

Title	SPACE ENVIRONMENT ADAPTATION TECHNOLOGY OF ROBOT MANIPULATORS
Author(s)	Iwata, Toshiaki
Citation	大阪大学, 1994, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3097826
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

RESEARCHES OF THE ELECTROTECHNICAL LABORATORY

NO. 969

October, 1994

UDC: 621.892: 62-592: 621.833: 681.532

SPACE ENVIRONMENT ADAPTATION TECHNOLOGY OF ROBOT MANIPULATORS

by

Toshiaki IWATA

SYNOPSIS

Considerations of the space environment, such as a vacuum or absence of gravity, are indispensable when we drive robot manipulators in space. In a vacuum, the usual lubrication oil is not applicable because of its high vapor pressure. Metal materials are easy to cold-weld. Brake materials which are usually organic must be resistant to radiant rays, heat and vacuum. A no-gravity field raises problems in the control of the robot attitude, which is based on the angular momentum conservation law. Thus, the main objective of this work is to develop a method of operating a space robot in a vacuum and no gravity.

The thesis describes the gear material and lubrication method, brake materials for space manipulators, development of actuators for small and large manipulators, and the control method of a free-flying space robot.

In chapter 1, the background, objective and constitution of this work will be presented,

In chapter 2, the materials and lubrication methods for gears and brake materials in a vacuum will be considered. Actuators of the manipulators must generate large forces and torques because they handle payloads with large masses. The most important problem is the material for fabrication of the gears and its lubrication. The combination of nitrided steel and stainless steel is good for tolerance against wear, and a combination of stainless steels is stable against friction loss due to the difference of the surface properties.

 MoS_2 sintered film and PFPE grease will be investigated as lubricants. PFPE grease is appropriate for long use and high face pressure. However, in the case of low face pressure and short duration of use, MoS_2 sintered film shows lower friction torque than PFPE grease.

Six materials will be tested for the brakes. The friction property of polyimide composites containing PbO filler is independent of paired materials, temperature and sliding velocity because this material easily adheres to other material.

In chapter 3, actuators for small and large manipulators will be manufactured. For small ones, a harmonic drive is used. Both solid lubricants and PFPE grease can be adopted for the lubrication of motor bearings; PFPE grease is suitable for spline gears, and solid lubricants are appropriate for ball bearings of wave generators.

For large manipulators, the 3K paradox planetary gear mechanism based on the results of chapter 2 will be examined. The lifetime was over 1000 hours. These results are employed for the development of the manipulator of a space station, JEM.

In chapter 4, the control method in orbit will be considered. In orbit, the field is one of no gravity, and thus there is no scaffolding. The robot model has two arms and thrusters. First, the equation of motion and the control law of resolved acceleration motion control are derived. Then, to stabilize the main-body attitude, it is confirmed that one arm can be used when the other arm is moved to a certain position.

The task wherein the robot catches a floating object and berths it to a fixed position can also be realized using several control laws.

In chapter 5, conclusions of this work as well as prospects for future research will be given.

第	1	章	序	論	1
	I. 1	研	究の背景		1
	1.2	研	究の目的	••••••	1
	1.3	影	文の構成		2
第	2	章	宇宙マ	?ニピュレータ機構要素の耐真空性の基礎的研究	4
	2.1	歯	車材料の	摩擦・摩耗特性	4
	2	2.1.1	試験方法	£	4
	2	2.1.2	試験結果	ź	7
	2	2.1.3	考察	l	0
	2.2	歯	車の潤滑	法と耐久性	0
	2	2.2.1	歯車のを	f料と潤滑法1	1
	2	2.2.2	実験結界	₽1	2
	2	2.2.3	寿命評価	西と考察1	4
	2.3	・ブ	レーキ材	料の摺動特性	7
	2	2.3.1	試験方法	±1	8
	2	2.3.2	実験結界	₹	9
	2	2.3.3	考察	2	1
	2.4	は おお	言		3
	_				
第	3	草	宇宙、	マニヒュレータのアクチュエータの試作研究	5
	3.1	小	型マニピ	ュレータ用ハーモニックドライブアクチュエータ	5
	3	3.1.1	小型マニ	ニピュレータ用アクチュエータの要求条件	5
	3	3.1.2	モータ車	₩受	5
	3	3.1.3	ハーモニ	ニックドライブアクチュエータ	7
	3	3.1.4	試 作		ł
	3.2	2 大	型マニビ	ュレータ用高トルクアクチュエータ	-3
	3	3.2.1	アクチョ	ュエータの仕様と構成	3
	1	3.2.2	減速機0	D設計	4
	3	3.2.3	真空試覽	象と評価	6
	3	3.2.4	ブレーキ	キの実験	8
	3.3	3 粘	言		,9
箻	: 4	音	ロボッ	/ ト運動の無重力適応技術	41
1.	41	 ∣`ĩ∰	動方程式	4	1
		111	ロボッ	トのモデルと運動方程式	1
	1	117	Newton-	- Fuler 注による運動方程式の進出 ····································	12
	4.7	2 0	ボット本	体/腕の協調制御とカウンタアームリアクション制御4	13
		4.2.1	分解加速	★度制御 ····································	13
	4	4.2.2	カウンタ		4
	4	4.2.3	慣性座標	景系における経路追従への応用 4	16
	4.3	3 白	由飛行口	ボットの浮遊物体捕捉マヌーバの考察	18
	4	4.3.1	浮遊物体	本捕捉マヌーバ	18

月 次

																		•••• ,	48 -
4.3	3.2	制御川	•••••	•••••	•••••		•••••												
		-7-7-	バのこ	ミュレー	ーション							• • • • • • • • • •	•••••	•••••		•••••	• • • • • • • • •	••••	49
4.3	5.5	х х - /		1.40															52
4.3	3.4	考察	•••••	•••••	• • • • • • • • • • • •	•••••	•••••	•••••			•••••	•••••							<u>ت</u> (ر
		_																	52
1 .4	粨	冒 …				•••••													
			~																54
第51	氒	結	誦	•••••		•••••	•••••	•••••	• • • • • • • • • •										
																			55
付録」	歷	察試験機	しの場	合の摩擦	係数の算	算出 …	•••••	•••••		*****			••••						55
																	• • • • • • • • •	••••	55
付録2	運	助万程王	ての谷.	項															
-44	秘.								• • • • • • • • •	• • • • • • •	•••••	•••••	•••••		•••••	•••••••	•••••	••••	57
e 11	PT '																		58
参考文	献・	• • • • • • • • • • •	••••	•••••	•••••	• • • • • • • • • •		•••••		• • • • • • • •									20

ロボットマニピュレータの 宇宙環境適応技術の研究

通商産業技官 岩 田 敏 彰

第1章 序論

1.1 研究の背景

ボイジャーによる惑星探査の分野から、放送衛星によ る通信の分野や地球観測衛星による資源探査の分野ま で、宇宙開発は人類の生活と密着したものとなり、日々 の生活を支える技術となってきた。ハッブル望遠鏡は地 上の望遠鏡よりはるかに優れた分解能をもつ天体写真を 提供し、宇宙ステーション計画は微小重量を利用した新 材料や新分析法,新薬の開発の立場からも注目されてい る。

ところで、宇宙ステーションの構築、望遠鏡の調整や キャリブレーション、損傷を受けた装置の交換、実験用 試料のセッティングや交換、燃料や冷却媒体の補給等は すべて宇宙船外活動で行われる。これまでスペースシャ トルなどの有人船外活動でこのような活動の一部が行わ れてきた。しかし、宇宙空間は放射線が降り注ぎ、真空 であることを考えると、このような作業を人間が行うこ とは危険である。また、無重力環境下での船外作業は相 互に浮遊しているため熟練を要し、宇宙飛行士にとって 大きな負担となる。従って、作業を安全に、効率的に行 うには宇宙ロボットの利用が不可欠である。

宇宙ロボットと地上のロボットの相違点として以下の ような課題が考えられる。

- 1) 真空中での駆動技術。
- 2) 無重力環境での制御技術。
- 3) テレロボティクスに関する技術。

1) はロボットの大きさや制御の方法によらない基礎 となる課題である。真空中では通常の潤滑油は蒸気圧が 高く、使用できない。ブレーキ材料も、耐真空性・耐熱 性・耐放射線性が要求される。この技術で見通しを得な いかぎり、宇宙ロボットの実現はありえない。

2)は1)の上に立ち、小型の自由飛行型宇宙ロボッ

トで重要となる技術である。ロボットの本体を支えるも のがないので腕を動かすと本体も動いてしまう。また、 扱う対象物も浮遊しており、質量が不明である場合が多 い。このような条件のもとで宇宙ロボットは正確に動作 させるためには、ダイナミクスに基づいた制御を行う必 要がある。

3) は無線による長距離の通信となるため、時間遅れ や通信容量が制限されるという問題があり、特に人間が ロボットの制御ループ内に介在する場合に問題となる。 通信時間の遅れは操作者の感覚を狂わせ、通信容量の制 限は画像情報が十分に使えないことを意味している。こ れを克服するためには、ロボットに十分な自律性を与え なければならない。

1.2 研究の目的

前節に述べた観点から、宇宙ロボットの適応すべき宇 宙環境を真空と無重力と捉え,いかに適応させるかを本 研究の目的とし、テレロボティクスの問題はここでは扱 わないこととする。

まず、真空中でのハードウェアの駆動技術を論ずる。 宇宙ロボットのアクチュエータは大きなトルクの伝達を 必要とする。そのときに真空中での潤滑で最も苛酷とな ると考えられるのは歯車部分である。従来は人工衛星の アンテナの駆動などを想定した真空試験が行われてきた が [Hass 68, Stevens 83].比較的低面圧で、無潤滑また は固体潤滑によるものであった。そこで高面圧でも使用 可能な歯車の材料選定とグリース潤滑を含んだ潤滑法の 確立を行う。材料組合せ・潤滑法と耐摩耗性、摩擦トル クを調べることにより、摩擦・摩耗メカニズムの推測を 試みる。次に緊急時に必要となるブレーキの摩擦・摩耗 特性の取得を行う。これまで宇宙用ブレーキ材料の研究 はほとんど行われていない。ブレーキ材料は軽量で摩耗

キーワード:宇宙ロボット用アクチュエータ、自由飛行型ロボット,宇宙潤滑、宇宙用ブレーキ

粉を出さず, 耐真空性・耐熱性・耐放射線性が要求され, 摩擦係数の安定性が最も重要となる。材料の物性のうち, 何が摩擦係数に影響を与えるかについて調べる。

さらに、そのような個々の要素研究だけではわからな いアクチュエータ全体の動作特性と宇宙環境での使用可 能性を調べるため、上の基礎試験の成果を踏まえて実際 にアクチュエータを試作し、真空中で試験を行う。精密 な作業をする 1m 程度のマニピュレータを駆動する関節 機構と、大質量のペイロードを扱う 10m 程度の大型マ ニピュレータを駆動する関節機構を取り上げる。

これらのハードウェアの技術的な裏付けを得たうえ で、無重力下での飛行型ロボットの制御技術を論ずる。 ここでは自律的に動作するロボットで必要な制御則につ いて、力学モデルに基づいて考察する。さらに、一連の まとまった作業をさせるときに必要となる制御則につい て論ずる。

1.3 論文の構成

本研究は次のような要素から構成されている。

第1章 序論では本論文の背景,目的,構成について述べている。

第2章 宇宙マニピュレータ機構要素の耐真空性の 基礎的研究では歯車の材料・潤滑とブレーキ材料の選定 を取り上げている。

マニピュレータのアクチュエータは質量の大きな対象 物を支えたり、対象物に力を加えたりするため、大きな 力・トルクを発生・伝達しなければならない。真空中で これを実現するために最も重要な問題は歯車部分の材料 とその潤滑法である。宇宙マニピュレータの場合、地上 のように潤滑剤の補給が容易にできないので、潤滑剤が 不足した場合も考慮した設計が不可欠である。地上では 金属どうしが触れ合っても酸化膜が表面にただちに形成 されるが、宇宙では超高真空のため清浄な表面どうしの 接触になりやすく、低温でも溶着しやすくなる。ここで はまず無潤滑で材料そのものの摩擦摩耗特性を調べ、耐 摩耗性の観点からは窒化鋼とステンレス鋼の組合せが優 れ、摩耗損失の安定性の観点からはステンレス鋼どうし の組合せが優れていることを明かにした。

次に潤滑法を検討している。通常の潤滑油は蒸気圧が 高く、真空中では使用できない。そこで固体潤滑剤(二 硫化モリブデン)とフッ素系の低蒸気圧の油(PFPE, Perfluoropolyether)とポリ四フッ化エチレン(PTFE)を 使ったグリースを候補として選び、その潤滑性能と耐久 性について論じ、寿命特性ではグリースが優れ、低面圧 で寿命を限定すれば二硫化モリブデン焼成膜が優れてい ることが明確となった。

また,緊急停止や姿勢保持用のブレーキ材料の摩擦・ 摩耗特性について調べている。地上の産業用ロボットで はゴム系やフェノール樹脂系の材料を母材とし、アラミ ド繊維等を含ませて摩擦特性を安定化させて用いられる が,宇宙用の有機材料に関しては真空中で使用されるた め,耐真空性やアウトガス特性が問題となる[宇宙開発 事業団 88]。さらに周囲を摩耗粉で汚染せず、安定した 摩擦係数を保ち,打ち上げコストの低減のために,軽量 のもので耐熱性・耐放射線性のあるものが望まれる。こ れらのことから,ポリイミド樹脂を母材とし,摩擦特性 を安定化するために種々の添加物を含むものとアルマイ ト処理したアルミ合金に対して真空中で摩擦・摩耗特性 を調べ,酸化鉛と PTFE を含むポリイミド複合材料が相 手材料・温度にほとんど依存せず,安定した摩擦係数を 示すことを明かにした。

第3章 宇宙マニピュレータのアクチュエータの試 作研究では第2章の結果を踏まえつつ,実際に宇宙マニ ピュレータに使われるアクチュエータの試作研究を行っ ている。

まず,長さ1m程度の小型マニピュレータに用いられ る小型のハーモニックドライブアクチュエータについて 論ずる。歯車部分の潤滑だけでなく、軸受やウェーブジ ェネレータ部の潤滑方法についても調べ、モータの軸受 には固体潤滑、PFPE グリースのいずれも適用可能であ ること、スプライン部歯面の潤滑には PFPE グリースが 適当であること、ウェーブジェネレータの玉軸受の潤滑 には固体潤滑が適当であることが明かとなった。

次に、宇宙ステーション等で使われる長さ 10m 程度 の大型のマニピュレータの肩部分で用いられる高トルク アクチュエータについて論じている。歯車の部分の小 型・軽量化を図るため、3K型不思議遊星歯車機構を用 い、材料・潤滑法は第2章で得られた成果を適用し、ア クチュエータレベルでの評価を行っている。歯車の荷重 分担の均一化とグリースの補給能力の向上を試み、さら に寿命を延ばす検討を行い、実用動作寿命(1,000 時間 以上)を実証した。また、プレーキについても第2章で 検討した組合せを基本としてアクチュエータに組み込 み、マニピュレータの慣性をフライホイールで模擬して 実験を行い、実機での動作特性を調べ、300 回以上の使 用にわたって安定した摩擦係数を有することを実証し た。

第4章 ロボット運動の無重力適応技術では無重力 環境での宇宙ロボットの制御問題を考察している。まず, 考察するロボットのモデル化を行っている。無重力での 作業は対象物やロボット自身を支えるものがないことを 考慮して、2本の3関節の腕を持ち、スラスタで移動で きる2次元での自由飛行ロボットをモデルとする。この モデルに対して運動方程式を導出している。

無重力環境特有の問題として腕を動かすと本体も移動 してしまう問題を取り上げ、この問題に対する1つの解 決法として他方の腕で姿勢変化を補償する方法を分解加 速度制御の手法を応用して解決できることを明かにし た。 質量未知の飛行物体を捕捉し、繋留点まで運搬し、固 定する一連のマヌーバを考え、各フェーズで必要となる 制御則を考察し、それらを組合せることにより実行可能 であることをシミュレーションにより実証した。

最後に,第5章 結論で本研究で得られた成果を総 括し,今後の宇宙ロボット研究を展望した。

本論文の構成を図 1.1 にまとめる。



第2章 宇宙マニピュレータ機構要素の耐真空性の基礎的研究

宇宙機器を設計する立場からみて、宇宙環境の考慮す べきものとしては真空、予定される軌道高度の残留ガス 粒子、無重力、放射線、微小隕石、デブリなどがある [Griffin 91]。これらのうち、宇宙マニピュレータの機構 要素にとって最も影響の大きいものは真空環境である。

地上においては金属表面に酸素分子の吸着によって酸 化膜が形成され、金属どうしが直に触れ合って溶着する ことがないが、真空中ではこれが容易に起こり、コール ドウェルディングと呼ばれる。高分子化合物の場合、揮 発性の結合剤などが用いられているとアウトガスが起こ り、材料そのものの構造の変化ばかりでなく、周囲の汚 染をも引き起こすこととなる。

本章ではこれらの観点から、裏空環境を宇宙マニピュ レータの機構要素の最大の課題と捉え、耐真空性をめざ して研究を行った結果について述べる。2.1 では真空中 での無潤滑状態における歯車材料の摩擦・摩耗特性につ いて述べ、2.2 ではその成果を踏まえた歯車の潤滑法に ついて述べる。また 2.3 では真空環境下でのブレーキ材 料の摺動特性について述べる。

2.1 歯車材料の摩擦・摩耗特性

従来,宇宙環境で使用されてきた駆動機構は,太陽電 池のパドルやアンテナの駆動のように比較的伝達トルク が小さく低速のものが大部分であった。しかし,近年宇 宙においてマニピュレータやロボットの使用が求められ るようになってきており,大きなトルクを発生,伝達す

るアクチュエータを考えなければ ならなくなってきた。アクチュエ ータの方式には油圧方式,空気圧 方式、電磁方式等があるが,宇宙 環境の特殊性と信頼性の点から, モータと歯車を用いるのが現在の ところ最も妥当と考えられる。

ここで問題となるのが真空中で 長期間高トルクに耐えて使用する 歯車の材料とその潤滑法である。 金属材料の摩擦・摩耗は、大気中 では酸化膜の形成が行われるのに 対し、真空中においては清浄表面 どうしの接触となりやすく、また 摩擦熱は基本的には放射でしか排熱されず高温になりや すいため、大気中とはかなり異なったものとなる。特に コールドウェルディングと摩耗が重要な問題と考えられ ている。宇宙用歯車に関する研究は外国ではアメリカ合 衆国 [Vest 69] [Hass 68],西ヨーロッパ [Stevens 83], 旧ソ連 [Haxectкин 82] 等で行われているものの、 比較的低負荷領域を中心としており、またわが国におい ては行われていない。

真空で無重力である宇宙空間では潤滑剤を歯面に保 持,あるいは十分に供給することが困難である。そのた め,歯車材料の選定にあたっては、無潤滑状態での歯車 材料の摩擦・摩耗特性を十分把握しておく必要がある。 本節ではマニピュレータの駆動要素に応用することを念 頭に数種類の金属歯車材料で作ったインボリュート平歯 車を真空中・無潤滑状態で動力循環方式の歯車試験機に より摩擦・摩耗特性を調べ、考察した結果について述べ る。

2.1.1 試験方法

(1) 試験装置

図 2.1 に本研究で用いた真空歯車試験機の構造を示 す。本試験機は動力循環方式の歯車試験機であり、歯車 の摩擦トルクと歯車温度が測定できる。回転駆動力は真 空槽外に置かれたモータから磁性流体シールを通し、真 空槽内の試験機へ与えられる。

図 2.2 に動力伝達摩擦トルクを測定する遊動ハウジン





グ部の構造を示す。試験歯車AとA'の軸はねじ りばねで結合され、歯車BとB'は同一の軸に固 定される。ねじりばねに所定のトルクをかけた状 態で各試験歯車をおのおのの軸に固定すれば、A とB、A'とB'の間に面圧を加えることができる。 歯車BとB'の軸を支持する遊動ハウジングはA とA'の軸に支持される。歯車A、A'を回転させ ると、軸受と歯車対の摩擦トルクがこの遊動ハウ ジングを回転させる力を生じる。軸受の摩擦トル クは歯車対の摩擦トルクに比べて微小であれば、 歯車の摩擦トルクはこのハウジングの×部に働く 力をロードセルで測定して求めることができる。

遊動ハウジング部の歯車回転軸の玉軸受は、歯 車の摩擦トルクの測定に影響を与えないよう摩擦 トルクを十分小さくするため、軸受の内・外輪転 走面と転動体表面を二硫化モリブデンスパッタ処 理を行い、PTFE 複合材料の保持器と組合せて、摩擦ト ルクを 10⁻³Nm のオーダにおさえた。この軸受は 3.1.2 で述べる実験により歯車試験の目標回転回数(10⁸回転) より十分な寿命を有することを確認しており、歯車試験 中、軸受の摩擦トルクの性能の劣化は認められなかっ た。

回転している歯車 A と A'の温度測定は、歯車の歯元 に取り付けた熱電対の電位を真空用スリップリングを用 いて測定した。図 2.3 に試験機の外観を示す。試験機を 取り付けた真空槽は直径 1.5m、長さ 3.0m であり、ター ボ分子ボンプ(排気速度 5.0001/s)とクライオボンプ (排気速度 5.0001/s)で排気を行い、清浄真空を得ている。



図 2.4 歯車試験機取り付け時の真空槽内部

表2.1 菌車材料と試験菌車の組合	合せ	
-------------------	----	--

歯車材料		熱処理法	ビッカース硬さ Hv		
窒化鋼 Nitralloy		イオン窒化 (硬化層深さ=0.2	1100		
ステンレス鋼(A 440C	4)	焼入れ・焼戻	700		
ステンレス鋼(E 440C	3)	焼入れ・焼戻	480		
組合せ		小歯車		大歯車	
1		窒化鋼	窒化鋼		
2		窒化鋼	ステ	ンレス鍋(A)	
3		ステンレス鋼(B)	ステンレス鏔(A)		

図 2.4 に 3 基の試験機を真空槽に取り付けたようすを示 す。

(2) 歯車材料

金属材料を歯車材料に使用し, 無潤滑で運転する場合, 耐摩耗性の点で歯車の硬さが重要と考えられる。一般に, 凝着摩耗では表面硬さが高いものほど摩耗しにくく [Halling 84], また [Vest 69] によれば真空中では表面 硬さの高いものが耐凝着性でも優れていることが示され ている。そこで表面硬さの高いイオン窒化処理した窒化 鋼 (Nitroalloy, 表面硬さ H, = 1,100, 硬化層深さ 0.2mm)



図 2.6 窒化鋼歯車の硬さ分布

と熱処理したステンレス鋼 (SUS440C, 表面硬さ $H_v =$ 700)を選び、この二種からできる3つの材料組合せに 対し歯車試験を行った。組合せ番号と材料の硬化処理の 仕様を表 2.1 に示す。ステンレス鋼どうしでは 同じ硬さの場合,凝着しやすいといわれている ので [藤田 70],組合せ(3)では熱処理条件を 変えて、一方の表面硬さを $H_v = 480$ とし、差を つけた。図 2.5 に歯車材料の熱処理の温度履歴, 図 2.6 に窒化鋼歯車の表面硬さ分布を示す。

(3) 試験条件

表 2.2 に試験歯車の主要諸元,表 2.3 に試験 条件を示す。宇宙空間では -60 ~ 100℃ という

表 2.2	試験歯車の	主要諸元
-------	-------	------

_							
	【験歯車	小歯車	大歯車				
	形式	インボリュート平	歯車(標準歯形)				
H	歯形	並歯					
늡	モジュール	1	1				
77	圧力角	2	0°				
	歯数	26	27				
基河	#ピッチ円直径	26mm	27mm				
	歯幅	7mm	5mm				
	精度	JIS	3級				
歯	溝の振れ	0.026mm以下					
歯	形誤差	0.008mm以下					
歯	すじ方向誤差	0.011	mm以下				
バ	ックラッシ	0.036~0.128mm (法線方向)					
ま	たぎ歯厚	7.74mm	10.711mm				
(またぎ歯数)	$(Z_m = 3)$ $(Z_m = 4)$					
仕	上げ方法	窒化鋼歯車:ホブ ステンレス歯車:	切り ホブ切り, 歯研				

広範囲の温度変化を受けるが、本試験では温度は変化させず、室温で試験を行った。低荷重試験では伝達トルクは 0.2Nm に設定し、回転速度は 1,500rpm とし、一方向連続運転を行った。この場合、歯面の理論最大ヘルツ応力は歯車のヤング率として 200GPa を用いると [和栗 a 80],230MPa であり、伝達動力は 31W である。目標回転回数は 1 × 10⁸ 回転(1.1 × 10³ 時間相当)とした。これは、宇宙用マニピュレータを 1 週間に 2 時間作動させると想定した時、10 年分の作動時間でのかみあい回数に相当する。歯数は小歯車 26、大歯車 27 とし、かみあい位置がずれるようにした。このほか、高荷重試験と大気中試験も行った。

歯車試験は真空槽圧力が 10⁻⁵Pa 台になってから開始 し、定常的な試験中の圧力は 7 × 10⁻⁵ ~ 8 × 10⁻⁶Pa で あった。試験中は前述の試験装置により歯車の摩擦トル クおよび歯車温度を連続的に測定した。また試験の前後 には、歯面の観察、摩耗量、表面あらさの変化、硬さの 変化等についても調べた。なお、摩耗量の測定は、歯面

表 2.3 真空歯車試験の試験条件

項目	低荷重試験	高荷重試験	低荷重試験
圧カ	1 × 10 ⁻⁴	Pa以下	大気圧
環境温度	室湛		
伝達トルク 最大ヘルツ応力 回転速度 目標回転回数	0.2 Nm 230 MPa 1500 rpm 1 × 10 ⁸	1.0 Nm 510 MPa 300 rpm 2 × 10 ⁷	0.2 Nm 230 MPa 1500 rpm 1 × 10 ⁸



2.7 二個准・四何重につける時間履空 (a)摩擦トルクの時間履歴 (b)歯車温度の時間履歴

ビッチ点上での摩耗深さを小歯車は表面あらさ測定機 で、大歯車は投影機により拡大トレースした歯形プロフ ィールを比較して測定した。

2.1.2 試験結果

(1) 低荷重での歯車試験

(ア) 摩擦トルク

図 2.7 (a) に摩擦トルク(歯車2対分)の時間履歴 を、(b) に歯車温度(小歯車)の時間履歴を示す。た だし、図 (a) において組合せ(1)、(2)の摩擦トルク がA、B点で瞬時的な過負荷状態の繰り返しによりロ ードセルを破損したため途中までの測定結果だけ示し てある。また組合せ(2)の温度はスリップリングの摩 耗によると思われるノイズが多くなったため確実な途 中までのデータしかプロットしていない。試験 は窒化鋼どうしの組合せでは 4.4 × 107 回転で 歯面が凝着し、回転不能となったため試験を打 ち切ったが、他の組合せでは目標回転回数 1 × 10⁸ 回転を達成した。

ステンレス鋼どうしの組合せでは、摩擦トル ク、歯車温度ともに2×10⁷回転近傍まで増加 傾向を示し、その後は平衡状態を示している。 摩擦トルクの変化に関してはこの組合せが最も安定し ていた。窒化鋼とステンレス鋼の組合せは摩擦トルク はかなり大きいが,窒化鋼どうしの組合せのように歯 面の凝着にまでは至らなかった。窒化鋼どうしの摩擦 トルク変動が最も大きいのは、後述するように窒化鋼 の硬脆摩耗粉によるアブレシブ摩耗に起因していると 推察される。また歯車温度は摩擦トルクとほぼ同様に 変化しており、摩擦状態を反映しているものと見るこ とができる。窒化鋼どうしの組合せが最も温度が高く. 最高 150°C にまで達している。歯車温度は歯元の温度 を測定しているため、実際の歯面温度はさらに高くな っているはずであり、過酷な摩擦・摩耗状態にあった といえる。

(イ) 摩耗量

表 2.4 にかみあい回数あたりのピッチ点上での摩耗深 さ(摩耗速度)を示す。窒化鋼とステンレス鋼の組合せ が最も摩耗速度が小さく、以下、ステンレス鋼どうし、 窒化鋼どうしの順になった。特に窒化鋼どうしの組合せ は他の組合せに比べ摩耗速度が3~4倍大きく、耐摩耗 性の点で劣っている。

窒化鋼とステンレス鋼の組合せでは窒化鋼歯車とステ ンレス鋼歯車の摩耗速度はほぼ同程度である。ステンレ ス鋼歯車どうしでは表面硬さが低い小歯車の方が大歯車 に比べて摩耗速度が13%大きかった。

(ウ) 歯面および摩耗粉の観察

図 2.8 に試験後の歯面の電子顕微鏡写真,図 2.9 に摩 耗粉の顕微鏡写真、表 2.5 に試験後の歯面ピッチ点上で の表面あらさ,硬さの変化を示す。なお窒化鍋歯車の試 験前の表面あらさは研削を行っていないので,ステンレ ス鋼歯車に比べて 10 ~ 25 倍大きい。

試験後の歯面は小歯車,大歯車のいずれも顕著に摩耗 が進展しており、窒化鋼どうしの組合せの変化が最も激 しい。また,試験後の歯面の表面あらさもこの組合せが 最も大きくなっている。また摩耗粉もこの組合せが最も 粒径が大きく,ステンレス鋼どうしの組合せが粒径,ば らつきとも最も小さい。

表 2.4 かみあい回数あたりの摩耗深さ

	組合せ	摩耗速度	, mm/回	
No.	小歯車	大歯車	小歯車	大歯車
1	窒化鋼	窒化鋼	4.61×10^{-9}	4.20×10^{-9}
2	窒化鋼	ステンレス鋼 (A)	1.11×10^{-9}	1.07×10^{-9}
3	ステンレス鋼(日) ステンレス鋼 (A)	1.47×10^{-9}	1.30×10^{-9}



0.5mm

図 2.8 無潤滑・低荷重試験後の歯面

試験後の歯面の表面硬さは窒化鋼歯車では摩耗により 硬化層が除去されているため、硬さが低下しているが、 ステンレス鋼歯車では歯面の転がり滑り摩擦による加工 硬化が原因とみられる硬さの増加が認められる。

(2) 高荷重での歯車試験

耐摩耗性では窒化鋼とステンレス鋼の組合せが最も優 れていたので、この組合せに対し、最大ヘルツ接触応力 510MPaの実用負荷に対応する伝達トルクまで高めて試 験を行い、高負荷での摩擦・摩耗特性を調べた。伝達動 力を一定とするために回転速度は 300rpm とした。また、 目標回転回数は前述の低荷重試験の試験時間に等しくす るため、2×10⁷回転とした。



(a) 窒化鋼/窒化鋼



(b) 窒化鋼/ステンレス鋼



図 2.9 無潤滑南車試験による摩耗粉

表 2.6 に試験結果のまとめ(後述の大気中での比較試 験の結果も含む)を,図 2.10 に歯車の摩擦トルクおよ び歯車温度の時間履歴を示す。目標回転回数を達成し、 かつ後半では摩擦トルクの変動も比較的少なくなってい る。摩耗速度は伝達トルク 0.2Nm の場合に比べて、5~ 6 倍大きくなっている。これは伝達トルクが5 倍になっ ていることより、歯面に加わる荷重の影響による差と考 えられる(摩耗量を測定したピッチ点上では回転速度の 違いによる歯面の相対すべり速度が摩耗量に及ぼす影響 は小さいと考えられる)。 歯車の摩擦トルクおよび歯車温度の時間覆歴では,前 半の0.2,0.4,0.6×10⁶回転近傍で摩擦トルクおよび歯 車温度の上昇が認められる。これは,後述のように,窒 化鋼歯面の脆化層の大きな剥離や,その際の硬脆摩耗粉 によるステンレス鋼歯面の大きな損傷が先の3箇所の近 傍で発生したためと推察される。この現象は目標回転回 数の前半1/3 までに終了しており.その後は脆化層の減 少とともに比較的安定な摩擦トルクが続いている。これ らの結果から窒化鋼とステンレス鋼の組合せは最大ヘル ツ応力 510MPa 程度の高荷重においても,実用に供し得 る摩耗特性を有しており,脆化層を予め除去すればさら に良好な摩擦・摩耗特性が得られるものと期待される。

(3) 大気中試験との比較

窒化鋼とステンレス鋼の組合せについて真空中との比 較のために大気中での試験を行った。試験は歯車の摩耗 が激しかったため、1.08 × 10⁷回転で打ち切った。試験 結果の要約を表 2.6 に示した。試験機の周囲には、黒茶 色になった摩耗粉が大量に排出されていた。摩擦トルク は 0.029 ~ 0.086Nm と真空中より低かったが、摩耗速度 は真空中に比べて窒化鋼が 31 倍、ステンレス鋼が 5.3 倍であり、特に窒化鋼の摩耗は著しかった。大気中での 摩耗速度の増大は、摩耗粉の状況からみて大気中の酸素、 水分等による酸化の影響と推測される。したがって上記 組合せでは防錆手段をとらない限り真空中より大気中で の劣化が問題であり、宇宙用歯車として使用する場合、 地上での組立や試験時等での取り扱いに注意を要すると 考えられる。



		表面 R _{ma}	あらさ x,μm	ビッカース硬さ Hv		
		試験前	試験後	試験前	試験後	
•	窒化鋼	2.0	50	1,048	734	
1	窒化鋼	2.4	50	1,018	503	
~	窒化鋼	3.5	22	1.003	724	
2	ステンレス鋼(A)	0.18	23	743	974	
3	ステンレス鋼(B)	0.17	8.6	483	743	
	ステンレス鋼(A)	0.14	5.8	627	772	

表 2.5 表面硬さと表面あらさの変化

表 2.6 試験結果のまとめ (窒化鋼とステンレス鋼の組合せ)

	摩打	察トルク、	Nm	摩耗速度	試験回転回数.	
PAST T	最小值	最大値	平均值	窒化鋼	ステンレス鋼	e
真空中 0.2Nm	0.062	0.15	0.12	1.11 × 10 ⁻⁹	1.07 × 10 ⁻⁹	1.0×10^{8}
真空中 1.0Nm	0.052	0.25	0.15	6.23 × 10 ⁻⁹	5.05×10^{-9}	2.0×10^{7}
大気中 0.2Nm	0.029	0.086	0.048	3.47 × 10 ⁻⁸	5.67×10^{-9}	1.0 × 10 ⁻⁷

2.1.3 考察

(1) 窒化鋼歯車の摩耗

まず. 窒化鋼の摩耗機構について考察する。窒化鋼ど うしの組合せの摩耗粉の写真(図 2.9)から主に 10µm 以上の長径の薄片粒径(厚さ数µm)の単位で摩耗が進 行していることがわかった。図 2.11 に窒化鋼の試験後 歯面の典型例を示す。(a)は歯末,(b)はピッチ点,(c) は歯元の近くであり、歯末、歯元はすべり痕が見られま た大きな区分で剥離が起きているようすがわかる。ピッ チ点では転がり摩擦が主で応力も高く、比較的小さい粒 径まで破砕されている。

ー般に、窒化処理をした窒化鋼では、窒化層は最外層 がγ相(Fe₄N)とε相(Fe_{2.3}N)とが混在している化合 物層であり、拡散層はその下側に形成されている。γ相 は立方最密構造でε相は六方最密構造と結晶系に差異が あるので、外部から応力が加わるとマイクロクラックが 生じやすく、このマイクロクラックはより大きなクラッ クならびに化合物層全体の剥離を起こすといわれている [山本 76]。したがって、窒化鋼歯車では粒径の大きな 摩耗粉が排出されていたことより、表面化合物層(脆化 層)の剥離を伴いながら摩耗が進展したものと考えられ る。

また, 窒化層の表面硬さは非常に高い(H_v = 1,100) ので, 剥離後再付着した一部の摩耗粉は歯面を削り, 摩 耗をいっそう促進させたと考えられる。また, このアブ レシブな粒子の研削作用と, 剥離後の表面あらさが大き くなるため、摩擦トルクがかなり大きくなり、摩擦トル クの時間履歴においても変動の増大を招いたものと推察 される。このことは、微細な摩耗粉を伴いながら摩耗し ているステンレス鋼どうしの場合には摩擦トルクの変動 が比較的少ないことからも支持される。

(2) ステンレス鋼歯車の摩耗

ステンレス鋼歯車では摩耗粉や歯面の表面状態の検 査から. 窒化鋼歯車のような剥離は発生しておらず, 摩耗は凝着摩耗が主である。ステンレス鋼/窒化鋼の 組合せにおいては,凝着摩耗に窒化鋼硬脆摩耗粉によ るアプレシプ摩耗が一部加わったメカニズムをとるも のと考えられる。ステンレス鋼どうしの組合せに比べ て窒化鋼との組合せの方が試験後の歯面の表面あらさ が 2.5 ~ 4 倍程度大きく,また摩擦トルクの変動が大 きくなったものと推察される。

2.2 歯車の潤滑法と耐久性

前節ではステンレス鋼と窒化鋼から得られる3種類の 組合せに対し、無潤滑で真空歯車試験を行い、ステンレ ス鋼と窒化鋼の組合せとステンレス鋼どうしの組合せが 耐摩耗性、寿命の点で優れていることを明かにした。

本節では、次の段階として潤滑剤の適用に関し、研究 を行った。これまでの真空潤滑法では、鉱油は蒸気圧が 高く周辺機器を汚染する可能性があるため、シールドを 施さなければ使用できず、二硫化モリブデンに代表され



(a) 歯末近傍



(b) ピッチ円近傍





る固体潤滑剤が使用されてきた。また、近年フッ素系の 低蒸気圧 (20°C で 8 × 10⁻¹¹Pa) の油 PFPE (Z-25) が開 発されている [中川 77]。本節では、材料にステンレス 鋼 (SUS440C) とイオン窒化した窒化鋼 (Nitroalloy, MIL-S-6709-A-2)、ステンレス鋼どうし、ステンレス鋼 と表面の晩化層を除去し、イオン窒化した窒化鋼を用い、 潤滑法に PFPE を基油とし PTFE (ポリ四フッ化エチレ ン) を増ちょう剤とするグリース (以下 PFPE グリース) と二硫化モリブデン焼成膜を用いて実験を行った結果に



ついて、摩擦トルクと摩耗量を中心に述べる。

2.2.1 歯車の材料と潤滑法

試料に用いた歯車の諸元は表 2.1 と同じである。歯車 材料の候補としては、前節の結果から、もっとも耐摩耗 性の優れていた熱処理したステンレス鋼と表面をイオン 窒化した窒化鋼を選んだ。ステンレス鋼は焼入れ、焼戻 しによりビッカース硬さ H、= 650 を目標に硬化させた。 イオン窒化は表面硬さ H、= 1,000、0.2mm を目標とし、 510°C,40 時間の処理をした。窒化した歯車の硬さの深 さ方向分布の代表例を図 2.12 に示す。

潤滑法は、宇宙環境で使用するため、蒸発減量が少な く、耐熱性(100°C以上)、耐放射線性の優れたものが 必要で、その代表的なものとして湿式潤滑方式では PFPE グリースを、固体潤滑方式では二硫化モリブデン 焼成膜を選んだ。PFPE グリースは直鎖状 PFPE を基油 とし、PTFE(平均粒径 10µm)を増ちょう剤とし、さら に防錆剤を添加したもので、ちょう度は約 280 のものを 用いた。1 対の歯車当たり 1cm³のグリースを均一に塗 布した。

二硫化モリブデン焼成膜はバインダにより異なる寿命 特性が予想されるため、ここでは低温硬化型フェノール 樹脂とアンチモンを含むもの(以下固体潤滑剤A)と、 高温硬化型フェノール樹脂だけを含むもの(以下固体潤 滑剤B)を用いた。固体潤滑膜の厚さは 5~15µm であ る。

歯車にかかる伝達トルク 0.2Nm, 1.0Nm, 3.0Nm のい ずれかとし、最大ヘルツ応力は、ステンレス鋼の物性値 を用いると各々 230MPa, 510MPa, 880MPa となる。回 転速度は伝達トルクが 0.2Nm のときは 1,500rpm, その 他のときは 300rpm とした。すべての場合、目標寿命を 1,100 時間(伝達トルク0.2Nmの場合1×10⁸回, 1.0Nm・3.0Nmの場合2×10⁷回のかみあいに相当)と した。これは,前節の場合と同じである。試験中は歯面 の温度、摩擦トルクの測定を行い,歯面温度と摩擦トル クの運転時間による変化を調べた。試験後は投影機や表 面あらさ計による歯形状の測定により,歯車材料の摩耗, 表面あらさの変化,歯形状の変化を調べた。そのほか, 走査型電子顕微鏡による試験前後の歯面の観察,また, ビッカース硬さ計による表面硬さの変化を測定した。ま た、潤滑剤の変化を評価するために二硫化モリブデン焼 成膜から生じる摩耗粉の組成,試験後のグリース中の元 素分析を行った。

2.2.2 実験結果

(1) 摩擦トルクと歯車温度

PFPE グリースを潤滑剤とした場合,全ての負荷トル クに対し,目標回転回数を達成した。図 2.13 に摩擦ト





ルク(歯車二対分)の履歴,図2.14に歯車温度の履歴 を示す。全般的に安定した摩擦トルクを示しており,良 好な潤滑状態にあったことがわかる。歯車温度も最高で 80℃程度であり、PFPEの蒸発特性からみて許容範囲に あると考えられる。しかし,詳細に見ると負荷トルク 3.0Nmの場合では,1,000時間経過後,若干摩擦トルク が増加し、その安定性も悪く,歯車温度も上昇し、性能 劣化の兆候が認められた。これに関しては次節で議論す る。なお、1.0Nmの場合,0.2Nmと比較して摩擦トルク が増加しているのに歯車温度が低くなっているのは回転 速度が遅いためである。

固体潤滑の場合の摩擦トルクの履歴を図 2.15 に示す。 伝達トルク 0.2Nm で固体潤滑剤 A を用いた場合には初 期の摩擦トルクが極めて小さく、200時間まではグリー ス潤滑よりも優れた潤滑特性を示している。固体潤滑剤 Bの伝達トルク 0.2Nm の場合は途中で当たり面の不一致 によると考えられる摩擦トルクの急増が認められ、約 150時間で中止した。伝達トルクが 1.0Nm の場合には問 体潤滑剤 A と固体潤滑剤 B のいずれにおいても初期 (150~250時間) は摩擦トルクが大きく、その後低く なる傾向にある。初期において歯の片当たりにより摩擦 トルクが大きくなり、次第になじみ、減じたものと考え られる。伝達トルクが 3.0Nm の場合にはいずれも1時 間以内で摩擦トルクが急増し、過負荷になったため試験 を中止した。歯面を見ると端部に摩耗が集中し、片当た りの状態になっており、歯面の他の部分はまだ十分に焼 成膜を保持していた。わずかの回転軸のミスアラインメ ントにより、歯形が修正されないまま片当たりが進行し、 局所的に高面圧になり、金属どうしの接触に至ったもの と推察される。なお、固体潤滑剤 A. B の明らかな違い はこの実験では見られなかった。



潤滑法	試料 大歯車∕小歯車	硬さ	, Hv	表面あ) うらさ、 	摩耗深さ	無潤滑に対	伝達トルク、
		試験前	試験後	試験前	試験後	μm	する摩耗比	Nm
N	ステンレス鋼	673	870	0.70	2.40	0	0.000	0.0
クリース	窒化鋼	1,048	907	4.20	3.90	9	0.069	0.2
	ステンレス鋼	715	847	0.30	1.60	0	0.000	1.0
99-X	窒化鍋	988	835	1.40	3.60	15	0.125	1.0
AT 11 -7	ステンレス鋼	690	824	0.30	3.20	8		3.0
グリース	窒化鋼	974	782	2.80	4.40	49		5.0
グリース	ステンレス鋼	649	858	1.49	4.44	0	_	2.0
MoS ₂ 添加	窒化鋼	1,018	974	1.36	6.27	10		3.0
固体	ステンレス鋼	657	894	5.17	3.55	34	0.213	-
潤滑剤A	窒化鋼	974	974	4.62	2.97	47	0.362	0.2
固体	ステンレス鍋	673	627	3.54	2.62	60	0.594	10
潤滑剤A	窒化鍋	1,064	782	6.37	1.73	44	0.367	1.0
固体	ステンレス鋼	665	920	5.59	4.50	40*		0.2
潤滑剤B	窒化鍋	1.064	946	7.31	4.41	20*		0.2
固体	ステンレス鋼	673	858	7.68	3.15	34	0.337	10
潤滑剤B	窒化鋼	1.081	907	5.02	2.63	28	0.233	1.0

表 2.7 各条件における硬さ変化、表面あらさ変化、摩耗深さ、無潤滑に対する摩耗比

+150時間(1.35×10⁷回転)で中止



(2) 摩耗深さ,硬さ,表面あらさ

各試験における歯車のビッチ点の摩耗深さの測定結果 を表 2.7 に示す。表には潤滑剤の効果を示すため、無潤 滑の場合との摩耗深さの比も示した。グリース潤滑の伝 達トルク 0.2Nm と 1.0Nm のステンレス鋼の摩耗深さが ゼロになっているのは、測定の検出限界以下であること を示す。また図 2.16 に最大ヘルツ応力に対する摩耗速 度の関係を示した。グリース潤滑に比べ、固体潤滑の摩 耗はかなり大きく、数倍になっているが、摩擦トルクが 無潤滑の場合よりも小さいことから、固体潤滑膜は若干 残存していると考えられる。グリース潤滑ではステンレ ス鋼の摩耗が窒化鋼に比べ極めて少ないのに対し、固体 潤滑では同程度になっている。試験前後のにおけるピッ チ点の表面硬さと表面あらさについても表 2.7 にまとめ て示した。固体潤滑での試験前における硬さは潤滑皮膜 処理前の値であり、表面あらさは表 2.7 に見られるよう にグリース潤滑の場合、増加する傾向にある。固体潤滑 の場合,試験後のあらさが見かけ上小さくなっているの は焼成膜の大部分が脱落し、下地金属が現われているた めと考えられる。

図 2.17 にグリース潤滑における試験後の歯面(ビッ チ点付近)の電子顕微鏡写真を示す。伝達トルク 0.2Nm の場合には窒化鋼の表面脆化層の上部が部分的に剥離 し、1.0Nm ではほぼ全体に剥離が及んでいる。3.0Nm で はさらに下層部の剥離が起こっている。ステンレス鋼の 表面もこれに対応して摩耗が認められる。図 2.18 に固 体潤滑剤 A の場合の試験後歯車の表面電子顕微鏡写真 を示す。グリース潤滑に比べて大きな摩耗が認められ、 特に 1.0Nm の場合には歯末・歯先で大きな摩耗を起こ していることがわかる。



50 µ m

図 2.17 グリース潤滑の場合の試験後の歯面電子顕微鏡写真(ビッチ円付近)

2.2.3 寿命評価と考察

(1) グリース潤滑の寿命評価

グリース潤滑はすべての場合において目標回転回数を 達成した。ここではより耐久性を得る観点から追加実験 の結果も含めて考察を加える。 (ア)許容ヘルツ応力と二硫化モリブデンの添加効果 地上用の十分潤滑剤が供給される歯車装置では一般に 許容ヘルツ応力は P_{max} = (0.2 ~ 0.3)H_B(H_Bはブリネル 硬さ)で与えられ [和栗 b 80],これを今回の試料に適 用すると 1,200 ~ 1,600MPa 程度となる。しかし、今回 の真空試験では図 2.13 のグリース潤滑伝達トルク 3.0Nmにおいて、1,000時間以後摩擦トルクの変動がみ



0.5mm



られ、摩耗量も多く、実用的な使用限界に近づいている ものと考えられる。これはグリースの基油の減少により、 潤滑性能が低下し、高負荷に耐えられなくなっているた めと考えられる。そこで境界潤滑における性能向上を期 待し、二硫化モリブデン(重量比5%、平均粒径 30µm) を PFPE グリースに添加した潤滑剤を用い、その効果を 調べた。その場合の伝達トルク 3.0Nm の摩擦トルクを 図 2.13 に重ねて示した。二硫化モリブデンを含まない グリースの場合と比較すると、摩擦トルクは約 2 倍であ ったが、1,000 時間以降の摩擦トルクの変動は見られな



かった。一方、摩耗量は表 2.7 に示したように二硫化モ リブデンを含まないグリースに比較し、はるかに小さい ことがわかる。

(イ)窒化鋼の脆化層

前節の無潤滑の歯車試験において、窒化鋼とステンレ ス鋼の組合せでは耐摩耗性は優れているが、窒化鋼の硬 脆摩耗粉によりアブレシブ摩耗が起きやすく、摩擦トル クの変動が比較的大きいことを指摘した。しかし、グリ ース潤滑をすると摩擦トルクが安定しており、相手材料 であるステンレス鋼の摩耗も極めて少ないことから、ア ブレシブ摩耗の程度は少ないといえる。これはグリース が歯車の衝撃荷重を緩和し晩性破壊の速度を低下させる 一方、発生した硬脆摩耗粉を歯面端部に排出する効果を もつためと考えられる。しかし、さらに長寿命の歯車材 料を得るためにはこの晩化層の影響を調べる必要があ る。図 2.12 から硬脆な γ層 (Fe₄N) は約 60µm 程度の 層となっており、これを研削し、ステンレス鋼の歯車と 組み合わせ、1.0Nm、300rpmの負荷条件で同様の試験を 行った。摩擦トルクの履歴を図 2.19 に示す。また、摩



(a) 窒化鋼(脆化層除去) 1.0Nm



(b) ステンレス鋼, 1.0Nm

50 µ m

図 2.20 脆化層を除去した場合の試験後の歯面電子顕微鏡写真

耗深さなどの測定結果を表 2.8 にまとめて示す。研削した窒化鋼を用いた場合には、そうでない場合に比べ、窒化鋼の摩耗深さが約 1/3 に減少しており、研削の効果は十分に認められた。図 2.20 に試験後歯車の表面状態を電子顕微鏡で観察した写真を示す。窒化鋼表面は幾分モザイク状をしており、晩化層がまだ若干残存していることを示している。したがって、拡散層の適当な部分まで研削すればさらに摩耗量を減らせる可能性がある。

(ウ) ステンレス鋼どうしの組合せ

前節の無潤滑の歯車試験から、ステンレス鋼どうし の組合せは窒化鋼とステンレス鋼の組合せより若干摩 耗量が多いだけで、摩擦トルクは小さく、その変動幅 も小さいことがわかっている。グリース潤滑の場合も 窒化鋼とステンレス鋼の組合せでは窒化鋼の摩耗量が ステンレス鋼に比べ、はるかに多く、ステンレス鋼ど うしの組合せにすればさらに摩耗量を低下できるので はないかと期待された。そこでステンレス鋼どうしの 組合せで 1.0Nm、300rpm の負荷条件で追加試験を行っ た。ここでは熱処理条件を変え、一方を日、= 630、他方 を H。= 500 と差をつけた。摩擦トルクの腹壁を図 2.19 に重ねて示す。また、摩耗深さの測定結果を表 2.8 にあ わせて示した。期待に反し、ステンレス鋼どうしの組合 せは、研削しない窒化鋼とステンレス鋼の組合せとほぼ 同じ摩耗を示していた。しかし、前者では柔らかい方の ステンレス鋼に摩耗が集中しており、後者では硬い窒化 鋼の歯車に摩耗が集中していることを考えると両者の摩 耗の機構はまったく異なっていると考えられる。無潤滑 の歯車試験において、ステンレス鋼どうしでは凝着摩耗 が主で、窒化鋼とステンレス鋼の組合せでは窒化鋼が剥 離脱落していくメカニズムを取り, 摩耗が進んでいたが, グリース潤滑においても程度の差はあるが基本的にはメ カニズムは変わっていないことを示している。表面を観 察すると硬さの差により表面状態が異なっており、硬さ の低い方には塑性流動が見られた。この硬さをもう少し 上げれば摩耗量の低下が見込まれるが、後述するように 試験途中から加工硬化により両者の硬さの差が接近して いることを考え合わせると大幅な低下は期待できないと 推定される。

(エ) 摩擦トルクとグリースの変化

摩擦トルクについて調べると、図 2.19 よりステンレ ス鋼どうしと、窒化鋼とステンレス鋼の組合せではほと んど差が見られない。このことからグリース潤滑の場合、 摩擦トルクの歯車材料による差異はほとんど現われず、 グリース自体の潤滑特性に依存しているといえる。

また、試験前のグリースは乳白色をしているのに対し、 試験後は黒色となっていた。そこで試験後のグリースを EPMA (Electron Probe Micro Analysis) と Pregl-Dumas 微 量分析法により元素分析した。EPMA では、鉄、クロム (鉄約 90wt&、クロム約 10wt%) が検出され、Pregl-Dumas 法では試験条件によらず炭素とフッ素の重量比が 一定で 0.32 であった。これらを総合すると黒色化は歯 車の摩耗粉の混入によるものであり、グリースそのもの はこれらの分析法で見た範囲では変質は認められなかっ

表 2.8 グリース潤滑 1.0Nm の硬さ変化、表面あらさ変化、摩耗深さ

試料	硬さ	, Hv	表面 a R _m	摩耗深 さ,	
人图单/小图里 	試験前	試験後	試験前	試験後	μm
ステンレス鋼	715	847	0.30	1.60	0
窒化鋼	988	835	1.40	3.60	15
ステンレス鋼	649	782	0.13	1.23	0
窒化鋼(研削)	1.081	1.033	0.26	2.47	5
ステンレス鋼	634	813	0.17	2.11	0
ステンレス鋼	493	782	0.16	3.85	16

(2) 固体潤滑における寿命評価

固体潤滑における摩耗速度は図 2.16 に示すようにグ リース潤滑と無潤滑の中間に位置する。試験後歯面の 観察から、二硫化モリブデン焼成膜はほとんど消失し ていた。このため、試験の途中から部分的に無潤滑に 近い状態になっていたと考えられる。このことから摩 耗速度は潤滑膜が十分残存している場合とは異なると 考えられる。

二硫化モリブデン焼成膜による固体潤滑の場合、摩 耗速度あるいは寿命は潤滑膜の付着力に強く依存する。 先に述べた試験結果で明かなように当たり面の微妙な 違いによって寿命特性が大きく異なってくる。これは |潤滑膜が高面圧の場合剥離するためと考えられる。一般 に、二硫化モリブデンの焼成膜は高面圧で良好な摩擦特 性を示すといわれているが、ここで用いた面圧は 200~ 1,000MPaであり、このような高面圧では寿命特性は低 下すると考えられる [日本潤滑学会 78]。特に歯車装置 においては、回転軸のミスアラインメントなどの原因に より最大ヘルツ応力の計算値を越えるような局部的。一 時的な高面圧がかかる場合があり、膜が剥離することが 十分考えられる。伝達トルクが大きく高面圧の転がりす べり摩擦が作用するときには固体潤滑は寿命上の制約が 大きい。しかし、低面圧の領域ではグリースの粘性に起 因するトルク損失を嫌う場合、二硫化モリブデン焼成膜 による固体潤滑の適用も可能であり、図 2.15 に示す固 体潤滑剤A・伝達トルク 0.2Nm の初期のようにグリー ス潤滑より低い摩擦トルクで動作させることも可能であ る。

(3) 硬さの変化

表 2.8 によるとステンレス鋼と窒化鋼の組合せではい ずれも試験後ステンレス鋼は硬さが増加し,窒化鋼は硬 さが減少している。図 2.21 に固体潤滑剤 Bの 1.0Nmの 場合の窒化鋼とステンレス鋼のかみあい歯面とその反対 面の硬さ分布を示す。(a)から窒化鋼歯車では、かみあ い歯面の方が反対歯面より硬い部分が深くまで分布して いることがわかる。歯車の両面の試験前の硬さ分布はほ ぼ同じなので、かみあいの摩擦により硬さ分布が図の右 側にシフトしたことになる。この傾向は他の窒化鋼試料 にも一般的に見られ、測定誤差とは考えられない有意性 をもっており、摩耗量が大きいほど著しかった。これに 類似した現象は、Russo等により窒素をイオン注入した





鋼のすべり摩擦の実験で認められており [Russo 79], その原因は摩擦によって生じた転位線にそって窒素が摩擦熱によって容易に拡散するためと説明されている [Hartley 79] [平野 86]。今回の試験結果は歯車において もこのような現象があり、この説を裏付ける結果となっ ている。真空中のため歯面温度が一般に高温になり、特 に拡散が助長されたものと考えられる。(b) にステンレ ス鋼歯車の硬さ分布を示す。かみあい歯面の表面の硬さ がバルクに比べて著しく硬くなっているのがわかる。こ れは摩擦によって表面層の結晶格子内に転位が生じ、加 工硬化を起こしたものと考えられる。

2.3 ブレーキ材料の摺動特性

宇宙マニピュレータのアクチュエータの開発要素の1 つにブレーキ機構がある。例えば、現在計画が進んでい る宇宙ステーションの日本実験モジュールのマニピュレ - タの場合には先端に取り付けられた小型アームの作業 時に大型アームをロックしたり、緊急停止の際に用いら れ、10年間のミッションで100回程度の使用が見込ま れている。ここで用いられるブレーキ材料は、真空中で 焼き付きを起こしてはならない。また大きな慣性を持つ ペイロードを扱うためブレーキ作用が大き過ぎるとアー ムを破損し、逆に小さ過ぎると本来の役割を果たさない。 このように宇宙用ブレーキ材料の研究は重要であるにも かかわらず、国内・国外を通じてほとんど行われていな い。本節では上に述べたような観点から、まずブレーキ ディスクの材料候補として高分子材料と金属材料を6種 類選び、真空中で摩擦係数の摩擦距離、速度、環境温度 に対する依存性を調べ、材料の選定を行った。このとき、

ブレーキパッドの材料は宇宙用として軽量化のため、ア ルマイト被膜を施したアルミニウム合金を取り上げた。 次にそれらのうちから安定した特性をもつ材料2種類に ついて、実際の使用条件に近い繰り返し実験を行った。 このときは、相手材料としてアルマイト被膜アルミニウ ム合金のほか、ステンレス鋼を用いた。この実験では表 面あらさもパラメータとして摩擦係数の測定を行った。 それらの結果と考察を述べる。

2.3.1 試験方法

(1) 実験装置

実験に用いるために試作した真空用スラストカラー型 摩擦・摩耗実験装置を図 2.22 に示す。この装置は高真 空中(約10⁻⁴Pa以下)において、試料の温度、負荷荷 重、摩擦速度を変えることができる。負荷荷重は外部か らばねを介して加える構造になっており、ロードセルで 検出し、最大 500N までの荷重を加えることができる。 環境温度はヒータによって試料ホルダの温度で室温から 150℃ まで変えることができ、ホルダに取り付けた熱電 対によって検出される。また、試料に熱電対を取り付け、 試料の温度も検出できる。試料の温度検出の位置は図 2.23 に示してある。摩擦トルクは装置上部のバーに伝 達されロードセルで検出する。試料の回転は外部のモー タによって行い、磁性流体シールを介して真空中に導入 される。回転速度は0~3,000 rpm の範囲で可変である。 真空排気系はターボ分子ポンプとロータリポンプの組合 せで行われ、槽内の圧力は B-A ヌードイオンゲージで 測定される。

(2) 実験条件

実験条件は3.3の大型マニピュレータ用アクチュエー タのブレーキの使用条件を中心に設定した。試料にかか る面圧は 2.0~6.0×10³Pa (負荷荷重 3.2~10N)とし、 摩擦速度は0~5.3m/s(回転速度0~3,000rpm)とした。 真空槽内の圧力は試料の温度によって変化するが 10⁻³Pa

表 2.9 実験条件					
真空圧力	10 ⁻³ Pa以下				
負荷荷重	3.2~28N				
面圧	0.2~1.6N/cm ²				
回転速度	0~3,000rpm				
摺動速度	0~5.3m/s				
ホルダ温度	室温~150°C				





図 2.22 真空用スラストカラー型摩擦・摩耗実験装置 以下で行うこととした。これらをまとめて表 2.9 に示 す。

(3) 試料

試料の形状は実際の使用条件(面接触の摩擦)に近づ けるため、図 2.23 のようなものとした。実験中に生じ る摩耗粉の除去のため、試料固定片側に6本の溝を設け



図 2.23 試料の形状

及2.10 关款に用いた固定月				
固定片試料	租成 wt%			
ポリイミド単体	スーパーポリマポリイミド (無水ポロメット酸+芳香族ジアミン)			
ポリイミド複合材料 (MoS ₂ + PTFE)	ポリアミノビスマレイミド:78.5, PTFE:20.0, MoS ₂ :1.5			
ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド)	ポリアミノビスマレイミド:68.5、PTFE:20.0、MoS2:1.5 芳香族アミドイミド:10.0			
ポリイミド複合材料 (PbO)	ポリイミド(ビフェニルテトラカルボン酸十ジアミン):85.5, PTFE:8.5, PbO:6.0			
ポリイミド 複 合材料 (Mo)	ポリイミド(ビフェニルテトラカルボン酸十ジアミン):84.1、 PTFE:9.4、Mo:6.5			
銅系燒結合金	Cu, Sn, Co, WS ₂ , Ag			

表 2.10 実験に用いた固定片

可動片試料 アルマイト被膜アルミニウム合金 / ステンレス鋼 (SUS440C)

た。試料可動片には溝は設けていない。可動片試料はブ レーキパッドとして軽量化を考慮し、アルミニウム合金 の表面を陽極酸化しアルマイト被膜処理したもの(以後、 アルマイト被膜アルミニウム合金と略す)のほか、ステ ンレス鋼 (SUS440C)を選んだ。固定片試料は適度な摩 擦係数を有し、宇宙用として耐熱性、耐放射線性、軽量 性、低アウトガス性を有すると考えられるポリイミド、 その複合材料、金属のあわせて6種類を候補に選んだ。 これらの本章での呼称とその組成を表 2.10 に示す。

2.3.2 実験結果

(1) 材料選定実験

ここでの実験では将来の軽量のブレーキパッドの可能 性を考慮して可動片試料は全てアルマイト被膜アルミニ ウム合金を用いた。

(ア) 摩擦距離依存性

ホルダ温度 90°C, 負荷荷重 3.2N (面圧 2 × 10³Pa) 回転速度 3.000rpm (摩擦速度 5.3m/s) で 1,000 ~ 3,000 回転(約 106 ~ 320m) 摩擦するごとに摩擦終了後 2時 間以上経過させた後,表面温度等が定常状態になったと 考えられる時点での起動時の摩擦係数(手動によりモー タ軸をゆっくり回転し始めたたときの摩擦トルクから算 出したもの)と回転時の動摩擦係数(付録 1 参照)を測 定した。起動時の摩擦係数の摩擦距離依存性を図 2.24 に、動摩擦係数の依存性を図 2.25 に示す。ホルダ温度 90°C は大型アーム用アクチュエータを真空中で動作さ せたときのブレーキ近傍温度の最高値である。いずれの 場合もポリイミド単体は摩擦距離に大きな依存性があ り、摩擦距離の増加とともに急速に摩擦係数が減少する。 その他の材料は比較的安定した摩擦特性を示している が、ポリイミド複合材料(Mo)はブレーキ材料として は摩擦係数が小さすぎる。

(イ)温度依存性

上記実験の前後に起動時の摩擦係数の温度依存性を調べた。その結果を図 2.26 に示す。(a) は摩擦前,(b) は摩擦後(3.7km後)の摩擦係数である。図中矢印は温度の昇温・降温を示している。全体としていずれの場合も温度の上昇に対して摩擦係数が小さくなる傾向が見られる。この傾向は摩擦後ではやや減少している。また,全体的に摩擦後には摩擦係数の値が減少する。これはなじみの効果と考えられる。

(ウ) 摩擦速度依存性

摩擦実験の前後の摩擦速度に対する動摩擦係数の変化



図 2.24 起動時の摩擦係数の摩擦距離依存性

を図 2.27 に示す。(a) は摩擦前,(b) は摩擦後 (3.7km 後) である。ここで動摩擦はその速度で数秒摩擦させた



ときの平均値で、ホルダ温度は 90℃ (試料の温度は約 70℃) である。全体として 500 ~ 3,000rpm (0.9 ~ 5.3 m/s) の範囲では速度にあまり依存していない。

(2) 繰り返し摩擦実験

(1) で述べた材料選定試験の結果から、ボリイミド 単体は摩擦係数の摩擦距離依存性が大きく、またポリイ ミド複合材料(Mo)は摩擦係数が小さく、ブレーキ材 料として不適当と考えられる。また、ボリイミド複合材 料(MoS₂ + PTFE)は高温時のアウトガスが大きく、真 空中での使用には不適当であり、銅系焼結合金は重量の 点で宇宙用としては問題がある。そこで、ボリイミド複 合材料(芳香族アミドイミド)とボリイミド複合材料 (PbO)の2種類について実際の使用状態に近い条件で、





150回の繰り返し摩擦実験を行った。ホルダ温度 は90°C,負荷荷重は3.2Nおよび10N,摩擦速度 は3,000rpm,1回あたりの回転数は300回転(約 32m),休止時間は500秒とした。相手材料はア ルマイト被膜アルミニウム合金とステンレス鋼を 用いた。また、相手材料がステンレス鋼の場合に は、その表面あらさをラッピングすることによっ て変え、摩擦係数の表面あらさ依存性を調べた。

(ア) 摩擦トルクの履歴

真空中,負荷荷重 3.3N および 10N, ポリイミ ド複合材料 (PbO) およびポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド)の 150 回の繰り返し摩擦 実験の摩擦トルクの変化を図 2.28,図 2.29 に示 す。相手材料はアルマイト被膜アルミニウム合金 を用いた。いずれの材料も 150 回の繰り返し摩擦 では安定した摩擦トルクを保っていることがわか る。

(イ) 摩擦係数の表面あらさ依存性

各試料の動摩擦の 150 回の平均値を表 2.11 に示す。荷 重は 10N とした。どちらの材料も相手材料(ステンレ ス鋼)の表面あらさは摩擦係数にそれほど影響しないこ とがわかる。

(ウ) 摩擦係数の相手材料依存性

各試料の動摩擦の 150 回の平均値を表 2.12 に示す。 荷重は 10N とした。ボリイミド複合材料 (PbO) の場合, 相手材料がアルマイト被膜アルミニウム合金であっても ステンレス鋼であってもほぼ同じ摩擦係数を示すが、ボ リイミド複合材料 (芳香族アミドイミド) の場合はアル マイト被膜アルミニウム合金が相手材料の場合,ステン レス鋼に比べて約5倍の摩擦係数になる。この違いは摩 耗のメカニズムの違いによると考えられ、後で考察す る。



図 2.29 繰り返し摩擦実験の摩擦トルクの変化 (試料:ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド))

表 2.11 摩擦係数の表面あらさ依存性

表面あらさ	ポリイミド複合材料 (PbO)	ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド)
R _{max} ≤0.1 µm	$\mu = 0.12$	μ = 0.21
= 0.4	0.24	0.15
= 0.8	0.21	0.16

表 2.12 摩擦係数の相手材料依存性

相手材料	ポリイミド複合材料 (PbO)	ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド)
ステンレス鋼	μ = 0.21	μ = 0.16
アルマイト被膜アル ミニウム合金	0.24	0.89

ステンレス鋼の表面あらさはRmax = 0.8 µm

アルマイト被膜アルミニウム合金の表面あらさはRmax = 0.4~2 μm

2.3.3 考察

(1) 相手材料による摩擦係数の違い

図 2.28、図 2.29 および表 2.11、表 2.12 から、ポリイ ミド複合材料(PbO)は相手材料、負荷荷重によらず摩 擦係数は 0.1 ~ 0.25 程度の値をとる。しかしボリイミド 複合材料(芳香族アミドイミド)では相手材料がステン レス鋼の場合、ポリイミド複合材料(PbO)と同様の摩 擦係数を示すが、アルマイト被膜アルミニウム合金の場 合には荷重によって摩擦係数の値が大きく異なり、3.2N の場合には約 0.2 であるが 10N では 0.9 にもなる。ポリ イミド複合材料(芳香族アミドイミド)について、相手 材料をステンレス鋼とアルマイト被膜アルミニウム合金 とし、荷重 10N で摩擦実験したときの表面顕微鏡写真 を図 2.30 に示す。相手材料がステンレス鋼の場合には 移着物が認められないが、アルマイト被膜アルミニウム



図 2.30 表面顕微鏡写真 (試料:ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド))

合金の場合には黒い移着物が認められる。また目視でも アルマイトの摩耗粉によると考えられる摩擦面の変色が 認められた。このことから、相手材料がステンレス鋼の 場合には摩擦がボリイミドそのものの剪断によってお り、アルマイト被膜アルミニウム合金の場合にはアルマ イトとアルマイトのアブレシブな摩擦によっていると考 えられる。負荷荷重が大きいほどこの移着は大きくなる と考えられるので実験事実はこれと矛盾しない。

一方,ポリイミド複合材料(PbO)ではアルマイトの 移着が認められず,逆にアルマイト表面にポリイミドの 薄膜が形成されていることが表面あらさ測定および顕微 鏡観察から認められた。このポリイミドの移着が摩擦係 数の安定の主要因になっていると考えられる。

摩擦係数の挙動と表面観察によってほかの材料を考察 すると、ポリイミド複合材料 (PbO) に代表されるグル ープにはポリイミド複合材料 (Mo), 銅系焼結合金が, ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド) に代表され るグループにポリイミド複合材料 (MoS₂+PTFE) があ る。また、この分類にはいらないポリイミド単体は、目



図 2.31 ポリイミド複合材料のせん断強さ S, 硬さ H, SIH の温度依存性

視による観察から、アルマイト被膜そのものをアルミニ ウム合金から剥離しており、アルマイト表面に同心円状 のスクラッチが形成されていた。またポリイミド単体に は、剥離されたアルマイトが黒い薄片として移着してい た。これらの表面状態の違いはポリイミドの種類の違い に対応しており、上記のように摩擦状態を分化させる要 因は主としてポリイミドの母材によるものと推定され る。

なお、ボリイミド複合材料 (PbO) やボリイミド複合 材料 (Mo) に用いられたボリイミドが移着しやすい理 由であるが、ボリイミド等の高分子材料は熱処理の過程 により、移着膜の形成に関与すると考えられる展性等の 性質が大きく変化することが知られており、この点を中 心に詳細に調べる必要があろう。

(2) 温度依存性について

摩擦の凝着説によると、摩擦係数µは一般に次式で与 えられる [松原 81]。

$$\mu = S/H \tag{2.4.1}$$

ここでSは剪断強さであり、Hは硬さである。ここで用 いた試料のうち、凝着によって摩耗したと考えられるボ リイミド複合材料 (PbO) とポリイミド複合材料 (Mo), それにアルマイトの剥離によって摩耗すると考えられる ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド) について, この式が成り立つとして、摩擦係数の温度依存性につい て考察する。これらの材料のS及びHを製造元で測定 した。Hはロックウェル M スケールで. S はせん断用 の治具を作製して実験し測定した。その結果及び S/H の 温度依存性を図 2.31 に示す。S と H は温度とともに減 少する傾向があるが S/H も温度に対して減少する傾向に ある。これは摩擦係数の温度依存性の結果と一致する。 材料による摩擦係数の大小関係は一致しないが,これは 複合材料に含まれている潤滑剤の効果であると考えられ る。

(3) 試料の溝について

固定片試料と可動片試料の間に摩耗粉が残留するのを 防ぐため、固定片試料に溝を設けたが、溝のない試料で も材料選定試験と同様の実験を行った。その起動時の摩 擦係数の履歴を図 2.32 に示す。ポリイミド複合材料 (PbO) グループの摩擦係数は溝の有無によらず、ほぼ 同様の摩擦係数の値、履歴を示すが、ポリイミド複合材 料 (芳香族アミドイミド) グループの摩擦係数は溝のな い場合、全体に増加する傾向がある。これは、アルマイ トの摩耗粉が排除されず、試験片間に残留し、これによ る試験片のアブレシブ摩耗がより顕著に起こるためと考 えられる。

2.4 結言

宇宙用マニピュレータの駆動部に使用することを念頭 に歯車材料と潤滑法,ブレーキ材料について真空中で研 究した。

イオン窒化処理した窒化鋼,熱処理硬化したステンレ ス鋼を歯車の候補材料とし、これらの3種類の歯車組合





せに対し、材料自身の持つ真空中での摩擦・摩耗特性を 調べ、耐久性を考察・評価し、次の結論が得られた。

(1) 耐摩耗性で最も優れているのは窒化鋼とステンレス 鋼の組合せであった。ステンレス鋼どうしはこれより若 干大きいだけで良好な耐久性を有していた。窒化鋼どう しは前二者より数倍摩耗速度が大きかった。

(2) 摩擦トルクはステンレス鋼どうしが平均値および変動幅とも最も小さい。窒化鋼を用いると剥離した硬脆摩 耗粉の一部が相手材料に損傷を与える過程と考えられる 摩擦トルクの変動を生ずる。

(3) 摩耗粉および歯面観察から窒化鋼の摩耗は表面化合物層のマイクロクラックの成長に伴う剥離により進行しており、この摩耗機構は窒化鋼どうしの場合最も顕著であった。

(4) ステンレス鋼どうしの組合せでは摩耗粉は微細であり、摩耗速度は表面硬さが低い歯車の方が大きい。従来 ステンレス鋼どうしの組合せは真空中におけるコールド ウェルド耐性が劣るとされていたが、今回のように硬さ に差をつけ硬化処理した場合にはその現象は認められ ず、実用上問題ないことがわかった。

(5) 表面あらさはステンレス鋼どうし、窒化鋼とステン レス鋼,窒化鋼どうしの組合せの順にあらさが大きくな っており、対の歯車のあらさは転写され、均一化される 傾向にある。

(6) 歯面硬さに関しては窒化鋼が摩耗に伴い硬化層の剥 離のため小さくなるのに対し、ステンレス鋼は加工硬化 により大きくなる。

(7) 無潤滑の窒化鋼は大気中においては酸素と水分による酸化のため真空中に比し数十倍の摩耗速度となる。

これらを総合すると耐摩耗性の点では窒化鋼とステン レス鋼の組合せが優れ、摩擦損失の安定性ではステンレ ス鋼どうしの組合せが優れていると結論付けられる。こ こで得られた知見はすでに大気中潤滑状態での試験によ り知られているものもあるが、潤滑剤および酸素、水分 などの影響のない真空、清浄環境下での定量的データで あり、工学的には真空中でグリース潤滑あるいは固体潤 滑としたとき、ここで示した性質が程度の差はあるにせ よある程度は現れるものであり、宇宙用歯車の寿命評価 を行う際の重要な基礎データとなりうるものと考える。

イオン窒化処理した窒化鋼と熱処理硬化したステンレ ス鋼を歯車材料とし、PFPE グリースと二硫化モリブデ ン焼成膜を潤滑剤とした歯車潤滑法の研究から次の結論 が得られた。

(1) PFPE グリースを用いると、真空中で1,100 時間以上にわたり最大ヘルツ圧力 200 ~ 900MPa で優れた動力 伝達特性が得られた。摩擦トルクは歯車の材質にほとん ど依存しない。

(2) PFPE グリースに二硫化モリブデンを添加すると、 摩擦トルクは約2倍に増大するが、耐摩耗性を向上させ ることができる。

(3) PFPE グリース潤滑において、窒化鋼とステンレス 鋼の歯車組合せでは窒化鋼の方が摩耗量がはるかに多 い。窒化鋼の脆化層(Fe₄N)を研削により除去すると摩 耗量を大幅(本実験では3分の1)に減少させることが できた。

(4) ステンレス鋼どうしの組合せにおける摩耗は硬さの 低いステンレス鋼に集中し,研削しない窒化鋼とステン レス鋼の組合せの窒化鋼のそれと同程度である。

(5) 二硫化モリブデン焼成膜では PFPE グリースに比べ て摩擦トルク値が大きく,時間的にも大きく変化する。 摩耗量は PFPE グリースと無潤滑の中間に位置する。し かし,低面圧 (200 ~ 300*MPa*以下)の場合には,動作 寿命を限定すれば PFPE グリースより摩擦トルクが小さ く,良好な性能が得られる場合がある。

(6) 歯車の運転に従い、歯面の硬さは変化する。ステン

レス鋼では加工硬化により硬さが増し、窒化鋼では硬化 層の摩耗により硬さが低下する傾向にある。また、窒化 鋼では窒素の拡散によると思われる歯厚方向に対する硬 さのプロファイルの変化が認められた。

宇宙用アクチュエータのブレーキ材料として6種類を 選び、真空中で実験を行った。その結果、次の結論が得 られた。

(1) 相手材料としてアルマイト被膜アルミニウム合金を 用いた場合、摩擦特性として材料の凝着によるもの(ポ リイミド複合材料(PbO, Mo), 銅系焼結合金), アル マイトの摩耗粉によるもの(ポリイミド複合材料(芳香 族アミドイミド, MoS₂+PTFE)), アルマイトの剥離に よるもの(ポリイミド単体)の3種類の傾向がみられ た。

(2) 材料自身の凝着によって摩耗するポリイミド複合材
 料 (PbO) は相手材料,温度にほとんど依存せず,摩擦
 速度・距離にも依存せず,安定した摩擦係数 (μ = 0.1 ~ 0.25) を示した。

第3章 宇宙マニピュレータのアクチュエータの試作研究

宇宙マニピュレータのキーテクノロジの1つとして、 アクチュエータがある。これは、次の2つの点で新たな 研究課題となっている。第一は宇宙という超高真空下で 駆動する長寿命アクチュエータの開発である。ここでは 真空における摩擦、摩耗が主要課題である。現在、宇宙 においては人工衛星の太陽電池パネルやデスパンアンテ ナの駆動装置が実用に供されているが、必要とする定常 駆動トルクはマニピュレータのそれに比し極めて少な く、また現用されているシャトルのマニピュレータも軌 道上での長期間使用を前提としておらず、マニピュレー タ用長寿命アクチュエータの開発が望まれている。第二 はトルク/重量比の高いアクチュエータの実現である。 スペースシャトルの実用化により宇宙への輸送コストは 低下したものの、自由飛行型テレオペレータの腕の軽量 化は推薬消費量の軽減のために、マニピュレータの低慣 性モーメント化は操作性の向上のために依然として重要 であり、アクチュエータの軽量化はその要となっている。 しかし宇宙マニピュレータの研究は緒についたばかりで あり、この様なアクチュエータの研究はほとんどなされ ていない。そこで本章では 3.1 で精密な作業を行う 1m 程度のマニピュレータの関節を駆動するアクチュエータ としてハーモニックドライブを、3.2 で大質量のペイロ ードを扱う 10m 程度のマニピュレータの関節を駆動す るアクチュエータとして 3K 型不思議遊星歯車を取り上 げ、研究を行った。

3.1 小型マニピュレータ用ハーモニック

ドライブアクチュエータ

本節は小型の宇宙マニピュレータの開発に先立ち, 小型化に適したハーモニックドライブアクチュエータ に関するものである。まずマニピュレータ用アクチュ エータの要求条件を述べ、次いでサーボモータおよび 減速機の寿命限定要因である摺動部の超高真空環境下 における基礎実験と考察を述べる。特にハーモニック ドライブの材料と潤滑法について詳しく調べ,長寿命 化への見通しを得た。最後にこれらの成果をもとに試 作した軽量化アクチュエータと小型マニピュレータを 紹介する。

3.1.1 小型マニピュレータ用アクチュエータの要求条 件

ここではアーム長 1m 程度のマニピュレータを考え る。この長さのマニピュレータは人間の手に代わる作業 を分担することが多く、先端力としては比較的小さいが 器用さが重要となる。そのためにはとくにリスト、ハン ドを軽量化し慣性モーメントを低下させる一方、小型化 によりハンドの高機能化のためのセンサ、プリプロセッ サの搭載スペースを確保することも実用上重要なことで ある。従って、アクチュエータの小型、軽量化は重要な 課題となる。現在、宇宙において実用化しうるアクチュ エータとしていくつか候補が考えられるが、信頼性およ び上述の観点から選択すると電気モータによるハーモニ ックドライブ方式あるいは遊星歯車減速方式が適してい る。予備試作により遊星歯車減速方式は数 10Nm 以下の トルク領域ではハーモニックドライブに比し、大きさの 短所が顕著になることがわかった。したがってここでは ハーモニックドライブアクチュエータを取り上げ、特に 小型化の要求される出力数 Nm 程度のリスト用アクチュ エータを中心に述べる。

次に宇宙における耐環境性であるが,熱,放射線. 真 空等のうちアクチュエータにとって最もクリティカルな のは超高真空下における摺動部の潤滑と寿命である。ハ ーモニックドライブアクチュエータにおいて寿命が問題 となるのは,モータ軸受と歯車である。この潤滑は周囲 を汚染することなく,長期間の使用に耐えるものでなけ ればならない。マニピュレータのアクチュエータとして の寿命は軌道上で10年間,累積稼働時間1,000時間 (週2時間の稼働率に相当)が最低限必要と考えられ, ここでの一応の目標とした。

上記課題を研究するため、実験用アクチュエータを試 作した。ブラシレスサーボモータの低トルク・高速度の 出力をハーモニックドライブにより高トルク・低速度の マニピュレータ関節に適した定格に変換する。ここでの 関節の定格出力は 3Nm, 1rad/s とし、位置精度は ±0.1 度とした。使用環境は 10⁻⁵Pa 台の真空とした。

3.1.2 モータ軸受

すでに地上で確立された技術である直流ブラシレスモ ータを宇宙用に開発すること自体はさしたる困難はな い。ただ1つ問題となるのはハーモニックドライブアク チュエータを駆動するために生じる荷重条件に対し十分 な寿命を有するモータ軸受を得ることである。そこで表 3.1 に示した数種類の軸受の真空中での寿命試験を実施 した。宇宙用軸受に関しては[宮川 82] により二硫化 モリブデンスパッタ膜に関する研究がなされているが, これらを参考にマニピュレータ用アクチュエータへの実 応用の観点から、固体およびグリース潤滑を含めてこの 使用条件に合わせた試験を行った。

供試軸受はA, Bの2対とし,Aはモータに組込み, Bはモータ延長軸上の円筒ハウジング内に組込み,一体 化し,真空槽内に設置した。Bは定期的に取り外し,摩 耗量測定や摩耗状態の観察等を行った。また、ハウジン グを回転方向に自由にし,接線力をロードセルで検出し, 摩擦トルクの測定を行った。軸受温度はハウジングの軸 受付近温度を熱電対で測定することで推定することにし た。試験における負荷条件はハーモニックドライブアク チュエータの駆動により発生するスラスト荷重の最悪値 を想定し(ウェーブジェネレータ/フレクスプライン間 の摩擦係数0.2),スラスト方向に 30N とした。この荷

試料番号	形式	ボール・レース潤滑	保持器材料
1	単列アンギュラ (接触角15°)	MoS ₂ スパッタ膜	PTFE / MoS ₂ / ガラス繊維
2	単列アンギュラ (接触角15°)	MoS ₂ スパッタ膜	PTFE / Mo / ガラス繊維
3	単列アンギュラ (接触角15°)	Agイオンプレーティ ング	PTFE / Mo /ガラス繊維
4	単列アンギュラ (接触角15°)	MoS ₂ スパッタ膜	Cu / Ta / MoS ₂
5	単列深みぞ (シール型)	PFPEグリース	鋼

表 3.1 軸受の諸元と試験条件

形状	608相当	回転速度	4,000 rpm
基本静定格荷重	1,490 N	食 ラジアル	5 N
基本動定格荷重	2,730 N	荷 スラスト	30 N
等級	JIS 3級	雰囲気圧力	10 ⁻⁵ ~10 ⁻⁶ Pa
軸受材料	SUJ2	ベース温度	20°C
保持器形式	外輪案内		

表 3.2 軸受の真空試験結果(*軸受) 個当たり)

試料番号	累積回転数 (×10 ⁸ □)	平均損失トルク*	平均摩耗量*
1	5.3, 5.4	1.3	2.0
2	5.7	1.1	0.9
3	2.3, 3.9	1.3	2.5
4	1.3, 1.9	1.6	11
5	>5.5, >10.7	2.3	NA

重は供試軸受の大気仕様での基本動定格荷重の 1.1% に あたる。目標寿命は余裕をとり5×108回転とした。真 空槽はターボ分子ポンプによりオイルフリーで排気さ れ、試験開始時で 10⁻⁵Pa、定常で 10⁻⁶ Pa 台の超高真空 に保たれている。モータ取り付け台は約20℃に一定化 したが、他は温度制御していない。試料1、2は二硫化 モリブデン スパッタ膜ボールと PTFE 複合材料保持器の 組合せであり、1 は PTFE 複合材料に重量比 8% の二硫 化モリブデンを含有させ、PTFE の移着のほかに二硫化 モリブデンによる潤滑を期待したものであり、2はこれ を含まず、耐摩耗性のため、Moを含ませたものである。 3は従来からの軟質金属による潤滑を踏襲したものであ る。4 は二硫化モリブデンを 70% 含んだ金属焼結複合材 料で、耐久性と耐熱性を期待した。 5 は極低蒸気圧特性 を有する PFPE を基油としたグリースの適用可能性を調 べる目的で試験した。このグリースは、ちょう度 280~ 290 に調整し、添加剤は使用しなかった。

表 3.2 に試験結果の要約を示す。1,2の固体潤滑方 式と5の PFPE グリース潤滑方式が目標寿命を達成し た。1 では二硫化モリブデン の含有効果は見られず,逆

> に2に比し二硫化モリブデン 粉末を主とする保持 器摩耗粉の増大という欠点が現れた。1,2ともボ



l mm



図 3.1 試験後のボール (a) 試料 1.54 × 10⁸ 回転後、

(b) 試料 4.13 × 10⁸ 回転後

ールに微小のピットが発生し(図 3.1 (a)),回転騒音 が発生したので試験を打ち切った。3 は Ag の薄膜が早 期に剥がれ,寿命目標を満足しなかった。4 は焼結金属 からの摩耗粉の供給が過剰でボールに凝着し(図 3.1 (b)),正常な回転を起こさなくなった。5 は最も寿命が 長く,余寿命を残したまま実験を終了した。

図 3.2 に寿命特性の優れていた 2,5 に関し,摩擦ト ルク,軸受温度,重量減少の経時変化を示す。2 の重量 減少は主として保持器の摩耗によるものであり,スラス ト荷重が増加すると摩耗粉も増加することが追加実験に より認められた。また,自らあるいは相対する軸受から 飛散する摩耗粉が軌道輪に固着され摩擦トルクの急増を 招く場合が見られ,固体潤滑方式を適用する場合には設 計上の配慮が必要であることがわかった。5 の重量減少 は 2 段階あり,初期は主として軸受両側に排除された PFPE のシールド板からの浸み出し,定常時は蒸発によ るものと考えられる。また,PFPE グリースの場合は, グリース封入量により摩擦トルクが異なり,軸受温度も 異なる。このグリースでは 0.15g 程度の封入量が適当で あり,0.2g 以上では摩擦トルクが急増した。2 と 5 の比 較では 2 は摩擦トルクが小さく安定している一方,5 は



図 3.2 軸受真空実験における特性の変化(軸受1個当たり) (a) 試料 2,(b) 試料 5 (グリース充填量 0.19g)

摩擦トルクの経時変化があり,静止摩擦と定常動摩擦ト ルクの比が大きい反面,荷重/寿命のマージンが大きい ことが特徴として認められた。

これらを総合するとこのアクチュエータにおいては 2,5の使用が適当であると結論される。そこでサーボ 系としての制御性を考慮し、摩擦トルク(とくに起動ト ルク)の安定している2をモータ軸受に採用することと した。この場合の軸受1対の摩擦トルクは2×10⁻³Nm 程度である。

3.1.3 ハーモニックドライブアクチュエータ

ここでは小型軽量のアクチュエータの減速機部として ハーモニックドライブアクチュエータに対し, 耐真空環 境性の面から, スプライン歯面, およびウェーブジェネ レータの潤滑について実験を行い, 摩擦トルクを低減し, かつ長寿命を得る方法を調べた。

(1) ハーモニックドライブアクチュエータの原理

ハーモニックドライブアクチュエータは図 3.3 に示す ようにウェーブジェネレータ、フレクスプライン、 サーキュラスプラインの3つの要素から構成され る。

ウェーブジェネレータは楕円状のカムと外周には められた玉軸受からなり、軸受の内輪はカムに固定



され,外輪はボールを介して弾性変形する。

フレクスプラインは薄肉、カップ状の金属弾性体 で開口部の外周に歯が刻まれている。

サーキュラススラインは剛体でリング状をしてお り、内周にフレクスプラインと同じピッチの歯が刻 まれていて、フレクスプラインより2枚多くなって いる。

フレクスプラインは、ウェーブジェネレータによ り楕円状にたわめられ、楕円の長軸の部分でサーキュラ スプラインとかみあい、短軸の部分では歯が完全に離れ た状態になる。この状態でサーキュラスプラインを固定 し、ウェーブジェネレータを回転すると、フレクスプラ インは弾性変形し、サーキュラスプラインとのかみあい 位置を順次移動していき、ウェーブジェネレータが1回 転したとき、フレクスプラインはサーキュラスプライン より歯数が2枚少ないのでその分だけウェーブジェネレ ータの回転方向とは逆方向に移動する。一般にその動き を出力として取り出す。

(2) 試験装置および試験条件

ハーモニックドライブアクチュエータには楕円カムと フレキシブルなスプラインが使われており、動作機構が 複雑で理論解析も困難で、実機に近い構成でその寿命評 価を行う必要がある。そこで、図 3.4 に示す試験装置を 真空槽内の側壁に取り付け、モータとハーモニックドラ イブアクチュエータを組み合わせ、重力場で最大 3Nm の負荷トルクを与える重錘を定速度(10rpm)で連続回



図 3.4 ハーモニックドライブ関節動作試験装置

表 3.3 ハーモニックドライブ諸元と試験条件

	型番	CS-14	回転速度	10 rpm
	フレクスプライン	220	負荷トルク	3 Nm
团权	サーキュラスプライン	222	雰囲気圧力	10 ⁻⁵ Pa台
	ピッチ円径	38mm	目標寿命	1,000時間
	減速比	1/110		
	ロストモーション	0.4~1.5分		

転させて寿命評価を行った。この負荷パターンは正弦波 的で多関節マニピュレータの加速度パターンに類似して いる。ギアの諸元および試験条件を表 3.3 に示す。ギア の寿命は、一定速度でアームを回転させたときの伝達効 率が 50% 以下になるまでの時間と定義し、目標寿命を 1.000 時間(出力軸回転数 6 × 10⁵、歯のかみあい数 1.2 × 10⁸)とした。トルク損失はモータ電機子電流か ら換算して得た。試験中は回転速度、真空圧力、モータ 電流、アクチュエータハウジング温度をモニタした。使 用したハーモニックドライブの形式はカップ型と呼ばれ るもので大気中で油潤滑した場合の使用は定格 10Nm 相 当のものであり、ここでは宇宙用として 30% のディレ ーティングでの使用条件で試験を行った。

(3) スプライン部

ハーモニックドライブアクチュエータにおいてその寿 命に最も大きい影響を与えるのは歯車に相当するスプラ イン部(フレクスプラインおよびサーキュラスプライン) の材料と潤滑法であり、まずこれについて調べた。負荷 トルク 3Nm とし、歯形状をインボリュートとし、同時 に 5%の歯がかみあっていると仮定して、歯面接触応力 の概算をすると約 210MPa となる。

試料番号	サーキュラスプライン	フレクスプライン	
1	球状黒鉛鋳鉄 (未処理)	Ni-Cr-Mo鋼 (未処理)	PFPEグリー ス塗布
2	球状黒鉛鋳鉄 (MoS₂焼成)	Ni-Cr-Mo鋼 (MoS₂ 焼成)	
3	球状黒鉛鋳鉄 (MoS₂焼成)	Ni-Cr-Mo鋼(TiNイオ ンプレーティング)	
4	球状黒鉛鋳鉄 (Niめっき+PTFE)	Ni-Cr-Mo鋼 (MoS₂焼成)	
5	球状黒鉛鋳鉄 (Crめっき+PTFE)	Ni-Cr-Mo鋼 (未処理)	
6	ステンレス鋼 (Niめっき+P T FE)	窒化鋼 (イオン窒化)	PFPEグリー ス塗布
7	ステンレス鋼 (イオン窒化)	窒化鋼 (イオン窒化)	PFPEグリー ス塗布

表 3.4 スプライン材料と潤滑法



図 3.5 ハーモニックトライブの兵至試験 (500 時間まで、スプライン部の潤滑に注目)

表 3.4 に試験に供した両スプラインの材料および潤滑 法を示す。フレクスプライン/サーキュラスプラインの 組合せはニッケルクロムモリブデン鋼/球状黒鉛鋳鉄の もの、イオン窒化した窒化鋼/ステンレス鋼の2種類を 試みた。歯面の硬化処理として窒化チタンイオンプレー ティング (2μm厚) およびイオン窒化 (30μm深さ) を 試みた。また、潤滑処理として二硫化モリブデン 焼成 膜 (エポキシバインダ、5μm厚), 無電解ニッケルめっ

きのポーラスに PTFE を含 浸したもの、クロムめっき に PTFE を含浸したものを 試みた。さらに一部試料に 対しては半固体潤滑として モータ軸受に用いたものと 同一の PFPE グリースを試 みた。この実験において、 ウェーブジェネレータの潤 浴はグリース潤滑(1,6. 7) では同一のグリースを 用い、他の固体潤滑では二 硫化モリブデン 膜を用い た。

寿命試験の 500 時間まで の結果を図 3.5 に示す。固 体潤滑法(二硫化モリブデ ン 焼成膜, PTFE 含浸金属 めっき) では寿命の短いも のでは 10 時間以下(4) で あり、長いものでも 120 時 間程度(5) であり二硫化 モリブデン焼成膜を用いる と、寿命は短いがその間の 摩擦トルクは少なく、伝達効率は良好であった。 一方、PFPE グリースを用いると寿命は長くな り、歯面を硬化させたもの(7:H_v=800)では 1,000時間以上の寿命が得られた。6は、PFPE を用いてもポーラス構造のように歯面のミクロ な強度が脆弱な場合には効果が少ないことを示 している。また、1では歯面の摩耗が7に比し やや大きく、表面硬化法が寿命に有利に働いて いることが認められた。PFPE グリースによる 潤滑は二硫化モリブデン焼成膜に比し約 30% の摩擦トルクの増大となった。これはウェーブ ジェネレータ軸受でのグリース攪拌とスプライ ン部歯面でのグリースの粘着力による損失が大 きいためと考えられる。

試験後の歯面の観察によると、3以外の固体潤滑方式 では、摩擦トルクの増加の直接の原因はスプライン部で 起きており、繰り返し摩擦による固体潤滑膜の難脱が進 み金属どうしのかみあいが局所的に起こり歯面での著し い損耗が起こっていることが認められた。図 3.6 (a) には2のフレクスプラインの試験前後の写真を示す。試 験後(80時間後)では歯形がかなり崩れていることが わかる。また、3では歯面の損耗はほとんど観察されな







0.4mm

図 3.6 フレクスプラインの海面(電子頻微鏡写真) (a-1)試料 2 試験前,(a-2)試料 2 試験後(80時間後) (b-1)試料 7 試験前,(b-2)試料 7 試験後(2,000時間後)

かったが、比較的初期に凝着によって摩擦トルクが急増 したものと推定される。これは歯面の一方だけに二硫化 モリブデン焼成膜を付けただけでは潤滑が不十分である ことを示している。7 については歯車寿命として 2,000 時間以上を確認しており、歯面の摩耗は軽微であった (図 3.6 (b))。

PFPE グリースの試験前後(1,000 時間)の観察を行っ たが、外観上は白色であったものが黒っぽく変色してい た。分析によると鉄が検出されており、歯面のわずかな 摩耗粉によるものと考えられる。顕微鏡観察すると増ち よう剤の PTFE 粉末の粒径が 10µmから1µm 程度に微 細化していた。赤外分光による分析では図 3.7 に示すよ うにグリースの組成そのものが分解等の変化を起こして いるようすは認められなかった。なお、このときの歯面 平均温度は直接測定していないがサーキュラスプラ イン近傍の温度から推定し 100°C 前後と推定され る。この試験結果から、スプライン歯面の潤滑には 間体潤滑は困難で、PFPE グリースが適していると いえる。

(4) ウェーブジェネレータ部

前節で述べたように、スプライン部歯面の潤滑に は PFPE グリースを用いると長い寿命が得られるが、 ウェーブジェネレータの軸受の潤滑にもこれを用い ると、摩擦トルクが大きい。そこで、この潤滑法を いくつか試み、摩擦トルクの低減化の方法を調べた。 この軸受は楕円カムを駆動するため周期的なラジア ル荷重(経験式による概算ではボール | 個あたり約 23N)を受け、またすべり摩擦を伴い通常の玉軸受 とは摩耗機構を異にする。ウェーブジェネレータの 軸受の潤滑法として表 3.5 に示すものを試みた。す なわち PFPE グリース、二硫化モリブデン 焼成膜、 二硫化モリブデン スパッタ膜の 3 種類を取り上げ た。このとき、スプライン歯面は表面硬化し PFPE グリース潤滑を行い、スプライン部が寿命制限要因 とならないようにした。

実験結果を図 3.8 に示す。いずれの場合も目標寿 命を達成できた。玉軸受の潤滑法を固体潤滑にする と PFPE グリースを使った場合に比べて、摩擦トル クを 10 ~ 30% 低減できる。図 3.9 に二硫化モリブ デン 焼成膜、二硫化モリブデン スパッタ膜の試験 前後の表面電子顕微鏡写真を示す。いずれの場合も 試験前後で全くようすが異なる。ともに二硫化モリ ブデン 膜は外観上ほとんど欠落しているが、EPMA (Electron Probe Micro-analysis) による半定量測定の 結果からモリブデンの残留(約5%)が認められた。こ のことをさらに詳しく調べるため、スパッタ膜に対し SIMS (Secondary Ion Mass Spectroscopy)で試験前後の 表面分析を行った。このようすを図 3.10 に示す。試験 後でも表面近傍においてはバルクのモリブデンに比べ、 400 倍程度のモリブデンが観測された。これらのことか ら、1,000 時間の動作後も残留二硫化モリブデンが潤滑 に寄与していたものと考えられる。

2の試料では約700時間,3では約300時間から摩擦 トルクの増大が認められる。2は約5µmの焼成膜に対 し、3は0.5~1µm 厚のスパッタ膜であり,その差とな っているかもしれない。3がこの後も長期間にわたり比 較的安定しているのは二硫化モリブデンスパッタ膜の 大部分が離脱した後,残留二硫化モリブデン薄膜と保持



運転時間、時間

図 3.8 ハーモニックドライブの寿命試験結果(1,000 時間まで、 ウェーブジェネレータの玉軸受の潤滑に注目)

表	3.5	ゥ	ı	7	17	I	ネ	V-	9	の	周清	注
---	-----	---	---	---	----	---	---	----	---	---	----	---

試料番号	保持器	ウェーブジェネレータ潤滑
. 1	ナイロン66十ガラス繊維	PFPEグリース
2	ナイロン66十ガラス繊維	MoS ₂ 焼成膜
3	PTFE+Mo+ガラス繊維	MoS2スパッタ膜





図 3.9 ウェーブジェネレータの軸受のボールの変化(電子顕微鏡写真) (a-1)二硫化モリブデン焼成版 試験前 (a-2)二硫化モリブデン焼成版 試験後(1,000時間後) (b-1)二硫化モリブデンスパッタ膜 試験前 (b-2)二硫化モリフデンスパッタ膜 試験後(1,000時間後)

器からの移着 PTFE 薄膜が相補いながら潤滑に寄与して いたものと考えられる。3 の場合の減速機としての平均 伝達効率は約 55% である。

(5) 寿命に関する考察

PFPE グリースをスプライン歯面の潤滑に使用する場合、1,000 時間の動作寿命に対しては解決されたが、非 作動状態での蒸発量を見積る必要がある。概略値を求め るため非作動時の歯面の温度を 20°C とし、最悪状態と してかみあい部から PFPE 基油が自由空間に蒸発するも のと仮定すれば、約3×10⁻⁴g/yr となる。したがって、 10 年間のミッションでは数 mg のオーダとなり、これは 該当箇所の付着 PFPE 基油量の約 5% でありわずかであ る。また PFPE は耐放射線性に優れている上に通常はハ ウジングで囲まれているので放射線劣化の問題は少ない であろう。

次に歯面の表面硬化であるが、モジュールを小さくしていったとき、サーキュラスプラインのイオン窒化による歪みが実用上問題となる可能性があるため、窒化チタンイオンプレーティング (2µm厚) を試みた。PFPE 潤

滑した場合、1,000 時間後でもイオンプレーティング膜 は十分残存し、それ以上の使用に耐えることが確認され た。

これまでの対策の結果、ハーモニックドライブアクチ ユエータの寿命はウェーブジェネレータとフレクスプラ インの間のフレッチングに近い微動滑り摩擦による摩耗 が限定要因として顕在化してきた。図 3.11 にこの部分 (フレクスプラインの内側)の電子顕微鏡写真を示す。 接触部では表面の状態が全く異なり,摩耗が進んでいる。 この部分は構造的にグリースが排出されやすいため、摩 耗が進行するものと考えられ、ここにグリースを保持す るための溝を入れる等の工夫が寿命延長のため必要であ ろう。

3.1.4 試作

これまでに得られた基礎実験による成果をもとに小型 マニピュレータ用アクチュエータを試作した。図 3.12 にリスト用アクチュエータの断面図を示す。また表 3.6 にその仕様諸元を示す。モータは制御性の点から直流サ ーボモータとし、またブラシの摩耗による寿命制限およ



(a)試験前 (b)試験後(1,000時間後)

び電磁雑音の軽減から、ブラシレス方式とし、3相8極 インナロータ型とした。インナロータとしたのはステー タ電機子コイルの発熱をハウジングを経由してアーム構 体に伝導させるための熱設計上の配慮からである。アク チュエータの小型軽量化を図るためロータをサマリウム コバルト系の永久磁石とし、さらにモータ、ハーモニッ クドライブ、エンコーダおよび駆動回路を一体化した。 軸方向への延長を避け、空間容積の有効利用を図るため、 モータロータはハーモニックドライブを取り囲む構造と した。エンコーダは小型軽量化のため光学式とし、ガリ ウム砒素赤外発光ダイオードとシリコンフォトトランジ スタのフォトカップラと角度刻みのスリットを有したス テンレスディスクから構成した。このような工夫により, 通常のハーモニックドライブ方式に比し約 1/2, 遊星歯 車方式に比し約1/3の重量のアクチュエータが実現でき た。

モータ軸受の潤滑には二硫化モリブデンスパッタ膜と PTFE 複合材料保持器の組合せ(表 3.2 の 2)を用い、ハ ーモニックドライブのウェーブジェネレータには同様の



_____ 20 μ m

図 3.11 フレクスプラインの内側の摩耗状況(試料7)



図 3.12 ハーモニックドライブアクチュエータ (リスト部) の断面図

表 3.6 アクチュエータの仕様(リスト用)

	定格トルク	0.065 Nm
	定格速度	77 rad/s
- .	トルク定数	0.14 Nm/A
モータ	電機子抵抗	2.0 Ω
20	インダクタンス	2.0×10^{-3} H
	ロータ慣性	$75 \times 10^{-6} \text{kgm}^2$
	最大トルク	0.15 Nm
	減速比	110
ギア部	定格トルク	5 Nm
	定格速度	0.7 rad/s
寸法	(シャフトを除く)	¢ 85 × 74
<u> </u>	量	0.60 kg

固体潤滑を施し、スプライン南面は PFPE グリース潤滑 とした。なお、フレクスプラインはイオン窒化により、 サーキュラスプラインはステンレス鋼(H_{RC} = 30 ~ 35) に窒化チタンイオンプレーティング(2μm)により表面



図 3.13 真空仕様 6 自由度マニピュレータ

硬化処理したものを用いた。このアクチュエータは耐真 空環境性の全長 1m 程度の6自由度腕型マニピュレータ の関節駆動に使われた。サーボアクチュエータとしての 特性に関しては多少のトルクむらとフレクスプラインの 低剛性に起因する固有振動数の低下の短所はあるもの の、リスト部、ハンド部の駆動では許容しうる程度であ る。

本節で開発したハーモニックドライブアクチュエータ を用いて試作した真空仕様の6自由度マニピュレータの 写真を図 3.13 に示す。

3.2 大型マニピュレータ用高トルクアク

チュエータ

宇宙の無重力環境を長期的・大規模に利用するため、 宇宙ステーションやプラットフォームなどの大型構造物 の開発計画が進行している。宇宙において大型物体のハ ンドリングや大型構造物の組立を行うには、長さ 10m 程度のマニビュレータが必要となる。その駆動源には 10³Nm 程度の高トルクが必要とされるほか、耐宇宙環境 性、小型・軽量および低速度領域での良好な制御性が要 求される。この種のアクチュエータは国外ではスペース シャトルに搭載されているマニピュレータ [Hinds 80] に見られるが、宇宙での長期間使用を前提としておらず、 宇宙ステーション等で用いる軌道常駐型のマニピュレー タのアクチュエータの開発は高真空中での耐久性の点で 新たな研究課題となっている。本節ではこのようなアク チュエータの基礎技術を得る目的で、小型・軽量化と耐 真空性に重点を置き、試作研究を行った結果について述 べる。前者に関しては減速機に不思議遊星歯車機構を用 いることにより、後者に関しては高負荷歯車の真空潤滑 法の研究により、実用化の見通しを得た。

3.2.1 アクチュエータの仕様と構成

(1) 設計の基本方針と仕様

大型宇宙マニピュレータのアクチュエータの開発にあ たっては、(1)宇宙空間が真空,放射線,熱の点で地上 と著しく異なる環境であること、(2)無重力下で長いマ ニピュレータにより大質量の物体を駆動すること、(3) 小型・軽量が特に要求されることから、地上用とは異な った設計思想が必要となる。第1の要件では特に真空中 における摺動部の耐久性が問題となる。そのためモータ の高トルク化による減速機の負担軽減とブラシレス化を 図るとともに、歯車材料と真空における潤滑の基礎実験 の結果に基づき潤滑法を決定した。

第2の要件では、高トルク・低角速度の出力特性と安 全上ブレーキが不可欠なため、速比の大きな減速機が有 利であり、さらにマニピュレータの振動抑制のために出 力軸剛性の高いことが要求される。また第3の小型・軽 量化要求があり、これらを同時に満たすものとして不思 議遊星歯車機構を採用した。シャトルのマニピュレータ では平歯車と差動遊星歯車の組合せを用いているが、本 方式は上記の点で宇宙用として適しており、またロボッ ト用減速機としても新しい試みである。

表 3.7 に試作したアクチュエータの仕様を示す。長さ

У	バス電圧	48 V	
カ	定格電流	<2.3 A	
Æ	定格トルク	700 Nm	
カ	定格速度	0.05 rad/s	
	効率	>32 %	
制御範囲/精度			
トルク		100 - 840 Nm ±10%	
速度		0.0017 - 0.07 rad/s ±5%	
位置		0 - 350 ±0.1deg	
减速比		1/351	
重量		20 kg	
寸法		\$200 × 300 mm	

表 3.7 高トルクアクチュエータの仕様



図 3.14 高トルクアクチュエータの外観と断面図

10m 程度のマニピュレータの肩ビッチ関節を想定したもので定格出力を700Nmとした。これは質量7nのペイロードを先端加速度10⁻²m/s²で移動させ、また70Nの先端力で押し引きができる能力に相当し、宇宙ステーションで必要とされる作業の大部分を満たすものと考えられる。寿命は宇宙空間で1,000時間以上(約25,000回の関節往復駆動)の累積動作、質量は20kg以下を目標とした。図3.14に試作したアクチュエータの概観と断面図を示す。モータ、プレーキ、減速機、エンコーダおよびドライバからなる。

(2) 各部の構成

モータは摩耗条件 軽減のため低速・高トルク (168rpm, 3.43Nm)の直流ブラシレス式とし、多極・多 スロット(3相12極)の偏平形構造とした。トルクリ ップル低減のためスロットをスキューさせ、また真空中 における電機子巻線の排熱とロータ慣性を低下させるこ とを考慮しインナロータとした。設計効率は64%とし た。

ブレーキは大質量を扱う本アクチュエータにとって安 全上重要な要素である。負作動形電磁ブレーキとし、保 持トルクを出力軸喚算で約 850Nm とした。真空中での 摩擦特性,耐熱性および耐放射線特性の観点から数種の ポリイミド複合材料をブレーキディスクの候補とし,真 空中での摩擦・摩耗試験を行い,最も摩擦係数の安定し た酸化鉛を分散材とする材料を採用した。

減速機は減速比を 1/351 とし、モータ軸と一体化した 太陽歯車を入力軸とする 3K 型不思議遊星歯車機構を用 いた。減速機構の詳細は後述する。

エンコーダは小型・軽量化の点からステンレスディス クと赤外フォトカプラによる2相インクリメンタル光学 式のものをモータ軸に一体化して内蔵させた。ドライバ は転流回路とパワーアンプからなり、ホール素子による 磁極検出で整流を行い、電圧形パルス幅変調方式により 電機子電流を制御する電流制御方式とした。

3.2.2 減速機の設計

(1) 機構設計

3K型不思議遊星歯車の機構(図 3.15 参照)の最大の 特徴は高減速比を1段で得られることであり、アクチュ エータの著しい小型・軽量化をもたらす。出力軸剛性に 関しては、遊星と内歯車のかみあい部で内歯車のリムが 膨らむ方向に荷重を受け接線方向への変位δを生じ、ね





	歯車				
	Α	8	С		D
歯数	12	47	10	5	108
歯先修正係數	0.39	0.324	1.6	4 [0
歯幅 (mm)	22	45	22	2	_22
モジュール		1.	25		
工具圧力角 (deg.)			20		
歯の組み合わせ	A/B B/C			B/D	
ヘルツ応力 (MPa)	300	52	0	620	
すべり速度 (mm/s)					
接近	43.5	11.	3	;	3.9
後退	56.4	3.	3	1	1.8
1000時間あたり のかみ合い回数 (x10 ⁷ 回転)	2.71 (/ 0.23(E	A) 0.23 3) 0.31	(B) (C)	0. 0.	23(B) 30(D)

図3.15 3K型不思議遊星歯車の機構と仕様

11、太陽歯車,21.遊星雨車,31.固定内歯車,41.回転内嶺車,51.キャリア,61.キャリア個板,71.出力軸,81.ケース, 91.モータブランケット,101.遊星歯車用軸受,111.遊星歯車用ウェーブワッシャ,121.キャリア用軸受,131.内歯車用軸受, 141.太陽歯車用軸受,151.出力軸用軸受,161.出力軸軸受用ウェーブワッシャ,171.出力軸軸受用ストップリング, 181.出力軸軸受用歯付座金,19,201.ポテンショメータ、211.ポテンショメータ用ブラシ



じり剛性に影響するが $\delta \propto \tan^2 \alpha_b$ の関係があり (α_b はか みあい圧力角)、本機構はハーモニックドライブなどに 比べ α, が小さいので剛性が高くできる。さらに、内歯 車出力のためキャリアに作用する力が小さく、差動遊星 機構などのキャリア出力方式に比べ剛性を高くできる。 また同様の理由から、遊星の支持軸受荷重が小さいので 動作荷重を大きくとれない真空用軸受にとって有利であ る。一方、この機構は遊星歯車の歯の位相を移相し、両 内歯車の歯数差を変える方法により 1/60~1/1,000の広 範囲の減速比を1段で得ることができる[堀 86]。この ことは、同じ機構で多関節マニピュレータの全てのアク チュエータを設計できることを意味し、信頼性管理の厳 しい宇宙機器の開発に都合がよい。図 3.16 にこの方法 で得られる内歯車の歯数と速比の関係および本設計点を 示す。効率に関しては速比の低い領域では平歯車による 多段減速や 2K-H 型遊星歯車機構と比べ劣るが、これら

が高い速比になるほど効率が低下するのに対し、本機構 は両内歯車の歯数差が一定であれば効率が速比によらず ほぼ一定となるため、速比が高い減速機ほど有利とな る。

以上の利点を生かして減速機の機構設計を行った結果 を図 3.15 に示した。歯車はインボリュート平歯車であ り、固定内歯車Cと回転内歯車Dは歯数が異なるが、 転位によって歯先円をそろえてある。内歯車Cはフレ ームに固定し、Dは出力軸に連結してある。CとDの 歯数を Z_c < Z_nとし、入力軸と出力軸が同方向回転にな るようにした。 遊星歯車 B は荷重の均一化のため円周 に3個を等配分した。最大ヘルツ応力は650MPa以下と して設計した。小型化を図るには減速機の小径化に効果 のある太陽歯車Aの歯数を少なくすればよい。この機 構ではAに作用する歯面荷重が小さく、歯数を少なく できる。ここでは、歯元切下げ限界と歯先とがり限界を 考慮し、さらに遊星歯車装置として組み立つ最少の Z₄= 12を採用した。これを基準にCとDの歯数を決定し、 減速機の外径 190mm と小形化できた。これにより入力 軸慣性モーメントは3×10-5kgm²と大幅に小さくでき た。また、両内歯車リムの薄肉化、伝達軸の中空化、キ ャリア支持軸受と回転内歯車支持軸受への薄肉軸受の使 用などにより軽量化を図り、質量 8.6kg, 伝達トルク/ 重量比で 81Nm/kg の軽量の減速機を製作できた。 わずか4種類、計6個の平歯車で構成でき、信頼 性の点でも優れた減速機構となった。

(2) 歯車材料と潤滑剤

超高真空中で使用するアクチュエータにとって、 減速機の歯車の耐久性が最大の課題である。一般 に超高真空下での清浄な金属表面どうしの接触で はコールドウェルディングと呼ばれる凝着現象が 起こりやすく、歯車材料および潤滑剤の選定が重



図 3.17 スペースチャンバに取り付けられた高トルク アクチュエータ

要となる。しかし本アクチュエータで使用する高面圧領 域における超高真空下での歯車のトライボロジに関する 基礎的データはほとんどなく、そのため歯車要素単独の 寿命試験を実施してきた(第2章)。その結果を踏まえ、 歯車材料にイオン窒化処理した窒化鋼(H_v = 1,000) お よび熱処理硬化したステンレス鋼(SUS440C, H_v = 650) の組合せを選び、潤滑剤として PFPE グリースを用いる こととした。図 2.16 のデータをもとに図 3.15 の負荷条 件から減速歯車の摩耗量を推定してみると、定格負荷で 1,000 時間動作させた場合最大摩耗量は太陽歯車で 8mm 程度となり、全く問題なく使用できる見通しが得られ た。

3.2.3 真空試験と評価

(1) 試験装置

図 3.17 に試作したアクチュエータの外観を示す。試験・評価のためには宇宙環境での動作条件を模擬できる ような試験装置が必要となる。この場合,超高真空と無 重力での負荷状態の模擬が重要であり,図 3.18 に示す 能動式模擬負荷装置を試作し、真空槽に取り付け,試験 を行った。アクチュエータの出力軸は磁性流体シールに

表 3.8 動作試験と熱バランス試験の結果

動作試験		熱バランス試験	
消費電力	96 W	モータ温度	72 ℃
効率	38 %	ブレーキ温度	62
制御精度		内歯車温度	44
速度	±1.3 %	アクチュエータ	24
位置	±0.26 deg	ボディ温度	
バックラッシ	0.06 deg	取り付けフラ	25
ギアボックス効率	68 %	ンジ温度	



図 3.18 高出力アクチュエータ試験のプロック図



より大気中に導出し、増速機を介し負荷装置との整合を 図った。無重力下でアクチュエータにかかると想定され る負荷パターンをマイクロコンピュータで計算し、負荷 制御器により与えうる。負荷トルクはトルクチューブの ひずみをストレインゲージで検出し、計測した。真空装 置の排気系はターボ分子ポンプとクライオボンプから構 成され、オイルフリーの清浄真空が得られる。試験中の 圧力は 10⁻⁵Pa 台の超高真空を維持した。

(2) 試験結果

最初に性能試験および熱平衡試験を行い、次いで寿命 試験を行った。表 3.8 に性能および熱平衡試験の主な結 果を示す。サーボ制御精度、バックラッシ値とも良好で あった。また、熱平衝試験から定格連続運動時のアクチ ュエータの最高温度はモータ部の 72℃で、熱設計が妥 当であることが確かめられた。寿命試験は定格速度で順 方向に 180°(負荷トルク 700Nm)、次に逆方向に 180°回 転させ(負荷トルク 400Nm),これを 10 回繰り返し, 一作業におけるマニピュレータの運動と想定した。次の 運動は実際には数日後となろうが、ここでは加速寿命試 験とし、10分間の停止の後同様の試験を繰り返した。 目標寿命として関節往復駆動 25,000 回を設定した。負 荷トルクを回転方向により変えたのは、負荷条件の耐久 性への影響を調べるためである。定格負荷におけるアク チュエータ効率および減速機効率の履歴を図 3.19 に示 す。効率の変動と漸減が見られるが、アクチュエータ効 率 34% 以上で目標回数まで動作できた。なお全累積動 作時間は約1,300時間であった。

つぎに減速機の効率について考察する。不思議遊星歯 車機構の理論効率 η は求められており [両角 84], 軸受 の損失やグリースによる攪拌損失を無視すれば



$n = \frac{(1 + \eta_1 \eta_2 i_{CA})(1 - i_{CD})}{(1 - i_{CD})}$	
$\eta = \frac{1}{(1 - \eta_2 \eta_3 i_{CD})(1 + i_{CA})}$	(3.3.1)

となる。ここで、 $i_{CD} = Z_d Z_d$, $iC_A = Z_d Z_a$ とし、 η_1 は歯車AとBの、 η_2 はBとCの、 η_3 はBとDのかみあい 効率で、各かみあいの摩擦係数 μ の関数である。この式を用い、本減速機について各かみあいの摩擦係数が等しいと仮定し、理論効率との関係を求めた結果を図 3.20 に示す。歯車要素試験の摩擦トルクの実測値(図 2.13) から平歯車の効率計算式を用い、かみあいの摩擦係数を 求めると約0.1 であった。この値を用い、図から減速機 の理論効率を推定すると73% となる。したがって、損 失要因を考慮すると性能試験時での実測効率 68% は妥 当な値にあるといえる。また、寿命試験で効率が漸減し ており最終的には 62% となったが、図 3.20 より対応す る実効摩擦係数は 0.16 であり、歯面潤滑特性の著しい 劣化はないものと推察される。

(3) 寿命表価

このアクチュエータの寿命を制約するのは歯車の摩 擦・摩耗である。そこで試験後,減速機を分解し各歯車 の歯形誤差,摩耗量,硬さ,表面あらさの測定および表

歯車	摩耗深さ		表面あらさ	
	(µm)		(um)	
	400 Nm	700 Nm	400 Nm	700 Nm
A	4 (3)	7 (8)	0.4	0.3
B-C	2	4	1.2	3.2
B-D	4	10	2.8	2.0
С	3	4	2.8	0.6
D	3	7	3.2	0.6

表 3.9 平均摩耗深さと表面あらさ



図 3.21 太陽歯車の電子顕微鏡写真

面観察を行い寿命評価を行った。表 3.9 に測定した平均 摩耗量と表面あらさの代表値を示す。太陽歯車 A につ いては括弧内に図 2.16 からの推定摩耗量も示したが両 者はほぼ一致している。電子顕微鏡による歯車の観察写 真を図 3.21 に示す。滑り方向に微細な筋が見られ境界 潤滑状態にあったことをうかがわせるが、全体的にきわ めて滑らかな表面状態となっていた。図 3.22 に太陽歯 車の歯形誤差を示す。負荷 700Nm を駆動した左歯面は、 400Nm を駆動した右歯面に比べピッチ点近傍の摩耗が 進行しているが、まだ良好な歯形を維持していることが わかる。遊星歯車 B に関しては摩耗状態が場所により 異なっていた。図 3.23 にピッチ円近傍の歯筋方向の誤



図 3.22 太陽歯車の歯形誤差



差を示す。これから、内歯車 D とかみあう部分(B-D) の摩耗が大きいこと、および分割境界部(遊星歯車 B は内歯車CとDのかみあい部の間に、逃げを設け分割 している)付近の摩耗が特に 700Nm 駆動側で著しいこ とがわかる。前者はかみあい B/D の方が B/C より接触 応力, 滑り速度とも大きいためと、歯車 A が歯車 B-D とかみあっているためと考えられる。後者は機構上、遊 星歯車の歯面が歯幅方向にねじり力を受け中心部に負荷 が集中しやすいためと考えられる。このため内歯車C. Dにおいても歯幅方向全体に荷重分担が行われず、摩耗 も端部に偏っていることが電子顕微鏡観察およびあらさ 測定から認められた。このような荷重分担の不均一があ ったにもかかわらず、歯車は問題となる損傷を受けてい なかった。また、分解後に再組立を行いグリースを補給 して減速機の効率測定をしたところ 72% まで回復し, 試験における効率の漸減の主要因はグリースからの基油 の補給能力の低下によるもので歯車としては寿命余裕を 残していることが認められた。この寿命試験から一層の 長寿命、高信頼性化の要点は遊星歯車の荷重分担の均一 化とグリースの補給能力の向上にあることが明らかとな った。

3.2.4 ブレーキの実験

(1) 実機に組み込んだ実験

2.3 の実験結果からボリイミド複合材料 (PbO) がも っとも優れていたため、これをブレーキディスクとして 採用し、また相手材料としては前述したようにアルマイ ト被膜アルミニウム合金では高負荷でアブレシブ摩耗を 引き起こす可能性が懸念されたため、チタン合金 (Ti-6AI-4V)を採用し、ブレーキ機構を試作し、高出力アク



図 3.24 高トルクアクチュエータとフライホイールの外観写真



チュエータのモータ側に組み込み、実際のブレーキの作 動実験を行った。長さ 8m のマニピュレータの先端の 3t のペイロードを0.066rad/sで動かすことを想定し、その 慣性モーメントを模擬したフライホイール(慣性モーメ ント 1.56kgm²) を製作し、回転させ(通常 222rpm、摩 擦速度 1.6m/s), それを緊急停止することを 15 分おきに 室温・真空中で 300 回行った。アクチュエータおよびフ ライホイールの実験装置の外観写真を図 3.24 に示す。 真空中の 300 回の摩擦トルクとフライホイール停止時間 を図 3.25 に示す。300 回を通して摩擦トルクはほとん ど変化しなかった。回転速度を変化させたときの 300 回 後の減速特性を図 3.26 に示す。(a) は真空中であり、 (b) は大気中である。図 3.26 からわかるように、大気 中では真空中よりわずかに速く減速し、摩擦トルクが大 きくなっていることが示唆されている。300回のモータ 部分における温度は約25~32℃であった。

(2) 実機を模擬した試験機での実験

前節で述べた実験を第2章の摩擦試験機で模擬して追加実験を行った。この実験では試料にかかる面圧を前節の実験と一致させ(面圧 1.7 × 10⁴Pa,負荷荷重 28N), 可動片試料をチタン合金(Ti-6AI-4V)とした。環境温



図 3.27 実機を模擬した摩擦試験機での実験結果 (試料:ボリイミド複合材料 (PbO))

度は室温とした。また、摩擦速度を 800rpm (1.4m/s) と した。繰り返し回数は 150 回とした。このときの摩擦ト ルク (摩擦係数)の履歴を、図 3.27 に示す。摩擦係数 は 2.3 節の結果とほぼ一致していた。実験前後に大気中 での 10 回の繰り返し摩擦を行ったが、この場合も大気 中の方が真空中より若干摩擦係数が大きくなる傾向にあ った。

3.3 結言

宇宙用マニピュレータに適用するハーモニックドライ プおよび不思議遊星歯車機構を用いたアクチュエータに 関する研究を行い、試作を行った。

ハーモニックドライブアクチュエータでは 1m 程度の マニビュレータで精密な作業を行うことを目的に研究を 行った。サマリウムコバルト直流サーボモータとの組合 せで高トルク/重量比を図る一方、超高真空環境下で長 期間駆動するためブラシレスモータとし、さらに軸受, 歯車の材料・潤滑法を調べ, 寿命試験により実用化への 見通しを得た。本研究で得られた主な結論は以下の通り である。

(1) ハーモニックドライブ用サーボモータの軸受の潤滑 法として、ボール、レースに二硫化モリブデンスパッタ 膜、保持器に PTFE/Mo/ガラス繊維の複合材料を用いた 固体潤滑および PFPE を基油、PTFE を増ちょう剤とす る半固体潤滑 (PFPE グリース) が適当であった。摩擦 トルクの低減と安定性の点からは前者が、荷重/寿命マ ージンと摩耗粉汚染の点からは後者が優れていた。

(2) ハーモニックドライブのスプライン歯面の潤滑には PFPE グリースが適当である。歯面の寿命はイオン窒化 等の表面硬化処理により 2,000 時間以上を確認できた。 PFPE グリースの物理化学的性質の変化は確認されなか った。

(3) ハーモニックドライブのウエーブジェネレータの玉 軸受の潤滑には二硫化モリブデン固体潤滑が適用でき、 伝達効率の向上に寄与した。

(4)本ハーモニックドライブアクチュエータの寿命限定 の第一要因はフレクスプライン内側の滑り摩擦による摩 耗であり、より長寿命化するためにはこの部分の潤滑法 の工夫が必要であることが示唆された。

(5) モータ、ハーモニックドライブ、エンコーダおよび 駆動回路の一体化, 集積化によりトルク/重量比が従来 の2倍のアクチュエータが実現できた。

以上により、小型の宇宙用マニピュレータに適用し得 るアクチュエータが得られた。この種のアクチュエータ はマニピュレータのみならず、小型・軽量・耐宇宙環境 性のサーボアクチュエータとして今後の宇宙開発に広く 用いることができるものと思われる。

不思議遊星歯車機構を用いたアクチュエータでは 10m 程度のマニピュレータで大質量のペイロードを扱う目的 で研究した。これにより得られた主な成果を以下に記 す。

(1) 減速機の機構検討を行い、3K 型不思議遊星歯車機 構が宇宙用大型マニュピュレータのアクチュエータの固 有の要求(高減速比、小型・軽量、高剛性,高信頼性) に適することを示し,試作によりその利点を確認した。 定格出力トルク 700Nm,角速度 0.05rad/s,質量 20kg, 外径 200mm の高トルクで小型・軽量のアクチュエータ を開発した。

(2) アクチュエータの真空中での耐久試験を行い、実用 動作寿命(累積動作時間1,000時間以上、往復駆動回数 25,000回以上)を有することを確認した。また,歯車の 摩耗状況と減速機構を関連づけ,性能劣化要因を明かに し一層の長寿命化の要点を示した。

(3) 歯車要素の寿命試験結果に基づき減速機の効率. 摩 耗量を検討し,符合することを示した。この基礎データ と本機構における速比の広範囲の選択性により,各種定 格の宇宙用マニピュレータのアクチュエータの設計に応 対できる見通しが得られた。

なお、高トルクアクチュエータの研究で得られた成果 は、宇宙ステーション日本モジュール(Japan Experimental Module; JEM)のマニピュレータに技術移 転された。

第4章 ロボット運動の無重力適応技術

これまで述べてきた真空中での駆動技術を踏まえ、無 重力場でロボットを動かすことを考える。無重力場の影 響を大きく受けるのはロボットの本体が小さい自由飛行 型のロボットである。このようなロボットを制御する場 合、作業環境にはロボットを固定する足場がないため、 作業中にロボットの姿勢が変動することを考慮しなけれ ばならず、ターゲット捕捉時のアラインメント調整や移 動しているターゲットの捕捉、障害物回避などのために、 任意の軌道を追従する CP (Continuous Path) 制御を行 うことが必要である。さらにロボットに要求される基本 的な能力として、近接領域における機動性のあるマヌー バビリティ、物体のハンドリングを器用に行えることが あげられる。前者はスラスタを宇宙ロボット本体に備え, 腕と本体を協調させた飛行マヌーバを行わせることによ り実現できる。後者は無重力の宇宙空間では浮遊してい る物体を捕捉・把持し作業を行うため複数の腕を備える ことが必要である。

これまでにこのような宇宙ロボットの制御についてい ろいろな研究がなされてきた。[梅谷 89] は単腕の宇宙 ロボットに対し,一般化ヤコビ行列を用い,慣性系で目 標点まで腕を直線的に動かす PTP (Point-to-Point)の分 解速度制御を行った。このとき,スラスタは使わず,運 動量・角運動量の保存則を仮定しており,ロボット本体 の能動的マヌーバは考慮していない。また,[Alexander 86] は単腕2自由度の衛星搭載マニピュレータで慣性系 で目標点まで腕先端を動かす PTP の分解加速度制御 を行ったが,この場合もスラスタは使われていない。

本章では上述した要求を満たすシステムを実現す るため、平面上で2本の腕とスラスタを備えたモデ ルを考え、近接マヌーバに関する制御法について述 べた。まず、4.1 でこのようなモデルに対し、運動方 程式の導出を行う。

次に4.2 でスラスタの制御も含んだ双腕マニピュレ ータの協調制御を分解加速度制御則により行う方法 を論じ、スラスタを使った PTP 制御と使わない場合 の比較を行う。次に、スラスタを姿勢制御に用いる ことは、推進剤の補給が困難なため、極力避けたい という要請があることを考慮する。すなわち、通常 のタスクでは2本の腕で同時にターゲットを捕捉し なければならないということはあまり考えられず、1 本の腕だけを目標位置に移動し、ターゲットを捕捉 してから次の行動をとるということが可能であり、その 場合,他方の腕を姿勢制御に用いることができる。ここ ではこの方法とスラスタで姿勢制御する場合を比較し, その有効性を示す。最後にターゲット捕捉時の捕捉軸の アラインメント調整や移動するターゲットの捕捉を念頭 に、任意の連続経路の追従が可能な分解加速度制御に基 づく CP 制御法を論じた。さらに、静止したターゲット の捕捉時の捕捉軸のアラインメントの調整と移動するタ ーゲットの捕捉にその制御則を適用し、スラスタの能力 やターゲットの運動について論ずる。

4.3 では,一連の質量不明の浮遊物体捕捉タスクを考 え,タスクをいくつかのフェーズに分解してそれぞれの フェーズで必要な制御則を考察した。

4.1 運動方程式

4.1.1 ロボットのモデルと運動方程式

図 4.1 に示すように、2本の3 自由度の腕とスラス タを備えた平面上の宇宙ロボットを考え、9つの一般 化座標を導入する。すなわち、q1、q2 :宇宙ロボット 本体重心の慣性座標系での位置、q3 :本体の姿勢、q4、 q5、q6 :右腕の関節角、q7、q8、q9 :左腕の関節角で ある。これらの時間微分はuiで表す。リンクの番号は、 ロボット本体を0、右腕の本体に近い方から1,2、3、



図 4.1 宇宙ロボットのモデル

左腕の本体に近い方から4,5、6とする。ただし、モ デルは左右対称で、各リンクの長さは等しいとした。 また、質量等の力学パラメータは付属物(カメラなど) によって変化することが予想されるので、記号では左 右を区別したが、このモデルでは左右同じ質量として いる。以下、リンクの番号に関する添字は*i*,一般化座 標に関する添字を*k*,rで表す。このモデルのパラメー タの諸元を表 4.1 に示す。これらの値は現在電子技術 総合研究所で開発中の2次元実験モデルの設計値[戸 田 92]を参考にして選んだ。

運動方程式の導出法にはいくつかある。Laglange-Euler法 [Paul 81], Newton-Euler法 [Craig 86], Kane の方法 [Kane 83] 等である。Laglange-Euler法と Kane の方法は一般化座標を用い、その一般化力を扱うが、 一般化座標以外の任意の点に外力が働く場合の扱いは 複雑になる。また、[山田 89] は計算効率を上げるた めに、Kane の方法をもとに逐次的な方法を提案してい る。ここでは、今後の議論での必要上. Newton-Euler 法で導出を行う。

4.1.2 Newton-Euler 法による運動方程式の導出

ロボットは運動方程式に基づいて制御されるが、外 力も容易に扱える Newton-Euler 法を用いて運動方程式 を導出する。Newton-Euler 法から、次の運動方程式を 得る。なお、ここではベクトル表記の関係で $\vec{F_k} = (0, 0, F_k)$ (i = 3 ~ 9)である。

(ロボット本体)

$$m_0 \overrightarrow{r_0} = \overrightarrow{F_{01}} + \overrightarrow{F_{04}} + \overrightarrow{F_t}$$
(4.1.1)

$$I_0 \vec{\omega}_0 = \vec{b}_r \times \vec{F}_{01} + \vec{b}_l \times \vec{F}_{04} + \vec{F}_3 - \vec{F}_4 - \vec{F}_7 \tag{4.1.2}$$

(リンク 1)

$$m_1 \vec{r_1} = -\vec{F_{01}} + \vec{F_{12}}$$
(4.1.3)

$$I_{1}\dot{\vec{\omega}}_{1} = -\vec{a}_{1} \times (-\vec{F}_{01}) + \vec{b}_{1} \times \vec{F}_{12} + \vec{F}_{4} - \vec{F}_{5}$$
(4.1.4)
(1) > 7 2)

$$m_2 \vec{r_2} = -\vec{F_{12}} + \vec{F_{23}}$$
 (4.1.5)

$$I_2 \vec{\omega}_2 = -\vec{a}_2 \times (-\vec{F}_{12}) + \vec{b}_2 \times \vec{F}_{23} + \vec{F}_5 - \vec{F}_6$$
(4.1.6)

$$m_3 \vec{r_3} = -F_{23} + \vec{F_{re}} \tag{4.1.7}$$

$$I_{3}\overline{\omega_{3}} = -a_{3} \times (-F_{23}) + b_{3} \times F_{re} + F_{6} + N_{re}$$
(4.1.8)
(1) > 7 4)

$$m_{A}\vec{r_{A}} = -\vec{F_{0A}} + \vec{F_{A5}}$$

$$I_{4}\vec{\omega}_{4} = -\vec{a}_{4} \times (-\vec{F}_{04}) + \vec{b}_{4} \times \vec{F}_{45} + \vec{F}_{7} - \vec{F}_{8}$$
(4.1.10)

(4.1.9)

$$m_{5}r_{5}^{2} = -F_{45} + F_{56}$$
(4.1.11)
$$L \dot{\vec{m}} = -\vec{n} \times (\vec{F}_{1}) + \vec{F}_{2} \times \vec{F}_{1} + \vec{F}_{2} \vec{F}_{2}$$
(4.1.11)

$$I_5\omega_5 = -a_5 \times (-F_{45}) + b_5 \times F_{56} + F_8 - F_9$$
(4.1.12)
(1) > 2 / 6)

$$m_6 \vec{r_6} = -\vec{F_{56}} + \vec{F_{le}} \tag{4.1.13}$$

$$I_{6}\overline{\omega}_{6} = -\overline{a_{6}} \times (-\overline{F_{56}}) + \overline{b_{6}} \times \overline{F_{le}} + \overline{F_{9}} + \overline{N_{le}}$$
(4.1.14)

ここで $\vec{F}_{1} = (F_{1}, F_{2}, 0), \vec{F}_{01}, \vec{F}_{12}, \vec{F}_{23}, \vec{F}_{04}, \vec{F}_{45}, \vec{F}_{56}$ \vec{F}_{56} は内力, は r 番目のリンクの質量中心の位置. $\vec{N}_{re}, \vec{F}_{re}$ は右腕先端に働く外力と外トルク、 $\vec{F}_{le}, \vec{N}_{le}$ は左 腕先端に働く外力と外トルクである。

これらから $\vec{F_{01}}$, $\vec{F_{12}}$, $\vec{F_{23}}$, $\vec{F_{04}}$, $\vec{F_{45}}$, $\vec{F_{56}}$ 消去す ると

$$m_{0}\vec{r}_{0} + m_{1}\vec{r}_{1} + m_{2}\vec{r}_{2} + m_{3}\vec{r}_{3} + m_{4}\vec{r}_{4} + m_{5}\vec{r}_{5} + m_{6}\vec{r}_{6}$$

$$= \vec{F}_{re} + \vec{F}_{le} + \vec{F}_{l} \qquad (4.1.15)$$

$$I_{0}\vec{\omega}_{0} + \vec{b}_{r} \times (m_{1}\vec{r}_{1} + m_{2}\vec{r}_{2} + m_{3}\vec{r}_{3})$$

$$+ \vec{b}_{l} \times (m_{4}\vec{r}_{4} + m_{5}\vec{r}_{5} + m_{6}\vec{r}_{6})$$

$$= (\overrightarrow{b_r} + \overrightarrow{l_1} + \overrightarrow{l_2} + \overrightarrow{l_3}) \times \overrightarrow{F_{re}} + (\overrightarrow{b_l} + \overrightarrow{l_4} + \overrightarrow{l_5} + \overrightarrow{l_6}) \times \overrightarrow{F_{le}}$$

表 4.1 ロボットの諸元

Link No.i	mass m _i (kg)	Inertia I (kgm²)	Length L _i (m)	Distance to the mass center $a_i(m)$
0	100.0	12.5	0.7×0.7	(0.35,0.35)
1	3.0	0.0225	0.4	0.2
2	3.0	0.0225	0.4	0.2
3	2.0-load	0.0067	0.2	0.1
4	3.0	0.0225	0.4	0.2
5	3.0	0.0225	0.4	0.2
6	2.0+load	0.0067	0.2	0.1

$+\overline{N_{re}}+\overline{N_{le}}+\overline{F_3}$	(4.1.16)
$\overrightarrow{a_1} \times \overrightarrow{m_1r_1} + \overrightarrow{a_2} \times \overrightarrow{m_2r_2} + \overrightarrow{a_3} \times \overrightarrow{m_3r_3}$	
+ $\vec{l_1} \times (m_2\vec{r_2} + m_3\vec{r_3}) + \vec{l_2} \times m_3\vec{r_3} + l_1\vec{\omega_1} + l_2\vec{\omega_2} +$	$I_3 \dot{\overline{\omega}}_3$
$= (\vec{l_1} + \vec{l_2} + \vec{l_3}) \times \vec{F_{re}} + \vec{N_{re}} + \vec{F_4}$	(4.1.17)
$\vec{a_2} \times \vec{m_2r_2} + \vec{a_3} \times \vec{m_3r_3} + \vec{l_2} \times \vec{m_3r_3} + \vec{l_2}\vec{\omega_2} + \vec{l_3}\vec{\omega_2}$	\dot{v}_3
$= (\vec{l_2} + \vec{l_3}) \times \vec{F_{re}} + \vec{N_{re}} + \vec{F_5}$	(4.1.18)
$\overrightarrow{a_3} \times \overrightarrow{m_3r_3} + \overrightarrow{l_3}\overrightarrow{\omega_3} = \overrightarrow{l_3} \times \overrightarrow{F_{re}} + \overrightarrow{N_{re}} + \overrightarrow{F_6}$	(4.1.19)

$$\begin{aligned} & u_{4} \wedge m_{4} v_{4} + u_{5} \wedge m_{5} v_{5} + u_{6} \wedge m_{6} v_{6} + v_{4} \wedge (m_{5} v_{5} + m_{6} v_{6}) \\ & + \vec{l}_{5} \times m_{6} \vec{r}_{6} + I_{4} \vec{\omega}_{4} + I_{5} \vec{\omega}_{5} + I_{6} \vec{\omega}_{6} \\ & = (\vec{l}_{4} + \vec{l}_{5} + \vec{l}_{6}) \times \vec{F}_{le} + \vec{N}_{le} + \vec{F}_{7} \\ & \vec{u}_{5} \times m_{5} \vec{r}_{5} + \vec{u}_{6} \times m_{6} \vec{r}_{6} + \vec{l}_{5} \times m_{6} \vec{r}_{6} + I_{5} \vec{\omega}_{5} + I_{6} \vec{\omega}_{6} \\ & = (\vec{l}_{5} + \vec{l}_{6}) \times \vec{F}_{le} + \vec{N}_{le} + \vec{F}_{8} \end{aligned}$$
(4.1.21)

$$\vec{a_6} \times \vec{m_6 r_6} + I_6 \vec{\omega_6} = \vec{l_6} \times \vec{F_{le}} + \vec{N_{le}} + \vec{F_9}$$
(4.1.22)

が得られる。ここで $\vec{l}_{i} = \vec{a}_{i} + \vec{b}_{i}$ である。これらの方程 式は

M(q) q - K(q,q) = F (4.1.23) のように表され、付録2に示すように書き下すことが できる。

4.2 ロボット本体/腕の協調制御とカウ

ンタアームリアクション制御

宇宙ロボットは足場が存在しないため,腕の動きが ロボットの姿勢そのものを変化させ,作業を困難なも のとする。そこで本節ではロボットの力学的パラメー タを既知の値として前節で導いた運動方程式を用いて スラスタを含めて自由に動作を制御することを目的と する。また、スラスタの燃料消費を考慮し、スラスタ を姿勢制御に用いずに姿勢を補償する方法についても 考察する。

4.2.1 分解加速度制御

次のような9×9のヤコビ行列を導入する:

 $\vec{v} = J\vec{u}$ (4.2.1) ここで $\vec{v} = (v_{bb}, v_{bb'}, \omega_{b'}, v_{cb'}, v_{cb'}, \omega_{c'}, v_{b'}, \omega_{b'})^T$ は慣性座標 系でみた左右両腕の先端,衛星本体の速度・角速度で ある。このヤコビ行列は関係: $x_b = q_1 \tag{4.2.2}$

 $y_b = q_2 \tag{4.2.3}$

$$\theta_b = q_3 \tag{4.2.4}$$

$$x_r = q_1 + DX \, c_3 - DY \, s_3 + l_1 c_{34} + l_2 c_{345} + l_3 c_{3456} \tag{4.2.5}$$

 $y_{r} = q_{2} + DX s_{3} - DY c_{3} + l_{1}c_{34} + l_{2}c_{345} + l_{3}s_{3456}$ (4.2.6) $\theta_{r} = q_{3456}$ (4.2.7) $x_{l} = q_{1} - DX c_{3} - DY s_{3} + l_{1}c_{37} + l_{2}c_{378} + l_{3}c_{3789}$ (4.2.8) $y_{l} = q_{2} - DX s_{3} + DY c_{3} + l_{1}c_{37} + l_{2}c_{378} + l_{3}s_{3789}$ (4.2.9)

$$\theta_l = q_{3789} \tag{4.2.10}$$

の右辺を各 q_i で偏微分することによって得られる。た だし、 x_b , y_b , θ_b は慣性系における本体重心の位置・ 姿勢, x_r , y_r , θ_i は慣性系における右腕先端の位置・ 姿勢, x_l , y_l , θ_l は慣性系における左腕先端の位置・姿 勢であり, DX, DY, l_i は図 4.1 に示したものであり, $q_{3456} = q_3 + q_4 + q_5 + q_6$ などである。

(4.2.1)の両辺を時間で微分することにより、

 $\vec{a_{des}} = \vec{J}\vec{u} + \vec{J}\vec{u}$

が得られる。慣性系で本体重心の位置・姿勢を動かさ ない場合(すなわち目標加速度ゼロ)、左右腕先端を現 在位置・姿勢(P)から目標位置・姿勢(C)に移動するた めの慣性座標系での両手先の目標加速度

 $a_{des} = (0, 0, 0, a_{rx} a_{ry}, \dot{\omega}_r a_{lx} a_{ly}, \dot{\omega}_l)^T$ (4.2.12) は制御則を 2 次系を参照プロファイルとすると [Alexander 86],

$$\overline{a_{des}} = -2\zeta\omega v - \omega^2 \vec{PC}$$
(4.2.13)

ただし、ζはダンピング係数、τは時定数である。 (4.1.23)を変形して

 $\vec{q} = M^{-1}(\vec{F} + \vec{K})$ (4.2.14)

(4.2.11)に代入して

$$\vec{a_{des}} = JM^{-1}(\vec{F} + \vec{K}) + \vec{Ju}$$
(4.2.15)

すなわち.

 $\vec{F} = (JM^{-1})^{-1} (\overrightarrow{a_{des}} - JM^{-1}\vec{K} - \dot{Ju})$

$$= MJ^{-1} \left(\overline{a_{des}} - Ju \right) - \overline{K}$$
(4.2.16)

(4.2.16)式でスラスタを含む全てのアクチュエータト ルクを与えることができる。

アクチュエータで本体にかかる力・トルクを考慮せ ず、 $F_1 = F_2 = F_3 = 0$ であるとき、 $\vec{F} = (F_4, F_5, F_6, F_7, F_8, F_9)^T$ とおき、(4.2.2)~(4.2.4)を考えなければ、J は 6×9行列になり、それにともなって、Mの9×6部 分行列(M_p^{-1}) = (M^{-1})_{*i*,*i*,*i*} とおくことにより

(a) 本体の力・トルク, N, Nm F2 (b) 0 ゥニゲット - 5 -10 2 6 Δ 時間、秒 0.2 ž ٤ (c) (d) F4 台腕関節のトルク、 左腕関節のトルク、 0.0 F۹ F_6 -0.2 0.4 6 Δ Δ 6 時間,秒 時間. 秒

図 4.2 スラスタで姿勢制御を行う宇宙ロボットの分解加速度制御 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)ロボット本体のアクチュエータの出力 (c)右腕のアクチュエータの出力 (d)左腕のアクチュエータの出力

 $\vec{F}^{\bullet} = (JM_{p}^{-1})^{-1} (\vec{a_{des}} - JM^{-1}\vec{K} - \vec{J}\vec{u})$ (4.2.17)

を用いて各関節トルクを求めることができる。

制御則(4.2.16)に基づいて両腕を同時に目標点に移動 する分解加速度制御を行った。その結果を図 4.2 に示 す。ここで $\zeta = 1$ 、 $\omega = 1$ とした。運動の終了条件とし てターゲット近傍 0.01m, 0.01rad まで近づくこととす ると、約6秒で終了した。図では1秒毎のロボットの 姿勢と、手先の軌跡を示してある。初期条件が静止状 態であるため、(4.2.13)で与えられる手先の加速度を実 現すると手先は慣性座標系で直線的に目標位置に移動 しているのがわかる。このときに必要な力・トルクを みると、x方向に瞬間的に約-10Nとなっており、かな り大きな推力のスラスタを必要とする。本体の姿勢制 御を行わない場合は制御則(4.2.17)を用いて図 4.3 のよ うになる。左腕の制御トルクは姿勢を制御する場合と ほとんど同じ傾向を示しているが、右腕の肩関節のト ルクはかなり大きく、スラスタを使用していない影響 が現れている。

なお、本体重心の位置と姿勢を任意に変えたい場合 も、(4.2.12)で与えられる目標加速度の第1~3成分に 本体重心に要求される加速度を代入すれば実現できる。

4.2.2 カウンタアームリアクション制御

ターゲットを捕捉するのに1本の腕で十分な場合、 他方の腕をロボット本体の姿勢制御に用いることがで きる。本体の並進を許容すれば、3自由度を有する腕 は、2自由度冗長な系といえる。そこでここでは右腕 を捕捉用に、左腕を姿勢制御用に用いることにして、 次の3つの場合を議論する。左腕について、

- 1) 肘・手首を固定し、肩関節で姿勢制御を行う。
- 2) 肩・手首を固定し、肘関節で姿勢制御を行う。
- 3) 肘・手首を自由にし、肩関節で姿勢制御を行う。

これらを実現するため(4.2.2)~(4.2.10)式において左 腕先端の位置を与える(4.2.8)~(4.2.10)式を本体の姿勢 と左腕の形状を与えるように次のように書き換え、本 体の姿勢・位置を与える(4.2.2)~(4.2.4)式を用いないと する:

- $\theta_b = q_3 \tag{4.2.18}$
- $\theta_{l2} = q_8$ (4.2.19)

$$\theta_{l3} = q_9 \tag{4.2.20}$$

 $\theta_b = q_3 \tag{4.2.21}$

- $\theta_{l1} = q_7 \tag{4.2.22}$
- $\theta_{13} = q_9 \tag{4.2.23}$

ここで θ_{ij} は左腕の j 番目の関節角を表す。1)の場 合. (4.2.5)~(4.2.7), (4.2.18)~(4.2.20)式を各 q_k で微分 してヤコビ行列(6 × 9)とし, 腕のアクチュエータだけ を用いて本体の姿勢と左腕の形状を制御することにな る。同様に2)の場合は(4.2.5)~(4.2.7)、(4.2.21)~ (4.2.23)を使って肘の関節でロボット本体の姿勢を制御 することになる。

また、(4.2.18)~(4.2.20)式や(4.2.21)~(4.2.23)式の代わりに

 $\theta_b = q_3$

(4.2.24)



図 4.3 スラスタを使わない宇宙ロボットの分解加速度制御 (a) 宇宙ロボットの軌跡 (b)右腕のアクチュエータの 出力 (c) 左腕のアクチュエータの出力



図 4.4 左肘・手首を固定し、左肩関節で姿勢制御 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)左腕のアクチュエータの出力

だけを用い、9×4の M_p^{-1} として M_{ij}^{-1} (*i*=1~9, *j*=4~7)を用いると左肩のアクチュエータを使って本体の姿勢を制御し、あとの左腕のアクチュエータは使わないモデルとなる。これらの場合、制御される速度、加速度は次のようになる:

1)
$$\mathbf{v} = (\omega_b, v_{rx}, v_{ry}, \omega_r, \omega_{le}, \omega_{lw})^T$$
,
 $\overrightarrow{a_{des}} = (0, a_{rx}, a_{ry}, \omega_r, 0, 0)^T$

- 2) $\vec{v} = (\omega_b, v_{rx}, v_{ry}, \omega_r, \omega_{ls}, \omega_{lw})^T$, $\vec{a_{des}} = (0, a_{rx}, a_{ry}, \dot{\omega}_r, 0, 0)^T$
- 3) $\vec{v} = (\omega_b, v_{rx}, v_{ry}, \omega_r)^T$, $\vec{a_{des}} = (0, a_{rx}, a_{ry}, \dot{\omega}_r)^T$

ただし v_{cx} , v_{cy} , ω_{t} は右腕先端の速度・角速度, ω_{b} は 衛星本体の角速度, ω_{ls} は左肩関節の角速度, ω_{le} は左 肘関節の角速度, ω_{clw} は左手首関節の角速度を表す。 これらに制御則(4.2.17)を適用して目的とする関節トル クを得る。

これらの方法で本体の姿勢制御した結果を図 4.4, 図 4.5, 図 4.6 に示す。いずれの場合も、前節と同じ 制御則(4.2.17)と終了条件を用いたので,約6秒かかっ ている。手先先端の移動距離は 3),1),2)の順に小 さい。左腕の関節トルクも 3)、1),2)の順に必要な 最大トルクが小さい。ただし、アクチュエータにブレ ーキを備えれば腕を固定するためのトルクは必要なく なり,2)と3)はほぼ同じトルクで制御できることに なる。

これらのことから、姿勢制御用に多関節で関節をフ リーにできる"しっぽ (Tail)"を取りつけることによ り、姿勢を制御することを提案する。



図 4.5 左肩・手首を固定し、左肘で姿勢制御 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)左腕のアクチュエータの出力

比較のため、単腕3自由度の宇宙ロボットを考え、 本体の姿勢(並進は許容する)を本体上のスラスタで 制御することを考える。モデルのパラメータは表4.1 と同じとする。上で考えたのと同じ手先の軌道を与え た場合の衛星の動きを図4.7に示す。本体上のスラス タ等のアクチュエータを用いると左腕を用いるより2 倍以上のトルクを必要とすることがわかる。これは、 角運動量保存の法則

$$\sum_{i=0}^{6} (I_i \vec{\omega}_i + m_i \vec{r}_i \times \vec{r}_i) = 0$$

(方は慣性系での各リンクの重心までの位置ベクトル) から,慣性系の原点をシステムの重心に置いて考える と原点から離れたリンクを周方向に動かす(このため



図 4.6 た肘・手首を自由にし、左肩関節で姿勢制御 (a)宇宙ロボットの執跡 (b)左腕のアクチュエータの出力



図 4.7 左腕の代わりに本体上のアクチュエータを使った場合

に要する関節トルクは小さくてよい)ことによって本 体の角速度を制御できることからも定性的に理解でき る。一方,本体上のアクチュエータを使うと、その慣 性モーメントが大きく,本体の重心はシステムの重心 に近いので大きなトルクを必要とすることになる。

このことからスラスタの推進剤の消費を低減するに は一本の腕で姿勢を制御することが有効であるといえ る。

4.2.3 慣性座標系における経路追従への応用

これまでの制御則(4.2.13)では目標点に対する PTP の 分解加速度制御であり,任意の経路の追従には定常誤 差を生じ適していない。ここでは計算トルク法 [Craig 86]の制御則を参考に次のような制御則を導入する: $\vec{a_{des}} = \vec{a_d} + K_d(\vec{v_d} - \vec{v}) + K_p(\vec{p_d} - \vec{p})$ (4.2.25) ここで, \vec{Pd} , $\vec{a_d}$, $\vec{v_d}$ は慣性座標系で表された追従させ たい軌跡、その時間に関する二次微分,一次微分, \vec{P}

はそのときの値, ジ はその単位時間当りの変化量である。これらはここでは9×1のベクトルとし, 左右の



腕先端の位置・姿勢、本体の位置・姿勢とした。

図 4.8 (a) に左右の腕を正弦波状に振りながら慣性 系上で(1, 1)方向に並進させたときの動作軌跡を示す。 ここでは $K_d = 5.0(1/s)$, $K_p = 5.0(1/s^2)$ とした。このとき の目標位置と実際の位置のずれを図 4.8 (b) に示す。 初期には多少の追従誤差があるが、3 秒程度でほぼ完 全に追従するようになる。

図4.8に示したようなマヌーバは現実に使用するの はまれであると考えられる。静止した物体を捕捉する 場合、2つのフェーズが考えられる。すなわち、ロボ ットの近接マヌーバは1)本体を回転させるとともに アームを捕捉ロッド軸に対しアラインメントを合わせ, 2) ロッドに沿ってアームを直進させる必要があり、 その場合の経路は慣性座標系上を直線(折れ線)で近 似された経路となる。そのようなマヌーバに(4.2.16)の 制御則を適用した場合の軌跡を図 4.9(a)に示す。また、 そのときにスラスタによって本体にかけるべき力・ト ルクを図 4.9(b)に示す。ここでは 20 秒の軌跡を考えた。 ただし、はじめの15秒をフェーズ1とし、本体の移動 はこのフェーズで完了するものとする。残りの5秒で 捕捉を完了し、フェーズ2とする。この場合、本体の 運動の初めと終わりに大きな力・トルクが本体に必要 とされるが、通常の衛星姿勢制御用コールドガスジェ ットスラスタの推力レベルは数N程度である。そこで, 本体にかける力・トルクの最大値を 3N および 3Nm と して同様のマヌーバを行った。その結果を図 4.10 に示 す。スラスタの出力を制限したため、捕捉位置に到達 しても本体が静止するまで時間を要する。多少初めと 終わりのトラジェクトリが歪むが経路全体で誤差が大 きくないため、停止時もそれほど大きな位置変動は認 められず、実用上問題はないと考えられる。

さらにこの方法は、ターゲットが移動(回転を含む。 ただし、慣性系で運動が既知とする)している場合に も適用できる。いくつかの捕捉方法が考えられるが、 ここではターゲットの捕捉位置とターゲットに対する 本体の相対位置を追従させた。ターゲットの重心の移 動速度を 0.01m/s, 角速度を 0.02rad/s とした。この場 合、位置誤差の大きい初期状態において本体の移動に 大きな力・トルクを必要とする。まず、この制限のな い場合 (無限大の力・トルクを発生できるスラスタを 仮定)の例を図4.11に示す。図中、左右腕先端とロボ ット本体の軌跡とロボットの姿勢が5秒毎に示されて いる。また、タスクの終了条件として、ターゲットに 0.001m, 0.001rad に近づいた時とした。この場合、20 秒程度で捕捉できた。しかし, 前述のように本体上の スラスタは数Nが限度である。本体にかかる力・トル クを 3N、 3Nm 以下とすると、うまくいく場合でも図 4.12のようになり、右腕の軌跡がスムーズでなくなり、 本体の加減速に伴う影響があらわれ、ひどい場合には 制御不能となる。したがって、現実に移動するターゲ ットに追従させる場合、初期誤差を小さくするため十 分近づき、かつ並進速度も一致させてから行うことが



図 4.9 スラスタ出力に制限を設けない場合の静止物体の捕捉を 考慮した折れ線の追従 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)そのスラスタ出力



図 4.10 スラスタ出力が 3N, 3Nm 以下の場合の静止物体捕捉を 考慮した折れ線の追従 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)そのスラスタ出力



図 4.11 スラスタに出力制限を設けない場合の緩やかに移動す る物体の捕捉



図 4.12 スラスタ出力が 3N, 3Nm 以下の場合の緩やかに移動す る物体の捕捉

必要である。

4.3 自由飛行ロボットの浮遊物体捕捉マ

ヌーバの考察

本節では宇宙ロボットが浮遊物体を捕捉する一連の マヌーバを考察し、必要となる制御 則について考察する。

4.3.1 浮遊物体捕捉マヌーバ

本節で考える浮遊物体捕捉マヌー バは4つのフェーズのタスクで構成 される。それらは、1)対象物に接近 する(図4.13のステップ1,2,3), 2)捕捉する(ステップ4),3)ロボ ットの姿勢の立て直し(ステップ5), 4)固定点への対象物の取り付け(ス テップ6),である。各フェーズでは かなり異なった戦略が要求される。

フェーズ1は3つのステップがある。ステップ1では ロボットは、ロボット空間(脚注1)の特異点を回避 するため、関節空間(脚注2)で動く対象物接近に備 える。ステップ2では本体にあまり外乱を与えない経 路を持たせるため、ロボット空間で対象物に接近する。 ステップ3では慣性空間で対象物への接近を考えなけ ればならない。このフェーズでは関節空間の制御では 計算トルク法を、ロボット空間と慣性空間の制御では 分解加速度制御を用いた。フェーズ2(ステップ4)で は、対象物が動いているので、捕捉を一種の衝突とみ なした。つまり、衝突点に微小時間 ∆r の間だけ力が加 わったと考えられる。その結果、ロボットが動きだし、 腕はロボット座標系で止められなければならない。こ のために、一種の力制御であるアクティブリンプ制御 を導入した。フェーズ3(ステップ5)では、対象物に 関する知識がないので、ロボットは質量その他の特性 を推定しなければならない。ここではモデル同定適応 制御を関節空間で用い、対象物の質量を推定した。フ エーズ4(ステップ6)では慣性空間で適応制御を行っ た。タスクの概念を図 4.13 にまとめる。

4.3.2 制御則

浮遊物体捕捉マヌーバを実現するために、いくつかの制御則の組合せが必要である。計算トルク法と関節空間の適応制御はJ.J. Craig によって導入されており、分解加速度制御は前々節で述べ、慣性空間の適応制御は関節空間の適応制御をわずかに変更するだけであるので、ここではアクティブリンプ制御について述べる。



図 4.13 浮遊物体捕捉マヌーバ

(脚注 1) ロボット本体の慣性空間での位置姿勢とロボット座標系で表された手先の位置姿勢の複合されたものを表す。
 (脚注 2) ロボット本体の慣性空間での位置姿勢と関節角の複合されたものを表す。



図 4.14 アクティブリンプ制御のブロック線図

アクティブリンプ制御

もし対象物が動いていると、捕捉後、宇宙ロボット は運動量をうけ、動き始める。この状況を衝突とみな した。つまり、ロボットは非常に短い時間、腕先端に 力を受ける。

ここで次のような制御則を導入する。

 $\vec{F}_{c} = -CJ_{cc}^{T}\vec{v_{c}}$ (4.3.1) ここで $\vec{F}_{c} = (F_{4}, F_{5}, F_{6}, F_{7}, F_{8}, F_{9})$, Cは6×6対角ゲ イン行列, J_{cc} はロボット座標系で表された6×6ヤコ ビ行列, $\vec{v_{c}}$ は手先のロボット座標系での速度である。 この制御則は $\vec{v_{c}} = 0$ のとき $\vec{F}_{c} = 0$ を実現する。これを アクティブリンプと呼び, この制御則をアクティブリ ンプ制御と呼ぶことにする。図 4.14 にそのブロック図 を示す。

4.3.3 マヌーバのシミュレーション

タスクは飛んでくる物体 (10kg, 0.1m/s, 慣性座標 系で x 方向) に近づき, 捕捉し, ロボットの体勢を立 て直し, 所定の位置に物体を固定することである。こ れを6つのステップに分け, それぞれ 10 秒で行うこと とした。

(1) 接近 1

はじめの過程はロボット座標系では特異点を含むた め、関節角制御を行う。これには計算トルク法を用い た。しかし、全ての過程を関節角で制御すると、腕の 軌跡がロボット座標系で見通しが悪く、大振りをする のでスラスタが消去すべき角運動量が大きくなるので、 関節角制御は前半10秒だけに用いる。

最初の位置を 40= (0,0,0, -ガ4, -ガ2, -ガ4, 5ガ4,

 $\pi/2, -\pi/4$)とし,目標位置を $q_1 = (0, 0.5, \pi/4, -\pi/2 + 0.1, -\pi/2 - q_{14} - q_{15}, -3\pi/4 - 0.1, \pi/2, -\pi/4 - q_{17} - q_{18}$)とする。もし, $q_4 < -\pi/2$ または $q_7 > 3\pi/2$ ならば本体とリン ク 1 または4 は干渉しあうので, 0.1 rad のオフセットをつけた。腕先端をロボッ ト座標で前面に向けるため、 $q_{16} \ge q_{19} \ge$ 上のようにした。

トラッキングされるべき軌跡を次のようにした。 $\vec{q}_d = 0.02(\vec{q}_g - \vec{q}_0)t^2 + \vec{q}_0 \ (0 \le t < 5).$

 $\vec{q}_d = (\vec{q}_k - \vec{q}_0)\{1 - 0.02(t - 10)^2\} + \vec{q}_0 \ (5 \le t < 10) \ (4.3.2)$ また、フィードバックゲインはそれぞれ $K_v = 5.0, \ K_p = 2.0$ とした。ただし、計算トルク法の制御則は、

$$F = M(\vec{q}) \ \vec{q_d} - K(\vec{q}, \vec{q})$$
(4.3.3)

 $\vec{q}_{d} = \vec{q}_{i} + K_{v} \vec{E} + K_{p} \vec{E}$ (4.3.4)

$$\vec{E} = \vec{q_i} - \vec{q} \tag{4.3.5}$$

(2) 接近 2

腕の動きが起こす本体への外乱を小さくするために は、腕の動きを小さくすることが望まれる。このため



図 4.15 ステップ 1 の動作



49

にロボット座標系での分解加速度制御を用いる。 前のステップの最終位置が初期状態 pro となり,目

標位置を prode とする。トラッキングされるべき軌跡は

$$\vec{p_{cd}} = 0.02(\vec{p_{cg}} - \vec{p_{c0}})(t - 10)^2 + \vec{p_{c0}} \quad (10 \le t < 15),$$

$$\vec{p_{cd}} = (\vec{p_{cg}} - \vec{p_{c0}})\{1 - 0.02(t - 20)^2\} + \vec{p_{c0}} \quad (15 \le t < 20)$$

(4.3.6)

で与えられる。式 (4.2.25) のフィードバックゲインは それぞれ $K_v = 5.0$, $K_p = 2.0$ とした。ロボットの動きを 図 4.16 に示す。

(3) 接近 3

飛んでくる物体まで腕を伸ばす方法としてはいくつ かの方法が考えられる。第一はロボットにモニタカメ ラがあれば物体の動きはロボット座標で与えられるで あろう。第二はカメラがロボットと独立してあれば、 物体の動きは慣性座標系で与えられるであろう。ここ では慣性座標系で与えられるものとする。この場合、 慣性座標系での分解加速度制御が適当である。

前のステップの最終位置が初期状態 元 となり,目標位置(物体と衝突する位置)を 元 とする。位置 戸 は物体を捕捉する位置である。トラッキングされるべき軌跡は

$$\vec{p}_{d} = 0.02(\vec{p}_{g} - \vec{p}_{0})(t - 20)^{2} + \vec{p}_{0} \quad (20 \le t < 25),$$

$$\vec{p}_{d} = (\vec{p}_{g} - \vec{p}_{0})\{1 - 0.02(t - 30)^{2}\} + \vec{p}_{0} \quad (25 \le t < 30)$$

(4.3.7)

で与えられる。式(4.2.25)のフィードバックゲインは それぞれ K_v = 5.0, K_p = 2.0 とした。ロボットの動きを 図 4.17 に示す。



(4) 捕捉

動く物体の捕捉は一種の衝突と考えられる。これは 完全な非弾性衝突である。運動量保存の法則を使って、 移動物体が静止している物体を完全非弾性的に衝突す る現象として次のように扱った。

$$n_o \overrightarrow{v_o} = (m_o + m_s) \overrightarrow{v} \tag{4.3.8}$$

ここで m_0 は移動物体の質量, v_0 は衝突前の移動物体の速度, m_s は静止物体の質量, \vdots は複合体の衝突後の速度である。衝撃力は非常に短い時間 Δt だけ働くとすると、

$$m\,\Delta \vec{v} = \vec{f}\,\Delta t \tag{4.3.9}$$

これを上の場合に当てはめ、移動物体は慣性座標系で 一度静止し、物体と右腕先端リンク(リンク3)の複 合体に衝撃力が非常に短い時間 h (シミュレーション の1サンプリング時間) だけ働くとした。複合体(リ ンク3と物体の合体したものであるが、運動方程式上 はリンク3の質量)の質量を i = 30.0s で 12kg とし、 100N が 0.01 秒間働いたとした。その後、アクティブ リンプ制御を行った。ゲインは C_{ii} = 2.0 とした。ロボ ットの動きを図 4.18 に示す。

(5) 体勢立て直し

体勢立て直しにおいては、通常、対象物の質量が分からない。そこで、ここでは適応制御を関節座標系で行う。前のステップの最終位置 ๑ を初期状態とし、目標位置を 9 とする。トラッキングされるべき軌跡は

 $\vec{q_d} = 0.02(\vec{q_g} - \vec{q_0})(t - 40)^2 + \vec{q_0}$ (40\le t<45),

 $\vec{q}_d = (\vec{q}_g - \vec{q}_0)\{1 - 0.02(t - 50)^2\} + \vec{q}_0 \ (45 \le t < 50) \ (4.3.10)$ で与えられる。制御則

 $\vec{F} = \widehat{M}(\vec{q}) \; \vec{q}_{d} - \widehat{\vec{K}}(\vec{q}, \vec{q}) \tag{4.3.11}$

$$\vec{\vec{q}}_{\vec{d}} = \vec{\vec{q}}_{\vec{i}} + K_{v}\vec{\vec{E}} + K_{p}\vec{\vec{E}}$$
(4.3.12)

 $\vec{E} = \vec{q_i} - \vec{q} \tag{4.3.13}$



図 4.18 ステップ4の動作

$\dot{\vec{P}} = \boldsymbol{\Gamma} \boldsymbol{W}^T \boldsymbol{\widehat{M}}^{-1} \vec{E}_1$	(4.3.14)
	()

$$\vec{E}_1 = \vec{E} + \Psi \vec{E} \tag{4.3.15}$$

のフィードバックゲインはそれぞれ $K_v = 5.0, K_p = 2.0$ とした。質量推定ルーチンのゲインは対角要素だけで $\Gamma_{ii} = 1.000.0$, $\Psi_{ii} = 0.4$ とした。ただし、^ は推定量を含 むことを表し、 $\hat{\vec{P}} = (\hat{m_3}, \hat{m_6})^T$ であり、 $W\vec{P} = M\vec{q} - \vec{K}$ で ある。ロボットの動きを図 4.19 に示す。

(6) 係留

対象物をある位置に置く場合、慣性座標系での適応 制御が適当である。前のステップの最終位置応 を初期 状態とし、目標位置を Pg とする。トラッキングされる べき軌跡は

 $\vec{p_d} = 0.02(\vec{p_g} - \vec{p_0})(t - 50)^2 + \vec{p_0}$ (50\$< t < 55).

 $\vec{p_d} = (\vec{p_g} - \vec{p_0}) \{1 - 0.02(t - 60)^2\} + \vec{p_0}$ (55 $\le t < 60$) (4.3.16) で与えられる。制御測



図 4.19 ステップ5の動作



図 4.20 ステップ6の動作

$$\vec{F} = \widehat{M}(\vec{q}) J^{-1}(\vec{q}) (\vec{p}_d - \vec{J}(\vec{q})\vec{q}) - \vec{K}(\vec{q},\vec{q})$$
(4.3.17)

$$\vec{\vec{p}}_d = \vec{\vec{p}}_i + K_v \vec{E} + K_p \vec{E}$$
(4.3.18)
$$\vec{\vec{r}}_{-} = \vec{\vec{r}}_{-} = \vec{\vec{r}}_{-}$$

$$\vec{E} = p_i - p$$

$$\vec{\tilde{P}} = \Gamma W^T \widehat{M}^{-1} J^T \vec{E}_1$$
(4.3.19)

$$\vec{E}_1 = \vec{E} + \Psi \vec{E}$$
(4.3.20)



れぞれ $K_v = 5.0$, $K_p = 2.0$ とした。質量推定ルーチンの ゲインは $\Gamma_{ii} = 1,000.0$, $\Psi_{ii} = 0.4$ とした。ロボットの動 きを図 4.20 に示す。

(7) 制御トルク

図 4.22 にタスク全体の制御トルクを示す。制御トル クをできるだけ一定にするため、追従させるべき軌跡 を二次式にした。これにより、特に関節角制御ではア クチュエータ出力は方形波になると期待される。しか し、図 4.21 はそのようになっていない。これは相互干 渉が大きいためである。スラスタ出力(F₁, F₂, F₃) は近似的に方形波になっているが、本体の質量が大き く、支配的だからである。

スラスタ出力は 5N または 5Nm 以下である。これら の値はコールドガスジェットを仮定すると妥当な値で ある。



図 4.22 アクティブリンプ制御, C_{ii} = 6.0 (i = 1~3), 1.0 (i = 4~6) の場合



図 4.23 アクティブリンプ制御, C_{ii} = 0.5 (i = 1-3), 1.0 (i = 4-6) の場合



図4.24 自由運動の場合(Fi=0, i=1-9)



4.3.4 考察

(1) アクティブリンプ制御

フィードバックゲイン C_{ii} はアームの剛性をきめる。 C_{ii} が大きいと固くなる。しかし、もし C_{ii} が大きすぎ るとシステムは不安定になる。この安定性は質量に依 存している。このことは質量によってゲインを可変に すべきであるということを意味している。もし、 C_{ii} が 小さすぎると柔らかすぎて腕が本体にぶつかるまで止 まらなくなってしまう。図 4.22 に $C_{ii} = 6.0$ ($i = 1 \sim 3$)、 $1.0(i = 4 \sim 6)$ の場合を、図 4.23 に $C_{ii} = 0.5$ ($i = 1 \sim 3$)、 $1.0(i = 4 \sim 6)$ の場合を、図 4.24 に自由運動の場合($F_i = 0$, $i = 1 \sim 9$)を示す。アクチュエータが出力を出さな いとき、腕が運動量を受け取り、本体はほとんど移動 しない。一方、アクティブリンプ制御を行うと、運動 量を本体が吸収する。

(2) 適応制御における質量推定

ステップ5,6における適応制御で,質量の推定が行われる。ステップ6では式(4.3.16)を使って,ステップ 5 ではこれと少し異なった式(4.3.14)で行われる。図 4.25 にステップ5 で推定された質量を示す。右腕が約 12kg と推定され、ほぼ正しい値となっている。

4.4 結言

本章で次のような結論が得られた。

(1) 導出された運動方程式を使ってスラスタを含む分 解加速度制御の方法を示した。この分解加速度制御の 方法を応用して、捕捉時に一本の腕だけを用い、他の 腕で衛星本体の姿勢制御を行う方法を提案し、本体上 のスラスタを用いるよりも効率的であることを明らか にした。 (2) 任意の経路を追従できる分解加速度制御則を導入 し、これを用いて捕捉時の軸合わせや移動するターゲ ットの捕捉を含むいくつかの近接マヌーバを検討し、 本制御法の有効性を示した。

(3) 宇宙ロボットの浮遊物体捕捉マヌーバを考え、全体を4つのフェーズ、6つのステップに分けて考察した。最初のフェーズは物体に接近するもので、計算トルク法、ロボット座標系と慣性座標系での分解速度制御を用いた。第二のフェーズは物体を捕捉するもので、この過程を一種の衝突とみなし、アクティブリンプ制御を用いた。第三のフェーズは体勢を立て直し、第四

のフェーズは物体を固定するものである。質量のよう な物体の特性が未知なので、これらを推定し、軌跡を 制御するために適応制御を関節空間と慣性空間につい てそれぞれ行った。このタスクの行われる間、スラス タの出力は 5N または 5Nm 以下であった。これはコー ルドガスジェットを用いる場合には妥当な値である。 このシミュレーションによればここに述べた制御則は 浮遊物体の捕捉に適している。

なお、本章で述べた方法は3次元にも拡張可能であ り、多くの腕を有する宇宙ロボットの協調制御にも適 用可能である。

第5章 結 論

宇宙空間でロボットを動かすにはその特殊な環境の ためにアクチュエータの材料や潤滑法、小型軽量化の 工夫や制御則の検討が必要である。本論文では宇宙環 境の主な特殊性を真空と無重力と捉え、これらについ て研究した結果について述べた。

第2章では歯車の材料としては耐摩耗性の観点から は窒化鋼とステンレス鋼の組み合わせが優れ、摩擦損 失の安定性からはステンレス鋼どうしの組み合わせが 優れていることを示した。これらは歯車表面の特性の 違いによるものであることが明かとなった。また、歯 車の潤滑法として PFPE グリースと二硫化モリブデン 焼成膜について調べたが、寿命特性では PFPE グリー スが優れていること、低面圧で寿命を限定すれば二硫 化モリブデン焼成膜が PFPE グリースより摩擦トルク を低減できることを示した。また、潤滑剤を用いた場 合でも摩耗特性については材料の特性がそのまま反映 されていることがわかった。さらに、アクチュエータ のブレーキ材料について6種類の材料について調べた が、ポリイミド複合材料(PbO)が相手材料・温度に ほとんど依存せず、安定した摩擦係数を示すことを確 かめた。これはこの材料が相手材料に移着しやすい性 質を持っているためで、母材のポリイミドの性質を反 映したものであることが確かめられた。

第3章ではアクチュエータの小型軽量化を考慮して、 小型および大型マニピュレータのアクチュエータを設 計・試作した。小型マニピュレータのアクチュエータ としてハーモニックドライブを取り上げ、モータの軸 受には固体潤滑、PFPE グリースのいずれも適用可能で あること、スプライン部歯面の潤滑には PFPE グリー スが適当であること、ウェーブジェネレータの玉軸受 の潤滑には、固体潤滑が適当であることがわかった。 大型マニピュレータのアクチュエータとして 3K 型不 思議遊星歯車を選び、第2章の結果を踏まえて設計・ 試作し、実用動作寿命(1,000時間以上)を確認した。 これにより、第2章の結果は十分設計データとして利 用できることが確かめられた。これらの成果は宇宙ス テーション日本モジュールのマニピュレータ開発に活 かされている。

第4章では軌道上が無重力であるため、ロボットに

とっては足場のない環境であり、対象物も浮遊した状態で存在するので、その制御法について考察した。こ のような状況を扱うため、スラスタを備えた双腕のロ ボットをモデルとし、運動方程式に基づいて分解加速 度制御を基本とする制御について述べ、腕の一方を姿 勢制御に使えることを示した。また、シミュレーショ ンで複数の制御則を組み合わせることによって具体的 なタスクが実行可能であることを示した。

宇宙空間は真空・無重力のほかに低軌道上では原子 状酸素による、高軌道上では放射線による材料劣化が あり、本論文で論じた真空以外の環境が材料の特性に 影響を及ぼすことも考えられる。無重力も第1~3章 では考慮していないが、グリースの保持や摩耗粉の挙 動を考えると無視できないと考えられる。さらに本論 文で用いたグリースは低蒸気圧とはいえ蒸発し、周囲 の機器を汚染しないようにシールをしっかりしなけれ ばならない。

宇宙ロボットのするべきタスクを考えると、浮遊物 体の回収だけでなく、宇宙構造物の組立や点検、修理、 大型構造物の移動なども考えられる。本論文で考察し たシミュレーションは2次元であり、対象物は質点で 速度も既知というものであったが、そのようなことは 現実に対してあまりに単純である。実際の環境では対 象物は3次元的に歳差運動を含む回転をし、速度もロ ボットが自らのセンサをつかって測定しなければなら ない。ロボットを表す運動方程式も3次元では2本の 腕を持つとすると少なくとも 18 次方程式になり、回転 操作の不可逆性を考慮し、慣性もテンソル量として扱 わなければならない。これらのことを考えると、本論 文で述べたことは宇宙ロボットの作業には基本であっ ても決して十分ではない。これから考えるべき点とし てはそのような複雑な対象物の運動推定、地球軌道上 を回転しながらの長距離の移動法、無重力では原理的 にはいかに巨大なものでも力をかけ続ければ動くので 大質量の対象物の取り扱い法、スペースコロニーのよ うな大型構造物の組立手順などがある。

今後,これらの課題を研究していくべきであると考 える。

付録1 摩擦試験機の場合の摩擦係数の算出

試験片試料の形状は図 2.23 のようなものであるから 一様に試料が面接触するとし、荷重を W[N]とすると、 面圧 P [N/m²]は

P = W/S (2.4.2) ここで *s* は試料の面積である。

 $S = \pi [r_{max}^2 - r_{min}^2]$

これによって生じる摩擦トルクは、摩擦係数をµとする と

 $T = \iint r \cdot \mu Pr \, dr \, d\theta$

= $(2\pi\mu P/3)[r_{max}^3 - r_{min}^3]$ (2.4.3) となる。これに、 $r_{max} = 2.4 \times 10^{-2}[m]$ 、 $r_{min} = 7 \times 10^{-3}$ [m]を代入して実測のトルク値 Tから μ を求める。

ここで実測の摩擦トルクの決定法について述べる。摩 擦トルクと負荷荷重の関係はいわゆるクーロンの法則に 従う。実験における一例を図付、1に示す。本論文にお いては2.3.2 (1)の各項の起動摩擦係数においては図 付、1から負荷荷重9.8Nのときに発生すると考えられる 値をTとし、(2.4.3)式から摩擦係数を求めた。また、 2.3.2 (1)(ア)の動摩擦係数、2.3.2 (2)の実験におい ては、読み取った動摩擦トルクをT、そのときの負荷荷 重をWとして(2.3)式に代入して摩擦係数を求めた。



図付、1 摩擦トルクと負荷荷重の関係の代表例

付録2 運動方程式の各項

(4.1.23)式で導かれる運動方程式の各項は具体的には 以下のように表される。まず、質量行列は9×9の対称行列であるので、対称要素は省略する。ただし、 $m_{123} = m_1 + m_2 + m_3$, $s_{34} = \sin(q_3 + q_4)$, $c_{34} = \cos(q_3 + q_4)$, $|\vec{l}| = l_1$ などと略記した。

$$\begin{split} M_{11} &= M_{22} = m_{0123456}, \\ M_{12} &= M_{57} = M_{58} = M_{59} = M_{67} = M_{68} = M_{69} = M_{47} = M_{48} \\ &= M_{49} = 0, \\ M_{16} &= \cdot s_{3789} a_6 m_6, \quad M_{15} = M_{16} \cdot s_{345} (l_2 m_3 + a_2 m_2), \\ M_{14} &= M_{15} \cdot s_{34} (l_1 m_{23} + a_1 m_1), \\ M_{19} &= \cdot s_{3456} a_3 m_3, \quad M_{18} = M_{19} \cdot s_{378} (l_5 m_6 + a_5 m_5), \\ M_{17} &= M_{18} \cdot s_{37} (l_4 m_4 + a_4 m_4). \\ M_{13} &= M_{14} + M_{17} \cdot c_3 DY (m_{123} + m_{456}) \cdot s_3 DX (m_{123} - m_{456}), \\ M_{26} &= c_{3456} a_3 m_3, \quad M_{25} = M_{26} + c_{345} (l_2 m_3 + a_2 m_2), \\ M_{24} &= M_{25} + c_{34} (l_1 m_{23} + a_1 m_1), \\ M_{29} &= c_{3789} a_6 m_6, \quad M_{28} = M_{29} + c_{378} (l_5 m_6 + a_5 m_5), \\ M_{27} &= M_{28} + c_{37} (l_4 m_{56} + a_4 m_4), \\ M_{23} &= M_{24} + M_{27} \cdot c_3 DX (m_{123} - m_{456}) \cdot s_3 DY (m_{123} + m_{456}), \\ M_{66} &= l_3 + a_3^2 m_3, \end{split}$$

$$\begin{split} M_{56} &= M_{66} + c_6 l_2 a_3 m_3, \quad M_{46} = M_{56} + c_5 c_1 l_a m_3, \\ M_{55} &= M_{56} + c_6 l_2 a_3 m_3 + l_2 + l_2^2 m_3 + a_2^2 m_2 , \\ M_{45} &= M_{46} + c_5 l_1 (l_2 m_3 + a_2 m_2) + c_6 l_2 a_3 m_3 + l_2 + l_2^2 m_3 \\ &+ a_2^2 m_2 , \\ M_{44} &= M_{45} + c_{56} l_1 a_3 m_3 + c_5 l_1 (l_2 m_3 + a_2 m_2) + l_1 + l_1^2 m_{23} \\ &+ a_1^2 m_1 \end{split}$$

$$M_{99} = I_6 + a_6^2 m_6 ,$$

$$M_{89} = M_{99} + c_9 l_5 a_6 m_6 , M_{79} = M_{89} + c_8 g l_4 a_6 m_6 ,$$

$$M_{88} = M_{89} + c_9 l_5 a_6 m_6 + l_5 + l_5^2 m_6 + a_5^2 m_5 ,$$

$$M_{78} = M_{79} + c_8 l_4 (l_5 m_6 + a_5 m_5) + c_9 l_5 a_6 m_6 + l_5 + l_5^2 m_6$$

$$+ a_5^2 m_5 ,$$

$$M_{77} = M_{78} + c_{89} l_4 a_6 m_6 + c_8 l_4 (l_5 m_6 + a_5 m_5) + l_4 + l_4^2 m_{56}$$

$$+ a_4^2 m_4 ,$$

 $M_{36} = M_{46} + (c_{456}DX + s_{456}DY)a_3m_{3_1}$

 $M_{35} = M_{45} + (c_{456}DX + s_{456}DY)a_3m_3 + (c_{45}DX + s_{45}DY)$ $(l_{2}m_3 + a_{2}m_2),$

 $M_{34} = M_{44} + (c_{456}DX + s_{456}DY)a_3m_3 + (c_{45}DX + s_{45}DY)$ $(l_2m_3 + a_2m_2) + (c_4DX + s_4DY)(l_1m_{23} + a_1m_1)$

 $M_{39} = M_{79} + (-c_{789}DX + s_{789}DY)a_6m_6$

 $M_{38} = M_{78} + (-c_{789}DX + s_{789}DY)a_6m_6 + (-c_{78}DX + s_{78}DY)$ $(l_{5}m_6 + a_5m_5).$

 $M_{37} = M_{77} + (-c_{789}DX + s_{789}DY)a_6m_6 + (-c_{78}DX + s_{78}DY)$ $(l_{5}m_6 + a_{5}m_5) + (-c_{7}DX + s_{7}DY)(l_{4}m_{56} + a_{4}m_{4})$

$$\begin{split} M_{33} &= M_{34} + M_{37} + (c_{456}DX + s_{456}DY)a_3m_3 + (c_{45}DX + s_{45}DY)(l_2m_3 + a_2m_2) + (c_4DX + s_4DY)(l_1m_{23} + a_1m_1) + (-c_{789}DX + s_{789}DY)a_6m_6 + (-c_{78}DX + s_{78}DY)(l_5m_6 + a_5m_5) + (-c_7DX + s_7DY)(l_4m_{56} + a_4m_4) + (DX^2 + DY^2)(m_{123} + m_{456})l_0 \circ \end{split}$$

慣性力項は以下のようになる。 $K_{1} = c_{3456}a_{3}m_{3}u_{3456}^{2} + c_{345}(l_{2}m_{3} + a_{2}m_{2})u_{345}^{2}$ $+ c_{34}(l_{1}m_{23} + a_{1}m_{1})u_{34}^{2} + c_{3789}a_{6}m_{6}u_{3789}^{2}$ $+ c_{378}(l_{5}m_{6} + a_{5}m_{5})u_{378}^{2} + c_{37}(l_{4}m_{56} + a_{4}m_{4})u_{37}^{2}$ $+ c_{3}DX(m_{123} - m_{456})u_{3}^{2} - s_{3}DY(m_{123} + m_{456})u_{3}^{2}$ $K_{2} = s_{3456}a_{3}m_{3}u_{3456}^{2} + s_{345}(l_{2}m_{3} + a_{2}m_{2})u_{345}^{2}$ $+ s_{34}(l_1m_{23} + a_1m_1)u_{24}^2 + s_{3789}a_6m_6u_{3789}^2$ $+ s_{378}(l_5m_6 + a_5m_5)u_{378}^2 + s_{37}(l_4m_{56} + a_4m_4)u_{37}^2$ $+ c_3 DY(m_{123} + m_{456})u_3^2 - s_3 DX(m_{123} - m_{456})u_3^2$ $K_6 = (c_{456}DY - s_{456}DX)a_3m_3u_3^2 - s_{56}l_1a_3m_3u_{34}^2$ $-s_6 l_2 a_3 m_3 u_{345}^2$ $K_{5} = K_{6} + (c_{45}DY - s_{45}DX)(l_{2}m_{3} + a_{2}m_{2})u_{3}^{2} - s_{6}l_{2}a_{3}m_{3}u_{346}^{2}$ $-s_5 l_1 (l_2 m_3 + a_2 m_2) u_{14}^2$ $K_4 = K_5 + (c_4 DY - s_4 DX)(l_1 m_{23} + a_1 m_1) u_3^2 + s_{56} l_1 a_3 m_3 u_{3456}^2$ $+ s_5 l_1 (l_2 m_3 + a_2 m_2) u_{345}^2$ $K_9 = (c_{789}DY + s_{789}DX)a_6m_6u_3^2 - s_{89}l_4a_6m_6u_{37}^2$ $-s_0 l_s a_{\ell} m_{\ell} u_{270}^2$ $K_{\rm R} = K_{\rm 0} + (c_{7\rm R}DY + s_{7\rm R}DX)(l_{\rm s}m_6 + a_{\rm s}m_{\rm s})u_2^2 - s_{\rm 0}l_{\rm s}a_6m_6u_{27\rm R}^2$ $-s_8 l_4 (l_5 m_6 + a_5 m_5) u_{27}^2$ $K_7 = K_8 + (c_7 DY + s_7 DX)(l_4 m_{56} + a_4 m_4)u_2^2 + s_{89} l_4 a_6 m_6 u_{1700}^2$ $+ s_8 l_4 (l_5 m_6 + a_5 m_5) u_{378}^2$ $K_3 = K_4 + K_7 - (c_{456}DY - s_{456}DX)a_3m_3u_{3456}^2$ $-(c_{45}DY - s_{45}DX)(l_2m_3 + a_2m_2)u_{245}^2$ $-(c_4DY - s_4DX)(l_1m_{23} + a_1m_1)u_{34}^2$ $-(c_4DY - s_4DX)(l_1m_{23} + a_1m_1)u_{34}^2$ $-(c_7DY + s_7DX)(l_4m_{56} + a_4m_4)u_{37}^2$

謝 辞

本研究は 1984 年から 1993 年にわたり、電子技術総 合研究所において、特別研究「宇宙用マニピュレータ に関する研究」、「宇宙用テレオペレータに関する研究」 の一部として実施されたものです。

本研究を進めるにあたり.元極限技術部長中山勝矢 博士(現広島工業大学教授),元極限技術部長小野雅敏 博士(現束北工業技術研究所長),前極限技術部長木村 錫一博士(現大分県・工業技術院研究交流センター所 長),極限技術部長幸坂紳博士,宇宙技術研究室長工藤 勲博士にご指導,ご鞭撻を賜りました。特に宇宙技術 研究室主任研究官町田和雄博士,戸田義継氏には本研 究の開始当初から本論文をまとめるまでの間,終始一 貫してご指導,ご討論頂きました。心から深く感謝致 します。

本論文をまとめるに際して懇切な御指導と御鞭撻を 賜った,大阪大学基礎工学部辻三郎教授.辻本良信教 授.宮崎文夫教授.吉川孝雄教授,同大学工学部土屋 和雄教授に対し、謹んで感謝の意を表します。

本論文をまとめるに際し、貴重な御討論,御助言を 賜った大阪大学基礎工学部浜川圭弘教授. 富山県立大 学工学部高倉秀行助教授に謹んで感謝の意を表します。

本論文の一部は東芝(株)との共同研究の成果であ り、その遂行にあたって御討論いただきました佐々木 彰氏、西岡岳氏、本田登志雄氏、堀光平氏に心から感 謝します。

最後に本研究の遂行にあたり、日頃からご援助、ご 討論を頂きました宇宙技術研究室室員の皆様に心から 感謝致します。

参考文献

Alexander, H. L. and Cannon, R. H. : "Experiments on the Control of a Satellite Manipulator," in Proc. Material Handling Research Focus, Geogia Institute of Technology, 1986.

Craig, J. J. : Introduction to Robotics Mechanics & Control, Chap. 8, pp.223-254, Addison Wesley, 1986

Craig, J. J. : Adaptive Control of Mechanical Manipulators, Chap. 5, pp. 49-84, Addson-Wesley, 1988.

藤田輝夫:ステンレス鋼の熱処理,日刊工業新聞社, p.36,1970.

Griffin, Michael. H. and French, James R. : Space Vehcle Design, Chap. 3, pp. 41-83, AIAA, 1991.

Hartley, N. E. : "Friction and Wear of Ion-implanted Metals - a Review-," Thin Solid Films 64, p. 177, 1979.

Hass, Hugh S.and Schroeder, Roger J. : "Solid Film Lubrication of Instrument Spur Gears," J. ASLE, 587, 1968.

Hinds, C. M. : AAS 80-175, 1980.

平野元久:"イオン注入による改質", 潤滑 31, p. 534-540, 1986.

堀光平:昭和61年度精密工学会秋季大会学術講演会 講演論文集, p. 297, 1986.

Kane, T. R., Linkins, P. W. and Levinson, D. A. : SPACE CRAFT DYNAMICS, Chap. 4, pp. 247-343, McGrow Hill, 1983.

松原清:トライボロジ,産業図書, p. 35、1981.

宮川行雄,西村允,関勝美:"高分子複合材保持器で 潤滑したころがり軸受の性能",日本潤滑学会予稿集, 1982.

НАЖЕСТКИН, Б.Л.& КОВАЛЕВ, Е.П.: ТРЕ НИЕ И ИЗНОС, 707, 1982

中川洋, 星野修: "完全ふっ化油 フォンブリン (パ -フロロポリエーテル)", 真空 20, p.102, 1977. 日本潤滑学会編:増訂潤滑ハンドブック,養賢堂, p. 1132, 1978.

Paul, R.P. : Robot Manipulators Methemathics, Programming and Control, The MIT Press, 1981.

Russo, S.L., Mazzoldi, P., Scotoni, I., Tosello, C., & Tosto, S. : "Effect of nitrogen-ion implantation on the unlubricated sliding wear of steel," Appl. Phys. Lett. 34, p.627, 1979.

両角宗晴:"遊星歯車と差動歯車の設計計算法",産経 出版社,pp. 85-92, 143, 1984.

Stevens, K. T. : "The Tribology of Gears for Satellite Applications," in Proc. of the First European Symposium on 'Space Mechanism & Tribology', p. 131, Neuchatel, Swizerland, 12-14 Oct. 1983. (ESA SP-196, Publ. December 1983).

戸田義継,岩田敏彰,町田和雄,大塚聡子,福田靖, 鳥生英俊:"宇宙用自由飛行テレロボットの研究 一地 上実験モデルの試作-",日本航空宇宙学会誌40, p. 652、1992.

宇宙開発事業団筑波宇宙センター機器・部品開発室: 宇宙有機材料アウトガスデータ集, 1-16.

梅谷陽二,吉田和哉:"一般化ヤコビ行列を用いた宇 宙用ロボットマニピュレータの分解速度制御",日本ロ ボット学会誌 7, p. 327, 1989.

Vest, Charles E., Courthey, William J. and Farrel, Jerry J. : "Evaluation of Gear Materials for Space Applications." ASLE Preprint 69LC-6, p. 214, 1969.

和栗明 a : 歯車の設計・製作とその耐久力, 養賢堂, p. 236, 1980.

和栗明b:歯車の設計・製作とその耐久力,養賢堂, p. 240, 1980.

山田克彦:"宇宙多体システムの定式化とその制御への応用",平成元年東京大学博士論文,1989.

山本久彦:イオン窒化法,日刊工業新聞社, p. 4, 1976.

平成7年3月20日 印 刷 平成7年3月27日 発 行 編 集 電子技術総合研究所 印刷人 溝 手 堅 治 印刷所 アサヒビジネス株式会社 茨城県つくば市竹園2-11-6 電話 (0298)51-7411代) 発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 衛鉄 (0298)54-5061 (常株)理)	電子技術総合研究所研究報告 第969号					
平成7年3月20日 印 刷 平成7年3月27日 発 行 一 編 集 電子技術総合研究所 印刷人 溝 手 堅 治 印刷所 アサヒビジネス株式会社 茨城県つくば市竹園2-11-6 電話(0298)51-7411代 発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 電話(0298)54-5061(常称)課)	•	~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	~~~~~~	~~~~~		
平成7年3月27日 発行 編集電子技術総合研究所 印刷人溝手堅治 印刷所アサビビジネス株式会社 茨城県つくば市竹園2-11-6 電話(0298)51-7411(代) 発行所電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 衛駐(0298)54-5061(常教)(第)		平成7年3	3月20日	印刷		
 編集 電子技術総合研究所 印刷人 溝 手 堅 治 印刷所 アサヒビジネス株式会社 茨城県つくば市竹園2-11-6 電話(0298)51-7411代) 発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 		平成7年3	3月27日 🚽	免行		
 編集 電子技術総合研究所 印刷人 溝 手 堅 治 印刷所 アサヒビジネス株式会社 茨城県つくば市竹園2-11-6 電話(0298)51-7411代) 発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 	`	~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	~~~~~~	~~~~~		
 印刷人 溝 手 堅 治 印刷所 アサヒビジネス株式会社 茨城県つくば市竹園2-11-6 電話(0298)51-7411代) 発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 	編 集	電子	技術業	谷 研	究所	
印刷所 アサヒビジネス株式会社 茨城県つくば市竹園2-11-6 電話(0298)51-7411代) 発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 電話(0298)54-5061(常称)(第)	印刷人	溝	手	堅	治	
 茨城県つくば市竹園2-11-6 電話 (0298)51-7411代) 発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 (0298)54-5061 (常株)(#) 	印刷所	アサ	ヒビジオ	トス株式	会社	
発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅園1-1-4 (第154-5061 (第137)	茨城県つくば市竹園2-11-6 電話(0298)51-7411代					
発行所 電子技術総合研究所 茨城県つくば市梅劇1-1-4 第5 (0298)54-5061 (業務調)	~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~	~~~~~~	~~~~~~	~~~~~~	
	発 行 所	電 子 茨城県	·技術新 見つくばす 話 (0298)5	会研 5梅爾1- 64-5061 (第 54-5061 (\$ 54-5061 (\$ 54-5061) (\$ 54-5061 (\$ 54-5061 (\$ 54-5061)	究所 -1-4 ***	

ELECTROTECHNICAL LABORATORY

_

=

1-1-4, Umezono, Tsukuba, Ibaraki, 305 JAPAN