

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	<a href="https://doi.org/10.11501/3097826">https://doi.org/10.11501/3097826</a>
rights	
Note	

*Osaka University Knowledge Archive : OUKA*

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

Osaka University

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<sub>2</sub> 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<sub>2</sub> 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.

# 目 次

第1章 序 論 .....	1
1.1 研究の背景 .....	1
1.2 研究の目的 .....	1
1.3 論文の構成 .....	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
2.1.1 試験方法 .....	4
2.1.2 試験結果 .....	7
2.1.3 考 察 .....	10
2.2 歯車の潤滑法と耐久性 .....	10
2.2.1 歯車の材料と潤滑法 .....	11
2.2.2 実験結果 .....	12
2.2.3 寿命評価と考察 .....	14
2.3 ブレーキ材料の摺動特性 .....	17
2.3.1 試験方法 .....	18
2.3.2 実験結果 .....	19
2.3.3 考 察 .....	21
2.4 結 言 .....	23
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 .....	25
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 .....	25
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 .....	25
3.1.2 モータ軸受 .....	25
3.1.3 ハーモニックドライブアクチュエータ .....	27
3.1.4 試 作 .....	31
3.2 大型マニピュレータ用高トルクアクチュエータ .....	33
3.2.1 アクチュエータの仕様と構成 .....	33
3.2.2 減速機的设计 .....	34
3.2.3 真空試験と評価 .....	36
3.2.4 ブレーキの実験 .....	38
3.3 結 言 .....	39
第4章 ロボット運動の無重力適応技術 .....	41
4.1 運動方程式 .....	41
4.1.1 ロボットのモデルと運動方程式 .....	41
4.1.2 Newton-Euler法による運動方程式の導出 .....	42
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 .....	43
4.2.1 分解加速度制御 .....	43
4.2.2 カウンタアームリアクション制御 .....	44
4.2.3 慣性座標系における経路追従への応用 .....	46
4.3 自由飛行ロボットの浮遊物体捕捉マヌーバの考察 .....	48
4.3.1 浮遊物体捕捉マヌーバ .....	48

4.3.2 制御則 .....	48
4.3.3 マヌーバのシミュレーション .....	49
4.3.4 考察 .....	52
4.4 結 言 .....	52
第 5 章 結 論 .....	54
付録1 摩擦試験機の場合の摩擦係数の算出 .....	55
付録2 運動方程式の各項 .....	55
謝 辞 .....	57
参考文献 .....	58

# 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

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な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、ブ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らかにした。

質量未知の飛行物体を捕捉し、繫留点まで運搬し、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。

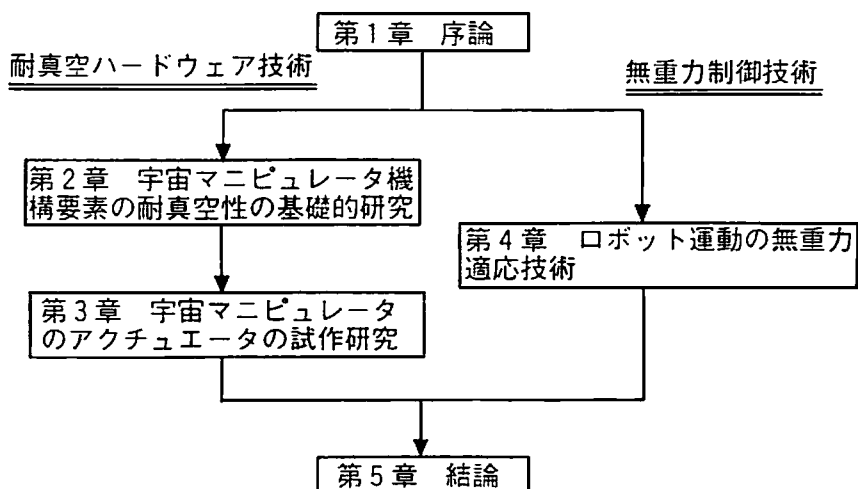


図 1.1 本論文の構成



## 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、真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 [Нажесткин 82] 等で行われているものの、比較的 low 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。

真空中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

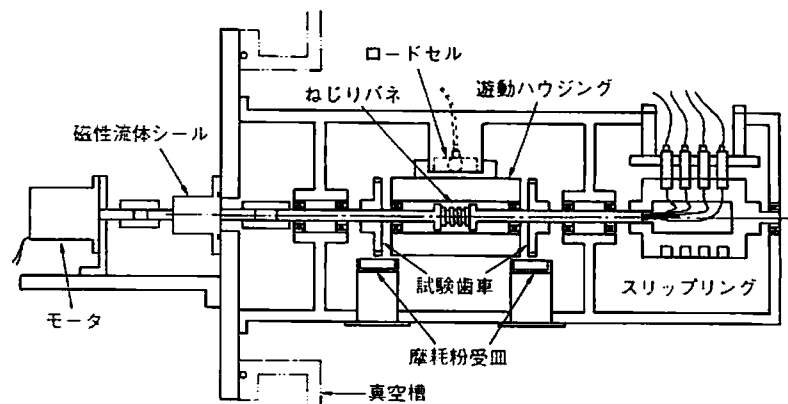


図 2.1 歯車試験機の構造

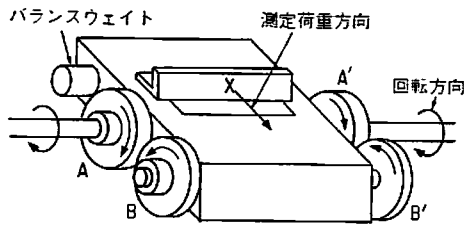


図 2.2 歯車試験機の遊動ハウジング部

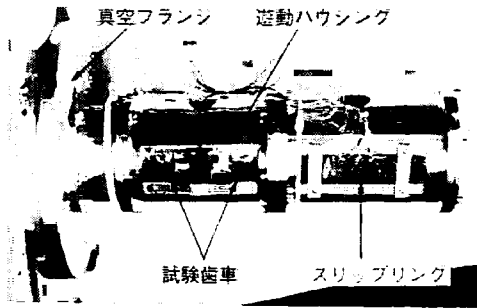


図 2.3 歯車試験機の外観

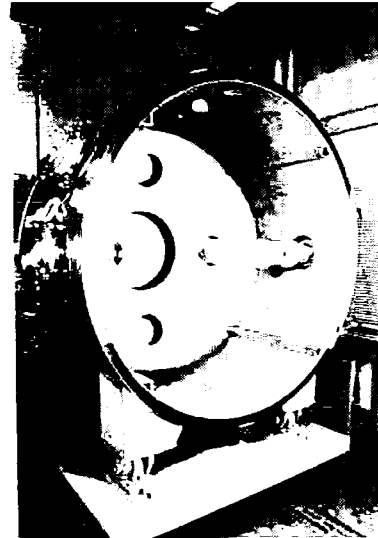


図 2.4 歯車試験機取り付け時の真空槽内部

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 X 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  $10^{-3}Nm$  のオーダーにおさえた。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 ( $10^8$  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、ターボ分子ポンプ (排気速度 5,000l/s) とクライオポンプ (排気速度 5,000l/s) で排気を行い、清浄真空を得ている。

表 2.1 歯車材料と試験歯車の組合せ

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=0.2mm)	1100
ステンレス鋼 (A) 440C	焼入れ・焼戻し	700
ステンレス鋼 (B) 440C	焼入れ・焼戻し	480

組合せ	小歯車	大歯車
1	窒化鋼	窒化鋼
2	窒化鋼	ステンレス鋼(A)
3	ステンレス鋼(B)	ステンレス鋼(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  $H_v = 1,100$ 、硬化層深さ 0.2mm)

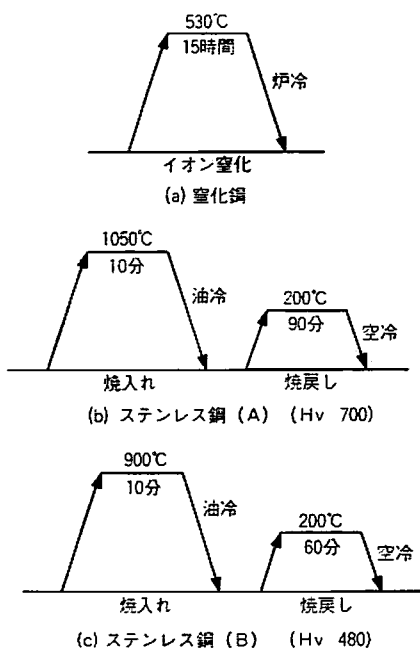


図 2.5 歯車材料の熱処理

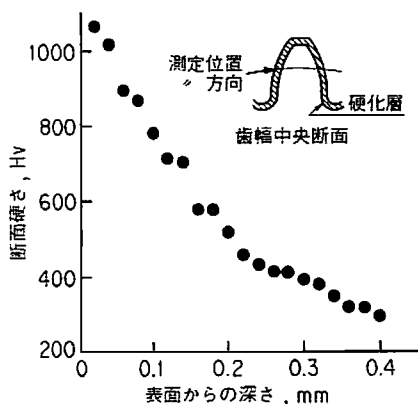


図 2.6 窒化鋼歯車の硬さ分布

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  $-60 \sim 100^\circ\text{C}$  という

表 2.2 試験歯車の主要諸元

試験歯車		小歯車	大歯車
形式		インボリュート平歯車 (標準歯形)	
工具	歯形	並歯	
	モジュール	1	
	圧力角	$20^\circ$	
歯数	26	27	
基準ピッチ円直径	歯幅	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		0.011mm以下	
バックラッシ		0.036~0.128mm (法線方向)	
またぎ歯厚 (またぎ歯数)		7.74mm ( $Z_m = 3$ )	10.711mm ( $Z_m = 4$ )
仕上げ方法		窒化鋼歯車: ホブ切り ステンレス歯車: 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  $0.2\text{Nm}$  に設定し、回転速度は  $1,500\text{rpm}$  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  $200\text{GPa}$  を用いると [和栗 a 80],  $230\text{MPa}$  であり、伝達動力は  $31\text{W}$  である。目標回転回数は  $1 \times 10^8$  回転 ( $1.1 \times 10^3$  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  $10^{-5}\text{Pa}$  台になってから開始し、定常的な試験中の圧力は  $7 \times 10^{-5} \sim 8 \times 10^{-6}\text{Pa}$  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
圧力	$1 \times 10^{-4}\text{ Pa}$ 以下		大気圧
環境温度	室温		
伝達トルク	0.2 Nm	1.0 Nm	0.2 Nm
最大ヘルツ応力	230 MPa	510 MPa	230 MPa
回転速度	1500 rpm	300 rpm	1500 rpm
目標回転回数	$1 \times 10^8$	$2 \times 10^7$	$1 \times 10^8$

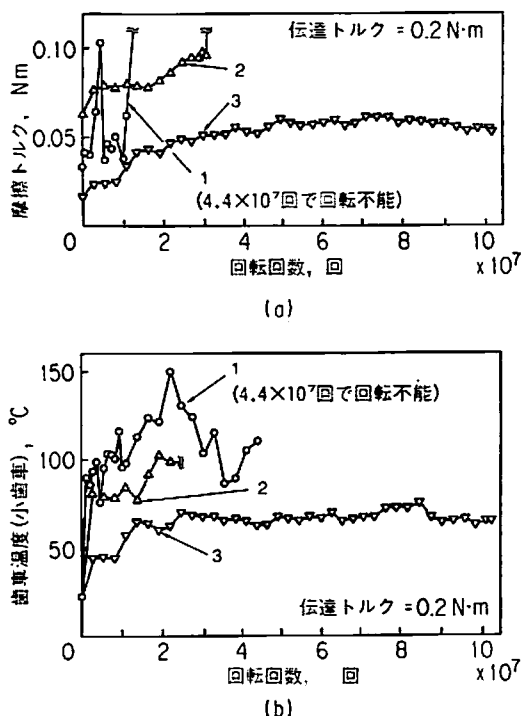


図 2.7 無潤滑・低荷重における時間履歴  
(a)摩擦トルクの時間履歴 (b)歯車温度の時間履歴

ピ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  $4.4 \times 10^7$  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  $1 \times 10^8$  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  $2 \times 10^7$  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ですが、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同様に变化しており、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  $150^\circ\text{C}$  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。なお窒化鋼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

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

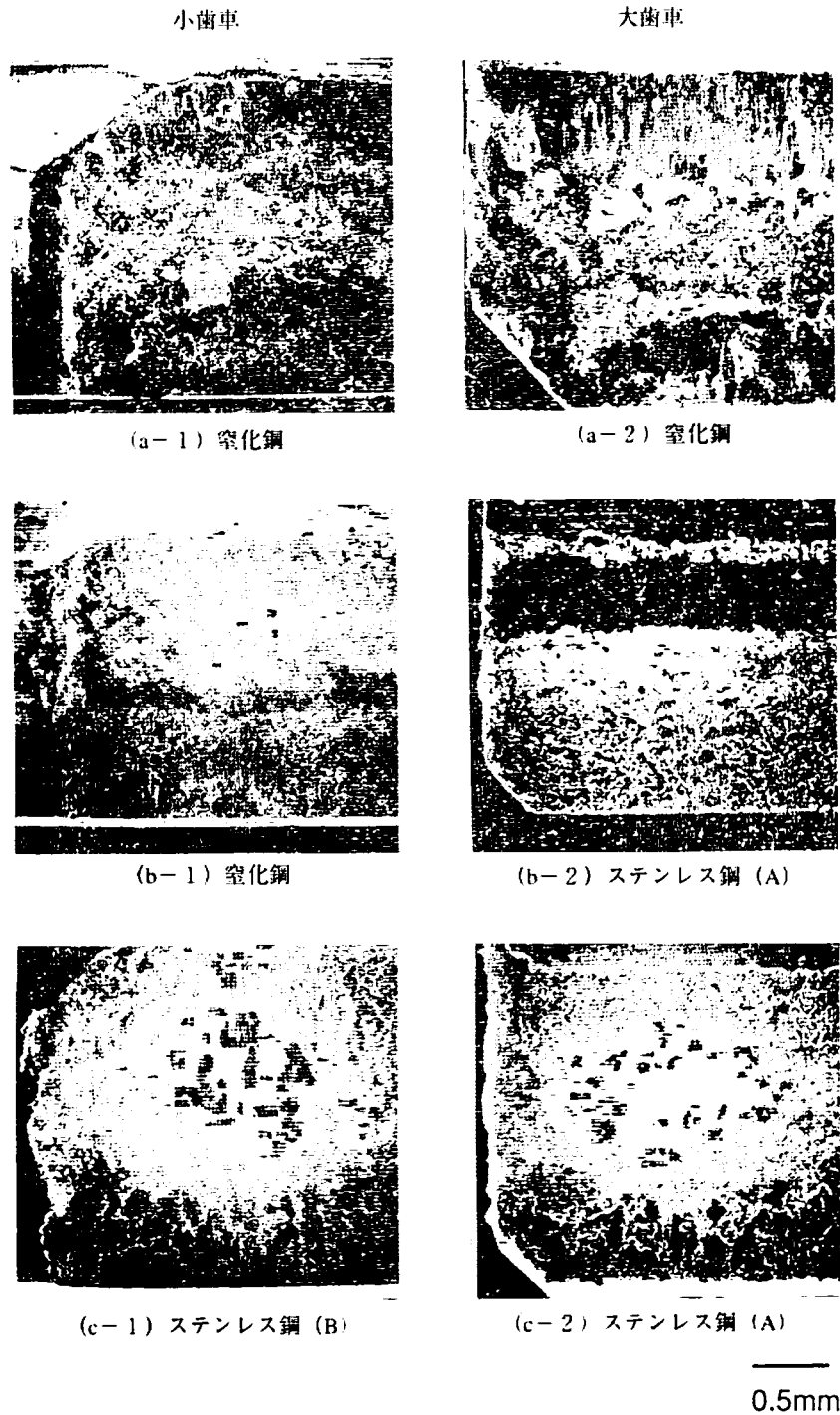
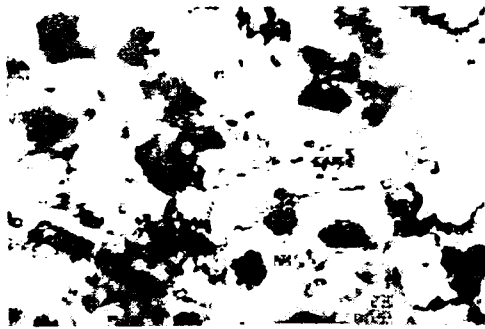


図 2.8 無潤滑・低荷重試験後の歯面

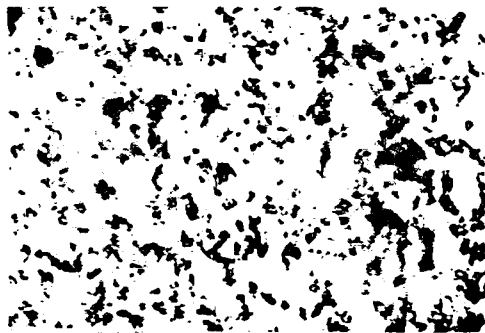
試験後の歯面の表面硬さは窒化鋼歯車では摩耗により硬化層が除去されているため、硬さが低下しているが、ステンレス鋼歯車では歯面の転がり滑り摩擦による加工硬化が原因とみられる硬さの増加が認められる。

## (2) 高荷重での歯車試験

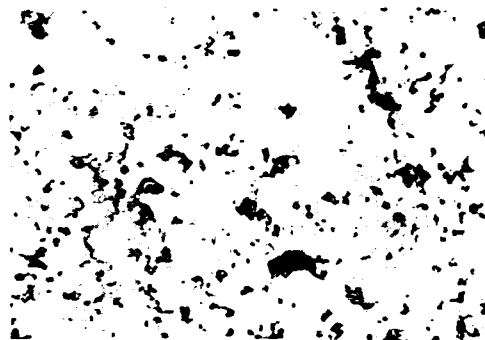
耐摩耗性では窒化鋼とステンレス鋼の組合せが最も優れていたため、この組合せに対し、最大ヘルツ接触応力  $510\text{MPa}$  の実用負荷に対応する伝達トルクまで高めて試験を行い、高負荷での摩擦・摩耗特性を調べた。伝達動力を一定とするために回転速度は  $300\text{rpm}$  とした。また、目標回転回数は前述の低荷重試験の試験時間に等しくするため、 $2 \times 10^7$  回転とした。



(a) 窒化鋼/窒化鋼



(b) 窒化鋼/ステンレス鋼



(c) ステンレス鋼/ステンレス鋼

50 μm

図 2.9 無潤滑歯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履歴では、前半の 0.2, 0.4, 0.6 × 10<sup>6</sup> 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 × 10<sup>7</sup> 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。

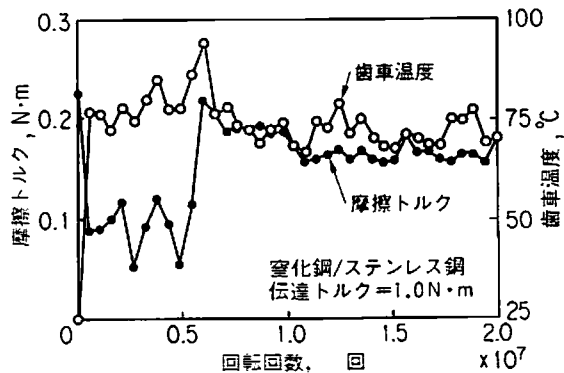


図 2.10 無潤滑・高荷重における摩擦トルクと歯車温度の時間履歴

表 2.5 表面硬さと表面あらさの変化

組合せ		表面あらさ $R_{max}, \mu m$		ビッカース硬さ Hv	
		試験前	試験後	試験前	試験後
1	窒化鋼	2.0	50	1,048	734
	窒化鋼	2.4	50	1,018	503
2	窒化鋼	3.5	22	1,003	724
	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 2.6 試験結果のまとめ (窒化鋼とステンレス鋼の組合せ)

試験条件	摩擦トルク, Nm			摩耗速度, mm/回		試験回転回数, 回
	最小値	最大値	平均値	窒化鋼	ステンレス鋼	
真空中 0.2Nm	0.062	0.15	0.12	$1.11 \times 10^{-9}$	$1.07 \times 10^{-9}$	$1.0 \times 10^8$
真空中 1.0Nm	0.052	0.25	0.15	$6.23 \times 10^{-9}$	$5.05 \times 10^{-9}$	$2.0 \times 10^7$
大気中 0.2Nm	0.029	0.086	0.048	$3.47 \times 10^{-8}$	$5.67 \times 10^{-9}$	$1.0 \times 10^7$

### 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  $10\mu m$  以上の長径の薄片粒径 (厚さ数  $\mu m$ ) 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碎されている。

一般に、窒化処理をした窒化鋼では、窒化層は最外層が  $\gamma$  相 ( $Fe_4N$ ) と  $\epsilon$  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。 $\gamma$  相は立方最密構造で  $\epsilon$  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、このアプ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。

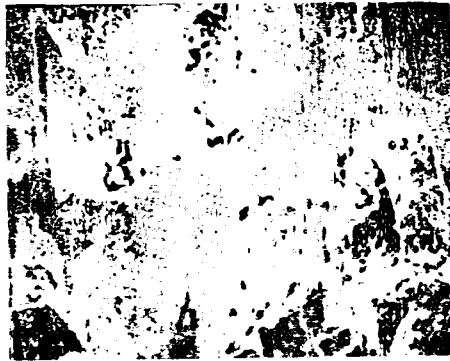
#### (2) ステンレス鋼歯車の摩耗

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ブ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。

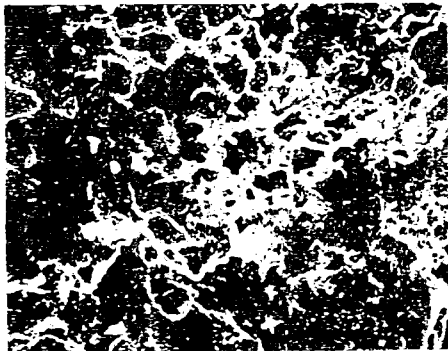
## 2.2 歯車の潤滑法と耐久性

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。

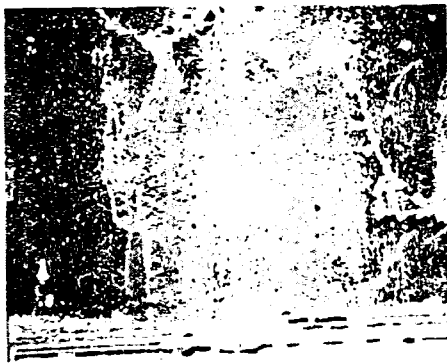
本節では、次の段階として潤滑剤の適用に関し、研究を行った。これまでの真空潤滑法では、鉱油は蒸気圧が高く周辺機器を汚染する可能性があるため、シールドを施さなければ使用できず、二硫化モリブデンに代表され



(a) 歯末近傍



(b) ピッチ円近傍



(c) 歯元近傍

50  $\mu$ m

図 2.11 無潤滑歯車試験後の窒化鋼歯車の歯面状態の場所による違い

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  $8 \times 10^{-11} Pa$ ) 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脆化層を除去し、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

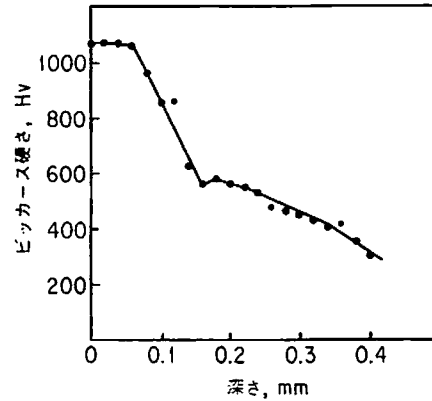


図 2.12 窒化鋼の硬さ分布の代表例

ついて、摩擦トルクと摩擦量を中心に述べる。

### 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  $H_v = 650$  を目標に硬化させた。イオン窒化は表面硬さ  $H_v = 1,000$ 、 $0.2mm$  を目標とし、 $510^\circ C$ 、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 ( $100^\circ C$  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  $10\mu m$ ) 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  $1cm^3$  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  $5 \sim 15\mu m$  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  $1 \times 10^8$  回、 $1.0Nm \cdot 3.0Nm$  の場合  $2 \times 10^7$  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、ピ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

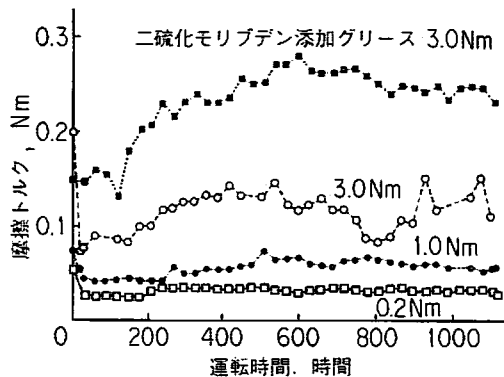


図 2.13 グリース潤滑の場合の摩擦トルクの履歴

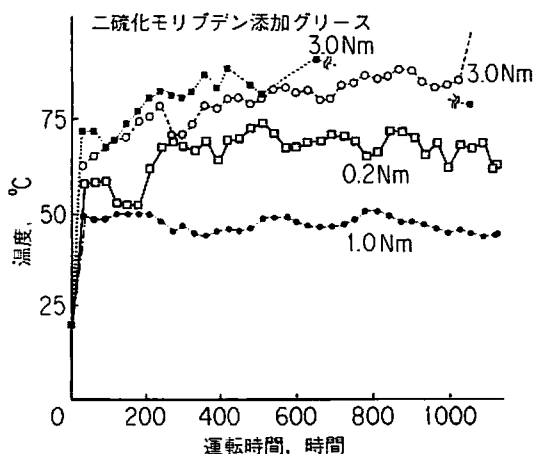


図 2.14 グリース潤滑の場合の歯車温度の履歴

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  $80^{\circ}C$  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時間まで中止した。伝達トルクが  $1.0Nm$  の場合には固体潤滑剤 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。

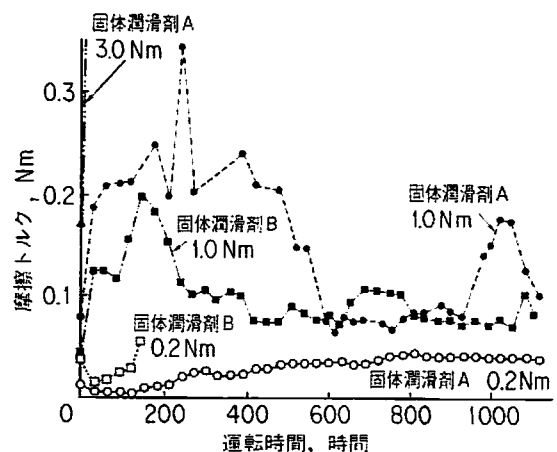


図 2.15 固体潤滑の場合の摩擦トルクの履歴

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

潤滑法	試料 大歯車/小歯車	硬さ, Hv		表面あらさ, R <sub>max</sub> μm		摩耗深さ μm	無潤滑に対 する摩耗比	伝達トルク, Nm
		試験前	試験後	試験前	試験後			
グリース	ステンレス鋼	673	870	0.70	2.40	0	0.000	0.2
	窒化鋼	1,048	907	4.20	3.90	9	0.069	
グリース	ステンレス鋼	715	847	0.30	1.60	0	0.000	1.0
	窒化鋼	988	835	1.40	3.60	15	0.125	
グリース	ステンレス鋼	690	824	0.30	3.20	8	—	3.0
	窒化鋼	974	782	2.80	4.40	49	—	
グリース MoS <sub>2</sub> 添加	ステンレス鋼	649	858	1.49	4.44	0	—	3.0
	窒化鋼	1,018	974	1.36	6.27	10	—	
固体 潤滑剤A	ステンレス鋼	657	894	5.17	3.55	34	0.213	0.2
	窒化鋼	974	974	4.62	2.97	47	0.362	
固体 潤滑剤A	ステンレス鋼	673	627	3.54	2.62	60	0.594	1.0
	窒化鋼	1,064	782	6.37	1.73	44	0.367	
固体 潤滑剤B	ステンレス鋼	665	920	5.59	4.50	40*	—	0.2
	窒化鋼	1,064	946	7.31	4.41	20*	—	
固体 潤滑剤B	ステンレス鋼	673	858	7.68	3.15	34	0.337	1.0
	窒化鋼	1,081	907	5.02	2.63	28	0.233	

\* 150時間 (1.35 × 10<sup>7</sup> 回転) で中止

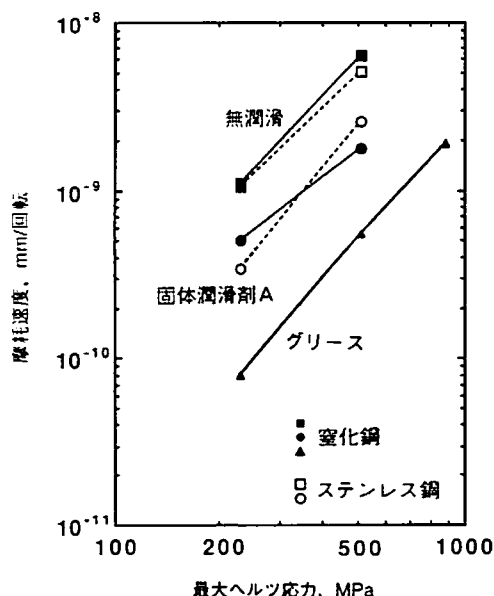


図 2.16 各潤滑法による摩耗速度と伝達トルクの関係

(2) 摩耗深さ, 硬さ, 表面あらさ

各試験における歯車のピ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（ピッチ点付近）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。

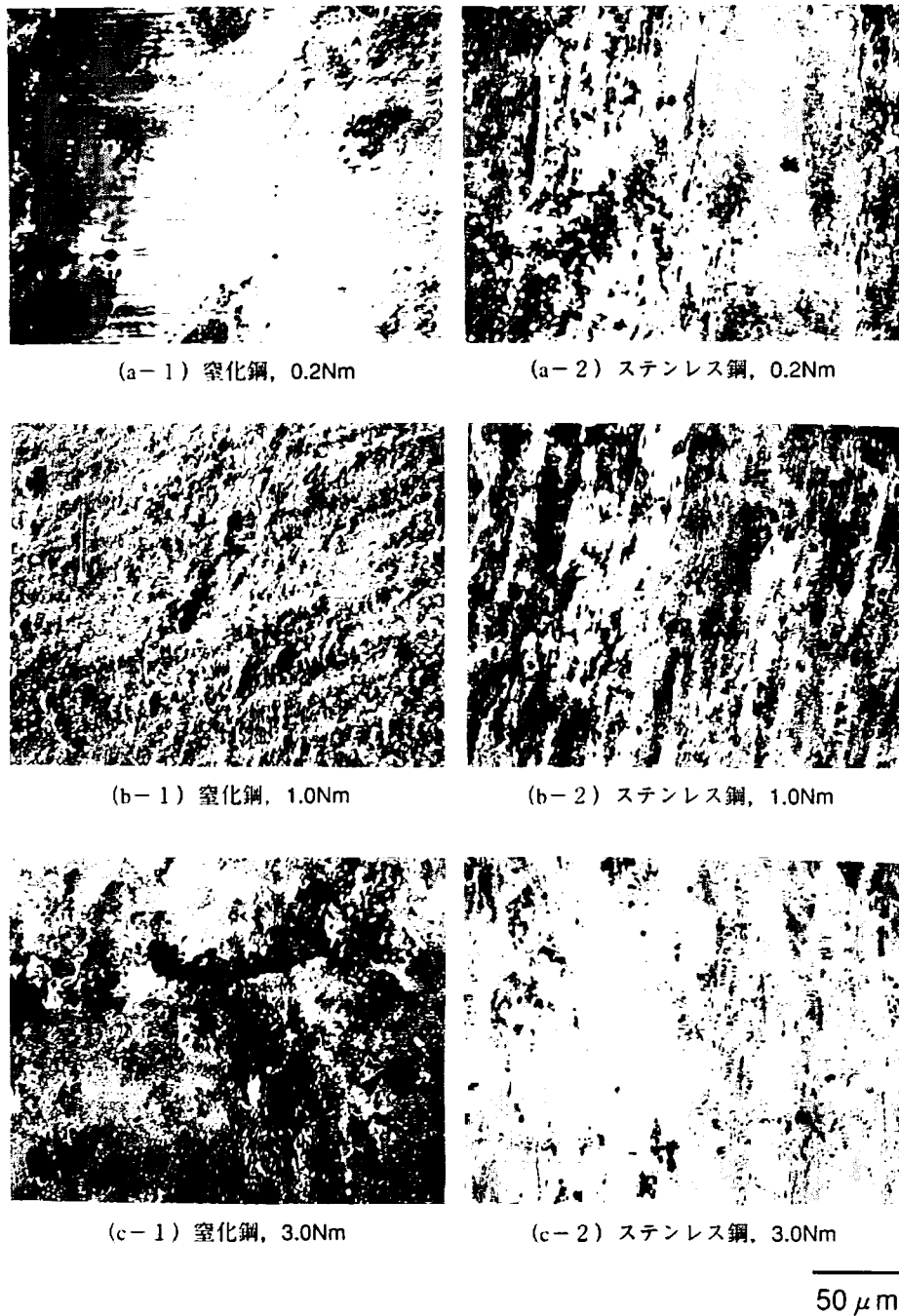


図 2.17 グリース潤滑の場合の試験後の歯面電子顕微鏡写真（ピッチ円付近）

### 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  $P_{max} = (0.2 \sim 0.3)H_B$  ( $H_B$  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  $1,200 \sim 1,600 MPa$  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  $3.0 Nm$  において、 $1,000$  時間以後摩擦トルクの変動がみ

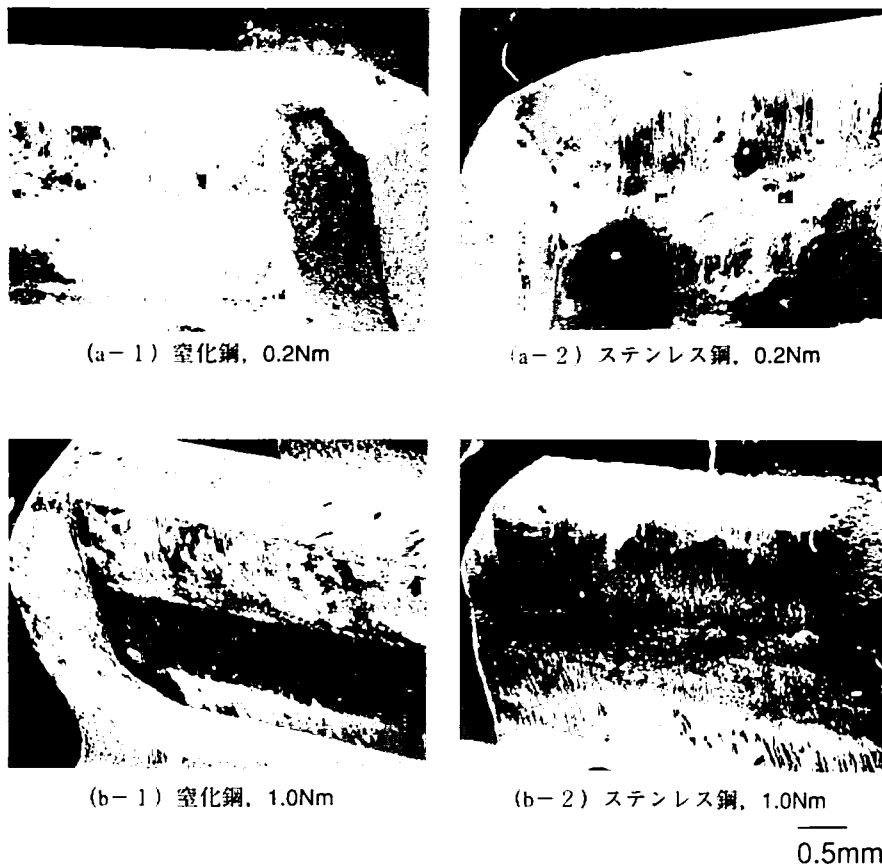


図 2.18 固体潤滑剤 A の場合の試験後の歯面電子顕微鏡写真

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  $30\mu\text{m}$ ）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  $3.0\text{Nm}$  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プ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、アプ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脆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脆化層の影響を調べる必要がある。図 2.12 から硬脆な  $\gamma$  層 ( $\text{Fe}_4\text{N}$ ) は約  $60\mu\text{m}$  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、 $1.0\text{Nm}$ 、 $300\text{rpm}$  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

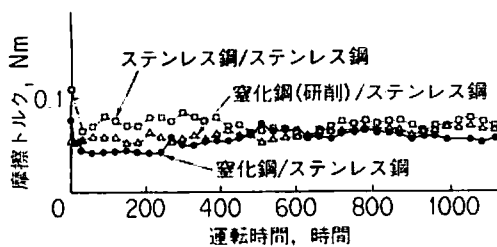
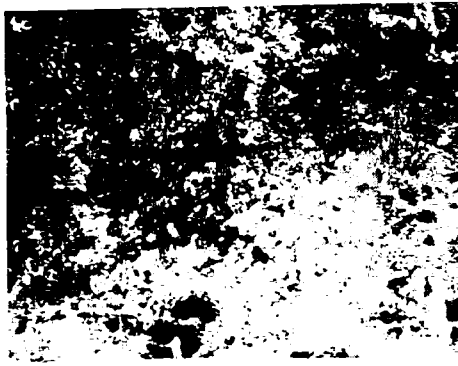


図 2.19 グリース潤滑（伝達トルク  $1.0\text{Nm}$ ）の場合の摩擦トルクの履歴



(a) 窒化鋼 (脆化層除去) 1.0Nm



(b) ステンレス鋼, 1.0Nm

50 μm

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、窒化鋼の摩擦深さが約 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、脆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擦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擦量が多いだけで、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擦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擦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  $H_v = 630$ 、他方を  $H_v = 500$  と差をつけた。摩擦トルクの履歴を図 2.19 に重ねて示す。また、摩擦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擦を示していた。しかし、前者では柔らかい方のステンレス鋼に摩擦が集中しており、後者では硬い窒化鋼の歯車に摩擦が集中していることを考えると両者の摩擦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擦が主で、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、摩擦が進んでいたが、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擦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擦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つ

表 2.8 グリース潤滑 1.0Nm の硬さ変化、表面あらさ変化、摩擦深さ

試料 大歯車/小歯車	硬さ, Hv		表面あらさ, R <sub>max</sub> μm		摩擦深さ, μm
	試験前	試験後	試験前	試験後	
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

た。

## (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  $200 \sim 1,000 \text{MPa}$  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  $0.2 \text{Nm}$  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  $1.0 \text{Nm}$  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

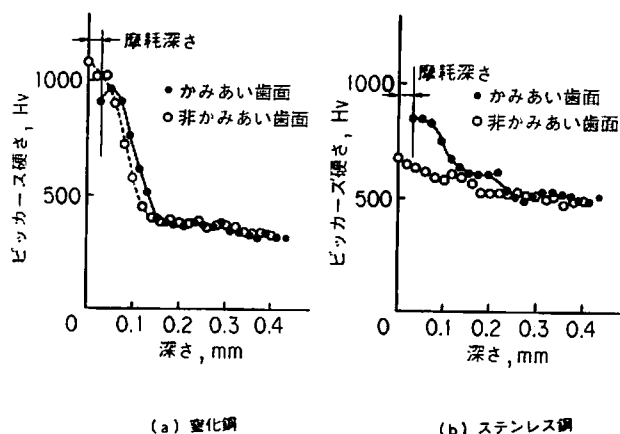


図 2.21 試験後の窒化鋼とステンレス鋼の硬さの深さ方向分布 (固体潤滑剤 B,  $1.0 \text{Nm}$  の場合)

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ー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  $10^{-3}Pa$  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  $150^{\circ}C$  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  $0 \sim 3,000 rpm$  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 ノ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  $2.0 \sim 6.0 \times 10^3 Pa$  (負荷荷重  $3.2 \sim 10N$ ) とし、摩擦速度は  $0 \sim 5.3m/s$  (回転速度  $0 \sim 3,000rpm$ ) 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  $10^{-3}Pa$

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	$0.2 \sim 1.6N/cm^2$
回転速度	$0 \sim 3,000rpm$
摺動速度	$0 \sim 5.3m/s$
ホルダ温度	室温~ $150^{\circ}C$

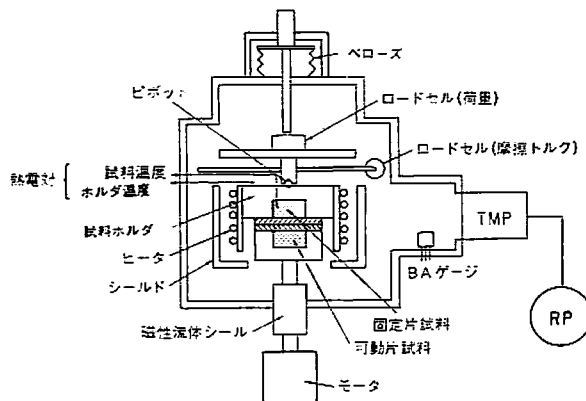
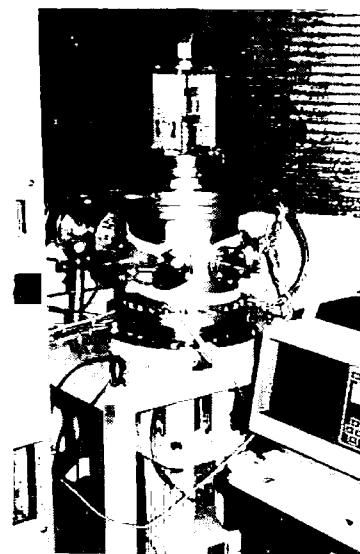


図 2.22 真空用スラストカラー型摩擦・摩耗実験装置  
以下で行うこととした。これらをまとめて表 2.9 に示す。

(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

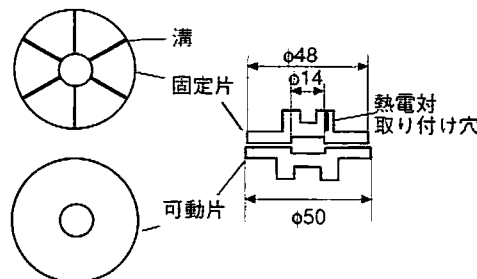


図 2.23 試料の形状

表 2.10 実験に用いた固定片

固定片試料	組成 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 <sub>2</sub> + PTFE)	ポリアミノビスマレイミド: 78.5, PTFE: 20.0, MoS <sub>2</sub> : 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, MoS <sub>2</sub> : 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+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+ジアミン) : 84.1, PTFE: 9.4, Mo: 6.5
銅系焼結合金	Cu, Sn, Co, WS <sub>2</sub> , Ag

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  $2 \times 10^3 Pa$ ) 回転速度 3,000rpm (摩擦速度 5.3m/s) で 1,000 ~ 3,000 回転 (約 106 ~ 320m) 摩擦することに摩擦終了後 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

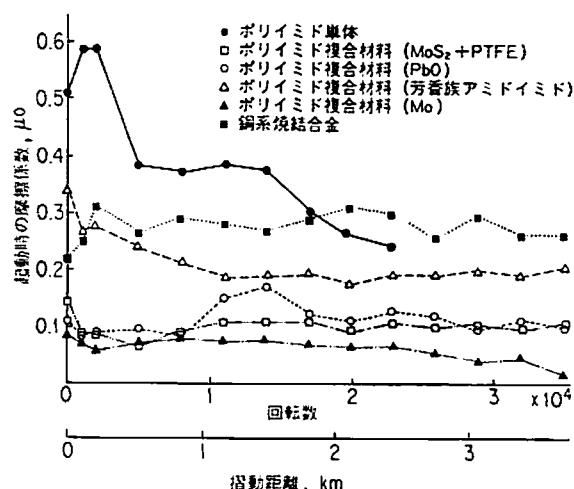


図 2.24 起動時の摩擦係数の摩擦距離依存性



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°C (試料の温度は約 70°C) 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。

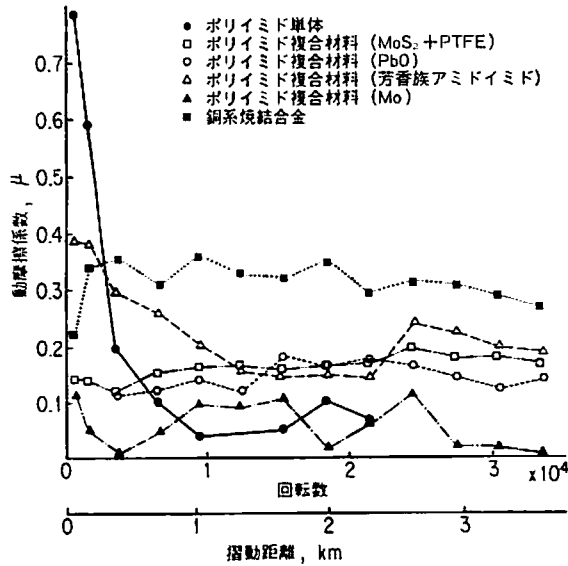


図 2.25 動摩擦係数の摩擦距離依存性

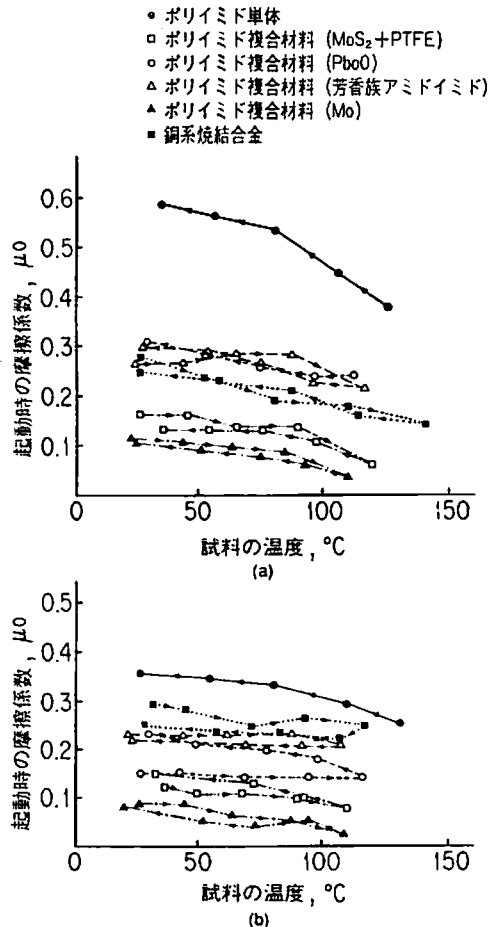


図 2.26 起動時の摩擦係数の温度依存性 (a)試験前, (b)試験後

(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、ポ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、ポリイミド複合材料 (MoS<sub>2</sub> + 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、銅系統結合金は重量の点で宇宙用としては問題がある。そこで、ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド) とポリイミド複合材料 (PbO) の 2 種類について実際の使用状態に近い条件で、

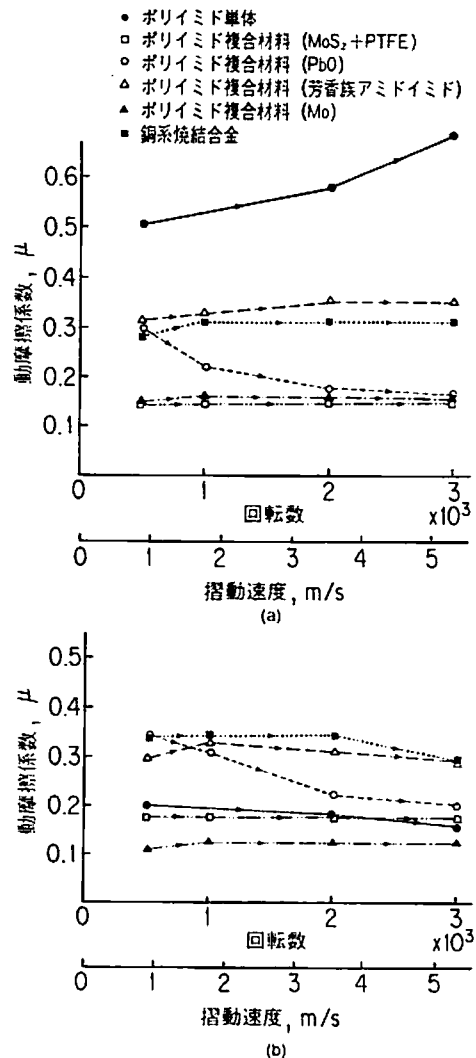


図 2.27 動摩擦係数の速度依存性 (a)試験前, (b)試験後

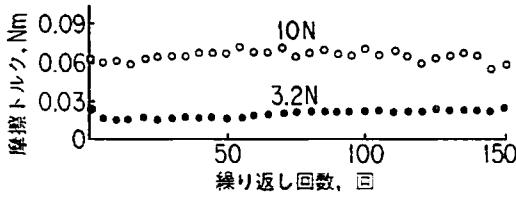


図 2.28 繰り返し摩擦実験の摩擦トルクの変化 (試料：ポリイミド複合材料 (PbO))

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 3.2N 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。ポリイミド複合材料 (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、ポリイミド複合材料 (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。この違いは摩擦のメカニズムの違いによると考えられ、後で考察する。

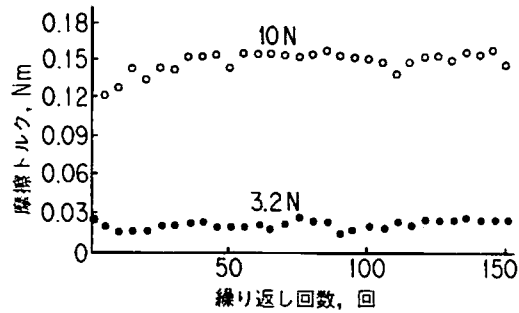


図 2.29 繰り返し摩擦実験の摩擦トルクの変化 (試料：ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド))

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)
$R_{max} \leq 0.1 \mu m$	$\mu = 0.12$	$\mu = 0.21$
$= 0.4$	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	$\mu = 0.21$	$\mu = 0.16$
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  $R_{max} = 0.8 \mu m$

アルマイト被膜アルミニウム合金の表面あらさは  $R_{max} = 0.4 \sim 2 \mu m$

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。しかしポリイミド複合材料 (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

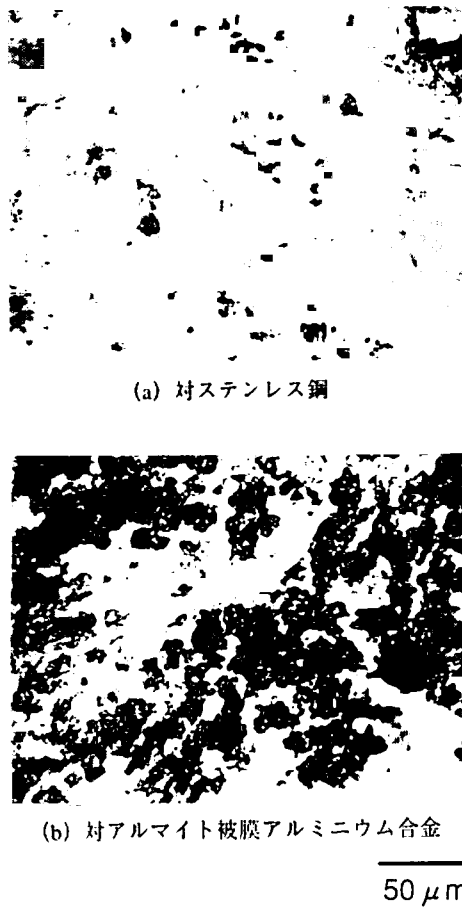


図 2.30 表面顕微鏡写真  
(試料：ポリイミド複合材料 (芳香族アミドイミド))

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ポ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イ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の移着は大きくなる

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 (MoS<sub>2</sub>+PTFE) がある。また、この分類にはいないポリイミド単体は、日

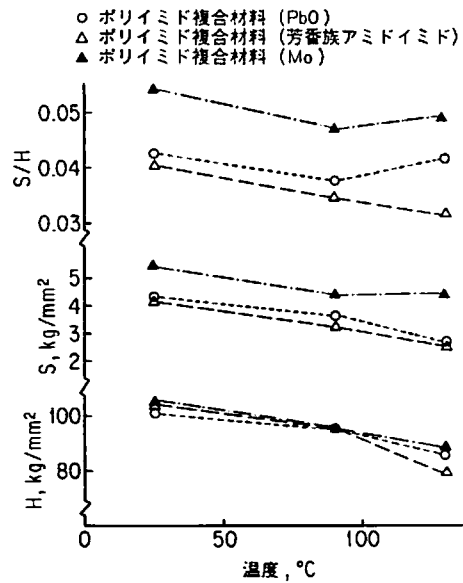


図 2.31 ポリイミド複合材料のせん断強さ  $S$ 、硬さ  $H$ 、 $S/H$  の温度依存性

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、ポリイミド複合材料 (PbO) やポリイミド複合材料 (Mo) に用いられたポリイミドが移着しやすい理由であるが、ポ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る。

(2) 温度依存性について

摩擦の凝着説によると、摩擦係数  $\mu$  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ポリイミド複合材料 (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擦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、アルマイトの摩擦粉が排除されず、試験片間に残留し、これによる試験片のアブレーション摩擦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・摩擦特性を調べ、耐久性を考察・評価し、次の結論が得られた。

- (1) 耐摩擦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擦速度が大きかった。
- (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擦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) 摩擦粉および歯面観察から窒化鋼の摩擦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、この摩擦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擦粉は微細であり、摩擦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擦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擦速度となる。

これらを総合すると耐摩擦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られる。

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

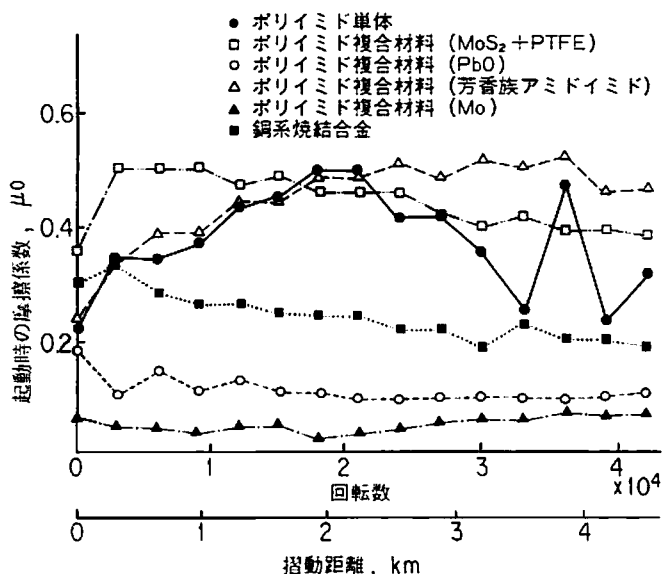


図2.32 溝のない試料の起動時の摩擦トルクの履歴

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あるかに多い。窒化鋼の脆化層 ( $\text{Fe}_3\text{N}$ ) 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 ~ 300MPa 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,  $\text{MoS}_2$ +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、温度にはほとんど依存せず、摩擦速度・距離にも依存せず、安定した摩擦係数 ( $\mu = 0.1 \sim 0.25$ ) 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ーの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進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す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 $\pm 0.1$ 度とした。使用環境は $10^{-5}$ Pa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/フレクスブ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

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  $5 \times 10^8$  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  $10^{-5} Pa$ 、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  $20^\circ C$  に一定化した。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見られた。1, 2 ともボ

表 3.1 軸受の諸元と試験条件

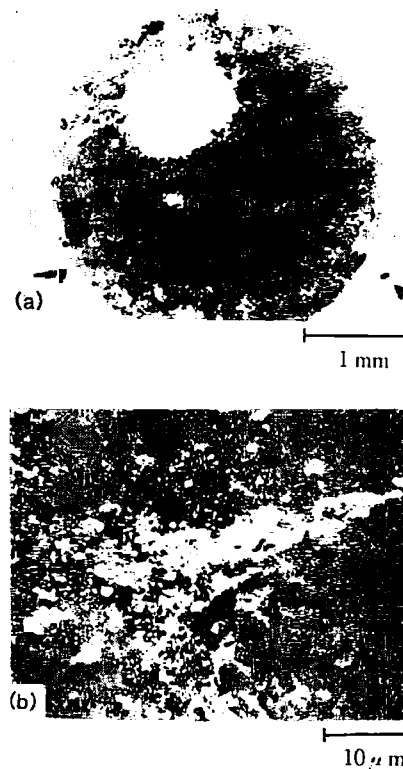
試料番号	形式	ボール・レース潤滑	保持器材料
1	単列アンギュラ (接触角 $15^\circ$ )	MoS <sub>2</sub> スパッタ膜	PTFE / MoS <sub>2</sub> / ガラス繊維
2	単列アンギュラ (接触角 $15^\circ$ )	MoS <sub>2</sub> スパッタ膜	PTFE / Mo / ガラス繊維
3	単列アンギュラ (接触角 $15^\circ$ )	Agイオンプレート ィング	PTFE / Mo / ガラス繊維
4	単列アンギュラ (接触角 $15^\circ$ )	MoS <sub>2</sub> スパッタ膜	Cu / Ta / MoS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

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

表 3.2 軸受の真空試験結果 (\* 軸受 1 個当たり)

試料番号	累積回転数 ( $\times 10^8$ 回)	平均損失トルク* ( $\times 10^{-3} Nm$ )	平均摩耗量* ( $\times 10^{-7} mg / 回$ )
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

図 3.1 試験後のボール (a) 試料  $1.54 \times 10^8$  回転後、(b) 試料  $4.13 \times 10^8$  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

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  $2 \times 10^{-3} \text{Nm}$  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

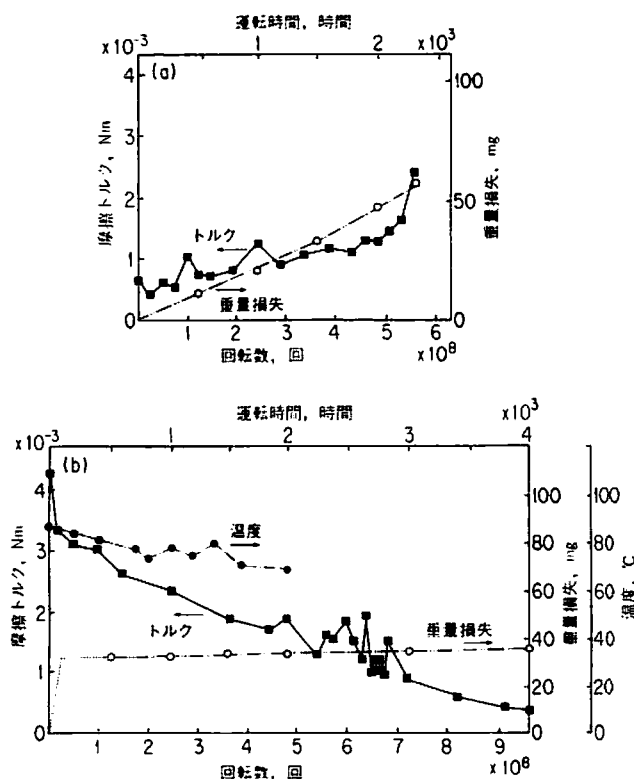


図 3.2 軸受真空実験における特性の変化（軸受 1 個当たり）  
(a) 試料 2, (b) 試料 5（グリース充填量 0.19g）

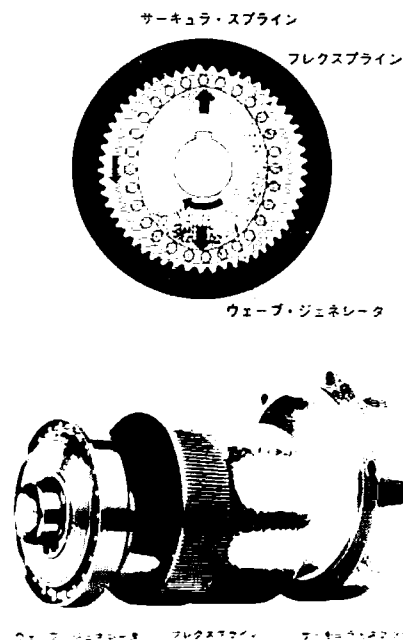


図 3.3 ハーモニックドライブアクチュエータの構成と動作原理



され、外輪はボールを介して弾性変形する。

フレクスブラインは薄肉、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。

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

フレクスブラインは、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ブラインとかみあい、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ブラインを固定し、ウェーブジェネレータを回転すると、フレクスブラインは弾性変形し、サーキュラスブ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、フレクスブラインはサーキュラスブラインより歯数が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

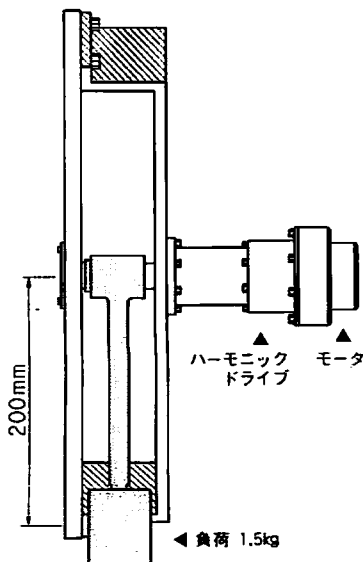


図3.4 ハーモニックドライブ関節動作試験装置

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
歯数	フレクスブライン	220	負荷トルク	3 Nm
	サーキュラスブライン	222	雰囲気圧力	10 <sup>-5</sup> 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6×10<sup>5</sup>、歯のかみあい数1.2×10<sup>8</sup>)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(フレクスブラインおよびサーキュラスブライン)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、歯形状をインポリユートとし、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。

表3.4 スプライン材料と潤滑法

試料番号	サーキュラスブライン	フレクスブライン	備考
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 (MoS <sub>2</sub> 焼成)	Ni-Cr-Mo鋼 (MoS <sub>2</sub> 焼成)	
3	球状黒鉛鋳鉄 (MoS <sub>2</sub> 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 (MoS <sub>2</sub> 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+PTFE)	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

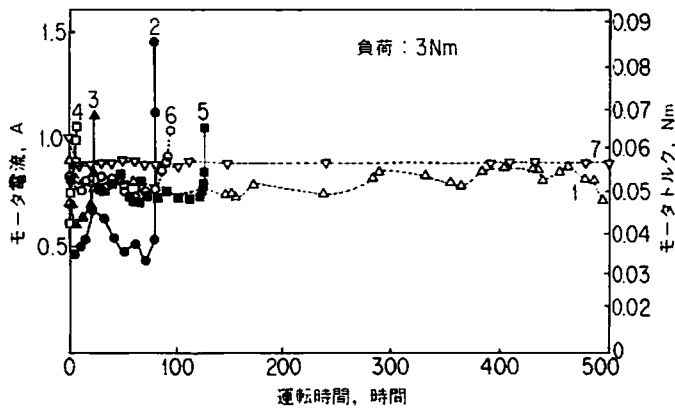


図 3.5 ハーモニックドライブの真空試験 (500 時間まで、スプライン部の潤滑に注目)

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トイング (2 $\mu\text{m}$ 厚) およびイオン窒化 (30 $\mu\text{m}$ 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、5 $\mu\text{m}$ 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滑はグリース潤滑 (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、寿命は短いとその間の

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 では歯面の摩擦が 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離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

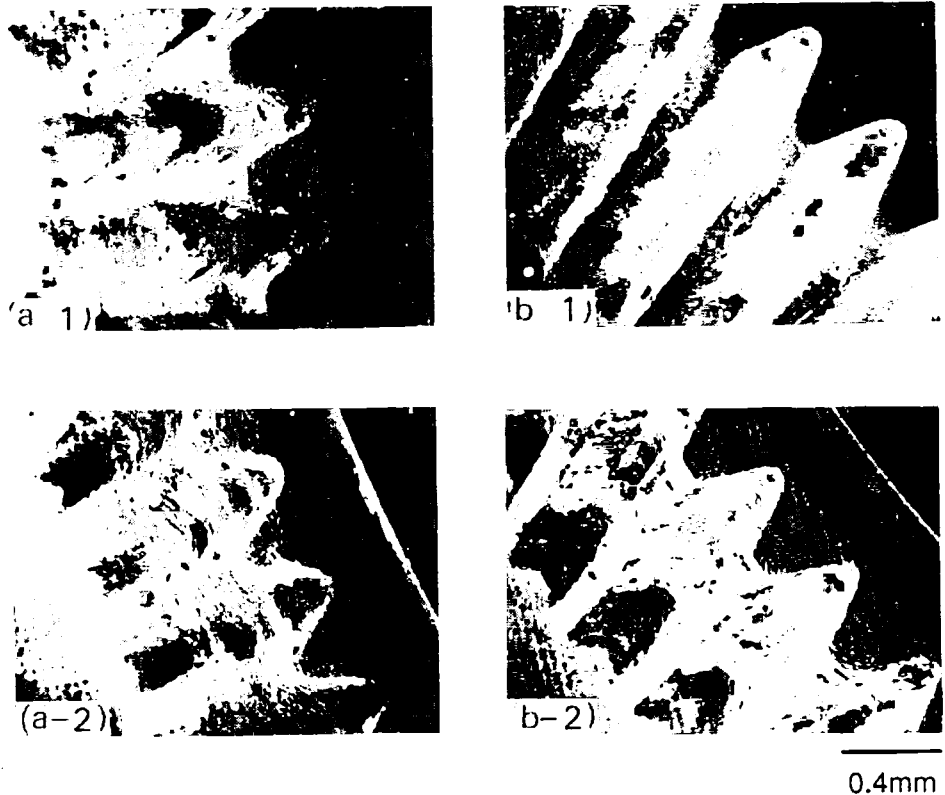


図 3.6 フレクスプラインの歯面 (電子顕微鏡写真)  
(a-1) 試料 2 試験前、(a-2) 試料 2 試験後 (80 時間後)  
(b-1) 試料 7 試験前、(b-2) 試料 7 試験後 (2,000 時間後)

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 $10\mu\text{m}$ から $1\mu\text{m}$ 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 $100^{\circ}\text{C}$ 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固体潤滑は困難で、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1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

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 $5\mu\text{m}$ の焼成膜に対し、3は $0.5\sim 1\mu\text{m}$ 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

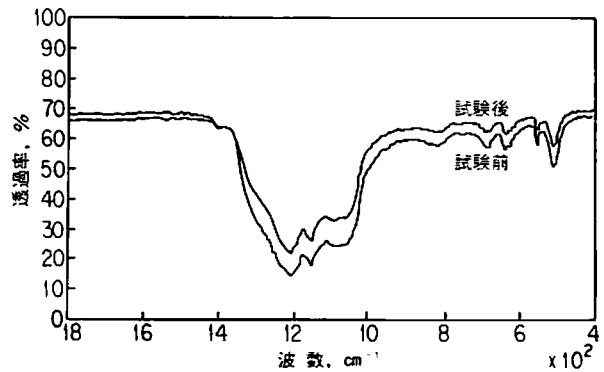


図 3.7 PFPE グリースの赤外分光分析

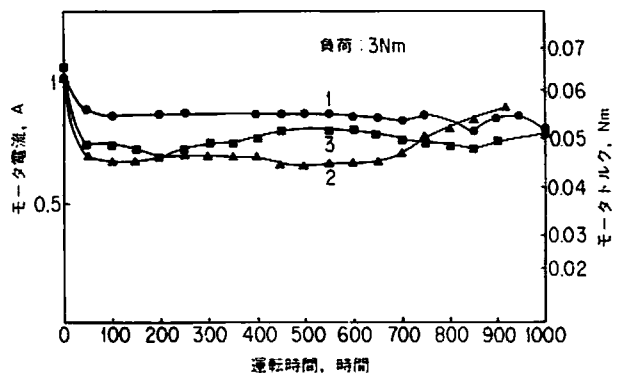


図 3.8 ハーモニックドライブの寿命試験結果(1,000時間まで、ウェーブジェネレータの玉軸受の潤滑に注目)

表 3.5 ウェーブジェネレータの潤滑法

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+ガラス繊維	PFPEグリース
2	ナイロン66+ガラス繊維	MoS <sub>2</sub> 焼成膜
3	PTFE+Mo+ガラス繊維	MoS <sub>2</sub> スパッタ膜

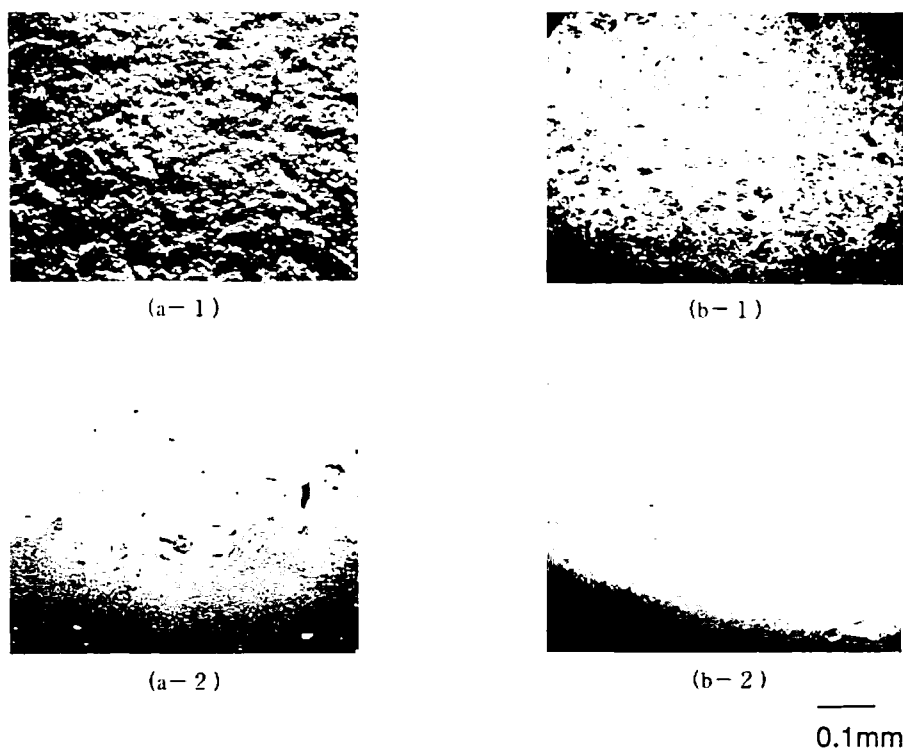


図 3.9 ウェーブジェネレータの軸受のボールの変化 (電子顕微鏡写真)  
 (a-1)二硫化モリブデン焼成膜 試験前  
 (a-2)二硫化モリブデン焼成膜 試験後 (1,000 時間後)  
 (b-1)二硫化モリブデンスパッタ膜 試験前  
 (b-2)二硫化モリブデンスパッタ膜 試験後 (1,000 時間後)

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  $3 \times 10^{-4} \text{g/yr}$  となる。したがって、10 年間のミッションでは数 mg のオーダーとなり、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 (2 $\mu\text{m}$ 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ュ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

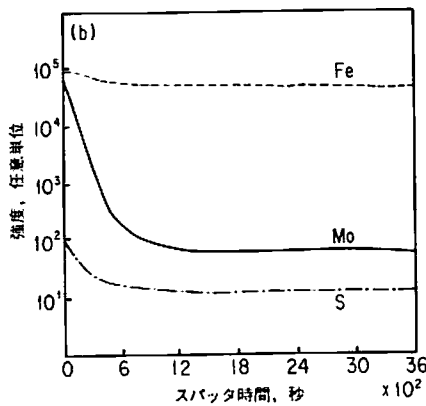
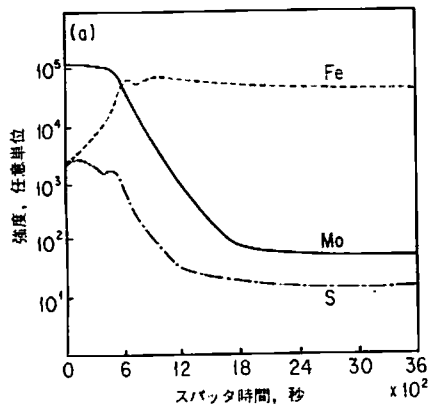


図3.10 SIMSによるウェーブジェネレータのボールの表面分析結果(二硫化モリブデンスパッタ膜)  
(a)試験前  
(b)試験後(1,000時間後)

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

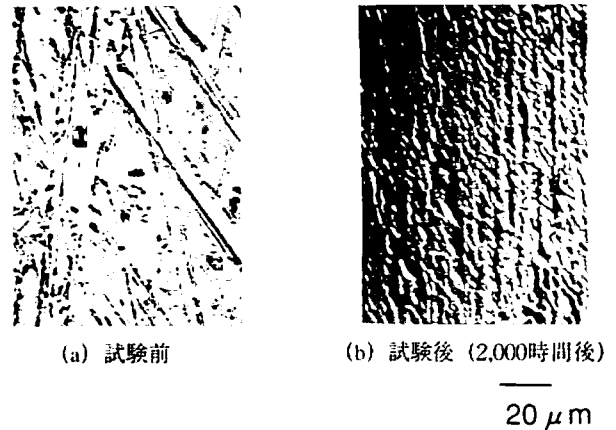


図 3.11 フレクスプラインの内側の摩耗状況(試料 7)

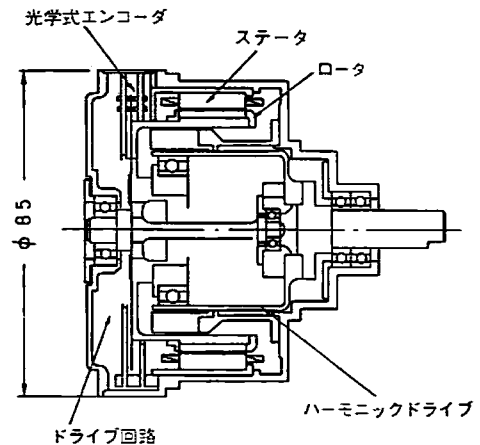


図 3.12 ハーモニックドライブアクチュエータ(リスト部)の断面図

表 3.6 アクチュエータの仕様(リスト用)

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

固体潤滑を施し、スプライン歯面は 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 ( $H_{RC} = 30 \sim 35$ ) に窒化チタンイオンプレーティング (2μm) により表面

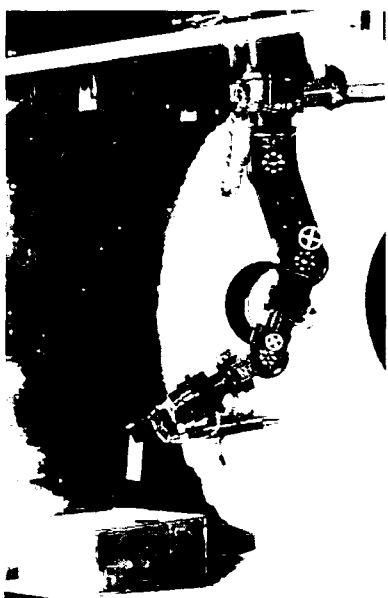


図 3.13 真空仕様 6 自由度マニピュレータ

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 程度のマニピュレータが必要となる。その駆動源には  $10^3 \text{ Nm}$  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せず、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・軽量化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

表 3.7 高トルクアクチュエータの仕様

入力	バス電圧	48 V
	定格電流	<2.3 A
出力	定格トルク	700 Nm
	定格速度	0.05 rad/s
効率		>32 %
制御範囲/精度		
トルク		100 - 840 Nm $\pm 10\%$
速度		0.0017 - 0.07 rad/s $\pm 5\%$
位置		0 - 350 $\pm 0.1 \text{ deg}$
減速比		1 / 351
重量		20 kg
寸法		$\phi 200 \times 300 \text{ mm}$

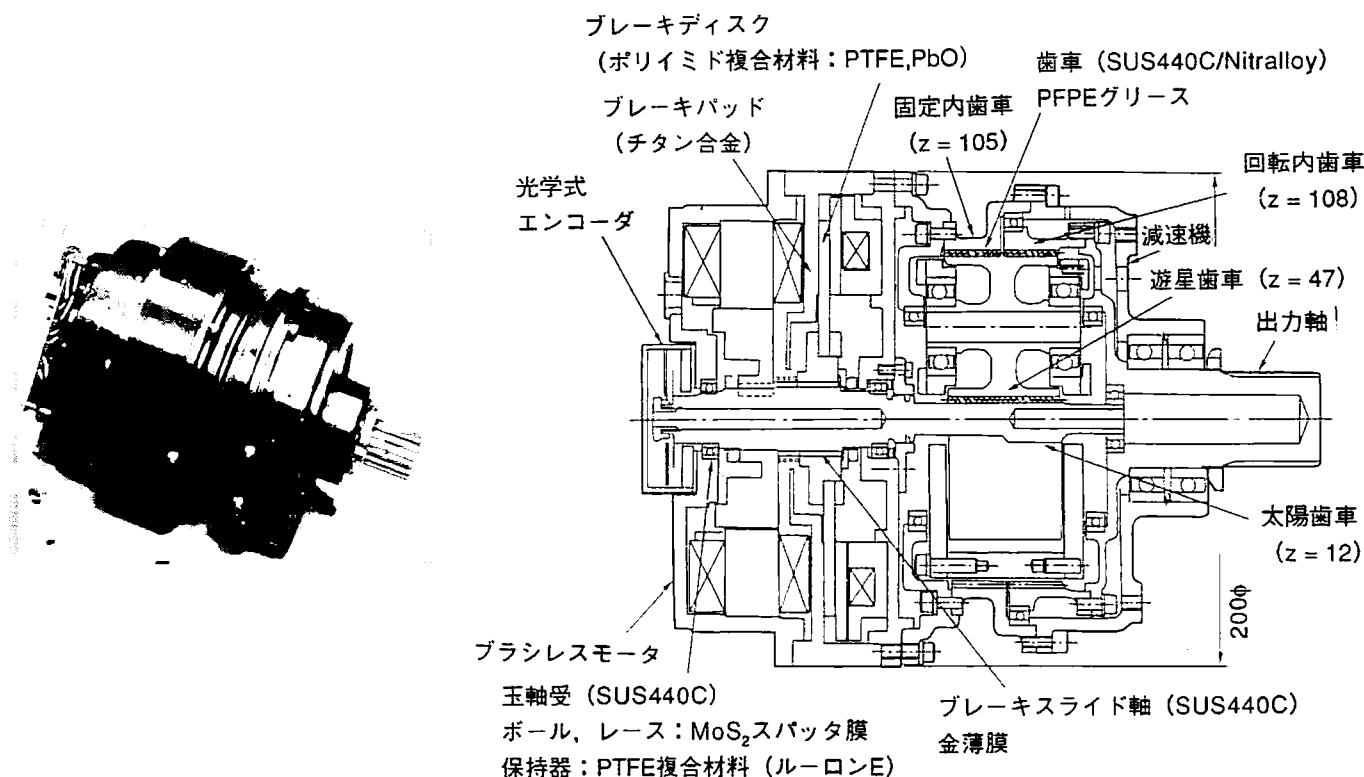


図 3.14 高トルクアクチュエータの外観と断面図

10m 程度のマニピュレータの肩ピ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 7t のペイロードを先端加速度  $10^{-2}m/s^2$  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、ブレーキ、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

モータは摩擦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換算で約 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 減速機的设计

### (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  $\delta$  を生じ、ね

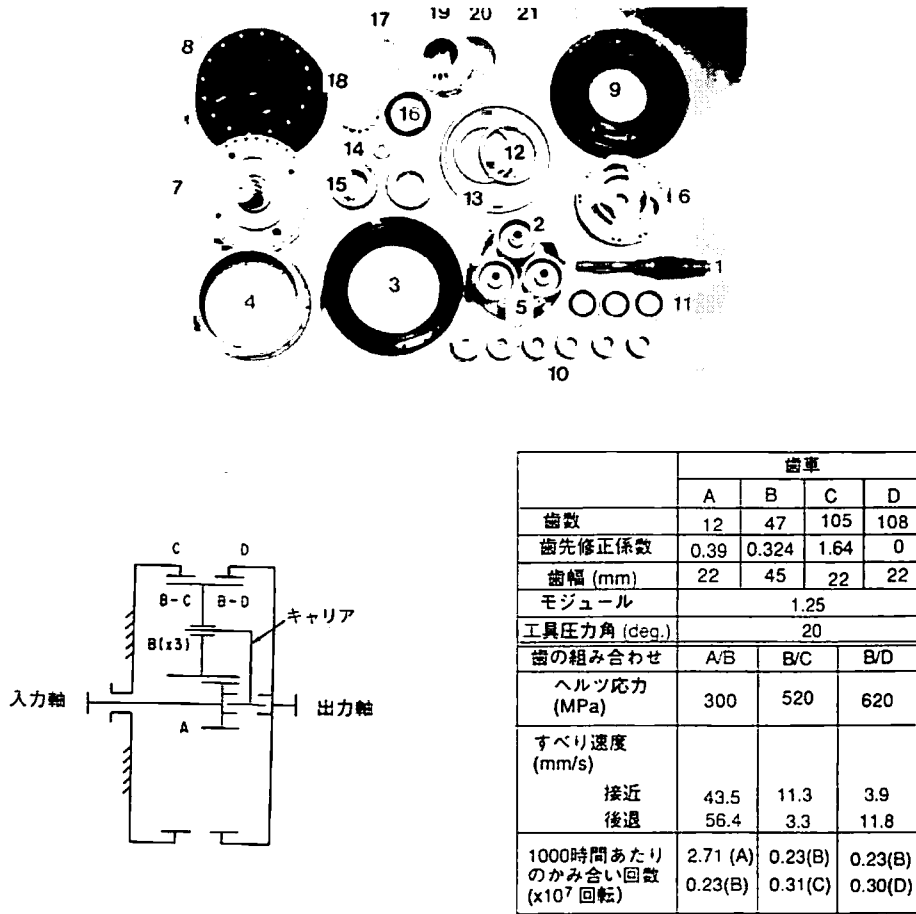


図3.15 3K型不思議遊星歯車の機構と仕様

1:太陽歯車, 2:遊星歯車, 3:固定内歯車, 4:回転内歯車, 5:キャリア, 6:キャリア鋼板, 7:出力軸, 8:ケース, 9:モータブラケット, 10:遊星歯車用軸受, 11:遊星歯車用ウェーブワッシャ, 12:キャリア用軸受, 13:内歯車用軸受, 14:太陽歯車用軸受, 15:出力軸用軸受, 16:出力軸軸受用ウェーブワッシャ, 17:出力軸軸受用ストップリング, 18:出力軸軸受用歯付座金, 19, 20:ポテンシオメータ, 21:ポテンシオメータ用ブラシ

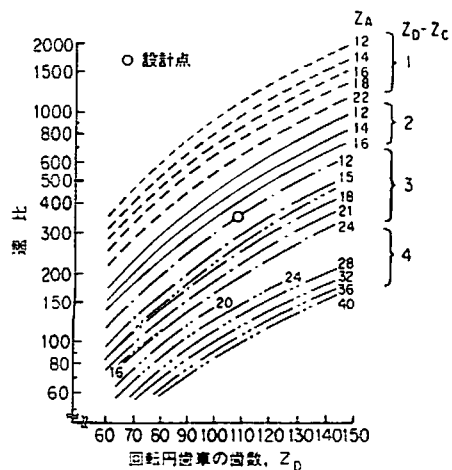


図3.16 内歯車と速比の関係と設計点

じり剛性に影響するが  $\delta \propto \tan^2 \alpha_b$  の関係があり ( $\alpha_b$  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  $\alpha_b$  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良い。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。歯車はインポ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  $Z_C < Z_D$  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  $650\text{MPa}$  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  $Z_A = 12$  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  $190\text{mm}$  と小形化できた。これにより入力軸慣性モーメントは  $3 \times 10^{-5}\text{kgm}^2$  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  $8.6\text{kg}$ 、伝達トルク/重量比で  $81\text{Nm/kg}$  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りやすく、歯車材料および潤滑剤の選定が重

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銅 ( $H_v = 1,000$ ) 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  $8\text{mm}$  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 °C
効率	38 %	ブレーキ温度	62
制御精度	速度 $\pm 1.3 \%$ 位置 $\pm 0.26 \text{ deg}$	内歯車温度	44
		アクチュエータ ボディ温度	34
バックラッシュ	0.06 deg	取り付けフランジ温度	25
ギアボックス効率	68 %		

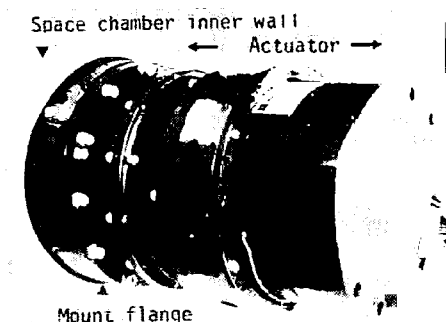


図 3.17 スペースチャンバに取り付けられた高トルクアクチュエータ

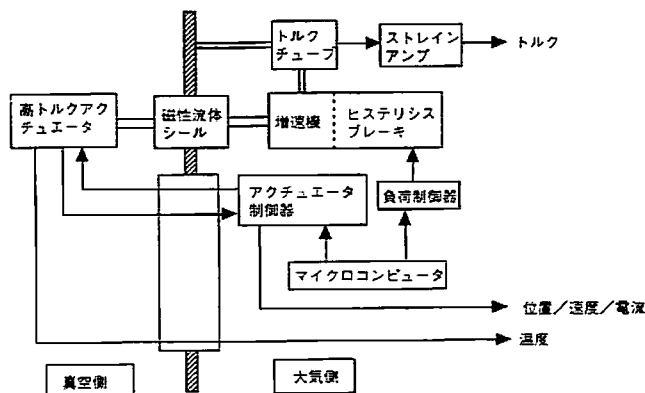


図 3.18 高出力アクチュエータ試験のブロック図

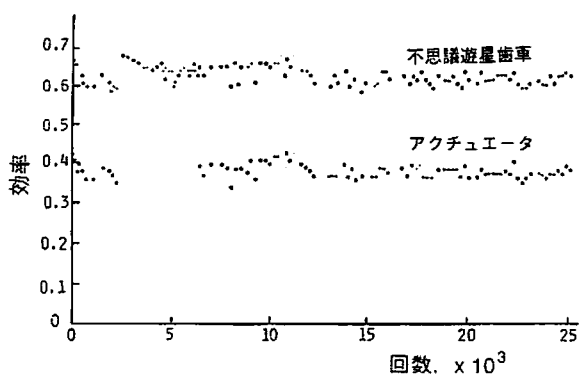


図 3.19 定格負荷におけるアクチュエータ効率と減速機効率の時間履歴

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ポンプから構成され、オイルフリーの清浄真空が得られる。試験中の圧力は  $10^{-5} Pa$  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、バックラッシュ値とも良好であった。また、熱平衡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  $72^{\circ}C$  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  $180^{\circ}$  (負荷トルク  $700Nm$ )、次に逆方向に  $180^{\circ}$  回転させ (負荷トルク  $400Nm$ )、これを 10 回繰り返す、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  $\eta$  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

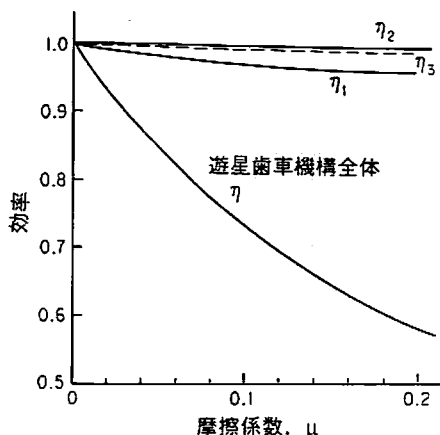


図 3.20 摩擦係数と減速機効率の理論的關係

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

となる。ここで、 $i_{CD} = Z_d/Z_a$ 、 $i_{CA} = Z_d/Z_a$  とし、 $\eta_1$  は歯車 A と B の、 $\eta_2$  は B と C の、 $\eta_3$  は B と D のかみあい効率で、各かみあいの摩擦係数  $\mu$  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

表 3.9 平均摩耗深さと表面あらさ

歯車	摩耗深さ (μm)		表面あらさ (μm)	
	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
C	3	4	2.8	0.6
D	3	7	3.2	0.6

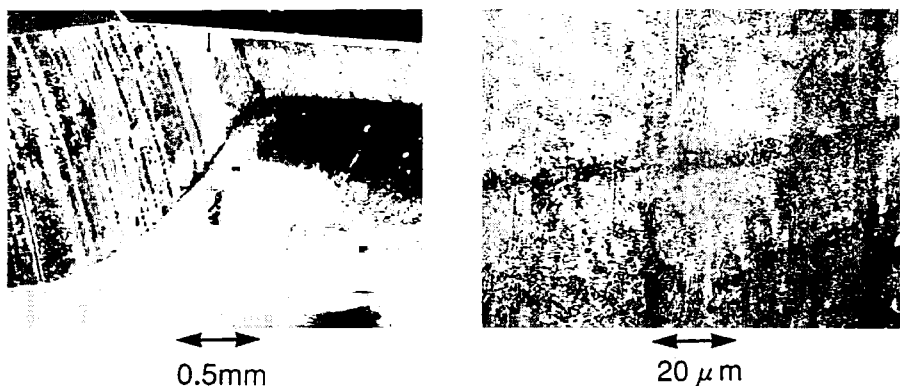


図 3.21 太陽歯車の電子顕微鏡写真

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しの代表値を示す。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

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し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。

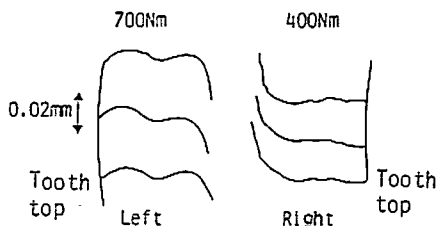


図 3.22 太陽歯車の歯形誤差

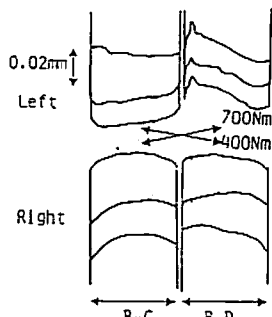


図 3.23 ピッチ円近傍の歯筋方向の誤差

### 3.2.4 ブレーキの実験

#### (1) 実機に組み込んだ実験

2.3 の実験結果からポリイミド複合材料 (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イ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-6Al-4V) を採用し、ブレーキ機構を試作し、高出力アク

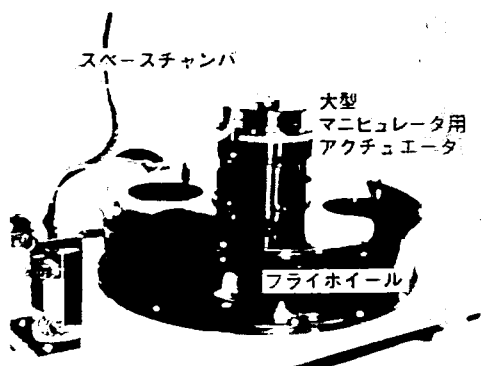


図 3.24 高トルクアクチュエータとフライホイールの外観写真

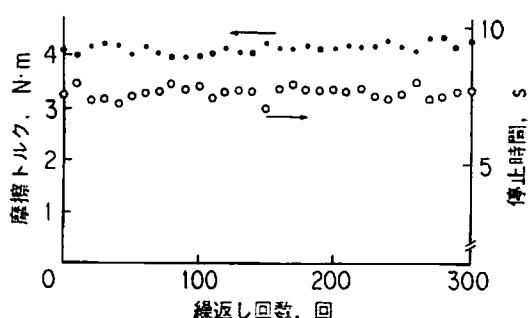


図 3.25 高トルクアクチュエータのブレーキ動作実験における摩擦トルクと停止時間

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 1.56kgm<sup>2</sup>) 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°C 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 × 10<sup>4</sup>Pa, 負荷荷重 28N)、可動片試料をチタン合金 (Ti-6Al-4V) とした。環境温

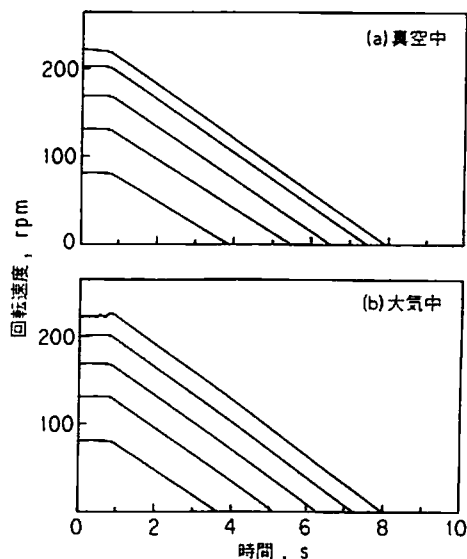


図 3.26 高トルクアクチュエータの減速特性

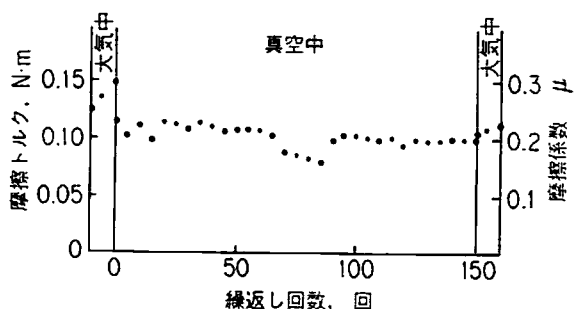


図 3.27 実機を模擬した摩擦試験機での実験結果 (試料: ポリイミド複合材料 (PbO))

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ブ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 程度のマニピ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

せて高トルク／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 を増ちよ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ッ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対応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ない。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本の腕だけを目指位置に移動し、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、 $q_1, q_2$  : 宇宙ロボット本体重心の慣性座標系での位置、 $q_3$  : 本体の姿勢、 $q_4, q_5, q_6$  : 右腕の関節角、 $q_7, q_8, q_9$  : 左腕の関節角である。これらの時間微分は  $u_i$  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、

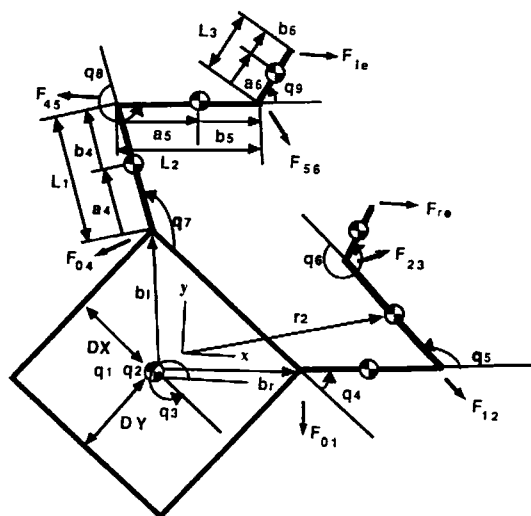


図4.1 宇宙ロボットのモデル

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。Lagrange-Euler 法 [Paul 81], Newton-Euler 法 [Craig 86], Kane の方法 [Kane 83] 等である。Lagrange-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  $\vec{F}_k = (0, 0, F_k)$  ( $i = 3 \sim 9$ ) である。

(ロボット本体)

$$m_0 \ddot{r}_0 = \vec{F}_{01} + \vec{F}_{04} + \vec{F}_i \quad (4.1.1)$$

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

(リンク 1)

$$m_1 \ddot{r}_1 = -\vec{F}_{01} + \vec{F}_{12} \quad (4.1.3)$$

$$I_1 \ddot{\omega}_1 = -\vec{a}_1 \times (-\vec{F}_{01}) + \vec{b}_1 \times \vec{F}_{12} + \vec{F}_4 - \vec{F}_5 \quad (4.1.4)$$

(リンク 2)

$$m_2 \ddot{r}_2 = -\vec{F}_{12} + \vec{F}_{23} \quad (4.1.5)$$

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

(リンク 3)

$$m_3 \ddot{r}_3 = -\vec{F}_{23} + \vec{F}_{re} \quad (4.1.7)$$

$$I_3 \ddot{\omega}_3 = -\vec{a}_3 \times (-\vec{F}_{23}) + \vec{b}_3 \times \vec{F}_{re} + \vec{F}_6 + \vec{N}_{re} \quad (4.1.8)$$

(リンク 4)

$$m_4 \ddot{r}_4 = -\vec{F}_{04} + \vec{F}_{45} \quad (4.1.9)$$

$$I_4 \ddot{\omega}_4 = -\vec{a}_4 \times (-\vec{F}_{04}) + \vec{b}_4 \times \vec{F}_{45} + \vec{F}_7 - \vec{F}_8 \quad (4.1.10)$$

(リンク 5)

$$m_5 \ddot{r}_5 = -\vec{F}_{45} + \vec{F}_{56} \quad (4.1.11)$$

$$I_5 \ddot{\omega}_5 = -\vec{a}_5 \times (-\vec{F}_{45}) + \vec{b}_5 \times \vec{F}_{56} + \vec{F}_8 - \vec{F}_9 \quad (4.1.12)$$

(リンク 6)

$$m_6 \ddot{r}_6 = -\vec{F}_{56} + \vec{F}_{le} \quad (4.1.13)$$

$$I_6 \ddot{\omega}_6 = -\vec{a}_6 \times (-\vec{F}_{56}) + \vec{b}_6 \times \vec{F}_{le} + \vec{F}_9 + \vec{N}_{le} \quad (4.1.14)$$

ここで  $\vec{F}_i = (F_1, F_2, 0)$ ,  $\vec{F}_{01}$ ,  $\vec{F}_{12}$ ,  $\vec{F}_{23}$ ,  $\vec{F}_{04}$ ,  $\vec{F}_{45}$ ,  $\vec{F}_{56}$  は内力,  $\vec{r}$  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  $\vec{F}_{01}$ ,  $\vec{F}_{12}$ ,  $\vec{F}_{23}$ ,  $\vec{F}_{04}$ ,  $\vec{F}_{45}$ ,  $\vec{F}_{56}$  を消去すると

$$\begin{aligned} & m_0 \vec{r}_0 + m_1 \vec{r}_1 + m_2 \vec{r}_2 + m_3 \vec{r}_3 + m_4 \vec{r}_4 + m_5 \vec{r}_5 + m_6 \vec{r}_6 \\ &= \vec{F}_{re} + \vec{F}_{le} + \vec{F}_i \quad (4.1.15) \\ & I_0 \ddot{\omega}_0 + \vec{b}_r \times (m_1 \vec{r}_1 + m_2 \vec{r}_2 + m_3 \vec{r}_3) \\ &+ \vec{b}_l \times (m_4 \vec{r}_4 + m_5 \vec{r}_5 + m_6 \vec{r}_6) \\ &= (\vec{b}_r + \vec{l}_1 + \vec{l}_2 + \vec{l}_3) \times \vec{F}_{re} + (\vec{b}_l + \vec{l}_4 + \vec{l}_5 + \vec{l}_6) \times \vec{F}_{le} \end{aligned}$$

表 4.1 ロボットの諸元

Link No. $i$	mass $m_i$ (kg)	Inertia $I_i$ (kgm <sup>2</sup> )	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

$$+ \bar{N}_{re} + \bar{N}_{le} + \bar{F}_3 \quad (4.1.16)$$

$$\begin{aligned} & \bar{a}_1 \times m_1 \vec{r}_1 + \bar{a}_2 \times m_2 \vec{r}_2 + \bar{a}_3 \times m_3 \vec{r}_3 \\ & + \bar{l}_1 \times (m_2 \vec{r}_2 + m_3 \vec{r}_3) + \bar{l}_2 \times m_3 \vec{r}_3 + I_1 \vec{\omega}_1 + I_2 \vec{\omega}_2 + I_3 \vec{\omega}_3 \\ & = (\bar{l}_1 + \bar{l}_2 + \bar{l}_3) \times \bar{F}_{re} + \bar{N}_{re} + \bar{F}_4 \end{aligned} \quad (4.1.17)$$

$$\begin{aligned} & \bar{a}_2 \times m_2 \vec{r}_2 + \bar{a}_3 \times m_3 \vec{r}_3 + \bar{l}_2 \times m_3 \vec{r}_3 + I_2 \vec{\omega}_2 + I_3 \vec{\omega}_3 \\ & = (\bar{l}_2 + \bar{l}_3) \times \bar{F}_{re} + \bar{N}_{re} + \bar{F}_5 \end{aligned} \quad (4.1.18)$$

$$\bar{a}_3 \times m_3 \vec{r}_3 + I_3 \vec{\omega}_3 = \bar{l}_3 \times \bar{F}_{re} + \bar{N}_{re} + \bar{F}_6 \quad (4.1.19)$$

$$\begin{aligned} & \bar{a}_4 \times m_4 \vec{r}_4 + \bar{a}_5 \times m_5 \vec{r}_5 + \bar{a}_6 \times m_6 \vec{r}_6 + \bar{l}_4 \times (m_5 \vec{r}_5 + m_6 \vec{r}_6) \\ & + \bar{l}_5 \times m_6 \vec{r}_6 + I_4 \vec{\omega}_4 + I_5 \vec{\omega}_5 + I_6 \vec{\omega}_6 \\ & = (\bar{l}_4 + \bar{l}_5 + \bar{l}_6) \times \bar{F}_{le} + \bar{N}_{le} + \bar{F}_7 \end{aligned} \quad (4.1.20)$$

$$\begin{aligned} & \bar{a}_5 \times m_5 \vec{r}_5 + \bar{a}_6 \times m_6 \vec{r}_6 + \bar{l}_5 \times m_6 \vec{r}_6 + I_5 \vec{\omega}_5 + I_6 \vec{\omega}_6 \\ & = (\bar{l}_5 + \bar{l}_6) \times \bar{F}_{le} + \bar{N}_{le} + \bar{F}_8 \end{aligned} \quad (4.1.21)$$

$$\bar{a}_6 \times m_6 \vec{r}_6 + I_6 \vec{\omega}_6 = \bar{l}_6 \times \bar{F}_{le} + \bar{N}_{le} + \bar{F}_9 \quad (4.1.22)$$

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

$$M(\ddot{q}) - \bar{K}(\dot{q}, q) = \bar{F} \quad (4.1.23)$$

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トを含めて自由に動作を制御することを目的とする。また、スラストの燃料消費を考慮し、スラスト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  $9 \times 9$  のヤコビ行列を導入する：

$$\vec{v} = J\vec{u} \quad (4.2.1)$$

ここで  $\vec{v} = (v_{bx}, v_{by}, \omega_b, v_{rx}, v_{ry}, \omega_r, v_{lx}, v_{ly}, \omega_l)^T$  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：

$$x_b = q_1 \quad (4.2.2)$$

$$y_b = q_2 \quad (4.2.3)$$

$$\theta_b = q_3 \quad (4.2.4)$$

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

$$y_r = q_2 + DX s_3 - DY c_3 + l_1 c_{34} + l_2 c_{345} + l_3 s_{3456} \quad (4.2.6)$$

$$\theta_r = q_{3456} \quad (4.2.7)$$

$$x_l = q_1 - DX c_3 - DY s_3 + l_1 c_{37} + l_2 c_{378} + l_3 c_{3789} \quad (4.2.8)$$

$$y_l = q_2 - DX s_3 + DY c_3 + l_1 c_{37} + l_2 c_{378} + l_3 s_{3789} \quad (4.2.9)$$

$$\theta_l = q_{3789} \quad (4.2.10)$$

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、 $x_b, y_b, \theta_b$  は慣性系における本体重心の位置・姿勢、 $x_r, y_r, \theta_r$  は慣性系における右腕先端の位置・姿勢、 $x_l, y_l, \theta_l$  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、

$$\vec{a}_{des} = J\vec{u} + J\dot{u} \quad (4.2.11)$$

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

$$\vec{a}_{des} = (0, 0, 0, a_{rx}, a_{ry}, \dot{\omega}_r, a_{lx}, a_{ly}, \dot{\omega}_l)^T \quad (4.2.12)$$

は制御則を2次系を参照プロファイルとすると [Alexander 86],

$$\vec{a}_{des} = -2\zeta\dot{\omega}\vec{v} - \omega^2 P\vec{C} \quad (4.2.13)$$

ただし、 $\zeta$  はダンピング係数、 $\tau$  は時定数である。(4.1.23)を変形して

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

(4.2.11)に代入して

$$\vec{a}_{des} = JM^{-1}(\vec{F} + \vec{K}) + J\dot{u} \quad (4.2.15)$$

すなわち、

$$\begin{aligned} \vec{F} &= (JM^{-1})^{-1}(\vec{a}_{des} - JM^{-1}\vec{K} - J\dot{u}) \\ &= MJ^{-1}(\vec{a}_{des} - J\dot{u}) - \vec{K} \end{aligned} \quad (4.2.16)$$

(4.2.16)式でスラスト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  $6 \times 9$  行列になり、それにとまって、 $M$  の  $9 \times 6$  部分行列  $(M_p^{-1}) = (M^{-1})_{i,j+3}$  とおくことにより



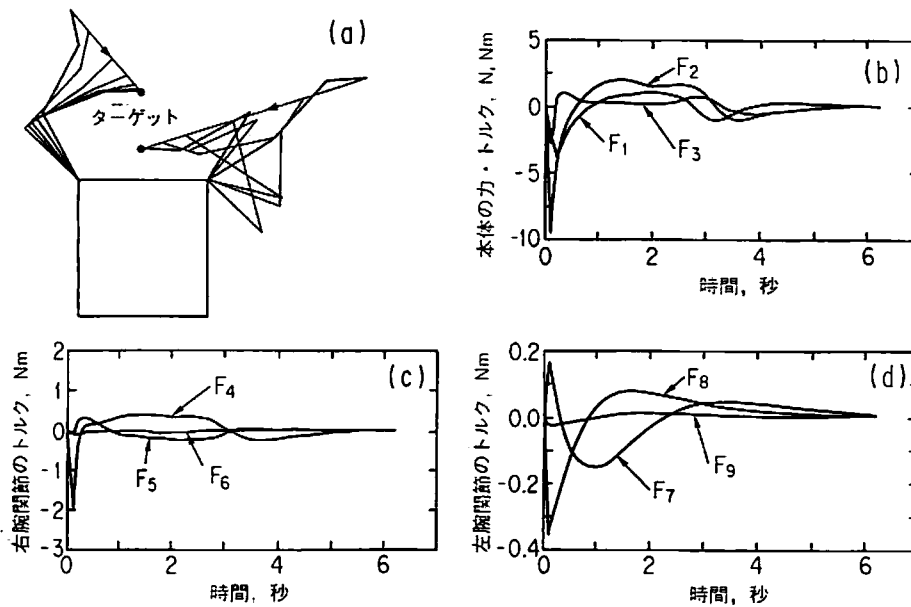


図 4.2 スラスタで姿勢制御を行う宇宙ロボットの分解加速度制御  
 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)ロボット本体のアクチュエータの出力 (c)右腕のアクチュエータの出力  
 (d)左腕のアクチュエータの出力

$$\vec{F}^* = (JM_p^{-1})^{-1}(\vec{a}_{des} - JM^{-1}\vec{K} - \vec{J}\dot{u}) \quad (4.2.17)$$

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：

$$\theta_6 = q_3 \quad (4.2.18)$$

$$\theta_{12} = q_8 \quad (4.2.19)$$

$$\theta_{13} = q_9 \quad (4.2.20)$$

あるいは

$$\theta_6 = q_3 \quad (4.2.21)$$

$$\theta_{11} = q_7 \quad (4.2.22)$$

$$\theta_{13} = q_9 \quad (4.2.23)$$

ここで  $\theta_{ij}$  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( $6 \times 9$ )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

$$\theta_b = q_3 \tag{4.2.24}$$

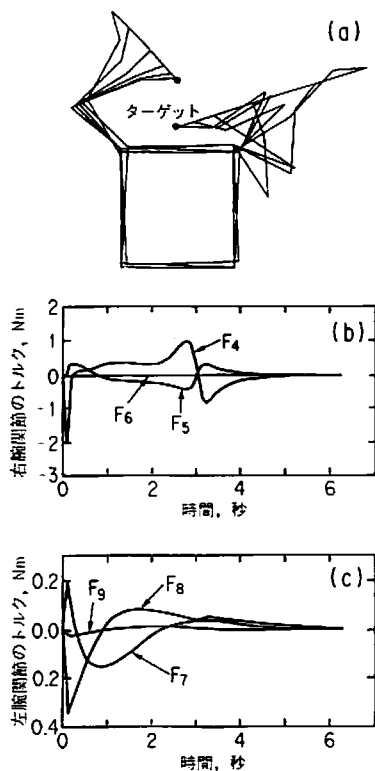


図 4.3 スラスタを使わない宇宙ロボットの分解加速度制御 (a) 宇宙ロボットの軌跡 (b)右腕のアクチュエータの出力 (c) 左腕のアクチュエータの出力

だけを用い,  $9 \times 4$  の  $M_p^{-1}$  として  $M_{ij}^{-1}$  ( $i = 1 \sim 9, j = 4 \sim 7$ )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)  $\dot{v} = (\omega_b, v_{rx}, v_{ry}, \omega_r, \omega_{le}, \omega_{lw})^T$ ,  $\overline{a}_{des} = (0, a_{rx}, a_{ry}, \dot{\omega}_r, 0, 0)^T$
- 2)  $\dot{v} = (\omega_b, v_{rx}, v_{ry}, \omega_r, \omega_{ls}, \omega_{lw})^T$ ,  $\overline{a}_{des} = (0, a_{rx}, a_{ry}, \dot{\omega}_r, 0, 0)^T$
- 3)  $\dot{v} = (\omega_b, v_{rx}, v_{ry}, \omega_r)^T$ ,  $\overline{a}_{des} = (0, a_{rx}, a_{ry}, \dot{\omega}_r)^T$

ただし  $v_{rx}, v_{ry}, \omega_r$  は右腕先端の速度・角速度,  $\omega_b$  は衛星本体の角速度,  $\omega_{ls}$  は左肩関節の角速度,  $\omega_{le}$  は左肘関節の角速度,  $\omega_{lw}$  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。

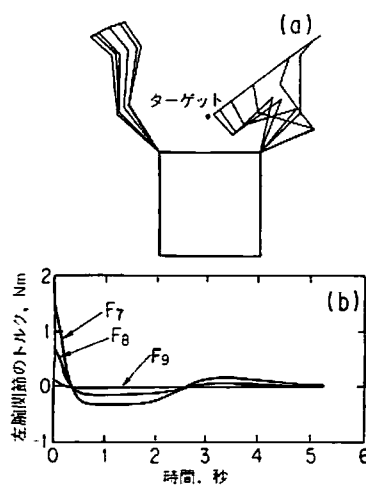


図 4.4 左肘・手首を固定し, 左肩関節で姿勢制御 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)左腕のアクチュエータの出力

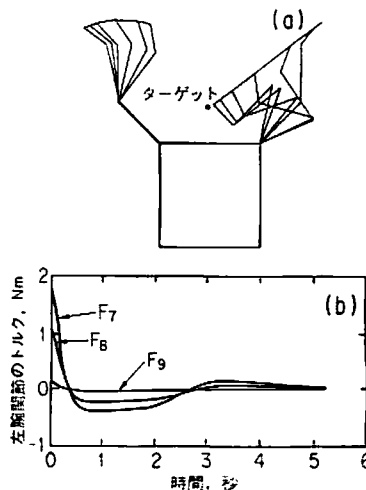


図 4.5 左肩・手首を固定し, 左肘で姿勢制御 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)左腕のアクチュエータの出力

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）を本体上のスラスト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。本体上のスラスト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

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

( $\vec{r}_i$  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

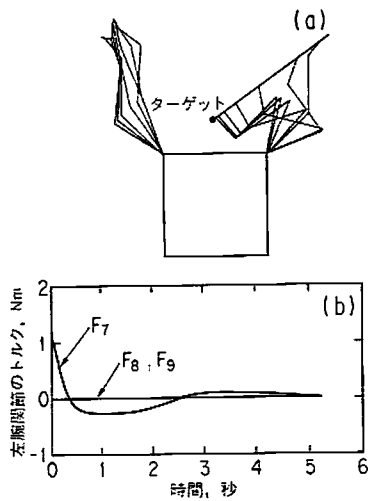


図 4.6 左肘・手首を自由にし、左肩関節で姿勢制御 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)左腕のアクチュエータの出力

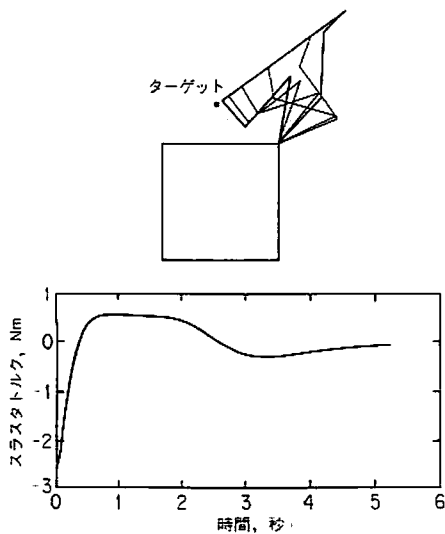


図 4.7 左腕の代わりに本体上のアクチュエータを使った場合

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ト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：

$$\vec{a}_{des} = \vec{a}_d + K_d(\vec{v}_d - \vec{v}) + K_p(\vec{p}_d - \vec{p}) \tag{4.2.25}$$

ここで、 $\vec{p}_d$ ,  $\vec{a}_d$ ,  $\vec{v}_d$  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、 $\vec{v}$  はその単位時間当りの変化量である。これらはここでは  $9 \times 1$  のベクトルとし、左右の

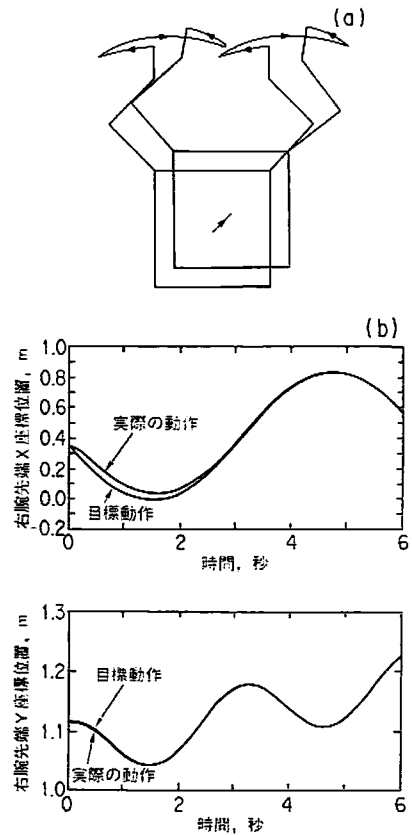


図 4.8 マニピュレータの正弦参照軌道の追従 (a) 宇宙ロボットの軌跡 (b) 目標位置と誤差

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は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る、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、現実には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

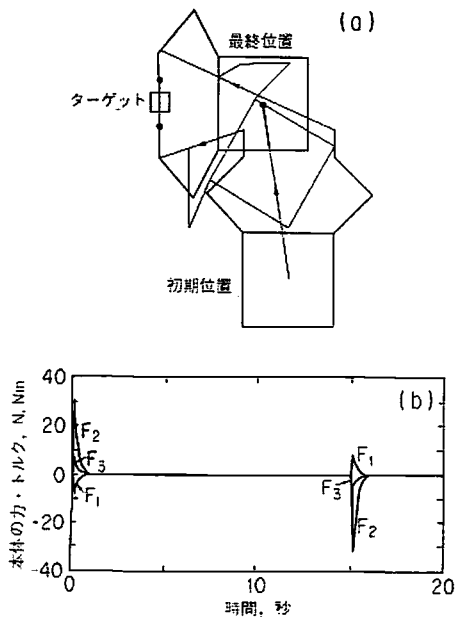


図 4.9 スラスタ出力に制限を設けない場合の静止物体の捕捉を考慮した折れ線の追従 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)そのスラスタ出力

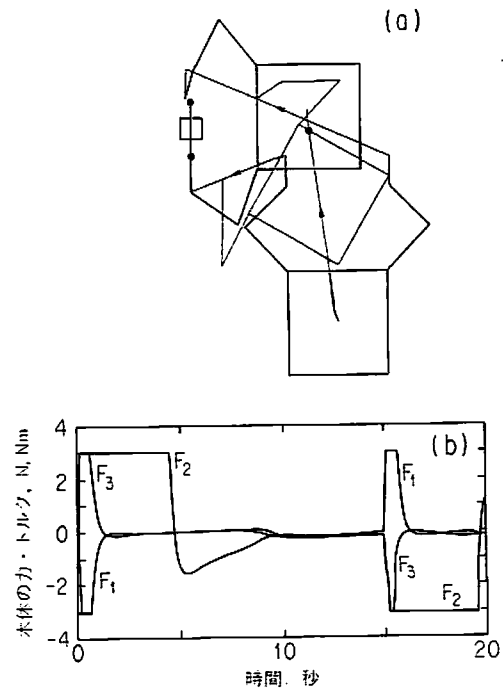


図 4.10 スラスタ出力が  $3N$ ,  $3Nm$  以下の場合の静止物体捕捉を考慮した折れ線の追従 (a)宇宙ロボットの軌跡 (b)そのスラスタ出力

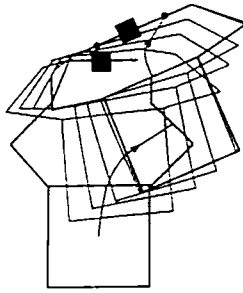


図 4.11 スラストに出力制限を設けない場合の緩やかに移動する物体の捕捉

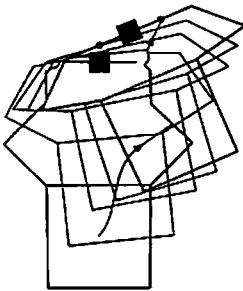


図 4.12 スラスト出力が 3N, 3Nm 以下の場合の緩やかに移動する物体の捕捉

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。

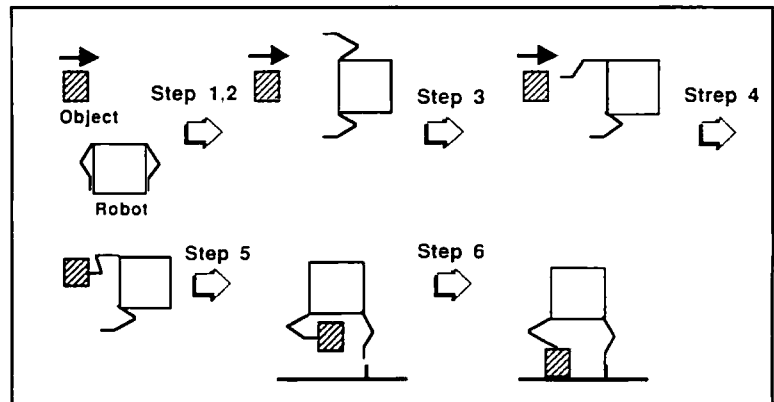


図 4.13 浮遊物体捕捉マヌーバ

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 $\Delta t$ 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。フェーズ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。

(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。

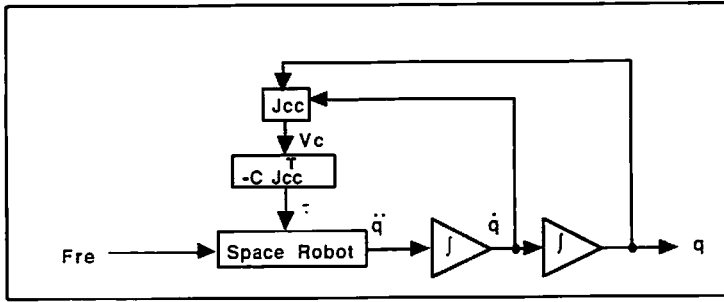


図 4.14 アクティブリンプ制御のブロック線図

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。

$$\vec{F}_c = -C J_{cc}^T \vec{v}_c \tag{4.3.1}$$

ここで  $\vec{F}_c = (F_4, F_5, F_6, F_7, F_8, F_9)$ 、 $C$  は  $6 \times 6$  対角ゲイン行列、 $J_{cc}$  はロボット座標系で表された  $6 \times 6$  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ト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  $\vec{q}_0 = (0, 0, 0, -\pi/4, -\pi/2, -\pi/4, 5\pi/4,$

$\pi/2, -\pi/4)$  とし、目標位置を  $\vec{q}_1 = (0, 0.5, \pi/4, -\pi/2 + 0.1, -\pi/2 - q_{14} - q_{15}, -3\pi/4 - 0.1, \pi/2, -\pi/4 - q_{17} - q_{18})$  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、0.1rad 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、 $q_{16}$  と  $q_{19}$  を上のようにした。

トラッキングされるべき軌跡を次のようにした。

$$\vec{q}_d = 0.02(\vec{q}_R - \vec{q}_0)t^2 + \vec{q}_0 \quad (0 \leq t < 5),$$

$$\vec{q}_d = (\vec{q}_R - \vec{q}_0)\{1 - 0.02(t - 10)^2\} + \vec{q}_0 \quad (5 \leq t < 10) \tag{4.3.2}$$

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、

$$\vec{F} = M(\vec{q}) \ddot{\vec{q}}_d - \vec{K}(\vec{q}, \dot{\vec{q}}) \tag{4.3.3}$$

$$\ddot{\vec{q}}_d = \ddot{\vec{q}}_i + K_v \dot{\vec{E}} + K_p \vec{E} \tag{4.3.4}$$

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

(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

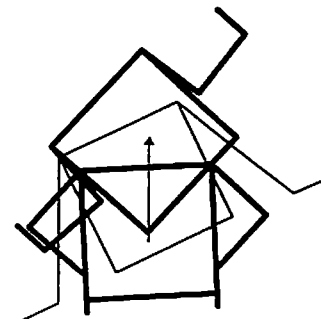


図 4.15 ステップ1の動作

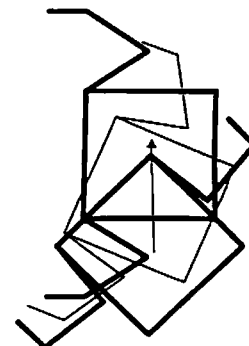


図 4.16 ステップ2の動作

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  $\vec{p}_{c0}$  となり、目標位置を  $\vec{p}_{cg}$  とする。トラッキングされるべき軌跡は

$$\begin{aligned} \vec{p}_{cd} &= 0.02(\vec{p}_{cg} - \vec{p}_{c0})(t - 10)^2 + \vec{p}_{c0} \quad (10 \leq t < 15), \\ \vec{p}_{cd} &= (\vec{p}_{cg} - \vec{p}_{c0})\{1 - 0.02(t - 20)^2\} + \vec{p}_{c0} \quad (15 \leq t < 20) \end{aligned} \quad (4.3.6)$$

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  $\vec{p}_0$  となり、目標位置（物体と衝突する位置）を  $\vec{p}_g$  とする。位置  $\vec{p}_g$  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

$$\begin{aligned} \vec{p}_d &= 0.02(\vec{p}_g - \vec{p}_0)(t - 20)^2 + \vec{p}_0 \quad (20 \leq t < 25), \\ \vec{p}_d &= (\vec{p}_g - \vec{p}_0)\{1 - 0.02(t - 30)^2\} + \vec{p}_0 \quad (25 \leq t < 30) \end{aligned} \quad (4.3.7)$$

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。

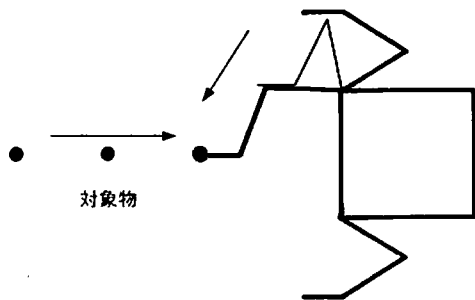


図 4.17 ステップ3の動作

(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。

$$m_o \vec{v}_o = (m_o + m_s) \vec{v} \quad (4.3.8)$$

ここで  $m_o$  は移動物体の質量,  $v_o$  は衝突前の移動物体の速度,  $m_s$  は静止物体の質量,  $\vec{v}$  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  $\Delta t$  だけ働くとすると,

$$m \Delta \vec{v} = \vec{f} \Delta t \quad (4.3.9)$$

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  $t = 30.0s$  で  $12kg$  とし、 $100N$  が  $0.01$  秒間働いたとした。その後、アクティブリンク制御を行った。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  $\vec{q}_0$  を初期状態とし、目標位置を  $\vec{q}_g$  とする。トラッキングされるべき軌跡は

$$\begin{aligned} \vec{q}_d &= 0.02(\vec{q}_g - \vec{q}_0)(t - 40)^2 + \vec{q}_0 \quad (40 \leq t < 45), \\ \vec{q}_d &= (\vec{q}_g - \vec{q}_0)\{1 - 0.02(t - 50)^2\} + \vec{q}_0 \quad (45 \leq t < 50) \end{aligned} \quad (4.3.10)$$

で与えられる。制御則

$$\vec{F} = \hat{M}(\vec{q}) \ddot{\vec{q}}_d - \hat{K}(\vec{q}, \dot{\vec{q}}) \quad (4.3.11)$$

$$\ddot{\vec{q}}_d = \ddot{\vec{q}}_i + K_v \dot{\vec{E}} + K_p \vec{E} \quad (4.3.12)$$

$$\vec{E} = \vec{q}_i - \vec{q} \quad (4.3.13)$$

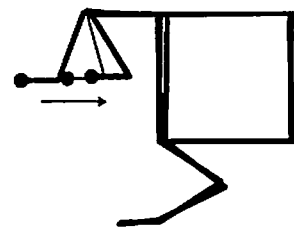


図 4.18 ステップ4の動作

$$\dot{\hat{P}} = \Gamma W^T \hat{M}^{-1} \bar{E}_1 \quad (4.3.14)$$

$$\bar{E}_1 = \dot{E} + \Psi \bar{E} \quad (4.3.15)$$

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、 $\hat{\cdot}$  は推定量を含むことを表し、 $\hat{P} = (\hat{m}_3, \hat{m}_6)^T$  であり、 $W\hat{P} = M\ddot{q} - \bar{K}$  である。ロボットの動きを図 4.19 に示す。

(6) 係留

対象物が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  $\bar{p}_0$  を初期状態とし、目標位置を  $\bar{p}_g$  とする。トラッキングされるべき軌跡は

$$\begin{aligned} \dot{p}_d &= 0.02(\bar{p}_g - \bar{p}_0)(t - 50)^2 + \bar{p}_0 \quad (50 \leq t < 55), \\ p_d &= (\bar{p}_g - \bar{p}_0)\{1 - 0.02(t - 60)^2\} + \bar{p}_0 \quad (55 \leq t < 60) \end{aligned} \quad (4.3.16)$$

で与えられる。制御測

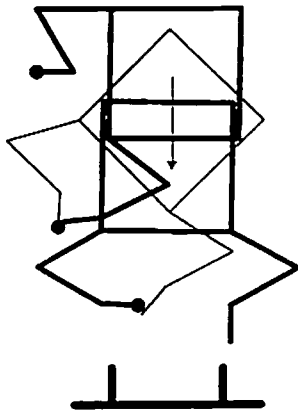


図 4.19 ステップ5の動作

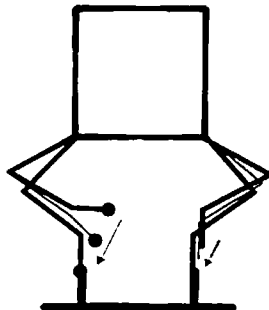


図 4.20 ステップ6の動作

$$\ddot{F} = \hat{M}(\ddot{q}) J^{-1}(\ddot{q}) (\ddot{p}_d - J(\ddot{q})\ddot{q}) - \bar{K}(\ddot{q}, \ddot{q}) \quad (4.3.17)$$

$$\ddot{p}_d = \ddot{p}_i + K_v \dot{\bar{E}} + K_p \bar{E} \quad (4.3.18)$$

$$\bar{E} = \bar{p}_i - \bar{p}$$

$$\dot{\hat{P}} = \Gamma W^T \hat{M}^{-1} J^T \dot{\bar{E}}_1 \quad (4.3.19)$$

$$\bar{E}_1 = \dot{E} + \Psi \bar{E} \quad (4.3.20)$$

であればよく、このときのフィードバックゲインはそ

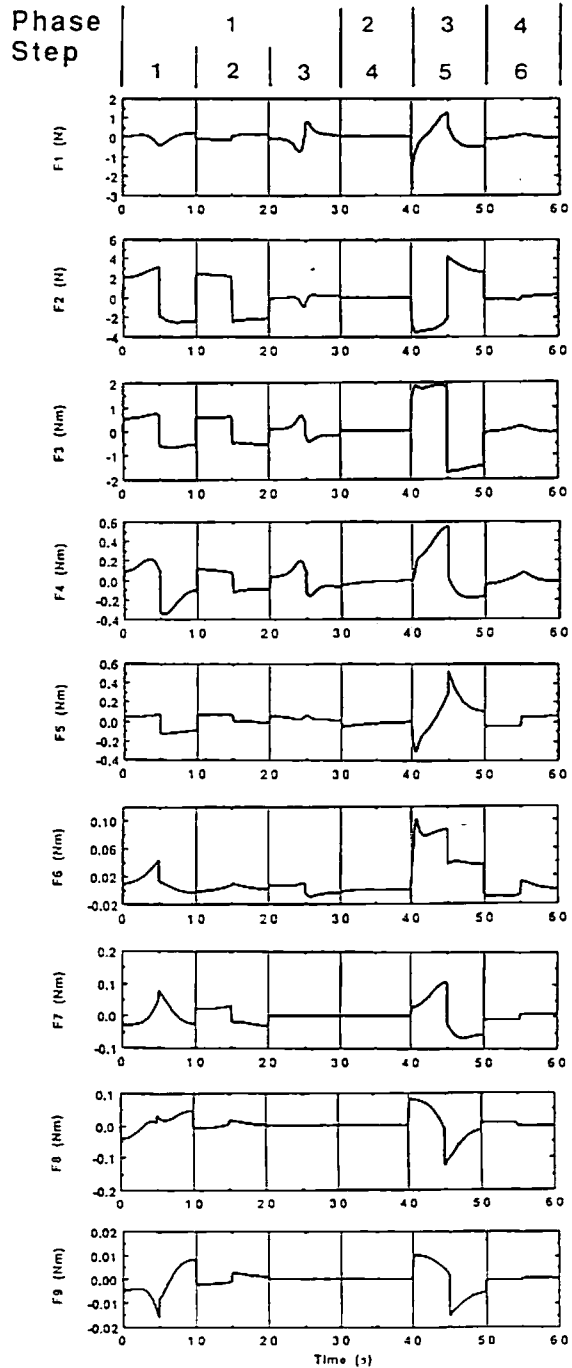


図 4.21 タスク全体の制御トルク



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  $\Gamma_{ii} = 1,000.0$ ,  $\Psi_{ii} = 0.4$  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。スラスト出力 ( $F_1, F_2, F_3$ ) 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。

スラスト出力は 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。

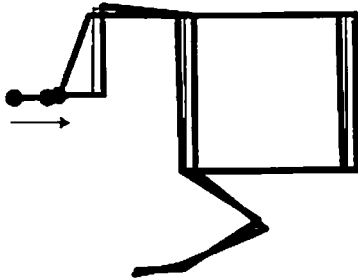


図 4.22 アクティブリンプ制御,  $C_{ii} = 6.0 (i = 1 \sim 3)$ ,  $1.0 (i = 4 \sim 6)$  の場合

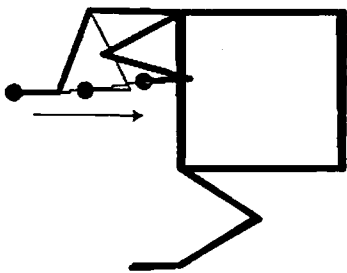


図 4.23 アクティブリンプ制御,  $C_{ii} = 0.5 (i = 1 \sim 3)$ ,  $1.0 (i = 4 \sim 6)$  の場合

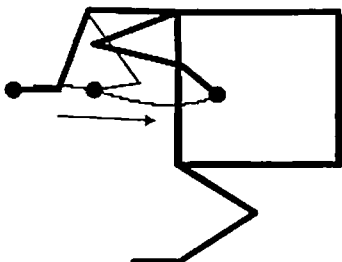


図 4.24 自由運動の場合 ( $F_i = 0, i = 1 \sim 9$ )

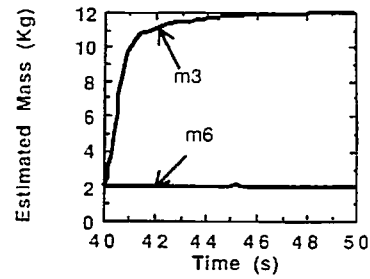


図 4.25 ステップ5で推定された質量

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の意味している。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ト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、本体上のスラスト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、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

とし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。

宇宙ロボットのすべきタスクを考えると、浮遊物体の回収だけでなく、宇宙建造物の組立や点検、修理、大型建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建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られる。

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  $P [N/m^2]$  は

$$P = WS \tag{2.4.2}$$

ここで  $S$  は試料の面積である。

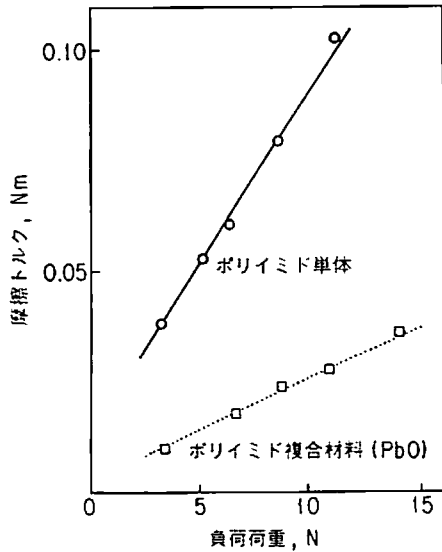
$$S = \pi[r_{max}^2 - r_{min}^2]$$

これによって生じる摩擦トルクは、摩擦係数を  $\mu$  とすると

$$T = \iint r \cdot \mu Pr dr d\theta = (2\pi\mu P/3)[r_{max}^3 - r_{min}^3] \tag{2.4.3}$$

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  $\mu$  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  $9 \times 9$  の対称行列であるので、対称要素は省略する。ただし、 $m_{123} = m_1 + m_2 + m_3$ 、 $s_{34} = \sin(q_3 + q_4)$ 、 $c_{34} = \cos(q_3 + q_4)$ 、 $|l_i| = l_i$  などと略記した。

$$M_{11} = M_{22} = m_{0123456},$$

$$M_{12} = M_{57} = M_{58} = M_{59} = M_{67} = M_{68} = M_{69} = M_{47} = M_{48} = M_{49} = 0,$$

$$M_{16} = -s_{3789}a_6m_6, \quad M_{15} = M_{16} - s_{345}(l_2m_3 + a_2m_2),$$

$$M_{14} = M_{15} - s_{34}(l_1m_{23} + a_1m_1),$$

$$M_{19} = -s_{3456}a_3m_3, \quad M_{18} = M_{19} - s_{378}(l_5m_6 + a_5m_5),$$

$$M_{17} = M_{18} - s_{37}(l_3m_4 + a_4m_4).$$

$$M_{13} = M_{14} + M_{17} - c_3DY(m_{123} + m_{456}) - s_3DX(m_{123} - m_{456}),$$

$$M_{26} = c_{3456}a_3m_3, \quad M_{25} = M_{26} + c_{345}(l_2m_3 + a_2m_2),$$

$$M_{24} = M_{25} + c_{34}(l_1m_{23} + a_1m_1),$$

$$M_{29} = c_{3789}a_6m_6, \quad M_{28} = M_{29} + c_{378}(l_5m_6 + a_5m_5),$$

$$M_{27} = M_{28} + c_{37}(l_4m_56 + a_4m_4),$$

$$M_{23} = M_{24} + M_{27} - c_3DX(m_{123} - m_{456}) - s_3DY(m_{123} + m_{456}),$$

$$M_{66} = I_3 + a_3^2m_3,$$

$$M_{56} = M_{66} + c_6l_2a_3m_3, \quad M_{46} = M_{56} + c_56l_1a_3m_3,$$

$$M_{55} = M_{56} + c_6l_2a_3m_3 + I_2 + l_2^2m_3 + a_2^2m_2,$$

$$M_{45} = M_{46} + c_5l_1(l_2m_3 + a_2m_2) + c_6l_2a_3m_3 + I_2 + l_2^2m_3 + a_2^2m_2,$$

$$M_{44} = M_{45} + c_56l_1a_3m_3 + c_5l_1(l_2m_3 + a_2m_2) + I_1 + l_1^2m_{23} + a_1^2m_1,$$

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

$$M_{89} = M_{99} + c_9l_5a_6m_6, \quad M_{79} = M_{89} + c_89l_4a_6m_6,$$

$$M_{88} = M_{89} + c_9l_5a_6m_6 + I_5 + l_5^2m_6 + a_5^2m_5,$$

$$M_{78} = M_{79} + c_8l_4(l_5m_6 + a_5m_5) + c_9l_5a_6m_6 + I_5 + l_5^2m_6 + a_5^2m_5,$$

$$M_{77} = M_{78} + c_89l_4a_6m_6 + c_8l_4(l_5m_6 + a_5m_5) + I_4 + l_4^2m_{56} + a_4^2m_4,$$

$$M_{36} = M_{46} + (c_{456}DX + s_{456}DY)a_3m_3,$$

$$M_{35} = M_{45} + (c_{456}DX + s_{456}DY)a_3m_3 + (c_{45}DX + s_{45}DY)(l_2m_3 + a_2m_2),$$

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

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

$$M_{38} = M_{78} + (-c_{789}DX + s_{789}DY)a_6m_6 + (-c_{78}DX + s_{78}DY)(l_5m_6 + a_5m_5),$$

$$M_{37} = M_{77} + (-c_{789}DX + s_{789}DY)a_6m_6 + (-c_{78}DX + s_{78}DY)(l_5m_6 + a_5m_5) + (-c_7DX + s_7DY)(l_4m_{56} + a_4m_4)$$

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

慣性力項は以下のようになる。

$$K_1 = c_{3456}a_3m_3u_{3456}^2 + c_{345}(l_2m_3 + a_2m_2)u_{345}^2 + c_{34}(l_1m_{23} + a_1m_1)u_{34}^2 + c_{3789}a_6m_6u_{3789}^2 + c_{378}(l_5m_6 + a_5m_5)u_{378}^2 + c_{37}(l_4m_{56} + a_4m_4)u_{37}^2 + c_3DX(m_{123} - m_{456})u_3^2 - s_3DY(m_{123} + m_{456})u_3^2, \\ K_2 = s_{3456}a_3m_3u_{3456}^2 + s_{345}(l_2m_3 + a_2m_2)u_{345}^2$$

$$+ s_{34}(l_1m_{23} + a_1m_1)u_{34}^2 + s_{3789}a_6m_6u_{3789}^2 + s_{378}(l_5m_6 + a_5m_5)u_{378}^2 + s_{37}(l_4m_{56} + a_4m_4)u_{37}^2 + c_3DY(m_{123} + m_{456})u_3^2 - s_3DX(m_{123} - m_{456})u_3^2,$$

$$K_6 = (c_{456}DY - s_{456}DX)a_3m_3u_3^2 - s_{56}l_1a_3m_3u_{34}^2 - s_6l_2a_3m_3u_{345}^2,$$

$$K_5 = K_6 + (c_{45}DY - s_{45}DX)(l_2m_3 + a_2m_2)u_3^2 - s_6l_2a_3m_3u_{345}^2 - s_5l_1(l_2m_3 + a_2m_2)u_{34}^2,$$

$$K_4 = K_5 + (c_4DY - s_4DX)(l_1m_{23} + a_1m_1)u_3^2 + s_{56}l_1a_3m_3u_{3456}^2 + s_5l_1(l_2m_3 + a_2m_2)u_{345}^2,$$

$$K_9 = (c_{789}DY + s_{789}DX)a_6m_6u_3^2 - s_{89}l_4a_6m_6u_{37}^2 - s_9l_5a_6m_6u_{378}^2,$$

$$K_8 = K_9 + (c_{78}DY + s_{78}DX)(l_5m_6 + a_5m_5)u_3^2 - s_9l_5a_6m_6u_{378}^2 - s_8l_4(l_5m_6 + a_5m_5)u_{37}^2,$$

$$K_7 = K_8 + (c_7DY + s_7DX)(l_4m_{56} + a_4m_4)u_3^2 + s_{89}l_4a_6m_6u_{3789}^2 + s_8l_4(l_5m_6 + a_5m_5)u_{378}^2,$$

$$K_3 = K_4 + K_7 - (c_{456}DY - s_{456}DX)a_3m_3u_{3456}^2 - (c_{45}DY - s_{45}DX)(l_2m_3 + a_2m_2)u_{345}^2 - (c_4DY - s_4DX)(l_1m_{23} + a_1m_1)u_{34}^2 - (c_4DY - s_4DX)(l_1m_{23} + a_1m_1)u_{34}^2 - (c_7DY + s_7DX)(l_4m_{56} + a_4m_4)u_{37}^2 \circ$$

## 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（現東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, Georgia 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, Addison-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 Vehicle 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, McGraw 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. & КОБАЧЕВ, Е.П. : ТРЕ НИЕ НИЗНОС, 707, 1982
- 中川洋，星野修：“完全ふっ化油 フォンブリン（パー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 Mathematics, 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：“宇宙用自由飛行テロロボットの研究 - 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.

---

---

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  
~~~~~

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(業務課)  
~~~~~

---

---

ELECTROTECHNICAL LABORATORY

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