

進行波型超音波モータの非線形動特性解析*

中川 洋祐^{*1}, 齊藤 彰^{*2}, 前野 隆司^{*3}

Non-linear Dynamic Analysis of Travelling-Wave-Type Ultrasonic Motors

Yosuke NAKAGAWA, Akira SAITO, Takashi MAENO

First, transient response of a bar-type ultrasonic motor is measured using laser-doppler-velocimeter in order to show the relationship between input parameters and the non-linear dynamic characteristics. Next, dynamical model of ultrasonic motor is constructed. The piezoelectric ceramics and stator's vibration are modeled as a second order system considering non-linear terms at piezoelectric ceramics and elastics of metal part of the stator. At the interface between the rotor and stator, three-dimensional discrete model using springs and dampers at the contact surface is introduced in order to calculate the friction force between them. Coulomb's friction model was introduced considering stick-slip at contact area. As a result, the validity of the mathematical model was confirmed by showing that simulation results are in good agreement with those obtained by measurement.

Key Words : Ultrasonic motor, dynamics, non-linear characteristics, contact analysis, stick-slip phenomenon, frictional loss

1. はじめに

超音波モータは、低速・高トルク、高応答性、高保持トルク、静粛性などの特徴を有するアクチュエータであり、カメラのオートフォーカス・ズームやコピー機の駆動用アクチュエータとして実用化されている^{①②}。特に、リング型超音波モータ、棒状超音波モータなどの進行波型超音波モータは、品質の安定性・信頼性が高いため、様々なタイプが実用化されている。しかし、超音波モータの動特性は非線形性が強くモデリングが困難なため、非定常駆動時における駆動メカニズムの詳細は明らかにされていない。このため、動特性を考慮した制御法が確立しておらず、高速・高精度な運動を実現するには至っていない。

超音波モータの駆動メカニズムは、圧電・振動変換と振動子・回転子間の接触変換に大別することができる。それぞれについて駆動モデルを構築する研究は、これまで数多く行われている^{③④}。これらの

うち代表的なものを表 1 に示す。筆者ら^⑤は、リング型超音波モータを対象に有限要素法を用いた接触解析を行った。すなわち、振動子・回転子間の接触による非線形特性を考慮することによって、超音波モータの定常回転時における駆動特性や摩擦損失を計算している。しかし、振動子の圧電・振動変換、振動子振動の非線形性および回転子の慣性を考慮しておらず、超音波モータの過渡的な特性を明らかにできるものではない。Hagood ら^⑥は、圧電・振動変換および振動子・回転子間の接触変換を考慮して超音波モータの動力学モデルを構築した。しかし、Hagood らのモデルは振動子振動の非線形性が考慮されていないうえ、接触部モデルにおける固着・滑り現象を考慮していないため、回転子を駆動する摩擦力を正確に計算できない。このため、接触部における摩擦損失の評価が適切に行えない。また、実験結果との比較による妥当性の検証は定常駆動時に限られている。Tsai ら^⑦は、Hagood らと同様、圧電・振動変換および固着・滑りを考慮しない接触変換をモデル化し、超音波モータの非定常特性を計算した。Tsai らはある単一の条件下で非定常駆動時の特性解析結果が実験結果とほぼ一致することを確認しているものの、本報第 3 章で示すような振動子の非線形性を考慮していないため、パラメータ変

*原稿受付 2006年9月8日。

^{*1}慶応義塾大学大学院 (〒223-8522 横浜市港北区日吉3-14-1)。^{*2}ミシガン大学大学院 (2277 G. G. Brown Building, 2350

Hayward St. Ann Arbor, MI 48109-2125, USA)

^{*3}正員, 慶応義塾大学

E-mail: maeno@mech.keio.ac.jp

Table 1 Researches on modeling of ultrasonic motors

	Piezoelectric conversion	Nonlinear Vibration	Consideration of stick-slip	Model of contact area	Dynamics	State
Maeno 92	×	×	○	Multi point	×	Steady
Hagood 95	○	×	×	Multi point	○	Steady
Tsai 03	○	×	×	Multi point	○	Non-steady
Gutschmidt 04	×	×	○	Single point	○	Steady
Proposed model	○	○	○	Multi point	○	Non-steady

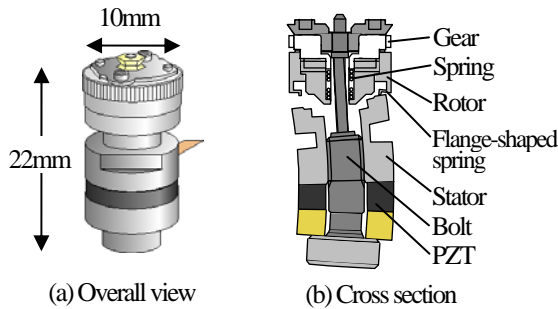


Fig. 1 Structure of a bar-type ultrasonic motor

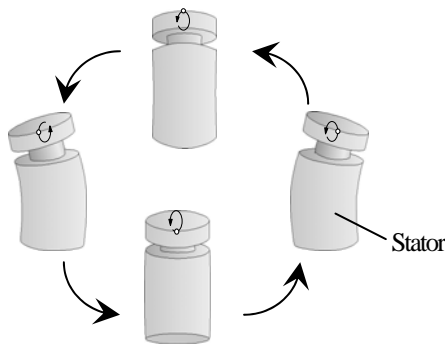


Fig. 2 Vibration-mode of a bar-type ultrasonic motor

化に起因するモータ特性の非線形性を表現できるとは考えられない。Gutschmidt らのは、接触部の固着・滑り現象を考慮した接触変換モデルを用いて超音波モータの動力学モデルを構築している。しかし、Gutschmidt らのモデルは接触を点接触に単純化している上、圧電素子における圧電変換がモデル化されていない。また、実験結果と計算結果の比較が定常駆動時においてしか行われていない。このように、振動子に電圧を印加してから回転子が回転するまでの機構、すなわち、圧電・振動変換と接触変換モデルを全て統一的にモデル化し、その妥当性を実験的に検証した研究はこれまでに行われていなかった。特に、振動子の非線形特性および接触による非線形性を考慮することによって、モータとしての非線形駆動特性を明らかにした研究はなかった。

このため、本研究では、振動子振動の非線形性と

振動子・回転子間の接触による非線形性を考慮して、圧電・振動変換と接触変換を網羅した超音波モータの駆動モデルを構築するとともに、その妥当性を確認することを目的とする。まず、超音波モータの過渡応答の計測を行い、入力パラメータと過渡応答特性の関係を明らかにする。次に、計測結果を考慮して超音波モータの非線形動力学モデルを構築する。最後に、計測結果と数値計算結果を比較し、本モデルによればモータの非線形動特性を定量的に解析できることを示す。

2. 棒状超音波モータの構造と原理

本研究では、進行波型超音波モータの一種であるキヤノン製棒状超音波モータ⁹⁽¹⁰⁾を用いて研究を行う。棒状超音波モータはカメラの AF 駆動用アクチュエータとして実用化されており、耐久性・信頼性に優れる。棒状超音波モータの構造を図 1 に、駆動原理を図 2 に示す。棒状超音波モータは振動子と回転子より成る。棒状振動子にはドーナツ板状の圧電素子が挟み込まれており、回転子はばねにより加圧され振動子と接触している。圧電素子に、振動数が固有振動数に近い 2 相の交流電圧を印加すると、振動子には 2 つの相似形の固有振動モード (図 1(b)の曲げ 1 次モードと、紙面に直行した面内の曲げ 1 次モード) が励振される。ここで 2 つの振動の位相差を 90deg にすると、振動子には図 2 のような首振り運動が発生する。この時振動子の上面は図 2 に示した楕円軌道を描いて振動しているため、振動子と接触する回転子は摩擦力を受けて回転する。リング型超音波モータと同様、接触点が時間の経過とともに移動する進行波型の超音波モータである。

3. 駆動特性の計測

棒状超音波モータの動特性を明らかにするために、レーザ・ドップラ速度計 (LDV) を用いて過渡応答の測定を行った。発振器から増幅器を介して 1000 周期分の 2 相交流電圧をバースト状にモータに入力

することにより、モータを起動・停止させた。この時の回転子の回転数および振動子の振動を、LDVによって計測した。計測結果を図3に示す。図3は、印加電圧の周波数を37kHz、振幅を15V_{p-p}、位相差を90degとしたときの回転子および振動子の過渡応答である。図3(a)は振動子の振動の法線方向速度、図3(b)は回転子の回転数の履歴を示している。図(a)では37kHzの振動の振幅変化が包絡線として見て取れる。圧電素子に電圧が印加されたときに振動子に生じる超音波振動は、約3msで0.7m/sまで立ち上がった後、うなりのような減衰振動を伴って約0.6m/sに収束している。また、回転子の回転数(b)も、同様に、約4msで1560rpmまで立ち上がった後に減衰振動を伴って約1200rpmに収束している。時刻約27msにおいて入力電圧が0Vになると、振動子および回転子はほぼ直線的に減速し、振動子の振動は30ms、回転子の回転は31msで停止している。以上より、起動・停止時において回転子の回転数は振動子振動包絡線にわずかな遅れを伴って追従していることがわかる。このことは、超音波モータをダイレクト駆動用アクチュエータとして用いるときの数msレベルでの高応答性を示すと同時に、超高速に

起動制御や追従制御を行う際にはうなり振動の改善が必要であることを表している。

次に、印加電圧のパラメータを変化させて同様の

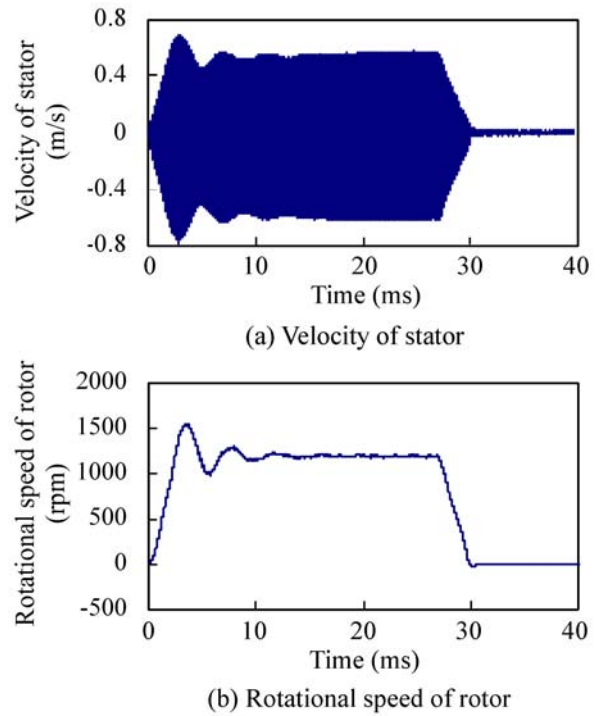


Fig. 3 Transient response of the rotor/stator

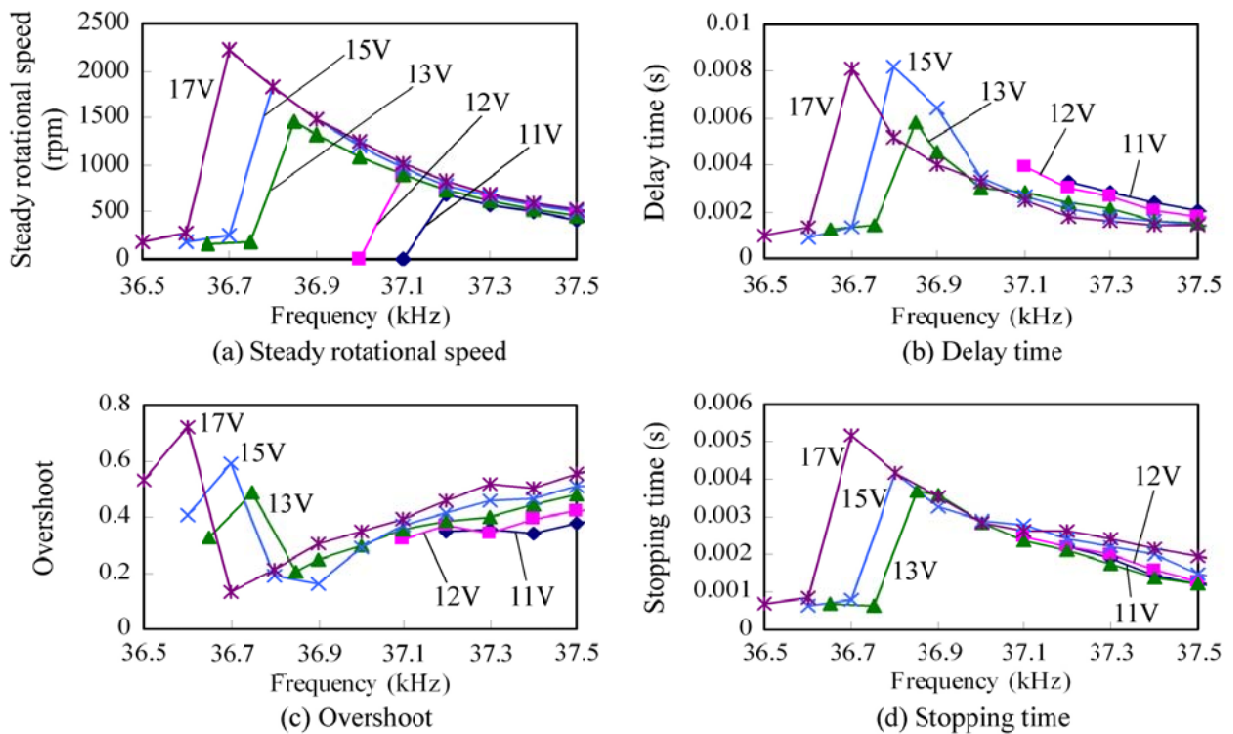


Fig. 4 Measured dynamic characteristics

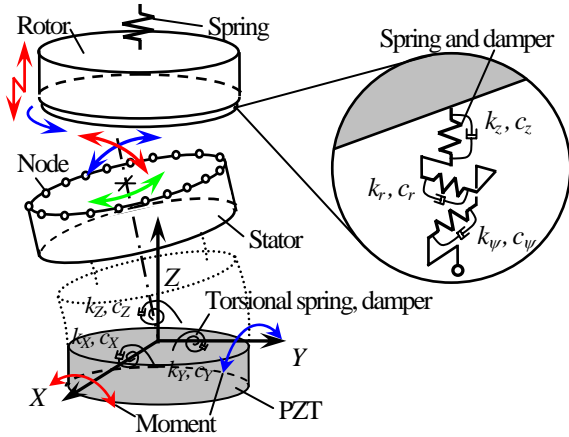


Fig. 5 Mathematical model of ultrasonic motor

計測を行った。印加電圧の周波数を 36.5~37.5kHz, 振幅を 11~17V_{pp} の間で変化させた。測定結果を図 4 に示す (図中の電圧はピークトゥーピーク (p-p) の値を示し, 他の図も同様である)。

図 4(a) は, 入力電圧の周波数と振幅を変えた際の定常状態における回転子の回転数を示している。振幅を一定に保った状態で駆動周波数を 37.5kHz から低下させていったとき, 回転数は徐々に増大した後, ある周波数のときに急激に低下している。また, 回転数が最大値を取る周波数は, 印加電圧振幅が大きいほど小さくなっている。これらは, 4.5 節で述べる振動子の漸軟ばね型非線形特性による共振周波数の変化に起因すると考えられる。したがって, モータのこのような非線形特性を解析モデルで再現するためには, 振動子の漸軟ばね型非線形特性を考慮しなければならないことがわかる。

図 4(b) に, モータ起動時における回転子の遅れ時間 (入力開始から最大値に至るまでの時間) を示す。遅れ時間も, 定常回転数と同様に, モータの共振周波数近傍で最大となっている。この値は, 電圧振幅が大きいほど大きくなっている。なお, 測定値がプロットされていない点は, 回転子が停止したことを表す。もしもモータが線形特性を呈するならば, うなりに起因する遅れ時間は固有周期と加振周期の差に比例するはずであるが, 必ずしもそのようにはなっていない。このことから, モータの非線形性を考慮する必要があることがわかる。

図 4(c) には, モータ起動時における行き過ぎ量 (最大値と収束値の比) を示す。電圧振幅を一定にして周波数のみを変化させた場合, 駆動周波数がモ

ータの共振周波数に近づくと回転子の行き過ぎ量は減少する傾向にあることがわかる。

図 4(d) には, 入力を停止してから回転子が停止するまでの停止時間を示す。モータの停止に要する時間は定常回転数と同様, 印加電圧が大きいほど大きい。なお, 図 3 に示したように, 振動子・回転子はほぼ直線的に減速するので, モータ停止時における負の加速度は, 駆動条件によらずほぼ一定であると考えられる。

なお, 図 4 に示した非線形性は, 棒状超音波モータのみならずリング型など他のタイプの超音波モータでも生じる一般的現象であることが知られている。

4. モデル化

次に, 棒状超音波モータの動力学モデルを構築した。モデルの模式図を図 5 に示す。本モデルは, 振動子モデル, 接触部モデル, 回転子モデルの 3 つより成る。超音波モータの振動子は, 実際には無限自由度を持つ連続体であるが, 支配的な振動は, 駆動に用いる直交した 2 つの曲げ振動 1 次モードの励振に基づく振動子上部円盤の鉛直軸周りのニュートン運動運動であるので, 本モデルでは, 振動子の振動を, 剛体円盤とねじりばねおよびダンパから成る 3 自由度振動系に近似する。すなわち, 電圧が印加された圧電素子のひずみにより生じる曲げ固有振動モード (図 1(b)) を, 図 5 のような, 圧電素子のひずみにより生じた X (または Y) 軸周りのモーメントに起因する振動子上部円盤の X (または Y) 軸周りの振動で表す。実際の振動子上面と図 5 のモデルにおける剛体円盤上面の振動振幅分布はよく一致している。

4.1 振動子モデル 振動子の振動を, 圧電素子に電圧が印加されてから圧電素子がモーメントを発生するまでの圧電変換モデルと, 圧電素子にモーメントが発生してから振動子に振動が発生するまでの振動モデルに分割してモデル化する。圧電方程式において, 印加電圧の振幅と発生力は比例関係にある。ただし, 圧電素子と振動子の金属はボルトにより圧着されているため, 両者の摺動による損失が生じる。本研究では, 振動子の振幅増大に伴って圧電素子と金属の間の境界面において損失が発生することを考慮し, 圧電素子が振動子に与えるモーメント M_{PZT} を,

$$M_{PZT} = \frac{V}{\alpha_{PZT} + \beta_{PZT} A^2} \quad (1)$$

と定義する. 式(1)において, V は印加電圧, A は振動子の振幅, α_{PZT} , β_{PZT} は定数である. 式(1)は, 振動子の振幅が増大すると, 金属と圧電素子の間に損失が生じて振動子に生じるモーメントが小さくなることを現している. なお, 本現象のメカニズムの詳細説明は今後の課題であるが, 式(1)は, 4.5 節で述べるように, 実際の現象を精度よく表現できる実験式である.

振動子の回転子との接触部を表す剛体円盤に設置したねじりばねにおけるねじり角 θ と反モーメント M_E の関係は,

$$M_E = k\theta + d\theta^3 \quad (2)$$

のような3次式とした. 3次の項は, 振動子の漸軟ばね型非線形特性を表現するための項である. 振動子は, 圧電素子からのモーメントおよび振動子の反モーメントのみならず, 回転子との接触によって生じる摩擦力および加圧力の影響を受ける. これらの点を考慮し, Euler の運動方程式によって, 振動子の運動を定式化した. 振動子の運動方程式は,

$$I \dot{\omega}_s + \omega_s \times (I \omega_s) = M_p - M_E - M_C - M_D \quad (3)$$

のように表せる. ここで, I は振動子の慣性モーメント, ω_s は振動子の角速度, M_p , M_E , M_C , M_D は, それぞれ, 圧電素子からの力, 振動子の剛性による反力, 接触部の摩擦力, 粘性力によるモーメントである.

4.2 接触部モデル 振動する振動子に回転子が接触すると, 接触部には摩擦力が発生する. 本研究で提案するモデルでは, 振動子上面の円周上に均等配置した n 個の節点を介して摩擦力の伝達が行われるような離散化 ω を行う. すなわち, 回転子の表面に離散的に配置した 3 次元ばねおよびダンパの変位によって摩擦力を表現する (図 5). 各節点における摩擦力が最大静止摩擦力を超えないときには, その点で振動子と回転子が滑らずに接触しているとみなす Coulomb の摩擦モデルを用いる. 各節点における最大静止摩擦力 f_{max}^i は, 接触部の法線方向反力を f_n^i , 静止摩擦係数を μ_s として

$$f_{max}^i = \mu_s f_n^i \quad (4)$$

によって計算する. 添え字 i は節点 i ($i=1 \sim n$) を表す. 摩擦力が最大静止摩擦力に達すると, 節点とばねの間に滑りが生じ, 動摩擦力 f_d^i が発生する. 動摩擦力 f_d^i は

$$f_d^i = \text{sign}(V_{rel}^i) \mu_s f_n^i \quad (5)$$

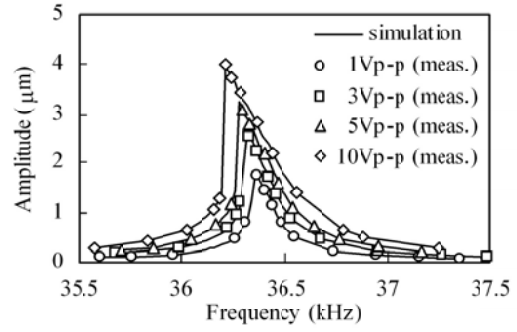


Fig. 6 Frequency characteristics of stator

により計算する. ここで, V_{rel}^i は各節点における振動子・回転子間の相対速度である. 接触部に発生する粘性力 $f_{viscosity}^i$ は,

$$f_{viscosity}^i = c \Delta z^i V_{rel}^i \quad (6)$$

により計算する. Δz^i は接触部ばねの法線方向変位である. すなわち, 粘性力の振幅依存性を表している.

4.3 回転子モデル 接触部に生じた摩擦力の合力によって回転子は駆動される. 回転子の運動は回転方向および鉛直方向の 2 自由度を有する. このため, 回転子の運動方程式を, ニュートンの並進および回転の運動方程式により表した. 回転子の運動方程式を式(7)(8)に示す.

$$I_r \dot{\omega}_r + c_r \omega_r = M_c \cdot e_z - \text{sign}(\omega_r) M_f \quad (7)$$

$$m_r \ddot{z} + c_r \dot{z} = F_c + F_s \quad (8)$$

式(7)は回転子の回転に関する運動方程式であり, I_r は回転子の回転方向の慣性モーメント, c_r は回転子の粘性係数, e_z は z 方向の単位ベクトル, ω_r は回転子の角速度, M_f は回転子がフランジから受ける一定の摩擦力である. また, 式(8)は回転子の鉛直方向の運動方程式を示しており, m_r は回転子の質量, F_c は回転子が接触部から受ける力, F_s は回転子が加圧ばねから受ける力を示している.

4.4 解析の流れ 解析では, 振動子のねじり角, 回転子の回転角, 回転子の鉛直方向変位, 回転子表面のばねの変位, 圧電素子からのモーメントを変数として扱う. また, 接触部における接触状態 (固着または滑り) の履歴を求めるために収束演算を行う. すなわち, 時刻 t での状態が既知のとき, 時刻 $t+\Delta t$ (Δt は時間増分) での状態を求めるには, まず, 時刻 t における印加電圧を計算する. 次に, 時刻 $t+\Delta t$ における接触部の固着・滑り・非接触分布が

Table 2 Parameter used in the calculation

Parameter	Description	Value (unit)
R_s	Radius of stator	$4.46 \times 10^{-3}(\text{m})$
R_r	Radius of rotor	$5 \times 10^{-3}(\text{m})$
I_{sx}, I_{sy}	Inertia (x,y) of stator	$2.6 \times 10^{-8}(\text{kgm}^2)$
I_z	Inertia (z) of stator	$1.05 \times 10^{-8}(\text{kgm}^2)$
I_r	Inertia of rotor	$2.26 \times 10^{-8}(\text{kgm}^2)$
m_r	Mass of rotor	$2.1 \times 10^{-3}(\text{kg})$
k_x, k_y	stiffness (x,y) of stator	$1.37 \times 10^5(\text{Nm/rad})$
k_z	Stiffness (z) of stator	$3.4 \times 10^4(\text{Nm/rad})$
c_x, c_y	Damping (x,y) of stator	$0.1422(\text{Nm}\cdot\text{s/rad})$
c_z	Damping (z) of stator	$0.4513(\text{Nm}\cdot\text{s/rad})$
d	3rd order stiffness of stator	$-7.5 \times 10^6(\text{N}\cdot\text{m/rad}^3)$
k_z	Vertical stiffness of rotor sprong	$4.9 \times 10^4(\text{N/m})$
k_r	Radial stiffness of rotor spring	$4.3 \times 10^4(\text{N/m})$
k_v	Rotor rotational stiffness	$3.8 \times 10^5(\text{N/m})$
c_s, c_r, c_v	Non-linear damping coefficient	$10^{10}(\text{N}\cdot\text{s/m}^2)$
μ_s	Static coefficient of friction	0.5 (-)
μ_d	Dynamic coefficient of friction	0.5 (-)
$\alpha_{\theta z}$	—	$2.52 \times 10^2(\text{V/Nm})$
$\beta_{\theta z}$	—	$1.19 \times 10^6(\text{V}^2)$
c_r	Damping of rotor	$10^{10}(\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s/rad})$
M_f	Constant of frictional torque	$1 \times 10^{-4}(\text{Nm})$

時刻 t における状態と同じであると仮定し、その仮定のもとで各接触点での摩擦力を計算する。計算した摩擦力および 4.1~4.3 節で述べたモデルを用いて運動方程式を解き、時刻 $t+\Delta t$ における振動子・回転子の状態および接触点での接線方向力 f_t^i と法線方向力 f_n^i を求める。ここで、Coulomb 摩擦モデルを用いて固着・滑り・非接触を判別し、各点における接触状態を求める。接触状態が前回求めた値と異なる場合は、接触状態を修正した後に再び時刻 $t+\Delta t$ のときの値を計算する。すべての点 i における接触状態が前回の値と等しい時、時刻 $t+\Delta t$ における収束解が得られたとみなす。この場合、時刻 $t+\Delta t$ における収束演算を終了し、次の時間ステップに進み、同様の計算を繰り返す。数値積分には 4 次の Runge-Kutta 法を用いた。

4.5 パラメータの決定 式(1)から(3)で示した振動子モデルのパラメータを決定するために、モータから回転子を外した状態で振動子の振動の計測を行った。印加電圧の周波数を 35.5kHz から 37.5kHz まで 4 秒かけて掃引し、振動子の振動振幅を LDV により測定した。振動子モデルのパラメータは、振動子振動の周波数特性が実験値と一致するように設定した。決定したパラメータを用いて計算した周波数特性を測定結果とともに図 6 に示す。図 6 より、計算結果と測定結果は、漸軟ばね型非線形特性も含めてよく一致していることがわかる。なお、接触部における離散ばねの剛性は有限要素法を用いて決定

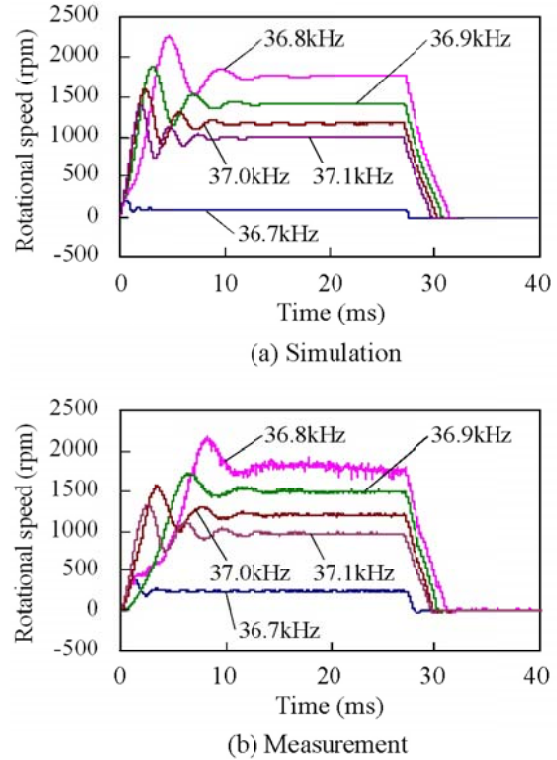


Fig. 7 Calculated and measured time history of transient response of the rotor

した。回転子のパラメータは、回転子の形状および質量から計算した。決定したパラメータの値を表 2 に示す。

5. モデルの検証

構築したモデルを用いて、過渡応答の数値計算を行った。計算では、計測時と同様に交流電圧をバースト状に印加し、モータの起動・停止時における過渡応答を計算した。なお、接触部の分割数 n は 256 とした。 n の値は、これ以上値を大きくしても解がほとんど変化しないような十分大きな値を選んだ。時間ステップ Δt は $0.5\mu\text{s}$ とした。 Δt の値は、これ以上値を小さくしても解がほとんど変化しないような十分小さな値を選んだ。

計算結果の一例を図 7(a)に示す。図 7(a)は、印加電圧の振幅を 15Vpp、位相差を 90deg として周波数を変化させた場合の回転子の回転数の履歴である。比較のために、図 7(b) に計測結果を示す。図 7 より、起動・停止時における回転子の回転数変化の計算結果は、計測結果とよく一致した特性を呈していることがわかる。特に、回転子の定常回転数および入力停止時から回転子停止時までの回転数の計算結

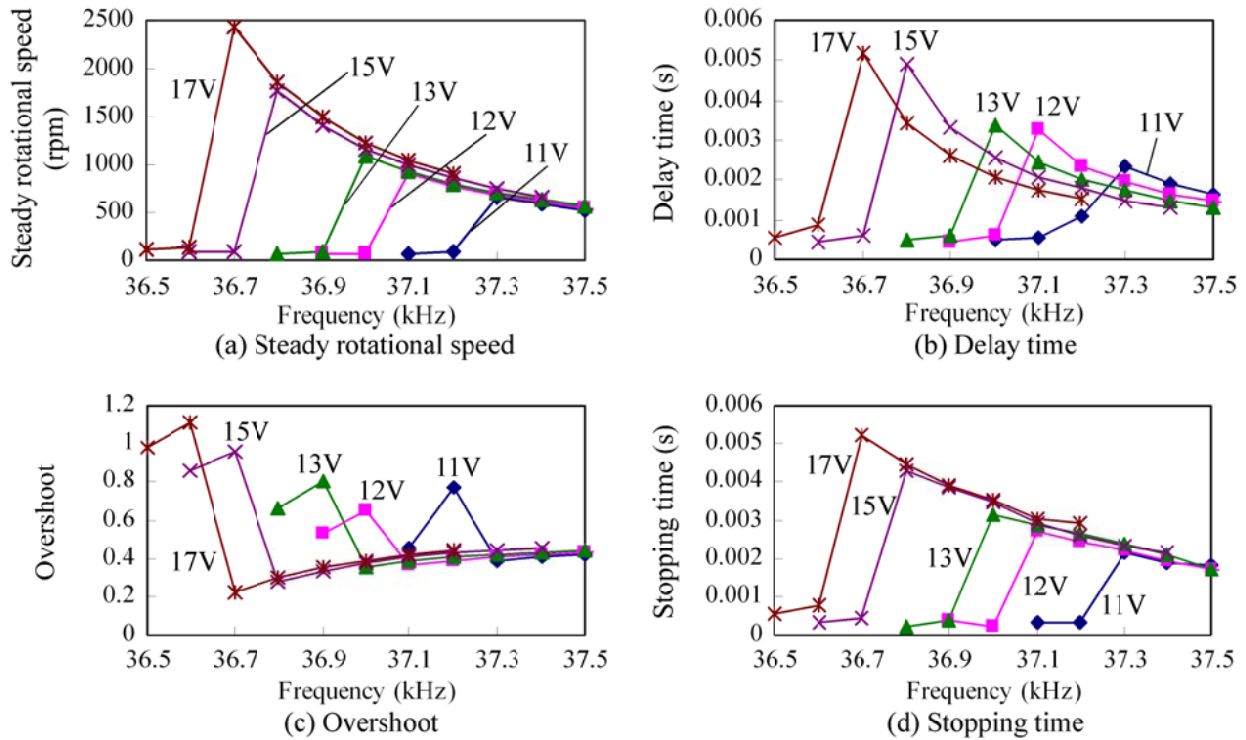


Fig. 8 Calculated dynamic characteristics

果は計測結果とほぼ一致している。起動時の回転特性を見ると、回転数過渡特性の特徴は一致しているものの、計算値と実験値には若干の違いが見られる。これより、振動子の非線形パラメータに調整の余地が残されていると考えられる。この点は今後の課題である。ただし、従来他の研究では、図6に示したような振動子の非線形性を考慮していなかったため、振動子の振動振幅を変化させたときの回転子の回転特性の計算値を実験値と一致させることは極めて困難であった。特に、周波数変化に伴う挙動の計算値を図7のように実験値とある程度一致させることは、線形モデルでは不可能であった。これに対し、構築したモデルでは両者はある程度定量的に一致している。このことから、本モデルはモータの過渡現象を従来他のモデルよりも適切に表現できているといえる。

次に、印加電圧を変化させて同様の計算を行い、駆動パラメータとモータの過渡状態における駆動特性の関係を計算した。計算結果を図8に示す。図8(a)～(d)に、図4(a)～(d)に対応する解析結果を示す。図8と図4を比較すると、(a)のモータの定常回転数および(d)の停止時間はほぼ一致している。定常回転数が一致しているということは、振動子と回転子の

定常状態における相互作用が適切にモデル化されていることを意味する。また、計算と実験におけるモータの停止時間が一致していることは、振動子・回転子間の接触モデルの妥当性も示していると言える。(b)の遅れ時間および(c)の行き過ぎ量は定性的に一致している。定量的には必ずしも一致していない理由は、回転子および接触部の粘性係数などのパラメータの非線形性を含めたモデル化に改善の余地が残されているためと考えられる。また、駆動周波数のわずかな変動に対して回転子の遅れ時間および行き過ぎ量は大きく変動する。このため、粘性係数のわずかな誤差に対しても計算結果における誤差は大きくなってしまったものと考えられる。本研究で考慮しなかった他の非線形性を考慮することによって両者の定量的な一致を目指すことは今後の課題である。また、本研究では振動子の非線形性を実験式により現したが、非線形現象の物理的意味を明らかにすることも今後の課題である。

なお、振動子振動のあらゆる非線形性を考慮しない解析も行なった。この結果、図8のような左右非対称な回転特性とは異なり、左右対称な回転数分布を呈した。これは、3章でも述べたように、振動子振動の漸軟ばね型非線形振動特性を考慮することの

必要性を表している。

また、振動子と回転子が点接触すると仮定した解析も行なった。この結果、左右非対称な回転数分布は得られたものの、図 8 と図 4 は定量的に一致しなかった。これは、接触による非線形特性がモータの特性に影響することを表している。

以上のように、振動子の非線形性および回転子との接触に伴う摩擦力分布の振動子振動への影響というふたつの非線形因子を考慮している本研究の動力学モデルは、これまで数値計算では十分に表せなかった超音波モータの非線形特性を表現できることを確認した。特に、図 4(a)および図 8(a)に見られるような、回転速度が最大となる周波数からわずかに周波数を小さくした際の急激な回転速度の減少は、線形モデルでは決して表現できなかった挙動である。以上のように、本計算結果は、定常状態において計測結果とほぼ一致するのみならず、動特性の特徴もよく一致している。動的挙動をさらに定量的に一致させるためにはパラメータの最適化という課題が残されており、この点は今後の課題である。

超音波モータは直流電磁モータ等と比べ、様々な非線形性を有することが普及のためのひとつの足かせとなってきた。本解析手法を用いて、設計時に非線形性を改善することや、非線形性を補償する制御系を構築することは今後の課題である。

6. おわりに

本研究では、計測および数値計算を用いて進行波型超音波モータの非線形過渡応答の解析を行った。はじめに、レーザ・ドップラ速度計を用いて超音波モータの起動・停止時における過渡応答を計測し、入力パラメータの影響を明らかにした。次に、モータの非線形性を考慮した超音波モータの動力学モデルを構築した。さらに、計算結果と測定結果を比較することにより、本モデルによって超音波モータの非線形動特性を表現できることを確認した。

なお、本研究では棒状超音波モータを対象としたが、本手法はリング型超音波モータや円筒型超音波モータなどの任意の進行波型超音波モータに容易に拡張することが可能な一般的な手法である。

謝辞 本研究の一部は、科研費特定領域研究「ブレイクスルーを生み出す次世代アクチュエータ研究」

の援助により行われた。記して謝意を表する。

参考文献

- (1) T. Sashida, T. Ashizawa et.al., Ultrasonic Motor, Japan AEM Journal, Vol. 8, No. 3 (2000), pp. 312-320.
- (2) Takashi Maeno, Ultrasonic Motor, Journal of Robotics Society of Japan, Vol. 21, No. 1 (2003), pp. 10-14.
- (3) Minoru Kurosawa and Sadayuki Ueha, Efficiency of Travelling-Wave-Type Ultrasonic Motors, Journal of Acoustical Society of Japan, Vol. 44, No. 1 (1988), pp. 40-46.
- (4) T. Maeno, T. Tsukimoto, and A.Miyake, Finite-Element Analysis of the Rotor/Stator Contact in a Ring-Type Ultrasonic Motor, IEEE Trans. Ultrason., Ferroelec., Freq. Contr., Vol. 39, No. 6 (1992), pp. 668-674.
- (5) N. W. Hagood IV, A. J. McFarland, Modeling of a Piezoelectric Rotary Ultrasonic Motor, IEEE Trans. Ultrason., Ferroelec., Freq. Contr., Vol. 42, No. 2 (1995), pp. 210-224.
- (6) M. Tsai, C. Lee, and S. Hwang, Dynamic Modeling and Analysis of a Bimodal Ultrasonic Motor, IEEE Trans., Ultrason., Ferroelec., Freq., Contr., Vol.50, No.3 (2003), pp.245-256.
- (7) S. Gutschmidt, P. Hagedorn, Modeling the steady and unsteady operation of a piezo-electric bar type motor, Proc. Int., Conf., Acoust., (2004), pp.1405-1408.
- (8) P. Hagedorn, T. Sattel, D Speziari, J. Schmidt and G. Diana, The importance of rotor flexibility in ultrasonic traveling wave motors, Smart Mater. Struct. 7 (1998), pp.352-368.
- (9) I. Okumura, A Designing Method of a Bar-Type Ultrasonic Motor for Autofocus Lenses, Proc. IFToMM-jo International Symposium on Theory of Machines and Mechanisms, (1992), pp. 836-841.
- (10) Takashi Maeno, Recent Progress of Ultrasonic Motors, Proc. The First International Workshop on Ultrasonic Motors and Actuators, (2005), pp. 15-18.
- (11) Takashi Maeno, Contact Analysis of Traveling Wave type Ultrasonic Motor considering Stick/Slip Condition, Journal of Acoustical Society of Japan, Vol. 54, No. 4 (1998), pp. 305-311.