

# 釣糸人工筋肉の束を利用したアクチュエータユニットの開発

Development of Actuator Unit consisting of Multiple Twisted and Coiled Polymer Actuators

○ 舩屋 賢 (九大) 小野 秀 (九大)  
正 高木賢太郎 (名大) 正 田原健二 (九大)

Ken MASUYA, Kyushu University, masuya@mech.kyushu-u.ac.jp  
Shu ONO, Kyushu University  
Kentaro TAKAGI, Nagoya University  
Kenji TAHARA, Kyushu University

An actuator unit consisting of multiple twisted and coiled polymer actuators (TCPA) with the feedforward controller is proposed. TCPA is made by two methods: 1) overtwisting the fiber and 2) winding the twisted fiber around the mandrel. The former output the larger force than the latter, while the former shows the smaller stroke. In order to realize the coexistence of large stroke and large output force, we combine multiple TCPAs fabricated by the latter method. The performance of the actuator unit is investigated through the experiment. Additionally, it is verified that the feedforward controller based on the authors' nonlinear displacement model can reduce the offset error compared with that based on the linear model.

**Key Words:** Twisted and coiled polymer actuator, Actuator unit, Soft actuator

## 1 はじめに

人が行う作業を補助するためのパワーアシストに期待が寄せられている。その駆動のためのアクチュエータには、人と接触しながらパワーアシストを行うため、高出力かつ柔軟であることが求められる。Hainesら [1] による釣糸人工筋肉 (Twisted and Coiled Polymer Actuator, TCPA) は、そのようなアクチュエータのひとつである。TCPA は、ナイロンなどの高分子繊維を振ってコイル化したアクチュエータであり、加熱することでコイル化の方法にもよるが最大で 50% 近い収縮を示す。そのコイル化の方法は、振りを過剰に加えてコイル化させる方法と、振りを加えた後に芯棒に巻き付けてコイル化する方法の 2 つに大別できる。著者らの研究 [2] と同じく、本稿では、前者をオーバーツイスト型、後者をマンドレル型と呼ぶこととする。同径のナイロンから各 TCPA を作成したとき、同温において発生力は前者が大きく、ストロークは後者が大きいことが示されている [1]。

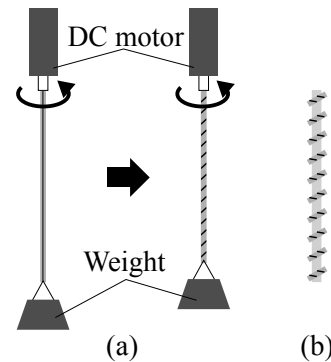
これまでに、より大きな発生力を得るために、複数本の TCPA を並列化し同時に用いる方法が提案されている [3, 4, 5]。しかし、これらはオーバーツイスト型を用いているため、そのストロークは小さい。大きな発生力と大ストロークを得る方法として、太径のナイロン糸を用いてマンドレル型を作成することが挙げられる [2, 6]。しかし、径が太いために熱容量が大きくなり、加熱および冷却に時間を要する。Hiraokaら [7] は高延伸した LLDPE を用いることで、大きな発生力と大ストロークの両立を細い繊維でも実現したが、繊維の製造工程を必要とするため利用は難しい。

そこで、本研究では、市販のナイロン糸から作成したマンドレル型 TCPA を束にして用いた 1 自由度アクチュエータユニットを提案する。ストロークの大きいマンドレル型 TCPA を複数用いることで、大きな発生力と大ストロークを両立させる。開発したアクチュエータユニットに対して、荷重をかけた際のストロークを調査し、その制御方法として、著者らのモデル [6] に基づくフィードフォワード (FF) 制御則を示す。

## 2 複数のマンドレル型 TCPA を用いたアクチュエータユニット

### 2.1 マンドレル型 TCPA の作成

本研究で用いるマンドレル型 TCPA の作成方法を図 1 に示す。本研究では、ナイロン線として、銀鱗 4 号 (東レ、直径 0.33mm) を用いる。作成の際、ナイロン線の一端を DC モータに、別端を 150g のおもりにそれぞれ取り付けて、コイル化直前まで振る。その後、振ったナイロン線を 0.55mm の針金に巻き付けて、コイル化を行う。コイル化後、アズワン製の定温乾燥器 OFW-300B



**Fig.1** Fabrication of mandrel type of TCPA. (a)Twisting the nylon with the weight by a DC motor up to the time just before the coiling. (b)Winding the twisted nylon onto the mandrel.

を用いて 180°C で 1 時間加熱することで熱処理を行った。

### 2.2 開発したアクチュエータユニット

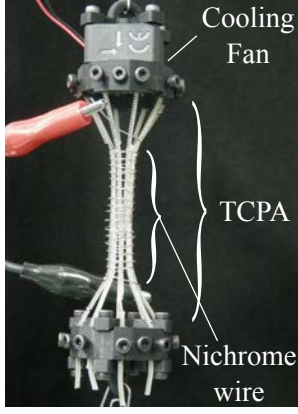
開発したアクチュエータユニットを図 2 に示す。アクチュエータユニットは 3D プリンタ (Stratasys, Fortus 250mc, ABS 樹脂) により成形し、8 本の TCPA がねじにより接続されている。多くの従来研究 [1, 4, 8, 9, 10] と同じく加熱はジュール熱により行うが、TCPA をまとめて加熱するために Arakawaら [8] に倣い、ニクロム線 (ニクロータル 80, 0.2mm) を束に巻き付けている。ただし、加熱の高速化のために、ニクロム線により TCPA を密集させるように巻き付けた。また、冷却速度を向上するために、空冷ファン (Sunon, MC20100V1-000U-A99) を上部に取り付けている。

## 3 性能調査実験

### 3.1 実験環境

開発したアクチュエータユニットについて、荷重をかけた際のストロークについて調査した。

実験環境を図 3 に示す。実験では、アクチュエータユニットの下端におもりとレーザ変位計のための板を取り付け、KEYENCE 製レーザ変位計 (センサヘッド:IL-300, アンプ IL-1000) により変位計からアクチュエータユニット下端までの距離を測定した。その測定値は、CONTEC 製 AD ボード AD16-16U(PCI)EV を



**Fig.2** Developed actuator unit with multiple TCPA fabricated by winding the twisted nylon thread around the mandrel.

通してコンピュータへ取り込んだ。一方で、アクチュエータユニットの代表温度として、Optris 製赤外線サーモグラフィカメラ OPTPI230O23T900 により計測した TCPA の最高温度を用いた。TCPA 駆動のための電圧は Maxon motor 製サーボアンプ LSC 30/2 からの出力を用い、その参照値は Interface 製 DA ボード PCI-3340 からのアナログ出力で与えた。実験では、サンプリング周波数を 100Hz とした。

### 3.2 荷重を変更したときのストローク性能調査

250g から 450g までおもりを 50g 刻みで変更したときのストローク性能について調査した。ここで、すべての荷重条件において次の入力を与えた。

$$V_{in}(t) = \begin{cases} \sqrt{12} & (10 \leq t < 30) \\ 0 & (0 \leq t < 10, 30 \leq t < 150) \end{cases}, \quad (1)$$

ストロークは変位を TCPA 取り付け部品間の距離で正規化することで求めた。

結果を図 4 に示す。結果において、300g から 400g において荷重の増加に伴い、到達温度の減少が確認できる。これは、エネルギーの観点 [11] から考えると、一定の入力エネルギーに対して大きな荷重ではより大きな仕事が必要となり、温度変化に用いられるエネルギーが減ったためだと考えられる。次に、ストロークについて見てみると、荷重の増加に伴い同じ温度でのストロークが減少していることがわかる。100°C において、ストロークが少なくとも 10% を超えており、ナイロン糸によるオーバーツイスト型 [1] に比べて大きなストロークが実現できている。

## 4 対流熱伝達を考慮した変位モデルを用いた FF 制御

### 4.1 TCPA のモデル

#### 4.1.1 対流熱伝達を考慮した巨視的変位モデル [6]

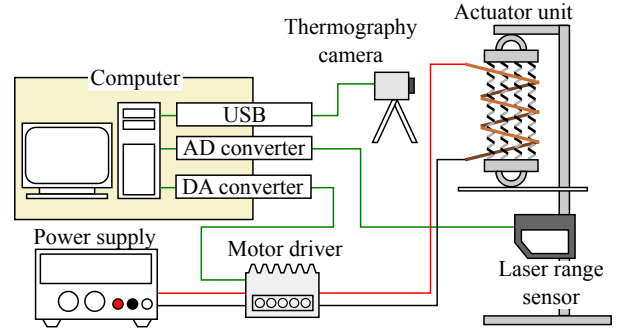
著者らは、対流熱伝達が温度・速度依存性を持つことに着目し、次のような温度と変位の関係を求めた。

$$m\ddot{x} + (b + \alpha_{xx}S_c\Delta T)\dot{x} + k_s x = \alpha_x S_c \Delta T + \alpha_{xT} S_c \Delta T^2 \quad (2)$$

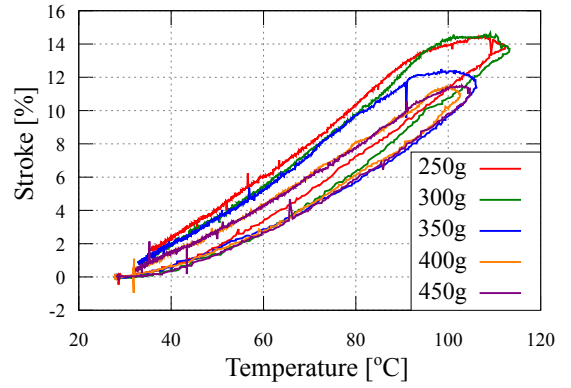
$$\Delta T \equiv T - T_{env} \quad (3)$$

ただし、 $x$  は荷重を吊り下げたときのつり合い位置からの TCPA の変位である。 $m$ ,  $b$ ,  $k_s$ ,  $T$  はそれぞれ TCPA の質量、粘性係数、弾性係数、温度であり、 $T_{env}$  は周囲環境の温度である。 $S_{conv}$  は対流に曝される TCPA の表面積である。 $\alpha_{xx}$ ,  $\alpha_x$ ,  $\alpha_{xT}$  はそれぞれ熱伝達係数  $\alpha$  を次のように  $\dot{x} = 0$ ,  $\Delta T = 0$  まわりでテイラー展開したときの係数である。

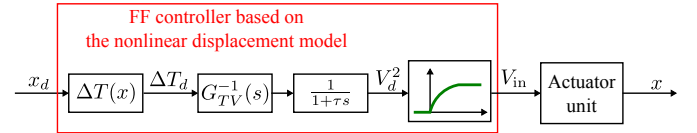
$$\alpha(\dot{x}, T) \simeq \alpha_0 + \alpha_x \dot{x} + \alpha_T \Delta T + \frac{1}{2} \alpha_{xx} \dot{x}^2 + \alpha_{xT} \dot{x} \Delta T + \frac{1}{2} \alpha_{TT} \Delta T^2 \quad (4)$$



**Fig.3** Overview of the experimental environment.



**Fig.4** Relationship between the temperature and the stroke of the actuator unit under some load conditions.



**Fig.5** Overview of the proposed FF controller.

以下では、簡便のため、次のモデルを考える。

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + k_s x = \alpha_x S_c \Delta T + \alpha_{xT} S_c \Delta T^2 \quad (5)$$

#### 4.1.2 Newton の冷却法則に基づく温度モデル

本稿では、簡単のため、よく用いられる Newton の冷却法則に基づく温度モデル [4, 8, 9, 10] により入力電圧と温度の関係を表す。この温度モデルは、次式で表される。

$$C_v \dot{T} = \frac{V_{in}^2}{R} - \alpha S_c \Delta T \quad (6)$$

ここで、 $C_v$  は熱容量、 $V_{in}$  は入力電圧、 $R$  はヒーターの抵抗値である。式 (2) との整合性をとるために、 $\alpha$  を式 (4) で与えるべきではあるが、本稿では無視する。

### 4.2 FF 制御則

FF 制御器の全体像を図 5 に示す。

いま、式 (6) の時定数が式 (5) のものよりも大きいとし、ダイナミクス補償として温度モデルの補償のみを考える。式 (5) において  $\dot{x} = 0$ ,  $\ddot{x} = 0$  とおくと、目標変位を与える目標温度差

**Table 1** Identified parameters of the displacement model. Nonlinear is the model represented by Eq. (5). Linear is the model represented by Eq. (12).

Model	$\frac{b}{m}$ $\times 10^2$ [1/s]	$\frac{k_s}{m}$ $\times 10^3$ [1/s <sup>2</sup> ]	$\frac{\alpha_x S_c}{m^{-2}}$ $\times 10^{-2}$ [m/(s <sup>2</sup> ·K)]	$\frac{\alpha_x T S_c}{m^{-4}}$ $\times 10^{-4}$ [m/(s <sup>2</sup> ·K <sup>2</sup> )]	$f_1$ [Hz]	$f_2$ [Hz]	Fitness [%]
Linear	5.817	0.092	0.823		0.025	92.55	96.21
Nonlinear	5.648	1.381	9.946	4.352	0.391	89.49	99.13

**Table 2** Identified parameters of the temperature model.

$\frac{1}{R_0 C_v}$ $\times 10^{-1}$ [K/(J·Ω)]	$\frac{\alpha_0 S_c}{C_v}$ $\times 10^{-2}$ [1/s]	$f$ $\times 10^{-3}$ [Hz]	Fitness [%]
3.358	2.468	3.927	99.14

$\Delta T_d > 0$  は次式で与えられる.

$$\Delta T_d = \frac{1}{2\alpha_x T S_c} \left( \sqrt{(\alpha_x S_c)^2 + 4\alpha_x T S_c k_s x_d} - \alpha_x S_c \right) \quad (7)$$

次に、式 (6) のラプラス変換をとると、次式で表される.

$$\Delta T = \frac{(1/RC_v)}{s + (\alpha S_c/C_v)} V_{in}^2 = G_{TV}(s) V_{in}^2 \quad (8)$$

Yip と Niemeyer[9], Arakawa ら [8] と同様に、同定した伝達関数  $\tilde{G}_{TV}(s)$  を用いて、次のようにダイナミクス補償を行った.

$$V_d^2 = \frac{1}{1 + \tau s} \tilde{G}_{TV}^{-1}(s) \Delta T_d \quad (9)$$

ただし、 $\tau$  は時定数である. TCPA の溶融を防ぐために、実装では鈴木ら [10] に倣い飽和要素を組み込んだ次式で入力電圧を設定した.

$$V_{in} = \begin{cases} V_{\max} & (V_{\max}^2 < V_d^2) \\ \|V_d\| & (0 < V_d^2 \leq V_{\max}^2) \\ 0 & (V_d^2 \leq 0) \end{cases} \quad (10)$$

ただし、 $V_{\max}$  は最大電圧である.

## 5 評価実験

### 5.1 モデル同定

図 3 の実験環境でパラメータ同定実験を行った. 同定のために、次のステップ入力を加えた.

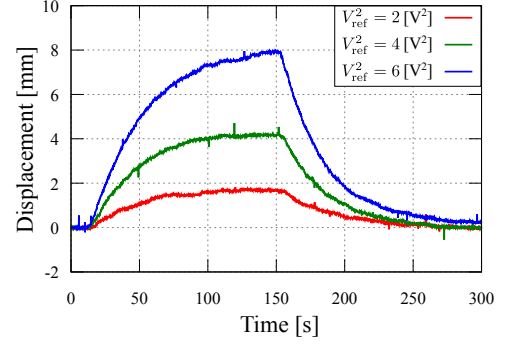
$$V_{in}(t) = \begin{cases} \sqrt{V_{\text{ref}}^2} & (10 \leq t < 150) \\ 0 & (0 \leq t < 10, 150 \leq t < 300) \end{cases}, \quad (11)$$

ここで、 $V_{\text{ref}}$  は参照電圧であり、 $V_{\text{ref}}^2 = 2, 4, 6[\text{V}^2]$  の 3 種類を与えた. 各参照電圧に対して 5 回計測を行った. 得られた変位、温度の例を図 6(a) および図 6(b) にそれぞれ示す. パラメータ同定は、Levenburg-Marquardt 法を用いた収束計算により行った.

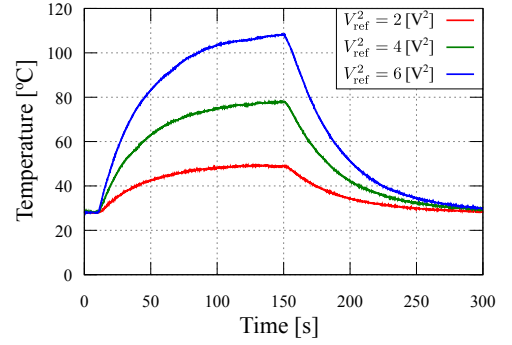
同定して得られた変位モデルと温度モデルのパラメータをそれぞれ表 1 および表 2 に示す. ここで、変位モデルとして式 (5) の非線形モデル (Nonlinear) に加えて、次の線形モデル (Linear) も比較のために同定した.

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + k_s x = \alpha_x S_c \Delta T \quad (12)$$

また、表 2 の  $f$  は式 (6) の固有周波数であり、表 1 の  $f_1$  と  $f_2$  は式 (5) および式 (12) の固有周波数である. 表中の適合率は次



(a) Displacement



(b) Temperature

**Fig.6** Examples of the displacement measurement.

式で計算した.

$$\text{Fitness} = \left( 1 - \frac{\sum_i^N (*_{\text{est},i} - *_{\text{mes},i})^2}{\sum_i^N (*_{\text{mes},i} - \bar{*})^2} \right) \times 100 \quad (* = T, x) \quad (13)$$

ここで、 $*_{\text{mes},i}$ ,  $*_{\text{est},i}$  はそれぞれ変数  $*$  の  $i$  番目の計測値と推定値であり、 $\bar{*}$  は計測値の平均である. 結果より、非線形モデルの適合率が高いことがわかる. また、温度モデルの固有周波数が変位モデルのものに比べて低く、制御器設計の際の仮定が成立することが確認できた.

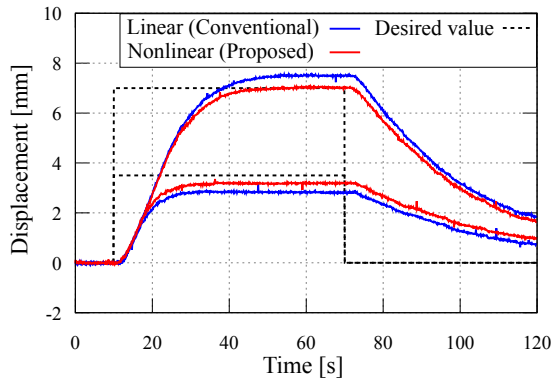
### 5.2 制御実験

$x_d$  として一定値を与えたときの、制御則による偏差を確認した. 比較のために、式 (10) の  $\Delta T_d$  として式 (12) より求めた次のものを与えた FF 制御を行った.

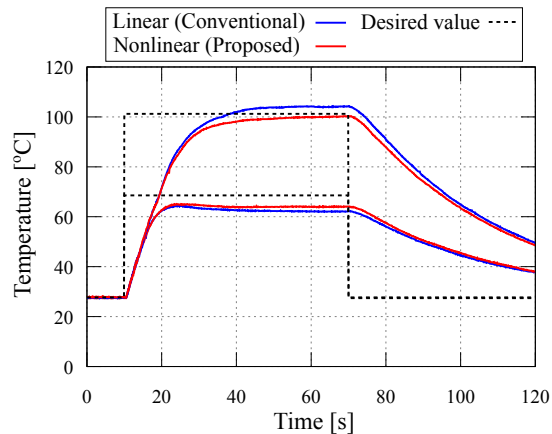
$$\Delta T_d = \frac{k_s}{\alpha_x S_c} x_d \quad (14)$$

実験では、 $V_{\max} = \sqrt{12.0}[\text{V}]$  とした.

目標変位として  $x_d = 3.5[\text{mm}]$ ,  $7.0[\text{mm}]$  を与えた結果を図 7 に示す. ただし、 $x_d = 3.5[\text{mm}]$  のとき  $\tau = 1.0/(0.1\pi)$ ,  $x_d = 7.0[\text{mm}]$  のとき  $\tau = 1.0/(0.04\pi)$  とした. 結果より、提案方法は式 (14) を用いているもの比べて、収束値が目標値により近づいていることが確認できる.  $x_d = 3.5[\text{mm}]$  のとき、提案方法に



(a) Displacement



(b) Temperature (Desired value is computed by Eq. (7).)

**Fig.7** Results of the FF control.

においても偏差が残っているが、これは温度モデルとして線形なものを用いていることが原因であると考えられる。実際、図 7(b)の温度において目標値からの偏差が残っていることが確認できる。また、収束性について見てみると、図 6(a) に示したステップ入力の結果に比べて、ダイナミクス補償による収束性の向上が確認できる。

## 6 おわりに

本研究では、市販のナイロン糸から作成した TCPA を用いて大きな発生力と大ストロークを両立させるために、マンドレル型 TCPA を束にして用いる 1 自由度アクチュエータユニットを提案した。提案したアクチュエータユニットの荷重を変更した場合のストローク変化について調査し、オーバーツイストに比べて大きなストロークが取れることを確認した。また、簡略化した非線形モデルに基づく FF 制御を構築し、実験によりオフセットの減少を確認した。

**謝辞** 本研究は、NEDO 次世代ロボット中核技術開発 革新的ロボット要素技術分野「高分子人工筋肉アクチュエータによる柔らかな運動装具の研究開発」(課題番号 15657408) の支援で行われた。

## 参考文献

[1] C. S. Haines, M. D. Lima, N. Li, G. M. Spinks, J. Foroughi, J. D. W. Madden, S. H. Kim, S. Fang, M. J. de Andrade, F. Göktepe, Ö. Göktepe, S. M. Mirvakili, S. Naficy, X. Lepró, J. Oh, M. E. Kozlov, S. J. Kim, X. Xu, B. J. Swedlove, G. G. Wallace, and R. H. Baughman, “Artificial Muscles from Fishing Line and Sewing Thread,” *Science*, vol. 343, no. 6173, pp. 868–872, Feb. 2014.

[2] 舩屋賢, 高木賢太郎, 田原健二, “マンドレル型釣糸人工筋肉を用いた指先運動補助装具の開発”, 第 17 回システムインテグレーション部門講演会予稿集, pp. 774-775, 2016.

[3] S. Kianzad, M. Pandit, J. D. Lewis, A. R. Berlingeri, K. J. Haebler and J. D. W. Madden, “Variable stiffness and recruitment using nylon actuators arranged in a pennate configuration,” in *Proc. of SPIE*, vol. 9430, San Diego, CA, USA, Mar. 2015, 94301Z.

[4] L. Sutton, H. Moein, A. Rafiee, J. D.W. Madden and C. Menon, “Design of an Assistive Wrist Orthosis Using Conductive Nylon Actuators”, in *Proc. of the 6th IEEE RAS/EMBS Int. Conf. on Biomedical Robotics and Biomechanics*, UTown, Singapore, Jun. 2016, pp.1074–1079.

[5] Y. Li and Z. Wu, “Stabilization of Floating Offshore Wind Turbines by Artificial Muscle based Active Mooring Line Force Control,” in *Proc. of the 2016 American Control Conference*, Boston, MA, USA, Jul. 2016, pp.2277–2282.

[6] 舩屋賢, 小野秀, 高木賢太郎, 田原健二, “対流熱伝達の温度・速度依存性に基づく釣糸人工筋肉の変位モデリング (発表予定)”, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会 2017 予稿集, 2017.

[7] M. Hiraoka, K. Nakamura, H. Arase, K. Asai, Y. Kaneko, S. W. John, K. Tagashira and A. Omote, “Power-efficient low-temperature woven coiled fibre actuator for wearable applications,” *Scientific Reports*, vol. 6, 36358, DOI:10.1038/srep36358, Nov. 2016.

[8] T. Arakawa, K. Takagi, K. Tahara, and K. Asaka, “Position control of fishing line artificial muscles (coiled polymer actuators) from Nylon thread,” in *Proc. of SPIE*, vol. 9798, Las Vegas, NV, USA, Mar. 2016, 97982W.

[9] M. C. Yip and G. Niemeyer, “High-Performance Robotic Muscles from Conductive Nylon Sewing Thread,” in *Proc. of the 2015 IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, Seattle, WA, USA, May 2015, pp. 2313–2318.

[10] 鈴木元哉, 釜道紀浩, “拮抗型ナイロン繊維アクチュエータの変位制御”, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会 2016 予稿集, 2P2-14b7, 2016.

[11] 舩屋賢, 小野秀, 高木賢太郎, 田原健二, “電圧駆動型 Twisted and Coiled Polymer Actuator における温度応答の非線形モデリング”, 第 34 回日本ロボット学会学術講演会予稿集, 1B3-02, 2016.