

バイオメカトロニクス研究室
2016 年度
年間研究活動報告書

作成日 2017 年 5 月 10 日

補助事業名

平成 28 年度柔軟指ロボットハンドへの丸ベルト振り駆動機構
の適用補助事業

JKA 補助事業により作成

論文一覧

【学術誌論文】

1. Takahiro Inoue, Ryuichi Miyata, Shinichi Hirai
Antagonistically-twisted Round-belt Actuator System for Robotic Joints
Journal of Robotics and Mechatronics, Vol.28, No.6, pp.842-853, 2016)
(注) 著作権を譲渡しているため、掲載していません。
2. 井上貴浩, 宮田龍一, 佐藤克樹, 植田尊大, 平井慎一
衝撃的荷重負荷に対する冗長多関節ロボットの安定姿勢と位置決め復帰動作の実現, 日本ロボット学会誌, Vol. 34, No. 3, pp. 211-219, 2016
(注) 著作権を譲渡しているため、掲載していません。

【国際会議論文】

3. Takahiro Inoue and Shinichi Hirai,
Static and Dynamic Performances of A Round-belt Twist Actuator Mechanism
IEEE, ROBIO, 2016
4. Takahiro Inoue and Shinichi Hirai,
Antagonistically-twisted Elastic Round-belt Actuation Systems
IEEE/RSJ, IROS, 2016
5. Takahiro Inoue, Ryuichi Miyata, Shinichi Hirai,
Force Control on Antagonistic Twist-drive Actuator Robot
IEEE/RSJ, IROS, 2016

【国内発表論文】

6. 宮田龍一, 井上貴浩
高速指先タッピング動作を模倣したポリウレタン丸ベルト振りアクチュエータによる力追従制御,
日本ロボット学会学術講演会, 2016
7. 植田尊大, 井上貴浩
丸ベルト振りアクチュエータにおける振り剛性のモデリング,
日本ロボット学会学術講演会, 2016
8. 宮田龍一, 井上貴浩
ポリウレタン小径丸ベルトを用いた Twist-drive 機構に基づく手先接触力追従制御,
日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2016

9. 植田尊大, 井上貴浩

小径丸ベルトによる平行二重振りアクチュエータ,
日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2016

10. 荒木佑介, 井上貴浩,

深指・浅指屈筋を模倣した腱駆動ロボットフィンガの静・動特性,
日本機械学会 中国四国支部 第55期総会・講演会, 2017

11. 岡本造, 井上貴浩,

丸ベルトを用いた非対称関節駆動ロボットフィンガによる位置・力制御実験,
日本機械学会 中国四国支部 第55期総会・講演会, 2017

12. 荒木佑介, 井上貴浩,

なじみ把持を実現する腱駆動ロボットフィンガの開発,
計測自動制御学会 中国支部 学術講演会, 2016

13. 岡本 造, 井上貴浩,

小径丸ベルトと線形バネを対向配置したロボット関節機構の開発,
計測自動制御学会 中国支部 学術講演会, 2016

Static and Dynamic Performances of A Round-belt Twist Actuator Mechanism

Takahiro Inoue¹ and Shinichi Hirai²

Abstract—This paper introduces a novel joint mechanism composed of an Antagonistically-twisted Round-belt Actuator (ARA), which is able to make rotating motion by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastic round-belts. First, we formulate Young’s modulus model of a round-belt on a constant-volume basis suitable for largely-deformable elastic materials. As a result, we show by experimental results that the Young’s modulus varies with respect to the number of twist rotations of the belt. This means that the Young’s modulus linearly decreases as the twist rotation increases. Next, this paper reveals a linear transmission ratio between the joint angle and the twist rotation of an ARA robot, which corresponds to so-called speed reduction capability. In addition, we introduce a twist-drive mechanism in which twin-twisted round-belts are located at the agonist side of the robot. Finally, we demonstrate the position control of the robotic link, and verify that a simple traditional PI controller enables suppression of the oscillating motion of the joint.

I. INTRODUCTION

During the past decades, there has been a lot of interest in wearable robots, rehabilitation robots, and power assist robots for human daily lives for both healthy people and people with disabilities. Such practical applications are particularly required to be light-weight, low cost, and of compact designs and mechanisms. Natural and quick mechanical response for the manipulating intention of users is also indispensable for practical usage.

To this end, a novel actuation system based on twisted string actuator (TSA), which is able to easily meet high output-weight ratio and force transmission efficiency, has been developed. One of the advantages of TSA is effective motional conversion on the drive-line of robot systems. That is, as illustrated in Fig. 1, translational motion due to contraction on the outside diameter of a pulley can be generated by twisting a string, for which a rotational actuator, e.g., DC motor, is activated. Although such string contraction yields rotational motion of the revolute joint accordingly, the rotational speeds of the motor and revolute joint are not necessarily the same. This means that TSA involves speed reduction functionality between the motor rotation and joint angle. In addition, another advantage is power amplification between the motor and joint torque, which results in high torque performance, enough to lift a large load on the robotic link by means of a relatively lower output

motor. Consequently, *twist-drive actuators* have potential to become alternative drive mechanisms in robot design and replace conventional actuation systems in which large-size motors are directly equipped on revolute joints. This paper introduces a novel twist-drive actuation system on the basis of antagonistic design of elastic round-belts. This mechanism activates a robotic joint by means of contraction forces induced by twisting the round-belts; therefore, it is quite different from so-called TSA mechanisms.

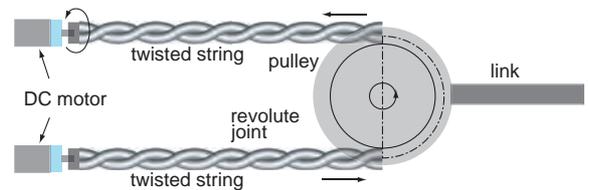


Fig. 1. A conceptual diagram of twisted string actuator (TSA).

II. RELATED WORKS

Sonoda et al. [1], [2] early started to develop a new string transmission mechanism: *Twist Drive Actuator* which is able to convert motor torque into pulling force induced by twisting a pair of strings. This actuator mechanism enables robotic finger design to be small and light-weight, resulting in production of an anthropomorphic robotic hand with five fingers. The authors, furthermore, demonstrated that joint angle control and force regulation on the fingertip can be realized by a simple closed-loop control with voltage commands: PWM duty [3]. While the robotic fingers except the thumb are composed of a pair of strings for only flexion movement and of one linear spring collocated on the opposite side of the finger, the robotic thumb has an antagonistic structure for which another pair of strings is incorporated, resulting in actively-controllable motion towards the opposite side [4]. However, these papers consistently claim that the Twist Drive mechanism does not provide a constant and linear relation between motor angle (twist rotation) and joint angle of the robot. This claim is based on a proposed transmission model between the pulling force and the rotational torque generated through string twisting. In fact, the transmission model was formulated by means of geometrical analysis, where the strings are twisted and sterically deform with satisfying helical structure. That is, the nonlinear transmission ratio, i.e., speed reduction ratio, between the twist rotation and the joint angle had not been demonstrated yet by any experimental verification.

This work was supported in part by JSPS KAKENHI (15H02230) and JKA (27-146, 28-110).

¹T. Inoue is with Faculty of Dept. Computer Science and System Engineering, Okayama Prefectural Univ., Japan, inoue@ss.oka-pu.ac.jp

²S. Hirai is with Faculty of Dept. Robotics, Ritsumeikan Univ., Japan

Likewise, Würtz et al. [5] derived a kinetostatic transmission model, in which longitudinal feasible force in a string helically twisted is newly defined. Palli et al. [6] carried out force control experiments by the twisted string actuation system, resulting in good tracking performance for sinusoidal force reference, where the kinetostatic model and its dynamic model proposed in the study is utilized. The paper also indicated that a second-order sliding manifold approach works better than the traditional PID controller. However, it can be said that the approach for force control was required because of the nonlinear kinetostatic model derived in these papers. The complicated controlling approach may not be necessary if the relationship of displacement between the motor angle (twist rotation) and the joint angle, shown in Fig. 1, remains linear. In addition, Palli et al. [7] designed and developed an innovative robot hand by means of the TSA system, which is capable of finger position control by standard PD controller. Palli et al. [8] also achieved novel stiffness control for an antagonistic TSA robot on the basis of a state feedback strategy with optimal regulator algorithm, whereas it is confined to simulation analysis. Palli et al. [9] finally fabricated an actual light-weight finger robot, and identified variable joint stiffness with respect to the increase and decrease of twisting by means of enforced vibration motion. That study also derived a reasonable model of joint stiffness, which implies the fact that the joint stiffness drastically decreases as the twist rotation increases. However, since the physical stiffness is generally described as a relationship between force and displacement, it does not involve the information of its cross-section and volume that are necessary for the use of elastically-deformable materials.

Consequently, this paper formulates Young's modulus of an elastic round-belt used for a twist-drive actuator. This formulation is based on a constant-volume manner that is suitable for largely-deformable elastic materials. By using tensile force measurements of a round-belt, we clearly reveal that the Young's modulus gradually decreases with an increase in its twisting. In addition, this paper proposes a linear relationship of transmission ratio, i.e., speed reduction ratio, between joint angle and twist rotation (motor angle) of the twist-drive single-joint robot. The proposed mechanism of the robot has a couple of Antagonistically-twisted Round-belt Actuators (ARAs), as shown in Fig. 2 [10]. Finally, we show successful position control of the robotic joint, and the traditional PI controller is able to easily suppress the oscillatory motion by means of a one-sided twin-twisted ARA robot.

III. INVERSE PROPORTION CHARACTERISTIC OF YOUNG'S MODULUS

In addition to the Pallis' observation [9], Popov et al. [11], [12] also found that there exists a negatively-correlated relation between a defined stiffness and the contraction by string twisting, for which a self-built apparatus for tensile test prepared. This paper, therefore, clearly reveals the characteristic of negative correlation in twist deformation of the

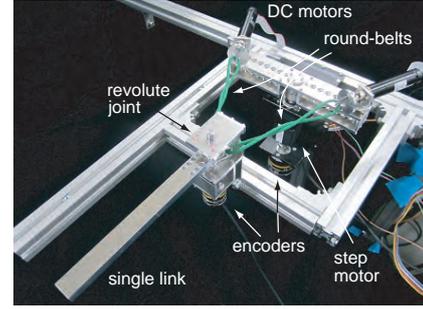


Fig. 2. This figure shows a single link robot having antagonistically-twisted round-belt actuators around its joint. The joint can be rotated by contraction forces induced by twisting the round-belts.

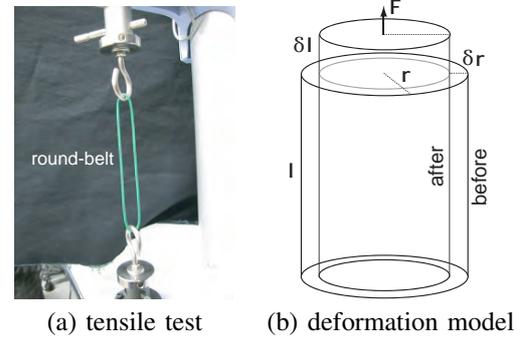


Fig. 3. Tensile deformation of an elastic round-belt with maintaining its constant volume.

elastic cylindrical round-belt by means of a tensile testing machine (SHIMADZU CORP.).

As shown in Fig. 3, let l , r , and n be the natural length, the radius, and the number of round-belts respectively, which are all defined before tensile deformation. Assuming constant-volume deformation of a cylindrical round-belt, the equality between before and after deformation is described as follows:

$$2n\pi r^2 l = 2n\pi (r - \delta r)^2 (l + \delta l). \quad (1)$$

Using the above equation, the sectional area, S , after deformation can be represented as

$$S = 2n\pi (r - \delta r)^2 = \frac{2n\pi r^2 l}{l + \delta l}. \quad (2)$$

Then, the stress when applying tensile force, F , is described as

$$\sigma = \frac{F(l + \delta l)}{2n\pi r^2 l}. \quad (3)$$

Finally, Young's modulus of the elastic cylindrical round-belt can be formulated as follows:

$$E = \frac{F(l + \delta l)}{2n\pi r^2 \delta l}, \quad (4)$$

where the equation of strain, $\sigma = E\epsilon = E\delta l/l$, is used. Note that we can compute the Young's modulus by substituting experimental measurements, i.e., F and δl .

Next, in order to substitute F and δl into Eq. (4), we perform tensile tests for each twist rotation from zero to five rotations when increased by half a revolution. Fig. 4-(a)

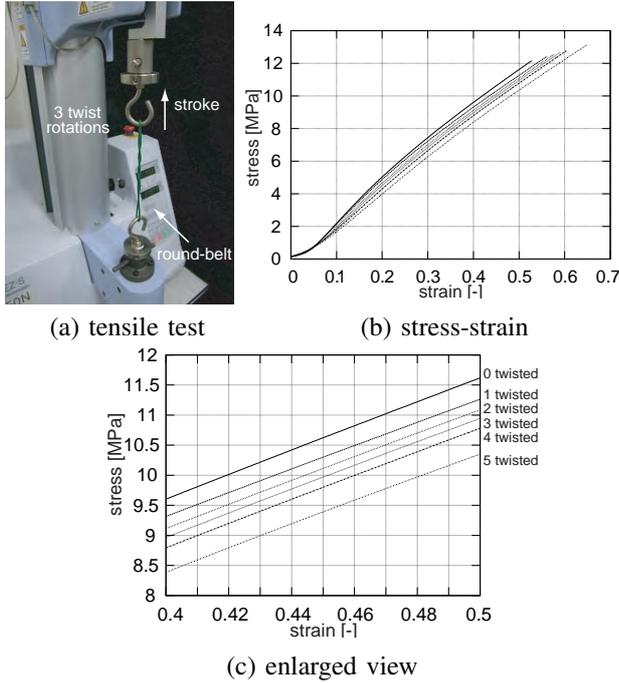


Fig. 4. Experimental results of stress-strain relation in a twisted round-belt are shown, where the stress values are computed by substituting the tensile force and stroke measurements into Eq. (3) in order to satisfy a constant-volume manner during the deformation. It shows decreasing tendency of Young's modulus that corresponds to the slope of the stress-strain relation.

TABLE I
PARAMETER VALUES OF A ROUND-BELT.

| parameter | value |
|--------------------|----------|
| radius r | 1 [mm] |
| natural length l | 110 [mm] |
| number of belt n | 1 |

shows the experimental configuration for the test, in which a round-belt twisted three-times is hooked up as an example. Fig. 4-(b) shows experimental stress-strain relations when substituting tensile force measurement F and displacement (stroke) δl into Eq. (3), where other parameters are described in Table I. In addition, Fig. 4-(b) contains only six experimental data among a total of eleven data in order to facilitate visualization as shown in Fig. 4-(c). All experimental results with other decimal data will be shown in Fig. 5.

Applying linear approximation to the stress-strain results shown in Fig. 4-(b), we can easily obtain the slope of the results, corresponding to Young's modulus of the twisted round-belt. These results are plotted in Fig. 5, including each result of two trials and an average value approximated as a linear relation. It can be clearly found that the Young's modulus uniformly decreases as the twist rotation increases. On the other hand, Fig. 6 shows stress-strain relations when not using the assumption of constant-volume manner, but using another manner based on a constant cross-section. In this case, the slope of the stress-strain curves cannot be approximated as linear lines, resulting in the inability of computing the Young's modulus.

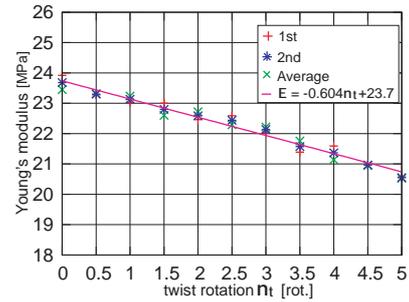


Fig. 5. This result shows a linear approximation model of Young's modulus satisfying a manner of constant-volume deformation in tensile test. The approximated line can be represented as $E = -0.604n_t + 23.7$, where n_t means the number of twist rotation.

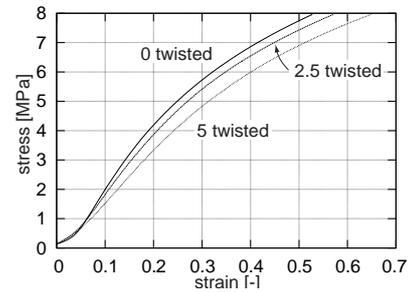


Fig. 6. This result shows stress-strain curves including only three data: 0, 2.5, and 5 times twisted round-belts. In this figure, we applied not the constant-volume deformation manner but the constant cross-section manner, resulting in curve forms in every data.

Note that new knowledge in this section coincides with the previous experimental observations [9], [11]. This paper has focused on Young's modulus, an intrinsic physical parameter depending on individual material. Thus, we can infer that the previous approach to derive joint stiffness unfortunately results in derivation of nonlinear equations because the physical quantity, i.e., stiffness, does not contain physical meanings such as the constant-volume deformation.

IV. ROBOT EXPERIMENTS

This section shows a few experiments by means of the ARA robot. First, we reveal a linear relationship of the transmission ratio, i.e., speed reduction capability, between the joint angle and the twist rotation of the robot, in which one round-belt is connected to each actuator. Next, we demonstrate position control of the robotic joint on the basis of simple P and PI controllers, and clarify the effectiveness of vibration suppression methods by means of the additional integral controller. In this experiment, we use a one-sided twin-twisted round-belt structure where two belts are connected to the agonist side actuator, while one belt is connected to the antagonist side actuator.

A. Constant Speed Control

The two-sided single-twisted round-belt structure, which was newly developed in the previous study [10] and is shown in Fig. 2, is able to move the joint by using round-belt contraction induced by twisting. The twisting motion of each round-belt can be generated by two DC motors, for which a

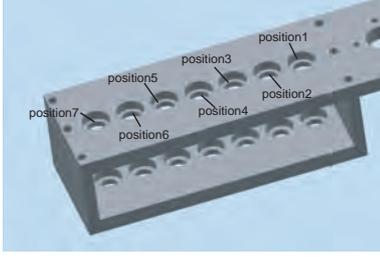


Fig. 7. This illustration is a CAD design of motor stage onto which both DC motors are mounted. The angle of axial direction of round-belt can be varied by changing the hole position for each motor.

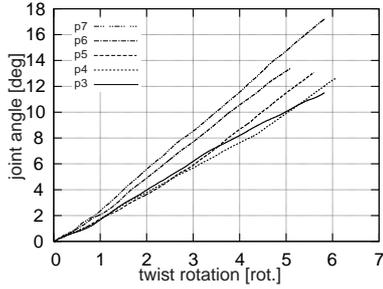
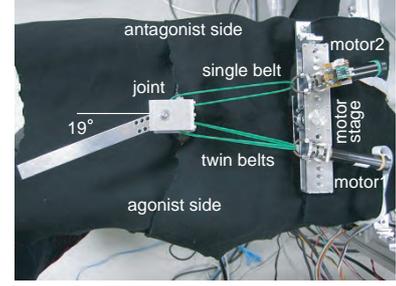


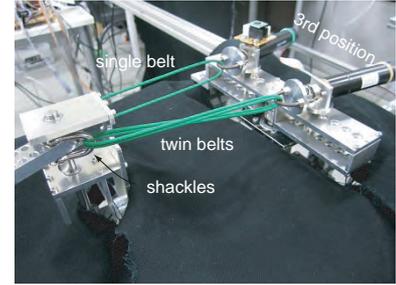
Fig. 8. This experimental results show linear relationship (transmission ratio) between the joint angle and the twist rotation of round-belt, in which the position of both DC motors are varied on the motor stage from 3rd hole up to 7th hole. Note that only one round-belt is connected to each motor in this experiment.

motor driver for speed control is utilized. Since this robot system has a voltage-controlled circuit configuration, the motors activate by PWM duty signals. Note that in this study we do not use current control, commonly-used for controlling joint torque, but voltage control, capable of controlling the motor speed easily.

In this section, we verify the linear relationship between the twist rotation (motor angle) and the joint angle by applying constant speed command: 6.67% duty ratio. Such a low speed configuration is designed to neglect the link inertia during the twisting motion. The motor stage, onto which both motors are mounted, has seven structural holes to which each shaft for fixing the motors is inserted, as shown in Fig. 7. In this experiment, in order to evaluate the linear relation in terms of the angle of longitudinal direction of the round-belt, we change the motor position from the 3rd hole up to the 7th hole. Fig. 8 shows a clear linear relation between the joint angle and the twist rotation, in which the DC motor1 that corresponds to the agonist side actuator on the right hand side of Fig. 2 is controlled by the constant speed command. The other motor (antagonist side) remains untwisted. We can see good linearity in every case of the motor position. On the other hand, there exists no mention of achieving a linear relationship between the joint and twist angle in other studies [13], [14], referring to the relationship as transmission ratio. In addition, the nonlinear quality of the transmission ratio is found not only in experiments but also theoretical analysis based on a proposed mathematical model [15]. Eventually, we can conclude that the antagonistically-arranged TSA robots have nonlinear transmission ratio in



(a) overhead view



(b) twin-twisted round-belts

Fig. 9. This figures show one-sided twin-twisted round-belt structure, that is, this ARA robot has three round-belts in which two belts are connected to agonist side and another belt is connected to antagonist side. The DC motors on the motor stage are inserted into 3rd hole position.

terms of the joint angle and the twist rotation in contrast to ARA robots composed of elastically-deformable materials.

Again observing the results of Fig. 8, we can see a different slope with respect to each motor position. This means that the transmission ratio, i.e., speed reduction capability through the round-belts, varies arbitrarily according to the motor position, which can be changed manually by users.

B. Position Control

As described in detail in the previous contribution [10], the round-belt can be replaced as many times as needed due to the transposable structure. Furthermore, it is also possible to add additional round-belts into either location. In this section, we demonstrate stable position control of the robotic link by means of twin-twisted configuration, for which one round-belt is added to the agonist side, as shown in Fig. 9. The control algorithm is a traditional P controller. Letting θ be the joint angle of the robot, then the PWM duty command is represented as follows:

$$u_d = -K_p(\theta - \theta^d), \quad (5)$$

where the initial joint angle is 19° due to the disproportionate belt configuration.

Fig. 10 shows experimental results, where the dotted line represents a result in the case of a single belt on both sides. In Fig. 10-(a), the vertical axis is the relative value from the initial angle: 19° . It is clearly seen that the time response of the joint angle in the case of twin belts is much faster than the other configuration. On the other hand, relatively large vibration occurs in both cases. This comes from the fact that the effective stiffness around the joint is not small

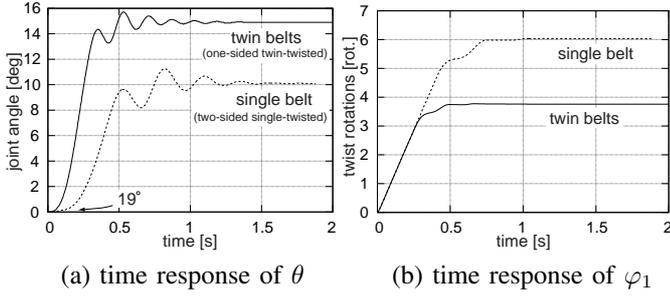


Fig. 10. This experimental results show large vibration of the robotic link. A traditional P control is performed: desired step reference and proportional gain are set to be $\theta^d = 15^\circ$ and $K_p = 1200$ in the former, and be $\theta^d = 10^\circ$ and $K_p = 1600$ in the latter.

enough to prevent the vibration that generates due to the relatively large inertia of the link. While at the same time, we can find that the magnitude of the vibration becomes comparatively small in the twin belt configuration compared to the single belt mechanism. We can obviously explain the reason such that large joint stiffness in the twin belts contributes to the vibration suppression. Fig. 10-(b) indicates stable non-oscillatory responses in terms of the twist rotation equal to the motor angle. As a result, we can know that the vibrating motion of the link transmits to the longitudinal direction of each belt, but does not influence the twisting motion controlled by the motors. Finally, the transmission ratio between the joint angle and the twist rotation can be computed from the results as the following equations:

$$\eta_s = \frac{10^\circ}{6.033 \times 360^\circ} = 4.604 \times 10^{-3}, \quad (6)$$

$$\eta_t = \frac{15^\circ}{3.756 \times 360^\circ} = 11.093 \times 10^{-3}, \quad (7)$$

where the subscripts stand for the single belt and the twin belts respectively. It can be seen that the transmission ratio of the twin belt configuration is larger by approximately 2.4 times than the single belt configuration. At the same time, we can know that there exists an extremely large effect of speed reduction in the ARA system. Such a high resolution of joint angle, therefore, has an advantage to design a compact robotic finger capable of soft grasps and dexterous manipulation.

C. Controller Redesign for Vibration Suppression

As shown in the previous section, vibrating motion of the robotic link occurs when applying the traditional P controller. Therefore, in this section we consider a solution to improve the oscillatory response. Let us again observe the time response shown in Fig. 10. There we find that the trajectory of the twist rotation linearly increases in both cases, while the trajectory of the joint angle behaves like a second-order system as the angle rises. This linear increase corresponds to constant-speed output from an activating motor. It comes from two facts: that the PWM duty (percentile) remains constant due to its saturation as shown in Fig. 11-(a), and that symmetrical rotating motion by the motor arises in terms of a combination of the round-belt and the shaft coupling

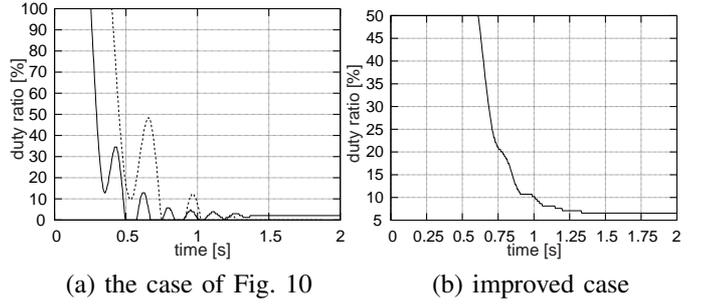


Fig. 11. The left hand side figure shows time responses of the PWM duty ratio in the case of vibration behavior shown in Fig. 10; the right hand side figure shows an improved duty ratio in the twin belts configuration.

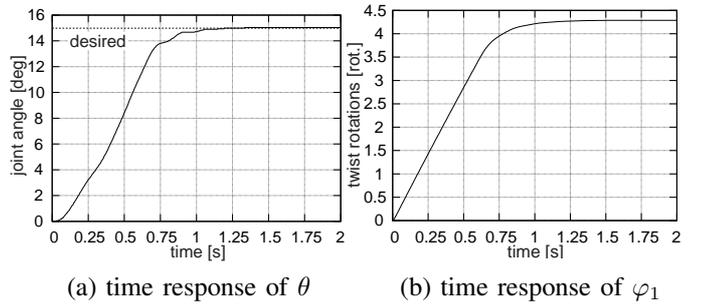


Fig. 12. These figures show improved responses of the joint angle and the twist rotation, in which a simple PI controller is utilized on the condition of $K_p = 700$, $K_i = 0.12$.

fixed to the motor. In addition, we can find from Fig. 10 and Fig. 11-(a) that the vibration occurs when the duty ratio is just reversed. Therefore, we have to redesign the controller while regarding the response of PWM duty. In this paper, we choose a simple conventional controlling method to prevent differential noise, and then PI controller is utilized as follows:

$$u_d = -K_p(\theta - \theta^d) - K_i \int (\theta - \theta^d) dt. \quad (8)$$

Note that this control algorithm additionally contains an upper limit of the duty ratio at 50%. Fig. 11-(b) shows a smooth response of duty ratio, in which any reverse motion does not appear and the saturation limit becomes 50%. The improved responses of the joint angle and the twist rotation in the case of twin belt configuration are shown in Fig. 12. We can readily see that the oscillatory behavior of the joint angle is obviously modified, while the time response becomes slow.

D. Performance in 7th Hole Configuration

In this section, we finally verify the control performance of the ARA robot with one-sided twin-twisted round-belt structure when choosing the seventh hole for the motor, as shown in Fig. 7 and Fig. 13. Note that the angle, α , to the longitudinal direction of the round-belt increases due to the seventh hole insertion. Let us perform the same position control task for the robot as well as Fig. 10, and utilize the P controller with the same gain in order to compare how the oscillatory motion changes.

Fig. 14 shows a comparison result between the different motor positions, and we can know that the magnitude of

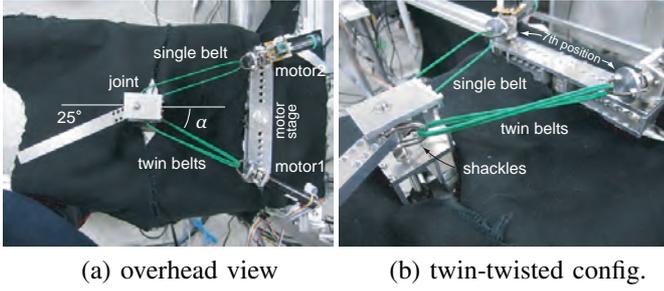


Fig. 13. The ARA robot with one-sided twin-twisted structure for which both motors are inserted into 7th holes.

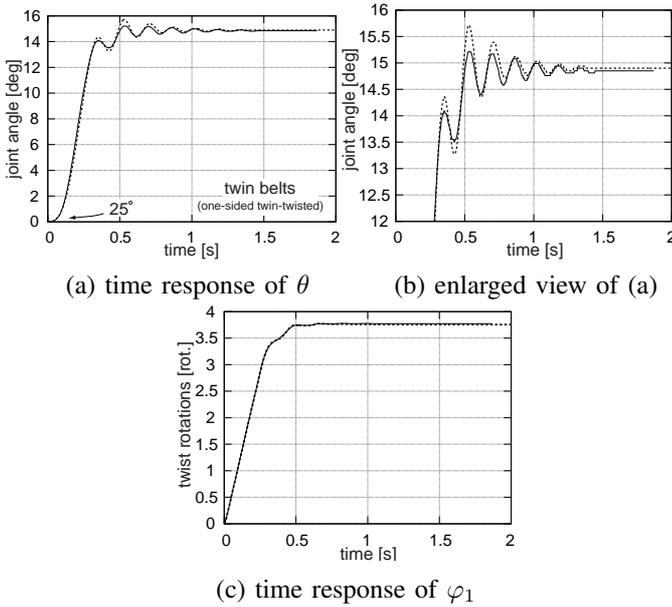


Fig. 14. These figures show comparison results, in which parameters are set to be $\theta^d = 15^\circ$ and $K_p = 1200$ as well as Fig. 10. The result in 3rd hole position shown in Fig. 10-(a) is again depicted as a dotted line in this figure.

vibration becomes appropriately smaller than that of third position, as shown in Fig. 14-(b). Fig. 14-(c) furthermore shows almost equal responses in spite of different hole positions. As a result, these experimental results indicate that the variation of both vibrations depends only on the inclined angle α . Consequently, we can conclude that the joint stiffness of the proposed ARA robot increases according to the increase of the inclined angle α .

In addition, steady state error appears in Fig. 14-(b), and it extends in response to the seventh hole position. Thus, an additional integral controller should be added to eliminate the error, if we make it a priority to maintain high-accuracy positioning control. As a result, this modification is also useful for suppression of oscillatory motion as well as Fig. 12.

V. CONCLUDING REMARKS

This paper had newly formulated a Young's modulus model of an elastically-deformable small-diameter round-belt that is used in the proposed ARA robot. This model indicates a negative linear relationship against the number

of twist rotations. Furthermore, this paper revealed a linear relationship of transmission ratio between the joint angle of the robot and twist rotation of the round-belt. Finally, we showed successful position control of the robotic joint, and found that the traditional PI controller is able to easily suppress the oscillatory motion in one-sided twin-twisted ARA robot.

In future work, we will try to perform contraction force control in the longitudinal direction of a twisted round-belt, and verify dynamic transient responses of twin/triple-twisted ARA mechanisms by means of sinusoidal command signals.

REFERENCES

- [1] I. Godler, K. Hashiguchi, and T. Sonoda, "Robotic Finger with Coupled Joints: a Prototype and Its Inverse Kinematics", IEEE Int. Workshop. Advanced Motion Control, pp.337-342, 2010.
- [2] T. Sonoda and I. Godler, "Multi-fingered robotic hand employing strings transmission named Twist Drive", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2733-2738, 2010.
- [3] T. Sonoda and I. Godler, "Position and force control of a robotic finger with twisted strings actuation", IEEE/ASME Int. Conf. Advanced Intelligent Mechatronics, pp.611-616, 2011.
- [4] T. Sonoda, K. Ishii, A. Nassiraei, and I. Godler, "Control of Robotic Joint by using Antagonistic Pair of Twist Drive Actuators", IECON, pp.5410-5415, 2012.
- [5] Würtz, T., May, C., Holz, B., Natale, C., Palli, G., and Melchiorri, C., "The Twisted String Actuation System: Modeling and Control", IEEE/ASME Int. Conf. Advanced Intelligent Mechatronics, pp.1215-1220, 2010.
- [6] Palli, G., Natale, C., May, C., Melchiorri, C., and Würtz, T., "Modeling and Control of the Twisted String Actuation System", IEEE/ASME Trans. Mechatronics, Vol.18, No.2, pp.664-673, 2013.
- [7] G. Palli, S. Pirozzi, C. Natale, G. De Maria, and C. Melchiorri, "Mechatronic design of innovative robot hands: Integration and control issues", IEEE/ASME Int. Conf. Advanced Intelligent Mechatronics, pp.1755-1760, 2013.
- [8] Palli, G., Pan, L., Hosseini, M., Moriello, L., and Melchiorri, C., "Feedback linearization of variable stiffness joints based on twisted string actuators", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.2742-2747, 2015.
- [9] Palli, G., Hosseini, M., Moriello, L., and Melchiorri, C., "Modeling and identification of a variable stiffness joint based on twisted string actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.1757-1762, 2015.
- [10] T. Inoue, S. Yamamoto, R. Miyata, and S. Hirai, "A Robotic Joint Design by Agonist and Antagonist Arrangement with Twisting Small-diameter Round-belts", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.1751-1756, 2015.
- [11] Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Towards variable stiffness control of antagonistic twisted string actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2789-2794, 2014.
- [12] Singh, H., Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Passively adjustable gear based on twisted string actuator: Concept, model and evaluation", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.238-243, 2015.
- [13] Gaponov, I., Popov, D., and Jee-Hwan Ryu, "Twisted String Actuation System: A Study of the Mathematical Model and a Comparison of Twisted Strings", IEEE/ASME Trans. Mechatronics, Vol.19, No.4, pp.1331-1342, 2014.
- [14] Mehmood, U., Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Rotational twisted string actuator with linearized output: Mathematical model and experimental evaluation", IEEE/ASME Int. Conf. Advanced Intelligent Mechatronics, pp.1072-1077, 2015.
- [15] Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Bidirectional elbow exoskeleton based on twisted-string actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.5853-5858, 2013.

Antagonistically-twisted Elastic Round-belt Actuation Systems

Takahiro Inoue¹ and Shinichi Hirai²

Abstract—In recent researches relating to robotic fingers, a novel power transmission mechanism had been designed, and developed as Twist-drive Actuators or Twisted String Actuator systems (TSA). These actuation structures, state of the art, include compact designs, light-weight mechanical structures, inherent compliance, and variable gearing, resulting in the fabrication of anthropomorphic robotic hands. However, those studies mentioned position control of the joint, and focused on the control performance of the pulling forces of a twisted string. This paper, therefore, introduces a novel joint mechanism composed of an Antagonistically-twisted Round-belt Actuator (ARA), which is able to make rotating motion by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastic round-belts. In experiments, we newly develop a twin/triple-twisted round-belt structure for the agonist side actuator, thus enhancing the contact forces effectively.

I. INTRODUCTION

A novel actuation system based on a twisted string actuator (TSA), which is easily able to meet high output-weight ratio and force transmission efficiency, has been developed[1], [2], [3]. One of the advantages of TSA is effective motional conversion on the drive-line of robot systems. Although such string contraction yields rotational motion of the revolute joint accordingly, rotational speed of the motor and revolute joint are not necessarily the same as one another. This means that TSA involves speed reduction functionality between the motor rotation and joint angle. In addition, another advantage is power amplification between the motor and joint torque, which results in torque performance high enough to lift large loads on the robotic link by means of relatively low motor output. Consequently, *twist-drive actuators* have great potential to become alternative drive mechanisms in robot design and replace conventional actuation systems on which a large DC motor is directly equipped on a revolute joint.

This paper introduces a novel joint mechanism composed of an Antagonistically-twisted Round-belt Actuator (ARA), which is able to rotate by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastic round-belts. A noteworthy point in this paper is that the ARA robot is extremely well-suited for contact force control, which is exerted on the tip of the single joint robot.

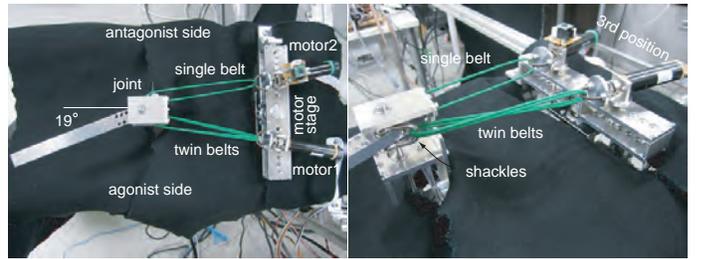
II. POSITION CONTROL

As described in detail in the previous contribution [4], the round-belt can be replaced as many times as needed due to the transposable structure. Furthermore, it is also possible to

This work was supported in part by JSPS KAKENHI (15H02230) and JKA (27-146, 28-110).

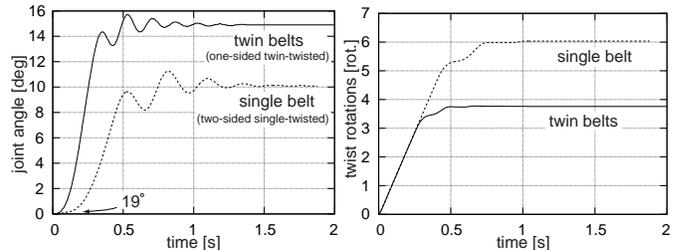
¹T. Inoue is with Faculty of Dept. Human Information Engineering, Okayama Prefectural Univ., Japan, inoue@ss.oka-pu.ac.jp

²S. Hirai is with Faculty of Dept. Robotics, Ritsumeikan Univ.



(a) overhead view (b) twin-twisted round-belts

Fig. 1. This figures show one-sided twin-twisted round-belt structure, that is, this ARA robot has three round-belts in which two belts are connected to agonist side and another belt is connected to antagonist side. The DC motors on the motor stage are inserted into 3rd hole position.



(a) time response of θ (b) time response of φ_1

Fig. 2. This experimental results show large vibration of the robotic link. A traditional P control is performed: desired step reference and proportional gain are set to be $\theta^d = 15^\circ$ and $K_p = 1200$ in the former, and be $\theta^d = 10^\circ$ and $K_p = 1600$ in the latter.

add additional round-belts into either location. In this section, we demonstrate stable position control of the robotic link by means of twin-twisted configuration, for which one round-belt is added to the agonist side, as shown in Fig. 1. The control algorithm is a traditional P controller. Letting θ be the joint angle of the robot, then the PWM duty command is represented as follows:

$$u_d = -K_p(\theta - \theta^d), \quad (1)$$

where the initial joint angle is 19° due to the disproportionate belt configuration.

Fig. 2 shows experimental results, where the dotted line represents a result in the case of a single belt on both sides. In Fig. 2-(a), the vertical axis is the relative value from the initial angle: 19° . It is clearly seen that the time response of the joint angle in the case of twin belts is much faster than the other configuration. On the other hand, relatively large vibration occurs in both cases. This comes from the fact that the effective stiffness around the joint is not small enough to prevent the vibration that generates due to the relatively large inertia of the link. While at the same time,

we can find that the magnitude of the vibration becomes comparatively small in the twin belt configuration compared to the single belt mechanism. We can obviously explain the reason such that large joint stiffness in the twin belts contributes to the vibration suppression. Fig. 2-(b) indicates stable non-oscillatory responses in terms of the twist rotation equal to the motor angle. As a result, we can know that the vibrating motion of the link transmits to the longitudinal direction of each belt, but does not influence the twisting motion controlled by the motors. Finally, the transmission ratio between the joint angle and the twist rotation can be computed from the results as the following equations:

$$\eta_s = \frac{10^\circ}{6.033 \times 360^\circ} = 4.604 \times 10^{-3}, \quad (2)$$

$$\eta_t = \frac{15^\circ}{3.756 \times 360^\circ} = 11.093 \times 10^{-3}, \quad (3)$$

where the subscripts stand for the single belt and the twin belts respectively. It can be seen that the transmission ratio of the twin belt configuration is larger by approximately 2.4 times than the single belt configuration. At the same time, we can know that there exists an extremely large effect of speed reduction in the ARA system. Such a high resolution of joint angle, therefore, has an advantage to design a compact robotic finger capable of soft grasps and dexterous manipulation.

III. CONTACT FORCE CONTROL BY ANTAGONISTIC TWIST-DRIVE ROBOT

We introduced a novel joint mechanism composed of an Antagonistically-twisted Round-belt Actuator (ARA), which is able to rotate a joint by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastic round-belts [4]. The round-belts are twisted by DC motors placed on a motor stage that is activated by a step motor. In that paper, we revealed that the antagonistic twist-drive actuator mechanism has a speed reduction capability to largely decrease the velocity of joint movement. In this paper, we introduce a second prototype of the ARA robot shown in Fig. 3, which is capable of enhancing rotational torque of the joint. This prototype is redesigned to be a cross-shaped link so that both round-belts become parallel to each other. As a result, contact force on the tip of the robot, which is exerted onto a wall, is enlarged in comparison to the first prototype [4].

A. Step Response

First, we conduct contact force experiments, in which a 10 N load-cell is attached to be in contact with the tip of the robot. In addition, a $\phi 2$ round-belt is added only to the agonist side actuator. This robot configuration, therefore, is referred to as *one-sided twin-twisted* structure in this study. In this section, the input command is set to be a step function, and be added into the force feedback loop at 2 s. In other words, we make the robot perform a preliminary motion such as 1-twist rotation of both belts before starting the contact force experiments. This 2 s motion is necessary for preventing looseness of the round-belts, in which a PI

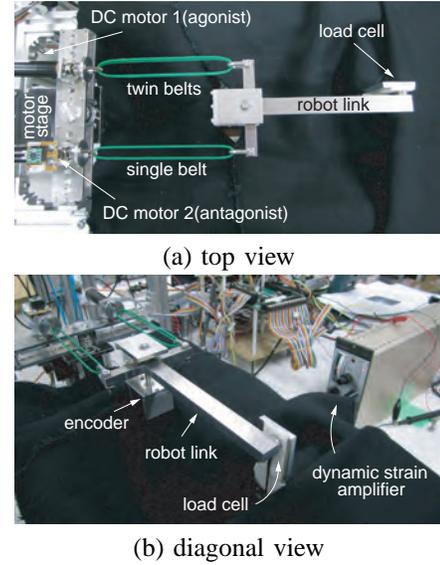


Fig. 3. These figures show an ASA robot configuration, including a cross-shaped link (prototype 2) and twin-belts structure in the agonist side actuator. This robot is able to generate large rotational torque for the joint in comparison to the prototype 1 used in the previous study [4].

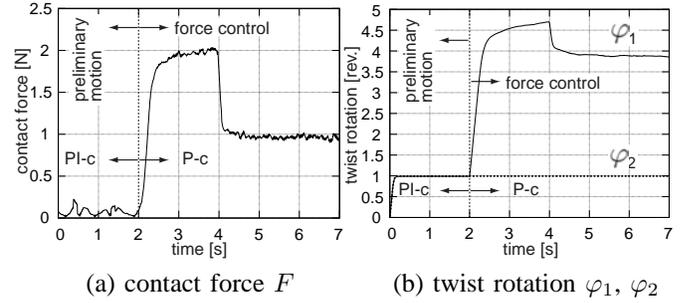


Fig. 4. These figures show experimental results of contact force control before which a twist rotation control is performed for 2 s. A PI controller for motor angle is adopted while a simple P controller is used in the period of contact force control.

controller, Eq. (4), for each twist rotation φ_1 and φ_2 , is used to eliminate steady-state errors throughout this experiment.

$$u_{di} = -K_p(\varphi_i - \varphi_i^d) - K_i \int (\varphi_i - \varphi_i^d) dt, \quad (4)$$

where φ_i is the twist rotation (rev.) of the i -th DC motor.

Fig. 4 shows an experimental result of force feedback control by activating the agonist twin-belts, where the desired reference is chosen such as $F = 2$ N ($2s \leq t < 4s$) and $F = 1$ N ($4s \leq t$). Note that a very simple P controller for contact force control is chosen after the preliminary motion, as described in the following equation:

$$u_{d1} = -K_p^f (F - F^d), \quad (5)$$

whereas the antagonist single-belt maintains twist rotation control expressed in Eq. (4). We can clearly find a good performance with no errors in both desired values, and know that stable force trajectory can be achieved without any overshoot even in the case of the simple P controller. On the other hand, the time response at $F^d = 2$ N tends to be slightly slower than that at $F^d = 1$ N. This result comes

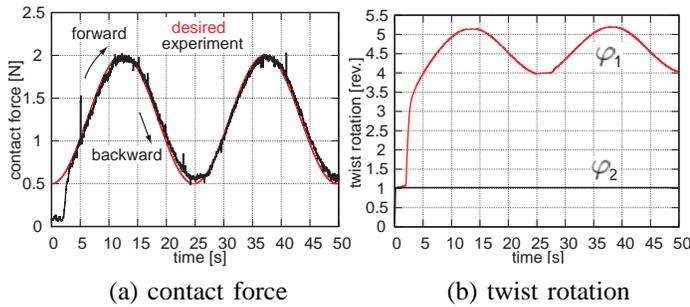


Fig. 5. These figures show contact force measurements and trajectories, where the time period of sinusoidal force references is $T = 8\pi$ s.. In this experiments, a simple P controller for force feedback control is applied to one-sided twin-twisted configuration of ARA robot. A set of different gains in forward and backward twisting motions is adopted to obtain most good performances.

from the same fact with the case of contraction force control, that reactive moment by twisting continues to increase during the increase of force reference. In that controlling period, the twisting of round-belts raises not only the rotational stiffness of the belts but also their rotational viscosity, resulting in an effective speed reduction for the motor rotation shown in Fig. 4-(b). In addition, the reason for the fast backward response of the force value after 4 s is that both directions of the reactive moment and the backward motion coincide.

B. Frequency Response

To date, there have not been many preferable results in terms of contact force control on the tip of robotic fingers, especially we cannot find any good performance for continuously-variable force control in terms of sinusoidal signal references. This section, therefore, shows frequency response for sinusoidal input signal. The force reference moves from 0.5 N up to 2 N as in the following equation:

$$F^d(t) = 0.75 \sin(\omega t - \frac{\pi}{2}) + 1.25, \quad (\omega = 1/\pi, 1/8\pi). \quad (6)$$

Note that this experiment uses the one-sided twin-twisted ARA robot shown in Fig. 3, and utilizes the conventional P controller described in Eq. (5).

We can see a good tracking capability despite the use of an extremely simple and traditional P controller as shown in Fig. 5-(a), whereas small deviations appear in the backward trajectory at the points of approx. 23 s and 47 s.

Palli et al. [5] explained that the PID control strategy is less robust with respect to measurement noise during continuous setpoint variations, resulting in applying the sliding manifold controller proposed in that paper. However, as shown in this section, successful tracking for sinusoidal desired reference was able to be realized even in the use of most simple P controller. Furthermore, Park et al. [6] developed impedance control and force control by means of a TSA for use in tensegrity robots. Although the force trajectory successfully followed a sine function with the presence of external disturbance, this experimental task is restricted to string pulling-force control by twisted contraction, as in the previous studies [5], [7], [8].

IV. CONCLUDING REMARKS

This paper introduced a novel joint mechanism composed of an antagonistically-twisted round-belt actuator, which is able to make rotating motion by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastically-deformable round-belts. We performed several fundamental experiments to clarify the physical performance of the round-belts, in which static and dynamic twisting motions are applied to single/multiple round-belts. As a result, we showed the hysteresis property and stress relaxation phenomenon of the system in terms of contraction forces regardless of the number of round-belts. Next, this study demonstrated contraction force control and contact force control, respectively, in which we designed a one-sided twin-twisted round-belt configuration in order to obtain more large force measurements. We revealed from the results that a traditional simple proportional controller is stable enough for force feedback strategy to achieve a great success with no visible errors. In addition, we exhibited that the negative physical properties of round-belts do not influence the control performance of force feedback systems.

REFERENCES

- [1] I. Godler, K. Hashiguchi, and T. Sonoda, "Robotic Finger with Coupled Joints: a Prototype and Its Inverse Kinematics", IEEE Int. Workshop. Advanced Motion Control, pp.337-342, 2010.
- [2] Gaponov, I., Popov, D., and Jee-Hwan Ryu, "Twisted String Actuation System: A Study of the Mathematical Model and a Comparison of Twisted Strings", IEEE/ASME Trans. Mechatronics, Vol.19, No.4, pp.1331-1342, 2014.
- [3] Y.J. Shin, K.H. Rew, K.S. Kim, and S.H. Kim, "Development of anthropomorphic robot hand with dual-mode twisting actuation and electromagnetic joint locking mechanism", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.2759-2764, 2013.
- [4] T. Inoue, S. Yamamoto, R. Miyata, and S. Hirai, "A Robotic Joint Design by Agonist and Antagonist Arrangement with Twisting Small-diameter Round-belts", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.1751-1756, 2015.
- [5] Palli, G., Natale, C., May, C., Melchiorri, C., and Würtz, T., "Modeling and Control of the Twisted String Actuation System", IEEE/ASME Trans. Mechatronics, Vol.18, No.2, pp.664-673, 2013.
- [6] Park, I. and SunSpiral, V., "Impedance controlled twisted string actuators for tensegrity robots", Int. Conf. Control, Automation and Systems (ICCAS), pp.1331-1338, 2014.
- [7] Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Towards variable stiffness control of antagonistic twisted string actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2789-2794, 2014.
- [8] Singh, H., Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Passively adjustable gear based on twisted string actuator: Concept, model and evaluation", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.238-243, 2015.

Force Control on Antagonistic Twist-drive Actuator Robot

Takahiro Inoue¹, Ryuichi Miyata², and Shinichi Hirai³

Abstract—In recent researches relating to robotic fingers, a novel power transmission mechanism had been designed, and developed as Twist-drive Actuators or Twisted String Actuator systems (TSA). These actuation structures, state of the art, include compact designs, light-weight mechanical structures, inherent compliance, and variable gearing, resulting in the fabrication of anthropomorphic robotic hands. However, those studies mentioned position control of the joint, and focused on the control performance of the pulling forces of a twisted string. This paper, therefore, introduces a novel joint mechanism composed of an Antagonistically-twisted Round-belt Actuator (ARA), which is able to make rotating motion by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastic round-belts. A noteworthy point in this paper is that the ARA robot is extremely well-suited for contact force control, which is exerted on the tip of the single joint robot. First, we demonstrate the existence of hysteresis characteristics of static contraction forces induced by the round-belt twisting, in which three belts are simultaneously twisted at constant low-speed. In addition, there exists a stress relaxation phenomenon when strongly twisting the elastic round-belts. We reveal that such sorts of discontinuous and nonlinear properties do not influence control performance in either the contraction force on the belts or contact force on the tip of the robot. Finally, this paper clearly shows stable and accurate tracking performance of the contact force of the ARA robot. In these experiments, we newly develop a twin/triple-twisted round-belt structure for the agonist side actuator, thus enhancing the contact forces effectively.

I. INTRODUCTION

In recent years, there has been a lot of interest in wearable robots, rehabilitation robots, and power assist robots for daily living for both healthy people and people with disabilities. Such practical applications particularly require robotics which are light-weight, low cost, and compact in design and mechanisms. Natural and quick mechanical response for the manipulating intentions of users is also indispensable for practical usage.

To this end, a novel actuation system based on a twisted string actuator (TSA), which is easily able to meet high output-weight ratio and force transmission efficiency, has been developed. One of the advantages of TSA is effective motional conversion on the drive-line of robot systems. That is, as illustrated in Fig. 1, translational motion on the outside diameter of pulleys due to contraction can be generated by the twisting a string, for which a rotational actuator, e.g., DC

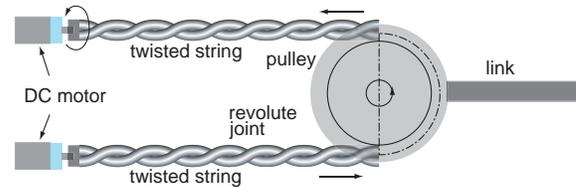


Fig. 1. A conceptual diagram of Twisted String Actuators (TSA) and Twist-drive Actuation systems.

motor, is activated. Although such string contraction yields rotational motion of the revolute joint accordingly, rotational speed of the motor and revolute joint are not necessarily the same as one another. This means that TSA involves speed reduction functionality between the motor rotation and joint angle. In addition, another advantage is power amplification between the motor and joint torque, which results in torque performance high enough to lift large loads on the robotic link by means of relatively low motor output. Consequently, *twist-drive actuators* have great potential to become alternative drive mechanisms in robot design and replace conventional actuation systems on which a large DC motor is directly equipped on a revolute joint.

This paper introduces a novel joint mechanism composed of an Antagonistically-twisted Round-belt Actuator (ARA), which is able to rotate by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastic round-belts. A noteworthy point in this paper is that the ARA robot is extremely well-suited for contact force control, which is exerted on the tip of the single joint robot.

II. RELATED WORKS

Sonoda et al. [1], [2] previously started to develop a new string transmission mechanism, *Twist Drive Actuator*, which is able to convert motor torque into pulling force induced by twisting a pair of strings. This actuator mechanism enables robotic finger design to be small and light-weight, resulting in production of an anthropomorphic robotic hand with five fingers. The authors, furthermore, demonstrated that joint angle control and force regulation on the fingertip can be realized by a simple closed-loop control with voltage commands: PWM duty [3]. While the robotic fingers except the thumb are composed of a pair of strings for only flexion movement and of one linear spring collocated on the opposite side of the finger, the robotic thumb has an antagonistic structure for which another pair of strings is incorporated, resulting in actively-controllable motion towards the opposite side [4]. However, these papers consistently claim that the Twist Drive mechanism does not provide constant and linear relation between motor angle (twist rotation) and joint angle

This work was supported in part by JSPS KAKENHI (15H02230) and JKA (27-146, 28-110).

¹T. Inoue is with Faculty of Dept. Computer Science and System Engineering, Okayama Prefectural Univ., Japan, inoue@ss.oka-pu.ac.jp

²R. Miyata is a master course student in Graduate School of Computer Science and System Engineering, Okayama Prefectural Univ.

³S. Hirai is with Faculty of Dept. Robotics, Ritsumeikan Univ., Japan

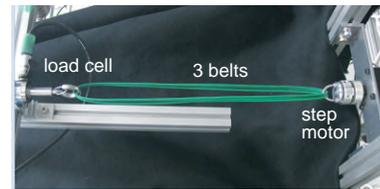
of the robot. This claim is based on a proposed transmission model between the pulling force and the rotational torque generated through string twisting. In fact, the transmission model was formulated by means of geometrical analysis, where the strings are twisted and sterically deform with satisfying helical structure. That is, the nonlinear transmission ratio, i.e., speed reduction ratio, between the twist rotation and the joint angle has not been demonstrated yet by any experimental verification.

Gaponov et al. [5] proposed a mathematical model of a twisted string transmission system, and performed fundamental experiments in terms of position and velocity control by a single twisted string to which a heavy load is placed. In addition, the authors developed an exoskeletal device for a human assistive robot by means of the TSA mechanism [6], [7]. These studies focus only on the position control of the human/robot joint angle for use in haptics, teleoperation, and rehabilitation applications. However, it is important for assistive robot motions to monitor the force level required for sufficient adjunctive power by users. Shin et al. [8], [9] proposed a dual-mode transmission mechanism for a robotic finger in order to independently achieve large grasping force and high speed motion. While the structure enables the fingertip force to reach up to approx. 10 N, the control performance of the force is not mentioned. Fukui et al. [10] introduced a universal robot hand having five fingers, and tried to exert contact force control by means of the robotic thumb. The response of the fingertip force cannot, however, follow desired given trajectory such as step functions.

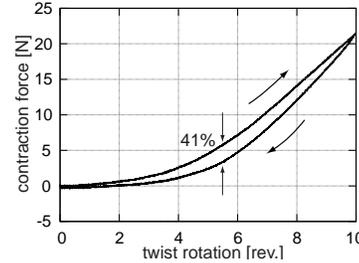
This paper, therefore, introduces a novel joint mechanism composed of an antagonistically-twisted round-belt actuator, which is able to make rotating motion by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastic round-belts. First, we demonstrate the existence of hysteresis characteristics of static contraction forces induced by the round-belt twisting, in which three belts are simultaneously twisted with constant low-speed. In addition, there exists a stress relaxation phenomenon when strongly twisting the elastic round-belts. We reveal that such sorts of discontinuous and nonlinear properties do not influence control performance in the case, of contraction forces on the belts or in contact forces on the tip of the robot. Finally, this paper clearly shows stable and accurate tracking performance of contact forces of the ARA robot. In these experiments, we newly develop a twin/triple-twisted round-belt structure for the agonist side actuator, thus enhancing the contact forces effectively.

III. STATIC AND DYNAMIC PERFORMANCES OF CONTRACTION FORCES

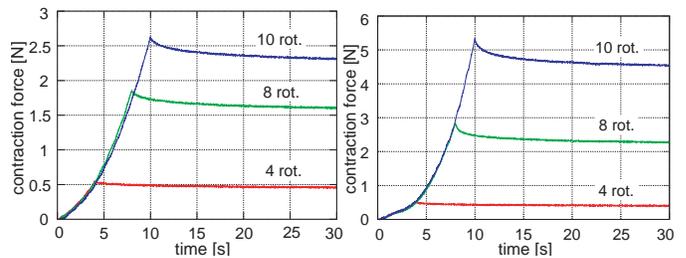
The elastic round-belts used for the twist-drive actuator are made of rigid polyurethane foam, and are commercially available. Usually, one can use these belts for a torque transmission element, whereas we utilize them in our study for an actuator component by twisting them by motors. The twisted round-belts, therefore, may become extended and result in plastic deformation. Consequently, we performed several fundamental experiments to clarify the physical performance



(a) twisting test by step motor



(b) hysteresis



(c) $\phi 2$ single belt

(d) $\phi 3$ single belt

Fig. 2. These results include contraction force measurements obtained by means of a step motor, in which the twist rotation speed is set to be 1 rev./s. in order to consider static force characteristics of the belts. In this experiments, triple $\phi 2$ -round-belts are simultaneously twisted in (b), single $\phi 2$ -round-belt is twisted in (c), and single $\phi 3$ -round-belt is twisted in (d).

of the round-belts, in which static and dynamic twisting motions are applied to single/multiple round-belts. Note that the round-belts used in this study have extremely small diameters, e.g., 2mm or 3mm, therefore we use symbols such as $\phi 2$ and $\phi 3$ for short.

A. Hysteresis and Stress Relaxation Phenomena

In the previous study [11], we showed a relatively large hysteresis phenomenon, where a $\phi 2$ -single belt was twisted by a simple twisting apparatus. The maximum deviation in the hysteresis curve was approximately 60%. In order to clarify the relationship between the maximum deviation and the number of round-belts, we prepare a triple round-belt configuration, and measure the contraction force induced by twisting as shown in Fig. 2-(a). Fig. 2-(b) shows an obvious hysteresis curve, in which the step motor operates with a constant speed command of 1 rev./s to meet a static loading condition. It was clearly found that the maximum deviation in the curve becomes approximately 41%, whereas it is smaller than the deviation in the case of a single belt [11]. Fig. 2-(c) and (d) show contraction force measurements when holding the twisting motion at corresponding conditions: 4, 8, and 10 twist rotations, where the rotation speed is equal to 1 rev./s and the number of belts is switched to a single configuration in cases of $\phi 2$ and $\phi 3$ diameters. We can

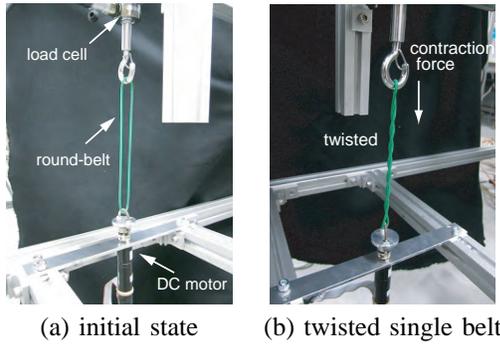


Fig. 3. Apparatus for twisting test by DC motor.

see that each contraction force largely decreases and finally converges to a certain value. These results come from the fact that a stress relaxation phenomenon occurs after holding the twisting motion. That is, such a force declination is an intrinsic characteristic of elastomer materials, and depends on the polyurethane material used for the round-belts. We can therefore infer that the hysteresis curve is derived from the stress relaxation phenomenon.

In addition, as seen in Fig. 2-(c) and (d), we can know that there exists extremely high repeatability of force trajectory during the twisting period. Thus, the twist-drive actuation system capable of changing either/both the diameter and the number of belts has a great deal of potential for use in robot actuators because of the flexibility of its design.

B. Control of Contraction Force

As detailed in the previous section, contraction force induced by twisting single/multiple round-belts appears while fixing both sides of the belts. In this section, we conduct a feedback control of contraction forces in order to clarify the dynamic performance of a twisted round-belt. While the same apparatus is utilized in this experiment, the driving motor for twisting is replaced with a DC motor shown in Fig. 3, and the load cell is connected to a dynamic strain measuring instrument, i.e., 1 kHz frequency response, in contrast to the static experiments. The desired reference for feedback control is a step function that varies from 2 N up to 5 N at intervals of 2 sec. The hardware construction is based on a Renesas micro-computer, and the sampling time for its controller is 2 msec.

Fig. 4-(a) shows experimental results, indicating that a traditional P controller works well to meet a successful trajectory. On the other hand, steady-state deviations and oscillatory behavior appear slightly during the increasing period of the desired reference as seen in Fig. 4-(a). The reason is that the reactive moment generated by the increase of twist rotation interferes slightly with motor revolution, as illustrated in Fig. 5. A twisted round-belt changes its shape in three dimensional configuration, resulting in generation of three force components, i.e., contraction force F_c and other forces F_m , F_s . The latter two forces work on a cross-sectional surface that deforms into an ellipsoidal shape during the twisting. While the force component F_s does not act as a reactive moment against the motor revolution, $2F_m r$

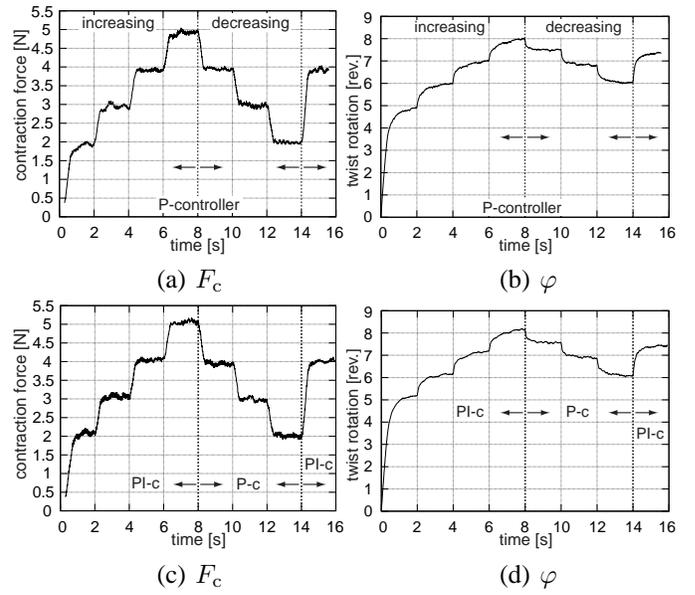
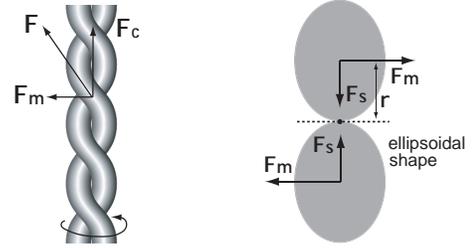


Fig. 4. These experimental results show time responses of contraction force and twist rotation. The upper figures are results in the case of applying P controller throughout the experimental task; the lower figures are those in the case of applying PI controller during the increasing period of desired reference F_c^d .



(a) force components (b) cross-sectional surface

Fig. 5. This illustration shows force components induced by twisting a round-belt. An elastic force towards axial direction of a belt is decomposed into three components: contraction force F_c and other forces F_m , F_s .

works as the moment that reduces the net torque of the DC motor. That is, the force component F_m causes torque disturbance for the force feedback control system, which can be explained in detail as follows:

$$(I_m + I_b)\ddot{\varphi} + c_\varphi\dot{\varphi} + k_\varphi\varphi + 2F_m(\varphi)r = -K_p(F_c - F_c^d). \quad (1)$$

The left hand side of the above equation describes the dynamics of the twist-drive actuator with a twisted round-belt, where I_m and I_b stand for the moment of inertia of the motor and the belt, and φ is the twist rotation that is equal to motor revolution. In the case of P controller, favorable steady-state convergence of the contraction force requires some sort of additional control input capable of eliminating residual moment described in the third and fourth terms of Eq. (1). Thus, by applying an additional integral controller into the closed-loop system, a relationship of static equilibrium in the steady-state is satisfied as follows:

$$k_\varphi\varphi + 2F_m(\varphi)r = -K_i \int (F_c - F_c^d) dt. \quad (2)$$

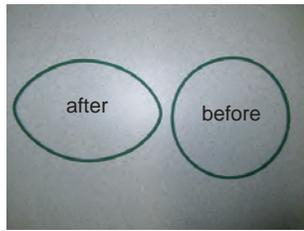


Fig. 6. This figure shows plastic deformation of a round-belt after static and dynamic experiments. This elastic round-belt is made of rigid polyurethane foam and be commercially available.

The improved response is plotted in Fig. 4-(c).

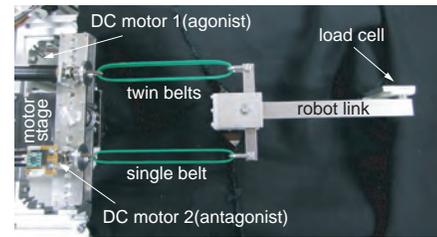
Next, we consider the time response of the twist rotation depicted in Fig. 4-(b) and (d). It is clearly found that each trajectory gradually increases at every interval despite the stable convergence of the contraction forces. This comes from the fact that stress relaxation occurs even in the 2 sec interval, resulting in downward declination of the contraction forces. On the other hand, the trajectories of the twist rotation during the decreasing period of the desired reference are all maintained almost constant in each steady state. This result implies that the stress relaxation does not appear largely in the decreasing period, and as a result, the simple P controller is enough to control the contraction forces without large errors.

In Fig. 4, we can obtain another insight that the stress relaxation phenomenon can be seen even over a long time period. We can notice this from the fact that the time responses of the twist rotation are not symmetrical with respect to the vertical axis shown in Fig. 4-(b) and (d), whereas the responses of the contraction forces indicate an obvious symmetric property between the increasing and decreasing periods. This result implies that the stress relaxation persists for a long time even in the case of dynamic force control in addition to the static experiment shown in the previous section.

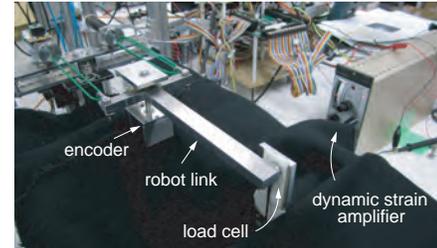
Eventually, a twisted round-belt deformed plastically after the static and dynamic experiments by means of a twist-drive actuator, as shown in Fig. 6. Since the round-belt has $\phi 2$ -diameter and 260mm circumferential length, in fact its shape did not change greatly. On the other hand, a round-belt of 600mm deformed significantly, which was tested in another experiment that will be mentioned in another paper. We can, therefore, conclude that the longer the round-belt length, the more noticeable the plastic deformation of the belt becomes.

IV. CONTACT FORCE CONTROL BY ANTAGONISTIC TWIST-DRIVE ROBOT

We introduced a novel joint mechanism composed of an Antagonistically-twisted Round-belt Actuator (ARA), which is able to rotate a joint by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastic round-belts [11]. The round-belts are twisted by DC motors placed on a motor stage that is activated by a step motor. In that paper, we revealed that the antagonistic twist-drive actuator mechanism has a speed reduction capability to largely decrease the velocity of joint movement. In this paper, we introduce a



(a) top view



(b) diagonal view

Fig. 7. These figures show an ASA robot configuration, including a cross-shaped link (prototype 2) and twin-belts structure in the agonist side actuator. This robot is able to generate large rotational torque for the joint in comparison to the prototype 1 used in the previous study [11].

second prototype of the ARA robot shown in Fig. 7, which is capable of enhancing rotational torque of the joint. This prototype is redesigned to be a cross-shaped link so that both round-belts become parallel to each other. As a result, contact force on the tip of the robot, which is exerted onto a wall, is enlarged in comparison to the first prototype [11].

A. Step Response

First, we conduct contact force experiments, in which a 10 N load-cell is attached to be in contact with the tip of the robot. In addition, a $\phi 2$ round-belt is added only to the agonist side actuator. This robot configuration, therefore, is referred to as *one-sided twin-twisted* structure in this study. In this section, the input command is set to be a step function, and be added into the force feedback loop at 2 sec. In other words, we make the robot perform a preliminary motion such as 1-twist rotation of both belts before starting the contact force experiments. This 2 sec motion is necessary for preventing looseness of the round-belts, in which a PI controller, Eq. (3), for each twist rotation φ_1 and φ_2 , is used to eliminate steady-state errors throughout this experiment.

$$u_{di} = -K_p(\varphi_i - \varphi_i^d) - K_i \int (\varphi_i - \varphi_i^d) dt, \quad (3)$$

where φ_i is the twist rotation (rev.) of the i -th DC motor.

Fig. 8 shows an experimental result of force feedback control by activating the agonist twin-belts, where the desired reference is chosen such as $F = 2$ N ($2s \leq t < 4s$) and $F = 1$ N ($4s \leq t$). Note that a very simple P controller for contact force control is chosen after the preliminary motion, as described in the following equation:

$$u_{d1} = -K_p^f (F - F^d), \quad (4)$$

whereas the antagonist single-belt maintains twist rotation control expressed in Eq. (3). We can clearly find a good

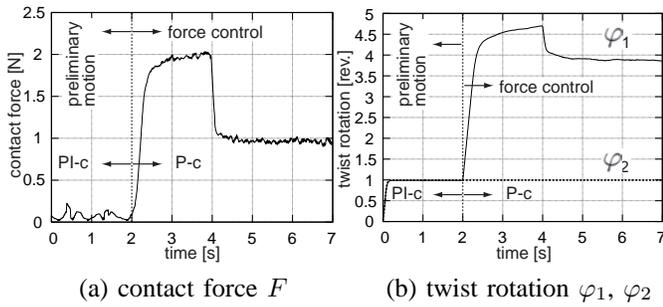


Fig. 8. These figures show experimental results of contact force control before which a twist rotation control is performed for 2 seconds. This preliminary motion of both round-belts is necessary to eliminate the looseness of the belts, in which a PI controller for motor angle is adopted while a simple P controller is used in the period of contact force control.

performance with no errors in both desired values, and know that stable force trajectory can be achieved without any overshoot even in the case of the simple P controller. On the other hand, the time response at $F^d = 2$ N tends to be slightly slower than that at $F^d = 1$ N. This result comes from the same fact with the case of contraction force control, that reactive moment by twisting continues to increase during the increase of force reference. In that controlling period, the twisting of round-belts raises not only the rotational stiffness of the belts but also their rotational viscosity, resulting in an effective speed reduction for the motor rotation shown in Fig. 8-(b). In addition, the reason for the fast backward response of the force value after 4 seconds is that both directions of the reactive moment and the backward motion coincide.

B. Frequency Response

To date, there have not been many preferable results in terms of contact force control on the tip of robotic fingers, especially we cannot find any good performance for continuously-variable force control in terms of sinusoidal signal references. This section, therefore, shows several frequency responses for sinusoidal input signals, in which the time period is set to be 8π sec and π sec, and the force reference moves from 0.5 N up to 2 N as in the following equation:

$$F^d(t) = 0.75 \sin(\omega t - \frac{\pi}{2}) + 1.25, \quad (\omega = 1/\pi, 1/8\pi). \quad (5)$$

Note that this experiment uses the one-sided twin-twisted ARA robot shown in Fig. 7, and utilizes the conventional P controller described in Eq. (4). In addition, the proportional gains in all cases are expressed in Table I, and we designed these gains to differentiate between the cases of forward and backward directions of the desired force reference.

Fig. 9 shows the experimental results of contact force control for different sinusoidal references for which most fast and slow periods such as π sec and 8π sec are chosen in order to demonstrate basic performance of the robot. We can see a good tracking capability despite the use of an extremely simple and traditional P controller as shown in Fig. 9-(a), whereas small deviations appear in the backward trajectory

TABLE I
GAIN PARAMETERS, K_p^f , FOR FREQUENCY RESPONSES.

| direction | twin, π | twin, 8π | triple, 4π |
|-----------|-------------|--------------|----------------|
| forward | 5500 | 5000 | 5000 |
| backward | 1500 | 400 | 600 |

at the points of approx. 23 sec and 47 sec. As a result, we can conclude that the hysteresis property and the stress relaxation phenomenon, which are intrinsic characteristics in elastically-deformable materials, do not affect control performance of force feedback systems in antagonistically-twisted round-belt actuators.

Next, let us observe another response in the case of the fastest desired-reference of the contact force. Fig. 9-(b) exhibits accurate tracking performance in which noisy behavior appears less than the response in the case of $T = 8\pi$ sec. Such a fast tracking motion had never been seen in related studies so far. While a similar finger robot based on a TSA mechanism achieved good tracking results for a triangular waveform of force reference, the periodic function is limited up to 2π sec. [3]. In addition, Palli et al. [12] explained that the PID control strategy is less robust with respect to measurement noise during continuous setpoint variations, resulting in applying the sliding manifold controller proposed in that paper. However, as shown in this section, successful tracking for sinusoidal desired reference was able to be realized even in the use of most simple P controller. Furthermore, Park et al. [13] developed impedance control and force control by means of a TSA for use in tensegrity robots. Although the force trajectory successfully followed a sine function with the presence of external disturbance, this experimental task is restricted to string pulling-force control by twisted contraction, as in the previous studies [12], [14], [15].

Fig. 10 shows time trajectories of the twist rotation which were obtained when controlling the contact forces as shown in Fig. 9. We know from Fig. 10-(a) that the noise of force measurement does not influence the trajectory performance of the twist rotation, φ_1 . This comes from the fact that the viscoelasticity of twisted/untwisted round-belts acts as a low-pass filter to eliminate the measuring noise on the contact point. For the same reason, a derivative controller is not necessary for twist control with viscoelastic round-belts. Finally, we show an operation example of the one-sided *triple-twisted* configuration in Fig. 9-(c) and Fig. 10-(c). In this case, desired maximum force value can be raised up to 4 N, and as a result, we can see smooth and accurate force trajectory as well as the case of twin-twisted configuration in $T = \pi$ sec.

V. CONCLUDING REMARKS

This paper introduced a novel joint mechanism composed of an antagonistically-twisted round-belt actuator, which is able to make rotating motion by means of contraction forces induced by twisting small-diameter elastically-deformable round-belts. We performed several fundamental experiments

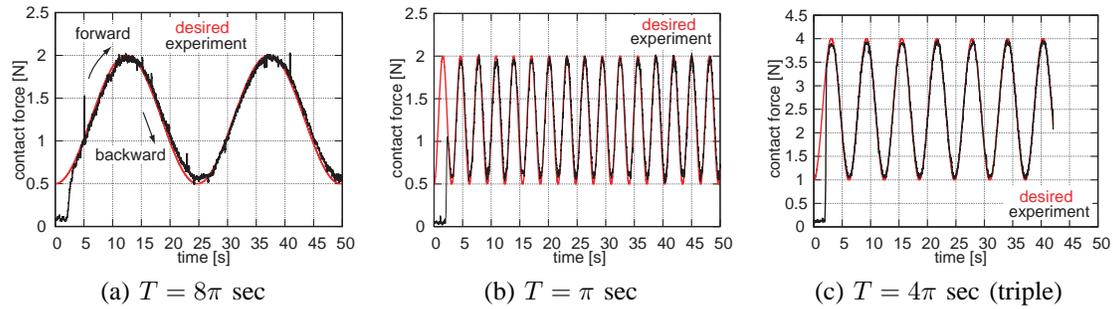


Fig. 9. These figures show contact force measurements and trajectories when varying time period of sinusoidal force references, i.e., $T = \pi$, 8π sec, respectively. In this experiments, a simple P controller for force feedback control is applied to one-sided twin-twisted configuration of ARA robot. A set of different gains in forward and backward twisting motions is adopted to obtain most good performances. Note that graph (c) is a result of one-sided triple-twisted configuration of the robot.

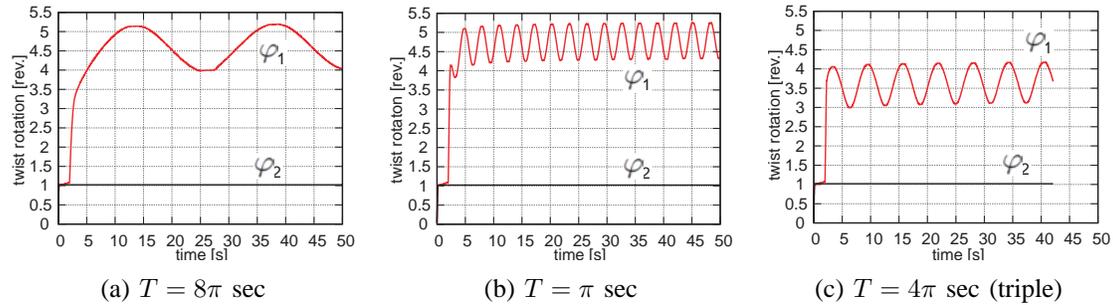


Fig. 10. These figures show time responses of twist rotation of the round-belts. The rotation of the agonist actuator, φ_1 , smoothly changes according to the force control, on the other hand, that of the antagonist actuator, φ_2 , remains constant at 1 rev. for maintaining prevention of the round-belts' looseness.

to clarify the physical performance of the round-belts, in which static and dynamic twisting motions are applied to single/multiple round-belts. As a result, we showed the hysteresis property and stress relaxation phenomenon of the system in terms of contraction forces regardless of the number of round-belts. Next, this study demonstrated contraction force control and contact force control, respectively, in which we designed a one-sided twin/triple-twisted round-belt configuration in order to obtain more large force measurements. We revealed from the results that a traditional simple proportional controller is stable enough for force feedback strategy to achieve a great success with no visible errors. In addition, we exhibited that the negative physical properties of round-belts do not influence the control performance of force feedback systems.

REFERENCES

- [1] I. Godler, K. Hashiguchi, and T. Sonoda, "Robotic Finger with Coupled Joints: a Prototype and Its Inverse Kinematics", IEEE Int. Workshop. Advanced Motion Control, pp.337–342, 2010.
- [2] T. Sonoda and I. Godler, "Multi-fingered robotic hand employing strings transmission named Twist Drive", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2733–2738, 2010.
- [3] T. Sonoda and I. Godler, "Position and force control of a robotic finger with twisted strings actuation", IEEE/ASME Int. Conf. Advanced Intelligent Mechatronics, pp.611–616, 2011.
- [4] T. Sonoda, K. Ishii, A. Nassiraei, and I. Godler, "Control of Robotic Joint by using Antagonistic Pair of Twist Drive Actuators", IECON, pp.5410–5415, 2012.
- [5] Gaponov, I., Popov, D., and Jee-Hwan Ryu, "Twisted String Actuation System: A Study of the Mathematical Model and a Comparison of Twisted Strings", IEEE/ASME Trans. Mechatronics, Vol.19, No.4, pp.1331–1342, 2014.
- [6] Mehmood, U., Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Rotational twisted string actuator with linearized output: Mathematical model and experimental evaluation", IEEE/ASME Int. Conf. Advanced Intelligent Mechatronics, pp.1072–1077, 2015.
- [7] Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Bidirectional elbow exoskeleton based on twisted-string actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.5853–5858, 2013.
- [8] Y.J. Shin, H.J. Lee, K.S. Kim, and S.H. Kim, "A Robot Finger Design Using a Dual-Mode Twisting Mechanism to Achieve High-Speed Motion and Large Grasping Force", IEEE Trans. Robotics, Vol.28, No.6, pp.1398–1405, 2012.
- [9] Y.J. Shin, K.H. Rew, K.S. Kim, and S.H. Kim, "Development of anthropomorphic robot hand with dual-mode twisting actuation and electromagnetic joint locking mechanism", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.2759–2764, 2013.
- [10] W. Fukui, F. Kobayashi, F. Kojima, H. Nakamoto, T. Maeda, N. Imamura, K. Sasabe, and H. Shirasawa, "Fingertip force and position control using force sensor and tactile sensor for Universal Robot Hand II", IEEE Workshop on Robotic Intelligence in Informationally Structured Space, pp.43–48, 2011.
- [11] T. Inoue, S. Yamamoto, R. Miyata, and S. Hirai, "A Robotic Joint Design by Agonist and Antagonist Arrangement with Twisting Small-diameter Round-belts", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.1751–1756, 2015.
- [12] Palli, G., Natale, C., May, C., Melchiorri, C., and Würtz, T., "Modeling and Control of the Twisted String Actuation System", IEEE/ASME Trans. Mechatronics, Vol.18, No.2, pp.664–673, 2013.
- [13] Park, I. and SunSpiral, V., "Impedance controlled twisted string actuators for tensegrity robots", Int. Conf. Control, Automation and Systems (ICCAS), pp.1331–1338, 2014.
- [14] Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Towards variable stiffness control of antagonistic twisted string actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2789–2794, 2014.
- [15] Singh, H., Popov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Passively adjustable gear based on twisted string actuator: Concept, model and evaluation", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.238–243, 2015.

高速指先タッピング動作を模倣したポリウレタン丸ベルト振りアクチュエータによる力追従制御

宮田龍一 (岡山県大院) 井上貴浩 (岡山県大)

1. 緒言

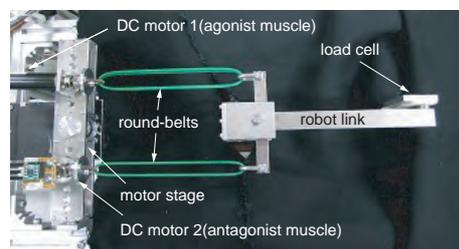
指は、人間の意図に応じて動作する身体部位の中で最も器用かつ高速に動作させることが可能である。このような、人間の指の構造上の特性解析について数多く研究が行われている [1, 2, 3]。中沢らは指関節におけるインピーダンスを測定し、指関節の回転系インピーダンスパラメータの推定を行い、動特性モデルの導出に成功している [1]。鳥らは磁気センサを用いて指腹面の変形量を計測し、指腹剛性モデルを同定し指先タップ力の推定に成功している [2]。一方で、人間の巧みや器用さを模倣し、柔らかな関節剛性 [4, 5] とコンプライアントな動作 [6] を実現するロボットハンドやロボットフィンガーの研究も数多くなされている。Shinらは紐を振ることにより生じる収縮力を利用したアクチュエータを用いて3関節の指ロボットを開発している。それらの研究では、デュアルモードメカニズムを提案しており、高速動作モードと大きな把持力を発揮するモードの実機での制御を実現している [7]。しかしながら、各モードの切り替えはクラッチとカップリングを介して機械的に行われているため、機構全体が複雑となってしまう。

以上のような研究背景から、筆者らは先行研究において、ポリウレタン小径丸ベルトによる振り駆動機構を開発した [8]。この機構は、ヒトの筋収縮メカニズムを模倣したものであり、その柔らかさを駆動系内部に持つアクチュエータ機構であると言える。先行研究では、丸ベルトの基礎物理特性を明らかにした上で、シンプルな振り量制御及びオープンループでの関節角制御を基にした駆動機構の特徴について焦点を当てていた。そのようなことから、本稿ではクローズドループでのロボット指先の押し付け力制御も可能であることを明らかにする。また、人間のタッピング運動を模倣した高速力追従制御を行い、本機構の有用性を明らかにする。

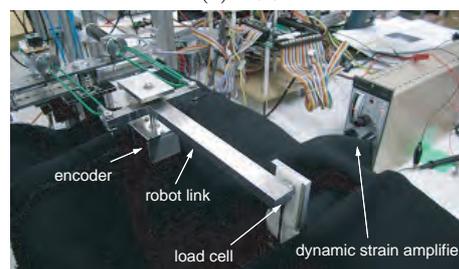
本論文ではまず、2章において提案する小径丸ベルト振りアクチュエータ及び単関節ロボットの特征について述べる。3章では拮抗型単関節ロボットを用いた指先押し付け力制御に関する2つの実験を行う。4章では、片側振り駆動機構におけるタッピング動作を模倣した正弦波目標接触力に対する追従制御実験を行い、本機構の有用性を明らかにする。

2. 小径丸ベルト振り機構と単関節ロボット

緒言で述べたとおり、本研究ではトルク伝動や搬送機器で利用される硬質ポリウレタンを原材料とする小径丸ベルト (以下丸ベルト) を、ロボット関節を駆動するメカニズムとして採用する。本研究では、丸ベルトに振りを加えることで発生する収縮力によりロボット



(a) 上図



(b) 斜図

図1 ポリウレタン丸ベルト振りアクチュエータを有する拮抗型単関節ロボット。

関節の回転運動を生成する機構を開発した。このような駆動機構を関節周りに拮抗的に配置することで、ロボットリンクの正転と逆転を能動的に実現できる。本稿では筆者らが設計し製作した図1の単関節ロボットを用いて実験を行う。(a) 図から分かるように直径2mm 周長260mmの丸ベルトを関節と直流モータ間で接続している。リンクと丸ベルトはシャックルにより接続し、丸ベルトと直流モータはU字ボルトをカップリングに取り付けた円盤シャフトによって固定されている。また、(b) 図のように関節下部にはエンコーダを配置し、各モータにはベアリングとシャフトを介してモータステージ上に配置している。この機構によって、リンクが回転した際ベルトの長手方向の角度変化を吸収し、モータとベルトが一直線上に並ぶように工夫している。なお、機構の詳細は文献 [8] に示す。

3. 拮抗型丸ベルト振り機構による力制御

本章では、丸ベルト振り機構による2つのロボット指先押し付け力の追従制御実験を行う。ここでは、定格10Nのロードセルによって押し付け力を計測する。図1に示すように、ロードセルを台に固定しリンクの先端を接触させることで押し付け力を計測する。このとき、リンクが約 1° 回転したときに接触が生じるような位置関係としている。なお、動ひずみ計による周波数と計測によるサンプリング周波数はともに1kHzである。

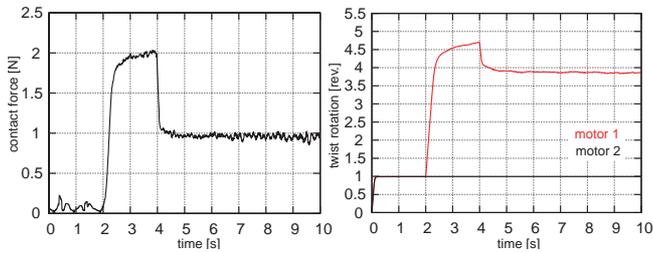
(a) 押し付け力 (F) (b) 捻り数 (φ_1, φ_2)

図2 主動筋側の捻りを減らす場合。

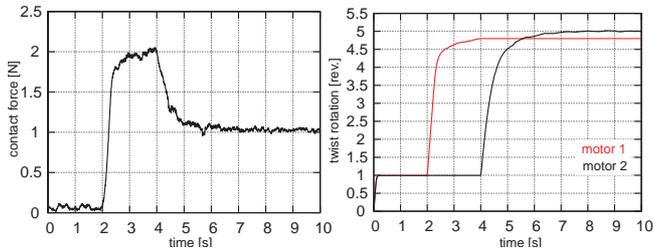
(a) 押し付け力 (F) (b) 捻り数 (φ_1, φ_2)

図3 主動筋側の捻りを減らす場合。

3.1 指先押し付け力制御における各丸ベルトの役割

本節では、先行研究 [9] の結果に基づいて、最大で約 2.7N の押し付け力を発揮できる主動筋側 2 本、拮抗筋側 1 本の組み合わせを採用しロボット指先押し付け力の追従実験を行う。まず、図 1-(a) のようにリンクを真っ直ぐに伸ばした姿勢から両丸ベルトに緩みを抑えるための初期捻り (1 回転) を与えている。1 回転の制御が安定した 2s 後、力制御を行う。制御手法は、押し付け力を制御量とする比例制御であり次式に従う。

$$u_i = -K_{pi}(F - F^d). \quad (1)$$

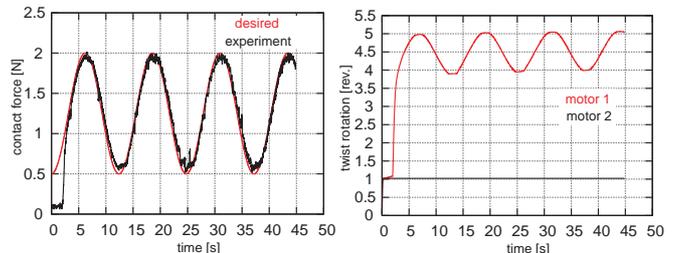
ここで、上式において u_i は i 番目の各モータに対する入力とする。ただし、 $i = 1$ が主動筋、 $i = 2$ が拮抗筋を意味する。また、力目標軌道はステップ入力であり、 F^d を 2N と 1N とし 4s で切り替える。つまり、押し付け力を途中で弱めるタスクとしている。このとき比例ゲインは応答を確認しながら適宜調整する。本実験では、押し付け力を緩める方法として以下の 2 通り行う。

- 主動筋側の捻りを減らす場合。
- 拮抗筋側の捻りを増やす場合。

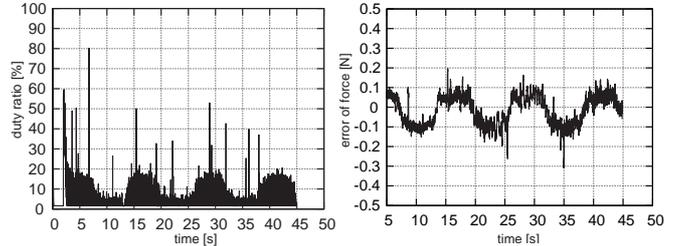
また、ロードセル値の 10 点の移動平均をデータとして図示する。

まず、一つ目の結果を図 2 に示す。(a) 図から分かるように 1s 程度の立ち上がり時間で 2N の目標値に対してオーバーシュートや偏差もなく追従していることが分かる。このとき、エラストマー材料特有の応力緩和現象に起因する出力値の減少 [9] が発生していない。これは、(b) 図から分かるように、押し付け力が一定値に収束した後もベルトの捻りを徐々に増やしているためである。つまり、押し付け力に対するフィードバック制御の効果であり、粘弾性を有する丸ベルトの力の緩和を補償している。

次に、二つ目の実験結果を図 3 に示す。(a) 図から分



(a) 押し付け力 (b) 捻り数



(c) duty 比 (d) 目標値との誤差

図4 正弦波入力に対する追従制御実験の結果。

かるように、2N 目標に対しては一つ目の実験結果と同様であり、応答性能に変化はない。一方で、1N に緩める応答においては両 (a) 図を比較すると、拮抗側ベルトを利用する場合、著しく遅い応答となる。この結果は両 (b) 図からも確認でき、拮抗筋側の丸ベルトの捻り数増加時の応答性能に依存することになる。このような結果になる理由は、捻り数を減らす場合、ベルトの捻り弾性による復元トルクがモータトルクに加算されることで大きなトルクとなるためである。一方で捻り数を増やす場合は、復元トルクがモータへの負荷トルクとして作用しゆっくりとした応答になったと考えられる。そのようなことから押し付け力制御において速応性を追求したい場合、主動筋側丸ベルトのみを制御することで効率よくタスクを実現できる。逆にゆっくりとした押し付け力を実現したい場合は拮抗筋側の丸ベルトの捻り量を増やすことで対応できる。つまり、各丸ベルトの捻り数を自由に变化させることで、指先の力分解能を無段階に切り替えることが可能であることを明らかにした。

3.2 正弦波入力に対する指先押し付け力追従制御

本節では、正弦波軌道の目標押し付け力に対する追従制御実験を行う。実験においては前節同様に初期捻り (1 回転) が安定し 2s 後、主動筋側のモータに式 (1) の入力を与える。ここで、正弦波目標押し付け力は次式で示す。

$$F^d(t) = A \sin(\omega t - \frac{\pi}{2}) + C, \quad (2)$$

$$A = 0.75, C = 1.25, \omega = \frac{1}{4\pi}.$$

また、押し付け力を小さくする場合は回転方向を逆転して式 (1) の制御をすることで捻り量を減らしている。加えて、捻り量を増やす場合の比例ゲインは $K_p = 4000$ 、捻り量を減らす場合の比例ゲインは $K_p = 500$ とする。

結果から分かるように目標値に対して誤差が約 5% で精度よく追従している。また、図 4-(b) より捻り量

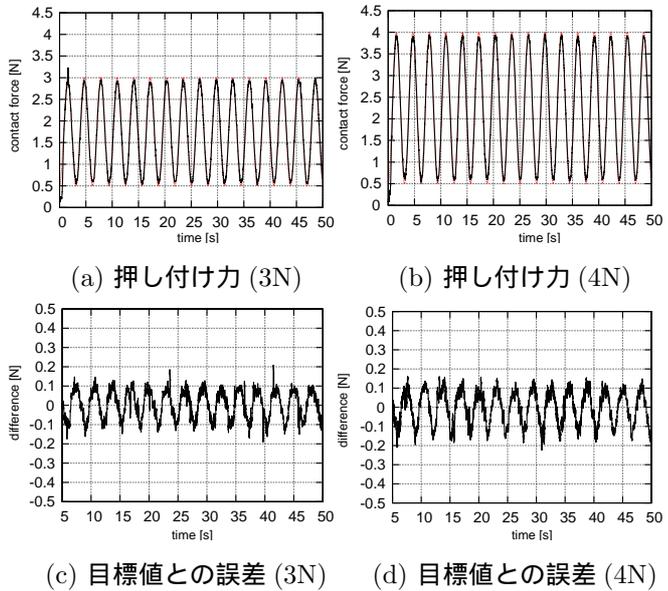


図5 異なる振幅の正弦波入力に対する追従制御実験の結果。

は押し付け力同様に4 振りから5 振りの間で正弦波状に変位し振り方向によらず速度が一定であることが分かる。これは、モータの回転制御によってブレーキをかけているためである。つまり、振り数を増やす場合、丸ベルトの復元トルクがモータに対して負荷トルクとして作用するが、振り数を減らす場合は丸ベルトの復元トルクがモータトルクに加算されて速く回転することから、回転方向制御を与えることで目標値よりも速く押し付け力が小さくなることを防止している。また、回転方向によってゲインの大きさを変えていることも同様の理由である。また、図4-(c)からも明らかのように比較的滑らかに duty 比が変動していることが分かる。これは、前節で要求されていたタスクがステップ状の急激な目標値の変化に対する追従とその維持とは異なり、正弦波という連続関数による目標軌道を与えているためである。つまり、微小な押し付け力の変化に対して細かく制御入力を与えているためこのような結果になったと考えられる。

以上の結果から、本研究で提案する機構及び制御が高分解能の指先押し付け力を有していることが明らかになった。また、前節のステップ入力とは異なり経時的に目標接触力が変化している場合でも簡便な制御上のプロセスを踏むことで精度よく追従制御することが可能であることから、人間のタッピング動作類似の作業が可能であることが明らかとなった。

4. 片側振り駆動機構における押し付け力追従制御

本章では、拮抗筋側の丸ベルトを取り除き、主動筋側のみ丸ベルトを2本取り付けて正弦波入力に対する指先押し付け力制御を行う。つまり、拮抗筋側の丸ベルトの振りに起因する押し付け力の減少をなくしている。

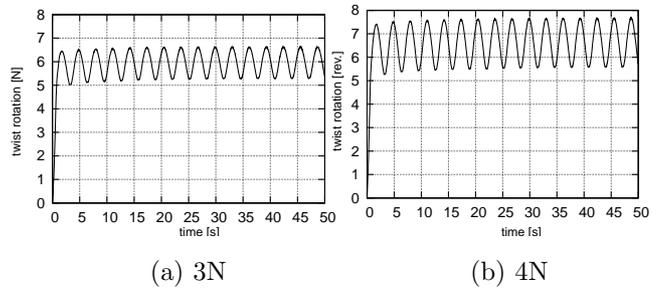


図6 追従制御における振り数の経時変化。

4.1 振幅の異なる正弦波入力に対する追従制御

本節では、振幅の異なる正弦波入力に対する指先押し付け力の制御を行う。本実験においては、初期振りとは与えず主動筋側のモータにのみ式(1)の入力を与える。ここで、目標押し付け力 F^d は式(3)を用いて表し、振幅 A 、振幅中心 C 及び角周波数 ω はそれぞれ $A = 1.25, 1.75, C = 1.75, 2.25, \omega = \frac{1}{2\pi}$ とする。このとき比例ゲインは応答を確認しながら適宜調整する。

結果から分かるように目標値に対して5~10%以内で追従していることが分かる。よって、本機構はシンプルな構造かつ簡易な制御で極めて高い力分解能を有しているといえる。また、3章でも述べたように、先行研究では拮抗的に配置した場合2本の丸ベルトでは最大で2.7Nまでしか力を発揮できなかったのに対し、拮抗筋側の丸ベルトを取り除くことで約1.5倍の力を精度よく発揮し制御できることが明らかとなった。つまり、拮抗筋側の丸ベルトに作用する力は振りによる収縮力だけでなくリンクの回転によりベルトが伸長したときの復元力も発生していると考えられる。加えて、図6から分かるように0.5N時の振り数が(a)図では約5振りであるのに対し(b)図の場合約5.8振りである。これは、丸ベルトの粘性や剛性が振り数によって変化していることが考えられ興味深い。これらの粘性や剛性の定量的な評価は今後の課題とする。

4.2 高速タッピング動作を模倣した追従制御

本節では、高速なタッピング動作の模倣した周期の異なる正弦波入力に対する指先押し付け力の制御を行う。実験においては、初期振りとは与えず主動筋側のモータにのみ式(1)の入力を与えており、目標押し付け力 F^d は式(3)を用いて表し、振幅 A 及び振幅中心 C はそれぞれ $A = 0.25$ と $C = 0.75$ とする。また、角周波数はそれぞれ $\omega = \frac{2}{\pi}, \frac{4}{\pi}, \frac{8}{\pi}, \frac{16}{\pi}$ とする。

結果から分かるように、最高で1秒間に約5.10回タッピング動作をすることが可能であり、精度を低下させることなく目標値に対して5~10%以内で追従していることが分かる。人間の場合、1秒間に約7.37回タッピング動作する報告[3]がされていることから、人間より速さは少し劣るが、高精度に動作が可能な点から、本機構が非常に有用であるといえる。このような結果になる理由は前節と同様に、拮抗筋側の丸ベルトを取り除くことで、拮抗筋側の引張力に起因するロボット関節の関節剛性が減少し素早い押し付け動作が可能となったと考えられる。一方で、押し付け力を減少させる場合、増加させる場合と比較すると目標値(0.5N)に到達していないことが分かる。この理由として、拮抗

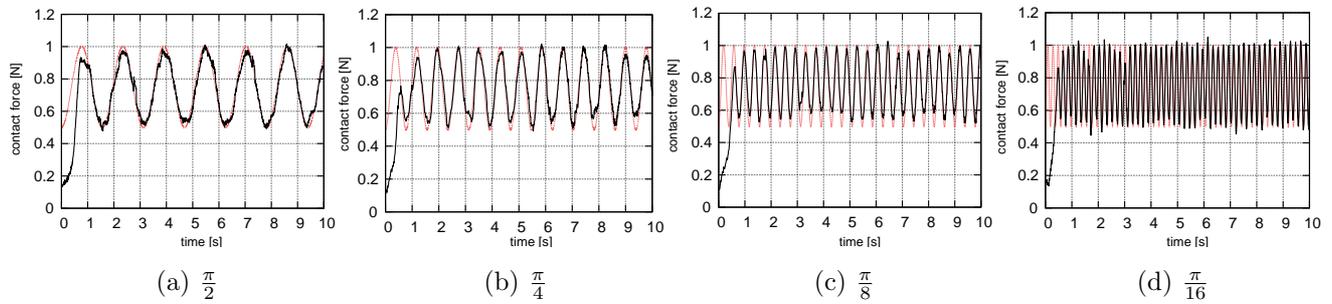


図7 異なる周期の正弦波入力に対する追従制御実験の結果。

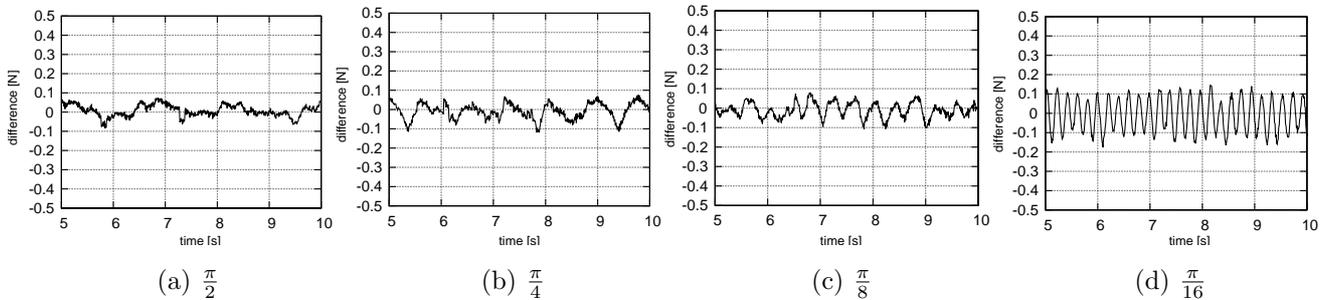


図8 目標値との誤差。

筋側の丸ベルトが取り付けられていないことによる伸展方向へのトルク不足のためであると考えられる。つまり、動きの速さや押し付け力の向上を目的としたとき拮抗側の丸ベルトの収縮力がそれらの妨げになるが、伸展動作や関節の剛性を高める場合は拮抗筋側の丸ベルトが必要となる。ゆえに、ロボットハンドへ拡張する場合、伸展方向へのトルクを適宜与えられるような機構が必要であり、それらの設計は今後の課題である。

5. 結言

本稿では、先行研究において生体模倣の観点から新開発した粘弾性特性を有する小径丸ベルトを用いた振り駆動機構を改良し、この機構をアクチュエータとしたロボット指先の押し付け力制御を簡易な比例制御によって実現した。まず、本実験で利用する硬質ポリウレタン丸ベルトの応力緩和特性は力制御に関して、簡易なフィードバック制御を与えることで悪影響を与えないことが明らかとなった。また、本機構での力制御において主動筋・拮抗筋の各ベルトに関して役割が異なり、ロボットの速い動きは主動筋のみで、繊細な力制御には拮抗筋の併用による駆動手法が好ましいことが明らかとなった。一方で、拮抗筋側の丸ベルトを取り外し主動筋側のみで力制御を行うことで、押し付け力の向上や高速タッピング動作が可能であることが明らかとなった。これらは、拮抗側の引張力がなくなることで関節の剛性や粘性が小さくなり、よりスムーズな動きが可能になったためであると考えられる。今後は関節剛性や粘性の定式化を行い、より高度な力制御を目指す。また、ロボットハンドへの拡張を予定している。

謝 辞

本研究の一部は、科研費基盤研究 A(15H02230)、JKA 補助事業 (27-146,28-110) を受けて行われたものである。

参 考 文 献

- [1] 中沢, 植北, 池浦, 猪岡”人間の指関節のインピーダンス特性” 日本機械学会論文集, vol.66, no.641, pp.214-219,2000.
- [2] 島, 田村, 辻, 神鳥, 横江, 佐古田”指腹剛性モデルに基づく指タップ力推定法” バイオメカニズム学会誌, vol.35, no.1, pp.37-44,2011.
- [3] 山本, 池田, 辻, 石井”高速ビジョンを用いた実時間指先タッピングインタフェース” 電子情報通信学会論文誌, vol.J90-D, no.2, pp.544-555,2007.
- [4] X.Shen, M.Goldfarb: ”Independent stiffness and force control of pneumatic actuators for contact stability during robot manipulation”, Proceedings of the 2005 IEEE Int. Conf. Robotics and Automation,pp.2697-2702,2005.
- [5] B.Ugurlu, P.Forni, C.Doppmann, and J.Morimoto: ”Torque and variable stiffness control for antagonistically driven pneumatic muscle actuators via a stable force feedback controller”, IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems,pp.1633-1639,2015.
- [6] T.Takuma,K.Takamine and T.Masuda: ”Robust sensing of contact information for detection of the physical properties of an object”, IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems,pp.4920-4925,2012.
- [7] Y.J.Shin, K-H.Rew, K-S.Kim, S.Kim: ”Development of anthropomorphic robot hand with dual-mode twisting actuation and electromagnetic joint locking mechanism”, IEEE Int. Conf. Robotics and Automation,pp.2759-2764,2013.
- [8] T.Inoue, S.Yamamoto, R.Miyata: ”A robotic joint design by agonist and antagonist arrangement with twisting small-diameter round-belts”, IEEE/RSJ Int.Conf.Robotic and Automation,pp.1751-1756,2015.
- [9] 宮田, 井上: ”関節屈曲に利用するポリウレタン丸ベルトの多回転振り運動における静的物理特性” 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, 2015.

丸ベルト振りアクチュエータにおける振り剛性のモデリング

○植田 尊大（岡山県大院），井上 貴浩（岡山県大）

1. 緒言

近年着脱式のリハビリテーションロボットやパワーアシストロボットなどの研究開発が多数行われている。これらのロボットには小型軽量，低費用，ナチュラルかつ迅速な応答性といったことが求められる。これらの条件を満たすアクチュエータとして我々は丸ベルト振り駆動機構に着目し研究を行っている。Inoueら [1] は、丸ベルトとモータを用いて拮抗型振り駆動機構ロボットを製作し、丸ベルトの振り量によるロボットリンクの制御に成功している。しかし、その機構において関節の剛性は考慮されていないため外部からの衝撃が加わった際の機構の挙動は明らかにはなっていない。仮に、関節自体の柔らかさや関節がもたらす影響について考慮することができれば拮抗型振り駆動機構ロボットによる人体への危害や物体の破損といった障害の防止につながる。一般的に、この剛性は力を偏微分することで算出できるとされている。そのため、先行研究で我々は柔軟に変形するエラストマー材料である丸ベルトの振り収縮力を線形弾性理論や簡易な数学的変形解析を用いて定式化を行っている [2]。これにより振るという回転動作から収縮力への運動変換を実現しているが、その中でも収縮力を振り数で偏微分することで得られる丸ベルトの振り剛性を導出するには至っていない。そこで、本稿では先行研究で導出した丸ベルト振り収縮力モデル（以下、収縮力モデル）による理論値と丸ベルト振り実験から得られる実験値を比較しそのモデルの妥当性を示した後、モデルを振り数で偏微分することで得られる丸ベルト振り剛性モデル（以下、剛性モデル）の定式化を行う。さらに、丸ベルト振り実験から算出する丸ベルトの剛性と比較することで本剛性モデルの妥当性を検討する。

2. 拮抗型振り駆動機構ロボット

我々は現在、丸ベルト振り駆動機構を用いることで小型軽量，ローコスト，ナチュラルかつ迅速な応答性を兼ね備え、なおかつヒトの動作を模倣できる機構の実現のために図1の拮抗型振り駆動機構ロボットを開発し制御を行っている。本機構には丸ベルト，DCモータ，エンコーダが用いられており、拮抗的に配置した丸ベルトの一端に取り付けられたDCモータによって丸ベルトに振りを加え、丸ベルトを弛緩収縮させることで丸ベルトの他端に取り付けられたリンクの角度を制御する。このときのリンクの角度はリンクにシャフトを介して取り付けられたエンコーダで計測し、フィードバック制御の制御量としている。ここでは本機構を用いてリンク角度の目標軌道に対する機構の応答を観察する実験を行っている。リンクの目標角度は 10° とし、それまでの目標軌道には滑らかさを実現するため

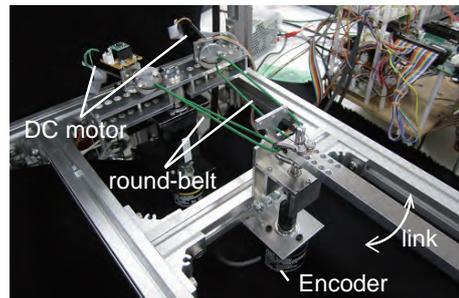


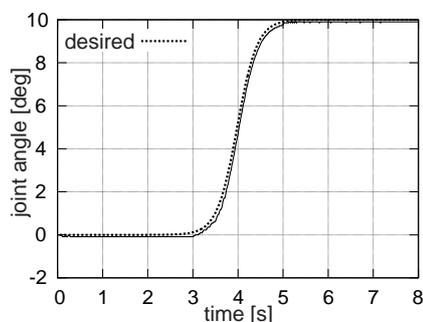
図1 拮抗型振り駆動機構ロボット。

にシグモイド関数

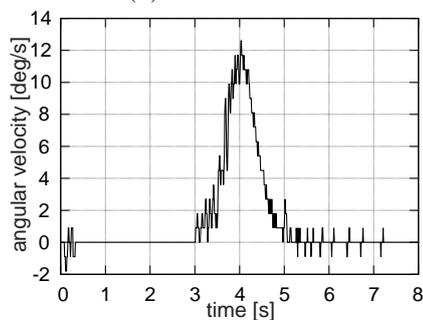
$$\theta^d(t) = \frac{10}{1 + e^{-4.5(t-4)}} : (t \geq 3), \quad (1)$$

を用いており、リンク角度を制御量とした比例制御則で制御を行う。実験の結果を図2に示す。図2-(a)は目標軌道に対するリンク角度、図2-(b)はリンク角度のデータ間差を最小時間で除することで算出したリンクの角速度を示している。

図2-(a)より、リンク角度は目標軌道に対して偏差やオーバーシュートなく追従していることが分かる。また、図2-(b)より、リンクが目標角度に向かうまでの角速度は中間点である 5° 付近で最大となることが分かり、



(a) リンク角度



(b) リンク角速度

図2 目標軌道に対する機構の応答。

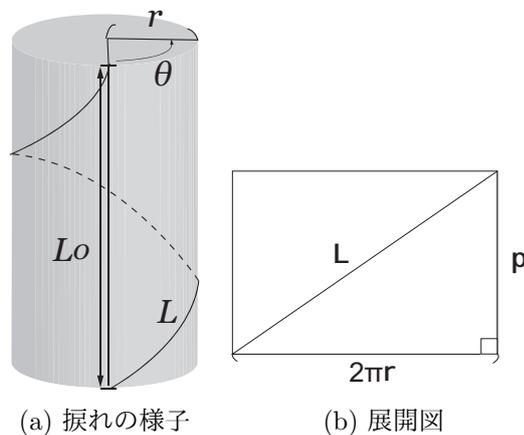


図3 ベルト自体の振れによる伸び.



図4 巻きつきによる伸び.

これはヒトがリーチング運動をする際に軌跡の中間点で速度が最大となる特性と一致している. これらのことから丸ベルト振り駆動機構を用いた小型軽量, ローコスト, ナチュラルかつ迅速な応答性を兼ね備え, なおかつヒト動作を模倣した機構の実現が十分可能であると言える. しかし, 本機構においても関節の剛性については考慮されていない. 剛性を推定することは機構による傷害の防止につながるため, 次章以降でこの剛性の定式化を行う.

3. 収縮力モデル

一般的に剛性は力を偏微分することで算出できるとされている. そこで, 本章では剛性の基となる収縮力モデルの導出について記述する.

我々は先行研究 [2] で丸ベルトを振ることで生じる収縮力のモデリングを行ったが, 本章ではその導出過程を再記する. ここでは, 1本の輪状の丸ベルトに振りを加える動作と, 2本の丸ベルトが互いに巻きつく動作に関して個別にモデル化を行う. 前者に関しては, 収縮力モデルで使用する丸ベルトの初期状態長さからの伸びは, 図3のようにベルト自体が振れることによる伸びと, 図4のように丸ベルト同士が巻きつき合うことによる伸びとに分けて考える. さらに, 収縮力モデルではヤング率も用いるが, そのヤング率は実験から導出する. 以下ではこれらの導出過程を示す.

3.1 ベルト自体の振れによる伸び

図3の L_0 をベルトの初期長さ, θ をベルトの振れ角度, r をベルトの半径, L を振れた後の長さ, n を振り数, p をピッチ (1回転した時に進む長さ) とすると, 展開図より次式の関係式を得る.

$$L = n\sqrt{(2\pi r)^2 + p^2}. \quad (2)$$

ここで, ピッチと振り数はそれぞれ,

$$p = \frac{2\pi}{\theta}L_0, n = \frac{\theta}{2\pi} \Rightarrow p = \frac{L_0}{n}, \quad (3)$$

で表せるから, 式 (2) は次式となる.

$$L = \sqrt{(2\pi r n)^2 + L_0^2}. \quad (4)$$

ベルト自体の振りによる伸びを $\Delta L_1 = L - L_0$ とすると,

$$\Delta L_1 = \sqrt{(2\pi r n)^2 + L_0^2} - L_0, \quad (5)$$

となる.

3.2 ベルトの巻きつきによる伸び

図4のように, 巻きつきあった状態の丸ベルトの形状を正弦波と仮定する. このとき, A を正弦波形状の振幅とすると巻きつきによる形状変化は次式で表せる.

$$f(x) = A \sin \frac{2\pi}{L_0} x. \quad (6)$$

上式の接線方向の傾きは,

$$\frac{df(x)}{dx} = \frac{2\pi A n}{L_0} \cos \frac{2\pi n}{L_0} x, \quad (7)$$

となるから, 巻きつき変形後の長さは次式となる.

$$\begin{aligned} L_2 &= \int_0^{L_0} \sqrt{(dx)^2 + \{df(x)\}^2}, \\ &= \int_0^{L_0} \sqrt{1 + \left(\frac{2\pi A n}{L_0}\right)^2 \cos^2\left(\frac{2\pi n}{L_0} x\right)} dx. \end{aligned} \quad (8)$$

したがって, 初期長さ L_0 に対して伸び量 ΔL_2 は

$$\Delta L_2 = \int_0^{L_0} \sqrt{1 + \left(\frac{2\pi A n}{L_0}\right)^2 \cos^2\left(\frac{2\pi n}{L_0} x\right)} dx - L_0, \quad (9)$$

のように表せる.

3.3 ヤング率線形近似モデル

本節では, 振り収縮力モデルの式に適用するためのヤング率線形近似モデル (以下ヤング率モデル) を導出する. ヤング率は $E = \sigma/\epsilon$ で表されるため, 丸ベルトを用いて引張実験を行うことで得られる応力とひずみから計測した. 本実験では, 図5に示す引張試験機 (島津製作所) と周長 260mm, 直径 2mm の丸ベルトを用いる. この丸ベルトに 0~5 回の振りを加えた状態で引張試験機に取り付け, 2mm/s で引張力を与える. また, 丸ベルトはいずれの場合も 1N を初期荷重として実験を開始し, 引張力が 50N に達したとき実験を終了した. 初期振りは 0~5 回までで 0.5 回ずつ増加させ, 各振り数で 2 回ずつの計 22 試行を行った. このとき得られる丸ベルトの収縮力と変位から応力及びひずみを求め, 応力-ひずみ曲線を作成したときの傾きを求めることでヤング率を得る. 図6に振り数毎のヤング率を示す. 図6から, 各振りの 1 回目と 2 回目にはばらつ

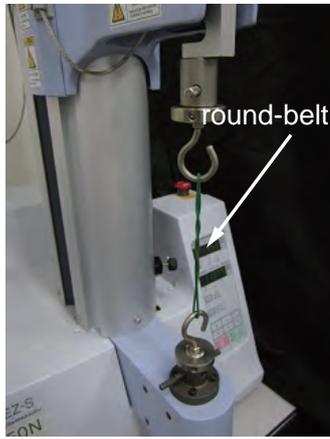


図5 引張試験の様子。

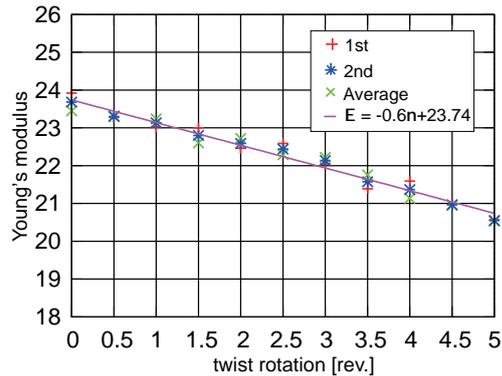


図6 ヤング率導出実験結果。

きが見られず、全体の傾向として振りが増えるとヤング率は線形的に下がっていく傾向にあることが分かる。このことからヤング率モデルには線形近似を用いることができ、近似式を求めると次式となる。

$$E = -0.6n + 23.74 \text{ [N/mm}^2\text{]}. \quad (10)$$

ここで、 E はヤング率、 n は振り数であり、式(10)を用いることで5振り以降のヤング率も推定することができる。また、今後の収縮力モデルのヤング率には式(10)を適用することとする。

3.4 収縮力モデルの導出

丸ベルトの断面積を S 、初期長さを L_0 、初期長さからの伸びを ΔL とすると、収縮力 F は応力とひずみの関係から以下のように表せる。

$$\sigma = \frac{F}{S} = E \frac{\Delta L}{L_0} \Leftrightarrow F = SE \frac{\Delta L}{L_0}. \quad (11)$$

一方で、 $\Delta L = \Delta L_1 + \Delta L_2$ と変形後のベルトの体積が一定であることから、断面積 S は次式となる [3]。

$$S = \frac{\pi r^2 L_0}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2}. \quad (12)$$

最終的に、1本の輪状の丸ベルトを振ることは2本の丸ベルトを巻きつけることと等価であるとみなせるから、収縮力モデルは次式で表すことができる。

$$F = 2E \frac{\pi r^2 L_0}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2} \frac{\Delta L_1 + \Delta L_2}{L_0},$$

$$= \frac{2\pi r^2 E (\Delta L_1 + \Delta L_2)}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2}. \quad (13)$$

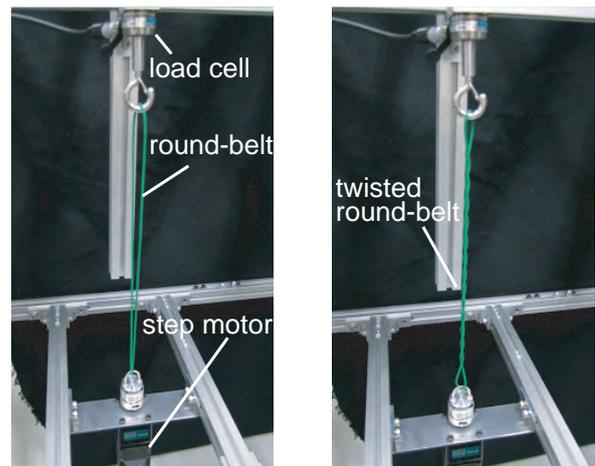
ここで、 ΔL_1 、 ΔL_2 、 E はそれぞれ式(5)、式(9)、式(10)で表される。

4. 丸ベルト振り実験

本章では、丸ベルトを振ったときの長手方向の収縮力を計測することで、式(13)で表された収縮力モデルの妥当性を検証する。

本実験では、図7に示すように周長600mm、直径2mmの丸ベルトにステッピングモータを用いて0.5rot./sの速度で振りを加える。初期荷重は特に決めないが前章の引張実験の初期状態と同等な張り具合になるように調節している。その状態からモータの回転を開始し、10回までの振りを加える間の収縮力をロードセルで計測する。この試行を3回行い、実験値には3回分の平均値を採用する。また、理論値は式(13)から導出した数値を採用し、これらの理論値と実験値との比較を行う。比較結果を図8に示す。図において横軸は振り数、縦軸は収縮力を示す。

図8から、式(13)で表された理論値と振り実験から得られた実験値は10回の振り数まで概ね一致してお



(a) 振り前

(b) 振り後

図7 ステッピングモータによる静的振り実験。

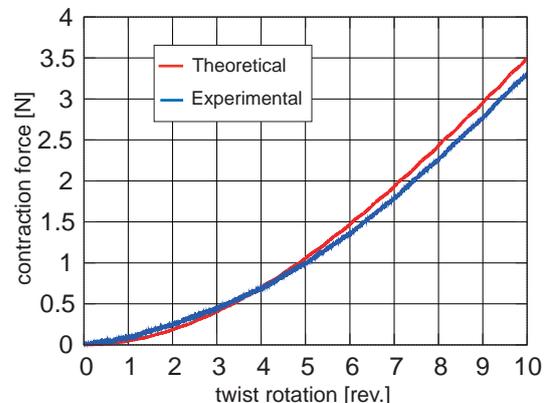


図8 収縮力の理論値と実験値の比較結果。

り、本収縮力モデルの妥当性は高いと言える。

5. 剛性モデルの定式化

前章までで収縮力モデルの定式化を行い、振り実験値と比較することでそのモデルの妥当性が示された。本章では、丸ベルトの振り剛性モデルを式(13)の丸ベルト振り収縮力モデルを振り数で偏微分することにより導出する。

5.1 丸ベルト振り剛性モデルの導出

収縮力 F は式(13)で表され、式中の ΔL_1 , ΔL_2 , E にそれぞれ振り数 n が含まれているため、振り数 n で偏微分すると以下ようになる。

$$F' = 2\pi r^2 \left\{ \frac{-0.6(\Delta L_1 + \Delta L_2)}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2} + \frac{(-0.6n + 23.74)L_0(\Delta L_1' + \Delta L_2')}{L_0 + \Delta L_1 \Delta L_2} \right\}. \quad (14)$$

ここで、 ΔL_1 と ΔL_2 はそれぞれ式(5)、式(9)である。また、 F' や $\Delta L_1'$, $\Delta L_2'$ の右上のダッシュ (') はそれぞれ F , ΔL_1 , ΔL_2 を振り数 n で偏微分することを示しており、この F' が丸ベルトの振り剛性となるため以下ではこの F' を k_n と表現する。加えて、 $\Delta L_1'$, $\Delta L_2'$ はそれぞれ以下の式となる。

$$\Delta L_1' = \frac{4\pi^2 r^2 n}{\sqrt{(2\pi r n)^2 + L_0^2}}. \quad (15)$$

$$\Delta L_2' = \int_0^{L_0} \frac{2n \left(\frac{4\pi}{L_0}\right)^2 \left\{ 1 + \cos\left(\frac{4\pi n}{L_0} x\right) - \frac{2\pi n}{L_0} x \sin\left(\frac{4\pi n}{L_0} x\right) \right\}}{\sqrt{1 + \left(\frac{2\pi A n}{L_0}\right)^2 \cos^2\left(\frac{2\pi n}{L_0} x\right)}} dx. \quad (16)$$

5.2 シミュレーション

式(14)、式(15)、式(16)から振り数によって変化する丸ベルトの振り剛性を推定することができる。本節では、gnuplotを用いてこれらの式から得られた数値の近似式を導出し、3章の振り実験から得られた丸ベルトの剛性値との比較を行う。gnuplotから導出された近似式は次式である。

$$k_n = 0.055n + 0.073. \quad (17)$$

ここで、 n は振り数、 k_n は収縮力 F を振り数 n で偏微分、すなわち丸ベルトの振り剛性を表す。なお、gnuplotから近似式を導出する際切片の値は指定せず、元のデータと最も値に近い直線を採用している。一方で、実験値とする剛性は3章の振り実験から得られた丸ベルトの収縮力のデータ間差を最小振り数で除することから算出している。これらの比較結果を図9に示す。図において横軸が振り数、縦軸が剛性値である。

図9より、双方の直線は値と傾きがともにほぼ一致していることが分かる。また、図8で10回までの振り数であれば振り数が増大するにつれて収縮力は極大点を持つことなく増加するという傾向を示しているが、図9の比較結果も同様に、振り数が増大するにつれて剛性値が増加していることから図8の傾向と一致していると言える。これらのことから本剛性モデルは非常に精度の高いモデルであることが分かる。さらに、本剛性モデルによって振り数によって変化する丸ベルト

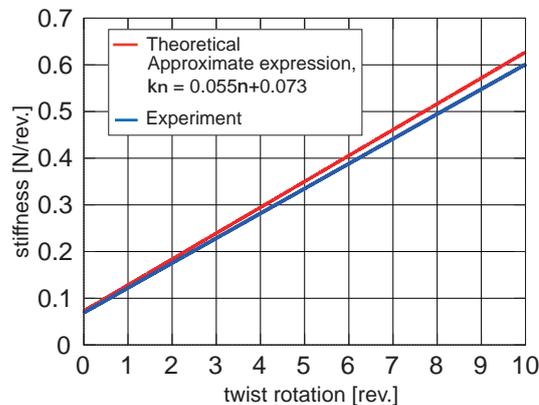


図9 剛性の理論値と実験値の比較結果

の振り剛性が非常に簡易な一次関数の式で表現できるため、丸ベルトの剛性を用いる計算の簡略化、効率化が見込める。一方で、振り数が増大するとき若干ではあるが剛性値に誤差が生じている。これは図8で収縮力モデルと実験値にわずかな差が生じているためである。剛性は収縮力曲線の傾きであるため、収縮力の比較で生じた理論値と実験値との差はそのまま剛性値にも反映されると考えられる。

6. 結言

本稿の主な目的は収縮力モデルを振り数で偏微分することで得られる剛性モデルの妥当性を示すことであった。そのためにまずは、我々が先行研究で導出した収縮力モデル(式(13))を本稿の振り実験から得られた実験値と比較することで収縮力モデルの妥当性を示した。その後、収縮力モデルを偏微分することで剛性モデル(式(17))を導出した。本剛性モデルから得られる理論値と実験による丸ベルトの剛性値がほぼ合致し、収縮力のように振り数が増大するにつれて値も増加するという傾向も一致したことから本剛性モデルの精度の高さが示された。本剛性モデルは拮抗型振り駆動機構ロボットの関節剛性に応用できるため、今後は機構全体の剛性推定を行うことで外部から受ける影響について考慮することができる。

謝 辞

本研究の一部は、科研費基盤研究 A(15H02230)、JKA 補助事業(27-146,28-110)を受けて行われたものである。

参 考 文 献

- [1] T. Inoue, S. Yamamoto, R. Miyata, and S. Hirai, "A Robotic Joint Design by Agonist and Antagonist Arrangement with Twisting Small-diameter Round-belts", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.1751-1756, 2015.
- [2] 植田, 井上, "小径丸ベルトによる平行二重振りアクチュエータ", 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2P1-05a1, 2016.
- [3] 宮田, 井上, "関節屈曲に利用するポリウレタンベルトの多回転振り運動における静的物理特性", 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, 2015.

ポリウレタン小径丸ベルトを用いた Twist-drive 機構 に基づく手先接触力追従制御

Contact Force Tracking Control on Twist-drive Mechanism
with Polyurethane Small-diameter Round-belts

学 宮田龍一 (岡山県大院) 正 井上貴浩 (岡山県大)

Ryuichi MIYATA, Okayama Pref. Univ., cd27053k@ss.oka-pu.ac.jp

Takahiro INOUE, Okayama Pref. Univ., inoue@ss.oka-pu.ac.jp

This paper develops a novel robotic joint mechanism having a pair of polyurethane round-belts, which are placed on both sides around the joint. This mechanism is based on antagonistic configuration by the round-belts activated by twisting motion by means of individual DC motors. This novel mechanism enables the robotic joint to move around its axis due to contraction forces induced by twisting both the round-belts. Next, this paper shows the results of the tracking control experiments for two different target contact forces. We demonstrate a tracking control for target trajectory of contact forces, in which an input function is given as a stepwise command, in order to verify the dynamic performance in time response. In this experiment, the command is sent only to a DC motor for agonist muscle motions. Another experiment is the tracking control with respect to a sinusoidal target value. From these results, we conclude that the twist-drive actuation system is able to achieve precise force control with no errors.

Key Words: Twist-drive, Tracking control, Agonist-antagonist joint, Contact force, Round-belt.

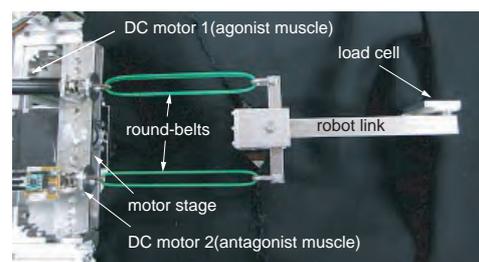
1 緒言

ロボット工学技術の発展により多くの場面で自動化やロボットの導入がなされている。産業分野では、ピックアンドブレースだけではなく軟体部品や、異形部品の繊細なアセンブリ作業の実現に向けた研究がおこなわれている [1]。また、医療の分野では手術ロボット [2] やリハビリテーションロボット [3] が近年増加傾向にある。このようにロボットが人の生活環境に導入されると人とロボットの協調作業による物理的な接触をするインタラクションが予想される。これらの実現には、ロボット手先のコンプライアンスや柔らかな関節剛性が必要であり、それらを実現するアクチュエータや制御手法が不可欠である。そのようなことから本研究では、コンプライアントな動作が可能な Twist-drive 拮抗駆動システムを開発し、ロボット手先の力制御による動作検証を行うことで本システムの有効性を明らかにする。

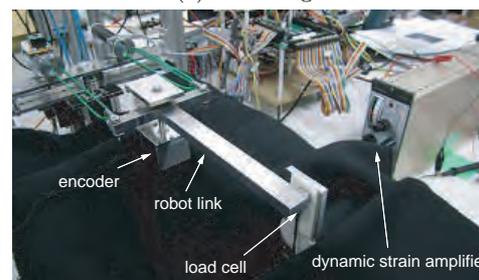
関連研究では、空気圧人工筋を単関節ロボットに拮抗配置することでトルクと剛性を同時に制御することで、非線形ばね駆動類似の特性と柔らかな関節の動きを実現している [4]。しかしながら、コンプライアンス性及び力制御の実現がある程度満たされる反面、空気圧駆動では、応答性の低さから生じる制御性能の劣化により正確な角度制御や位置制御が困難である。また、Iwaki ら [5] は紐をモータで巻き取る腱駆動システムによる人差し指型ロボットフィンガを開発し指先剛性の制御を行った。しかし、このような機構の場合 DC モータを屈曲方向に対して垂直に配置しなくてはならないため機構全体が大きくなってしまふ。また、近年、電気活性ポリマー [6] や電界共役流体 [7] が新たなアクチュエータとして期待されているが、駆動電圧が大きく実用的には至っていない。そこで、本研究では構造の柔らかさと安全性、コンパクトな機構を実現する Twist-drive [8-10] 機構を採用する。Twist-drive 及び紐折り機構は、紐や糸に捩りを加えることで生じる縮みを利用し関節を屈曲させている。また、Gaponov ら [11] は、高強度繊維を編み込んだ糸を用いて捩り変形による縮み量のモデル化をし、重量物の持ち上げ位置や速度のセンサレ

ス制御に成功している。これらはモデル化誤差が小さく収縮力による可搬性能も良好な結果を示しているが、100 振りでようやく 10% 程度の縮み量に達するため力制御や位置制御タスクを必要とするロボット関節の駆動メカニズムには適さないと考えられる。また、Popov ら [12,13] は肘関節の屈曲に同様のアクチュエータを採用し力センサを使わずに回転角度とモータトルクから重量物の持ち上げ動作の筋発揮力を推定している。これらはパワーアシストやリハビリテーション用途を目的としており、協調作業や物理的な接触をするインタラクションを目的とした研究ではない。

以上のような研究背景から本研究では単関節ロボットに市販のトルク伝動用の硬質ポリウレタン小径丸ベルトを関節周りに拮



(a) above angle



(b) diagonal angle

Fig.1 Single joint twist-drive robot for measuring contact forces.

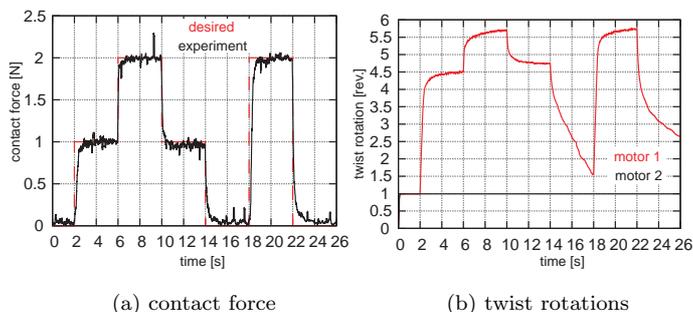


Fig.2 It shows experimental results of the tracking control of the target contact force of the staircase.

抗的に配置することでロボットリンクの関節剛性と手先押し付け力を高分解能で直接制御できる新たなアクチュエータシステムを開発する。本稿では、2種類の日標接触力に対する追従制御実験を行い本機構の有用性を明らかにする。

2 Twist-drive 機構と単関節ロボット

本稿で開発した小径丸ベルトを用いた拮抗型 Twist-drive 機構による単関節ロボットを Fig. 1 に示す。このロボットでは、モータステージ上に2台の DC モータを配置し、リンクとの間に丸ベルトを通して拮抗的に接続している。丸ベルトは硬質ポリウレタンを原材料としたシームレス構造となっているため、リンク側はシャックルに通すことで接続し、モータ側は U 字ボルトをカップリングに取り付けた円盤シャフトによって固定している。また、両モータは円盤シャフトに締結した上で、モータステージ上にベアリングを介して挿入することで摩擦フリーで自由に回転することができる。この機構によってモータが常に丸ベルトの長手方向の角度変化を吸収し、モータと丸ベルトが一直線上に並ぶような構造となっている。なお、機構の詳細は文献 [14] に示す。

3 ロボット実験

本章では、経時変化する力目標におけるロボット手先の接触力追従制御の実験を行う。ここでは、最大 2.5N 程度の接触力を発揮できる主動筋側の丸ベルト 2 本、拮抗筋側の丸ベルト 1 本の組み合わせとする [15]。また、Fig. 1 のようなロードセルを用いサンプリング周期 10ms でのセンシングを行う。制御手法は 2 章で説明したように接触力を制御量とした P 制御であり、電圧制御系であるため制御入力が入力となり duty 比となり次式のように表現できる。

$$u_d(t) = -K_p(F - F^d). \quad (1)$$

以下では、式 (1) の F^d を階段状に変化させる場合と正弦波状に変化させる場合の 2 種類の方法での制御実験を行う。

3.1 階段状の日標接触力に対する追従制御

本節では、階段状の日標接触力に対する追従制御を行う。実験においてはまず、Fig. 1-(a) のようにリンクを真っ直ぐに伸ばした姿勢から両丸ベルトに緩みを抑えるための初期振り (1 回転) を与えている。1 回転の制御が安定した 2s 後、各 4s 毎に $F^d = 1, 2, 1, 0, 2, 0$ N となるようにモータ 1(主動筋) に入力を与える。ここで、接触力を小さくする場合は回転方向を逆転して式 (1) の制御をすることで振り量を減らしている。また、力を維持する場合も同様に回転方向の切り替えをすることで力を維持している。なお、振り量を増やす方向のときの比例ゲインは $K_p = 4000$ 、

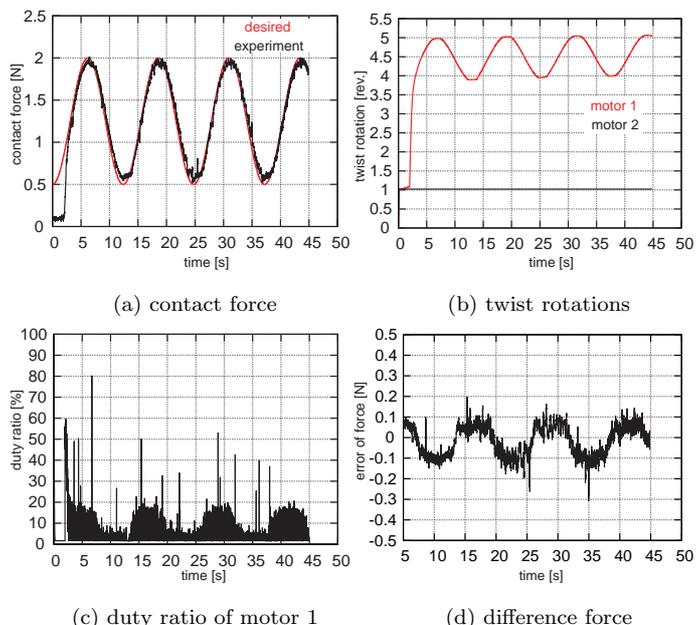


Fig.3 It shows experimental results of the tracking control for the target contact force of sinusoidal function.

振り量を減らす方向のときの比例ゲインは $K_p = 500$ とする。また、制御周期は 2ms とする。

結果を Fig. 2 に示す。ここで、Fig. 2-(a) はロードセルの計測値の 10 点移動平均である。図から分かるように、目標値に対して約 1s で直線的にオーバーシュートなく追従していることが分かる。このような挙動の理由は、速度制御系で利用される duty 比を制御入力としているためである。つまり、DC モータの動特性の観点からは電圧制御は角速度を制御する手法であり、角速度やトルクを直接する制御ではない。ゆえに、従来のロボット制御で用いられる慣性項を含んだ動力学を直接制御するトルク制御の急峻な加速動作や高い応答性能は獲得できないが、一方で目標値での挙動は安定しやすくなりオーバーシュートが発生しない応答になったと考えられる。加えて、振りモーメントに起因するモータに加わる負荷トルクが振りの増減とともに同様に増減する。つまり、接触力が目標値に近づくにつれて Fig. 2-(b) から分かるように振り量が比例して増減している。duty 比制御では負荷の増加割合を超える出力特性を発揮できないために、オーバーシュートを生じないと推察される。また、このような挙動は関節角度や振り量の制御を行う場合も同様な曲線軌道になることが先行研究で明らかとなっている [16]。

3.2 正弦波状の日標接触力に対する追従制御

本節では、正弦波日標接触力に対する追従制御実験を行う。実験においては前節同様に初期振り (1 回転) が安定し 2s 後、周期 4π s、振幅 0.75N の正弦波となるようにモータ 1(主動筋) に入力を与える。また、接触力を小さくする場合は回転方向を逆転して式 (1) の制御をすることで振り量を減らしている。なお、制御周期は 0.2ms とする。また、振り量を増やす場合の比例ゲインは $K_p = 4000$ 、振り量を減らす場合の比例ゲインは $K_p = 500$ とする。

結果を Fig. 3 に示す。ここで、Fig. 3-(a) はロードセルの計測値の 10 点移動平均である。結果から分かるように目標値に対して誤差が約 ± 0.1 ° で精度よく追従している。また、Fig. 3-(b) より振り量は接触力同様に 4 振り ~ 5 振りの間で正弦波状に変位し振り方向によらず速度が一定であることが分かる。これは、DC

モータの回転制御によってブレーキをかけているためである。つまり、擦りを増やすときは丸ベルトの擦りモーメントが DC モータに対して負荷トルクとして働くが、擦りを減らすときは丸ベルトの擦りモーメントがモータトルクに加算されて速く回転することから、回転方向制御を与えることで目標値よりも速く接触力が小さくなることを防止している。また、回転方向によってゲインの大きさを変えていることも同様の理由である。また、Fig. 3-(c)からも明らかのように比較的滑らかに duty 比が変動していることが分かる。これは、前節で要求されていたタスクがステップ状の急激な目標値の変化に対する追従とその維持とは異なり、逐一目標接触力が変動している点にある。つまり、微小な接触力の変化に対して細かく制御入力を与えているためこのような結果になったと考えられる。

以上の結果から、本研究で提案する機構及び制御が高分解能の手先押し付け力を有していることが明らかになった。また、前節のステップ入力とは異なり経時的に目標接触力が変化している場合でも制御周期を短くして滑らかに入力を与えることで精度よく追従制御することが可能であることが示された。このとき、擦り方向によって擦りモーメントが反力で働く場合とモータトルクに加算される場合が存在することから、これを踏まえたゲイン設計をするとともに回転方向の切り替え制御を行うことで擦りを減らす方向に対しても目標値に追従する制御が可能となることが明らかとなった。

4 結言

本研究では、ロボット手先や関節にコンプライアンス特性を付与するための駆動メカニズムとして、トルク伝動に利用されるポリウレタン小径丸ベルトを関節周りに拮抗配置する機構を設計開発した。本機構の特徴は、丸ベルトに DC モータで擦りを加えることで生じる収縮量を制御することによって他端に接続されたロボット関節を駆動する点にある。本稿では、異なる 2 種類の経時変化する力目標におけるロボット手先の接触力追従制御の実験を行った。まず、階段状の目標接触力に対しては直線的にオーバーシュートのない追従を実現した。この結果は電圧制御系の回路構成で得られたものであり、従来のトルク制御に必要な動力学計算が不要の簡易な力制御を実現した。次に、正弦波状の力目標に対する力制御を行い、制御周期を短くし滑らかな入力を与えることで精度よく追従制御することが可能であることを示した。このとき、擦り方向によって擦りモーメントが反力で働く場合とモータトルクに加算される場合が存在することから、これを踏まえたゲイン設計及び回転方向制御を行うことで目標値に追従する制御が可能であることが明らかとなった。

今後は異なる周期の正弦波目標に対する接触力の追従制御を行っていく予定である。

謝 辞

本研究の一部は、科研費基盤研究 A(15H02230), JKA 補助事業 (26-144,27-146), ならびに本学競争的資金 (H27 年度特別研究費) を受けて行われたものである。

参考文献

[1] C-H Chen, W.D.Chong, "Force Controlled Robot Gripper with Flexible Joint for Delicate Assembly Task", ICCAS Int.conf.Control, Automation and Systems, pp.935-939, 2013.
 [2] S.G.Yuen, D.P.Perrin, N.V.Vasilyev, P.J.del Nido, R.D.Howe, "Force Tracking With Feed-Forward Motion Estimation for Beating Heart Surgery", IEEE Transactions on Robotics, Vol.26, No.5, pp.888-896, 2010.

[3] I.Sardellitti, G.Palli, N.G.Tsagarakis, D.G.Caldwell, "Design and Fabrication of an Assistive Device for Arm Rehabilitation Using Twisted String System", IEEE Int. Conf. Automation Science and Engineering, pp.255-260, 2013.
 [4] I.Sardellitti, G.Palli, N.G.Tsagarakis, D.G.Caldwell, "Antagonistically Actuated Compliant Joint: Torque and Stiffness Control", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.1909-1914, 2010.
 [5] M.Iwak, Y.Hasegawa, Y.Sankai, "Fingertip stiffness control using antagonistic pairs of polyarticular tendons drive system", IEEE Int. Conf. Robotics and Biomimetics, pp.925-930, 2009.
 [6] N.H.Chuc, J.K.Park, N.H.L.Vuong, D.Kim, J.C.Koo, Y.Lee, J.Nam, H.R.Choi, "Multi-jointed robot finger driven by artificial muscle actuator", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.587-592, 2009.
 [7] A.Yamaguchi, K.Takemura, S.Yokota, K.Edamura, "A Robot Hand Using Electro-conjugate Fluid", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.5923-5928, 2011.
 [8] T.Sonoda, I.Godler, "Multi-Fingered Robotic Hand Employing Strings Transmission Named "Twist Drive"", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2733-2738, 2010.
 [9] T.Sonoda, I.Godler, "Position and Force Control of a Robotic Finger with Twisted Strings Actuation", IEEE/ASME Int. Conf. Intelligent Mechatronics AIM, Budapest, pp.611-616, 2011.
 [10] T.Sonoda, I.Godler, "Control of Robotic Joint by using Antagonistic Pair of Twist Drive Actuators", Proc.IEEE/ASME Int. Conf. Intelligent Mechatronics AIM, Budapest, pp.5410-5415, 2012.
 [11] I.Gaponov, D.Popov, J.Ryu, "Twisted String Actuation Systems: A Study of the Mathematical Model and a Comparison of Twisted Strings", IEEE/ASME Trans. Mechatronics, Vol.19, No.4, pp.1331-1342, 2014.
 [12] D.Popov, I.Gaponov, J.Ryu, "A Preliminary Study on a Twisted Strings-based Elbow Exoskeleton", IEEE World Haptics Conference, pp.479-484, 2013.
 [13] D.Popov, I.Gaponov, J.Ryu, "Bidirectional Elbow Exoskeleton Based on Twisted-String Actuators", IEEE/RSJ Int.Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.5853-5858, 2013.
 [14] T.Inoue, S.Yamamoto, R.Miyata, "A robotic joint design by agonist and antagonist arrangement with twisting small-diameter round-belts", IEEE/RSJ Int.Conf.Intelligent Robots and Systems, pp.1751-1756, 2015.
 [15] 宮田, 井上, "関節屈曲に利用するポリウレタン丸ベルトの多回転擦り運動における静的物理特性", 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, 2015.
 [16] 宮田, 井上, "上肢筋の拮抗構造を模倣したポリウレタン丸ベルトによる Twist-drive 機構と制御", 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, 2015.

小径丸ベルトによる平行二重振りアクチュエータ

Parallel Double Twist-drive Actuator Using Small-diameter Round-belts

学 植田尊大 (岡山県大) 正 井上貴浩 (岡山県大)

Takahiro UEDA, Okayama Pref. Univ., c324008b@ss.oka-pu.ac.jp

Takahiro INOUE, Okayama Pref. Univ., inoue@ss.oka-pu.ac.jp

In this paper, we develop a parallel double twist-drive actuator as a new mechanism using the small-diameter round-belt. This actuation structures include compact designs, light-weight mechanical structures. We focus on the control performance of contraction forces of a twisted string. With respect to round-belt, there exists stress relaxation phenomenon, and we reveal that it is accurate control of force contraction against such stress relaxation by increasing the twist rotation of round-belt. On the other hand, this paper proposes a new contraction force model, which is caused by twisting a small-diameter round-belt. First, we divide the deformation of round-belt into two processes: twisting of round-belt itself and wrapping around each other. Second, we describe displacements in both the deformation processes in detail, and show simulation results of contraction forces by twisting. Finally, by comparing the experimental result with theoretical value obtained before, we can conclude that the modeling method including two properties during the twisting is reasonable for formulation of contraction force generated by small-diameter round-belt.

Key Words: round-belt, twist, contraction force, parallel double twist-drive actuator, modeling.

1 緒言

近年、高いコンプライアンス性を有するとともに機構の軽量化や単純化が期待できるストリング振り駆動機構(以下 TSA)が注目されている。TSA はストリングに振りを加えることによって生じる収縮力を利用したアクチュエータである。この TSA の研究の一つとして Sonoda ら [1] は TSA を応用してロボットハンドを開発しているが 2 つのモータを使用することから複雑さやインターナルロックといった問題が残されている。また、Povov ら [2] は拮抗的に TSA を配置した回転型 TSA を利用した肘外骨格を開発しているが、ここで用いられているストリングは非常に細いため出力の小ささや耐久性に不安が残る。そこで、本稿ではストリングの代わりに丸ベルトを使用し、ヒトの上肢への装着に向けて 1 つのモータで 2 カ所の丸ベルトに同時に振りを加えることができる小型のアクチュエータを開発し実験を行う。本アクチュエータによりこれまでの課題であった出力の小ささや機械的な複雑さを解決する。また、これまでに柔軟に変形する物体の振りに関するモデリングを目的とした研究は数多くなされているが、いずれも振れによる幾何学的形状の変化を定式化したもので、振れからその物体の収縮力を定式化している例はない。そのため本稿では丸ベルトの振り収縮力のモデル化にも取り組み、丸ベルト振り実験から得られる結果と提案する振り収縮力モデルによる理論値とを比較することで、振り収縮力モデルの妥当性を示す。

2 ヒトの上肢への装着に向けたプロトタイプ

本章では動作支援のための大きな力の生成を目的として、Fig. 1 のように 1 つの DC モータによって 2 カ所の丸ベルトに同時に振りを加えることができる小型の平行二重振りアクチュエータを開発する。本アクチュエータはヒトの上肢への装着を目的とした機構に適用するために開発したプロトタイプであり、従来の機構より小型軽量化を実現している。本アクチュエータにより 2 カ所の丸ベルトに同時に振りを加え収縮力を発生させる。この収縮力によってヒトの前腕部分を屈曲伸展させ、動作支援を行う。

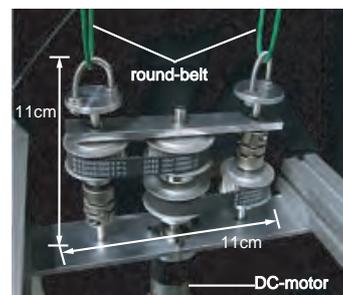


Fig.1 Parallel double twist-drive actuator for new upper extremity assist mechanism.

3 丸ベルトの振りによる静的収縮力モデル

上肢装着型機構の開発において、関節剛性に基づいて機構を制御する必要がある。そこで、本章では関節剛性の推定の基となる収縮力モデルを導出する。本収縮力モデルで使用する丸ベルトの初期状態長さからの伸びは、Fig. 2 のようにベルト自体が振れることによる伸びと、Fig. 3 のように丸ベルト同士が巻きつき合うことによる伸びとに分けて考える。さらに、収縮力モデルではヤング率も用いるが、そのヤング率は実験から導出する。以下でこれらの導出過程を示す。

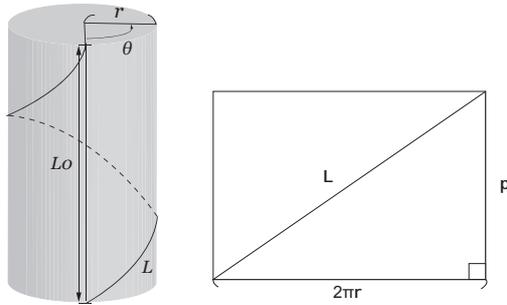
3.1 ベルト自体の振れによる伸び

Fig. 2 の L_0 をベルトの初期長さ、 θ をベルトの振れ角度、 r をベルトの半径、 L を振れた後の長さ、 n を振り数、 p をピッチ (1 回転した時に進む長さ) とすると、展開図と振り数の関係より次式を得る。

$$L = n\sqrt{(2\pi r)^2 + p^2}. \quad (1)$$

ここで、ピッチと振り数はそれぞれ、

$$p = \frac{2\pi}{\theta} L_0, \quad n = \frac{\theta}{2\pi}, \quad (2)$$



(a) state of twist (b) unwrapped helix
Fig.2 Twisted configuration of a belt.

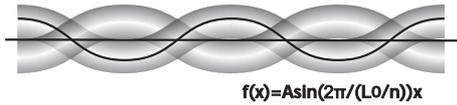


Fig.3 Wrapped configuration of a belt.

で表すことができる．これにより式 (1) を変形し，そこから初期長さ L_0 との差分を求めることでベルト自体の捩れによる伸び ΔL_1 を表すことができ次式となる．

$$\Delta L_1 = \theta \sqrt{r^2 + \left(\frac{L_0}{\theta}\right)^2} - L_0. \quad (3)$$

3.2 ベルトの巻きつきによる伸び

Fig. 3 のように，巻きつきあった状態の丸ベルトの形状を正弦波と仮定する．このとき， A を正弦波形状の振幅とすると巻きつきによる形状変化は次式で表せる．

$$f(x) = A \sin \frac{2\pi}{n} x. \quad (4)$$

この正弦波の長さは次式で表すことができる．

$$L_2 = \int_0^{L_0} \sqrt{1 + \left(\frac{2nA\pi}{L_0}\right)^2 \cos^2 \left(\frac{2n\pi}{L_0} x\right)} dx. \quad (5)$$

したがって，初期長さ L_0 に対して伸び量 ΔL_2 は

$$\Delta L_2 = \int_0^{L_0} \sqrt{1 + \left(\frac{2nA\pi}{L_0}\right)^2 \cos^2 \left(\frac{2n\pi}{L_0} x\right)} dx - L_0, \quad (6)$$

のように表せる．

3.3 ヤング率線形近似モデル

本節では，捩り収縮力モデルの式に適用するためのヤング率線形近似モデル (以下ヤング率モデル) を導出する．ヤング率は $E = \sigma/\epsilon$ で表されるため，丸ベルトを用いて引張実験を行うことで得られる応力とひずみから計測する．初期捩りとして 0~5 捩りまで 0.5 捩りずつ増加させた状態をそれぞれ与え，2mm/s で引張を加える．このとき得られる丸ベルトの収縮力と変位から応力及びひずみを求め，応力-ひずみ曲線を作成し傾きを求めることでヤング率を得る．Fig. 4 に捩り数毎のヤング率を示す．

Fig. 4 から傾向として捩りが増えたとヤング率は線形的に下がっていく傾向にあることが分かる．このことからヤング率モデルには線形近似を用いることができ，近似式を求めると次式と

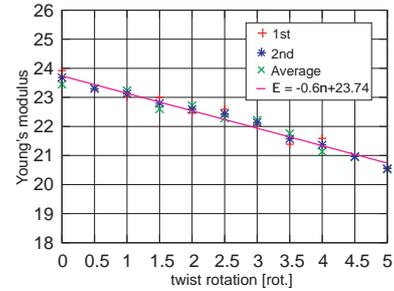


Fig.4 Experimental results of Young's modulus.

なる．

$$E = -0.6n + 23.74 \text{ [N/mm}^2\text{]}. \quad (7)$$

ここで， E はヤング率， n は捩り数であり，上式を用いることで 5 捩り以降のヤング率も推定することができる．

3.4 収縮力モデルの導出

丸ベルトの断面積を S ，初期長さを L_0 ，初期長さからの伸びを ΔL とすると，収縮力 F は応力とひずみの関係から以下のように表せる．

$$\sigma = \frac{F}{S} = E \frac{\Delta L}{L_0} \Leftrightarrow F = SE \frac{\Delta L}{L_0}. \quad (8)$$

一方で， $\Delta L = \Delta L_1 + \Delta L_2$ と変形後のベルトの体積が一定であることから，断面積 S は次式となる [3]．

$$S = \frac{\pi r^2 L_0}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2}. \quad (9)$$

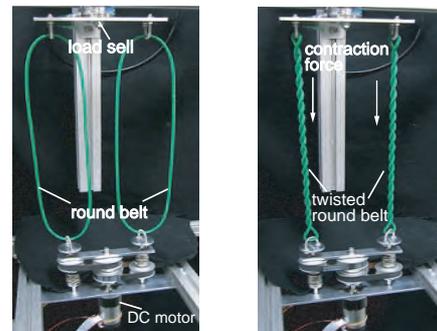
最終的に，1 本の輪状の丸ベルトを捩ることは 2 本の丸ベルトを巻きつけることと等価であるとみなせるから，収縮力のモデルは次式で表すことができる．

$$F = \frac{2\pi r^2 E (\Delta L_1 + \Delta L_2)}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2}. \quad (10)$$

ここで， ΔL_1 ， ΔL_2 ， E はそれぞれ式 (3)，式 (6)，式 (7) で表される．

4 丸ベルト捩り実験

本章では，2 章で作成した平行二重捩り機構を用いて丸ベルトを捩った時の収縮力を計測し，式 (10) で示された収縮力モデルから算出される値と比較することで提案する収縮力モデルの妥当性を検証する．



(a) before twist (b) after twist

Fig.5 Experiment of quasi-static twisting by step motor.

本実験では、Fig. 5 に示すように周長 600mm，直径 2mm の丸ベルトを左右に 1 本ずつ（計 2 本）平行に配置し，20 回転まで振りを加える．ロードセルを用いてこのときの収縮力を計測し，その結果を実測値として採用する．理論値に関しては，丸ベルトを 2 力所で振ることを考慮し式 (10) から導出した値を 2 倍したものを採用する．これらの理論値と実測値との比較結果を Fig. 6 に示す．

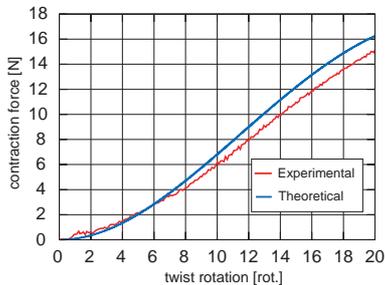


Fig.6 Comparison of theoretical and experimental values.

Fig. 6 から，式 (10) によって算出された理論値は 20 振りまで概ね実測値と一致している．また，理論値と実測値の双方の曲線の上昇のしかたも似たような傾向にあることから，これらは簡易なモデルにも関わらず比較的良好的な比較結果を示していると言える．しかし，10 振りを超えたあたりから理論値と実測値で差が広がり始めている．この要因として，丸ベルトの実際の変形は長手方向だけでなく，Fig. 3 のように横軸方向にも変形しているが，本稿で提案した収縮力モデルではこの影響を加味していないため，実測値に比べて理論値の上昇傾向が大きくなった可能性があると考えられる．そのため長手方向の収縮力のみを抽出し横方向の収縮力を取り除くことができれば理論値と実測値の差は小さくなると考えられる．

5 平行二重振りアクチュエータを用いた実験

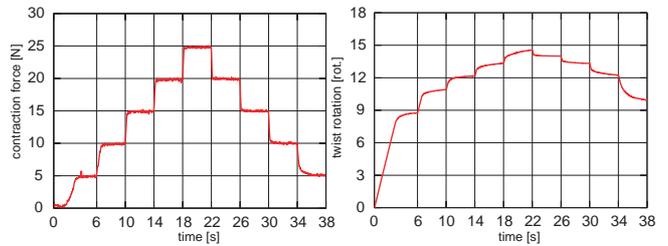
本章では丸ベルトの動的性能を明らかにするため，平行二重振りアクチュエータを用いて丸ベルトの振り収縮力を制御量とした収縮力制御を行う．ここでは周長 600mm，直径 3mm の丸ベルトを使用し Fig. 5 のように左右に 1 本ずつ（計 2 本）配置する．

5.1 収縮力制御

本節では，丸ベルトの振り収縮力を制御量とした収縮力制御を行う．フィードバック制御のための目標収縮力は，5 N から 4 sec 間隔で 5 N ずつ増加させ 25 N までステップ状に変化させる．また，収縮力が 25 N に達した後，今度は 25 N から 4 sec 間隔で 5 N ずつ減少させ 5 N までステップ状に変化させる．ただし，初めの 0 N から 5 N に達するまでの期間のみ 6 sec で制御する．加えて，目標収縮力増加時，減少時ともに P 制御で制御を行い，制御周期は 500 Hz とする．Fig. 7-(a) に収縮力の時間応答，Fig. 7-(b) に振り量の時間応答の結果を示す．

5.2 結果・考察

Fig. 7-(a) から収縮力は丸ベルトの振り復元力がある中でも P 制御のみで目標収縮力に追従していることが分かる．これにより偏差を埋める動きをする I 制御を導入する必要がないため制御が非常に容易となる．ここで，Fig. 7-(b) に注目すると，収縮力は定常値に収束しているにもかかわらず振り量はいずれの期間でも増加していることが分かる．これはエラストマー材質特有の減少である応力緩和によって減少するはずの収縮力を一定値に維持する



(a) time-contraction force (b) time-twist rotation

Fig.7 Time responses of contraction force and twist rotation.

ためである．結果として，単純な P 制御でも十分な収縮力制御を行うことができることが明らかとなった．

6 結言

本稿の二重振りアクチュエータを用いた実験により，パルス状に変化する目標収縮力に対して偏差を埋める I 制御を導入することなく P 制御のみで誤差なく追従させることができると明らかになった．このことから非常に簡単な制御で正確にアクチュエータを動作させることが可能であると言える．また，直径 3mm のベルトが 1 本でも 25 N の収縮力を生成できることから，丸ベルトの本数を増やせばさらに大きな収縮力を生成できると予想できる．これらのこととアクチュエータのサイズの小ささを踏まえると，小型軽量な機構にも関わらず簡単な制御で十分な収縮力の生成が望めることが示唆され，それによって従来にないアクチュエータを採用した装着型機構の開発が期待できると言える．今後は丸ベルトの本数を増やした実験を行うことでさらに大きな収縮力の生成に努める．

また，本稿の収縮力モデルによって，簡易な数学的変形解析からモータ回転動作を運動変換し収縮力の定式化を行った．丸ベルト振り実験により本収縮力モデルが実測値と大差ない結果になったことから，本収縮力モデルの妥当性が示された．しかし，振り数が増えると理論値と実測値に差が生じるような傾向が見られた．理論値と実測値に誤差が生じてしまうと，今後，本収縮力モデルから関節剛性を推定し，それを基に装着型機構を制御する際に制御対象に直接影響を及ぼす可能性があるためこの誤差を小さくすることは必須であり今後の課題とする．

謝 辞

本研究の一部は，科研費基盤研究 A(15H02230)，公財 JKA 補助事業 (26-144, 27-146) の支援を受けて行われたものである．

参考文献

- [1] T. Sonoda, K. Ishii, A. Nassiraei, and I. Godler, "Control of Robotic Joint by using Antagonistic Pair of Twist Drive Actuators", IECON, pp.5410-5415, 2012.
- [2] Povov, D., Gaponov, I., and Jee-Hwan Ryu, "Bidirectional elbow exoskeleton based on twisted-string actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.5853-5858, 2013.
- [3] 宮田，井上，"関節屈曲に利用するポリウレタンアルベルトの多回転振り運動における静的物理特性"，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，2015．

深指・浅指屈筋を模倣した腱駆動フィンガの静・動特性

Static and Dynamic Characteristic of Tendon Driven Robotic Finger Imitating Human Finger

○荒木 佑介, 井上 貴浩 (岡山県大)

Yusuke ARAKI, Takahiro INOUE, Okayama Pref. Univ., c325002u@ss.oka-pu.ac.jp

This paper newly developed a three-joint robotic finger on the basis of biomechanical structure of human fingers. This finger consists of MP, PIP, and DIP joints activated by two tendons and motors. This tendon driven mechanism is designed to create secure coupled motion of the joints, which can be realized by applying different insertion configuration of the tendons. We experimentally verify that the bioinspired mechanism is appropriate for adaptable grasping. Finally, this study identifies a transfer function model with respect to the tapping force from dynamic repetitive motion.

Key Words: tendon driven, robotic finger, static and dynamic characteristic, transfer function

1 緒言

ロボット研究においてロボットの静的及び動的な特性は、性能向上のために非常に重要な情報である。また、機械システムの伝達関数の導出は入出力関係を理解するために有用な解析である。筆者らはこれまでになじみ把持を実現する腱駆動ロボットフィンガの開発を行った [1]。なじみ把持とは指が把持物体に巻き付くように屈曲し、拘束力を上げることで安定的な把持を実現する人の手が持つ能力である。

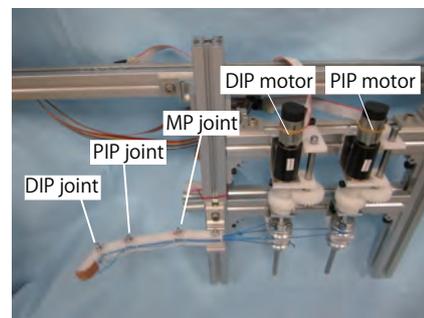
本稿では、人間の手の屈筋腱停止位置を模倣した本ロボットの構造的な特性を考察した上で、性能評価実験を行うことで静・動特性を明らかにする。加えて、MATLABを用いた数値解析によって本システムの伝達関数を導出する。

2 ロボットフィンガの機構

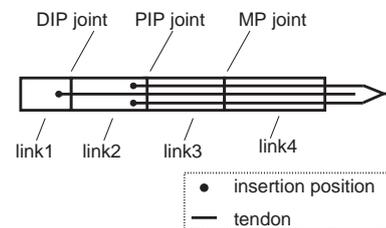
Fig.1に開発したロボットフィンガを示す。本ロボットでは、なじみ把持を実現するために人間の筋構造を模倣した腱駆動を採用している。人の第2～5指に作用する屈筋は主に PIP 関節 (第2関節) を屈曲させる浅指屈筋と DIP 関節 (第1関節) を屈曲させる深指屈筋の2種類が存在する。また、これらの屈筋の腱は指の異なる位置に停止し、浅指屈筋は中節骨基部、深指屈筋は末節骨基部に停止する [2]。本機構は人の浅指屈筋を模倣させるモータ (A-max19: maxon) (以下 PIP モータと呼ぶ) と深指屈筋を模倣させるモータ (以下 DIP モータと呼ぶ) を動力とし、これらがそれぞれ巻き取る2本の腱の停止位置をロボット上に再現している。この構造を用いることで人の手の構造のメリットをロボットに付与するとともにその構造的な特性を明らかにする。なお、本稿における信号生成とロボット制御系はすべてマイコン (RX631: 北斗電子) で構築する。

3 腱構造組み替え実験

前述の通り、本機構では人の手の構造を模倣しており、PIP モータと DIP モータの腱は異なる位置に停止する (Fig.1(b))。この構造に関する研究は少なく、この構造的な特性を解明することができれば今後のロボットハンド開発への応用が十分に期待できる。本章では、ロボットの腱の構造を変更する2つの実験を行うことで手の機構の特性を考察する。はじめに、通常の状態である腱が2本の場合



(a) robotic finger



(b) position of insertion

Fig.1 A robotic finger and insertion positions of tendons.

(PIP モータと DIP モータ同時駆動) と腱が1本のみ (DIP モータのみの駆動) の場合の指先力の比較実験を行う。実験は固定した板にロードセル (LUX-B-100N-ID-P: 共和電業) を取り付けて本ロボットの指先で押し付ける。本節の2つの実験においてモータへの入力は最大トルク指令とする。計測結果を Fig.2 に示す。

Fig.2 に示すように腱2本のときは約 17 N、1本のときは約 12 N の指先力を発揮した。この結果から PIP モータは指先力増加に寄与していることが理解できる。さらに、Fig.2(b) の 2.2 s 付近では不規則な挙動を示している。これは腱の張力下で PIP 関節の予期しない伸展が行われたためである。この伸展を Fig.3 を用いて説明する。Fig.3(a1), (b1) はそれぞれ両方のモータを用いた駆動と DIP モータのみの駆動を表している。リンク1が物体に接触し屈曲できなくなったとき、通常は Fig.3(a2) のように両関節で屈曲力を生成できるためロボットは屈曲位を維持する。しか

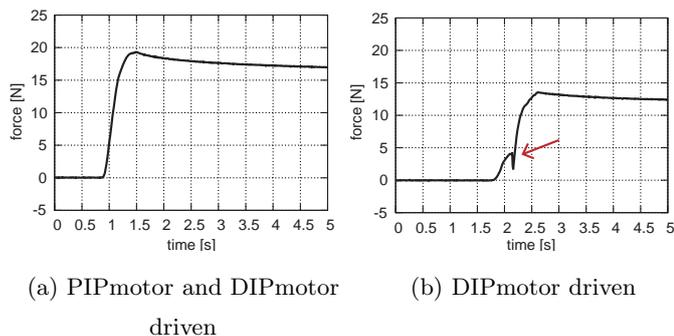


Fig.2 The difference of force on fingertip between double motor driven and single motor driven.

し DIP モータのみの駆動では、DIP 関節のみに屈曲力が生じ (Fig.3(b1)), PIP 関節は屈曲力を生成できないためリンク 2 がリンク 1 に対して屈曲をはじめ。同時にリンク 2 は Fig.3(b2) のようにリンク 3 に対して相対的に伸展する。この PIP 関節の予期しない伸展の撃力が Fig.2(b) の 2.2 s 付近で観測された。この実験から PIP モータの腱はリンク 2 に停止することで指先力の増加だけでなく、安定的な指の屈曲および安定的な指先押しつけに寄与していることが明らかとなった。この構造的特性は高指先力を有するロボットハンドの安定的把持の実現において非常に有益なものである。

人の手と本ロボットは通常 Fig.4 上図に示すような腱停止位置 (以下構造 A と呼ぶ) を構成するが、Fig.4 下図のように両モータの腱がいずれも指先に停止している構造 (構造 B) においても各関節の屈曲が可能である。しかし、構造 B では DIP 関節の屈曲力が増加し把持力分布が構造 A とは異なると予想される。このようなことから、2 つ目の実験では構造 A と構造 B の屈曲力分布の比較を行い、ロボットの物体把持動作への影響を考察する。本実験では構造 A と構造 B における MP, PIP, DIP 関節の 3 箇所の伸展状態における屈曲力の計測をそれぞれ 5 回ずつ行い、平均値を計測結果とする。実験結果を Fig.5 に示す。縦軸は計測結果を次式を用いて算出した全体の屈曲力に対する各関節の屈曲力の割合 F_i を表す。

$$F_i = \frac{f_i}{f_{mp} + f_{pip} + f_{dip}} \times 100[\%]. (i = mp, pip, dip) \quad (1)$$

ここで、 $f_i [N]$ は各関節の屈曲力を表す。構造 A では指先に近づくにつれて屈曲力の割合が減少するのに対して構造 B では全く逆の分布を示した。このため構造 A と B では物体把持運動において差が生じることが予想される。実際に構造 B の状態で物体把持を行った結果、指先が物体に接触した後も DIP 関節が屈曲を続けたため構造 A のとき可能であったなじみ把持が実現されなかった。これらのことから、PIP モータがリンク 2 に停止することでロボットに適切な屈曲力分布を与えていると考えられる。また、ロボットハンドの屈曲力分布はなじみ把持実現のための重要な要素であると言える。

4 静・動特性評価実験

本章では、ロボットフィンガの運動特性を明らかにするための実験と解析を行う。把持力、最大屈曲姿勢、屈曲時間の検証を静特性評価とし、タッピング運動 (繰り返し往

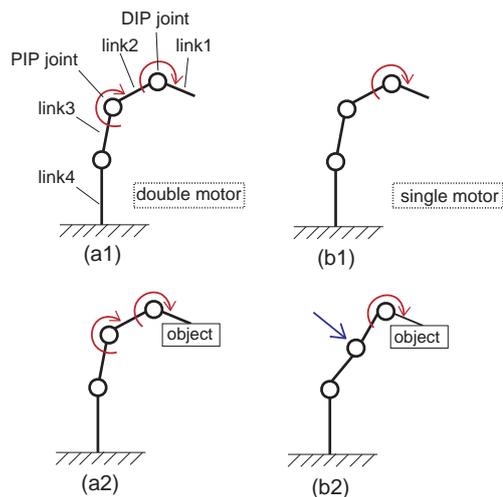


Fig.3 The mechanism of accidental extension.

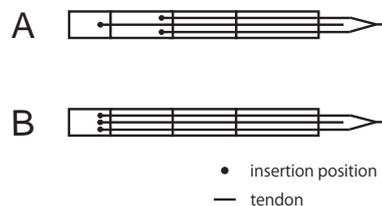


Fig.4 The original and same insertion positions.

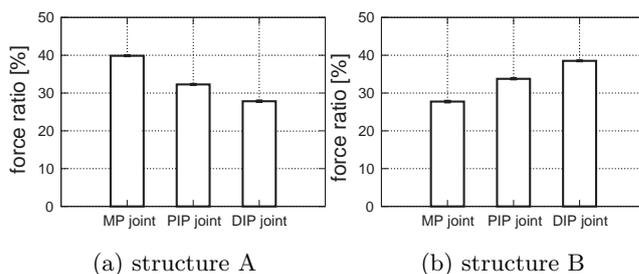


Fig.5 A comparison of flexion force by structure A and B.

復運動) の検証を動特性評価とする。なお、以下の実験は本ロボットの通常の状態である 2 個のモータによる駆動で行う。

4.1 静特性

把持力はロボットにロードセルを握るように屈曲させることで計測を行う。把持力計測の様子を Fig.6 に示す。リンク 4 にロードセルを取り付け、伸展位から計測を開始する。本実験ではロードセルとロボットの間にはスペーサを挿入する。また、2 つのモータへの入力はいずれも最大トルク指令とし、最大把持力を計測する。屈曲時間はロボットの伸展位 (腱巻き取り角度 0°) から最大屈曲姿勢 (巻き取り停止) になるまでの時間を計測する。最大屈曲姿勢 Fig.7(b)) では伸展位 (Fig.7(a)) から各関節が 90° 屈曲する。

4 回の計測を平均した結果、把持力は 37.7 N、屈曲時間は 1.89 s であった。ロボットハンドの各指に約 2.3 kg (約 22.5 N) の把持力があると、電動ドライバ等の道具を使って作業することが可能である [3]。このため把持力は人型ハンドのための示指ロボットとして妥当な能力を有すると言える。しかし屈曲時間は人が 0.5 s 以下であるのに対して本ロボットは低速であるため今後改良の必要がある。

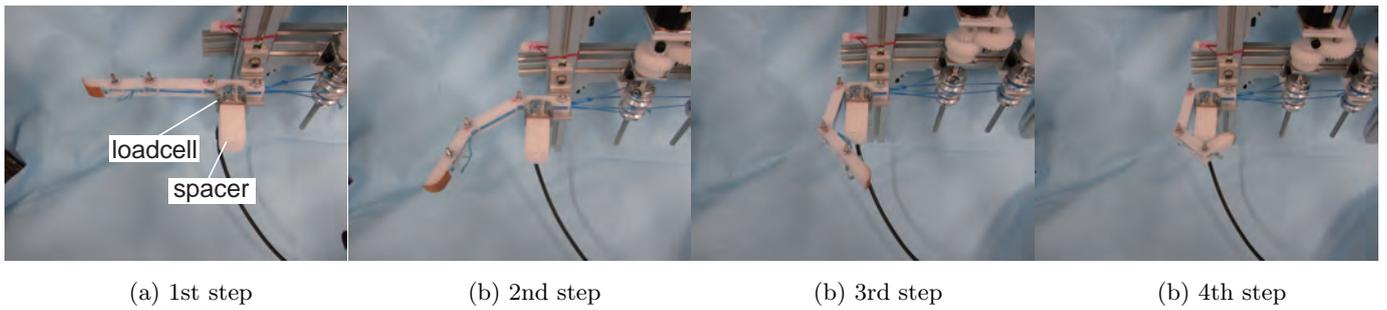


Fig.6 The movement of this robot in measurement of grasp force.

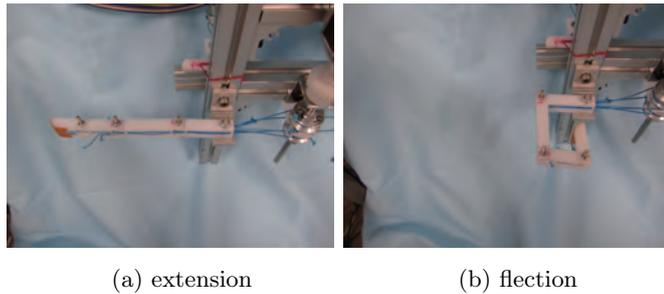


Fig.7 The postures in extension and flection of this robot.

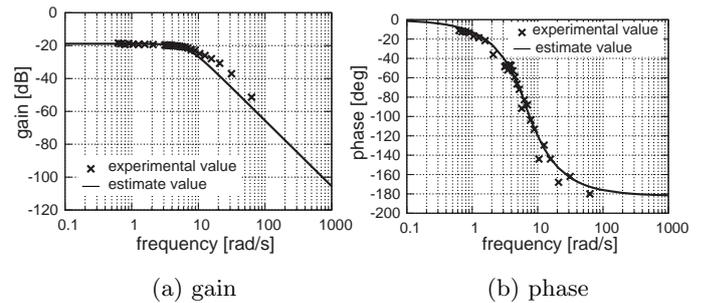


Fig.9 These figure shows bode diagrams of this robotic system.

l_{in} , l_{out} はそれぞれ入力と出力の振幅を表す. 伝達関数は MATLAB の `oe` 関数を用いて導出する [4]. 本機構は遅れ系のシステムであり, 厳密にプロパーなシステムに従うと仮定する. 遅れ系システムは伝達関数の次数に比例してゲインの減少率が上がる特性が存在する. ゲインの算出結果では周波数が 10 倍に増加したときゲインが約 40 dB 減少していることから本システムの伝達関数 $G(s)$ の分母を 2 次とする. 次に分子の次数は `oe` 関数による推定結果から 0 次とする. この結果から得たゲイン線図と位相線図を Fig.9 に示す. また, 伝達関数は式 (3) のように表すことができる. この伝達関数から本ロボットのタッピングバンド幅 1.11 Hz を得る. しかし, 人の第 2~5 指のタッピングバンド幅は約 6 Hz であることからシステムの応答性を向上させる改良が必要である.

$$G(s) = \frac{0.11}{s^2 + 0.22s + 0.02}. \quad (3)$$

5 結言

本稿では, 筆者らがこれまでに開発したロボットフィンガの構造的特性と運動の静・動特性の評価を通してロボットフィンガとしての有用性を示すとともに, 今後の改善点を明らかにした. また MATLAB を用いた数値解析を行うことで本システムの伝達関数を同定した.

文献

- [1] 荒木佑介, 井上貴浩, " なじみ把持を実現する腱駆動ロボットフィンガの開発 ", 計測自動制御学会中国支部学術講演会論文集, pp.26-27, 2016.
- [2] A.I.Kapandji, カバンジー機能解剖学 上肢, 医歯薬出版株式会社, 2011.
- [3] 星野聖, 以後直樹, " 人型多指ロボットハンド ", バイオメカニズム学会誌, Vol.38, No.1, pp.31-37.
- [4] 井上貴浩, 濱野祐哉, 平井慎一, " 半球柔軟指の指先力減衰特性 ", 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会論文集, pp.8-11, 2016.

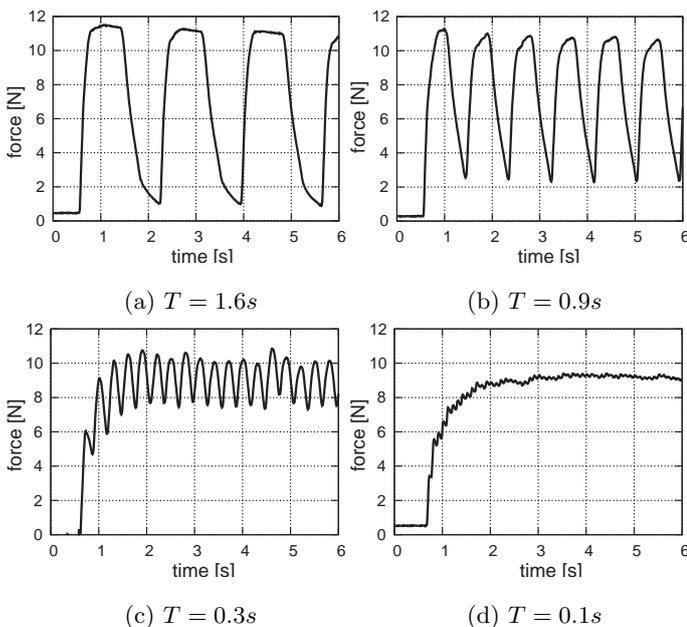


Fig.8 These figure shows the swings of force of fingertip.

4.2 動特性

本節ではタッピング実験を行う. 実験結果を基にロボットの伝達関数を同定するとともにロボットのタッピングバンド幅を求める. タッピング運動は将来ヒューマノイドや筋電義手を用いてキーボード入力やピアノ演奏を行うために必要な能力である. 本実験ではモータに duty 比 0% と 99% を周期的に繰り返すパルス波を入力し, 周期は 0.1~10 s の間で 28 通りの試行を行う. 出力は指先力とし前章の指先力計測と同様の条件で行う. 4 つの周期における実験結果を Fig.8 に示す.

また次式を用いて実験結果からゲインを算出する.

$$g = 20 \log \frac{l_{out}}{l_{in}}. \quad (2)$$

丸ベルトを用いた非対称関節駆動ロボット フィンガによる位置・力制御実験

Position and Force Control by Asymmetrical Round-belt Drive Mechanism for Robotic Finger

○岡本 造 (岡山県大), 井上 貴浩 (岡山県大)

Itaru OKAMOTO, Takahiro INOUE Okayama Pref. Univ., c325010b@ss.oka-pu.ac.jp

In this paper, we develop a novel robotic joint mechanism that has a polyurethane round-belt and a linear spring placed on each side of the joint. This mechanism is based on antagonistic mechanical configuration by the round-belt activated by twisting motion. This mechanism enables the robotic joint to move around its axis according to the contraction force generated by the twisting. In addition, antagonistic side of the joint generates passive tension by the spring, which may reduce the range of motion of the joint. In order to improve that problem, this study newly modified the joint mechanism so that the tensile force can be eliminated by maintaining natural length of the spring.

Key Words: round-belt, position control, force control

1 緒言

昨今のロボットハンドは産業だけでなく生活・福祉・防災・復興支援などのサービス分野においても注目されており、今後人とロボットによる協調作業の機会が多くなると予想されている。そのため、ロボットハンドには軽量化・応答性・安全性が求められている。ロボットハンドの屈曲・伸展動作については、人の関節の筋構造を模倣した研究が多く、小宮ら [1] は、空気圧シリンダを拮抗的に配置し、関節にはステンレスワイヤを用いることで角シリンダにより関節を駆動させているが、この拮抗駆動系には摩擦によるスティックスリップ現象や関節の剛性を高めると応答が不安定になるなどの問題点がある。また、石坂ら [2] は、プーリの両側に2本のストランド筋を拮抗配置する方法を提案している。この機構では、片方のストランド筋を振ることにより駆動させているが、各ストランド筋にステッピングモータを取り付ける必要があるため、アクチュエータが増えることにより機構が大きくなる問題がある。以上のことから、本研究では丸ベルト振り機構と線形バネを対向配置したロボットフィンガを開発した。

本稿ではまず、2章で丸ベルトと線形バネを関節周りに対向配置した非対称関節駆動による単関節ロボットの特徴について述べる。3章では、タッピング動作を模倣した正弦波目標接触力に対する追従制御実験を行う。4章では、回転関節にジャイロセンサを用いた関節角制御を行う。

2 本機構の特徴

本機構のロボットフィンガを Fig. 1 に示す。本機構では、屈曲方向に丸ベルト (以下主動側) と伸展方向に線形バネ (以下拮抗側) を関節周りに対向配置することで拮抗駆動を実現している。両側にコンプライアンスが備わることで、リンクへの衝撃が与えられたとき主動側では丸ベルトの弾性力、拮抗側はバネの復元力が生じ高い安全性を確保している。これにより、人とロボット間の協調作業で接触が可能となる。駆動原理は、リンクと DC モータに固定された丸ベルトが振られることで生じる収縮力によりロボット関節の軸周りの回転を可能にする。しかし、リンクの屈曲時

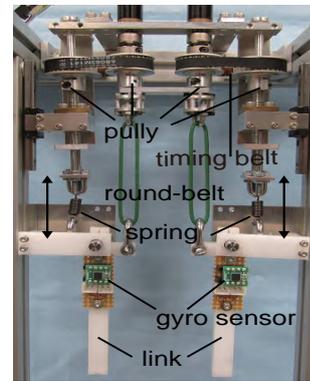


Fig.1 Overall view of asymmetrical round-belt drive mechanism for robotic finger.

にバネの復元力が働くと指先の押し付け力の低下と関節可動域の減少が生じる。そこで本稿では、新たな試みとして主動側と拮抗側に取り付けたプーリにタイミングベルトを介すことで動きを同期させる。また、拮抗側のすべりねじによりガイドレールに沿ったスライドが可能となるため、バネは自然長を保つことができる。これにより、屈曲時にはバネの復元力が生じない受動駆動機構を開発した。

ここではまず、同期運動の有無による関節角度を測定し、受動駆動機構の有用性を示す。計測方法は、周長 140 mm、直径 2 mm の丸ベルトを用いて振り量制御を行う。制御則はモータ付属のエンコーダ角度を制御量とする比例制御であり、ロボットのモータへの指令入力は角度変数を φ とすると次式となる。

$$u(t) = -K_p(\varphi - \varphi^d). \quad (1)$$

目標値である φ^d には丸ベルトの最大振り数を入力し、振り量とエンコーダ角度は等しいものとする。関節角度は、ジャイロセンサを用いて計測される角速度を積分することで出力される。また、環境温度と角速度を積分することで生じるドリフトは、デジタルハイパスフィルタを通すことで軽減している。

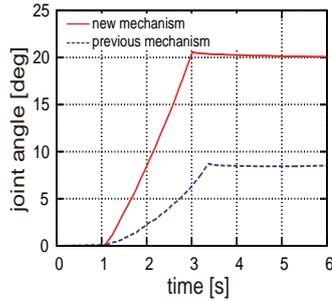


Fig.2 It shows experimental comparison of the range of motion with respect to the proposed mechanism.

ここで、同期運動の有無による関節角度の計測結果を Fig. 2 に示す。同期運動を行う場合のリンクの最大関節角度が 3.03 s で 20.56°, 同期運動を行わない場合が 3.39 s で 7.72° となる結果を得た。この結果から、ロボットリンクの可動域が拡大されていることが分かる。加えて、最大関節角度に達するまでに同期運動を行う場合の方が 0.36 s 速くベルトが振られていることから、本機構の応答性が向上していることが分かる。以上の結果から、同期運動を行う受動駆動機構はロボットリンクの可動域を広げ応答性を向上させることが可能であることが示された。

3 タッピング動作を模倣した追従制御

本章では、人のタッピング動作を模倣し、周期の異なる正弦波入力に対する指先押し付け力制御を行う。次式に示す目標押し付け力の周波数 ω を 1 Hz から徐々に高くすることで追従性能を検証する。

$$F^d(t) = 0.3 \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right) + 0.4. \quad (2)$$

また、制御手法は比例制御であり次式に従う。

$$v(t) = -K_p(F - F^d). \quad (3)$$

上式の比例ゲインは応答を確認しながら適宜調整する。Fig. 3 は入力周波数を 3 Hz にしたときのグラフである。Fig. 3(a) はロードセル値の 10 点移動平均を示し、Fig. 3(b) は目標値に対する相対誤差を示す。結果から精度が低下することなく ± 0.05 N で追従していることが分かる。ここで青木ら [3] は指の運動速度をタッピング周波数によって評価しており、示指では 6.1 Hz, 中指で 5.9 Hz, 環指で 4.6 Hz, 小指で 4.9 Hz と報告している。そのようなことから本機構では、人間の動作には少し劣るが精度の良い追従が可能であることを示している。しかし、本機構では 4Hz 以上の周波数では指を模した動作は実現できなかった。この原因として、受動駆動機構を可能にする 2 つのプーリを介すベルトの張り不足により、モータが逆転する度にプーリとベルトのかみ合いにずれが生じているためであると考えられる。

4 ジャイロセンサを用いた角度制御

本章では、ジャイロセンサを用いた関節角制御を行う。制御則は簡易的な PI 制御であり次式に従う。

$$u(t) = -K_p(\theta - \theta^d) - K_i \int (\theta - \theta^d) dt. \quad (4)$$

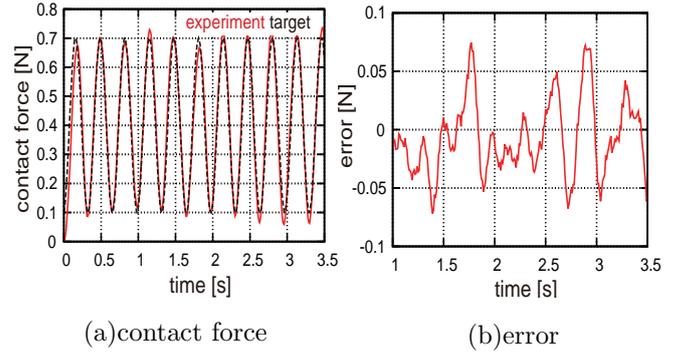


Fig.3 These figures show experimental result of trajectory tracking control of contact force for desired sinusoidal function.

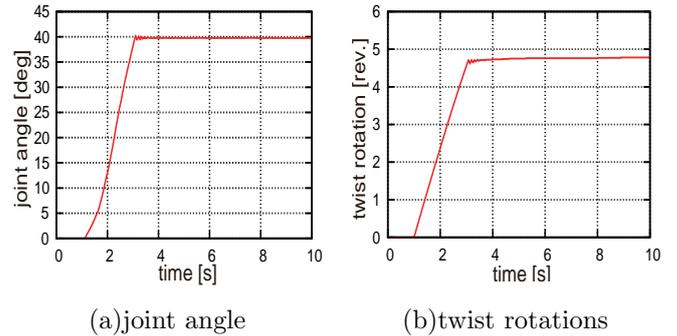


Fig.4 Joint angle control by means of gyro sensor.

本実験では、目標関節角度は $\theta^d = 40^\circ$ とする。Fig. 4(a) から、3.5 s で 40° に偏差なく収束していることが分かる。加えて、Fig. 4(b) から振り量が一定の値に収束していることが分かる。これは、ドリフトで生じる角度変化がハイパスフィルタによって除去されているため、振り量を調節することなく一定の値に収束したと考えられる。

5 結言

本稿では、丸ベルトと線形バネを関節周りに対向配置した非対称関節駆動による単関節ロボットを製作した。また、拮抗側にバネを配置することで生じるリンクの関節可動域の低下を改善するために、バネの復元力が生じない受動駆動機構を設計した。加えて、同期運動の有無による関節角度を計測し有用性を示した。次に、3 Hz での高精度なタッピング動作制御を実現した。最後に、ジャイロセンサを用いた関節角制御が可能であることを示した。

文献

- [1] 小宮, 只野, 川嶋: "空気圧アクチュエータを用いた拮抗駆動に対する研究" 日本ロボット学会誌, 日本機械学会, 2010.
- [2] 石坂, 鈴木, 秋葉: "ストランド筋型拮抗構造関節の研究" 日本時計学会誌, Vol.43, No.2, pp.56-61, 1999.
- [3] 矢部, 大築, 笠井: "入門運動神経生理学-ヒトの運動の巧みさを探る-", pp.210-215, 2003.

なじみ把持を実現する腱駆動ロボットフィンガの開発

○学 荒木 佑介, 正 井上 貴浩 (岡山県大)

Development of Tendon Driven Robot Finger for Adaptable Grasp

Yusuke ARAKI and Takahiro INOUE (Okayama Pref. Univ.)

Abstract—In this paper, we develop a novel mechanism of three joints robotic finger that has interlocking movement of each joints. This mechanism is based on the tendon drive by winding the yarn in the DC motor. Moreover, in this mechanism realize the interlocked flexion-extension of each joint by providing joint rotational restriction. This paper shows experimental results of contact force of the robot fingers in proportion to the number of the tendon increases. Finally, we show the experimental results of the adaptive gripping the object of the three different shapes by the simple PI control that controls the amount of the winding tendon.

1. 緒言

義手やヒューマノイドのためのロボットハンドは人間の手と同等の機能を有することが望ましい。また、人間の2~5指は3関節腱駆動であり、この機構によって把持物体を包み込むようななじみ把持と繊細な指の動きが可能である。つまり様々な形状の物体の把持・操作のために複数の関節を有することと各関節が連動して動くことが重要である。OttoBock社の筋電義手は前腕切断者のための福祉機器として普及している。しかし、この筋電義手は指関節を有していないため物体把持を安定化させるなじみ把持を行うことができない。また、鴨川らはバネの弾性力を用いて伸展を行うロボットハンドの開発を行っている[1]。しかし、この機構では滑らかな伸展を行うことができないうえに余分なモータトルクが必要となる。

このようなことから、本稿では弾性力を用いない伸展機構を提案し、関節の回転角度制限を設けることで各関節の連動動作となじみ把持を実現するロボットフィンガの開発を行う。加えて、腱を2本用いることで把持力増加が可能であることを検証実験を通じて示す。

2. ロボットフィンガの設計

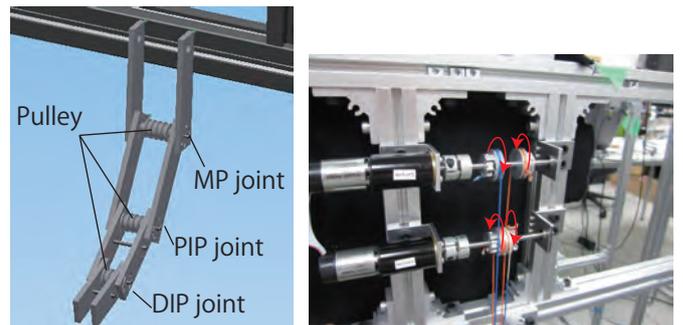
2.1 設計

本ロボットフィンガは、人間の指の腱機構を模倣し3関節腱駆動とする。本機構では各関節に90度の回転角度制限を設ける。従来の腱駆動の場合1本の指に対して1本の腱で屈曲を行っている[1]。そこで本研究では、把持力を高めることを目的として腱を2本に増やして設計を行う。設計したロボットフィンガをFig. 1(a)示す。第1~4リンクはそれぞれ人間の示指の手根骨、基節骨、中節骨、末節骨を模擬したものである[2]。長さはそれぞれ63 mm, 63 mm, 48 mm, 38 mmであり、全長170 mmである。また、本体の総重量は24 gである。本来人の指には腱が指から離れないようにするための腱鞘が存在するが、本機構では各関節のプーリに腱を一巻きさせるため腱鞘を必要としない。一方の腱の停止位置は第4リンクとし、指先の屈曲・伸展を実現する。もう一方の腱は第3リンクに停止させ、把持力を増加させる。

駆動部分をFig. 1(b)に示す。腱の巻き取りには2つのDCモータを用いる。腱はモータに取り付けたプーリに固定し、対になるプーリとそれぞれ逆方向に巻きつける。こ

の機構によって指の屈曲・伸展を1つのモータでそれぞれ行うことができる。

本ロボットフィンガに用いるリンク、プーリの作製は3D切削機で行う。鴨川らは材料にPEEK樹脂を使用しているが、本研究では切削加工が容易であるうえにPEEK樹脂と同程度の比重、機械的強度、耐摩耗性を有するポリアセタール(Polyoxymethylene: POM)を用いる。また、応答性を高めるために腱には非伸縮性の糸を用いる。



(a) Three joints tendon driven robot finger

(b) Tendon driven mechanism

Fig.1 These figures show a three joints tendon driven robot finger and tendon driven mechanism to realize adaptable grasps.

2.2 腱の巻き取り量

腱の巻き取りの構造をFig. 2に示す。1本の腱で屈曲・伸展を行うため、屈曲のときにフィンガ内側で巻き取られた腱はそのまま外側へ移動する。Fig. 2のように屈曲では、外側が2R長くなり、内側は2R短くなる。ここでRは関節の半径であり、本機構ではプーリのピッチ円半径である。このため1つの関節を屈曲させるための巻き取り量は2Rと近似できる。本ロボットフィンガは3関節のため、総巻き取り量は次式で表される。

$$\text{総巻き取り量} = 2R \times 3 = 6R. \quad (1)$$

2.3 回転角度制限機構

本ロボットフィンガでは、90度の回転角度制限を機構で設ける。その機構をFig. 3に示す。90度の穴と突起を

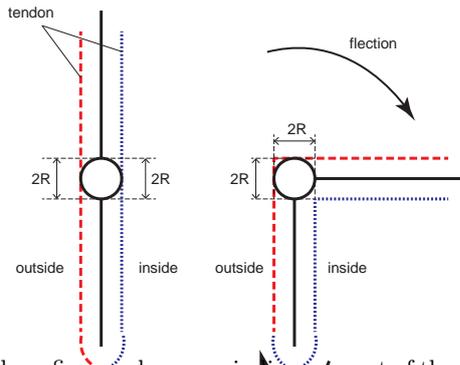


Fig.2 These figures shows a winding amount of the tendon in flexion and extension.

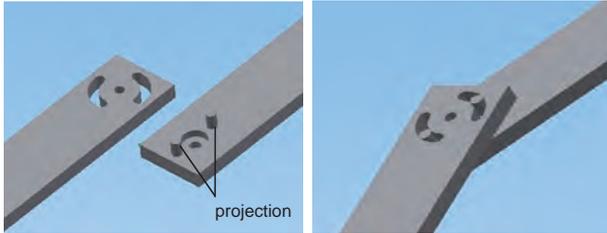


Fig.3 Limitation of revolution angle.

2つずつ設けることによって角度制限を実現する．この制限によって各関節の連動動作が可能となる．

3. 検証実験

3.1 指先力の計測

本節では指先力の増加のために腱を2本用いて計測を行う．ここではロボットフィンガの先端にロードセルを取り付け、固定した板を押し付けることで計測する．Fig. 4に示す計測結果から分かるようにモータ1つの場合の指先力は定常状態で約0.85 N，モータ2つの場合は約1.75 Nであり，モータを2本にすることで約2倍の指先力を実現している．ゆえに本機構と計測結果から腱の本数に比例して指先力が増加すると考えられる．一方でロボットハンドは軽量小型であることが好ましいことから，モータを増やすことなく2本の腱を巻き取ることで強い指先力を実現する機構を検討する必要があり，今後の課題である．

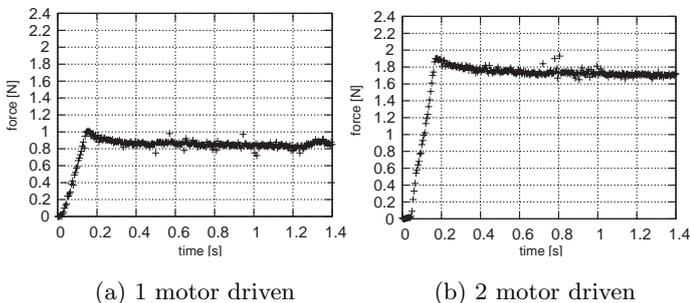


Fig.4 It shows experimental results of grasping force by the tip of the robot finger.

3.2 なじみ把持実験

本節では，大きさの異なる物体の把持を行いなじみ動作の検証を行う．ロボットフィンガの各関節が制限された位置まで屈曲するのに十分な量の腱を巻き取る．巻き取りの制御はPI制御であり，モータ付属のエンコーダの角度を

制御量とする．制御則を次式に示す．

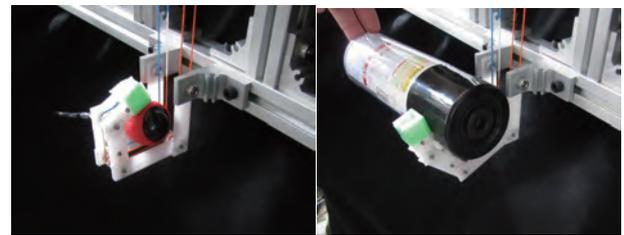
$$u = -K_p(\theta - \theta^d) - K_i \int (\theta - \theta^d) dt \quad (2)$$

本実験では制御周期 5 ms， $\theta^d = 200$ とする．把持物体の仕様を Table 1 に示す．

Table 1 The specification of grasping objects.

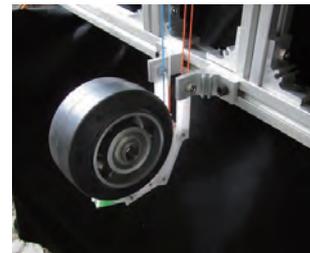
| Objects | Mass [g] | Diameter [mm] |
|-------------|----------|---------------|
| Screwdriver | 38 | 31 |
| Sprayer | 108 | 59 |
| Small wheel | 578 | 97 |

Fig. 5 に示すように大きさの異なる物体のなじみ把持が可能であることが示された．今後，ロボットフィンガの本数を増やすことでさらに複雑な物体へのなじみ把持が可能であると考えられる．



(a) Screwdriver

(b) Sprayer



(c) Small wheel

Fig.5 Result of grasping experiment.

4. 結言

本稿では，DC モータを用いて人間の腱を模した糸を巻き取る腱駆動ロボットフィンガの設計・開発を行った．本ロボットフィンガは材料に軽量・高強度の POM を用いることで，人の指と同等の大きさのロボットフィンガを開発した．なじみ把持実験では大きさの異なる物体のなじみ把持を実現し，本機構の有効性を示した．今後拇指フィンガの開発を行い，本ロボットフィンガと組み合わせたロボットハンドを作製することで，より複雑な形状の物体の把持を行う．また，本稿では腱に非伸縮性の糸を使用した，低伸縮性の糸を用いることで把持物体へのコンプライアンス性を高めることを試みる．

参考文献

- 1) 鴨川雄樹，桑原陽平，林憲玉：”腱駆動機構を用いたヒューマノイドロボットハンドの開発” 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス公演論文集，pp25-29，2014
- 2) 河合良訓：骨単，株式会社エヌ・ティー・エス出版 (2010)

小径丸ベルトと線形バネを対向配置したロボット関節機構の開発

○ 岡本 造 (岡山県大), 正井上 貴浩 (岡山県大)

Development of a robot joint mechanism disposed opposite to each other by Small diameter Round-belts and linear springs

Itaru OKAMOTO(Okayama Pref. Univ.) and Takahiro INOUE (Okayama Pref. Univ.)

Abstract—In this paper, we develop a novel robotic joint mechanism that has a polyurethane round-belt and linear spring placed on both side of the joint. This mechanism is based on antagonistic configuration by the round-belt, which is activated by twisting motion generated by a DC motor. This novel mechanism realizes that the robotic joint is able to move around its axis due to contraction force generated by twisting the round-belt. On the other hand, antagonistic side proposes a novel mechanism to stretch passively robotic joint by tensile force of the linear spring. This paper shows experimental results of the tracking control for sinusoidal target trajectory of twist amount of the round belt. Finally, this robotic joint mechanism demonstrates that is able to grip an object by two fingers robots are arranged in parallel.

1. 緒言

昨今のロボットハンド及びロボットアームは産業だけではなく生活支援や介助支援を目的としての利用が期待されている。このような状況下では人間との協調作業による接触が伴われ、ロボットには柔らかな関節剛性や手先のコンプライアンスが求められる [1]。そのようなことから本研究では、粘弾性特性を有する小径丸ベルト振りアクチュエータによるロボットハンドを開発し、本駆動機構の有用性を明らかにする。Inoueらは先行研究において、丸ベルトの基礎物理特性を明らかにした上で、拮抗型単関節ロボットを開発し関節制御に成功している [2,3]。しかしながら、ロボットハンドへの拡張を課題としており物体の把持や操り制御には至っていない。このようなことから本研究では、丸ベルト振りアクチュエータにおける物体把持を目的としたロボットハンドを設計し動作検証を行う。本稿では、拮抗側に線形バネを取り付けることで受動的に伸展動作を行う受動駆動機構を提案する。また、その動作検証を行うことで本駆動機構の有用性を明らかにする。

2. 駆動機構

本研究のロボットハンドの機構的特徴として、先行研究では周長 260 mm, 直径 2 mm のポリウレタン材料の丸ベルトと指先 150 mm の T 字リンクを使用していたが、本研究ではより人間の手の大きさに近づけるために周長 140 mm, 直径 2 mm の丸ベルトと指先 80 mm の T 字リンクを用いる。本機構は主動側の DC モーターで振ることによって生じる、丸ベルトの収縮力によって関節を屈曲させることができる。一方で、拮抗側には主動側の駆動に対してバネが自然長を保つため受動的に上下駆動する機構を採用している。この受動駆動機構により並行に配置した T 字リンクが内側に傾き物体把持を可能とする。

2.1 主動側に用いる丸ベルトの収縮力モデル

本節では、丸ベルトのような柔軟に変形するエラストマー材料の物性を線形弾性理論や簡易な数学的変形解析を用いて、モーターの回転動作から丸ベルトの収縮量を計算する。Fig. 1 は丸ベルトが振れた様子を幾何学的に示したものであり、そのときの丸ベルトの形状を正弦波であると

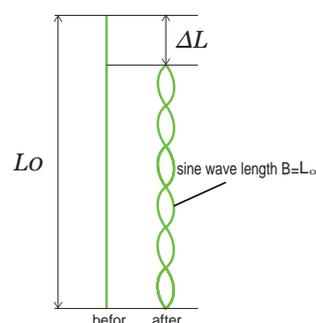


Fig.1 The amount of shrinkage due to the winding of the round belt.

仮定する。ここで、 L_0 は丸ベルトの初期長さ、 n は振り数、 A は振幅とすると、接線方向の長さは次式で与えられる [4]。

$$\frac{df(x)}{dx} = \frac{2nA\pi}{L_0} \cos\left(\frac{2n\pi}{L_0}x\right). \quad (1)$$

巻きつき後の正弦波の長さを B とすると次式となる。

$$\begin{aligned} B &= \int_0^L \sqrt{(dx)^2 + (df(x))^2} dx, \\ &= \int_0^L \sqrt{1 + \left(\frac{2nA\pi}{L_0}\right)^2 \cos^2\left(\frac{2n\pi}{L_0}x\right)} dx. \end{aligned} \quad (2)$$

予備実験により本研究で利用する丸ベルトの最大振り数が 5 回転の結果が得られている。式 (2) に L_0 , n , A の値を代入した上で L を変化させ、 B が L_0 と一致するときの L を求めた結果、丸ベルトの巻きつきによる収縮量は 4 mm となる。

2.2 拮抗側の設計

本節では伸展時にバネの引張力が働き、一方で屈曲時はバネの引張力の影響を受けない受動駆動機構の設計を説明する。Fig. 2(a) に示すように、主動側の丸ベルト振りアクチュエータによる回転運動を拮抗側で直線運動に変えることができるすべりねじを拮抗側に採用する。動作原理は、

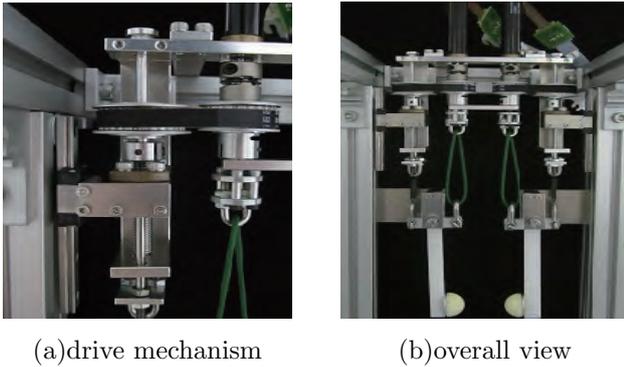


Fig.2 These figures show a robotic hand that is configured by a twisted round-belt actuator and single joint robot. The mechanism performs passive extension by a linear spring.

主動側に取り付けたモータの回転を丸ベルトを介して拮抗側に配置したプーリの動きと同期させる。拮抗側のプーリが回転することですべりねじが回転し、バネ全体を鉛直方向の上下に動かすことが可能となる。これにより、モータを正転・逆転することで受動的に拮抗側の屈曲動作と伸展動作を実現することができる。ここで、すべりねじとプーリを選定する。式(2)より最大で丸ベルトが4 mm 収縮することから、すべりねじは1回転につき1 mm 上下する必要がある。よって、本機構ではすべりねじのリードを1に選定する。また、主動側の回転数と拮抗側のすべりねじの進む量を近似するために、次式を用いて主動側のプーリの歯数と拮抗側の歯数を選定する。

$$Z_1 n_1 = Z_2 n_2. \quad (3)$$

式(3)の Z_1 は主動側のプーリの歯数、 Z_2 は拮抗側のプーリの歯数、 n_1 は主動側の回転数、 n_2 は拮抗側の回転数とする。計算結果から主動側のプーリの歯数を24、拮抗側のプーリの歯数を28に選定し主動側が5回転した場合、拮抗側のプーリは4.29回転する。したがって、丸ベルトが最大振り数まで達した場合でも、すべりねじによるバネの鉛直方向の上下移動によりバネの自然長を維持することができ、バネによる引張力を防止することができる。Fig. 2(b)は以上のことをふまえた小径丸ベルトと線形バネを対向配置したロボット関節機構の全体図である。2指のT字リンクを並行に配置することで2指による物体の把持を行う。

3. 正弦波入力による振り制御

本章では、正弦波の振り目標に対する追従制御を行う。次式のように周期 2π s、振幅540 degの正弦波目標軌道を主動側に与える。

$$\varphi^d(t) = 540 \sin\left(t - \frac{\pi}{2}\right) + 540. \quad (4)$$

また、制御手法は振り量を制御量とする比例制御であり次式に従う。

$$u(t) = -K_p(\varphi - \varphi^d). \quad (5)$$

Fig. 3(a)から、振り量は正弦波状に変化し振り方向によらず速度が一定であることが分かる。これは、正弦波という連続関数による目標軌道を与えているためである。

また、Fig. 3(b)から分かるように目標値に対しての誤差が約0.5%で精度よく追従しており滑らかな軌道追従制御を実現している。また、本機構の特徴として正回転にお

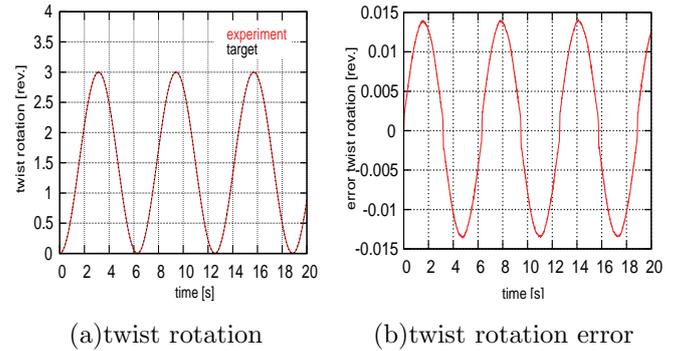


Fig.3 These figures show experimental results of trajectory tracking control of twist rotation for desired sinusoidal function.

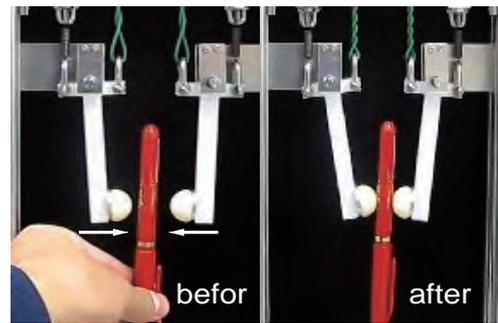


Fig.4 Grasping a pen.

いて回転方向制御を用いず角度制御のみで制御することができる。これは、丸ベルトに加わる復元トルクによりモータの回転が押し戻されるためである。Fig. 4は丸ベルトを3振り与えたときの物体把持の様子である。今後は関節にジャイロセンサを取り付けることで関節角度制御を行う予定である。

4. 結言

本研究では、丸ベルト振り機構における物体把持を目的としたロボットハンドを設計し動作検証を行った。本稿ではまず、線形弾性理論や簡易な数学的変形解析を用いて実験で利用する丸ベルトの収縮量を計算し拮抗側の設計を行った。本研究では、拮抗側に線形バネを取り付けることで受動的に伸展動作を行う受動駆動機構を新たに提案した。検証実験では、丸ベルトの振り量の軌道追従制御を行うことで物体把持・脱力を可能にした。また、本駆動機構において正転時には回転方向制御が不要であることが明らかとなった。これは、振り量の増加に伴い丸ベルトの復元トルクが大きくなるためであると考えられる。今後の課題として、ジャイロセンサを用いて関節角度制御を行いより安定した把持動作制御を行っていく予定である。

参考文献

- 1) 生田, 野方: "福祉ロボットの安全性に関する統一の評価法の提案-危険性の定量化による安全設計対策-" 日本ロボット学会誌, Vol. 17, No.3, pp. 363-370, 1999.
- 2) T.Inoue, S.Yamamoto, R.Miyata, S.Hirai: "A Robotic Joint Design by Agonist and Antagonist Arrangement with Twisting Small-diameter Round-belts", IEEE/RSJ Int.Conf. Robotic and Automation, pp.1751-1756, 2015.
- 3) T.Inoue, R.Miyata, S.Hirai: "Antagonistically-twisted Round-belt Actuator System for Robotic Joints", Journal of Robotics and Mechatronics, Vol.28, No.6, 2016. to be published.
- 4) 植田, 井上: "小径丸ベルトによる平行二重振りアクチュエータ", 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2016.