

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	トルク合成法を用いた複合振動子型超音波モータの高トルク化に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	里信純
Author(English)	
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第3831号, 授与年月日:1998年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第3831号, Conferred date:1998/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

東京工業大学 博士論文

トルク合成法を用いた複合振動子型
超音波モータの高トルク化に関する研究

里信 純

東京工業大学 1998年 1月

電子システム 専攻

指導教官 上羽 貞行 教授

目次

第 1 章	緒論	1
1.1	超音波モータ	1
1.1.1	基本動作原理	1
1.1.2	超音波モータの種類と特徴	2
1.2	複合振動子型超音波モータ	4
1.2.1	基本構成と動作原理	4
1.2.2	高トルク化の現状と課題	6
1.3	本研究の目的と論文の構成	7
第 2 章	トルク合成法を用いたモータの基本構成	9
2.1	モータの基本構成と実現のための課題	9
2.2	駆動軸結合モータの動作メカニズム	10
2.3	トルク合成型ステータモータの動作メカニズム	15
2.4	振動子駆動の同期、非同期性と最大トルク	17
2.5	まとめ	19
第 3 章	駆動軸結合を用いたトルク合成型モータの試作	21
3.1	駆動軸-ロータ結合機構の構成	21
3.2	駆動軸結合モータの試作とモータ特性	22
3.3	まとめ	24
第 4 章	複数モータの最適駆動法	25
4.1	複合振動子型超音波モータの最適駆動条件	25
4.2	振動系の電氣的直列接続	26
4.3	振動系の電氣的直列接続を用いた駆動軸結合モータの最適駆動法	29
4.3.1	理論的検討	29
4.3.2	実験的検討	31
4.4	まとめ	33
第 5 章	節円縦振動モードを用いた大口径モータの試作	34
5.1	駆動軸結合を用いたメガトルクモータの仕様	34
5.2	大口径モータの設計課題	34
5.3	直径 120mm モータの設計、試作	37
5.3.1	モータの設計指針と基本構造	37
5.3.2	振動特性とモータ特性	38
5.4	まとめ	41
第 6 章	ねじり振動トルク合成器を用いたトルク合成型モータ	42
6.1	トルク合成型ステータモータの課題	42
6.2	ねじり振動トルク合成器の基本構成	43
6.2.1	基本モード型合成器と節円モード型合成器	43
6.2.2	共振周波数設計と振動子配置	44
6.3	トルク係数設計	45
6.4	ねじり振動トルク合成器の試作	47
6.4.1	基本モード型合成器の試作	47
6.4.2	節円モード型合成器の試作	49

6.5	トルク合成型ステータモータの試作	51
6.6	まとめ	52
第7章	結論	54
7.1	本研究で得られた成果	54
7.2	今後の課題・展望	55
	謝辞	56
	参考文献	57
	関連発表	60
	著者紹介	62

第1章

緒論

振動を用いて物体を動かすメカニズムは我々の日常生活の中にも存在する。超音波モータはこれらと類似の動作原理を持ち、これまでの電磁型モータにはないユニークな特性を持ったモータである。本論文は、この超音波モータの高トルク化に関するものである。

1.1 超音波モータ

1.1.1 基本動作原理

振動を用いてものを動かすメカニズムは古くから我々の身の回りにも存在している。例えば、図 1.1 に示す“ぎりぎりがりがり”と呼ばれるおもちゃは、棒に刻まれた溝を擦ることによりこの棒を振動させ、ある物理的な原理により、棒の先端に取り付けられたプロペラの回転を得るものである [1]。これら日常生活の中に見いだされる振動変換のメカニズムは超音波アクチュエータ¹の動作原理と類似しているが、超音波アクチュエータは、弾性体に励振される周波数の高い振動を利用するという点でこれらと異なっている。

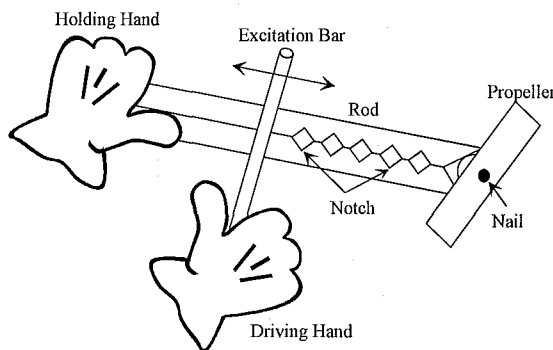


図 1.1 振動-回転変換おもちゃ“ぎりぎりがりがり”

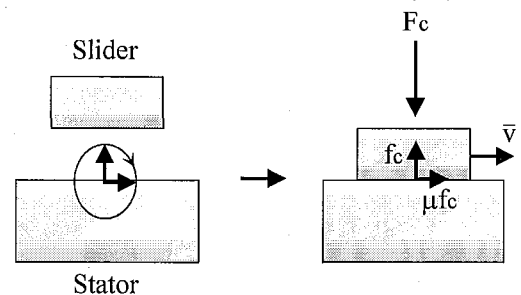


図 1.2 超音波アクチュエータの動作原理

図 1.2 は、超音波アクチュエータの基本動作原理を図示したものである。その表面粒子が楕円運動している弾性体（ステータ）に移動体（スライダ）を加圧接触させると、スライダが楕円運動の向きに摩擦力で引っ張られる。この楕円運動は垂直方向振動と水平方向振動が時間的な位相差を持って励振されたときに生じ、垂直方向振動はスライダ-ステータ間の摩擦力を、水平方向振動は駆動力をそれぞれ制御するため、垂直方向振動を摩擦力制御振動、水平方向振動を駆動力制御振動と呼ぶ。スライダ-ステータ接触面の垂直抗力は、垂直方向振動により時間的に変化する動的予圧とバネなどの加圧機構による静的予圧の 2 つに依存しており、この垂直抗力の時間的な変化により、接触面の摩擦力もこれに同期して変化する。垂直抗力が正の時ステータが水平方向に速度を持つと、スライダはその方向に摩擦力で引っ張られる。このステータの水平方向速度と垂直抗力とが時間的に同期すれば、垂直抗力が大きい時はスライダは大きな摩擦力で、垂直抗力が小さいときは

¹本論文では、回転、直線運動するものを総称してアクチュエータと呼び、その中で回転運動をするものを単にモータ、直線運動するものをリニアモータと呼ぶ。

スライダは逆向きに小さな摩擦力で引っ張られる。スライダの速度は脈動するが、時間的に積分するとスライダは一方方向へ速度 \bar{v} で動いて行く。これが、超音波アクチュエータの動作原理である。

本論文で対象とする回転運動を行う超音波モータでは、ステータは円盤状回転体（ロータ）に摩擦による周方向の駆動力（トルク）を与え、ロータは角速度を得る。そのため、直線運動するリニアモータと回転運動を行うモータとは、その構成上大きく異っているが、いずれの場合も、駆動力を発生するステータ表面を楕円運動させ、そこにスライダ/ロータを接触させ、摩擦力を介して運動を得るという点で一致しており、これをそのまま超音波アクチュエータの定義とすることができる²。

1.1.2 超音波モータの種類と特徴

1970年代に弾性振動を回転運動に変換する基本的なメカニズムが提案されて以来 [3, 4]、今日に至るまで様々なタイプの超音波モータが提案、試作されてきた。これらの分類、特性については、多くの出版物 [5] や解説論文 [6] で述べられているが、基本的にはステータ表面の楕円運動の励振、制御方法の違いによって分類されている。ここでは、現在研究が進められている代表的なものについてその構造と特徴を簡単に紹介する。

図 1.3に示すように、弾性体表面を波が進行するとその表面粒子は波の進行方向と逆向きに楕円運動する。この原理を用いたのが進行波型超音波モータであり、現在では主に図 1.4の様な構成で円環の振動モードを利用したものが研究されている。円環の進行波は、時間的、空間的に $\frac{\pi}{2}$ ずれた縮退モードの重ね合わせとして実現され、その励振方法もいくつか提案されている [7, 8]。この方式は、現在超音波モータの中で最も研究が進んでおり、一部実用化されたものもある。

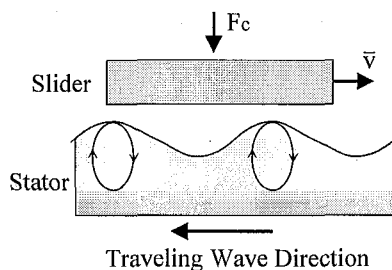


図 1.3 進行波型超音波モータの動作原理

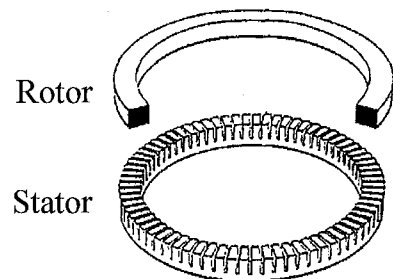


図 1.4 円環の振動モードを利用した進行波型超音波モータの構成

図 1.5は、垂直方向振動を励振する振動子と、その垂直方向振動から水平方向振動を引き起こす振動変換器から構成されている振動変換型超音波モータと呼ばれるものの一例である。この例では、振動子は縦振動（垂直方向振動）を励振し、斜めスリットが設けられた振動変換器により縦振動の一部がねじり振動（水平方向振動）に変換される。この方式では、ロータの回転方向を切り替えることが原理的に容易ではなく、回転方向を切り替えるために駆動周波数を変化させるなどの方策が試みられている [9]。また、振動変換器の設計法などの課題もあるが [10]、比較的高効率なのがこの方式の特徴でもある。

これら2つのタイプのモータでは、楕円運動を構成する垂直方向振動と水平方向振動は独立ではなく、どちらか一方の成分が変化すると他方も追従して変化するため、幅広い速度範囲で安定に動作させることが難しい。これに対して、垂直方向振動と水平方向振動を独立した振動系で実現する複合振動子型超音波モータは、楕円運動の形状を任意に変えることが可能であり、速度調整が容易

²摩擦力ではなく、流体や気体の粘性でトルクを伝達する超音波アクチュエータも近年報告されている [2]。

である。また、2つの振動の位相差を変えることで回転方向の切り替えも容易に行える。図 1.6は、水平方向振動、垂直方向振動をそれぞれねじり振動、縦振動で実現するもので、このように複数の振動系が組み合わさった振動子を複合振動子と呼ぶ。現在主に研究されている複合振動子型超音波モータはこの例のようにねじり、縦振動系からなる複合振動子をステータとするものであり、本研究で取り扱うのもこの方式である。2つの振動系が独立に存在することは、逆に共振周波数などの振動系の特性が独立に存在することを意味し、設計の複雑さやコスト高などこの方式が抱える問題点もある。

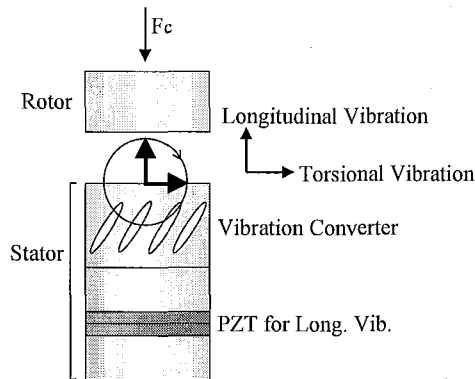


図 1.5 振動変換型超音波モータの構成と動作原理

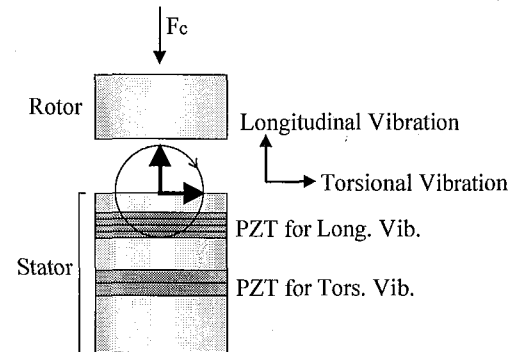


図 1.6 複合振動子型超音波モータの構成と動作原理

一般に超音波モータは図 1.7に示すような垂下特性を示し、負荷トルクが 0 の時の回転速度 Ω_{max} を無負荷速度、回転速度が 0 となる負荷トルクを最大トルク T_{max} と定義する。また出力パワー P_r^3 は、回転速度 Ω_r と負荷トルク T_r の積で表し、その最大値が最大パワー P_{max} である。最大トルク T_{max} を大きくすることが高トルク化であり、無負荷速度 Ω_{max} を大きくすることが高速化である。また、最大パワー P_{max} を大きくすることがハイパワー化である。一般に、最大パワーを大きくするためには無負荷速度と最大トルクの積を大きくする必要があるが、どちらか一方が大きくなっても、他方が反比例して小さくなったのでは、ハイパワー化にはならない。また、高トルクなモータほど低速になる傾向があり、必ずしも高速化=高トルク化ではない。これらの意味で、高トルク化、高速化、ハイパワー化は明確に区別する必要がある。

図 1.8にこれまでに報告された主な超音波モータ [11, 12, 13] の、無負荷速度と最大トルクの関係プロットしたものを示す。このグラフは、低速・高トルクの超音波モータの特徴をよく表している。さらに、超音波モータの研究が現在までのところ、最大トルク 0.1N・m 程度の比較的小型なものに集中していること、進行波型超音波モータに関しては、他の方式に比べ高トルクなものが報告されておらず、この方式での高トルク化が容易でないことを表している。このような低速・高トルク以外にも超音波モータの特徴として、

- 単位重量あたりの出力トルク、パワーが高い
- 保持トルクが大きい（電源切断時でも動かない）
- 高速応答が可能で位置決め精度が高い（剛性が高い）

などが挙げられているが、これらは主に超音波モータが摩擦力を介して駆動力を伝達するものであることに起因するものである。

³本論文では出力という言葉を用い、力、トルクなどすべてのアウトプットの総称として用い、仕事率をパワーと表記する。

これらの特徴から分かるように、超音波モータは電磁型モータにないユニークな特徴を持つもので、電磁型モータとは異なる用途で用いられるべきものである。超音波モータが、実用的な価値を持つためには、さらなる新しい用途の開拓が必要であると同時に、超音波モータをすべての特性が及第点のモータとしてよりも、その最大の特徴が他のモータの追随を許さないモータとして育成されるべきであろう。例えば、低速で回転し、最大トルクのみが桁外れに大きく、その単位重量あたりの出力トルク（トルク・重量比）が非常に高い超音波モータは、1つの魅力的な姿である。そして、この高トルク、高トルク・重量比という点で、ねじり振動と縦振動の協調で動作する複合振動子型超音波モータは、超音波モータの中でもとりわけ有望なモータである。

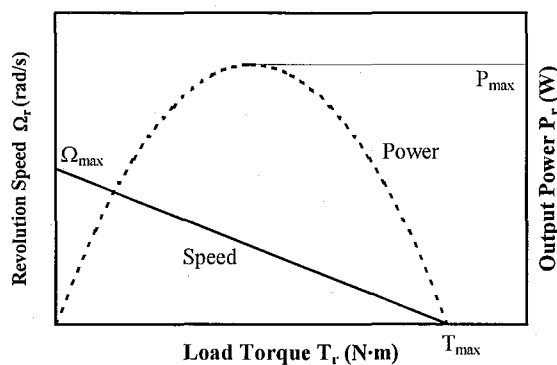


図 1.7 超音波モータの負荷特性

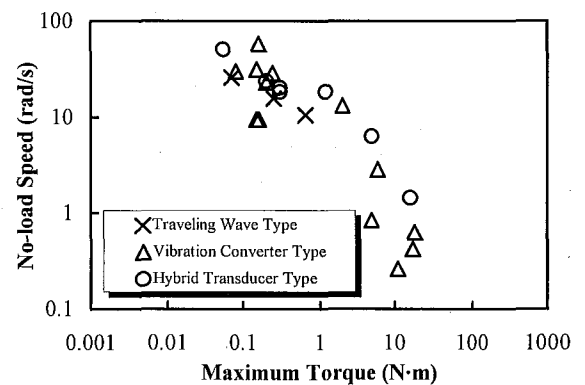


図 1.8 超音波モータの特性比較

1.2 複合振動子型超音波モータ

1.2.1 基本構成と動作原理

ねじり振動と縦振動の協調で動作する複合振動子型超音波モータは1987年にその基本メカニズムが提案されて以来 [14]、その構成法や高性能化などの研究が行われ現在に至っている [15, 16, 17]。複合振動子型超音波モータという呼び名は、摩擦力制御振動と駆動力制御振動を独立した振動系により励振する超音波モータの総称であるが、特に図 1.9に示すような、ねじり、縦振動を励振する圧電素子からなるステータ構造を用いたものは、高トルク化、高トルク・重量比化において有望視されている [18]。このねじり、縦振動用圧電素子は図 1.10に示すように垂直方向の印加電界により、それぞれせん断応力、垂直応力を発生するように分極処理されたものである。ねじり振動用圧電素子の場合、1枚の圧電素子ディスクはいくつかの圧電素子の小片が集まったモザイク構造をしている。図 1.11は、複合振動子型超音波モータの動作シーケンスを詳しく説明したものである。この図で示すように、ねじり振動速度 Ω_t^4 が大きくなった時に、ロータステータ接触面の縦振動応力（垂直抗力）が大きくなり、ねじり振動速度が逆向きに大きくなった時に、縦振動応力が小さくなるように2つの振動を制御すると、ロータは一方方向に回転する。モータの最適駆動条件は、ねじり振動系の電氣的等価回路モデルなどを用い、駆動条件を様々に変化させてモータ特性を計算することで知ることができる [19, 20]。結果だけを述べれば、モータの無負荷速度、最大トルクがともに最大となるのは、ステータ（ロータがない状態）のねじり振動系共振周波数で、ロータステータ接触面のねじり振動速度と縦振動応力の位相差が0（正転）または π （逆転）となるように駆動するときである。実際には、このような最適駆動条件を実現するために図 1.9に示す様な駆動系により、ねじり、縦圧電素子に印加する電圧の周波数と位相を制御する。

⁴本論文では特にことわらない限り、ねじり振動速度は周速度ではなく、角速度を表すものとする。

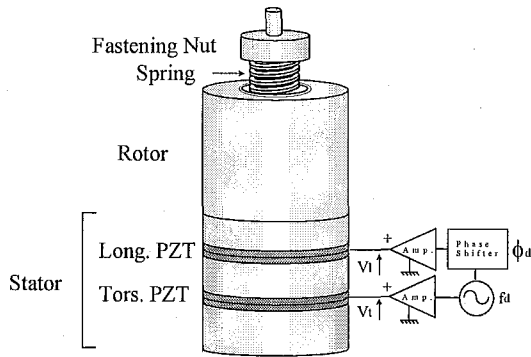


図 1.9 複合振動子型超音波モータの基本構造と駆動系

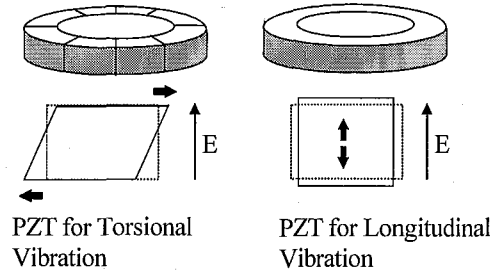


図 1.10 ねじり、縦振動用圧電素子

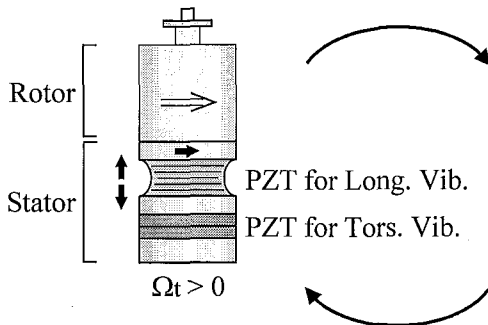


図 1.11 複合振動子型超音波モータ動作シーケンス

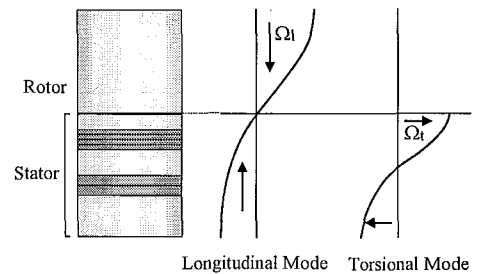


図 1.12 ねじり、縦振動分布

この最適駆動条件下において、縦振動による動的予圧変動を大きくすると、無負荷速度はねじり振動速度に収束していき、最大トルクはあるところをピークにそれ以上は増加しない現象が見られる。つまり、縦振動による動的予圧を大きくすることのみによって向上する最大トルクには限界があり、ねじり振動系の出力トルクを大きくしないかぎりモータの最大トルクは本質的に向上しない。最適な条件で駆動されるモータの最大トルクは、その上限をねじり振動系の出力トルクによって決定され、縦振動系による動的予圧によりその限界内での実際の値が決定されている。この意味から、複合振動子型超音波モータの高トルク化の本質は、ねじり振動系の出力トルクの向上にあるといえる。しかし、モータの最大トルクがピークとなるような縦振動による動的予圧を実現することは難しく、実際には、モータの最大トルクは縦振動系によって制限されている。よって、可能な限り縦振動系による動的予圧変動を大きくすることは現実的には意味がある。

さらに、複合振動子型超音波モータの設計法についても簡単に述べておく。複合振動子型超音波モータも弾性体で構成されるため、励振されるねじり、縦振動モードに対応した共振特性が存在する。縦振動による垂直抗力変動下では、ねじり振動は滑りのためロータには伝搬しにくい、縦振動はロータにまで容易に伝搬する性質があるため、モータ動作中の各振動の分布は、図 1.12に示すようになる⁵。このことは言い換えると、ねじり振動系はステータのみで、縦振動系はロータ、ステータ一体となって振動系を構成しており、共振周波数も異なった形状の振動系として設計されなければならない。しかしこのことは逆に、ロータの厚さなどを調整すれば、音速が約 1.4 倍異なる縦振動とねじり振動の 2 つの振動系の共振周波数を接近させることが可能であることを意味している。この 2 つの共振周波数を接近させることは、縦振動系による動的予圧変動を大きくするためには効果的である。

⁵ロータ、ステータの構造を工夫することにより、軸方向により高次の振動モードを利用した設計も試みられている [21]。

先にも述べたが、複合振動子型超音波モータでは2つの振動を独立に制御し、ステータ表面の楕円軌跡の形状を自由に換えられるため、その設計の複雑さはあるものの、

- 動作速度範囲が広く、速度調節が容易
- 回転方向の切り替えが容易
- 高トルク、ハイパワーである
- 単位重量当たりの出力トルク、パワーが高い

などの点が他の超音波モータに比べ優れている。

図 1.13 に市販されている高トルクタイプの DC モータ [22, 23] とこれまでに報告された主な複合振動子型超音波モータの、最大トルクと無負荷速度、トルク・重量比の関係を示す。トルク・重量比に関しては、10N・m 程度までのものであれば圧倒的に複合振動子型超音波モータが有利である。さらに複合振動子型超音波モータがその構成材料の選択など、最適化の余地を残していることを考えると、100N・m 程度までは複合振動子型超音波モータに分があると考えられる⁶。

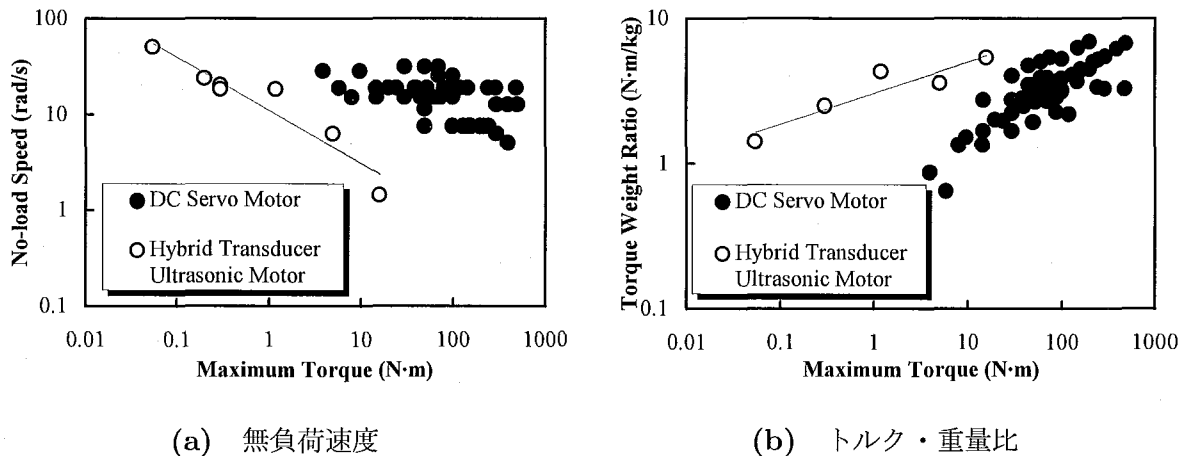


図 1.13 複合振動子型超音波モータと電磁モータの特性比較

1.2.2 高トルク化の現状と課題

複合振動子型超音波モータに関しては、これまで主に直径 30mm 程度のものを対象にその動作メカニズムの解明と特性設計、あるいは、構成法とその体系化に力が注がれてきた。高トルク化に関しては、ねじり振動系の出力トルクがモータ直径の 3 乗にほぼ比例するため [24]、これまで徐々に直径を大きくしたものが試作されており直径 80mm モータで 16N・m 程度を実現している。図 1.14 にこれまでに報告された複合振動子型超音波モータの直径と最大トルクの関係を示す。最大トルクはモータの印加電圧をほぼ $200V_{0-p}$ 一定として測定されている。このグラフから、直径の 3 乗に比例して最大トルクは増加し、直径 140mm 程度のものが試作できれば、最大トルク 100N・m (メガトルク化⁷) が実現できることが分かる。しかし、この大口径モータ実現には、大口径化による縦振動モードの複雑化や圧電素子-金属ブロック界面の軸方向静的応力の径方向分布などの問題があり [25, 26]、未だ大口径モータの設計法が確立されたとは言い難いのが現状である。より高トルク

⁶例えば、現状の複合振動子型超音波モータは加工のし易さから主に鉄またはステンレスを用いて構成されているが、同程度の音速を持つアルミニウムやジュラルミンを用いて構成できると約 3 倍の軽量化が可能である。また、中空化などの方策も原理的には可能である。

⁷100N・m \approx 1000kgf・cm であるのでメガトルクと呼んでいる。

な超音波モータが期待され、複合振動子型超音波モータは大きな可能性を有するものであるが、これまでに大口径モータ以外の高トルクモータについては全く議論されていない。このような状況にあってはまず、大きなトルクを発生させるということをその物理的な原点に立ち返って見直し、大口径モータとともに、新しい手法を積極的に取り入れた構成を提案、実現していくことが必要である。

図 1.15は、高トルク化の基本方策を、てこに力を加える系でアナログとしてイメージしたものである。(a)では系を駆動する力を大きくすることで出力端の力を大きくし(駆動力向上)、(b)では系の駆動点の数を増やすことで大きな力を得る(駆動力合成)。また(c)は駆動点の位置を変えるなど力と速度の変成を用いることで、大きな力を得るものである(駆動力変成)。大口径モータは(a)のイメージを具現化したものであるが、これに加えて、駆動力合成、駆動力変成といった方策の検討や、それらを互いに取り入れた構成を検討していくことが必要である。

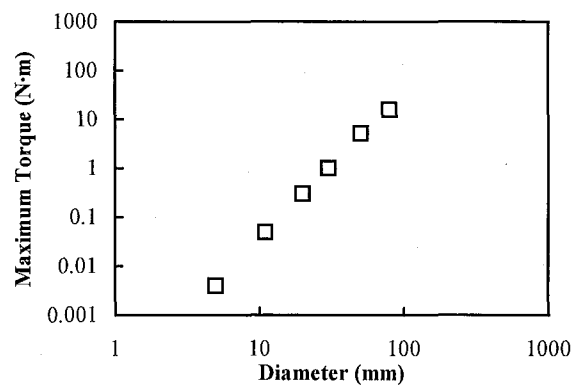


図 1.14 試作された複合振動子型超音波モータの最大トルク

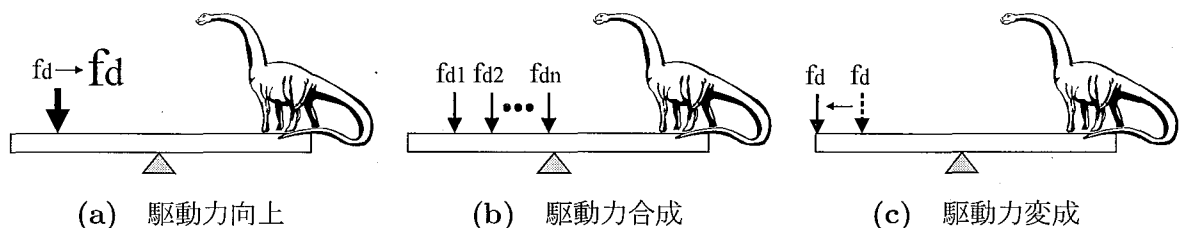


図 1.15 高トルク化基本方策イメージ

1.3 本研究の目的と論文の構成

先に述べた様な超音波モータの高トルク化の現状をふまえ、本研究では複合振動子型超音波モータを対象として、

1. 駆動力合成という基本方策に基づいたトルク合成型モータの構築
2. トルク合成法を用いた実用的なメガトルクモータ実現の検討

を行うことを目的とする。1に関しては、駆動力合成という基本方策に基づいた高トルクモータの基本構成の提案と試作を行うことで、これまでの駆動力向上という基本方策に基づいたモータ構成

と並ぶ新たな高トルク化手法の確立を目指す。また2に関しては、駆動力向上、駆動力変成という2つの基本方策を合わせた高トルクモータの構成を提案し、より実用的なメガトルクモータの実現を目指す。

次に本論文の構成を示す。本章以降第2章では、駆動力合成という基本方策に基づいた高トルクモータとして、駆動軸結合を用いたトルク合成型モータ（駆動軸結合モータ）、ねじり振動トルク合成器を用いたトルク合成型モータ（トルク合成型ステータモータ）の2つの構成を提案する。また、提案した2つのトルク合成型モータを電氣的等価回路を用いてモデル化し、各構成の特徴を明らかにすると共に、有効性の理論的な検討を行う。さらにこれら新しいモータ構成を実現するための課題を示す。第3章では、駆動軸結合モータを実現するための具体的な駆動軸ロータの結合機構を提案し、実際に2つの複合振動子型超音波モータを試作、結合させ、その有効性を実験的に確認する。第4章では、駆動軸結合モータにおいて、多種多様な複数の複合振動子型超音波モータを最適駆動する方法を検討する。特にその一手法として、振動系の電氣的直列接続を用いる駆動法を理論的、実験的に検討する。第5章では、提案した駆動軸モータ構成によりメガトルクモータを実現するための仕様を試算し、実現に必要な最大トルク $35\sim 50\text{N}\cdot\text{m}$ を有する大口径モータの一設計法を提案する。また、提案する方法に基づいて設計された直径 120mm モータの試作結果を述べる。第6章では、トルク合成型ステータモータを実現するための課題の1つであるねじり振動トルク合成器について検討する。用いるねじり振動モードが異なる2つのねじり振動トルク合成器を提案し、実験によりその有効性を確認する。さらに提案したねじり振動トルク合成器を利用したモータを試作した結果を述べる。第7章では本研究をまとめると共に、残された課題、今後の展望について述べる。

第2章

トルク合成法を用いたモータの基本構成

本章では、駆動力合成という基本方策に基づいたトルク合成型モータの基本構成を提案し、電氣的等価回路モデルを用いてその動作メカニズム、および有効性を理論的に明らかにする。また、これら新しいモータ構成を実現のための課題を示す。

2.1 モータの基本構成と実現のための課題

ここでは駆動力合成という基本方策に基づいたトルク合成型モータの構成として、図 2.1(a)に示すようないくつかの複合振動子型超音波モータの出力トルクをその中心を貫く1本の駆動軸によって合成するトルク合成型モータ（駆動軸結合モータ）、および図 2.1(b)に示すように、高トルクなステータを構成するために複数の複合振動子の出力トルクを合成するねじり振動トルク合成器を用いたトルク合成型モータ（トルク合成型ステータモータ）の2つを提案する。駆動軸結合モータでは、各複合振動子型超音波モータは中空構造をしており、そのロータが駆動軸に対して回転方向に結合されている。また、トルク合成型ステータモータは、複数の複合振動子とその縦、ねじり振動出力を集める弾性体（振動出力合成器）とによってステータが構成されている。

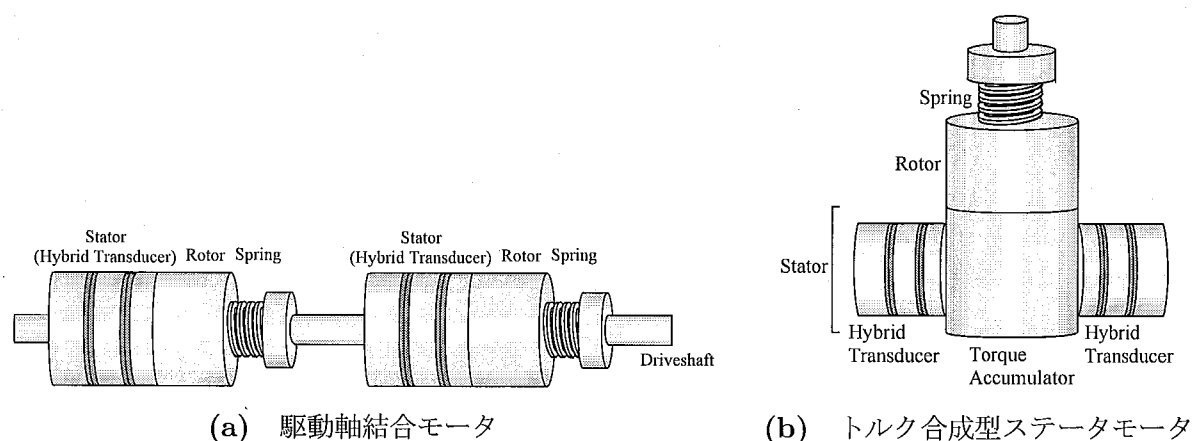


図 2.1 提案するトルク合成型モータの基本構成

これまでにこのようなトルク合成型モータが具体的に検討された例はなく、実現するためには以下のような課題を解決しなければならない。

1. 駆動軸-ロータ結合機構の実現

電磁型モータでは、この駆動軸結合は比較的容易に実現できるが、超音波モータでは、ロータをステータに加圧する機構が存在しているため単純ではない。また、各モータの縦振動はロータを含め軸方向に伝搬していくため、構成によっては駆動軸もその振動特性に影響する可能性がある。この場合、互いのモータの縦振動系が結合することになり、その共振系設計が複雑化する。さらに、特性の異なる多種多様なモータや、結合させるモータ数にも柔軟性を持ったものが望まれる。このような要求に対応できる実用的な駆動軸-ロータ結合機構を実現する必要がある。

2. 複数モータの最適駆動法

多種多様なモータを結合させる場合には、各モータでその最適駆動条件が異なることになる。また、同じ種類のモータを結合させる場合でも、現実的にはその振動特性が全く同じモータを作製することは困難であり、やはりすべてのモータを同じ条件で駆動したのでは、各モータの能力を最大限に引き出すことができない可能性がある。このような問題を解決できる駆動法を検討する必要がある。

3. 縦-ねじり複合振動系の出力合成器の実現

トルク合成型ステータモータを実現するためには、縦-ねじり複合振動系の出力合成器が必要である。このような振動子の振動的な出力を合成する方法は、これまで主に縦振動において検討されてきたが、ねじり振動に関するものはほとんどない。まず、結合させる振動子数など設計に柔軟性を持ったねじり振動トルク合成器を実現しなければならない。さらに、このねじり振動トルク合成器に縦振動を励振、結合させ、モータ動作が可能なステータ構造を実現しなければならない。

2.2 駆動軸結合モータの動作メカニズム

その実現性、具体的な構成は後章に譲るとして、ここではまず、図 2.1(a)に示すような駆動軸結合モータの動作メカニズムをそのねじり振動系の電氣的等価回路モデルを用いて検討する [28]。この方法は、駆動軸が各モータの出力トルクを集め、合成されたトルクが駆動軸出力端に現れるものであるが、見方を変え回転運動のみに着目すれば、1つのダンベル形状をしたロータに対して複数のステータ（複合振動子）が駆動トルク（摩擦トルク）を与えている、ロータの多摺動化とみなすことができる。この駆動軸結合モータのほかにも、このロータの多摺動化に含まれる機構として、図 2.2(a)に示すようなギア結合モータや、図 2.2(b)に示すような、複合振動子の外周部のみをロータの外周部に接触させることで、ロータに周方向のみの駆動力を与える構成なども考えられる。

ここでは、駆動軸結合モータを、図 2.3(a)の様な概念で示される1つのロータを n 個の複合振動子で駆動しているロータの多摺動化の1種であるとして一般的に議論する。この機構のねじり振動系の電氣的等価回路モデルは図 2.3(b)の様に表せる。この等価回路モデルにおいて、機械系の電圧、電流はトルク、角速度にそれぞれ対応している。ツェナーダイオードは、ロータとの接触面の摩擦特性を表しており、縦振動応力の大きさによりオン/オフするスイッチのように働く。理想変圧器 G_{ti} は、摩擦トルク τ_i とロータに印加される駆動トルクの変成を表しており、このトルク変成は例えば、各複合振動子が接触駆動するロータの位置や、ギア等の変成器が介入する場合に生じるものである。駆動軸結合モータの場合は、このトルク変成比は1であり、ギア結合モータでは、そのギア比に相当する。駆動トルク $\tau_i G_{ti}$ の和がロータに印加されるため、電氣的にはこれらの駆動トルクが直列に接続される形となる。 L_{mti} 、 C_{mti} 、 R_{mti} はそれぞれ i 番目の複合振動子の等価慣性モーメント、等価ねじりコンプライアンス、等価ねじり損失抵抗で、各複合振動子のねじり振動共振モードを表している。この等価回路モデルは各複合振動子はいずれもその共振周波数近傍で駆動されることを仮定していることに注意が必要である。

この電氣的等価回路モデルを用いて、すべての複合振動子の特性がそろっている場合の基本的な負荷特性を検討する。この等価回路モデルにはツェナーダイオードのような非線形な振る舞いをする素子が含まれているので、解析的に解くことが難しい。従って、系の応答を時間刻みで数値的に解き [29]、ある着目量の変化が一定範囲内に収まった時を定常状態とする方法を用いる。本研究では、この数値的解法にニューマーク- β 法を用い、ロータの回転速度の変動をもって定常状態を判断した。縦振動による垂直抗力変動は接触角と静的予圧とから計算する方法を用い [19]、ねじり振動速度（ねじり振動系印加電圧）と縦振動応力を同位相とする最適駆動条件を満足する様にした。

図 2.4 に全ての複合振動子を同じ条件で駆動し、複合振動子数を変化させたときの負荷特性を示す。ねじり振動系の印加電圧は $200V_{0-p}$ を仮定した。この場合、無負荷速度を変化させず、最大トルクを複合振動子数に比例して大きくできることが分かる。表 2.1 に計算に用いたパラメータを示す。

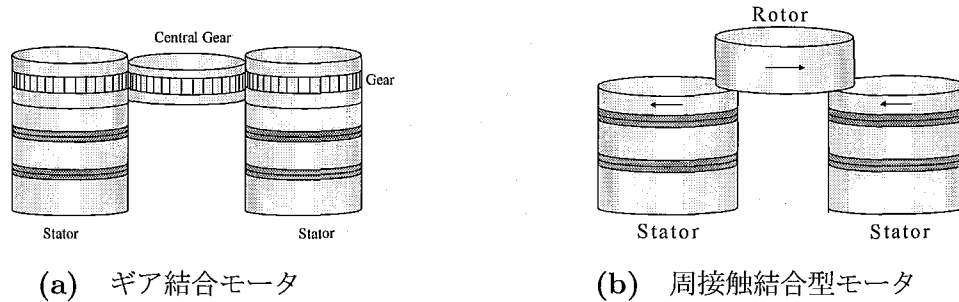
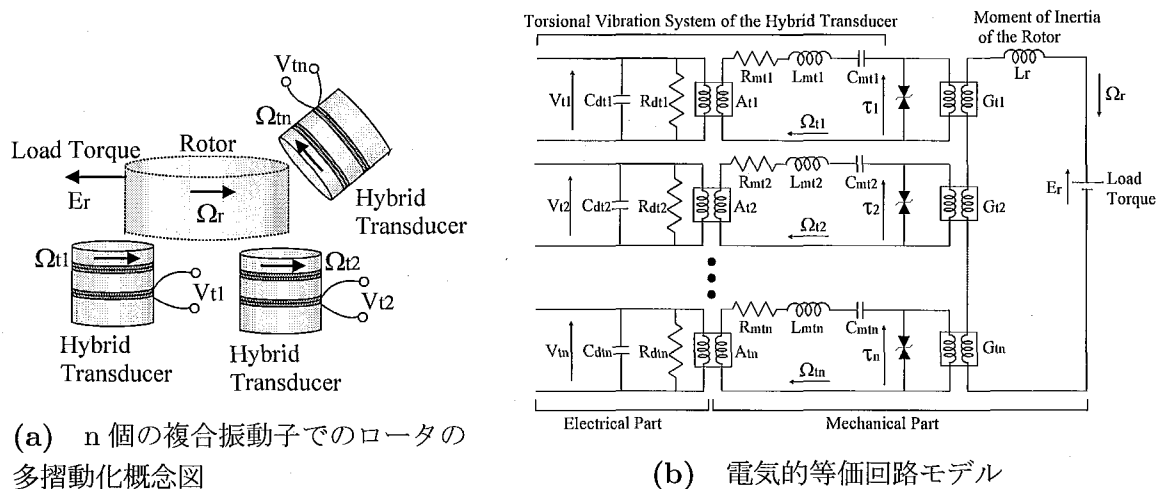


図 2.2 他のロータの多摺動化構成例



(a) n 個の複合振動子でのロータの多摺動化概念図

(b) 電氣的等価回路モデル

図 2.3 ロータの多摺動化の電氣的等価回路モデル

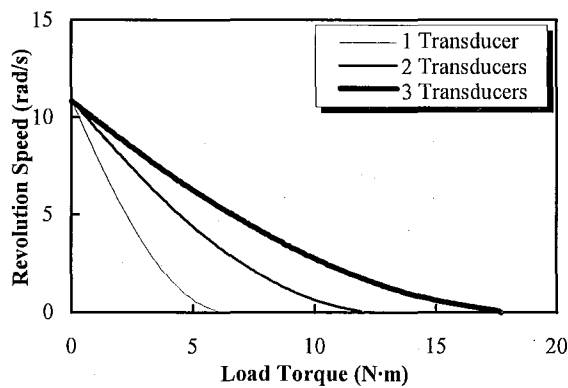


図 2.4 振動子数を変えた時の負荷特性の変化

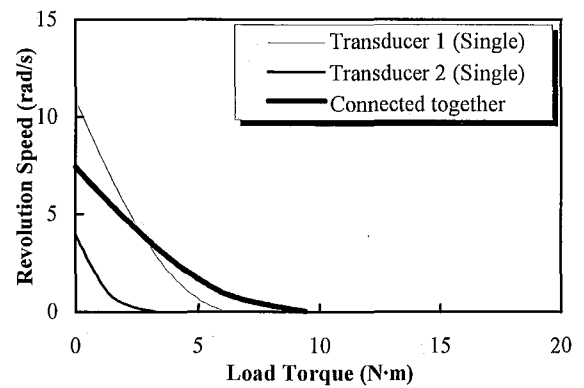
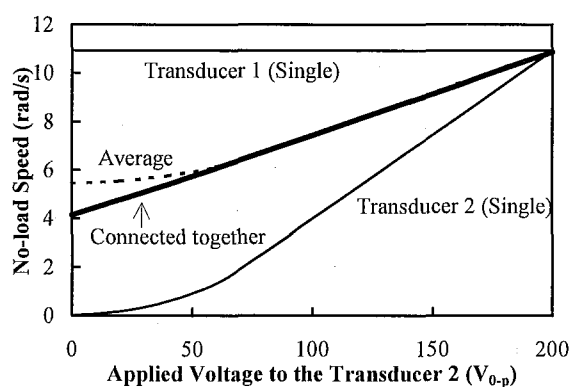


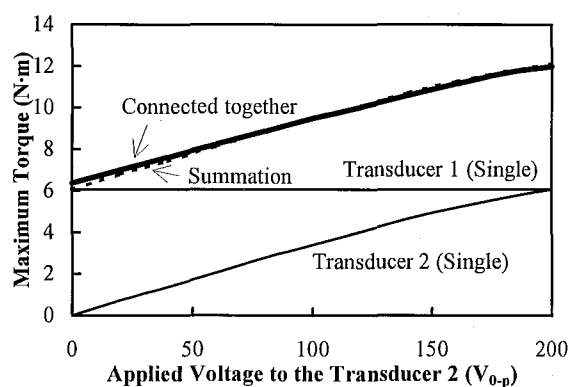
図 2.5 印加電圧の異なる複合振動子で駆動したときの負荷特性

表 2.1 ロータの多摺動化の特性計算に用いた振動系の特性

Parameters for the Torsional Vibration System of the Hybrid Transducer	
Resonant Frequency (kHz)	25.0
Free Motional Admittance (mS)	4.0
Mechanical Quality Factor	100
Torque Factor (A_{ti}) (N·m/V)	0.05
Equivalent Torsional Damping (R_{mti})	0.625
Equivalent Moment of Inertia (L_{mti})	3.979×10^{-4}
Equivalent Torsional Compliance (C_{mti})	1.019×10^{-7}
Clamped Capacitance (C_{di}) (nF)	10.0
Dielectric Loss (R_{di}) (k Ω)	5000
Parameters for the Friction and the Transformation	
Friction Coefficient	0.15
Static Bias Force (N)	2000
Contact Duration	π
Phase Difference between the Torsional Velocity and the Longitudinal Stress	0
Torque Transformation Ratio (G_{ti})	1.0
Parameter for the Rotor	
Moment of Inertia of the Rotor (L_r) (kg·m ²)	2.4×10^{-4}



(a) 無負荷速度



(b) 最大トルク

図 2.6 印加電圧の異なる複合振動子で駆動する場合の特性

次にそれぞれ単独でロータを駆動した場合にその負荷特性が異なる2つの複合振動子を用いた駆動を考える。振動子1、振動子2のねじり振動系印加電圧をそれぞれ $200V_{0-p}$ 、 $100V_{0-p}$ と仮定し、それぞれ単独で駆動した場合と、両方で駆動した場合の負荷特性を図 2.5 に示す。両方の複合振動子で駆動したときの無負荷速度は、各複合振動子単独で駆動したときの無負荷速度の平均値にほぼ等しい。同様に、両方の複合振動子で駆動したときの最大トルクは、各複合振動子単独で駆動したときの最大トルクの和にほぼ等しい。さらに、それぞれ単独で駆動した場合の負荷特性が異なる2つの複合振動子での駆動を詳しく調べる。図 2.6 に振動子1のねじり振動系印加電圧を $200V_{0-p}$ で一定にして、振動子2のねじり振動系印加電圧を変化させたときの、各複合振動子で単

独に駆動した場合と、両方で駆動した場合の無負荷速度、最大トルクを示す。図 2.6(a) にはそれぞれの複合振動子で単独に駆動した場合の無負荷速度の平均値を、図 2.6(b) には最大トルクの和を加えてプロットした。この結果からも、ロータの多摺動化では、無負荷速度は各複合振動子単独で駆動した時の無負荷速度の平均値、最大トルクは各複合振動子単独で駆動したときの最大トルクの和としておおむね予想できることが分かる。

次に摩擦を介した複合振動子のねじり振動系相互の結合状態を考察する。図 2.7 にねじり振動系印加電圧の異なる 2 つの複合振動子をそれぞれで単独で駆動した場合と両方を用いて駆動した場合の複合振動子のねじり振動速度とロータの回転速度の時間波形、および図 2.8 にロータとの接触面での摩擦損失の時間波形をそれぞれ示す。振動子 1、振動子 2 のねじり振動系印加電圧はそれぞれ $200V_{0-p}$ 、 $100V_{0-p}$ を仮定し、ロータは無負荷状態とした。それぞれの複合振動子のねじり振動速度と縦振動応力との関係である最適駆動条件は満足されている。それぞれの複合振動子単独で駆動した場合、ねじり振動速度振幅、ロータの回転速度共に振動子 1 の場合は振動子 2 の場合のほぼ 2 倍になっている。この 2 つの複合振動子両方を用いて駆動すると、ねじり振動速度振幅が同調する様子が確認できる。摩擦損失に関しては、各複合振動子で単独駆動したときの摩擦損失の和と、両方を用いて駆動したときの摩擦損失の和の時間波形もグラフにプロットした。この 2 つの波形はほぼ等しくなっており、このような駆動でもモータ全体での摩擦損失は増加しないことを意味している。よって、複合振動子自身のねじり振動系損失が十分小さいなら、モータ全体の効率も低下しない。直感的には、単独で用いたときにそのねじり振動速度が異なる複数の複合振動子で駆動すると、互いに引きずりあり摩擦損失が増加し、非効率的な駆動になるイメージがあるが、実際にはモータ全体での摩擦損失は増加しない。

さらに図 2.9 にねじり振動速度（ねじり振動系印加電圧）の位相が互いに異なる 2 つの複合振動子を結合させたときの速度波形を示す。この計算では、振動子 1、振動子 2 共にねじり振動系印加電圧は $200V_{0-p}$ を仮定し、振動子 2 の位相を $\frac{\pi}{2}$ または π 変化させた。縦振動応力位相もこれにあわせて変化させたので、それぞれの複合振動子のねじり振動速度と縦振動応力との関係である最適駆動条件は満足されている。この場合、結合させても各複合振動子のねじり振動速度位相は非同期のまま保たれている。このように、ねじり振動速度振幅は同調するが、位相は同期しない現象は、複合振動子のねじり振動系同士が、摩擦を介した疎な結合状態にあるために生じる特徴的な現象である。

このねじり振動速度の非同期動作をさらに詳しくモータの特性において検討する。図 2.10 に振動子 1 のねじり振動速度（ねじり振動系印加電圧）の位相を一定にし、振動子 2 のねじり振動速度

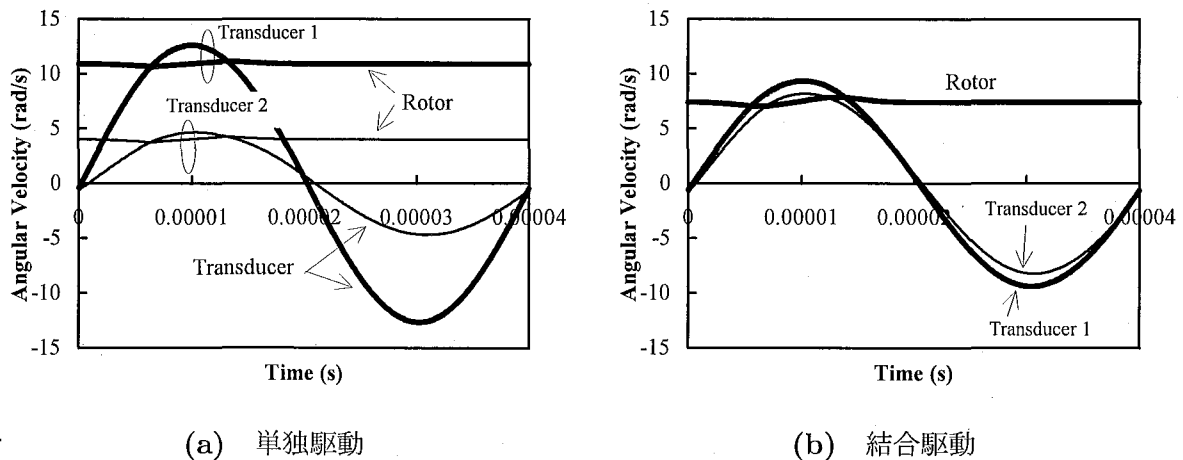


図 2.7 ねじり振動速度振幅の異なる振動子駆動での振動速度の時間波形

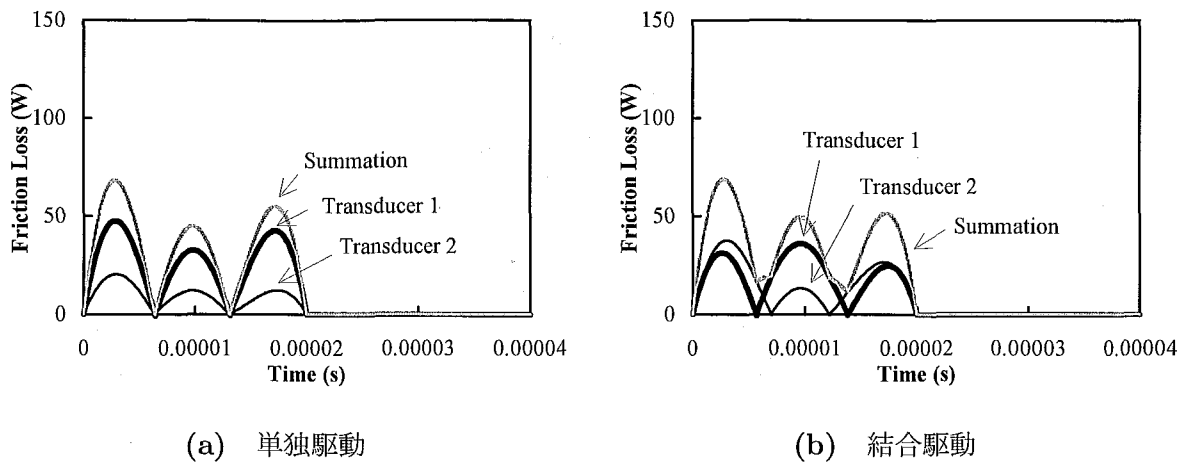


図 2.8 ねじり振動速度振幅の異なる振動子駆動での摩擦損失の時間波形

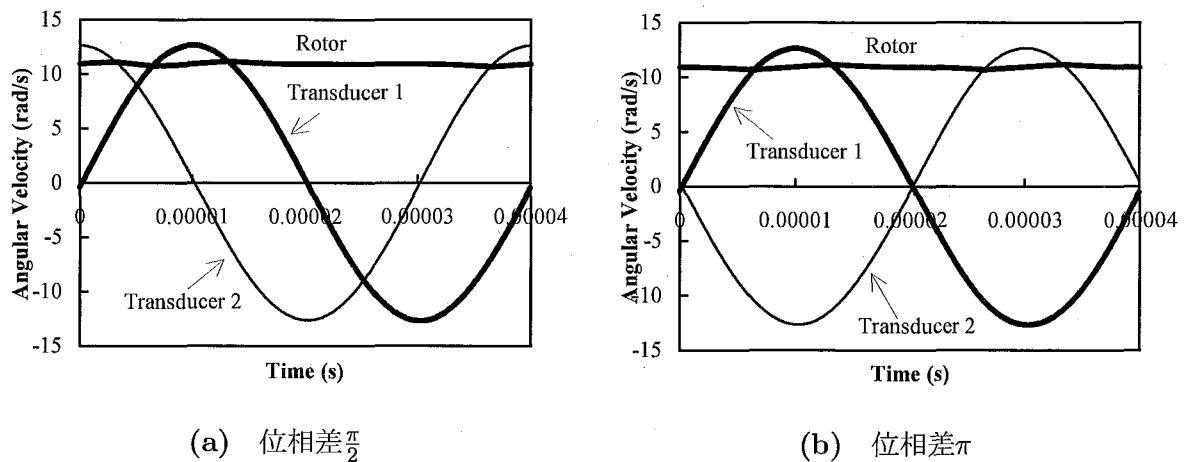


図 2.9 ねじり振動速度位相差の異なる振動子駆動での振動速度の時間波形

(ねじり振動系印加電圧)の位相を変化させたときの特性を示す。2つの複合振動子のねじり振動系印加電圧は $200V_{0-p}$ で同じとし、先と同様に各複合振動子においてねじり振動速度と縦振動応力の関係は最適駆動条件を満たしている。他の計算パラメータは、表 2.1 と同じものを用いている。

さらに、そのねじり振動系共振周波数が異なる複合振動子を用いて駆動した場合の特性を図 2.11 に示す。振動子1のねじり振動系共振周波数(駆動周波数)、機械Q値は 25kHz、100 で一定とし、振動子2のねじり振動系共振周波数(駆動周波数)を 20kHz から 30kHz まで変化させた。また、この際、機械Q値も比例して変化させたため、電気的等価回路モデル上では、 C_{mt2} の値を変化させたことと等価になっている。ここでも振動子2については縦振動応力の周波数をねじり振動系の共振周波数にあわせて変化させたため、各複合振動子においてねじり振動速度と縦振動応力の関係は最適駆動条件を満たしている。ここでの計算で用いたパラメータも共振周波数、機械Q値以外は、表 2.1 と同じものを用いている。これらの結果から、ねじり振動速度(ねじり振動系印加電圧)が互いに非同期動作(位相、周波数が異なる)している状態の複合振動子で駆動しても特性には影響しないことがわかる。

これらの計算において重要な点は、いずれの場合も個々の複合振動子において、ねじり振動速度と縦振動応力の関係の最適駆動条件が満たされていることである。この条件下では複合振動子相互の同期は必ずしも必要ではない。このような非同期駆動が可能であることは、モータ動作時の

個々の複合振動子のねじり共振系が、互いに他の複合振動子のねじり共振周波数に影響していないことを意味しており、各複合振動子のねじり共振系が独立した共振系を構成していることを表している。

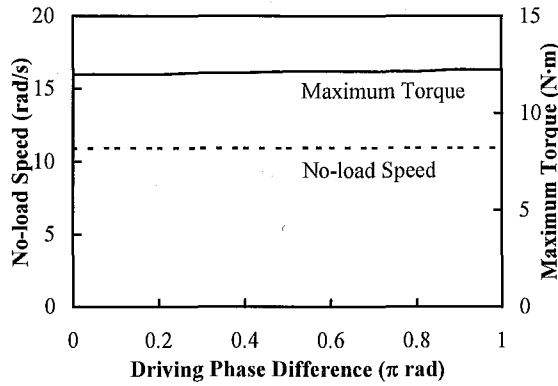


図 2.10 ねじり振動速度位相の異なる振動子駆動での特性

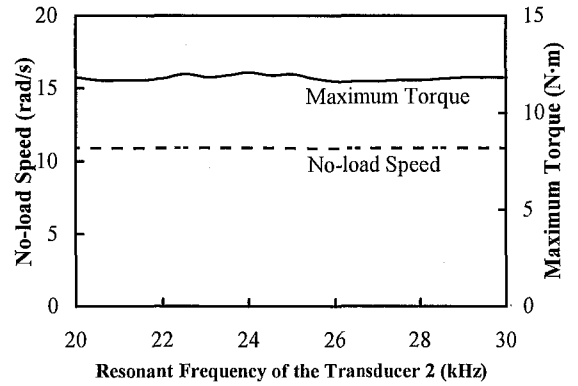
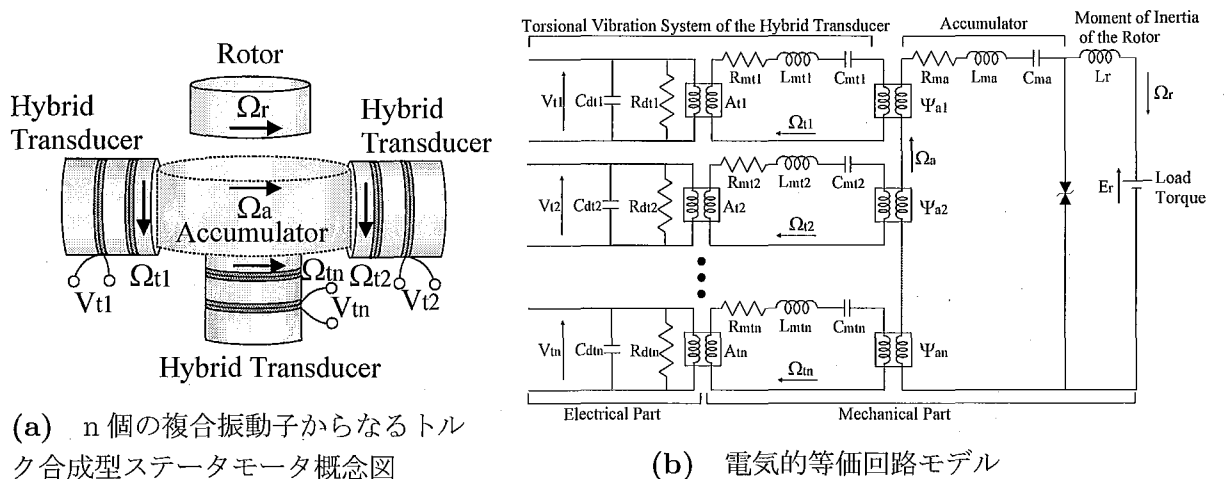


図 2.11 共振周波数（駆動周波数）が異なる振動子駆動での特性

2.3 トルク合成型ステータモータの動作メカニズム

同様にトルク合成型ステータモータの動作メカニズムを検討する。ここではそのねじり共振系に着目しているため、縦／ねじり複合振動系の出力合成器は、ねじり振動のトルク合成器（以下、合成器と略す）として取り扱う。図 2.12(a)に示すように n 個の複合振動子と合成器でステータが構成され、このステータでロータを駆動すると仮定する。このモータにおける複合振動子のねじり共振系相互の結合は、各複合振動子の出力端が理想変圧器を介して直列に接続された形で表現でき、ねじり振動系の電氣的等価回路モデルは図 2.12(b)の様に表現される。この理想変圧器の変成比 Ψ_{ai} は、 i 番目の複合振動子の出力トルクが合成器出力面でいくくらに見えるかを表すトルク変成比である。合成器は弾性体を用いて構成されているので、この弾性体の共振モードを表すパラメータ R_{ma} 、 L_{ma} 、 C_{ma} が回路上に含まれる。



(a) n 個の複合振動子からなるトルク合成型ステータモータ概念図

(b) 電氣的等価回路モデル

図 2.12 トルク合成型ステータモータの電氣的等価回路モデル

この回路上では、合成器のねじり振動速度 Ω_a と複合振動子のねじり振動速度 Ω_{ti} の位相は、複合振動子の特性差に関わらず同期し、さらに理想変圧器の変成比が等しいなら、すべての複合振動子

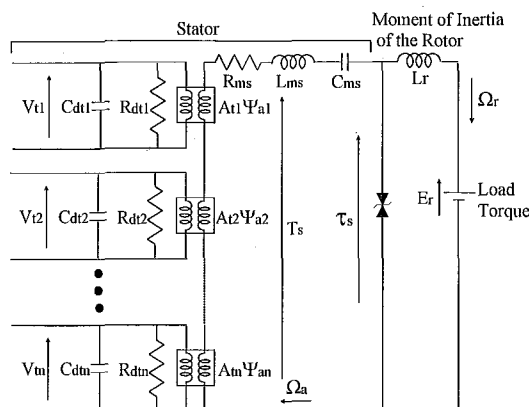


図 2.13 トルク合成型ステータモータの簡易化された等価回路モデル

のねじり振動速度はその振幅、位相が完全に一致する。従って、この等価回路モデルは図 2.13の様に簡易化され、振動系のパラメータは、

$$R_{ms} = R_{ma} + \sum_{i=1}^n (\Psi_{ai})^2 R_{mti} \quad (2.1)$$

$$L_{ms} = L_{ma} + \sum_{i=1}^n (\Psi_{ai})^2 L_{mti} \quad (2.2)$$

$$C_{ms} = \frac{1}{\frac{1}{C_{ma}} + \sum_{i=1}^n \frac{(\Psi_{ai})^2}{C_{mti}}} \quad (2.3)$$

でまとめて表される。この簡易化されたモデルで考えると合成器と複合振動子からなるステータ部のねじり振動系共振周波数は、

$$f_s = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{ms}C_{ms}}} \quad (2.4)$$

で表され、複合振動子のねじり振動系の特性が相互に異なる場合でも、1つの共振系として振る舞うことになる。ただし、上式が成立するのは合成器のねじり共振周波数と複合振動子のねじり振動系共振周波数が接近している場合であることに注意が必要である。

このモータでは、合成器に現れるトルク T_s は、各複合振動子のトルクの和、

$$T_s = \sum_{i=1}^n A_{ti} \Psi_{ai} V_{ti} \quad (2.5)$$

で表され、ねじり振動系印加電圧 V_{ti} が同期していない複合振動子のトルクは打ち消しあい高トルク化にならない可能性がある。つまり、このモータの駆動では、各複合振動子のねじり振動系印加電圧の周波数、位相は同期する必要があるが、これは逆に複合振動子の共振特性が異なる場合でも、合成器によってステータ全体で1つの共振系として振る舞うことの裏返しである。

最適駆動条件下での複合振動子型超音波モータの無負荷速度は、ステータのねじり振動速度に、最大トルクはステータの出力トルクにそれぞれほぼ比例する。トルク合成型ステータモータでは、そのステータの出力トルクは式 2.5 で表せるから、モータの最大トルクが、各複合振動子を単独に合成器に取りつけ駆動した場合の最大トルクの和になることは容易に分かる。しかし、無負荷速度に関しては合成器の損失 R_{ma} と複合振動子のねじり振動系の損失抵抗 R_{mti} の関係に依存するため単純ではない。図 2.14 は、合成器損失抵抗が複合振動子損失抵抗に比べ十分に小さい場合、複合振動子損失抵抗が合成器損失抵抗に比べ十分に小さい場合、両者が等しい場合の負荷特性の計算例で

ある。すべての複合振動子のねじり振動系の特性がそろっているものとし、ねじり振動系印加電圧は $200V_{0-p}$ を仮定した。接触角は π で一定とし、静的予圧は複合振動子の数に比例して 2000N、4000N、6000N と変化させた。また、ねじり振動速度は縦振動応力と同期し、最適駆動条件を満たしている。このように、特性のそろった複合振動子を仮定した場合でも、振動子数に対する無負荷速度の変化は複雑であるが、最大トルクに関しては、振動子数に比例して増加する様子が分かる。また、合成器の損失抵抗が無視できる理想状態においては、先のロータの多摺動化と全く同じ特性になる。表 2.2 に計算に用いた振動系の特性パラメータを示す。

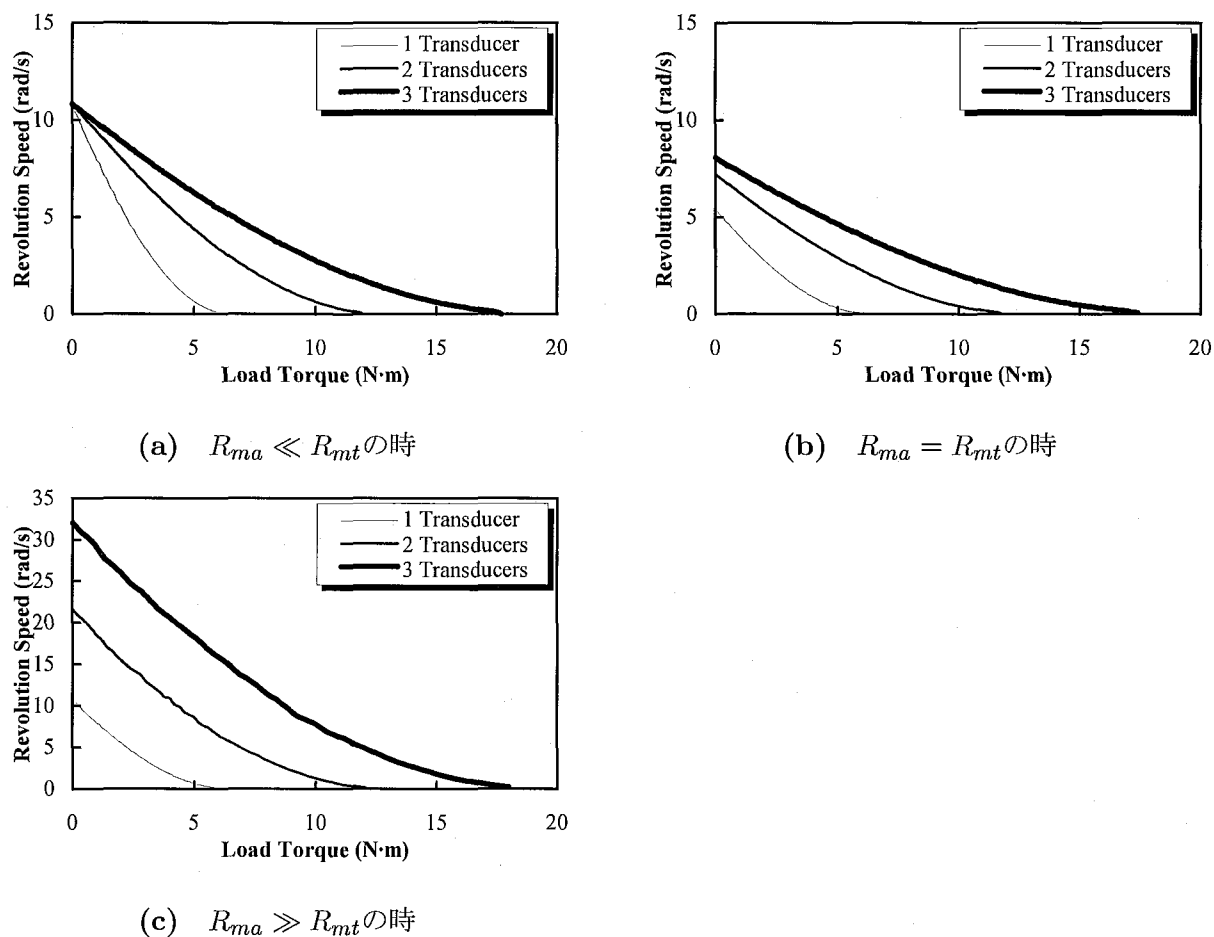


図 2.14 トルク合成型ステータモータの負荷特性

2.4 振動子駆動の同期、非同期性と最大トルク

複合振動子相互のねじり振動速度（ねじり振動系印加電圧）の同期、非同期性については、2つのトルク合成型モータの間に大きな違いがある。モータの最大トルクに関しては図 2.15 に示すようなモデルを用いるとこのことをイメージし易い。回路上の電圧源は、各複合振動子の出力トルクを表しており、縦振動による時間的な摩擦制御はスイッチのオン/オフで表されている。最大トルクに相当する負荷トルク E_r が与えられたときロータの回転速度の瞬時値はほぼ 0 であるから、この時複合振動子が発する出力トルクはほぼ正弦的である。また、最大トルクは、ロータに与えられるトルクの時間平均値として与えられる。

ロータの多摺動化では、個々の複合振動子の出力トルクのロータへの伝達は個々のスイッチで行われる。各複合振動子のねじり振動速度と縦振動応力の関係が最適駆動条件を満たすとき、各複合

表 2.2 トルク合成型ステータモータの特性計算に用いた振動系の特性

Parameters for the Torsional Vibration System of the Hybrid Transducer	
Resonant Frequency (kHz)	25.0
Torque Factor (A_{ti}) (N·m/V)	0.05
Equivalent Moment of Inertia (L_{mti})	3.979×10^{-4}
Equivalent Torsional Compliance (C_{mti})	1.019×10^{-7}
Clamped Capacitance (C_{di}) (nF)	10.0
Dielectric Loss (R_{di}) (k Ω)	5000
Parameters for the Torsional Vibration of the Accumulator	
Resonant Frequency (kHz)	25.0
Equivalent Moment of Inertia (L_{mti})	3.979×10^{-4}
Equivalent Torsional Compliance (C_{mti})	1.019×10^{-7}
Parameters for the Friction and the Transformation	
Friction Coefficient	0.15
Static Bias Force (N)	2000
Contact Duration	π
Phase Difference between the Torsional Velocity and the Longitudinal Stress	0
Torque Transformation Ratio (Ψ_{ai})	1.0
Parameter for the Rotor	
Moment of Inertia of the Rotor (L_r) (kg·m ²)	2.4×10^{-4}

振動子の出力トルクとスイッチのオン/オフが同位相（または逆位相）となり、正（または負）に整流されたトルクがロータを駆動することを意味している。ロータには各複合振動子のねじり振動系出力トルクの整流波形が与えられるから、その時間平均値として表されるモータの最大トルクは、複合振動子のねじり振動系相互の同期、非同期によらず一定である。つまりロータの多摺動化で重要なのは個々の複合振動子の中での、ねじり振動速度と縦振動応力の関係が最適駆動条件を満たすことであるが、複合振動子のねじり振動系が相互に非同期で動作する場合、縦振動系の摩擦制御を表すスイッチも互いに非同期で動作しなければならないことになる。よってねじり振動系を互いに非同期動作させるには、縦振動系の非同期動作も必要であり、縦振動系を1つの共振系としてではなく、各複合振動子で独立した共振系として設計しなければならない。

一方、トルク合成型ステータモータの場合は、複合振動子の出力トルクはあらかじめ合成器で足し合わされ、その足しあわされたトルクに対してスイッチのオン/オフによる整流が行われることになる。このため例えば2つ複合振動子の出力トルクが逆相だと、足しあわされたトルクは0であり、これを整流してもロータにトルクは印加されないことになる。モータの最大トルクが大きくなるのは、複合振動子のねじり振動系相互で位相同期したときである。

これらの手法を複合振動子のねじり振動系相互の結合という観点から見た場合、ロータの多摺動化では、個々の複合振動子のねじり振動系は互いに摩擦を介して疎な結合状態にある。これに対してトルク合成型ステータモータの場合は、合成器、複合振動子をあわせたステータ全体で1つの共振系として振る舞う密な結合状態にあるといえる。

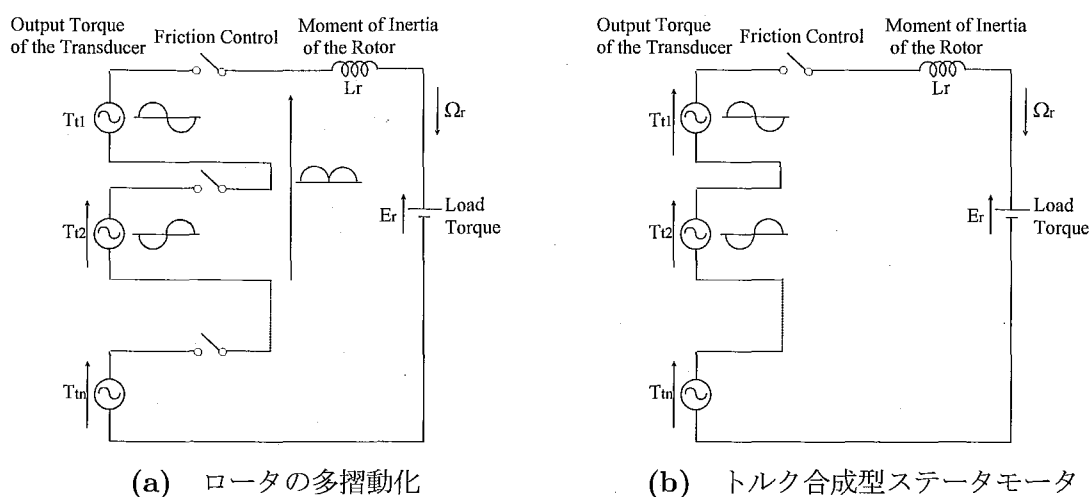


図 2.15 振動子駆動の同期、非同期性説明図

2.5 まとめ

本章では、駆動力合成という基本方策に基づいたトルク合成型モータとして、駆動軸結合モータ、トルク合成型ステータモータの2つの構成を提案し、その実現のための課題を示した。また2つのトルク合成型モータについて、ねじり振動系の電氣的等価回路モデルを用いて動作メカニズムを明らかにし、その有効性の理論的検討を行った。以下に本章で得られた成果をまとめる。

- 2つのトルク合成型モータ（駆動軸結合モータ、トルク合成型ステータモータ）の構成を提案し、その実現のための課題を示した。
- 2つのトルク合成型モータの動作メカニズムを電氣的等価回路モデルで表した。
- 電氣的等価回路モデルを数値的に解くことによって、駆動軸結合モータに関して以下の特徴が明らかになった。
 - 結合させるモータの複合振動子のねじり振動系同士が摩擦を介して疎な結合状態にあり、単独で駆動した場合にねじり振動速度が異なる複合振動子を結合させると、そのねじり振動速度振幅は互いに同調する傾向があるが、位相は同期しない。
 - モータ全体の最大トルクは、各モータで単独に駆動した場合の最大トルクの和として、無負荷速度は各モータで単独に駆動した時の無負荷速度の平均値としておおむね予想できる。よって、モータの特性がそろった場合では、無負荷速度を一定のまま、最大トルクをモータ数に比例して増加させることができる。
 - 各モータの複合振動子のねじり振動速度（ねじり振動系印加電圧）が、位相、周波数的に非同期（位相の非同期、周波数が異なる）で動作しても、その無負荷速度、最大トルクは、同期動作させた場合と等しい。
- 同様に、電氣的等価回路モデルによる解析により、トルク合成型ステータモータに関して以下の特徴が明らかになった。
 - 複合振動子のねじり振動系同士が理想変圧器で密に結合された状態にあり、複合振動子間で特性が異なる場合でも各複合振動子のねじり振動速度位相は同期する。

- 複合振動子の特性がそろい、振動トルク合成器の減衰が十分小さい理想的な場合では、最大トルクは結合させる振動子数に比例して増加し、無負荷速度は一定である。
 - 振動トルク合成器の減衰が複合振動子の減衰に比べ十分大きいと、最大トルク、無負荷速度共に結合させる振動子数に比例して増加する。
 - 複合振動子のねじり振動系印加電圧を非同期とすることは、最大トルクを低下させる可能性がある。
5. 合成器の損失抵抗が十分小さい理想的な場合では、2つのトルク合成型モータは同等の特性をもつ。

第3章

駆動軸結合を用いたトルク合成型モータの試作

本章では、駆動軸結合モータを実現するための具体的な駆動軸-ロータの結合機構を提案する。また実際に2つの中空な複合振動子型超音波モータを試作、結合させ、その有効性を実験的に検証した結果を述べる。

3.1 駆動軸-ロータ結合機構の構成

駆動軸結合モータを実現するための駆動軸-ロータ結合機構には、

1. 結合させるモータ数、寸法、種類に柔軟性のある機構
2. 縦振動系設計が容易な機構
3. 簡易なロータステータ加圧機構

の3点が求められる。ここでは、これらを実現する図3.1に示す様な駆動軸-ロータ結合機構を提案する。ロータは中空構造をしており、溝が掘られた駆動軸が中心を貫いている。各ロータはこの溝にピンを引っかけることによって互いに回転方向に結合され、回転方向にはダンベル形状をした1つのロータと同じように振る舞う。このピンと溝の隙間が位置決め精度に影響するが、ギアを用いることに比べればその隙間を十分に小さくすることは可能である。また簡易なロータステータ加圧機構を実現するために、この駆動軸にはねじが切られている。図3.2に示すような構成で、ステータ部のフランジがベースプレートに固定されていれば、締め付けナットを締めていくことによって各ロータは各モータのステータに独立に加圧される。

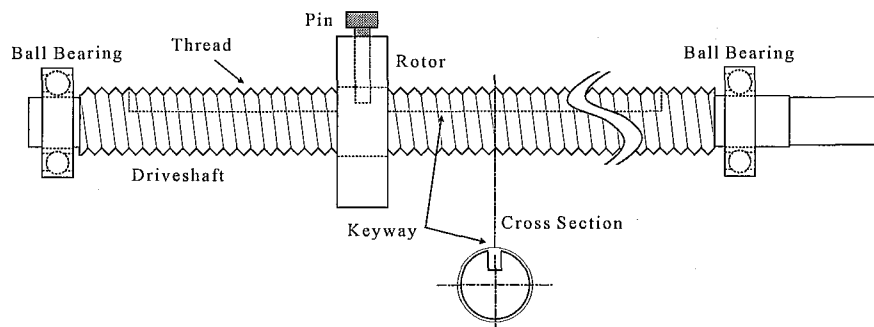


図 3.1 駆動軸-ロータ結合機構

この構造では、ロータは回転方向には結合されるが軸方向には自由に動けるため、駆動軸に縦振動は伝搬せず、各モータ（ロータ+ステータ）で独立した縦振動系となり、ねじり、縦振動モードの分布は図3.2に示すように互いに独立した共振系を構成する。このため、設計は1つの複合振動子型超音波モータの設計と同様であり、バネ、締め付けナットおよび駆動軸を含む振動系は考慮しなくてよい。よって、提案する構成を用いれば、ロータ、ステータを駆動軸が貫ける様な中空構造とすること、ロータには駆動軸と結合できるようなピンを挿入することなどを共通とするだけで、各モータを比較的自由に設計することができる。

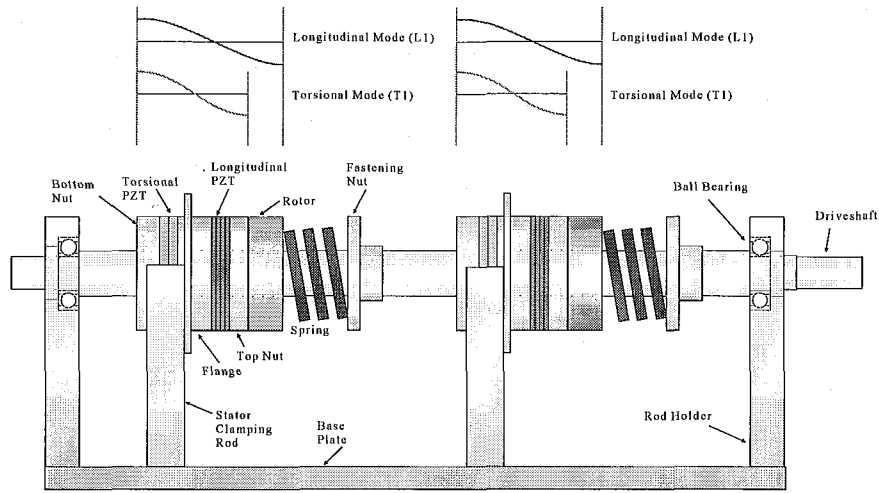
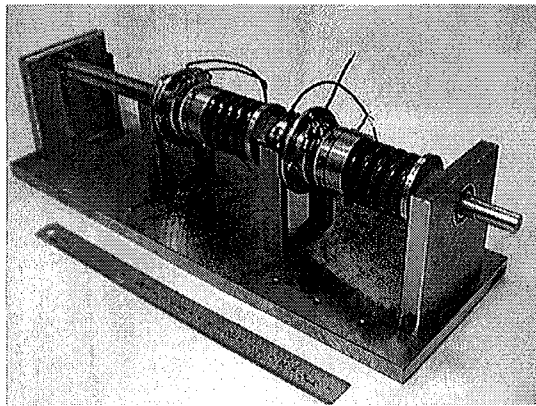
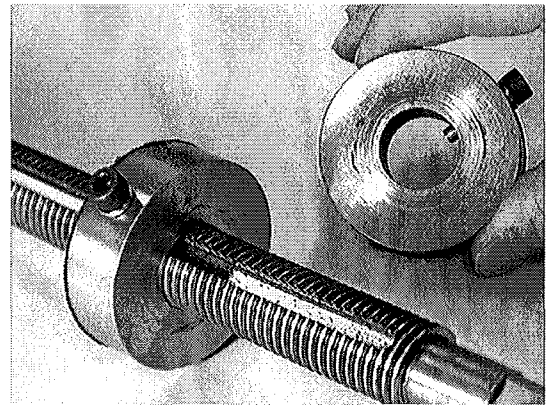


図 3.2 駆動軸結合モータの構成と振動モード



(a) 試作モータ全景



(b) 試作した駆動軸-ロータ結合機構

図 3.3 T1-L1 モードモータを用いた駆動軸結合モータの写真

3.2 駆動軸結合モータの試作とモータ特性

ここでは、異なる振動モードを用いた2つのタイプの複合振動子型超音波モータを用いて、駆動軸結合モータを試作した結果を述べる。試作に用いた複合振動子型超音波モータは、ねじり/縦振動にそれぞれ軸方向にのみ分布する基本的な1次モード/1次モード (T1-L1 モードモータ) の組み合わせを用いたものと、3次モード/2次モード (T3-L2 モードモータ) [21] の組み合わせを用いたものの2種類である。

図 3.3(a)に試作した T1-L1 モードモータを用いた構成の全景写真を、また、図 3.3(b)に駆動軸-ロータ結合機構の写真をそれぞれ示す。試作したモータは、外径 50mm、内径 30mm、厚さ 4mm のねじり圧電素子 2枚と、外径 50mm、内径 30mm、厚さ 2mm の縦圧電素子 4枚とで構成されており、ステータ、ロータはステンレス製である。また駆動軸は直径は 20mm のステンレス製である。図 3.4に、アドミタンス特性、モータ特性の測定結果を示す。2つのモータのねじり振動系、縦振動系はそれぞれ電氣的に並列に接続されている。2つのモータでねじり振動系のアドミタンスのピークが1つであるのに対して、縦振動系のアドミタンスのピークは2つに割れており、2つのモータで縦振動系の共振周波数が若干異なっていることがわかる。逆にこれは、駆動軸

には縦振動は伝搬せず、各モータで縦振動系が独立していることを示している。しかし、2つのモータの縦振動系の共振周波数はねじり振動系の共振周波数よりも高くなっており、ねじり振動系の共振周波数で駆動する時、最適な駆動位相差は共にほぼ0または π でそろっている。つまり、最適駆動条件が2つのモータ間でそろっていることになり、2つのモータのねじり振動系、縦振動系の電気端子を各々並列接続して駆動することができる。駆動周波数 f_d はねじり振動系の共振周波数16.3kHzとし、縦-ねじり振動系駆動電圧位相差 ϕ_d は π とした。印加電圧はねじり振動系250V_{rms}、縦振動系250V_{rms}である。それぞれのモータ単独で駆動した場合、その最大トルクが若干異なるが、無負荷速度はほぼ同じである。この2つのモータを結合させた場合の無負荷速度はほぼ変化なく、最大トルクがそれぞれのモータ単独で駆動した場合の最大トルクの和にほぼ等しい。

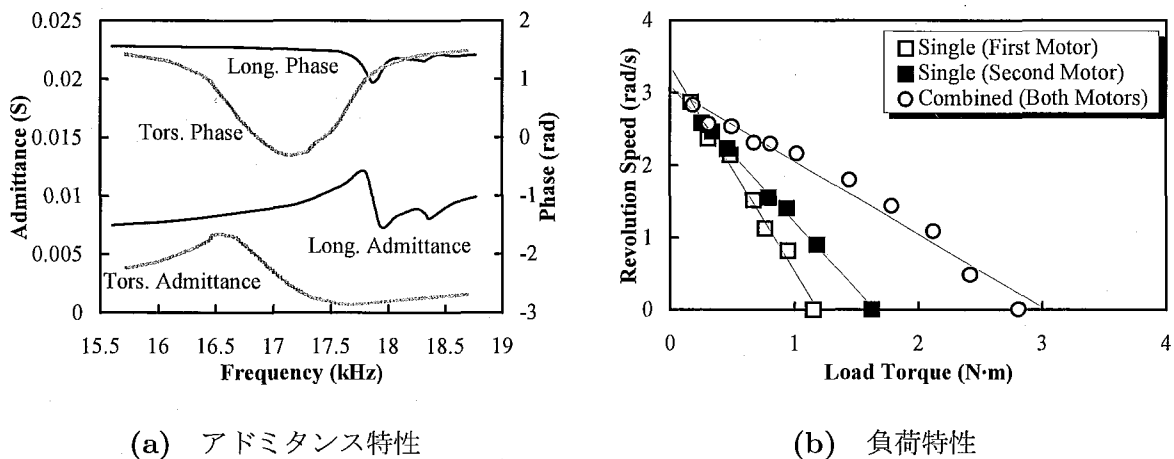


図 3.4 T1-L1 モードモータを用いた試作モータの特性

次に同様に、T3-L2 モードモータを用いた構成の試作結果を示す。T3-L2 モードモータは、両端出力型のモータで、ステータの両端でねじり振動モードは逆位相となるが、縦振動応力も逆位相となるため、2つのロータ回転方向は同じである。図 3.5 に試作したモータの全体図を示す。試作したモータは、外径 30mm、内径 15mm、厚さ 4mm のねじり圧電素子 2 枚と、外径 30mm、内径 15mm、厚さ 2.5mm の縦圧電素子 4 枚とで構成されている。ステータ、ロータはそれぞれ真鍮、ステンレス製で、駆動軸は直径は 5mm のステンレス製である。図 3.6 に、アドミタンス特性、モータ特性の測定結果を示す。ねじり振動系、縦振動系の共振周波数の位置関係が先とは異なっているが、同様に、並列接続運転が可能な条件を満たしており、モータ特性も定性的に同様な結果となっ

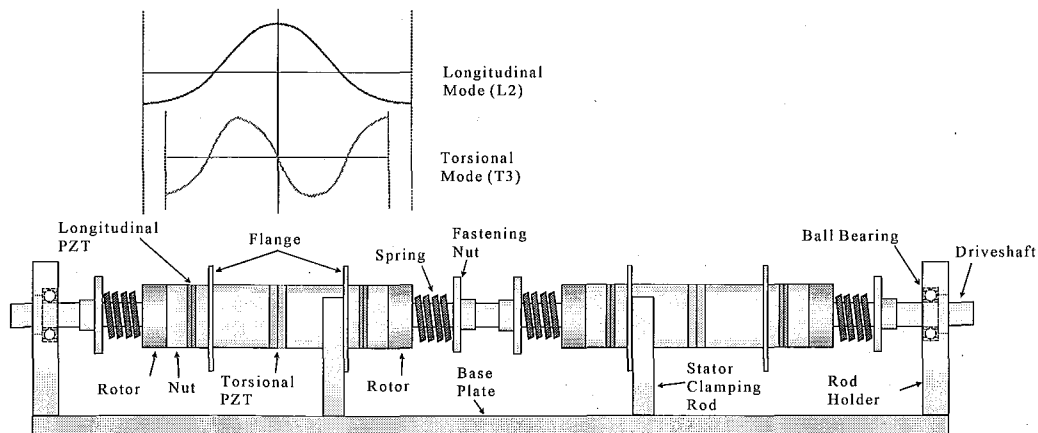


図 3.5 T3-L2 モードモータを用いた駆動軸結合モータ側面図

ている。駆動周波数 f_d はねじり振動系の共振周波数 27.0kHz とし、縦-ねじり振動系駆動電圧位相差 ϕ_d は 0 とした。駆動電圧はねじり振動系 $300V_{\text{rms}}$ 、縦振動系 $400V_{\text{rms}}$ である。

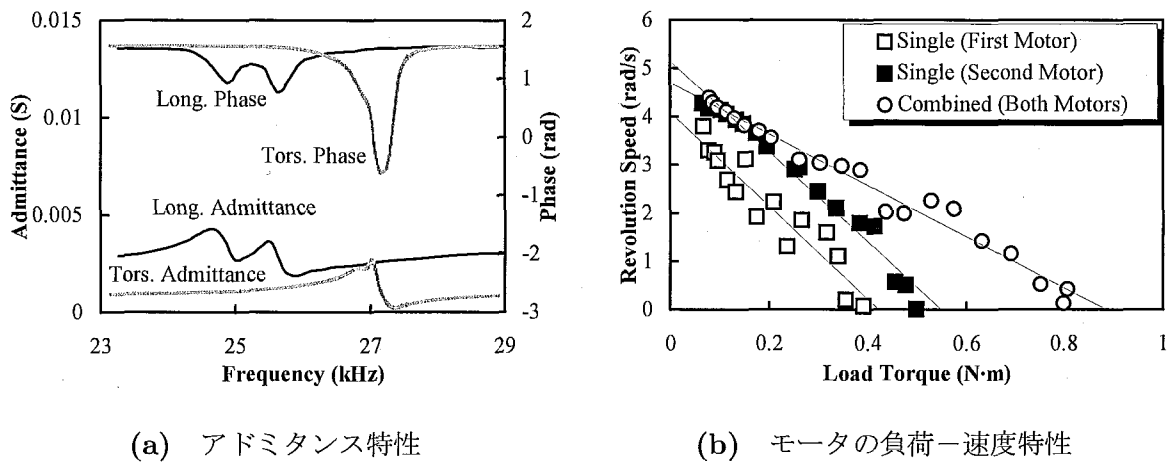


図 3.6 T3-L2 モードモータを用いた試作モータの特性

3.3 まとめ

本章では、駆動軸結合モータを実現するための実用的な駆動軸-ロータの結合機構を提案し、試作検討を行った。以下に得られた成果をまとめる。

1. 各モータのロータが回転方向には互いに結合するが、軸方向には自由に動けるような駆動軸-ロータの結合機構を提案した。この機構を用いることにより、各モータのねじり振動系、縦振動系を独立した振動系として設計でき、縦振動系の設計が容易に行える。
2. ねじり、縦振動にそれぞれ軸方向にのみ分布する基本的な 1 次モード / 1 次モードの組み合わせを用いたものと、3 次モード / 2 次モードの組み合わせを用いたものの 2 種類の複合振動子型超音波モータを用いた駆動軸結合モータを試作し、各モータの最大トルクの和に等しいモータ全体の最大トルクを実験的に確認した。

第4章

複数モータの最適駆動法

駆動軸結合モータが、最適駆動条件が互いに異なる複数のモータで構成された場合、すべてのモータを同じ条件で駆動したのでは個々のモータの能力を十分に引き出すことができない。本章ではこのような場合の駆動法について議論する。

4.1 複合振動子型超音波モータの最適駆動条件

駆動軸結合モータでは、複合振動子のねじり振動系は互いに摩擦による疎な結合状態にあり、各複合振動子が独立した共振特性を持つことを述べた。また、縦振動系に関しても前章で述べたような駆動軸-ロータ結合機構によって、各モータで独立した共振系として設計できる。この駆動軸結合モータでは、各モータはそのねじり振動速度が最大となる周波数で、ねじり振動速度位相と縦振動応力位相が同期するように駆動される。よって、各モータの最適駆動周波数 f_{opti} は、ねじり振動系の共振周波数 f_{Ti} 、

$$f_{opti} = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{mti}C_{mti}}} \quad (4.1)$$

である。第2章の計算では、縦振動応力は接触角と静的予圧とから計算する方法を用いたが、実際にはこの縦振動応力は縦振動系印加電圧によって制御される。ねじり、縦各振動速度は駆動周波数に依存し印加電圧に対する位相が変化し、縦振動応力は縦振動速度と $\frac{\pi}{2}$ の位相差を持っているので、ねじり振動系の入力アドミタンスを Y_{Ti} 、縦振動系のそれを Y_{Li} としたとき、縦-ねじり振動系最適駆動電圧位相差 ϕ_{opti} (以下、最適駆動位相差) は、

$$\phi_{opti} = \arg(Y_{Ti}) - \arg(Y_{Li}) \pm \frac{\pi}{2} \quad (4.2)$$

となる。ここで、 Y_{Ti} 、 Y_{Li} は駆動周波数 f_{di} の関数であり、 $f_{di} = f_{opti}$ の場合、 $\arg(Y_{Ti}) = 0$ である。モータ間でそのねじり振動系共振周波数が一致していない場合、最適駆動周波数も一致しない ($f_{opti} \neq f_{optj}$)。また、ある駆動周波数 f_d に対して各モータの最適駆動位相差も一致しない ($\phi_{opti} \neq \phi_{optj}$)。よって、図 4.1(a) に示すようにモータごとに異なる駆動周波数、駆動位相差を設定できる電氣的独立接続運転が駆動軸結合モータの一般的な駆動法である。図 4.1(b) に示す電氣的並列接続運転は、前章の試作の様に、駆動周波数、最適駆動位相差がモータ間で一致している場合に有効なもので、実際のモータにおいて常に適用できる保証はない。電氣的独立接続運転は、すべての場合に適用できるが、モータ数が増すとそれに比例して駆動系が複雑化するという欠点を持っているため、現実的には、許されるスペースやコストなどの制限を受ける可能性も危惧される。

一般に、最適駆動条件がモータ間で異なる場合もいくつかのケースに分類される。1つは多種多様なモータを結合させる場合で、この多くは最適駆動条件が大きく異なることが予想される。もう1つは、同じ種類のモータではあるが、その建て付け誤差の影響で最適駆動条件に若干の差がある場合である。次節では、この2つめのケースに適用できる、独立した共振系を1つの共振系として扱えるようにする振動系の電氣的直列接続 [30] について議論する。

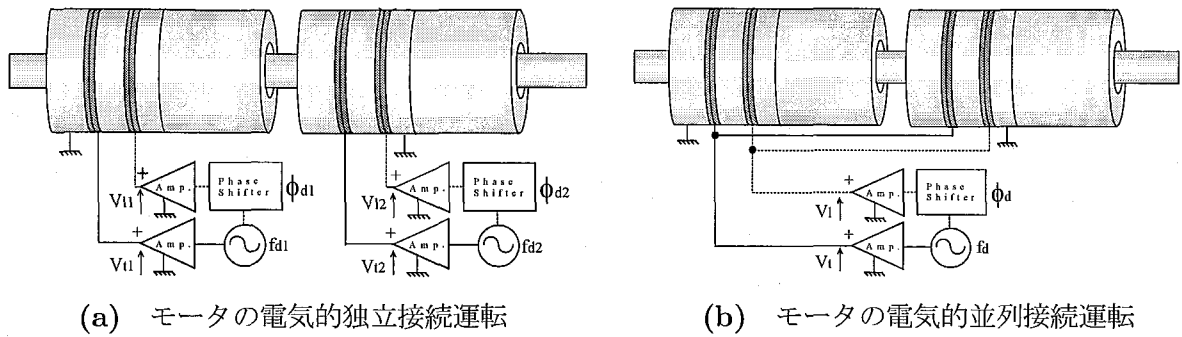


図 4.1 駆動軸結合モータの運転法

4.2 振動系の電氣的直列接続

複数の振動子の電気入力端子を電源に直列、および並列に接続した場合の電氣的等価回路を図 4.2(a)、図 4.2(b)に示す。各振動系の動電流 I_{mi} は出力面の振動速度 Ω_i と

$$I_{mi} = A_i \Omega_i \quad (4.3)$$

の関係で結ばれている。この変換係数 A_i は一般的な振動子では実数値で、縦振動系の場合を力係数、ねじり振動系の場合をトルク係数とよんでいる。まず、図 4.2(a) の様に無負荷の振動子が直列接続された振動系を考える。一般に振動子の誘電体損失を表す抵抗は十分大きいため、抵抗分 R_{di} を無視しても問題はないが、制動容量は振動子の直径のほぼ 2 乗に比例して増加するため、振動子直径が大きい場合にはここに流れ込む電流が無視できなくなる。ここでは、制動容量をキャンセルするために駆動回路にコイル等を挿入することを想定し、制動容量 C_{di} 、および誘電体損抵抗 R_{di} を無視すると、この振動系の入力インピーダンス Z_s は、

$$Z_s = \frac{1}{Y_s} = R_{ms} + j(\omega L_{ms} - \frac{1}{\omega C_{ms}}) \quad (4.4)$$

$$R_{ms} = \sum_{i=1}^n \frac{R_{mi}}{A_i^2} \quad (4.5)$$

$$L_{ms} = \sum_{i=1}^n \frac{L_{mi}}{A_i^2} \quad (4.6)$$

$$C_{ms} = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{C_{mi} A_i^2}} \quad (4.7)$$

となり、各振動子の振動速度は、

$$\Omega_i = \frac{V_s}{Z_s A_i} = \frac{V_s}{A_i} Y_s \quad (4.8)$$

で計算される。ここで、入力インピーダンス Z_s 、または入力アドミタンス Y_s はすべての振動子に共通であるから、式 4.8 は、駆動周波数によらず振動速度が互いに位相同期することを表しており、さらに、変換係数 A_i が互いに等しいならば、振動速度振幅も互いに一致する。またどの振動子の振動速度も、

$$f_s = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{ms} C_{ms}}} \quad (4.9)$$

で表される周波数で駆動したとき最大となり、この直列接続した振動系が式 4.9 で表される共振周波数をもつ共振系となっていることが分かる。一方、図 4.2(b) の様に無負荷の振動子を並列接続した場合、各振動子の振動速度は、

$$\Omega_i = \frac{V_p A_i}{Z_{mi}} \quad (4.10)$$

で計算される。ここで、 Z_{mi} は各振動子の機械系の入力インピーダンスで、振動子の特性が異なる場合には互いに異なる複素数となるため、振動速度は位相同期しない。

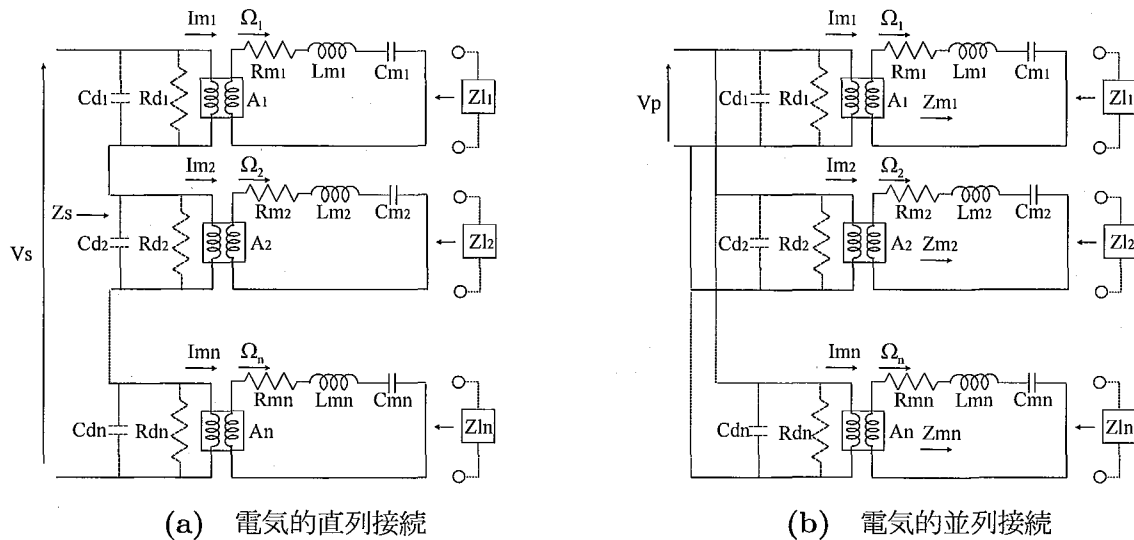


図 4.2 振動系の直列、並列接続等価回路モデル

次に、各振動子出力端に Z_{li} が負荷された時の振動速度を考える。直列接続の場合は入力インピーダンス Z_s が、

$$Z_s = R_{ms} + j\left(\omega L_{ms} - \frac{1}{\omega C_{ms}}\right) + \sum_{i=1}^n \frac{Z_{li}}{A_i^2} \quad (4.11)$$

と変化するが、各振動子の振動速度は同様に式 4.8 で表される。つまり、直列接続の場合は、ある振動子の負荷が他の振動子の振動速度にも影響し、振動速度は常に位相同期する。負荷にリアクタンス分がある場合は共振周波数 f_s は変化するが、この周波数ですべての振動系の振動速度が最大となることは変わらず、また振動速度振幅比は変換係数 A_i のみに依存し、負荷によらない。一方、並列接続の場合は、各振動子の振動速度は、

$$\Omega_i = \frac{V_p A_i}{Z_{mi} + Z_{li}} \quad (4.12)$$

となり、各振動子で独立に変化する。

このように振動系の直列接続は複数の独立した振動系を 1 つの共振系として取り扱えるようになるもので、振動子間で機械インピーダンス Z_{mi} 、変換係数 A_i および負荷 Z_{li} が異なる場合でも振動速度を位相同期させることが可能である。さらに変換係数 A_i が一致していれば、振動速度を完全に一致（振幅の一致および位相の同期）させることができる。実際に機械 Q 値の高い超音波振動系では、共振周波数差の影響が最も大きく、変換係数 A_i の差は比較的小さいため、速度振幅も比較的一致すると考えられる。但し、入力インピーダンスは接続する振動子数に依存して大きくなるため、印加電圧が同じ場合、最大振動速度は並列接続した場合の各振動子の最大振動速度に比べ小さくなる。

次に、振動系の直列接続を2つのランジュバン型ねじり振動子に適用した実験結果を示す。振動子は外径 30mm、内径 15mm、厚さ 4mm の圧電素子 2 枚が、外径 30mm、長さ 20mm のアルミニウム製ブロックではさみ込まれ、ステンレス製のボルトで締め付けられた構造となっている。図 4.3 に 2 つの振動子の電気入力端子を並列、および直列接続した場合の共振付近でのアドミタンス軌跡の測定結果を示す。それぞれの振動子の電気端子には制動容量の影響を小さくするために約 10mH のコイルを並列に接続した。2 つの振動子には共振周波数、自由動アドミタンスに若干の特性差があるため、並列接続した場合のアドミタンス軌跡は複雑な形状となっているが、直列接続した場合のアドミタンス軌跡は振動系が共振周波数 30.28kHz (サセプタンス分が 0 となる周波数) の 1 つの共振系として取り扱えることを示す円形となっている。

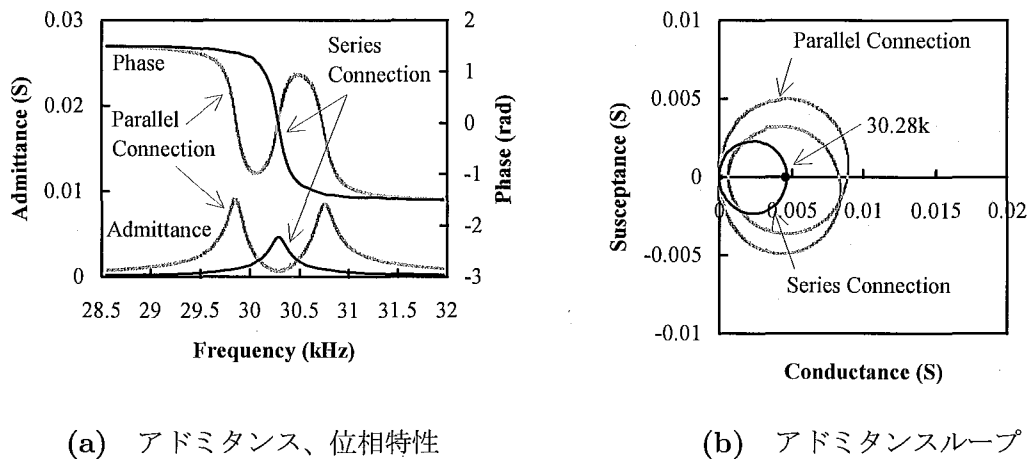


図 4.3 並列接続、直列接続アドミタンスループ比較

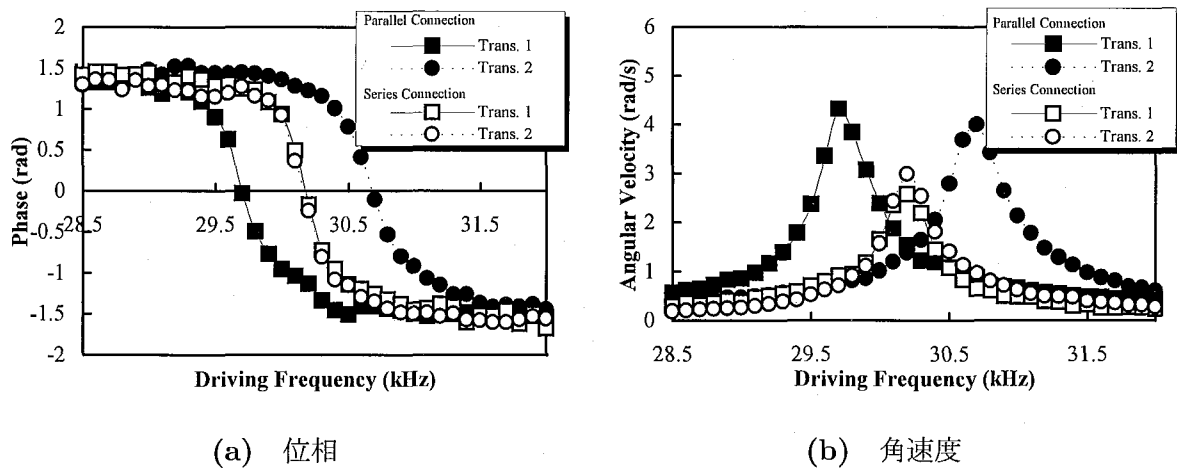


図 4.4 位相、振動速度比較

図 4.4 にそれぞれの接続法における振動子の振動速度、および入力電圧に対する位相差の駆動周波数依存性の測定結果を示す。いずれの接続法でも印加電圧 V_p 、 V_s は $10V_{0-p}$ とした。並列接続した場合は、それぞれの振動子は 29.7kHz、30.7kHz 付近で独立に共振を持つ。このため 2 つの振動子の位相が同期するのは駆動周波数がこの 2 つの共振周波数から離れた時であり、振動速度はともに小さくなってしまふ。一方、直列接続した場合は、振動速度が駆動周波数によらず完全に位相同期していることが確認できる。また、その位相が 0 となる周波数は、アドミタンス軌跡から求まる共振周波数に一致し、その周波数において振動速度はともにピークとなり、値もほぼ一致している。

4.3 振動系の電氣的直列接続を用いた駆動軸結合モータの最適駆動法

4.3.1 理論的検討

振動系の電氣的直列接続を駆動軸結合モータの運転に適用した場合の有効性について理論的に検討する。モータのねじり振動系同士、縦振動系同士を直列接続し、直列接続されたねじり振動系の入力アドミタンスを Y_{sT} 、等価回路定数を L_{msT} 、 C_{msT} 、 R_{msT} 、縦振動系のそれらを Y_{sL} 、 L_{msL} 、 C_{msL} 、 R_{msL} とする。これらの特性パラメータは直列接続された振動系毎に式 4.4~式 4.7 と同様に求められる。直列接続された振動系は1つの共振系のように振る舞うから、すべてのモータのねじり振動速度は、

$$f_{sT} = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{msT}C_{msT}}} \quad (4.13)$$

で駆動したときに最大となり、これが最適駆動周波数 f_{opti} である。また、最適駆動位相差 ϕ_{opti} は、

$$\phi_{opti} = \arg(Y_{sT}) - \arg(Y_{sL}) \pm \frac{\pi}{2} \quad (4.14)$$

となる。 Y_{sT} 、 Y_{sL} 、 L_{msT} 、 C_{msT} 、 L_{msL} 、 C_{msL} 等のパラメータはすべてのモータに共通なものであるから、すべてのモータの最適駆動周波数 f_{opti} と最適駆動位相差 ϕ_{opti} が互いに一致していることになり、1つの複合振動子型超音波モータを駆動する場合と同じ駆動回路でモータ全体を最適駆動できることを意味している。

ここでは、2つのモータで最適駆動周波数が異なる場合と最適駆動位相差が異なる場合について、具体的な2つの振動特性の組合せを用いて、電氣的直列接続運転と電氣的並列接続運転を比較した計算例を示す。計算では、縦振動応力振幅は接触角によりその大きさを仮定する方法を用い、印加電圧に対する振幅の位相差のみを駆動周波数の関数とした。また並列接続運転の場合のねじり振動系印加電圧は $200V_{0-p}$ 、直列接続運転の場合はその2倍とした。

図 4.5に示す場合は2つのモータの最適駆動周波数が異なり、最適駆動位相差が一致している例である。具体的には、縦振動系の特性は互いに一致、ねじり振動系は共振周波数が互いに異なっており、計算に用いた2つのモータのねじり、縦振動系のアドミタンスの位相特性は図 4.5(a) の様になっている。ねじり振動系共振周波数に若干の差があるため、2つのモータの最適駆動周波数は異なるが、縦振動系共振周波数はねじり振動系共振周波数よりも低くなっているため、最適駆動位相差は0または π でほぼ等しい。但し、この最適駆動位相差はねじり振動系共振周波数で駆動するときのものであるから、例えばモータ1のねじり振動系共振周波数でモータ2を0または π の駆動位相差で駆動しても最適駆動にはならないことに注意が必要である。駆動位相差を π で一定としたときの無負荷速度、最大トルクの駆動周波数依存性の計算例を図 4.5(b) に示す。直列接続運転の場合は無負荷速度のピークが明確であるのに対して、並列接続運転の場合の無負荷速度は駆動周波数に対して振動系の機械Q値が低くなったかの様になだらかに変化する。一方、最大トルクは主にねじり振動系のトルク係数に依存するため、いずれの場合も駆動周波数の変化（ねじり振動速度の変化）に対しては鈍感であるが、ピーク値は直列接続運転した場合の方が大きくなっている。これは、直列接続運転の場合、その共振周波数において2つのモータともに最適駆動位相差で駆動されるためである。

図 4.6は2つのモータの最適駆動周波数が一致し、最適駆動位相差が異なる場合で、ねじり振動系の特性は一致しているが、縦振動系の共振周波数が異なっており、アドミタンスの位相特性は図 4.6(a) に示す様になっている。2つのねじり振動系の共振周波数は一致しているが、縦振動系共振周波数は一致しておらず、さらにねじり振動系の共振周波数が2つの縦振動系共振周波数の中間に存在している。このため、2つのモータをねじり振動系共振周波数で同じ駆動位相差で駆動すると回転方向が互いに逆向きになってしまい、最適駆動位相差が π 異なっていることになる。この

場合の無負荷速度、最大トルクの駆動位相差依存性の計算例を図 4.6(b) に示す。並列接続運転の場合は2つの複合振動子で逆向きの回転をロータに与える駆動トルクを発生するため、駆動位相差を変化させてもモータの出力は小さくなるのに対して、直列接続運転の場合は、最適駆動位相差が一致しているため、この位相差で駆動した時に無負荷速度、最大トルクともに最大となる。

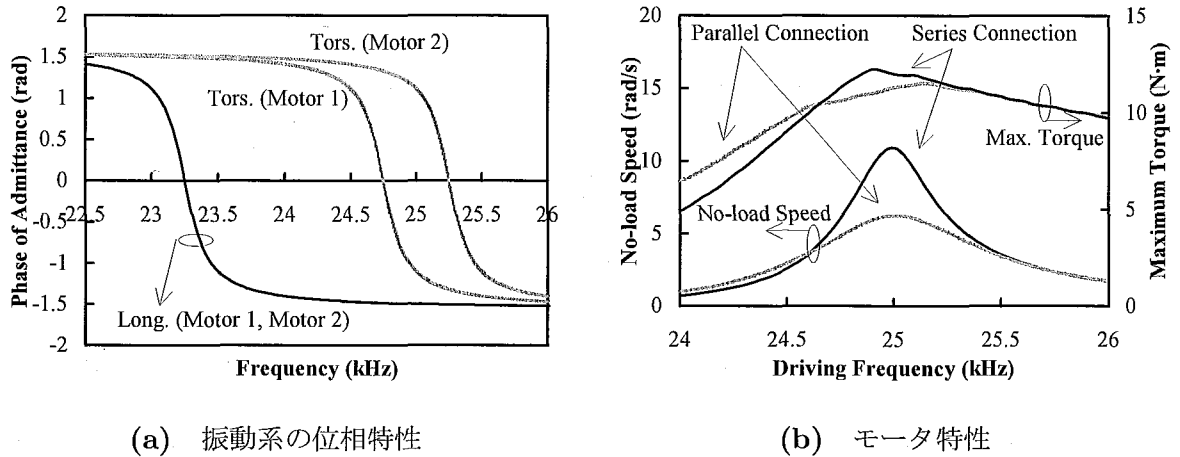


図 4.5 最適駆動周波数が異なる場合の並列、直列接続運転

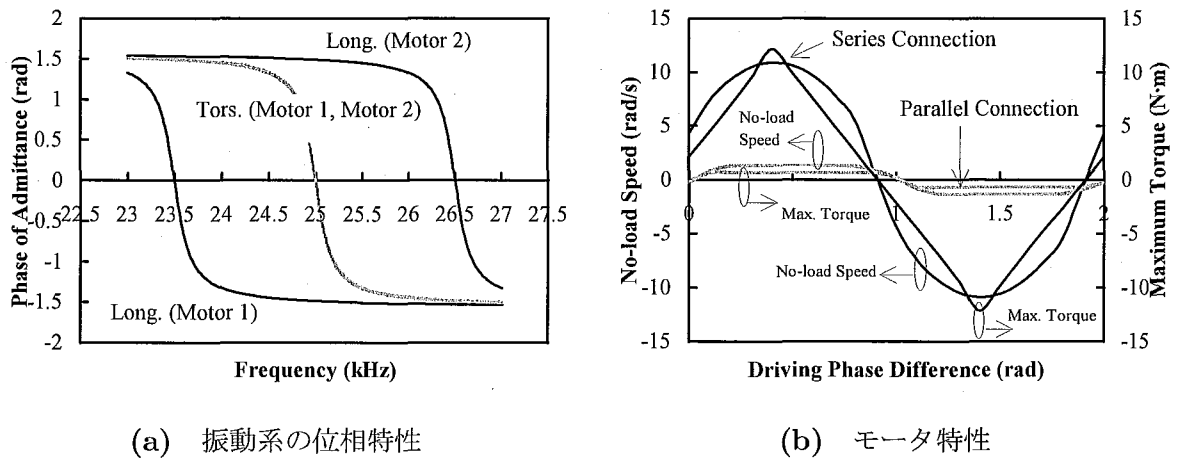


図 4.6 最適駆動位相差が異なる場合の並列、直列接続運転

これらの結果から分かるように直列接続運転においては、駆動周波数、駆動位相差ともに1つのモータを駆動する場合と同様に複数のモータを駆動できる。ただし、直列接続運転では、モータ数が増えると入力インピーダンスが大きくなるため、駆動電圧を大きくする必要があり、増幅器の能力が問題となる場合がある。また、モータ間でその共振周波数が大きく異なっている場合には適用できないので注意が必要である。並列接続運転が不可能である場合の、独立接続運転と直列接続運転の選択は、使用する増幅器の能力やシステムスペース、駆動系設計に許されるコストなどトータルに判断されなければならないが、一般的には、多種類のモータを結合させる場合には、独立接続運転が、同種でその振動特性が若干異なるモータを結合させる場合には直列接続運転が向いているといえる。表 4.1に本計算に使用したパラメータを示す。括弧外に示す値が図 4.5に示す計算に、括弧内に示す値が図 4.6に示す計算にそれぞれ用いた値である。

表 4.1 計算に用いたモータの振動系の特性

	Motor 1	Motor 2
Parameters for the Torsional Vibration System		
Resonant Frequency (kHz)	24.75 (25.0)	25.25 (25.0)
Free Motional Admittance (mS)	4.0 (4.0)	4.0 (4.0)
Mechanical Q	99 (100)	101 (100)
Torque Factor (A_{ti}) (N·m/V)	0.05 (0.05)	0.05 (0.05)
Clamped Capacitance (C_{di}) (nF)	10.0 (10.0)	10.0 (10.0)
Dielectric Loss (R_{di}) (k Ω)	5000 (5000)	5000 (5000)
Applied Voltage for the Parallel Connection (V_{0-p})	200	
Applied Voltage for the Series Connection (V_{0-p})	400	
Parameters for the Longitudinal Vibration System		
Resonant Frequency (kHz)	23.25 (23.5)	23.25 (26.5)
Free Motional Admittance (mS)	4.0 (4.0)	4.0 (4.0)
Mechanical Q	93 (94)	93 (106)
Force Factor (N/V)	2.0 (2.0)	2.0 (2.0)
Parameters for the Friction and the Transformation		
Friction Coefficient	0.15	
Static Bias Force (N)	2000	
Contact Duration	π	
Torque Transformation (G_{ti})	1.0	
Parameter for the Rotor		
Moment of Inertia of the Rotor (L_r) (kg·m ²)	2.4×10^{-4}	

4.3.2 実験的検討

次に、この駆動軸結合モータに電氣的直列接続運転を適用した実験例を示す。用いたモータは前章と同じ直径 50mm の T1-L1 モードモータであるが、このモータではフランジ部や駆動軸を通して複合振動子のグラウンドが共通となってしまうので、電氣的直列接続運転を適用する場合は、図 4.7 に示すように、圧電素子と金属ブロック間を絶縁する必要がある。本試作では、この絶縁材に厚さ 1mm のアルミナプレートを使用し、図 4.8 の様なステータ構造となっている。図 4.9 に試作した 2 つのステータの縦、ねじり振動系の電氣的並列接続時、直列接続時のアドミタンスループを示す。縦、ねじり振動系共に、並列接続時のループは複雑な形状をしており、共振周波数が互いに異なっていることが分かる。しかし、直列接続することによって、ループは単純な円状になり、1 つの共振系として扱えるものになっていることが分かる。この試作例において、2 つのモータ共に縦振動系の共振周波数はねじり振動系の共振周波数よりも低いところにあり、先の理論的検討の 2 つのモータの最適駆動周波数が異なり、最適駆動位相差が一致している場合に相当する。図 4.10 に駆動軸結合されたモータを並列接続運転、直列接続運転させたときの無負荷速度、最大トルクの駆動周波数依存性の測定結果を示す。最大トルクには大きな差は見られないが、無負荷速度は、直列接続した方がそのピークが明確に現れており、先の理論的検討結果と定性的に一致している。このピークとなる周波数を最適駆動周波数とすることができる。

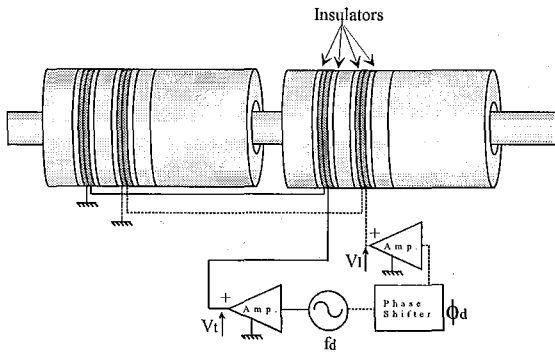


図 4.7 駆動軸結合モータの電氣的直列接続運転

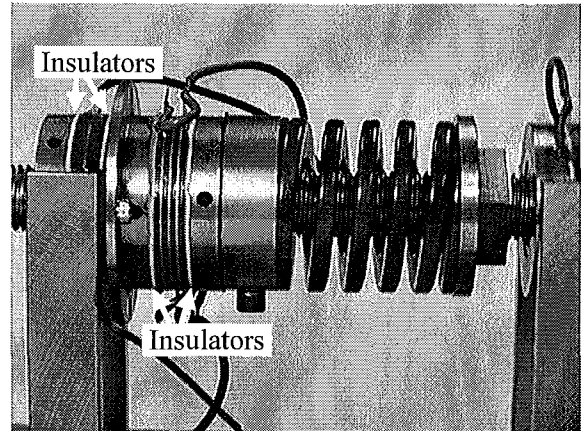
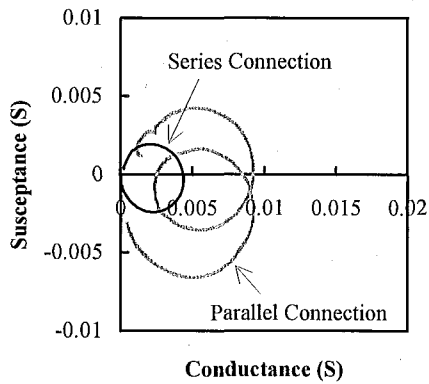
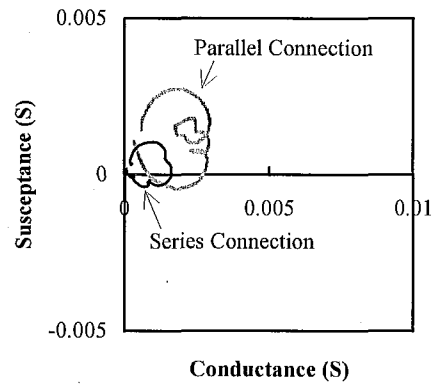


図 4.8 電氣的直列接続運転用モータ構造

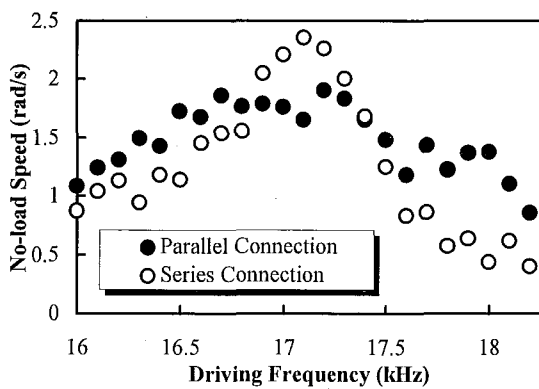


(a) ねじり振動系

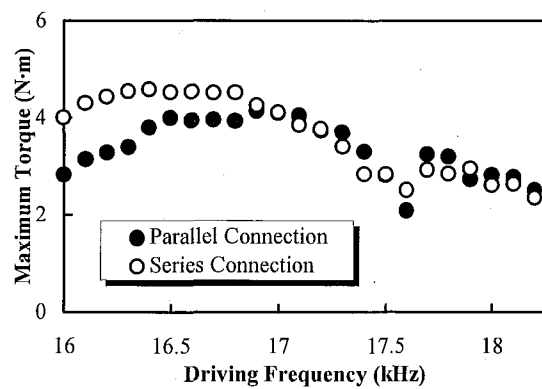


(b) 縦振動系

図 4.9 試作モータの並列、直列接続アドミタンス比較



(a) 無負荷速度



(b) 最大トルク

図 4.10 試作モータの並列、直列接続運転時の特性

4.4 まとめ

本章では、最適駆動条件が互いに異なる複数のモータからなる駆動軸結合モータの最適駆動法を検討した。以下に本章で得られた成果を示す。

1. 振動系の電気入力端子を直列接続することにより、振動速度の同期が可能であることを、理論的、実験的に示した。この電氣的直列接続は、独立した共振系を1つの共振系として扱える様にするものである。
2. 振動系の電氣的直列接続が、振動特性の異なるモータからなる駆動軸結合モータの最適駆動に有効であることを理論的に示し、圧電素子-金属ブロック間の絶縁にアルミナプレート挿入したステータ構造を用いた駆動軸結合モータを試作し、有効性を実験的に確認した。
3. 電氣的並列接続運転、電氣的独立接続運転、電氣的直列接続運転の3つの駆動法の適用性を明確にした。これらの駆動法は、使用する増幅器の能力やシステムスペース、駆動系設計に許されるコストなど総合的な判断から選択されるべきものであが、一般的に各駆動法の特徴は以下の様にまとめられる。
 - 電氣的独立接続運転
 - 発振器、位相器、ねじり、縦振動系用の2つの増幅器からなる駆動系を各モータ毎に用いる。
 - モータ数に比例して、駆動系の規模が大きくなる。
 - すべての場合に適用可能な一般的な駆動法であるが、特に多種多様なモータの駆動に有効である。
 - 電氣的並列接続運転
 - すべてのモータを、発振器、位相器、ねじり、縦振動系用の2つの増幅器からなる1つの駆動系で、同じ条件で駆動する。モータ間で最適駆動条件が一致している場合に限られる。
 - 駆動系の規模がモータ数に依存しない。
 - 電氣的直列接続運転
 - 独立した共振系を1つの共振系として扱える様にする振動系の電気入力端子の直列接続を用いる。
 - ねじり、縦振動系毎に、すべてのモータの電気入力端子を直列接続することによりモータ間で最適駆動条件を一致させ、発振器、位相器、ねじり、縦振動系用の2つの増幅器からなる1つの駆動系で駆動する。
 - 駆動系の規模がモータ数に依存しないが、印加電圧をモータ数に比例して増加させる必要がある。
 - モータの圧電素子-金属ブロック間を絶縁する必要があるため、設計が若干複雑になる。
 - 共振周波数が大きく異なるモータ同士には適用できないため、同種でその振動特性が若干異なるモータの駆動に有効である。

第5章

節円縦振動モードを用いた大口径モータの試作

駆動軸結合モータは、原理的には結合させるモータ数を増やすことによって無限に最大トルクを大きくできるものである。しかし、何十ものモータを結合させることは、モータをおさめるスペースなどの問題から実用的ではなく、また、結合させるモータの数を増やしてもモータのトルク・重量比を向上させることはできない。本章では、駆動軸結合モータと大口径モータとを組み合わせることによって、実用的なトルク・重量比を持つメガトルクモータ構成を提案し、その実現に必要な性能を持つ大口径モータの設計法を議論する。

5.1 駆動軸結合を用いたメガトルクモータの仕様

駆動軸結合モータでは全体の重量が結合させるモータ数に比例して増加するため、モータ数を増やして高トルク化してもトルク・重量比は変化しない。例えば、現在実現されている直径 80mm、最大トルク 16N·m のモータを駆動軸結合させメガトルクモータを実現したとすると、7個のモータの結合でそのトルク・重量比は約 4.5N·m/kg と見積もられる。これは図 1.13に示す市販の DC モータ以下の値となり、さらに全体の長さは 700mm 程度まで大きくなり実用的ではない。

モータの大口径化はトルク・重量比を向上させる有効な方法の1つであるため、実用的なトルク・重量比を持つメガトルクモータを実現するためには、提案した駆動軸結合モータと大口径モータを組み合わせた構成が有効である。例えば、各モータの最大トルクを 35~50N·m 程度まで向上させることができれば、2ないし3個の実用的なモータ数の駆動軸結合でメガトルクモータが実現できる。また、この時のトルク・重量比は 7N·m/kg 程度と見積もられ、図 1.13に示す DC モータよりも大きな値を実現することができる。このような実用的な構成のメガトルクモータの実現には直径 120mm 程度の大口径モータが必要となる。

5.2 大口径モータの設計課題

複合振動子型超音波モータの設計では、用いる振動モードや共振周波数を決定する動的設計と、圧電素子と金属ブロック界面の状態やねじ部の締結状態などを決定する静的設計に分類される。振動モード、共振周波数などの動的な振動特性を設計するためには、有限要素法などの解析ツールを用いることになるが、圧電素子と金属ブロック間の振動的な連続、不連続の仮定が必要となる。具体的には、圧電素子と金属ブロック界面では振動的に連続であると仮定する場合、圧電素子と金属ブロック間には滑りが生じないような十分な静的予圧がかけられる必要がある、このような動的設計における解析の仮定を実現するのが静的設計であるといってもよい。

複合振動子型超音波モータの設計において、ねじり振動系はステータ部のみで設計すればよいが、縦振動系に関しては、ロータの形状やステータとの接触面積、摩擦材の特性なども考慮して設計を行わなければならない。この縦振動系の動的設計が大口径化の1つの大きな問題である。ねじり振動系の場合と比較して具体例を示す。図 5.1に示すようなこれまでに試作された典型的な複合振動子型超音波モータのステータを径方向にのみ等倍し、大口径モータを設計することを考える。ここでは、圧電素子と金属ブロック、ボルトと金属ブロックは振動的に連続であると仮定し、有限要素法を用いて解析を行った。図 5.2にステータ部に励振される2種類のねじり振動モードの共振周波数と基本ねじり振動モードを用いた場合のトルク係数の計算結果をそれぞれ示す。また、

図 5.3に2つのねじり振動モード図を示す。ねじり振動モードは軸方向分布のノード数 m と径方向分布の節円数 n で $T(m, n)$ モードの様に分類しており、 $T(1, 0)$ を基本ねじり振動モードと呼んでいる。一般にねじり振動モードは θ 方向の成分のみを持ち、他方向の振動成分と結合しない。さらに径方向次数が0のねじり振動モードは非分散な振動であるので、直径の変化に対してねじり振動共振周波数は変化しない [31]。対象とする基本ねじり振動モードの共振周波数は、モータの直径の変化に対してほとんど変化せず、直径が 150mm 程度までは他のねじり振動モードの共振周波数と十分に離れている。よって、その共振周波数近辺においてねじり振動基本モードを選択的に、独立に励振することが可能である。また、トルク係数もほぼ外径の3乗に比例して増加しており、ねじり振動系の動的設計に関しては原理的には大口径化による問題はないといえる。

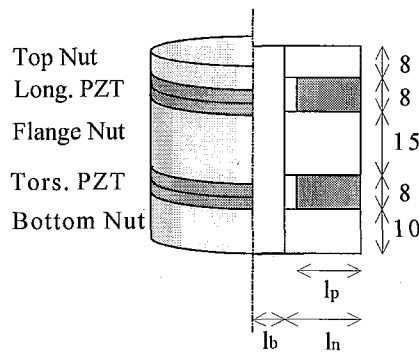
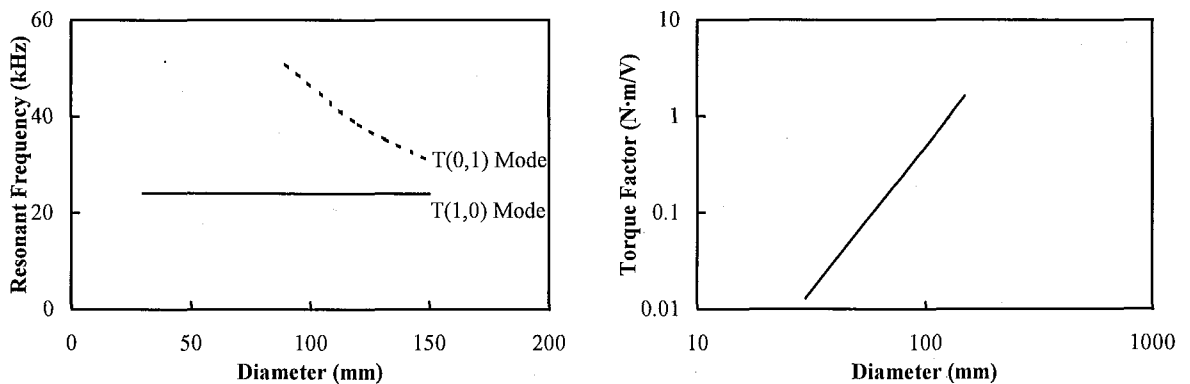


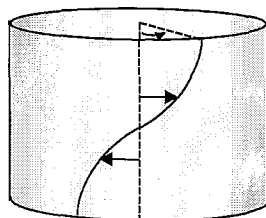
図 5.1 ステータ解析モデル



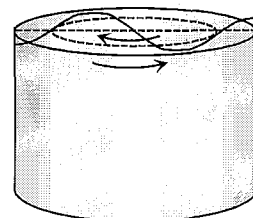
(a) 共振周波数

(b) トルク係数

図 5.2 ステータのねじり振動系共振周波数とトルク係数



(a) 基本ねじり振動モード ($T(1,0)$ モード)



(b) 節円ねじり振動モード ($T(0,1)$ モード)

図 5.3 ねじり振動モード

次に縦振動系について述べる。縦振動用の圧電素子は軸方向の振動を励振するが、一般にこの軸方向の振動はポアソン比のために径方向の振動と結合する¹。モータの直径が比較的小さい場合には、結合する径方向振動成分は小さく、ほぼピストン運動する振動モードとして取り扱えるが、直径が大きくなってくると振動モードは複雑になる。図 5.4 にステータの縦振動モードの共振周波数を、図 5.5 にその振動モード図をそれぞれ示す。ステータだけの場合、その構造が軸対称な一様棒に近い場合、比較的分類しやすく、先と同様に軸方向分布のノード数 m と径方向分布の節円数 n で $L(m, n)$ モードの様に分類できる。 $L(1, 0)$ がこれまでのモータの設計に用いられてきたもので、基本縦振動モードと呼ぶことにする。先に述べたようにロータを接触させるとこの共振周波数は変化し、その度合いはロータの形状、接触面積、バネによる静的予圧により異なる。このような縦振動モードの中からより有効なものを選択、励振することが縦振動系の動的設計であり、大口径化の大きな問題の1つである。例えば、これまで用いてきた基本縦振動モードを用いることを考える。一般的に、ロータを取り付けると縦振動系共振周波数は、ステータのみの場合の縦振動系共振周波数よりも低くなる傾向がある。図 5.4 によると、直径が 130mm 以下の時は、ステータの基本縦振動モードの共振周波数がねじり振動系の共振周波数よりも高いため、ロータを取り付けることにより、2つの共振周波数はより接近する。しかし、直径がより大きくなると、ロータを取り付けることによって、2つの共振周波数はより離れていくことになる。しかも、この基本縦振動モードは直径が大きくなるにつれ径方向の振動成分が大きくなり、全体的に軸方向のピストン振動というよりも径方向に膨らむ振動モードに形を変えてくるため、大口径モータでの利用は有効でない。

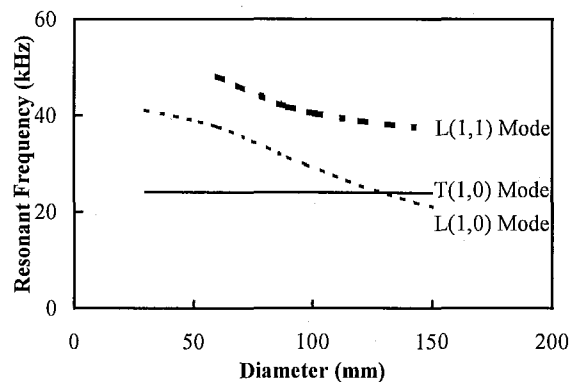


図 5.4 ステータの縦振動系共振周波数



(a) 基本縦振動モード ($L(1, 0)$ モード)

(b) 節円縦振動モード ($L(1, 1)$ モード)

図 5.5 縦振動モード

¹この振動モードは本来ねじり成分を伴わない軸対称な振動モードと呼ばれるべきであるが、本論文ではこれらを縦振動モードと総称している。

問題はこれだけではなく、モータの静的設計にも存在する。モータの静的設計における最大の問題点は、圧電素子-金属ブロック間の軸方向静的応力の径方向分布である。図 5.6 に外径 80mm、内径 60mm、厚さ 4mm の圧電素子を同径の金属ブロックの内周部分でボルト締めした場合の接触面の軸方向静的応力を感圧紙を用いて測定した例を示す。このように、圧電素子をボルト締めすると、ボルトに近い部分の軸方向静的応力が高くなる。金属ブロックの内周部で締め付けた場合、外周部の静的応力が小さく、この部分でねじり振動の滑りが生じる可能性がある。実際に、試作した内締めタイプの大口径ねじり振動子は、その共振周波数が設計値よりも大きく低下する現象がみられ、外周部で金属ブロックと圧電素子は振動的に連続ではないという条件で有限要素法解析を行うことでこの現象が説明されている [32]。この静的設計における問題の解決は単純ではなく、複合振動子型超音波モータのみならず、強力超音波振動系設計における今後の大きな研究課題であるといえる。

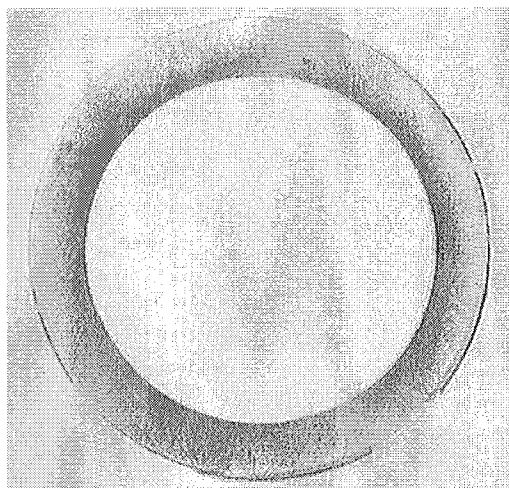


図 5.6 圧電素子-金属ブロック間の軸方向静的応力の径方向分布測定例

5.3 直径 120mm モータの設計、試作

5.3.1 モータの設計指針と基本構造

大口径モータの設計においては、(1) 縦振動系の共振周波数、振動モード設計、(2) 圧電素子-金属ブロック間の軸方向静的応力確保が重要な課題である。ここでは、(1) の問題に関して、径方向に分布する高次の縦振動モード（節円縦振動モード）を用いることを、(2) に対しては、圧電素子、及び金属ブロック幅を小さくし、できるだけ静的応力の均一化をはかると共に、界面に接着剤を塗布することを考え、直径 120mm モータの設計、試作を行った。

図 5.4 でわかるように、節円縦振動モード $L(1, 1)$ の共振周波数は直径が 150mm を超えても基本ねじり振動モードの共振周波数よりも高いため設計に利用できる。ただし、この節円縦振動モードは、ステータの外周部と内周部で振動が逆相であるため、効率よくこのモードを励振するためには縦振動の圧電素子と金属ブロックをその外周で接触させることが必要である。また、ロータ/ステータの接触も、外周部の位相が同じ場所でなされる必要がある。このような要求から、モータの基本構造は図 5.7 に示すように、圧電素子と金属ブロックの幅、およびロータ/ステータ接触面にそれぞれ工夫が施された構造となっている。図 5.8 に実際に試作した直径 120mm モータとこれまでに試作された様々な直径のモータの写真を示す。

この構造において圧電素子の幅を小さくすることは、圧電素子を中空化することであり、同時にねじり振動系の出力トルクの減少を伴うため、圧電素子幅を無制限に小さくできるわけではない。

図 5.9に圧電素子の内径を変化させたときのトルク係数を、中実な圧電素子のトルク係数で規格化した計算例を示す。内径が小さいうちはトルク係数に大きな影響を及ぼさないが、あるところから急激に影響し始める様子が分かり、内径・外径比が 0.8 程度に大きくなってもトルク係数の減少は約半分である。圧電素子の厚さを現状の半分程度には小さくでき、トルク係数を 2 倍にできる可能性があることを考慮すると、現実的には内径・外径比はこの 0.8 程度にとどめておくべきであり、直径 120mm モータの場合、圧電素子幅は 12mm 程度である。次に、図 5.10にロータをステータに接触させた状態での節円縦振動モードの共振周波数を接触面積の割合とロータの厚さをパラメータとして計算したものを示す。この計算において、ロータを加圧するバネ、ベアリングなどのロータ、ステータ以外の機構は計算モデルから除外した。モータ径 120mm、圧電素子幅 10mm とし、他の寸法は図 5.1と同じである。ロータステータ接触面には摩擦材の挿入を想定し、この部分ではロータとステータは振動的に連続であると仮定した。

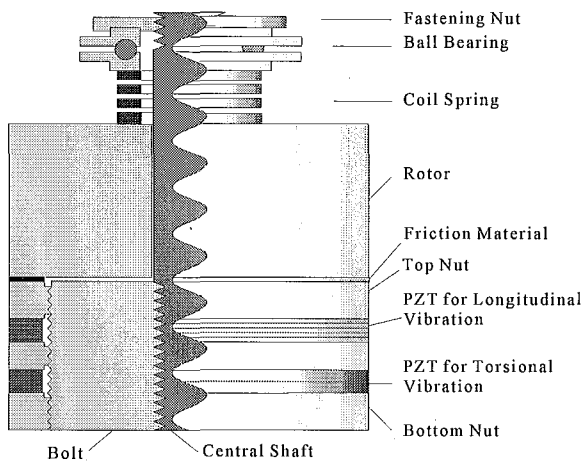


図 5.7 試作した大口径モータの基本構造

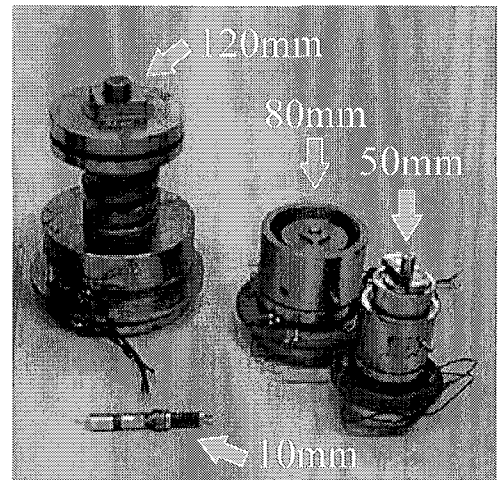


図 5.8 試作した複合振動子型超音波モータ

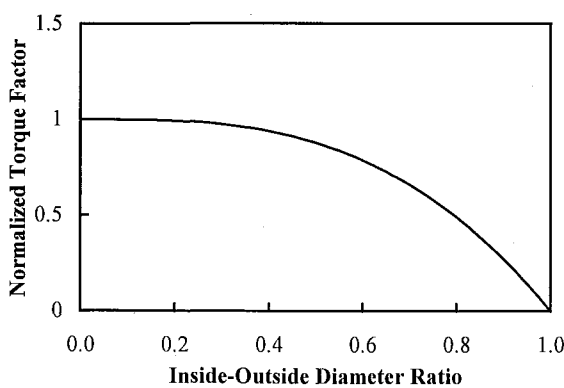


図 5.9 中空圧電素子のトルク係数の変化

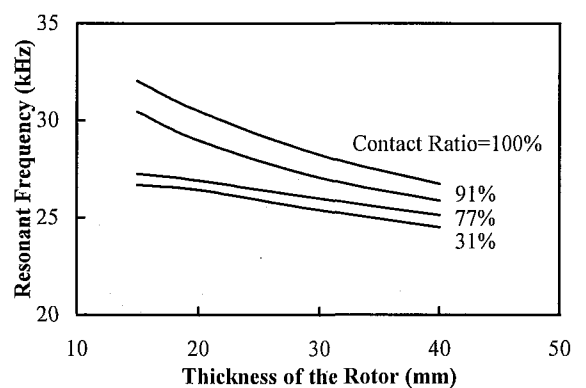


図 5.10 縦振動系の共振周波数設計

5.3.2 振動特性とモータ特性

図 5.11にステータのねじり、縦振動系のアドミタンス特性を示す。測定は印加電圧 1.0V 程度の低い電圧で行っている。また、図 5.12にアドミタンス特性から求まる共振周波数 24.9kHz で駆動し測定したステータのねじり振動速度分布を、図 5.13(a)に 25.2kHz と 37.3kHz の共振で駆動した

場合の縦振動の径方向分布測定結果をそれぞれ示す。図 5.12からは基本ねじり振動モードの励振が確認でき、図 5.13(a)からは 37.3kHz の共振が目標の節円縦振動モードであることがわかる。さらに図 5.13(b)にこの節円縦振動モードの軸方向分布測定結果を示す。ステータの目標とするねじり振動、縦振動モードの共振周波数の計算値は、それぞれ 26.7kHz、40.2kHz であるから、実測との誤差は 10%程度である。いずれの共振周波数も可聴域に入っていないからほぼ問題ない値である。

図 5.14にロータを加圧した状態での縦振動系のアドミタンス特性を、先に示したねじり振動系のアドミタス特性と比較したものを示す。20.6kHz に縦振動系の共振がみられる。図 5.15にこの共振周波数で縦振動系を駆動したときの縦振動速度分布の測定結果を示す。径方向分布は、ステータの底面部を測定した。

図 5.16にモータの負荷特性の測定結果を示す。駆動周波数はねじり振動系共振周波数 24.9kHz で、駆動位相差は 0 とした。印加電圧はねじり振動系、縦振動系それぞれ $150V_{rms}$ 、 $280V_{rms}$ である。また、バネによる加圧力は 790kgf である。最大トルク 40N・m、最大効率 15%程度の特徴が得られた。

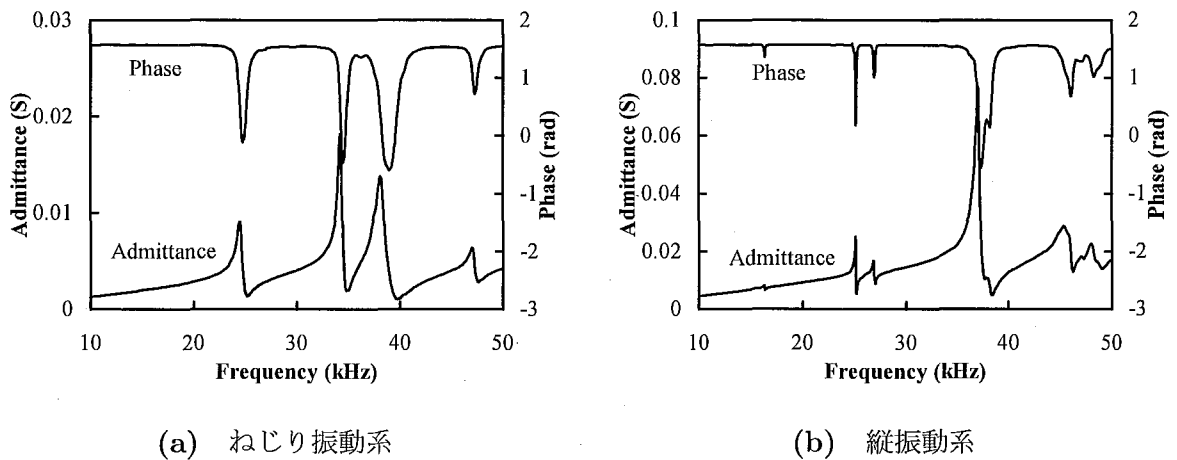


図 5.11 試作ステータのアドミタンス特性

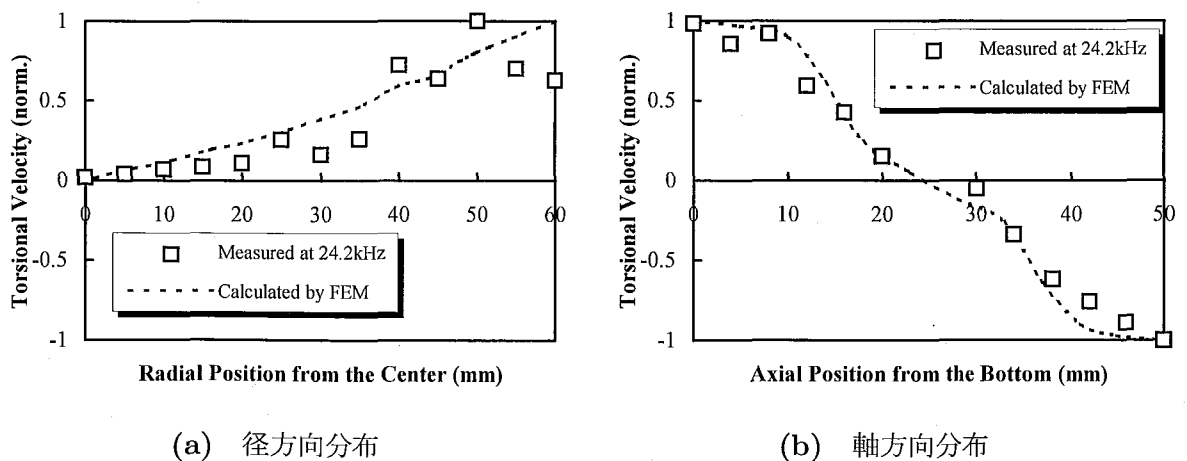


図 5.12 試作ステータのねじり振動速度分布

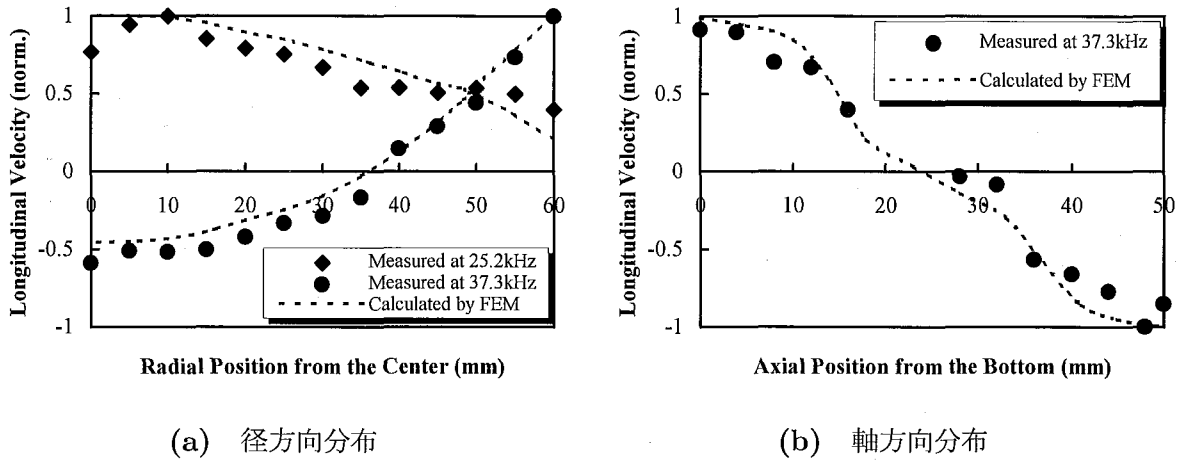


図 5.13 試作ステータの縦振動速度分布

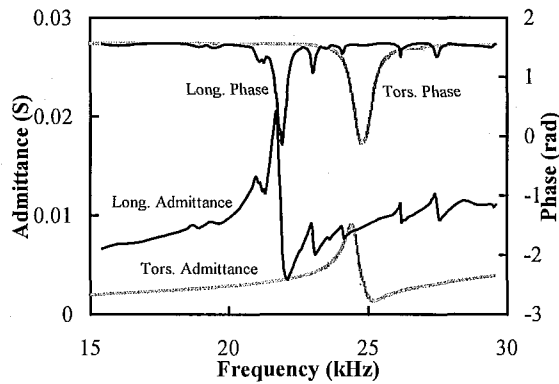


図 5.14 ロータを加圧した状態での縦振動系のアドミタンス特性

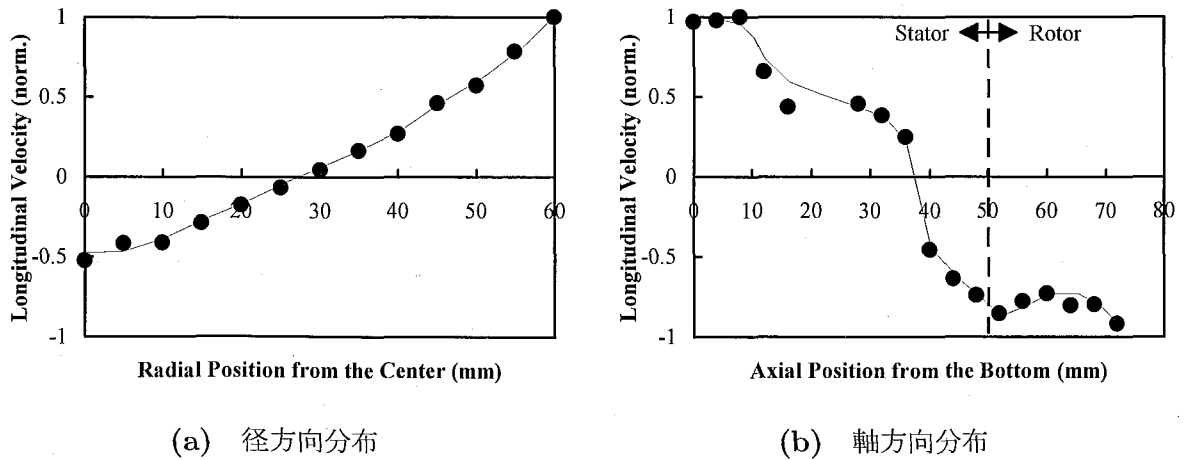


図 5.15 試作モータの縦振動速度分布

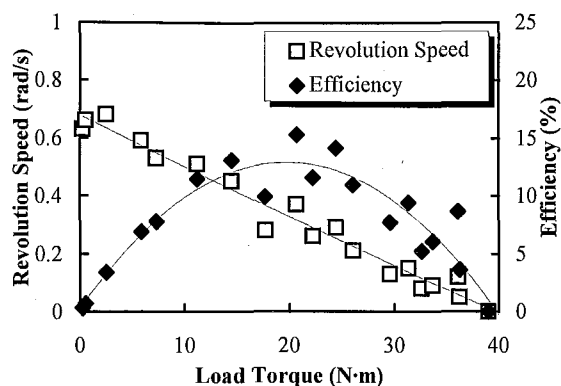


図 5.16 モータの負荷特性

5.4 まとめ

本章では、大口径モータの設計課題を示し、その一解決法を示した。また直径 120mm の複合振動子型超音波モータの試作、検討を行い、以下の成果を得た。

1. 大口径モータの設計課題を動的設計課題、静的設計課題に分類、整理した。
2. 動的設計課題における基本縦振動モード共振周波数の低下に対して、径方向に高次の節円縦振動モードを用いた設計法が有効であることを示した。
3. 節円縦振動モードを利用した直径 120mm の複合振動子型超音波モータを試作し、最大トルク 40N·m を得た。

第6章

ねじり振動トルク合成器を用いたトルク合成型モータ

縦-ねじり複合振動系の出力合成器の実現がトルク合成型ステータモータ実現の課題であるが、本章ではまず、ねじり振動に対するトルク合成器の具体的な構成、およびそのトルク係数設計を議論する。さらに提案するねじり振動トルク合成器と縦-ねじり複合振動子を用いたモータを試作し、トルク合成型ステータモータ実現の可能性を示す。

6.1 トルク合成型ステータモータの課題

トルク合成型ステータモータの理論的検討については第2章で述べたが、繰り返すと、この方法は、複数の複合振動子、及びその出力合成器でステータ自身を高トルク化する（ステータをトルク合成法を用いて高トルク化する）ものであり、そのために縦-ねじり複合振動系の出力を合成する機構が必要となる。振動子の出力を合成する試みはこれまで主に縦振動において行われており、超音波加工機や溶接機などに応用されている [33]。例えば図 6.1に示すように、弾性体に複数の縦振動子を取り付ければ、振動子によって励振される縦振動は弾性体内において合成され、出力面に現れる。図 6.1(a)に示すような場合では、力、パワーが共に合成されるだけでなく振動方向の変換や振動速度（力）の変成も行われる。

ねじり振動に関しても若干の試作例はあるものの [34, 35]、これらはいずれも柔軟に振動子数を変化させたり、縦振動との結合の可能性を感じさせるものではない。トルク合成型ステータモータの構築には、まずこのような柔軟性を持ったねじり振動トルク合成器を実現しなければならない。そして、最終的にはこのねじり振動トルク合成器に縦振動を結合させる複合振動系の合成器を構築しなければならない。

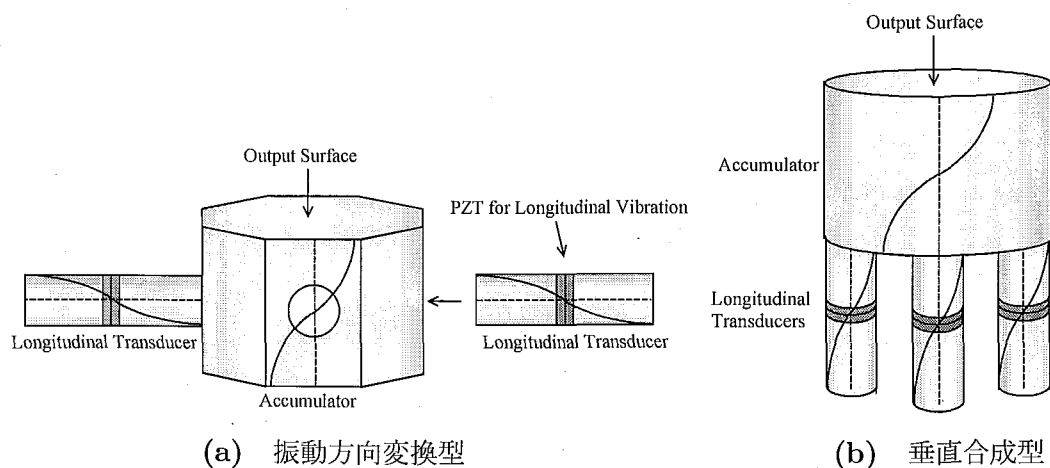


図 6.1 縦振動系出力合成器の構成例

6.2 ねじり振動トルク合成器の基本構成

6.2.1 基本モード型合成器と節円モード型合成器

図 6.2に示すように、ねじり振動体の中心に対して対称な 2 点を梁に接触させると、この接触点で周方向の力が梁に加わりせん断力として働く。このとき、2つの接触点における梁の固有モードの振動速度がノードを挟んで互いに同振幅、逆向きであり、さらにねじり振動体の振動周波数と梁の固有モードの共振周波数が一致していれば、図 6.2に示すように梁にはその固有モードが励振される。

この原理を円柱棒からなるねじり振動トルク合成器（以下、合成器と略す）に適用することを考える。図 6.3に示す構造では、ねじり振動子が合成器外周部に中心に向かって取り付けられており、振動子の中心に対して対称な 2 点で合成器と接触している。合成器に図に示すような軸方向にノードを持つ基本的なねじり振動モードを励振し、このねじり振動モードを利用してねじり振動子の出力トルクを合成する。合成されたトルクは合成器の上面、または底面から出力される。接触点は互いに同じ振幅で逆向きの周速度を持つ 2 点で、振動子の外周部である必要はなく、振動子の中心に対して対称な 2 点であればよい¹。この合成器は振動子のねじり振動方向を変換する振動方向変換器としても機能する。

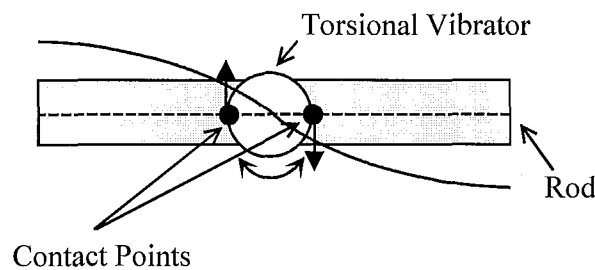


図 6.2 ねじり振動トルク合成器の基本原理

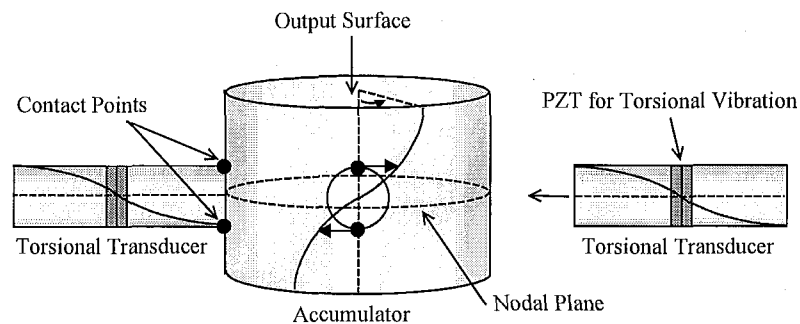


図 6.3 基本ねじり振動モードを利用したトルク合成器

同様に、図 6.4のように径方向にノードを持つ（節円を持つ）ねじり振動モードを利用する構成も可能である。この場合ねじり振動子は、合成器の底面に取り付ける構造となる。以後この 2つの合成器を、利用するねじり振動モードで分類し、基本モード型、節円モード型と呼ぶことにする。

一般的に、円柱状弾性体に励振されるねじり振動モードは、軸方向にノードを持つ基本モードと、径方向にノードを持つ節円モードの組み合わせで表されており、基本モードは正弦関数で、節円モードはベッセル関数を用いて表される周速度分布となる。共振周波数の一致が実現できれば、一般的な $T(m, n)$ モードに対して、基本モード型、節円モード型を組み合わせた構成に拡張することも可能である。図 6.5は $T(1, 1)$ モードを利用する場合の構成例である。これらの合成器の動作

¹本論文では、この 2つの接触点距離を振動子接触直径、その半分を振動子接触半径と呼ぶ。

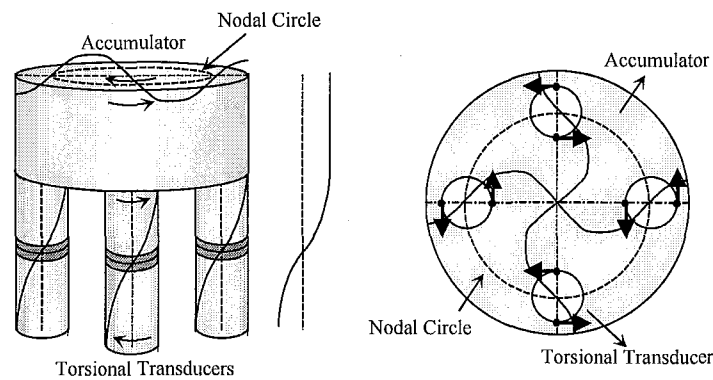


図 6.4 節円を持つねじり振動モードを利用したトルク合成器

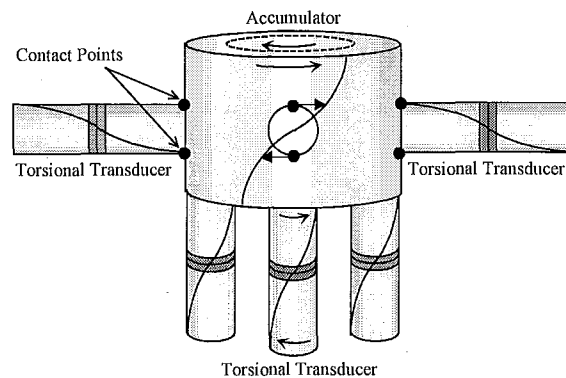


図 6.5 T(1,1) モードを利用したトルク合成器

メカニズムは縦振動系のものとは全く異なるが、外見は先の縦振動系のものに類似しており、この2つを組み合わせる際のマッチングの良さが直感的ではあるが感じられる。

6.2.2 共振周波数設計と振動子配置

提案する構成では、合成器の共振周波数が振動子の共振周波数と一致するように設計する。また、周速度が互いに同振幅、逆相となる2点を駆動するため、合成器の寸法や振動子配置には制限がある。まず、基本モード型についてこれらを検討する。基本モード型では、合成器に励振されるねじり振動の共振周波数は、合成器の厚さ l_a 、横波の音速 c_t を用いて、

$$f_t = \frac{1}{2l_a} c_t \quad (6.1)$$

で計算される。この基本モード型では合成器の厚さを変化させることで、共振周波数を調整、一致させることができる。また、基本モード型合成器の周速度分布は、軸方向、径方向、周方向座標を (z, r, θ) で表すと、

$$v_\theta = Cr \cos\left(\frac{\pi}{l_a} z\right) \quad (6.2)$$

で表せるように正弦的であるから、軸方向のノード位置に対して周速度が点対称である。従って、合成器の直径、厚さに関わらず、振動子の中心が、 $z = \frac{l_a}{2}$ 位置に来るようにすればよく、振動子中心とねじり振動のノード位置は常に一致する。

一方、節円モード型では、合成器のねじり振動モードの共振周波数は、合成器直径 D_a と横波の音速 c_t を用いて次式で求められ、共振周波数は合成器直径に依存する。

$$f_t = \frac{5.136}{\pi D_a} c_t \quad (6.3)$$

つまり、振動子の共振周波数にあわせて合成器の直径が決まってしまうことになる。また節円モード型の周速度分布は、

$$v_{\theta} = C J_1(k_r r) \quad (6.4)$$

の様に径方向の波数 k_r とベッセル関数を用いて表される径方向分布になるため、振動子の中心位置と節円の位置は必ずしも一致しない。このため、振動子の中心位置と合成器中心からの距離 r_{bi} ² は、

$$J_1(k_r(r_{bi} - r_{ci})) = -J_1(k_r(r_{bi} + r_{ci})) \quad (6.5)$$

を解いて求めることになり少々複雑である。ここで r_{ci} は振動子接触半径である。図 6.6 に振動子接触半径を変化させたときの振動子中心位置の変化の一例を示す。振動子接触半径が小さいうちは振動子中心位置は振動モードの節円位置にほぼ一致するが、振動子接触半径が大きくなって行くと、振動子中心位置と節円位置が離れていくことが分かる。

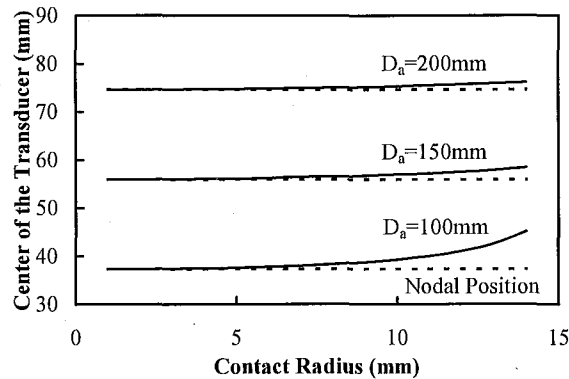


図 6.6 節円モード型合成器の振動子中心位置半径計算例

6.3 トルク係数設計

トルク係数を試算するために合成器の電氣的等価回路モデルを整理しておく。トルク合成型ステータモータの電氣的等価回路モデルは、第 2 章の図 2.13 で示したが、すべての振動子の電気端子を同電圧で並列駆動するとし、ロータを取り除いた状態を考えると、電氣的等価回路モデルはさらに図 6.7 の様に簡易化される。ここで、 R_{ms} 、 L_{ms} 、 C_{ms} などの等価回路のパラメータは式 2.1~式 2.3 に同じであり、制動容量、誘電体損失を表す抵抗、そして全体のトルク係数はそれぞれ、

$$C_{ds} = \sum_{i=1}^n C_{di} \quad (6.6)$$

$$R_{ds} = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{R_{di}}} \quad (6.7)$$

$$A_s = \sum_{i=1}^n A_{ti} \Psi_{ai} = \sum_{i=1}^n A_{pi} \Psi_{ti} \Psi_{ai} \quad (6.8)$$

で表される。ここで、トルク変成比 Ψ_{ai} は、振動子と合成器との接合点での変成と合成器に励振されるねじり振動モードによる変成の両方を含んでいることに注意が必要である。また、振動子のトル

²本論文では、振動子中心位置半径と呼ぶ。

ク係数 A_{ti} は圧電素子のトルク係数 A_{pi} と振動子のトルク変成比 Ψ_{ti} の積で表される。振動子のトルク係数が一致しているなら、全体のトルク係数 A_s は振動子数に比例して増加する。

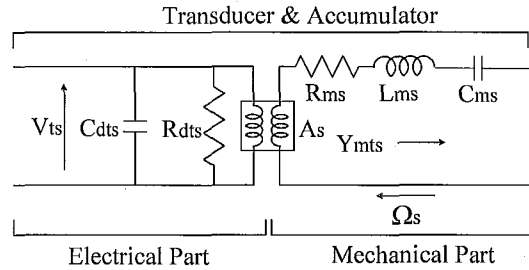


図 6.7 簡易化されたトルク合成器の電氣的等価回路モデル

次に2つの合成器におけるトルク変成比 Ψ_{ai} を求め、トルク係数の設計式を求める。このトルク変成比は、合成器出力面の角速度と振動子出力面の角速度の比に等しい。まず基本モード型について考える。図 6.8 に示すように、角速度が変成されるとする。振動子と合成器の接合点において連続なのは周速度（角速度ではない）であるから、振動子の角速度 Ω_{ti} と接合点の合成器の角速度 Ω_{ci} の関係は、

$$\frac{\Omega_{ti}}{\Omega_{ci}} = \frac{D_a}{D_{ci}} \quad (6.9)$$

で表される。この式で D_{ci} は振動子接触直径を表しており、振動子の外周部が接合点の場合は振動子直径 D_{ti} と等しくなる。合成器に励振される振動モードは正弦的であるから、接合点の角速度 Ω_{ci} と出力面の角速度 Ω_s の関係は、

$$\frac{\Omega_{ci}}{\Omega_s} = \sin\left(\frac{\pi D_{ci}}{2l_a}\right) \quad (6.10)$$

で表される。この2つの式から、 Ω_{ci} を消去すれば、 Ψ_{ai} は、

$$\Psi_{ai} = \frac{\Omega_{ti}}{\Omega_s} = \frac{D_a}{D_{ci}} \sin\left(\frac{\pi D_{ci}}{2l_a}\right) \quad (6.11)$$

で与えられる。

次に、節円モード型合成器について同様に Ψ_{ai} を求める。角速度変成が図 6.9 に示すようになっているとすると、

$$\Psi_{ai} = \frac{\Omega_{ti}}{\Omega_s} = \frac{v_{ci} r_s}{r_{ci} v_s} = \frac{J_1(k_r(r_{bi} - r_{ci}))}{r_{ci}} \frac{r_s}{J_1(k_r r_s)} \quad (6.12)$$

の関係から変成比 Ψ_{ai} を求めることができる。

図 6.10 にトルク変成比 Ψ_{ai} の基本モード型と節円モード型の比較を示す。基本モード型のトルク変成比が合成器直径に比例して大きくなるのに対して、節円モード型のトルク変成比はほとんど変化しないことが分かる。つまり、節円モード型において合成器直径を大きくすることの高トルク化に対する意味は、取り付けられる振動子数を増やせることのみである。しかも、基本モード型では、合成器の直径変化に対して共振周波数は変化しないが、節円モード型では共振周波数が変化するため、材料の選択によって合成器直径を大きくする必要が生じ、高トルク化は無制限ではない。節円モード型では設計周波数によって実現できるトルク係数があらかじめ決まってしまうことになる。ここでは、節円モード型の出力半径 r_s は、合成器の外周部 ($r_s = r_a$) とし、振動子接触半径は $r_{ci} \rightarrow 0$ の極限として計算した。基本モード型についても振動子接触直径 $D_{ci} \rightarrow 0$ の極限として計算した。

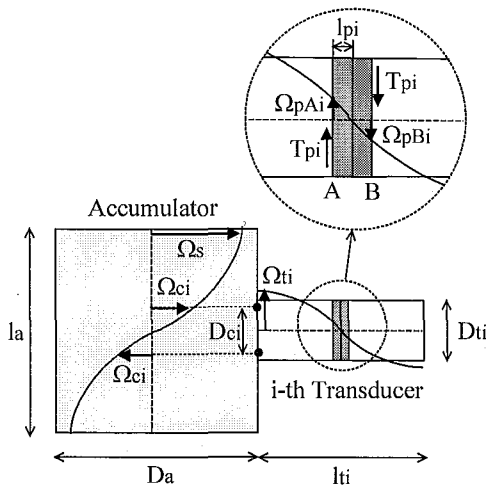


図 6.8 基本モード型合成器における角速度変成

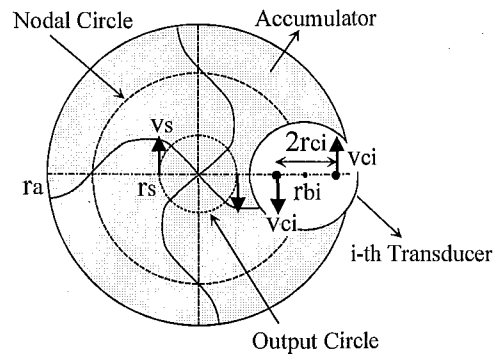


図 6.9 節円モード型合成器における角速度変成

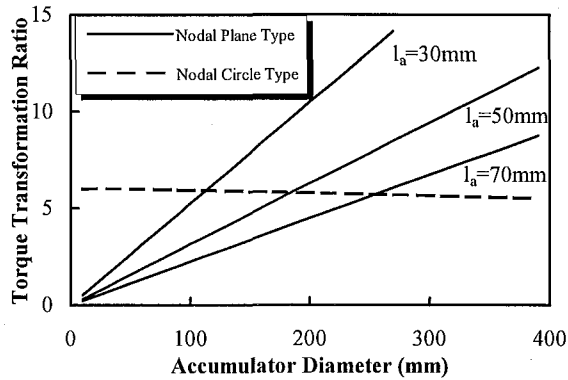


図 6.10 トルク変成比比較

6.4 ねじり振動トルク合成器の試作

6.4.1 基本モード型合成器の試作

試作した基本モード型合成器の構成、および寸法を図 6.11 に示す。合成器は鉄製でダンベル形状をしており、振動子をボルトで取り付ける構造とした。合成器はその接触部分が幅 10mm 程度の平面となっており、振動子はその周速度が同振幅、逆方向きの外周部 2カ所である程度の面積をもって合成器と接触する。この試作に用いた直径 30mm の 4本のねじり振動子の振動特性を表 6.1 に示す。この合成器において、取り付ける振動子数を変化させて共振周波数を測定した結果を図 6.12 に示す。振動子数が増えると系全体の共振周波数も増加し、振動子の共振周波数に近づいていることから、合成器の実際の共振周波数は振動子の共振周波数より若干低くなっていることが予想される。図 6.13 に振動子 1 つで駆動したときの合成器、振動子の角速度分布の測定結果を示す。いずれにも正弦的な振動分布が確認できる。また、図 6.14 に接合部付近の振動子の角速度と合成器の出力面での角速度の測定結果を示す。振動子の角速度が増加すると合成器の角速度も比例して増加しており、接合点でのスリップなしにねじり振動が伝搬していることが分かる。またこのグラフの傾きは Ψ_{ai} の計算値 2.77 とほぼ一致している。図 6.15 にトルク係数を振動子数の関数として示す。トルク係数の計算においては、振動子のねじり振動モードは正弦的であると仮定し、振動子のトルク係

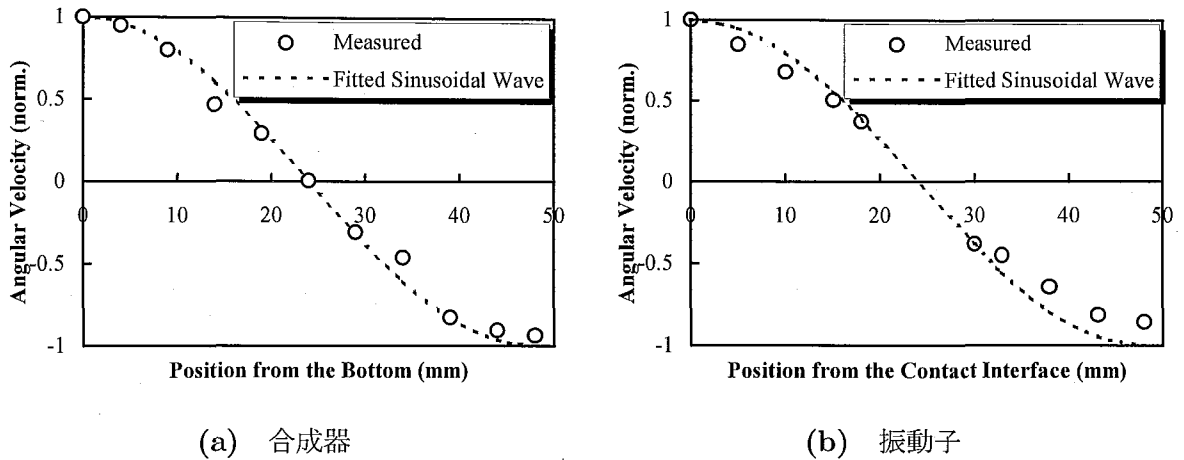


図 6.13 角速度分布の測定結果

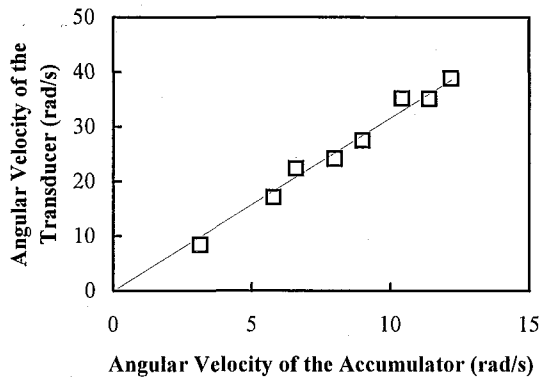


図 6.14 振動子と合成器の角速度の変化

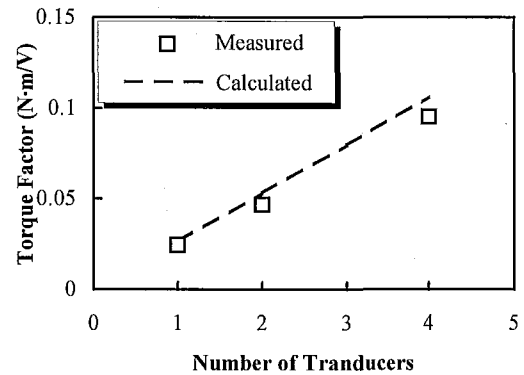


図 6.15 試作合成器のトルク係数

6.4.2 節円モード型合成器の試作

次に節円モード型合成器の試作結果を示す。図 6.16 に試作した構成、及び寸法を、表 6.2 に実験に用いた振動子の特性をそれぞれ示す。合成器は真鍮製で、振動子とは図に示すように幅 5mm 程度の円周状の突起である程度の面積をもって接触するようになっている。接合には先の基本モード型合成器と同じくボルトを用いている。

図 6.17 に振動子数を変化させた時の系全体の共振周波数の変化を示す。振動子数を増やすと共振周波数は増加しており、先と同様に合成器の共振周波数が振動子よりも低い位置にあることが推測される。図 6.18 に合成器と 1 つの振動子での励振モードの周速度分布測定結果を示す。振動子、合

表 6.2 用いたねじり振動子の振動特性

	Transducer 1	Transducer 2	Transducer 3	Transducer 4
Resonant Frequency	32.17 kHz	32.26 kHz	32.03 kHz	32.28 kHz
Free Motional Admittance	37.0 mS	44.8 mS	23.2 mS	39.4 mS
Mechanical Q	456	585	325	412

成器ともにほぼ期待された振動モードの励振が確認できる。さらに、図 6.19 にトルク係数を振動子数の関数として示す。

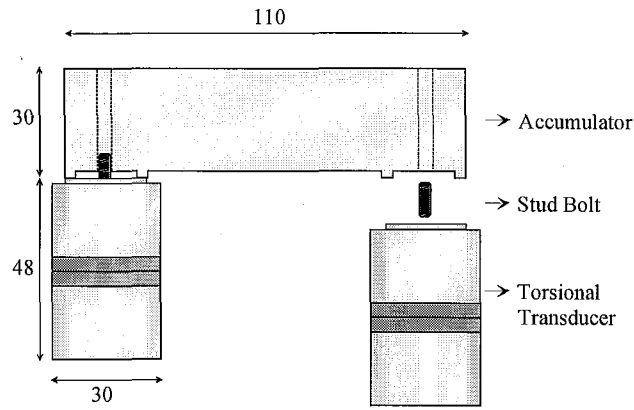


図 6.16 試作した節円モード型合成器側面図

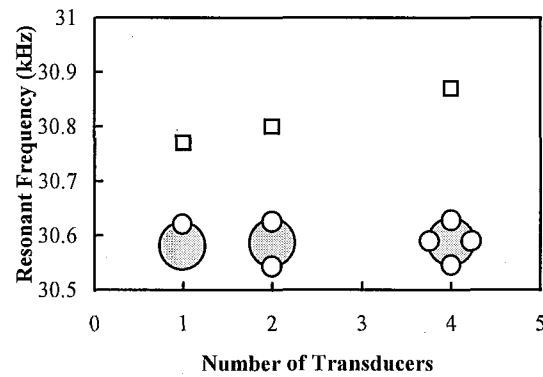
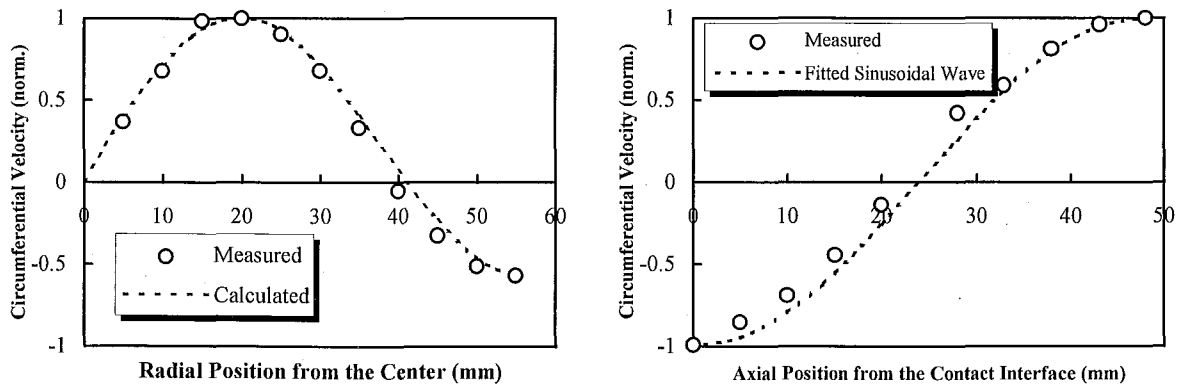


図 6.17 試作合成器の共振周波数



(a) 合成器

(b) 振動子

図 6.18 周速度分布の測定結果

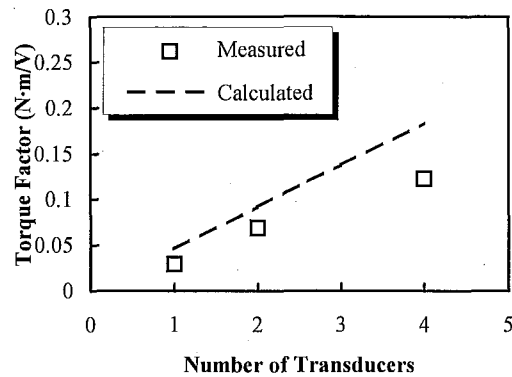


図 6.19 試作合成器のトルク係数

6.5 トルク合成型ステータモータの試作

ここでは、提案したトルク合成器を利用したモータの試作例を示し、トルク合成型ステータモータの実現可能性を検討する。図 6.20、図 6.21 にモータの構成を示す。このモータではねじり 3 次、縦 2 次の基本振動モード共振周波数が一致している直径 30mm の縦一ねじり複合振動子 [36, 37] で 2 つの振動を励振し、合成器によりねじり振動系の出力トルクを合成する。合成器は節円モード型とし、共振周波数 25kHz で設計した。この試作において、縦振動系の出力合成に関しては考慮しておらず、合成器の縦振動モードの共振周波数と振動子の縦振動共振周波数は接近していない。縦振動に関しては全くの非共振駆動となっている。

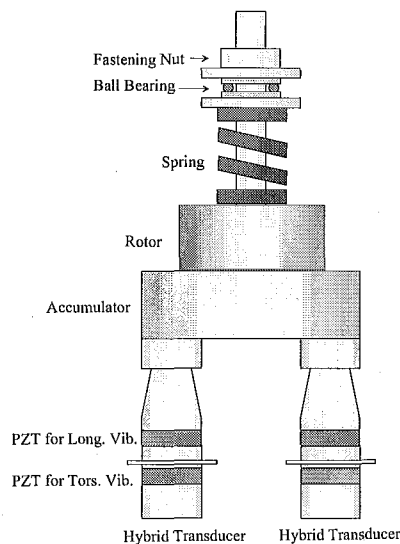


図 6.20 節円モード型トルク合成器を用いたモータ構造

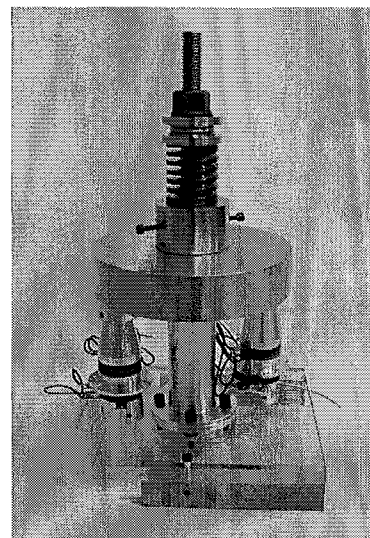


図 6.21 試作したモータの写真

表 6.3 に使用した複合振動子の特性を、図 6.22 に駆動するねじり振動子の数を変えたときのモータの負荷特性を示す。実験では、2 つの複合振動子は接合されたままで、その駆動するねじり振動系の数のみを変えた。縦振動系に関しては、2 つの振動系で常に駆動するため、縦振動系によるロータとの接触面での垂直抗力変動は一定である。また、モータ全体でねじり振動系の機械抵抗も一定であるので、駆動するねじり振動系の数を変えることは、トルク係数のみを変えていることに等しい。よって、その無負荷速度、最大トルク共に、駆動する振動子数に比例して増加することが

電氣的等価回路モデルから予測される。

表 6.3 モータ構成に用いた複合振動子の振動特性

	Transducer 1 (Tors./Long.)	Transducer 2 (Tors./Long.)
Resonant Frequency	25.25/25.38 kHz	24.98/25.32 kHz
Free Motional Admittance	3.08/20.85 mS	3.51/17.73 mS
Mechanical Q	110.8/491.8	114.2/591.7

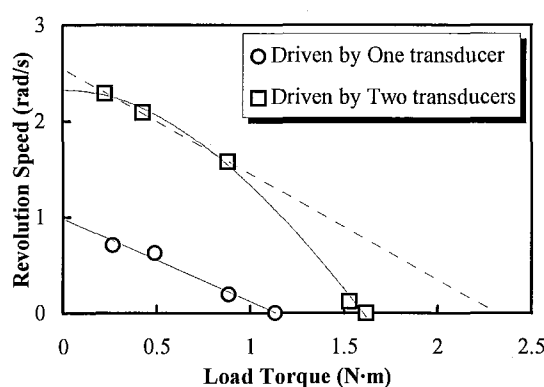


図 6.22 試作モータの負荷特性

実験結果では、駆動するねじり振動系の数に比例した無負荷速度の増加が確認される。最大トルクに関しては、増加は見られるものの、駆動するねじり振動系の数に比例した増加よりも若干小さい。負荷が増えるに従って、最大トルク付近で失速する現象が見られ、これは縦振動系による摩擦制御が十分でないときに起こる現象である。負荷が小さいときの傾きのまま負荷に従って速度が減少したとすると、最大トルクは駆動するねじり振動系数に比例した増加になることが推測でき、これは、トルク合成型ステータモータの実現可能性を示すものであるといえる。しかし、モータの性能を十分に発揮するには、縦振動系による十分な動的予圧が必要で、縦振動系まで含めたシステムの最適設計が今後の課題として残されている。

6.6 まとめ

本章では、トルク合成型ステータモータを実現するための課題の1つであるねじり振動トルク合成器の構成法を提案し、試作検討を行った。また、もう1つの課題である縦振動系との結合が最適ではないが、提案した節円モード型合成器を用いたトルク合成型ステータモータを試作し、その実現可能性を示した。以下に、本章で得られた成果をまとめる。

1. 合成器に励振されるねじり振動モードが異なる基本モード型、節円モード型の2つの振動トルク合成器の構成を提案し、その設計手順（合成器と振動子の共振周波数の一致、振動子配置）を示した。
2. 2つの振動トルク合成器のトルク係数算出式を導出し、振動子数に比例したトルクの増加を理論的に示した。

3. 導出したトルク係数算出式の有効性を実験的に確認した。
4. 理論的、及び実験的検討から2つの振動トルク合成器の特徴は以下の様にまとめられる。
 - 基本モード型合成器
 - － 合成器の厚さを変えることにより振動子の共振周波数と一致させる。
 - － 合成器直径を大きくすることにより、共振周波数を変化させずに、取り付けられる振動子数、トルク変成比を共に増加させることができる。
 - 節円モード型合成器
 - － 合成器の直径を変えることにより振動子の共振周波数と一致させる。
 - － 合成器直径を大きくすることによって、取り付けられる振動子数は増加するが、トルク変成比はほぼ一定である。
 - － 共振周波数を変えずに合成器直径を大きくするには、合成器材質を選択しなければならない。
5. 節円モード型合成器と直径 30mm の縦-ねじり複合振動子を用いたモータ構成を提案、試作し、モータ動作を確認した。

第7章

結論

本章では本研究で得られた成果、および今後の課題、展望を述べる。

7.1 本研究で得られた成果

本研究では、複合振動子型超音波モータを対象に、駆動力合成という基本方策に基づいたトルク合成型モータの構築とそのメガトルク化について検討した。以下に本研究で得られた成果を列挙する。

- 駆動軸結合を用いたトルク合成型モータ（駆動軸結合モータ）、ねじり振動トルク合成器を用いたトルク合成型モータ（トルク合成型ステータモータ）の2つのモータ構成を提案した。
- 2つのトルク合成型モータを電氣的等価回路によりモデル化し、動作メカニズムを明らかにした。
- 2つのトルク合成型モータでは、各モータ／各振動子を単独で駆動したときに得られる最大トルクの和が、モータ全体の最大トルクに等しいことを理論的に示した。
- 駆動軸結合モータを実現するための実用的な駆動軸-ロータ結合機構を提案した。
- 直径 50mm の2つの中空モータを駆動軸結合させ、各モータの最大トルクの和が、全体の最大トルクに等しいことを実験的に検証した。
- 振動系の電気端子の直列接続により、複数の独立した共振系を1つの共振系として取り扱えることを理論的、実験的に示した。
- 振動特性の異なるモータからなる駆動軸結合モータに電氣的直列接続を用いた運転法の有効性を理論的に示し、実験的に確認した。
- 駆動軸結合モータに対して、電氣的並列接続運転、電氣的独立接続運転、電氣的直列接続運転の3つの駆動法の適用性を整理した。
- 駆動軸結合モータを実用的な範囲でメガトルク化するために必要な大口径モータの設計課題を示し、節円縦振動モードを利用した大口径モータの設計法を提案した。
- 節円縦振動モードを利用した直径 120mm モータを設計、試作し、最大トルク 40N・m を得た。
- トルク合成型ステータモータ実現のために、使用するねじり振動モードが異なる基本モード型、節円モード型の2つのねじり振動トルク合成器を提案した。
- 2つのねじり振動トルク合成器のトルク係数算出式を導出し、その有効性を実験的に確認した。
- 節円モード型トルク合成器を利用したトルク合成型ステータモータを試作し、モータ動作を確認した。

このトルク合成型モータの特徴は、単に高トルク化のみでなく、その設計における柔軟性にもある。例えば単純に1つのモータだけを用いたのでは、設計、試作後に最大トルクを変更することはできないが、トルク合成型モータではモータ数や振動子数を変化させることでこれに柔軟に対応できる。この柔軟性は別の角度からみると、このモータが耐故障性など実用上重要な性質を備えたものになる可能性なども示唆している。

7.2 今後の課題・展望

本研究において、すべての課題が解決したわけではなく、今後さらに多種多様な構成の提案やその最適化が検討される中で、どの方策が最も実用的であるかなどの優位性を明確にしていく必要がある。ここでは、本研究で提案したトルク合成型モータの構成に関する課題を中心にまとめ、今度の課題、展望とする。

- 駆動軸結合モータのメガトルク化
本研究ではそのメガトルク化の可能性が示されただけで、実際に実現されたわけではない。今後、実際にメガトルクオーダの最大トルクの確認まで試作検討を重ねていくことが必要である。
- ねじり振動トルク合成器の最適化
ねじり振動トルク合成器に関しては、今後、大振幅特性、出力パワー、効率特性とその測定法、合成器、振動子の共振周波数差の影響などを明らかにし、アプリケーションに対応した最適設計法を確立する必要がある。
- 縦-ねじり複合振動系の出力合成システム
ねじり振動トルク合成器にいかに関節振動を結合、励振させるかは、トルク合成型ステータモータを実現するための課題の1つとして残されている。本研究では、縦振動系は非共振駆動としたが、今後、いかに縦振動系をも共振駆動できるようにするか、またどのような縦振動モードを利用していくかが重要な検討事項である。この課題の解決は、縦-ねじり複合振動系の設計法として、他の強力超音波応用でも重要なものとなる可能性がある。
- トルク変成効果の利用
トルク変成効果の利用に関しては本研究の範囲外ながら、提案したねじり振動トルク合成器ではこの効果も含まれたものになっている。このトルク変成効果を積極的に取り入れることができれば、さらにトルク・重量比の高いモータ実現の可能性もある。
- モード変換を利用した合成法
たわみ振動や縦振動からのモード変換を利用してねじり振動を発生し、その出力を合成する方法などの可能性も検討していく必要がある。

謝辞

本研究を進めるにあたり、興味深い研究テーマを与えてくださり、指導教官として終始ご指導いただいた上羽貞行教授に心より感謝いたします。上羽先生には、学問的な助言のみならず、研究者としての心構え、さらには筆者が研究者として人生をやり直す機会を与えていただきました。また、研究の遂行にあたり複合振動子型超音波モータ研究の先駆者として適切なお助言をもってご指導いただいた中村健太郎助教授に心より感謝いたします。中村先生には、博士課程入学前から公私にわたり相談にのっていただきました。論文をまとめるにあたり機会あるごとにご指導、ご助言をいただいた審査教官の大槻茂雄教授、関根松夫助教授、渡邊澄夫助教授をはじめとする、本学電子システム専攻の教官方に感謝いたします。

振動解析や数値解析においてご協力いただいた小池義和助手に心から感謝いたします。本研究における振動系の設計において、小池助手の作成した有限要素法プログラムが大いに力を発揮したことは特筆に値します。実験、工作の面でお世話になった石井孝明助手に感謝いたします。石井助手の旋盤やラッピングなどの加工技術には助けられました。研究室での生活においていろいろとお世話になった高橋久徳技官にも感謝いたします。

モータの試作、加工において精密工学研究所工場の和田助手、岡部氏、長峰氏、故黄木氏には言葉では言い尽くせないほどお世話になりました。加工のみならず設計においても有益なアドバイスを多くいただき、本論文が完結をみたのは工場の方々のご協力のおかげであります。

学会、研究会などの場では、強力超音波分野の先駆者であられる山形大学の富川義朗教授、足立和成助教授、神奈川大学の辻野次郎丸教授、東京大学の黒澤実助教授、新潟職業能力開発短期大学の梅田幹雄氏、元本学精密工学研究所技官の津田米雄氏をはじめとする諸先生方から多くを教えていただきました。ここに感謝の意を表します。

現航空自衛隊の森川龍介氏には、学問的な相談にのっていただくと同時に、車での送り迎えをしていただきました。また、元本学精密工学研究所助手の Pan Haitao 女史にも公私にわたり相談にのっていただきました。研究生1年を含む4年間を平穏、無事に過ごせたのも、口うるさい筆者と根気強くつきあってくださった北村清孝氏をはじめとする博士課程、修士課程、学部学生のみなさんのおかげであります。心から感謝するとともに、みなさんの今後のご活躍を心からお祈りする所でございます。特に、トルク合成型ステータモータを共に研究した University of Missouri-Rolla の James Robert Friend 氏、複合振動子型超音波モータの最適構造について共に研究した Lee Dongkyung 君、大口径モータを共に研究した現三菱電機の鳥居令和君、ねじり振動トルク合成器を共に研究した修士2年の真金文雅君、高草木将彦君、大口径ねじり振動子やモータの同期運転について共に議論した故木原学君に感謝すると共に、本論文の実験データの一部は彼らの協力で得られたものであることをここに記し、感謝いたします。また、すばらしいコンピュータ環境を提供してくれた修士1年の平泉啓君、本論文を編集するにあたって L^AT_EX のスタイルファイルをメンテナンスしてくれた修士2年の大谷敬亮君にも心から感謝いたします。秘書の伊藤さんには、おいしいケーキのお礼を言わせていただきます¹。さらに、筆者が学部、修士の学生であったころお世話になった諸先輩方にもお礼申し上げます。

最後に公私にわたって筆者を応援してくださった久田見篤氏をはじめとするマツダ株式会社横浜研究所の皆様感謝すると共に、終始あたたかく見守ってくれた両親と兄夫婦、叔母に感謝し、本論文の締めくくりといたします。

¹修士2年の荒牧千恵さんのケーキもおいしかったことをここに特記します。

参考文献

- [1] J. Satonobu, S. Ueha, K. Nakamura: "A study on the mechanism of a scientific toy "Girigiri-Garigari" ", Jpn. J. Appl. Phys., Vol. 34, Part 1, No. 5B, pp. 2745-2751 (1995).
- [2] K. Nakamura, M. Maruyama, S. Ueha: "A new ultrasonic motor using electro-rheological fluid and torsional vibration", Ultrasonics, Vol. 34, pp. 261-264 (1996).
- [3] H. V. Birth: "Ultrasonic driven motor", IBM Tech. Disclosure Bull., Vol. 16, No. 7, p. 2267 (1973).
- [4] V. V. Lavinenko, V. S. Vishnevski, A. Kartashev: Radio Electron, Vol. 13, p. 57 (1976).
- [5] 例えば、S. Ueha, Y. Tomikawa: "Ultrasonic motors, Theory and application", Oxford University Press (1993).
- [6] 例えば、S. Ueha: "Present state of the art of ultrasonic motors", Proc. 9th Symp. on Ultrason. Electr., Jpn. J. Appl. Phys. Vol. 28, Suppl. 28-1, pp. 3-6 (1988).
- [7] 見城尚志, 指田年生: "超音波モータ入門", 総合電子出版 (1991).
- [8] M. Kurosawa, S. Ueha: "Single-phase drive of a circular ultrasonic motor", J. Acoust. Soc. Am., Vol. 90, No. 4, Part 1, pp. 1723-1728 (1991).
- [9] 辻野次郎丸, 中井健太郎ほか: "直径 20mm の超音波モータの振動特性および負荷特性について - 縦-ねじり変換を用いた超音波回転装置 (14) -", 平成 9 年春季日本音響学会講演論文集, 2-2-16, pp. 1083-1084 (1997).
- [10] 小池義和, 真金文雅ほか: "縦-ねじり結合振動励振用斜めスリットを有するランジュバン型振動子の振動解析", 電子情報通信学会技術研究報告, US97-55, pp. 15-20 (1997).
- [11] 進行波型超音波モータ原理・製品説明書, 新和商事株式会社 (1993).
- [12] K. Nakamura, S. Ueha: "Performance of a hybrid transducer-type ultrasonic motor as a function of the size", Ultrasonic Symposium, pp557-560 (1994).
- [13] K. Nakamura, T. K. Hwa, M. Kurosawa, S. Ueha: "A high torque hybrid transducer-type ultrasonic motor", Proc. IFToMM-jc International Symposium on Theory of Machine and Mechanisms, pp. 826-831 (1992).
- [14] M. Kurosawa, S. Ueha: "Hybrid transducer type ultrasonic motor", IEEE Trans. Ultrason. Ferroelec. Freq. Control, Vol. 38, No. 2, pp. 89-92 (1991).
- [15] 黒澤実: "複合振動子型超音波モータに関する基礎的研究" 東京工業大学博士論文 (1989).
- [16] 中村健太郎: "複合振動子型超音波モータの設計に関する研究" 東京工業大学博士論文 (1992).
- [17] 高野剛浩: "モード縮退型超音波モータの構成法に関する研究", 東京工業大学博士論文 (1993).
- [18] 高橋貞行, 大西修ほか: "縦-振り複合振動を利用した超音波モータ", 昭和 63 年秋季日本音響学会講演論文集, 2-4-10, pp. 821-822 (1988).

- [19] K. Nakamura, M. Kurosawa, S. Ueha: "Characteristics of a hybrid transducer-type ultrasonic motor", IEEE Trans. Ultrason. Ferroelec. Freq. Control, Vol. 38, No. 3, pp. 188-193 (1991).
- [20] K. Nakamura, M. Kurosawa, S. Ueha: "Design of a hybrid transducer type ultrasonic motor", IEEE Trans. Ultrason. Ferroelec. Freq. Control, Vol. 40, No. 4, pp. 395-401 (1993).
- [21] 例えば、青柳学, 高橋直ほか: "対象構造の縦2次-振り1次振動利用超音波モータ", 平成5年春季日本音響学会講演論文集, 3-1-14, pp. 853-854 (1993).
- [22] メカトロアクチュエータカタログ, 日本精工株式会社 (1994).
- [23] MD 製品総合カタログ, 横川プレシジョン株式会社 (1996).
- [24] 佐久間佐久良雄, 森栄司: "ボルト締め電気ひずみねじり振動子", 日本音響学会誌, Vol. 28, No. 3, pp. 117-126 (1972).
- [25] 青柳学, 富川義朗: "縦-振り振動利用の超音波モータ/アクチュエータ-高トルク構成の実験的検討-", 日本音響学会誌, Vol. 49, No. 9, pp. 607-614 (1993).
- [26] K. Adachi, U. Konno, S. Masaki: "Development of bolt-clamped Langevin-type transducer with high mechanical quality factor for excitation of large torsional vibration", Jpn. J. Appl. Phys., Vol. 33, Part 1, No. 2, pp. 1182-1188 (1994).
- [27] K. Itoh, E. Mori: "Ultrasonic power accumulation by use of directional convertter", Jpn. J. Appl. Phys., Vol. 20, Suppl. 20-3, pp. 173-176, (1981).
- [28] 機械振動系と電気回路のアナロジに関しては、例えば、
永井健三, 近野正ほか: "電子回路素子としての電気・機械振動子とその応用", コロナ社 (1974).
- [29] 振動系の応答の数値解析に関しては、例えば、
加川幸雄: "有限要素法による振動・音響工学/基礎と応用", 培風館 (1981).
戸川隼人: "有限要素法による振動解析", サイエンス社 (1984) など
- [30] 木原学, 小池義和ほか: "複合振動子型超音波モータの同期運転", 平成7年春季日本音響学会講演論文集, 2-P-21, pp. 1091-1092 (1995).
- [31] 円柱のねじり振動の一般解については例えば、
Karl F. Graff: "Wave Motion in Elastic Solids", Clarendon Press, Oxford (1975).
- [32] Y. Koike, M. Kihara, J. Satonobu, K. Nakamura, S. Ueha: "A peripherally bolted torsional Langevin vibrator with large diameter", J. Acoust. Soc. Jpn. (E), Vol. 18, No. 5, pp. 239-246 (1997).
- [33] 例えば、辻野次郎丸: "金属および高分子材料の超音波溶接について", 電子情報通信学会誌, Vol. J80-A, No. 10, pp. 1597-1613 (1997).
- [34] 森栄司, 伊藤勝彦ほか: "節結合による振り振動合成治具 (1)", 昭和44年秋季日本音響学会講演論文集, 2-1-15, pp. 173-174 (1969).

- [35] 佐久間佐久良雄, 森栄司: “曲げ振動を用いた多軸ねじり振動合成・分配器”, 日本音響学会誌, Vol. 30, No. 6, pp. 329-335 (1974).
- [36] 長嶋秀樹, 上羽貞行: “縦・ねじり組み合わせ振動系の検討”, 日本音響学会誌, Vol. 45, No. 2, pp. 94-100 (1989).
- [37] Y. Koike, N. Fujihara, K. Nakanura, S. Ueha: “Longitudinal-torsional hybrid transducer with a longitudinal resonance tuning electric port”, J. Acoust. Soc. Jpn. (E), Vol. 16, No. 3, pp. 181-183 (1995).

関連発表

本論文に関する発表

論文

1. Jun Satonobu, Norikazu Torii, Kentaro Nakamura, Sadayuki Ueha: "Construction of megatorque hybrid transducer-type ultrasonic motor", Jpn. J. Appl. Phys., Vol. 35, Part 1, No. 9B, pp. 5038-5041 (1996).
2. 里信純, 木原学, 小池義和, 中村健太郎, 上羽貞行: "複数の複合振動子型超音波モータの電氣的直列接続運転", 電子情報通信学会誌, Vol. J80-A, No. 10, pp. 1718-1727 (1997).
3. Jun Satonobu, Fumimasa Magane, Yoshikazu Koike, Kentaro Nakamura, Sadayuki Ueha: "Development of the torque accumulation method for a torsional vibration system", IEEE Trans. on UFFC, Vol. 44, No. 6, pp. 1348-1354 (1997).
4. Jun Satonobu, Kentaro Nakamura, Sadayuki Ueha: "Torque accumulation for hybrid transducer ultrasonic motors using a coaxial driveshaft connection mechanism", J. Acoust. Soc. Jpn. (E), Vol. 19, No.1, pp. 39-49 (1998).

国際会議

1. Jun Satonobu, James R. Friend, Kentaro Nakamura, Sadayuki Ueha: "A torque accumulation method for torsional vibration applications", WORLD CONGRESS ON ULTRASONICS '97, 1CP11, pp. 158-159

研究会及びシンポジウム

1. 里信純, 鳥居令和, 上羽貞行, 中村健太郎: "複合振動子型超音波モータの高トルク化の検討", 電気情報通信学会技術研究報告, US95-70, pp. 17-22 (1995).
2. 里信純, 鳥居令和, 中村健太郎, 上羽貞行: "大口径複合振動子型超音波モータの試作", 強誘電体応用会議, 31-P-4, pp. 151-152 (1996).
3. 真金文雅, 里信純, 小池義和, 中村健太郎, 上羽貞行: "ねじり振動パワー合成法の検討", 超音波エレクトロニクスの基礎と応用に関するシンポジウム, OH2, pp. 227-228, (1996).
4. 里信純, 中村健太郎, 上羽貞行: "トルク合成法を用いた複合振動子型超音波モータの高トルク化", 電気情報通信学会技術研究報告, US97-84, pp. 33-40 (1997).

学会口頭発表

1. 里信純, 藤原信緒, 上羽貞行, 中村健太郎: "φ 120mm モータの試作 - 複合振動子型超音波モータの高トルク化(4) -", 日本音響学会平成7年春季, 3-2-10, pp. 1043-1044 (1995).
2. 里信純, 上羽貞行, 中村健太郎: "複合振動子型超音波モータのトルク合成法の検討", 日本音響学会平成7年秋季, 3-9-15, pp. 1095-1096 (1995).

3. 鳥居令和, 里信純, 上羽貞行, 中村健太郎: “直径 120mm モータの振動系の改善とモータ特性—複合振動子型超音波モータの高トルク化 (5)—”, 日本音響学会平成 7 年秋季, 3-9-14, pp. 1093-1094 (1995).
4. 里信純, 石井孝明, 中村健太郎, 上羽貞行: “振動系の改善と駆動法の検討—複合振動子型超音波モータのトルク合成法の検討 (2)—”, 日本音響学会平成 8 年春季, 1-10-12, pp. 949-950 (1996).
5. 里信純, 真金文雅, 小池義和, 石井孝明, 中村健太郎, 上羽貞行: “ねじり振動パワー合成法の検討”, 日本音響学会平成 8 年秋季, 1-9-12, pp. 931-932 (1996).
6. 里信純, 中村健太郎, 上羽貞行, James R. Friend: “節円を利用したねじりパワー合成とこれを用いたモータ構成法”, 日本音響学会平成 9 年春季, 2-2-18, pp. 1087-1088 (1997).

その他の関連発表

(超音波振動系、振動一回転変換機構、超音波モータに関するもの)

論文

1. Jun Satonobu, Sadayuki Ueha, Kentaro Nakamura: “A study on the mechanism of a scientific toy “Girigiri-Garigari””, Jpn. J. Appl. Phys., Vol. 34, Part 1, No. 5B, pp. 2745-2751 (1995).
2. Yoshikazu Koike, Manabu Kihara, Jun Satonobu, Kentaro Nakamura, Sadayuki Ueha: “A peripherally bolted torsional Langevin vibrator with large diameter”, J. Acoust. Soc. Jpn. (E), Vol. 18, No. 5, pp. 239-246 (1997).

研究会及びシンポジウム

1. 里信純, 上羽貞行, 中村健太郎: “振動一回転変換おもちゃ “ぎりぎりがりがり” の動作機構”, 電気情報通信学会技術研究報告, US94-76, pp. 45-52 (1994).
2. 里信純, 上羽貞行, 中村健太郎: “振動一回転変換おもちゃ “ぎりぎりがりがり” の動作機構の検討”, 超音波エレクトロニクスの基礎と応用に関するシンポジウム, PB-43, pp. 247-248 (1994).
3. 小池義和, 木原学, 里信純, 中村健太郎, 上羽貞行: “外締め構造を有する大口径ボルト締めランジュバン型ねじり振動子”, 電気情報通信学会技術研究報告, US96-37, pp. 1-8 (1996).

学会口頭発表

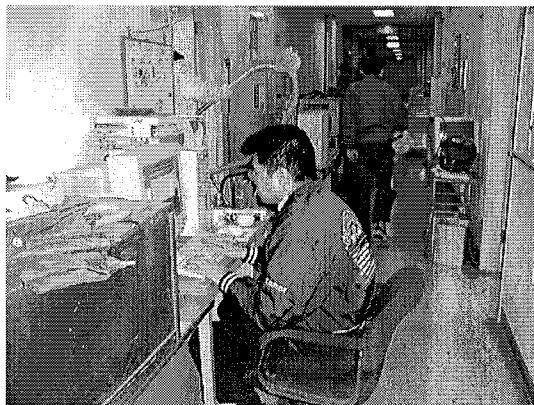
1. 里信純, 上羽貞行, 中村健太郎: “振動一回転変換おもちゃ “ぎりぎりがりがり” の動作機構の検討”, 日本音響学会平成 6 年秋季, 3-P-12, pp. 1199-1200 (1994).
2. 木原学, 里信純, 小池義和, 上羽貞行, 中村健太郎: “大口径ボルト締めランジュバン型ねじり振動子の周波数設計に関する一検討”, 日本音響学会平成 8 年春季, 1-10-7, pp. 939-940 (1996).
3. Lee Dongkyung, 里信純, 中村健太郎, 上羽貞行: “複合振動子型超音波モータの構造の最適化—縦振動系における摺動面とノード位置の一致—”, 日本音響学会平成 10 年春季, (1998) (発表予定).
4. 高草木将彦, 里信純, 中村健太郎, 上羽貞行: “負荷放射体の最適設計—ねじり振動系パワー測定法の検討—”, 日本音響学会平成 10 年春季, (1998) (発表予定).

著者紹介

- 1964年8月 広島県に生まれる
1987年3月 東京工業大学工学部情報工学科卒業
1989年3月 東京工業大学大学院総合理工学研究科電子システム専攻修士課程了
1989年4月 マツダ株式会社入社
1994年3月 同退社
1994年4月 東京工業大学精密工学研究所研究生
1995年4月 東京工業大学大学院総合理工学研究科電子システム専攻博士後期課程入学
1998年3月 同修了予定
1998年4月 広島大学工学部 勤務予定

超音波アクチュエータ、モータ、および強力超音波振動系設計の研究に従事。
趣味はウエイトトレーニングとカロリー、栄養の計算。

著者近影（撮影 荒牧千恵さん）
（研究室大掃除の日、部屋を追い出されて廊下にて執筆作業中）



トルク合成法を用いた複合振動子型超音波モータの高トルク化に関する研究

著者 里信 純

指導教官 上羽 貞行教授

1997年12月26日 初版発行

1998年2月24日 改訂版発行

東京工業大学 精密工学研究所 上羽・中村研究室

〒226 神奈川県横浜市緑区長津田町4259 TEL 045-924-5052