

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	棒状超音波モータの摩擦力制御特性改善に関する研究
Title(English)	
著者(和文)	青柳学
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:乙第3182号, 授与年月日:1998年4月30日, 学位の種別:論文博士, 審査員:
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:乙第3182号, Conferred date:1998/4/30, Degree Type:Thesis doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

棒状超音波モータの摩擦力
制御特性改善に関する研究

1998 年 2 月

青 柳 学

目次

第 1 章 緒論	1
1.1 超音波モータに関する研究の経緯と係り	1
1.1.1 全般的な研究経緯	1
1.1.2 超音波モータ研究への係り	1
1.1.3 研究上の課題	3
1.2 本研究の目的と意義	4
1.3 本論文の構成と要旨	5
参考文献	7
第 2 章 縦一振り・棒状モータの構成	9
2.1 緒言	9
2.2 基本原理	9
2.3 ステータ振動子の基本構造	10
2.3.1 ボルト締め Langevin 型振動子	10
2.3.2 圧電セラミックス軸方向配置型振動子	11
2.4 縦一振り振動利用超音波モータの構成法	12
2.4.1 従来の縦一振り振動モード利用超音波モータの構成	12
2.4.2 新構成法	13
2.5 結言	15
参考文献	16
本章内容の発表論文	17
第 3 章 超音波モータの接触・複合振動体としての動特性	19
3.1 緒言	19
3.2 付加質量型縦一振り超音波モータ	19
3.3 ロータ・ステータの接触の様子	20
3.3.1 測定原理と方法	20
3.3.2 振動モードと接触の様子	21
3.3.3 ロータ構造と接触の様子	28
3.3.4 従来型の縦一振り振動超音波モータとの接触制御の比較	32
3.4 反共振点近傍での動作	34
3.5 駆動と発熱	35

3.5.1	ステータ振動子の発熱	35
3.5.2	圧電セラミックスのハイパワー特性	36
3.6	摩擦面の研磨と特性	39
3.7	突起の影響	40
3.8	結言	41
	参考文献	43
	本章内容の発表論文	44
第4章	縦一振り・棒状モータの試作特性	46
4.1	緒言	46
4.2	ロータ・共振子兼用の縦一振り・超音波モータ	46
4.2.1	構成	46
4.2.2	振動子の性能と圧力ー共振周波数特性	49
4.2.3	モータ試作特性	50
4.3	圧電セラミックス軸方向配置型超音波モータ	51
4.3.1	ステータ振動子のモータの構成方法	51
4.3.2	Type A の試作	51
4.3.3	Type B の試作	54
4.4	大口径の縦一振り・超音波モータ	56
4.4.1	構成	56
4.4.2	ステータ振動子の性能	59
4.4.3	超音波モータの試作特性	60
4.5	細棒構成・対称構造超音波モータ	61
4.5.1	モータ構造	61
4.5.2	ロータ予圧力と共振周波数の変化	62
4.5.3	負荷特性	63
4.6	結言	64
	参考文献	66
	本章内容の発表論文	67
第5章	超音波モータの等価回路	70
5.1	緒言	70
5.2	超音波モータの等価回路の作成	70
5.2.1	等価回路の作成要素	70

5.2.2	入力部（ステータ振動子）の等価回路表示	71
5.2.3	出力部の等価回路	72
5.2.4	超音波モータの等価回路と動作原理	73
5.3	等価回路上での動作原理	75
5.3.1	発生トルク	75
5.3.2	無負荷回転速度	77
5.3.3	振動子の発生パワー	77
5.4	異形モード縮退型モータの等価回路表示とその応用例	80
5.4.1	最大トルクの見積り	80
5.4.2	出力等価回路での負荷特性	82
5.4.3	パワーに関する等価回路考察	83
5.5	モード回転型モータの等価回路表示とその応用例	87
5.5.1	試作モータ及び諸特性	87
5.5.2	試作モータの動作原理及び考察	90
5.5.3	ステータ振動子の等価回路表示	93
5.5.4	モータの出力特性とパワー伝送の考察	95
5.6	結言	102
	参考文献	104
	本章内容の発表論文	106
第 6 章	結論	108
6.1	本研究で得られた成果	108
6.2	今後の課題	110
	謝辞	111
	発表論文リスト	112
	付録 A.1 伝送線路法による振動解析	124
	付録 A.2 振動子径と振動特性	131
	付録 A.3 等価接触半径	134
	付録 A.4 圧接力和接触時間の関係	135
	付録 A.5 Flexural-Shear mode 音片の力係数	137

付録 A.6 インピーダンス形式の等価回路

140

第 1 章 緒論

本章では、今までに超音波モータに関して行われた研究の経緯と、基本原理、特徴を述べる。次に、この結果から得られる問題点や課題を明かにし、本研究の目的とその意義および構成、ならびに本論文の概要を述べる。

1.1 超音波モータに関する研究の経緯と係り

1.1.1 全般的な研究経緯

超音波モータの研究開発の始まりは'60年代にさかのぼる。旧ソ連邦や欧米で行われていたようであるが、実用化などの報告はなされていない。特に、旧ソ連邦での研究は活発に行われていたようで、様々な方式の超音波モータが研究の初期に登場していたようである¹⁾。しかし、その存在が知られるようになったのは最近のことである。国内で研究開発が行われるようになったのは'80年代に入ってからである。超音波モータが注目され、期待され始めたのは、指田氏（現新生工業代表取締役）が振動片型超音波モータ（突っつき型）に続いて進行波型超音波モータ（回転型）の試作の成功と電磁モータにはない特性が報告されてからである^{2,3)}。以来、様々な研究機関で超音波モータの開発が行われ、数多くの超音波モータの特性が明らかになり、幾つか実用化されている⁴⁾。初めに、カメラのレンズの自動焦点用駆動モータに円環状進行波型モータが、その後、円柱型進行波型モータが同応用に実用化された^{5,6)}。続いて、ロールカーテンの巻き上げ用に、円板状進行波型モータや縦-振り振動利用モータが実用化された⁷⁾。その他、板の縦-屈曲振動利用リニアモータが位置決め用モータや自走式のおもちゃに⁸⁾、縦-屈曲結合振動を利用したモータがX-Yステージに⁹⁾、最近では、時計のサイレントアラームに円板状定在波型モータが実用されている¹⁰⁾。このように、年々実用化の数が増えていることは、工学的にニーズがあり、期待されていることの証である。

1.1.2 超音波モータ研究への係り

筆者も上記のような工学的なニーズに刺激されて1989年より本格的に超音波モータの研究に着手した。円板状超音波モータも含めいくつかの研究テーマを手がけたが、特に棒状超音波モータに主力を注いだ。縦振動や振り振動を主体とした棒状並びに板状構成は基本的に外部からの大きな予圧力に耐えられる内部インピーダンスの高い超音波モータが構成できるからである。本論文はこのような超音波モータを体系的に研究した結果をまとめた

ものである。その結果、超音波モータについて次のような理解を得るに到っている。

まず、超音波モータとは、電力を機械力に変換するトランス 듀ーサと定義することができる。その変換の過程に摩擦力が入ってくる。超音波モータの動作原理は、電力を超音波機械振動に変換し、振動子端に質点の楕円軌跡を形成させ、搬送物体を接触させることによって生じる物体間の摩擦力により、一方向に連続して動作させることである。この質点の楕円運動を形成する方式が、各種の超音波モータの方式となっている。

現在、超音波モータの方式は大きく分けて、進行波型と定在波型に分類される⁴⁾。前述の進行波型モータは厳密には定在波モード回転型であり、実際の進行波（後退波を含まない）を利用していない。純粹に進行波を利用しているものは、極く一部である^{11,12)}。このことより、ほとんどが定在波型である。超音波振動子の共振現象を利用しているため、定在波利用が多いのは当然であると思われる。

さらに分類することができ、超音波モータの構成法は多種多様になる。質点の楕円軌跡を形成するためには、基本的には互いに直交する振動変位成分に時間的に位相差を与える。その位相差の与え方によって、楕円軌跡が変化する。電氣的に位相差を与える方式と、機械的に与える方式があり、それによっても更に分類される。

超音波モータが国内で注目されるようになった理由は、工学的に要求される特徴ある性能があったからである。超音波モータの性能の特徴として、その研究当初よりあげられているものを以下に示す。

(長所)

1. 低速時に高トルクを発生できる。
2. そのため、減速機を使わずに直接駆動が可能である。
3. 回転イナーシャを小さくすることができる。
4. そのため、高速応答性に優れている。
5. 自己保持力がある。
6. 静粛性に優れている。
7. 電磁誘導による障害を受けず、かつ与えない。
8. 構造に自由度がある。
9. 直線移動型モータが容易に構成できる。
10. 小型軽量で高出力を発生できる。

(短所)

1. 摩耗の為寿命が短い。
2. 高周波電源が必要である。

現在、研究が進むに従い、幾つか現状にあわなくなっている点もある。短所の 1. の点については、耐摩耗材の改善が進み、連続動作数千時間を達成している¹³⁾。また、長所の点でも最適設計を研究する上で、ロータ形状は決定されるため、8. はステータの方にのみあてはまる。9. は同一体積で弾性エネルギーが磁気エネルギーよりも大きいことに起因している。実用化された超音波モータを見ると、長所の 3., 5., 6., 8. の点について利用されたようである。

超音波モータは、実用面での研究が先に行われ、進行波型や複合振動子型等で設計や詳細な動作解析が行われ^{14, 15)}、他の方式の超音波モータも動作解析が試みられている¹⁶⁻¹⁸⁾。筆者はこれらによって超音波モータの研究はある程度進展したと思われるが、実際の様子と異なる点があるように見受けられるのか、または難しく扱いすぎるためか、広く利用されるに至っていないように思われる。この点では、未だ設計法なるものが確定されていないと言える。言い換えれば、考慮すべき要素が非常に多く、設計の際に省かれる要素も数多く存在することを意味する。

超音波モータは、電気-音響変換子を用いている。その多くは圧電セラミックスを用いている。さらに、摩擦を介してロータやスライダーに動力を伝達する。その為、超音波モータはこれらの 2 つのエネルギー変換過程を有する。前者は電気機械変換効率で支配され、従来よりよく知られ、振動子の評価に用いられる。後者は、超音波モータ特有であり、摩擦力によってどれだけ振動が動力に変換されたかと言う振動変換効率で支配される。超音波モータの効率とは、この 2 つの効率の積で表される。後者の取り扱いが最も困難である。摩擦の性質上、温度や湿度、表面の状態等で大きく特性が変化してしまう。その為、詳細な解析を行っても、実験値と一致するのはまれである。現在において、摩擦の問題が一番取扱い難く、超音波モータの設計を困難にしている。

1.1.3 研究上の課題

ここで、改めて超音波モータの動作原理について述べてみる。多種の超音波モータが存在するが、動作原理はすべて同じと考えられる。それは、超音波モータはロータとの摩擦力を制御する振動と回転力を発生させる振動の組合わせで構成されており、それらによって質点に楕円運動を生じさせ、周期的に変化する回転力から一方向の力を取出すことである。そのため、摩擦力を効率よく制御することが超音波モータの性能向上に直結する。現在製作されている超音波モータは予想される性能を十分に出しておらず、その性能向上には摩擦力制御特性の改善が必要であると思われる。また、上述のことは形状や使用する振動モードなどが異なる超音波モータの間で唯一共通する点である。つまり、各種の超音波モータで異なる点は、電気音響変換子部分のみとみなされ、電気機械等価回路で超音波モー

タを表現する場合にも変換子部分のみが異なると考えられる。等価回路による考察はこれまでもなされてきたが、特定の超音波モータに限られてきた。しかし、以上のことを考慮すれば、統一的な表現が可能となる。また、等価回路は設計や動作解析に用いられてきたが、詳細な等価回路には、非線型素子を用いることが多く、取扱いが面倒であり、多くの計算時間を有するようである。また、簡単な等価回路も報告されているが、物理量の明確さに問題があるように見受けられる¹⁹⁾。従って、取扱いやすく、実際的な等価回路が必要とされている。しかも、その等価回路は製作した超音波モータの診断の機能を持たせることによって、超音波モータの性能向上に大いに有益となる。すなわち、だれもが、Mason の等価回路のように、容易に表現でき、利用できる超音波モータの等価回路が望まれている。これらの問題は超音波モータの構成をアイディア豊かに案出するのと同様に重要なポイントとして筆者には認識された。

1.2 本研究の目的と意義

筆者が色々研究した中でも縦振動や振り振動を利用した棒状超音波モータは、大きなロータ予圧力に耐えられ、大きな摩擦力を発生・制御できるため、大きな機械出力を得ることができる。しかし、さらに予圧力を増大させた場合、大きな摩擦力の制御を行うことが困難になり、出力や効率の低下を招く。したがって、大きな予圧力下でロータとの接触を効率よく確実に制御する方法や大きな出力を取出す構成法が必要である。これまでの棒状超音波モータでは、ロータは縦振動の共振周波数の調整に使用され、ステータの縦振動に追従する形の接触であった。

本研究の目的は、棒状超音波モータの新しい構成法による摩擦力制御特性の改善と超音波モータの電気機械等価回路表現による性能設計・性能評価手法の確立である。具体的には、ロータ上の縦振動を積極的に利用し、ロータとステータが互いに反発し合う形態の縦振動で確実に大きな摩擦力の制御を可能にする「アメリカンクラッカー方式」を提案し、その有用性を検討する。また、超音波モータの非線形現象が取扱い易く、異なる超音波モータでも統一的に性能評価ができ、パワーに関しては線形回路である電気機械等価回路を提案し、これを用いて本方式が摩擦力制御特性の改善に有効であることを示すとともに、実験によりそれらの妥当性を示す。これより、等価回路の使用法が広く理解され、実用的なものとなることによって、超音波モータの性能評価、設計が比較的容易に行われ、性能向上に向けた開発や実用化が促進される。

1.3 本論文の構成と要旨

本論文は以下に述べる 6 章から構成されている（構成図参照）。

第 1 章「緒論」では、これまでの超音波モータに関して研究の経緯、基本原理、特徴を述べ、問題点や課題を明かにし、研究の目的とその意義および論文の概要を述べた。

第 2 章「縦一振り・棒状モータの構成」では、棒状振動子の縦振動一振り振動の共振を利用した超音波モータの動作原理と新しい構成を提案した。すなわち、ロータに生じる縦振動の積極的な利用によりステータと逆位相で接触する「アメリカンクラッカー方式」を提案し、それを基本とした「振動子組合せ型」や「2 重モード振動子型」が構成できることを述べた。

第 3 章「超音波モータの接触・複合振動体としての動特性」では、ロータとステータ間の接触抵抗を観察することにより、より効率の高い超音波モータを構成するには、ロータ形状と使用する振動モードが重要であることを示した。つまり、ロータがステータと逆位相に振動する時に、接触制御性が良くなることを示し、本研究で提案した縦振動の構成法が有効であることを示した。更に、超音波モータを駆動させる周波数や摩擦面の研磨の状態で、性能や発熱の様子が変化することを示した。

第 4 章「縦一振り・棒状モータの試作特性」では、提案した構成法による超音波モータを試作し、従来型に比べその性能が向上すること、および振動設計が容易、小型化に適する、などの長所を確認した。

第 5 章「超音波モータの等価回路」では、前章までの結果の表現が可能で、かつ、パワーに関しては線形回路であるインピーダンス形式の超音波モータの等価回路を提案し、従来型と新構成法によって構成された超音波モータの性能を比較評価し、新構成法の有効性を表すことができることを示した。さらに、この等価回路で異なる方式の超音波モータの性能を評価できることを示した。

第 6 章「結論」では、本研究で得られた結果を要約した。すなわち、より簡潔な表現とすれば本研究は

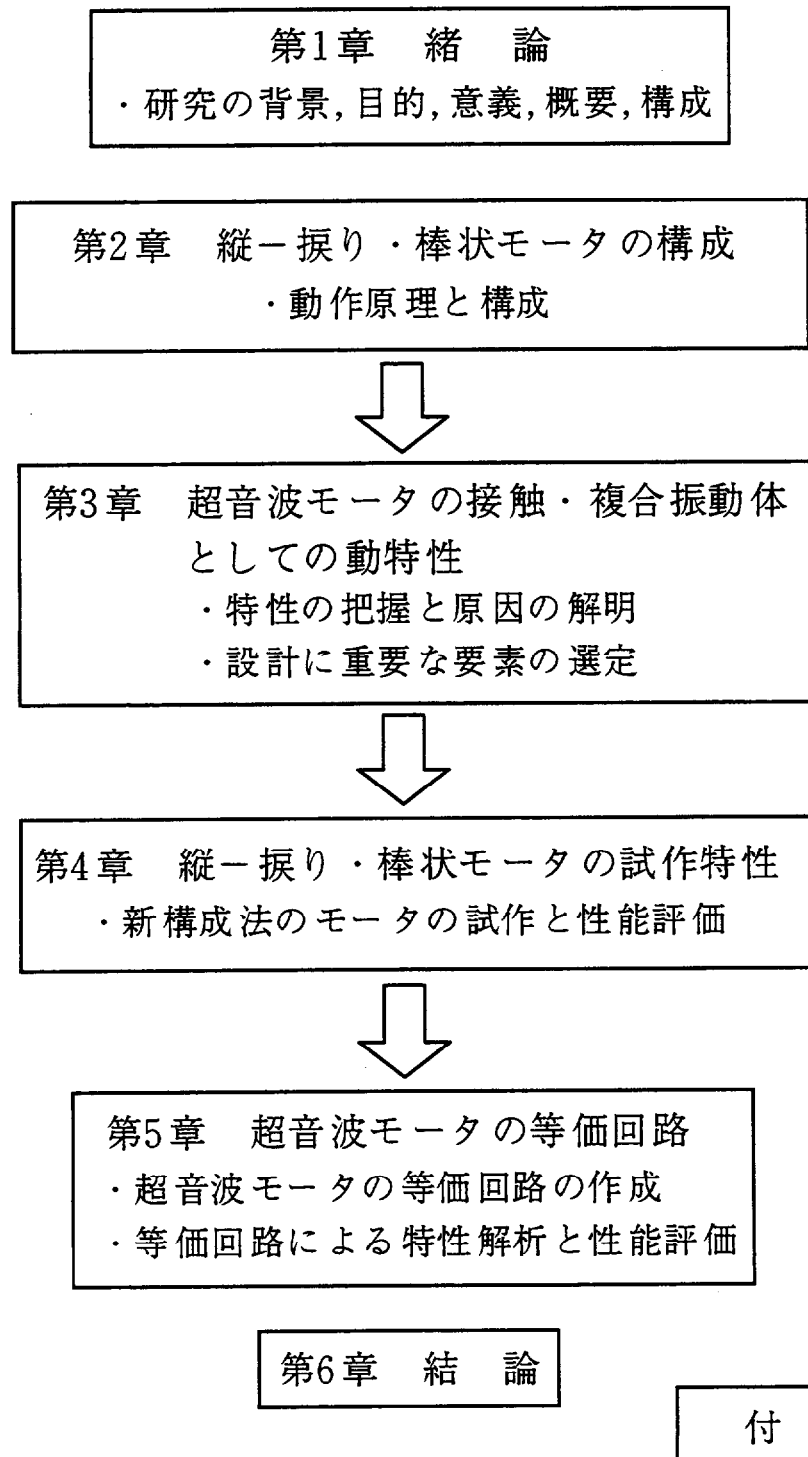
1. 縦・振り振動を利用した棒状超音波モータの開発。
2. 超音波モータの接触・複合振動体としての動特性、一超音波モータの特徴的な現象。
3. 等価回路的特性考察。

となる。また、これらの結果を基にした今後の課題について述べた。

尚、縦一振り振動利用超音波モータの振動子の設計に終始使用した、伝送線路による振動解析方法については、煩雑さをさけるため、付録にまとめた。また、本文中の具体的な計算法ならびにより一般的に活用されている圧電振動子のインピーダンス形式の等価回路表示も同様に付録とした。

棒状超音波モータの摩擦力制御特性改善に関する研究

論文の構成



参考文献

- 1) 黒澤, 上羽 : “解説と展望 超音波モータの研究開発と実用化の進展,” 日本音響学会誌 52 巻 11 号 (1996) pp.910-914.
- 2) 指田年生: “超音波駆動モータの試作,” 応用物理, Vol.51, No.6, pp.713-720(1982).
- 3) 指田年生: 日本特許公報 58-148682, 超音波振動を利用したモータ装置 (1983).
- 4) S.Ueha and Y.Tomikawa : “Ultrasonic Motors —Theory and Applications—”, Oxford University Press, London, (1993).
- 5) 細江: “自動焦点レンズ用超音波モータ,” 超音波テクノ, 1.2(5 月号) 36-41(1989).
- 6) I. Okumura : Proc. IFFToMM-jc. Int. Symp. Theory of Machines and Mechanisms (1992) P.836.
- 7) M.Kurosawa and S.Ueha : “Hybrid Transducer Type Ultrasonic Motor,” IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.38, No.2, March 1991, pp.89-92.
- 8) T.Takano and Y.Tomikawa : “Lineally Moving Ultrasonic Motor Using a Multi-Mode Vibrator,” Japanese Journal of Applied Physics, Vol.28 (1989) Suppl. 28-1, pp.164-166.
- 9) 大西、内藤、中澤、山越 : “縦一曲げ結合振動を用いた超音波リニアアクチュエータ”, 日本音響学会誌, 47 巻 1 号 (1991) pp.27-34.
- 10) 高野, 富川, 小笠原 : “円板の屈曲モードを利用する同相駆動型超音波モータ,” 信学会・技術研究報告 US90-50 pp.29-35(1990).
- 11) M.Kuribayashi, S.Ueha and E.Mori : “Excitation Conditions of Flexural Traveling Wave for a Reversible Ultrasonic Motor,” J. Acoust. Soc. Am., 77, 4, pp.1431-1435(1985).
- 12) 高橋, 黒澤, 樋口 : “弾性表面波を用いた 2 次元超音波モータ,” 第 6 回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演, pp.349-354(1994).
- 13) 大西 他: “新摩擦材料による長寿命超音波モータの開発,” 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 36 回研究会資料, pp.5-10 (1993).

- 14) H.Hirata and S.Ueha : “Design of a Traveling Wave Type Ultrasonic Motor,” IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.42 (1995) 225.
- 15) K.Nakamura, M.Kurosawa and S.Ueha : “Design of a Hybrid Transducer Type Ultrasonic Motor,” IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.40, No.4, July 1993, pp.395–401.
- 16) T.Maeno, T.Tsukimoto and A.Miyake : “Finite-element analysis of the rotor/stator contact in a ring-type ultrasonic motor,” IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.39, pp.668–674 (1992).
- 17) O. Yu. Zharii : “Model of an ultrasonic motor with friction-slip motion conversion,” Acoust. Phys. 39(3), May-June 1993, pp.249–254.
- 18) R.Leletty, F.Claeyssen, P.Gonnard, B.Hamonic : “Combined Finite Element, — Normal Mode Expansion Methods for ultrasonic Motor Modeling,” Proc. of 1994 IEEE Ultrasonics Symposium, pp.531–534(1994).
- 19) 見城, 指田 : “超音波モータ入門” 4 章, 総合電子出版社, pp.99–118 (1991).

第 2 章 縦一振り・棒状モータの構成

2.1 緒言

超音波モータは振動モードの選択によって、様々な構成が可能である^{1,2)}。その中に縦振動と振り振動の利用による超音波モータの構成がある。これらの振動は共に、進行波型超音波モータに使用される屈曲振動と比べて、大きな弾性エネルギーを蓄えることができ³⁾、大トルクを発生させるのに好ましい振動といえる。このため、現在までに縦一振りのモード変換子を用いたものや^{4,5)}、縦振動と振り振動を独立に励振可能な複合振動子型^{6,7)}が報告されている。

そこで、筆者はこれらを発展させ、ロータにも縦振動および振り振動を生じさせ、それを積極的に利用する構成法を考案した。これによって、ロータ・ステータ間の縦振動による大きな圧接力を得ることができ、かつ、接触・分離を容易にすることによって、すべり損失の低減が可能と考えられる。また、通常のボルト締め Langevin 型振動子の小型化が困難であるため、小型化が容易な振動子構成を提案した。本章では、上述のような筆者が考案した縦振動と振り振動を組み合わせ応用した棒状の超音波モータの幾つかの構成法について述べる。

2.2 基本原理

動作原理の基本は、図 2.1 に示すように、搬送物と接触する振動子部分の質点に楕円運動を形成することである。楕円の形成にはいくつかの方法が考案されているが¹⁾、基本的には、摩擦を制御する振動と搬送力を発生する振動が必要である。本章では、摩擦制御に縦振動、トルク発生に振り振動を使用する。これらの振動は丸棒振動子上では、振動方向が直交している。質量 m は、被搬送物と接触していて、予圧力 F_c 、摩擦係数 μ で接触している。質量 m には、2つのバネが接続されており、それぞれ駆動源 F_H 、 F_V が接続されている。駆動を時間的に $1/4$ 周期異ならせると、質点 m は楕円運動をする。駆動源 F_V は摩擦力を制御し、駆動源 F_H は搬送力を発生する。質量 m の速度が正方向に最大の時に、被搬送力と接触す

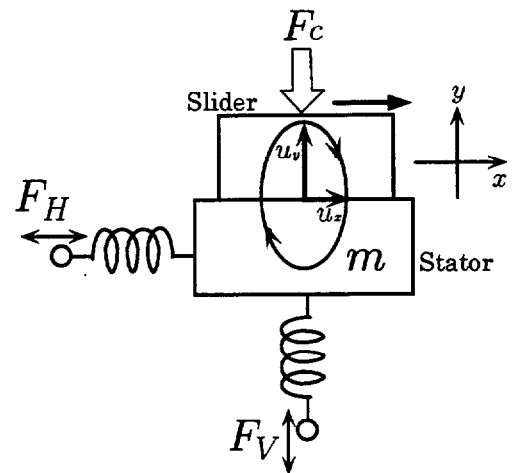


図 2.1 動作原理

ると、 x の正方向に搬送され (この時接触圧力は最大)、 x の負の方向に変位している時は、離れている (接触圧力は 0)。これによって、周期的に変化する振り振動の発生トルクから縦振動によって選択的に一方向のトルクを取り出すことができる。駆動位相差と質点の変位の軌跡は図 2.2 のような関係になり、振り振動と縦振動の時間位相をさらに π だけ変化させれば逆転させることができる。

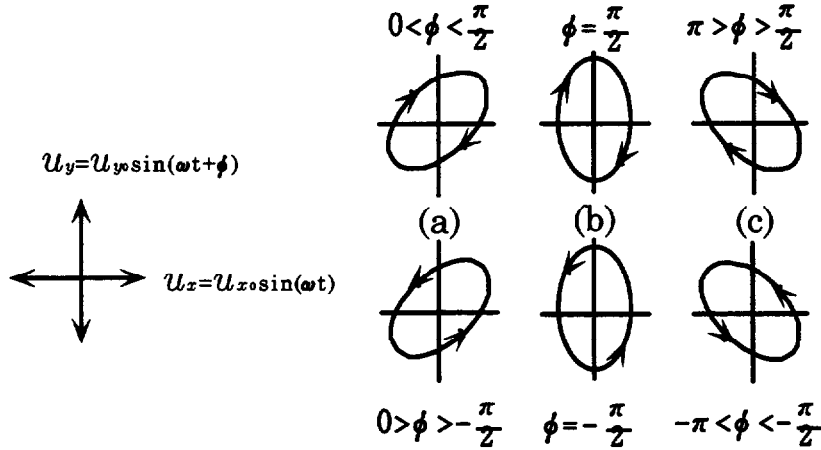


図 2.2 位相差と楕円軌跡

2.3 ステータ振動子の基本構造

超音波モータのステータ用振動子は、縦振動と振り振動を強力に励振し、高効率である必要がある。本研究では、2つの基本構造をもつ振動子を用いた。Langevin 型振動子と圧電セラミックス軸方向配置型振動子である。以下にこれらの構造を述べる。

2.3.1 ボルト締め Langevin 型振動子

図 2.3(a) にボルト締め Langevin 型振動子の構造を示す。圧電セラミックスを金属ではさみ込み、ボルトで締め付ける構造である。強力超音波の分野では良く利用される振動子構造である。圧電セラミックスを金属ブロックの接触応力なるべく均一にする為に、ネジの逃げを設けて締め付けの作用点を接触面より離す必要がある。縦振動励振用圧電セラミックスは同図 (b) に示すように厚み方向に

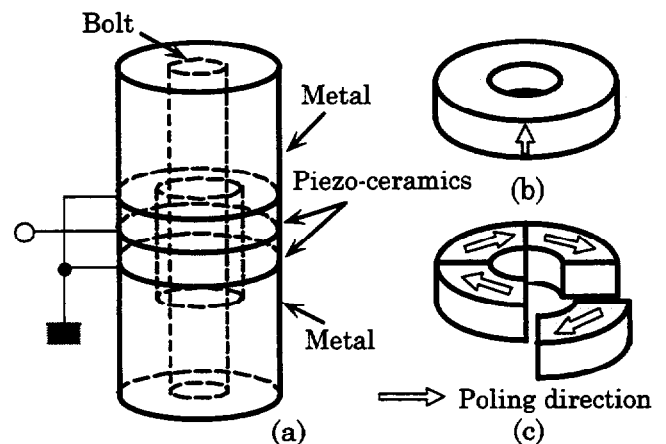


図 2.3 ボルト締め Langevin 振動子の構造

分極されている。また、振り振動用圧電セラミックスは同図 (c) のように扇形状にしてすべり分極をほどこし、円環状に配置している。これらの圧電セラミックスを同一の振動子に組込むと、縦振動と振り振動を同時に励振することができる。

2.3.2 圧電セラミックス軸方向配置型振動子

図 2.4(a) に圧電セラミックス軸方向配置型振動子の構造を示す。前述の円筒の横断面に圧電セラミックスを配置する Langevin 型振動子と異なり、軸方向（縦断面）に圧電セラミックスを配置する構造である。圧電セラミックス矩形板を同図中に示すように配置し、半円筒形の金属ブロックで挟み込む形である。基本構造はメカニカルフィルタに使用された振動子と同じである^{8,9)}。金属部分がアースとなるように圧電セラミックスを積層にしてある点異なる。形状が大きくボルト締めする際は、長手方向の数ヶ所で径方向に締め付ける。小型の場合は接着に

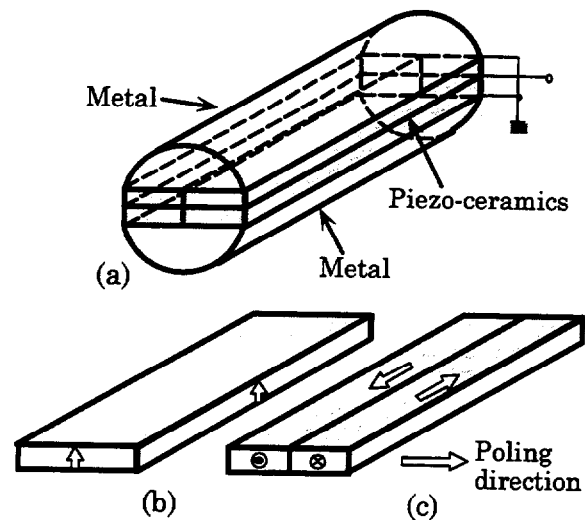


図 2.4 圧電セラミックス軸方向配置型振動子の構造

よるが、接着面積が Langevin 型より大きい為機械的な強度が増す。縦振動用圧電セラミックスは同図 (b) のように厚み方向に分極され、圧電横効果を利用する。また、振り振動用圧電セラミックスは、すべり分極を施した圧電セラミックス矩形板を同図 (c) に示すように、隣合う圧電セラミックスの分極方向が互いに逆になるように配置する。両振動をを同時に励振可能な振動子とするには、両圧電セラミックスを同時に軸方向に配置する。

この振動子と Langevin 型振動子の特徴を表 2.1 に示す。最も特徴的なのは圧電セラミックスの形状である。Langevin 型振動子は円環または扇形状圧電セラミックスのリング状配置であるのに対して、この振動子では振動子径によらず常に矩形板である。したがって、加工工程数が減り、形状によっては部品点数も減らすことができる。また、小型にした際には、圧電セラミックスと金属ブロックの接触面を大きくとれるため、接着による機械強度が向上する。

表 2.1 縦一振り振動子の特徴比較

構造	セラミックス形状	容量比	接着強度	ボルト締め	製作工程数
Langevin 型	扇形/環状配置	小	弱	軸方向	多
軸方向配置型	矩形	中	強	径方向	簡素化/少

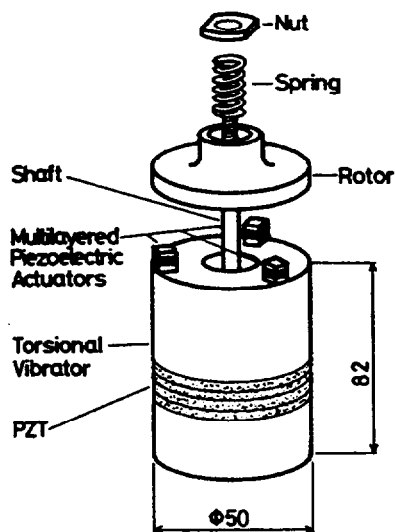
2.4 縦一振り振動利用超音波モータの構成法

2.4.1 従来の縦一振り振動モード利用超音波モータの構成

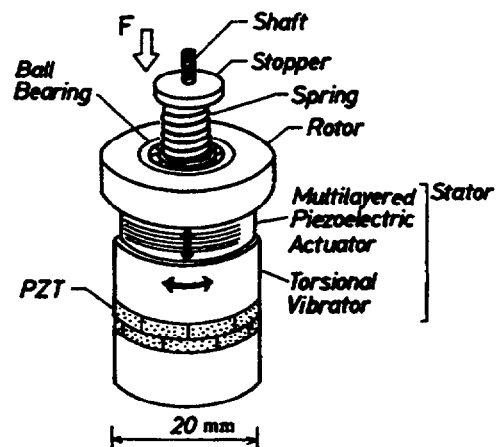
独立した縦一振り振動を利用した超音波モータは、筆者より以前に大きく見て2つの構成が考案された。振り振動を共振、縦振動は非共振で使用する構成と（非共振－共振組合せ）⁶⁾、両振動を共振で使用する構成である（共振－共振組合せ）⁷⁾。これらの構成で、一般に、通常の円柱状振動子では共振周波数が一致しない縦振動と振り振動を利用することができる。

(a) 非共振－共振組合せ

振り振動を共振で使用し、縦振動は積層圧電セラミックスを使用して、非共振で使用する構成である（複合振動子型超音波モータ）⁶⁾。図 2.5(a) にその構成例を示す。縦振動は非共振であるが、積層圧電セラミックスの使用によって縦振動の発生力を大きくしている。大



(a) 初期型



(b) 改良型

図 2.5 複合振動子型超音波モータ^{6,10)}

きな出力を得る為には共振現象の利用が好ましいが、縦振動と振り振動は伝搬速度が異なり、単純な円柱状振動子では共振周波数が一致しないことからこの構成が考えられた。その後、ロータのたわみや縦振動の強化の為に同図 (b) のように円柱状の積層圧電セラミックスを使用するように改良された。改良型の直径 20mm のもので、最大トルク 約 3kgf·cm、最高効率 約 40% 程度（振り振動のみ）の特性が報告されている（全体の効率、約 21%）¹⁰⁾。

(b) 共振－共振組合せ

縦振動と振り振動を共に共振で使用するものである。その構造を図 2.6 に示す⁷⁾。縦振動と振り振動を同一のボルト締め Langevin 型振動子に一体化し、縦振動の共振周波数がロータの圧接によって振り振動の共振周波数よりも大きく変化する現象を利用して、両振動モードの共振周波数を近接させている。直径 20mm のもので、最大トルク 約 4kgf·cm、最高効率 約 40% 程度の特性が報告されている。更に、直径 12mm で最大トルク 約 0.6kgf·cm、最高効率 50% の特性が得られている¹¹⁾。

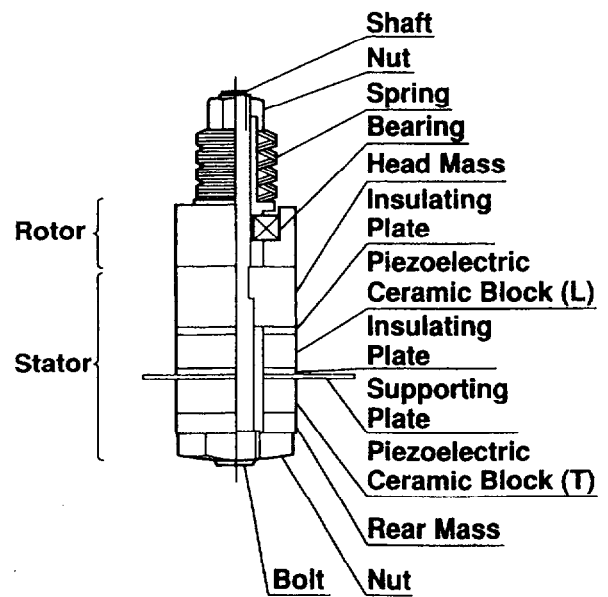


図 2.6 縦・振り複合振動子を利用した超音波モータ⁷⁾

2.4.2 新構成法

従来の構成法を基にして、更に発展させた構成法を提案する。縦振動、振り振動共に共振で使用するのは従来型と同じだが、ロータの振動の取扱いが異なる。つまり、ロータを共振周波数の調整に用いているだけでなく、その振動を積極的に利用する。特に縦振動はロータ上に生じ易く、その振動形態によっては、ロータとステータは図 2.7 に示すアメリカンクラッカー（玩具）のように動作し、接触・分離に有効な役割をし、大きな接触力で接触・分離を確実に行うことが可能になると考えた。

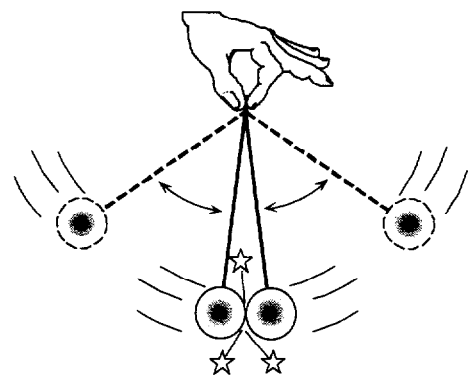


図 2.7 アメリカンクラッカー

具体的な構成を図 2.8 に示す。同図 (b),(c) に示すような振動モードが超音波モータの特性向上に有効であると考えた。同図 (a) に示す従来の共振－共振組合せの超音波モータに

利用された縦振動の共振モードでと比べるとの大きな相違点はロータとステータの接触面での振動位相が逆位相になっている点である。同図 (b) はロータに振動の節はなく、ロータが全体的にステータ端面と逆位相に振動する。また、同図 (c) は振動の節があるモードで、この場合もロータとステータは逆位相で振動する。

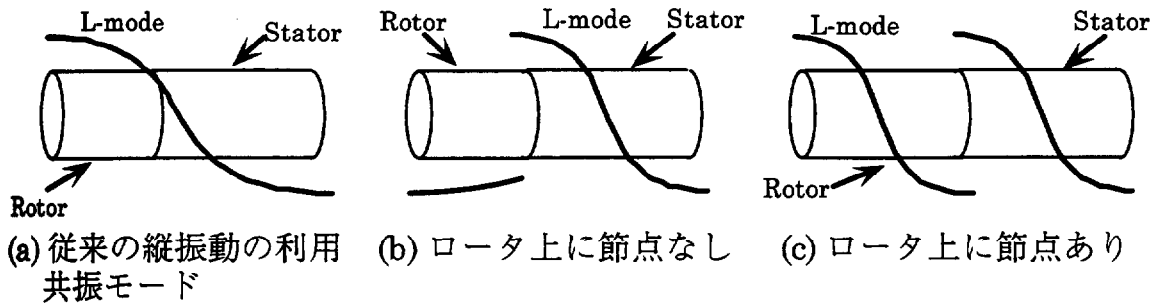


図 2.8 縦振動モード

これらのことから図 2.9 に示す 2 つの基本構成法を考えた。以下にその特徴を述べる。

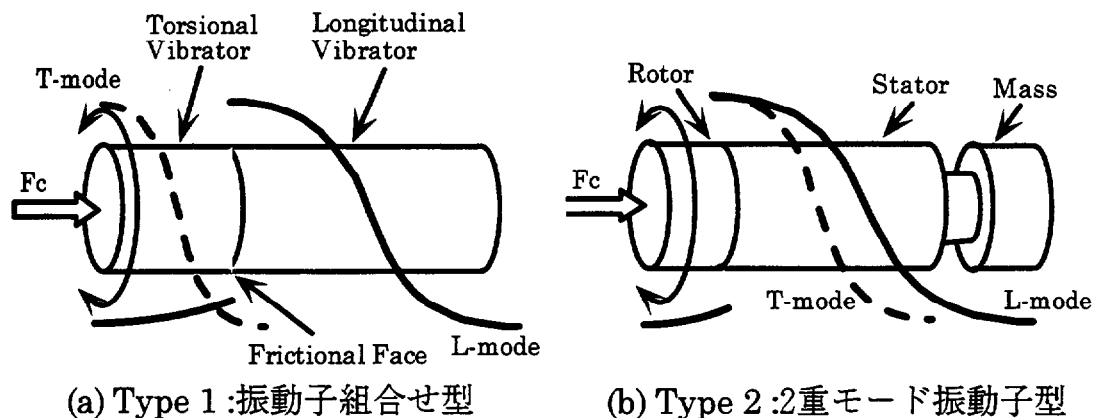


図 2.9 縦一振り振動利用超音波モータの基本構成法

[Type 1 :振動子組合せ型]

共振周波数が近接する縦振動子と振り振動子を組合せて使用し、振り振動子をロータとして構成する。(図 2.9(a))

特徴: 振り振動子がロータとして回転する。

: ロータに生じる縦振動と振り振動を利用する。

: 縦振動と振り振動励振用の振動子が別個であるため、共振周波数の調整が容易である。

: 1 振動子あたりの部品数が少なく、複合振動子型に比べ、ネジの逃げが大きくとれる等、ボルト締め Langevin 型振動子の製作が容易になる。

[Type 2:2 重モード振動子型]

ステータ振動子の形状を変化させ、縦一振り振動モードの共振周波数を予め接近させ¹²⁾、ロータにより更に近接するように構成する。(図 2.9(b))

特徴: 単一のステータ振動子で縦振動と振り振動を励振するため、シンプルな構成になる。

: ステータ振動子単体で予め共振周波数を近接させるため、ロータの形状や圧接力を広範囲に設定できる。

後節に述べる超音波モータは上記の構成法に基づいて試作した。表 2.2 に試作した超音波モータの種類と検討目的および構成法の対応を示す。

表 2.2 試作超音波モータと構成法

章. 節	試作超音波モータ / 検討目的	構成法
4.2	ロータ・共振子兼用の縦一振り・超音波モータ/ 新構成法の評価	Type 1
4.3	圧電セラミックス軸方向配置型超音波モータ/ 新ステータ振動子の検討および新構成法の評価	Type 2
4.4	大口径縦一振り・超音波モータ/ 大型化した場合の特性の把握	Type 2
4.5	細棒構成・対称構造超音波モータ/ 細型にした場合の特性の把握および複数ロータの試み	逆位相接触型
3	付加質量型縦一振り・超音波モータ/ 新構成法の評価	Type 2

2.5 結言

筆者が考案した縦振動と振り振動の組合わせを利用した超音波モータの新構成法について述べた。以下に要約する。

1. ロータに生じる縦振動をステータ振動子と逆位相で接触させる基本構成を提案し、強い圧接力和確実な接触・分離が期待できる。
2. 具体的な構成として、振動子組合わせ型と2重モード振動子型の2種類を提案した。前者は共振周波数の調整や振動子の製作が容易である利点がある。また、後者は簡単な構成とロータの形状、圧接力を広範囲に設定できる利点がある。

参考文献

- 1) S.Ueha and Y.Tomikawa: "Ultrasonic Motors —Theory and Applications—", Oxford University Press, London, (1993).
- 2) 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," 東京工業大学学位論文, 1993.
- 3) 八坂和夫: "圧電磁器貼合せ横振動子を用いた低周波メカニカルフィルタの研究," 東京大学学位論文, 1979, 第5章.
- 4) J.Tsujino and M.Takeuchi: "Ultrasonic rotary motor using a longitudinal-torsional vibration converter," Jpn. J. Appl. Phys. 31, Suppl. 31-1, 254-247(1992).
- 5) A.Kumada: "A piezoelectric ultrasonic motor," Jpn. J. Appl. Phys. 24, Suppl. 24-2, 739-741(1985)
- 6) M.Kurosawa and S.Ueha: "Hybrid Transducer Type Ultrasonic Motor," IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.38, No.2, March 1991, pp.89-92.
- 7) O.Ohnishi, O.Myohga, T.Uchikawa, M.Tamegai, T.Inoue and S.Takahashi: "Piezoelectric Ultrasonic Motor Using Longitudinal-Torsional Composite Resonance Vibration," IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.40, No.6, November 1993, pp.687-693.
- 8) T.Yano, T.Futami and S.Kanazawa: Proc. 1974 IEEE European Conf. Circuit Theory and Design (London, 1974) p.121.
- 9) I.Takahashi, N.Yoshida and Y.Ishizaki: Proc. 1976 Ultrasonics Symp. (1976) p.602.
- 10) K.Nakamura, M.Kurosawa and S.Ueha: "Characteristics of a Hybrid Transducer Type Ultrasonic Motor," IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.38, No.3, May 1991, pp.188-193.
- 11) 冥加、井上、大西、為我井: "縦・振り複合振動子を利用した高効率超音波モータ," 電子情報通信学会春季全国大会, No.A-358,(1991-03) p.1-360.
- 12) 長嶋、上羽: "縦・振り組み合わせ振動系の検討," 日本音響学会誌, 45 巻 2 号, pp.94-100(1989).

本章内容の発表論文

研究論文

1. M.Aoyagi, S.Tsuchiya and Y.Tomikawa : "Trial Production of an Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations of a Rod Vibrator Driven by Piezo-Ceramic Plates Inserted in Its Axial Direction", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.36, Part 1, No.9B, pp.6106-6109(1997-09).
2. 青柳, 富川 : "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—" 音響学会誌 49 巻 9 号 pp.607-614(1993-09).
3. M.Shimanuki, M.Aoyagi, and Y.Tomikawa : "Single-Resonance Longitudinal and Torsional Vibrator Combination-Type Motor: Improvement of Motor Characteristics", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.33, Part 1, No.5B, pp.3075-3080(1994-05).
4. Y.Tomikawa, K.Adachi, M.Aoyagi, T.Sagae and T.Takano : "Some Constructions and Characteristics of Rod Type Piezoelectric Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Vibrations", *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, Vol.39, No.5, pp.600-608(1992-09).
5. Y.Tomikawa, K.Adachi, M.Aoyagi, T.Sagae and T.Takano : "Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Modes of a Rod Vibrator", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.29, Suppl. 29-1 pp.188-190 (1990).

国際会議

1. M.Aoyagi, T.Suzuki and Y.Tomikawa : "Characteristics of a bolt-clamped torsional vibrator using shear-mode piezo-ceramics sandwiched in the axial direction", *Ultrasonics*34 (1996) pp.219-222 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).
2. M.Aoyagi, A.Sato and Y.Tomikawa : "High Torque Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations, —Characteristics of the Motor with a Revolving Torsional Vibrator Used in Common as a Stator and a Rotor—", *Proc. of 1992 IEEE 8th Inter. Sympo. on the Appli. of Ferroelectrics*, pp.541-544(1992).
3. M.Aoyagi, Y.Tomikawa, K.Adachi and T.Takano : "Characteristics and Vibrational Behaviors of a Rod Type Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations", *Proc. of the 3rd Inter. ISEM Sympo. on the Application of Electromagnetic*

Forces, Sendai, 1991, Inter. Jour. of Applied Electromagnetics in Materials, Suppl., Vol.2, pp.31-34 (1992).

4. Y.Tomikawa, K.Adachi, **M.Aoyagi**, T.Sagae and T.Takano : “A Rod Type Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Modes”, *1990 IEEE 7th Inter. Sympo. on Appli. of Ferroelectrics*, pp.229-232 (1992).

参考論文

1. 鈴木, 青柳, 富川 : “圧電板軸方向配置型縦一振り振動利用超音波モータについて”, 平成 7 年音響学会講演, No.3-9-8, pp.1081-1082 (1995-09).
2. 青柳, 富川 : “圧電板軸方向配置型ボルト締め振り振動子の一特性”, 1994 信学会秋季全国大会, No.A-217, p.218(1994-9).
3. 青柳, 佐藤, 富川 : “縦一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—”, 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 32 回研究会資料, pp.7-12 (1992-07).
4. 佐藤, 青柳, 足立, 富川 : “ロータ・共振子兼用縦一振り振動利用超音波モータ, —振り共振子回転の高トルク・モーター—”, 1992 年信学会春季全国大会, No.A-376, p.1-377 (1992-03).
5. 佐藤, 足立, 青柳, 富川 : “ボルト締め中空振り振動子の製作”, 平成 3 年音響学会講演, No.1-3-2, pp.847-848 (1991-10).
6. 富川, 足立, 青柳, 高野 : “縦一振り振動モード利用の超音波モータ”, 第 2 回シンポジウム電磁力関連のダイナミックス, No.7-7, pp.268-273 (1990-06).
7. 富川, 足立, 青柳, 高野 : “縦一振り振動モード利用の超音波モータ”, 第 19 回 E M シンポジウム, pp.5-12 (1990-05).
8. 富川, 足立, 青柳, 三部, 高野 : “縦一振り多重モード振動子利用の超音波モータ, —付加質量 (イナーシャ) 型の特性—”, 1990 年信学会春季全国大会, No.A-351, p.1-351 (1990-03).
9. 富川, 青柳, 佐藤, 高野 : “縦一振り振動モード利用の超音波モータ, —単一共振子の組合せ構成の特性—”, 1990 年信学会春季全国大会, No.A-350, p.1-350 (1990-03).
10. 富川, 青柳, 渡辺, 高野 : “縦一振り振動モード利用の超音波モータ, —単一共振子の組合せ構成の場合—”, 1989 年信学会秋季全国大会, No.SA-5-5, p.1-178 (1989-09).

第3章 超音波モータの接触・複合振動体としての動特性

3.1 緒言

超音波モータは多くの特徴を有している。超音波モータの性能はその動力源となるステータ振動子の性能と、ロータに伝達する摺動面の状態によって決定される。したがって、それらを微妙にコントロールすることによって、超音波モータの性能は大きく変化することになる。摺動面の仕上げ、駆動周波数、ロータの形状、使用する振動モード、発熱の様子、電流波形の歪みなど実際に超音波モータを製作する時に問題となるものがほとんどである。本章では、ロータ形状の変更が比較的容易な付加質量型超音波モータについて、ロータ・ステータ間の接触の様子、駆動周波数と振動子の発熱および摩擦面の状態による性能変化などの特徴的な現象について実験的に明らかになったことを述べる。

3.2 付加質量型縦一振り超音波モータ

検討に用いた超音波モータの使用する振動モードと構成を図3.1(a),(b)に示す。この構成はステータ振動子単体で振り振動と縦振動の共振周波数を近接させ、ロータによって共振周波数を変化させる前章のType 2の構成法である。同図(a)において、振り振動は中心部分は変位が小さいため、くびれた部分を介して付加した質量（イナーシャ）は振り振動の共振周波数にあまり影響を与えず、縦振動に大きく影響し、共振周波数を下げることができる。その結果、縦振動と振り振動の共振周波数は近接する。縦振動は付加質量も含めた

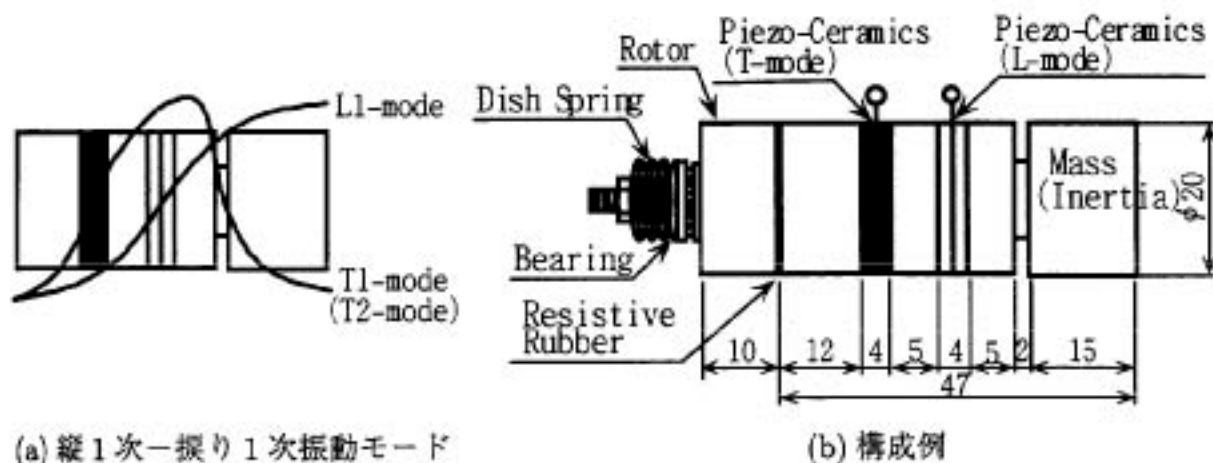


図 3.1 付加質量型縦一振り超音波モータの構成

振動子全体に生じる基本モード (L1-mode) である。一方、振り振動は付加質量を除いた部分に基本モード (T1-mode) が生じるようにする (振動子全体には2次モード (T2-mode))。この場合の設計は1次元波動近似によって伝送線路に類推して共振周波数を解析し、振動子形状および支持点を決定する。(付録 A.1 参照)

3.3 ロータ・ステータの接触の様子

縦-振り振動モードを利用した超音波モータでは、縦振動によって接触時間を制御することで、振り振動から一方向のトルクと速度を取り出す。超音波モータの特性はロータとステータの接触の状態に依存する。第2章で述べたようにロータとステータの接触面は互いに逆位相で振動させた方が良くと考えられる。このことを確認する為にも、超音波モータの動作時のロータとステータの接触状態を把握することが重要である。その一方法として、ロータとステータ間の電気的な接触コンダクタンスの変化を測定することがあげられる⁶⁾。本節ではその手法を応用して、ロータとステータ間の接触の様子を振動モードとロータ構造を変えた場合に観察された結果について報告する。

3.3.1 測定原理と方法

図 3.2 に使用した測定回路を示す。直流電源によってロータとステータ間に定電圧 E を加え、ロータとステータ間に流れる電流 I_c を電流計で測定する。また、同時に、摺動面となるロータとステータの端部の振動速度をレーザードップラー振動計で測定し、相互の関係を電流波形も含めて、デジタルストレージオシロスコープで観察する。

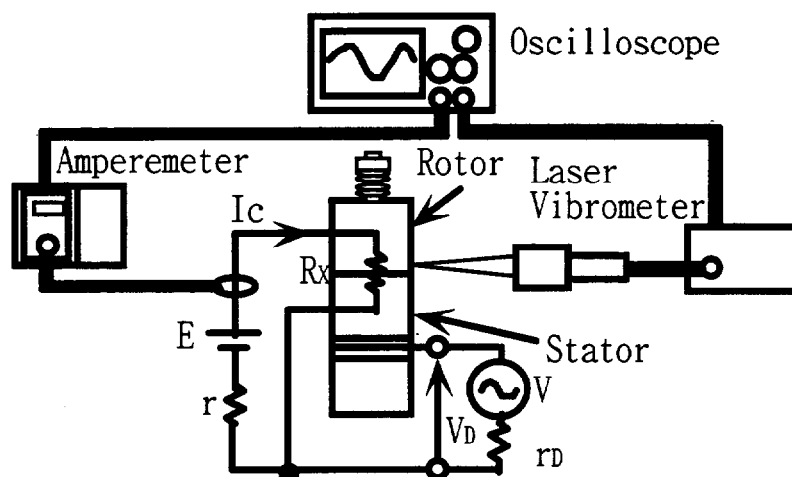


図 3.2 接触コンダクタンス測定回路

超音波モータのロータとステータ間には電氣的な接触コンダクタンス $G_x (= 1/R_x)$ が存在し、その値はロータとステータ間の圧接力 F_c によって図 3.3 に示すように比例して変化する⁷⁾。このことから、図 3.2 の測定回路において、ロータとステータ間の圧接力 F_c が変化が、電流 I_c の変化として直接に測定できる。この原理は、図 3.4 に示すような 2 物体間で平面による接触が生じている場合には、**真実接触面積は実際の平面の面積に比べ**

て、表面粗さのため非常に小さい⁷⁾。(同図中、便宜上片面の荒さは無いとしている。) しかし、圧接力を増加させると接触している微小部分で弾性変形が生じ、真実接触面積は増大する。このことを、電気機械等価回路で表すと、図 3.5 のように表される。つまり、抵抗とコンデンサの並列回路で表され、圧接力の増加に伴うブリッジ数増加のため、コンダクタンスとキャパシタンスは増加する。

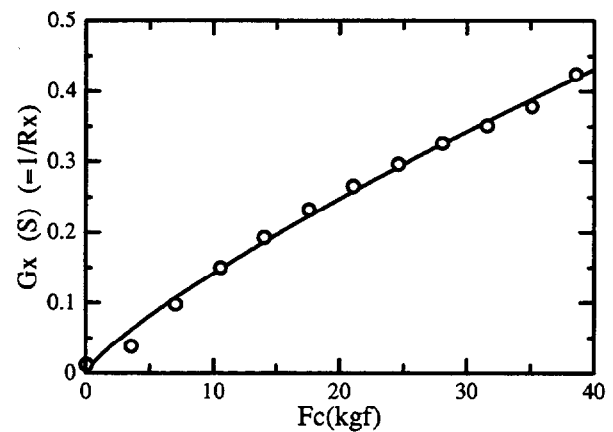


図 3.3 圧接力変化に対する接触コンダクタンスの変化 (測定値)

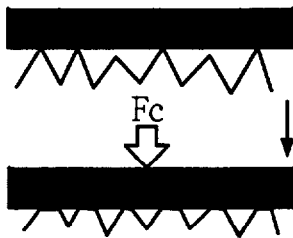


図 3.4 接触モデル図

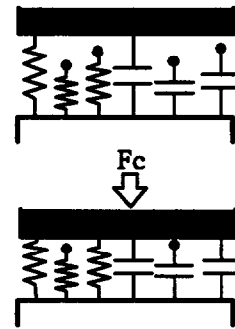


図 3.5 接触モデルの電気機械等価回路

振動時の圧接力の変化はロータへの予圧力 F_c とステータ振動子がロータを押し上げる力の和で生じる。したがって、ロータとステータ間に直流電圧 E を加えると、圧接力の変化が電流 I_c の変化となってあらわれ、接触の状態変化が観察できる。しかし、交番的に接触コンダクタンスが変化するため、接触キャパシタンスの影響が電流 I_c に現れ、図 3.5 より感度は低下する。ここでは、電流 I_c を接触電流と呼ぶことにする。

3.3.2 振動モードと接触の様子

ロータの振動を利用する接触制御に適した縦振動モードを知る必要がある。そのため、低次の振動モードについて接触電流と振動速度分布をロータの長さで場合分けし

て測定した。具体的にはロータ単体と振動子単体に生じる縦振動の基本モードの共振周波数をそれぞれ f_{LR} 、 f_{LS} とすると以下のとおりである。

① $f_{LS} < f_{LR}$ の場合 (ステータ振動子長よりロータ長が短い場合)

(a-1) 予圧力が弱い場合 ($F_L > F_c$)

(a-2) 予圧力が強い場合 ($F_L < F_c$)

② $f_{LS} \simeq f_{LR}$ の場合 (ステータ振動子長とロータ長が等しい場合)

(b-1) 予圧力が弱い場合 ($F_L > F_c$)

(b-2) 予圧力が強い場合 ($F_L < F_c$)

ここで、予圧力 F_c が強い場合というのは、 F_c がステータ振動子の発生する力 F_L よりも強く、全周期にわたってロータとステータ振動子が接触する可能性がある状態を意味する。逆に、予圧力が弱い場合は、ロータとステータ振動子が離れる場合がある状態が存在する。

図 3.6 に測定に用いた振動子を示す。(a) 縦振動子にそれより短いロータをつけた場合と、(b) 互いに近接した共振周波数を持つ 2 つの縦振動子を互いにばねで押し付けた場合で行った。後者の場合において、片方をロータとするため、電気端子を短絡し、一方のみ駆動する。また、2 つの縦振動子共に振動子中央内部で押さえられている。どちらの場合も接触

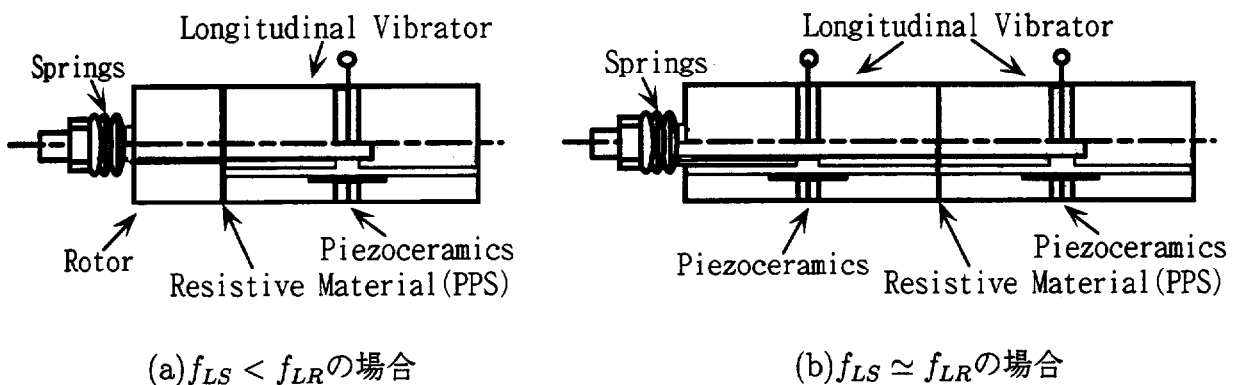


図 3.6 測定用縦振動子

面には摺動材 (PPS: 導電性) が 0.2mm の厚さで接着されている。これらの測定より超音波モータのロータの長さによる影響を把握することができる。

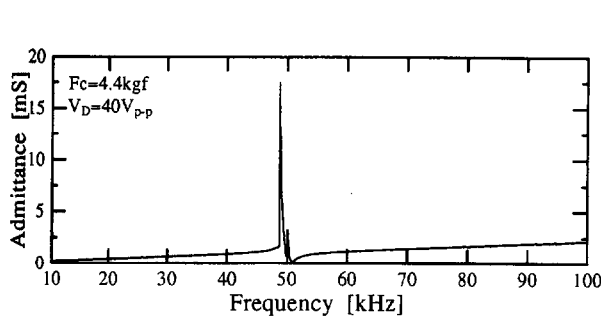
測定結果

① $f_{LS} < f_{LR}$ の場合 (ステータ振動子長よりロータ長が短い場合)

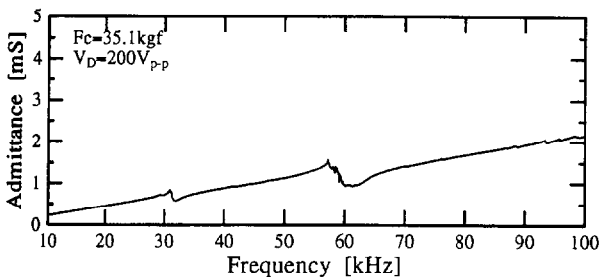
ロータの予圧力が弱い場合と強い場合のステータ振動子の入力アドミッタンス特性を図 3.7 に示す。どちらも定電圧で駆動し、駆動電圧はそれぞれ $V_D = 40V_{pp}$ と $V_D = 200V_{pp}$

である。予圧力が大きくなると、入力アドミタンスが小さくなり、ピーク点の周波数が上昇する。また、低い周波数に新たにピーク点が生じ、圧接によって新たな振動モードが生じることがわかる。これらの各ピーク点で、接触電流、振動速度分布を測定した結果を図3.8～図3.10に示す。ロータの予圧力が弱い場合、図3.8の変位分布を見ると、ステータ振動子のみ振動していることがわかる。つまり、接触面の凸凹で振動が吸収され、ロータに伝わらないと考えることができる。その時の接触電流と振動速度分布は同図(b)のようになる。接触電流が大きい時に強く接触しているので、最大振動速度よりも接触電流は少し早い位相で変化しているがおおよそ同相（逆位相）である。このことより、ステータ振動子の負荷は損失と考えられ、振動エネルギーは接触面の摺動材で消費され、ロータにまで振動が伝播しないことがわかる。面の荒さによるステイフネスがわずかにある為に位相がずれるものと考えられる。

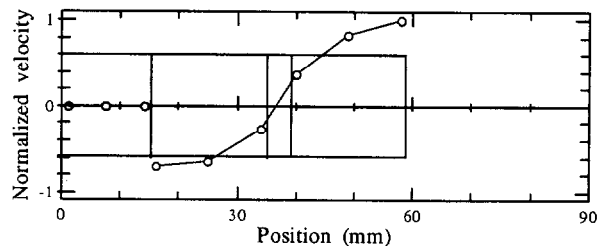
図3.8の変位分布より、明らかにロータとステータ振動子は接触していない時間が存在する。接触電流波形のピーク間で底部が平らになる部分が離れている状態と考えられる。ロータとステータ振動子が離れたときでも接触電流が僅かながら流れる理由は、図3.5に示す回路上の可変の抵抗とキャパシタンスで決まる時定数が駆動周期より大きいためであ



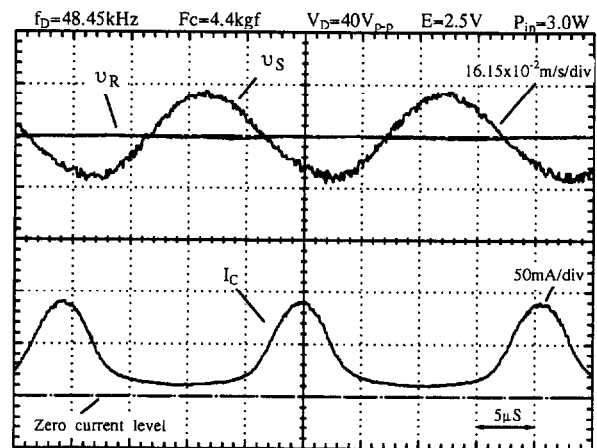
(a) 予圧力が弱い場合



(b) 予圧力が強い場合



(a) 振動速度分布



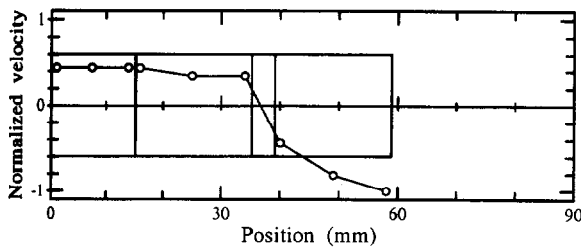
(b) 振動速度と接触電流波形

図 3.7 入力アドミタンス特性

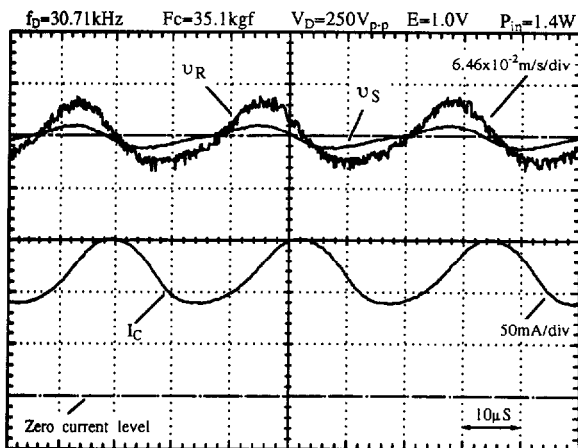
 図 3.8 小予圧力時の振動速度と接触電流波形 ($f_{LS} < f_{LR}$ の場合)

と考えられる。予圧力を大きくしない高速回転・低トルクの使用では、接触制御はうまく動作していることが分かる。

次に、予圧力を大きくした場合を見ると、図 3.7(b) の低いところの共振モードは、図 3.9(a) のようにロータまで含めた縦1次振動モードである。しかし、同図 (b) に示すように接触電流波形は正弦波で浮き上がっていて、常に大きい圧接力で接触していることがわかる。ロータとステータ振動子の端面は同位相で振動しており、速度差も小さい。一方、高い方の共振モードは、図 3.10(a) のようにロータまで振動するが、ロータとステータ振動子の端面は逆位相で振動しており、相対速度差が大きいことがわかる。その時の、接触電流波形を見ると、離れる際に生じる底部が平らな波形が見られ、また、振動速度が逆向きであることから、短い時間で、ロータとステータ振動子の接触分離が行われていると考えられる。さらに、低次のモードよりも小さい振動速度、入力電力で同程度の圧接力と接触分離を得ている。これらより、低次のモードの場合に比べて接触制御性に優れていると思われる。また、どちらのモードでも振動速度波形と接触電流波形はおおよそ $\pi/2$ 程の位相差を持っているため、ステータ振動子の負荷は機械的コンプライアンスであり、ロータの弾性に関わっていることがわかる。

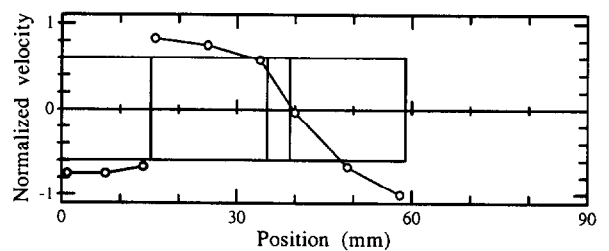


(a) 振動速度分布

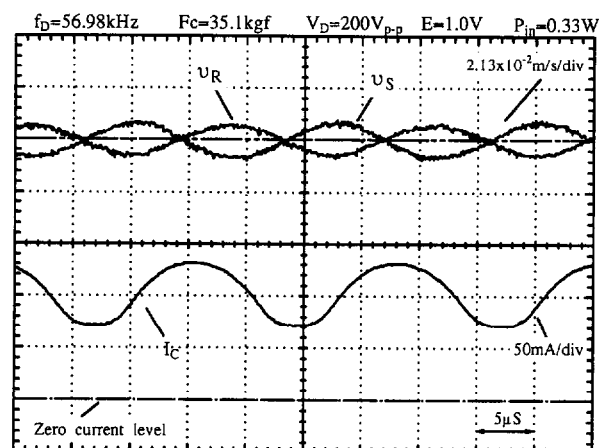


(b) 振動速度と接触電流波形

図 3.9 大予圧力時の振動速度分布と接触電流波形 ($f_{LS} \simeq f_{LR}$ の場合)



(a) 振動速度分布

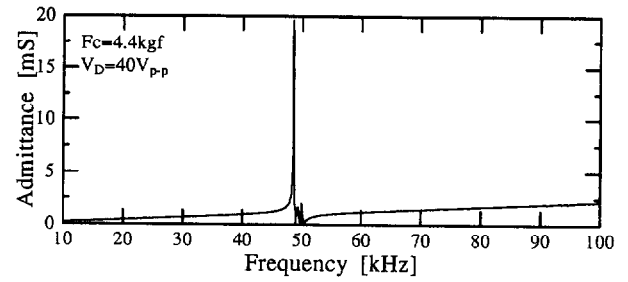


(b) 振動速度と接触電流波形

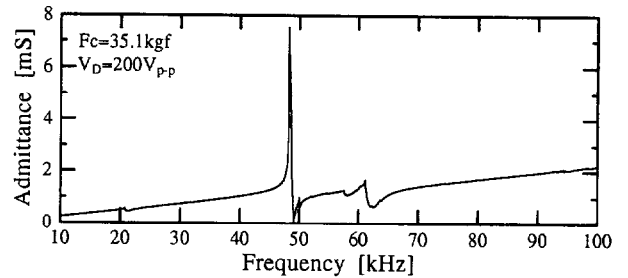
図 3.10 大予圧力時の振動速度分布と接触電流波形 ($f_{LS} < f_{LR}$ の場合)

㉑ $f_{LS} \simeq f_{LR}$ の場合 (ステータ振動子長とロータ長が等しい場合)

ロータの予圧力が弱い場合と強い場合の入力アドミタンス特性を図 3.11 に示す。どちらも定電圧で駆動し、駆動電圧はそれぞれ $V_D = 40V_{pp}$ と $V_D = 200V_{pp}$ である。予圧力が大きくなると、入力アドミタンスが小さくなり、低い周波数と高い周波数のところに新たにピーク点が生じ、ロータ予圧力によって新たなモードが生じることがわかる。これらの各ピーク点で、接触電流、振動速度分布を測定した結果を図 3.12～図 3.16 に示す。ロータの予圧力が弱い場合、図 3.12(a)、3.13(a) に示すような近接した周波数に 2 つの振動モードが存在していることが分かる。低い方のモード

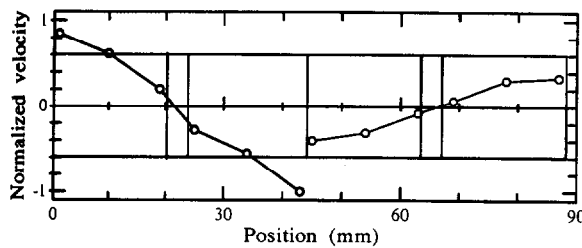


(a) 予圧力が弱い場合

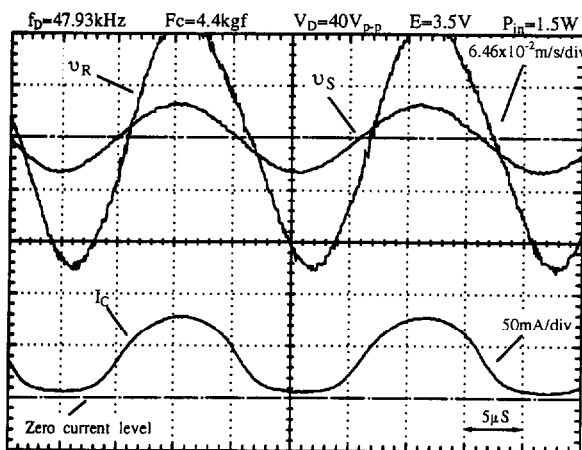


(b) 予圧力が強い場合

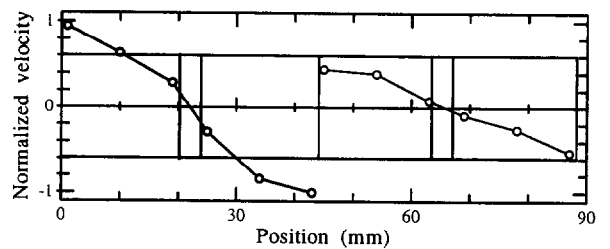
図 3.11 入力アドミタンス特性



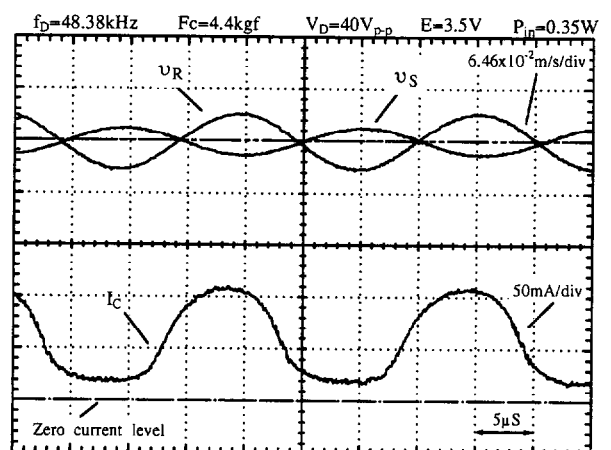
(a) 振動速度分布



(b) 振動速度と接触電流波形

 図 3.12 小大予圧力時の振動速度分布と接触電流波形 ($f_{LS} \simeq f_{LR}$ の場合)


(a) 振動速度分布



(b) 振動速度と接触電流波形

 図 3.13 小予圧力時の振動速度分布と接触電流波形 ($f_{LS} \simeq f_{LR}$ の場合)

ではロータとステータ振動子の端面は同位相であり、高い方のモードでは逆位相であった。どちらもロータの縦振動の共振周波数で駆動されたために、ロータの方が振動速度が大きい。これらの接触電流波形から接触がうまく制御されていることがわかる。しかも、離れている時間も時間的に $\pi/2$ 程度であることが分かる。しかし、同入力電圧であるが、入力電力は図 3.12(b) の方が 4.3 倍ほど大きく、接触制御効率というものを考えた場合、図 3.13(b) の方が良いことになる。

次に、ロータ予圧力を大きくした場合の低次の振動モードは図 3.14 のように、ロータとステータ振動子を含めて $1/2$ 波長の振動が生じる 1 次モードである。接触面に振動の節があり、駆動用の圧電セラミックスから離れているため、入力アドミタンスは非常に小さくなり、励振し難い。しかし、接触電流は底部が平となり、少ない入力電力で接触分離していることがわかる。振動速度波形が歪み、位相差も約 $\pi/2$ であることから、接触面で激しい弾性変形が生じていると推察される。

次に、最も大きいレスポンスを持つ振動モードは、図 3.15(a) のように振動速度分布になり、ロータを含めた全体に 1 波長の振動が生じる 2 次モードである。ロータとステータ振動子の端面の振動速度は同位相で大きさもほぼ同じであるため、図 3.15(b) に示すよう

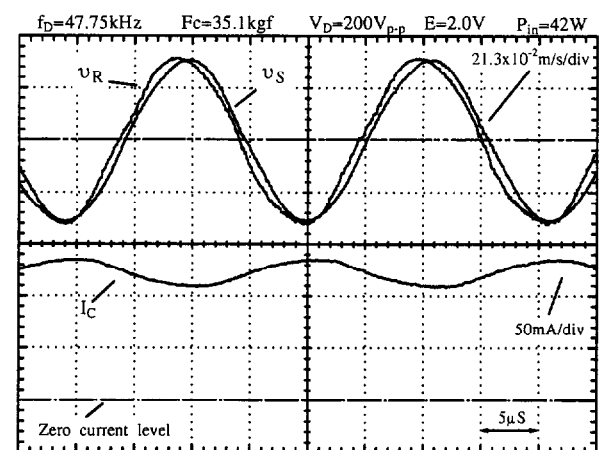
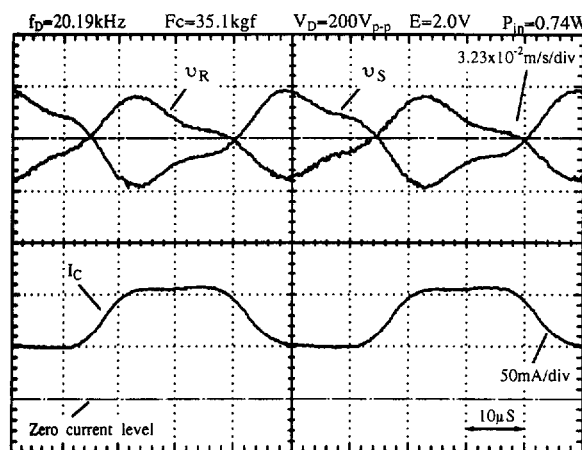
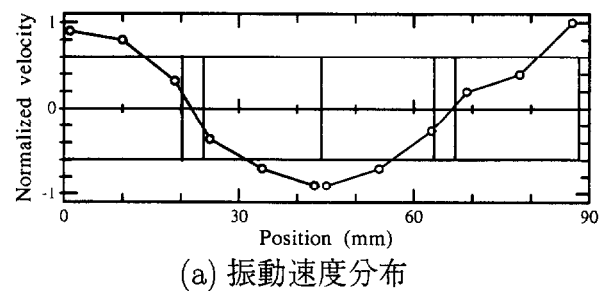
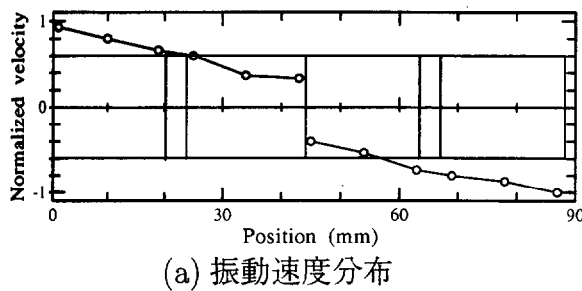


図 3.14 大予圧力時の振動速度分布と接触電流波形 ($f_{LS} \simeq f_{LR}$ の場合)

図 3.15 大予圧力時の振動速度分布と接触電流波形 ($f_{LS} \simeq f_{LR}$ の場合)

に接触電流波形の振幅は小さく、圧接力の変化がほとんどないことがわかる。しかも、図 3.14(b) の測定と比べて、同じ励振電圧で約 56.7 倍の入力電力があることより、この振動モードは接触制御には全く適さない。

高い周波数に生じた振動モードは図 3.16(a) に示すようにロータとステータ振動子にそれぞれ 1/2 波長の振動が生じている。接触面を挟んだロータとステータ振動子の端面の振動速度は逆位相となっている。このとき、図 3.16(b) に示すように接触電流波形の底部は平らとなり、接触分離していることがわかる。入力電力も小さく、接触制御に適した振動モードである。

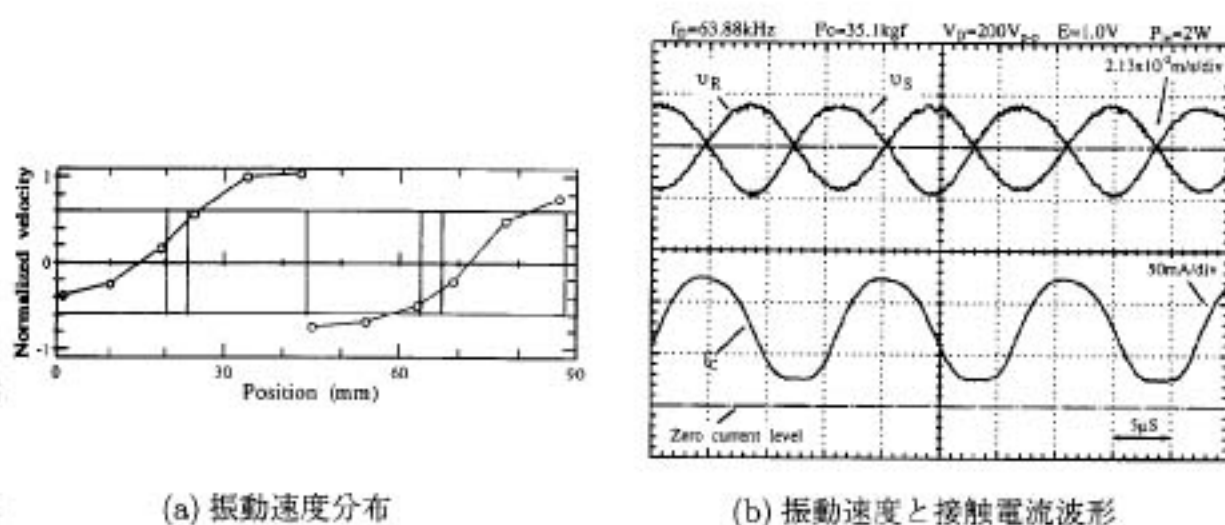


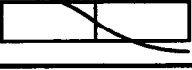
図 3.16 大予圧力時の振動速度分布と接触電流波形 ($f_{LS} \simeq f_{LR}$ の場合)

比較検討

これまでの振動速度と接触電流の測定結果から表 3.1 に示すようなことが言える。大予加圧力下でロータとステータ振動子の接触制御性に優れているのは、ロータとステータ振動子の端面変位が逆位相の関係になっている振動モードである。つまり、同表中の No.2, No.3, No.5 の振動モードである。同位相の振動モードに比べて、少ない入力電力、小さい振動速度で大きな圧接力変化を生じさせることができる。励振のし易さでは、No.3 の振動モードを除けば容易である。No.3 の振動モードは振動の節が接触面にあり、励振し難い。駆動周波数では、No.1 と No.3 の振動モードを除くと駆動周波数がやや高くなる傾向がある。振動子の設計の点では、No.1, No.2 は予圧力や接触面の状態で、振動の節が移動するため、設計は他に比べて僅かに難しい。以上のことを総合的に評価すると No.2, No.3, No.5 の振動モードが有効であると思われる。つまり、ステータ振動子からロータを見た時の機

機械的インピーダンスが大きい時に、大きな圧接力と高接触制御性が実現できると思われる。小予圧力下でも同様のことが言える。

表 3.1 各振動モードの評価

No.	振動モード	接触制御	励振	周波数	設計	総合評価
1		△	○	低	△	△
2		○	○	やや高	△	○
3		◎	△	低	◎	◎
4		×	◎	不変	◎	×
5		◎	◎	やや高い	◎	◎

3.3.3 ロータ構造と接触の様子

接触制御に適したロータ形状を得るための設計指針が必要である。そのため、図 3.17(a)～(d) に示すようなロータを用いて比較測定・検討を行った。具体的には縦一振り 2 重モード振動子に図 3.17(a)～(d) のようなロータを加圧し、接触電流の測定より、ロータ構造と振動モードによる接触制御性の優劣を調べた。また、それを基に等価回路を作成し、その上で検討した。

図 3.17 の Type 1 と Type 2 は円環状の平面がステータに接触する。Type 2 のみ接触面に摺動材 (PPS: 導電性) が貼られている。Type 3 と Type 4 は 3 個の金属製ボールが等間隔でステンレス製のロータに埋め込まれており、3 点でステータに接触する。両者の違いは、くびれがあるか無いかである。ここで、ロータの接触面は同図においてすべて上面である。これら 4 種類のロータ特徴とその検討目的を表 3.2 に示す。

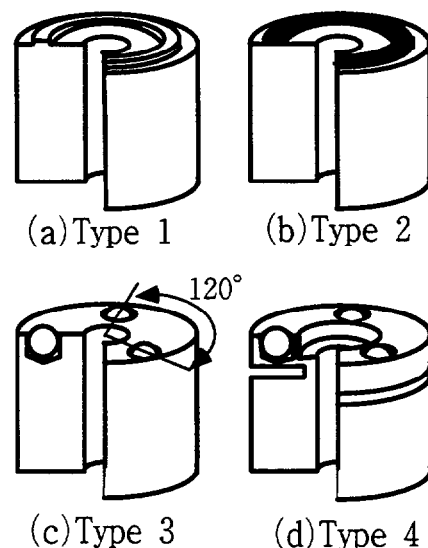


図 3.17 比較実験に用いたロータ
(a) Type 1: 平面接触 (b) Type 2: PPS 接触 (c) Type 3: 点接触 (d) Type 4: 点接触&くびれ

表 3.2 ロータの特徴とその検討目的

ロータ	特徴	検討目的
Type 1	金属接触	接触面の弾性変形・損失の低減
Type 2	PPS 接触	接触面の弾性変形・損失の増加
Type 3	点接触	接触・分離の容易化 ⁸⁾ 面接触との比較 接触容量の低減
Type 4	点接触&くびれ	接触弾性変形の増加 他 Type 3 と同じ。

測定結果

(1) アドミッタンス特性

図 3.18 にステータ単体時と各種ロータを押し付けた時のアドミッタンス特性を示す。同

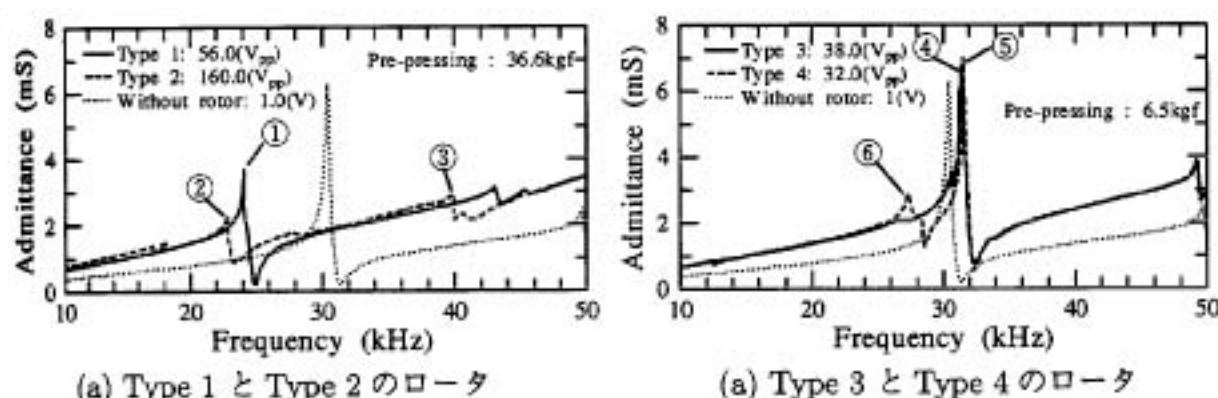


図 3.18 入力アドミッタンス

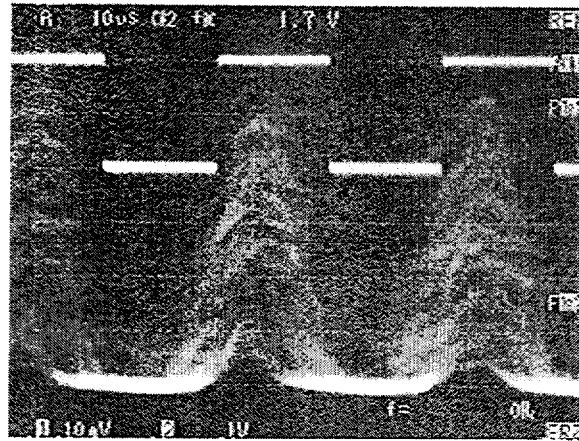
図 (a) は Type 1 と Type 2 のロータを 36.6kgf で加圧した時である。Type 1 では共振周波数がステータ単体時より低下し (①)、Type 2 は上昇し (③)、下方に新たな共振 (②) が現れた。同図 (b) は Type 3 と Type 4 のロータを 6.5kgf で加圧した場合である。Type 3 はあまり変化せず、Type 4 では下方に新たに共振が見られた。各共振点での接触面を挟んだロータとステータ振動速度の位相は、ステータ単体時の共振周波数より低い方の共振 (① ② ⑥) では同位相であり、高い方の共振 (③ ④ ⑤) では逆位相であった。

(2) 接触電流波形

i) Type 1 と Type 2 のロータ

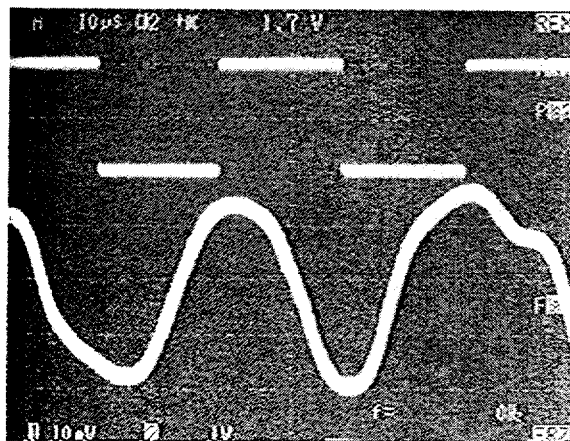
接触抵抗は非常に小さいため、最大電流値を制限した。接触時に電流が流れる。図 3.19～3.21 に駆動電圧同期波形 (上) と接触電流波形 I_c (下) を示す。図 3.19 と 3.20 は同一加圧力下で測定した結果である。Type 1 は Type 2 に比べて、小電力でロータとステータが分離することがわかる。また、Type 2 のロータでは上方のモード (逆位相接触) が良く分離

する。どちらのロータでも分離時には安定した接触は得られない。特に Type 1 のロータは接触時間の制御は、全周期接触か、図 3.19 に示す不安定状態の 2 通りであり、比較的安定した接触を得るには、摩擦材を貼っている方が良い。

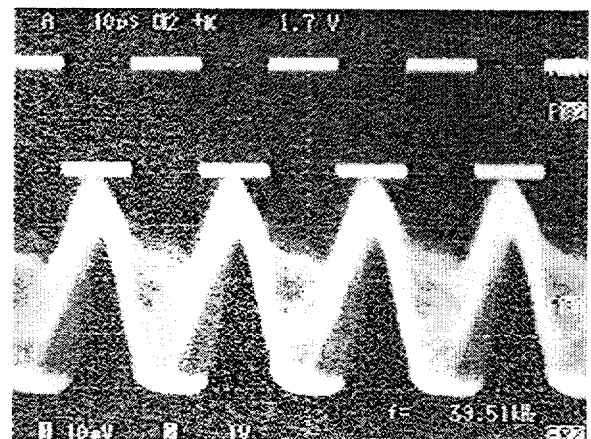


①, 1.0W, 36.6kgf, 24.23kHz, 56Vpp

図 3.19 同期パルスと接触電流波形 (Type 1 rotor)



(a) ②, 2.0W, 36.6kgf, 22.41kHz, 160Vpp

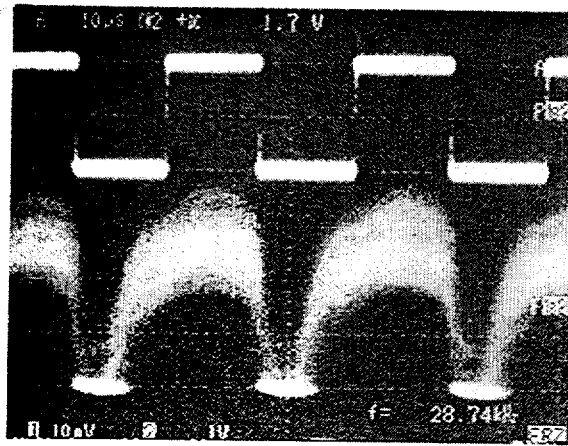


(b) ③, 2.0W, 36.6kgf, 39.51kHz, 220Vpp

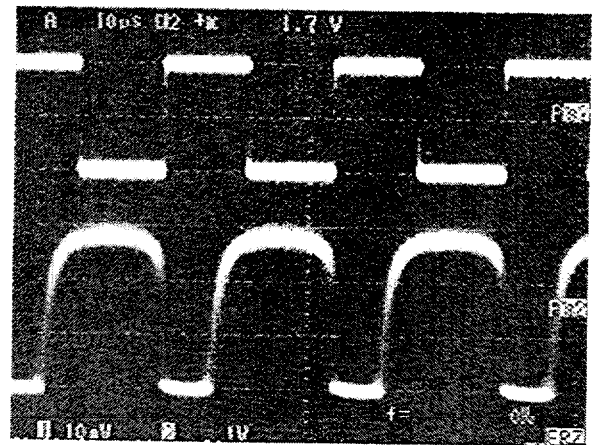
図 3.20 同期パルスと接触電流波形 (Type 2 rotor)

ii) Type 4 のロータ

同一与圧力、入力電力のもとで測定した結果を図 3.21 に示す。下方、上方の両モードで分離した。しかし、上方モード（逆位相接触）の方が安定に接触している。駆動電圧と接触電流波形の位相差が下方、上方モードで π 程度異なっている。また、Type 3 のロータを使用した場合は図 3.21 と同じ入力電力条件では図 3.22(a) のように接触電流の変化は小さく、3 倍程大きな入力において同図 (b) のように接触・分離が観察された。以上のことから、同じ点接触のロータでも Type 4 のロータの方が接触制御性に優れていることがわかる。

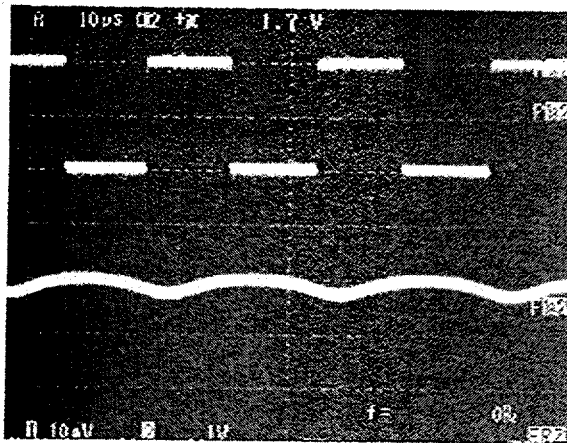


(a) ⑥, 0.5W, 6.5kgf, 28.74kHz, 76Vpp

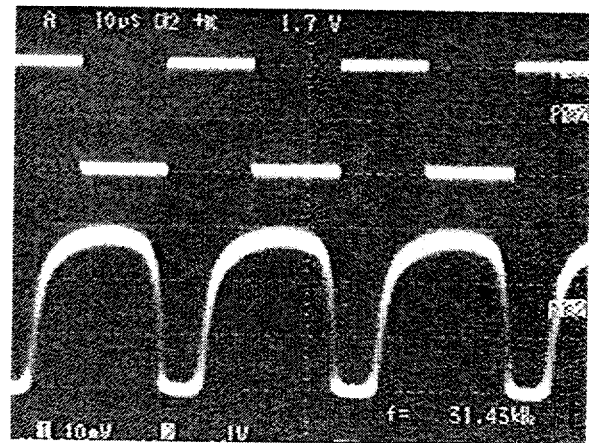


(b) ⑤, 0.5W, 6.5kgf, 32.01kHz, 32Vpp

図 3.21 同期パルスと接触電流波形 (Type 4 rotor)



(a) ④, 0.5W, 6.5kgf, 31.85kHz, 38Vpp



(b) ⑤, 1.5W, 6.5kgf, 31.43kHz, 60Vpp

図 3.22 同期パルスと接触電流波形 (Type 3 rotor)

等価回路考察

図 3.23, (a) に示すステータとロータ (Type 4) の縦振動は同図 (b) のような電気機械等価回路に表すことができる。 m_{R1}, m_{R2} はロータの質量、 C_c は与圧用バネの機械的コンプライアンスを示す。ダイオードは接触・分離を表している。与圧用のスプリングは C_c が非常に大きい場合が多く、機械インピーダンス低く、共振周波数や接触に与える影響は少ないと考えられる。 C_{sL1}, C_{sL2} はそれぞれ、接触面とくびれによる機械的コンプライアンスである。下方モードは同図中に実線で示す振動速度のように、ステータとロータの振動速度は同位相で、 m_{R1} が主な負荷として作用している。上方モードは同図中に破線で示されるようにステータとロータの振動速度は逆位相になり、 C_{sL1} の存在によって生じる。上述の接触電流の観察結果より、上方モード (v_s と v_r が逆位相) が安定かつ容易に分離・接触が

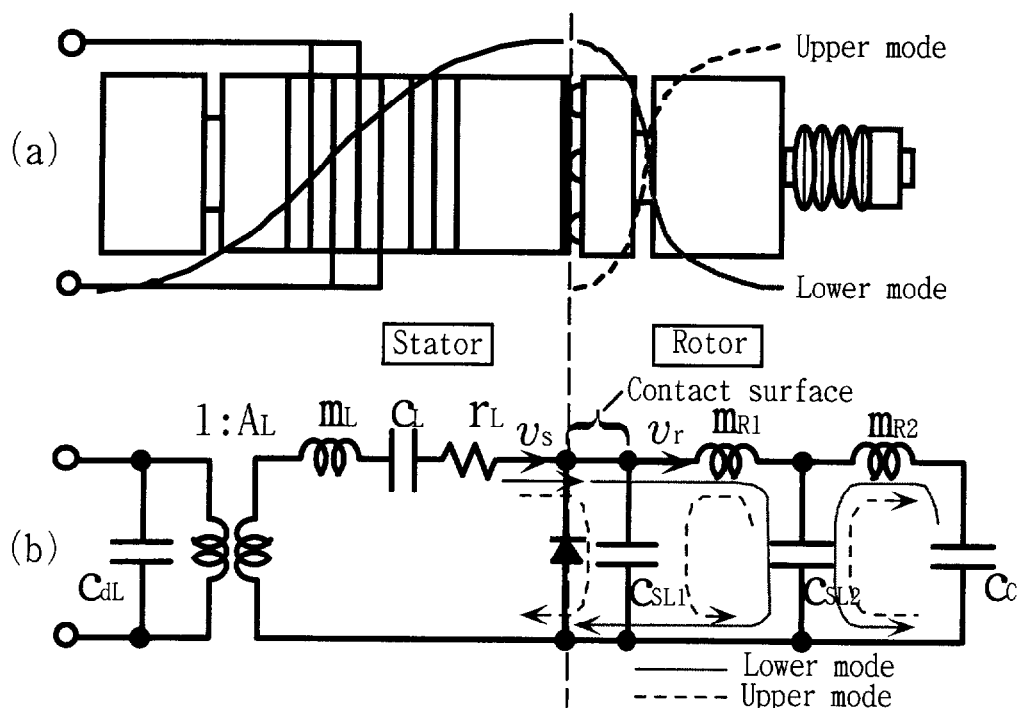


図 3.23 ステータとロータの縦振動の等価回路 (Type 4)

得られ易いことから、接触面の機械的コンプライアンス (C_{SL1}) がある程度の大きさで存在することが接触制御に有効であると思われる。つまり、ロータの縦振動を積極的に利用する場合はステータとロータの共振系の接続と考えられ、2つの共振系を結合させる結合子の役割を C_{SL1} がしていると考えられる。具体的な C_{SL1} の値は今後更に検討が必要である。

くびれのあるロータはそれ自身の共振周波数が低下し、短いロータ長でも、ロータに振動の節が存在し、負荷の接続に有効である。くびれが無い場合は、 C_{SL2} がなくなり、振動の節をロータに生じさせるためには、ステータと同一材質の場合は同程度の長さが必要になる。

3.3.4 従来型の縦一振り振動超音波モータとの接触制御の比較

ロータとステータを逆位相で接触させることの接触制御性への有効性を実際の超音波モータを試作し確認した。試作した従来型超音波モータを図 3.24 に示す。形状で図 3.1 に示すモータと大きく異なる点は圧電セラミックスの配置順序である。従来型では接触面に近い方に縦振動の振動節が存在し、振動モードの節の位置に圧電セラミックスを配置するため、接触

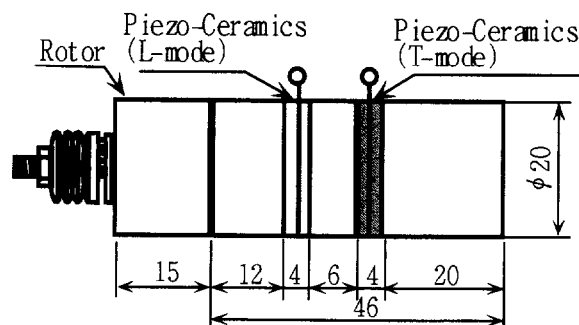


図 3.24 試作した従来型モータ

面に近い方に縦振動励振用圧電セラミックスが配置されている。両者で以下の点について条件を一致させた。

1. ステータ振動子径 ($\phi 20\text{mm}$)
2. ロータの形状、与圧力 (30.0 kgf)
3. 接触面の状態
4. 縦振動励振用圧電セラミックスの厚みと枚数 (2mm x 2)
5. 振り振動励振用圧電セラミックスへの印加電界 ($25 \text{ V}_{rms}/\text{mm}$)

ロータとステータの接触角を短くするとロータの無負荷回転速度 (Ω_R) は振り振動角速度 (Ω_T) に近づくことが知られている。逆に言えば、 Ω_R と Ω_T を測定することより、接触角の変化を把握することができる。図 3.25 に角速度比 (Ω_R/Ω_T) と縦振動への入力電力 (P_L) の測定結果を示す。どちらのモータも縦振動励振用圧電セラミックスへの印加電界 (E_L) を増加させるとロータ無負荷回転速度は増加し、ある電界より飽和する様子がわかる。接触角を限りなく小さくすればロータ無負荷回転速度と振り振動角速度は一致するはずであるが、実際はベアリングの転がり抵抗等の負荷があるため一致し難い。したがって、ロータ回転速度が飽和した時が実現できる最小接触角であり、この時に必要な入力電力は少ない方がよい。同図より両者とも同程度の最小接触角を実現できるが、新型が従来型よりも少ない入力電力で接触角を小さくできることがわかり、接触制御性に優れていることがわかる。尚、印加電界の違いは電気機械結合係数の違いによるものである。

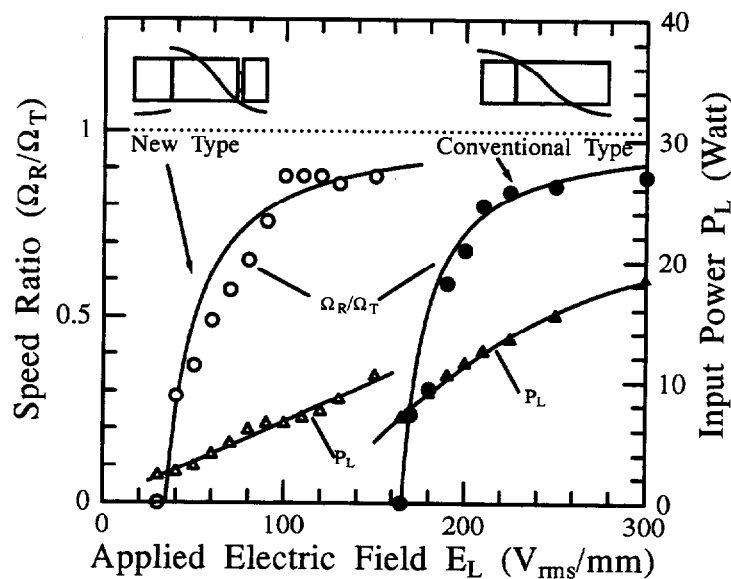


図 3.25 従来型と新型モータのロータ無負荷回転速度と振り振動角速度比 (Ω_R/Ω_T) と縦振動入力電力 (P_L) の関係

3.4 反共振点近傍での動作

設計の際に共振周波数を近接させても、共振周波数は多少変化する。入力アドミッタンスと超音波モータの動作の関係を測定した結果の一例が図 3.26 である。矢印で示した部分が超音波モータが回転している状態の範囲である。共振点から反共振点近傍までの広範囲の周波数で回転していることが分かる。最も効率よく動作するのは矢印で示すように反共振点近傍であった¹⁾。

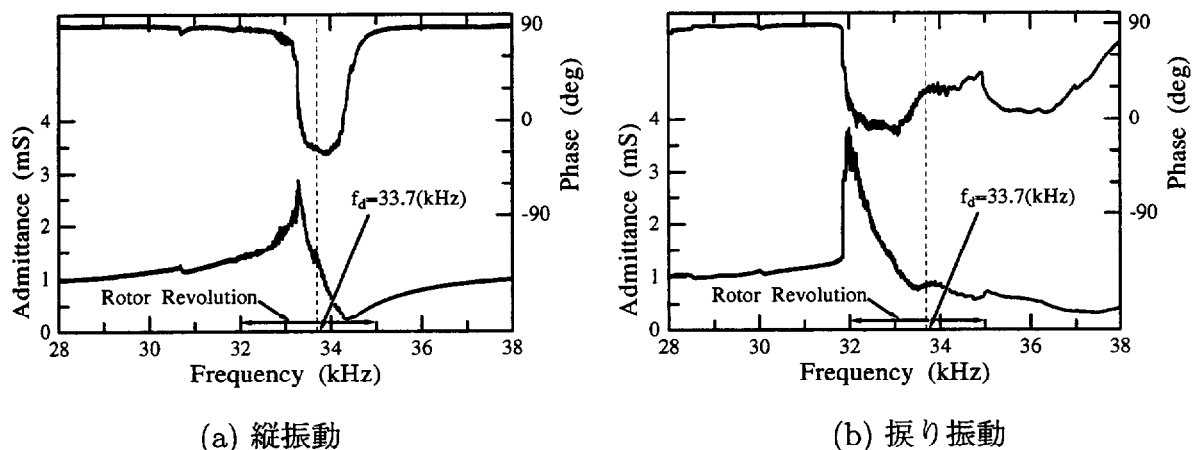


図 3.26 モータ動作時の入力アドミッタンス特性

図 3.1 の超音波モータで入力を一定にして、駆動周波数と回転速度の関係を図 3.27 に示す。共振周波数近傍以外では、駆動電圧が高くなるが、共振周波数近傍よりも他の駆動周波数の方が良く回転することがわかる。入力一定である為、同図はそのまま効率特性と同傾向を示す。共振周波数で駆動する場合、大きな出力を得ることができるが、効率は低下する。したがって、入力電圧に余裕のある用途では、少々電圧が高くなっても反共振周波数近傍での動作が高効率となり望ましい。

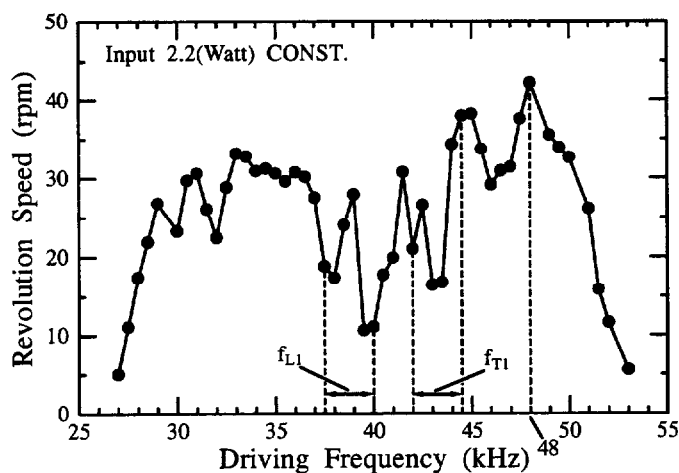


図 3.27 駆動周波数変化に対する回転数の変化（入力電力一定）

3.5 駆動と発熱

前節で反共振点近傍の動作が効率の面で優れていることを述べた。これは、共振点駆動よりも反共振駆動の方が誘電損失が少ないことによるものである。ステータ振動子内の損失は熱に変わるため、その発熱を観察することによってステータ振動子の内部損失の小さい駆動周波数条件がわかる。本節は、発熱の観察による損失の把握と、反共振点近傍での駆動が効率面で優れていることを示すために行った実験結果について述べる。

3.5.1 ステータ振動子の発熱

図 3.28 に発熱測定の実験システムを示す。赤外線画像装置 Thermal Video System (Avio TV-2100MkII) を使用して、超音波モータ全体の温度分布を視覚的に測定することができる。この装置の温度分解能は 0.01°C 、最大空間分解能は 0.74mm^2 であり、十分に測定が可能である。材質や表面の状態による赤外線の放射率のばらつきを少なくするために、ステータ振動子の表面につや消し用黒色塗料を塗布している。

図 3.29 に共振駆動時と反共振駆動時の振り振動用圧電セラミックス上の温度変化の様子を示す（図 3.32 中の X 点の温度）。この時、先端部の振り振動速度は両駆動時で等しく、常に一定に保たれている。また、外気温もほぼ同じである。この図より、共振駆動の方が温度上昇が大きいことがわかる。振動子と空気では音響インピーダンスが大きく異なり、空気中に放射される音響エネルギーは無視できる。つまり、

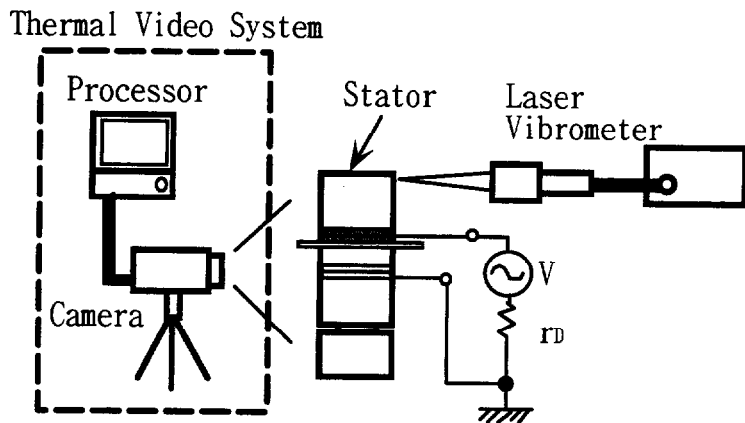


図 3.28 温度分布測定システム

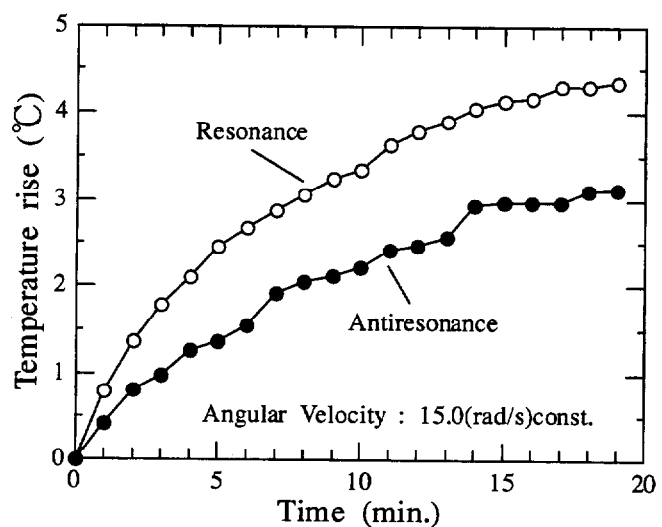


図 3.29 振動子表面の温度変化の様子

振動子に供給されるパワーは、無負荷の場合、振動子内部の発熱に変わる。したがって、同じ振動速度で駆動する場合は、反共振駆動の方が損失が少ないと言える。

図 3.30, 3.31 に図 3.29 上で励振後 19 分経過時のステータ振動子の表面の温度分布を示す。振動子は支持用のフランジをスポンジにのせ、支持による発熱を防いでいる。発熱源は振

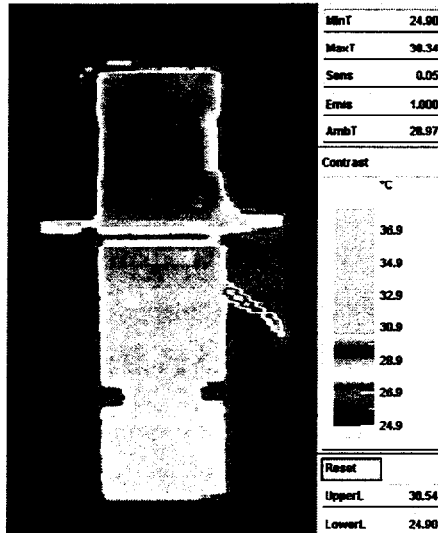


図 3.30 共振駆動時のステータ上の温度分布

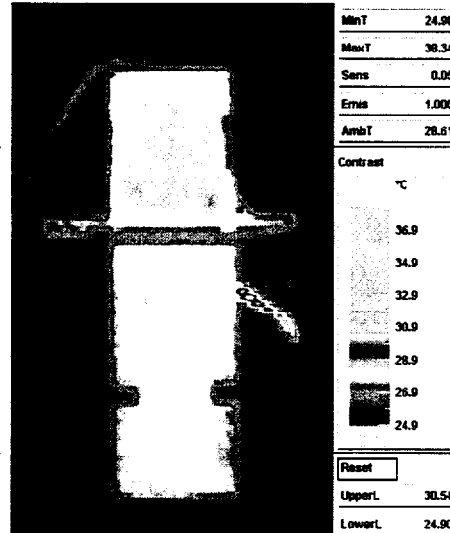


図 3.31 反共振駆動時のステータ上の温度分布

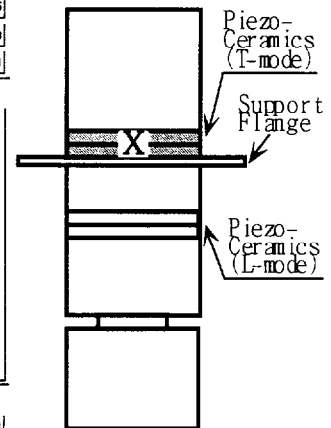


図 3.32 測定用ステータ振動子

り振動用圧電セラミックスであり、共振点駆動時より反共振駆動時の方がステータ振動子の圧電セラミックス部分からの発熱が少ないことがわかる。線状に発熱しているのはリード線である。これらの図からも、反共振駆動の方が振動子の内部損失が少ないことがわかる。また、縦振動用圧電セラミックスで熱が下方のジュラルミンブロック部に伝わりにくいことがわかる。このことより、駆動電源に余裕のあり、高電圧駆動が可能な場合は、反共振点近傍で駆動した方が効率が良いことが分かる。

3.5.2 圧電セラミックスのハイパワー特性

前述の現象は圧電セラミックスの特性によって生じるものと予想される。したがって、圧電セラミックス振動子を用いて更に検討する。ランジュバン構造と比べて損失源になりうる接合面やネジ山などが無い単純構造であり、圧電セラミックス単体であるため、損失の定量化が比較的容易であるからである。

図 3.33 に圧電振動子のインピーダンス型等価回路を示す²⁾。ここで、コンダクタンス G_B は機械損失を表し、 G_d は誘電体損失を表す。 G_d は制動容量 C_d を用いて表すと $G_d = \omega C_d \tan \delta$ である。また、 C_f は自由容量と呼ばれ、 C_d と結合係数 k より $C_f = C_d / (1 - k^2)$ と表される。反共振精鋭度 Q_B は周波数摂動法を用いると式 (3.1) で表される³⁾。

$$Q_B = \frac{2f_B}{f_2 - f_1} \frac{\sqrt{K_p(1 - K_p)}}{1 - 2K_p} \quad (3.1)$$

ここで、 f_1 と f_2 は反共振周波数 f_B に近い周波数で、 $f_1 < f_B < f_2$ の関係がある。 K_p は振動比であり、次式より得られる。

$$K_p = (I - I_0)/I_0 \quad (3.2)$$

ここで、 I_0 は反共振周波数での端子電流であり、 I は周波数 f_1 と f_2 で振動子に流れる電流である。また、 $\tan \delta$ は共振周波数 f_A と共振精鋭度 Q_A および

反共振周波数 f_B と反共振精鋭度 Q_B さらに反共振の容量比 C_B/C_f から次式のように求められる。

$$\tan \delta = \frac{C_B}{C_f} \left(\frac{1}{Q_A} - \frac{f_B}{f_A} \frac{1}{Q_B} \right) \quad (3.3)$$

以上の関係を使用して、圧電セラミックス矩形板の縦一次振動モードにおける振動速度 V_0 と Q_A 、 Q_B および振動子の発熱を測定した結果を図3.34に示す。この図より、 Q_B は常に Q_A より高く、振動速度が増すにつれて両者共に低下するが、両者の差は大きくなることがわかる。つまり、振動速度が大きくなると共振周波数で駆動すると損失が反共振周波数駆動よりも損失が大きいことを意味する。次に、図3.35に振動速度と反共振の力係数 $|A_B|$ と容量比 C_B/C_f および電気-機械損失係数 $\tan \delta$ の測定結果を示す。振動速度が増加しても $|A_B|$ 、 C_B/C_f はほとんど変化が無く、 $\tan \delta$ が大きく増加することがわかる。

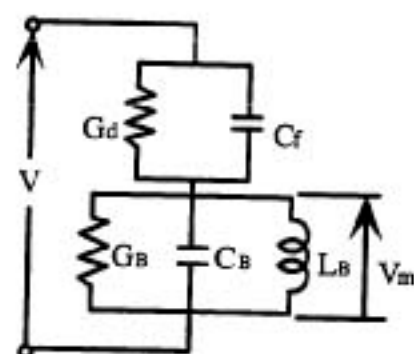


図 3.33 圧電振動子のインピーダンス型等価回路

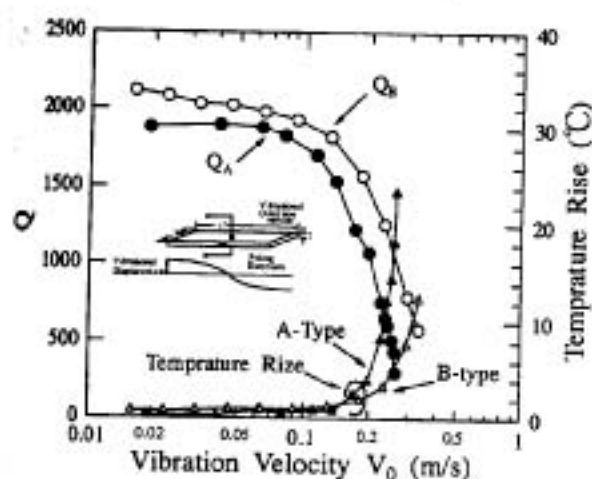


図 3.34 振動速度と発熱および Q の変化

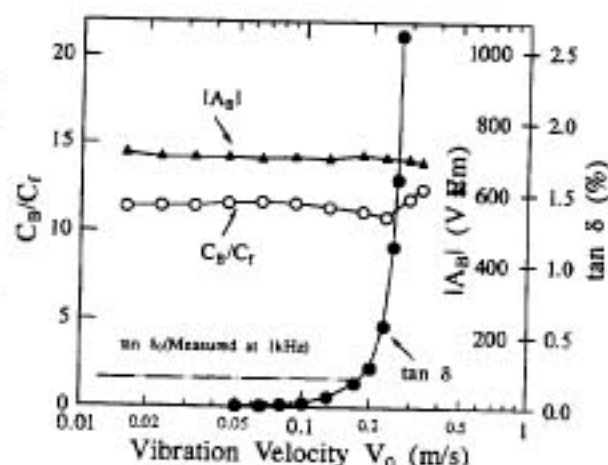


図 3.35 振動速度と容量比、力係数および電気機械損失係数の変化

図3.33の等価回路を図3.36のように変換する。 r_L は振動子に接続した機械的負荷である。同図中、 R_d 、 R_m はそれぞれ電気-機械損失、振動損失を意味し、次式より得られる。

$$R_d = \frac{\tan \delta}{\omega_A C_d} \quad (3.4)$$

$$R_m = \frac{\omega_A L_A}{Q_B} \quad (3.5)$$

ここで、 ω_A は共振角周波数である。この等価回路上の R_m と R_d および端子電流、端子電圧から求めた R_A の振動速度に対する変化を図3.37に示す。この図より、振動速度が小さい領域では R_d は R_m よりも非常に小さく、 R_m は V^2 に比例して大きくなる。しかし、振動速度に対する増加率は R_m よりも R_d の方が大きく、 $V_0 = 0.25 \text{ ms}^{-1}$ 付近を超えると R_d の方が R_m よりも大きくなるのがわかる。その結果、入力電力のほとんどが R_d によって消費され、振動速度はもはや増加できない。共振駆動ではこのような現象が反共振駆動よりも小さい振動速度で生じる。

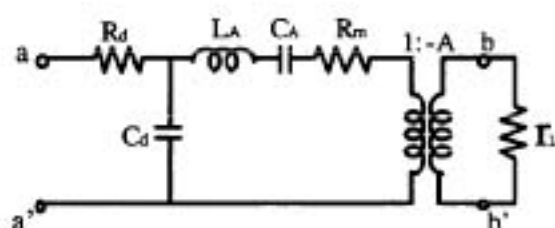


図 3.36 誘電体損失抵抗 R_d を考慮したアドミタンス形式等価回路と機械的負荷抵抗 r_L

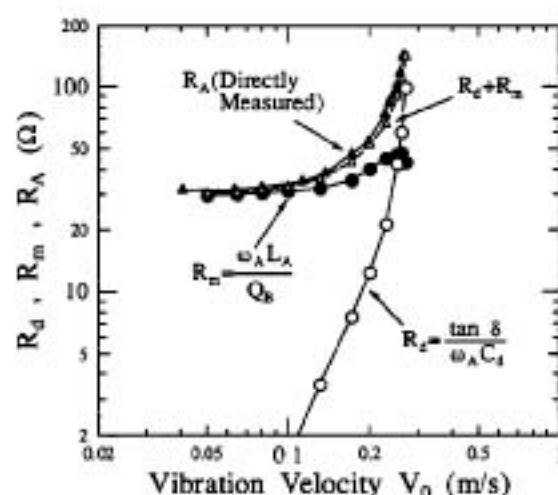


図 3.37 振動速度と損失の変化

図3.36の機械端子に機械負荷的負荷を接続した場合の効率 η (=機械出力/電気入力)とその周波数依存性について計算した結果を図3.38(a), (b)に示す。ただし、振動モードは変化しないと仮定している。横軸は共振角周波数 ω_A によって規格化した値 Ω (= ω/ω_A)で表している。図3.38(a)は、振動速度 $V_0 = 0.25(\text{m/s})$ の場合の $\tan \delta$ 、 Q_B ($\tan \delta = 2.5\%$ 、 $Q_B = 500$)を代入して効率を求め、機械的負荷抵抗 r_L をパラメータとして示している。ただし、 r_L は r_L/A^2 のように電氣的抵抗に変換し、振動子の固有抵抗 $\sqrt{L/C}$ により規格化して表している。同図より、 r_L の小さいところでは効率 η が $\Omega = 1.045$ 付近で最大値を示している。この Ω の値は反共振角周波数($\Omega_B = \sqrt{1+1/\gamma}$)である。また、 r_L が大きい値の場合には周波数依存性は緩慢になってくる。さらに、図3.38(b)はさらに $\tan \delta$ が増大して、しかも Q_B が1000と高い値を維持している状態を想定して効率 η を計算したものである。 η の Ω に対する変化が顕著になり、この場合でも反共振角周波数において効率 η がピーク値を示しているこ

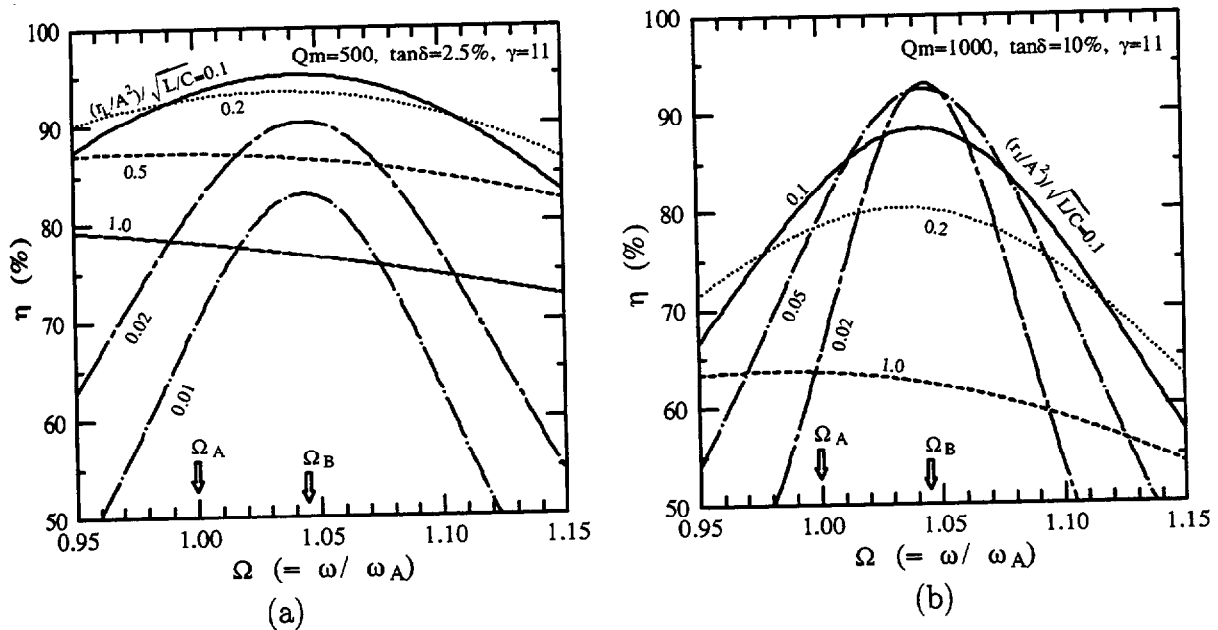


図 3.38 効率 η (=機械出力/電気入力)の周波数依存性

とがわかる。

以上から、ハイパワー励振時には誘電体損失と振動損失の大小関係が逆転し、誘電体損失が支配的になることがわかった。また、そのような場合には反共振周波数で効率が大きくなることがわかった。つまり、これらのことは圧電セラミックスを使用している超音波モータに相当するため、前節までの反共振周波数近傍で効率が良いとなる現象の理由である。

3.6 摩擦面の研磨と特性

ステータから摩擦力によってロータにトルクを伝達する。そのため、摺動面の摩擦状態が超音波モータの特性を左右する。摺動面の荒さを変えた場合、図 3.39 に示すように回転速度および効率曲線が大きく変化しているのがわかる。つまり、荒さを小さくして、接触面積を大きくした方が良い。これは、荒さによって摩擦力が変化することと、接触している突起部分の微小な弾性変形によって力が伝達しにくくなることが大きく影響を与えて

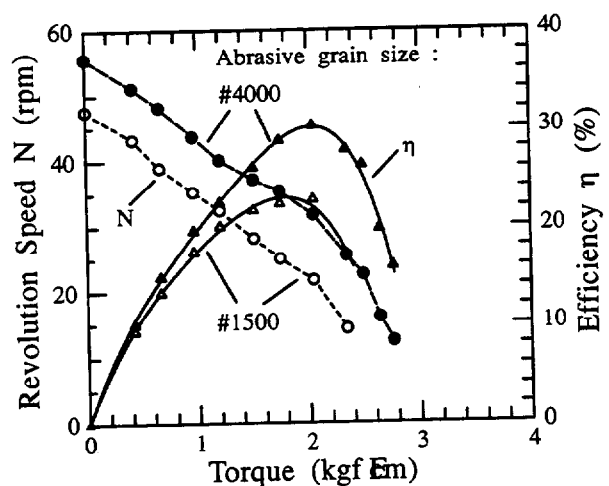


図 3.39 接触表面の荒さを変えたときの負荷特性の比較

いると思われる。

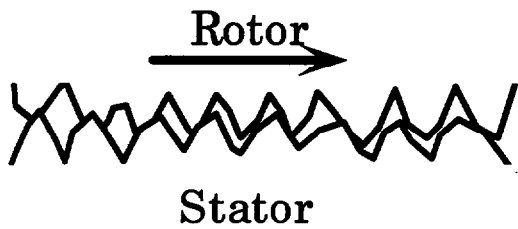


図 3.40 接触表面の荒さのモデル図

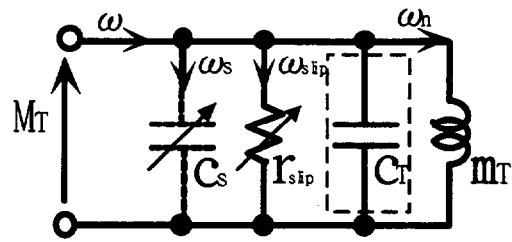


図 3.41 接触表面の荒さの等価回路

つまり、図 3.40 に示すような接触のモデル図で、摺動面が荒いと突起部分で接触し、横方向、縦方向にもステイフネスが減少する。図 3.41(a),(b) にロータとステータが接触している時の等価回路を表す。 m_T はロータの等価慣性モーメント、 C_T は等価コンプライアンス、 r_{slip} はロータとステータ間のすべり損失抵抗を表す。一般に C_T は小さい為無視することができる。摺動面の微小突起の等価コンプライアンス C_S は破線で示される。 r_{slip} と C_S は縦振動による圧接力和接触面の荒さによって変化する。 r_{slip} は荒さによって減少し、圧接力によって増大する。一方、 C_S は荒さによって増大し、圧接力によって減少する。したがって、摺動面の荒さを大きくすると ω_S が大きくなり、ロータの回転速度 ω_n は

$$\omega_n = \omega - \omega_S - \omega_{slip} \quad (3.6)$$

となり、ロータの回転速度は低下する。また、摺動面のすべり損失抵抗 r_{slip} が小さくなることから ω_{slip} も増大し、すべり損失の増大から効率は図 3.39 に示すように低下する。

3.7 突起の影響

ロータとステータを広い平面で同じ圧力で接触させることは困難であり、実際は幾つかの点または狭い領域での接触と考えられる。したがって、突起による接触であれば、比較的接触の様子の把握が容易になる。また、摩耗粉等の逃げ場所が確保されるために再凝着の防止になり、摺動面の保護になり有効である。そこで、ロータとステータ間で図 3.42 に示すような突起による接触の場合について実験的に検討する。

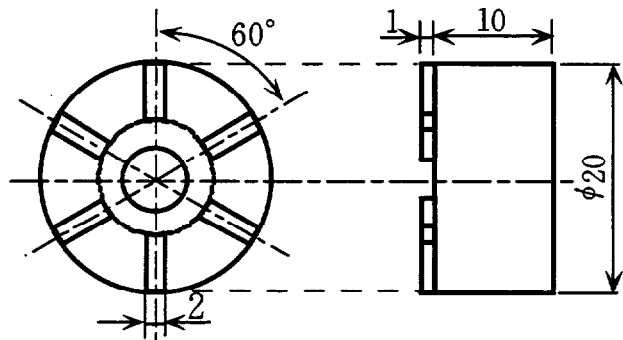


図 3.42 突起付き（溝付き）ロータ

はじめに突起がある場合と無い場合でのステータ振動子の振り振動の入力アドミッタンスの変化を図3.43に示す。ここで、ロータ予圧力、入力電圧は一定としている。振り振動の共振点が高い周波数の方に移動していることから、突起のコンプライアンスが負荷として作用していることがわかる。

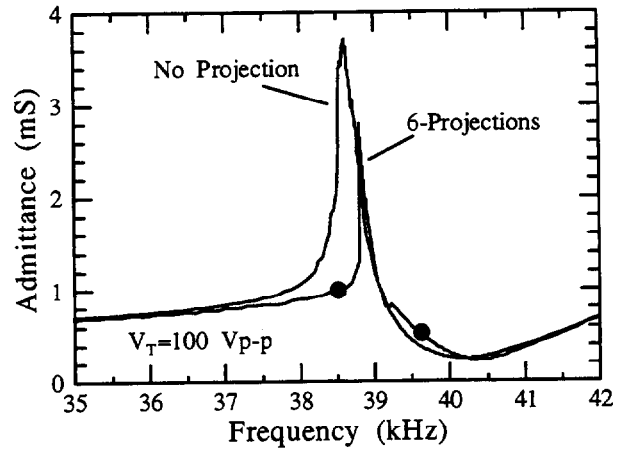
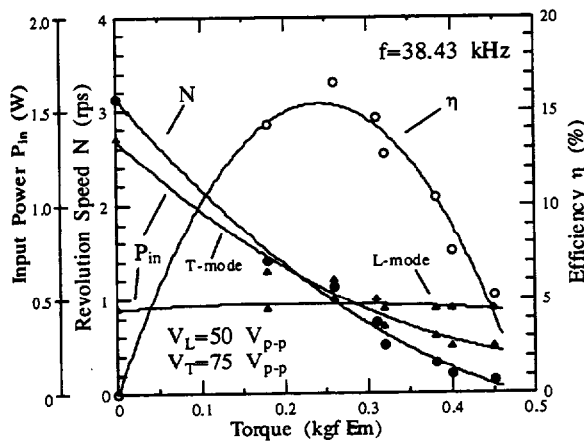
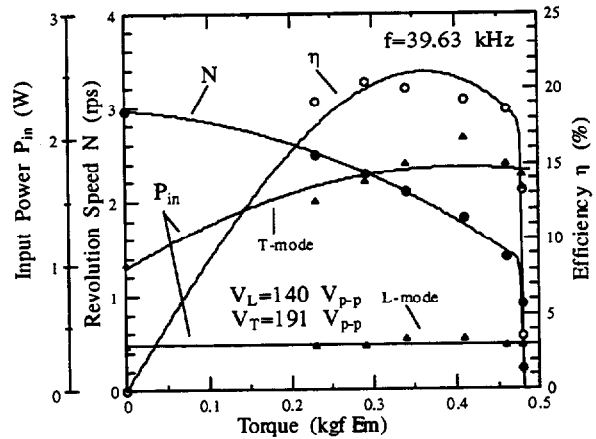


図 3.43 入力アドミッタンス特性（振り振動）

次に、駆動周波数を変化させた場合の入力電力の変化について測定した結果を図3.7に示す。駆動周波数は共振点付近と反共振点付近の2つに設定した。その結果、共振点以下で駆動した場合は、負荷の増大に伴い振り振動への入力電力は減少するが、反共振点付近で駆動した場合は負荷の増加に伴って振り振動の入力電力は増加する傾向にあることがわかる。これらより、突起がある場合には負荷によって入力アドミッタンスのピーク点が、負荷の増加に伴って上方に移動する為に生じる減少と考えられることができ、後章の等価回路で説明することができる。



(a) 駆動周波数 ≤ 振り振動の共振周波数



(b) 駆動周波数 > 振り振動の共振周波数

図 3.44 駆動周波数の違いによる負荷－入力電力特性の変化

3.8 結言

超音波モータが有する特徴的な性質について述べた。その中には、ステータ振動子単体がもつ特徴とロータを接触させ複合振動体とした時の特徴があり、どれも超音波モータの

特性に大きな影響を与えるとともに、設計に考慮しなければならないことであると考えられる。以下に本章で得られた結果をまとめる。

1. ロータとステータは接触面を挟んで、逆位相で振動する方が、接触・分離特性が良い。このことより、本研究で提案した構成法は有効であることが確かめられた。
2. 接触・分離が容易で安定な接触を得るためには、接触面にある程度の大きさの機械的コンプライアンスが必要である。(ロータ：容量性負荷)
3. 言い換えると、ステータから見てインピーダンスが高く、かつ、容量性であるのが望ましい。
4. 圧電振動子のハイパワー特性で反共振点での誘電損失が共振点でのそれよりも小さいことが実験より確認された。また、Langevin 型振り振動子の圧電セラミックスの発熱の測定より同様のことが確認された。
5. 共振点近傍から反共振点近傍までの広い範囲で駆動が可能であるが、反共振点近傍での駆動は他の駆動点よりも比較的高い効率が得られ、上述の圧電セラミックスのハイパワー時の誘電損失の違いがその理由と考えられる。
6. 摺動面の荒さは超音波モータの負荷特性に大きな影響を与え、荒さの小さい方が高効率を得られることを実験的に明かにし、その理由を簡単な電気機械等価回路で明かにした。
7. 摩耗粉の除去等のため、ロータに突起や溝などを設けた場合、振りの共振周波数の上下での負荷特性が大きく変わるため、特性の安定性の確保のためにも、突起の横方向のコンプライアンスを小さくする必要がある。
8. この時、負荷の増加に伴って入力電力が増加する現象が見られる。

参考文献

- 1) 青柳, 富川 : “縦一振り振動利用の超音波モータ／アクチュエータ, 一高トルク構成の実験的検討一,” 日本音響学会誌 49 巻 9 号 pp.607-614(1993).
- 2) H.Shimizu and S.Saito : J. Acoust. Soc. Jpn.(E) 6-3 (1985) 225.
- 3) 斎藤, 青柳, 清水 : 日本音響学会誌, 33 巻 10 号 (1977) 540.
- 4) 寒河江, 富川 : 平成 3 年秋季音響学会講演 (1991).
- 5) 谷口 他: 振動工学ハンドブック, 養賢堂 (1976).
- 6) 見城, 指田 : “超音波モータ入門” 総合電子出版社 (1991).
- 7) 曾田 訳: “バウデン・テイバー 固体と摩擦と潤滑” 丸善 (1961).
- 8) 高橋, 黒澤, 樋口 : “弾性表面波を用いた 2 次元超音波モータ,” 第 6 回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演, pp.349-354(1994).

本章内容の発表論文

研究論文

1. S.Hirose, M.Aoyagi and Y.Tomikawa : "Dielectric Loss in a Piezoelectric Ceramic Transducer under High-Power Operation; Increase of Dielectric Loss and Its Influence on Transducer Efficiency", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.32, Part 1, No.5B, pp.2418-2421(1993-05).
2. M.Aoyagi and Y.Tomikawa : "Inspection of Rotor and Stator Vibration of Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.31, Suppl. 31-1, pp.251-253 (1992).

国際会議

1. S.Hirose, M.Aoyagi, Y.Tomikawa, S.Takahashi and K.Uchino : "High-Power Characteristics at Antiresonance Frequency of Piezoelectric Transducers", *Ultrasonics* **34** (1996) pp.213-217 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).
2. S.Hirose, S.Takahashi, M.Aoyagi and Y.Tomikawa : "High-Power Characteristics of Piezoelectric Materials", *9th Smart Actuator Symp. at ICAT, Pennsylvania State Univ.*, pages:6, (1994-04).

参考論文

1. 青柳, 小笠原, 富川 : "超音波モータのロータ構造についての一考察, — 縦一振り振動利用の超音波モータの場合 —", 平成9年音響学会講演, No., pp.- (1997-09).
2. 青柳, 富川 : "超音波モータのロータ・ステータ間の接触について", 平成8年音響学会講演, No.1-9-8, pp.923-924 (1996-09).
3. 青柳, 島貫, 富川 : "エンコーダ機能を有する縦一振り振動利用超音波モータ", 第13回超音波シンポジウム No.PA34, pp.99-100(1992-12.)
4. 広瀬, 青柳, 富川 : "圧電セラミック振動子の大幅励振時における誘電体損失, ==誘電体損失の増加と励振方法に関する一考察==", 第13回超音波シンポジウム No.A3, pp.5-6(1992-12.)
5. 広瀬, 青柳, 富川 : "圧電セラミック振動子の大幅励振時における誘電体損失, ==誘電体損失の増加と励振方法に関する一考察==", 信学会技術研究報告, Vol.92, No.231, US92-42, pp.15-20(1992-09).

6. 青柳, 富川: “縦一振り振動利用超音波モータのロータ振動に関する実験的検討”, 第12回超音波シンポジウム, No.D3, pp.183-184 (1991-12).
7. 青柳, 富川, 足立, 高野: “縦一振り縮退モード利用超音波モータの試作特性”, 平成3年音響学会講演, No.2-P-18, pp.797-798 (1991-03).
8. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り振動モード利用超音波モータの特性, 一付加質量(イナーシャ)型の場合—”, 平成2年音響学会講演, No.2-Q-2, pp.857-859 (1990-9).
9. 富川, 足立, 青柳, 三部, 高野: “縦一振り振動モード利用超音波モータ, 一多重モード振動子構成の場合—”, 平成2年音響学会講演, No.1-1-2, pp.671-672 (1990-3).
10. 富川, 足立, 青柳, 三部, 高野: “縦一振り多重モード振動子利用の超音波モータ, 一付加質量(イナーシャ)型の特性—”, 1990年信学会春季全国大会, No.A-351, p.1-351 (1990-03).

第 4 章 縦一振り・棒状モータの試作特性

4.1 緒言

前述した超音波モータの動特性より超音波モータの設計に重要な要素を把握することができた。それらを基に、提案した構成法で前述した付加質量型超音波モータの他に 4 種類の超音波モータを試作し、その特性を検討した。本章では、表 4.1 に示す 4 つのタイプの超音波モータの構成、原理および性能について述べる。

表 4.1 試作超音波モータと構成法

章 節	試作超音波モータ / 検討目的	構成法
4.2	ロータ・共振子兼用の縦一振り・超音波モータ/ 新構成法の評価	Type 1
4.3	圧電セラミックス軸方向配置型超音波モータ/ 新ステータ振動子の検討および新構成法の評価	Type 2
4.4	大口径縦一振り・超音波モータ/ 大型化した場合の特性の把握	Type 2
4.5	細棒構成・対称構造超音波モータ/ 細型にした場合の特性の把握および複数ロータの試み	逆位相接触型

4.2 ロータ・共振子兼用の縦一振り・超音波モータ

4.2.1 構成

図 4.1 に試作・検討した超音波モータの構造の一例を示す。直径 40[mm^φ] の 2 つのボルト締め Langevin 型中空振動子を組み合わせる。1 つは縦振動子でもう 1 つは振り振動子である。どちらも支持・加圧用に中空ボルト内部に張り出しを設けている。振り振動子は縦振動子に比べて短く、回転させた場合の慣性モーメントを小さくできるため、ロータとして振り振動子自身が回転する。2 つの振動子の共振周波数を接近させて使用するために、縦振動子は振り振動子に比べ長めになっている。振り振動子は縦振動子先端面から突き出た軸シャフトにその中空部を通し保持され、バネによって縦振動子に押さえつけられる。振り振動子への給電は、ベアリングをスリップリングとして使用することによって行われる。振り振動子の摺動面には摩擦材 (PPS: 厚さ 0.3mm) を貼り付けてあり、カーボ

ランダム（#4000：粒径 $3[\mu\text{m}]$ ）で両振動子の摺動面を研磨している。その面の平均粗さは約 $60\sim90[\text{nm}]$ である。この超音波モータは縦振動によって振り振動子との接触を制御し、接触時に振り振動子が自らの振動の反作用で回転する。モータ全体の支持は図 4.1(b) に示すように縦振動子周辺上の節部と思われる部分と振り振動子を通じたシャフト先端によって行っている。支持部はそれぞれ振動変位の小さい部分であるので、この支持方法によってモータ特性への影響を小さくしたまま強固に支持できる。

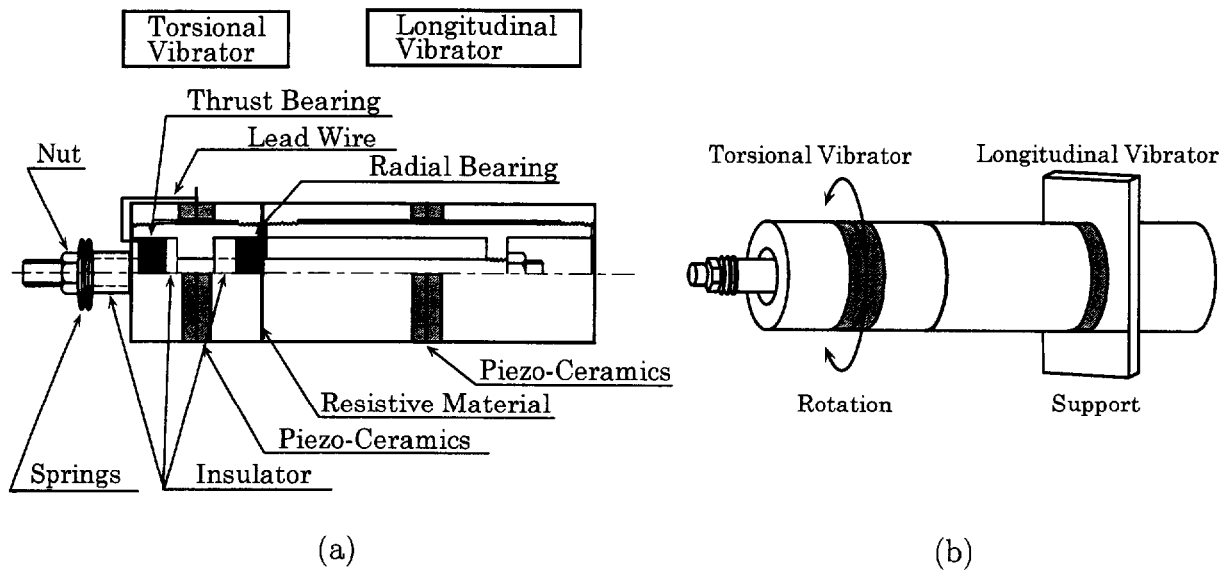


図 4.1 振り共振子回転型超音波モータの概観図

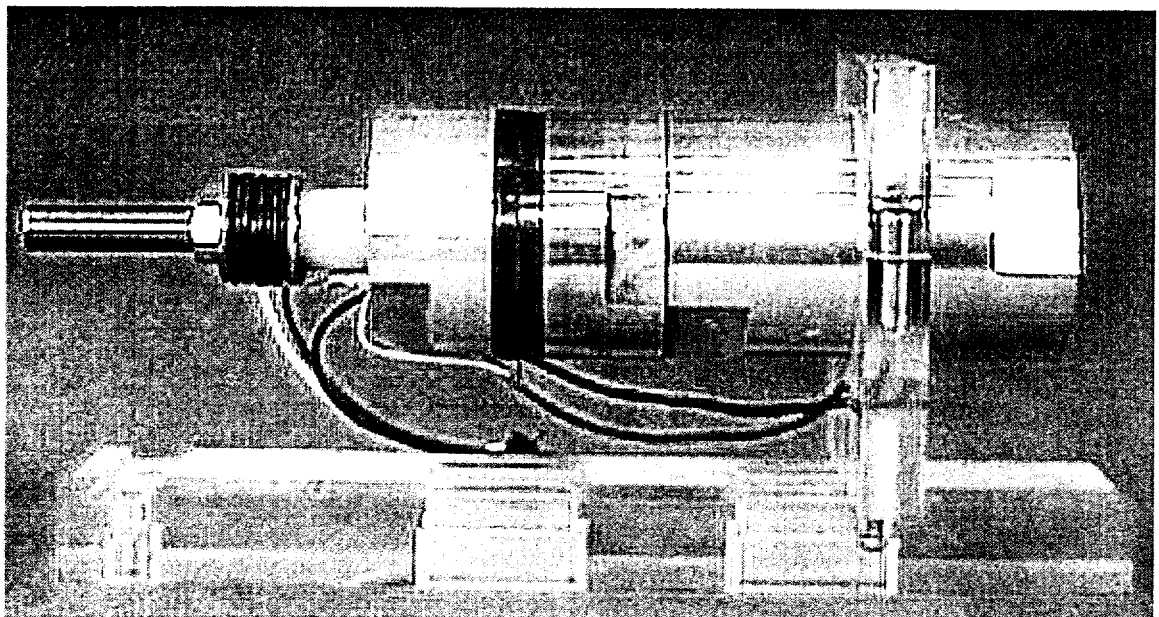


写真 4.1 振り共振子回転型超音波モータの写真

形状は1次元波動近似による伝送線路に類推して設計した。(付録A.1参照)実際の振動系の設計の手順は以下の通りである。

- 1) 全体の材料と直径を40mmにする。
- 2) 摩擦材と圧電セラミックスの厚さを与える。
- 3) モータ全体の縦振動モードの内部変位の節の位置に支持用の張り出しを設ける。
- 4) モータ全体の縦振動の共振時における外部変位の節の位置に縦振動励振用圧電セラミックスを配置する。同様に、振り振動子の振動の節の位置に圧電セラミックスを配置する。
- 5) 共振周波数と振動分布を計算する。
- 6) 共振周波数が十分近接し、振動変位の節が圧電セラミックス上になるまで、各部分の長さを調整し、計算する。
- 7) ロータの加圧下で、振り振動子単体の1次モードの共振周波数とモータ全体の縦振動モードの共振周波数を一致させる。

図4.2と4.3に計算結果の一例を示す。数回の計算によって共振周波数が近接し、圧電セラミックスも理想的な位置に配置できる。

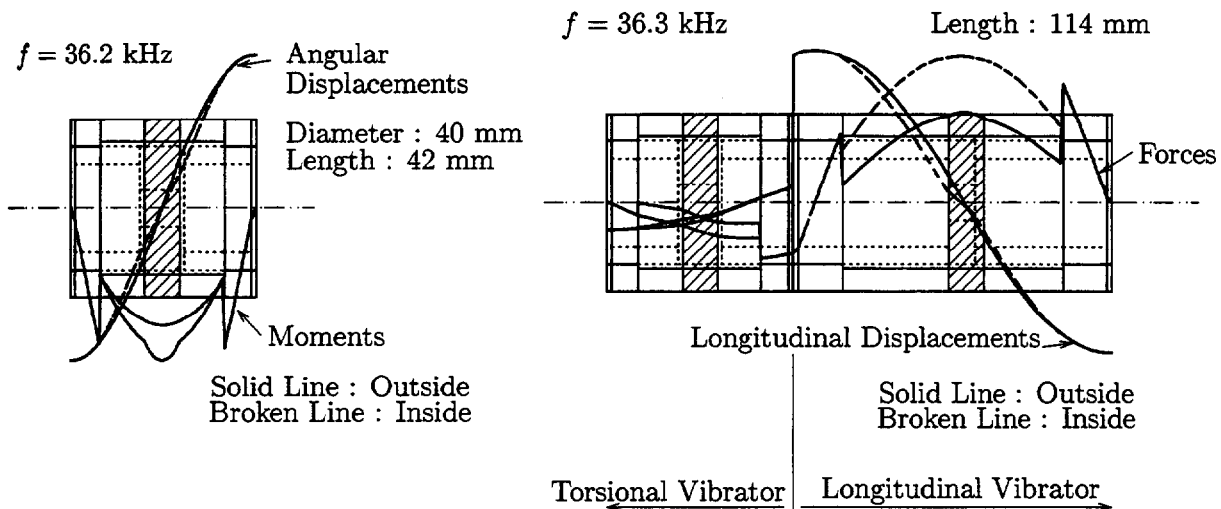


図 4.2 振り振動の変位とモーメント分布の計算結果

図 4.3 縦振動の変位と力分布の計算結果

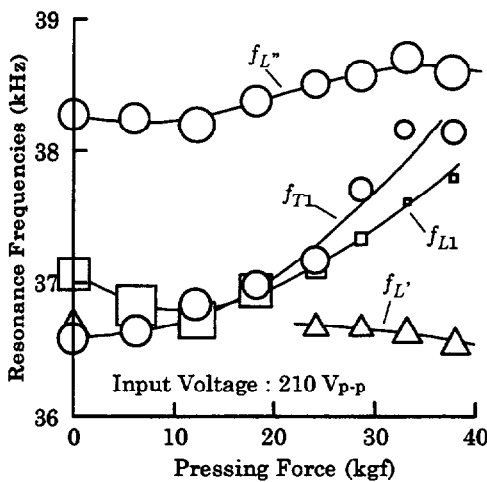
4.2.2 振動子の性能と圧力一共振周波数特性

試作した振動子の等価回路定数を表 4.2 に示す。ここに、 L 、 C 、 R は直列共振回路素子、 γ は直列共振回路と並列挿入される制動容量 (C_d) と C の比 ($\gamma = C_d/C$)、 k_{vm} は電気機械結合係数 ($k_{vm} = 1/\sqrt{\gamma} = \sqrt{C/C_d}$) である。どちらの振動子も単体時の定数である。単体時では縦振動子の共振周波数は振り振動に比べて約 2.3kHz 低くなっている。しかし、2つの振動子の共振周波数は加圧されることによって変化する。その変化の様子を図 4.4(a) に示す。ここで、測定は両振動子に同時に同位相の高電圧を印加し、実際にモータが動作できるようにして行っている。測定点の印の大きさは図 4.4(b) に定めるレスポンスの大きさを示している。 f_{L1} 、 f_{T1} は、上昇と共にレスポンスが小さくなる傾向にある。 f_{L1} に関しては、その傾向が顕著

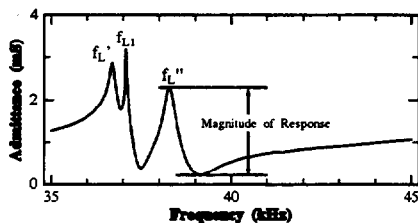
表 4.2 縦・振り振動子の電気機械等価回路定数の測定値

	L_1 -mode	T_1 -mode
Q	1088	1506
f_0 [kHz]	33.0	32.7
Y_{m0} [mS]	54.7	156.0
R [Ω]	18.3	6.4
L [mH]	96.1	47.0
C [nF]	0.243	0.504
C_d [nF]	4.51	4.53
γ	18.56	8.99
k_{vm} [%]	23.2	33.4

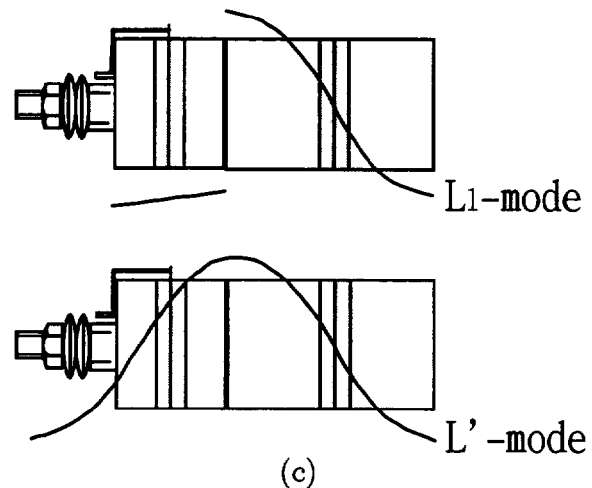
Q : Quality Factor
 f_0 : Resonance Frequency
 Y_{m0} : Motional Admittance
 γ : Capacitance Ratio (C_d/C)
 k_{vm} : Electromechanical Coupling Factor



(a)



(b)



(c)

図 4.4 (a) 加圧力による共振周波数の変化
 と (b) レスポンスの大きさの定義図および
 (c) f_{L1} と $f_{L'}$ に対応する振動モード

である。 f_{L1} 、 $f_{L'}$ の振動モードは、図4.4(c)のように対応させることができる。

4.2.3 モータ試作特性

モータの試作特性を図4.5に示す。正逆回転ともにほぼ同様である最適動作と思われる条件での測定結果である。その結果、与圧力 47.0(kgf)、駆動周波数 33.7(kHz)、入力電力 30.0(W) ($W_L=15.0(W)$ 、 $W_T=15.0(W)$) において、最高効率 13.1(%)、最大トルク 14.0(kgf·cm) の特性が得られた。この時の各振動子の周波数－入力インピーダンス特性を図4.6に示す。モータを実際に動作しながら測定したものであり、図中、矢印の部分でロータが回転していたところである。このモータの最良動作点は、 f_{T1} よりもやや高いところであった。 $f_{L'}$ や f_{T1} を駆動周波数にすると、発音や発熱が大きく、効率、トルクも図4.5の結果に劣る。更なる性能の向上ため、構造の自由度が大きい利点を生かし、縦振動子の発生力を強化する必要がある。

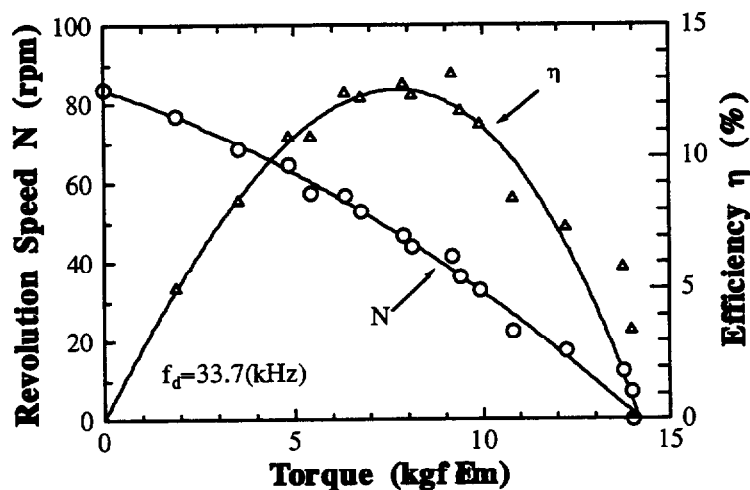


図 4.5 図 4.1の負荷特性

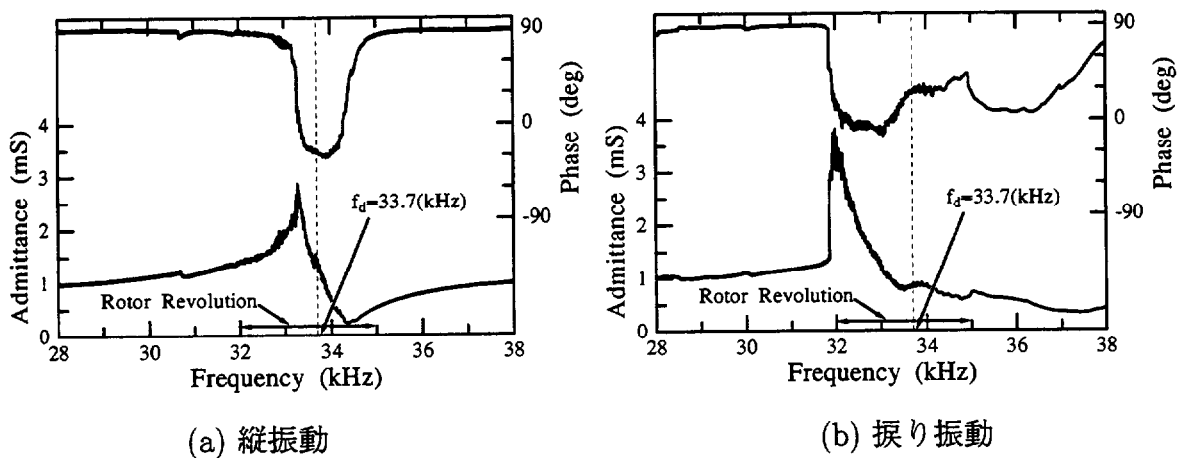


図 4.6 モータ動作時の入力アドミタンス特性

4.3 圧電セラミックス軸方向配置型超音波モータ

4.3.1 ステータ振動子のモータの構成方法

振動子の形状を変化させて縦振動と振り振動の共振周波数を近接させて使用するために、図4.7(a),(b)のような2つの構成が考えられる（構成法 Type 2）。図4.7(a)、(b)では、振動子の一部をくびれさせることによって、縦1次振動モードと振り2次振動モードを近接させて使用する。この2つの異なる点は振り振動の振動形態と振動子のくびれ部分の数である。

(a) Type A

同図(a)Type A は振動子に細棒を介して質量を負荷して縦振動と振り振動の共振周波数を近接させるという発想からきている。したがって、振り振動振動に関しては1次モードと見ることができ。くびれ部分が1つで良い為、構造が単純になる。

(b) Type B

また、同図(b)Type B は両振動の節の部分にくびれを設けることで両振動の共振周波数の調整を分離して行うことができる。くびれ部分が多くなるが、縦振動と振り振動の節の位置が互いに離れ、両振動励振用圧電セラミックスの同一面内配置が可能になり、接合面数を減少させることができる。これら両モータ構成について試作・検討した。

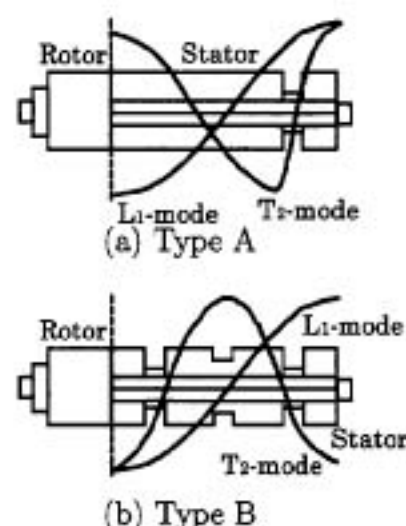


図 4.7 縦振動と振り振動モードの組み合わせ

4.3.2 Type A の試作

図4.7の Type A の構成で試作した縦1次-振り2次モード・棒状超音波モータの概形を図4.8と写真4.2に示す。ステータ振動子は、縦1次と振り2次励振用圧電セラミックスを軸方向に電極板をはさんで配置し、ロータとステータ振動子の支持用のシャフトとともに3本のボルトで径方向に締め付けている。さらに、ステータの端面にロータを皿バネを使用して加圧している。摺動面には摩擦材として厚さ0.2mmのPPSをロータに貼り付けている。圧電性を計算に考慮することができる有限要素解析(SAP IV)を使用して振動子の形状を決定した。図4.9にその解析結果を示す。

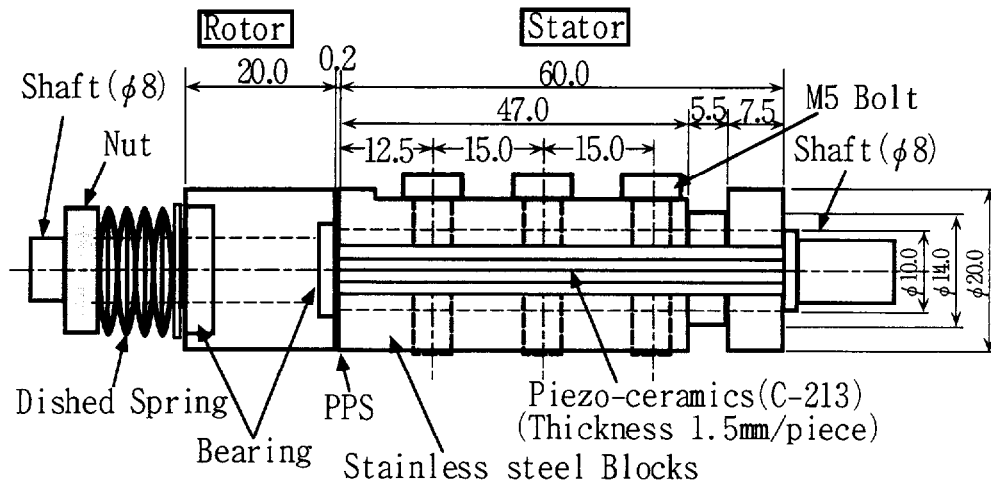


図 4.8 試作した超音波モータの構成図

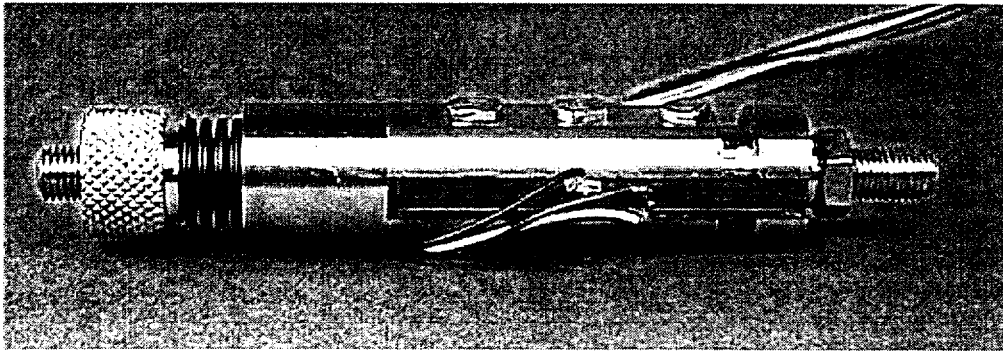


写真 4.2 試作した超音波モータの写真

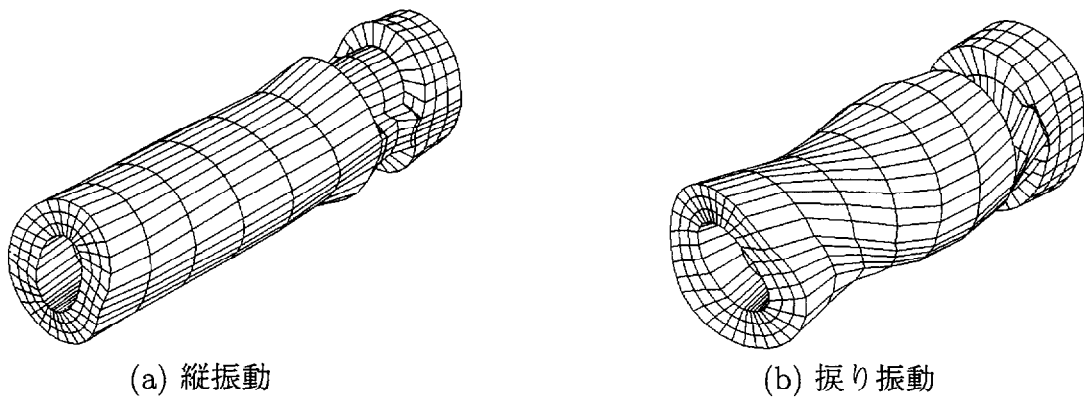


図 4.9 有限要素法による振動モードの解析結果

縦振動と振り振動励振用の圧電セラミックス ((58.0x5.5x1.5mm³) C-213: 富士セラミックス (株) 製) は図 4.10 のようにそれぞれ2枚積層にし2組ずつ対称になるように配置し、同図中に示すような分極方向とし、圧電横効果により縦1次振動を、すべり歪みにより振り2次振動を励振させる。この2つの振動モードの位相を時間的に $\pi/2$ 異ならせ駆動することによりステータ端面において質点の楕円運動が形成され、ロータを圧接すると回転する。

試作モータの特性

ステータ振動子の縦振動と振り振動の入力アドミタンス特性、等価定数の測定結果を図 4.11(a),(b) に示す。有限要素解析では共振周波数が縦1次振動モードが $f=36.03[\text{kHz}]$ 、振り2次振動モードが $f=36.03[\text{kHz}]$ で互いに近接していたが、測定結果はそれぞれ $34.71[\text{kHz}]$ と $28.69[\text{kHz}]$ であった。有限要素解析では、モデルを簡単化するために、ボルトやシャフトを考慮せずに解析し、試作品と形状が異ったために生じた周波数差と思われる。また、圧電セラミックスが4枚積層となり、接合面での振動損失が大きい。モータ特性を測定した結果を図 4.12 に示す。

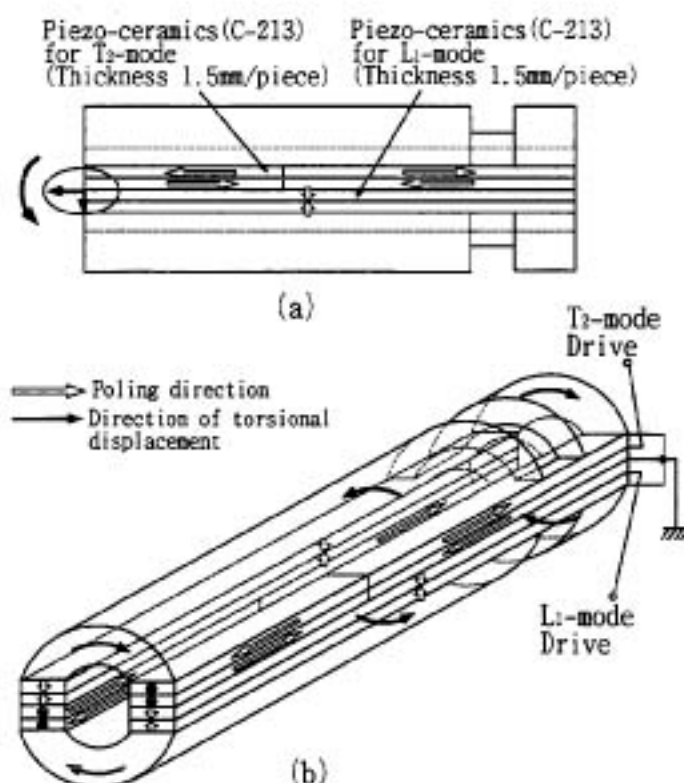


図 4.10 ステータ振動子の圧電セラミックスの配置

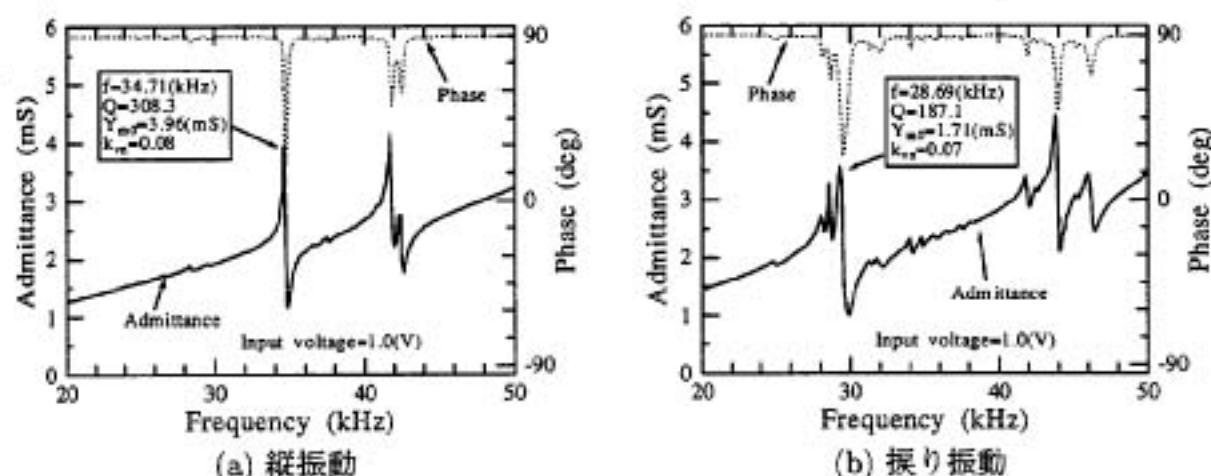


図 4.11 入力アドミタンスと位相の測定値 (ステータ単体)

$f=23\sim30$ [kHz] の広い範囲で回転したが、駆動周波数 $f=24.9$ [kHz]、入力電圧 $V=350[V_{p-p}]$ (両モードともに)、加圧力 5.84 [kgf] で最も良好な回転を示した。この時、最大トルク 0.77 [kgf·cm]、最大回転速度 74 [r.p.m]、最大効率 4.6 [%] を得た。縦振動の励振が弱い為に最大効率が低かったと考えられる。

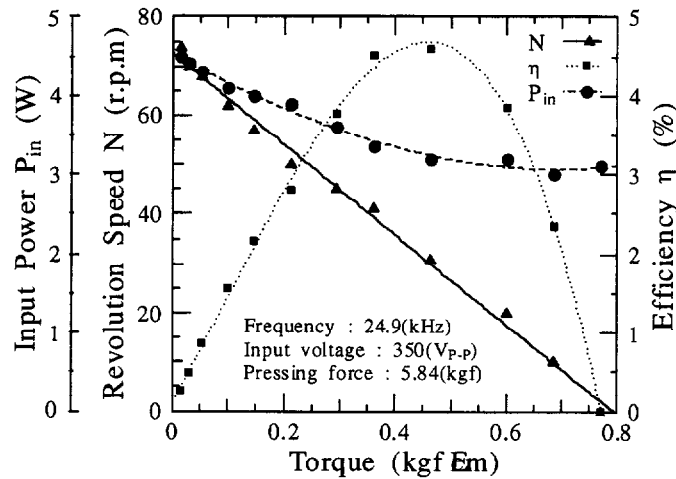


図 4.12 負荷特性の測定結果

4.3.3 Type B の試作

図 4.7 の Type B の構成によって試作した超音波モータを図 4.13, 4.14 に示す。工作精度を向上させ、縦振動と振り振動の共振周波数差を更に小さくしている。直径は 12mm 、長さ 49mm と小型である。振動子は前述と同様に 2 つの半円柱状恒弾性体 (ステンレス鋼) の間に圧電セラミックスを挟み込んだ形状になっている。それらはボルトとナットより締め付けられており、かつ接着剤で接合して補強している。

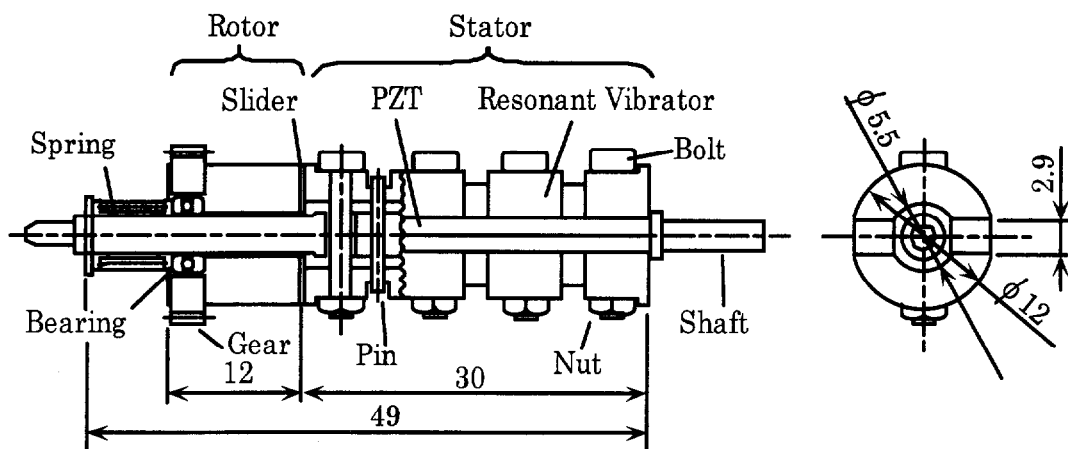


図 4.13 超音波モータの構造

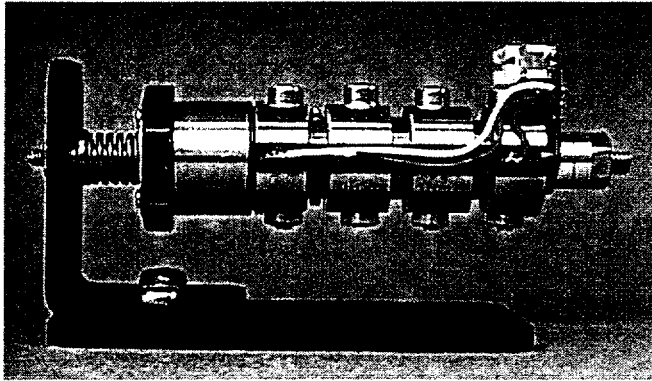


図 4.14 超音波モータの写真

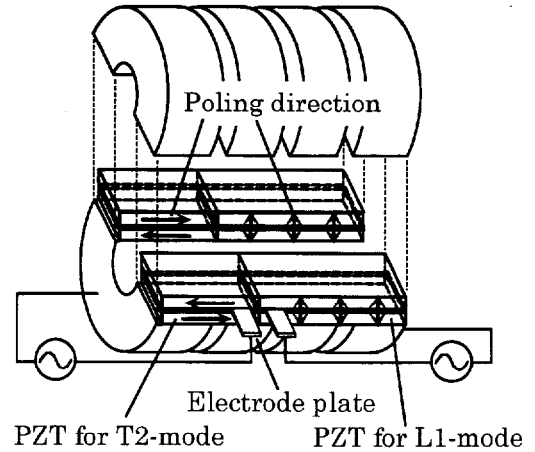


図 4.15 圧電セラミックスの配置

縦振動と振り振動用圧電セラミックスを図 4.15 に示すように軸方向に平行に同一面に並べて配置し、圧電セラミックスの重なる枚数が前述の超音波モータに比べて低減するように工夫している。また、縦振動の励振を強勢なものにする為に、縦振動用圧電セラミックスを多くしている。この振動子は各溝部の径を変化させることで縦振動と振り振動の共振周波数を近接させることができる。振動子単体では縦振動と振り振動の共振周波数はそれぞれ、55.73 kHz、57.96 kHz で両者の差は 2.23kHz であった。このような構成で、図 4.16 に示すような負荷特性が得られた。縦振動と振り振動励振用圧電セラミックスへの印加電圧を 30Vrms、位相差 100° の駆動条件で、最大トルク 250gf・cm、無負荷回転数 250rpm、最大効率約 35% の良特性が得られた。

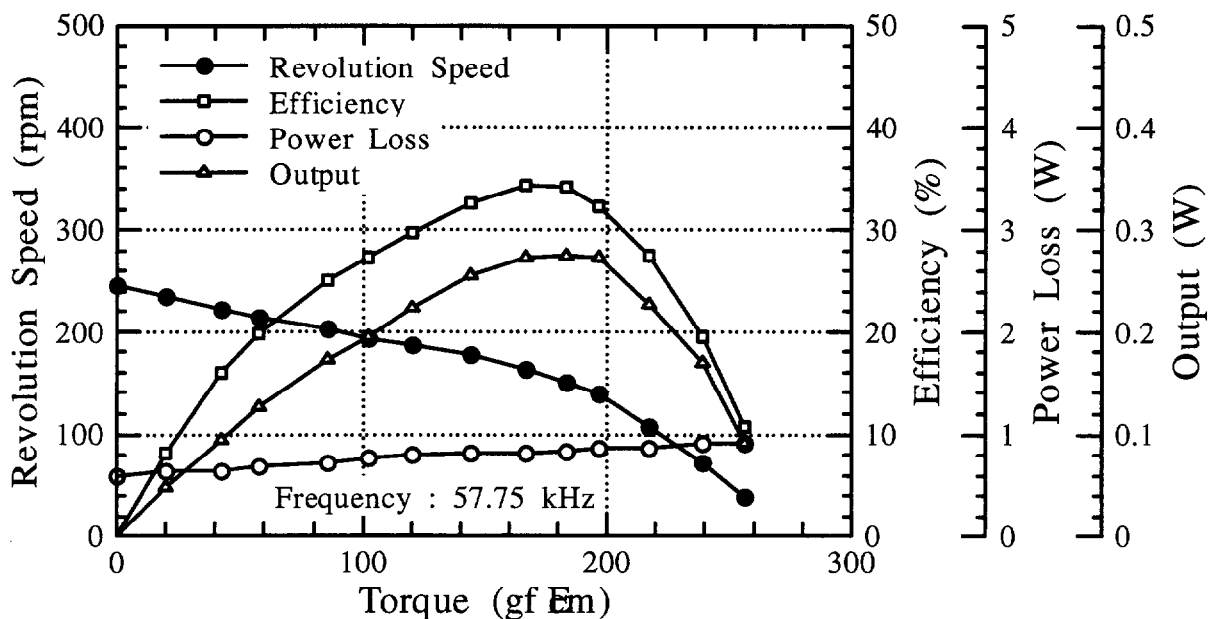


図 4.16 負荷特性

4.4 大口径の縦一振り・超音波モータ

超音波モータやアクチュエータはその固有の特徴から、本来の高トルク・超音波モータ実現の要望が高い。ロータに伝達できるトルクは式(4.1)で定義される為、回転型超音波モータの高トルク化をはかるには N と r を大きくする方法が考えられる。(付録A.2 参照)

$$T = \mu N r \quad (4.1)$$

つまり、1つは単位面積あたりの摩擦力を大きくすることと、直径を大きくすることである。前者は小型のままだでも大きなトルクを得ることができるが実際は摩擦面の保護が大きな問題となる。後者は振動子も含めモータそのものの製作が問題となってくる。しかし、この種の超音波モータでどれだけの性能を実現し得るかその様子を知ることは工学的に重要で、研究の意義ともなる。この高トルク・超音波モータとしては縦一振り振動利用構成が適していると考えられる。本節では、 r を大きくした直径10[cm]の大口径超音波モータについて述べる。

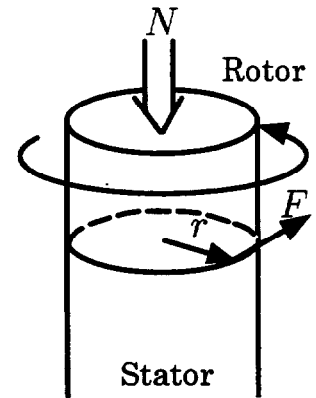


図 4.17 圧接力和半径とトルクの関係

4.4.1 構成

試作したモータのステータ振動子を図4.18に示す。ステータ振動子は外径100[mm ϕ]、内

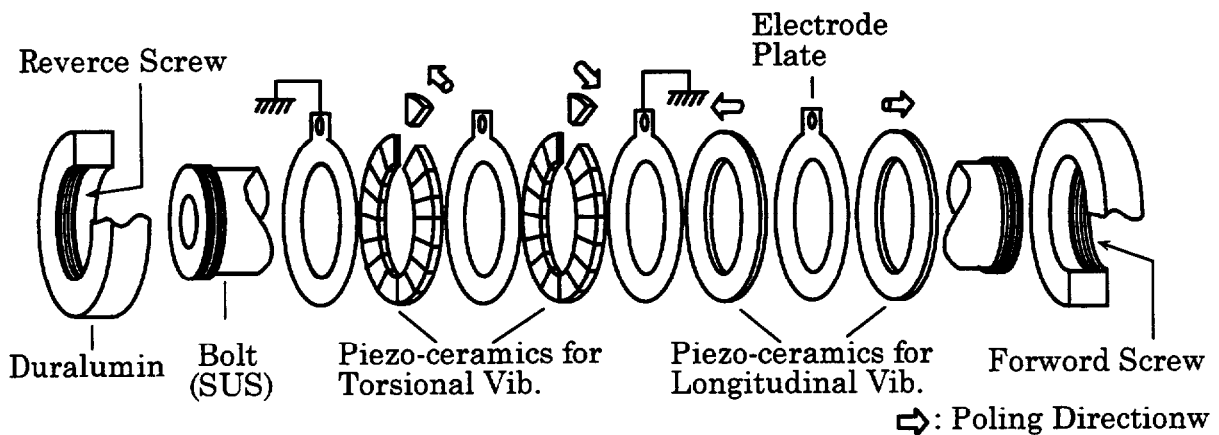


図 4.18 大口径ステータ振動子

径30[mm ϕ]の中空構造であり(但し、図示のような内部ボルトを使用しているので、圧電セラミックスの内径は60[mm ϕ]である)、節部にあたる部分にさらに内部張り出しを設けている。通常のボルト締めランジュバン構成になっているが、片方のネジが逆ネジになっている点異なる。これはボルトを締める際にセラミックスとジュラルミンプロックの擦

れを防ぐため、大口径構成としたための対策である。ここに、締め付ける際はブロックが回転しないように支持をしてボルトを回転させて締め付けている。圧電セラミックス部分も含め、接着剤は使用していない。振動子のサイズは長さに比べて径が大きくなることを考慮して式(4.2)に示すレイリーの補正式を用いて決定した¹⁾。

$$(\text{Rayleigh's correction}) \quad f_{Ln} = f'_{Ln} \left\{ 1 - \left(\frac{n\pi\sigma d}{2l} \right)^2 \right\} \quad (4.2)$$

ここで、 f'_L は細棒理論で求められた n 次の縦振動共振周波数、 n は次数、 σ はPoisson's比、 d は直径、 l は振動子の長さである。したがって、1次の縦振動の共振周波数は式(4.3)となる。

$$f_{L1} = \frac{1}{2l} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \left\{ 1 - \left(\frac{\pi\sigma d}{2l} \right)^2 \right\} \quad (4.3)$$

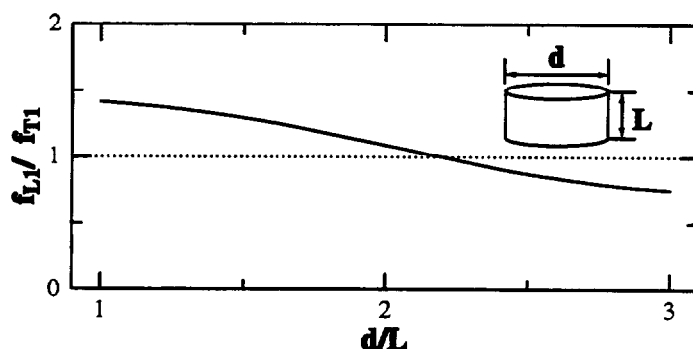
ここで、 E はヤング率である。一方、一次の振り振動に関しては、直径に関わらず式(4.4)の周波数決定式が当てはまる。

$$f_{T1} = \frac{1}{2l} \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (4.4)$$

ここで、 G はねじり剛性率である。式(4.3),(4.4)より径と長さの比(d/L)と周波数比(f_{L1}/f_{T1})の関係は式(4.5)のようになる。

$$\frac{f_{L1}}{f_{T1}} = \sqrt{\frac{E}{G}} \left\{ 1 - \left(\frac{\pi\sigma}{2} \right)^2 \left(\frac{d}{l} \right)^2 \right\} \quad (4.5)$$

この式にジュラルミンの材料定数を代入して計算した結果、図4.19のようになった。同図よ



- f_{L1} : 1st resonance frequency of longitudinal vib.
- f_{T1} : 1st resonance frequency of torsional vib.
- d : Diameter of stator vib.
- L : Length of stator vib.
- Material : Duralumin.

図 4.19 縦振動子の直径と長さに対する固有周波数の関係

り $d/L=2.0\sim 2.5$ 付近で2つの共振周波数は近接することがわかる。ここに、圧電セラミックスは考慮されていないが、このような近似的な考えでステータ振動子を設計し、試作では直径と振動子長の比は $d/L=1.92$ とした。図4.20、写真4.3はこのステータ振動子を使用して実現した超音波モータで、ロータ、スプリング、シャフト、ベアリングなどを図示のように構成した。ロータには摩擦材（PPS:厚さ2.4[mm]）が貼り付けられており、外周がよく接触するために外周部分を幅1[cm]にわたり0.1[mm]ほど厚くしている。摩擦面はカーボランダム（#4000:粒径 $3\mu m$ ）で研磨している。表面の平均荒さは30(nm)程度である。ステータの支持は内部の張り出しを、シャフトにナットで締め付けることで行っている。

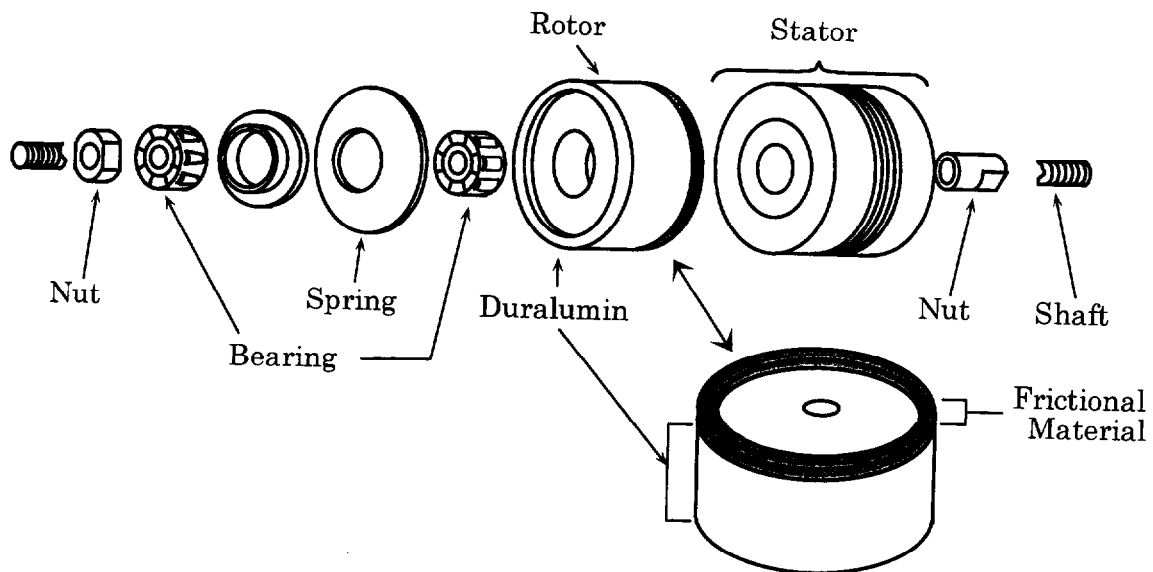


図 4.20 大口径超音波モータの構造図

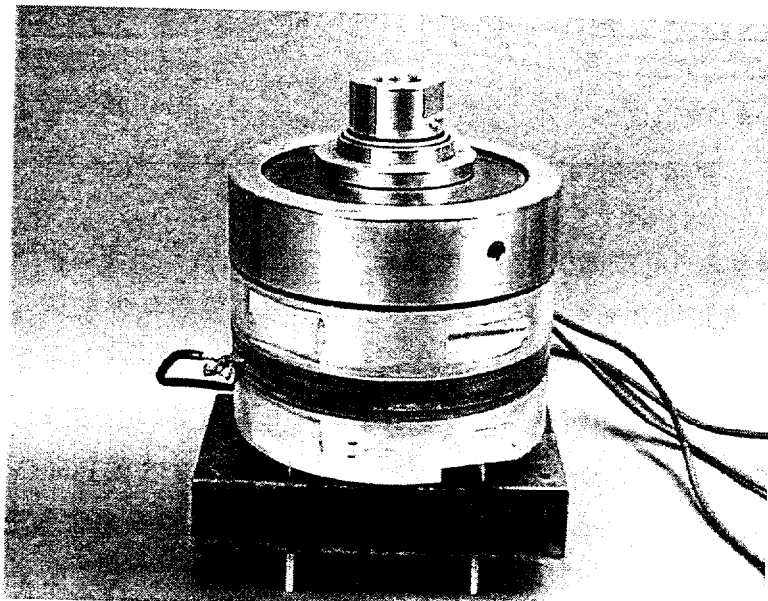


写真 4.3 試作した大口径超音波モータ

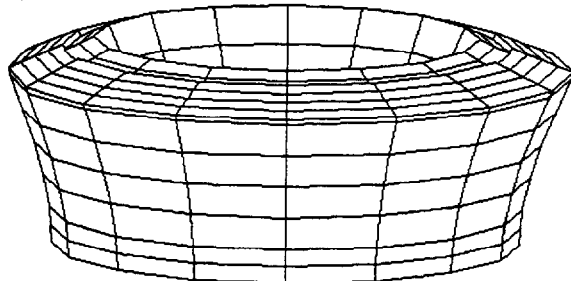
4.4.2 ステータ振動子の性能

試作した振動子の電気機械等価回路定数を表4.3に示す。入力 $1.0[\text{V}_{\text{rms}}]$ 、振動子単体時の定数である。その結果、共振周波数は $4.2[\text{kHz}]$ ほど振り振動の方が上回った。この表より、振動子の性能はあまり良くないことが分かる。その理由は、直径の大きい振動子は製作が困難であり、また、振動子長に比べて大口径であるために、純粋な縦振動が励振しにくいためであると考えられる。

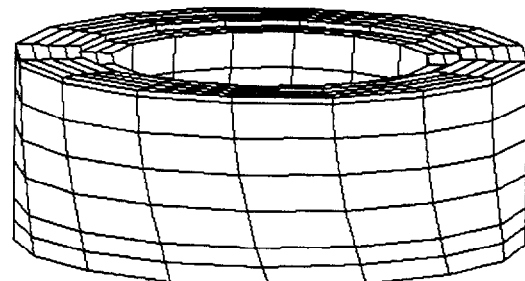
図4.21(a),(b)に有限要素法で解析した結果を示す。振動子の対称性を考慮して、上部半分について解析した。振り振動は大口径でも奇麗に生じるが、縦振動は端面変形が生じ、半径方向の内側と外側では逆位相の変位分布が見られる。したがって、半径方向に広い面積でロータを接触させるのは困難であることが分かる。

表 4.3 縦一振り振動子の電気機械等価回路定数の測定値

	$L_1 - \text{Mode}$	$T_1 - \text{Mode}$
Q	114	97
f_0 [kHz]	16.78	20.2
Y_{m0} [mS]	4.488	17.82
R [Ω]	223	56.1
L [mH]	243	43.0
C [nF]	0.37	1.46
γ	110.05	35.14
K_{vn} [%]	9.6	16.9



(a) 縦振動



(b) 振り振動

図 4.21 有限要素法による振動モードの解析結果

図4.22は実際の超音波モータが良く動作するような状態で測定した共振周波数－アドミタンス特性を示す。双方の共振周波数は変化しているが、周波数差はあまり変わらなかった。ロータが回転する範囲を図中の矢印で表している。 $18.5 \sim 25[\text{kHz}]$ でロータの回転が見られた。すなわち、縦振動の反共振点近傍より多少高い周波数から振り振動の反共振点近傍より多少上昇した周波数まで動作する。この中で最も効率の良い動作点は振り振動の反共振点付近の $22[\text{kHz}]$ であった。また、縦振動、振り振動の共振点での駆動は、トルク、効率とも劣り、発熱なども生じて使用は困難であった。

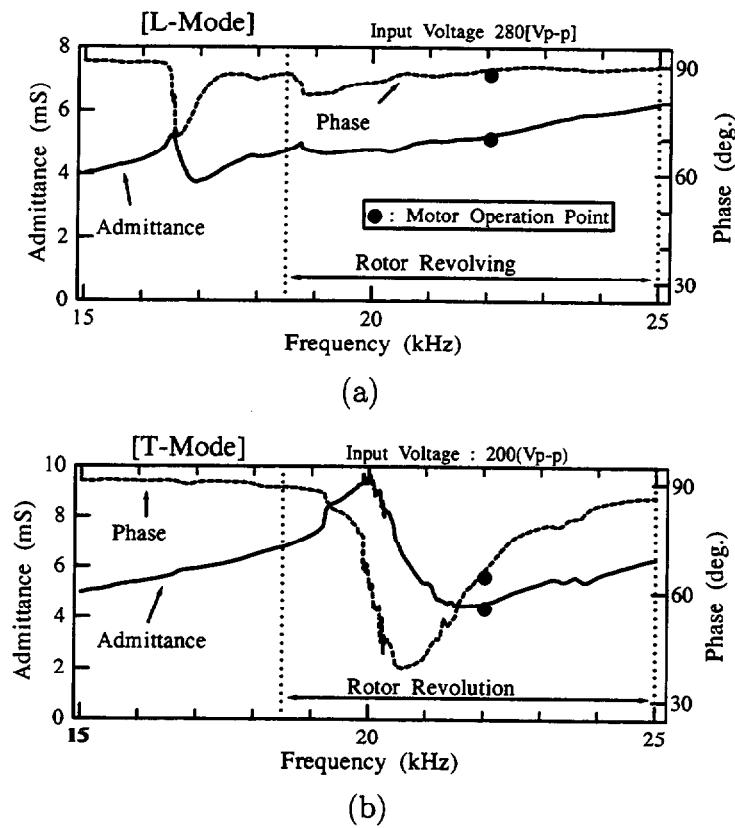


図 4.22 図 4.20の動作時の入力アドミッタンス特性

4.4.3 超音波モータの試作特性

超音波モータの試作特性を図 4.23に示す。測定条件は最適と思われる条件にした。その結果、加圧 100[kgf]、駆動周波数 22.0 [kHz]、駆動電圧位相差 90[deg]、入力電力 20 [W] ($W_L = 5$ [W]、 $W_T = 15$ [W]) において、最高トルク 26.7 [kgf·cm]、最高効率 4.7 [%] であった。常にこの程度の性能であった。

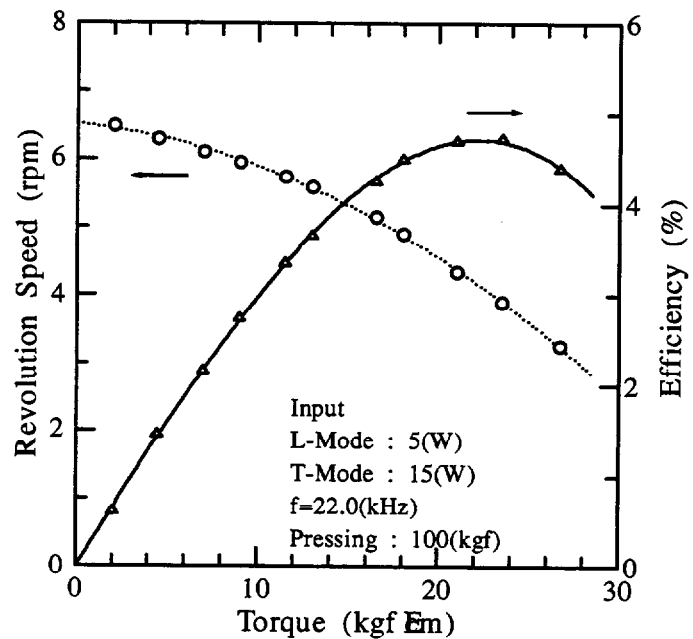


図 4.23 負荷特性

4.5 細棒構成・対称構造超音波モータ

ステータ振動子の両端にロータを持つ左右対称構造の超音波モータを構成することができ、また、縦振動と振り振動のモードの選択により、ロータを同方向に回転させることができる。そのため、細棒構成にすると薄型の紙送り装置等への応用が可能である。さらに、ロータが1つの場合に比べて、回転トルクの増大をはかることができ、対称構造のため、ロータの予圧力の変化による縦振動モード・パターンも対称形となる。

4.5.1 モータ構造

試作した超音波モータの構造を図4.24、写真4.4に示す。ステータ振動子は主に縦2次振動と振り1次振動を励振することができる。それぞれの振動モードをできるだけ効果的に励振できる圧電セラミックスの配置としている。また、そのステータ振動子にロータを両側から皿バネで与圧する構造となっている。2つのロータは独立しているため、ロータの

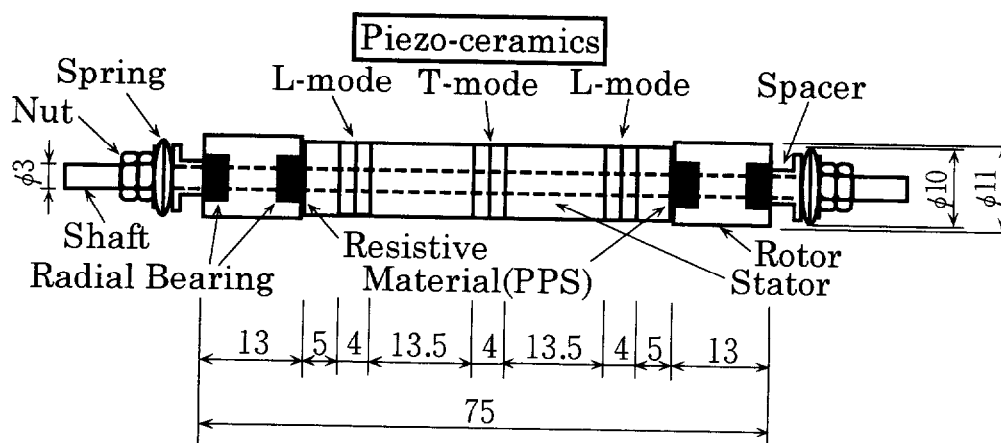


図 4.24 対称構造の超音波モータ

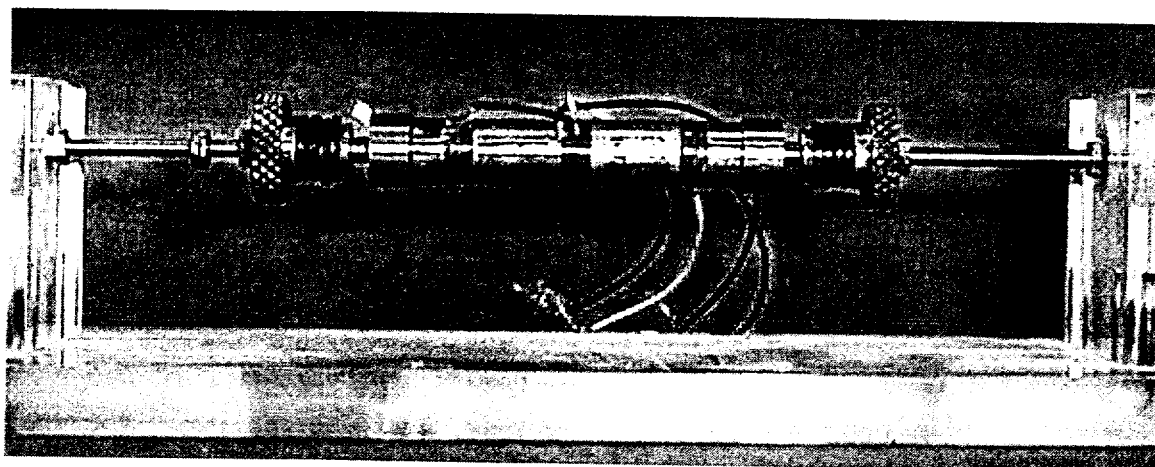


写真 4.4 対称構造の超音波モータの写真

予圧力を調整することで両方のロータの回転数を同程度に調整する。摺動面にはステータ側に摩擦材としてPPSを貼り付けている。この超音波モータは両振動モードの共振周波数を接近させて使用するため、設計の際には、図4.25に示すように振り振動はステータ振動子にのみ生じ、縦振動はロータを含め全体に生じるとして設計した。

振動モードの組み合わせは図4.25(a),(b)の2通りほど考えられる。同図中(a)は、主にシャフトも含めた全体の縦2次振動モード(図中表記:L2'-Mode)とステータ部のみに生じる振り1次振動の組み合わせであり、同図中(b)は主にロータ部まで生じる縦2次振動モードとステータ部の振り3次振動モードを組み合わせたものである。主にこの2つの組み合わせについて検討した。

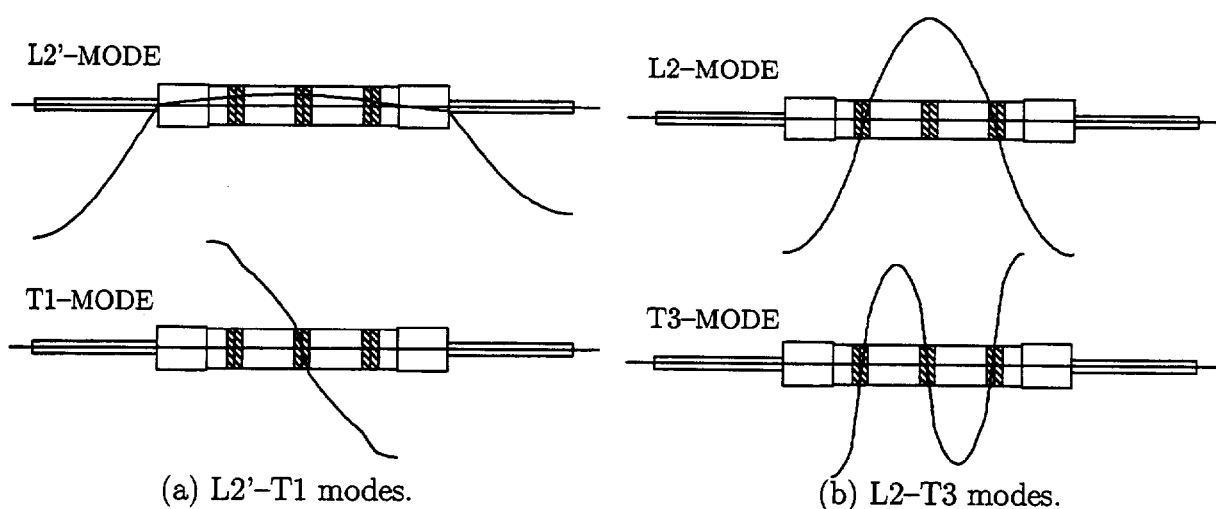


図 4.25 振動モードパターン

4.5.2 ロータ予圧力と共振周波数の変化

図4.26にロータ長(l_R)が13mmの時のロータ予圧力(F_c)と共振周波数の変化を示す。測定の際は実際にモータを動作させる条件下で行った。プロット点の大きさは、共振レスポンスの大きさ(共振点から反共振までのアドミッタンスの大きさ)を面積で表し、励振の強勢さの様子がわかるようにしている。結果として縦2'次(L2')と振り1次(T1)が互いに与圧力によって近接することがわかった。縦2次(L2)と振り3次(T3)は与圧力の増加に伴って同様に上昇し、接近することはなかった。L2'モードは予圧力の小さい所ではレスポンスがなく、与圧力の上昇に伴ってレスポンスが大きくなっている。これは、予圧力を大きくすることによってモータ全体に縦振動が生じていく為と考えられ、設計の主旨に添う結果である。振り振動は与圧力によって少し上昇するが予圧力の大きい所ではほぼ一定になっている。この結果より、L2'モードとT1モードの使用が可能であった。T3モードとL2モードを使用する場合は、2つのモードを更に近接させる必要があるため、ロータ長

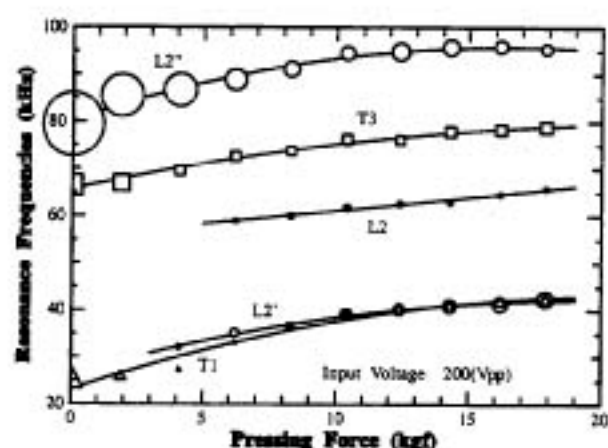


図 4.26 ロータ予圧力と共振周波数の変化
(ロータ長 13mm)

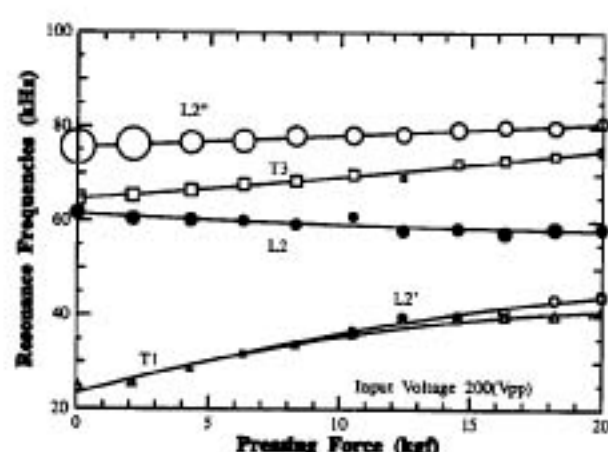


図 4.27 ロータ予圧力と共振周波数の変化
(ロータ長 8mm)

を 8mm と短くし、同様の測定を行った結果を図 4.27 に示す。予圧力の小さい範囲で 2 つのモードは比較的近接しており、モータの動作を確認できた。

4.5.3 負荷特性

ロータ長が 13mm で L2' モードと T1 モードを使用した時のモータの負荷特性を図 4.28 に示す。予圧力 1.9[kgf]、駆動周波数 26.3 [kHz]、入力電力 2.3 [W] (L2': 0.3[W], T1: 2.0[W]) において最高効率 17.0 [%]、最大トルク 274 [gf·cm] の特性が得られた。また、片方のロータだけを使用した場合は、最高効率 8.8 [%]、最大トルク 175 [gf·cm] の特性が得られた。

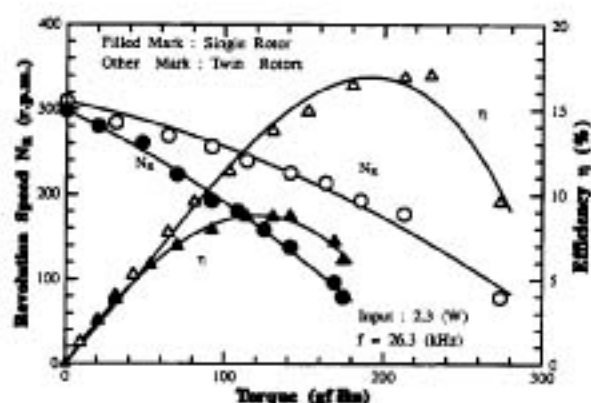


図 4.28 負荷特性 ($l_R=13\text{mm}$, $F_c=1.9[\text{kgf}]$, L2'-T1 モード)

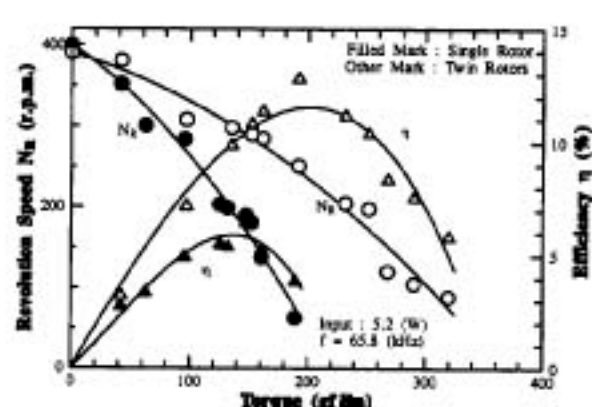


図 4.29 負荷特性 ($l_R=8\text{mm}$, $F_c=4.3[\text{kgf}]$, L2-T3 モード)

L2モードとT3モードを使用した場合の負荷特性を図4.29に示す。予圧力 4.3 [kgf]、駆動周波数 65.8[kHz]、入力電力 5.2[W](L2:0.2[W], T3:5.0[W])において最高効率 12.2[%]、最大トルク 320[$\text{gf}\cdot\text{cm}$]の特性が得られた。また、片方のロータだけ使用した場合は、最高効率 6.5 [%]、最大トルク 189.2 [$\text{gf}\cdot\text{cm}$]が得られた。更に、予圧力を 8.3 [kgf] まで強くした場合を図4.30に示す。2つのロータの同時回転は不安定であったため、1つのロータだけが回転した場合の特性のみについて示してある。駆動周波数 67.4 [kHz]、入力電力 8.0[W](T3:4.3[W], L2:3.7[W])において、最高効率 11.03 [%]、最大トルク 638[$\text{gf}\cdot\text{cm}$]が得られた。振動子に対して過大な負荷となり、振動モードが安定しないために、安定した2つのロータの同時回転が得られなかったと考えられる。

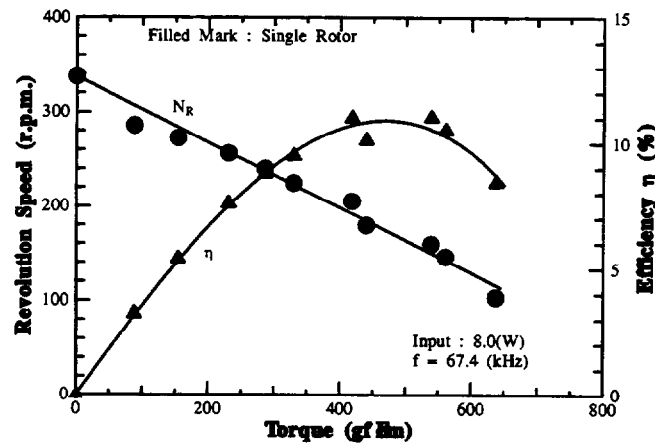


図 4.30 負荷特性 ($l_R=8\text{mm}$, $F_c=8.3[\text{kgf}]$, L2-T3 モード)

4.6 結言

筆者が考案した縦振動と振り振動の組合わせを利用した超音波モータの特性の一例について述べた。これらの超音波モータの試作・検討より特性について以下のようなことが明らかになった。

1. 振り振動子と縦振動子を別個に作成し、それらを組合わせることによって振り振動子自身が回転する直径 40mm の超音波モータが構成でき、最大トルク 14.0 $\text{kgf}\cdot\text{cm}$ 、無負荷回転数 83rpm、最高効率 13.1%の特性が得られた。
2. ステータ振動子単体で縦振動と振り振動の共振周波数を近接させることは、ロータの与圧力や形状の設定に自由度があり、設計を容易にする。

3. 圧電セラミックスを振動子の軸方向に配置した縦・振り振動子を用いて超音波モータを構成することができる。小型化に有効であり、直径12mmで最大トルク250gf・cm、無負荷回転数250rpm、最高効率約35%の良特性が得られた。
4. 大口径の振動子では、純粋な縦振動が得られず、振動子端面の変形が避けられないため、ロータの接触面を細いリング状にするなど、接触方法に工夫が必要である。
5. 細棒構成が可能であり、2つのロータを同方向に回転させることができる。
6. ロータ予圧力によって共振周波数は変化し、縦振動がより大きく影響を受けやすい。(接触面のすべりが小さい場合は振り振動の共振周波数も変化するが縦振動ほどではない。)
7. ステータ振動子の両端から、回転力を同時に取り出すことが可能である。また、2つのロータを利用することで出力は約2倍になる。
8. 反共振点近傍の動作特性が良好であり、前章の結果が試作した超音波モータすべてに合致する。

本章で試作した超音波モータの負荷特性の一例を表4.4にまとめる。

表 4.4 試作超音波モータの負荷特性一覧

超音波モータ	直径 mm	長さ mm	入力 Watt	最大トルク kgf・cm	無負荷回転数 rpm	最高効率 %	動作点
ロータ・共振子 兼用型 (高入力時)	40	114	30	14.0	83	13.1	A
	40	114	110	36.8	65.8	6.8	A
軸方向配置型	20	80	3~4.5	0.77	74	4.6	R
	12	49	0.6~0.9	0.25	250	35	RA
大口径型	100	52	25	26.7	6.5	4.7	A
細棒・対称型	10	75	2.3~8.0	0.22~0.64	400~300	12~17	RA
付加質量型	20	57	2.2	2.8	55	30	A

R：共振点近傍 A：反共振近傍 RA：共振・反共振点の間

参考文献

- 1) 実吉, 菊池, 熊本 : 超音波技術便覧, 日刊工業新聞社, 1991, pp.110-116.

本章内容の発表論文

研究論文

1. M.Aoyagi, S.Tsuchiya and Y.Tomikawa : "Trial Production of an Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations of a Rod Vibrator Driven by Piezo-Ceramic Plates Inserted in Its Axial Direction", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.36, Part 1, No.9B, pp.6106-6109(1997-09).
2. M.Shimanuki, M.Aoyagi, and Y.Tomikawa : "Single-Resonance Longitudinal and Torsional Vibrator Combination-Type Motor: Improvement of Motor Characteristics", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.33, Part 1, No.5B, pp.3075-3080(1994-05).
3. 青柳, 富川 : "縦一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—" 音響学会誌 49 巻 9 号 pp.607-614(1993-09).
4. Y.Tomikawa, K.Adachi, M.Aoyagi, T.Sagae and T.Takano : "Some Constructions and Characteristics of Rod Type Piezoelectric Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Vibrations", *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, Vol.39, No.5, pp.600-608(1992-09).
5. Y.Tomikawa, K.Adachi, M.Aoyagi, T.Sagae and T.Takano : "Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Modes of a Rod Vibrator", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.29, Suppl. 29-1 pp.188-190 (1990).

国際会議

1. M.Aoyagi, T.Suzuki and Y.Tomikawa : "Characteristics of a bolt-clamped torsional vibrator using shear-mode piezo-ceramics sandwiched in the axial direction", *Ultrasonics*34 (1996) pp.219-222 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).
2. M.Aoyagi, A.Satoh and Y.Tomikawa : "High Torque Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations, —Characteristics of the Motor with a Revolving Torsional Vibrator Used in Common as a Stator and a Rotor—", *Proc. of 1992 IEEE 8th Inter. Sympo. on the Appli. of Ferroelectrics*, pp.541-544(1992).
3. M.Aoyagi, K.Kurashima and Y.Tomikawa : "Very High Torque Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Multi-Mode Rod Vibrator of Large Diameter", *Proc. of the IFToMM-jc Inter. Sympo. on Theory of Machines and Mechanisms, Nagoya*, Vol.2, pp.821-825(1992).

4. M.Aoyagi, Y.Tomikawa, K.Adachi and T.Takano : “Characteristics and Vibrational Behaviors of a Rod Type Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations”, *Proc. of the 3rd Inter. ISEM Sympo. on the Application of Electromagnetic Forces, Sendai, 1991, Inter. Jour. of Applied Electromagnetics in Materials, Suppl.*, Vol.2, pp.31-34 (1992).
5. Y.Tomikawa, K.Adachi, M.Aoyagi, T.Sagae and T.Takano : “A Rod Type Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Modes”, *1990 IEEE 7th Inter. Sympo. on Appli. of Ferroelectrics*, pp.229-232 (1992).

参考文献

1. 芦沢, 高木, 岡崎, 菅谷, 三輪, 富川, 青柳 : “縦1次-ねじり2次型の小型超音波モータ”, 第9回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演 No.B14, pp.289-292(1997-6).
2. 青柳, 土屋, 富川 : “圧電セラミックス軸方向配置ロッド型・縦一振り振動子を用いた超音波モータ”, 第14回強誘電体応用会議講演, No.31-P-7, pp.173-174(1997-05).
3. 土屋, 青柳, 富川 : “圧電セラミックス軸方向配置型・縦一振り振動子を用いた超音波モータ”, 平成9年音響学会講演, No.2-2-17, pp.1085-1086 (1997-03).
4. 鈴木, 青柳, 富川 : “圧電板軸方向配置型縦一振り振動利用超音波モータについて”, 平成7年音響学会講演, No.3-9-8, pp.1081-1082 (1995-09).
5. 青柳, 鈴木, 佐藤, 富川 : “圧電板軸方向配置型振り振動子の有限要素解析”, 平成6年音響学会講演, No.1-1-19, pp.1067-1068 (1994-10,11).
6. 青柳, 富川 : “圧電板軸方向配置型ボルト締め振り振動子の一特性”, 1994 信学会秋季全国大会, No.A-217, p.218(1994-9).
7. 島貫, 青柳, 富川 : “縦一振り振動利用超音波モータの伝送線路表示による共振周波数及び変位のシミュレーション”, 信学会技術研究報告, US93-1, pp.1-8 (1993-04).
8. 青柳, 高橋, 富川, 高野 : “対称構造の縦2次-振り1次振動利用超音波モータ”, 平成5年音響学会講演, No.3-1-14, pp.853-854 (1993-03).
9. 青柳, 佐藤, 富川 : “縦一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—”, 日本学術振興会弾性波素子技術第150委員会第32回研究会資料, pp.7-12 (1992-07).
10. 佐藤, 青柳, 足立, 富川 : “ロータ・共振子兼用縦一振り振動利用超音波モータ, —振り共振子回転の高トルク・モータ—”, 1992年信学会春季全国大会, No.A-376, p.1-377 (1992-03).

11. 佐藤, 足立, 青柳, 富川: “ボルト締め中空振り振動子の製作”, 平成3年音響学会講演, No.1-3-2, pp.847-848 (1991-10).
12. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ”, 第2回シンポジウム電磁力関連のダイナミックス, No.7-7, pp.268-273 (1990-06).
13. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ”, 第19回EMシンポジウム, pp.5-12 (1990-05).
14. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り振動モード利用超音波モータ, 一対称構造の利点に注目した構成—”, 平成2年音響学会講演, No.1-P-20, pp.819-820 (1990-3).
15. 富川, 青柳, 佐藤, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ, 一単一共振子の組合せ構成の特性—”, 1990年信学会春季全国大会, No.A-350, p.1-350 (1990-03).
16. 富川, 青柳, 渡辺, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ, 一単一共振子の組合せ構成の場合—”, 1989年信学会秋季全国大会, No.SA-5-5, p.1-178 (1989-09).

第 5 章 超音波モータの等価回路

5.1 緒言

超音波モータは電気エネルギーを機械エネルギーに変換するエネルギー変換子と考えられる。同じエネルギー変換子である電磁モータでは、電気機械等価回路（以下、等価回路と称す）は動作説明や設計に利用されてきた¹⁾。同様に超音波モータを等価回路で表すことができれば、性能や改善点が視覚的・感覚的に把握でき、設計考察や性能評価が容易となる。本章では前章まで扱った特性の把握や取扱いが容易な等価回路を提案する。この等価回路では、各振動子の役割、発生力、トルク、振動速度の位相関係が明らかである必要があり、かつ、超音波モータの動作をできるだけ簡単に表す工夫が必要である。はじめに、超音波モータのステータ振動子と出力部の等価回路を考え、振動子間の力、トルク、振動速度の位相関係を明らかにし、発生トルクの計算方法について述べる。次に、超音波モータの動作を表す等価回路表示を行い、超音波モータの実測結果に十分近似する発生トルクの見積もりが、異なる 2 つの方式である定在波型超音波モータとモード回転型超音波モータにおいて可能であることを述べる。

5.2 超音波モータの等価回路の作成

超音波モータは 3 つの部分に大別できる。電気機械変換子としてのステータ、機械的な回転子としてのロータ、それらを結び付ける摩擦である。したがって、これら 3 つを電氣的に表現し、互いに結び付けることができれば、超音波モータを等価回路で表すことができる。まず、作成要素をあげ、入力部（ステータ振動子）と出力部（ロータ）に関する等価回路を分離して作成し、計算法によってそれらを結び付ける方法を述べる。

5.2.1 等価回路の作成要素

超音波モータの原理は図 5.1 に示すような、質点の楕円運動の形成にあるため、等価回路上でそれを表す必要がある。超音波モータは大きく分けて、進行波型（モード回転型）と定在波型があるが、楕円運動の形成手法が異なるだけであり、楕円運動という観点からすれば同一とみなせる。したがって、共通の等価回路表現が可能になる。

等価回路の作成要素は以下のとおりである。

1. 2 つの振動の変位・位相が明確化され、楕円運動の表現がなされていること。
2. 図 5.2 のようなステータ振動子の負荷が明確であること。

3. 過度に複雑にならず、現象の把握が容易であり、利用しやすいこと。
4. 動作点が明確であること。

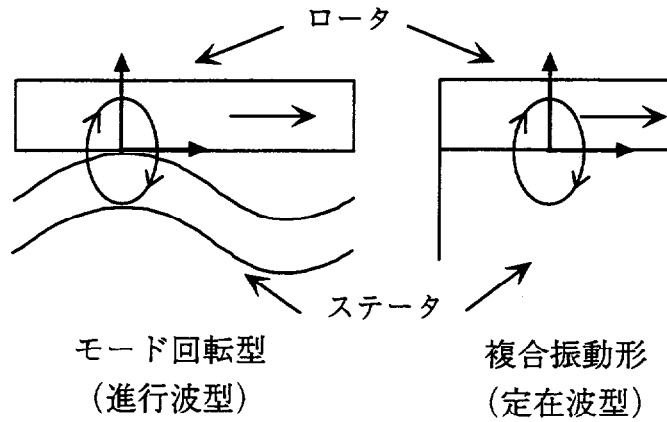
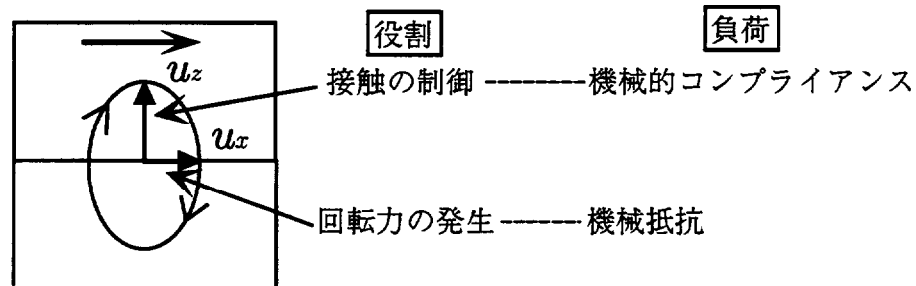
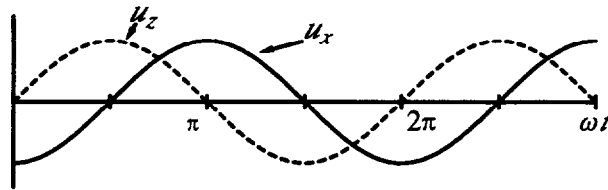


図 5.1 楕円運動の形成法



(a) 振動の役割と負荷



(b) 振動変位の位相関係

図 5.2 各振動の役割とその負荷および位相関係

5.2.2 入力部（ステータ振動子）の等価回路表示

縦－振り振動利用超音波モータについての入力部（ステータ振動子）の等価回路について図 5.3 のように考えた³⁾。反共振点近傍の動作を明確にするため、振動子部分をインピーダンス形式で表している（付録 A.6 参照）。ここに、縦振動子と振り振動子には位相差 $\Delta\theta$ の

駆動電圧 V_L, V_T が加えられているとし、縦振動子はロータとの弾性接触が負荷となるため、機械的コンプライアンス C_m が接続されている。一方、振り振動子は回転力を与え、ロータにパワーを供給するので純抵抗を負荷として考えた。振り振動によって多少回転方向への機械的コンプライアンス C_s も存在する。 C_s の値が十分に小さいとすると、両振動モードの共振周波数が等しい時に印加電圧 V_L, V_T に位相差 90° を与えると振動角速度 $\dot{\theta}$ と振動速度 $\dot{u}_L$ の位相差も 90° となり、楕円運動が形成されることがわかる。したがって、 F_L と M_T 、 $\dot{u}_\theta$ は同相となる。なお、同図中の破線は縦振動によって R_m, C_m の値が非線形的に変化することを意味する。

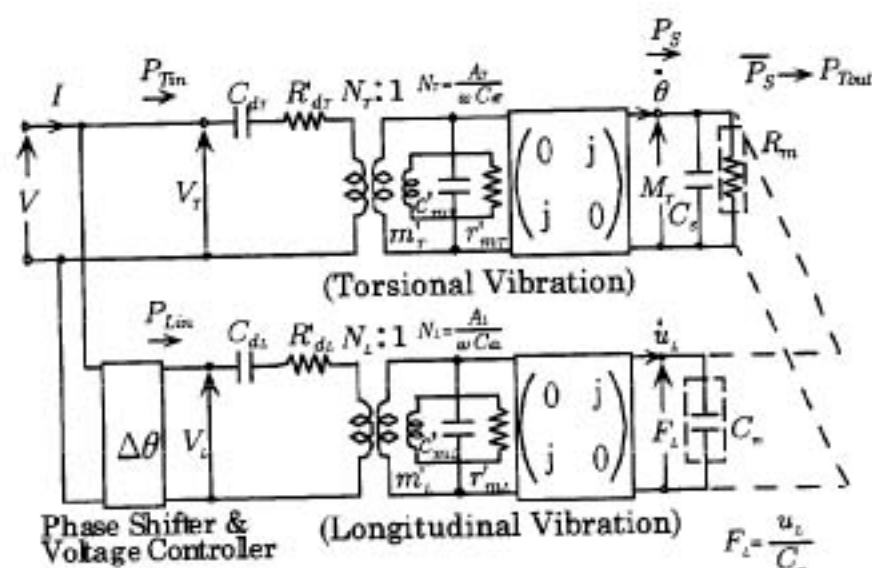


図 5.3 ステータ振動子のインピーダンス形式の等価回路

5.2.3 出力部の等価回路

超音波モータのロータからの出力を考えるにあたって、図 5.4 のような剛体回転系を考える。この系について次の運動方程式が成り立つ⁴⁾。

$$T = m r \frac{d^2 y}{dt^2} + \frac{M}{2} r \frac{d^2 y}{dt^2} + mgr \quad (5.1)$$

これを等価回路として表現すると、図 5.5 のようになる。この等価回路において電源 T を実際に則して脈流（直流＋交流）と考える。また、無負荷状態においてもロータが回転する

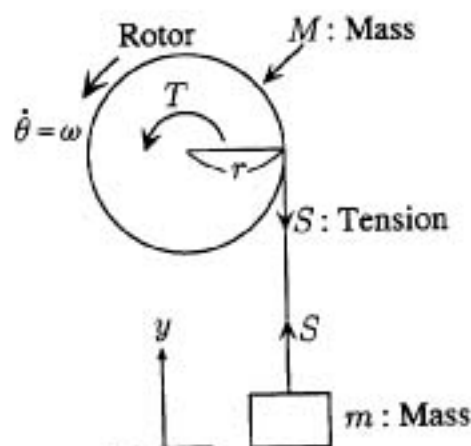


図 5.4 剛体の回転系

のに抵抗が存在するので、その抵抗 R_0 を電源の内部抵抗とすると、図 5.6 の等価回路となる。電流の時間平均がモータの回転数に相当するので、交流分は定常状態では考慮する必

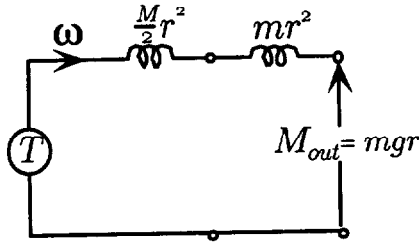


図 5.5 図 5.4 の回転剛体の等価回路

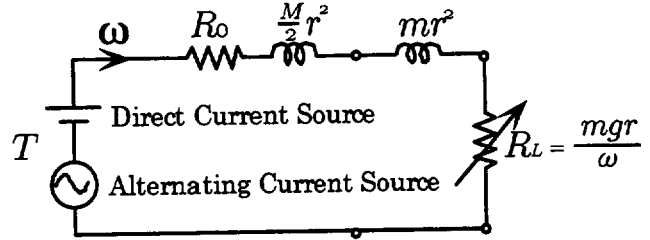


図 5.6 内部抵抗を考慮した等価回路

要がなく、直流電源と抵抗の回路とみなされる。すなわち、図 5.7 に示す等価回路が得られる。つまり、直流電源が最大トルク値を示し、内部抵抗 R_0 での電圧降下を引いた値が負荷に加わるトルクである。 R_0 が小さい方が大きなパワーを負荷 R_L に伝えることができる。

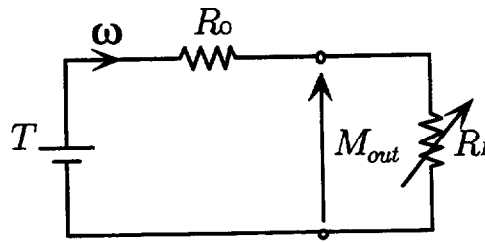
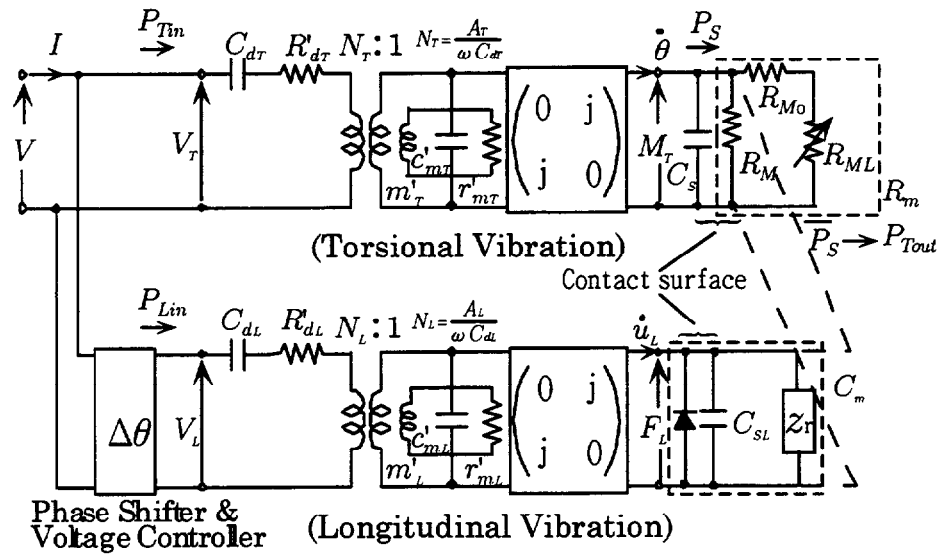


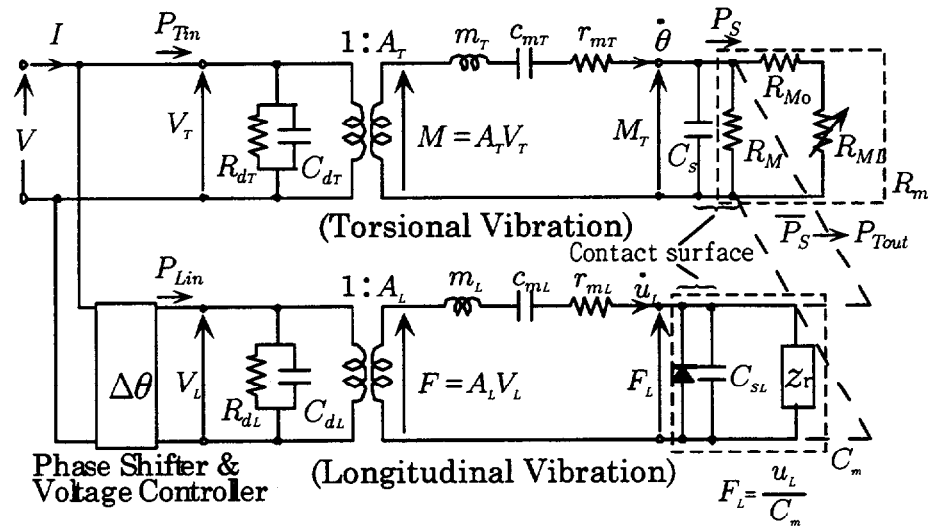
図 5.7 ロータの回転が定常状態時の出力部の等価回路

5.2.4 超音波モータの等価回路と動作原理

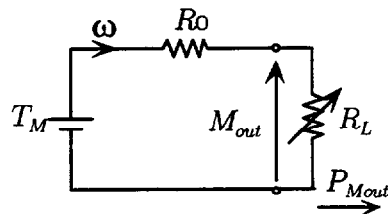
図 5.3 の入力部（ステータ振動子）並びに図 5.6 の出力部（ロータ）の等価回路をあわせると、超音波モータの等価回路はインピーダンス形式、アドミッタンス形式の表現では図 5.8 で表すことが好ましいと考えられる。つまり、ステータ振動子は交流回路、出力部は直流回路で表現される。ここで、図 5.3 で表した R_m 、 C_m は出力部やロータの接触形態を考慮すると破線で囲まれた様に詳細できる。また、入力部、出力部の等価回路上の可変負荷で消費されるパワーは等しい。5.3 節に詳述する動作原理は図 5.8 の等価回路で十分表現していると考えられる。しかし、非線形を回路上で直接取扱わず、最大トルクの算出法はこの等価回路に付随する計算方法として後述する。この等価回路はパワーの伝達を考慮して作成しており、パワーデバイスである超音波モータに十分である。すなわち、縦変位 $u_Z = u_L$ によってロータの弾性的変形（機械的コンプライアンス C_m ）によって



(a) インピーダンス形式の入力部（ステータ振動子）の等価回路



(b) アドミッタンス形式の入力部（ステータ振動子）の等価回路



(c) 出力部（ロータ）の等価回路

図 5.8 インピーダンス形式とアドミッタンス形式の超音波モータの等価回路

$$F_L = \frac{1}{C_m} \left(\int \dot{u}_L dt \right) = \frac{u_L}{C_m} \quad (5.2)$$

に関わる M_T が生じ、これに振動角速度 $\dot{\theta}$ が流れ込んで回転パワー

$$P_S = (F_C + F_L) \mu r_1 \dot{\theta} = F_C \mu r_1 \dot{\theta} + \frac{1}{C_m} \mu r_1 u_L \dot{\theta} \quad (5.3)$$

が得られる。このとき u_L と $\dot{\theta}$ は同相である。この P_S の時間的平均 $\bar{P}_S$ がロータを回転させるパワー P_{Mout} として図 5.8 の出力部に伝送されることになる。従って、効率に関しては

$$\left. \begin{aligned} \text{Stator: } \eta_S &= \frac{P_S}{P_{Tin} + P_{Lin}} \\ \text{Rotor: } \eta_R &= \frac{P_{Mout}}{P_S} \\ \text{Motor: } \eta &= \frac{P_{Mout}}{P_{Tin} + P_{Lin}} \\ &= \frac{P_S}{P_{Tin} + P_{Lin}} \cdot \frac{P_{Mout}}{P_S} = \eta_S \cdot \eta_R \end{aligned} \right\} \quad (5.4)$$

と表されることになる。

5.3 等価回路上での動作原理

図 5.8 の等価回路を使って超音波モータの動作原理と物理的な意味を考える。また、この等価回路ではパワーのみ直接取扱うことができるが、トルクや回転数など非線形的なものは直接取扱うことはできないため、等価回路に付随する計算方法を提案する。

5.3.1 発生トルク

ステータ振動子がロータに伝達できる最大トルク $Torque_{max}$ は摩擦を利用しているということから、次の式 (5.5) で与えられ、制限される。

$$Torque_{max} = \mu f r_1 \quad (5.5)$$

ただし、 μ : 動摩擦係数、 f : 法線方向荷重力、 r_1 : 接触部等価半径である (付録 A.3 参照)。従って、振り振動子がこれ以上のトルクを発生できる能力を有していたとしてもこれを越えるトルクをロータに伝達することはできない^{2,5)}。また、式 (5.5) が静止摩擦係数で表される場合は最大保持トルクとなる。

次にロータ圧接力について考える。図 5.3 で負荷が振動子の内部インピーダンスより大きい場合、近似的に $M_T \simeq M$ 、 $F_L \simeq F$ と考えられる。超音波モータにロータ予圧力 F_c が加

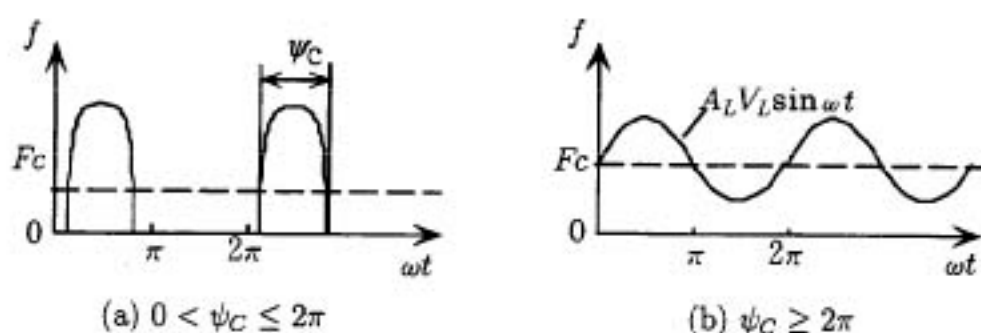


図 5.9 ロータ圧接力の変化

わっていると、さらに縦振動子の力係数を A_L とすると、圧接力の変化は図 5.9 のようにロータとステータが分離する場合と全周期接触の場合で、式 (5.6), (5.7) のように近似される^{5.2)}。(付録 A.4 参照)

(a) $0 < \psi_C \leq 2\pi$

$$f = F_C \left(1 + \frac{\pi - \frac{\psi_C}{2}}{\sin \frac{\psi_C}{2}} \sin \omega t \right) \quad (5.6)$$

$$\frac{\pi}{2}(2n+1) - \frac{\psi_C}{2} \leq \omega t \leq \frac{\pi}{2}(2n+1) + \frac{\psi_C}{2} \quad (n = 0, \pm 1, \pm 2, \dots)$$

(b) $\psi_C \geq 2\pi$

$$f = F_C + A_L V_L \sin \omega t \quad (5.7)$$

他方、振り振動子の発生するトルクについて考える。振り振動子のトルク係数が A_T であるとする、トルク変化は図 5.10 のように考えられ、式 (5.8) のように表される。ここに、 V_T は振り振動子への印加電圧とする。

$$M_T = A_T V_T \sin \omega t \quad (5.8)$$

従って、式 (5.5) と式 (5.8) で表されるトルクによって発生トルクは決定され、最大トルク発生時のトルクの瞬時値は図 5.11, (III)(b) の太線のようになる。駆動トルクとブレーキトルクが存在し、その時間平均値が観測される最大トルクになる。この場合、ブレーキトルクはロータの回転数に関係なく存在し、小さい方が好ましい。また、ブレーキトルクは摩擦力によるもので、振り振動子の発生トルクに関係しない。

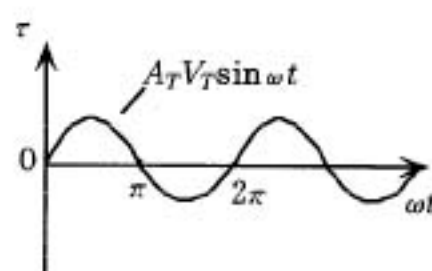


図 5.10 ロータに加わるトルク

5.3.2 無負荷回転速度

無負荷回転時の超音波モータはトルクを外部に発生していない。その様子は図 5.11, (II)(b) の太線のように表せ、駆動トルクとブレーキトルクの時間平均が均等している。逆にいえば、駆動トルクとブレーキトルクが均衡するような回転数が無負荷回転数となる。ロータの回転速度 N と振り振動の回転角速度 $\dot{\theta}$ の関係より、ロータに加わるトルクは、駆動方向を正にとると、その符号は次式のように変化する。

$$\text{sign} = \begin{cases} + & (\dot{\theta} > N) \\ 0 & (\dot{\theta} = N) \\ - & (\dot{\theta} < N) \end{cases} \quad (5.9)$$

また、この場合もブレーキトルクは摩擦力による伝達限界トルクである。外部負荷が増大するとロータの回転数が減少し、その結果ブレーキトルクが減少し、駆動トルクが増大するようになる。無負荷回転速度を求める際は、駆動トルクとブレーキトルクが等しくなるような回転数を数値計算で求める必要があるが^{5,2)}、この等価回路で直接に計算を行うことはできない。

5.3.3 振動子の発生パワー

ステータ振動子はロータを回転させるために、パワー P_S を消費する。それは摩擦熱になって消散するパワーとロータに伝達されるパワーに分けられる。等価回路では抵抗素子でそのことが表現されている。それらの物理的な意味合いの内訳は無負荷回転時と最大トルク発生時で以下ようになる。

無負荷回転時

無負荷回転時では、外部出力はないが、ステータは内部でパワーを消費している。駆動させるパワー以外にブレーキパワーが大きく存在し、平均すると駆動パワーは小さくなる。

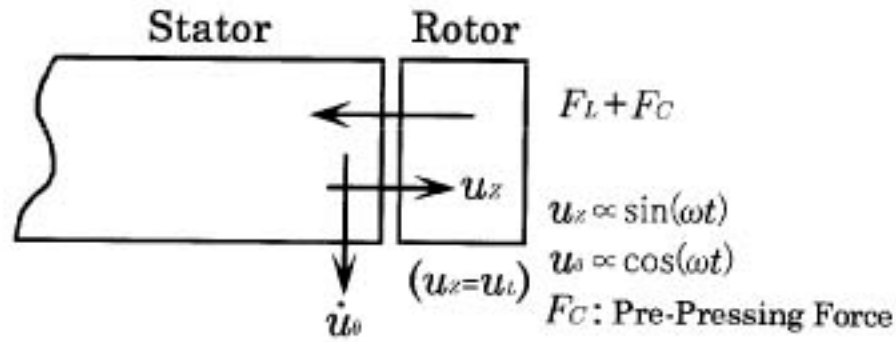
1. 振動子内部による消費 (r_{mT})
2. 駆動するためのパワー (初期接触ブレーキを含む) (R_M)
3. ロータ回転速度と振動速度の差から生じるブレーキパワー (R_{M0})

最大トルク発生時

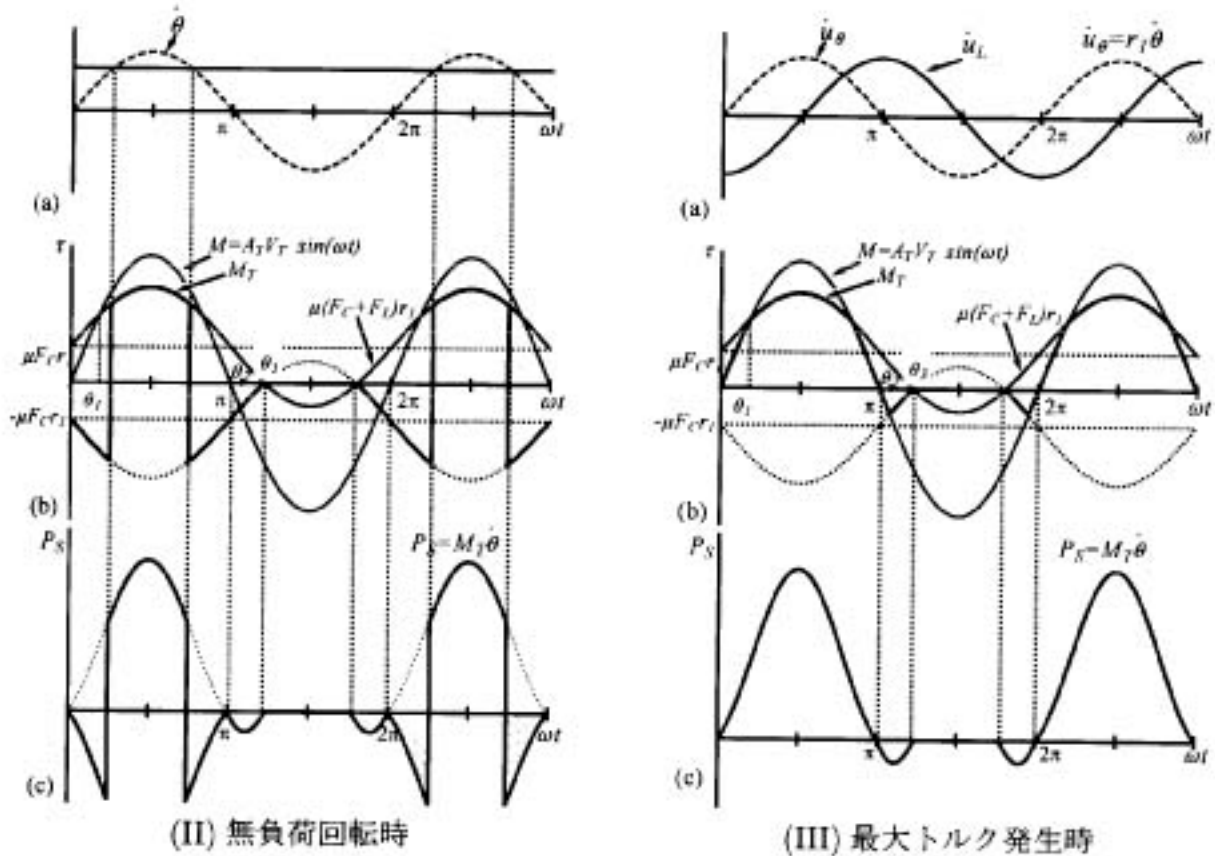
回転していないため、ブレーキパワーが最小になり、初期接触ブレーキパワーを除いたすべてのパワーが駆動に用いられる。しかし、ロータが拘束されている状態のため、すべて摺動部での摩擦すべりによる発熱に使われる。

1. 振動子内部による消費 (r_{mT})
2. 駆動するためのパワー（初期接触ブレーキを含む）(R_M)

図 5.11,(I) のモデルで上述したことを考察する。同図 (II),(c) の斜線部は、図 5.8(a) のステータの等価回路の R_{ML} が存在しない時の R_{M0} で消費されるパワーである。 R_{ML} が大きくなり、無限大になると同図 (III),(c) のようになるため、斜線部のパワーの 2 倍したものが駆動限界パワーであると言える。また、定電圧駆動において、負荷を大きくするとステータの入力電力も C_S が小さい場合には減少することから、斜線部のパワーよりも更に小さくなる。



(I) 縦・振り振動モード利用の超音波モータのモデル図



$$\begin{aligned}
 P_S &= M_T \dot{\theta} & F_L &= \frac{1}{C_m} \int \dot{u}_L dt = \frac{u_L}{C_m} \\
 \bar{P}_S &= \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} P_S d(\omega t) = \frac{1}{T} \int_0^T P_S dt = P_{T\text{out}} & T &= \frac{1}{f}
 \end{aligned}$$

図 5.11 ステータの楕円軌跡をもとにした超音波モータの動作原理 (a) 縦振動と振り振動の振動速度の関係 (位相差: $\pi/2$) (b) 摩擦力と振り振動子の瞬時発生トルク (c) ステータの瞬時発生パワー

5.4 異形モード縮退型モータの等価回路表示とその応用例

前節まで述べた等価回路と動作原理に基づいた計算方法を異形振動モード縮退型超音波モータへの応用を試みる。ここで考察の対象とするのは、ロータ・共振子兼用の縦一振り・超音波モータについてである。この超音波モータの動作原理や特性例は4.2節に述べた。モータの構造を図5.12に示す。

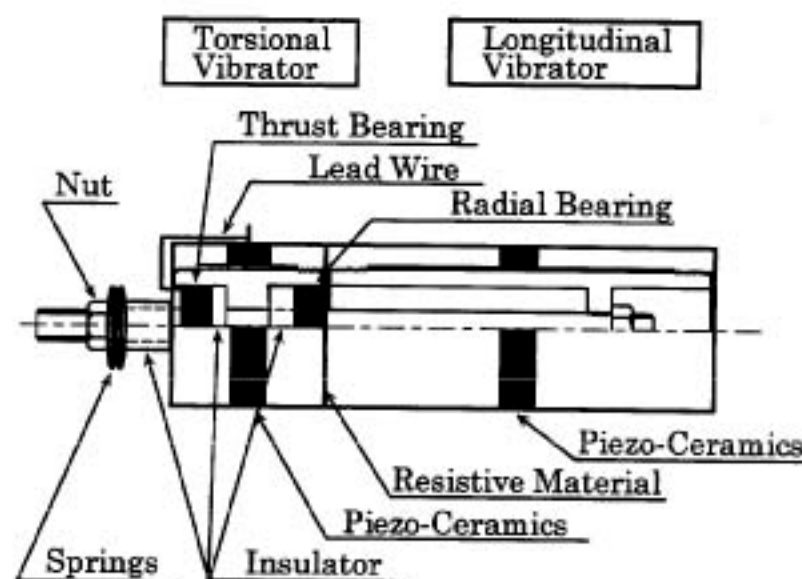


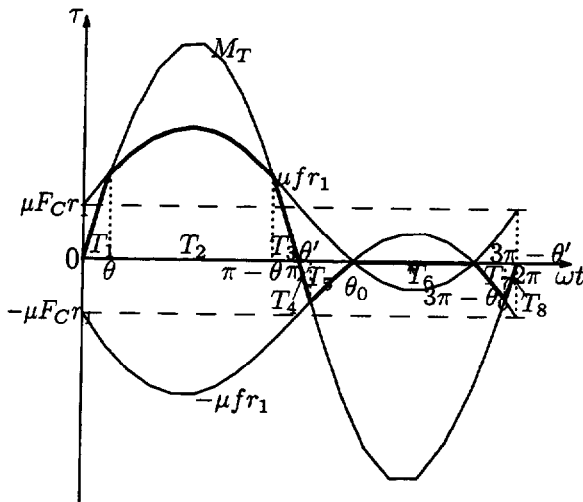
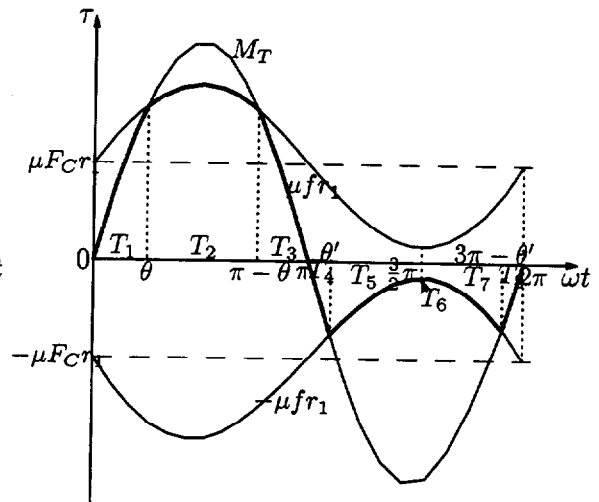
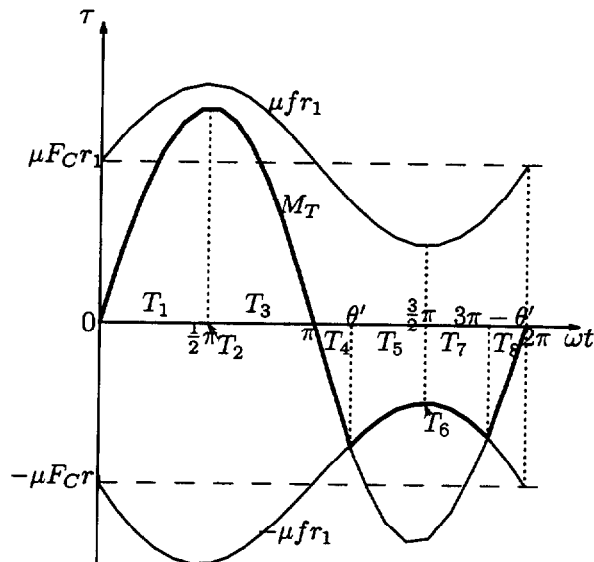
図 5.12 ロータ・共振子兼用型縦一振り・超音波モータ

縦振動子、振り振動子の印加電圧がそれぞれ $170[V_{0-P}]$ 、 $200[V_{0-P}]$ 、ロータ与圧 $47[kgf]$ の時に、最大トルク $13.96[kgf\cdot cm]$ 、無負荷回転速度 $83.8[r.p.m.]$ 、最高効率 $13.1[\%]$ が得られている。本モータの発生トルクを以下に述べるように考察した。まず、その基本的な関係を次節に考察する。

5.4.1 最大トルクの見積り

ある時刻 t における瞬時トルクは、振り振動子の発生トルク M_T と摩擦伝達トルク μfr_1 の大小関係によって決定される。つまり、小さい方の値によって決まる。連続回転時の超音波モータのトルクは、瞬時トルクの時間平均をとれば良いため、 F_L と M_T が同位相の条件のもとで超音波モータのトルクを次のように考察した。まず、図5.13のような場合 ($M_T > \mu(F_c + A_L V_L)r_1$ かつ $F_c < A_L V_L$ の場合) を考える。ここで、 μfr_1 と M_T は同位相である。同図中で太線で表されているのが各時間でのロータに加わる瞬時トルクである。よって $\tau = 0$ と太線で囲まれる部分の面積の時間平均が発生トルクとなる。 $0 < \omega t < \theta'$ までは

ロータをある方向に回転させるトルクを発生させ、 $\theta' < \omega t < \theta_0$, $3\pi - \theta_0 < \omega t < 2\pi$ ではロータの回転を妨げるように作用する。 $\theta_0 < \omega t < 3\pi - \theta_0$ ではロータは振動子から離れ、慣性で状態を維持している。次に $F_C > A_L V_L$ の場合を図 5.14 に示す。ロータと振動子は全周期にわたって接触し、回転させるトルクは増大するが同時に止めるトルクも増大している。また、 $M_T < \mu f r_1$ の場合は図 5.15 に示すようになる。この場合、ロータを回転させるトルクは最大になっているが、止めるトルクも大きく、平均するとトルクは小さくなっており、予圧力の加えすぎになっている。


 図 5.13 トルク算出モデル ($F_c < A_L V_L$).

 図 5.14 トルク算出モデル ($F_c > A_L V_L$).

 図 5.15 トルク算出モデル ($M_T < \mu f r_1$).

..、実際に Table 5.1に示すような測定値を用いて計算すると

$$Torque_{max} \simeq 13.96[\text{kgf} \cdot \text{cm}] \quad (5.10)$$

となり、図 4.5や図 5.16の実験値 $Torque_{max} = 14[\text{kgf} \cdot \text{cm}]$ に近い値となった。ただし、縦振動子の力係数はロータ加圧によるモード変化より、単体時の力係数よりも約 3.4 倍程度大きくなっている。以上より力係数、トルク係数、予圧力を知ることによりモータの最大トルクの見積りが可能である。

表 5.1 図 5.12の超音波モータの各定数

Torque Factor A_T	0.0225 [N·m/V]
Input Voltage (for Torsional) V_T	200 [V _{0-p}]
Force Factor A_L	5.9 [N/V]
Input Voltage (for Longitudinal) V_L	170 [V _{0-p}]
Frictional Coefficient μ	0.18
Preload F_c	460.6 [N]
Equivalent Radius r_1	0.0176 [m]
$A_T V_T$	4.5 [N·m]
$A_L V_L$	1003 [N]
$\mu F_c r_1$	1.46 [N·m]
$\mu A_L V_L r_1$	3.178 [N·m]
θ	$\pi/2$ [rad]
θ'	$\pi + 0.286$ [rad]
θ_0	$\pi + 0.477$ [rad]

5.4.2 出力等価回路での負荷特性

図 5.8,(c) の出力等価回路において、無負荷回転速度を実測すれば内部抵抗 R_0 が求まり、負荷特性を求めることができる。この場合、図 5.8,(a) の R_{ML} で消費されるパワー P_{PML} と R_L で消費されるパワー P_{RL} が等しい。つまり、

$$P_{PML} = P_{RL} \quad (5.11)$$

として計算する。モータ特性の実測値と計算値を図 5.16に示す。

図 5.16に示す無負荷回転速度を用いて内部抵抗を計算した結果 $R_0 = 0.156[\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s} \cdot \text{rad}^{-1}]$ が得られた。この回路において $T = 1.368 [\text{N} \cdot \text{m}] = 13.96 [\text{kgf} \cdot \text{cm}]$ ($V_T = 200 [\text{V}_{0-p}]$, $V_L = 170$

$[V_{0-p}]$ の場合), $R_0 = 0.156 \text{ [N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}\cdot\text{rad}^{-1}]$ としたときの特性 (実線特性) を図 5.16 に示す。計算値は、実測値とだいたい一致していることが確かめられる。

以上から、ロータが定常回転しているときの超音波モータの等価回路は図 5.8, (c) で考えればよく、簡易な等価回路で表現でき、最大トルク T も十分に見積ることができた。また、出力部の最大効率動作条件も $R_0 = R_L$ として求められる。

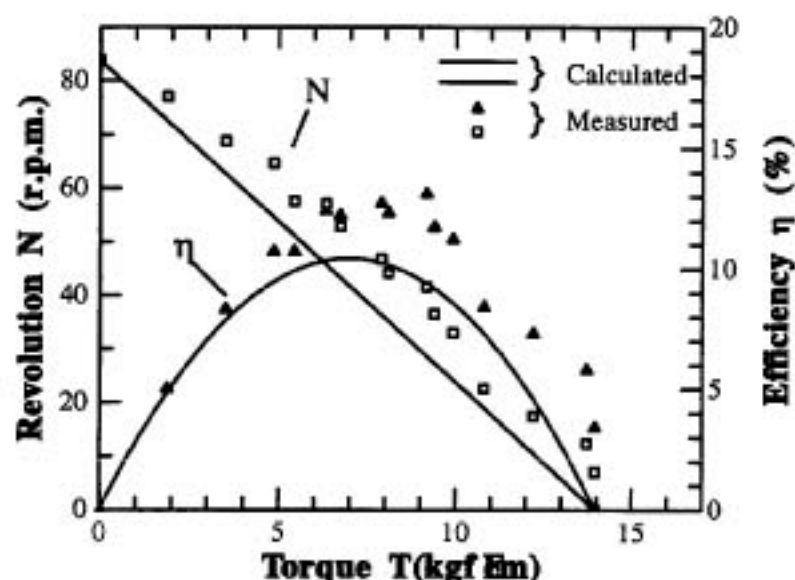


図 5.16 図 5.8 の等価回路を用いた超音波モータの負荷特性の測定値と計算値

5.4.3 パワーに関する等価回路考察

図 5.8, (a) を利用すると超音波モータのパワーの流れが容易にわかる。同図中の R_M は摩擦によって生じる負荷であり、出力トルクがまったく無い場合でも存在し、 R_M が大きくてもトルクが大きいとは限らない。また、 R_{M0} はステータの振動速度とロータ回転速度の相対関係から生じるブレーキ損失の発生をあらわしている。無負荷時でも R_{M0} によってパワーの損失が生じ、負荷抵抗 R_{ML} の増加に伴って R_M による損失が大きくなることがわかる。最大トルク、無負荷回転速度、入力インピーダンスを実測することより、 R_M 、 R_{M0} 、 C_S 、 R_0 を求めることができ、負荷特性を計算することができる。

(a) C_S の影響

2つの超音波モータについて等価回路考察をする。図 5.17, 5.18 にそれらのモータの構造を示す。図 5.17 は市販されている縦一振り振動を利用した超音波モータ (アルプス電気 (株) 製) であり、図 5.18 は試作した付加質量型縦一振り・超音波モータである。どちらも縦振動によってロータとステータの接触を制御することによって、周期的に変化する振り振動から一方向の回転力をロータに伝えるものである。2つのモータにおいて異なる点は 図 5.18

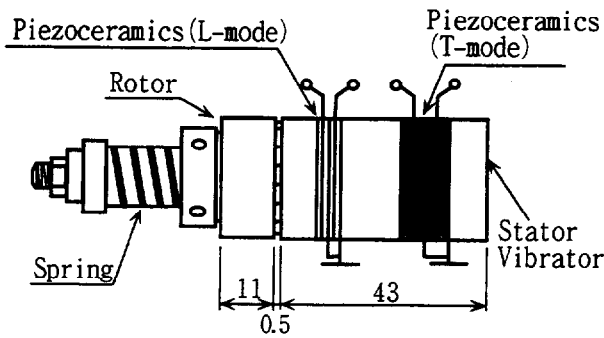


図 5.17 超音波モータの構造（市販品）

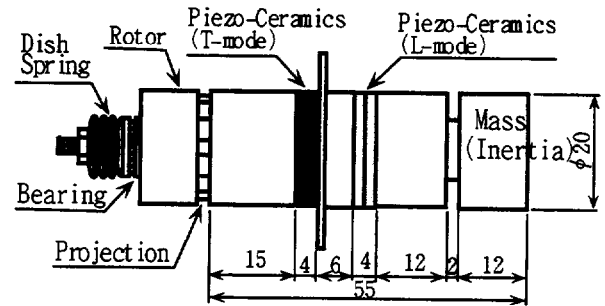


図 5.18 超音波モータの構造（突起付きロータ）

のロータには 6 個の突起がついているため、 C_S が大きいと予想されることである。また、トルク-入力電力特性も異なる傾向を示す。図 5.19 に図 5.17 の超音波モータの負荷特性の実測値と等価回路上での計算結果を示す。良く一致していることがわかる。この場合に用いた定数を表 5.2 に示す。振動子の内部損失 r_{mT} よりも大きな負荷が加わっていることがわかる。さらに、 R_M よりも R_{M0} が小さいため、負荷にパワーが加わり易く、また、 C_S が小さいことから回転方向の捩れ剛性が大きいことがわかる。

図 5.20 に図 5.18 の超音波モータの負荷特性の実測値と等価回路上で計算値を示す。回転方向のコンプライアンス C_S の影響が負荷特性に現れ、負荷の増大に伴い入力電力が増加する現象が見られる。これは C_S が大きく、かつ、駆動周波数が共振周波数より高い場合に起きる。ロータやステータに突起を持つものに良く見られる現象である^{6,7)}。 C_S を考慮すると負荷特性の実測値と計算値の曲線の形が良く一致することがわかる。この場合に用いた定数を表 5.3 に示す。しかし、 R_{M0} が R_M に比べて大きいいためパワーの大半が摩擦で消費され、大きな出力を取り出せないことがわかる。

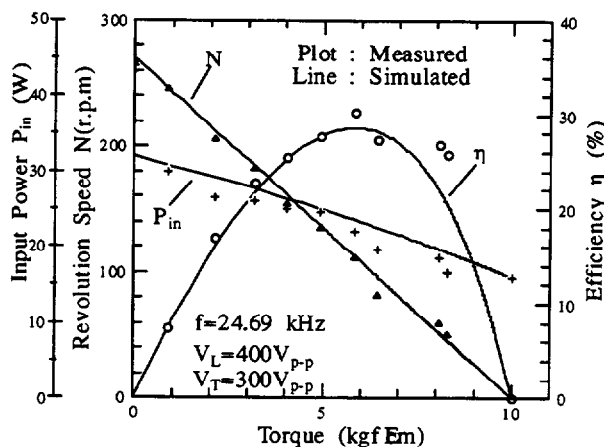


図 5.19 図 5.17 の負荷特性の測定値と計算値

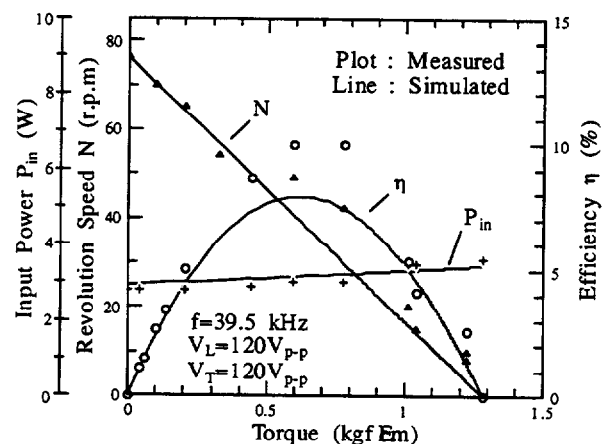


図 5.20 図 5.18 の負荷特性の測定値と計算値

表 5.2 図 5.17の超音波モータの等価回路
定数

C_S	1.0×10^{-20}	[rad/Nm]
C_{mT}	7.76×10^{-6}	[rad/Nm]
m_T	5.27×10^{-6}	[kg·m ²]
r_{mT}	1.08×10^{-2}	[Nms/rad]
R_M	8.97×10^{-2}	[Nms/rad]
R_{M0}	6.26×10^{-2}	[Nms/rad]
R_0	3.47×10^{-2}	[Nms/rad]

表 5.3 図 5.18の超音波モータの等価回路
定数

C_S	1.23×10^{-4}	[rad/Nm]
C_{mT}	4.29×10^{-6}	[rad/Nm]
m_T	3.89×10^{-6}	[kg·m ²]
r_{mT}	1.70×10^{-3}	[Nms/rad]
R_M	5.79×10^{-2}	[Nms/rad]
R_{M0}	16.09×10^{-2}	[Nms/rad]
R_0	1.58×10^{-2}	[Nms/rad]

b) 速度比 (Ω_R/Ω_T) に対する超音波モータの等価回路定数と振り振動子の効率の変化

図 5.21は従来型と本研究で提案した超音波モータにおいて、縦振動の発生力を変化させた時のロータ無負荷回転速度とステータの振り振動角速度の変化の測定結果である。ここではそれぞれの振り振動の励振条件とロータ予圧力を一定にしている。これより、ロータとステータの接触角の変化の様子が間接的にわかり、速度比 (Ω_R/Ω_T) が大きいほど接触角が小さい。

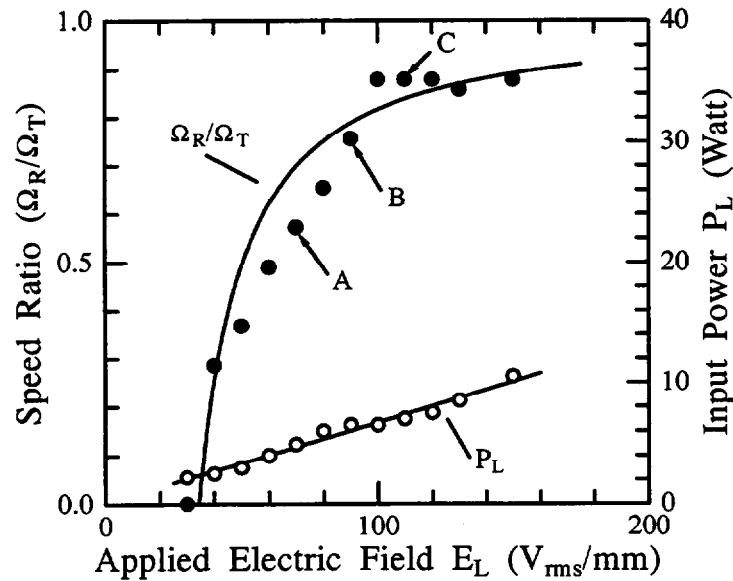


図 5.21 ロータ回転速度と振り振動角速度比 (Ω_R/Ω_T) と縦振動入力電力 (P_L)

同図中の点 A,B,C における負荷特性の測定より求めた超音波モータの等価回路定数と振

り振動の効率を表 5.4 に示す。縦振動圧電セラミックスへの印加電界の増加に伴って接触角が小さくなるとステータの負荷も小さくなることがわかる。また、 R_{M0} が R_M に比べて小さくなっていくために、負荷に効率よくパワーが伝達され易くなり、振り振動の効率が上昇することがわかる。

表 5.4 超音波モータの等価回路定数と振り振動の効率

	A	B	C	
C_S	6.44	6.42	6.87	$\times 10^{-6}$ [rad/Nm]
C_{mT}	1.71	1.71	1.71	$\times 10^{-6}$ [rad/Nm]
m_T	9.75	9.75	9.75	$\times 10^{-6}$ [kg·m ²]
r_{mT}	6.12	6.12	6.12	$\times 10^{-3}$ [Nms/rad]
R_M	4.33	3.50	3.76	[Nms/rad]
R_{M0}	1.22	0.352	0.165	[Nms/rad]
R_0	0.142	0.116	0.133	[Nms/rad]
No-load Revolution Speed	17.0	20.5	22.5	(r.p.m)
Maximum Torque	2.58	2.54	3.2	(kgf·cm)
Maximum Efficiency	30.16	50.92	60.16	(%)
Calculated (Torsional Vib.)				

以上から、超音波モータの負荷特性から等価回路を作成し、その定数よりステータの負荷の様子がわかり、簡単な性能評価が可能である。

5.5 モード回転型モータの等価回路表示とその応用例

本節ではモード回転型の超音波モータの等価回路例として、屈曲2次同形縮退モード利用ロッド型超音波モータについて述べる。定在波型は時間で接触を制御し、モード回転型は空間で接触を制御すると考えることができる。ここでは、前節までの定在波型超音波モータの等価回路が、モード回転型にも全く同じように応用できることを述べる。

5.5.1 試作モータ及び諸特性

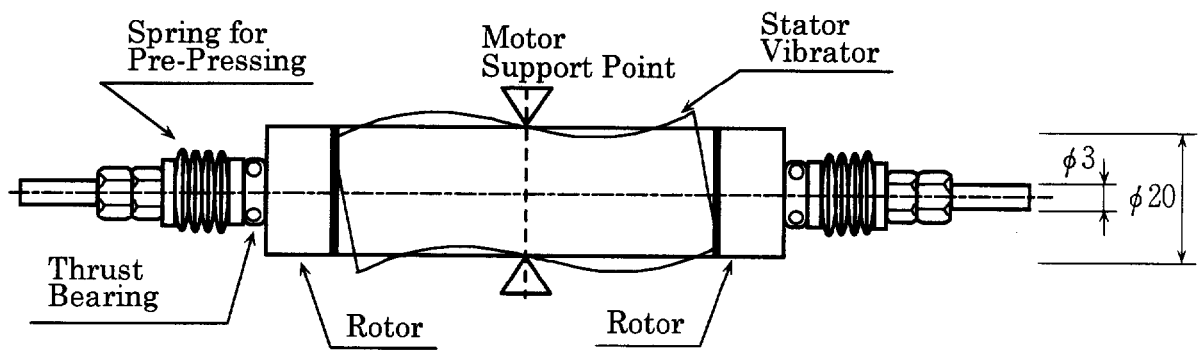
本節の考察の対象となる試作モータを図5.22に示す。丸棒の互いに直交する2つの屈曲振動モード (Mode 1, Mode 2) を時間的に $\pi/2$ の位相差を与え、丸棒端面の周方向に生じる進行波によって楕円軌跡を形成し、両端で2つのロータを回転させるものである^{8,9)}。振動子の両端から動力を取り出すことによって出力の向上を図った。圧電セラミックス (富士セラミックス (株) 社製 C-201) は、屈曲振動の励振のためにすべり方向分極のものを4枚用いており図示のように配置した (図5.22では縦振動励振用の厚み方向分極のものも2枚挿入しているが本節で述べる動作には関係ない)。丸棒の屈曲ランジュバン振動子は幾つか励振方法があるが、ここではすべり方向分極を施した圧電セラミックスで回転モーメントを発生させることによって屈曲振動を励振している¹⁰⁾。この励振方法は、一般にアクチュエータに利用されるハード系の圧電セラミックスの電気機械結合係数 k_{15} が k_{33} と同程度に大きいため、 k_{31} を使用した屈曲音片振動子等よりも励振効率が良いと思われるためである。

表5.5は、ステータ振動子の等価定数を低電圧 (1.0Vpp) で測定したものである。Mode 1, Mode 2 ともおよそ同じような特性であることがわかる。

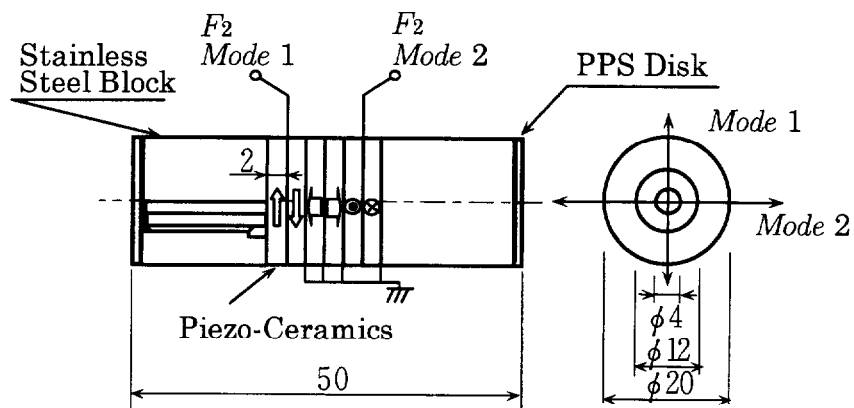
図5.24(a),(b)は、屈曲2次振動励振時のステータ振動子の共振モード変位測定結果である。同図(a)はステータ振動子の長手方向側面変位を、(b)は端面変位をそれぞれ示している。測定値は変位の実効値を示しており、入力電圧100[Vpp]で測定した。これらより、振動子中央を節し、長手方向に屈曲2次振動モードが励振されていることがわかる。また、端面の変形が少ないことがわかる。図5.25は、試作モータのトルク特性の測定結果である。最高トルク1.45[kgf·cm]、最高効率17.8[%]となっている。ここに、測定は入力電力を常に4[W]一定として行った。

表 5.5 図 5.22のステータ振動子の等価回路定数の測定値 (1.0Vpp)

	F_2 Vib.	
	Mode1	Mode2
Q	521.8	476.1
F_0 [kHz]	33.29	32.90
Y_{m0} [mS]	20.40	22.72
R [Ω]	49.02	44.02
L [mH]	122.3	101.4
C [nF]	0.187	0.231
C_d [nF]	4.047	4.004
K_{vm}	0.215	0.240



(a) 超音波モータの構造



(b) ステータ振動子の構造

図 5.22 屈曲 2 次同形縮退モード利用ロッド型超音波モータの構造

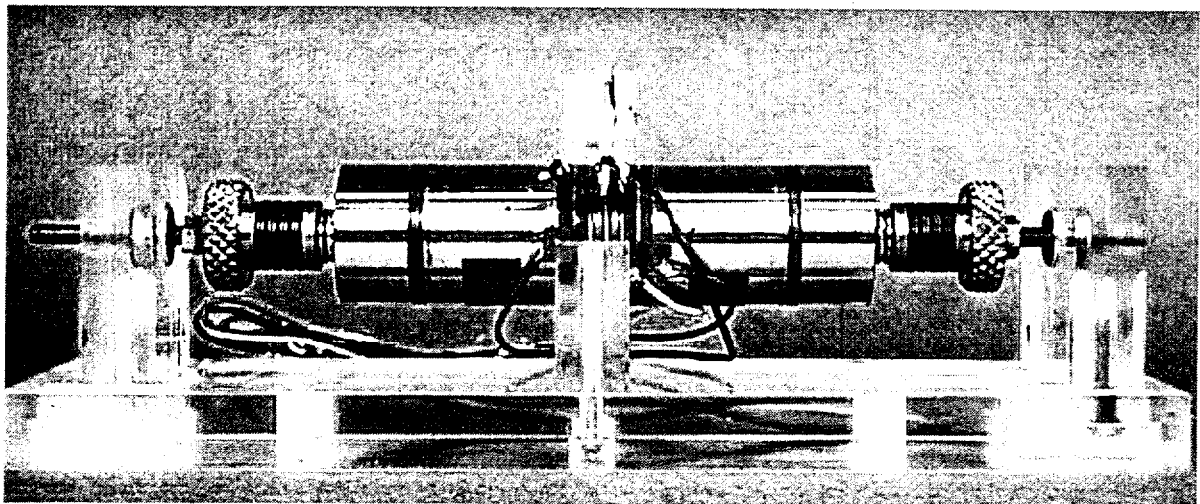


図 5.23 試作超音波モータの写真

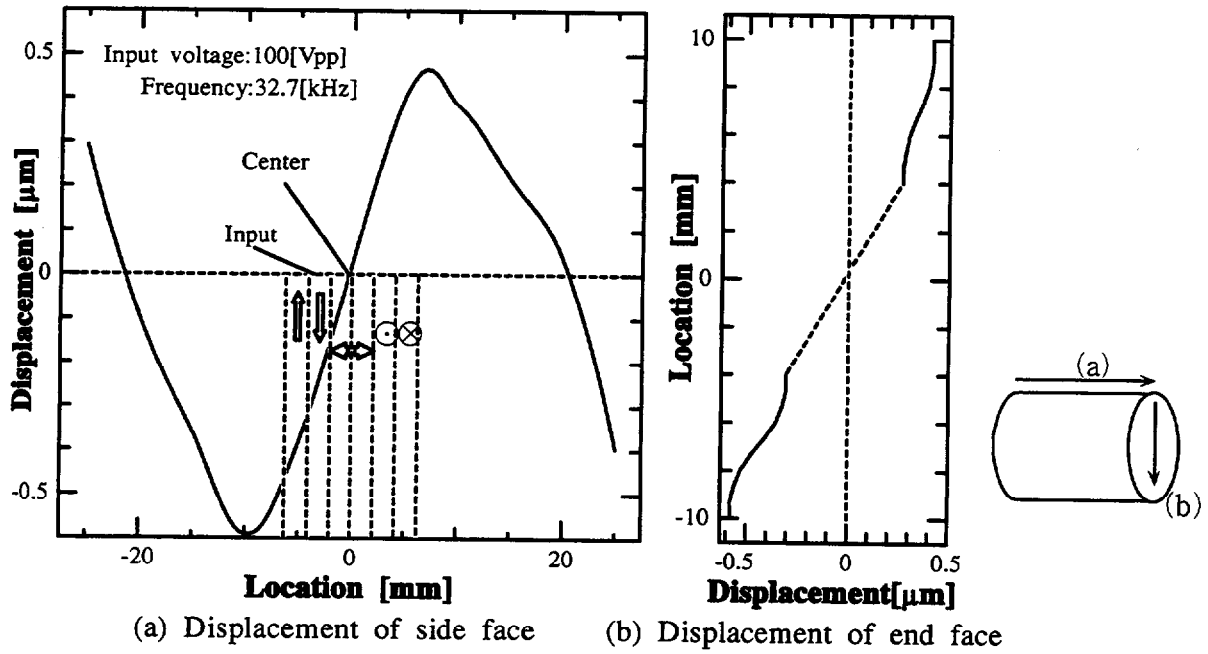


図 5.24 ステータ振動子の屈曲振動変位

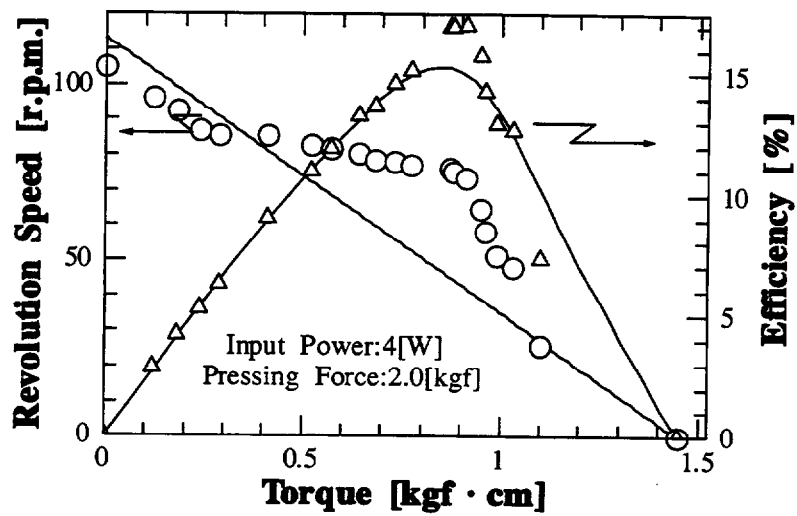


図 5.25 負荷特性

5.5.2 試作モータの動作原理及び考察

ステータ振動子とロータとの接触部分

ステータ振動子は図 5.26(a) のように端面の傾きをもってロータと接触しており、ステータとロータ双方の弾性変形により接触部分は図 5.26(b) に示すように分布的な接触圧をもつ面接触となっていると推察される。ステータ振動子に 2 つの屈曲 2 次振動 Mode 1、Mode 2 をそれぞれ独立に励振すると、ステータ振動子端は Mode 1 によって図 5.26(b) の ①、③、Mode 2 によって ②、④の 4ヶ所が接触部となる。したがって、ステータ振動子を首振り運動させるように Mode 1、Mode 2 を励振した場合、その端面上を移動するある接触面は、接触面 ①、②、③、④に働く力が空間的、時間的に合成されたものと考えられる。例えば、接触面 ①は接触面 ①と ②で働く力の合成力によって形成された接触面であると考えられる。このように接触面の動きをとらえると、連続的に移動変化する 1 つの接触面、すなわちトルクの発生する場所は図 5.26(b) において接触面 ①、②、③、④と限定して取り扱うことが出来る。したがって、ステータ振動子のそれぞれの端面に 4 個ずつの定常的な接触面が仮定でき、ステータ振動子の発生トルクはそれぞれの接触面での発生トルクの合成したものとなる。

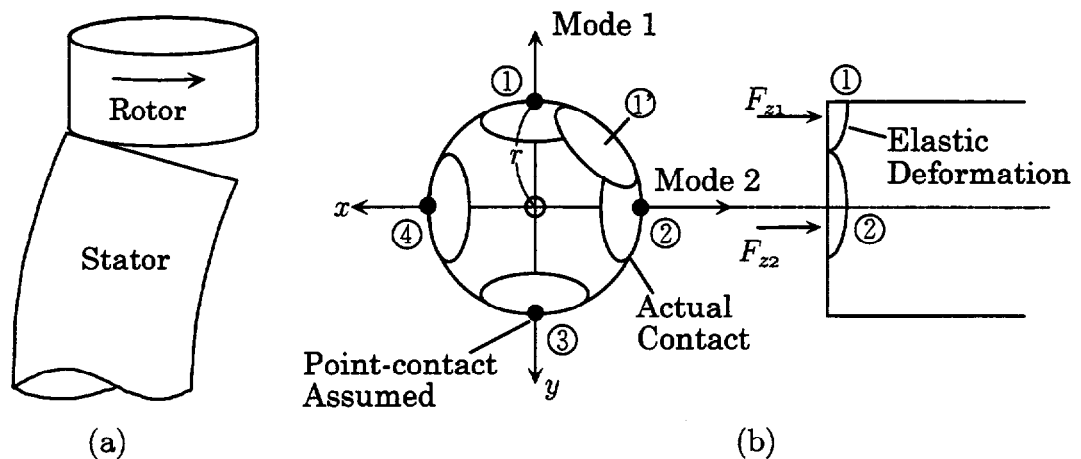


図 5.26 ロータとステータの接触の様子

次に、この超音波モータの発生トルクを見積もる際にステータ振動子とロータとの弾性的な接触面を考える必要がある。しかし、その接触の状態は弾性力学的に解析・考察することは可能ではあるが、複雑になる傾向がある。そこで、本節ではこの超音波モータの動作をより明確化し、巨視的トルク見積りを行う。したがって、ここでは接触面についての詳しい考察は行わないが、面接触の状態を点接触に置き換えて考えることにする。すなわち、図 5.26(b) のそれぞれの予想接触面 ①、②、③、④ を同図中の振動子端面外周の 4

つの接触点で近似する。以下、それら接触点に着目してこの超音波モータの動作メカニズムについて考える。

接触点の変位

ステータ振動子端面の接触点①、②の変位について述べる。図5.27に示すように超音波モータ駆動時には屈曲2次振動 Mode 1、Mode 2 の励振により、ステータ振動子端面の接触点においてそれぞれのせん断方向に変位 u_x 、 u_y が現れる。ここで、変位 u_x, u_y をそれぞれ $u_x = u_{x0} \sin \omega t$, $u_y = u_{y0} \cos \omega t$ とすると変位速度 $\dot{u}_x, \dot{u}_y$ 、z 軸変位 u_{z1}, u_{z2} はそれぞれ図5.28(a),(b) に示す関係となる。このときステータ振動子端が弾性体と接触している場

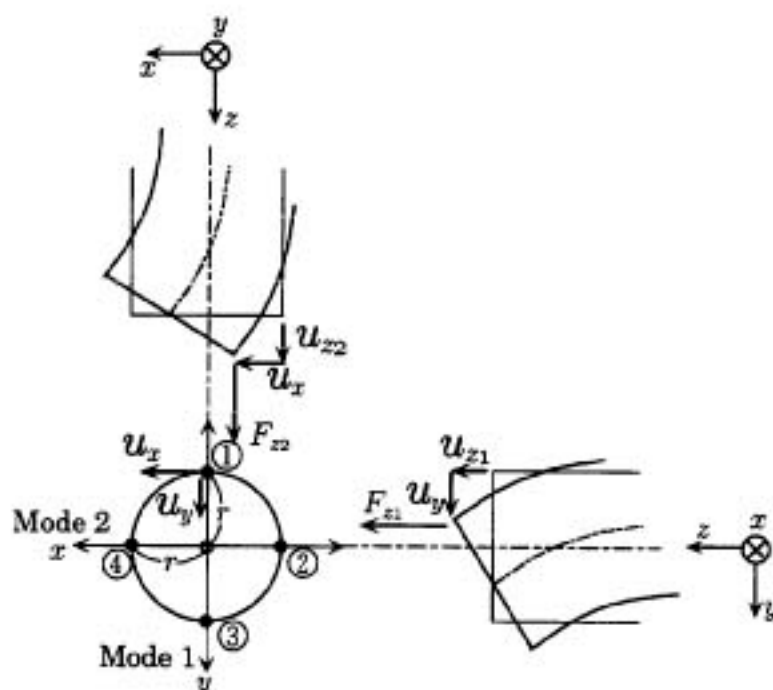


図 5.27 ステータ振動子の変位の動き

合を考えると、 F_{z1}, F_{z2} はそれぞれ変位 u_{z1}, u_{z2} に比例する形となる。図5.28(c) 中の実線はステータ振動子端接触点①、②、③、④に作用するパワーを示している。すべての接触点でのパワーを合成すると、全周期で一定のパワーが生じていることがわかる。以上の接触点の変位軌跡の関係を図示したものが図5.29である。尚、接触点①、③と接触点②、④は対称的な変位軌跡となる。ステータ振動子が Mode 1、Mode 2 により図中の矢印の方向に首振り運動する場合、それぞれの接触点は図5.29に示すような楕円軌跡を描くように変位する。ロータの回転方向は、その楕円軌跡の方向によって決定される。したがって、本試作超音波モータについては、ロータはステータ振動子の首振り方向と逆方向の回転となることがわかる。

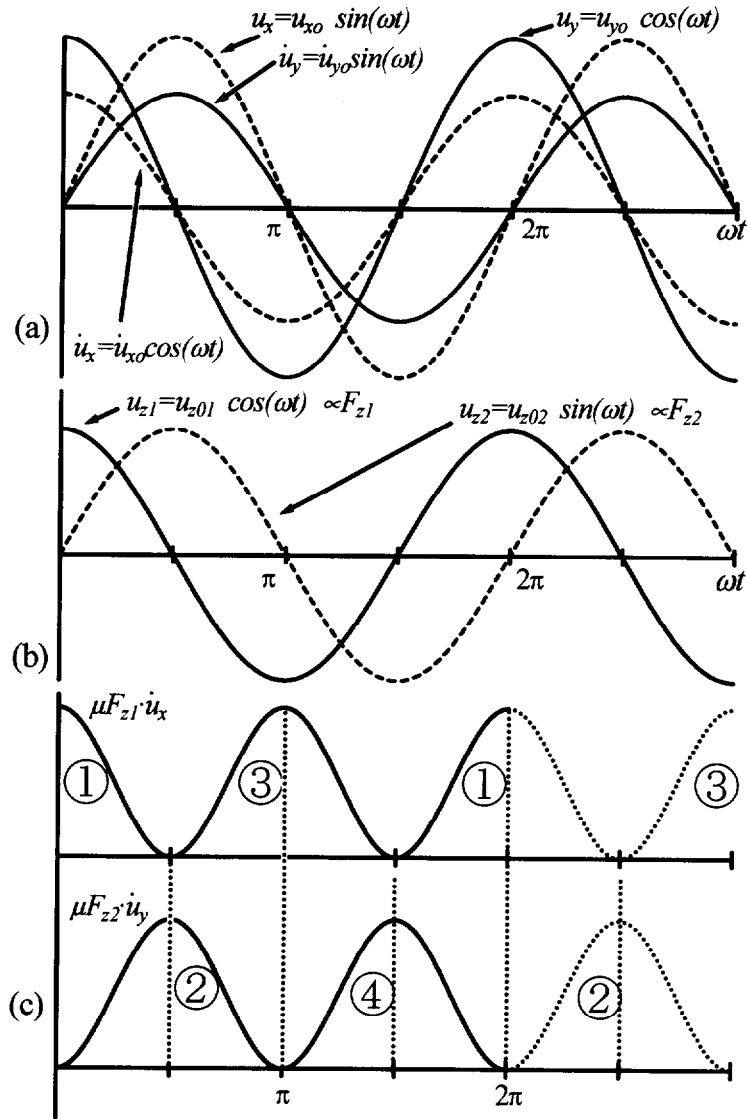


図 5.28 接触点の動きとパワー (a) 接戦方向の変位 (b) 法線方向の変位 (c) 各接触点での発生パワー

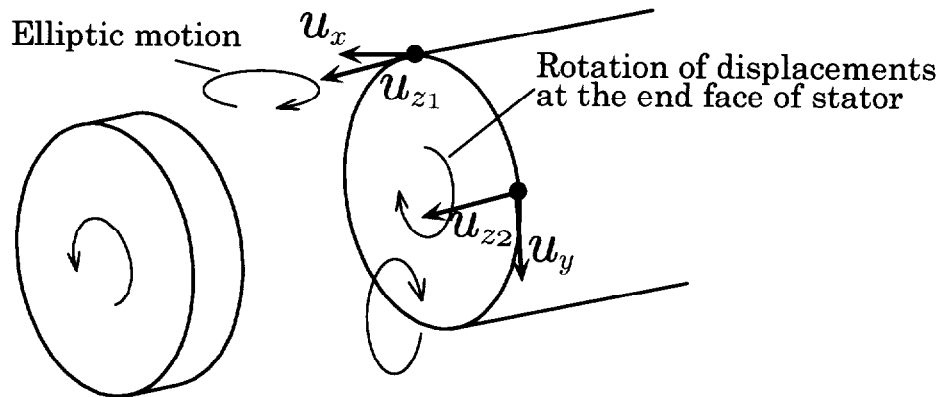


図 5.29 ステータ振動子上の質点の楕円運動

5.3 ステータ振動子の等価回路表示

一般に、振動子とロータの接触は弾性的かつ分布的なものとして考えられる。しかしながら、モータの動作を解析・考察しやすいものとする為に、既に述べたように変位するステータ振動子端面の外周のみがロータと接触しているものと仮定している。さらに、図 5.27, 5.28(c) に示すようにステータ振動子のそれぞれの端面に屈曲振動 (Mode 1・Mode 2) による 4ヶ所のトルク発生点を考え、試作モータの発生トルクをステータ振動子の両端面で計 8ヶ所のトルク発生点の総和として考える。従って、ひとつのトルク発生点において、ステータ振動子のロータに作用しうる接線、法線方向の力がわかれば試作モータの最大トルクを見積もることが可能である。ここでは、1つの接触点において作用しうる接線・法線方向の力を、ステータ振動子の等価回路表示によって導出する。

両端自由の屈曲音片には常に中心軸上でせん断力と曲げモーメントが内在している。それらが連続して存在することで屈曲変位となる。これらは等価回路表示でき、相互関係をあらわすことができる^{11,12)}。試作超音波モータでは、振動子の両端からトルクを取り出しているの、振動子端面について考えればよい。

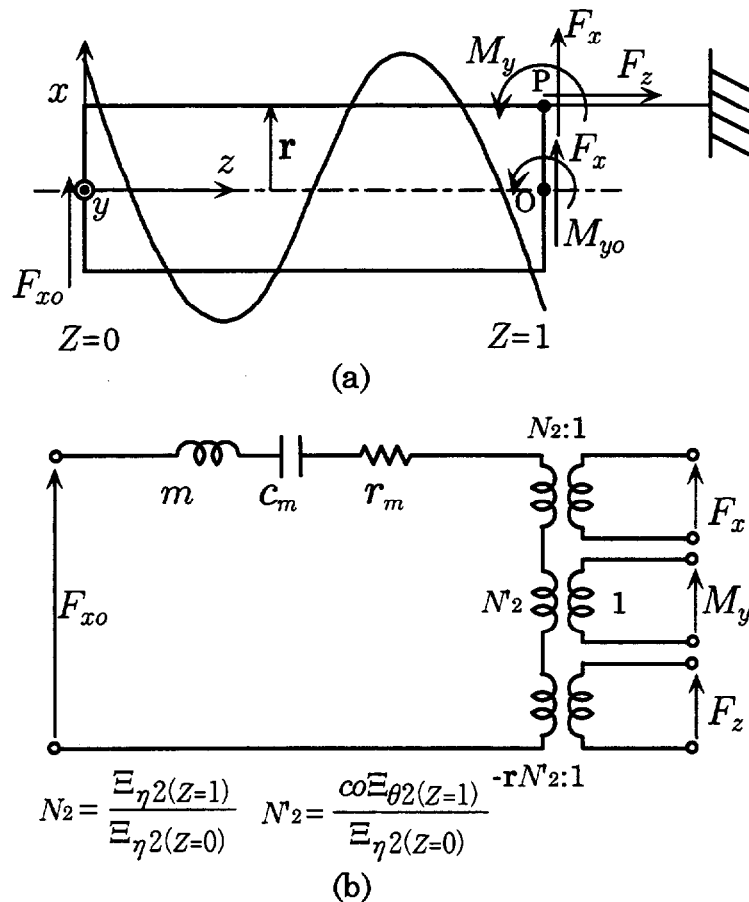


図 5.30 太棒屈曲音片の等価回路

ステータ振動子の等価回路表示に先立って、先ず図 5.30(a) に示す太棒屈曲音片モデルを考える。屈曲音片の中心軸よりずれた点と細棒で結合されているとする。ステータ振動子の接触点における出力をモデル化した場合である。Z=0 でせん断力 F_{zo} が印加されるとき、中心軸上の点 O にせん断力 F_x 、曲げモーメント M_{yo} が存在し、中心軸から r だけ離れた点 P には、せん断力 F_x 、曲げモーメント M_y が存在する。さらにこの場合、曲げモーメント M_{yo} により z 軸方向(長手方向)に F_z なる力が現れる。 F_z はその向きを考慮すると $F_z = -M_{yo}/r$ である。O 点に M_{yo} が印加されると、 M_{yo} は P 点での F_x 、 M_y とバランスすることになる。したがって、ロータとの接触を考えた場合の振動子の出力を等価回路で表現すると図 5.30(b) となる。ここで、 $\Xi(z)$ は自由端太棒における屈曲振動の基準関数である¹²⁾。最終的に、ステータ振動子の電気機械結合を考慮すると、ステータ振動子の等価回路表示は図 5.31 で近似することができる。ここに、 R_{MOTOR} はロータへのパワー伝送を目

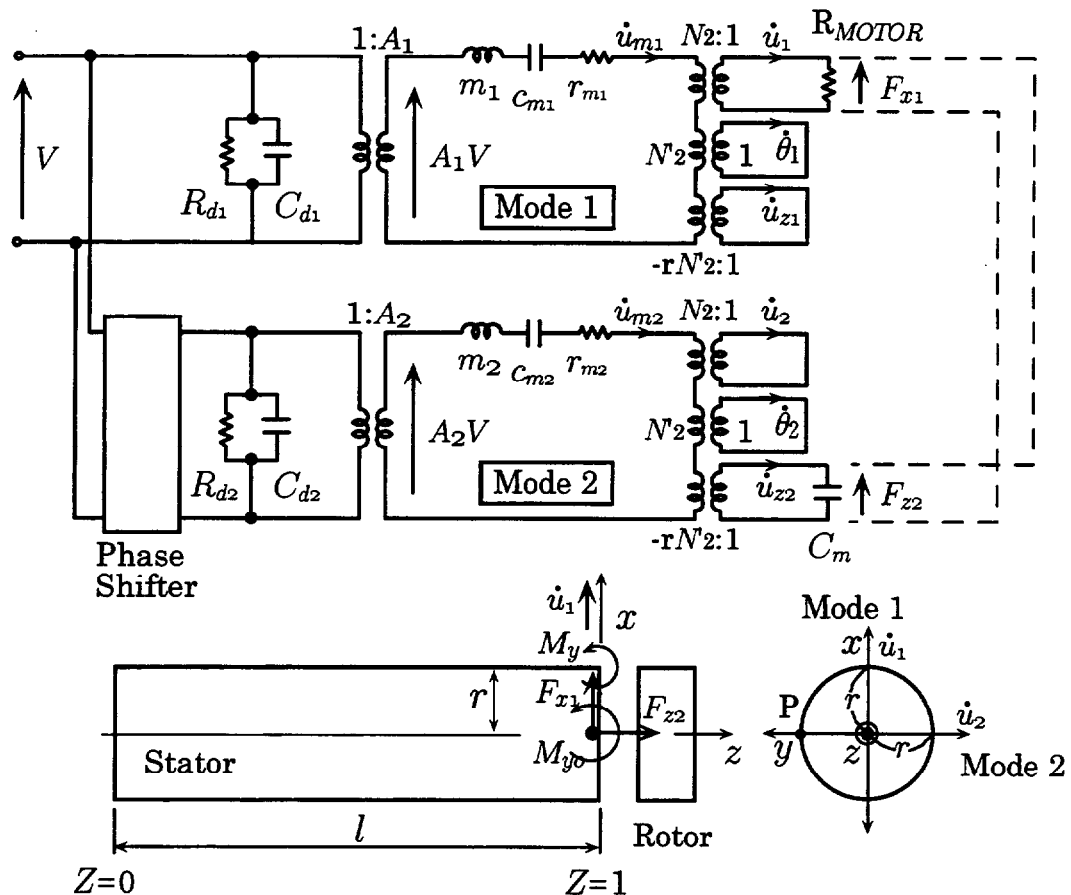


図 5.31 ステータ振動子の等価回路

的とした等価素子でモータの負荷をも含んでおり、可変値をとる。 C_m は点接触によりロータが変位することによる等価コンプライアンスである。ここでは、図中のトルク発生点Pに注目した場合、トルク発生に寄与する力成分はMode 1によるせん断力 F_{x1} と Mode 2に

よる長手方向の力 F_{x2} となる。したがって、その他の出力端子はトルクに寄与しないので無視する形となる。

ここで、力係数 A_1, A_2 は、ステータ振動子の質量 M_0 、等価定数測定値 R, L を用いて

$$A = A_1 = A_2 = \sqrt{\frac{m}{L}} = \sqrt{\frac{M_0}{L \Xi_{\eta 2}^2(Z=0)}} \quad (5.12)$$

$$r_m = r_{m1} = r_{m2} = A^2 R \quad (5.13)$$

で求められる。また、圧電方程式からも求めることができる（付録 A.5 参照）。超音波モータの実際の動作点はステータ振動子共振点の上位（2 端子インピーダンスとしての反共振点近傍）にある。従って、この動作周波数を考えるとこれら等価素子は完全に消去されないで残ることになる。このことから、内部抵抗を補正する補正係数 k を導入することにした。すなわち、図 5.31 の共振回路の等価抵抗は r_{m1} ではなく $\sqrt{r_{m1}^2 + (\omega m'_1)^2}$ ($m'_1 : m_1, c_{m1}$ で互いに消去されないで残る等価素子) のように提示されるものとなる。すなわち、補正係数 k は

$$\begin{aligned} k &= \sqrt{1 + (\omega m'_1 / r_{m1})^2} \\ &= \sqrt{1 + \left(\frac{\omega_d}{\omega_0} Q\right)^2 \left\{1 - \left(\frac{\omega_0}{\omega_d}\right)^2\right\}^2} \\ &\simeq \left(\frac{\omega_d}{\omega_0} Q\right) \left\{1 - \left(\frac{\omega_0}{\omega_d}\right)^2\right\} \end{aligned} \quad (5.14)$$

ここで、 ω_0, ω_d はそれぞれステータ振動子の共振周波数、超音波モータの駆動周波数である。

本ステータ振動子に励振される屈曲 2 次振動 Mode 1, Mode 2 は同形縮退となっているので原理的には $A_1 = A_2, r_m = r_{m1} = r_{m2}$ であり、 $\bar{r}_m = k \cdot r_m$ として取扱う。接線方向、法線方向の力、例えば図中の点 P について F_{x1}, F_{x2} の振幅値（最大値） $\bar{F}_{x1}, \bar{F}_{x2}$ は図 5.31 の等価回路からもとめられ式 (5.15)、(5.16) となる。

$$\bar{F}_{x1} = \frac{1}{N_2} (A_1 V - \frac{1}{N_2} \bar{r}_m \dot{u}_1) \quad (5.15)$$

$$\bar{F}_{x2} = \frac{1}{r N'_2} \sqrt{(A_2 V)^2 - \left(\frac{\bar{r}_m \dot{u}_{x2}}{r N'_2}\right)^2} \quad (5.16)$$

5.5.4 モータの出力特性とパワー伝送の考察

(1) トルクの見積り

以下に、実際にトルク見積りを行った結果を述べる。図 5.31 の等価回路を基にすると、超音波モータの動作は図 5.32 で示される。この場合、図 5.31 の Phase Shifter により F_{x1}, F_{x2}

が同相となるよう調整されたものとする。すなわち

$$\begin{aligned} F_{x1} &= \bar{F}_{x1} \sin \omega t \\ F_{z2} &= \bar{F}_{z2} \sin \omega t \end{aligned} \quad (5.17)$$

であるとする。

ここで、 F_C 、 μ をそれぞれロータとステータ振動子間の予圧、摩擦係数とすると、発生トルクの見積りは、前節 5.4 と同様にできる。つまり、図 5.32 に示す瞬時トルク曲線 (太線) の時間平均を求めることである。時間平均トルクは簡易的に次式で表される。

$$\begin{aligned} \bar{M}_t = \frac{1}{\pi} \{ & -\bar{F}_{x1}(\cos \theta_1 + \cos \theta_2) + \mu F_C(\frac{\pi}{2} - \theta_1 + \theta_2 - \theta_3) \\ & + \mu \bar{F}_{z2}(\cos \theta_1 - \cos \theta_2 + \cos \theta_3) \} \end{aligned} \quad (5.18)$$

本節ではステータ振動子両端面に計 8 つの接触点を考えている。すなわち、図 5.32、式 (5.18) から求められる時間平均トルクの 8 倍とした値 $8\bar{M}_t$ が、本試作超音波モータの見積りトルクとなる。

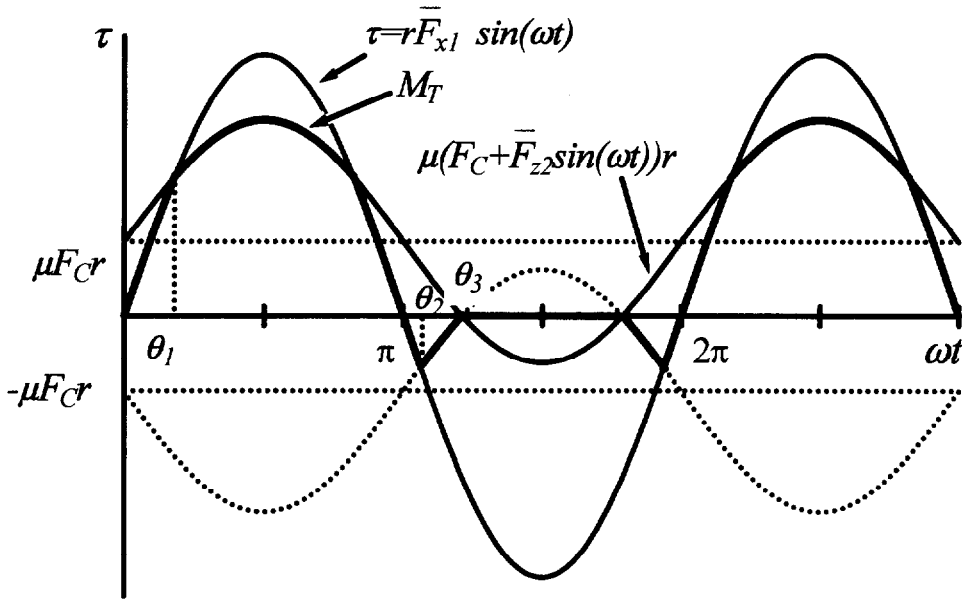


図 5.32 図 5.31 の等価回路による瞬時トルクの発生の様子

先ず、振動子端の変位速度 $\dot{u}_1, \dot{u}_{z2}$ は共振モード変位図 (図 5.24) に示された端面、側面変位の測定値から求めた。本ステータ振動子では、入力 100[Vpp] で径方向変位実効値 0.377[μm] 長手方向変位実効値 0.494[μm] を得ているので、モータの駆動周波数 f_d [Hz]、入力電圧 V[Vop] として次式から導出した。

$$\dot{u}_1 = 2\pi f_d u_1 = 2\pi f_d \sqrt{2} \times 0.377 \times 10^{-6} \times \frac{2V}{100} \quad (5.19)$$

$$\dot{u}_{z2} = 2\pi f_d u_{z2} = 2\pi f_d \sqrt{2} \times 0.494 \times 10^{-6} \times \frac{2V}{100} \quad (5.20)$$

また、振動子の内部抵抗 $r_m (= r_{m1} = r_{m2})$ 、力係数 A の導出に等価定数表 (表 5.6) の値を使用した。このとき、それぞれの等価定数は Mode 1 と Mode 2 とで異なる値を示しているため、それぞれ相加平均をとった値を利用した。よって、それらを式 (5.12)、(5.13) に代入し求めた。駆動周波数による補正係数は $k = 3.35$ とした。次に、式 (5.15)、(5.16) に諸定数を代入し、1つの接触点における接線、法線方向の力 $\bar{F}_{x1}$, $\bar{F}_{x2}$ を求め、式 (5.18) によって見積りトルク $\bar{M}_t = 0.181 [\text{kgf}\cdot\text{cm}]$ を得た。したがって、本試作超音波モータの見積りトルクは、 $8 \times \bar{M}_t = 1.45 [\text{kgf}\cdot\text{cm}]$ となり、実測値と一致した。見積りに使用された諸定数を表 5.7 に示す。

表 5.6 図 5.22 に示すステータ振動子の等価回路定数 (100[Vpp] 入力時)。

	F_2 Vib.
Q	306.6
F_0 [kHz]	33.58
Y_{m0} [mS]	3.603
R [Ω]	277.5
L [mH]	403.4
C [nF]	0.556
C_d [nF]	5.659
K_{vm}	0.313

(2) モータの出力特性の計算

超音波モータの出力部を簡易等価回路表示することにより、試作超音波モータの出力特性を評価・考察する。この出力部の簡易等価回路表示の導出は 5.2.3 節で説明した。図 5.33 にモータ出力部の簡易等価回路を示す。 T_m はモータの最大トルク、 T_{out} は負荷 R_L を課したときの出力トルク、 ω はロータの回転数、 R_O は超音波モータ出力部の内部抵抗に対応している。 R_O は無負荷回転速度 ω_0 の実測により求め、最適負荷がわかることになる。したがって、図 5.33 の回路で考えた場合、モータの効率 η 、回転数 ω は

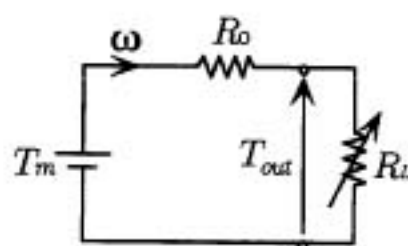


図 5.33 定常回転時の超音波モータの出力等価回路

$$\eta = \frac{(T_m - T_{out})T_{out}}{P_{in}R_O} \times 100 \quad [\%] \quad (5.21)$$

$$\omega = \frac{T_m - T_{out}}{R_O} \quad [\text{rad/s}] \quad (5.22)$$

となる。ここで、 P_{in} は電気入力パワーである。例えば、 $R_L = 0 [\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s/rad}]$ として、その時のロータの無負荷回転速度を ω_0 とすると図 5.33 中の定電圧直流電源は $T_m \cdot \omega_0$ のパワーを R_O に供給することになる。 $T_m \cdot \omega_0$ は無負荷回転時にロータが一定回転数を維持するために要するパワーである。すなわち、これがステータ振動子のロータへ伝送されるパワーである。当然、ロータに対する機械抵抗 R_L を付加するとロータへの入力パワーは

表 5.7 図 5.22に示すモータの校正データ

Input Voltage V	130	[Vop]
Driving Frequency f_d	34.6	[kHz]
Preload F_C	2.0	[kgf]
Frictional Coefficient μ	0.18	
Stator Radius r	0.01	[m]
Stator Length l	0.05	[m]
Mass of the Stator Vibrator M_0	0.109	[kg]
$\Xi_{\eta 2}(z=0)$	1.28355	
$co\Xi_{\theta 2}(z=1)$ (Reference ¹²⁾)	-185.997	
N_2	1.00000	
rN'_2	1.44908	
Force Factor A	0.405	[N/V]
Equivalent Resistance r_m	45.52	[kg/s]
Equivalent Resistance $\bar{r}_m$	152.53	[kg/s]
Stator Displacement u_1	1.39	[μ m]
Stator Displacement u_2	1.28	[μ m]
Stator Velocity $\dot{u}_1$	0.301	[m/s]
Stator Velocity $\dot{u}_2$	0.395	[m/s]
$\bar{F}_{x2}$	6.684	[N]
$\bar{F}_{x1}$	22.30	[N]
θ_1	0.108	[rad]
θ_2	$\pi+0.0779$	[rad]
θ_3	$\pi+0.589$	[rad]
$\bar{M}_t$	0.181	[kgf-cm]
$8 \times \bar{M}_t$	1.45	[kgf-cm]

$T_m \cdot \omega = T_m^2 / (R_0 + R_L)$ となり、 T_m があまり変化しなければ R_L に反比例して減少する形となる。本試作超音波モータのような屈曲2重モード利用構成などのようにステータ振動子とロータの接触が弱い場合、ステータ振動子への入力電力はロータに対する機械負荷 R_L にさほど影響を受けない特性となっている。すなわち、このような場合にステータ振動子は定パワー源とみなせる。したがって、ステータ振動子からロータへは一定のパワーが供給されると考えられる。そこで、負荷 R_L による出力パワーの減少分は、ステータとロータ間のスリップにより消費されることになる。以上のようなパワーの流れを本試作超音波モータの出力特性により検討した結果、次のようになる。まず、本試作超音波モータの出力特性図 5.25 についてロータ回転数を最小二乗法により1次近似し、座標 (1.45, 0) を通る1次関数式 (5.23) を得る。

$$\begin{aligned} \text{ロータ角速度: } \omega &= 13.13 - 92.28 T_{out} [\text{rad/s}] \\ \text{ロータ無負荷角速度: } \omega_0 &= 13.13 [\text{rad/s}] \\ &= 125.4 [\text{r.p.m.}] \end{aligned} \quad (5.23)$$

ロータ出力部の内部抵抗 R_0 は

$$\begin{aligned} R_0 &= T_m / \omega_0 \\ &= \frac{1.45 \times 9.81 \times 0.01}{13.13} = 1.083 \times 10^{-2} [\text{Nms/rad}] \end{aligned} \quad (5.24)$$

と算出される。従って、本試作超音波モータの効率 η は次式となる。

$$\eta = \frac{(1.45 \times 9.81 \times 0.01 - T_{out}) T_{out}}{4 \times 1.083 \times 10^{-2}} \times 100 [\%] \quad (5.25)$$

以上の計算値と出力特性とを比較したものが図 5.34 である。図中の実線は式 (5.21)、(5.22) による計算値である。また、計算値では出力トルク $0.725 (= 1.45/2) [\text{kgf} \cdot \text{cm}]$ のとき最高効率は $11.68 [\%]$ となっている。このように、直流簡易等価回路表示により、測定結果の細部までは表現し得ないかもしれないが、簡易に超音波モータの動作の様子をとらえることができる。ステータ振動子からロータに伝わるパワー P_{Sout} は

$$P_{Sout} = T_m \cdot \omega_0 = 1.45 \times 0.01 \times 13.13 = 1.868 [\text{W}] \quad (5.26)$$

である。ここに、電気入力パワー $P_{in} = 4 [\text{W}]$ の約 $1/2$ が出力側に供給され、残り約 $1/2$ がステータ振動子の内部抵抗で消費されることがわかる。従って、ロータ出力から得る最大パワーは $1/4 \times T_m \cdot \omega_0 = 0.467 [\text{W}]$ であり、このときロータとステータ振動子間のスリップにより $3/4 \times T_m \cdot \omega_0 = 1.401 [\text{W}]$ がスリップ損失となっている。本試作超音波モータの効

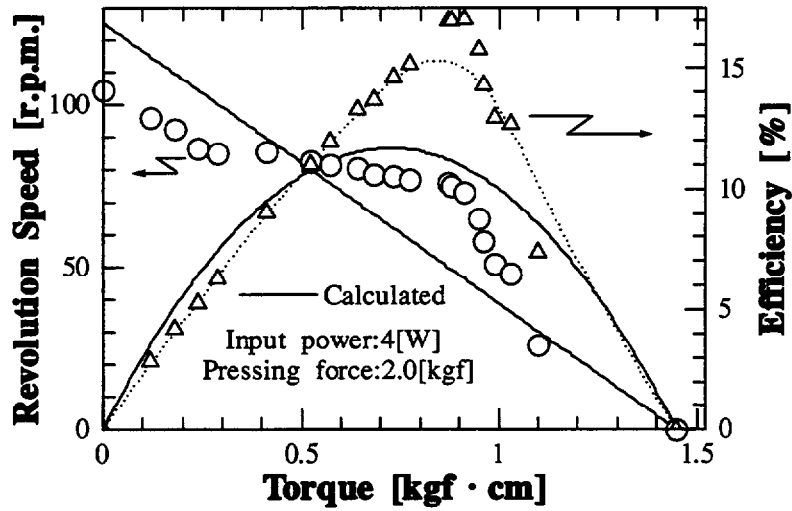


図 5.34 負荷特性

率をステータ振動子の効率 η_s とロータ出力部の効率 η_R とに分けて表示すると次式となる。

$$\begin{aligned}\eta_s &= \frac{T_m \cdot \omega_0}{P_{in}} \times 100 = 46.7[\%] \\ \eta_R &= \frac{P_{out}}{T_m \cdot \omega_0} \times 100 \\ &= 47.6(1.45 - T_{out})T_{out}[\%]\end{aligned}\quad (5.27)$$

ステータ振動子から入力電力の 46.7[%] がロータに供給されていることがわかる。以上、ロータ出力部の簡易等価回路表示と超音波モータの出力特性から本試作超音波モータ駆動時の様子が明らかとなった。

(3) ロータに伝送されるパワーの見積り

本節は、図 5.31 中の接点 P に着目してステータ振動子の機械出力パワーが見積もられることを示すものである。考える接点に瞬時トルク $M_t (\simeq F_{z2})$ が働く時、ステータ振動子の接線方向の変位角速度 $\dot{\theta} (= \dot{u}_1/r)$ がその速度成分となる。このとき F_{z2} と $\dot{\theta}$ は図 5.35(a),(b) に示すように同相積となっている。ここにステータ振動子から発せられる機械パワー P_S は超音波モータの瞬時トルク M_t とステータ振動子端の角速度 $\dot{\theta}$ によって決定され、次式であらわされる (図 5.35(c))。

$$P_S = M_t \cdot \dot{\theta} \quad (5.28)$$

したがって、超音波モータの連続回転時における振動子の発生する機械パワーは瞬時パワー P_S の時間平均となる。図 5.35(c) について各範囲で積分し、それらの和をとり (式 (5.29))、

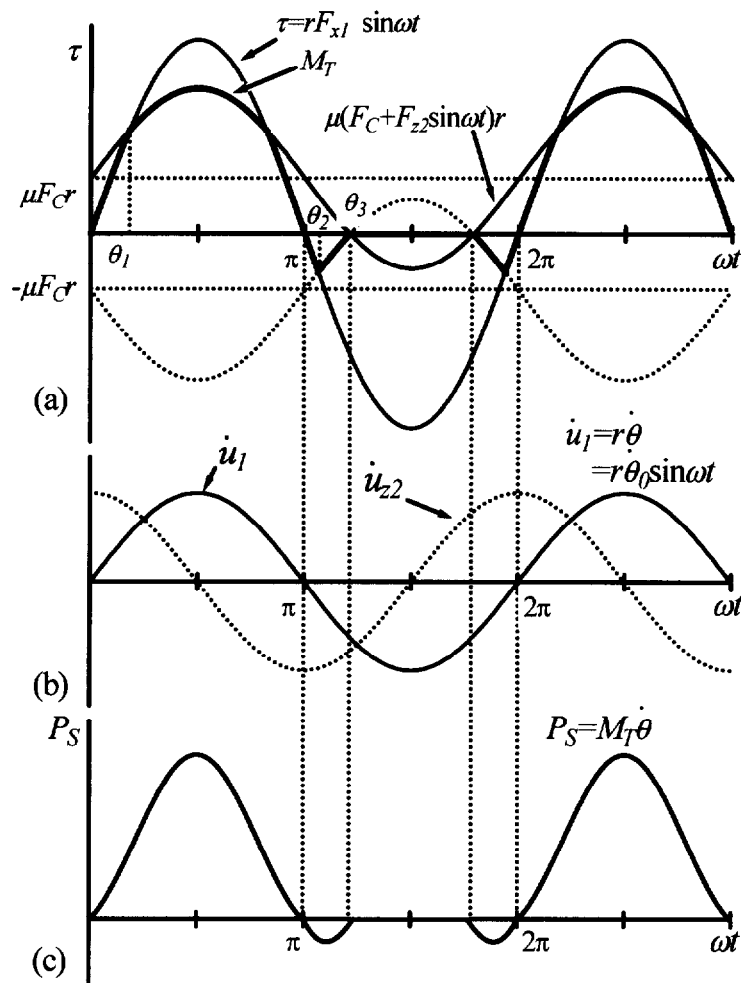


図 5.35 ステータの楕円軌跡をもとにした超音波モータの動作原理（最大トルク発生時）
 (a) 摩擦力と屈曲振動子の瞬時発生トルク (b) 屈曲振動 Mode 1 と Mode 2 の振動速度の関係（位相差： $\pi/2$ ） (c) ステータの瞬時発生パワー

時間平均をとると式 (5.30) となる。

$$\begin{aligned}\bar{P}_S = & rF_{x1}\dot{\theta}_0\{\pi + \theta_1 - \theta_2 - \frac{1}{2}(\sin 2\theta_1 - \sin 2\theta_2)\} \\ & + \mu r\dot{\theta}_0[2F_C(\cos \theta_1 + \cos \theta_2 - \cos \theta_3) \\ & + \frac{1}{2}F_{z2}\{\pi - 2\theta_1 - 2\theta_2 + 2\theta_3 \\ & + \sin 2\theta_1 + \sin 2\theta_2 - \sin 2\theta_3\}] \end{aligned} \quad (5.29)$$

$$P_{Sout} = \frac{1}{2\pi} \bar{P}_S \quad (5.30)$$

ここで、前節の簡易等価回路（図 5.33）において超音波モータが無負荷の状態である時、ロータ側では内部抵抗 R_0 によって最大トルク T_m 、ロータ無負荷回転速度 ω_0 とするパワー $T_m \cdot \omega_0$ が消費される。したがって

$$P_{Sout} = T_m \cdot \omega_0 \quad (5.31)$$

が成り立つことになる。以下に本試作超音波モータについてロータへの伝送パワーの見積り結果を上式の関係により比較検討した。

まず、本試作超音波モータについて伝送パワー P_{Sout} を次のように求めた。ステータ振動子端速度 $\dot{u}_1$ は式 (5.19) より導出したものを使用した。すなわち、ステータ振動子の自由振動時のその端面速度 $\dot{u}_1 = 0.301[\text{m/s}]$ とした。また、式 (5.29) を利用するにあたり、必要な各定数は表 5.7 に示した数値を使用した。最終的に式 (5.30) により $\bar{P}_S$ の周期平均をとり、その 8 倍として $P_{Sout} = 3.66[\text{W}]$ を得た。次に、無負荷回転時のロータの消費パワー $T_m \cdot \omega_0$ は実験値 $T_m = 1.45 \times 9.81 \times 0.01[\text{Nm}]$, $\omega_0 = 125.4 \times 2\pi/60[\text{rad/s}]$ より $T_m \cdot \omega_0 = 1.558[\text{W}]$ となる。従って、見積値は実験値の約 2 倍程度のものとなった。このようにしてロータへの伝送パワーを大まかではあるが見積もることが可能であることがわかる。なお、上記の見積り誤差は、ステータ振動子端速度の代入値にその自由振動時のものを使用したためであると考えられる。すなわち、実際の超音波モータ駆動時のステータ振動子端速度がわかれば、見積り精度が向上するものと思われる。ここで、見積りパワーが $P_{Sout} = T_m \cdot \omega_0 = 1.558[\text{W}]$ となるようなステータ振動子端速度 $\dot{u}_1$ は $0.128[\text{m/s}]$ である。従って、超音波モータ駆動時のステータ振動子の端速度はその自由振動時の速度 $0.301[\text{m/s}]$ とくらべて約 1/2 ほど減速したものと把握することもできる。

5.6 結言

超音波モータの等価回路を提案し、実際に考察を試みた。以下に本章で得られた結果をまとめる。

1. ステータ振動子の負荷と動作点の明確化したインピーダンス形式の等価回路によって、第 3 章で示した特性を表すことができる。
2. ステータ振動子と出力部の分離より、非線形の取扱いが必要である部分を簡素化できる。
3. パワーについては線形の等価回路であり、十分に現象を表現できる。
4. モード回転型超音波モータはロータとステータが点接触すると仮定することで、異形モード縮退型の等価回路と同様の表現と計算方法で特性を取扱うことができる。
5. 最大トルクやパワーを等価回路に付随する簡単な近似計算で求められる。
6. 計算量が少なく、迅速な考察および簡単な性能評価が可能である。
7. 簡易等価回路（出力部）を使用して容易に負荷特性が求められ、最適負荷が容易に判明できる。
8. このような等価回路は超音波モータの特性を説明するに多少巨視的ではあるが実際的である。

参考文献

- 1) 例えば：電気学会, 電気機械工学 改訂版, オーム社, p.199.
- 2) K.Nakamura, M.Kurosawa and S.Ueha : "Design of a Hybrid Transducer Type Ultrasonic Motor," IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.40, No.4, July 1993, pp.395-401.
- 3) Y.Tomikawa, M.Yaginuma, S.Hirose and T.Takano : Jpn. J. Appl. Phys. 31 (1991) 2398.
- 4) 若桑 : "大学課程 力学演習", 培風館, (1959) pp.244-246.
- 5) K.Nakamura, M.Kurosawa and S.Ueha : "Characteristics of a Hybrid Transducer Type Ultrasonic Motor," IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.38, No.3, May 1991, pp.188-193.
- 6) 細江: "自動焦点レンズ用超音波モータ," 超音波テクノ, 1.2(5月号) 36-41(1989).
- 7) 見城, 指田: "超音波モータ入門" 4章, 総合電子出版社, pp.99-118 (1991).
- 8) I. Okumura : Proc. IFFToMM-jc. Int. Symp. Theory of Machines and Mechanisms (1992) P.836.
- 9) M.Kurosawa, K.Nakamura, T.Okamoto, S.Ueha: "An Ultrasonic Motor Using Vibrations of a Short Cylinder" IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.36, No.5, pp517-521 (1989).
- 10) Y.Tomikawa, M.Konno, T.Gounji and C.Takeuchi : "Finite Element Analysis of Flexural Transducer Using Shear Mode Piezoelectric Ceramics," Japanese Journal of Applied Physics, Vol.20 (1981) Suppl. 20-3, pp.107-110.
- 11) 永井, 近野: "電気・機械振動子とその応用", 第2章 pp.55-88 コロナ社 (1974).
- 12) 菅原澄夫: "複合機械振動系の等価回路網解析とそのフィルタへの応用," 学位論文, pp7-57(1985).
- 13) 鈴木: "圧電振動子の電気機械結合係数 k について, —特に、自由アドミタンス表示とバイモルフ振動子の k について—," 東北大通研・音響工学研究会資 (1968).

- 14) 中村, 黒澤, 上羽 : “縦振動系に関する考察, —複合振動子型超音波モータ—,” 日本音響学会講演, No.1-Q-21, pp.1049–1050 (1991).

本章内容の発表論文

研究論文

1. M.Aoyagi, Y.Nakano and Y.Tomikawa : "Rod-Type Ultrasonic Motor Using Two Degenerate Second Flexural Vibration Modes and Characteristic Consideration Using Its Equivalent Circuit Expression", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.34, Part 1, No.9B, pp.5292-5297(1995-09).
2. M.Aoyagi and Y.Tomikawa : "Simplified Equivalent Circuit of Ultrasonic Motor and Its Application to Estimation of Motor Characteristics", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.34, Part 1, No.5B, pp.2752-2755(1995-05).
3. N.Kambe, M.Aoyagi, S.Hirose and Y.Tomikawa : "Impedance-type equivalent circuits of the piezoelectric vibrator for applications to ultrasonic motors and actuators" *J. Acoust. Soc. Jpn.* (E)14,4 pp.235-242(1993-07).
4. M.Aoyagi, Y.Tomikawa and T.Takano : "Simplified equivalent circuit of an ultrasonic motor and its applications", *Ultrasonics* **34** (1996) pp.275-278 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).

参考論文

1. 青柳, 山本, 富川 : "超音波モータの簡易等価回路による考察, 一負荷とパワーに注目した表現—", 平成 8 年音響学会講演, No.2-P-4, pp.1063-1064 (1996-09).
2. 青柳, 仲野, 富川 : "屈曲 2 次・同形縮退モード利用超音波モータとその等価回路による特性考察", 第 12 回強誘電体応用会議講演, No.25-A-8, pp.81-82(1995-05).
3. 仲野, 青柳, 富川 : "超音波モータの簡易等価回路による考察, 一屈曲 2 次共振利用ロッド型・モータの場合—", 平成 7 年音響学会講演, No.3-2-13, pp.1049-1050 (1995-03).
4. 仲野, 青柳, 富川 : "屈曲 2 次・同形縮退モード利用超音波モータ, 一等価回路表示による特性考察—", 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 42 回研究会資料, pp.1-8 (1995-01).
5. 青柳, 富川 : "超音波モータの簡易等価回路と測定について", 第 15 回超音波シンポジウム (USE'94) 講演, No.PB-44, pp.249-250(1994-11).
6. 青柳, 富川 : "縦一振り振動利用の超音波モータのトルク並びに等価回路表示について", 平成 6 年音響学会講演, No.2-1-12, pp.1139-1140 (1994-10,11).

7. 青柳, 島貫, 富川 : “縦一振り振動利用の超音波モータのトルク並びに簡易等価回路について”, 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 40 回研究会資料, pp.13-18(1994-09).
8. 島貫, 青柳, 富川 : “縦一振り振動利用・超音波モータの発生トルク, —ロータ・共振子兼用モータの場合—”, 第 6 回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演, No.D720, pp.361-366(1994-7).
9. 富川, 青柳, 仲野, 高野 : “縦 1 次並びに 2 つの屈曲 2 次モード利用のロッド型超音波モータ”, 1993 信学会春季全国大会, No.A-329, p.1-329(1993-03).
10. 神戸, 青柳, 広瀬, 富川 : “高パワーでの応用を目的とした圧電振動子の等価回路について,—インピーダンス形式の等価回路—”, 信学会技術研究報告, Vol.92, No.69, US92-10, pp.25-30 (1992-05).
11. 富川, 神戸, 青柳, 広瀬 : “高パワーでの応用を目的とした圧電振動子の等価回路について,—インピーダンス形式の等価回路—”, 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 31 回研究会資料, pp.7-12 (1992-05).

第 6 章 結論

6.1 本研究で得られた成果

縦振動や振り振動を利用した棒状超音波モータの新しい構成法を提案し、その特徴的な性能を表現できる実用的な等価回路の作成による、取扱いの容易な特性解析法や性能評価手法の確立を目的として研究を行った。本研究は大きく分けて3つの部位からなる。キーワードで表すと「構成」「特性」「表現」となる。「構成」は第2章、「特性」は第3,4章、「表現」は第5章である。得られた結果は各章毎に述べてあるが、本章ではこの研究で得られた成果および知見をキーワードで大別し、以下に列挙する。

「構成」

1. 強い圧接力と確実な接触・分離を起こすためにロータの振動を積極的に利用し、ロータとステータ振動子と逆位相で接触させる新しい構成法を実現した。
2. 共振周波数の調整や振動子の製作が容易な利点がある振動子組合わせ型と、簡単構成とロータの形状、圧接力を広範囲に設定できる利点がある2重モード振動子型の2種類を構成することができた。
3. ステータ振動子単体で縦振動と振り振動の共振周波数を近接させる構成では、ロータの予圧力や形状が自由で、設計の幅が広がることを示した。
4. 大口径や細棒構造の超音波モータが構成できることを示した。
5. 2つのロータを使用してステータの両端から同方向の回転力を同時に取り出すことが可能であり、1つのロータを使用した時の約2倍の出力が得られることを実験的に明かにした。

「特性」

1. ロータとステータ振動子を逆位相の振動速度で接触させることが、確実な接触・分離に有効であることを実験的に明かにした。これより本研究で提案した構成法は有効であることが確かめられた。
2. また、逆位相の接触を得るには、接触面にある程度の機械的コンプライアンスが必要である。つまり、ステータ端からロータを見て、高インピーダンス、かつ、容量性負荷になるのが望ましいことを指摘した。

3. 共振点近傍から反共振点近傍までの広い範囲で駆動が可能であるが、反共振点近傍での駆動は他の駆動点よりも高効率を得られることを実験的に明かにした。
4. 圧電振動子のハイパワー駆動時では反共振点の方が共振点に比べ誘電損失が小さく、同様のことが Langevin 型振り振動子の圧電セラミックスの発熱の測定より確認されたことにより、反共振点で超音波モータの効率特性が向上する理由が、誘電損失が低く抑制されるためであることを明かにした。
5. 摺動面の荒さが超音波モータの負荷特性に大きな影響を与え、荒さの小さい方が高効率を得られることを実験的にし、簡単な電気機械等価回路で動作を示した。
6. ロータの突起などは振り剛性を下げるため、負荷特性に大きな影響を与え、特性の安定の妨げとなり、等価回路の更なる簡単化の為に、振り剛性を高めた方が良いことを示した。
7. 振り振動子と縦振動子を互いに接触させることによって振り振動子自身が回転する超音波モータは、直径 40mm、予圧力 47.0kgf で最大トルク 14.0kgf·cm、無負荷回転数 83rpm、最高効率 13.1%の一負荷特性が得られた。
8. 圧電板軸方向配置型の超音波モータは直径 12mm で最大トルク 250 gf·cm、無負荷回転数 250rpm、最高効率約 35%の良い負荷特性が得られ、小型化に適していることを明かにした。

「表現」

1. 筆者が考案した超音波モータの等価回路はインピーダンス形式であるため、ステータ振動子の負荷と動作点が明確であり、超音波モータの特徴的な特性を表すことができる。
2. ステータ振動子と出力部を分離した等価回路によって、取扱いが容易でない非線形の部分が簡素化され、容易な取扱いが可能になった。
3. 最大トルクやパワーを等価回路に付随する簡単な近似計算で求められるため、超音波モータの迅速な特性解析および性能評価が可能になった。
4. この等価回路は定在波型、進行波型超音波モータのどちらにも適用できることを明かにした。

超音波モータの「構成」や「特性」の把握によって超音波モータの「表現」が可能であることを明かにした。

6.2 今後の課題

本論文で提案した等価回路とそれを応用した性能評価は単純化を目指したため、厳密な物理量の取扱いを無視し、単純化したところがある。製作上の誤差を超えない範囲での特性解析、性能評価ができると考えられるが、モータ形状を固定し、性能を改良する段階でどのくらい有効か実証できていない。電磁モータの等価回路や Mason の等価回路のように幅広く使用されるためには、さらに解決すべき課題が残されている。以下に、今後の課題となる事項を簡単に述べる。

1. 予め作成したモータの負荷特性の実測から性能評価を行い、次の段階の設計をするため、はじめの設計には不向きであり、簡単さを保ちつつ、実測で得られる定数なるべく予知できる定数にしていく必要がある。
2. 最終的にはパーソナルコンピュータ用の市販の回路解析ソフトウェアなどで計算できるようにし、誰でも簡単にモータの設計・評価ができるようにすることが必要である。また、性能指標を作成する必要がある。
3. 計算の簡素化のために、非線型現象の線形近似で実用上問題のないレベルを理論的に把握する必要がある。
4. 摩擦現象は本研究では取り扱わなかったが、本来もっとも重要な点であるため、実験的、理論的に解明する必要がある。または、摩擦の実験結果をもっと活用できるようにする必要がある。
5. ロータの縦振動に見られような、非線型の振動的な弾性接触問題を理論的に取り扱う必要がある。
6. パワーデバイスである超音波モータの考察の簡単化のために、力や速度などに分けて考えるのではなく、エネルギーまたは運動量などの新しい見地から考察する必要がある。
7. インピーダンス型等価回路は電磁モータの等価回路に形態が類似しており、両者の対応・比較が容易であるため、特性解析の研究が進んでいる電磁モータの設計結果を超音波モータの設計に応用できる可能性がある。

本研究は、非線型性の現象を線形で取扱い易くするために、簡単な取扱いを心がけている。巨視的に見れば超音波モータの特性をほとんど表すことができ、何よりも实际的である。超音波モータを研究する研究者に幅広く応用してもらうため、まだ多く含まれる雑多な取り扱いを実際の現象に見合うように洗練し、簡素化する必要がある。これらのことを持って今後の課題とする。

謝 辞

本研究は、筆者が平成元年に山形大学大学院修士課程入学より着手し、以来、富川義朗教授の終始ご懇切なるご指導、ご鞭撻を賜って行われたものである。研究の機会と全ての面でご支援を頂き、心より感謝致します。

また、本論文をまとめるにあたり有益な御助言をいただきました東京工業大学精密工学研究所上羽貞行教授、大槻茂雄教授、林巖教授、渡邊澄夫助教授、中村健太郎助教授の皆様には深く感謝申し上げます。また、上羽貞行教授、林巖教授、中村健太郎助教授には日頃各種学会、研究会において貴重なご助言をいただきました。厚くお礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、山形大学教育学部日下部千春教授、東北工業大学高野剛浩教授には、有益なご助言とご指導をいただきました。心からお礼申し上げます。山形大学工学部廣瀬精二助教授には圧電セラミックスのハイパワー特性についてご教授・ご支援頂き、また、日頃よりご意見と暖かい励ましを頂きました。深く感謝致します。更には日頃よりご討論、ご意見をいただきました山形大学工学部足立和成助教授、数々の試料の作成にご援助をいただきました小笠原俊治技官に厚くお礼申し上げます。また、山形大学工学部富川研究室の大学院生、卒研究生の多くの方々に多大なご協力をいただきました。心より感謝申し上げます。

東京大学工学部黒澤実助教授、東京工業大学精密工学研究所石井孝明助手、小池義和助手には各種学会、研究会等でご討論をいただきました。厚くお礼申し上げます。

モータの試作・測定には多くの企業の方々のご協力をいただきました。日本電気株式会社材料開発センター高橋貞行氏、井上武志氏、セイコー電子工業株式会社時計事業部、春日政雄氏、アルプス電気株式会社大西一正氏には多大なご尽力を賜りました。第4章の圧電セラミックス軸方向配置型モータは株式会社ニコンにおいてその実用化研究が行われているものであり、多大なご援助をいただきました、特機事業部塩竹紀夫氏、高木忠雄氏、芦沢隆利氏並びに同研究グループの方々に深く感謝申し上げます。また、学会、研究会等で石巻専修大学菅原澄夫教授をはじめ多くの方々から貴重なご意見、激励を賜りました。厚くお礼申し上げます。

なお、本研究に対しては、平成7, 8, 9年度文部省科学研究費奨励研究(A)、海外発表には電気通信普及財団の補助を受けました。関係各位に深くお礼申し上げます。

発表論文リスト

1. 関 連 論 文	: 10 編
2. そ の 他 の 論 文	: 13 編
3. 国際会議での発表	: 19 編
4. 学会・研究会等での口頭発表	: 92 編

1. 関連論文

1. **M.Aoyagi**, S.Tsuchiya and Y.Tomikawa : “Trial Production of an Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations of a Rod Vibrator Driven by Piezo-Ceramic Plates Inserted in Its Axial Direction”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.36, Part 1, No.9B, pp.6106–6109(1997-09).

本文との関連－第 2, 4 章

2. **M.Aoyagi**, Y.Nakano and Y.Tomikawa : “Rod-Type Ultrasonic Motor Using Two Degenerate Second Flexural Vibration Modes and Characteristic Consideration Using Its Equivalent Circuit Expression”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.34, Part 1, No.9B, pp.5292–5297(1995-09).

本文との関連－第 5 章

3. **M.Aoyagi** and Y.Tomikawa : “Simplified Equivalent Circuit of Ultrasonic Motor and Its Application to Estimation of Motor Characteristics”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.34, Part 1, No.5B, pp.2752–2755(1995-05).

本文との関連－第 5 章

4. M.Shimanuki, **M.Aoyagi**, and Y.Tomikawa : “Single-Resonance Longitudinal and Torsional Vibrator Combination-Type Motor: Improvement of Motor Characteristics”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.33, Part 1, No.5B, pp.3075–3080(1994-05).

本文との関連－第 2, 4 章

5. 青柳, 富川 : “縦－振り振動利用の超音波モータ／アクチュエータ, 一高トルク構成の実験的検討—” 音響学会誌 49 巻 9 号 pp.607–614(1993-09).

本文との関連－第 2, 4 章

6. N.Kambe, **M.Aoyagi**, S.Hirose and Y.Tomikawa : “Impedance-type equivalent circuits of the piezoelectric vibrator for applications to ultrasonic motors and actuators” *J. Acoust. Soc. Jpn.* (E)14,4 pp.235–242(1993-07).

本文との関連－第 5 章

7. S.Hirose, **M.Aoyagi** and Y.Tomikawa : “Dielectric Loss in a Piezoelectric Ceramic Transducer under High-Power Operation; Increase of Dielectric Loss and Its Influence on Transducer Efficiency”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.32, Part 1, No.5B, pp.2418-2421(1993-05).

本文との関連－第 3 章

8. Y.Tomikawa, K.Adachi, **M.Aoyagi**, T.Sagae and T.Takano : “Some Constructions and Characteristics of Rod Type Piezoelectric Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Vibrations”, *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, Vol.39, No.5, pp.600-608(1992-09).

本文との関連－第 2, 4 章

9. **M.Aoyagi** and Y.Tomikawa : “Inspection of Rotor and Stator Vibration of Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.31, Suppl. 31-1, pp.251-253 (1992).

本文との関連－第 3 章

10. Y.Tomikawa, K.Adachi, **M.Aoyagi**, T.Sagae and T.Takano : “Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Modes of a Rod Vibrator”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.29, Suppl. 29-1 pp.188-190 (1990).

本文との関連－第 2, 4 章

2. その他の論文

1. **M.Aoyagi**, Y.Murasawa, T.Ogasawara and Y.Tomikawa : “Experimental Characteristics of a Bolt-Clamped Short-Cylindrical Torsional Vibrator Using Shear Mode PiezoCeramics Inserted in the Axial Direction”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.36, Part 1, No.5B, pp.3126-3129(1997-05).
2. **M.Aoyagi**, K.Sato, and Y.Tomikawa : “Finite element simulation of slant cantilever beam and approximate equation formula of its resonance frequency”, *J. Acoust. Soc. Jpn. (E)*17, 2, pp.55-63 (1996-03).
3. 青柳, 富川 : “斜対称形圧電板の縦－屈曲結合振動を利用した超音波モータ”, 電子情報通信学会論文誌 Vol.J78-C-I No.11, pp.560-566(1995-5).
4. K.Sato,**M.Aoyagi**, T.Ogasawara and Y.Tomikawa : “Ultrasonic Motor Using a Large-Diameter Torsional Vibrator with Slant Slits”, *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.34, Part 1, No.5B, pp.2707-2710(1995-05).

5. C.Kusakabe, Y.Tomikawa, T.Takano, **M.Aoyagi**, and S.Inamura : "Stepping Drive of Self-Oscillation-Type Ultrasonic Motor", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.33, Part 1, No.9B, pp.5374-5377(1994-09).
6. T.Takano, Y.Tomikawa, **M.Aoyagi**, and C.Kusakabe : "Transient Response Characteristics of a Same-Phase Drive-Type Ultrasonic Motor", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.33, Part 1, No.9B, pp.5370-5373(1994-09).
7. A.Yabuki, **M.Aoyagi**, Y.Tomikawa and T.Takano : "Piezoelectric Linear Motors for Driving Head Element of CD-ROM", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.33, Part 1, No.9B, pp.5365-5369(1994-09).
8. X.Chen, **M.Aoyagi**, C.Kusakabe and Y.Tomikawa : "Self-Oscillated Ultrasonic Stepping Motor with Function of Angular Displacement Self-Correction: Nonaxisymmetric ((2,1))-Mode Thin Disk Motor", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.33, Part 1, No.5B, pp.3054-3057(1994-05).
9. **M.Aoyagi**, and Y.Tomikawa : "Ultrasonic Rotary Motor Using Longitudinal and Bending Multimode Vibrator with Their Mode Coupling Caused by Externally Additional Asymmetry", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.32, Part 1, No.9B, pp.4190-4193(1993-09).
10. C.Kusakabe, Y.Tomikawa, T.Takano and **M.Aoyagi** : "Characteristics of Ultrasonic Motor Driven by Pulse Train in Trapezoid Form", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.32, Part 1, No.9B, pp.4194-4197(1993-09).
11. C.Kusakabe, Y.Tomikawa, T.Takano and **M.Aoyagi** : "Waveform of Driving Pulse Train to Prevent Metallic Sound of Ultrasonic Motors", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.32, Part 1, No.5B, pp.2408-2411(1993-05).
12. **M.Aoyagi**, Y.Tomikawa and T.Takano : "Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Bending Multi-Mode Vibrators with Their Mode-Coupling by Externally Additional Asymmetry or Internal Nonlinearity", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.31, Part 1, No.9B, pp.3077-3080(1992-09).
13. Y.Tomikawa, C.Kusakabe, **M.Aoyagi** and T.Takano : "Excitation of an Asymmetric Displacement without Residual Vibration and its Application to Construct a Piezoelectric Actuator", *Jpn. Jour. of Applied Physics*, Vol.31, Suppl. 31-1, pp.257-259 (1992).

3. 国際会議での発表

1. H.Kishi, M.Aoyagi and Y.Tomikawa : "Same Phase Drive Type Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Flexural Vibrations of Rectangular Piezoelectric Plate", *Proc. of 1997 World Congress on Ultrasonics, Yokohama*, No.1CP19, pp.174-175(1997).
2. M.Aoyagi, Y.Tomikawa and T.Takano : "Simplified equivalent circuit of an ultrasonic motor and its applications", *Ultrasonics***34** (1996) pp.275-278 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).
3. **M.Aoyagi**, T.Suzuki and Y.Tomikawa : "Characteristics of a bolt-clamped torsional vibrator using shear-mode piezo-ceramics sandwiched in the axial direction", *Ultrasonics***34** (1996) pp.219-222 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).
4. S.Hirose, **M.Aoyagi**, Y.Tomikawa, S.Takahashi and K.Uchino : "High-Power Characteristics at Antiresonance Frequency of Piezoelectric Transducers", *Ultrasonics***34** (1996) pp.213-217 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).
5. T.Takano, Y.Tomikawa, **M.Aoyagi** and C.Kusakabe : "Piezoelectric Actuators Driven by Asymmetric Input Voltage Waves", *Ultrasonics***34** (1996) pp.279-282 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).
6. K.Ohnishi, Y.Tomikawa, C.Kusakabe, and **M.Aoyagi**: "Ultrasonic actuator using orthotropic composite material", *Ultrasonics***34** (1996) pp.283-285 (*Proc. of Ultrasonics International Conference 1995, July 1995 Edinburgh*).
7. T.Takano, Y.Tomikawa, **M.Aoyagi** : "Excitation of Progressive Waves in a Lossy Transmission Line and Its Application to Power Feeding Device", *Proc. of 15th International Congress on Acoustics Trondheim, Norway*, Vol.I, pp.181-184(1995).
8. Y.Tomikawa, A.Yabuki, **M.Aoyagi** and T.Takano, : "Ultrasonic Linear Motors Using Piezoelectric Ceramic Thin Plates", *Proc. of 15th International Congress on Acoustics Trondheim, Norway*, Vol.IV, pp.277-280(1995).
9. **Y.Tomikawa**, T.Takano, C.Kusakabe, M.Aoyagi and S.Hirose : "Development of Ultrasonic Motors", *9th Smart Actuator Symp. at ICAT, Pennsylvania State Univ.*, pages:6, (1994-04).

10. S.Hirose, S.Takahashi, M.Aoyagi and **Y.Tomikawa** : “High-Power Characteristics of Piezoelectric Materials”, *9th Smart Actuator Symp. at ICAT, Pennyslvania State Univ.*, pages:6, (1994-04).
11. T.Takano, Y.Tomikawa, **M.Aoyagi**, T.Ogasawara and A.Yabuki : “Ultrasonic Linear Motors for Application to Driving a Light Pick-up Element”, *Proc. of 1993 ULTRASONIC SYMPOSIUM*, pp.445-448(1993-10).
12. **M.Aoyagi**, A.Satoh and Y.Tomikawa : “High Torque Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrations, —Characteristics of the Motor with a Revolving Torsional Vibrator Used in Common as a Stator and a Rotor—”, *Proc. of 1992 IEEE 8th Inter. Sympo. on the Appli. of Ferroelectrics*, pp.541-544(1992).
13. Y.Tomikawa, **M.Aoyagi** and C.Kusakabe : “Piezoelectric Actuators in Rotary or Linear Motions by Excitation of Asymmetric Displacement”, *Proc. of 1992 IEEE 8th Inter. Sympo. on the Appli. of Ferroelectrics*, pp.537-540(1992).
14. **M.Aoyagi**, K.Kurashima and Y.Tomikawa : “Very High Torque Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Multi-Mode Rod Vibrator of Large Diameter”, *Proc. of the IFToMM-jc Inter. Sympo. on Theory of Machines and Mechanisms, Nagoya*, Vol.2, pp.821-825(1992).
15. T.Takano, Y.Tomikawa, **M.Aoyagi** and N.Kanbe : “Basic Studies of Powder Sending Device Using Flexural Progressive Wave” ICA 14 Beijing, No.C5-4(1992).
16. K.Sanbe, Y.Tomikawa and **M.Aoyagi** : “Characteristics of A Rotor Sandwiched Type Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibrators”, *Proc. of the 4th ISEM Sympo. on Nonlinear Phenomena in Electromagnetic Fields, Nagoya, 1992, Inter. Jour. of Applied Electromagnetics in Materials, Suppl*, Vol.3, pp.105-108 (1992).
17. T.Takano, Y.Tomikawa, T.Ogasawara and **M.Aoyagi** : “Trial Production of a Small-sized Ultrasonic Motor Using a Tuning Fork”, *Proc. of the 4th ISEM Sympo. on Nonlinear Phenomena in Electromagnetic Fields, Nagoya, 1992, Inter. Jour. of Applied Electromagnetics in Materials, Suppl*, Vol.3, pp.113-56 (1992).
18. **M.Aoyagi**, Y.Tomikawa, K.Adachi and T.Takano : “Characteristics and Vibrational Behaviors of a Rod Type Ultrasonic Motor Using Longitudinal and Torsional Vibra-

tions”, *Proc. of the 3rd Inter. ISEM Sympo. on the Application of Electromagnetic Forces, Sendai, 1991, Inter. Jour. of Applied Electromagnetics in Materials, Suppl.*, Vol.2, pp.31-34 (1992).

19. Y.Tomikawa, K.Adachi, **M.Aoyagi**, T.Sagae and T.Takano : “A Rod Type Ultrasonic Motors Using Longitudinal and Torsional Modes”, *1990 IEEE 7th Inter. Sympo. on Appli. of Ferroelectrics*, pp.229-232 (1992).

4. 学会・研究会等での口頭発表

1. 青柳, 小笠原, 富川 : “超音波モータのロータ構造についての一考察, — 縦一振り振動利用の超音波モータの場合—”, 平成 9 年音響学会講演, No.1-9-2, pp.989-990 (1997-09).
2. 芦沢, 高木, 岡崎, 菅谷, 三輪, 富川, 青柳 : “縦 1 次—ねじり 2 次型の小型超音波モータ”, 第 9 回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演, No.B14, pp.289-292(1997-6).
3. 青柳, 土屋, 富川 : “圧電セラミックス軸方向配置ロッド型・縦一振り振動子を用いた超音波モータ”, 第 14 回強誘電体応用会議講演, No.31-P-7, pp.173-174(1997-05).
4. 土屋, 青柳, 富川 : “圧電セラミックス軸方向配置型・縦一振り振動子を用いた超音波モータ”, 平成 9 年音響学会講演, No.2-2-17, pp.1085-1086 (1997-03).
5. 青柳, 村澤, 小笠原, 富川 : “短円筒・シェアモード圧電セラミックス・ボルト締め型振り振動子の試作特性”, 第 17 回超音波シンポジウム (USE'96) 講演, No.PH2, pp.165-166(1996-10).
6. 青柳, 富川 : “超音波モータのロータ・ステータ間の接触について”, 平成 8 年音響学会講演, No.1-9-8, pp.923-924 (1996-09).
7. 青柳, 山本, 富川 : “超音波モータの簡易等価回路による考察, —負荷とパワーに注目した表現—”, 平成 8 年音響学会講演, No.2-P-4, pp.1063-1064 (1996-09).
8. 岸, 青柳, 富川, 高野 : “縦 1 次—屈曲 2 次モード・矩形平板利用の超音波モータ, —駆動端子切換えによる可逆動作モーター—”, 平成 8 年音響学会講演, No.1-9-6, pp.919-920 (1996-09).
9. 高野, 富川, 青柳 : “同相駆動小型超音波モータ, —ダミーの櫛歯を持つ振動子利用の構成—”, 平成 8 年度電気関係学会東北支部連合大会, No.1D9, p.113 (1996-08).
10. 青柳, 村澤, 小笠原, 富川 : “短円筒・ボルト締めランジュバン型振り振動子の試作”, 平成 8 年音響学会講演, No.1-10-5, pp.935-936 (1996-03).

11. 鈴木, 青柳, 富川: “圧電板軸方向配置型縦一振り振動利用超音波モータについて”, 平成 7 年音響学会講演, No.3-9-8, pp.1081-1082 (1995-09).
12. 岸, 青柳, 富川: “縦一振り・周波数切換え・可逆超音波モータの試作”, 平成 7 年音響学会講演, No.3-9-7, pp.1079-1080 (1995-09).
13. 高野, 富川, 青柳, 日下部: “非対称な駆動電圧波形を用いた回転型圧電アクチュエータ”, 電気関係学会東北支部連合大会, No.2A18, p.38(1995).
14. 青柳, 仲野, 富川: “屈曲 2 次・同形縮退モード利用超音波モータとその等価回路による特性考察”, 第 12 回強誘電体応用会議講演, No.25-A-8, pp.81-82(1995-05).
15. 仲野, 青柳, 富川: “超音波モータの簡易等価回路による考察, 一屈曲 2 次共振利用ロッド型・モータの場合—”, 平成 7 年音響学会講演, No.3-2-13, pp.1049-1050 (1995-03).
16. 大西, 富川, 日下部, 青柳: “高弾性異方性複合材料の振動特性”, 平成 7 年音響学会講演, No.2-P-15, pp.1079-1080 (1995-03).
17. 高野, 富川, 青柳: “減衰する屈曲進行波利用粉体移送デバイスの動作特性”, 平成 7 年音響学会講演, No.2-P-22, pp.1093-1094 (1995-03).
18. 青柳, 伊藤, 富川, 大西: “異方性複合材・CFRPを用いた超音波モータ”, 平成 7 年音響学会講演, No.2-P-23, pp.1095-1096 (1995-03).
19. 仲野, 青柳, 富川: “屈曲 2 次・同形縮退モード利用超音波モータ, 一等価回路表示による特性考察—”, 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 42 回研究会資料, pp.1-8 (1995-01).
20. 佐藤, 青柳, 小笠原, 富川: “斜めスリット振り振動子を用いた超音波モータ”, 第 15 回超音波シンポジウム (USE'94) 講演, No.K-4, pp.305-306(1994-5).
21. 青柳, 富川: “超音波モータの簡易等価回路と測定について”, 第 15 回超音波シンポジウム (USE'94) 講演, No.PB-44, pp.249-250(1994-5).
22. 大西, 富川, 日下部, 青柳, 高野: “異方性複合材料を用いた圧電振動子”, 第 15 回超音波シンポジウム (USE'94) 講演, No.G-2, pp.263-264(1994-5).
23. 日下部, 富川, 大西, 高野, 青柳, 高橋: “段付片持はり形・圧電アクチュエータの振動解析”, 平成 6 年音響学会講演, No.3-P-16, pp.1207-1208 (1994-10,11).
24. 大西, 富川, 日下部, 青柳, 高野: “異方性複合材料の振動特性”, 平成 6 年音響学会講演, No.3-P-8, pp.1191-592 (1994-10,11).
25. 高野, 富川, 青柳: “減衰する屈曲進行波を利用した粉体移送デバイス”, 平成 6 年音響学会講演, No.1-2-17, pp.1109-510 (1994-10,11).

26. 青柳, 鈴木, 佐藤, 富川 : “圧電板軸方向配置型振り振動子の有限要素解析”, 平成 6 年音響学会講演, No.1-1-19, pp.1067-1068 (1994-10,11).
27. 青柳, 富川 : “縦一振り振動利用の超音波モータのトルク並びに等価回路表示について”, 平成 6 年音響学会講演, No.2-1-12, pp.1139-540 (1994-10,11).
28. 青柳, 島貫, 富川 : “縦一振り振動利用の超音波モータのトルク並びに簡易等価回路について”, 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 40 回研究会資料, pp.13-18(1994-09).
29. 佐藤, 青柳, 富川 : “傾いた片持張りの共振周波数”, 1994 信学会秋季全国大会, No.A-218, p.219(1994-9).
30. 佐藤, 青柳, 富川 : “傾いた片持張りの有限要素法による振動モード解析”, 1994 信学会秋季全国大会, No.A-219, p.220(1994-9).
31. 富川, 青柳, 飛塚 : “ホーン型平板縦振動子による簡単な超音波モータの特性”, 1994 信学会秋季全国大会, No.A-220, p.221(1994-9).
32. 青柳, 富川 : “圧電板軸方向配置型ボルト締め振り振動子の一特性”, 1994 信学会秋季全国大会, No.A-217, p.218(1994-9).
33. 富川, 高野, 日下部, 青柳, 広瀬, 小笠原 : “超音波モータの開発”, 第 6 回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演, 基調講演, pp.325-330(1994-7).
34. 青柳, 富川 : “斜対称形圧電板の縦一屈曲結合振動を利用した超音波モータ”, 第 6 回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演, No.D719, pp.355-360(1994-7).
35. 島貫, 青柳, 富川 : “縦一振り振動利用・超音波モータの発生トルク, —ロータ・共振子兼用モータの場合—”, 第 6 回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演, No.D720, pp.361-366(1994-7).
36. 佐藤, 青柳, 小笠原, 富川 : “振り振動を主体とする超音波モータの試作”, 1994 信学会春季全国大会, No.A-455, p.1-458(1994-3).
37. 高野, 富川, 青柳, 日下部 : “非対称な駆動電圧波形を用いた圧電アクチュエータ”, 平成 6 年音響学会講演, No.3-3-2, pp.1055-1056(1994-3).
38. 富川, 青柳, 佐藤 : “振り振動を主体とする超音波モータ —特に大口径モータの構成について—”, 平成 6 年音響学会講演, No.3-3-5, pp.1061-1062(1994-3).
39. 富川, 青柳, 鈴木, 渡辺 : “縦一振り振動子の I C 超音波ボンダーへの応用”, 平成 6 年音響学会講演, No.3-3-13, pp.1077-1078(1994-3).

40. 矢吹, 青柳, 小笠原, 富川: “光ピックアップ移動用圧電セラミック・リニア・モータの検討”, 平成6年音響学会講演, No.3-3-4, pp.1059-1060(1994-3).
41. 青柳, 金野, 富川: “斜対称形圧電板の縦一屈曲結合振動を利用した超音波モータの形状と特性について”, 平成6年音響学会講演, No.3-3-3, pp.1057-1058(1994-3).
42. 陳, 日下部, 青柳, 富川: “角変位自己補正方式の自励振超音波ステッピング・モータ, 一非軸対称((2,1))モード円平板構成の場合一”, 第14回超音波シンポジウム(USE'93)講演, No.G4, pp.199-200(1993-12).
43. 高野, 富川, 青柳: “円板の面垂直振動を利用する同相駆動型超音波モータの特性改善” 平成5年音響学会講演, No.1-2-22, pp.925-926(1993-10).
44. 陳, 日下部, 富川, 青柳: “自励振・ステッピング動作の非軸対称((2,1))モード円平板超音波モータ”, 日本学術振興会弾性波素子技術第150委員会第36回研究会資料, pp.1-4(1993-08).
45. 仲野, 青柳, 富川, 高野: “多重モードロッド型超音波モータについて”, 平成5年音響学会講演, No.1-1-24, pp.929-930(1993-10).
46. 青柳, 矢吹, 富川: “縦1次一屈曲2次の平板状超音波モータの考察, 一特に、変位拡大機構とその動作について一”, 平成5年音響学会講演, No.1-1-23, pp.927-928(1993-10).
47. 青柳, 富川: “斜対称形圧電板の縦一屈曲結合振動を利用した超音波モータ”, 平成5年音響学会講演, No.1-P-12, pp.1085-1086(1993-10).
48. 日下部, 富川, 高野, 青柳, 陳: “単相駆動形の自励振・超音波モータ”, 平成5年音響学会講演, No.1-P-13, pp.1087-1088(1993-10).
49. 高野, 富川, 青柳: “円環の面内振動を利用する同相駆動型超音波モータ”, 電気関係学会東北支部連合大会, No.1A2 p.2(1993-09).
50. 陳, 日下部, 富川, 青柳: “自励振・ステッピング動作の非軸対称((2,1))モード円平板超音波モータ”, 1993 信学会秋季全国大会, No.A-256, p.1-261(1993-10).
51. 富川, 青柳, 小笠原: “矩形圧電セラミックス・縦一屈曲結合振動を利用した超音波モータの特性”, 1993 信学会秋季全国大会, No.A-257, p.1-262(1993-10).
52. 島貫, 青柳, 富川: “縦一振り振動利用超音波モータの伝送線路表示による共振周波数及び変位のシミュレーション”, 信学会技術研究報告, US93-1, pp.1-8 (1993-04).
53. 青柳, 富川: “縦一屈曲振動子の外部付加結合による回転型超音波モータの試作”, 第10回強誘電体応用会議講演, No.26-A-1, pp.15-16(1993-05).

54. 日下部, 富川, 高野, 青柳: “超音波モータにおける駆動パルス列波形と起動特性”, 第10回強誘電体応用会議講演, No.26-A-2, pp.17-18(1993-05).
55. 富川, 青柳, 小笠原, 矢吹, 高野: “光ピックアップ移動を目的とした圧電リニア・モータ”, 第5回電磁力関連のダイナミックスシンポジウム講演論文集, pp.393-398(1993-06).
56. 富川, 青柳, 仲野, 高野: “縦1次並びに2つの屈曲2次モード利用のロッド型超音波モータ”, 1993 信学会春季全国大会, No.A-329, p.1-329(1993-03).
57. 富川, 青柳, 小笠原, 工藤: “光ピックアップ移動用圧電セラミック・リニア・モータの実験的検討”, 1993 信学会春季全国大会, No.A-330, p.1-330(1993-03).
58. 富川, 青柳, 正木, 日下部: “非対称パルスによる過渡応答振動を利用した圧電リニア・アクチュエータの特性”, 1993 信学会春季全国大会, No.A-331, p.1-331(1993-03).
59. 高野, 富川, 青柳: “減衰の大きい屈曲平板振動体での進行波励振と粉体移送デバイスへの応用”, 平成5年音響学会講演, No.3-1-13, pp.851-852 (1993-03).
60. 青柳, 高橋, 富川, 高野: “対称構造の縦2次-振り1次振動利用超音波モータ”, 平成5年音響学会講演, No.3-1-14, pp.853-854 (1993-03).
61. 日下部, 富川, 高野, 青柳: “台形波形パルス列駆動における超音波モータの動作特性”, 平成5年音響学会講演, No.2-P-5, pp.915-916 (1993-03).
62. 日下部, 富川, 高野, 青柳: “圧電アクチュエータの駆動パルス列波形と過渡応答”, 第13回超音波シンポジウム No.PB26, pp.195-196(1992-12.)
63. 青柳, 島貫, 富川: “エンコーダ機能を有する縦-振り振動利用超音波モータ”, 第13回超音波シンポジウム No.PA34, pp.99-100(1992-12.)
64. 広瀬, 青柳, 富川: “圧電セラミック振動子の大振幅励振時における誘電体損失, ==誘電体損失の増加と励振方法に関する一考察==”, 第13回超音波シンポジウム No.A3, pp.5-6(1992-12.)
65. 広瀬, 青柳, 富川: “圧電セラミック振動子の大振幅励振時における誘電体損失, ==誘電体損失の増加と励振方法に関する一考察==”, 信学会技術研究報告, Vol.92, No.231, US92-42, pp.15-20(1992-09).
66. 青柳, 富川, 日下部, 高野: “屈曲円板の非対称パルスによる過渡応答振動を利用した超音波モータの特性”, 1992 信学会秋季全国大会, No.A-213, p.1-217(1992-09).
67. 日下部, 富川, 青柳, 高野: “超音波モータの間欠駆動時の発音防止”, 1992年信学会秋季全国大会, No.A-212, p.1-216(1992-09).

68. 渡辺, 富川, 青柳: “紙シート送り力低減に関する実験”, 電気関係学会東北支部連合大会, No.2I20, p.381(1992).
69. 島貫, 青柳, 富川: “縦一振り振動利用超音波モータの動作モニタリング”, 電気関係学会東北支部連合大会, No.2I18, p.379(1992).
70. 青柳, 佐藤, 富川: “縦一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—”, 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 32 回研究会資料, pp.7-12 (1992-07).
71. 富川, 青柳, 高野: “縦一屈曲振動子の内部非線形結合ならびに外部付加結合による超音波モータ”, 第 9 回強誘電体応用会議講演, No.29-A-6, pp.135-136 (1992-05).
72. 神戸, 青柳, 広瀬, 富川: “高パワーでの応用を目的とした圧電振動子の等価回路について,—インピーダンス形式の等価回路—”, 信学会技術研究報告, Vol.92, No.69, US92-10, pp.25-30 (1992-05).
73. 富川, 神戸, 青柳, 広瀬: “高パワーでの応用を目的とした圧電振動子の等価回路について,—インピーダンス形式の等価回路—”, 日本学術振興会弾性波素子技術第 150 委員会第 31 回研究会資料, pp.7-12 (1992-05).
74. 富川, 青柳, 高野: “パラメトリック非線形現象利用による超音波モータ”, 平成 4 年音響学会講演, No.1-7-10, pp.801-802 (1992-03).
75. 高野, 富川, 青柳: “矩形振動子を用いた直線移動型超音波モータ”, 平成 4 年音響学会講演, No.1-7-5, pp.803-804 (1992-03).
76. 佐藤, 青柳, 足立, 富川: “ロータ・共振子兼用縦一振り振動利用超音波モータ,—振り共振子回転の高トルク・モータ—”, 1992 年信学会春季全国大会, No.A-376, p.1-377 (1992-03).
77. 青柳, 富川: “縦一振り振動利用超音波モータのロータ振動に関する実験的検討”, 第 12 回超音波シンポジウム, No.D3, pp.183-184 (1991-12).
78. 富川, 日下部, 青柳, 高野: “圧電振動子の残留変位のない過渡応答とそのアクチュエータへの応用”, 第 12 回超音波シンポジウム, No.PA2, pp.21-22 (1991-12).
79. 佐藤, 足立, 青柳, 富川: “ボルト締め中空振り振動子の製作”, 平成 3 年音響学会講演, No.1-3-2, pp.847-848 (1991-10).
80. 高野, 富川, 小笠原, 青柳: “低周波小型超音波モータの試作”, 平成 3 年音響学会講演, No.2-4-2, pp.935-936 (1991-10).

81. 富川, 足立, 青柳, 三部: “ロータ・サンドウィッチ型縦一振り振動子利用超音波モータの特性”, 平成3年音響学会講演, No.1-1-17, pp.675-676 (1991-03).
82. 青柳, 富川, 足立, 高野: “縦一振り縮退モード利用超音波モータの試作特性”, 平成3年音響学会講演, No.2-P-18, pp.797-798 (1991-03).
83. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り振動モード利用超音波モータの特性, 一付加質量(イナーシャ)型の場合—”, 平成2年音響学会講演, No.2-Q-2, pp.857-859 (1990-9).
84. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ”, 第2回シンポジウム電磁力関連のダイナミックス, No.7-7, pp.268-273 (1990-06).
85. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ”, 第19回EMシンポジウム, pp.5-12 (1990-05).
86. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り振動モード利用超音波モータ, 一対称構造の利点に注目した構成—”, 平成2年音響学会講演, No.1-P-20, pp.819-820 (1990-3).
87. 富川, 足立, 青柳, 三部, 高野: “縦一振り振動モード利用超音波モータ, 一多重モード振動子構成の場合—”, 平成2年音響学会講演, No.1-1-2, pp.671-672 (1990-3).
88. 富川, 足立, 青柳, 三部, 高野: “縦一振り多重モード振動子利用の超音波モータ, 一付加質量(イナーシャ)型の特性—”, 1990年信学会春季全国大会, No.A-351, p.1-351 (1990-03).
89. 富川, 足立, 青柳, 高野: “縦一振り多重モード振動子利用の超音波モータ, 一中央段付型構成の一特性—”, 1990年信学会春季全国大会, No.A-349, p.1-349 (1990-03).
90. 富川, 青柳, 佐藤, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ, 一単一共振子の組合せ構成の特性—”, 1990年信学会春季全国大会, No.A-350, p.1-350 (1990-03).
91. 富川, 足立, 青柳, 寒河江, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ, 一ロータ・サンドウィッチ型の場合—”, 平成元年音響学会講演, No.1-P-3, pp.933-934 (1989-10).
92. 富川, 青柳, 渡辺, 高野: “縦一振り振動モード利用の超音波モータ, 一単一共振子の組合せ構成の場合—”, 1989年信学会秋季全国大会, No.SA-5-5, p.1-178 (1989-09).

付録 A.1 伝送線路法による振動解析

本論文で振動子の設計に使用した、1次元波動近似による振動子の伝送線路類推による解析法を述べる¹⁻⁵⁾。ランジュバン型振動子をその対象とし、これらの結果を応用すると純単性的にも、圧電性を考慮した場合でも振動子としての(反)共振周波数や共振時の変位分布を求めることができる。

a. 運動方程式と分布定数線路

図 A.1.1ならびに図 A.1.2はボルト締め Langevin 型振動子である。縦振動子や振り振動子として利用される。

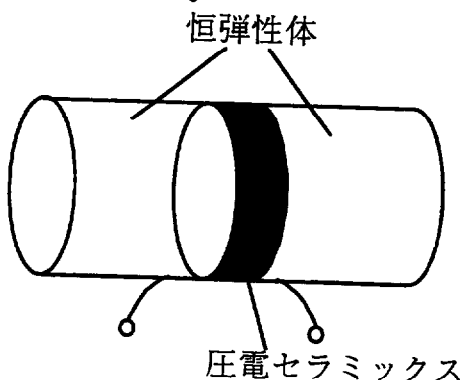


図 A.1.1 Langevin 型振動子

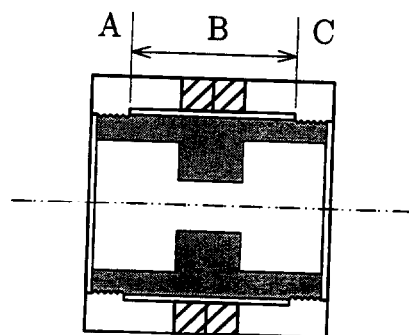


図 A.1.2 ボルト締めランジュバン型振動子の軸方向断面図

縦振動や振り振動は、その波動を一次元と近似できる細棒では電気回路の分布定数線路に類推することができる。このとき、次のように対応できる。

$$\begin{aligned} \text{力 } F, \text{ 回転モーメント } M &\leftrightarrow \text{電圧 } V \\ \text{振動速度 } v, \text{ 回転角速度 } \dot{\theta} &\leftrightarrow \text{電流 } I \end{aligned}$$

したがって、図 A.1.3のように対応させることができる。

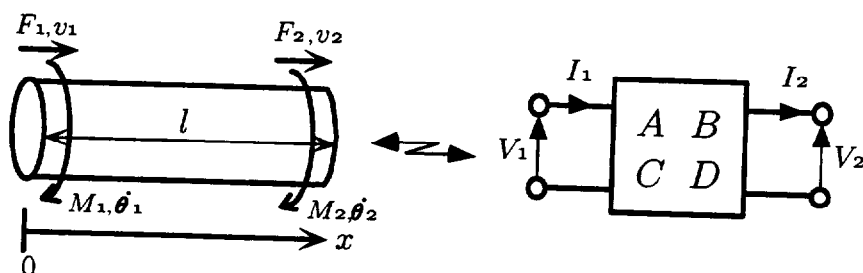


図 A.1.3 縦および振り振動棒と2端子対回路の対応

図 A.1.3で縦振動を例にとると、その運動方程式は変位を u 、力を F とすると式 (A.1.1) のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\rho}{E} \omega^2 u &= 0 \\ \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} + \frac{\rho}{E} \omega^2 F &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (\text{A.1.1})$$

式 (A.1.1) を境界条件 ($x=0: F=F_1, v=v_1, x=l: F=F_2, v=v_2$) を代入して解き、行列表示すると式 (A.1.2) のようになる。

$$\begin{bmatrix} F_1 \\ v_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\left(\frac{\omega}{c}l\right) & jz_0 \sin\left(\frac{\omega}{c}l\right) \\ j\frac{1}{z_0} \sin\left(\frac{\omega}{c}l\right) & \cos\left(\frac{\omega}{c}l\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_2 \\ v_2 \end{bmatrix} \quad (\text{A.1.2})$$

但し、 E : ヤング率, ρ : 密度, $c = \sqrt{E/\rho}$, A : 断面積, $z_0 = \rho A c$

細棒の各材料定数を代入すれば伝達関数 (4 端子定数) が求められる。実際の振動子の場合には、異なる材料毎に幾つかのブロックに分割し、それが接続されたものとする。振り振動の場合は $F \rightarrow M, v \rightarrow \dot{\theta}$ としてヤング率 E をねじり剛性率 G , 断面積 A を断面二次極モーメント I_P に変更する。つまり、 $c = \sqrt{G/\rho}$, $z_0 = \rho c I_P$ となる。

b. 縦続接続

図 A.1.1の構成を一般的に考えれば、図 A.1.4のように異なる特性インピーダンスのものが接続されている伝送線路とみなすことができる。したがって、各部の 4 端子行列を $K_1, K_2, \dots, K_{n-1}$ とすると

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} F_1 \\ v_1 \end{bmatrix} &= K_1 K_2 \cdots K_{n-1} \begin{bmatrix} F_n \\ v_n \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_n \\ v_n \end{bmatrix} \quad (\text{A.1.3}) \end{aligned}$$

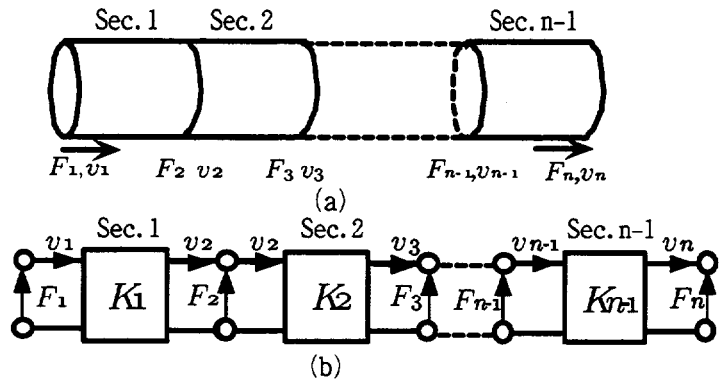


図 A.1.4 複合材料振動子と伝送線路の接続

のように縦続行列で表すことができ、振動子全体の伝達関数が求まる。左端からの入力インピーダンス z_{in} は、右端の力 $F_n = 0$ とすると

$$z_{in} = \frac{F_1}{v_1} = \frac{B}{D} \quad (\text{A.1.4})$$

となり, $z_{in} = 0$ となる ω が純弾性的に定められる共振周波数となる。

c. 直列接続

次に図 A.1.2 のようなボルト締め Langevin 型振動子を考える。A, C の部分は異なる材料が径方向に分布し、断面で同じ変位、力を持つ。一方、B の部分は内側と外側で音波の伝播経路が異なるので、B の部分では伝送線路が直列接続していると考えられる。つまり、図 A.1.5 のように表される。 K_2, K'_2 は複数の材料からなり、 F マトリックスの縦続接続の合成マトリックスである。A-B, B-C の境界では振動速度は等しく、応力は内側と外側の応力の和になっている。

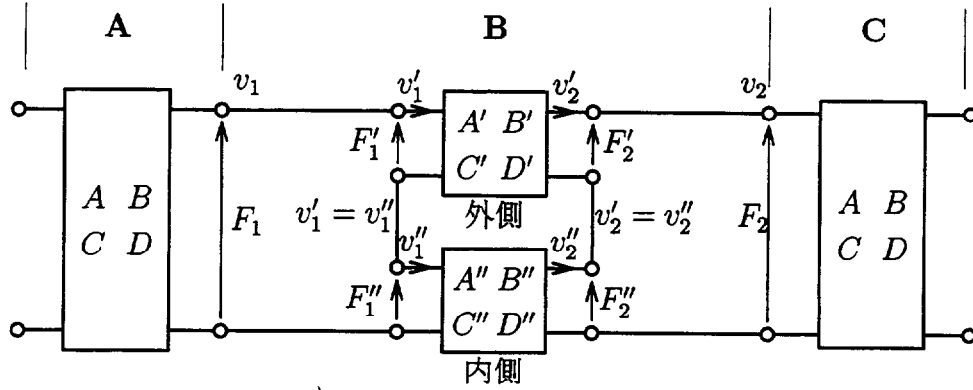


図 A.1.5 直列接続

$$\begin{bmatrix} F'_1 \\ v'_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A' & B' \\ C' & D' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F'_2 \\ v'_2 \end{bmatrix}, \quad (\text{A.1.5})$$

$$\begin{bmatrix} F''_1 \\ v''_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A'' & B'' \\ C'' & D'' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F''_2 \\ v''_2 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.1.6})$$

これらを Z パラメータに変換し, $F_1 = F'_1 + F''_1$, $v'_1 = v''_1 = v_1$, $F_2 = F'_2 + F''_2$, $v'_2 = v''_2 = v_2$ の条件の下に

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} F'_1 \\ F'_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F''_1 \\ F''_2 \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} Z'_A & Z'_B \\ Z'_C & Z'_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} Z''_A & Z''_B \\ Z''_C & Z''_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \end{bmatrix} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
&= \begin{bmatrix} Z'_A + Z''_A & Z'_B + Z''_B \\ Z'_C + Z''_C & Z'_D + Z''_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \end{bmatrix} \\
&= \begin{bmatrix} Z_A & Z_B \\ Z_C & Z_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \end{bmatrix}, \tag{A.1.7}
\end{aligned}$$

と書き表される。これを4端子定数に戻し、A, Cと縦続接続すれば、式(A.1.3)のような全体の伝達関数が求められる。これをもとにすれば、式(A.1.4)に対応する共振周波数が決定できることになる。

d. 変位分布の求め方

任意の点の変位は式(A.1.9), (A.1.8)に初期条件($F(0) = F_1$, $u(0) = u_1$)を代入することによって求めることができる。

$$F(x) = -AE \frac{\partial u}{\partial x} = jkAE \{ae^{-jkx} - be^{jkx}\}, \tag{A.1.8}$$

$$u(x) = ae^{-jnx} + be^{jnx} \quad \left(k = \frac{\omega}{c}\right), \tag{A.1.9}$$

$$F(x) = F_1 \cos kx + \omega z_0 u_1 \sin kx, \tag{A.1.10}$$

$$u(x) = -\frac{F_1}{\omega z_0} \sin kx + u_1 \cos kx, \tag{A.1.11}$$

$$\begin{bmatrix} F(x) \\ u(x) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos nx & \omega z_0 \sin nx \\ -\frac{1}{\omega z_0} \sin nx & \cos nx \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1 \\ u_1 \end{bmatrix}. \tag{A.1.12}$$

異なるインピーダンスの接合体を考えると、1番目のブロック sec.1 の変位が式(A.1.12)で表されたとすると2番目のブロック sec.2 については初期条件を $F_2(0) = F(l_1)$, $u_2(0) = u(l_1)$ (l_1 : sec.1 の長さ)として式(A.1.9), (A.1.8)を解けばよい。この際、複合材料部については、共振周波数計算時と同様に次に述べるような等価材料定数を用いることになる。

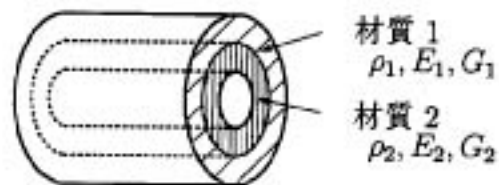


図 A.1.6 径方向に材質の異なる複合線路

e. 等価材料定数

図 A.1.6 のように径方向に分布する異なる材質の振動体が同じ変位を持つ場合、例えば、ボルト締めランジュバン型振動子では、異なる材質がかみ合っているネジ部について、その部分の材料定数を等価的に一つの材質とみなした材料定数を求める必要がある。等価密度、等価ヤング率は断面積 A の比、等価捩り剛性率は断面 2 次極モーメント I_p の比で決定される。すなわち、それぞれが式 (A.1.13), (A.1.14), (A.1.15) のようにして求められ、

$$\rho_e = \frac{\rho_1 A_1 + \rho_2 A_2}{A_1 + A_2}, \quad (\text{A.1.13})$$

$$E_e = \frac{E_1 A_1 + E_2 A_2}{A_1 + A_2}, \quad (\text{A.1.14})$$

$$G_e = \frac{G_1 I_{p1} + G_2 I_{p2}}{I_{p1} + I_{p2}}. \quad (\text{A.1.15})$$

上記までの計算に使用すればよい。

f. Mason の等価回路との組合せ

次に、図 A.1.1 のようなボルト締めランジュバン型縦（捩り）振動子の電気端子までも含めた場合を考える。すなわち、その伝送線路の表現を行うと図 A.1.7 のようになる。これに Mason の等価回路を適用すると図 A.1.8 となる。ここで、 Z_l , Z_r はそれぞれ金属ブロック 1, 3 をブロック 2 の境界からみたインピーダンスである。振動子の両端が自由の場合には同図 (b) のように変形でき、 $Y_{all} = \infty$ のときが共振である。

$$\begin{aligned} Z_{all} &= -j \frac{z_0}{\sin \theta} + \frac{1}{\frac{1}{j z_0 \tan(\theta/2) + z_l} + \frac{1}{j z_0 \tan(\theta/2) + z_r}} \\ &= -j \frac{z_0}{\sin \theta} + \frac{(j z_0 \tan(\theta/2) + z_l)(j z_0 \tan(\theta/2) + z_r)}{j 2 z_0 \tan(\theta/2) + z_l + z_r}, \quad \theta = \frac{\omega l}{c} \end{aligned} \quad (\text{A.1.16})$$

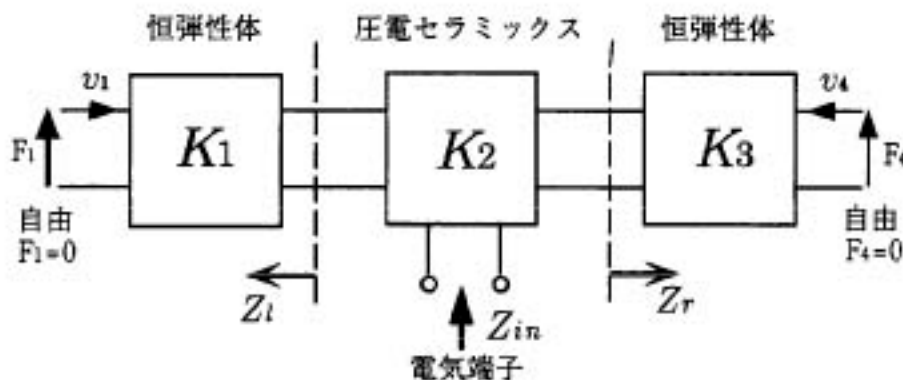


図 A.1.7 Langevin 型振動子の等価回路

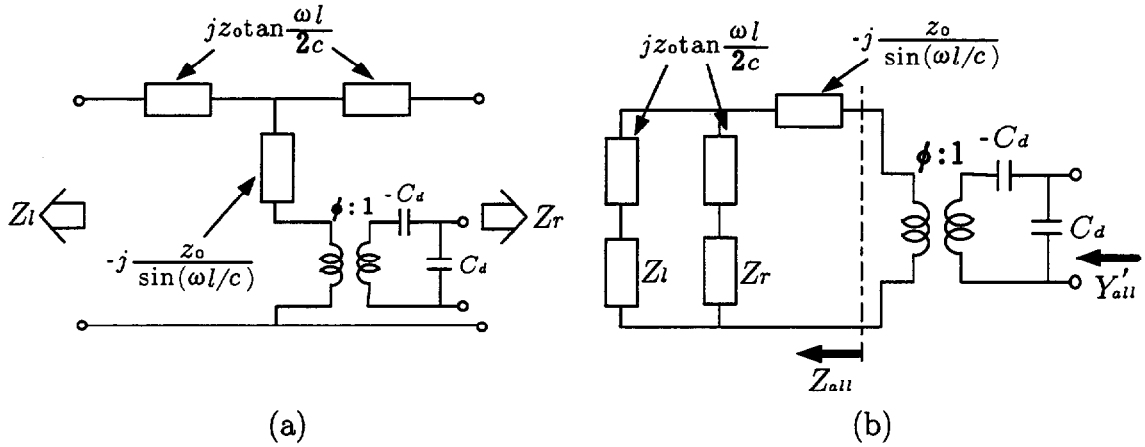


図 A.1.8 Mason の等価回路との組合せ

また、反共振角周波数 $\omega_a (Y'_{all} = 0)$ もわかることから電気機械結合係数 k_{vm} も式 (A.1.17) から求めることができる。

$$\begin{aligned} k_{vm} &= \sqrt{\frac{1}{1+\gamma}} \\ &= \sqrt{\frac{\omega_a^2 - \omega_r^2}{\omega_a^2}} \end{aligned} \quad (\text{A.1.17})$$

g. ホーンの四端子定数

振動子の中には一部ホーン状になっている場合もある。IC 素子の製造に使用される細線 (ワイヤー)・ボンダなどはその実例である。この様なホーン部については、次に述べるような関係式を適用することができる。いま、図 A.1.9 のように断面積が x の変化に伴って徐々に変化するホーンについて考える。本構成は、変位拡大やインピーダンス整合に利用される。断面積を $A(x)$ とすると、ホーンの波動方程式は次式のような

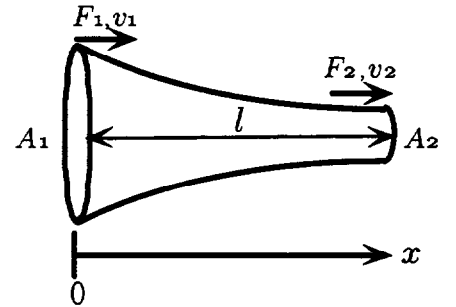


図 A.1.9 ホーン振動子

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial \log A(x)}{\partial x} \frac{\partial \phi}{\partial x} = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} \quad (\text{A.1.18})$$

よく用いられるエクスポネンシャル・ホーンの場合は $A(x) = A_1 e^{-2\alpha x}$ であり、式 (A.1.18)

に代入し，解くと次式のようにになる。

$$\begin{bmatrix} F_1 \\ v_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left(\cos \beta l + \frac{\alpha}{\beta} \sin \beta l \right) e^{\alpha l} & \left(j A_1 \rho c \frac{k}{\beta} \sin \beta l \right) e^{-\alpha l} \\ \left(j \frac{1}{A_1 \rho c} \frac{k}{\beta} \sin \beta l \right) e^{\alpha l} & \left(\cos \beta l - \frac{\alpha}{\beta} \sin \beta l \right) e^{-\alpha l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_2 \\ v_2 \end{bmatrix} \quad (\text{A.1.19})$$

ここに， $\beta = \sqrt{k^2 - \alpha^2}$ ， $k = \omega/c$ ， $\alpha = 1/(2l) \ln(A_1/A_2)$ ，である。この4端子定数の表現を図 A.1.3の表現の1区間に適用すれば，目的が達せられることになる。

付録 A.2 振動子径と振動特性

図 A.2.1 に示すような、2 枚の圧電セラミックスを 2 つの金属円筒ブロックで挟む形状を持つ Langevin 型の縦振動子と捩り振動子の直径と振動特性の関係について Mason の等価回路を用いて考察する⁶⁾。この振動子は上下対称の構造とする。分極方向、電界方向も同様に対称とする。基本モードの場合、振動子中央が振動の節になることから、振動子の対称性を考慮して振動子の半分で考えると、縦振動と捩り振動のどちらも圧電セラミックスの縦効果を利用しているため、Mason の等価回路は図 A.2.2, (a) のように表すことができる。両端の Z_m は圧電セラミックスと金属円筒ブロックの境界からみた、金属円筒ブロックの機械インピーダンスである。端子 O, O' を流れる速度はないため、この回路は図 A.2.2, (b) のように変形できる。

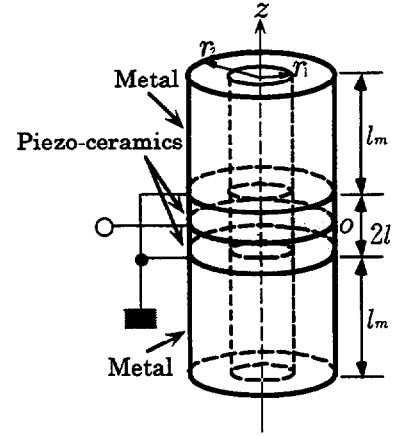


図 A.2.1 Langevin 振動子モデル

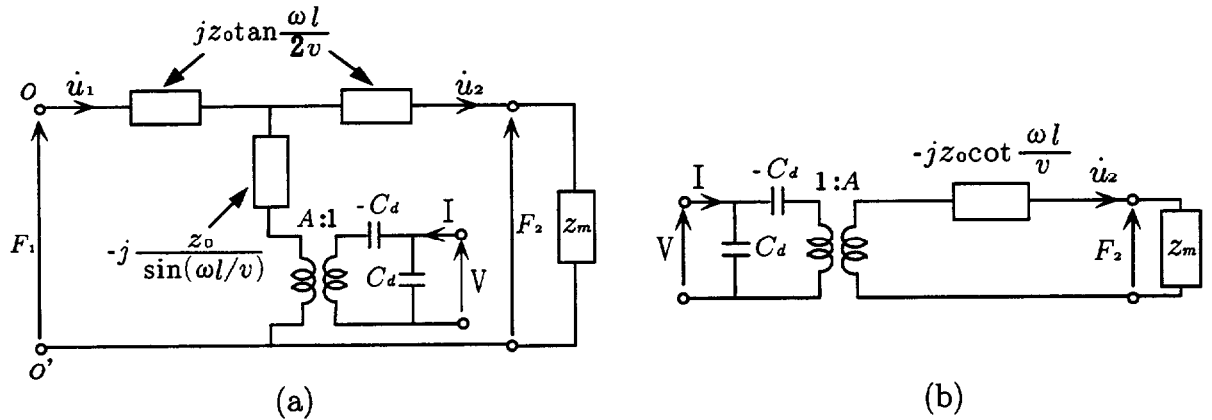


図 A.2.2 Mason の等価回路を用いた表現（振動子半分）

これらの回路上で、各定数はそれぞれの振動によって以下のようにになる。

捩り振動

$$A = \frac{2 \sin \theta_0}{3 \theta_0} \cdot \frac{\pi e_{15}}{l} (r_2^3 - r_1^3), \quad (\text{A.2.1})$$

θ_0 : 圧電セラミックスの円周方向分割角度

$$z_0 = \rho v J_p = \sqrt{\rho C_{44,n}^D} \cdot \frac{\pi}{2} (r_2^4 - r_1^4), \quad C_{44,n}^D = C_{44}^E + \frac{e_{15}^2}{\epsilon_{11}^E} \left(\frac{1}{2} + \frac{\sin \theta_0}{4 \theta_0} \right) \quad (\text{A.2.2})$$

$$z_m = j Z \tan \left(\frac{\omega}{v_{mT}} l_m \right) = j \sqrt{\rho_m G} \cdot \frac{\pi}{2} (r_2^4 - r_1^4) \tan \left(\frac{\omega}{v_{mT}} l_m \right) \quad (\text{A.2.3})$$

$$\dot{u} = \dot{\theta} = \frac{1}{\frac{jA^2}{\omega Cd} + -jz_0 \cot\left(\frac{\omega l}{v}\right) + z_m} AV \quad (\text{A.2.4})$$

$$Y_{in} = j\omega Cd + \frac{1}{\frac{j}{\omega Cd} + \left(\frac{1}{A}\right)^2 \left\{-jz_0 \cot\left(\frac{\omega l}{v}\right) + z_m\right\}} \quad (\text{A.2.5})$$

$$Cd = \varepsilon_{33}^S \frac{\pi(r_2^2 - r_1^2)}{l} \quad (\text{A.2.6})$$

縦振動

$$A = \frac{\pi e_{33}}{l} (r_2^2 - r_1^2) \quad (\text{A.2.7})$$

$$z_0 = \rho v S = \sqrt{\rho C_{33}^D} \cdot \pi (r_2^2 - r_1^2), \quad C_{33}^D = C_{33}^E \left(1 + \frac{e_{33}^2}{\varepsilon_{33}^S C_{33}^E}\right) \quad (\text{A.2.8})$$

$$z_m = jZ \tan\left(\frac{\omega}{v_{mL}} l_m\right) = j\sqrt{\rho_m E} \cdot \pi (r_2^2 - r_1^2) \tan\left(\frac{\omega}{v_{mL}} l_m\right) \quad (\text{A.2.9})$$

$$\dot{u} = \frac{1}{\frac{jA^2}{\omega Cd} + -jz_0 \cot\left(\frac{\omega l}{v}\right) + z_m} AV \quad (\text{A.2.10})$$

$$Y_{in} = j\omega Cd + \frac{1}{\frac{j}{\omega Cd} + \left(\frac{1}{A}\right)^2 \left\{-jz_0 \cot\left(\frac{\omega l}{v}\right) + z_m\right\}} \quad (\text{A.2.11})$$

$$Cd = \varepsilon_{33}^S \frac{\pi(r_2^2 - r_1^2)}{l} \quad (\text{A.2.12})$$

振動子の発生することができる最大の力（トルク）は振動モードが変化しないと仮定した時、 $F_2 = AV$ となる。上式より、振動子の長さや駆動電圧を変化させずに、直径を n 倍変化させた時の各定数値は表 A.2.1 のように変化することがわかる。

表 A.2.1 振動子の直径と振動特性

		捩り振動	縦振動
発生トルク	$\propto$	n^3	—
発生力	$\propto$	—	n^2
角速度	$\propto$	$1/n$	—
振動速度	$\propto$	—	1
外周速度	$\propto$	1	—
入力アドミタンス	$\propto$	n^2	n^2
入力、出力パワー	$\propto$	n^2	n^2

これより、直径を大きくすると発生トルクは直径の 3 乗に比例して大きくなるが、振動角速度は直径に反比例する。このことから、振動子径の大きい超音波モータは低速・高ト

ルクの負荷特性になることがわかる。一方、縦振動の発生力は直径の2乗に比例するため、同じ電圧では、振り振動の発生トルクに比べて小さく、不十分にな状態になることがわかる。そのため、振り振動の発生トルクを有効に使用するため、縦振動の駆動電圧を大きくするか、力係数が大きくなるように構造的に変化させる必要がある。

付録 A.3 等価接触半径

ロータとステータは平面で接触し、ロータに平面全体でトルクを伝達する。そのトルクを計算する際に等価なトルクを発生する等価接触半径を考えると便利である。次のように定義し、もとめた。図 A.3.1 のようなステータ振り振動子の縦振動子との接触面を考える。この接触面に全予圧力ならびに縦変位によって発生する全動的力が加わると考える。すな

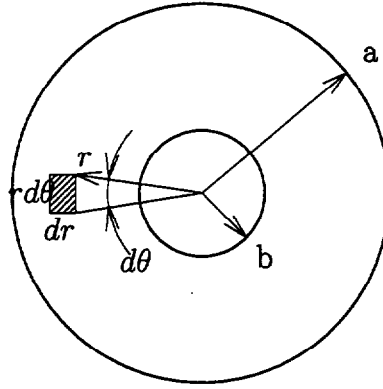


図 A.3.1 Contact surface of an ultrasonic motor.

わち、法線方向荷重を f とすると、断面積 $S = \pi(a^2 - b^2)$ がであるから、単位面積当たりの荷重（圧力） p は、 $p = f/S$ となる。これを面積積分すると式 (A.3.1) のようになる。

$$\begin{aligned}
 \text{Torque} &= \int_S \mu p r dS \\
 &= \int_0^{2\pi} \int_b^a (\mu p r) r dr d\theta \\
 &= \frac{2\pi \mu f}{3S} (a^3 - b^3) \\
 &= \frac{2}{3} \mu f \frac{a^3 - b^3}{a^2 - b^2} \\
 &= \mu f r_1
 \end{aligned} \tag{A.3.1}$$

ここに r_1 は等価半径と呼ぶべきもので、次式 (A.3.2) のように定義される。

$$r_1 = \frac{2(a^3 - b^3)}{3(a^2 - b^2)} \tag{A.3.2}$$

従って、例えば、 $a = 2[\text{cm}]$, $b = 1.5[\text{cm}]$ のとき $r_1 = 1.76[\text{cm}]$ となる。

付録 A.4 圧接力和接触時間の関係

ロータとステータ間の圧接力和接触時間について考察する。ロータが予圧力 F_c でステータに図 A.4.1 のように押し付けられている。この時のロータとステータの接触時間 ϕ_c を F_c とステータの軸方向の発生力 F_L から簡易的な算出を試みる。

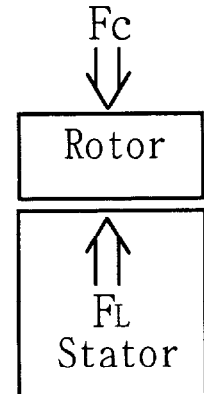


図 A.4.1 力の定義

ロータはステータの縦振動力 F_L によって浮上し、図 A.4.2, (a) に示すように、ある時間 $t_1(t + \Delta t)$ から $t_2(t + \pi/\omega - \Delta t)$ まで接触する位置で浮上が停止している。接触面での圧接力を F_s とすると

$$F_s = F_c + F_L \quad (\text{A.4.1})$$

となる。この時、予圧力 F_c と圧接力の時間平均 $\bar{F}_s$ が等しくなっていると仮定する⁷⁾。つまり、ステータは平均 F_c の力でロータを押している。ステータの発生する縦振動力を $F_L = f_L$ とした時、 t_1 から t_2 で接触している時の平均圧接力 $\bar{F}_s$ は以下のように求まる。

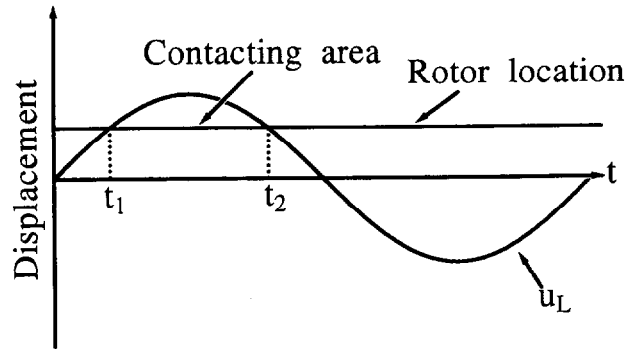


図 A.4.2 変位と接触時間

$$\bar{F}_s = \frac{1}{T} \int_{t_1}^{t_2} (F_L + F_c) dt \quad (\text{A.4.2})$$

$$= \frac{1}{T} \left[-\frac{f_L}{\omega} \cos \omega t + F_c t \right]_{t+\Delta t}^{\frac{\pi}{\omega} + t - \Delta t} \quad (\text{A.4.3})$$

$$= \frac{1}{2\pi} \{ 2f_L \cos \omega t \cos \omega \Delta t + F_c (\pi - 2\omega \Delta t) \} \quad (\text{A.4.4})$$

$F_c = \bar{F}_s$ で時間 $t = 0$ とすると

$$2\omega \Delta t F_c = 2F_L \cos \omega \Delta t - F_c \pi \quad (\text{A.4.5})$$

接触時間を角度であらわすと

$$\phi_c = \omega \Delta t = \pi - 2\omega \Delta t \quad \therefore \omega t = \frac{\pi - \phi_c}{2} \quad (\text{A.4.6})$$

式 (A.4.5) と式 (A.4.6) より

$$\frac{f_L}{F_c} = \frac{\pi - \frac{\phi_c}{2}}{\sin \frac{\phi_c}{2}} \quad (\text{A.4.7})$$

となる。よって、上式より必要とされる接触角 ϕ_c から F_c と f_L の比および F_c と F_s を求めることができ、図 A.4.3 のような関係になる。これより、小さい接触角で接触させるには予圧力よりもはるかに大きなステータ発生力を必要とすることが分かる。

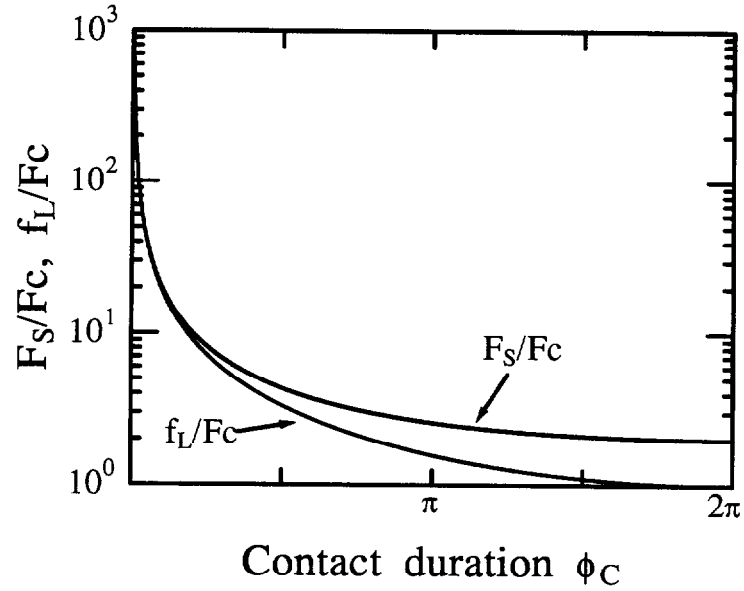


図 A.4.3 接触時間と圧接力およびステータの発生力の関係

付録 A.5 Flexural-Shear mode 音片の力係数

5.5 節に述べた屈曲 2 次同形縮退モード利用ロッド型超音波モータでは、すべりモード圧電セラミックスを利用して屈曲振動を励振している。本文でのモータ特性の見積計算ではその力係数も必要である。そこで、この振動子の力係数の理論値の導出を行った。その結果を以下に述べる。

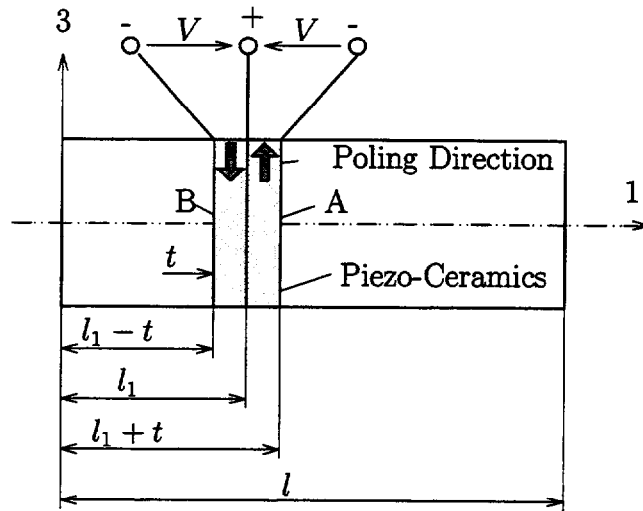


図 A.5.1 Flexural-vibrator driven by Shear mode Piezo-electric ceramics.

図 A.5.1 は本ステータ振動子の屈曲音片モデルである。図中の圧電セラミックス A、B は x 方向 (1 方向) に電界をかけると y 方向 (3 方向) にすべり、音片に屈曲振動を励振させる。したがって、考える応力成分は T_5 、電界成分は D_1 であり、圧電方程式は次式である⁶⁾。

$$\begin{aligned} D_1 &= e_{15}S_5 + \varepsilon_{11}^S E_1 \\ T_5 &= c_{55}^E S_5 - e_{15} E_1 \end{aligned} \quad (\text{A.5.1})$$

ここで、

$$\begin{aligned} S_5 &= \frac{\partial u_1}{\partial z} + \frac{\partial u_3}{\partial x} = S_{13} \\ u_1 &= -z \frac{\partial u_3}{\partial x} \end{aligned} \quad (\text{A.5.2})$$

であるが、考える音片の変位については細棒の範囲であるとする $u_1 = 0$ 、すなわち

$$S_5 = \frac{\partial u_3}{\partial x} \quad (\text{A.5.3})$$

で置き換えられる。式 (A.5.1) に $\text{div} D = \frac{\partial D_1}{\partial x} = 0$ を適用して圧電セラミックス A について次式を得る。

$$D_1 = e_{15} \int_{l_1+t}^{l_1} S_5 dx + \varepsilon_{11}^S \int_{l_1}^{l_1} E_1 dx \quad (\text{A.5.4})$$

これを解くと D_1 は

$$D_1 = \frac{e_{15}}{t} \{u_{3(l_1+t)} - u_{3(l_1)}\} + \varepsilon_{11}^S \frac{V}{t} \quad (\text{A.5.5})$$

ここで、動的な電気変位、並びに静的な電気変位をそれぞれ D_{mA}, D_{dA} とすると

$$\begin{aligned} D_{mA} &= \frac{e_{15}}{t} \{u_{3(l_1+t)} - u_{3(l_1)}\} \\ D_{dA} &= \varepsilon_{11}^S \frac{V}{t} \end{aligned} \quad (\text{A.5.6})$$

である。したがって、圧電セラミックスの断面積を S_0 とすると、 D_{mA} から変位電荷量 Q_{mA} が導かれ次式であらわされる。

$$\begin{aligned} Q_{mA} &= \int_{S_0} D_1 ds \\ &= S_0 e_{15} \frac{1}{t} \{u_{3(l_1+t)} - u_{3(l_1)}\} \\ &= S_0 e_{15} \frac{u_{03}}{t} \{\Xi_{(X2)} - \Xi_{(X1)}\} \\ U_{3(x)} &= u_{03} \Xi_{(X)}, X = \frac{x}{l} \end{aligned} \quad (\text{A.5.7})$$

圧電セラミックス B に関しては A と分極方向が反対になるので e 定数を $-e_{15}$ として導出すると変位電荷量 Q_{mB} は

$$\begin{aligned} Q_{mB} &= S_0 (-e_{15}) \frac{1}{t} \{u_{3(l_1-t)} - u_{3(l_1)}\} \\ &= -S_0 e_{15} \frac{u_{03}}{t} \{\Xi_{(X2')} - \Xi_{(X1)}\} \end{aligned} \quad (\text{A.5.8})$$

となる。変位電荷量の総和 Q_m は

$$Q_m = Q_{mA} + Q_{mB} \quad (\text{A.5.9})$$

となる。ここで、変位電流 I_m は 音片の力係数、音片端の変位速度をそれぞれ $A, \dot{u}_{3(X=1)}$ とすると

$$I_m = A \dot{u}_{3(X=1)} \quad (\text{A.5.10})$$

とあらわされ

$$\frac{dQ_m}{dt} = A \frac{u_{3(X=1)}}{dt} \quad (\text{A.5.11})$$

であるから、これを積分して

$$Q_m = A u_{3(X=1)} = A u_{03} \Xi_{(X=1)} \quad (\text{A.5.12})$$

すなわち、音片の力係数 A は次式となる

$$\begin{aligned} A &= \frac{Q_m}{u_{03} \Xi_{(X=1)}} \\ &= \frac{Q_{mA} - Q_{mB}}{u_{03} \Xi_{(X=1)}} \\ &= S_0 e_{15} \frac{1}{t} \frac{\Xi_{(X2)} - \Xi_{(X1)} - \{\Xi_{(X2')} - \Xi_{(X1)}\}}{\Xi_{x=1}} \\ &= S_0 e_{15} \frac{1}{t} \frac{\Xi_{(X2)} - \Xi_{(X2')}}{\Xi_{(X=1)}} \end{aligned} \quad (\text{A.5.13})$$

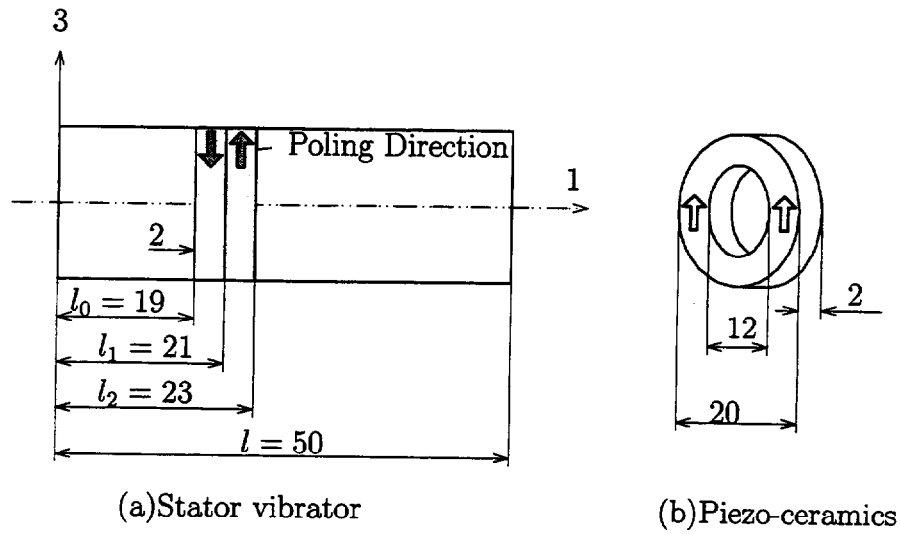


図 A.5.2 試作振動子の寸法

表 A.5.1 Some data on the proto type motor shown in 図 A.5.2.

t	2×10^{-3}	$[m]$
S_0	2.0106×10^{-4}	$[m^2]$
e_{15}	15.2	$[C/m^2]$
$X_2 = l_2/l$	0.46	
$X_{2'} = l_0/l$	0.38	
$\Xi_{(X=1)}$	-1.28355	
$\Xi_{(X2)}$	-0.372646	
$\Xi_{(X2')}$	-0.971445	

次に本ステータ振動子について力係数 A を求める。図 A.5.2 に本ステータ振動子ならびに圧電セラミックスの寸法を示した。表 A.5.1 は力係数の導出に関する数値を表記したものである。使用されている圧電セラミックスは富士セラミックス (株) 社製の C-201 であり、 e 定数は同社の材料定数表から引用している。力係数 A は

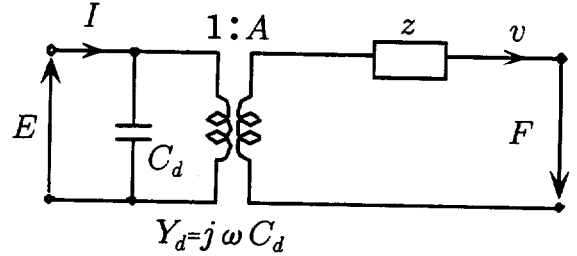
$$\begin{aligned}
 A &= 2.0106 \times 10^{-4} \times 15.2 \times \frac{1}{2 \times 10^{-3}} \times \frac{-0.372646 - (-0.971445)}{-1.28355} \\
 &= -0.7128653 [N/V]
 \end{aligned}
 \tag{A.5.14}$$

となる⁸⁾。この場合、負記号はステータ振動子端のせん断応力、変位などの向きを表すものである。本論文第 5 章中の式 (5.12) による測定値と以上による理論値とを比較すると、屈曲振動の励振レベルが低い場合 (表 5.5) では測定値 $A = 0.769 [N/V]$ 、理論値 $A = 0.713 [N/V]$ であり、ほぼ等しいことがわかる。すなわち、この種音片の力係数が十分に把握できる。

付録 A.6 インピーダンス形式の等価回路

A.6.1 電気音響変換の基本式

第5章に述べたインピーダンス形式の等価回路について詳しく述べる。式(A.6.1)の電気音響変換の基本式から図A.6.1に示される等価回路が作成される。



$$\begin{cases} F = -AE + zv \\ I = Y_d E + Av \end{cases} \quad (\text{A.6.1}) \quad \text{図 A.6.1 圧電変換子の等価回路 (アドミッタンス形式)}$$

ここで、 A :力係数、 z :機械インピーダンス、 Y_d :制動アドミッタンスである。この式は式(A.6.2)のように変形できる⁹⁾。

$$\begin{cases} F = -A'I + z'v \\ E = Z_d I - A'v \end{cases} \quad (\text{A.6.2})$$

ただし、 $A' = A/Y_d$ 、 $z' = z + A^2/Y_d$ 、 $Z_d = 1/Y_d$ である。この式より、図A.6.2,(a)のインピーダンス形式の等価回路が得られる。これは、図A.6.1を図A.6.2,(b)のように変形して求めた結果に一致する。等価回路としては図A.6.2,(c)にも示すように、変成比が周波数の関数となる点が特徴である。

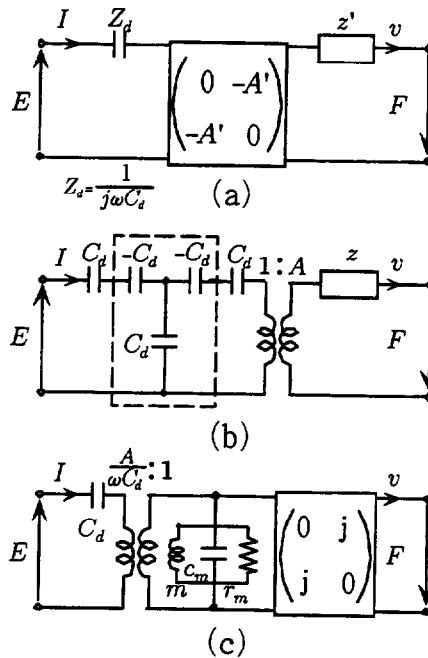


図 A.6.2 圧電変換子の等価回路 (インピーダンス形式)

A.6.2 Mason の等価回路の変形

(A) 縦効果の場合

(a) 一般的表現

図 A.6.3 のような駆動電界方向と変位方向の一致する細長い圧電セラミックス棒の縦振動の場合、図 A.6.4 の等価回路が知られている。ここで、 $z_0 = \rho v b t$ 、 $C_d = \epsilon_{33}^S b t / l$ 、 $k = \omega / v$ 、 $\phi = e_{33} b t / l = e_{33} C_d / \epsilon_{33}^S = h_{33} C_d$ であり、 ρ : 密度、 v : 音速、 ω : 角加速度、 ϵ_{33}^S : 誘電定数、 e_{33} : 圧電応力定数である。ここで、図 A.6.1, (b) で示すと同様に電気端の C_d および $-C_d$ の部分を虚ジヤイレータに置き換えることで、図 A.6.4 は図 A.6.5 のように変形できる。

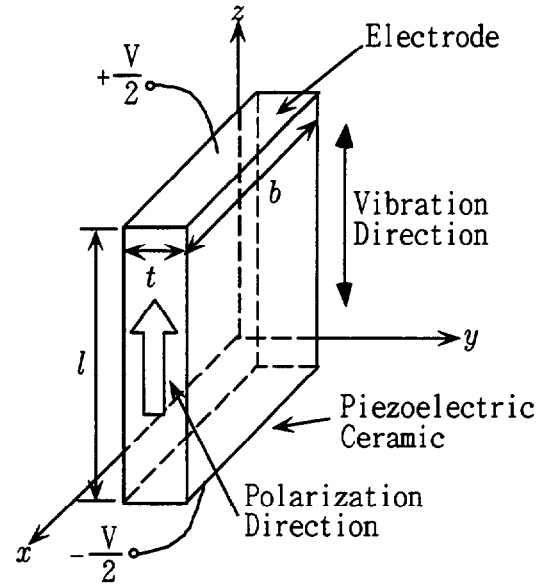


図 A.6.3 縦効果圧電セラミックス振動子

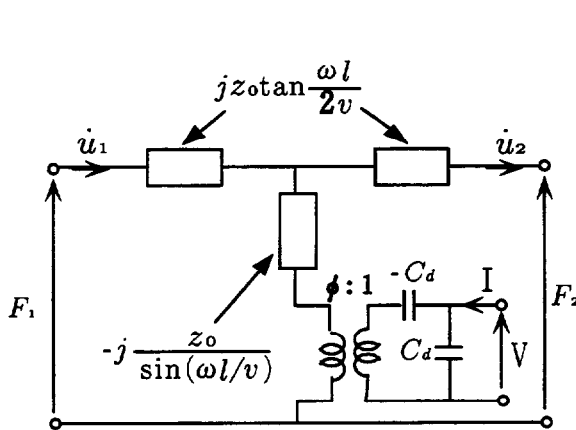


図 A.6.4 Mason の等価回路（縦効果の場合）

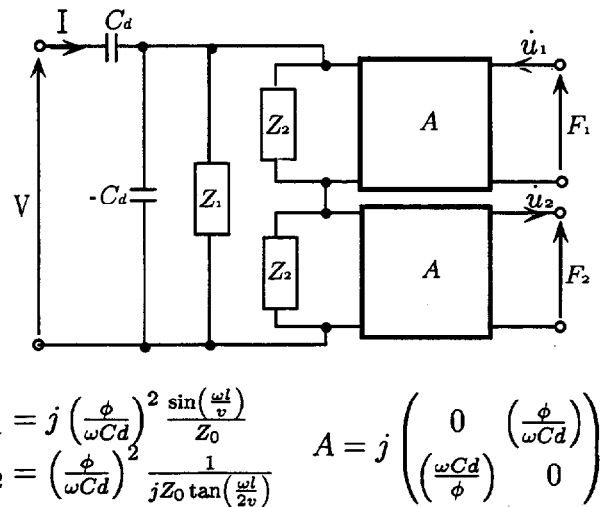


図 A.6.5 図 A.6.3 の振動子のインピーダンス形式等価回路

(b) 両端ショートの場合

(i) (a) よりの変形誘導:

機械端子が両端ともショート、つまり、両端自由の場合、図 A.6.5 における電気端から見込

んだ入力インピーダンス Z_{SS} は、

$$Z_{SS} = \frac{1}{j\omega C_d} + j2z_0 \left(\frac{h_{33}}{\omega z_0} \right)^2 \tan(kl/2) \quad (\text{A.6.3})$$

となる。これは、図 A.6.4 から求めても同結果である。ここで、

$$\tan z = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\left\{ (2n-1) \cdot \frac{\pi}{2} \right\}^2 \frac{1}{2z} - \frac{z}{2}} \quad (\text{A.6.4})$$

を用いると、図 A.6.6 の等価回路が得られる。

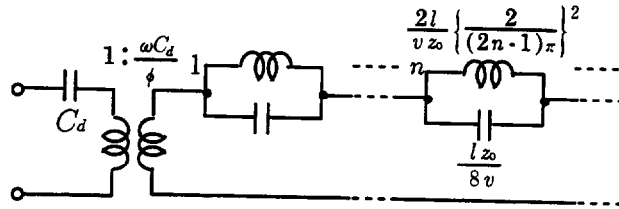


図 A.6.6 入力インピーダンスの等価回路 (両機械端子: 自由)

(ii) 特定のモードに注目した場合の入力インピーダンスの等価回路:

n 次の反共振モードについて注目し、 n 次以外のモードに相当するブランチのインピーダンスは十分小さいとすると、図 A.6.7 の B 形等価回路が得られ、図 A.6.2, (a) より求めた表現となる。すなわち、反共振周波数 (定数) は圧電項により変化しない。

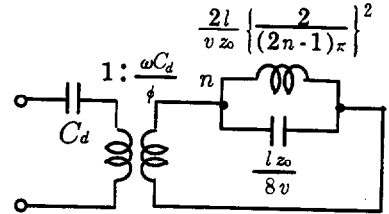


図 A.6.7 特定モードの等価回路

(c) 片端面自由、他端面の機械端子を考えた場合の等価回路

機械端子の片端がショート、すなわち片端のみが自由端の場合 ($F_1 = 0$)、図 A.6.5 は図 A.6.8, (a) となる。ただし、

$$\bar{Z}_x = \frac{j}{2z_0} \tan \left(\frac{\omega l}{2v} \right) \quad (\text{A.6.5})$$

$$\bar{Z}_y = \frac{1}{j2z_0 \tan \left(\frac{\omega l}{2v} \right)} \quad (\text{A.6.6})$$

である。ここで、

$$\cot z = \frac{1}{z} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{\left(\frac{z}{2} - \frac{n^2 \pi^2}{2z} \right)} \quad (\text{A.6.7})$$

の関係を用いると、図 A.6.8, (b) の等価回路が得られる。特定のモードに注目した等価回路は図 A.6.8, (c) となり、図 A.6.1 と同じ形の表現になる。

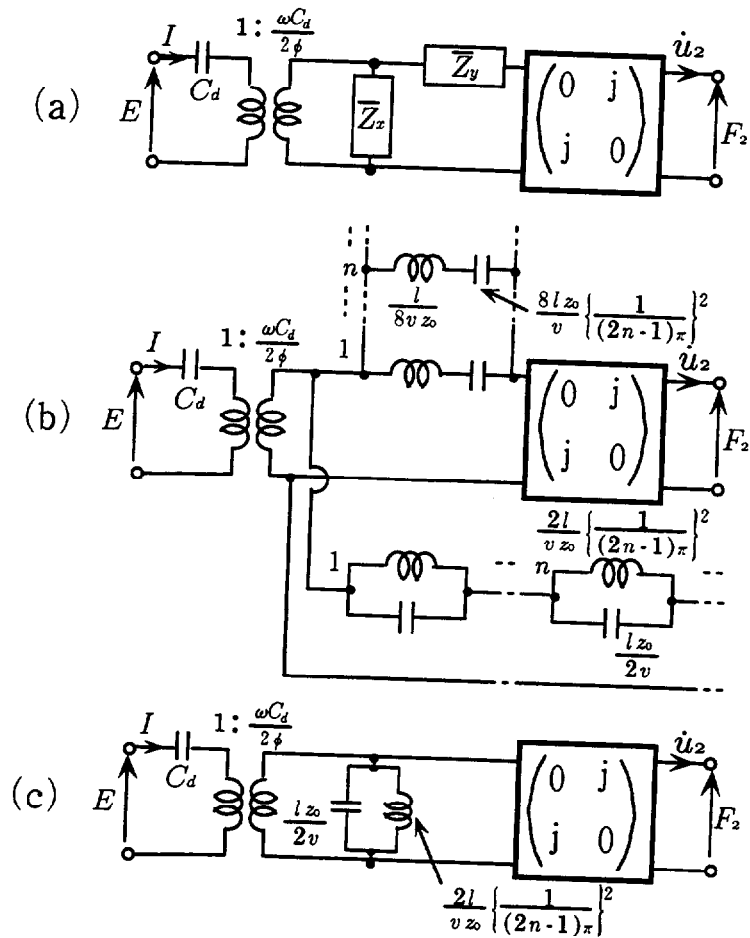


図 A.6.8 図 A.6.3の振動子の等価回路

(B) 横効果の場合

(a) 一般的表現

同様に図 A.6.9の横効果についての Mason の等価回路は図 A.6.10で与えられる。ただし、 $z_0 = \rho v b t$ 、 $h_{33} = e_{33}/\epsilon_{33}^S$ 、 $\phi = e_{33} b t / l$ 、 $C_d = \epsilon_{33}^S b t / l$ 、 $v = \sqrt{C_{33}^D / \rho}$ 、である。ここでも、 C_d の部分を虚ジャイレータで置き換えることで、図 A.6.11の B 形等価回路が得られる。

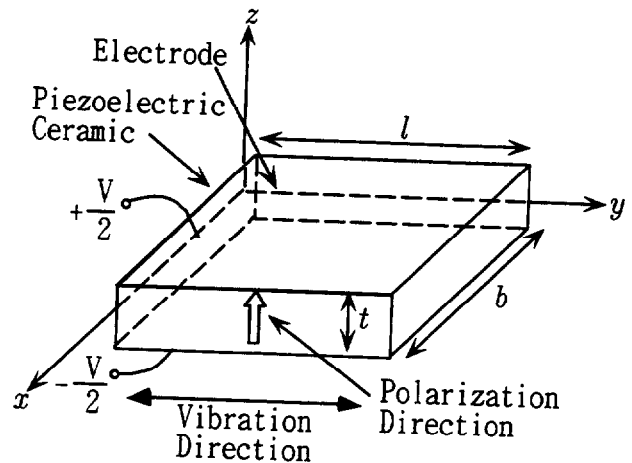


図 A.6.9 横効果圧電セラミックス振動子

(b) 両端ショートの場合

(i) (a) よりの変形誘導:

機械端子が両端ともショート、すなわち両端自由の場合、図 A.6.11における電気端から見

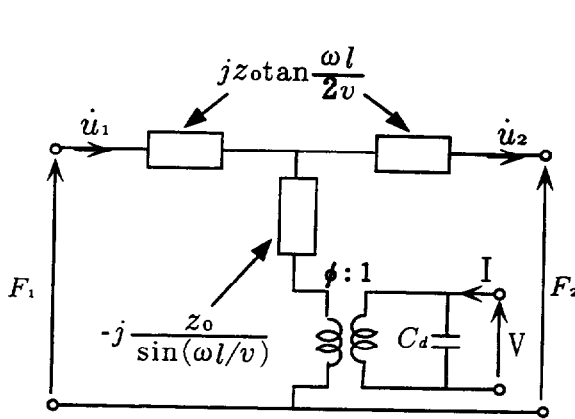
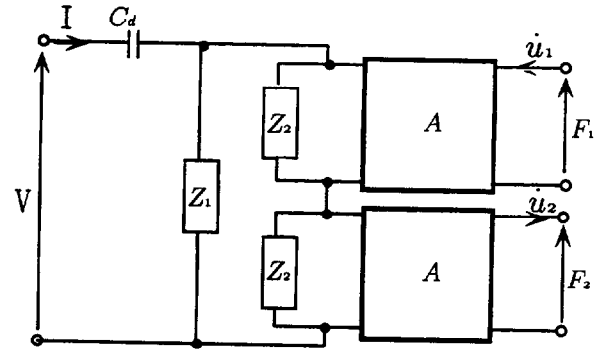


図 A.6.10 Mason の等価回路（横効果の場合）



$$Z_1 = j \left(\frac{\phi}{\omega C_d} \right)^2 \frac{\sin(\frac{\omega l}{v})}{Z_0}$$

$$Z_2 = \left(\frac{\phi}{\omega C_d} \right)^2 \frac{1}{j Z_0 \tan(\frac{\omega l}{2v})}$$

$$A = j \begin{pmatrix} 0 & \left(\frac{\phi}{\omega C_d} \right) \\ \left(\frac{\omega C_d}{\phi} \right) & 0 \end{pmatrix}$$

図 A.6.11 図 A.6.9の振動子のインピーダンス形式等価回路

込んだ入力インピーダンス Z_{SS} は

$$Z_{SS} = \frac{1}{j\omega C_d + j \left(\frac{2\phi^2}{z_0} \right)^2 \tan \left(\frac{\omega l}{2v} \right)} \quad (\text{A.6.8})$$

となり、図 A.6.10より求めた結果にも一致する。したがって、縦効果の場合と同様に図 A.6.12の B 形等価回路が得られる。ここに、 $-C_d$ の挿入は、反共振周波数（定数）が圧電項により変化することを意味している。

(ii) 特定モードに注目した場合の入力インピーダンスの等価回路:

横効果の場合と同様にして、図 A.6.13が得られる。

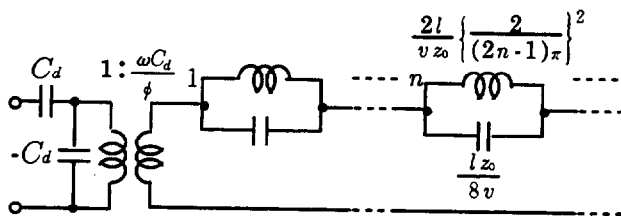


図 A.6.12 入力インピーダンスの等価回路（両機械端子:自由）

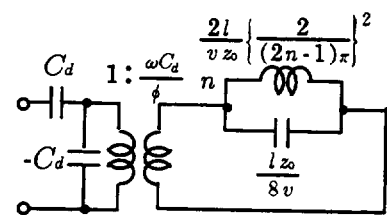


図 A.6.13 特定モードの等価回路

(c) 片端面自由、他端面の機械端子を考えた場合の等価回路

機械端の片端がショート、すなわち片端のみが自由端の場合 ($F_1 = 0$)、その等価回路は縦効果の場合と同じようにして図 A.6.14のようになる。図 A.6.8との相違点は $-C_d$ の挿入だけとなる。

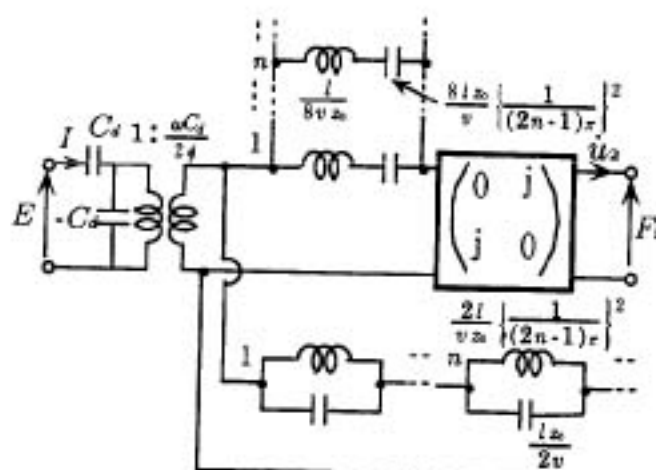


図 A.6.14 図 A.6.9の振動子の等価回路

A.6.3 具体的な適用

- これらの等価回路は具体的には、例えば次のようにして適用されると考えられる。
- (i) 超音波モータ：図 A.6.15, (a) の超音波モータの B 型等価回路は図 A.6.15, (b) のようになる。
 - (ii) 圧電トランス：図 A.6.16, (a) の圧電トランス構成に対する B 型等価回路は図 A.6.16, (b) の表現となる。
 - (iii) 圧電パーツフィーダ：同様に圧電パーツフィーダに対しては図 A.6.17, (a)(b) となる。

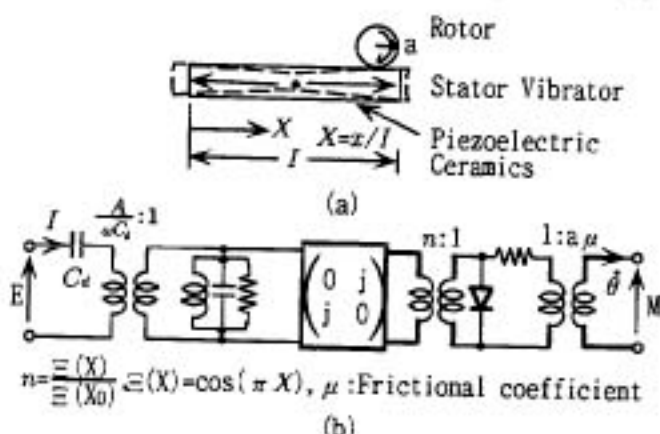


図 A.6.15 超音波モータとその等価回路例

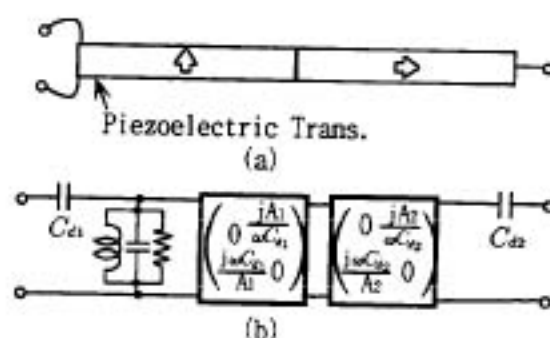


図 A.6.16 圧電トランスとその等価回路例

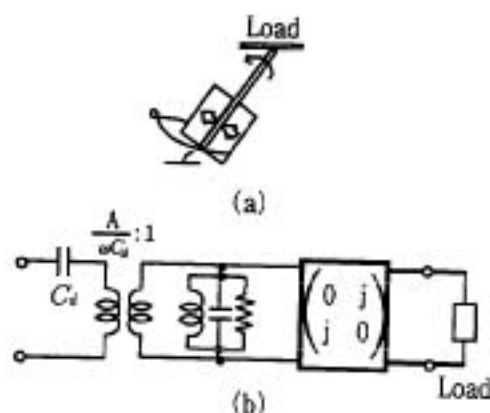


図 A.6.17 圧電パーツフィーダとその等価回路例

A.6.4 KLM 等価回路についての考察

図 A.6.3の縦効果圧電セラミックス振動子においては次の関係が得られ、

$$\begin{aligned} F_1 &= \frac{z_0}{j \tan(kl)} \dot{u}_1 + \frac{z_0}{j \sin(kl)} \dot{u}_2' + (-j\phi') I_3 \\ F_2 &= \frac{z_0}{j \sin(kl)} \dot{u}_1 + \frac{z_0}{j \tan(kl)} \dot{u}_2' + (-j\phi') I_3 \\ V &= \frac{1}{j\omega} h_{33} (\dot{u}_1 + \dot{u}_2) + \frac{1}{j\omega C_d} I_3 \end{aligned} \quad (\text{A.6.9})$$

$$\begin{aligned} z_0 &= \rho v b t, \quad h_{33} = e_{33} / \varepsilon_{33}^S, \quad \phi = e_{33} b t / l, \\ C_d &= \varepsilon_{33}^S b t / l, \quad v = \sqrt{C_{33}^D / \rho}, \quad \phi' = h_{33} / \omega \end{aligned} \quad (\text{A.6.10})$$

$$z = j \frac{1}{z_0} (\phi')^2 \sin(kl) \quad (\text{A.6.11})$$

$$\Phi_0 = \frac{z_0}{2\phi'} \frac{1}{\sin(kl/2)} \quad (\text{A.6.12})$$

図 A.6.18の分布定数線路形の等価回路が求められている。この等価回路もインピーダンス形式の B 形等価回路の一種とみなされる。この縦効果利用に対し、図 A.6.9の横効果の場合も同様に次の関係式が得られる⁶⁾。

$$\begin{aligned} F_1 &= \frac{z_0}{j \tan(kl)} \dot{u}_1 + \frac{z_0}{j \sin(kl)} \dot{u}_2' + \phi V \\ F_2 &= \frac{z_0}{j \sin(kl)} \dot{u}_1 + \frac{z_0}{j \tan(kl)} \dot{u}_2' + \phi V \\ V &= \frac{1}{j\omega C_d} (\dot{u}_1 + \dot{u}_2) + \frac{1}{j\omega C_d} I \end{aligned} \quad (\text{A.6.13})$$

$$\begin{aligned} z_0 &= \rho v b t, \quad \phi = e_{31} b t / l, \quad C_d = \varepsilon_{33}^S b t / l, \\ v &= \sqrt{C_{11}^E / \rho} \end{aligned} \quad (\text{A.6.14})$$

$$z = j \frac{1}{z_0} \phi^2 \sin(kl) \quad (\text{A.6.15})$$

$$\Phi_0 = \frac{z_0}{2\phi} \frac{1}{\sin(kl/2)} \quad (\text{A.6.16})$$

従って、式 (A.6.9) と式 (A.6.13) を対応づけて考えると図 A.6.19の B 形等価回路が得られる。これは、図 A.6.20のように変形表示することもできる。

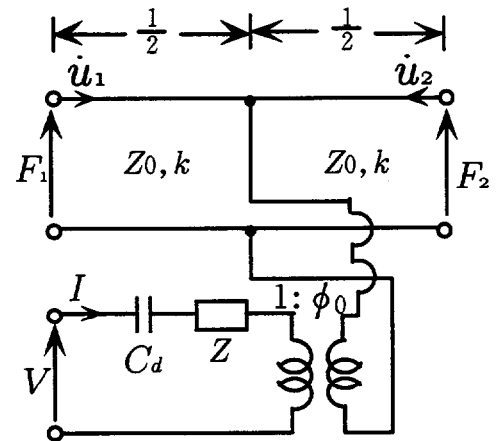


図 A.6.18 図 A.6.3の振動子の KLM 等価回路

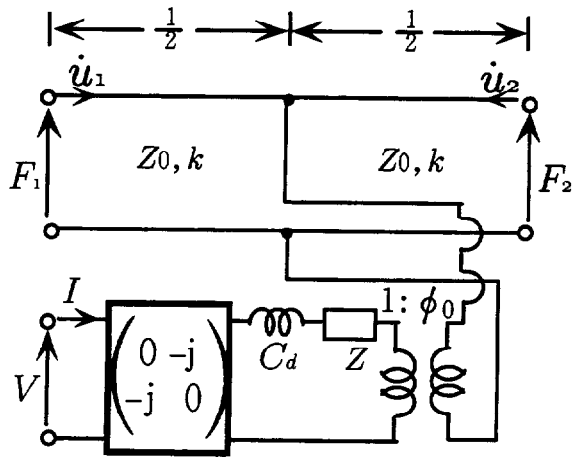


図 A.6.19 図 A.6.3の振動すの KLM 等価回路

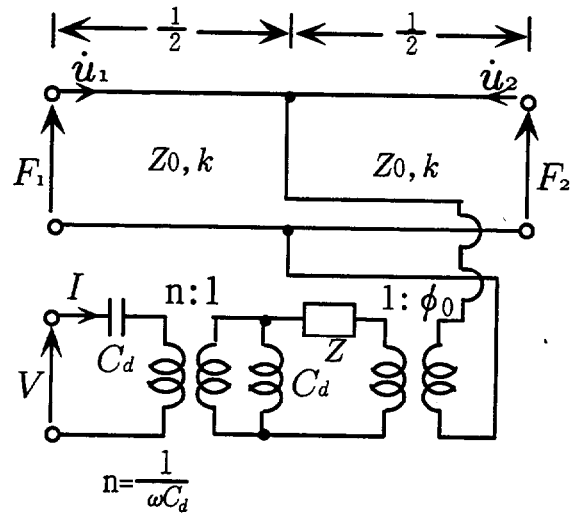


図 A.6.20 図 A.6.3の振動すの KLM 等価回路

参考文献

- 1) 永井, 近野: “電気・機械振動子とその応用”、第2章 pp.55-88 コロナ社 (1974).
- 2) 井上, 冥加, 大西: “縦一振り複合振動子を用いた超音波モータの機械等価回路解析”, 平成2年秋・音響学講演 No.2-5-5, pp.805-806(1990).
- 3) W. P. Mason: Physical Acoustics, — Principles and Methods —, (Academic Press, New York and London, 1964) pp.233-234.
- 4) R. A. Johnson: Mechanical Filters in Electronics (Wiley-Interscience Publication, New York, 1983) pp.23-29.
- 5) 島貫, 青柳, 富川: “縦一振り振動利用超音波モータの伝送線路表示による共振周波数及び変位のシミュレーション”, 信学技報, US93-1, pp.1-8(1993).
- 6) 尾上監修: “固体振動論の基礎”, オーム社, pp.129-142 (1982).
- 7) K.Nakamura, M.Kurosawa and S.Ueha: “Design of a Hybrid Transducer Type Ultrasonic Motor,” IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, Vol.40, No.4, July 1993, pp.395-401.
- 8) 菅原澄夫: “複合機械振動系の等価回路網解析とそのフィルタへの応用”学位論文 (東北大学)(1985-07)p270
- 9) 鈴木: “圧電振動子の電気機械結合係数 k について, —特に、自由アドミッタンス表示とバイモルフ振動子の k について—”, 東北大通研・音響工学研究会資 (1968).