

バイオメカトロニクス研究室
2015 年度
年間研究活動報告書

作成日 2016 年 5 月 4 日

補助事業名

平成 27 年度上下肢ロボットにおける関節剛性制御と手先押し付け力の高
分解能化補助事業

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, “Fictitious Target-trajectory Forming Control for Redundant Manipulator and Active Regulation of Impulsive Forces”, *Journal of Robotics and Mechatronics*, Vol.27, No.5, pp.552--562, 2015. 査読有

(注) 著作権を譲渡しているため、掲載しておりません。ご了承ください。

【国際会議論文】

- [2] Takahiro Inoue, Sizuka Yamamoto, Ryuichi Miyata, Shinichi Hirai, “A Robotic Joint Design by Agonist and Antagonist Arrangement with Twisting Small-diameter Round-belts”, *IEEE/RSJ, IROS*, pp.1751--1756, 2015/9/29, Germany 査読有

【国内発表論文】

- [3] 山本, 宮田, 井上, “ポリウレタン丸ベルトのねりじによる関節駆動機構の設計”, 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2015/5/18, 京都府
- [4] 井上, 小野, 宮田, 平井, “ピック&プレースを目的とした小型自律移動マニピュレータの開発”, 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2015/5/19, 京都府
- [5] 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ねじり運動における静的物理特性”, 第16回計測自動制御学会 SI 部門, 2015/12/15, 愛知県
- [6] 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”, 第16回計測自動制御学会 SI 部門, 2015/12/15, 愛知県
- [7] 井上, 平井, “多関節アームへの衝撃的荷重の負荷と解放時の振動抑制手法”, 第58回自動制御連合講演会, 2015/11/15, 兵庫県
- [8] 宮田, 井上, “丸ベルト拮抗型 Twist-drive 機構による接触力推定”, 日本機械学会 中国四国支部 第54期総会・講演会, 2016/3/9, 愛媛県
- [9] 植田, 宮田, 井上, “小径丸ベルトの振り収縮力モデル” 日本機械学会 中国四国学生会第46回学生員卒業研究発表講演会, 2016/3/8, 愛媛県
- [10] 佐藤, 井上, “ロボット電圧制御系における手先外力推定”, 日本機械学会 中国四国学生会第46回学生員卒業研究発表講演会, 2016/3/8, 愛媛県
- [11] 高見, 宮田, 井上, “自律移動台車搭載型多関節アームの手先制御”, 日本機械学会 中国四国学生会第46回学生員卒業研究発表講演会, 2016/3/8, 愛媛県
- [12] 濱野, 井上, “半球型柔軟指の動特性評価”, 日本機械学会 中国四国学生会第46回学生員卒業研究発表講演会, 2016/3/8, 愛媛県

A Robotic Joint Design by Agonist and Antagonist Arrangement with Twisting Small-diameter Round-belts

Takahiro Inoue¹, Sizuka Yamamoto², Ryuichi Miyata², and Shinichi Hirai³

Abstract—This paper develops a novel robotic joint mechanism by means of twisting a small-diameter round-belt, which enables slow movements of joint rotation unlike direct-drive actuator mechanisms. The actuator mechanism proposed in this manuscript is composed of two small-diameter round-belts located near the joint with opposite configurations. The two round-belts are twisted by DC motors placed on a motor stage, which can be activated by a step motor. This novel mechanism realizes movement of the robotic joint around its axis due to contraction forces generated by twisting both round-belts. That is, these round-belts act as agonist and antagonist actuators for the robotic joint, which give a human-like compliance to the rotational motion of the joint. Experimental results using the proposed one-link robot show that a high position resolution of the joint control can be achieved by increases and decreases in the amount of twisting. In addition, we clearly indicate a linear relationship between twisting and the joint angle of the robot. Finally, this paper reveals that the antagonistic twist-actuator system has a secondary role as a gear reducer that is capable of largely decreasing the velocity of joint movement.

I. INTRODUCTION

In a traditional manufacturing process, robots deal with difficult repetitive tasks with high speed and positional accuracy, where the environment around the robots is absolutely well-known and predefined. However, in highly unconstrained environments viewed from the perspective of a robot, e.g. human body, animals, foods, flexible cables, etc., force-controlled robots and back-drivable mechanisms are required to avoid falls, breaking, and injuries. Compliance property is what the robots need, and it is achieved through adaptable robot mechanisms and enhanced sensors. Recent remarkably growing fields of robot technology include wearable robotics, rehabilitation robotics, and socially assistive robotics [1], [2], [3]. To this end, adjustable compliant actuators and variable stiffness actuators are being introduced and designed by means of the latest embedded sensors produced by microfabrication technologies. These actuator mechanisms have abilities of minimizing large forces due to physical interaction with the users, which results in obtaining adaptable passive compliance. These requisite abilities work well not only for safe human-robot interaction [4] but for rigid or soft contact by the robot itself with the external environment.

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

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

²S. Yamamoto and R. Miyata are students in Dept. of Computer Science and System Engineering, Okayama Prefectural Univ.

³S. Hirai is with Faculty of Dept. Robotics, Ritsumeikan Univ., Japan, hirai@se.ritsumei.ac.jp

In recent years, many different kinds of Series Elastic Actuators (SEA) have been developed for practical rehabilitation robots to have back-drivability and mechanical compliance [5], [6]. SEA was developed to absorb shock loads, and works as a low-pass filter to prevent mechanical resonances. Series elasticity also turns the force control problem into a position control problem [6], since this control scheme is based on a simple physical relation such as Hooke's law. In the literature [7], [8], a portable wearable knee-ankle robot using compliant dual-SEA actuators is developed for gait rehabilitation usage. This system includes two types of springs: torsional and translational, whose position differences are individually controlled in order to isolate force outputs into high and low forces by changing spring constant between them. However, there is the potential for a shortage of passive compliance because the SEA system incorporates a ball screw in the mechanism. That is, a rigid mechanical structure, e.g. spur gear, ball screw, etc., cannot provide large shock tolerance when considering applications such as fragile-object manipulation by robotic hands and physical interaction between humans and robots [9], [10].

From the above observation, this paper proposes a novel antagonistic twist-actuator system that enables the realization of the accurate motion control of a single-link robot and a highly compliant joint mechanism. This robot system proposed here consists of two small-diameter round-belts that are generally used for torque transmission in mechanisms of robots and conventional mechanical systems.

II. RELATED WORKS

Gaponov et al. [11] presented an improved mathematical model of a twisted string transmission system, where the string has a diameter of 0.1 mm – 0.4 mm, approximately 3×10^4 N/m stiffness, and a braided or nonbraided structure. In that study, contraction forces and speeds, obtained by twisting several strings for more than 100 rotations by DC motor, were measured in order to verify the proposed kinetostatic model. The study verified the possibility of a successful tracking of the desired longitudinal velocity of the twisted strings without any actual measurements of their positions or velocities. These experiments, however, are based on a motivation of revealing fundamental characteristics during the twisting for better a selection among several industrial strings.

Popov et al. [12], [13] presented a string-driven two-link elbow exoskeleton that has four strings for twisting, which demonstrates a constant relationship between the joint angle of the robot and the twist rotation where 10 N and

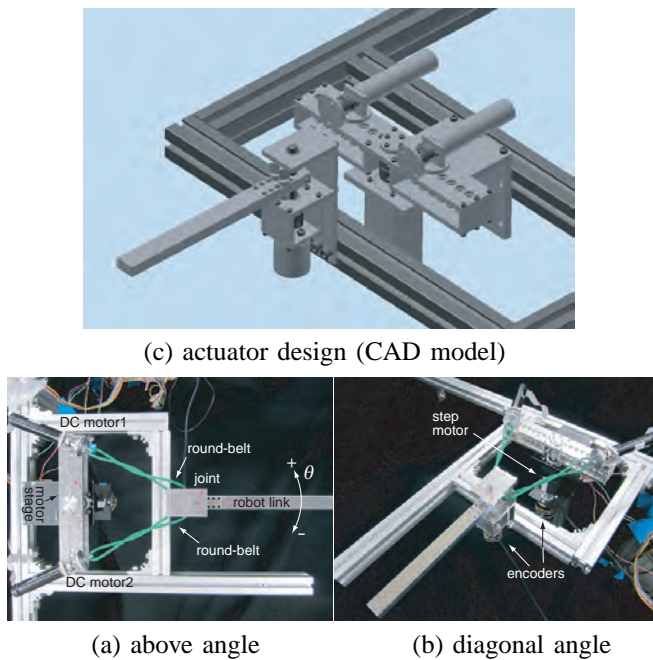


Fig. 1. Overall view of a one link robot with two round-belts arranged around the robot joint.

60 N-loads are implemented. At the same time, the study proposes a measurement method of human intention at the moment of muscle exertion of the forearm without the use of dedicated force sensors, which only requires a rotational encoder installed at the elbow joint. Such a structure using string twisting, however, is adequate for making power assist robots, but not suitable for applications that require speedy and sensitive tasks like robotic dexterous manipulation.

Shin et al. [14] developed a dual-mode robot finger, which enables quick movement towards an object to be grasped and to provide a large grasping force, depending on two operational modes. The proposed hardware within the finger consists of two parts in which individual twisted strings bend each joint of the finger respectively. This mechanism allows high speed bending when the reaction force at the fingertip is small, and at the same time, enables the fingertip force to gradually increase as the finger slows down due to a reaction from the external environment. The finger structure, however, cannot be applied to the extending motion of the joints, which results in disadvantages for practical movements required for dexterous manipulation [15], [16], [17].

This paper develops a novel robotic joint mechanism which functions by twisting a small-diameter round-belt, which enables slow movement joint rotation unlike direct-drive actuator mechanisms. The actuator mechanism proposed is composed of two small-diameter round-belts located near the joint with opposite configurations. The two round-belts are twisted by DC motors placed on a motor stage, which can be activated by a step motor. This novel mechanism enables the robotic joint to move around its axis due to contraction forces generated by twisting both round-belts. That is, these round-belts act as agonist and antagonist

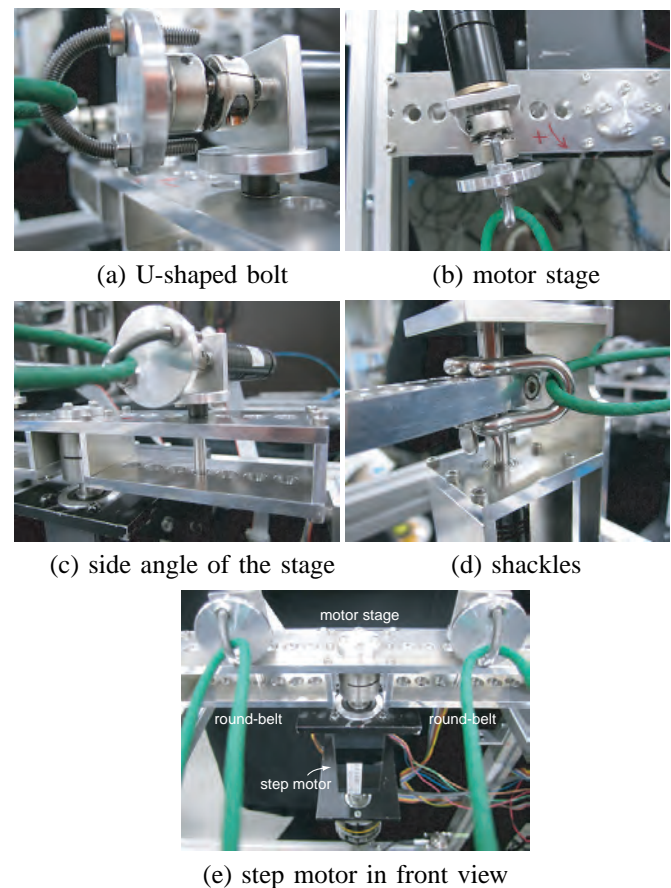


Fig. 2. Characteristic mechanisms of the robot.

actuators for the robotic joint, which give a human-like compliance during joint revolution. Experimental results using a proposed one-link robot show that high position resolution on the joint control can be achieved by increases and decreases in the amount of twisting. In addition, we clearly indicate a relationship between the twisting and the joint angle of the robot. Finally, this paper reveals that the antagonistic twist-actuator system has a secondary role as a gear reducer that is capable of greatly decreasing the velocity of joint movement.

III. ROBOT MECHANISMS

A. Robot Design

Fig. 1 shows a single-link robot having two twist actuators in such a way that one round-belt is connected between a DC motor and the revolute joint. The robotic joint can move in both rotational directions due to the twisting mechanisms of agonist and antagonist arrangements. Furthermore, both DC motors placed on a motor stage can also move by the rotational motion of a step motor, which is assembled behind the stage. As a result, the joint can be activated by two kinds of drive mechanism: the way of twisting round-belts and driving the step motor, as shown in Fig. 2. In addition, the DC motors can rotate around a shaft passing through the motor stage as shown in Fig. 2-(c), which results in a smooth rotation according to the change of direction of the round-belt by joint movement.

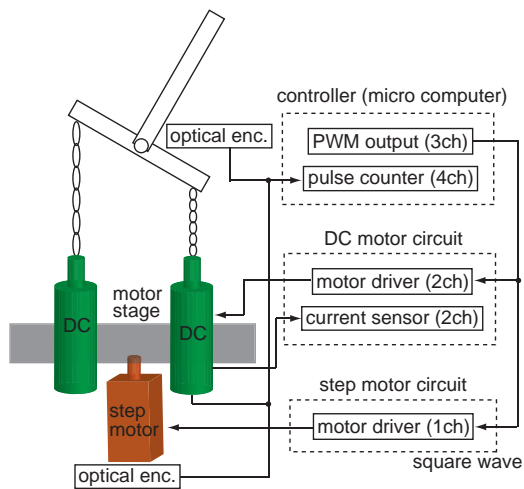


Fig. 3. Joint control system in the proposed actuator mechanism.

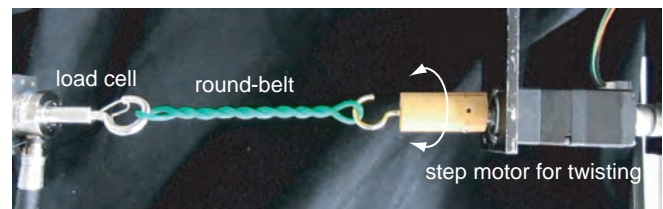
Fig. 3 shows the total control system of the single-link robot with the antagonistic twist-actuator mechanism proposed in this paper. This system has two DC motors and a step motor, which produce twisting motions of agonist/antagonist round-belts and rotate the motor stage for the DC motors, respectively. All motors are activated by PWM signals generated from a micro computer: RX63N (Renesas Electronics Corp.). Therefore, note that DC motors in this system operate under a velocity control mode based on the duty ratio of the PWM signals. The DC motor has the following nominal characteristics: voltage 12 V, max. torque 0.15 Nm, max. current 531 mA, rated speed 730 rpm with gear ratio 19, external diameter 16mm, and encoder resolution 2048 pulses/revolution. The fabricated DC motor circuit contains a dual driver IC, TB6612, and two bidirectional current shunt monitors, AD8210, that can be used for torque/current control that are applicable in conventional motion control strategies. In addition, we use a five-phase step motor, PK523PB-N10, for activating the DC motor stage in order to maintain high-precision motion control, which has the following characteristics: voltage 24 V, max. torque 0.4 Nm, primary step angle 0.072° , backlash 0.05° , max. speed 300 rpm, rated current 350 mA/phase, and external size 28×28 square millimeter. Also, this step motor can be activated by a square wave formed easily through the use of micro computers, which are restricted at 500 kHz. As described above, the single-link robot with antagonistic twist-actuator system can be assembled as an embedded system without general-purpose computers.

B. Force Measurement by Twisting Round-belts

For the design of the robot, an applicable dimension of round-belt should be selected based on the amplitude of the contraction force generated by the twisting. Particularly, the diameter of the belt is important for determining the possible amount of twisting, which depends on the maximum torque of the DC motor mounted on the robot, as shown in Fig. 1. This section, therefore, shows tensile tests for measuring contraction forces generated while twisting a round-belt. This



(a) three test pieces



(b) experimental apparatus for twisting

Fig. 4. Experimental apparatus for twisting and three types of round-belts: 2 mm, 3 mm, and 4 mm-diameter. Nominal perimeters are equal to each other: 260 mm.

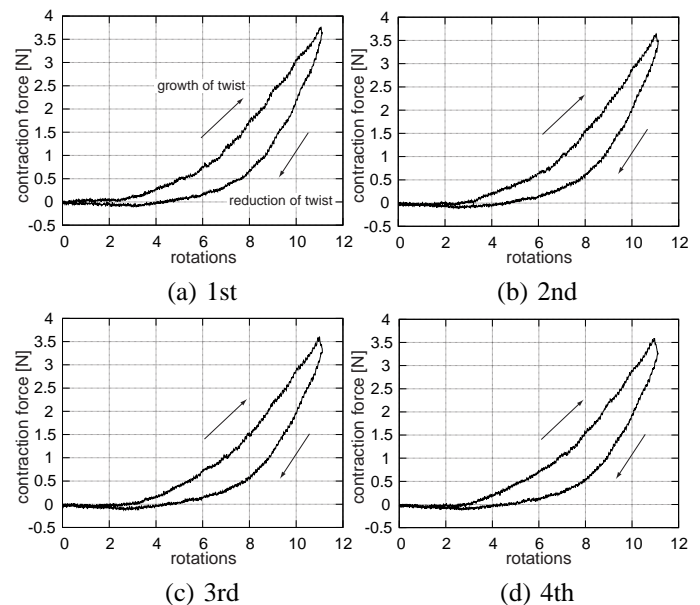


Fig. 5. Results of contraction force generated by twisting a $\phi 2$ -belt.

paper selects three types of round-belts shown in Fig. 4-(a), and measures contraction forces against the amount of twisting under the condition of constant rotational velocity generated by a step motor, as shown in Fig. 4-(b). The only difference between the three belts is their diameters: 2 mm, 3 mm, and 4 mm, and each nominal perimeter is unified to 260 mm depending on the distance between the motor stage and the joint axis of the robot as shown in Fig. 1.

Fig. 5 shows the experimental results of contraction forces obtained by a load cell while twisting a 2 mm-diameter round belt, a $\phi 2$ -belt for short, where the horizontal axis represents the number of rotations in twisting. In this test, four-continuous repetitive twisting motions are applied to

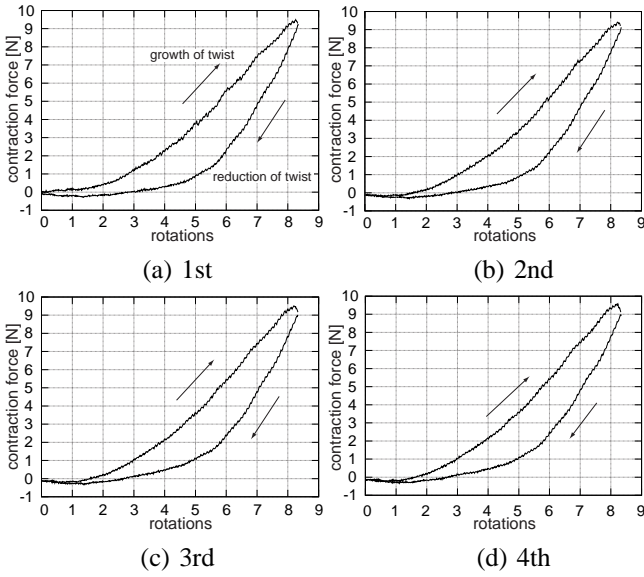


Fig. 6. Results of contraction force generated by twisting a ϕ_3 -belt.

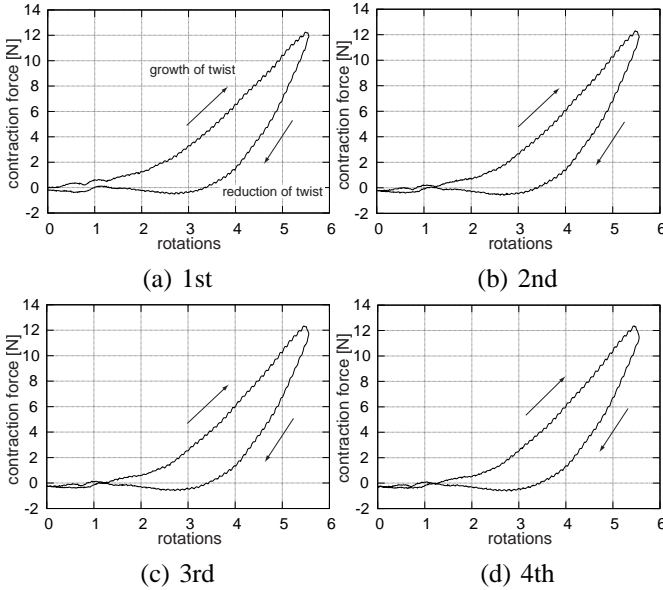


Fig. 7. Results of contraction force generated by twisting a ϕ_4 -belt.

each belt. The result shows that the ϕ_2 -belt can be twisted up to about 11 rotations, and in this case the maximum contraction force reaches 3.5 N. In addition, extremely high repeatability can be seen in both the paths of growth and reduction of twist motion. On the other hand, a hysteresis phenomenon appears during the process, which is an intrinsic characteristic of elastomer materials.

Next, Fig. 6 shows the same experimental results in the case of a ϕ_3 -belt, in which the maximal contraction force exceeds 9 N at 8 rotations. We clearly show that the range of twist rotation decreases relative to the result of the ϕ_2 -belt because of the increase of the diameter.

Finally, Fig. 7 indicates that the force value reaches 12 N at approximately 5.5 twist rotations in the case of a ϕ_4 -belt. At the same time, the force measurement results in a

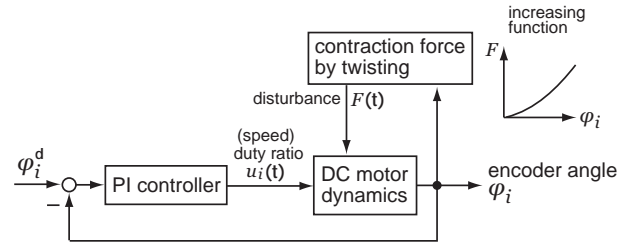


Fig. 8. Simple block diagram showing the relationship between twist rotation and contraction force during twist control by a DC motor.

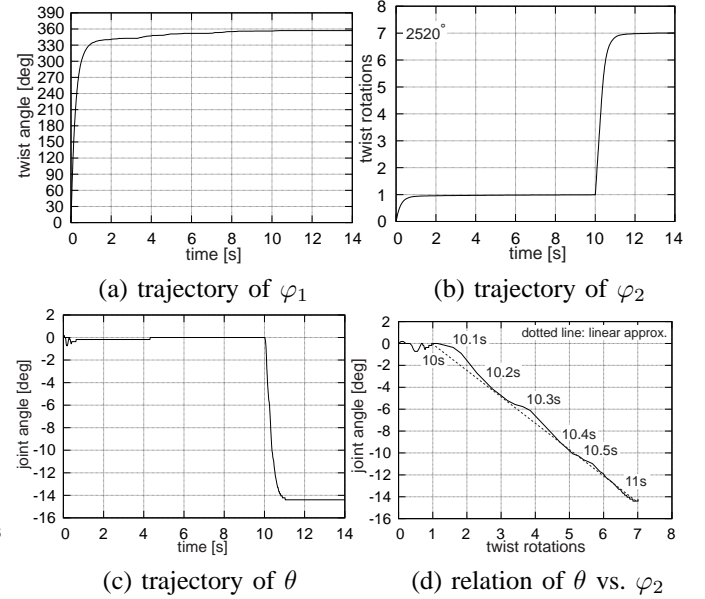


Fig. 9. It shows an experimental result of twist rotation control of a ϕ_3 round-belt, which is obtained by using *DC2* motor in Fig. 1. Refer to an attached video.

negative value in the reduction process of all figures. This result means that the compression force in load cells occurs because of the large twisting torque of the ϕ_4 -belt. That is, we infer that the clamping torque at the load cell is induced by the increase in twisting, which results in the generation of a compression force corresponding to the negative values.

In this paper, we select a ϕ_3 -belt and use it for the design of a single-link robot, because relatively large twist rotations can be provided as shown in Fig. 6. That is, the large range of twisting provides a speed-reduction effect to the joint angle of the robot [18], [19]. At the same time, a large contraction force can also be obtained compared to the result of the ϕ_2 -belt in Fig. 5.

IV. ROBOT CONTROL EXPERIMENTS

A. Control of Twist Rotation

In this section, using the proposed robot shown in Fig. 1, we conduct verification experiments for controlling the amount of twist rotation of the ϕ_3 round-belt chosen in the previous section. First, both round-belts are manipulated so as to come to rest at just 1 rotation: 360° , and continuously only one DC motor and its coupling, *DC2* in short shown in Fig. 1, is controlled so as to be 7 rotations: 2520° . As a

result, the twisting motion of the belt can be regulated by the following control law:

$$u_i(t) = -K_p(\varphi_i - \varphi_i^d) - K_i \int (\varphi_i - \varphi_i^d) dt, \quad (1)$$

where $u_i(t)$ denotes the duty ratio for i -th DC motor; φ and φ^d designate the rotating angle of the motor and the desired angle, respectively. K_p and K_i , furthermore, denote proportional and integral gain, respectively. The software servo control runs with a sampling frequency of 500 Hz. In the above equation, the desired angle φ^d , i.e., the number of twists, changes from 1 rotation to 7 rotations at 10 seconds in this experiment.

Fig. 8 shows a simple block diagram of the twist control mechanism, in which the contraction force from twisting the round-belt acts as a disturbance to motor dynamics. The reason for this is that the duty ratio, u_i , is a deciding parameter which is applicable to velocity control components such as fans, screws, wheels, etc. In addition, the contraction force by the increase in twisting and the motor torque balance each other at a certain duty ratio computed in Eq. (1). We can therefore state that the conventional torque/current control method is not necessary for the antagonistic twist-actuator system fabricated in this study. Note that this simplified method based on velocity control is attributed to a relation of increasing function between the contraction force and the twisting, as shown in Fig. 8.

Experimental results are shown in Fig. 9, and clearly indicate that both angles of twisting converge to 360° without steady state errors for up to 10 seconds while maintaining the joint angle at zero, as shown in Fig. 9-(c). We define this as the *straight* configuration of the robot, which is utilized to prevent looseness in the belt. Upon achieving this configuration, the desired twist rotation of DC2 switches to $\varphi_2^d = 2520^\circ$, while the desired value of DC1 remains constant: $\varphi_1^d = 360^\circ$. It is clearly shown in Fig. 9-(b), (c) that φ_2 successfully reaches 2520° , i.e., 7 rotations, without rolling back by the contraction force that is monotonically increasing due to the twist rotation.

Fig. 9-(d) shows the relationship between the joint angle of the robot and the twist rotation of the round-belt, in which the elapsed time is also plotted together with them. A linear relation of θ and φ_2 under the condition that the other motor controlled is coming to rest at 1 rotation was revealed, and an approximation can be expressed as the following equation:

$$\theta [^\circ] = -2.377 \varphi_2 + 2.3, \quad (\varphi_2 \geq 1), \quad (2)$$

where the dimension of φ_2 is not of a rotating angle, $[\circ]$, but of the number of rotations of twisting. The slope of the approximated straight line corresponds to the gear reduction ratio in mechanical systems, which can be calculated as a speed reduction rate:

$$\frac{\theta [^\circ]}{\varphi_2 \times 360 [^\circ]} = \frac{2.377}{360} \simeq \frac{1}{151}. \quad (3)$$

This result implies that high-resolution and precise motion control of the joint angle can be realized easily through

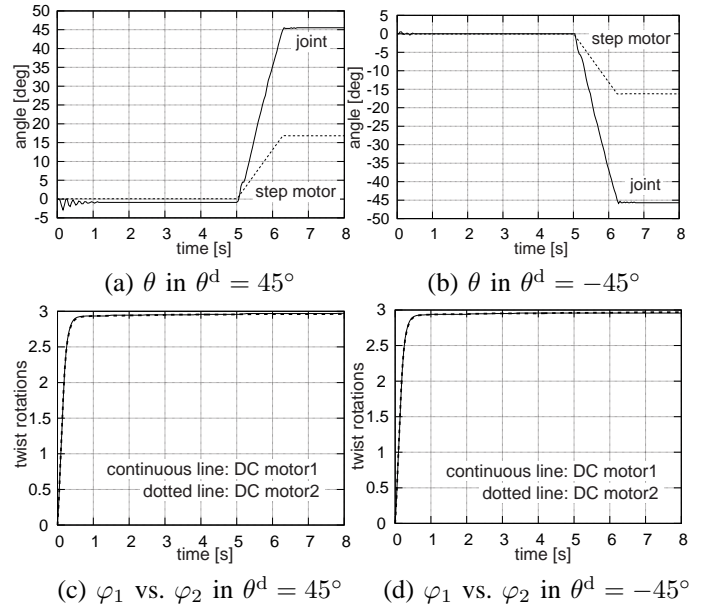


Fig. 10. Experimental results of the joint-angle control of the single-link robot, in which the step motor located behind the motor stage is driving the joint via the both round-belts with maintaining the twisting.

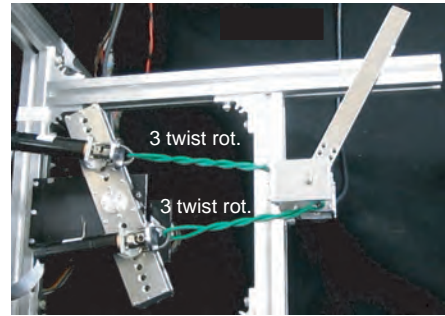


Fig. 11. Snap shot of the robot in the case of $\theta^d = 60^\circ$, in which the angle of the motor stage reaches approximately 23° .

the means of an antagonistic twist-actuator system with the agonist and antagonist arrangement of small-diameter round-belts.

B. Joint Angle Control by a Step Motor

As mentioned above, the proposed antagonistic twist-actuator system has a motor stage activated by a step motor to rotate the single-link while keeping the round-belt twisted. In this section, in order to demonstrate this function, let us perform open loop control using a step motor placed behind the motor stage. In this task, the desired joint angle, θ^d , of the robot is $\pm 45^\circ$, and the motion control algorithm is roughly as follows:

- 1) Both belts are twisted simultaneously for a straight configuration up to 3 rotations by PI control (Eq. (1))
- 2) After the steady-state achievement of a twisting motion, a constant square wave for step motor is output
- 3) Stop the wave signal when the encoder reading reaches $\pm 45^\circ$

Fig. 10 clearly shows rectilinear trajectory of the joint angle, which results from the inherent drive characteristics of the step motor. Although slightly smaller errors are seen in the joint trajectory in both results, we consider that trapezoidal wave forms or S-shaped curve forms can resolve the deviations. The dotted line denotes the trajectory of the motor stage embedded in the shaft of the step motor, as shown in Fig. 10-(a), (b). We find in addition that the amount of twist rotation of φ_1 and φ_2 does not change, and remains at 3 rotations after link movement, as shown in Fig. 10-(c), (d). This means that the PI control action, described in Eq. (1), for twisting works well even though the motor stage and the link move together. We conclude therefore that this antagonistic twist-actuator system can easily realize joint-angle control while maintaining joint stiffness. Finally, let us show a demonstration case of such joint angle control using the motor stage, where the desired joint angle is determined to be $\theta^d = 60^\circ$, as shown in Fig. 11. We find in this case that the twist rotation is stably maintained at 3 rotations while both DC motors rotate widely around the central axis of the stage. Recalling the operating range of joint angle shown in Fig. 9-(c), the joint can move by at most about 14° although the twisting increases to up to 7 rotations. As shown in Fig. 6, the twist at 7 rotations corresponds to a near-maximal level before reaching *irregular twisting* that occurs when the amount of twisting exceeds the deformation limit of the round-belt. Thus, we conclude that the step-motor drive with the motor stage is preferable to the twist drive with antagonistic round-belts if a large-range motion is required for specific practical tasks. Note that the large motion shown in Fig. 11 can be achieved while keeping joint stiffness constant because the twist rotation does not change during the task.

V. CONCLUDING REMARKS

This study has developed an antagonistic twist-actuator system that has mechanical compliance and high control performance, which is designed so that two twistable small-diameter round-belts are placed on both sides of the rotational joint of a single-link robot. First, we have shown a process of selection for a suitable round-belt, for which tensile tests of three types of round-belts are performed. As a result, we found that a $\phi 3$ -belt is the best choice for the actuator system because a relatively large twist rotations and a large contraction force can be successfully obtained simultaneously.

Next, this paper has revealed a linear relationship between the joint angle of the robot and the twist rotation of the belt, which means that the speed reduction effect appears due to the round-belt twisting, eventually approaching a high reduction ratio: 1:151. This result implies that high-resolution and precise motion control of the joint angle can be realized easily by means of the antagonistic twist-actuator system presented in this paper. Finally, we have demonstrated that a wide-range motion of the joint can be performed by activating the entirety of the actuator system, including DC motors and round-belts. High-resolution force control is

possible for the robot developed in this study because of the distinctive feature of adaptive speed reduction.

REFERENCES

- [1] José L. Pons (Eds.), "Wearable Robots: Biomechanical Exoskeletons", John Wiley & Sons, Inc., 2008.
- [2] Feil-Seifer, D. and Mataric, M.J., "Defining socially assistive robotics", IEEE Int. Conf. Rehabilitation Robotics, pp.465–468, 2005.
- [3] R. Van Ham, T. G. Sugar, B. Vanderborght, K. W. Hollander, and D. Lefeber, "Compliant Actuator Designs", IEEE Robotics & Automation Magazine, pp.81–94, 2009.
- [4] H. Liu, X. Deng, and H. Zha, "A planning method for safe interaction between human arms and robot manipulators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2724–2730, 2005.
- [5] M. M. Williamson, "Series Elastic Actuators", A. I. Technical Report, No.1524, 1995.
- [6] G. A. Pratt and M. M. Williamson, "Series elastic actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.399–406, 1995.
- [7] H. Yu, S. Huang, G. Chen, S. Toh, M. STA Cruz, Y. Ghorbel, C. Zhu, and Y. Yin, "Design and analysis of a novel compact compliant actuator with variable impedance", IEEE Int. Conf. Robotics and Biomimetics, pp.1188–1193, 2012.
- [8] H. Yu, S. Huang, G. Chen, and N. Thakor, "Control design of a novel compliant actuator for rehabilitation robots", Mechatronics, Vol.23, No.8, pp.1072–1083, 2013.
- [9] J. Pratt, B. Krupp, and C. Morse, "Series elastic actuators for high fidelity force control", Industrial Robot, Vol. 29, No.3, pp.234–241, 2002.
- [10] S.M.M. Rahman, "A novel variable impedance compact compliant series elastic actuator for human-friendly soft robotics applications", IEEE RO-MAN, pp.19–24, 2012.
- [11] I. Gaponov, D. Popov, Jee-Hwan 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] I. Gaponov, D. Popov, Jee-Hwan Ryu, "Twisted String Actuators: Outline, Applications, and Challenges", IEEE/RSJ Int. Conf. Workshop Intelligent Robots and Systems, 2014.
- [13] D. Popov, I. Gaponov, Jee-Hwan Ryu, "A preliminary study on a twisted strings-based elbow exoskeleton", IEEE World Haptics Conf., pp.479–484, 2013.
- [14] Young June Shin, Ho Ju Lee, Kyung-Soo Kim, and Soohyun 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.
- [15] Palli, G. Borghesan, Gianni, and Melchiorri, Claudio, "Modeling, Identification, and Control of Tendon-Based Actuation Systems", IEEE Trans. Robotics, Vol.28, No.2, pp.277–290, 2012.
- [16] 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.
- [17] 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.
- [18] 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.
- [19] 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.

ポリウレタン丸ベルトのねじりによる関節駆動機構の設計

A Drive Mechanism Design with a Round-belt and Its Twist Motion

学 山本 静果 (岡山県大) 〇学 宮田 龍一 (岡山県大)
 正 井上 貴浩 (岡山県大)

Sizuka YAMAMOTO, Okayama Prefectural Univ.

Ryuichi MIYATA, Okayama Prefectural Univ.

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

This paper newly develops a novel robotic joint mechanism by means of twisting a small-diameter round-belt, which enables slow movements of the joint rotation unlike direct-drive actuator mechanisms. The actuator mechanism proposed in this manuscript is composed of a couple of small-diameter round-belts located at near the joint with opposite configuration. The two round-belts are twisted by DC motors placed on a motor stage, which can be activated by a step motor. This novel mechanism realizes that the robotic joint is able to move around its axis due to contraction forces generated by twisting the both round-belts. That is, these round-belts act as agonist and antagonist actuators for the robotic joint, which give a human-like compliance in the joint revolution. Experimental results using the one-link robot proposed show that extremely high position resolution on the joint control can be achieved by the increase/decrease of twists of the round-belts. In addition, we clearly indicate a relationship between the amount of twist and the joint angle of the robot. Finally, experimental results can clearly explain that one DC motor acting for the joint motion activates adaptively in accordance with the slow movement of the other DC motor moving to the desired angle.

Key Words: Agonist-antagonist joint, Actuator mechanism, Compliance, Motion control, Contraction force

1 緒言

ヒトの歩行や走行時に発生する足部による地面との繰り返し接触を除けば、身体部位のなかで外部環境と積極的に接触する部位は手先や腕となる。上肢において不意に発生する大きな接触力に対して力を吸収し傷害を防ぐことが可能である。この要因は、肘や手首などの関節域が有する高いコンプライアンス性に他ならない。衝突時の反射的な瞬時の脱力も可能であるため、対人・対物への接触時のエネルギー伝達が顕著に抑制される。一方で、上肢による手先到達運動では極めて高い位置決め性能を有する。加えて、手先の押し付け力の力分解能が高く、細かな力加減が可能である。このようなヒト特有の巧みさや器用さ、及び柔軟性を総合的に兼ね備えた実用的なロボット機構や制御に関する研究成果は見受けられない [1-6]。

このような研究背景の下、本研究では接触時のロボットの手先に (1) 高いコンプライアンス性を付与し、(2) 高精度な関節角制御と、(3) 高分解能の押し付け力を同時に実現できる上肢下肢ロボットシステムの設計と制御を最終目標に据える。本稿では基礎研究として、ポリウレタン丸ベルトのねじり弾性を用いて一関節ロボットを設計し製作する。

従来のアクチュエータを概観すると、例えば一般的な電動アクチュエータでは出力重量比が低いため、減速機によるトルク増が不可欠である。その結果、ロボット手先への外力に対するコンプライアンス性は極めて低い。そのようなことから近年、空気圧人工筋 [7,8] やワイヤ駆動に基づく非線形バネ機構 [9]、及び電磁アクチュエータ [10] による駆動機構が多く提案されている。しかしながら、コンプライアンス性がある程度満たされる半面、空気圧駆動では応答性の低さにより制御性能が劣化し、バネ機構と電磁アクチュエータでは軸方向の剛性が低いために振動が生じ易い。その結果、高精度で応答性の良い手先位置決め制御が困難となっている。加えて、ロボット手先による押し付け力を制御する場合、力覚センサを利用することが多い。しかしながら、計測原理がひずみゲージとブリッジ回路との組み合わせになるため、アナログノイズや量子化誤差の影響を受ける。また、手指の微細な



(a) above angle

(b) diagonal angle

Fig.1 Overall view of a one link robot with a couple of round-belt arranged around the robot joint.

力加減の獲得のための触覚センシングにタクトイルセンサを開発し用いる例も近年多い [11]。しかし、アンプによる増幅を介した回路構造は変わりがなく、環境との接触時に起こる手先の機械的チャタリングの発生を抑えることができない。そのようなことから、本研究では硬質ポリウレタンを材料とする小径丸ベルトにねじり変形を加えることで、ロボットリンクの関節剛性と手先押し付け力を高い分解能で直接制御できる新しいアクチュエータを開発する。本研究では、ねじり機構を拮抗配置することで、上記 (1)~(3) を兼ね備えたアクチュエータシステムを設計し動作検証を行う。その第 1 報として、本稿では一関節のロボットに市販のトルク伝動用丸ベルトを拮抗配置し、主動筋と拮抗筋を模した関節駆動機構を提案する。また、その動作確認を行うことで本駆動機構の有用性を明らかにする。

2 ロボットの駆動機構と制御回路

2.1 駆動機構

緒言で述べたとおり、本研究では他軸間の 3 次元的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を、ロボット関節を駆動するメカニズムとして採用する。

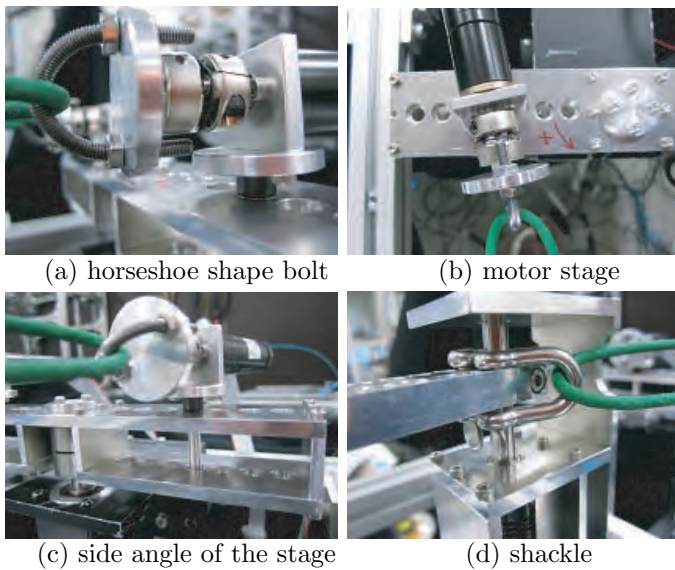


Fig.2 Each characteristic mechanism of the robot.

本研究では、丸ベルトにねじりを加えることで発生する収縮力によりロボット関節の回転運動を生成する。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実現できる。Fig. 1 が本稿で設計し開発した一関節ロボットであり、(a) 図から分かるように周長 260mm の丸ベルトを関節と DC モータ間で接続している。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されている。この機構により、リンクが回転したときのベルトの長手方向の角度変化を吸収し、モータがベルトと一直線上に並ぶように工夫している。さらに、2 台の DC モータがモータステージ上に並んでいるが、このステージはステッピングモータによって独立に角度制御が可能となっている。これにより、両丸ベルトを最大までねじったときにおいてもステッピングモータによりステージを回転することで、ロボットリンクを回転させることができる。

続けて、Fig. 2 にはロボットの各部の特徴を示している。(a) 図から分かるように、DC モータと丸ベルトをつなぐために U 字ボルトをカップリングに取り付けた円板シャフトに固定し、モータのトルクにより丸ベルトを容易にねじることができるようにしている。(b) 図では、モータステージ上に配置された DC モータを示しているが、拮抗配置する丸ベルトに何通りかの角度を持たせるためにステージ上の 7 か所に等間隔で貫通穴を設けている。これにより、丸ベルトの配置角度が変化したときのねじり量に対する関節角度変化を見ることができる。なお、(b) 図では内側から 4 番目の位置に設置している。(c) 図と (d) 図では DC モータのずれを抑止するためのシャフトの両端支持機構を示し、丸ベルトとリンクをつなぐためのシャックルを示している。

2.2 制御回路とドライブ回路

本稿で開発したロボットでは制御回路としてマイクロコンピュータを用いており、DC モータ制御には安価な速度制御用ドライブを使用している。このドライブは PWM 信号の duty 比により容易に速度制御が可能であるが、一般的にトルク制御や力制御には不向きである。しかしながら、本稿で提案しているロボットは DC モータの回転により生じる丸ベルトのねじりにより収縮力を生成する。したがって、最大収縮力を上回るトルク特性を有するモータを選定することで、ベルト収縮力(引張力)とモータトルクがつり合う duty 比が存在することになる。そのようなことから、ねじり量(角度)や関節角を制御量とし duty 比を制御入力とする PI 制御を施すことで、簡易的な力制御の構成が可能となる。同様の効果を先行研究においても確認している [12]。このよ

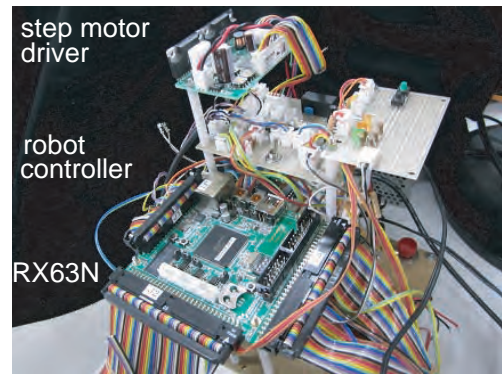


Fig.3 A robot controller for twisted round-belt actuator system.

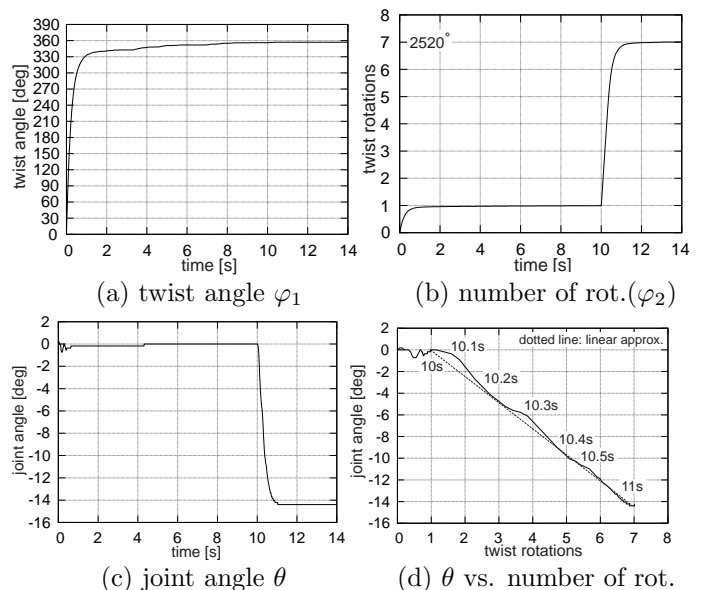


Fig.4 It shows an experimental result of the twist rotation control, which is obtained by using a DC motor as shown in Fig. 1.

うに、本駆動機構が有する物理特性をうまく利用することで、速度制御用ドライブの力制御への変換が可能となる。

3 ロボット実験

3.1 丸ベルトのねじり量制御

本節では、丸ベルトのねじり量(回転角)の制御を行う。ここでは、Fig. 1 の直流モータ 2 に接続された丸ベルトを 7 回転させたときのロボット関節とねじり量との関係を明らかにする。なお、本実験で利用する制御則はモータ付属のエンコーダ角度を制御量とする PI 制御であり、ロボットのモータ 2 への指令入力は角度変数を φ_2 とすると次式となる。

$$u_2(t) = -K_p(\varphi_2 - \varphi_2^d) - K_i \int (\varphi_2 - \varphi_2^d) dt. \quad (1)$$

ここで、ねじり量とエンコーダ角度が等しいものとする。まず、実験においては Fig. 1 のようにリンクを真っ直ぐ伸ばした初期姿勢から丸ベルトの緩みを抑えるための初期ねじり(1 回転)を与えている。1 回転の制御が収束し安定したのち、 $\varphi_2^d = 2520^\circ$ となる式 (1) によるモータ 2 の回転角度制御を行う。ここで、両ゲインは $K_p = 5.0$, $K_i = 0.0018$ とし、制御周期は 2ms としている。

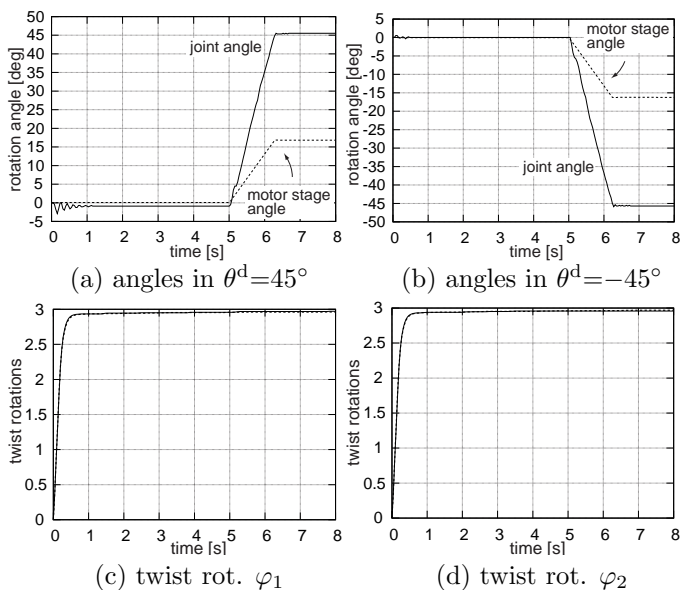


Fig.5 It shows successful results of robotic joint control by means of step motor located behind the motor stage, in which the desired angle is decided as $\pm 45^\circ$.

Fig. 4 から分かるように、両丸ベルトともに 360° に達し、その後 10s において約 1s で 7 回転まで偏差なくねじり量が追従している。さらに、(c) 図から分かるように、ねじり量の増大に伴って関節が大きく回転している。これは、丸ベルトのねじり量が片方のみ 7 回転まで増大することによって長手方向に収縮しシャックルを介したロボットのリンクが駆動していることを意味する。加えて、(d) 図から分かるようにねじり量を横軸にし関節角を縦軸にとると、両変数間にねじり速度の変化にかかわらずある程度の線形性が存在することが示される。ここで、近似直線は次式となる。

$$\theta \text{ [deg]} = -2.377 \varphi_2 + 2.3, \quad (\varphi_2 \geq 1). \quad (2)$$

ただし、上式においてねじり量 φ_2 の次元は回転数である。

これらの結果により、本稿で提案する小径丸ベルトによる駆動機構がロボット関節のアクチュエータとして機能することが明らかになった。また、本研究ではヒトの筋骨格構造における主動筋と拮抗筋を模倣するという観点から拮抗配置形態での丸ベルト駆動メカニズムを開発している。したがって、本節での実験結果からエラストマー素材の弾性変形による引張力や収縮力を利用したアクチュエータ構造がロボット駆動系として幅広く活用できることが示唆される。

3.2 ステッピングモータによる関節角度制御

本節では、丸ベルトを DC モータにより 3 回転ねじったのちにステッピングモータによりステージを回転させ、関節が $\pm 45^\circ$ に到達した時点でステッピングモータを停止する動作実験を行う。Fig. 5 の結果から分かるように、関節角度が線形的に増加し目標角度に収束している。このときのモータステージ（ステッピングモータ）の時間変化を (a), (b) 図の点線で示している。したがって、関節角度軌道の線形性はステッピングモータ駆動の特徴と言える。同時に、この動作において丸ベルトにねじりを加えた DC モータの時間軌道を (c), (d) 図に示している。モータステージが動き出した 5 s 以降においてもねじり量の変化がないことが理解できる。これは、関節の回転運動により主動筋と拮抗筋の両丸ベルトがわずかに伸縮しそれぞれの収縮力が増減したとしても、ねじり量を制御量とする両 DC モータの PI 制御によりねじり量を維持しているためである。

4 結言

本研究では、ロボットの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、丸ベルトに直流モータでねじりを加えることで生じる縮み量を制御することにより、他端に接続されたロボット関節を駆動する点にある。次に、丸ベルトのねじり量と関節角との間にねじり速度に依存しない線形関係を見出すことができた。また、ロボット関節を制御量とする簡易な PI 制御において、オーバーシュートのない動的挙動が得られることを明らかにした。加えて、2 台の DC モータを搭載したモータステージをステッピングモータにより直接回転駆動させることで、ステッピングモータ特有のリニアな関節角度制御が可能であることを示した。今後は、コンプライアンス特性の定量化のために関節駆動時の力加減をロードセルにより計測し、手先押し付け力とねじり量との関係を明らかにする予定である。

謝 辞

本研究の一部は、公益財団法人 JKA の補助事業 (26-144) 及び本学教育力向上支援事業の補助を受けて行われたものである。

References

- [1] José L. Pons (Eds.), "Wearable Robots: Biomechatronic Exoskeletons", John Wiley & Sons, Inc., 2008.
- [2] Feil-Seifer, D. and Mataric, M.J., "Defining socially assistive robotics", IEEE Int. Conf. Rehabilitation Robotics, pp.465-468, 2005.
- [3] R. Van Ham, T. G. Sugar, B. Vanderborght, K. W. Hollander, and D. Lefeber, "Compliant Actuator Designs", IEEE Robotics & Automation Magazine, pp.81-94, 2009.
- [4] H. Liu, X. Deng, and H. Zha, "A planning method for safe interaction between human arms and robot manipulators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2724-2730, 2005.
- [5] M. M. Williamson, "Series Elastic Actuators", A. I. Technical Report, No.1524, 1995.
- [6] G. A. Pratt and M. M. Williamson, "Series elastic actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.399-406, 1995.
- [7] 中村, "空気圧人工筋肉を用いたバックドライバブルな可変剛性機構とその制御", 日本ロボット学会誌, Vol.31, No.6, pp.572-576, 2013.
- [8] B.Tondu, S.Ippolito, J.Guiochet, A.Daidie, A Seven-degrees-of-freedom Robot-arm Driven by Pneumatic Artificial Muscles for Humanoid Robots", Int. Journal Robotics Research, Vol.24, No.4, pp.257-274, 2005.
- [9] 白井, "非線形バネによる機械式関節剛性調整機構", 日本福祉工学会誌, Vol.16, No.1, pp.2-7, 2014.
- [10] 仲田, 井出, 中村, 平田, 石黒, "手先剛性楕円の調整による柔軟な物理的インタラクションを行う筋骨格上肢ロボットの開発: リニア電磁アクチュエータの一応用", 電子情報通信学会技術研究報告. NC, ニューロコンピューティング, Vol.111, No.368, pp.69-74, 2011.
- [11] M.Saen, K.Ito, K.Osada, "Action-Intention-Based Grasp Control With Fine Finger-Force Adjustment Using Combined Optical-Mechanical Tactile Sensor", IEEE Journal Sensors, Vol.14, No.11, pp.4026-4033, 2014.
- [12] 井上, 平井, "2 リンクアームにおける逆運動学を利用しない手先位置制御-関節角仮想目標軌道とベル型速度プロファイル-", 日本ロボット学会誌, Vol.32, No.3, pp.307-315, 2014.

ピック&プレースを目的とした小型自律移動マニピュレータの開発

Development of a Small Autonomous Mobile Manipulator for Pick and Place

○正 井上 貴浩 (岡山県大) 学 小野 由美子 (岡山県大)

学 宮田 龍一 (岡山県大) 正 平井 慎一 (立命館大)

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

Yumiko ONO, Okayama Prefectural Univ.

Ryuichi MIYATA, Okayama Prefectural Univ.

Shinichi HIRAI, Ritsumeikan Univ., hirai@se.ritsumeikan.ac.jp

This paper newly develops a small autonomous mobile manipulator that consists of a three-joint manipulator and four-wheeled omni-directional drive mechanisms. The manipulator enables to position control on the three dimensional space, and the mobile platform can move remaining its orientation straight and diagonal towards traveling direction, which can be realized by two-wheel drive or four-wheel drive. In this paper, we propose a simple and novel traveling control method so that the mobile robot is able to travel in a straight line on flat ground. This control strategy is based on the integral computation of a gyro sensor to modify the orientation of the robot during the traveling. In addition, we achieve that the mobile robot can climb on a slope of 20° inclined angle by changing the speed distribution between the four wheels. Finally, this paper concludes that the small autonomous mobile robot embedded with a three-joint manipulator can travel stably on irregular terrains.

Key Words: Gyro sensor, Drift, Climbing, Four-wheeled, Omni-directional

1 緒言

食品加工工場や弁当などの製造工場においては、食品や食材の調理鍋への投入やグルメカップへの盛り付け・パック詰めの手作業で行っているが、それは所狭しと並ぶ調理機器の存在やそれらによる非直線的な経路に因るところが大きい。加えて、厨房のように排水溝が部分的あるいは直線的に長く設置されていることから、床面にわずかな角度の傾斜が設けられている。このような環境で上記作業を自動化するためには、旋回が可能で傾斜面においても安定走行できる自律移動ロボットが必要となる。そのようなことから、本研究では3関節を有するマニピュレータを搭載可能で、かつ全方向への移動能力を持つオムニホイールを用いた小型自律移動ロボットを開発する。本稿はその第1報として、DCモータに直結された4つのホイールを対向位置に配した移動台車ロボットを設計開発し、基礎走行実験を行う。また、今後の自動化工程への導入を想定して、坂道を登坂可能な駆動能力が必要となる。したがって、本稿で製作する自律移動台車による直進安定性の検証に加えて、整地および不整地での滑らかな登坂走行を実現するために、ジャイロセンサを用いた安定走行制御手法を提案する。

2 4輪型全方向自律移動台車の機構と制御

Fig. 1-(a)のように、本稿で設計開発した自律移動台車は「オムニホイール」を対向位置に4輪を備えており、Fig. 1-(b)(c)のような直流モータの配置となる。また、3次元空間での手先位置決め制御が可能な3関節機構を有するマニピュレータが搭載されている。モータとホイール間のシャフトは両持ちの支持とし、自重に起因するラジアル荷重に対するホイールの上下方向へのずれをベアリングにより抑止している。次に、これらの駆動系は厚み5mmの亚克力板(320mm×320mm)に取り付けられており、その上部にマイコンやモータドライバ回路等を配置している。また、自律移動を目的としているため、ジャイロセンサと加速度センサを最上部に搭載している。本移動台車ロボットの総重量は2220gとなっている。本稿の実験では、Fig. 1-(d)のような約 18° の坂路をロボットが斜め姿勢を維持しながら4輪駆動により進む試行を行う。滑り易い床面においては姿勢を崩すことが頻繁に起こり得る。このとき、ジャイロセンサにより取得される

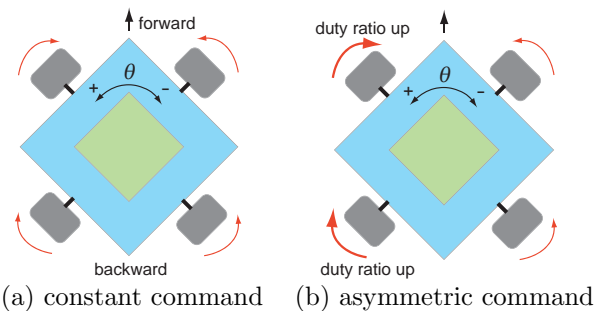


Fig.3 A schematic view of the robot indicates normal climbing and controlled climbing by using gyro sensor.

ヨー角をリアルタイムで求め移動台車の姿勢ずれを検知することで、坂道においても直線的な登坂が可能な走行手法を提案し、動作検証を行う。

3 ジャイロセンサによる直進走行制御

本章では、ジャイロセンサを用いた直進走行の性能を評価する。実験で利用するジャイロセンサや直流モータ、及びモータドライバ等を Table 1 に示す。まず、直流モータの駆動は速度制御用 IC による PWM 制御とし、duty 比により線形的に速度変化が可能である。また、速度指令において速度分解能は 10bit となる。モータのギヤ比は 62 : 1 であり、ロータリエンコーダの分解能は 2048 pulse/rot となる。さらに、ジャイロセンサのデータ取得はマイコンをマスタとする IIC(I2C) 通信で行っており、クロック信号が 480 kHz で動作している。また、ジャイロセンサではわずかながら直流成分が出力されるためロボットの姿勢を積分計算によって求める場合ドリフトが発生する。このドリフト成分を除去するために、次章で述べるドリフト補正を行い直進性能を評価する。本実験では幅 1.62 m の通路を走行させ (Fig. 2-(a))、ジャイロセンサによる姿勢情報をフィードバックしロボットの走行中の向きを 0° に維持したま走行が可能かを検証する。このと

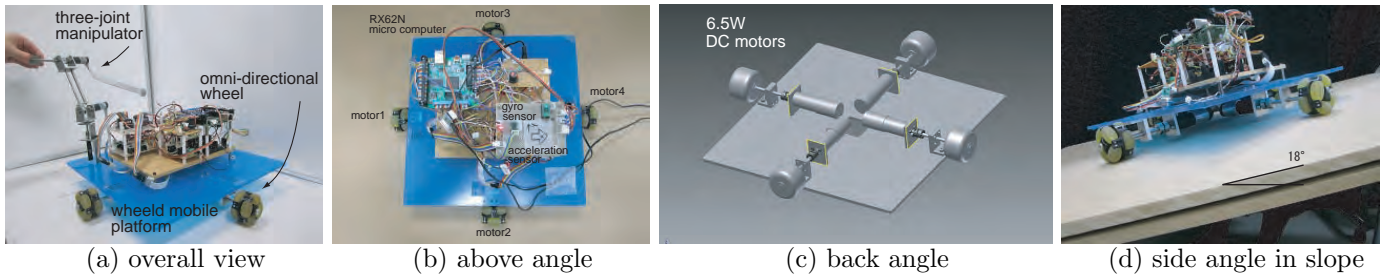


Fig.1 An omni-directional four-wheel mobile platform developed in this paper.

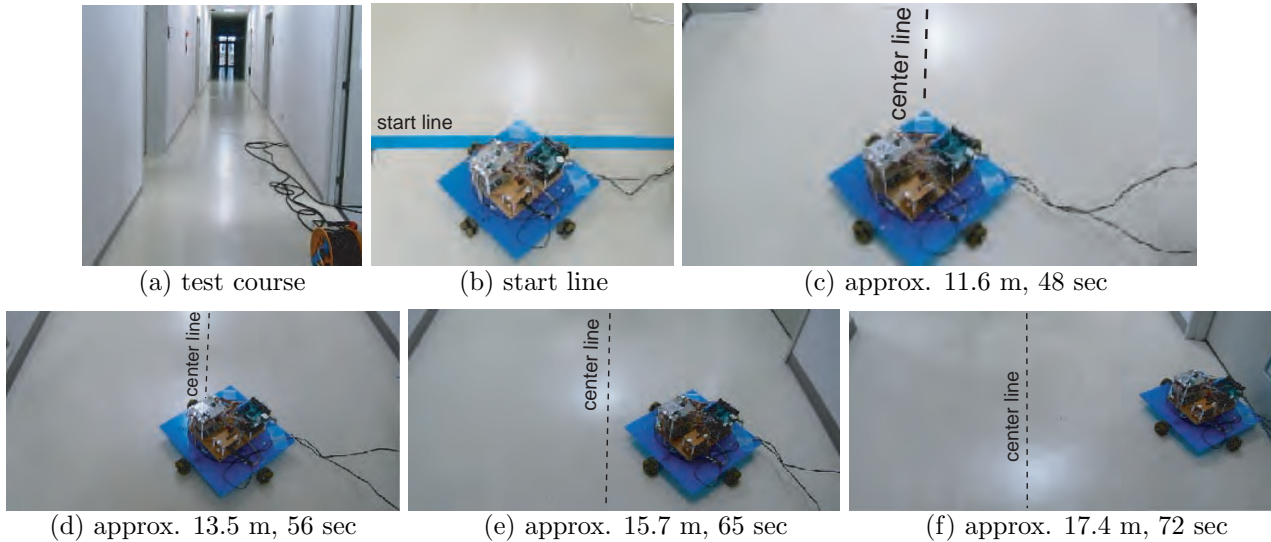


Fig.2 It shows several snapshots of the experiment of straight driving and its course.

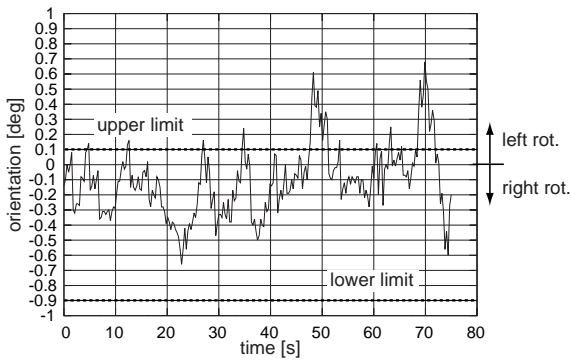


Fig.4 Experimental result of straight driving.

きの姿勢制御アルゴリズムは以下の通りである。

Fig. 3 のように、走行中の姿勢角 θ のずれをジャイロセンサの角速度から算出し、姿勢のずれを解消する方向の 2 輪の duty 比を増加させる。これを走行中繰り返すことで、正負の姿勢のずれが生じても安定的な直進走行を実現する。本実験では、まず duty 比を 80% に設定し通路中央に配置し走行を開始する (Fig. 2-(b))。走行中のロボットの姿勢角が $\theta > 0.1^\circ$ 、 $\theta < -0.9^\circ$ を満たすとき、Fig. 3 のように姿勢を戻す側の 2 輪の duty 比を 15% に増加させる。なお、制御周期は 50ms としている。実験結果を Fig. 2-(c), (d), (e), (f) と Fig. 4 に示す。この結果、ロボットは約 18 m の位置で右側の壁と接触し停止した。走行途中においては、約 13 m 付近まで安定的な直進走行を実現することができている。ジャイロセンサを利用しない予備実験では約 5 m の距離で左側の壁と接触し停止していることから、直進安定性が格段に向上したと

Table 1 Robot parts list and specifications

parts	product	manufacturer
Micro controller	RX62N (96MHz)	Renesas
DC motor	RE-max24 (6.5W)	Maxon motor
motor driver	TB6612 (3.2A pk.)	Toshiba
Omni wheel	TD-48	Tosa Denshi
Gyro sensor	LSM9DS0 (IIC)	ST micro
Accel. sensor	KXR94-2050	Kionix

言える。以上の走行結果を時間軸で図示すると Fig. 4 となるが、旋回上限となる 0.1° を超えたところでモータ速度が増加しロボットの姿勢を元に戻していることが見て取れる。一方で、ロボットの姿勢は速度配分が切り替わる下限には到達しておらず、左に旋回しやすい特徴を有することになる。また、Fig. 2 から分かるように、13 m 程度走行したのちに進路が急激に右に逸れているが、この原因は現在不明であり今後の検討課題である。

4 整地における登坂制御

4.1 ジャイロセンサのドリフト補正

走行実験の前に予めジャイロセンサにより得られる角速度の積分により生じるドリフトを補正する。移動ロボットを静止したまま一定時間計測した角速度を積分した結果が Fig. 5-(a) である。ロボットの進行方向から反時計周りを正回転、時計周りを負回転とすると、結果から分かるように時間に対して負の方向に線形的に増加するドリフト特性を示す。したがって、本稿では実験経過時刻ごとのドリフト量を出力値に足し合わせる最も簡易な補正処理を行う。その結果が Fig. 5-(b) となる。わずかにドリフト量が残っているが 10s で 0.3° 以内に収まっており、走行実験におい

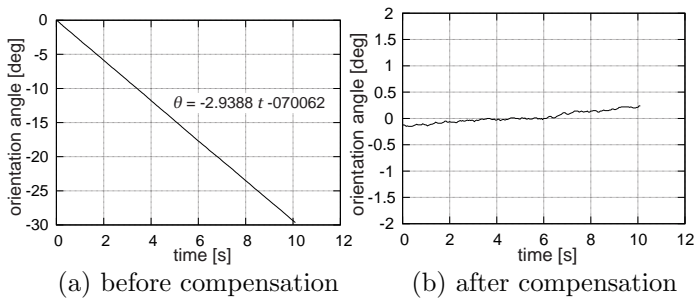


Fig.5 Drift compensation of angular velocity measured from a gyro sensor.

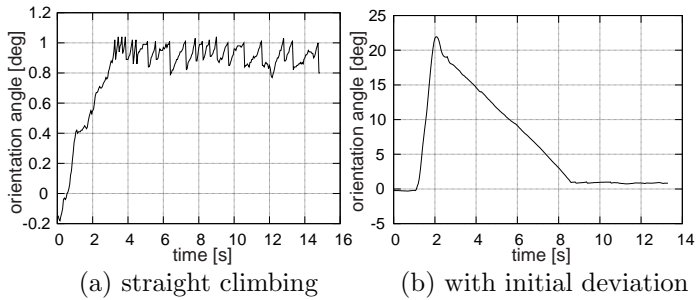


Fig.7 Experimental results of climbing control.

て支障がないと判断されるため、本手法を採用する。

4.2 一定速度指令による登坂走行

本稿では、坂路として木材合板（厚み 9mm のラワンベニヤ）を 2 枚重ね設置し、ロボットの移動距離を 550mm、傾斜角を 18° に設定する。実験環境の一部は Fig. 1-(d) に示している。本節ではまず、速度指令として duty 比を 20%, 40%, 60% とし登坂動作を確認する。ここでは、Fig. 3-(a) のように、4 輪すべてで同一の duty 比を入力している。登坂時のロボットの姿勢変化を図示すると Fig. 6 となる。進行方向（登り）に向かって一定割合で反時計周りにずれを生じていることが分かる。duty 比の上昇に伴って移動速度も上がることから登坂時間は短くなるが、時間に対する姿勢変化率はおおむね等しい傾向が見られる。

4.3 ジャイロセンサによる姿勢制御

前節での基礎実験では、直流モータの個体差や 4 輪の配置誤差等によりロボットの姿勢が反時計周りにずれることが分かった。そのようなことから、坂路での姿勢維持を実現するためにジャイロセンサにより計算される姿勢角をフィードバックし、直線的な登坂制御を行う。アルゴリズムは以下の通りである。

まず、duty 比を Fig. 6-(a) と同様に 20% に設定し登坂を開始する。走行中のロボットの姿勢角が $\pm 1^\circ$ を超えたときに、Fig. 3-(b) のように姿勢を戻す側の 2 輪の duty 比を 30% に増加させる。なお、制御周期は 50ms としている。Fig. 7-(a) から分かるように、 1° を維持できていることが確認できる。次の実験として、スタート後すぐにロボットを持ち上げ姿勢に 20° 以上の大きな外乱を与える。このような状況においても上記アルゴリズムにより坂路後半において 1° の姿勢に収束していることが確認できる。これらの結果は、移動台車の構造的マージンやモータ個体差等の潜在的誤差をジャイロセンサによりキャンセルできるというセンサベース制御が可能であることを示唆する。また、路面が湾曲するような環境においてホイールに滑りや空転が生じたとしても同様の効果が予想される。

5 不整地における登坂制御

本章では、ジャイロセンサによる同様の登坂制御アルゴリズムを用いて、傾斜角が 20° となる縞鋼板（不整地）上を走行する実

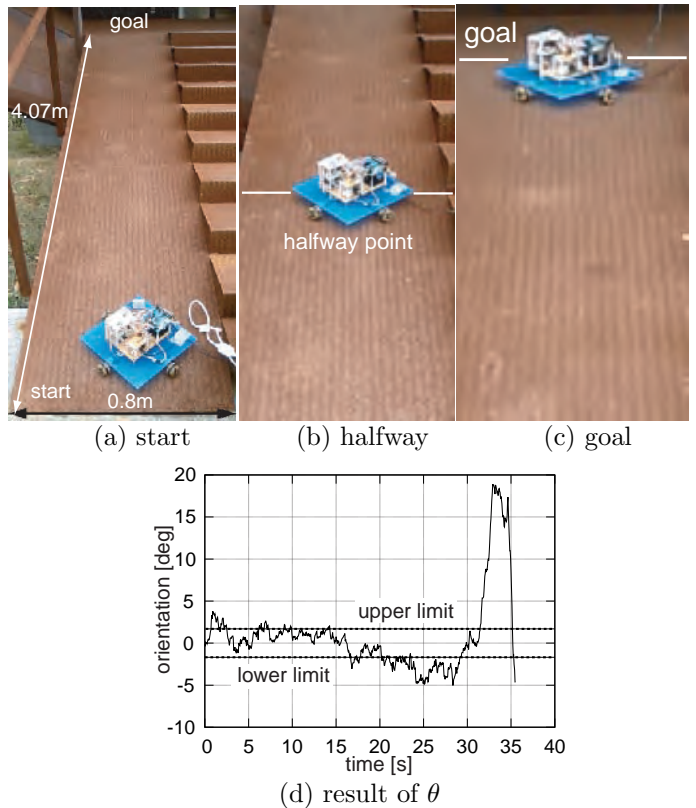


Fig.8 It shows a climbing process of the robot, in which the initial duty ratio and the increase algorithm of speed are decided as 60 % and 10 %, respectively.

験を行う。ここでは、モータの速度配分を切り替える閾値を上下限で $\pm 2^\circ$ とし、以下の 2 通りの実験を行う。

- ex. 1 初期 duty 比を 60 % に設定し、姿勢維持のための速度配分は 10 % 増加
- ex. 2 初期 duty 比を 80 % に設定し、姿勢維持のための速度配分は 15 % 増加

まず、ex. 1 の実験結果を Fig. 8 に示す。スタート地点から中間地点を通ってゴールまで姿勢を崩さずに走行していることが分かる。制御性能については (d) 図からも分かるように、 $\pm 2^\circ$ に収まるように上記アルゴリズムがうまく機能している。整地での直進走行と異なる点は姿勢のずれが顕著に大きいことであり、Fig. 4 と比較すると不整地走行においては上下限の両姿勢に到達していることが分かる。同様に、Fig. 7 の整地登坂走行と比較しても同じ考察が得られる。ロボット姿勢に関するこの差異は、坂路となる縞鋼板の凹凸が原因と考えられる。また、ゴール直前において姿勢が大きく崩れているが、速度配分アルゴリズムにより姿勢を戻している。

次に、ex. 2 の実験結果を Fig. 9 に示す。ここでは、ベースとなる初期の duty 比が大きいためゴールに到達するまでの時間が短くなっている。姿勢に関しては同様の速度配分アルゴリズムにより $\pm 2^\circ$ 以内に収まっていることが分かる。しかし、中間地点において左側に寄っており、ゴール地点では最も左側にまでずれを生じている。これは、duty 比が高いために走行速度が全体的に速くなり、姿勢維持のための速度調整効果が小さくなっているためであると考えられる。この結果を図示した (d) 図において比較的大きく姿勢が崩れていることからそのような結論に達する。これらのような結果に基づいて、今後は横方向へのずれを抑制するため加速度センサによるフィードバックを導入する予定である。

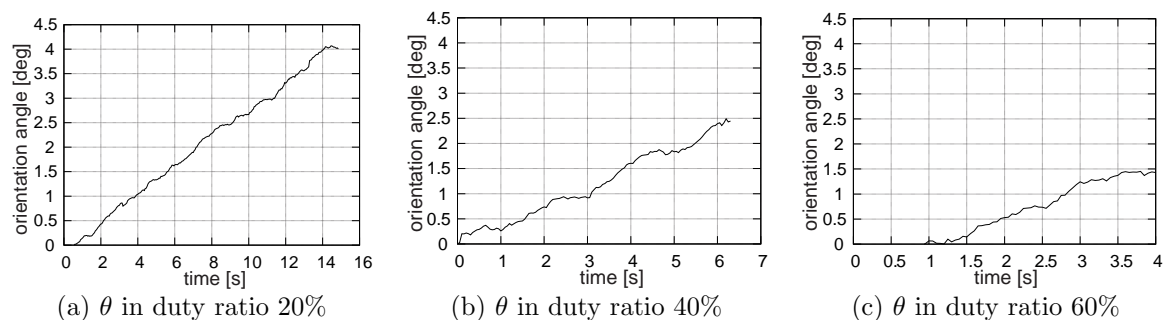


Fig.6 Experimental results of the robot orientation in climbing, which is obtained under constant velocity command by PWM pulse.

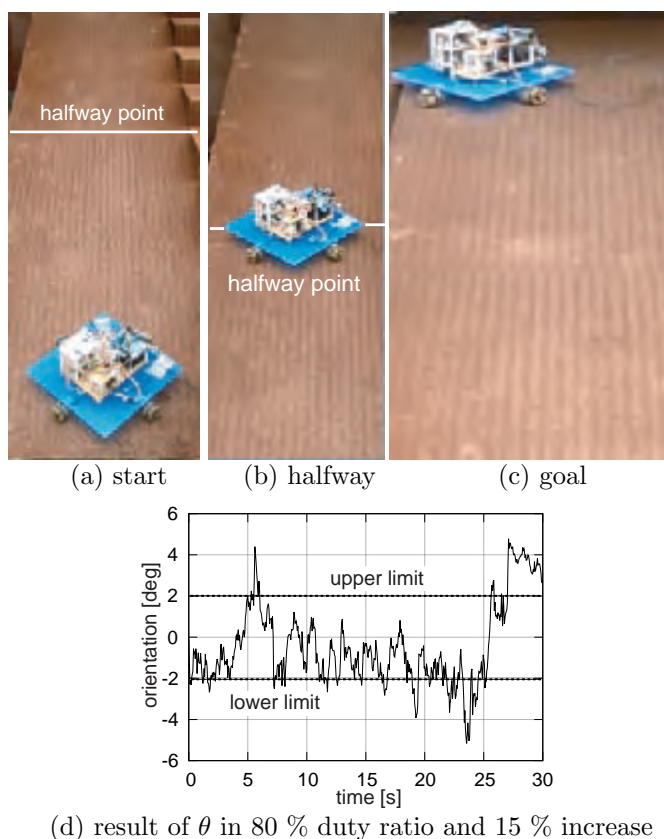


Fig.9 It shows a climbing process of the robot, in which the initial duty ratio and the increase algorithm of speed are decided as 80 % and 15 %, respectively.

6 結言

本研究では3関節を有するマニピュレータを搭載可能で、かつ全方向への移動能力を持つオムニホイールを用いた小型自律移動ロボットを開発した。本稿はその第1報であり、機構においてはDCモータに直結された4つのホイールを対向位置に配しており、自律移動型の台車ロボットとして基礎走行実験を行い動作確認を行った。実験においてはまず、ジャイロセンサによる角速度を積分することで台車ロボットの姿勢をリアルタイムで取得し、制御系にフィードバックすることで姿勢を維持したまま約18m直進させることに成功した。また、同様の速度配分アルゴリズムにより20°の傾斜となる登坂走行においても安定的な走行を実現でき、幅約0.8m、距離約4mの狭隘な坂路を踏破することができた。今後は、開発したマニピュレータを台車ロボットに実際に搭載し、物体把持のための移動計画手法を提案していく予

定である [1-7].

謝 辞

本研究の一部は、公益財団法人 JKA の補助事業 (26-144) 及び本学教育力向上支援事業の補助を受けて行われたものである。

References

- [1] Seraji, H., "An on-line approach to coordinated mobility and manipulation", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, Vol.1, pp.28-35, 1993.
- [2] Harada, K., Foissotte, T., Tsuji, T., Nagata, K., Yamanobe, N., Nakamura, A., and Kawai, Y., "Pick and place planning for dual-arm manipulators", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.2281-2286, 2012.
- [3] Yunyi Jia, Ning Xi, and Nieves, E., "Coordination of a non-holonomic mobile platform and an on-board manipulator", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.4356-4361, 2014.
- [4] Chanhun Park, Dongil Park, GwangJo Jung, Doohyung Kim, KyungTaik Park, Chulhun Park, and Taeyong Choi, "A robot manipulator on the mobile platform for an off-road environment", 14th Int. Conf. Control, Automation and Systems (IC-CAS), pp.322-325, 2014.
- [5] Filipescu, A., Filipescu, S., and Minca, E., "Hybrid system control of an assembly/disassembly mechatronic line using robotic manipulator mounted on mobile platform", 7th Int. Conf. Industrial Electronics and Applications (ICIEA), pp.447-452, 2012.
- [6] Filipescu, A., Petrea, G., Filipescu, A., and Filipescu, S., "Modeling and control of a mechatronics system served by a mobile platform equipped with manipulator", 33th Chinese Control Conf. (CCC), pp.6577-6582, 2014.
- [7] Mostafa, S.N., Mostafa, G., and Masoud, M., "Optimal trajectory planning of a mobile robot with spatial manipulator for obstacle avoidance", Int. Conf. Control, Automation and Systems (ICCCAS), pp.314-318, 2010.

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

Static physical characteristics in a multi-rotation twisting motion of
polyurethane round belt to be used for joint flexion

○学 宮田 龍一 (岡山県大) 正 井上 貴浩 (岡山県大)
Ryuichi MIYATA, Okayama Prefectural Univ.
Takahiro INOUE, Okayama Prefectural Univ., inoue@ss.oka-pu.ac.jp

In this paper, we develop a novel robotic joint mechanism that has two polyurethane round-belts placed on both sides of the joint. This mechanism is based on antagonistic configuration by the round-belts, which are activated by twisting motion generated by individual DC motors. This novel mechanism realizes that the robotic joint is able to move around its axis due to contraction forces generated by twisting the both round-belts. This paper shows experimental results of static physical characteristics obtained when the round-belt is strained by a tensile machine. As a result, Young's modulus of the belt does not depend on the number of round-belts, but also depends on the number of twist rotations. This study concludes that the dependence property is a decreasing trend with respect to the number of twist rotations. Finally, we show experimental results of contact forces of the tip position of a single link robot. It is clearly shown from the results that stress relaxation behavior of elastomer materials also appears and influences the dynamic change of the contact forces.

Key Words: Young's modulus, stress relaxation, twist-drive, round-belt, antagonistic mechanism

1 緒言

近年、ヒトの生体機能を模倣し、ヒトに近いロボットを開発することを目的とした生体模倣ロボティクスという概念がロボット研究分野で浸透している。人工筋肉はそれらの代表的なものの一つである。人工筋肉はアクチュエータの一種であり、生体の筋肉組織を工学的に模倣をしている。近年では形状記憶合金、空気圧アクチュエータなどの研究がなされている。これらに共通する事柄として、利用される素材が柔らかく動作が柔軟で外部からの不意に発生する大きな接触力に対して力を吸収し傷害を防ぐことが可能であることである。このようなコンプライアンス特性を備え、衝突時の反射的な瞬時の脱力を可能とし、対人・対物への接触時のエネルギー伝達を顕著に抑制することを実現するアクチュエータを総じてソフトアクチュエータと呼ぶ。しかし、一方でヒトの上肢における手先到達運動は極めて高い位置決め性能を有することに加えて、手先の押し付け力の力分解能は非常に高く、細かな力加減が可能である。このような柔軟性をもつことに加えて、ヒト特有の巧みさや器用さを総合的に兼ね備えたロボット機構や制御はまだ実用的なところまでには至っていない [1-6]。

このような研究背景の下、本研究では接触時のロボットの手先に (1) 高いコンプライアンス性を付与し、(2) 高精度な関節角制御と、(3) 高分解能の押し付け力を同時に実現できる上肢ロボットシステムの設計と制御を最終目標に据える。

従来のソフトアクチュエータを概観すると、先程述べた形状記憶合金 [7]、空気圧人工筋 [8,9] やワイヤ駆動に基づく非線形バネ機構 [10]、及び電磁アクチュエータ [11] による駆動機構が多く提案されている。しかしながら、コンプライアンス性がある程度満たされる半面、形状記憶合金と空気圧駆動ではともに応答性の低さにより制御性能が劣化し、バネ機構と電磁アクチュエータでは軸方向の剛性が低いために振動が生じ易い。その結果、高精度で応答性の良い手先位置決め制御が困難となっている。また、近年、電気活性ポリマー [13]、電界共役流体 [12] が新たなアクチュエータとして期待されているがロボット機構や制御はまだ実用的なところまでには至っていない。また、構造の柔らかさと安全性を考慮した本稿でも採用する紐をモータで振ることによって引張力を発生させる Twist-drive [14] も注目されている。しかし

ながら、これらを拮抗配置する場合、紐自体に弾性力を持たないため、拮抗側には能動的な制御を行うことができない。そのため、関節可動域は狭まってしまふ。加えて、ロボット手先による押し付け力を制御する場合、力覚センサを利用することが多い。しかしながら、計測原理がひずみゲージとブリッジ回路との組み合わせになるため、アナログノイズや量子化誤差の影響を受ける。また、手指の微細な力加減の獲得のための触覚センシングにタクトイルセンサを開発し用いる例も近年多い [15]。しかし、アンプによる増幅を介した回路構造は変わりがなく、環境との接触時に起こる手先の機械的チャタリングの発生を抑えることができない。

このようなことから、本研究では駆動方式として、従来の紐の部分にはそれ自体に弾性力を持つ硬質ポリウレタンを材料とする小径丸ベルトを使用した Twist-drive を採用し、これらを拮抗配置することで上記 (1)~(3) を兼ね備えたアクチュエータを設計し動作検証を行う。本稿では市販のトルク伝動用丸ベルトの多回転振り運動における静物理特性を実験結果に基づいて明らかにする。また、これらの丸ベルトを一関節ロボットに拮抗配置することで主動筋と拮抗筋を模倣した関節駆動機構を提案する。ロボット実験では拮抗した丸ベルトにそれぞれ異なる振り量を制御量として加えることによって拮抗的な動きを実現し、そのときのロボット手先の押し付け力を計測し、振り量と押し付け力の関係を明らかにする。加えて、主動筋側の丸ベルトのみを増やすことで、丸ベルトの本数と押し付け力の関係を明らかにする。

2 丸ベルトの物理特性評価

2.1 引張試験機を用いた収縮力計測

本節では、Fig. 1-(a) の引張試験機 (島津製作所) を用いて丸ベルトの収縮力計測を行い静的物理特性を明らかにする。実験は周長 260mm、直径 2mm のポリウレタン丸ベルトを 1~3 本取り付け、2mm/s で引張力を与える。また、丸ベルトは 115mm を初期状態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する。このとき得られる変位と引張力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。まず、丸ベルトの本数を n 、初期状態の半径を r 、半径の変化量を Δr 、初期状態の長さを l 、長さの変化量を Δl とすると、

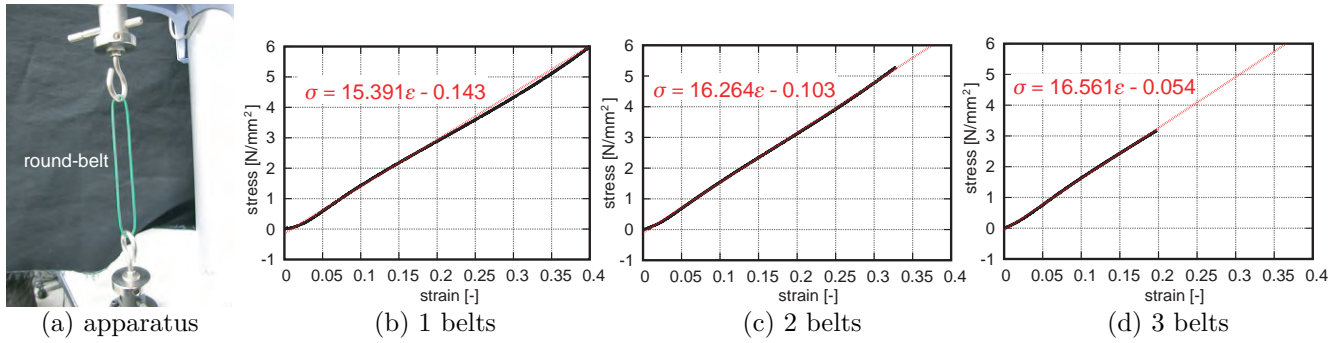


Fig.1 Tensile test of a small-diameter round-belt is shown, whose diameter is 2 mm: $2-\phi$ in short. It shows experimental results, where single, double, and triple round-belts are strained, respectively, where the round-belts are strained without twisting.

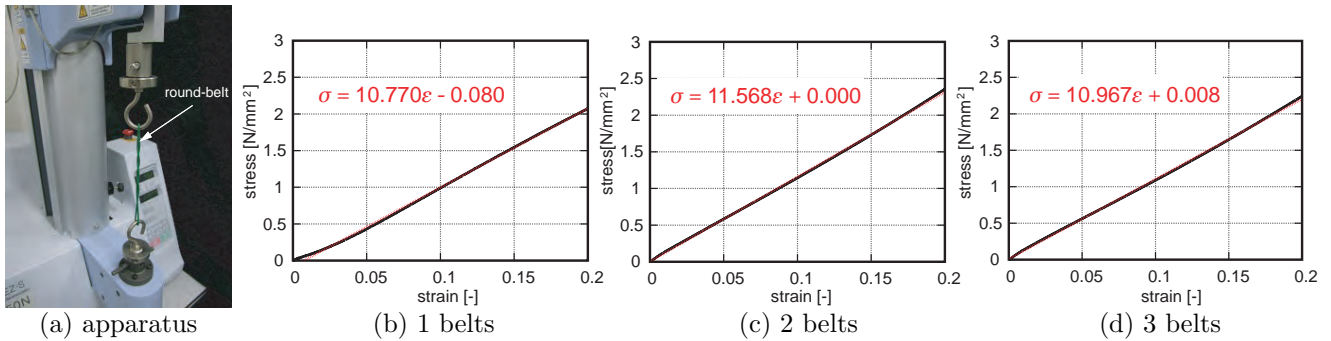


Fig.2 Same tensile test is performed, in which the round-belts are strained with 5 twist rotations.

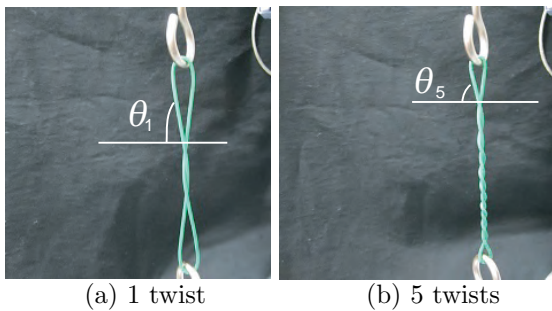


Fig.3 It shows the slope by twisting the round-belt.

弾性変形前後の体積が等しい関係は次式のように表される。

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

上式を変形することにより、引張変形後の断面積は次式となる。

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

したがって、式(2)と引張力 F から応力 σ を求めると次式となる。

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

ここで、ひずみ ϵ は $\epsilon = \Delta l/l$ であり、最終的にヤング率は次式のように表現できる。

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

よって、引張試験機によって得られる値 ($F, \Delta l$) を上式に代入することで応力ひずみ曲線が得られる。

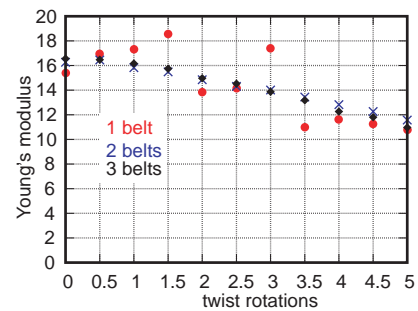


Fig.4 Relationship between the twist rotations and Young's modulus.

Fig. 1 の結果から分かるように、丸ベルトの本数に関わらず応力ひずみ曲線が線形的にほぼ同じ傾きで増加していることが分かる。これは、本研究で使用する丸ベルトが本数に関わらず同等のヤング率を有することを表している。また、丸ベルトが増えるにしたがって低ひずみで 50N に達していることから、ベルト本数増加に対してヤング率を変えないまま高い引張力を発揮することが可能になることが分かる。

次に、1~3本の丸ベルトを5振りしたときの応力ひずみ曲線を Fig. 2 に示す。Fig. 1 で示した0振りのときの結果と比べ傾きが緩やかになっていることが分かる。これは Fig. 3 のように、振りを加えることで丸ベルトが互いに螺旋状に巻きつき、上下の両端がいずれも V 字状に変形するためである。つまり、Fig. 3-(a) に示すような角度 θ をベルト角と定義すると、丸ベルトの張力の向きが斜め方向となり鉛直方向と水平方向成分に分解され、上部ロードセルが鉛直成分のみを計測することによって応力が小さくなりヤング率が低下したものと考えられる。

加えて、これらの物理特性をより明らかにするために、それ

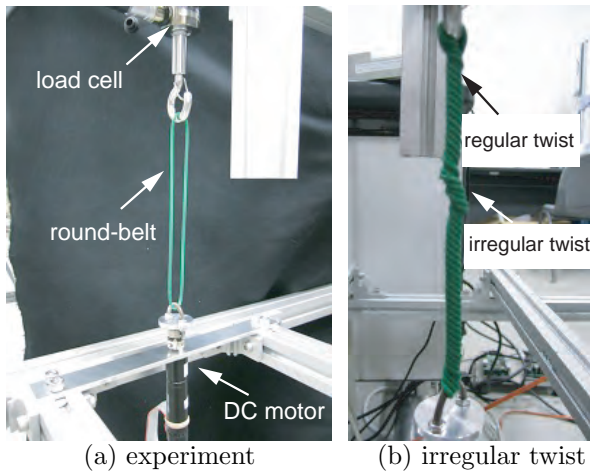


Fig.5 Contraction force measurement of a round-belt by using a DC motor; An irregular twist phenomenon occurs by strong twisting of the round-belt. It occurs even in experiments of multiple round-belts.

それぞれ 0.5 振りずつ 0~5 振りまで変化させた場合の引張試験を行い、ヤング率を求めプロットした結果が Fig. 4 である。結果から分かるように、振り量の増加にしたがってヤング率が小さくなる傾向が見受けられる。これは、振り量が増加するとベルト角 θ が Fig. 3 に示す $\theta_1 = 80^\circ > \theta_5 = 72^\circ$ のように小さくなるためである。その結果、一定のひずみが生じている場合にもかかわらず丸ベルトの鉛直方向の力が小さくなりヤング率が減少したものと推察される。

これらの実験から、エラストマー材料である丸ベルトの弾性変形が線形性を有し、ベルト本数に依存しないヤング率を定義できることが明らかになった。また、振り変形を加えることでベルト角が小さくなりヤング率が減少することから、ベルト固定部の機構の改良とモータによる振り量の制御によってヒト上肢の各関節のようなコンプライアントな動作が可能であることが示唆される。

2.2 DC モータを用いた収縮力計測

本節では、丸ベルトに DC モータで振りを加えたときの収縮力をロードセルで計測し動特性を検証する。ここでは、Fig. 5-(a) のように周長 260mm の丸ベルトを 0.5 振りずつ 0.5~10 振りまで振り量を変化させたときの収縮力をロードセルで 30s 計測する。なお、サンプリング周波数は 100Hz としている。また、片端をロードセルに取り付けたフックに掛け、反対側は U 字ボルトとカップリングを介して DC モータに固定されている。本実験で利用する制御則はモータ付属のエンコーダ角度を制御量とする PI 制御であり、ロボットの各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。

$$u(t) = -K_p(\varphi - \varphi^d) - K_i \int (\varphi - \varphi^d) dt, \quad (5)$$

ここで、振り量とエンコーダ角度が等しいものとし、左辺の u は duty 比に相当する最大値 6000 の整数値である。まず、実験においては Fig. 5-(a) のようにリンクを真っ直ぐ伸ばした初期姿勢から丸ベルトの緩みを抑えるための初期振り（1 回転）を与えている。1 回転の制御が収束し安定したのち、3s 後 $\varphi^d = 360 + 360x^\circ$ （1 回転 $+x$ 回転）となる式 (5) によるモータの回転角度制御を行う。また、各ゲインは $K_p = 33$, $K_i = 0.002$ とし、制御周期は 2ms としている。

Fig. 6 に、全試行から抜粋したデータに基づいて、2 振り ($x = 2$)、4 振り ($x = 4$)、8 振り ($x = 8$)、10 振り ($x = 10$) の収縮力の時間変化を、(a)、(b)、(c)、(d) にそれぞれ示す。結果より、振り数の増大によって収縮力が増大していることが分かる。また、

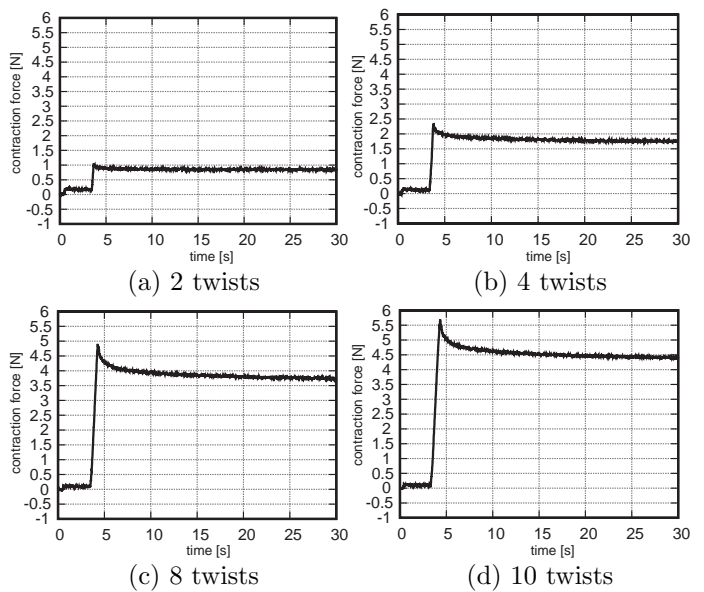


Fig.6 It shows experimental results of the contraction forces, in which stress relaxation behavior can be seen except the result of 2 twists.

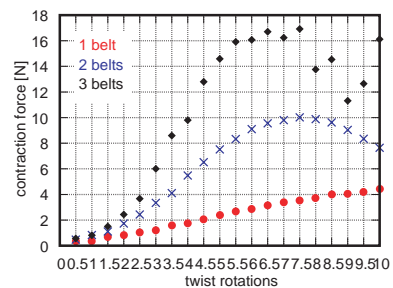


Fig.7 Relationship between the twist rotations and contraction force.

振りを維持し続けていると Fig. 6-(b),(c),(d) に見られるように、3s 以降で定常状態における収縮力の減少が確認できる。これは、粘弾性物体特有の応力緩和現象が生じているためである。応力緩和は、一定のひずみを与えることによって生じた応力が減少する経時変化のことであり、粘弾性物体は一定ひずみを与えられた時に最大応力が生じ、減少速度を落としながら一定応力に収束する。本実験においては、振り量の PI 制御により丸ベルトが振られたあと振りを維持した状態で静止するため、その瞬間に最大応力が生じ徐々に応力緩和により収縮力が減少していることになる。

次に、丸ベルトを 2 本、3 本にして同様の実験を行う。Fig. 7 に定常状態における各丸ベルトの収縮力を示す。横軸に振り量、縦軸に収縮力をとると、1 本の場合は振り量の増加にともない収縮力が単調に増加しているのに対し、2 本、3 本の場合は 7 振りまで極値を示し、収縮力が減少していることが分かる。これは、振り数の増大によって丸ベルトが塑性変形を起こし収縮力が低下したためと考えられる。また、3 本の結果において 8 振り以降収縮力の変動が不連続かつ大きい。これは、丸ベルトに不規則振れが生じているためである。ここで、不規則振れとは、丸ベルトに振りを加える一定の振り数を超えると、Fig. 5-(b) のようなそれまでの均一な振れを巻き込んでさらに大きい振れが発生することと定義している。この不規則振れが発生すると、丸ベルトの収縮力が不安定となり正確な角度制御が困難となる。

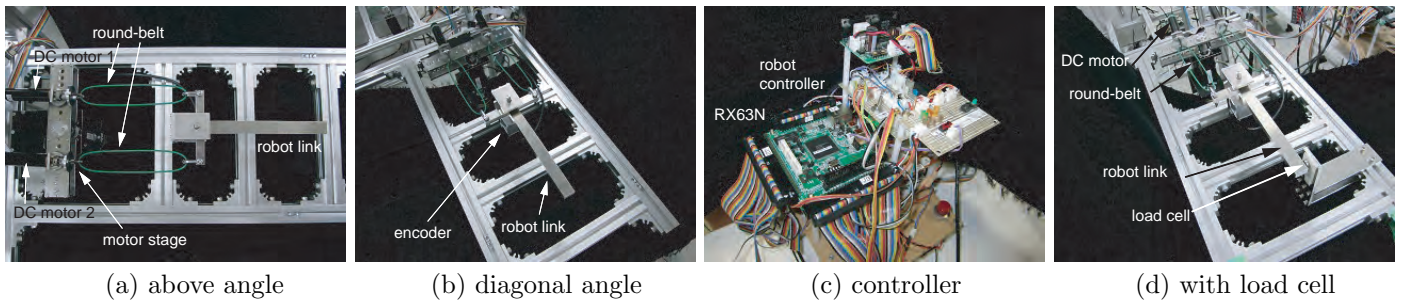


Fig.8 Overall view of single link robot with antagonistic round-belts.

3 ロボット実験

3.1 ロボットの駆動機構と制御回路

本研究では、丸ベルトに DC モータで振りを加えることで発生する収縮力によりロボット関節の回転運動を生成する Twist-drive 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 Fig. 8 の一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周長 260mm の丸ベルトを関節と DC 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 [16] に示す。

次に本稿で開発したロボットでは制御回路として Fig. 8-(c) のようなマイクロコンピュータを用いており、DC モータ制御には速度制御用ドライバを使用している。このドライバは PWM 信号の duty 比により容易に速度制御が可能であるが、一般的にトルク制御や力制御には不向きである。しかしながら、本稿で提案している Twist-drive 機構は DC モータの回転により生じる丸ベルトの振りにより収縮力を生成する。したがって、不規則振れが生じる振りモーメントを上回るトルク特性を有するモータとドライバを選定することで、ベルトの振りモーメントに対する反力とモータトルクがつり合う duty 比が存在することになる。そのようなことから、振り量 (角度) や関節角を制御量とし duty 比を制御入力とする PI 制御を施すことで、力制御類似の構成が可能となる。同様の効果を先行研究においても確認している [17]。このように、本駆動機構が有する物理特性をうまく利用することで、速度制御用ドライバの力制御への変換が可能となる。

3.2 ロボット手先の押し付け力計測

本節では、丸ベルトの振り量 (回転角) の制御を行い、ロボットリンクの駆動時のロボット手先の押し付け力をロードセルを用いて計測する。ここでは、Fig. 8 の DC モータ 1 (主動筋) に接続された丸ベルトを 2, 4, 8, 10 回転させ、加えてモータ 2 (拮抗筋) ではベルトの緩みを解消するための 1 回転制御を行う。このときのモータ 1 の丸ベルトの振り量とロボット手先の押し付け力の関係を明らかにする。なお、本実験で利用する制御則はモータ付属のエンコーダ角度を制御量とする PI 制御であり、ロボットの各モータへの指令入力は 2.2 節 で示した制御と同様である。ここで、両ゲインは $K_{p1} = 33$, $K_{i1} = 0.002$, $K_{p2} = 35$, $K_{i2} = 0.0035$ とし、制御周期は 2ms としている。以上のような制御を行いロボットリンクの回転運動を生成する。また、押し付け力は Fig. 8-(d) に示す固定台にロードセルを固定しリンクの先端を接触させることでロボット手先の押し付け力を計測する。ロードセルはリンクが約 1° 回転したときに接触する位置に固定されている。なお、サンプリング周波数は 100Hz としている。

Fig. 9 の実験結果から分かるように、振り量が増えるにした

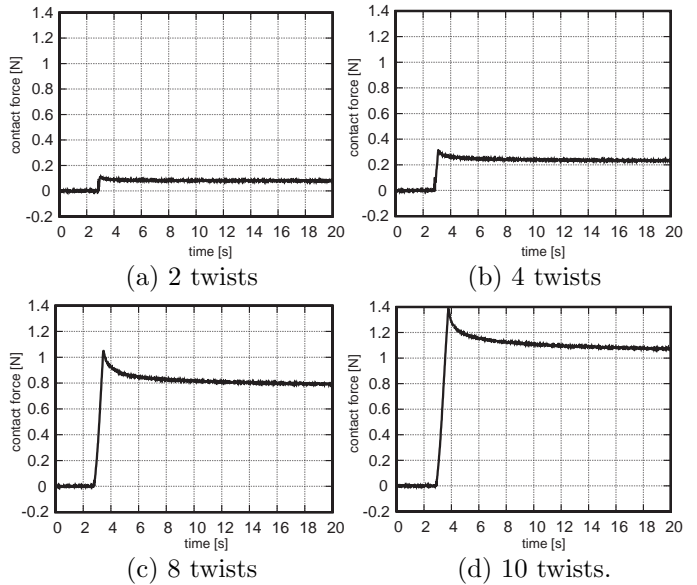


Fig.9 It shows experimental results of the contacting forces by the tip of the robot.

がって押し付け力が大きくなっていることが分かる。また、接触時に瞬間的に大きな押し付け力が発生し、その後、急激に押し付け力が減少し徐々に一定値に収束していることが分かる。この理由は、2.2 節で記述した主動筋の振り増大に伴う応力緩和によるものである。つまり、丸ベルトの収縮及び緩和による力の変化が顕著にロボットリンクの手先押し付け力に影響を及ぼしていることが明らかとなった。

次に、緩み解消後の初期姿勢から主動筋側の振り数のみ 0.5 振りから 10 振りまで 0.5 振りずつ増やし、加えて主動筋の丸ベルトのみ 2 本、3 本に増やして同様の実験を行った。その結果、Fig. 10 から分かるように、主動筋側の振り数を横軸に定常状態での押し付け力を縦軸にとると、丸ベルトの本数が増加するにしたがって押し付け力も大きくなっていることが分かる。また、1 本の場合は振り数が増加するにしたがって押し付け力が線形に近い形で増加していることが分かる。一方で、2 本、3 本の場合は 7 振りまでは線形に近い形で上昇するが、7.5 振り近辺で押し付け力が小さくなっている。これは 2.2 節で記述した DC モータでの収縮力実験における丸ベルトの塑性変形による収縮力の低下によるものと考えられる。加えて、本機構の特長として丸ベルトを拮抗配置していることから、拮抗筋側の丸ベルトの収縮によりリンクの回転を抑制しているためであると考えられる。

4 結言

本研究では、振り紐機構である Twist-drive 機構にトルク伝動用のポリウレタン小径丸ベルトを用いたロボット関節機構を開発している。本稿では、そのポリウレタン丸ベルトに振りを加えた

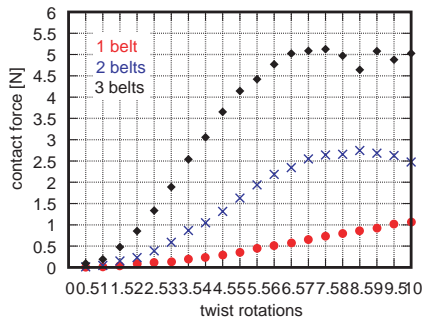


Fig.10 It is clearly shown that a maximal value of the contact force arises in case of multiple round-belts.

場合の静的物理特性について実験結果に基づいて検証を行った。まず、丸ベルトのヤング率モデルを導出し、引張試験機でのデータに基づき振り量の増加にともなうヤング率を求めた。そこでは、丸ベルトのヤング率はその本数ではなく振り量にのみ依存することを初めて明らかにした。次に、DC モーターで振りを加えたときの収縮力から振り量と収縮力の関係性を明らかにし、DC モーターのステップ入力に対する丸ベルトの応力緩和による収縮力の減少を示した。加えて、振り量増大にともなう塑性変形による収縮力の減少を示した。この現象は、ベルトねじり量がある上限を超えると塑性変形による引張力減少に起因するものであり、ねじり量が上限に至ったときに収縮力が極大を示す結果となった。この傾向はベルト本数が増えるほど顕著となり興味深い、さらなる検証が今後必要であると考えられる。本稿では、最後に Twist-drive 機構を有するロボット実験を行った。ここでは、振り量を制御量としたロボット関節の駆動時のロボット手先の押し付け力を計測し、振り量と押し付け力との関係を明らかにした。この実験により、エラストマー材料特有の応力緩和現象が単純引張試験のみならず、関節周りに Twist-drive 機構を拮抗配置したロボットにおいても手先押し付け力に同様の特徴が現れることを明らかにした。

今後は丸ベルト及び機構全体のモデリングを行い力制御を行う予定である。

謝 辞

本研究の一部は、科研費基盤研究 A (15H02230)、JKA 補助事業 (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。

References

- [1] José L. Pons (Eds.), "Wearable Robots: Biomechatronic Exoskeletons", John Wiley & Sons, Inc., 2008.
- [2] Feil-Seifer, D. and Mataric, M.J., "Defining socially assistive robotics", IEEE Int. Conf. Rehabilitation Robotics, pp.465-468, 2005.
- [3] R. Van Ham, T. G. Sugar, B. Vanderborght, K. W. Hollander, and D. Lefeber, "Compliant Actuator Designs", IEEE Robotics & Automation Magazine, pp.81-94, 2009.
- [4] H. Liu, X. Deng, and H. Zha, "A planning method for safe interaction between human arms and robot manipulators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2724-2730, 2005.
- [5] M. M. Williamson, "Series Elastic Actuators", A. I. Technical Report, No.1524, 1995.
- [6] G. A. Pratt and M. M. Williamson, "Series elastic actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.399-406, 1995.
- [7] T. Maeno and T. Hino, "Miniature five-fingered robot hand driven by shape memory alloy actuators", in Proceedings of the 12th IASTED International Conference Robotics and Applications, pp.174-179, 2006.
- [8] 中村, "空気圧人工筋肉を用いたバックドライバブルな可変剛性機構とその制御", 日本ロボット学会誌, Vol.31, No.6, pp.572-576, 2013.
- [9] B.Tondu, S.Ippolito, J.Guiochet, A.Daidie, "A Seven-degrees-of-freedom Robot-arm Driven by Pneumatic Artificial Muscles for Humanoid Robots", Int. Journal Robotics Research, Vol.24, No.4, pp.257-274, 2005.
- [10] 白井, "非線形バネによる機械式関節剛性調整機構", 日本福祉工学会誌, Vol.16, No.1, pp.2-7, 2014.
- [11] 仲田, 井出, 中村, 平田, 石黒, "手先剛性楕円の調整による柔軟な物理的インタラクションを行う筋骨格上肢ロボットの開発: リニア電磁アクチュエータの一応用", 電子情報通信学会技術研究報告. NC, ニューロコンピューティング, Vol.111, No.368, pp.69-74, 2011.
- [12] A. Yamaguchi, K. Takemura, S. Yokota, K. Edamura, "A robot hand using electro-conjugate fluid", in Proc. of 2011 IEEE Int. Conf. on Robot. Autom., pp.5923-5928, 2011.
- [13] N. H. Chuc, J. K. Park, N. H. L. Vuong, D. Kim, J. C. Koo, Y. Lee, J.-D. Nam, and H. R. Choi, "Multi-jointed robot finger driven by artificial muscle actuator", in Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, 2009, pp. 587-592.
- [14] 園田, ゴドレール イヴァン, "紐振り駆動機構と連結関節を供えた指機構の機構解析と力制御", 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2011.
- [15] M.Saen, K.Ito, K.Osada, "Action-Intention-Based Grasp Control With Fine Finger-Force Adjustment Using Combined Optical-Mechanical Tactile Sensor", IEEE Journal Sensors, Vol.14, No.11, pp.4026-4033, 2014.
- [16] 井上, 山本, 宮田, "ポリウレタン丸ベルトの振りによる関節駆動機構の設計", 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2015.
- [17] 井上, 平井, "2リンクアームにおける逆運動学を利用しない手先位置制御-関節角仮想目標軌道とベル型速度プロファイル-", 日本ロボット学会誌, Vol.32, No.3, pp.307-315, 2014.

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

Antagonistic Twist-drive Mechanism and Control
using Polyurethane Round-belts like Upper Limb Muscles

○学 宮田 龍一 (岡山県大) 正 井上 貴浩 (岡山県大)
Ryuichi MIYATA, Okayama Prefectural. Univ.
Takahiro INOUE, Okayama Prefectural. Univ., inoue@ss.oka-pu.ac.jp

In this paper, we develop a novel robotic joint mechanism that has two polyurethane round-belts placed on both sides of the joint. This mechanism is based on antagonistic configuration by the round-belts, which are activated by twisting motion generated by individual DC motors. This novel mechanism realizes that the robotic joint is able to move around its axis due to contraction forces generated by twisting the both round-belts. This paper shows experimental results of twist rotation control of the antagonistic round-belts, in which controlled variables are the amount of twisting that can be measured by encoders of the motors. In addition, we show possibility of joint control by the actuation system of twist mechanism. This joint motion can be achieved by the difference of the amount of displacement of twisting in both motors. In addition, we obtained the dynamic behavior without overshooting by the simple PI control that controls the amount of the joint angle. Finally, we show experimental results in case of multiple round-belts of the agonist side, and validate the mechanical availability of the proposed actuator mechanism.

Key Words: Twist-drive, Agonist-antagonist joint, Angle control

1 緒言

ヒトの生活動作において身体部位のなかで外部環境と積極的に接触する部位の一つとして手先や腕といった上肢が挙げられる。上肢において不意に発生する大きな接触力に対して力を吸収し傷害を防ぐことが可能である。この要因は、肘や手首などの関節域が有する高いコンプライアンス性に他ならない。衝突時の反射的な瞬時の脱力により関節をフリーの状態にする、いわゆるゼロインピーダンスにすることによって、対人・対物への接触時のエネルギー伝達が顕著に抑制される。一方で、上肢による手先到達運動では極めて高い位置決め性能を有する。加えて、手先の押し付け力の力分解能が高く、細かな力加減が可能である。これらは、関節周りに拮抗的に配置された筋肉がそれぞれ収縮や弛緩を同時に行うことで実現している。このようなヒト特有の巧みさや器用さ、及び柔軟性といった機能を総合的に兼ね備えた実用的なロボット機構や制御に関する研究成果は見受けられない [1-6]。

このような研究背景の下、本研究では接触時のロボットの手先に (1) 高いコンプライアンス性を付与し、(2) 高精度な関節角制御と、(3) 高分解能の押し付け力を同時に実現できる上肢ロボットシステムの設計と制御を最終目標に据える。

従来のアクチュエータを概観すると、例えば一般的な電動アクチュエータでは出力重量比が低いため、減速機によるトルク増が不可欠である。その結果、ロボット手先への外力に対するコンプライアンス性は極めて低い。そのようなことから近年、空気圧人工筋 [7,8] やワイヤ駆動に基づく非線形バネ機構 [9]、及び電磁アクチュエータ [10] による駆動機構が多く提案されている。しかしながら、コンプライアンス性がある程度満たされる半面、空気圧駆動では応答性の低さにより制御性能が劣化し、バネ機構と電磁ア

クチュエータでは軸方向の剛性が低いために振動が生じ易い。その結果、高精度で応答性の良い手先位置決め制御が困難となっている。また、構造の柔らかさと安全性を考慮した本稿でも採用する紐をモータで振ることによって引張力を発生させる Twist-drive [11] も注目されている。しかしながら、これらを拮抗配置する場合、紐自体に弾性力を持たないため、拮抗側には能動的な制御を行うことができない。そのため、関節可動域は狭まってしまう。

このようなことから、本研究では駆動方式として、従来の紐の部分にはそれ自体に弾性力を持つ硬質ポリウレタンを材料とする小径丸ベルトを使用した Twist-drive を採用し、これらを拮抗配置することで上記 (1)~(3) を兼ね備えたアクチュエータを設計し動作検証を行う。本稿では市販のトルク伝動用丸ベルトを一関節ロボットに拮抗配置することで主動筋と拮抗筋を模倣した関節駆動機構を提案する。また、ロボット実験では拮抗した丸ベルトにそれぞれ異なる振り量を制御量として加えることによって拮抗的な動きを実現する。また、関節角を制御量とした関節角度制御を行う。加えて、両直流モータの回転方向と duty 比を時間変化させ、主動筋の収縮と拮抗筋の弛緩を交互に行うことでロボットリンクの往復駆動制御が実現可能であることを示す。

2 屈曲伸展を実現する Twist-drive 駆動機構

2.1 駆動機構

緒言で述べたとおり、本研究では他軸間の 3 次元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関節の回転運動を生成する Twist-drive 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

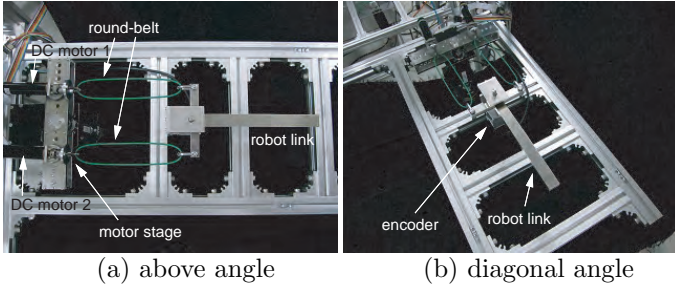


Fig.1 Overall view of one link robot with a couple of round-belt arranged around the robot joint.

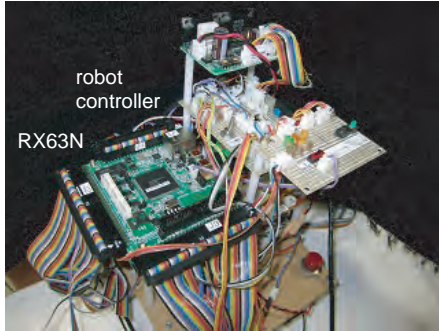


Fig.2 A robot controller for twist-drive actuator system.

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 Fig. 1 の一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 [12] に示す。

2.2 制御回路とドライブ回路

本稿で開発したロボットでは制御回路としてマイクロコンピュータを用いており、直流モータ制御には安価な速度制御用ドライバを使用している。このドライバは PWM 信号の duty 比により容易に速度制御が可能であるが、一般的にトルク制御や力制御には不向きである。しかしながら、本稿で提案している Twist-drive 機構は直流モータの回転により生じる丸ベルトの振りにより収縮力を生成する。したがって、不規則振れ (付録 A 参照) が生じる振りモーメントを上回るトルク特性を有するモータとドライバを選定することで、ベルトの振りモーメントに対する反力とモータトルクがつり合う duty 比が存在することになる。そのようなことから、振り量 (角度) や関節角を制御量とし duty 比を制御入力とする PI 制御を施すことで、力制御類似の構成が可能となる。同様の効果を先行研究においても確認している [13]。このように、本駆動機構が有する物理特性をうまく利用することで、速度制御用ドライバの力制御への変換が可能となる。

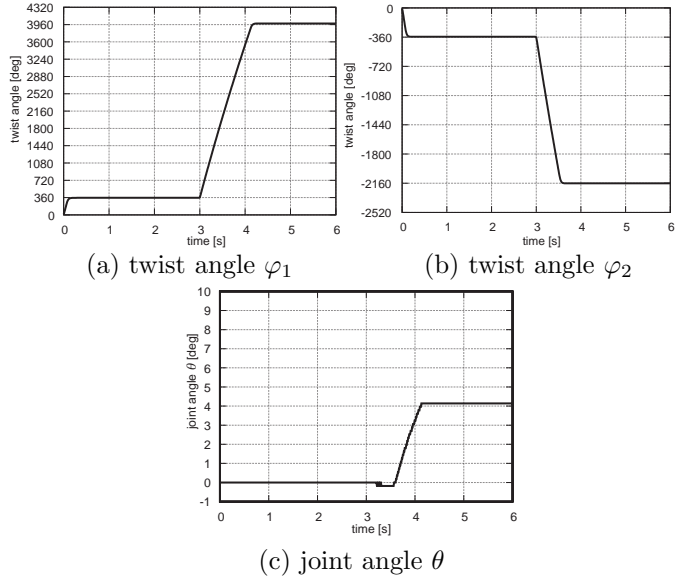


Fig.3 It shows an experimental result of twist rotation control, in which individual DC motor is controlled by PI controller with respect to each rotation angle, as shown in Fig. 1.

3 ロボット実験

3.1 丸ベルトの振り量制御

本節では、拮抗配置した丸ベルトにそれぞれ異なる振り量 (回転角) を与える制御を行う。ここでは、Fig. 1 の直流モータ 1 (主動筋) に接続された丸ベルトに 10 回転、モータ 2 (拮抗筋) に 5 回転を加えた時のロボット関節と振り量との関係を明らかにする。なお、本実験で利用する制御則はモータ付属のエンコーダ角度を制御量とする PI 制御であり、ロボットのモータ 1, 2 への指令入力はそれぞれ角度変数を φ_1, φ_2 とすると次式となる。

$$u_1(t) = -K_{p1}(\varphi_1 - \varphi_1^d) - K_{i1} \int (\varphi_1 - \varphi_1^d) dt, \quad (1)$$

$$u_2(t) = -K_{p2}(\varphi_2 - \varphi_2^d) - K_{i2} \int (\varphi_2 - \varphi_2^d) dt. \quad (2)$$

ここで、振り量とエンコーダ角度が等しいものとし、左辺の u_i は duty 比に相当する最大値 6000 の整数値である。まず、実験においては Fig. 1 のようにリンクを真っ直ぐ伸ばした初期姿勢から丸ベルトの緩みを抑えるための初期振り (1 回転) を与えている。1 回転の制御が収束し安定したのち、 $\varphi_1^d = 3960^\circ$ (1 回転 + 10 回転)、 $\varphi_2^d = 2160^\circ$ (1 回転 + 5 回転) となる式 (1), 式 (2) による各モータの回転角度制御を行う。ここで、各ゲインは $K_{p1} = 33, K_{i1} = 0.002, K_{p2} = 35, K_{i2} = 0.0035$ とし、制御周期は 2ms としている。

Fig. 3-(a), (b) から分かるように、両丸ベルトともに 360° に達し、その後 3s において約 1.2s でモータ 1 は 10 回転、モータ 2 は 500ms で 5 回転まで偏差なく振り量が目標値にオーバーシュートなく直線的に達している。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、慣性項を含んだ動力学を直接制御する一般的なトルク次元の制御入力ではなく、機械システムの速度制御における速度出力と比例関係を持つパルス入力 (duty 比) による制御を行っているためで

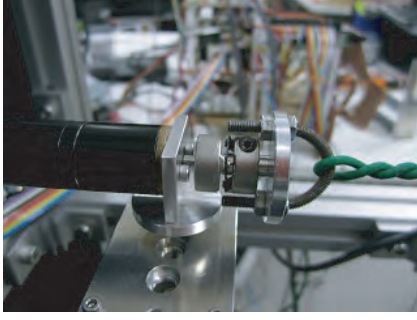


Fig.4 An enlarged view of DC1 motor with respect to the experiment in Fig. 3.

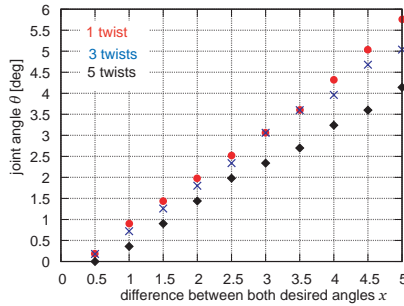


Fig.5 Relationship between the difference of both twist rotations and joint angle.

ある。加えて、Fig. 4 のように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、振り角度が目標値に近づくにつれて負荷トルクが単調増加となり、duty 比制御では負荷の増加割合を超える出力特性を發揮できないために、オーバーシュートを生じないと推察される。結果として、ステップ入力に対して従来のトルク制御のような急峻な立ち上がりや急加速を生じることなく、滑らかな一定速度での位置制御が本稿でのハードウェア構成では可能になる。

さらに、Fig. 3-(c) から分かるように、振り量の増大に伴い主動筋側であるモータ 1 の方向にロボットリンクが回転している。これは、拮抗的に配置した丸ベルトに異なる振り量を与えることにより、両丸ベルトの間に収縮量の差が生じ、リンクの回転運動を生成していることを意味する。

次に、緩み解消後の初期姿勢から拮抗筋側の振り数を次式のように 1,3,5 回転としたときの制御実験を行った。

$$\varphi_2^d = 720^\circ, 1 \text{ twist} \quad (3)$$

$$= 1440^\circ, 3 \text{ twists} \quad (4)$$

$$= 2160^\circ, 5 \text{ twists}, \quad (5)$$

$$\varphi_1^d = \varphi_2^d + x. \quad (6)$$

上式において、振り角度差 x を 0.5 回転刻みで 5 回転までの試行を行った。その結果、Fig. 5 から分かるように、両丸ベルトの振り角度差 x を横軸にし関節角を縦軸にとると、拮抗筋側の振り数 φ_2^d の増大に伴いリンクの回転角度 θ が小さいことが分かる。加えて、リンク角度の変化率（角速度）が、振り量の差が大きくなるにしたがって顕著に減少していることが確認できる。

これは、本稿で利用しているポリウレタン丸ベルトの物理特性において、横軸を振り量とし縦軸を振りにより生じ

る長手方向への収縮量としたときに、両物理量が対数関係を示すためと推察される。

これらの結果により、小径丸ベルトを使用した Twist-drive 機構がロボット関節を駆動させるアクチュエータとして機能することが明らかとなった。また、本研究ではヒト上肢の筋構造における主動筋と拮抗筋を模倣した拮抗配置形態での丸ベルトによる駆動メカニズムを開発している。したがって、本節での実験結果から両丸ベルトにそれぞれ異なる振り量を与えることでベルトの収縮量が互いに変化し、関節の屈曲・伸展動作をロボットリンクで実現できることが明らかになった。

3.2 丸ベルトによるロボットリンクの関節角度制御

本節では、ロボットリンクの関節角を制御量とする関節角度制御を行う。ここでは、関節目標角度 $\theta^d = 10^\circ$ となるように直流モータ 1 へ制御入力を送る新たな制御則を用いる。なお、本実験で利用する制御則はロボットリンクの関節下部に配置したエンコーダ角度を制御量とする PID 制御であり、直流モータ 1 への指令入力は角度変数を θ とすると次式となる。

$$u_1(t) = -K_{p1}(\theta - \theta^d) - K_{i1} \int (\theta - \theta^d) dt - K_{d1} \dot{\theta}. \quad (7)$$

このとき、直流モータ 2 への制御は前節と同様に振り量制御であり、制御則は式 (2) で $\varphi_2^d = 360^\circ$ となる。まず、実験においては前節同様にリンクを真っ直ぐ伸ばした初期姿勢から丸ベルトの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のち、 $\theta^d = 10^\circ$ となる式 (7) による関節角度制御を行う。ここで各ゲインは $K_{p1} = 800, K_{i1} = 0.1, K_{d1} = 0.095$ とする。

Fig. 6-(a) の結果から分かるように、関節角度が約 2s で目標角度にオーバーシュートなく収束している。この理由は前節で記述した通りである。一方で、動的挙動において前節の振り量制御と異なる点は、目標値付近において滑らかな曲線軌道になっていることであり、過渡領域においては全体として機械系特有の 2 次の伝達関数モデルの挙動に近いことが分かる。これは、振り量制御においては回転運動を生じる部分が Fig. 4 から分かるように丸ベルトとカップリングのみの回転対称であり、他方、リンクの角度制御においては回転中心と重心が異なることによる慣性乗積が存在することによって生じる。続けて、本実験における直流モータ 1 の duty 比の時間変化を (b) 図に示し、時間軌道を (c) 図に示している。両図よりモータ 1 の振り角がおよそ 3780° に達すると同時に、4% 程度の duty 比が残っている。これは、リンク角度が目標値に達したときに丸ベルトの拮抗配置による両側への収縮力が釣り合っており、定常状態でそれを維持するために生じる。このとき、(d) 図よりモータ 2 の振り角は目標値の 1 回転で静止を続けていることが分かる。以上の結果から、関節角を制御量としてモータ 1 に duty 比による制御入力を与えることで関節角を制御することが可能であることが示された。また、主動筋の丸ベルトが大きく収縮し関節が回転することで拮抗筋の丸ベルトが引張られたとしても、PID 制御により振り量を維持できることが明らかになった。なお、微分器を省いた PI 制御でも良好な結果を得ている。

次に、主動筋側丸ベルトのみを 2 本、3 本に増やして同様の関節角制御実験を行う。ここで、2 本の場合のゲインは式 (7) において、 $K_{p1} = 1000, K_{i1} = 0.35, K_{d1} = 0.095$ であり、3 本の場合では $K_{p1} = 1200, K_{i1} = 0.5, K_{d1} = 0.1$

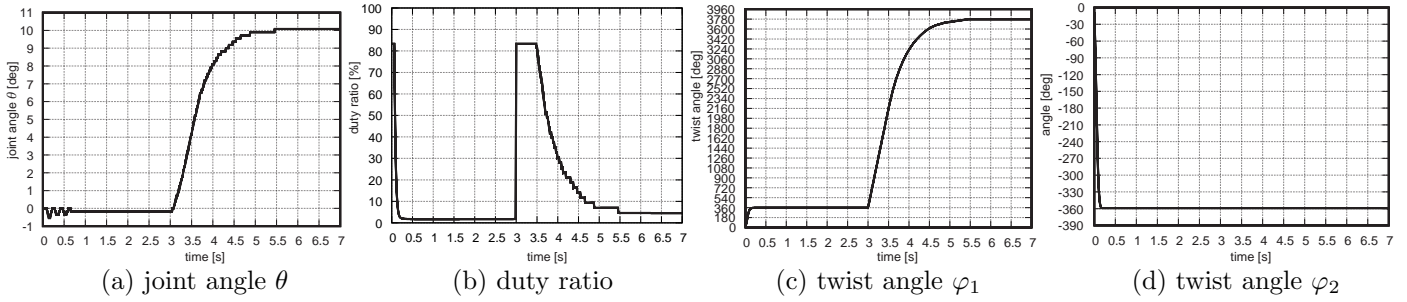


Fig.6 It shows an experimental result of the joint angle control, which is obtained by using the DC1 motor for twisting a round-belt.

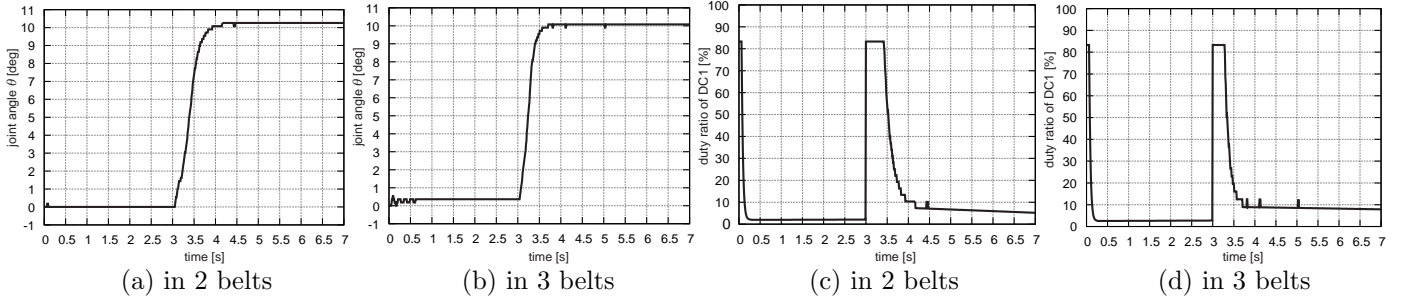


Fig.7 It shows experimental results of the joint angle control, where two and three round-belts are used to twist, which are located at the DC1 motor side.

とする。Fig. 7の結果から分かるように、丸ベルトが2本の場合は約1s、3本の場合は約0.5sで目標角度 10° にオーバーシュートなく収束していることが分かる。このときの直流モータ1のduty比の時間変化を(c)、(d)図に示している。丸ベルトの本数が増えるにしたがってduty比の最大値の時間が短くなり速く入力値が収束していることが分かる。これは、丸ベルトが増えるにしたがってモータの負荷トルクが大きくなるが、比例ゲインを上げることで速応性を容易に改善することが可能であることを示している。

3.3 duty比の増減による関節角の往復運動制御

本節では、両丸ベルトを直流モータにより6回転振ったのちに主動筋側は振り量を増やす方向、拮抗筋側は振り量を減らす方向に制御する。これを制御周期6000msごとに繰り返すことで、ロボットリンクを往復運動させる。詳しい制御アルゴリズムはC言語形式を含めて次式となる。

$$u_1(t) = \text{式(1)}, u_2(t) = \text{式(2)},$$

$$\varphi_1^d = \varphi_2^d = 2160^\circ \quad (0 \leq t < 3), \quad (8)$$

$$u_{1+} = 0.48, u_{2-} = 0.40, \quad (3 \leq t < 9), \quad (9)$$

$$u_{1-} = 0.40, u_{2+} = 0.50, \quad (9 \leq t < 15). \quad (10)$$

ここでは、式(9)、式(10)を繰り返すことで往復運動を生成する。また、実験においてモータの回転方向はduty比ではなくポート信号のHigh/Lowで行っているため、いずれの回転方向に対してもduty比の変化は実際は増加のみとなるが、上式では回転方向制御を含めて振り量を減らす回転を便宜上デクリメントの表記としている。また、関節軌道の切り替え時にduty比をゼロに戻す操作を行っている。

Fig. 8の結果から分かるように、関節角度が周期12s、振幅 8° で周期的な関節角度の増減を繰り返し、往復駆動をしていることが分かる。このときの、各直流モータの時間軌道とduty比の時間変化をそれぞれ(b)、(c)図に示して

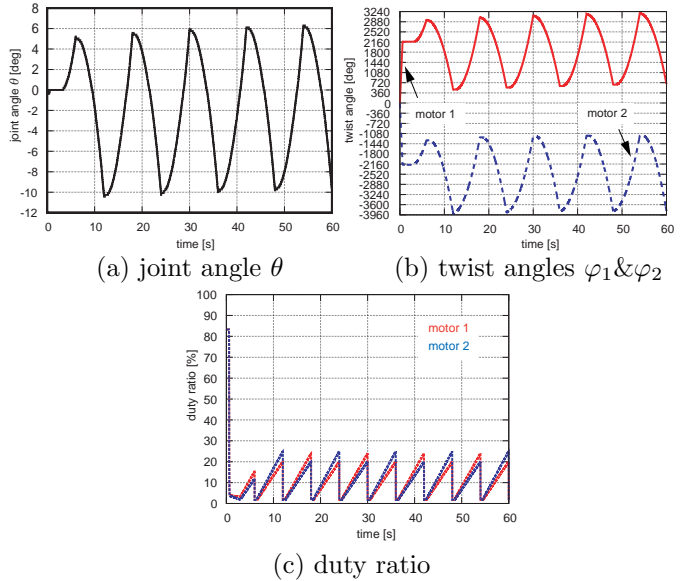


Fig.8 It shows an experimental result of the twist rotation control of the quantity of different twist, which is obtained by using a DC motor as shown in Fig. 1.

いる。したがって、ロボットリンクの関節角度軌道は拮抗配置した丸ベルトの主動筋側の振り量の増大と拮抗筋側の振り量の減少によって実現している。また、この振り量の増減はduty比を時間変化させる点にあり、フィードバックコントローラを用いない簡易的な往復駆動を実現している。ここで(c)図から分かるように、振り量を増やす方向に動作している場合の方が振り量を減らす方向に動作している場合よりもduty比の傾きが大きいことが分かる。これは、同じduty比で振った場合、振り量を増大させると

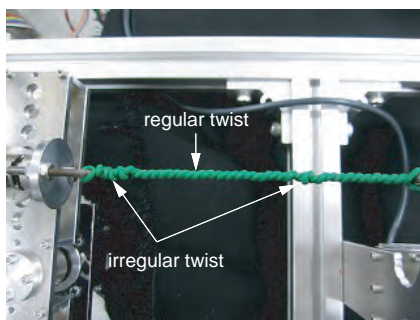


Fig.9 An irregular twist phenomenon occurs by strongly twisting the round belt. It occurs even in experiments of multiple round-belts.

きのモータの負荷トルクの方が振り量を減少させるときの負荷トルクよりも大きくなるため、振り量を減らす方向のモータ角度が 0° を超えて逆に振り量が増えてしまいロボットリンクの関節角度の振幅が小さくなってしまいうためである。ゆえに、duty 比の増分に左右差をつけることで丸ベルトの振り数を維持し、関節の往復駆動の振幅を保つことができると考えられる。適切な往復運動制御手法は今後の課題である。

4 結言

本研究では、ロボット関節を駆動するメカニズムとして、トルク伝動に利用されるポリウレタン小径丸ベルトを用いた Twist-drive を採用した。本機構は Twist-drive をロボット関節周りに拮抗的に配置することで、能動的にロボットリンクの正転と逆転を実現した。本稿ではまず、拮抗する丸ベルトにそれぞれ異なる振り量を加えることでベルトの収縮量が互いに变化し、関節の屈曲・伸展動作を実現できることを示した。次に、ロボットリンクの関節角度を制御量としてモータに duty 比による制御入力を与えることで関節角を制御することが可能であることを示した。また、主動筋の丸ベルトが増やした場合モータの負荷トルクが大きくなるが、比例ゲインを上げることで速応性を容易に改善することが可能であることを示した。加えて、duty 比を時間変化させることでフィードバックコントローラを用いない簡易的なロボット関節の往復駆動を実現した。

今後は関節角を制御量とした適切な往復運動制御手法を考案していく予定である。

A 丸ベルトの不規則振れ

不規則な振れの定義について説明する。丸ベルトに振りを加え、ある一定の振り数を超えると Fig. 9 のような、それまでの均一な振れを巻き込んでさらに大きい振れが発生する。このような振れをここでは、「不規則振れ」と定義する。この不規則振れが発生すると、丸ベルトの収縮力が不安定となり正確な角度制御が困難となる。

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), 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。

References

[1] José L. Pons (Eds.), "Wearable Robots: Biomechatronic Exoskeletons", John Wiley & Sons, Inc., 2008.

[2] Feil-Seifer, D. and Mataric, M.J., "Defining socially assistive robotics", IEEE Int. Conf. Rehabilitation Robotics, pp.465-468, 2005.

[3] R. Van Ham, T. G. Sugar, B. Vanderborght, K. W. Hollander, and D. Lefeber, "Compliant Actuator Designs", IEEE Robotics & Automation Magazine, pp.81-94, 2009.

[4] H. Liu, X. Deng, and H. Zha, "A planning method for safe interaction between human arms and robot manipulators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.2724-2730, 2005.

[5] M. M. Williamson, "Series Elastic Actuators", A. I. Technical Report, No.1524, 1995.

[6] G. A. Pratt and M. M. Williamson, "Series elastic actuators", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.399-406, 1995.

[7] 中村, "空気圧人工筋肉を用いたバックドライバブルな可変剛性機構とその制御", 日本ロボット学会誌, Vol.31, No.6, pp.572-576, 2013.

[8] B.Tondu, S.Ippolito, J.Guiochet, A.Daidie, A Seven-degrees-of-freedom Robot-arm Driven by Pneumatic Artificial Muscles for Humanoid Robots", Int. Journal Robotics Research, Vol.24, No.4, pp.257-274, 2005.

[9] 白井, "非線形バネによる機械式関節剛性調整機構", 日本福祉学会誌, Vol.16, No.1, pp.2-7, 2014.

[10] 仲田, 井出, 中村, 平田, 石黒, "手先剛性楕円の調整による柔軟な物理的インタラクションを行う筋骨格上肢ロボットの開発: リニア電磁アクチュエータの一応用", 電子情報通信学会技術研究報告. NC, ニューロコンピューティング, Vol.111, No.368, pp.69-74, 2011.

[11] 園田, ゴドレール イヴァン, "紐振り駆動機構と連結関節を供えた指機構の機構解析と力制御", 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2011.

[12] 井上, 山本, 宮田, "ポリウレタン丸ベルトのねじりによる関節駆動機構の設計", 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2015.

[13] 井上, 平井, "2 リンクアームにおける逆運動学を利用しない手先位置制御-関節角仮想目標軌道とベル型速度プロファイル-", 日本ロボット学会誌, Vol.32, No.3, pp.307-315, 2014.

多関節アームへの衝撃的荷重の負荷と解放時の振動抑制手法

○井上貴浩（岡山県大） 平井慎一（立命館大）

*Takahiro Inoue (Okayama Pref. Univ.) and Shinichi Hirai (Ritsumeikan Univ.)

Abstract— This paper describes a new control method for stable positioning by means of a three degrees-of-freedom robotic manipulator that consists of six wire-driven actuators being located at each rotational joint. The actuator contains a DC motor capable of pulling a wire to which a high stiffness spring is connected in series. We demonstrate that the positioning control method by the redundant robot works well in the vertical plane under gravity, which is based on task-space control given in Cartesian coordinates. By using the reliable positioning controller, we propose a simple algorithm to absorb impulsive forces exerted on the tip position of the robot. In addition, we reveal that the control method presented in this study enables the redundant robot to change its stable posture with maintaining the tip position, on which a heavy load is placed. We finally verify that a simple algorithm based on the positioning control, which involves suspend and restart switching of integral controller forming fictitious target-trajectory of joint angles, realizes recovery motion towards a former posture obtained before the impulsive force.

Key Words: Impulsive force, Antagonistic wire-driven, Multi-joint robot, Force absorption, Integral controller

1 緒言

生活支援ロボットの普及が進むにつれて人とロボットとの物理的なインタラクションの機会が益々増えていく。協調的に作業をすることはもちろん、予期せぬ接触も起こり得る。バイオメカニクスの観点からヒトの拮抗筋構造や脂肪組織を見ると、パッシブな衝撃吸収能力が備わっていると言える¹⁾。そのようなことから、機械システムやロボット側にも親和性が求められ、コンプライアントな機構²⁾や制御手法を有することが要求される³⁾。ロボット機構を要求仕様近づけるためには、関節剛性や粘性特性を可変にすることが望ましい。

マニピュレータが環境と衝突する場合、系全体のエネルギーに損失が生じることを利用しリアプノフの方法によりロボットの安定姿勢を維持する手法が提案されている⁴⁾。また、衝撃力モデルをフックの法則から簡潔に導出しその時間変化から得られる関節角速度を制御することで、間接的に衝撃力を制御する手法が空気圧人工筋ロボットによって示されている⁵⁾。加えて、環境との接触と非接触状態を表現できるダイナミクスを導出し、adaptive backstepping technique に基づいた制御手法が提案されている⁶⁾。しかしながら、これらの研究は想定する衝撃力が小さく、衝撃力の緩和や吸収を目的とするのではなく力制御に近い。本稿で議論する衝撃力緩和や吸収法は手先位置制御をベースとするものであり、衝撃力が加わったときにその制御戦略の中で何ができるか、という観点に立つものである。従来では、手先の力センサや関節角のトルクから静力学関係より推定する手先外力を利用して衝撃力緩和を行っており、異なるアプローチと考えられる。

以上のことから、本稿では拮抗型腱駆動機構に適した多関節冗長ロボットアームの手先位置決め制御手法を提案し、3関節を有する実機ロボットによる重力下での振り上げ動作を通して本制御手法の有用性を明らかにする。また、提案手法をそのまま利用することで、ロボット手先への衝撃力を緩和し吸収できると同時に、制御則の一部を衝突発生時に停止するだけで反動を大きく抑制できることを数値解析により示す。さらに、手

Table 1: Mechanical parameters of the three-joint robot

I_{ci}	2.27×10^{-3} [kgm ²]	k	3000 [N/m ²]
I_{mi}	1.0×10^{-6} [kgm ²]	Δx_o	0.01 [m]
m_i	300 [g]	g	9.807 [m/s ²]
R	0.02 [m]	r	0.01 [m]
L_i	0.3 [m]	ζ	0.9 [Nms/rad]

先への衝撃力が解放された後にロボットの元の姿勢への復帰動作が容易に実現できることを明らかにする。

2 冗長多関節アームによる衝撃力吸収

関連研究前報^{7, 8, 9)}では、STP 制御法¹⁰⁾を拡張した FTTF 法を利用することにより、拮抗型腱駆動多関節アームロボットによる手先位置制御が可能であることを示し、その有用性を明らかにした。本稿では、ロボットの手先に衝突や衝撃が生じた場合にその外力を吸収する制御手法を提案し、数値解析による応答特性を検証することで本手法の有効性を明らかにする。加えて、人とロボットが協調して重量物を支持する作業を想定して、重力方向への負荷に対する姿勢維持手法を提案し数値解析による検証を行う。また、前記したような衝突や衝撃が発生した場合であってもロボットの実環境での運用を考えると、非常停止などではなく自律的で継続的な動作が期待される。そのようなことから、外力が解消した後のロボットによる元の姿勢への復帰が、FTTF 法により容易に実現できることを明らかにする。

2.1 手先への衝撃力の吸収

まず、先行研究^{8, 9)}で示した実験結果と同様に、ロボットの初期姿勢をアームを振り上げた後の姿勢とする。その初期姿勢の手先に対して x 軸負の方向に F_x 、 y 軸負の方向に F_y のステップ状の外力（衝撃力）を加える。また、駆動メカニズムの違いによる衝撃吸収の効果を検証するために、各関節にモータが直接取り付けられた従来の駆動機構（以下ではモータ直駆動機構と呼ぶ）を有するロボットの動作との比較を行う。ロボッ

Table 2: Controller parameters for tip position control

parameters	wire-driven	direct drive
K_{p1}	3.0	1.6
K_{p2}	2.0	5.0
K_{p3}	2.0	3.0
K_{d1}	0.5	1.2
K_{d2}	0.4	0.9
K_{d3}	0.8	0.2
K_{i1}	0.02	0.01
K_{i2}	0.04	0.003
τ_{b1} [Nm]	1.5	0
τ_{b2} [Nm]	1.5	0
τ_{b3} [Nm]	0.5	0
τ_c [Nm]	0.5	0

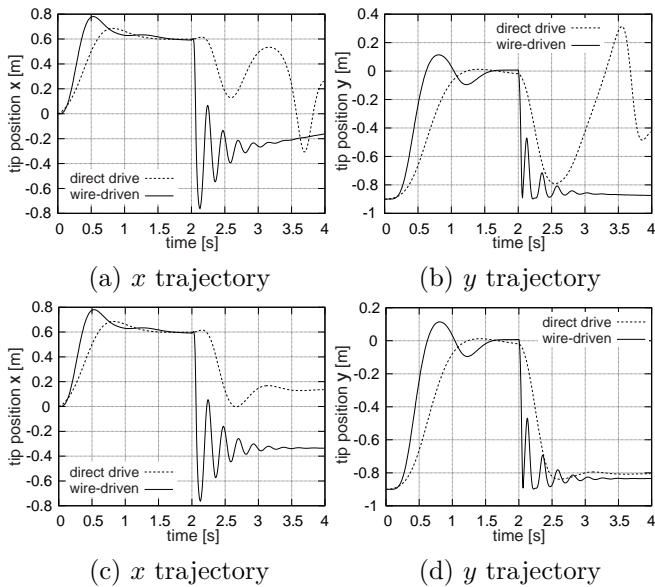


Fig. 1: These simulation results indicate good performance of impact absorption of an external impulsive force, where the forming computation of the fictitious target-trajectory is suspended as long as the impulsive force is applied to the robot.

トの物理パラメータは実機計測により得られた値であり Table 1 に示す。ここで、 ζ , ζ_m はそれぞれロボット関節の粘性摩擦係数、ワイヤ巻き取り用の直流モータ回転軸の粘性摩擦係数である。また、両駆動システムにおけるコントローラ設計では Table 2 に示す値をそれぞれ利用している。各種ゲインパラメータに関しては、2.2 節で記述した手法により試行錯誤的に決定している。なお、モータ直駆動機構において $\tau_{b_i} = \tau_c = 0$ となっているのは腱駆動機構とは異なり拮抗配置ではないこと、ワイヤの緩みを抑えるバイアストルクが不要であることに起因する。また、本解析のモータ直駆動機構においてモータの減速比を 30 としている。

ロボットが初期姿勢を維持している状態で手先に $F_x = 100$ N, $F_y = 200$ N の衝撃力を加えたときの時間応答の結果を Fig. 1-(a), (b) に示す。結果から分かるように、2 sec で初期姿勢に到達した後、衝撃力の印加により腱駆動ロボットの先端位置が瞬間的に $-x$ 方向に最大で 1.4 m 程度、 $-y$ 方向に 0.9 m 程度大きく押

し込まれている。このような手先衝撃力の吸収効果は、拮抗配置されたバネの弾性特性に起因するものであり、モータ直駆動機構の応答との比較によりこの効果は顕著となる。つまり、(a) 図から分かるように、点線で示した応答では 0.5 m 程度の戻り変位が 600 msec の間に生じているもののゆっくりとした動きであり、瞬発的な吸収にはなっていない。加えて、2 sec での外力印加直後に反動による押し戻しが生じている。これは接触物の破壊や対人であれば傷害を生じさせる要因となることから、好ましくない挙動と言える。また、(b) 図に示した手先 y 座標の挙動から、反動が極めて大きいことが見て取れる。これらの結果から、ロボット手先に加えられる外部衝撃力を吸収するための機構として、バネのような弾性要素が極めて重要であることが理解できる。

一方で、(a) 図において実線で表わしている腱駆動ロボットの応答では、振動的挙動の後に外力を x 軸方向にゆっくりと押し戻す現象が見られる。この原因は、外力によって生じた手先位置の偏差により、第 1 関節の仮想目標軌道⁷⁾の増加を誘発したためである。本章で想定する外力は撃力として加わるが、ステップ入力であるため外力印加後は手先への定常的な一定外力として残存することになる。よって、その外力とつり合うことで静止することが望ましい。そのようなことから、FTTF 法における仮想目標軌道の整形を衝撃力が加わった瞬間に停止することで、定常状態での安定的なロボットの姿勢を実現する手法を提案する。

本手法による結果が Fig. 1-(c), (d) であり、両駆動系のすべての応答において手先位置が安定的に静止していることが分かる。また、モータ直駆動機構の応答(点線)では大きな反動的挙動も抑えられ、 y 座標の静止位置が腱駆動のそれに極めて近い。したがって、仮想目標軌道の整形を停止し、その停止した目標角に対する PD 制御のみでロボットが動作する本手法は、システム全体の非常停止や緊急停止に依らないオンラインでのタスク続行が可能となる。また、腱駆動のみならず従来のモータ直駆動機構にも適用でき、衝撃力吸収に加えて定常状態でのロボットの誤動作を抑止することにも効果を発揮する。

次に、衝撃力吸収の効果を関節トルクの観点から考察する。ロボットの手先に加えた F_x , F_y からヤコビ行列を用いた静力学関係より、各関節トルクを求めると Fig. 2 の結果となる。まず、モータ直駆動機構においては 2sec~4sec 間のステップ荷重に対して、100Nm や 50Nm という極めて大きな定常的関節トルクが加わり続けている。この値は、文献¹¹⁾で想定されている関節トルク (~3Nm) に比べて顕著に大きな値となる。つまり、本稿で設定したステップ荷重を、「環境(傷害物)との衝撃力の極めて大きな衝突」と見ることが出来る。他方、腱駆動においてはバネの受動的な衝撃吸収効果により、バネ弾性による振動が生じるものの関節トルクを抑え込んでいることが分かる。

一方で、モータ直駆動機構(点線)では 2.30sec 前後において最大トルクとなっており、短時間での吸収ができていない。したがって、従来のモータ直駆動機構ではギヤ比の関係もあり、極めて大きな衝突に対して衝撃力の吸収は困難であると考えられる。

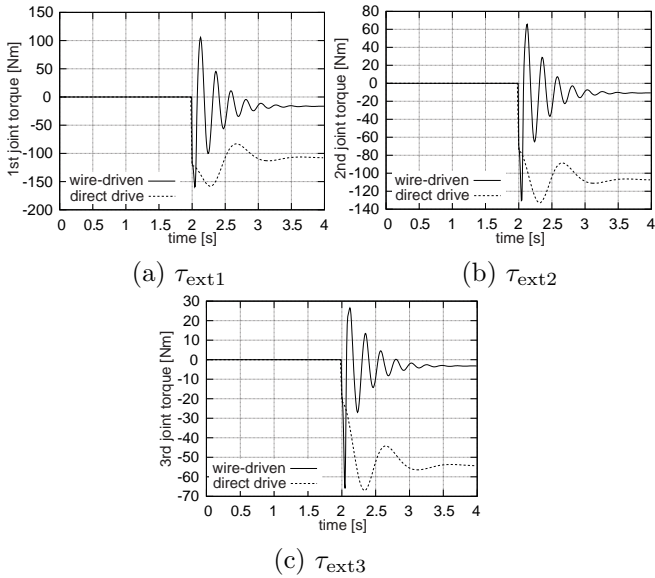


Fig. 2: It shows comparisons of external joint-torques between the wire-driven and direct drive structures, which are computed by static relation relating to Jacobian matrix.

2.2 手先への重量物荷重に対する姿勢制御

ロボットが実環境において重量物を運んだり人との協調作業を行う場合、重量物を保持しアーム姿勢を維持しなければならない。そのようなことから本節では、ロボットの手先に 30 N の物体を載せた状態で姿勢を維持するタスクを与える。そのため、荷重方向は鉛直下向きとなる。また、搬送中の物体の姿勢変化による第 3 リンクとの接触なども考えられる。したがって、物体を手先で保持したままアーム姿勢を変化させるタスクの検証も行う。

まず、前節と同様に、動作開始から 2 sec 後の振り上げ姿勢をロボットの初期姿勢とし、30 N の荷重を 15 N/s の変化率となるランプ入力として手先に与える。続けて、第 3 リンクが搬送物体と接触したものと仮定し、第 3 関節の目標角をステップ状に切り替えることでロボットの姿勢を変化させる。Fig. 3 が解析結果となる。まず、(b) 図に示すように、2 sec での初期姿勢の手先に 4 sec で 30 N になるように荷重を加える。このときロボットは、2.2 節で示した FTF 法による手先位置決め制御が実行されており、力制御やヤコビ行列による関節トルク計算を行っていない。そのため、(c) 図のように 4 sec においてわずかながら手先が下がった姿勢となる。この状態から次式のようなロボットの手先座標に関する位置制御ベースの指令入力を追加し新たなトルク指令 u'_i を生成する。

$$u'_1 = u_1 - K_{px}(x - x^d) + K_{dx}\dot{x}, \quad (1)$$

$$u'_3 = u_3 - K_{py}(y - y^d) + K_{dy}\dot{y}, \quad (2)$$

$$u'_5 = u_5 - K_{px}(x - x^d) - K_{py}(y - y^d) + K_{dxy}\dot{x} + K_{dxy}\dot{y}. \quad (3)$$

ここで、 u_i は先行研究⁷⁾で提案している重力下での手先位置決め制御則であり、 K_{px} 、 K_{py} を比例ゲイン、 K_{dx} 、 K_{dy} 、 K_{dxy} を微分ゲインとする。各パラメータの値は、 $K_{px} = K_{py} = 30$ 、 $K_{dx} = K_{dy} = 0.3$ 、 $K_{dxy} = 0.8$ としている。その結果、(b)、(c) 図から分かるように、

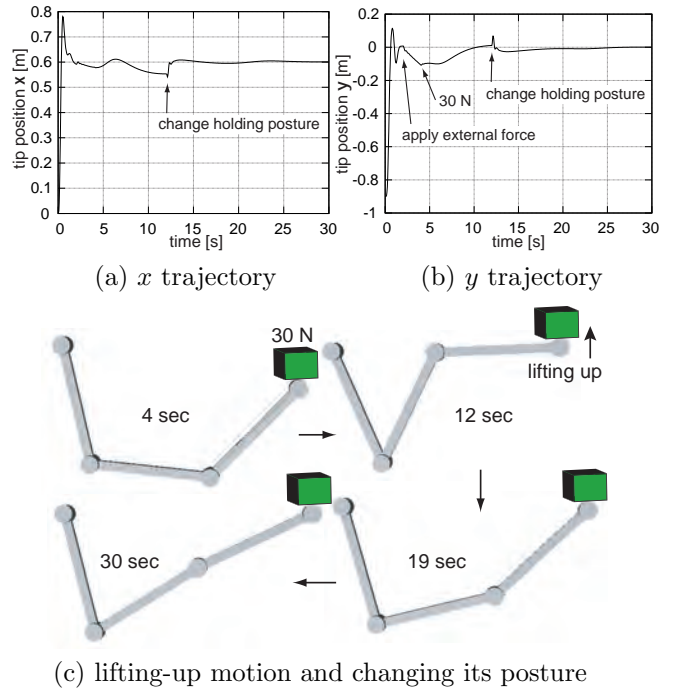
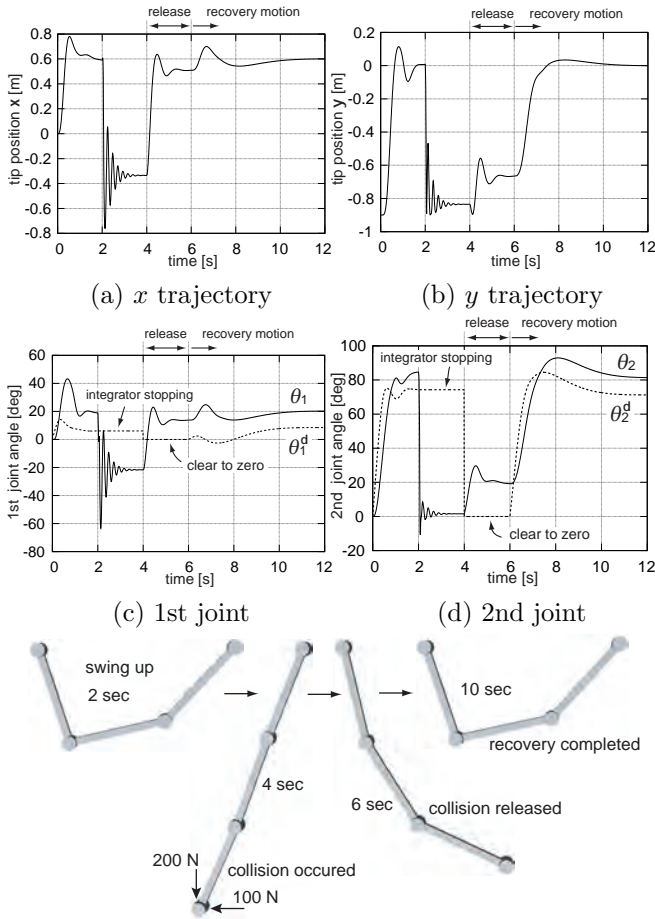


Fig. 3: This result shows that the posture of the robot can be changed with maintaining the tip position, on which a heavy load to be conveyed is placed. This control strategy for remaining the robot posture stable is based on 式 (1), 式 (2), and 式 (3).

12 sec において 30 N の重量物を持ち上げ元の高さまで姿勢を戻している。しかしながら、本制御則では関節座標ではなく手先座標での直接的かつ簡潔的な手法に重きを置いている。結果として、ロボットの姿勢をアクティブに制御していないことから、第 3 リンクの姿勢が水平となり搬送物の形状や向きにより接触する可能性がある。そのようなことから、持ち上げた状態を維持しながら第 3 リンクを含めたロボット全体の姿勢を修正する制御を追加する。

本稿で扱っている 3 関節ロボットはすべての関節軸が同方向となる機構であり鉛直平面内で動作するため、手先位置 (x, y) を決定する関節座標は $(\theta_1, \theta_2, \theta_3)$ の 3 変数となり冗長性を有することになる。これにより、手先位置を変えずにロボットの姿勢をある程度自由に変更することが可能になる。ここでは、 θ_3^d を 2.2 節の 40° から 116° にステップ状に変更した例を示す。

Fig. 3-(a), (b), (c) に示すように、持ち上げ動作が完了した 12 sec において第 3 関節の目標角を変更すると、手先位置をほとんど変えずにロボットの姿勢のみが徐々に変化し、30 sec においては第 3 関節が重量物に対して相対角を有する姿勢に収束している。このときの各関節の時間応答が (d), (e) 図であり、いずれも目



(e) process of force release and recovery motion
 Fig. 4: It shows a simulation result of recovery motion after releasing impulsive force exerted at the tip position of the robot. The swing-up posture is realized by restarting the forming computation of the fictitious target-trajectory, which was stopped when impulsive force was added.

標軌道に収束していない。このように、手先座標が所望の位置に大きな偏差もなく静止している反面、関節座標は仮想目標軌道に対して収束していない。これがFTTF法とその拡張制御法の特徴となる。このように、振り上げ動作後のゲインパラメータを一切変更せず冗長となる1自由度分の角度変数の目標を変えるだけの簡便な手法はFTTF法との組み合わせで初めて可能であり、重量物に対して手先位置を維持しながらロボットの姿勢が適応的に変化できることを明らかにした。

2.3 衝撃力解放後の復帰動作の実現

本節では、3.1節で行った手先衝撃力を吸収した解析結果に基づいて、衝撃荷重が解放された場合のロボットの振り上げ姿勢への円滑な復帰動作を検証する。

まず、Fig. 1-(c), (d)のように、腱駆動機構とモータ直駆動機構の双方において良好な衝撃吸収性能を発揮した制御手法を利用する。ここでは、衝撃力吸収後の安定姿勢に入った4 secにおいて衝撃荷重を解放し、続けてロボットの元の姿勢となる振り上げ姿勢に復帰するタスクを与える。ここでの制御手法を示すと以下のようなになる。

1. 衝撃荷重の解放時に仮想目標軌道をゼロクリアす

る(荷重解放期)。

2. 復帰動作で仮想目標軌道の整形を再開する(復帰動作期)。

この手順を実行することで得られた結果をFig. 4に示す。また、各時刻でのロボットの姿勢を(e)図に示す。4 secでの衝撃荷重の解放後も目標軌道生成の停止を続けており、Fig. 4-(a), (b), (e)から分かるように、解放後の6 secにおいてある一定の姿勢に安定している。荷重解放期の仮想目標クリアは(c), (d)図からも確認できる。このゼロクリアを施さない場合、4 secまでに生成した目標軌道に追従しようとするため、強い反動的挙動が生じロボットの安定的な動作が妨げられる。実環境においては衝突による接触状態が解消され外力が解放されたとしても次の接触や衝突の危険が完全に取り除かれたとは言えない。そのため、元の姿勢に復帰するためには安全を確認した後のロボットの能動的な動作が必要となる。そのようなことから、復帰動作期において仮想目標軌道の整形停止を解除することで、ロボットを元の姿勢に復元している。なお、ここでは積分コントローラの停止と再開以外、すべての動作期において制御ゲインなどのパラメータ変更は行っていない。

次に、Fig. 4-(c), (d)には、振り上げ期から復帰動作期までの第1関節と第2関節の時間軌道(実線)を示している。また、図内の点線は仮想目標軌道を意味する。結果から、全区間を通して目標軌道に関節角度が追従しているものの収束していないことが分かる。これは、冗長性のない機構では逆運動学を一意に求めることができるが、冗長関節機構では取り得る関節角度の組み合わせは一意に決まらず有限に存在することに因る。よって、仮想目標角が積分コントローラとそのゲインによって生成されたとしても、逆運動学の関係を満たす有限の範囲に入っていれば良い。結果的に、手先位置が目標値に収束すれば良く、関節空間における収束性は要求されない。

2.4 考察と議論

文献¹¹⁾において類似の衝撃力吸収アルゴリズムが提案されている。そこでは、トルクセンサを用いて外乱トルクの大きさを判定し^{12, 13)}、3段階の推定トルクに対してそれぞれ異なる3つのスケーリング関数に基づく制御アルゴリズムを提案し検証している。推定トルクが1Nm以下と1.5Nm以上の第1, 第3段階においては三角関数を基礎とする単調減少速度関数をスケーリング関数と定義し、衝突時のロボット動作が滑らかに減速するように調整している。また、推定トルクが前記以外の範囲となる第2段階では、衝突時にロボットを静止させるアルゴリズムとなっている。衝撃力をその大小に従って3段階に分類し推定することで、ロボットの軌道上における想定内の接触と予期しない衝突を区別し、衝撃力吸収アルゴリズムを状況に応じて適切に用いている。

次に、上記のような衝撃力を吸収するためのロボットの「減速制御」に加えて、衝突時の姿勢制御においてもいくつかの手法を提案している。本稿の手法と類似したものとして、次式のように衝突時の関節角度を目標軌道に置き換える方法が記述されている。

$$q^d = q(t_c). \quad (4)$$

ここで、 t_c は衝突時の時刻である。

しかしながら、減速制御における三角関数の導入根拠やスケーリング関数の傾きを意味する定数 k の理論的決定手法については詳述されておらず、試行錯誤により調節しているものと推察される。そのようなことから、文献¹¹⁾と比較すべき点は、比較的大きな衝撃的荷重の印加に対する衝撃力吸収の効果であると考えられる。本稿での特徴は、バネを介した拮抗型腱駆動メカニズムによる受動的な衝撃力吸収機能と、関節角の仮想目標軌道を一旦停止する手法との組み合わせによる反動抑制機構を有することである。

加えて、前記文献では衝突解放後のロボットの復帰動作までは記述されておらず、その点本稿では、積分コントローラ停止を解除することによって、容易に軌道生成を実現できるアルゴリズムを提案している。

3 結言

本稿では、先行研究において得られたロボットハンドによる対象物把持と操り制御手法を進展させ、拮抗型腱駆動機構を有するロボットアームの手先位置制御手法、*fictitious target-trajectory forming control method* (FTTF 制御法) を提案した。本制御手法では、ロボットの手先位置偏差を積分することで関節角の仮想的な目標軌道を整形し、それに基づいて関節角に対する PD 制御を行っている。本手法を用いた実機ロボットによる位置決め制御において良好な結果が得られたことにより、その有用性を示すことができた。ただし、本稿では鉛直平面内での 3 関節冗長ロボットアームによる位置決め制御であるため、今後は他の機構による実証実験を行う必要がある。次に、ロボットの手先に衝突が生じた場合に、それによる衝撃力を効率良く緩和し吸収できる駆動機構とそれに適した制御手法を提案した。さらに、手先での重量物保持や搬送のような実用的なアプリケーションを想定して、重量物を持ち続けた状態でのロボットアームの安定姿勢を実現する制御アルゴリズムを示した。加えて、衝撃力吸収後のロボットによる元の姿勢への復帰動作が、衝突発生時に停止していた仮想目標軌道整形コントローラを再開することで実現可能であることを明らかにした。今後は、撃力や繰り返し衝突が発生した場合の応答や、重力の有無での応答特性の検証を行う予定である。

謝 辞

本研究の一部は、科研費基盤研究 A (15H02230)、JKA 補助事業 (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) Pei-Hsin Kuo and Deshpande, A.D., "Contribution of passive properties of muscle-tendon units to the metacarpophalangeal joint torque of the index finger", IEEE RAS and EMBS Int. Conf. Biomedical Robotics and Biomechanics, pp.288-294, 2010.
- 2) Shafer, A.S. and Kermani, M.R., "On the Feasibility and Suitability of MR Fluid Clutches in Human-Friendly Manipulators", IEEE/ASME Trans. Mechatronics, Vol.16, No.6, pp.1073-1082, 2010.
- 3) Zebardast, O., Moradi, H., and Najafi, F., "Safe joint mechanism using passive compliance method for collision safety", 1st RSI/ISM Int. Conf. Robotics and Mechatronics, pp.102-106, 2013.

- 4) Shoji, Y., M., Fukuda, T., and Hosokai, H., "Stable contact force control of a link manipulator with collision phenomena", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.501-507, 1990.
- 5) Ismail Altuncu and Toshiro Noritsugu, "A Learning Control Application for a Pneumatic Manipulator on Impact Motion", Journal of Robotics and Mechatronics, Vol.9, No.5, pp.332-340, 1997.
- 6) Gentili, F. and Tornambè, A., "Adaptive regulation of impact induced forces for three degree of freedom collisions: a backstepping approach", American Control Conference, pp.751-755, 1997.
- 7) 井上, 加藤, 平井, "バックドライバビリティを有する拮抗腱駆動冗長関節ロボットの重力下での振り上げ到達運動", 日本ロボット学会誌, Vol.31, No.1, pp.83-88, 2013.
- 8) 加藤, 井上, 平井, "拮抗腱駆動冗長多関節アームの水平姿勢制御", 第 13 回計測自動制御学会 SI 部門, pp.2373-2377, 2012.
- 9) 加藤, 井上, 平井, "拮抗型腱駆動機構を有する冗長関節ロボットの非ヤコビ制御", 第 55 回自動制御連合講演会, 2H106, 2012.
- 10) T. Inoue, D. Takizawa, S. Hirai, "Modelless and Grasping-forceless Control by Robotic Fingers Capable of Mechanically Coupled Movement", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.5875-5879, 2010.
- 11) Haddadin, S., Albu-Schäffer, A., De Luca, A., and Hirzinger, G., "Collision Detection and Reaction: A Contribution to Safe Physical Human-Robot Interaction", IEEE/RSJ Int. Conf. Intelligent Robots and Systems, pp.3356-3363, 2008.
- 12) Murakami, T., Nakamura, R., Yu, F., and Ohnishi, K., "Force Sensorless Impedance Control By Disturbance Observer", Power Conversion Conference Yokohama, pp.352-357, 1993.
- 13) Eom, K., Suh, I., Chung, W., and Oh, S., "Disturbance Observer Based Force Control of Robot Manipulator without Force Sensor", IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, pp.3012-3017, 1998.

丸ベルト拮抗型 Twist-drive 機構による接触力推定

Contact Force Estimation using Antagonistic Twist-drive Mechanism by Round-belts

○学 宮田 龍一（岡山県大院），正 井上 貴浩（岡山県大）

Ryuichi MIYATA and Takahiro INOUE, Okayama Pref. Univ., cd27053k@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 proposes a contraction force model by comparing with experimental force measurement, in which we estimated Young's modulus satisfying linearly decreasing manner with respect to twist rotation. In addition, we measure contact forces exerted on the tip of a single link robot, and compare with theoretical values obtained from the contraction force model formulated in this paper. Finally, we show validity of the proposed model, and conclude that estimated contact force is worth enough to be employed on force feedback system even in force sensorless configurations.

Key Words: Twist-drive, Contraction force, Antagonistic actuator, Contact force, Estimation.

1 緒言

ヒトの上肢や指は繊細な動きや細かな力加減が可能である。加えて、不意に発生する大きな接触力に対して瞬時の脱力により力を吸収し傷害を防いでいる。このような特性や機能を模倣したロボットの研究が近年多く行われている [1]。

そこで本研究ではロボット関節にコンプライアンス特性を付与するため、弾性力を持つ硬質ポリウレタンを材料とする小径丸ベルトを使用した Twist-drive 機構を駆動方式として採用する。また、これらを拮抗配置し能動的な屈伸伸張動作を実現するアクチュエータ及び機構を設計し動作検証を行う。先行研究として Inoue et al. [2] は丸ベルトを使用した拮抗型 1 リンクロボットの制御に成功している。しかしながら、丸ベルトの振り収縮力のモデリングや手先押し付け力推定までには至っておらず課題を残している。このようなことから本稿では、丸ベルト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明らかにし、収縮力のモデリングを行う。加えて、1 リンクロボットのロボット手先押し付け力を振り量から簡易的に推定する。

2 Twist-drive 駆動機構

緒言で述べたとおり、本研究では他軸間の 3 次元的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関節の回転運動を生成する Twist-drive 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。本稿では筆者らが製作した図 1 の 1 リンクロボットを用いて実験を行う。図から分かるように丸ベルトを関節と直流モータ間に接続している。丸ベルトはシームレス構造となっているためベルトの一方をモータ側の U 字ボルトに通し、他方を関節側のシャックルに通すことで接続している。また、両モータは円盤シャフトに締結した上で、モータステージ上からベアリングを介して挿入されている。この機構により、モータが常時ベルトの長手方向を向くようにステージ上で自転す

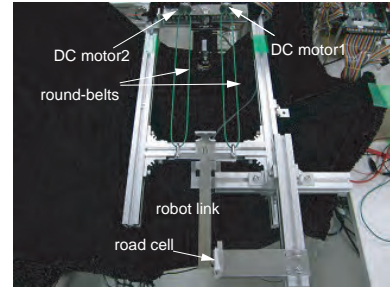


Fig.1 Overall view of one link robot with a couple of round-belt arranged around the robot joint.

る構造となっている。なお、機構の詳細は文献 [3] に示す。

3 押し付け力モデルの導出

本章では、丸ベルトを振ることで生じる収縮力モデルを導出する。このとき、1 本の輪状の丸ベルトに振りを加える動作及び、2 本の丸ベルトが互いに巻きつく動作に関してそれぞれ個別にモデリングを行う。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、前者に関しては図 2 のように丸ベルト自体が振れることで生じる伸びとする。後者に関しては図 3 のように丸ベルト同士が巻きつきあうことによって生じる伸びとして考える。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 2 の L_0 をベルト長さ、 θ を振れ角度、 r をベルト半径、 L を振り後の長さ、 n を振り数、 p をピッチ数とすると、図 2-(b) 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 $p = \frac{2\pi}{\theta} L_0, n = \frac{\theta}{2\pi}$ で表せるから、式 (1) は次式となる。

$$L = \theta\sqrt{r^2 + \left(\frac{L_0}{\theta}\right)^2}. \quad (2)$$

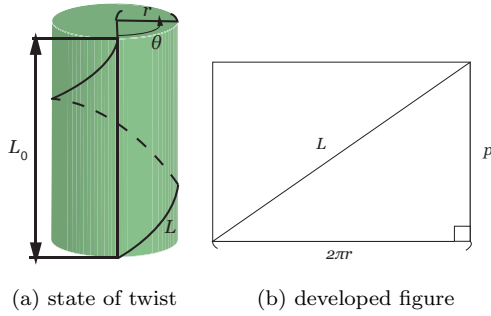


Fig.2 Twisted configuration of a belt.

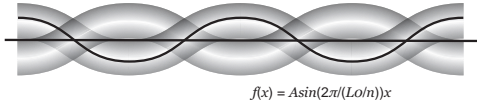


Fig.3 Twined configuration of a belt.

よって、初期長さ L_0 に対するベルト自体の振りによる伸び量 ΔL_1 は、

$$\begin{aligned} \Delta L_1 &= L - L_0, \\ &= \theta \sqrt{r^2 + \left(\frac{L_0}{\theta}\right)^2} - L_0, \end{aligned} \quad (3)$$

となる。

3.2 ベルトの巻きつきによる伸び

図3に示すように、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。

$$f(x) = A \sin \frac{2\pi}{L_0 n} x. \quad (4)$$

上式の接線方向の傾きは、

$$\frac{df(x)}{dx} = \frac{2\pi n A}{L_0} \cos \frac{2\pi n}{L_0} x, \quad (5)$$

となるから、巻きつき変形後の長さは次式となる。

$$\begin{aligned} L_2 &= \int_0^{L_0} \sqrt{(dx)^2 + \{df(x)\}^2}, \\ &= \int_0^{L_0} \sqrt{1 + \left(\frac{2nA\pi}{L_0}\right)^2 \cos^2\left(\frac{2n\pi}{L_0}x\right)} dx. \end{aligned} \quad (6)$$

したがって、初期長さ L_0 に対して伸び量 ΔL_2 は

$$\Delta L_2 = \int_0^{L_0} \sqrt{1 + \left(\frac{2nA\pi}{L_0}\right)^2 \cos^2\left(\frac{2n\pi}{L_0}x\right)} dx - L_0, \quad (7)$$

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求めた。

本実験では、引張試験機と周長 260mm、直径 2mm の丸ベルトを用いる。この丸ベルトに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

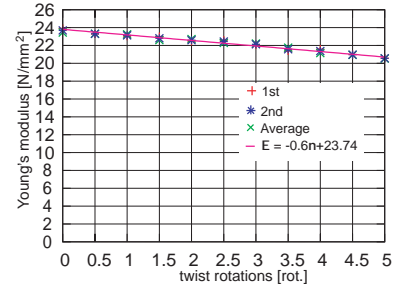


Fig.4 Relationship between the twist rotations and Young's modulus.

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。振り数は 0~5 振りまで 0.5 振りずつ増加させ、各振り数で 2 試行ずつ行った。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傾きを求めることでヤング率を得る。図4に各振り数におけるヤング率を示す。図4から、各振りの1回目と2回目にはばらつきがなく、振り数の増加にともないヤング率は線形的に減少していることが分かる。このことからヤング率モデルは線形近似することが可能であり、その近似式は次式となる。

$$E = -0.6n + 23.74 \text{ [N/mm}^2\text{]}. \quad (8)$$

ここで、 E はヤング率、 n は振り数である。上式を用いることで5振り以降のヤング率も推定することができる。

3.4 収縮力モデルの導出

本節では丸ベルトの収縮力を導出する。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。

$$\sigma = \frac{F}{S} = E \frac{\Delta L}{L_0} \Leftrightarrow F = SE \frac{\Delta L}{L_0}. \quad (9)$$

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 [4]。

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

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、収縮力のモデルは次式で表すことができる。

$$\begin{aligned} F &= 2E \frac{\pi r^2 L_0}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2} \frac{\Delta L_1 + \Delta L_2}{L_0}, \\ &= \frac{2\pi r^2 E (\Delta L_1 + \Delta L_2)}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2}. \end{aligned} \quad (11)$$

ここで、 ΔL_1 、 ΔL_2 、 E はそれぞれ式(3)、式(7)、式(8)で表される。

4 手先押し付け力計測

4.1 手先押し付け力モデルの導出

本節では、図5に示すような Twist-drive を拮抗的に配置した1リンクロボットの手先押し付け力モデルを導出する。まず、リンクの回転軸周りのトルク τ は、主動筋、拮

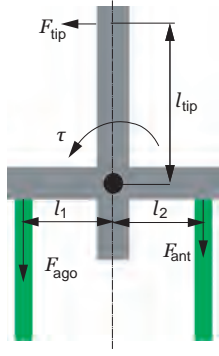


Fig.5 Overall view of single link robot with antagonistic round-belts.

抗筋側の丸ベルトの収縮力 F_{ago}, F_{ant} とモーメントアームの長さ l_1, l_2 より次式のように表せる.

$$\tau = \tau_{ago} - \tau_{ant} = F_{ago}l_1 - F_{ant}l_2. \quad (12)$$

よって、手先押し付け力 F_{tip} は回転軸と手先の距離 l_{tip} より次式のように表せる.

$$F_{tip} = \frac{\tau}{l_{tip}}. \quad (13)$$

なお、式 (12) において F_{ago}, F_{ant} は式 (11) を意味する.

4.2 振り量制御における手先押し付け力計測

本節では周長 600mm の丸ベルトを用いて振り量 (回転角) の制御を行い、ロボットリンクの駆動時のロボット手先の押し付け力をロードセルを用いて計測する. ここでは、図 1 の DC モータ 1(主動筋), DC モータ 2(拮抗筋) に接続された丸ベルトをそれぞれベルトの緩みをとるための 1 回転制御が収束し安定した後、主動筋側のみをさらに 1 振りずつ 1~22 回転させる. なお、本実験で利用する制御則はモータ付属のエンコーダ角度を制御量とする PI 制御であり、ロボットの各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.

$$u(t) = -K_p(\varphi - \varphi^d) - K_i \int (\varphi - \varphi^d) dt. \quad (14)$$

ここで、振り量とエンコーダ角度が等しいものとし、左辺の u は duty 比に相当する最大値 6000 の整数値である. また、両ゲインは $K_{p1} = 33, K_{i1} = 0.002, K_{p2} = 35, K_{i2} = 0.0035$ とし、制御周期は 2ms としている. 以上のような制御を行いロボットリンクの回転運動を生成する. また、押し付け力は図 1 に示す固定台にロードセルを固定しリンクの先端を接触させることでロボット手先の押し付け力を計測する. ロードセルはリンクが約 1° 回転したときに接触する位置に固定されている.

図 6-(a) に全試行から抜粋したデータに基づいて 20 振りの接触力の時間応答の 10 点移動平均を示す. 結果に見られるように、4s 以降で定常状態における接触力の減少が確認できる. これは、粘弾性物体特有の応力緩和現象が生じているためである. ここで、本稿の収縮力モデルでは応力緩和のような動特性は考慮されていないため、モデル式から得られる接触力は 4s 時における接触力となる. 各振り数における接触力と式 (13) から推定した理論値を図 6 に示す. 結果から分かるように、理論値と実験値がほぼ等価であり、今回求めたモデル式が妥当であると考えられる. 一方で、振り数の増大にともない実験値の方が理論値

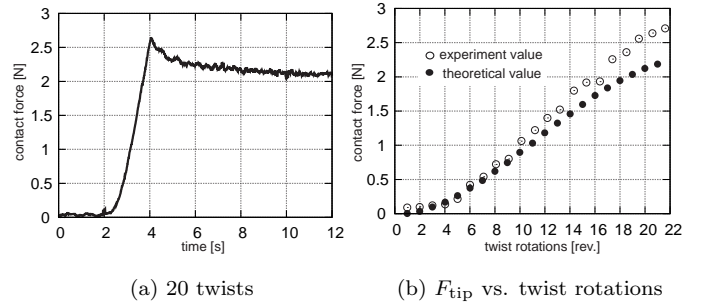


Fig.6 Comparison between the experiments and the theoretical value of the contact force.

よりも大きくなっていることが分かる. これは、本稿で求めたヤング率モデルが 5 振りまでの振り量から線形近似した値となっているためだと考えられる. つまり、0 振りと 20 振りのヤング率を比較するとヤング率が半分程度まで小さくなることになる. ゆえに振り数が増えるほど理論値と実験値の差が大きくなったと考えられる. また、この結果から振り数が増えるとヤング率はある一定の値に収束する可能性があることが示唆される.

5 結言

本研究では、丸ベルトに DC モータで振りを加えることで発生する収縮力によりロボット関節の回転運動を生成する Twist-drive 機構の収縮力モデル及び手先押し付け力モデルの導出を行い、実験値とほぼ同等の接触力を推定することが可能となった. 本稿で提案する収縮力モデルでは、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の 2 つの動作に着目し、それぞれの変化量を求めた. また、ヤング率は実験結果から線形近似し振り数に依存するヤング率を定義した. 以上を踏まえて、応力とひずみの関係から収縮力を求め、力のモーメントの式に当てはめることで手先押し付け力を導出した. 最後に Twist-drive 機構を有するロボット実験を行った. ここではベルトの振り量を制御量としたロボット関節の駆動時のロボット手先の押し付け力を計測し、導出した理論値との比較を行った. この実験により理論値と実験値がほぼ等価であり、モデル式の妥当性を示した. 今後は、ベルト及び機構の動特性を考慮したモデリングを行う.

謝 辞

本研究の一部は、JKA 補助事業 (26-144,27-146) を受けて行われたものである.

文献

- [1] 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.
- [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. Intelligent Robots and System pp.1751-1756, 2015.
- [3] 井上, 山本, 宮田, "ポリウレタン丸ベルトのねじりによる関節駆動機構の設計", 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2015.
- [4] 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.

小径丸ベルトの振り収縮力モデル

Contraction Force Model by Twisting Small-diameter Round-belt

○植田 尊大 (岡山県大), 井上 貴浩 (岡山県大), 宮田 龍一 (岡山県大院)

Takahiro UEDA, Takahiro INOUE, and Ryuichi MIYATA, Okayama Pref. Univ., c324008b@ss.oka-pu.ac.jp

This paper proposes a new contraction force model, which is caused by twisting a small-diameter round-belt used for actuators of robotic joint. 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. Those theoretical values can be obtained using Young's modulus estimated by tensile test of a twisted round-belt. Next, we perform quasi-static experiments, in which contraction force can be measured by a load cell according to 1 rev./sec twist rotation with a step motor. 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, modeling, Young's modulus

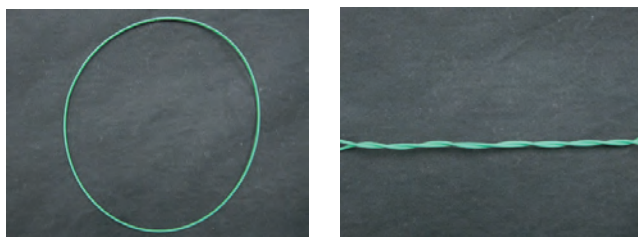
1 緒言

これまで、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、振りからその物体の収縮力を定式化している例はない。森安ら [1] は電線の変形に関する研究を行っているが、電線の変形時における物体の曲率や振れ率を求めるまでに留まっている。また Inoue ら [2] は、硬質ポリウレタン製小径丸ベルト (以下丸ベルト) とモータを用いてリンクを製作し、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。しかしながら、丸ベルトの振り収縮力の定式化には至っておらず課題として残っていた。

そこで、本稿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解明する。また、モータの回転動作を収縮力に運動変換するといった従来にないアクチュエータ機構における収縮力モデルの定式化を行う。さらに、丸ベルト振り実験を行い本モデルによる理論値と比較することで、提案する振り収縮力モデルの妥当性を示す。

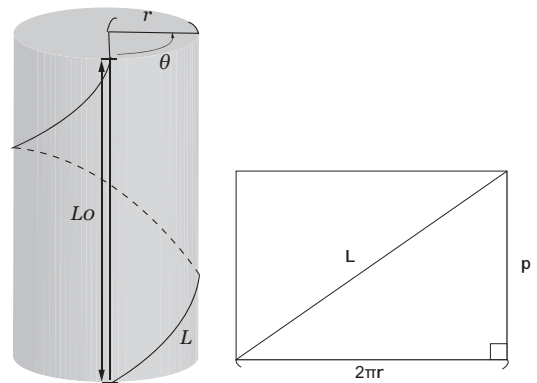
2 丸ベルトの振り収縮力モデル

本章では、Fig. 1 に示す丸ベルトを振ることによって生じる収縮力のモデルを導出する。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



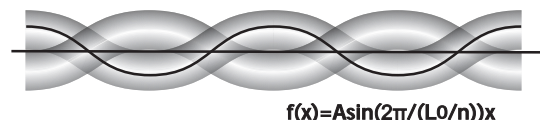
(a) before twist (b) after twist

Fig.1 A round-belt:2mm diameter.



(a) state of twist (b) unwrapped helix

Fig.2 Twisted configuration of a belt.



$$f(x) = A \sin(2\pi/(L_0/n)x)$$

Fig.3 Wrapped configuration of a belt.

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。以下ではこれらの導出過程を示す。

2.1 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、展開図より次式の関係式を得る。

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

ここで、ピッチと振り数はそれぞれ、

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

で表せるから、式 (1) は次式となる。

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

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

$$\Delta L_1 = \theta \sqrt{r^2 + \left(\frac{L_0}{\theta}\right)^2} - L_0, \quad (4)$$

となる。

2.2 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。

$$f(x) = A \sin \frac{2\pi}{L_0/n} x. \quad (5)$$

上式の接線方向の傾きは、

$$\frac{df(x)}{dx} = \frac{2\pi n A}{L_0} \cos \frac{2\pi n}{L_0} x, \quad (6)$$

となるから、巻きつき変形後の長さは次式となる。

$$\begin{aligned} L_2 &= \int_0^{L_0} \sqrt{(dx)^2 + \{df(x)\}^2}, \\ &= \int_0^{L_0} \sqrt{1 + \left(\frac{2nA\pi}{L_0}\right)^2 \cos^2\left(\frac{2n\pi}{L_0}x\right)} dx. \end{aligned} \quad (7)$$

したがって、初期長さ L_0 に対して伸び量 ΔL_2 は

$$\Delta L_2 = \int_0^{L_0} \sqrt{1 + \left(\frac{2nA\pi}{L_0}\right)^2 \cos^2\left(\frac{2n\pi}{L_0}x\right)} dx - L_0, \quad (8)$$

のように表せる。

2.3 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。

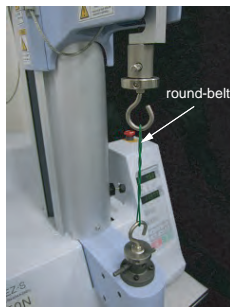


Fig.4 Apparatus of tensile test.

本実験では、Fig. 4 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 振りまで 0.5 振りずつ増加させ、各振り数で 2 回ずつ、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傾きを求めることでヤング率を得る。Fig. 5 に振り数毎のヤング率を示す。

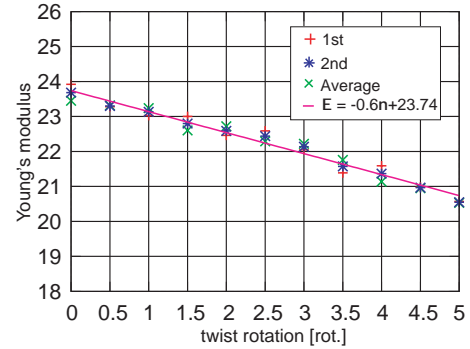


Fig.5 Experimental results of Young's modulus.

Fig. 5 から、各振りの 1 回目と 2 回目にはばらつきが見られず、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。

$$E = -0.6n + 23.74 \text{ [N/mm}^2\text{]}. \quad (9)$$

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

2.4 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。

$$\sigma = \frac{F}{S} = E \frac{\Delta L}{L_0} \Leftrightarrow F = SE \frac{\Delta L}{L_0}. \quad (10)$$

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].

$$S = \frac{\pi r^2 L_0}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2}. \quad (11)$$

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、収縮力のモデルは次式で表すことができる。

$$\begin{aligned} F &= 2E \frac{\pi r^2 L_0}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2} \frac{\Delta L_1 + \Delta L_2}{L_0}, \\ &= \frac{2\pi r^2 E (\Delta L_1 + \Delta L_2)}{L_0 + \Delta L_1 + \Delta L_2}. \end{aligned} \quad (12)$$

ここで、 ΔL_1 、 ΔL_2 、 E はそれぞれ式 (4)、式 (8)、式 (9) で表される。

3 丸ベルト振り実験

本章では、丸ベルトを振った時の長手方向の収縮力を計測することで、式 (12) で表された振りによる収縮力モデルの妥当性を検証する。

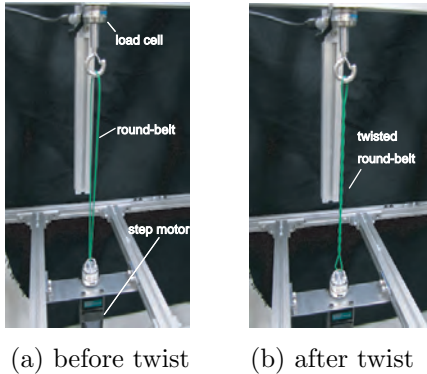


Fig.6 Experiment of quasi-static twisting by step motor.

本実験では、Fig. 6 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 $2\pi\text{rad/s}$ の速度で振りを加える。初期荷重を 1N に設定し、10 振りまでモータを回転させた時の収縮力をロードセルを用いて計測する。この試行を 5 回行い、実測値には 5 回分の平均をとったものを採用する。理論値は式 (12) から導出した数値を採用し、これらの理論値と実測値との比較結果を Fig. 7 に示す。図において横軸は振り数、縦軸は収縮力を示す。

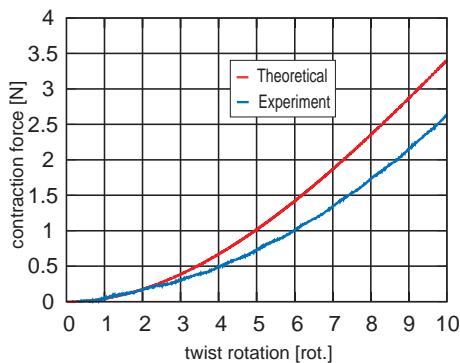


Fig.7 Comparison of theoretical and experimental values.

Fig. 7 から、式 (12) で表された理論値は 3 振り付近までは実測値と一致しており、また、理論値と実測値の双方の曲線の上昇のしかたが酷似していることから、これらは比較的良好な比較結果であると言える。しかし最大値を比較すると理論値と実測値で差が生じている。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。

4 結言

本稿の収縮力モデルによって、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で解明し、モータ回転動作を収縮力に運動変換するといった従来にないアクチュエータ機構における収縮力の定式化を行った。また、丸ベルト振り実験で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ため、丸ベルトの長手方向の変形だけでなく横軸方向の変形が及ぼす影響についても考慮し、理論値と実測値との差を無くすことを今後の課題とする。

謝 辞

本研究の一部は、JKA 補助事業 (26-144, 27-146) を受けて行われたものである。

文献

- [1] 森安, 若松, 森永, 荒井, 島田, 眞鍋, "二重撚り構造を考慮した電線の曲げ/ねじれ変形解析", 日本ロボット学会誌, Vol.30, No.8, pp.813-821, 2012.
- [2] 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.
- [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.

ロボット電圧制御系における手先外力推定

External Force Estimation in Voltage-controlled Robot System

○ 佐藤 克樹 (岡山県大), 井上 貴浩 (岡山県大)

Katsuki SATO and Takahiro INOUE, Okayama Prefectural Univ., c324021y@ss.oka-pu.ac.jp

This paper proposes a new method of external force estimation, which is exerted onto the end of robotic arm, by using a static relation between load torque and rotational speed of the joint. We identify the static relation, i.e., T-N curve model, by means of measurements of stall torque and no-load speed of the first link. The algorithm for estimation is based not on the joint torque measurements but on torque command computed by the T-N curve model. Finally, we show the time response of reaction force during impulsive contact with external environment.

Key Words: 2link robot, statics, external force estimation, voltage-controlled, T-N curve.

1 緒言

我が国では、少子高齢化の急速な進展による労働力の不足が懸念されている。このような問題のため、ロボット技術は産業分野だけでなく、介護・福祉等の生活分野への適用が期待されている。生活支援ロボットの観点からは、小さな外力（接触力）の制御は必要不可欠である。ロボットの関節を駆動させる DC モータの制御方法は通常、関節トルクの直接制御が可能な電流制御が主流である。しかし、この制御方法はロボットのダイナミクスが必要であるため、モデル化誤差による問題が生じてしまう恐れがある。一方、電圧制御（PWM）でも近年、間接的ではあるが関節トルクを制御する手法があり、さらに、電圧制御では電圧変化を指令として可視化することが可能であり、負荷トルクと関節回転数の関係の導き出すことができる。

そこで本研究では、モデル化が不要な外力推定法として電圧制御系で容易に得られる負荷トルクと関節回転数との静的関係とロボット静力学を利用する手先力推定の手法を提案する。

2 ロボットの静力学に基づく手先力推定

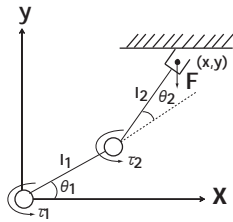


Fig.1 2link robot arm.

本稿では、Fig.1 のような 2 自由度の機構である 2 リンクロボットアームの手先力推定手法について述べる。ある時刻 t にアームの手先に外力が生じると、各関節には外乱トルク $\Delta\tau$ が発生する。この外乱トルクから、アームに作用する手先力 F_d は、仮想仕事の原理によって式 (1) のように求められる。

$$F_d = (J^T)^{-1} \Delta\tau = (J^T)^{-1} \begin{bmatrix} \Delta\tau_1 \\ \Delta\tau_2 \end{bmatrix}. \quad (1)$$

ここで J はヤコビ行列である。2 リンクロボットアームの

ヤコビ行列は式 (2) のようになり、ヤコビ行列が逆行列を持つならば式 (2) を用いて F_d を算出できる。

$$J = \begin{bmatrix} -l_1 \sin \theta_1 - l_2 \sin(\theta_1 + \theta_2) & -l_2 \sin(\theta_1 + \theta_2) \\ l_1 \cos \theta_1 + l_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) & l_2 \cos(\theta_1 + \theta_2) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 & J_2 \\ J_3 & J_4 \end{bmatrix}. \quad (2)$$

また、各関節の外乱トルクについては、次章で述べる T-N 曲線モデルにより推定する。

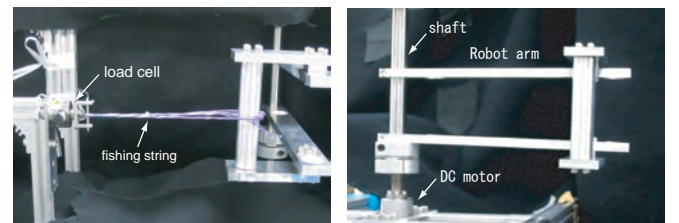
3 T-N 曲線モデル

3.1 モータ静特性

静特性とは、一定の入力信号に対する定常状態での出力応答特性である。DC モータには、電圧 $v_a(t)$ を増減させると回転速度 $\omega(t)$ が線形的に増減するという特性があり、負荷トルクと関節回転数の関係を表したグラフを T-N 曲線という。一般的に回転速度は次式で与えられる。

$$\omega(t) = \frac{v_a(t)}{K} - \frac{R}{K^2} T_L(t). \quad (3)$$

3.2 T-N 曲線同定実験



(a) front view

(b) side view

Fig.2 Experimental device.

ロボットアームの第 1,2 リンクを駆動させる DC モータの T-N 曲線の同定を行う。式 (3) より、負荷トルクと関節回転数の間には線形関係があることから、停動トルク及び無負荷回転数の計測で曲線を同定することが可能である。

本実験では、Fig.2 に示すように著者らが設計し制作した 1 関節ロボットを用いて実験を行う。Fig.2-(b) から分かるように設計ロボットリンクは鉛直に配置されたシャフトに固定されている。ロボットリンクは、同様に鉛直方向に固定されているモータにより、水平面内を回転する。停動トルクの計測は、Fig.2-(a) 示す固定台にロードセルを固定し、ロボットリンクとロードセルを釣り糸で引っ張るこ

とで計測し、モータは指定 duty 比 (10%~27%) で 6 秒間駆動させる。また、無負荷回転数の計測は、Fig.2-(b) のようにロボットリンクへの負荷のない状態で指定 duty 比で 6 秒間回転させることで行う。計測機器はマクソンドライバを用いる。

3.3 T-N 曲線モデルの導出

同定実験の結果、各 duty 比の T-N 曲線の平均の傾き k は、 $k = -1.524$ となった。この結果と duty 比 10%, 27% の時の停動トルクを用いて、T-N 曲線モデルの導出を行う。TN 曲線モデルは、回転数を N 、トルクを T 、任意の duty 比 d における停動トルクを τ_d とすると、第 2 リンク用モータにおける T-N 曲線のモデル式は以下ようになる。

$$N = -k(T - \tau_d), \quad \tau_d = \frac{(\tau_{27} - \tau_{10})}{27 - 10} \cdot (d - 10) + \tau_{10}, \quad (4)$$

$$N = -k(T - \tau_d), \quad \tau_d = \frac{(\tau_{27} - \tau_{10})}{27 - 10} \cdot d + \tau_0. \quad (5)$$

τ_0 は、式 (4) より求めることができる。式 (5) に $\tau_0 = 0.42\text{Nm}$ 、 $\tau_{10} = 6.56\text{Nm}$ 、 $\tau_{27} = 17.0\text{Nm}$ を代入すると、第 1 リンクモータの T-N 曲線モデルは以下ようになる。

$$N = -152.4(T - \tau_d), \quad \tau_d = 0.61d + 0.42. \quad (6)$$

また、第 2 モータの T-N 曲線モデルは第 1 リンクモータとの物理パラメータ比較を行い同定する。以下の式が第 2 リンクモータの T-N 曲線モデルとなる。

$$N = -5.289(T - 0.0784\tau_d), \quad \tau_d = 0.61d + 0.42. \quad (7)$$

4 Simulink による衝突シミュレーション

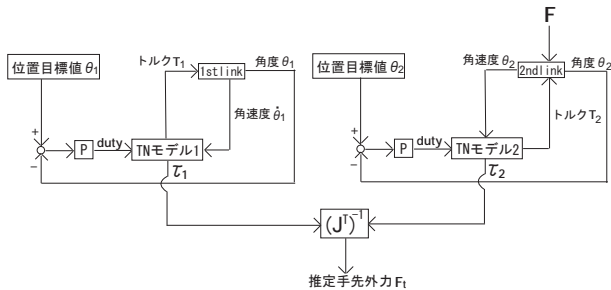


Fig.3 Block diagram of force estimation.

MATLAB/Simulink を用いて外部環境との衝突シミュレーションを行いロボットの手先力を推定する。Fig.3 は、外力推定のブロック図である。シミュレーションは、ロボットアームの手先位置及び手先速度によって反力 F が変化する非完全剛体とロボットアームの手先を衝突させ、ロボットアームの制御は各関節角度を制御量とする角度制御をしている。本稿での手先力推定では、衝突の瞬間における外部環境からの外力 F の推定と、衝突後の手先力 F_t の時間応答の推定を提案する。衝突の瞬間時の外力は力積を用いて行い、その後の時間応答の推定は式 (1), (6), (7) を用いて次のように行う。

$$F_t = F - \sum_d F_d, \quad (8)$$

$$\sum_d F_d = \frac{-J_2}{l_1 l_2 \sin \theta_{2t}} \Delta \tau_1 + \frac{J_1}{l_1 l_2 \sin \theta_{2t}} \Delta \tau_2. \quad (9)$$

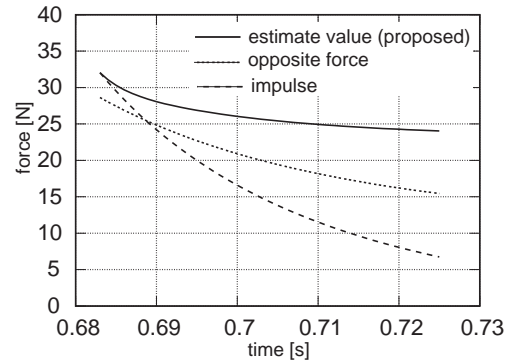


Fig.4 Result of simulation.

5 解析

Fig.4 は外部環境との衝突後 (0.683s) の推定値 (提案法)、反力、力積の推移である。衝突直後の力積と反力が近い値を示しているが、衝突後の時間応答に関して比較すると違いが見られる。一方、推定値と反力も同様に比較すると、その時間応答の傾向が似ているが、徐々に差がついている。これは、外力によって発生する外乱トルクに原因があり、その外乱トルクは次のように定義できる。

$$\Delta \tau = \Delta \tau_x + \Delta \tau_y. \quad (10)$$

$\Delta \tau_x$, $\Delta \tau_y$ は x 軸, y 軸からロボットアームが受ける外力によって発生する外乱トルクである。本稿で提案する手先外力推定の手法は、 y 軸から受ける外力のみしか想定されていない。シミュレーションでは、 x 軸, y 軸の両方の外乱トルクが含まれている結果を用いて計算しているため、時間が経過するにつれて差が生まれてしまうと考える。

6 結言

本稿では、電圧制御において容易に得ることのできる duty 比と関節回転数から T-N 曲線を同定し、T-N 曲線モデルを用いたトルク差分と静力学の関係から手先外力推定の手法を提案した。この手法の特徴としては、各関節のトルクの計測が不要なため、従来不可欠のトルクセンサが不要になることである。つまり、容易に搭載可能なエンコーダやジャイロセンサを用いれば手先力推定が可能になる。MATLAB/Simulink を用いたシミュレーションでは、推定値と反力の時間応答に同様な傾向が見られたが、時間経過とともに差が生まれていた。 x 軸から受ける外乱トルクの影響を考慮し、より正確に手先外力推定を可能にすることが今後の課題である。

謝 辞

本研究の一部は、JKA 補助事業 (26-144,27-146) を受けて行われたものである。

文献

- [1] 大賀, 西原, 大明, “産業用ロボットアームの動力学モデルに基づいたセンサレス力制御”, 東芝レビュー, Vol.66, No.5, pp.38-41, 2011.
- [2] 川瀬, 津村, 小黒, “アクティブ・コンプライアンスデバイスの開発”, azbil Technical Review, Vol.51, pp.62-67, 2009.

自律移動台車搭載型多関節アームの手先制御

Tip-position Control of Multi-joint Robotic Arm mountable on Autonomous Mobile Robot

○高見 岬(岡山県大), 井上 貴浩(岡山県大), 宮田 龍一(岡山県大院)

Misaki TAKAMI, Takahiro INOUE, and Ryuichi MIYATA, Okayama Pref. Univ., c324026m@ss.oka-pu.ac.jp

This paper performed tip-position trajectory tracking control of the third joint robotic arm can be mounted on a small autonomous mobile robot. The method is a state feedback law by optimal regulator. And this paper propose a non-linear control of the third joint robotic arm becomes unstable position under the force of gravity.

Key Words: 3link robot, Optimal regulator, Simulation, Tip-position control, Gyro censor, Drift correction.

1 緒言

近年, 工場や施設内では作業の効率化において多くのロボットが活躍している. しかし, 食品加工工場やお弁当などの製造工場では食品, 食材の盛り付けやパック詰め作業を手作業で行っている. 様々な障害が存在する環境で上記の作業を自動化するためには, 安定走行が可能な自律移動ロボットが必要であり, 且つ, 手先制御が可能であるロボットが必要となる. そこで, 本研究では状態フィードバック制御手法として最適レギュレータを採用し, 2 時形式の評価関数を最小化するような最適フィードバックゲインを推定し, 3 リンクロボットアームの手先制御を行う. また, 4 輪のオムニホイールを用いた全方向移動台車を使用し, 安定した直進移動可能な制御手法を提案し動作検証を行う. [1]

2 数値解析

2.1 モデリング

本実験で設計した多関節アームロボットは, Fig に示すような 3 自由度の立体マニピュレータである. 各パラメータを Table1 に示し, リンク 1 の一端は原点で固定されており, 鉛直軸周りの回転関節角度を θ_1 とする. リンク 2 の一端はリンク 1 に固定されており, z 軸方向からの角度を θ_2 , リンク 3 の一端はリンク 2 に固定されており, その間の角度を θ_3 とする. 角度 $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ はトルク τ_1, τ_2, τ_3 を加えることで変化させることができる.

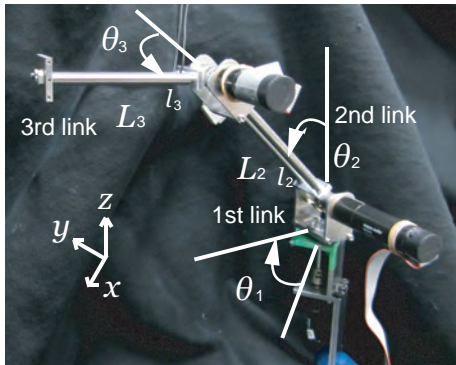


Fig.1 3link robot arm.

3 リンクロボットアームの運動方程式を不安定平衡点近傍で線形化を行い, ラグランジュの方程式に代入し, ニュー

トンの第二法則に従い整理すると次のようになる.

$$M(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q}) + g = \tau. \quad (1)$$

Table 1 parameters of 3link robot arm.

m_1	$5.02 \times 10^{-3} [kg]$	I_1	$3.8 \times 10^{-7} [kg \cdot m^2]$
m_2	$1.25 \times 10^{-2} [kg]$	I_2	$2.21 \times 10^{-5} [kg \cdot m^2]$
m_3	$1.03 \times 10^{-2} [kg]$	I_3	$1.22 \times 10^{-5} [kg \cdot m^2]$
L_2	0.11[m]	C_1	0.01[Pa · s]
L_3	0.09[m]	C_2	0.001[Pa · s]
l_2	0.11/2[m]	C_3	0.001[Pa · s]
l_3	0.09/2[m]	g	9.8[m/s ²]

※リンクにはジュラルミン(密度:2.79g/cm³)を使用

また, 状態空間表現し値を代入すると次のようになる.
 $x = [\theta_1 \ \theta_2 \ \theta_3 \ \dot{\theta}_1 \ \dot{\theta}_2 \ \dot{\theta}_3]^T$ とする.

$$\dot{x} = Ax + Bu. \quad (2)$$

ただし, $M(q), C(q, \dot{q}), g$ の具体値, A, B の具体値は紙面の関係上省略する.

2.2 最適レギュレータ

ここで, 評価関数

$$J = \int_0^{\infty} \{x^T(t)Qx(t) + u^T(t)Ru(t)\} dt, \quad (3)$$

を導入する. ただし, Q は $n \times n$ は半正定対称行列, R は $m \times m$ 正定対称行列とする. 評価関数を最小にする制御は, 状態フィードバック制御となる.

$$u(t) = -Kx(t) = -R^{-1}B^T Px(t), \quad (4)$$

で与えられ, P はリカッチ方程式

$$A^T P + PA + Q - PBR^{-1}B^T P = 0, \quad (5)$$

を満たす正定対称行列である [2].

2.3 シミュレーション

MathWorks 社の MATLAB/Simulink · SimuMechanics を用いて 3 リンクロボットの動作シミュレーションを行う. ここで, 作成したグラフィックを Fig2 に示した.

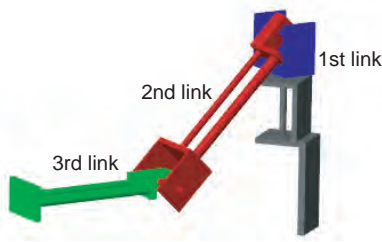


Fig.2 Graphic

目標となる手先位置の軌跡は、逆運動学で求めた軌跡を採用する。初期値と最終値を以下に示し、与えた軌跡に最も追従する重み Q, R を推定する。

$$\begin{aligned} \text{初期値: } x &= 0.08[\text{m}], y = 0.16[\text{m}], z = 0.07[\text{m}], \\ \text{最終値: } x &= 0[\text{m}], y = 0[\text{m}], z = 0.2[\text{m}]. \end{aligned} \quad (6)$$

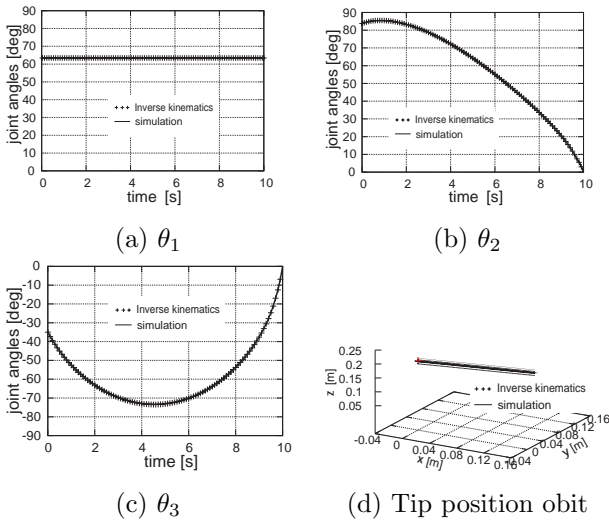


Fig.3 Simulation Results.

重み $Q = \text{diag}[3300 \ 3300 \ 3300 \ 0 \ 0 \ 0]$, $R = \text{diag}[1 \ 1 \ 1]$ におけるゲイン K を用いたとき、Fig3の結果が得られた。このことから、式5の評価関数からフィードバックゲイン K を求めると以下ようになる。

$$K = \begin{bmatrix} 57.446 & 0 & 0 & 0.002 & 0 & 0 \\ 0 & 57.424 & -0.001 & 0 & 0.184 & 0.041 \\ 0 & -0.008 & 57.441 & 0 & 0.041 & 0.044 \end{bmatrix}. \quad (7)$$

また、Fig3から、手先が直線軌道になっていることから逆運動学は正しいと言える。

2.4 3リンクロボットの動作実験

前節で求めたゲイン K を用いて実際に実機を動作させる。なお、ゲイン K の計算は角度に rad を用いたため全ての数値に $180/\pi$ を掛けた。動作として、初期値を鉛直横向きとし、目標を鉛直上向きとする。値はそれぞれ θ_1 が 0deg から 90deg, θ_2 が 90deg から 0deg, θ_3 は 0deg を保つことを目標とし step 応答として与える。

Fig4(a)より、 θ_1 は、90degで収束しているが、Fig4(b)(c)より θ_2, θ_3 は、0degに収束していないことがわかる。この原因として、微分ゲインが大きいことが考えられたため、ゲイン K の D 成分を 100 で割り再び実験を行った。以下に結果を示した。

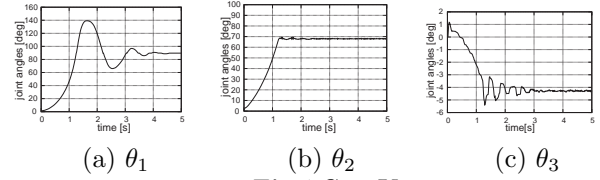


Fig.4 GainK

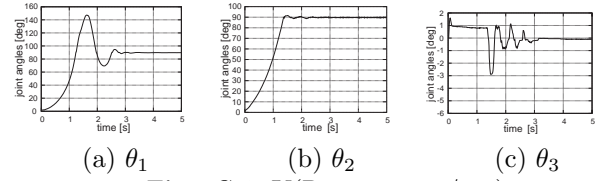


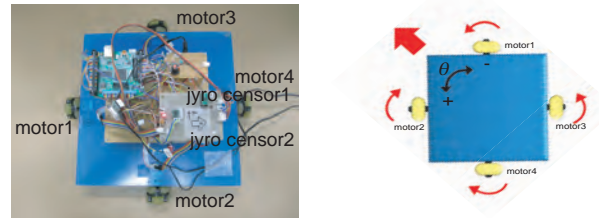
Fig.5 GainK(D component/100)

Fig5(a)より、 θ_1 は 90deg に収束し、Fig5(b)(c)より、 θ_2, θ_3 は 0deg に収束している。全ての角度が目標通りに制御できていることがわかる。

3 自律移動台車の走行実験

3.1 自律移動台車の機構

本実験で設計開発した自律移動台車は”オムニホイール”を対向位置に4輪備えており、Fig6のような直流モータの配置となる。モータとホイール間のシャフトは両持ちの支持とし、自重に起因するラジアル荷重に対するホイールの上下方向へのずれをベアリングにより抑止している。次に、これらの駆動系は厚み 5mm のアクリル板 (320mm×320mm) に取り付けられており、その上部にマイコンやモータドライバ回路等を配置している。また、自律移動を目的としているため、ジャイロセンサ2つを最上部に搭載している。



(a)Above angle (b) Attitude control

Fig.6 Autonomous Mobile Robot.

本実験では、幅 1.62m の廊下で計測を行う。ロボットを廊下の中央に設置して実験を開始し、左右どちらかの壁に接触するまで計測を行う。

3.2 ジャイロセンサを用いた走行制御とドリフト補正

平地においてロボットが直進走行可能な走行手段を提案し、動作検証を行う。小野ら [1] の研究では、角速度の積分により生じるドリフト補正の方法として、実験経過時刻ごとのドリフト量を出力値に足し合わせる補正処理を行うことで、17.85m 走行した。

本実験では、ドリフト補正の方法としてデジタルフィルタを採用する。2つのジャイロセンサが計測した角速度に1次ハイパスフィルタ(カットオフ周波数:5Hz)を通す。積分することで角度を出力し、2つの角度の差を出すことでドリフト補正を行う。また、スタート直後にジャイロセンサに不安定な値が大きく見られたので、2つのジャイロセンサを用いてその差を使用した。

以下に手で自律移動台車を左右に約 30deg 動かした時の結果を示す。

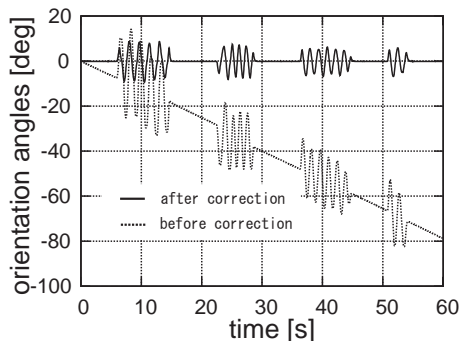
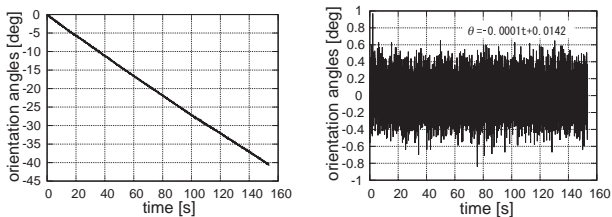


Fig.7 Drift correction by hand.

Fig7 からわかるように 1 分間動作し続けてもドリフト量が消えていることから、走行実験において支障がないと考える。また、振幅の違いは大きさのみであり、位相の違いに関しては、わずかな位相遅れであるので大きな影響を受けないと考える。

3.3 走行実験

前節で紹介したドリフト補正を用いて走行実験を行う。4つすべてのモーターの duty 比を 85% に設定し直進走行を開始する。走行中にロボットの姿勢角が $\pm 0.5\text{deg}$ を超えると、姿勢を戻す側の 2 輪の duty 比を 10% 増加させる。



(a) Before correction (b) After correction

Fig.8 Drift correction during running.

Fig8 に結果を示した。近似式の値も微小であることがわかる。約 2 分半の間、走行し続け 28m35cm 直進することが可能であった。また、3 分間走行し続け 35m10cm 直進することも可能であった。しかし、長時間直進することに再現性がなく 1 分間持たずに壁に接触することもある。

4 3 リンクロボットを搭載した自律移動台車の走行実験

自律移動台車に 3 リンクロボットアームを進行方向後ろ側に搭載した。3 リンクロボットのマイコンやモータードライバ回路等はスペーサーも用いて上部に取り付けた。本移動台車ロボットの総重量は 3,960g である。

本実験では、自律移動台車に搭載することで加わる外乱、すなわち台車が進む際に起こる振動による影響を受けても 3 リンクロボットが鉛直上向き姿勢の状態を維持できるか検証する。また、3 リンクロボットの初期値を Fig9 で表す。そこから鉛直上向き姿勢に制御することを目標とする。初期値の値は、 θ_1 が 132.80deg 、 θ_2 が 136.97deg 、 θ_3 が -27.23deg である。

Fig10 より、Fig5 と比較すると細かな振動が見られるが $\theta_1, \theta_2, \theta_3$ ともに 0deg に収束しており、鉛直上向き姿勢を保持していることがわかる。

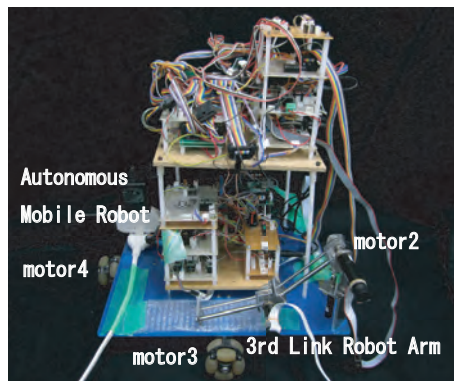


Fig.9 Robotic arm mountable on autonomous mobile robot.

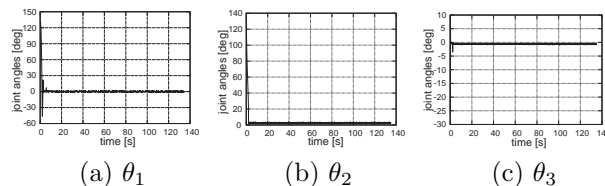


Fig.10 Controlled experiment.

5 結言

本稿では、3 リンクロボットアームを自立移動台車に搭載し、走行時に起こる振動の影響を受けても手先の制御が可能であることを明らかにした。最適レギュレータを採用し、リカッチ方程式より求めた最適フィードバックゲインではシミュレーション通りの制御にわずかな誤差が生じた。原因としては、DC モーター自身の重量を考慮せずにパラメータを求めた点が考えられる。また、自立移動台車ではジャイロセンサから得られる角速度をハイパスフィルタに通すことで、35m10cm の直進走行が可能であることを明らかにした。しかし、再現性がないため他の手法を検証すべきである。

文献

- [1] 井上, 小野, 宮田, 平井, “ピック&プレースを目的とした小型自律移動マニピュレータの開発”, 日本機械学会 ロボティクス・メカトロニクス講演会, 2015.
- [2] 森, “演習で学ぶ現代制御理論”, pp87,88, 森北出版株式会社, 2013

半球型柔軟指の動特性評価

Dynamic characterization of hemispherical flexible finger

○濱野 祐哉 (岡山県立大), 井上 貴浩 (岡山県立大)

Yuya HAMANO and Takahiro INOUE, Okayama Prefectural Univ., c324037b@ss.oka-pu.ac.jp

This paper describes derivation of the dynamic model of the hemispherical flexible finger. We made a fingertip compression experiments and fingertip displacement measurement experiment by sinusoidal input to the hemispherical flexible finger from the vertical direction. We create a Bode diagram from the parsed experimental results for estimating the transfer function. The model can be approximated with first-order lag system, it was shown that it is possible to identify the model parameters.

Key Words: Modeling, Biomechanics, Hemispherical flexible finger, Transfer function.

1 緒言

近年様々な産業分野機械でオートメーション化が進んでいるが、未だ人間にしかできない作業は数多くある。その一因として、人間には触知覚といわれる、触感覚を通して対象物体の特性を知覚することがあげられる。しかし、触知覚の過程の力学的な理解は未だ十分ではなく、人間の触知覚の過程を力学的に理解することは、新しいロボット指設計に指針を与えることができると考えられる。この過程の理解のため、韓ら [1] は人間の手指組織の剛性の解析、中沢ら [2] は指先せん断方向粘弾性について研究を行っているが、指の軟組織の動特性を評価したものは未だない。そこで本実験では、指の軟組織の動特性を評価ができることを示すため、半球型柔軟指を用いてその動特性の解析を行い、各モデルパラメータを同定できることを示す。

2 計測システム

Fig.1 に計測システムを示す。システムは、駆動部、接触ブロック、計測対象物 (半球型柔軟指)、力計測部 (ひずみゲージ)、および変位計測器 (レーザ変位計: $16[\mu\text{m}]$) によって構成される。駆動部はステッピングモータによる回転運動をすべりねじとガイドレールで直線運動に変えられるため、すべりねじの上に垂直に片持ちで設置された接触ブロックを左右へ移動できる。また駆動部では、エンコーダでステッピングモータの回転角度を計測することで、接触ブロックの移動距離 $x_1[\text{mm}]$ を計測できる。本計測システムの x_1 の最少移動距離は $16[\mu\text{m}]$ であり、これはマイコンにより制御されたステッピングモータのステップ角度とすべりねじのリードから求められる。接触ブロックは厚さ $5[\text{mm}]$ の無色透明なアクリル板を用いて、大きさは $(200[\text{mm}] \times 105[\text{mm}])$ である。計測対象物の半球型柔軟指は、ポリウレタン樹脂素材である。接触ブロックでは、半球型柔軟指と接触ブロックとの接触によってたわみが発生するため、ひずみゲージを用いて、半球型柔軟指にかかる法線方向の力 $F[\text{N}]$ を計測する。ひずみゲージは接触ブロックの両面に貼りつけ、その貼り付け位置は半球型柔軟指と接触ブロックの接触場所から水平に $40[\text{mm}]$ 離れた位置とする [3]。レーザ変位計は、レーザを接触ブロックごしに計測対象物にあてることで、半球型柔軟指の変位 $x_2[\text{mm}]$ を計測する。

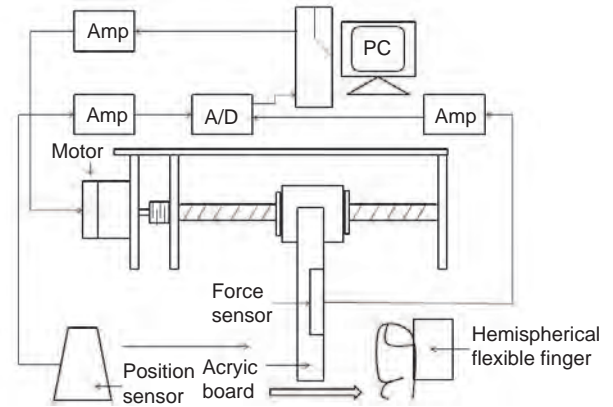


Fig.1 Experimental system

3 実験方法と実験結果

本実験では、半球型柔軟指の動的モデル導出のため、接触ブロックの移動距離 $x_1[\text{mm}]$ 、接触ブロックとの接触によって生じる半球型柔軟指の法線方向の変位 $x_2[\text{mm}]$ 、半球型柔軟指にかかる力 $F[\text{N}]$ を計測する。計測方法は、まず半球型柔軟指を固定し、接触ブロックと軽く接触する位置を初期位置とする。次に、初期位置から x_1 が $1[\text{mm}]$ となるように接触ブロックを動かす。そして、 x_1 が式 (1) を目標変位として、 $1[\text{mm}]$ から $5[\text{mm}]$ を推移する正弦波状の入力で接触ブロックを動かす、半球型柔軟指に変位を与える。

$$x_1 = 2 \sin(\omega t - \frac{\pi}{2}) + 1 \quad (1)$$

正弦波入力周期は周波数 ω に依存し、本実験では計 60 回の計測を行い、各試行で周波数 ω を $1[\text{rad/s}] \sim 64[\text{rad/s}]$ まで 1 試行毎に設定を変えて計測を行う。そのため、正弦波入力周期は $2\pi[\text{s}] \sim \pi/32[\text{s}]$ まで 1 試行ごとに周期が変わる。このとき、半球型柔軟指の法線方向の変位 $x_2[\text{mm}]$ をレーザ変位計、半球型柔軟指にかかる力 $F[\text{N}]$ をひずみゲージを用いて計測する。代表的な計測結果として、周波数 ω が $1[\text{rad/s}]$ と $64[\text{rad/s}]$ の計測結果を Fig.2 に示す。なお、 x_2 と F はノイズ除去のため、適宜データ点数を決め移動平均法を用いる。Fig.2 に示すように作成した計測システムでは、今回の計測範囲である周波数 ω が $1[\text{rad/s}] \sim 64[\text{rad/s}]$ の範囲で半球型柔軟指に正弦波状に変位を与える。更に、周波数を変えて計測をしても $x_2[\text{mm}]$, $F[\text{N}]$

ともに計測結果が追従することが確認できる。また、半球型柔軟指はポリウレタン樹脂素材であり、繰り返し計測による残留ひずみを考慮し、計測と計測の間は約1分間おいて行う。

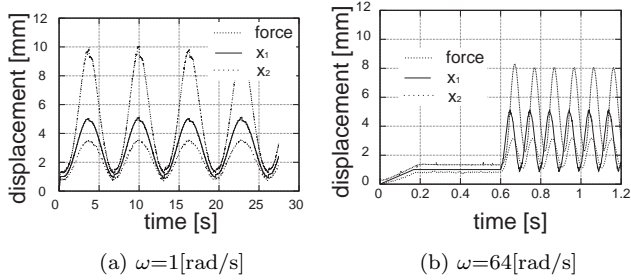


Fig.2 Example data

4 解析方法

前節で行った計測結果から、ボード線図を作成し、それをもとに数値解析ソフトウェアである MathWorks 社の MATLAB を利用し伝達関数の推定をする。まず、ボード線図作成のため、実験値の3つのデータから各周波数ごとに、ゲイン g と位相角 θ を求める。ゲイン g は式 (2) から求められる。

$$g = 20 \log \frac{A'}{A}. \quad (2)$$

A は x_1 の振幅、 A' は x_1 と比較する波形の振幅である。 x_1 と x_2 の比較を gd 、 x_1 と F の比較を gf とする。同様に位相角 θ は、式 (3) から求められる。

$$\theta = \frac{\delta T}{T} \times 360. \quad (3)$$

T は正弦波入力の変位 x_1 の周期、 δT は x_1 と比較する波形の位相差である。 x_1 と x_2 の比較を θ_d 、 x_1 と F の比較を θ_f とする。なお、振幅 A と位相差 δT を求める際には、実験値の各波形の連続した4周期分の値の平均を採用する。そして、実験値から求めたゲイン g と位相角 θ を用いてボード線図を作成する。更に、 $gd \cdot \theta_d$ と $gf \cdot \theta_f$ をそれぞれ連続時間の周波数応答データとして定義することで、連続時間出力誤差モデル

$$G(s) = \frac{B(s)}{F(s)} = \frac{b_{nb}s^{(nb-1)} + b_{nb-1}s^{(nb-2)} + \dots + b_1}{s^n f + f_{nf}s^{(nf-1)} + \dots + f_1}, \quad (4)$$

を用いて、MATLAB でそれぞれの伝達関数を推定する。なお、式 (4) で得られる伝達関数において、 $gd \cdot \theta_d$ から得られる伝達関数を $G_d(s)$ 、 $gf \cdot \theta_f$ から得られる伝達関数を $G_f(s)$ とする。

5 解析結果

式 (4) の $n_b \cdot n_k$ は $G_d(s) \cdot G_f(s)$ において、それぞれ table(1) のように指定して伝達関数を推定する。推定された伝達関数 $G_d(s)$ 、 $G_f(s)$ はそれぞれ式 (5)、(6) のように表現できる。

$$G_d(s) = \frac{7214.672}{s^2 + 195.738s + 10914.019}. \quad (5)$$

$$G_f(s) = \frac{-1086736.670}{s^3 - 138.442s^2 - 10295.046s - 533100.823}. \quad (6)$$

Table 1 Order estimation of $G_d(s)$ and $G_f(s)$

	n_b	n_f
$G_d(s)$	0	2
$G_f(s)$	0	3

更に、実験値と実験値から推定された伝達関数から得られるボード線図をそれぞれ (3)、(4) に示す。Fig.3(a) は gd 、(b) は θ_d と $G_d(s)$ の結果、Fig.4(a) は gf 、(b) は θ_f と $G_f(s)$ の結果である。Fig.3(a) の結果より、 gd は 10[rad/s] まで、実験値・推定値ともに約-3.6[dB] を示しほぼ一定である。10[rad/s] 以降においては実験値・推定値ともに同じ傾向で低減し、特に 30[rad/s] 以降では周波数とともに大きく低減し 100[rad/s] で推定値は約-8.5[dB] である。Fig.3(b) の結果より、 θ_d は 10[rad/s] まで、実験値は約 0[deg] を推移しながら約-5[deg] までゆるやかに低減する。一方、推定値は 0[deg] から約-10[deg] までゆるやかに低減する。10[rad/s] 以降においては、実験値にばらつきがあるものの、実験値・推定値ともに同じ傾向で低減し、100[rad/s] で推定値は約-85[deg] まで低減する。Fig.4(a) の結果より、 gf は実験値・推定値ともに約 30[rad/s] まで約 6[dB] を示しほぼ一定で、約 30[rad/s] 以降も実験値・推定値ともに同じ傾向を示し低減し、100[rad/s] で推定値は約-6[dB] である。Fig.4(b) の結果より、 θ_f は 10[rad/s] まで、実験値は約 0[deg] を推移しながら約-5[deg] までゆるやかに低減し、推定値は 0[deg] から約-10[deg] までゆるやかに低減する。10[rad/s] 以降においては、実験値にばらつきがあるものの、実験値・推定値ともに同じ傾向で低減し、60[rad/s] でともに約-90[deg] である。これらの結果から推定された伝達関数は実験値から得られたボード線図の値に追従しており、推定された $G_d(s) \cdot G_f(s)$ のパラメータの妥当性が認められる。

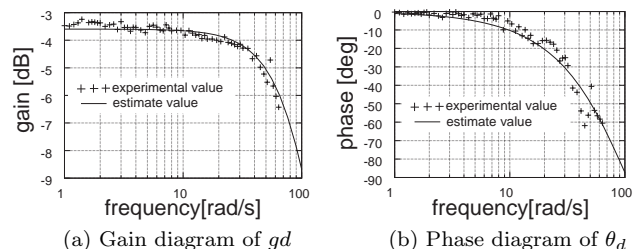


Fig.3 Bode diagram of x_1 vs x_2

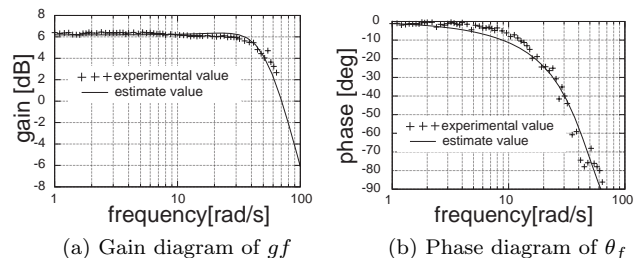


Fig.4 Bode diagram of x_1 vs F

6 結言

法線方向の正弦波入力による指先圧縮実験と指先変位計測の周波数応答を解析することで半球型柔軟指の動的モデルを導出することができた。また結果から本モデルが1次遅れ系として近似でき各モデルパラメータの同定ができた。

文献

- [1] 韓, 入口, 川村, “人間の手指組織の剛性解析と人工指との比較,” 日本ロボット学会誌, Vol.17, No.8, pp.1141-1148, 1999.
- [2] 中沢, 池浦, 猪岡, “人間の指先のせん断方向粘弾性特性,” 日本機械学会論文集 (C 編), 64 卷, 624 号, No.97-1594, 1998-8.
- [3] 小川鑛一, “人と物の動きの計測技術 (ひずみゲージとその応用),” バイオメカニクス学会, 東京電機大学出版局, pp1-49, 2002.