

博 士 学 位 論 文

パラルメカニズムの機構解析と
制御に関する研究

平成24年度

(平成24年7月13日提出)

東北大学大学院情報科学研究科

応用情報科学専攻

前 田 潔

Mechanism analyses and control on parallel mechanisms

Kiyoshi Maeda

Abstract

Chapter 1 Introduction

Parallel mechanisms have excellent characteristics, such as high accuracy, high speed, high rigidity, and high output power. The research target is to clarify methods for mechanism design and control by using proper evaluation standards, considering the tasks which parallel mechanisms perform because of applying advantages of parallel mechanisms.

The collision between an end-effector and its environment has become an important issue in the tasks which robots contact on its environment such as assembling works. The mechanism analyses considering dynamic characteristics are needed in the tasks which robots contact on its environment. In this study, the properties of equivalent mass, equivalent viscosity and equivalent stiffness are analyzed by using Generalized Inertia Ellipsoids (GIE), Generalized Damping Ellipsoids (GDE) and Generalized Stiffness Ellipsoids (GSE) at a contact point, because of designing mechanisms considering dynamic characteristics of parallel mechanisms. Consequently, the dynamic characteristics on parallel mechanisms of the moment when the external impact force acts on a contact point are revealed.

Parallel mechanisms are suitable for the accurate position control because of high rigidity. But the nonlinear dynamical characteristics on parallel mechanisms need to be compensated for controlling the position precisely. It took much time to compute the inverse dynamics of parallel mechanisms because they include closed-loop mechanisms. It was difficult to control them using dynamic control by computers in those days. In this study, Parallel mechanisms are controlled by using Time Delay Control (TDC) which robust control is. The nonlinear dynamic characteristics on parallel mechanisms are compensated as the disturbance.

Parallel mechanisms can move the end-effector in high speed because end-effector and links are possible to be manufactured lightweight. Parallel mechanisms become more high speed by wire driven. In this study, parallel mechanisms having 8 redundant driving wires are proposed. This parallel mechanism has complete redundancy kinematically and dynamically by using 8 driving wires. Simultaneous control such as setting equivalent mass and equivalent stiffness for external force is possible in addition to position control of traveling plate for redundant actuation. In this study, the optimal configurations of a class of parallel mechanisms having 8 redundant driving wire are derived from the viewpoint which working space become larger. Even a small parallel mechanisms having 8 redundant driving wire can achieve several works efficiently because of having large working space.

The inverse dynamics of a Cable driven balloon robot are derived. Attitude stability is discussed experimentally.

Chapter 2 An analysis of passive impedance of a Stewart platform

The collision between an end-effector and its environment has become an important issue in robot tasks. At the moment when an end-effector contacts with stiff environment, external impact force acts on it. A phenomenon that a robot is passively forced to change its configuration occurs by external impact force. Active impedance control schemes for robots cannot control this momentary motion.

In this chapter 2, at first, the equation of motion of a contact point between the end-effector of a Stewart platform and environment was expressed. Linear relationship which is satisfied between the external impact force and the displacement of a contact point was derived. This equation shows that a contact point moves as if it were a spring-damper-mass system at the moment when external impact force acts on the end-effector. An ellipsoid which is given by inertia matrix is called Generalized Inertia Ellipsoid (GIE). The length of axes of GIE

means equivalent mass property of dynamic motion at the moment of the external impact force. The equivalent mass property has maximum value in the direction of the short axis. Similar ellipsoids, which are called Generalized Damping Ellipsoid (GDE) and Generalized Stiffness Ellipsoid (GSE), are considered by the viscosity matrix and the stiffness matrix. These two ellipsoids express properties of equivalent viscosity and equivalent stiffness. The changes of the ellipsoids were revealed by changing mechanism parameters. Simulation results showed that GIEs become almost sphere, but GDEs and GSEs change its shapes by changing mechanism parameters.

The each ellipsoid is expected to be a sphere, because prediction of motion of the contact point is easy. The acceleration is in the same direction as the external impact force. However, if GIE is almost sphere although GDE and GSE are ellipsoids, motion is not linear because the contact point moves in the direction of the external impact force at the moment although it moves in a different direction according to the stiffness characteristic after that. Relation of ellipsoids to Stewart platform configurations was revealed under the condition which each ellipsoid became almost spheres. Consequently, it was proved that the GIEs always become spheres in entire working space and GDEs and GSEs become spheres at the center of working space, but they become ellipsoids at the skirts of working space. This result shows that a Stewart platform is advantageous to the tasks which an end-effector contacts with environment. Applications considering the characteristics of each ellipsoid were showed.

Chapter 3 Time delay control of a Stewart platform using pneumatic actuators

It took much time to compute the inverse dynamics of parallel manipulators because they include closed-loop mechanisms. It was difficult to control them using computed torque methods by computers in those days. On the other hand, robust control against parameter changes of controlled systems is another solution. Complicated dynamics of parallel mechanisms can dealt with as disturbance. They are controlled by the robustness.

In this chapter 3, a Stewart platform which is driven by pneumatic actuators is controlled by using Time Delay Control (TDC). TDC is based on an idea that influence of unknown parameters and disturbance are estimated from known characteristics of systems. Considering time delay of estimated values, the disturbance and the unknown parameters are compensated by direct cancellation. It is expected to obtain higher control performance by applying TDC to parallel mechanisms.

The dynamic model of a Stewart platform was approximated on some assumptions. The model of pneumatic system was approximated by using constant values of the standard position. A transfer function of each actuator of a Stewart platform was expressed by a 3rd order system using the approximated dynamic model and the linearized model of pneumatic system. A reference model which the controlled system should track was designed according to the structure of the approximated plant model, and an error model was designed using an error feedback gain. The error model converges to zero by selecting an error feedback gain appropriately. Time delay, parameters of the reference model and the error model, estimation of input gain of the plant, which are parameters in TDC design, were designed so as to satisfy conditions of trackability and stability of the reference model.

Experimental results showed that TDC estimated and compensated changes of parameters by nonlinearity of pneumatic actuators, changes of inertia and gravity by platform motion, and dynamic interference between actuators as the disturbance. Good trajectory was achieved by TDC.

Chapter 4 Fundamental design of wire configurations of wire driven parallel manipulator with redundancy

There are needs of ultra high speed transfer of lightweight objects such as food. Present industrial robots cannot provide any effective solution to this problem. The largest cause is the serial-link mechanism, which most present robots have. Their cantilever structure having heavy actuators in moving part is not appropriate for high-speed motion. Parallel mechanisms are appropriate for motion and works in high speed by nature.

In order to increase the speed of parallel manipulators more, mass of moving parts such as links should be minimized. Therefore, a mechanism where a traveling plate is suspended by wire from many directions is

appropriate for high-speed motion. Parallel mechanisms have serious defects that the working space is small and that singular points are sometimes located at center of the working space. Wire driven parallel robots have the same problem. Moreover, because wires cannot push the plate but only pull it, the problem becomes more serious. Redundant actuations are effective in order to solve these problems. The robot mechanisms have not only the minimum sufficient number of wires but also surplus ones. When it becomes a singular point if there are only the minimum numbers of wires, the redundant actuation avoids the singularity because the surplus wires effectively apply forces on the traveling plate. Moreover, redundant actuation is effective for enhancing working space including rotation.

In this chapter 4, the optimal wire configurations were derived within a class of mechanisms redundantly driven by 8 wires from the viewpoint of working space. The working space was determined by conditions that the traveling plate must be able to generate arbitrary acceleration and that the wire must not contact. Heuristics on wire configuration were obtained through optimizing and analyzing isotropic configuration of actuator units. Classification and comparison of all the symmetric configurations derived the 2 optimal configurations: Rod-type and T-type. Simulation result proved that Rod type was suitable for larger translational working space and T-type was suitable for wider rotation working space.

Chapter 5 Design of a redundant wire driven parallel robot WARP manipulator

A redundant wire-driven parallel robot WARP (Wirepuller-Arm-driven Redundant Parallel) manipulator is a new robot mechanism which is suitable especially for ultra high speed transfer of lightweight objects such as food. An ultra high speed robot FALCON using wire drive system has several problems, such as position error and friction caused by the pulley mechanism, and disarray of wires. A WARP manipulator solved these problems. A WARP manipulator is redundantly driven by 8 wires connected with the tips of motor-driven arms without pulley and was designed to have an optimum wire configuration T-type. A WARP manipulator is able to move with 6 degrees of freedom by controlling the rotation angles of arms.

In this chapter 5, a WARP manipulator was designed from the view point of working space by considering conditions that the traveling plate can generate arbitrary acceleration, the wires do not contact, rotation angles of arms are within the limit and wire tension does not exceed the limit. Fundamental wire configuration and the shapes of traveling plate of WARP manipulator use T-type. Although the arm length of prototype is 5cm, WARP manipulator has the large working space. This demonstrates the merit of T-type.

In order to compensate the machining and assembling errors of the prototype, kinematic parameters were experimentally calibrated for position control.

Chapter 6 Attitude stability of a cable driven balloon robot

At the time of a large-scale urban earthquake disaster, human search activities and information collection are the most important processes of rescue operations. Robots for search and rescue (e.g., aero-robots, crawler type robots) have been studied extensively recently.

A cable driven balloon robot for information acquisition from the sky during disaster rescue and recovery operations has been developed. The balloon uses a natural shape balloon. Several sensors for information collection are put on the Sensor Unit (SU). The SU is hung from balloon. Three cables from Actuator Unit (AU) which are installed on the ground are connected the SU, and the SU position is controlled by expanding and contracting the three cables length respectively. The SU can move over the afflicted area. The robot is operated remotely from the Operation Unit (OU) on the distant place from the afflicted area. A camera and several sensors or a wireless relay are loaded onto the SU. The attitude stability of the SU is required to eliminate camera shaking resulting from wind. Such attitude stability is necessary for high-precision information collection.

In this chapter 6, the attitude stability of an SU was verified experimentally by using two cable arrangements (three cables and one cable) between the balloon and the SU in the open air. Consequently, the attitude stability of one cable case was good performance.

Chapter 7 Conclusion

The methods for mechanism design and control on parallel mechanisms was clarified by using proper evaluation standards, considering the tasks which parallel mechanisms perform because of applying advantages of parallel mechanisms.

1. The properties of equivalent mass, equivalent viscosity and equivalent stiffness were analyzed by using GIE, GDE and GSE at a contact point in the tasks which parallel mechanisms contact on its environment. Consequently, the dynamic characteristics on parallel mechanisms of the moment when the external impact force acts on a contact point were revealed.
2. TDC estimated and compensated changes of parameters by nonlinearity of pneumatic actuators, changes of inertia and gravity by platform motion, and dynamic interference between actuators as the disturbance. Good trajectory was achieved by TDC.
3. The optimal wire configurations: Rod-type and T-type were derived within a class of parallel mechanisms redundantly driven by 8 wires from the viewpoint of working space. A WARP manipulator was designed to have an optimum wire configuration T-type which working space become larger. In order to compensate the machining and assembling errors of the prototype, kinematic parameters were experimentally calibrated for position control.
4. The attitude stability of an SU was verified experimentally by using two cable arrangements (three cables and one cable) between the balloon and the SU in the open air. Consequently, the attitude stability of one cable case was good performance.

目次

はじめに	1
参考文献	4
第1章 緒論	5
1.1 パラレルメカニズムの特徴	5
1.2 パラレルメカニズムの機構解析	7
1.3 パラレルメカニズムの制御	8
1.4 パラレルメカニズムの応用	10
1.5 ワイヤ駆動パラレルメカニズムの特徴	11
1.6 ワイヤ駆動パラレルメカニズムの応用	12
1.7 本研究の目的	13
1.8 本論文の構成	15
参考文献	17
第2章 Stewart プラットフォームの受動的インピーダンス	23
2.1 概要	23
2.2 Stewart プラットフォームの特徴	23
2.3 Stewart プラットフォームの運動学 [3]	24
2.4 Stewart プラットフォームの運動方程式の導出 [3][4]	28
2.4.1 Stewart プラットフォームの解析モデル	28
2.4.2 各 Stewart プラットフォーム構成要素の位置、速度および角速度	29
2.4.3 ラグランジュ法による運動方程式の導出	30
2.5 一般化慣性楕円体	33
2.6 受動的インピーダンス特性式	33
2.7 受動的インピーダンスの解析	36
2.7.1 受動的インピーダンスと機構のパラメータとの関係	36
2.7.2 受動的インピーダンスとエンドエフェクタの位置姿勢との関係	37
2.8 Stewart プラットフォームの応用	42
2.8.1 硬い物体との接触作業	45
2.8.2 組立作業	45

2.9	まとめ	47
	参考文献	48
第3章	Time Delay Control による Stewart プラットフォームの位置制御	51
3.1	概要	51
3.2	Time Delay Control 制御則 [6][7][8][9]	52
3.3	実験装置の構成	54
3.4	Stewart プラットフォームの解析モデル	55
3.4.1	Stewart プラットフォームの近似力学モデル	55
3.4.2	空気圧駆動系のモデル	57
3.4.3	制御対象のモデル	59
3.5	TDC の設計	60
3.5.1	モデル規範型 TDC 制御則の設計	60
3.5.2	パラメータの決定	62
3.6	実験	63
3.6.1	実験方法	63
3.6.2	初期位置を変えた場合	63
3.6.3	負荷の質量を変化させた場合	64
3.6.4	各アクチュエータ間に干渉がある場合とない場合	64
3.7	まとめ	67
	参考文献	69
第4章	最適な冗長ワイヤ配置問題	71
4.1	概要	71
4.2	冗長ワイヤパラレル駆動	72
4.3	運動学・力学と設計が満足すべき条件	74
4.3.1	記号の定義	74
4.3.2	運動学とワイヤ同士の絡まりの条件	75
4.3.3	動力学と任意の加速度を発生できる条件	78
4.3.4	ワイヤ配置が満足すべき条件	79
4.4	等方的配置の制約下における最適設計	79
4.4.1	等方的配置のすべての組合せ	80
4.4.2	シミュレーションと最適な等方的配置	80
4.4.3	良い設計をするためのヒューリスティクス	81
4.5	対称性の制約下における最適設計	83
4.5.1	アクチュエータユニットの数の組合せの分類	83

4.5.2	トラベリングプレートの形状設計	85
4.5.3	シミュレーション結果	87
4.6	まとめ	92
	参考文献	93
第5章	冗長ワイヤ駆動ロボット WARP の設計	95
5.1	概要	95
5.2	冗長ワイヤ駆動ロボット WARP の運動学と力学	95
5.2.1	記号の定義	95
5.2.2	逆運動学とワイヤ同士の絡まりの条件	97
5.2.3	逆動力学と任意の加速度を発生できる条件	99
5.3	プロトタイプの試作	100
5.4	プロトタイプのパラメータを使用した作業領域の導出	101
5.5	運動学パラメータのキャリブレーション	104
5.5.1	運動学モデルとキャリブレーション方法	104
5.5.2	キャリブレーション実験と結果	105
5.6	まとめ	108
5.7	パラレルワイヤ駆動モーションベース	108
	参考文献	110
第6章	バルーンケーブル駆動ロボット	113
6.1	概要	113
6.2	バルーンケーブル駆動ロボットの特徴	115
6.3	バルーンケーブル駆動ロボットの設置手順	116
6.4	バルーンケーブル駆動ロボットの仕様	117
6.5	バルーンケーブル駆動ロボットの位置制御実験 [3]	118
6.6	バルーンケーブル駆動ロボットの動力学 [4]	118
6.6.1	バルーンと SU を 3 本のケーブルで接続する場合	119
6.6.2	バルーンと SU を 1 本のケーブルで接続する場合	121
6.7	実験	122
6.8	まとめ	126
	参考文献	126
第7章	結論	129
	本論文に関連する論文・講演	135
	謝辞	141

はじめに

近年、ロボット化が遅れていた食品、化粧品、医薬品の市場において、軽量かつ他品種な製品を高速にハンドリングするロボットにパラレルマニピュレータが使用され、各ロボットメーカー及び機械メーカーから、次々に新製品が発表されている。このようにパラレルメカニズムは、現在非常に注目されているメカニズムである。

パラレルメカニズムとは、多自由度閉ループ機構において、二つ以上のジョイントを持ち、かつアクチュエータが配置された連結連鎖が、静止節（ベース）と出力節（エンドエフェクタ）の間に並列に複数配置された機構であり、これを利用したロボット、マニピュレータ及びアームは、それぞれパラレルロボット、パラレルマニピュレータ及びパラレルアームと呼ばれている [1][2][3]。また J I S においてパラレルロボットは、ベースとメカニカルインタフェースとの間の機械構造に複数の動力伝達経路を持つロボットと定義されている。

パラレルメカニズムは、アクチュエータの種類、連結連鎖の配置、連結連鎖の形式の違いにより数多くの種類が存在する。しかし、一般的にパラレルメカニズムの特徴は次の通りである。

1. アクチュエータ及びリンクなどを軽量に作製する事が出来るため、結果としてエンドエフェクタを高速に動かす事が期待できる。
2. 各アクチュエータに供給されるエネルギーを効率よくエンドエフェクタに伝える事ができるため、高エネルギー効率となる。
3. エンドエフェクタに生じる負荷が、各リンク及びアクチュエータに分散されることに加え、他のアクチュエータ及びリンクなどがアクチュエータの駆動負荷になる事が少ない。結果として高出力化が期待できると同時に各アクチュエータの出力を小さく設計する事も可能となる。
4. 各リンクが曲げ応力を受ける事が少なく、機構全体で剛性を高くする事ができる。
5. アクチュエータの制御誤差や負荷によるリンクの変形も累積せず平均化されるので、高精度となる。
6. 機構が単純でコンパクトに多自由度を実現でき、機構の対称化、特性の等方化が容易である。

7. 逆運動学及び順静力学が容易に解ける。

また次の様な欠点も併せ持つ。

1. シリアルメカニズムに比較して、作業領域が狭い。
2. 順運動学及び逆静力学を解析的に解く事がきわめて困難である。
3. 動力学が非常に複雑である。
4. 作業領域の中に、シリアルマニピレータと比較して特異点が多く存在する。

このような高精度、高速、高剛性、高出力であるパラレルメカニズムの特徴を有効に活用するためには、パラレルメカニズムが行う作業を考慮し、適切な評価基準を用いた機構設計法及び制御法を解明する必要がある。

バリ取り、表面研磨、組立作業など、ロボットが外部と接触を伴う作業を行う場合、エンドエフェクタと外界との衝突が問題となる。エンドエフェクタと外部の硬い物体が接触する瞬間には、衝撃的な外力がエンドエフェクタに働き、ロボットは、その外力によって姿勢を急激に変化させられる。このような衝撃的な外力による瞬間的な応答は、その機構の本来持っている質量特性、粘性特性、剛性特性に依存する。たとえば、外力が作用した瞬間は、質量特性に従って、接触点は、力の作用線と同じ方向に運動するが、その後は剛性特性によるつり合いの方向に運動する。また接触点の運動は粘性特性によって抑制される。この様にロボットが外部環境と動的な干渉を持つ作業においては、その機構が本来持っている質量特性、粘性特性、剛性特性を解析する必要がある。

そこで本研究では、一般化慣性楕円体 (GIE)、一般化粘性楕円体 (GDE)、一般化剛性楕円体 (GSE) を使用し、機構が持つ等価質量、等価粘性、等価剛性の特性を解析することにより、衝撃的な外力が作用した時のパラレルメカニズムの動特性を明らかにする。

パラレルメカニズムの位置制御については、逆運動学を用いて目標とするエンドエフェクタの位置姿勢から、各アクチュエータの変位に変換し、それぞれのアクチュエータをPID制御等を使用して制御するのが一般的である。しかし、高速にエンドエフェクタを運動させる場合は、コリオリ力等の非線形力を補償するために逆動力学計算を行い、アクチュエータのトルクをリアルタイムに求める必要があるが、計算が複雑なため、サンプリングタイム内に収まらない場合が多かった。また、空気圧アクチュエータを使用する場合は、空気圧の非線形性を補償する必要がある。

そこで本研究では、ロバストな制御系であるタイムディレイコントロール (TDC 制御) を使用し、パラレルメカニズムの複雑な動力学の影響及び空気圧の非線形性を外乱として補償出来ることを実験によって明らかにする。

ワイヤを使用したパラレル駆動ロボットは、剛体リンクで構成されたパラレルメカニズムの様に押す事が出来ないので、剛体リンクで構成されたパラレルメカニズムとは性格が異なっている。一般的なワイヤ駆動パラレルメカニズムの特徴は次の通りである。

1. エンドエフェクタとアクチュエータを離れた場所に設置する事ができ、ワイヤは軽量であるとともにエンドエフェクタを軽量に設計する事が出来るため、剛性リンクを用いたパラレルメカニズムに比較して、さらに高速化が期待できる。
2. エンドエフェクタに生じる負荷が、各ワイヤ及びアクチュエータに分散されることに加え、他のアクチュエータ及びワイヤなどがアクチュエータの駆動負荷になる事が殆どない。結果として高出力化が期待できると同時に各アクチュエータの出力を小さく設計する事も可能となる。
3. ワイヤの内力を制御する事により、機構全体で剛性を高くする事ができる。さらにアクチュエータの制御誤差や負荷によるリンクの変形も累積せず平均化されるので、高精度となる。
4. また機構が単純でコンパクトに多自由度を実現でき、機構の対称化、特性の等方化が容易である。
5. ワイヤは、プリー等の巻き上げ装置で駆動できるので、広い可動範囲を軽量の機構で実現できる。
6. 完全拘束型ワイヤ駆動パラレルメカニズムは、逆運動学が容易に解ける。
7. 非完全拘束型ワイヤ駆動パラレルメカニズムは、動力学及び運動学を解析的に解くのは困難である。
8. ワイヤは、押す事が出来ず、引張力のみ発生するので、 n 自由度空間で、ワイヤ張力の制御のみで、物体の位置姿勢を制御する場合は、最低 $n + 1$ 本のワイヤが必要である [4]。つまり機構の持つ自由度より、アクチュエータの数が多くなり冗長駆動となる。

完全拘束型のワイヤ駆動パラレルメカニズムは、6本のワイヤがあれば、ワイヤが伸びた状態で、トラベリングプレートの位置姿勢を一意に決めることができる。したがって、ワイヤ本数が7本の場合は、運動学的に冗長性を持つ。しかしながら、ワイヤは張力しか発生できず、トラベリングプレートを押すことが出来ないので、トラベリングプレートに任意の加速度を発生させるためには、7本以上のワイヤが必要である [4]。したがって、8本以上のワイヤを使用した場合は、運動学的、動力学的に完全な冗長性を持つ。必要最小限よりも多数のワイヤによって、駆動することにより特異点の減少、作業空間の拡大、二次タスクの遂行等が期待できる。つまり、トラベリングプレートの位置制御を行いながら、同時に外力に対する等価慣性、等価剛性などを任意に設定する制御が可能となる。

そこで本研究では、8本のワイヤを使用した完全拘束型の冗長ワイヤ駆動パラレルメカニズムのワイヤ配置、アクチュエータ配置、トラベリングプレートの形状について、作業

空間の観点からシミュレーションによって最適なパラメータを解析する。そして導出された作業領域が大きく取れる最適なパラメータ配置である T 型を使用して、8 本のワイヤで駆動される冗長ワイヤ駆動ロボット WARP を作業領域の観点から設計を行い、プロトタイプを製作する。

さらに、非完全拘束タイプのレスキューロボットであるバルーンケーブル駆動ロボットの姿勢安定性について動力学を導出し、実験によって姿勢安定性を考察する。

参考文献

- [1] 舟橋宏明, ロボット機構としての平行メカニズム, 日本ロボット学会誌, Vol. 10, No. 6, pp. 699–704, 1992.
- [2] 舟橋宏明, 平行メカニズムが広げる可能性, 機械設計, Vol. 40, No. 10, pp. 18–19, 1996.
- [3] J.-P. Merlet, Parallel Robots (Second Edition), Springer, 2010.
- [4] V. D. Nguyen, Constructing Force-Closure Grasps in 3D, Proc. 1987 IEEE Intl. Conf. on Robotics and Automation, pp. 240-245, 1987.

第1章 緒論

1.1 パラレルメカニズムの特徴

パラレルメカニズムとは、多自由度閉ループ機構において、二つ以上のジョイントを持ち、かつアクチュエータが配置された連結連鎖が、静止節（ベース）と出力節（エンドエフェクタ）の間に並列に複数配置された機構であり、これを利用したロボット、マニピュレータ及びアームは、それぞれパラレルロボット、パラレルマニピュレータ及びパラレルアームと呼ばれている [1][2][3]。また JIS においてパラレルロボットは、ベースとメカニカルインタフェースとの間の機械構造に複数の動力伝達経路を持つロボットと定義されている。

パラレルメカニズムの歴史は古く、1947 年に Gough[4] によって現在 Stewart Platform と呼ばれている 8 面体の構造で、かつ 6 本の直動アクチュエータによってエンドエフェクタを 6 自由度に位置姿勢を制御できる機構が提案されている。この機構はタイヤをテストする機構として提案されたものである。その後、1965 年に Stewart[5] によってヘリコプタのフライトシミュレータとして 6 本の直動型アクチュエータの長さを変化させることにより、ヘリコプタの位置姿勢を 6 自由度に変化させる事が出来る機構が提案されている。また、1972 年に Minsky は、パラレルメカニズムをロボットマニピュレータとして使用する事を提案している [6]。日本においては、1987 年に津坂らによって、小型でコンパクトなパンタグラフを使用した可動範囲が広く取れるパラレルマニピュレータが提案されている [7]。

産業用ロボットに広く用いられているシリアルメカニズムは、先端にあるエンドエフェクタを動かす場合、エンドエフェクタ以外にエンドエフェクタとベースの間にある複数のリンク及びアクチュエータなどを動かさなければならないため、次の様な問題点がある。

1. 各アクチュエータに供給されるエネルギーのうち、ほんの少ししか本来の目的であるエンドエフェクタを動かすために使用されない。結果としてエンドエフェクタの加速性が悪くなる。
2. さらにベースに近いアクチュエータは、それより先にあるリンク及びアクチュエータなどを支持する必要があるため、ベースに近いほど高剛性のリンク及び高出力のアクチュエータが必要となり、エンドエフェクタに近いほどリンクの剛性及びアク

チュエータの出力は小さくなり、結果としてエンドエフェクタにおける負荷質量は小さくなる。

3. またエンドエフェクタの位置及び姿勢を制御しようとする場合、順運動学を用いて、各アクチュエータの位置を計算し制御するが、個々のアクチュエータの制御誤差がエンドエフェクタに行くに従い、積算されることになり結果としてエンドエフェクタの位置及び姿勢の制御誤差となって表れる。また各リンクを構成する部材の変形も積算されることになり、制御誤差を大きくする要因の一つである。

一方、パラレルメカニズムは、アクチュエータを並列に配置した閉ループ構造であるため、次の様な長所を持つ。

1. 各アクチュエータに供給されるエネルギーを効率よくエンドエフェクタに伝える事ができる。さらにアクチュエータ及びリンクなどを軽量に作製する事が出来るため、結果としてエンドエフェクタを高速に動かす事が期待できるとともに高エネルギー効率となる。
2. さらにエンドエフェクタに生じる負荷が、各リンク及びアクチュエータに分散されることに加え、他のアクチュエータ及びリンクなどがアクチュエータの駆動負荷になる事が少ない。結果として高出力化が期待できると同時に各アクチュエータの出力を小さく設計する事も可能となる。
3. 各リンクが曲げ応力を受ける事が少なく、機構全体で剛性を高くする事ができる。さらにアクチュエータの制御誤差や負荷によるリンクの変形も累積せず平均化されるので、高精度となる。
4. また機構が単純でコンパクトに多自由度を実現でき、機構の対称化、特性の等方化が容易である。
5. 逆運動学及び順静力学が容易に解ける。

また次の様な欠点も併せ持つ。

1. シリアルメカニズムに比較して、作業領域が狭い。
2. 順運動学及び逆静力学を解析的に解く事がきわめて困難である。
3. 動力学が非常に複雑である。
4. 作業領域の中に、シリアルマニピレータと比較して特異点が多く存在する。

1.2 パラレルメカニズムの機構解析

このような特徴を持つパラレルメカニズムについて、さまざまな機構解析に関する研究が行われている。

舟橋らは、パラレルメカニズムの自由度について、全節数、全対偶数より、機構の自由度を計算出来る事を示している [8]。このような作業は数の総合と呼ばれている。6 自由度にエンドエフェクタの位置姿勢を独立に制御する 6 自由度空間パラレルメカニズムは、各連結連鎖の対偶の自由度の総和は 6 であり、各連結連鎖内のアクチュエータは、一つである。出力節と静止節の間の連結連鎖に直動式アクチュエータを使用した機構が、Stewart Platform [5] であり、出力節にかかる負荷とモーメントは、各連結連鎖の両端の球対偶を結ぶ方向に作用する引張力、圧縮力により支持され、連結連鎖にモーメントは生じない。一方、出力節と静止節の間の連結連鎖に回転対偶を使用する場合は、作業領域が大きくとれるが、入力節にモーメントが生じる。また、シリアル機構の持つ大きな作業領域とパラレル機構の高い剛性を同時に実現するために、シリアル機構とパラレル機構を組み合わせたハイブリッド機構もある [9]。

パラレルメカニズムにおいて、アクチュエータから与えられた入力、受動対偶を含む閉ループ機構の運動学的拘束に基づき出力節に伝達されるため、機構の設計時には運動特性を評価しなければならない。武田らは、パラレルマニピュレータの入力節から出力節への力の伝達に着目し、運動伝達性指数を定義し、作業領域の位置によって運動伝達性が大きく異なる事を示し、大きな作業領域を得るためには運動伝達性を考慮して、機構パラメータを決定する事が必要である事を示している [10]。また、この運動伝達指数が 0 の点は、パラレルメカニズムに特有の特異点である事を示している [11]。さらに、武田らは、運動伝達性に優れた機構定数領域を決定するためにモンテカルロ法に基づく方法を提案している。同方法を 6 自由度空間パラレルマニピュレータに適用し有効性を確認し、従来設計変数として扱われてこなかった入力節の回転軸方向が機構の運動伝達性に大きく寄与する事を明らかにしている [12]。

内山らは、パラレルマニピュレータの特異点は、手先の物理的拘束状態から、劣可動特異点と過可動特異点を定義している [13][14][15][16]。劣可動特異点とは、手先が動けない方向が存在する特異点である。一方、パラレルメカニズムに特有な特異点である過可動特異点とは、アクチュエータが固定されていても、手先を自由に動かす事が出来る特異点である。また劣可動特異点と過可動特異点は同時に起こる場合もある。さらに Zlatanov らは、運動空間の次元数よりも機構の自由度が小さいパラレルメカニズムにおいては、手先の自由度が低下する拘束特異点が存在することを明らかにしている [17]。

新井らは、ヤコビ行列を並進速度に関係する部分と角速度に関係する部分に分け、それぞれの条件数を評価量として、エンドエフェクタで発生する力やモーメントが出来るだけ一樣になるような機構を解析し、新しいパラレルマニピュレータの機構を提案している

[18]。また垂直直動型パラレルメカニズムの運動学解析を行い、このパラレルメカニズムは全てのアクチュエータの運動方向がZ軸に一致しているため、逆運動学の計算が簡単化でき、垂直方向に特化した精度、出力、動作領域が得られることを示している [19]。さらに直動型パラレルメカニズムを対象として、アクチュエータの配置角度等をパラメータとして作業領域及び運動伝達指数が大きくなる最適なパラメータを導出している [20]。そしてリンク長さ等のリンクパラメータを変化させることにより、パラレルメカニズムの動作領域を可変に出来る可変構造型パラレルメカニズムを提案している [21]。

小菅らは、ヤコビ行列を使用した機構解析は、エンドエフェクタの並進と回転運動、力とモーメントを一緒に取り扱って評価を行っているが、それぞれの量は異なる次元を持っており、一緒に取り扱う事は不自然であると考え、可操作楕円体 [22] を使用し、エンドエフェクタで発生する力とモーメントを別々に取り扱うことにより、パラレルマニピレータの力解析を行っている [23]。

田中らは、パラレルメカニズムの二次元の作業領域を幾何学的に求め、リアルタイムで三次元に拡張するプログラムを開発している [24]。

須崎らは、精密作業に必要なとなるパラレルメカニズムの手先の分解能を評価基準とする機構設計法を提案している [25]。

1.3 パラレルメカニズムの制御

パラレルメカニズムの制御については、次の様な研究がある。

出力節の運動は、作業座標系で定義される出力節の位置姿勢を表す6次元の一般化座標で記述され、アクチュエータの運動は6次元の関節座標系で記述される。一般的に連結連鎖に直動型アクチュエータを使用する場合は、逆運動学の解は解析的に求める事が出来るため [18]、出力節の運動を制御する場合は、Resolved Motion Control が使用される。Resolved Motion Control では、出力節の位置姿勢を表す目標軌道を逆運動学を解く事により、各アクチュエータの目標軌道に変換する。さらに各アクチュエータごとにサーボ系を構成し、目標値として各アクチュエータの目標軌道を入力し、各アクチュエータは、その目標軌道に追従する事になる。結果的に出力節の運動が制御される。この様に各アクチュエータごとのサーボ系で制御する方法は、Independent Joint Control と呼ばれている [26]。各アクチュエータの運動誤差が累積しないパラレルメカニズムにおいては、幾何学的構造が十分正確にモデル化されていれば、出力節の位置姿勢を直接フィードバックしなくても、大きな位置決め誤差が生じないので、高速に出力節が運動しない場合においては、実用的な制御系である。

パラレルメカニズムを高速に運動させる場合には、機構に作用する慣性力、遠心力、コリオリ力、重量などの非線形力の影響を無視する事は出来ない。このような非線形力の

影響を考慮しない Independent Joint Control では十分な制御性能の確保が出来なくなる。そこで逆動力学計算により、慣性力、遠心力、コリオリ力、重量などの非線形力を計算し、フィードバック補償、あるいはフィードフォワード補償によって、非線形力を打ち消す動的な制御を行う必要がある。動的制御を行うためには、出力節の位置姿勢、速度、加速度より、アクチュエータの駆動力を計算する逆動力学計算を行う必要がある。パラレルメカニズムの逆動力学計算は、複雑であり簡単ではない。パラレルメカニズムの動力学計算法 [27][28][29][30] は、色々と提案されてきたが、非常に複雑なため実時間制御を行うのは、困難であった。しかし、内山らは連結連鎖が軽量である HEXA の特徴を利用し、簡易動力学モデルにより動的制御を行い、高速での軌道追従性がかなり改善した事を報告している [31]。

出力リンクと外界との力学的な干渉を制御する方法として、直接的力制御と間接的力制御がある [32]。直接的力制御は、出力リンクと外界との間に働く力を直接制御する方法であり、出力リンクが出力すべき力に相当するアクチュエータの駆動力を計算し、各アクチュエータの力を制御する事により直接出力リンクの力を制御する。出力リンクの力の計測は、力センサーを使用するが、パラレルメカニズムの場合は各アクチュエータの駆動力を計測できれば、力センサーは必要としない利点がある [33]。一方、間接的力制御は、出力リンクに加わる外力と出力リンクの運動との関係を制御する事により、間接的に力を制御する方法である。外力と変位の関係を制御する剛性制御 [34][35]、力と速度の関係を制御するダンピング制御 [32][36]、力と変位、速度、加速度の関係を制御するインピーダンス制御 [34][37] などがある。また、作業に応じて、力制御と位置姿勢制御を自由に選べるようにした制御系をハイブリッド制御 [34][38][39] と呼んでいる。パラレルメカニズムについては、動力学が複雑なため、直接的力制御を行うのではなく、間接的力制御と位置姿勢制御のハイブリッド制御が用いられている [40]。

空間内で、出力節の位置姿勢を、独立に 6 自由度に制御するためには、6 個のアクチュエータで十分であるが、アクチュエータを一つ増やして 7 個にすると、機構が持つ自由度より、アクチュエータの数が多くなり、機構は冗長になる。機構が冗長になると出力節の出力の向上、特異点の回避、信頼性の向上が期待できる [29][41]。しかし、冗長駆動を行う場合は、Independent Joint Control の様に、冗長駆動系の各アクチュエータごとにサーボ系を組んで制御すると、幾何学的なモデル誤差等により非駆動関節に過大な負荷が生じる恐れがある。これを避けるためには、動的制御を行い各アクチュエータの駆動力を直接制御する必要があるが、駆動トルクが一意に決まらないと言う新たな問題が発生する。冗長駆動の制御手法は、Ropponen らは、各アクチュエータのトルクを最小化する方法を提案している [42]。一方、Kumar、Gardner らは、自動的に特異とならないアクチュエータの組み合わせを提案している [43]。また、中村は、ダイナミクスを考慮し、さらにアクチュエータの出力を最小化し、駆動トルクを最適化する方法を提案している [29]。また、三村らは、過拘束により発生する内力を直接検出し、これを常に 0 とする制御手法を提案

している [44][45]。

1.4 パラレルメカニズムの応用

このようなパラレルメカニズムは、次の様に応用されている。内山らは、高速に駆動できる 3 自由度空間ロボットである DELTA[46] の機能を拡張する事により、6 自由度にトラベリングプレートを制御できる HEXA を開発している。HEXA ロボット [47] は、ベースに固定された 6 個の DD モータ、これにより直接駆動される 6 つのアーム、各アームにより間接的に駆動される 6 つのロッド、さらに 6 つのロッド全てが連結された 6 自由度の自由度を持つトラベリングプレート及びエンドエフェクタより構成されている。HEXA は、アデプトモーションにおいて、1 サイクル 0.465 s を実現している。これは同程度の大きさのロボットに比較して、2 倍程度の速さである。

武田らは、従来型のロボットでは達成しえない高い精度、速度、剛性が要求される作業に適したマニピュレータを開発している [12][48]。試作機の位置繰返し精度は、位置決め変位 50 mm に対して、位置決め時間は 1 s、負荷質量 0~5kg の場合において、位置決め指令位置、及び位置決め方向を変えても位置繰返し精度は、 $\pm 0.0012 \sim 0.0084$ mm を達成している。

新井らは、パラレルメカニズムの特徴である位置決め精度の高さ、及び逆運動学の求解の容易さから 2 本指マイクロハンドの駆動機構にパラレルメカニズムを採用している [49][50]。アクチュエータには圧電素子を使用しているが、圧電素子はヒステリシスが大きいため、ストレインゲージにより微小変位量を測定し、この変位量をフィードバックする事により精密制御を達成している。マイクロハンドの顕微鏡視野内での位置決め分解能は、 $0.1 \mu\text{m}$ 以下、最大応答周波数は 200 Hz である。

大川らは、各対偶に ± 120 度以上の可動角を持つピンジョイントを使用し、エンドエフェクタの傾斜角が 90 度以上取れる 6 自由度回転型パラレルメカニズムを開発している [51]。

田原らは、外力に対する高い柔軟性を持つ逆可動性の高い無段変速機構を用い、動作中において構造的に手先力を任意に変更可能な新しいパラレルマニピュレータを提案している [52]。

小俣らは、非駆動関節を有しアクチュエータが自由度より少ない複数のロボットをお互いに結合させる事により、形態が変更可能なパラレルロボットを提案している。このロボットは結合する事により、自由度とアクチュエータ数が一致したロボットとなり、異なった機能を持たせることが可能となる [53][54][55]。

シミュレータとしては、航空機パイロットの訓練を行うフライトシミュレータ、船舶の船橋を 6 自由度に制御し、船舶に乗船している雰囲気を作り出し、操船の訓練を行う船舶用シミュレータが有名であるが、テストドライバによる実車試験の代替として、ドライビングシミュレータも開発されている。

1.5 ワイヤ駆動パラレルメカニズムの特徴

パラレルメカニズムで構成されるワイヤ駆動ロボットは、完全拘束タイプと非完全拘束タイプに分ける事が出来る [56]。

ワイヤ駆動パラレルメカニズムに使用されるモータは正転、逆転が両方向のトルクを発生する。一方、ワイヤは押す事が出来ず、常に引張力しか発生できないため、対象物を引張方向にしか駆動できない。このため、二次元平面内で質点の運動制御を考えた場合、ワイヤ駆動系には3本のワイヤが必要、すなわち3個のアクチュエータにより、ワイヤを引っ張ることで、質点の運動を制御する事ができる。質点の運動に使用されるワイヤの内、運動の方向により選択されるが、3本の内1本は冗長であり、この冗長なワイヤの張力を他の2本のワイヤの張力が、負にならない範囲で任意に設定できる。つまり冗長なワイヤの張力が、他のワイヤにバイアスを与えている事になる。この冗長なワイヤを重力に置き換える事も出来る。つまり重力により、他のワイヤの張力にバイアスを与え、他のワイヤの張力を負にならない範囲に設定できる。しかし、重力でバイアスを与える場合は、質点に発生する任意の方向の力は、重力以下となり力が制限される。この様に任意の方向に質点に加わる力を張力のみにより発生できる機構を完全拘束タイプと言う。また、完全拘束タイプは、多指ハンドの研究における Vector closure の条件 [57] を満たしている。

一方、二次元平面内で、質点を一本のワイヤで天井のクレーンからつり下げ、クレーンは並進運動が可能であるとする。質点は、重力により鉛直下方に力が生じている。この質点に特定の方向に力を発生させようとする、その方向にクレーンを移動させなければならない。クレーンを移動させる際に、クレーンの速度が連続でないと質点に振子振動が発生する。当然、質点に発生する力も連続となる。この様に任意の方向に質点に加える力をワイヤにかかる張力だけではなく、重力による力と合わせて発生できる機構を非完全拘束タイプと言う。非完全拘束タイプは、Vector closure の条件を満たさない。

ワイヤで駆動されるパラレルメカニズムは、一般的に次の様な特徴を持つ。

1. エンドエフェクタとアクチュエータを離れた場所に設置する事ができ、ワイヤは軽量であるとともにエンドエフェクタを軽量に設計する事が出来るため、剛性リンクを用いたパラレルメカニズムに比較して、さらに高速化が期待できる。
2. エンドエフェクタに生じる負荷が、各ワイヤ及びアクチュエータに分散されることに加え、他のアクチュエータ及びワイヤなどがアクチュエータの駆動負荷になる事が少ない。結果として高出力化が期待できると同時に各アクチュエータの出力を小さく設計する事も可能となる。
3. ワイヤの内力を制御する事により、機構全体で剛性を高くする事ができる。さらにアクチュエータの制御誤差や負荷によるリンクの変形も累積せず平均化されるので、高精度となる。

4. また機構が単純でコンパクトに多自由度を実現でき、機構の対称化、特性の等方化が容易である。
5. ワイヤは、プリー等の巻き上げ装置で駆動できるので、広い可動範囲を軽量の機構で実現できる。
6. 完全拘束型ワイヤ駆動平行メカニズムは、逆運動学が容易に解ける。
7. 非完全拘束型ワイヤ駆動平行メカニズムは、動力学及び運動学を解析的に解くのは困難である。
8. ワイヤは、押す事が出来ず、引張力のみ発生するので、 n 自由度空間で、ワイヤ張力の制御のみで、物体の位置姿勢を制御する場合は、最低 $n + 1$ 本のワイヤが必要である [57]。つまり機構の持つ自由度より、アクチュエータの数が多くなり冗長駆動となる。

1.6 ワイヤ駆動平行メカニズムの応用

完全拘束タイプのワイヤ駆動平行ロボットの応用例は次の通りである。

川村らは、7本のワイヤを平行に配置した平行ワイヤ駆動超高速ロボット FALCON を開発している。ワイヤ駆動部の非線形ばね特性により、ワイヤの力伝達方向の剛性が高くなり、固有振動数が大きくなる事を示している。その結果、運動時のワイヤの振動が減少している。実験では、エンドエフェクタの運動が、最高速度 13m/sec、瞬間最高加速度 43G を達成している [58][59]。さらにエンドエフェクタの位置姿勢から、ワイヤ長を算出する逆運動学を解き、算出されたワイヤ長を目標値として、各ワイヤ長を制御するワイヤ座標系制御において、目標とするワイヤ長へ、実際のワイヤ長が収束する事を Vector Closure[57] の概念を利用して、理論的に証明している [60]。また、ワイヤ行列 W の疑似逆行列 W^+ を用いて各ワイヤ長を制御する作業座標系制御を提案し、ワイヤ行列に誤差を含む場合について、リアプノフの方法により安定解析を行い、状態量の終局的有界性を示している。このロバスト性を証明するために、この方法をワイヤの本数を 4 本使用したワイヤ駆動平行ロボットに適用し、アクチュエータの配置誤差にロバスト性がある事を証明している [61]。さらに、非線形剛性を有するワイヤ駆動システムに対して、機械的な拘束方向にワイヤ張力を干渉させることにより、拘束方向の剛性を増加する事が出来ることを示している [62]。

また、非完全拘束タイプのワイヤ駆動平行ロボットの応用例は次の通りである。

大隅らは、3本のワイヤを有する非完全拘束型の 7 自由度クレーンの開発を行っている。第一報では、クレーンの冗長性を利用して、1本のワイヤへの張力集中回避を目的とする逆運動学計算方法を提案し、実験により正当性を実証している [63]。第二報では、提

案しているクレーン機構について、動力学方程式を導き、釣合い点近傍における線形化により、運動が x 、 y 、 z 方向の運動の重ね合わせとなる事を明らかにしている。そして x 、 y 、 z 方向独立に最適レギュレータを導入し、振動制御系を設計し、検証実験を行っている [64]。さらに、同クレーンロボットに対して、コンプライアンス制御系を設計し、懸垂物の挿入及び引き抜き、産業用ロボットとの協調制御を実現している [65]。大隅らの関連する研究としては、3本のワイヤを有する7自由度クレーンと産業用ロボットとの協調制御に関する研究 [66]、シリアルマニピュレータをワイヤによって懸垂したワイヤ懸垂型マニピュレータに関する研究がある [67]。

山本らは、走行型クレーンの機構を3組用いることで、3本のワイヤにより6自由度の制御が可能となる非完全拘束型のワイヤ懸垂機構を提案し、逆動力学計算を用いて、懸垂物の位置と姿勢の目標軌道から実際の制御量であるトロリ位置とワイヤ長さの軌道に変換し、この軌道を制御する事により、懸垂物にほとんど揺れが生じない制御動作が可能であることを実験により示している [68]。さらに一般の非完全拘束型機構のワイヤ懸垂機構に対して、逆運動学を解析的に解く十分条件を示し、さらに順運動学を数値的に解く方法を提案している [56]。

ワイヤ駆動パラレルメカニズムに関連した研究として、次の研究がある。

花房らは、閉じた機構が外力の作用しない自由な状態で静止しているとき、この機構の内部で平衡し、剛力として外部に影響を与えない機構内の力の成分を内力と定義している。さらに内力によって、機構剛性が変化する事、運動自由度が縮減する特異点近傍では、機構剛性が急激に変化する事を明らかにしている [69]。

大隅らは、非完全拘束タイプのワイヤ駆動パラレルメカニズムにおいて、その運動特性を可操作楕円体を使用して表している [70]。

1.7 本研究の目的

パラレルメカニズムは、既に述べたように高精度、高速、高剛性、高出力などの優れた特徴を持つ。本研究は、これらの特徴を十分に活用するために、パラレルメカニズムが行う作業を考慮し、適切な評価基準を用いた機構設計法と制御法を解明することを目的とする。

ロボットの高速化に伴い、ロボットがバリ取り、表面研磨、組立作業などの外部と接触を伴う作業を行う場合、エンドエフェクタと外界との衝突が問題となる。エンドエフェクタと外部の硬い物体が接触する瞬間には、衝撃的な外力がエンドエフェクタに働き、ロボットは、その外力によって姿勢を急激に変化させられる。このような衝撃的な外力による瞬間的な応答は、その機構の本来持っている質量特性、粘性特性、剛性特性に依存する。たとえば、外力が作用した瞬間は、質量特性に従って、接触点は、力の作用線と同じ方向

に運動するが、その後は剛性特性によるつり合いの方向に運動する。また接触点の運動は粘性特性によって抑制される。この様にロボットが外部環境と動的な干渉を持つ作業においては、その機構が本来持っている質量特性、粘性特性、剛性特性を解析する必要がある。

パラレルメカニズムの機構設計に関する評価手法として、運動伝達指数 [10] による設計法があるが、これはアクチュエータがプラットフォームに加える力の方向と力が作用した点の運動の方向とのなす角である圧力角を指標にしている。したがって静的に運動伝達性を解析しているため、機構の動特性は含まれていない。また、ヤコビ行列を使用した力解析 [18][23] においても、アクチュエータとプラットフォームとの間に働く静的な力関係を解析しているため、やはりプラットフォームの動特性は含まれていない。

動特性を考慮した機構設計に関する評価手法としては、一般化慣性楕円体 (GIE) を使用した解析があるが、シリアルマニピュレータを対象として解析しており、パラレルマニピュレータを対象とした解析は無い。また、機構の持つ粘性特性、剛性特性については解析していない。

そこで本研究では、パラレルメカニズムの動特性を考慮した機構設計に関する評価手法として、一般化慣性楕円体 (GIE)、一般化粘性楕円体 (GDE)、一般化剛性楕円体 (GSE) を使用し、機構が持つ等価質量、等価粘性、等価剛性の特性を解析することにより、衝撃的な外力が作用した時のパラレルメカニズムの動特性を明らかにする。

パラレルメカニズムは、剛性が高く、精密な位置決めに有利であると考えられている。しかし、その特性を生かすためには機構の力学的非線形性を十分に補償する必要がある。しかしながら、パラレルメカニズムの動力学の計算には、非常に多くの計算が必要となり、当時の計算機では、リアルタイムに行う事はほとんど不可能であった。そのため、動的制御を行う事は不可能であった。

そこで本研究では、ロバストな制御系であるタイムディレイコントロール (TDC 制御) を使用する事により、機構の力学的な非線形性を外乱として補償することを考える。外乱オブザーバーも同様の考え方にもとづいているが、TDC は多くの場合、計算量が少なくなる。実験により、TDC を使用する事により、機構の力学的な非線形性が補償され、精密な位置決めが達成できたことを示す。

パラレルメカニズムは、エンドエフェクタ及びリンクを軽量に作製することが出来るため、エンドエフェクタを高速に駆動する事が期待できる。さらに剛体リンクではなく、ワイヤ駆動にする事により、さらなる高速化が期待できる。ワイヤは、押すことが出来ず、引張力のみ発生するので、 n 自由度空間で、ワイヤ張力の制御のみで、物体の位置姿勢を制御する場合は、最低 $n+1$ 本のワイヤが必要である。つまり機構の持つ自由度より、アクチュエータの数が多くなり冗長駆動となる。

完全拘束型ワイヤ駆動パラレルメカニズムの研究としては、7 本のワイヤで駆動される FALCON[58][59] の研究がある。完全拘束型のワイヤ駆動パラレルメカニズムは、6 本の

ワイヤがあれば、ワイヤが伸びた状態で、トラベリングプレートの位置姿勢を一意に決めることが出来る。したがって、ワイヤ本数が7本の場合は、運動学的に冗長性を持つ。しかしながら、ワイヤは張力しか発生できず、トラベリングプレートを押すことが出来ないため、トラベリングプレートに任意の加速度を発生させるためには、7本以上のワイヤが必要である [57]。つまり、FALCON は運動学的に冗長性を持つが、トラベリングプレートを任意に駆動するためには必要最小限のワイヤ本数である。

そこで本研究では、8本のワイヤを使用した冗長ワイヤ駆動ロボットを考える。8本のワイヤを使用するため、運動学的、動力学的に完全に冗長駆動となる。冗長駆動により、特異点の減少、作業空間の拡大、二次タスクの遂行等が期待できる。つまり、トラベリングプレートの位置制御を行いながら、同時に外力に対する等価慣性、等価剛性などを任意に設定する制御が可能となる。この冗長ワイヤ駆動ロボットを対象として、作業領域が大きく取れる機構パラメータの最適設計を行う。作業領域が大きく取れることにより、小型の冗長ワイヤ駆動ロボットでは、小型の割に大きい作業領域を得ることが可能となり、作業の効率化が期待できる。また、アミューズメントロボットに应用する場合は、トラベリングプレートの加速の持続時間が長く取れるメリットがある。

さらに非完全拘束タイプのレスキューロボットであるバルーンケーブル駆動ロボットの動力学を導出し、実験によって姿勢安定性を考察する。

1.8 本論文の構成

本論文は、本章を含め7つの章から構成される。以下に各章の概要を示す。

第2章では、6本の空気圧アクチュエータによってダイレクトに駆動される Stewart プラットフォーム [5][71][72] を対象として、エンドエフェクタが、外部の硬い物体と衝突した瞬間のロボットの挙動を解析する。

ロボットは衝突した瞬間、接触点が持っている力学的な特性に基づいて運動すると考える。その運動を支配する受動的インピーダンス特性式を導き、受動的インピーダンスと機構パラメータとの関係、受動的インピーダンスと Stewart プラットフォームの位置姿勢の関係を解析し、受動的インピーダンスの特性を生かした Stewart プラットフォームの応用を考える [73]。

第3章では、Stewart プラットフォームの位置制御について述べる。

Stewart プラットフォームは、6本の空気圧シリンダによるダイレクト駆動である。空気圧の圧縮性に伴う非線形性、及び空気圧シリンダの持つ摩擦により位置制御が非常に困難である。また Stewart プラットフォームはパラレルメカニズムであり、各空気圧シリンダの干渉も位置制御を困難にする。それらの外乱を制御系のロバスト性によって補償するために、タイムディレイコントロール (TDC) [74][75][76][77] を使用する。

線形近似された Stewart プラットフォームのモデルに従って規範モデルと誤差モデルを決定し、TDC の設計パラメータである時間遅れと制御対象の入力ゲインの推定値を追従性、安定性を満たすように設計する。位置制御実験の結果、TDC は、空気圧駆動系の非線形性によるパラメータ変化、Platform が運動することによる慣性項、重力項の変化、各アクチュエータ間の干渉を補償することを述べる。

第4章では、8本のワイヤにより駆動されるワイヤ駆動パラレルメカニズムにおいて、ワイヤ配置、アクチュエータ配置及びトラベリングプレートの形状について、作業空間の観点から最適なパラメータを解析する。

作業空間は、ワイヤ張力に制限を与えない時、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できる条件と、駆動ワイヤが絡まらないという条件によって決定される。まず最初に、立方体の8個の頂点にアクチュエータユニットを配置した等方的配置に議論を限定し、ワイヤの張り方に関して考察し、ワイヤの張り方に関するヒューリスティクスを得た事を示す。さらに、すべての対称的配置を分類し、その得失を比較検討し、最適な2種類のワイヤの配置である Rod 型と T 型を示す。

第5章では、第4章で導出した最適なワイヤ配置を基本構造に、8個のモータに取り付けられたアームの先端に、直接ワイヤを固定しアームを駆動することにより、トラベリングプレートの位置姿勢を6自由度に変化させることができる冗長ワイヤ駆動ロボット WARP に関して、作業領域の観点から設計を行いプロトタイプを製作する。

作業領域は、ワイヤ張力に制限を与えない時、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できる条件、ワイヤが絡まない条件、アームの回転角度の制限によって決定される。設計したパラメータを使用してシミュレーションを行った結果、WARP が作業領域を大きく取れることを示す。そして製作したプロトタイプの製作誤差、組み立て誤差を補償するために、プロトタイプの運動学パラメータをキャリブレーションし、プロトタイプの正確なパラメータを得ることが出来たことを示す。さらに WARP 機構をベースとして疑似体感シミュレータに適用した事例があるので、ここで紹介する。

第6章では、バルーンケーブル駆動ロボットの開発について述べる。

大規模災害時に発生している災害の状況及び被災者の位置を正確に把握することは、最適な救助活動を計画するには不可欠である。これは迅速にかつ正確に行う必要がある。バルーンケーブル駆動ロボットは、地上から 50m ほどの高さから俯瞰的に被災地の情報を把握し、ヘリコプターほど高度が高くないために被災者の位置を把握する事も可能であり、地上で救助活動する他のロボットとも連携して情報の共有を行い、効果的な救助活動が実現できる。

バルーンケーブル駆動ロボットは、バルーンの浮力により SU(Sensor Unit) を持ちあげ、AU(Actuator Unit) と SU を接続しているケーブルの長さを制御する事により SU の位置を制御する。しかしながらバルーンは風の抗力の影響を強く受けるために、SU の姿勢安定性がくずれ SU に搭載されたセンサ情報に影響を与える。

そこで風の抗力の影響を考察するために、バルーンとSUを接続するケーブルを三本と一本に分け、それぞれの動力学を導く。さらに実験を行い一本ケーブルの場合と三本ケーブルの場合の姿勢安定性を考察する。

第7章では、本論文を総括する。

参考文献

- [1] 舟橋宏明, ロボット機構としてのパラレルメカニズム, 日本ロボット学会誌, Vol. 10, No. 6, pp. 699–704, 1992.
- [2] 舟橋宏明, パラレルメカニズムが広げる可能性, 機械設計, Vol. 40, No. 10, pp. 18–19, 1996.
- [3] J.-P. Merlet, Parallel Robots (Second Edition), Springer, 2010.
- [4] Gough V. E., Contribution to discussion of papers on reserch in automobile stability, control and tyre performance, Proc. Auto Div. Inst. Mech. Eng., 1956-1957.
- [5] Stewart, D., A Platform with Six degree of Freedom, Proc. Institution of Mech. Eng. , 180-1-15, pp. 371, 1965-1966.
- [6] M. Minsky, Manipulator Design Vignettes, MIT AI Memo, No.267, MIT AI Laboratory, 1972.
- [7] 津坂祐司, 福泉武史, 井上博充, パラレルマニピュレータの設計と機構特性, 日本ロボット学会誌, Vol. 5, No. 3, pp. 180–187, 1987.
- [8] 舟橋宏明, 堀江三喜男, 久保田哲也, 武田行生, 6自由度空間パラレルマニプレータの開発, 日本機械学会論文集C編, Vol. 56 No. 523, pp. 829–833, 1990.
- [9] O. Khatib, B. Roth, New Robot Mechanisms for Robot Capabilities, Proc. IROS'91, pp. 44–49, 1991.
- [10] 武田行生, 舟橋宏明, パラレルマニピレータにおける運動伝達性, 日本機械学会論文集C編, Vol. 59 No. 560, pp. 1142–1147, 1993.
- [11] 武田行生, 舟橋宏明, パラレルマニピュレータの特異点とその近傍における運動特性および静力学特性, 日本機械学会論文集C編, Vol. 60 No. 570, pp. 701–708, 1994.
- [12] 武田行生, 舟橋宏明, 運動伝達性に優れた6自由度空間パラレルマニピュレータの開発, (第1報, モンテカルロ法に基づく機構定数領域の抽出), 日本機械学会論文集C編, Vol. 61 No. 589, pp. 3781–3788, 1995.

- [13] 内山 勝, パラレルマニピュレータの機構と特性, 日本ロボット学会誌, Vol. 10, No. 6, pp. 715–720, 1992.
- [14] F. Pierrot, M. Utiyama, P. Dauchez and A. Fournier, A New Design of a 6-DOF Pararelle Robot, J. of Robotics and Mechatronics, Vol. 2, No. 4, pp. 308–315, 1990.
- [15] フランソワピエロ, 内山勝 他, 6 自由度パラレルロボットの新設計, 機械の研究, Vol. 44, No. 2, pp. 281–288, 1992.
- [16] C. Gosselin and J. Angeles, Singularity analysis of closed loop kinematic chaines, IEEE trans. on Robotics and Autometion, Vol. 6, No. 3, pp. 281–290, 1990.
- [17] D. Zlatanov, I. Bonev and C. M. Gosselin, Constraint singularities of pallarel mechanisms, Proc. of the IEEE 2002 ICRA, pp. 496–502, 2002.
- [18] 新井健生, 静力学に基づくパラレルマニピュレータの解析と統合, 日本ロボット学会誌, Vol. 10, No. 4, pp. 526–533, 1992.
- [19] 増田峰知, 藤原基芳, 新井健生, 垂直直動型パラレルメカニズムの運動学解析と試作, 日本機械学会論文集C編, Vol. 65 No. 638, pp. 194–201, 1999.
- [20] 増田峰知, 藤原基芳, 新井健生, アクチュエータ配置の違いによる直動型パラレルメカニズムの運動特性変化, 日本機械学会論文集C編, Vol. 67 No. 659, pp. 154–159, 2001.
- [21] 新井健生, 小関義彦, 高山和也, 井上健司, 前 泰志, 可変構造型パラレルメカニズム, 日本ロボット学会誌, Vol. 22, No. 1, pp. 140–147, 2004.
- [22] 吉川恒夫, ロボットアームの可操作度, 日本ロボット学会誌, Vol. 2, No. 1, pp. 63–67, 1991.
- [23] 小菅 一弘, 奥田 実, 川俣 裕行, 福田敏男, 小塚敏紀, 水野 智夫, パラレルリンクマニピュレータの力解析, 日本機械学会論文集C編, Vol. 60 No. 575, pp. 134–140, 1994.
- [24] 田中義人, 横道 勲, 石井純子, パラレルメカニズム作業空間の三次元可視化, 日本機械学会論文集C編, Vol. 73, No. 726, pp. 528–534, 2007.
- [25] 須崎真理, 加藤典彦, 藤原基義, 増田峰知, 野村由司彦, 松井博和, パラレルメカニズムの手先分解能指標を用いた設計手法, 日本機械学会論文集C編, Vol. 75, No. 750, pp. 374–379, 2009.
- [26] 小菅一弘, パラレルメカニズムの制御法, 機械設計, Vol. 40, No. 10, pp. 24–25, 1996.

- [27] 小菅一弘, 竹尾光治, 福田敏男, 甲斐勝己, 水野智夫, 富松宏明, スチュワートプラットフォーム形パラレルリンクマニピュレータの動力学計算法, 日本機械学会論文集C編, Vol. 60, No. 569, pp. 218–224, 1994.
- [28] 中村仁彦, パラレルメカニズムの動力学, 日本ロボット学会誌, Vol. 10, No. 6, pp. 709–714, 1992.
- [29] 中村仁彦, 閉リンクロボットのダイナミクス計算法と駆動冗長性の最適化, 計測制御学会論文集, Vol. 25, No. 5, pp. 600–607, 1989.
- [30] J. Y. S. luh and Y. Zheng, Computation of input generalized forces for robots with closed kinematic chain, IEEE Journal of Robotics and Automation, Vol. RA-1, No. 2, pp. 95–103, 1985
- [31] 内山 勝, 佐渡友哲也, 益川和之, パラレルロボット HEXA の動的制御実験, 日本ロボット学会誌, Vol. 14, No. 2, pp. 297–304, 1996.
- [32] 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, Vol. 9, No. 6, pp. 751–758, 1991.
- [33] 小嵯貴弘, 佐野 学, 空気圧平面パラレルマニピュレータの圧力・力センサレス位置・剛性制御, 日本機械学会論文集C編, Vol. 75, No. 752, pp. 950–957, 2009.
- [34] 吉川恒夫, マニピュレータの力制御, 計測と制御, Vol. 30, No. 5, pp. 383–387, 1991.
- [35] J. K. Salisbury, Active Stiffness Control of a Manipulator in Cartesian Coordinates, Proc. IEEE Conf. Decision Control, pp. 95–100, 1980.
- [36] D. E. Whitney, Force feedback control of manipulator fine motions, Trans. of ASME, Journal of dynamic systems, measurement, and control, june 1977, pp. 91–97, 1977.
- [37] N. Hogan, Impedance Control, An Approach to Manipulation, Part i-Theory, Part ii-Implementation, Part iii-Applications, ASME J. Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 107, No. 1, pp. 1–24, 1985.
- [38] M. H. Raibert and J. J. Craig, Hybrid Position/Force Control of Manipulator, Trans. ASME, J. DSMC, Vol. 103, No. 2, pp. 126–133, 1981.
- [39] 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 -手先拘束の記述と関節駆動力の算出-, 日本ロボット学会誌, Vol. 3, No. 6, pp. 531–537, 1985.

- [40] 小菅 一弘, 竹尾光治, 福田敏男, 北山仁志, 竹内暢人, 村上弘記, 油圧アクチュエータを用いたパラレルリンクマニピュレータの力制御, 日本機械学会論文集C編, Vol. 62 No. 601, pp. 158–164, 1994.
- [41] 吉川恒夫, ロボット制御基礎理論, コロナ社, 1988.
- [42] T. Ropponen, Y. nakamura, Singularity-Free Parametrization and Performance Analysis of Actuation Redundancy, Proc. of the IEEE 1990 ICRA, pp. 806–811, 1990.
- [43] V. R. Kumar and J. F. Gardner, Kinematics of Redundancy Actuated Closed Kinematic Chains, IEEE trans. on Robotics and Automotion, Vol. 6, No. 2, pp. 269–274, 1990.
- [44] 三村宣治, 小野寺長二, 佐谷明映, 内力センサを用いた冗長パラレルマニピュレータの制御手法について, 日本機械学会論文集C編, Vol. 71, No. 701, pp. 185–192, 2005.
- [45] 三村宣治, 小野寺長二, 佐谷明映, 冗長駆動パラレルマニピュレータに用いる内力センサについて, 日本機械学会論文集C編, Vol. 72, No. 715, pp. 211–217, 2006.
- [46] R. Clavel, DELTA, a fast robot with parallel geometry, Proc. International Symposium on Industrial Robots, pp.91–100, 1988.
- [47] 内山 勝, 飯村憲一, 多羅尾 進, フランソワ ピエロ, 外山 修, 6 自由度高速パラレルロボット HEXA の開発, 日本ロボット学会誌, Vol. 12, No. 3, pp. 451–458, 1994.
- [48] 武田行生, 舟橋宏明, 市丸寛展, 運動伝達性に優れた 6 自由度空間パラレルマニピュレータの開発, (第 2 報, 試作マニピュレータの位置繰返し精度), 日本機械学会論文集C編, Vol. 61 No. 590, pp. 4068–4074, 1995.
- [49] 谷川民生, 新井健生, 二本指マイクロハンドの設計と微細作業, 日本ロボット学会誌, Vol. 15, No. 2, pp. 122–127, 1997.
- [50] 新井健生, 谷川民生, Rene Larssonneur, マイクロハンドを構成するフィンガーモジュールの機構と制御, 日本ロボット学会誌, Vol. 15, No. 3, pp. 402–407, 1997.
- [51] 大川一也, 岡村祥宏, ピンジョイントを用いた回転型パラレルメカニズムのリンク構成の提案と可動領域の調査, 日本ロボット学会誌, Vol. 29, No. 2, pp. 184–191, 2011.
- [52] 田原健二, 岩佐信吾, 那波 修, 山本元司 無段変速機構を有する逆可動性の高いパラレルマニピュレータ, 日本ロボット学会誌, Vol. 30, No. 1, pp. 99–106, 2012.

- [53] 小俣 透, 森 治, 内海祐治, 2本の第1関節非駆動型2リンク系の結合による垂直面内可変形態パラレルロボット, 日本ロボット学会誌, Vol. 20, No. 6, pp. 640–646, 2002.
- [54] 山脇 輔, 森 治, 小俣 透, 閉4・閉5リンク系を上体とするパラレルメカニズム移動ロボット, 日本ロボット学会誌, Vol. 23, No. 2, pp. 213–219, 2005.
- [55] 山脇 輔, 森 治, 小俣 透, 4自由度パラレルメカニズム移動ロボット, 日本機械学会論文集C編, Vol. 74, No. 748, pp. 2955–2961, 2008.
- [56] 山本元司, 柳井法貴, 毛利 彰, 非完全拘束型パラレルワイヤ懸垂機構の逆運動学解析と順運動学計算法, 日本ロボット学会誌, Vol. 20, No. 1, pp. 107–115, 2002.
- [57] V. D. Nguyen, Constructing Force-Closure Grasps in 3D, Proc. 1987 IEEE Intl. Conf. on Robotics and Automation, pp. 240–245, 1987.
- [58] S. Kawamura, W. Choe, S. Tanaka and S. R. Pandian, Development of an Ultrahigh Speed Robot FALCON using Wire Drive System, Proc. IEEE Intl. Conf. Robotics and Automation, pp. 215–220, 1995.
- [59] 川村貞夫, 崔 源, 田中 訓, 木野 仁, パラレルワイヤ駆動方式を用いた超高速ロボット FALCON の開発, 日本ロボット学会誌, Vol. 15, No. 1, pp. 82–89, 1997.
- [60] 川村貞夫, 木野 仁, 崔 源, 勝田 兼, パラレルワイヤ駆動システムにおけるワイヤ座標系制御法, 日本ロボット学会誌, Vol. 16, No. 4, pp. 546–552, 1998.
- [61] 木野 仁, 矢部 茂, Chien Chern Cheah, 川村貞夫, 有本 卓, パラレルワイヤ駆動システムの作業座標系制御法とそのロバスト性, 日本ロボット学会誌, Vol. 18, No. 3, pp. 411–418, 2000.
- [62] 木野 仁, 矢部 茂, 島本武史, 川村貞夫, ワイヤ張力の機械的拘束方向への干渉を利用したワイヤ駆動システムの剛性増加方法, 日本ロボット学会誌, Vol. 19, No. 6, pp. 753–759, 2001.
- [63] 大隅久, 新井民夫, 浅間一, 3本のワイヤを有する七自由度クレーンの開発 (第1報) クレーンの逆運動学, 精密工学会誌, Vol. 59, No. 5, pp. 767–772, 1993.
- [64] 大隅久, 新井民夫, 藤平雅信, 山口博明, 浅間一, 嘉悦早人, 浦井輝夫 3本のワイヤを有する7自由度クレーンの開発 (第2報) 懸垂物の振動制御, 精密工学会誌, Vol. 59, No. 12, pp. 2061–2066, 1993.

- [65] 大隅久, 橋本学治, 杉原理美, パラレルワイヤ型クレーンのコンプライアンス制御, 精密工学会誌, Vol. 66, No. 5, pp. 757–762, 2000.
- [66] 大隅久, 沈 于思, 新井民夫, 嘉悦早人, 杉原理美, 橋本学治, 3本のワイヤを有する七自由度クレーンとロボットの協調制御システム, 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 63, No. 609, pp. 1649–1655, 1997.
- [67] 大隅久, 越川昌浩, 宇津木康, 萩原利宣, ワイヤ懸垂型マニピュレータの開発, 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 66, No. 687, pp. 62–66, 2003.
- [68] 山本元司, 柳井法貴, 毛利 彰, 多自由度クレーン型マニピュレータの逆動力学計算と軌道制御, 日本ロボット学会誌, Vol. 17, No. 7, pp. 1037–1043, 1999.
- [69] 花房秀郎, M. Arif ADLI, 閉じた機構の剛性に及ぼす内力の効果, 日本ロボット学会誌, Vol. 10, No. 1, pp. 128–134, 1992.
- [70] 大隅久, 新井民夫, 浅間一, ワイヤ懸垂系における操り指標, 日本ロボット学会誌, Vol. 12, No. 7, pp. 1049–1055, 1994.
- [71] K.Fujimoto et al. , Developemnt of a 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint by Pneumatic Linear Actuator Drive, IECON'90, pp. 427–432, 1990.
- [72] K.Fujimoto et al. , Derivation and Analysis of Equations of Motion for 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint, IROS'91, pp. 779–784, 1991.
- [73] Maeda, K., Fujimoto, K., Tadokoro, S. and Takamori, T., An analysis of Passive Impedance of 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint, Robotics, Mechatronics and Manufacturing Systems, Elsevier Science Publishers B. V. pp. 39–44, 1993.
- [74] Youcef-Toumi, K., and Ito, O., A Time Delay Controller for Systems with Unknown Dynamics, Trans. ASME, J. Dyn. Syst. Meas. Control, 112, pp. 133, 1990.
- [75] 伊藤 修, 檜崎和成, 松林成彰, 軌跡追従型タイムディレイコントロールの提案とそのロボットマニピュレータ制御への応用, 精密工学会誌, Vol. 55, No. 12, pp. 2187–2191, 1989.
- [76] 伊藤 修, 檜崎和成, 松林成彰, 一入力出力線形系に対するタイムディレイコントロールの設計手法, システム制御情報学会誌, Vol. 3, No. 6, pp. 194–203, 1990.
- [77] 藤本憲司, 田所 諭, 高森 年, 直動型空気圧アクチュエータのタイムディレイコントロール, 日本油空圧学会誌, Vol. 23, No. 4, pp. 412, 1992.

第2章 Stewart プラットフォームの受動的インピーダンス

2.1 概要

ロボットの高速化に伴い、ロボットがバリ取り、表面研磨、組立作業などの接触を伴う作業を行う場合、エンドエフェクタと外界との衝突が問題となっている。ロボットのエンドエフェクタと外部の硬い物体が接触する瞬間には、衝撃的な外力が働き、ロボットはこれによって姿勢を急激に変化させられる。このような瞬間には、たとえロボットがフィードバックによるインピーダンス制御、ハイブリッド制御などの力制御を行おうとしても、このような瞬間的な運動を能動的に制御する事はできない。

本章では、空気圧アクチュエータによってダイレクトに駆動される Stewart プラットフォーム (Fig. 2.1)[1] を対象とし、衝撃的な外力がエンドエフェクタに加わった時の運動を解析する。

まず最初に、Stewart プラットフォームの特徴を述べた後、受動的なインピーダンス特性式を導くための Stewart プラットフォームの運動学及び完全な運動方程式の導出について述べる。さらに運動学及び運動方程式より、受動的インピーダンス特性式を導出し、受動的インピーダンスと機構パラメータとの関係、受動的インピーダンスと Stewart プラットフォームの位置姿勢の関係を解析し、受動的インピーダンスの特性を生かした Stewart プラットフォームの応用として、ロボットの手首として使用出来る事を示す [2]。

2.2 Stewart プラットフォームの特徴

Fig. 2.1 に本章で使用する Stewart プラットフォームを示す。この Stewart プラットフォームは、上部円板と下部円板とが 6 本の直動型空気圧アクチュエータにより結合されている。上部円盤及び下部円板と直動型空気圧アクチュエータとの接続には、ボールジョイントを用いている。この接続点を上部節点、下部節点とする。また上部円板にはハンドが取り付けられている。

この Stewart プラットフォームの特徴は次の通りである。

1. エンドエフェクタの位置姿勢を 6 自由度に制御することが可能である。

6 本の直動型アクチュエータ、及び上部円盤と下部円盤により 8 面体を構成し、直動

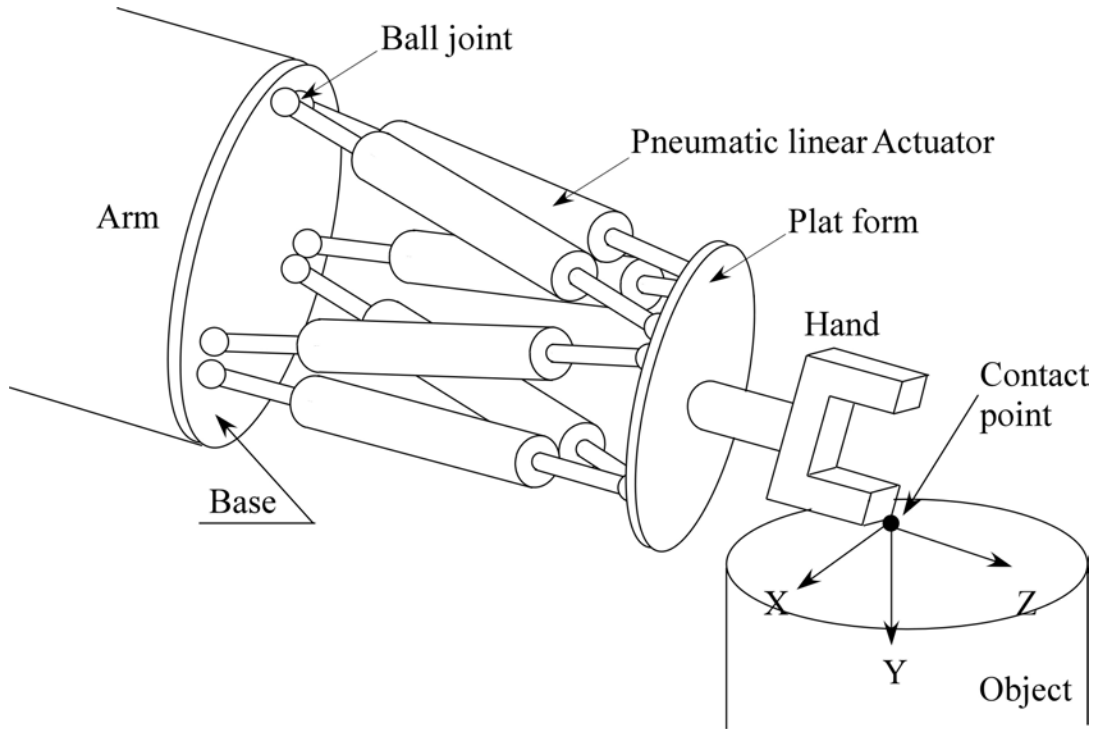


Fig. 2.1: Stewart platform

型リンクの位置を制御する事によりエンドエフェクタを6自由度に制御する事ができる。

2. 機構が単純であり、コンパクトに出力/重量比を高くすることが出来る。

エンドエフェクタの負荷質量は、6本のアクチュエータに分散されるため、各アクチュエータの出力は小さくて済み、Stewartプラットフォーム全体はコンパクトで出力/重量比も高くなる。

3. 空気圧アクチュエータによるダイレクト駆動である。

エンドエフェクタは、6本の空気圧アクチュエータによりダイレクトに駆動されるため、高速度、高精度な位置制御が期待できるが、アクチュエータ間の干渉の影響を受けやすいし、空気圧特有の非線形性の影響、及び摩擦の影響がある。

2.3 Stewartプラットフォームの運動学 [3]

Fig. 2.2 に Stewart プラットフォームの運動学の解析モデルを示す。パラレルメカニズムの運動学は、逆運動学を基本として求める事が出来る。Fig. 2.2 中の直交座標系に関して説明する。座標系 Σ_h はハンドの重心に固定されたハンド座標系、座標系 Σ_p は上部円板の重心に固定された上部円板座標系、座標系 Σ_b は下部円板の重心に固定された下部円板座標系である。座標系 $\Sigma_{a,i}$ は i 番目のアクチュエータの下部円盤節点に固定された下

と定義する。ただし、 $\mathbf{Rot}(x, \phi)$ は x 軸まわりの回転行列

$$\mathbf{Rot}(x, \phi) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \phi & -\sin \phi \\ 0 & \sin \phi & \cos \phi \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

であり、 $\mathbf{Rot}(y, \theta)$ は y 軸まわりの回転行列

$$\mathbf{Rot}(y, \theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta & 0 & \sin \theta \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta & 0 & \cos \theta \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

であり、 $\mathbf{Rot}(z, \psi)$ は z 軸まわりの回転行列

$$\mathbf{Rot}(z, \psi) = \begin{bmatrix} \cos \psi & -\sin \psi & 0 \\ \sin \psi & \cos \psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

を表す。

したがって、上部円板の姿勢行列 ${}^b\mathbf{R}_p$ は

$${}^b\mathbf{R}_p = \begin{bmatrix} C_\theta C_\psi & -C_\theta S_\psi & S_\theta \\ S_\phi S_\theta C_\psi + C_\phi S_\psi & -S_\phi S_\theta S_\psi + C_\phi C_\psi & -S_\phi C_\theta \\ -C_\phi S_\theta C_\psi + S_\phi S_\psi & C_\phi S_\theta S_\psi + S_\phi C_\psi & C_\phi C_\theta \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

となる。

下部円板座標系 Σ_b に関して表した上部円板の角速度ベクトル ${}^b\boldsymbol{\omega}_p$ は

$$\begin{aligned} {}^b\boldsymbol{\omega}_p &= \begin{bmatrix} \dot{\phi} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} + \mathbf{Rot}(x, \phi) \begin{bmatrix} 0 \\ \dot{\theta} \\ 0 \end{bmatrix} + \mathbf{Rot}(x, \phi) \mathbf{Rot}(y, \theta) \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & S_\theta \\ 0 & C_\phi & -S_\phi C_\theta \\ 0 & S_\phi & C_\phi C_\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\phi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.10)$$

となる。ここで

$$\dot{\mathbf{O}} = [\dot{\phi} \ \dot{\theta} \ \dot{\psi}]^T \quad (2.11)$$

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & S_\theta \\ 0 & C_\phi & -S_\phi C_\theta \\ 0 & S_\phi & C_\phi C_\theta \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

とおくと、上部円板の角速度ベクトル ${}^b\boldsymbol{\omega}_p$ は

$${}^b\boldsymbol{\omega}_p = \mathbf{R}\dot{\mathbf{O}} \quad (2.13)$$

となる。

式 (2.2) を書きあらためると、

$${}^b\mathbf{z}_{a,i}l_i = {}^b\mathbf{p}_{p,b} + {}^b\mathbf{R}_p{}^p\mathbf{p}_{ap,p,i} - {}^b\mathbf{p}_{a,b,i} \quad (2.14)$$

となる。両辺を時間で微分すると、

$$\frac{d}{dt}({}^b\mathbf{z}_{a,i})l_i + {}^b\mathbf{z}_{a,i}\frac{d}{dt}(l_i) = \frac{d}{dt}({}^b\mathbf{p}_{p,b}) + \frac{d}{dt}({}^b\mathbf{R}_p){}^p\mathbf{p}_{ap,p,i} + {}^b\mathbf{R}_p\frac{d}{dt}({}^p\mathbf{p}_{ap,p,i}) - \frac{d}{dt}({}^b\mathbf{p}_{a,b,i}) \quad (2.15)$$

${}^p\dot{\mathbf{p}}_{ap,p,i} = {}^b\dot{\mathbf{p}}_{a,b,i} = 0$ であるので、

$${}^b\dot{\mathbf{z}}_{a,i}l_i + {}^b\mathbf{z}_{a,i}\dot{l}_i = {}^b\dot{\mathbf{p}}_{p,b} + {}^b\boldsymbol{\omega}_p \times {}^b\mathbf{R}_p{}^p\mathbf{p}_{ap,p,i} \quad (2.16)$$

さらに両辺と ${}^b\mathbf{z}_{a,i}$ との内積を求めると、単位ベクトルの性質より ${}^b\mathbf{z}_{a,i}{}^b\dot{\mathbf{z}}_{a,i} = 0$ なので、

$$\dot{l}_i = {}^b\mathbf{z}_{a,i}{}^b\mathbf{v}_p + {}^b\mathbf{z}_{a,i}({}^b\boldsymbol{\omega}_p \times {}^b\mathbf{p}_{ap,p,i}) \quad (2.17)$$

$$= {}^b\mathbf{z}_{a,i}{}^b\mathbf{v}_p + ({}^b\mathbf{p}_{ap,p,i} \times {}^b\mathbf{z}_{a,i}){}^b\boldsymbol{\omega}_p \quad (2.18)$$

式 (2.17) をベクトルと行列の形式に書きあらためると、

$$\dot{l}_i = \mathbf{J}_a^{-1}\dot{\boldsymbol{\Phi}} \quad (2.19)$$

$$\mathbf{J}_a^{-1} = \begin{bmatrix} ({}^b\mathbf{z}_{a,1})^T & ({}^b\mathbf{p}_{ap,p,1} \times {}^b\mathbf{z}_{a,1})^T \mathbf{R} \\ \vdots & \vdots \\ ({}^b\mathbf{z}_{a,6})^T & ({}^b\mathbf{p}_{ap,p,6} \times {}^b\mathbf{z}_{a,6})^T \mathbf{R} \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

ここで \mathbf{J}_a は、上部円盤の速度 $\dot{\boldsymbol{\Phi}}$ とアクチュエータの速度 \dot{l}_i との関係を表すヤコビ行列である。ただし、行列 \mathbf{R} は、上部円盤の角速度ベクトル ${}^b\boldsymbol{\omega}_p$ と上部円盤の姿勢の時間微分 $\dot{\mathbf{O}}$ との関係を表し、(2.12) 式で示される。

さらに上部円盤の速度及び角速度ベクトルとハンド座標系の速度及び角速度ベクトルとの関係は、ハンドが上部円盤に固定されているため、

$${}^b\boldsymbol{\omega}_h = {}^b\boldsymbol{\omega}_p \quad (2.21)$$

$${}^b\mathbf{v}_h = {}^b\mathbf{v}_p + {}^b\boldsymbol{\omega}_p \times ({}^b\mathbf{R}_p{}^p\mathbf{p}_{h,p}) \quad (2.22)$$

これをベクトルと行列の形式に書きあらためると、

$$\begin{bmatrix} {}^b\mathbf{v}_h \\ {}^b\boldsymbol{\omega}_h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} & -[{}^b\mathbf{p}_{h,p} \times] \\ \mathbf{0} & \mathbf{I} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^b\mathbf{v}_p \\ {}^b\boldsymbol{\omega}_p \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

ヤコビ行列 \mathbf{J}_{cp} は、

$$\mathbf{J}_{cp} = \begin{bmatrix} \mathbf{I} & -[{}^p\mathbf{p}_{h,p} \times] \\ \mathbf{0} & \mathbf{I} \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

ただし、記号 $[\bullet \times]$ は、任意の三次元ベクトル $\mathbf{a} = [a_x, a_y, a_z]$ に対して、

$$[\mathbf{a} \times] = \begin{bmatrix} 0 & -a_z & a_y \\ a_z & 0 & -a_x \\ -a_y & a_x & 0 \end{bmatrix} \quad (2.25)$$

を意味する [5]。

2.4 Stewart プラットフォームの運動方程式の導出 [3][4]

2.4.1 Stewart プラットフォームの解析モデル

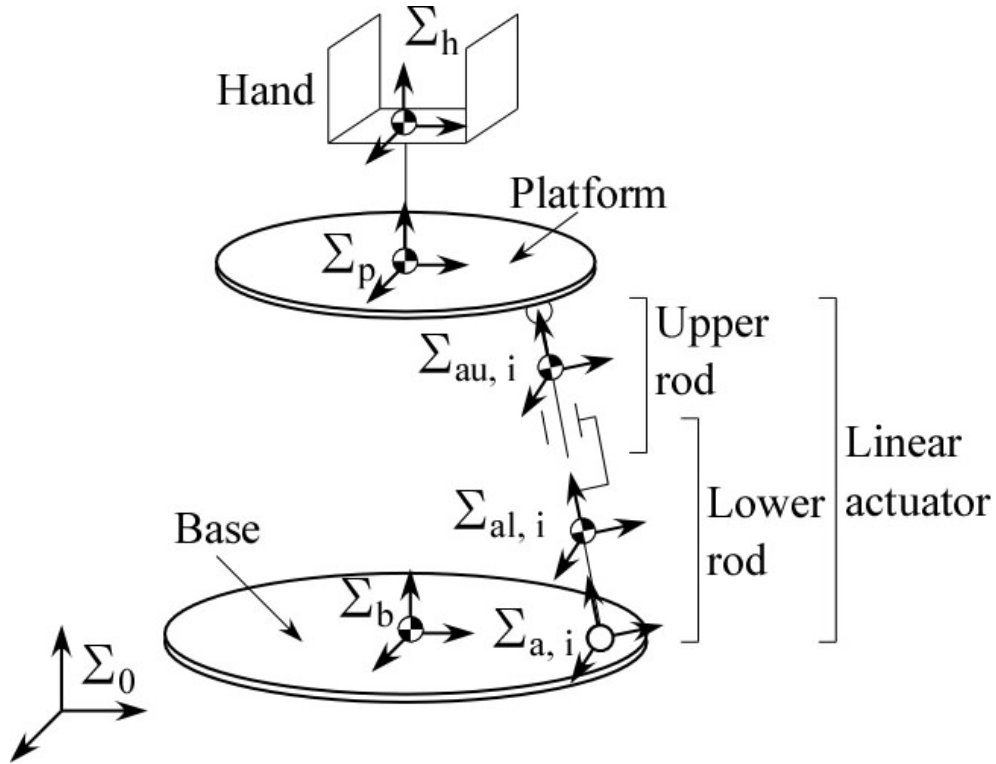


Fig. 2.3: Dynamic analysis model for Stewart platform

Fig. 2.3 に Stewart プラットフォームの動力学の解析モデルを示す。Stewart プラットフォームを、ハンド、上部円板、下部円板および6本の直動型アクチュエータに分割して解析する。さらに、直動型アクチュエータはアクチュエータの伸縮によって動く上部ロッドと下部円板節点まわりに回転だけする下部ロッドに分けることができる。また、ハンド

は上部円板に固定されている。Fig. 2.1 の Stewart プラットフォームは上・下部円板節点に回転3自由度のボールジョイントを用いているため、アクチュエータの長軸まわりの回転を拘束することができないが、Fig. 2.3 で示した解析モデルではアクチュエータの長軸まわりの回転は生じないものとする。

Fig. 2.3 中の直交座標系に関して説明する。座標系 Σ_o は基準点に固定された基準座標系、座標系 Σ_b は下部円板の重心に固定された下部円板座標系、座標系 Σ_p は上部円板の重心に固定された上部円板座標系、座標系 Σ_h はハンドの重心に固定されたハンド座標系、座標系 $\Sigma_{a,i}$ は i 番目のアクチュエータの下部円盤節点に固定された下部円板節点座標系を表し、 z 軸は、アクチュエータの長軸方向と一致する。座標系 $\Sigma_{au,i}$ は i 番目の上部ロッドの重心に固定された上部ロッド座標系、座標系 $\Sigma_{al,i}$ は i 番目の下部ロッドの重心に固定された下部ロッド座標系を表し、上部ロッド座標系 $\Sigma_{au,i}$ および下部ロッド座標系 $\Sigma_{al,i}$ の各座標軸は下部円板節点座標系 $\Sigma_{a,i}$ の各座標軸と一致する。

2.4.2 各 Stewart プラットフォーム構成要素の位置、速度および角速度

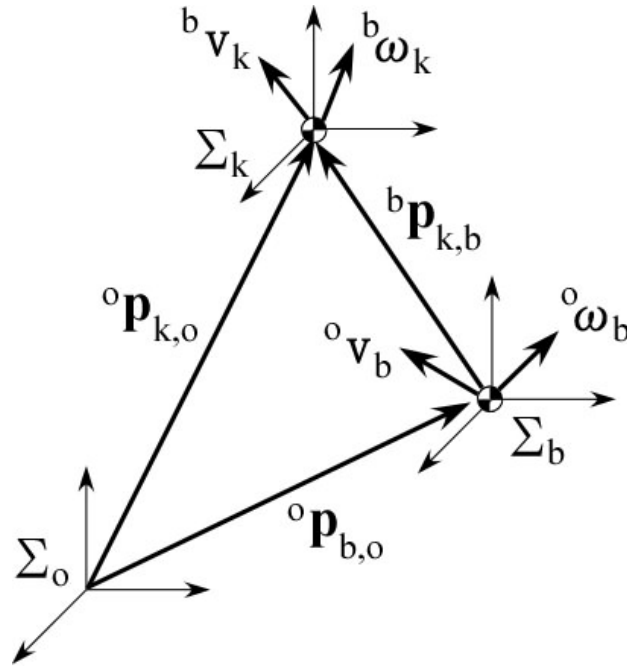


Fig. 2.4: The Coordinate systems and the vectors for analyzing the several parts which constitute the Stewart platform

Fig. 2.4 に各 Stewart プラットフォーム構成要素の解析に必要な座標系およびベクトルを示す。ここで、 Σ_b の Σ_o に対する位置を ${}^o\mathbf{p}_{b,o}$ で表し、 Σ_b の Σ_o に対する角速度を ${}^o\boldsymbol{\omega}_b$ で

表す。さらに Σ_b の Σ_o に対する姿勢行列を ${}^o\mathbf{R}_b$ で表す。この様にベクトルの左上付きのアルファベットは、基準となる座標系を表し、右下付きのアルファベットは、表されている座標系と基準となる座標系、及び i 番目のアクチュエータを表すものとする。

また、右下付きの k は、各 Stewart プラットフォーム構成要素である下部円盤 $k = b$ 、上部円盤 $k = p$ 、ハンド $k = h$ 、アクチュエータの上部ロッド $k = gau$ 、下部ロッド $k = gal$ を表す。

そこで基準座標系 Σ_o に関して表した各 Stewart プラットフォーム構成要素の位置は、

$${}^o\mathbf{p}_{k,o} = {}^o\mathbf{p}_{b,o} + {}^o\mathbf{R}_b {}^b\mathbf{p}_{k,b} \quad (2.26)$$

となる。

また、基準座標系 Σ_o に関して表した各 Stewart プラットフォーム構成要素の並進速度は、

$${}^o\mathbf{v}_k = {}^o\mathbf{v}_b + {}^o\mathbf{R}_b {}^b\mathbf{v}_k + {}^o\boldsymbol{\omega}_b \times ({}^o\mathbf{R}_b {}^b\mathbf{p}_{k,b}) \quad (2.27)$$

となる。

また、基準座標系 Σ_o に関して表した各 Stewart プラットフォーム構成要素の角速度は、

$${}^o\boldsymbol{\omega}_k = {}^o\boldsymbol{\omega}_b + {}^o\mathbf{R}_b {}^b\boldsymbol{\omega}_k \quad (2.28)$$

となる。

2.4.3 ラグランジュ法による運動方程式の導出

前節で求めた Stewart プラットフォーム構成要素の位置、姿勢、速度および角速度を用いてラグランジュ法により Stewart プラットフォームの運動方程式を導出する。

ラグランジュ関数を L 、一般化座標を $\mathbf{q} = [q_1 \ q_2 \ \dots \ q_n]^T$ 、それに対応する一般化力/トルクを $\mathbf{f} = [f_1 \ f_2 \ \dots \ f_n]^T$ とすると、ラグランジュ法による一般的な運動方程式は

$$\mathbf{f} = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{\mathbf{q}}} \right) - \frac{\partial L}{\partial \mathbf{q}} \quad (2.29)$$

により与えられる [5][6]。

ラグランジュ関数 L は、剛体の運動エネルギーを K 、位置エネルギーを P とすると、 $L = K - P$ で表される。したがって、運動方程式は次式でも表現できる。

$$\mathbf{f} = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K}{\partial \dot{\mathbf{q}}} \right) - \left(\frac{\partial K}{\partial \mathbf{q}} \right) + \left(\frac{\partial P}{\partial \mathbf{q}} \right) \quad (2.30)$$

さらに、運動エネルギー K は剛体の重心の並進運動によるエネルギー K_v と剛体の回転運動によるエネルギー K_ω の和であるから、運動方程式は次のようになる。

$$\mathbf{f} = \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K_v}{\partial \dot{\mathbf{q}}} \right) + \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K_\omega}{\partial \dot{\mathbf{q}}} \right) - \left(\frac{\partial K_v}{\partial \mathbf{q}} \right) - \left(\frac{\partial K_\omega}{\partial \mathbf{q}} \right) + \left(\frac{\partial P}{\partial \mathbf{q}} \right) \quad (2.31)$$

Stewart プラットフォームは Fig. 2.3 で示されるように、上部円板、下部円板、ハンド、上部ロッドおよび下部ロッドにより構成されている。Stewart プラットフォーム構成要素 k の並進運動によるエネルギーを $K_{v,k}$ 、回転運動によるエネルギーを $K_{\omega,k}$ 、位置エネルギーを P_k として、一般化座標として下部円板座標系 Σ_b に関して表した上部円板の位置姿勢を表すベクトル $\Phi = [x, y, z, \phi, \theta, \psi]^T$ 、それに対応する一般化力/トルクを F とすると、Stewart プラットフォームの運動方程式は

$$F = \sum_k \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K_{v,k}}{\partial \dot{\Phi}} \right) + \sum_k \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial K_{\omega,k}}{\partial \dot{\Phi}} \right) - \sum_k \frac{\partial K_{v,k}}{\partial \Phi} - \sum_k \frac{\partial K_{\omega,k}}{\partial \Phi} + \sum_k \frac{\partial P_k}{\partial \Phi} \quad (2.32)$$

となる。

Stewart プラットフォーム構成要素 k の質量を m_k 、基準座標系 Σ_o に関して表した Stewart プラットフォーム構成要素 k の速度ベクトルを ${}^o\mathbf{v}_k$ とすると、Stewart プラットフォーム構成要素 k の並進運動によるエネルギー $K_{v,k}$ は

$$K_{v,k} = \frac{1}{2} m_k ({}^o\mathbf{v}_k)^T {}^o\mathbf{v}_k \quad (2.33)$$

で表される。基準座標系 Σ_o に関して表した Stewart プラットフォーム構成要素 k の慣性テンソルを ${}^o\mathbf{I}_k$ 、基準座標系 Σ_o に関して表した Stewart プラットフォーム構成要素 k の角速度ベクトルを ${}^o\boldsymbol{\omega}_k$ とすると、Stewart プラットフォーム構成要素 k の回転運動によるエネルギー $K_{\omega,k}$ は

$$K_{\omega,k} = \frac{1}{2} ({}^o\boldsymbol{\omega}_k)^T {}^o\mathbf{I}_k {}^o\boldsymbol{\omega}_k \quad (2.34)$$

となる。基準座標系 Σ_o に関して表した重力の方向ベクトルを ${}^o\mathbf{g}$ 、基準座標系 Σ_o に関して表した基準座標系 Σ_o の原点から Stewart プラットフォーム構成要素 k の重心までの位置ベクトルを ${}^o\mathbf{p}_{k,o}$ とすると、Stewart プラットフォーム構成要素 k の位置エネルギー P_k は

$$P_k = -m_k ({}^o\mathbf{g})^T {}^o\mathbf{p}_{k,o} \quad (2.35)$$

となる。

式 (2.33)、(2.34)、(2.35) を式 (2.32) に代入して、整理すると Stewart プラットフォームの運動方程式は

$$\begin{aligned} F = & \sum_k m_k \left(\frac{\partial {}^b\mathbf{v}_k}{\partial \dot{\Phi}^T} \right)^T \frac{d}{dt} ({}^b\mathbf{v}_k) \\ & + \sum_k m_k \left(\frac{\partial {}^b\mathbf{v}_k}{\partial \dot{\Phi}^T} \right)^T ({}^o\mathbf{R}_b)^T \left\{ \frac{d}{dt} ({}^o\mathbf{v}_b) + \frac{d}{dt} ({}^o\boldsymbol{\omega}_b) \times ({}^o\mathbf{R}_b {}^b\mathbf{p}_{k,b}) \right\} \\ & + \sum_k m_k \left(\frac{\partial {}^b\mathbf{v}_k}{\partial \dot{\Phi}^T} \right)^T ({}^o\mathbf{R}_b)^T \left[2 {}^o\boldsymbol{\omega}_b \times ({}^o\mathbf{R}_b {}^b\mathbf{v}_k) \right] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + {}^o\boldsymbol{\omega}_b \times \left\{ {}^o\boldsymbol{\omega}_b \times ({}^o\mathbf{R}_b {}^b\mathbf{p}_{k,b}) \right\} \Big] \\
& + \sum_k m_k \left\{ {}^o\boldsymbol{\omega}_b \times {}^o\mathbf{R}_b \left(\frac{\partial^b \mathbf{v}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right) \right\}^T {}^o\mathbf{v}_k \\
& + \sum_k m_k \left\{ \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial^b \mathbf{v}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right) \right\}^T ({}^o\mathbf{R}_b)^{To} \mathbf{v}_k \\
& + \sum_k \left(\frac{\partial^b \boldsymbol{\omega}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right)^T {}^b\mathbf{I}_k \frac{d}{dt} ({}^b\boldsymbol{\omega}_k) + \sum_k \left(\frac{\partial^b \boldsymbol{\omega}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right)^T ({}^o\mathbf{R}_b)^{To} \mathbf{I}_k \frac{d}{dt} ({}^o\boldsymbol{\omega}_b) \\
& + \sum_k \left\{ \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial^b \boldsymbol{\omega}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right) \right\}^T ({}^o\mathbf{R}_b)^{To} \mathbf{I}_k {}^o\boldsymbol{\omega}_k \\
& + \sum_k \left(\frac{\partial^b \boldsymbol{\omega}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right)^T ({}^o\mathbf{R}_b)^{To} \mathbf{I}_k \left\{ {}^o\boldsymbol{\omega}_b \times ({}^o\mathbf{R}_b {}^b\boldsymbol{\omega}_k) \right\} \\
& + \sum_k \left(\frac{\partial^b \boldsymbol{\omega}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right)^T ({}^o\boldsymbol{\omega}_b \times {}^o\mathbf{R}_b)^{To} \mathbf{I}_k {}^o\boldsymbol{\omega}_k \\
& + \sum_k \left(\frac{\partial^b \boldsymbol{\omega}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right)^T ({}^o\mathbf{R}_b)^T \left\{ {}^o\boldsymbol{\omega}_b \times {}^o\mathbf{I}_k + {}^o\mathbf{R}_b \frac{d}{dt} ({}^b\mathbf{I}_k) ({}^o\mathbf{R}_b)^T + ({}^o\boldsymbol{\omega}_b \times {}^o\mathbf{I}_k)^T \right\} {}^o\boldsymbol{\omega}_k \\
& + \sum_k m_k \left(\frac{\partial^b \mathbf{v}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right)^T ({}^o\mathbf{R}_b)^{To} \mathbf{v}_k + \sum_k m_k \left[{}^o\boldsymbol{\omega}_b \times \left\{ {}^o\mathbf{R}_b \left(\frac{\partial^b \mathbf{p}_{k,b}}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right) \right\} \right]^T {}^o\mathbf{v}_k \\
& + \sum_k \left(\frac{\partial^b \boldsymbol{\omega}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right)^T ({}^o\mathbf{R}_b)^{To} \mathbf{I}_k {}^o\boldsymbol{\omega}_k \\
& + \sum_k \frac{1}{2} \left\{ ({}^o\boldsymbol{\omega}_k)^T {}^o\mathbf{R}_b \left(\frac{\partial^b \mathbf{I}_k}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right) ({}^o\mathbf{R}_b)^{To} \boldsymbol{\omega}_k \right\}^T \\
& - \sum_k m_k \left(\frac{\partial^b \mathbf{p}_{k,b}}{\partial \dot{\boldsymbol{\Phi}}^T} \right)^T ({}^o\mathbf{R}_b)^{To} \mathbf{g}
\end{aligned} \tag{2.36}$$

となる。

ここで上部円盤の位置姿勢を $\boldsymbol{\Phi}$ 、下部円盤の位置姿勢を $\boldsymbol{\Psi}$ として、式 (2.36) を整理すると、

$$\mathbf{F} = \mathbf{M}(\boldsymbol{\Phi})\ddot{\boldsymbol{\Phi}} + \mathbf{M}_b(\boldsymbol{\Phi}, \boldsymbol{\Psi})\ddot{\boldsymbol{\Psi}} + \mathbf{H}(\boldsymbol{\Phi}, \dot{\boldsymbol{\Phi}}, \boldsymbol{\Psi}, \dot{\boldsymbol{\Psi}}) + \mathbf{G}(\boldsymbol{\Phi}, \boldsymbol{\Psi}) \tag{2.37}$$

と表す事ができる。ただし、 \mathbf{F} はアクチュエータから上部円盤に加えられる力、そして、右辺第1項 $\mathbf{M}(\boldsymbol{\Phi})\ddot{\boldsymbol{\Phi}}$ は上部円盤の運動によって生じる慣性力、右辺第2項 $\mathbf{M}_b(\boldsymbol{\Phi}, \boldsymbol{\Psi})\ddot{\boldsymbol{\Psi}}$ は下部円盤の運動によって生じる慣性力、右辺第3項 $\mathbf{H}(\boldsymbol{\Phi}, \dot{\boldsymbol{\Phi}}, \boldsymbol{\Psi}, \dot{\boldsymbol{\Psi}})$ は遠心力、及びコリオリ力、右辺第4項 $\mathbf{G}(\boldsymbol{\Phi}, \boldsymbol{\Psi})$ は重力を表す。

2.5 一般化慣性楕円体

ロボットアームの一般化慣性テンソル \mathbf{G} は、ロボットアームの運動を表す一般化座標を $\mathbf{q} = [q_1, \dots, q_n]^T$ とすると

$$\mathbf{G} = \mathbf{J}^T \mathbf{M}(\boldsymbol{\theta}) \mathbf{J} \quad (2.38)$$

と表すことができる。ここで \mathbf{M} はロボットアームの慣性テンソル、 \mathbf{J} は Stewart プラットフォームの速度 $\dot{\boldsymbol{\theta}}$ と $\dot{\mathbf{q}}$ とを関係づけるヤコビ行列である。

この一般化慣性テンソル \mathbf{G} は正定値対称行列なので

$$S = \{ \mathbf{u} \mid \mathbf{u}^T \mathbf{G} \mathbf{u} = 1 \} \quad (2.39)$$

は楕円体を形づくる。

この楕円体は一般化慣性楕円体 GIE (Generalized Inertia Ellipsoid) と呼ばれている [7]。この GIE の主軸の方向は行列 \mathbf{G} の固有ベクトルで与えられ、主軸の長さは対応する固有値の平方根に反比例する。すなわち、GIE の姿勢と形状は行列の固有ベクトルと固有値により定まる。さらに GIE の大きさは質量分布を表し、短軸方向に等価質量は最大、逆に長軸方向に等価質量は最小となり、GIE が球面の場合は、等価質量は方向によらず一定となる。

2.6 受動的インピーダンス特性式

前節で導出した運動方程式より、対象物と接触する場合を考慮した Stewart プラットフォームの運動方程式は、

$$\mathbf{F} = \mathbf{M}(\boldsymbol{\Phi}) \ddot{\boldsymbol{\Phi}} + \mathbf{M}_b(\boldsymbol{\Phi}, \boldsymbol{\Psi}) \ddot{\boldsymbol{\Psi}} + \mathbf{H}(\boldsymbol{\Phi}, \dot{\boldsymbol{\Phi}}, \boldsymbol{\Psi}, \dot{\boldsymbol{\Psi}}) + \mathbf{G}(\boldsymbol{\Phi}, \boldsymbol{\Psi}) + \mathbf{F}_w \quad (2.40)$$

と表す事ができる [3][4]。ただし、 \mathbf{F}_w は接触時対象物から上部円盤に作用される力を表す。

アクチュエータの運動方程式は、

$$\boldsymbol{\tau}_m = \mathbf{D} \dot{\mathbf{l}} + \mathbf{K} \mathbf{l} + \boldsymbol{\tau}_a \quad (2.41)$$

と表す事が出来る。ただし、 $\boldsymbol{\tau}_m$ は、アクチュエータで発生する力、 \mathbf{D} 、 \mathbf{K} は、それぞれ空気圧アクチュエータの粘性摩擦行列と剛性行列、 $\boldsymbol{\tau}_a$ はアクチュエータが上部円盤に伝える駆動力、 \mathbf{l} は \mathbf{F}_w によるアクチュエータの変位を表す。なお、(2.41) 式に含まれるはずのアクチュエータの慣性項は、(2.40) 式の右辺第 1 項 $\mathbf{M}(\boldsymbol{\Phi}) \ddot{\boldsymbol{\Phi}}$ に含まれる。

また、上部円盤の速度 $\dot{\boldsymbol{\Phi}}$ とアクチュエータの速度 $\dot{\mathbf{l}}$ を関係づけるヤコビ行列 \mathbf{J}_a^{-1} は式 (2.20) で表され、(2.42)、(2.43) 式が成り立つ。

$$\dot{\mathbf{l}} = \mathbf{J}_a^{-1} \dot{\boldsymbol{\Phi}} \quad (2.42)$$

$$\mathbf{F} = \mathbf{J}_a^{-T} \boldsymbol{\tau}_a \quad (2.43)$$

さらに対象物と接触した時エンドエフェクタの変位は微小であるとすれば

$$\delta \mathbf{l} = \mathbf{J}_a^{-1} \delta \Phi \quad (2.44)$$

が成り立つ。

そして対象物と接触するのは、エンドエフェクタ先端なので、上部円盤座標系からエンドエフェクタの接触点に設定した座標系に変換する。

接触点の位置姿勢を表す変数を \mathbf{x} とし、 $\dot{\Phi}$ と $\dot{\mathbf{x}}$ を関係づけるヤコビ行列を \mathbf{J}_{cp} とすると、

$$\dot{\Phi} = \mathbf{J}_{cp} \dot{\mathbf{x}} \quad (2.45)$$

$$\mathbf{F}_{cp} = \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{F}_w \quad (2.46)$$

が成り立つ。ただし、ヤコビ行列 \mathbf{J}_{cp} は、(2.24) 式で表す事が出来る。

さらに対象物と接触した時エンドエフェクタの変位は微小であるとすれば、

$$\delta \Phi = \mathbf{J}_{cp} \delta \mathbf{x} \quad (2.47)$$

が成り立つ。ただし、 \mathbf{F}_{cp} は、接触点に対象物から作用される力、 \mathbf{F}_w は接触時対象物から上部円盤に作用される力を表す。

(2.40)~(2.47) 式より、接触点座標系で表した運動方程式は、

$$\begin{aligned} \mathbf{F}_{cp} = & - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{M}(\Phi) \mathbf{J}_{cp} \ddot{\mathbf{x}} - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{J}_a^{-T} \mathbf{D} \mathbf{J}_a^{-1} \mathbf{J}_{cp} \dot{\mathbf{x}} - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{J}_a^{-T} \mathbf{K} \mathbf{J}_a^{-1} \mathbf{J}_{cp} \mathbf{x} \\ & - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{M}(\Phi) \dot{\mathbf{J}}_{cp} \dot{\mathbf{x}} - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{M}_b(\Phi, \Psi) \ddot{\Psi} - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{H}(\Phi, \dot{\Phi}, \Psi, \dot{\Psi}) \\ & - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{G}(\Phi, \Psi) + \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{J}_a^{-T} \boldsymbol{\tau}_m \end{aligned} \quad (2.48)$$

となる。

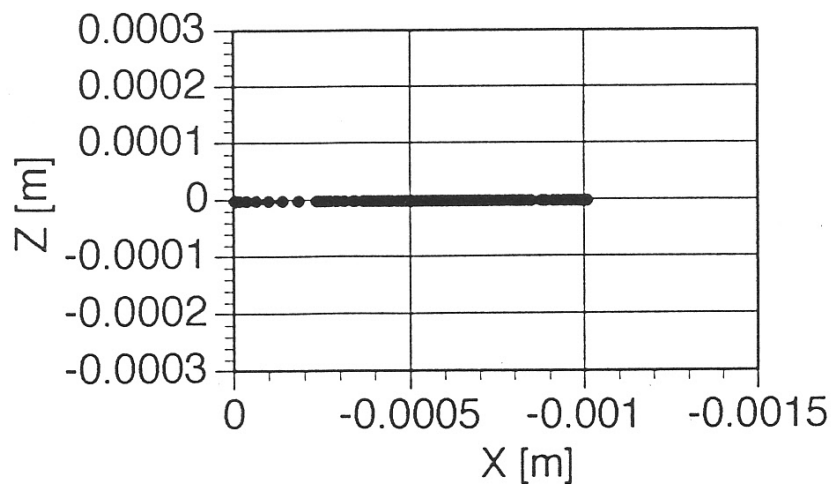
(2.48) 式においてコリオリ、遠心力項は制御則で保証し、対象物と接触したとき下部円盤は動かないと仮定すると、外力と接触点の変位との間に

$$\mathbf{F}_{cp} = -\mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{M}(\Phi) \mathbf{J}_{cp} \ddot{\mathbf{x}} - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{J}_a^{-T} \mathbf{D} \mathbf{J}_a^{-1} \mathbf{J}_{cp} \dot{\mathbf{x}} - \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{J}_a^{-T} \mathbf{K} \mathbf{J}_a^{-1} \mathbf{J}_{cp} \mathbf{x} + \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{J}_a^{-T} \boldsymbol{\tau}_m \quad (2.49)$$

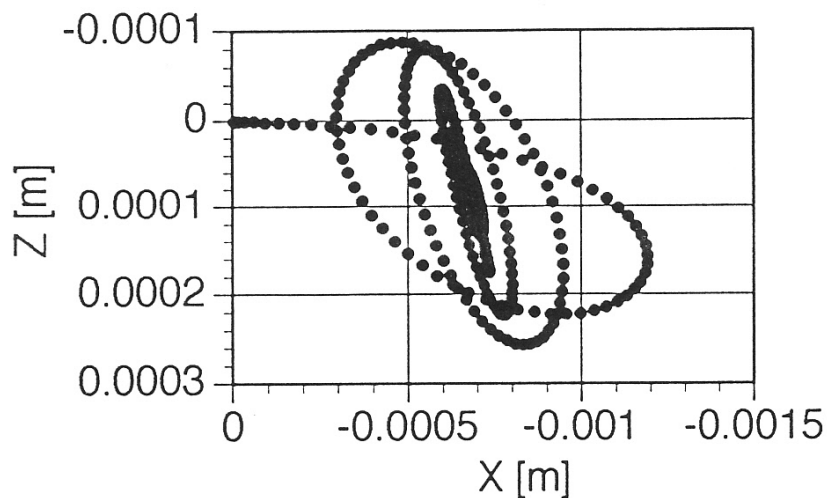
の線形関係が成立する。この式は接触点に外力が作用したとき、あたかも質量-粘性-バネ系の様に接触点が運動することを示している。

この慣性行列 $\mathbf{G}_m = \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{M}(\Phi) \mathbf{J}_{cp}$ によって形作られる楕円体は、一般化慣性楕円体 (GIE) であり [7]、外力が作用した瞬間の動的な等価質量特性を表わし、同様に、粘性行列 $\mathbf{G}_d = \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{J}_a^{-T} \mathbf{D} \mathbf{J}_a^{-1} \mathbf{J}_{cp}$ 、剛性行列 $\mathbf{G}_s = \mathbf{J}_{cp}^T \mathbf{J}_a^{-T} \mathbf{K} \mathbf{J}_a^{-1} \mathbf{J}_{cp}$ によって形作られる一般化粘性楕円体 (GDE)、一般化剛性楕円体 (GSE) も、それぞれ等価粘性、等価剛性の特性を意味している。

Fig. 2.5 は、Fig. 2.11(d) の姿勢 D と E において一定の外力が作用した時の接触点の軌道を示している。姿勢 D の場合は、各楕円体がほぼ球であるため、外力の作用線方向に加速度が生じ、同じ方向につり合いの位置がある。しかし姿勢 E の場合は、接触した瞬間は力の作用線方向に運動するが、その後は等価剛性によるつり合いの方向に運動するため、接触した瞬間の運動が直線でなくなる。



(a) The case D



(a) The case E

Fig. 2.5: The trajectories of contact point

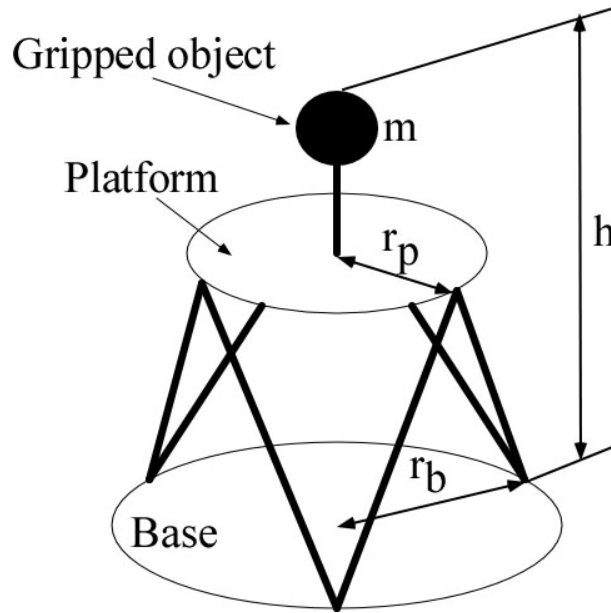


Fig. 2.6: Parameters of mechanism

2.7 受動的インピーダンスの解析

2.7.1 受動的インピーダンスと機構のパラメータとの関係

Fig. 2.6 に示すように上部円盤半径 r_p 、下部円盤半径 r_b 、および下部円盤からハンド先端までの長さ h 、把持する対象物の質量 m を変化させ、基準姿勢における楕円体の変化を調べた。各パラメータと楕円体との関係を Fig. 2.7~2.10 に示す。楕円体の中心位置が各パラメータの値を表している。その結果、以下のような事が明らかになった。

1. GIE は、ほぼ円形になる。

GIE は、Stewart プラットフォームの構成要素であるハンド、上部円盤、下部円盤、空気圧アクチュエータの各質量を接触点座標系で表した等価質量である。Fig. 2.6 に示す上部円盤半径 r_p 、下部円盤半径 r_b 、および下部円盤からハンド先端までの高さ h 、把持する対象物の質量 m の各パラメータを変化させても、基準姿勢における GIE が、Fig. 2.7~2.8 より、ほぼ円形になる。つまり、X 軸、Y 軸、Z 軸の各等価質量が、全て等しい事を意味し、各パラメータ変化にたいして、X 軸、Y 軸、Z 軸の各変化率が全てほぼ等しい事を意味する。

2. GIE は、X-Y 方向には等方性を持つ。

Fig. 2.6 に示す上部円盤半径 r_p 、下部円盤半径 r_b 、および下部円盤からハンド先端までの高さ h 、把持する対象物の質量 m の各パラメータを変化させても、基準姿勢における GIE が、Fig. 2.7~2.8 より、X-Y 方向には等方性を持つ。つまり、X-Y 軸

の等価質量が全て等しい事を意味し、各パラメータ変化にたいして、X-Y 軸の変化率が等しい事を意味する。

3. GIE は、 h/r_b が小さいほど、また r_p/r_b が大きいほど小さくなる。

Fig. 2.7(a)、(b) より、GIE は、 h/r_b が小さいほど、また r_p/r_b が大きいほど小さくなる事がわかる。GIE が小さくなると接触点座標系の X 軸、Y 軸、Z 軸の各等価質量が、大きくなる事を意味する。下部円盤半径 r_b を一定とすると Stewart プラットフォームは、下部円盤からハンド先端までの長さ h が短いほど、各軸の等価質量は大きくなり、上部円盤の半径 r_p が大きいほど、各軸の等価質量が大きくなる。

4. m が大きいほど、かつ h が小さいほど GIE は小さくなる。

GIE が小さくなるほど X 軸、Y 軸、Z 軸の各等価質量は大きくなる。Fig. 2.8(a)、(b) より把持する対象物の質量が大きいほど、各軸の等価質量が大きくなるので、GIE も小さくなる。また h が小さいほど GIE が小さくなる。

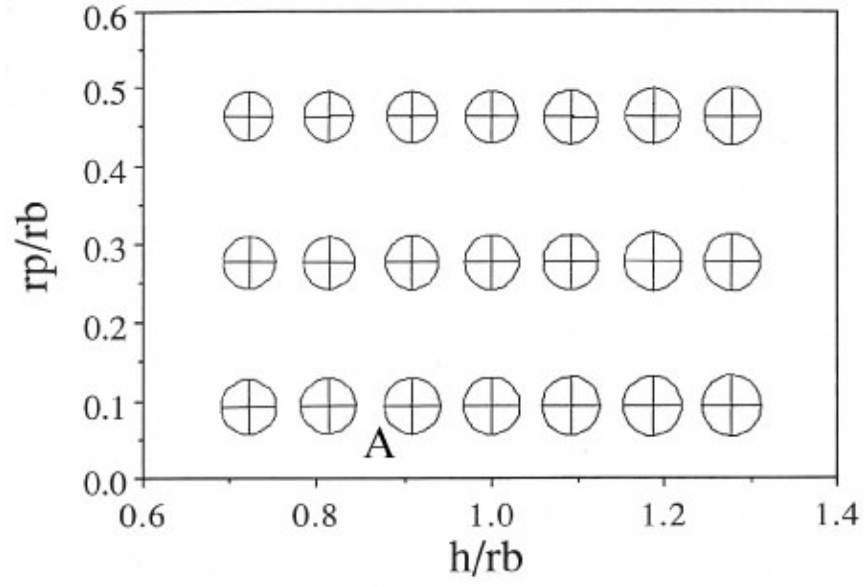
5. GDE と GSE は、 h/r_b が大きくなると X-Y 方向に大きくなり、 h/r_b が小さくなると Z 方向に大きくなる。

GIE と同様に、短軸方向に剛性及び粘性が大きく、長軸方向に剛性及び粘性が小さくなる。 r_b を一定とすると h が長いほど、空気圧アクチュエータの等価剛性、等価粘性が Z 軸方向に大きくなり、外力が接触点に作用した時、接触点の運動は、Z 軸方向には小さく、X-Y 軸方向には大きくなる。

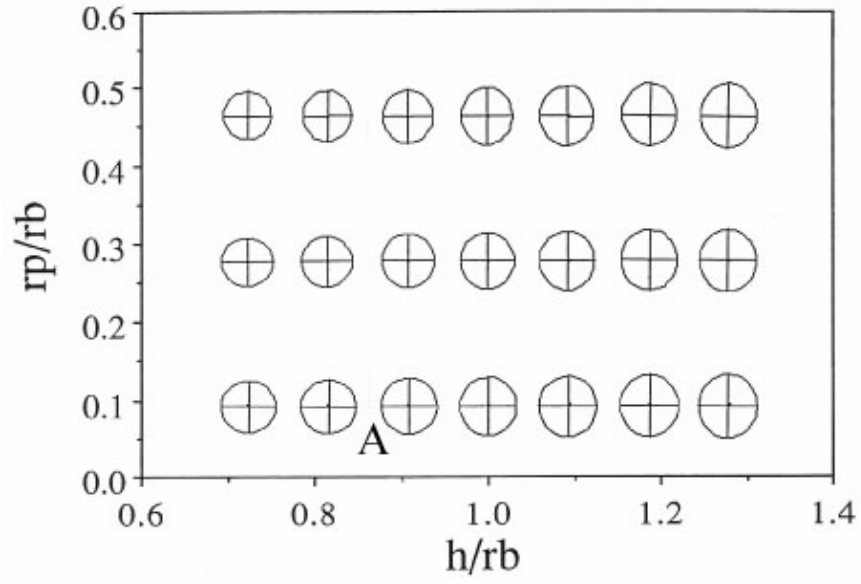
各楕円体は、可動範囲内の広い範囲にわたり、ほぼ球に近い形のものが望まれる。なぜならば、接触した瞬間、加速度が生じる方向と外力が作用した方向とが同一であるために、接触点の外力に対する動的挙動が予測できるからである。もし、GIE はほぼ球、GDE と GSE が楕円体であるとする、接触した瞬間は、接触点は外力と同じ方向に動くが、その後は GSE の特性に従って非線形に動き平衡点に達する。したがって、各楕円体が作業領域内でほぼ円形になると言う事が、最適設計である。Fig. 2.7、2.9、2.10 において、作業領域を考慮すると A 点が最適設計である。

2.7.2 受動的インピーダンスとエンドエフェクタの位置姿勢との関係

GIE、GDE、GSE が全てほぼ球となるパラメータの機構に対してエンドエフェクタを水平に保ったまま X-Y、X-Z、Y-Z 平面内で並進運動させて各楕円体の変化を調べた。その結果を Fig. 2.11 に示す。さらに、Y 軸に 20° 回転させて同様に並進運動させたときの結果を Fig. 2.12 に示す。ここで楕円体は作業領域のみで描かれ、それらの中心は接触点の位置を表す。その結果、以下のような事が明らかになった。

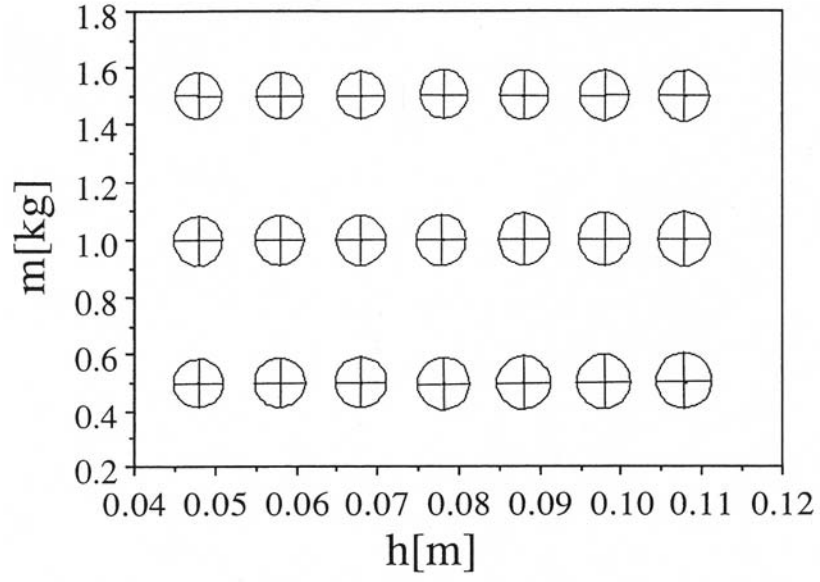


(a) a view from the direction of Z axis

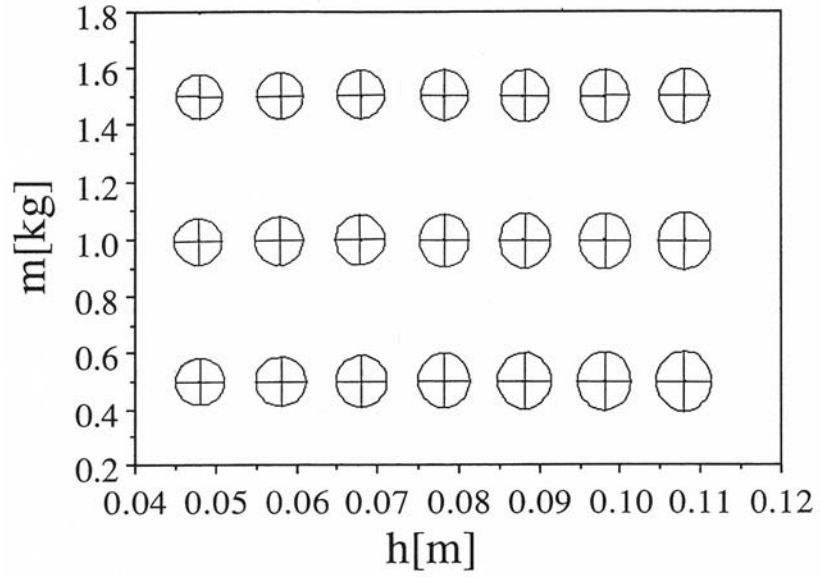


(b) a view from the direction of Y axis

Fig. 2.7: The changes of GIE for h/r_b and r_p/r_b

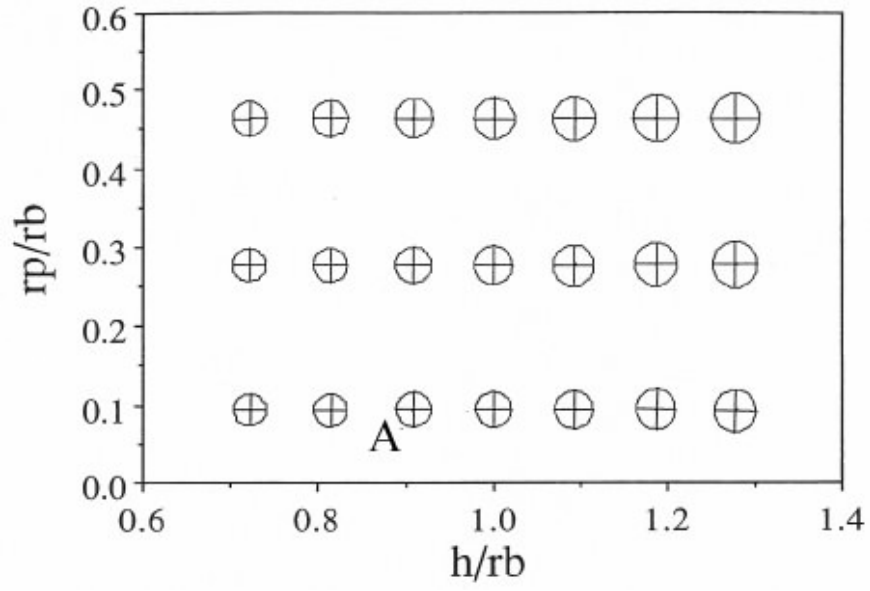


(a) a view from the direction of Z axis

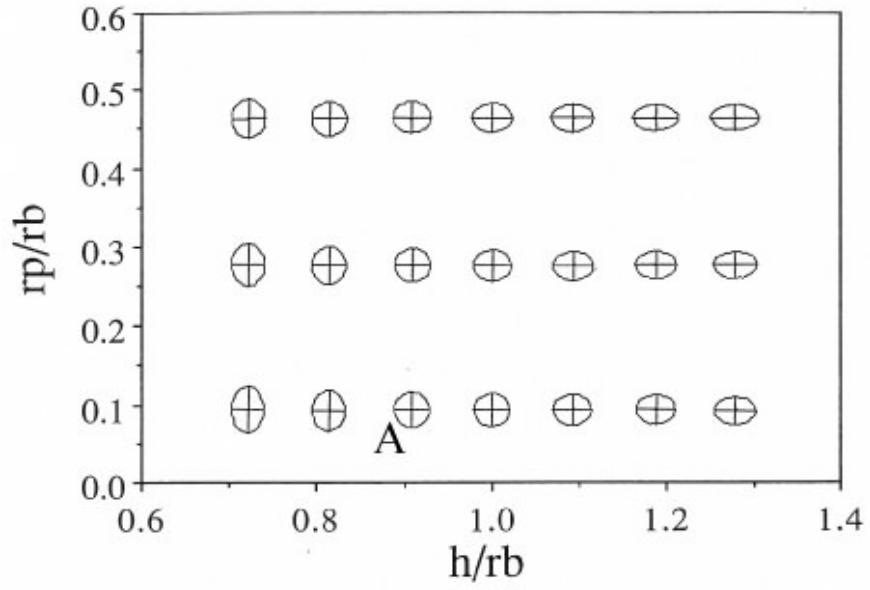


(b) a view from the direction of Y axis

Fig. 2.8: The changes of GIE for h and m

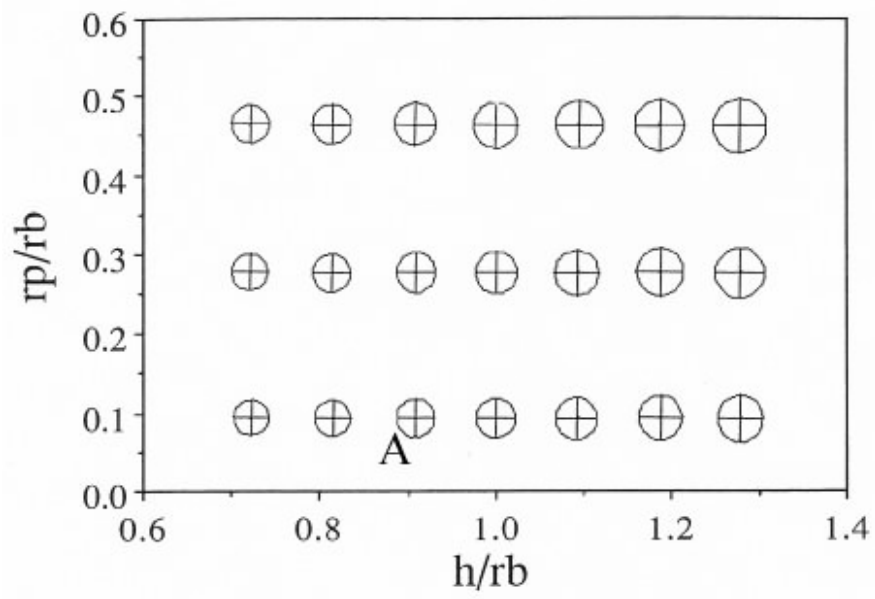


(a) a view from the direction of Z axis

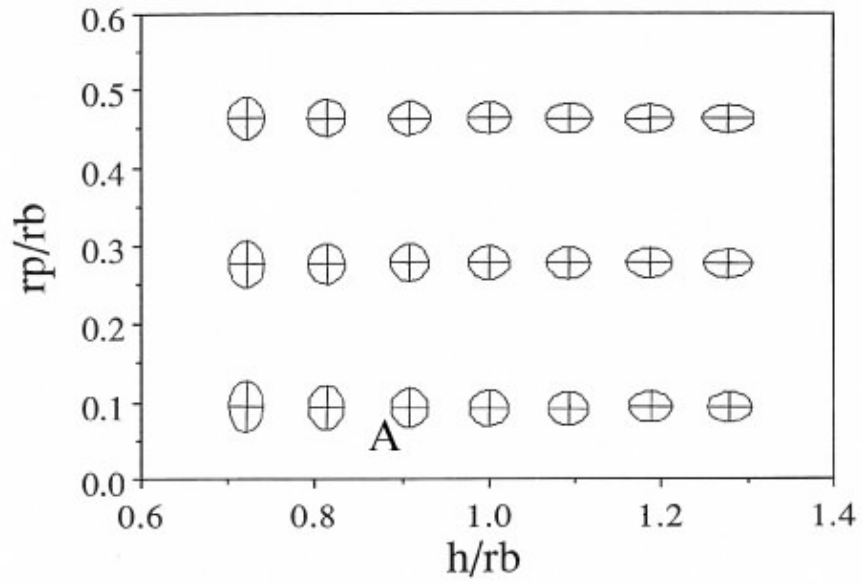


(b) a view from the direction of Y axis

Fig. 2.9: The changes of GDE for h/r_b and r_p/r_b



(a) a view from the direction of Z axis



(b) a view from the direction of Y axis

Fig. 2.10: The changes of GSE for h/r_b and r_p/r_b

1. GIE は全作業領域内でほぼ円形となる

GIE は、作業領域内でエンドエフェクタを並進運動させても、あるいは回転運動させてもほぼ球となる。つまりエンドエフェクタの位置姿勢を変化させても、GIE はほぼ球となる事が明らかとなった。

2. GDE と GSE は作業領域の周辺部で等方性が失われる。

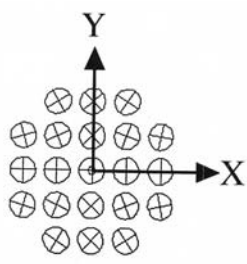
GDE と GSE は作業領域の周辺部では、ほぼ球ではなく楕円体となる。基準位置より Z 軸の正方向に並進移動すると GDE 及び GSE は Z 軸方向に小さくなる。一方、基準位置より Z 軸の負方向に並進移動すると Z 軸方向に大きくなる。GDE、GSE は、GIE と同様に短軸方向に剛性及び粘性が大きく、長軸方向に剛性及び粘性が小さくなる。エンドエフェクタを Z 軸の正方向に並進移動させると空気圧アクチュエータの等価剛性、等価粘性が大きくなり、外力が作用した時、接触点の運動は Z 軸方向には小さくなる。一方、Z 軸の負方向に並進移動させると空気圧アクチュエータの等価剛性、等価粘性が小さくなり、外力が作用した時、接触点の運動は Z 軸方向に大きくなる。この特性は、エンドエフェクタの姿勢を変化させても同じである。つまりエンドエフェクタの位置姿勢を変化させることにより GDE 及び GSE の特性を任意に変化させることが出来る事を表している。

従って、等方性が重視される作業においては、基準姿勢に近い姿勢を取る必要があるが、エンドエフェクタの位置姿勢を変化させることにより、GDE と GSE が変化する特性を積極的に利用し、効率の良い作業が行える場合もあると考えられる。

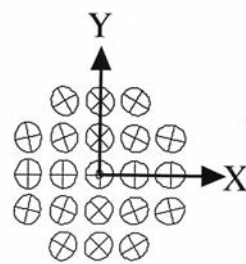
2.8 Stewart プラットフォームの応用

シリアルリンクマニピュレータは、エンドエフェクタの微小な位置姿勢を制御する時、シリアルに接続している複数のリンクを制御して、エンドエフェクタの位置姿勢を制御する必要がある。しかし、シリアルリンクマニピュレータの先端に、6 自由度に位置姿勢を制御できる Stewart プラットフォームを装着した場合は、エンドエフェクタの微小な位置姿勢の制御は、各リンクを動作させる必要はなく、Stewart プラットフォーム部分だけでエンドエフェクタの位置姿勢の制御が可能となる。各リンクを制御しないのであれば、シリアルリンクマニピュレータで問題となっている各リンクの位置姿勢の制御誤差の累積及び各リンクのたわみの累積が、エンドエフェクタの位置姿勢の誤差として表れる事は無い。

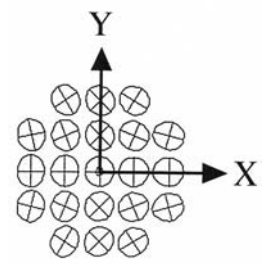
また、Stewart プラットフォーム全体はコンパクトに作製でき、かつエンドエフェクタにかかる力を分散させることが出来るため、出力/重量比も高く、手首関節として使用する優位性がある。



(a) GIE

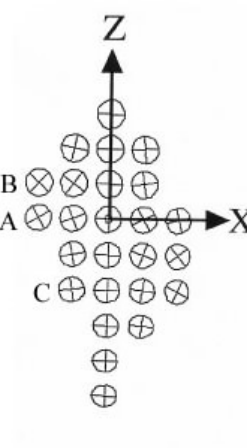


(c) GDE

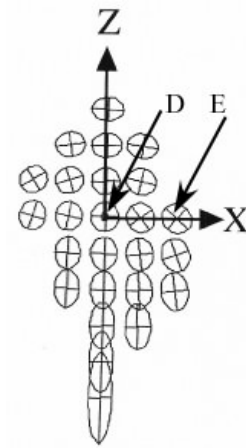


(e) GSE

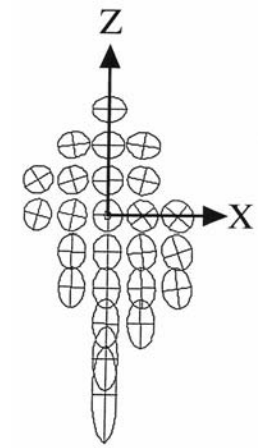
a view from the direction of Z axis



(b) GIE



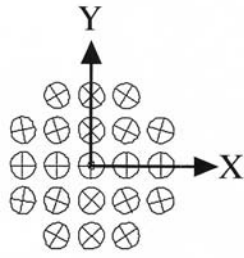
(d) GDE



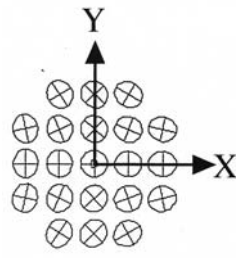
(f) GSE

a view from the direction of Y axis

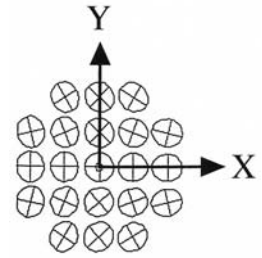
Fig. 2.11: The tip of end-effector is translated while being kept horizontally.



(a) GIE

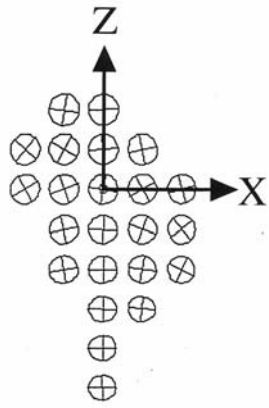


(c) GDE

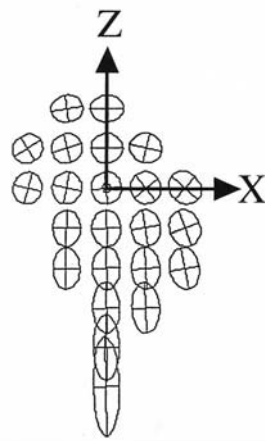


(e) GSE

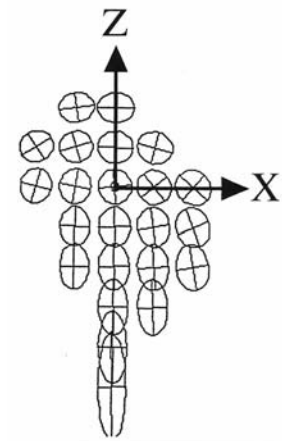
a view from the direction of Z axis



(b) GIE



(d) GDE



(f) GSE

a view from the direction of Y axis

Fig. 2.12: The tip of end-effector is translated while having an inclination of 20 degrees around Y axis.

そこで、この節では Stewart プラットフォームを手首関節として使用することを想定し応用を考えることにする。

2.8.1 硬い物体との接触作業

エンドエフェクタが硬い環境と接触するとき接触点に衝撃的な外力が働く。この外力を小さくするには運動方向の等価質量を小さくすればよい [8]。Table 2.1 に Fig. 2.11(b) の A、B、C 点における Stewart プラットフォームを手首関節として装着したマニピュレータと Fig. 2.13 の A、B、C 点におけるこの Stewart プラットフォームを装着していないマニピュレータの等価質量の値を示す。

この表から明らかなように、シリアルリンク型マニピュレータの先端に Stewart プラットフォームを装着すると、接触点における等価質量が小さくなり、接触した瞬間の衝撃力も小さくなる。この有効性は手首の位置姿勢によって変化しない。

Table 2.1: The equivalent mass

Point	Stewart platform	Serial link manipulator
A	3.018	6.485×10
	3.080	3.288×10
B	3.026	3.693×10
	3.080	4.363×10
C	3.025	4.623×10
	3.080	3.585×10

2.8.2 組立作業

Fig. 2.14 に示すような軸挿入作業において、接触を伴う組立作業の軌道計画を考える場合、接触後の変位が推定できることが必要である。たとえば、接触点の GIE がほぼ球であるが GDE、GSE は楕円体である場合、外力の作用する方向とつりあいの位置の方向が異なるために、直感的につりあいの位置を推定できない。しかし各楕円体をほぼ球にすると外力の作用線方向と接触点の変位は同じ方向なので直感的につりあいの位置を推定でき、軌道計画を行いやすい。これは軸挿入作業のプログラミングを簡単にし、Stewart プラットフォームを手首として使用する有効性を表している。そして、各楕円体をほぼ球に保つにはエンドエフェクタが基準位置近傍になるように制御してやればよく、困難ではない。

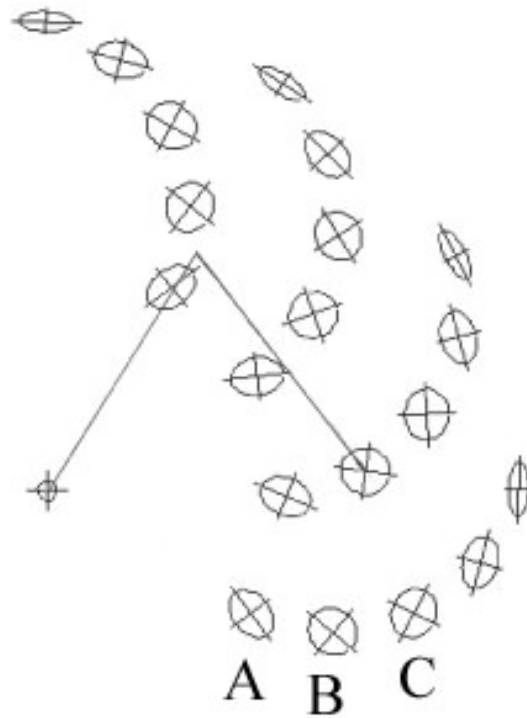


Fig. 2.13: GIEs of serial link manipulator

一方、外力の作用する方向とつりあいの位置の方向が異なるという性質を積極的に利用して軌道計画を行うとより効率のよい組立作業が期待できる場合がある。たとえば、Fig. 2.15 に組立作業の各段階における外力の作用する方向とそれに対する GDE、GSE の理想的な形を示す。(a) の段階では外力の作用する方向は Z 軸方向で、それに対する接触点のつりあいの位置は A 方向になるように楕円体の形を決めてやると、軸が挿入されやすい。(b) の段階でも外力の作用する方向は Z 軸方向で、接触点のつりあいの位置は B 方向になるように楕円体の形をきめてやる。(c) の段階では外力の作用する方向は X 軸方向で、接触点のつりあいの位置は C 方向になるように楕円体の形を決めてやる。この様に接触した後のつりあいの位置が軸が挿入されやすい位置に移動するように楕円体の形を作業の各段階において決めてやることによって、より効率のよい作業が期待できる。各楕円体の形は手首の位置姿勢で決る。外力の作用する方向は軸が穴に接触する位置によって推定できると考えられる。

このように、Stewart プラットフォーム機構は、その位置姿勢を制御することによって各楕円体の形を自由に変えることができる。この性質は RCC 機構のように、機能が限定されてしまう機構に比べて、汎用性を考えた場合有利になる。

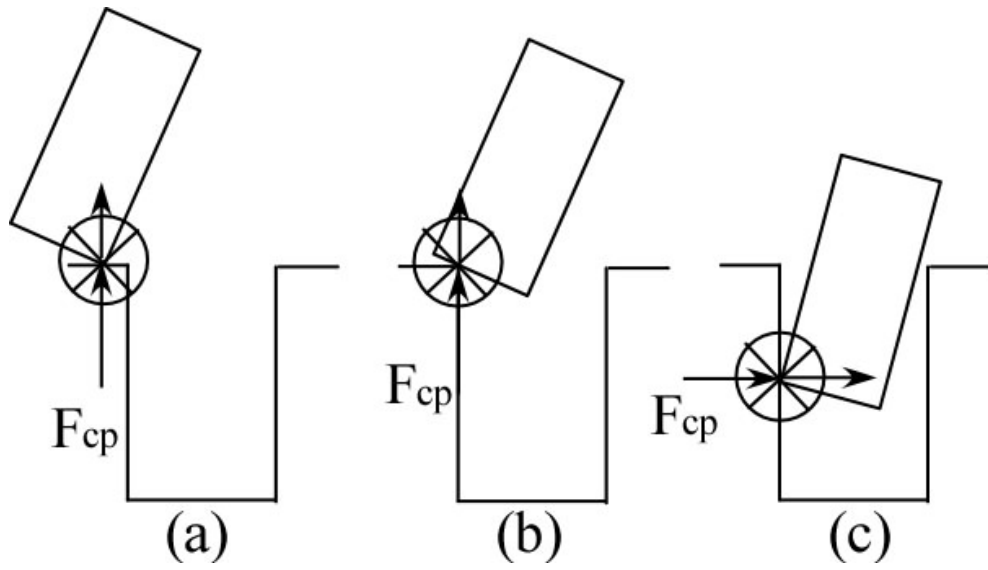


Fig. 2.14: A optimal path of peg insertion process which GIE, GDE, GSE are spheres

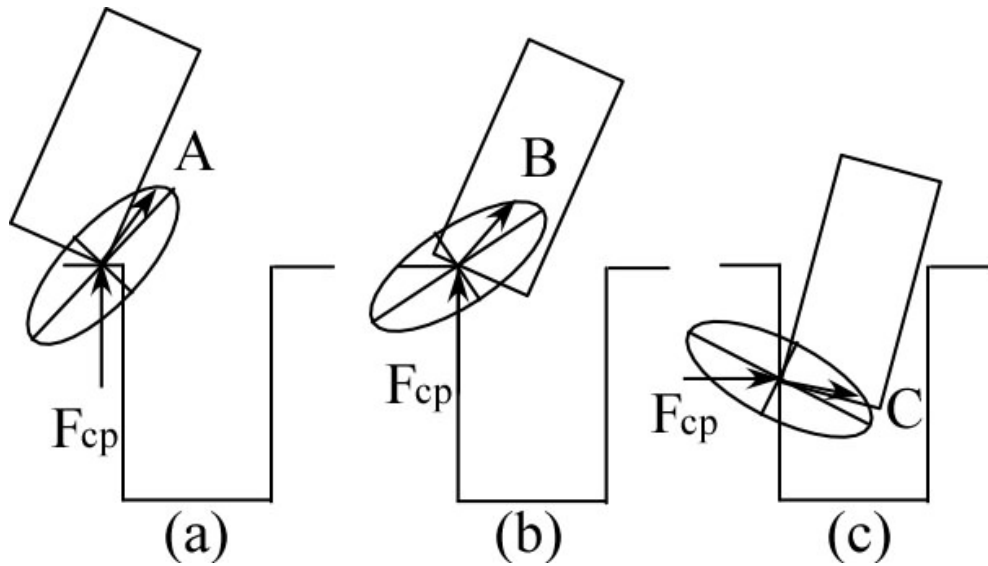


Fig. 2.15: A optimal path of peg insertion process which GIE is a sphere, GDE, GSE are ellipses

2.9 まとめ

本章では、次の項目について述べた。

1. Stewart プラットフォームの運動学について述べた。上部円盤の位置姿勢を空気圧アクチュエータのリンクの長さに変換する逆運動学を導いた。また上部円盤の速度及び角速度と空気圧アクチュエータのリンク速度との関係を表すヤコビ行列を導いた。
2. Stewart プラットフォームの動力学について述べた。Stewart プラットフォームの構

成部品を下部円盤、上部円盤、ハンド、アクチュエータの上部ロッド、下部ロッドに分け、それぞれの並進運動によるエネルギー、回転運動によるエネルギー、位置エネルギーよりラグランジュの運動方程式を用いて運動方程式を導出した。

3. 導出した運動方程式を使用し、受動的インピーダンス特性式を導出した。受動的なインピーダンス特性式は、慣性項、粘性項、剛性項より構成され、エンドエフェクタの接触点に瞬間的な外力が加わった場合、接触点が、あたかも質量-粘性-バネ系の様に運動する事を示した。
4. 受動的なインピーダンス特性式の慣性行列、粘性行列、剛性行列をそれぞれ一般化慣性楕円体 (GIE)、一般化粘性楕円体 (GDE)、一般化剛性楕円体 (GSE) であらわし、等価質量、等価粘性、等価剛性の特性をそれぞれの楕円体を用いて表した。
5. GIE、GDE、GSE の特性を、Stewart プラットフォームのパラメータ（下部円盤半径、上部円盤半径、下部円盤からハンド先端までの高さ、把持する対象物の質量）を変化させてシミュレーションした。その結果、GIE は、各パラメータ変化に対してほぼ円になる事を示した。
6. GDE、GSE は、下部円盤からハンド先端までの高さが高くなるほど、等価粘性、等価剛性が Z 軸方向に大きくなり、外力が接触点に作用した時、接触点の運動は、Z 軸方向には小さく、X-Y 軸方向には大きくなる事を示した。
7. GIE、GDE、GSE の特性を Stewart プラットフォームの位置姿勢を変化させて調べた。その結果、GIE は全作業領域内でほぼ円となり、GDE、GSE は作業領域の周辺部で等方性が失われることを示した。
8. Stewart プラットフォームが、硬い物体と接触した際には接触点に衝撃的な外力が作用する。しかし Stewart プラットフォームを手首関節としてシリアルマニピュレータに装着すると衝撃力が小さくなることを示した。
9. 接触を伴う組立作業の軌道計画について、Stewart プラットフォームを手首として使用する事により接触後の接触点の変位を推定する事が出来る事を示した。また GDS、GSE が手首の位置姿勢により変化する事を利用することにより、効率のよい組立作業が実行できる事を示した。

参考文献

- [1] K.Fujimoto et al. , Developemnt of a 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint by Pneumatic Linear Actuator Drive, IECON'90, pp. 427-432, 1990.

- [2] Maeda, K., Fujimoto, K., Tadokoro, S. and Takamori, T., An analysis of Passive Impedance of 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint, Robotics, Mechatronics and Manufacturing Systems, Elsevier Science Publishers B. V. pp. 39–44, 1993.
- [3] 藤本憲司, ロボット用 6 自由度ダイレクトドライブ手首関節に関する研究, 神戸大学博士論文, 1992.
- [4] K.Fujimoto et al. , Derivation and Analysis of Equations of Motion for 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint, IROS'91, pp. 779–784, 1991.
- [5] 吉川恒夫, ロボット制御基礎理論, コロナ社, 1988.
- [6] H. ASADA and J.-J.SLOTINE, ROBOT ANALYSIS AND CONTROL, A Wiley-Interscience Publication, 1986.
- [7] 浅田春比古, ロボットアーム動特性の幾何学的解析法, 計測自動制御学会論文集, Vol. 19, No. 6, pp. 62–67, 1983.
- [8] 浅田春比古, 小川一男, 逆慣性行列を用いたロボットアームの動特性解析とその作業計画ならびにエンドエフェクタ設計への応用, 計測自動制御学会論文集, Vol. 23, No. 9, pp. 81–88, 1987.

第3章 Time Delay Controlによる Stewart プラットフォームの位置 制御

3.1 概要

パラレルマニピュレータは、剛性が高く精密な位置ぎめや高速動作に有利であると考えられている。しかし、その特性を生かすためには機構の力学的非線形性を十分に補償してやる必要がある。

ところが、パラレル構造は閉ループを構成しているため、動力学の計算に非常に多くの計算が必要となる。Uecker[1] らは閉リンク構造をもつアームの逆動力学問題を3自由度パラレルマニピュレータに適応した。しかし、この逆動力学の膨大な計算を行うために3-Dimensional Processor と呼ばれる3次元ベクトル演算を効率的に行う計算機を必要とした。3自由度ですら困難であるから、ましてや6自由度のパラレルメカニズムの動力学の計算や順運動学の計算を、当時の計算機でリアルタイムに行うことはほとんど不可能であった。そのため、Computed Torque Method 等を適用することは現実的ではなかった[2]。

それに対して制御対象のパラメータ変化に対してロバストな制御系を用いる方法がある。パラレルメカニズムの複雑な動力学の影響はノミナルシステムに対する外乱あるいはパラメータの変化として表れるが、それらは制御系のロバスト性によって抑えられる。ロバストな制御系を設計する手段としては、スライディングモード制御[3]、 H^∞ 制御[4]、外乱オブザーバ[5]、Time Delay Control (TDC)[6][7][8][9] などが考えられる。

TDC は未知パラメータの影響の和を制御対象の既知部分から代数的に計算する。そして、その信号を時間遅れ処理して、未知の動特性と外乱を直接打ち消すことにより補償するという基本的な考え方にもとづいている。TDC をパラレルメカニズムの制御に適用することにより、より良い制御性能が得られることが期待される。

外乱オブザーバも同様な考え方にもとづいているが、TDC は多くの場合計算量が少なくなる。これはアクチュエータが6本のパラレルメカニズムにとっては有利である。

筆者らは空気圧アクチュエータによるダイレクト駆動のStewart プラットフォーム[10][11][12][13] (図 2.1) を開発してきた。しかしながら、PID などの制御則では上で述べた理由

により組立作業等の応用に十分なだけの制御性能を得ることが出来なかった。本論文では TDC をこの Stewart プラットフォームの制御に適用する。

線形近似された Stewart プラットフォームのモデルに従って規範モデルを決定し、TDC の設計パラメータである時間遅れおよび制御対象の入力ゲインの推定値を追従性、安定性を満たすように設計した。位置制御実験の結果、TDC は、空気圧駆動形の非線形性によるパラメータ変化、Platform が運動することによる慣性項、重力項の変化、各アクチュエータ間の干渉を補償することができ、良好な制御結果を得ることができた [14][15]。

3.2 Time Delay Control 制御則 [6][7][8][9]

制御対象として、次式によって表現される非線形システムを考える。

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, t) + \mathbf{h}(\mathbf{x}, t) + \mathbf{B}(\mathbf{x}, t)\mathbf{u}(t) + \mathbf{d}(t) \quad (3.1)$$

ここで、 $\dot{\mathbf{x}}$ は状態ベクトル ($n \times 1$)、 $\mathbf{f}(\mathbf{x}, t)$ と $\mathbf{h}(\mathbf{x}, t)$ は非線形な動特性の既知部分と未知部分を表すベクトル ($n \times 1$)、 $\mathbf{B}(\mathbf{x}, t)$ は入力配分行列 ($n \times q, \text{rank} = q$)、 $\mathbf{u}(t)$ は入力ベクトル ($q \times 1$)、 $\mathbf{d}(t)$ は外乱ベクトル ($n \times 1$) を表す。また、全ての状態変数、及びそれらの微分値は入手可能であり、さらに、入力配分行列 \mathbf{B} は既知であると仮定する。

次に制御対象が追従する規範モデルを次式のように表現する。

$$\dot{\mathbf{x}}_m = \mathbf{A}_m \mathbf{x}_m + \mathbf{B}_m \mathbf{r} \quad (3.2)$$

ただし、 \mathbf{x}_m は状態ベクトル、 \mathbf{r} は指令ベクトル、 \mathbf{A}_m と \mathbf{B}_m は定数係数からなる行列であり、仕様に基づいて設計者が適切に選択する。

規範モデルの状態ベクトル \mathbf{x}_m と制御対象の状態ベクトル \mathbf{x} の差を、誤差ベクトル \mathbf{e} と定義する。すなはち、

$$\mathbf{e} = \mathbf{x}_m - \mathbf{x} \quad (3.3)$$

TDC の目的は、未知の動特性及び未知の外乱を有する制御対象に対して、上式の誤差ベクトル \mathbf{e} を速やかに 0 に収束させることである。すなはち、

$$\dot{\mathbf{e}} = (\mathbf{A}_m + \mathbf{K})\mathbf{e} \quad (3.4)$$

ここで、 \mathbf{K} は誤差フィードバック行列である。誤差の動特性に基づき設計者が適切に選択する。

(3.1)~(3.3) 式を組合せる事により、次式が得られる。

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{A}_m \cdot \mathbf{e} + (-\mathbf{f} - \mathbf{h} - \mathbf{d} + \mathbf{A}_m \mathbf{x} + \mathbf{B}_m \mathbf{r} - \mathbf{B} \mathbf{u}) \quad (3.5)$$

もし、(3.5) 式における入力ベクトル u を次式を満たす事が出来るように決定する事が出来れば、

$$-f - h - d + A_m x + B_m r - B u = K e \quad (3.6)$$

(3.6) 式を (3.5) 式に代入する事により、(3.4) 式で定義した誤差方程式を実現する事が出来る。

つぎに (3.6) 式を満たす入力ベクトル u を求める事になるが、一般には入力変数の個数 q は状態変数の個数 n よりも少ないため、(3.6) 式を常に満足出来るとは限らない。そこで、近似解を用いて入力ベクトル u をいったん決定し、その後でその近似解が式の厳密解となる条件を求める事とする。式の近似解は入力配分行列 B の疑似逆行列 $B^+ = (B^T B)^{-1} B^T$ を用いて、次の様に求める事が出来る。

$$u = B^+(-f - h - d + A_m x + B_m r - K e) \quad (3.7)$$

つぎにこの近似解が、厳密解となる条件を求める。(3.7) 式を (3.1) 式に代入して、整理すると次式が求まる。

$$\dot{e} = (A_m + K)e + (I - BB^+)(-f - h - d + A_m x + B_m r - K e) \quad (3.8)$$

(3.4) 式と (3.8) 式を比較する事により、次の条件式が求まる。

$$(I - BB^+)(-f - h - d + A_m x + B_m r - K e) = 0 \quad (3.9)$$

$(I - BB^+)$ のランクは、 $n - q$ であることから、(3.9) 式は実質的には $n - q$ 個の制約条件を含んでいると考えられる。すなはち、(3.9) 式の意味するところは、 q 個の入力変数はそれと同数の q 個の状態変数しか独立には制御できず、残りの $n - q$ の状態変数に関しては、条件式 (3.9) のもとで自動的に所望の特性を実現できるように、規範モデルと誤差フィードバック行列を設計者が予め適切に選んでおく必要がある。(3.9) 式が T D C 制御則の構造条件式である。

(3.7) 式の制御則には、対象の未知の特性 h と外乱 d が含まれているため、次にこれらを確定する必要がある。未知の特性 h と外乱 d の和は、(3.1) 式より代数的に求める事が出来る。すなはち、

$$h(t) + d(t) = \dot{x}(t) - f(t) - B(t)u(t) \quad (3.10)$$

さらに、上式左辺の未知要因の値が、現在の時刻 t の微小な時間遅れ L を隔てた過去の時刻 $t - L$ とで非常に近いと考える。すなはち、

$$\hat{h}(t) + \hat{d}(t) = h(t - L) + d(t - L) \quad (3.11)$$

この時、(3.10) 式と (3.11) 式を組合せる事により、次の推定式が得られる。

$$\hat{h}(t) + \hat{d}(t) = \dot{x}(t - L) - f(t - L) - B(t - L)u(t - L) \quad (3.12)$$

この推定式を (3.7) 式に代入する事により、TDC の制御則が次の様に得られる。

$$\begin{aligned} u(t) = & B^+(t)\{-f(t) - \dot{x}(t - L) - f(t - L) - B(t - L)u(t - L) \\ & + A_mx(t) + B_mr(t) - Ke(t)\} \end{aligned} \quad (3.13)$$

(3.13) 式で表される制御則の各項は次の意味を持っている。

1. 疑似逆行列 $B^+(t)$ は、入力配分行列 B の作用を打ち消す。
2. $-f(t)$ は、制御対象の既知の動特性を打ち消す。
3. $-\dot{x}(t - L) - f(t - L) - B(t - L)u(t - L)$ は、制御対象の未知の動特性を打ち消す。
4. $A_mx(t) + B_mr(t)$ は、制御対象に規範モデルの動特性を挿入する。
5. $-Ke(t)$ は、誤差の動特性が所望の動特性になるように調整を行う。

この TDC 制御則を実際の制御対象に応用する場合、入力配分行列 B は、その推定値である \hat{B} に置き換えて実現する事になる。制御対象の安定性を確保するためには、 $\hat{B} > 1/2B_{max}$ でなければならない [8]。 \hat{B} の値を大きく設定すると安定性が増す。しかし追従性は劣化する。また時間遅れ L は、追従性の条件式 [8] を満足しなければならない。時間遅れ L を小さい値に設定するほど追従性能は良くなるが、実験装置の性能により設定する時間を決める事になる。

3.3 実験装置の構成

本研究で使用する実験装置の構成を Fig. 3.1 に示す。本 Stewart プラットフォームは 6 本の空気圧アクチュエータによりダイレクトに駆動される。Platform の位置姿勢は各空気圧アクチュエータの長さを制御することにより得ることが出来る。作業空間は、回転しない状態で Z 方向に約 $\pm 20\text{mm}$ 、X、Y 方向に約 $\pm 60\text{mm}$ の並進運動が可能であり、基準位置において、Z 軸まわりに約 $\pm 50^\circ$ 、X、Y 軸まわりに約 $\pm 25^\circ$ の回転運動が可能である。

各空気圧アクチュエータは、ロッド側にばねを内蔵した片ロッド型シリンダであり、シリンダ内の圧力とばね力とのつりあいにより静的なピストン位置が決まる。シリンダのストロークは $\pm 20\text{mm}$ 、供給圧は 0.785Mpa である。電空変換器には高速のオンオフ型電磁弁 (応答速度 3ms) を使用し、電磁弁の時間平均開口面積は PWM により制御する。電磁弁

はシリンダへの空気の流入量、流出用にそれぞれ1個使用し、PWM 回路への計算機出力が正の場合は流入側、負の場合は流出側のみが作動する。ピストン位置はアクチュエータに取り付けられたポテンショメータによって測定され、12 ビットの A/D 変換器を通して計算機に取り込まれる。位置の分解能はポテンショメータの性能より 0.1mm である。ピストンの速度、加速度、ジャークがオペアンプを用いたローパスフィルタ付アナログ微分回路によりポテンショメータ出力をもとに測定される。本実験装置における主なパラメータの値を Table 3.1 に示す。

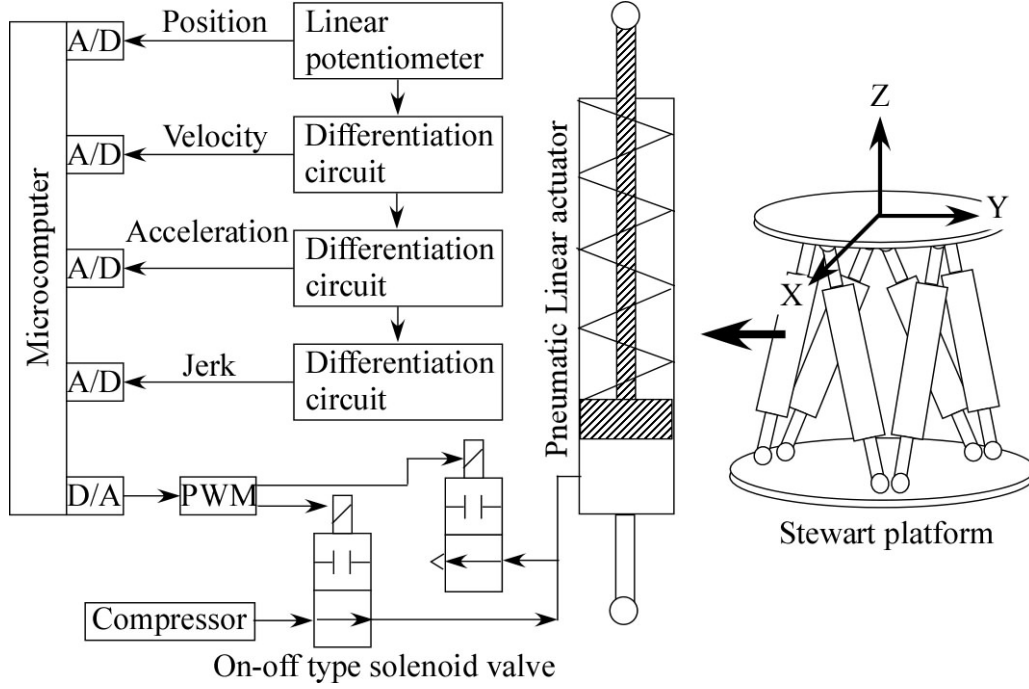


Fig. 3.1: Experimental setup

3.4 Stewart プラットフォームの解析モデル

TDC を設計するためには、規範モデルが必要である。ここでは、制御対象の線形近似モデルを参考にしてそれを定める方法をとることにする。

3.4.1 Stewart プラットフォームの近似力学モデル

一般化座標として各アクチュエータの変位 $\mathbf{x} = [x_1, x_2, \dots, x_6]^T$ をとり、それに対応する一般化力をアクチュエータの駆動力 $\mathbf{f} = [f_1, f_2, \dots, f_6]^T$ とすると、Stewart プラットフォームの運動方程式は、

$$\mathbf{f} = \mathbf{M}(\mathbf{x})\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{H}(\mathbf{x}, \dot{\mathbf{x}}) + \mathbf{C}\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}\mathbf{x} + \text{sign}(\dot{\mathbf{x}})\mathbf{F}_c + \mathbf{G}(\mathbf{x}) \quad (3.14)$$

Table 3.1: Parameters of experimental setup

Parameter	Notation	Value
Area of cross section of a cylinder	A_i	$8.04 \times 10^{-4} \text{m}^2$
Mass of platform and hand	m_i	$3.29 \times 10^{-1} \text{kg}$
Coefficient of viscosity	C_i	$24.5 \text{N}\cdot\text{s}/\text{m}$
Modulus of elasticity	K_i	$8.33 \text{kN}/\text{m}$
Atmospheric pressure	P_a	0.098MPa
Supply pressure	P_s	0.785Mpa
Initial air volume in a cylinder and pipes	V_{0i}	$1.95 \times 10^{-5} \text{m}^3$
Maximum area of cross section of a valve	$S_{i,max}$	$1.02 \times 10^{-7} \text{m}^2$
Constant of valve	K_{si}	$1.02 \times 10^{-8} \text{m}^2/\text{volt}$
Atmospheric temperature	T_a	294 K
Flow coefficient	α	0.72
Gas constant	R	$287 \text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$
Acceleration of gravity	g	$9.8 \text{m}/\text{s}^2$
Specific heat ratio	κ	1.4

と表すことが出来る [10]。ただし、 $\mathbf{M}(\mathbf{x})\ddot{\mathbf{x}}$ は慣性項、 $\mathbf{H}(\mathbf{x}, \dot{\mathbf{x}})$ はコリオリ・遠心力項、 $\mathbf{G}(\mathbf{x})$ は重力項を表し、 $\mathbf{C} = \text{diag}[c_1, c_2, \dots, c_6]$ 、 $\mathbf{K} = \text{diag}[k_1, k_2, \dots, k_6]$ はアクチュエータの粘性摩擦係数と剛性係数を表す。 $\mathbf{sign}(\dot{\mathbf{x}}) = \text{diag}[\text{sign}(\dot{x}_1), \dots, \text{sign}(\dot{x}_6)]$ は $\dot{\mathbf{x}}$ の符号のみを表す関数であり、 \mathbf{F}_c はクーロン摩擦力を表す。

次のような考え方で上式を近似する。

1. Stewart プラットフォームの運動速度は遅いためにコリオリ・遠心力項は小さい。
2. 各アクチュエータ間に干渉は存在しない。
3. Platform の位置姿勢によって、慣性項および重力項は変化しない。

これにより Stewart プラットフォームの運動方程式は次式で近似することが出来る。

$$\begin{aligned}
 \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ \vdots \\ f_6 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} m_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & m_2 & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & m_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \vdots \\ \ddot{x}_6 \end{bmatrix} \\
 &+ \begin{bmatrix} c_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & c_2 & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & c_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \vdots \\ \dot{x}_6 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & k_2 & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & k_6 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_6 \end{bmatrix} \\
 &+ \begin{bmatrix} \text{sign}(\dot{x}_1) & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \text{sign}(\dot{x}_2) & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & \text{sign}(\dot{x}_6) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{c1} \\ F_{c2} \\ \vdots \\ F_{c6} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} m_1 \\ m_2 \\ \vdots \\ m_6 \end{bmatrix} g \quad (3.15)
 \end{aligned}$$

ただし、 m_i は i 番目のアクチュエータに作用する Platform の質量にアクチュエータの質量を足し合わせたもの、 g は重力加速度を表す。すなわち 6 本のアクチュエータが独立に存在していると考える。

3.4.2 空気圧駆動系のモデル

空気圧駆動系の解析に際して、次の様な仮定を置く。

1. 空気は理想気体であり、状態変化は断熱変化である。
2. シリンダ室内の温度は一定であり、その値は室温と等しい。

3. ロッド側のシリンダ室内の圧力変化はなく、その圧力は常に大気圧と等しい。
4. シリンダのクーロン摩擦はピストン速度によらず一定である。
5. 弁の絞り部の流量係数は一定である。
6. 電磁弁の時間平均開口面積は、PMW 回路への入力信号電圧に比例する。

電磁弁を通る空気の質量流量を $Q_i (i = 1 \sim 6)$ 、アクチュエータの変位を x_i とするとシリンダ室内の圧力の時間変化 \dot{P}_i は (3.16) 式で与えられる。

$$\dot{P}_i = g_{Ta}(x_i)Q_i - g_v(P_i, x_i)\dot{x}_i \quad (3.16)$$

ただし、 $g_{Ta}(x_i)$ 、 $g_v(p_i, x_i)$ は、(3.17) 式、(3.18) 式で表すことができる。

$$g_{Ta}(x_i) = \kappa RT_a / (V_{0i} + A_i x_i) \quad (3.17)$$

$$g_v(P_i, x_i) = \kappa P_i A_i / (V_{0i} + A_i x_i) \quad (3.18)$$

電磁弁を通る空気の質量流量 Q_i は、

$$Q_i = \alpha S_i g_f(P_{Hi}, P_{Li}) \quad (3.19)$$

となる。ただし、 $g_f(P_{Hi}, P_{Li})$ は圧力の高い方を P_{Hi} 、低い方を P_{Li} とすると、

$$g_f(P_{Hi}, P_{Li}) = P_{Hi} \sqrt{2/RT_a} \varphi(P_{Li}/P_{Hi}) \quad (3.20)$$

$$\varphi(z_i) = \begin{cases} \sqrt{\kappa/(\kappa-1)} \sqrt{z_i^{2/\kappa} - z_i^{(\kappa+1)/\kappa}} & (0.528 \leq z_i \leq 1) \\ \sqrt{\kappa/(\kappa+1)} \sqrt{\{2/(\kappa+1)\}^{2/(\kappa-1)}} & (0 \leq z_i \leq 0.528) \end{cases} \quad (3.21)$$

電磁弁の平均開口面積 S_i は制御入力 u_i によって、次式のように表すことができる。

$$S_i = K_{si} u_i \quad (3.22)$$

また、アクチュエータの駆動力 f_i は、

$$f_i = A_i (P_i - P_a) \quad (3.23)$$

となる。

(3.17)、(3.18)、(3.19) 式の非線形項 $g_{Ta}(x_i)$ 、 $g_v(P_i, x_i)$ および $g_f(P_{Hi}, P_{Li})$ のピストン位置による各パラメータの変化率を、基準位置の場合を 1 として、Fig. 3.2 に示す。

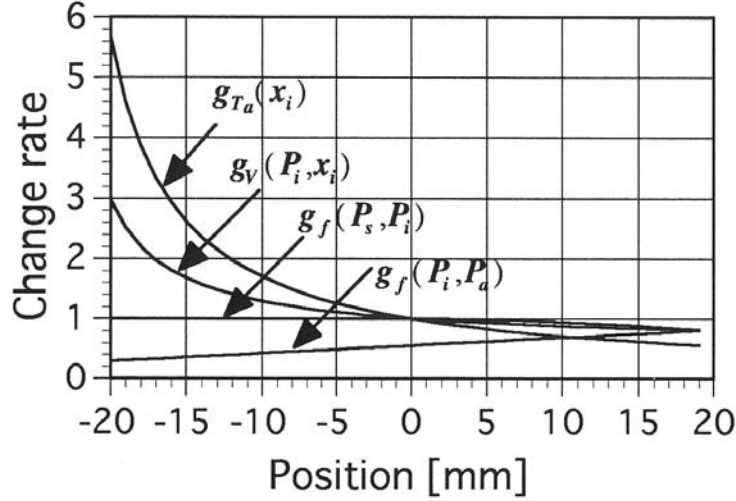


Fig. 3.2: Change rate of parameters owing to piston positions

そこで、空気圧駆動系の線形モデルを得るために、非線形項 $g_{Ta}(x_i)$ 、 $g_v(P_i, x_i)$ および $g_f(P_{Hi}, P_{Li})$ を基準位置で定数近似すると (3.16) 式と (3.19) 式より、

$$\dot{P}_i = \alpha S_i \overline{g_{Ta}}(x_i) \overline{g_f}(P_{Hi}, P_{Li}) - \overline{g_v}(P_i, x_i) \dot{x}_i \quad (3.24)$$

となる。ただし $-$ のついた項は基準位置で定数近似された値を示す。

従って、空気圧駆動系の線形近似モデルは (3.22) 式～(3.24) 式より、

$$\begin{aligned} \dot{f}_i &= \alpha A_i K_{si} u_i \overline{g_{Ta}}(x_i) \overline{g_f}(P_{Hi}, P_{Li}) \\ &\quad - A_i \overline{g_v}(P_i, x_i) \dot{x}_i \end{aligned} \quad (3.25)$$

となる [9]。

3.4.3 制御対象のモデル

(3.15) 式で示される近似力学モデルおよび (3.25) 式で示される空気圧駆動系の線形近似モデルによって、Stewart プラットフォームの i 番目のアクチュエータのモデルの伝達関数は、

$$G_{pi}(s) = \frac{X_i(s)}{U_i(s)} = \frac{\alpha K_{si} A_i \overline{g_{Ta}}(x_i) \overline{g_f}(P_{Hi}, P_{Li})}{s \{m_i s^2 + c_i s + k_i + A_i \overline{g_v}(P_i, x_i)\}} \quad (3.26)$$

と 3 次系に近似される。

これは次の状態方程式で表される

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_i \\ \ddot{x}_i \\ \ddot{x}_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & -a_{p1i} & -a_{p2i} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_i \\ \dot{x}_i \\ \ddot{x}_i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ b_{pi} \end{bmatrix} u_i + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ d_i \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

ただし、

$$\begin{aligned} a_{p2i} &= c_i/m_i \\ a_{p1i} &= \{k_i + A_i \overline{g_v}(P_i, x_i)\}/m_i \\ b_{pi} &= \alpha A_i K_{si} \overline{g_{Ta}}(x_i) \overline{g_f}(P_{Hi}, P_{Li})/m_i \end{aligned} \quad (3.28)$$

ここで、 d_i は空気圧の非線形性によるパラメータ変化、各アクチュエータ間の干渉、Platform が運動することによる慣性項、重力項の変化などから成る制御対象の未知の特性を表す外乱項である。

3.5 TDC の設計

3.5.1 モデル規範型 TDC 制御則の設計

TDC を用いてこれらの外乱を補償するようなロバスト制御系を構成する。制御対象が追従すべき規範モデルの状態方程式は、対象の近似モデルの構造を参考にして次式で設定する。

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_{mi} \\ \ddot{x}_{mi} \\ \dddot{x}_{mi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -a_{m0i} & -a_{m1i} & -a_{m2i} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_{mi} \\ \dot{x}_{mi} \\ \ddot{x}_{mi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ b_{mi} \end{bmatrix} r_i \quad (3.29)$$

ただし、 r_i は規範モデルへの入力である。

以上から、規範モデルのアクチュエータの変位 x_{mi} と制御対象のアクチュエータの変位 x_i の差である誤差 $e_i = x_{mi} - x_i$ に対して (3.27) 式と (3.29) 式より、

$$\begin{aligned} \ddot{e}_i &+ a_{m2i}\ddot{e}_i + a_{m1i}\dot{e}_i + a_{m0i}e_i = a_{p2i}\ddot{x}_i + a_{p1i}\dot{x}_i \\ &- d_i - a_{m2i}\ddot{x}_i - a_{m1i}\dot{x}_i - a_{m0i}x_i \\ &+ b_{mi}r_i - b_{pi}u_i \end{aligned} \quad (3.30)$$

が成立する。

もし、(3.30) 式の入力 u_i を

$$\begin{aligned} a_{p2i}\ddot{x}_i &+ a_{p1i}\dot{x}_i - d_i - a_{m2i}\ddot{x}_i - a_{m1i}\dot{x}_i - a_{m0i}x_i \\ &+ b_{mi}r_i - b_{pi}u_i = \\ &- k_{e2i}\ddot{e}_i - k_{e1i}\dot{e}_i - k_{e0i}e_i \end{aligned} \quad (3.31)$$

を常に満たすように決定することができれば (3.30) 式と (3.31) 式により、誤差方程式

$$\begin{aligned} \ddot{e}_i &+ (a_{m2i} + k_{e2i})\ddot{e}_i + (a_{m1i} + k_{e1i})\dot{e}_i \\ &+ (a_{m0i} + k_{e0i})e_i = 0 \end{aligned} \quad (3.32)$$

が得られる。ただし、 $k_{eji}(j = 0 \sim 2)$ は誤差フィードバック行列である。 k_{eji} をうまく定めれば、TDC の目的である誤差を速やかに零に収束させることが出来る。

さらに、外乱は時間 L だけ過去の値と非常に近いと仮定すると、その推定値 \hat{d}_i は (3.27) 式より

$$\begin{aligned}\hat{d}_i(t) &\cong d_i(t-L) \\ &= \ddot{x}_i(t-L) + a_{p2i}\dot{x}_i(t-L) \\ &\quad + a_{p1i}\dot{x}_i(t-L) - \hat{b}_{pi}u_i(t-L)\end{aligned}\quad (3.33)$$

で求めることが出来る。従って、入力信号 u_i は (3.31) 式より、入力ゲインの推定値 \hat{b}_{pi} を用いて、

$$\begin{aligned}u_i &= \frac{1}{\hat{b}_{pi}} \{ a_{p2i}\ddot{x}_i + a_{p1i}\dot{x}_i - \hat{d}_i \\ &\quad - a_{m2i}\ddot{x}_i - a_{m1i}\dot{x}_i - a_{m0i}x_i \\ &\quad + b_{mi}r_i + k_{e2i}\ddot{e}_i + k_{e1i}\dot{e}_i + k_{e0i}e_i \}\end{aligned}\quad (3.34)$$

とする [8][9]。ただし、制御対象等の状態方程式は可制御性に関する条件である TDC の構造条件 ((3.9) 式) を満たすように設計してある。

以上のようにして、モデル規範型 TDC の制御則が得られた。

さらに、 $\binom{n}{x}_i(t-L) = \binom{n}{x}_i(t)$ とすると誤差 $e_i = x_{mi} - x_i$ 及び (3.29)、(3.33)、(3.34) 式より、入力信号 u_i は、

$$u_i = u_i(t-L) + \frac{1}{\hat{b}_{pi}} \{ \ddot{e}_i + (a_{m2i} + k_{e2i})\ddot{e}_i + (a_{m1i} + k_{e1i})\dot{e}_i + (a_{m0i} + k_{e0i})e_i \} \quad (3.35)$$

と表現できる。この TDC 制御系のブロック線図を Fig. 3.3 に示す。

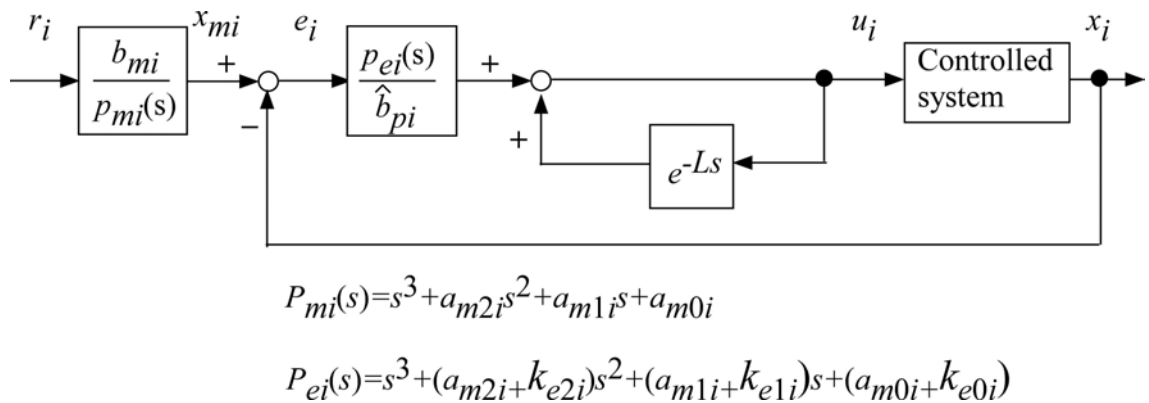


Fig. 3.3: Block diagram of TDC

この制御則の各項は、次の意味を持っている。

1. 制御対象の入力ゲインの推定値 \hat{b}_{pi} は、制御対象の入力ゲイン b_{pi} の作用を打ち消す。
2. $a_{p2i}\ddot{x}_i + a_{p1i}\dot{x}_i$ は、制御対象の既知の動特性を打ち消す。
3. $-\hat{d}_i$ は、制御対象の未知の動特性を打ち消す。
4. $-a_{m2i}\ddot{x}_i - a_{m1i}\dot{x}_i - a_{m0i}x_i + b_{mi}r_i$ は、制御対象に規範モデルの動特性を与える。
5. $k_{e2i}\ddot{e}_i + k_{e1i}\dot{e}_i + k_{e0i}e_i$ は、誤差モデルの動特性の調整のための項である。

3.5.2 パラメータの決定

入力ゲインの推定値 \hat{b}_{pi} 、時間遅れ L 、規範モデルのパラメータ $a_{mji}(j = 0 \sim 2)$ 、誤差モデルのパラメータ $k_{eji}(j = 0 \sim 2)$ を安定性と規範モデルへの追従性を満たすように決定する。本研究では線形定係数の制御対象に対する設計手順 [8] を用いて決定する。規範モデル及び誤差モデルの動特性はインディシャル応答波形及び目標値に対する追従性の観点からそれぞれ $G_m = 5360/(s^3 + 52.5s^2 + 919s + 5360)$, $G_e = 12900/(s^3 + 105s^2 + 3680s + 12900)$ と決定した。この時、規範モデルの帯域幅は $\omega_{0i}=1.4\text{Hz}$ 、誤差モデルの帯域幅は $\omega_{1i}=3.0\text{Hz}$ である。(3.29) 式、(3.32) 式がこれを実現するように $a_{mji}, k_{eji}(j = 0 \sim 2)$ を定めた。

空気圧アクチュエータは、空気の圧縮性、ピストンリングとシリンダとの摩擦が大きい、電磁弁の平均開口面積が小さい、動摩擦と静止摩擦の差が大きい等の理由により、動作遅れを生じる。これをすくなくするためには、制御対象の入力ゲインの推定値 \hat{b}_{pi} を小さくすればよい、今回は制御対象の入力ゲインの推定値を $\hat{b}_{pi} = 1/2b_{pi}$ と決定した。しかし、これは系全体を不安定性にする。これを改善するためには誤差モデルの固有周波数に相当する $(a_{m0i} + k_{e0i})$ を設計値よりも小さめにすればよい [8]。ここでは $(a_{m0i} + k_{e0i})$ の値を試行錯誤的に決定した。

L は、安定性及び追従性のための条件式、

$$L \ll \frac{2}{\omega_{1i}} \quad (3.36)$$

$$L \ll \frac{2}{\{2(\hat{b}_{pi}/b_{pi,min}) - 1\} \omega_{1i}} \quad (3.37)$$

$$L \ll \frac{2}{\{2(\hat{b}_{pi}/b_{pi,min}) - 1\} (a_{m2i} + k_{e2i})} \quad (3.38)$$

$$L \ll \frac{2}{2a_{p2i,max}(\hat{b}_{pi}/b_{pi,min}) + (a_{m2i} + k_{e2i})} \quad (3.39)$$

$$L \ll \frac{2(a_{m(j+1)i} + k_{e(j+1)i})}{\{2(\hat{b}_{pi}/b_{pi,min}) - 1\} (a_{mji} + k_{eji})} \quad (j = 0, 1) \quad (3.40)$$

$$L \ll \frac{2(a_{m(j+1)i} + k_{e(j+1)i})}{2a_{pji,max}(\hat{b}_{pi}/b_{pi,min}) + (a_{mji} + k_{eji})} \quad (j = 0, 1) \quad (3.41)$$

を満足する必要がある。ここでは $L = 10ms$ と決定した。しかし、(3.41) 式の右辺は極めて小さい値となるため、PWM 周波数の制約からこの式を満たすように L を決めることはできなかった。これにより規範モデルへの追従性がそこなわれることになると考えられる。

3.6 実験

3.6.1 実験方法

Platform が、並進及び回転していない基準状態の位置姿勢から、Platform の軌道を考え、この軌道を逆運動学を解く事により、各空気圧アクチュエータの目標軌道に変換し、実験を行った。いわゆる Independent Joint Control により実験を行った。

3.6.2 初期位置を変えた場合

制御対象の方程式の各パラメータ a_{p1i} 、 b_{pi} は Fig. 3.2 で示したようにピストン位置によって非線形に変化する。しかし各パラメータ a_{p1i} 、 b_{pi} は、基準位置において定数近似されているのでピストン位置によりモデル化誤差が生じる。TDC はこの非線形性に起因する外乱を状態量との差から代数的に推定し、補償する。そこで、初期位置を変化させ、空気圧の非線形性による外乱の影響を調べた。

Fig. 3.4(a) は初期位置を $-15.0mm$ とした場合、(b) は初期位置を $-5.0mm$ とした場合の 2 番目のアクチュエータの位置制御実験結果である。図において、Referece は、逆運動学を解いて求めた空気圧アクチュエータの目標軌道、Model は規範モデルの軌道、Actuator は空気圧アクチュエータの軌道、Error は 規範モデルと空気圧アクチュエータの軌道誤差、 U_2 は、制御入力である。

軌道は初期位置 $0.0mm$ より基準姿勢のままで Z 軸方向に $10.0mm$ 並進運動するものである。初期位置を $-15.0mm$ とした場合、ピストン位置によりパラメータ変動の影響が大きいと考えられるが、図より明らかなように、 0.0 秒から 2.0 秒間の加速区間では、摩擦に起因する起動時の動作遅れを生じるが、その後の 2.0 秒から 6.0 秒までの等速運動区間は良好に追従し、 6.0 秒から減速して 8.0 秒に停止するまでも良好な応答を得ることが出来た。

この結果は、TDC を使用する事により、空気圧駆動系の非線形に起因する外乱が推定され、初期位置を変化させても各アクチュエータと目標軌道の誤差がほとんど変化せず、

良好な位置制御が達成されることを示している。従って、大きなパラメータ変化を伴う制御対象であっても TDC を使用する事により、パラメータの代表値による設計だけで、良好な軌道追従性が達成できる事を示している。

3.6.3 負荷の質量を変化させた場合

Stewart プラットフォームの慣性項及び重力項は負荷質量や Platform の位置姿勢によって変化する。しかし、TDC はこの変化を状態量との差から代数的に推定するため、それらの変化に影響を受けないはずである。そこで、Stewart プラットフォームによって物体を把持した場合を想定し、Platform の質量を変化させて位置制御実験を行った。

Fig. 3.5 の (a) は Platform の質量を 1.0kg とした場合、(b) は Platform の質量を 5.0kg とした場合の 4 番目のアクチュエータの位置制御実験結果を示す。図において、Referece は、逆運動学を解いて求めた空気圧アクチュエータの目標軌道、Model は規範モデルの軌道、Actuator は空気圧アクチュエータの軌道、Error は 規範モデルと空気圧アクチュエータの軌道誤差、 U_4 は、制御入力である。

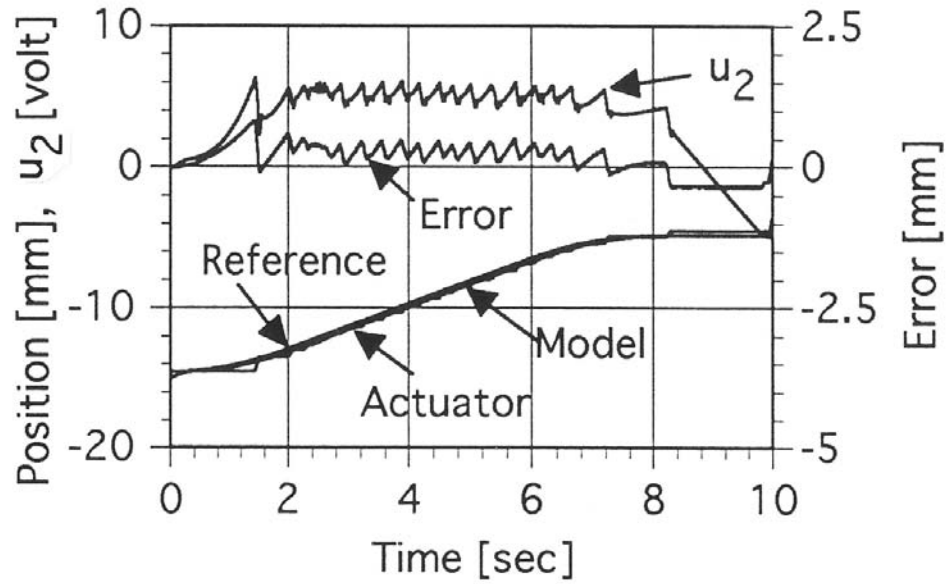
軌道は初期位置 0.0mm より基準姿勢のままで Z 軸方向に 15.0mm 並進運動するものである。Platform の質量を 5.0kg とした場合は、慣性項、重力項の変化が大きいと考えられるが、図から明らかなように、(a)、(b) とともに Platform の質量が違ってもかかわらず、起動時の各アクチュエータごとの動作遅れが等しいことがわかる。起動後も一定速度区間、停止区間とも (a)、(b) の間にほとんど差が見られない。

従って、TDC によって慣性項及び重力項の変化が外乱として補償されていることがわかる。

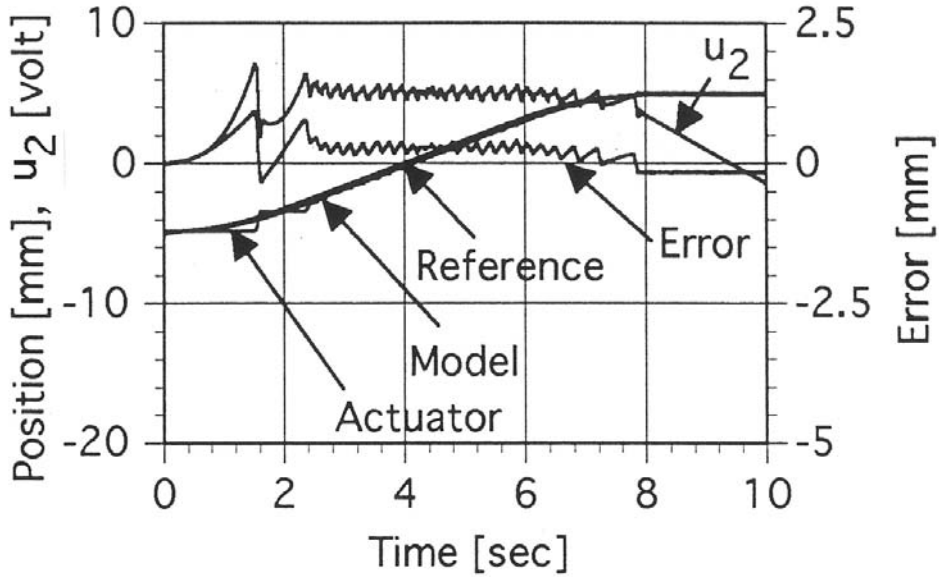
3.6.4 各アクチュエータ間に干渉がある場合とない場合

Stewart プラットフォームは空気圧アクチュエータによるダイレクト駆動のため、各アクチュエータの干渉が大きく動作に影響を与え、位置制御を困難としている。しかし、TDC は各アクチュエータ間の干渉を外乱として推定して補償するため良好な位置制御が期待できる。そこで、Platform を取り外して、各アクチュエータを単独で動かした場合と Stewart プラットフォームに組み込んだ場合にわけて位置制御実験を行い、各アクチュエータ間の干渉が位置制御に与える影響を調べた。

Fig. 3.6(a) は Stewart プラットフォームに組み込んだ場合、(b) は各アクチュエータ単独に動かした場合の 6 番目のアクチュエータの位置制御実験を示す。図において、Referece は、逆運動学を解いて求めた空気圧アクチュエータの目標軌道、Model は規範モデルの軌道、Actuator は空気圧アクチュエータの軌道、Error は 規範モデルと空気圧アクチュエータの軌道誤差、 U_6 は、制御入力である。

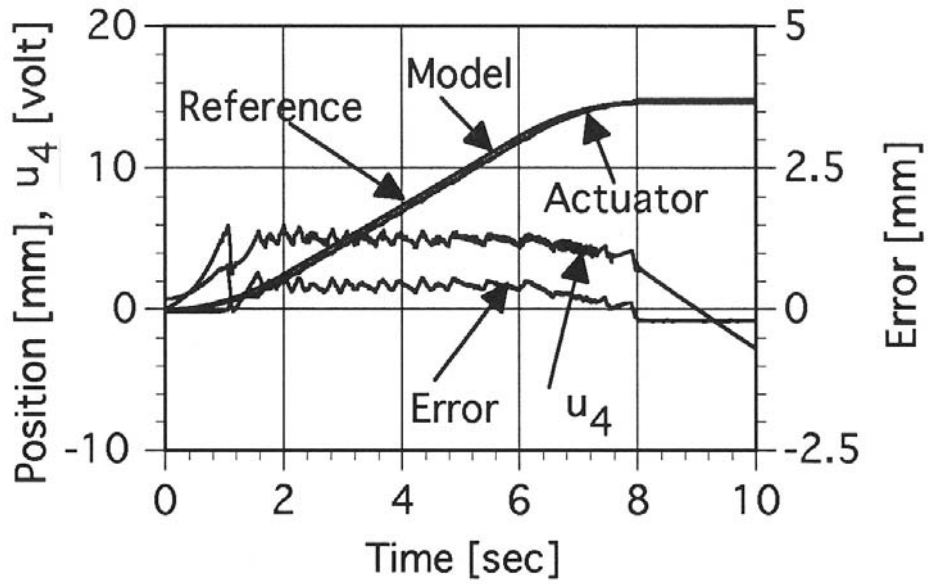


(a) An initial position : -15.0mm

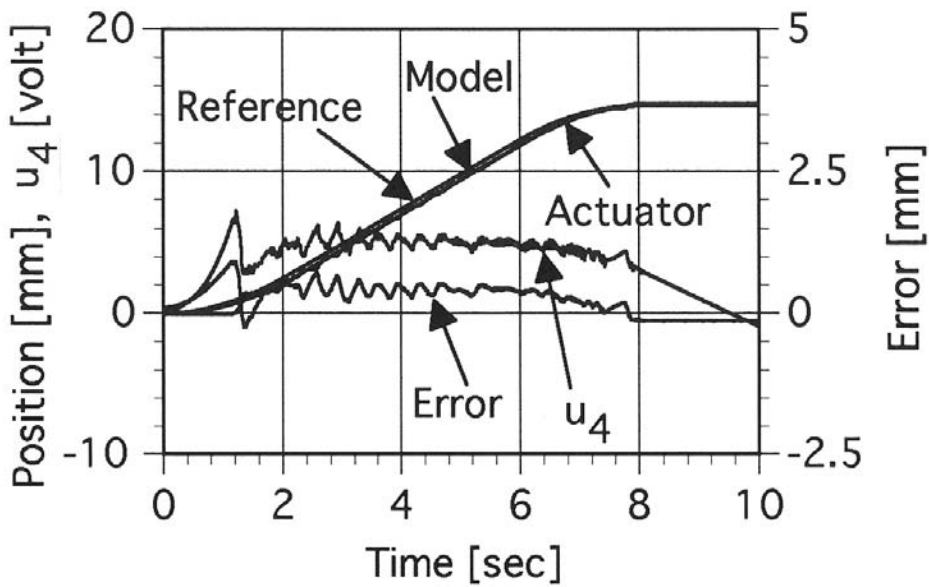


(b) An initial position : -5.0mm

Fig. 3.4: The case which an initial position changes



(a) A load mass : 1.0kg



(b) A load mass : 5.0kg

Fig. 3.5: The case which a load mass changes

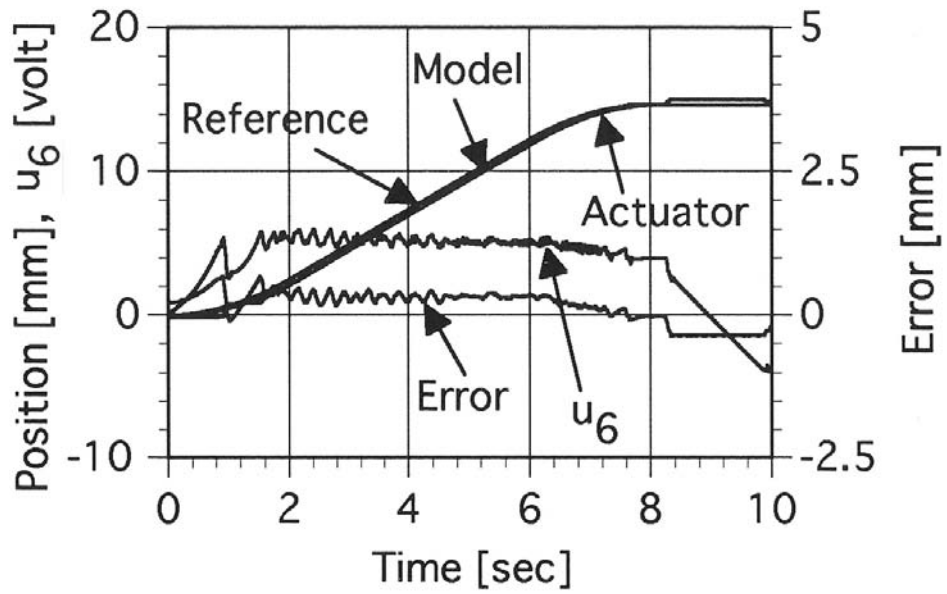
軌道は初期位置 0.0 mm より基準姿勢のままで Z 軸方向に 15.0 mm 並進運動するものである。Stewart プラットフォームに組み込んだ場合、各アクチュエータ間の干渉が、位置制御実験に大きく影響すると思われるが、図より明らかなように、各アクチュエータ独立に制御した場合と Stewart プラットフォームに組み込んだ場合では、ほとんど差が見られず、起動時の動作遅れを除けば両者とも誤差が約 0.5 mm 以内であり良好な追従が達成されている。

従って、各アクチュエータ間の干渉が TDC によって外乱として推定されていることがわかる。また、負荷質量が大きく異なるにもかかわらず、動特性がそれほど変化していないことがわかる。

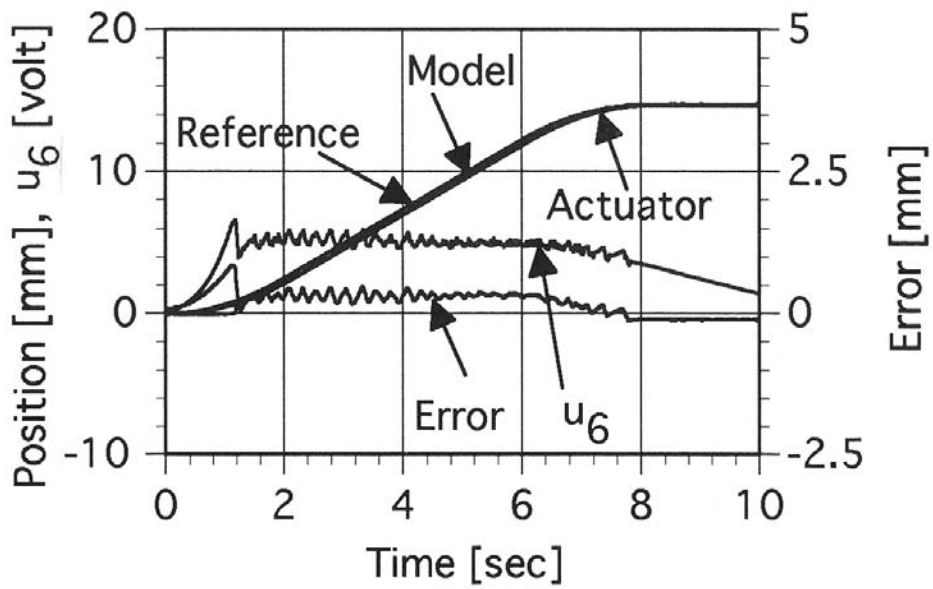
3.7 まとめ

この章では、次の事項について述べた。

1. モデル規範型 TDC 制御則について述べた。非線形方程式で表される制御対象が追従する規範モデルを設計し、つぎに規範モデルの状態ベクトルと制御対象の状態ベクトルの差である誤差の動特性を表す誤差モデルを設計した。そして外乱の値が、微小な時間遅れ L を隔てた過去の値と非常に近いと考え、外乱の動特性を打ち消す事により制御を行った。
2. Stewart プラットフォームの運動方程式を各アクチュエータ間の干渉が無い等の仮定を置くことにより線形近似した。空気圧駆動系のモデルについては、空気圧シリンドラの基準位置のパラメータで定数近似した。Stewart プラットフォームの近似力学モデルと空気圧駆動系の線形モデルより制御対象のモデルを設計した。
3. モデル規範型 TDC 制御則の構造条件を満たすように制御対象、規範モデル、誤差モデルを設計した。
4. TDC の設計パラメータである入力ゲインの推定値、時間遅れ、規範モデルのパラメータ、誤差モデルのパラメータを安定性と規範モデルへの追従性を満たすように決定した。
5. 空気圧の非線形性の影響を調べるために、初期位置を変化させて位置制御実験を行った。その結果、良好な追従特性を得ることが出来、空気圧駆動系の非線形性が補償される事が明らかとなった。
6. Stewart プラットフォームの慣性項、重力項の影響を調べるために、Platform の質量を変化させて位置制御実験を行った。その結果、質量を変化させても起動時の時間遅れが等しく、起動後の追従特性も差が無い事が明らかになった。



(a) An interference between actuators exists



(b) Each of actuators is controlled independently

Fig. 3.6: The case which an interference between actuators varies

7. Stewart プラットフォームの各アクチュエータの干渉の影響を調べるため、各シリンダーを単独に位置制御した場合と Stewart プラットフォームに組み込んだ場合に分けて位置制御実験を行った。その結果、各シリンダーを単独で位置制御した場合と Stewart プラットフォームに組み込んだ場合とでは差が無いことが明らかになった。
8. 従って、大きなパラメータ変化を伴う制御対象であっても TDC を使用する事により、パラメータの代表値による設計だけで、良好な軌道追従性が達成できる事が明らかになった。

参考文献

- [1] Uecker, D. R., Wang, Y. and Kokkinis, T., Experimental Evaluation of Real-Time Model-Based Control of a 3-DOF Closed-Chain Direct-Drive Mechanism, Proc. of the 1991 IEEE ICRA, pp. 1861-1865, 1991.
- [2] 田所 諭, パラレルメカニズムの制御, 日本ロボット学会誌, Vol. 10, No. 6, pp. 721-726, 1992.
- [3] Utkin, V. I., Variable Structure Systems with Sliding Mode, IEEE Trans. on Automatic Control, Vol. 22, No. 2, pp. 212-222, 1977.
- [4] Francis, B. A., Zames, G., On H^∞ -Optimal Sensitivity theory for SISO feedback systems, IEEE Trans. on Automatic Control, Vol. 29, No. 1, pp. 9-16, 1984.
- [5] 松浦貞裕, 梅田善雄, 外乱推定オブザーバによる空気圧駆動システムの位置決め制御, 日本ロボット学会誌, Vol. 9, No.6, pp. 700-706, 1991.
- [6] Youcef-Toumi, K., and Ito, O., A Time Delay Controller for Systems with Unknown Dynamics, Trans. ASME, J. Dyn. Syst. Meas. Control, 112, pp. 133, 1990.
- [7] 伊藤 修, 檜崎和成, 松林成彰, 軌跡追従型タイムディレイコントロールの提案とそのロボットマニピュレータ制御への応用, 精密工学会誌, Vol. 55, No. 12, pp. 2187-2191, 1989.
- [8] 伊藤 修, 檜崎和成, 松林成彰, 一入力一出力線形系に対するタイムディレイコントロールの設計手法, システム制御情報学会誌, Vol. 3, No. 6, pp. 194-203, 1990.
- [9] 藤本憲司, 田所 諭, 高森 年, 直動型空気圧アクチュエータのタイムディレイコントロール, 日本油空圧学会誌, Vol. 23, No. 4, pp. 412, 1992.

- [10] K.Fujimoto et al. , Developmemt of a 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint by Pneumatic Linear Actuator Drive, IECON'90, pp. 427–432, 1990.
- [11] K.Fujimoto et al. , Derivation and Analysis of Equations of Motion for 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint, IROS'91, pp. 779–784, 1991.
- [12] 藤本憲司, ロボット用 6 自由度ダイレクトドライブ手首関節に関する研究, 神戸大学博士論文, 1992.
- [13] Maeda, K., Fujimoto, K., Tadokoro, S. and Takamori, T., An analysis of Passive Impedance of 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint, Robotics, Mechatronics and Manufacturing Systems, Elsevier Science Publishers B. V. pp. 39–44, 1993.
- [14] Kiyoshi Maeda, Isawo Yasaka, Satoshi Tadokoro and Toshi Takamori, Time Delay Control of a 6-DOF Direct Drive Wrist Joint Using Pneumatic Actuators, Proc. '93 International Conference on Advanced Robotics, pp. 159-164, 1993.
- [15] 前田 潔, 矢坂 功, 田所 諭, 高森 年, タイム・ディレイ・コントロールによる 6 自由度パラレル手首関節の位置制御, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.61, No.584, pp.1543–1549, 1995.

第4章 最適な冗長ワイヤ配置問題

4.1 概要

食品に代表されるような軽量物の超高速搬送作業の要求がある。多くの場合これらの作業は専用機によって行われている。現存するロボットはこのような要求に対する有効な解を与えることができていない。そのもっとも大きな原因は、ほとんどのロボットに採用されているシリアルリンク機構にある。軽量化が困難なアクチュエータを運動させる上、片持ちばり構造を持つ機構はもともと高速運動には不向きである。

パラレルメカニズムは高速運動・高速作業に適しており、この問題に対する本質的なブレークスルーをもたらすと期待されている。その根拠は、(1) 複数のアクチュエータの出力が並列に出力リンクに働くこと、(2) アクチュエータを可動部に配置しない設計が可能なこと、(3) リンクに曲げモーメントが働かないような設計が可能であること、(4) 剛性が高いこと、(5) 力学的性質が等方的であること [1]、である [2]。

Clavel らは軽量高速の 4 自由度パラレルマニピュレータ DELTA を開発した [3]。アクチュエータはすべてベースにおかれているため極めて高速な動作が可能であり、1kW の DC サーボモータを 3 台用いた場合で最大加速度 30G を達成している。Pierrot, 内山らは 6 自由度の高速パラレルマニピュレータ HEXA を開発した [4]。HEXA は Adept Motion を 1 サイクル 0.465s で実行し、従来のロボットと比較して極めて高いパフォーマンスを持つ。

パラレルマニピュレータをさらに高速化するにはリンクなどの構造部材の質量を最小限に押さえないといけない。この意味で、ワイヤでトラベリングプレートを四方八方から引っ張る構造は高速メカニズムとして有望である。

川村らは 7 本のワイヤで駆動される 6 自由度パラレルマニピュレータ FALCON を開発し、60W のモータを 7 台用いることによって 43G の加速度を達成している [5][6]。高速運動においてはワイヤの弾性が大きな問題となるが、内力を制御することによって振動の問題を解決している。同様なワイヤ駆動メカニカルシステムの研究として、大隅ら [7][8]、Albus ら [9] による多自由度クレーンの研究がある。

パラレルメカニズムの重大な欠点として、作業領域が小さく、特異点が大きな問題となることがあげられる。特に、過可動特異点はシリアル機構にはなかった特異点であるが、そこでは外力に対抗する力を発生できなくなり、実用的観点からは極めて危険な状態にな

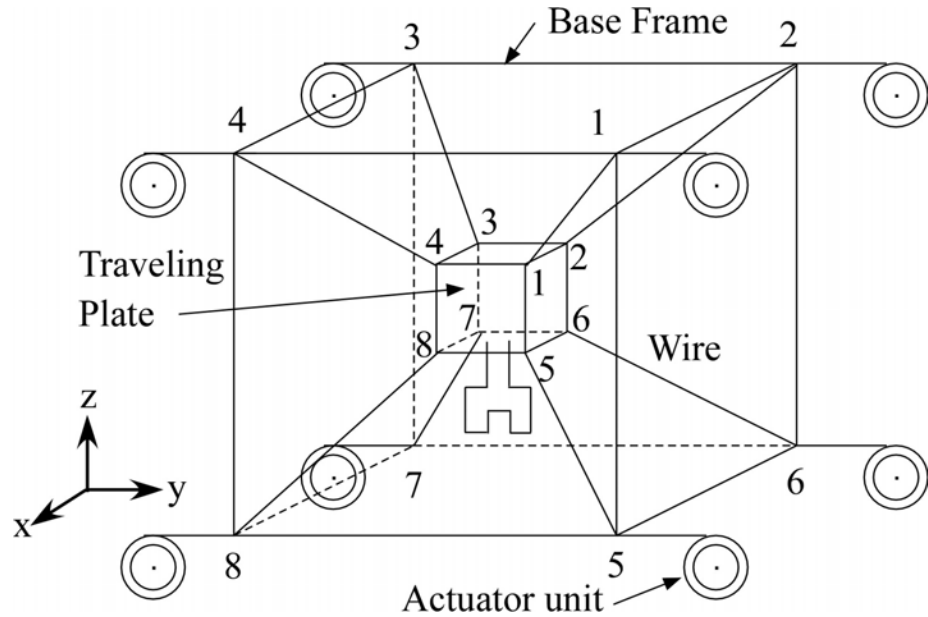


Fig. 4.1: An example of wire-driven parallel manipulators with redundancy

る。ワイヤ駆動ロボットにおいても同じ問題点がある。その上、ワイヤは張力は発生できても押す力が発生できないため、さらに問題が複雑になる。

これらの問題の解決には冗長駆動が有効である [10]。つまり、駆動ワイヤの本数を必要最低限に設計するのではなく、余裕を持たせた数のワイヤにより機構を構成する。最小数のワイヤのみでは特異点になる場合であっても、残りのワイヤが有効にトラベリングプレートに力を加えるため、特異点となることを避けることができる。また、作業空間の大きさの観点からも有効であり、特に回転範囲を広げることに寄与する。

4.2 冗長ワイヤ平行駆動

Fig. 4.1 に本論文の対象とする冗長ワイヤ駆動平行マニピュレータの概念を示す。ベースフレーム上には8個のアクチュエータユニットが配置されている。エンドエフェクタが取り付けられるトラベリングプレートは、アクチュエータユニットから伸びる8本のワイヤにより牽引される。張力によりトラベリングプレートは力・モーメントを受け、6自由度の運動を行う。

6本のワイヤがあれば、すべてのワイヤが伸びた状態でのトラベリングプレートの位置姿勢は一意に定まる。したがって、ワイヤの本数が7本以上の場合は運動学的に冗長性を持つ。しかしながら、ワイヤは張力しか発生できず、トラベリングプレートを押すことはできない。そのため、任意の力・モーメントを発生するためには7本以上のワイヤが必要である [11]。したがって、ワイヤの本数が8本以上の場合が運動学的・力学的に完全な冗長性を持つと考えられる。

このようなワイヤ駆動冗長機構にはさまざまな構成があり得るが、本論文では、ワイヤが直接アクチュエータユニットとトラベリングプレートを結ぶ構成のみに対象を絞って議論を行う。

本論文のマニピュレータは必要最小限よりも多数のワイヤによって冗長駆動を行う。それにより、次のような利点が生じる。

- 特異点の減少

一般的にパラレルメカニズムでは特異点が多く存在し、それがしばしば作業領域の中心に位置して問題となる。また、パラレルメカニズムにおいては、シリアル機構と同じように動けない方向が生じる劣可動特異点ばかりでなく、力が出せない方向が存在する過可動特異点が存在する。これはワイヤ駆動機構においても同じであり、実用的なマニピュレータの設計を困難にする。

ところが、特異点にある機構に駆動ワイヤを1本追加すると、動けない、力が出せないなどの運動学的・力学的条件が解消され、その点は特異点でなくなることがある。このように、冗長駆動によれば作業領域中心部での特異点が少なくなり、設計によってはそれがほとんど問題にならなくなる。ただし、作業領域の端には依然として特異点が残る。

- 操作性の向上

パラレルマニピュレータでは作業領域中心部においてしばしば操作性が低下することが問題である。これは特異点近傍における現象である。しかし、冗長駆動によれば、冗長ワイヤによって力が加えられ、操作性の低下を避けることができる。冗長駆動では多くのワイヤが互いの欠点を補完しながら操作性の低下を防ぐ。

- 作業空間の拡大

最低本数の7本のワイヤでは、6自由度すべてについて広い可動範囲を得ることは困難である。特に、回転の3自由度をすべて大きくすることは難しい。ところが、冗長ワイヤを設けることによってトラベリングプレートに容易にモーメントを加えることが可能になり、回転範囲を大きくすることができる。また、回転範囲を稼ぐために並進の可動範囲を犠牲にする必要がなくなるため、結果的に6自由度すべての可動範囲が大きくなる。

- 効率の向上

同じ力・モーメントを対象物に与える場合でも、それに対して効率の悪い配置にあるアクチュエータの出力を使わず、他のアクチュエータにその負荷を分散させることが可能である。そのため、総合的な効率を高めることができる。

- 2 次タスクの遂行

トラベリングプレートの位置制御を行いながら、同時に効率を最適化したり、外力に対する等価慣性や等価剛性などを任意に設定するような制御が可能である。この問題は運動学的に冗長なマニピュレータの制御と共通点が多い。

- 可搬重量の増加

作業空間を大きく取るために可搬重量に不利なワイヤの配置を行う必要が少なくなる。また、ワイヤ張力を正に保つために内力の余裕を大きく設定する必要が少なくなり、その分のアクチュエータ出力を対象物の操作のために使うことができる。アクチュエータの数が多いため、大きなエネルギーをトラベリングプレートに与えることが可能であり、可搬重量が増加する。

- モータ出力が小さくて済む

可搬重量の増加を裏返せば、ひとつひとつのモータの出力は小さくて済むことになる。

- 高速化

多くのモータで並列に駆動するため、大きな力を与えることが可能となり、高速化が可能となる。ワイヤが軽く、アクチュエータユニット自体は運動しないため、運動部の質量が極めて小さく、大きな加速度を実現できる。

- 剛性の増加

駆動ワイヤの本数が増えることによって剛性が高められる。

- 等価慣性などの対称性

このような機構においては、対称的な設計が容易である。対称的な機構においては、外力がかかったときのトラベリングプレートの運動を規定する等価慣性、剛性、粘性などの特性が等方的になる。そのため、外力に対する挙動が直線的であり、結果的に作業能率が高まる。また、その特性が人間の直感と合い易く、接触作業の計画が容易である。

4.3 運動学・力学と設計が満足すべき条件

4.3.1 記号の定義

以下のように本論文で用いる記号を定義する。ただし、左上付き記号は定義された座標系を、右下付き i はワイヤの番号を示す。

Σ_0 : 慣性座標系
 Σ_b : トラベリングプレート重心に固定された座標系
 \mathbf{r}_i : アクチュエータユニット上のワイヤ引出点の位置
 \mathbf{r}_b : トラベリングプレート重心の位置
 $\boldsymbol{\omega}_b$: トラベリングプレート重心の角速度
 \mathbf{p}_i : トラベリングプレート重心からワイヤ固定点へのベクトル
 \mathbf{R}_b : Σ_b の姿勢行列
 \mathbf{e}_i : トラベリングプレート上のワイヤ固定点の位置
 \mathbf{l}_i : ワイヤに沿ったベクトル
 l_i : ワイヤ長 = $\|\vec{l}_i\|$
 \mathbf{l} : ワイヤ長から成るベクトル = $[l_1, \dots, l_8]^T$
 \mathbf{w}_i : ワイヤ張力ベクトル
 w_i : ワイヤ張力の大きさ = $\|\vec{w}_i\|$
 \mathbf{w} : ワイヤ張力の大きさから成るベクトル = $[w_1, \dots, w_8]^T$
 \mathbf{f} : トラベリングプレートにかかる力
 \mathbf{n} : トラベリングプレートにかかるモーメント
 m_0 : トラベリングプレートの質量
 \mathbf{g} : 重力ベクトル
 \mathbf{T}_i : ワイヤ上の点
 L_{ij} : ワイヤ i と j の距離
 \mathbf{T}_{ij} : ワイヤ i と j を最短距離で結ぶベクトル
 ϵ : ワイヤ接触判定のための距離の閾値
 \mathbf{A} : \mathbf{w} と \mathbf{f} , \mathbf{n} を関係づける行列
 α_i : 媒介変数
 \mathbf{y} : 任意ベクトル
 \mathbf{I} : 単位行列
 \mathbf{J} : 慣性座標系で表されたトラベリングプレート重心の慣性テンソル
 $\mathbf{x} \times \mathbf{y}$: ベクトル \mathbf{x} , \mathbf{y} の外積
 \mathbf{X}^+ : 行列 \mathbf{X} の擬似逆行列

4.3.2 運動学とワイヤ同士の絡まりの条件

Fig. 4.2 に示すように、トラベリングプレート上のワイヤ固定点の位置は、

$${}^0\mathbf{e}_i = {}^0\mathbf{r}_b + {}^0\mathbf{R}_b {}^b\mathbf{p}_i \quad (4.1)$$

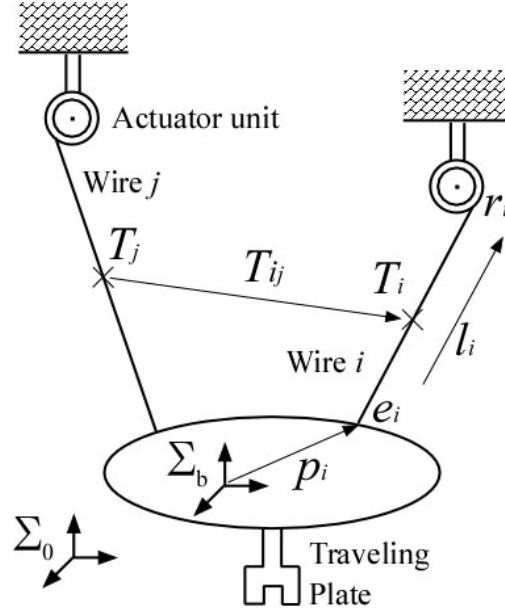


Fig. 4.2: Kinematics

張られたワイヤに沿ったベクトルは

$${}^0\mathbf{l}_i = {}^0\mathbf{r}_i - {}^0\mathbf{e}_i \quad (4.2)$$

したがって、トラベリングプレートの位置姿勢から、ワイヤ長を求める逆運動学は、

$$\mathbf{l} = [l_1, \dots, l_8]^T = [|l_1|, \dots, |l_8|]^T \quad (4.3)$$

で解くことができる。

ワイヤ長の制限は、

$$l_{\min} \leq l_i \leq l_{\max} \quad (i = 1, \dots, 8) \quad (4.4)$$

ワイヤ上の任意の点の位置は

$${}^0\mathbf{T}_i = \alpha_i {}^0\mathbf{e}_i + (1 - \alpha_i) {}^0\mathbf{r}_i \quad (0 < \alpha_i < 1) \quad (4.5)$$

ワイヤ i とワイヤ j との距離は

$$L_{ij} = |{}^0\mathbf{T}_{ij}| = \min_{\alpha_i, \alpha_j} |{}^0\mathbf{T}_i - {}^0\mathbf{T}_j| \quad (4.6)$$

次のいずれかの場合にワイヤが絡まっていると考える。

1. ワイヤ同士の距離が極めて短い状態。
2. 1の状態を通り過ぎて、ワイヤが接触したままで折れ曲がっている状態。

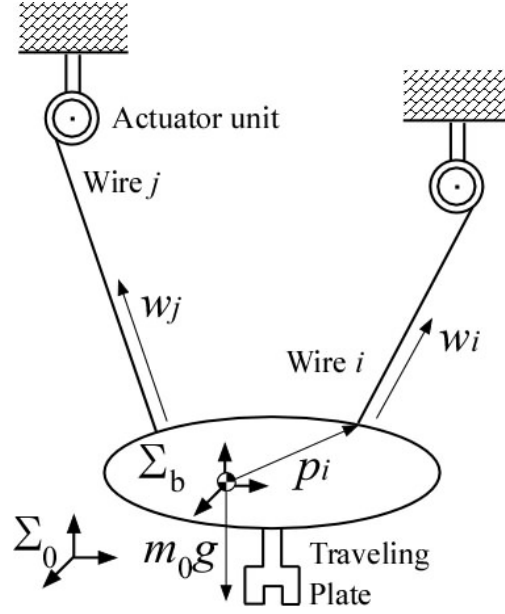


Fig. 4.3: Dynamics

本論文では、運動時にはワイヤは常に伸びた状態に制御されていると仮定する。

1の状態は

$$L_{ij} \leq \epsilon \quad (4.7)$$

により判定される。ワイヤは横振動を伴いながら運動するため、 ϵ の余裕をみる必要がある。

短い時間 $[t_1, t_2]$ においてワイヤ最短距離ベクトルの方向が反転したとき2の状態が生じたと考える。すなわち、時刻 t_1 からベクトルが短くなっていき、長さが0になって接触した（1の状態）後、ベクトルの方向が反転して長さが長くなっていき時刻 t_2 になったと考える。これは、

$${}^0T_{ij}|_{t=t_1}^T {}^0T_{ij}|_{t=t_2} < 0 \quad (4.8)$$

によって判定できる。同様に2つのシミュレーション点の間でベクトルが反転した場合も同じように2の状態が生じていると考えられる。

制御やシミュレーションにおいて、1の条件だけでは、判定を行う点の間隔を極端に小さくとらないと、ワイヤ間隔が0になる点を検出できない可能性がある。しかし2の条件があるために、サンプリングタイムの間隔やワイヤ間隔を大きくしても、ワイヤの絡まりを見逃す事は無い。

4.3.3 動力学と任意の加速度を発生できる条件

トラベリングプレートの運動方程式は、

$$\begin{bmatrix} {}^0\mathbf{f} \\ {}^0\mathbf{n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m_0\mathbf{I} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & {}^0\mathbf{J} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^0\ddot{\mathbf{r}}_b \\ {}^0\dot{\boldsymbol{\omega}}_b \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ ({}^0\boldsymbol{\omega}_b \times ({}^0\mathbf{J}{}^0\boldsymbol{\omega}_b))^T \end{bmatrix} + m_0 {}^0\mathbf{g} \quad (4.9)$$

で表す事が出来る。

また、Fig. 4.3 に示すように、ワイヤ張力ベクトルは

$${}^0\mathbf{w}_i = w_i {}^0\mathbf{l}_i / l_i \quad (4.10)$$

で表す事が出来る。

ワイヤがたるまないための条件と使用するアクチュエータの発生力の制限より、ワイヤ張力の範囲は、

$$w_{i\min} \leq w_i \leq w_{i\max} \quad (i = 1, \dots, 8) \quad (4.11)$$

となる。

トラベリングプレートにワイヤが与える力・モーメントは

$$\begin{bmatrix} {}^0\mathbf{f} \\ {}^0\mathbf{n} \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^8 \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{w}_i \\ {}^0\mathbf{p}_i \times {}^0\mathbf{w}_i \end{bmatrix} + m_0 {}^0\mathbf{g} \quad (4.12)$$

(4.12) 式は、 $\mathbf{w} = [w_1, \dots, w_8]^T$ として、

$$[{}^0\mathbf{f}^T, {}^0\mathbf{n}^T]^T - m_0 {}^0\mathbf{g} = \mathbf{A}\mathbf{w} \quad (4.13)$$

の形に変形できる。ただし、

$$\mathbf{A} = \sum_{i=1}^8 \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{l}_i / l_i \\ {}^0\mathbf{p}_i \times {}^0\mathbf{l}_i / l_i \end{bmatrix} \quad (4.14)$$

トラベリングプレートが $[{}^0\ddot{\mathbf{r}}_b^T, {}^0\dot{\boldsymbol{\omega}}_b^T]^T$ の加速度を発生するためには、(4.9) 式と (4.12) 式がワイヤ張力の条件である (4.11) 式を満たす解 \mathbf{w} を持つことである。これが逆動力学問題が解を持つことの必要十分条件である。

逆動力学問題の解は、要求される加速度を発生するためにトラベリングプレートに与えられる力・モーメントを $[{}^0\mathbf{f}^T, {}^0\mathbf{n}^T]^T$ として、

$$\mathbf{w} = \mathbf{A}^+([{}^0\mathbf{f}^T, {}^0\mathbf{n}^T]^T - m_0 {}^0\mathbf{g}) + (\mathbf{I} - \mathbf{A}^+\mathbf{A})\mathbf{y} \quad (4.15)$$

で表される。第二項 $(\mathbf{I} - \mathbf{A}^+\mathbf{A})\mathbf{y}$ が、冗長性を表す項であり、ベクトル \mathbf{y} の値によって、ワイヤの張力をワイヤ張力の条件である (4.11) 式を満たす範囲内に維持しながら、内力や動特性などを制御することが可能となる。

ワイヤ張力に制限を与えない場合は、任意の力・モーメントをトラベリングプレートに与えることができるため、トラベリングプレートが任意の加速度を発生する必要十分条件は、

$$A\mathbf{w} = 0, \quad w_i \geq 0 \quad (i = 1, \dots, 8) \quad (4.16)$$

を満足する w_i が存在することである [11][12][13]。

本論文では、ワイヤ張力に制限を与えない事を前提として、全ての解析を行う。

4.3.4 ワイヤ配置が満足すべき条件

以下では、

- できるだけ広い空間で並進運動が可能
- できるだけ大きな回転運動が可能
- できるだけワイヤが絡まりにくい

となるような設計について議論を行う。その際に、

- ワイヤが絡まらない
- トラベリングプレートが任意の加速度を発生することができる

の条件が満足される必要がある。

4.4 等方的配置の制約下における最適設計

ワイヤの張り方には極めて多くの選択子がある。最適な設計のためにはすべての可能性を比較検討することが望ましいが、それは非常に困難である。したがって、ここでは良い設計を得るためのヒューリスティクスを用いて詳細を調べる機構の数を限定することを考える。

本節では、力学的見地から見た良い設計のためのヒューリスティクスを得ることを目的として、最適設計を試みる。そのため、もっとも自然な張り方である等方的なワイヤ配置に議論を限定し、ワイヤのからまりの条件は考慮せず、ワイヤ張力に制限を与えない時、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できる条件のみを適用する。

4.4.1 等方的配置のすべての組合せ

ここでいう等方的配置とは、Fig. 4.1 に示すような構成である。8個のアクチュエータユニットが立方体のフレームの頂点に配置されている。エンドエフェクタが取り付けられるトラベリングプレートも立方体形状をしていて、その8個の頂点にワイヤが固定される。トラベリングプレートはアクチュエータユニットから伸びる8本のワイヤによって協調的に牽引され、多自由度運動を行う。

以下では、1-5のような記述は、位置1にあるアクチュエータユニットのワイヤがトラベリングプレート固定点5に接続されていることを示す。ただし、位置の番号としては、Fig. 4.1 の番号を用いる。また、56781234のような記述は、1-5, 2-6, 3-7, 4-8, 5-1, 6-2, 7-3, 8-4の接続を示す。

このように等方的な配置に限定した場合でも非常に多くのワイヤの張り方が存在し、その組合せの数は $8! = 40,320$ 個にのぼる。

運動に適した張り方を選ぶことは重要である。たとえば、もっとも単純な組合せは12345678であるが、これでは基準姿勢において並進力は自由に発生できるが、回転トルクを生じることができない。回転させるためにはワイヤがクロスするように張る必要があり、たとえば、56781234のようにすればx軸周りの回転を得ることができる。組合せによって、機構の特性に大きな差異が生じる。

4.4.2 シミュレーションと最適な等方的配置

ここでは、存在しうる全組合せについて、トラベリングプレートが任意の加速度を達成できる条件を適用することによって、取りうる位置姿勢の空間の大きさを調べ、作業空間が大きい配置を求めることにする。

ただし、アクチュエータユニットとトラベリングプレート上のワイヤ固定点の位置が正反対の位置にある場合は、あきらかにトラベリングプレートとワイヤが干渉するため、あらかじめ取り除いて考える。その配置には、1-7, 2-8, 3-5, 4-6, 5-3, 6-4, 7-1, 8-2 のいずれかが含まれるので、それを取り除くと、14,833 個の組合せが残る。

次のアルゴリズムでシミュレーションを行った。

1. トラベリングプレートの姿勢を基準姿勢に固定。
2. フレームサイズ $-50\text{cm} \leq x, y, z \leq 50\text{cm}$ に対して、中心の $-40\text{cm} \leq x, y, z \leq 40\text{cm}$ の空間を3方向について間隔5で16分割し、 $17^3 = 4913$ 個の格子点を得る。
3. 各格子点において、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できる場合の数を調べ、それが多いものを作業空間が大きいと考える。

Table 4.1: Optimization process of isotropic design by simulation

	Orientation	No. of combinations
1)	Standard orientation	2,378
2)	30° round z axis	1,509
3)	30° round y axis	1,077
4)	−30° round z axis	826
5)	−30° round y axis	724
6)	60° round z axis	358
7)	−60° round z axis	226
8)	60° round y axis	120
9)	−60° round y axis	92
10)	30° round x axis	42
11)	−30° round x axis	36
12)	60° round x axis	22
13)	−60° round x axis	20

4. 作業空間の小さい組合せを切り捨てる。

5. トラベリングプレートの姿勢を各軸周りに $\pm 30^\circ$, $\pm 60^\circ$ 回転させ、上記を繰り返す。

シミュレーションの結果、Table 4.1 から明らかなように、 -60° まで、作業領域を持つことが出来るワイヤ配置を 20 個まで絞ることができた。具体的には、14652873, 15824376, 32657148, 62174358, 35847621, 87142653, 64375821, 87325146, 24687531, 57134286, 31756824, 86421357, 25478361, 83612547, 47256183, 61834725, 46827135, 64281753, 35718246, 53172864 である。

しかしながら、これらの中には対称的なものが数多く含まれていることがわかった。それを整理すると、結果的に 2 とおりであることがわかった。それは、14652873, 24687531 である。これらの配置を Fig. 4.4 に、各姿勢で取りうる格子点の数を Table 4.2 に示す。

4.4.3 良い設計をするためのヒューリスティクス

上記のシミュレーション結果をもとに検討を行った結果、次のような設計のヒューリスティクスを得た。

1. 拮抗する力・モーメントを発生できるワイヤが必要

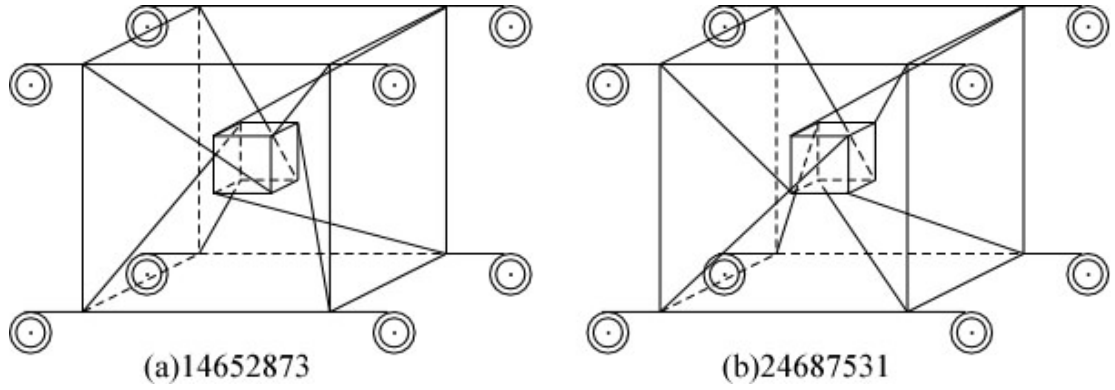


Fig. 4.4: Isotropic wire configuration with large working space

Table 4.2: Number of grid points where arbitrary acceleration can be generated

Orientation	14652873	24687531
Standard orientation	2,511	2,334
+30° round x	2,283	2,087
−30° round x	2,268	2,062
+30° round y	2,383	2,532
−30° round y	2,671	2,270
+30° round z	2,370	1,986
−30° round z	2,456	2,582
+60° round x	2,005	1,692
−60° round x	1,705	1,719
+60° round y	1,811	2,332
−60° round y	2,278	2,179
+60° round z	2,019	2,347
−60° round z	2,290	2,541

ワイヤは引張力しか発生できないため、トラベリングプレートに逆向きの力・モーメントを発生できる拮抗するワイヤがなければならない。

2. トラベリングプレートのワイヤ接続点とトラベリングプレート重心の距離

モーメントを効率よく発生できるためには、トラベリングプレートのワイヤ接続点とトラベリングプレート重心の距離が長い方がよい。

3. ワイヤの長さ

作業空間を大きく取るためには、なるべくワイヤが長くなるような配置を取る方が有利である。ただし、絡まりの可能性が増える。

4. 重力を支えるワイヤ

重力を支える方向のワイヤには大きな力が掛かるため、重力が支えやすい張り方にする必要がある。また、張力が大きいため、他のワイヤに比べて大きなモーメントをトラベリングプレートに与えることになる。したがって、重力を支持するワイヤ同士でモーメントを打ち消しあうような構成が望ましい。

5. ワイヤの絡まり

ワイヤ同士の絡まりおよびトラベリングプレートやエンドエフェクタ、操作物体とワイヤとの絡まりを考慮しなければならない。操作物体とワイヤが干渉しないためには、最低1つの面ではワイヤが交差しないように空間が空いていなければならない。

4.5 対称性の制約下における最適設計

前節で述べた等方的な張り方はどうしてもワイヤが絡まりやすく、現実的な設計ではない。それに対して、複数のアクチュエータユニットを1カ所に集結させ、1カ所から複数のワイヤが出る構成が考えられる。集結点でワイヤが交わるため、他の場所では交差しない。したがって、絡まる可能性がなくなる。同様に、トラベリングプレートの1点に複数のワイヤを固定する構成も絡まりの可能性をなくすために有効な解決策である。

本節では、アクチュエータユニットのすべての集結の組合せを分類し、比較検討することによって最適なワイヤの構成を導く。

4.5.1 アクチュエータユニットの数の組合せの分類

集結させるアクチュエータユニットの数の組合せは表4.3の17通りしかない。ただし、表の中の4-3-1などは、アクチュエータユニット4個を1つのグループ、3個をもう1つのグループ、1個を残りのグループ、と3つの組に分けることを示している。

Table 4.3: Combinations of actuator units

No. of groups	Nos. of units	Symmetric design
8	1-1-1-1-1-1-1-1	2
7	2-1-1-1-1-1-1	4
6	2-2-1-1-1-1	4
	3-1-1-1-1-1	0
5	2-2-2-1-1	4
	3-2-1-1-1	0
	4-1-1-1-1	2
4	2-2-2-2	1
	3-2-2-1	0
	3-3-1-1	2
	4-2-1-1	4
	5-1-1-1	0
3	3-3-2	1
	4-2-2	2
	4-3-1	0
	5-2-1	0
	6-1-1	0
17		26

組の数が1あるいは2のときには、6自由度の力・モーメントを発生できないため、ここでは省いてある。

[illegible]

以下では、対称的な張り方に限定しながら解析を進めていくことにする。なぜなら、ワイヤの張り方が非対称である場合、方向によって並進・回転の操作性が異なったり、力学特性が異なったりする。作業の容易性を考えたとき、これは望ましくないからである。

まず、17個の組合せについて、対称性の条件を満足する張り方として Table 4.3 に示す 26 通りを考えた。ここでは変形や回転によって別の組合せと同じになる張り方は除いてある。

これらに対して、前節の絡まりに関するヒューリスティクス5を適用すると Fig. 4.5 に示す6種類が適切な張り方として残る。

そのうち、4-2-2の2つの張り方は絡まりに関するヒューリスティクス5と重力を支えるワイヤに関するヒューリスティクス4を同時に満足できない。

3-3-1-1 の 2 つの張り方と 3-3-2 の張り方は非常によく似ているが、前者 2 つに比べて後者がモーメントに関するヒューリスティクス 2 の点において勝っている。

以上の考察より、Fig. 4.6 に示す 2-2-2-2 と 3-3-2 の 2 種類の張り方が優れた張り方であると結論づけた。ここでは前者を Rod 型、後者を T 型と呼ぶことにする。

4.5.2 トラベリングプレートの形状設計

Rod 型と T 型についてトラベリングプレートの形状を設計し、作業空間の大きさについてシミュレーションを行う。

Fig. 4.5(b) 中の Rod 型の概念図に描かれたトラベリングプレートでは、運動の自由度は 5 自由度しかなく、 z 軸周りの回転ができない。6 自由度運動を行うためには、トラベリングプレート上のワイヤの固定点は 3 以上でなければならない [7]。しかし、むやみに固定点の数を増やすことは望ましくない。なぜなら、アクチュエータユニットの組の数が少ない方が良いのと同様に、固定点の数も少なければ少ないほどワイヤが絡まる可能性が小さくなるからである。

そこで、Fig. 4.6(a) のように Z 軸の回転を可能とする Rod 型のためのトラベリングプレート設計する。この形状以外にも、ロッド型のためのトラベリングプレートの設計が考えられるが、Fig. 4.6(a) のトラベリングプレートは、Z 軸周りのモーメントの発生に有利であるうえ、ワイヤの絡まりがほとんどないと考えられる。

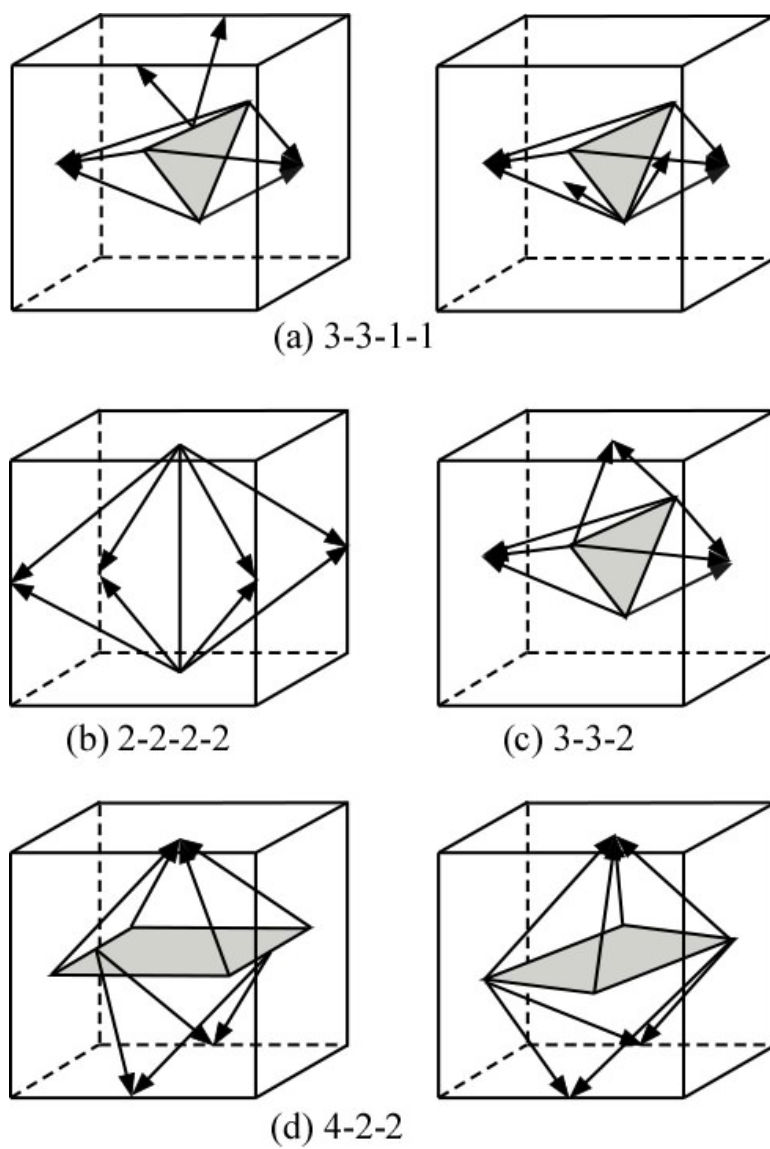


Fig. 4.5: Symmetric design free of tangle

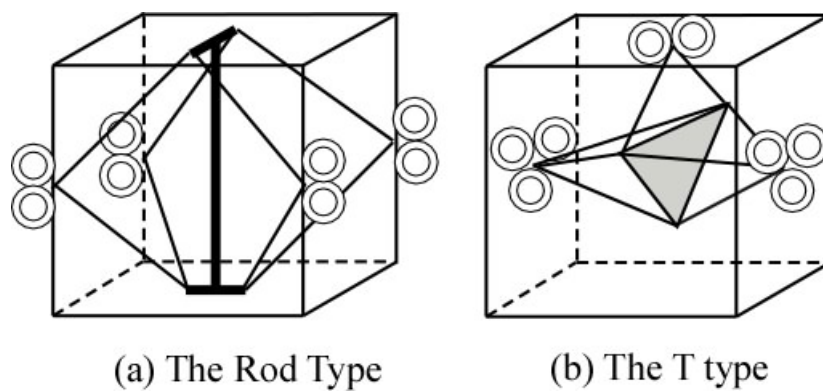


Fig. 4.6: The best 2 designs

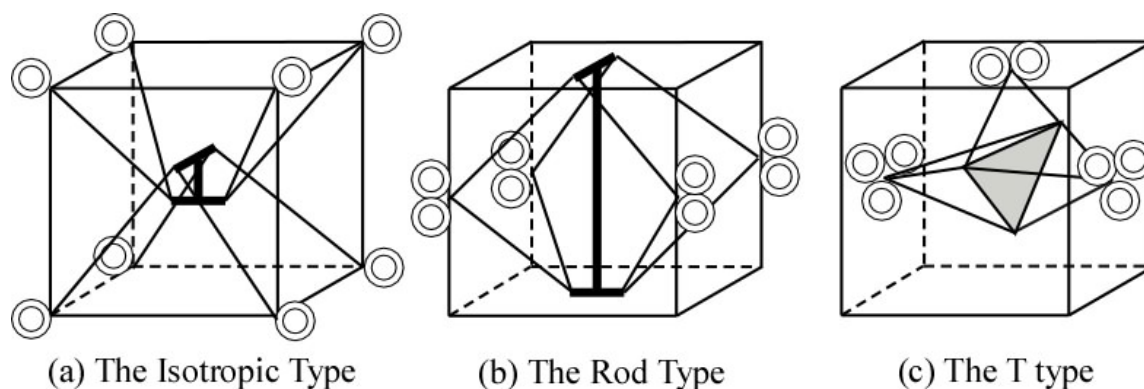


Fig. 4.7: 3 designs for simulation

また、T型のトラベリングプレートの設計については、Fig. 4.6(b)に示すトラベリングプレートの形状が、 z 軸周りのモーメントの発生に有利である上、ワイヤ同士が絡まる可能性は小さいと考えられる。

4.5.3 シミュレーション結果

Fig. 4.7のようにRod型とT型の2種類に、等方型にRod型と同じトラベリングプレートを付けた構成を加え、この3通りについて前節と同じシミュレーションを行い、作業空間の大きさを比較した。ただし、ワイヤの絡まりを考慮に入れて連続した作業空間のみを取り出し、かつ、アクチュエータユニットのワイヤ張力限界値を設定してシミュレーションを行った。また、調べる姿勢の数を増やした。その結果をTable 4.4に示す。またFig. 4.8にトラベリングプレートを基準姿勢に保った場合、Fig. 4.9にトラベリングプレートを Y 軸に 15° 回転した場合、Fig. 4.10にトラベリングプレートを Y 軸に 30° 回転した場合、Fig. 4.11にトラベリングプレートを Z 軸に 60° 回転した場合のシミュレーション結果を示す。

これらの結果から、本研究の分類法に従って設計されたRod型とT型は、トラベリングプレートが任意の加速度を達成できる可動空間が大きく、その意味で優れた設計であることがわかった。

Rod型は並進の可動範囲は大きい、 z 軸周りの回転が苦手である。それに対して、T型は並進の可動範囲はRod型と比べて小さいが、あらゆる位置で広い回転運動を行うことができることがわかった。これらの構成はロボットの目的に応じて使い分けられるべきである。

詳細設計のためには、アクチュエータユニットの位置、フレームやトラベリングプレートの形状などの最適化を行う必要がある。

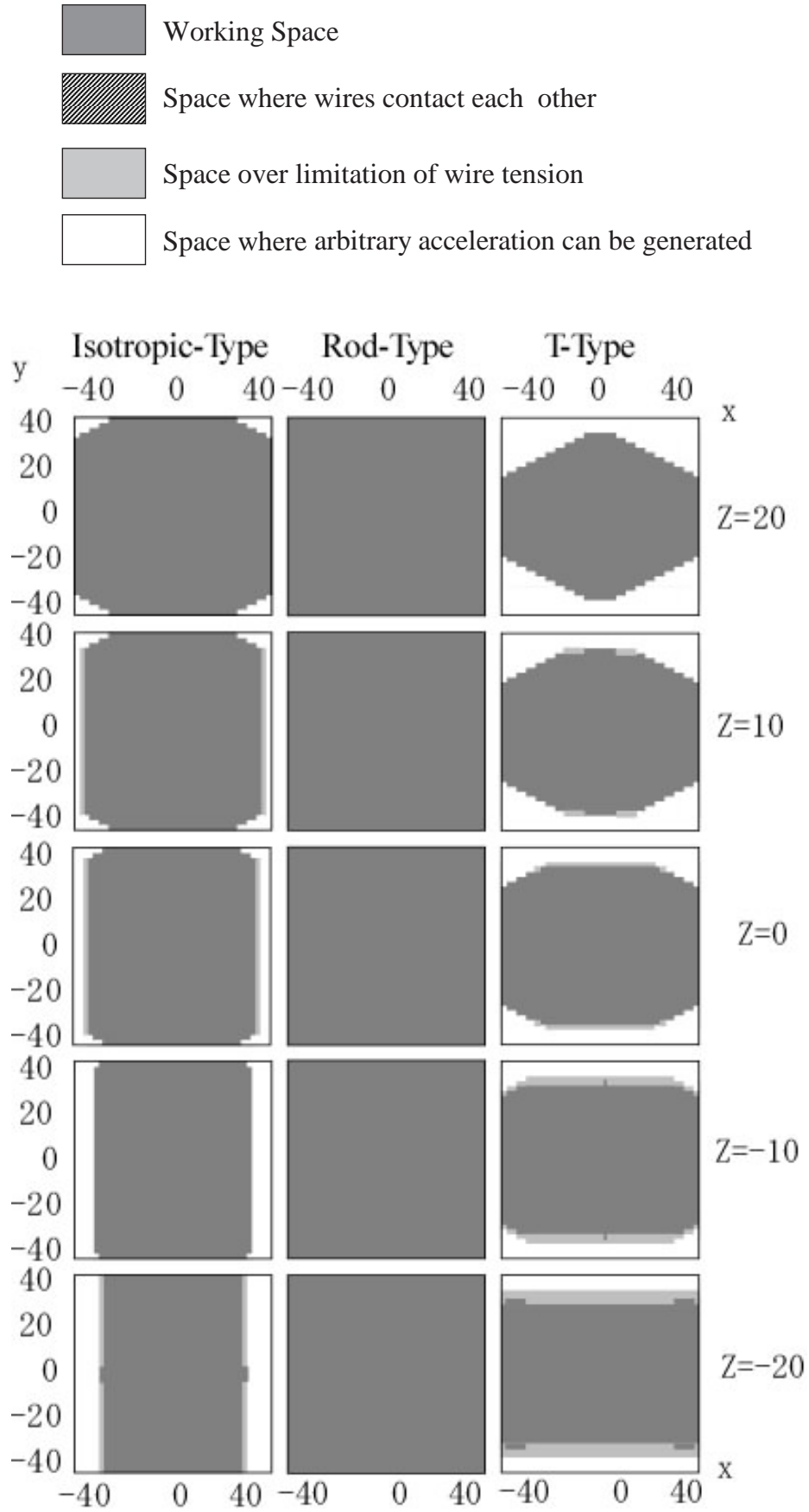


Fig. 4.8: Standard orientation (cm)

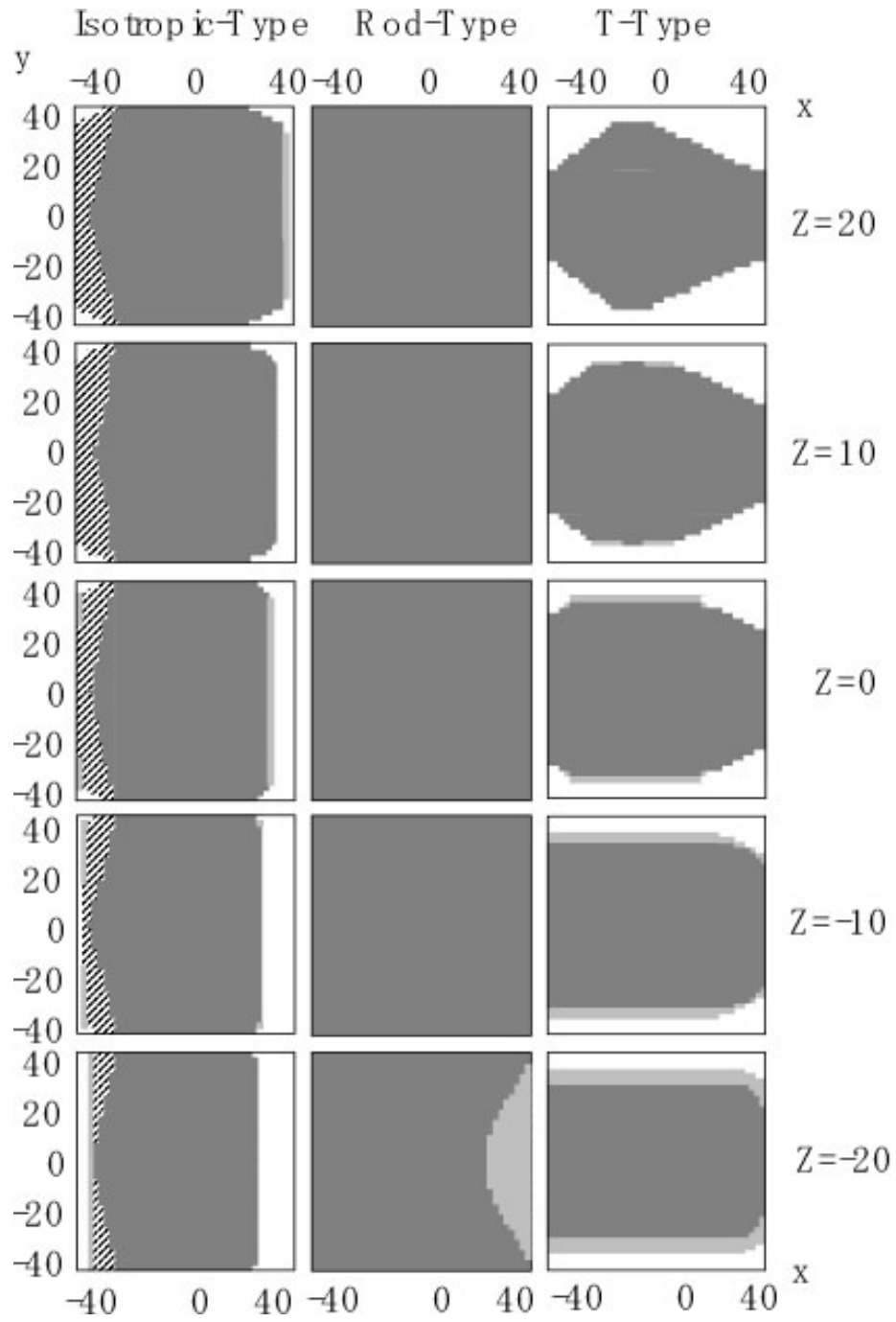


Fig. 4.9: 15° round the y axis (cm)

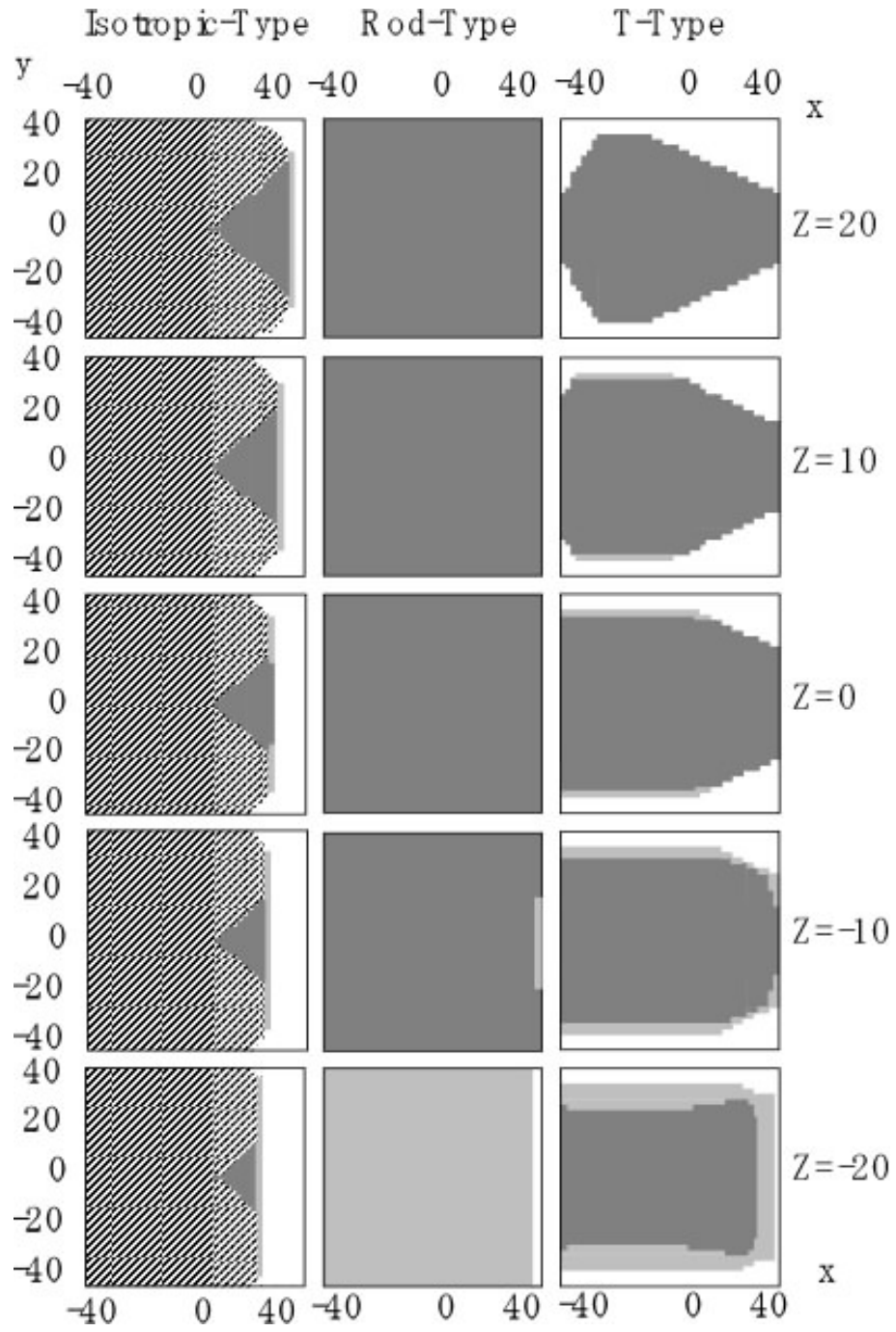


Fig. 4.10: 30° round the y axis (cm)

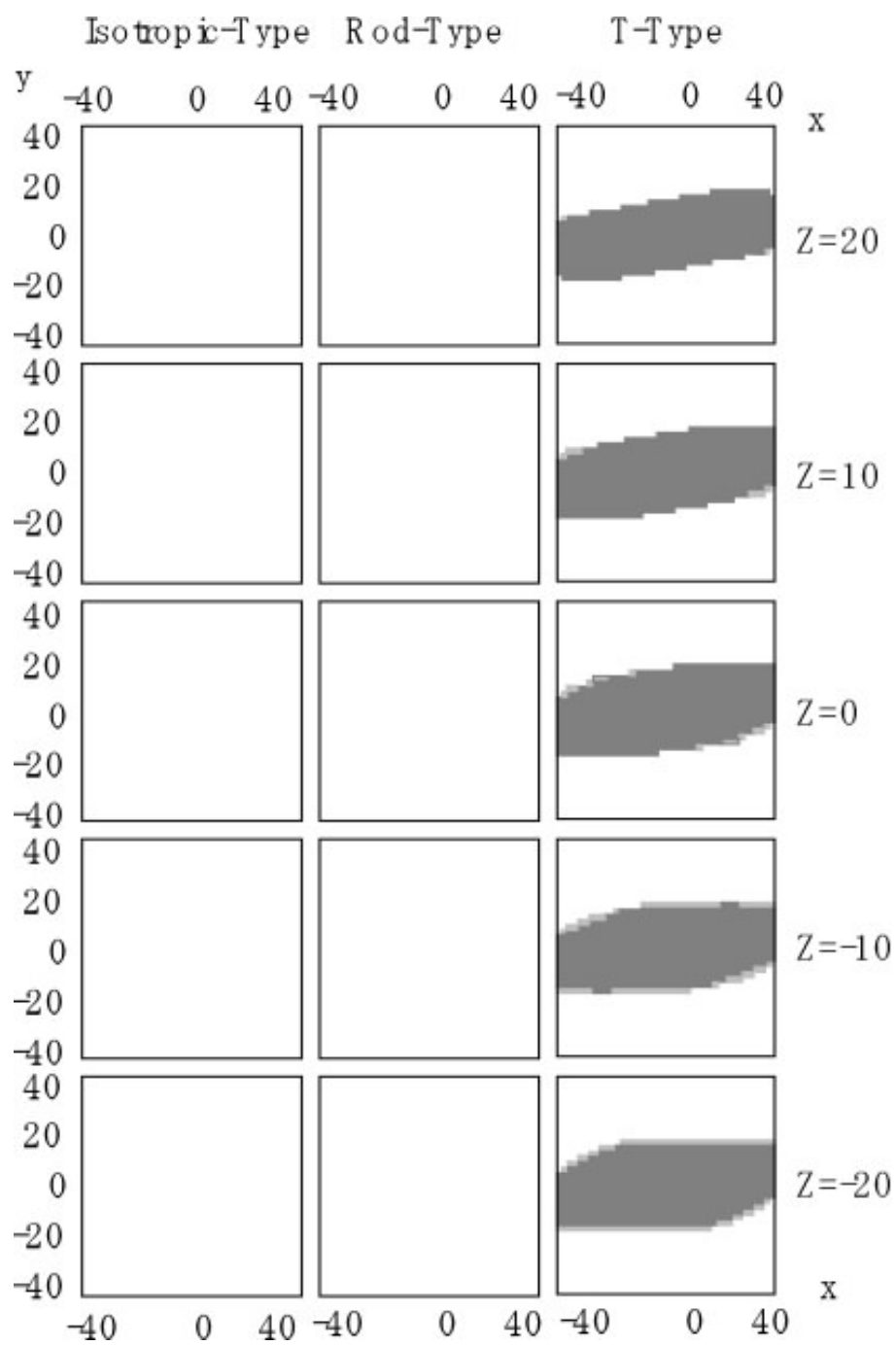


Fig. 4.11: 60° round the z axis (cm)

Table 4.4: Number of grid points where arbitrary acceleration can be generated

Orientation	Isotropic	Rod-type	T-type
Standard	3,919	3,757	2,725
$\pm 15^\circ$ round x	3,356	3,724	2,657
$\pm 15^\circ$ round y	3,592	3,724	2,567
$\pm 15^\circ$ round z	3,149	3,669	2,611
$\pm 30^\circ$ round x	606	3,437	2,318
$\pm 30^\circ$ round y	394	3,433	2,309
$\pm 30^\circ$ round z	1,385	2,475	2,275
$\pm 60^\circ$ round x	0	2,697	1,750
$\pm 60^\circ$ round y	1	2,737	1,606
$\pm 60^\circ$ round z	0	0	1,267
$\pm 75^\circ$ round x	0	2,317	1,145
$\pm 75^\circ$ round y	11	2,307	1,086
$\pm 75^\circ$ round z	0	0	617

4.6 まとめ

本章では、次の事項について述べた。

1. 8本の冗長な駆動ワイヤを持つ平行メカニズムについて、冗長駆動にする利点を述べた。
2. トラベリングプレートの位置より、各ワイヤ長に変換する逆運動学を導いた。また各ワイヤの絡まりの条件式について述べた。
3. トラベリングプレートが、目標とする加速度と角加速度を発生するためにトラベリングプレートに加える力とモーメントを求める逆動力学を導いた。
4. 冗長駆動ワイヤロボットの作業空間はトラベリングプレートが任意の加速度を発生するための条件と、駆動ワイヤが絡まらないという条件、及びワイヤ張力の制限によって決定される事を示した。
5. 8個のアクチュエータユニットが、立方体のフレームの頂点に配置されている等方的な配置から、ワイヤの張り方を考えた。しかし等方的な配置に限定した場合でもワイヤの張り方は、 $8! = 40,320$ 通りある。そこでワイヤの張り方が、明らかに物理的に不可能な場合を除くとワイヤの張り方は、14,833個の組み合わせとなる。この14833

個の組み合わせにおいて、一つの組み合わせにつき 4913 種類の位置において、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できるか否かシミュレーションした。さらにトラベリングプレートの姿勢を各軸周りに $\pm 30^\circ$ 、 $\pm 60^\circ$ 変化させてシミュレーションした。その結果、等方的な配置においては、ワイヤ配置の種類を 20 個まで絞ることが出来、さらに対称的なものを除くと 2 種類であることが明らかとなった。

6. 等方的なワイヤ配置に限定したシミュレーションより、ワイヤ配置に関するヒューリスティクスを得た。
7. ワイヤが絡まない条件として、複数のアクチュエータユニットを 1 カ所に集中させ、1 カ所から複数のワイヤが出る構造を考える。しかし個々のアクチュエータの配置に対して、ワイヤの配置は膨大な数の組み合わせがあるため対称的なワイヤ配置に限定し 26 通りのワイヤ配置を考え、ヒューリスティクス適用して 2 種類のワイヤ配置 Rod 型と T 型に絞り込んだ。
8. Isotropic 型と Rod 型についてエンドエフェクタの形状を Z 軸周りに回転できるように設計し、T 型を合わせた 3 種類のワイヤ配置について作業空間を求めるシミュレーションを行った。その結果、Rod 型と T 型は Isotropic 型に比較して、作業領域が大きく取れることが明らかになった。さらに提案する Rod 型は並進の運動範囲が重要な場合に、T 型は回転範囲を大きくする場合に有効であることが明らかになった。

参考文献

- [1] Maeda, K., Fujimoto, K., Tadokoro, S. and Takamori, T., An analysis of Passive Impedance of 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint, Robotics, Mechatronics and Manufacturing Systems, Elsevier Science Publishers B. V. pp. 39-44, 1993.
- [2] パラレルメカニズム特集号、日本ロボット学会誌、Vol. 10, No. 6, 1992.
- [3] R. Clavel, DELTA, a fast robot with parallel geometry, Proc. International Symposium on Industrial Robots, pp.91-100, 1988.
- [4] 内山 勝, 飯村憲一, 多羅尾 進, フランソワ ピエロ, 外山 修, 6 自由度高速パラレルロボット HEXA の開発, 日本ロボット学会誌, Vol. 12, No. 3, pp. 451-458, 1994.
- [5] S. Kawamura, W. Choe, S. Tanaka and S. R. Pandian, Development of an Ultrahigh Speed Robot FALCON using Wire Drive System, Proc. IEEE Intl. Conf. Robotics and Automation, pp. 215-220, 1995.

- [6] 川村貞夫, 崔 源, 田中 訓, 木野 仁, パラレルワイヤ駆動方式を用いた超高速ロボット FALCON の開発, 日本ロボット学会誌, Vol. 15, No. 1, pp. 82–89, 1997.
- [7] 大隅久, 新井民夫, 浅間一, 3本のワイヤを有する七自由度クレーンの開発 (第1報) クレーンの逆運動学, 精密工学会誌, Vol. 59, No. 5, pp. 767–772, 1993.
- [8] 大隅久, 新井民夫, 藤平雅信, 山口博明, 浅間一, 嘉悦早人, 浦井輝夫 3本のワイヤを有する7自由度クレーンの開発 (第2報) 懸垂物の振動制御, 精密工学会誌, Vol. 59, No. 12, pp. 2061–2066, 1993.
- [9] J. Albus, R. Bostelman, N. Dagalakakis, The NIST Robocrane, J. Robotic Systems, Vol. 10, No. 5, pp. 709–724, 1993.
- [10] S. Tadokoro, Control of Parallel Mechanisms, Advanced Robotics, Vol. 8, No. 4, pp. 1–13, 1994.
- [11] V. D. Nguyen, Constructing Force-Closure Grasps in 3D, Proc. 1987 IEEE Intl. Conf. on Robotics and Automation, pp. 240–245, 1987.
- [12] S. Kawamura, M. Ida, T. Wada and J. L. Wu, Development of a Virtual Sports Machine Using a Wire Drive System – A Trial of Virtual Tennis –, Proc. 1995 IEEE/RSJ Intl. Conf. on Intelligent Robots and Systems, pp. 111–116, 1995.
- [13] 森園哲也, 井田瑞人, 和田隆弘, 呉 景龍, 川村貞夫, パラレルワイヤ駆動システムによるバーチャルテニスの試み, 日本ロボット学会誌, Vol. 15, No. 1, pp. 153–161, 1997.

第5章 冗長ワイヤ駆動ロボット WARP の設計

5.1 概要

本章では、前章で議論した最適な対称的ワイヤ配置である T-Type[1] を用い、8 個のモータに取り付けられたアームの先端に、直接ワイヤを固定しアームを駆動することにより、トラベリングプレートの位置姿勢を 6 自由度に変化させることができる冗長ワイヤ駆動ロボット、WARP (Wirepuller-Arm-driven Redundant Parallel) manipulator(Fig. 5.1) について説明する。8 個のモータに取り付けられたアームの先端に、直接ワイヤを固定しアームを駆動することにより、従来のワイヤ駆動ロボットで問題となっていた静止フレーム上のワイヤ固定点の位置誤差、摩擦、さらにプーリでの巻き乱れや振動が解決されると考える。前章と同様に、ワイヤ張力に制限を与えない時、トラベリングプレートが任意の加速度を達成できる条件、ワイヤの絡まりの条件、ワイヤ張力の制限、アームの可動範囲を考慮し、作業領域をシミュレーションすることにより、設計が妥当である事を示す。

さらに、プロトタイプの製作誤差、組み立て誤差を補償するために、プロトタイプの運動学パラメータをキャリブレーションする方法を示す。

最後に WARP 機構をベースとして疑似体感シミュレータに適用した事例があるので紹介する [2][3][4][5][6]。

5.2 冗長ワイヤ駆動ロボット WARP の運動学と力学

5.2.1 記号の定義

Fig. 5.2 の様に WARP の運動学モデルを設定する。ただし記号の左上付き記号は定義された座標系を、右下付き i は、8 本のリンク節を表わす。記号の意味は以下の通りである。

Σ_0 : 慣性座標系

Σ_b : トラベリングプレートの重心に設置した座標系

Σ_{m_i} : 各モータユニットに設置した座標系

e_i : トラベリングプレート上のワイヤ固定点の位置

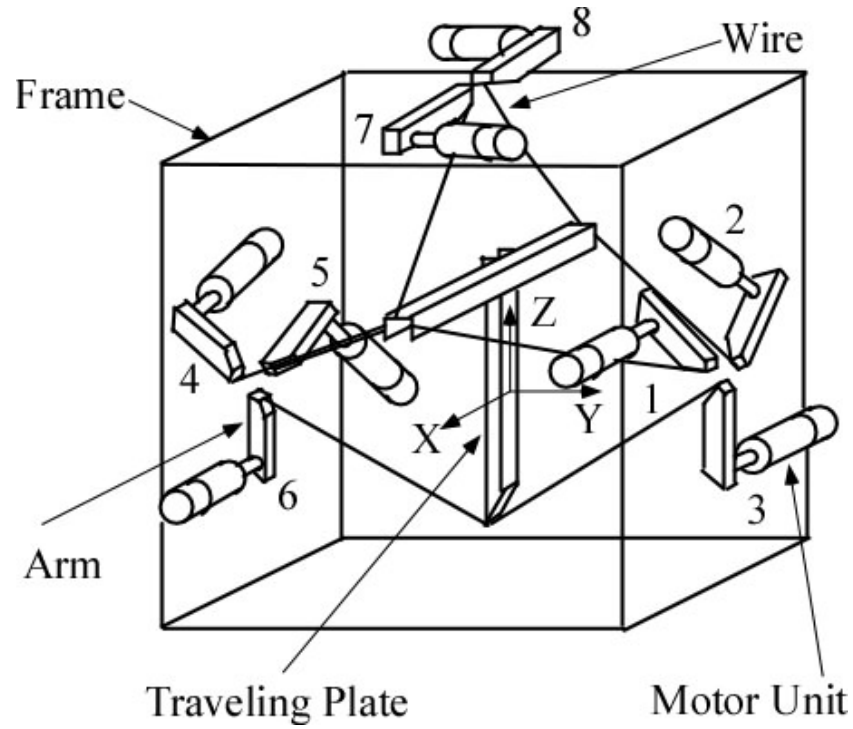


Fig. 5.1: WARP manipulator

r_i : モータ座標系の位置

r_b : トラベリングプレート重心の位置

ω_b : トラベリングプレート重心の角速度

R_b : トラベリングプレートの姿勢行列

p_i : トラベリングプレート座標系からワイヤ固定点の位置までのベクトル

l_i : ワイヤベクトル

l_{wi} : ワイヤの長さ

l_a : アームの長さ

s_i : アームベクトル

h_i : モータ座標系からトラベリングプレートのワイヤ取り付け点までのベクトル

ϕ_{mi} : アームの回転角度

w_i : ワイヤの張力ベクトル

w_i : ワイヤ張力の大きさ、 w : ワイヤ張力の大きさからなるベクトル

f : トラベリングプレートにかかる力

n : トラベリングプレートにかかるモーメント

m_0 : トラベリングプレートの質量

g : 重力ベクトル

T_i : ワイヤ上の任意点の座標

L_{ij} : ワイヤ i と j の距離

T_{ij} : ワイヤ i から j への最短距離ベクトル

ϵ : ワイヤ接触判定のための閾値

A : ワイヤ張力とトラベリングプレートにかかる力・モーメントを関係づける行列

α_i : 媒介変数

y : 任意ベクトル

I : 単位ベクトル

J : 慣性座標系で表したトラベリングプレートの慣性テンソル

$x \cdot y$: ベクトル x 、 y の内積

$x \times y$: ベクトル x 、 y の外積

X^+ : 行列 X の疑似逆行列。

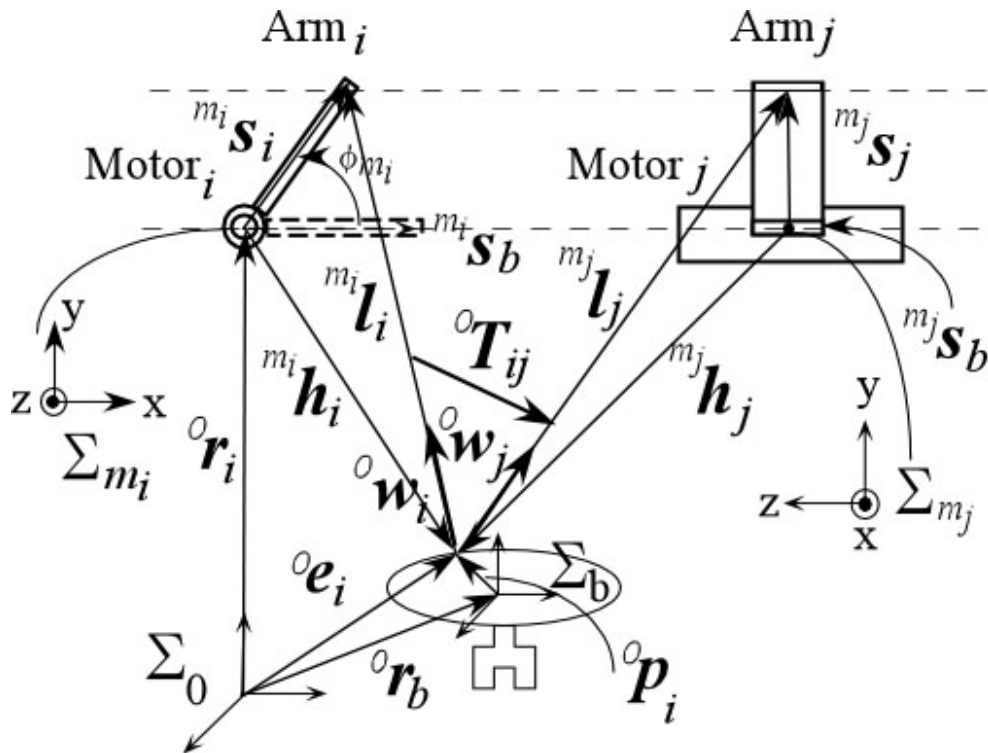


Fig. 5.2: Kinematics of WARP

5.2.2 逆運動学とワイヤ同士の絡まりの条件

トラベリングプレート上のワイヤ固定点の位置は、

$${}^0e_i = {}^0r_b + {}^0R_b^b p_i \quad (5.1)$$

ワイヤベクトル ${}^{m_i}l_i$ は、

$${}^{m_i}l_i = {}^{m_i}s_i - {}^{m_i}h_i \quad (5.2)$$

ただし、 ${}^{m_i}\mathbf{h}_i$ は姿勢行列 ${}^{m_i}\mathbf{R}_0$ を用いて、

$${}^{m_i}\mathbf{h}_i = {}^{m_i}\mathbf{R}_0({}^0\mathbf{e}_i - {}^0\mathbf{r}_i) \quad (5.3)$$

WARP では、各ワイヤの長さは常に一定である。したがって、ワイヤの長さ l_{w_i} は、(5.2) 式より、以下のように表すことが出来る。

$$\begin{aligned} l_{w_i}^2 &= \|\mathbf{l}_i\|^2 \\ &= {}^{m_i}l_{x_i}^2 + {}^{m_i}l_{y_i}^2 + {}^{m_i}l_{z_i}^2 \\ &= (l_a \cos \phi_{m_i} - {}^{m_i}h_{x_i})^2 \\ &\quad + (l_a \sin \phi_{m_i} - {}^{m_i}h_{y_i})^2 + (-{}^{m_i}h_{z_i})^2 \end{aligned} \quad (5.4)$$

よって、(5.4) 式より、トラベリングプレートの位置姿勢から、アームの回転角度を求める逆運動学は、

$$\phi_{m_i} = \sin^{-1} \frac{l_a^2 + \|{}^{m_i}\mathbf{h}_i\|^2 - l_{w_i}^2}{2l_a \sqrt{{}^{m_i}h_{x_i}^2 + {}^{m_i}h_{y_i}^2}} - \tan^{-1} \frac{{}^{m_i}h_{x_i}}{{}^{m_i}h_{y_i}} \quad (5.5)$$

ワイヤ上の任意の点の位置は、

$${}^0\mathbf{T}_i = \alpha_i {}^0\mathbf{s}_i + (1 - \alpha_i) {}^0\mathbf{h}_i \quad (0 < \alpha_i < 1) \quad (5.6)$$

ワイヤ i とワイヤ j との距離は、

$$L_{ij} = |{}^0\mathbf{T}_{ij}| = \min_{\alpha_i, \alpha_j} |{}^0\mathbf{T}_i - {}^0\mathbf{T}_j| \quad (5.7)$$

次のいずれかの場合にワイヤが絡まっていると考える。

1. ワイヤ同士の距離が極めて短い状態。
2. 1 の状態を通り過ぎて、ワイヤが接触したままで折れ曲がっている状態。

本論文では、運動時にはワイヤは常に伸びた状態に制御されていると仮定する。

1 の状態は

$$L_{ij} \leq \epsilon \quad (5.8)$$

により判定される。ワイヤは横振動を伴いながら運動するため、 ϵ の余裕をみる必要がある。

短い時間 $[t_1, t_2]$ においてワイヤ最短距離ベクトルの方向が反転したとき 2 の状態が生じたと考える。すなわち、時刻 t_1 からベクトルが短くなっていき、長さが 0 になって接触した (1 の状態) 後、ベクトルの方向が反転して長さが長くなっていき時刻 t_2 になったと考える。これは、

$${}^0\mathbf{T}_{ij}|_{t=t_1}^T {}^0\mathbf{T}_{ij}|_{t=t_2} < 0 \quad (5.9)$$

によって判定できる。同様に2つのシミュレーション点の間でベクトルが反転した場合も同じように2の状態が生じていると考えられる。

制御やシミュレーションにおいて、1の条件だけでは、判定を行う点の間隔を極端に小さくとらないと、ワイヤ間隔が0になる点を検出できない可能性がある。しかし2の条件があるために、サンプリングタイムの間隔やワイヤ間隔を大きくしても、ワイヤの絡まりを見逃す事は無い。

5.2.3 逆動力学と任意の加速度を発生できる条件

トラベリングプレートの運動方程式は、

$$\begin{bmatrix} {}^0\mathbf{f} \\ {}^0\mathbf{n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m_0\mathbf{I} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & {}^0\mathbf{J} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^0\ddot{\mathbf{r}}_b \\ {}^0\dot{\boldsymbol{\omega}}_b \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ ({}^0\boldsymbol{\omega}_b \times ({}^0\mathbf{J}{}^0\boldsymbol{\omega}_b))^T \end{bmatrix} + m_0 {}^0\mathbf{g} \quad (5.10)$$

で表す事が出来る。

また、図5.2に示すように、ワイヤ張力ベクトルは

$${}^0\mathbf{w}_i = w_i {}^0\mathbf{l}_i / l_i \quad (5.11)$$

で表す事が出来る。

ワイヤがたるまないための条件と使用するアクチュエータの発生力の制限より、ワイヤ張力の範囲は、

$$w_{i\min} \leq w_i \leq w_{i\max} \quad (i = 1, \dots, 8) \quad (5.12)$$

となる。

トラベリングプレートにワイヤが与える力・モーメントは

$$\begin{bmatrix} {}^0\mathbf{f} \\ {}^0\mathbf{n} \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^8 \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{w}_i \\ {}^0\mathbf{p}_i \times {}^0\mathbf{w}_i \end{bmatrix} + m_0 {}^0\mathbf{g} \quad (5.13)$$

(5.13) 式は、 $\mathbf{w} = [w_1, \dots, w_8]^T$ として、

$$[{}^0\mathbf{f}^T, {}^0\mathbf{n}^T]^T - m_0 {}^0\mathbf{g} = \mathbf{A}\mathbf{w} \quad (5.14)$$

の形に変形できる。ただし、

$$\mathbf{A} = \sum_{i=1}^8 \begin{bmatrix} {}^0\mathbf{l}_i / l_i \\ {}^0\mathbf{p}_i \times {}^0\mathbf{l}_i / l_i \end{bmatrix} \quad (5.15)$$

トラベリングプレートが $[{}^0\ddot{\mathbf{r}}_b^T, {}^0\dot{\boldsymbol{\omega}}_b^T]^T$ の加速度を発生するためには、(5.10) 式と (5.13) 式がワイヤ張力の条件である (5.12) 式を満たす解 \mathbf{w} を持つことである。これが逆動力学問題が解を持つことの必要十分条件である。

逆動力学問題の解は、要求される加速度を発生するためにトラベリングプレートに与えられる力・モーメントを ${}^0\mathbf{f}^T, {}^0\mathbf{n}^T$ として、

$$\mathbf{w} = \mathbf{A}^+({}^0\mathbf{f}^T, {}^0\mathbf{n}^T)^T - m_0 {}^0\mathbf{g}) + (\mathbf{I} - \mathbf{A}^+\mathbf{A})\mathbf{y} \quad (5.16)$$

で表される。第二項 $(\mathbf{I} - \mathbf{A}^+\mathbf{A})\mathbf{y}$ が、冗長性を表す項であり、ベクトル \mathbf{y} の値によって、ワイヤの張力をワイヤ張力の条件である (5.12) 式を満たす範囲内に維持しながら、内力や動特性などを制御することが可能となる。

ワイヤ張力に制限を与えない場合は、任意の力・モーメントをトラベリングプレートに与えることができるため、トラベリングプレートが任意の加速度を発生する必要十分条件は、

$$\mathbf{A}\mathbf{w} = 0, \quad w_i \geq 0 \quad (i = 1, \dots, 8) \quad (5.17)$$

を満足する w_i が存在することである [7][8][9]。

5.3 プロトタイプの試作

プロトタイプの設計指針を以下のように考慮し、プロトタイプを作成した。

1. プロトタイプの構造は、T-type[1] とする。
2. 高速な動作を実現するためアーム等の可動部は軽量化する。
3. ワイヤは細くかつ引っ張り強度が高いものを選定する。
4. アーム先端のワイヤ固定方法はワイヤの固定位置がずれないように考慮する。
5. 構成部品は市販品を使用する。

モータユニットの構造は Fig. 5.3 に示すように、片持ちばりにならないように主軸を2個の軸受けで支え、カップリング（三木プーリサーボモータ用カップリング）を使用して減速機の軸と結合し、軸心のずれを緩和するようにしている。減速機（ハーモニックドライブ）の減速比は 1:80、モータの定格トルクは 0.29Nm、モータ付きのエンコーダ出力は 100pulse/rev. である。また、主軸は SUS304 のパイプ肉厚 $5 \times 10^{-4}\text{m}$ を使用し、ひずみゲージを貼り付けトルクを計れるようにした。

アーム先端のワイヤ固定方法は、単純にワイヤを挟み込んで固定する、あるいはアームに穴を空けワイヤを通して固定する方法が考えられるが、ワイヤ固定部に集中荷重がかからないように、また WARP の特徴であるワイヤ固定部の位置誤差が生じないように考慮して、先端に環が付いているフライフックを挟み込み、環の中にワイヤを通して固定した。ワイヤ固定部は WARP を組んだ時にワイヤの長さが調節できるようにした。

ワイヤは、神戸製鋼製サイファ（より線（7本）＋樹脂コート、線径: $1.55 \times 10^{-4}\text{m}$ 、引っ張り強さ: 28.3N）を使用している。

アームおよびトラベリングプレートには、アルミのチャンネルを使用し、またフレームには L 型鋼を用いてプロトタイプを作製した。

Fig. 5.4 にプロトタイプの外観を示す。

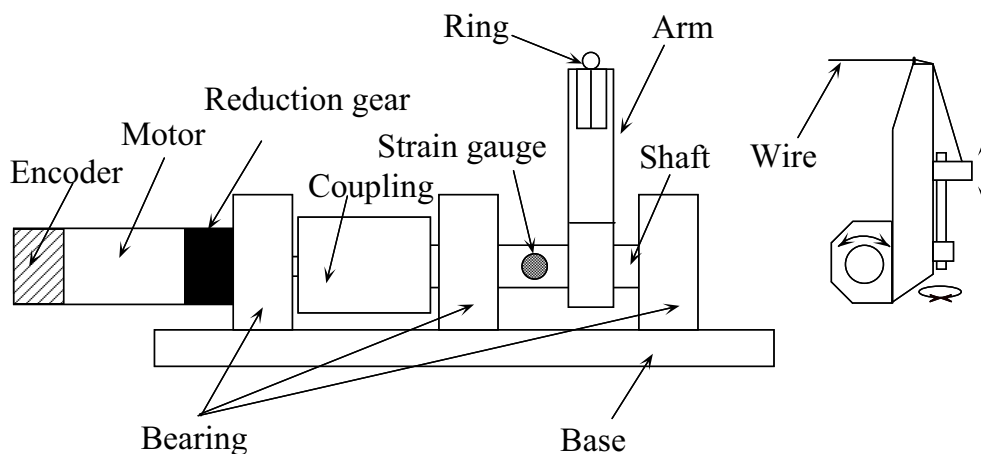


Fig. 5.3: Structure of a motor unit



Fig. 5.4: Whole veiw of WARP manipulator

5.4 プロトタイプのパラメータを使用した作業領域の導出

$-0.05m \leq x, y, z \leq 0.05m$ の作業空間内で、各軸方向に $0.01m$ 間隔で 10 分割した、 $11^3 = 1331$ 個の格子点を考え、各格子点で以下の条件をすべてみたす点を作業領域とした。

- ワイヤ張力に制限を与えない時、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できる条件
- ワイヤの絡まりの条件
- ワイヤ張力の制限
- アームの回転角度の限界

これを Fig. 5.5 に示す。なおプロトタイプのサイズは、Table 5.1 とする。Fig. 5.5 は、 $-0.02m \leq z \leq 0.02m$ に対する xy 平面の断面を表わし、Standard の列はトラベリングプレートを姿勢変化なしで並進運動させた場合、x axis:10 度および 20 度はトラベリングプレートを x 軸に関して 10 度回転および 20 度回転させた場合を表わす。WARP のワイヤ配置およびトラベリングプレートの形状は T-type[1] を基本とし、Fig. 5.1 に示すとおりである。Fig. 5.5 より明らかなように、Standard、x 軸に関して 10 度回転および 20 度回転の 3 つの条件において、ワイヤの絡まりは全ての条件で起きていない。またワイヤの張力についても全ての条件で限界値まで達してなく、まだ余裕が有る事がわかる。つまり WARP の作業領域は、アームの長さ及びアームの可動範囲によって大きく変化することがわかる。さらに Standard の列が示すように、 $Z=+0.02m$ 以外の位置では、X 軸方向に比較して Y 軸方向の作業領域が、小さくなっている。また $\pm Z$ 軸方向に行くにしたがい作業領域が小さくなるが、これらの原因は、トラベリングプレートの上部にある 2 本のワイヤを駆動するアームの回転角度が、作業領域に大きく影響していると思われる。

しかしながらプロトタイプのアームの長さは $0.05m$ しかないにもかかわらず、x 軸に 10 度回転させた場合も、x 軸方向に $\pm 0.05m$ 運動でき、T-type の特徴であるワイヤが絡まらず、作業空間を大きく取れるメリットが Fig. 5.5 より明らかである。

Table 5.1: Size of WARP (m)

Arm	Frame	Traveling Plate
0.05	$-0.15 \leq x, y, z \leq 0.15$	horizontal 0.15 vertical 0.13

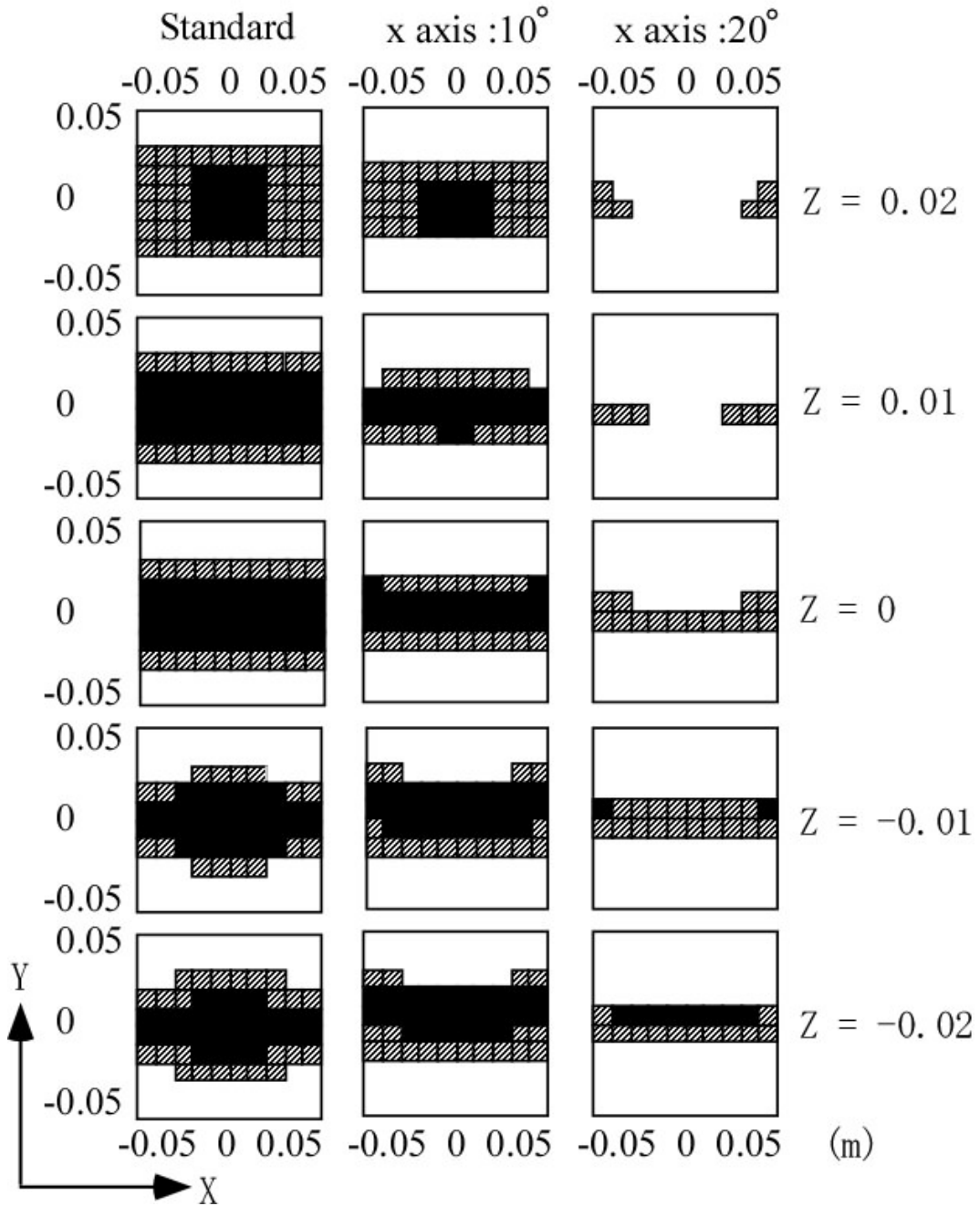
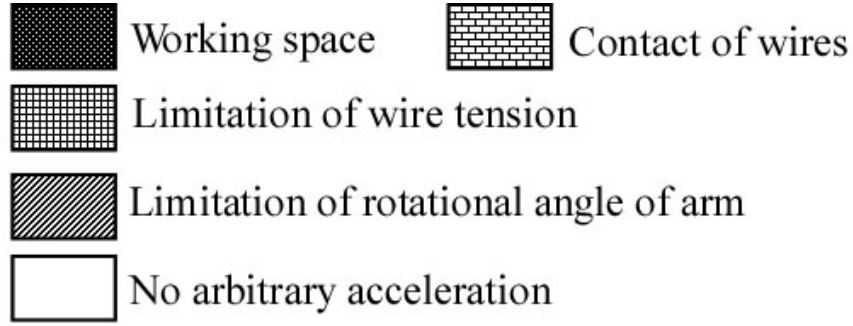


Fig. 5.5: Working space by simulation

5.5 運動学パラメータのキャリブレーション

5.5.1 運動学モデルとキャリブレーション方法

作成したプロトタイプには、製作誤差、組み立て誤差が存在し、位置制御を行う上で支障が出る。そこでプロトタイプの運動学パラメータをキャリブレーションする。Fig. 5.6より WARP の運動学モデルを以下のように設定する。

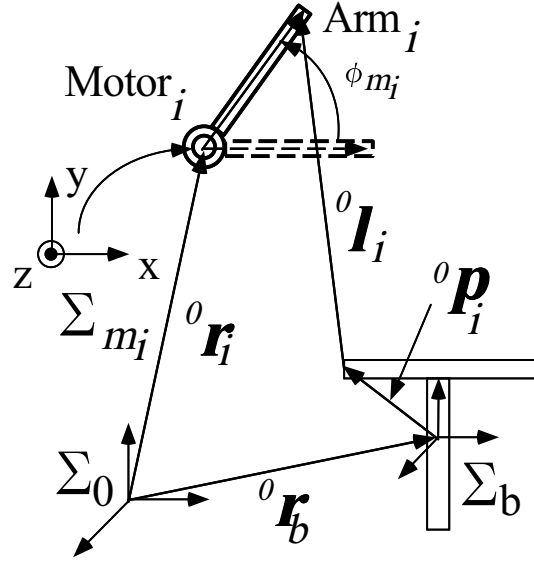


Fig. 5.6: Kinematic model of WARP

ワイヤベクトル ${}^0\mathbf{l}_i (i = 1, \dots, 8)$ は、

$${}^0\mathbf{l}_i = {}^0\mathbf{r}_i + {}^0\mathbf{R}_{m_i} \begin{bmatrix} l_a \cos \phi_{m_i} \\ l_a \sin \phi_{m_i} \\ 0 \end{bmatrix} - {}^0\mathbf{r}_b - {}^0\mathbf{p}_i \quad (5.18)$$

ここで誤差を含むパラメータベクトルは、以下の8個である。

- ワイヤの長さ l_{w_i} (パラメータ数1)
- アームの長さ l_a (パラメータ数1)
- 姿勢行列 ${}^0\mathbf{R}_{m_i}$ (パラメータ数3)
- ${}^0\mathbf{r}_i - {}^0\mathbf{p}_i$ (パラメータ数3)

これらをまとめてパラメータベクトル \mathbf{x} とする。式 (5.18) の両辺を2乗し、差を $f(\mathbf{x})_j$ とすると、

$$f(\mathbf{x})_j = l_{w_i}^2 - \mathbf{W}^T \mathbf{W} \quad (5.19)$$

ただし、

$$\mathbf{W} = \left({}^0\mathbf{r}_i + {}^0\mathbf{R}_{m_i} \begin{bmatrix} l_a \cos \phi_{m_i} \\ l_a \sin \phi_{m_i} \\ 0 \end{bmatrix} - {}^0\mathbf{r}_b - {}^0\mathbf{p}_i \right)$$

トラベリングプレートの位置 ${}^0\mathbf{r}_b$ を N 回変化させ、パラメータベクトル \mathbf{x} をキャリブレーションする。

評価関数は、

$$\text{minimize } V = \sum_{j=1}^N f(\mathbf{x})_j^2 \quad (5.20)$$

N 個の実験データを、Levenberg-Marquardt 法 [10] を使用してパラメータのキャリブレーションを行った。このアルゴリズムは、以下の式で表わされる。探索方向ベクトル \mathbf{d} は、式 (5.21) により決定される。

$$(\mathbf{J}(\mathbf{x})^T \mathbf{J}(\mathbf{x}) + \lambda \mathbf{I}) \mathbf{d} = -\mathbf{J}(\mathbf{x}) f(\mathbf{x})_j \quad (5.21)$$

ただし、 $\mathbf{J}(\mathbf{x}) = \partial f(\mathbf{x})_j / \partial \mathbf{x}$ 。ここで、スカラー λ がゼロの時、方向探索ベクトル \mathbf{d} は、Gauss-Newton 法と一致する。Levenberg-Marquardt 法は、この $\lambda \mathbf{I}$ により Gauss-Newton 法よりロバストである。

5.5.2 キャリブレーション実験と結果

トラベリングプレートの位置 ${}^0\mathbf{r}_b$ は、XYZ テーブルに付いている目盛りより計測し、さらにアームの回転角度 ϕ_{m_i} は、モータユニットに付いているエンコーダより計測した。実験手順は、Fig. 5.7 に示す。トラベリングプレートをシミュレーションで導出した作業領域の端点まで大きく動かしているため、アームが可動領域の限界まで回転し、メカニカルストッパに当たってしまい、8 本のワイヤすべてが張力を正に保つことができない場合がある。実験は 160 回行い、そのうちワイヤ張力を正に保つことができない場合を除いて 123 個のデータを採用した。

ワイヤの長さ l_{w_i} 、アームの長さ l_a が設計値より大きく外れない範囲内で、評価関数 V が最小となるようにパラメータをキャリブレーションした。その結果を Table 5.2 に示す。評価関数 V が設計値と比較して小さくなり、キャリブレーションしたワイヤの長さ l_{w_i} が計測した値と一致するので、プロトタイプの正確なパラメータを得ることができたと考えられる。

さらに、パラメータの感度を明らかにするために、各パラメータを $+0.001$ 変化させ評価関数がどのように変化するか調べた。その結果を Table 5.3 に示す。各パラメータの評価関数の値は、ほとんど同じ値であるため、各パラメータに含まれる誤差の大きさには、それほど違いが無いと考えられる。

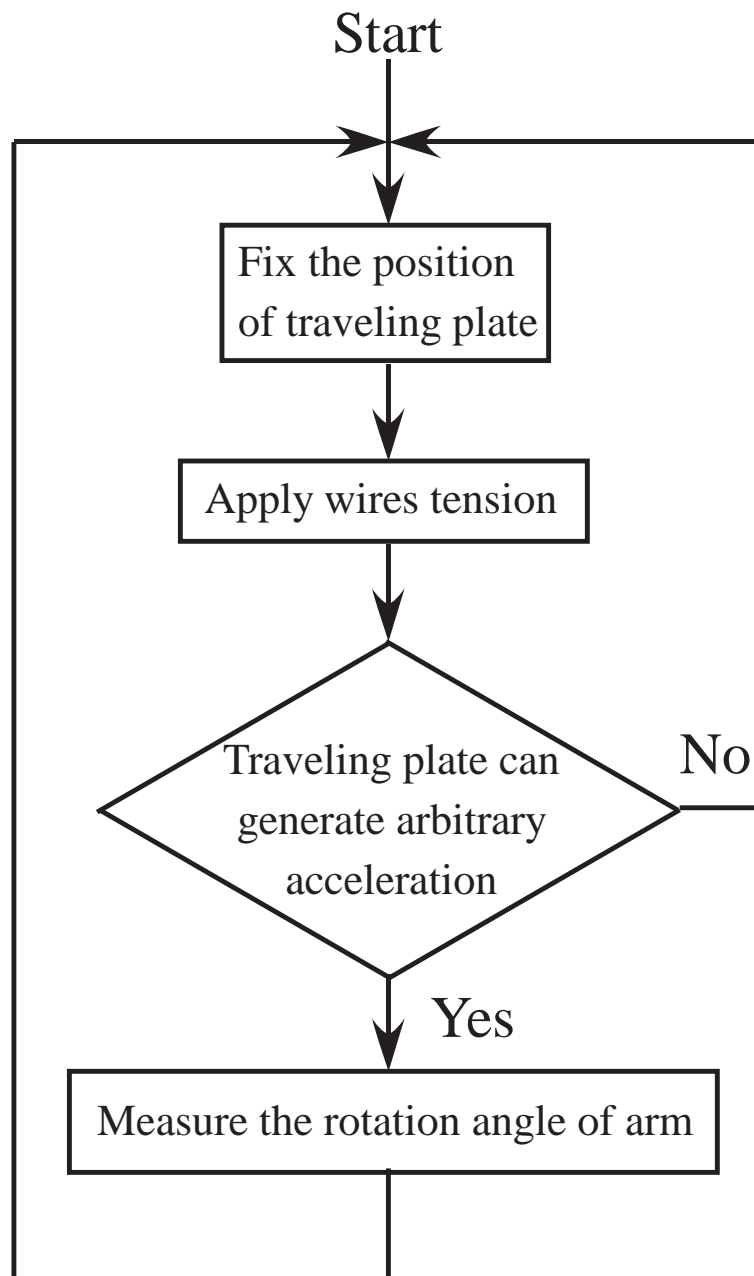


Fig. 5.7: Flow chart for calibration

Table 5.2: Calibrated parameters (No.1 Motor unit)

Parameter $i = 1$		Design values [m]	Calibrated values [m]
l_{w1}		0.199	0.199
l_a		0.052	0.052
${}^0\mathbf{R}_{m_1}$	ϕ	-0.244 [rad]	-0.429 [rad]
	θ	2.356 [rad]	2.414 [rad]
	ψ	-0.244 [rad]	-0.460 [rad]
${}^0\mathbf{r}_1 - {}^0\mathbf{p}_1$	x	-0.038	-0.038
	y	0.160	0.160
	z	-0.013	-0.011
V		8.782×10^{-4}	2.569×10^{-4}

Table 5.3: Sensitivity of parameters (No.1 Motor unit)

Parameter $i = 1$		V
l_{w1}		2.701×10^{-4}
l_a		2.543×10^{-4}
${}^0\mathbf{R}_{m_1}$	ϕ	2.458×10^{-4}
	θ	2.458×10^{-4}
	ψ	2.459×10^{-4}
${}^0\mathbf{r}_1 - {}^0\mathbf{p}_1$	x	2.479×10^{-4}
	y	2.590×10^{-4}
	z	2.495×10^{-4}

5.6 まとめ

この章については、次の事項について述べた。

1. 8 個のモータに取り付けられたアームの先端に、直接ワイヤを固定しアームを駆動することにより、トラベリングプレートの位置姿勢を 6 自由度に変化させることができる冗長ワイヤ駆動ロボット WARP に関して、作業領域の観点から設計を行い、プロトタイプを製作した。
2. 作業領域は、ワイヤ張力に制限を与えない時、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できる条件、ワイヤが絡まない条件、ワイヤ張力の制限、アームの回転角度の制限によって決定された。
3. 製作したプロトタイプのパラメータを使用して、シミュレーションにより WARP の作業領域を導出し、ワイヤの絡まりが発生せず、ワイヤの張力についても限界値まで達しない事が明らかとなった。
4. WARP の作業領域は、アームの長さ及びアームの回転角度により大きく変化する事が明らかになった。
5. 製作したプロトタイプの製作誤差、組み立て誤差を補償するために、プロトタイプの運動学パラメータをキャリブレーションし、プロトタイプの正確なパラメータを得る事が出来た。

5.7 パラレルワイヤ駆動モーションベース

4 章と 5 章で論じた WARP 機構をベースとして疑似体感シミュレータに適用した事例があるので、ここで紹介する [2][3][4][5][6]。

テーマパークにおいて、疑似体感シミュレータは非常に人気が高く注目の的である。各種の体感シミュレータが、テーマパークに採用されてるが、そのほとんどの機構が、スチュワートプラットフォームの機構を採用している。スチュワートプラットフォームの長所は次の通りである。(1) 動かせる質量が大きい。(2) 高速駆動に有利である。(3) 剛性が高い。(4) 固有振動数が高い。

テーマパークの疑似体験シミュレータに求められる運動性能の要件としては、(1) 加速度と振動を作り出すためのモーションベースの基本的な能力が高い事、特に運動の自由度、ストロークの長さ、周波数特性、ノイズ特性が重要である。(2) 加速感を創り出すために、実際の加速度と重力の加速度をうまくミックスして、最適な加速感が達成できる能力がある事があげられる。

そこで WARP の機構を疑似体感シミュレータとして適用すると上記の疑似体験シミュレータに求められる運動性能の要件を満たすと考えられる。WARP 機構の特徴は、次の通りである。

- 運動のストロークが長く、加速感を長時間にわたって持続する事が可能である。
- 運動部の質量が小さいため、実現できる加速度が大きく、人体に大きな刺激を与えることができる。
- ノイズの原因となる球面軸受及び油圧シリンダを使用しない。
- 回転運動の角度が大きく取れるため、重力を積極的に利用する事が容易である。
- 底部に特別な機構を必要しないため、乗用部を床に置く事ができる。
- 冗長駆動性により、ワイヤの切断が起こっても、他のワイヤで支える事が出来る。

モーションベースの設計パラメータを最適化するために、逆運動学及び逆動力学を用いて、プロトタイプが満足する条件式を導き出し、次の様な条件を考慮して、プロトタイプの動作範囲をシミュレーションし、動作範囲の体積を比較検討する事により最適なパラメーターを導きだしている。

- 乗用部と外壁が干渉しない。
- ワイヤと乗用部が干渉しない。
- 張力制約が無い時、任意の加速が行える条件を満足する。
- 重力は張力制約内で支える事が出来る。
- ワイヤ長は、制約内に入っている。
- ワイヤ同士が干渉しない。

導き出されたパラメータは、次の項目である。

- アクチュエータユニットの位置
- 乗用部のワイヤによる懸垂位置
- ワイヤの最大張力
- ワイヤの最大長、最少長
- 乗用部のサイズや形状

- 外壁のサイズ

パラメータの最適化は、設計仕様に与える影響を定性的に知るために、手動で調整されている。Fig. 5.8 に示す設計が、動作空間の観点から最適な設計である。最大の並進運

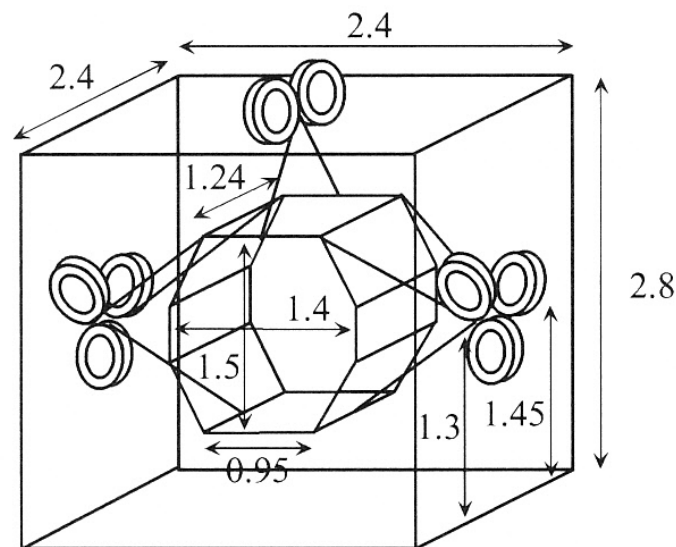


Fig. 5.8: Fundamental design parameters of Wire driven motion base developed(Unit: m)

動範囲は、 $x=\pm 0.45\text{m}$ 、 $y=\pm 0.4\text{m}$ 、 $z=\pm 1.1\text{m}$ であり、最大回転運動範囲は、 $\text{roll}=\pm 45^\circ$ 、 $\text{pitch}=\pm 45^\circ$ 、 $\text{yaw}=\pm 35^\circ$ である。このプロトタイプは、重力を利用しなくても、1G の加速度を最大 0.8 秒持続できる事を示している。プロトタイプの写真を Fig. 5.9 に示す。

参考文献

- [1] 田所 諭, 西岡伸介, 木村哲也, 服部元史, 高森 年, 前田 潔, 冗長ワイヤ駆動ロボットのワイヤ配置の基本設計に関する研究, 日本機械学会論文集 C 編, Vol.66, No.647, pp.2247—2252, 2000.
- [2] Satoshi Tadokoro, Rie Murata, Toshiyuki Matsushima, Yoshio Murao, Hideaki Kohkawa, Manfred Hiller, A motion base with 6 degrees of freedom by parallel cable drive architecture, Proceedings of 2001 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics, 2001.
- [3] Satoshi Tadokoro, Toshiyuki Matsushima, Yoshio Murao, Hideaki Kohkawa, Manfred Hiller, A parallel cable-driven motion base for virtual acceleration, Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, 2001.

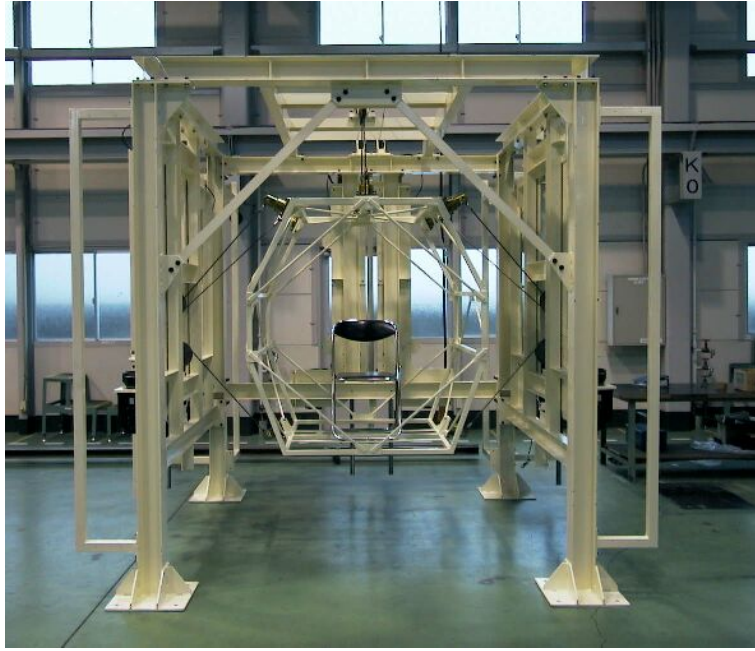


Fig. 5.9: Photo of the prototype motion base developed

- [4] Satoshi Tadokoro, Yoshio Murao, Manfred Hiller, Rie Murata, Hideaki Kohkawa, Toshiyuki Matsushima, A motion base with 6-DOF by parallel cable drive architecture, IEEE/ASME Trans. on Mechatronics, Vol. 7, No. 2, pp. 115-123, 2002.
- [5] 田所諭, 村田理絵, 松島俊之, 村田良男, 甲川秀明, Manfred Hiller, パラレルワイヤ駆動モーションベースの設計, 第6回ロボティクスシンポジア, 2001.
- [6] 田所諭, 村田理絵, 松島俊之, 村尾良男, 甲川秀明, Manfred Hiller, パラレルワイヤ駆動アーキテクチャによるモーションベースの提案, 日本バーチャルリアリティ学会論文誌, Vol. 6, 2001.
- [7] S. Kawamura, M. Ida, T. Wada and J. L. Wu, Development of a Virtual Sports Machine Using a Wire Drive System – A Trial of Virtual Tennis –, Proc. 1995 IEEE/RSJ Intl. Conf. on Intelligent Robots and Systems, pp. 111-116, 1995.
- [8] 森園哲也, 井田瑞人, 和田隆弘, 呉 景龍, 川村貞夫, パラレルワイヤ駆動システムによるバーチャルテニスの試み, 日本ロボット学会誌, Vol. 15, No. 1, pp. 153-161, 1997.
- [9] V. D. Nguyen, Constructing Force-Closure Grasps in 3D, Proc. 1987 IEEE Intl. Conf. on Robotics and Automation, pp. 240-245, 1987.
- [10] D. Marquardt, An Method for the Solution of Certain Problems in Least Squares, Quart. Apl. Math., 2, pp. 164, 1944.

第6章 バルーンケーブル駆動ロボット

6.1 概要

世界各地で地震が頻繁に起こっている。日本においては、1995年の兵庫県南部地震（阪神・淡路大震災）、2004年の新潟県中越地震、2011年の東北地方太平洋沖地震（東日本大震災）と連続して大きな地震が発生している。また首都直下型地震がM7以上の規模で発生する確率は5年以内に28%、30年以内に64%と予測されている。さらに南海地震、東南海地震がM7やM8の規模で発生する確率は、30年以内に60 - 70%と予測されている。日本が、地震の活動期に入ったと言われる所以である。

1995年の兵庫県南部地震（阪神・淡路大震災）を継起としてレスキューロボットの研究が開始 [1] され、2002年から2006年まで「文部科学省大都市大震災軽減化プロジェクト、III. 災害対応戦略の最適化、4. レスキューロボット等次世代防災基盤の開発」が実施された。このプロジェクトでは、ロボット等が最も効果的に貢献できる項目として、情報収集が取り上げられている。そのミッションは次の通りである。本研究開発では、大震災における緊急災害対応（人命救助など）のための人体検索、情報収集、配信等を支援する事を目的とした、ロボット、インテリジェントセンサ、携帯端末、ヒューマンインターフェース等の研究開発を行う。これらにより、能動的、インテリジェントに情報収集し、ネットワークで情報の伝達、集約、要約等を行い、人間の緊急災害対応活動（人命救助など）や意思決定を支援する事に役立つシステム及び要素技術を研究する [2]。

このミッションを達成するために、本プロジェクトでは、2002年度より可能性の高い様々な技術を試行し、使える要素技術の開発を目的として、公募も含め47の研究テーマを31のグループで遂行し、2004年度に要素技術の統合、実用試験機の開発を目的として、6つの縦型タスクフォースと3つの横型タスクフォースに統合され、さらに2005年度から実用的な成果を統合プラットフォーム上に集中させるために、次の4つのミッションユニットに統合された。

- (1) 上空からの情報収集ミッションユニット、
- (2) 瓦礫上移動体を用いた情報収集ミッションユニット、
- (3) 瓦礫内移動体を用いた情報収集ミッションユニット、
- (4) 広域災害情報収集のためのインフラミッションユニット

バルーンケーブル駆動ロボットは、(1) 上空からの情報収集ミッションユニットにおいて研究が進められた。

大規模災害においては、建造物の倒壊により発生する瓦礫や家具の下敷きになって多くの人名が失われている [1]。Fig. 6.1 は、阪神淡路大震災で神戸市消防が救助した人の数である。このデータは日を追うごとに生存率が低下し、早期の救助が必要である事を示している。一般には救助に要する時間は3時間以内が望ましく、3日を超えると生存率が急激に低下すると言われており、震災発生から3日間は、黄金の72時間と呼ばれている。このように被災者を早急かつ安全に捜索及び救助する必要があるが、現状ではレスキュー隊員など人手に頼る部分が多く、二次災害による人的被害の可能性が指摘されている。さらに広範囲に渡って被災者の捜索を行う必要があることから、人手では必然的に限界があり、倒壊家屋内の被災者の位置を特定する事は非常に難しいのが現状である。実際、阪神淡路大震災の時も倒壊家屋内では、上空を飛行するヘリコプターの音にかき消される被災者の声を頼りに瓦礫を除いて行き、人海戦術で被災者の発見に努めた。

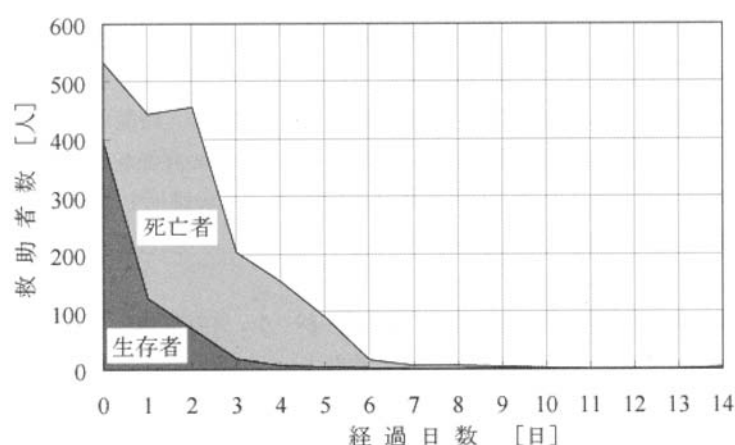


Fig. 6.1: A change in the number of living persons for the number of rescuers

しかしながら発生している災害の状況及び被災者の位置を正確に把握することは、最適な救助活動を計画するには不可欠である。これは迅速にかつ正確に行う必要がある。災害時のテレビ報道では、ヘリコプターからの映像により被災地全体の災害状況の把握、及び火災の発生状況を網羅的に把握できる。一方、地上からの中継映像から、より細かい個々の被災状況を正確に知る事が出来る。つまりヘリコプターからの情報と地上の中継映像は、互いに補完しあっていると言える。

そこでヘリコプターからの情報と地上からの情報の中間的な情報を収集する目的で、バルーンケーブル駆動ロボットを開発している [3][4]。地上から 50m ほどの高さから俯瞰的に被災地の情報を把握し、ヘリコプターほど高度が高くないために被災者の位置を把握する事も可能であり、地上で救助活動する他のロボットとも連携して情報の共有を行い、効果的な救助活動が実行できると考える。

バルーンケーブル駆動ロボットは、Fig. 6.2に示すように地上の3カ所に配置したアクチュエータユニット（AU）とバルーンに吊り下げられたセンサユニット（SU）が、ケーブルにより接続されている。AUに搭載されたウインチで3本のケーブル長を変化させることにより、バルーンとSUを移動させることができる。SUには情報収集を行うためのネットワークカメラ等を搭載し、比較的安全な場所に設置されたオペレーションユニット（OU）に情報を送ることができる。バルーンは、係留されかつ球形をしているため、風による抗力を大きく受ける。抗力の変化は、SUの位置及び姿勢の変化に大きく影響し、SUに搭載されているネットワークカメラの映像の乱れとなって現れる。

本章では、バルーンケーブル駆動ロボットの特徴、システムの仕様、実際の現場での設置手順を説明した後、バルーンに対する風の抗力の影響を解析するため、バルーンとSUを接続するケーブルの本数を変えることにより力学的に考察し、実験を行う。

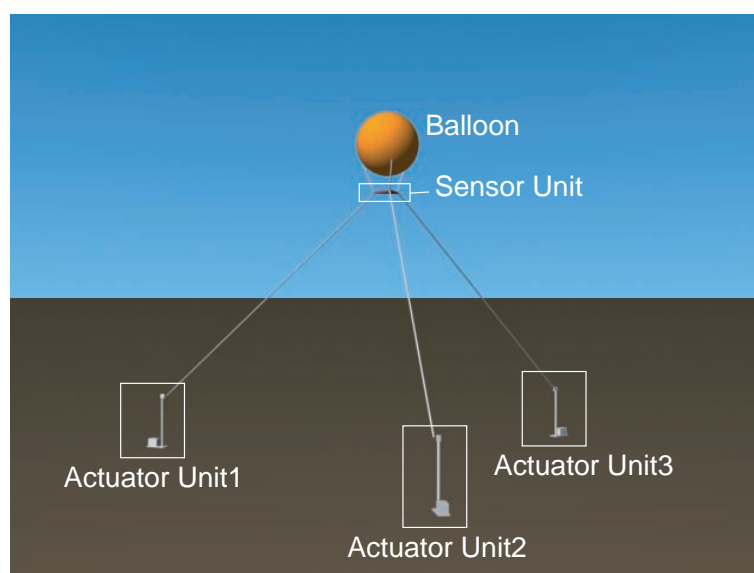


Fig. 6.2: Balloon type cable-driven robot system

6.2 バルーンケーブル駆動ロボットの特徴

バルーンケーブル駆動ロボットの特徴は次の通りである。バルーンケーブル駆動ロボットの長所は、

- 上空移動のため、瓦礫の踏破能力が問題とならない。
- 移動探索できる範囲が、小型移動ロボットに比して大きい。
- バルーンケーブル駆動ロボットの位置が、小型移動ロボット、飛行ロボット（ヘリコプタなど）に比して、正確に把握できる。

- 外部電源使用を前提としているため、作業可能時間が長い。
- バルーンとアクチュエータユニットは、分割できるので軽量にできる。
- 飛行ロボットに比して静かな探索が可能であるため、人体の位置推定精度が高くなる。
- 人は遠距離から操作するため、危険性が低く、二次災害の恐れが無い。

また短所は、

- 被災者に対して至近距離で探索が出来ないため、小型移動ロボットでの探索に比較して位置推定精度が悪い。
- ヘリウムの充填など設置時間が必要である。
- 設置する際は設置者が被災地に立ち入る必要があるため、危険地帯での使用が困難である。
- 強風時、外部電源が無い場合、使用できない。
- 飛行ロボットに比して探索範囲が狭い。

である。

6.3 バルーンケーブル駆動ロボットの設置手順

バルーンケーブル駆動ロボットの設置手順は次の通りである。ただし、AU はアクチュエータユニット、SU はセンサーユニット、OU はオペレーションユニットを表す。

- (1) 被災地に AU を搬入し、被災者を検索する領域の外部 3 点に設置する。
- (2) SU を搬入し、安全な場所に設置する。
- (3) 3 台の AU から延ばしたケーブルを、SU に接続する。
- (4) バルーンにヘリウムガスを充填し、バルーンと SU を接続後、SU を浮上させる。
- (5) 各 AU と OU を無線 LAN で接続する。
- (6) 各 AU の設置場所を測量機器で位置を計測する。
- (7) OU でバルーンの目標位置を入力し、OU 内で逆運動学を用いて、3 本のケーブル長を計算する。計算されたケーブル長は、OU から AU へ無線 LAN を使用して送信される。

(8) 各 AU は、OU から受信した目標のケーブル長になるように電動ウインチを回転させ、SU を目標位置に移動させる。

(9) SU は、搭載している各種センサーの情報を OU に無線 LAN を使用して送信する。

なお、SU の位置は、Topcon 社製の 3D 位置計測器 (GPT-8003A) を用い自動追尾でき、追尾された位置情報は、OU に取り込まれ逆運動学の計算に使用される。

6.4 バルーンケーブル駆動ロボットの仕様

Table 6.1: Specification of the robot

D.O.F of the robot	3
Diameter of a balloon	4m
Weight of a balloon	8.8kg
Cable length	100m
Motor power	400w
Reduction ratio	22.5:1
Payload	12.8kg
Control device	PC(OS:Linux)

(1) アクチュエータユニット (AU)

AU には、ケーブルの吐出口であるポール、ケーブルを伸縮する電動ウインチ（減速歯車付き）、ケーブル長測定用エンコーダ、ケーブル張力測定用ロードセルなどで構成され、重量が 38kgf であり大人二人で運搬可能である。電動ウインチには、400W の AC モータを使用し、417mm/s 以上の速度でケーブルを伸縮する事が出来る。ケーブルには、超高強力ポリエチレン繊維を使用したダイニーマロープを使用している。制御系統には、イーサネットコンバーター、ボードコンピュータと USB で接続されたモータコントローラーを使用し、モータコントローラの D/A ポートから電圧信号でモータへの速度指令信号が出力され、この信号をモータドライバーに入力しモータを駆動する。各 AU に 900VA の軽油式の発電機を装備する事により長時間の駆動が可能となっている。

(2) センサユニット (SU)

SU は、一辺が 90cm の正三角形で、バルーンの下部に吊り下げて情報収集を行う。情報収集を行うための外界センサとして、ネットワークカメラ、内界センサとして

3 軸姿勢計測器、超音波式風向風力計を搭載できる。また IEEE802.11g 規格のアクセスポイントを搭載し、各 AU と OU 間の通信、及び搭載しているセンサの情報を OU において取得できるようにしている。

(3) オペレーションユニット (OU)

OU には、ロボットを操縦するための PC、ユーザーインターフェース、及び SU の位置を計測するための 3D 位置計測器、イーサネットコンバータ、そして AU と同様に 900VA の軽油式の発電機を装備する事により長時間の駆動が可能となっている。

6.5 バルーンケーブル駆動ロボットの位置制御実験 [3]

一辺が 45m の正三角形の頂点に AU を置き、SU の位置から逆運動学を解いて求めたケーブル長を外部の OU から各 AU に目標値として与え、位置制御実験を行った。実験に際して被災者を探索する事を想定し、SU の高度は一定として実験を行った。AU への制御入力 u_i は、次の式で与えられる。

$$u_i = k_{pi}(l_{di} - l_i) - k_{di}\dot{l}_i \quad (6.1)$$

ただし、 l_{di} は目標とするケーブル長、 l_i は計測したケーブル長、 \dot{l}_i は計測ケーブル速度、 k_{pi} はケーブル長の比例ゲイン、 k_{di} は速度の比例ゲイン、 i は AU の番号 ($i = 1, 2, 3$) である。実験結果を Fig. 6.3 に示す。SU の位置は、自動追尾装置 (TOPCON) で計測した。SU の重量は 8kgf、SU の高度は 12.5m であった。ロボットの最大移動速度は 0.2m/s、XY 平面での最大誤差ノルムは 0.9m であり、XYZ 面での最大誤差ノルムは約 1m であった。それぞれの誤差ノルムは、被災者の探索を行う際に十分小さいと考える。なお本実験時の風速は、2-3m/s 程度であった。

6.6 バルーンケーブル駆動ロボットの動力学 [4]

微風時には、被災者の探索を行うに十分な性能であっても、強風時には風の抗力がバルーンに作用し、十分な SU の位置制御が行えない。そこで風の抗力の影響を調べるために動力学の式を導く。

動力学を導くにあたり、以下の仮定を置く。

- 風向・風速を計測することにより抗力が計算可能である。
- 風の影響は、バルーンの方が SU 及びケーブルより大きい。
- バルーンの重心と浮心の位置は同じである。
- バルーンは完全球体とする。

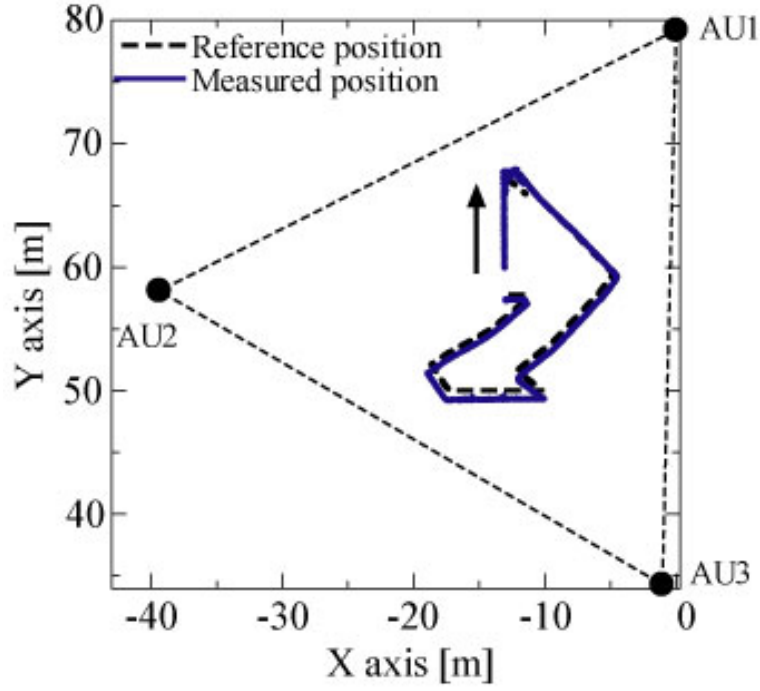


Fig. 6.3: Experimental result (XY plane)

- バルーンとSUを結ぶロープの長さは一定である。
- SUの重心位置は計測可能である。

6.6.1 バルーンとSUを3本のケーブルで接続する場合

バルーンとSUを3本のケーブルで接続した場合を Fig. 6.4 に示す。バルーンとSUを1本のケーブルで接続すると、ケーブルが切れた場合、SUが落下し二次災害が起こる恐れがあるため、安全性を考慮して3本のケーブルで接続した。

バルーンの運動方程式は、バルーンの付加慣性行列を \mathbf{M}_b 、バルーンの浮心（重心）の位置姿勢を \mathbf{X}_{bg} とすると、

$$\mathbf{F}_{br} + \mathbf{F}_a + \mathbf{F}_{bs} = \mathbf{M}_b \ddot{\mathbf{X}}_{bg} + m_b \mathbf{g} \quad (6.2)$$

ただし、 $\mathbf{F}_{br} (= \mathbf{F}_{bl} + \mathbf{F}_{bd})$ は、浮力 \mathbf{F}_{bl} 、抗力 \mathbf{F}_{bd} より成る合成ベクトル、 \mathbf{F}_a は、バルーンの浮心にAUが駆動することにより生じる力とモーメント、 \mathbf{F}_{bs} は、バルーンからSUへ伝達される力とモーメント、 $m_b \mathbf{g}$ は、重力項を表す。さらに \mathbf{F}_{bs} は、バルーンからSUへのケーブル張力ベクトル $\mathbf{T}_{bs} = [T_{bs1}, T_{bs2}, T_{bs3}]^T$ を用いて

$$\mathbf{F}_{bs} = \mathbf{W}_b \mathbf{T}_{bs} \quad (6.3)$$

と表す事が出来る。ここで、

$$\mathbf{W}_b = [\mathbf{w}_{b1}, \dots, \mathbf{w}_{b3}] \in \mathbf{R}^{6 \times 3} \quad (6.4)$$

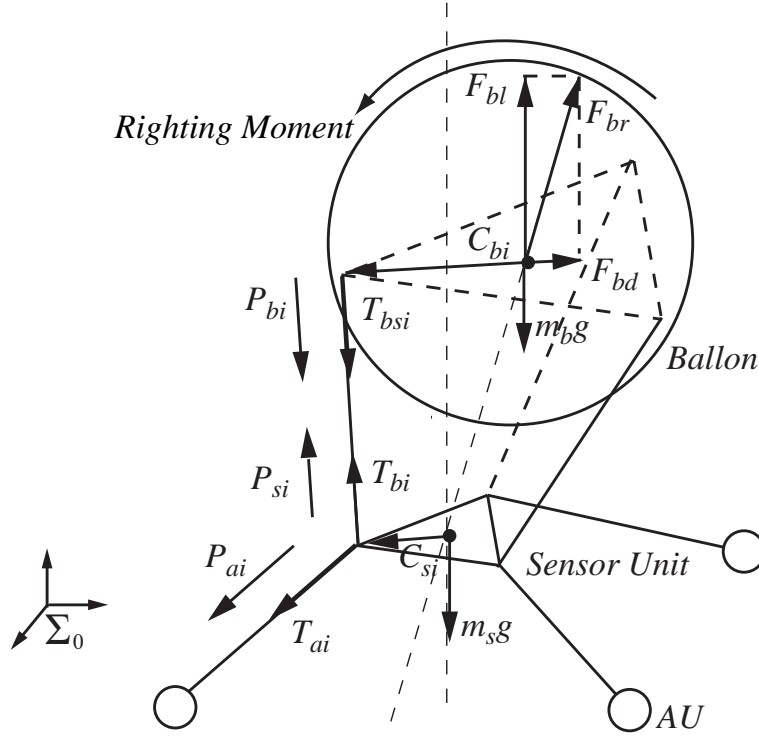


Fig. 6.4: Dynamics of 3 cables

$$\mathbf{w}_{bi} = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{bi} \\ \mathbf{c}_{bi} \times \mathbf{p}_{bi} \end{bmatrix} \quad (i = 1, \dots, 3) \in \mathbf{R}^6 \quad (6.5)$$

\mathbf{p}_{bi} は、バルーンから SU へのケーブル方向単位ベクトル、 \mathbf{c}_{bi} は、バルーンの浮心からケーブル接続点までのベクトルを表す。したがって、ケーブル張力ベクトル \mathbf{T}_{bs} は、 \mathbf{k}_b を任意のベクトルとすると、

$$\mathbf{T}_{bs} = \mathbf{W}_b^+ \mathbf{F}_{bs} + (\mathbf{I} - \mathbf{W}_b^+ \mathbf{W}_b) \mathbf{k}_b \quad (6.6)$$

また、SU からバルーンへのケーブル張力ベクトルを $\mathbf{T}_b = [T_{b1}, T_{b2}, T_{b3}]^T$ とすると、 $\mathbf{T}_b = \mathbf{T}_{bs}$ である。また SU と AU を結ぶケーブル張力ベクトルを $\mathbf{T}_a = [T_{a1}, T_{a2}, T_{a3}]^T$ とすると、SU に接続されている 6 本のケーブル張力ベクトル \mathbf{T}_s は、 $\mathbf{T}_s = [\mathbf{T}_b, \mathbf{T}_a]^T \in \mathbf{R}^6$ となる。

SU の重心にかかる力とモーメント \mathbf{F}_s は、

$$\mathbf{F}_s = \mathbf{W}_s \mathbf{T}_s \quad (6.7)$$

ただし、

$$\mathbf{W}_s = [\mathbf{w}_{s1}, \dots, \mathbf{w}_{s6}] \in \mathbf{R}^{6 \times 6} \quad (6.8)$$

$$\mathbf{w}_{si} = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{si} \\ \mathbf{c}_{si} \times \mathbf{p}_{si} \end{bmatrix} \quad (i = 1, \dots, 3) \in \mathbf{R}^6 \quad (6.9)$$

$$\mathbf{w}_{s(i+3)} = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{ai} \\ \mathbf{c}_{si} \times \mathbf{p}_{ai} \end{bmatrix} \quad (i = 1, \dots, 3) \in \mathbf{R}^6 \quad (6.10)$$

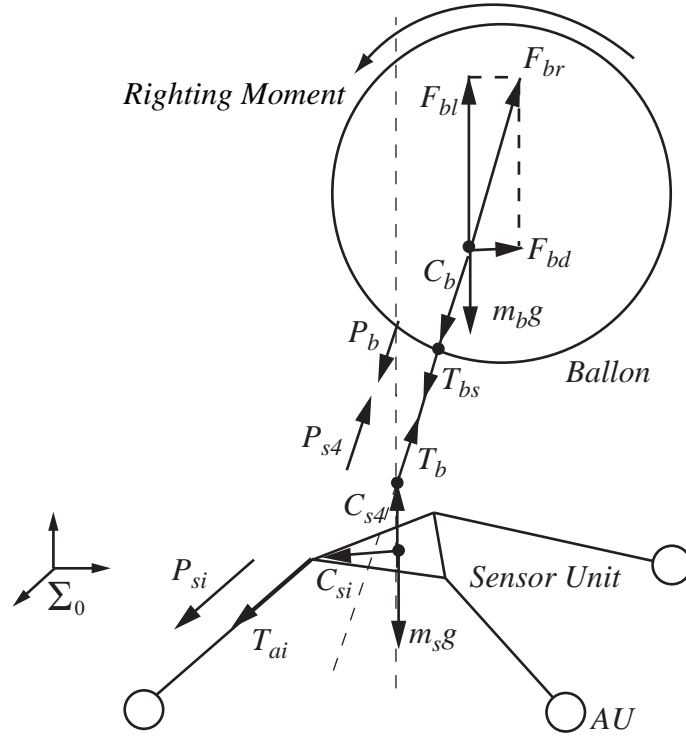


Fig. 6.5: Dynamics of 1 cable

よって、SU の運動方程式は、SU の付加慣性行列を \mathbf{M}_s 、位置姿勢を \mathbf{X}_{sg} 、SU の質量を m_s とすると、

$$\mathbf{F}_s = \mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{X}}_{sg} + m_s \mathbf{g} \quad (6.11)$$

6.6.2 バルーンと SU を 1 本のケーブルで接続する場合

バルーンと SU を三本のケーブルで接続した場合、SU にかかるモーメントにより、SU の姿勢安定性が損なわれる場合がある。そこで、Fig. 6.5 に示すようなバルーンと SU を一本のケーブルで接続する場合を考える。一本のケーブルで接続する方が、SU にかかるモーメントの影響が少なく、SU の姿勢安定性が高いと考える。

ここで先に仮定した内容に加えて、つぎの仮定を置く。

- バルーンの重心は、SU 上の p_{s4} の延長線上にある。

バルーンの運動方程式は、バルーンの付加慣性行列を \mathbf{M}_b 、バルーンの浮心（重心）の位置姿勢を \mathbf{X}_{bg} とすると、

$$\mathbf{F}_{br} + \mathbf{F}_a + \mathbf{F}_{bs} = \mathbf{M}_b \ddot{\mathbf{X}}_{bg} + m_b \mathbf{g} \quad (6.12)$$

ただし、 $\mathbf{F}_{br}(= \mathbf{F}_{bl} + \mathbf{F}_{bd})$ は、浮力 \mathbf{F}_{bl} 、抗力 \mathbf{F}_{bd} より成る合成ベクトル、 \mathbf{F}_a は、バルーンの浮心に AU が駆動することにより生じる力とモーメント、 \mathbf{F}_{bs} は、バルーンから SU

へ伝達される力とモーメント、 $m_b \mathbf{g}$ は、重力項を表す。さらに \mathbf{F}_{bs} は、バルーンから SU へのケーブル張力 T_{bs} を用いて

$$\mathbf{F}_{bs} = \mathbf{W}_b T_{bs} \quad (6.13)$$

ここで、

$$\mathbf{W}_b = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_b \\ \mathbf{c}_b \times \mathbf{p}_b \end{bmatrix} \in \mathbf{R}^6 \quad (6.14)$$

\mathbf{p}_b は、バルーンから SU へのケーブル方向単位ベクトル、 \mathbf{c}_b は、バルーンの浮心からケーブル接続点までのベクトルを表す。

したがって、ケーブル張力 T_{bs} は、 \mathbf{k}_b を任意のベクトルとすると、

$$T_{bs} = \mathbf{W}_b^+ \mathbf{F}_{bs} + (\mathbf{I} - \mathbf{W}_b^+ \mathbf{W}_b) \mathbf{k}_b \quad (6.15)$$

また、SU からバルーンへのケーブル張力を T_b とすると、 $T_b = T_{bs}$ である。さらに SU と AU を結ぶケーブル張力ベクトルを $\mathbf{T}_a = [T_{a1}, T_{a2}, T_{a3}]^T$ とすると、SU に接続されている 4 本のケーブル張力ベクトル \mathbf{T}_s は、 $\mathbf{T}_s = [\mathbf{T}_a T_b]^T \in \mathbf{R}^4$

SU の重心にかかる力とモーメント \mathbf{F}_s は、

$$\mathbf{F}_s = \mathbf{W}_s \mathbf{T}_s \quad (6.16)$$

ただし、

$$\mathbf{W}_s = [\mathbf{w}_{s1}, \dots, \mathbf{w}_{s4}] \in \mathbf{R}^{6 \times 4} \quad (6.17)$$

$$\mathbf{w}_{si} = \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{si} \\ \mathbf{c}_{si} \times \mathbf{p}_{si} \end{bmatrix} \quad (i = 1, \dots, 4) \quad (6.18)$$

よって、SU の運動方程式は、SU の付加慣性行列を \mathbf{M}_s 、位置姿勢を \mathbf{X}_{sg} とすると、

$$\mathbf{F}_s = \mathbf{M}_s \ddot{\mathbf{X}}_{sg} + m_s \mathbf{g} \quad (6.19)$$

6.7 実験

実験風景を Fig. 6.6 に示す。AU は、一辺が 45m の正三角形の頂点に設置されている。SU も一辺が 90cm の正三角形であり、SU の各頂点と AU を三本のケーブルで接続している。AU の位置及び SU の位置は、3D 位置計測器 (Total Station, 分解能 2mm / 200m, Topcon Corp.) で計測し、SU の姿勢及び SU 周りの風向風速は、それぞれ SU に搭載した 3 軸姿勢計測器 (TruePoint, 分解能 0.1° Honeywell International Inc.) と超音波式風向風速計 (HD2003.1, 分解能 風速 0.01m/s 風向 0.1° , Delta OHM Inc.) によって計測することが出来る。Fig. 6.7 に、バルーンと SU を一本のケーブルで接続した場合を示す。

実験は、バルーンと SU を一本のケーブル (10m) で接続する場合と三本のケーブル (各 10m) で接続する場合に分けて行った。SU の位置を地上から 18m の位置に固定し、SU の

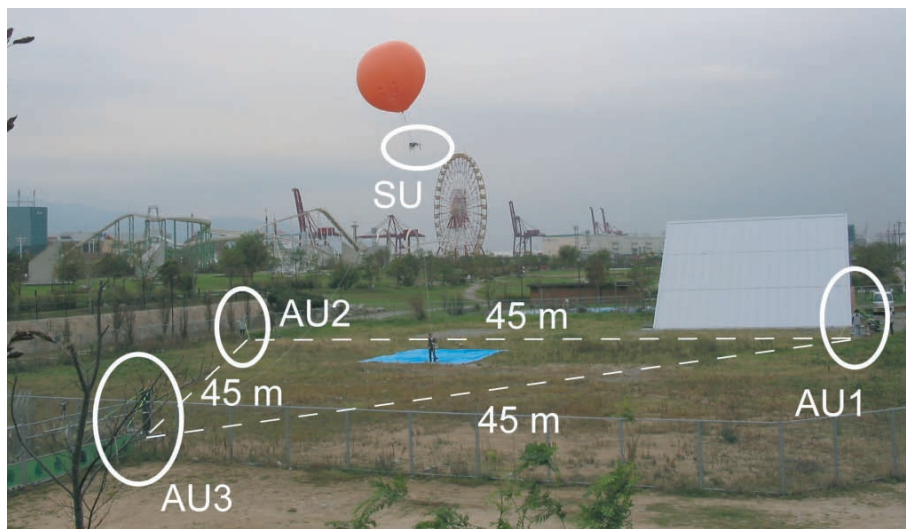


Fig. 6.6: Experimental Landscape 3 cables

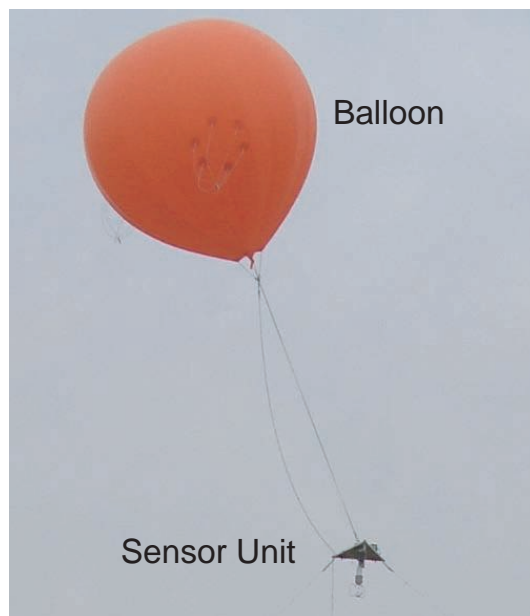


Fig. 6.7: 1 cable

位置、姿勢及びSU周りの風向風速を10分間計測した。実験結果をFig. 6.8～Fig. 6.10に示す。Fig. 6.8とFig. 6.9は、それぞれ三本ケーブルで接続した場合と一本ケーブルで接続した場合の姿勢と風速の関係を示し、Fig. 6.10は、Fig. 6.8とFig. 6.9の場合のSUの位置を示している。Fig. 6.8とFig. 6.9より、三本ケーブルの場合は風速4m/sec以下であり、一本ケーブルの場合は風速5m/sec以下であった。一方、姿勢の変化幅は、明らかに一本ケーブルの場合が、三本ケーブルの場合に比較して小さい。さらにSUの位置についても、Fig. 6.10より、一本ケーブルの場合が三本ケーブルの場合に比較して変化幅が小さい。したがって、風速が大きくかつ姿勢及び位置の変化幅が小さい一本ケーブルの場合が、風に対するSUの位置及び姿勢の安定性は高いと考えられる。

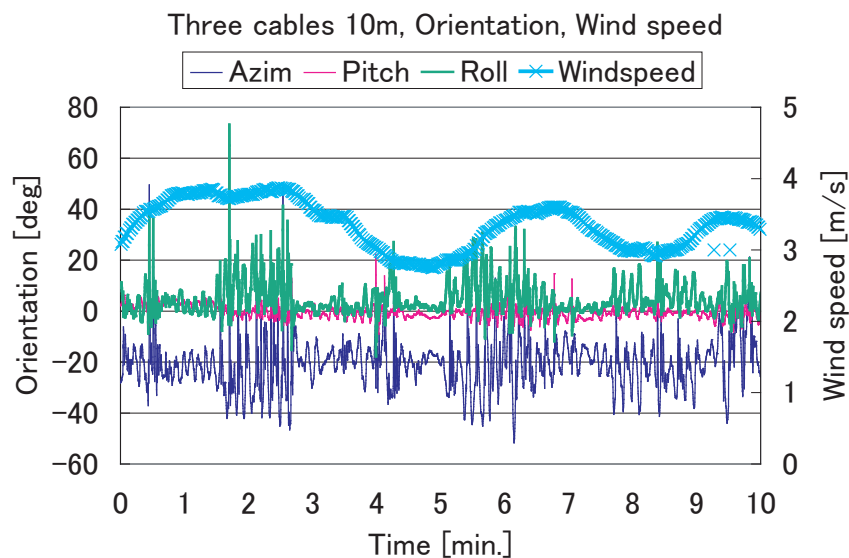


Fig. 6.8: Orientation-wind speed : 3 cables

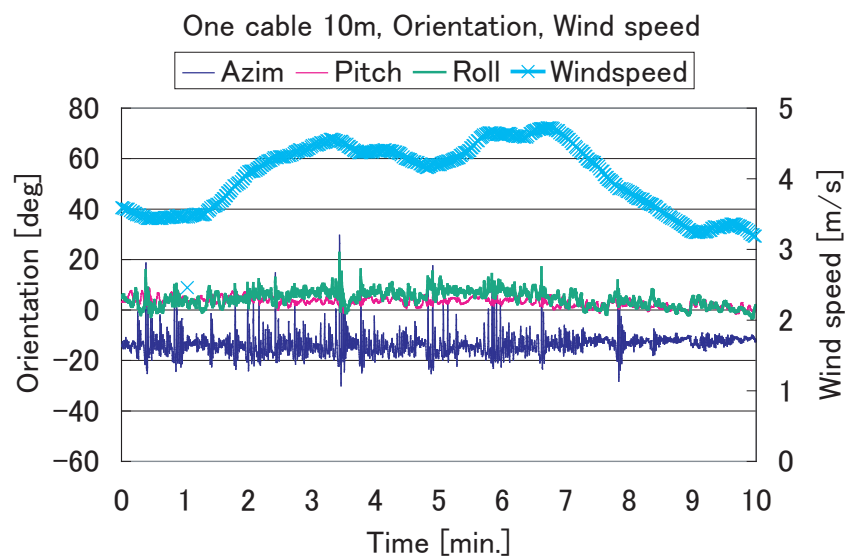


Fig. 6.9: Orientation-wind speed : 1 cable

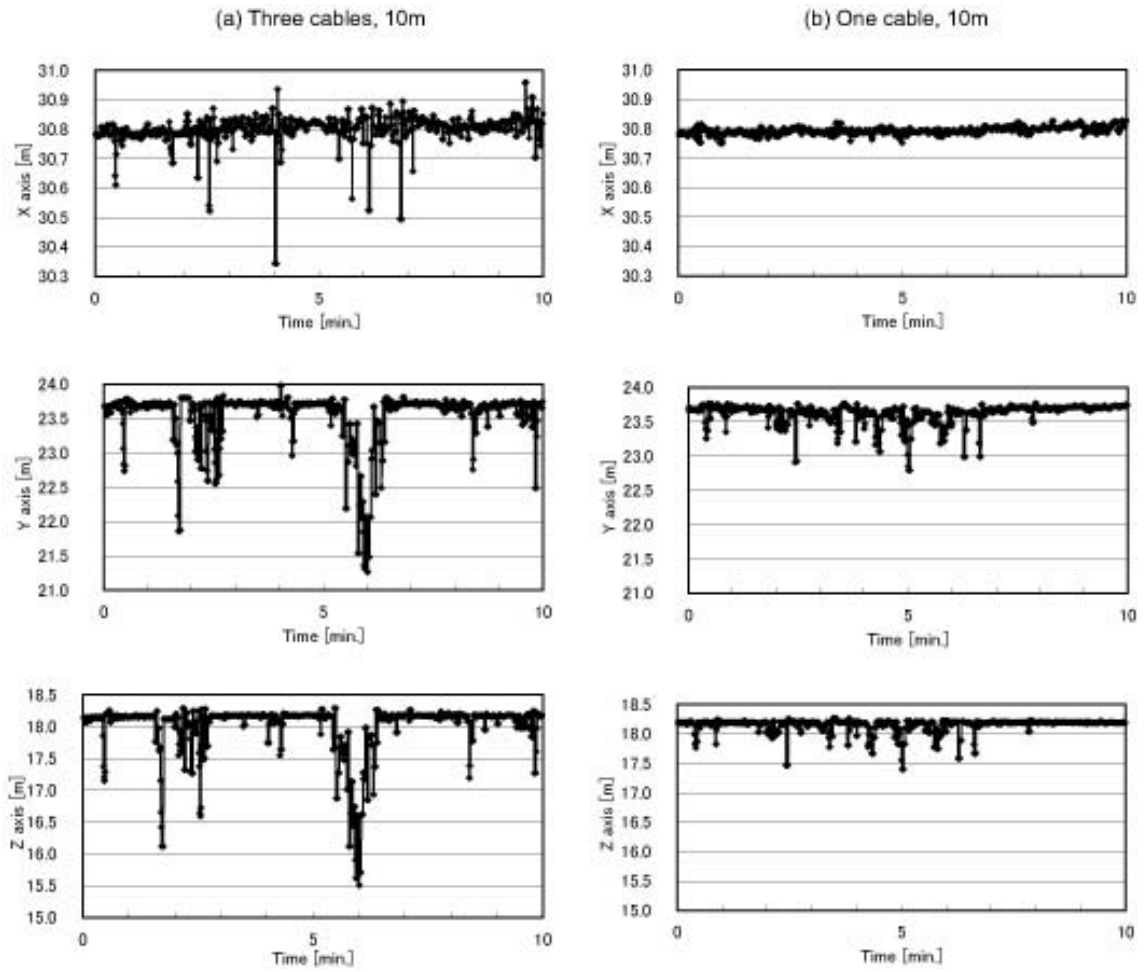


Fig. 6.10: Position of SU

6.8 まとめ

本章では、次の事項について述べた。

1. 大規模災害時に発生している災害の状況及び被災者の位置を正確に把握することは、最適な救助活動を計画するには不可欠である。これは迅速にかつ正確に行う必要がある。
2. バルーンケーブル駆動ロボットは、ヘリコプターからの情報と地上からの情報の中間的な情報を収集する事が出来る。地上から 50m ほどの高さから俯瞰的に被災地の情報を把握し、ヘリコプターほど高度が高くないために被災者の位置を把握する事も可能であり、地上で救助活動する他のロボットとも連携して情報の共有を行い、効果的な救助活動が実現できると考える。
3. バルーンケーブル駆動ロボットの長所と短所を説明した。さらにバルーンケーブル駆動ロボットの設置手順及び仕様を説明した。
4. バルーンケーブル駆動ロボットの位置制御実験の結果、ロボットの最大移動速度は 0.2m/s 、XY 平面での最大誤差ノルムは 0.9m であり、XYZ 面での最大誤差ノルムは約 1m であった。それぞれの誤差ノルムは、被災者の探索を行う際に十分小さいと考える。
5. バルーンケーブル駆動ロボットは、バルーンの浮力により SU を持ちあげ、AU と SU を接続しているケーブルの長さを制御する事により SU の位置を制御することができる。しかしながらバルーンは風の抗力の影響を強く受けるために、SU の姿勢安定性がくずれ SU に搭載されたセンサ情報に影響を与えるため、風の抗力の影響を考察するために、バルーンと SU を接続するケーブルを三本と一本に分け、それぞれの動力学を導いた。
6. さらに実験を行い一本ケーブルの場合が三本ケーブルの場合に比較して、風に対して姿勢安定性が高いことが明らかになった。

参考文献

- [1] 高森 年, 田所 諭, 他, 救助ロボット機器の研究開発に資することを目的とした阪神淡路大震災における人命救助の実態調査研究会報告書, 日本機械学会ロボティクスメカトロニクス部門, 1997.
- [2] 大都市大震災軽減化プロジェクト, III. 被害者救助等の災害対応戦略の最適化, 4. レスキューロボット等次世代防災基盤の技術の開発, 平成 14 年度～平成 17 年度成果報

告書, 特定非営利活動法人国際レスキューシステム研究機構, 独立行政法人防災科学技術研究所, 文部科学省研究開発局, 2003~2006.

- [3] F.Takemura, S.Tadokoro, et al., Development of the balloon-cable driven robot for information collection from sky and proposal of the search strategy at a major disaster, Proc. of the IEEE/ASME Int. Conf. on AIM, pp.658-663, 2005.
- [4] Fumiaki Takemura, Satoshi Tadokoro, Kiyoshi Maeda, Attitude Stability of a Cable Driven Balloon Robot, Proc. of the 2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pp.3504—3509, 2006.

第7章 結論

本論文では、以下の事項について述べた。

第1章では、パラレルメカニズムの定義、パラレルメカニズムの長所と欠点、パラレルメカニズムの機構解析に関する過去の研究、パラレルメカニズムの制御に関する過去の研究、パラレルメカニズムの応用、ワイヤ駆動パラレルメカニズムの特徴、ワイヤ駆動パラレルメカニズムの過去の研究について述べた。

さらに、本研究の目的について述べた。

第2章では、Stewart プラットフォームが外部の硬い物体と接触し、衝撃的な外力がエンドエフェクタに加わった時の運動を解析し、次の項目について述べた。

1. Stewart プラットフォームの運動方程式より、受動的インピーダンス特性式を導出した。受動的なインピーダンス特性式は、慣性項、粘性項、剛性項より構成され、エンドエフェクタの接触点に瞬間的な外力が加わった場合、接触点が、あたかも質量-粘性-バネ系の様に運動する事を示した。
2. 受動的なインピーダンス特性式の慣性行列、粘性行列、剛性行列をそれぞれ一般化慣性楕円体 (GIE)、一般化粘性楕円体 (GDE)、一般化剛性楕円体 (GSE) で表し、等価質量、等価粘性、等価剛性の特性をそれぞれの楕円体を用いて表した。
3. GIE、GDE、GSE の特性を、Stewart プラットフォームのパラメータ（下部円盤半径、上部円盤半径、下部円盤からハンド先端までの高さ、把持する対象物の質量）を変化させてシミュレーションした。その結果、GIE は、各パラメータ変化に対してほぼ円になる事を示した。
4. GDE、GSE は、下部円盤からハンド先端までの高さが高くなるほど、等価粘性、等価剛性がZ軸方向に大きくなり、外力が接触点に作用した時、接触点の運動は、Z軸方向には小さく、X-Y軸方向には大きくなる事を示した。
5. GIE、GDE、GSE の特性を Stewart プラットフォームの位置姿勢を変化させて調べた。その結果、GIE は全作業領域内でほぼ円となり、GDE、GSE は作業領域の周辺部で等方性が失われることを示した。
6. Stewart プラットフォームが、硬い物体と接触した際には接触点に衝撃的な外力が作用する。しかし Stewart プラットフォームを手首としてシリアルマニピュレータ

に装着すると衝撃力が小さくなることを示した。

7. 接触を伴う組立作業の軌道計画について、Stewart プラットフォームを手首として使用する事により接触後の接触点の変位を予測する事が出来る事を示した。また GDS、GSE が手首の位置姿勢により変化する事を利用することにより、効率のよい組立作業が実行できる事を示した。

第3章では、Stewart プラットフォームのタイムディレイコントロール (TDC) を使用した位置制御について、次の項目を述べた。

1. モデル規範型 TDC 制御則について述べた。非線形方程式で表される制御対象が追従する規範モデルを設計し、つぎに規範モデルの状態ベクトルと制御対象の状態ベクトルの差である誤差の動特性を表す誤差モデルを設計した。そして外乱の値が、微小な時間遅れ L を隔てた過去の値と非常に近いと考え、外乱の動特性を打ち消す事により制御を行った。
2. Stewart プラットフォームの運動方程式を各アクチュエータ間の干渉が無い等の仮定を置くことにより線形近似した。空気圧駆動系のモデルについては、空気圧シリンダの基準位置のパラメータで定数近似した。Stewart プラットフォームの近似力学モデルと空気圧駆動系の線形モデルより制御対象のモデルを設計した。
3. モデル規範型 TDC 制御則の構造条件を満たすように制御対象、規範モデル、誤差モデルを設計した。
4. TDC の設計パラメータである入力ゲインの推定値、時間遅れ、規範モデルのパラメータ、誤差モデルのパラメータを安定性と規範モデルへの追従性を満たすように決定した。
5. 空気圧の非線形性の影響を調べるために、初期位置を変化させて位置制御実験を行った。その結果、良好な追従特性を得ることが出来、空気圧駆動系の非線形性が補償される事が明らかとなった。
6. Stewart プラットフォームの慣性項、重力項の影響を調べるために、Platform の質量を変化させて位置制御実験を行った。その結果、質量を変化させても起動時の時間遅れが等しく、起動後の追従特性も差が無い事が明らかになった。
7. Stewart プラットフォームの各アクチュエータの干渉の影響を調べるため、各シリンダーを単独に位置制御した場合と Stewart プラットフォームに組み込んだ場合に分けて位置制御実験を行った。その結果、各シリンダーを単独で位置制御した場合と Stewart プラットフォームに組み込んだ場合とでは差が無いことが明らかになった。

8. 従って、大きなパラメータ変化を伴う制御対象であっても TDC を使用する事により、パラメータの代表値による設計だけで、良好な軌道追従性が達成できる事が明らかになった。

第4章では、8本の冗長な駆動ワイヤを持つパラレルメカニズムのワイヤ配置問題について、次の項目を述べた。

1. 8本の冗長な駆動ワイヤを持つパラレルメカニズムについて、冗長駆動にする利点を述べた。
2. トラベリングプレートの位置より、各ワイヤ長に変換する逆運動学を導いた。また各ワイヤの絡まりの条件式について述べた。
3. トラベリングプレートが、目標とする加速度と角加速度を発生するためにトラベリングプレートに加える力とモーメントを求める逆動力学を導いた。
4. 冗長駆動ワイヤロボットの作業空間はトラベリングプレートが任意の加速度を発生するための条件と、駆動ワイヤが絡まらないという条件、及びワイヤ張力の制限によって決定される事を示した。
5. 8個のアクチュエータユニットが、立方体のフレームの頂点に配置されている等方的な配置から、ワイヤの張り方を考えた。しかし等方的な配置に限定した場合でもワイヤの張り方は、 $8!=40,320$ 通りある。そこでワイヤの張り方が、明らかに物理的に不可能な場合を除くとワイヤの張り方は、14,833個の組み合わせとなる。この14833個の組み合わせにおいて、一つの組み合わせにつき4913種類の位置において、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できるか否かシミュレーションした。さらにトラベリングプレートの姿勢を各軸周りに $\pm 30^\circ$ 、 $\pm 60^\circ$ 変化させてシミュレーションした。その結果、等方的な配置においては、ワイヤ配置の種類を20個まで絞ることが出来、さらに対称的なものを除くと2種類であることが明らかとなった。
6. 等方的なワイヤ配置に限定したシミュレーションより、ワイヤ配置に関するヒューリスティクスを得た。
7. ワイヤが絡まない条件として、複数のアクチュエータユニットを1カ所に集中させ、1カ所から複数のワイヤが出る構造を考える。しかし個々のアクチュエータの配置に対して、ワイヤの配置は膨大な数の組み合わせがあるため対称的なワイヤ配置に限定し26通りのワイヤ配置を考え、ヒューリスティクスを適用して2種類のワイヤ配置Rod型とT型に絞り込んだ。
8. Isotropic型とRod型についてエンドエフェクタの形状をZ軸周りに回転できるように設計し、T型を合わせた3種類のワイヤ配置について作業空間を求めるシミュレー

ションを行った。その結果、Rod 型と T 型は Isotropic 型に比較して、作業領域が大きく取れることが明らかになった。さらに提案する Rod 型は並進の運動範囲が重要な場合に、T 型は回転範囲を大きくする場合に有効であることが明らかになった。

第 5 章では、第 4 章で導出した T 型を基本とした冗長ワイヤ駆動ロボット WARP に関して、次の項目を述べた。

1. 8 個のモータに取り付けられたアームの先端に、直接ワイヤを固定しアームを駆動することにより、トラベリングプレートの位置姿勢を 6 自由度に変化させることができる冗長ワイヤ駆動ロボット WARP に関して、作業領域の観点から設計を行い、プロトタイプを製作した。
2. 作業領域は、ワイヤ張力に制限を与えない時、トラベリングプレートが任意の加速度を発生できる条件、ワイヤが絡まない条件、ワイヤ張力の制限、アームの回転角度の制限によって決定された。
3. 製作したプロトタイプのパラメータを使用して、シミュレーションにより WARP の作業領域を導出し、ワイヤの絡まりが発生せず、ワイヤの張力についても限界値まで達しない事が明らかとなった。
4. WARP の作業領域は、アームの長さ及びアームの回転角度により大きく変化する事が明らかになった。
5. 製作したプロトタイプの製作誤差、組み立て誤差を補償するために、プロトタイプの運動学パラメータをキャリブレーションし、プロトタイプの正確なパラメータを得る事が出来た。

第 6 章では、非完全拘束タイプのレスキューロボットであるバルーンケーブル駆動ロボットについて、次の項目を述べた。

1. 大規模災害時に発生している災害の状況及び被災者の位置を正確に把握することは、最適な救助活動を計画するには不可欠である。これは迅速にかつ正確に行う必要がある。
2. バルーンケーブル駆動ロボットは、ヘリコプターからの情報と地上からの情報の中間的な情報を収集する事が出来る。地上から 50m ほどの高さから俯瞰的に被災地の情報を把握し、ヘリコプターほど高度が高くないために被災者の位置を把握する事も可能であり、地上で救助活動する他のロボットとも連携して情報の共有を行い、効果的な救助活動が実現できると考える。
3. バルーンケーブル駆動ロボットの長所と短所を説明した。さらにバルーンケーブル駆動ロボットの設置手順及び仕様を説明した。

4. 風速が2-3m/sの時に、バルーンケーブル駆動ロボットの位置制御実験を行った。その結果、ロボットの最大移動速度は0.2m/s、XY平面での最大誤差ノルムは0.9mであり、XYZ面での最大誤差ノルムは約1mであった。それぞれの誤差ノルムは、被災者の探索を行う際に十分小さいと考える。
5. バルーンケーブル駆動ロボットは、バルーンの浮力によりSUを持ちあげ、AUとSUを接続しているケーブルの長さを制御する事によりSUの位置を制御することができる。しかしながらバルーンは風の抗力の影響を強く受けるために、SUの姿勢安定性がくずれSUに搭載されたセンサ情報に影響を与えるため、風の抗力の影響を考察するために、バルーンとSUを接続するケーブルを三本と一本に分け、それぞれの動力学を導いた。
6. さらに実験を行い一本ケーブルの場合が三本ケーブルの場合に比較して、風に対して姿勢安定性が高いことが明らかになった。

以上の様に、パラレルメカニズムの特徴を十分に活用するために、パラレルメカニズムが行う作業を考慮し、適切な評価基準を用いた機構設計法と制御法について述べた。

最近、軽量物の高速ハンドリングに剛体リンクで構成されたパラレルロボットが各ロボットメーカーから発売されているが、ワイヤを使用した産業用ロボットは、まだ実用化されていないと思われる。しかし、ワイヤを使用したロボットは、作業領域を大きく取れる長所がある。たとえば人間が立ち入ることが出来ない危険な作業などに作業領域を大きく取れる長所を生かして、特定の危険作業に特化したワイヤ駆動ロボットが将来実用化されるかもしれない。たとえば福島第一原子力発電所の廃炉作業において、溶けた燃料棒などを取り出すロボットとして使用することが期待できる。

本論文に関連する論文・講演

本論文に関連する論文・講演は次の通りである。

[査読付き]

1. Kiyoshi Maeda, Kenji Fujimoto, Satoshi Tadokoro and Toshi Takamori, An Analysis of Passive Impedance of 6-DOF Direct-Drive Wrist Joint, Robotics, Mechatronics and Manufacturing Systems, Elsevier, pp. 39–44, 1993.
2. Kiyoshi Maeda, Isawo Yasaka, Satoshi Tadokoro and Toshi Takamori, Time Delay Control of a 6-DOF Direct Drive Wrist Joint Using Pneumatic Actuators, Proc. '93 International Conference on Advanced Robotics, pp. 159-164, 1993.
3. 前田 潔, 矢坂 功, 田所 諭, 高森 年, タイム・ディレイ・コントロールによる6自由度パラレル手首関節の位置制御, 日本機械学会論文集C編, Vol.61, No.584, pp.1543–1549, 1995.
4. Satoshi Tadokoro, Shinsuke Nishioka, Tetsuya Kimura, Motofumi Hattori, Toshi Takamori, Kiyoshi Maeda, On Fundamental Design of Wire Configurations of Wire-Driven Parallel Manipulators with Redundancy, Proc. Japan USA Symposium on Flexible Automation '96, pp. 151-158, 1996.
5. Kiyoshi Maeda, Satoshi Tadokoro, Toshi Takamori, Manfred Hiller, Richard Verhoeven, On Design of a Redundant Wire-Driven Parallel robot WARP manipulator, Proc. 1999 IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp. 895–900, 1999.
6. 田所 諭, 西岡伸介, 木村哲也, 服部元史, 高森 年, 前田 潔, 冗長ケーブル駆動ロボットのケーブル配置の基本設計に関する研究, 日本機械学会論文集C編, Vol.66, No.647, pp.2247–2252, 2000.
7. Fumiaki Takemura, Kiyoshi Maeda, Satoshi Tadokoro, Attitude Stability of a Cable Driven Balloon Robot, Proc. 2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pp.3504–3509, 2006.

[査読無し]

1. 前田 潔, 藤本憲治, 田所 諭, 高森 年, 6 自由度手首関節機構の受動的インピーダンスの解析, 日本機械学会 ROBOMECH'92 講演論文集, pp. 311-314, 1992.
2. 前田 潔, 田所 諭, 高森 年, 6 自由度手首関節機構の受動的インピーダンスの解析とその応用, 第 10 回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 769-770, 1992.
3. 前田 潔, 矢坂 功, 田所 諭, 高森 年, タイム・ディレイ・コントロールを使用した 6 自由度手首関節機構の位置制御, 日本機械学会 ROBOMECH'93 講演論文集, pp. 619-624, 1993.
4. 前田 潔, 矢坂 功, 田所 諭, 高森 年, タイム・ディレイ・コントロールによる 6 自由度パラレル手首関節の制御, 第 11 回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 861-864, 1993.
5. 西岡伸介, 前田 潔, 田所 諭, 木村哲也, 高森 年, 服部元史, 冗長ワイヤロボット WARP の設計について -第 1 報:可動範囲を考慮した設計問題-, 日本機械学会 ROBOMECH'96 講演論文集, pp. 1069-1070, 1996.
6. 前田 潔, 千葉 喜代司, 田所 諭, 木村 哲也, 高森 年, 冗長ワイヤロボット WARP の設計について -第 2 報:プロトタイプの試作-, 第 14 回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 537-538, 1996.
7. 前田 潔, 千葉 喜代司, 田所 諭, 木村 哲也, 服部 元史, 高森 年, 冗長ワイヤロボット WARP の開発, 日本機械学会 ROBOMECH'97 講演論文集, pp. 469-470, 1997-6.
8. 前田 潔, 門 真理子, 田所 諭, 木村 哲也, 高森 年, 服部 元史, 冗長ワイヤ駆動ロボット WARP の開発 -第 2 報:作業領域の導出-, 日本機械学会 ROBOMECH'98 講演論文集, 1AII2-3, 1998.
9. 前田 潔, 田所 諭, 高森 年, 服部元史, 冗長ワイヤ駆動ロボット WARP の開発 -第 3 報:機構パラメータのキャリブレーション-, 第 16 回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 1051-1052, 1998.
10. 前田 潔, 田所 諭, 高森 年, 服部 元史, 冗長ワイヤ駆動ロボット WARP の開発 -第 4 報:機構パラメータのキャリブレーション (2)-, 日本機械学会 ROBOMECH'99 講演論文集, 1P2-51-074, 1999.
11. 前田 潔, 武村史朗, 田所 諭, バルーン-ケーブル駆動ロボットシステムの姿勢安定性の検討, 日本機械学会 ROBOMECH'06 講演論文集, 2P2-D31, 2006.

目 次

2.1	Stewart platform	24
2.2	Kinematic analysis model for Stewart platform	25
2.3	Dynamic analysis model for Stewart platform	28
2.4	The Coordinate systems and the vectors for analyzing the several parts which constitute the Stewart platform	29
2.5	The trajectories of contact point	35
2.6	Parameters of mechanism	36
2.7	The changes of GIE for h/r_b and r_p/r_b	38
2.8	The changes of GIE for h and m	39
2.9	The changes of GDE for h/r_b and r_p/r_b	40
2.10	The changes of GSE for h/r_b and r_p/r_b	41
2.11	The tip of end-effector is translated while being kept horizontally.	43
2.12	The tip of end-effector is translated while having an inclination of 20 degrees around Y axis.	44
2.13	GIEs of serial link manipulator	46
2.14	A optimal path of peg insertion process which GIE, GDE, GSE are spheres	47
2.15	A optimal path of peg insertion process which GIE is a sphere, GDE, GSE are ellipses	47
3.1	Experimental setup	55
3.2	Change rate of parameters owing to piston positions	59
3.3	Block diagram of TDC	61
3.4	The case which an initial position changes	65
3.5	The case which a load mass changes	66
3.6	The case which an interference between actuators varies	68
4.1	An example of wire-driven parallel manipulators with redundancy	72
4.2	Kinematics	76
4.3	Dynamics	77
4.4	Isotropic wire configuration with large working space	82

4.5	Symmetric design free of tangle	86
4.6	The best 2 designs	86
4.7	3 designs for simulation	87
4.8	Standard orientation (cm)	88
4.9	15° round the y axis (cm)	89
4.10	30° round the y axis (cm)	90
4.11	60° round the z axis (cm)	91
5.1	WARP manipulator	96
5.2	Kinematics of WARP	97
5.3	Structure of a motor unit	101
5.4	Whole veiw of WARP manipulator	101
5.5	Working space by simulation	103
5.6	Kinematic model of WARP	104
5.7	Flow chart for calibration	106
5.8	Fundamental design parameters of Wire driven motion base developed(Unit: m)	110
5.9	Photo of the prototype motion base developed	111
6.1	A change in the number of living persons for the number of rescuers	114
6.2	Balloon type cable-driven robot system	115
6.3	Experimental result (XY plane)	119
6.4	Dynamics of 3 cables	120
6.5	Dynamics of 1 cable	121
6.6	Experimental Landscape 3 cables	123
6.7	1 cable	123
6.8	Orientation-wind speed : 3 cables	124
6.9	Orientation-wind speed : 1 cable	124
6.10	Position of SU	125

表 目 次

2.1	The equivalent mass	45
3.1	Parameters of experimental setup	56
4.1	Optimization process of isotropic design by simulation	81
4.2	Number of grid points where arbitrary acceleration can be generated . . .	82
4.3	Combinations of actuator units	84
4.4	Number of grid points where arbitrary acceleration can be generated . . .	92
5.1	Size of WARP (m)	102
5.2	Calibrated parameters (No.1 Motor unit)	107
5.3	Sensitivity of parameters (No.1 Motor unit)	107
6.1	Specification of the robot	117

謝辞

本研究を行なうにあたり、田所 諭先生（東北大学）、高森 年先生（元神戸大学）、木村 一郎先生（大阪電気通信大学）に、終始適切な御指導、御援助、御助言、励ましの御言葉を賜りました。謹んでここに心より感謝の意を表します。

論文の執筆に際しては、内山勝先生（東北大学）、橋本浩一先生（東北大学）に多くの意見を受け賜りました。厚く御礼申し上げます。

共同研究者として、藤本憲司氏、矢坂 功氏、西島聡一氏、千葉喜代司氏、門真理子氏、西岡伸介氏、武村史朗先生（沖縄工業高専）に多大なご協力を頂きました。厚く感謝いたします。

Stewart プラットフォームの製作に関しては、太陽鉄工（株）の方々に御協力を頂きました。深く感謝の意を表します。

最後に、山崎義治先生（元神戸大学）、小林 滋先生（神戸市立工業高専）、服部元史先生（神奈川工業大学）、大坪義一先生（近畿大学）、木村哲也先生（長岡技術科学大学）、昆陽雅司先生（東北大学）、大野和則先生（東北大学）をはじめ、神戸大学工学部高森、田所研究室の方々、及び東北大学大学院情報科学研究科田所研究室の方々には、さまざまな御援助、励ましの言葉を頂きました。深く感謝いたします。