

# 回転型釣糸人工筋肉アクチュエータのセンサレストルク制御

## Sensorless Torque Control of a Twisted Polymeric Fiber Actuator

学 林 亮 (九大) 正 田原健二 (九大)

Ryo HAYASHI, Kyushu Univ. hayashi@hcr.mech.kyushu-u.ac.jp

Kenji TAHARA, Kyushu Univ.

A Twisted Polymeric Fiber Actuator (TPFA) has been attracting attention as a new actuator that is silent, inexpensive, and can directly extract a rotational motion. Until now, we have proposed a sensorless rotational angle controller using estimated temperature feedback in order to take advantage of the low cost of TPFA. In order to construct a sensorless torque control method as an expansion of the utility of the TPFA, the relationship between output torque and change in temperature is modeled and the sensorless torque controller is designed. The proposed method is eventually verified through experiments.

**Key Words:** Soft actuator, Twisted polymeric fiber actuator, Torque control

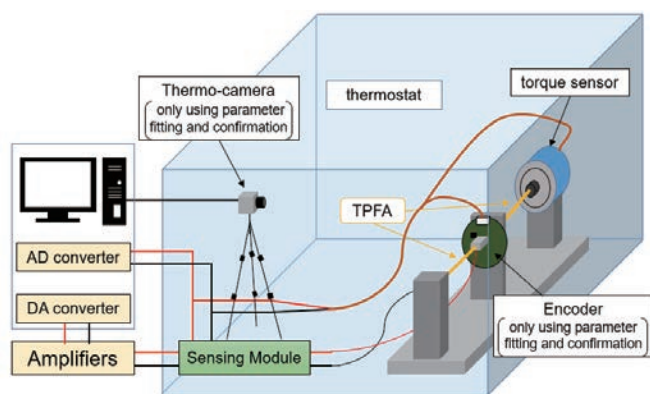


Fig.1 Experimental Setup

### 1 緒言

安価, 静音, 軽量な高分子アクチュエータとして, Twisted Polymeric Fiber Actuator (TPFA) が注目されている. TPFA は 2014 年に Hainse らによって提案されたソフトアクチュエータの一種であり, 熱を入力して回転運動を取り出すことが可能である [1]. 加熱手法として電熱線を用いたジュール熱により駆動することで電氣的に制御可能であり, 既存のシステムとの親和性が高い. 著者らはこれまで, TPFA の温度と回転角度の関係 [2, 3], および電熱線の印加電圧値と TPFA の温度変化量の関係を表すモデルを用いた推定温度フィードバックによるセンサレス角度制御手法を提案している [4, 5]. しかし, TPFA の冷却側は自然放熱に頼っており, 冷却方向の回転速度には大きな制約があった. この問題の解決策の一つとして拮抗駆動の利用があるが, これまで著者らが提案している温度から直接角度を推定する手法では, 摩擦などの影響により, 拮抗した 2 つのアクチュエータの原点一致しないことから, 原点周りでのヒステリシスが大きく, 制御性能に問題があった. そこで本研究では, 温度から直接角度を制御するのではなく, 出力トルクを制御することによって原点の不一致問題を解決することを目的として, センサレストルク制御手法の提案を行う. これにより, 原点周りでのヒステリシスを低減し, 冷却側 (逆回転側) 応答性の改善が期待できる. TPFA の出力トルクに関しては, Aziz らが特性を調査したほか [6], 大岩らによって定動トルクのモデル化とシミュレーションが行われているが [7], モデルを用いた動的なトルク制御は行われていない. 本稿では, 拮抗駆動への応用を目的として, まずは温度変化量と出力トルクの関係についてモデル化を行い, その後, 著者らが提案する推定温度フィードバック制御に適用し, センサレストルク制御を実現する. 提案する温度変化量-トルクモデルでは, 一次遅

Table 1 Input voltages for the estimation

Input Voltage [V <sup>2</sup> ]				
11.0	9.0	7.0	5.0	3.0

れ系にガラス転移による特性変化に対応したモデルを構築し, またトルク-角度モデルでは, 著者らの先行研究で提案した温度-角度モデルで用いた簡便な非線形補償を加えたモデル [8] を, 新たにトルクモデルに適用する. その後, これらモデルを用いたセンサレストルク制御入力を設計し, 提案手法の有用性について実験により示す.

### 2 出力トルクのモデル化

#### 2.1 トルク・角度・温度計測手法

実験環境を Fig. 1 に示す. 拮抗配置した TPFA の回転角度はエンコーダ (TAR-200 テクノハズ) により取得する. また, TPFA の温度はサーモカメラ (PI200 Optris), トルクはトルクセンサ (SMPA20-GA 信明電機) により計測する. 出力トルクは拮抗配置の中央部分で測定することが望ましいが, 微小トルクをエンコーダと同時に中央部分に実装するのが困難であるため, 中央ではなく片端に設置し, 計測トルクは中央部分と等しいと仮定した. TPFA 単体では出力トルクが微小なため, トルクセンサ出力をアンプで 410 倍に増幅して計測する. また, 環境温度変化の影響を極力防ぐため, 恒温槽 (4201 生田産業) を用いて環境温度 25°C 一定とした. 用いた TPFA は, ナイロン系 (TORAY 銀鱗 6 号) の下端に重りをつけた状態でコイル化する直前までねじりを加え, 定温乾燥機 (アズワン OFW-300B) を用いて 180°C で 1 時間の熱処理を行い, ジュール加熱用ヒーターとしてエナメル線 (直径 0.1[mm]) を巻き付けてることで作製した. モデル同定実験では, 以下のステップ入力を片側の TPFA に印加し, 各種状態量を計測した. 参照電圧  $V_{ref}$  として 5 種類与え, 各電圧に対し 3 試行ずつ計測を行った.

$$V_e = \begin{cases} V_{ref} & \text{if } 5.0[s] < t < 40.0[s] \\ V_{min}(= 0.1[V]) & \text{otherwise} \end{cases} \quad (1)$$

#### 2.2 温度-トルクモデルおよび温度-トルク逆モデル

Figure 2 より, 温度とトルクはおおむね線形な関係であることが分かる. しかし温度変化量  $\Delta T$  が 20 [K] を超えた辺りで傾きが変化していることが分かる. これは, 高分子材料特有のガラス転移による特性変化に由来すると考えられる. TPFA では捻りを加えているため正確なガラス転移温度の測定が困難であるが, 捻りを加えていないナイロン系の素材自体のガラス転移温度  $T_g$  は 47°C であり, 本実験での周囲温度が 25°C を  $\Delta T$  に加味して考慮すると, 概ね同温度で傾きの変化が起こっていることが分かる. これらより, 温度-トルクモデルは一次遅れ系かつガラス

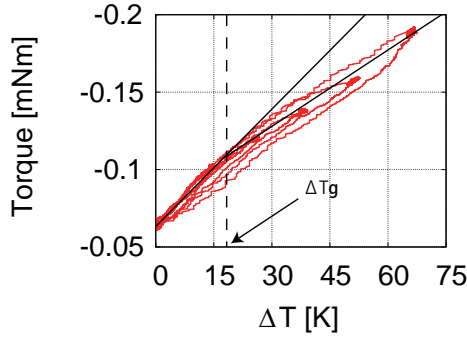


Fig.2 Relationship between the change in temperature to torque

転移温度付近でパラメータが変化する一時遅れ系としてモデル化する．以上より，初期値からのトルク偏差  $\Delta N$  [mNm] と温度変化量  $\Delta T$  [K] の関係は，ラプラス変換後の  $s$  領域で表すと，

$$\Delta N = \frac{b(\Delta T)}{s+a} = G_{TN}(s)\Delta T \quad (2)$$

となる．本来の高分子では，ガラス転移温度付近において特性は連続的に変化するが，ガラス転移において何がどのように温度-トルクの関係に影響を及ぼすか不明であること，また TPFA は純粋なモノポリマーではなく擦りを加えたうえでエナメル線を巻き付けてあることなどから，ガラス転移における特性変化が実際の挙動にどう影響するのかについては，まだ不明瞭である．また本研究では，制御系をより簡便に構築したいとの観点から，ガラス転移における TPFA の挙動を，ある温度（ガラス転移温度周辺のある一点）で，パラメータを切り替える単純なモデルとしてモデル化を行う．よって，式 (2) に含まれる  $b(\Delta T)$  を以下のように表す．

$$b(\Delta T) = \begin{cases} d_1 & \text{if } \Delta T \leq \Delta T_g \\ \frac{d_1 \Delta T_g + d_2 (\Delta T - \Delta T_g)}{\Delta T} & \text{if } \Delta T_g < \Delta T \end{cases} \quad (3)$$

本モデルを提案制御器で用いる際，目標温度変化量を生成する場合には  $\Delta T_d$  を，温度推定値を生成する場合は  $\Delta T_{ref}$  を，それぞれ  $\Delta T$  へ代入して利用する．今，式 (3) を離散化すると

$$\Delta N_k = d_3 \Delta N_{k-1} + d_4 b(\Delta T) \Delta T_k \quad (4)$$

$$\begin{cases} d_3 = \frac{1}{1+a\Delta t} \\ d_4 = \frac{\Delta t}{1+a\Delta t} \end{cases}$$

を得る．ここで  $b_1 \sim b_4$  および  $\Delta T_g$  は実験によって同定する定数パラメータである．また， $\Delta T_g$  は物性によって決まる値であるが，前述のように TPFA は単純なモノポリマーではないため，同様に実験によって同定するパラメータとした．また逆モデルでは，実装のため 1 次のローパスフィルタを出力段に加えた．

$$\Delta T = \frac{1}{1+\tau s} \cdot \frac{s+a}{b(\Delta T)} = G_{TN}^{-1}(s)\Delta N \quad (5)$$

同様に式 (5) を離散化すると

$$\Delta T = e_1 \Delta T_{k-1} + \frac{e_2}{d_3 b(\Delta T)} \Delta N_k + \frac{e_2}{b(\Delta T)} \Delta N_k \quad (6)$$

$$\begin{cases} e_1 = \frac{\tau}{\tau + \Delta t} \\ e_2 = \frac{1}{\tau + \Delta t} \end{cases}$$

を得る．なお，ガラス転移に関するパラメータ  $b_1, b_2, b_3, T_g$  は，順モデル  $G_{TN}(s)$ ，逆モデル  $G_{TN}^{-1}(s)$  で共通の値を用いる．

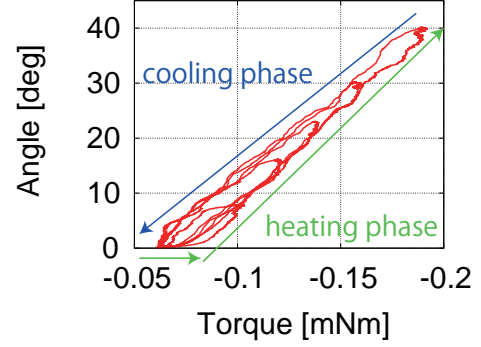


Fig.3 The relationship between Change in Temperature to Torque

### 2.3 トルク-角度モデル

トルク-角度モデルにおいて，著者らが先行研究で提案した角度-温度モデル [8] と同様に，原点付近ヒステリシスを考慮すると，結果として，

$$I\ddot{\theta} + b\dot{\theta} + k_s\theta = c\{\Delta N - F(\Delta T)\} \quad (7)$$

$$F(\Delta T) = \begin{cases} 0 & \text{if } \Delta T \leq 0 \\ \frac{\Delta T}{T_1} F_1 & \text{if } 0 < \Delta T \leq T_1 \cap \text{加熱時} \\ F_1 & \text{if } \Delta T > T_1 \cap \text{加熱時} \\ \frac{\Delta T}{T_{\max}} F_{\max} & \text{if } 0 < T_{\max} < T_1 \cap \text{冷却時} \\ \frac{\Delta T}{T_{\max}} F_1 & \text{if } T_{\max} \geq T_1 \cap \text{冷却時} \end{cases} \quad (8)$$

を得る．さらに式 (7) をラプラス変換して  $s$  領域で表すと

$$\theta = \left( \frac{c/I}{s^2 + bs/I + k_s/I} \right) (\Delta T - F) = G_{T\theta}(s) (\Delta T - F) \quad (9)$$

となり，そして式 (9) を離散化すると

$$\theta_k = f_1 \theta_{k-1} - f_2 \theta_{k-2} + f_3 \Delta N_k - f_3 F(\Delta T) \quad (10)$$

$$\begin{cases} f_1 = \frac{2+b/I\Delta t}{1+b/I\Delta t + k_s/I\Delta t^2} \\ f_2 = \frac{1}{1+b/I\Delta t + k_s/I\Delta t^2} \\ f_3 = \frac{c\Delta t^2}{1+b/I\Delta t + k_s\Delta t^2} \end{cases}$$

を得る．

### 2.4 提案モデルの評価

提案モデルについて，実験による評価を行った．パラメータ推定には Generalized Reduced Gradient 法を利用し，1 次ローパスフィルタの設計パラメータは  $\tau = 0.0531$  [s] とした．推定により得られたパラメータと各モデルの決定係数  $R^2$ ，正規化した平均二乗平方根誤差  $\sigma$  を Table 2 に示す．また，モデルの推定結果を Figs. 7~9 に示す．

**Table 2** Estimated parameters of each model

Model of the change in temperature to torque

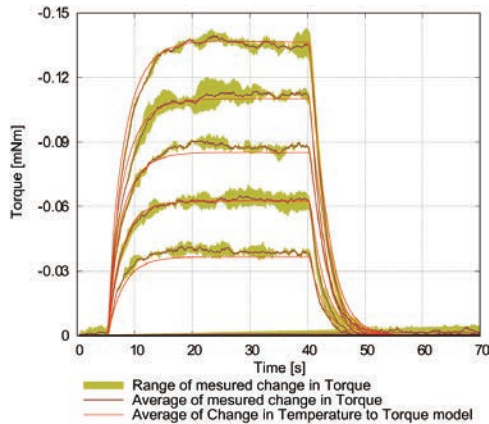
$d_1$	$d_2$	$d_3$	$d_4$	$T_g$	$R^2$	$\sigma$ [%]
-0.0351	-0.0241	0.9267	$9.267 \times 10^{-3}$	24.88	97.62	2.506

Inverse model of the change in temperature to torque

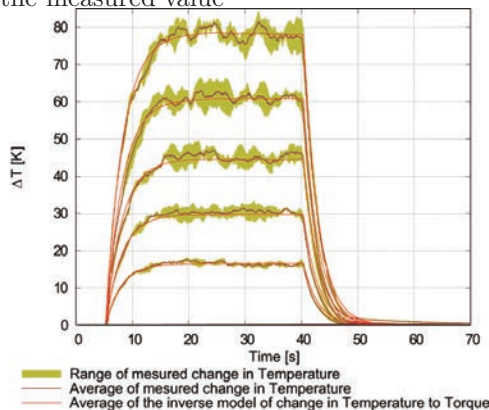
$e_1$	$e_2$	$R^2$	$\sigma$ [%]
0.8414	15.86	99.62	1.897

Model of the torque to angle

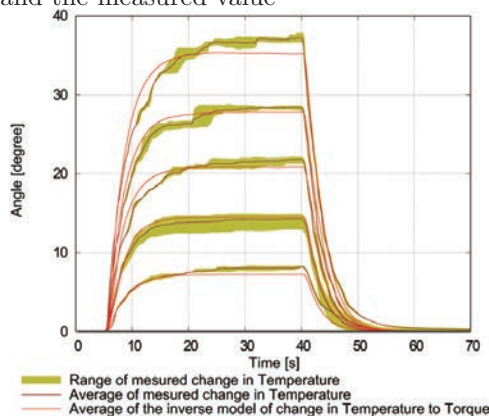
$f_1$	$f_2$	$f_3$	$T_1$	$F_1$	$R^2$	$\sigma$ [%]
1.5829	0.5925	-1.3547	13.880	0.0296	99.40	2.397



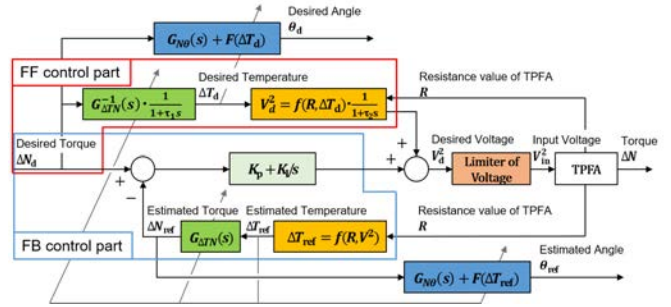
**Fig.4** Comparison between the estimated value by the model of the change in temperature to torque and the measured value



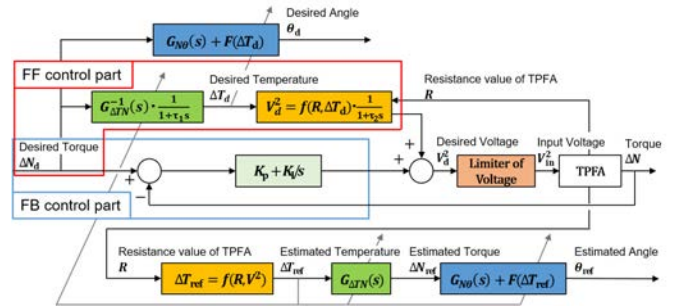
**Fig.5** Comparison between the estimated value by the inverse model of the change in temperature to torque and the measured value



**Fig.6** Comparison between the estimated value by the model of the torque to angle and the measured value



**Fig.7** Block diagram of the sensorless torque control using the estimated temperature feedback



**Fig.8** Block diagram of the sensorless torque control using the estimated torque feedback

図より、概ねモデル誤差 3% 以内の範囲に収まっている。特に温度変化量とトルクの関係について、一次遅れ系にガラス転移の影響を考慮したパラメータスイッチモデルにより、十分な精度で推定可能であることが示されている。これより、提案モデルを用いた推定値フィードバック制御により、センサレストルク制御が実現可能であることが示された。一方、トルク-角度モデルの実測値では、入力が入力値になった後も緩やかに角度が増加しているが、モデルではそれが再現されていないため、トルクから回転角度への推定についてはまだ改善の余地がある。

### 3 センサレストルク制御

提案したモデルを使用し、センサレストルク制御則を構築する。図 7 のブロック線図に示すように、提案制御則は先行研究で著者らが提案したセンサレス角度制御器 [8] をトルク制御へ応用した形となっている。フィードバック量として、モデルを用いた推定温度変化量と式 (2) で得られる推定トルクの 2 つが考えられるが、本稿ではトルク制御が目的であることから、推定トルクを用いることとする。また、比較のためにトルクセンサから取得した実測トルクをフィードバックした制御と比較し、センサレストルク制御の有効性を検証する。トルクセンサの計測値を用いたフィードバック制御器のブロック線図を図 8 に示す。また、参考としてトルク-角度モデルを用いて回転角度を推定し、トルク制御時における角度の推定値と測定値との誤差についても考察する。制御則を評価するための目標トルク変化量を次のように与えた。

$$\Delta N_d(t) = \begin{cases} 0.05 \cos 2\pi f(t - 5.0) - 0.05 & \text{if } 5.0[s] \leq t \\ 0 & \text{if } 0 \leq t < 5.0[s] \end{cases} \quad (11)$$

入力の周波数を  $f = 0.03[\text{Hz}]$  とし、各モデルのパラメータについては、事前に推定した値を用いる。各フィードバックゲインは  $K_p = 1.8$ ,  $K_i = 0.10$  とし、各制御器で統一し、最大入力電圧を  $V_{\max}^2 = 12.0[\text{V}^2]$  とした。評価指標はトルク目標値と測定値の誤差の平均二乗平方根誤差とした。

### 3.1 実験結果

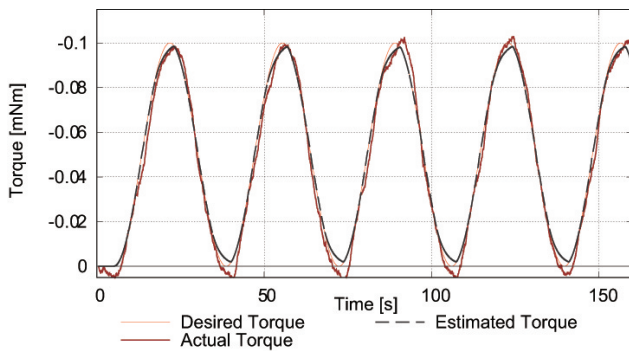


Fig.9 Torque trajectory when using the estimated torque feedback

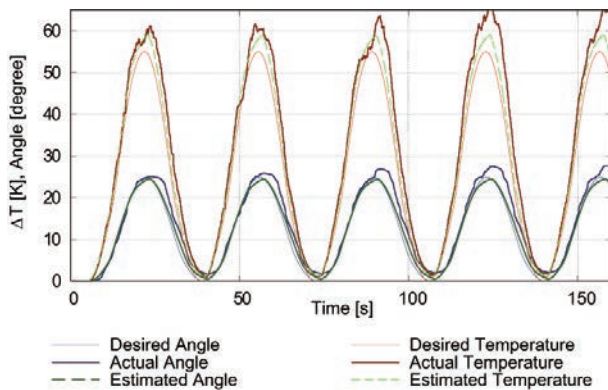


Fig.10 Angle and the change in temperature trajectories when using estimated torque feedback

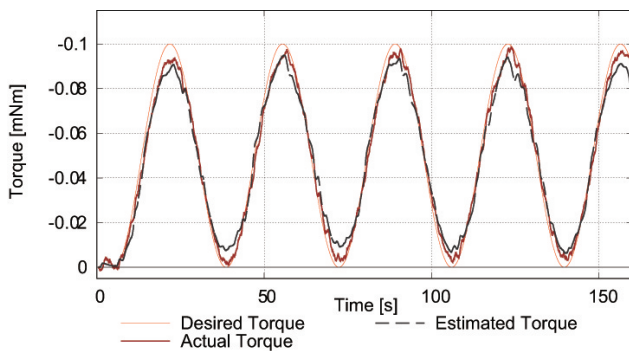


Fig.11 Torque trajectory when using measured torque feedback

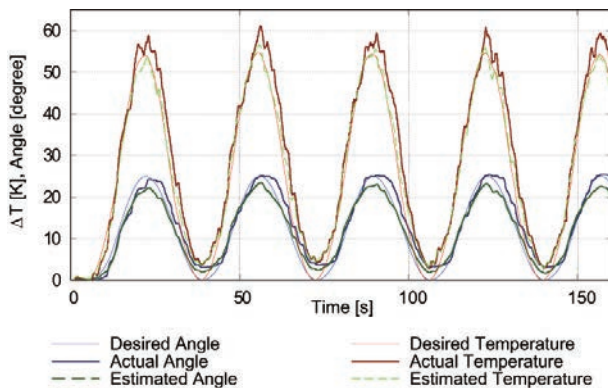


Fig.12 Angle and the change in temperature trajectories when using measured torque feedback

Table 3 Normalized Root Mean Squared Error in each experiment

	Normalized RMSE of Torque[%]	Normalized RMSE of Angle[%]
Estimated torque feedback controller	4.563	10.967
Measured torque feedback controller	4.266	10.209

トルク誤差および目標値の最大値で正規化した角度誤差の平均二乗平方根誤差を Table 3 に示し、トルク、角度および温度の各軌道を Figs. 9~12 に示す。Table 3 より、トルク制御においてトルクセンサ計測値を直接フィードバックした場合と提案手法で制御性能に大きな違いはみられなかった。すなわち、提案したセンサレストルク制御の有効性が示されたといえる。ただし、順モデルによる推定値と実測値は概ね一致しているが、逆モデルによる推定値と目標値に関しては誤差がやや大きく、改善の余地がある。

### 4 結言

本稿では、TPFA によるセンサレストルク制御手法を提案し、その有効性を実験によって示した。提案制御手法を用いることで、拮抗配置された TPFA 一對の原点不一致によるヒステリシスの影響を抑えた制御手法の確立が期待できる。今後は、拮抗駆動システムの構築と、その制御手法の確立を行っていく予定である。

### 謝辞

本研究では、実験においてデンソー（株）よりご協力頂いた。ここに謝意を表す。

### 参考文献

- [1] C. Haines *et al.*, "Artificial muscle from fishing line and sewing thread," *Science*, vol. 343, Issue 6173, pp. 868–872, 2014.
- [2] K. Masuya, *et al.*, "Feedforward control of twisted and coiled polymer actuator based on a macroscopic nonlinear model focusing on energy," *IEEE Robot. Automat. Lett.*, vol. 3, Issue 3, pp. 1824–1831, 2018.
- [3] T. Arakawa, *et al.*, "Position control of twisted and coiled polymer actuator using a controlled fan for cooling," *Proc. SPIE Smart Structures/NDE 2017*, vol. 10163, 101632V, Mar. 2017.
- [4] K. Tahara, *et al.*, "Rotational angle control of a twisted polymeric fiber actuator by an estimated temperature feedback," *IEEE Robot. Automat. Lett.*, vol. 4, Issue 3, pp. 2447–2454, 2019.
- [5] R. Hayashi, *et al.*, "Rotational angle trajectory tracking of a twisted polymeric fiber actuator by the combination of a model-based feed-forward and estimated temperature feedback," *IEEE Robot. Automat. Lett.*, vol. 4, Issue 3, pp. 2561–2567, 2019.
- [6] S. Aziz, *et al.*, "Controlled and scalable torsional actuation of twisted nylon 6 fiber," *J. Polym. Sci., Part B: Polym. Phys.*, vol. 54, no. 13, pp. 1278–1286, 2016.
- [7] C. Oiwa, *et al.*, "Gray-box modeling and control of torsional fishing-line artificial muscle actuators," *Proc. SPIE Smart Structures/NDE 2018*, vol. 10594, 1059428, Mar. 2018.
- [8] 林, 他, "回転型釣糸人工筋肉の非線形補償による角度制御精度の向上", 第 20 回計測自動制御学会システムインテグレーション部門講演会, 1B2-06, Dec. 2019.