



17. KRAJOWA KONFERENCJA ROBOTYKI

ZBIÓR STRESZCZEŃ

Skład komputerowy wykonali Autorzy

Spis treści

Wstęp	1
Sesja plakatu Krajowej Konferencji Robotyki	
Predefined-time path-following VFO control law for a unicycle-like mobile robot <i>Rafał Sobański, Maciej Michałek, Michael Defoort</i>	5
Exploring High-Level Robotic Task Planning with Large Language Models <i>Gustaw Malinowski, Maksym Figat</i>	7
Thermal-Aware Navigation Layer: Adaptive Costmap Inflation in Firefighting Autonomous Systems <i>Konrad Małek, Jacek Dybała, Andrzej Kordecki, Katarzyna Kijania</i>	9
Planes vs. Surfels: Map Representations for Factor Graph-Based LiDAR SLAM <i>Krzysztof Ćwian, Piotr Skrzypczyński</i>	11
Hybrid Control of Legged Robots with Model Predictive Control and Reinforcement Learning <i>Bartłomiej Krajewski, Maksym Figat</i>	13
Wykorzystanie quasi-prędkości do opisu dynamiki wahadła obrotowego <i>Paweł Parulski, Dariusz Pazderski</i>	15
The Motion of Ellipsoid Cylinder under Actuation by Untethered Permanent Magnet <i>Jakub Bernat, Paulina Superczyńska</i>	17
Koncepcja i model kinematyczny manipulatora sterowanego wewnętrznymi, elastycznymi ciągnięciami <i>Dominik Ożóg, Ryszard Leniowski</i>	19
Predykcja konforemna w zdarzeniowym systemie wielu robotów mobilnych <i>Łukasz Janiec, Elżbieta Roszkowska</i>	21
Sesja plakatu Sympozjum Teorii Maszyn i Mechanizmów	
Adaptacyjne sterowanie manipulatorem bazujące na algorytmie genetycznym <i>Paweł Penar, Piotr Gierlak, Zenon Hendzel</i>	25
Zmodyfikowany mechanizm Klann’a w Autonomicznej Platformie Wielozadaniowej Krab <i>Artur Muraszkowski</i>	27
Badania trajektorii ruchu pojazdu omniągąsienicowego podczas jazdy w warunkach rzeczywistych <i>Mateusz Fiedzeń, Jacek Bałchanowski</i>	29

Uproszczony Model Ciała Człowieka dla Symulacji Ruchu	31
<i>Michał Olinski</i>	
Badania symulacyjne narządu ruchu człowieka podczas chodu z kijami Nordic Walking . . .	33
<i>Sławomir Wudarczyk, Jacek Bałchanowski, Artur Handke</i>	
Modelowanie sił działających na układ ruchowy narządu żucia człowieka podczas jedno- stronnego żucia wybranych pokarmów	35
<i>Przemysław Stróżyk, Jacek Bałchanowski</i>	
Prototyp czworonożnego robota kroczącego	37
<i>Jarosław Szrek, Artur Muraszkowski, Jakub Delicat, Błażej Dębgórski, Przemysław Dąbek</i>	
Analiza parametrów dynamicznych żurawia offshore z zastosowaniem wybranych algorytmów obliczeniowych	39
<i>Marek Metelski, Łukasz Drąg</i>	
Optymalizacja ruchu bazy przy przemieszczaniu risera	41
<i>Iwona Adamiec-Wójcik, Lucyna Brzozowska, Łukasz Drąg, Stanisław Wojciech</i>	
Projekt i weryfikacja mechanizmu nastawnego generującego stałą siłę	43
<i>Jacek Buśkiewicz</i>	
 Sesja regularna Sympozjum Teorii Maszyn i Mechanizmów	
Pozycjonowanie linii celowania platformy dwustopniowej w warunkach niepewności	47
<i>Łukasz Rówienicz, Paweł Malczyk</i>	
Propozycja mechanizmu testowego dla celów badania jednoznaczności sił reakcji	49
<i>Marcin Pękał, Marek Wojtyra</i>	
Sterowanie predykcyjne platformą bezzałogową typu VTOL Tilt-Rotor	51
<i>Paweł Zawadzki, Paweł Malczyk</i>	
Adaptacja metod nawigacji bezwładnościowej do pomiarów położenia i orientacji w mecha- nizmach naziemnych	53
<i>Wojciech Gajda, Marek Wojtyra</i>	
Sterowanie optymalne robotem równoległym z uczeniem i kompensacją błędów odtwarzania trajektorii	55
<i>Maciej Pikuliński, Paweł Maciąg, Paweł Malczyk</i>	
 Indeks autorów	 57

Wstęp

Tegoroczna edycja Krajowej Konferencji Robotyki jest wyjątkowa. Po raz pierwszy w historii w ramach Konferencji przeprowadzona została sesja plakatowa. Dzięki temu wielu młodych oraz bardziej doświadczonych naukowców mogło zaprezentować wyniki swoich badań naukowych w formie plakatów.

Ze względu na szczególny charakter sesji zgłoszenia zostały przygotowane w ramach dwustronnych rozszerzonych streszczeń, które nakreśliły podjęty problem badawczy oraz najważniejsze rezultaty. W niniejszym *Zbiorze streszczeń* prezentujemy nadesłane prace. Dzięki temu każdy Uczestnik Konferencji może swobodnie wrócić do treści zaprezentowanych na plakatach i czerpać z nich inspirację.

Zgodnie ze zgłoszeniami, prace zostały podzielone na część właściwą Krajowej Konferencji Robotyki oraz Sympozjum Teorii Maszyn i Mechanizmów, które po raz kolejny towarzyszy KKR. Należy podkreślić, że część prac przedstawionych jako prezentacje ustne podczas Sympozjum również zostały zgłoszone w formie rozszerzonych streszczeń. Autorzy świadomie zrezygnowali z możliwości publikacji referatów w regularnych materiałach konferencyjnych. Aby docenić także ich trud oraz pracę, dołączamy przesłane przez nich streszczenia do prezentowanego *Zbioru streszczeń*.

W związku z powyższym, prezentowany *Zbiór streszczeń* został podzielony na 3 części. Zawierają one prace zgłoszone w ramach następujących sesji:

- sesji plakatowej Krajowej Konferencji Robotyki,
- sesji plakatowej Sympozjum Teorii Maszyn i Mechanizmów,
- sesji regularnej Sympozjum Teorii Maszyn i Mechanizmów.

Choć nadesłane prace mają inny format, niż referaty prezentowane w regularnych materiałach konferencyjnych, to ich wartość jest równie znacząca. Wyrażamy wdzięczność dla wszystkich Autorów i Recenzentów, którzy zadbali o odpowiednią jakość zgłoszeń.

**SESJA PLAKATOWA
KRAJOWEJ
KONFERENCJI
ROBOTYKI**

Predefined-time path-following VFO control law for a unicycle-like mobile robot*

Rafał Mateusz Sobański^{1,2}, Maciej Marcin Michałek¹, Michael Defoort²

The poster presents a predefined-time control law for a unicycle-like nonholonomic mobile robot for the path-following task, developed under the Vector Field Orientation (VFO) design methodology. The VFO methodology is characterized by non-oscillatory and well-predictable time evolution of transient states for unicycle-like robots. The concept of predefined-time stability guarantees that a settling time of the system errors is finite and upper bounded by some constant value, that is $\forall e_0 \in \mathbb{R}^3 \quad t_s(e_0) \leq T_c < \infty$, where e_0 denotes the vector of initial configuration errors, $t_s(e_0)$ means the settling time function, while T_c is an upper bound of the settling time functions, which in the predefined-time control approach is treated as a design parameter. So far, predefined-time VFO control law has been proposed for the set-point control task in [1].

Following [2], we define a positional reference path as a zero-level set $S_d \subset \mathbb{R}^2$ of points $\bar{q}_d = [x_d \ y_d]^\top$ such that $S_d = \{\bar{q}_d : F(\bar{q}_d) \triangleq \zeta f(\bar{q}_d) = 0\}$, where the coefficient $\zeta \in \mathbb{R} \setminus \{0\}$ and an analytical form of the scalar function $f(\bar{q})$ are the design terms. Hence, the reference path is defined by the zero-level curve of some function $F : \mathbb{R}^2 \rightarrow \mathbb{R}$ such that $F(\bar{q}) = 0 \iff \bar{q} \in S_d$ and $\forall \bar{q} \notin S_d \quad F(\bar{q}) \neq 0$, where $\bar{q} = [x \ y]^\top$ is a vector of positional coordinates of the robot guidance point. A sign of coefficient ζ determines a desired motion direction along a reference path in a global frame, that is, either the clockwise/counter-clockwise or the right/left direction. Moreover, the reference orientation is defined as follows: $\theta_d = \text{Atan2}\left(\sigma \frac{\partial F(x,y)}{\partial x}, -\sigma \frac{\partial F(x,y)}{\partial y}\right) \in (-\pi; \pi]$, where σ determines a motion strategy, i.e., forward motion for $\sigma = 1$ or backward motion for $\sigma = -1$.

The control problem considered in this work can be formulated as follows: for a kinematic model of a unicycle, find a feedback control law $u(e)$ which guarantees that:

$$\forall t \geq t_s(e_0) \quad e(t) \triangleq \begin{bmatrix} f_\theta(\theta_d(t) - \theta(t)) \\ F(x(t), y(t)) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad \text{and} \quad \forall e_0 \in \mathbb{R}^2 \quad t_s(e_0) \leq T_c < \infty,$$

where θ means the robot's orientation expressed in the global frame and $f_\theta(\cdot) : \mathbb{R} \rightarrow (-\pi, \pi]$.

The poster also presents a formal stability analysis, which is provided based on the Lyapunov theory, and results of numerical simulations (exemplary results are shown in Fig. 1).

*This work was supported by Poznan University of Technology under research subvention No. 0211/SBAD/0325. Corresponding author: rafal.sobanski@doctorate.put.poznan.pl.

¹Institute of Automatic Control and Robotics, Poznan University of Technology, Poznań, Poland

²LAMIH UMR CNRS 8201, Université Polytechnique Hauts de France, Valenciennes, France

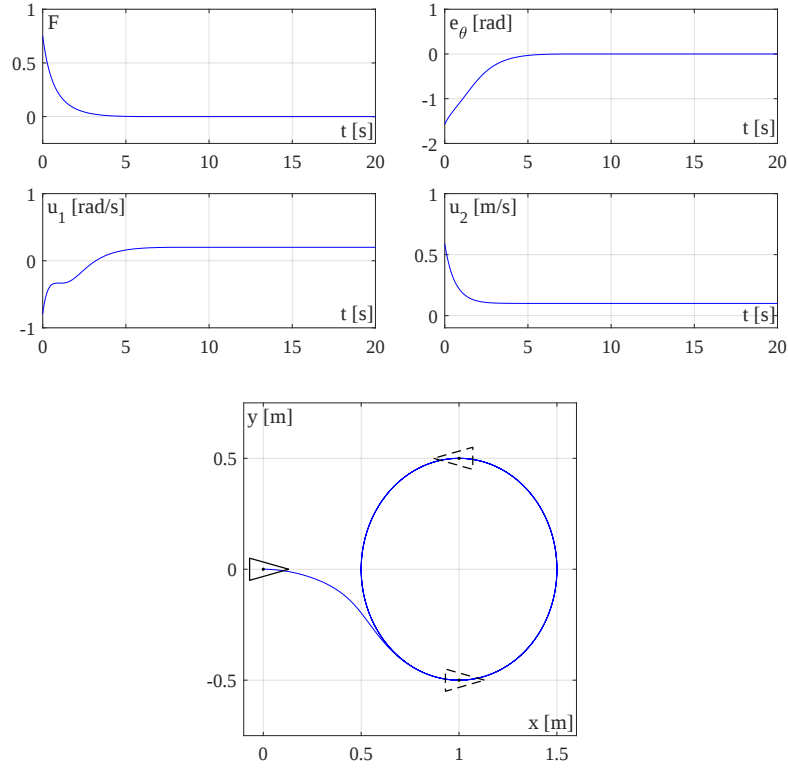


Fig. 1. Exemplary results of numerical simulations for prescribed $T_c = 20$ s.

References

- [1] R. M. Sobański, M. M. Michałek, and M. Defoort, “Predefined-time VFO control design for unicycle-like mobile robots,” *Nonlinear Dynamics*, vol. 112, no. 5, pp. 3591–3603, 2024.
- [2] M. M. Michałek and T. Gawron, “VFO Path following Control with Guarantees of Positionally Constrained Transients for Unicycle-Like Robots with Constrained Control Input,” *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, vol. 89, no. 1, pp. 191–210, 2018.

Exploring High-Level Robotic Task Planning with Large Language Models

Gustaw Malinowski¹, Maksym Figat¹

1. Introduction

Current household devices are typically specialized—each designed to perform a single, well-defined task. Robot vacuums vacuum, dishwashers wash dishes, but at the end of the day, it is still the human who must load the dishwasher. As a result, while many solutions exist for isolated, stand-alone problems, executing general human tasks requires not only more advanced hardware, but also the ability to plan and coordinate complex sequences of actions.

Popular AI planning methods, such as Hierarchical Task Networks (HTN) and the Planning Domain Definition Language (PDDL), require formal specifications of environments, actions, and goals [3] [1]. While powerful, they demand specialized knowledge of planning languages and precise problem modeling, creating a significant barrier to entry. However, the rise of Large Language Models (LLMs) and their ability to understand and decompose tasks [5] create opportunities to support the specification of formal problems or even to replace formal modeling completely.

However, a significant difficulty is that LLMs require substantial computational resources. Current state of the art models have their parameter count in billions and are too complex to run on standard robotics hardware. This presents a challenge because robots frequently operate in environments without Internet connectivity. That is why there is a need to evaluate the capabilities of smaller models that could run on common robotics hardware and verify if their planning ability could also be used to aid standard planning approaches.

That is why our research will focus on not only researching how LLMs could be used to aid high-level task planning, but also the possibility of using LLMs deployed locally on typical robotic platforms.

2. Proposed Solution

We propose to investigate how LLMs can enhance high-level planning for complex tasks through three approaches:

1) **PDDL Generation from Natural Language:** This approach leverages LLMs to translate natural language task descriptions into PDDL files, which we then process using traditional planning algorithms.

¹Warsaw University of Technology, Institute of Control and Computation Engineering,
Nowowiejska 15/19 00-665 Warsaw, Poland
gustaw.malinowski.stud@pw.edu.pl, maksym.figat@pw.edu.pl

2) **Direct Task Decomposition and Goal Generation:** Here, we exploit LLMs inherent capabilities to directly decompose complex tasks into low-level actions.

3) **Plan Verification with Iterative Refinement:** Building upon the second approach, we implement a verification mechanism, where a separate LLM critiques the generated plan and provides feedback for iterative improvement.

These approaches will be evaluated on a three-stage system comprising a planner, a scheduler responsible for carrying out the plans, and an executor that has direct access to the robot hardware (effectors and receptors) and performs the low-level actions selected by the scheduler. In all three approaches, the second and third stages remain identical; they differ only in the planner stage. To illustrate them, consider a robot tasked with "finding the title of a book next to the TV". In the first approach, an LLM would generate the PDDL domain and problem files based on low-level actions such as `move_to_room` or `speak`. In the second approach, it would generate a plan based on natural language instructions. The third approach would additionally verify this plan for completeness and feasibility before execution, potentially identifying issues like "the book might not be visible" and refining it accordingly.

All three approaches will be evaluated based on the quality and usability of the plans generated, as well as the computational resources required. The most effective system will be implemented on an affordable mobile platform with a microphone, speaker, and camera, powered by a Raspberry Pi 5. While our initial implementation will utilize cloud-based LLM APIs from open source models such as the LLama series [4], our research also includes exploring locally executed LLMs to enable planning in low connectivity environments.

3. Conclusions

This research explores the potential of LLMs in high-level planning, identifying effective strategies for their application in complex tasks and evaluating their performance against various criteria. At present, the proposed planning methods are being tested in simple simulation environments. The next step will involve their implementation on a mobile platform as part of a bachelor's thesis project, following the methodology presented in [2]. Future work will investigate the integration of local LLMs within the established framework, providing a solid foundation for future research.

References

- [1] C. Aeronautiques, et al. PDDL— the planning domain definition language. *Technical Report, Tech. Rep.*, October 1998.
- [2] M. Figat and C. Zieliński, Synthesis of Robotic System Controllers Using Robotic System Specification Language. *IEEE Robotics and Automation Letters* volume 8, no. 2, pp. 688-695, February 2023.
- [3] Georgievski, Ilche, and Marco Aiello. HTN planning: Overview, comparison, and beyond. *Artificial Intelligence*, 222: 124-156, May 2015.
- [4] Grattafiori, Aaron, et al. The llama 3 herd of models. *arXiv preprint arXiv:2407.21783*, July 2024.
- [5] T. Kojima et al. Large language models are zero-shot reasoners. *Advances in Neural Information Processing Systems*, 35:22199–22213, December 2022.

Thermal-Aware Navigation Layer: Adaptive Costmap Inflation in Firefighting Autonomous Systems

Konrad Małek^{1,2}, Jacek Dybała¹, Andrzej Kordecki³, Katarzyna Kijania^{1,2}

Abstract

This work introduces a novel approach to autonomous vehicle navigation in fire-prone environments through the integration of a dynamic costmap that incorporates temperature distribution. The core contribution lies in the development of an adaptive thermal layer within the Nav2/ROS 2 path planning framework, enabling hazard zone avoidance by leveraging nonlinear scaling of zone based on temperature gradients. By focusing on fire scenarios this study addresses a critical gap in the field and advances the capabilities of autonomous systems in extreme conditions. Key contributions of this work include: (1) a sensor fusion methodology that synchronizes LiDAR and thermal camera streams to generate accurate environmental representation, (2) an thermal inflation model where hazard zone expand based on source of thermal, aligning with the physics of heat propagation, (3) real-world validation involving unmanned vehicle trials in controlled fire zones, and (4) the release of comprehensive open-access resources, ROS 2 repositories with Thermal-Aware Navigation Layer, to support further research. Experimental evaluations reveal that the proposed thermal layer enhances navigation by minimizing path traversal through hazardous zones, demonstrating resilience to dynamic temperature fluctuations and supporting real-time configuration of safety parameters such as adaptive thermal propagation. Practical implications span critical domains, including autonomous firefighting robots, industrial fire prevention systems, and inspection of high-risk infrastructure such as power plants and refineries. By uniting advanced thermal modelling with a fully deployable ROS 2 framework, this work not only develops new method for dealing with thermal-aware navigation but also opens capabilities in research on autonomous systems operating in extreme conditions

1. Problem Description

Autonomous navigation for unmanned ground vehicles (UGVs) in fire-prone environments faces a critical challenge: the absence of robust methods to map and avoid thermal hazards. Current navigation systems in fire-prone environments primarily focus on localization methods [1], neglecting the integration of temperature data into the costmap—a crucial factor for ensuring safe operation in areas exposed to open flames or extreme heat. Addressing this gap is essential to enhance the effectiveness and reliability of UGVs in navigating extreme, fire-prone environments.

¹Warsaw University of Technology, Faculty of Automotive and Construction Machinery Engineering, Ludwika Narbutta 84, 02-524 Warsaw, Poland, e-mail: jacek.dybala@pw.edu.pl

³Warsaw University of Technology, Institute of Aeronautics and Applied Mechanics, Nowowiejska 24, 00-665 Warsaw, Poland, e-mail: andrzej.kordecki@pw.edu.pl

²Łukasiewicz Research Network - Automotive Industry Institute, Jagiellonska 55, 03-301 Warsaw, Poland, e-mails: konrad.malek@pimot.lukasiewicz.gov.pl, katarzyna.kijania@pimot.lukasiewicz.gov.pl

2. Proposed Method

Based on data from thermal cameras and LiDAR sensors, the system fuses their outputs into a 3D point cloud with thermal attributes and applies clustering algorithms to refine temperature assignments. The fused data is then processed into the thermal model and incorporated into the costmap layer. The proposed model leverages physical principles, particularly the Stefan-Boltzmann law, to quantify the thermal influence of heat sources and determine hazardous zones. This results in the development of the Thermal-Aware Navigation Layer, which is integrated into the ROS 2 navigation system.

3. Results

Real-world testing was conducted using a UGV platform equipped with the proposed system in a controlled fire scenario with apply thermal layer in Fig. 1. The experiments validated the system's ability to dynamically adjust path planning to avoid hazardous thermal zones and its resilience to rapidly changing temperature distributions. The results confirm the viability of the Thermal-Aware Navigation Layer for practical applications in extreme environments.

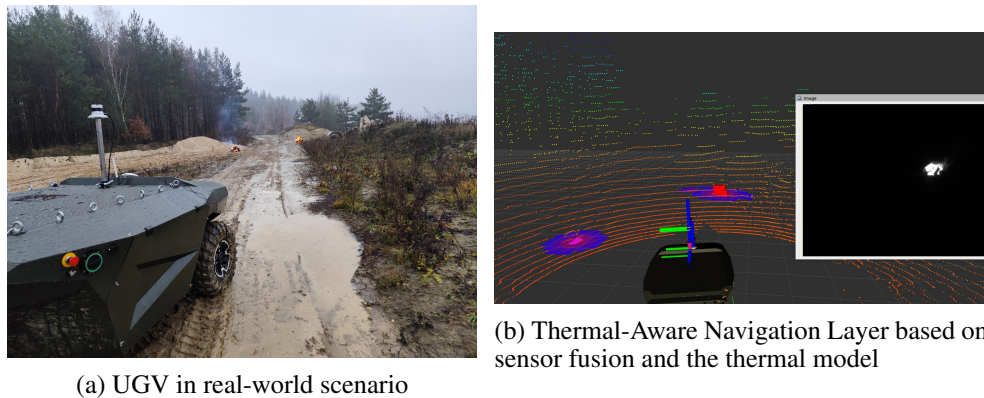


Fig. 1. Software test on real-world scenario data

4. Conclusions

This work addresses a critical gap in autonomous navigation for fire-prone environments by introducing a novel Thermal-Aware Navigation Layer. Real-world testing demonstrated the system's effectiveness and adaptability, establishing it as a viable solution for robotics applications in extreme environments.

References

- [1] B. R. van Manen, V. Sluiter, A. Y. Mersha. Firebotslam: Thermal slam to increase situational awareness in smoke-filled environments. *Sensors*, 2023, Vol. 23, No. 17.

Planes vs. Surfels: Map Representations for Factor Graph-Based LiDAR SLAM

Krzysztof Ćwian, Piotr Skrzypczyński

Institute of Robotics and Machine Intelligence, Poznań University of Technology

1 Introduction and Motivation

Accurate and efficient LiDAR-based Simultaneous Localization and Mapping (SLAM) is essential for autonomous navigation. The underlying map representation significantly influences the accuracy, robustness, and scalability of SLAM systems. This work compares two implementations of factor graph-based SLAM that differ in their core design: one based on planar segments (PlaneLOAM [1]) and the other on surfels (MAD-BA [2]). While both systems employ optimization over a factor graph [3], they differ in how the environment is modelled and how features are matched across LiDAR scans.

2 Map Representations

2.1 Plane-Based Approach

The plane-based approach segments point cloud data into planar and linear features, which are used to construct a semantically rich and compact map. These geometric primitives support efficient scan-to-map registration using point-to-plane and point-to-line constraints, similar to those used in the LOAM system [4], enabling robust real-time localization and mapping in structured environments.

2.2 Surfel-Based Approach

In the surfel-based method, the environment is represented as compact disks encoding 3D position and normal vectors. Surfels are derived from kd-tree leaves created across multiple scans [5] and are jointly optimized with pose variables through bundle adjustment. This structure allows for fine-grained modelling and trajectory refinement, especially suitable for post-processing scenarios.

3 Experimental Comparison

The evaluation, summarized in Table 1, was conducted using KITTI [6] sequences 00, 05, and 07, without incorporating loop closure in either system. The surfel-based method consistently outperformed the plane-based one in terms of Absolute Trajectory Error (ATE), particularly in longer trajectories. This advantage is likely due to the more flexible data association of surfels and a more tolerant maximum distance threshold (5.0 m vs. 1.0 m for planar features) in point-to-plane matching, which improves alignment in sequences with drift—implicitly mimicking the benefits of loop closure.

Table 1: ATE comparison for KITTI sequences between the plane-based and surfel-based approaches

dataset	Plane-Based			Surfel-Based		
sequence	ATE _{RMS}	ATE _{max}	σ_{ATE}	ATE _{RMS}	ATE _{max}	σ_{ATE}
KITTI 00	4.52 m	11.76 m	2.36 m	3.54 m	6.47 m	1.35 m
KITTI 05	3.21 m	8.04 m	1.59 m	1.43 m	2.68 m	0.64 m
KITTI 07	0.50 m	0.82 m	0.20 m	0.40 m	0.70 m	0.16 m

Figure 1 shows representative map fragments produced by both systems. In the plane-based map, each planar feature is visualized with a distinct color, while in the surfel-based map, elements are coloured by surface normal.

The difference in surface modelling is evident: planar segments provide a compact description of large flat areas, while surfels capture surface variations in finer detail.

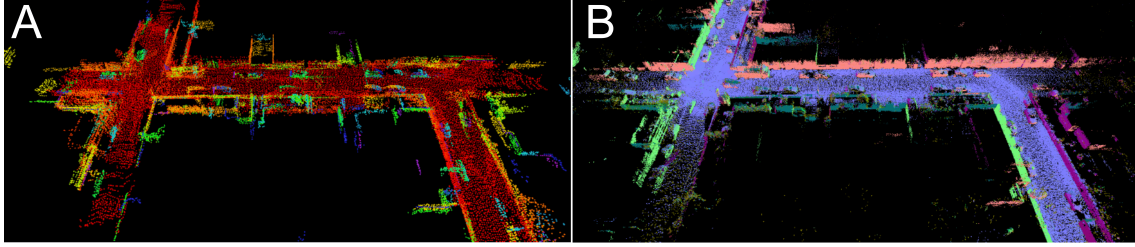


Figure 1: Comparison of maps generated using the plane-based approach (A) and the surfel-based approach (B)

The surfel-based method’s iterative refinement process, which assumes updating poses and regenerating surfels after each optimization [2], enables enhanced alignment, especially in complex or drift-prone scenarios. Additionally, surfel consistency checks across scans inherently filter out dynamic objects, increasing robustness in changing environments.

In contrast, the plane-based approach is well-suited for structured scenes but requires additional map management routines, such as merging and validation of feature segments. Although simpler to update, the surfel map is more computationally demanding due to its optimization-heavy construction.

4 Discussion and Conclusion

This comparative study highlights the influence of map representation on the performance and applicability of factor graph-based LiDAR SLAM systems. The plane-based approach demonstrates clear advantages in terms of computational efficiency and simplicity, particularly suited for real-time applications in structured environments such as urban settings or indoor facilities.

On the other hand, the surfel-based approach prioritizes accuracy and map fidelity. By enabling joint optimization of poses and structure, it achieves lower trajectory error and higher consistency over long sequences.

The choice between these two strategies depends on the intended use case. Real-time systems navigating structured scenes may benefit most from the efficiency of planar representations, while post-processing or high-precision mapping tasks can exploit the detailed modelling offered by surfels. A promising direction for future work lies in hybrid approaches that adaptively select or fuse these representations based on environmental context or task requirements, combining the best of both paradigms to enable more versatile and scalable SLAM solutions.

References

- [1] K. Ćwian, M. R. Nowicki, J. Wietrzykowski, and P. Skrzypczyński, “Large-scale LiDAR SLAM with factor graph optimization on high-level geometric features,” *Sensors*, vol. 21, no. 10, p. 3445, 2021.
- [2] K. Ćwian, L. D. Giammarino, S. Ferrari, T. Ciarfuglia, G. Grisetti, and P. Skrzypczyński, “MAD-BA: 3D LiDAR bundle adjustment – from uncertainty modelling to structure optimization,” 2025.
- [3] R. Kümerle, G. Grisetti, H. Strasdat, K. Konolige, and W. Burgard, “g²o: A general framework for graph optimization,” in *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, (Shanghai, China), pp. 3607–3613, 2011.
- [4] J. Zhang and S. Singh, “Low-drift and real-time LiDAR odometry and mapping,” *Autonomous Robots*, vol. 41, no. 2, pp. 401–416, 2017.
- [5] S. Ferrari, L. D. Giammarino, L. Brizi, and G. Grisetti, “MAD-ICP: It is all about matching data – robust and informed LiDAR odometry,” *IEEE Robotics and Automation Letters (RA-L)*, vol. 9, no. 11, pp. 9175–9182, 2024.
- [6] A. Geiger, P. Lenz, and R. Urtasun, “Are we ready for autonomous driving? the KITTI vision benchmark suite,” in *Conference on Computer Vision and Pattern Recognition*, (Rhode Island), pp. 3354–3361, 2012.

Hybrid Control of Legged Robots with Model Predictive Control and Reinforcement Learning

Bartłomiej Krajewski¹, Maksym Figat¹

1. Introduction

The field of legged robotics holds great promise for enabling robots to navigate complex terrains that are inaccessible to other robotic systems. Recent advances in on-board hardware have opened up new opportunities for developing sophisticated control methods. Nevertheless, achieving effective and safe locomotion control for legged robots in real-world environments remains a significant challenge.

In recent years, the two most popular methods for controlling legged robots are Model Predictive Control (MPC) and Reinforcement Learning (RL). In the former, simplified dynamics of the legged robot are used to find an optimal trajectory on a defined time horizon, that minimizes a cost function and satisfies constraints [3]. The second is a machine learning technique that teaches a policy on a simulated robot to perform various tasks [5]. Both control methods have their advantages and drawbacks. MPC is a robust, well-tested method that easily handles various constraints, but it relies heavily on a dynamic model, requires vast computational resources for online optimization and cannot adapt to changing environment. RL can generate policies that can adapt to different environments and does not require a dynamic model. However, it requires enormous offline computation, has difficulty handling constraints and need accurate simulation model in order to get acceptable Sim-To-Real transfer.

Researches are looking for adaptive control method that can guarantee robustness, safety for hardware components, does not require extensive learning and can be easily transferred from one robot model to another, without any additional computation.

2. Proposed Solution

We propose a hybrid hierarchical controller, combining strengths of RL and MPC, to create adaptive and robust control system for legged robots (Fig. 1). High level policy trained by RL adapts MPC to changing environment, while MPC guarantees calculation of optimal control inputs, that satisfies defined constraints.

The proposed controller is decomposed into five crucial subsystems. The user provides reference velocity for robots torso, that is passed to Multilayer Perceptron, Trajectory Generator and Nonlinear MPC (NMPC) blocks. State Estimator generates approximated state for the torso and outputs it to other subsystems [4]. Multilayer

¹Warsaw University of Technology, Institute of Control and Computation Engineering,
Nowowiejska 15/19 00-665 Warsaw, Poland
bartlomiej.krajewski2.stud@pw.edu.pl, maksym.figat@pw.edu.pl

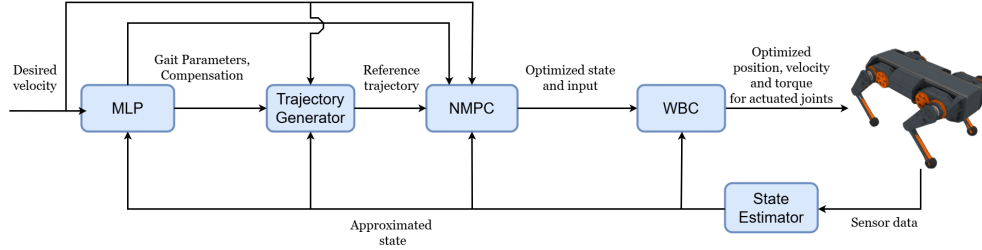


Fig. 1. Proposed hybrid architecture for a legged robotic system.

Perceptron outputs parameters such as gait values [6], cost function weights for MPC and dynamic compensation, that adapts MPC controller to changing disturbances and environments [1]. Trajectory Generator takes gait parameters given by MLP and user commands to generate reference trajectory for robot torso and legs for defined time horizon [3]. The NMPC subsystem is given all previous data and outputs optimized state and input, such as position and velocity of the torso, actuated joint positions and external forces acting on contact feet for given time horizon [3]. Current part of the optimized output of MPC subsystem is then passed to the Whole Body Controller (WBC), that calculates values for actuated joints using whole dynamics of the legged robot [2].

3. Conclusions

This paper presents hierarchical hybrid control system for legged robots, that adapts to changing environment and is robust against external disturbances. Currently, MPC controller is being implemented. The next steps will involve implementing the rest of the subsystems and testing whole system in simulation as the part of the master's thesis. System will be used to control quadruped robot "Meldog", that is constructed by Students' Robotics Association "KNR" at Warsaw University of Technology.

References

- [1] Y. Chen, Q. Nguyen. Learning agile locomotion and adaptive behaviors via rl-augmented mpc, 2024.
- [2] C. Dario Bellicoso et al. Perception-less terrain adaptation through whole body control and hierarchical optimization. In: 2016 IEEE-RAS 16th International Conference on Humanoid Robots (Humanoids). *Proceedings*, 2016, pp. 558–564.
- [3] R. Grandia et al. Perceptive Locomotion through Nonlinear Model Predictive Control, 2022.
- [4] R. Hartley et al. Contact-Aided Invariant Extended Kalman Filtering for Robot State Estimation, 2019.
- [5] Y.-H. Shin et al. Actuator-Constrained Reinforcement Learning for High-Speed Quadrupedal Locomotion, 2023.
- [6] Y. Yang et al. Fast and Efficient Locomotion via Learned Gait Transitions, 2021.

Wykorzystanie quasi-prędkości do opisu dynamiki wahadła obrotowego

Paweł Parulski*

Dariusz Pazderski*

Celem niniejszego opracowania jest przedstawienie opisu wahadła obrotowego (ang. Rotary Inverted Pendulum – RIP) przy użyciu zmiennych stanu zawierających quasi-prędkości znormalizowane (QPZ) oraz zbadanie, czy ich zastosowanie w syntezie algorytmu sterowania może poprawić jakość stabilizacji w porównaniu z podejściem opartym na zmiennych naturalnych, wynikających bezpośrednio z równań Eulera-Lagrange'a. Porównanie modeli przeprowadzono na podstawie serii symulacji numerycznych dla kilku zestawów parametrów mechanicznych robota. Uzyskane wyniki badań wskazują na pozytywne efekty zastosowania QPZ do syntezy algorytmów sterowania dla danego mechanizmu.

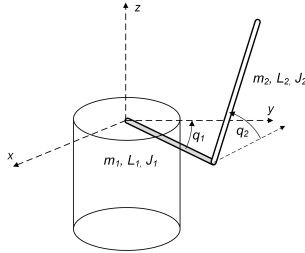
WPROWADZENIE. Wahadło obrotowe typu RIP wraz z wahadłami typu Pendubot lub Acrobot stanowią przykłady prostych układów mechanicznych, które w badaniach dotyczących teorii sterowania i robotyki powszechnie traktowane są jako obiekty testowe. Należą do grupy układów z ograniczeniami nieholonomicznymi drugiego rzędu, określanymi także jako układy z deficytem napędów lub niedosterowane. Dla rozważanych mechanizmów określa się zwykle dwa zadania sterowania – podniesienie/rozkołysanie wahadła (*swing-up*) oraz stabilizacja wahadła w pionie w pozycji niestabilnej.

W niniejszej pracy zaprojektowany zostanie sterownik stabilizujący konfigurację wahadła obrotowego z wykorzystaniem znormalizowanych quasi-prędkości inercyjnych QPZ i przedstawiona zostanie symulacyjna ocena jego efektywności w porównaniu do klasycznego algorytmu LQR.

MODEL WAHADŁA OBROTOWEGO. Analizie podlega układ mechaniczny (robot) o dwóch stopniach swobody (rys. 1), którego konfigurację opisują dwa kąty q_i , przy czym $i = 1, 2$ [1, 2, 3]. Parametry układu są następujące: m_i - masa i -tego ogniwa, L_i - długość i -tego ramienia, c_{x_i} - odległość środka masy i -tego ogniwa od osi jego obrotu, J_i - moment bezwładności i -tego ogniwa. Równanie dynamiki rozważanego mechanizmu można przedstawić w postaci:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} a_1 + I_2 c^2 q_2 & -a_2 s q_2 \\ -a_2 s q_2 & I_2 \end{bmatrix}}_{M(q)} \ddot{q} + \underbrace{s(q_2) \begin{bmatrix} -I_2 c q_2 \dot{q}_2 & -I_2 c q_2 \dot{q}_1 - a_2 s q_2 \dot{q}_2 \\ I_2 c q_2 \dot{q}_1 & 0 \end{bmatrix}}_{C(q, \dot{q})} \dot{q} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ m_2 g c_{x_2} \cos(q_2) \end{bmatrix}}_{G(q)} = \underbrace{\begin{bmatrix} \tau_1 \\ 0 \end{bmatrix}}_{\tau} \quad (1)$$

gdzie $s\alpha$ i $c\alpha$ oznaczają skrótowy zapis funkcji $\sin \alpha$ i $\cos \alpha$, $q = [q_1, q_2]^T$ opisuje konfigurację, $M(q)$ jest macierzą inercji, $C(q, \dot{q})$ i $G(q)$ oznaczają odpowiednio macierz sił Coriolisa i sił dośrodkowych oraz uogólnione siły grawitacji, oraz $a_1 = I_1 + m_2 L_1^2$, $a_2 = m_2 L_1 c_{x_2}$, $I_1 = J_1 + m_1 c_{x_1}^2$, $I_2 = J_2 + m_2 c_{x_2}^2$, $c_{x_1} = 0.5 L_1$, $c_{x_2} = 0.5 L_2$, są stałymi parametrami, natomiast $\tau \in \mathbb{R}^2$ jest wektorem sił wymuszających.



Rysunek 1: RIP – schemat ogólny

Zestaw	i	m_i [kg]	L_i [m]
a	1	0.257	0.216
	2	0.127	0.3365
b	1	0.3	0.5
	2	0.3	0.5
c	1	0.4	0.2
	2	0.2	0.5

Tabela 1: RIP – parametry robota

OPIS DYNAMIKI Z WYKORZYSTANIEM QPZ. W mechanice analitycznej wprowadza się quasi-prędkości, rozumiane jako kombinacje liniowe prędkości uogólnionych ze współczynnikami będącymi funkcjami współrzędnych uogólnionych, [5]. Rozważmy inercyjne *quasi-prędkości znormalizowane* (QPZ), przedstawione w pracach [4, 6, 7], celem przekształcenia równania ruchu (1). Niech

$$\nu := L^T(q) \dot{q}, \quad (2)$$

Praca finansowana ze środków subwencji badawczej 0211/SBAD/0124.

*Instytut Automatyki i Robotyki, Politechnika Poznańska, ul. Piotrowo 3A, Poznań, pawel.parulski@put.poznan.pl

definiuje QPZ $\nu \in \mathbb{R}^2$, przy czym $L(q) \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ jest odwracalną macierzą wynikającą z dekompozycji macierzy inercji $M(q)$, tj. $M(q) := L(q) L^T(q)$. Uwzględnijmy zależność (2) oraz tzw. quasi-przyspieszenia $\dot{\nu}$ w równaniu (1). Oznaczając przez $\chi := L^T M^{-1}$ oraz podstawiając $\dot{q} = L^{-T}(q)\nu$ otrzymujemy następującą postać równań dynamiki w quasi-prędkościach QPZ:

$$\dot{\nu} + C_\nu(q, \nu) + G_\nu(q) = \epsilon, \quad (3)$$

gdzie: $C_\nu(q, \nu) = \chi C(q, \dot{q}) - \dot{L}^T \dot{q}$, oraz $G_\nu(q) = \chi G(q)$, natomiast sygnał wejściowy ϵ opisujący quasi-siły znormalizowane spełnia zależność

$$\epsilon = \chi \tau = [\epsilon_1, 0]^T = \frac{1}{\sqrt{\det M}} \begin{bmatrix} \sqrt{m_{22}} \tau_1, & 0 \end{bmatrix}^T. \quad (4)$$

Można zauważyć, że wybrana postać przekształcenia $L(q)$ pozwala uzyskać wzajemnie jednoznaczne odwzorowanie między wektorami τ i ϵ .

CEL STEROWANIA I STEROWNIK. W pracy rozpatrywane jest wyłącznie zadanie stabilizacji stanu układu (1) w otoczeniu punktu równowagi, dla którego konfiguracja $q_{\text{ref}} = [0, \frac{\pi}{2}]^T$.

Sprężenie od stanu, definiujące stabilizator $\tau_1 = u_{\text{stab}}$, zaprojektowano na podstawie strategii LQR, rozważając dwie implementacje nazwane jako MCG oraz QPZ. Zostały one określone odpowiednio na podstawie aproksymacji liniowych układów (1) i (3). Dla przypadku MCG użyto następujących macierzy wagowych: $Q = \text{diag}\{50, 50, 0.01, 0.01\}$ i $R = 100$. W celu zachowania tej samej dynamiki w niewielkim otoczeniu punktuadanego, współczynniki wzmocnień algorytmu QPZ przeliczono uwzględniając przekształcenie prędkości (2) i wejścia (4).

BADANIA SYMULACYJNE I PODSUMOWANIE. Badaniu podlegał obszar zbieżności zapewniany przez algorytmy MCG i QPZ przy zerowych warunkach początkowych dla prędkości, tj. $(\dot{q}_{01}, \dot{q}_{02}) = (0, 0)$ i początkowych konfiguracji reprezentowanych dyskretnie na siatce o wymiarach 1° (odpowiada to równomiernemu i deterministycznemu próbkowaniu całej przestrzeni konfiguracyjnej $(-\pi, \pi) \times (-\pi, \pi)$), oraz w warunkach nasycenia wejścia. Tabela 2 przedstawia zbiorcze porównanie działania sterowników dla trzech zestawów parametrów mechanicznych (Tab. 1). Parametr Area [%] określa procentowy udział warunków początkowych q_i , dla których osiągnięto zadany stan, odniesiony do całej przeszukanej przestrzeni konfiguracyjnej.

Analizując dane zawarte w Tabeli 2 można zauważyć, że zastosowanie quasi-prędkości do syntezy sterownika transformacji zmiennych stanu pozytywnie wpływa na zwiększenie liczby dopuszczalnych warunków początkowych, tj. poszerzenie zakresu zbieżności. Wynika to przede wszystkim z częściowej linearyzacji dynamiki (1) do postaci (3), co poprawia warunki stosowalności sterownika LQR.

Algorytm	Area [%]		
	Zestaw 1	Zestaw 2	Zestaw 3
MCG	10.043	11.444	7.691
QPZ	12.452	12.123	9.296
Poprawa:	24 %	6 %	21 %

Tabela 2: Porównanie algorytmów

LITERATURA

- [1] "A new inverted pendulum apparatus for education," *IFAC Proceedings Volumes*, vol. 25, no. 12, pp. 133–138, 1991, IFAC Symposium on Advances in Control Education, Boston, MA, USA, 24–25 June 1991.
- [2] "Swinging up a pendulum by energy control," *Automatica*, vol. 36, no. 2, pp. 287–295, 2000.
- [3] L. Moura, M. Montezuma, M. Mendonça, R. Palácios, C. Oliveira, A. N. Vargas, M. Diop, and R. Breganon, "Controlling the furuta pendulum: Proof of concept through virtual prototyping," *Journal of Applied Research and Technology*, vol. 22, pp. 327–335, 06 2024.
- [4] G. Rodriguez, A. Jain, and K. Kreutz-Delgado, "A spatial operator algebra for manipulator modeling and control," *The International Journal of Robotics Research*, vol. 10, no. 4, pp. 371–381, 1991.
- [5] R. Gutowski, *Mechanika analityczna*. PWN, 1971.
- [6] A. Jain and G. Rodriguez, "Diagonalized Lagrangian robot dynamics," *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, vol. 11, no. 4, pp. 571–584, 1995.
- [7] P. Herman, *Quasi – prędkości inercyjne oraz ich zastosowanie w badaniu dynamiki i sterowaniu manipulatorów*. Poznań: Politechnika Poznańska, 2006.

The Motion of Ellipsoid Cylinder under Actuation by Untethered Permanent Magnet*

Jakub Bernat¹, Paulina Superczyńska¹

Abstract

The untethered devices are crucial from the point of view of robotics systems especially in remote inspection or medical devices. However, this kind of device is difficult to build and control due to remote actuation and sensing. In this work, we describe the features of ellipsoid cylinder motion driven by external magnetic fields. To better understand and predict the behavior of such systems, Lagrangian mechanics for modeling dynamics is employed. It allows us to derive equations of motion systematically by considering the kinetic and potential energies of the object, providing insights into stable and unstable configurations during actuation. In our work, we present a series of simulations demonstrating the feasibility of controlling ellipsoidal cylinders using rotating magnetic fields.

1. Introduction

The model of elliptical cylinder was studied in the work [1, 2]. Based on that work, we explore the model with additional input torque, which is given as follows:

$$\ddot{\theta} = \frac{\tau - \tau_p(\theta) - \tau_f(\theta, \dot{\theta})}{I + Mw_m(\theta)} \quad (1)$$

where θ is angle of cylinder, τ is input torque, τ_p is torque related with potential energy, τ_f is fictitious torque. The model parameters are given by M is mass, $I = M\frac{a^2+b^2}{4}$ is inertia moment, a and b are width and height ($a \geq b$) respectively. The angle θ is $\pi/2$ when a axis is perpendicular to rolling surface (vertical alignment for no incline). The angle γ describe incline of rolling surface (0 for flat).

The definition of torque is equal to:

$$\begin{aligned} \tau_p(\theta) &= Mg(w_c(\theta)\cos(\gamma) - w_s(\theta)\sin(\gamma)) \\ \tau_f(\theta, \dot{\theta}) &= Mw_v(\theta)\dot{\theta}^2 \end{aligned} \quad (2)$$

*The project was funded by Ministry of Education and Science, grant number 0211/SBAD/0125; This research was carried out with the support of the ANSYS National License coordinated by the Interdisciplinary Centre for Mathematical and Computational Modelling at the University of Warsaw (ICM UW)

¹Poznań University of Technology, Piotrowo 3a 60-965 Poznań, jakub.bernat@put.poznan.pl

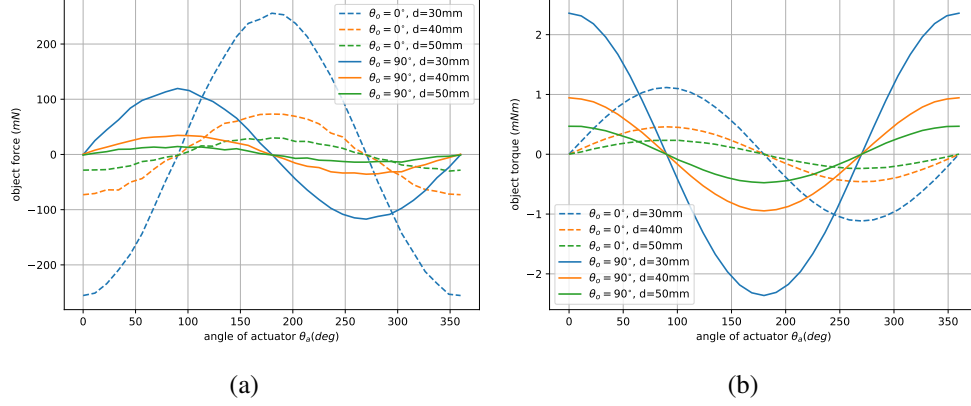


Fig. 1: The force (a) and torque (b) calculated for two permanent magnet for various rotation angle and offset between them.

The auxiliary functions are represented by:

$$\begin{aligned} w_m(\theta) &= \frac{a^2\alpha^2(\theta)+b^2\beta^2(\theta)}{\alpha^2(\theta)+\beta^2(\theta)} & w_s(\theta) &= \sqrt{\alpha^2(\theta)+\beta^2(\theta)} \\ w_c(\theta) &= \frac{\left(\frac{a}{b}-\frac{b}{a}\right)\alpha(\theta)\beta(\theta)}{\sqrt{\alpha^2(\theta)+\beta^2(\theta)}} & w_v(\theta) &= \frac{ab(a^2-b^2)\alpha(\theta)\beta(\theta)}{[\alpha^2(\theta)+\beta^2(\theta)]^2} \end{aligned} \quad (3)$$

where: $\alpha(\theta) = a\sin(\theta)$ and $\beta(\theta) = b\cos(\theta)$

2. Results

In this section, we discuss the calculation of the input torque τ in the presented system. In our work, the input torque results from the interaction between two permanent magnets (in general, the magnetic interaction is widely studied in untethered robots [3]). The first magnet is mounted on the ellipsoidal object, while the second, located above it, acts as an actuator. The torque is computed using the electromagnetic FEM software (ANSYS 2023 R2), which simulates torque and force as functions of the object's angle, actuator orientation, and their relative offset. As shown in Fig. 1 an angle of 90 degrees between the actuator and the object results in zero force but nonzero torque.

References

- [1] Linden, J., Källman, K-M., Lindberg, M. *The rolling elliptical cylinder*, American Journal of Physics, 89(4), 358-364, 2021,
- [2] Shih-Yuan Chen and Michelle M. Driscoll, *Rocking, Rolling, and Hopping: Exploring the Multi-motion Capabilities of Rigid and Soft Ellipsoidal Actuators*, arXiv, 2024,
- [3] Jiaqi Miao and Siqi Sun, *Design, actuation, and functionalization of untethered soft magnetic robots with life-like motions: A review*, Journal of Magnetism and Magnetic Materials, Vol. 586, No. 171160, 2023,

Koncepcja i model kinematyczny manipulatora sterowanego wewnętrznymi, elastycznymi cięgnami

Dominik Ożóg¹, Ryszard Leniowski¹

Streszczenie

W opracowaniu zaprezentowano szczegółowo sformułowany model kinematyczny manipulatora, którego konstrukcja opiera się na przegubach o jednym stopniu swobody (1-DOF), napędzanych za pośrednictwem elastycznych cięgien prowadzonych wewnątrz struktury. W odróżnieniu od klasycznych rozwiązań, w których zmienną przegubową stanowi bezpośrednio kąt obrotu, w analizowanym układzie podstawową zmienną wejściową jest długość cięgna, determinująca orientację sąsiadujących członów. Proponowany model uwzględnia zarówno analizę kinematyki prostej, jak i odwrotnej, stanowiąc rozwinięcie wcześniejszych prac ograniczonych do analizy pojedynczego ogniwa.

Fundament teoretyczny prezentowanego podejścia opiera się na zmodyfikowanej wersji klasycznej notacji Denavita-Hartenberga, w której parametrem sterującym nie jest kąt przegubowy, lecz długość cięgna. Założono szeregowe połączenie przegubów o ograniczonej rotacji wokół jednej osi. Mimo, że rozważana konstrukcja obejmuje trzy przeguby, to uzyskane równania ogólne umożliwiają bezpośrednie rozszerzenie modelu na większą liczbę ogniw. Każdy segment manipulatora kontrolowany jest przez dwa cięgna, co pozwala na wytwarzanie momentów w przeciwnych kierunkach, zapewniając pełną kontrolę nad ruchem.

Model kinematyczny umożliwia precyzyjne odwzorowanie zależności geometrycznych pomiędzy długościami cięgien a położeniem efektora końcowego. Do obliczenia orientacji poszczególnych przegubów konieczne jest wykorzystanie algorytmu rekurencyjnego, bazującego na znanych długościach cięgien. Ponadto, opracowano zestaw równań analitycznych, umożliwiających odwrotne wyznaczenie długości cięgien dla zadanej konfiguracji efektora. W analizach wykorzystano znane narzędzia analizy matematycznej, w celu modelowania położenia końcówki rozważanego manipulatora oraz trajektorii utworzonych przez jego człony i cięgna.

Przeprowadzone badania eksperymentalne objęły walidację modelu w warunkach laboratoryjnych na stanowisku testowym obejmującym zarówno pojedynczy przegub 1-DOF (rotacja), jak również manipulator

¹ Katedra Informatyki i Automatyki, Wydział Elektrotechniki i Informatyki, Politechnika Rzeszowska im. I. Łukasiewicza, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów

złożony z trzech ramion połączonych badanymi przegubami. Zarówno przeguby, jak i ramiona manipulatora wykonano z wykorzystaniem technologii druku 3D (FFF), co umożliwiło szybką iterację konstrukcyjną. Porównanie wyników teoretycznych z rzeczywistymi pomiarami długości cięgien w funkcji kąta obrotu przegubu wykazało wysoką zbieżność w zakresie ujemnych oraz dodatnich kątów do około 25° . Dla większych wartości kątowych odnotowano narastające rozbieżności, co przypisano odkształcalności zastosowanego materiału (linka miedziana o klasie 4N). Zauważono, że aktualny model nie uwzględnia nieliniowych właściwości mechanicznych cięgien, co zostało zidentyfikowane jako istotny kierunek dalszych badań. Planowane są eksperymenty z cięgnami wykonanymi z materiałów o wyższej sztywności, takich jak wolfram.

Z punktu widzenia zastosowań inżynierskich, zaproponowany sposób sterowania manipulatorami przy użyciu wewnętrznych cięgien wykazuje szereg istotnych przewag. Najważniejszą z nich jest potencjał do znaczącej miniaturyzacji całej konstrukcji poprzez eliminację instalacji napędów i przekładni w obrębie samych ramion. Kolejną znaczącą zaletą rozwiązania, jest fakt, że przez wnętrze konstrukcji manipulatora prowadzone są wyłącznie cięgna, co pozwala na zmniejszenie średnicy ramion – szczególnie w segmentach oddalonych od podstawy – przy jednoczesnym zachowaniu pełnej funkcjonalności.

Omawiany model znajduje szczególnie korzystne zastosowanie w konstrukcjach manipulatorów opartych na trzech szeregowo połączonych przegubach, sterowanych wewnętrznymi cięgnami. Taka konfiguracja umożliwia niezależną kontrolę każdego z przegubów i – przy odpowiednim planowaniu trajektorii – staje się atrakcyjnym rozwiązaniem dla zastosowań wymagających wysokiej precyzji i kompaktowości.

W kontekście zastosowań medycznych, omawiane rozwiązanie ma szczególne znaczenie. Istniejące konstrukcje endoskopowe i laparoskopowe najczęściej oferują jedynie kontrolę nad końcówką roboczą, bez możliwości niezależnego sterowania poszczególnymi przegubami. Brak formalnych modeli kinematycznych stanowi istotne ograniczenie dla rozwoju zaawansowanych algorytmów sterowania oraz realistycznych symulatorów. Wprowadzenie zaprezentowanego modelu stwarza realne podstawy dla nowej klasy robotów chirurgicznych, w których precyzyjna kontrola każdego ogniwa – wspomagana przez dokładne algorytmy odwrotnej kinematyki – umożliwi wdrożenie w pełni automatycznych systemów sterowania, spełniających rygorystyczne wymagania chirurgii robotycznej.

Podsumowując, przedstawiona koncepcja stanowi znaczący wkład w rozwój metod modelowania i sterowania manipulatorów cięgowych. Oparta na trzech szeregowo połączonych przegubach konstrukcja może znaleźć szerokie zastosowanie w dziedzinach wymagających wysokiej precyzji, elastyczności operacyjnej oraz miniaturyzacji – z szczególnym uwzględnieniem zastosowań w robotyce medycznej.

Predykcja konforemna w zdarzeniowym systemie wielu robotów mobilnych - plakat

Łukasz Janiec^{*}, Elżbieta Roszkowska^{*}

1 Streszczenie

W pracy przedstawiono nowe podejście do optymalizacji działania zdarzeniowego systemu sterowania ze scentralizowanym sterownikiem nadrzędnym, koordynującym pracę wielu robotów mobilnych z wykorzystaniem predykcji konforemnej. Rozwiązuje to problem kolejowania robotów przy przejazdach przez współdzieloną przestrzeń, z minimalizacją maksymalnego czasu zakończenia wykonywania zadań ($C_{\max}$). Przewidywanie przyszłych najbardziej prawdopodobnych zdarzeń i ich oczekiwanej kolejności pozwala rozważać rozwiązania koordynujące współbieżny ruch dla całych grup robotów i uodparnia cały system na opóźnienia przesyłania informacji o zdarzeniach (z czego wynikają m.in. problematyczne zmiany kolejności wydarzeń otrzymywanych przez sterownik względem rzeczywistości).

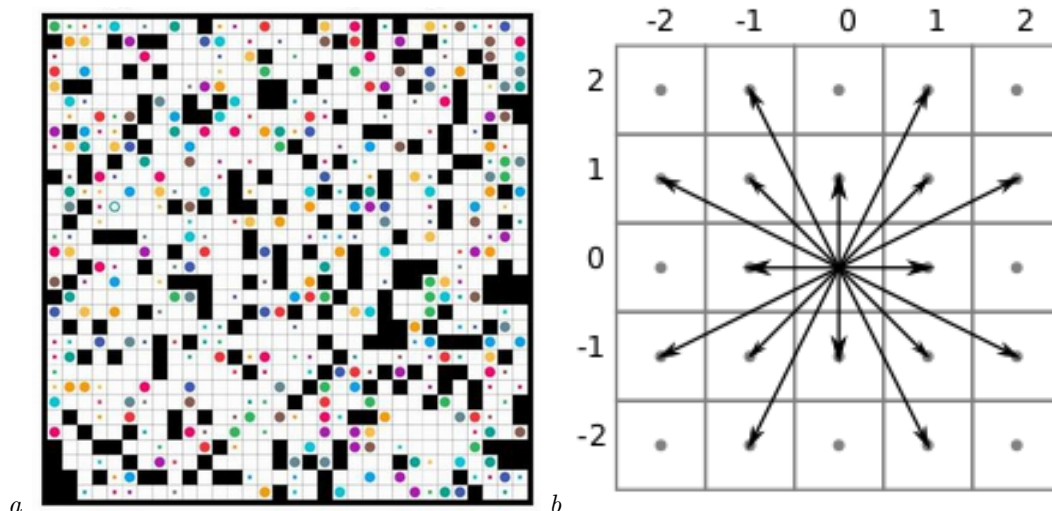
Roboty w takim systemie realizują zadania transportowe, śledząc zawczasu zaplanowane ścieżki, złożone z ruchów podstawowych różnych klas, które są opisane sklejającymi krzywymi Béziera. Każda ze ścieżek jest podzielona na segmenty - jeśli segmenty ścieżek różnych robotów są położone zbyt blisko siebie, to są w relacji konfliktu ze sobą. Istnieje tu możliwość kolizji robotów, jeśli znajdują się one w tych segmentach w tej samej chwili. Sterownik nadrzędny koordynuje ruch robotów poprzez przydzielanie im praw wjazdu do kolejnych segmentów jako zasobu (współdzielonego między robotami, jeśli segment jest w relacji konfliktu). Robot bez przydzielonego prawa wjazdu zatrzymuje się na obecnym segmencie-zasobie, bez wkraczania do kolejnego. Przesyłanie informacji między sterownikiem i robotami odbywa się zdarzeniowo. Detale takiego zarządzania flotą robotów zostały opisane w pracach [1] i [2]. Tego rodzaju system może bez żadnych zmian pracować zarówno z rzeczywistymi robotami, jak i z symulacją (często znacznie przyspieszoną).

Możliwość wielokrotnej i szybkiej symulacji działania takiego systemu robotów pozwala na zebranie danych uczących (treningowych i kalibracyjnych) z przejazdów robotów przez wszystkie klasy ścieżek. Dzięki temu przyszłe zdarzenia generowane w takim systemie mogą być przewidywane z użyciem algorytmów predykcji z zastosowaniem AI/ML i użyte w procesie optymalizacji koordynacji ruchu robotów. Ich niepewność jest kwantyfikowana na bazie predykcji konforemnej [3][4] w celu uzyskania przedziałów predykcyjnych, w których, z założonym dużym prawdopodobieństwem $1 - \alpha$, znajduje się prawdziwa wartość, na przykład szansa $1 - \alpha = 95\%$ na prawdziwy czas przejazdu w przedziale predykcyjnym w zadaniu regresji oczekiwanego czasu przejazdu robota przez segment ścieżki danej klasy. Co warto od razu zauważyć, nie są wymagane tutaj założenia dotyczące rozkładu danych i modelu, co rozszerza możliwości zastosowania tego podejścia do modelowania.

Najważniejsze założenie teorii predykcji konforemnej o *wymienialności* (*ang.* exchangeability) danych musi zostać dostosowane do użycia w takich zadaniach predykcyjnych z powodu sekwencyjnej struktury danych - zależą one od poprzednich zdarzeń, np. czasy przejazdów wcześniejszych segmentów, dynamiki środowiska, jak ruch innych robotów i opóźnienia itd. Takie dane nie są bezpośrednio *wymienialne* - permutacja obserwacji zaburza zależności czasowe i kontekstowe. Uniemożliwia to zastosowanie klasycznej predykcji konforemnej bez odpowiedniego przygotowania danych. [4]

W tej pracy proponujemy rozwiązanie tego problemu poprzez odpowiednie blokowanie segmentów ścieżek w określone klasy ruchów podstawowych, co pozwoli na zastosowanie predykcji konforemnej Mondriana [5] dla każdej z nich dzięki spełnieniu założenia o lokalnej wymienialności danych. Możliwość szybkiej symulacji działania systemu jest konieczne z powodu potrzeby wygenerowania danych uczących i kalibracyjnych, potrzebnych do obliczenia miary niezgodności (*ang.* nonconformity scores) dla rzeczywistych wartości z działania systemu (czasy przejazdów i zdarzeń). Kalibracja jest wymagana dla lepszego odwzorowania przedziałów predykcyjnych i wartości zwracanych przez model.

Dzięki przewidywaniu najbardziej prawdopodobnego przyszłego stanu systemu i żądań robotów możemy zastosować metody rozwiązywania konfliktów i unikania zakleszczeń niemożliwe lub trudne do zastosowania wcześniej, czy przez brak czasu na obliczenia, np. przegląd grafu osiągalności, czy przez



Rysunek 1: *a* – przykład mapy złożonej z regularnej kraty komórek, z zadaniem dla MAPF `random-32-32-20` z 200 agentami [7], *b* – przykład klas ruchów robota w zdyskretyzowanej przestrzeni

brak informacji o przyszłych bliskich zdarzeniach, np. jakie roboty mogą za chwilę żądać praw wjazdu do nowego segmentu.

Proponowane podejście rozwiązuje praktyczny problem implementacji systemów zdarzeniowych, jak opóźnienia w otrzymywaniu zdarzeń i ich poprawnej kolejności, a także optymalizacji ich działania. Obecny *state-of-the-art* badań nad systemami wielu robotów mobilnych (*ang.* Multiple Mobile Robot Systems(MMRS)), szczególnie w pracach dot. zadania MAPF (*ang.* Multi-Agent Path Finding) [6]–[8] operuje na bardzo ograniczonej formie reprezentacji MMRS jako planowania trajektorii na grafach płaskich typu krata, gdzie ruch robotów jest w pełni zsynchronizowany i odbywa się co ustalony kwant czasu. Przykład takiego zadania umieszczono na Rys. 1. Jakikolwiek opóźnienie wykonania ruchu przez roboty może skutkować koniecznością przeplanowania wszystkich tras i/lub kolizjami. MMRS z predykcją konforemą rozszerza możliwe formy akceptowalnych do tego typu sterowania systemów, w tym także z niepewnością ruchu robotów.

Literatura

- [1] E. Roszkowska *et al.* Coordination of concurrent mobile robot motion processes with composite automaton supervisor. 23rd Int. Conf. MMAR, 2018.
- [2] E. Roszkowska *et al.* Hierarchical hybrid control for MMRS. IFAC 2019.
- [3] V. Manokhin. Practical Guide to Applied Conformal Prediction in Python: Learn and Apply the Best Uncertainty Frameworks to Your Industry Applications. United Kingdom, Packt Publishing 2023.
- [4] G. Shafer, V. Vovk. A tutorial on conformal prediction. Journal of Machine Learning Research, 9, 371–421. 2008.
- [5] V. Vovk, H. Papadopoulos. Inductive Mondrian Conformal Prediction. SLDS 2015. Lecture Notes in Computer Science, vol 9047.
- [6] K. Okumura *et al.*, Priority Inheritance with Backtracking for Iterative MAPF. Artificial Intelligence 2022.
- [7] K. Okumura, Engineering LaCAM*: Towards Real-Time, Large-Scale, and Near-Optimal Multi-Agent Pathfinding. AAMAS 2024.
- [8] J. Alkazzi, K. Okumura, A Comprehensive Review on Leveraging Machine Learning for Multi-Agent Path Finding. IEEE Access 2024.

* Katedra Cybernetyki i Robotyki, Politechnika Wrocławska

**SESJA PLAKATOWA
SYMPOZJUM TEORII
MASZYN
I MECHANIZMÓW**

Adaptacyjne sterowanie manipulatorem bazujące na algorytmie genetycznym

Paweł Penar¹, Piotr Gierlak², Zenon Hendzel³

¹ Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
Politechnika Rzeszowska
Powstańców Warszawy 12, 35-959, Rzeszów
ppenar@prz.edu.pl

² Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
Politechnika Rzeszowska
Powstańców Warszawy 12, 35-959, Rzeszów
pgierlak@prz.edu.pl

³ Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
Politechnika Rzeszowska
Powstańców Warszawy 12, 35-959, Rzeszów
zenhen@prz.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Sterowanie układami nieliniowymi stanowi zagadnienie o wysokim stopniu złożoności. Jednym z podejść opartych na matematycznym modelu sterowanego systemu jest kompensacja nieliniowości, realizowana poprzez linearyzację sprzężeniem zwrotnym. Podstawowa metoda, bazująca na założonej strukturze i parametrach sterowanego obiektu wykazuje znaczną wrażliwość na zakłócenia parametryczne lub ich niedokładną znajomość. W związku z powyższym kluczowe staje się wprowadzenie do systemu sterowania mechanizmu umożliwiającego estymację parametrów modelu w czasie rzeczywistym. W odpowiedzi na tę potrzebę, w ramach teorii sterowania rozwijane są metody sterowania adaptacyjnego. W przypadku robotów manipulacyjnych coraz powszechniej stosuje się je w zadaniach wymagających nie tylko realizacji zadanej trajektorii ruchu, ale również wymagających sterowania siłą interakcji robota ze środowiskiem. Odpowiedzią na tego typu wymagania są metody sterowania pozycyjno-siłowego [1], [2]. W ramach tych metod, w pętli sterowania pozycją stosuje się metody linearyzacji sprzężeniem zwrotnym, między innymi metody adaptacyjne.

W pracy sformułowano problem badawczy dotyczący zastosowania algorytmu genetycznego w adaptacyjnej estymacji parametrów [3]. Rozwiązanie tego problemu osiągnięto z uwzględnieniem opisu matematycznego sterowanego obiektu czyli manipulatora w interakcji z powierzchnią, syntezy optymalnego sterowania adaptacyjnego i symulacji.

2 Opis problemu

W pracy zastosowano sterowanie adaptacyjne w zadaniu nadążania za zadaną trajektorią ruchu. Jednocześnie jest realizowane zadanie sterowania siłą interakcji robota ze statycznym otoczeniem. Dwa wymienione zadania, tzn. ruch i sterowanie siłą są realizowane w strukturze hybrydowego sterowania pozycyjno-siłowego. Zadania są realizowane w zmiennych warunkach pracy rozumianych jako zmiana wybranych parametrów manipulatora. Ze względu na realizowane zadanie, celem algorytmu sterowania jest jednoczesna redukcja błędu realizacji trajektorii oraz błędu siły interakcji.

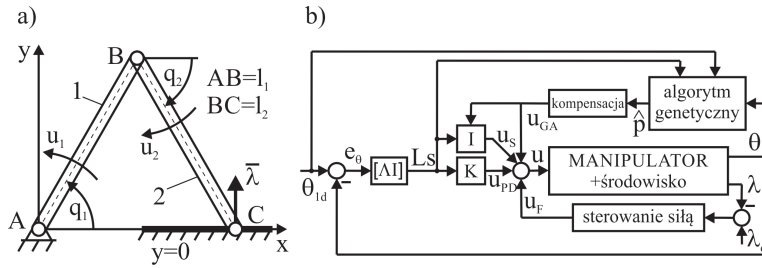
Kluczowym elementem algorytmu adaptacyjnego jest prawo adaptacji parametrów modelu. Dobrano je tak, aby układ zamknięty był stabilny. Prawo adaptacji parametrów modelu zapisano w formie iteracyjnej, co umożliwiło zastosowanie algorytmu genetycznego w procesie wyznaczania parametrów modelu. W takim ujęciu adaptacja parametrów jest zadaniem poszukiwania maksimum funkcji celu zależnej od estymowanych parametrów. Dla tak sformułowanego zagadnienia wykazano stabilność układu dowodząc, że pochodna funkcji Lapunowa dla układu zamkniętego jest ujemna.

Zastosowany algorytm genetyczny posiada standardową strukturę. Proces optymalizacji estymat parametrów rozpoczyna się od losowego wygenerowania początkowej populacji, a następnie poprzez selekcję, krzyżowanie i mutację tworzone są kolejne generacje osobników [4]. Bazując na ocenie dopasowania osobników, proces trwa aż do osiągnięcia satysfakcjonującego wyniku lub spełnienia określonego kryterium zakończenia. Algorytm genetyczny jest wkomponowany w strukturę układu sterowania (rys. 1) i procedura optymalizacji jest prowadzona podczas działania robota.

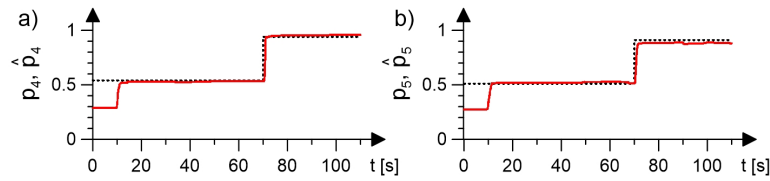
3 Wyniki

Przebieg wybranych estymat parametrów przedstawiono na rys. 2, na którym linią przerywaną zaznaczono wartości parametrów robota, natomiast linią ciągłą zaznaczono wartości ich estymat. Na rys. 2a pokazano estymatę współczynnika oporów ruchu członu 1, natomiast na rys. 2b zaprezentowano estymatę współczynnika oporów ruchu członu 2.

Wyniki przeprowadzonej symulacji wskazały na poprawność przyjętych założeń, a w szczególności, że układ sterowania pozostaje stabilny a błędy nadążania i siły są ograniczone. Ponadto adaptowane parametry dążą do wartości referencyjnych, a algorytm adaptacji wykazuje wrażliwość na zmiany parametrów w czasie działania robota. Dalsze planowane prace będą dotyczyły badań wpływu algorytmów selekcji, krzyżowania i mutacji na jakość sterowania a także weryfikacji rozwiązań z zastosowaniem układu rzeczywistego.



Rysunek 1: Sterowanie manipulatorem: a) schemat manipulatora, b) schemat układu zamkniętego



Rysunek 2: Przebieg adaptacji estymat współczynników oporów ruchu: a) estymata $\hat{p}_4$ współczynnika oporów ruchu członu 1, b) estymata $\hat{p}_5$ współczynnika oporów ruchu członu 2

Piśmiennictwo

- [1] K. Rani, N. Kumar. Design of intelligent optimal controller for hybrid position/force control of con-strained reconfigurable manipulators. *Journal of Ambient Intelligence and Humanized Computing*, 14(10):13421-13432, 2023.
- [2] P. Gierlak. Adaptive position/force control of a robotic manipulator in contact with a flexi-ble and uncertain environment. *Robotics*, 10(1):32, 2021.
- [3] P. Penar, Z. Hendzel. Adaptive Controller Using Genetic Algorithm for Autonomous Wheeled Mobile Robot. In R. Szewczyk, C. Zieliński, M. Kaliczyńska and V. Bučinskas, editors, *Automation 2024: Advances in Automation, Robotics and Measurement Techniques*, pages 223-232. Springer Nature Switzerland, Cham, 2024.
- [4] K. Deb. An introduction to genetic algorithms. *Sadhana*, 24:293–315, 1999.

Zmodyfikowany mechanizm Klann'a w Autonomicznej Platformie Wielozadaniowej Krab

Artur Muraszkowski¹

¹Wydział Mechaniczny
Politechnika Wrocławska
Wybrzeże Stanisława Wyspiańskiego 27,
50-370 Wrocław
artur.muraszkowski@pwr.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

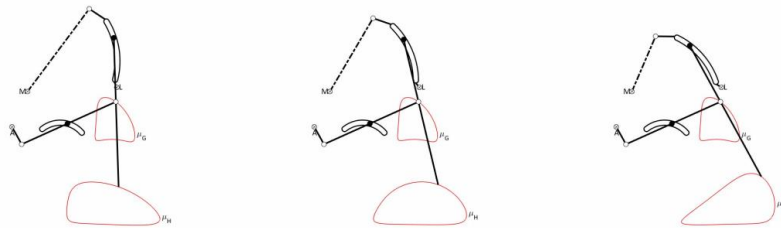
Obecnie prowadzi się wiele prac badawczych na temat robotów mobilnych. Jedną z grup mocno rozwijanych obecnie technologii są roboty kroczące, znajdując zastosowanie między innymi w miejscach stworzonych przez człowieka które są jednak niebezpieczne dla niego, takie jak elektrownie atomowe [1].

Wady mechanizmu kroczenia to złożona konstrukcja, duża liczba napędów, które są montowane w kończynach i stopach, a przez to narażone są na uszkodzenia [2]., Zmniejszając masę kończyn redukuje się również ich wytrzymałość, co jeszcze bardziej naraża napędy na awarię [3]. Wszystko to przekłada się na wysoki koszt budowy i eksploatacji. Jednym z większych problemów są skomplikowane algorytmy sterowania. Stanie nieruchomo i utrzymywanie równowagi jest złożonym procesem. Czasem aby uprościć algorytmy sterowania, montuje się dodatkowe nogi [4], co dodatkowo zwiększa koszty i złożoność konstrukcji.

Zaproponowano rozwiązanie łączące cechy napędu kołowego i kroczącego tak, aby wykorzystać zalety obu układów. Jest oparte o mechanizm kroczenia aby wyeliminować problemy występujące w napędach kołowych czy gąsienicowych. Jednocześnie będzie miał zredukowaną liczbę napędów co znacząco ułatwi sterowanie.

2 Synteza mechanizmu kroczenia robota

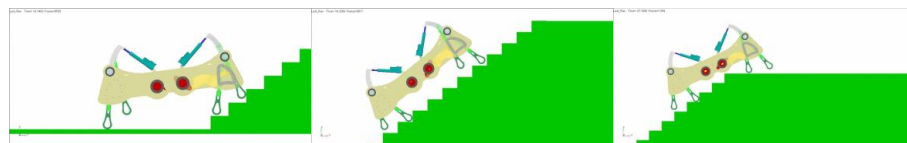
Na podstawie mechanizmu Klanna zaproponowano układ kinematyczny, który może posłużyć do budowy robota kroczącego, rys. 1. Dwa wahacze zastąpiono jarzmami. Korba, napędzana w punkcie A powoduje ruch stopy zgodnie z trajektorią μ_H . W zależności od orientacji jarzma górnego, sterowanej siłownikiem, najwyższy punkt w trajektorii przemieszcza się w lewo lub prawo. Efekt zaprezentowano na rys. 1, w którym elementem zmieniającym trajektorię jest siłownik sterujący orientacją jarzma, przymocowany do korpusu w punkcie M. Daje to możliwość zmiany konfiguracji, na takie które lepiej sprawdzają się przy pokonywaniu nierówności, jak progi i schody. Dodatkowo odcinek trajektorii, podczas którego stopa opiera się o podłoże jest w każdej konfiguracji taki sam i zachowuje prostoliniowość, dzięki temu istnieje możliwość niezależnego konfigurowania kończyn w celu uzyskania różnych efektów np. dla przednich i tylnych kończyn.



Rys. 1. Schemat mechanizmu kończyny, w której można zmieniać trajektorię jednym parametrem.

3 Symulacje

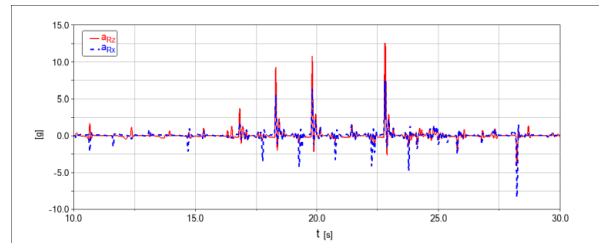
Został utworzony model obliczeniowy robota kroczącego wykorzystującego osiem kończyn przedstawionych powyżej. Do ruchu wykorzystuje dwa napędy - dla lewych i prawych kończyn. Model został zweryfikowany pod względem kinematyki oraz dobranej geometrii mechanizmu kroczenia oraz całego robota. Sprawdzone sposoby poruszania się po płaszczyźnie oraz schodach. Jak widać na rys. 2. robot poprawnie pokonuje schody oraz sprawnie porusza się po terenie płaskim.



Rys. 2. Wizualizacja wejścia robota kroczącego na schody

Ze względu na zredukowaną liczbę stopni swobody, na korpus działają przeciążenia, wynikające z braku możliwości zmiany

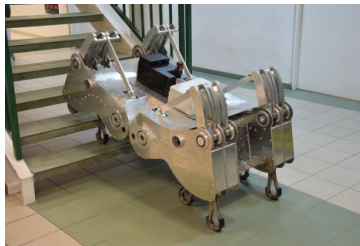
trajektorii kroku w przypadku zmiennego ukształtowania podłoża. W rezultacie, w trakcie ruchu, stopy uderzają o podłoże. Sporadycznie uderzenia mogą być dość silne. Wstrząsy te są przenoszone na korpus. Może to skutkować uszkodzeniem urządzeń zainstalowanych na robocie. Zbadano wielkość tych przeciążeń przy prędkości poruszania się robota wynoszącej ok. 0,3m/s i wyniosły one 12g (ok. 118 m/s²), rys. 3.



Rys. 3. Przyspieszenie środka korpusu a_{Rx} , a_{Rz} , podczas wejścia po schodach, wyrażone jako wielokrotność przyspieszenia ziemskiego

4 Prototyp

Został zbudowany prototyp robota, zgodny z utworzonym wcześniej modelem, rys.4. Robot ma ok. 2 m długości i 0,9 m szerokości, masa wynosi ok. 130kg, a zmierzona ładowność to 100kg. Przeprowadzono eksperymenty poruszania się w budynku po terenie płaskim oraz po schodach. W trakcie testów robot był sterowany zdalnie. Zweryfikowano przeciążenia działające na korpus. Wyniki pokrywają się z przeprowadzonymi symulacjami.



Rys. 4. Testy robota, wejście na schody

5 Podsumowanie

Został zaprojektowany mechanizm kroczenia o zredukowanej liczbie stopni swobody. Zbudowano model obliczeniowy robota wykorzystującego osiem kończyn i posiadający dwa stopnie swobody do poruszania się i dodatkowe dwa stopnie swobody do zmiany trajektorii stóp kończyn w celu dostosowania jej do terenu po jakim się porusza. Przeprowadzono symulacje komputerowe. Następnie zbudowano prototyp robota i poddano go eksperymentom. Zweryfikowano poruszanie się robota w zróżnicowanym terenie, w tym po schodach.

Podziękowania

Badania zostały przeprowadzone w ramach projektu "Autonomiczna platforma wielozadaniowa Krab. APW-Krab", nr umowy DOB-2P/02/01/2018 finansowanej przez NCBR.

Piśmiennictwo

- [1] Ujwal Sharma, Uma Shankar Medasetti, Taher Deemyad, Mustafa Mashal, Vaibhav Yadav, Mobile Robot for Security Applications in Remotely Operated Advanced Reactors, Applied Sciences, Volume 14, Issue 6, 2024
- [2] Ioannis Dadiotis, Arturo Laurenzi, Nikos Tsagarakis, Whole-body MPC for highly redundant legged manipulators: experimental evaluation with a 37 DoF dual-arm quadruped, IEEE-RAS 22nd International Conference on Humanoid Robots, 2023
- [3] Park Ill-Woo, Development of a Giant Human Riding Biped Humanoid Robot, Method II, International Journal of Humanoid Robotics, Volume 22, Issue 2, 2025
- [4] Haoyuan Yi, Zhenyu Xu, Xueting Xin, Liming Zhou, Xin Luo, Bio-inspired Leg Design for a Heavy-Duty Hexapod Robot, Journal of Bionic Engineering 975–990, 2022

Badania trajektorii ruchu pojazdu omnigąsienicowego podczas jazdy w warunkach rzeczywistych

Mateusz Fieden¹, Jacek Bałchanowski²

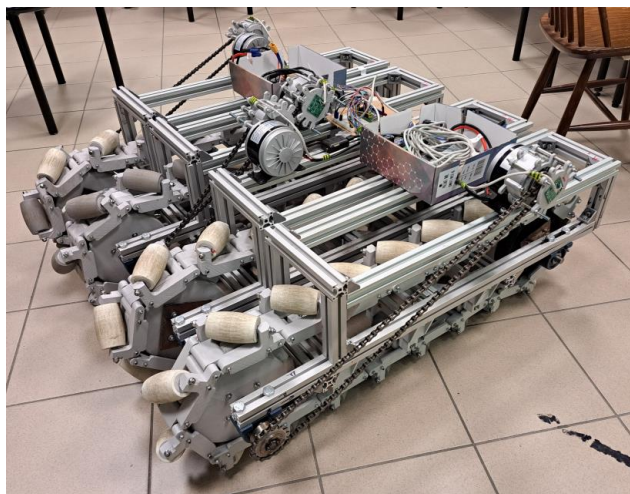
¹Wydział Mechaniczny
Politechnika Wrocławska
Wybrzeże Stanisława Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław
mateusz.fieden@pwr.edu.pl

²Wydział Mechaniczny
Politechnika Wrocławska
Wybrzeże Stanisława Wyspiańskiego 27, 50-370 Wrocław
Jacek.balchanowski@pwr.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Niniejsza praca porusza tematykę związaną ze sterowaniem pojazdem omnigąsienicowym w warunkach rzeczywistych. Badania dotyczą pojazdu omnigąsienicowego o gąsienicach równoległych, całkowicie zachodzących (rysunek 1). Koncentrują się na zjawisku zakrzywienia trajektorii ruchu. Powoduje ono powstanie odchyłki pomiędzy zadaną, a rzeczywistą trajektorią ruchu pojazdu. Istnienie tego zjawiska zasygnalizowano w pracy [1], dotyczącej badań symulacyjnych ruchu pojazdu omnigąsienicowego. W pracach [2][3] opisano badania i próby kompensacji tego zjawiska w warunkach laboratoryjnych. W pracy [4] przedstawiono model sterowania pojazdem omnigąsienicowym, uwzględniający możliwość występowania poślizgów, które mogą być odpowiedzialne za występowanie omawianego zjawiska. Niezależnie od tego, czy pojazd porusza się wzdłuż osi głównej, czy w dowolnym innym kierunku, zjawisko zakrzywienia trajektorii wpływa na własności ruchu pojazdu omnigąsienicowego. W trakcie ruchu korpus pojazdu zmienia swoją orientację kątową φ w niepożądany sposób, co prowadzi do zakrzywienia trajektorii ruchu i w efekcie – błędu położenia, w postaci odchyłki pomiędzy zadaną, a rzeczywistą pozycją końcową pojazdu.



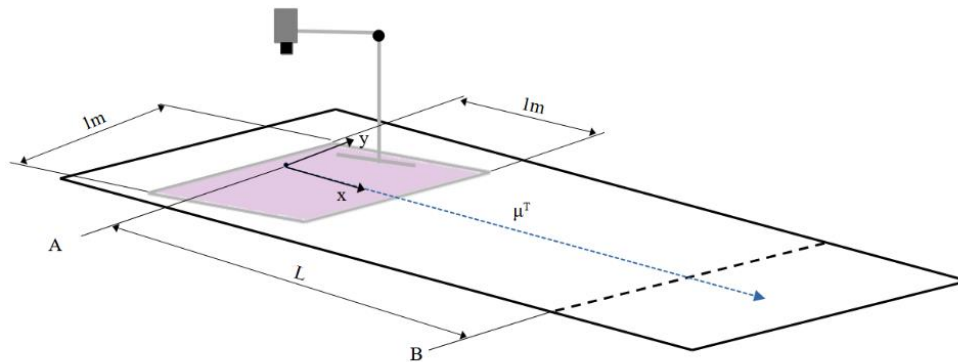
Rysunek 1: Pojazd omnigąsienicowy o gąsienicach równoległych, całkowicie zachodzących.

Aby przeciwdziałać temu zjawisku, opracowano moduł dynamicznej korekcji kierunku jazdy [3]. Moduł ten działa w oparciu o czujnik położenia NGIMU. Jest to czujnik, który na podstawie danych z wbudowanego żyroskopu, akcelerometru oraz magnetometru mierzy orientację, prędkość oraz przyspieszenie kątowe. Deklarowana przez producenta dokładność pomiaru wynosi 2° . Dzięki temu moduł może w czasie rzeczywistym porównywać różnicę pomiędzy zadaną, a rzeczywistą orientacją kątową φ pojazdu, wyznaczając błąd orientacji kątowej $\Delta\varphi$. Na podstawie wartości błędu regulator PID wyznacza wartości korygujące, które następnie trafiają do układu sterowania. Dzięki temu możliwe jest przywrócenie zadanej orientacji kątowej, co poprawia własności jezdne pojazdu omnigąsienicowego i w efekcie prowadzi do zmniejszenia błędu odwzorowania trajektorii.

2 Metody badawcze

Aby potwierdzić skuteczność działania modułu dynamicznej korekcji kierunku jazdy podczas jazdy w warunkach rzeczywistych opracowano stanowisko do pomiaru parametrów jazdy pojazdu omnigąsienicowego (rysunek 2). W trakcie badań pojazd poruszał się po kostce chodnikowej. Stanowisko składa się z systemu wizyjnego, który rejestruje położenie początkowe

badanego pojazdu omnigąsienicowego. Wykorzystanie innych metody pozycjonowania pojazdu odrzucono. Pozycjonowanie pojazdu do fizycznego punktu odniesienia (na przykład wprowadzanie go do bloku startowego) odrzucono, ze względu na nadmierny stopień skomplikowania. Blok musiałby zostać na trwałe przytwierdzony do podłoża, aby podczas ustawiania pojazdu przypadkiem nie zmienić jego położenia i orientacji. System wizyjny obejmuje pole pomiarowe o wymiarach 1m x 1m. To umożliwia uzyskanie powtarzalności podczas wykonywania kolejnych przejazdów testowych. W odległości $L = 15$ metrów od pola pomiarowego wyznaczono linię końcową. Badania polegały na wykonaniu przejazdów po zadanej (prostoliniowej) trajektorii, ruchem poprzecznym (pod kątem 90° do osi głównej pojazdu, dzięki wykorzystaniu zdolności do ruchu omnikierunkowego), przy zadanej stałej orientacji katowej korpusu, $\varphi = 0^\circ$. Po pokonaniu wyznaczonego dystansu pomiar przerywano. Następnie zmierzona została odległość pomiędzy zadaną a rzeczywistą pozycją pojazdu, oznaczono jako Δy , a także błąd orientacji katowej $\Delta\varphi$. W trakcie całego przejazdu, na podstawie wskazań czujnika NGIMU, rejestrowana była rzeczywista orientacja katowa pojazdu φ . Wykonano jeden przejazd z aktywnym modulem korekcji kierunku jazdy, oraz jeden przejazd bez aktywnej korekcji kierunku. Ze względu na skalę eksperymentu, pokrycie całej trajektorii ruchu systemem zsynchronizowanych kamer, umożliwiających śledzenie położenia obiektu w czasie rzeczywistym uznano za nadmiernie złożone. Podobnie w przypadku położenia końcowego. Ze względu na spodziewaną znaczną różnicę pomiędzy zadanym położeniem końcowym a położeniem rzeczywistym nie montowano systemu kamer na linii wyznaczającej koniec pomiaru. Odległość pomiędzy zadanym położeniem końcowym a rzeczywistą pozycją robota zmierzono za pomocą taśmy mierniczej. Orientację katową robota po zakończeniu ruchu odczytano z pokładowego czujnika NGIMU.



Rysunek 2: Schemat stanowiska do pomiaru ruchu pojazdu omnigąsienicowego w warunkach rzeczywistych

Podczas przejazdu bez aktywnej korekcji, po pokonaniu zadanego dystansu odchyłka położenia wynosiła $\Delta y = 1,94\text{m}$ natomiast błąd orientacji katowej $\Delta\varphi = 19,5^\circ$. Odchylenie standardowe wynosiło 6,7. W przypadku ruchu z aktywnym modulem korekcji odchyłka położenia wynosiła $\Delta y = 0,14\text{m}$ natomiast błąd orientacji katowej $\Delta\varphi = 0,5^\circ$ przy odchyleniu standardowym równym 0,9. Analiza uzyskanych wyników wykazała, że podczas jazdy bez aktywnej korekcji błąd orientacji katowej narasta liniowo, natomiast w przypadku jazdy z aktywnym modulem korekcji błąd orientacji katowej oscyluje od wartości -1° do 3° .

3 Podsumowanie

W toku badań zweryfikowano wpływ działania modułu aktywnej korekcji na zdolności pojazdu omnigąsienicowego do odwzorowywania zadanej, prostoliniowej trajektorii. Badania przeprowadzono w warunkach rzeczywistych. Podczas ruchu bez korekcji kierunku pojazd tracił zadaną orientację katową, co prowadziło do dużych odchyłek pomiędzy zadaną a rzeczywistą trajektorią ruchu. Zaproponowany moduł dynamicznej korekcji kierunku jazdy w znaczący sposób poprawił parametry jazdy pojazdu omnigąsienicowego. Błędy położenia oraz orientacji katowej zmniejszyły się o rząd wielkości. Dalsze prace będą koncentrowały się na weryfikacji skuteczności działania modułu korekcji dynamicznej podczas ruchu po grząskim terenie, takim jak podłoże piaszczyste lub błoto.

4. Piśmiennictwo

- [1] Y. Zhang, H. Yang, Y. Fang. Design and motion analysis of a novel track platform. Journal of Physics: Conference Series. Vol. 1074. No. 1. IOP Publishing, 2018.
- [2] M. Fiedeń, J. Bałchanowski. A mobile robot with omnidirectional tracks—Design and experimental research. Applied Sciences, 11(24), 11778.
- [3] M. Fiedeń, J. Bałchanowski. SIMULATION STUDIES AND EXPERIMENTAL RESEARCH OF OMNIDIRECTIONAL TRACKED VEHICLE. Journal of Theoretical & Applied Mechanics (14292955), 62(2).
- [4] Y. Fang, Y. Zhang, Y. Shang, T. Huang, M. Yan. Center-point steering analysis of tracked omni-vehicles based on skid conditions. Mechanical Sciences, 12(1), 511-527.

Uproszczony model ciała człowieka dla symulacji ruchu

Michał Olinski¹

¹Wydział Mechaniczny, Katedra Podstaw Konstrukcji Maszyn i Układów Mechatronicznych
Politechnika Wrocławska
Łukasiewicza 7/9, 50-371, Wrocław
michal.olinski@pwr.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

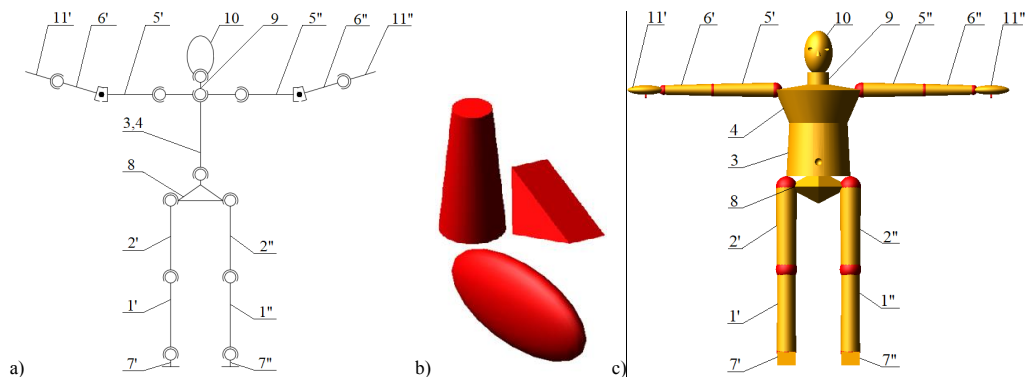
Niniejsza praca przedstawia uproszczony model ciała człowieka przeznaczony do symulacji ruchu oraz analizy parametrów kinematycznych i dynamicznych. Istniejące złożone modele [1, 2, 3] często wymagają szczegółowych pomiarów wielu danych (wymiarów, mas) ciała człowieka oraz znacznych zasobów obliczeniowych, co ogranicza ich praktyczne wykorzystanie. Celem badań, szczegółowo przedstawionych w [4], jest opracowanie modelu, który jest parametryczny i łatwy w zastosowaniu, nawet kosztem pewnego ograniczenia indywidualizacji. Ma on równoważyć dokładność odwzorowania anatomii z prostotą budowy.

2 Opracowany model i przeprowadzone eksperymenty

Przedstawiony model ciała człowieka składa się z 16 sztywnych segmentów (Rysunek 1a), które tworzą układ o ruchliwości 46. Struktura bazuje na klasycznym modelu Hanavana [1], jednak została rozszerzona o segmenty reprezentujące miednicę i szyję. Poszczególne segmenty ciała modelowane są przy użyciu prostych brył geometrycznych (Rysunek 1b), takich jak ścięte stożki (np. większość części kończyn), graniastosłupy trójkątne (stopy), elipsoidy (głowa, dłonie). Wybór tak uproszczonych kształtów podyktowany jest dążeniem do minimalizacji złożoności obliczeniowej przy zachowaniu podstawowych właściwości geometrycznych poszczególnych części ciała. Wymiary i masy segmentów są parametryzowane w oparciu o wzrost (H) i całkowitą masę ciała (M) badanego, tworząc zestaw równań opracowanych na podstawie danych antropometrycznych [5, 6, 7], np. dla uda - wzór (1) przedstawia dł. (l_{udo}), masę (m_{udo}) i promień (r_{udo}). Podobnie dla innych segmentów: dł. podudzia - 0.246H, dł. stopy - 0.152H, szer. stopy - 0.055H, wys. stopy - 0.039H; masy: podudzie - 0.0465M, stopa - 0.0145M, itd.

$$l_{udo} = 0.246H [5] , \quad m_{udo} = 0.1M [5] , \quad r_{udo} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_{udo} - 0.1032M + 1.023}{12.761l_{udo}}} [7] \quad (1)$$

Połączenia między segmentami traktowane są jako pary kinematyczne: klasy III (pary sferyczne) w większości połączeń oraz klasy II (przeguby Cardana) w przypadku stawów łokciowych. Numeryczny model dynamiczny (Rysunek 1c) został zbudowany w środowisku Adams 2020 wykorzystując dane ochotnika o wzroście H=187 cm i masie ciała M=70 kg. Położenie środka masy (COM) oraz masowe momenty bezwładności dla każdego segmentu wyznaczone są, w modelu przez oprogramowanie, na podstawie przyjętej geometrii i założenia jednolitej gęstości każdego segmentu.



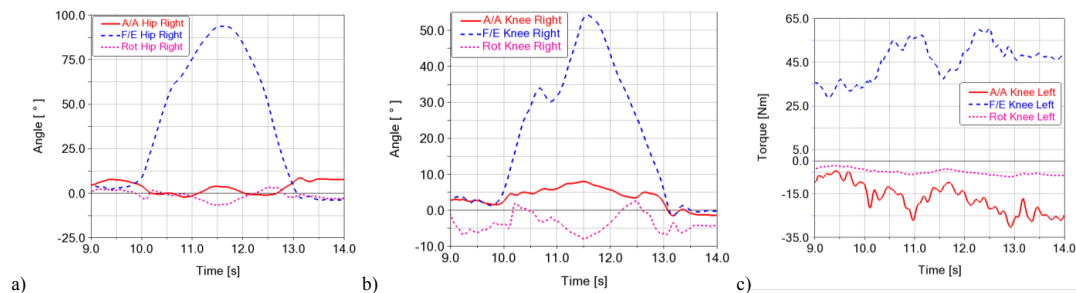
Rysunek 1: Opracowany model ciała: a) Schemat kinematyczny, b) Kształty segmentów, c) Trójwymiarowy model numeryczny [4].

W celu symulacji ruchu i weryfikacji działania modelu, przeprowadzono eksperyment z udziałem ochotnika, który wykonywał zadanie polegające na podniesieniu przedmiotu z podłogi przy zgiętym kręgosłupie (potocznie tzw. "podnoszenie z pleców"). Do pozyskania danych o ruchu wykorzystano bezprzewodowy system 16 czujników inercyjnych (IMU STT iSen) zamocowanych, zgodnie z zaleceniami producenta, do skóry w charakterystycznych punktach ciała ochotnika. Oprogramowanie

dostarczone z systemem pozwoliło na estymację biomechanicznych kątów w stawach, które zostały następnie wykorzystane jako kinematyczne wymuszenia ruchu „motions” do napędzania modelu numerycznego w programie Adams. Na obecnym etapie badań, podobnie jak u producenta systemu czujników IMU, miednica została w modelu połączona z nieruchomym podłożem parą sferyczną. Zapewnia to stabilizację, umożliwiając prawidłową symulację ruchów, niezależnie od braku modelowania fizycznego kontaktu stóp z podłożem. Właśnie z tego powodu, w celu uwzględnienia interakcji z podłożem, do stóp modelu przyłożono statyczne pionowe siły (po 350N – połowa masy ciała). Stanowi to uproszczenie, wprowadzone w celu wstępnej analizy przedstawionej czynności, a dynamiczne siły reakcji podłoża powinny zostać uwzględnione w przyszłych badaniach.

3 Wyniki

Symulacja w programie Adams pomyślnie odtworzyła ruch zmierzony z pomocą systemu czujników IMU. Przeprowadzono analizę przemieszczeń i prędkości kątowych oraz momentów sił w poszczególnych stawach. W stawach biodrowych zakres kąta zgięcia/wyprostu wynosił (lewy) od -5.84° do 93.90° i (prawy) od -3.84° do 93.86° (Rysunek 2a). W stawie kolanowym zakres kąta zgięcia/wyprostu wynosił (lewy) od 0.06° do 51.62° , (prawy) od -1.69° do 54.29° (Rysunek 2b), odzwierciedlając znaczące zginanie i prostowanie kolana podczas podnoszenia. Moment siły dla zginania/prostowania w stawie kolanowym wahał się (prawy) od 31,22 Nm do 62,36 Nm, (lewy) od 31,90 Nm do 60,36 Nm (Rysunek 2c). Analizowano również ruchy kończyn górnych, w tym stawów ramiennych i łokciowych, ujawniając ich znaczne prędkości kątowe. Uzyskane ruchy wykazywały wysoką zgodność z obserwowanymi w rzeczywistości, a wartości kątów i momentów sił były spójne z teoretycznymi oczekiwaniami. Dowodzi to, że możliwe jest odtworzenie ruchów przy użyciu opracowanego modelu, a także, że można w tym celu wykorzystać pomiary z czujników IMU. Ponadto, uzyskane wyniki potwierdzają możliwość zastosowania modelu do symulacji oraz odwzorowania/analizy różnych parametrów kinematyki i dynamiki ruchu ciała człowieka.



Rysunek 2: a) Biodro prawe - przemieszczenie kątowe, b) Kolano prawe - przemieszczenie kątowe, c) Kolano lewe - moment siły [4];
gdzie ruchy w stawach to: A/A – przywodzenie/odwodzenie, F/E – zginanie/prostowanie, Rot – rotacja wewnętrzna i zewnętrzna.

3 Podsumowanie i wnioski

Opracowany uproszczony model ciała człowieka skutecznie odtworzył kinematykę złożonego ruchu podnoszenia. Zastosowanie oprogramowania Adams, a także systemu czujników IMU, pozwoliło na dynamiczną symulację przykładowej czynności (podnoszenie z pleców) i analizę parametrów ruchu. Opracowany model upraszcza reprezentację układu ruchu ciała człowieka, wykorzystując jedynie 2 parametry (wzrost i masę ciała) jako dane wejściowe dla pełnej parametryzacji wymiarów i mas, zmniejszając złożoność obliczeniową i pomiarową w porównaniu z istniejącymi modelami [1, 2, 3]. To uproszczenie stanowi jedno z głównych osiągnięć przedstawionych badań, zwiększając użyteczność modelu, czyniąc go cennym narzędziem do szybkiego prototypowania i wstępnych analiz w medycynie (szczególnie biomechanice i rehabilitacji), sporcie, robotyce i wirtualnej rzeczywistości. Model można skalować i wykorzystywać wielokrotnie dla różnych osób, a także do odtwarzania wielu czynności. Model charakteryzuje się pewną uniwersalnością i takie podejście pozwala na jego szersze zastosowanie w różnych populacjach, przy jednoczesnym zachowaniu akceptowalnego poziomu dokładności dla wielu zastosowań.

Literatura

- [1] E.P. Hanavan. A Mathematical Model of the Human Body; AMRL-Techn. Report-64-102; Wright-Patterson Air Force Base: Fairborn, OH, USA, 1964.
- [2] H. Hatze. A comprehensive human motion simulation and synthesis system. J. of Biomechanics, 14(2):135-139, 1981.
- [3] M.R. Yeadon. The simulation of aerial movement-I. A revised modelling technique. J. of Biomechanics, 23(1):59-67, 1990.
- [4] M. Olinski, et al. Development of a Simplified Human Body Model for Movement Simulations. App. Sci., 15(3):1011, 2025.
- [5] D.A. Winter. Biomechanics and Motor Control of Human Movement, 4th ed.; Wiley: Hoboken, NJ, USA, 2009.
- [6] A. Gedliczka, et al. Atlas Mięśni Człowieka. Dane do projektowania i oceny ergonomicznej; CIOP-PIB: Warszawa, 2001.
- [7] L. Vaughan, B.L. Davis, J.C. O'Connor. Dynamics of human gait, 2nd ed.; Kiboho, 1992.

Badania symulacyjne narządu ruchu człowieka podczas chodu z kijami Nordic Walking

Jacek Bałchanowski¹, Artur Handke², Sławomir Wudarczyk³

¹Wydział Mechaniczny,
Politechnika Wrocławska
Wyb. Wyspiańskiego 27, 50-370, Wrocław
jacek.balchanowski@pwr.edu.pl

²Wydział Mechaniczny
Politechnika Wrocławska
Wyb. Wyspiańskiego 27,
50-370, Wrocław
artur.handke@pwr.edu.pl

³ Wydział Mechatroniki
Politechnika Wrocławska
Wyb. Wyspiańskiego 27,
50-370, Wrocław
slawomir.wudarczyk@pwr.edu.pl

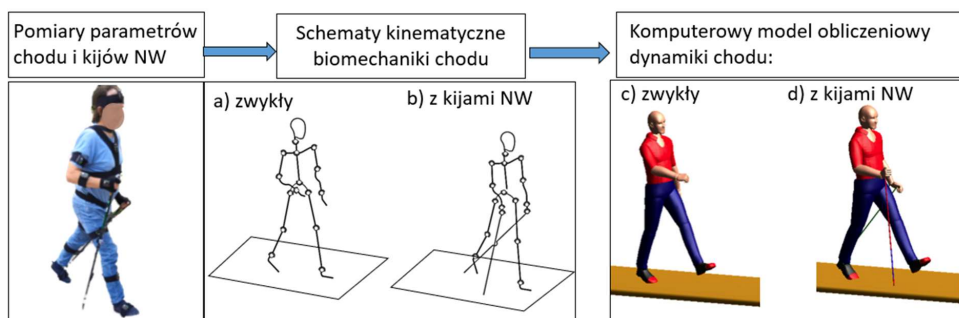
ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Obecnie rehabilitacja kinetyczna jest traktowana jako istotna część procesu leczenia. Stanowi ona istotne uzupełnienie leczenia farmakologicznego i chirurgicznego. Marsz z kijami Nordic Walking (NW) wykorzystywany jest we wspomaganiu leczenia wielu schorzeń [1]. Porównując chód NW ze zwykłym marszem można zaobserwować istotne zmiany w obciążeniu stawów kończyn dolnych [2]. Z drugiej strony powoduje zwiększoną pracę układu krążeniowo-oddechowego człowieka, przy jednoczesnym braku odczuwania większego zmęczenia. Przedmiotem niniejszej pracy było opracowanie w komputerowym systemie do dynamicznej analizy układów wieloczłonowych (ADAMS) modelu narządu ruchu człowieka podczas chodu z kijami Nordic Walking (NW) i bez nich. Celem badań symulacyjnych było porównanie modeli chodu człowieka (bez kijów NW) z marszem NW i określenie wpływu użycia kijów NW na siły w stawach. Kluczowym etapem modelowania ruchu człowieka podczas chodu i marszu NW było pozyskanie danych z obiektu rzeczywistego. Konieczne było zatem opracowanie adekwatnego systemu pomiarowego, który pozwolił na uzyskanie danych kinematycznych niezbędnych do opracowania numerycznego modelu dynamicznego człowieka podczas marszu z kijami NW. W przypadku marszu NW oprócz danych kinematycznych człowieka, niezbędne były informacje o kinematyce kijów NW oraz ich sile ich nacisku na podłoże. Do śledzenia ruchu poszczególnych segmentów ciała wykorzystano system pomiaru za pomocą inercyjnych czujników i-SEN firmy STT. Pomiar kinematyczno-dynamiczne kijów NW realizowano przy pomocy opracowanego mobilnego systemu pomiarowego mechatronicznych kijów NW.

2 Materiał i metody

Pierwszym kluczowym etapem modelowania ruchu człowieka było pozyskanie danych z obiektu rzeczywistego (rys. 1). Do pomiarów biomechaniki ruchu człowieka wykorzystano system pomiaru za pomocą inercyjnych czujników IMU (i-sen STT-Systems). Zastosowano układ 16 czujników umieszczonych na poszczególnych częściach ciała (protokół full body, częstotliwość akwizycji danych wynosiła 200Hz). Pomiar kątów orientacji kijów i siły ich nacisku na podłoże (mierzonej wzdłuż osi kija NW) realizowano przy pomocy opracowanego autorskiego mobilnego systemu pomiarowego mechatronicznych kijów NW [3], [4]. Oba systemy były synchronizowane w czasie przy wykorzystaniu odpowiedniego znacznika czasu (trigera). Przeprowadzone w warunkach rzeczywistych pomiary pozwoliły na uzyskanie parametrów kinematycznych poszczególnych segmentów ciała człowieka. Pozyskane z i-Sen STT-Systems dane należało przekształcić i zintegrować z danymi otrzymanymi z autorskiego systemu pomiarowego mechatronicznych kijów NW. Odpowiednio przygotowane dane z obu systemów pomiarowych zostały zastosowane jako wymuszenia kinematyczne w modelu numerycznym.

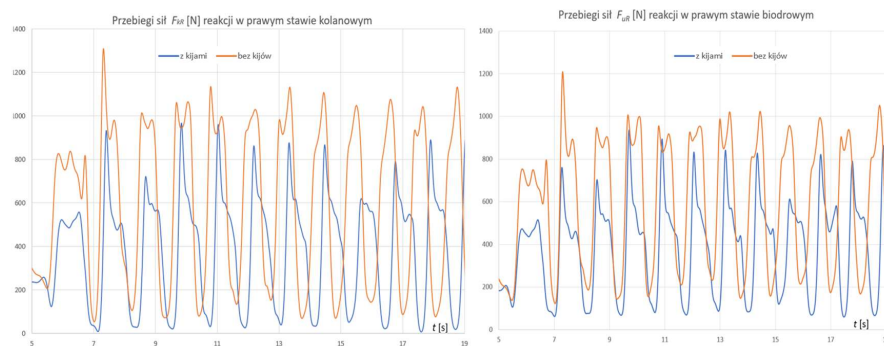


Rysunek 1: Etapy budowy modelu biomechaniki człowieka podczas chodu z kijami NW i bez nich w komputerowym systemie do dynamicznej analizy układów wieloczłonowych

Dysponując pozyskanymi na drodze eksperymentalnej danymi w pierwszej kolejności opracowano schemat kinematyczny układu ruchu człowieka z kijami NW oraz bez nich (rys. 1). Wszystkie segmenty zostały połączone parami kinematycznymi sferycznymi, umożliwiając w ten sposób bezpośredni i ujednolicony transfer danych z systemu i-Sen oraz z systemu pomiarowego mechatronicznych kijów NW. W stawach o mniejszej liczbie stopni swobody (np. staw łokciowy) odpowiednie rotacje były zerowe. Takie podejście pozwalało na zuniifikowanie formatu funkcji wymuszeń kinematycznych. Uchwyt kija NW ręką także był modelowany za pomocą sferycznej pary kinematycznej. Pozyskaną z badań eksperymentalnych siłę w kijach przyłożono wzdłuż osi kija. Bryłowy model numeryczny człowieka (Rys. 1) bazuje na strukturze zawierającej podstawowe człony takie jak: kości długie kończyn, korpus powstały z połączenia miednicy, tułowia z klatką piersiową, szyi oraz głowy. Ruch względny w modelu wymuszany był bezpośrednio w parach kinematycznych. Przeguby sferyczne zostały utworzone poprzez odpowiedni dobór parametrów dynamicznych takich jak sztywność i podatność, celem uzyskania pożądanych stopni swobody (obrotów), przy jednoczesnym zachowaniu podatnej natury stawów (mikro ruchy translacyjne). Modelując kontakt między podłożem a stopami modelowanego człowieka, uwzględniono podatność i tarcie umożliwiające modelowi człowieka poruszanie się po podłożu. W modelu numerycznym stopę modelowano jako element podatny z wprowadzonym dodatkowym podatnym przegubem łączącym śródstopie z palcami. Dynamiczne symulacje chodu człowieka z wykorzystaniem modelu komputerowego odtwarzają kluczowe cechy kinematyczne i dynamiczne obserwowane w badaniach eksperymentalnych. Model dokładnie odzwierciedla zmiany kątów w stawach oraz siły nacisku kijów NW na podłoże. Głównym celem prowadzonych badań symulacyjnych była analiza porównawcza marszu z kijami do NW i chodu swobodnego (bez kijów NW).

3 Wyniki

W ramach przeprowadzonych badań symulacyjnych człowieka podczas chodu zwykłego i z kijami NW wyznaczono przebiegi sił oddziaływania w modelowanych stawach. Na rys. 2 przedstawiono przykładowe wykresy obciążeń w stawie kolanowym i biodrowym dla prawej kończyny dolnej podczas chodu mężczyzny w średnim wieku (50 lat, 80 kg masy ciała, 178 cm wzrostu).



Rysunek 2: Przebiegi sił oddziaływania w prawym stawie kolanowym i biodrowym podczas chodu zwykłego i z kijami NW

4 Wnioski

Utworzony sparametryzowany model dynamiczny człowieka poruszającego się wyłącznie na podstawie danych pomiarowych otrzymanych z systemu iSEN oraz autorskiego systemu pomiarowego kijów NW. Badania symulacyjne pozwoliły wyznaczyć i porównać obciążenia w wybranych stawach człowieka podczas marszu z kijami NW i bez nich. Analizy wyników badań symulacyjnych wskazują, że prawidłowy marsz NW powoduje nieznacznie mniejsze obciążenie w niektórych stawach w odniesieniu do zwykłego chodu z podobnymi parametrami kinematycznymi.

Piśmiennictwo

- [1] Y. Palmowski, S. Popovic, S.G. Schuster, et al. In vivo analysis of hip joint loading on Nordic walking novices. *J Orthop Surg Res* 16, 596 (2021)
- [2] J. Willson, M. Torry, M. Decker, T. Kernozek, J. Steadman. Effects of walking poles on lower extremity gait mechanics. *Medicine and Science in Sports and Exercise* 33(1):p 142-147, January 2001.
- [3] S. Wudarczyk, et al.: Research on the mechatronic gait monitoring system with Nordic Walking poles. In: 15th International Conference Mechatronic Systems and Materials, MSM 2020, IEEE, cop., Piscataway (2020)
- [4] S. Wudarczyk, M. Woźniowski, A. Szpala, S. Winiarski, J. Bałchanowski Mechatronic Pole System for Monitoring the Correctness of Nordic Walking. *Sensors* 2023, 23, 8436. <https://doi.org/10.3390/s23208436>

Modelowanie sił działających na układ ruchowy narządu żucia człowieka podczas jednostronnego żucia wybranych pokarmów

Przemysław Stróżyk¹, Jacek Bałchanowski²

¹Wydział Mechaniczny Politechnika Wrocławska,
Łukasiewicza 5/7, 50-370 Wrocław
email: przemyslaw.strozyk@pwr.edu.pl

²Wydział Mechaniczny Politechnika Wrocławska,
Łukasiewicza 5/7, 50-370 Wrocław
email: jacek.balchanowski@pwr.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Istotnym parametrem związanym z funkcjonowaniem narządu żucia, poza własnościami mechanicznymi żywności, jest siła mięśniowa. Jej wartość jest sterowana przez centralny układ nerwowy, na podstawie zapamiętanych bodźców (wzorców) zewnętrznych odbieranych przez różne receptory, tak aby była dostosowana do spożywanego pokarmu.

Ponieważ wyznaczenie sił mięśniowych *in vivo* jest trudne, pracochłonne i wymaga dużej liczby uczestników i powtórzeń, ze względu na cechy osobniczo-zmienne, w związku z tym można skorzystać z symulacji numerycznych. Model opracowany na potrzeby obliczeń numerycznych zapewnia większą powtarzalność, jednak wymaga przygotowania podstawowych danych np. geometria żuchwy, miejsca przyczepu mięśni, model mięśnia, sposób podparcia, obciążenie (siły mięśniowe), własności mechaniczne pokarmu i ewentualnie trajektorię, prędkości żucia jeżeli model ma być kinematyczno-dynamicznym.

Celem pracy było wyznaczenie wzorców dynamicznych mięśni unoszących żuchwę podczas jednostronnego żucia pokarmu. Wzorce dynamiczne mięśni (siła mięśniowa vs skurcz mięśnia) zostały wyznaczone za pomocą symulacji numerycznej opartej na analizie odwrotnej kinematyki i dynamiki, w której zmienną był pokarm w postaci funkcji $F=F(t)$ i $\Delta h=\Delta h(t)$ –siła (F) vs przemieszczenie (Δh).

Powyższy cel oraz otrzymane wyniki pokazują możliwości zastosowania modelu hybrydowego (opartego na badaniach doświadczalnych żywności i symulacji numerycznej rozgryzania) do przedstawienia jak zmieniają się wybrane parametry w zależności od charakterystyki $F=f(\Delta h)$ rozgryzanej żywności i jej wymiarów geometrycznych.

2 Materiał i metody

Zastosowanie symulacji numerycznej do wyznaczenia wzorców sił dla mięśni unoszących żuchwę (żwacz- M , skrzydłowy przyśrodkowy- MP i skroniowy- T) podczas jednostronnego rozgryzania wymagało, przede wszystkim, opracowania modelu numerycznego narządu żucia człowieka składającego się z żuchwy, stawu skroniowo-żuchwowego i mięśni. Ponadto, wymusiło to konieczność: (1) ustalenia sposobu podparcia modelu i (2) określenie oraz wyznaczenia parametrów (danych wejściowych) odpowiadających za obciążenie oraz położenie początkowe (dla czasu $t=0s$) modelu.

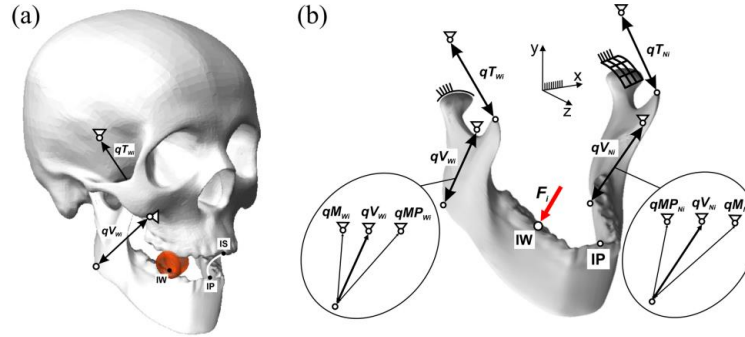
Podczas symulacji numerycznych siły w mięśniach były wyznaczone dla różnych artykułów spożywczych, w związku z tym podstawowym parametrem odpowiedzialnym za obciążenie żuchwy jest charakterystyka pokarmu (i), w postaci funkcji $F_i=f(\Delta h_i)$ - siła (F_i) vs przemieszczenie (Δh_i), którą wyznaczono w badaniach doświadczalnych [4]. Do badań przygotowano 5, różnych pod względem budowy, własności mechanicznych i sposobu wytworzenia pokarmów tj. marchewkę (c), jabłko (a), ciemną czekoladę (d) i baton czekoladowy (b) i (4) kiełbasę (s).

W modelu numerycznym funkcja $F_i=f(\Delta h_i)$ jest rozłożona na dwie funkcje, w których siła i przemieszczenie są zależne od czasu tj. $F_i(t)$ i $\Delta h_i(t)$. Ogólny algorytm wyznaczenia charakterystyki pokarmu jest opisany w pracy [1, 2, 3, 4]. W celu przeprowadzenia analizy kinetostatycznej procesu żucia wybranych pokarmów opracowano model obliczeniowy narządu żucia człowieka składający się z dwóch członów: nieruchomej czaszki (Synbone 8500, SYN BONE AG, Switzerland) oraz z ruchomej żuchwy (Synbone 8596, SYN BONE AG, Switzerland).

Model numeryczny miał 4 stopnie swobody, co oznacza, że z równań równowagi można wyznaczyć 4 niewiadome czynne siły mięśniowe. Stąd w modelu przyjęto, że niewiadomymi są dwie siły mięśnia skroniowego (FT_{Ni} , FT_{Ni}), natomiast siły w żwaczach (FM_{Ni} , FM_{Ni}) i skrzydłowym przyśrodkowym (FMP_{Ni} , FMP_{Ni}), zastąpiono siłami wypadkowymi (FV_{Ni} , FV_{Ni}) –po lewej i prawej stronie (Rys. 1).

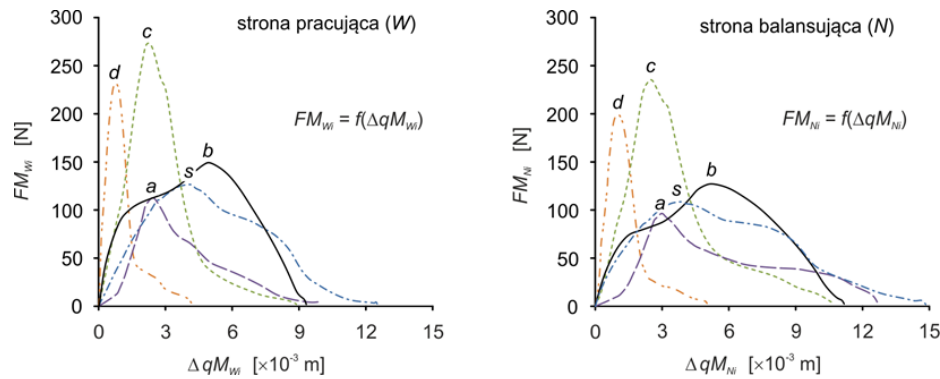
Mięśnie zamodelowano przy pomocy liniowych wymuszeń kinematycznych symulujących wydłużanie i kurczenie się mięśni umożliwiających przemieszczenie ruch żuchwy względem szczęki podczas żucia. W modelu numerycznym czaszka-żuchwa zastosowano cztery liniowe wymuszenia kinematycznych dla mięśnia skroniowego i wypadkowej. Siły czynne FT_{Ni} , FT_{Ni} , w wymuszeniach qT_{Ni} , qT_{Ni} reprezentują mięsień skroniowy, zaś siły czynne FV_{Ni} , FV_{Ni} w wymuszeniach qV_{Ni} i qV_{Ni} reprezentują wypadkową żwacza i skrzydłowego przyśrodkowego (Rys. 1).

Obciążeniem zewnętrznym modelu była siła F_i (modelująca siłę zgryzu) w postaci funkcji $F_i=f(\Delta h_i)$, przyłożona w punkcie IV na powierzchni okluzyjnej pierwszego zęba trzonowego (46) (Rys. 1).



Rysunek 1. Model obliczeniowy narządu żucia człowieka: a) widok ogólny, b) schemat wymuszeń i obciążeń żuchwy [2, 3]

Na podstawie wyznaczonych charakterystyk pokarmów, opracowanego modelu narządu żucia (rys.1), pętli żucia, wyznaczonych zmian długości mięśni i obliczeń numerycznych wyznaczono wzorce sił mięśniowych, dla mięśnia żwacza, mięśnia skrzydłowego przyśrodkowego oraz dla mięśnia skroniowego (rys. 2).



Rysunek 2. Przykładowe wzorce sił mięśniowych (siła vs skurcz) w postaci funkcji siła mięśniowa vs skurcz mięśnia dla mięśnia żwacza ($FM_W = f(\Delta qM_W)$, $FM_N = f(\Delta qM_N)$) podczas jednostronnego rozgryzania pokarmów (i), dla strony pracującej (W) i strony balansującej (N). $i = s, c, a, b, d$.

3 Uwagi końcowe

Wnioski wynikające z badań przedstawionych w niniejszej pracy uzupełniają teorie na temat mechanizmów funkcjonowania narządu żucia podczas rozgryzania, a przede wszystkim, umożliwiają zrozumienia wpływu parametrów mechanicznych żywności na wzorce mięśni unoszących żuchwę. Mogą również dostarczyć dodatkowych informacji, które usprawnią m.in. metody wykorzystywane do projektowania implantów.

Otrzymane wyniki wskazują również, że parametry mechaniczne żywności mogą być podane za pomocą funkcji w postaci siła (F) vs przemieszczenie (Δh) - $F = f(\Delta h)$ lub $F = F(t)$ i $\Delta h = \Delta h(t)$. Dodatkowo badania wykazały, że poza parametrami mechanicznymi, należy jeszcze uwzględnić parametr geometryczny tzn. wysokość pokarmu, która wpływa na długość początkową mięśnia, od której zależy jego skurcz całkowity. Ponadto, można stwierdzić, że takie parametry jak: (1) siła zgryzu (opór stawiany przez żywność), (2) początkowa wysokość kęsa pokarmu i (3) czas rozgryzania, można uznać, poza cechami osobniczymi, za dane wejściowe które definiują indywidualne warunki pracy mięśni żucia dostosowane do wymagań stawianych przez pokarm.

Piśmiennictwo

- [1] P. Stróżyk, J. Bałchanowski. Modelling of the forces acting on the human stomatognathic system during dynamic symmetric incisal biting of foodstuffs. J. Biomech. 79, 58–66, 2018.
- [2] P. Stróżyk, J. Bałchanowski. Unilateral chewing of foods. Analysis of energy balance and peak power of the mandibular elevator muscles. Front. Bioeng. Biotechnol. 13:1559555, 2025
- [3] P. Stróżyk, J. Bałchanowski. Effect of foods on selected dynamic parameters of mandibular elevator muscles during symmetric incisal biting. J. Biomech. 106, 109800, 2020.
- [4] P. Stróżyk, P., and J. Bałchanowski. Application of numerical simulation studies to determine dynamic loads acting on the human masticatory system during unilateral chewing of selected foods. Front. Bioeng. Biotechnol. 11, 993274, 2023.

Prototyp czworonożnego robota krocącego

Jarosław Szrek¹, Artur Muraszkowski¹, Jakub Delicat², Błażej Dębgórski, Przemysław Dąbek³

¹ Wydział Mechaniczny
Politechnika Wrocławska
Łukasiewicza 5, 50-370, Wrocław
Jaroslaw.szrek@pwr.edu.pl
Artur.muraszkowski@pwr.edu.pl

² Wydział Elektroniki,
Fotoniki i Mikrosystemów
Politechnika Wrocławska
Janiszewskiego 11/17, 50-372
Jakub.Delicat@pwr.edu.pl

³ Wydział Geoinżynierii,
Górnictwa i Geologii
Politechnika Wrocławska
Na Grobli 15, 50-421 Wrocław,
Przemyslaw.dabek@pwr.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

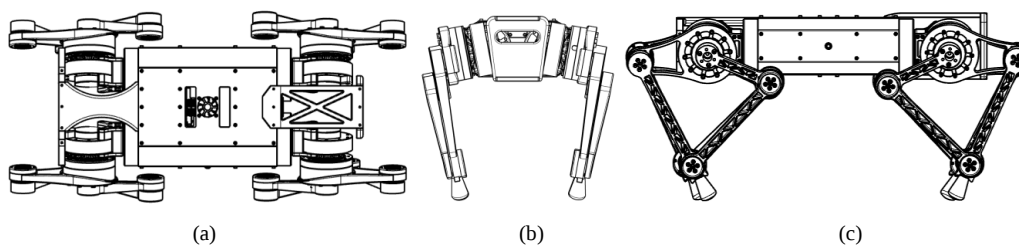
1 Wprowadzenie

Roboty krocące, inspirowane sposobem poruszania się zwierząt, stanowią jedną z najbardziej wszechstronnych i adaptacyjnych form mobilnych systemów robotycznych. Dzięki zdolności do pokonywania nierównego terenu idealnie sprawdzają się w miejscach, gdzie tradycyjne roboty kołowe lub gąsienicowe zawodzą. Ich kluczowymi zaletami są umiejętność utrzymywania równowagi, omijania przeszkód oraz poruszania się w trudnych warunkach środowiskowych. W związku z tym znajdują szerokie zastosowanie w eksploracji terenów trudno dostępnych, działaniach ratunkowych, rolnictwie precyzyjnym, a także w zadaniach inspekcyjnych i serwisowych. Zastosowanie technik sterowania, takich jak np. sterowanie impedancyjne [7], umożliwia tym robotom bezpieczną i elastyczną interakcję z otoczeniem, co otwiera drogę do nowych, bardziej wymagających zastosowań.

Roboty krocące są przedmiotem intensywnych badań w wielu wiodących ośrodkach naukowych na świecie. Przykładem jest LS3 – robot z napędem hydraulicznym, zaprojektowany z myślą o transporcie wyposażenia dla oddziałów wojskowych oraz rozpoznaniu, dzięki zastosowanym kamerom i sensorom przestrzennym [1]. Innym znanym rozwiązaniem jest SPOT – robot, który potrafi chodzić, biegać, schylać się oraz kucać. Wyposażony w ramię manipulatora umożliwiające interakcję z otoczeniem, SPOT jest w pełni autonomiczny i potrafi wykonywać złożone operacje integrujące pracę manipulatora i platformy mobilnej, takie jak otwieranie drzwi i przechodzenie przez nie [2]. Kolejnym przykładem jest ANYmal, opracowany w ETH Zurich [3]. Robot ten wyposażony jest w zestaw czujników środowiskowych, które umożliwiają analizę otoczenia oraz planowanie ruchu, szczególnie przydatne podczas pokonywania przeszkód. Robot B1, będący przemysłową wersją popularnych robotów kraczących firmy Unitree [4], charakteryzuje się wysoką mobilnością, odpornością na trudne warunki atmosferyczne oraz zdolnością adaptacji do wymagającego terenu. Może z powodzeniem zastępować człowieka w pracy w niebezpiecznym środowisku. Ostatnim przykładem jest Honey Badger 4.0 – robot zaprojektowany i wprowadzony na rynek przez polską firmę MabRobotics [5]. Łączy on nowoczesną konstrukcję z możliwością działania w trudnych warunkach, stanowiąc dowód na dynamiczny rozwój technologii robotycznych również w Polsce.

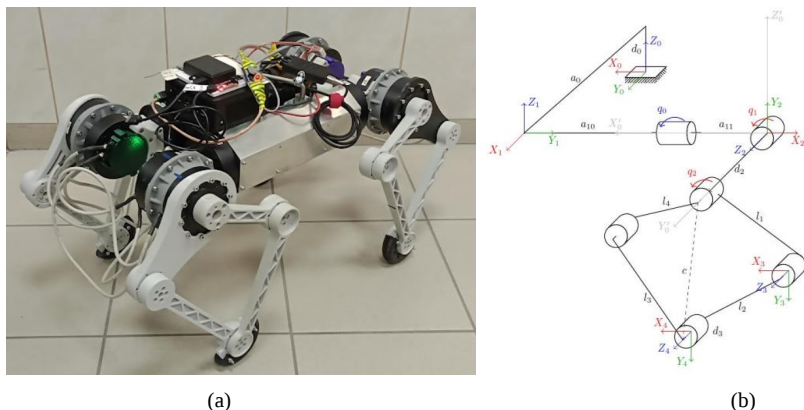
2 Prototyp czworonożnego robota krocącego

Konstrukcja prototypu robota składa się z aluminiowego korpusu oraz czterech kończyn, z których każda posiada trzy stopnie swobody. W pierwszym etapie opracowano koncepcję robota oraz wykonano jego model przestrzenny, którego wybrane widoki przedstawiono na rysunku 1. Główna część kończyny (rys. 2b) oparta jest na mechanizmie czworoboku przegubowego (l1–l2–l3–l4), przy czym jego podstawa (l4) jest sprzężona z napędem q1, zapewniającym dodatkowy stopień swobody w postaci ruchu obrotowego. Napęd q2 odpowiada natomiast za niezależny ruch korby l1 zapewniając drugi stopień swobody. Odchylenie kończyny na boki realizowane jest przez napęd q1, zamontowany bezpośrednio przy korpusie [8]. Elementy konstrukcyjne kończyn zostały wykonane w technologii szybkiego prototypowania, z wykorzystaniem druku 3D. Dolne segmenty kończyn pokryto elementami gumowymi, co zapewnia odpowiednią przyczepność do podłoża. W parach kinematycznych zastosowano podwójne łożyskowanie, natomiast napęd realizowany jest za pomocą silników BLDC o mocy 250 W, zintegrowanych z przekładniami planetarnymi.

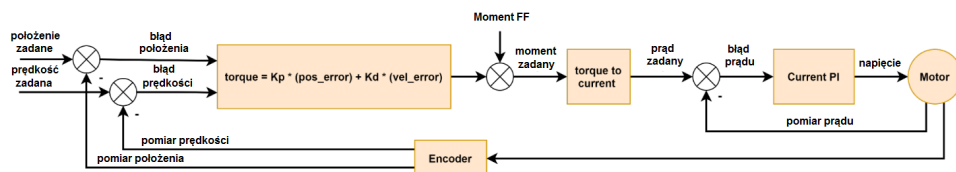


Rysunek 1: Widok prototypu czworonożnego robota krocącego z góry (a), z przodu (b), z boku (c)

Robot jest sterowany z poziomu komputera PC z zainstalowanym środowiskiem ROS 2. Sygnały sterujące i pomiarowe przesyłane są do/z napędów poprzez magistralę komunikacyjną CAN, za pośrednictwem dedykowanego modułu podłączonego do portu USB. Zastosowane sterowniki napędów, dostarczone przez polską firmę MabRobotics, umożliwiają pracę w kilku trybach: regulacji położenia, regulacji prędkości, momentu (RAW TORQUE) oraz w trybie sterowania impedancyjnego. Ten ostatni pozwala na odwzorowanie zachowania sprężyny skrętnej o regulowanej sztywności i tłumieniu, co zapewnia elastyczne i bezpieczne oddziaływanie z otoczeniem. Struktura układu sterowania napędu została przedstawiona na rysunku 3. Moment wyjściowy jest proporcjonalny do błędów położenia i błędów prędkości, a dodatkowo uwzględnia moment zadawany przez użytkownika (Feed Forward) [6].



Rysunek 2: Czworonożny robot krocący – prototyp (a), parametry struktury kinematycznej kończyny (b)



Rysunek 3: Struktura regulatora napędu w trybie sterowania impedancyjnego [6]

Piśmiennictwo

- [1] Katina, M. Meet Boston dynamics' LS3 - the latest robotic war machine. University of Wollongong. Journal contribution. <https://hdl.handle.net/10779/uow.27705636.v1>
- [2] Bouman, A. et al., "Autonomous Spot: Long-Range Autonomous Exploration of Extreme Environments with Legged Locomotion," 2020 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), Las Vegas, NV, USA, 2020, pp. 2518-2525
- [3] Hutter, M., Gehring, C., Lauber, A., Gunther, F., Bellicoso, C.D., Tsounis, V., Fankhauser, P., Diethelm, R., Bachmann, S., Bloesch, M., Kolvenbach, H., Bjelonic, M., Isler, L., Meyer, K. ANYmal - toward legged robots for harsh environments. Advanced Robotics Volume 31, Issue 17, 2 September 2017, Pages 918-931
- [4] <https://www.unitree.com/>
- [5] Bohlinger, N., Kinzel, J., Palenicek, D., Antczak, L., & Peters, J. (2025). Gait in Eight: Efficient On - Robot Learning for Omnidirectional Quadruped Locomotion. *CoRR, abs/2503.08375*.
- [6] <https://mabrobotics.github.io/MD80-x-CANdle-Documentation/intro.html>
- [7] <https://iit-dlslab.github.io/papers/focchi13phdthesis.pdf> - Strategies To Impr.the Impedance Control of a Quadruped Robot
- [8] Szrek, J. Synteza układu kinematycznego i sterowania czworonożnego robota kołowo-kroczącego. Raporty Inst. Konstr. Ekspl. Masz. PWroc. Rozprawa doktorska. 2008, Ser. PRE; nr 10. 105 s.

Analiza parametrów dynamicznych żurawia offshore z zastosowaniem wybranych algorytmów obliczeniowych

Marek Metelski¹, Łukasz Drag²

¹Interdyscyplinarna Szkoła Doktorska
Uniwersytet Bielsko-Bialski
Willowa 2, 43-309, Bielsko-Biała
mmetelski@student.ubb.edu.pl

²Wydział Zarządzania i Transportu
Uniwersytet Bielsko-Bialski
Willowa 2, 43-309, Bielsko-Biała
ldrag@ubb.edu.pl

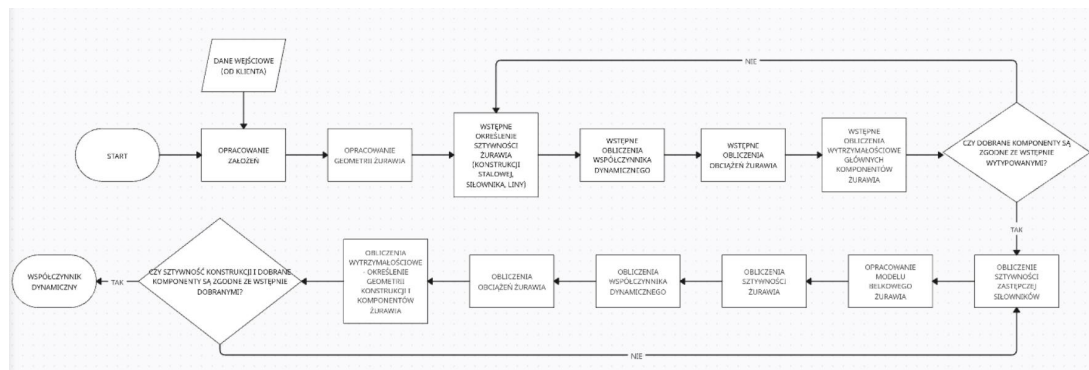
ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Zagadnienia przedstawione w pracy dotyczą porównania dwóch algorytmów obliczeniowych stosowanych podczas projektowania żurawia offshore, służących do obliczenia dynamicznej odpowiedzi konstrukcji podczas podnoszenia ładunku z łodzi dostawczej. Algorytm analityczny oparty jest na wytycznych towarzystw klasyfikacyjnych dopuszczających urządzenia techniki morskiej do eksploatacji. Algorytm numeryczny stanowi rozszerzenie istniejącej metodyki analitycznej, ponieważ umożliwia określenie odpowiedzi układu w czasie, w tym wartości szczytowych obciążenia, przemieszczenia, prędkości i przyspieszenia elementów konstrukcji żurawia. Do dyskretyzacji wysięgnika żurawia zastosowano metodę sztywnych elementów skończonych (MSES). Oba przedstawione algorytmy obliczeniowe znajdują praktyczne zastosowanie w działalności projektowej i inżynierskiej przedsiębiorstw produkcyjnych. Przedstawione w pracy wyniki obliczeń przeprowadzono dla żurawia offshore produkowanego przez przedsiębiorstwo Protea S.A.

2 Analityczny algorytm

Specyfika warunków eksplantacji żurawia morskich wymaga szczegółowego projektowania ich konstrukcji. Na etapie projektowania analizowane są rozwiązania konstrukcyjne zapewniające bezpieczeństwo użytkowania zgodnie z ściśle określonymi przepisami [1,2], definiującymi typ obciążeń, jakie należy uwzględnić w obliczeniach. W ramach prowadzonych obliczeń projektowych uwzględnia się między innymi obciążenia wynikające z: falowania morza, położenia konstrukcji i oddziaływania jej na ładunek, a także wpływu wiatru na wysięgnik żurawia i ładunek. Kluczowym parametrem opisującym odpowiedź konstrukcji żurawia na zaistniałe obciążenie jest współczynnik dynamiczny. Schemat postępowania umożliwiający jego wyznaczenie przedstawiono na rys. 1. Na podstawie danych wejściowych – uzgodnień poczynionych z klientem – opracowywane są założenia projektowe konstrukcji żurawia. W oparciu o nie opracowywana jest wstępna geometria żurawia. W kolejnych etapach, w prowadzonym postępowaniu iteracyjnym dobierane są wstępne parametry konstrukcji żurawia i układu zwodzenia. Ich weryfikacja następuje w kolejnych krokach algorytmu. Zgodność parametrów wstępnych z wynikami końcowymi kończy procedurę obliczeniową. Ostatnim krokiem algorytmu jest obliczenie współczynnika dynamicznego wybranej konstrukcji żurawia, której dokumentacja zostanie przekazana do produkcji. Na każdym etapie projektowania żurawia jego parametry dobierane są dla różnych kątów położenia wysięgnika (różnego wysięgu).

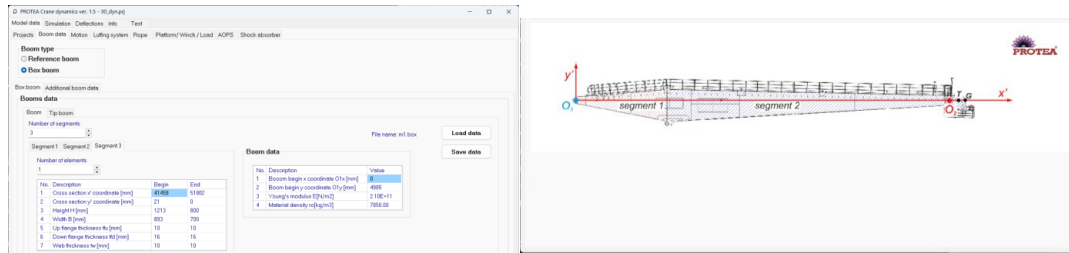


Rysunek 1: Schemat wyznaczenia współczynnika dynamicznego

2 Obliczenia numeryczne

Obliczenia numeryczne prowadzone są w celu weryfikacji parametrów konstrukcyjnych żurawia (w szczególności

współczynnika dynamicznego) w programie obliczeniowym. Analizowany jest przebieg czasowy współczynnika dynamicznego, a także rejestrowana jego wartość maksymalna. W proponowanej algorytmie do modelowania dynamiki żurawia zaproponowano metodę sztywnych elementów skończonych (MSES). Metoda ta została szczegółowo opisana w literaturze między innymi w pracach [3-5]. Zaletą przedstawionej metody jest możliwość testowania wielu konfiguracji żurawia – prowadzenie obliczeń dla zmiennego wysięgu, bez konieczności ręcznej zmiany konfiguracji konstrukcji żurawia. Na rys. 2 przedstawiono zrzut ekranu przedstawiający okno programu PROTEA Crane dynamics ver. 1.5.



Rysunek 2: Okno program obliczeniowy PROTEA Crane dynamics ver. 1.5 – definiowanie parametrów wysięgnika

W pracy przedstawiono wyniki obliczeń współczynnika dynamicznego według obu metod podczas podnoszenia ładunku ze statku dostawczego dla żurawia offshore o maksymalnym wysięgu 52.5 m i udźwigu 21 t. Obliczenia dla różnego kąta α położenia wysięgnika zostały wykonane dla operacji podnoszenia ładunku przy wysokości fali $H_s = 3$ m. W tabeli 1 przedstawiono wartości współczynnika dynamicznego $\square$ obliczone dla obu analizowanych algorytmów obliczeniowych.

Tabela 1: Współczynnik dynamiczny $\square$ obliczony dla różnego kąta α położenia wysięgnika

Kąt położenia wysięgnika $\square$ [°]	Wysięg żurawia R [m]	Masa ładunku m_L [kg]	Współczynnik dynamiczny $\square$ [-]		Pionowe ugięcie żurawia U_y [m] $t = 0$ s (MSES)
			Obliczenia analityczne	Obliczenia numeryczne (MSES)	
84,12	5	13 000	2,65	2,63	-0,0178
78,61	10	13 000	2,50	2,56	-0,0550
67,19	20	13 000	2,24	2,37	-0,1455
54,74	30	13 000	2,07	2,17	-0,2320
36,46	42	12 330	1,96	2,02	-0,3096
0	52.5	12 000	1,96	2,02	-0,2662

Analizując dane zamieszczone w tabeli, można zauważyć, że współczynnik dynamiczny obliczony według obu metod nie różni się znacząco. Nieznacznie większe $\square$ o około 3 %, wartości współczynnika uzyskano w metodzie bazującej na modelowaniu dynamiki. Wpływ na to ma kilka czynników, z których najważniejszym jest przebieg prędkości podnoszenia ładunku z pokładu statku dostawczego. W oparciu o wytyczne projektowania (wzory analityczne), w obliczeniach przyjmuje się nominalną prędkość podnoszenia ładunku, bez uwzględnienia jej przebiegu czasowego. Podczas modelowania dynamiki z zastosowaniem MSES przyjmowano, że prędkość nominalna ładunku v_{nom} wynosi 0,5 m/s i jest ona osiągana w ciągu 1 s.

4. Uwagi końcowe

Przedstawione w pracy metody obliczenia współczynnika dynamicznego znajdują praktyczne zastosowanie w procesie projektowania żurawi offshore. Zaproponowana metodyka wyznaczania współczynnika, bazująca na modelowaniu dynamiki, daje wyniki zbliżone do tych uzyskiwanych metodą analityczną. Jej główną zaletą jest skrócenie czasu potrzebnego na wykonanie wieloetapowych obliczeń prowadzonych dla różnych kątów położenia wysięgnika. Obie metodyki wymagają jednak potwierdzenia swojej wiarygodności, dlatego kolejnym etapem badań będzie porównanie wyników obliczeniowych z pomiarami wykonanymi na stanowisku testowym.

Piśmiennictwo

- [1] EN 13852-1 Offshore Cranes – Part 1: General – purpose offshore cranes, 2021.
- [2] DNVGL-0378 Standard for offshore and platform lifting applications, 2016.
- [3] M. Metelski, Ł. Drąg, S. Wojciech. Dynamic models of cranes applied to offshore wind farm service. Second Int. Non. Dyn. Conf. NodyCon, Roma. Cham: Springer Int. Pub. 213-223, 2022.
- [4] I. Adamiec-Wójcik, Ł. Drąg, M. Metelski, K. Nadratowski, S. Wojciech. A 3D model for static and dynamic analysis of an offshore knuckle boom crane, App. Math. Mod. 66: 256-274, 2019.
- [5] Ł. Drąg. Modelowanie lin, riserów i żurawi metodą sztywnych elementów skończonych. Wyd. ATH, Bielsko-Biała, 2017.

Optimalizacja ruchu bazy przy przemieszczaniu risera

Iwona Adamiec-Wójcik¹, Lucyna Brzozowska², Łukasz Drąg³, Stanisław Wojciech⁴

¹Wydział Zarządzania
i Transportu
Uniwersytet Bielsko-Bialski
Willowa 2, 43-309, Bielsko-
Biała
i.adamiec@ubb.edu.pl

²Wydział Zarządzania
i Transportu
Uniwersytet Bielsko-Bialski
Willowa 2, 43-309, Bielsko-
Biała
lbrzozowska@ubb.edu.pl

³Wydział Zarządzania
i Transportu
Uniwersytet Bielsko-Bialski
Willowa 2, 43-309, Bielsko-
Biała
ldrag@ubb.edu.pl

⁴Wydział Zarządzania
i Transportu
Uniwersytet Bielsko-Bialski
Willowa 2, 43-309, Bielsko-
Biała
swojciech@ubb.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

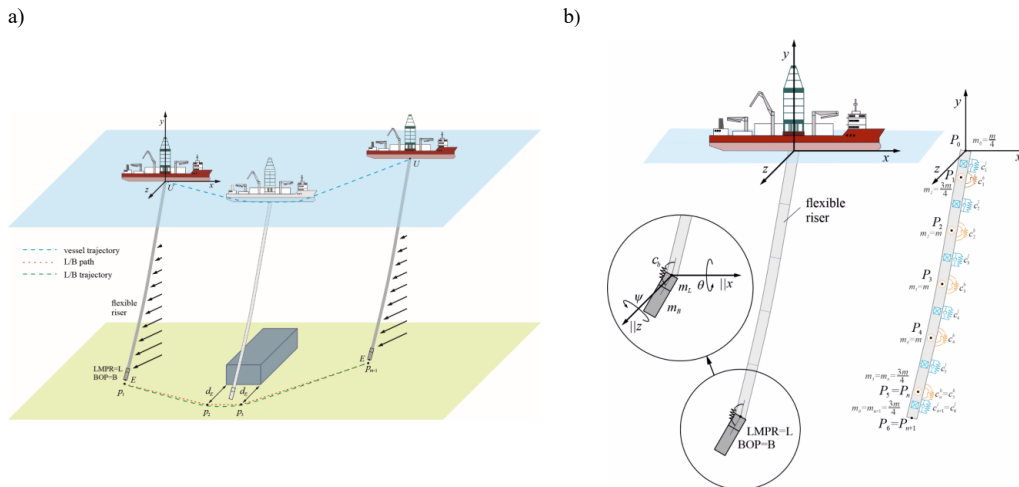
1 Wprowadzenie

W pracy przedstawiono zastosowanie przestrzennego modelu risera do określenia ruchu bazy (platformy lub statku), zapewniającej realizację ścieżki przewidzianej dla dolnego końca. Uwzględniono przy tym konieczność ominięcia przez dolny koniec risera, przeszkody na dnie morza, mimo działania środowiska wodnego (prądów morskich oporów hydrodynamicznych, sił wyporu, masy wody dołączonej). Zadanie określenia ruchu bazy sformułowano jako zadanie optymalizacji dynamicznej. W wyniku postępowania optymalizacyjnego dobierano wartości funkcji opisujących ruch bazy w wybranych punktach czasowych. Przeprowadzono szereg symulacji komputerowych uwzględniając możliwość dołączenia do dolnego końca risera pakietu LMPR/BOP. Do dyskretyzacji risera zastosowano metodę mas skupionych, w wersji przedstawionej we wcześniejszych pracach autorów. Wyniki pracy dotyczące metodologii postępowania mogą znaleźć zastosowanie w praktyce.

2 Model risera i zadanie optymalizacji

Bezpieczne transportowanie risera w nowe miejsce wymaga odpowiedniego sterowania ruchem statku lub platformy, do której dołączony jest riser. Powinno ono zapewnić przemieszczenie dolnego końca risera we wskazane miejsce przy konieczności ominięcia ewentualnych przeszkód [1,2]. Rozważany w niniejszej pracy problem doboru przemieszczeń bazy zapewniających realizację ścieżki przez dolny koniec risera, rozwiązano poprzez sformułowanie zadania optymalizacyjnego, w którego rozwiązywaniu konieczne jest całkowanie równań ruchu risera w każdym kroku optymalizacyjnym. Wymaga to zastosowania modelu risera cechującego się wysoką efektywnością numeryczną. W odróżnieniu zatem od wcześniejszych prac, do dyskretyzacji risera zastosowano metodę mas skupionych, w wersji przedstawionej w pracy [3]. Sformułowany tam model i jego implementacja komputerowa były poddane obszernej walidacji i weryfikacji, poprzez porównanie wyników własnych z wynikami otrzymanymi przez innych autorów (innymi metodami bądź pomiarowo).

Na rys. 1a pokazano rozważane zdanie, które wymaga zastosowania przestrzennego modelu risera wobec dużych ugięć wywołanych oporem hydrodynamicznym, dodatkowo powiększanych przez działanie prądów morskich. Natomiast rys. 1b przedstawia sposób dyskretyzacji podatnego risera.



Rysunek 1: Zadanie transportowania risera (a) dyskretyzacja podatnego risera (b)

Głównym założeniem rozważanego zadania optymalizacyjnego jest wyznaczenie przebiegu prędkości bazy (punktu U) oraz jego trajektorii w sposób umożliwiający przemieszczenie dolnej części risera (punktu E), do którego może być dołączony pakiet LMPR/BOP, w pobliżu nowego miejsca instalacji. Ominięcie ewentualnych przeszkód znajdujących się na dnie morza, może być zrealizowane poprzez ruch bazy w sposób zapewniający realizację ścieżki risera (trajektorii punktu E).

Przyjęto, że przemieszczenie górnego końca risera opisują funkcje $x_U(t)$ i $z_U(t)$ przybliżane za pomocą funkcji sklepanych 3-go stopnia. Przy znajomości początkowego i końcowego położenia górnego końca risera, zadanie polega na określeniu dyskretnych wartości funkcji $x_U(t_i) = p_i^x$ i $z_U(t_i) = p_i^z$ dla $i = 1, \dots, m-1$ zapewniających realizację ścieżki przez punkt E. Dobór parametrów p_i^x oraz p_i^z sformułowano jako problem minimalizacji funkcjonału:

$$\Omega(p_1^x, \dots, p_{m-1}^x, p_1^z, \dots, p_{m-1}^z) = c_1 \max_{0 \leq t \leq t_k} \varepsilon_E(t) + c_2 \sqrt{\frac{1}{t_k} \int_0^{t_k} \varepsilon_E^2 dt} + c_3 \max_{0 \leq t \leq t_k} \varepsilon_U(t), \quad (1)$$

gdzie: $\varepsilon_E(t) = \sqrt{(x_E(t) - \bar{x}_E)^2 + (z_E(t) - \bar{z}_E)^2}$ – odległość w płaszczyźnie xz dolnego końca risera (punktu E) od najbliższego punktu znajdującego się na ścieżce $\bar{z}_E(\bar{x}_E)$, $x_E(t), z_E(t)$ – położenie dolnego końca risera (punktu E) w chwili t , $\varepsilon_U(t) = |v_U(t) - v_{U,max}|$ – wartość bezwzględna różnicy prędkości całkowitej statku (punktu U) i maksymalnej dopuszczanej jego prędkości, t_k – czas symulacji, $c_1, \dots, c_3$ – stałe współczynniki składników funkcji celu.

W pracy analizowano wpływ kierunku i prędkości prądu morskiego na przebieg przemieszczenia statku (punktu U) oraz na dokładność rozwiązania. Niektóre wyniki optymalizacji, pokazujące odległość ε_E dolnego końca risera od założonej ścieżki, dla różnych kierunków i prędkości prądu morskiego, przedstawiono w tabeli 1.

Tabela 1: Maksymalna odległość dolnego końca risera od zakładanej ścieżki przed (B) i po (A) optymalizacji dla różnych kierunków α_w i prędkości v_c prądu morskiego

	Wartość v_c [m/s]	$\alpha_w = 0^\circ$				$\alpha_w = 135^\circ$				$\alpha_w = 180^\circ$				$\alpha_w = 225^\circ$			
		0	0,2	0,4	0,6	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0	2,2	2,4
Przed optymalizacją (B)	$\max_{0 \leq t \leq t_k} \varepsilon_{E,B}$ [m]	5,61	4,56	5,09	5,49	4,5	5,79	9,49	5,23	7,12	11,0						
Po optymalizacji (A)	$\max_{0 \leq t \leq t_k} \varepsilon_{E,A}$ [m]	0,55	0,49	0,54	0,73	0,81	0,93	0,61	0,87	0,95	0,98						
	$\max_{0 \leq t \leq t_k} \varepsilon_{E,B} / \max_{0 \leq t \leq t_k} \varepsilon_{E,A}$	10,3	9,4	9,3	7,5	5,5	6,2	15,7	6,0	7,5	11,2						

Początkowe rozwiązanie (przybliżenie) polegało na realizacji przez bazę U trajektorii odwzorowującej kształt przewidzianej do realizacji ścieżki dolnego końca risera E. Wyniki zawarte w tabeli wskazują, że po wykonaniu optymalizacji, maksymalna odległość ε_E kilkukrotnie zmniejszyła się w porównaniu do przybliżenia początkowego. Średnia odległość od ścieżki dla rozwiązania optymalnego nie przekracza 0,37 m i jest w większości analizowanych przypadków pięciokrotnie mniejsza od średniej odległości dla początkowego rozwiązania.

3 Uwagi końcowe

Przedstawione w pracy podejście umożliwia określenie położenia jednostki transportującej riser w wybranych chwilach czasu w sposób zapewniający przemieszczenie dolnego końca risera w pobliżu założonej ścieżki, co eliminuje ryzyko niepożądanego kolizji. Wyznaczenie trajektorii bazy, wymaga sformułowania zadania optymalizacji dynamicznej, dla którego kluczowe jest odpowiednie zdefiniowanie minimalizowanego funkcjonału oraz warunków ograniczających. Na trajektorię statku bazy zasadniczy wpływ ma prędkość i kierunek prądu morskiego, dlatego precyzyjne określenie położenia statku w zależności od występujących warunków zewnętrznych ma decydujący wpływ na bezpieczeństwo procesu transportu i powinno być każdorazowo realizowane z uwzględnieniem tych czynników.

Piśmiennictwo

- [1] I. Adamiec-Wójcik, L. Brzozowska, Ł. Drąg, S. Wojciech. Optimisation of riser reentry process and obstacle avoidance. Ocean Engineering, 268:113561, 2013.
- [2] S. Wang, X. Xu, X. Lu. Movement optimization of freely-hanging deepwater risers in reentry. Ocean Engineering. 116:32–41, 2016.
- [3] I. Adamiec-Wójcik, L. Brzozowska, Ł. Drąg, S. Wojciech. Influence of modelling methods of a lower marine riser package on dynamics of risers in hang-off mode. Ocean Engineering. 309:118525, 2024.

Projekt i weryfikacja mechanizmu nastawnego generującego stałą siłę

Jacek Buśkiewicz¹

¹Wydział Inżynierii Mechanicznej
Politechnika Poznańska
ul. Piotrowo 3, 61-138 Poznań
jacek.buskiewicz@put.poznan.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Przedmiotem pracy jest mechanizm do generowania stałej siły o nastawnej wartości. Mechanizmy o stałej sile (CFM), stosowane są głównie w celu zminimalizowania wahań siły wyjściowej i zapewnienia stabilnej pracy. Mechanizmy te generują stałą siłę (CF) na członie końcowym wchodzącym w interakcję z otoczeniem, z określonym poziomem dokładności. Zmniejszają one zużycie energii i zapewniają stabilną i bezpieczną interakcję z otoczeniem poprzez utrzymywanie stałej lub quasi-stałej siły interakcji, zapobiegając nagłym nadmiernym przeciążeniom. CFM są używane głównie w zastosowaniach statycznych lub quasi-statycznych. W podobny sposób działają generatory stałego momentu obrotowego, a także wiele rodzajów mechanizmów równoważenia grawitacyjnego. Korzyści płynące z zastosowań tego typu układów mechanicznych zostały podkreślone w wielu pracach [1-3]. Niniejszy artykuł koncentruje się na czysto mechanicznych urządzeniach, które wykonują te funkcje. Wang i Xu [2] zaproponowali system klasyfikacji dzielący CFM na dziesięć kategorii. curved surface constant-force mechanism (CSCFM), double-slider constant-force mechanism (DSCFM), hinged-lever constant-force mechanism (HLCFM), oblique springs constant-force mechanism (OSCFM), oraz C-shape spring constant-force mechanism (CSSCFM). Wśród CFM w ostatnich latach intensywnie rozwijane są mechanizmy z regulowaną siłą wyjściową (ACFM). Zaletą tych mechanizmów wynika z ich szerszego spektrum zastosowań, możliwości kalibracji siły oraz zdolności do szybkiego i łatwego reagowania na zmieniające się warunki pracy. Kilka badań koncentrowało się na kontroli strukturalnej, która polega na regulacji wartości siły poprzez strukturalne dostosowanie smukłości mechanizmu. Dlatego należy wspomnieć o CFM z elementami podatnymi [4], w których siły tarcia są pomijalnie małe. Jednak ich charakterystyka pozostaje liniowa tylko w wąskim zakresie przemieszczenia. Opracowano również mechanizmy ACFM z członami sztywnymi [5]. Wiele z tych mechanizmów wymaga jednak specjalnych komponentów, takich jak krzywki oraz przekładnie. Ponadto tylko kilka takich konstrukcji umożliwia płynną i prostą regulację wartości siły. Mechanizm z pojedynczą sprężyną zaproponowany w tej pracy ma jeden stopień swobody, umożliwia generowanie stałej, nastawnej siły. Łączy on w sobie kilka pożądaných cech ACFM: zbudowany jest z ogólnie dostępnych i łatwych w produkcji komponentów; pomimo prostej konstrukcji oferuje szeroki zakres regulacji siły przy znacznych przemieszczeniach członu wyjściowego; umożliwia łatwą zmianę wartości siły.

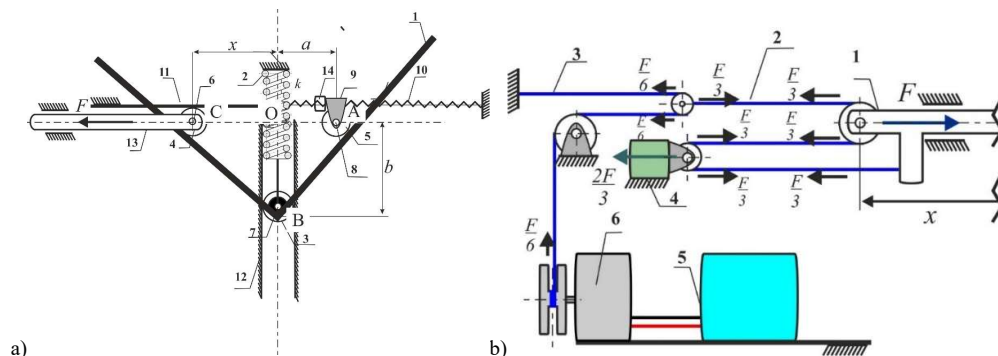
2 Opis konstrukcji i weryfikacja eksperymentalna mechanizmu

Jeśli układ mechaniczny ma generować siłę wyjściową F o określonej wartości w wyniku transformacji siły napięcia sprężyny przez łańcuch kinematycznych, to po pominięciu strat energii wynikających z tarcia i oporów, praca stałej siły F na przemieszczeniu członu roboczego x jest równa energii odkształconej o b sprężyny o sztywności k .

$$Fx = \frac{1}{2}kb^2, \text{ co można zapisać jako } \frac{b}{x} = \frac{2F}{k} \quad (1)$$

Schemat kinematyczny mechanizmu pokazany jest na rys. 1a. Jego człony poruszają się tak, aby spełniać proporcję $\frac{|OB|}{|OC|} = \frac{|OA|}{|OB|}$. Zestawmy tę proporcję z zależnością 1. Odcinek OC reprezentuje wartość przemieszczenia członu roboczego x , a siła sprężysta działa wzdłuż odcinka OB, który reprezentuje wydłużenie sprężyny b . Wówczas mechanizm oparty na wielokącie OABC generuje stałą siłę F działającą wzdłuż odcinka OC. Wartość tej siły można wyznaczyć porównując $|OA|$ z licznikiem $2F/k$ ułamka po prawej stronie równania (1). Wtedy $F = \frac{1}{2}k|OA| = \frac{1}{2}ka$.

Mechanizm składa się z jarzma 1 z dwoma wzajemnie prostopadłymi ramionami. Śruba 10 ustala położenie przesuwne suwaka 9, który poprzez rolkę 5 zamontowaną obrotowo za pomocą sworznia 8, ustala położenie prawego ramienia jarzma 1. Pozycja suwaka 9 ustala wartość parametru a , a zatem generowanej siły F . Dwie współosiowe rolki toczne 3 (w widoku płaskim widoczna jest jedna rolka) poruszają się wzdłuż równoległych prowadnic 12 i są obrotowo przymocowane do jarzma 1 za pomocą sworznia 7. Rolki te jednocześnie regulują napięcie sprężyny 2, której wydłużenie jest równe b . Dwie z trzech współosiowych rolek tocznych 4 poruszają się wzdłuż prowadnic łącznika prowadzącego 11, podczas gdy trzecia współpracuje z lewym ramieniem jarzma 1. Generowana siła wyjściowa jest przykładana do członu roboczego 13, który jest zamocowany obrotowo do rolek 4 za pomocą sworznia 6.



Rysunek 1: Schemat kinematyczny mechanizmu (a), schemat stanowiska pomiarowego (b)

Schemat stanowiska badawczego pokazano na rys. 1b. Jest ono oznaczone w następujący sposób: 1 – człon roboczy mechanizmu (oznaczony numerem 13 na rysunku 1a); 2, 3 – cięgna, 4 - siłomierz, 5 - zasilacz serwisowy WEP PS-305D LED 30V 5A, 6 - motoreduktor ślimakowy z regulatorem obrotów silnika PWM. Sposób współpracy czterech krążków obrotowych i cięgien 1 i 2 pozwala na uzyskanie dodatkowego przełożenia na wale silnika w stosunku do przemieszczenia członu wyjściowego wynoszącego 1:6, jak to pokazano na rysunku 1b, w postaci rozkładu sił w poszczególnych odcinkach kabli. Na siłomierzu 4 mierzona jest wartość $S = 2F/3$. Wykonano badania dla kilku sprężyn o różnych charakterystykach. Poniżej zaprezentowano wyniki dla sprężyny o sztywności $k = 0.91$ N/mm, siłę napięcia wstępnego $F_0 = 8,45$ N, długości swobodnej 88,9 mm. Ze względu na ograniczenia geometryczne zabudowy, sprężyna jest wstępnie naciągnięta, tak że dla nastawy $a = 60$ mm i początkowej wartości $x = 55$ mm, jej długość wynosi 142,5 mm. Badania przeprowadzono dla kilku wartości a , a zatem różnych wartości generowanej siły F . Dla każdej wartości przeprowadzono dziesięć pomiarów przy ruchu członu roboczego x w zakresie od 50 mm do 250 mm. Uzyskane wyniki opracowano w celu wyznaczenia sił minimalnej $F_{\min}$, maksymalnej $F_{\max}$ i średniej F_{mean} . Obliczono różnicę między wartością F i F_{mean} oraz obliczono błąd względny $E = \Delta F/F \cdot 100\%$.

Tabela 1: Wyniki pomiarów dla wybranej sprężyny

Sprężyna	a [mm]	$F_{\min}$ [N]	$F_{\max}$ [N]	F_{mean} [N]	F [N]	ΔF [N]	E [%]
500M	60	27,1	31,16	29,32	27,30	2,02	7,40
	100	43,81	46,29	45,03	45,5	-0,47	1,03
	130	59,28	62,66	60,93	59,15	1,78	3,01

3 Uwagi końcowe

Zaproponowany mechanizm wyróżnia się na tle znanych rozwiązań swoją prostą i łatwą w montażu konstrukcją, umożliwiającą generowanie stałej, nastawnej siły. Nie wymaga dodatkowego sterowania elektronicznego ani krzywek lub innych komponentów wymagających specjalnej technologii wykonania. Poprzez zmianę wymiaru charakterystycznego a , generowana siła może być płynnie regulowana bez konieczności wymiany sprężyny. Czas zmiany nastawy wynosi kilka sekund. Parametry funkcjonalne takie jak: dokładność generowania siły, zakres siły, przemieszczenie względne członu roboczego, są porównywalne z parametrami mechanizmów opisanych w literaturze. Mechanizm jest skalowalny w stosunkowo szerokim zakresie, choć modyfikacja jego wymiarów wymaga bardziej szczegółowej analizy. Wpływ sił tarcia jest zminimalizowany przez użycie rolek tocznych. Zalety te zostały potwierdzone w badaniach eksperymentalnych.

Piśmiennictwo

- [1] V. H. Arakelian, S. Briot. Balancing of linkages and robot manipulators advanced methods with illustrative examples. Mechanisms and Machine Science. Springer, 2015.
- [2] P. Wang, Q. Xu. Design and modeling of constant-force mechanisms: a survey. Mechanism and Machine Theory, 119:1–21, 2018.
- [3] E. Saelens, R. Furnémont, D. Lefeber. Constant torque mechanisms: A Survey. Applied Mechanism Reviews, 74:1-23, 2022.
- [4] N. Lobontiu. Compliant Mechanisms: Design of Flexure Hinges. CRC Press, Boca Raton, 2002.
- [5] V. L. Nguyen. Design of an adjustable constant-force mechanism using a geared Sarrus linkage and spring. Mechanism and Machine Theory, 189:105417, 2023.

**SESJA REGULARNA
SYMPOZJUM TEORII
MASZYN
I MECHANIZMÓW**

Pozycjonowanie linii celowania platformy dwustopniowej w warunkach niepewności

Łukasz Równicz^{1,2}, Paweł Malczyk²

¹ PCO S.A.
Jana Nowaka-Jeziorańskiego 28
03-982 Warszawa
l.rownicz@pcosa.com.pl

² Wydział Mechaniczny, Energetyki i Lotnictwa
Politechnika Warszawska
Nowowiejska 24, 00-665, Warszawa
pawel.malczyk@pw.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Jedną z krytycznych właściwości precyzyjnych platform stabilizowanych jest możliwość dokładnego ustawienia pozycji kątowej linii celowania LOS (line-of-sight). Zazwyczaj do określenia orientacji linii celowania są stosowane dwa kąty azymutu i elewacji. W dwuosiowej platformie typu gimbal kąty te można otrzymać bezpośrednio z enkoderów lub innych czujników kąta. Zadanie to jest znacznie bardziej skomplikowane, gdy celem jest ustawienie pozycji kątowej LOS w czterosiowej platformie stabilizowanej, tj. w układzie o podwójnej stabilizacji. Ponieważ kolejność transformacji układów nie jest przemienne nie można dodawać do siebie kątów wyznaczonych z obu stopni. Należy dodać też, że na pozycję LOS wpływają również inne niedoskonałości, takie jak błędy ortogonalności wynikające z geometrii platformy, tarcie oraz luzy w przekładni, które utrudniają proces sterowania obiektem.

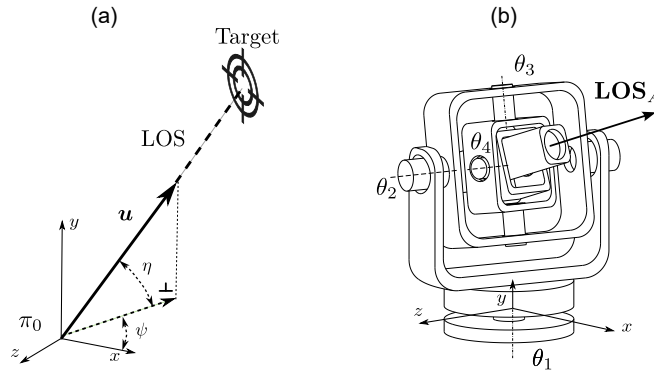
Głównym celem tego tekstu jest zademonstrowanie metody modelowania systemu oraz możliwości poprawy osiągania zadanej pozycji kątowej LOS dla układu dwustopniowej stabilizacji. Do symulacji użyto kaskadowego systemu sterowania. Wspomniane efekty są badane na opracowanym modelu wieloczołowym dwustopniowej platformy o czterech stopniach swobody.

2 Model dwustopniowej platformy z niedoskonałościami

Położenie linii celowania odniesione do bazy mechanicznej, tj. układu π_0 , może być określone poprzez dwa kąty (kąt azymutu ψ , kąt elewacji η) oraz przez wektor jednostkowy $\mathbf{u} = [u_x, u_y, u_z]^T$, jak pokazano na rys. 1 (a). Dla tak zdefiniowanego układu zachodzą relacje

$$\psi = \arctan(u_z/u_x), \quad \eta = \arcsin(u_y). \quad (1)$$

Łańcuch kinematyczny dla platformy o dwóch stopniach swobody został pokazany na rys. 1 (b). Wektor $\mathbf{u}^{(s)}$ odpowiada pozycji



Rysunek 1: (a) Definicja linii celowania w układzie odniesienia, (b) łańcuch kinematyczny dwustopniowej platformy typu gimbal.

LOS w układzie związanym z ostatnim członem w łańcuchu kinematycznym, na którym zamocowany jest sensor. Pozycja LOS w układzie bazy π_0 jest określona przez wektor $\mathbf{u}^{(0)}$. Wektor $\boldsymbol{\theta} = [\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4]^T$ określa zestaw współrzędnych złączowych. Transformacja wektora LOS pomiędzy układem sensora i bazy może być zdefiniowana jako

$$\mathbf{u}^{(0)} = \mathbf{A}_1 \cdot \mathbf{R}_y(\theta_1) \cdot \mathbf{A}_2 \cdot \mathbf{R}_z(\theta_2) \cdot \mathbf{A}_3 \cdot \mathbf{R}_y(\theta_3) \cdot \mathbf{A}_4 \cdot \mathbf{R}_z(\theta_4) \cdot \mathbf{A}_5 \cdot \mathbf{u}^{(s)}, \quad (2)$$

gdzie $\mathbf{R}_{x,y,z}$ są macierzami rotacji względem podstawowych osi, zaś $\mathbf{A}_{i \in 1, \dots, 5}$ są macierzami odpowiedzialnymi za wprowadzone błędy ortogonalności. Macierze $\mathbf{A}_{i \in 1, \dots, 5}$ mogą zostać otrzymane z procedury kalibracji kinematycznej i będą dalej traktowane jako znane.

Znajomość wektora jednostkowego $\mathbf{u}^{(0)}$ daje możliwość określenia kątów ψ and η z użyciem równania. (1).

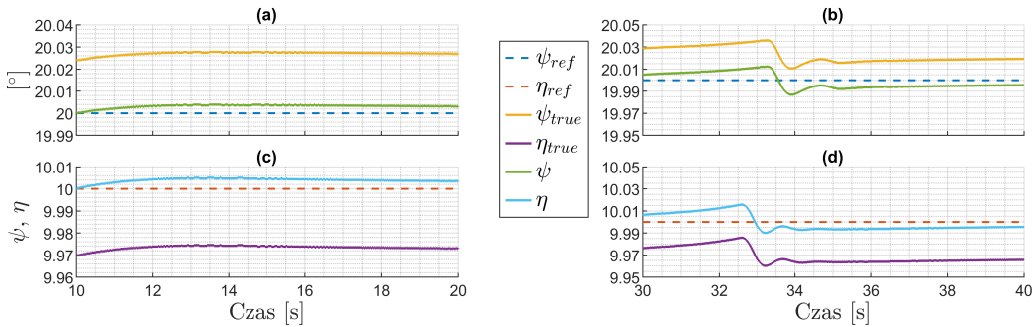
Problem przedstawiony powyżej może być postawiony odwrotnie. Jak ustawić platformę w orientacji określonej przez kąty ψ_{ref} i η_{ref} ? Wynik końcowy wymaga uzyskania takiej konfiguracji θ , która odpowiada kątom ψ_{ref} i η_{ref} . Niestety, można znaleźć wiele rozwiązań tego zadania ze względu na redundancję w odwrotnym zadaniu kinematyki (dwa kąty ψ , η , oraz cztery kąty konfiguracyjne θ). Dodatkowo, występują pewne dodatkowe ograniczenia i niedoskonałości. Zakres ruchu dla wewnętrznych współrzędnych konfiguracyjnych, tj. dla kątów θ_3 , θ_4 , jest na ogół ograniczony do kilku stopni. Na zewnętrzny stopień stabilizacji, tj. kąty θ_1 i θ_2 oddziałuje tarcie oraz luzy w przekładniach, w wyniku czego można je ustawić jedynie w pobliżu pożądanej pozycji. Wewnętrzne współrzędne θ_3 i θ_4 dają za to możliwość precyzyjnego ustawienia położenia LOS.

3 Model systemu platformy dwustopniowej dla sterowania pozycyjnego

Model dynamiki platformy gimbal o czterech osiach został stworzony z zastosowaniem rekurencyjnego formalizmu Newtona-Eulera dla układów wielocłonowych opisanych we współrzędnych złączowych θ . Łańcuch kinematyczny platformy uwzględnia błędy ortogonalności osi obrotów. Dla każdej pary obrotowej został utworzony kaskadowy regulator pozycja-prędkość. Zewnętrzny stopień stabilizacji odpowiada za zgrubne ustawienie pozycji. Dokładne pozycjonowanie zapewnia wewnętrzny stopień stabilizacji. Model tarcia LuGre oraz model luzu w przekładni zostały uwzględnione dla zewnętrznego gimbału jako dodatkowe źródło zakłóceń wewnętrznych.

4 Wstępne wyniki badań numerycznych

Na rys. 2 przedstawiono wybrane wyniki badań. Wartości ψ_{ref} i η_{ref} przedstawiają pożądane do osiągnięcia wartości kątów azymutu i elewacji. Kąty ψ_{true} i η_{true} odpowiadają rzeczywistym wartościom kątów ψ i η pod którymi zorientowany jest wektor LOS (wartości z indeksem $_{true}$ uwzględniają dodatkowo błędy ortogonalności systemu). Można zauważyć, że na rys. 2 (a) i (c)



Rysunek 2: Symulacja działania systemu podwójnego gimbału w trybie ustalenia pozycji dla (a) i (b) azymutu, (c) i (d) elewacji.

niedoskonałości uniemożliwiają osiągnięcie dokładnego oczekiwanego położenia. Luzy znajdujące się w przekładniach mogą powodować zakłócenie jak pokazano na (b) i (d), co może powodować zaburzenie wskazania położenia LOS.

Podziękowania

Badania prowadzone są w programie doktorat wdrożeniowy jako współpraca pomiędzy Politechniką Warszawską i PCO S.A.

Piśmiennictwo

- [1] Johan Åström, K., Canudas-de Wit, C.: Revisiting the LuGre friction model. IEEE Control Systems Magazine **28**(6) (2008) 101–114
- [2] Rówienicz, Ł., Malczyk, P.: Parameter identification for Two-Axis Gimbal System and Its Kinematic Calibration. In Awrejcewicz, J., ed.: Perspectives in Dynamical Systems II — Numerical and Analytical Approaches, Cham, Springer International Publishing (2024) 493–509
- [3] Rówienicz, Ł., Malczyk, P., Pękal, M.: Stabilization of Two-axis Line-of-Sight system using Active Disturbance Rejection Control, in review. Multibody System Dynamics (2024)
- [4] Gaias, G., Ardaens, J.S., Colombo, C.: Precise line-of-sight modelling for angles-only relative navigation. Advances in Space Research **67**(11) (2021) 3515–3526 Satellite Constellations and Formation Flying.

Propozycja mechanizmu testowego dla celów badania jednoznaczności sił reakcji

Marcin Pękal¹, Marek Wojtyra¹

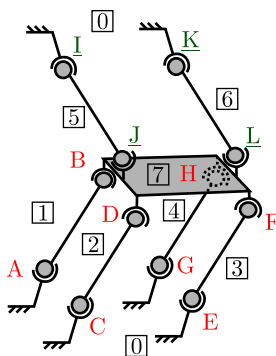
¹ Wydział Mechaniczny, Energetyki i Lotnictwa
Politechnika Warszawska
ul. Nowowiejska 24, 00-665, Warszawa
Marcin.Pekal@pw.edu.pl, Marek.Wojtyra@pw.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Układy z więzami nadmiarowymi stanowią szeroką klasę mechanizmów stosowanych we współczesnej technice. Modelowanie tego typu układów przy użyciu metody sztywnych układów wieloczłonowych sprawia, że pojawiają się pewne trudności. Jednym z problemów jest niejednoznaczność sił/momentów sił reakcji w parach kinematycznych [1]. Ta cecha może dotyczyć wszystkich reakcji badanego układu albo tylko niektórych spośród nich. Niewyznaczalne reakcje mogą powodować, że wyniki pewnych symulacji numerycznych będą niezgodne z rzeczywistością (na przykład, uwzględnienie modelu tarcia zależnego od niejednoznacznych sił reakcji może spowodować otrzymanie nieodpowiadającego rzeczywistości ruchu układu) [1, 2]. Istnieją metody numeryczne badania jednoznaczności sił reakcji (np. [1, 3, 4]). Takie analizy pozwalają na stwierdzenie, czy wspomniane trudności będą miały miejsce oraz umożliwiają powzięcie środków zaradczych, które mają prowadzić do otrzymania poprawnych wyników symulacji (wprowadzenie odkształcalnych członów do części układu z niejednoznacznymi reakcjami jest najczęściej wystarczające, aby otrzymać realistyczne wyniki [5]).

Dotychczas opracowano niewiele przykładów testowych przeznaczonych do analizy jednoznaczności reakcji. Jednym z nich jest równoległowod przestrzenny (rys. 1), stosowany w badaniach prowadzonych przez różne ośrodki naukowe (np., [1, 2, 6]). Wyniki analizy jednoznaczności reakcji w tym mechanizmie, przeprowadzonej dostępnymi metodami [1, 3, 4], zilustrowano na rys. 1, gdzie pary kinematyczne z jednoznaczными reakcjami oznaczono zielonymi literami, a pary z reakcjami niejednoznaczными – czerwonymi (zielone litery dodatkowo podkreślono, by umożliwić analizę rysunku wydrukowanego w skali szarości). Mechanizm posiada wyłącznie sferyczne pary kinematyczne, co można uznać za ograniczenie możliwości testowania metod obliczeniowych i symulacyjnych, bowiem wśród analizowanych reakcji w przegubach nie występują momenty. Głównym celem niniejszej pracy jest zaproponowanie nowego mechanizmu testowego posiadającego w swojej strukturze pary kinematyczne różnych typów.



Rysunek 1: Równoległowod przestrzenny

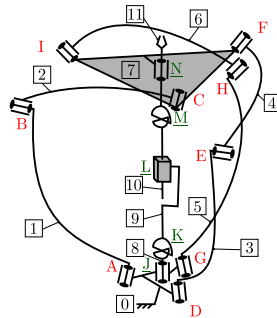
2 Proponowany mechanizm

Dla celów analizy jednoznaczności reakcji warto dysponować układem z więzami nadmiarowymi, charakteryzującym się tym, że część z jego reakcji jest jednoznaczna a część jest niejednoznaczna. Warto też, żeby układ posiadał pary kinematyczne różnych typów. Powinien to być także mechanizm przestrzenny (a nie płaski), żeby – w przypadku jego technicznej realizacji – przyjęty model kinematyczny odpowiadał rzeczywistości. Wybierając mechanizm, uwzględniono powyższe wymagania.

Jako testowy układ wieloczłonowy zaproponowano przedstawiony na rys. 2 mechanizm sferycznego robota równoległego wraz z łańcuchem kinematycznym napędu łańcucha. W rzeczywistych układach tego typu stosowane są zazwyczaj trzy łańcuchy kinematyczne przenoszące napęd trzech stopni swobody łańcucha. W proponowanym mechanizmie testowym pozostawiono tylko jeden

taki łańcuch, uznając, że uproszczona struktura kinematyczna robota jest wystarczająca dla celów badania metod analizy jednoznaczności. Mechanizm jest przestrzenny i zawiera różne typy par kinematycznych, zatem dwa spośród wymogów wstępnych stawianych układowi testowemu są spełnione.

Aby sprawdzić, czy w proponowanym mechanizmie część reakcji jest jednoznaczna, a część nie, badanie jednoznaczności reakcji w przegubach przeprowadzono jednym ze znanych podejść bazujących na analizie macierzy więzów – metodą porównywania rzędów (patrz np. [1, 7]). Wyniki potwierdziły, że otrzymany układ charakteryzuje się niejednoznacznościami reakcjami w obrębie części sferycznej oraz jednoznacznościami reakcjami w obrębie wkomponowanego w tę strukturę łańcucha przeniesienia napędu kłosa. Najistotniejszy wymóg wobec mechanizmu testowego jest zatem spełniony. Otrzymane wyniki jednoznaczności reakcji zilustrowano na rys. 2 (obowiązuje konwencja oznaczeń zastosowana na poprzednim rysunku).



Rysunek 2: Zaproponowany mechanizm testowy

3 Wnioski

Praca przedstawia propozycję nowego mechanizmu testowego przeznaczonego do badań układów wieloczłonowych z więzami nadmiarowymi, zainspirowanego rozwiązaniami technicznymi stosowanymi w manipulatorach równoległych. Postawione założenia zostały spełnione – zaproponowany układ przestrzenny posiada pary kinematyczne różnego typu, z których część charakteryzuje się jednoznacznościami reakcjami, część zaś niejednoznacznościami.

Podziękowania

Praca powstała w wyniku realizacji projektu badawczego o nr. 2022/45/B/ST8/00661 finansowanego ze środków Narodowego Centrum Nauki.

Piśmiennictwo

- [1] M. Wojtyra. Joint reactions in rigid body mechanisms with dependent constraints. *Mechanism and Machine Theory*, 44(12):2265–2278, 2009.
- [2] F. González and J. Kövecses. Use of penalty formulations in dynamic simulation and analysis of redundantly constrained multibody systems. *Multibody System Dynamics*, 29(1):57–76, 2013.
- [3] M. Pękal, M. Wojtyra, and J. Frączek. Free-body-diagram method for the uniqueness analysis of reactions and driving forces in redundantly constrained multibody systems with nonholonomic constraints. *Mechanism and Machine Theory*, 133:329–346, 2019.
- [4] M. Pękal, P. Malczyk, M. Wojtyra, and J. Frączek. Divide-and-conquer-based approach for the reaction uniqueness analysis in overconstrained multibody systems. *Multibody System Dynamics*, 63:367–396, 2025.
- [5] Marek Wojtyra and Janusz Frączek. Joint reactions in rigid or flexible body mechanisms with redundant constraints. *Bull. Pol. Acad. Sci.-Tech. Sci.*, 60(3):617–626, 2012.
- [6] J. García de Jalón and M. D. Gutiérrez-López. Multibody dynamics with redundant constraints and singular mass matrix: existence, uniqueness, and determination of solutions for accelerations and constraint forces. *Multibody System Dynamics*, 30(3):311–341, 2013.
- [7] M. Pękal and M. Wojtyra. Constraint-matrix-based method for reaction and driving forces uniqueness analysis in overconstrained or overactuated multibody systems. *Mechanism and Machine Theory*, 188:105368, 2023.

Sterowanie predykcyjne platformą bezzałogową typu VTOL Tilt-Rotor

Paweł Zawadzki¹, Paweł Malczyk¹

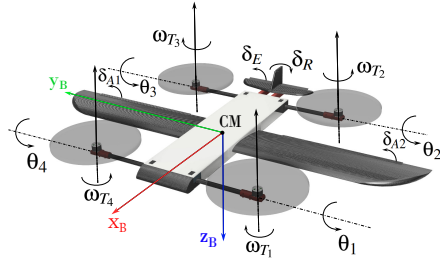
¹ Zakład Teorii Maszyn i Robotów,
Instytut Techniki Lotniczej i Mechaniki Stosowanej
Wydział Mechaniczny, Energetyki i Lotnictwa,
Politechnika Warszawska, Nowowiejska 24, 00-665, Warszawa
[pawel.zawadzki9.stud, pawel.malczyk]@pw.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

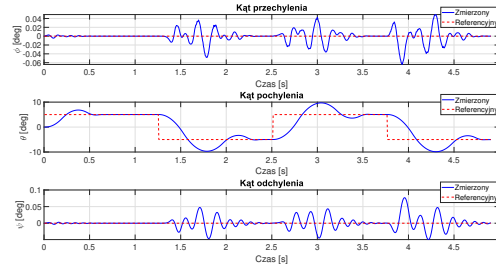
1 Wprowadzenie

Niniejszy tekst przedstawia model dynamiki oraz system sterowania predykcyjnego dla bezzałogowego statku powietrznego pionowego startu i lądowania (ang. VTOL – vertical take-off and landing z czterema niezależnie pochylanymi gondolami zespołów napędowych (patrz rys. 1). Obiekt sterowania jest wielowymiarowy i należy do klasy systemów overactuated, tj. posiadających większą liczbę sygnałów sterujących, aniżeli zmiennych sterowanych. Ze względu na skomplikowaną dynamikę oraz obciążenia aerodynamiczne układ jest wymagający pod względem regulacji i wymaga zastosowania zaawansowanych metod sterowania.

W przypadku nieliniowych obiektów wielowymiarowych o tzw. trudnej dynamice, klasyczne metody sterowania mogą nie dawać satysfakcjonującej jakości sterowania. Spośród zaawansowanych technik sterowania, metody MPC (ang. Model Predictive Control) cechują się możliwością relatywnie łatwego włączenia w zadanie optymalizacji ograniczeń na stan i sygnały sterujące [1], [2], które umożliwiają m.in. utrzymanie odpowiedniego poziomu zabezpieczeń układów wykonawczych. Integracja metod MPC w zagadnieniu sterowania układami VTOL jest problemem trudnym, wymagającym uwzględnienia wielu aspektów [3], [4]. Jednym z głównych celów pracy jest przedstawienie możliwości zastosowań regulacji predykcyjnej do architektury stałopłata z czterema zespołami napędowymi o zmiennym kącie nachylenia.



Rysunek 1: Schemat platformy VTOL Tilt-Rotor z naniesionym układem współrzędnym $\mathcal{B}$ oraz zmiennymi sterującymi



Rysunek 2: Przebiegi orientacji statku powietrznego w czasie przy zmiennej wartości referencyjnej kąta pochyleń dla $N = 20$ oraz $N_u = 10$

2 Dynamika statku powietrznego

Przedstawiony obiekt dynamiczny został opisany przez wektor zmiennych stanu $\mathbf{x}$ oraz wektor sterowania $\mathbf{u}$. Wektor stanu składa się kolejno z położenia $\mathbf{p}^{\mathcal{I}}$ i prędkości $\mathbf{v}^{\mathcal{I}}$ w układzie inercyjnym NED oraz kątów Eulera $\Psi^{\mathcal{B}}$ i pochodnych kątów Eulera $\dot{\Psi}^{\mathcal{B}}$ w układzie związanym z ramą platformy. Wektor sterowania natomiast składa się kolejno z prędkości obrotowych wirników $\omega_T = [\omega_{T1} \ \omega_{T2} \ \omega_{T3} \ \omega_{T4}]^T$ i kątów pochyleń silników $\theta_T = [\theta_{T1} \ \theta_{T2} \ \theta_{T3} \ \theta_{T4}]^T$ oraz kątów wychyleń powierzchni sterowych – wychylenie lotek, steru wysokości oraz steru kierunku

$$\mathbf{x} = [\mathbf{p}^{\mathcal{I}T}, \mathbf{v}^{\mathcal{I}T}, \Psi^{\mathcal{B}T}, \dot{\Psi}^{\mathcal{B}T}]^T \in \mathbb{R}^{12 \times 1}, \mathbf{u} = [\omega_{T1}^T, \theta_{T1}^T, \delta_{A1}, \delta_{A2}, \delta_E, \delta_R]^T \in \mathbb{R}^{12 \times 1}. \quad (1)$$

Zespoły napędowe, w postaci silników bezszczotkowych, generują siły $\mathbf{F}_r^{\mathcal{B}}$ oraz momenty $\mathbf{M}_r^{\mathcal{B}}$ działające na system. Po osiągnięciu odpowiednio dużej prędkości lotu znaczenie zyskują również siły i momenty aerodynamiczne $\mathbf{F}_a^{\mathcal{B}}$ oraz $\mathbf{M}_a^{\mathcal{B}}$. Ostatecznie na samolot działa siła grawitacji skierowana zgodnie z kierunkiem wektora $\hat{\mathbf{e}}_d$ inercyjnego układu współrzędnych $\mathcal{I}$. Równania stanu uwzględniające równania ruchu Newtona-Eulera dla obiektu przestrzennego przyjmują postać

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) = \begin{bmatrix} \frac{1}{m} \cdot \mathbf{R}_{\mathcal{B}}^{\mathcal{I}} ((\mathbf{F}_r^{\mathcal{B}} + \mathbf{F}_a^{\mathcal{B}}) - \tilde{\omega}^{\mathcal{B}} \mathbf{v}^{\mathcal{B}}) + \hat{\mathbf{e}}_d \cdot g \\ \mathbf{B}_K^{-1} \omega^{\mathcal{B}} \\ \mathbf{J}^{-1} (\mathbf{M}_r^{\mathcal{B}} + \mathbf{M}_a^{\mathcal{B}} - \tilde{\omega}^{\mathcal{B}} \mathbf{J} \omega^{\mathcal{B}}) \end{bmatrix}. \quad (2)$$

Poszczególne elementy modelu statku powietrznego zostaną bardziej szczegółowo omówione w trakcie prezentacji pracy.

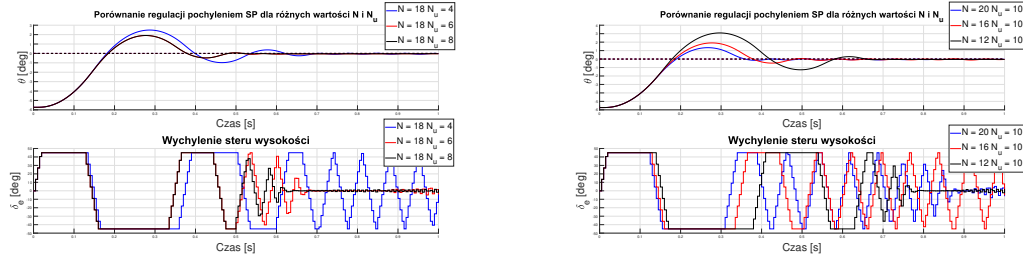
3 Sterowanie predykcyjne

W celu zmniejszenia złożoności obliczeń zastosowano metodę sterowania predykcyjnego z nieliniową optymalizacją i linearyzacją [2], gdzie w każdym kroku próbkowania zlinearyzowano model dynamiki, a na podstawie przyrostów sterowania $\Delta \hat{\mathbf{u}}(k+p|k)$ i poprawek dla trajektorii od modelu liniowego $\mathbf{M}(k)\Delta \mathbf{U}(k)$ generuje się trajektorię nominalną $\mathbf{Y}^0(k)$ na podstawie modelu nieliniowego, gdzie macierz $\mathbf{M}$ odwzorowuje zlinearyzowany model statku powietrznego.

W każdym kroku zadania MPC minimalizuje się kwadratowy wskaźnik jakości postaci (3) przy ograniczeniach nierównościowych na wyjścia $\mathbf{y}_{min}$ i $\mathbf{y}_{max}$ sterowanie $\mathbf{u}_{min}$ oraz $\mathbf{u}_{max}$ oraz ograniczeniach kostkowych na przyrosty sterowania $\Delta \mathbf{u}_{min}$ oraz $\Delta \mathbf{u}_{max}$.

$$\min_{\Delta \mathbf{U}(k)} = \sum_{p=1}^N \|y^{ref}(k+p|k) - y^0(k+p|k) - \mathbf{M}(\mathbf{k})\Delta \mathbf{U}(k)\|_{\Psi}^2 + \sum_{p=0}^{N_u-1} \|\Delta \mathbf{u}(k+p|k)\|_{\Lambda}^2, \quad (3)$$

gdzie Ψ oraz Λ to macierze wagowe. Zadanie sterowania predykcyjnego można sformułować do postaci zadania programowania kwadratowego z ograniczeniami, które jest rozwiązywane względem przyrostów sterowania na horyzoncie sterowania N_u przy uwzględnieniu horyzontu predykcji modelu nieliniowego wynoszącego N .



Rysunek 3: Wpływ rozmiaru horyzontu predykcji N oraz sterowania N_u w locie poziomym platformy VTOL Tilt-Rotor na regulację kąta pochylenia poprzez ster wysokośći

4 Wstępne wyniki oraz podsumowanie

Wstępne wyniki analiz numerycznych pokazane na rys. 3 pokazują, że sterowanie predykcyjne z odpowiednio dobranym horyzontem sterowania i predykcji daje obiecujące rezultaty jeśli chodzi o jakość regulacji wielowymiarowego obiektu klasy VTOL Tilt-Rotor. Odpowiedni dobór horyzontu sterowania jest kluczowy, gdyż jest on odpowiedzialny za główny nakład obliczeniowy algorytmu. Kiedy horyzont sterowania N_u jest za mały, to regulator predykcyjny nie jest w stanie zagwarantować odpowiedniej jakości sterowania. W pracy będą przedyskutowane różne tryby lotu urządzenia oraz wpływ strojonych parametrów regulatora predykcyjnego na jakość sterowania obiektem.

Podziękowania

Praca została sfinansowana w ramach grantu badawczego Rady Dyscypliny Naukowej Automatyka, Elektronika, Elektrotechnika i Technologie Kosmiczne przyznanego na lata 2024-2025.

Piśmiennictwo

- [1] E. Camacho, C. Bordons, Model Predictive Control. Springer, 2nd Edition, 2007.
- [2] P. Tatjewski, Sterowanie zaawansowane obiektów przemysłowych. Struktury i algorytmy. Wydanie drugie, EXIT 2017.
- [3] L. Bauersfeld, L. Spannagl, G. J. J. Ducard and C. H. Onder, "MPC Flight Control for a Tilt-Rotor VTOL Aircraft," in IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, vol. 57, no. 4, pp. 2395-2409, Aug. 2021
- [4] Q. Chen, Z. Hu, J. Geng, D. i Bai, M. Mousaei, S. Scherer. A Unified MPC Strategy for a Tilt-rotor VTOL UAV Towards Seamless Mode Transitioning, AIAA SCITECH 2024 Forum, p. 2878. January 2024

Adaptacja metod nawigacji bezwładnościowej do pomiarów położenia i orientacji w mechanizmach naziemnych

Wojciech Gajda¹, Marek Wojtyra²,

¹ Wydział Mechaniczny Energetyki i Lotnictwa
Politechnika Warszawska
Nowowiejska 24, 00-665 Warszawa
Wojciech.Gajda.dokt@pw.edu.pl

² Wydział Mechaniczny Energetyki i Lotnictwa
Politechnika Warszawska
Nowowiejska 24, 00-665 Warszawa
Marek.Wojtyra@pw.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

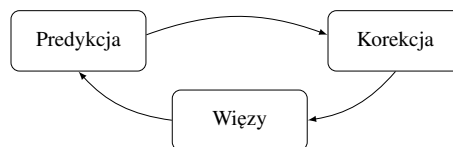
W złożonych, wielocłonowych układach mechanicznych pozyskanie precyzyjnej informacji o położeniu i orientacji członów jest w wielu technicznych zadaniach bardzo istotne. Jednak nie zawsze układy wielocłonowe są wyposażone we wbudowane czujniki umożliwiające bezpośredni, bezwzględny pomiar położenia i orientacji. Dostępne źródła informacji często cechują się niską częstotliwością pomiaru (np. wybrane systemy wizyjne), ograniczoną dokładnością (np. dalmierze) lub dostarczają informacji tylko w wybranych położeniach układu (np. wyłączniki krańcowe). Często wymagane jest określanie położenia i orientacji układu wielocłonowego z dużą częstotliwością, co w klasycznym podejściu odbywa się poprzez zastosowanie interpolacji. W takiej sytuacji wykorzystanie miniaturowych i niedrogich czujników bezwładnościowych, znanych między innymi z zastosowań lotniczych, jest jednym z możliwych sposobów zdobycia poszukiwanych informacji, umożliwia bowiem zwiększenie częstotliwości pomiaru stanu układu.

Dane z czujników bezwładnościowych są jednak obciążone stosunkowo dużymi błędami pomiarowymi. Poprawa dokładności wymaga stosowania zaawansowanych metod przetwarzania sygnałów. Niniejsza praca dotyczy opracowania i zastosowania metody umożliwiającej wykorzystanie informacji o strukturze kinematycznej mechanizmu do poprawy dokładności pomiarów. Proponowana metoda bazuje na pracach [1, 2] i wykorzystuje rozszerzony filtr Kalmana (EKF) wzbogacony o możliwość uwzględnienia ograniczeń nakładanych na zmienne stanu. Znane dotychczas metody zostały uzupełnione o iteracyjny algorytm, zainspirowany przez metodę Newtona-Raphsona, umożliwiający skorygowanie wyników pomiarów w taki sposób, by były narzucane przez strukturę kinematyczną mechanizmu pozostawały spełnione, a algorytm działał stabilnie.

2 Estymacja położenia i orientacji z użyciem filtru Kalmana i wykorzystaniem informacji o więzach

Filtr Kalmana to matematyczna metoda szacowania, pozwalająca na śledzenie stanu dynamicznego układu i filtrowanie danych pomiarowych. Początkowo ograniczony wyłącznie do układów liniowych, w rozszerzonej formie – uzyskanej przy użyciu lokalnej linearyzacji – może być stosowany wszędzie tam, gdzie możliwe jest ułożenie odpowiednich równań stanu i pomiaru. W klasycznym ujęciu, filtr Kalmana wykonuje dwa główne kroki: predykcję i korekcję. W kroku predykcji prognozowany jest nowy stan układu i wyznaczana jest kowariancja, będąca miarą niedokładności oszacowania stanu układu. W kroku korekcji, na podstawie nowych danych pomiarowych, dokonywana jest korekta wartości z kroku predykcji, uwzględniająca błędy pomiaru i poprawiająca oszacowanie stanu układu [2, 3].

Więzy nakładane na współrzędne stanu opisujące układ wielocłonowy wynikają zazwyczaj wprost ze struktury kinematycznej układu. Są formułowane wtedy, gdy liczba współrzędnych przyjętych do opisu układu jest większa niż jego liczba stopni swobody. Więzy mogą również wynikać z użytej metody opisu. W wypadku złożonych układów wielocłonowych wykorzystywanie nadmiarowego zbioru współrzędnych (zmiennych stanu) jest powszechną praktyką. Na poziomie położenia i orientacji więzy mają matematyczną postać nieliniowych równań algebraicznych.



Rysunek 1: Cykl pracy rozszerzonego filtru Kalmana uwzględniającego więzy

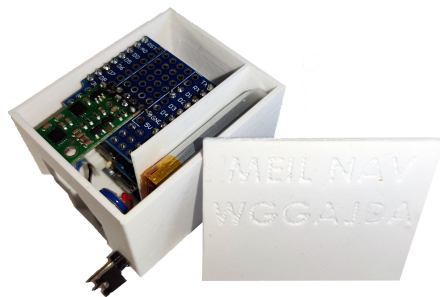
Uwzględnianie więzów podczas estymacji stanu układu z użyciem filtru Kalmana jest stosunkowo rzadko spotykane. Często praktyką jest zastosowanie równań więzów do podziału współrzędnych na zależne i niezależne, a następnie wykorzystanie w procesie estymacji jedynie współrzędnych niezależnych. Takie podejście ma jednak wady. Po pierwsze, w przypadku wielu mechanizmów nie można wybrać jednego układu współrzędnych minimalnych odpowiedniego dla wszystkich możliwych konfiguracji układu mechanicznego. Po drugie, konieczność każdorazowego dostosowania urządzenia pomiarowego (dostrojenia parametrów filtru) do mierzenia współrzędnych odpowiadających konkretnemu mechanizmowi zmniejsza uniwersalność i łatwość

użycia urządzenia, podczas gdy uwzględnienie więzów wymaga jedynie wprowadzenia odpowiednich zmian w procedurach obliczeniowych współpracujących z filtrem. Sposób uwzględniania więzów krępujących współrzędne stanu w rozszerzonym filtrze Kalmana został zaproponowany w pracy [1]. Polega on na dodaniu do algorytmu obliczeniowego trzeciej fazy (zob. rys. 1), odpowiadającej za takie skorygowanie zmiennych stanu układu, by poprawić ich zgodność z więzami.

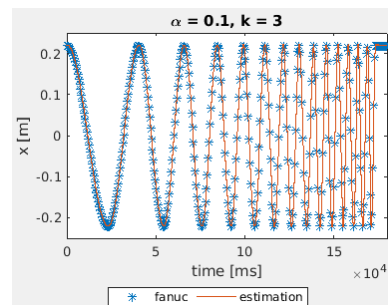
Modyfikacja algorytmu uwzględniania więzów została zaproponowana, ponieważ w trakcie testów klasycznej wersji metody stwierdzono, że nie działa ona poprawnie i dochodzi do utraty stabilności oszacowań. W oryginalnym sformułowaniu [1] dokonuje się lokalnej linearyzacji więzów, a w dodatkowej fazie pracy filtru Kalmana wykonuje się obliczenia odpowiadające pojedynczej iteracji w metodzie Newtona-Raphsona. Zaproponowana modyfikacja polega na zastąpieniu pojedynczego korygowania zmiennych stanu przez serię korekt wykonywanych z mniejszym krokiem. Za wielkość tego kroku odpowiada dodatkowy parametr $\alpha \in (0, 1)$, a liczbę kroków opisuje parameter $k \in \mathbb{N}^+$. Wielkość kroku i liczba kroków w pojedynczej korekcie mogą zostać dobrane w procesie dostrajania filtra.

3 Badania urządzenia pomiarowego i opracowanych algorytmów

Prototypowe urządzenie pomiarowe powstało na bazie mikrokontrolera ESP8266EX umożliwiającego wstępne przetwarzanie sygnałów pomiarowych i zapewniającego łączność bezprzewodową WiFi w standardzie 802.11 b/g/n. Wykorzystano czujnik bezwładnościowy Pololu MinIMU-9, zawierający akcelerometr LSM303 oraz żyroskop L3GD20. Urządzenie jest zasilane z wbudowanej baterii Li-Po, umożliwiającej 6 godzin nieprzerwanej pracy. Urządzenie pokazano na rys. 2.



Rysunek 2: Prototypowe urządzenie



Rysunek 3: Wyniki eksperymentów

Testy zostały przeprowadzone poprzez zainstalowanie urządzenia w chwytaku manipulatora szeregowego. Manipulator odtwarzał ruch postępowy i obrotowy zgodny z wirtualnymi więzami wybranego układu wieloczołowego o jednym stopniu swobody. Rysunek 3 przedstawia przebieg jednej ze składowych opisujących położenie urządzenia. Na wykresie niebieskimi gwiazdkami zaznaczono punkty, w których dostarczana była informacja o bezwzględnej pozycji, natomiast czerwona linia prezentuje estymację położenia będącą wynikiem działania algorytmu. Zastosowanie systemu pozwoliło zwiększyć częstotliwość estymacji pozycji i orientacji z 2 do 500 Hz.

4 Podsumowanie

Opracowano urządzenie pomiarowe umożliwiające dokonywanie oszacowań położenia i orientacji członu mechanizmu z dużą częstotliwością. Rezultaty symulacji i badań eksperymentalnych prototypu wykazały, że uwzględnienie w algorytmie obliczeniowym rozszerzonego filtru Kalmana informacji o strukturze kinematycznej mechanizmu, wyrażonej przez równania więzów, znacząco podnosi dokładność określania położenia i orientacji. Zaproponowano i przetestowano modyfikację metody uwzględniania więzów, umożliwiając dostrójenie procedury obliczeniowej, tak aby poprawić zbieżność obliczeń.

Podziękowania

Opisane tu prace badawcze zostały sfinansowane przez Narodowe Centrum Nauki w ramach projektu nr 2022/45/B/ST8/00661.

Piśmiennictwo

- [1] D. Simon. Kalman filtering with state constraints: a survey of linear and nonlinear algorithms. IET Control Theory & Applications 4.8:1303–1318, 2010.
- [2] D. Simon. Optimal state estimation: Kalman, H infinity, and nonlinear approaches. John Wiley & Sons, 2006.
- [3] Welch, Greg and Bishop, Gary and others. An introduction to the Kalman filter. Chapel Hill, NC, USA, 1995.

Sterowanie optymalne robotem równoległym z uczeniem i kompensacją błędu odtwarzania trajektorii

Maciej Pikuliński¹, Paweł Maciąg¹, Paweł Malczyk¹

¹ Wydział Mechaniczny, Energetyki i Lotnictwa
Politechnika Warszawska

Nowowiejska 24, 00-665, Warszawa

maciej.pikulinski@pw.edu.pl, pawel.maciag@pw.edu.pl, pawel.malczyk@pw.edu.pl

ROZSZERZONE STRESZCZENIE

1 Wprowadzenie

Sterowanie ze sprzężeniem w przód (ang. *feedforward*) jest często stosowaną techniką w robotyce. Wykorzystując model dynamiki sterowanego układu, sterownik oblicza sygnały sterujące potrzebne do osiągnięcia założonych celów. Strategie osiągnięcia celów, abstrakcyjnie określonych lub stosunkowo prostych, np. śledzenie zdefiniowanej trajektorii, wyznaczane są z wykorzystaniem sterowania optymalnego i predykcyjnego. W prezentowanej pracy używamy metody adjoint do minimalizacji funkcji celu, której wynik aplikowany jest dalej do układu w formie sterowania wyprzedzającego.

Takie podejście ma jednak pewne ograniczenia. W rzeczywistości model, na którym opiera się sterownik predykcyjny, rzadko bywa dokładny. Niemodelowane zjawiska, zakłócenia oraz niepewności parametrów mogą prowadzić do rozbieżności między przewidywaną a rzeczywistą dynamiką. W efekcie, sterownik może w niewielkim stopniu pomagać lub wręcz przeszkadzać w prowadzeniu manipulatora, np. wzdłuż pożądanej trajektorii.

Aby minimalizować przedstawione ryzyko, niezbędne jest użycie sterowania z pętlą sprzężenia zwrotnego. Zadaniem takiego regulatora jest kompensacja ww. niedokładności. Chociaż regulatory PID pozostają tutaj standardem, proponujemy zastosowanie podejścia modelowania dynamiki odwrotnej z danych (ang. Data-Driven Inverse Dynamics, DID) do uczenia błędu sterownika *feedforward*, które zostało wykorzystane z sukcesem do wspomagania tego typu sterownika opartego na sieci neuronowej [2]. Proponowana struktura sterowania (rys. 1) aktualizuje model błędów na bieżąco, wykorzystując dostarczone pomiary.

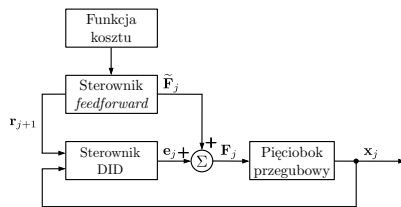
Strategię tę stosujemy do sterowania płaskim manipulatorem o dwóch stopniach swobody — pięciobokiem przegubowym z dwoma napędami (rys. 2). Układ ten był wcześniej badany pod kątem modelowania z użyciem metod uczenia maszynowego [3]. Podczas gdy wcześniejsze prace koncentrowały się na modelowaniu całego mechanizmu, w tej pracy wykorzystywane jest analogiczne podejście, lecz do wspomagania uczenia błędu sterownika ze sprzężeniem w przód, co pokazuje nowe wyzwania.

2 Wyznaczanie sterowania metodą adjoint

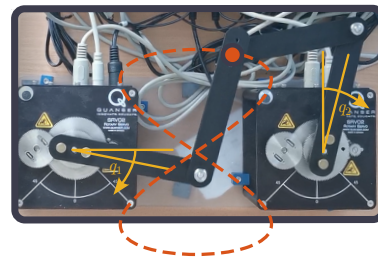
Sterownik ze sprzężeniem w przód wyznacza optymalną trajektorię i oblicza sygnał sterujący przed rozpoczęciem zadania sterowania. Pozwala to podczas testów pominąć analizę wydajności samego sterownika *feedforward* zakładając, że może on dostarczyć rozwiązania w czasie rzeczywistym, co jest wiarygodnym założeniem w świetle możliwości efektywnych i paralelizowalnych implementacji metody [4]. Zadanie sterowania optymalnego w niniejszej pracy minimalizuje następującą funkcję kosztu

$$J(\mathbf{u}) = \int_0^T h(\mathbf{x}, \dot{\mathbf{x}}, \mathbf{u}, t) dt + S(\mathbf{x}, \dot{\mathbf{x}})|_{t=T}, \quad (1)$$

gdzie $\mathbf{x}(t) \in \mathbb{R}^n$ to n -wymiarowy wektor stanu, $\mathbf{u}(t) \in \mathbb{R}^k$ to k -wymiarowy sygnał sterowania, T to ustalony czas końcowy, a $h(\cdot)$ oraz $S(\cdot)$ są podcałkową i końcową funkcją kosztu, używając implementacji algorytmu trust-region dostępnej w Matlabie.



Rysunek 1: Układ sterowania ze sterownikiem uczącym się błędu (DID) sterownika *feedforward* opartego na m. adjoint.



Rysunek 2: Pięciobok przegubowy z dwoma napędami. Kąt obrotu skrajnych łączników oznaczono jako q_1 , q_2 .

Określając model dynamiki sterowanego układu jako $\mathbf{F}(\mathbf{x}, \dot{\mathbf{x}}, \mathbf{u}, t) = \mathbf{0} \in \mathbb{R}^m$, rozwiązanie powiązanego problemu warunku końcowego prowadzi do znalezienia zmiennej adjointowej $\zeta \in \mathbb{R}^m$ niezbędnej do obliczenia gradientu $J_{\mathbf{u}}(t)$

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}(\mathbf{F}_{\mathbf{x}}^T \zeta) &= -h_{\mathbf{x}}^T + \frac{d}{dt}h_{\mathbf{x}} + \mathbf{F}_{\mathbf{x}}^T \zeta \\ \mathbf{0} &= (\mathbf{S}_{\mathbf{x}}^T + h_{\mathbf{x}}^T - \mathbf{F}_{\mathbf{x}}^T \zeta)|_T \end{cases} \longrightarrow J_{\mathbf{u}}(t) = h_{\mathbf{u}} - \zeta^T \mathbf{F}_{\mathbf{u}}. \quad (2)$$

3 Uczenie błędu sterownika ze sprzężeniem w przód

Metoda DID wyznacza zlinearyzowany model błędu $\mathbf{D} \in \mathbb{R}^{k \times 4m}$ sterownika *feedforward* – odwzorowanie $\mathbf{z}_j \in \mathbb{R}^{4m}$, zbudowanego z aktualnego stanu $\mathbf{x}_j$, $\dot{\mathbf{x}}_j$ oraz docelowego stanu w kolejnej chwili $\mathbf{r}_{j+1}$, $\dot{\mathbf{r}}_{j+1} \in \mathbb{R}^m$, do błędu sygnału sterującego $\mathbf{e}_j \in \mathbb{R}^k$, tj.,

$$\mathbf{e}_j = \mathbf{D}\mathbf{z}_j, \quad \text{gdzie} \quad \mathbf{e}_j = \mathbf{F}_j - \tilde{\mathbf{F}}_j, \quad \mathbf{z}_j = [\mathbf{x}_j^T \quad \dot{\mathbf{x}}_j^T \quad \mathbf{r}_{j+1}^T \quad \dot{\mathbf{r}}_{j+1}^T]^T \quad \text{dla} \quad j = 1, 2, \dots \quad (3)$$

$\tilde{\mathbf{F}}_j \in \mathbb{R}^k$ oznacza sygnał generowany przez sterownik *feedforward*, natomiast $\mathbf{F}_j \in \mathbb{R}^k$ to całkowity sygnał wysłany do urządzenia.

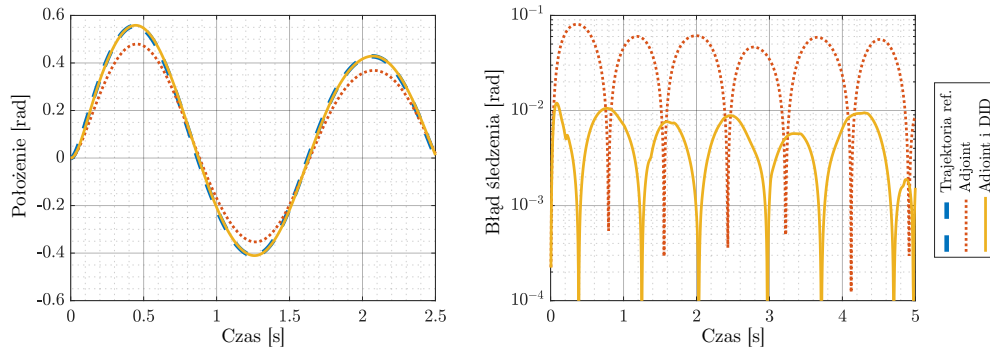
Model $\mathbf{D}$ jest wyznaczany ze wzoru $\mathbf{D} = \mathbf{E}\mathbf{Z}(\mathbf{Z}\mathbf{Z}^T + \alpha\mathbf{I})^{-1}$, gdzie $\mathbf{E}$ i $\mathbf{Z}$ to zbiory danych uczących utworzone przez poziome złożenie kolejnych wektorów $\mathbf{e}_j$ oraz $\mathbf{z}_j$, a α jest parametrem regularyzacji. Zbiór danych jest konstruowany tak, aby odwzorować idealne śledzenie trajektorii – zakładając, że żądany stan $\mathbf{r}_{i+1} \leftarrow \mathbf{x}_j$ zostaje faktycznie osiągnięty ze stanu $\mathbf{x}_i \leftarrow \mathbf{x}_{j-1}$. Model $\mathbf{D}$ może być wydajnie aktualizowany wraz z napływem nowych danych, z możliwością usuwania starszych próbek, które niosą nieaktualną informację o dynamice.

4 Wyniki symulacyjne i podsumowanie

Rys. 3 przedstawia wyniki testów symulacyjnych dla zaproponowanej struktury sterowania. Model pięcioboku został zidentyfikowany i wykorzystany do wyznaczenia sygnału sterującego w przód dla zaplanowanej ścieżki (niebieska linia). Następnie sygnał ten został użyty do sterowania zmodyfikowanym modelem, w którym współczynnik tarcia oraz stała momentu obrotowego silników zostały zmienione o 30%, aby zasymulować niedokładności modelu, na podstawie którego wyznaczono sygnał.

Włączenie sterownika DID (długość okna: 0,250 s, czas próbkowania: 0,005 s) zmniejsza błąd nadążania o rząd wielkości w porównaniu do działania samego sterowania w przód (czerwona linia). Uzyskana poprawa (pomarańczowa linia) pokazuje możliwości proponowanego podejścia (DID) do kompensacji błędów sterowania wyprzedzającego opartego na metodzie adjoint.

W dalszych etapach prac planowany jest eksperyment z rzeczywistym urządzeniem. Kluczowe będzie zbadanie strategii inicjalizacji modelu błędu, doboru długości okna oraz interpretacja modelu $\mathbf{D}$ w kontekście klasycznych regulatorów PID.



Rysunek 3: Położenie i jego błąd względem założonej trajektorii łącznika, którego kąt obrotu określa q_1 .

Piśmiennictwo

- [1] P. Maciąg, P. Malczyk, J. Frączek, Hamiltonian direct differentiation and adjoint approaches for multibody system sensitivity analysis. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2020. doi:10/gmjv4n
- [2] M. Pikuliński, P. Malczyk, R. Aarts, Data-Driven Inverse Dynamics Modelling Using Neural-Networks and Regression-Based Techniques. *Multibody System Dynamics*, 2024. doi: 10/ngdb
- [3] M. Pikuliński, P. Malczyk, Online Data-Driven Modeling of 2DOF Planar Robot Using Time-Delayed Dynamic Mode Decomposition. In *11th ECCOMAS Thematic Conference on Multibody Dynamics*, 2023.
- [4] P. Maciąg, P. Malczyk, M. Pikuliński, A Divide-and-Conquer Adjoint Method for Optimal Control of Open-Loop Multibody Systems, *IEEE Transaction on Robotics*, 2025. (w trakcie recenzji)

Indeks autorów

Adamiec-Wójcik, Iwona	41	Hendzel, Zenon	25
Bałchanowski, Jacek	29, 33, 35	Janiec, Łukasz	21
Bernat, Jakub	17	Kijania, Katarzyna	9
Brzozowska, Lucyna	41	Kordecki, Andrzej	9
Buśkiewicz, Jacek	43	Krajewski, Bartłomiej	13
Ćwian, Krzysztof	11	Leniowski, Ryszard	19
Dąbek, Przemysław	37	Maciąg, Paweł	55
Defoort, Michael	5	Malczyk, Paweł	47, 51, 55
Delicat, Jakub	37	Malinowski, Gustaw	7
Dębgórski, Błażej	37	Małek, Konrad	9
Drąg, Łukasz	39, 41	Metelski, Marek	39
Dybała, Jacek	9	Michalek, Maciej	5
Fiedeń, Mateusz	29	Muraszkowski, Artur	27, 37
Figat, Maksym	7, 13	Olinski, Michał	31
Gajda, Wojciech	53	Ożóg, Dominik	19
Gierlak, Piotr	25	Parulski, Paweł	15
Handke, Artur	33	Pazderski, Dariusz	15

Penar, Paweł	25	Stróżyk, Przemysław	35
Pękal, Marcin	49	Superczyńska, Paulina	17
Pikuliński, Maciej	55	Szrek, Jarosław	37
Roszkowska, Elżbieta	21	Wojciech, Stanisław	41
Rówienicz, Łukasz	47	Wojtyra, Marek	49, 53
Skrzypczyński, Piotr	11	Wudarczyk, Sławomir	33
Sobański, Rafał	5	Zawadzki, Paweł	51