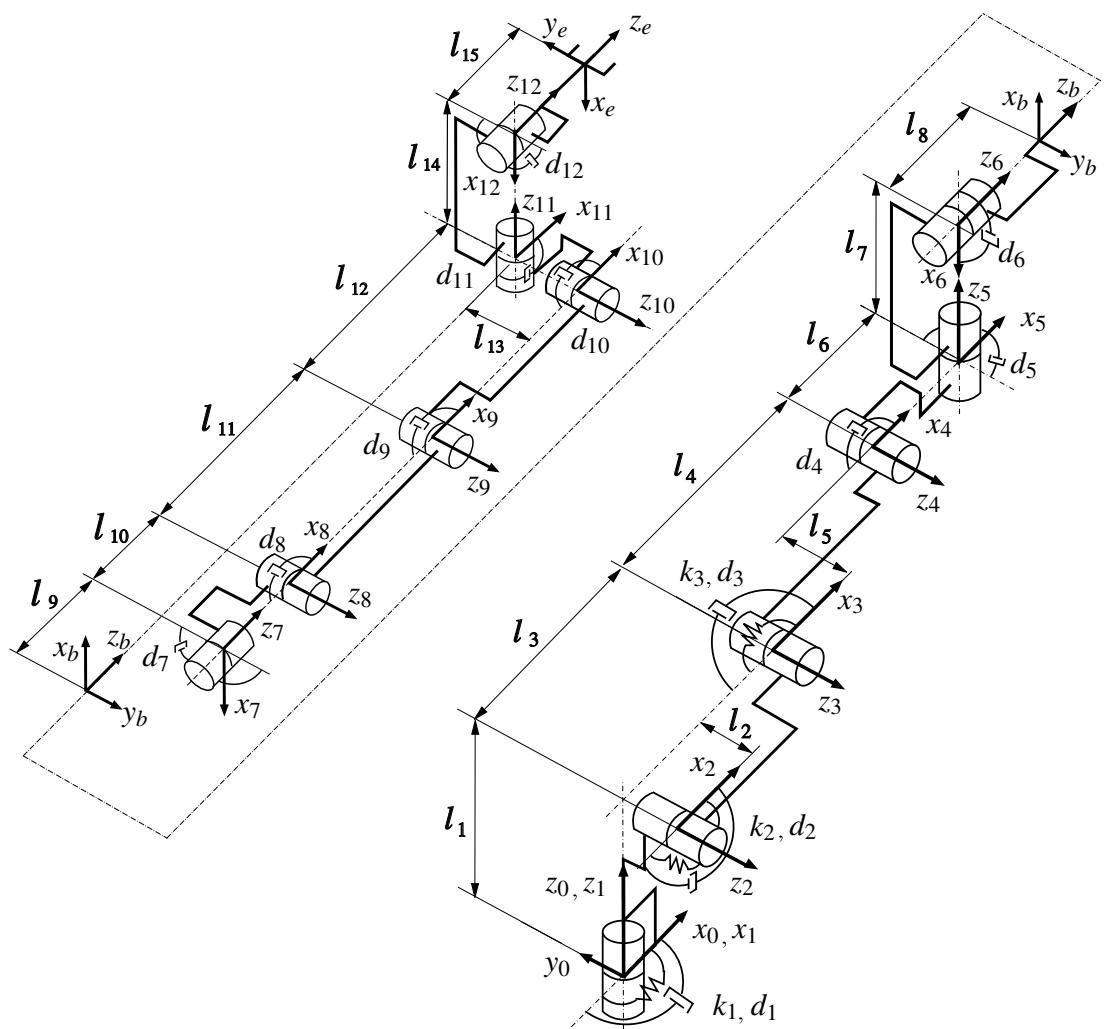


Fig. B.5: JEMRMS/SFA skeleton model

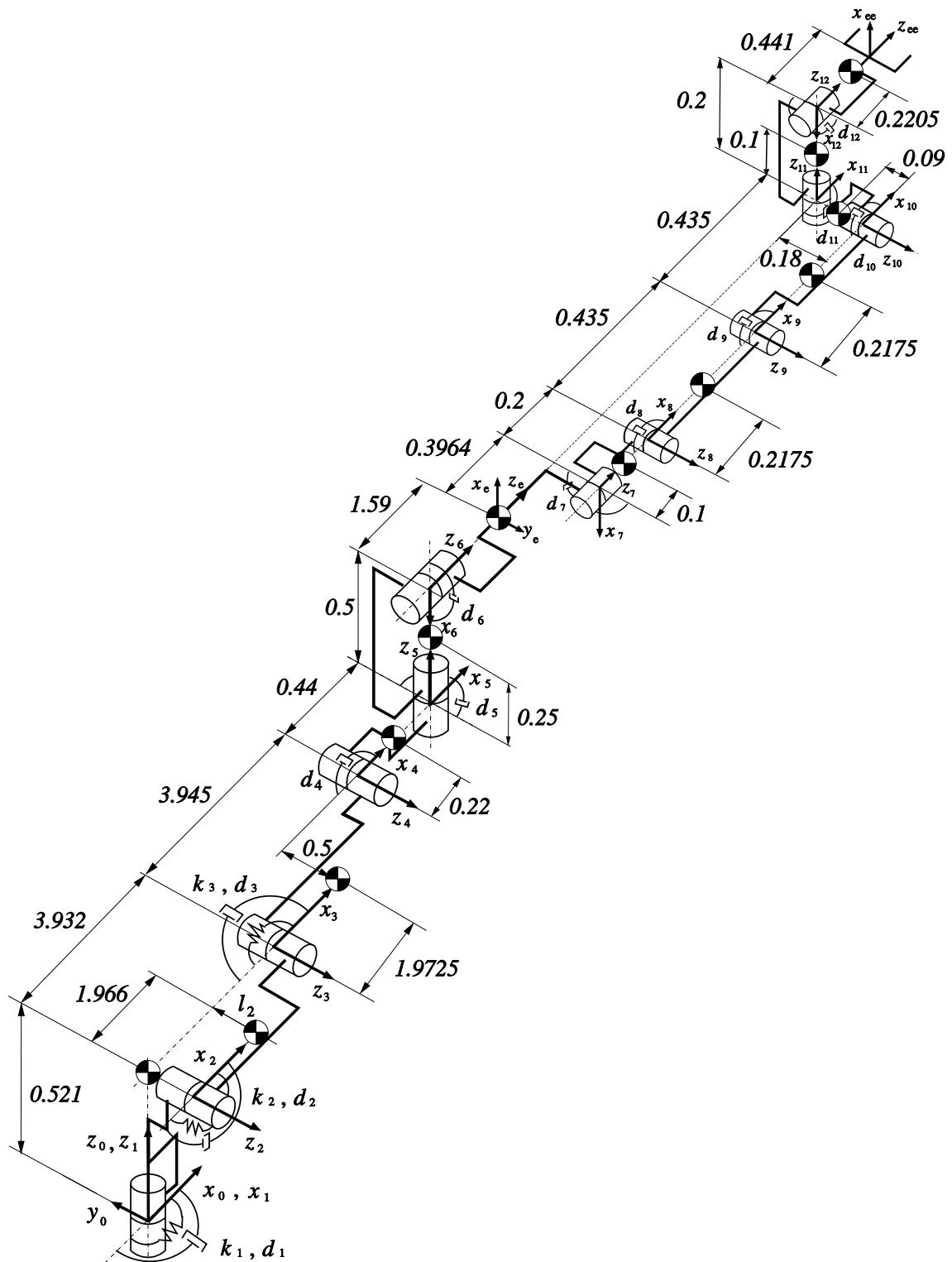


Fig. B.6: JEMRMS/SFA skeleton model including the parameters of each both link length and CoM posititon.

付録C 冗長3自由度マニピュレータの特異点

C.1 TREP-R モデルを対象とした三つの特異点

まず、対象とする3R冗長マニピュレータモデルをFig. C.1に示す。次に、本モデルのキネマティック特異点(Kinematic singularity: KS)、干渉慣性行列の特異点(Coupling inertia singularity: DS)、ダイナミック特異点(Dynamic singularity: DS)の行列式を示す。式中、 $J \in \Re^{2 \times 3}$ はマニピュレータ手先ヤコビ行列、 $H_{bm} \in \Re^{1 \times 3}$ は運動方程式の干渉慣性行列、 A は、 J と H_{bm} で構成された二重タスク行列である。

$$A = \begin{bmatrix} J \\ H_{bm} \end{bmatrix} \in \Re^{3 \times 3} \quad (\text{C.1})$$

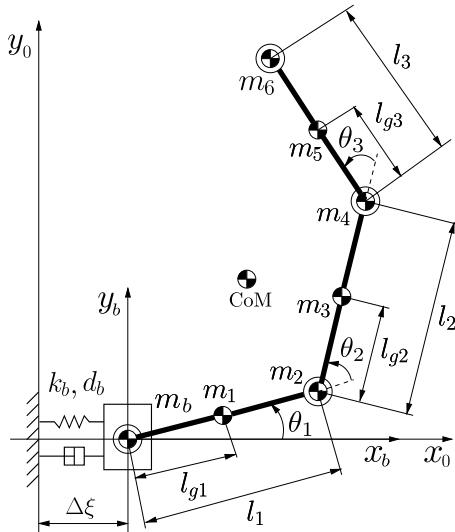


Fig. C.1: Model of a planar three-link manipulator on a flexible base.

$$\begin{aligned}\det \mathbf{J} \mathbf{J}^T &= \frac{l_1^2 l_2^2}{2} + (l_1^2 + l_2^2) l_3^2 + l_1 l_2 l_3^2 \cos(q_2) \\ &\quad - \frac{l_1^2 l_2^2}{2} \cos(2q_2) + (l_1^2) l_2 l_3 \cos(q_3) - l_2^2 l_3^2 \cos(2q_3) \\ &\quad - l_1^2 l_3^2 \cos(2q_2 + 2q_3) - l_1^2 l_2 l_3 \cos(2q_2 + q_3) - l_1 l_2 l_3^2 \cos(q_2 + 2q_3)\end{aligned}\quad (\text{C.2})$$

$$\begin{aligned}\det \mathbf{M}_{bl} \mathbf{M}_{bl}^T &= (l_{C3} m_5 + l_3 m_6)^2 \sin^2(q_1 + q_2 + q_3) \\ &\quad + \left((l_{C2} m_3 + l_2(m_4 + m_5 + m_6)) \sin(q_1 + q_2) \right. \\ &\quad \left. + (l_{C3} m_5 + l_3 m_6) \sin(q_1 + q_2 + q_3) \right)^2 \\ &\quad + \left((l_{C1} m_1 + l_1(m_2 + m_3 + m_4 + m_5 + m_6)) \sin(q_1) \right. \\ &\quad \left. + (l_{C2} m_3 + l_2(m_4 + m_5 + m_6)) \sin(q_1 + q_2) \right. \\ &\quad \left. + (l_{C3} m_5 + l_3 m_6) \sin(q_1 + q_2 + q_3) \right)^2\end{aligned}\quad (\text{C.3})$$

$$\begin{aligned}\det \mathbf{A} &= \frac{1}{2} \left(-l_3 \left(-l_1 l_{C2} m_3 + l_2 \left(l_{C1} m_1 + l_1(m_2 + m_3) \right) \right) \cos(q_1 - q_3) \right. \\ &\quad \left. + l_2 \left(-l_1 l_{C3} m_5 + l_3 \left(l_{C1} m_1 + l_1(m_2 + m_3 + m_4 + m_5) \right) \right) \cos(q_1 + q_3) \right. \\ &\quad \left. - l_1 \left(-l_2 l_{C3} m_5 + l_3 \left(l_{C2} m_3 + l_2(m_4 + m_5) \right) \right) \cos(q_1 + 2q_2 + q_3) \right)\end{aligned}\quad (\text{C.4})$$

特徴としては、(C.2)に q_1 や質量 m が含まれない一方で、(C.3)や(C.4)には q_1 や質量 m が含まれている点があげられる。

C.2 特異点の可視化と解析

ここで、三つの特異点を可視化する。(C.2)の分布を示した図を Fig. C.4 に示し、(C.3)の分布を示した図を Fig. C.5 に示し、(C.4)の分布を示した図を Fig. C.6 に示す。ただし、Fig. C.5 および Fig. C.6 は、 $q_1 = 0 \text{ rad}$ の場合の図を示す。(a)には三次元表示された図を、(b)にはしきい値により二値化した図を示す。また、(a)の x 軸と y 軸には、 q_2 と q_3 の値を示し、 z 軸（縦軸）には行列式の値を示す。ただし、Fig. C.4 のしきい値は、 $a_{KS} = 1.0 \times 10^{-5}$ とし、Fig. C.5 のしきい値は、 $a_{CIS} = 1.0 \times 10^{-5}$ とし、Fig. C.6 のしきい値は、 $-1.0 \times 10^{-7} < a_{DS} < 1.0 \times 10^{-7}$ とした。

$q_1 = 0 \text{ rad}$ の場合、Fig. C.4 および Fig. C.5 の (b) にある、計九つの小さい集合がそれぞれの特異点付近である。このため、 $q_1 = 0 \text{ rad}$ の場合において

は、同じ姿勢でKSとCISの問題が同時に発生すると言える。またFig. C.6は、Fig. C.4およびFig. C.5と同様に九つの特異点付近に加え、二値化されている2色の領域の境界線がすべて特異点付近である。よって、KSやCISでなくとも、DSである場合は存在する。

次に、 $q_1 \neq 0 \text{ rad}$ の場合について議論する。ただし、KSは q_1 を変数として持たないため、ここでは扱わない。そこで、Fig. C.7およびFig. C.8にそれぞれ、 $q_1 = i\pi/12, (i = 1, 2, \dots, 12)$ の分布を示す。Fig. C.7では、(l)の*i* = 12以外において特異点は存在せず、Fig. C.5の(b)を含めると、*i* = 0, 12 ($q_1 = 0 \text{ rad}, q_1 = \pi \text{ rad}$)の場合だけ特異点が発生する。それ以外の場合では、 $q_1 = q_2 = 0 \text{ rad}$ であっても q_1 を動作させることで自身の重心を変化させられるためCISではない。KSは、任意の q_1 において、Fig. C.4の九つの集合が特異点であることを考慮すると、CISはKSに含まれているといえる。一方で、Fig. C.8ではすべての q_1 において特異点が存在しており、また境界線も q_1 に対し変化する。ただし、Fig. C.4やFig. C.5の九つの特異点部分はDSも常に特異点となっている。よって、DSはKSを含む。一方で、境界線部分はKSもCISも特異点ではなく、DSのみである。以上をまとめるとTable. C.1のようになる。さらに、それぞれの場合について例をFig. C.2に示す。図中、右向きの赤い矢印が x 軸方向、上向きの緑の矢印が y 軸方向である。ここでは、Fig. C.2の(c)に着目する。Fig. C.3に示すように、DSのような姿勢では重心と手先の両方の拘束を含んでおり、両方の運動を同時に満たす必要がある。例えば、重心を動かさずに冗長運動のみで手先を動かす無反動制御では、無反動領域(Reactioless motion area)を超える動作はできない。また、手先に影響を与えないセルフモーションによる振動抑制も、 x 軸方向に対し運動できない。もちろん、片方の拘束を緩和すればDSの問題は消えるため、KSやCISでない姿勢である。

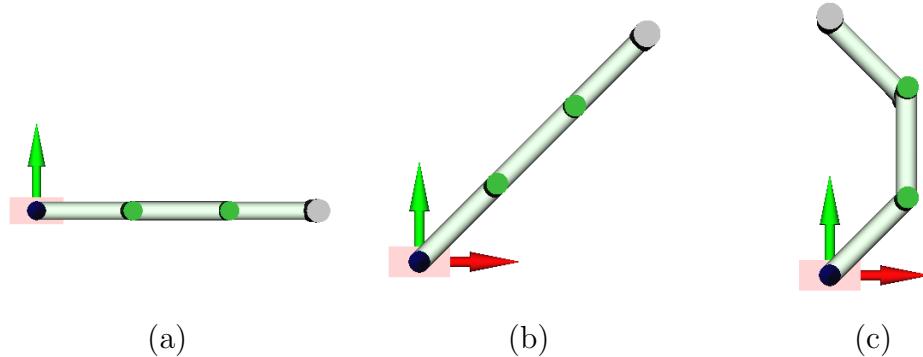


Fig. C.2: Example of each singular configuration of: (a) Case 1, (b) Case 2 and (c) Case 3.

Table C.1: Combinations of KS and CIS and DS.

Case	KS	CIS	DS
1	o	o	o
2	o	x	o
3	x	x	o

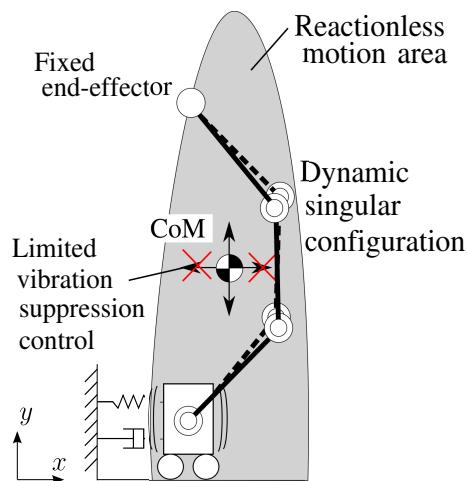


Fig. C.3: Dynamics singular configuration.

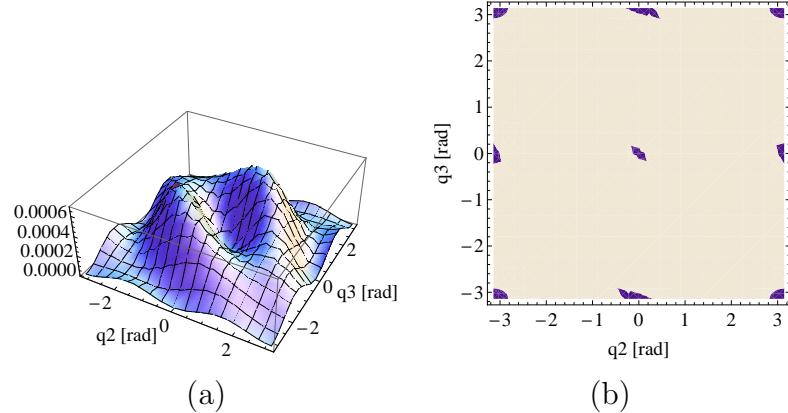
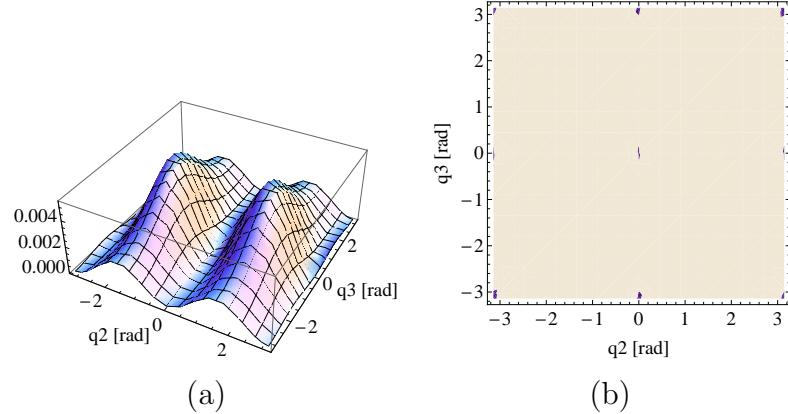
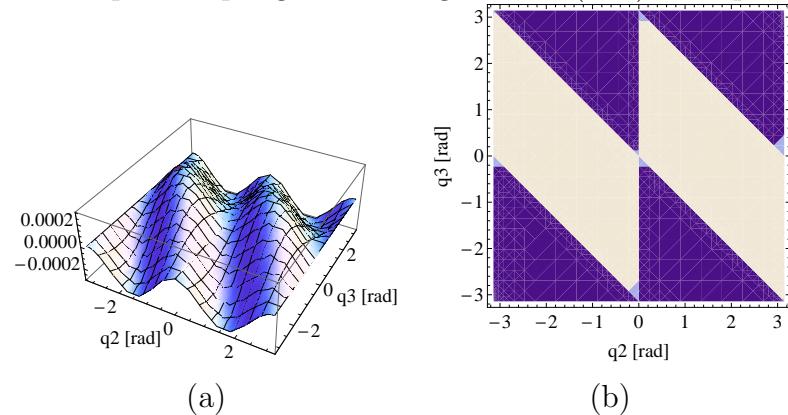


Fig. C.4: Map of kinematic singularities (KS).

Fig. C.5: Map of coupling inertia singularities (CIS) with $q_1 = 0$ rad.Fig. C.6: Map of dynamics singularities (DS), with $q_1 = 0$ rad.

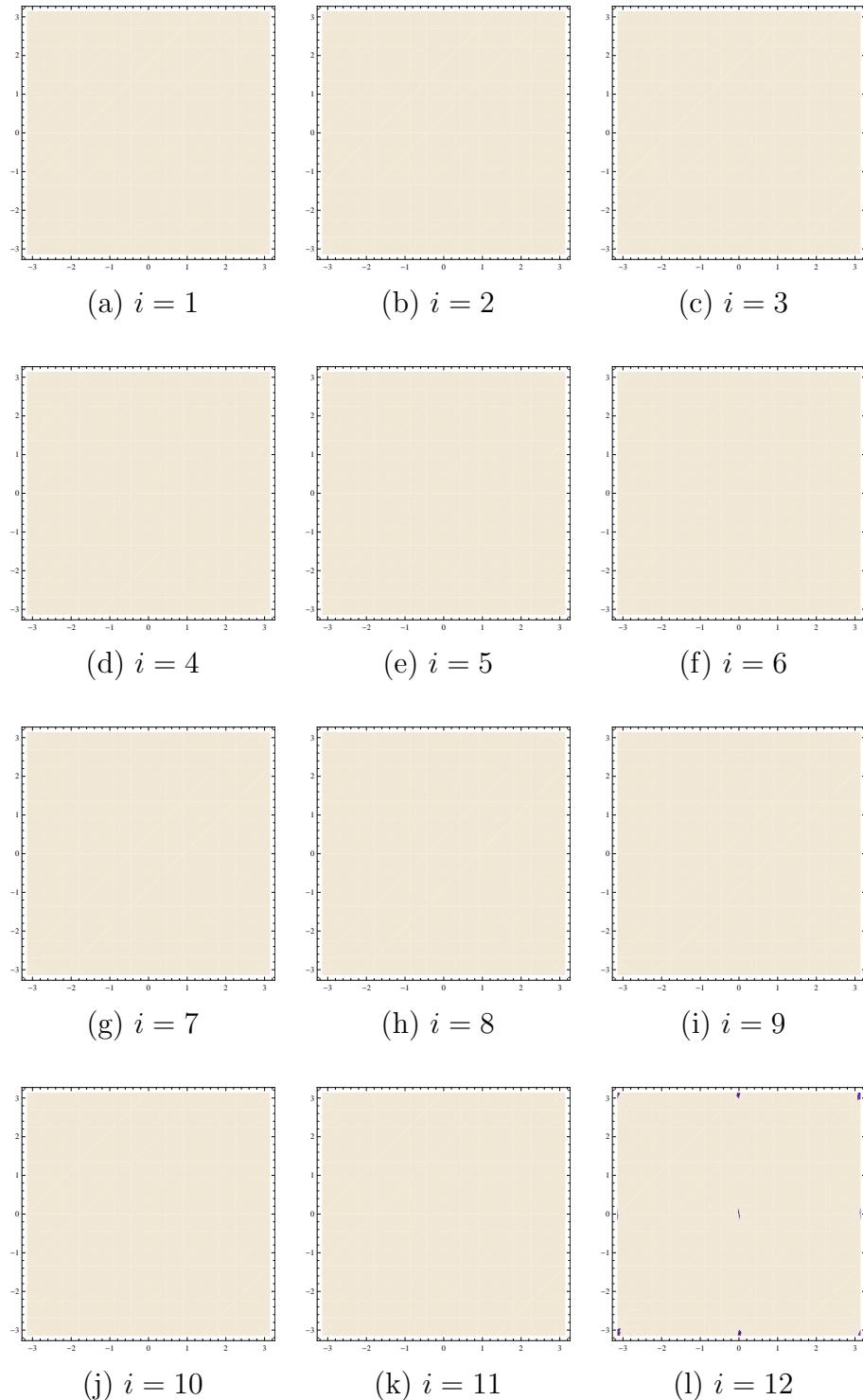
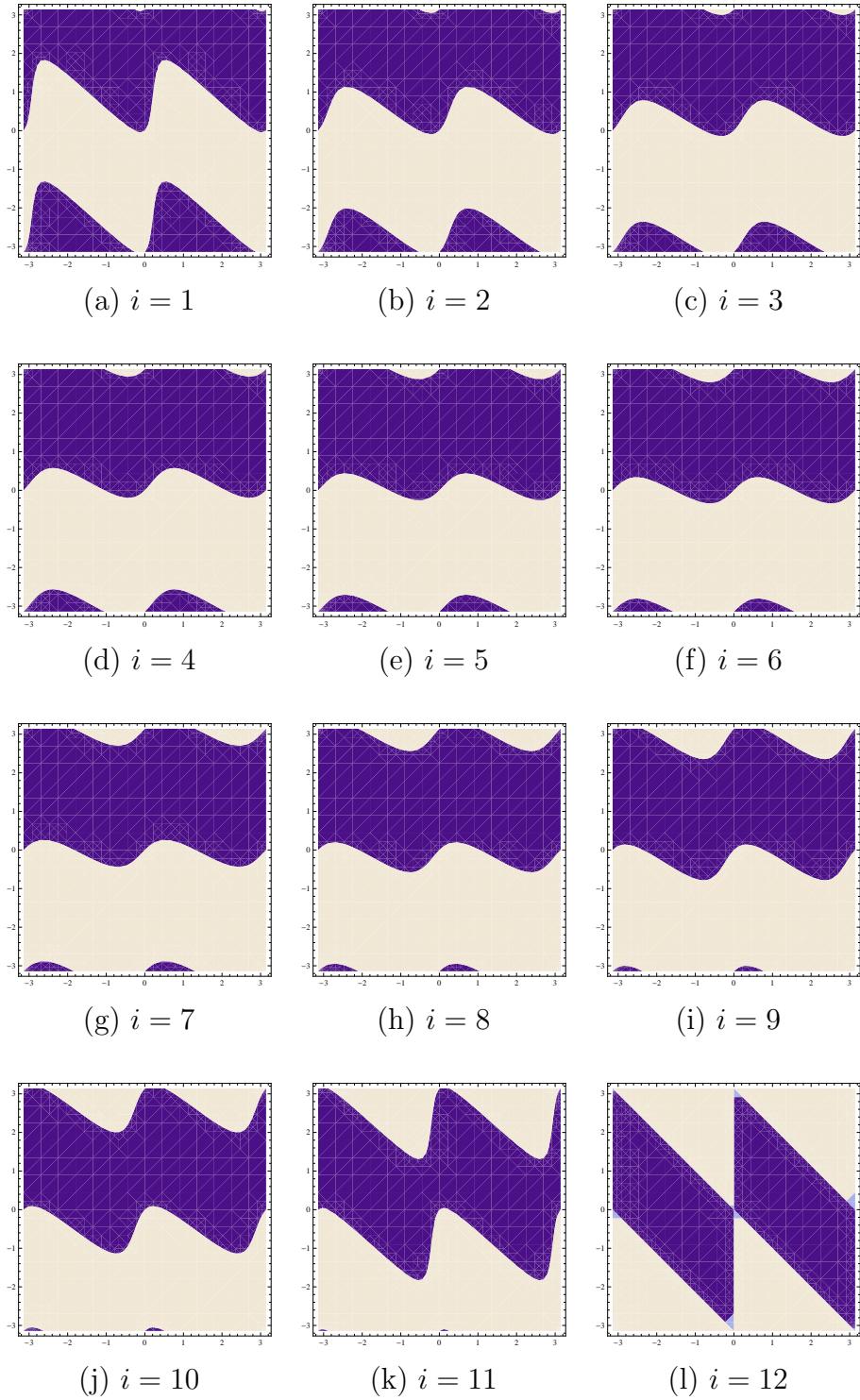


Fig. C.7: Map of coupling inertia singularities (CIS), with $q_1 = i\pi/12$ rad ($i = 1, 2, \dots, 12$).

Fig. C.8: Map of dynamics singularities (DS), with $q_1 = i\pi/12 \text{ rad}$ ($i = 1, 2, \dots, 12$).