

# リニア超音波モータの小型化と高性能化に関する研究

(Miniaturization and Performance Improvement  
of Linear Ultrasonic Motors)

2022年1月

博士（工学）

出原 俊介

豊橋技術科学大学





Date of Submission (month day, year) : Jan. 6<sup>th</sup>, 2022

Department of mechanical engineering	Student ID Number D153111	Supervisors Tomoaki Mashimo Kaiji Sato
Applicant's name Shunsuke Izuhara		

**Abstract (Doctor)**

Title of Thesis	Miniaturization and Performance Improvement of Linear Ultrasonic Motors
-----------------	---

Approx. 800 words

Miniature linear actuators are required for a variety of future devices ranging from mobile devices to minimally invasive medicines. For example, the miniaturization of camera modules is required to meet the rising demand for thinner and more compact structures in various fields, such as cellphones, drones, and endoscopes. A camera module for smartphones must be designed to be thin because the thickness of smartphones is strictly limited by their specifications. In these, miniature linear actuators play an important role in controlling optical systems, such as zoom and autofocus features, to allow camera modules to obtain clearer images. For thinner and smaller applications, a further miniaturization of auto-focus mechanisms is expected. Therefore, miniature of linear actuators is a permanent target for such applications, as existing linear actuators cannot satisfy the specifications required for the miniature devices such as dimensions and thrusting force.

Piezoelectric ultrasonic motors have the potential to become the most appropriate linear motors for miniature applications as they feature simple structure and high force density. In fact, several miniature linear ultrasonic motors have been already implemented to cameras. Their theory of operation depends mainly on the simultaneous excitation of two vibration modes and resonant impact drive mechanisms. This drive mechanisms employs vibration modes that are dependent on the stator length. Although these miniature linear ultrasonic motors provide a relatively high force density, the requirement of a long stator adds to the complexity of further miniaturization.

Further miniaturization of linear ultrasonic motors has been studied using several principles in the past, but still none has satisfied the requirement of many applications. This thesis introduces two miniature linear ultrasonic motors. Several vibration modes have been implemented as the driving principles of the prototypes. The result prototypes, to our knowledge, are the smallest and the thinner linear motors ever made.

The first prototype is a micro linear ultrasonic motor with a cuboid stator. The stator comprises of a metallic cuboid and piezoelectric elements bonded to its four sides. The size of the prototype stator with piezoelectric elements measures 2.6 mm in height, 2.6 mm in width, and 2.2 mm in depth (length in slider travel direction). There is a hole of 1.4 mm at the stator center, and the slider inserted into the hole moves linearly. This hollow design is similar to the voice coil motor and is suited as linear actuators for miniature auto-focus mechanisms. As the driving principle, it uses the simultaneous excitation of two vibration modes generated by the cuboid stator. Experiments clarify the output characteristics in response to the input voltages. By optimizing the preload between the stator and slider experimentally, the motor thrust force has been improved to over 10 mN, which is a practical force for moving small objects. In addition, a minute displacement of about 1  $\mu\text{m}$  can be obtained by adjusting the input time of the applied voltage.

The second one is a miniature linear piezoelectric ultrasonic motor with a thin and hollow design. It consists of a thin square stator with a hole and an elastic cylindrical slider with a slit. The miniature stator has a height and width of 4.5 mm and a thickness of less than 1 mm with a center hole of 2.7

mm for inserting the slider. The slider is designed to have a slightly larger diameter than the diameter of the stator hole, and the cylinder expands radially and contacts the inner surface of the rigid stator representing a preload force. This design provides both a hollow structure for centering a lens and an optimal preload for enhancing the motor thrust force. After optimizing the preload empirically, the fundamental characteristics are evaluated experimentally. The output force is improved to approximately 8 mN at a voltage  $50 V_{p-p}$ . A higher thrust force of 12.9 mN that leads to a quick response, which is a requirement of autofocusing is obtained at a voltage amplitude of  $100 V_{p-p}$ . A practical experiment to prove the feasibility of the prototype for auto-focus mechanisms has been carried out. The experiment is conducted by fitting an actual lens to the prototype, then place the lens at a distance of an image sensor. A feedback control system is then implemented to change the distance between the sensor and the lens to get a clearer image. Furthermore, this motor is miniaturized to a length of 1mm and a thickness of 0.3 mm, and its performances are evaluated.

The findings in this thesis demonstrate that the proposed motors provide size and performances that cannot be achieved by conventional miniature linear motors.

2022 年 1 月 6 日

機械工学専攻		学籍番号	第 153111 号	指導教員	真下 智昭 佐藤 海二
氏名	出原 俊介				

## 論文内容の要旨 (博士)

博士学位論文名	リニア超音波モータの小型化と高性能化に関する研究
---------	--------------------------

(要旨 1,200 字程度)

近年、内視鏡のような医療機器やスマートフォンなどのカメラモジュールの小型化が期待されている。そのような装置において、リニアモータの小型化は、ズームやオートフォーカスを行う機構を小型化するために重要な課題である。しかし、モータは小さくなるにつれて、発生力および応答性が低下し、必要な性能が得られなくなるという問題がある。圧電効果を駆動原理とする超音波モータは、シンプルな構造で、体積あたりの推力が大きいことから、小型リニアアクチュエータとしての期待が高い。実際、さまざまな振動モードを使用したリニア超音波モータが提案されており、比較的高い推力を示している。しかし、これらの原理は、ステータが長いもしくは複雑な形状であることや、予圧機構やガイド機構といった追加機構による大型化が問題となっている。

本研究は、小型ロボットやカメラデバイスへの応用に向けて小型リニア超音波モータの研究開発を行なった。一つ目は、ステータが立方体形状のマイクロリニア超音波モータで、ステータの大きさは高さ2.6 mm、幅2.6 mm、奥行き2.2 mmである。ステータには直径1.4 mmの穴があり、スライダが挿入されて直動動作を行う。スライダはスリット加工が施された薄肉円筒であり、弾性変形によって予圧を与えている。ステータの設計するため、振動のモデル化しを行い、最適な形状の検討を行った。さらに、スライダの設計方法については、薄肉円筒の弾性力学に基づいて明らかにした。試作したモータは実験的に評価され、予圧を最適化することで、10 mN以上の実用的な推力を発揮した。また、入力電圧の印加時間を調整することにより、約1  $\mu\text{m}$ の微小変位が得られた。二つ目は、駆動方向に短い薄型形状のスライダを用いたリニア超音波モータである。このモータは穴の開いた薄い板状のステータと、スリット加工を施した薄肉円筒のスライダで構成されており、駆動原理の検証とモータの基本的性能の評価を行った。小型ステータの高さと幅は約4.5 mm、厚さは約1 mmで、スライダを挿入するための中央の穴は2.7 mmである。推力は、電圧50  $V_{p-p}$  で約8 mN、100  $V_{p-p}$  で約13 mNと、オートフォーカス機構として実用的な推力を発揮する。さらに、モータとカメラデバイスを組み合わせたオートフォーカス機構を試作し、実際にレンズの位置調節を行う。最後に、この薄型リニア超音波モータの駆動原理を基に大きさ約1 mmの超小型リニア超音波モータを開発し、駆動実験によって性能評価を行った。

この論文で提案する小型リニア超音波モータは従来の小型リニアモータでは達成できない小さなサイズで実用的な性能を発揮することができ、スマートフォンや内視鏡などの幅広いアプリケーションの小型化を可能にする。



# 目次

<b>第1章 緒言</b>	<b>1</b>
1.1 ロボットおよびデバイスの小型化と課題	1
1.2 代表的な小型リニアアクチュエータ	3
1.2.1 電磁アクチュエータ	4
1.2.2 静電アクチュエータ	5
1.2.3 圧電アクチュエータ	6
1.2.4 その他の小型リニアアクチュエータ	9
1.3 小型リニアアクチュエータの比較	10
1.4 小型リニアアクチュエータの課題	11
1.5 研究目的	12
1.6 本研究の独創性, 学術的意義および社会的効果	13
1.7 本論文の構成	15
<b>第2章 超音波モータの特性</b>	<b>16</b>
2.1 はじめに	16
2.2 インピーダンス特性	16
2.2.1 バネマスダンパ系の運動モデルと $LCR$ 等価回路	16
2.2.2 $LCR - C_d$ 等価回路	18
2.3 機械的品質係数 $Q$ 値	20
2.4 電気機械結合係数 $k$	22
2.5 予圧特性	23
2.6 過渡応答	23
2.7 電圧特性・周波数特性	25
<b>第3章 立方体型リニア超音波モータの開発</b>	<b>26</b>
3.1 はじめに	26
3.2 立方体型リニア超音波モータの動作原理	28
3.3 立方体型リニア超音波モータの設計と試作	30
3.3.1 一次および二次伸縮モードの固有振動数	30
3.3.2 FEM 解析を用いたステータの設計	32
3.3.3 試作したステータ	34
3.4 インピーダンス測定	35
3.5 振動測定	38

3.5.1	ステータ振動の測定方法	38
3.5.2	定在波の測定	38
3.6	立方体型リニア超音波モータの評価実験	40
3.6.1	実験環境	40
3.6.2	過渡応答	40
3.6.3	予圧特性	41
3.6.4	電圧振幅特性および周波数特性	42
3.7	まとめ	43
<b>第4章</b>	<b>立方体型リニア超音波モータの性能向上</b>	<b>44</b>
4.1	はじめに	44
4.2	ステータの振動モデル	45
4.3	圧電解析を用いたステータ設計	48
4.4	ステータの試作と評価	49
4.4.1	電氣的評価	49
4.4.2	機械的評価	49
4.5	リニアスライダの設計	51
4.6	立方体型リニア超音波モータの評価	53
4.6.1	予圧特性・過渡応答	53
4.6.2	電圧特性・周波数特性・分解能	54
4.7	まとめ	56
<b>第5章</b>	<b>薄型リニア超音波モータの開発</b>	<b>57</b>
5.1	はじめに	57
5.2	駆動原理	58
5.3	設計と試作	60
5.3.1	各振動モードの固有振動数	60
5.3.2	FEMを使用したモーダル解析	61
5.3.3	ステータの試作	63
5.3.4	インピーダンス解析	63
5.4	薄型リニア超音波モータの評価実験	65
5.4.1	実験装置	65
5.4.2	予圧特性・過渡応答	66
5.4.3	電圧特性・周波数特性・分解能	67
5.5	まとめ	68
<b>第6章</b>	<b>薄型リニア超音波モータの小型化</b>	<b>69</b>
6.1	はじめに	69
6.2	小型ステータの設計と評価	70
6.2.1	FEM解析を用いたステータの設計	70
6.2.2	試作したステータ	71
6.2.3	インピーダンス測定	71

6.2.4	振動測定 . . . . .	72
6.3	リニアスライダの設計 . . . . .	74
6.4	小型した薄型リニア超音波モータの評価 . . . . .	77
6.4.1	試作したステータとスライダ . . . . .	77
6.4.2	実験装置 . . . . .	77
6.4.3	予圧特性・過渡応答 . . . . .	78
6.4.4	電圧特性・周波数特性 . . . . .	80
6.5	オートフォーカス機構への応用 . . . . .	81
6.5.1	ビジュアルフィードバックシステム . . . . .	81
6.5.2	超音波モータの制御 . . . . .	83
6.5.3	実験結果 . . . . .	84
6.6	まとめ . . . . .	85
<b>第7章</b>	<b>31 モードと 15 モードで駆動する薄型リニア超音波モータの開発</b>	<b>86</b>
7.1	はじめに . . . . .	86
7.2	駆動原理およびステータの試作と評価 . . . . .	87
7.2.1	ステータの構造と駆動原理 . . . . .	87
7.2.2	FEM 解析を用いたステータの設計 . . . . .	88
7.2.3	ステータの試作 . . . . .	89
7.2.4	インピーダンス測定 . . . . .	90
7.2.5	振動測定 . . . . .	91
7.3	モータの評価 . . . . .	92
7.3.1	モータの駆動方法と実験環境 . . . . .	92
7.3.2	予圧特性・過渡応答 . . . . .	92
7.3.3	電圧特性・周波数特性 . . . . .	94
7.3.4	薄肉円筒をスライダに用いた場合の過渡応答 . . . . .	95
7.4	まとめ . . . . .	97
<b>第8章</b>	<b>結言</b>	<b>98</b>
	<b>参考文献</b>	<b>101</b>
	謝辞	
	研究業績	
付録 A	(2.8), (2.9) の導出	
付録 B	(2.33) の導出	
付録 C	設計図面一覧	
付録 D	圧電素子 (C-213) の物性値	

# 第1章 緒言

## 1.1 ロボットおよびデバイスの小型化と課題

現代社会において、多くのロボットやデバイスが私達の生活を支えている。加工技術や半導体技術の急速な発展は、マイクロコントローラやマイクロセンサは目覚ましい進歩を遂げ、ロボットやデバイスの小型化および軽量化に大きく貢献した。しかし一方で、搭載されるアクチュエータのサイズは依然として大きく、物理的・機械的な運動をさせることが困難であることが現状である。特に、機械動作が重要となるカメラデバイスや医療デバイスにおいて、小型アクチュエータの開発は大きな課題の一つである。アクチュエータは運動の種類によって、大きく「回転型」と「直動型」に分けられる。これまで、回転型の小型アクチュエータは数多く研究開発されてきたが、直動型の小型アクチュエータの研究は回転型のものと比べると盛んに行われていない [1]。そのため、小型リニアアクチュエータの開発は、今後のロボットもしくはデバイス開発において取り組むべき重要な課題である。

小型リニアアクチュエータが活躍する分野として、最も顕著なものにカメラデバイスが挙げられる。近年、携帯電話、ドローン、内視鏡など、様々な産業分野の機器において、小型で高性能なカメラデバイスが普及している。例えば、スマートフォンでは、高画質の写真が撮影可能なカメラが搭載されている。他にも、内視鏡においては人間の消化器官の内部が観察・検査することが可能な小型カメラが搭載されており、医師の操作でカメラを任意の方向に曲げ、広範囲の観察が可能となる。このようなデバイスのカメラは以下のような事項が求められている。

- (1) 高画質な画像の撮影が可能であること。
- (2) 鮮明な画像が取得できるように、ピント調節やズームを行うことができること。
- (3) デバイスの多機能化に伴って、カメラ以外の機能が搭載できるようにするため、できるだけ小型になるように設計すること。

例えば、スマートフォンでは、機種が新しくなるに度に高性能化や高機能化が進み、内部の部品が増加する一方で、カメラモジュールを搭載するためのスペース制約は非常に厳しくなっている。また、内視鏡のような医療に用いられるカメラデバイスでは、病変の切除のような簡単な医療行為ができるように小型マニピュレータが搭載されているものも多い [2-4]。その結果、カメラを搭載するスペースの制約はより厳しくなっている。

こういったカメラデバイスは主に、レンズ、リニアアクチュエータ、イメージセンサ、制御基板で構成されている。(Fig. 1.1) デバイスの小型化に伴い、これらの構成部品も小型化する



必要がある。レンズやイメージセンサ、制御基板については、加工技術や半導体技術の発展により小型化が可能であり、実際に約 1 mm サイズまで小型化されたカメラが販売されている [5]。しかし、このカメラは単焦点であり、オートフォーカスやズーム機構は行えない。一方でリニアアクチュエータは、ズームやオートフォーカス機構などレンズの位置を調節し、より鮮明な画像を取得する重要な役割を担う。リニアアクチュエータの小型化は、レンズとイメージセンサとは対照的にほとんど進んでおらず、昔と大きさはほとんど変わっていない。大きな理由の一つに、リニアアクチュエータが小型になるにつれて出力が低下し、レンズを動かすほどの推力が出せないことがあげられる。言い換えると、小型で高出力のリニアアクチュエータがあれば、ピント調節などが行えるような高機能の小型カメラデバイスの実現が可能となる。そこで、どのような駆動原理のリニアアクチュエータがあり、それぞれどのような特徴があるのかを整理し、どの駆動原理のリニアアクチュエータが小型カメラデバイスに適しているかの検討を行う。

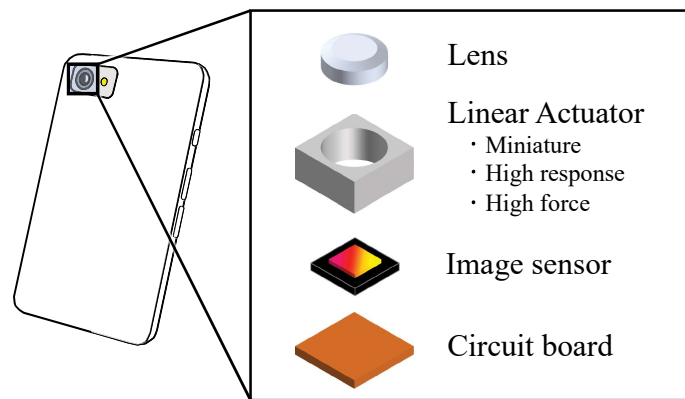


Fig. 1.1 Schematic of the current camera module.

## 1.2 代表的な小型リニアアクチュエータ

1970 年の半導体産業の出現以降、その技術の急速な進化とともに、マイクロコントローラやマイクロセンサの小型化が目覚ましい進歩を遂げた。多くのマイクロコントローラは米粒よりも小さく、 $1\text{ mm}^3$  の画像センサと 6 軸 IMU はミリメートルスケールのデバイスに実装可能である。対照的に、マイクロアクチュエータの開発は半導体産業と比較して遅く、従来の製造技術や測定方法は非常に小さなスケールでは使用できない。そのため、新しい技術や装置が求められ、研究開発には長い時間が必要となる。

マイクロリニアアクチュエータの主な駆動原理として、静電、電磁気、圧電の 3 つが挙げられる。静電アクチュエータは比較的良好なスケーラビリティを有し、微小電気機械システム (MEMS) の分野での実証に成功している。静電力は多くの MEMS センサで広く使用されているが、発生する推力が小さいためマイクロリニアアクチュエータとしてのさらなる展開を制限している。電磁アクチュエータは様々な産業で最も一般的に使用されるアクチュエータである。マイクロスケールで使用するためには、コイル、磁石などの構成部品の小型化や、小型化に伴う推力の著しい低下が課題となる。それにもかかわらず、過去 10 年間の進歩によりこれらの課題を解決し、多くの小型電磁リニアアクチュエータが実用化されている。圧電超音波モータは、体積当たりの出力が高いことと単純な構造であることから、最も顕著なマイクロリニアアクチュエータといえる。実際に、一部の小型リニア超音波モータは、カメラモジュールのようなミリメートルスケールの用途に採用されている。また、近年では様々な圧電駆動のマイクロリニアアクチュエータが設計・提案されている。

これまで、多くの研究者がマイクロアクチュエータおよびマイクロモータをレビューしており、20 年以上前に四種類の駆動原理（電磁、静電、圧電、光マイクロアクチュエータ）を主に取り上げたレビュー論文が発表されている [6]。その後、電磁モータ [7]、超音波モータ [1, 8]、および複数の原理 [9–11] など、多くのレビューが報告されている。これらのレビューの出版以来、マイクロモータの進歩が数多く報告されてきた。本節では、そんなマイクロモータの進歩とその応用について紹介し、主な 3 つの駆動原理の主要な特徴を議論する。このような議論は、現在の最良のマイクロモータが何であるか、およびマイクロモータを将来のミリメートル規模応用にどのように統合できるかを示唆する。

マイクロリニアアクチュエータについて述べる前に、マイクロリニアアクチュエータの範囲を定義する。一般に「マイクロアクチュエータ」という用語には、実際にマイクロメートルであるものからミリメートル以上のものまで含まれる。この論文では、ミリメートルスケールのアプリケーションを検討するために、体積がおおよそ  $100\text{ mm}^3$  未満のマイクロモータを扱う。そのため、センサ [12]、流体デバイス [13]、内視鏡 [14] などの特定のマイクロデバイス用に設計された、MEMS 技術によって開発される微小ストロークの静電アクチュエータは除外する。また、外部磁場によって駆動されるマイクロアクチュエータは、マイクロロボットに使用されておりロボット工学で最も興味深いトピック [15] [16] である。しかし、動作するにはステータの外側に磁場を生成する大きなコイルが必要であるため、本論文では除外する。

### 1.2.1 電磁アクチュエータ

電磁アクチュエータは導体に電流を流すことで生じる電磁力を利用したアクチュエータである。代表的な電磁アクチュエータとしては電磁モータが世間に広く普及しており、研究も進んでいる。電磁モータの特徴として、他のアクチュエータと比較して制御性、安定性に優れている。欠点として、電磁力を生み出すためのコイルやトルク（推力）を向上させるギアなどの部品が複雑であるため小型化に限界があることが挙げられる。また、医療分野でもマイクロリニアアクチュエータの需要が高まっている中、電磁アクチュエータでは MRI 下では使用できないといった問題がある。

ここから、基本的な電磁モータの駆動原理について説明する。物理量のスケールは、長さパラメータ  $l$  として表す。マイクロスケールで電磁アクチュエータの出力がどのように動作するかを説明するため、Fig. 1.2(a) に電磁リニアアクチュエータの簡単なモデルを示す。Fig. 1.2(a) は、高さ  $L$ 、半径  $r$  のコイルの 1 サイクルを示している。コイルの近くに配置された 2 つの永久磁石は、磁束密度  $B$  を生成する。この場合、コイルはスライダであり、磁石はステータである。コイルに電圧を印加し、磁場に電流  $i$  を流すと、フレミングの左手の法則に基づいてローレンツ力  $F_{em}$  が発生する。コイルに作用するローレンツ力は、

$$F_{em} = BLi \quad (1.1)$$

である。コイルの高さ  $L$  は 1 次元であり、 $l^1$  ( $L/l^1$ ) としてスケーリングされる。電圧と電流のスケーリング則を使用して、印加できる電圧と流れることができる電流の量を推定する。これらの推定値は、小型化されたときに半導体回路の絶縁破壊電圧または電流を検出するために重要である。サイズに関係なく、電圧と磁場が一定 ( $B/l^0$ ) であると仮定すると、破壊電流は  $l^2$  ( $i/l^2$ ) としてコイルの断面積に依存する。したがって、合力は  $l^3$  ( $F_{em}/l^3$ ) としてスケーリングされる。これは電磁力のスケーリング則として知られている [17]。コイル（ステータ）に電圧が印加されると、可動永久磁石（スライダ）がローレンツ力を発生させ、スライダを直線的に動かす。理論速度は、回転モータの速度とは異なり、マイクロスケールでも一定である。

リニア電磁モータの小型化に関する研究について紹介する。小型リニア電磁モータの研究は、回転式のものとほぼ同時に 1990 年代初頭に開始された。いくつかの試作機が作製されたが、ストローク（100  $\mu\text{m}$  未満）は、MEMS アプリケーション [18–20] を除いて、リニアアクチュエータとして使用するには小さすぎる。ストロークが 0.1mm を超えるアクチュエータの場合、ミリメートルスケールの大きさのシリコン基板のリニアマイクロモータがいくつか示されている [21–25]。これらでは、4 mm  $\times$  6 mm  $\times$  0.6 mm（推定サイズ）のマイクロモータは、0.3 mm のストロークで 1 mN の力を生成できる [24]。ただし、この限られたストロークを利用できるアプリケーションはほとんどないようである。

最もよく使用されているリニア電磁モータのひとつは、ボイスコイルモータ（VCM）である。VCM のよく知られたアプリケーションは、ハードディスクドライブ [26,27] である。VCM の位置決め制御に関連して、設計、モデリング、および作動に関するそれらの基本的な特性は、以前のレビュー論文 [28] に要約されている。現在、VCM は、スマートフォンなどのさまざまなアプリケーションのカメラモジュールで広く使用されている。スマートフォン用の小型

VCMとして、Fig. 1.2に示すような  $9.5 \text{ mm} \times 9.5 \text{ mm} \times 7.6 \text{ mm}$  から  $6.5 \text{ mm} \times 6.5 \text{ mm} \times 4.6 \text{ mm}$  の大きさのものか研究開発されている [29] [30]. これらの推力は約  $10 \sim 20 \text{ mN}$  で、カメラモジュールのレンズ群を制御するのに十分な力を発揮する. この 10 年間でイメージングデバイスが急速に普及するにつれ、携帯電話の手ぶれ補正ユニット [31] や、オートフォーカスおよびズーム機能を備えた小型カメラモジュール [32] など、VCMに関連するさまざまな技術が研究されてきた. これらの技術は、スマートフォン、ドローン、アクションカメラなどの次世代イメージデバイスへの組み込みが期待されている.

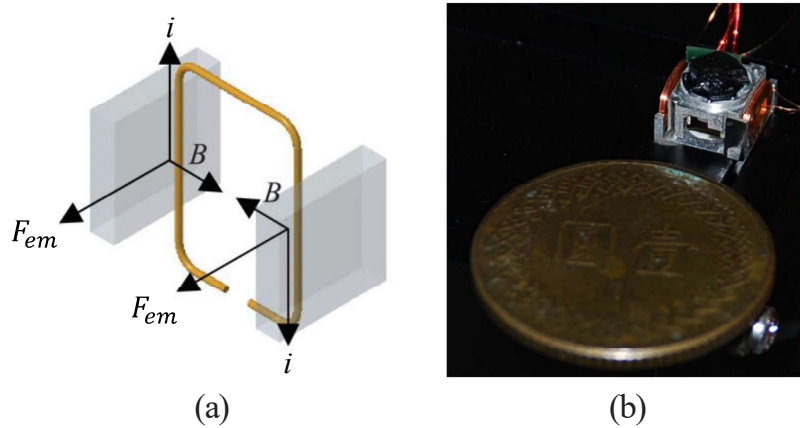


Fig. 1.2 (a) Generation of the electromagnetic force in coil models. (b) The miniature voice coil motor [30].

### 1.2.2 静電アクチュエータ

静電アクチュエータは電荷を帯びた物体間に働くクーロン力によって動作するアクチュエータである. 半導体製造プロセスを応用してシリコン基板上に微細な機械要素を構築する MEMS 研究が盛んになるにつれ、数多くの静電アクチュエータが開発されている. さらに、MEMS 分野での研究をきっかけとして、センチメートルスケールの変位をもつ大型のアクチュエータも開発されている. 欠点として元々の発生力が低く強い静電引力を得るためには高い電圧が必要であることが挙げられる [9].

基本的な物理学における静電マイクロモータの原理とスケーリングを紹介する. Fig. 1.3(a) は、最も単純な静電力モデルを示している. 2つの平行なプレート電極が互いに引力を生成する. 面積  $S$  の2つの電極に電圧  $V$  が印加されると、力  $F_{es}$  が距離  $d$  の2つのプレート間に作用する.

$$F_{es} = \frac{\epsilon S}{2} \left( \frac{V}{d} \right)^2 = \frac{\epsilon S}{2} E^2 \quad (1.2)$$

ここで、 $\epsilon$  は誘電率であり、スケールに依存しない ( $\epsilon \propto l^0$ ). モデルが定電圧で小型化されると、面積は  $l^2$  ( $S \propto l^2$ ) のスケールで減少し、電界は  $l^{-2}$  ( $E \propto l^{-2}$ ) で増加する. (1.2) では面積と電界のスケールが相殺されるため、静電力はサイズに関係なく理想的には一定であるが、電極に印加されるこの電界には制限がある. それらはパッシェンの法則として知られている. こ

の法則に基づいて，印加電圧は小型化とともに減少する．電界が  $l^0$  として一定であると仮定すると，静電力は  $l^2 (F_{es} \propto l^2)$  としてスケーリングされる．静電アクチュエータの持つ特徴として発生力が体積に比例しない点が挙げられる．多くのアクチュエータは発生力が体積に依存する中，静電アクチュエータの発生力は表面積に比例する．そのため，形状を楕型にするなど工夫することで表面積を増加させ，微小領域でも十分な発生力を得ることが出来る．

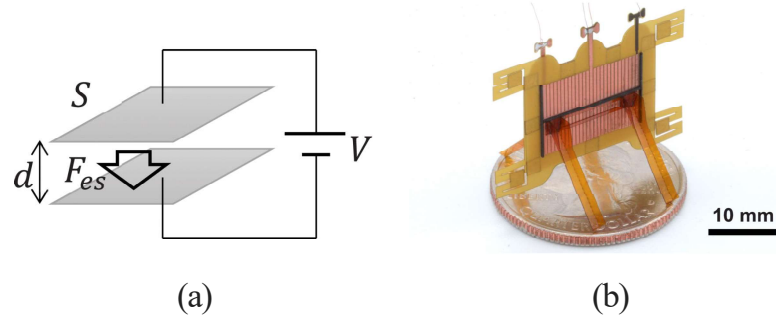


Fig. 1.3 (a) Generation of the electrostatic force between the two electrodes. (b) The miniature linear electrostatic actuator [33].

### 1.2.3 圧電アクチュエータ

圧電アクチュエータは力と電圧を相互に変換する圧電体に生じる圧電効果を利用したアクチュエータである．圧電アクチュエータの特徴として分解能，応答性，発生力が優れていることが挙げられる．特に発生力は他のアクチュエータと比較して単位体積当たりの発生力が最も大きい．そのため，小型化をした場合でも十分な推力を発揮できるアクチュエータである．

圧電アクチュエータの発生力は圧電方程式より求めることができる．圧電方程式は，圧電アクチュエータが生成する力および応力を表し，圧電素子に応力  $T$  と電界  $E$  を加えると，発生するひずみ  $S$  は次のようになる．

$$S = s^E T + dE \quad (1.3)$$

ここで， $s^E$  は一定の電界下でのコンプライアンス， $d$  は圧電歪定数である．右辺の第一項はフックの法則として知られており，第二項の項は逆圧電効果である．この圧電方程式はスケールフリーであり，変数はサイズの変化に関係なく一定である．圧電アクチュエータの応力は  $l^0$  としてスケーリングされ，正味の力は  $F \propto l^2$  としてスケーリングされる．この力がスライダに伝達されると，推力は  $F \propto l^3$  としてスケーリングされる．ただし，このモデルはいくつかの実験的要因がスケーリング則を変化させる．たとえば，共振周波数は小型化に伴って増加し，周波数が高いほど共振抵抗が高くなり，機械的減衰が高くなる．もう1つの性能の制限は，電界の大きさである．印加電圧が一定のままでも，電界強度は小型になるにつれ増加していき，電界強度が高すぎると圧電性が失われてしまう．

ここからは，小型リニア超音波モータについて紹介する．マクロスケールでは，いくつかのアプリケーションに合わせて様々な駆動原理を用いた超音波モータが，位置決め装置など

のアプリケーションに使用されてきた [34]。最も古くから用いられてきた駆動方法に、衝撃駆動機構 (IDM) と呼ばれる慣性駆動 [35, 36] が挙げられる。IDM は Fig. 1.4(a) に示すように、圧電アクチュエータとスライダ (慣性重量) で構成されている。圧電アクチュエータは入力電圧のデューティ比を変えることで、ノコギリ変位させる。このとき、スライダは滑らない状態 (Stick) と、滑る状態 (Slip) を繰り返して移動する。このスティックスリップを繰り返すことで、一方向の動きを生成する。移動方向は印加電圧のデューティ比を変えることで逆にすることができる。IDM は、高い位置決め精度を得るのに有益であり、STM (走査型トンネル顕微鏡) や AFM (走査形プローブ顕微鏡)、さらに製造機械の正確な位置決めステージに広く適用される。この IDM の構造を見直してスライダをスムーズに動かせるようにしたものは、スムーズインパクトドライブメカニズム (SIDM) と呼ばれ、携帯電話のオートフォーカス機構に使用される。2002 年に、直径 1.2 mm、長さ 8 mm の SIDM が報告され、推力 100 mN、速度 15 mm/s を発揮している [37]。このように、小型で高推力を発揮する SIDM であるが、圧電素子に  $Q$  値の低いソフト系 PZT (チタン酸ジルコン酸鉛) の積層体による非共振駆動であるため、速度を大きくするために高周波電圧を加えると激しく発熱することや、効率が低いといった問題があった。この問題を解決するために、共振周波数で駆動する SIDM が提案されている [38]。この SIDM は、圧電素子に  $Q$  値の高いハード系 PZT が使用されているため発熱が小さく、非共振タイプよりも高いエネルギー密度を示している。現在では、鉛を含まない圧電材料を使用した SIDM が研究・開発されているが、その性能は鉛を含んだ圧電素子を使用したものと比較すると低い [39]。

2 つの異なる振動モードを組み合わせて駆動する方法は、リニア超音波モータでは一般的に用いられる方法である。特に、一次の伸長モード (L1 モード) と二次の曲げモード (B2 モード) の組み合わせは、L1B2 モードとしてよく知られている。この駆動原理と応用は、様々なレビュー論文に要約されている [40, 41]。Fig. 1.4(b) に、L1B2 モードのステータの振動を示す。2 つの振動モードが同時に励起されると、対称モードと非対称モードの組み合わせは、力をスライダに伝達する楕円運動を表す。最初の L1B2 ベースのリニアモータは 1992 年に実証され [42]、2003 年には  $10\text{ mm} \times 2.5\text{ mm} \times 2\text{ mm}$  の寸法の小型ステータが開発された [43]。このモータは 700 mN の推力と 120 mm/s の速度を示している。L1B2 モード (または同様のモード) の小型リニア超音波モータは、デジタルカメラに使用されている。カメラへ応用した最初の例は、2007 年にカメラ (E-510, オリンパス) のイメージセンサの振動を抑制する画像安定化ユニットである。2016 年からは、大手カメラ会社がオートフォーカス機能としてレンズユニットを直線的に作動させるために L1B2 モータ採用した (ナノ USM, キヤノン株式会社)。学術研究においても、L1B2 モードを使用した多くの超音波モータが報告されている。例えば、 $2\text{ mm} \times 2\text{ mm} \times 9\text{ mm}$  の単結晶の圧電素子を用いたステータは、250 mN の推力と 35 mm/s の速度で 2 自由度の直線運動を実現している [44]。L1B2 モードを使用する最小のものの一つに  $5\text{ mm} \times 1.5\text{ mm} \times 1.45\text{ mm}$  ものが挙げられるが、速度や推力といった性能に関する詳細は示されていない [45]。同様の寸法で単結晶を使用したという報告もあるが、この性能も不明である [46]。このほかにも、L1B2 モードと同様に、対称モードと非対称モードの組み合わせにより、小型ステータによる直線運動を実現させるものも多い。例えば、直径 1.5 mm、長さ 9.5 mm のステータは、縦モードと 4 次曲げモードを使用し、6 mN の力と 39 mm/s の速

度を示している [47].

SQUIGGLE motor は、低速で非常に高い推力を達成した小型リニア超音波モータである [48]. 駆動原理はステータに曲げ振動を励起し、ナットとねじで直線運動に変換する. 例として、代表的な  $1.6 \text{ mm} \times 1.6 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$  の製品では、 $196 \text{ mN}$  と  $5 \text{ mm/s}$  を生成する. この製品は、医学 [49] から航空宇宙 [50] に至るまでのアプリケーションに広く使用されている. ナットとネジを使用するという方法は、医療用途向けにさまざまなリニアマイクロモータ（直径  $3.6 \text{ mm}$ 、長さ  $3 \text{ mm}$ ）に使用されている [51].

近年では MiniSwys と呼ばれる小型リニア超音波モータが、スマートフォンカメラなどの小型デバイス向けにリリースされた. このステータは、音叉型の薄い圧電ステータが 2 つのビームの振動を励起する. MEMS プロセスを使用した基本的な設計コンセプトは 2008 年に最初に提案され [52], その後大幅に改善された. 現在の仕様は、ステータのサイズが  $2 \text{ mm} \times 3 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$  で、推力が  $20 \text{ mN}$ 、速度が  $70 \text{ mm/s}$  であり [53], カメラモジュールの仕様を満たしている.

その他の研究では、リニア超音波マイクロモータの潜在的な原理が提案され、報告されている. その中でも代表的な小型リニア超音波モータの 1 つに、重量の異なる 2 つのビームを使用するものが挙げられる [54]. ステータのサイズは、圧電素子を除くと  $3.25 \text{ mm} \times 1.8 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$  であり、 $212 \text{ mm/s}$  および  $44 \text{ mN}$  を生成できる. 2 つのプレートの振動を使用して推力を生成する  $9 \text{ mm} \times 8 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$  の平面ステータは、 $1.6 \text{ N}$  の推力と  $88 \text{ mm/s}$  の速度を生成できる [55]. 2 層構造の一次曲げモードで駆動されるリニアマイクロモータは、1 相または 2 相電圧によって定在波または進行波で動作できる. サイズは  $2.0 \text{ mm} \times 2.0 \text{ mm} \times 5.0 \text{ mm}$  で、推力  $0.30 \text{ N}$  および速度  $230 \text{ mm/s}$  を生成する [56]. レイリー波を表面に集中させる弾性表面波 (SAW) モータは、薄いアクチュエータとして適しており、 $3 \text{ mm} \times 12.5 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$  のステータが  $13 \text{ mN}$  の推力と  $0.3 \text{ m/s}$  の速度を生成する [57].

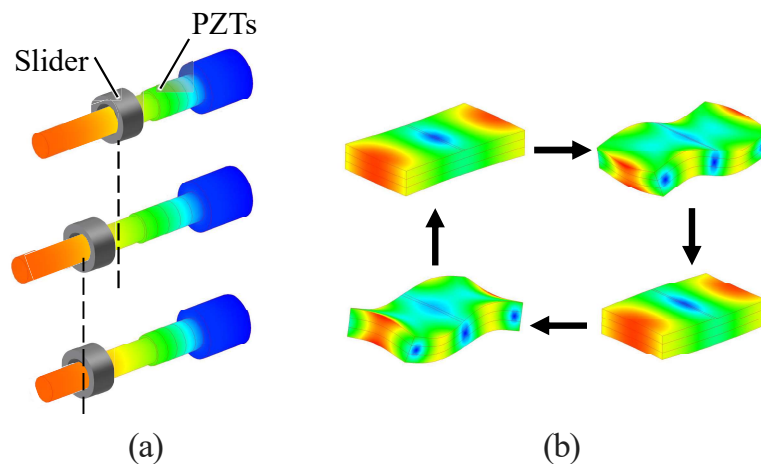


Fig. 1.4 Principles for linear micromotors: (a) impact drive mechanism and (b) L1B2 mode.



### 1.2.4 その他の小型リニアアクチュエータ

形状記憶合金（Shape Memory Alloy）アクチュエータは熱を加えると変形した形状から元の形状に戻ろうとする復元力（形状回復力）を利用したアクチュエータである [58–62]。形状記憶合金の発生力は断面積に比例するため、小型化することで慣性に対しての操作力が大きくなり、応答性も相まって相対的な出力も向上する。また、発生力が非常に大きく、小型化も容易であることが挙げられる。そのため、自動車分野や生体模倣ロボット、内視鏡医療に至るまで、幅広い用途で用いられる可能性がある。しかし、動作原理が温度変化に対応した固相変態のため、電磁アクチュエータなどと比較して高速な応答や高効率が難しい。また、形状記憶合金は発熱の問題や変形させるためのバイアス（ばね）が必要となるため装置が複雑になるといった問題がある。

空気圧アクチュエータは、圧縮空気のエネルギーを機械的な直線または回転運動に変換する機械の総称である。空気圧アクチュエータの特徴として、摺動部分をもたず、摩擦の影響を受けにくい。柔軟な構造・動作が可能で、医療やバイオ分野の応用に適していることが挙げられる。また、マイクロ化に伴い構造体としての固有振動数が上がり、振動数の少ない安定した動作が容易になる。一方で問題点としては、送気チューブが必要なため、ワイヤレスなマイクロマシンへの適応は難しい。固体アクチュエータ（圧電素子、形状記憶合金等）に比べると、構造がやや複雑で、極端なマイクロ化には不適であるなどが挙げられる [63–66]。

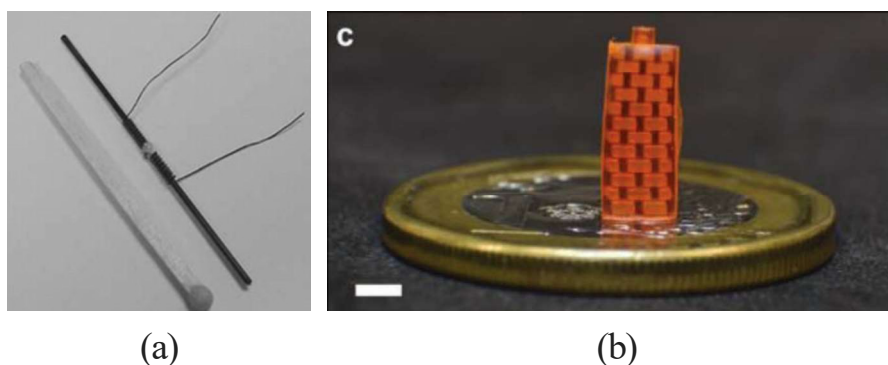


Fig. 1.5 (a)The miniature SMA actuator [59] and (b) the pneumatic actuator [66]. The scale bar shown in (b) is 2 mm.



### 1.3 小型リニアアクチュエータの比較

ここでは、マイクロリニアアクチュエータの機械出力および推力とステータのサイズを比較する。ただし、出力変位（ストローク）がミクロンスケールの圧電アクチュエータや静電アクチュエータはここでは除外する。Fig. 1.6(a) は、サイズと出力をプロットしたものである。出力は最大推力と最高速度から推定している。ほとんどのリニア超音波モータが、電磁モータよりも高い出力を示しており、電磁モータよりも優れた性能を発揮することを示している。次に、Fig. 1.6(b) にサイズと推力の関係を示す。どちらの図でも、小型リニア超音波モータが様々な大きさのものがあ、他の駆動原理はこれらのスケールでの駆動は不利である。

推力の上限を Fig. 1.6(b) に線で示す。興味深いことに、SIDM [37]、複数の振動モードの組み合わせ [43]、2つのビームの励起 [54] など、駆動原理に関係なくリニア超音波モータのいくつかのデータが線上にプロットされている。ステータの曲げ振動をスクリューによって推力に変換する SQUIGGLE motor は [48]、他のモータと比べて体積当たりの推力が大きい、スライダの移動速度は低いため体積当たりの出力は他の超音波モータと同等である。

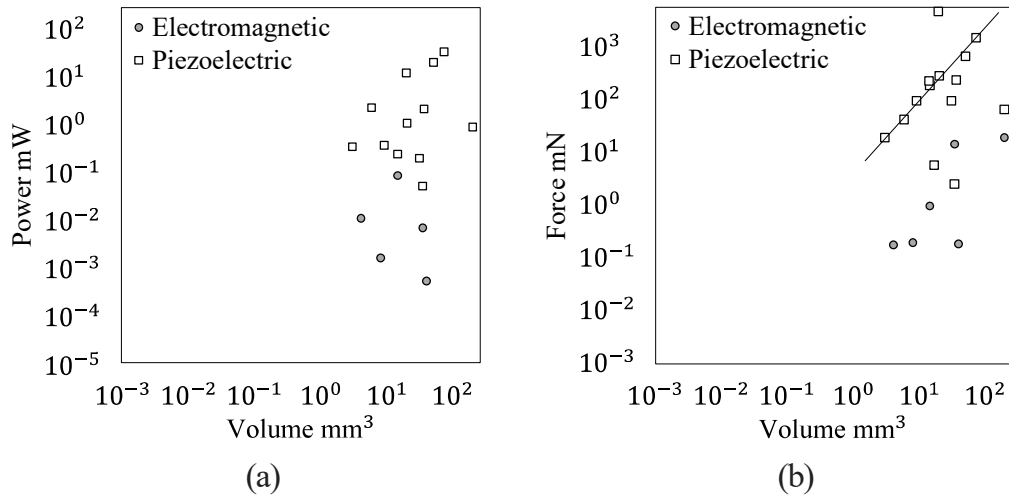


Fig. 1.6 Comparison of the linear actuators: (a) the relationship between the size and the mechanical power and (b) the relationship between the size and the thrust force.

## 1.4 小型リニアアクチュエータの課題

前節までに述べたように，ロボットやデバイスの小型化に伴って小型リニアアクチュエータの開発が課題となっている．特にカメラデバイスに用いられるリニアアクチュエータは，サイズを小さくするだけではなく，高い応答性と大きな推力が要求される．最も使用されているボイスコイルモータ（電磁モータ）は，構造が複雑なうえ，サイズが小さくなるにつれて出力が極端に低下してしまう．また，静電アクチュエータは，発生する力が小さくまた変位量も小さいため，カメラデバイスには向いてない．他にも，形状記憶合金は発生する力が大きく，小型化も比較的簡単ではあるが，熱によって変形するため応答性が低いといった問題がある．

リニア超音波モータは単位体積当たりの出力が大きく，推力も大きいため，小型カメラデバイスのリニアアクチュエータに最も適していると考えられる．しかし，現状の小型リニア超音波モータには大きく二つの課題が挙げられる．

一つ目は，ステータが長いもしくは形状が複雑であることである．これまでに提案されてきたリニア超音波モータは駆動原理によってステータを駆動軸方向（出力軸の進行方向）に長くする必要がある．そのため，実際に必要とされる変位以上の長さのステータが必要になる場合がある．また，2つのビームの励起 [54] は非常に高い推力を示しているが，形状が複雑であるため，特殊な加工方法が必要となる．そのため，小型カメラデバイスに使用するためには，シンプルな形状かつ小さくて薄いステータが必要となる．

二つ目の課題点としてリニアガイドや予圧機構といった追加機構による大型化の問題が挙げられる．提案されてきた小型リニア超音波モータのほとんどは，固定子であるステータの大きさのみに注目されている．たとえば，L1B2 モードの振動を駆動原理に使用する超音波モータは，ほとんどの場合ステータ単体でスライダを保持することはできない．そのため，スライダを直線的に動かすためのリニアガイド機構が必要となる．また，超音波モータの推力を向上させるために重要となる予圧機構においても，バネとベアリングを用いた方法やネジや精密ステージで押さえつける方法が用いられる場合が多い．（たとえば [43] や [54]）これらの方法は超音波モータの大型化につながる．そのため，実際にアプリケーションとして使用する際には，これらの機構が追加されることとなり，最終的に大型になってしまう．

## 1.5 研究目的

本研究では、スマートフォンや内視鏡のようなデバイスのサイズが小さく、また搭載できるスペースの制約が厳しいアプリケーションに応用可能な小型リニア超音波モータの提案および研究開発を行う。開発するリニア超音波モータの目標仕様は以下の通りである。

- (1) スマートフォンのような薄型カメラデバイスに収まるように、ステータの厚さ（駆動方向の長さ）は 5 mm 以下にする。
- (2) 推力はレンズなどの小型部品を動かすことができるように、10 mN 以上を目標とする。
- (3) 小型リニア超音波モータの大型化を防ぐため、直線動作を取り出すためのリニアガイド機構や、推力を向上させるための予圧機構といった追加の機構を用いない。

また今後、さらなる小型化を可能にするため、複雑な加工を必要としないものとする。出力軸の動作もネジのように回転動作から直動動作を得るのではなく、直動動作の進行波を生成するマイクロリニア超音波モータの開発を行う。これらの目標仕様を考慮した上で、小型リニア超音波モータの開発および性能評価により、次世代のカメラデバイスのオートフォーカス機構の実現可能性を明らかにすることを研究目的とする。本研究では、二種類のリニア超音波モータの開発を行う。

一つ目はステータが立方体形状のリニア超音波モータである。このリニア超音波モータの特徴として、ステータが立方体形状であるため、他のリニア超音波モータと比べてステータの長さを短く作製できることが期待できる。既に一辺約 14 mm の大きさの立方体ステータが開発されており、駆動原理が確認・検証が行われている [67]。ただし、小型化に関する研究は行われておらず、詳細な設計方法も明らかになっていない。そこで、以下のように立方体形状のリニア超音波モータの研究開発を行い、実現可能性を明らかにする。

- (1) 有限要素法を用いて立方体型リニア超音波モータの設計を行う。モータの出力が大きくなるように、最適なステータ形状を検討する。
- (2) 予圧機構を備えたスライダを作製し、スライダの力学モデルに基づいて予圧量を計算する。
- (3) スライダとステータを組み合わせたリニア超音波モータの駆動実験を行い、出力の評価を行う。

二つ目はステータが薄型のリニア超音波モータである。構成部品を増やさないために、ステータはスライダを保持できる形状もしくは構造であることが望ましい。しかし、一般的にスライダが大きくなるにつれ（スライダの径が大きくなるにつれ）、ステータも大きくする必要がありそれに伴い厚みも必要となる。しかし、カメラデバイスにおいてより鮮明な画像を撮影するためには、レンズ径は大きいほうが望ましいため、径が大きなスライダを動かすことが可能な駆動方向に薄いリニア超音波モータが必要である。そこで、駆動原理である振動モードの見直しを行って、全く新しい薄型のリニア超音波モータを提案し開発する。以下のように薄型リニア超音波モータの研究開発を行い、実現可能性を明らかにする。

- (1) 提案する薄型リニア超音波モータの駆動原理は過去に報告されていなものである．そこで、まず直動運動を生み出す駆動原理を明らかにする．
- (2) 有限要素法を用いて薄型リニア超音波モータの設計を行う．駆動原理を検証するため、比較的大きなステータを試作する．
- (3) ステータと予圧機構を備えたスライダを組み合わせたリニア超音波モータの駆動実験を行い、出力の評価を行う．
- (4) 以上の解析結果および実験結果に基づいて小型の薄型リニア超音波モータを設計、試作する．
- (5) 試作した小型ステータが生成する振動について、電氣的・機械的に評価する．
- (6) 小型の予圧機構を設計・試作し、薄型リニア超音波モータの性能の評価を行う．
- (7) 小型した薄型リニア超音波モータの有用性を確認するため、カメラとモータを組み合わせたデバイスを作製し、オートフォーカスのデモンストレーションを行う．

## 1.6 本研究の独創性，学術的意義および社会的効果

本研究の独創性は、提案する超音波モータの大きさと出力の高さである．1.4でも述べたように、従来の小型リニアアクチュエータはその駆動原理によって駆動方向にある程度の長さが必要である．リニア超音波モータにおいても同様で、これまで提案されたりニア超音波モータのほとんどのものが L1B2 と呼ばれる伸縮振動モードと曲げ振動モードを組み合わせたものの [68] や、SIDM のように伸縮振動を制御して駆動させるもので、ステータの長さが必要である．今回提案する小型リニア超音波モータはこれまでとは異なる振動モードを使用しており、従来の振動モードと比較してどのような特性の違いがあるか比較できる．Table 1.1 に本研究で提案する小型リニア超音波モータと代表的な小型リニア超音波モータを比較したものを示す．ステータの大きさは同様のモータの中でも小さく、特にステータの長さ（奥行）は他のものと比較すると約 0.1～0.7 倍の大きさであり、予圧機構やリニアガイド機構も必要としない．本研究で開発するリニア超音波モータの新規性と独創性についてまとめると、立方体型リニア超音波モータについては以下のようなものが挙げられる、

- (1) ステータを小型化する場合の設計方法および、形状によって出力の変化を明らかにする．
- (2) スライダの弾性変形を予圧に用いることで、予圧機構およびリニアガイド機構を含めた小型リニア超音波モータの実現．

また、薄型リニア超音波モータについては以下のことが挙げられる、

- (1) ステータが薄くても直動運動を生成できる駆動原理．

- (2) スライダの弾性変形によってステータ・スライダ間に予圧を与え、および予圧およびリニアガイド機構などの追加機構を必要としない構造のリニア超音波モータの開発.
- (3) 薄型リニア超音波モータの小型化. 特に大きさ約 1 mm のステータはこれまで開発されてきたリニアアクチュエータの中でも最小クラスの大きさである.

さらに本研究の社会的効果について考える. 現代社会では, 様々なロボットやデバイスが私たちの生活を支えており, 幅広い場面で使用できるようにロボットやデバイスは小型化・軽量化されている傾向である. 特に, 機械動作が重要となる医療デバイスへでは, 患者のみでなく術者の負担も軽減できるようにより高度な動作をするデバイスの開発が望まれている. 動作をさせるにはアクチュエータが必須であるが, 内視鏡や鉗子など使用されるデバイスは, 人体の内部といった限られたスペースで使用されるもの多いため, 先端部 (駆動部) のサイズは非常に小さい. そのため, アクチュエータが搭載されるスペースは非常に制限されている. 本研究で開発するリニア超音波モータはこういったデバイスに応用することができる.

Table 1.1  
Comparison with the miniature linear ultrasonic motors.

	Stator volume [mm <sup>3</sup> ]	Force [mN]	Velocity [mm/s]	Preload	Linear guide
SQUIGGLE	$1.55 \times 1.55 \times 6$	196	5	○	○
L1-B2	$1.1 \times 1.6 \times 3.93$	56	81.1	×	×
Baltan motor	$2.5 \times 2 \times 3.25$	12	100	×	×
Proposed cuboid LUSM	$2.6 \times 2.6 \times 2.2$	20	140	○	○
Proposed thin LUSM	$4.5 \times 4.5 \times 0.9$	24	110	○	○
Proposed micro LUSM	$1.6 \times 1.6 \times 0.3$	7.6	89.9	○	○

### 1.7 本論文の構成

本論文では、大きく分けて二種類の小型リニア超音波モータを研究開発する。一つ目はステータが立方体形状のマイクロリニア超音波モータと二つ目は駆動軸方向に短い薄型リニア超音波モータである。各超音波モータは駆動原理を明らかにした上でシミュレーションを行い、実際にステータを作製して駆動実験および検証を行い、評価を行う。

第 1 章「序論」では、カメラデバイスの課題点と技術的問題を明らかにした。また、小型リニアアクチュエータの代表的な駆動原理とその特徴を述べ、比較を行った。さらに、小型リニアアクチュエータの課題点を明らかにした。これらの問題を踏まえ、本研究の目的および独創性、学術的意義、社会に得られる効果について検討し記述した。

第 2 章「超音波モータの物性」では、超音波モータを評価するうえで用いられる特性について式を用いて説明する。超音波モータの評価は大きく分けて、ステータのみの評価と出力軸の推力と速度といった超音波モータの出力の評価に分けられる。本章ではステータの評価項目である「インピーダンス特性」、「 $Q$  値」、「電気機械結合係数」について、超音波モータの出力の評価項目である「予圧特性」、「過渡応答」、「電圧特性・周波数特性」について説明する。

第 3 章「マイクロリニア超音波モータの開発」では、ステータが立方体形状であるマイクロリニア超音波モータの開発を行う。まず、駆動原理となる二つの振動モードについて説明し、進行波を生成する方法について明らかにする。また有限要素法を用いてステータを設計し、電氣的・機械的に評価する。最終的にはステータにスライダを挿入して駆動させ、マイクロリニア超音波モータの出力の評価を行う。

第 4 章「マイクロリニア超音波モータの性能向上」では、より高い推力を得るために第 3 章で試作したマイクロリニア超音波モータを、ステータの振動モデルと圧電解析をもとに再設計を行う。また、再設計したステータを試作して、電氣的・機械的に評価し、解析結果と比較する。さらに、しまりばめを用いた予圧機構の検討を行い、適切な予圧量を実験で検証し、マイクロリニア超音波モータの有用性を検討する。

第 5 章「薄型リニア超音波モータ」では、薄型リニア超音波モータの駆動原理を提案し、ステータの設計方法を有限要素法を用いて説明する。駆動検証のため、比較的大型のステータを試作し、評価する。提案した駆動原理が有効性について、駆動実験で基本的なモータの性能を評価することで検証する。

第 6 章「薄型リニア超音波モータの小型化」では、有限要素法を用いて薄型リニア超音波モータの小型化に関する設計について検討し、小型のステータを試作して駆動実験を行い評価する。さらに、小型化した薄型リニア超音波モータが実際のアプリケーションとして応用可能か検証するため、カメラとモータを組み合わせたオートフォーカスシステムを構築し、実験・検証を行う。

第 7 章「31 モードと 15 モードで駆動する薄型リニア超音波モータの開発」では、圧電横効果（31 モード）と圧電厚みすべり効果（15 モード）の圧電素子を用いて、薄型リニア超音波モータを厚さ 0.3 mm まで小型化し、基本的な性能評価を行う。

第 8 章「結言」では、目的としたカメラデバイスのアクチュエータとしての仕様と、得られた実験結果を比較し結論を述べる。また、本論文で提案した技術の将来的な展望を述べる。

## 第2章 超音波モータの特性

### 2.1 はじめに

本章では、開発したリニア超音波モータの性能を評価するために用いられる方法について説明する。超音波モータの評価は大きく分けて、スライダを動かすステータ単体の評価とステータとスライダを組み合わせた超音波モータの評価に分けられる。ステータの評価には、電気的特性からステータの振動特性を評価する電気的評価と、実際にステータに電圧を印加して振動させ、振動速度もしくは振動振幅を測定する機械的評価がある。一方、ステータとスライダを組み合わせた超音波モータは、スライダの速度および推力を測定して評価する。大型の超音波モータでは、実際に錘を持ち上げたりフォースゲージのような力センサで測定したりできる。しかし、今回取り扱う超音波モータは非常に小型であるため、これらの方法を用いることができない。そこで、スライダの過渡応答を調べて評価を行う。超音波モータの過渡応答は、一般的に一次遅れ系で表される。そこで、一次遅れ系のモデルより、推力を求める方法について説明する。

### 2.2 インピーダンス特性

本節では超音波モータの固有振動数や振動振幅がどのように分布、変化するのか調査する。電気入力を機械振動に変換することで駆動する超音波モータは、等価回路を用いて電気と機械のふるまいを表現される。そこでまず基本的な振動現象を説明するために、バネマスダンパ系から  $LCR$  等価回路への等価変換について説明する。そして、圧電振動を表す電気的等価回路の特性、特に共振・反共振現象について説明する。

#### 2.2.1 バネマスダンパ系の運動モデルと $LCR$ 等価回路

超音波モータの振動はスライダとステータの接点に注目し、バネマスダンパ系の集中定数系を表す  $LCR$  直列回路として等価回路表現される。Fig. 2.1(a) にステータの振動を表すバネマスダンパ系を示す。スライダと接触するある一点に注目すると、ステータに含まれるバネ成分とダンパ成分の力を受けながら振動する。この時の運動方程式は、質量を  $m$ 、バネ定数を  $k_x$ 、減衰係数を  $c_x$  として

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} = -k_x x - c_x \frac{dx}{dt} \quad (2.1)$$

となる。

一方で Fig. 2.1(b) に示す  $LCR$  回路の方程式は、リアクタンスを  $L$ 、静電容量を  $C$ 、抵抗値を  $R$  とすると

$$L \frac{d^2 q}{dt^2} = -\frac{1}{C} q - R \frac{dq}{dt} \quad (2.2)$$

となる。(2.1) と (2.2) を比較すると同じ形であることがわかる。つまり、質量  $m$  をリアクタンス  $L$  に、バネ定数  $k_x$  を静電容量の逆数  $1/C$  に、減衰係数  $c_x$  を抵抗  $R$  に置き換えることができ、運動方程式と電気系の微分方程式に等価変換することができる。電荷  $q$  については Fig. 2.1(b) の左側の電極に正の電荷が存在するときに、機械系では正の変位（伸び）が得られているものとする。

さらにバネマスダンパ系で外力  $F = F_0 \cos(\omega t)$  を加えるときは、電気系では入力電圧  $V = V_0 \cos(\omega t)$  と対応させることで、

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} = -k_x x - c_x \frac{dx}{dt} + F_0 \cos(\omega t) \quad (2.3)$$

$$L \frac{d^2 q}{dt^2} = -\frac{1}{C} q - R \frac{dq}{dt} + V_0 \cos(\omega t) \quad (2.4)$$

と同じ形の微分方程式で表される。すなわち外力  $F$  と電圧  $V$  は等価な関係である。機械と電気の等価関係にあるパラメータを Table 2-1 にまとめる。この等価関係を利用することで、超音波モータの電気的特性からステータに生ずる振動の振幅や速度といった機械的特性を予測することが可能である。

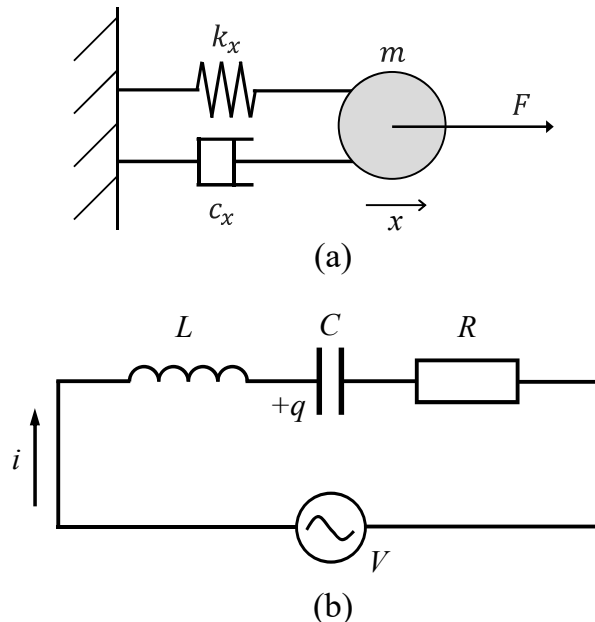


Fig. 2.1 (a) Mechanical model of the vibration motion and (b) the equivalent circuit.



**Table 2-1**

Relationship between the mechanical and the electrical parameters.

Mechanical parameters	Electrical parameters
$m$	$L$
$k_x$	$\frac{1}{C}$
$c_x$	$R$
$x$	$q$
$v$	$i$
$F$	$V$

### 2.2.2 $LCR - C_d$ 等価回路

超音波モータもしくは圧電素子は一般的に Fig. 2.2 に示すような  $LCR$  直列回路と制動容量  $C_d$  が並列接続された回路が用いられる。前項では  $LCR$  直列回路のみであったが、制動容量  $C_d$  が並列接続されている。これは、 $LCR$  直列回路は機械振動を表しているのに対し、制動容量  $C_d$  は圧電素子の準静的な変化、つまり、直流電圧印加時の伸縮を表しているためである。 $LCR$  直列部のインピーダンスを  $Z_1$ 、制動容量  $C_d$  のインピーダンスを  $Z_2$  とすると、

$$Z_1 = R + j(\omega L - \frac{1}{\omega C}) \quad (2.5)$$

$$Z_2 = -j\frac{1}{\omega C_d} \quad (2.6)$$

で表される。この回路全体のインピーダンス  $Z$  は逆数の和で求まる。

$$\frac{1}{Z} = \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2} = \frac{Z_1 + Z_2}{Z_1 Z_2} \quad (2.7)$$

(2.7) に (2.5) と (2.6) を代入し、整理すると

$$Z = \frac{\frac{R}{C_d^2}}{\left(\frac{C + C_d}{CC_d} - \omega^2 L\right)^2 - \omega^2 R^2} - j \frac{\omega \left(\frac{L}{C_d^2} + \frac{2L}{CC_d} - \frac{R^2}{C_d} - \frac{\omega^2 L^2}{C_d} - \frac{1}{\omega^2 CC_d^2} - \frac{1}{\omega^2 C^2 C_d}\right)}{\left(\frac{C + C_d}{CC_d} - \omega^2 L\right)^2 - \omega^2 R^2} \quad (2.8)$$

となる。一方、位相は

$$\theta = \tan^{-1} \left\{ \frac{\omega C_d^2}{R} \left( \frac{L}{C_d^2} + \frac{2L}{CC_d} - \frac{R^2}{C_d} - \frac{\omega^2 L^2}{C_d} - \frac{1}{\omega^2 CC_d} - \frac{1}{\omega^2 C^2 C_d} \right) \right\} \quad (2.9)$$

である．(2.8)，(2.9) の導出についての詳細は付録 A に示す．共振周波数は  $\omega L - \frac{1}{\omega C} = 0$  のときであるため，

$$f_n = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (2.10)$$

となる．また，反共振周波数は  $\omega L - \frac{1}{\omega C} - \frac{1}{\omega C_d} = 0$  となるときであるので，

$$f_p = \frac{1}{2\pi\sqrt{\frac{LCC_d}{C + C_d}}} \quad (2.11)$$

である．

例として，求めた式に  $R=1000 \ \Omega$ ， $L=0.55 \ \text{H}$ ， $C=0.05 \ \text{pF}$ ， $C_d=50 \ \text{pF}$  を代入した場合のインピーダンス特性を Fig. 2.3 に表す．Fig. 2.3(a) より，インピーダンス特性がインピーダンスの低下する共振点とインピーダンスの増加する反共振点を持つことがわかる．(2.10)，(2.11) より共振周波数は  $f_n = 959740.4 \ \text{Hz}$ ，反共振周波数は  $f_p = 960220.2 \ \text{Hz}$  となり，グラフと一致していることがわかる．このようにインピーダンス特性を調べることで共振周波数を調べることができる．

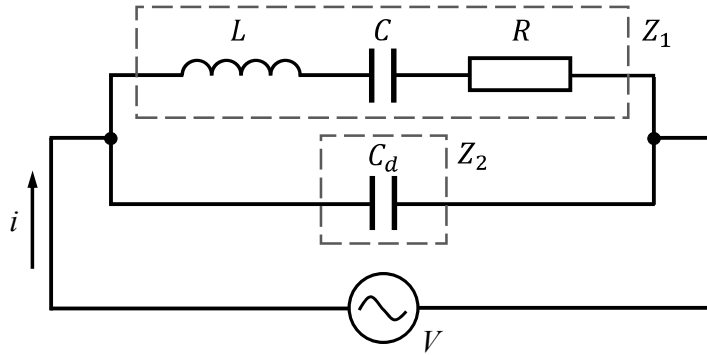


Fig. 2.2 The equivalent circuit of ultrasonic motor.

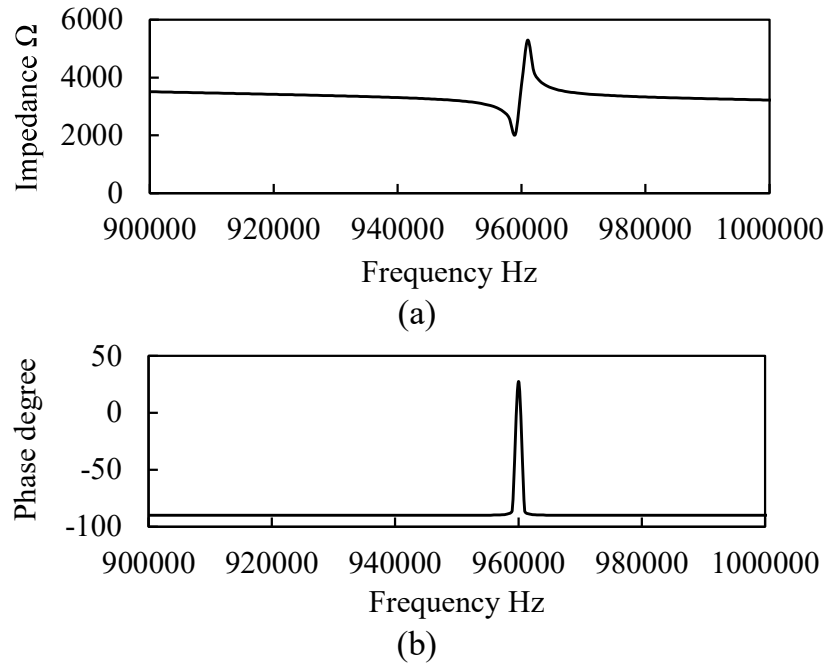


Fig. 2.3 Frequency characteristics of (a) the impedance and (b) the phase.

## 2.3 機械的品質係数 $Q$ 値

強制振動による共振において、振動状態を示す指標に機械的品質係数  $Q$  値（以下、 $Q$  値）があり、

$$Q = 2\pi \frac{\text{系で蓄えられるエネルギー}}{\text{一周期で消費されるエネルギー}} \quad (2.12)$$

と定義される [69, 70].

エネルギーの関係式を求めるために、共振を表す運動方程式 (2.3) の両辺に  $v = \frac{dx}{dt}$  をかけて変形すると、

$$m \frac{dv}{dt} v + k_x x \frac{dx}{dt} = -c_x v^2 + F_0 v \cos(\omega t) \quad (2.13)$$

となる。ここで、

$$\begin{cases} \frac{d}{dt} \left( \frac{1}{2} v^2 \right) = \frac{dv}{dt} v \\ \frac{d}{dt} \left( \frac{1}{2} x^2 \right) = \frac{dx}{dt} x \end{cases} \quad (2.14)$$

の関係を用いて (2.13) を変形すると、エネルギーの関係式として、

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{1}{2} m v^2 + \frac{1}{2} k_x x^2 \right) = -c_x v^2 + F_0 v \cos(\omega t) \quad (2.15)$$

が得られる．速度共振しているとき， $\omega_0 = \omega = \sqrt{\frac{k}{m}}$  で，

$$v = \frac{F_0}{c} \sin(\omega_0 t - \phi) \quad (2.16)$$

とおける．ただし， $\phi = \tan^{-1} \frac{B_1}{A_1}$  で， $A_1$ ， $B_1$  は定常振動の解  $x(t) = A_1 \cos(\omega t) + B_1 \sin(\omega t)$  の振幅を表す定数である．(詳細は付録 B を参照) 振動変位はこれを時間積分すればよいから，

$$x = -\frac{F_0}{c_x \omega_0} \cos(\omega_0 t - \phi) \quad (2.17)$$

となる．(2.17)，(2.16) の値を (2.15) の  $\frac{1}{2}mv^2 + \frac{1}{2}kx^2$  に代入すると，

$$\begin{aligned} \frac{1}{2}mv^2 + \frac{1}{2}kx^2 &= \frac{1}{2}m \left\{ \frac{F_0}{c_x} \sin(\omega_0 t - \theta) \right\}^2 + \frac{1}{2}m \left\{ \frac{F_0}{c_x} \sin(\omega_0 t - \theta) \right\}^2 \\ &= \frac{1}{2}m \left( \frac{F_0}{c_x} \right)^2 \frac{1 - \cos(2\omega_0 t - 2\theta)}{2} + \frac{1}{2}k \left( \frac{F_0}{c_x \omega_0} \right)^2 \frac{1 - \cos(2\omega_0 t + 2\theta)}{2} \\ &= \frac{1}{2}m \left( \frac{F_0}{c_x} \right)^2 \frac{1 - \cos(2\omega_0 t - 2\theta)}{2} + \frac{1}{2}m \left( \frac{F_0}{c_x} \right)^2 \frac{1 - \cos(2\omega_0 t + 2\theta)}{2} \\ &= \frac{1}{2}m \left( \frac{F_0}{c_x} \right)^2 \\ &= \frac{1}{2}k_x \left( \frac{F_0}{c_x \omega_0} \right)^2 \end{aligned} \quad (2.18)$$

となり，これが系に蓄えられるエネルギーである．共振状態では (2.13) の左辺は 0 になるので，

$$c_x v = F_0 \cos(\omega t) \quad (2.19)$$

となり，外力は減衰係数  $c_x$  のみを負荷としてはたらき，質量  $m$  のバネ定数  $k$  の負荷は相殺される．この結果から，外力と速度は同位相で，(2.16) において  $\phi = -\frac{\pi}{2}$  であることがわかる．

速度振幅は  $\frac{F_0}{c_x}$  であるから，(2.18) で求められた系に蓄えられた機械エネルギー  $U_S$  と一周

期  $T \left( = \frac{\omega_0}{2\pi} \right)$  に損失されるエネルギー  $U_{loss}$  はそれぞれ

$$\begin{cases} U_S &= \frac{1}{2}m \left( \frac{F_0}{c_x} \right)^2 \left( = \frac{1}{2}k_x \left( \frac{F_0}{c_x\omega} \right)^2 \right) \\ U_{loss} &= \int_0^T c_x v^2 dt = \int_0^T c_x \left\{ \frac{F_0}{c_x} \sin(\omega_0 t - \phi) \right\}^2 dt \\ &= \frac{F_0^2}{c_x} \int_0^T \frac{1 - \cos(2\omega_0 t + 2\theta)}{2} dt = \frac{F_0^2 T}{2c_x} = \frac{\pi F_0^2}{\omega_0 c_x} \end{cases} \quad (2.20)$$

となる。ただし、 $T = \frac{2\pi}{\omega_0}$  である。  $Q$  値は  $2\pi = \frac{U_S}{U_{loss}}$  と定義されるから、(2.20) より

$$Q = 2\pi \frac{U_S}{U_{loss}} = 2\pi \frac{\frac{1}{2}m \left( \frac{F_0}{c_x} \right)^2}{\frac{\pi F_0^2}{\omega_0 c_x}} = \frac{\omega_0 m}{c_x} \quad (2.21)$$

が求められる。これは減衰係数  $c_x$  が  $\omega_0 m$  に対して小さいほど、係数に蓄えられるエネルギーが振動損失に対して大きい。つまり高い  $Q$  値になることを表している。これらの関係は、バネマスダンパ系と等価関係である  $LCR$  直列回路でも同様であるため、

$$Q = \frac{\omega_0 L}{R} \quad (2.22)$$

となり、 $Q$  値を求めることができる。

## 2.4 電気機械結合係数 $k$

圧電アクチュエータ（超音波モータ）の評価指標の一つに電気機械結合係数があり、“ $k$ ” で表記される。電気機械結合係数は、電氣的入力が機械的エネルギーに変換される割合で圧電性を示す重要な指標で、

$$k^2 = \frac{\text{出力機械エネルギー}}{\text{入力電気エネルギー}} \quad (2.23)$$

と定義される。つまり、ある一定の電圧を与えた時、結合係数が高いステータほど大きな振動が得られる。これは、インピーダンス曲線の共振と反共振の関係から求めることができる [71–73]。

$$k = \sqrt{\frac{f_a^2 - f_r^2}{f_a^2}} \quad (2.24)$$

ここで、 $f_r$  と  $f_a$  はそれぞれ共振周波数と反共振周波数である。

## 2.5 予圧特性

一般に、超音波モータは予圧を与えることで大きなトルク・推力を発生する。予圧とは、ステータとスライダ間の接触力のことで、摩擦駆動である超音波モータにおいて重要な要素である。この推力と予圧との関係は、楕円運動によって点接触を介してスライダが移動するクーロン摩擦モデルによって推定することができる [43, 74–76]。Fig. 2.4 に示すように、ステータとスライダの境界面に予圧  $N$  を与えた時、スライダの推力  $F$  は次のような式で表される。

$$F = \mu_d N \quad (2.25)$$

ここで、 $\mu_d$  は動摩擦係数である。推力  $F$  は予圧  $N$  に比例して増加するが、非常に大きな予圧はステータの振動そのものを抑制するため、スライダの運動を制限し、推力低下を引き起こす。そのため、実際には実験によって予圧と推力の関係を調べ、適切な予圧量を調べる。

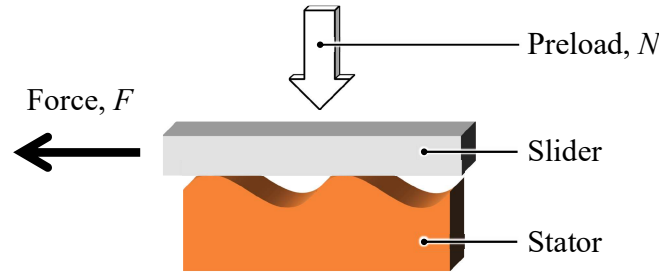


Fig. 2.4 Preload mechanism for a linear ultrasonic motor.

## 2.6 過渡応答

マイクロ超音波モータのリニアスライダの動きは運動方程式より求めることができる。一般的に回転型の超音波モータの動作は一次遅れ系で表される。これは、モータ駆動時にバネ成分が含まれないためである。実際に、ロータ直径が 0.7 mm の回転型マイクロ超音波モータでも一次遅れ系で表される [43, 77, 78]。同様に今回の小型リニア超音波モータの動作も一次遅れ系として仮定する。モータが推力  $F$  を生成し、質量  $m$  のスライダ速度  $v$  で動かしたときの運動方程式は、

$$m \frac{dv}{dt} + cv = F \quad (2.26)$$

となる。ここで、 $c$  は減衰係数を表す。まず、(2.26) の同次方程式（右辺 = 0）を解くと、

$$\begin{aligned} m \frac{dv}{dt} + cv &= 0 \\ \frac{1}{v} \frac{dv}{dt} &= -\frac{c}{m} \\ \int \frac{1}{v} dv &= \int -\frac{c}{m} dt \\ \log |v| &= -\frac{c}{m} t + C_0 \\ v &= C_1 e^{-\frac{c}{m} t} \end{aligned} \quad (2.27)$$

となる．ここで， $C_0$ ， $C_1$  は任意定数である．次に， $v = C(t)e^{-\frac{c}{m}t}$  と置くと，

$$\frac{dv}{dt} = \frac{dC(t)}{dt}e^{-\frac{c}{m}t} - \frac{c}{m}C(t)e^{-\frac{c}{m}t} \quad (2.28)$$

となる．(2.28) を (2.27) に代入し， $C(t)$  について解くと，

$$\begin{aligned} m \frac{dC(t)}{dt} e^{-\frac{c}{m}t} - cC(t)e^{-\frac{c}{m}t} + cC(t)e^{-\frac{c}{m}t} &= F \\ m \frac{dC(t)}{dt} e^{-\frac{c}{m}t} &= F \\ \frac{dC(t)}{dt} &= \frac{F}{m} e^{\frac{c}{m}t} \\ C(t) &= \int \frac{F}{m} e^{\frac{c}{m}t} dt \\ C(t) &= \frac{F}{m} \frac{m}{c} e^{\frac{c}{m}t} + C_2 \\ C(t) &= \frac{F}{c} e^{\frac{c}{m}t} + C_2 \end{aligned} \quad (2.29)$$

となる．ここで， $C_2$  は任意定数である．(2.29) を  $v = C(t)e^{-\frac{c}{m}t}$  に代入すると，

$$\begin{aligned} v &= \left( \frac{F}{c} e^{\frac{c}{m}t} + C_2 \right) e^{-\frac{c}{m}t} \\ &= \frac{F}{c} + C_2 e^{-\frac{c}{m}t} \end{aligned} \quad (2.30)$$

となる． $t = 0$  のとき， $v = 0$  であるため，

$$\begin{aligned} 0 &= \frac{F}{c} + C_2 \\ C_2 &= -\frac{F}{c} \end{aligned} \quad (2.31)$$

となる．よって，リニア超音波モータのスライダの速度  $v$  は，

$$v = \frac{F}{c} (1 - e^{-\frac{c}{m}t}) \quad (2.32)$$

となる．(2.32) と実験より得られたスライダの過渡応答と比較することで，減衰係数  $c$  および推力  $F$  が求められる．

## 2.7 電圧特性・周波数特性

モータの出力つまりスライダの動きの変化は、ステータの振動の変化より予測することができる。(2.25) に示すように推力  $F$  は予圧  $N$  と関係しているが、予圧  $N$  は言い換えるとステータがスライダにどれだけの力で接触しているかということである。そのため、推力  $F$  はスライダに加える予圧  $N$  だけでなく、ステータが生成する力そのものも大きく影響する。ステータが生成する力とは、ステータの振動のことであるので、スライダの動作はステータの振動振幅の大きさによって予測できる。(2.3) よりスライダに生ずる振幅の大きさは、

$$x = \frac{f}{\sqrt{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2}} \cos(\omega t - \phi) \quad (2.33)$$

である。(2.33) の導出は付録 B で示す。) したがって振動振幅  $A_x$  は

$$A_x = \frac{f}{\sqrt{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2}} \quad (2.34)$$

である。周波数が一定のとき、変位振幅  $x$  は入力  $f$  つまり等価関係にある入力電圧に比例する。そのため入力電圧が高くなると振動振幅が大きくなり、推力  $F$  も大きくなる。一方で電圧が一定で、周波数  $\omega$  を変化させたときを考える。変位振幅が最大になるのは、 $(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2$  が最小値を与える角周波数、つまり共振角周波数は

$$\omega = \sqrt{\omega_0^2 - 2\zeta^2} \quad (2.35)$$

である。よって、周波数が共振周波数のとき変位振幅が最も大きくなり、速度  $v$  および推力  $F$  も大きくなる。



## 第3章 立方体型リニア超音波モータの開発

### 3.1 はじめに

小さくそして駆動軸方向に短いリニア超音波モータを開発するには、従来とは異なる駆動方法を検討しなければならない。進行波型の超音波モータの駆動原理を簡単に説明すると、「進行方向の振動」と「予圧方向（駆動軸方向と垂直な方向）の振動」を同時に励起してステータに進行波もしくは楕円運動を発生させることでスライダを駆動する。例えば、代表的なリニア超音波モータである L1B2 モータでは、「進行方向の振動」の L1 モード (Fig. 3.1(a)) と「予圧方向の振動」の B2 モード (Fig. 3.1(b)) を組み合わせることで、ステータに楕円運動を生成してスライダを駆動させる (Fig. 3.1(c))。L1B2 モータのステータは比較的長いですが、これは B2 モード (Fig. 3.1(b)) が高次の振動モードであり、ある程度の長さがないと励起できないためである。そのため、ステータが短くても、予圧方向に大きな変位が得られる振動モードを選ぶ必要がある。

本章では、ステータが立方体形状の小型リニア超音波モータを提案する。駆動原理として、立方体ステータにより 2 つの振動モードの同時励起して進行波を生成させる方法を用いる。このモータでは「予圧方向（駆動軸方向と垂直な方向）の振動」に二次伸縮モード (Fig. 3.2(a)) を採用している。この振動モードは B2 モードと比較すると (Fig. 3.2(b))、節の数が少なくステータを短く設計することが可能となる。この駆動原理は、大きなステータ [67] によって実証されているが、ステータをいかに小型化するか、モータ出力をいかに最適化するかなど、詳細な研究は行われていない。本研究で開発したステータは、高さ 2.6 mm、幅 2.6 mm、長さ 2.2 mm (スライダ進行方向の長さ) である。ステータの中心には 1.4 mm の穴があり、穴に挿入されたスライダは直線的に移動する。この中空設計はボイスコイルモータに似ており、小型オートフォーカス機構のリニアアクチュエータとして適している。

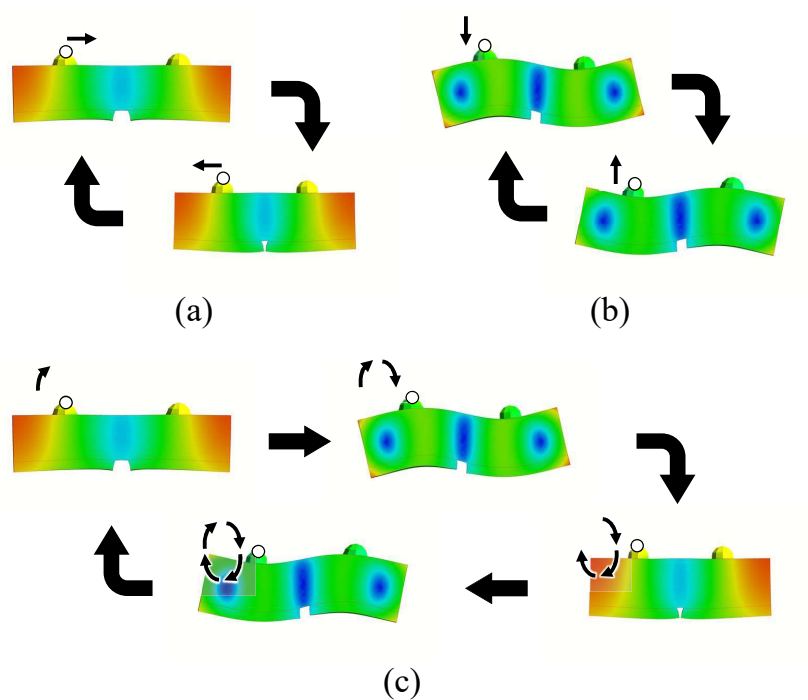


Fig. 3.1 Driving principle of L1B2 linear ultrasonic motor. (a) L1 mode, (b) B2 mode, (c) and elliptical motion.

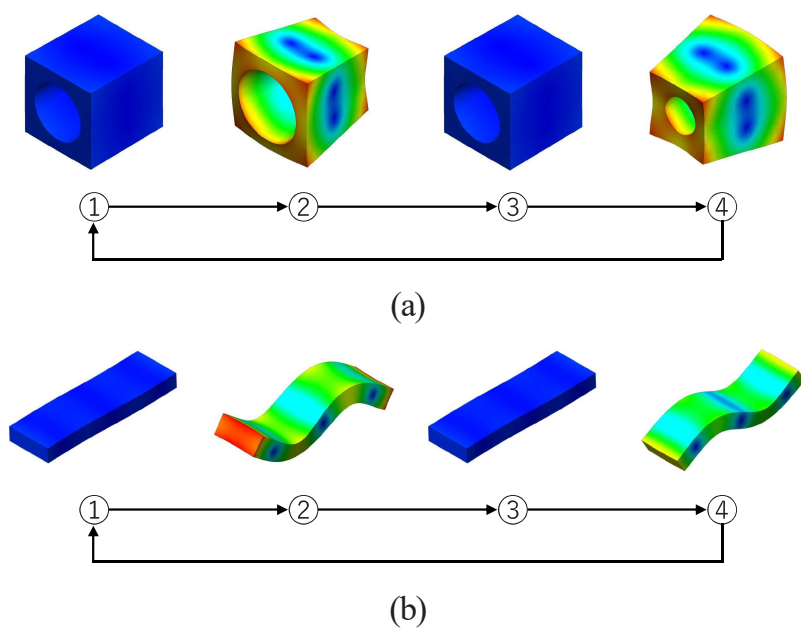


Fig. 3.2 (a) Second extension mode of proposed motor and (b) B2 mode.

### 3.2 立方体型リニア超音波モータの動作原理

Fig. 3.3(a) に立方体型リニア超音波モータの構造を示す．提案する超音波モータは穴の開いた立方体金属の周りに圧電素子が貼られたステータと，貫通穴に挿入された出力軸であるリニアスライダで構成されている．スライダは円筒形のシャフトであり，その直径はステータの貫通穴径よりわずかに小さい．スライダを動かすには，圧電素子に交流電圧を印加してステータを振動させ，穴の内周面に進行波を発生させる．進行波は二種類の振動モードを組み合わせることで生成する．一つ目は Fig. 3.4(a) に示すステータが駆動軸方向に大きく振動するモードで，二つ目は Fig. 3.4(b) に示すようにステータの両端が交互に伸縮するモードである．本論文では Fig. 3.4(a) に示す振動モードを一次伸縮モード Fig. 3.4(b) に示す振動モードを二次伸縮モードと定義する．通常，一次伸縮モードと二次伸縮モードは異なる固有振動数を持つ．しかし，ステータの形状を調節することで，一次，二次伸縮モードは同じ固有振動数にすることができる．これにより，一次および二次伸縮モードの同時励起が可能となる．

一次および二次伸縮モードを励起するため，二つの交流電圧が Fig. 3.3(b) に示すようにステータの圧電素子に印加される．ここでは，ステータの右側に印加する交流電圧を  $E_a$ ，左側に印加する交流電圧を  $E_b$  とする．交流電圧  $E_a$ ， $E_b$  は，

$$E_a = A_E \sin(2\pi f_E t) \quad (3.1)$$

$$E_b = A_E \sin(2\pi f_E t + \phi) \quad (3.2)$$

である．ここで， $A_E$ ， $f_E$  は印加する交流電圧の電圧振幅および周波数であり， $\phi$  は  $E_a$ ， $E_b$  の位相差である．このとき，周波数  $f_E$  は一次および二次伸縮モードの固有振動数と同じ値である．一次伸縮モードを励起するときは同じ位相差の交流電圧 ( $\phi = 0$ ) を与える．この時，圧電素子の両端が同時に伸縮を繰り返す．この動作は一次伸縮モードを励起させる．一方，二次伸縮モードを励起する場合は  $E_a$  と  $E_b$  間に逆位相 ( $\phi = \pi$ ) を与える．この時，圧電素子は右側 ( $E_a$  印加部) と左側 ( $E_b$  印加部) が交互に伸縮する．この振動はステータに二次伸縮モードを励起する．

スライダを駆動するには， $E_a$  と  $E_b$  間に  $1/4$  周期 ( $\phi = \pi/2$ ) の位相差を与える．これにより，ステータには Fig. 3.5 のように，左右非対称の振動が発生する．この時，ステータの内周面の一点 (右上の点) に注目すると，楕円運動を描いていることがわかる．この楕円運動が摩擦を介してスライダに伝わることで，スライダは直動動作をする．スライダの進行方向は電圧の位相差  $\phi$  を  $\pi/2$  から  $-\pi/2$  にすることで，切り替えることができる．

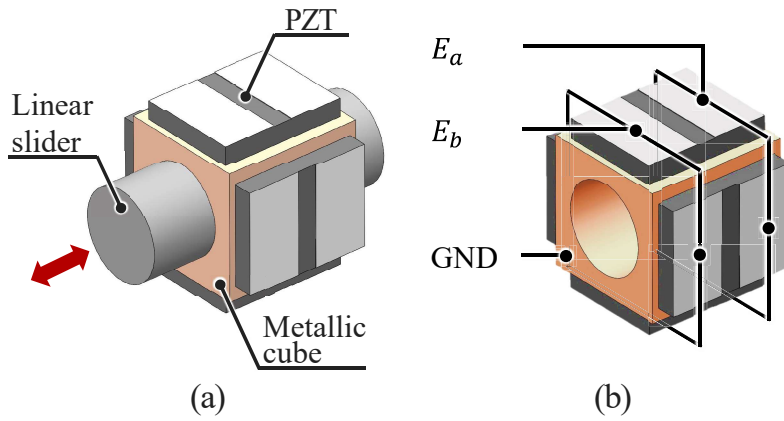


Fig. 3.3 (a) Schematic of the cuboid linear ultrasonic motor and (b) voltages applied to the stator.

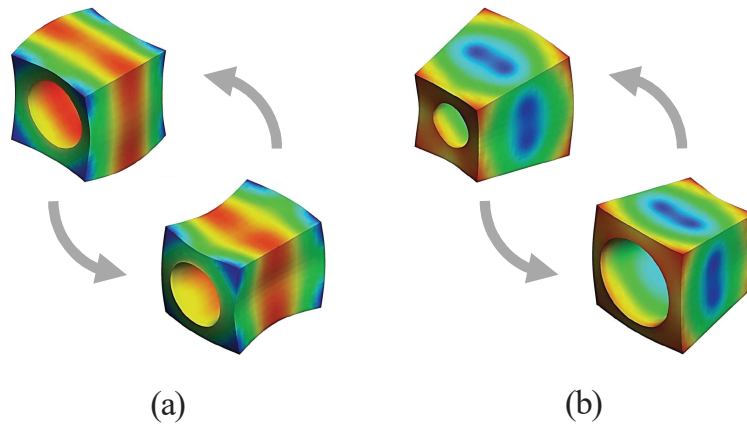


Fig. 3.4 (a) The first extension mode and (b) the second extension mode.

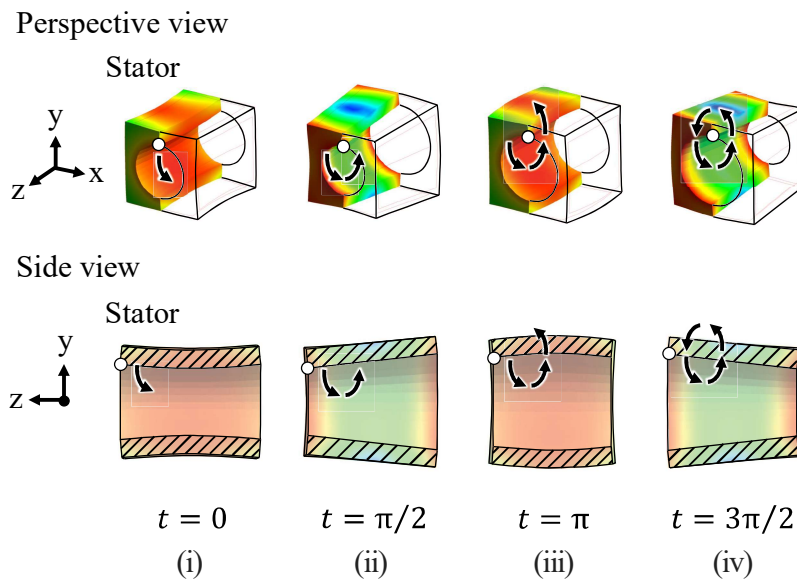


Fig. 3.5 The travelling wave of the cuboid linear ultrasonic motor.

### 3.3 立方体型リニア超音波モータの設計と試作

#### 3.3.1 一次および二次伸縮モードの固有振動数

立方体型リニア超音波モータの設計で最も重要なことは、一次および二次伸縮モードの固有振動数が同じになるように、ステータの寸法を決めることである。そのためには各固有振動モードの固有振動数がステータ形状とどのような関係であるか調べる必要がある。提案するステータは加工するうえでは単純な形状であるが、振動工学的には複雑な形状である。そこでまず Fig. 3.6 貫通穴を有さない高さ $W$ と幅 $W$ 、長さ（軸方向）が $L$ の立方体金属の各振動モードの固有振動数について考える。

一次伸縮モード（Fig. 3.7(a)）は、駆動軸方向に大きく振動するモードである。そのため、Fig. 3.7に示す軸方向に伸縮する軸の縦振動として考えることができる。両端自由の棒の縦振動の固有振動数 $f_{R1}$ は

$$f_{R1} = \frac{1}{2L} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3.3)$$

である。ここで $L$ はステータの長さ、 $E$ はヤング率、 $\rho$ は密度を表す。(3.3)より一次伸縮モードの固有振動数 $f_{R1}$ は、高さ（幅） $W$ に関係なく長さ $L$ のみに依存することがわかる。

次に二次伸縮モード（Fig. 3.8(a)）は駆動軸方向に垂直な面（ステータにおいて圧電素子が貼られていない面）の伸長と収縮が交互に発生する振動モードであるため、Fig. 3.8(b)に示すような平板の曲げ振動として考える。平板の曲げ振動の固有振動数 $f_{R2}$ は

$$f_{R2} = \frac{\pi}{W^2} \sqrt{\frac{D}{\gamma}} \quad (3.4)$$

である。ここで $\gamma$ は単位長さ当たりの質量である。また、このときの $D$ は平板の曲げ剛性であり、

$$D = \frac{EL^3}{12(1-\nu^2)} \quad (3.5)$$

である。 $\nu$ はポアソン比を表す。 $\gamma$ を単位体積当たりの質量 $\rho$ で表すと

$$\gamma = \rho L \quad (3.6)$$

であるため、(3.5)と(3.6)を(3.4)に代入すると、

$$f_{R2} = \frac{\pi L}{2W^2} \sqrt{\frac{E}{3(1-\nu^2)\rho}} \quad (3.7)$$

となる。(3.7)よりスライダの二次伸縮モードの固有振動数 $f_{R2}$ はステータの長さ $L$ と幅 $W$ の関数であることがわかる。(3.3)および(3.7)よりステータの長さ $L$ が増加すると、一次伸縮モードの固有振動数 $f_{R1}$ は減少し、二次伸縮モードの固有振動数 $f_{R2}$ は増加することがわかる。このため、ステータの長さ $L$ を変えることで固有振動数を一致させることができると予想できる。

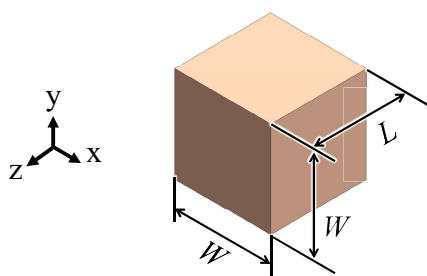


Fig. 3.6 The cuboid model.

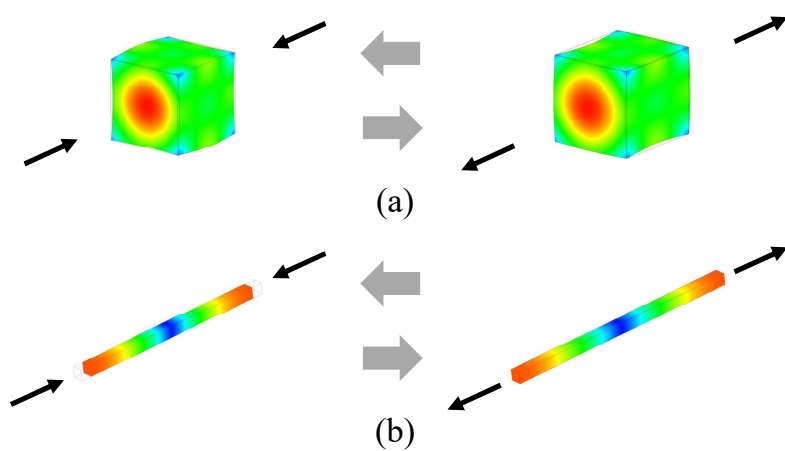


Fig. 3.7 The first extension mode of (a) the cuboid model and (b) the rod model.

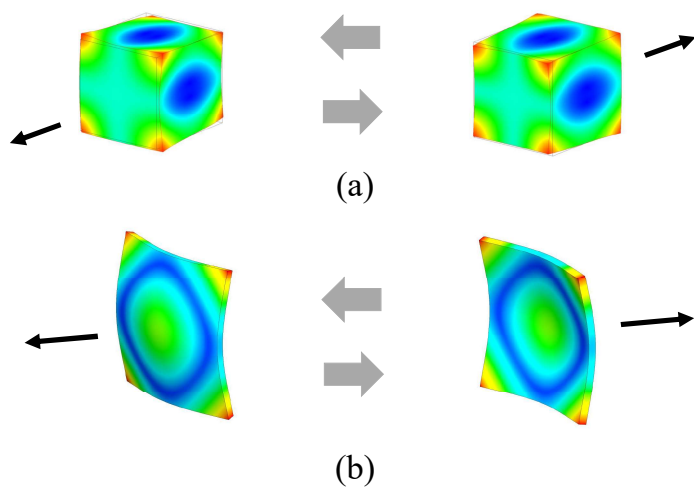


Fig. 3.8 The second extension mode of (a) the cuboid model and (b) the plate model.

### 3.3.2 FEM解析を用いたステータの設計

(3.3) と (3.7) よりステータ形状が固有振動数にどのような影響を与えるのか予測できるようになった。しかし、実際のステータは穴が開いていたり、圧電素子が貼られていたりなど、計算する上では複雑な形状である。さらに、(3.3)、(3.7) は一次元または二次元のモデルであるため、実際のステータの固有振動数を求めることはできない。そこで有限要素法を用いたモード解析（以下、FEM 解析）を使用する。FEM 解析は、ステータの固有振動数と振動モードを明らかにすることができ、ステータ形状ごとの一次・二次伸縮モードの固有振動数を調べることができる。そこで、一次・二次伸縮モードの固有振動数が同じになるように FEM 解析を用いてステータ形状の設計を行う。

ステータの設計は金属部の長さ、幅（高さ）、穴径を変えることで行う。圧電素子のモデルは厚さ 0.3 mm、幅 1.6 mm、長さ 2.0 mm で、一定とする。金属部の材料特性はリン青銅（ヤング率：110 GPa、密度： $8.78 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、ポアソン比：0.341）であり、圧電素子はチタン酸ジルコン酸鉛（以下、PZT）（ヤング率：80 GPa、密度： $7.8 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、ポアソン比：0.292）である。

Fig. 3.9(a) に解析に用いたステータモデルを示す。金属部は幅と高さが 2.0 mm で貫通穴の直径は 1.4 mm である。ステータの長さ  $L$  は変数として与えられ、この値を変えることで、固有振動数を一致させる。このとき、ステータの幅と高さ、穴径は一定である。Fig. 3.9(b) にステータの長さ  $L$  が変化したときの一次・二次伸縮モードの固有振動数を示す。一次伸縮モードはステータの長さ  $L$  が大きくなるにつれ、固有振動数は小さくなる。また、二次伸縮モードはステータの長さ  $L$  が大きくなるにつれ、固有振動数は大きくなる。これは (3.3)、(3.7) から予想される通りである。ステータの長さ  $L$  が 2.2 mm のとき、一次・二次伸縮モードの固有振動数は同じ値となることがわかる。

次に Fig. 3.10(a) に示すようにステータの長さ、穴径を一定にし、幅（高さ） $W$  を変えた場合を考える。有限要素法で明らかになった一次・二次伸縮モードの固有振動数を Fig. 3.10(b) に示す。幅（高さ） $W$  が増加するにつれ一次および二次伸縮モードが減少していることがわかる。二次伸縮モードの固有振動数は (3.7) からわかるように幅（高さ）が増加するにつれて減少していく。一方、一次伸縮モードの固有振動数は (3.3) からでは、幅（高さ） $W$  が含まれておらず、固有振動数は変化しないようにみえる。しかし、実際は  $W$  が増加することによりステータの質量が増加する。一般的に固有振動数は  $\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$  ( $k$ : バネ定数,  $m$ : 質量) で表されるため、 $W$  が増加することで質量が増加し、一次伸縮モードの固有振動数  $\omega_0$  の値が減少したと考えられる。

最後に、Fig. 3.11(a) に示すように穴径  $d$  を変化させた場合の各固有振動数を変化する。Fig. 3.11(b) にその結果を示す。穴径が増加することで一次・二次伸縮モードの固有振動数は減少していることがわかる。これは、穴径が増加するとステータの体積が減少し、共振時に必要なエネルギーが減少するためである。また、穴径  $d$  の大きさに関わらず、一次・二次伸縮モードの固有振動数の差はほとんどないことがわかる。これはステータの断面の形状が固有振動数に影響しないためである。また、穴径  $d$  が増加するにつれて一次・二次伸縮モードの固有振動数が減少するのは、ステータの質量が減少するためである。

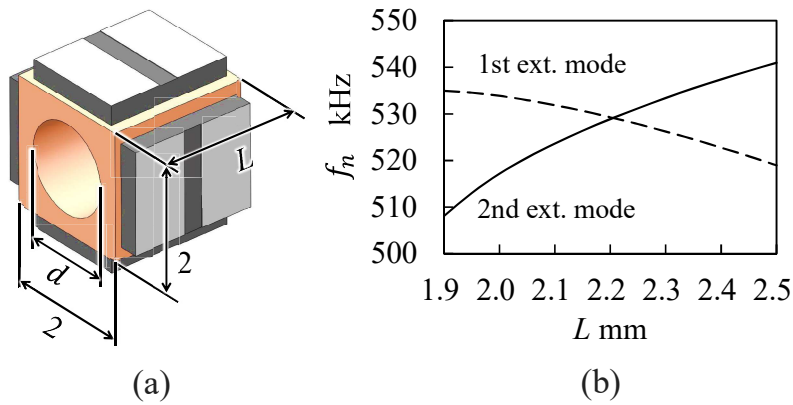


Fig. 3.9 (a) The stator model. (b) The natural frequency of the first and second extension modes with respect to the length  $L$ .

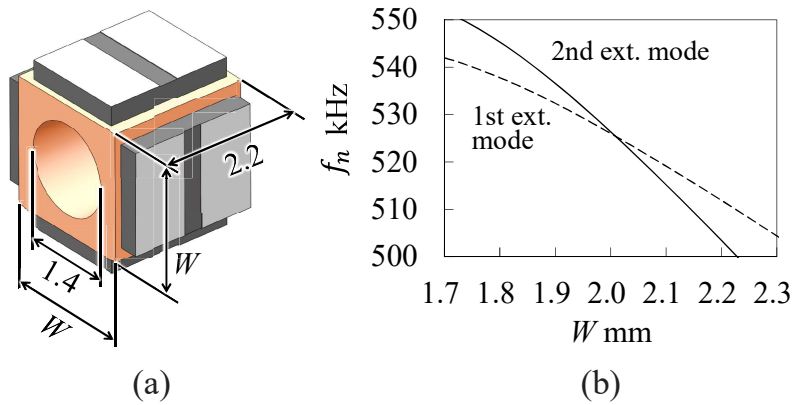


Fig. 3.10 (a) The stator model. (b) The natural frequency of the first and second extension modes with respect to the width  $W$ .

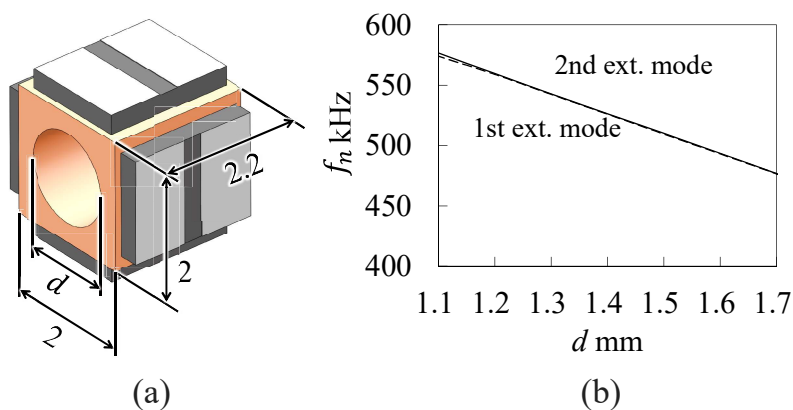


Fig. 3.11 (a) The stator model. (b) The natural frequency of the first and second extension modes with respect to the hole diameter  $d$ .



### 3.3.3 試作したステータ

Fig. 3.12 に試作した立方体型リニア超音波モータのステータを示す．圧電素子を含むステータの大きさは高さ 2.6 mm，幅 2.6 mm，長さ 2.2 mm である．金属部の大きさは高さ 2.0 mm，幅 2.0 mm，長さ 2.2 mm で，中央には直径 1.4 mm の貫通穴が開いている．ステータ側面には，厚さ 0.3 mm，幅 1.6 mm，長さ 2.0 mm の圧電素子（C-213，Fuji Ceramics Co.）が接着される．圧電素子は厚さ方向に分極されており，陽極側は 2 つの電極が，陰極側には 1 つの銀電極がある．ステータの外側表面には合計 8 つの電極があり，金属部分とはグランドとして電気的に導通する．金属は外周はワイヤ放電で，貫通穴はエンドミルで加工している．立方体金属と圧電素子は市販のエポキシ接着剤を使用し，150 度に温めた電気炉で 30 分間加熱し接着した．FEM 解析結果と比較するため，Fig. 3.13 に示すように金属部の長さ  $L$  が 2.0 mm，2.4 mm のステータも作製した．

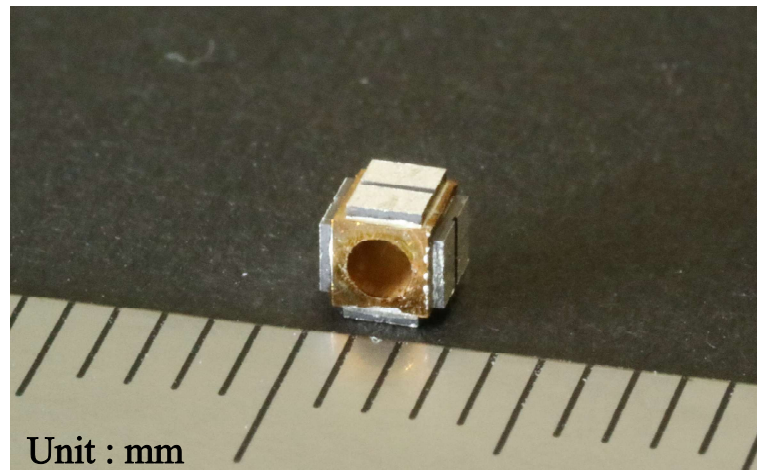


Fig. 3.12 The stator of cuboid linear ultrasonic motor.

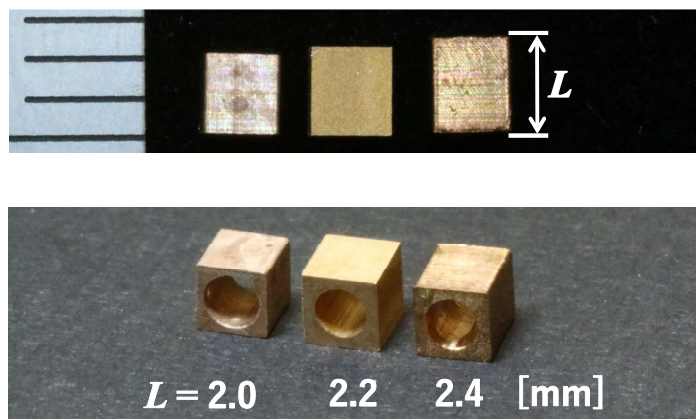


Fig. 3.13 The phosphor bronze cuboid as the stator's component.

### 3.4 インピーダンス測定

試作したステータの固有振動数を明らかにするために、ステータのインピーダンス特性を調べる。ただし、インピーダンス曲線からはどの振動モードが実際に励起しているかは不明である。そこで、インピーダンスアナライザの接続方法を変えて、特定の振動モードを励起し、一次および二次伸縮モードの固有振動数を調べる。Fig. 3.14 にインピーダンスアナライザ (IM3570, Hioki E.E. Corp., Nagoya, Japan) と圧電素子の接続方法を示す。この図では右側の圧電素子の電極を PZT1、左側を PZT2 とする。

一次伸縮モードを励起するには Fig. 3.14(a) に示すような接続方法を用いる。インピーダンスアナライザから電圧が印加されると PZT1 と PZT2 が同時に伸縮する。その結果、一次伸縮モードを励起する。一次伸縮モードの共振周波数では電流が多く流れ、結果インピーダンスの値は減少する。二次伸縮モードを励起するには Fig. 3.14(b) に示すような接続を行う。電圧が印加されると PZT1 が伸長したときは PZT2 は収縮し、PZT1 が収縮したときは PZT2 が伸長する。このように PZT1 と PZT2 が交互に伸縮し、その結果、二次伸縮モードを励起する。二次伸縮モードの共振周波数では、電流の値が増加し、インピーダンスの値が減少する。このように各共振周波数の値はインピーダンスが最も低くなる周波数を調べることで、特定することができる。

Fig. 3.15 に計測した各ステータの各固有振動数と FEM 解析の結果を比較したものを示す。モデルの解析では、ステータの長さ  $L$  が長くなるにつれて、一次伸縮モードの共振周波数は減少し、二次伸縮モードの共振周波数は増加する。この計測結果は FEM 解析の結果とよく一致している。ステータの長さ  $L$  が 2.2 mm のとき、二つの共振周波数は約 530 kHz で一致することを確認した。

ステータの長さ  $L$  が 2.2 mm において、インピーダンス解析により得られた結果を Fig. 3.16, Fig. 3.17, Fig. 3.18 に示す。実線は実験より得られた結果であり、点線は (2.8), (2.9) より求めた理論値である。LCR- $C_d$  等価回路のパラメータは一次伸縮モードが、 $L = 0.185$  H,  $C = 49.2$  pF,  $R = 1050$   $\Omega$ ,  $C_d = 0.545$  nF であり、二次伸縮モードが  $L = 0.95$  H,  $C = 0.0956$  pF,  $R = 10000$   $\Omega$ ,  $C_d = 0.112$  nF である。Fig. 3.16 はインピーダンスの周波数特性を表している。インピーダンスは一次および二次伸縮モード共に同じ共振周波数で値が低くなったのち、反共振周波数でインピーダンスが高くなることがわかる。Fig. 3.17 は位相の周波数特性を表している。位相は一次および二次伸縮モード共に同じ共振周波数付近で、位相が最も高くなることがわかる。これは、共振周波数でインピーダンスの虚部が最も小さくなるためである。Fig. 3.16, Fig. 3.17 からステータに流れる電流を求めることが出来る。実験により得られたインピーダンス  $Z(f)$  と位相  $\theta(f)$  より、電流  $I(f)$  は

$$i(f) = \frac{V \cos(\theta(f))}{Z(f)} \quad (3.8)$$

より求めることが出来る。ここで、 $V$  はインピーダンスアナライザより印加される電圧振幅で  $V = 1$  V<sub>p-p</sub> である。Fig. 3.18(a), (b) を比較すると Fig. 3.18(a) の一次伸縮モードが多く流れていることがわかる。これは二次伸縮モードが厚みのある平板の曲げ振動であるため、一次伸縮モードと比較して振動しにくいからである。

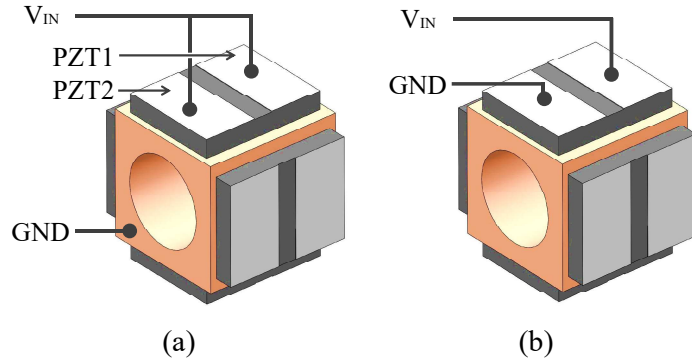


Fig. 3.14 A voltage application to piezoelectric elements for impedance analysis: (a) the first extension mode and (b) the second extension mode.

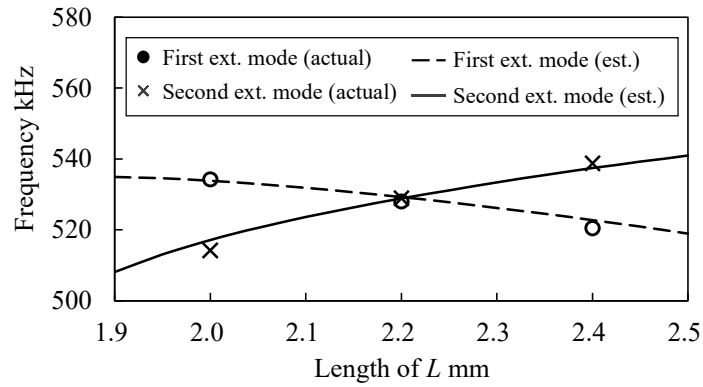


Fig. 3.15 Relationship between the natural frequencies and the stator length  $L$ .

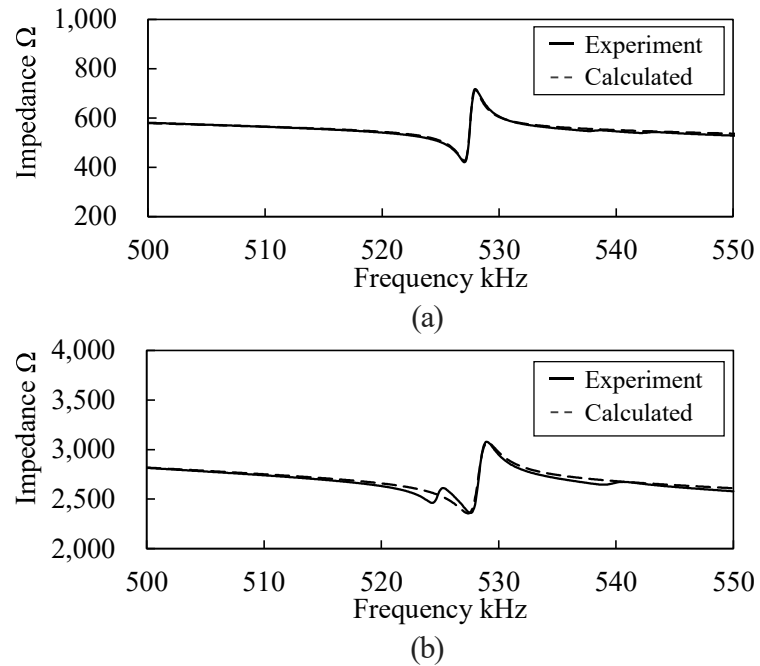


Fig. 3.16 Frequency characteristics of the impedance of the stator: (a) the first extension mode and (b) the second extension mode. The dash line is the calculate value from (2.8).

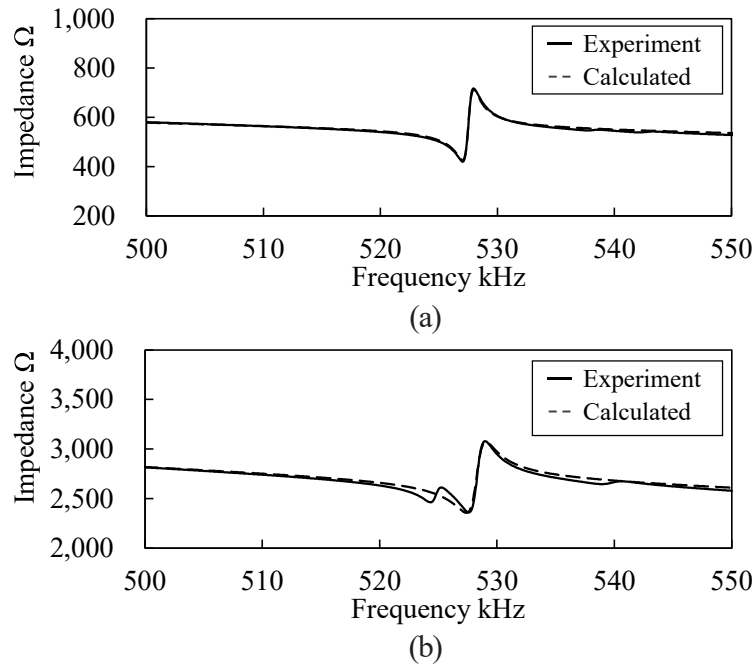


Fig. 3.17 Frequency characteristics of the phase of the stator: (a) the first extension mode and (b) the second extension mode. The dash line shows the calculate value from (2.9).

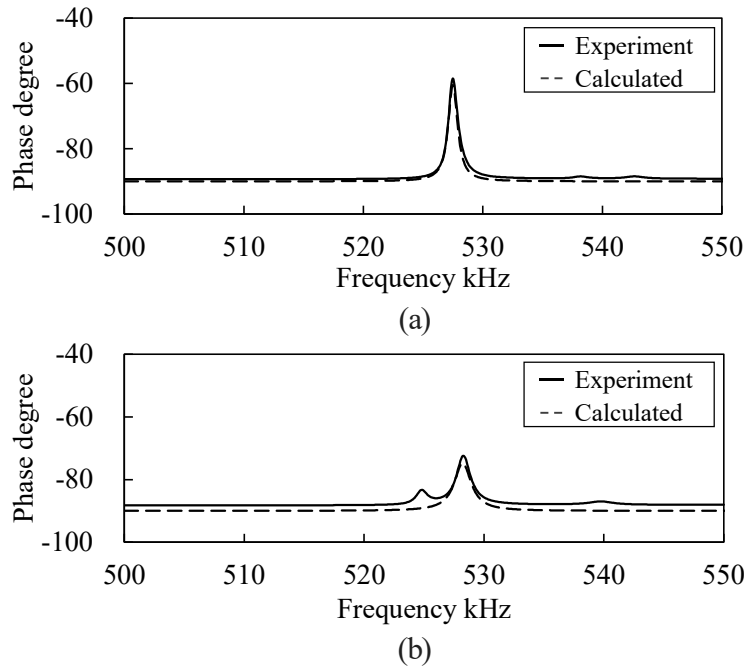


Fig. 3.18 Frequency characteristics of the current of the stator: (a) the first extension mode and (b) the second extension mode. The dash line shows the calculate value from (2.8), (2.9), and (3.8).

## 3.5 振動測定

### 3.5.1 ステータ振動の測定方法

3.4 節ではステータの各振動モードを励起するための固有周波数を明かにした．ここでは実際に振動振幅を測定して，ステータを機械的に評価する．しかし，インピーダンス解析だけでは実際にどの振動モードが励起しているかは不明である．そこで，前節で明らかにした固有振動数の交流電圧をステータに印加し，Fig. 3.4 に示した固有振動モードが実際に励起しているか，レーザードップラー計（NLV-2500, Polytec Japan）を用いてステータの振動を計測し，実測により明かにする．

測定は Fig. 3.19(a) に示すように軸方向の振動振幅と半径方向の振動振幅を行った．軸方向の振動振幅の測定は貫通穴の縁にレーザを照射することで測定することが出来る．しかし，半径方向の振動振幅はステータの大きさが非常に小型であるため，直接レーザードップラー計の光をステータ内周面に照射することは困難である．そこで Fig. 3.19(b) に示すように，小型の反射鏡を用いて計測を行った．レーザードップラー計のレーザはステータ内部に配置された小型反射鏡により 45 度反射され，ステータの内周面に照射される．計測は Fig. 3.19(c) に示すように駆動方向に 0.2 mm 間隔で行い，各点の振動振幅の大きさを計測する．

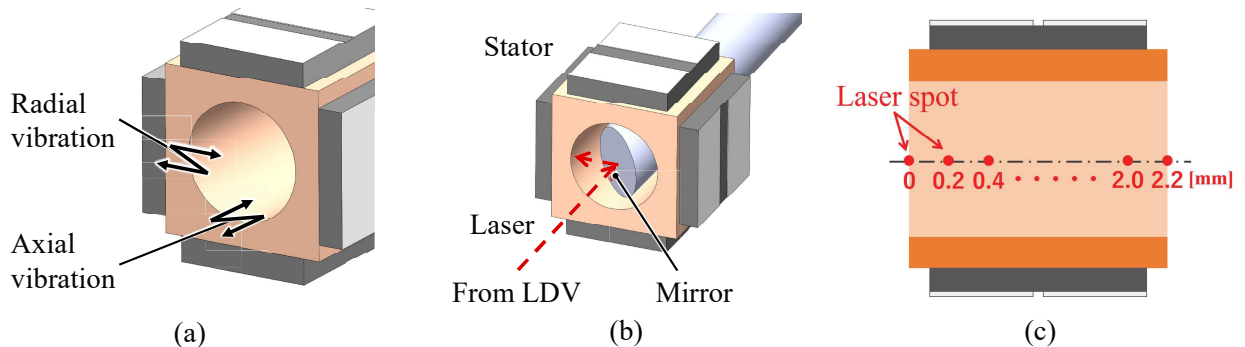


Fig. 3.19 (a) Definition of the vibration direction. (b) Experimental setup for measuring a vibration amplitude by laser Doppler vibrometer.

### 3.5.2 定在波の測定

振動振幅の計測結果を Fig. 3.20 に示す．グラフは横軸が計測点の位置，縦軸が振幅を表している．Fig. 3.20(a) は一次伸縮モードを励起した時のステータの振動振幅である．半径方向の振幅はステータの中央付近で大きくなり，最大振動振幅は約 74 nm である．また，軸方向の振動振幅の大きさは 32.6 nm であった．一方，Fig. 3.20(b) は二次伸縮モードを励起した時のステータの振動振幅である．半径方向の振幅はステータの両端で大きくなり，最大振動振幅は約 100 nm である．軸方向の振動振幅の大きさは 5.5 nm であった．実験で得られたステータの振動と駆動原理である振動モードを比較すると同じ傾向であり，ステータに各振動モードが励起されていることを実験的に確認した．Fig. 3.20(b) に示す二次伸縮モードにおいて，レーザードップラー振動測ではステータに生じた振動振幅のみ測定しているため，Fig. 3.21 のようなステータの両端が同時に大きく変化する振動モードである可能性もある．しかし，Fig. 3.21

に示す振動モードの固有振動数を FEM 解析で調べたところ、約 642.7 kHz であり明らかに二次伸縮モードの固有振動数が異なる。また、Fig. 3.21 の振動モードを励起するためには Fig. 3.14 で示す PZT1 と PZT2 の伸縮が同位相でなければならないため、Fig. 3.20(b) は二次伸縮モードであるといえる。

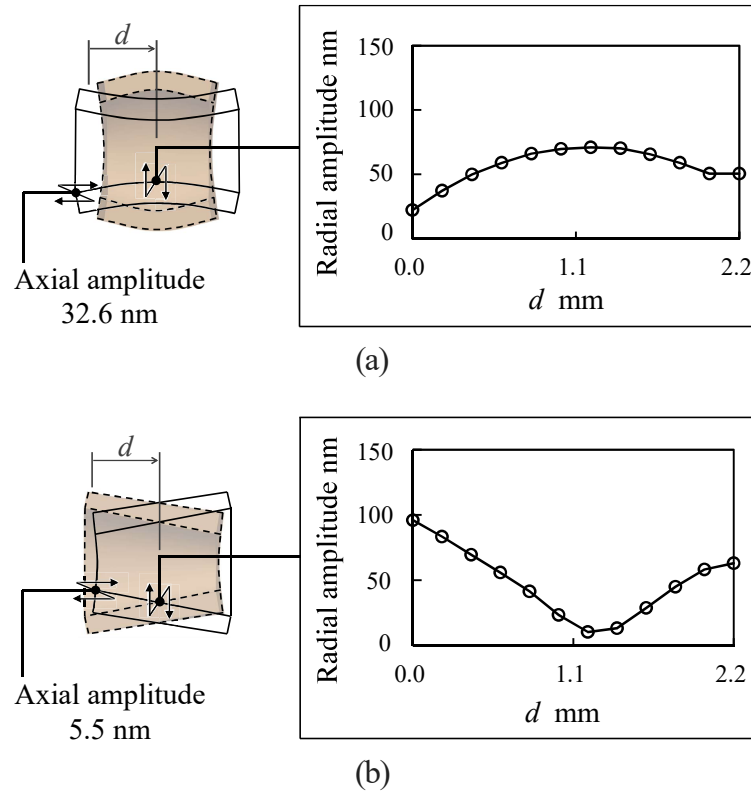


Fig. 3.20 The vibration amplitudes occurred at the inner surface of the stator hole. (a) When the voltage excites the first extension mode (Fig. 3.4(a)) and (b) when the voltage excites the second extension mode (Fig. 3.4(b)).

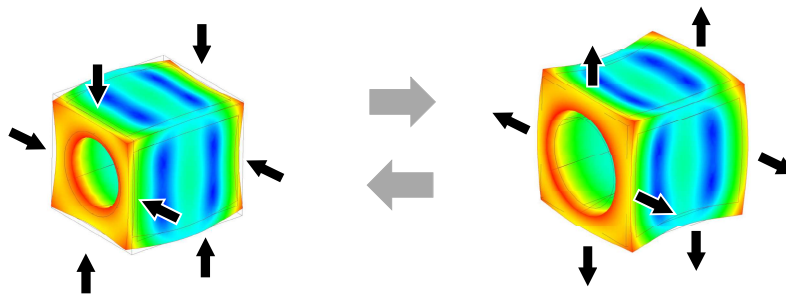


Fig. 3.21 The vibration modes that exist at 642.7 kHz.

### 3.6 立方体型リニア超音波モータの評価実験

本章では作製した立方体型リニア超音波モータの出力を測定し、評価を行う。まず、実験環境について説明し、過渡応答、予圧特性、電圧特性、周波数特性について述べる。また、得られた結果は運動方程式や  $LCR$  等価回路から求まる振動振幅と比較・検討する。

#### 3.6.1 実験環境

超音波モータの動作実験を行った実験環境を Fig. 3.22 に示す。ファンクションジェネレータ (WW5064, Tabor) で発生させた二つの交流電圧を電力増幅器 (HSA4052, エヌエフ回路ブロック) を用いて増幅しステータの圧電素子に印加する。ステータの進行波を発生させるためには入力されている交流電圧  $E_a$  と  $E_b$  の位相が  $\pi/2$  異なる必要がある。そのため電力増幅器 1 と電力増幅器 2 にはそれぞれ正弦波と余弦波を入力する。

次に超音波モータの評価方法を示す。スライダの変位はレーザ変位計 (ZX2-LD50, オムロン) により測定される。スライダの速度は距離の時間微分により求められる。レーザ変位計の時間応答は 1 ms である。使用したスライダはステンレスの円筒シャフトで直径は 1.394 mm, 長さ 50 mm, 重さは 0.5 g である。ステータとスライダ間には約 6  $\mu\text{m}$  の隙間がある。これはステータとスライダ間の隙間が小さすぎると摩擦が大きくなり、モータが駆動しなくなるためである。スライダの直径は最も動作するものを選んでいる。

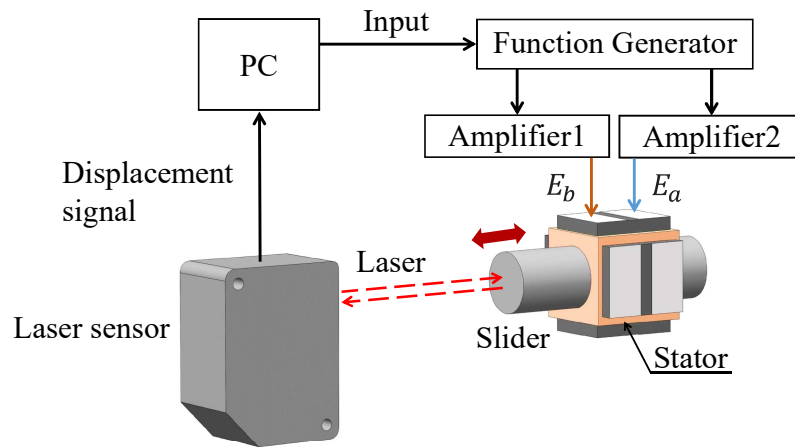


Fig. 3.22 Experimental setup for evaluating the motor characteristics.

#### 3.6.2 過渡応答

立方体型リニア超音波モータのステップ応答を調査した。Fig. 3.23 に立方体型リニア超音波モータの実験結果を示す。実線は実験値、点線は (2.32) より求めたスライダの動作である。今回の実験では電圧 50 V<sub>p-p</sub>, 周波数 522 kHz の交流電圧を印加している。モデル (運動方程式) には、スライダの重さ 0.5 g と減衰係数  $c = 0.138 \text{ Ns/m}$  を与えている。スライダの速度は約 15 ms で定常状態の 56 mm/s に達している。スライダの質量と加速度から求めた推力  $F$  は最大 7.75 mN であった。



速度が定常に達した後速度のばらつきが観察されるが、これはステータとスライダの表面状態および摩擦が影響しているためである。また、立方体型リニア超音波モータの応答性がレーザ変位計の応答性よりも速く、微分したときに速度の変化が大きくなるためである。

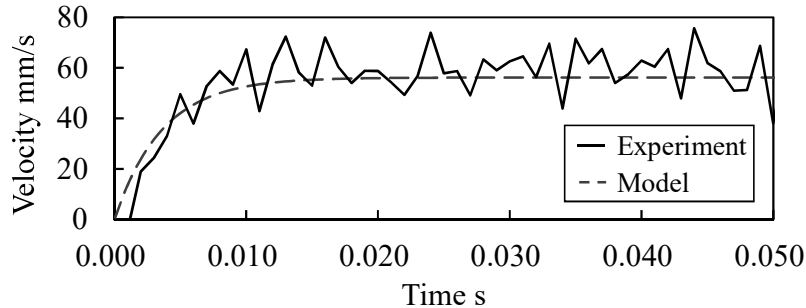


Fig. 3.23 Transient response of the cuboid linear ultrasonic motor.

### 3.6.3 予圧特性

予圧は超音波モータの出力を向上させるために必要な重要なパラメータの一つである。(2.25)で表すように、予圧が上がるにつれても超音波モータの推力は向上するが、予圧が高すぎるとステータの振動そのものを抑制するためスライダが動かなくなる。そこで、試作した立方体型リニア超音波モータの出力が予圧によってどのように変化するかを調べ、最も出力が高くなる最適な予圧値を調べた。

Fig. 3.24 に実験装置の構造を示す。スライダはステータに挿入される。ロッドがフォースゲージ (ZP-2N, Imada Co., Japan) に接続され、スライダとステータ間に予圧を与える。予圧の値はフォースゲージを固定したステージを動かすことで調節される。つまり、ステージがスライダ側に近づけば高い予圧を与え、逆に遠ざかれば予圧の値は小さくなる。ロッドとスライダ間の摩擦の影響を減らすために、二つの小型ベアリングが Fig. 3.24 の拡大図のようにスライダの両側に固定される。

この実験では一定の交流電圧（電圧  $100\text{ V}_{p-p}$ 、周波数  $522\text{ kHz}$ ）を与え、予圧の値を変えることでモータの推力と予圧の関係を評価した。Fig. 3.25 は予圧を  $10\sim110\text{ mN}$  まで変化させたときの予圧特性を示す。予圧が  $40\text{ mN}$  以下のときは、スライダとステータ間の接触力が高くなるため(2.25)で表すように、予圧  $N$  が増加するにつれて推力  $F$  も増加する。最大推力は予圧値  $40\text{ mN}$  の時に得られ、その時の推力は  $17.0\text{ mN}$  である。しかし、予圧が  $40\text{ mN}$  を超えると以上になるとステータの振動そのものが抑制されるため、推力が低下していき  $110\text{ mN}$  になるとスライダは動作しなくなる。

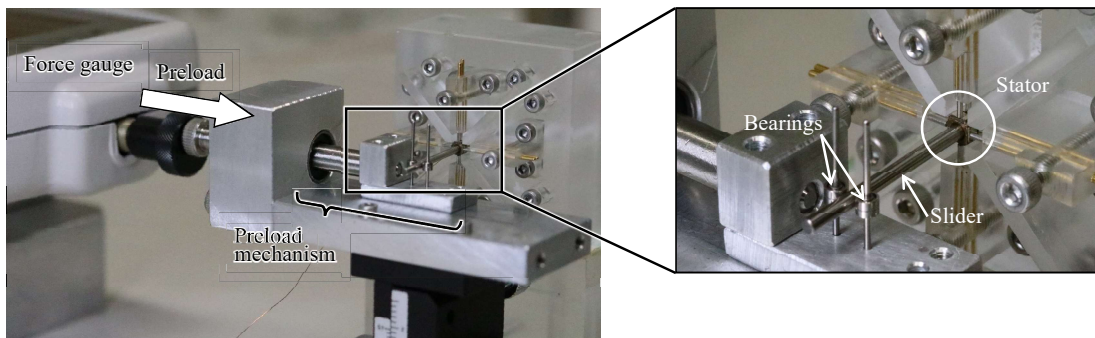


Fig. 3.24 Experimental setup for the preload characteristics.



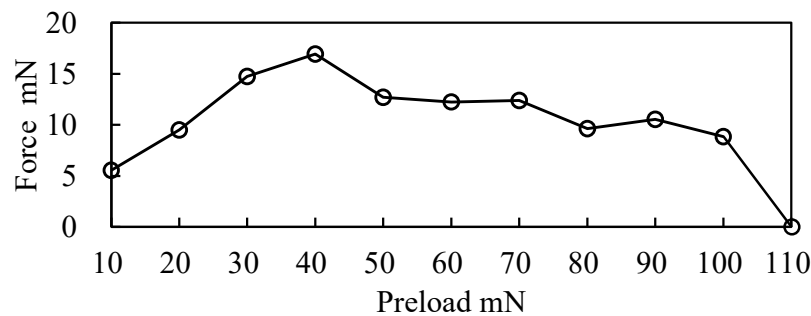


Fig. 3.25 Preload characteristics of the motor output.

### 3.6.4 電圧振幅特性および周波数特性

入力電圧によってモータの出力がどのように変化するかを理解することはモータを制御するうえで重要である．そこで入力電圧の電圧振幅および周波数を変化させ，スライダ速度および推力がどのように変化するか調べる．この実験では一定の予圧 40 mN を与え，グラフには速度および推力のピークの値をプロットした．Fig. 3.26 に実験結果を示す．Fig. 3.26(a) に電圧を一定 ( $100 V_{p-p}$ ) にし，周波数を変化させたときの周波数特性を示す．周波数が 522 kHz のとき速度，推力はともに最大値となり，周波数が 522 kHz よりも増加もしくは減少するにつれて，速度・推力は低下する．522 kHz ではスライダの速度 110 mm/s，推力 16 mN であった．モータの速度と推力は 522 kHz を中心に対称である．モータの出力がこのような変化するの，これは超音波モータの駆動にステータの共振を使用しているため，(2.33) で表すように共振周波数である 522 kHz で最も振動が大きくなるためである．なお，ステータの設計時には 530 kHz で二種類の共振周波数が一致していたのに対し，最も高い速度や推力は 522 kHz で得られた．これは，スライダがステータに挿入されることにより，共振周波数が変化したためである．Fig. 3.26(b) は周波数を一定 (522 kHz) にし，電圧を変化させた時の速度・推力の特性を示す．スライダは 40  $V_{p-p}$  以上から動き始め，ほぼ線形に増加している．印加電圧が 150  $V_{p-p}$  のとき，スライダの速度は約 150 mm/s，推力は約 20 mN である．これは (2.33) で示すように，高電圧になるにつれて圧電素子の振動が大きくなり楕円運動が大きくなるためである．

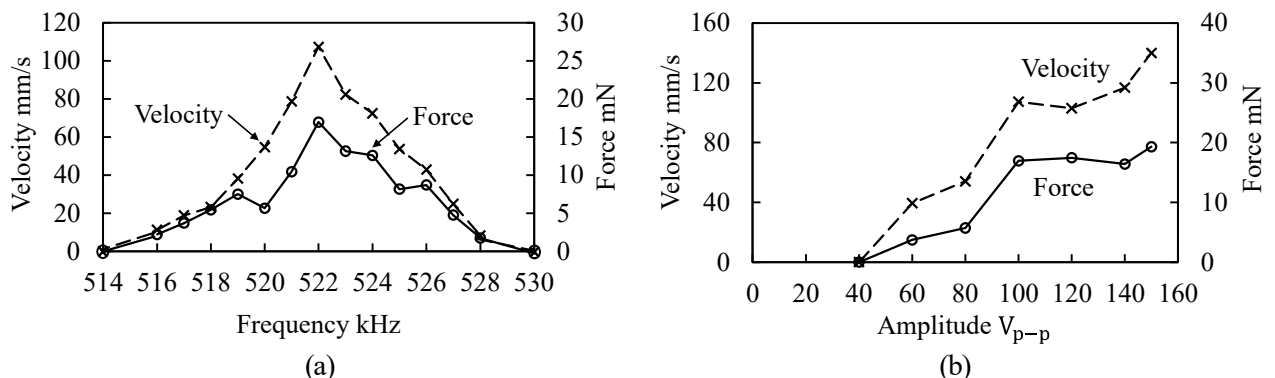


Fig. 3.26 (a) Frequency characteristics and (b) amplitude characteristics of the motor output.

### 3.7 まとめ

本章では立方体型リニア超音波モータを駆動原理と設計方法を説明し、試作した立方体型リニア超音波モータの性能を駆動実験によって評価した。提案する立方体型リニア超音波モータは、軸方向に大きく振動する一次伸縮モードと予圧方向に大きく振動する二次伸縮モードという異なる二種類の振動モードを組み合わせることでステータに進行波を発生させ、スライダを駆動する。これらの振動モードの組み合わせは、従来のリニア超音波モータと比較して、ステータのサイズを小さくかつ短く設計することができる。また、試作した超音波モータはインピーダンス特性を調べて電氣的に評価することで各振動モードの固有振動数を明らかにし、振動モードを実際に測定して機械的に評価することで振動モードを明らかにした。

試作した超音波モータの出力は、実際のスライダの動きを調べることで評価した。スライダの過渡応答は、0.015 s で定常速度に達し、高い応答性を示した。予圧特性を調べる実験では、40 mN で最大の速度と推力を得られた。最後に、モータを制御する上で重要となる入力電圧とモータ出力の関係を調べた。モータ出力は周波数を変化させたときは共振周波数で出力が最大となり、入力電圧振幅に対しては線形関係であった。この傾向はステータの振動と関係しており、ステータの振動が大きくなるほど超音波モータの出力も大きくなる。

## 第4章 立方体型リニア超音波モータの性能向上

### 4.1 はじめに

前章では立方体型リニア超音波モータの原理検証を行い、その基本特性の評価を行った。しかし、このときに用いられたステータ形状は最適化されたものでなく、設計手法の検討が課題として残されたままである。

立方体型リニア超音波モータの設計におけるもう一つの重要な課題は、ステータとリニアスライダの間に押し付け力を与える予圧機構である。摩擦駆動を原理とする超音波モータでは、予圧機構の設計によって、トルクや推力を高めることができる。3.6.3で用いた機構は、予圧と推力の関係を正確に測定できるように、大型に設計されている。そのため、小型超音波モータの大きさを損なわずに、適切な予圧を与えられる機構を設計する必要がある。

本章では、立方体型リニア超音波モータのステータの設計と、小型を維持しながら最適な予圧を与えることができるリニアスライダの設計を行う。ステータは、解析的かつ実験的に寸法を調整することでより大きな出力が得られるように設計する。スライダには、スリットを入れた円筒形状を提案し、円筒の外径を変えることで予圧の大きさを調整できるようにする。これらのステータとスライダを用いて立方体型リニア超音波モータを試作し、過渡応答、位置決め精度などの基本的な性能の評価を行い、カメラモジュール用アクチュエータとしての実現可能性を調査する。

## 4.2 ステータの振動モデル

前章までは立方体型リニア超音波モータの基本的な設計と性能について述べた。試作した立方体型リニア超音波モータは比較的高い推力を示したが、ステータの穴径や材料を変えることでより高い推力を発生する可能性がある。そこで、モータの推力を上げるためにステータの運動をモデル化し、立方体型リニア超音波モータの性能を向上させる方法について検討する。

モータの出力  $F$  は、ステータの振動から推定することが出来る。超音波モータの力を推定するためのいくつかのモデルが提案されているが、今回、進行波を伴うステータ表面上の楕円軌道を描く質量粒子に焦点を当てる。Fig. 4.1(a) に示すように、この粒子の運動は、バネとダンパーの水平成分と垂直成分を持つ機械系としてモデル化される。このシステムでは、粒子の質量を  $m_p$ 、水平および垂直減衰係数をそれぞれ  $c_x$  および  $c_y$ 、水平および垂直ばね係数をそれぞれ  $k_x$  および  $k_y$  で表す。しかし、実際にはスライダとステータ間の接触も考慮する必要がある。ステータがスライダに接触すると、水平方向の振幅および垂直方向の振幅の両方が減少する。このステータとスライダの接触は、減衰を伴うエネルギーの吸収とみなすことができる。この吸収されたエネルギーは、部分的にモータ出力に変換され、残りは摩擦熱などの機械的損失となる。これらの水平、垂直減衰係数をそれぞれ  $d_x$ 、 $d_y$  とする。このモデルに圧電素子から入力として変位  $u_v$  と  $u_h$  が与えられたとき、出力変位  $x$ 、 $y$  との関係は、

$$m\ddot{x} + (c_x + d_x)\dot{x} + k_x x = c_x \dot{u}_h + k_x u_h \quad (4.1)$$

$$m\ddot{y} + (c_y + d_y)\dot{y} + k_y y = c_y \dot{u}_v + k_y u_v \quad (4.2)$$

となる。ここで水平方向の振幅  $u_h$ 、垂直方向の振幅  $u_v$  は

$$u_h = A_h \cos(\omega t) \quad (4.3)$$

$$u_v = A_v \sin(\omega t) \quad (4.4)$$

ここで、 $A_h$  および  $A_v$  は振幅、 $f_E$  は振動周波数である。ステータが楕円運動を生成する間、質量粒子はスライダに接触し、スライダに点で力を伝達する。この点接触モデルは単純であるが、一般的な進行波超音波モータではうまく機能する。定常状態に達すると、出力変位の水平方向および垂直方向の変位は次のようになる。

$$x = \frac{A_h \sqrt{(c_x \omega_r)^2 + k_x^2}}{\omega_r (c_x + d_x)} \cos(\omega_r t - \beta) \quad (4.5)$$

$$y = \frac{A_v \sqrt{(c_y \omega_r)^2 + k_y^2}}{\omega_r (c_y + d_y)} \cos(\omega_r t - \beta) \quad (4.6)$$

ここで  $\omega_r = \sqrt{\frac{k_x}{m_p}} = \sqrt{\frac{k_y}{m_p}}$  であり、モータの固有振動数である。このモデルはモータの出力である推力や速度を理解するのに役立つ。

(4.5) および (4.6) を用いて、リニア超音波モータの出力を説明する。まず、スライダの速度  $v$  について考える。ステータとスライダ間にすべりなどの損失がないとすると、スライダの速

度  $v$  は楕円運動の水平方向の速度であらわされる.

$$v = \dot{x}_{max} \quad (4.7)$$

となる. ここで,  $\dot{x}_{max}$  は, 時間に関して (4.5) を一階微分することによって得られる.

$$\dot{x}_{max} = \frac{A_h \sqrt{(c_x \omega_r)^2 + k_x^2}}{(c_x + d_x)} \quad (4.8)$$

実際には, ステータとスライダの間にはすべり等による損失がある. この損失を  $\mu_{loss}$  とすると,

$$v = \mu_{loss} \frac{A_h \sqrt{(c_x \omega_r)^2 + k_x^2}}{(c_x + d_x)} \quad (4.9)$$

となる.

次に, 推力を楕円運動の垂直成分で考える. 推力  $F$  はステータとスライダ間の接触力を  $N$  とすると,

$$F = \mu N \quad (4.10)$$

として表される. ここで,  $\mu$  は摩擦係数である. 質点とスライダ間の接触力  $N$  は最大値は垂直方向の速度が最大となる Fig. 4.2(a) のときに得られる. この時の接触力  $N$  を減衰係数  $d_y$  を用いると,

$$N = d_y \dot{y}_{max} \quad (4.11)$$

で表される.  $\dot{y}_{max}$  は垂直方向の (4.6) に示す変位  $y$  を微分するとで求められる.

$$\dot{y}_{max} = \frac{A_v \sqrt{(c_y \omega)^2 + k_y^2}}{(c_y + d_y)} \quad (4.12)$$

これらより, 推力  $F$  は

$$F = \mu d_y \frac{A_v \sqrt{(c_y \omega)^2 + k_y^2}}{(c_y + d_y)} \quad (4.13)$$

で表される. (4.13) より楕円運動の振動振幅の垂直成分  $A_v$  を増加させることで, 推力  $F$  は大きくなると予測される.

超音波モータの推力  $F$ , 速度  $v$  を上げるためにはステータの振動速度の水平成分および垂直成分を大きくすればよいことがわかる. 提案した立方体型リニア超音波モータはステータの構造上, 特定方向の振動速度のみを増加させることは難しい. そのため, ステータ全体の振動速度が増加するように, ステータ形状を設計する必要がある.

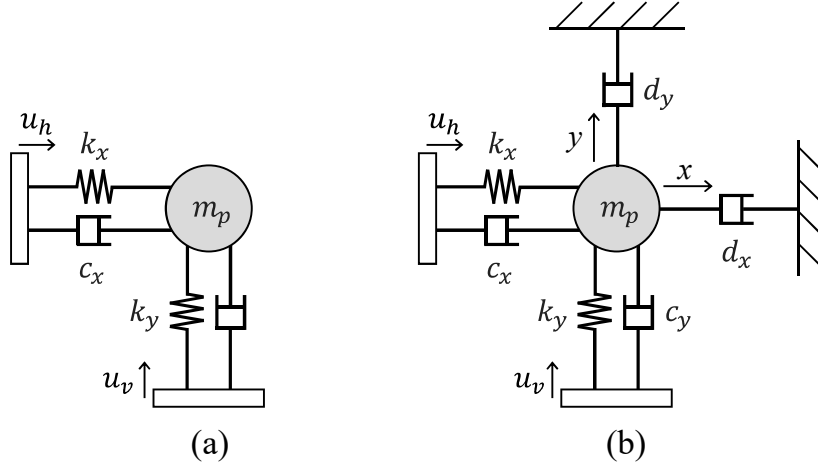


Fig. 4.1 Mechanical model of the elliptical motion.

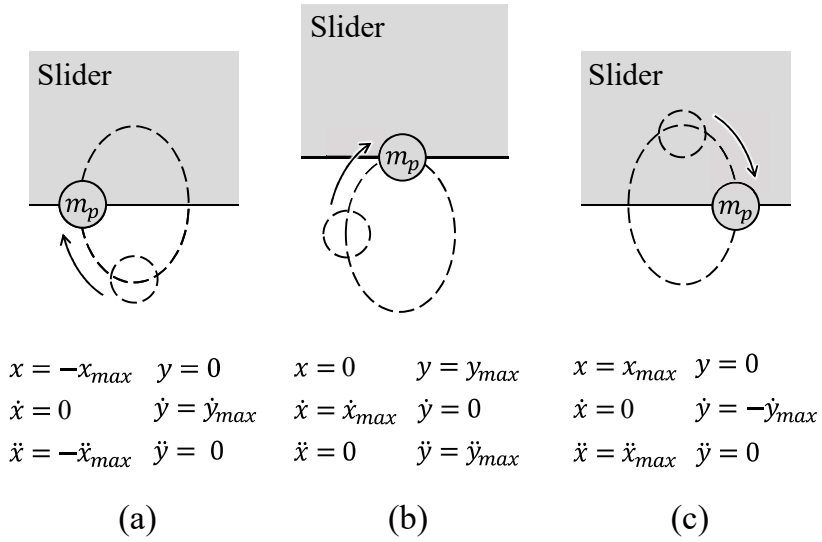


Fig. 4.2 Force transfer mechanism of the point contact model.

### 4.3 圧電解析を用いたステータ設計

圧電解析を用いてステータ形状の設計を行う。Fig. 4.3(a) に示すように、ステータの直方体金属部は、前章と同じ高さ $h$ と幅 $W$ は2 mm とする。さらに小さく作ることは可能だが、小さくなるにつれモータの出力は低下する。ステータの奥行 $L$ と穴の直径 $d$ は、設計で変更できるパラメータである。ステータの側面には4枚の圧電素子を設置する。そのサイズは、厚さ0.3 mm、幅1.6 mm、奥行2 mmで、ステータの寸法に関係なく一定とする。圧電素子を薄くすればさらに小型化できるが、薄くなるにつれて圧電素子の発生力が低下するためモータの出力が低下する。奥行 $L$ と穴径 $d$ を決めるために、圧電解析（FEMTET, Murata Software Co., Ltd., Kanagawa, Japan）を用いる。モデルの金属部にはリン青銅（ヤング率：110 GPa. 密度： $8.78 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ , ポアソン比：0.341）、圧電素子の材料には、PZTのハード材（C-213）と同様の物性値を採用する。（詳細な物性値は付録Dを参照）モデルは、境界条件のない自由振動とする。

楕円運動を生成するには、一次伸縮モードと二次伸縮モードの固有振動数が一致していることが必要条件である。3.3.2で述べたように、これらのモードの固有振動数はステータの奥行 $L$ および高さ（幅） $W$ に依存するが、Fig. 3.11 に示すように奥行 $L$ および高さ（幅） $W$ が一定のときは、穴径 $d$ が変化しても固有振動数の値は一致した状態が維持されることがわかっている。このことより、 $L$ と $W$ は一定とし、ステータの振動速度が高くなるように、穴径 $d$ の値を適切に選べばよいことがわかる。

モータの性能の指標となるパラメータとして、ステータが振動モードを発生しているときに流れる電流値を用いる。超音波モータの運動を表す等価回路では、共振時においてステータの振動速度と電流が等価関係にある。したがって、電流値の挙動からモータ出力の変化を予想することができる。そこで、Fig. 4.3(a) に示すように、ステータの穴径 $d$ の値を変更し、共振時に流れる電流がどのように変化するかについて、圧電解析で調査を行った。Fig. 4.3(d) は、入力電圧一定下（ $A_E = 10 \text{ V}_{p-p}$ ）における、穴径 $d$ と共振時に流れる電流の関係である。金属部の大きさは、高さ $h$ と幅 $W$ が共に2 mm となるように定義していることから、穴径 $d$ の上限は1.8 mm とした。解析結果によると、穴径 $d$ が大きくなるにつれ、電流はよく流れることがわかる。主な理由は、ステータの穴径が大きくなるにつれ、ステータの等価抵抗が減少するためである。

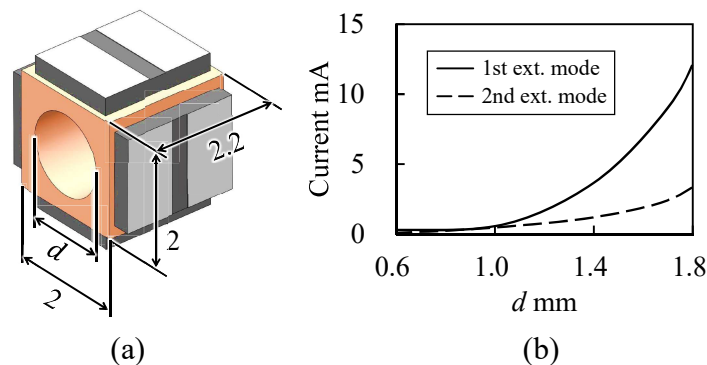


Fig. 4.3 (a) FEM model of the stator. (d) The current to the hole diameter  $d$ .

## 4.4 ステータの試作と評価

前節の圧電解析では、穴径  $d$  は大きい方が、よく電流が流れるという結果が示されたが、このことを実験検証するため、ステータの試作を行う。Fig. 4.4 は、穴径の異なる 4 種類のステータである。ステータの金属部はリン青銅であり、穴径  $d$  の大きさはそれぞれ、 $d = 0.6, 1.0, 1.4, 1.7$  mm である。圧電解析のモデルと同様に、金属部の高さと同様に、金属部の高さと幅が 2.0 mm、奥行きは 2.2 mm で、側面には 4 枚の圧電素子が接着されている。

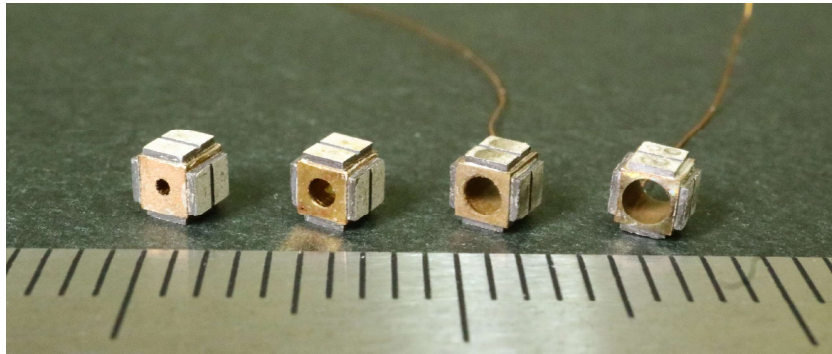


Fig. 4.4 The prototype stators. From left, the hole diameters are 0.6, 1.0, 1.4, and 1.7 mm.

### 4.4.1 電氣的評価

ステータのインピーダンスを測定し、ステータの電氣的特性を明らかにする。本実験の測定方法は、3.4 と同じである。また、ステータが振動モードを発生しているときに流れる電流  $i$  は、(3.8) から計算される。Fig. 4.5 は、振動モードを発生しているときに流れる電流  $i$  を、ステータの穴径  $d$  ごとに表したものである。このときの入力電圧は  $A_E = 10$  V<sub>p-p</sub> で一定である。圧電解析から予想されたように、ステータに流れる電流値は穴径が大きくなるほど増加する実験結果は、概ね圧電解析での計算値と同様の結果が得られている。解析と実験の誤差は、接着や加工精度などの実験的な要因が理由と考えられる。

次に、 $Q$  値と電氣機械結合係数  $k$  の比較を行う。Fig. 4.6 は、各振動モードの  $Q$  値と電氣機械結合係数  $k$  を、ステータの穴径  $d$  ごとにプロットしたものである。 $Q$  値および電氣機械結合係数  $k$  はそれぞれ、(2.22) および (2.23) より求める。Fig. 4.6(a) にステータの穴径  $d$  ごとの  $Q$  値を示す。穴径  $d$  が小さくなるほど、等価リアクタンス（質量成分）が増加するため、 $Q$  値は増加していき、 $d = 1.0$  mm で最大の値となる。しかし、さらに穴径が小さすぎると金属部の抵抗（減衰成分）が増加するため、 $Q$  値は減少する。一方、結合係数  $k$  は Fig. 4.6(b) に示すように、穴径  $d$  が大きくなるにつれ、電氣機械結合係数  $k$  は増加する。これは、穴径  $d$  が大きくなるにつれ、等価キャパシタ（バネ成分）が増加するためである。

### 4.4.2 機械的評価

3.5 と同様に、ステータの共振時の振動振幅を計測し、機械的に評価する。振動振幅の測定方法は 3.5.1 の実験と同じ方法である。Fig. 3.5 は振幅  $A_E = 10$  V<sub>p-p</sub> の交流電圧を印加した時の、各穴径ごとのステータの共振時の振動速度を示している。Fig. 4.7(a) は軸方向の振動



速度を示している．軸方向に大きく振動する一次伸縮モードは二次伸縮モードより振動速度は大きい．また，穴径  $d$  が増加するにつれて速度は増加する．Fig. 4.7(b) は半径方向の振動速度を示している．半径方向に大きく振動する二次伸縮モードのほうが一次伸縮モードよりも振動速度は大きく，穴径  $d$  が大きいほど振動速度は増加する．以上より，ステータの振動は穴径が大きくなるほど大きくなり，より大きなモータ出力が得られることがわかる．

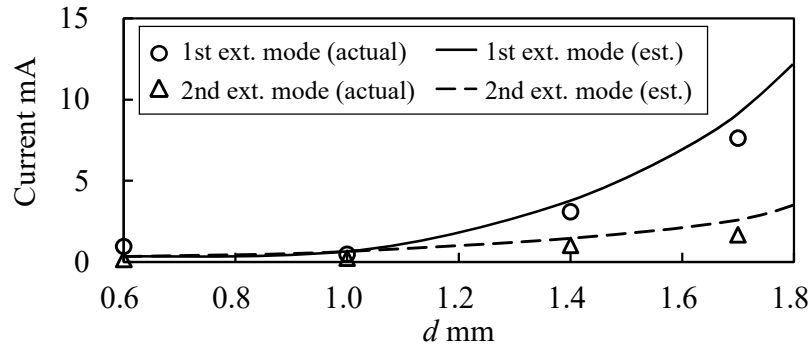


Fig. 4.5 Relationship between the hole diameter and current.

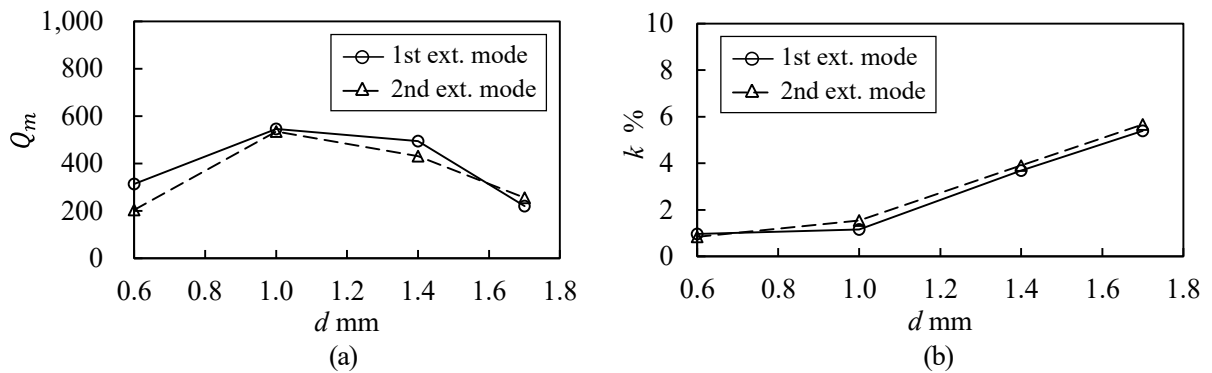


Fig. 4.6 (a) The Quality factor  $Q_m$  and (b) the coupling coefficient  $k$ .

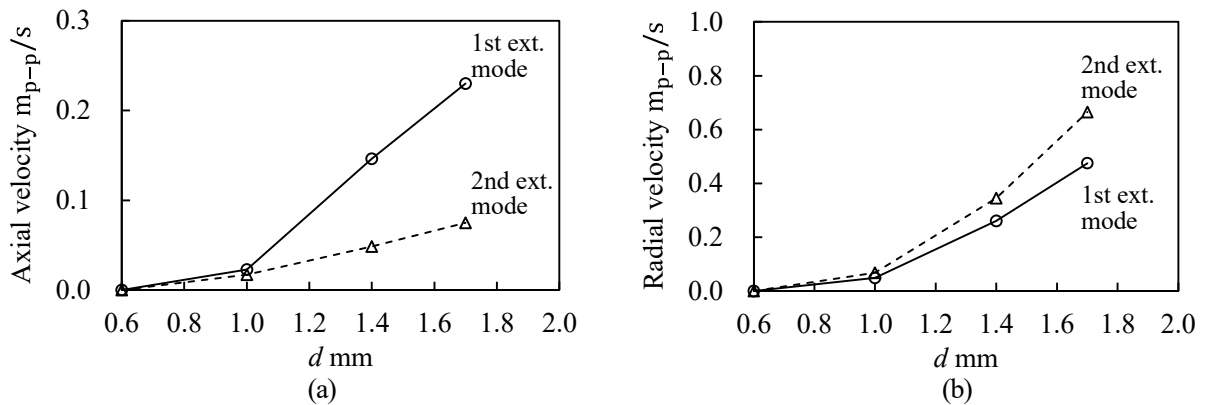


Fig. 4.7 The vibration velocity of the stators with different hole diameters: (a) the axial direction and (b) the radial direction.

## 4.5 リニアスライダの設計

モータの推力を高めるには、スライダとステータ間の予圧を適切な値にする必要がある。一般的な予圧機構には、バネやねじなどを使用してステータとスライダの接触力を調節して予圧を与えている機構が用いられている。しかし、この予圧機構は大型化につながるためマイクロリニア超音波モータに適さない。そこで、Fig. 4.8(a) のようなスリット加工が施された薄肉円筒をスライダに採用し、予圧を設計できるようにする。スライダの直径はステータの穴径もわずかに大きく、スライダを挿入するために半径方向に外力を与えて圧縮する。スライダをステータに挿入後、加えていた外力を取り除くと元の形状に戻ろうとする復元力を発生する。この復元力がスライダとステータ間の予圧となる。

予圧の大きさは、スライダの材質と形状およびステータの穴径より計算することができる。スライダの形状は、Fig. 4.8(b) のように、半径  $r_1$ 、長さ  $L_{slider}$ 、肉厚  $h$  で、円弧の長さ  $l$  によって与えられる。Fig. 4.8(c) は、ステータの穴にスライダを挿入した後の形状を示す。半径  $r_1$  のスライダは、穴の半径  $r_2$  にまで圧縮される。このとき、スライダ半径は  $\Delta r (= r_1 - r_2)$  だけ収縮し、スライダとステータとの接触面には、予圧  $P$  が発生する。

予圧  $P$  を求めるには、Fig. 4.9 に示すスライダに保存される二種類のエネルギーを考える [79]。一つ目は Fig. 4.9(a) に示すスライダが半径方向に圧縮したときに生じる弾性ひずみエネルギーである。予圧  $P$  が半径方向に加えられ、スライダ半径が  $\Delta r$  だけ小さくなったとする。この時、予圧  $P$  とスライダに生じる弾性ひずみエネルギー  $U_r$  の関係式は以下のように得られる。

$$U_r = \frac{1}{2} PlL_{slider} \Delta r \quad (4.14)$$

ここで、 $lL_{slider}$  はスライダの表面積に相当する。これは半径方向の収縮によって蓄積されたエネルギーであり、予圧  $P$  は (4.14) の時点では不明である。予圧  $P$  は、曲げモーメントによって生じるひずみエネルギー  $U_B$  を解いた後に求めることができる。

二つ目は Fig. 4.9(b) に示す曲げモーメントによって生じるひずみエネルギー  $U_B$  である。Fig. 4.8(c) の拡大図は、軸方向から見たスライダである。スライダがステータの穴に挿入されて曲げ変形すると、曲げの下部には引張応力、上部には圧縮応力が生じることとなる。このとき、せん断変形は考慮しないものとする [80]。上部と下部の間に、引張も圧縮も受けていない中立線  $ds$  がある。中立線から距離  $y$  での変形を  $\Delta ds$  として表すと、ひずみ  $\varepsilon$  は、

$$\varepsilon = \frac{\Delta ds}{ds} \quad (4.15)$$

となる。曲げモーメントによるひずみエネルギー  $U_B$  は、薄肉円筒の体積  $V$  による積分によって、以下のように求められる。

$$U_B = \int_V \frac{1}{2} E \varepsilon^2 dV = \frac{1}{2} ElL_{slider} \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \varepsilon^2 dy \quad (4.16)$$

ここで、 $E$  はヤング率である．スライダの外径  $r_1$  とステータの穴の内径  $r_2$  を決定すると、ひずみ  $\varepsilon$  と位置  $y$  の関係は以下のように幾何学的に得られる．

$$\varepsilon = \frac{\Delta r}{r_1 r_2} \quad (4.17)$$

(4.17) を (4.16) に代入することにより、曲げモーメントによるひずみエネルギー  $U_B$  が得られる．(4.16) で得られたひずみエネルギー  $U_B$  は、(4.14) の弾性ひずみエネルギー  $U_r$  と等しいとみなすことができ、(4.14) より予圧  $P$  を求めることができる．

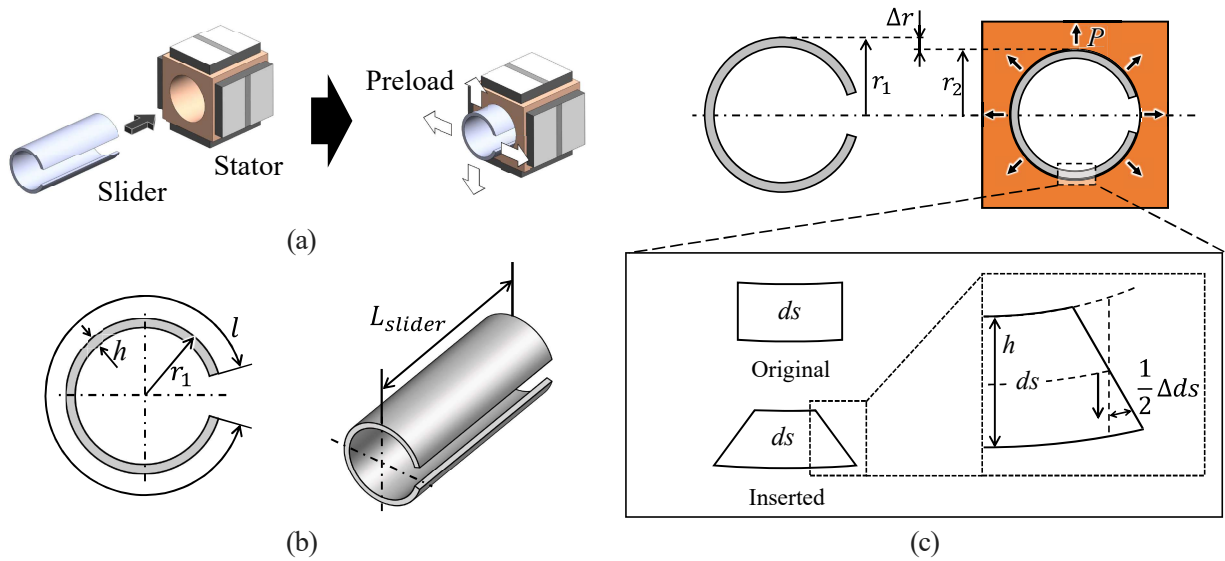


Fig. 4.8 (a) Preload mechanism for the cuboid linear ultrasonic motor. (b) The design dimensions of a hollow cylindrical slider. (c) Geometric relationship between the slider and the stator. When a slider with a slightly larger diameter than the stator hole diameter is inserted to the stator hole, the slider shrunk to the stator hole generates preload in radial direction.

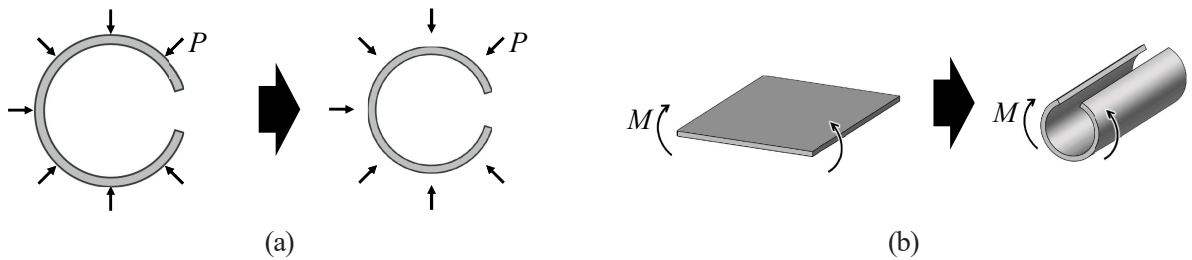


Fig. 4.9 (a) Strain energies by a shrinkage in the radial direction. (b) Strain energies by bending deformation.

## 4.6 立方体型リニア超音波モータの評価

立方体型リニア超音波モータの性能を実験で評価する．Fig. 4.10 に，評価実験に用いるステータとスライダを示す．ステータには，前節で最も大きな振動速度が得られた穴径  $d = 1.7$  mm のものを用いる．スライダは，スリットの入った薄肉円筒で，その寸法は，長さ  $L = 10$  mm，肉厚  $h = 0.15$  mm，スリット幅 0.5 mm（中心角：約 73.1 度），材質は洋白（ヤング率  $E = 196$  GPa）である．スライダの外径はステータの穴径よりもわずかに大きくなるように作製している．ステータにスライダを挿入すると復元力による予圧が発生するが，その予圧の最適値は実験的に調べる必要がある．そこで，予圧の大きさを変えられるように，複数個の直径が異なるスライダを製作する．ステータの穴径は，厳密には直径 1.680 mm であるため，直径 1.680～1.700 mm の範囲において，4 種類のスライダを準備した．ステータの穴径は一定であるため，スライダの直径が大きいほど予圧は大きくなる．

モータへの入力電圧は，3.6.1 と同じ実験装置を使用してステータに印加する．スライダの直進運動の測定には，高速度カメラ（VW-9000，KEYENCE）を用いる．高速度カメラはスライダの動きをトラッキングし，得られた変位の時間履歴を，時間微分することによって速度と加速度が得る．モータが発生する推力は，得られた速度をもとに (2.32) より求める．

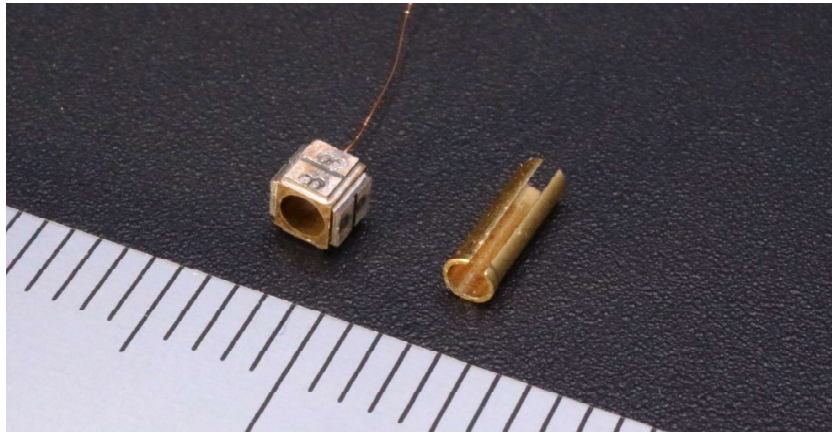


Fig. 4.10 Stator and slider for the cuboid linear ultrasonic motor.

### 4.6.1 予圧特性・過渡応答

予圧の大きさとモータ推力の関係を実験で明らかにする．予圧  $P$  は，(4.14) と (4.16) から計算される．例えば，直径 1.700 mm のスライダをステータの穴に挿入すると， $U_B = 0.37$  mJ のひずみエネルギーが蓄積され， $P = 0.69$  N/mm<sup>2</sup> の予圧が発生する．準備した 4 種類のスライダに対し，それぞれを用いた場合にモータが発生できる推力の測定を行った．この時，入力電圧は周波数  $f_E = 480$  kHz，電圧振幅  $A_E = 100$  V<sub>p-p</sub> として一定である．Fig. 4.11 に予圧と推力の関係を示す．予圧が小さい時は，ステータからスライダへ十分に力が伝達できないため，推力は低い．予圧を上げていき，0.21 N/mm<sup>2</sup> ( $\phi = 1.686$  mm) のとき，モータ推力は最大の約 15 mN となる．この時のスライダ速度の過渡応答を Fig. 4.12 に示す．スライダが動

き始めてから約 15 ms で定常速度となり，この時の速度は約 70 mm/s である．Fig. 4.12 の点線は，(2.32) より求めたスライダの速度である．実験値と (2.32) より求めた値に誤差がみられる．これは，作製したスライダのバリなどによりステータとスライダの接触状態が一定でないためである．最大値を超えると，推力は徐々に減少し，最終的に  $0.42 \text{ N/mm}^2$  ( $\phi = 1.692 \text{ mm}$ ) でスライダは動かなくなる．これは予圧の増加によって，スライダがステータの振動を抑制し，駆動するために必要な振動速度が得られなくなるためである．

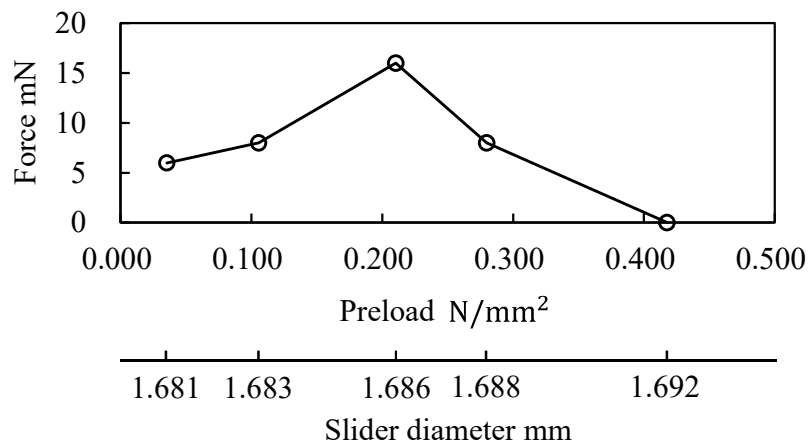


Fig. 4.11 Relationship between the preload and the motor's thrust force. The preload is changed by the diameter of several sliders.

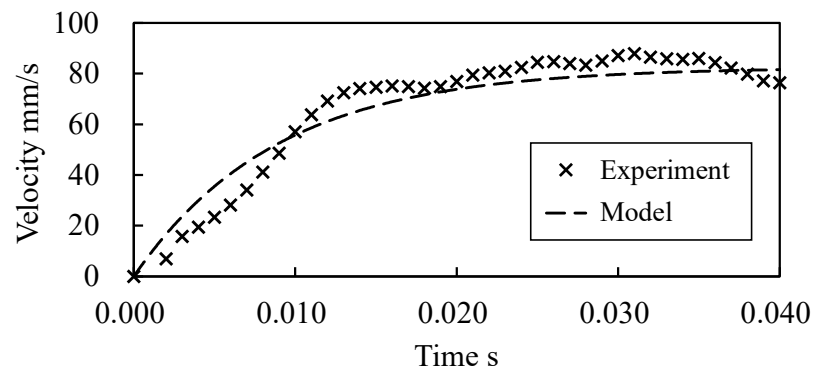


Fig. 4.12 Transient response of the cuboid linear ultrasonic motor.

#### 4.6.2 電圧特性・周波数特性・分解能

制御の観点から，入力電圧の振幅または周波数を変えたとき，どのように出力が変化するかを把握しておくことが重要である．そこで，入力電圧の振幅  $A_E$  と周波数  $f_E$  と変化させ，立方体型リニア超音波モータの速度と推力がどのように変化するか調査する．Fig. 4.13(a) は，振幅一定 ( $A_E = 100 \text{ V}_{\text{p-p}}$ ) で，周波数  $f_E$  を 470 kHz から 488 kHz まで変えた場合の速度と推力である． $f_E = 480 \text{ kHz}$  の時，推力と速度は最大となり，この時の推力は約 15 mN，速度は約 81.0 mm/s である．

Fig. 4.13(b) は、周波数を一定 ( $f_E = 480$  kHz) にし、振幅  $A_E$  を  $180$  V<sub>p-p</sub> まで上げた場合の速度と推力である。スライダは  $A_E = 20$  V<sub>p-p</sub> 以上から動き始め、速度と推力は振幅に概ね比例して増加する。振幅が最大 ( $A_E = 180$  V<sub>p-p</sub>) のとき、約  $40$  mN の推力と約  $125$  mm/s の速度が得られている。これらの超音波モータの出力特性は、ステータの振動を表す (2.33), (4.9) および (4.13) で説明することができる。周波数を変化させる時は、(2.33) の分母に示す  $(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2$  が最小となるときに振動が最も大きくなるため、ステータの共振周波数付近である  $480$  kHz で速度および推力は最大となる。一方で、電圧を変化させる場合は (2.33) の  $f$  が変化し、(4.9) および (4.13) の  $A_u$  および  $A_v$  を変化させること同意であるため、スライダの速度および推力は電圧振幅に対して線形的に変化する。

最後に、モータの分解能を調査する。この実験では入力電圧の周波数  $f_E = 480$  kHz、振幅  $A_E = 21$  V<sub>p-p</sub> を一定にし、電圧の印加時間を操作してスライダの最小変位を調べる。このときのスライダの変位をレーザ変位計 (ZS-HLDS5, OMRON) で測定する。スライダは中空であるから、スライダの端部には反射板を取り付けている。Fig. 4.14 は電圧の印加時間を  $1$  ms に設定し、 $1$  s 間隔で電圧を与えた時のスライダの変位を示す。この時の  $1$  ステップの平均移動量は  $1.111$   $\mu$ m、不偏標準偏差は  $0.158$   $\mu$ m、最大誤差は  $0.342$   $\mu$ m である。

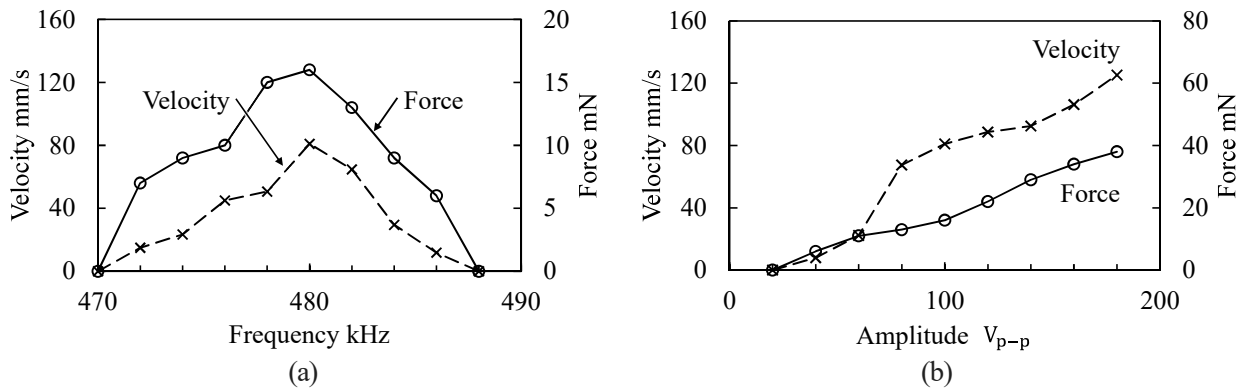


Fig. 4.13 (a) Frequency characteristics and (b) amplitude characteristics of the motor output.

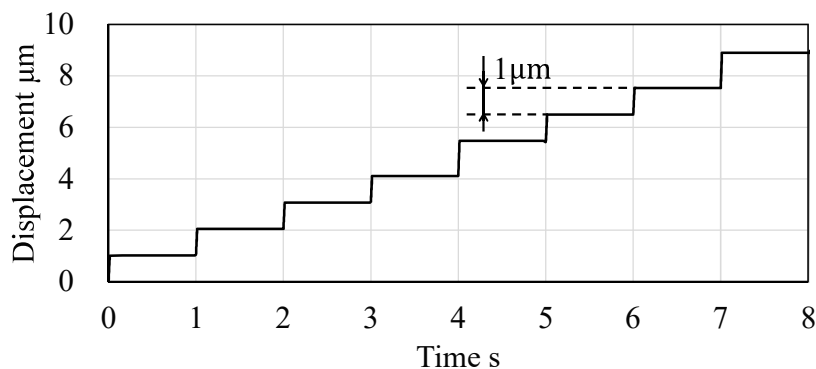


Fig. 4.14 Time history response of the slider motion when a  $1$  ms input voltage is given.

## 4.7 まとめ

本研究では、立方体型リニア超音波モータのステータとスライダの設計手法を解析と実験で明らかにした。ステータは、共振時に流れる電流値に着目し、ステータの振動が大きくなるように穴径を設計し試作を行った。試作したステータが電気的および機械的に評価し、穴径が大きいほど振動は大きくなり、高い出力が得られることが確認された。スライダは、スリット入りの薄肉円筒を採用することで、小型でありながら、適切な予圧を与えられるようになった。この構造のもう一つの特長は、中空形状を保てることであり、中空部に小型のレンズの設置したり、電線を通したりすることが可能である。

最後に、試作したステータとスライダを組み合わせて、実際のモータの性能の評価を行った。予圧特性では、スライダの外径を変更し、推力が最大となる予圧量を実験的に調査した。今回作製した超音波モータでは、予圧  $0.21 \text{ N/mm}^2$  ( $\phi = 1.686 \text{ mm}$ ) で最大推力となり、スライダの外径を変えることで予圧を調節できることを確認した。モータの性能としては、電圧振幅  $A_E = 100 \text{ V}_{p-p}$  において約  $15 \text{ mN}$ 、 $A_E = 180 \text{ V}_{p-p}$  において約  $40 \text{ mN}$  の推力が得られている。さらに、電圧印加時間を変えることで、約  $1 \text{ }\mu\text{m}$  の分解能も実現した。これらの推力や分解能は、カメラモジュールのレンズ位置を高速かつ正確に制御するのに十分な可能性を示した。

## 第5章 薄型リニア超音波モータの開発

### 5.1 はじめに

圧電超音波モータは、カメラレンズのオートフォーカスおよびズームメカニズムの迅速な応答作動に必要なアクチュエータである。一般的に、高画質・高品質の写真を撮影するためには、大きなレンズとイメージセンサが使用される。大型のカメラではレンズの位置を調節するために、直径約 60mm の比較的大きな環状リング状の超音波モータが使用される。レンズはこのリング型超音波モータの中央に配置され、モータが回転することで位置を調節する [81]。軽量化と小型化を重視したカメラレンズの駆動には、レンズ側面に設置された直径約 12 mm の小型超音波モータが使用されている [82]。これらの超音波モータは、リング状のステータとロータで構成され、円周方向に進行波を生成して回転運動を取り出している。レンズの位置を調節するために、回転運動を伝達機構によって直線運動に変換されるが、伝達機構は機械部品の数を増やし、機械的なノイズが発生するといった問題がある。

2010 年代後半から、代表的なカメラメーカーのカメラレンズに L1B2 タイプのリニア超音波モータが採用されており [83]、電磁ステッピングモータで動作させる場合と比較して 4~5 倍速い速度で動作する。リニア超音波モータを使用する利点は、伝達メカニズムとバックラッシュのないダイレクトドライブを実現できることである。しかし、これらの超音波モータの駆動原理に用いられている振動モードでは、ステータ形状はレンズを保持できるような中空構造することは難しく、リニアガイド機構が必須となる。一方、中空構造のリニア超音波モータもいくつか提案されているが、進行方向のステータの長さは比較的長い [39, 48, 84]。

3 章までに開発した立方体型リニア超音波モータは小型でかつ駆動軸方向にも短い。しかし、このリニア超音波モータは、駆動原理で使用している 2 つの振動モードの固有振動数を等しくする必要があるため、ステータ形状は立方体に近い形状にする必要がある。つまりレンズ径が大きくなるにつれ、ステータの厚みを増やす必要があり、スマートフォンのような薄型のカメラデバイスに適さない可能性がある。そこで、薄板の振動モードに注目し、スライダ径が小さくてもステータの厚みを必要としない薄型リニア超音波モータを開発する。駆動原理に採用した振動モードは、従来のリニア超音波モータで用いられている振動モードより低次の振動モードであり、ステータの厚みを抑えることができる。薄型リニア超音波モータで用いる駆動原理は、これまでに報告されていない原理であるため、比較的大きなサイズのモータを実際に試作して、検証および性能評価を行う。

本章で紹介するリニア超音波モータは駆動周波数が約 5 kHz であり、超音波領域ではない。そのため「超音波モータ」ではなく、「圧電モータ」と呼ぶのが正しいが、ここでは超音波モータと呼ぶこととする。



## 5.2 駆動原理

Fig. 5.1 に薄型リニア超音波モータのステータの構造を示す. Fig. 5.1(b) に示すように, ステータは 8 枚の圧電素子を表裏に貼り合わせた中空の直方体の金属で構成されている. 圧電素子は厚さ方向に分極されており, 外側が正極である. 負極は, 金属部に接合されてグランドとして機能する. リニアスライダは, Fig. 5.1(a) に示すようにステータ内寸よりもわずかに小さな寸法の直方体金属であり, ステータ内に挿入される.

スライダを駆動するためには, Fig. 5.2(a) 及び (b) に示す 2 つの振動モードを圧電素子により同時に励起する. これら 2 つの振動モードは, Fig. 5.2(a) を曲げ振動モード, Fig. 5.2(b) を縦振動モードと定義する. これらの振動モードはそれぞれの固有振動数を有するが, ステータの寸法を調整することによって, 各振動モードの固有振動数を同じ値にすることができる. この一致により, 同一周波数での二つの振動モードの同時励起が可能になる.

曲げ及び縦振動モードを励起するために, Fig. 5.1(b) に示すように, 4 つの電圧が圧電素子に印加される. 前面の 4 つの電極に印加される電圧を  $E_a$  および  $E_c$  とする. 一方, 背面に印加される電圧を  $E_b$ ,  $E_d$  とする. これらは次のように表される.

$$E_a = A_E \sin(2\pi f_E t) \quad (5.1)$$

$$E_b = A_E \sin(2\pi f_E t + \phi_b) \quad (5.2)$$

$$E_c = A_E \sin(2\pi f_E t + \phi_c) \quad (5.3)$$

$$E_d = A_E \sin(2\pi f_E t + \phi_d) \quad (5.4)$$

ここで,  $A_E$  は印加電圧の振幅,  $f_E$  は印加電圧の周波数であり,  $\phi_b$ ,  $\phi_c$ ,  $\phi_d$  は  $E_a$  との位相差である. 周波数  $f_E$  は, 曲げ振動モードと縦振動モードの両方の固有振動数に等しくなるように調整される. 曲げ振動モードを励起するために, 前面と背面との間で逆位相の電圧をステータに印加する ( $\phi_b = \phi_d = \pi$ ,  $\phi_c = 0$ ). 圧電素子は, 前面と背面を交互に伸縮を繰り返し, 曲げ振動モード (Fig. 5.2(a)) を励起する. 一方, 縦振動モードを励起するには, 縦方向と横方向とで逆相の電圧を印加する ( $\phi_b = 0$ ,  $\phi_c = \phi_d = \pi$ ). 高さ側の圧電素子と幅側の圧電素子を交互に伸縮し, 縦振動モード (Fig. 5.2(b)) を励起する.

スライダを直動運動させるには, 圧電素子に位相差  $\phi_b = -\pi$  および  $\phi_c = \phi_d = \pi/2$  を印加する. この時の振動は, Fig. 5.3 に示すようにステータの振動はステータ中心に対して非対称となり, 曲げ振動モード (Fig. 5.3 (i), (iii)) と縦振動モード (Fig. 5.3 (ii), (iv)) の組み合わせた振動が励起される. ステータの内側の端部 (Fig. 5.3 の Side view において内面の左上の点) に焦点を合わせると, 端部の運動は反時計回りの楕円軌道を描く. この楕円運動は, ステータとスライダの間の摩擦によってステータに挿入されたスライダを動かす. 同時に, ステータの左右にも楕円運動が生成されるが, この楕円運動の方向は上下とは逆向きの回転方向である. (Fig. 5.3 の Perspective view において, A 点での楕円運動の回転方向と B 点の回転方向は逆向きとなる.) したがって, スライダはステータ内周面の上下 (もしくは左右) のみ接触させる. スライダの進行方向は, 位相差  $\phi_c = \phi_d$  を  $-\pi/2$  に切り替えることにより変えることができる. これら二つの振動モードの組合せを用いたこれまでに報告例がなく, 独創的な駆動方法といえる.

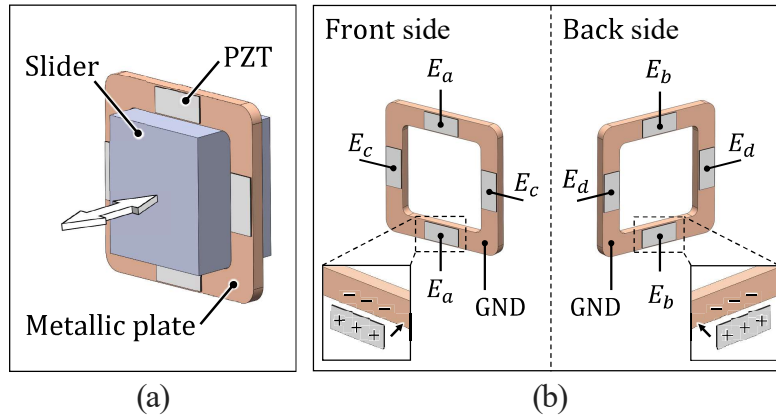


Fig. 5.1 (a) Schematic of the hollow linear piezoelectric motor and (b) voltages applied to the stator.

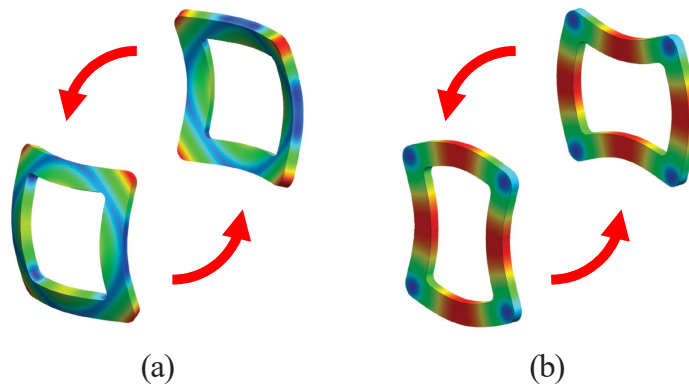


Fig. 5.2 Vibration modes to generate a linear motion. (a) Bending mode and (b) longitudinal mode.

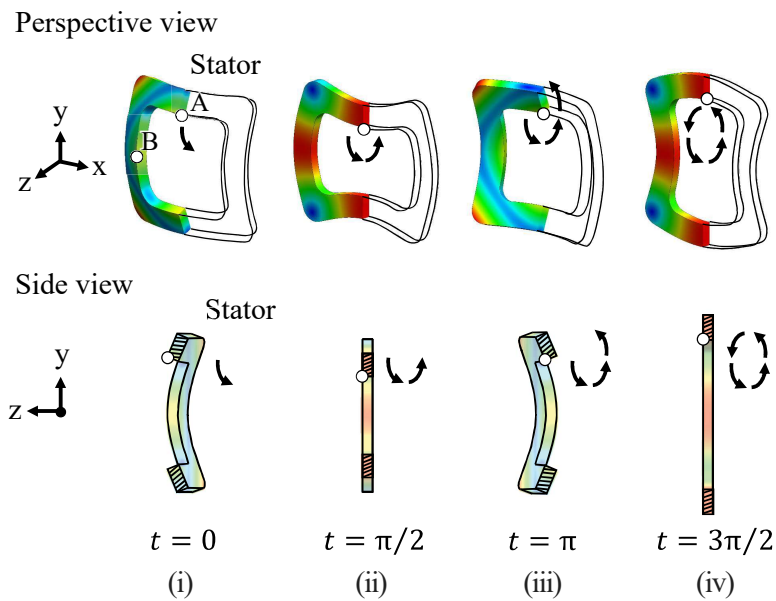


Fig. 5.3 Elliptical motion of the hollow stator, which is combination of the bending mode (i) and (iii), and the longitudinal mode (ii) and (iv).

## 5.3 設計と試作

### 5.3.1 各振動モードの固有振動数

薄型リニア超音波モータの設計で最も重要なことは、他の超音波モータと同様に曲げ振動モードおよび縦振動モードの固有振動数が同じになるように、ステータの寸法を決めることである。そのためには各固有振動モードの固有振動数がステータ形状とどのような関係であるか調べる必要がある。そこでまず、Fig. 5.4(a) に示すような貫通孔を有さない高さ  $W$ 、長さ（軸方向）が  $T$  の立方体金属の各振動モードの固有振動数について考える。

曲げ振動モードは平板の曲げ振動として考えることができる。平板の曲げ振動の固有振動数  $f_b$  は、3.3.2 で説明したように (3.7) で表される。(3.7) を今回の Fig. 5.4(a) に対応するように書き直すと、

$$f_b = \frac{\pi T}{2W^2} \sqrt{\frac{E}{3(1-\nu^2)\rho}} \quad (5.5)$$

となる。(5.5) よりスライダの二次伸縮モードの固有振動  $f_b$  はステータの厚さ  $T$  と幅  $W$  の関数であることがわかる。

縦振動モード (Fig. 5.4(b)) は、 $y$  軸方向に大きく振動するモードであるため、Fig. 5.4(c) に示す  $y$  軸方向に伸縮する棒の縦振動として考える。両端自由の縦振動の固有振動数  $f_L$  は

$$f_L = \frac{1}{2W} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (5.6)$$

である。ここで  $W$  はステータの高さ（幅）、 $E$  はヤング率、 $\rho$  は密度を表す。(5.6) より一次伸縮モードの固有振動数  $f_L$  は、厚み  $T$  に関係なく高さ（幅） $W$  のみに依存することがわかる。(5.5) および (5.6) よりステータの厚さ  $T$  が増加すると、曲げ振動モードの固有振動数  $f_b$  は増加し、平板の縦振動の固有振動数  $f_L$  は変化しないことがわかる。

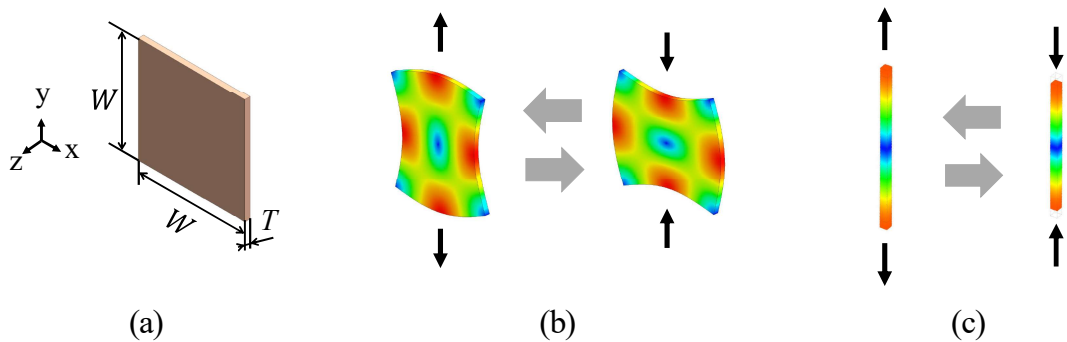


Fig. 5.4 (a) The plate model. The first extension mode of (b) the plate model and (c) the rod model.

### 5.3.2 FEM を使用したモーダル解析

各振動モードの固有振動数は (5.5) および (5.6) より予測することが可能となった。しかし、実際のステータは中空構造であり、圧電素子も接着されているため、正確な値を求めることは困難である。そこで、有限要素法 (FEM) を用いたモード解析によりステータの振動モードと固有振動数を明らかにする。固有振動数はステータの寸法に依存するため、圧電解析 (FEMTET) を用いて各振動モードの固有振動数を調査し、二つの振動モードの固有振動数が同じ値となるようにステータの各寸法を調節する。Fig. 5.5(a) に解析対象のステータモデルを示す。金属部品は、外寸法 60 mm、内寸法 42 mm の中空長方形である。ステータ厚さ（スライダ移動方向の長さ） $T$  は変数とし、厚さ  $T$  以外の高さ、幅、および内部寸法は変更されない。材料特性はリン青銅（ヤング率：110 GPa、密度： $8.78 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、ポアソン比：0.341）である。圧電素子は、厚さ 0.5 mm、幅 8 mm、長さ 18 mm であり、材料特性はハード材の圧電材料（ヤング率：80 GPa、密度： $8.78 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、ポアソン比=0.292、機械的品質係数=2500）の特性である。モデルに拘束は設定せずに、自由振動として動作する。Fig. 5.5(b) は、厚さ  $T$  を 3.6 mm から 4.4 mm に変化させたときの、曲げ及び縦振動モードの固有振動数  $f_b$  及び  $f_l$  の挙動を示している。曲げ振動モードの固有振動数  $f_b$  は厚さが増すと増加する。一方、縦振動モードの固有振動数  $f_l$  は厚さの変化に関係なく一定である。厚さ  $T$  が 4.0 mm のとき、二つのモードの固有振動数は約 5.16 kHz で一致した。

次に Fig. 5.6(a) に示すようにステータの厚さを 4 mm、内寸法を 42 mm と一定にし、外寸法  $W_{out}$  を変えた場合を考える。有限要素法で明らかになった曲げ及び縦振動モードの固有振動数  $f_b$  及び  $f_l$  を Fig. 5.6(b) に示す。曲げ振動モードの固有振動数  $f_b$  は、(5.5) よりわかるように外寸法  $W_{out}$  が大きくなるために低下する。一方、縦振動モードの固有振動数  $f_l$  は外寸法  $W_{out}$  が大きくなるにつれて、外寸法  $W_{out}$  と内寸法の差が大きくなる。これは、軸の長さが短くなることと同等で、(5.6) の  $W$  の値が小さくなることと等価である。したがって、幅  $W_{out}$  が増加するにつれて、曲げ振動モードの固有振動数  $f_b$  は低下し、縦振動モードの固有振動数  $f_l$  は増加する。

Fig. 5.7(a) はステータの厚さ、外寸法を一定にし、内寸法  $W_{in}$  を変えた場合を示している。有限要素法で明らかになった曲げ及び縦振動モードの固有振動数  $f_b$  及び  $f_l$  を Fig. 5.7(b) に示す。幅  $W_{in}$  が増加するにつれて、曲げ振動モードの固有振動数  $f_b$  はほとんど変化しない。一方、縦振動モードの固有振動数  $f_b$  は外寸法  $W_{out}$  を変化させたときと同様に、外寸法  $W_{out}$  と内寸法  $W_{in}$  の差が大きくなるにつれ低下する。これらの傾向は (5.5)、(5.6) と一致する。

最後に Fig. 5.8(a) に示すようにステータの厚さ、外寸法、内寸法を一定にし、面取り  $R$  を変えた場合を考える。有限要素法で明らかになった曲げ及び縦振動モードの固有振動数  $f_b$  及び  $f_l$  を Fig. 5.8(b) に示す。面取り  $R$  が増加するにつれて、曲げ振動モードの固有振動数  $f_b$  はわずかに増加し、縦振動モードの固有振動数  $f_b$  はほとんど変化しない。これは、ステータの角の質量が縦振動モードの固有振動数  $f_b$  にはほとんど影響しないのに対し、曲げ振動モードの固有振動数  $f_b$  は角の質量の低下とともに増加するためである。

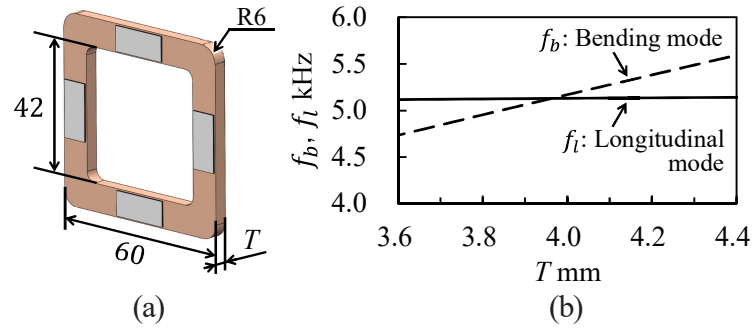


Fig. 5.5 FEM modal analysis of the stator. (a) Dimensions of hollow rectangular metal stator in the FEM model. (b) Natural frequency of bending and longitudinal modes with respect to the thickness  $T$ .

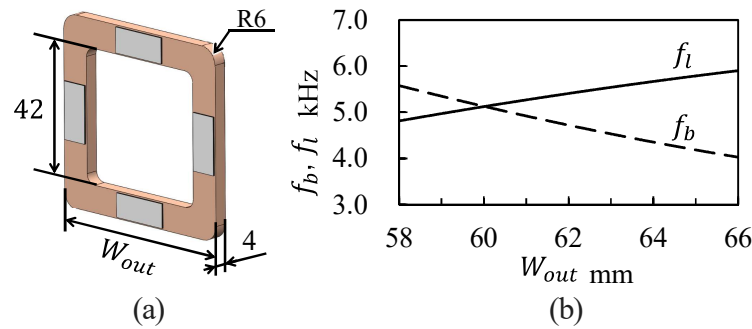


Fig. 5.6 (a) The stator model. (b) The natural frequency of the bending and longitudinal modes with respect to the outer width  $W_{out}$ .

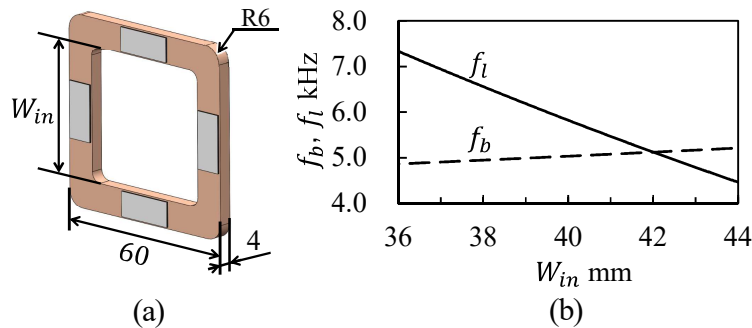


Fig. 5.7 (a) The stator model. (b) The natural frequency of the bending and longitudinal modes with respect to the inner width  $W_{in}$ .

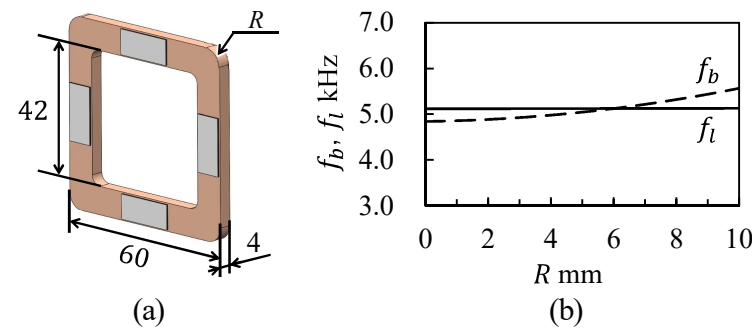


Fig. 5.8 (a) The stator model. (b) The natural frequency of the bending and longitudinal modes with respect to the rounded edge  $R$ .

### 5.3.3 ステータの試作

前節の解析結果をもとにステータの試作を行った。Fig. 5.9 に、実際に試作した中空金属と 8 枚の圧電素子を有するステータを示す。ステータの金属部分は、前節のシミュレーション結果をもとに決定した外寸法 60 mm、内寸法 42 mm、厚さ 4 mm、R 面取り 6 mm のリン青銅の板である。ステータの上下面には、スライダを直線運動させるために深さ 0.5 mm の溝を設けている。溝の有無は固有振動数を変化させるが、変化量がわずかであるため無視することができる。圧電素子の大きさは 8 mm × 18 mm、厚さが 0.5 mm で、計 8 枚の圧電素子が金属部品に接合されている。圧電素子は約 2500 の高い  $Q$  値を持つハード材 (C-213) であり、分極方向は外側が正極、金属側が負極である。金属と圧電素子はエポキシ接着剤で接着している。

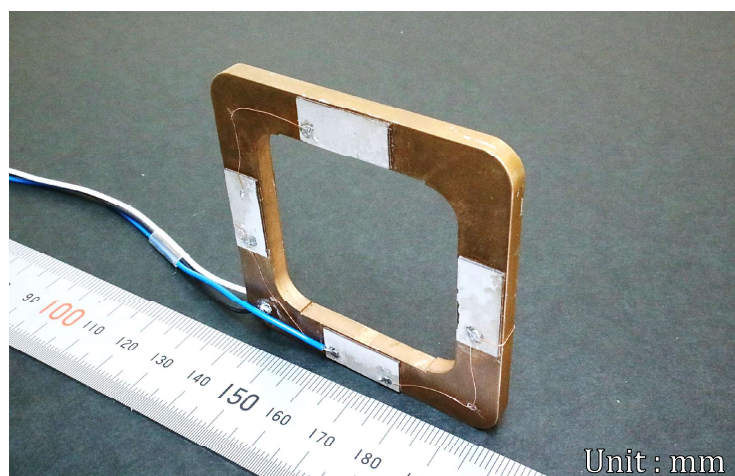


Fig. 5.9 Prototype stator for the hollow linear piezoelectric motor.

### 5.3.4 インピーダンス解析

試作したステータの共振を調べるために、インピーダンスの周波数特性を調査する。曲げ振動モードと縦振動モードの共振周波数はインピーダンスアナライザへの接続方法を変えることで区別できる。Fig. 5.10 にインピーダンスアナライザ (IM3570) とステータの接続方法を示す。曲げ振動モードを励起する場合、Fig. 5.10(a) に示すように入力電圧線をステータ前面に接続し、グラウンドをステータ背面に接続する。入力電圧が印加されると、前面が膨張し、背面が収縮する。曲げ振動モードの固有振動数で大きな電流が供給されると、結果として生じるインピーダンスは減少する。一方、縦振動モードを励起するには、Fig. 5.10(b) に示すように、入力電圧線を上下の圧電素子に接続し、グラウンド線を左右の圧電素子に接続する。入力電圧が印加されると、ステータの上下の部分が拡張し、左右の部分が収縮する。この繰り返しにより電流が増加し、縦振動モードの固有振動数でのインピーダンスが減少する。従って、二つのモードの固有振動数はインピーダンスの挙動を観測することにより測定できる。

Fig. 5.11 に試作ステータのインピーダンスの周波数特性を示す。曲げ振動モード (Fig. 5.11(a)) と縦振動モード (Fig. 5.11(b)) の共振周波数はそれぞれ 5.24 kHz と 5.25 kHz であった。FEM 解析と実験の間の共振周波数の違いは、製作と組立における誤差に起因する。

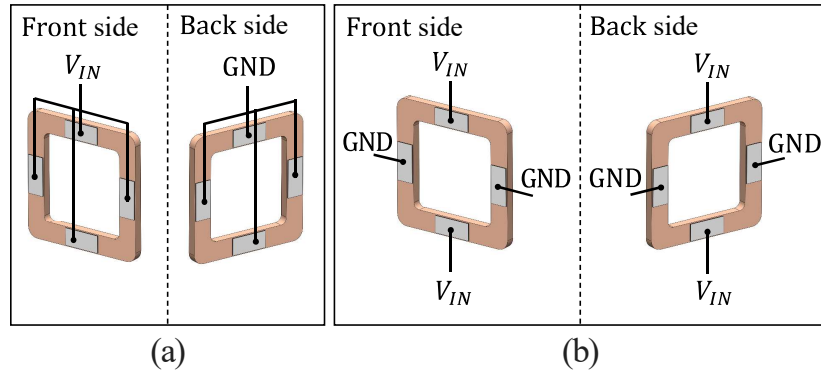


Fig. 5.10 Voltage application (wire connection) to the piezoelectric elements for impedance analysis. (a) Bending mode and (b) longitudinal mode.

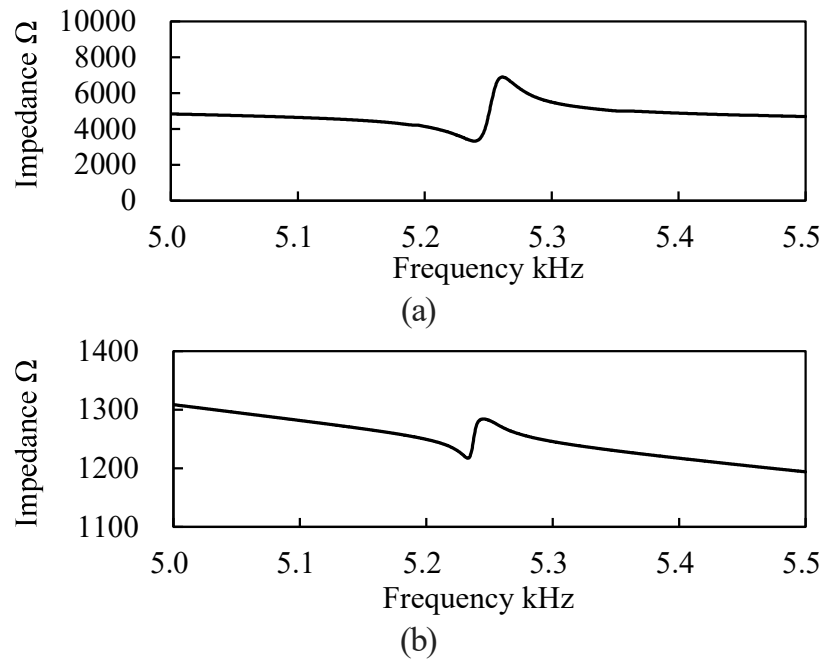


Fig. 5.11 Frequency characteristics of the stator's impedance. (a) Voltage excites the bending mode (associated to Fig. 5.10(a)), and (b) voltage excites the longitudinal mode (associated to Fig. 5.10(b)).



## 5.4 薄型リニア超音波モータの評価実験

### 5.4.1 実験装置

Fig. 5.12 に、薄型リニア超音波モータの性能を評価するための実験装置の概略図を示す。駆動に必要な交流電圧はファンクションジェネレータで生成し、電力増幅器で増幅されて、ステータの圧電素子に印加される。印加電圧の振幅、周波数、位相はファンクションジェネレータで調整できる。スライダの速度は、レーザー変位計 (ZX2-LD50) によって測定され、推力は、スライダの端面に取り付けたフォースゲージ (ZP-20N, Imada Co.) を用いて測定する。

ステータのスライダ間の予圧は、Fig. 5.13 に示すスライダ機構を用いて与える。スライダは上下の2つの部品で構成されており、2つのコイルバネがスライダ間に配置される。バネ付きのスライダが挿入されると、バネはスライダを介してステータの上面と底面に予圧を与える。スライダは幅・高さ 42 mm、厚さ 10 mm のステンレス製の金属部品で、重量は約 64 g である。予圧量は、ばねの収縮量（復元力）を変えることで調整する。

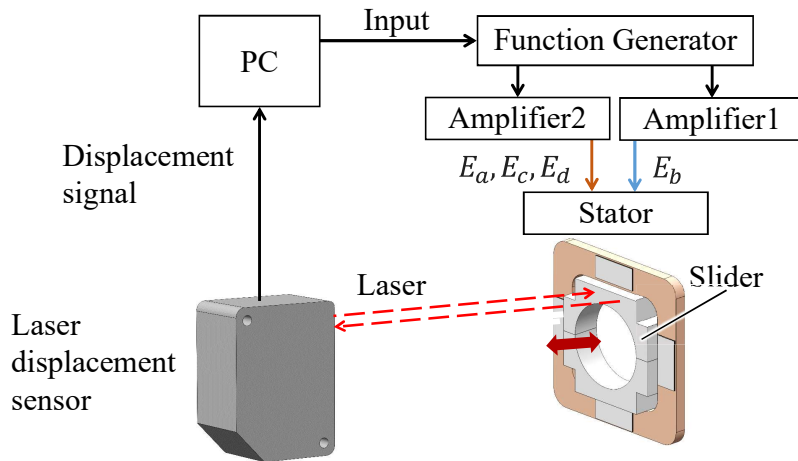


Fig. 5.12 Experimental setup for evaluating the motor characteristics. The laser displacement sensor measures the slider's movement.

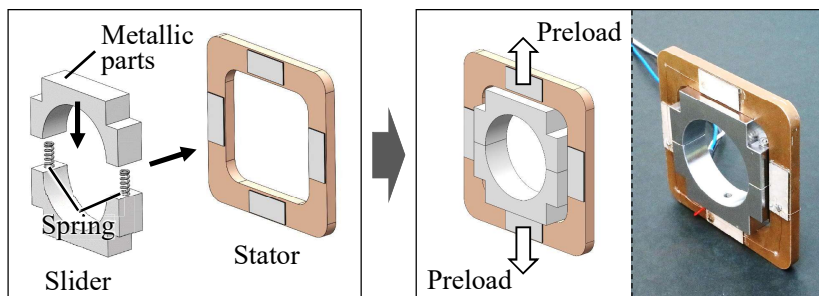


Fig. 5.13 Preload mechanism of hollow linear piezoelectric motor. The preload force is given by restoring the spring's force.



### 5.4.2 予圧特性・過渡応答

Fig. 5.14 に予圧変化時の推力の変化を示す。予圧量は、スライダの重量と収縮したバネの復元力の合計である。この実験では、一定電圧 ( $f_E = 5.28$  kHz および  $A_E = 50$  V<sub>p-p</sub>) をモータに印加している。推力は予圧量と共に増加し、予圧が 0.717 N のときに約 0.505 N の最大推力が得られた。0.717 N を超えると、予圧が高いとステータの振動を抑制するため推力が徐々に減少し、最終的に 0.825 N でスライダは駆動しなくなる。

薄型リニア超音波モータの過渡応答を測定し、動的特性を調査する。Fig. 5.15 に推力が最大となった予圧量が 0.717 N の時のスライダの過渡応答を示す。この過渡応答は一般的な超音波モータと同じ一次遅れ系である。速度は約 40 ms で定常状態に達し、定常状態の平均速度は約 30 mm/s である。この応答時間は数ミリ秒で定常速度となるの市販の超音波モータに比べて比較的遅い [85]。この原因として、スライダの重量が 64 g と比較的重いことが挙げられる。スライダをアルミニウムやチタンのような軽い材料を使用することによって、立ち上がり時間を短くすることができる。Fig. 5.15(b) は  $\phi_b$  の位相が  $\pi/2$  から  $-\pi/2$  に変化したときの逆方向への動きを示しており、定常速度は前進速度よりも遅く、ノイズが見られる。これはステータもしくはスライダの作製によって生じる加工誤差によって接触状態が変わるためである。(原理的にはモータは進行方向に関係なく同じ運動を発生させることができる。)

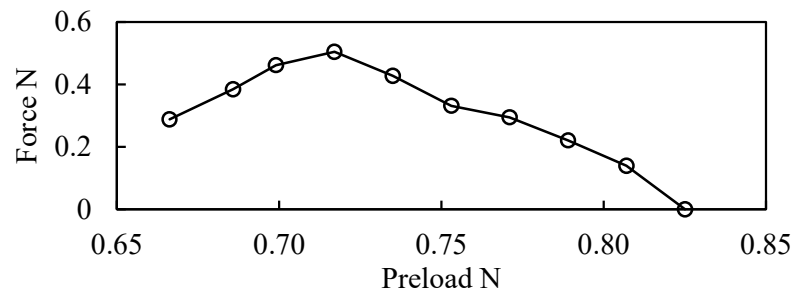


Fig. 5.14 Relationship between output force and applied preload.

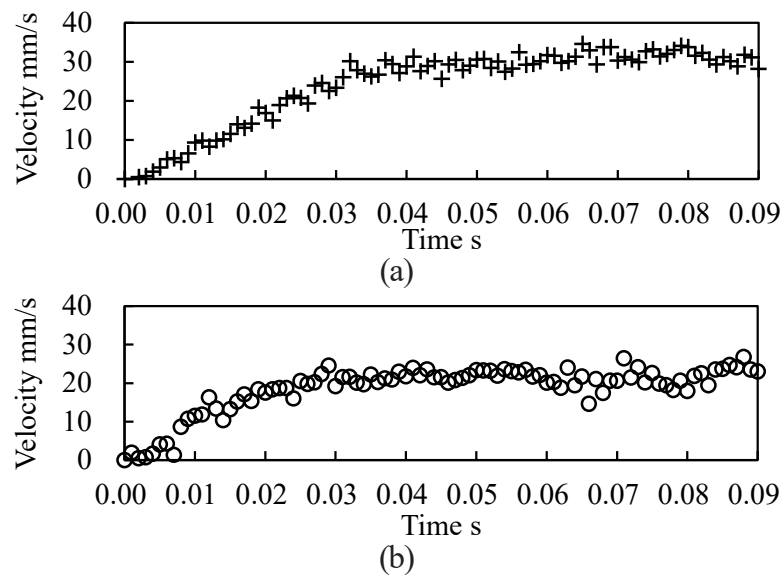


Fig. 5.15 Transient response of the thin linear piezoelectric motor when the preload value is 0.717 N. (a) Forward direction and (b) reverse direction.

### 5.4.3 電圧特性・周波数特性・分解能

モータ出力が入力電圧に対してどのように変化するかを理解することは、モータ出力を制御するために重要となる。そこで、印加電圧の周波数  $f_E$  と振幅  $A_E$  を変化させて、薄型リニア超音波モータの推力と速度を調べる。本実験では、推力が最大となる予圧 (0.717 N) を与え、推力と速度のピーク値をグラフにプロットした。

Fig. 5.16(a) に電圧振幅一定 ( $A_E = 50 \text{ V}_{p-p}$ ) 時の周波数特性を示す。推力と速度はともに 5.28 kHz で、約 0.505 N の最大推力と約 27.7 mm/s の最大速度を得た。一方、周波数一定 ( $f_E = 5.28 \text{ kHz}$ ) における振幅特性を Fig. 5.16(b) に示す。スライダは 20  $\text{V}_{p-p}$  以上から駆動し始め、推力と速度は振幅に比例して増加する。振幅が最大 ( $A_E = 70 \text{ V}_{p-p}$ ) のとき、約 0.577 N の推力と約 39.3 mm/s の速度が得られた。

エネルギー効率、すなわち機械出力と電気入力との比を推定する。推力-速度特性が線形であると仮定すると、機械的出力は最大速度と最大推力の積の 4 分の 1 として推定される。電気入力は電圧、電流、位相から推定でき、 $A_E = 70 \text{ V}_{p-p}$  で約 8.9 % の最大効率が得られた。電磁モータと比較すると得られた効率は低い、超音波モータの効率としては一般的な値である。

最後に、スライダの分解能を調査する。この実験では、入力電圧の周波数  $f_E = 5.28 \text{ kHz}$ 、振幅  $A_E = 50 \text{ V}_{p-p}$  で一定とし、電圧の印加時間を操作してスライダの最小変位を調べる。Fig. 5.17 は電圧の印加時間を 2 ms に設定し、500 ms 間隔で電圧を与えた時のスライダの変位を示す。一段階の平均は約 23  $\mu\text{m}$  で、最大誤差は約 2  $\mu\text{m}$  であった。分解能は印加電圧とステップ入力の時間により変化させることができる。

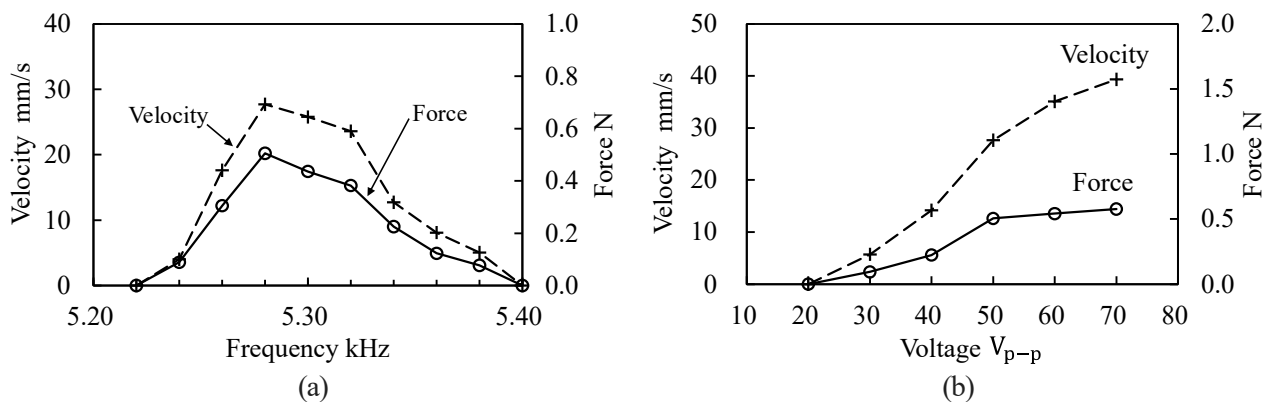


Fig. 5.16 Frequency characteristics and (b) amplitude characteristics of the motor output.

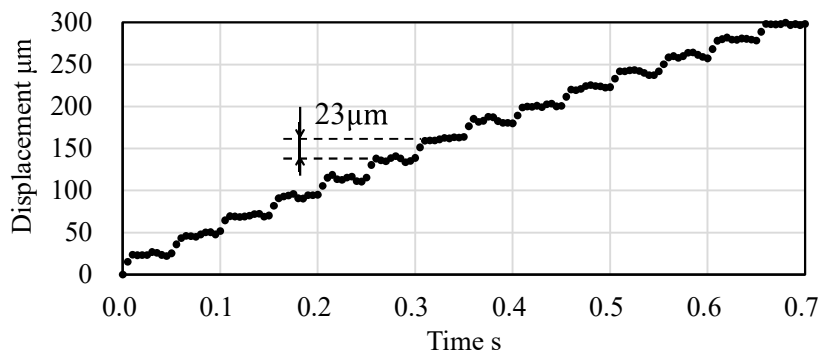


Fig. 5.17 Time history response of the slider motion when 2 ms input voltage is given by intervals of 48 ms.

## 5.5 まとめ

本章では、新しい駆動原理を用いた薄型リニア超音波モータを提案し、その基本性能を実験的に評価した。駆動原理には、平板形状で励起することが可能な振動モードに着目し、軸方向の振動に曲げ振動モードを、予圧方向の振動に縦振動モードを採用した。これらの振動モードを使用することで、スライダの長さより短いステータの設計が可能である。ステータは、FEM 解析によって各振動モードの固有振動数が同じ値になるように形状を設計し、試作したステータのインピーダンス特性を調査することで、二つの振動モードの同時励起が可能であることを確認した。

薄型リニア超音波モータの出力は、実際のスライダの動きを測定することで評価した。まず、推力と予圧量の関係を調べ、推力が最大となる最適な予圧量を実験的に求めた。最適な予圧を与えることで推力は 0.5 N 以上となり、カメラのレンズユニットを動かすのに十分な推力であることが確認された。また、本研究で開発したモータは、約 300 V<sub>p-p</sub> の印加電圧で駆動する市販の超音波モータと比較すると比較的低い電圧で駆動することができる。

## 第6章 薄型リニア超音波モータの小型化

### 6.1 はじめに

前章で説明した薄型リニア超音波モータの原理に基づいて、小型化に関する研究開発を行う。薄型リニア超音波モータの特徴の一つは、ステータがシンプルな構造で特殊加工を必要としないことである。前節で試作した薄型リニア超音波モータは、高さ（幅）60 mm、厚さ4 mmであったが、このサイズ比べて10分の1程度のサイズまでは圧電素子や金属部品の特別な加工方法は必要としないため、小型化は可能であると考えられる。

小型リニア超音波モータを開発するうえで大きな課題となるのが、ステータとスライダとの間に作用反力を与える予圧機構の開発である。この予圧機構の設計は、モータ出力を高めるために必要である。大型の超音波モータでは、支持部品と共に数種類のばねが使用されるが（例えば [86]）、これらの追加部品はモータの大型化につながる。ステータの中空設計では、小型化だけでなく適切な予圧の発生が要求される。

本章では、薄型リニア超音波モータを小型化し、しまりばめを用いたスライダでモータの評価を行う。小型ステータは、高さ及び幅が4.5 mm、厚さが1 mmあり、スライダを挿入するための中心穴が2.7 mmである。スライダは、予圧機構としても機能するようにスリット加工が施された薄肉円筒を用いた。この予圧方法は、第4章で説明したリニア超音波モータと同様の方法であるが、ステータとスライダの接触状態が異なるため新たに予圧モデルを検討し、予圧量を算出する。

## 6.2 小型ステータの設計と評価

### 6.2.1 FEM 解析を用いたステータの設計

5.3でも述べたように，薄型リニア超音波モータは曲げ振動モードと縦振動モードの固有振動数が同じ値にする必要がある．当然ながら，ステータの小型化に伴ってステータの固有振動数が変化するため，FEM 解析を用いて小型ステータの各固有振動数を調査した．Fig. 6.1(a) に解析に用いるステータの形状と寸法を示す．ステータの金属部の金属部分の高さと幅は 4.5 mm で，角は半径 1 mm の面取りを行っているステータの中央には長軸が 2.8 mm，短軸が 2.7 mm の貫通孔が開いている．金属部の表面および裏面には合計 8 枚の圧電素子が貼られており，長さ 2 mm，幅 0.8 mm，厚さ 0.3 mm である．ステータの厚さ（スライダの進行方向の長さ）は  $T$  として示され，各振動モードの固有振動数の一致させるために変更される．

材料の物性値については，金属部はリン青銅（ヤング率：110 GPa，密度： $8.78 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ，ポアソン比：0.341），圧電素子は PZT のハード材（ヤング率：80 GPa，密度： $7.8 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ ，ポアソン比：0.292，機械的品質係数：2500）を適応する．モデルに拘束の設定をしていないため，振動モードは自由振動として動作する．

Fig. 6.1(b) は，厚さ  $T$  を 0.1 mm から 0.5 mm に変化させたときの曲げおよび縦モードの固有振動数  $f_n$  を示している．曲げ振動モードの固有振動数は厚さ  $T$  が大きくなるほど大きく増加する．一方，縦振動モードは厚さの変化に関係なくほとんど一定である．この各振動モードの固有振動数の変化は，前章の大型の薄型リニア超音波モータと同じ傾向である．ステータの厚さ  $T$  が約 0.33 mm のとき，約 99 kHz で二つの振動モードの固有振動数が一致した．

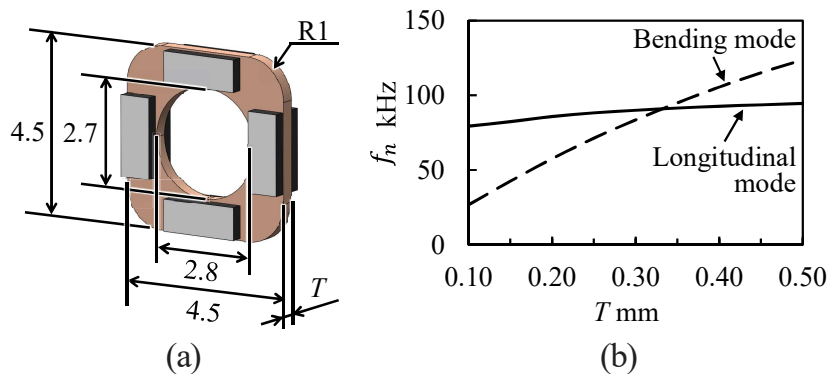


Fig. 6.1 FEM modal analysis of the stator: (a) dimensions of the hollow rectangular metal stator in the FEM model; (b) natural frequencies of the bending and longitudinal modes with respect to the thickness,  $T$ .

### 6.2.2 試作したステータ

6.2.1 の FEM 解析結果をもとに試作したステータを Fig. 6.2 に示す．金属部品の大きさは幅と高さが 4.5 mm，厚さが 0.3 mm である．金属部の中央には楕円形の貫通孔があり，長軸が 2.84 mm，短軸は 2.67 mm である．FEM モデルと同じ寸法の 8 枚の圧電素子（C-213）をエポキシ接着剤を用いて金属板に接着している．圧電素子の分極方向は厚さで，正極面は外側にあり，負極面はグラウンドを導通する金属部に接している．

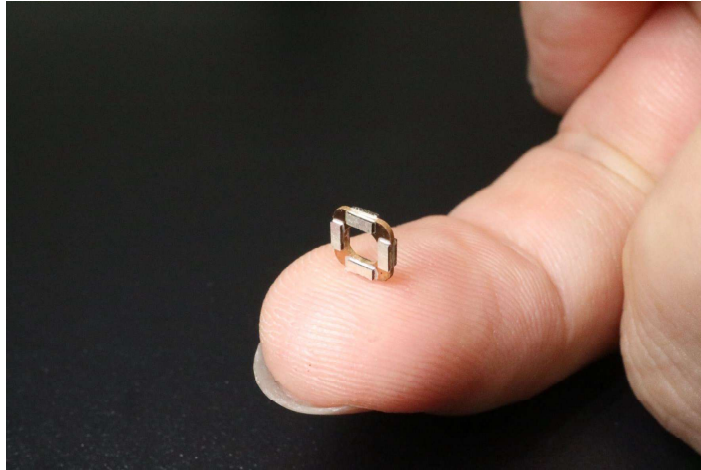


Fig. 6.2 Prototype stator of the miniature thin linear ultrasonic motor.

### 6.2.3 インピーダンス測定

曲げ振動モードと縦振動モードの固有振動数を調べるため，インピーダンスの周波数特性をインピーダンスアナライザ（IM3570）を用いて測定する．Fig. 6.3 にインピーダンスアナライザとステータの接続方法を示す．曲げ振動モードを励起するために，入力線を表側に接続し，グラウンド線を裏側に接続する．一方，縦振動モードを励起するには，入力線を幅側（ $E_c$ ）に接続し，グラウンド線を金属部（GND）に接続する．Fig. 6.4(a) および (b) は，周波数  $f_E$  を 90 kHz から 110 kHz まで変化させた時のインピーダンスおよび位相の変化を示す．曲げ振動モード (Fig. 6.4(a)) と縦振動モード (Fig. 6.4(b)) の固有振動数はそれぞれ 98.2 kHz と 98.4 kHz とほとんど同じであり，同時励起が可能であることを示している．

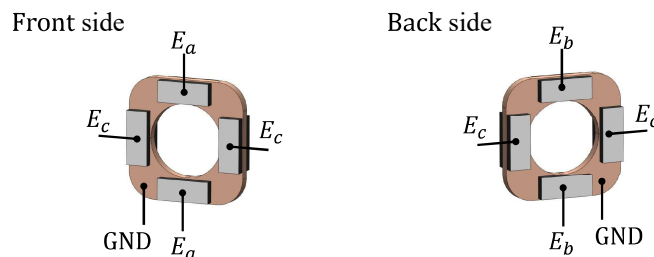


Fig. 6.3 A voltage application (wire connection) to the piezoelectric elements for impedance analysis.

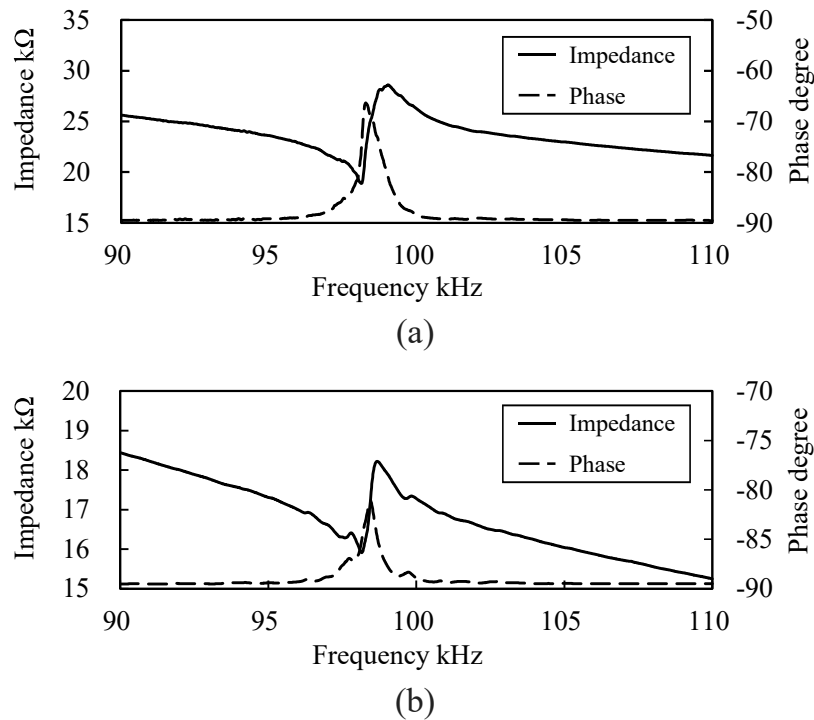


Fig. 6.4 Frequency characteristics of the stator's impedance: (a) bending mode and (b) longitudinal mode.

#### 6.2.4 振動測定

インピーダンスの周波数特性に基づいて曲げ振動モードと縦振動モードの固有振動数を調べた。次にステータに各振動モードを励起し、実際のステータの振動速度の周波数特性をレーザードップラー振動計を用いて調べる。Fig. 6.5 にステータの振動速度の測定方向と測定方法を示す。今回、ステータの駆動軸方向の振動速度と半径方向の振動を測定する。駆動軸方向の振動速度は、Fig. 6.5(a) に示すように、曲げ振動モードを励起し、ステータ穴のエッジにレーザーを照射して測定する。一方、半径方向の振動速度は、Fig. 6.5(b) に示すように、縦振動モードを励起する。この時、Fig. 6.5(c) に示すように、小型のミラーでレーザーを反射させて、半径方向の振動速度を測定する。各振動モードの励起する印加電圧の方法は、6.2.3 のインピーダンス測定と同じ接続方法である。

Fig. 6.6(a) および (b) は、周波数  $f_E$  が 90 kHz から 110 kHz まで変化する場合の振動速度の変化を示す。曲げ振動モード (Fig. 6.6(a)) と縦振動モード (Fig. 6.6(b)) はそれぞれ 98.0 kHz と 98.4 kHz で最大となり、(2.33) で表されるように共振周波数付近で最大となる。また、曲げ振動モードの振動速度が縦振動モードの振動速度よりも 10 倍以上大きい。これは、ステータに貼られた圧電素子の位置が曲げ振動モードを励起しやすい位置であるためだと考えられる。

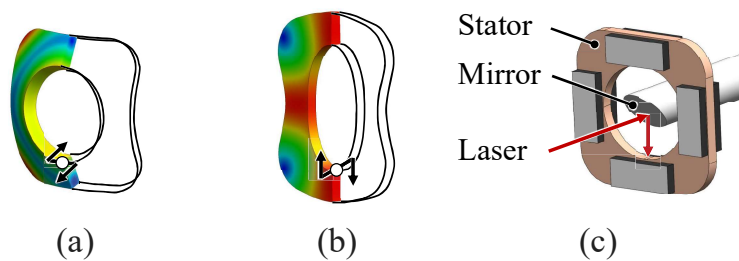


Fig. 6.5 Experimental setup for measuring vibration.

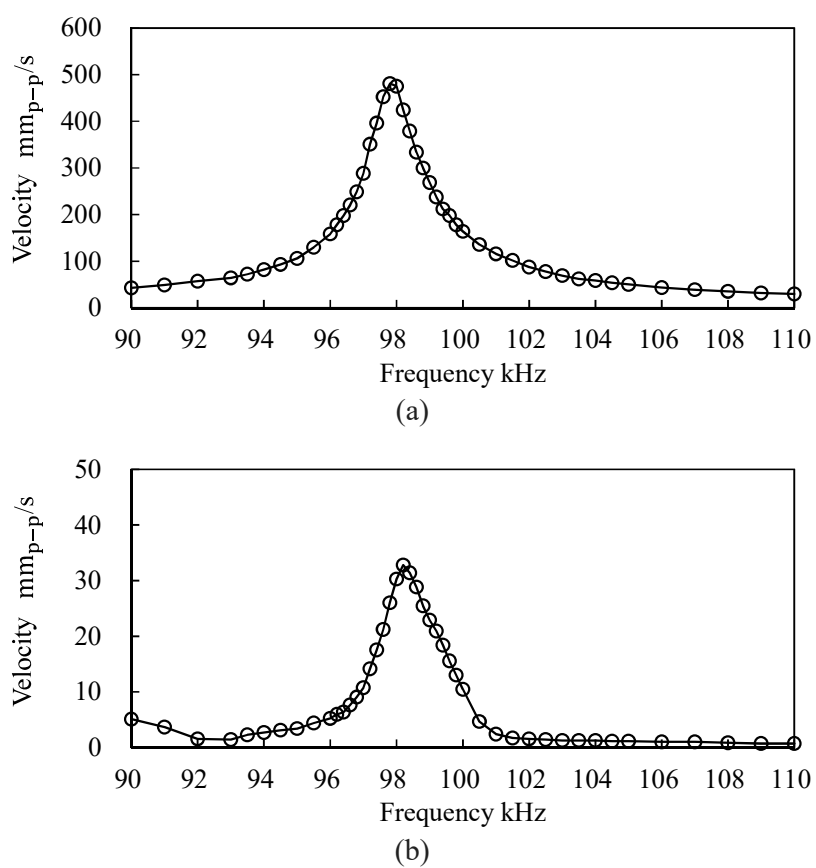


Fig. 6.6 Frequency characteristics of the vibration velocity (a) axial vibration (b) radial vibration.



### 6.3 リニアスライダの設計

本節では小型の薄型リニア超音波モータの予圧機構（スライダ）について説明する．スライダは大型化を防ぐために，しまりばめを用いて予圧を与える．スライダの構造は第 4 章で説明したスライダと同じであるが，ステータとスライダ間の接触状態が異なる．そのため，新たにスライダの変形をモデル化し，予圧量を求められるようにする．スライダは Fig. 6.7(a) に示すようにスリットを有する薄肉円筒で，外径はステータの穴の短径よりもわずかに大きい．スライダをステータに挿入するには，スライダの上下に外力を加えて歪ませた後，ステータに挿入する．加えられた力が除去されると，スライダの復元力がステータの穴の上側および下側を押圧し，ステータとスライダとの間の予圧  $N$  として働く．ステータの穴は，左右との接触を避けるために，穴の水平寸法が垂直寸法よりもわずかに大きくなっている．

予圧量は，スライダの寸法およびステータの穴径より求めることができる．Fig. 6.7(b) にステータの穴に挿入前後のスライダモデルを示す．スライダの半径  $R_{slider}$  は，ステータ穴の半径  $R_{stator}$  まで圧縮される．スライダが挿入されると，圧縮されたスライダは，Fig. 6.7(b) の右側に示すように，穴の上部および下部の点に予圧  $N$  を発生する．スライダが発生する予圧  $N$  は，スライダに蓄積されたひずみエネルギーから推定することができる．スライダの変形は，Fig. 6.7(c) に示すように，肉厚  $h$ ，長さ  $L$  の円弧の片持ち梁として考えられる．角度  $\theta$  の点における片持ち梁のモーメント  $M$  は，次式で表される．

$$\begin{cases} M = 0 & (0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2}) \\ M = -NR_{slider}\cos\theta & (\frac{\pi}{2} < \theta \leq \pi) \end{cases} \quad (6.1)$$

(6.1) の下式を使用すると，スライダに蓄えられるひずみエネルギー  $U$  は次式のようにになる．

$$U = \int_{\pi/2}^{\pi} \frac{M^2}{2EI} R_{slider} \delta\theta \quad (6.2)$$

ここで， $E$  はヤング率， $I$  は断面二次モーメントでポアソン比  $\nu$  を使って次のように表される．

$$I = \frac{h^3 L}{12(1 - \nu^2)} \quad (6.3)$$

スライダのひずみ  $\delta_y$  は，カスティリャーノの定理 [80] より，予圧  $N$  との関係を求めることができる．

$$\begin{aligned} \delta_y &= \frac{\partial U}{\partial N} = \int_{\pi/2}^{\pi} \frac{M}{EI} \frac{\partial M}{\partial N} R_{slider} \delta\theta \\ &= \frac{2NR_{slider}^3}{EI} \int_{\pi/2}^{\pi} \cos^2\theta \delta\theta \\ &= \frac{\pi NR_{slider}^3}{EI} \end{aligned} \quad (6.4)$$

ここで、ひずみ  $\delta_y$  は、スライダの変形前の半径とステータ穴の半径の差である。

$$\delta_y = R_{slider} - R_{stator} \quad (6.5)$$

(6.5) を (6.4) に代入すると、

$$\begin{aligned} R_{slider} - R_{stator} &= \frac{\pi N R_{slider}^3}{EI} \\ N &= \frac{(R_{slider} - R_{stator})EI}{R_{slider}^3} \end{aligned} \quad (6.6)$$

となり、予圧  $N$  を求めることができる。

Fig. 6.7(c) に示すひずみ量と予圧量の関係をシミュレーションで明らかにし、(6.6) と比較を行う。シミュレーションでは、Fig. 6.7(c) と同じ 3D モデルを作製し、FEM を用いた静解析によって予圧  $N$  とひずみ量  $\delta_y$  の関係を明らかにする。Fig. 6.8 に、計算値とシミュレーションの結果を比較したものを示す。このとき、モデルの各寸法は  $L = 10 \text{ mm}$ ,  $h = 0.15 \text{ mm}$ ,  $R_{slider} = 1.3 \text{ mm}$  である。計算値とシミュレーションの差は、ひずみ量  $\delta_y$  が小さい場合はほとんどないが、ひずみ量  $\delta_y$  が大きくなるにつれて差も大きくなる。これは、(6.6) が荷重（予圧）とたわみの間にフックの法則が成り立つときにのみ適用できるためであり、ひずみ量が大きいとこのフックの法則が成り立たなくなるためである。しかし、今回の使用範囲を考えると予圧の式は (6.6) で十分であると考えられる。

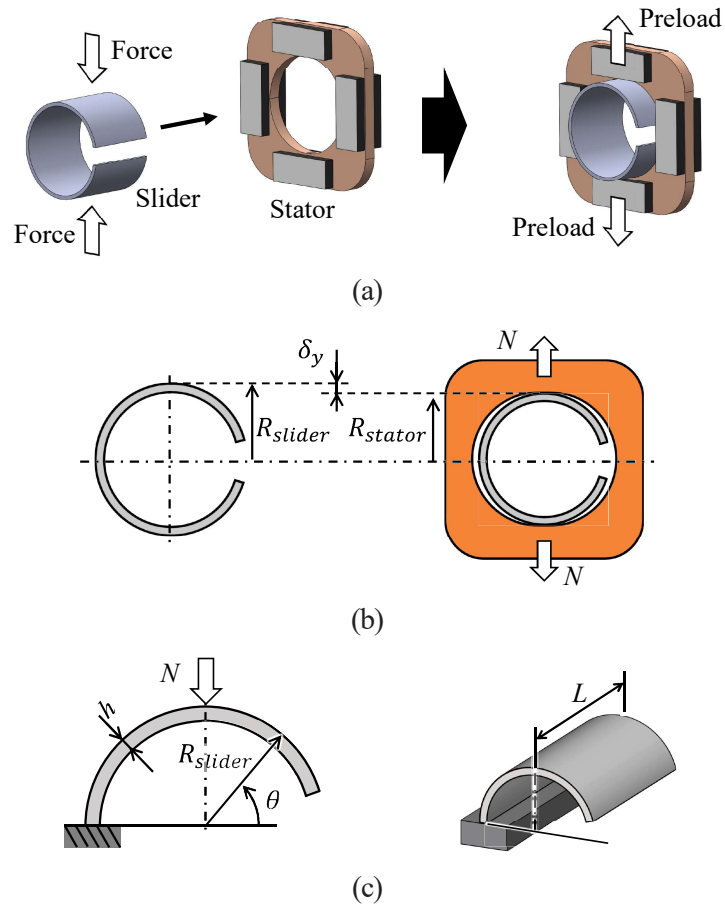


Fig. 6.7 Preload mechanism for the proposed motor. (a) The slider, a hollow cylinder with a slit, is inserted to the thin square stator. (b) The slider has a larger diameter than the stator hole, and it contacts top and bottom faces after insertion. (c) The parameters for the design of the hollow cylindrical slider.

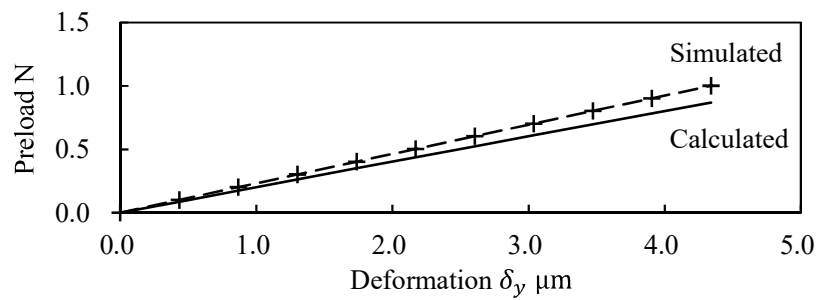


Fig. 6.8 Comparing the calculated values and the simulations.

## 6.4 小型した薄型リニア超音波モータの評価

### 6.4.1 試作したステータとスライダ

Fig. 6.9 に試作したステータとスライダを示す。ステータは 6.2.2 で説明したものと同じものである。スライダは厚さ 0.2 mm、長さ 10 mm のスリット加工を施した洋白の薄肉円筒で、重量は 92.8 mg である。スリットの幅は約 0.5 mm で、中心角度  $21.3^\circ$  に相当する。スライダはカメラモジュールで使用するには長すぎるが、モータの性能評価をするためにこの長さとしている。スライダの直径はステータ穴の短径よりわずかに大きく、ステータとスライダの間に予圧を発生させる。適切な予圧量を検討するために、直径の異なるスライダをいくつか作製した。スライダはステータに挿入して、Fig. 6.9 に示すように治具に固定される。

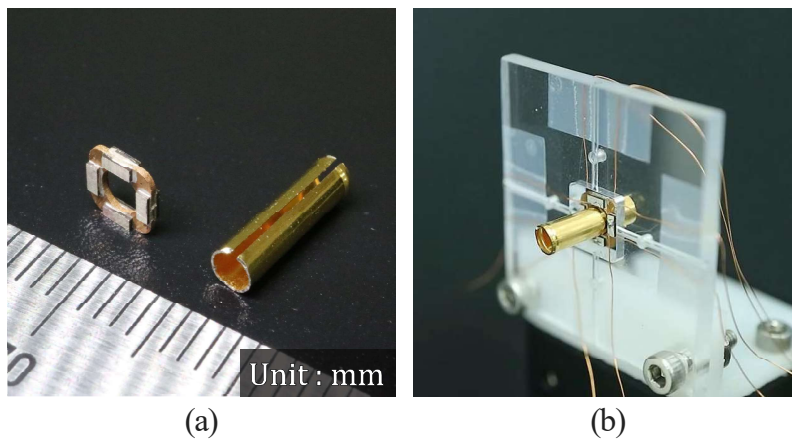


Fig. 6.9 (a) Prototype stator of the miniature thin linear ultrasonic motor and (b) the motor attached to a jig for experiments.

### 6.4.2 実験装置

本項では、モータの特性を評価するための実験装置について説明する。Fig. 6.10 に小型薄型リニア超音波モータの評価実験環境の概略図を示す。入力電圧は二つのチャンネルをもつファンクションジェネレータ (WF 1974) を用いて、正弦および余弦波の交流電圧を生成し、電力増幅器 (HSA 4052) によって増幅され、電圧  $E_a = A_E \sin(2\pi f_E t)$  および  $E_c = A_E \cos(2\pi f_E t)$  が生成される。電力増幅器とステータの間に配置された変圧器 (トランス) は、電圧  $E_a$  を反転させて、電圧  $E_b = -A_E \sin(2\pi f_E t)$  を生成する。電圧の振幅、周波数および位相差は、ファンクションジェネレータおよび電力増幅器により調整できる。

スライダの動きはスライダの端にマーカーを、 $640 \times 480$  画素の画像解像度、1000 fps (VW-9000) の高速度カメラによってトラッキングすることで測定する。スライダの速度および加速度は、画像処理ソフトウェアを用いて高速度カメラにより得られたマーカーの動きを追跡することにより、変位の時間歴データを記憶することができる。これらのデータを微分することによって速度と加速度が計算される。推力は得られた立ち上がり速度をもとに、(2.32) と比較することで求められる。

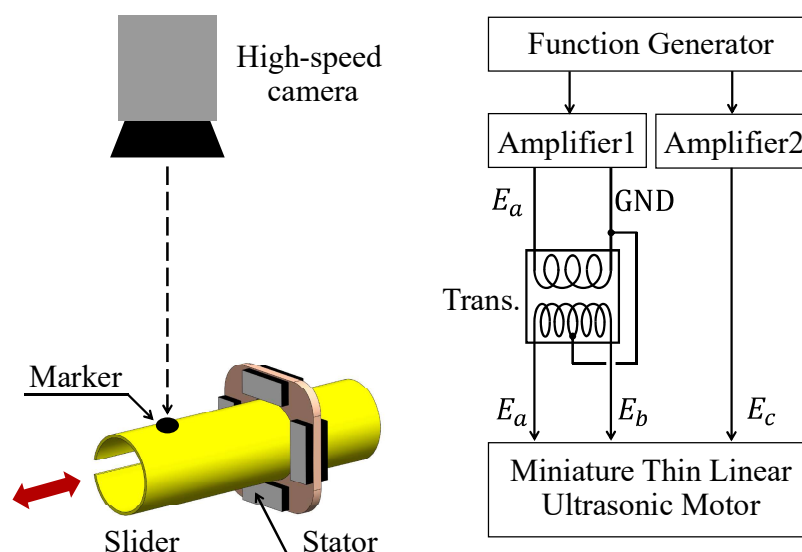


Fig. 6.10 Experimental setup for evaluating the motor characteristics.

### 6.4.3 予圧特性・過渡応答

スライダの直径を変えて変形量を変化させ、推力が最大となる予圧量を調べる．本実験では，2.670 mm から 2.680 mm の範囲で 4 種類のスライダを準備した．ステータの穴の短径は 2.670 mm であるので，スライダ径が大きくなるほど大きな予圧が得られる．予圧値は (6.4) よりスライダ径の変化から算出できる．スライダの各パラメータは  $L = 9.6$  mm,  $h = 0.15$  mm, および  $E = 125$  GPa である．例えば，最大直径 2.680 mm のスライダをステータに挿入すると， $N = 1.002$  N の予圧が発生する．

Fig. 6.11 に予圧（スライダの直径）が変化した場合の推力及び速度の挙動を示す．この実験では，一定の電圧（ $f_E = 99.5$  kHz および  $A_E = 50$  V<sub>p-p</sub>）がモータに印加される．得られた推力は予圧量とともに増加し，約  $N = 0.604$  N（スライダ直径 2.676 mm）で最大となる．速度に関しては，58.1 mm/s の最大速度が予圧がもっとも低い時に得られ，予圧が増加するにつれて速度は減少する．これは，予圧が増加するにつれてステータの振動を抑制し，振動速度を低減するためである．このモータ出力と予圧との関係は，他の超音波モータの予圧特性においても観察されている [87] [79]．

スライダの過渡応答を評価し，動的挙動を評価する．Fig. 6.12(a) に最適予圧  $N = 0.604$  N で予圧特性の実験と同じ入力電圧（ $f_E = 99.5$  kHz および  $A_E = 50$  V<sub>p-p</sub>）を印加した場合のスライダ速度の過渡応答を示す．スライダ速度は約 2 ms で定常状態に達し，平均定常状態速度は約 45 mm/s である．この速い応答は，スライダ質量に対して得られた高い推力の結果である．Fig. 6.12 の点線は (2.32) より得られる理論曲線である．Fig. 6.12 では，質量  $m$  と実験で得られたスライダの速度  $v$  をもとに，減衰係数  $c = 0.179$  Ns/m と推力  $F = 8.1$  mN を与えている．定常速度でわずかなノイズ（振動）がみられるが，これは半径方向の振動によるものである．Fig. 6.12(b) は，入力電圧を  $E_c = A_E \cos(2\pi f_E t)$  から  $E_c = -A_E \cos(2\pi f_E t)$  に変化した場合の反転動作を示している．ノイズの大きさは，正方向（Fig. 6.12(a)）よりもわずかに

に大きくなった。これはステータの加工によって生じるステータとスライダ間の接触状態によるものである。原理的には、モータは移動方向に関係なく同じ運動を発生できるが、製造プロセスにおけるわずかな製造誤差がそのような差異を引き起こす。

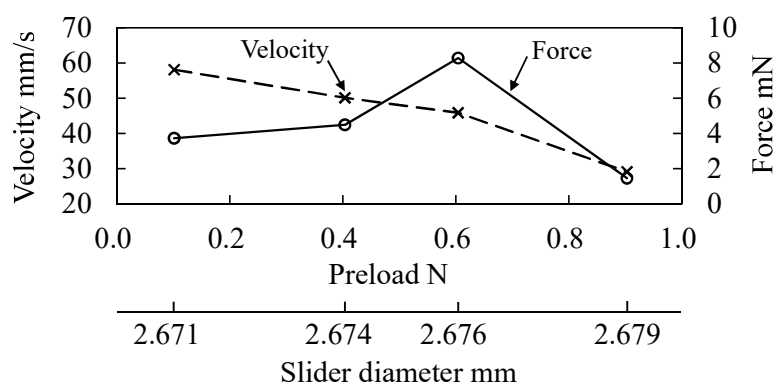


Fig. 6.11 Behavior of the velocity and the force when the preload varies. The preload is changed by using several sliders with different diameters.

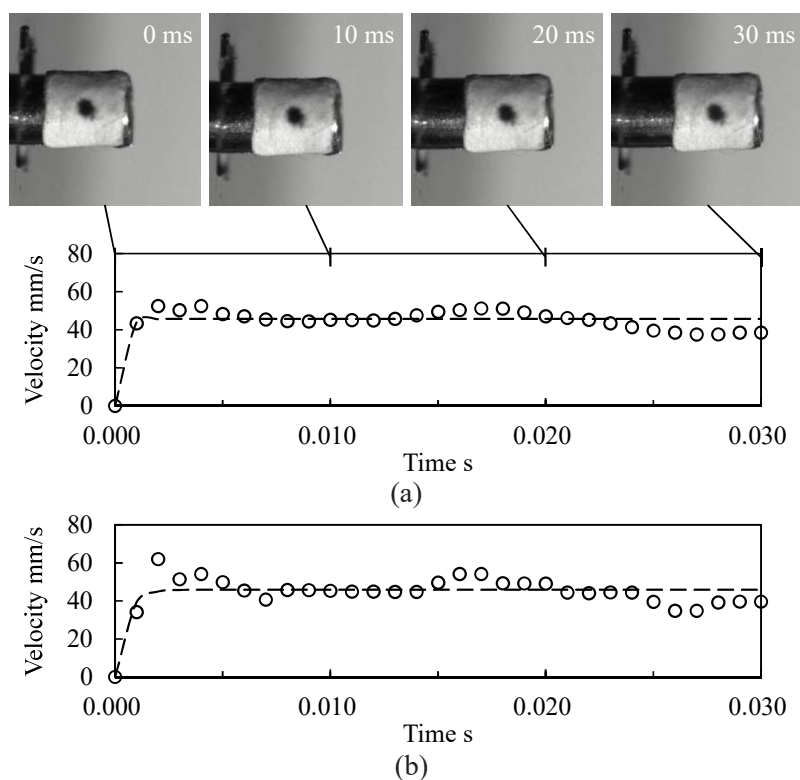


Fig. 6.12 Transient response of the miniature thin linear ultrasonic motor: (a) forward direction and (b) reverse direction.

## 6.4.4 電圧特性・周波数特性

印加電圧によってモータ出力がどのように変化するか調べる．本実験では，入力電圧の周波数  $f_E$  と振幅  $A_E$  を変化させて推力と速度を調べた．Fig. 6.13(a) に電圧振幅が一定 ( $A_E = 50$  V<sub>p-p</sub>) の場合の推力及び速度の周波数特性を示す．速度は 99 kHz で推力は 99.5 kHz で最大となり，この時の推力は約 8.3 mN，速度は約 50 mm/s であった．最大となった周波数と推力の周波数に差があるが，これは軸方向と半径方向の振動が最大となる周波数に差があることが原因であると考えられる．(4.9) および (4.13) で示すように，スライダの速度は軸方向，推力は半径方向の振動に影響する．6.2.4 で示したように，振動速度が最大となるのは軸方向の振動（曲げ振動モード）が 98.0 kHz，半径方向の振動（縦振動モード）が 98.4 kHz であった．さらに，軸方向の最大振動速度は半径方向の最大振動速度よりも 10 倍以上大きい．これらの結果，速度と推力が最大となる周波数に差が生じた．Fig. 6.13(b) に一定周波数 ( $f_E = 99.5$  kHz) における振幅特性を示す．スライダが 20 V<sub>p-p</sub> を超える振幅で動き始める．推力と速度は振幅に対して線形的に増加し，振幅が最大 ( $A_E = 100$  V<sub>p-p</sub>) のとき，約 12.9 mN の推力と約 92.8 mm/s の速度が得られた．これは，ステータの振動が電圧振幅が高くなるにつれて大きくなるためである．

モータ特性のもう一つの重要な評価指標に，入力電気エネルギーと出力機械エネルギーの比である効率が挙げられる．推力-速度曲線が線形であると仮定すると，機械的動力は，最大推力と定常速度の積の 4 分の 1 に相当する．モータに印加される電気入力 は 100 V<sub>p-p</sub> 印加時に約 30 mW であり，この時の効率は約 1.0 % である．この低効率の理由として考えられるのは，ステータの機械的減衰およびステータとスライダ界面における接触が考えられる．つまり，ステータが非常に薄いためにスライダと接触する面積はわずかであるためだと考えられる．

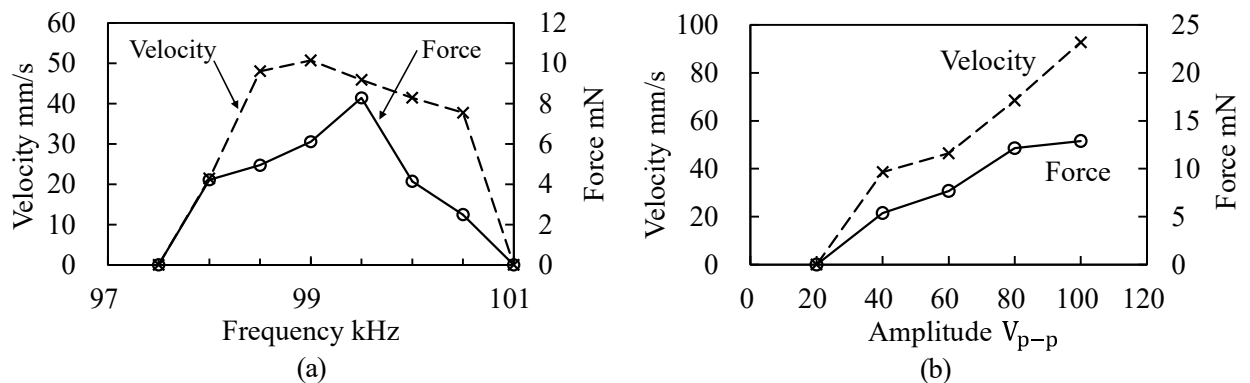


Fig. 6.13 (a) Frequency characteristics and (b) amplitude characteristics of the motor output.

## 6.5 オートフォーカス機構への応用

この節では、小型化した薄型リニア超音波モータが、オートフォーカス機構へ応用可能であるか検証するために、イメージセンサの前に設置したレンズ群の位置制御を行う。本来であれば、小型モータの大きさに合わせた小型のイメージセンサやレンズ群を使用することが望ましいが、今回は入手性を考慮して市販のイメージセンサとレンズを使用する。実験に使用したオートフォーカス機構の構成部品を Fig. 6.14(a) に示す。Fig. 6.14(a) の右側の 2 つの部品は、レンズ群とイメージセンサである。レンズ群は、ユニット内に 4~5 個のレンズを有し、通常の携帯電話のカメラモジュールと同じ構造である。イメージセンサは  $640 \times 480$  画素の解像度で、フレームレートは 30 fps である。スライダは、Fig. 6.14(b) に示すように、レンズ群の物体方向に取り付けられる。イメージセンサとステータは固定され、スライダに取り付けられたレンズ群は移動可能である。

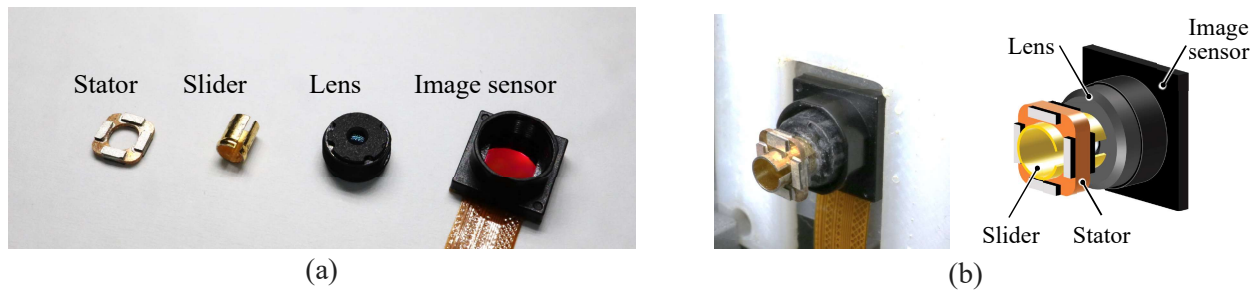


Fig. 6.14 (a) Components for the camera module; (b) the camera module assembly for demonstration.

### 6.5.1 ビジュアルフィードバックシステム

Fig. 6.15 にオートフォーカス用のフィードバック制御系を示す。ステータは、前項の実験で使用した治具に取り付けられている。撮影対象である高さ 50 mm の犬の置物は、カメラモジュールから 100 mm の位置に置かれ、イメージセンサはレンズを通して対象を撮影して制御 PC で処理される。

集束性能を定量化するために、二次微分演算子 (ラプラシアン演算子) に基づくアルゴリズムを用いる [88]。まず、得られた画像  $I$  を、 $3 \times 3$  カーネル  $K_4$  の畳み込みにより算出し、輝度値  $\nabla^2 I$  の配列を以下のように求める。

$$\nabla^2 I = I(m, n) \cdot K_4 \quad (6.7)$$

ここで、 $m$  と  $n$  はそれぞれ画像  $I$  の幅と高さをピクセル単位で表したもので、 $K_4$  は次のように記述される。

$$K_4 = \frac{1}{6} \begin{pmatrix} 0 & -1 & 0 \\ -1 & 4 & -1 \\ 0 & -1 & 0 \end{pmatrix} \quad (6.8)$$

次に、明度  $\sigma^2$  の分散を以下の式を用いて計算する。

$$\sigma^2 = \sum_i^m \sum_j^n \left[ |\nabla^2 I(i, j)| - \overline{\nabla^2 I} \right]^2 \quad (6.9)$$



ここで,  $\overline{\nabla^2 I}$  は,

$$\overline{\nabla^2 I} = \frac{1}{nm} \sum_i^m \sum_j^n |I(m, n)| \quad (6.10)$$

である. (6.9) で表す分散  $\sigma^2$  は, 与えられた画像におけるボケの程度の指標として使用することができる. つまり, 画像がぼやけている場合は分散  $\sigma^2$  の値は小さく, 焦点が合うにつれて高い値となる. Fig. 6.15 の上のフローチャートにおいて,  $\sigma^2$  が所望の分散  $\sigma_d^2$  より小さい限り, 直線運動の制御は継続する.  $\sigma^2$  が目的の分散を満たすと, 制御システムは停止する. 本実験では, 画像範囲を  $m = 360$ ,  $n = 360$  の範囲を指定して計算を高速化する.

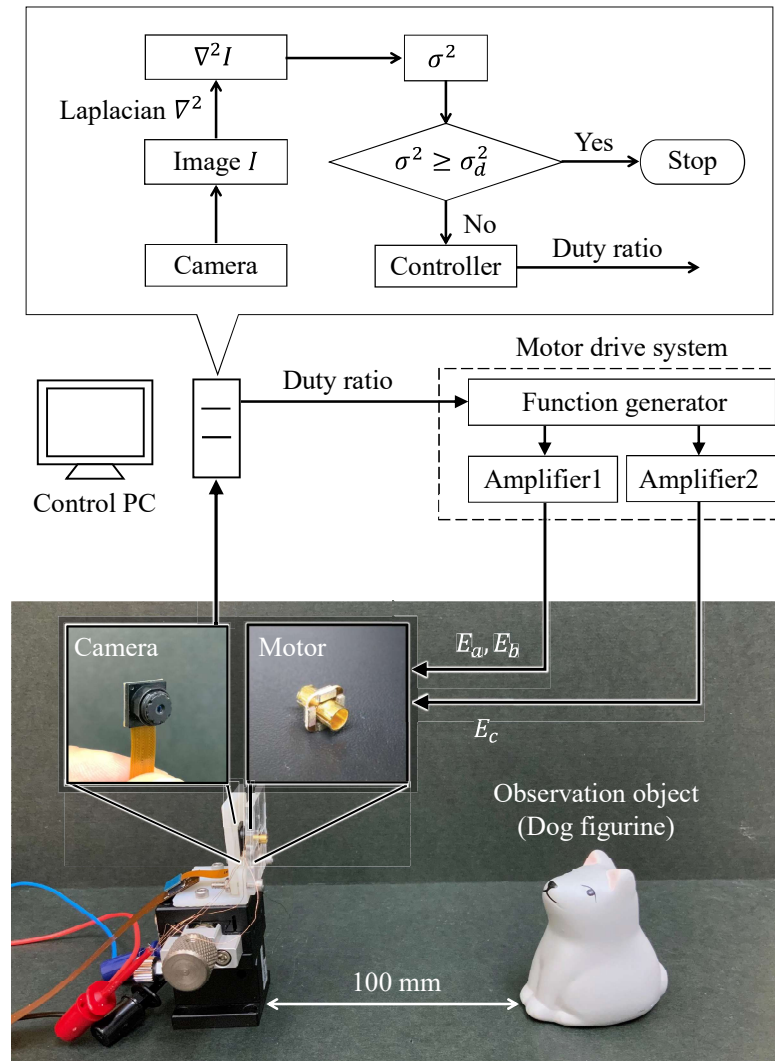


Fig. 6.15 Experimental setup for the feedback control in the miniature camera module.

### 6.5.2 超音波モータの制御

レンズ付きスライダの位置決めには比例制御（p 制御）を用いる．(2.26) の速度  $v$  は，変位  $x$  で置き換えることができる．さらに分散  $\sigma^2$  が変位  $x$  に比例して変化すると仮定すると，変位  $x$  は  $\sigma^2$  で置き換えることができる．したがって，運動方程式は次のように書き直される．

$$m\ddot{\sigma}^2 + c\dot{\sigma}^2 = F \quad (6.11)$$

推力  $F$  が目標の分散  $\sigma_d^2$  との差に比例する場合，比例コントローラは次のように設計される．

$$F = k_p(\sigma_d^2 - \sigma^2) \quad (6.12)$$

ここで， $k_p$  は比例ゲインである．(6.12) を (6.11) に代入すると，二次遅れ系として， $\sigma^2$  の挙動を表す運動方程式が得られる．

$$m\ddot{\sigma}^2 + c\dot{\sigma}^2 + k_p\sigma^2 = k_p\sigma_d^2 \quad (6.13)$$

ここで， $k_p\sigma_d^2$  は，現在の変位を目的の位置で停止させる仮想弾性項である．

スライダ（レンズ）の位置を制御するには，(6.12) の推力を変更するコントローラが必要である．今回は高周波電圧のオン/オフを切り替えるバースト波制御を採用する [89]．Fig. 6.16 にバースト波の生成方法を示す．Fig. 6.16(a) に示すように，ファンクションジェネレータは高周波交流電圧を発生させる．一方，コントローラは Fig. 6.16(b) に示すように，デューティ比  $D$ ，つまりパルス幅時間  $T_{IN}$  と周期  $T$  の比で制御信号を生成する．この信号をファンクションジェネレータに送信すると，出力電圧は，Fig. 6.16(c) に示すように，元の信号と制御信号の積であるバースト波になる．さらに，高周波バースト波は電圧増幅器に送られ，増幅される．バースト波がステータに印加させると，超音波モータの推力はデューティ比に応じて変化する．したがって，制御入力として制御信号のデューティ比を操作することにより，推力を制御することができる．オンとオフに基づく操作によるバースト波制御は，電圧の種類は異なるが，電磁モータ等で使用されるパルス幅変調（PWM）制御に似ている．

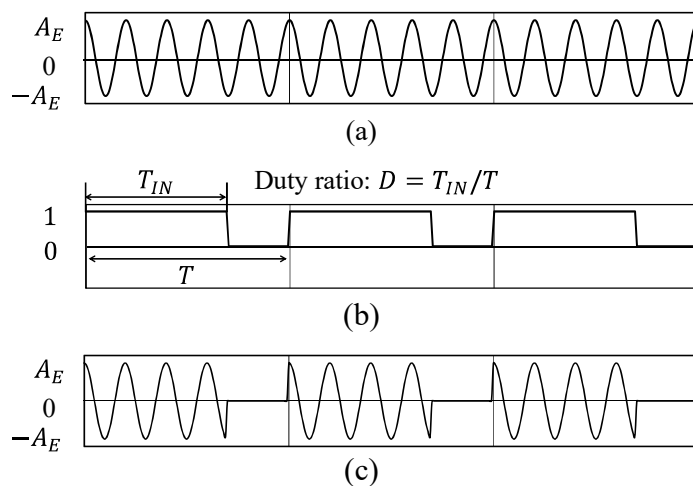


Fig. 6.16 Schematic of burst wave control. (a) Original wave from the power supply, (b) control signal, and (c) a burst wave as applied voltage.

## 6.5.3 実験結果

Fig. 6.17(a) に分散  $\sigma^2$  の時刻歴, (b) にスライダ変位を示す.  $\sigma^2$  が所望の値 ( $\sigma_d^2 = 80$ ) に近づくとつれて, 推力は比例コントローラに基づいて減少する.  $\sigma^2$  が目的の値に達すると, スライダの移動が停止する. 実験結果は, オートフォーカスが 0.2 s 以内に終了することを示した. 目標値に達した後,  $\sigma^2$  のオーバーシュートが確認されるが, これは, スライダ速度に対するイメージセンサのフレームレート (30 fps) が遅いためである. Fig. 6.17(a) の上部は, 小型カメラモジュールによって得られたカメラ画像を示す. レンズが動き始めてから, 約 0.2 秒で画像のピントがあっていることがわかる. この間, Fig. 6.17(b) に示すようにスライダの移動と静止が繰り返される. 所望の値が入力されると, モータは直ちにスライダを移動させ, 所望の値に達し, 画像処理システムからの次の信号を待つ.

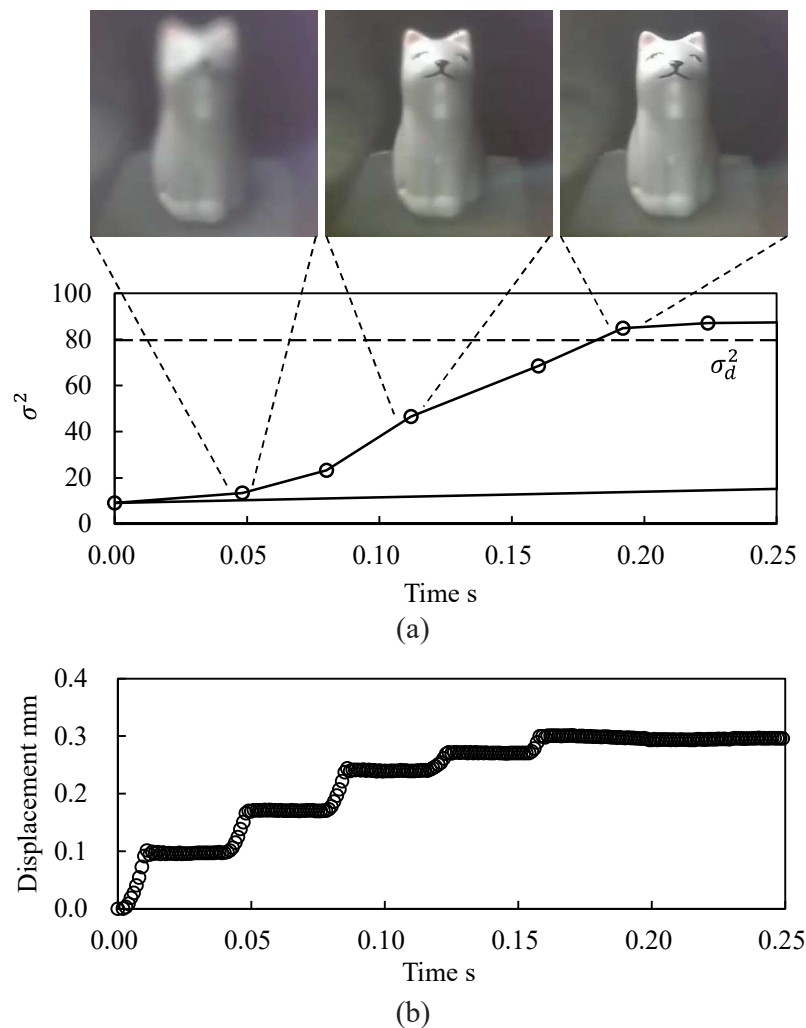


Fig. 6.17 Time-history response of (a) the variance  $\sigma^2$ , and (b) the displacement of the slider with the lens group.

## 6.6 まとめ

本章では、薄型リニア超音波モータを小型化し、その基本特性を評価した。ステータは、FEM 解析によってステータの形状と各振動モードの固有振動の関係を調べ、解析結果を基に大きさ  $4.5 \times 4.5 \times 0.9 \text{ mm}$  のステータを試作した。試作したステータはインピーダンスを測定することで固有振動数を調査し、どちらの振動モードもほぼ同じ固有振動数であること確認した。また、ステータの振動をレーザードップラー振動計で測定したところ、軸方向の振動が半径方向の振動より 10 倍ほど大きいことを確認した。これは、曲げ振動モードが縦振動モードよりも励起されやすいために起こると考えられる。スライダの設計では、スリット加工を施した薄肉円筒を採用し、追加機構なしで適切な予圧を生成できるようにした。予圧量はスライダを円弧の片持ち梁をみなすことで、材料力学的に求めることができる。

モータの出力については、実際にスライダの動きをハイスピードカメラで測定することで評価した。スライダの過渡応答は最適な予圧量（スライダの外径）を選択することで、数ミリ秒で定常速度に達することができ、非常に高い応答性を示した。推力は、電圧  $A_E = 50 \text{ V}_{\text{p-p}}$  印加時に約  $8 \text{ mN}$ 、 $A_E = 100 \text{ V}_{\text{p-p}}$  印加時では  $12.9 \text{ mN}$  であり、ステータと同等サイズの微小部品を動かすには十分な推力である。

さらに、小型カメラデバイスと組み合わせて、オートフォーカスのデモンストレーションを行った。モータはレンズの位置を変更し、実際にピント調節を行えることを確認した。この結果より、小型化した薄型リニア超音波モータは実際にカメラデバイスに応用可能であるといえる。

## 第7章 31モードと15モードで駆動する 薄型リニア超音波モータの開発

### 7.1 はじめに

第1章でも述べたように、携帯電話、ドローン、内視鏡など、様々な分野のカメラモジュールが社会の需要に合わせて、より薄くよりコンパクトな構造へと変化している。特に、内視鏡はより小さくそして細くなり、さらには鉗子（マニピュレータ）などのさまざまな機能が追加されるようになった [2–4]。これらの内視鏡の直径はおよそ 10 mm 程度のものが大きいですが、もし体内の様子を鮮明に撮影し、さらに施術を行うことができる直径 5 mm 以下の内視鏡があれば、患者だけでなく術者の負担も減らすことができる。このような内視鏡デバイスを実現するためには、レンズや鉗子を動作させたりする小型リニアアクチュエータが必要である。しかし、内視鏡内部のスペースが非常に限られているため、現在のマイクロリニアアクチュエータ技術を内視鏡に適用することは難しい。

そこで、第5章、第6章で説明した薄型リニア超音波モータを更に小型化し、超小型リニア超音波モータを開発する。ステータをより小型にするために、本章では圧電横効果（31モード）と圧電厚みすべり効果（15モード）の2種類の圧電効果を使用して二つの振動モードを励起する。このステータの設計により、圧電横効果によって駆動される圧電素子のみを使用する場合よりもステータの体積を小さくすることができる。圧電素子を備えた試作したステータのサイズは、高さ 1.6 mm、幅 1.6 mm、奥行き 0.3 mm（スライダの移動方向の長さ）である。ステータの中心に 0.6 mm の穴があり、穴に挿入されたスライダは追加機構なしで直線的に動作する。提案されたモータ性能は、円筒シャフトをスライダに用いて基本的な特性の評価を行った後、スライダを薄肉円筒に変更して再評価する。薄肉円筒のスライダは、弾性変形させることでステータとスライダ間に予圧を与えることができる。この中空ステータと予圧方式を用いて、リニアガイドや予圧機構を必要としない超小型のリニア超音波モータを実現する。

## 7.2 駆動原理およびステータの試作と評価

### 7.2.1 ステータの構造と駆動原理

マイクロリニア超音波モータの駆動原理を説明する．Fig. 7.1 は，マイクロリニア超音波モータの概略図を示している．ステータは単一の長方形の金属で構成され，4つの圧電素子が接着されている．上下の PZT は 15 モードで駆動し，電圧を印加すると Fig. 7.2(a) に示すように厚みすべり振動を励起する．一方，左右の圧電素子は 31 モードで駆動し，電圧を印加すると Fig. 7.2(b) に示すように縦振動を励起する．今回，ステータにグランド線を排除して製造を簡素化するために，分極方向を Fig. 7.1(b) に示すように定義した．スライダを駆動するためには，第 5 章，第 6 章と同様に，曲げ振動モードと縦振動モードの 2 つの振動モードを同時に励起する．駆動軸方向に振動する曲げ振動モード (Fig. 7.3(a)) を励起するには，Fig. 7.1(b) に示すように  $E_a = A_E \sin(2\pi f_E t)$  および  $E'_a = -A_E \sin(2\pi f_E t)$  の交流電圧をステータの上下の圧電素子に印加する．ここで， $A_E$  と  $f_E$  は印加電圧の振幅と周波数であり， $f_E$  は曲げ振動モードおよび縦振動モードの固有周波数に調整する．上下の圧電素子は 15 モードで駆動し，厚み滑り振動が励起される．分極方向は上下で反対向きになっているため，圧電素子は同じ方向に振動し，曲げモードが励起する．一方，半径方向に振動する縦振動モード (Fig. 7.3(b)) を励起するには，Fig. 7.1(b) に示すように， $E_b = A_E \cos(2\pi f_E t)$  および  $E'_b = -A_E \cos(2\pi f_E t)$  の交流電圧をステータの左右の圧電素子に印加する．この圧電素子は 31 モードで駆動し，伸長と収縮を繰り返して縦振動モードが励起される．

スライダを直線的に動かすために，4つの交流電圧 ( $E_a$ ,  $E'_a$ ,  $E_b$ ,  $E'_b$ ) が圧電素子に印加される．これらの電圧を同時に印加すると，曲げ振動モードと縦振動モードが同時に励起され，Fig. 7.3(c) に示すようにステータの内周面に楕円運動が発生し，ステータの穴に挿入されたりニアスライダを動かす．スライダの移動方向は， $E_b = A_E \cos(2\pi f_E t)$  および  $E'_b = -A_E \cos(2\pi f_E t)$  を  $E_b = -A_E \cos(2\pi f_E t)$  および  $E'_b = A_E \cos(2\pi f_E t)$  に切り替えることで変更できる．

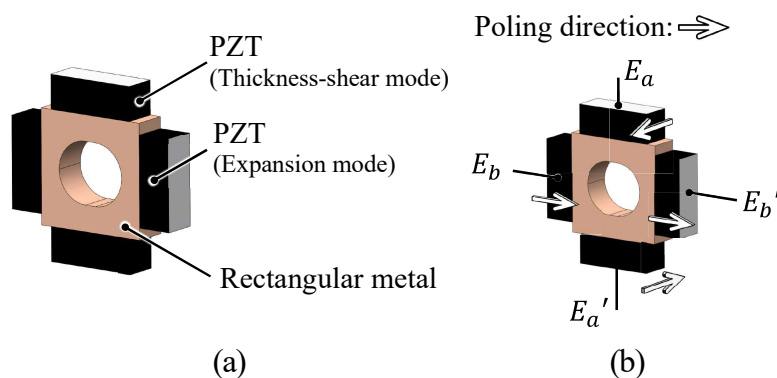


Fig. 7.1 (a) Structure of micro linear ultrasonic motor and (b) voltages applied to micro linear ultrasonic motor.

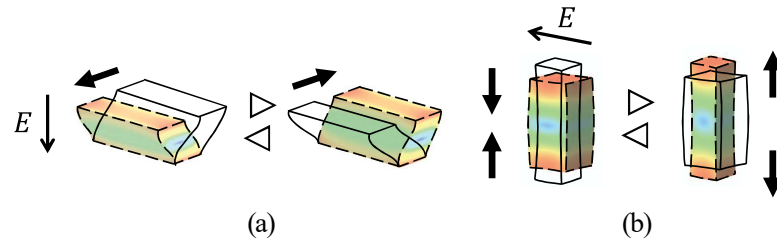


Fig. 7.2 (a) 15 piezoelectric effect and (b) 31 piezoelectric effect.

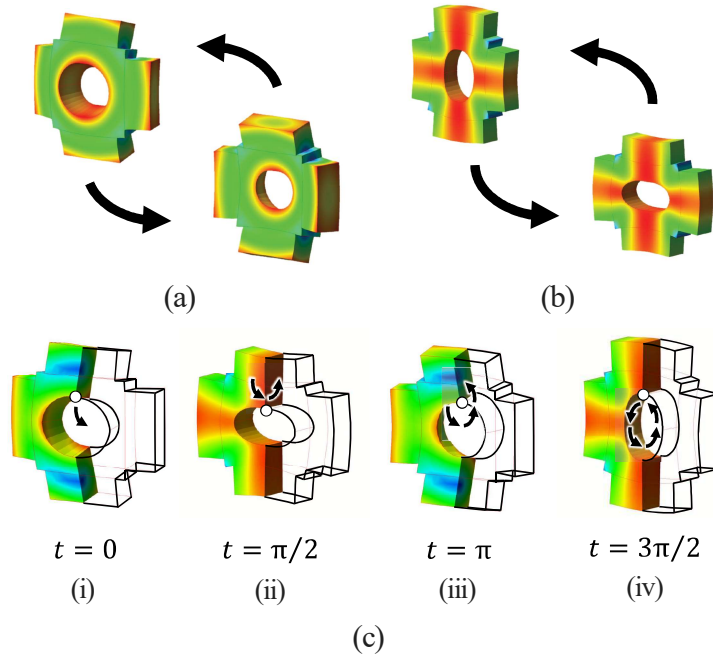


Fig. 7.3 Vibration modes to generate a linear motion. (a) Bending mode, (b) longitudinal mode and (c) elliptical motion.

## 7.2.2 FEM 解析を用いたステータの設計

固有振動数はステータの寸法に依存するため、圧電解析 (FEMTET) によって寸法を調整することにより、2つのモードを励起する固有振動数を求める。Fig. 7.4(a) は、解析用のステータモデルを示している。金属部分は、外寸が 1.0 mm で中央には長軸が 0.7 mm、短軸が 0.6 mm の楕円形状の貫通穴を有している。ステータの厚さ (スライダの移動方向の長さ)  $T$  は変数として表され、シミュレーションで変更する。4つの圧電素子モデルは、側面の寸法が  $0.8 \text{ mm} \times 0.3 \text{ mm}$ 、厚さが 0.3 mm の直方体である。材料特性は圧電素子の特性である。(ヤング率: 80 GPa, 密度:  $7.8 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ , ポアソン比: 0.292, 機械的品質係数: 2500) モデルに拘束が設定されていないため、モードは自由振動として動作する。

Fig. 7.4(b) は、厚さ  $T$  を 0.25 mm から 0.35 mm に変更した場合に、曲げ振動モードと縦振動モードの固有振動数  $f_n$  がどのように動作するかを示している。曲げ振動モードの固有振動数は、厚さ  $T$  が大きくなると増加する。一方、縦振動モードは、厚さ  $T$  が大きくなるとわずかに増加する。厚さ  $T$  が約 0.29 mm の場合、2つのモードの固有振動数は一致している。

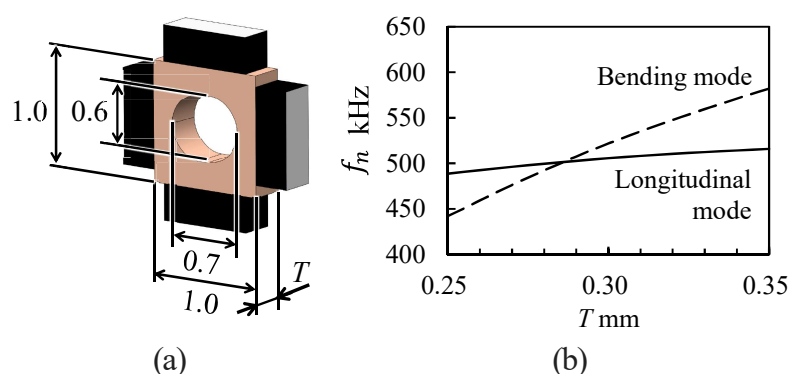


Fig. 7.4 FEM modal analysis of the stator. (a) Dimensions of hollow rectangular metal stator in the FEM model. (b) Natural frequency of bending and longitudinal modes with respect to the thickness  $T$ .

### 7.2.3 ステータの試作

FEM 解析結果に基づいて試作したステータを Fig. 7.5 に示す．加工されたステータの金属部の実際のサイズは，幅と高さが 1.0 mm で，厚さが 0.29 mm である．貫通穴の長軸は 0.732 mm，短軸は 0.627 mm の楕円形状である．4 枚の圧電素子（C-213, Fuji Ceramics Co.）は，導電性エポキシ接着剤によって金属側面に接着されている．ステータの重さは 4.2 mg である．寸法，材料および分極方向は，FEM 解析時と同じである．これらの部品は，特別な加工方法を用いることなく，従来の機械加工で作製することができる．例えば，金属部品はリン青銅の板から削り出され，圧電素子は半導体製造で一般的に使用されるプロセスであるダイシングマシンを使用して切断される．

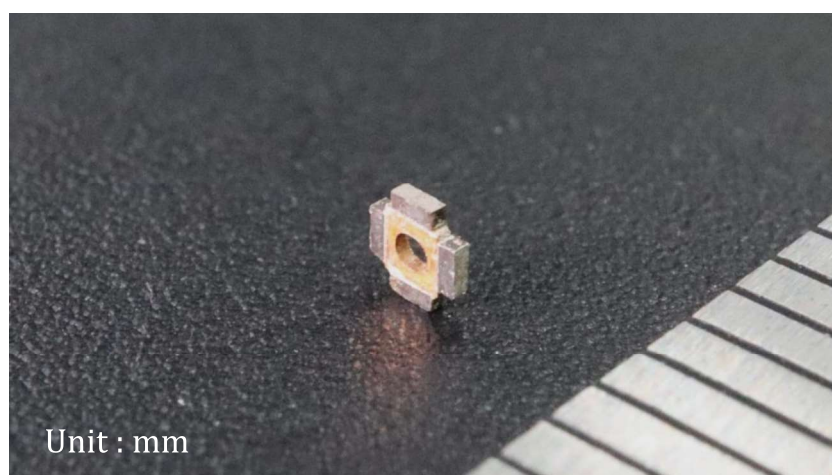


Fig. 7.5 Prototype stator of micro linear ultrasonic motor.



### 7.2.4 インピーダンス測定

試作したステータの共振を見つけるために、インピーダンスの周波数特性を測定する．曲げ振動モードを測定する場合は、インピーダンスアナライザをステータの上下 ( $E_a$  および  $E'_a$ ) に接続し、縦振動モードを測定する場合は、ステータの左右 ( $E_b$  および  $E'_b$ ) にインピーダンスアナライザを接続する．Fig. 7.6(a) および (b) は、周波数  $f_E$  が 400 kHz から 600 kHz まで変化したとき、試作したステータのインピーダンスと位相がどのように変化するかを示している．曲げ振動モード (Fig. 7.6(a)) と縦振動モード (Fig. 7.6(b)) の固有振動数は、それぞれ 465.2 kHz と 460.7 kHz である．これは、曲げ振動モード (Fig. 7.1(a)) と縦振動モード (Fig. 7.1(b)) がほぼ同じ固有振動数で現れることを示している．FEM 解析と実験の固有振動数の違いは、加工と組み立てによって生じたものである．

Table 7.1 は、 $f_r$ ,  $f_a$ ,  $Q$ , および  $k$  の測定結果をまとめたものである．曲げ振動は縦モードよりも高い品質係数を取得する．結合係数はわずかに低くなるが、得られる品質係数は約 4 倍以上になる．これは、15 圧電効果が 31 圧電効果よりも高いためである．

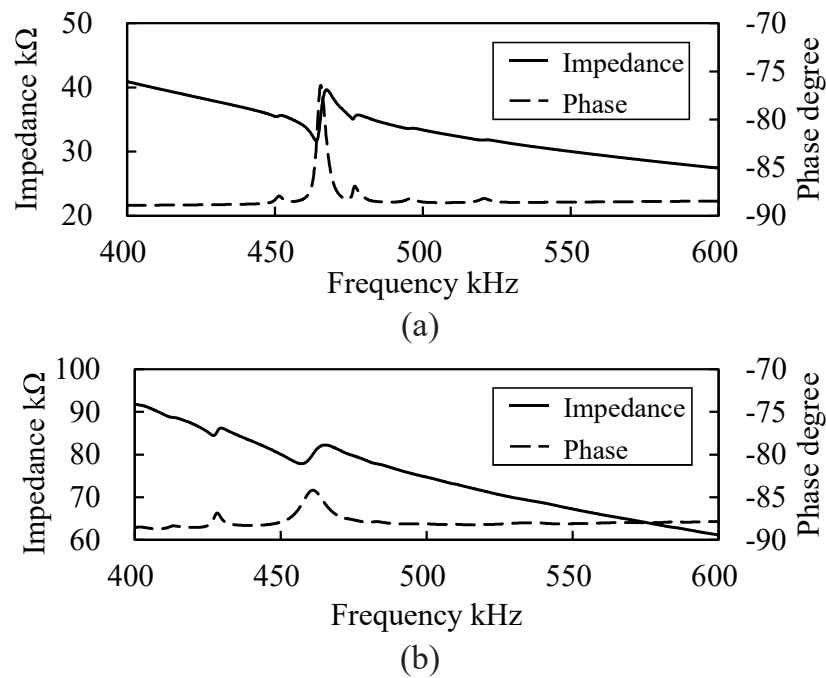


Fig. 7.6 Frequency characteristics of the stator's impedance. (a) Voltage excites the bending mode and (b) the longitudinal mode.

Table 7.1

Experimental characteristics when the stator generate bending and longitudinal modes.

	$f_r$ kHz	$f_a$ kHz	$k$ %	$Q$
Bending mode	464.0	467.5	12.2	206.8
Longitudinal mode	460.7	465.2	13.8	55.8

### 7.2.5 振動測定

次に、ステータの軸方向および半径方向の振動速度を測定する．振動速度は、レーザードップラー振動計（NLV2500-5）によって測定する．軸方向の振動を測定する場合、Fig. 7.7(a) に示すように、交流電圧を印加して曲げモードを励起する．レーザをステータの淵に照射し、軸方向の振動速度を測定する．一方、半径方向の振動を測定する場合は、Fig. 7.7(b) に示すように交流電圧を印加して縦振動モードを励起する．レーザをステータ上部に照射し、半径方向の振動速度を測定する．印加電圧は、ファンクションジェネレータ（WF1974）と電力増幅器（BA4825）によって生成する．

Fig. 7.8 は、電圧振幅  $A_E = 100 \text{ V}_{p-p}$  に一定にし、周波数  $f_E$  を 400 kHz から 500 kHz まで変化したときの振動速度の周波数応答を示している．軸方向および半径方向の最大振動速度は、インピーダンス測定で明らかになった共振周波数とほぼ同じ 464kHz で得られた．また、インピーダンス解析の結果から予測されるように、軸方向の最大振動速度は半径方向の最大振動速度よりも高くなっている．

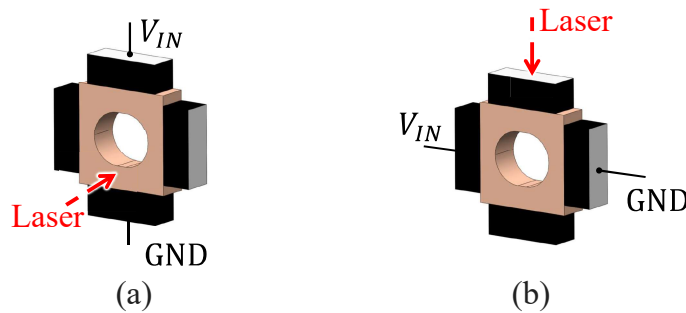


Fig. 7.7 Experimental setups for the vibration velocity measurements. (a) Bending mode and (b) longitudinal mode.

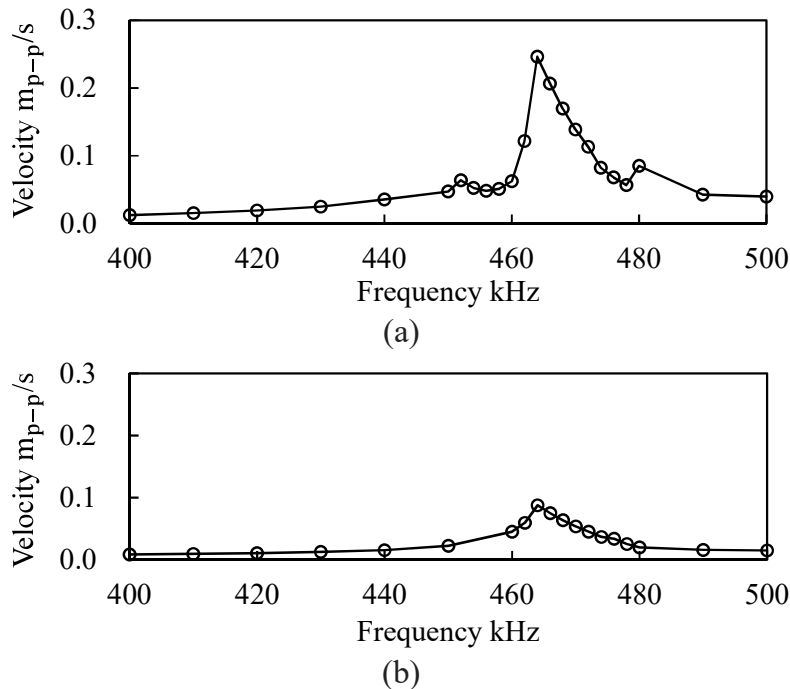


Fig. 7.8 The vibration velocity frequency response of (a) bending mode and (b) longitudinal mode.

## 7.3 モータの評価

### 7.3.1 モータの駆動方法と実験環境

Fig. 7.9(a) は、開発した超音波モータを駆動するために使用される実験環境の概略図を示している。2つの高周波交流電圧は、ファンクションジェネレータ (WF1974) を使用して生成され、電力増幅器 (BA4825) によって増幅する。増幅された電圧はトランスを介して、逆位相の電圧を生成する。たとえば、正弦波の交流電圧  $E_a$  がトランスに入力されると、正と負の正弦波  $E_a$  と  $E'_a (= -E_a)$  が出力される。したがって、4つの交流電圧 ( $E_a$ ,  $E'_a$ ,  $E_b$ ,  $E'_b$ ) が、それぞれステータの圧電素子に印加される。印加電圧の振幅、周波数、および位相差は、ファンクションジェネレータもしくは増幅器を使用して調整できる。

過渡状態から定常状態へのスライダの動きは、 $640 \times 480$  pixels の画像解像度の高速度カメラ (VW-9000) を使用して 1000 fps で撮影する。速度と加速度は、これらのデータを時間で微分することによって計算する。推力は、(2.32) をもとに加速度とスライダの質量から推定する。

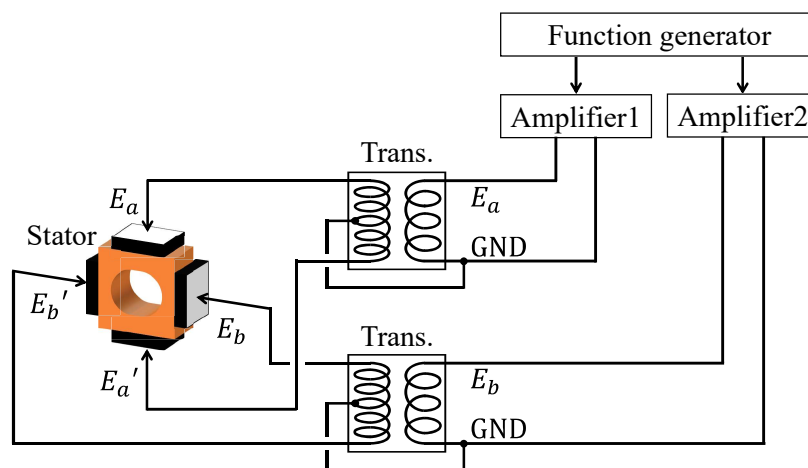


Fig. 7.9 Experimental setup for the applying voltages.

### 7.3.2 予圧特性・過渡応答

予圧とモータの推力との関係を実験的に明らかにする。Fig. 7.10 は、予圧量を変更するための実験環境を示している。Fig. 7.10 の左側に示すように、ステータは治具に取り付けられている。ステータは治具の中央でコンタクトプローブによって固定されている。コンタクトプローブは、電圧を印加するためのコネクタとしても機能する。ステータの穴には、直径 0.610 mm、長さ 40 mm、重さ約 94 mg のステンレス製の円筒シャフトがスライダとして挿入される。ステータとスライダの間には約 17  $\mu\text{m}$  のギャップがある。これは、ギャップが小さすぎると摩擦が増加し、モータの駆動力が低下するためである。予圧は、スライダの下に配置されたばねによって生成される。ばねの力は Fig. 7.10 の右側に示すように、小型ベアリングを介し

てスライダに伝えるばねを支えている位置決めステージを動かすことにより、予圧量を調整できる。つまり、位置決めステージがスライダに近づくにつれて、より高い予圧が適用する。復元力は、ばねの変形から推定できる。

Fig. 7.11 は、推力と予圧の関係を示している。この実験では、周波数 480 kHz、電圧振幅  $100\text{ V}_{\text{p-p}}$  の交流電圧をステータに印加している。各予圧量で 5 回実験を行いグラフには平均値をプロットしており、エラーバーは最大値と最小値を示している。推力は予圧とともに増加し、5 gf で約 2.2 mN の最大推力が得られる。5 gf を超えると推力が減少するが、これは予圧が高くなるとステータの振動振幅が抑制され、振動速度が低下するためである [79, 85, 87]。Fig. 7.12 は、推力が最大となった予圧を 5 gf 与えた時のスライダの過渡応答を示している。過渡応答に示す点線は、(2.32) から推定した曲線である。ここでは、スライダの質量  $m = 94\text{ mg}$  と減衰係数  $c = 0.095\text{ Ns/m}$  が (2.32) に与えられている。速度は約 2 ms で定常状態に達し、平均定常状態速度は約 37.6 mm/s、推力  $F$  は 2.2 mN である。定常速度のわずかなノイズ（振動）が観察されるが、これは移動中の半径方向の振動によるものである。ただし、この振動は非常に小さく、モータの性能には影響しない。

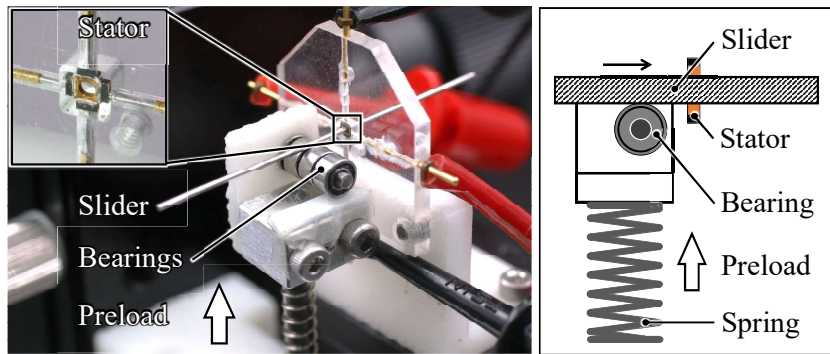


Fig. 7.10 Experimental setup for evaluating preload characteristics.

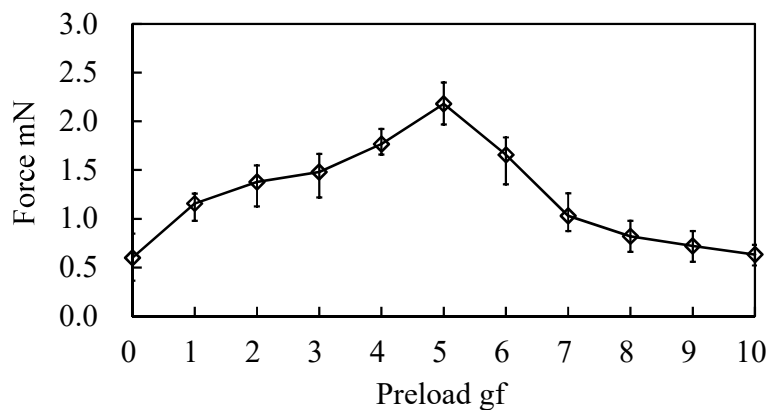


Fig. 7.11 Relationship between the thrust force and the applied preload. For each case, the performance is evaluated five times and the averaged values are plotted.

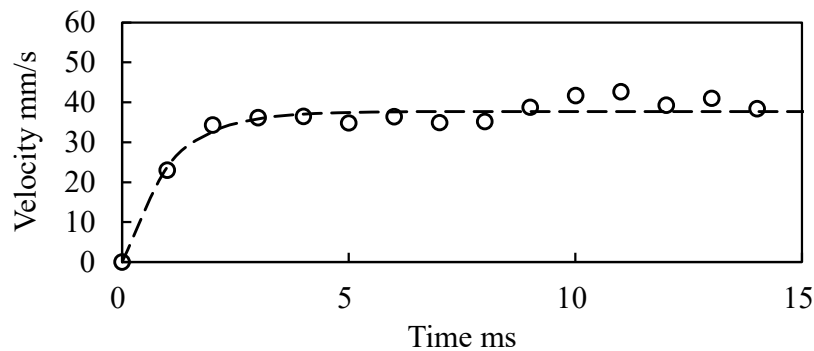


Fig. 7.12 The transient response of the micro hollow linear ultrasonic motor.

### 7.3.3 電圧特性・周波数特性

印加電圧の周波数  $f_E$  と振幅  $A_E$  を変化させて、入力電圧とモータ速度および推力の関係を調べる。この実験では、推力が最大となった予圧 5 gf を与えた状態で、各条件でデータの取得を 5 回行う。グラフには平均値をプロットしており、エラーバーは最大値と最小値を示している。

Fig. 7.13(a) は、電圧振幅が一定 ( $A_E = 100 \text{ V}_{p-p}$ ) の場合の周波数特性を示している。480 kHz に推力と速度が最大となり、この時の推力と速度はそれぞれ 2.2 mN および 40.7 mm/s である。ステータの共振周波数が約 464 kHz であったのに対し、出力は 480 kHz で最大となった。これは、スライダが挿入されることで共振周波数が変化したためである。また、ステータが非常に小型であるため、7.2.4, 7.2.5 で得られた共振周波数と出力が最大となった共振周波数との差は大きい。一方、周波数を一定 ( $f_E = 480 \text{ kHz}$ ) にした時の電圧振幅特性を Fig. 7.13(b) に示す。スライダは、40  $\text{V}_{p-p}$  を超える振幅で動き始め、推力と速度は、振幅にほぼ比例して増加する。これは、印加電圧が大きくなるにつれ、ステータの振動が大きくなるためである。振幅が 140  $\text{V}_{p-p}$  の時、約 7.6 mN の推力と約 89.9 mm/s の速度が得れた。

モーターの特性評価のためのもう 1 つの重要な指標である効率を求める。推力と速度の関係が線形であると仮定すると、機械出力は最大速度と推力の積の 4 分の 1 として計算され、電気入力に電圧、電流、位相から推定される。140  $\text{V}_{p-p}$  印加時の電気入力に約 85.1 mW であるため、電気入力への機械出力のエネルギー効率は約 0.2 % となる。効率が非常に低い、これはステータとスライダの境界面での接触状態が原因だと考えられる。今回のモータは非常に小型で、ステータのスライダの接触面積が非常に小さいため、ステータの振動振幅が十分に伝達できていないことが予想される。

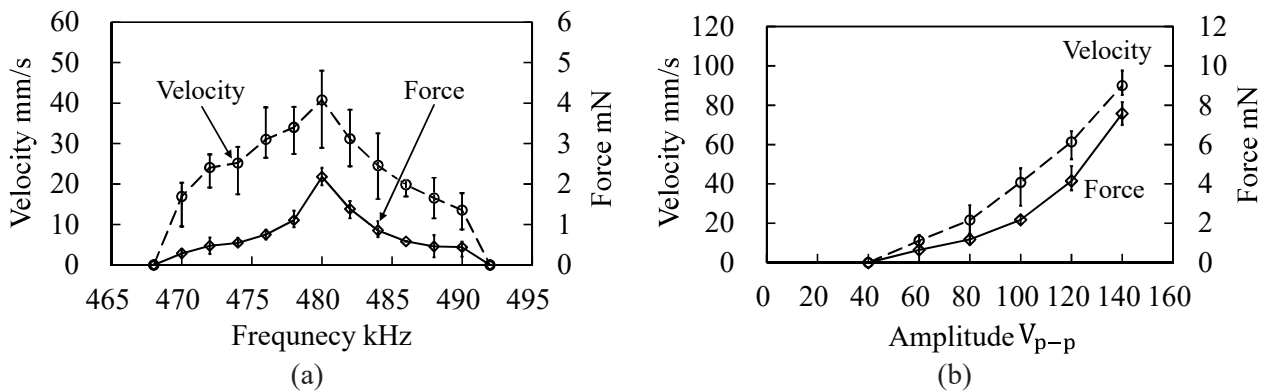


Fig. 7.13 (a) Frequency characteristics and (b) amplitude characteristics of the motor output. For each case, the performance is evaluated five times and the averaged values are plotted.

### 7.3.4 薄肉円筒をスライダに用いた場合の過渡応答

前項まで使用した予圧機構 (Fig. 7.10) は、予圧とモータ出力の関係を正確に測定するように構築されているため、実際にアプリケーションに使用するには大きすぎる。そこで、第 6 章と同様にステータとスライダの間の予圧にしまりばめを用いた予圧方法を使用して、モータを評価する。評価に使用したスライダとステータを Fig. 7.14 に示す。スライダは、厚さ 25  $\mu\text{m}$ 、長さ 4 mm の薄肉円筒である。幅が約 0.1 mm のスリットがあり、これは  $18.6^\circ$  の中心角に相当する。スライダはニッケル製で、重さは 3 mg である。このスライダは電鍍加工によって作られている。電鍍加工は、電気めっき法による金属製品の製造方法で、金属の導電層の正確な堆積によって生成される金属成形プロセスである。この方法により、ミクロンオーダーの公差を持つスリット入りの薄肉円筒の製造が可能になる。スライダの直径 ( $\phi = 0.629 \text{ mm}$ ) は、ステータの穴の直径よりもわずかに大きく、この違いにより、ステータとスライダの間に予圧が発生する。予圧は、6.3 で説明したように、スライダの直径が縮小したときに約 5 gf の予圧が生成されるように設計されている。

Fig. 7.15 は、スライダの過渡応答を示している。この実験では、 $f_E = 480 \text{ kHz}$  および  $A_E = 100 V_{p-p}$  の交流電圧をモータに印加している。速度は約 3 ms で定常状態に達し、この時の平均定常状態速度は約 93.5 mm/s で、推力  $F = 1.4 \text{ mN}$  である。スライダがピンゲージの場合と比較すると得られた推力はわずかに小さく、定常状態の速度の不安定性はわずかに高い (Fig. 7.12 を参照)。これは、ステータとスライダの間のギャップ、摩擦、表面の粗さなどの接触状態によって引き起こる。つまり、スライダである薄肉円筒の表面粗さを小さくすることで安定した出力が得られると考えられる。

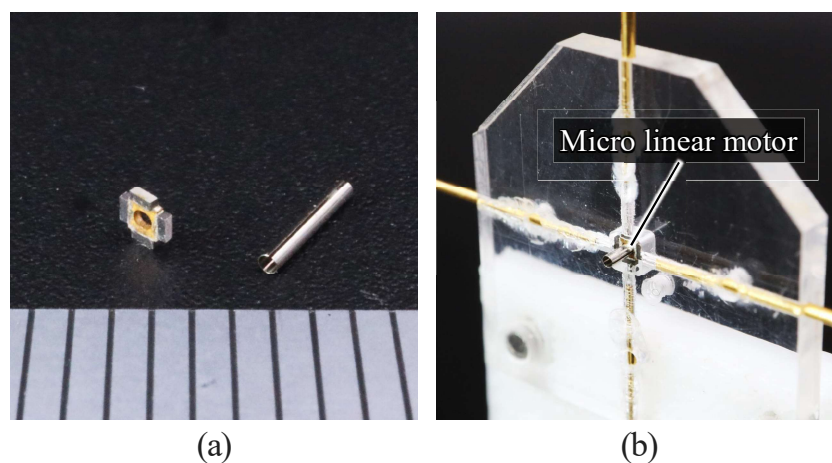


Fig. 7.14 (a) The prototype stator and slider. (b) The motor attached to the jig for experiments.

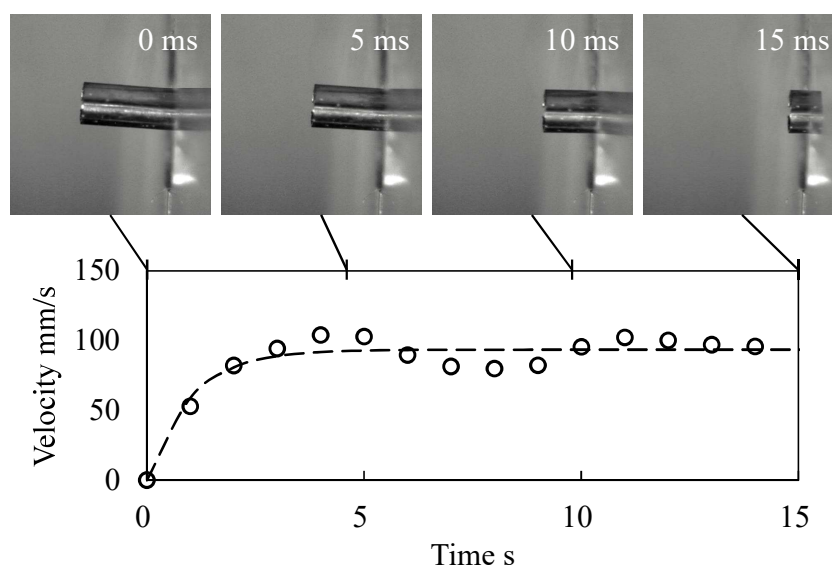


Fig. 7.15 The transient response when the slider is thin hollow cylinder. The picture above the graph shows the slider motion captured the high-speed camera. The slider moves linearly without rotating.

## 7.4 まとめ

本章では、大きさ約 1 mm の超小型リニア超音波モータを作製し、その基本的な性能を評価した。駆動原理である二つの振動モードは、圧電横効果と圧電厚みすべり効果の 2 種類の圧電効果によってステータに励起される。この二種類の圧電効果を使用することで、ステータの構造がシンプルになり、より小型にすることが可能となる。FEM 解析を用いて大きさ約 1 mm のステータの設計および試作を行い、電気的および機械的に評価した。各振動モードの振動速度は、大きさ約 4.5 mm の薄型リニア超音波モータと同様に、軸方向の振動が半径方向の振動よりも高いことが確認された。

モータの性能は、スライダにシャフト（ピンゲージ）を用いた場合と薄肉円筒を用いた場合の二種類で評価した。スライダにピンゲージを用いた場合、最適な予圧を選択することにより印加電圧が  $100 V_{p-p}$  の時の推力は 2.2 mN、 $140 V_{p-p}$  印加時には 7.6 mN の推力が得られた。一方、薄肉円筒をスライダ用いた場合は 1.4 mN とピンゲージよりも低い値となった。この原因として薄肉円筒の表面が粗いことが考えられる。そのため、ステータおよびスライダにメッキ加工等を施して、ステータとスライダ間の摩擦を最適化する必要がある。

提案した超小型リニア超音波モータはこれまで開発されてきたリニアアクチュエータの中でも、最小クラスのサイズである [1, 8, 90, 91]。推力については、スライダに薄肉円筒を用いた場合でも 1.4 mN と、ステータの重さ以上の推力を出せていることから、小型デバイスに使用されるようなマイクロセンサ、レンズなどの微小部品を駆動させるには十分な力であるといえる。



## 第8章 結言

本論文では次世代の小型デバイス、特にカメラデバイスのための、新たなアクチュエータ技術の提案とその実現可能性を示すことを目的とし、二種類の小型リニア超音波モータの研究開発を行った。従来のモータは、駆動原理に使用していた振動モードを励起するために、ステータの長さが必要であった。そこで本研究では、駆動原理である振動モードを見直して、低次の振動モードでかつステータの長さを必要としない駆動方法を検討した。第3章と第4章ではステータが立方体形状の小型リニア超音波モータの開発し、評価を行った。このモータは、駆動原理に一次伸縮モードと二次伸縮モードという、ステータが短くても励起できる振動モードを採用した。また、中空構造のステータとしまりばめを用いた予圧方法により、モータ単体でスライダを動かすことができる。その結果、従来のリニア超音波モータよりもステータの小型化を可能し、よりコンパクトなリニア超音波モータを実現した。また、第5章および第6章では薄型リニア超音波モータの研究開発を行い、小型化を行った。このモータは、駆動原理に平板で励起される振動モードを採用しているため、従来ではできなかった薄いステータの設計が可能となる。さらに、構造および形状がシンプルであるため、従来リニア超音波モータよりもステータの小型化および薄型化の両方を可能にする。小型化した薄型リニア超音波モータはカメラデバイスを組み合わせて、実際にオートフォーカス機構に応用可能であることを実験により確認した。さらに、駆動原理の振動モードが高次の振動でないこととステータ構造がシンプルであるという特徴を生かして、大きさ1 mmの超小型リニア超音波モータを開発した。

本研究で開発した小型リニア超音波モータとこれまでに開発された代表的な小型リニア超音波モータを比較するために、Fig. 1.6に本研究で開発したモータを追加でプロットしたものをFig. 8.1に示す。体積当たり機械出力および推力は他のモータと比較しても、同等の性能を発揮していることがわかる。また、提案した小型リニア超音波モータは他のリニア超音波モータと異なり、リニアガイド機構や予圧機構といった追加の機構が不要であることから、最終的なサイズは他のモータよりも小型であるといえる。次に、ステータの長さ（駆動方向の長さ）とモータの出力を比較したものをFig. 8.2に示す。提案したステータの長さは同等のモータの中でも短い。モータの出力についてもステータが短いのに関わらず、他のモータと同等の出力を発揮しており、カメラデバイスのレンズ、ミラー、マイクロセンサなどの構成部品を動かすのに実用的な推力である。得られた研究成果は以下のようなものである。

- (1) ステータが立方体形状のリニア超音波モータを研究開発した。ステータの大きさは先行研究のものと比較すると、約5分の1の大きさである。さらにステータの形状によって振動の大きさがどのように変化するかを明らかにした。
- (2) 立方体型リニア超音波モータの高出力化と小型予圧機構の開発を行った。スライダにス

リット加工を施した薄肉円筒を採用し、しまりばめを用いることでモータを大きくすることなく予圧を与えることができる。また、予圧量はスライダに蓄えられるエネルギーによって推定した。

- (3) 薄型デバイスのカメラ機構に応用することを目的として、薄型リニア超音波モータを提案し研究開発を行った。小型化のためにはシンプルな構造出なくてはならない。そこで、駆動原理の振動モードを見直して、ステータの解析を行った。薄型リニア超音波モータの駆動原理は、本論文で初めて提案した駆動方法である。
- (4) 薄型リニア超音波モータの小型化に関する研究開発を行った。有限要素法解析を用いて固有振動数を求め、高さと幅が 4.5 mm、厚さが 0.3 mm の薄型ステータの試作を行った。小型ステータにおいても直動動作に成功した。
- (5) 薄型リニア超音波モータの駆動原理を基に超小型のリニア超音波モータの研究開発を行った。圧電横効果（31 モード）と圧電厚みすべり効果（15 モード）で駆動する二種類の圧電素子を使用することで、ステータをよりシンプルな構造にすることができる。作製したモータの出力は小型部品を動かすには十分な性能を発揮している。

小型リニア超音波モータを実用化するためには、速度安定化や効率向上などの問題に取り組む必要がある。運動の安定化や効率の改善する方法として、最適な摩擦係数を持つ適切な材料でステータやスライダをコーティングするなどし、接触条件を最適化することが挙げられる。また、応用製品の仕様を考慮すると、低い印加電圧でも十分な性能を発揮できることが重要である。駆動電圧の低電圧化には、圧電素子を積層化することなどの方法 [92–94] などが知られており、モータの効率向上とともに、圧電素子の再検討を行う。この研究のもう 1 つの興味深い課題として、リニア超音波モータの詳細を分析するためのモデリングが挙げられる [77, 95–98]。このモデリングは、マイクロスケールでの動作の理解を容易にし、実用化のためのより高い精度、制御、設計が可能になる。予圧の最適値は実験的に求めたが、理論的に最適値を求められるのが望ましい。そのためには、ステータの振動速度およびスライダの予圧からモータの出力を求めることが可能なモデリングが必要である。このモデリングは、摩擦などの複雑な問題を含むものの、より高精度の設計が可能となる。本研究では、アクチュエータの開発に注力したが、カメラモジュールへの実装にはドライバ回路の小型化が必要である。これにより、携帯電話やドローンなど小型デバイスへの実装が可能となる。

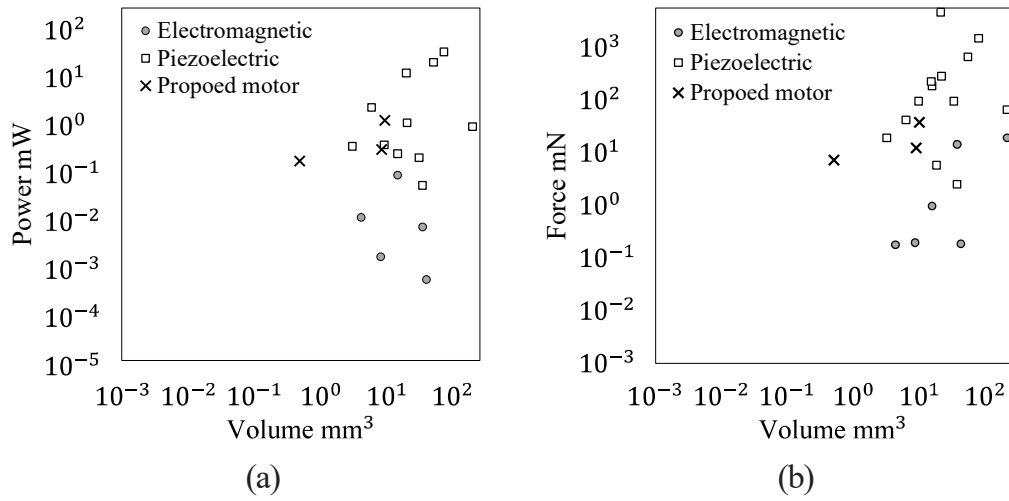


Fig. 8.1 Comparison of the linear actuators and proposed motor: (a) the relationship between the size and the mechanical power and (b) the relationship between the size and the thrust force.

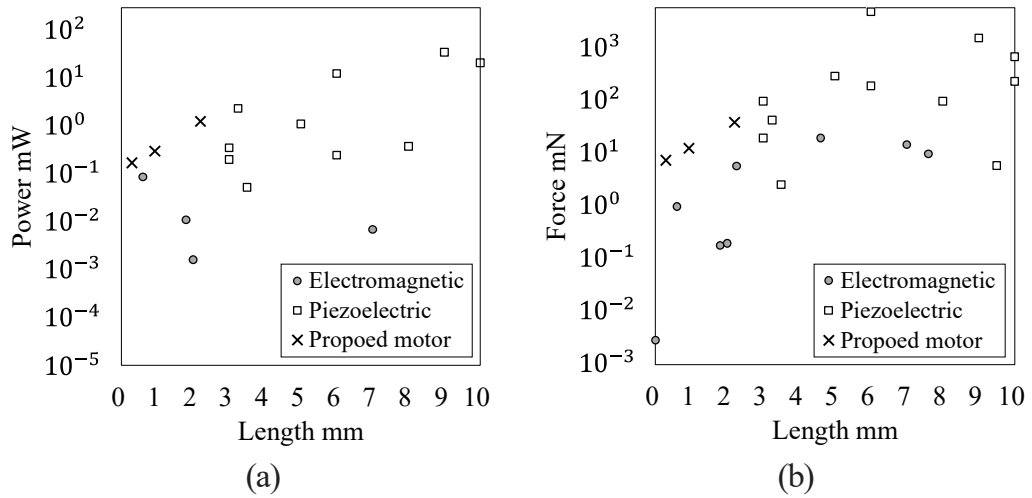


Fig. 8.2 Comparison of the linear actuators and proposed motor: (a) the relationship between the stator length and mechanical power and (b) the relationship between the stator length and the thrust force.

## 参考文献

- [1] B. Watson, J. Friend, and L. Yeo, “Piezoelectric ultrasonic micro/milli-scale actuators,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 152, no. 2, pp. 219–233, 2009.
- [2] B. P. M. Yeung and P. W. Y. Chiu, “Application of robotics in gastrointestinal endoscopy: A review,” *World Journal of Gastroenterology*, vol. 22, no. 5, p. 1811, 2016.
- [3] A. Khanicheh and A. K. Shergill, “Endoscope design for the future,” *Techniques in gastrointestinal endoscopy*, vol. 21, no. 3, pp. 167–173, 2019.
- [4] M. W. Gifari, H. Naghibi, S. Stramigioli, and M. Abayazid, “A review on recent advances in soft surgical robots for endoscopic applications,” *The International Journal of Medical Robotics and Computer Assisted Surgery*, vol. 15, no. 5, p. e2010, 2019.
- [5] “Omnivision announces guinness world record for smallest image sensor and new miniature camera module for disposable medical applications,” accessed 2021-11-10, <https://www.ovt.com/news-events/product-releases/omnivision-announces-guinness-world-record-for-smallest-image-sensor-and-new-miniature-camera-module-for-disposable-medical-applications>.
- [6] H. Ishihara, F. Arai, and T. Fukuda, “Micro mechatronics and micro actuators,” *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 1, no. 1, pp. 68–79, 1996.
- [7] D. P. Arnold, “Review of microscale magnetic power generation,” *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 43, no. 11, pp. 3940–3951, 2007.
- [8] T. Morita, “Miniature piezoelectric motors,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 103, no. 3, pp. 291–300, 2003.
- [9] D. K.-C. Liu, J. Friend, and L. Yeo, “A brief review of actuation at the micro-scale using electrostatics, electromagnetics and piezoelectric ultrasonics,” *Acoustical science and technology*, vol. 31, no. 2, pp. 115–123, 2010.
- [10] S. Dong, “Review on piezoelectric, ultrasonic, and magnetoelectric actuators,” *Journal of Advanced Dielectrics*, vol. 2, no. 01, p. 1230001, 2012.
- [11] J. W. Judy, “Microelectromechanical systems (mems): fabrication, design and applications,” *Smart Materials and Structures*, vol. 10, no. 6, p. 1115, 2001.
- [12] D. J. Bell, T. Lu, N. A. Fleck, and S. M. Spearing, “Mems actuators and sensors: observations on their performance and selection for purpose,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 15, no. 7, p. S153, 2005.
- [13] L. N. Cattafesta III and M. Sheplak, “Actuators for active flow control,” *Annual Review of Fluid Mechanics*, vol. 43, pp. 247–272, 2011.
- [14] Z. Qiu and W. Piyawattanametha, “Mems actuators for optical microendoscopy,” *Micromachines*, vol. 10, no. 2, p. 85, 2019.
- [15] K. E. Peyer, L. Zhang, and B. J. Nelson, “Bio-inspired magnetic swimming microrobots for biomedical applications,” *Nanoscale*, vol. 5, no. 4, pp. 1259–1272, 2013.

- [16] M. Sitti, H. Ceylan, W. Hu, J. Giltinan, M. Turan, S. Yim, and E. Diller, "Biomedical applications of untethered mobile milli/microrobots," *Proceedings of the IEEE*, vol. 103, no. 2, pp. 205–224, 2015.
- [17] W. S. Trimmer, "Microrobots and micromechanical systems," *Sensors and Actuators*, vol. 19, no. 3, pp. 267–287, 1989.
- [18] C. H. Ahn and M. G. Allen, "A fully integrated surface micromachined magnetic microactuator with a multilevel meander magnetic core," *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 2, no. 1, pp. 15–22, 1993.
- [19] C. Liu, T. Tsao, Y.-C. Tai, and C.-M. Ho, "Surface micromachined magnetic actuators," in *Proceedings IEEE Micro Electro Mechanical Systems An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robotic Systems*. IEEE, 1994, pp. 57–62.
- [20] R. Holzer, I. Shimoyama, and H. Miura, "Lorentz force actuation of flexible thin-film aluminum microstructures," in *Proceedings 1995 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems. Human Robot Interaction and Cooperative Robots*, vol. 2. IEEE, 1995, pp. 156–161.
- [21] B. Wagner, M. Kreutzer, and W. Benecke, "Permanent magnet micromotors on silicon substrates," *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 2, no. 1, pp. 23–29, 1993.
- [22] H. Hosaka and H. Kuwano, "Design and fabrication of miniature relay matrix and investigation of electromechanical interference in multi-actuator systems," in *Proceedings IEEE Micro Electro Mechanical Systems An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robotic Systems*. IEEE, 1994, pp. 313–318.
- [23] C. Liu, T. Tsao, Y.-C. Tai, T.-S. Leu, C.-M. Ho, W.-L. Tang, and D. Miu, "Out-of-plane permalloy magnetic actuators for delta-wing control," *Proceedings IEEE Micro Electro Mechanical Systems*, pp. 7–12, 1995.
- [24] H. Guckel, T. Earles, J. Klein, J. Zook, and T. Ohnstein, "Electromagnetic linear actuators with inductive position sensing," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 53, no. 1-3, pp. 386–391, 1996.
- [25] N. Tabat, J. Klein, and H. Guckel, "Single flux-path bidirectional linear actuators," in *Proceedings of International Solid State Sensors and Actuators Conference (Transducers' 97)*, vol. 2. IEEE, 1997, pp. 789–792.
- [26] H. Numasato and M. Tomizuka, "Settling control and performance of a dual-actuator system for hard disk drives," *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 8, no. 4, pp. 431–438, 2003.
- [27] M. Kobayashi and R. Horowitz, "Track seek control for hard disk dual-stage servo systems," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 37, no. 2, pp. 949–954, 2001.
- [28] G. Shan, Y. Li, L. Zhang, Z. Wang, Y. Zhang, and J. Qian, "Contributed review: Application of voice coil motors in high-precision positioning stages with large travel ranges," *Review of Scientific Instruments*, vol. 86, no. 10, p. 101501, 2015.
- [29] C.-S. Liu, P.-D. Lin, P.-H. Lin, S.-S. Ke, Y.-H. Chang, and J.-B. Horng, "Design and characterization of miniature auto-focusing voice coil motor actuator for cell phone camera applications," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 45, no. 1, pp. 155–159, 2009.
- [30] C.-S. Liu, S.-S. Ko, and P.-D. Lin, "Experimental characterization of high-performance miniature auto-focusing vcm actuator," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 47, no. 4, pp. 738–745, 2010.
- [31] C.-L. Hsieh, H.-Y. Wang, Y.-H. Chang, and C.-S. Liu, "Design of vcm actuator with the chamfered edge magnet for cellphone," *Microsystem Technologies*, vol. 23, no. 12, pp. 5293–5302, 2017.

- 
- [32] C.-L. Hsieh and C.-S. Liu, "Design of a voice coil motor actuator with l-shape coils for optical zooming smartphone cameras," *IEEE Access*, vol. 8, pp. 20 884–20 891, 2020.
- [33] E. W. Schaler, L. Jiang, C. Lee, and R. S. Fearing, "Bidirectional, thin-film repulsive-/attractive-force electrostatic actuators for a crawling milli-robot," in *2018 International Conference on Manipulation, Automation and Robotics at Small Scales (MARSS)*. IEEE, 2018, pp. 1–8.
- [34] J. Li, H. Huang, and T. Morita, "Stepping piezoelectric actuators with large working stroke for nano-positioning systems: a review," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 292, pp. 39–51, 2019.
- [35] T. Higuchi, Y. Yamagata, K. Furutani, and K. Kudoh, "Precise positioning mechanism utilizing rapid deformations of piezoelectric elements," in *IEEE Proceedings on Micro Electro Mechanical Systems, An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robots*. IEEE, 1990, pp. 222–226.
- [36] Z. Zhang, Q. An, J. Li, and W. Zhang, "Piezoelectric friction-inertia actuator—a critical review and future perspective," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 62, no. 5-8, pp. 669–685, 2012.
- [37] R. Yoshida, Y. Okamoto, and H. Okada, "Development of smooth impact drive mechanism (2nd report)," *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 68, no. 4, pp. 536–541, 2002.
- [38] T. Yokose, H. Hosaka, R. Yoshida, and T. Morita, "Resonance frequency ratio control with an additional inductor for a miniaturized resonant-type sidm actuator," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 214, pp. 142–148, 2014.
- [39] H. Yokozawa, Y. Doshida, S. Kishimoto, and T. Morita, "Resonant-type smooth impact drive mechanism actuator using lead-free piezoelectric material," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 274, pp. 179–183, 2018.
- [40] G. Peled, R. Yasinov, and N. Karasikov, "Performance and applications of l1b2 ultrasonic motors," in *Actuators*, vol. 5, no. 2. Multidisciplinary Digital Publishing Institute, 2016, p. 15.
- [41] X. Gao, J. Yang, J. Wu, X. Xin, Z. Li, X. Yuan, X. Shen, and S. Dong, "Piezoelectric actuators and motors: materials, designs, and applications," *Advanced Materials Technologies*, vol. 5, no. 1, p. 1900716, 2020.
- [42] Y. Tomikawa, T. Takano, and H. Umeda, "Thin rotary and linear ultrasonic motors using a double-mode piezoelectric vibrator of the first longitudinal and second bending modes," *Japanese Journal of Applied Physics*, vol. 31, no. 9S, p. 3073, 1992.
- [43] T. Funakubo and Y. Tomikawa, "Characteristics of 10 mm multilayer l1-f2 mode vibrator and application to a linear motor," *Japanese Journal of Applied Physics*, vol. 42, no. 5S, p. 3002, 2003.
- [44] Z. Chen, X. Li, G. Liu, and S. Dong, "A two degrees-of-freedom piezoelectric single-crystal micromotor," *Journal of Applied Physics*, vol. 116, no. 22, p. 224101, 2014.
- [45] H.-P. Ko, H. Jeong, and B. Koc, "Piezoelectric actuator for mobile auto focus camera applications," *Journal of electroceramics*, vol. 23, no. 2, pp. 530–535, 2009.
- [46] M. Guo, S. Dong, B. Ren, and H. Luo, "A double-mode piezoelectric single-crystal ultrasonic micro-actuator," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 57, no. 11, pp. 2596–2600, 2010.
- [47] D. Sun, S. Wang, J. Sakurai, K.-B. Choi, A. Shimokohbe, and S. Hata, "A piezoelectric linear ultrasonic motor with the structure of a circular cylindrical stator and slider," *Smart Materials and Structures*, vol. 19, no. 4, p. 045008, 2010.
- [48] D. Henderson, "Simple ceramic motor... inspiring smaller products," *Stroke (mm)*, vol. 50, no. 10, 2006.

- [49] S. Yang, R. A. MacLachlan, and C. N. Riviere, "Manipulator design and operation of a six-degree-of-freedom handheld tremor-canceling microsurgical instrument," *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 20, no. 2, pp. 761–772, 2014.
- [50] C. Fisher, D. Braun, J. Kaluzny, and T. Haran, "Cobra: A two-degree of freedom fiber optic positioning mechanism," in *2009 IEEE Aerospace conference*. IEEE, 2009, pp. 1–11.
- [51] X. Chen, Z. Chen, X. Li, L. Shan, W. Sun, X. Wang, T. Xie, and S. Dong, "A spiral motion piezoelectric micromotor for autofocus and auto zoom in a medical endoscope," *Applied Physics Letters*, vol. 108, no. 5, p. 052902, 2016.
- [52] J. M. Fernandez and Y. Perriard, "Optimization of a new type of ultrasonic linear motor," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 55, no. 3, pp. 659–667, 2008.
- [53] "Website of the company miniswys," accessed 2019-10-18, <https://www.miniswys.com/>.
- [54] J. Friend, Y. Gouda, K. Nakamura, and S. Ueha, "A simple bidirectional linear microactuator for nanopositioning-the" baltan" microactuator," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 53, no. 6, pp. 1160–1168, 2006.
- [55] W.-H. Lee, C.-Y. Kang, D.-S. Paik, B.-K. Ju, and S.-J. Yoon, "Butterfly-shaped ultra slim piezoelectric ultrasonic linear motor," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 168, no. 1, pp. 127–130, 2011.
- [56] X. Li, P. Ci, G. Liu, and S. Dong, "A two-layer linear piezoelectric micromotor," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 62, no. 3, pp. 405–411, 2015.
- [57] T. Shigematsu and M. K. Kurosawa, "Miniaturized saw motor with 100 mhz driving frequency," in *17th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems. Maastricht MEMS 2004 Technical Digest*. IEEE, 2004, pp. 482–485.
- [58] K. Ikuta, "Micro/miniature shape memory alloy actuator," in *Proceedings., IEEE International Conference on Robotics and Automation*. IEEE, 1990, pp. 2156–2161.
- [59] A. Nespoli, S. Besseghini, S. Pittaccio, E. Villa, and S. Viscuso, "The high potential of shape memory alloys in developing miniature mechanical devices: A review on shape memory alloy mini-actuators," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 158, no. 1, pp. 149–160, 2010.
- [60] J. M. Jani, M. Leary, A. Subic, and M. A. Gibson, "A review of shape memory alloy research, applications and opportunities," *Materials & Design (1980-2015)*, vol. 56, pp. 1078–1113, 2014.
- [61] J. Mohd Jani, M. Leary, and A. Subic, "Designing shape memory alloy linear actuators: a review," *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, vol. 28, no. 13, pp. 1699–1718, 2017.
- [62] R. Chaudhari, J. J. Vora, and D. Parikh, "A review on applications of nitinol shape memory alloy," in *Recent Advances in Mechanical Infrastructure*. Springer, 2021, pp. 123–132.
- [63] Y. Sun, S. Song, X. Liang, and H. Ren, "A miniature soft robotic manipulator based on novel fabrication methods," *IEEE Robotics and Automation Letters*, vol. 1, no. 2, pp. 617–623, 2016.
- [64] F. Berlinger, M. Duduta, H. Gloria, D. Clarke, R. Nagpal, and R. Wood, "A modular dielectric elastomer actuator to drive miniature autonomous underwater vehicles," in *2018 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. IEEE, 2018, pp. 3429–3435.
- [65] T. N. Do, H. Phan, T.-Q. Nguyen, and Y. Visell, "Miniature soft electromagnetic actuators for robotic applications," *Advanced Functional Materials*, vol. 28, no. 18, p. 1800244, 2018.
- [66] Y.-F. Zhang, C. J.-X. Ng, Z. Chen, W. Zhang, S. Panjwani, K. Kowsari, H. Y. Yang, and Q. Ge, "Miniature pneumatic actuators for soft robots by high-resolution multimaterial 3d printing," *Advanced Materials Technologies*, vol. 4, no. 10, p. 1900427, 2019.

- [67] T. Mashimo and S. Toyama, "Rotary-linear piezoelectric actuator using a single stator," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 56, no. 1, pp. 114–120, 2009.
- [68] J. J. Zhang, W. D. Diao, K. Fan, Z. Q. Wang, R. Q. Shi, and Z. H. Feng, "A miniature standing wave linear ultrasonic motor," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 332, p. 113113, 2021.
- [69] J. A. Gallego-Juárez and K. F. Graff, *Power ultrasonics: applications of high-intensity ultrasound*. Elsevier, 2014.
- [70] J. Wu, Y. Mizuno, and K. Nakamura, "Polymer-based ultrasonic motors utilizing high-order vibration modes," *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 23, no. 2, pp. 788–799, 2018.
- [71] K. Nakamura, H. Sasaki, and H. Shimizu, "A piezoelectric composite resonator consisting of a zno film on an anisotropically etched silicon substrate," *Japanese Journal of Applied Physics*, vol. 20, no. S3, p. 111, 1981.
- [72] Y. Liu, W. Chen, J. Liu, and X. Yang, "A high-power linear ultrasonic motor using bending vibration transducer," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 60, no. 11, pp. 5160–5166, 2012.
- [73] J. Wu, Y. Mizuno, and K. Nakamura, "Piezoelectric motor utilizing an alumina/pzt transducer," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 67, no. 8, pp. 6762–6772, 2019.
- [74] T. Maeno and D. B. Bogy, "Effect of the hydrodynamic bearing on rotor/stator contact in a ring-type ultrasonic motor," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 39, no. 6, pp. 675–682, 1992.
- [75] J. Wallaschek, "Contact mechanics of piezoelectric ultrasonic motors," *Smart Materials and Structures*, vol. 7, no. 3, p. 369, 1998.
- [76] T. Cheng, M. He, H. Li, X. Lu, H. Zhao, and H. Gao, "A novel trapezoid-type stick-slip piezoelectric linear actuator using right circular flexure hinge mechanism," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 64, no. 7, pp. 5545–5552, 2017.
- [77] N. W. Hagood and A. J. McFarland, "Modeling of a piezoelectric rotary ultrasonic motor," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 42, no. 2, pp. 210–224, 1995.
- [78] Q. Lv, Z. Yao, and X. Li, "Modeling and experimental validation of a linear ultrasonic motor considering rough surface contact," *Smart Materials and Structures*, vol. 26, no. 4, p. 045023, 2017.
- [79] A. Kanada and T. Mashimo, "Design and experiments of flexible ultrasonic motor using a coil spring slider," *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 25, no. 1, pp. 468–476, 2019.
- [80] S. Timoshenko, *History of strength of materials: with a brief account of the history of theory of elasticity and theory of structures*. Courier Corporation, 1983.
- [81] T. Sashida and T. Kenjo, "Introduction to ultrasonic motors," 1993.
- [82] Y. Nakagawa, A. Saito, and T. Maeno, "Nonlinear dynamic analysis of traveling wave-type ultrasonic motors," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 55, no. 3, pp. 717–725, 2008.
- [83] "Website of the company canon," accessed 2021-11-30, <https://www.usa.canon.com/internet/portal/us/home/learn/education/topics/article/2018/july/nano-usm-a-new-ultrasonic-motor-technology/nano-usm-a-new-ultrasonic-motor-technology>.
- [84] H. Yokozawa and T. Morita, "Wireguide driving actuator using resonant-type smooth impact drive mechanism," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 230, pp. 40–44, 2015.



- [85] T. Mashimo and K. Terashima, "Experimental verification of elliptical motion model in traveling wave ultrasonic motors," *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 20, no. 6, pp. 2699–2707, 2015.
- [86] J. Friend, A. Umeshima, T. Ishii, K. Nakamura, and S. Ueha, "A piezoelectric linear actuator formed from a multitude of bimorphs," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 109, no. 3, pp. 242–251, 2004.
- [87] T. Mashimo and K. Terashima, "Dynamic analysis of an ultrasonic motor using point contact model," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 233, pp. 15–21, 2015.
- [88] J. L. Pech-Pacheco, G. Cristóbal, J. Chamorro-Martinez, and J. Fernández-Valdivia, "Diatom autofocusing in brightfield microscopy: a comparative study," in *Proceedings 15th International Conference on Pattern Recognition. ICPR-2000*, vol. 3. IEEE, 2000, pp. 314–317.
- [89] T. Mashimo, S. Izuhara, S. Arai, Z. Zhang, and H. Oku, "High-speed visual feedback control of miniature rotating mirror system using a micro ultrasonic motor," *IEEE Access*, vol. 8, pp. 38 546–38 553, 2019.
- [90] Y. Peng, Y. Peng, X. Gu, J. Wang, and H. Yu, "A review of long range piezoelectric motors using frequency leveraged method," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 235, pp. 240–255, 2015.
- [91] X. Tian, Y. Liu, J. Deng, L. Wang, and W. Chen, "A review on piezoelectric ultrasonic motors for the past decade: Classification, operating principle, performance, and future work perspectives," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 306, p. 111971, 2020.
- [92] C. Lee, S. Chang, and P.-Z. Chang, "Miniature piezoelectric actuators: design concept, fabrication and performance evaluation," *Smart Materials and Structures*, vol. 7, no. 3, p. 312, 1998.
- [93] X. Li, Z. Chen, and S. Dong, "A double b 1-mode 4-layer laminated piezoelectric linear motor," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 59, no. 12, pp. 2752–2757, 2012.
- [94] M. Sun, Y. Feng, Y. Wang, W. Huang, and S. Su, "Design, analysis and experiment of a bridge-type piezoelectric actuator for infrared image stabilization," *Micromachines*, vol. 12, no. 10, p. 1197, 2021.
- [95] H. Hirata and S. Ueha, "Design of a traveling wave type ultrasonic motor," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 42, no. 2, pp. 225–231, 1995.
- [96] M.-S. Tsai, C.-H. Lee, and S.-H. Hwang, "Dynamic modeling and analysis of a bimodal ultrasonic motor," *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, vol. 50, no. 3, pp. 245–256, 2003.
- [97] Z. Wan and H. Hu, "Modeling and experimental analysis of the linear ultrasonic motor with in-plane bending and longitudinal mode," *Ultrasonics*, vol. 54, no. 3, pp. 921–928, 2014.
- [98] X. Li, Z. Yao, and R. Wu, "Modeling and analysis of stick-slip motion in a linear piezoelectric ultrasonic motor considering ultrasonic oscillation effect," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 107, pp. 215–224, 2016.

# 謝辞

本研究に取り組むにあたり，研究計画や研究の方針，方向性など，様々な場面での御指導，御助言を下さいました豊橋技術科学大学，真下智昭准教授に厚く感謝の意を表します。

また本研究を理解して頂き，適切な御指導，御助言を下さいました，豊橋技術科学大学，高木賢太郎教授，内山直樹教授に心から御礼申し上げます。

研究室内におきましては多くのご助言を受け賜りました秋月拓磨助教，大場佳成様に御礼申し上げます。事務処理等に関しましては常にご協力していただきました秘書の村上範子様に御礼申し上げます。

また本研究の遂行にあたり，御指導，激励下さいました金田礼人氏，計測システム研究室の皆様の皆様に心から御礼申し上げます。

最後に，勉学・研究に専念する学生生活を温かく見守ってくれた家族に深く感謝いたします。

皆様の多大なるご支援の下，今日まで研究活動を遂行してこられたことに深い感謝の意を示すと共に，今後は私が培ってきた知識と経験を基に社会と多くの方々に貢献していく所存です。

# 研究業績

## 論文

1. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “Design and evaluation of a micro linear ultrasonic motor,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 278, pp. 60-66, 2018.
2. Tomoaki Mashimo, Shunsuke Izuhara, Shiro Arai, Zhong Zhang, Hiromasa Oku, “High-Speed Visual Feedback Control of Miniature Rotating Mirror System Using a Micro Ultrasonic Motor,” *IEEE Access*, vol. 8, pp. 38546-38553, 2019.
3. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “Linear piezoelectric motor using a hollow rectangular stator,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 309, 112002, 2020.
4. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “Characterization of bulk piezoelectric element-based ultrasonic motors,” *ROBOMECH Journal*, vol. 7, no. 1, pp. 1-8, 2020.
5. Tomoaki Mashimo, Shunsuke Izuhara, “Review: Recent Advances in Micromotors,” *IEEE Access*, vol. 8, pp. 213489-213501, 2020.
6. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “Design and characterization of a thin linear ultrasonic motor for miniature focus systems,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 329, 112797, 2021.
7. 出原俊介, 真下智昭, “予圧機構を備えたマイクロリニア超音波モータの設計”, 精密工学会誌, 88 巻 1 号, pp. 51-56, 2022.

## 国際会議

1. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “Micro Linear Motor with a Cuboid Stator with Length 2.2 mm,” International Conference and Exhibition on New Actuators and Drive System (ACTUATOR 2018), presentation P 14, Bremen, German, June, 2018.
2. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “Micro Linear Ultrasonic Motor,” International Workshop on Piezoelectric Materials and Applications in Actuators (IWPMA 2018), W2P2-1, Kobe, Japan, September, 2018.
3. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “Miniature Robot Finger using a Micro Linear Ultrasonic Motor and a Closed-loop Linkage,” 2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 2018.

4. Shunsuke Izuhara, Zhong ZHANG, Tomoaki Mashimo, “ Visual Feedback Control of Micro Ultrasonic Motor,” International Workshop on Piezoelectric Materials and Applications in Actuators (IWPMA2019), 2019.
5. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “ Miniature Hollow Linear Ultrasonic Motor,” International Workshop on Piezoelectric Materials and Applications in Actuators (IWPMA2020), 2020.
6. Shunsuke Izuhara, Tomoaki Mashimo, “ Micro Linear Ultrasonic Motor Using a Thin Stator,” International Workshop on Piezoelectric Materials and Applications in Actuators (IWPMA2021), 2021.

#### 国内講演

1. 出原俊介, 真下智昭, “ マイクロリニア超音波モータを用いた小型ロボットハンドの試作 ”, ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2A2-C04, 福島, 2017.
2. 出原俊介, 真下智昭, “ マイクロリニア超音波モータの開発—モデリングと評価—”, 2018年度精密工学会春季大会, M08, 東京, 2018.
3. 出原俊介, 真下智昭, “ マイクロリニア超音波モータの試作と特性調査 ”, 超音波研究会 US, 3, 東京, 2018.
4. 出原俊介, 真下智昭, “ マイクロリニア超音波モータの開発 設計と試作 ”, ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2A2-H16, 福岡, 2018.
5. 出原俊介, 章忠, 真下智昭, “ マイクロ超音波モータの視覚フィードバック制御に関する研究 ”, 2019年度精密工学会秋季大会, H16, 静岡, 2019.
6. 出原俊介, 章忠, 真下智昭, “ 小型中空リニア超音波モータの開発 ”, ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2P1-I04, オンライン開催, 2020.
7. 出原俊介, 真下智昭, “ 小型中空リニア超音波モータの試作と評価 ”, 2020年度精密工学会秋季大会, オンライン開催, 2020.

#### 特許

1. 出原俊介, 真下智昭, リニア型超音波モータ, 特願 2020-031484
2. 出原俊介, 真下智昭, リニア型超音波モータ, 特願 2021-030616

#### 受賞等

1. 2017年12月: 公益財団法人豊秋奨学会 海外渡航旅費助成
2. 2018年6月: 精密工学会 2018年春季大会ベストプレゼンテーション賞
3. 2019年3月: 豊橋技術科学大学学生表彰
4. 2019年3月: IEEE Excellent Student Award, IEEE Nagoya Section
5. 2019年3月: 2019年IEEE名古屋支部国際会議研究発表賞

## 付録 A (2.8), (2.9) の導出

Fig. A.1 に示す回路全体のインピーダンス  $Z$  を求める． $LCR$  直列部のインピーダンスを  $Z_1$ ，制動容量  $C_d$  のインピーダンスを  $Z_2$  とすると，

$$Z_1 = R + j\omega L + \frac{1}{j\omega C} \quad (\text{A.1})$$

$$Z_2 = \frac{1}{j\omega C_d} \quad (\text{A.2})$$

で表される．この回路全体のインピーダンス  $Z$  は，

$$Z = \frac{1}{\frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2}} = \frac{Z_1 Z_2}{Z_1 + Z_2} \quad (\text{A.3})$$

となる．(A.3) に (A.1) と (A.2) を代入すると，

$$\begin{aligned} Z &= \frac{(R + j\omega L + \frac{1}{j\omega C})(\frac{1}{j\omega C_d})}{R + j\omega L + \frac{1}{j\omega C} + \frac{1}{j\omega C_d}} = \frac{\frac{R}{j\omega C_d} + \frac{L}{C_d} - \frac{1}{\omega^2 C C_d}}{R + j\omega L - \frac{C + C_d}{j\omega C C_d}} \times \frac{j\omega}{j\omega} = \frac{\frac{R}{C_d} + j\omega \frac{L}{C_d} - j\omega \frac{1}{\omega^2 C C_d}}{j\omega R + \omega^2 L - \frac{C + C_d}{C C_d}} \\ &= \frac{\frac{R}{C_d} + j\omega \frac{\omega^2 C L - 1}{\omega^2 C C_d}}{\left(\frac{C + C_d}{C C_d} - \omega^2 L\right) + j\omega R} = \frac{\left\{ \frac{R}{C_d} + j\omega \left( \frac{\omega^2 C L - 1}{\omega^2 C C_d} \right) \right\} \left\{ \left( \frac{C + C_d}{C C_d} - \omega^2 L \right) - j\omega R \right\}}{\left( \frac{C + C_d}{C C_d} - \omega^2 L \right)^2 + \omega^2 R^2} \\ &= \frac{\frac{R}{C_d} \left( \frac{C + C_d}{C C_d} - \omega^2 L \right) - j\omega \frac{R^2}{C_d} + j\omega \left( \frac{\omega^2 C L - 1}{\omega^2 C C_d} \right) \left( \frac{C + C_d}{C C_d} - \omega^2 L \right) + \omega^2 R \left( \frac{\omega^2 C L - 1}{\omega^2 C C_d} \right)}{\left( \frac{C + C_d}{C C_d} - \omega^2 L \right)^2 + \omega^2 R^2} \\ &= \frac{\frac{R(C + C_d - \omega^2 L C C_d + \omega^2 L C C_d - C_d)}{C C_d^2} + j\omega \left( -\frac{R^2}{C_d} + \frac{\omega^2 C^2 L + \omega^2 L C C_d - C - C_d}{\omega^2 C^2 C_d^2} - \frac{\omega^2 L^2 C - 1}{C C_d} \right)}{\left( \frac{C + C_d}{C C_d} - \omega^2 L \right)^2 + \omega^2 R^2} \quad (\text{A.4}) \end{aligned}$$

よって,

$$Z = \frac{\frac{R}{C_d^2}}{\left(\frac{C+C_d}{CC_d} - \omega^2 L\right)^2 - \omega^2 R^2} - j \frac{\omega \left( \frac{L}{C_d^2} + \frac{2L}{CC_d} - \frac{R^2}{C_d} - \frac{\omega^2 L^2}{C_d} - \frac{1}{\omega^2 CC_d^2} - \frac{1}{\omega^2 C^2 C_d} \right)}{\left(\frac{C+C_d}{CC_d} - \omega^2 L\right)^2 - \omega^2 R^2} \quad (\text{A.5})$$

となり, (2.8) が導出される. また, 位相  $\theta$  については,

$$\begin{aligned} \theta &= \tan^{-1} \frac{\omega \left( \frac{L}{C_d^2} + \frac{2L}{CC_d} - \frac{R^2}{C_d} - \frac{\omega^2 L^2}{C_d} - \frac{1}{\omega^2 CC_d^2} - \frac{1}{\omega^2 C^2 C_d} \right)}{\frac{R}{C_d^2}} \\ &= \tan^{-1} \left\{ \frac{\omega C_d^2}{R} \left( \frac{L}{C_d^2} + \frac{2L}{CC_d} - \frac{R^2}{C_d} - \frac{\omega^2 L^2}{C_d} - \frac{1}{\omega^2 CC_d} - \frac{1}{\omega^2 C^2 C_d} \right) \right\} \end{aligned} \quad (\text{A.6})$$

となり, (2.9) が導出される.

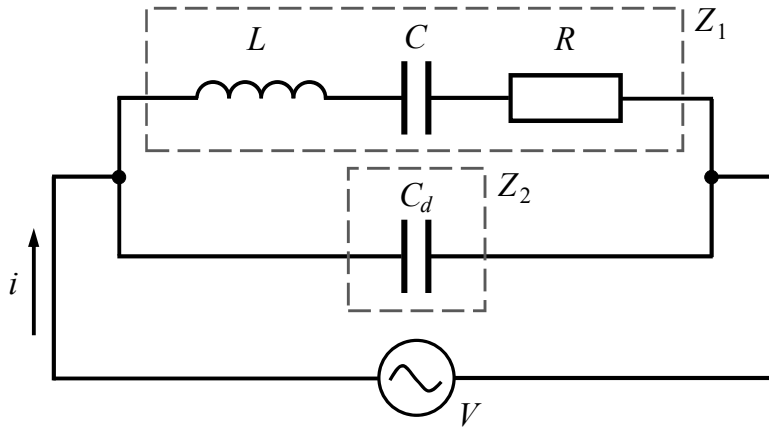


Fig. A.1 The equivalent circuit of ultrasonic motor.

## 付録B (2.33)の導出

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} = -k_x x - c_x \frac{dx}{dt} + F_0 \cos(\omega t) \quad (\text{B.1})$$

の定常振動の解  $x$  を求める．解の見通しをよくするため，(B.1) を次式のようにおき換える．

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + 2\zeta \frac{dx}{dt} + \omega_0^2 x = f \cos(\omega t) \quad (\text{B.2})$$

ただし， $2\zeta = \frac{c_x}{m}$ ， $\omega_0 = \sqrt{\frac{k_x}{m}}$ ， $f = \frac{F_0}{m}$  である． $\omega_0$  は質量とバネ定数によって決まる値であるのに対し， $\omega$  は外力の角周波数である．

定常状態の解  $x$  は，角周波数は外力と同じ  $\omega$  で，振動振幅を表す定数  $A_1$ ， $B_1$  は初期条件に依存せず一意に決まるから，

$$x(t) = A_1 \cos(\omega t) + B_1 \sin(\omega t) \quad (\text{B.3})$$

とおくと，

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = -A_1 \omega \sin(\omega t) + B_1 \omega \cos(\omega t) \\ \frac{d^2 x}{dt^2} = -A_1 \omega^2 \sin(\omega t) - B_1 \omega^2 \cos(\omega t) \end{cases} \quad (\text{B.4})$$

である．(B.4) を (B.2) に代入してまとめると，

$$(-A_1 \omega^2 + 2B_1 \zeta \omega + A_1 \omega_0^2) \cos(\omega t) + (-B_1 \omega^2 + 2A_1 \zeta \omega + B_1 \omega_0^2) \sin(\omega t) = f \cos(\omega t) \quad (\text{B.5})$$

の関係が求められる．(B.5) は時間  $t$  に関して恒等的に成り立つので，

$$\begin{pmatrix} \omega_0^2 - \omega^2 & 2\zeta \omega \\ -2\zeta \omega & \omega_0^2 - \omega^2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} A_1 \\ B_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} f \\ 0 \end{pmatrix} \quad (\text{B.6})$$

である．(B.6) の両辺に

$$\begin{pmatrix} \omega_0^2 - \omega^2 & 2\zeta \omega \\ -2\zeta \omega & \omega_0^2 - \omega^2 \end{pmatrix}^{-1} = \frac{1}{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2 \omega^2} \begin{pmatrix} \omega_0^2 - \omega^2 & -2\zeta \omega \\ 2\zeta \omega & \omega_0^2 - \omega^2 \end{pmatrix} \quad (\text{B.7})$$

を左からかけると,

$$\begin{pmatrix} A_1 \\ B_1 \end{pmatrix} = \frac{1}{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2} \begin{pmatrix} f(\omega_0^2 - \omega^2) \\ 2f\zeta\omega \end{pmatrix} \quad (\text{B.8})$$

が得られる. したがって, 定常振動数は

$$x = \frac{f(\omega_0^2 - \omega^2)}{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2} \cos(\omega t) + \frac{2f\zeta\omega}{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2} \sin(\omega t) \quad (\text{B.9})$$

と表すことが出来る. (B.9) を変形すると,

$$\begin{aligned} x(t) &= A_1 \cos(\omega t) + B_1 \sin(\omega t) = \sqrt{A_1^2 + B_1^2} \cos(\omega t + \phi) \\ &= \frac{f}{\sqrt{(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2}} \cos(\omega t + \phi) \end{aligned} \quad (\text{B.10})$$

となり, (2.33) が導出される. 但し,  $\phi = \tan^{-1} \frac{B_1}{A_1}$  である.

また, 変位振幅  $x$  の最大値は振幅  $\sqrt{A_1^2 + B_1^2}$  が最大になるときを求めればよい. (B.10) の分母に注目すると  $(\omega_0^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega^2$  の最小値を与える角周波数つまり共振角周波数は

$$\omega = \sqrt{\omega_0^2 - 2\zeta^2} \quad (\text{B.11})$$

である. この時の変位振幅は

$$\begin{aligned} \sqrt{A_1^2 + B_1^2} &= \frac{f}{\sqrt{(2\zeta^2)^2 + 4\zeta^2(\omega^2 - 2\zeta^2)}} \\ &= \frac{f}{2\omega_0\zeta\sqrt{1 - \frac{\zeta^2}{\omega_0^2}}} \\ &= \frac{F_0}{\omega_0 c_x \sqrt{1 - \frac{c_x^2}{4k_x m}}} \end{aligned} \quad (\text{B.12})$$

となる.



# 付録C 設計図面一覧

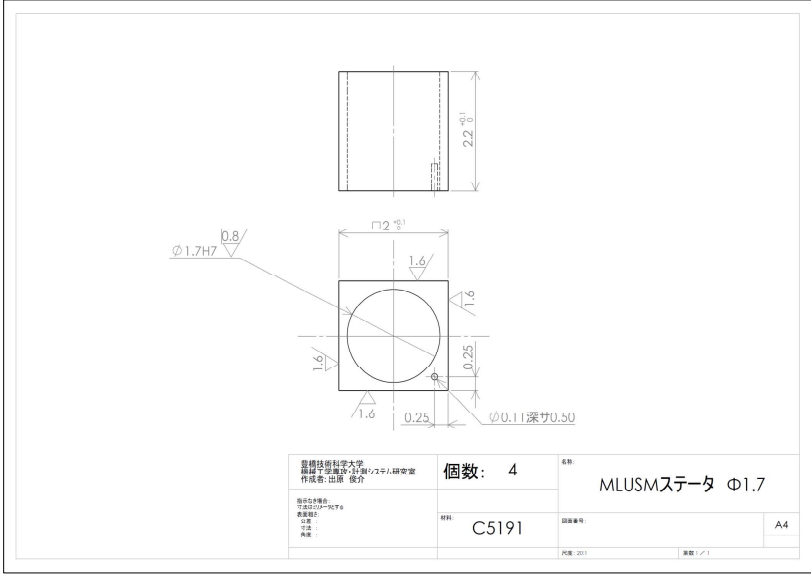


Fig. C.1 Drawing of cuboid linear ultrasonic motor.

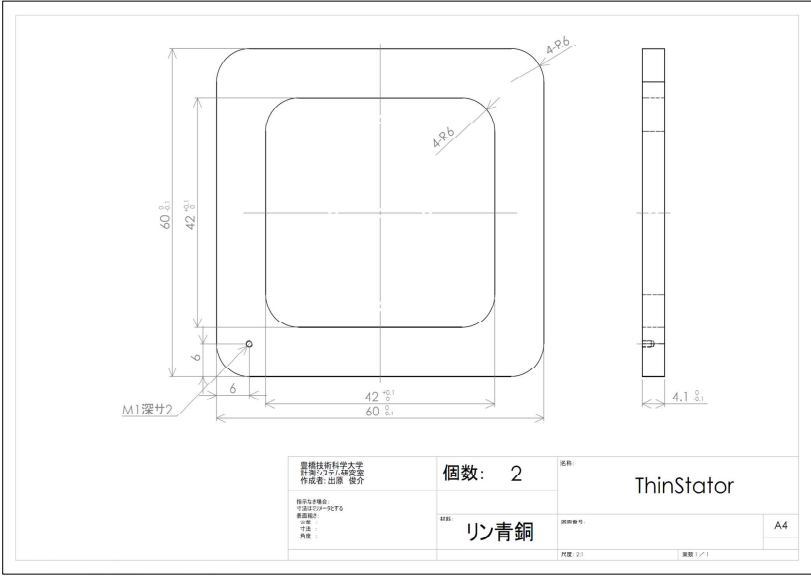


Fig. C.2 Drawing of thin linear ultrasonic motor.

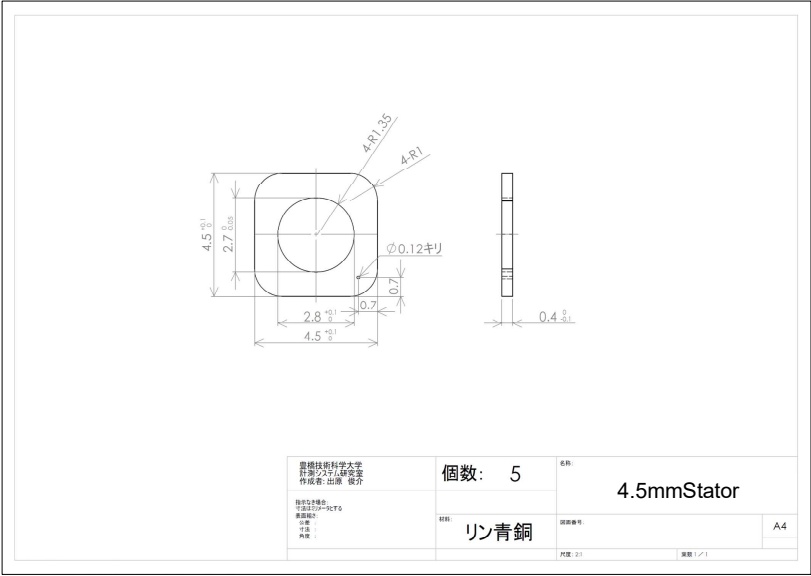


Fig. C.3 Drawing of miniature thin linear ultrasonic motor.

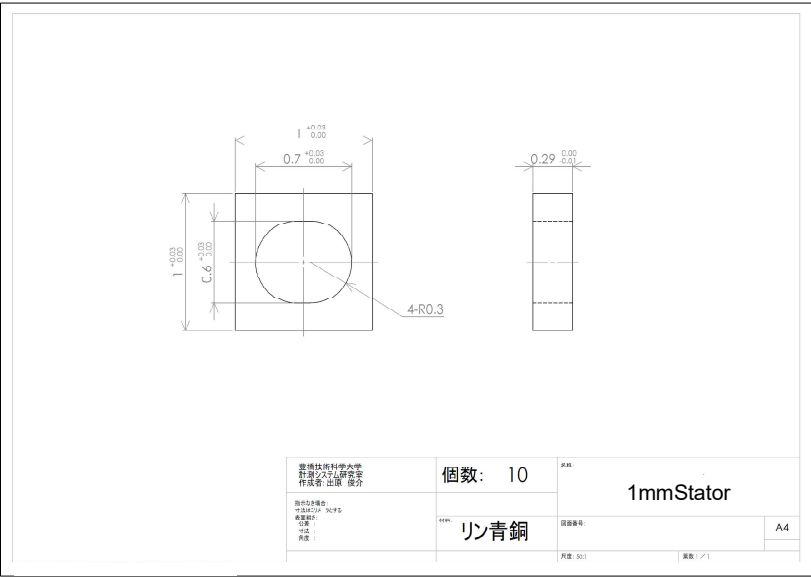


Fig. C.4 Drawing of micro linear ultrasonic motor.

## 付録D 圧電素子 (C-213) の物性値

**Table D.1**

The characteristic of piezoelectric element.

Property		Value
Youngs modulus [ $\text{m}^2/\text{N}$ ]	$s_{11}^E$	$12.31 \times 10^{-12}$
	$s_{12}^E$	$-3.62 \times 10^{-12}$
	$s_{13}^E$	$-5.67 \times 10^{-12}$
	$s_{33}^E$	$15.07 \times 10^{-12}$
	$s_{44}^E$	$43.11 \times 10^{-12}$
	$s_{66}^E$	$31.85 \times 10^{-12}$
Piezoelectric charge constants [ $\text{m}/\text{V}$ ]	$d_{31}$	$-135.3 \times 10^{-12}$
	$d_{33}$	$315.7 \times 10^{-12}$
	$d_{15}$	$529.6 \times 10^{-12}$
Dielectric constants [-]	$\varepsilon_{11}^T/\varepsilon_0$	1514
	$\varepsilon_{33}^T/\varepsilon_0$	1512
Density [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]	$\rho$	$7.81 \times 10^3$
Mechanical Q [-]	$Q$	1587
Dissipation factor [%]	$\tan\delta$	0.294