

ISSN 2008 - 918X

- ۱ کنترل حلقه بسته بهینه جدایش جریان پله با
بهره‌گیری از برنامه‌نویسی ژنتیکی
سیروس کسمائی - مهران تاج‌فر - سامان کسمائی
- ۲۷ بررسی تأثیر پارامترهای ترموفیزیکی بر انتقال
حرارت جریان نانوسیال غیرنیوتنی در مبدل
حرارتی با لوله‌های مارپیچ قائم
حبیب کریمی - کورش جواهرده
- ۴۳ مطالعه و شبیه‌سازی اجزای محدود پدیده
دوپایایی در پوسته‌های استوانه‌ای کامپوزیتی
چندلایه تقویت شده با الیاف
هادی گورابی - شهرام هادیان
- ۵۹ بررسی تجربی و آماری تأثیر پارامترهای
ماشینکاری و نوع اینسرت بر سایش ابزار و کیفیت
سطح در تراشکاری اینکونل ۷۱۸
محمد براهنی - وحید طهماسبی
محمد توکلی پور - محمد مسعود غازی اصفهانی
- ۷۹ بررسی و مقایسه عملکرد مرطوب‌ساز تخت غشایی هوا
- هوا و هوا - هیدروژن جهت استفاده در پیل سوختی
پلیمری
سید مرتضی موسوی زاهد - ابراهیم افشاری
- ۹۵ مدل‌سازی دینامیکی و کنترل مقید یک بازوی هوایی
برای کنترل نیرو در تعامل با محیط با ضریب سفتی
نامعلوم
رضا ابراهیمی - محمدجعفر صدیق دامغانی‌زاده
فرزاد آیت‌اله‌زاده شیرازی
- ۱۱۷ مطالعه تأثیر پارامترهای عملکردی احتراق
هیدروژن بر تولید انترپی و تغییرات آنتالپی
علی اسدی

سال ۳۷، شماره ۳

پاییز ۱۴۰۴



نشریه علوم کاربردی و محاسباتی

در مکانیک

فصلنامه علمی

شماره پایانی ۴۱



نشریه علوم کاربردی و محاسباتی در مکانیک

ISSN: 2008-918X

مدیر مسئول: دکتر حمید نیازمند

سر دبیر: دکتر مهران کدخدایان
صاحب امتیاز: دانشگاه فردوسی مشهد

هیئت تحریریه:

دانشیار، دانشگاه آرام آی تی، استرالیا	دکتر اکبر آفاقی خطیبی
دانشیار، دانشگاه استرالیای جنوبی، استرالیا	دکتر کاظم ابهری
استاد، دانشگاه آرام آی تی، استرالیا	دکتر علی اکبر اکبرزاده
استاد، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، دانشکده مهندسی هوا فضا	دکتر مسعود برومند
دانشیار، دانشگاه سوانزی، انگلستان	دکتر حامد حداد خداپرست
استاد، دانشگاه صنعتی خواجه نصیرالدین طوسی، دانشکده مهندسی مکانیک	دکتر سید محمد رضا خلیلی
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر احسان روحی
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر محمود شریعتی
استاد، دانشگاه صنعتی اصفهان، دانشکده مهندسی مکانیک	دکتر ابراهیم شیرانی چهارسوقی
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر مسعود طهانی
استاد، دانشگاه کالیفرنیا، گروه بیومکانیک سلول مولکولی، آمریکا	دکتر محمد رضا کاظم پور مفرد
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر مهران کدخدایان
دانشیار، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر حمید معین فرد
استاد، دانشگاه نیو کاسل، استرالیا	دکتر بهداد مقتدری
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر محمد رضا مه پیکر
استاد، دانشگاه ایالتی کنسو آمریکا	دکتر سیمین ناصری
استاد، دانشگاه فردوسی مشهد، دانشکده مهندسی، گروه مکانیک	دکتر حمید نیازمند
استادیار، دانشگاه ایالتی کنسو آمریکا، گروه مهندسی عمران و محیط زیست	دکتر محمد جنیدی
پژوهشگر، دانشگاه یو تی آستین، آمریکا	دکتر سید محمود موسوی
پژوهشگر، دانشگاه ویکتوریا، دانشکده مهندسی و علوم کامپیوتر، کانادا	دکتر محمد رضا پندار

ویرایش و صفحه آرایی: سیده عاطفه نوعی

ویراستار: الهام دهقان

نشانی: مشهد - دانشگاه فردوسی مشهد - دانشکده مهندسی - دفتر نشریه تلفن: ۰۵۱-۳۸۸۰۶۰۲۴ دورنگار: ۰۵۱-۳۸۷۶۳۳۰۱

وب سایت: <http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir>

پست الکترونیکی: mechanic-ferdowsi@um.ac.ir

شماره نامه مجوز وزارت علوم، تحقیقات و فناوری: ۱۳۳۳۷۵ مورخ ۱۳۹۰/۷/۱۹

نمایه شده در پایگاه‌های معتبر: EBSCO, Magiran, SID, ISC, DOAJ

فهرست مطالب

۱	سیروس کسمائی - مهران تاج‌فر - سامان کسمائی	کنترل حلقه بسته بهینه جدایش جریان پله با بهره‌گیری از برنامه‌نویسی ژنتیکی
۲۷	حبیب کریمی - کورش جواهرده	بررسی تأثیر پارامترهای ترموفیزیکی بر انتقال حرارت جریان نانوسیال غیریوتنی در مبدل حرارتی با لوله‌های مارپیچ قائم
۴۳	هادی گورابی - شهرام هادیان	مطالعه و شبیه‌سازی اجزای محدود پدیده دوپایایی در پوسته‌های استوانه‌ای کامپوزیتی چندلایه تقویت شده با الیاف
۵۹	محمد براهنی - وحید طهماسبی محمد توکلی پور - محمد مسعود غازی اصفهانی	بررسی تجربی و آماری تأثیر پارامترهای ماشینکاری و نوع اینسرت بر سایش ابزار و کیفیت سطح در تراشکاری اینکونل ۷۱۸
۷۹	سید مرتضی موسوی زاهد- ابراهیم افشاری	بررسی و مقایسه عملکرد مرطوب‌ساز تخت غشایی هوا - هوا و هوا - هیدروژن جهت استفاده در پیل سوختی پلیمری
۹۵	رضا ابراهیمی - محمدجعفر صدیق‌دامغانی‌زاده فرزاد آیت‌اله‌زاده شیرازی	مدل‌سازی دینامیکی و کنترل مقید یک بازوی هوایی برای کنترل نیرو در تعامل با محیط با ضریب سفتی نامعلوم
۱۱۷	علی اسدی	مطالعه تأثیر پارامترهای عملکردی احتراق هیدروژن بر تولید انتروپی و تغییرات آنتالپی

Optimal Closed-Loop Control of Step Flow Separation Using Genetic Programming*

Research Article

Siroos Kasmaiee¹ , Mehran Tadjfar², Saman Kasmaiee³

 [10.22067/jacsm.2024.88143.1261](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.88143.1261)

Abstract-- In this research, novel model-free method based on machine learning for closed-loop control of flow separation behind a step is introduced. The primary goal of this study is to reduce the recirculation zone behind the step at a Reynolds number of 1350, which is achieved by a jet slot. In this study, the flow was simulated as unsteady and two-dimensional based on finite volume discretization. Feedback control rules have been optimized based on a cost function that includes the area of the recirculation flow and the costs associated with the injection. This optimization process was carried out using genetic programming algorithms. A tree-based genetic programming was used to construct various injection model functions and create a closed-loop control system. After evolving through 8 generations with 500 samples in each generation, the algorithm arrives at a feedback rule capable of reducing the recirculation flow area by up to 60%. This machine learning-based control system was compared with the best open-loop jet based on Kelvin-Helmholtz frequency pulsation.

Key Words. Flow control, Genetic programming, Numerical simulation, Machine learning, Computational fluid mechanics.

1- Introduction

Closed-loop control has received increasing attention in research due to its high potential to increase robustness and efficiency [1]. Due to the nonlinear nature of fluid phenomena, timely control is very challenging. The challenges of model-based control design have led us to search for model-free control rules using machine learning methods such as evolutionary algorithms or artificial neural networks [2]. Genetic programming is used to find a control law that optimizes a cost function. Like the genetic algorithm, the search space exploration is performed along with the cost function minimization [3]. The main difference and advantage over the genetic algorithm is that genetic programming optimizes arbitrary functions, which allows it to be used model-free and, therefore, explores a larger search space. Compared to the neural network, its advantage is producing the output and

providing the optimal function form. This function allows us to study the control law and gain knowledge of flow physics. These algorithms are commonly used in many logistic and pattern recognition tasks. However, genetic programming-based control laws are rare in numerical simulations of closed-loop flow control. One of the obstacles to applying this type of algorithm in the numerical simulation of flow control is that many simulations are required to satisfy the convergence criterion. According to the studies done in the control field based on genetic programming, no research has dealt with the separation of step flow in numerical simulation. Therefore, in this study, the optimal closed-loop control of step flow separation using genetic programming has been discussed numerically for the first time.

2- Modeling and Validation

A. Problem-solving method and boundary conditions

This study simulates the flow behind a step in two dimensions based on the finite volume method. A pressure-based solver is used. The semi-implicit SIMPLE numerical algorithm method has been used for pressure-related equations for pressure-velocity coupling. In this study, the turbulence model used was $k-\omega$ SST. For the input, the input velocity condition was selected. The intensity of incoming turbulence is 10%, according to similar experimental and numerical studies. The condition of the output pressure equal to the free flow pressure was considered for the flow output. For step and other walls, no-slip and adiabatic wall conditions were considered.

* Manuscript received May 20, 2024, Revised, August 19, 2024, Accepted December 28, 2024.

¹ Corresponding author. PhD Student, Department of Aerospace Engineering, Amirkabir University of Technology, Tehran, Iran.
Email: siroos.kasmaiee@aut.ac.ir.

² Associate Professor, Department of Aerospace Engineering, Amirkabir University of Technology, Tehran, Iran.

³ PhD Student, Department of Aerospace Engineering, Amirkabir University of Technology, Tehran, Iran.

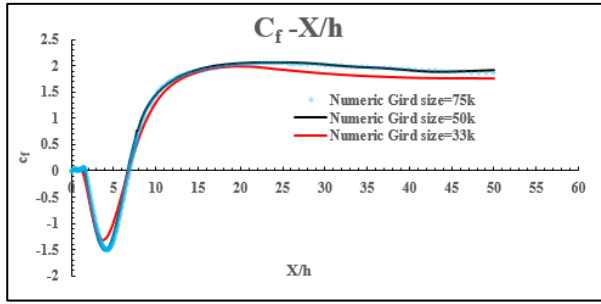


Fig. 1. The effect of grid size on step friction coefficient in terms of dimensionless distance.

B. Verification and validation

A study of independence from the grid was carried out to check the adequacy of the final grid and the lack of dependence of the aerodynamic coefficients on the grid. Fig. 1 presents the effect of the number of grid cells on the friction coefficient of the wall after the step. The final mesh has a total number of 50,000 cells.

In order to validate, we compared our numerical results with the experimental data of Driver and Seegmiller [4] and the numerical data of Chettri [5]. The comparison between the simulated and experimental results for the skin friction coefficient at the bottom wall after the step can be seen in Fig. 2. As can be seen, the present simulation results are in good agreement with the experimental results. They are even more consistent with the experimental results than the numerical work of Chettri [5]. Therefore, the present simulation correctly predicts the flow behavior and is accurate.

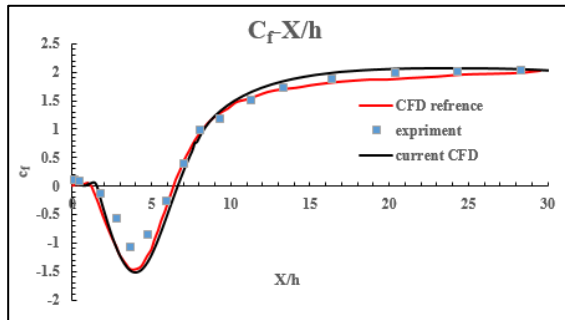


Fig. 2. Comparing the coefficient of friction behind the step with other research.

C. The location of the injector and the step investigated in the present study

A step is considered a benchmark geometry for the study of separated flows. The separation is caused by a sharp edge that creates a strong shear layer prone to Kelvin-Helmholtz instability. Due to the presence of the injector system for control and the speed limitations of the control jet, in the present study, we considered the characteristics of the injection and step system to investigate the idea of closed-loop control, as shown in Fig. 3. Reynolds was also considered in 1350.

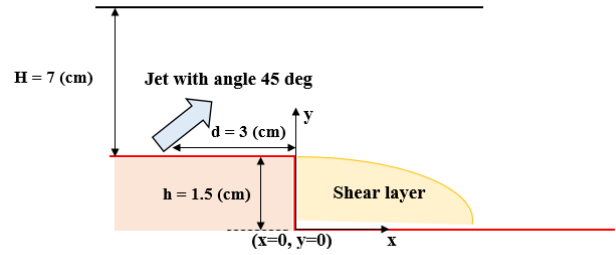


Fig. 3. Schematic of step geometry, position of slotted jet and definition of main parameters.

3-Control of Genetic Programming

Recirculation plays a significant role in the flow behind the step and is mainly used for flow evaluation as well as a target for flow separation control. The overall process of the flow closed-loop control algorithm is summarized in Fig. 4. Genetic programming is used when the problem naturally has a tree structure. Since our goal in this research is to produce a mathematical function for the jet operator and the construction of mathematical functions can also be expressed as a tree, genetic programming was used.

4- Results and Discussion

After eight generations and about 4000 simulations, the algorithm converged. The optimal control law has a complex mathematical expression:

$$b = \sin((\cos(0/65725)) - (\tanh(\tanh(\tanh(\sin(\sin(s))))))) \quad (1)$$

However, the best control law diagram for the final generation has a simple structure shown in Figure 5 for $0 \leq s \leq 1$. The region of controlled normal rotation is positive by definition. The rotation region with the best control law is always smaller than the average uncontrolled region. Note that the control law leads to its blowing as a function of s . The order of the operator b has a non-linear and monotonic dependence on s , which shows that it cannot be achieved through a linear process. By examining the jet velocity injection in the simulation, it was found that the injection occurs at $b \approx 0.4$ most of the time. At first, the injection rate is high, but this rate decreases after 3 to 4 seconds.

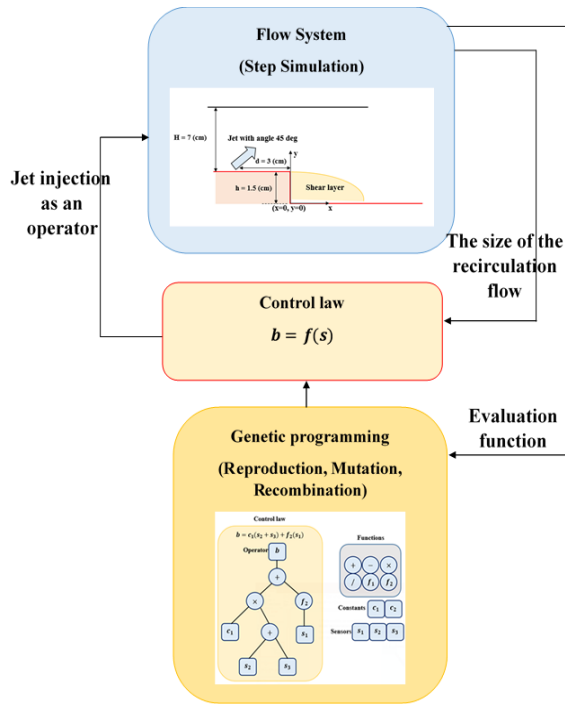


Fig. 4. Closed loop control process with genetic programming.

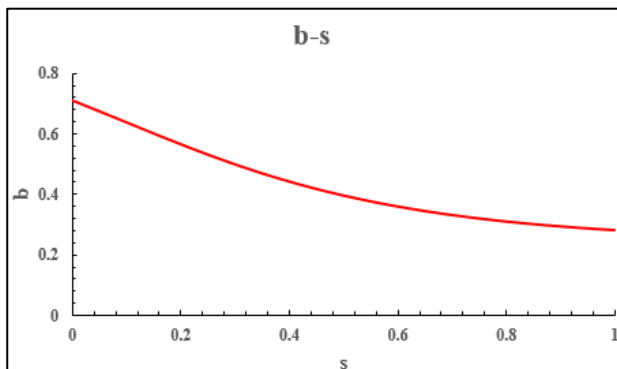


Fig. 5. Diagram of the best control law obtained from genetic programming.

5- Conclusion

This study uses machine learning control to develop an efficient control law that aims to minimize recirculation in a simulated back-step flow. Genetic programming was used as a closed-loop controller in this study. Active flow control based on jet injection was used to control the separated flow by spending energy. Therefore, the evaluation function was considered a function of the circulation area, and energy consumption was required to create this injection. In this algorithm, over eight generations, the population evolves towards more optimal solutions that reduce the cost function. It has a lower concentration and a better evaluation function than pulse injection.

6- References

- [1] N. Gautier, J.-L. Aider, T. Duriez, B. R. Noack, M. Segond, and M. Abel, "Closed-loop separation control using machine learning," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 770, pp. 442–457, 2015. <https://doi.org/10.1017/jfm.2015.95>
- [2] S. Kasmaiee, M. Tadjfar, and S. Kasmaiee, "Machine learning-based optimization of a pitching airfoil performance in dynamic stall conditions using a suction controller," *Physics of Fluids*, vol. 35, no. 9, 2023. <https://doi.org/10.1063/5.0164437>
- [3] S. Kasmaiee, M. Tadjfar, and S. Kasmaiee, "Optimization of blowing jet performance on wind turbine airfoil under dynamic stall conditions using active machine learning and computational intelligence," *Arabian Journal for Science and Engineering*, vol. 49, no. 2, pp. 1771–1795, 2024. <https://doi.org/10.1007/s13369-023-07892-9>
- [4] D. M. Driver and H. L. Seegmiller, "Features of a reattaching turbulent shear layer in divergent channel flow," *AIAA Journal*, vol. 23, no. 2, pp. 163–171, 1985. <https://doi.org/10.2514/3.8890>
- [5] C. Chettri, "Numerical solution of a 2D flow over a backward facing step," 2018. <https://doi.org/10.13140/RG.2.2.28668.64646>



کنترل حلقه بسته بهینه جدایش جریان پله با بهره‌گیری از برنامه‌نویسی ژنتیکی*

مقاله پژوهشی

سیروس کسمائی^(۱) ID، مهران تاج‌فر^(۲)، سامان کسمائی^(۳)

DOI: 10.22067/jacsm.2024.88143.1261

چکیده در این پژوهش، روش نوین و بدون نیاز به مدل‌سازی و مبتنی بر یادگیری ماشین برای کنترل حلقه بسته جدایش پشت پله معرفی شده است. هدف اصلی این مطالعه، کاهش محدوده جریان بازگشتی پشت پله در عدد رینولدز ۱۳۵۰ است که توسط یک شکاف جت این کار انجام می‌شود. در این مطالعه برپایه گسسته‌سازی حجم محدود، جریان به صورت ناپایا و دو بعدی شبیه‌سازی گردید. قوانین کنترل بازخوردی بر پایه یک تابع هزینه که شامل مساحت جریان بازگشتی و هزینه‌های مربوط به تزریق است، بهینه‌سازی شده‌اند. این فرایند بهینه‌سازی با استفاده از الگوریتم‌های برنامه‌نویسی ژنتیکی صورت گرفته است. از برنامه‌نویسی ژنتیکی که مبتنی بر ساختار درخت است برای ساخت انواع توابع مدل تزریق و ایجاد کنترل حلقه بسته سیستم استفاده شد. پس از گذشت ۸ نسل با ۵۰۰ نمونه در هر نسل، الگوریتم به یک قانون بازخوردی می‌رسد که قادر است محدوده جریان بازگشتی را تا ۶۰٪ کاهش دهد. این سیستم کنترلی مبتنی بر یادگیری ماشین با بهترین تزریقگر حلقه باز که مبتنی بر پاشش با فرکانس کلونین-هلمهولتز است، مقایسه شد.

واژه‌های کلیدی کنترل جریان، برنامه‌نویسی ژنتیکی، شبیه‌سازی عددی، یادگیری ماشین، مکانیک سیالات محاسباتی.

مقدمه

جمله الگوریتم‌های پیچیده برای پردازش و فشرده‌سازی داده‌ها و پایگاه‌های داده‌ای مکانیک سیال توسعه یافته‌اند [6,7]. با این حال، تحلیل داده‌های مکانیک سیالات بیشتر به دانش و تخصص متخصصان تجزیه و تحلیل آماری و الگوریتم‌های تحلیلی بستگی دارد. مکانیک سیالات از الگوریتم‌های یادگیری بهره می‌برد و در مقابل، چالش‌های جدیدی را پیش روی این فناوری‌ها قرار می‌دهد که می‌تواند به پیشرفت و تکامل آن‌ها کمک کند و درک انسانی و بینش مهندسی را تعمیق بخشد [8]. امروزه، یادگیری ماشین به سرعت در حال گسترش در زمینه مکانیک سیالات است و یک چارچوب مدل‌سازی ماژولار و انعطاف‌پذیر را ارائه می‌دهد که می‌تواند برای مقابله با بسیاری از چالش‌های موجود در این حوزه، از جمله کاهش ابعاد [9]، تحلیل داده‌های تجربی [10]، بهینه‌سازی شکل [11]، مدل‌سازی آشفتگی [12] و کنترل جریان

استفاده از دانش هوش مصنوعی در عرصه‌های مختلف علمی با سرعت در حال افزایش است. در حال حاضر، شاهد به‌کارگیری فناوری‌های مبتنی بر هوش مصنوعی و یادگیری ماشین در زمینه‌های متنوعی همچون بینایی کامپیوتر [1,2]، پردازش زبان طبیعی [3] و حل مسائل بهینه‌سازی [4] هستیم. مکانیک سیالات نیز، که از گذشته با حجم عظیمی از داده‌های آزمایشگاهی، اندازه‌گیری‌های میدانی و شبیه‌سازی‌های عددی در مقیاس وسیع درگیر بوده است، از این قاعده مستثنی نیست. در دهه‌های اخیر، با توجه به پیشرفت‌های صورت گرفته در سیستم‌های محاسباتی پیشرفته و تکنیک‌های اندازه‌گیری آزمایشی، داده‌های حجیم به یک واقعیت در تحقیقات مکانیک سیال تبدیل شده‌اند [5]. در نیم قرن گذشته، تکنیک‌های متعددی برای مدیریت این داده‌ها، از

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۲/۳۱ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۱۰/۸ می باشد.

Email: siroos.kasmaiee@aut.ac.ir

(۱) نویسنده مسئول، دانشجوی دکتری، دانشکده هوافضا، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران.

(۲) دانشیار، دانشکده هوافضا، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران.

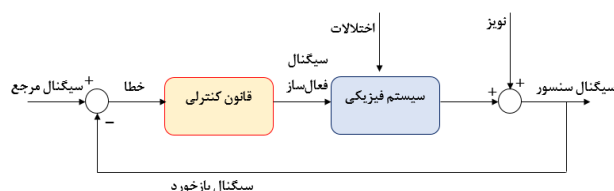
(۳) دانشجوی دکتری، دانشکده هوافضا، دانشگاه صنعتی امیرکبیر، تهران.

۳. کاهش نویز حسگر

۴. ایجاد مقاومت در برابر اغتشاشات بیرونی و عدم قطعیت مدل و از بین بردن اثر آن‌ها

الگوریتم‌های یادگیری به طور فزاینده‌ای برای بهینه‌سازی جریان و کنترل مسائل مرتبط با توابع هزینه چندگانه مورد استفاده قرار می‌گیرند. این الگوریتم‌ها، به صورت تکراری عمل می‌کنند و معمولاً نیازمند ارزیابی‌های متعدد تابع هدف هستند که بسیار بیشتر از الگوریتم‌های مبتنی بر شیب گرادیان است [15]. همچنین، آن‌ها همواره همگرایی را تضمین نمی‌کنند و توصیه می‌شود که در صورت استفاده از تکنیک‌هایی مانند روش‌های مجاور، احتیاط شود. با این حال، تکنیک‌هایی مانند یادگیری تقویتی نشان داده‌اند که می‌توانند حتی بهتر از استراتژی‌های موجود برای کنترل جریان عمل کنند [16]. در واقع، ممکن است برای برخی از کلاس‌های مسائل کنترل و بهینه‌سازی جریان، الگوریتم‌های یادگیری به صورت انتخابی عمل کنند. در مقابل مدل‌سازی جریان، الگوریتم‌های یادگیری از طریق تعامل با داده‌ها به روش‌های مختلف به بهینه‌سازی و کنترل می‌پردازند. می‌توان از یادگیری ماشین برای توسعه مدل‌های جایگزین جریان استفاده کرد که به عملکرد هزینه و پارامترهای کنترل و بهینه‌سازی مرتبط هستند. مدل‌های جایگزین مانند شبکه‌های عصبی می‌توانند حتی برای روش‌های مبتنی بر شیب نیز مفید باشند، اگرچه گاهی در دام حداقل‌های محلی می‌افتند. الگوریتم‌های چند وجهی نیز می‌توانند به عنوان نمایندگانی برای محاسبه تابع هزینه به کار روند. با پیشرفت در یادگیری، داده‌های جدید به سمت نتایج بهینه‌سازی هدایت می‌شوند. از سوی دیگر، مسئله بهینه‌سازی کنترل ممکن است به صورت یادگیری توزیع احتمال پارامترهایی که عملکرد هزینه را به حداقل می‌رسانند، توصیف شود. این توزیع احتمالی بر اساس نمونه‌برداری از تابع هزینه در طول فرایند بهینه‌سازی تولید می‌شود. علاوه بر این، روش‌های مدل‌های خطی و غیرخطی استفاده می‌شوند، به خوبی با مسائل بهینه‌سازی پیچیده و غیرخطی در کنترل جریان سازگار هستند. گفته می‌شود که با دسترسی به رایانه‌های قدرتمند، فاصله بین بهینه‌سازی و کنترل کاهش می‌یابد. با این حال، تنوع مقیاس‌های

[13] به کار رود. در حوزه کنترل جریان، اعمال کنترل‌های فعال یا غیرفعال می‌تواند تأثیرات قابل توجهی بر دینامیک جریان داشته باشد و ممکن است ماهیت سیستم را تغییر دهد، به گونه‌ای که پیش‌بینی‌های مبتنی بر داده‌های سیستم‌های بدون کنترل دشوار یا غیرممکن شود. هرچند داده‌های سیالاتی در برخی ابعاد، مانند دقت مکانی، وسیع هستند. ممکن است در دیگر ابعاد، مانند زمانی یا پارامتریک، محدود یا پراکنده باشند [8]. لذا، انجام مطالعات پارامتریک می‌تواند هزینه‌بر باشد. علاوه بر این، داده‌های سیالاتی می‌توانند در نوع خود بسیار متفاوت باشند و انتخاب مناسب روش‌های یادگیری ماشینی نیازمند دقت و توجه خاصی است. همچنین، بسیاری از سیستم‌های سیالاتی غیرثابت هستند و حتی در مورد جریان‌های پایا، بدست آوردن نتایج آماری معتبر می‌تواند هزینه‌بر و زمان‌بر باشد. در بحث کنترل جریان، به جای تصمیم‌گیری‌هایی که صرفاً بر اساس مرجع مورد نظر انجام می‌شود و در کنترل حلقه باز مشاهده می‌شود می‌توان با سیگنال برگشتی از اندازه‌گیری سنسور خروجی سیستم، حلقه را بسته به گونه‌ای که کنترل‌کننده بداند که آیا به هدف مورد نظر رسیده است یا خیر. نمودار کنترل بازخوردی حلقه بسته در شکل (۱) نشان داده شده است.



شکل ۱. نمودار کنترل بازخوردی حلقه بسته

بازخورد مبتنی بر سنسور، راه‌حلی برای مشکلاتی فراهم می‌کند که با کنترل حلقه باز ایجاد می‌شود. اغلب می‌توان با کمک بازخورد سنسور، یک سیستم ناپایدار را پایدار کرد در حالی که هرگز نمی‌توان این کار را با یک کنترل‌کننده حلقه باز انجام داد. علاوه بر این، کنترل حلقه بسته نسبت به اختلالات بیرونی و عدم قطعیت مدل مقاوم است که هر دو مورد در خروجی سنسور اندازه‌گیری می‌شوند. به طور خلاصه، کنترل بازخوردی برای کارهای زیر ضروری است [14]:

۱. بهینه‌سازی یک حالت یا خروجی با توجه به تابع هزینه معین
۲. ایجاد پایداری یک سیستم ناپایدار



شکل ۲. تقسیم بندی کلی انواع کنترل‌های مبتنی بر یادگیری ماشین

مطالعات زیادی بر روی شبیه‌سازی عددی نمونه‌های صنعتی که فقط به بررسی فیزیک جریان بدون استفاده از کنترل جریان می‌پردازند، انجام شده است [18]. از طرفی تزریق جت یکی از پرکاربردترین و متداول‌ترین پدیده‌هایی است که ما در زندگی خود شاهد آن هستیم و تقریباً در همه امور زندگی با آن مواجه هستیم [19]. لذا پژوهشگران نیز به سرعت به استفاده از این مکانیزم‌ها برای کنترل جریان پرداختند. موارد متعددی از اجرای موفقیت‌آمیز کنترل جریان به شکل غیرفعال و فعال با حلقه باز مشاهده شده است از جمله می‌توان به مطالعات کسمائی و همکاران [20,21]، گوتیه و ایدر [22] اشاره کرد. کنترل حلقه بسته به دلیل پتانسیل بالای خود برای افزایش استحکام و کارآمدی، مورد توجه فزاینده‌ای در تحقیقات قرار گرفته است [23-27]. در آزمایش‌ها، بیشتر کنترل‌های حلقه بسته به صورت تطبیقی [23,27] و بر پایه نیروی دوره‌ای که به آرامی تغییر می‌کند، استوار هستند. به دلیل طبیعت غیرخطی پدیده‌های سیال، کنترل به موقع بسیار چالش‌برانگیز است. اکثر طراحی‌های کنترل مبتنی بر مدل بر پایه یک مدل خطی کاهش‌یافته و سفارشی (محلی) هستند و از تداخل فرکانسی صرف‌نظر می‌کنند. کاهش ابعاد مدل برای استحکام و توانایی اجرای آنلاین در آزمایش‌ها حیاتی است [23,24]. تعداد اندکی از مدل‌های کاهش‌یافته مبتنی بر کنترل به تداخل فرکانسی می‌پردازند. چالش‌های طراحی کنترل مبتنی بر مدل ما را به سمت جستجوی قوانین کنترل بدون مدل با استفاده از روش‌های یادگیری ماشینی مانند الگوریتم‌های تکاملی [28] یا شبکه‌های عصبی مصنوعی [29] سوق داده است. این پژوهش بر پایه و توسعه کارهای پیشگامانه در زمینه کنترل

مهم فضایی و غیرخطی بودن فرایندها، بهینه‌سازی زمان واقعی برای کنترل جریان را به یک چالش برای دهه‌های آینده تبدیل می‌کند [8].

کنترل‌های مبتنی بر یادگیری ماشین، که زیرمجموعه‌ای از حوزه‌های یادگیری ماشین، نظریه کنترل هوشمند و شاخه کنترل محسوب می‌شوند، به حل مسائل مربوط به کنترل بهینه با استفاده از روش‌های یادگیری ماشین می‌پردازند. چهار دسته اصلی مسائلی که اغلب با آن‌ها روبرو هستیم عبارتند از [17]:

۱. شناسایی پارامتر کنترل: در صورتی که ساختار قانون کنترل مشخص باشد اما پارامترها ناشناخته باشند، کنترل‌های مبتنی بر یادگیری ماشین به کار گرفته می‌شوند تا این پارامترها را شناسایی کنند. به عنوان مثال، می‌توان از الگوریتم‌های ژنتیکی برای بهینه‌سازی ضرایب یک کنترل‌کننده مشتق‌گیر یا کنترل بهینه زمان گسسته استفاده کرد.

۲. طراحی کنترلر به عنوان مسئله رگرسیون نوع اول: اگر سیگنال‌های سنسور و دستورات تحریک بهینه برای هر حالت شناخته شده باشند، کنترل‌های مبتنی بر یادگیری ماشین می‌توانند نداشت عمومی غیرخطی را از سیگنال‌های حسگر به دستورات تحریک تقریب بزنند. این کار معمولاً با استفاده از شبکه‌های عصبی انجام می‌شود.

۳. طراحی کنترلر به عنوان مسئله رگرسیون نوع دوم: کنترل‌های مبتنی بر یادگیری ماشین می‌توانند قوانین کنترل غیرخطی دلخواه را که عملکرد هزینه را به حداقل می‌رسانند، شناسایی کنند حتی بدون نیاز به دانستن مدل یا ساختار قانون کنترلر. بهینه‌سازی در این حالت بر اساس عملکرد کنترلر (عملکرد هزینه) صورت می‌گیرد و برنامه‌نویسی ژنتیکی یکی از روش‌های قدرتمند برای این منظور است.

۴. کنترلر یادگیری تقویتی: قانون کنترل ممکن است به طور مداوم بر اساس تغییرات عملکرد اعمال شده (پاداش) اندازه‌گیری و با استفاده از یادگیری تقویتی به‌روزرسانی شود.

به طور خلاصه، کنترل‌های مبتنی بر یادگیری ماشین شامل کنترل شبکه عصبی، کنترل مبتنی بر الگوریتم ژنتیک، کنترل برنامه‌نویسی ژنتیکی و کنترل یادگیری تقویتی می‌باشند [17]. این کنترلرها را می‌توان مطابق شکل (۲) دسته‌بندی کرد.

جریان این است که تعداد زیادی آزمایش برای برآورده کردن معیار همگرایی مورد نیاز است. چندین مطالعه تجربی به استفاده از این مدل یادگیری در کار خود پرداختند. دورریز و همکاران [35] از برنامه‌نویسی ژنتیکی برای یافتن قوانین کنترل حلقه بسته در مسائل کنترل جریان استفاده کرده‌اند. این رویکرد هنگام اعمال بر روی سیستم‌های پویای پیچیده برای کنترل آشفته‌گی حلقه بسته در یک آزمایش مؤثر واقع شد. گوئی و همکاران [36] در کار تجربی خود به بررسی استفاده از برنامه‌نویسی ژنتیکی برای کنترل جریان و کاهش منطقه جدایش پایین‌دست یک پله پرداختند. در سایر بخش‌های مکانیک بشدت از کنترل حلقه بسته استفاده شده است. کنترل لغزش سیستم تعلیق خودرو [37]، کنترل ارتفاع ربات میکرومحرک پیچشی دو درجه آزاد [38]، کنترل ارتفاع ربات سیار چرخ‌دار چندحالتی [39]، کنترل گام متغیر برای یک کوادروتور [40]، کنترل حرکت یک ربات کروی بر روی سطح شیب‌دار [41]، نمونه‌های از مطالعاتی است که در آن از کنترل بازخوردی حلقه بسته استفاده شده است.

در بررسی مطالعات صورت گرفته، در زمینه کنترل مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی پژوهشی که بصورت شبیه‌سازی عددی بر روی جدایش جریان پله پرداخته باشد، یافت نشد. در هیچ پژوهشی به کنترل حلقه بسته با برنامه‌نویسی ژنتیکی در شبیه‌سازی‌های سیالاتی بمنظور کنترل جریان پرداخته نشده بود که نبود کد لازم برای کوپل نرم‌افزارهای سیالاتی با برنامه‌نویسی ژنتیکی و تعداد زیاد شبیه‌سازی مورد نیاز برای همگرایی این الگوریتم از دلایل نپرداختن سایرین به این موضوع بوده است. اما از آنجایی که این الگوریتم دارای بازدهی بالا می‌باشد و در سایر بخش‌ها توانسته است عملکرد درخشانی را در زمینه کنترل حلقه بسته از خود نشان دهد. لذا در کار حاضر برای اولین بار به کنترل حلقه بسته بهینه جدایش جریان پله با بهره‌گیری از برنامه‌نویسی ژنتیکی به صورت عددی پرداخته شده است. در این پژوهش برای اولین بار استفاده از توسعه کد به کوپل کردن نرم‌افزارهای سیالاتی با برنامه‌نویسی ژنتیکی پرداخته شد و در ادامه حدود ۴ هزار شبیه‌سازی انجام شد تا یک قانون کنترل حلقه بسته مؤثر برای کنترل جریان به دست آید. در بخش مدل‌سازی و صحت‌سنجی، روش شبیه‌سازی و صحت‌سنجی توصیف شده است. برنامه‌نویسی ژنتیکی نیز در بخش کنترل برنامه‌نویسی ژنتیکی ارائه شده است. نتایج کنترل حلقه بسته در نتایج و بحث

مبتنی بر یادگیری ماشین توسط رشنبرگ [30]، لی و همکاران [29] و میلانو و کوموتساکوس [31] استوار است. تکنیک‌های مرتبط برای دستیابی به این هدف شامل الگوریتم‌های ژنتیکی، شبکه‌های عصبی مصنوعی و برنامه‌نویسی ژنتیکی هستند. الگوریتم‌های ژنتیک برای اولین بار توسط رشنبرگ [30] برای کنترل جریان پیشنهاد شدند. آن‌ها در مکانیک سیالات برای بهینه‌سازی شکل [32]، بهینه‌سازی کنترل بازخورد برای آشفته‌گی دیواره [33]، یافتن پیکربندی‌های بال بهینه در پرواز حشرات [34] بکار رفته‌اند. در این مثال‌ها، هدف بهینه‌سازی پارامترهای تنظیم است و الگوریتم برای جستجوی بهترین پارامترهای یک قانون کنترل مشخص به کار می‌رود. الگوریتم‌های ژنتیک می‌توانند برای جلوگیری از گرفتار شدن در حداقل‌های محلی به کار گرفته شوند. کنترل بدون مدل با استفاده از روش‌های یادگیری ماشینی توسط لی و همکاران [29] با استفاده از شبکه‌های عصبی مصنوعی ارائه شده است. در حالی که شبکه‌های عصبی می‌توانند با ترکیب پیچیده‌ای از توابع سیگموئید به راه‌حل‌ها نزدیک شوند، عملکرد آن‌ها به طرح یادگیری پیاده‌سازی شده بستگی دارد. اگر طرح یادگیری کلاسیک انتشار خطاها پیاده‌سازی شود، آنگاه الگوریتم جستجو مبتنی بر گرادین است که امکان گیرکردن در اکسترم‌های محلی را دارد. الگوریتم مبتنی بر تکامل قابلیت گریز از این نقاط را دارند.

تکنیک سوم که برنامه‌نویسی ژنتیکی است برای یافتن یک قانون کنترل که یک تابع هزینه را بهینه‌سازی می‌کند، استفاده می‌شود. همانند الگوریتم ژنتیک، کاوش فضای جستجو همراه با کمینه‌سازی تابع هزینه انجام می‌شود. تفاوت اصلی و مزیت نسبت به الگوریتم ژنتیک این است که برنامه‌نویسی ژنتیکی توابع دلخواه را بهینه‌سازی می‌کند، که امکان استفاده آن را به صورت بدون مدل فراهم می‌آورد و بنابراین فضای جستجوی بزرگتری را مورد بررسی قرار می‌دهد. نسبت به شبکه عصبی نیز، مزیت آن در تولید خروجی است فرم تابع بهینه را نیز در اختیار قرار می‌دهد. این امکان مطالعه قانون کنترل و کسب دانش از فیزیک جریان را فراهم می‌آورد. این الگوریتم‌ها به طور معمول در بسیاری از وظایف لجستیکی و تشخیص الگو استفاده می‌شوند. با این حال، قوانین کنترل مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی در شبیه‌سازی عددی کنترل جریان حلقه بسته نادر هستند. یکی از موانع برای کاربرد این نوع الگوریتم در شبیه‌سازی عددی کنترل

مدل آشفتگی مورد استفاده $SST k - \omega$ بود که به دلیل موفقیت آن در پیش بینی دقیق جدایش جریان‌های مشابه بود. در گسسته سازی فضایی از بالادست مرتبه دوم برای معادلات تکانه خطی و معادلات انتقال آشفتگی استفاده شد. در گسسته سازی معادله فشار از روش انتخاب فشار متناوب (pressure staggering option) استفاده شد.

شرایط مرزی و ناحیه محاسباتی

در این مطالعه یک پله در رینولدز $3/9 \times 10^4$ مورد بررسی قرار گرفته است. برای ورودی شرط سرعت ورودی انتخاب گردید. شدت توربولانس ورودی با توجه به کار مشابه تجربی و عددی [42-44]، ۱۰ درصد در نظر گرفته شده است. برای خروجی جریان شرط فشار خروجی برابر فشار جریان آزاد در نظر گرفته شد. برای پله و سایر دیوارها شرط دیوار بدون لغزش و آدیاباتیک در نظر گرفته شد. با توجه به مطالعات قبلی [42-44] ناحیه محاسباتی جریان پشت پله ۵۰ برابر ارتفاع پله در نظر گرفته شد. ناحیه محاسباتی و شبکه در اطراف پله در شکل (۳) قابل مشاهده است.

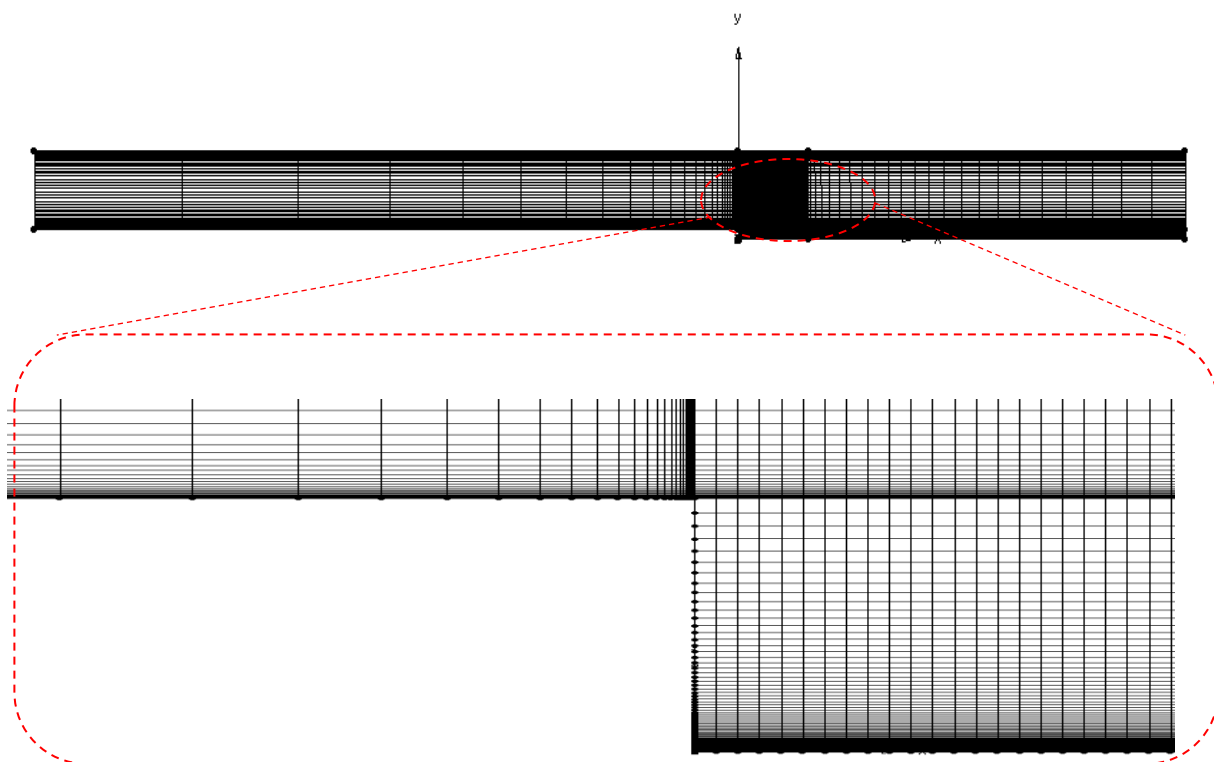
بیان شده است و در بخش آخر یافته‌های اصلی پژوهش حاضر را خلاصه کرده است.

مدل سازی و صحت سنجی

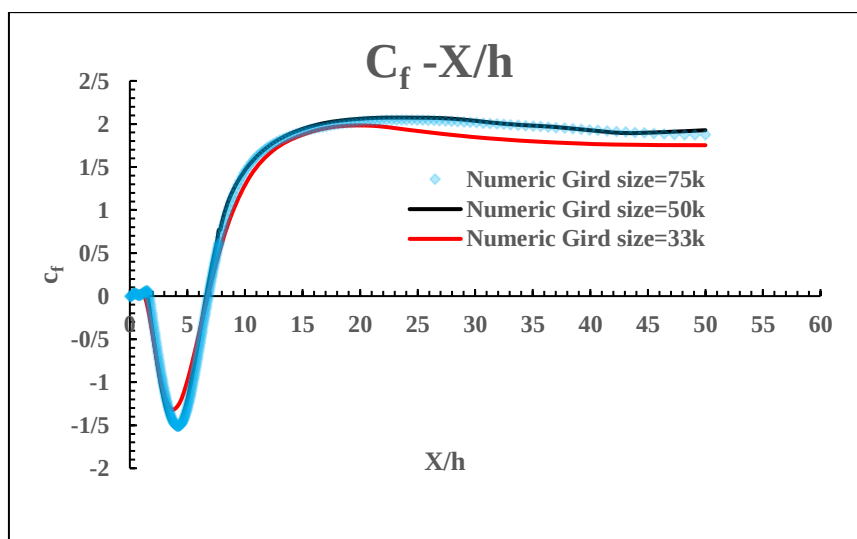
در این بخش ابتدا به مدل سازی مسئله که شامل حلگرهای مورد استفاده جریان، شرایط مرزی و ناحیه محاسباتی است پرداخته می‌شود. سپس به بررسی استقلال حل از شبکه پرداخته شد. در آخر برای استفاده از شبیه سازی در مراحل بعدی لازم است که درستی و صحت آن بررسی شود پس به اعتبار سنجی با نتایج حاصل از روش تجربی می‌پردازیم.

روش حل مسئله

در این مطالعه جریان به صورت پایا و دو بعدی برپایه روش حجم محدود شبیه سازی شده است. از حلگر مبتنی بر فشار استفاده شده است. از روش الگوریتم عددی نیمه ضمنی SIMPLE برای معادلات مربوط به فشار برای کوپلینگ سرعت فشار و از روش رینولدز - میانگین ناویر استوکس ناپایا برای مدل سازی خواص آشفتگی جریان استفاده شده است. در این مطالعه



شکل ۳ ناحیه محاسباتی و شبکه در اطراف پله



شکل ۴ تاثیر اندازه شبکه در ضریب اصطکاک دیوار بعد پله
برحسب فاصله بی بعد

استقلال از شبکه

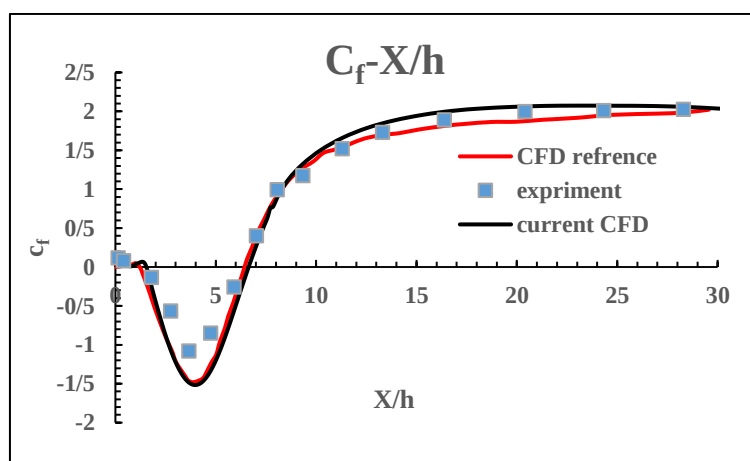
به منظور بررسی کفایت شبکه نهایی و عدم وابستگی ضرایب آیرودینامیکی به شبکه، مطالعه استقلال از شبکه انجام شد. شبکه نهایی شامل تعداد کل سلول ۵۰۰۰۰ بوده است. تاثیر تعداد سلول شبکه بر ضریب اصطکاک دیوار بعد از پله در شکل (۴) ارائه شده است. دقت شود حدود این تعداد سلول از مطالعات قبلی [42-44] بدست آورده شد که در این مطالعات تعداد کل سلول‌ها ۳۵۰۰۰ بود. همانطور که مشاهده می‌شود شبکه ۳۳۰۰۰ با شبکه ۵۰۰۰۰، تفاوت قابل توجهی دارد و نتایج مستقل نشده است. اما شبکه ۷۵۰۰۰ با شبکه ۵۰۰۰۰ تفاوت آنچنانی ندارد لذا شبکه شامل تعداد کل سلول ۵۰۰۰۰ را بعنوان شبکه نهایی انتخاب کردیم.

اعتبارسنجی

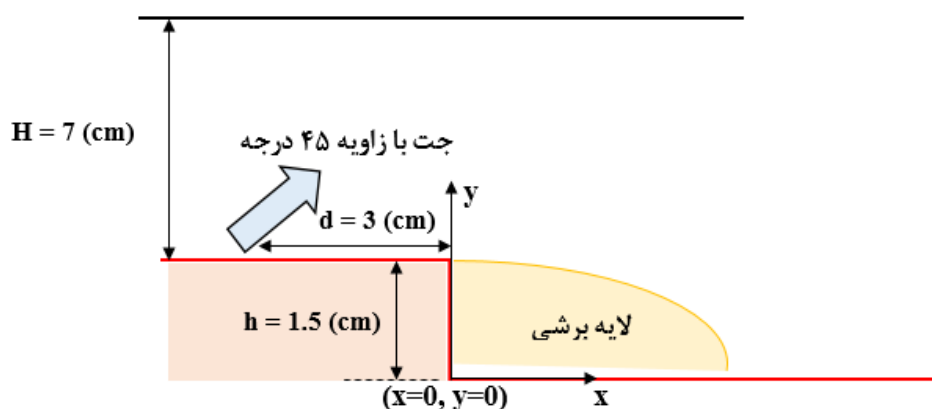
اعتبارسنجی تضمین می‌کند که مدل ریاضی حل شده به طور دقیق فیزیک مسئله را دنبال می‌کند. به منظور اعتبارسنجی، نتایج عددی خود را با داده‌های تجربی درایور و سیگمیل [43] و داده‌های عددی چتری [42] مقایسه کردیم. طول اتصال مجدد یک پارامتر حساس است که آن را یک پارامتر مهم برای مقایسه می‌کند. طول اتصال مجدد با کمک ضریب اصطکاک پوستی

محاسبه شد. ضریب اصطکاک پوستی تابعی از تنش برشی دیوار و فشار دینامیکی است. تنش برشی دیوار در نقطه اتصال مجدد به دلیل گرادیان سرعت صفر در نقطه اتصال، مجدد صفر است و در نتیجه باعث می‌شود ضریب پوسته در نقطه اتصال مجدد صفر شود. مقایسه بین نتیجه شبیه‌سازی شده و نتایج تجربی برای ضریب اصطکاک پوست در دیواره پایینی بعد از پله را می‌توان در شکل (۵) مشاهده کرد. همانطور که مشاهده می‌شود نتایج شبیه‌سازی حاضر با نتایج تجربی تطبیق خوبی دارد و حتی از کار عددی چتری [42] با نتایج تجربی بیشتر همخوانی دارد. بنابراین می‌توان گفت که شبیه‌سازی حاضر بدرستی رفتار جریان را پیش‌بینی می‌کند و از دقت خوبی برخوردار است.

بر اساس نقاط داده ضریب اصطکاک پوسته، طول اتصال مجدد از طریق شبیه‌سازی ۶/۱۴ بود در حالی که نتایج تجربی طول اتصال مجدد را برابر $0.10 \pm 6/26$ گزارش کرده بود. لذا این نشان می‌دهد که نتیجه شبیه‌سازی شده دارای خطای تقریبی ۱/۲۹ درصد است. از آنجایی که تفاوت بین مقدار تجربی و مقدار محاسباتی بسیار کم است، می‌توان بیان کرد که نتایج عددی در بحث طول اتصال مجدد نیز مشابه داده‌های تجربی است.



شکل ۵ مقایسه ضریب اصطکاک در پشت پله با سایر پژوهش‌ها



شکل ۶ طرحی از هندسه پله، موقعیت جت شکافدار و تعریف پارامترهای اصلی

محور جت با دیوار ۴۵ درجه است و سرعت جت قابل تغییر است جریان کنترل خواهد شد و این جت امکان هر دو مکانیزم مکش و دمش را فراهم می‌کند.

کنترل برنامه نویسی ژنتیکی

برنامه نویسی ژنتیکی

برنامه‌نویسی ژنتیکی (GP)، یک الگوریتم تکاملی است که هم ساختار و هم پارامترهای یک نگاشت ورودی-خروجی را بهینه می‌کند. از برنامه‌نویسی ژنتیک برای یادگیری و حصول قوانین کنترلی به صورت فرایندی تکراری استفاده خواهد شد که به عنوان نگاشت‌های غیرخطی از خروجی‌های یک سیستم دینامیکی (سنسورها) به ورودی‌های سیستم (محرک‌ها) برای به

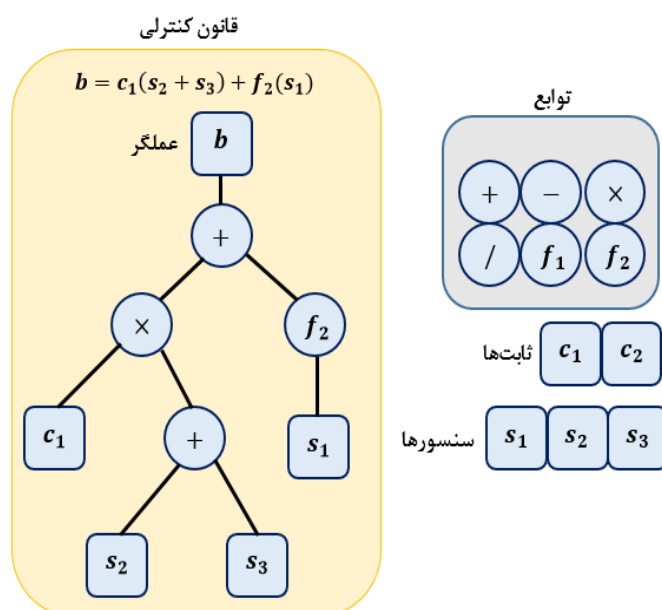
مکان تزریقگر و پله مورد بررسی پژوهش حاضر

حال که روش شبیه‌سازی صحت سنجی شد به بررسی سیستم تزریق می‌پردازیم. به علت وجود سیستم انژکتور برای کنترل و محدودیت‌های سرعت جت کنترلی در مطالعه حاضر مشخصات سیستم تزریق و پله را برای بررسی ایده کنترل حلقه بسته به صورت شکل (۶) در نظر گرفتیم. رینولدز مورد بررسی ۱۳۵۰ نیز در نظر گرفته شد. یک پله، یک هندسه معیار برای مطالعه جریان‌های جدا شده در نظر گرفته می‌شود. جدایش توسط یک لبه تیز ایجاد می‌شود که یک لایه برشی قوی مستعد ناپایداری کلون-هلمهولتز ایجاد می‌کند. آشفتگی‌های بالادست در لایه برشی تقویت شده که منجر به اختلالات پایین دست قابل توجهی می‌شود. با استفاده از تزریق جریان از یک جت که زاویه بین

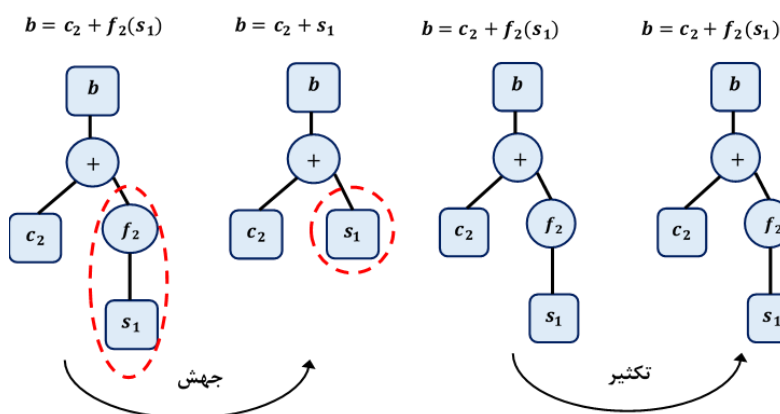
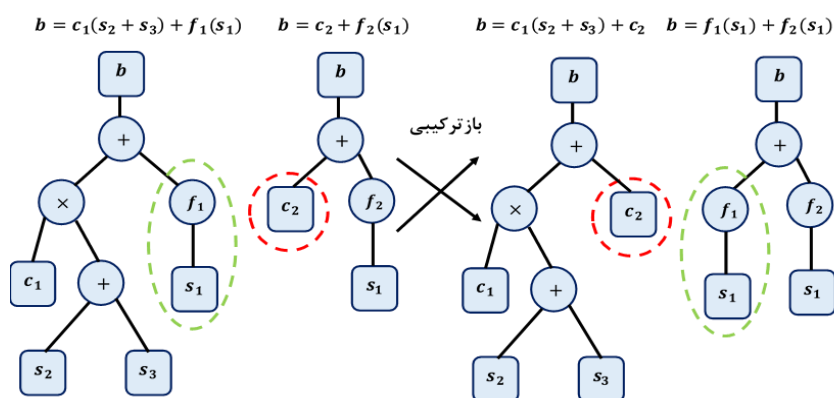
ایجاد درخت یک تابع بصورت بازگشتی، مطابق شکل (۷) برای قانون کنترلی $b = K(s)$ می‌باشد. در این نمایش، ریشه درخت متغیر خروجی است، هر نقطه انشعابی یک عمل ریاضی مانند $+$ ، $-$ ، $\times$ ، $/$ ، است. هر شاخه ممکن است دارای توابع اضافی باشد. برگ‌های درخت ورودی و ثابت است. در کنترل مبتنی بر یادگیری ماشین، اندازه‌گیری‌های سنسورها، ورودی‌ها و سیگنال فعال‌سازی، ریشه درخت هستند.

برنامه نویسی ژنتیکی از همان عملکردهای تکاملی استفاده می‌کند که برای ایجاد افراد در نسل‌های بعدی در الگوریتم ژنتیک به کار برده می‌شد. تنها تفاوت آن این است که این عملیات بر روی ساختار درخت پیاده‌سازی شده است. عملیات تکثیر، بازترکیبی و جهش به صورت شماتیک در شکل (۸) برای برنامه نویسی ژنتیکی نشان داده شده‌است. مانند سایر الگوریتم‌های تکاملی احتمال انتخاب هر عمل ژنتیکی تعادلی بین اکتشاف ساختارهای جدید و بهره‌برداری از ساختارهای موفق قبلی در بهینه‌سازی می‌باشد. استفاده از برنامه‌نویسی ژنتیکی برای کنترل یادگیری ماشین منجر به ایجاد کنترل مقاوم برای آشفتگی در سیستم‌های بسیار غیرخطی مربوطه می‌شود که روش‌های کنترل سنتی معمولاً کارا نیستند.

حداقل رساندن تابع هزینه معینی عمل می‌کنند. الگوریتم ژنتیکی (GA) نوعی الگوریتم تکاملی است که برای شناسایی و بهینه‌سازی پارامترهای نگاشت ورودی-خروجی استفاده می‌شود. در مقابل، برنامه‌نویسی ژنتیکی برای بهینه‌سازی ساختار و پارامترهای نگاشت استفاده می‌شود. الگوریتم ژنتیک و برنامه‌نویسی ژنتیکی هر دو مبتنی بر تکثیر نسل افراد با انتخاب بر مبنای تابع هدف هستند. افرادی که یک نسل را تشکیل می‌دهند در ابتدا به طور تصادفی تشکیل می‌شوند و هر فرد ارزیابی می‌شود و عملکرد آنها بر اساس تابع هزینه و مقدار شایستگی مقایسه می‌شوند. یک فرد در الگوریتم ژنتیک با مجموعه‌ای از مقادیر پارامترها در یک مدل پارامتری برای بهینه‌سازی ارتباط دارد. در برنامه‌نویسی ژنتیکی، هر فرد با ساختار قانون کنترلی و پارامترهای خاص آن ارتباط دارد. بعد از اینکه نسل اولیه با افرادی که بصورت رندوم ایجاد شده‌اند، شکل گرفت، هر یک از افراد ارزیابی می‌شوند و براساس عملکرد خود در تابع هزینه، مقدار شایستگی آن‌ها تعیین می‌شود. افرادی که تابع هزینه کمتری دارند، شایستگی بالاتری دارند و احتمال بیشتری برای حضور در نسل بعدی دارند. مجموعه‌ای از قوانین یا عملیات ژنتیکی وجود دارد که تعیین می‌کند افراد برتر چگونه به نسل بعدی انتقال می‌یابند. نگاشتی که توسط برنامه نویسی ژنتیکی کشف می‌شود از طریق



شکل ۷. بازنمایی درختی از تابع نشان دهنده فردی در برنامه نویسی ژنتیکی



شکل ۸. عملیات ژنتیکی برای ایجاد یک نسل از درختان تابع از افراد نسل قبلی در یک برنامه نویسی ژنتیکی

از میدان‌های سرعت لحظه‌ای محاسبه می‌شود را به عنوان ورودی ارزیابی کنیم. این کمیت که یک گسترش دوبعدی از طول ناحیه چرخش است را با استفاده از سرعت در هر لحظه و هر مکان محاسبه قابل محاسبه است. پس $S(t)$ ، که مساحت لحظه‌ای برگشتی بی‌بعد است از رابطه زیر تعیین می‌شود:

$$S(t) = \frac{A_{\text{cont}}}{A_0} = \frac{A_{\text{cont}}(t)}{\frac{1}{T} \int_0^T A_{\text{uncont}}(t) dt} \quad (1)$$

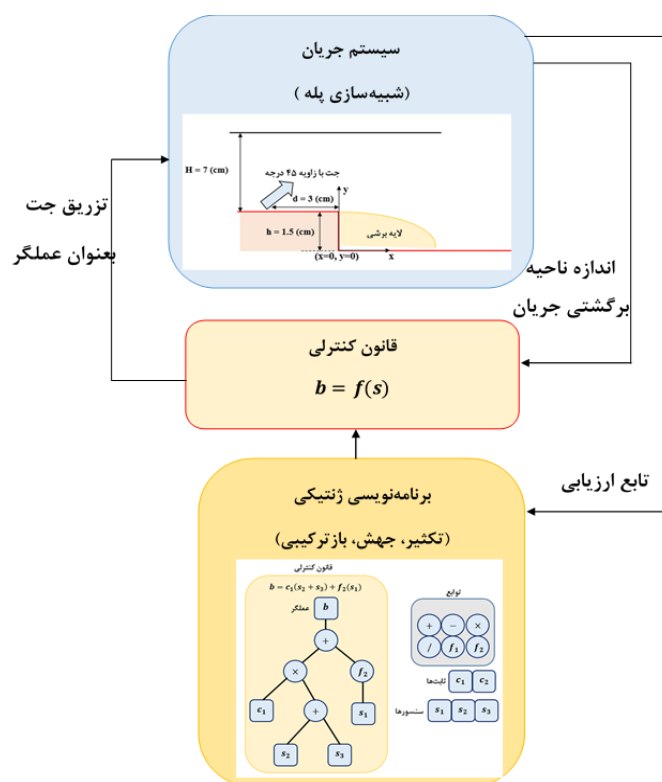
تابع ارزیابی و چارچوب کلی الگوریتم کنترلی مطالعه حاضر

گردش مجدد نقش عمده‌ای در جریان پشت پله ایفا می‌کند و به طور عمده برای ارزیابی جریان و همچنین هدفی برای کنترل جدایش جریان استفاده می‌شود. همچنین نشان داده شده است که حباب گردش مجدد را می‌توان به پسا مرتبط کرد لذا ما انتخاب کردیم که وضعیت جریان از طریق ناحیه گردش مجدد آنی را که

که T زمان ارزیابی می‌باشد که ۶۰ ثانیه در نظر گرفته شد و سیگنال S میانگین زمانی مساحت ناحیه گردشی بی‌بعد می‌باشد. $b = U_i/U_{\max}$ است که نسبت سرعت جت به حداکثر سرعت که قابل اعمال است می‌باشد. W ضریب وزنی می‌باشد که میزان اهمیت عملکرد و یا هزینه تزریق را متعادل می‌کند که آن را با توجه به پیشنهادات در کارهای سایرین و اهمیت مصرف انرژی برابر ۱/۵ قرار دادیم که جریمه هزینه تزریق سنگین باشد و همچنین کنترلر عملکرد مناسبی داشته باشد. چون امکان ایجاد توابع کنترلی خارج از محدودیت‌های موردنظر وجود دارد قبل از اعمال باید توابع بررسی شوند و در صورت صحت اعمال شوند. افراد در هر نسل بر اساس مقدار تابع هزینه مرتب می‌شوند و افراد نسل بعد با تکرار همین افراد و یا جهش و یا ترکیب آن‌ها ساخته می‌شوند. احتمال تکرار شدن ۱۰ درصد احتمال جهش ۲۰ درصد و ترکیب ۷۰ درصد می‌باشد. این روند ادامه می‌یابد تا یکی از دو شرط برقرار شود: یا تابع هزینه صفر شود که بطور کلی این اتفاق رخ نمی‌دهد و یا بهترین مقدار تابع هزینه در چندین نسل ثابت بماند که اکثر مواقع این شرط برقرار می‌شود. این فرایند در شکل (۹) خلاصه شده است.

که $A_{\text{cont}}(t)$ مساحت ناحیه برگشتی لحظه‌ای جریان و A_0 میانگین زمانی مساحت ناحیه برگشتی برای جریان غیر کنترلی می‌باشد A_{uncont} نیز مساحت ناحیه برگشتی لحظه‌ای برای جریان غیر کنترلی می‌باشد. نسل اول بصورت تصادفی ایجاد می‌شود. در هر نسل مقدار تابع هدف محاسبه می‌شود و هر نسل با توجه به نسل قبلی بدست می‌آید و این کار اینقدر ادامه می‌یابد که یا به مینیمم سراسری تابع هزینه برسیم و یا ارزیابی دچار واماندگی شود. برای هر نسل ۵۰۰ فرد در نظر گرفته شد تا مقدار مناسبی هم از نظر زمان شبیه‌سازی و هم از نظر عملکرد الگوریتم برای مطالعه حاضر باشد. این مقدار، مقدار مناسبی برای همگرایی در مسائل یک ورودی، یک خروجی است. درخت‌های نسل اول توسط کاربر و تصادفی تولید می‌شوند. گره‌های درخت‌ها توابع $(\sin, \cos, \exp, \log, \tanh)$ و عملگرهای پایه‌ای $(+, -, /, \times)$ هستند. عبارت بدست آمده از درخت در واقع قانون کنترلی حلقه بسته است. تابع هدف نیز برای بروز رسانی هر فرد به مسئله کنترلی باید الحاق می‌شود که تابع هدف J ، که نشان‌دهنده کاهش ناحیه برگشتی با جریمه صرف انرژی برای تزریق است، بصورت زیر تعریف شد:

$$J = \langle S \rangle_T + w \langle b \rangle_T^2 > 0 \quad (2)$$



شکل ۹ فرایند حلقه کنترل بسته دارای برنامه‌نویسی ژنتیکی

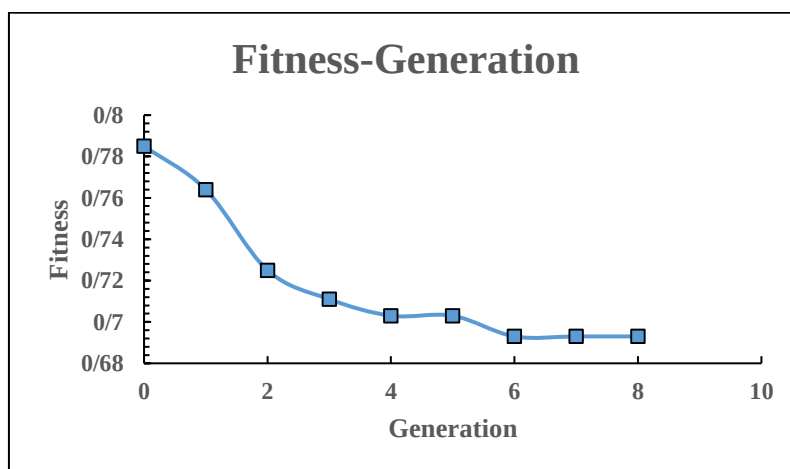
بهتر انتخاب شوند (هر چه تابع ارزیابی بهتر باشد، شانس بیشتری برای انتخاب شدن دارد). پس معیار انتخاب بصورت رتبه‌بندی بر مبنای تابع ارزیابی است. سپس یالی که قرار است بازترکیب انجام شود برای دو والد نیز بصورت تصادفی انتخاب می‌شود و سپس یال‌های مربوطه با هم تعویض می‌شوند. چون کروموزوم‌ها بصورت ساختار درخت (ساختمان داده درخت) در نظر گرفته شده است لذا انتخاب و پیدا کردن یال و تعویض آن با یال دیگر به آسانی قابل انجام است (در مباحث ساختمان داده درخت در علوم کامپیوتر الگوریتم‌های آن پیاده‌سازی شده است). در جهش بعد از انتخاب تصادفی یال از کروموزوم موردنظر، یک یال دیگر که آن نیز بصورت تصادفی ساخته شده است با یال مربوطه تعویض می‌شود.

نتایج و بحث

همگرایی کنترلر مبتنی بر یادگیری ماشین

بهترین فرد از منظر تابع ارزیابی در شکل (۱۰) برای هر نسل نشان داده شده است. این نمودار در حقیقت روند همگرایی الگوریتم برنامه‌نویسی ژنتیکی را بیان می‌کند. همانطور که مشاهده می‌شود پس از اینکه هیچ پیشرفت قابل توجهی در سه نسل، از نسل پنجم تا هشتم، بدست نیامد الگوریتم متوقف شد. با افزایش تعداد نسل‌ها، معیار همگرایی الگوریتم بسیار شبیه به هم می‌شود. ارزیابی و انجام ۸ نسل که شامل ۴ هزار شبیه‌سازی بوده است حدوداً یک ماه به طول کشید. در پایان ماه، مرحله آموزش به پایان رسید و یک قانون کنترل حلقه بسته موثر بدست آمد. بهترین تابع کنترلی جت برای هر نسل که الگوریتم توانسته است به آن دست پیدا کند در جدول (۱) قابل مشاهده است.

برای کوپلینگ برنامه نویسی ژنتیکی با شبیه‌سازی به علت نبود نرم‌افزار مربوطه مجبور به توسعه کد برای انجام این فرایند شدیم. از کد استاندارد برنامه‌نویسی ژنتیکی که برای رگرسیون موجود بود استفاده شد و فایل‌های مورد نیاز به آن اضافه گردید تا بتوان سیستم حلقه بسته را به شبیه‌سازی اضافه کنیم. برنامه‌نویسی ژنتیکی در حقیقت برنامه‌های رایانه‌ای را که به صورت سستی با ساختار درختی در حافظه تعریف می‌شوند، تکامل می‌دهد. می‌توان درختان را به سادگی در روشی بازگشتی ارزیابی کرد. هر گره درخت یک تابع عملگر دارد و هر گره ترمینال شامل یک عملوند است. به این ترتیب، به سادگی می‌توان عبارات ریاضی را تکامل داد و ارزیابی کرد. برنامه‌نویسی ژنتیک زمانی استفاده می‌شود که مسئله به صورت طبیعی دارای ساختار درختی باشند. از آنجایی که ما در این پژوهش هدفمان تولید تابع ریاضی برای عملگر جت است و ساخت توابع ریاضی را نیز می‌توان در قالب درخت بیان کرد، از برنامه‌نویسی ژنتیکی استفاده شد. لذا کدگذاری کروموزوم‌ها در واقع خود ساختار درخت توابع است و هر درخت یک کروموزوم است. کمیت مستقل برای ساخت توابع در اینجا مساحت لحظه‌ای برگشتی بی‌بعد است که بر اساس این متغیر، توابع ساخته می‌شوند و عملگرهای ساخت تابع نیز (sin, cos, exp, log, tanh) و (+, -, /, X) است. از طرفی عملگرهای جهش و بازترکیبی و تکثیر نیز باید روی درخت اعمال شوند که نمونه‌ای از اعمال آن‌ها در شکل (۹) قابل مشاهده است. در ابتدا نسل اولیه بصورت رندوم تولید می‌شود و تابع ارزیابی آن‌ها نیز با شبیه‌سازی مشخص می‌گردد. این نسل سپس بر اساس تابع ارزیابی مرتب می‌شود. دو کروموزوم والدین از جمعیت با توجه به تابع ارزیابی آنها انتخاب می‌شود تا والدین



شکل ۱۰. بهترین فرد از منظر تابع ارزیابی بر حسب نسل

جدول ۱ بهترین تابع کنترلی جت برای هر نسل

اندازه معیار ارزیابی بهترین فرد تا آن نسل	اندازه معیار ارزیابی بهترین فرد هر نسل	تابع بهترین فرد هر نسل	نسل
۰/۷۸۵	۰/۷۸۵	$b = 0.52742 \times s$	۰
۰/۷۶۴	۰/۷۶۴	$b = \tanh(\exp(s)/s)$	۱
۰/۷۲۵	۰/۷۲۵	$b = \exp(\exp(s - 0.50141)/-\tanh(s)) \times \sin(s)$	۲
۰/۷۱۱	۰/۷۱۱	$b = \exp(\sin(\cos(s)) - \tanh(s)) \times \sin(s)$	۳
۰/۷۰۳	۰/۷۰۳	$b = \sin(\sin(s) + s) + \tanh(s) - \cos(0.29572)$	۴
۰/۷۰۳	۰/۷۰۳	$b = s \times \exp(\sin(\cos(s))/-\tanh(s))$	۵
۰/۶۹۳	۰/۶۹۳	$b = \sin((\cos(0.65725)) - (\tanh(\tanh(\tanh(\sin(\sin(s)))))))$	۶
۰/۶۹۳	۰/۶۹۳	$b = \sin(\sin(\sin(s))) \times (\tanh(\tanh(\tanh(\sin(\sin(s))))))$	۷
۰/۶۹۳	۰/۶۹۳	$b = \sin(\tanh(\exp(\cos(s)))) - (\tanh((\cos(s) + (s))) - (\cos(s) + (0.9526))))$	۸

با این حال، نمودار بهترین قانون کنترل برای نسل نهایی ساختار ساده‌ای دارد. همانطور که در شکل (۱۱) برای $0 \leq s \leq 1$ نشان داده شده است. ناحیه چرخش نرمال کنترل‌شده طبق تعریف مثبت است. ناحیه چرخش با بهترین قانون کنترلی همیشه کوچکتر از میانگین منطقه کنترل نشده است. توجه داشته باشید که قانون کنترل منجر به دمش به عنوان تابعی از s می‌شود. دستور عملگر b وابستگی غیرخطی و یکنواخت با s دارد که نشان می‌دهد نمی‌توان از طریق فرایند خطی به آن دست یافت. یک فرایند غیرخطی که با افزایش تزریق جت در ابتدا ناحیه جدایش را بشدت کاهش می‌دهد. این تزریق با s کاهش می‌یابد. دلیل زیاد بودن دمش در ابتدا را می‌توان آن دانست که در ابتدا کنترلر می‌خواهد جدایش جریان زیاد رشد نکند و با این کار عملاً سرکوب گردابه‌ها برای جدایش کامل جریان را انجام می‌دهد و سبب می‌شود جدایش زیادی را شاهد نباشیم. با بررسی تزریق سرعت جت در شبیه‌سازی مشخص شد که بیشتر اوقات، تزریق در $b \approx 0/4$ رخ می‌دهد. در ابتدا نرخ تزریق بالا است اما بعد ۳ تا ۴ ثانیه این نرخ کاهش می‌یابد. توجه به این نکته مهم است که ماهیت فرکانس پایین این تحریک، عملگرهای آهسته که در صنعت داریم را قادر می‌سازد تا بر جریان‌ها تأثیر مثبت بگذارند. این روش می‌تواند محدودیت‌های قوی موجود بر روی عملگرها در تنظیمات صنعتی که معمولاً با ریزش گردابی با فرکانس بالا (معمولاً چند صد هرتز برای آیرودینامیک خودرو یا هواپیما در

همانطور که مشاهده می‌شود توابع مختلفی با ترکیب گره‌های درخت توابع $(\sin, \cos, \exp, \log, \tanh)$ و عملگرهای پایه‌ای $(+, -, \times, /)$ ساخته شده است. در نسل‌های ابتدایی فرم توابع ساده‌تر است و هرچه نسل افزایش پیدا کرده است فرم توابع نیز پیچیده‌تر شده است. دلیل آن را می‌توان به عملیات ژنتیکی برای ایجاد یک نسل از درختان تابع از افراد نسل قبلی که شامل بازترکیبی، جهش و تکثیر است مرتبط دانست.

تجزیه و تحلیل بهترین قانون کنترل به دست آمده از

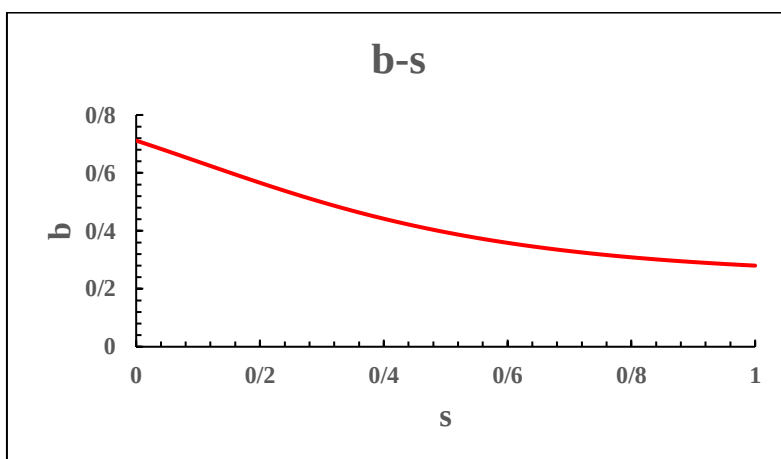
طریق برنامه‌نویسی ژنتیکی

مقدار تابع ارزیابی در پژوهش حاضر مستقیماً از شبیه‌سازی عددی بدست می‌آید. در حقیقت برای هر کروموزوم تولیدی یک شبیه‌سازی کامل انجام شده است به همین دلیل است که حدوداً ۴۰۰۰ شبیه‌سازی فلوئنت برای پیدا کردن بهینه کنترل حلقه بسته در این پژوهش انجام شده است. در این پژوهش در کد خود برای تعیین تابع ارزیابی، بصورت اتوماتیک نرم افزارهای ساخت شبکه و فلوئنت اجرا و شبیه‌سازی انجام شد و مقدار تابع ارزیابی از فایل خروجی فلوئنت خوانده شود. لذا وقتی که جواب بهینه بدست آمد دیگر نیاز به شبیه‌سازی مجدد و مقایسه با نتایج عددی نیست. قانون کنترل بهینه یک عبارت پیچیده ریاضی دارد:

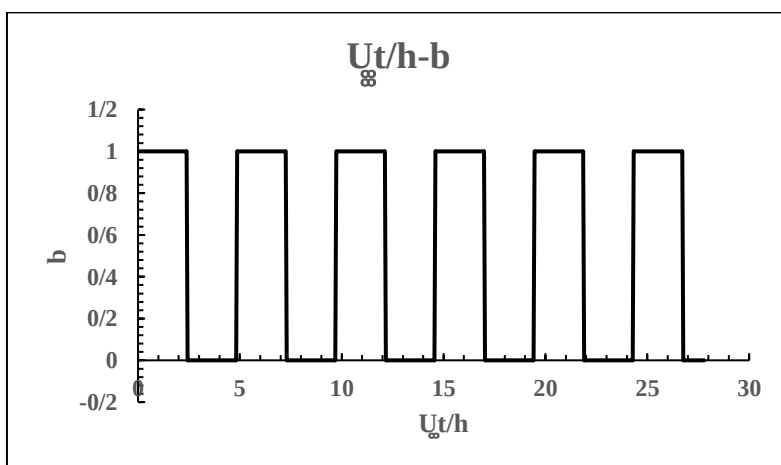
$$b = \sin((\cos(0/65725)) - (\tanh(\tanh(\tanh(\sin(\sin(s))))))) \quad (۳)$$

برنامه‌نویسی ژنتیکی، نیز شبیه‌سازی شد. عملگر تزریق پالسی مطابق شکل (۱۲) در نظر گرفته شد. در شکل (۱۳)، نحوه کنترل ناحیه چرخشی برای حالت کنترل حلقه بسته با برنامه‌نویسی ژنتیکی و عملگر پالسی نسبت به کنترل‌نشده قابل مشاهده است. همانطور که ملاحظه می‌شود در هر دو تزریق ما شاهد کاهش شدید ناحیه چرخش نسبت به حالت کنترل‌نشده در طول زمان هستیم. در تزریق پالسی ناحیه چرخشی بی‌بعد بین $0/23$ تا $0/53$ در نوسان است. اما در تزریق برنامه‌نویسی ژنتیکی ما از ثانیه تقریباً ۵ ام شاهد کنترل این ناحیه و رسیدن آن به مقدار $0/4$ هستیم. بنابراین از نظر عملکرد لحظه‌ای تزریق جت بهینه برنامه‌نویسی ژنتیکی بهتر توانسته است عمل کند و ما شاهد نوسان در ناحیه چرخش نیستیم.

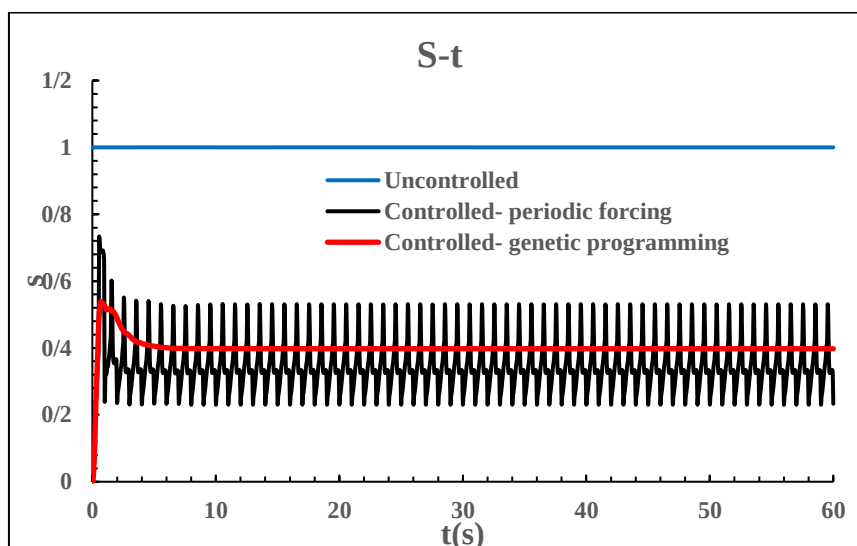
مقیاس کامل) سروکار دارند، را حذف کند. علاوه بر این، نشان داده شده است که ناحیه گردش مجدد و طول گردش مجدد به یک شکل رفتار می‌کنند پس می‌توان در کارهای صنعتی از سنسورهای فشار دیوار برای ارزیابی طول گردش مجدد در زمان واقعی استفاده کرد که می‌تواند به عنوان ورودی برای این قانون کنترل جدید استفاده شود و کاربردهای واقعی را قابل اجرا کند. تزریق جریان بصورت پالسی با فرکانس جریان ریخته‌شده یک روش موثر برای کاهش ناحیه برگشتی می‌باشد. بدین منظور از فرکانس کلونین-هلمهولتز با دوره کاری پنجاه درصد (نصف زمان، جت فعال است) استفاده می‌شود [27]. گوتیه و آیدر [27] بیان کردند که فرکانس جریان ریخته‌شده در این نوع جریان ۱ هرتز است که این فرکانس کلونین-هلمهولتز است. در این مطالعه تزریق جریان بصورت پالسی برای مقایسه با تابع کنترلی



شکل ۱۱ نمودار بهترین قانون کنترل بدست آمده از برنامه‌نویسی ژنتیکی



شکل ۱۲ تزریقگر پالسی اعمال‌شده با فرکانس کلونین-هلمهولتز



شکل ۱۳ تغییرات ناحیه جدایش بر حسب زمان برای تزریق‌گر مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی و تزریق‌گر پالسی

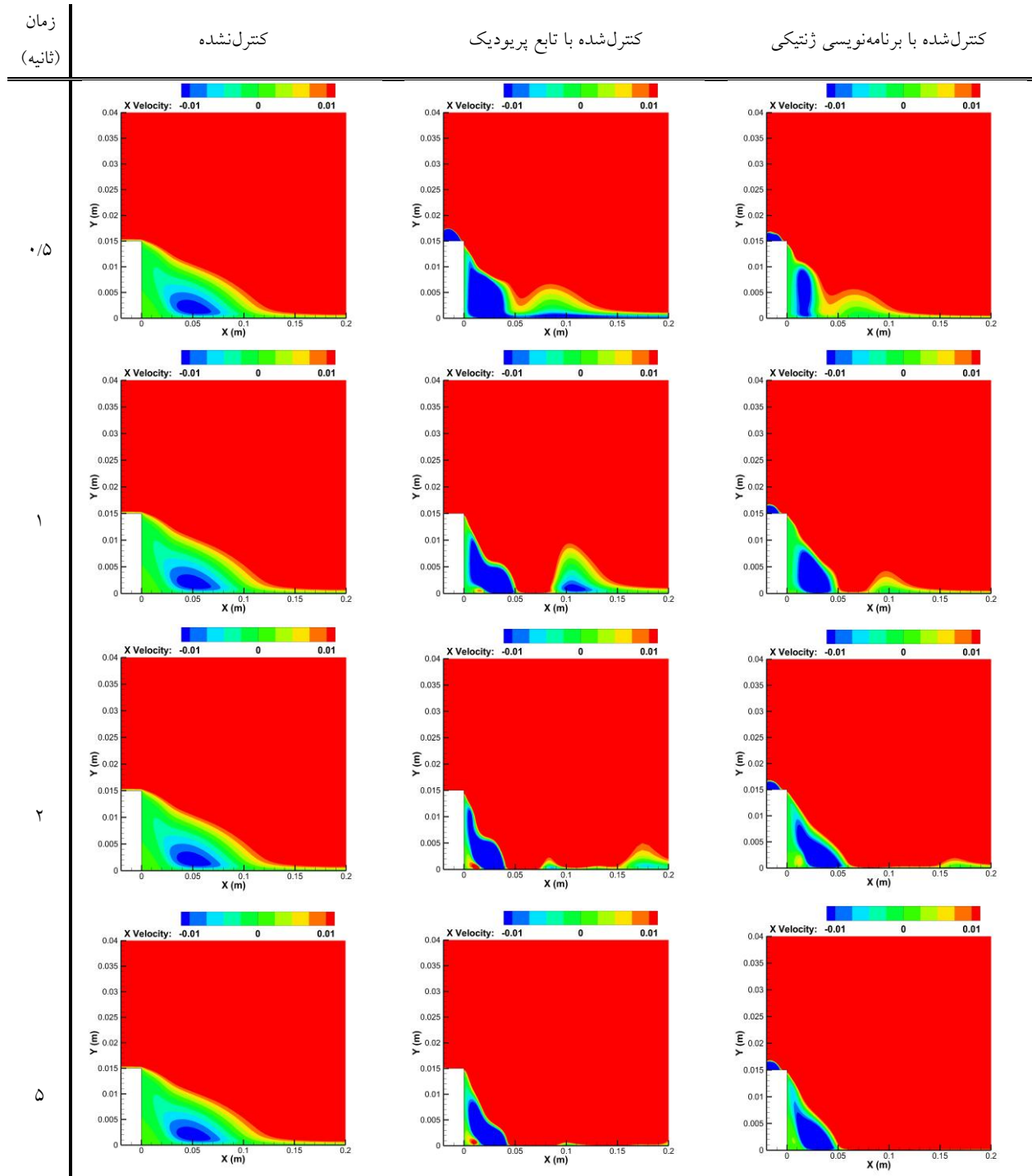
است در واقع به جداسازی جریان کمک کند. این پدیده زمانی می‌تواند اتفاق بیفتد که جت با لایه مرزی تعامل داشته باشد و باعث جدا شدن آن از سطح شود. در این تزریق‌گر جت بخوبی توانست با اعمال گرادیان فشار منفی در جهت جریان و مخالفت با گرادیان فشار مثبت موجود سبب چسبیده شدن بیشتر و جدایش کمتر جریان شود. وقتی جریان جدایش کمتری داشته باشد سبب خواهد شد که جریان برگشتی که ناشی از گردابه‌های مختلف بوجود آمده از جدایش جریان است، نیز کمتر شود. در نتیجه ناحیه برگشتی بشدت کاهش می‌یابد. به منظور بررسی اثر جت‌ها در رفتار جریان، از کانتور سرعت در راستای x استفاده شد که در شکل (۱۴) قابل مشاهده می‌باشد. این کانتور در زمان‌های مختلف برای سه حالت نمونه بدون جت و دو نمونه جت (پالسی و مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی) رسم شده‌است. در این شکل همانطور که مشاهده می‌شود برای نمونه کنترل‌نشده ما شاهد جدایش و ناحیه چرخشی زیاد در طول زمان هستیم و این جدایش و ناحیه چرخشی تقریباً در طول زمان ثابت است. در نمونه‌های دارای تزریق‌گر در ابتدا برای زمان ۰/۵ تا ۲ ثانیه ناحیه جدایش تزریق‌گر پالسی خیلی بیشتر از تزریق‌گر مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی است اما بعد از ۲ ثانیه ناحیه جدایش این دو تزریق‌گر تقریباً یکسان می‌شود. البته مقدار کمی در این زمان‌های نشان داده شده جدایش در تزریق‌گر پالسی کمتر بنظر می‌رسد که باید توجه داشت در سیکل خاموش این ناحیه کمی افزایش خواهد یافت. دو تزریق‌گر تقریباً تا زمان ۵ ثانیه در حالت گذرا خود بودند و رفته رفته در طول زمان توانستند ناحیه جدایش را کاهش دهند.

کمیت‌های میانگین‌گیری شده مساحت لحظه‌ای برگشتی بی‌بعد و نسبت بی‌بعد سرعت تزریق به همراه تابع ارزیابی برای دو حالت تزریق پالسی و برنامه‌نویسی ژنتیکی در جدول (۲) بیان شده‌است. همانطور که مشاهده می‌شود تزریق‌گر پالسی توانسته بطور میانگین ۰/۶۵ ناحیه برگشتی را کاهش دهد. البته دقت شود شاید توانسته‌است ناحیه جدایش را بطور میانگین کاهش دهد اما همانطور که بیان شد نوسانات شدیدی در این کمیت برای این تزریق‌گر شاهد هستیم که خیلی از منظر صنعتی و کارایی مناسب نیست. در مصرف انرژی تزریق‌گر مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی توانسته بهتر عمل کند و همین موضوع سبب شده‌است که معیار ارزیابی آن نسبت به تزریق‌گر پالسی بهتر باشد. مقدار تابع هزینه برای این تزریق‌گر پالسی $I_{\text{periodic}} = 0/722$ و مقدار تابع هزینه در کنترلر حاصل از برنامه نویسی ژنتیکی $I_{\text{genetic}} = 0/693$ می‌باشد. به وضوح مشخص است که کنترلر با استفاده از یادگیری ماشین بهتر عمل کرده‌است. از نظر کاهش ناحیه برگشتی هر دو بصورت یکسان عمل کرده‌اند ولی در روش پرودیک از فرکانس ۱ هرتز که فرکانس کلونین-هلمهولتز است، استفاده شده در حالی که در کنترلر با استفاده از یادگیری ماشین، عملگر با فرکانس پایین مورد استفاده قرار گرفته‌است.

کاهش ۶۰ درصدی ناحیه جریان برگشتی توسط تابع کنترلی بهینه به علت تزریق ممنوع به جریان بوده‌است. زمانی که جت تزریق می‌شود اگر آن به اندازه کافی قوی باشد و جهت‌گیری صحیح داشته باشد، می‌تواند انرژی را مستقیماً به لایه مرزی تزریق کند که می‌تواند جدایی جریان را به دلیل گرادیان فشار نامطلوب سرکوب کند. با این حال، اگر جت ضعیف باشد، ممکن

جدول ۲ مقایسه عملکرد و تابع هزینه تزریق‌گر مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی با تزریق‌گر پالسی

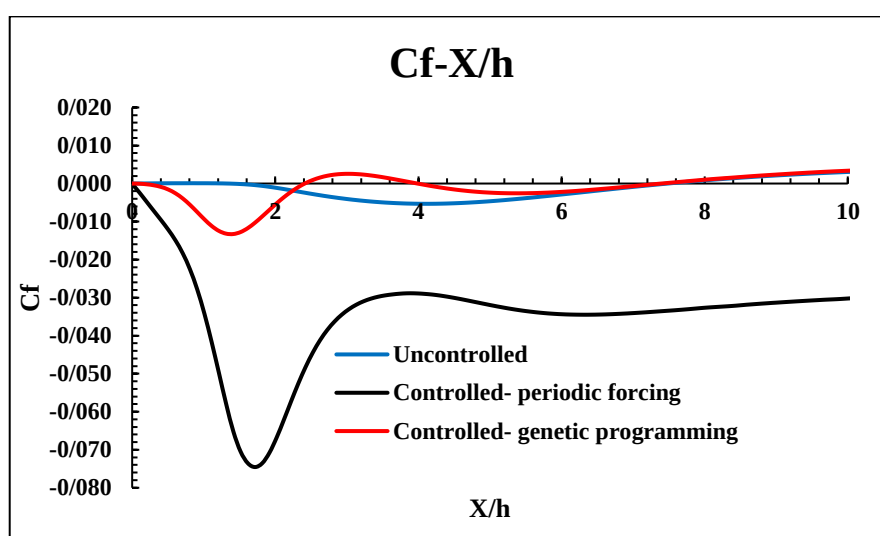
نمونه	$\langle S \rangle_T$	$\langle b \rangle_T$	J
کنترل‌نشده	۱	۰	۱
کنترل‌شده با تابع پیرویدیک	۰/۳۴۷	۰/۵۰	۰/۷۲۲
کنترل‌شده با برنامه‌نویسی ژنتیکی	۰/۴۰۱	۰/۴۴۱	۰/۶۹۳



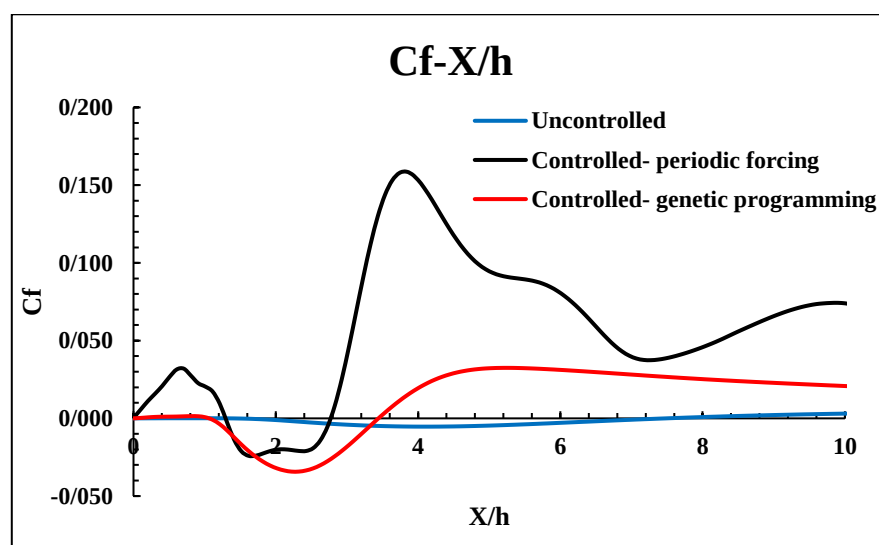
شکل ۱۴ مقایسه کانتور سرعت در راستای محور X برای تزریق‌گر مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی و پالسی نسبت به حالت کنترل‌نشده

مشاهده می‌شود در زمان ۰/۵ ثانیه که هنوز تزریق‌گرها بدرستی نتوانستند ناحیه چرخشی را کنترل کنند، شاهد رفتار گذرا آن‌ها هستیم. تزریق‌گر مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی نقطه اتصال یکسانی با حالت کنترل‌نشده دارد و در تزریق‌گر پالسی وضعیت حتی بدتر شده است. اما با گذشت زمان و فرصت دادن به کنترلرها مطابق شکل (۱۵-ب) شاهد کاهش نقطه اتصال مجدد جریان برای دو تزریق‌گر هستیم و نقطه بازگشت برای تزریق‌گر پالسی نسبت به تزریق‌گر مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی نیز حتی کمتر شده است.

طول اتصال مجدد با کمک ضریب اصطکاک محاسبه شد. ضریب اصطکاک پوستی تابعی از تنش برشی دیوار و فشار دینامیکی است. تنش برشی دیوار در نقطه اتصال مجدد به دلیل گرادیان سرعت صفر در نقطه اتصال مجدد صفر است و در نتیجه باعث می‌شود ضریب پوسته در نقطه اتصال مجدد صفر شود. از آنجایی که روند تغییرات ناحیه چرخشی با نقطه اتصال مجدد جریان متناسب است لذا باید این طول نیز با اعمال تزریق‌گر کاهش یابد. برای بررسی این موضوع در شکل (۱۱)، ضریب اصطکاک بر حسب مکان بی‌بعد برای دو تزریق‌گر و حالت بدون کنترل رسم شده است. همانطور که در شکل (۱۵-الف)



(الف)



(ب)

شکل ۱۵ نمودار ضریب اصطکاک برای حالت کنترل‌نشده و کنترل‌شده با تزریق‌گر مبتنی بر برنامه‌نویسی ژنتیکی و پالسی در زمان (الف) ۰/۵ ثانیه (ب) ۵ ثانیه

نتیجه گیری

در این مطالعه، از کنترل یادگیری ماشین برای توسعه یک قانون کنترل کارآمد استفاده شده است که هدف آن کمینه سازی گردش مجدد در جریان پشت پله شبیه سازی شده است. شبیه سازی عددی جریان در پشت پله بوسیله معادلات دوبعدی میانگین گیری شده ناویر-استوکس تراکم ناپذیر با مدل آشفتگی $k-\omega$ SST انجام گرفت. از برنامه نویسی ژنتیک به عنوان کنترلگر حلقه بسته در این مطالعه کمک گرفته شد. رویکرد برنامه نویسی ژنتیکی بدون نیاز به مدل سازی سیستم ورودی-خروجی، به سمت قانون کنترلی می رود که بهترین تابع ارزیابی را دارا باشد. از کنترل جریان فعال مبتنی بر تزریق جت استفاده گردید که بتوان با صرف انرژی جریان جدا شده را کنترل کرد. لذا تابع ارزیابی بصورت تابعی از ناحیه گردش و انرژی مصرفی لازم برای ایجاد این تزریق در نظر گرفته شد. در این الگوریتم طی هشت نسل، جمعیت به سمت راه حل های بهینه تری که باعث کاهش تابع هزینه می شوند، تکامل یافته است. این فرایند تا زمانی ادامه یافت که در سه نسل متوالی پیشرفتی حاصل نگردید. تابع بهینه کنترلی مبتنی بر این روش توانست ناحیه گردش را تا ۶۰ درصد کاهش دهد. قانون کنترل حاصل، مکانیسمی را نشان می دهد که بر خلاف استفاده از ناپایداری کلون-هلمهولتز برای کنترل حلقه باز، بر فرکانس های پایین تری تمرکز دارد و نسبت به تزریق پالسی تابع ارزیابی و کارایی بهتری دارد. این تابع احتمالا با فرکانس های منطقه گردش مجدد مرتبط است و توانست بعد از ۵ ثانیه ناحیه جدایش را کنترل کند و به حالت پایا در پاشش برسیم اما در کنترل مبتنی بر پالس ما شاهد نوسان ناحیه گردش چین سیکل پاشش تا لحظه آخر شبیه سازی هستیم. برنامه نویسی ژنتیکی در حل مسائل چند ورودی/چند خروجی نیز می تواند مؤثر باشد و افزودن خروجی های کنترل و ورودی های عملگر بیشتر به الگوریتم، امکان دسترسی به مکانیسم های بیشتری را برای کاهش تابع هزینه فراهم می کند و امکان پیاده سازی سیستم های دینامیکی پیچیده را برای کنترل جریان فراهم می کند و به قانون کنترل اجازه می دهد تا اطلاعات بیشتری در مورد وضعیت سیستم کسب کند. این رویکرد جدید در کنترل جریان جدایش، از نظر کارایی با سایر روش ها قابل رقابت است. این

روش بدون نیاز به مدل سازی، قادر به تولید تقریبا هر نوع قانون کنترلی است و می تواند به صورت سیستماتیک مورد استفاده قرار گیرد. این روش می تواند در جریان هایی با هندسه خاص که جدایش زیاد جریان در آن ها اتفاق می افتد، مانند وسایل نقلیه یا پره ها، برای کنترل جریان به کار رود.

فهرست علائم

علائم انگلیسی

مساحت، m^2	A
نسبت سرعت جت به حداکثر سرعت آن	b
ضریب اصطکاک	c_f
فاصله جت از پله	d
فرکانس، Hz	f
ارتفاع پله، m	h
تابع ارزیابی	J
مساحت ناحیه گردشی بی بعد	S
مدت زمان میان گیری کمیت ها، s	T
زمان آنی، s	t
سرعت، m/s	U
ضریب وزنی	w
مولفه در راستای طولی	x
مولفه در راستای عرضی	y
میانگین زمانی کمیت، s	$\langle \rangle_T$

علائم یونانی

زاویه تزریق جت، درجه	θ
----------------------	----------

زیر نویس

نمونه کنترل نشده	0
شرایط جریان آزاد	∞
نمونه کنترل شده	cont
ماکزیمم سرعت تزریق	max

واژه نامه

Actuator	عملگر
----------	-------

Normalized instantaneous recirculation area		ANN (Artificial Neural Network)	شبکه عصبی مصنوعی
Pressure staggering option	انتخاب فشار متناوب	Closed-loop control	کنترل حلقه بسته
	میانگیری رینولدز	Flow control	کنترل جریان
RANS (Reynolds Average Navier Stocks)		GA (Genetic Algorithm)	الگوریتم ژنتیک
RL (Reinforcement Learning)	یادگیری تقویتی	GP (Genetic Programming)	برنامه‌نویسی ژنتیک
Step geometry	هندسه پله	Open-loop control	کنترل حلقه باز
			کنترل مبتنی بر یادگیری ماشین

تقدیر و تشکر

MLC (Machine Learning Control)

ناحیه چرخش لحظه‌ای بدون بعد

مراجع

- [1] S. Kasmaiee and M. Tadjfar, "Influence of injection angle on liquid jet in crossflow," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 153, p. 104128, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2022.104128>
- [2] S. Kasmaiee and M. Tadjfar, "Experimental study of the injection angle impact on the column waves: wavelength, frequency and drop size," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 148, p. 110989, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2023.110989>
- [3] S. Kasmaiee, S. Kasmaiee, and M. Homayounpour, "Correcting spelling mistakes in Persian texts with rules and deep learning methods," *Scientific Reports*, vol. 13, no. 1, p. 19945, 2023. <https://doi.org/10.1038/s41598-023-47295-2>
- [4] R. Özkan and M. S. Genç, "Aerodynamic design and optimization of a small-scale wind turbine blade using a novel artificial bee colony algorithm based on blade element momentum (ABC-BEM) theory," *Energy Conversion and Management*, vol. 283, p. 116937, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2023.116937>
- [5] A. Pollard, T. J. Hacker, and S. Dyke, "Whither turbulence and big data for the twenty-first century: Discussion 2: Large data: Opportunities for collaborations," in *Whither Turbulence and Big Data in the 21st Century?*, A. Pollard, L. Castillo, L. Danaila, and M. Glauser, Eds. Cham: Springer International Publishing, 2016. https://doi.org/10.1007/978-3-319-41217-7_31
- [6] E. Perlman, R. Burns, Y. Li, and C. Meneveau, "Data exploration of turbulence simulations using a database cluster," in *Proceedings of the 2007 ACM/IEEE Conference on Supercomputing*, Reno, NV, USA, Nov. 2007, pp. 1–11. <https://doi.org/10.1145/1362622.1362654>
- [7] X. Wu and P. Moin, "A direct numerical simulation study on the mean velocity characteristics in turbulent pipe flow," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 608, pp. 81–112, 2008. <https://doi.org/10.1017/S0022112008002085>
- [8] S. L. Brunton, B. R. Noack, and P. Koumoutsakos, "Machine learning for fluid mechanics," *Annual Review of Fluid Mechanics*, vol. 52, no. 1, pp. 477–508, 2020. <https://doi.org/10.1146/annurev-fluid-010719-060214>

- [9] S. Kasmaiee, M. Tadjfar, S. Kasmaiee, and G. Ahmadi, "Linear stability analysis of surface waves of liquid jet injected in transverse gas flow with different angles," *Theoretical and Computational Fluid Dynamics*, vol. 38, no. 1, pp. 107–138, 2024. <https://doi.org/10.1007/s00162-024-00685-2>
- [10] S. Kasmaiee and M. Tadjfar, "Non-circular pressure swirl nozzles injecting into stagnant air," *International Journal of Multiphase Flow*, vol. 175, p. 104798, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2024.104798>
- [11] L. Nissim, S. Karnik, P. A. Smith, Y. Wang, O. H. Frazier, and K. H. Fraser, "Machine learning based on computational fluid dynamics enables geometric design optimisation of the NeoVAD blades," *Scientific Reports*, vol. 13, no. 1, p. 7183, 2023. <https://doi.org/10.1038/s41598-023-33708-9>
- [12] L. Zhu, W. Zhang, J. Kou, and Y. Liu, "Machine learning methods for turbulence modeling in subsonic flows around airfoils," *Physics of Fluids*, vol. 31, no. 1, 2019. <https://doi.org/10.1063/1.5061693>
- [13] S. Kasmaiee, M. Tadjfar, and S. Kasmaiee, "Machine learning-based optimization of a pitching airfoil performance in dynamic stall conditions using a suction controller," *Physics of Fluids*, vol. 35, no. 9, 2023. <https://doi.org/10.1063/5.0164437>
- [14] T. Duriez, S. L. Brunton, and B. R. Noack, *Machine Learning Control – Taming Nonlinear Dynamics and Turbulence*. vol. 116. Cham: Springer, 2017. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-40624-4>
- [15] T. R. Bewley, P. Moin, and R. Temam, "DNS-based predictive control of turbulence: an optimal benchmark for feedback algorithms," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 447, pp. 179–225, 2001. <https://doi.org/10.1017/S0022112001005821>
- [16] G. Novati, L. Mahadevan, and P. Koumoutsakos, "Controlled gliding and perching through deep-reinforcement-learning," *Physical Review Fluids*, vol. 4, no. 9, p. 093902, 2019. <https://doi.org/10.1103/PhysRevFluids.4.093902>
- [17] S. Kasmaiee, M. Tadjfar, and S. Kasmaiee, "Optimization of blowing jet performance on wind turbine airfoil under dynamic stall conditions using active machine learning and computational intelligence," *Arabian Journal for Science and Engineering*, vol. 49, no. 2, pp. 1771–1795, 2024. <https://doi.org/10.1007/s13369-023-07892-9>
- [18] S. Kasmaiee, S. Kasmaiee, and A. Farshad, "Unsteady CFD simulation of a rotor blade under various wind conditions," *Scientific Reports*, vol. 14, no. 1, p. 19176, 2024. <https://doi.org/10.1038/s41598-024-70350-5>
- [19] S. Kasmaiee and M. Tadjfar, "Elliptical pressure swirl jet issuing into stagnant air," *Physics of Fluids*, vol. 36, no. 7, 2024. <https://doi.org/10.1063/5.0198105>
- [20] S. Kasmaiee, M. Tadjfar, and S. Kasmaiee, "Investigation of suction jet parameters in flow control of dynamic stall," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 32, no. 2, pp. 181–200, 2021. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/jacsm.2021.71526.1042>
- [21] S. Kasmaiee, M. Tadjfar, and S. Kasmaiee, "Investigating the impacts of blowing jet on the dynamic stall of NACA0012," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, pp. 1–20, 2022. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.74008.1074>

- [22] N. Gautier and J. L. Aider, "Effects of pulsed actuation upstream a backward-facing step," *Comptes Rendus Mécanique*, vol. 342, no. 6–7, pp. 382–388, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.crme.2013.04.003>
- [23] M. Pastoor, L. Henning, B. R. Noack, R. King, and G. Tadmor, "Feedback shear layer control for bluff body drag reduction," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 608, pp. 161–196, 2008. <https://doi.org/10.1017/S0022112008002073>
- [24] G. Tadmor, O. Lehmann, B. R. Noack, L. Cordier, J. Delville, J.-P. Bonnet, and M. Morzyński, "Reduced-order models for closed-loop wake control," *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 369, no. 1940, pp. 1513–1524, 2011. <https://doi.org/10.1098/rsta.2010.0367>
- [25] L. Brandt, D. Sipp, J. O. Pralits, and O. Marquet, "Effect of base-flow variation in noise amplifiers: the flat-plate boundary layer," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 687, pp. 503–528, 2011. <https://doi.org/10.1017/jfm.2011.382>
- [26] O. Semeraro, S. Bagheri, L. Brandt, and D. S. Henningson, "Transition delay in a boundary layer flow using active control," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 731, pp. 288–311, 2013. <https://doi.org/10.1017/jfm.2013.299>
- [27] N. Gautier and J.-L. Aider, "Control of the separated flow downstream of a backward-facing step using visual feedback," *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 469, no. 2160, p. 20130404, 2013. <https://doi.org/10.1098/rspa.2013.0404>
- [28] M. Wahde, *Biologically Inspired Optimization Methods: An Introduction*, Southampton, UK: WIT Press, 2008. <https://doi.org/10.1007/978-1-84564-344-7>
- [29] C. Lee, J. Kim, D. Babcock, and R. Goodman, "Application of neural networks to turbulence control for drag reduction," *Physics of Fluids*, vol. 9, no. 6, pp. 1740–1747, 1997. <https://doi.org/10.1063/1.869290>
- [30] I. Rechenberg, "Evolution strategy: Nature's way of optimization," in *Optimization: Methods and Applications, Possibilities and Limitations*, H. W. Bergmann, Ed., Lecture Notes in Engineering, vol. 47. Berlin, Heidelberg: Springer, 1989, pp. 106–126. https://doi.org/10.1007/978-3-642-83814-9_6
- [31] M. Milano and P. Koumoutsakos, "A clustering genetic algorithm for cylinder drag optimization," *Journal of Computational Physics*, vol. 175, no. 1, pp. 79–107, 2002. <https://doi.org/10.1006/jcph.2001.6882>
- [32] R. Mäkinen, J. Toivanen, and J. Periaux, "Multidisciplinary shape optimization in aerodynamics and electromagnetics using genetic algorithms," *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, vol. 30, no. 2, pp. 149–159, 1999. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1097-0363\(19990530\)30:2<149::AID-FLD829>3.0.CO;2-B](https://doi.org/10.1002/(SICI)1097-0363(19990530)30:2<149::AID-FLD829>3.0.CO;2-B)
- [33] K. Morimoto, K. Iwamoto, Y. Suzuki, and N. Kasagi, "Genetic algorithm-based optimization of feedback control scheme for wall turbulence," in *Proceedings of the Third Symposium Smart Control of Turbulence*, Tokyo, Japan, 2002, pp. 107–113. <http://thtlab.jp/Doc/SMART3-Morimoto.pdf>
- [34] G. J. Berman and Z. J. Wang, "Energy-minimizing kinematics in hovering insect flight," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 582, pp. 153–168, 2007. <https://doi.org/10.1017/S0022112007006209>
- [35] T. Duriez, V. Parezanovic and et. al, "Closed-loop control of experimental shear flows using machine learning," in *Proceedings 7th AIAA Flow Control Conference*, Atlanta, GA, USA, 2014, p. 2219. <https://doi.org/10.2514/6.2014-2219>

- [36] N. Gautier, J.-L. Aider, T. Duriez, B. R. Noack, M. Segond, and M. Abel, "Closed-loop separation control using machine learning," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 770, pp. 442–457, 2015. <https://doi.org/10.1017/jfm.2015.95>
- [37] H. Zarabadipour and M. Farhangranjbar, "Robust-adaptive sliding mode controller design with fault tolerance for active suspension of half-car model," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 3, pp. 79–96, 2022. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.71589.1043>
- [38] A. Khorshidi and H. Moeenfar, "Beyond pull-in stabilization of a 2-DOF torsional micro-actuator using a fuzzy controller," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 27, no. 2, pp. 99–112, 2016. (in Persian) https://doi.org/10.22067/fum_mech.v27i2.40523
- [39] M. Bamdad and A. Mardani, "Multimode wheeled mobile robot with height control on uneven surfaces," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 27, no. 1, pp. 173–184, 2016. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v27i1.34471>
- [40] M. Mosalsal and M. Khodabandeh, "Variable-pitch control of a quadrotor using feedback linearization controller and direct adaptive feedback linearization controller," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 31, no. 2, pp. 67–90, 2020. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i2.84510>
- [41] M. Aalipour, A. Mokhtarian, and H. Karimpour, "Nonlinear control of motion of a spherical robot on inclined surfaces based on feedback linearization method," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 31, no. 2, pp. 91–104, 2020. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i2.74433>
- [42] C. Chettri, "Numerical solution of a 2D flow over a backward facing step," 2018. <https://doi.org/10.13140/RG.2.2.28668.64646>
- [43] D. M. Driver and H. L. Seegmiller, "Features of a reattaching turbulent shear layer in divergent channel flow," *AIAA Journal*, vol. 23, no. 2, pp. 163–171, 1985. <https://doi.org/10.2514/3.8890>
- [44] D. C. Jespersen, T. H. Pulliam, and M. L. Childs, "OVERFLOW turbulence modeling resource validation results," NASA Technical Report ARC-E-DAA-TN35216, NASA Ames Research Center, Moffett Field, CA, USA, 2016.

Study of the Effect of Thermo-Physics Parameters in Nano Fluid Non-Newtonian in the Heat Exchanger with Vertical Helical Coils

Research Article

Habib Karimi¹, Kourosh Javaherdeh² 

 [10.22067/jacsm.2024.86865.1242](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.86865.1242)

Abstract-- This study numerically investigated laminar mixed convection heat transfer of a non-Newtonian nanofluid flow in helical coil heat exchangers. The volumetric concentration of nanoparticles ranged from 0% to 2%, and the power-law indices considered for the non-Newtonian fluid were 0.81, 0.85, and 0.91. The momentum and energy equations were solved using the finite volume method and the SIMPLE algorithm. The effects of the power-law index, Richardson number, coil pitch, and nanoparticle volumetric concentration on the Nusselt number were examined. The results indicated that the heat transfer coefficient increased with a rise in the volumetric concentration of nanoparticles from 0% to 2%. Furthermore, the Nusselt number increased with a decrease in the power-law index. The heat transfer coefficient was also enhanced by increasing the coil pitch and the nanoparticle concentration. Specifically, the Nusselt number increased by 7% when the coil pitch was varied from 0.05 to 0.1. Buoyancy forces significantly affected the patterns of temperature distribution and flow velocity within the helical coils. The temperature distribution became more uniform with increasing buoyancy forces.

Keywords: Nano Fluids, Non-Newtonian, Heat Exchangers Helical Coils, Mix Convection, Numerical Study

1- Introduction

Heat exchanger is one of the most equipment for heat transfer in various industrials. Using vertical helical coil is one of the method for increasing heat transfer. In vertical helical coil, the radial component of the velocity is created by the centrifugal force, and the fluid flow in the outer part of the tube moves faster than the inner part, and this speed difference creates a secondary flow [1]. By using helical tubes instead of straight tubes, curved flow lines are replaced by straight flow lines and increased the heat transfer. This study investigated mixed convection heat transfer laminar flow Non Newtonian in heat exchangers helical coils with Nanofluids[2]. Volumetric concentration of nanoparticles are with 0 to 2% and power law indexes are 0.81, 0.85 and 0.91 in this Non-Newtonian flow.

2-Geometry and equations

In this research, studied heat transfer on three dimension channel with vertical helical coil. Inner Diameter of coil is $2r$, pitch coil is H and ratio of diameter tube to diameter coil is δ . Figure 1 showed geometry of vertical helical coil. Table 1 showed geometric specifications of vertical helical coil in heat exchanger. Table 2 showed rheological properties water- CMC with various mass percentage.

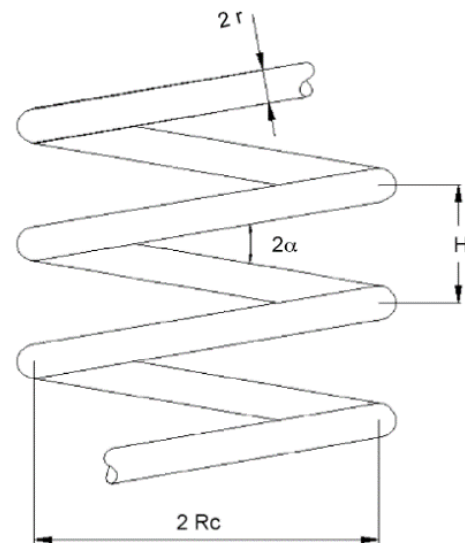


Fig. 1. Vertical helical coil in heat exchanger

Table 1. Geometric specifications of vertical helical coil

helical coil	δ	L (mm)	2r (mm)	2Rc (mm)	N	H (mm)
Coil 1	0.1	2830.56	20	200	4.5	30
Coil 2	0.08	3536.86	20	250	4.5	30
Coil 3	0.066	4243.29	20	300	4.5	30
Coil 4	0.05	5656.47	20	400	4.5	30

* Manuscript received February 16, 2024, Revised August 20, 2024, Accepted October 26, 2024.

¹ Assistant Professor, Department of mechanical engineering, Roudsar and Amlash branch, Islamic Azad University, Roudsar, Iran.

² Corresponding Author: Professor, Faculty of Mechanical Engineering, University of Guilan, Rasht, Iran,
Email: javaherdeh@guilan.ac.ir

Table 2. Rheological properties [3]

Rheology property	Water CMC (0.3%)	Water- CMC (0.2%)	Water- CMC (0.1%)	Water- CMC (0%)
n	0.81	0.85	0.91	1
K'	0.003136	0.01754	0.006319	0.000855

Nano fluid is single phase. Nano particles have same geometry and dimension and they are in equilibrium thermodynamic. Continuity, momentum and energy equations follow[4]:

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right) - \rho g_i \beta (T - T_0) \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\rho C_p u_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(K \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (3)$$

Dimensionless numbers of Din, Prandtl and Reynolds for Non-Newtonian fluids are given in below equations:

$$Re_{gen} = \frac{d^n u^{2-n} \rho}{k' 8^{n-1}} \quad (4)$$

$$Dn' = Re_{gen} \sqrt{\delta} \quad (5)$$

$$Pr' = \frac{Cp}{K} K' \left(\frac{8u}{di} \right)^{n-1} \quad (6)$$

Effective density ρ_{nf} , effective dynamic viscosity μ_{nf} , thermal capacity $(\rho c_p)_{nf}$ and effective thermal conductivity k_{nf} are follow :

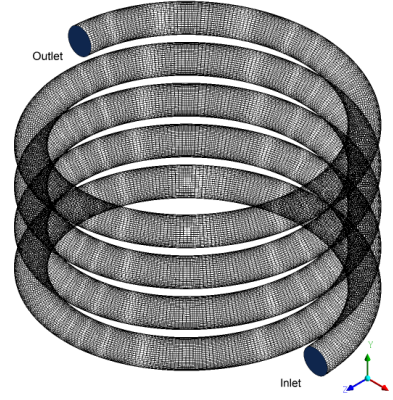
$$\mu_{nf} = \frac{\mu_f}{(1 - \phi)^{2.5}} \quad (7)$$

$$\rho_{nf} = (1 - \phi)\rho_f + \phi\rho_s \quad (8)$$

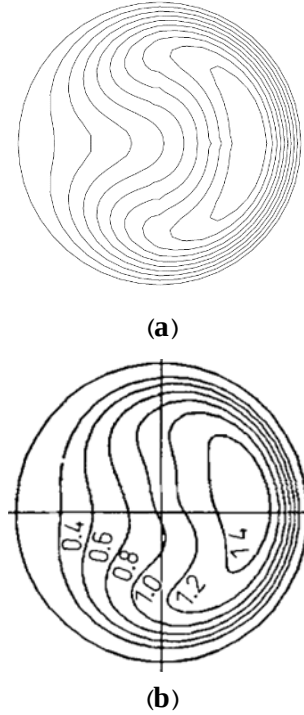
$$(\rho c_p)_{nf} = (1 - \phi)(\rho c_p)_f + \phi(\rho c_p)_s \quad (9)$$

$$\frac{k_{nf}}{k_f} = \frac{k_s + 2k_f - 2\phi(k_f - k_s)}{k_s + 2k_f + \phi(k_f - k_s)} \quad (10)$$

For simulations, used k-ε Realizable turbulence model. Also, used Simple algorithm for solving Continuity, momentum and energy equations together. Figure 2 showed mesh of vertical helical coil.

**Fig. 2. Mesh of vertical helical coil**

For validation, results compared with others on temperature distribution for mix convection Newtonian fluid with buoyancy forces in figure 3.

**Fig. 3. Temperature distribution (a) present work (b) others [5] in Newtonian fluids with (Pr=1, Gr=0, Ri=0)**

3-Results

In this research, have been investigated mixed convection heat transfer laminar flow Non Newtonian in heat exchangers helical coils with Nanofluids. Results showed that the heat transfer coefficient was increased by increasing volumetric concentration of nanoparticles from 0 to 2%. Figure 4 showed effect of adding nano particles of aluminum dioxide to Nusselt number in Non-Newtonian nanofluid. With increasing percentage of nano particle in base flow, conductive coefficient and heat transfer coefficient are increased. For example, for Ri=4 and $\phi=2\%$, Nusselt number increased up to 9%.

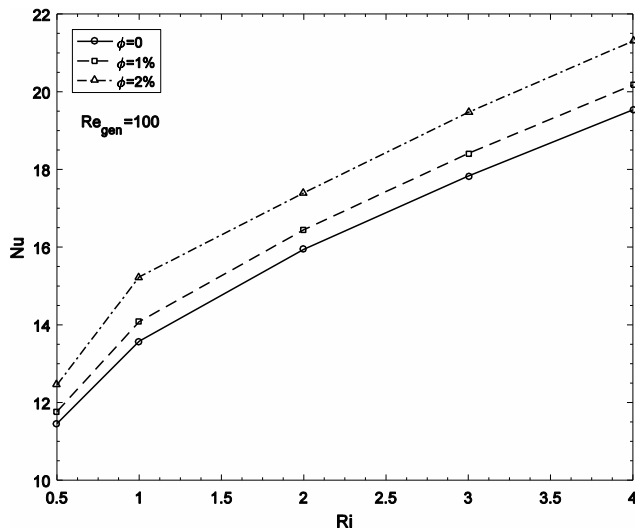


Fig. 4. Nusselt number for various nano particles

With increasing pitch led to increase in the angle of between tubes and Centrifugal force in central of fluid. Centrifugal force is more than buoyancy forces in smaller Richardson number. But with increasing Richardson number, effect of pitch coil increased on heat transfer. Reducing power law index led to increase heat transfer coefficient in the presence of buoyancy forces. In constant Reynolds number, increasing Richardson number led to increase Grashof and buoyancy forces. With increasing Richardson number, role of Grashof number is more than forced convection heat transfer. In this case, viscosity is reduced and molecular collision and Nusselt number are increased. Figure 5 showed Nusselt number and Richardson number. Heat transfer in vertical helical coil is increased with increasing Prandtl and Richardson number. Also, in smaller Prandtl numbers, the role of apparent viscosity is greater against thermal diffusion coefficient.

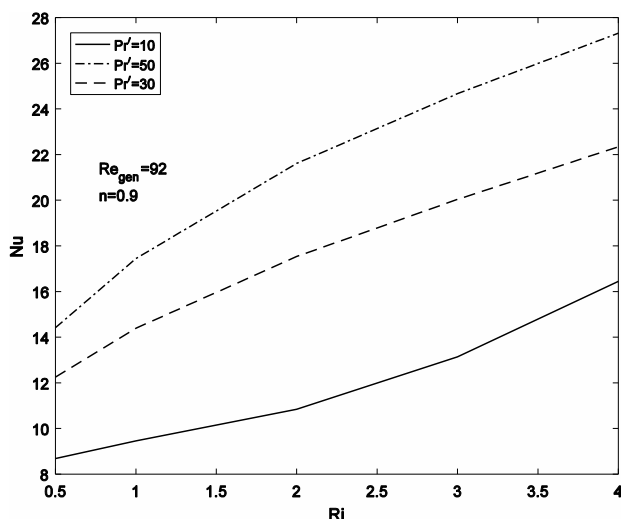


Fig. 5. Nusselt number for various Richardson number

5-Conclusion

This research investigated a mixed convection heat transfer based on Non-Newtonian with Nano fluids in three dimension for helical coils. Increasing volumetric fraction of Nanoparticles led to increase heat transfer and

Nusselt number and friction coefficient. Heat transfer is increased with increasing Reynolds number. The intensity and pattern of secondary currents are affected by buoyancy and centrifugal forces, then, the heat transfer rate is increased in helical coils compared to straight coils. By increasing Richardson number, average Nusselt number and friction coefficient reduced.

With the increasing of buoyancy forces and Prandtl number in mix convection, the heat transfer coefficient increased noticeably, because solid particles can be play a more effective role in heat transfer in mix convection. At the same Reynolds number and Richardson number, decreasing the power index increases the heat transfer.

References

- [1].M. Sheikholeslami, M. Gorji-Bandpy, and D. D. Ganji, "Experimental study on turbulent flow and heat transfer in an air to water heat exchanger using perforated circular-ring," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 70, pp. 185–195, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2015.09.013>
- [2].K. Javaherdeh and H. Karimi, "Numerical analysis of the obstacle effect with different geometry on the heat transfer of nanofluid flow in a rectangular channel," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 3, pp. 51–64, 2023.
- [3]. K. Javaherdeh and H. Karimi, "Numerical analysis of mix convection of sodium alginate non-Newtonian fluid with Al_2O_3 nanoparticle in a channel with block," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 32, no. 1, pp. 93–110, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2021.40042>
- [4]. E. Taheran and K. Javaherdeh, "Experimental investigation on the effect of inlet swirl generator on heat transfer and pressure drop of non-Newtonian nanofluid," *Applied Thermal Engineering*, vol. 147, pp. 551–561, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.10.034>
- [5]. G. Yang and M. Ebadian, "Mixed convective flow and heat transfer in a vertical helicoidal pipe with finite pitch," *Computational Mechanics*, vol. 14, pp. 503–512, 1994. <https://doi.org/10.1007/BF00377602>



بررسی تأثیر پارامترهای ترموفیزیکی بر انتقال حرارت جریان نانوسیال غیرنیوتنی در مبدل حرارتی با لوله‌های

مارپیچ قائم*

مقاله پژوهشی

حبيب کریمی^(۱) کورش جواهرده^(۲) ID

DOI: 10.22067/jacsm.2024.86865.1242

چکیده در مطالعه حاضر به بررسی افزایش انتقال حرارت ترکیبی نانوسیال در سیال غیرنیوتنی در مبدل حرارتی با لوله‌های مارپیچ قائم پرداخته می‌شود. نسبت‌های انحنای مختلف برای لوله‌های مارپیچ قائم و غلظت حجمی نانوذرات با نسبت‌های ۰ تا ۲٪ در نظر گرفته شده است. همچنین شاخص توانی سیال غیرنیوتنی ۰/۸۱، ۰/۸۵ و ۰/۹۱ انتخاب و از روش عددی حجم محدود و الگوریتم سیمپل برای ارتباط بین معادلات پیوستگی و مومنتم استفاده شده است. تأثیر شاخص توانی، عدد ریچاردسون، گام در لوله مارپیچ قائم و غلظت حجمی نانوذره اکسید آلومینیوم بر روی عدد ناسلت بر روی دیواره برای چهار کوئل با نسبت انحنای متفاوت نیز بررسی شده است. نتایج نشان داد که افزایش غلظت حجمی نانوذره اکسید آلومینیوم از صفر تا ۲٪ باعث افزایش ضریب انتقال حرارت و ضریب اصطکاک می‌گردد. همچنین کاهش شاخص توانی سیال غیرنیوتنی شبه پلاستیک سبب افزایش عدد ناسلت و کاهش ضریب اصطکاک گشته و افزایش گام کوئل و غلظت حجمی نانوذره سبب افزایش ضریب انتقال حرارت می‌گردد. به طوریکه با تغییر گام بی‌بعد کوئل از ۰/۰۵ به ۰/۱، عدد ناسلت میانگین ۷٪ افزایش پیدا نمود. نیروی شناوری بر الگوی توزیع دما و سرعت جریان در لوله‌های مارپیچ تأثیر گذاشته و با افزایش آن، الگوی توزیع دما و سرعت جریان یکنواخت‌تر می‌گردد.

واژه‌های کلیدی نانوسیال، سیال غیرنیوتنی، لوله مارپیچ قائم، جابه‌جایی ترکیبی، تحلیل عددی

مقدمه

از لوله‌های مارپیچ به جای لوله‌های مستقیم خطوط جریان خمیده جایگزین خطوط جریان مستقیم شده و سبب افزایش نرخ مومنتوم و انتقال حرارت می‌شوند، در نتیجه اندازه مبدل حرارتی کوچکتر شده و ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی نیز افزایش می‌یابد [2]. یکی از روش‌های افزایش هدایت حرارتی سیال، اضافه کردن ذرات کوچک جامد به سیال است. استفاده از نانوذرات یک روش مؤثر برای بهبود شاخص‌های انتقال حرارت سیال است [3]. استفاده از سیالات غیرنیوتنی با توجه به شدت برش، ویسکوزیته سیال نیز تغییر می‌یابد [4]. کریمی و همکاران به بهینه سازی هزینه کلی سالیانه در مبدل حرارتی پوسته و لوله پرداخته‌اند [5-7]. قنبری و همکاران [8] به بررسی انتقال حرارت

مبدل‌های حرارتی یکی از مؤثرترین ابزار انتقال حرارت در صنایع مختلف بوده و در میان انواع مختلف مبدل‌های حرارتی، مبدل‌های حرارتی پوسته و لوله یکی از رایج‌ترین و پرکاربردترین مبدل‌های حرارتی موجود بوده که بیشتر از مبدل‌های حرارتی دیگر در صنایع مختلف استفاده می‌شود [1]. استفاده از لوله‌های مارپیچ به عنوان یکی از راهکارهای افزایش مبادله حرارت در این نوع مبدل‌ها بکار می‌رود. در لوله‌های مارپیچ، مؤلفه شعاعی سرعت توسط نیروی گریز از مرکز ایجاد شده و جریان سیال در قسمت بیرونی لوله سریعتر از قسمت درونی آن حرکت کرده و این اختلاف سرعت، جریان ثانویه‌ای را به وجود می‌آورد. با استفاده

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۱۱/۲۷ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۸/۵ می‌باشد.

(۱) استادیار، گروه مکانیک، واحد رودسر و املش، دانشگاه آزاد اسلامی، رودسر، ایران.

(۲) استاد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه گیلان، رشت، ایران.

نشان می‌دهد که درصد انتقال حرارت و افت فشار با افزایش درصد حجمی نانوسیال افزایش می‌یابد. رخشا و همکاران [17] با بررسی عددی و تجربی انتقال حرارت و افت فشار جریان درهم نانوسیال اکسید مس / آب در لوله‌های مارپیچ تحت شرایط مرزی دما ثابت روابطی برای عدد ناسلت و ضریب اصطکاک ارائه دادند. همچنین پاورا و همکاران [19] به مطالعه تجربی بر روی سیالات غیر نیوتنی در کویل‌های عمودی پرداخته و رابطه‌ای برای به‌دست آوردن ضریب اصطکاک ارائه دادند.

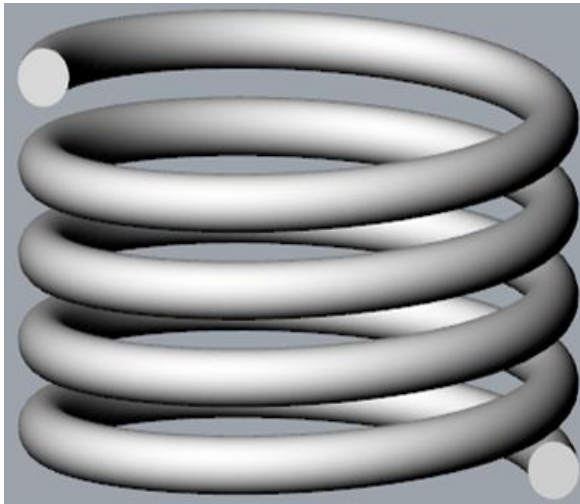
تا کنون مطالعاتی در زمینه انتقال حرارت و افت فشار در جابه‌جای ترکیبی نانوسیالات با سیال پایه غیر نیوتنی در کویل‌های مارپیچ قائم انجام نشده است. هدف پژوهش حاضر، بررسی شاخص‌های انتقال حرارت و افت فشار در نانوسیال‌های غیر نیوتنی با غلظت حجمی مختلف نانوذرات و نسبت انحنای مختلف کویل تحت شرایط انتقال حرارت جابه‌جایی ترکیبی در مبدل‌های حرارتی با لوله‌های مارپیچ است. همچنین، استفاده از سیال غیر نیوتنی به عنوان سیال پایه و بررسی تأثیر خواص رئولوژیکی سیال غیر نیوتنی شبه پلاستیک بر انتقال حرارت و افت فشار جریان در مبدل‌های حرارتی با کویل مارپیچ قائم از دیگر موارد بررسی شده در این پژوهش می‌باشد. با توجه به موارد ذکر شده چهار مورد نوآوری تحقیق حاضر نسبت به تحقیقات محققین دیگر را می‌توان به صورت ذیل مورد اشاره قرار داد:

۱. بررسی جریان انتقال حرارت ترکیبی (آزاد و اجباری) در یک لوله مارپیچ قائم
۲. استفاده از سیال پایه غیر نیوتنی
۳. استفاده از نانوذرات جامد در سیال پایه غیر نیوتنی با غلظت‌های حجمی متفاوت
۴. استفاده از لوله‌های مارپیچ متفاوت با تعداد و شکل انحنای مختلف

معادلات حاکم

در شکل (۱) طرحی از یک کویل مارپیچ نمایش داده شده است. با توجه به شکل (۱)، شماتیک مسئله کویل مارپیچ را در سه بعد نشان داده و لوله دارای قطر داخلی $2r$ و کویل دارای قطر $2Rc$ می‌باشد. فاصله بین دو مجاور گام کویل نامیده شده که با H

و افت فشار در نانوسیال غیر نیوتنی محیط متخلخل پرداخته و نشان دادند که افزایش ۲٪ وزن نانوذرات باعث افزایش ۱۲٪ هدایت حرارتی و ۴۰٪ ضریب انتقال حرارت متوسط می‌شود. مظفری و همکاران [9] به بررسی انتقال حرارت در یک جریان نانوسیال غیر نیوتنی بر روی یک مبدل حرارتی دو لوله‌ای با پره‌های حلزونی پرداختند. طاهران و همکاران [10] به بررسی تجربی انتقال حرارت و افت فشار بر روی یک ژنراتور چرخشی با استفاده از جریان نانوسیال غیر نیوتنی پرداخته و در نانوذرات و عدد رینولدز مختلف، رفتار جریان را بررسی نمودند. نعمتی و همکاران [11] به بررسی تغییر موقعیت منبع حرارتی بر انتقال حرارت نانوسیال تحت تأثیر میدان مغناطیسی درون کانال موج‌دار با دامنه و تعداد نوسان متغیر پرداخته و نشان دادند که در یک موقعیت مشخص قرارگیری دیواره گرم، با افزایش سایر پارامترها، عدد ناسلت متوسط افزایش می‌یابد. همچنین بیشترین میزان انتقال حرارت مربوط به حالتی است که دیواره گرم به ورودی کانال نزدیک‌تر است. جواهرده و همکاران [12] به بررسی جابه‌جایی ترکیبی جریان نانوسیال غیر نیوتنی در یک کانال حاوی موانع پرداخته و نشان دادند که با افزایش عدد رینولدز، میزان انتقال حرارت در کانال افزایش می‌یابد. حسینی راد و همکاران [13] به بررسی مبدل‌های حرارتی صفحه‌ای موج‌دار با استفاده از روش تاگوچی پرداخته و با استفاده از روش آنالیز واریانس، مقدار بهینه هر یک از مشخصات هندسی و همچنین تأثیر آنها بر میزان انتقال حرارت، افت فشار هوا و نشان دادند که دامنه‌ی موج مؤثرترین مشخصه‌ی هندسی بر معیار ارزیابی عملکرد مؤثر است. پاکدامن و همکاران [14] به بررسی عددی انتقال حرارت و افت فشار در مبدل حرارتی صفحه‌ای پرداخته و تأثیر زاویه شورون و عدد رینولدز را بر روی ضریب اصطکاک و عدد ناسلت مورد بررسی قرار گرفت. اسکندری و همکاران [15] به بررسی تأثیر پارامترهای هندسی بر مبدل‌های حرارتی پوسته و لوله به وسیله الگوریتم ژنتیک پرداخته و نشان دادند که جریان‌های جت ایجاد شده باعث افزایش انتقال حرارت شده و محصولات خوردگی و رسوبات شیمیایی دسته لوله‌ها را کاهش می‌دهد. کاهانی و همکاران [16] به بررسی تأثیر نسبت انحنا و گام کویل در مبدل حرارتی برای نانوسیال اکسید آلومینیوم پرداختند. یافته‌های آنها



شکل ۲ مدل یک کوئل مارپیچ (کوئل ۱)

روابط (۳) تا (۶) مدل سازی ویژگی های وابسته به دمای آب از توابع چند جمله ای به دست آمده در پژوهش شیخ الاسلامی و همکاران [21] را نشان می دهد.

$$\rho(T) = -5.03192e^{-8}T^4 + 7.71017e^{-5}T^3 - 0.046535T^2 + 12.2563T - 166.221 \quad (3)$$

$$C_p(T) = 6.055427e^{(-7)}T^4 - 0.00080339T^3 + 0.407242T^2 - 92.96175T + 12201.77 \quad (4)$$

$$K(T) = 6.7722e^{(-11)}T^4 - 9.5665e^{(-8)}T^3 + 4.05309e^{(-5)}T^2 - 0.004061T + 0.21117 \quad (5)$$

$$\mu(T) = 3.2451e^{-11}T^4 - 4.4517e^{-8}T^3 + 2.2937e^{-5}T^2 - 5.2627e^{-3}T + 0.45563 \quad (6)$$

برای مدلسازی سیال غیرنیوتنی از محلول CMC- آب با درصد جرمی ۰/۱ تا ۰/۳ به عنوان سیال پایه غیرنیوتنی با رفتار رئولوژیکی شبه پلاستیک که ویژگی آنها در جدول (۲) آمده، استفاده شده است. لذا ویسکوزیته سیال را می توان از مدل توانی به دست آورد [22,23]:

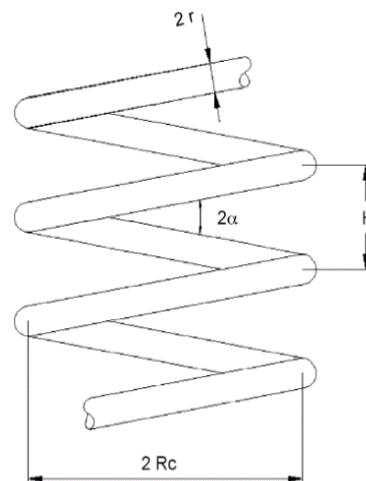
$$\eta' = K'\gamma^{n-1} \quad (7)$$

نمایش داده می شود. نسبت قطر لوله به قطر کوئل نسبت انحنا نامیده و با δ نشان داده می شود.

$$\delta = \frac{r}{Rc} \quad (1)$$

نسبت گام کوئل به طول یک دور از کوئل، گام بی بعد نامیده می شود و با λ نمایش داده می شود:

$$\lambda = \frac{H}{2\pi Rc} \quad (2)$$



شکل ۱ شماتیک لوله مارپیچ در مبدل حرارتی

به زاویه تصویر یک دور از کوئل با صفحه عمود بر محور کوئل زاویه مارپیچ گفته و با θ نمایش داده می شود. تعداد دور-های یک کوئل مارپیچ نیز با N مشخص می گردد. در این مطالعه از چهار نوع هندسه لوله مارپیچ با نسبت انحناهای مختلف بین ۰/۰۵ تا ۰/۱ استفاده شده که مشخصات هندسی آن در جدول (۱) آمده است. شکل (۲) مدل ساخته شده یک کوئل مارپیچ را نشان می دهد.

جدول ۱ مشخصات هندسی کوئل های مارپیچ مورد استفاده [20]

کوئل مارپیچ	δ	L (mm)	2r (mm)	2Rc (mm)	N	H (mm)
کوئل ۱	۰/۱	۲۸۳۰/۵۶	۲۰	۲۰۰	۴/۵	۳۰
کوئل ۲	۰/۰۸	۳۵۳۶/۸۶	۲۰	۲۵۰	۴/۵	۳۰
کوئل ۳	۰/۰۶۶۶	۴۲۴۳/۲۹	۲۰	۳۰۰	۴/۵	۳۰
کوئل ۴	۰/۰۵	۵۶۵۶/۴۷	۲۰	۴۰۰	۴/۵	۳۰

جدول ۲ خواص رئولوژیکی محلول CMC- آب با درصد جرمی ۰ تا ۰/۳ درصد [22]

خواص رئولوژیکی	CMC-آب (۰/۰)	CMC-آب (۰/۰/۱)	CMC-آب (۰/۰/۲)	CMC-آب (۰/۰/۳)
شاخص مدل توانی (n)	۱/۰۰	۰/۹۱	۰/۸۵	۰/۸۱
شاخص پایداری (K')	۰/۰۰۰۸۵۵	۰/۰۰۶۳۱۹	۰/۰۱۷۵۴۰	۰/۰۳۱۳۶۰۳

مغشوش معرفی می شود:

$$M = Re_{gen}^{1-\phi(n)} / \psi(n) \delta^{\frac{\phi(n)}{2}} \quad (16)$$

در این رابطه $\phi(n)$ و $\psi(n)$ توابعی بر حسب شاخص مدل توانی سیال (n) می باشند. مقادیر عدد M برای سیال های مورد استفاده در جدول (۴) محاسبه شده است. در جریان آرام جابه جایی ترکیبی برای سیال نیوتنی و غیر نیوتنی در حالت پایدار سه بعدی روابط زیر برقرار است:

معادله پیوستگی:

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (17)$$

معادله مومنتوم:

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right) - \rho g_i \beta (T - T_0) \quad (18)$$

که در آن T_0 دما در ورودی کویل است. معادله انرژی از رابطه (۱۹) به دست می آید:

$$\frac{\partial(\rho C_p u_i T)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(K \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) \quad (19)$$

جدول ۴ مقدار عدد M برای سیال های مورد استفاده [18]

سیال	عدد M
آب	$\frac{Re^{0.64}}{0.26\delta^{0.18}}$
CMC-آب (۰/۰/۱)	$\frac{Re_{gen}^{0.73}}{0.354\delta^{0.135}}$
CMC-آب (۰/۰/۲)	$\frac{Re_{gen}^{0.78}}{0.427\delta^{0.11}}$
CMC-آب (۰/۰/۳)	$\frac{Re_{gen}^{0.82}}{0.511\delta^{0.09}}$

ضریب انتقال حرارت جابه جایی میانگین در یک سطح مقطع لوله:

چگالی، ظرفیت گرمایی و ضریب هدایت حرارتی از روابط زیر به دست می آید [25]:

$$\rho_{nf} = (1 - \phi)\rho_f + \phi\rho_{np} \quad (8)$$

$$(\rho C_p)_{nf} = (1 - \phi)(\rho C_p)_f + \phi(\rho C_p)_{np} \quad (9)$$

$$\frac{K_{nf}}{K_f} = \frac{(K_{np} + 2K_f) - 2\phi(K_f - K_{np})}{(K_{np} + 2K_f) + \phi(K_f - K_{np})} \quad (10)$$

$$\mu_{nf} = \frac{\mu_f}{(1 - \phi)^{2.5}} \quad (11)$$

جدول (۳) خواص ترموفیزیکی نانوذره Al_2O_3 نشان داده می شود.

جدول ۳ خواص ترمو-فیزیکی نانوذرات Al_2O_3 [25]

قطر ذرات (nm)	ρ (Kg/m ³)	C_p (J/Kg K)	K (W/mK)	β (1/K)
۴۰	۳۹۷۰	۷۶۵	۴۰	0.015×10^{-5}

عدد رینولدز در جریان سیالات غیر نیوتنی از عدد رینولدز تعمیم یافته استفاده می شود:

$$Re_{gen} = \frac{d^n u^{2-n} \rho}{k' 8^{n-1}} \quad (12)$$

اعداد دین و پرانتل تعمیم یافته برای سیال غیر نیوتنی از روابط زیر به دست می آید [25]:

$$Dn' = Re_{gen} \sqrt{\delta} \quad (13)$$

$$Pr' = \frac{C_p}{K} K' \left(\frac{8u}{di} \right)^{n-1} \quad (14)$$

عدد رینولدز بحرانی در لوله های مارپیچ در مرجع [18] ارائه شد که برای تعیین رژیم جریان استفاده شده است:

$$Re_{cr} = 2300[1 + 8.6\delta^{0.45}] \quad (15)$$

عدد بی بعد M برای تعیین تغییر رژیم جریان از آرام به

خطوط جریان را دقیقتر می‌کند. برای حل همزمان معادلات پیوستگی و مومنتوم از الگوریتم Simple استفاده شده است. معیار همگرایی نسبی برای پیوستگی سرعت‌ها 10^{-5} ، برای معادله انرژی 10^{-6} و برای k و ϵ ، 10^{-4} در نظر گرفته شده است. شرایط مرزی تحلیل جابه‌جایی ترکیبی آرام در جدول (۵) آورده شده است:

جدول ۵ شرایط مرزی تحلیل‌های جابه‌جایی ترکیبی

متغیر	ورودی	خروجی	دیواره
u	۰/۰-۰/۱ m/s	$\frac{\partial u}{\partial n} = 0$	•
T	۲۹۰ K	$\frac{\partial T}{\partial n} = 0$	۳۸۰-۲۹۰ K
P	$\frac{\partial P}{\partial n} = 0$	•	$\frac{\partial P}{\partial n} = 0$

شبکه‌بندی‌کویل مارپیچ و سطح مقطع آن در شکل (۳) نشان داده شده است. برای اطمینان از دقت و اعتبار نتایج از چگالی شبکه بر واحد حجم استفاده شده است. مطابق شکل (۴)، عدد ناسلت و ضریب اصطکاک با افزایش چگالی شبکه تغییر محسوسی نکرده و همین چگالی برای محاسبات انتخاب می‌شود. در مدل سازی زیر لایه لزج نیز از تابع دیواره مقیاس پذیر استفاده شده است.

در این پژوهش، برای مدل‌سازی زیر لایه لزج، از توابع دیواره قیاس پذیر استفاده شده است. برای استفاده از این توابع می‌بایست اولین گره نزدیک دیواره خارج از زیر لایه لزج باشد ($y^+ > 11.2$). مظفری و همکاران [9] پیشنهاد دادند که از گره با $30 < y^+$ جلوگیری شود. برای محاسبه y^+ از روابط (۲۴) استفاده می‌شود.

$$y^+ = \frac{yu_\tau}{\nu} \quad (24)$$

که در آن u_τ سرعت اصطکاکی یا برشی بوده که از رابطه (۲۵) محاسبه می‌گردد:

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (25)$$

برای اطمینان از کیفیت شبکه، مقادیر y^+ در طول دیواره کویل محاسبه شده است. نمودار (۵) مقادیر y^+ میانگین برای هر سطح مقطع در $Re=100$ آمده است. همانطور از نمودار (۵) مشاهده می‌گردد، در تمامی طول لوله $y^+ > 30$ بوده و بنابراین

$$h_m = \frac{q_m''}{T_{w,m} - T_b} \quad (20)$$

و عدد ناسلت میانگین در یک سطح مقطع لوله:

$$Nu_m = \frac{h_m d}{K_m} \quad (21)$$

و شار حرارتی در یک سطح لوله از رابطه زیر به دست می‌آیند:

$$\omega_m = \frac{\int_0^{2\pi} (\omega \Delta A) d\omega}{\int_0^{2\pi} (\omega A) d\omega} \quad (22)$$

در رابطه اخیر ω می‌تواند هر یک از پارامترهای T ، K و q باشد. همچنین ΔA مساحت المان یک حلقه موازی دیواره است که پارامترهای فوق مربوط به این ناحیه می‌باشند [11]. در انتقال حرارت جابه‌جایی ترکیبی مقادیر عدد رایلی، گراشف و ریچاردسون طبق رابطه زیر به دست می‌آید:

$$Ra = \frac{g\beta\Delta T d^3}{\alpha\nu}, \quad Gr = \frac{Ra}{Pr}, \quad Ri = \frac{Gr}{Re^2} \quad (23)$$

برای سیال غیرنیوتنی شبه پلاستیک رابطه عدد رایلی به صورت زیر به دست می‌آید:

$$Ra = \frac{g\beta\Delta T d^{2n+1}}{\frac{\alpha^n K'}{\rho}} \quad (23)$$

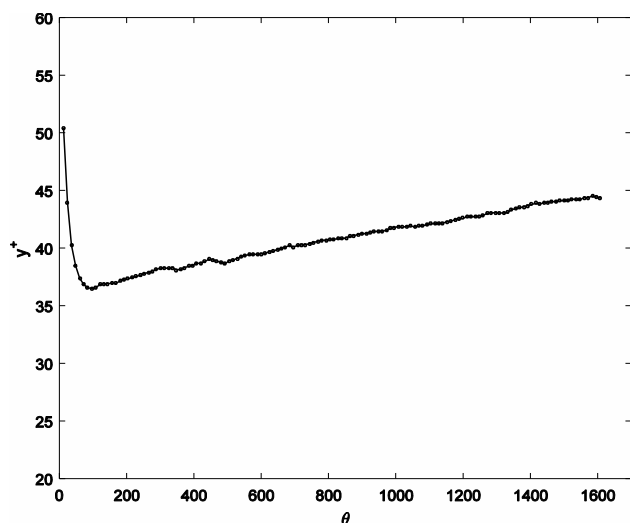
ضریب اصطکاک دارسی برای جریان داخلی نیز از رابطه زیر به دست می‌آید:

$$f = \frac{2\Delta P P d}{\rho u^2 L} \quad (23)$$

حل عددی

برای شبیه سازی جریان سیال از مدل آشفتگی سه بعدی $k-\epsilon$ Realizable استفاده شده که این مدل دو تفاوت عمده با مدل $k-\epsilon$ استاندارد دارد. این مدل بر خلاف مدل استاندارد، از مقادیر متغیر برای کمیت C_{μ} استفاده می‌کند. در جریان‌های تحت کرنش بالا، رینولدز نرمال در روابط $k-\epsilon$ منفی شده که از نظر فیزیکی معنا ندارد. مقدار متغیر C_{μ} تابعی از نرخ کرنش محلی و چرخش جریان بوده و برای جلوگیری از مقادیر غیرفیزیکی تنش رینولدز نرمال طراحی شده است. دومین تفاوت این روش، پیش بینی جریان‌های چرخش، جریان‌های ثانویه پیچیده، لایه مرزی تحت گرادیان فشار معکوس شدید بوده که جدایش و انحنای شدید

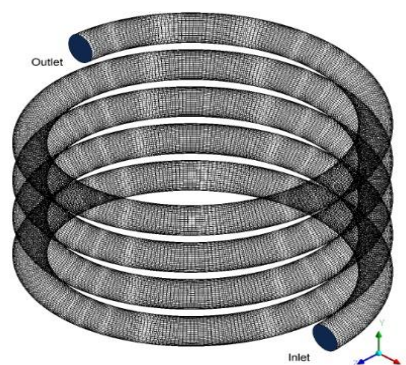
شبکه‌بندیاز کیفیت لازم برخوردار است.



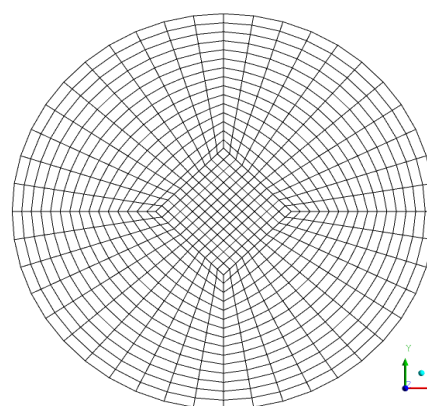
شکل ۵ مقادیر y^+ میانگین برای هر سطح مقطع در طول کوئل مارپیچ (کوئل ۱) برای $Re=100$

نتایج

کوئل یک، برای بررسی عوامل تأثیر گذار بر انتقال حرارت جابه‌جایی ترکیبی در کوئل‌های مارپیچ انتخاب می‌گردد. شکل ۵ مقادیر y^+ میانگین برای هر سطح مقطع در طول کوئل مارپیچ (کوئل ۱) برای $Re=100$ را نشان می‌دهد. نیروی گرانش در راستای عمودی (محور y) اعمال و چگالی سیال با تقریب بوزینسک در نظر گرفته شده که بصورت خطی با دما تغییر می‌کند. اثر شاخص توانی سیال‌های غیرنیوتنی مدل توانی بر انتقال حرارت، توزیع دما و جریان‌های ثانویه بررسی شد. سپس تأثیر نیروهای شناوری (عدد گراشف) بر جابه‌جایی ترکیبی در سیال‌های غیرنیوتنی مورد مطالعه و در نهایت تأثیر گام بی‌بعد کوئل مارپیچ و غلظت حجمی نانوذرات بر انتقال حرارت جابه‌جایی ترکیبی مورد تحلیل قرار گرفت. معیار تشخیص جابه‌جایی آزاد، اجباری و ترکیبی عدد ریچاردسون است. برای $Ri \gg 1$ جابه‌جایی اجباری ناچیز و انتقال حرارت از نوع جابه‌جایی طبیعی، برای $Ri \ll 1$ جابه‌جایی طبیعی ناچیز و انتقال حرارت از نوع جابه‌جایی اجباری و برای $Ri \approx 1$ انتقال حرارت ترکیبی از جابه‌جایی اجباری و طبیعی (جابه‌جایی ترکیبی) می‌باشد [24]. برای اعتبار سنجی نتایج کار حاضر با مرجع [18] به مقایسه توزیع دما برای جابه‌جایی ترکیبی سیال نیوتنی با وجود نیروی شناوری و در غیاب آن در شکل‌های (۶) و (۷) پرداخته شد. در غیاب نیروهای شناوری ($Gr=0$)، معادلات سرعت مستقل از معادله انرژی می‌تواند حل شود، بنابراین الگوی

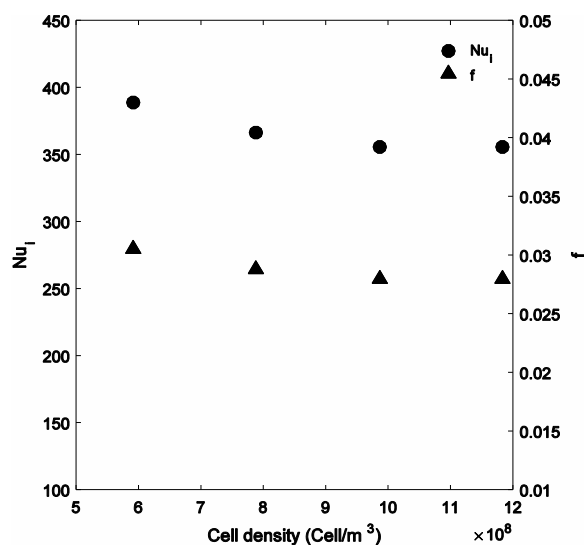


(الف)



(ب)

شکل ۳ (الف) شبکه‌بندی کوئل مارپیچ (ب) شبکه‌بندی سطح مقطع لوله

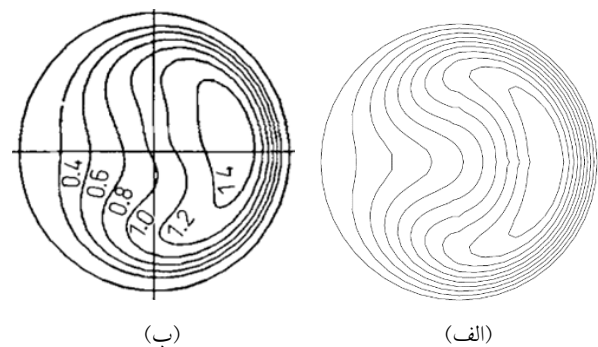


شکل ۴ تغییرات عدد ناسلت و ضریب اصطکاک در برابر چگالی شبکه

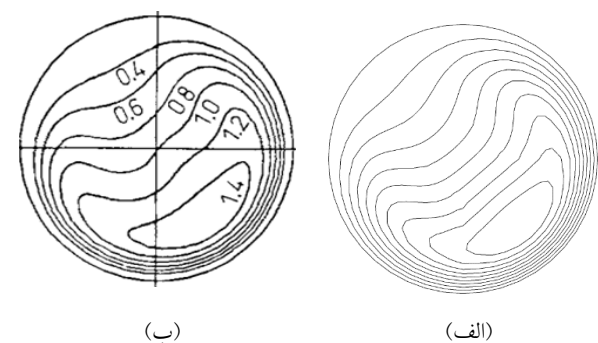
$Pr=30$ نشان داده شده است. در حضور نیروهای شناوری، در عدد ریچاردسون برابر، کاهش شاخص توانی باعث افزایش ضریب انتقال حرارت شده است. همچنین، شاخص پایداری با افزایش عدد ریچاردسون، سبب افزایش ضریب انتقال حرارت شده که برای شاخص‌های توانی کوچکتر، این افزایش انتقال حرارت بیشتر است. به طور مشخص، برای $n=1$ ، با تغییر عدد ریچاردسون از 0.5 به 2 ، عدد ناسلت 32% افزایش یافته که این مقدار برای $n=0.8$ برابر 67% است. در عدد رینولدز ثابت، افزایش عدد ریچاردسون، عدد گراشف را افزایش داده که سبب افزایش نیروهای شناوری می‌شود. در شکل (۹)، با افزایش عدد ریچاردسون نقش جابه‌جایی آزاد نسبت به جابه‌جایی اجباری بیشتر است. در این حالت ویسکوزیته ظاهری کمتر بوده لذا سیال مقاومت در برابر حرکت کمتری داشته و تصادم مولکولی بیشتر است. این تصادم بیشتر (به علت عدد ریچاردسون بالا) باعث افزایش عدد ناسلت می‌گردد. مقادیر عدد ناسلت میانگین در مقابل عدد ریچاردسون برای جابه‌جایی ترکیبی سیال غیرنیوتنی شبه پلاستیک با شاخص توانی $n=0.9$ در یک کویل مارپیچ نمایش داده شده است. همانطور که در شکل (۹) مشخص است، افزایش عدد پراتل و عدد ریچاردسون باعث افزایش انتقال حرارت در کویل‌های مارپیچ می‌شود. بنابراین حضور نیروهای شناوری، انتقال حرارت در کویل‌های مارپیچ را با وجود سیال غیرنیوتنی افزایش می‌دهند. در اعداد پراتل کوچکتر نقش ویسکوزیته ظاهری در مقابل ضرب پخش حرارتی پر رنگ است. از آنجایی که لزجت سینماتیکی متأثر از شاخص پایداری سیال غیر نیوتنی بوده اثرات آن بر اعداد ریچاردسون بزرگتر از یک (به واسطه جابه‌جایی طبیعی مؤثرتر) متفاوت می‌باشد، لذا شیب منحنی عدد ناسلت در اعداد ریچاردسون بزرگتر از یک برای اعداد پراتل تعمیم یافته بزرگتر از ده تغییر می‌یابد.

در شکل (۱۰)، با افزایش گام، زاویه بین لوله‌ها افزایش یافته که منجر به افزایش نیروی گریز از مرکز در سیال می‌گردد. مقدار عدد ناسلت میانگین در مقابل عدد ریچاردسون برای جریان سیال غیرنیوتنی $CMC(0.1\%)$ در دو کویل مقایسه شده است. در اعداد ریچاردسون پایینتر که نیروهای گریز از مرکز غلبه بیشتری بر نیروهای شناوری دارند، مقادیر ناسلت برای هر دو کویل تفاوت ناچیزی داشته ولی با افزایش اعداد ریچاردسون، تأثیر گام کویل بر انتقال حرارت افزایش می‌یابد، به‌طوری‌که در $Ri=4$ ، کویل با $\lambda=0.1$ نسبت به کویل با $\lambda=0.05$ ، 7% عدد ناسلت میانگین را افزایش می‌دهد.

جریان مستقل از عدد پراتل تحت تأثیر نیروهای مرکز گرا و جریان اجباری است. برای بررسی تأثیر شاخص توانی سیالات غیرنیوتنی بر انتقال حرارت در یک عدد رینولدز، پراتل و ریچاردسون یکسان، تأثیر این شاخص بر انتقال حرارت جابه‌جایی ترکیبی سیالات غیرنیوتنی نیز بررسی گردید. برای $Pr=10$ و $Gr=10^5$ ، توزیع دما نسبت به $Pr=1$ تغییر و دو ناحیه دما پایین در بالا و پایین دامنه جریان شکل گرفته است. تراکم خطوط دما ثابت در دیواره افزایش یافته که منجر به افزایش گرایان دما و عدد ناسلت می‌گردد.

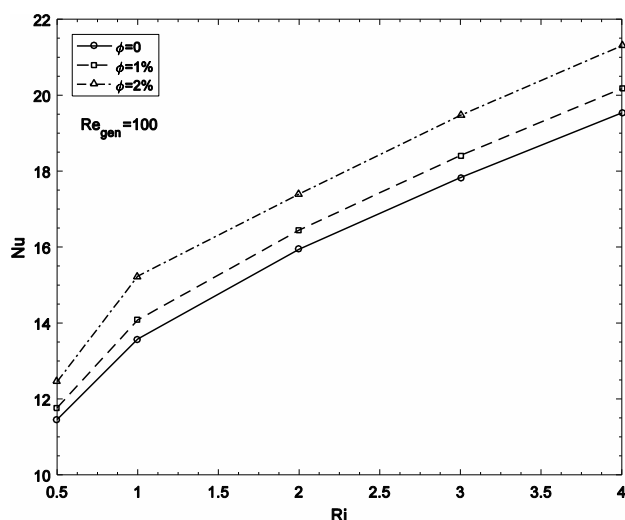


شکل ۶ (الف) توزیع دمای کار حاضر، (ب) توزیع دمای مرجع [18] برای جابه‌جایی اجباری یک سیال نیوتنی ($Pr=1$ ، $Gr=0$ و $Ri=0$) در کویل ۱



شکل ۷ (الف) توزیع دمای کار حاضر، (ب) توزیع دمای مرجع [18] جابه‌جایی ترکیبی سیال نیوتنی ($Pr=1$ ، $Gr=10^5$ و $Ri=1$) در کویل ۱

در شکل (۸)، با افزایش شاخص توانی، ویسکوزیته ظاهری افزایش یافته و این امر منجر به کاهش تصادم بین مولکولی بین مولکولهای نزدیک به دیواره داغ و مولکول‌های دورتر شده و مقاومت در مقابل حرکت در سیال بیشتر شده که این امر منجر به کاهش تبادل انرژی گرمایی و کاهش عدد ناسلت می‌شود. تغییرات عدد ناسلت در مقابل شاخص توانی در اعداد ریچاردسون مختلف برای $Re_{gen}=92$ و عدد پراتل تعمیم یافته

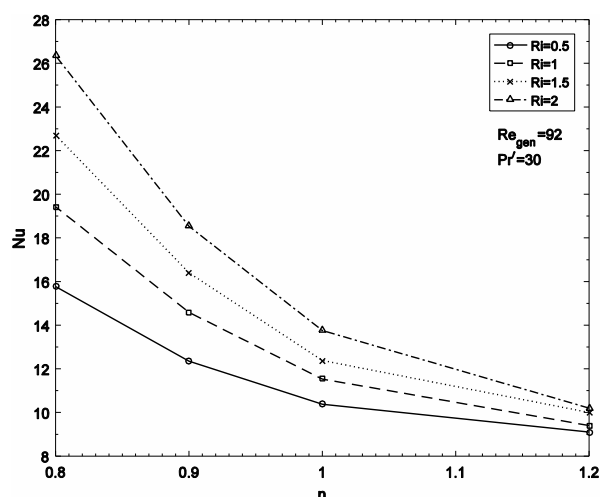


شکل ۱۱ تغییرات عدد ناسلت میانگین در مقابل رینولدز برای جابه‌جایی ترکیبی نانوسیال غیرنیوتنی CMC(0.1%)/Al₂O₃ در کوئل ۱ با درصد حجمی نانوذرات ۰٪ تا ۲٪

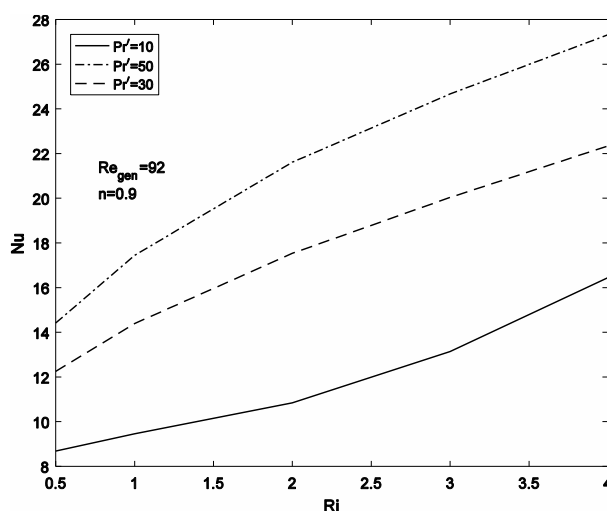
شکل (۱۱) تأثیر افزودن نانوذرات اکسید آلومینیوم به سیال غیرنیوتنی CMC(0.1%) بر عدد ناسلت جابه‌جایی ترکیبی در کوئل ۱ در اعداد ریچاردسون مختلف به ازای یک عدد رینولدز ثابت را نشان می‌دهد. افزودن نانوذرات سبب افزایش ضریب رسانش سیال پایه و نهایتاً افزایش ضریب انتقال حرارت شده، به طوریکه در $Ri=4$ برای غلظت حجمی $\phi=2\%$ ، عدد ناسلت تا ۹٪ افزایش پیدا کرده است.

نتیجه‌گیری

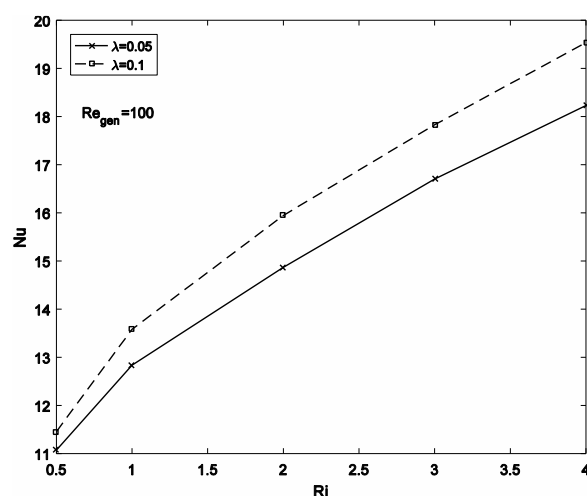
در پژوهش حاضر، انتقال حرارت جابه‌جایی ترکیبی جریان آرام نانوسیال غیرنیوتنی بصورت عددی مورد بررسی قرار گرفت. سیال غیرنیوتنی شبه پلاستیک مورد بررسی محلول CMC/آب با درصد جرمی ۰/۱ تا ۰/۳ درصد به عنوان سیال‌های پایه و نانوذره Al₂O₃ با غلظت حجمی ۰/۱-۰/۲ به سیال‌های پایه برای چهار کوئل با نسبت انحنای متفاوت ($\delta=0.1-0.5$) می‌باشد. تأثیرات شاخص توانی سیال غیرنیوتنی، اثر غلظت حجمی نانوذرات، نسبت انحنای کوئل بر انتقال حرارت و افت فشار در جریان آرام نانوسیال غیرنیوتنی بررسی و روابطی برای پیش‌بینی عدد ناسلت و ضریب اصطکاک ارائه گردید. در بررسی انتقال حرارت جابه‌جایی ترکیبی جریان آرام، با انتخاب یک کوئل با نسبت انحنای ۰/۱، تأثیر شاخص توانی سیال‌های غیرنیوتنی بر عدد ناسلت در عدد رینولدز و ریچاردسون مشخص، بررسی گردید.



شکل ۸ تغییرات عدد ناسلت بر حسب شاخص توانی برای جابه‌جایی ترکیبی سیالات غیرنیوتنی در کوئل ۱ در اعداد ریچاردسون مختلف



شکل ۹ تغییرات عدد ناسلت در مقابل عدد ریچاردسون برای اعداد پراتل تعمیم یافته مختلف در جابه‌جایی ترکیبی سیال غیرنیوتنی در کوئل ۱



شکل ۱۰ تأثیر گام بی‌بعد کوئل بر انتقال حرارت جابه‌جایی ترکیبی سیال غیرنیوتنی CMC(0.1%) در اعداد ریچاردسون مختلف

ضریب انتقال حرارت به طور محسوس افزایش می‌یابد و این امر به این دلیل است که ذرات جامد می‌توانند در جابه‌جایی ترکیبی نقش مؤثرتری در انتقال گرما داشته باشند.

۵. افزایش گام بی‌بعد کوئل و غلظت حجمی نانوذرات باعث افزایش ضریب انتقال حرارت شده به طوریکه با تغییر گام بی‌بعد کوئل از ۰/۰۵ به ۰/۱، عدد ناسلت میانگین به علت تغییرات عدد دین جریان با افزایش گام بی‌بعد کوئل ۷٪ افزایش پیدا می‌کند. در واقع نیروی گریز از مرکز سیال در کوئل با گام های بزرگتر بیشتر شده که خود باعث تلاطم بیشتر جریان و در نتیجه نرخ انتقال گرمای بیشتر می‌شود.

فهرست علائم

A	مساحت (m^2)
C_p	ظرفیت گرمایی ویژه ($J/Kg.K$)
d	قطر لوله (m)
D	قطر کوئل (m)
D_h	قطر (m)
f	ضریب اصطکاک
g	شتاب گرانش ($\frac{m}{s^2}$)
H	گام کوئل مارپیچ (m)
h	ضریب انتقال حرارت (W/m^2K)
K	رسانندگی گرمایی ($W/m.K$)
k	انرژی جنبشی آشفته ($\frac{m^2}{s^2}$)
K'	شاخص پایداری پاورلا ($\frac{kg}{s^{2-n_m}}$)
L	طول کوئل (m)
M	عدد بی‌بعد
N	تعداد دور
n	شاخص رفتار پاورلا
P	فشار (Pa)
q''	شار حرارتی (W/m^2)
r	شعاع لوله (m)
R	شعاع کوئل (m)
T	دما (K)
u	سرعت ($\frac{m}{s}$)
y^+	فاصله بی‌بعد از دیوار ($\frac{y u_\tau}{\nu}$)

اثر پارامترهای گام بی‌بعد کوئل و درصد حجمی نانوذرات اکسید آلومینیوم بر عدد ناسلت میانگین جریان نانوسیال غیرنیوتنی به سیال پایه CMC مورد بررسی قرار گرفت. نتایج کلی حاصل از تحلیل‌های جریان جابه‌جایی ترکیبی آرام نانوسیال غیرنیوتنی عبارتست از:

۱. در جابه‌جایی ترکیبی در کوئل‌های مارپیچ، شدت و الگوی جریان‌های ثانویه علاوه بر نیروی مرکزگرا، تحت تأثیر نیروهای شناوری نیز قرار می‌گیرد. این امر موجب افزایش نرخ انتقال گرما در کوئل‌های مارپیچ نسبت به کوئل‌های مستقیم می‌گردد.

۲. در جابه‌جایی ترکیبی علاوه بر نیروهای جابه‌جایی، نیروهای شناوری به طور مؤثر بر الگوی توزیع دمای سرعت جریان در کوئل‌های مارپیچ تأثیر گذاشته و با افزایش نیروهای شناوری، توزیع دما و سرعت جریان به شکل یکنواخت در آمده و نرخ انتقال گرما را به طور پیوسته افزایش می‌دهد. با افزایش عدد ریچاردسون نقش جابه‌جایی آزاد نسبت به جابه‌جایی اجباری بیشتر است. در این حالت ویسکوزیته ظاهری کمتر بوده لذا سیال مقاومت در برابر حرکت کمتری داشته و تصادم مولکولی بیشتر است. این تصادم بیشتر (به علت عدد ریچاردسون بالا) باعث افزایش عدد ناسلت می‌گردد.

۳. شاخص توانی سیال غیرنیوتنی تأثیر بسزایی در میزان ضریب انتقال حرارت جریان دارد. در یک عدد رینولدز و ریچاردسون یکسان، کاهش شاخص توانی باعث افزایش انتقال حرارت می‌گردد. با افزایش شاخص توانی، ویسکوزیته ظاهری افزایش یافته و این امر منجر به کاهش تصادم بین مولکولی بین مولکول‌های نزدیک به دیواره داغ و مولکول‌های دورتر شده و مقاومت در مقابل حرکت در سیال بیشتر شده که این امر منجر به کاهش تبادلی انرژی گرمایی و کاهش عدد ناسلت می‌شود. همچنین با تغییر شاخص توانی سیال غیرنیوتنی، الگوی توزیع دما، سرعت و جریان ثانویه تغییر می‌کند. به طوریکه در جریان نانوسیال غیرنیوتنی با شاخص توانی کوچکتر، جریان‌های ثانویه ناشی از نیروهای مرکزگرا از بین رفته و خطوط دما ثابت نزدیک دیواره متراکم شده و گرادیان دمای بالاتری را ایجاد و در نتیجه نرخ انتقال حرارت افزایش می‌یابد.

۴. با توجه به نتایج مستخرج از حل عددی مشاهده می‌شود که با افزایش نیروهای شناوری و عدد پرانتل در جابه‌جایی ترکیبی،

مراجع

- [1] R. Selbas, Ö. Kızılkın, and M. Reppich, "A new design approach for shell-and-tube heat exchangers using genetic algorithms from economic point of view," *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, vol. 45, no. 4, pp. 268–275, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.cep.2005.07.004>
- [2] G. Huminic and A. Huminic, "Heat transfer characteristics in double tube helical heat exchangers using nanofluids," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 54, pp. 4280–4287, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.05.017>
- [3] K. Javaherdeh and H. Karimi, "Numerical analysis of the obstacle effect with different geometry on the heat transfer of nanofluid flow in a rectangular channel," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 3, pp. 51–64, 2023.
- [4] M. Naghian and Kh. Hosseini, "Using Collocation Discrete Least Squares Meshless method in solving governing

- equations for non-Newtonian fluids by Herschel–Bulkley model,” *Journal of Solid and Fluid Mechanics*, vol. 11, no. 2, pp. 247–259, 2021. <https://doi.org/10.22044/jsfm.2021.2183>
- [5] H. Karimi, H. A. Danesh Ashtiani, and C. Aghanajafi, “Study of mixed materials heat exchanger using optimization techniques,” *Journal of Engineering, Design and Technology*, vol. 17, no. 2, pp. 414–433, 2019. <https://doi.org/10.1108/JEDT-09-2018-0142>
- [6] H. Karimi, H. Ahmadi-Danesh, and C. Aghanajafi, “Applying multiple decomposition methods and optimization techniques for achieving optimal cost in mixed materials heat exchanger networks,” *International Journal of Energy Research*, vol. 43, pp. 3711–3722, 2019. <https://doi.org/10.1002/er.4526>
- [7] H. Karimi, H. A. Danesh Ashtiani, and C. Aghanajafi, “Optimization of the total annual cost in a shell and tube heat exchanger by Ant colony optimization technique,” *Iranian Journal of Marine Technology*, vol. 6, no. 3, pp. 113–121, 2019.
- [8] S. Ghanbari and K. Javaherdeh, “Thermal performance enhancement in perforated baffled annuli by nanoporous graphene non-Newtonian nanofluid,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 167, p. 114719, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2019.114719>
- [9] S. Mozafarie and K. Javaherdeh, “Numerical design and heat transfer analysis of a non-Newtonian fluid flow for annulus with helical fins,” *Engineering Science and Technology, an International Journal*, vol. 22, no. 4, pp. 1107–1115, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.jestch.2019.03.001>
- [10] E. Taheran and K. Javaherdeh, “Experimental investigation on the effect of inlet swirl generator on heat transfer and pressure drop of non-Newtonian nanofluid,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 147, pp. 551–561, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2018.10.034>
- [11] M. Nemati, M. Sefid, and A. R. Rahmati, “The effect of changing the position of the hot wall and increasing the amplitude and number of oscillations of wavy wall on the flow and heat transfer of nanofluid inside the channel in the presence of magnetic field,” *Journal of Solid and Fluid Mechanics*, vol. 10, no. 2, pp. 219–236, 2020. <https://doi.org/10.22044/jsfm.2020.8917.3022>
- [12] K. Javaherdeh and H. Karimi, “Numerical analysis of mix convection of sodium alginate non-Newtonian fluid with Al_2O_3 nanoparticle in a channel with block,” *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 32, no. 1, pp. 93–110, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2021.40042>
- [13] E. Hosseiniard, V. Bidarian, F. Hormozi, and M. Khoshvaght-Aliabadi, “Modelling and optimization of geometrical parameters in design of the wavy-fin-plate compact heat exchanger by Taguchi method,” *Journal of Solid and Fluid Mechanics*, vol. 12, no. 3, pp. 89–101, 2022. <https://doi.org/10.22044/jsfm.2022.8850.3003>
- [14] H. Pakdaman, M. Alizadeh, and V. Kalantar, “Numerical investigation of heat transfer and pressure drop in a plate heat exchanger with Chevron plates,” *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 25, no. 1, pp. 47–60, 2014.
- [15] H. Eskandari and I. Hashemi, “Numerical comparison of shell side thermo-hydraulic characteristics of shell and tube heat exchangers with trefoil and segmental baffle by genetic algorithm,” *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 2, pp. 55–76, 2023.
- [16] M. Kahani, S. Z. Heris, and S. M. Mousavi, “Effects of curvature ratio and coil pitch spacing on heat transfer performance of Al_2O_3 /water nanofluid laminar flow through helical coils,” *Journal of Dispersion Science and*

- Technology*, vol. 34, pp. 1704–1712, 2013. <https://doi.org/10.1080/01932691.2013.764485>
- [17] M. Rakhsha, F. Akbaridoust, A. Abbassi, and S.-A. Majid, “Experimental and numerical investigations of turbulent forced convection flow of nano-fluid in helical coiled tubes at constant surface temperature,” *Powder Technology*, vol. 283, pp. 178–189, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2015.05.019>
- [18] G. Yang and M. Ebadian, “Mixed convective flow and heat transfer in a vertical helicoidal pipe with finite pitch,” *Computational Mechanics*, vol. 14, pp. 503–512, 1994. <https://doi.org/10.1007/BF00377602>
- [19] S. S. Pawar and V. K. Sunnapwar, “Experimental and CFD investigation of convective heat transfer in helically coiled tube heat exchanger,” *Chemical Engineering Research and Design*, vol. 92, no. 11, pp. 2294–2312, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.cherd.2014.01.016>
- [20] S. S. Pawar and V. K. Sunnapwar, “Experimental studies on heat transfer to Newtonian and non-Newtonian fluids in helical coils with laminar and turbulent flow,” *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 44, pp. 792–804, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2012.09.024>
- [21] M. Sheikholeslami, M. Gorji-Bandpy, and D. D. Ganji, “Experimental study on turbulent flow and heat transfer in an air to water heat exchanger using perforated circular-ring,” *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 70, pp. 185–195, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2015.09.013>
- [22] Y. Lin, L. Zheng, and X. Zhang, “Radiation effects on Marangoni convection flow and heat transfer in pseudo-plastic non-Newtonian nanofluids with variable thermal conductivity,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 77, pp. 708–716, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2014.06.028>
- [23] J. Tian, Z. He, T. Xu, X. Fang, and Z. Zhang, “Rheological property and thermal conductivity of multi-walled carbon nano-tubes-dispersed non-Newtonian nano-fluids based on an aqueous solution of carboxymethyl cellulose,” *Experimental Heat Transfer*, vol. 29, no. 3, pp. 378–391, 2016. <https://doi.org/10.1080/08916152.2014.1001919>
- [24] M. H. Matin and W. A. Khan, “Laminar natural convection of non-Newtonian power-law fluids between concentric circular cylinders,” *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 43, pp. 112–121, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2013.02.006>
- [25] K. Javaherdeh, H. Karimi, and A. Khojasteh, “Numerical study of heat transfer enhancement of non-Newtonian nanofluid in porous blocks in a channel partially,” *Powder Technology*, vol. 383, pp. 270–279, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2021.01.033>

Study and Finite Element Simulation of the Bi-stability Phenomenon in Cylindrical Fiber-Reinforced Laminated Composites*

Research Article

Hadi Gourabi¹ , Shahram Hadian²

 [10.22067/jacsm.2024.89435.1284](https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.89435.1284)

Abstract-- This study aims to investigate the bi-stability phenomenon in cylindrical fiber reinforced laminated composite shells. The origin of bi-stability behavior could be found in particular anti-symmetric layup sequence and fibers orientation. First, the kinematic and constitutive equations are derived, based on Classical Laminate Plate Theory (CLPT). Afterwards, the layup sequence and the way it leads to bending and twisting decoupling would be described. The bi-stability will be explained due to existence of one local minimum of strain energy, which indicates the second stable state of the plate. Analytical equations are introduced in order to calculate the cylindrical shell's total strain energy under pure bending and the second stable state geometry and characteristics are derived from the strain energy plots and the local strain energy minimum position, which is depicted in the plots. Furthermore, a finite element simulation will be performed in order to verify the presented theory to explain the bi-stability phenomenon.

Key Words. Fiber reinforced laminated composites, Cylindrical shell, Antisymmetric layup sequence, Bi-stability, Strain energy

1- Introduction

Fiber-reinforced multilayer composites are highly flexible in design due to factors such as the type of fibers and matrix, the angle of fiber placement, and the arrangement of layers. These composites have attracted researchers' attention for various applications, including sheets, beams, and shells [1,2].

Bi-stable structures are a type of composite that have specific applications due to their bi-stability. Bi-stable structures are those that have two stable states, and this phenomenon is usually possible for structures made from anisotropic materials. The phenomenon of bi-stability in cylindrical composite shells was first introduced in 1996 by Dayton Lovett at the Rola-Tube Laboratory of Cambridge University [3]. Lovett, using an asymmetric arrangement of fiber-reinforced layers in a specific order, developed a type of these shells that, unlike previous types

which had only one stable state, had two stable states in the initial and rolled-up positions. Subsequently, Iqbal and Pellegrino provided estimates for strain energy and developed analytical models to explain the phenomenon of bi-stability in cylindrical composite shells [4]. Due to the complexities involved in fully explaining bi-stability through analytical relationships, Guest and Pellegrino used numerical solutions and finite element software for this purpose [5].

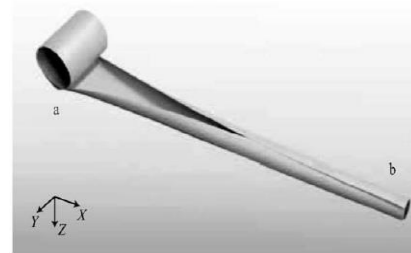


Figure 1. Slit-Tube/Tape-Spring boom

Bi-stable shells with a cross-section shaped like a sector of a circle and cylindrical form have great potential for use in deployable structures, especially as deployable booms. An example is shown in Figure 1. Various analyses have been conducted on these bi-stable structures. Shahriarifard and colleagues performed a thermal analysis of composite bi-stable shells and compared them with metallic types. This paper examines the phenomenon of bi-stability in cylindrical shells. First, the kinematic relations and governing equations based on classical multilayer theory are presented, and a matrix that relates strain and curvature to forces and moments is derived. The specific arrangement of layers and its relation to the independence of bending and twisting in the shell is also examined. The related equations for calculating the strain energy of the shell after deformation are provided, and the local

* Manuscript received September 29, 2024, Revised October 20, 2024, Accepted December 28, 2024.

¹ Researcher expert, Institute of Materials and Energy, Isfahan, Iran.

² Corresponding author. Assistant Professor, Faculty of Engineering, University of Isfahan, Isfahan, Iran.

Email: shadian@eng.ui.ac.ir

minimum of the strain energy, indicating the second stable state, is determined from the strain energy diagrams. Furthermore, the phenomenon of bi-stability is investigated and confirmed through a finite element simulation, and the results are compared with theoretical calculations. Innovations in this paper include providing an analytical relationship for calculating the strain energy of the shell based on classical multilayer theory, considering the zero Gaussian curvature condition.

2- Theory

This paper aims to study multilayers, each layer of which is reinforced with fibers arranged parallel and unidirectional. The equivalent single-layer theory for composite plates is used to examine this subject, which includes the classical theory of multilayer plates and the first-order shear deformation theory for multilayer composite plates.

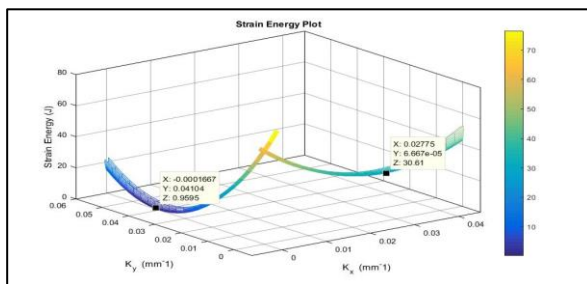


Figure 2. Strain energy vs curvature

3- Strain Energy Analysis

In this section, equations for calculating and estimating the strain energy of the shell under bending are provided. With this estimate, the strain energy of the shell in different states can be calculated and it can be examined whether the shell is in a local minimum of strain energy. A sample composite bi-stable shell is then examined, and its second stable state is determined from the strain energy diagrams. To determine the state of a cylindrical shell, only two parameters of curvature in the x and y directions are needed. With these two characteristics, the geometry of the shell after loading can be determined. It is also noted that due to the asymmetric arrangement of layers, bending and twisting will be separate; therefore, for a shell under bending, the principal directions of curvature will not change.

3-1- Strain Energy Diagrams and Bi-stability Radius

With the available relationship for strain energy, the strain energy of the shell in different states can be examined.

The strain energy diagram according to this relation is shown in Figure 2. Figure 2 displays the strain energy diagram based on curvature, at the boundary of zero Gaussian curvature. The strain energy in the initial state without any applied load, has the lowest value (zero strain

energy). As the distance from the boundary of zero Gaussian curvature increases, the strain energy significantly increases. Moving towards the flat plate state, the strain energy gradually increases. Further, moving from the flat state along the x-axis, a local minimum of strain energy is observed again. This minimum represents the second stable state. The two points of minimum strain energy are marked on Figure 2.

4- Conclusion

In this work, the phenomenon of bi-stability in fiber-reinforced cylindrical composite shells was investigated. Initially, the history of bi-stability was introduced, and the potential for the widespread use of these types of composites in deployable structures was highlighted. Subsequently, assuming that the second stable state of the shell is a local minimum of strain energy, bi-stability analysis was conducted through both theoretical and finite element simulation approaches. Unlike most cases where the layers have a symmetric arrangement, here, by utilizing an asymmetric arrangement of layers, twisting and bending were separated, allowing the shell to have two different stable states with cylindrical geometry. Additionally, relationships for calculating the bi-stability radius as one of the main design parameters were provided. The high correlation between the strain energy calculated from theoretical and simulation approaches indicates the acceptability of the estimates considered and the accuracy of the simulation. Furthermore, the bi-stability radius obtained from theoretical and simulation approaches provides a suitable estimate that can be used for design purposes.

References

- [1] S. S. Mojabi and M. M. Kheirikhah, "Modeling and intelligent control of vibration of cantilever composite plate embedded with shape memory alloy wires," *Journal of Science and Technology of Composites*, vol. 4, no. 4, pp. 363–374, 2018. <https://doi.org/10.22068/jstc.2018.28554>
- [2] Z. Zamani and H. Haddadpour, "Static and dynamic analysis of composite thin walled beam with curvilinear fiber," *Journal of Science and Technology of Composites*, vol. 6, no. 1, pp. 79–88, 2019. <https://doi.org/10.22068/jstc.2018.91728.1463>
- [3] K. Iqbal, S. Pellegrino, and A. Daton-Lovett, "Bi-stable composite slit tubes," in *IUTAM-IASS Symposium on Deployable Structures: Theory and Applications: Proceedings of the IUTAM Symposium held in Cambridge, UK, 6–9 September 1998*, Springer, 2000, pp. 153–162. https://doi.org/10.1007/978-94-015-9514-8_17
- [4] K. Iqbal and S. Pellegrino, "Bi-stable composite shells," in *41st Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit held in Atlanta, GA, USA, 3–6 April 2000*, 2000, p. 1385. <https://doi.org/10.2514/6.2000-1385>
- [5] S. D. Guest and S. Pellegrino, "Analytical models for bistable cylindrical shells," *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 462, no. 2067, pp. 839–854, 2006, doi: 10.1098/rspa.2005.1598. <https://doi.org/10.1098/rspa.2005.1598>



مطالعه و شبیه سازی اجزای محدود پدیده دوپایایی در پوسته های استوانه ای کامپوزیتی چندلایه تقویت شده با الیاف*

مقاله پژوهشی

شهرام هادیان^(۲)هادی گورابی^(۱) 

DOI: 10.22067/jacsm.2024.89435.1284

چکیده مقاله حاضر به بررسی پدیده دوپایایی در پوسته های استوانه ای شکل کامپوزیتی چندلایه تقویت شده با الیاف می پردازد. علت اصلی پدیده دوپایایی در این سازه ها چینش نامتقارن و زاویه قرارگیری الیاف در این لایه ها است. ابتدا روابط سینماتیک و معادلات ساختاری ارائه داده می شوند. سپس ترتیب چینش نامتقارن لایه ها که منجر به استقلال پیچش و خمش می شوند توضیح داده می شود. وجود وضعیت پایدار دوم در سازه های دوپایا با توجه به وجود یک کمینه موضعی انرژی کرنشی در آن ها مورد بررسی قرار می گیرد، به طوری که سازه در نقطه کمینه انرژی کرنشی باقی مانده و به وضعیت پایدار اولیه خود باز نمی گردد. به همین منظور روابطی برای تعیین انرژی کرنشی کل پوسته ارائه می گردد و کمینه موضعی آن مشخص می شود. همچنین هندسه و شکل پوسته در وضعیت پایدار دوم از روی نمودارهای انرژی کرنشی تعیین می گردد. در ادامه شبیه سازی اجزای محدود ارائه می شود. نتایج حاصل از شبیه سازی تطابق خوبی را با نتایج حاصل از روابط تئوری و نمودارهای انرژی کرنشی نشان می دهد. از جمله نوآوری های این مقاله می توان به ارائه یک رابطه تحلیلی برای محاسبه انرژی کرنشی پوسته بر پایه تئوری کلاسیک چندلایه ها و با در نظر گرفتن شرط انحنای گوسی صفر اشاره کرد.

واژه های کلیدی کامپوزیت های چندلایه تقویت شده با الیاف، پوسته های استوانه ای، چینش لایه ای نامتقارن، دوپایایی، انرژی کرنشی.

مقدمه

دانشگاه کمبریج معرفی شد [3]. لاوت با استفاده از چینش نامتقارن لایه های تقویت شده با الیاف با ترتیبی خاص، نوعی از این پوسته ها را ابداع کرد که بر خلاف انواع قبلی که تنها یک وضعیت پایدار داشتند، دارای دو حالت پایدار در وضعیت اولیه و رول شده بود. در ادامه اقبال و پلگرینو با ارائه تخمین هایی برای انرژی کرنشی، مدل های تحلیلی را برای توضیح پدیده دوپایایی در پوسته های کامپوزیتی استوانه ای ارائه کردند [4]. به علت پیچیدگی های موجود برای توجیه کامل دوپایایی توسط روابط تحلیلی، گست و پلگرینو از حل عددی و نرم افزارهای اجزای محدود به این منظور استفاده کردند [5]. مورفی و پلگرینو علاوه بر مباحث دوپایایی تحقیقاتی به منظور طراحی پوسته هایی با پایداری در تمامی وضعیت ها انجام دادند، به شکلی که پوسته دارای بی نهایت وضعیت پایدار است که با نام پایداری خنثی

کامپوزیت های چندلایه تقویت شده با الیاف به علت وجود عواملی مانند جنس الیاف و ماتریس، زاویه قرارگیری الیاف و ترتیب چینش لایه ها، از انعطاف پذیری زیادی در طراحی برخوردار بوده و مورد توجه محققان در کاربردهای متفاوت از جمله در ورق ها، تیرها و پوسته ها بوده اند [1,2].

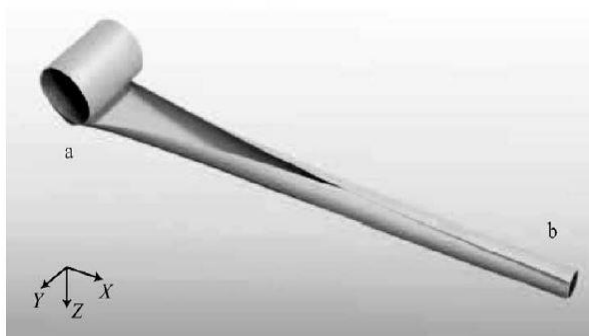
سازه های دوپایا یکی از انواع کامپوزیتها هستند که به خاطر خاصیت دوپایایی شان کاربردهای خاص دارند. سازه های دوپایا، به سازه هایی گفته می شود که دو حالت پایداری برای آن ها وجود دارد و معمولاً این پدیده برای سازه هایی امکان پذیر است که از مواد ناهمسانگرد ساخته شده باشند. پدیده دوپایایی در پوسته های کامپوزیتی با مقطع استوانه ای برای اولین بار در سال ۱۹۹۶ توسط دیتون لاوت در آزمایشگاه رولا-تیوب (Rolla-Tube Lab)

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۷/۸ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۱۰/۸ می باشد.

(۱) محقق، پژوهشگاه مواد و انرژی، اصفهان، ایران.

(۲) نویسنده مسئول، استادیار، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه اصفهان، اصفهان، ایران.

گسترش کاربرد بوم‌های دوپایا در صنعت هوافضا، استفاده از بوم‌های دوپایا را به‌عنوان مکانیزم گسترشی برای آنتن‌ها معرفی کرده و موفق به ساخت نمونه‌ای از آن شدند [19]. یانگ و همکاران اقدام به بهینه‌سازی چندهدفه بوم‌های کامپوزیتی با مقطع C-شکل با بیشینه بودن گشتاور گسترش و کمینه بودن جرم کردند [20]. ملیکراچی همچنین اثرات میکرو مکانیک را در تحلیل‌ها برای کامپوزیت‌های تقویت شده با الیاف از پیش‌تیده (Woven Composite) لحاظ کرد [21]. ارزیابی و تحلیل‌های دینامیک اولیه فرایند رول شدن و گسترش بوم‌های کامپوزیتی نیز توسط ملیکراچی پلگرینو انجام شد [22].



شکل ۱ بوم از نوع نواری فنی (Slit-Tube/Tape-Spring)

مقاله حاضر به بررسی پدیده دوپایایی در پوسته‌های استوانه‌ای می‌پردازد، ابتدا روابط سینماتیکی و معادلات حاکم بر پایه تئوری کلاسیک چندلایه‌ها، بیان می‌شود و ماتریسی که ارتباط بین کرنش و انحنا با نیروها و ممان‌ها را بیان می‌کند، استخراج می‌گردد. همچنین ترتیب به‌خصوص چینش لایه‌ها و ارتباط آن با استقلال خمش و پیچش در پوسته بررسی می‌شود. روابط مرتبط برای محاسبه انرژی کرنشی پوسته پس از تغییر شکل ارائه شده و کمینه موضعی انرژی کرنشی که بیانگر وضعیت پایدار دوم است از روی نمودارهای انرژی کرنشی مشخص می‌گردد. در ادامه پدیده دوپایایی توسط انجام یک شبیه‌سازی اجزای محدود بررسی و تأیید می‌شود و نتایج آن با محاسبات تئوری مقایسه می‌شود. از جمله نوآوری‌های این مقاله می‌توان به ارائه یک رابطه تحلیلی برای محاسبه انرژی کرنشی پوسته بر پایه تئوری کلاسیک چندلایه‌ها و با در نظر گرفتن شرط انحنای گوسی صفر اشاره کرد.

(Neutral Stability) شناخته می‌شود [6].

طراحی سازه‌های انعطاف‌پذیری که توان سازگاری و تطبیق خود با محیط را داشته باشند، امروزه در بسیاری از پژوهش‌ها مورد توجه قرار گرفته است [7]. یکی از مهم‌ترین مشخصه‌های پوسته‌های کامپوزیت با چینش نامتقارن لایه‌ها، قابلیت تغییر شکل‌های برون صفحه‌ای بزرگ در سازه است، به شکلی که در بعضی مواقع میزان آن به بیش از ۱۰۰ برابر ضخامت پوسته می‌رسد؛ بنابراین این نوع سازه‌ها می‌توانند دارای وضعیت پایدار دومی بسیار متفاوت نسبت به وضعیت اولیه خود باشند که همین مسئله باعث انعطاف‌پذیری بسیار در طراحی آن‌ها می‌شود [8]. بر خلاف انواع فلزی که تنها دارای یک حالت اولیه پایدار هستند، این پوسته‌های کامپوزیتی دارای دو وضعیت پایدار یکی در حالت گسترده اولیه و دیگری در حالت رول شده و تحت تنش هستند. از جمله مهم‌ترین کاربردهای پدیده دوپایایی می‌توان به استفاده از آن در سازه‌های گسترش‌پذیر و مورف اشاره کرد، سازه‌هایی که طراحی و کاربرد آن‌ها بر پایه داشتن بیش از یک حالت پایدار است. به علت پایداری در دو وضعیت متفاوت، این سازه‌ها نیازی به قید و نگهدارنده برای باقی ماندن در وضعیت دوم خود ندارند [9].

پوسته‌های دوپایایی که مقطع آن‌ها به شکل قطاعی از دایره است و حالت استوانه‌ای شکل دارند پتانسیل بسیاری برای استفاده در سازه‌های گسترش‌پذیر (Deployable Structures) به خصوص به‌عنوان محور و تیرک‌های قابل گسترش دارند [10]. این نوع محور و تیرک‌های قابل گسترش معمولاً با نام بوم (Boom) شناخته می‌شوند، نمونه‌ای از این بوم‌ها در شکل (۱) نشان داده شده است. تحلیل‌های مختلفی بر روی این سازه‌های دوپایا انجام شده است. شهریار فرد و همکاران تحلیل گرمایی پوسته‌های دوپایای کامپوزیتی و مقایسه آن‌ها با انواع فلزی را به انجام رساندند [11]. به مرور ویژگی‌هایی مانند اصطکاک برای دقت بیشتر به شبیه‌سازی‌های انجام شده اضافه شد [12-15]. امروزه بوم‌های دوپایا عمدتاً از کامپوزیت‌های چندلایه با ماتریس پلیمری و فیبرهای شیشه‌ای و کربنی ساخته می‌شوند [10, 16]. به علت وجود متغیرهای زیادی که بر خواص مکانیکی پوسته‌ها، مخصوصاً انواع کامپوزیتی آن، تأثیرگذار است، تحقیقاتی گسترده‌ای بر روی بهینه‌سازی آن‌ها با هدف بهبود مشخصات مکانیکی صورت گرفته است [17, 18]. مورفی و همکاران با هدف

تئوری و معادلات حاکم

در این مقاله هدف بررسی چندلایه‌هایی است که هر لایه آن با الیافی که به صورت موازی و تک‌جهته در کنار یکدیگر قرار دارند تقویت شده، است. برای بررسی این موضوع از تئوری تک‌لایه معادل برای صفحات کامپوزیت (ESL: Equivalent Single Layers Theories) بهره گرفته می‌شود که شامل تئوری کلاسیک ورق‌های چندلایه و تئوری تغییرشکل برشی مرتبه اول برای ورق‌های کامپوزیتی چندلایه (First Shear Deformation Theory) (FSDT) است.

معادلات ساختاری

به صورت کلی ارتباط بین تنش و کرنش مطابق با شکل تعمیم افته قانون هوک و به شکل ماتریسی مطابق با رابطه (۳) نوشته می‌شود که در آن σ و ε به ترتیب بیانگر تنش و کرنش هستند و ماتریس C با عنوان تانسور سفتی شناخته می‌شود.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \sigma_4 \\ \sigma_5 \\ \sigma_6 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \\ \varepsilon_5 \\ \varepsilon_6 \end{Bmatrix} \quad (3)$$

ارتباط بین تنش و کرنش در یک تک‌لایه از یک چندلایه کامپوزیتی با اعمال کردن شرط تنش صفحه‌ای در دستگاه چندلایه به شکل رابطه (۴) نوشته می‌شود که $[Q]$ ماتریس سختی کاهش افته لایه در دستگاه ورق کامپوزیتی است.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} \quad (4)$$

تا این مرحله معادلات ساختاری حاکم بر یک تک‌لایه در دستگاه ورق به دست آمد که بیانگر رابطه تنش و کرنش در لایه است. در ادامه معادلات حاکم بر ورق چندلایه کامپوزیتی بیان خواهد شد. رابطه (۵) ارتباط بین تنش‌های ورق کامپوزیتی را با نیروها و ممان‌ها بیان می‌کند. M بیانگر ممان‌ها، N نیروها، ε^0 کرنش صفحه میانی و k انحنای ورق می‌باشد.

$$\begin{aligned} \{N\} &= [A] \{\varepsilon^0\} + [B] \{k\} \\ \{M\} &= [B] \{\varepsilon^0\} + [D] \{k\} \end{aligned} \quad (5)$$

که در آن ماتریس‌های A ، B و D مطابق با رابطه (۶) تعیین می‌شوند.

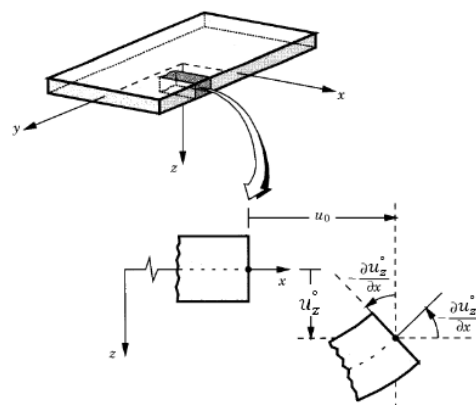
$$[A] = \sum_{i=2}^n [\bar{Q}_i] (z_i - z_{i-1})$$

فرضیات سینماتیک

بر اساس تئوری کلاسیک ورق‌های چندلایه که بر پایه جابه‌جایی توسعه یافته است، میدان جابه‌جایی مطابق رابطه

تعریف می‌گردد. که در آن بالانویس (0) به معنی تعلق به صفحه میانی و z بیانگر فاصله از صفحه میانی است. u_x ، u_y و u_z جابه‌جایی در راستای محورهای اصلی دستگاه مرجع ورق هستند [24]، شکل ۲).

$$\begin{aligned} u_z &= u_z^0(x, y) \\ u_x &= u_x^0(x, y) - z \frac{u_z}{\partial x} \\ u_y &= u_y^0(x, y) - z \frac{u_z}{\partial y} \end{aligned} \quad (1)$$



شکل ۲ دستگاه مختصات مورد استفاده برای میدان جابه‌جایی رابطه

اعمال ممان خمشی بر ورق منجر به پیچش آن نیز خواهد شد؛ این مسئله در شکل (۳) نشان داده شده است. این در حالی است که امکان مجزا کردن خمش و پیچش در ورق‌های کامپوزیتی نامتقارن فراهم است، به این شکل که مقابل هر لایه با زاویه θ در بالای صفحه میانی، یک لایه با زاویه $-\theta$ ، با فاصله برابر در طرف دیگر صفحه میانی قرار داشته باشد. با چینش نامتقارن لایه ها مطابق توضیح ارائه شده مقادیر درایه‌های D_{13} و D_{23} برابر با صفر می‌شود که این به معنی استقلال خمش از پیچش است.

اهمیت استقلال خمش از پیچش در کار حاضر در این مطلب است که پدیده دویایی در ورق تحت خمش مورد بررسی قرار می‌گیرد. و در محاسبات انرژی کرنشی، انرژی کرنشی ناشی از پیچش لحاظ نمی‌شود. به همین علت لازم است که پیچشی در ورق تحت خمش رخ ندهد. همچنین استقلال خمش از پیچش در یک پوسته استوانه‌ای به این معنی است که جهت‌های انحناهای اصلی (Principal Curvatures) در جهت طولی و عرضی پوسته قبل از بارگذاری تحت خمش، به علت نبود پیچش، تغییری نخواهند کرد و بر همان جهت‌های قبلی باقی خواهند ماند، در صورتی که یک چینش متقارن لایه‌ها منجر به فرم مارپیچ در وضعیت دوم خواهد شد.

به صورت معمول پوسته استوانه‌ای در وضعیت گسترده خود و بدون بارگذاری دارای انرژی کرنشی صفر و در وضعیت پایدار اول خود قرار دارد. با اعمال بار و تغییر وضعیت پوسته از وضعیت اولیه، به صورت پوسته تحت تنش قرار گرفته و میزان انرژی کرنشی آن افزایش میابد و در حالت ناپایدار قرار می‌گیرد. علت باقی ماندن پوسته در وضعیت دوم به این شکل توجیه می‌شود که پوسته در یک وضعیت کمینه موضعی انرژی کرنشی قرار دارد، به صورتی که با تغییر وضعیت محدود پوسته از وضعیت دوم، انرژی کرنشی پوسته افزایش میابد و بنابراین به کمینه موضعی، یعنی وضعیت پایدار دوم بازمی‌گردد. به بیان دیگر برای اثبات وجود وضعیت پایدار دوم باید نشان داده شود که یک کمینه موضعی انرژی کرنشی وجود دارد که پوسته در آن نقطه باقی می‌ماند.

$$[B] = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n [\bar{Q}_i] (z_i^2 - z_{i-1}^2)$$

$$[D] = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^n [\bar{Q}_i] (z_i^3 - z_{i-1}^3)$$

(۶)

رابطه (۵) که بیانگر ارتباط بین نیرو و ممان با کرنش و انحنا است را می‌توان به شکل ماتریسی مطابق با رابطه (۷) بیان کرد. k_x و k_y به ترتیب انحناهای پوسته در جهت x و y بوده و انحناهای k_{xy} بیانگر پیچش صفحه می‌باشد.

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & B_{11} & B_{12} & B_{13} \\ A_{12} & A_{22} & A_{23} & B_{12} & B_{22} & B_{23} \\ A_{13} & A_{23} & A_{33} & B_{13} & B_{23} & B_{33} \\ B_{11} & B_{12} & B_{13} & D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ B_{12} & B_{22} & B_{23} & D_{12} & D_{22} & D_{23} \\ B_{13} & B_{23} & B_{33} & D_{13} & D_{23} & D_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \\ k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{Bmatrix}$$

(۷)

برای راحتی ماتریس بلوکی فوق، ماتریس ABD ، مطابق با نام بلوک‌های تشکیل دهنده آن نام‌گذاری می‌شود.

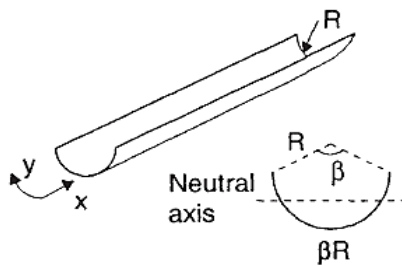
نقش بلوک‌های ماتریس ABD

در ارتباط با نقش بلوک‌های ماتریس ABD می‌توان موارد زیر را بیان کرد:

۱. ماتریس سختی A مستقل از ترتیب چیدمان لایه‌ها است.
۲. مقادیر غیر صفر A_{13} و A_{23} بیانگر یک رابطه محوری-برشی است، به این معنی که اعمال بار محوری منجر به وجود آمدن کرنش محوری و همچنین برشی می‌شود که در مواد همسانگرد ممکن نیست.
۳. بلوک‌های ماتریس B بیانگر وجود ارتباط بین انحناهای ناشی از خمش و پیچش با بارهای محوری و جانبی (برشی-عرضی) است. عموماً سعی بر این است که ماتریس B نزدیک به صفر اختیار شود که در ماتریس‌های متقارن این مطلب رخ می‌دهد.
۴. مقدار بلوک D به شدت به چیدمان لایه‌ها وابسته بوده و غیر صفر بودن مقادیر D_{13} و D_{23} بیان کننده وجود ارتباط بین خمش و پیچش است.

ارتباط خمش و پیچش در ورق‌های کامپوزیتی

در یک ورق کامپوزیتی با چینش متقارن لایه‌ها، خمش و پیچش تنها در حالتی می‌توانند مستقل از هم باشند که لایه‌های تنها با زاویه ۰ و ۹۰ درجه در آن‌ها استفاده شود، در غیر این صورت



شکل ۴ مقطع پوسته کامپوزیت دوپایا [4]

انرژی کرنشی ناشی از خمش

انرژی کرنشی ناشی از خمش در واحد سطح برای یک صفحه کامپوزیتی مطابق با رابطه (۸) بیان می‌شود.

$$u_b = \frac{1}{2} [k_x \quad k_y \quad k_{xy}] D \begin{bmatrix} k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{bmatrix} \quad (8)$$

با توجه مجزا در نظر گرفته شدن خمش از پیچش، $k_{xy} = 0$ در نظر گرفته می‌شود. انحناى مقطع عرضی از $1/R$ در وضعیت اول به k_y در وضعیت دوم تغییر میابد و بنابراین مقدار u_b از رابطه (۹) محاسبه می‌شود.

$$u_b = \frac{1}{2} [D_{11} k_x^2 + 2 D_{12} k_x (k_y - \frac{1}{R}) + D_{22} (k_y - \frac{1}{R})^2] \quad (9)$$

با توجه به یکنواخت بودن انحناها در پوسته، انرژی کرنشی در واحد طول پوسته (انرژی کرنشی ذخیره شده در پوسته‌ای با مقطع مشخص و طول یک متر) با ضرب رابطه (۹) در طول کمان βR و مطابق با رابطه (۱۰) به دست می‌آید.

$$U_b = \frac{1}{2} \beta R [D_{11} k_x^2 + 2 D_{12} k_x (k_y - \frac{1}{R}) + D_{22} (k_y - \frac{1}{R})^2] \quad (10)$$

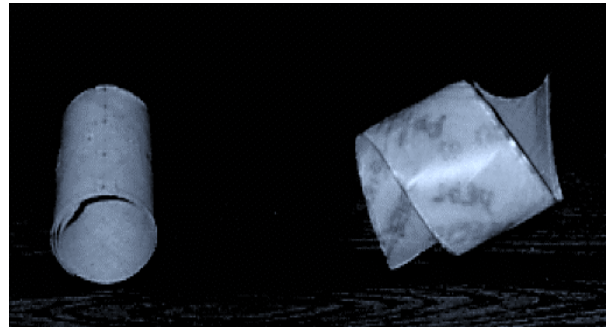
شکل (۵) مقطع پوسته را پس از تغییر وضعیت را نمایش می‌دهد.

انرژی کرنشی ناشی از کشش

رابطه (۱۱) انرژی کرنشی ناشی از کشش در واحد سطح برای یک صفحه کامپوزیتی را بیان می‌کند [24].

$$u_s = \frac{1}{2} [\epsilon_x \quad \epsilon_y \quad \epsilon_{xy}] A \begin{bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_{xy} \end{bmatrix} \quad (11)$$

کرنش در امتداد y ، ϵ_y ، کرنش در امتداد x ، ϵ_x و کرنش



شکل ۳ مقایسه چیدمان متقارن (راست) و نامتقارن (چپ) لایه‌ها در بوم [23]

تحلیل انرژی کرنشی

در این بخش روابطی برای محاسبه و تخمین انرژی کرنشی پوسته تحت خمش ارائه می‌شود، با در دست داشتن این تخمین می‌توان انرژی کرنشی پوسته را در وضعیت‌های متفاوت محاسبه کرد و همچنین بررسی کرد که آیا پوسته در یک کمینه موضعی انرژی کرنشی قرار دارد یا خیر. در ادامه یک نمونه پوسته کامپوزیتی دوپایا مورد بررسی قرار گرفته و وضعیت پایدار دوم آن از روی نمودارهای انرژی کرنشی محاسبه می‌شود. برای تعیین وضعیت یک پوسته استوانه‌ای تنها به دو پارامتر انحنا در جهت x و y نیاز است، با در دست بودن این دو مشخصه می‌توان هندسه پوسته را بعد از بارگذاری مشخص کرد. همچنین اشاره شد که به علت چینش نامتقارن لایه‌ها خمش و پیچش مجزا خواهند بود، بنابراین برای یک پوسته تحت خمش، جهت‌های اصلی انحنا تغییری نخواهد کرد.

روابط انرژی کرنشی

در ادامه روابطی ارائه می‌شود که میزان انرژی کرنشی پوسته را بر پایه دو انحناى اصلی آن بیان می‌کند. قبل از ارائه روابط مربوط به محاسبه انرژی کرنشی، چند نکته باید مد نظر قرار بگیرد. با در نظر گرفتن پوسته مطابق شکل (۴) که در آن شعاع R و زاویه مقطع پوسته است، در وضعیت ابتدایی $k_x = 0$ و $k_y = 1/R$ است. همچنین اشاره شد که تنها اثر خمش بر پوسته مورد بررسی قرار گرفته و خمش و پیچش به علت چینش به خصوص نامتقارن لایه‌ها مستقل هستند، بنابراین انحناى $k_{xy} = 0$ است و پیچشی رخ نمی‌دهد. همچنین انحناهای اصلی در تمامی پوسته به شکل یکنواخت لحاظ می‌شوند، بنابراین وضعیت پوسته تنها با معلوم بودن دو انحناى اصلی آن مشخص می‌شود. برای محاسبه انرژی کرنشی پوسته، انرژی کرنشی کل به دو بخش انرژی کرنشی ناشی از خمش و انرژی کرنشی ناشی از کشش تقسیم می‌شود.

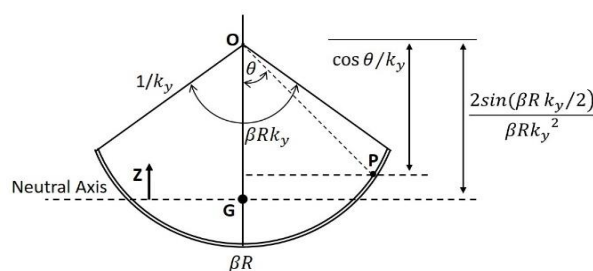
برشی ε_{xy} ، مطابق رابطه (۱۲) لحاظ می‌شوند.

$$\varepsilon_y \approx 0; \varepsilon_{xy} = 0; \varepsilon_x = z k_x \quad (12)$$

در رابطه (۱۲)، z فاصله نقطه P ،

شکل (۵)، از تار خشی مقطع پس از تغییر شکل است. مطابق با شکل (۵)، با استفاده از مختصات قطبی، فاصله P از تار خشی طبق رابطه (۱۳) بیان می‌شود.

$$z = \overline{OG} - \overline{PO} \cos \theta = \frac{2 \sin(\beta R k_y / 2)}{\beta R k_y^2} - \frac{\cos \theta}{k_y} \quad (13)$$



شکل ۵ مقطع پوسته پس از تغییر شکل

در نهایت رابطه (۱۱) به شکل رابطه (۱۴) بازنویسی می‌شود.

$$u_s = \frac{1}{2} A_{11} \varepsilon_x^2 = \frac{A_{11}}{2} \left[\frac{2 \sin(\beta R k_y / 2)}{\beta R k_y^2} - \frac{\cos \theta}{k_y} \right]^2 k_x^2 \quad (14)$$

با انتگرال‌گیری بر روی کل مقطع، انرژی کرنشی ناشی از کشش پوسته با مقطع معین در واحد طول مطابق با رابطه (۱۵) به دست می‌آید.

$$U_s = \frac{A_{11}}{2} \left[\frac{\beta R}{2} \frac{k_x^2}{k_y^2} + \frac{\sin(\beta R k_y)}{2} \frac{k_x^2}{k_y^3} - \frac{4 \sin^2(\beta R k_y / 2)}{\beta R} \frac{k_x^2}{k_y^4} \right] \quad (15)$$

با در دست داشتن دو تابع U_s و U_b ، در نهایت انرژی کرنشی کل یک پوسته با مقطع معین در واحد طول پس از تغییر وضعیت، حاصل جمع ترم‌های انرژی کرنشی ناشی از خمش و کشش، مطابق با رابطه (۱۶) در نظر گرفته می‌شود.

$$U = U_b + U_s \quad (16)$$

در صورت یافتن یک کمینه موضعی برای تابع به دست آمده می‌توان توجیهی برای وضعیت پایدار دوم یافت.

نمودارهای انرژی کرنشی و شعاع دوپایایی

با در دسترس بودن رابطه (۱۶) می‌توان انرژی کرنشی پوسته را در وضعیت‌های متفاوت بررسی کرد. در نتیجه می‌توان انرژی کرنشی کل را به صورت تابعی از دو انحنای k_x و k_y بیان کرد و آن را توسط نمودارهای انرژی کرنشی مورد بررسی قرار داد.

ضرب دو انحنای اصلی یک سطح به صورت انحنای گوسی (Gaussian Curvature) تعریف می‌شود. اگر تغییر شکل‌های یک سطح برای صفحه میانی به صورت غیرکشی یا تقریباً غیرکشی در نظر گرفته شود، به این تغییر شکل غیرکشی گفته می‌شود. برای پوسته استوانه‌ای اگر بار اعمالی تنها از نوع ممان در نظر گرفته شود، فرض غیرکشی بودن با تقریب خوبی قابل اعمال است. اگر سطحی دارای انحنای گوسی صفر باشد و تغییر شکل‌های صفحه میانی آن غیرکشی فرض شود، مقدار انحنای گوسی همواره ثابت بوده و تغییری نخواهد کرد.

نتیجه مطلب فوق این است که در نمودارهای انرژی کرنشی نیازی به بررسی تمامی مقادیر انحنای اصلی برای یافتن کمینه موضعی نیست، بلکه تنها نیاز است مقادیری که دارای انحنای گوسی صفر هستند، یعنی حاشیه‌ای که ضرب انحنای اصلی در آن صفر است، مورد بررسی قرار گیرند. همچنین برای تبدیل یک سطح با انحنای گوسی صفر به سطح دیگری با انحنای گوسی صفر تنها به خمش نیاز است.

مطابق توضیحات اگر پوسته استوانه‌ای تنها تحت خمش باشد، انحنای گوسی همواره صفر است [4]. در این حالت یکی از انحنای اصلی حتماً با صفر برابر خواهد بود و انحنای اصلی دیگری می‌تواند مقداری غیر از صفر داشته باشد. در این وضعیت هندسه پوسته تنها با مشخص بودن انحنای غیر صفر مشخص می‌شود، به بیان دیگر با در نظر گرفتن فرضیات گفته شده، وضعیت پوسته بعد از اعمال خمش همواره به صورت یک مقطع استوانه‌ای و یا در حالت خاص یک صفحه تخت خواهد بود. به همین علت تنها با داشتن شعاع مقطع پوسته تحت خمش می‌توان هندسه آن را در وضعیت‌های مختلف مشخص کرد. شعاعی که پوسته در کمینه انرژی کرنشی خود، به جز حالت گسترده، یا همان وضعیت پایدار دوم خود قرار دارد را شعاع دوپایایی

کرنشی در وضعیت اولیه ($k_x \approx 0$, $k_y \approx 0.4$ ($r=25\text{mm}$)) بدون هیچ‌گونه اعمال بار، دارای کمترین مقدار (انرژی کرنشی صفر) است. با فاصله گرفتن از حاشیه انحنا گوسی صفر، انرژی کرنشی به صورت قابل توجهی افزایش میابد. با حرکت به سمت ($k_x \approx 0$, $k_y \approx 0$) که در واقع همان وضعیت صفحه تخت است، انرژی کرنشی به مرور افزایش میابد. در ادامه و با حرکت از وضعیت تخت در امتداد محور x ، مجدداً یک کمینه موضعی انرژی کرنشی مشاهده می‌شود. این کمینه همان وضعیت پایدار دوم است. دو نقطه کمینه انرژی کرنشی بر روی شکل (۶) مشخص شده‌اند.

به منظور بررسی دقیق‌تر و برای محاسبه شعاع دوپایایی، نقاط کمینه به‌طور خاص مورد بررسی قرار می‌گیرند. وضعیت اول و دوم پایداری پوسته در شکل (۷) و شکل (۸) نمایش داده شده‌اند.

در حالت پایدار اول ($k_x \approx 0$, $k_y \approx 0.4$) یک کمینه $U=0$ J مشاهده می‌شود که وضعیت ابتدایی پوسته است. وضعیت دوم پایداری دارای ($k_x \approx 0$, $k_y \approx 0.27$) است. بنابراین شعاع دوپایایی در وضعیت دوم پایداری برابر با ($1/k_x=37\text{mm}$) خواهد بود. مقدار انرژی کرنشی در وضعیت پایدار دوم برابر $U=30$ J محاسبه می‌شود. با مشخص شدن انحنا در وضعیت پایدار دوم یا به بیان دیگر شعاع دو پایایی، وضعیت پوسته در حالت پایدار دوم خود تعیین شده و هندسه آن مشخص می‌گردد. بنابراین در طراحی سازه‌های دوپایا با استفاده از این روش می‌توان وضعیت پایدار دوم را تعیین نمود.

می‌نامند. بنابراین شعاع دوپایایی مهم‌ترین مشخصه حالت پایدار دوم است و با در دست داشتن شعاع دوپایایی، هندسه پوسته در وضعیت پایدار خود مشخص خواهد شد.

در این بخش پدیده دوپایایی در یک نمونه پوسته کامپوزیتی پنج لایه با چینش نامتقارن مورد بررسی قرار خواهد گرفت. جنس فیبر و ماتریس در تمامی لایه‌ها یکسان است. مشخصات مکانیکی لایه‌ها و زاویه قرارگیری فیبرها در لایه‌ها به‌ترتیب در جدول (۱) و جدول (۲) مشخص شده است. رابطه (۱۷) ماتریس ABD محاسبه شده برای پوسته را مشخص می‌کند.

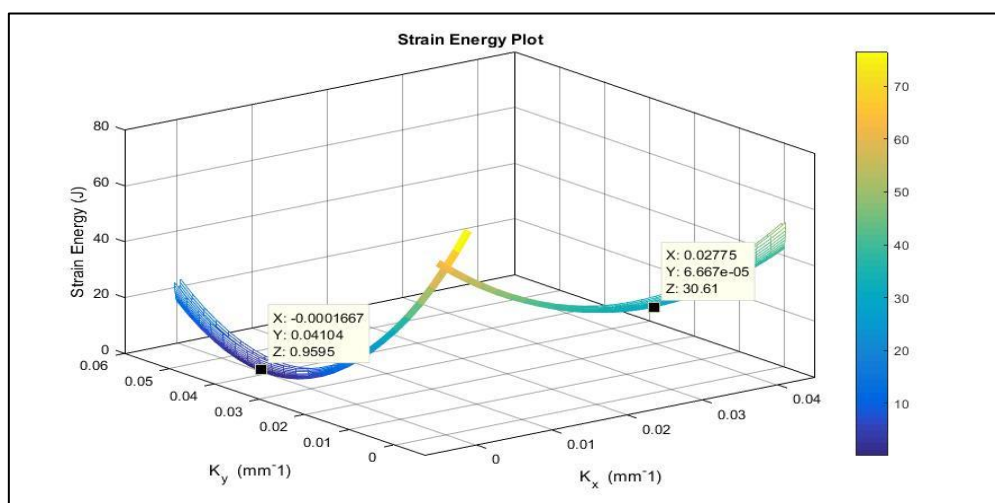
ABD =

$$\begin{bmatrix} 14 & 6 & 0 & 0 & 0 & -0.55 \\ 6 & 8.8 & 0 & 0 & 0 & -0.55 \\ 0 & 0 & 6.2 & -0.55 & -0.55 & 0 \\ 0 & 0 & -0.55 & 1 & 0.67 & 0 \\ 0 & 0 & -0.55 & 0.67 & 0.95 & 0 \\ -0.55 & -0.55 & 0 & 0 & 0 & 0.69 \end{bmatrix}$$

(۱۷)

وضعیت اولیه پوسته مطابق با شکل (۴) در نظر گرفته می‌شود که دارای انحنا k_x (شعاع اولیه $r=25\text{mm}$) و k_y می‌باشد. دقت شود که رابطه (۱۶) انرژی کرنشی کل پوسته با مقطع مشخص را در واحد طول ارائه می‌کند، بنابراین طول استوانه تأثیری در نتیجه نداشته و تنها انحناها معیار هستند.

نمودار انرژی کرنشی مطابق با رابطه (۱۶) در شکل (۶) مشخص شده است. شکل (۶) نمودار انرژی کرنشی را بر پایه انحنا، در حاشیه انحنا گوسی صفر نمایش می‌دهد. انرژی



شکل ۶ نمودار انرژی کرنشی پوسته بر پایه انحنا

شبیه‌سازی اجزای محدود

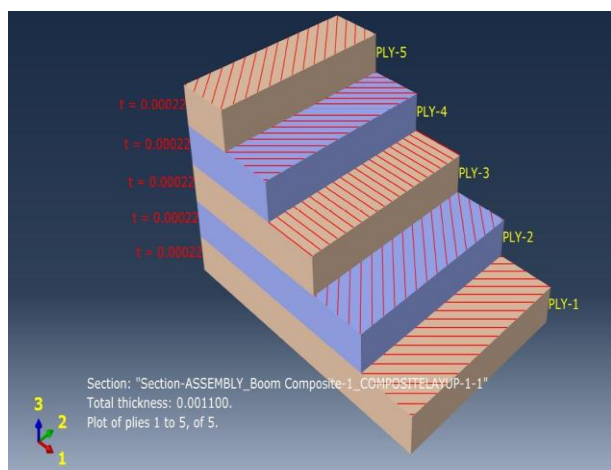
در این بخش پدیده دوپایایی برای پوسته‌های استوانه در نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس شبیه‌سازی می‌شود. ترتیب و زاویه قرارگیری فیبر در لایه‌ها و مشخصات مکانیکی پوسته کامپوزیتی، به‌ترتیب مطابق با جدول (۱) و جدول (۲) تعیین می‌گردد. شکل (۹) شمای قرارگیری لایه‌ها و زوایای فیبرها را در شبیه‌سازی نمایش می‌دهد.

جدول ۱ مشخصات مکانیکی لایه

پارامترها	توضیح	مقادیر (واحد)
E_1	مدول یانگ در امتداد فیبرها	۲۶/۵ (GPa)
E_2	مدول یانگ عمود بر جهت فیبرها	۳ (GPa)
G	مدول برشی	۱/۴ (GPa)
ν	ضریب پواسون	۰/۴

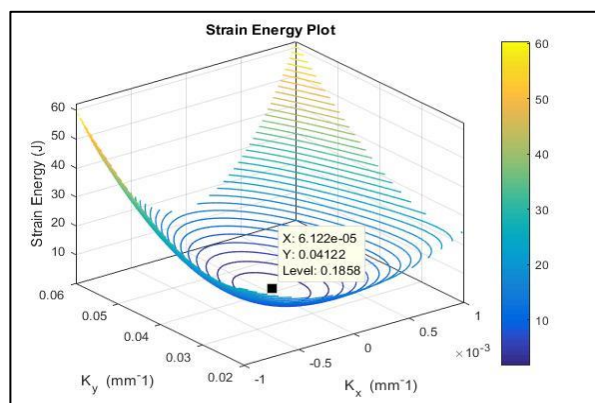
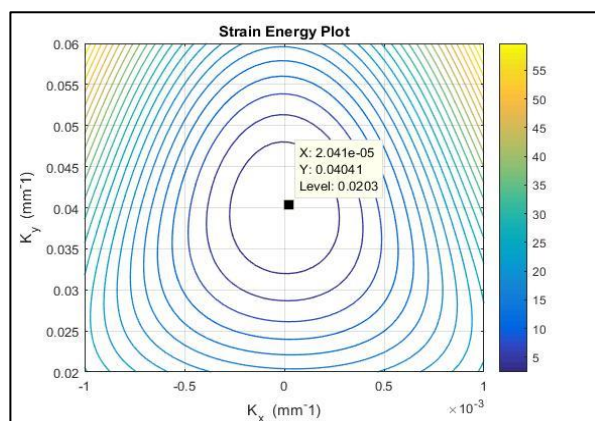
جدول ۲ زاویه قرارگیری فیبرها در ماتریس

شماره لایه	زاویه فیبر
۱	+۴۵
۲	-۴۵
۳	۰
۴	+۴۵
۵	-۴۵

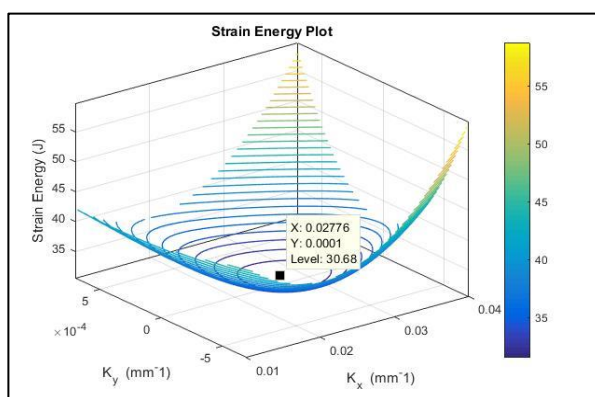
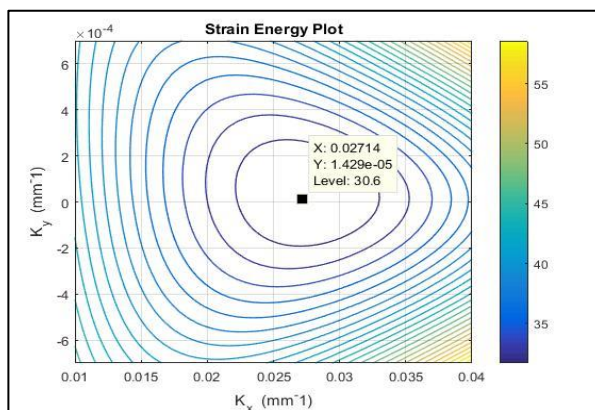


شکل ۹ ترتیب قرارگیری لایه‌ها و زوایای فیبرها در ماتریس

المان به کار گرفته شده از نوع المان استاندارد

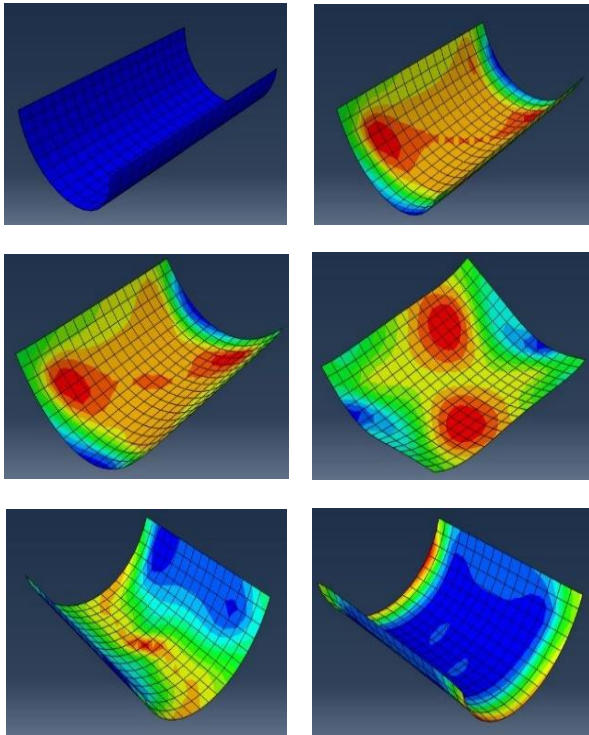


شکل ۷ نمودار انرژی کرنشی بر پایه انحنا - وضعیت پایدار اول



شکل ۸ نمودار انرژی کرنشی بر پایه انحنا - وضعیت پایدار دوم

پایایی در شبیه‌سازی تأیید می‌شود. در مورد بارگذاری باید به این نکته اشاره کرد که مقدار ممان اعمال شده باید توانایی انتقال پوسته به وضعیت پایدار دوم را داشته باشد، در غیر این صورت پس از باربرداری به وضعیت پایدار اول خود بازمی‌گردد. شکل (۱۱) مراحل تغییر وضعیت پوسته تحت ممان را نمایش می‌دهد.



شکل ۱۱ مراحل انتقال پوسته از وضعیت پایدار اول به دوم

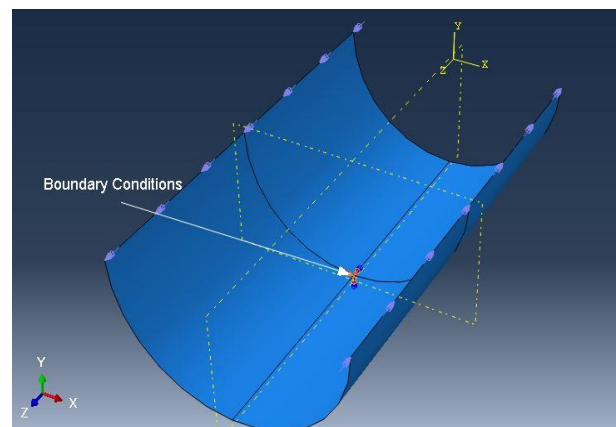
بررسی و تحلیل نتایج

در این بخش نتایج به‌دست آمده از شبیه‌سازی اجزای محدود با نتایج به‌دست آمده از تئوری و نمودارهای انرژی کرنشی مقایسه می‌شوند تا صحت نتایج به دست آمده ارزیابی شوند. به همین منظور هندسه پوسته استوانه‌ای در حالت پایدار دوم خود و همچنین میزان انرژی کرنشی پوسته در این حالت مقایسه می‌شوند. برای بررسی شکل پوسته در وضعیت پایدار دوم شعاع‌های آن‌ها با یکدیگر مقایسه می‌شوند. همچنین انرژی کرنشی پوسته در وضعیت پایدار دوم از روی نمودارهای انرژی کرنشی خوانده می‌شود (محاسبه شده از رابطه (۱۶)) و در شبیه‌سازی با استخراج نمودار تغییرات انرژی کرنشی میزان آن در وضعیت پایدار دوم مشخص خواهد شد. در انتها با بررسی اختلاف بین این مقادیر، میزان دقت محاسبات و تخمین‌ها مشخص خواهد شد. توجه

S4R Elements است که برای مدل‌سازی عمومی پوسته‌ها و همچنین کاربردهای با کرنش بالا پیشنهاد می‌شود. با توجه به ساده بودن هندسه مدل، شبکه‌بندی از نوع Quad-Dominated شبکه متوسط تعیین شده است. همچنین با توجه به جابه‌جایی گره‌ها و تغییر شکل در مقیاس بزرگ، در تمامی گام‌های حل گزینه هندسه غیرخطی لحاظ شده است.

هندسه و مشخصات مکانیکی

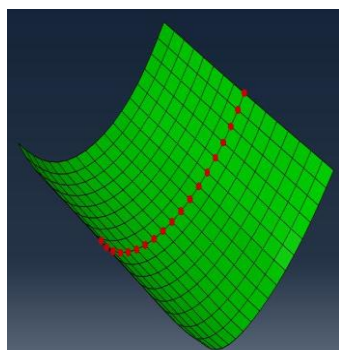
مشخصات و شرایط کامپوزیت در بخش مشخصات مکانیکی تعیین شده و به مدل ایجاد شده اختصاص می‌یابد. شعاع اولیه پوسته برابر ۲۵ mm، طول پوسته برابر ۹۰ mm و زاویه مقطع $(\beta=180^\circ)$ است. همچنین ضخامت لایه برابر با $(t=1,1\text{mm})$ اختیار می‌شود. همچنین به‌عنوان شرط مرزی، درجات آزادی نقطه مرکزی پوسته محدود شده و بار ممان خمشی بر لبه‌های پوسته اعمال می‌شود. مدل هندسی اولیه و شرط مرزی در شکل (۱۰) مشخص شده است.



شکل ۱۰ مدل هندسی و شرایط مرزی

گام‌های حل

دو گام حل بارگذاری و باربرداری تعریف می‌شود، ممانی از نوع "Shell_Edge_Load" با اندازه ۴۰ به لبه‌های پوسته کامپوزیتی اعمال می‌شود تا آن را از وضعیت پایدار اول به وضعیت پایدار دوم منتقل کند. در گام دوم حل یعنی باربرداری، تمامی بارگذاری‌ها غیرفعال شده و هیچ نیروی خارجی به پوسته اعمال نمی‌گردد. پس از باربرداری، پوسته به جای بازگشت به وضعیت اولیه، در وضعیت دوم پایدار خود باقی می‌ماند، به معنای دیگر پدیده دو



(ب)

شکل ۱۲ محل گره‌ها بر روی خط میانی پوسته در وضعیت پایدار اول (سمت راست) و وضعیت پایدار دوم (سمت چپ)

انرژی کرنشی پوسته

برای مقایسه انرژی کرنشی پوسته باید در نظر داشت که نمودارهای انرژی کرنشی بر پایه (۱۶) ترسیم شده‌اند که میزان انرژی کرنشی ذخیره شده در پوسته‌ای با مقطع معین و طول یک متر را به دست می‌دهد. این در حالی است که در شبیه‌سازی انجام شده با وجود اینکه مقطع پوسته و سایر مشخصات مشابه هستند طول پوسته شبیه‌سازی شده برای ساده‌تر بودن شبیه‌سازی کمتر از یک متر (۹۰ mm) است.

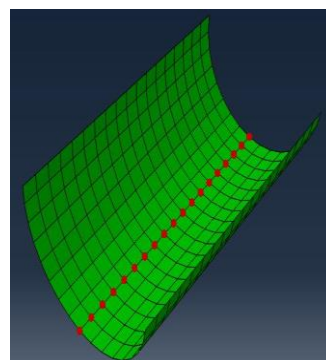
انرژی کرنشی پوسته در واحد طول در وضعیت پایدار دوم مطابق با شکل (۸) و برابر با $30,68 \text{ J/m}$ به دست می‌آید. به منظور مقایسه نتیجه تئوری با شبیه‌سازی از نمودار تغییرات انرژی کرنشی پوسته در گام‌های حل مطابق با شکل (۱۳) استفاده می‌شود. با توجه به روند نمودار، در گام حل اول که بارگذاری انجام می‌شود و پوسته تحت خمش است، انرژی کرنشی افزایش می‌یابد. در گام حل دوم که بارگذاری‌ها لغو شده و پوسته در حالت کاملاً آزاد قرار دارد، مشاهده می‌شود که انرژی کرنشی ابتدا روند کاهشی دارد اما به جای بازگشت به صفر، یا مقداری نزدیک به صفر، که بیانگر همان وضعیت پایدار اولیه است؛ در محلی با انرژی کرنشی مثبت ($2/75 \text{ J}$) ثابت شده و در آنجا به صورت پایدار باقی می‌ماند که بیانگر وضعیت پایدار دوم است. برای مقایسه نتایج تئوری و شبیه‌سازی لازم است انرژی کرنشی پوسته در واحد طول بررسی شود، با در نظر گرفتن طول پوسته برابر با (۹۰ mm) در شبیه‌سازی، جدول (۳) مقدار انرژی کرنشی در واحد طول وضعیت پایدار دوم پوسته را در حالت تئوری و شبیه‌سازی را نشان می‌دهد.

شود که مقطع پوسته بررسی شده در بخش ۳ با مقطع پوسته شبیه سازی شده، زوایای قرارگیری الیاف، ترتیب چینش لایه‌ها و مشخصات مکانیکی کاملاً یکسان است. بنابراین می‌توان نتایج را با یکدیگر مقایسه کرد.

هندسه پوسته

همان‌طور که در بخش سوم توضیح داده شده، در وضعیت اعمال ممان خالص انحنای گوسی همواره صفر بوده و بنابراین برای مشخص شدن هندسه پوسته تنها به انحناهای اصلی نیاز است. با در نظر گرفتن صفر بودن یکی از انحناها، وضعیت پوسته با مشخص شدن انحنای دیگر یا نسبت عکس آن، که شعاع پوسته در وضعیت پایدار دوم است و با نام شعاع دوپایایی شناخته می‌شود تعیین می‌گردد.

شعاع دوپایایی از مسیر تئوری از روی نمودارهای انرژی کرنشی مطابق با شکل (۶) و به‌طور دقیق‌تر از شکل‌های (۷) و (۸) مشخص می‌گردد که بیانگر کمینه موضعی انرژی کرنشی در وضعیت پایدار دوم است. برای محاسبه شعاع دوپایایی در بخش شبیه‌سازی، از محل گره‌هایی روی خط میانی پوسته پس از تغییر شکل استفاده می‌شود. به این صورت که محل گره‌ها پس از تغییر شکل استخراج شده و موقعیت گره‌ها به‌عنوان ورودی به یک تابع برازش منحنی داده می‌شود، که شعاع نزدیک‌ترین دایره به نقاط ورودی را برمی‌گرداند. محل گره‌ها بر روی خط میانی در شکل (۱۲) مشخص شده است. با توجه به موقعیت به دست آمده نقاط مشخص شده بعد از بارگذاری، شعاع پوسته در وضعیت پایدار دوم از مسیر شبیه‌سازی برابر با $42/17 \text{ mm}$ محاسبه می‌گردد. نتایج به دست آمده از تئوری و شبیه‌سازی در جدول (۳) با یکدیگر مقایسه شده‌اند.



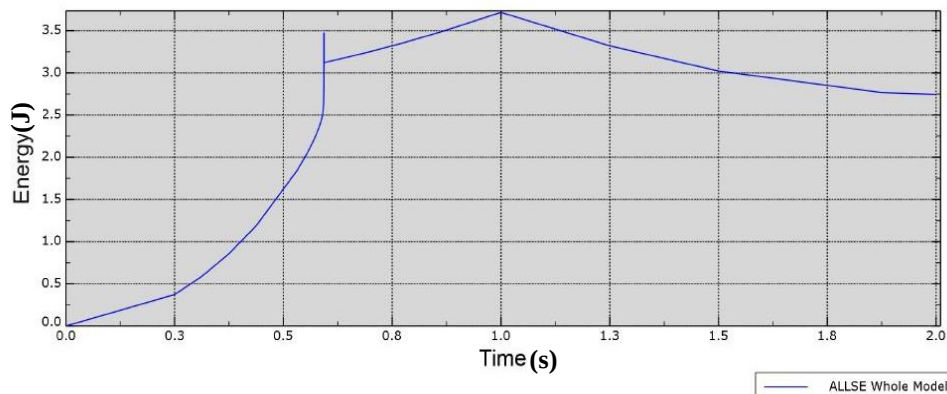
(الف)

جدول ۳ مقایسه نتایج تئوری با شبیه سازی

توضیح	محاسبات تئوری	شبیه سازی	درصد اختلاف
شعاع دوپایایی (mm)	۳۶/۰۲	۴۲/۱۷	۱۷/۱۳
انرژی کرنشی (J/m)	۳۰/۶۸	۳۰/۵۶	۰/۳۹

Printed using Abaqus/CAE on: Mon Nov 22 22:53:19 Iran Standard Time 2021

SIMULIA



شکل ۱۳ نمودار تغییر انرژی کرنشی پوسته در گام های حل

نتیجه گیری

استاتیک پرداخت، نظر به این که یکی از پتانسیل های اصلی این نوع پوسته ها استفاده از آن ها در سازه های گسترش پذیر است و از پوسته های دوپایا به عنوان عملگر برای باز کردن سازه های گسترش پذیر استفاده می شود، لازم است که بررسی و تحلیل دینامیک پوسته های دوپایا نیز انجام شود، از جمله مقدار باری که می تواند در وضعیت دینامیک و در هنگام گشوده شدن تحمل کند. همچنین به منظور تکمیل کار حاضر می توان عوامل اتلاف انرژی را در روابط لحاظ کرد، در همین راستا در نظر گرفتن اثرات ویسکوالاستیک در شبیه سازی ها می تواند کارآمد باشد. با در نظر گرفتن اثرات ویسکوالاستیک، قسمتی از انرژی کرنشی ذخیره شده در ورق در هنگام گسترش دچار اتلاف شده و در نتیجه شعاع دوپایایی با دقت بهتری محاسبه می شود.

واژه نامه

Slit-Tube/Tape-Spring	نواری فنری
Rolla-Tube Lab.	رولا-تیوب
Neutral Stability	پایداری خنثی
Deployable Structures	سازه های گسترش پذیر
Boom	بوم

در کار حاضر، پدیده دوپایایی در پوسته های کامپوزیتی استوانه ای تقویت شده با الباف مورد بررسی قرار گرفت. در ابتدا تاریخچه دوپایایی معرفی و به پتانسیل استفاده گسترده این نوع کامپوزیت ها در سازه های گسترش پذیر اشاره شد. در ادامه، با این فرض که وضعیت پایدار دوم پوسته یک کمینه موضعی انرژی کرنشی است، تحلیل دوپایایی از دو مسیر تئوری و شبیه سازی اجزای محدود انجام پذیرفت. برخلاف بیشتر موارد که لایه ها از چینش متقارن برخوردار هستند، اینجا با بهره گیری از چینش نامتقارن لایه ها پیچش و خمش از یکدیگر مجزا شده و پوسته می تواند دو حالت پایدار مختلف با هندسه استوانه ای داشته باشد. همچنین روابطی برای محاسبه شعاع دوپایایی به عنوان یکی از پارامترهای اصلی طراحی ارائه شد. تطابق بالای انرژی کرنشی محاسبه شده از مسیر تئوری و شبیه سازی بیانگر قابل قبول بودن تخمین های لحاظ شده و صحت شبیه سازی است، همچنین شعاع دوپایایی به دست آمده از مسیر تئوری و شبیه سازی تخمین مناسبی را به دست می دهد که می تواند به منظور طراحی از آن استفاده شود.

کار حاضر به بررسی دوپایایی و مشخصه های آن در حالت

Principal Curvatures	انحنای اصلی	Woven Composite	کامپوزیت پیش‌تنیده
Gaussian Curvature	انحنای گوسی	ESL: Equivalent Single Layers Theories	تئوری تک‌لایه معادل برای صفحات کامپوزیت
تقدیر و تشکر		تئوری تغییرشکل برشی مرتبه اول برای ورق‌های کامپوزیتی چندلایه	
		First Shear Deformation Theory (FSDT)	

مراجع

- [1] S. S. Mojabi and M. M. Kheirikhah, "Modeling and intelligent control of vibration of cantilever composite plate embedded with shape memory alloy wires," *Journal of Science and Technology of Composites*, vol. 4, no. 4, pp. 363–374, 2018. <https://doi.org/10.22068/jstc.2018.28554>
- [2] Z. Zamani and H. Haddadpour, "Static and dynamic analysis of composite thin walled beam with curvilinear fiber," *Journal of Science and Technology of Composites*, vol. 6, no. 1, pp. 79–88, 2019. <https://doi.org/10.22068/jstc.2018.91728.1463>
- [3] K. Iqbal, S. Pellegrino, and A. Daton-Lovett, "Bi-stable composite slit tubes," in *IUTAM-IASS Symposium on Deployable Structures: Theory and Applications: Proceedings of the IUTAM Symposium held in Cambridge, UK, 6–9 September 1998*, Springer, 2000, pp. 153–162. https://doi.org/10.1007/978-94-015-9514-8_17
- [4] K. Iqbal and S. Pellegrino, "Bi-stable composite shells," in *41st Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit held in Atlanta, GA, USA, 3–6 April 2000*, 2000, p. 1385. <https://doi.org/10.2514/6.2000-1385>
- [5] S. D. Guest and S. Pellegrino, "Analytical models for bistable cylindrical shells," *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 462, no. 2067, pp. 839–854, 2006. <https://doi.org/10.1098/rspa.2005.1598>
- [6] T. W. Murphey and S. Pellegrino, "A novel actuated composite tape-spring for deployable structures," in *Proceedings 45th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics & Materials Conference, Palm Springs, CA, USA, Apr. 2004*, p. 1528. <https://doi.org/10.2514/6.2004-1528>
- [7] E. Rivas Adrover, *Deployable Structures*, London, UK: Laurence King Publishing, 2015. <https://doi.org/10.5040/9781780677958>
- [8] F. Mehralian, "Analysis Cured Shape of Bistable Structures Using Analytical Method," M. Sc., Shahrekord University.
- [9] A. Hajiesmaeili, "Analysis of Mechanical Behavior of Bistable Structures Using Finite Element Simulation," M. Sc., Shahrekord University, Shahrekord, 2012.
- [10] T. W. Murphey, S. P. Lake, J. M. Fernandez, and S. Pellegrino, "High strain composites," in *Proceedings 2nd AIAA Spacecraft Structures Conference, Kissimmee, FL, USA, Jan. 2015*, p. 0942. <https://doi.org/10.2514/6.2015-0942>
- [11] M. Shahryarifard, M. Golzar, and G. Tibert, "Toward thermal stimulation of shape memory polymer composite bistable tape springs," *Smart Materials and Structures*, vol. 30, no. 2, p. 025030, 2021. <https://doi.org/10.1088/1361-665X/abd342>
- [12] A. Brinkmeyer, S. Pellegrino, and P. M. Weaver, "Effects of long-term stowage on the deployment of bistable tape springs,"

- Journal of Applied Mechanics*, vol. 83, no. 1, p. 011008, 2016. <https://doi.org/10.1115/1.4031618>
- [13] A. Brinkmeyer, S. Pellegrino, P. M. Weaver, and M. Santer, "Effects of viscoelasticity on the deployment of bistable tape springs," in 19th International Conference on Composite Materials (ICCM-19), Montreal, QC, Canada, July 2013, 2013, pp. 370–380.
- [14] M. E. Peterson and T. W. Murphey, "Large deformation bending of thin composite tape spring laminates," in Proceedings 54th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, Boston, MA, USA, Apr. 2013, p. 1667. <https://doi.org/10.2514/6.2013-1667>
- [15] K. Kwok and S. Pellegrino, "Viscoelastic effects in tape-springs," in Proceedings 52nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, Denver, CO, USA, Apr. 2011, AIAA Paper 2011-2022. <https://doi.org/10.2514/6.2011-2022>
- [16] F. Herlem, "Modelling and manufacturing of a composite bi-stable boom for small satellites," M.Sc. thesis, Dept. Aeronautical and Vehicle Eng., KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 2014.
- [17] H. Yang, R. Liu, Y. Wang, Z. Deng, and H. Guo, "Experiment and multiobjective optimization design of tape-spring hinges," *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 51, no. 6, pp. 1231–1242, 2015. <https://doi.org/10.1007/s00158-014-1205-9>
- [18] H. Ye, Y. Zhang, Q. Yang, Y. Xiao, R. V. Grandhi, and C. C. Fischer, "Optimal design of a three tape-spring hinge deployable space structure using an experimentally validated physics-based model," *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 56, no. 5, pp. 1301–1315, 2017. <https://doi.org/10.1007/s00158-017-1810-5>
- [19] T. W. Murphey, S. K. Jeon, A. Biskner, and G. E. Sanford, "Deployable booms and antennas using bi-stable tape-springs," in Proceedings 24th Annual AIAA/USU Conference on Small Satellites, Logan, UT, USA, Aug. 2010.
- [20] H. Yang, H. Guo, R. Liu, S. Wang, and Y. Liu, "Coiling and deploying dynamic optimization of a C-cross section thin-walled composite deployable boom," *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 61, no. 4, pp. 1731–1738, Apr. 2020. <https://doi.org/10.1007/s00158-019-02429-x>
- [21] H. M. Y. C. Mallikarachchi, "Predicting mechanical properties of thin woven carbon fiber reinforced laminates," *Thin-Walled Structures*, vol. 135, pp. 297–305, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.11.016>
- [22] H. M. Y. C. Mallikarachchi and S. Pellegrino, "Deployment dynamics of ultrathin composite booms with tape-spring hinges," *Journal of Spacecraft and Rockets*, vol. 51, no. 2, pp. 604–617, 2014. <https://doi.org/10.2514/1.A32401>



Ferdowsi
University of
Mashhad

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

Page Journal: mechanic-ferdowsi.um.ac.ir



Society of
Manufacturing
Engineering of Iran

Experimental and statistical examination the effects of machining parameters and insert type on tool wear and surface quality in turning of Inconel 718*

Research Article

Mohammad Baraheni¹, Vahid Tahmasbi², Mohammad Tavakkolipour³, Mohammad Masoud Ghazi Esfahani⁴

 [10.22067/jacsm.2025.90927.1300](https://doi.org/10.22067/jacsm.2025.90927.1300)

Abstract-- Inconel 718 is a nickel-based superalloy widely used in advanced industries such as aerospace and energy due to its excellent resistance to heat, pressure, and corrosion. However, machining this alloy is highly challenging due to its hardness and tendency to cause rapid tool wear, making it a demanding process for producing precision components. This study examines the effects of machining parameters on tool wear and surface roughness during the turning of Inconel 718. Using the Taguchi design of experiments and desirability optimization method, the influence of feed rate, depth of cut, spindle speed, and insert type on tool wear and surface roughness was evaluated. The results revealed that feed rate had the most significant impact, while depth of cut also played a critical role in tool wear. Additionally, DNMG inserts exhibited lower wear compared to TNMG inserts. Optimal machining conditions were identified to minimize tool wear and surface roughness. These findings can enhance machining processes for heat-resistant alloys, improve efficiency, and reduce production costs.

Key Words. Inconel 718, Turning, Tool wear, Surface quality, Optimization

1- Introduction

Inconel 718 is a nickel-based superalloy with a unique composition (including nickel, chromium, iron, and other alloying elements) that exhibits exceptional thermal resistance, corrosion resistance, and mechanical properties, making it suitable for aerospace, oil and gas, and chemical industries [1]. Machining this alloy is challenging due to its high hardness, tendency to adhere to cutting tools, and excessive heat generation, thus requiring optimal parameter selection and the use of suitable tooling and cooling strategies [2, 3]. Numerous studies have examined the influence of cutting parameters such as speed, feed rate, depth of cut, and tool geometry on surface roughness, cutting forces, tool wear, and surface quality [4-6], yet comprehensive investigations into the interactive effects of these parameters and different insert types

remain limited. The present study adopts a systematic approach to simultaneously evaluate key parameters and two common inserts (TNMG and DNMG) to identify optimal conditions for achieving high surface quality and extending tool life in Inconel 718 turning operations.

2- Materials and Methodology

In this study, turning operations were performed on an Inconel 718 shaft with a length of 400 mm and a diameter of 24 mm using a TN50BR lathe manufactured in Tabriz. Four input parameters—insert type, spindle speed, feed rate, and depth of cut—were examined. To reduce the number of experiments and costs, the Taguchi Design of Experiments method with an orthogonal array was applied, resulting in a total of 18 tests conducted without cutting fluid. TNMG inserts with six cutting edges and DNMG inserts with a 55° angle and 0.8 mm nose radius were used, known respectively for high thermal resistance and reduced cutting forces. Surface roughness was measured using a TIME 3100 surface roughness tester¹, and the experimental shaft was divided into 18 sections Figure (1). Tool wear and surface roughness were considered as the two main output parameters in this investigation.

3- Results and Discussion

In this study, optimization of the turning process of Inconel 718 was carried out with a focus on reducing tool wear and improving surface quality. Experiments based on the Taguchi Design of Experiments and ANOVA statistical analysis revealed that feed rate is the most influential factor for both output parameters; for tool wear, feed rate accounts for 21% of the variation, while its quadratic relationship has a significant 43% contribution. Insert type and depth of cut also have statistically significant but smaller effects, whereas spindle speed showed a minimal and non-significant influence. For surface roughness, feed rate with a 6.28% contribution (and 91.77% for its

* Manuscript received November 22, 2024, Revised December 2, 2024, Accepted January 18, 2025.

¹ Corresponding author. Assistant Professor, Manufacturing Engineering Department, Arak University of Technology, Arak, Iran.

Email: mbaraheni@arakut.ac.ir

² Associate professor, Manufacturing Engineering Department, Arak University of Technology, Arak, Iran.

³ Master Student, Manufacturing Engineering Department, Arak University of Technology, Arak, Iran.

⁴ Master Student, Manufacturing Engineering Department, Arak University of technology, Arak, Iran.

quadratic term) was again the dominant factor, while depth of cut, insert type, and spindle speed had no significant impact. Main effects plots Figure (2) & Figure (3)

indicated that depth of cut and feed rate have nonlinear effects on both wear and roughness, with DNMG inserts outperforming TNMG in reducing wear.

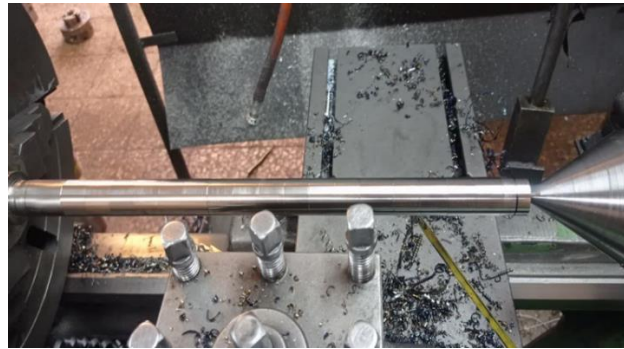


Figure 1. Dividing the shaft to 18 sections.

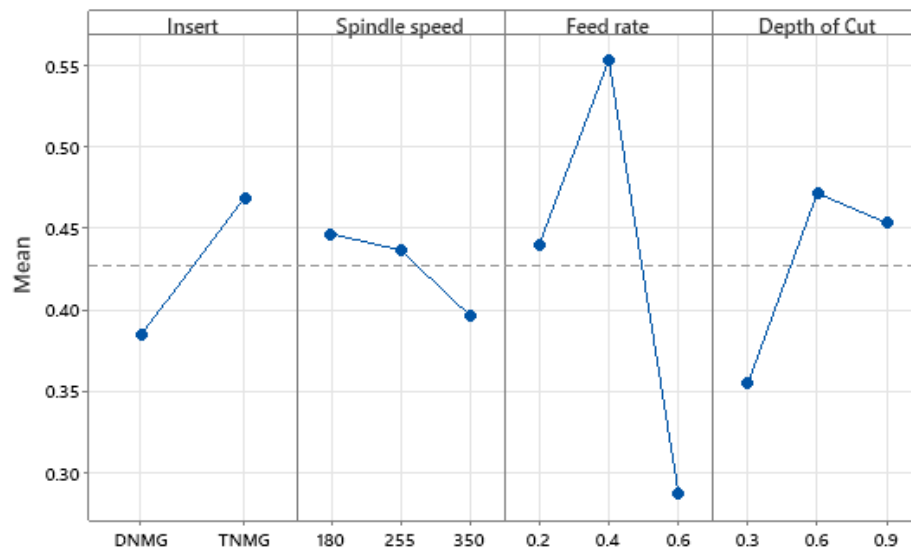


Figure 2. Main effects plot on tool wear.

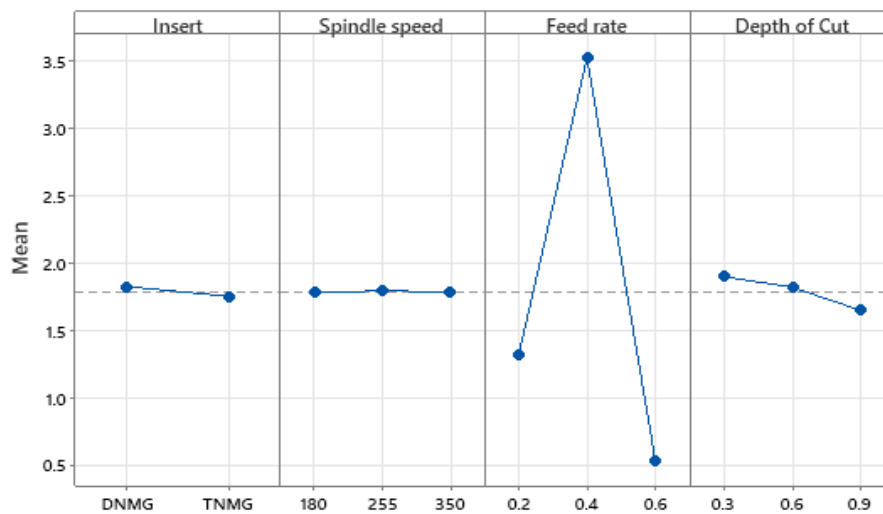


Figure 3. Main effects plot on surface roughness.

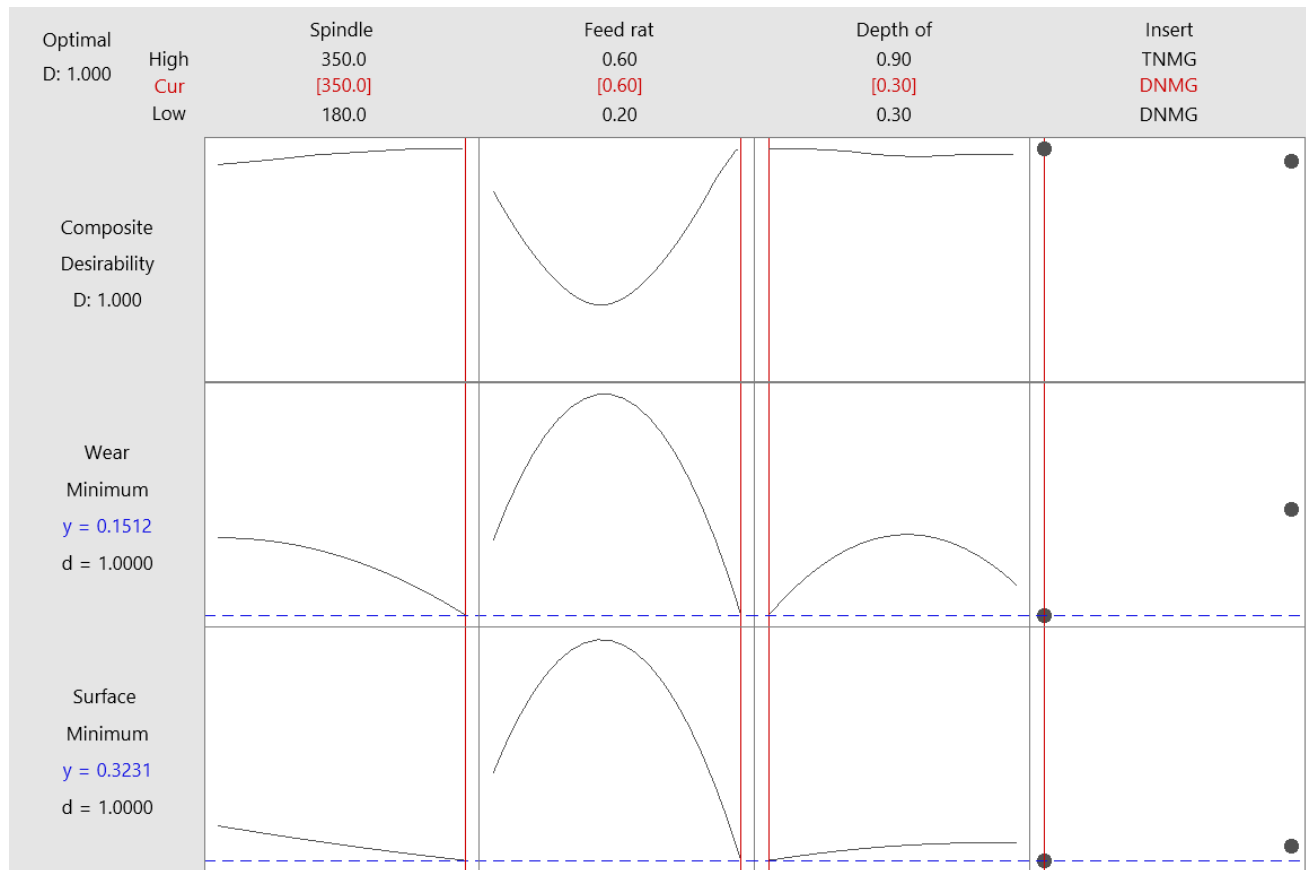


Figure 4. Optimization plot based on Desirability approach.

Using the desirability function approach [7], the optimal process settings were identified as a spindle speed of 350 rpm, feed rate of 0.6 mm/rev, depth of cut of 0.3 mm, and the use of DNMG inserts, achieving a desirability value of 1.0 for both tool wear and surface roughness Figure (4). The results demonstrate that simultaneous parameter optimization can substantially enhance surface quality and tool life. Furthermore, the nonlinear behavior of key parameters—particularly feed rate and depth of cut—highlights the importance of multivariate analysis and advanced optimization techniques in the machining of high-temperature alloys.

4- Conclusion

The results of this study revealed that in the turning of Inconel 718, feed rate is the most influential factor on both tool wear and surface roughness, exhibiting a nonlinear behavior where intermediate values lead to simultaneous improvement of both responses. Depth of cut has a significant but smaller effect on tool wear and a statistically insignificant effect on surface roughness, while spindle speed plays the least role. Insert type also influences tool wear, with DNMG inserts outperforming TNMG in reducing wear, though the difference in surface roughness is negligible. Optimization using the desirability function identified optimal conditions of 350 rpm spindle speed, 0.6 mm/rev feed rate, 0.3 mm depth of cut, and DNMG insert, achieving a desirability value of 1

for both responses. These findings highlight the importance of selecting optimal cutting parameters and suitable tooling to enhance surface quality, extend tool life, and reduce machining costs for Inconel 718.

References

- [1] D. Zhu, X. Zhang, and H. Ding, "Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 64, pp. 60–77, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.08.001>
- [2] H. Khochtali, Y. Ayed, F. Zemzemi, and W. Bensalem, "Tool wear characteristics in rough turning of Inconel 718 with coated carbide tool under conventional and high-pressure coolant supplies," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 114, pp. 2371–2386, 2021. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07002-9>
- [3] F. Jafarian, D. Umbrello, S. Golpayegani, and Z. Darake, "Experimental investigation to optimize tool life and surface roughness in Inconel 718 machining," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 31, no. 13, pp. 1683–1691, 2016. <https://doi.org/10.1080/10426914.2015.1090592>
- [4] X. Liang, Z. Liu, and B. Wang, "State-of-the-art of surface integrity induced by tool wear effects in machining process of titanium and nickel alloys: A

- review,” *Measurement*, vol. 132, pp. 150–181, 2019.
<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.09.045>
- [5] P. Jeyapandiarajan and A. Xavior, “Influence of cutting condition on machinability aspects of Inconel 718,” *Journal of Engineering Research*, vol. 7, no. 2, 2019.
- [6] W. Frifita, S. B. Salem, A. Haddad, and M. A. Yallese, “Optimization of machining parameters in turning of Inconel 718 nickel-base super alloy,” *Mechanics & Industry*, vol. 21, no. 2, p. 203, 2020.
<https://doi.org/10.1051/meca/2020001>
- [7] A. Tabatabaeian, M. Baraheni, S. Amini, and A. R. Ghasemi, “Environmental, mechanical and materialistic effects on delamination damage of glass fiber composites: Analysis and optimization,” *Journal of Composite Materials*, vol. 53, no. 26–27, pp. 3671–3680, 2019.
<https://doi.org/10.1177/0021998319844811>



بررسی تجربی و آماری تاثیر پارامترهای ماشینکاری و نوع اینسرت بر سایش ابزار و کیفیت سطح در تراشکاری اینکونل ۷۱۸*

مقاله پژوهشی

محمد براهنی^(۱) ID، وحید طهماسبی^(۲)، محمد توکلی پور^(۳)، محمد مسعود غازی اصفهانی^(۴)

DOI: 10.22067/jacsm.2025.90927.1300

چکیده آلیاژ اینکونل ۷۱۸ از ابرآلیاژهای پایه نیکل است که به دلیل مقاومت بالا در برابر حرارت، فشار و خوردگی، کاربرد گسترده‌ای در صنایع پیشرفته مانند هوافضا و انرژی دارد. ماشینکاری این آلیاژ به دلیل سختی بالا و تمایل به سایش ابزار، یکی از چالش‌برانگیزترین فرآیندها در تولید قطعات دقیق محسوب می‌شود. در این پژوهش، اثر پارامترهای ماشینکاری بر سایش ابزار و زبری سطح در فرآیند تراشکاری اینکونل ۷۱۸ بررسی شده است. با استفاده از طرح آزمایش تاگوچی و روش بهینه‌سازی مطلوبیت، تأثیر نرخ پیشروی، عمق برش، سرعت دورانی و نوع اینسرت بر سایش ابزار و زبری سطح ارزیابی شد. نتایج نشان داد که نرخ پیشروی بیشترین تأثیر را دارد و عمق برش نیز نقش مهمی در سایش ابزار ایفا می‌کند. همچنین اینسرت DNMG سایش کمتری نسبت به TNMG ایجاد کرد. شرایط بهینه ماشینکاری برای کاهش سایش ابزار و زبری سطح شناسایی شد. این نتایج می‌تواند به بهبود فرآیند ماشینکاری آلیاژهای مقاوم به حرارت کمک کرده و موجب افزایش بهره‌وری و کاهش هزینه‌های تولید شود.

واژه‌های کلیدی اینکونل ۷۱۸، تراشکاری، سایش ابزار، کیفیت سطح، بهینه‌سازی.

مقدمه

می‌تواند دماهای بسیار بالا تا حدود ۷۰۰ درجه سانتی‌گراد را تحمل کند و این ویژگی‌ها آن را برای کاربردهای حساس و پیشرفته مانند هوافضا، صنایع نفت و گاز، و صنایع شیمیایی مناسب می‌سازد. اینکونل ۷۱۸ همچنین دارای مقاومت عالی در برابر خوردگی و اکسیداسیون می‌باشد. در ماشینکاری اینکونل ۷۱۸، لبه برش تحت بارهای حرارتی مکانیکی شدید قرار می‌گیرد [3] که این امر منجر به نرم شدن حرارتی لبه ابزار و کاهش سختی و استحکام لبه می‌شود [4]. کاربرد های اینکونل عبارت است از؛ کاربردهای اینکونل ۷۱۸ صنایع هوافضا: برای ساخت قطعات موتورهای جت و توربین‌های گازی استفاده می‌شود - . صنایع نفت و گاز: در تجهیزات حفاری و استخراج نفت و گاز کاربرد دارد - . صنایع شیمیایی: در تولید تجهیزات مقاوم به خوردگی مانند مخازن و پمپ‌ها استفاده می‌شود.

آلیاژهای اینکونل گروهی از سوپرآلیاژهای مبتنی بر نیکل هستند که مقاومت لازم را در طیف وسیعی از دماها دارند. به طوری که در دمای بالا یک لایه اکسید قوی و پایدار بر روی سطح این آلیاژ تشکیل شده و از خوردگی بیشتر جلوگیری می‌کند [1]. اینکونل ۷۱۸ عمدتاً از نیکل (۵۰-۵۵٪)، کروم (۱۷-۲۱٪) و آهن (۱۷-۲۱٪) تشکیل شده است. همچنین حاوی مقادیر کمتری از عناصر دیگر مانند نیوبیم (۴/۷۵-۵/۵٪)، مولیبدن (۲/۸-۳/۳٪)، تیتانیوم (۱۵/۱٪، ۱۶/۵٪) آلومینیوم (۰/۲-۰/۸٪) و کربن (۰/۰۸٪) حداکثر است [2]. این ترکیب منحصر به فرد آلیاژ موجب استحکام، مقاومت خوردگی و پایداری در دمای بالا کمک می‌کند. اینکونل ۷۱۸ خواص مکانیکی استثنایی از خود نشان می‌دهد و برای کاربردهای سخت مناسب است. اینکونل ۷۱۸

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۹/۲ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۱۰/۲۹ می‌باشد.

Email: mbaraheni@arakut.ac.ir

(۱) نویسنده مسئول، استادیار، دانشکده مهندسی ساخت و تولید، دانشگاه صنعتی اراک، اراک.

(۲) دانشیار، دانشکده مهندسی ساخت و تولید، دانشگاه صنعتی اراک، اراک.

(۳) دانشجوی کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی ساخت و تولید، دانشگاه صنعتی اراک، اراک.

(۴) دانشجوی کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی ساخت و تولید، دانشگاه صنعتی اراک، اراک.

در فرآیند تراشکاری، ابزار برشی با استفاده از حرکت خطی یا دورانی بر روی سطح قطعه کار، مواد زائد را از روی آن حذف می‌کند. در این فرآیند، تنظیم دقیق پارامترهای ماشینکاری بسیار اهمیت دارد تا بتوان به کیفیت سطح بالا و سایش کمتر ابزار دست یافت. دمای بالا در حین فرآیند تراشکاری می‌تواند تأثیرات منفی بر روی ابزار برشی و کیفیت سطح قطعه کار داشته باشد. استفاده از روانکارها و خنک‌کننده‌های مناسب می‌تواند به کاهش دمای تولیدی و افزایش عمر ابزار کمک کند. تراشکاری اینکونل ۷۱۸ به دلیل سختی بالا و تمایل به چسبیدن به ابزار برشی، با چالش‌های زیادی همراه است. برای مقابله با این چالش‌ها، استفاده از ابزارهای با پوشش‌های مقاوم به سایش، روانکارهای مناسب و تکنیک‌های خنک‌کننده پیشرفته ضروری است. همچنین، استفاده از روش‌های بهینه‌سازی پارامترهای ماشینکاری می‌تواند به کاهش هزینه‌های تولید و افزایش بهره‌وری کمک کند. هنگام ماشینکاری این آلیاژ، دستیابی به دقت ابعادی و تکمیل سطح لازم، ممکن است دشوار باشد [5]. هندسه لبه برش، سرعت پیشروی، سرعت برش، و عمق برش همگی تأثیر قابل توجهی بر معیارهای عملکردی مانند زبری سطح، نیروی برش، سایش ابزار و تنش پسماند روی سطوح ماشینکاری شده آلیاژ اینکونل ۷۱۸ دارند. لیانگ و همکاران [6] تأثیر سایش ابزار را بر یکپارچگی سطح اینکونل ۷۱۸ بررسی کردند. ویژگی‌های یکپارچگی سطح از جمله توپوگرافی سطح (نقایص سطح و زبری سطح)، تغییرات ریزساختاری (تغییر شکل پلاستیک، اندازه دانه‌ها و لایه سفید)، و خواص مکانیکی (ریزسختی و تنش پسماند) بررسی شدند. جیانپندیرجان و همکاران [7] تأثیر شرایط و پارامترهای برش بر انتخاب جنس قطعه‌کار و ابزار در تراشکاری اینکونل ۷۱۸ را بررسی کردند. فاطومه ژوجانی و همکاران [8] از طراحی آزمایش L9 (۳۴) مبتنی بر تاگوچی برای یافتن بهترین مقادیر برای پارامترهای فرآیند مانند سرعت برش، سرعت تغذیه، عمق برش و شعاع دماغه ابزار استفاده کردند. در این مطالعه، روش رابطه خاکستری چند هدفه مبتنی بر تاگوچی (GRA) برای رسیدگی به مشکل تراشکاری آلیاژ اینکونل ۷۱۸ به منظور افزایش بهره‌وری، یعنی با به حداقل رساندن همزمان زبری سطح، سایش ابزار و زمان ماشینکاری استفاده شد. پاواده و همکارانش [9] به بررسی تأثیر پارامترهای فرآیندی و هندسه ابزار بر نیروهای برشی، زبری سطح و آسیب سطح در ماشین‌کاری

سرعت بالای اینکونل ۷۱۸ با ابزارهای PCBN پرداختند. نتایج نشان می‌دهند که نیروی برش اصلی ۲ تا ۳ برابر بیشتر از نیروهای پیشروی و شعاعی است و ابزار با پخ به طور قابل توجهی نیروهای برشی را کاهش داده است. همچنین، نمونه‌هایی با نیروهای برشی بیشتر، کیفیت سطح ضعیف‌تری و آسیب‌های سطحی بیشتری داشته‌اند. خان و همکارانش [10] نتایج ماشین‌کاری اینکونل ۷۱۸ با اینسرت‌های PCBN غلظت پایین را بررسی کردند. آزمایش‌ها با استفاده از طرح L36 Taguchi برای ارزیابی تأثیر عوامل مختلفی مانند هندسه ابزار، آماده‌سازی لبه، فشار سیال، پوشش ابزار، سرعت برش و نرخ پیشروی انجام شد. نتایج نشان داد که در سرعت برش ۱۵۰ متر در دقیقه، عمر ابزار گرد ۵ برابر بیشتر از ابزار نوع C بود. با افزایش سرعت به ۳۰۰ متر در دقیقه، عملکرد هر دو ابزار مشابه شد، اما در ۴۵۰ متر در دقیقه شکست ابزار رخ داد و عمر آن به ۳٫۵ دقیقه کاهش یافت. سایش ناشی از چسبندگی اصلی‌ترین عوامل تخریب ابزار بودند. فریفتا و همکارانش [11] با هدف بهینه‌سازی پارامترهای تراشکاری اینکونل ۷۱۸ با استفاده از ابزار برش کاربید برای دستیابی به حداقل زبری سطح، نیروی برش، توان، انرژی ویژه و حداکثر بهره‌وری، پژوهشی انجام دادند. از روش‌های تحلیل واریانس (ANOVA) و پاسخ سطحی (RSM) همراه با تابع مطلوبیت برای شناسایی پارامترهای مؤثر بر پاسخ‌ها و توسعه مدل پیش‌بینی استفاده شده است. نتایج نشان داد که شعاع نوک ابزار، نرخ پیشروی، عمق برش و سرعت برش تأثیر قابل توجهی بر زبری سطح و نیروهای برش دارند. پینهایرو و همکارانش [12] پژوهشی با هدف بررسی تأثیر پارامترهای ماشینکاری بر کیفیت سطح قطعه کار در فرآیند تراشکاری آلیاژ اینکونل ۷۱۸ انجام دادند. از طرح آزمایش تاگوچی برای ارزیابی تأثیر پارامترهایی مانند سرعت برش، نرخ پیشروی، نوع ابزار و روانکاری بر کیفیت سطح استفاده شده است. نتایج نشان داد که سرعت برش و نرخ پیشروی تأثیر قابل توجهی بر کیفیت سطح دارند. سرعت برش بهینه ۷۰ متر بر دقیقه و نرخ پیشروی بهینه ۰٫۱ میلی‌متر بر دور تعیین شده است. افزایش نرخ پیشروی منجر به افزایش مصرف توان، ارتعاش و سایش ابزار می‌شود. مصرف توان به عنوان یک شاخص حساس نسبت به پارامترهای ماشینکاری می‌تواند در مطالعات پیش‌بینی سایش ابزار برای ماشینکاری اینکونل ۷۱۸ استفاده شود. ژوجانی و همکارانش [13] از طراحی آزمایش‌های

داده‌های ارزشمندی برای بهبود فرایند ماشینکاری این آلیاژ استراتژیک ارائه شود. نتایج این تحقیق می‌تواند به‌عنوان راهنمایی عملی برای بهینه‌سازی فرایند ماشینکاری اینکونل ۷۱۸ در صنایع مختلف مورد استفاده قرار گیرد.

مواد و آزمایش‌ها

در این پژوهش، عملیات تراشکاری بر روی شفت اینکونل با طول ۴۰۰ میلی‌متر و قطر ۲۴ میلی‌متر، مطابق شکل (۱) انجام شد. آزمایش‌ها با استفاده از دستگاه تراش TN50BR ساخت تبریز انجام گرفت. چهار پارامتر ورودی در این آزمایش‌ها در نظر گرفته شد: نوع اینسرت، سرعت اسپیندل، نرخ پیشروی و عمق برش. در روش‌های سنتی، انجام آزمایش‌ها به دلیل پیچیدگی و تعداد زیاد جایگشت‌های مختلف دشوار و زمان‌بر است. این مسئله زمانی بیشتر مشهود می‌شود که تعداد متغیرهای مسئله افزایش یابد، چرا که در این حالت تعداد آزمایش‌های مورد نیاز به‌طور تصاعدی افزایش می‌یابد. برای کاهش منابع مصرفی و زمان مورد نیاز، می‌توان از روش‌های نوین طراحی آزمایش استفاده کرد. یکی از این روش‌ها، روش تاگوچی است. این روش با بهره‌گیری از ترکیب فاکتوریل جزئی و آرایه‌های متعامد، به طراحی آزمایشی بهینه و کم‌هزینه منجر می‌شود که همچنان نتایج کافی و معتبری ارائه می‌دهد [15]. در این مطالعه نیز طراحی آزمایش‌ها با استفاده از روش تاگوچی صورت گرفت و مجموعاً ۱۸ آزمایش، مطابق جدول (۱) انجام شد. طول هر ناحیه ماشینکاری در این آزمایش‌ها ۲۰ میلی‌متر بود. از دو نوع اینسرت TNMG و DNMG با شعاع نوک ۰/۸ میلی‌متر استفاده شد. در این فرایند تراشکاری، از هیچ سیال برشی استفاده نگردید.

اینسرت‌های TNMG بیشتر در فرایندهای روتراشی و داخل‌تراشی به کار می‌روند و دارای ۶ لبه برشی هستند. این نوع اینسرت‌ها برای ماشینکاری فولاد، چدن، آلیاژهای با دمای بالا و مواد غیر آهنی مناسب هستند و در مقایسه با ابزارهای فولادی با سرعت بالا، مقاومت حرارتی بیشتری دارند. اینسرت‌های DNMG معمولاً با زاویه ۵۵ درجه به کار می‌روند. اینسرت‌های DNMG در مقایسه با اینسرت‌هایی با زوایای بیشتر، نیروی برشی کمتری تولید می‌کنند. ساختار خاص این اینسرت‌ها به کاهش ترک‌خوردگی در حین کار کمک می‌کند و برای ماشینکاری فولادهای کربنی، فولادهای ضد زنگ و آلیاژهای دما بالا مناسب

مبتنی بر تاگوچی و رویکرد رابطه خاکستری چندهدفه (GRA) برای کاهش زبری سطح، سایش ابزار و زمان ماشینکاری استفاده کردند. نتایج نشان داد که شرایط بهینه شامل سرعت برش ۱۰۰ متر در دقیقه، نرخ تغذیه ۰/۵۱ میلی‌متر بر دور، عمق برش ۰/۴ میلی‌متر و شعاع نوک ابزار ۰/۴ میلی‌متر است. تان و همکارانش [14] با هدف بررسی تأثیر پارامترهای ماشینکاری بر کیفیت سطح قطعه کار در فرایند تراشکاری آلیاژ اینکونل ۷۱۸ با استفاده از دو نوع اینسرت سرامیکی و کاربیدی، پژوهشی انجام دادند. نتایج نشان داد که نوع اینسرت، سرعت برش، عمق برش و نرخ پیشروی بر کیفیت سطح تأثیرگذار هستند. اینسرت سرامیکی نسبت به اینسرت کاربیدی، سطح صاف‌تر و یکنواخت‌تری تولید می‌کند. توزیع تنش‌های باقیمانده و میکروسختی در هر دو نوع اینسرت مشابه است. هیچ تغییر شکل پلاستیکی شدید با اینسرت کاربیدی یا سرامیکی مشاهده نشده است.

در این پژوهش، مطالعه‌ای جامع با هدف بررسی اثرات متقابل پارامترهای مختلف ماشینکاری بر کیفیت سطح و سایش ابزار در فرایند تراشکاری آلیاژ مقاوم به حرارت اینکونل ۷۱۸ انجام شده است. اینکونل ۷۱۸ به دلیل ویژگی‌های مکانیکی برتر و مقاومت عالی در برابر حرارت، یکی از آلیاژهای پرکاربرد در صنایع هوافضا، نفت و گاز و نیروگاهی است. با این حال، ماشینکاری این آلیاژ به دلیل سختی بالا، تمایل به سایش ابزار و تولید گرمای زیاد در حین فرایند، چالش‌های فراوانی را به همراه دارد. در این مقاله، تأثیر پارامترهای کلیدی مانند سرعت برش، نرخ پیشروی و عمق برش بر کیفیت سطح نهایی و نرخ سایش ابزار بررسی شده است. برای این منظور، دو نوع اینسرت رایج TNMG و DNMG انتخاب و رفتار آن‌ها در شرایط ماشینکاری مختلف مورد ارزیابی قرار گرفته است. تحلیل نتایج به منظور یافتن بهینه‌ترین شرایط ماشینکاری برای دستیابی به سطحی با کیفیت بالا و افزایش عمر ابزار، بخش کلیدی این مطالعه محسوب می‌شود. علیرغم اهمیت صنعتی اینکونل ۷۱۸ و چالش‌های موجود در ماشینکاری آن، پژوهش‌های گذشته عمدتاً بر تأثیر یک‌جانبه برخی پارامترها متمرکز بوده و بررسی‌های محدودی به مطالعه جامع تأثیر متقابل انواع اینسرت‌ها و پارامترهای ماشینکاری بر کیفیت سطح و عمر ابزار پرداخته‌اند. در این تحقیق، با اتخاذ رویکردی سیستماتیک و جامع، تلاش شده است تا شکاف موجود در پژوهش‌های پیشین پوشش داده شود و

هستند.

تستر زبری سطوح مدل TIME3100 ابزاری با قیمت اقتصادی در اندازه جیبی است که برای اندازه گیری بافت سطوح مطابق با استانداردها کاربرد دارد.

همچنین شفت مورد آزمایش به ۱۸ قسمت تقسیم شد که در شکل (۳) قابل مشاهده است. در این پژوهش، سایش ابزار و زبری سطح به عنوان دو پارامتر خروجی مهم در نظر گرفته شدند.

زبری سطح با استفاده از دستگاه زبری سنج TIME 3100 که در شکل (۲) نشان داده شده، اندازه گیری شد. زبری سنج مدل TIME 3100 ساخت کمپانی TIME از کشور چین است. دستگاه زبری سنج سطوح تایم ۳۱۰۰ با طراحی کاربردی و خاص مناسب زبری سنجی انواع سطوح ماشین کاری شده می باشد.



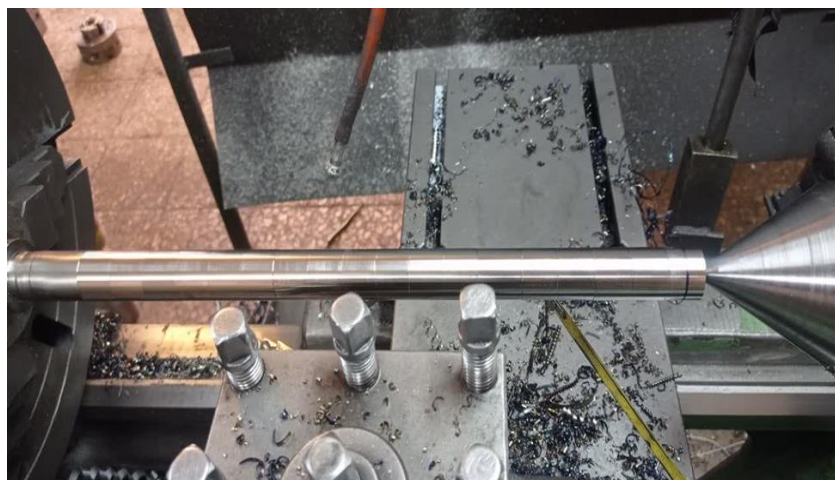
شکل ۱ شفت اینکونل حین تست ماشینکاری

جدول ۱ طراحی آزمایش تاگوچی (L18)

شماره آزمون	عمق برش	نرخ پیشروی	سرعت اسپیندل	نوع اینسرت
1	0.3	0.2	180	TNMG
2	0.6	0.4	180	TNMG
3	0.9	0.6	180	TNMG
4	0.3	0.2	255	TNMG
5	0.6	0.4	255	TNMG
6	0.9	0.6	255	TNMG
7	0.3	0.2	350	TNMG
8	0.6	0.4	350	TNMG
9	0.9	0.6	350	TNMG
10	0.3	0.2	180	DNMG
11	0.6	0.4	180	DNMG
12	0.9	0.6	180	DNMG
13	0.3	0.2	255	DNMG
14	0.6	0.4	255	DNMG
15	0.9	0.6	255	DNMG
16	0.3	0.2	350	DNMG
17	0.6	0.4	350	DNMG
18	0.9	0.6	350	DNMG



شکل ۲ زبری سنج TIME 3100



شکل ۳ تقسیم کردن شافت به ۱۸ قسمت مساوی

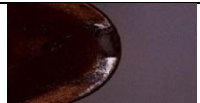
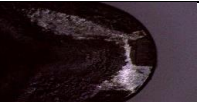
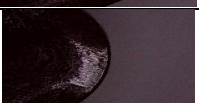
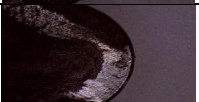
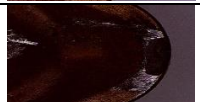
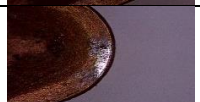
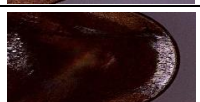
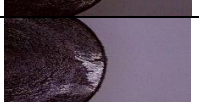
نتایج و بحث

اینسرت‌های مناسب با پوشش‌های نوین و بهینه‌سازی شرایط خنک‌کننده می‌تواند عمر ابزار را افزایش دهد و کیفیت سطح را بهبود بخشد.

با انجام آزمون‌های سایش بر روی هر یک از اینسرت‌ها، میزان سایش ابزار به دقت اندازه‌گیری و در جدول (۲) ارائه شده است. علاوه بر سایش ابزار، زبری سطح قطعه کار نیز در هر آزمون به عنوان یک پارامتر کلیدی ارزیابی شده است. با اندازه‌گیری طول و عرض ناحیه ساییده شده و محاسبه مساحت آن، میزان سایش کمی‌سازی شده است. همچنین، از پارامتر زبری سطح R_a برای ارزیابی صافی سطح قطعه کار استفاده شده است.

با بهینه‌سازی پارامترهای ماشینکاری و استفاده از تکنیک‌ها و مواد نوین، می‌توان بهبود قابل توجهی در فرآیند تراشکاری این آلیاژ ایجاد کرد. انتخاب صحیح پارامترهای ماشینکاری، استفاده از ابزارهای مناسب و استفاده از تکنیک‌های خنک‌کننده پیشرفته، می‌تواند به کاهش سایش ابزار و بهبود کیفیت سطح کمک کنند و بهره‌وری فرآیند را افزایش دهند. این بهبودها می‌توانند هزینه‌های تولید را کاهش داده و عمر مفید قطعات تولیدی را افزایش دهند. به عنوان مثال، در فرآیند ماشینکاری اینکونل ۷۱۸، بهینه‌سازی نرخ پیشروی و عمق برش می‌تواند تأثیر زیادی بر سایش ابزار و کیفیت سطح داشته باشد. همچنین استفاده از

جدول ۲ سایش ابزار و مقادیر سطح سایش هر تست

شماره آزمون	تصویر سایش ابزار	میزان مساحت ساییده شده (mm ²)	زبری سطح (μm)	شماره آزمون	تصویر سایش ابزار	میزان مساحت ساییده شده (mm ²)	زبری سطح (μm)
1		0.42	1.41	10		0.44	0.9
2		0.77	3.37	11		0.42	4.03
3		0.33	0.42	12		0.3	0.58
4		0.43	1.34	13		0.41	1.47
5		0.6	3.46	14		0.61	3.44
6		0.35	0.43	15		0.22	0.6
7		0.5	1.43	16		0.44	1.33
8		0.55	3.36	17		0.37	3.46
9		0.27	0.54	18		0.25	0.6

نمودار اثر اصلی در طرح آزمایش تاگوچی، ابزاری قدرتمند برای بررسی جداگانه تاثیر هر یک از پارامترهای آزمایش بر روی پاسخ مورد نظر است. روش تاگوچی و طرح‌های آزمایش استوار، الگویی است که به واسطه آن امکان ایجاد طرح آزمایش‌ها به شکلی صورت می‌گیرد که نسبت به انتخاب نمونه یا فرآیند استوار بوده و تحت تاثیر قرار نمی‌گیرد. روش تاگوچی نسبت به روش‌های متداول و رایج مهندسی کیفیت کاملاً متفاوت است. متدولوژی روش تاگوچی بر طراحی کیفیت در هنگام طراحی محصولات و فرایندها تاکید دارد. درحالی که روش‌های متداول بر مبنای بازرسی و کنترل کیفیت در حین فرآیند تولید و یا بعد از تولید محصول تاکید دارند. در واقع تاگوچی بر این باور بود که بهترین راه بهبود کیفیت، طراحی و ایجاد آن در خود محصول است. روش تاگوچی مزیت‌هایی نظیر کاهش تعداد آزمایش‌ها و

هزینه‌ها، امکان بررسی فاکتورهای گسسته (نوع ماده، رنگ قطعه و ...)، تعیین سهم فاکتورها، امکان تخمین نتایج در شرایط بهینه، امکان تخمین نتایج در سطوح دلخواه، تعیین سهم اثرات متقابل در نظر گرفته شده، امکان بدست آوردن همزمان شرایط بهینه برای چندین پاسخ، امکان بررسی فاکتورهایی با سطوح مختلف و بررسی تعداد فاکتورهای نامحدود را دارد.

در این نمودار، میانگین پاسخ برای هر سطح از هر پارامتر نشان داده شده و با مقایسه ارتفاع نقاط در هر نمودار، می‌توان به راحتی تاثیر هر سطح از هر پارامتر بر روی سایش ابزار را تشخیص داد.

با توجه به شکل (۴-الف)، افزایش عمق برش بطور کلی منجر به افزایش سایش ابزار می‌شود. زیرا با افزایش عمق برش، سطح تماس ابزار با قطعه کار بیشتر شده و نیروی برشی وارد بر ابزار نیز افزایش می‌یابد. این افزایش نیرو موجب تولید حرارت

اینسرت TNMG با زاویه براده و طراحی خاص خود معمولاً برای فرآیندهای روتراشی و ماشین‌کاری قطعات با سطوح بزرگتر استفاده می‌شود. در این شرایط، سطح تماس اینسرت با قطعه کار بیشتر است و این موضوع باعث تولید حرارت و نیروی برشی بالاتر می‌شود. در نتیجه، افزایش دما و تنش‌های مکانیکی در حین فرآیند باعث تسریع در سایش ابزار TNMG می‌شود. در مقابل، اینسرت DNMG با زاویه ۵۵ درجه و طراحی بهینه برای کاهش نیروی برشی، معمولاً نیروی کمتری را در حین تراشکاری به وجود می‌آورد. این کاهش نیرو باعث کاهش تولید حرارت و فشار بر لبه‌های برشی می‌شود که به طولانی‌تر شدن عمر ابزار و کاهش سایش آن کمک می‌کند.

در ادامه به بررسی تأثیر پارامترهای تراشکاری بر زبری سطح پرداخته می‌شود.

طبق شکل (۵-الف)، افزایش عمق برش می‌تواند موجب کاهش زبری سطح در تراشکاری شود که به دلیل تأثیر آن بر پایداری فرآیند برش و نحوه براده‌برداری. با افزایش عمق برش، نیروی برشی افزایش می‌یابد و این موضوع باعث می‌شود که ابزار به طور مؤثرتر و یکنواخت‌تر با قطعه کار درگیر شود. در این شرایط، ابزار تمایل کمتری به ارتعاش یا لرزش دارد که یکی از عوامل مهم در ایجاد زبری سطح است.

با توجه به شکل (۵-ب)، افزایش سرعت پیشروی از ۰٫۲ میلی‌متر بر دور به ۰٫۴ میلی‌متر بر دور منجر به افزایش زبری سطح قطعه کار می‌شود، زیرا با افزایش سرعت پیشروی، نرخ براده‌برداری بیشتر می‌شود و ابزار باید حجم بیشتری از ماده را در هر دور از قطعه جدا کند. این افزایش بار برشی می‌تواند منجر به کاهش کیفیت سطح و ایجاد ردهای عمیق‌تر بر روی قطعه شود، که به افزایش زبری سطح منجر می‌گردد. اما با افزایش سرعت پیشروی از ۰٫۴ به ۰٫۶ میلی‌متر بر دور، زبری سطح کاهش می‌یابد. دلیل این کاهش می‌تواند به بهبود در نحوه تشکیل و جدا شدن براده‌ها و همچنین کاهش زمان تماس ابزار با قطعه کار در هر دور مربوط باشد. در سرعت‌های بالاتر، براده‌ها سریع‌تر و یکنواخت‌تر از سطح قطعه جدا می‌شوند و از تجمع براده در ناحیه برش و ایجاد اصطکاک اضافه جلوگیری می‌شود [17, 19]. این عوامل به کاهش زبری سطح کمک کرده و کیفیت سطح بهبود می‌یابد.

شکل (۵-ج) نشان می‌دهد که سرعت دورانی تأثیر خاصی بر

بیشتری در ناحیه برش می‌شود که می‌تواند منجر به نرم شدن لبه‌های برشی و تسریع سایش آن‌ها گردد. همچنین، فشار مکانیکی بیشتر در ناحیه برش باعث تشدید پدیده‌های مانند سایش چسبنده و سایش ساینده می‌شود [16]. در نتیجه، افزایش عمق برش موجب افزایش بار مکانیکی و حرارتی بر ابزار و در نهایت افزایش سایش آن می‌شود.

شکل (۴-ب) رابطه بین نرخ پیشروی و میزان سایش ابزار را نمایش می‌دهد. با بررسی دقیق این نمودار، می‌توان مشاهده کرد که بین این دو متغیر، رابطه‌ای غیرخطی وجود دارد. افزایش سرعت پیشروی از ۰٫۲ میلی‌متر بر دور به ۰٫۴ میلی‌متر بر دور منجر به افزایش سایش ابزار می‌شود. زیرا با افزایش پیشروی، حجم براده‌برداری و نیروی برشی وارد بر لبه‌های ابزار بیشتر می‌شود. این افزایش نیرو و تولید حرارت می‌تواند موجب افزایش سایش ابزار گردد. اما افزایش سرعت پیشروی از ۰٫۴ به ۰٫۶ میلی‌متر بر دور می‌تواند به کاهش سایش ابزار منجر شود، چرا که در سرعت‌های بالاتر، براده‌ها سریع‌تر از ناحیه برش خارج می‌شوند و زمان تماس ابزار با قطعه کار در هر دور کاهش می‌یابد. این موضوع می‌تواند از تجمع حرارت و براده در ناحیه برش جلوگیری کند. همچنین، افزایش سرعت پیشروی می‌تواند از بروز چسبندگی براده به لبه‌های ابزار جلوگیری کند که به کاهش سایش ابزار کمک می‌کند [17].

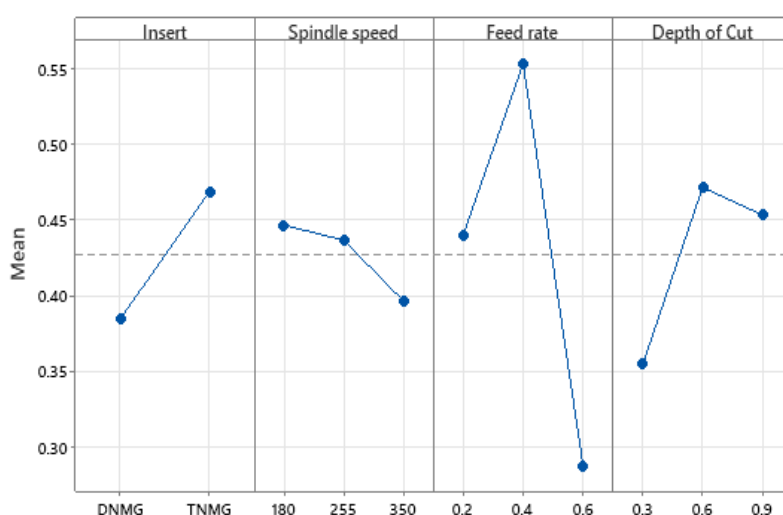
شکل (۴-ج) نشان می‌دهد که افزایش سرعت دورانی از ۱۸۰ دور بر دقیقه به ۳۵۰ دور بر دقیقه می‌تواند منجر به کاهش سایش ابزار شود که به دلیل تغییر در دینامیک برش می‌باشد. در سرعت‌های بالاتر، زمان تماس ابزار با قطعه کار در هر چرخش کاهش می‌یابد، که باعث کاهش تجمع حرارت موضعی در لبه‌های برشی می‌شود. این بهبود در توزیع حرارت می‌تواند از افزایش شدید دما که منجر به سایش ابزار می‌شود، جلوگیری کند. همچنین، در سرعت‌های بالاتر، امکان دفع بهتر براده‌ها فراهم می‌شود که از انباشته شدن مواد در لبه‌های ابزار و ایجاد سایش جلوگیری می‌کند. در نتیجه، این عوامل باعث کاهش سایش ابزار در سرعت‌های دورانی بالاتر می‌شوند [18].

شکل (۴-د) نشان می‌دهد که ابزار TNMG موجب سایدگی بیشتر قرار گرفته است. علت اصلی سایش بیشتر اینسرت TNMG نسبت به DNMG در فرآیند تراشکاری می‌تواند به ویژگی‌های هندسی و عملکردی این دو نوع اینسرت برگردد.

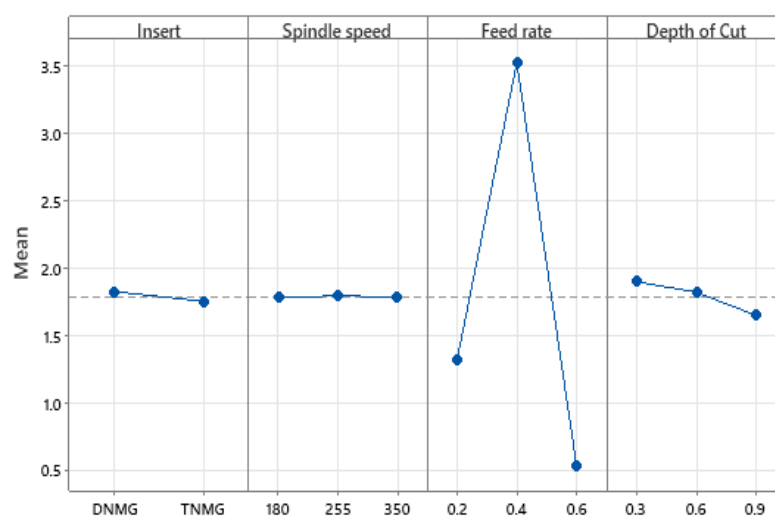
نسبت به DNMG شده است، اما تفاوت زیادی بین آنها مشاهده نشده است. این تفاوت اندک به دلیل ویژگی‌های هندسی هر دو اینسرت است. TNMG با طراحی متقارن و چندین لبه برشی، پایداری بیشتری در فرآیند تراشکاری دارد و این امر به بهبود کیفیت سطح و کاهش زبری کمک می‌کند. از سوی دیگر، DNMG با زاویه ۵۵ درجه نیز طراحی مناسبی برای کاهش نیروی برشی و بهبود کیفیت سطح دارد. هرچند TNMG ممکن است به دلیل پایداری بیشتر در سرعت‌های بالاتر و شرایط سخت‌تر کمی کیفیت سطح بهتری ایجاد کند، اما DNMG نیز عملکرد مطلوبی ارائه می‌دهد. به همین دلیل، اختلاف زبری سطح بین این دو ابزار کم است و تفاوت محسوسی ندارد.

مقدار زبری سطح ندارد. سرعت دورانی تنها نرخ چرخش قطعه کار را کنترل می‌کند، اما تأثیر آن بر زبری سطح در مقایسه با سایر عوامل کمتر است. اگرچه سرعت‌های دورانی بسیار پایین یا بسیار بالا می‌توانند بر دمای برش یا پایداری فرآیند تأثیر بگذارند، در بازه‌های معمول ماشین‌کاری، تأثیر سرعت دورانی بر زبری سطح به اندازه تأثیر سرعت پیشروی یا عمق برش قابل توجه نیست. در واقع، سرعت پیشروی تعیین می‌کند که هر دندانه ابزار چه مقدار ماده را برمی‌دارد و عمق برش نیز میزان تماس ابزار با قطعه را تعیین می‌کند، که این دو عامل به طور مستقیم بر زبری سطح اثر می‌گذارند [20].

طبق شکل (۵-د) ابزار TNMG باعث زبری سطح کمتری



شکل ۴ تاثیر پارامترهای ورودی بر میزان سایش ابزار



شکل ۵ تاثیر پارامترهای ورودی بر صافی سطح

و مقادیر P-value آنها نیز معنی داری تأثیر را تأیید می کنند (P-value کمتر از ۰/۰۵). سرعت اسپیندل تأثیر ناچیزی دارد (۲,۳۳٪) و مقدار F-value برابر با ۰/۱۷، و P-value آن نشان دهنده عدم معناداری آماری است.

همچنین، روابط مربعی بین پارامترها مانند نرخ پیشروی و عمق برش نیز در این جدول بررسی شده اند که تأثیر نرخ پیشروی مربعی با ۴۳٪ سهم و F-value برابر با ۳۷/۰۲ به طور معناداری بر سایش ابزار اثر می گذارد.

به طور کلی، نتایج نشان می دهد که نرخ پیشروی مهم ترین پارامتر در تأثیرگذاری بر سایش ابزار است و تنظیم صحیح آن نقش کلیدی در کاهش سایش ابزار دارد. نوع اینسرت و عمق برش نیز در این امر تأثیرگذار هستند، در حالی که سرعت اسپیندل تأثیر کمتری دارد و معنی دار نیست.

جدول (۵) مربوط به تحلیل واریانس (ANOVA) برای زبری سطح است که تأثیر پارامترهای مختلف ماشین کاری مانند سرعت اسپیندل، نرخ پیشروی، عمق برش و نوع اینسرت را بررسی می کند. نتایج این جدول نشان می دهد که نرخ پیشروی با ۶/۲۸٪ بیشترین تأثیر را بر زبری سطح دارد. مقدار F-value برای این پارامتر ۵۱۷/۵۹ است و P-value کمتر از ۰/۰۵ به وضوح نشان می دهد که این تأثیر به طور آماری معنادار است. این نشان می دهد که افزایش یا کاهش نرخ پیشروی به شکل چشمگیری زبری سطح را تحت تأثیر قرار می دهد.

تحلیل واریانس (ANOVA) یک روش آماری است که برای مقایسه تأثیر چندین متغیر مستقل بر یک یا چند متغیر وابسته به کار می رود [21]. این روش به محققان اجازه می دهد تا بفهمند آیا تفاوت های مشاهده شده در نتایج به دلیل تغییر در عوامل ورودی است یا اینکه به طور تصادفی رخ داده اند. ANOVA با استفاده از شاخص هایی مانند F-value و P-value کار می کند. F-value نسبت تغییرات بین گروه ها به تغییرات درون گروه ها را نشان می دهد، و P-value معناداری آماری این تغییرات را تعیین می کند (به طور معمول، اگر P-value کمتر از ۰,۰۵ باشد، اثر معنادار در نظر گرفته می شود) [22,23].

در این مطالعه، ANOVA برای بررسی تأثیر پارامترهای مختلف ماشین کاری (سرعت اسپیندل، نرخ پیشروی، عمق برش، و نوع اینسرت) بر دو پارامتر خروجی، یعنی سایش ابزار و زبری سطح، استفاده شده است. این تحلیل کمک می کند تا مشخص شود کدام پارامترها تأثیر معناداری بر نتایج خروجی دارند و چگونه می توان تنظیمات فرآیند را بهینه سازی کرد تا عملکرد ابزار بهبود یابد و کیفیت سطح نهایی ارتقا پیدا کند.

در جدول (۴) مربوط به سایش ابزار، مشخص می شود که نرخ پیشروی بیشترین تأثیر را دارد و ۲۱٪ از تغییرات سایش ابزار را توضیح می دهد (با F-value برابر ۲۳ و P-value کمتر از ۰/۰۵ که نشان دهنده معنی دار بودن این تأثیر است). (پس از آن، نوع اینسرت و عمق برش به ترتیب با ۹/۵۶٪ و ۸/۶۴٪ تأثیر مهمی بر سایش ابزار دارند، که مقادیر F-value به ترتیب ۱۰/۱۷ و ۶/۴۱،

جدول ۴ تجزیه و تحلیل واریانس برای سایش ابزار

Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	10	0.309541	92.18%	0.309541	0.030954	8.25	0.005
Spindle speed	1	0.007821	2.33%	0.000651	0.000651	0.17	0.689
Feed rate	1	0.070533	21.00%	0.086292	0.086292	23.00	0.002
Depth of Cut	1	0.029008	8.64%	0.024033	0.024033	6.41	0.039
Insert	1	0.032089	9.56%	0.038164	0.038164	10.17	0.015
Spindle speed*Spindle speed	1	0.000579	0.17%	0.001589	0.001589	0.42	0.536
Feed rate*Feed rate	1	0.144400	43.00%	0.138866	0.138866	37.02	0.000
Depth of Cut*Depth of Cut	1	0.018225	5.43%	0.017560	0.017560	4.68	0.067
Spindle speed*Feed rate	1	0.000049	0.01%	0.000011	0.000011	0.00	0.957
Spindle speed*Depth of Cut	1	0.000002	0.00%	0.000136	0.000136	0.04	0.854
Feed rate*Depth of Cut	1	0.006836	2.04%	0.006836	0.006836	1.82	0.219
Error	7	0.026259	7.82%	0.026259	0.003751		
Total	17	0.335800	100.00%				

جدول ۵ تجزیه و تحلیل واریانس برای زبری سطح

Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Regression	13	29.3603	99.71%	29.3603	2.2585	104.25	0.000
Spindle speed	1	0.0000	0.00%	0.0106	0.0106	0.49	0.522
Feed rate	1	1.8487	6.28%	11.2125	11.2125	517.59	0.000
Depth of Cut	1	0.1875	0.64%	0.0604	0.0604	2.79	0.170
Insert	1	0.0235	0.08%	0.0737	0.0737	3.40	0.139
Spindle speed*Spindle speed	1	0.0001	0.00%	0.0023	0.0023	0.11	0.760
Feed rate*Feed rate	1	27.0227	91.77%	22.2535	22.2535	1027.25	0.000
Depth of Cut*Depth of Cut	1	0.0087	0.03%	0.0230	0.0230	1.06	0.361
Spindle speed*Feed rate	1	0.0571	0.19%	0.0283	0.0283	1.30	0.317
Spindle speed*Depth of Cut	1	0.1178	0.40%	0.1503	0.1503	6.94	0.058
Feed rate*Depth of Cut	1	0.0151	0.05%	0.0556	0.0556	2.57	0.184
Spindle speed*Insert	1	0.0186	0.06%	0.0297	0.0297	1.37	0.307
Feed rate*Insert	1	0.0579	0.20%	0.0605	0.0605	2.79	0.170
Depth of Cut*Insert	1	0.0026	0.01%	0.0026	0.0026	0.12	0.747
Error	4	0.0867	0.29%	0.0867	0.0217		
Total	17	29.4470	100.00%				

به دلیل سادگی در پیاده سازی و توانایی ارزیابی چندین پارامتر به طور هم زمان، از محبوبیت زیادی برخوردار است. اساس این روش بر تعریف توابع مطلوبیت برای پاسخ های مختلف و سپس ترکیب این توابع برای دستیابی به یک جواب بهینه استوار است. در گام اول، برای هر یک از پاسخ های مورد نظر (که ممکن است شامل متغیرهایی مانند زمان، هزینه، کیفیت و غیره باشد)، یک تابع مطلوبیت تعریف می شود. این تابع معمولاً مقادیری بین صفر و یک دارد، به طوری که مقدار ۱ نشان دهنده مطلوب ترین حالت (یعنی بهترین مقدار ممکن برای آن پاسخ) و مقدار ۰ نشان دهنده وضعیت کاملاً نامطلوب یا عدم دستیابی به پاسخ مطلوب است. مقدار تابع مطلوبیت برای هر پاسخ، به طور خاص با توجه به نوع مسئله و هدف کلی آن تعیین می شود. بسته به اینکه هدف فرایند، حداقل سازی یک متغیر (مثلاً هزینه یا زمان)، حداکثر سازی آن (مثلاً بهره وری یا کیفیت) یا دستیابی به یک مقدار خاص باشد، تابع مطلوبیت می تواند شکل های مختلفی داشته باشد.

در مرحله بعد، برای ترکیب پاسخ های مختلف و دستیابی به یک ارزیابی کلی، از یک تابع ترکیبی استفاده می شود. این تابع معمولاً به صورت میانگین هندسی تعریف می شود که از ترکیب

عمق برش و نوع اینسرت به ترتیب با سهم های بسیار کمتر ۰٫۶۴٪ و ۰٫۰۸٪ تأثیر کمی بر زبری سطح دارند. مقادیر F-value برای این دو پارامتر نیز پایین است (۲/۷۹) برای عمق برش و ۳٫۴۰ برای نوع اینسرت)، و مقادیر P-value بالاتر از ۰٫۰۵ نشان می دهند که تأثیر آن ها بر زبری سطح از لحاظ آماری معنادار نیست. سرعت اسپیندل هیچ تأثیر قابل توجهی بر زبری سطح ندارد (۰٫۰٪)، و مقدار F-value آن ۰٫۴۹ و P-value برابر با ۰٫۵۲۲ است که نشان می دهد این پارامتر از نظر آماری تأثیر معنی داری بر زبری سطح ندارد.

همچنین، تأثیر روابط مربعی مانند نرخ پیشروی مربعی با ۹۱/۷۷٪ سهم و F-value برابر با ۱۰۷۲/۲۵ بسیار معنادار است و بر زبری سطح اثر زیادی می گذارد. در مجموع، این نتایج نشان می دهد که نرخ پیشروی مهم ترین عامل تأثیرگذار بر زبری سطح است. سایر پارامترها، از جمله سرعت اسپیندل، عمق برش، و نوع اینسرت، تأثیر قابل توجهی بر زبری سطح ندارند یا تأثیر آن ها از لحاظ آماری معنادار نیست.

بهینه سازی به روش مطلوبیت سطح یکی از تکنیک های پیشرفته و کارآمد در بهینه سازی چند متغیره است که به ویژه در فرآیندهای مهندسی و شیمیایی کاربرد گسترده ای دارد. این روش

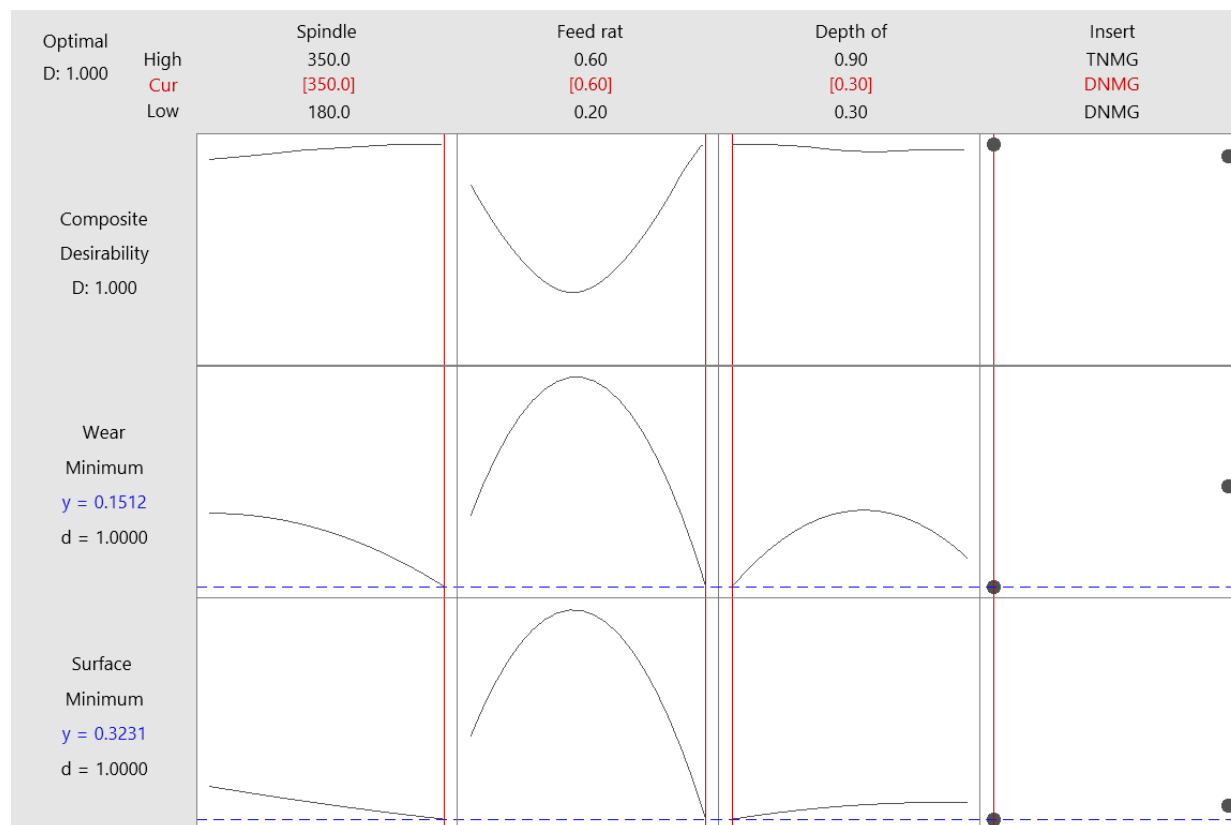
اهمیت آن‌ها وجود دارد. این ویژگی باعث می‌شود که در صورت وجود پاسخ‌های متعدد با اولویت‌های مختلف، بتوان تأثیرگذاری و اهمیت هر یک را در بهینه‌سازی نهایی لحاظ کرد.

در مجموع، بهینه‌سازی به روش مطلوبیت سطح به عنوان یک ابزار قدرتمند در تحلیل و بهینه‌سازی فرآیندهای پیچیده چند متغیره، به مهندسان و پژوهشگران این امکان را می‌دهد که به طور کارآمد و علمی به دنبال شرایط بهینه برای سیستم‌های مختلف باشند و از این طریق، عملکرد کلی سیستم را به نحو چشمگیری بهبود بخشند [24].

در شکل (۶)، فرآیند بهینه‌سازی با روش مطلوبیت سطح برای دو پاسخ اصلی یعنی سایش ابزار و زبری سطح انجام شده است. این تحلیل بر اساس چهار متغیر ورودی شامل سرعت اسپیندل، نرخ پیشروی، عمق برش و نوع اینسرت صورت گرفته است. برای هر کدام از این متغیرها، مقادیر بهینه به دست آمده‌اند. سرعت اسپیندل ۳۵۰ دور بر دقیقه، نرخ پیشروی ۰/۶ میلیمتر بر دور و عمق برش ۰/۳ میلیمتر به عنوان مقادیر بهینه انتخاب شده‌اند، همچنین اینسرت DNMG نیز بهترین انتخاب بوده است.

توابع مطلوبیت تمام پاسخ‌ها به دست می‌آید. استفاده از میانگین هندسی به این دلیل است که این روش قادر است تأثیر هر یک از پاسخ‌ها را به طور یکسان در نظر بگیرد، در حالی که در برخی دیگر از توابع ترکیبی مانند میانگین حسابی، وزن‌دهی بیشتری به پاسخ‌های با مقدار بالاتر داده می‌شود. به این ترتیب، با استفاده از تابع ترکیبی، می‌توان شرایطی را شبیه‌سازی کرد که در آن تمامی پاسخ‌ها به طور بهینه و هماهنگ به مقادیر مطلوب نزدیک شوند. هدف اصلی در روش مطلوبیت سطح این است که شرایطی از متغیرهای ورودی پیدا شود که در آن مطلوبیت کلی به بیشترین مقدار خود برسد. این هدف در واقع، به دست آوردن بهترین ترکیب از متغیرهای ورودی است که باعث بهبود تمامی پاسخ‌ها به صورت همزمان می‌شود. به عبارت دیگر، در این روش نه تنها به دنبال بهینه‌سازی یک متغیر خاص هستیم، بلکه تمامی پاسخ‌های مرتبط با مسئله به طور همزمان بهینه می‌شوند.

یکی از مزیت‌های اصلی این روش، انعطاف‌پذیری بالای آن است. به این معنی که برای هر پاسخ می‌توان یک تابع مطلوبیت خاص و مناسب با آن مسئله تعریف کرد. علاوه بر این، در روش مطلوبیت سطح امکان وزن‌دهی به پاسخ‌های مختلف براساس



شکل ۶ نمودار بهینه‌سازی به روش مطلوبیت سطح

کاهش سایش ابزار به دلیل دفع بهتر براده‌ها و کاهش تجمع حرارت می‌شود. تأثیر سرعت دورانی بر زبری سطح کم است و تغییرات معناداری ایجاد نمی‌کند. تأثیر ناچیزی بر سایش ابزار ($0.2/33\%$) و زبری سطح ($0.0/00\%$) دارد P-value و هر دو نشان‌دهنده عدم معناداری آماری است.

۴. اینسرت TNMG نسبت به DNMG سایش بیشتری دارد، اما زبری سطح کمتری ایجاد می‌کند. هرچند تفاوت زبری سطح میان این دو ابزار ناچیز است. $0.9/56\%$ از تغییرات سایش ابزار و $0.0/08\%$ از تغییرات زبری سطح را توضیح می‌دهد F-value. برای سایش ابزار $10/17$ و برای زبری سطح $3/40$ بوده و P-value سایش ابزار کمتر از 0.05 و زبری سطح بیشتر از 0.05 است، که نشان می‌دهد تأثیر آن بر سایش معنادار است اما بر زبری سطح نیست.

۵. در فرآیند بهینه‌سازی سایش ابزار و زبری سطح با استفاده از روش مطلوبیت سطح، سرعت اسپیندل 350 دور بر دقیقه، نرخ پیشروی 0.6 میلی‌متر بر دور، عمق برش 0.3 میلی‌متر و اینسرت DNMG به عنوان مقادیر بهینه انتخاب شدند. مقدار بهینه سایش ابزار 0.1512 و زبری سطح 0.3231 به‌دست آمد که در هر دو حالت، مطلوبیت برابر با 1 بوده و نشان‌دهنده دستیابی به حداکثر مطلوبیت است. همچنین، تأثیر پارامترهای ورودی بر نتایج غیرخطی بوده و مقادیر بهینه در نقاط میانی بازه‌ها قرار دارند.

با پیشرفت فناوری و توسعه مواد جدید، ماشینکاری اینکونل ۷۱۸ نیز بهبودهای زیادی خواهد داشت. استفاده از ابزارهای نوین، تکنیک‌های خنک‌کننده پیشرفته و روش‌های بهینه‌سازی پیشرفته می‌تواند به کاهش هزینه‌های تولید و افزایش بهره‌وری کمک کند. همچنین، تحقیقات بیشتر در زمینه روانکارها و پوشش‌های نوین ابزار می‌تواند به بهبود فرآیند ماشینکاری اینکونل ۷۱۸ کمک کند.

واژه نامه

اینکونل	Inconel
اینسرت	Insert
کروم	Chromium

برای سایش ابزار، مقدار بهینه 0.1512 و برای زبری سطح، مقدار بهینه 0.3231 به‌دست آمده که در هر دو حالت، مقدار مطلوبیت (desirability) برابر با یک است؛ به این معنی که به حداکثر مطلوبیت ممکن رسیده‌ایم. علاوه بر این، مطلوبیت کلی نیز برابر با یک بوده که نشان‌دهنده دستیابی به بهینه‌ترین شرایط ممکن برای هر دو پاسخ است. منحنی‌های ارائه‌شده در شکل نشان می‌دهند که تأثیر پارامترهای ورودی بر نتایج به‌صورت غیرخطی است و مقدار بهینه آن‌ها در نقاط خاصی از بازه‌های تعریف‌شده قرار دارند، به‌ویژه در مورد نرخ پیشروی و عمق برش که مقادیر میانی بهینه‌تر هستند.

نتیجه‌گیری

در این مقاله به بررسی تاثیر پارامترهای ماشینکاری و نوع اینسرت بر کیفیت سطح و عمر ابزار در تراشکاری آلیاژ سخت اینکونل ۷۱۸ پرداخته شده است. از روش تاگوچی برای انجام آزمایش استفاده شده است. نتایج بدست آمده به شرح زیر می‌باشد:

۱. با افزایش عمق برش، سایش ابزار به دلیل افزایش سطح تماس و نیروی برشی بیشتر می‌شود، اما زبری سطح کاهش می‌یابد، زیرا براده‌برداری یکنواخت‌تر انجام می‌شود و لرزش ابزار کاهش می‌یابد. تأثیر آن بر سایش ابزار $0.8/64\%$ و بر زبری سطح $0.6/64\%$ است F-value. برای سایش ابزار $6/41$ و برای زبری سطح $2/79$ بوده، و P-value سایش ابزار کمتر از 0.05 و زبری سطح بیشتر از 0.05 است، بنابراین تأثیر آن بر سایش معنادار است اما بر زبری سطح نیست.

۲. افزایش نرخ پیشروی از 0.2 به 0.4 میلی‌متر بر دور، هم سایش ابزار و هم زبری سطح را افزایش می‌دهد. اما با افزایش بیشتر به 0.6 میلی‌متر بر دور، هر دو کاهش می‌یابند، زیرا زمان تماس کمتر و دفع سریع‌تر براده‌ها باعث کاهش سایش و بهبود کیفیت سطح می‌شود. بیشترین تأثیر را هم بر سایش ابزار (21%) و هم بر زبری سطح (6.28%) دارد F-value. برای سایش ابزار 23 و برای زبری سطح $517/59$ بوده و هر دو P-value کمتر از 0.05 دارند، که نشان‌دهنده معناداری آماری است.

۳. افزایش سرعت دورانی از 180 به 350 دور بر دقیقه، باعث

رگرسیون	Regression	آهن	iron
مشارکت	Contribution	مولیبدن	molybdenum
مجموع مربعات	Sum of Squares (SS)	نیوبیوم	niobium
میانگین مربعات	Mean of Squares (MS)	تیتانیوم	Titanium
خطا	Error	آلومینیوم	Aluminum
درجه آزادی	DF (Degree of Freedom)	کربن	Carbon
تنظیم شده	Adj	آنالیز واریانس	Analysis of Variance
تابع مطلوبیت	Desirability function	بهینه سازی	Optimization
منبع (پارامتر مدنظر)	Source	P مقدار	P-Value
		F مقدار	F-Value
		نوعی از اینسرت تراشکاری	DNMG
		نوعی از اینسرت تراشکاری	TNMG
		نرخ پیشروی	Feed rate
		سرعت دورانی	Spindle speed
		عمق برش	Depth of cut

تشکر و قدردانی

از شرکت بهسازکار نور اصفهان که با تأمین مواد اولیه و همکاری در انجام آزمایشات، نقشی مؤثر در پیشبرد این پژوهش داشتند، صمیمانه تشکر و قدردانی می‌کنیم.

مراجع

- [1] D. Zhu, X. Zhang, and H. Ding, "Tool wear characteristics in machining of nickel-based superalloys," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 64, pp. 60–77, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.08.001>
- [2] T. M. Pollock and S. Tin, "Nickel-based superalloys for advanced turbine engines: Chemistry, microstructure and properties," *Journal of Propulsion and Power*, vol. 22, no. 2, pp. 361–374, 2006. <https://doi.org/10.2514/1.18239>
- [3] M. J. Donachie and S. J. Donachie, *Superalloys: A Technical Guide*, 2nd ed. Materials Park, OH, USA: ASM International, 2002. <https://doi.org/10.31399/asm.tb.stg2.9781627082679>
- [4] H. Khohtali, Y. Ayed, F. Zenzemi, and W. Bensalem, "Tool wear characteristics in rough turning of Inconel 718 with coated carbide tool under conventional and high-pressure coolant supplies," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 114, pp. 2371–2386, 2021. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07002-9>
- [5] F. Jafarian, D. Umbrello, S. Golpayegani, and Z. Darake, "Experimental investigation to optimize tool life and surface roughness in Inconel 718 machining," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 31, no. 13, pp. 1683–1691, 2016. <https://doi.org/10.1080/10426914.2015.1090592>
- [6] X. Liang, Z. Liu, and B. Wang, "State-of-the-art of surface integrity induced by tool wear effects in machining process of titanium and nickel alloys: A review," *Measurement*, vol. 132, pp. 150–181, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.09.045>
- [7] P. Jeyapandiarajan and A. Xavior, "Influence of cutting condition on machinability aspects of Inconel 718," *Journal of Engineering Research*, vol. 7, no. 2, 2019.

- [8] F. Zhujani, F. Abdullahu, G. Todorov, and K. Kamberov, "Optimization of multiple performance characteristics for CNC turning of Inconel 718 using Taguchi–Grey relational approach and analysis of variance," *Metals*, vol. 14, no. 2, p. 186, 2024. <https://doi.org/10.3390/met14020186>
- [9] R. S. Pawade, S. S. Joshi, P. K. Brahmankar, and M. Rahman, "An investigation of cutting forces and surface damage in high-speed turning of Inconel 718," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 192–193, pp. 139–146, 2007. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.049>
- [10] S. A. Khan, S. L. Soo, D. K. Aspinwall, C. Sage, P. Harden, M. Fleming, A. White, and R. M'Saoubi, "Tool wear/life evaluation when finish turning Inconel 718 using PCBN tooling," *Procedia CIRP*, vol. 1, pp. 283–288, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.049>
- [11] W. Frifita, S. B. Salem, A. Haddad, and M. A. Yallese, "Optimization of machining parameters in turning of Inconel 718 nickel-base super alloy," *Mechanics & Industry*, vol. 21, no. 2, p. 203, 2020. <https://doi.org/10.1051/meca/2020001>
- [12] C. Pinheiro, M. Y. Kondo, S. S. Amaral, E. S. Callisaya, J. V. C. De Souza, M. C. De Sampaio Alves, and M. V. Ribeiro, "Effect of machining parameters on turning process of Inconel 718," *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 36, no. 12, pp. 1421–1437, 2021. <https://doi.org/10.1080/10426914.2021.1914839>
- [13] F. Zhujani, F. Abdullahu, G. Todorov, and K. Kamberov, "Optimization of multiple performance characteristics for CNC turning of Inconel 718 using Taguchi–Grey relational approach and analysis of variance," *Metals*, vol. 14, no. 2, p. 186, 2024. <https://doi.org/10.3390/met14020186>
- [14] L. Tan, C. Yao, X. Li, Y. Fan, and J. Cui, "Effects of machining parameters on surface integrity when turning Inconel 718," *Journal of Mechanical Engineering and Performance*, vol. 31, no. 5, pp. 4176–4186, 2022. <https://doi.org/10.1007/s11665-021-06523-4>
- [15] M. Ghalami-Chooabar, G. Liaghat, M. Sadighi, and H. Ahmadi, "Optimization of manufacture process of Glass/Polycarbonate thermoplastic laminates using Taguchi method," *Iranian Journal of Manufacturing Engineering*, vol. 5, no. 4, pp. 37–43, 2019. [In Persian]
- [16] M. Sadílek, J. Dubský, Z. Sadílková, and Z. Poruba, "Cutting forces during turning with variable depth of cut," *Perspectives in Science*, vol. 7, pp. 357–363, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.pisc.2015.11.055>
- [17] M. Kuntoğlu and H. Sağlam, "Investigation of progressive tool wear for determining of optimized machining parameters in turning," *Measurement*, vol. 140, pp. 427–436, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2019.04.022>
- [18] L. Hu, W. Cai, L. Shu, K. Xu, H. Zheng, and S. Jia, "Energy optimisation for end face turning with variable material removal rate considering the spindle speed changes," *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*, vol. 8, pp. 625–638, 2021. <https://doi.org/10.1007/s40684-020-00210-w>
- [19] M. Hasanifard, R. Azarafza, M. H. Alaei, and M. Najafi, "Experimental investigation of the effect of machining parameters on the surface quality in turning aluminum base composite reinforced with Mg₂ Si particles," *Iranian Journal of Manufacturing Engineering*, vol. 11, no. 9, pp. 13–25, 2024. [In Persian]

- [20] P. Albertelli, V. Mussi, C. Ravasio, and M. Monno, "An experimental investigation of the effects of spindle speed variation on tool wear in turning," *Procedia CIRP*, vol. 4, pp. 29–34, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.10.006>
- [21] M. Baraheni, M. R. Shabgard, S. Amini, and F. Gholipour, "Experimental evaluation and optimization of parameters affecting delamination, geometrical tolerance and surface roughness in ultrasonic drilling of 3D-printed PLA thermoplastic," *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 14, no. 2, p. 186, 2024. <https://doi.org/10.1177/08927057241264803>
- [22] S. Amini, M. Baraheni, and A. Mardiha, "Parametric investigation of rotary ultrasonic drilling of carbon fiber reinforced plastics," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering*, vol. 232, no. 5, pp. 540–554, 2018. <https://doi.org/10.1177/0954408917727199>
- [23] M. Baraheni and S. Amini, "Influence of machining condition and nano-graphene incorporation on drilling load and hole quality in both conventional drilling and ultrasonic-assisted drilling of CFRP," *Arabian Journal for Science and Engineering*, vol. 49, pp. 14593–14606, 2024. <https://doi.org/10.1007/s13369-024-08758-4>
- [24] A. Tabatabaeian, M. Baraheni, S. Amini, and A. R. Ghasemi, "Environmental, mechanical and materialistic effects on delamination damage of glass fiber composites: Analysis and optimization," *Journal of Composite Materials*, vol. 53, no. 26–27, pp. 3671–3680, 2019. <https://doi.org/10.1177/0021998319844811>

Investigation and comparison of the performance of air-air and hydrogen-air flat membrane humidifiers for use in polymer fuel cells *

Research Article

Seyed Morteza Mousavi Zahed¹, Ebrahim Afshari² 

 [10.22067/jacsm.2025.90687.1297](https://doi.org/10.22067/jacsm.2025.90687.1297)

Abstract--One of the methods of water management in PEM fuel cells is the humidification of gases, which has a great impact on the performance of the fuel cell. In this study, modeling of a membrane humidifier with moist air and for two gases, hydrogen and air on the dry side by ansys fluent. The equations of mass, momentum, energy and components have been discrete by finite volume method and solved by the simple method. Also effect of the flow rate on the dry and wet side on the moisture percentage of the dry side output, temperature dew point, water transfer rate and water recycling ratio were investigated. The results show in a constant flow on the dry side, if the wet side mass flow rate is 1.1 g/s, the dry side outlet moisture, water transfer rate and water recovery ratio in hydrogen are about 4%, 0.4% and 0.5% higher. Also that in a constant flow on the wet side, with an increase in the flow on the dry side, the dew point temperature difference in hydrogen and air decreases and the transfer rate and water recycling ratio increase. In a constant flow rate on the dry side, with an increase in the flow rate on the wet side, the dew point temperature difference in hydrogen and air increases and the transfer rate and water recycling ratio decrease. The results generally show that the efficiency of hydrogen air humidifier is higher than that of air.

Key Words. Membrane humidifier, fuel cell, heat transfer, relative humidity, water transfer ratio.

1- Introduction

Water management has a significant impact on fuel cell performance. Low water levels inside the cell cause the ionic conductivity of the membrane to decrease. There are various methods for humidifying gases, each with its own advantages and disadvantages [1]. Humidification methods are usually classified into two categories: internal and external humidification. The difference in water concentration and pressure on both sides of the membrane causes water to pass through the membrane surface and, at the interface between the membrane and the dry channels, causes evaporation and humidification of the gases on the dry side. A cyclic system can be used to humidify the air, in such a way that the humid air entering the humidifier is

the same air exiting the cathode of the polymer membrane fuel cell, which has been humidified due to the production of water on the cathode side [2]. Many studies have been conducted in the field of modeling membrane humidifiers. Florian Wolfenstetter et al [3]. studying different membranes in a humidifier, concluded that relative humidity has the greatest effect on water penetration through the membrane. Increasing temperature also reduces water absorption by the membrane. Chen et al [4] investigated a plate membrane humidifier numerically and experimentally. They found that by increasing the wet side temperature from 50 to 80°C, the outlet gas temperature increased and the membrane vapor transfer rate tripled. Previous studies have examined air humidifiers; in this study, the heat and moisture transfer of a hydrogen plate humidifier is addressed. Also, the effective parameters (dew point temperature at the dry side outlet, water transfer rate through the membrane, moisture recovery ratio) on the performance of the membrane humidifier in fuel cell application have been investigated and with the help of numerical modeling of these two humidifiers, their performance at different flow rates on the dry and wet sides has been compared.

2- Modeling

A schematic of a membrane humidifier modeled with parallel channels is shown in Figure (1). According to Figure (1); a cold, dry stream and a warm, moist stream are passed through channels located on the sides of the membrane. Due to the difference in temperature, concentration, and pressure on both sides of the membrane, mass (water) and energy (heat) transfer occurs from the hot and wet channels and through the membrane to the cold and dry channels.

3- Equations

Flow is Incompressible, $Re < 2300$, Fully developed and Air

* Manuscript received November 8, 2024. Revised November 20, 2024, Accepted February 5, 2025.

¹ PhD Student, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Isfahan

² Corresponding author. Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Isfahan.

Email: e.afshari@eng.ui.ac.ir

is the ideal gas. The membrane is homogeneous and only passes water vapor. Based on the above assumptions, the equations governing membrane humidifiers include the conservation equations of mass, momentum, energy, and species.

4- Validation

To ensure the numerical solution method, one of the important parameters in the humidifier must be investigated. According to Figure (2), the output temperature of the dry side has been compared with the numerical results of Chen and Peng's study[4]. In the different discharges of the dry side shown, there is a good

agreement between the present study and the results of Chen and Peng and indicates the correctness of the solution process. The results show that the highest percentage of error is 0.9%.

5- Results

Figure (3) shows the pressure drop in the dry-side channels of the air-air humidifier and the hydrogen humidifier with dry and wet gas temperatures of 300 and 330 K with a flow rate of 30 mg/s, respectively. In the lower discharge, the pressure drop is 27 Pa, and in the higher discharges, it reaches 120 Pa.

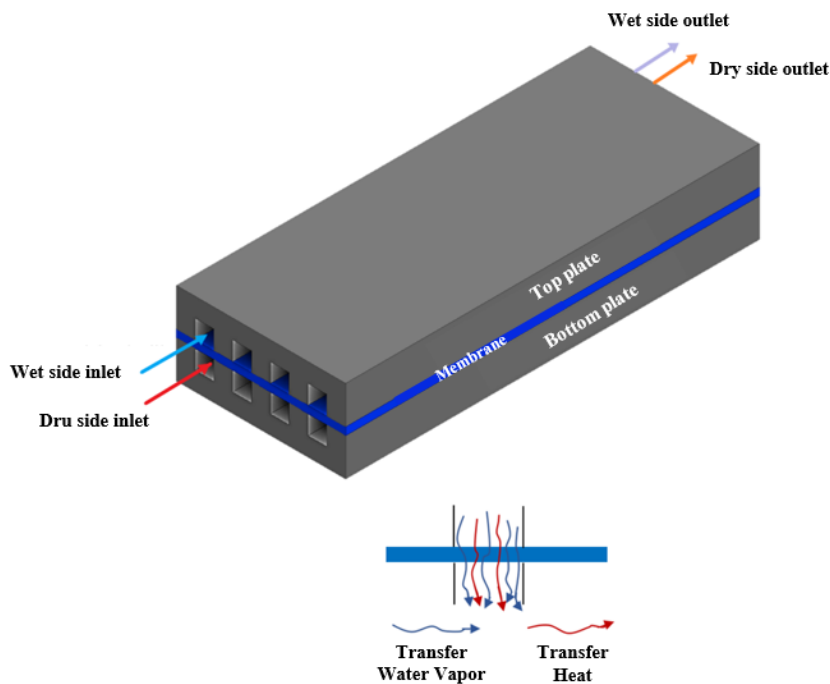


Fig. 1. A schematic of a modeled humidifier

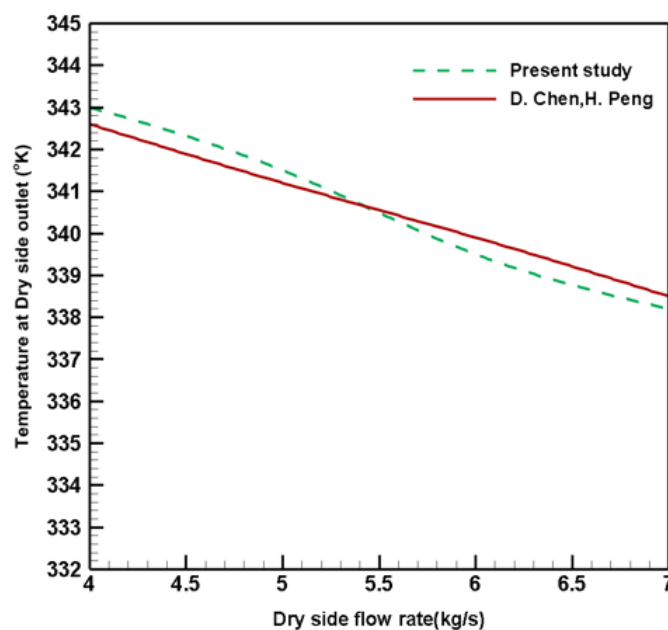


Fig. 2. Comparison of output temperature changes on dry side

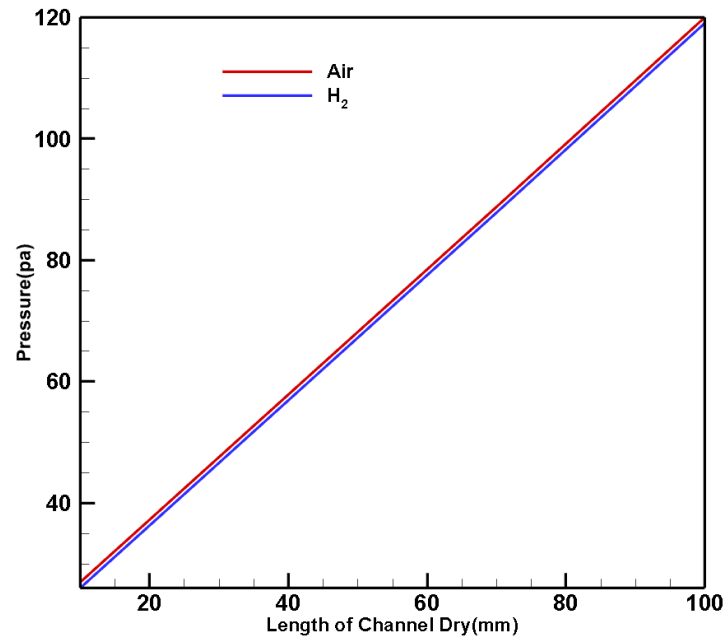


Fig. 3. Pressure Drop in the Dry Side Channels of Air-Air Humidifier and Air Hydrogen Humidifier

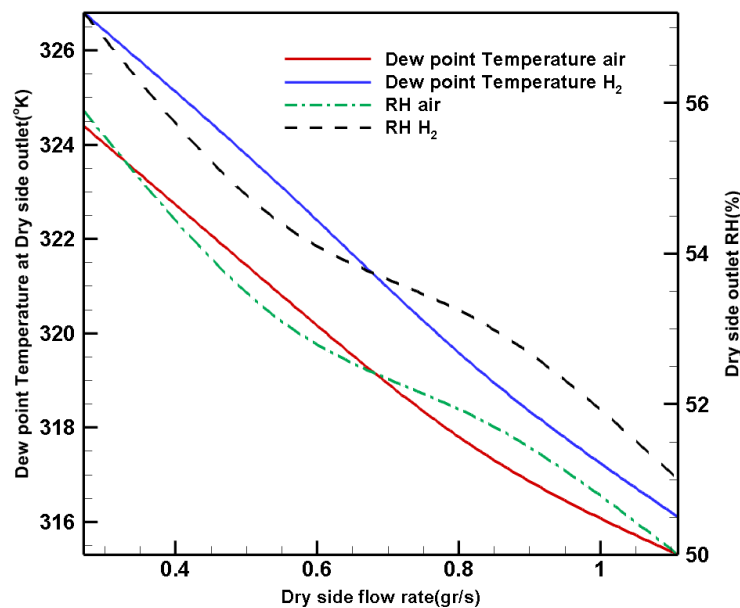


Fig. 4. The effect of dry side discharge on dew point temperature and output relative humidity

Figure (4) shows the effect of dry side discharge on dew point temperature and relative humidity percentage of dry side output at a constant wet side discharge in a membrane humidifier. Figure (4) shows the effect of dry side discharge on dew point temperature and relative humidity percentage of dry side output at a constant wet side discharge in a humidifier.

6- Conclusion

1) Due to the long path of the canals, the lowest and highest pressure drops of 27 and 120 Pa are related to the beginning and end of the canals.

2) At a constant flow rate on the wet side, with the increase in the flow rate on the dry side, the dew point temperature and outlet humidity in the hydrogen air humidifier are higher than in the air humidifier. The highest temperature of the dew point and the outlet humidity are equal to 2 K and 4%, respectively.

References

- [1] J. Kim, S. Kim, H. Chun, J. Sim, S.-Y. Woo, S. Kang, and K. Min, "Comprehensive analysis of polysulfone membrane humidifier in hydrogen fuel cell vehicles: Experimental and theoretical approaches," *Journal of Membrane Science*, vol. 713, p. 123234, 2025.

- <https://doi.org/10.1016/j.memsci.2024.123234>
- [2] B. J. Kim and M. S. Kim, "Studies on the cathode humidification by exhaust gas recirculation for PEM fuel cell," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 37, no. 5, pp. 4290–4299, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2011.11.103>
- [3] F. Wolfenstetter, M. Kreitmair, L. Schoenfeld, H. Klein, M. Becker, and S. Rehfeldt, "Experimental study on water transport in membrane humidifiers for polymer electrolyte membrane fuel cells," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 47, no. 55, pp. 23381–23392, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2022.05.114>
- [4] D. Chen and H. Peng, "A thermodynamic model of membrane humidifiers for PEM fuel cell humidification control," *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, vol. 127, no. 3, pp. 424–432, 2005. <https://doi.org/10.1115/1.1978910>
-



بررسی و مقایسه عملکرد مرطوب‌ساز تخت غشایی هوا - هوا و هوا - هیدروژن جهت استفاده در پیل سوختی پلیمری*

مقاله پژوهشی

ابراهیم افشاری^(۲)سید مرتضی موسوی زاهد^(۱)

DOI: 10.22067/jacsm.2025.90687.1297

چکیده یکی از روش‌های مناسب مدیریت آب در پیل سوختی غشا پلیمری، مرطوب‌سازی گازهای واکنشگر است که تاثیر زیادی بر عملکرد پیل سوختی دارد. این مقاله، به مدل‌سازی سه بعدی مرطوب‌ساز غشایی برای دو گاز هیدروژن و هوا در سمت خشک و هوای مرطوب در سمت مرطوب توسط نرم‌افزار انسیس فلوئنت پرداخته است. معادلات بقا جرم، مومنتوم، انرژی و اجزا به روش حجم محدود گسسته‌سازی شده و با روش سیمپل حل شده است. همچنین تاثیر دبی سمت خشک و مرطوب بر درصد رطوبت خروجی سمت خشک، دمای نقطه شبنم، نرخ انتقال آب و نسبت بازیافت آب بررسی و عملکرد مرطوب‌سازهای هوا - هوا و هوا - هیدروژن مقایسه شده است. نتایج نشان می‌دهند در یک دبی ثابت سمت خشک، اگر دبی سمت مرطوب ۱/۱ گرم بر ثانیه باشد؛ رطوبت خروجی سمت خشک، نرخ انتقال آب و نسبت بازیافت آب مرطوب‌ساز هوا - هیدروژن نسبت به هوا - هوا به ترتیب حدود ۴ درصد، ۰/۴ و ۰/۵ بیشتر است. همچنین در یک دبی ثابت سمت مرطوب، با افزایش دبی سمت خشک، اختلاف دمای نقطه شبنم در هیدروژن و هوا کاهش و نرخ انتقال و نسبت بازیافت آب افزایش می‌یابد. همچنین، در یک دبی ثابت در سمت خشک با افزایش دبی سمت مرطوب، اختلاف دمای نقطه شبنم در هیدروژن و هوا افزایش و نرخ انتقال و نسبت بازیافت آب کاهش می‌یابد. به طور کلی، نتایج نشان می‌دهند که راندمان مرطوب‌ساز هوا - هیدروژن بالاتر از هوا - هوا است.

واژه های کلیدی مرطوب‌ساز غشایی، پیل سوختی، انتقال حرارت، رطوبت نسبی، نسبت انتقال آب.

مقدمه

کاتد واقع می‌شود. یکی از روش‌های کنترل آب در پیل سوختی مرطوب‌سازی گازهای واکنشگر قبل از ورود به پیل سوختی است. بدون مرطوب‌سازی گازهای واکنشگر پیل سوختی، راندمان پیل سوختی پلیمری بین ۲۰ تا ۴۰ درصد کاهش می‌یابد [3]. برای مرطوب‌سازی گازها روش‌های گوناگونی وجود دارد که هر یک مزیت‌ها و معایب خود را دارند. روش‌های مرطوب‌سازی معمولاً به دو دسته مرطوب‌سازی داخلی و خارجی دسته‌بندی می‌شود. استفاده از مکمل‌های غشایی [4]، تزریق مستقیم آب مایع و یا بخار [5] مرطوب‌سازی به روش داخلی می‌باشد. مرطوب‌ساز حبابی و یا نقطه شبنم [6]، چرخ آنتالپی [7] و غشایی [8]

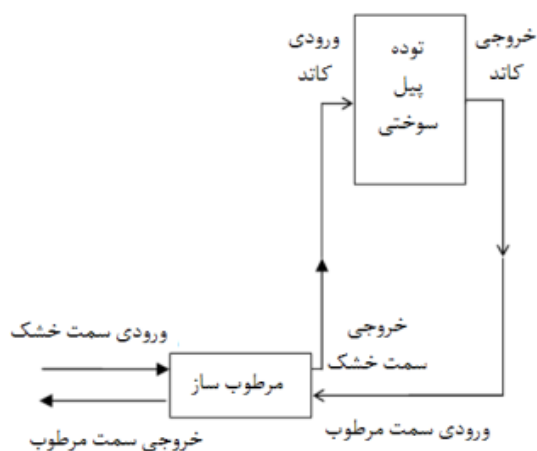
مدیریت آب تاثیر قابل ملاحظه‌ای بر عملکرد پیل سوختی دارد. پایین بودن سطح آب داخل پیل، باعث می‌شود رسانایی یونی غشا کاهش یابد. از طرفی افزایش بیش از حد سطح آب در کاتد پیل سوختی، باعث پشدن لایه نفوذی گاز شده و مقاومت در مقابل نفوذ گاز اکسیژن به لایه کاتالیست کاتد افزایش می‌یابد که به این پدیده غرقاب شدگی می‌گویند [1,2]. غرقاب شدگی در پیل سوختی باعث کاهش نرخ واکنش‌های الکتروشیمیایی و کاهش عملکرد پیل سوختی می‌شود. غرقاب شدگی عموماً در دما و چگالی جریان کم در آند و در چگالی جریانهای بالا در

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۸/۱۸ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۱۱/۱۷ می‌باشد.

(۱) دانشجوی دکترا، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه اصفهان، اصفهان.

(۲) نویسنده مسئول، استاد، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه اصفهان، اصفهان.

آرایش جریان مخالف است [10]. برای مرطوب‌سازی هوا می‌توان از یک سیستم چرخه‌ای استفاده کرد؛ به گونه‌ای که هوای مرطوب ورودی به مرطوب‌ساز همان هوای خروجی از کاتد پیل - سوختی غشاپلیمری است که به علت تولید آب در سمت کاتد، مرطوب شده است. هوای ورودی به کاتد یا آند پیل، همان هوای مرطوب شده خروجی از مرطوب‌ساز است [11]. این چرخه برای هوا قابل اجرا و برای هیدروژن قابل اجرا نیست؛ مگر این‌که از هوای مرطوب خروجی برای مرطوب‌سازی هیدروژن استفاده شود که در این صورت چرخه اتفاق نمی‌افتد. شکل (۱) شماتیکی از سیستم چرخه‌ای در مرطوب‌سازی هوا را نشان می‌دهد.



شکل ۱. سیستم مرطوب‌سازی چرخه‌ای

در زمینه مدل‌سازی مرطوب‌سازهای غشایی مطالعات زیادی انجام شده است. فلوریان ولفنستتر و همکاران [12] با مطالعه غشاهای مختلف در یک مرطوب‌ساز به این نتیجه رسیدند که رطوبت نسبی بیشترین تاثیر را بر نفوذ آب از غشا دارد. افزایش دما نیز موجب کاهش جذب آب توسط غشا می‌شود. هی‌جین‌چو و همکاران [13] یک مرطوب‌ساز غشایی با غشای فیبر توخالی را بررسی کردند. سیستم پیشنهادی آنها بار تهویه هوای ساختمان را در تابستان و زمستان به ترتیب ۲۹/۸ و ۱۶/۸ درصد کاهش می‌دهد. فیروزجایی و همکاران [14] یک مرطوب‌ساز غشایی صفحه‌ای را به صورت عددی و تجربی بررسی کردند. آنها دریافتند که با افزایش دمای سمت مرطوب از ۵۰ به ۸۰ درجه سلسیوس دمای گاز خروجی افزایش می‌یابد و سرعت انتقال بخار غشا سه برابر می‌شود. هاشمی و همکاران [15] یک مرطوب‌ساز غشایی را به صورت سه بعدی مدل‌سازی کردند. آنها

مرطوب‌سازی به روش خارجی است. در میان روش‌های مرطوب‌سازی، روش مرطوب‌سازی غشایی ضمن سادگی باعث صرفه‌جویی در مصرف انرژی شده و کارایی پیل سوختی را افزایش می‌دهد [8]. در جدول (۱) روش‌های مختلف مرطوب‌سازی متداول با روش غشایی مقایسه شده است.

جدول ۱. مقایسه برخی روش‌های مرطوب‌سازی

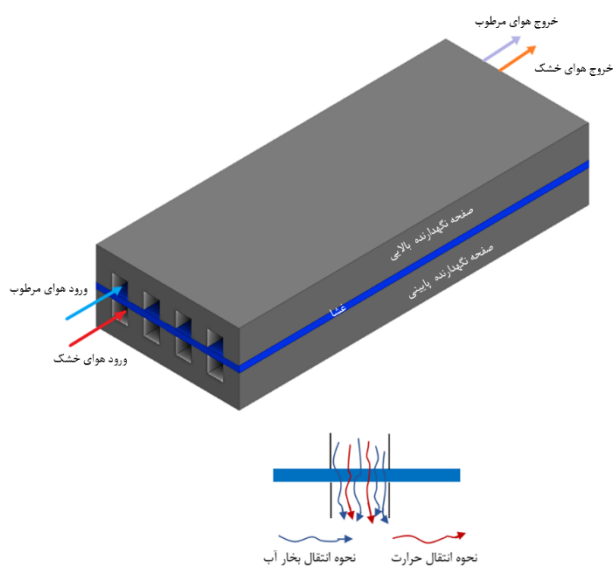
روش	مزیت	معایب
تزریق آب مایع	ایجاد نرخ انتقال بالاتر واکنش‌دهنده‌ها در لایه کاتالیست افزایش رسانایی غشا	نیازمند به پمپ برای تزریق هزینه بالا
مرطوب‌ساز حبابی	کنترل مقدار رطوبت زنی عدم انتقال مایع در دبی گاز بالا	راندمان پایین دقت پایین کنترل‌پذیری پایین
چرخ آنتالپی	افت فشار کم	هزینه بالا مصرف توان الکتریکی داشتن قطعه متحرک
غشایی	افت فشار کم راندمان بالا کاهش حجم و وزن نداشتن قطعه متحرک	هزینه بالا

اختلاف غلظت و فشار آب در دو طرف غشا باعث عبور آب از سطح غشا شده و در روی سطح مشترک غشا و کانال‌های خشک باعث تبخیر و مرطوب‌سازی گازهای سمت خشک می‌شود. استفاده از گرما و آب تولیدی پیل سوختی در مرطوب‌ساز، باعث کاهش حجم و وزن و سیستم‌های جانبی پیل سوختی می‌شود. در روش غشایی اختلاف فشار به دلیل عدم وجود نازل در سیستم‌های پاشش آب وجود ندارد که باعث برتری این روش نسبت به سایر روش‌ها می‌شود. از مهمترین عیب‌های استفاده از این روش می‌توان به عدم کنترل مرطوب‌سازی گازها اشاره کرد. از نظر ظاهری مرطوب‌سازهای غشایی به دو دسته پوسته - لوله - ای و صفحه‌ای تقسیم می‌شود [9]. از نظر آرایش کانال‌های عبوردهنده جریان، مرطوب‌سازهای غشایی به سه دسته جریان هم‌سو، جریان مخالف و جریان متقاطع دسته‌بندی می‌شود و مطالعات گذشته نشان می‌دهد که بیشترین بازده مرطوب‌ساز با

نرخ انتقال آب از میان غشا، نسبت بازیابی رطوبت) بر عملکرد مرطوب‌ساز غشایی در کاربرد پیل سوختی بررسی شده‌اند و به کمک مدل‌سازی عددی این دو مرطوب‌ساز، عملکرد آنها در دبی‌های مختلف سمت خشک و مرطوب با یکدیگر مقایسه شده است.

مدل‌سازی مرطوب‌ساز

شماتیکی از مرطوب‌ساز غشایی مدل‌سازی شده با کانال‌های موازی در شکل (۲) نشان داده شده است. مطابق شکل (۲)؛ جریان سرد و خشک (هوا یا هیدروژن) و جریان گرم و مرطوب (هوا) از کانال‌های قرار گرفته در طرفین غشا عبور داده می‌شود. به دلیل اختلاف دما و غلظت و فشار موجود در دو طرف غشا، انتقال جرم (آب) و انتقال انرژی (گرما) از سمت کانال‌های گرم و مرطوب و از طریق غشا به سمت کانال‌های سرد و خشک انجام می‌شود. مشخصات هندسی و پارامترهایی که بر عملکرد این مدل موثر هستند؛ در جدول (۲) ارائه شده است.



شکل ۲ شماتیکی از مرطوب‌ساز مدل‌سازی شده

دریافتند که افزایش تخلخل، نفوذپذیری و دما در طرف‌های خشک و مرطوب و کاهش ضخامت غشا، باعث افزایش جریان جرمی ورودی بخار آب و بهبود عملکرد مرطوب‌ساز می‌شود. نگیا و و آ و همکاران [16] یک مرطوب‌ساز غشایی را مدل‌سازی کردند و نتیجه گرفتند که با افزایش رطوبت نسبی، دما و سرعت جریان در سمت مرطوب نرخ انتقال جرم از غشا افزایش می‌یابد. آنها در مطالعه‌ای دیگر [17] دریافتند که بالاترین عملکرد مرطوب‌ساز در نرخ جریان ثابت سمت مرطوب و خشک رخ می‌دهد. ژان و همکاران [18] یک مرطوب‌ساز غشایی را مدل‌سازی کردند و به این نتیجه رسیدند که فشار عملیاتی با نرخ انتقال آب نسبت معکوس دارد. لی و همکاران [19] انتقال حرارت و رطوبت نسبی در یک مرطوب‌ساز غشایی با غشاهای کاغذی مبتنی بر سلولز و غشاهای پلیمری مصنوعی را بررسی کردند. آنها دریافتند که استفاده از غشاهای استات مبتنی بر سلولز و غشاهای پلیمری مصنوعی با استفاده از مواد کامپوزیتی و افزودنی‌های آبدوست، بهبود زیادی در انتقال رطوبت دارد. یان و همکاران [20] یک مرطوب‌ساز غشایی را با ضخامت غشاهای مختلف مورد بررسی قرار دادند. آنها دریافتند که با افزایش ضخامت غشا مقاومت غشا در برابر انتقال جرم و حرارت افزایش می‌یابد. شمسی‌زاده و همکاران [21] مرطوب‌ساز غشایی با کانال‌های گازی شکل را همراه با موانع در هر دو سمت خشک و مرطوب بررسی کردند و نتیجه گرفتند دمای خروجی سمت خشک نسبت به بدون مانع حدود ۴ درجه افزایش می‌یابد. بهارلو و افشاری [22] غشا و قطر هیدرولیکی کانال‌ها را در یک مرطوب‌ساز غشایی بررسی کردند. نتایج مطالعه آنها نشان می‌دهد افزایش ضخامت غشا منجر به کاهش نقطه شبنم در خروجی سمت خشک می‌شود. همچنین غشای پهن عملکرد مرطوب‌ساز را افزایش می‌دهد و قطرهای هیدرولیکی بزرگ توصیه نمی‌شود. حسن‌زاده و همکاران [23] یک رطوبت‌زن غشایی پوسته لوله از نوع گاز-گاز را در حالت دائمی مدل‌سازی کردند. نتایج نشان می‌دهد که نرخ انتقال حرارت و انتقال جرم در جریان مخالف بیشتر از جریان موازی است.

در مطالعات گذشته مرطوب‌سازهای هوا-هوا مورد بررسی قرار گرفته‌اند؛ در این مطالعه به انتقال حرارت و رطوبت مرطوب-ساز صفحه‌ای هوا-هیدروژن پرداخته شده است. همچنین، پارامترهای موثر (دمای نقطه شبنم در خروجی سمت خشک،

جدول ۲ مشخصات هندسی و شرایط عملکردی مرطوب‌ساز [24]

پارامتر	نماد	واحد	مقدار
طول مرطوب‌ساز	L	mm	۱۰۰
عرض مرطوب‌ساز	W	mm	۱۸
ارتفاع مرطوب‌ساز در هر سمت	H	mm	۴
ارتفاع کانال	h	mm	۲
عرض کانال	w	mm	۲
فاصله کانال‌ها از یکدیگر	d	mm	۲
ضخامت غشا	t	μm	۱۲۷
مساحت غشا	A	mm ²	۲۰۰
ضریب هدایت حرارتی غشا	K	W.m ⁻¹ K ⁻¹	۲
چگالی غشا خشک	-	kg.m ⁻³	۱۹۸۰
وزن معادل غشا	-	kg.mol ⁻³	۱/۱
ضریب پخش آب در هوا	D	m ² .s	۲/۲۳۶×۱۰ ^{-۵}
ضریب پخش آب در هیدروژن	D	m ² .s	۵/۴۵۷×۱۰ ^{-۵}
لزجت هوا	M	Pa.s	۰/۸۸۳×۱۰ ^{-۵}
لزجت هیدروژن	M	Pa.s	۱/۸۸×۱۰ ^{-۵}
نفوذپذیری هوا در غشا	k	m ²	۱×۱۰ ^{-۱۲}
نفوذپذیری هیدروژن در غشا	k	m ²	۱×۱۰ ^{-۸}
ضریب تخلخل غشا	ε	-	۰/۵

معادلات حاکم، روش حل عددی

بر اساس مفروضات بیان شده، معادلات حاکم بر مرطوب‌ساز غشایی شامل معادلات بقا جرم، مومنتوم، انرژی و گونه‌ها می‌باشد. اگر F، G و H به شکل بردارهای ستونی بیان شوند؛ همه معادلات به فرم کلی معادله (۱) نوشته می‌شوند [25].

$$\frac{\partial F}{\partial x} + \frac{\partial G}{\partial y} + \frac{\partial H}{\partial z} = J \quad (1)$$

در معادله بالا؛ بردارهای ستونی F، G و H ترم‌های شار یا بردارهای شار و J ترم چشمه است. این ترم‌ها توسط معادلات (۲) تا (۵) به دست می‌آیند [21].

$$F = \begin{Bmatrix} \rho \epsilon u \\ \rho \epsilon u^2 + P \epsilon \\ \rho \epsilon u v \\ \rho \epsilon u w \\ \rho \epsilon u \\ \rho \epsilon u C_p T - k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x} \\ \rho \epsilon u C_i^i T - D_{eff}^i \frac{\partial C_i}{\partial x} \end{Bmatrix} \quad (2)$$

$$G = \begin{Bmatrix} \rho \epsilon v \\ \rho \epsilon v u \\ \rho \epsilon v^2 + P \epsilon \\ \rho \epsilon v w \\ \rho \epsilon v \\ \rho \epsilon v C_p T - k_{eff} \frac{\partial T}{\partial y} \\ \rho \epsilon v C_i^i T - D_{eff}^i \frac{\partial C_i}{\partial y} \end{Bmatrix} \quad (3)$$

$$H = \begin{Bmatrix} \rho \epsilon w \\ \rho \epsilon w u \\ \rho \epsilon w v \\ \rho \epsilon w^2 + P \epsilon \\ \rho \epsilon w \\ \rho \epsilon w C_p T - k_{eff} \frac{\partial T}{\partial z} \\ \rho \epsilon w C_i^i T - D_{eff}^i \frac{\partial C_i}{\partial z} \end{Bmatrix} \quad (4)$$

$$J = \begin{Bmatrix} 0 \\ -\frac{\mu}{K} u \\ -\frac{\mu}{K} v \\ -\frac{\mu}{K} w \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5)$$

در معادلات (۲) تا (۵)، P، T، ρ، μ و C_p به ترتیب برابر است با فشار و دما، چگالی، ویسکوزیته و ظرفیت گرمایی ویژه مخلوط گاز در کانال‌ها است. همچنین u، v و w مولفه‌های سرعت در راستای محورهای x، y و z است. ε و K به ترتیب ضریب تخلخل و ضریب نفوذپذیری محیط متخلخل (غشا) است که در این مدل‌سازی ضریب تخلخل برای کانال‌ها برابر ۱ و برای

مفروضات

در این تحقیق فرض شده که جریان در مرطوب‌ساز تک فاز است تا از پیچیدگی‌های جریان دو فازی کاسته شود. همچنین برای این مدل‌سازی مفروضات زیر در نظر گرفته شده است.

۱. جریان در کانال‌ها آرام (عدد رینولدز کمتر از ۲۳۰۰)، دائم، تراکم‌ناپذیر (عدد ماخ کمتر از ۰/۳) و کاملاً توسعه یافته (کانال‌ها با طول زیاد) است.

۲. هوا گاز ایده‌آل است.

۳. مرطوب‌ساز عایق است و حرارت فقط از طریق غشا منتقل می‌شود.

۴. غشا همگن است و تنها بخار آب را عبور می‌دهد و نسبت به سایر گازها نفوذناپذیر است.

۵. انرژی جنبشی و پتانسیل گازها و نیروی گرانش زمین ناچیز فرض شده است.

$$C_{H_2O} = \frac{\lambda \rho_{m,dry}}{W_{m,dry}} \quad (12)$$

در رابطه (۱۲) $\rho_{m,dry}$ دانسیته خشک غشا و $W_{m,dry}$ وزن معادل خشک غشا می‌باشد. همچنین در رابطه (۱۲)، P_{sat} فشار اشباع می‌باشد که از رابطه زیر به دست می‌آید [30].

$$p_{sat} = 0.61078 \exp\left(\frac{17.27T}{T+237.3}\right) \quad (13)$$

که T دما، برحسب درجه سلسیوس می‌باشد و P برحسب کیلوپاسکال می‌باشد. همچنین رطوبت نسبی و دمای خروجی سمت خشک مطابق رابطه زیر به نقطه شبنم تبدیل می‌شوند [30].

$$P_{sat,(T=Dew\ Point)} = P_{sat,(T=dry,out)} \times \phi_{dry,out} \quad (14)$$

عملکرد مرطوب‌ساز با عبارت‌های نرخ انتقال بخار آب، نسبت بازیافت آب، اختلاف نقطه شبنم و رطوبت نسبی خروجی سمت خشک مورد تجزیه و تحلیل قرار می‌گیرد. لازم به ذکر است که این پارامترها به هم وابسته هستند. نرخ انتقال بخار آب از سمت مرطوب به خشک از طریق غشا از رابطه زیر به دست می‌آید [31].

$$WVTR = \dot{m}_{v,dry,out} - \dot{m}_{v,dry,in} \quad (15)$$

در معادله (۱۵)، $\dot{m}_{v,dry,out}$ و $\dot{m}_{v,dry,in}$ به ترتیب دبی جرمی آب در خروجی سمت خشک و دبی جرمی آب در ورودی سمت خشک می‌باشند. به عنوان نمونه $\dot{m}_{v,dry,out}$ به صورت زیر است [30].

$$\dot{m}_{v,dry,out} = \omega_{dry,out} \cdot \dot{m}_{a,dry} \quad (16)$$

که رابطه (۱۶) $\dot{m}_{a,dry}$ دبی جرمی هوا در سمت خشک و $\omega_{dry,out}$ نسبت رطوبت است که از رابطه (۱۷) به دست می‌آید [28].

$$\omega_{dry,out} = \frac{0.622P_v}{P - P_v} \quad (17)$$

در بسیاری از شرایط، ورودی سمت مرطوب کاملاً اشباع است. این موضوع باعث می‌شود با تغییر دبی ورودی سمت مرطوب و دمای آن، دبی جرمی جریان بخار آب ورودی از سمت مرطوب نیز تغییر کند. به همین دلیل استفاده از WVTR شاخص کاملی جهت مقایسه در دبی‌های مختلف نیست. از این رو می‌توان به بررسی نسبت آب انتقال یافته به حداکثر آب موجود برای انتقال پرداخت. به همین منظور از شاخص بی‌بعد به نام نسبت بازیافت آب استفاده می‌شود. عبارت بدون بعد نسبت بازیافت آب (WRR) به صورت زیر تعریف می‌شود [31].

$$WRR = \frac{WVTR}{\dot{m}_{v,wet,in}} \quad (18)$$

غشا با توجه به نوع غشا مشخص می‌شود. k_{eff} ضریب هدایت حرارتی موثر است که در کانال‌ها مربوط به مخلوط هوای خشک و مرطوب و در غشا از رابطه (۶) به دست می‌آید [26].

$$K_{eff} = \frac{1}{\frac{1-\epsilon}{2K_m} + \frac{\epsilon}{2K_m + K_w}} - 2K_m \quad (6)$$

در رابطه بالا، k_m و k_w به ترتیب ضریب هدایتی غشا و بخار آب است.

در معادله (۲) تا (۵)، C^i غلظت جز i و D_{eff}^i ضریب پخش موثر گونه i در مخلوط گاز است. لازم به ذکر است که ضریب پخش موثر گونه i در غشا و کانال‌ها به ترتیب از معادله‌های (۷) و (۸) بدست می‌آید [26].

$$D_{eff}^i = \epsilon^{1.5} D^i \quad (7)$$

$$D^i = D \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{1.5} \left(\frac{P_0}{P}\right) \quad (8)$$

در معادلات (۷) و (۸)، T_0 و P_0 به ترتیب فشار و دما اولیه می‌باشد. D^i ضریب پخش جز i در مخلوط گاز و D_0 ضریب پخش گونه در دما و فشار اولیه می‌باشد. همچنین ضریب پخش آب در غشا نیز از رابطه (۹) بدست می‌آید [26].

$$D_m^{H_2O} = \begin{cases} 3.1 \times 10^{-7} \lambda (e^{0.28\lambda} - 1) \cdot e^{\left(-\frac{2346}{T}\right)} & \text{for } 0 < \lambda \leq 3 \\ 4.17 \times 10^{-8} \lambda (1 + 161e^{-\lambda}) \cdot e^{\left(-\frac{2346}{T}\right)} & \text{otherwise} \end{cases} \quad (9)$$

که λ محتوی آب غشا است و از رابطه (۱۰) بدست می‌آید [27].

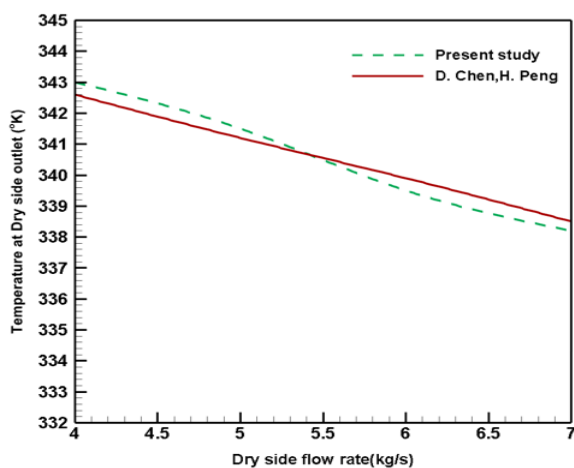
$$\lambda = \begin{cases} 0.043 + 17.81a - 39.85a^2 + 36.0a^3 & \text{for } 0 < a \leq 1 \\ 14 + 1.4(a - 1) & \text{for } 1 < a \leq 3 \end{cases} \quad (10)$$

همچنین a فعالیت بخار آب در غشا است و از رابطه (۱۱) بدست می‌آید [28].

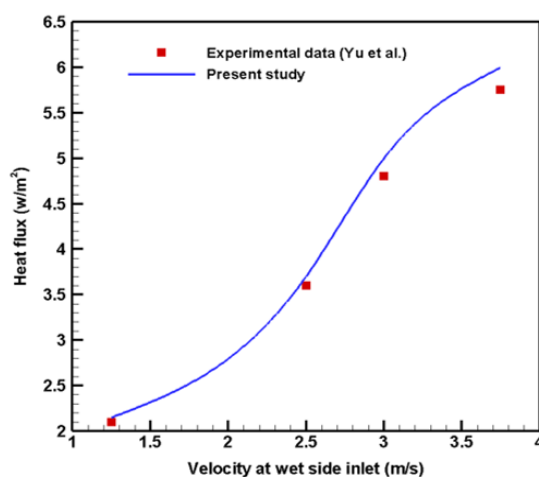
$$a = \frac{C_{H_2O} RT}{P_{sat}} \quad (11)$$

در رابطه (۱۱)، P_{sat} و C_{H_2O} به ترتیب فشار اشباع، غلظت آب و ثابت گاز در غشا می‌باشد که به صورت زیر تعریف می‌شود [29].

مقایسه شده است. در دبی‌های مختلف سمت خشک نشان داده شده، بین مطالعه حاضر و نتایج چن و پنگ [32] مطابقت خوبی برقرار است و نشان‌دهنده درستی روند حل است. نتایج نشان می‌دهد بیشترین درصد خطا ۰/۹ درصد است. همچنین شکل (۳-ب) نتایج این مطالعه و مطالعه تجربی یو و همکاران [10] با انتخاب مقدار شار حرارتی به عنوان یک معیار اعتبارسنجی مقایسه شده است. از شکل (۳-ب) مشاهده می‌شود که تطابق زیادی بین مطالعه حاضر و مطالعه تجربی وجود دارد. تفاوت بین نتایج در سرعت بالاتر در سمت کانال‌های مرطوب به دلیل نادیده گرفتن اشباع آب است. حداکثر خطا کمتر از ۴/۲ درصد در بالاترین سرعت در سمت کانال‌های مرطوب بررسی شده است.



(الف)



(ب)

شکل ۳ (الف) مقایسه تغییرات دمایی خروجی در سمت خشک مربوط به مطالعه چن و پنگ [32] و مطالعه حاضر، (ب) مقایسه شارحرارتی خروجی در سمت خشک مربوط به نتایج تجربی یو و همکاران [10] و مطالعه حاضر

در این رابطه، $\dot{m}_{v,wet,in}$ دبی جرمی آب در ورودی سمت مرطوب است.

مدل‌سازی توسط نرم‌افزار فلونت انجام شده و گسسته‌سازی معادلات با روش حجم محدود، معادلات حاکم بر مرطوب‌ساز با شرایط مرزی تعیین شده، حل گردیده است. با استفاده از الگوریتم سیمپل میدان‌های سرعت و فشار به دست آمده‌اند. برای فشار از گسسته‌سازی مرتبه دوم و برای سرعت از روش بالادستی مرتبه دوم استفاده شده است. همچنین برای محتوای آب از روش گسسته‌سازی بالادستی مرتبه اول استفاده شده است. به علت کوپل بودن معادلات غیرخطی حاکم و تأثیر چشم‌گیر پارامترهای انتقال روی خواص فیزیکی مانند دما، ویسکوزیته و غلظت، از یک روند تکراری برای حل دستگاه معادلات تا رسیدن به همگرایی استفاده شده و دقت همگرایی 10^{-5} در نظر گرفته شده است. به منظور حل معادلات به روش عددی، از روش تک ناحیه ای استفاده شده است و به این دلیل شروط مرزی تنها برای مرزهای بیرونی مشخص و عایق در نظر گرفته شده‌اند. جریان در مرزهای خارجی به صورت توسعه یافته و یا شار صفر با فشار برگشتی در نظر گرفته می‌شود. شرط عدم لغزش روی تمامی دیواره‌های در تماس با جریان اعمال شده است و دیواره‌ها در مقابل عبور گاز نفوذناپذیر هستند. در شرایط بیان شده، با حل دستگاه معادلات سرعت، فشار، دما و غلظت اجزا محاسبه می‌شوند.

جدول (۳) نشان می‌دهد که با افزایش تعداد شبکه دقت حل افزایش پیدا می‌کند. با افزایش تعداد سلول‌های محاسباتی تا ۱۸۰۰۰۰ سلول، نتیجه‌ی حل عددی مستقل از تعداد شبکه می‌شود.

جدول ۳ بررسی استقلال حل از شبکه

درصد جرمی آب در خروجی سمت خشک	تعداد سلول‌های محاسباتی
۰/۵۷۲۶۲	۸۰۰۰۰
۰/۰۱۴۸۵	۱۳۰۰۰۰
۰/۰۱۸۱	۱۸۰۰۰۰
۰/۰۱۸۳	۲۰۰۰۰۰

اعتبارسنجی

برای اطمینان از روش حل عددی، باید یکی از پارامترهای مهم در مرطوب‌ساز مورد بررسی قرار گیرد. مطابق شکل (۳-الف) دمای خروجی سمت خشک با نتایج عددی مطالعه چن و پنگ

به دلیل حرکت سیال در طول کانال‌ها، در کانال‌های خشک هر دو مرطوب‌ساز افت فشار به وجود می‌آید. لازم به ذکر است که در دبی پایین افت فشار ۲۷ پاسکال است و در دبی‌های بالاتر به ۱۲۰ پاسکال می‌رسد. افت فشار برای هر دو سیال هوا و هیدروژن در همه دبی‌ها تقریباً یکسان است.

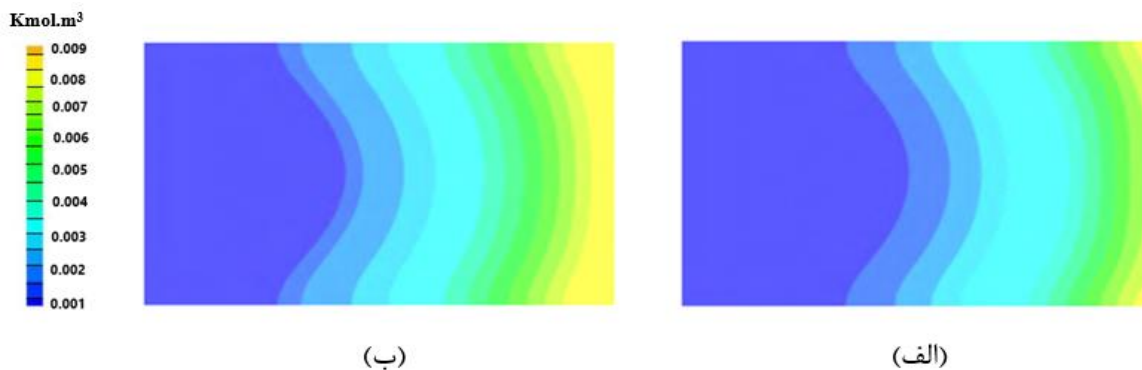
شکل‌های (۶-الف) و (۶-ب) توزیع دما را از ابتدا تا انتهای کانال‌های خشک هر دو مرطوب‌ساز هوا-هوا و هیدروژن-هوا نشان می‌دهند. مطابق شکل (۶)، هوای خشک و مرطوب به ترتیب با دمای ۳۰۰ و ۳۳۰ کلوین وارد مرطوب‌ساز می‌شوند و به دلیل اختلاف دما، سبب انتقال حرارت از طریق غشا از سمت کانال‌های گرم و مرطوب به طرف کانال‌های سرد و خشک می‌شود. این انتقال حرارت سبب نزدیک شدن دمای خروجی سمت خشک به دمای ورودی سمت مرطوب می‌شود. همان‌طور که از شکل (۶) مشخص است؛ دما در انتهای کانال‌ها به ۳۴۲ کلوین هم می‌رسد.

نتایج

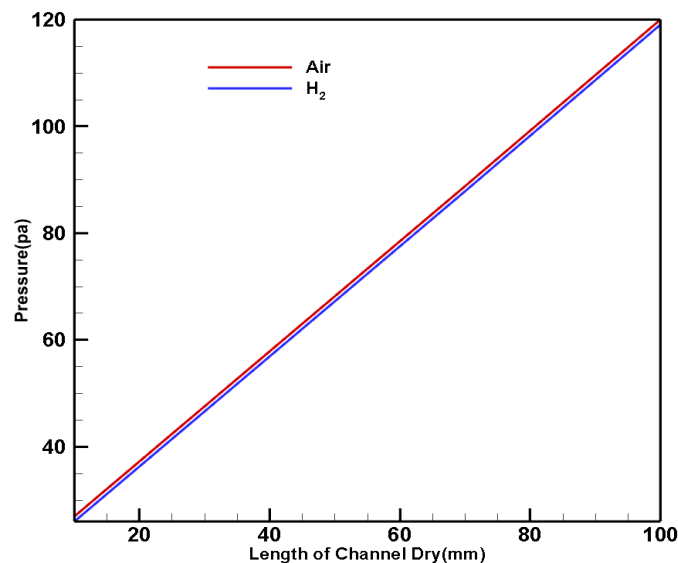
شکل‌های (۴-الف) و (۴-ب) به ترتیب کانتور انتقال آب در صفحه‌ای مجازی در مرکز غشا و به موازات کانال‌ها در دو نوع مرطوب‌ساز غشایی هوا-هوا و هیدروژن-هوا نشان می‌دهد.

به دلیل این‌که ضریب نفوذ هیدروژن در بخار آب حدود دو برابر هوا در بخار آب است؛ از این‌رو در سمت خشک بخار آب سریع‌تر در هیدروژن نفوذ می‌کند لذا گرادیان غلظت در دو سمت غشاء سمت هیدروژن بیشتر بوده و بخار بیشتری انتقال می‌یابد. مطابق شکل (۴)، در یک موقعیت مکانی یکسان روی صفحه مجازی در مرکز غشا، نرخ انتقال آب از سمت غشا در مرطوب-ساز هیدروژن-هوا بیشتر از مرطوب‌ساز هوا-هوا است.

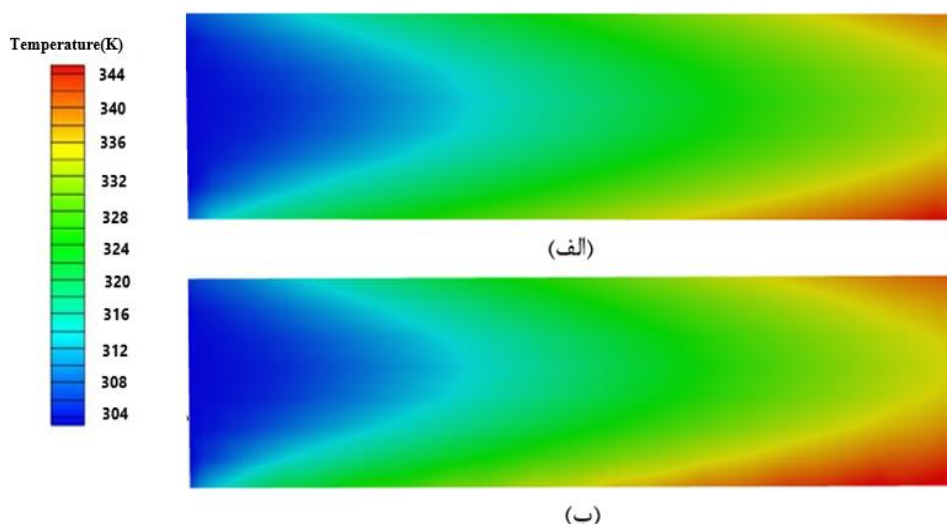
شکل (۵) افت فشار را در کانال‌های سمت خشک مرطوب-ساز هوا-هوا و مرطوب‌ساز هیدروژن-هوا با دمای گاز خشک و مرطوب به ترتیب ۳۰۰ و ۳۳۰ کلوین با دبی ۳۰ میلی‌گرم بر ثانیه را نشان می‌دهند. همان‌طور که از شکل (۵) مشخص است؛



شکل ۴ غلظت آب در صفحه مرکزی غشا (الف) مرطوب‌ساز هوا-هوا، (ب) مرطوب‌ساز هیدروژن-هوا



شکل ۵ افت فشار در کانال‌های سمت خشک مرطوب‌ساز هوا-هوا و مرطوب‌ساز هیدروژن-هوا



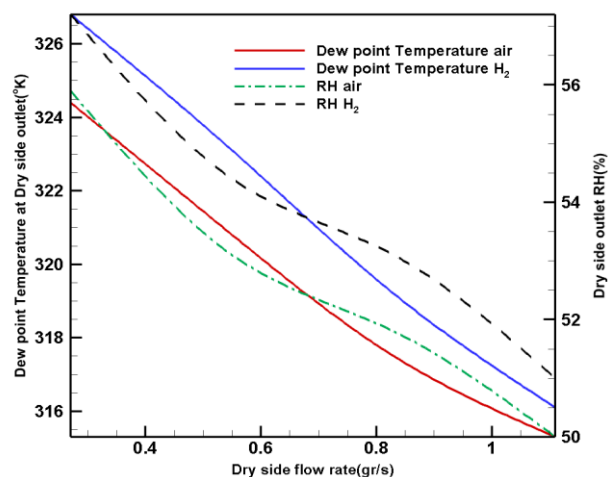
شکل ۶ توزیع دما در طول کانال‌های خشک (الف) هوا-هوا (ب) هیدروژن-هوا

ثابت در سمت خشک در مرطوب‌ساز هیدروژن - هوا نسبت به مرطوب‌ساز هوا-هوا بیشتر است. به عبارتی با یک دبی مشخص در دو سمت مرطوب و خشک، رطوبت نسبی و دمای گاز خروجی از سمت خشک در مرطوب‌ساز هیدروژن - هوا بالاتر است. یا اگر بخواهید هر دو مرطوب‌ساز در سمت خشک دما و رطوبت یکسانی داشته باشند؛ در مرطوب‌ساز هیدروژن - هوا به میزان آب کمتری نیاز است.

شکل (۸)، تاثیر دبی سمت مرطوب بر دمای نقطه شبنم و درصد رطوبت نسبی خروجی سمت خشک را در یک دبی ثابت سمت خشک در مرطوب‌ساز غشایی را نشان می‌دهد.

همان‌طور که از شکل (۸) مشخص است در هر دو مرطوب‌ساز با افزایش دبی سمت مرطوب، میزان رطوبت و دمای نقطه شبنم خروجی سمت خشک افزایش می‌یابد. همچنین دمای نقطه شبنم و رطوبت خروجی سمت خشک در یک دبی ثابت در سمت مرطوب، در مرطوب‌ساز هیدروژن - هوا نسبت به مرطوب‌ساز هوا-هوا بیشتر است. به عبارتی دیگر برای یک رطوبت نسبی و دمای نقطه شبنم مشخص خروجی، در مرطوب‌ساز هیدروژن - هوا به میزان دبی کمتری از هوا در سمت مرطوب نیاز است.

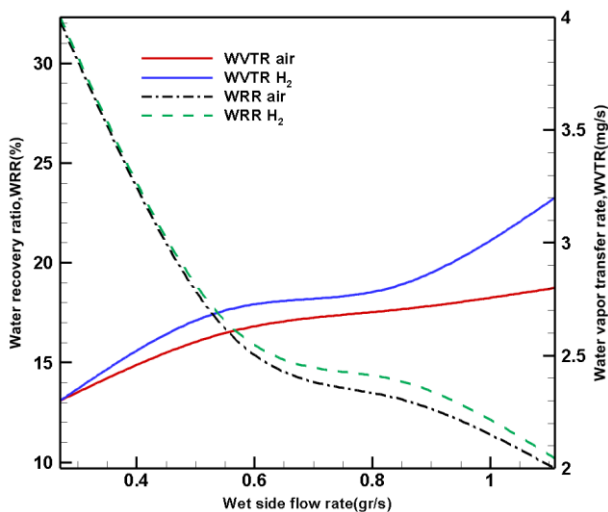
شکل (۹) تاثیر دبی سمت خشک بر روی WVR و WRR در دبی‌های خشک مختلف در دو نوع مرطوب‌ساز هوا-هوا و هیدروژن - هوا را نشان می‌دهد. برای بررسی اثر دبی خشک، این دبی بین ۰٫۲۷ تا ۱٫۱۱ گرم بر ثانیه مورد بررسی قرار گرفته است؛ در حالی که دبی هوا سمت مرطوب ثابت و برابر ۱٫۱۱ گرم بر ثانیه است. در همه دبی‌ها مرطوب‌ساز هیدروژن - هوا



شکل ۷ تاثیر دبی سمت خشک بر دمای نقطه شبنم و رطوبت نسبی خروجی

شکل (۷) تاثیر دبی سمت خشک بر دمای نقطه شبنم و درصد رطوبت نسبی خروجی سمت خشک را در یک دبی ثابت سمت مرطوب در مرطوب‌ساز غشایی را نشان می‌دهد. مطابق شکل (۷)، در هر دو نوع مرطوب‌ساز با افزایش دبی سمت خشک، میزان رطوبت و دمای نقطه شبنم خروجی سمت خشک کاهش می‌یابد. با افزایش دبی هوا یا هیدروژن سمت خشک، چون دبی سمت مرطوب ثابت است؛ آب انتقالی از سمت مرطوب نیز ثابت است و از این‌رو رطوبت سمت خشک کاهش می‌یابد. افزایش دبی سمت خشک در هر دو مرطوب‌ساز منجر به کاهش دمای خروجی در سمت خشک برای هر دو مرطوب‌ساز می‌شود. اما دمای نقطه شبنم و رطوبت خروجی سمت خشک در یک دبی

هیدروژن- هوا نرخ انتقال آب و به تبع آن نسبت بازیافت آب بالاتری نسبت به مرطوب ساز هوا- هوا دارد. در دبی‌های مختلف سمت مرطوب استفاده از هیدروژن به جای هوا در مرطوب ساز سبب افزایش ۲ تا ۸ درصدی مقدار نسبت بازیافت آب می‌شود. همچنین از شکل (۱۰) مشخص است که در دبی‌های پایین‌تر در سمت مرطوب، نرخ انتقال آب و نسبت بازیافت آب در دو نوع مرطوب ساز تقریباً یکسان است. لازم به ذکر است که در هر دو مرطوب ساز، با افزایش دبی سمت مرطوب، نرخ انتقال آب افزایش می‌یابد؛ اما نسبت بازیافت آب کاهش می‌یابد.



شکل ۱۰ تاثیر دبی سمت مرطوب بر نرخ انتقال آب و نسبت بازیافت آب

نتیجه گیری

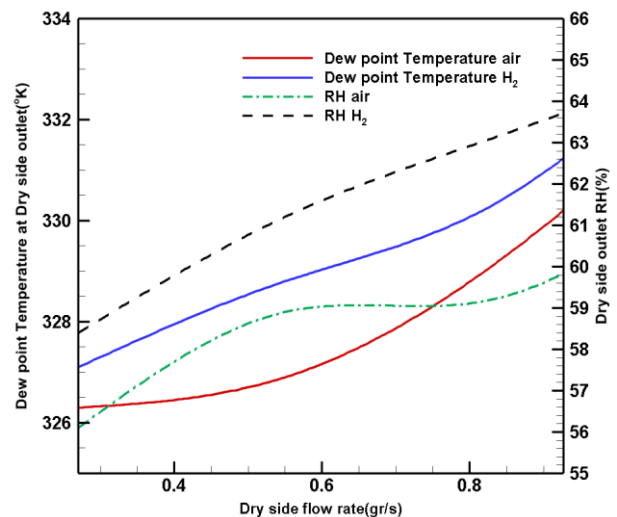
در این مقاله به مدلسازی عددی دو مرطوب ساز غشایی هیدروژن - هوا و مرطوب ساز هوا- هوا و مقایسه آن‌ها از نظر میزان آب انتقالی از سمت مرطوب به سمت خشک و دمای نقطه شبنم پرداخته شده است. مهمترین نتایج این پژوهش به شرح زیر است. ۱. در هر دو مرطوب ساز انتقال آب در ابتدای مسیر کم و با گذشت زمان و در طول کانال‌ها به دلیل انتقال حرارت از سمت گرم و مرطوب به سمت سرد و خشک دما در صفحه‌ی مرکزی غشا افزایش می‌یابد.

۲. به علت طولانی بودن مسیر کانال‌ها، کمترین و بیشترین افت فشار ۲۷ و ۱۲۰ پاسکال مربوط به ابتدا و انتهای کانال‌ها است.

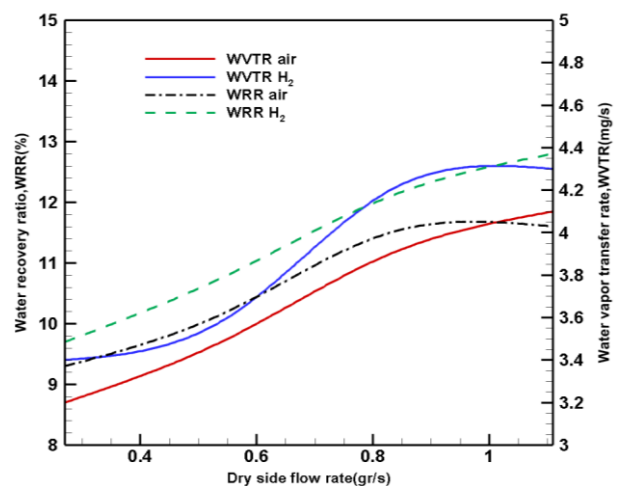
۳. به علت اختلاف دما در طرفین غشا بیشترین دما مربوط به انتهای کانال‌های خشک است که برابر با ۳۴۲ کلین است.

۴. در یک دبی ثابت در سمت مرطوب، با افزایش دبی سمت خشک، دمای نقطه شبنم و رطوبت خروجی در مرطوب ساز

نرخ انتقال آب و به تبع آن نسبت بازیافت آب بالاتری نسبت به مرطوب ساز هوا- هوا دارد. در دبی‌های مختلف سمت خشک، استفاده از مرطوب ساز هیدروژن - هوا سبب افزایش ۸ تا ۱۰ درصدی در مقدار نسبت بازیافت آب می‌شود. در هر دو مرطوب ساز با افزایش دبی سمت خشک، نرخ انتقال آب افزایش می‌یابد.



شکل ۸ تاثیر دبی سمت مرطوب بر دمای نقطه شبنم و رطوبت نسبی خروجی



شکل ۹ تاثیر دبی سمت خشک بر نرخ انتقال آب و نسبت بازیافت آب

مطابق شکل (۱۰) برای بررسی اثر دبی سمت مرطوب بر روی WRR و WVTR در دبی‌های مرطوب مختلف در دو نوع مرطوب ساز هوا- هوا و هیدروژن - هوا از دبی ۰/۲۷ گرم بر ثانیه در سمت خشک و دبی ۰/۲۷ تا ۱/۱۱ گرم بر ثانیه در سمت مرطوب استفاده شده است. در همه دبی‌ها، مرطوب ساز

Water management	مدیریت آب	هیدروژن - هوا نسبت به مرطوب‌ساز هوا-هوا بیشتر است.
Flooding	غرقاب شدگی	بیشترین دما نقطه شبنم و رطوبت خروجی به ترتیب برابر ۲ کلوین و ۴ درصد است.
Ionic conductivity	رسانایی یونی	۵. در یک دبی ثابت در سمت مرطوب، بیشترین اختلاف WVTR و WRR در مرطوب‌ساز هیدروژن - هوا و هوا-هوا برابر با ۱/۵ است.
Permeability of porous media	نفوذپذیری محیط متخلخل	۶. در یک دبی ثابت در سمت خشک، بیشترین اختلاف WVTR و WRR در مرطوب‌ساز هیدروژن - هوا و هوا-هوا برابر با ۰/۸ و ۰/۵ است.
Water content	محتوی آب	
Water vapour transfer rate	نرخ انتقال بخار آب	
Water recovery ratio	نسبت بازیافت آب	

تقدیر و تشکر

واژه نامه

Membrane humidifier

مرطوب‌ساز غشایی

مراجع

- [1] J. Kim, S. Kim, H. Chun, J. Sim, S.-Y. Woo, S. Kang, and K. Min, "Comprehensive analysis of polysulfone membrane humidifier in hydrogen fuel cell vehicles: Experimental and theoretical approaches," *Journal of Membrane Science*, vol. 713, p. 123234, 2025. <https://doi.org/10.1016/j.memsci.2024.123234>
- [2] L. Schoenfeld, M. Kreitmair, F. Wolfenstetter, M. Neumann, H. Klein, and S. Rehfeldt, "Modeling mass and heat transfer in membrane humidifiers for polymer electrolyte membrane fuel cells," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 223, p. 125260, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2024.125260>
- [3] K. Ramya, J. Sreenivas, and K. S. Dhathathreyan, "Study of a porous membrane humidification method in polymer electrolyte fuel cells," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 36, no. 22, pp. 14866–14872, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2010.12.088>
- [4] S. W. Perng, H. W. Wu, T. C. Jue, and K. C. Cheng, "Numerical predictions of a PEM fuel cell performance enhancement by a rectangular cylinder installed transversely in the flow channel," *Applied Energy*, vol. 86, no. 9, pp. 1541–1554, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2008.11.011>
- [5] D. L. Wood, J. S. Yi, and T. V. Nguyen, "Effect of direct liquid water injection and interdigitated flow field on the performance of proton exchange membrane fuel cells," *Electrochimica Acta*, vol. 43, no. 24, pp. 3795–3809, 1998. [https://doi.org/10.1016/S0013-4686\(98\)00139-X](https://doi.org/10.1016/S0013-4686(98)00139-X)
- [6] G. Vasu, A. K. Tangirala, B. Viswanathan, and K. S. Dhathathreyan, "Continuous bubble humidification and control of relative humidity of H₂ for a PEMFC system," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 33, no. 17, pp. 4640–4648, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2008.05.051>
- [7] A. Casalegno, S. De Antonellis, L. Colombo, and F. Rinaldi, "Design of an innovative enthalpy wheel based humidification system for polymer electrolyte fuel cell," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 36, no. 8, pp. 5000–5009, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2011.01.012>
- [8] D. Ilk, V. Frick, C. Hänel, T. Schiestel, M. Schoemaker, H. Kraus, and H. E. Hoster, "The impact of air contaminants on humidifier membrane performance," *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*, vol. 126, pp. 192–203, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.jiec.2023.06.009>
- [9] V. K. Phan, X. L. Nguyen, Y. Choi, D. T. Le Tri, H. L. Nguyen, and S. Yu, "Water transport analysis of hollow fiber

- membrane humidifier module using response surface method,” *Thermal Science and Engineering Progress*, vol. 49, p. 102453, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.tsep.2024.102453>
- [10] S. Yu, S. Im, S.-S. Kim, J. Hwang, Y.-D. Lee, S. Kang, and K.-Y. Ahn, “A parametric study of the performance of a planar membrane humidifier with a heat and mass exchanger model for design optimization,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 54, no. 7–8, pp. 1344–1351, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.11.054>
- [11] B. J. Kim and M. S. Kim, “Studies on the cathode humidification by exhaust gas recirculation for PEM fuel cell,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 37, no. 5, pp. 4290–4299, 2012. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2011.11.103>
- [12] F. Wolfenstetter, M. Kreitmeir, L. Schoenfeld, H. Klein, M. Becker, and S. Rehfeldt, “Experimental study on water transport in membrane humidifiers for polymer electrolyte membrane fuel cells,” *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 47, no. 55, pp. 23381–23392, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2022.05.114>
- [13] H. J. Cho, S. Y. Cheon, and J. W. Jeong, “Experimental analysis on energy recovery ventilator with latent heat exchanger using hollow fiber membrane,” *Energy Conversion and Management*, vol. 278, p. 116706, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2023.116706>
- [14] V. Kord Firouzjaei, S. M. Rahgoshay, and M. Khorshidian, “Planar membrane humidifier for fuel cell application: Numerical and experimental case study,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 147, p. 118872, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118872>
- [15] S. Z. Hashemi-Valikboni, S. S. M. Ajarostaghi, M. A. Delavar, and K. Sedighi, “Numerical prediction of humidification process in planar porous membrane humidifier of a PEM fuel cell system to evaluate the effects of operating and geometrical parameters,” *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, vol. 141, no. 5, pp. 1687–1701, 2020. <https://doi.org/10.1007/s10973-020-10058-6>
- [16] H. N. Vu, X. L. Nguyen, J. Han, and S. Yu, “A study on vapor transport characteristics in hollow-fiber membrane humidifier with empirical mass transfer coefficient,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 177, p. 121549, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121549>
- [17] H. N. Vu, X. L. Nguyen, and S. Yu, “A lumped-mass model of membrane humidifier for PEMFC,” *Energies*, vol. 15, no. 6, p. 2113, 2022. <https://doi.org/10.3390/en15062113>
- [18] X. L. Nguyen, H. N. Vu, and S. Yu, “Parametric understanding of vapor transport of hollow fiber membranes for design of a membrane humidifier,” *Renewable Energy*, vol. 177, pp. 1293–1307, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2021.06.003>
- [19] J. Li, S. Shao, Z. Wang, G. Xie, Q. Wang, Z. Xu, L. Han, and X. Gou, “A review of air-to-air membrane energy recovery technology for building ventilation,” *Energy and Buildings*, vol. 265, p. 112097, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2022.112097>
- [20] W. Yan, X. Cui, X. Meng, C. Yang, Y. Liu, H. An, and L. Jin, “Effects of membrane characteristics on the evaporative cooling performance for hollow fiber membrane modules,” *Energy*, vol. 270, p. 126873, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.126873>
- [21] P. Shamsizadeh, E. Afshari, and M. Mosharaf-Dehkordi, “Design of membrane humidifier using obstacles in the flow channels for ventilator,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 196, p. 117265, 2021.

- <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2021.117265>
- [22] E. Afshari and N. B. Houreh, "An analytic model of membrane humidifier for proton exchange membrane fuel cell," *Energy Equipment and Systems*, vol. 2, pp. 83–94, 2014.
- [23] M. Baroutie Ardestanie, H. Hassanzadeh, and Y. Ahmadi Brogani, "Thermodynamics modeling of heat and vapor transfer in the shell-and-tube membrane humidifier: A gas-to-gas type," *Journal of Solid and Fluid Mechanics*, vol. 5, pp. 223–236, 2015. <https://doi.org/10.22044/jsfm.2015.591>
- [24] S. M. Mousavi Zahed, M. Zahed, and E. Afshari, "Investigating the impact of polymer membrane characteristics on the performance of the membrane humidifier," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, pp. 17–32, 2023. <https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.81524.1174>
- [25] J. D. Anderson, *Governing equations of fluid dynamics*, in Computational Fluid Dynamics, J. F. Wendt, Ed. Berlin, Heidelberg: Springer, 1992, pp. 15–51. https://doi.org/10.1007/978-3-662-11350-9_2
- [26] P. Shamsizadeh and E. Afshari, "Numerical modeling of a membrane humidifier for mechanical ventilation," *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 132, p. 105931, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2022.105931>
- [27] N. B. Houreh, H. Shokouhmand, and E. Afshari, "Effect of inserting obstacles in flow field on a membrane humidifier performance for PEMFC application: A CFD model," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 44, no. 57, pp. 30420–30439, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2019.09.189>
- [28] V. K. Phan, X. L. Nguyen, Y. Choi, J. Woo, and S. Yu, "Experimental study on the mass transfer permeability of hollow fiber membranes for a humidifier in a proton exchange membrane fuel cell," *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 157, p. 107725, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2024.107725>
- [29] C. Lu, Y. Li, Z. Liu, H. Zhou, H. Zheng, and B. Chen, "Influence mechanisms of flow channel geometry on water transfer and pressure loss in planar membrane humidifiers for PEM fuel cells," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 47, no. 91, pp. 38757–38773, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2022.09.049>
- [30] M. Ghaedamini, N. Baharlou-Houreh, E. Afshari, H. Shokouhmand, and N. Jahantigh, "Experimental investigation on the heat and water transfer enhancement in a membrane-based air-to-air humidifier at insulation condition," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 47, no. 38, pp. 17010–17021, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2022.03.168>
- [31] N. B. Houreh, E. Afshari, H. Shokouhmand, and S. Asghari, "Numerical study and experimental validation on heat and water transfer through polymer membrane by applying a novel enhancement technique," *Journal of Energy Storage*, vol. 29, p. 101387, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.est.2020.101387>
- [32] D. Chen and H. Peng, "A thermodynamic model of membrane humidifiers for PEM fuel cell humidification control," *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, vol. 127, no. 3, pp. 424–432, 2005. <https://doi.org/10.1115/1.1978910>

Dynamic Modeling and Constrained Control of an Aerial Manipulator for Force Control in Interaction with an Environment of Unknown Stiffness*

Research Article

Reza Ebrahimi¹, Mohammad Jafar Sadigh² , Farzad Ayatollahzadeh Shirazi³

 [10.22067/jacsm.2025.90706.1301](https://doi.org/10.22067/jacsm.2025.90706.1301)

Abstract-- Drones equipped with robotic arms are governed by nonlinear and complex equations. In this study, the dynamic model of a hexarotor equipped with a robotic arm with two degrees of freedom is first derived using the Euler-Lagrange method. Then, to enable interaction between this system and the environment, a controller is designed. To overcome underactuation issue, the system's dynamic equations are rewritten in such a way that some inputs are responsible for trajectory tracking and applying force by the robotic arm on the environment, while others are used to control the hexarotor's state. To control force and position at the end-effector, a combination of a "constrained force controller" and a position controller is employed. Finally, two applied missions are simulated in SimMechanics in the presence of wind disturbances. The simulation results are compared and acceptable performance of the system in interacting with both missions, in the presence of low-speed wind is shown.

Keywords Aerial Robotic Arm, Multi-body System Modeling, Interaction with Unknown environments, Underactuation, Constrained Force Control

1- Introduction

In recent years, drones have become a widely used and effective technology in various industries, including delivery, manipulation and monitoring applications. With continuous technological advancements, their applications have significantly expanded. One of the emerging research areas involve integrating robotic arms with drones, creating aerial manipulators that enhance maneuverability and functionality. These systems extend drone applications from passive tasks such as monitoring and imaging to interactive tasks such as infrastructure inspection [1], maintenance [2], and emergency operations [3].

This paper presents an algorithm for controlling a hexarotor drone equipped with a two-degree-of-freedom robotic arm while exerting force on the environment. Due to the inherent instability and nonlinear dynamic of drones, their control is already challenging, and adding a robotic arm further increases the complexity by introducing multi-body dynamics. Previous studies often analyzed the drone and arm dynamics separately, treating their interactions and environmental effects as disturbances. However, this research develops a unified dynamic model and a control approach that simultaneously regulates both position and applied force. Unlike typical force controllers for robotic arms, the proposed controller is independent of surface stiffness. The control design follows a structured approach: first, the system kinematics are derived, and then its dynamics are modeled using the Euler-Lagrange method. To overcome the underactuation issue, the dynamic equations are rewritten in such a way that some inputs are responsible for trajectory tracking and applying force by the robotic arm on the environment, while others are used to control the hexarotor's state. The desired objectives—position and force control of the end-effector—are defined as constraints, with specific control inputs allocated accordingly. Given that environmental stiffness is often unknown, a constrained-dynamic-based force controller is employed, ensuring robust force application regardless of surface stiffness. This approach enables diverse applications such as surface cleaning, structures vibration analysis, and pressing emergency stop switch in hazardous environments.

2- Dynamic Equation of Motion

The dynamic modeling of the system begins with the derivation of its kinematic model. For this purpose, appropriate coordinate frames are defined. In this study, four coordinate frames are established, as illustrated in Figure 1.

* Manuscript received: November 23, 2024. Revised December 24, 2024, Accepted March 3, 2025 .

¹ Master of Mechanical Engineering, School of Mechanical Engineering, College of Engineering, University of Tehran, Tehran, Iran.

² Corresponding author, Associate Professor, School of Mechanical Engineering, College of Engineering, University of Tehran, Tehran, Iran. **Email:** mjsadigh@ut.ac.ir

³ Assistant Professor, School of Mechanical Engineering, College of Engineering, University of Tehran, Tehran, Iran.

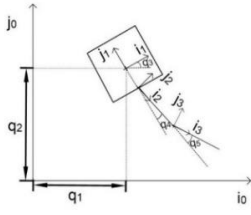


Figure 1: Schematic of the system with coordinate frames and generalized coordinates

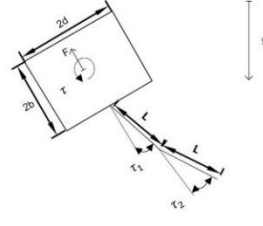


Figure 2: Schematic of the system, including its dimensions, applied forces, and torques

Subsequently, the system's dynamic equations are formulated using the Euler-Lagrange method [4], expressed as equation (1). In this equation, q represents the generalized coordinate vector, $M(q)$ denotes the mass matrix, $h(q, \dot{q})$ corresponds to the matrix of nonlinear terms such as Coriolis effects, T is the input vector, and $B(q)$ is the input vector coefficient matrix. As shown in Figure 2, in the input vector, F represents the vertical thrust force vector of the motors, τ denotes the torque applied to the hexarotor by the motors around the pitch angle, τ_1 corresponds to the torque exerted by the hexarotor on the first link of the robotic arm, and τ_2 represents the torque applied from the first link to the second link.

$$M(q)\ddot{q} + h(q, \dot{q}) = B(q)T \quad (1)$$

$$\ddot{q} = \begin{bmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \\ \ddot{q}_3 \\ \ddot{q}_4 \\ \ddot{q}_5 \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} -\sin q_3 & 0 & 0 & 0 \\ \cos q_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, T = \begin{bmatrix} F \\ \tau \\ \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix}$$

The relationship between the force and torque components and the motor speeds is given as follows [5].

$$\begin{bmatrix} \Omega_1^2 \\ \Omega_2^2 \\ \Omega_3^2 \\ \Omega_4^2 \\ \Omega_5^2 \\ \Omega_6^2 \end{bmatrix} = \frac{1}{6bl} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 1 & -\sqrt{3} \\ 1 & -\sqrt{3} \\ 1 & 0 \\ 1 & \sqrt{3} \\ 1 & \sqrt{3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F \\ \tau \end{bmatrix} \quad (2)$$

In equation (2), $\Omega_1, \Omega_2, \dots, \Omega_6$ represent angular velocity of each motor, b and l respectively denote lift coefficient and drag coefficient of motor propeller.

3-Force Control

Considering that the number of inputs is less than the number of outputs of the system, the system is underactuated. There are various methods to address this issue. The approach used in this paper is that some of the system's inputs are used to satisfy artificial constraints, while another portion of the inputs is utilized to meet the general objectives of the system. τ_1 and τ_2 , denoted as C , are allocated to satisfy artificial constraints, while F and τ , denoted as U , are assigned to meet the general objectives of the system. Considering this aspect and incorporating the artificial constraints ($g_i(q, t) = 0, i = 1, 2$) equation (1) is rewritten as follows.

$$\begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \end{bmatrix} \ddot{q} + \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} \\ B_{21} & B_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ C \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$g_i(q, t) = 0, i = 1, 2$$

After performing a series of mathematical operations, the first and second rows of equation (3) are obtained as equations (4) and (5), respectively. In these equations, $\tilde{M}, \tilde{h}, \tilde{B}, M', h',$ are functions of $M_1, M_2, h_1, h_2, B_{11}, B_{12}, B_{21}, B_{22}, g_1, g_2$. $\ddot{\delta}$ is the end-effector trajectory tracking error vector, and $\tilde{D}$ is its coefficient.

$$\tilde{M}\ddot{q} + \tilde{h} = \tilde{B}U + \tilde{D}\ddot{\delta} \quad (4)$$

$$M'\ddot{\delta} + h' = B_{22}C \quad (5)$$

By choosing C as $C = B_{22}^{-1}[M'(-K_v\dot{\delta} - K_p\delta) + h']$ and substituting it into equation (5), equation (6) is obtained. Therefore, by choosing the coefficient matrix (K_v^C, K_p^C) to be positive definite, position error convergence to zero is guaranteed.

$$\ddot{\delta} + K_v^C\dot{\delta} + K_p^C\delta = 0 \quad (6)$$

So far, the discussion has focused on the position control of the end-effector. Next, a "constrained force controller" is employed for force control. The advantage of this controller is that, unlike typical force controllers, it operates independently of the surface stiffness coefficient. For this controller, it is assumed that the contact between the robot and the environment imposes a constraint, effectively preventing the robot from moving further into the environment. In general, for a non-redundant robot with n degrees of freedom that acquires p constraints due to contact with the environment, the constraints can be expressed as equation (7). Additionally, the system's equation of motion is represented by equation (8).

$$\Psi_i(q) = 0 \quad i = 1, 2, \dots, p \quad (7)$$

$$\underline{M}_{n \times n} \ddot{q}_{n \times 1} + \underline{h}_{n \times 1} = \underline{B}_{n \times m} \underline{T}_{m \times 1} + \underline{A}_{n \times p}^T \underline{\lambda}_{p \times 1} \quad (8)$$

In equation (8), $\underline{\lambda}_{p \times 1}$ (the Lagrange multipliers) represents the constraint forces of the system, and the matrix $\underline{A}_{n \times p}$ denotes the Jacobian of the constraint equations. For the constrained system above, let $\underline{x}_{n-p}$ represents the $n - p$ independent variables, which allow the unique determination of $q_1, \dots, q_n$ (in this case, q_4, q_5) while considering the constraint equations. In fact, $\underline{g}(\underline{x})$ represents the inverse kinematic equations of the two-degree-of-freedom arm when constrained by contact with a wall. By incorporating equation (7), it uniquely determines the values of q_4, q_5 . By considering equations (7) and (8), performing a series of mathematical operations, and choosing C as equation (9), the equations (10) and (11) can be derived, proving that the position and force errors at the end-effector converge to zero.

$$C = B_{22}^{-1}[M_2\ddot{\Sigma}(\ddot{x}_d + k_v\dot{\tilde{x}} + k_p\tilde{x}) + h_2 + \underline{A}^T(\underline{\lambda}_d + k_f\tilde{\lambda}) - B_{21}U] \quad (9)$$

$$\ddot{x}_d + k_v\dot{\tilde{x}} + k_p\tilde{x} = 0 \quad (10)$$

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{\lambda} = 0 \quad (11)$$

In these equations, Σ is Jacobian of $\underline{g}(\underline{x})$, $\ddot{\underline{x}}_d$ represents the second derivative of the desired position, $\tilde{\underline{x}}$ denotes the position error, $\underline{\lambda}_d$ is the desired force, $\tilde{\underline{\lambda}}$ is the force error, and k_p and k_v are the PD control coefficient matrices.

Since the constrained force controller is designed for cases where the end-effector is in contact with the environment while following the desired trajectory, it must be combined with a position controller as expressed in equation (12). This combination is necessary because, before the end-effector makes contact with the environment, the system has five independent degrees of freedom, and the position controller operates based on these five degrees of freedom. However, after the end-effector contacts the environment, the system becomes constrained, reducing the number of independent degrees of freedom to four.

$$\begin{aligned} \tau = & K_{pos}(\text{Position Controller}) \\ & + K_{force}(\text{Constraint Force Controller}) \\ & + \text{Non Linear Terms in Equation of Motion} \\ & + \text{External Force} \end{aligned} \quad (12)$$

In control law (12), K_{pos} is the position controller gain, and K_{force} is the force-constrained controller gain during the end-effector contacts with the environment. These gains are selected in such a way that before contact with the surface, only the position controller operates, and during contact with the surface, only the force constrained controller controls the system.

4- Simulations and Results

The simulation of the controller introduced in equation (1) was performed in SimMechanics software. In this software, the system model and initial conditions are defined, and interaction with two environments in two missions is carried out. The first environment is a wall (stiffer environment), where the goal is to apply a constant force while allowing vertical displacement of the end-effector (Figure 3). The second environment, which is softer, is an emergency stop switch, where the goal is to simulate the application of a constant force without oscillations in the end-effector position (Figure 4). Additionally, wind disturbances are introduced into the system in both missions.

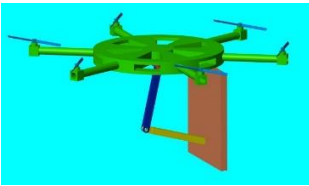


Figure 3: Force control simulation in stiffer environment

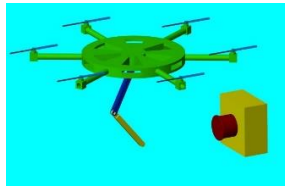


Figure 4: Force control simulation in softer environment

Figures 5 and 6 illustrate the simulation results in stiffer environment. From Figure 5_(a) to Figure 5_(e), the generalized coordinates of the system are presented. In these Figures, the effects of the system's nonlinear dynamics (particularly in Figures 5_(a), 5_(c), and 5_(d)) are clearly observable. Additionally, the position of the hexarotor's center of mass (Figures 5_(a) and 5_(b)) and its

pitch angle (Figures 5_(c)) exhibit oscillatory behavior with a small amplitude. This oscillation is due to both underactuation and internal dynamics, as well as the oscillatory disturbances caused by wind force both of which are expected. These oscillations are also observed in the control inputs (from Figure 6_(c) to Figure 6_(f)). Therefore, considering that the system outputs have converged to the desired values and the internal dynamic oscillations remain limited, the system's performance is deemed acceptable.

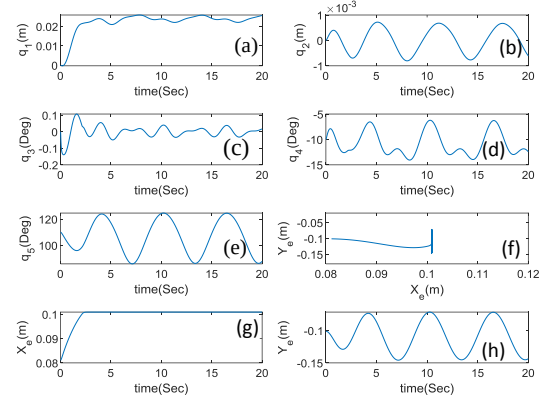


Figure 5: The generalized coordinate diagram, the end-effector trajectory, and the longitudinal and lateral positions of the end-effector over time for the stiffer environment.

After the end-effector makes contact with the vertical surface, the position controller is deactivated, and the force-constrained controller takes over. This transition is clearly visible in Figure 6_(c) to 6_(f), which represent the control signals. The points marked with red circles indicate the moments when the end-effector contacts the wall. As observed, a jump occurs in the control inputs at these points, which is due to the controller switching from position control to force-constrained control. Additionally, Figure 6_(a), which represents the vertical force exerted on the surface, shows that the desired force is tracked with minimal oscillation. This slight oscillation is caused by the fluctuating wind force disturbance. As a result, the simulation demonstrates that the system successfully accomplishes its mission despite the presence of low-speed wind disturbances.

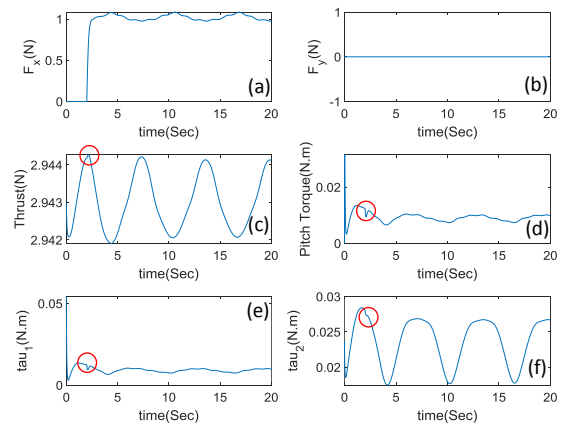


Figure 6: The forces applied to the end-effector and the control signals for the stiffer environment

A similar simulation was conducted for pressing the emergency stop switch. As a result of this simulation, since the end-effector remains stationary at the moment of pressing the switch, the effects of nonlinear dynamics are not observed. Additionally, slight oscillations in some generalized coordinates, similar to the previous simulation, is seen; however, given their limited magnitude, they are considered acceptable. Since the emergency stop switch is softer compared to the wall, no jump is observed in the control inputs this time. This can be explained by the fact that in this simulation, the environment interacting with the end-effector has a lower stiffness coefficient (a softer environment). However, in the first simulation, due to the higher stiffness of the interacting environment, the jumps in the control inputs are more noticeable. Therefore, based on the control signals, the designed controller exhibits greater input jumps for stiffer environments and negligible jumps for softer environments.

5- Conclusion

In this paper, the objective is to enable interaction between a hexarotor equipped with a two-degree-of-freedom robotic arm, with its environment. To achieve this, the kinematic equations are first derived, followed by the system's dynamic equations using the Euler-Lagrange method. Given that the system is underactuated, the dynamic equations are rewritten so that some inputs are used for applying force to the environment through the robotic arm, while others are utilized to maintain the hexarotor's state. Subsequently, a combination of a position controller and a force-constrained controller is employed to apply a constant force while allowing vertical oscillation of the end-effector. The advantage of the force-constrained controller in environmental interaction is its independence from the surface stiffness.

To simulate the controller's performance, the hexarotor-arm system is implemented in SimMechanics software, and its functionality is evaluated in two environments. As a result of the simulation, considering the system's underactuation, limited oscillations are observed in the hexarotor's position and pitch angle coordinates. These oscillations are caused by both the system's internal dynamics and external wind disturbances. The first simulation involved applying force to a wall with vertical oscillation along the surface tangent. The end-effector contacted the environment after approximately 2 seconds and applied force with minimal oscillation, which is attributed to fluctuating wind disturbances. Furthermore, due to the oscillatory behavior of the end-effector, the effects of the system's nonlinear dynamics were clearly observed in the generalized coordinates. A desired force of 1 Newton with negligible oscillation is applied perpendicular to the surface. The switching between the position controller and the force-constrained controller resulted in slight jumps in the control inputs, which are minimal and acceptable.

The second simulation is conducted for pressing the emergency stop switch. In this simulation, since the end-effector remained stationary at the moment of pressing the switch, nonlinear dynamic effects are not observed. Additionally, slight oscillations in some generalized coordinates, similar to the previous simulation, are present.

Since the emergency stop switch is softer than the wall, no jumps are observed in the control inputs this time. This can be explained by the fact that in this simulation, the environment interacting with the end-effector has a lower stiffness coefficient (a softer environment).

6- References

- [1] A. E. Jimenez-Cano, G. Heredia, and A. Ollero, "Aerial manipulator with a compliant arm for bridge inspection," in *2017 International Conference on Unmanned Aircraft Systems (ICUAS)*, 2017, pp. 1217–1222. <https://doi.org/10.1109/ICUAS.2017.7991458>
- [2] M. Brunner, G. Rizzi, M. Studiger, R. Siegwart, and M. Tognon, "A Planning-and-Control Framework for Aerial Manipulation of Articulated Objects," *IEEE Robotics and Automation Letters*, vol. 7, no. 4, pp. 10689–10696, 2022. <https://doi.org/10.1109/LRA.2022.3191178>
- [3] Q. Liu, Y. Liu, Z. Chen, K. Guo, X. Yu, Y. Zhang, and L. Guo, "A compact aerial manipulator: Design and control for dexterous operations," *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, vol. 110, no. 2, p. 66, 2024. <https://doi.org/10.1007/s10846-024-02090-7>
- [4] J. Angeles, *Fundamentals of Robotic Mechanical Systems: Theory, Methods, and Algorithms*, 4th ed. Cham, Switzerland: Springer, 2014. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-01851-5>
- [5] M. Moussid, A. Sayouti, and H. Medromi, "Dynamic modeling and control of a hexarotor using linear and nonlinear methods," *International Journal of Applied Information Systems*, vol. 9, pp. 9–17, 2015. <https://doi.org/10.5120/ijais2015451411>



مدل سازی دینامیکی و کنترل مقید یک بازوی هوایی برای کنترل نیرو در تعامل با محیط با ضریب سفتی نامعلوم*

مقاله پژوهشی

رضا ابراهیمی^(۱) محمدجعفر صدیق دامغانی زاده^(۲) ID فرزاد آیت اله زاده شیرازی^(۳)

DOI: 10.22067/jacsm.2025.90706.1301

چکیده یکی از زمینه های در حال توسعه و تکامل در سال های اخیر، پهنادهای مجهز به بازوی رباتیک یا بازوهای هوایی است. این بازوها دارای معادلات غیرخطی و پیچیده ای هستند و تحت عنوان مسائل چندجسمی مطرح می شوند. در این مقاله، ابتدا به مدل سازی دینامیکی یک پهناده شش موتوره (هگزاروتور) مجهز به بازوی رباتیک دو درجه آزادی، به کمک روش اویلر - لاگرانژ پرداخته شده است. در ادامه برای تعامل این سیستم با محیط، کنترل کننده مناسب طراحی گردیده است. با توجه به اینکه این سیستم دارای نقصان عملکرد در ورودی است، ابتدا معادلات دینامیکی سیستم به شکلی بازنویسی می شود که برخی ورودی ها وظیفه ردیابی مسیر و اعمال نیرو توسط مجری نهایی بر محیط را انجام داده و برخی دیگر برای کنترل وضعیت هگزاروتور به کار گرفته می شود. در ادامه برای کنترل نیرو و موقعیت در مجری نهایی، از ترکیب یک کنترل کننده تحت عنوان "کنترل کننده مقید نیرو" با کنترل کننده موقعیت استفاده شده است. کنترل کننده مقید که مبتنی بر دینامیک سیستم های مقید است، قادر است نیروی مطلوب را مستقل از ضریب سفتی سطح به آن اعمال کنند. همچنین برای کنترل وضعیت هگزاروتور، از کنترل کننده های متداول سلسله مراتبی استفاده شده است. در نهایت، دو مأموریت کاربردی برای سیستم در دو محیط مختلف تعریف گردید. این دو مأموریت در یک نرم افزار شبیه ساز نزدیک به واقعیت به نام SimMechanics در حضور اغتشاش باد انجام شد. نتایج شبیه سازی دو مأموریت مقایسه شده و عملکرد سیستم هنگام تعامل با هر دو محیط، در حضور باد با سرعت پایین، مناسب بوده است.

واژه های کلیدی هگزاروتور مجهز به بازوی رباتیک، مدل سازی سیستم های چندجسمی، تعامل بازوی رباتیک با محیط ناشناخته، نقصان عملکرد، کنترل مقید نیرو.

مقدمه

پهنادهای نیز یکی از زمینه های جذاب پژوهش های اخیر می باشد. پهنادهای مجهز به بازوی رباتیک یا به اختصار بازوهای هوایی، یک ترکیب قدرتمند از دو فناوری برتر هستند که امکانات بیشتری را در اختیار کاربران قرار می دهند. با اضافه کردن یک بازوی رباتیک به پهنادهای، مانور سیستم افزایش یافته و دامنه کاربردهای آنها از وظایف غیرتعاملی (مانند پایش و تصویربرداری) به وظایف تعاملی (مانند بازرسی فیزیکی

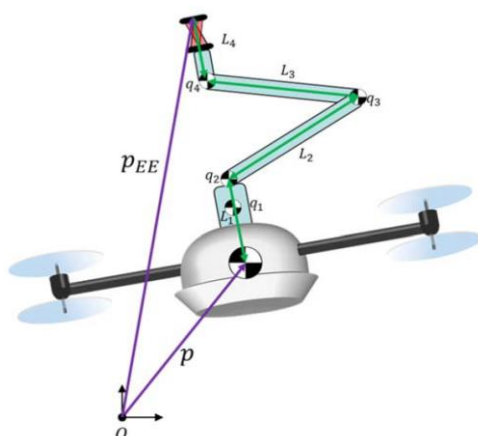
در دهه اخیر، یکی از فناوری های پرکاربرد و مؤثر در صنایع مختلف به ویژه صنایع نظامی، پهنادهای هستند. با پیشرفت روزافزون فناوری و امکانات، کاربردهای پهنادهای نیز به شکل چشمگیری گسترش یافته است. پهنادهای به دلیل قابلیت های خودکاری و مانورپذیری بالا، برای انجام وظایف مختلف می توانند مورد استفاده قرار گیرند. ترکیب بازوهای رباتیک با

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۹/۳ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۱۲/۱۳ می باشد.

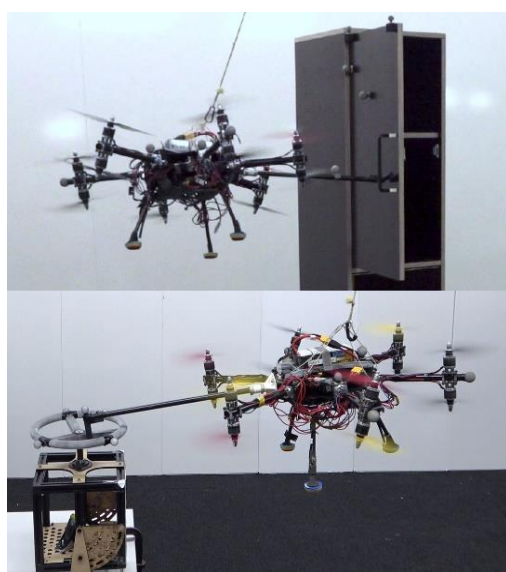
(۱) کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشکدگان فنی، دانشگاه تهران، تهران.

(۲) نویسنده مسئول، دانشیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشکدگان فنی، دانشگاه تهران، تهران.

(۳) استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشکدگان فنی، دانشگاه تهران، تهران.



شکل ۱ شماتیک سیستم مورد بررسی در [2]



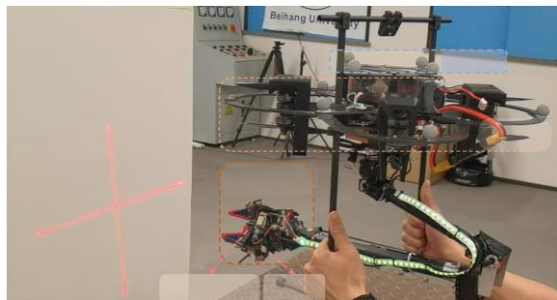
شکل ۲ تصویر مأموریت‌های سیستم مورد بررسی در [3]

در [3] برای اجتناب از معادلات دینامیکی پیچیده پهپاد و بازوی رباتیک، از یک پهپاد مجهز به یک میله صلب بدون درجه آزادی استفاده شده است. (شکل ۲) در این پژوهش یک چهارچوب برای کنترل سیستم هنگام تماس با محیط‌های پویا معرفی شده است. در این چهارچوب برای کنترل، از یک کنترل‌کننده پیش‌بین نمونه‌بردار محور برای تولید مسیر مطلوب، در کنار یک کنترل امیدانس برای رفتار نرم سیستم هنگام تعامل با محیط استفاده شده است. برای بررسی عملکرد این چهارچوب دو مأموریت بستن درب کمد و چرخاندن یک شیر با گشتاور کم تعریف شده است که در نهایت عملکرد سیستم مورد قبول واقع شده است. در [4] یک بازوی یک درجه آزادی متصل به پهپاد مورد مطالعه قرار گرفته است. در این پژوهش نیز مشابه [2] اعمال

زیرساخت‌ها، تعمیرات و نگهداری تجهیزات و انجام عملیات‌های امدادی) گسترش می‌یابد. پتانسیل عظیم اقتصادی و صنعتی بازوهای هوایی، یکی دیگر از مزایای آن‌ها است که باعث ترغیب پژوهشگران به فعالیت در این زمینه شده است. این فناوری می‌تواند در صنایعی مانند کشاورزی (مانند برداشت محصولات)، عمرانی (مانند نصب تجهیزات در ارتفاعات) و یا تعمیرات و نگهداری از زیرساخت‌ها (مانند بازرسی و تعمیر پل‌ها و توربین‌های بادی) تحول‌آفرین باشد.

اگرچه بازوهای هوایی زمینه‌های جدیدی برای پژوهش ایجاد می‌کند، اما پژوهشگران را با مشکلات متعددی مانند دینامیک ناپایدار و غیر خطی، طراحی پیچیده‌تر کنترل‌کننده و خطرات ناشی از آزمایش نمونه واقعی مواجه می‌کند. در پژوهش‌های مختلف سعی شده تا روش‌های مختلفی برای حل این مشکلات معرفی گردد. در [1] هدف، کنترل موقعیت مجری نهایی برای ردیابی مسیر دایروی یک بازوی هوایی دو درجه آزادی است که عملکرد الگوریتم‌های کنترلی در حضور اغتشاشات خارجی بررسی شده است. در این پژوهش کنترل موقعیت برای ردیابی مسیر دلخواه یک بازوی هوایی با مستقل در نظر گرفتن معادلات پهپاد و بازو انجام شده است. در ادامه برای کنترل پهپاد از یک شبکه عصبی و برای کنترل بازو از یک کنترل‌کننده PID، استفاده شده است. همچنین برای افزایش دقت ردیابی، اثرات متقابل دینامیکی بازو روی پرنده توسط شبکه عصبی تخمین زده شده و جبران‌ساز مناسب به کنترل‌کننده پهپاد اضافه گردیده است. در [2] برای بازرسی پل‌ها از یک پهپاد مجهز به بازوی غیرفعال، متصل به بالای آن، استفاده شده است. غیرفعال بودن بازو به این معنی است که در مفاصل بازو هیچگونه عملکردی برای اعمال گشتاور وجود ندارد. همچنین برای تعامل نرم بازو با محیط، از فنرهای پیچشی در مفاصل بازو استفاده گردیده است. شماتیک این سیستم در شکل (۱) دیده می‌شود. در این پژوهش کنترل نیروی عمودی برای تماس مجری نهایی بازو با یک نقطه ثابت انجام گردیده است. برای این منظور نیروی اعمال شده به مجری نهایی بازو، توسط تغییر زاویه مفاصل و مشخص بودن ضریب سفتی فنرهای پیچشی، تخمین زده شده و کنترل نیرو براساس این تخمین انجام شده است.

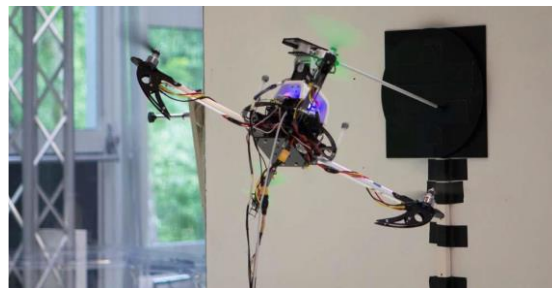
موقعیت طراحی گردیده است. سپس برای بررسی تاثیر اغتشاشات روی سیستم، چند مأموریت در تعامل با محیط انجام شده که پس از بررسی نتیجه مأموریت‌ها، با تخمین اغتشاشات، از عباراتی جبران‌ساز برای تعدیل اثر اغتشاشات در کنترل‌کننده استفاده شده است. در نهایت اضافه نمودن این جبران‌ساز به کنترل‌کننده، باعث بهبود دقت کنترل موقعیت برای سیستم گردیده است.



شکل ۵ پهپاد مجهز به بازو مورد بررسی در [6]

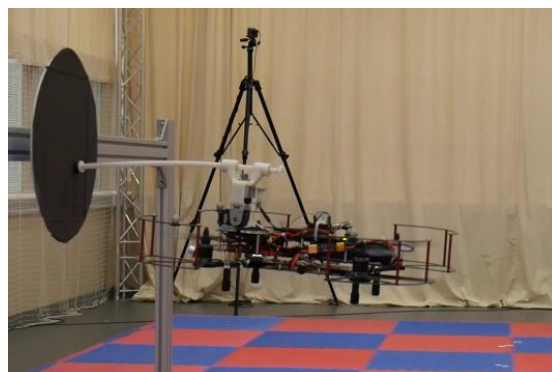
در [7] از بازوی رباتیک متصل به پرنده برای کنترل برخاست پرنده روی سطوح مرتعش و ناپایدار و سطوح شیب‌دار استفاده شده است. برای این منظور از یک بازوی رباتیکی موازی ۳ لینکه استفاده شده است. عملکرد این سیستم به این صورت است که لرزش سطح زمین که باعث تغییر جهت‌گیری پرنده هنگام برخاست می‌شود، توسط این بازوی رباتیک میرا شده و پرنده به طور عمودی از سطح زمین بلند می‌شود. در [8] نیز برای بازو و پرنده به طور مستقل طراحی کنترل‌کننده موقعیت انجام گردیده است و برای جبران اثرات دینامیکی بازوی روی پرنده، پس از مدل‌سازی دینامیکی، به طراحی یک کنترل‌کننده مقاوم بر پایه مدل طراحی شده، پرداخته شده است. این پژوهش بر اساس مدل‌سازی انجام شده، اثرات دینامیکی ناشی از بازو را که تحت عنوان اغتشاش در نظر گرفته شده است، تخمین زده و برای جبران آن، جبران‌ساز مناسب را در کنترل‌کننده اضافه کرده است. در نهایت با استفاده از آزمایش واقعی نتایج تخمین با مقدار واقعی مورد مقایسه قرار گرفته است. لازمه انجام پژوهش‌هایی که ذکر شد، تخمین موقعیت پهپاد و بازوی رباتیکی است. موقعیت بازوها به سادگی و به کمک سنسورهای موقعیت زاویه‌ای قابل اندازه‌گیری است. اما اندازه‌گیری موقعیت دقیق پهپاد چالش‌برانگیز و نیازمند تلفیق سنسورهای مختلف می‌باشد که [9]

نیروی ثابت به یک نقطه ثابت انجام شده است با این تفاوت که در محل مفصل بازو، عملگر جهت اعمال گشتاور وجود دارد. (شکل ۳)



شکل ۳ پهپاد مجهز به بازوی یک درجه آزادی اولایی [4]

در [5] علاوه بر درجه آزادی لولایی، یک درجه آزادی کشویی برای بازو در نظر گرفته شده است. همچنین جنس بازو منعطف انتخاب شده تا از اعمال ضربه ناگهانی به سیستم جلوگیری کند. (شکل ۴)



شکل ۴ پهپاد مجهز به بازوی دو درجه آزادی لولایی و کشویی [5]

در [6] مسئله جابه‌جایی پهپادها در محیط‌های بسته مورد بررسی قرار گرفته است. در محیط‌های بسته بر خلاف محیط‌های باز که آزادی عمل برای جابه‌جایی وجود ندارد، بایستی مکانیزمی طراحی و کنترل شود که وظیفه باز کردن درب را بر عهده داشته باشد. در این پژوهش ضمن انجام این کار با استفاده از یک نمونه واقعی، عملکرد سیستم مورد بررسی قرار گرفته است. در [6] یک سیستم متشکل از پهپاد و بازو که در شکل (۵) دیده می‌شود، طراحی گردیده است. در این طراحی از یک پنجه نرم برای مجری نهایی استفاده شده که توانایی گرفتن اجسام سبک را دارد. در این سیستم ابتدا برای ردیابی مسیر و گیرش اجسام، یک کنترل‌کننده

مختلف را می توان انجام داد.

برای طراحی کنترل کننده ابتدا سینماتیک سیستم را استخراج نموده سپس به کمک روش اویلر-لاگرانژ به مدل سازی دینامیکی سیستم پرداخته می شود. پس از آن با توجه به نقصان عملکرد سیستم، معادلات دینامیکی سیستم به کمک روش ارائه شده در [10] به فرمی بازنویسی می گردد که مشکل نقصان عملکرد حل شود. در این روش مطلوب مسئله که کنترل موقعیت و نیروی مجری نهایی می باشد به صورت قید تعریف می گردد سپس تعدادی از ورودی ها برای ارضاء این قیدها و تعدادی از ورودی ها برای کنترل وضعیت پرنده مورد استفاده قرار خواهد گرفت. با توجه به اینکه در اغلب موارد ضریب سفتی محیط ناشناخته می باشد، کنترل کننده مقید به منظور حل این مشکل، مورد استفاده قرار می گیرد. این کنترل کننده که مبتنی بر دینامیک سیستم های مقید می باشد، مستقل از ضریب سفتی سطح، نیروی مطلوب را به آن اعمال می کند.

پیکربندی هگزارتور مجهز به بازوی رباتیک

همان طور که گفته شد سیستم مورد مطالعه در این مقاله یک هگزارتور مجهز به بازوی رباتیکی دو درجه آزادی است که تصویر آن در شکل (۶) دیده می شود. شش موتور هگزارتور، به کمک شش میله صلب به بدنه متصل شده است. در اثر کارکرد این موتورها در محل نصبشان روی میله صلب، یک نیرو و یک گشتاور که هر دو در راستای قائم هستند، وارد می شود. این نیرو و گشتاور به ترتیب ناشی از اثر لیفت و درگ ملخ موتورها می باشد. برای معادل سازی اثر این نیرو و گشتاورها روی هگزارتور، برابند تمامی آن ها با یک مؤلفه نیروی عمود بر پهناد و سه مؤلفه گشتاوری وارد بر آن در نظر گرفته می شود [11]. در ادامه راجع به رابطه بین این نیرو و گشتاورها با دور موتورها توضیح داده خواهد شد.

بازوی مورد استفاده در این مقاله دارای دو درجه آزادی لولایی می باشد که به قسمت پایینی و مرکزی پرنده متصل شده است. همچنین فرضیاتی که برای این سیستم در نظر گرفته شده است عبارتند از:

۱. لینک های بازوی رباتیک صلب در نظر گرفته شده است.
۲. از اصطکاک بین مفاصل بازو، صرف نظر شده است و محل عملکردهای گشتاور در مفاصل بازو در نظر گرفته شده است.

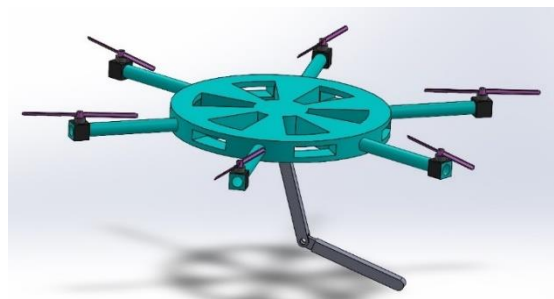
نمونه ای از این کار است. در این پژوهش تخمین موقعیت پرنده با تلفیق سنسورهای مختلفی مانند شتاب سنج ها و دوربین های تخمین موقعیت انجام شده است. البته با توجه به اینکه در مقاله حاضر شبیه سازی در محیط نرم افزاری انجام شده است، فرض بر این است که موقعیت پرنده و بازو با دقت مناسبی در دسترس است.

در ادامه پژوهش های انجام شده، هدف این مقاله ارائه الگوریتمی به منظور کنترل سیستم متشکل از یک پهناد شش موتوره (هگزارتور) و بازوی رباتیکی دو درجه آزادی، هنگام اعمال نیرو به محیط است. به دلیل ناپایداری ذاتی پهنادها و معادلات غیرخطی آن ها، کنترل پهنادها یکی از زمینه های چالش برانگیز است و اضافه نمودن یک بازوی رباتیکی که به نوبه خود دارای دینامیک غیرخطی است، پیچیدگی مسئله را بیشتر می کند. در واقع مسئله از یک مسئله دینامیکی ساده تک جسمی پهناد، به یک مسئله چندجسمی پهناد و بازوی رباتیکی تبدیل می شود.

در پژوهش های قبلی عمدتاً دینامیک پهناد و بازو مستقل از هم تحلیل می شد و اثرات بازو بر پهناد و اثر محیط بر بازو به صورت اغتشاش در نظر گرفته می شد. در این پژوهش ها معمولاً هدف، تعامل با محیط به وسیله کنترل کننده موقعیت بود و تلاش پژوهشگران در جهت تخمین اغتشاشات و اضافه نمودن جبران ساز برای تعدیل اثر آن ها به منظور کنترل موقعیت بهتر بود. اما در مقاله حاضر علاوه بر استخراج دینامیک یکپارچه مجموعه پهناد و بازو، کنترل هم زمان موقعیت و نیروی اعمالی به مجری نهایی برای تعامل با محیط انجام شده است. علاوه بر این، کنترل کننده نیروی مورد استفاده در این سیستم که مبتنی بر دینامیک سیستم های مقید است، بر خلاف کنترل کننده های مرسوم نیروی بازوهای رباتیک، مستقل از ضریب سفتی سطح می باشد. این الگوریتم کنترلی بایستی به نحوی عمل کند که مجری نهایی بازو با محیط در تعامل باشد و به آن نیرو اعمال نماید. در واقع مجری نهایی بایستی علاوه بر ردیابی مسیر در راستای مماس بر سطح، یک نیروی عمودی بر آن نیز وارد نماید. با طراحی این الگوریتم می توان وظایف مختلفی را برای این سیستم ها متصور شد. به عنوان مثال وظایفی مانند تمیز نمودن یا بررسی صافی سطح در ارتفاع (با قراردادن سنسور مناسب)، تحریک یک سازه برای تحلیل های ارتعاشاتی و یا فشردن کلید قطع اضطراری سیستم های

۳. از اصطکاک بین مجری نهایی بازو و محیط صرف نظر شده است.

۴. باتوجه به اینکه تعامل سیستم با محیط در سرعت های کم انجام می شود از نیروهای مقاومت هوا که با سرعت متناسب می باشد صرف نظر شده است.

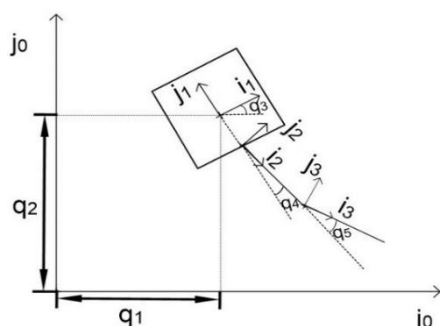


شکل ۶ پیکربندی هگزاروتور مجهز به بازو

لینک اول نسبت به پرنده

۴. q_5 : زاویه دوران دستگاه ۳ نسبت به دستگاه ۲ (زاویه دوران

لینک دوم نسبت به لینک اول)



شکل ۷ شماتیک سیستم به همراه دستگاه های مختصات و مختصات تعمیم یافته

برای محاسبه سینماتیک مسئله، ماتریس همگن انتقال و دوران دستگاه های مختصات نیز تعریف شده و به صورت رابطه ۰ محاسبه می شود [12]. (برای رعایت ابعاد ماتریس ها، یک سطر عدد ثابت ۱ به انتهای بردارهای موقعیت افزوده می شود.) به عنوان مثال ماتریس همگن انتقال و دوران دستگاه ۰ به دستگاه ۱:

$$H_0^1 = TR \quad (1)$$

که در آن T ماتریس انتقال و R ماتریس دوران است. به عنوان نمونه منظور از T_x^{q1} ماتریس انتقال در راستای محور x به اندازه q_1 و منظور از R_z^{q3} ماتریس دوران در راستای محور z به اندازه q_3 است.

سینماتیک پرنده

برای محاسبه سینماتیک پرنده، ماتریس همگن با ضرب ماتریس های انتقال به اندازه q_1, q_2 به ترتیب در دو راستای x, y و ماتریس دوران به اندازه q_3 حول محور z ، به صورت زیر محاسبه می شود.

$$H_0^1 = T_x^{q1} T_y^{q2} R_z^{q3} \quad (2)$$

مختصات مرکز پرنده نیز در دستگاه ۱ به صورت زیر است.

$$p_1^1 = [0 \ 0 \ 0 \ 1]^T \quad (3)$$

یادآوری می شود که سطر عدد ۱ اضافه شده به p_1^1 تنها به منظور رعایت ابعاد در ضرب ماتریسی می باشد.

مختصات مرکز پرنده در دستگاه اینرسی صفر به کمک تبدیل

مدل سازی سینماتیکی

برای مدل سازی دینامیکی سیستم ابتدا بایستی مدل سینماتیکی آن استخراج گردد. برای این منظور بایستی دستگاه های مختصات مناسب تعیین گردد. برای این مسئله ۴ دستگاه مختصات تعریف گردیده است که در شکل (۷) مشخص می باشد. این دستگاه ها عبارت اند از:

۱. دستگاه ۰: دستگاه مختصات ثابت و متصل به زمین که محور z آن خلاف جهت گرانش است.

۲. دستگاه ۱: دستگاه بدنی متصل به مرکز پرنده

۳. دستگاه ۲: دستگاه بدنی متصل به لینک اول در محل اتصال به پرنده

۴. دستگاه ۳: دستگاه بدنی متصل به لینک دوم در محل اتصال به لینک اول

در این دستگاه ها راستای های i, j, k به ترتیب همان راستای های x, y, z هستند. در ادامه برای نوشتن سینماتیک مسئله، بایستی مختصات تعمیم یافته نیز تعریف گردد که به صورت زیر در نظر گرفته می شود:

۱. q_1, q_2 : مختصات موقعیت مرکز پرنده در دستگاه اینرسی صفر

۲. q_3 : مختصه تعمیم یافته که برای جهت گیری پرنده تعریف می گردد. (در این مسئله زاویه دوران عمود بر صفحه یعنی زاویه پیچ پرنده)

۳. q_4 : زاویه دوران دستگاه ۲ نسبت به دستگاه ۱ (زاویه دوران

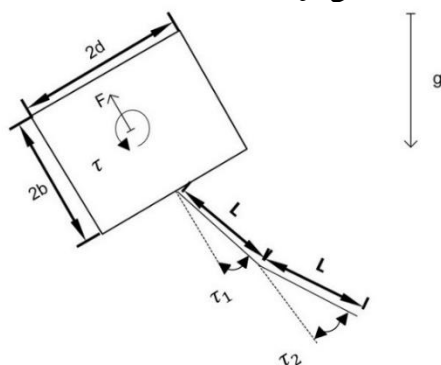
و در نهایت معادلات حرکت سیستم به صورت زیر استخراج می شود.

$$\frac{d}{dt} \left\{ \frac{\partial Lg}{\partial \dot{q}_i} \right\} - \left\{ \frac{\partial Lg}{\partial q_i} \right\} = Q_i, i = 1, 2, 3, 4, 5 \quad (10)$$

که در رابطه Q_i ها ورودی های سیستم هستند که با روش کار مجازی به صورت زیر محاسبه می شوند.

$$Q_1 = -F \sin q_3, Q_2 = F \cos q_3, Q_3 = \tau, Q_4 = \tau_1, Q_5 = \tau_2 \quad (11)$$

در رابطه (۱۱)، F برآیند نیروی موتورها، τ برآیند گشتاور موتورها، τ_1 گشتاور اعمالی از پرنده به لینک اول بازو و τ_2 گشتاور اعمالی به لینک دوم بازو از طریق لینک اول می باشد که در شکل ۸ دیده می شوند.



شکل ۸ شماتیک سیستم به همراه ابعاد، نیرو و گشتاورهای وارد به آن

تمامی معادلات به کمک نرم افزار متلب استخراج و به فرم کلی زیر درآمده است.

$$M(q)\ddot{q} + h(q, \dot{q}) = B(q)T \quad (12)$$

$$\ddot{q} = \begin{bmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \\ \ddot{q}_3 \\ \ddot{q}_4 \\ \ddot{q}_5 \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} -\sin q_3 & 0 & 0 & 0 \\ \cos q_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, T = \begin{bmatrix} F \\ \tau \\ \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix}$$

در رابطه (۱۲)، $M(q)$ ماتریس جرم، $h(q, \dot{q})$ ماتریس ترم-های غیرخطی مانند اثرات کریولیس و T ماتریس ورودی های سیستم است.

همگن به صورت زیر محاسبه می شود.

$$\rho_0^1 = H_0^1 \rho_1^1 \quad (4)$$

همچنین سرعت مرکز جرم پرنده با مشتق گیری از موقعیت آن به صورت زیر به دست می آید.

$$v_0^1 = \dot{\rho}_0^1 \quad (5)$$

بردار سرعت زاویه ای پرنده نیز بر حسب زاویه دوران پیچ نسبت به دستگاه اینرسی ۰ به صورت زیر است.

$$\omega_0^1 = [\dot{q}_3 \quad 0 \quad 0]^T \quad (6)$$

سینماتیک لینک اول و دوم

به طور مشابه برای لینک اول و دوم سینماتیک محاسبه می شود. در این محاسبات، v_0^2 سرعت مرکز لینک اول نسبت به دستگاه اینرسی ۰، v_0^3 سرعت مرکز لینک دوم نسبت به دستگاه اینرسی ۰، ω_0^2 و بردار سرعت زاویه ای لینک اول نسبت به دستگاه اینرسی ۰ و ω_0^3 بردار سرعت زاویه ای لینک دوم نسبت به دستگاه اینرسی ۰ می باشد.

مدل سازی دینامیکی

برای محاسبه معادلات دینامیکی سیستم از روش اویلر - لاگرانژ استفاده می شود و لاگرانژین به صورت زیر محاسبه می شود [13].

$$Lg = T - V \quad (7)$$

که در رابطه بالا T انرژی جنبشی یک جسم صلب و V انرژی پتانسیل آن نسبت به یک میدان گرانش است. لاگرانژین پرنده به صورت زیر محاسبه می شود.

$$Lg_h = T_h - V_h = \frac{1}{2} v_0^{1'} m_1 v_0^1 + \frac{1}{2} \omega_0^{1'} I_1 \omega_0^1 - m_1 g \rho_0^1 \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (8)$$

که در رابطه بالا m_1 جرم پرنده و I_1 ماتریس ممان اینرسی پرنده حول دستگاه گذرنده از مرکز جرم پرنده و هم جهت دستگاه بدنی ۱ است. به طور مشابه لاگرانژین برای لینک اول و دوم (Lg_{a1} و Lg_{a2}) با استفاده از سرعت ها و سرعت های زاویه ای به دست آمده در قسمت سینماتیک، محاسبه می شود و لاگرانژین کل سیستم به صورت معادله ۰ نوشته می شود.

$$Lg = Lg_h + Lg_{a1} + Lg_{a2} \quad (9)$$

$$\begin{bmatrix} \Omega_1^2 \\ \Omega_2^2 \\ \Omega_3^2 \\ \Omega_4^2 \\ \Omega_5^2 \\ \Omega_6^2 \end{bmatrix} = \frac{1}{6bl} \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 1 & -\sqrt{3} \\ 1 & -\sqrt{3} \\ 1 & 0 \\ 1 & \sqrt{3} \\ 1 & \sqrt{3} \end{bmatrix} [F] \quad (15)$$

که در رابطه بالا، F برآیند نیروی موتورها و τ برآیند گشتاور موتورها مطابق با نحوه نمادگذاری برای این مقاله می باشد.

کنترل کنترل موقعیت

سیستم دینامیکی مورد بررسی دارای ۵ درجه آزادی، ۴ ورودی و ۲ خروجی (x, y مجری نهایی) است. باتوجه به اینکه تعداد عملگرها از تعداد درجات آزادی سیستم کمتر است، سیستم دارای نقصان عملگر می باشد. رویکردهای مختلفی برای کنترل سیستمها با نقصان عملگر وجود دارد روشی که در این مقاله استفاده شده است، استفاده از رویکرد به کار برده شده در [10] می باشد. در این روش بخشی از ورودیهای سیستم، برای ارضاء قیدهای مصنوعی استفاده شده و بخش دیگری از ورودیهای سیستم، در جهت خواسته های کلی ربات به کار گرفته می شود. باتوجه به اینکه خروجی مطلوب ۲ عدد (x, y مجری نهایی) و ورودیهای سیستم ۴ عدد است، دو ورودی τ_1 و τ_2 برای کنترل مجری نهایی بازوی دولینکی، تحت عنوان $C = \begin{bmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \end{bmatrix}$ اختصاص داده می شود و F و τ برای کنترل موقعیت پرنده تحت عنوان $U = \begin{bmatrix} F \\ \tau \end{bmatrix}$ در نظر گرفته می شود. معادلات حرکت سیستم که قبلا به صورت رابطه (۱۲) استخراج گردید، با اضافه نمودن قیدها به صورت زیر نوشته می شود.

$$M(q)\ddot{q} + h(q, \dot{q}) = B(q)T \\ g_i(q, t) = 0, i = 1, 2 \quad (16)$$

g_i ها در واقع قیدهایی هستند که در صورت ارضا شدن مطلوب مسئله حاصل می شود. در این مسئله رابطه سینماتیک مستقیم مجری نهایی برای این قیدها، به صورت زیر در نظر گرفته می شود.

$$x = q_1 + b \sin q_3 + l \sin(q_3 + q_4) + l \sin(q_3 + q_4 + q_5) \quad (17)$$

رابطه بین برآیند نیروها و گشتاورها با سرعت موتورها

در [11] رابطه بین مولفه نیرو و گشتاورها با دور موتورها به صورت رابطه (۱۳) آورده شده است.

$$\begin{bmatrix} F_t \\ M_x \\ M_y \\ M_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} b & b & b & b & b & b \\ -bl & -bl & -bl & bl & bl & bl \\ \frac{-bl\sqrt{3}}{2} & 0 & \frac{bl\sqrt{3}}{2} & \frac{bl\sqrt{3}}{2} & 0 & -\frac{bl\sqrt{3}}{2} \\ \frac{2}{-c} & c & \frac{2}{-c} & \frac{2}{c} & -c & c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Omega_1^2 \\ \Omega_2^2 \\ \Omega_3^2 \\ \Omega_4^2 \\ \Omega_5^2 \\ \Omega_6^2 \end{bmatrix} \quad (13)$$

در رابطه (۱۳)، $\Omega_1, \Omega_2, \dots, \Omega_6$ دور موتورهای هگزاروتور، b ضریب نیروی لیف ملخ موتورها، c ضریب درگ ملخ موتورها، l طول بازوی متصل به موتور هگزاروتور، F_t برآیند عمودی نیروی موتورها، M_x, M_y, M_z سه مولفه گشتاوری برآیند ناشی نیروی موتورها بر بدنه هگزاروتور، می باشد. همچنین برای محاسبه دور موتورها بر حسب نیرو و گشتاورهای برآیند، ماتریس شبه معکوس رابطه (۱۳) محاسبه می شود که به صورت رابطه (۱۴) خواهد بود.

$$\begin{bmatrix} \Omega_1^2 \\ \Omega_2^2 \\ \Omega_3^2 \\ \Omega_4^2 \\ \Omega_5^2 \\ \Omega_6^2 \end{bmatrix} = \frac{1}{6bl} \begin{bmatrix} 1 & 2 & 0 & -\frac{bl}{c} \\ 1 & 1 & -\sqrt{3} & \frac{bl}{c} \\ 1 & -1 & -\sqrt{3} & -\frac{bl}{c} \\ 1 & -2 & 0 & \frac{bl}{c} \\ 1 & -1 & \sqrt{3} & -\frac{bl}{c} \\ 1 & 1 & \sqrt{3} & \frac{bl}{c} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_t \\ M_x \\ M_y \\ M_z \end{bmatrix} \quad (14)$$

رابطه (۱۴) بیانگر این موضوع است که مستقل از وضعیت پرنده در هر لحظه، می توان برآیند نیرو و گشتاورهای وارد بر پرنده را به دور موتورها نگاشت نمود. برای این مسئله باتوجه به حرکت دوبعدی سیستم، رابطه (۱۴) به صورت رابطه (۱۵) ساده می گردد.

گردد.

$$g_i(q, t) = \delta_i, i = 1, 2 \quad (24)$$

کنترل مدار بسته طراحی شده باید بتواند مقدار انحراف را به نحو مجانبی به صفر میل دهد. برای طراحی کنترل کننده مربوط، از رابطه (۲۴) دو بار مشتق گرفته می شود و رابطه (۲۵) حاصل می شود.

$$A_{2 \times 5} \ddot{q} + \bar{A}_{2 \times 5} \dot{q} = E(t) + \ddot{\delta} \quad (25)$$

با افزودن این معادله به معادلات (۲۲) معادلات حرکت سیستم با در نظر گرفتن انحراف در قیدها به صورت زیر به دست می آید.

$$\tilde{M} \ddot{q} + \tilde{h} = \tilde{B}U + \tilde{D}\ddot{\delta} \quad (26)$$

که در آن

$$\tilde{M} = \begin{bmatrix} \bar{M} \\ \bar{A} \end{bmatrix}, \tilde{h} = \begin{bmatrix} \bar{h} \\ \bar{A}\dot{q} - E(t) \end{bmatrix}, \tilde{B} = \begin{bmatrix} \bar{B} \\ 0 \end{bmatrix}, \tilde{D} = \begin{bmatrix} 0_{3 \times 2} \\ I_{2 \times 2} \end{bmatrix}$$

است.

در رابطه بالا $I_{2 \times 2}$ ماتریس مربعی واحد، و $0_{3 \times 2}$ ماتریس صفر است. با جاگذاری $\ddot{q}$ از رابطه (۲۶) در رابطه (۲۳)، فرم معادلات برای ورودی های بازوی دو لینیکی به صورت زیر به دست می آید.

$$M'\ddot{\delta} + h' = B_{22}C \quad (27)$$

که در آن

$$M' = M_2 \tilde{M}^{-1} \tilde{D}$$

$$h' = M_2 \tilde{M}^{-1} (\tilde{B}U - \tilde{h}) + h_2 - B_{21}U$$

است.

با انتخاب C به صورت زیر

$$C = B_{22}^{-1} [M'(-K_v \dot{\delta} - K_p \delta) + h'] \quad (28)$$

و جاگذاری در رابطه (۲۷) معادله دینامیک خطای δ به صورت زیر خواهد بود.

$$\ddot{\delta} + K_v^C \dot{\delta} + K_p^C \delta = 0 \quad (29)$$

بنابراین با انتخاب ماتریس ضرایب به صورت مثبت معین، همگرایی خطا به صفر تضمین می شود.

کنترل مقید نیرو

روش های انجام شده برای کنترل نیرو معمولاً متکی به اطلاع از رابطه نیرو - جابجایی برای محیط هستند (به طور مثال $f = k_e x$).

$$y = q_2 - b \cos q_3 - l \cos(q_3 + q_4) - l \cos(q_3 + q_4 + q_5) \quad (18)$$

$$g_1 = x - x_d \quad (19)$$

$$g_2 = y - y_d \quad (20)$$

که در روابط (۱۷) تا (۲۰)، y, x به ترتیب موقعیت طولی و عرضی و y_d, x_d به ترتیب موقعیت مطلوب طولی و عرضی مجری نهایی می باشد. حال می توان مسئله را بر حسب ورودی های در نظر گرفته شده به صورت زیر بیان نمود.

$$\begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \end{bmatrix} \ddot{q} + \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} \\ B_{21} & B_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U \\ C \end{bmatrix} \quad (21)$$

که در آن

$$B_{11} = \begin{bmatrix} -\sin q_3 & 0 \\ \cos q_3 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad B_{12} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$B_{21} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad B_{22} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$$

است.

با ضرب طرفین رابطه (۲۱) در $[I \quad -B_{12}B_{22}^{-1}]$ به شرط آنکه ماتریس B_{22} وارون پذیر باشد، (که وارون پذیر هست) برای سطر اول معادله، رابطه (۲۲) به صورت زیر دست می آید.

$$\bar{M} \ddot{q} + \bar{h} = \bar{B}U \quad (22)$$

که در آن

$$\bar{M}_{3 \times 5} = M_1 - B_{12}B_{22}^{-1}M_2$$

$$\bar{h}_{3 \times 1} = h_1 - B_{12}B_{22}^{-1}h_2$$

$$\bar{B} = B_{11} - B_{12}B_{22}^{-1}B_{21}$$

است.

از طرف دیگر می توان C را از حل سطر دوم رابطه (۲۱) به صورت رابطه (۲۳) محاسبه نمود.

$$C = B_{22}^{-1} (M_2 \ddot{q} + h_2 - B_{21}U) \quad (23)$$

در معادله 0، C نشان دهنده رابطه ای است که باعث اعمال g_i ها به صورت قید مصنوعی می شود.

برای طراحی کنترل کننده مدار بسته به منظور اعمال قیدهای مصنوعی، فرض می شود که در حین حرکت قیدهای مصنوعی شکسته شده و در موقعیت مجری نهایی به اندازه δ انحراف ایجاد

$$\dot{\underline{q}} = \underline{\Sigma} \dot{\underline{x}} \quad (36)$$

$$\ddot{\underline{q}} = \underline{\Sigma} \ddot{\underline{x}} + \dot{\underline{\Sigma}} \dot{\underline{x}} \quad (37)$$

که در آن تابع $\underline{\Sigma}$ نشاندهنده ژاکوبین $\underline{q}$ برحسب $\underline{x}$ است که به صورت زیر بیان می شود.

$$\underline{\Sigma} = \frac{\partial \underline{g}}{\partial \underline{x}} \quad (38)$$

با جای گذاری روابط فوق برای $\dot{\underline{q}}$ و $\ddot{\underline{q}}$ در معادلات حرکت سیستم بازوی دو درجه آزادی (رابطه (۲۳)) و پیش ضرب آن در $\underline{\Sigma}^T$ معادلات کاهش مرتبه یافته سیستم به صورت زیر به دست می آید.

$$\underline{M}^* \ddot{\underline{x}} + \underline{h}^* = \underline{\tau}^* \quad (39)$$

که در آن

$$\underline{M}^* = \underline{\Sigma}^T \underline{M}_2 \underline{\Sigma}, \quad \underline{h}^* = \underline{\Sigma}^T \underline{h}_2, \quad \underline{\tau}^* = \underline{\Sigma}^T [\underline{B}_{22} \underline{C} + \underline{B}_{21} \underline{U}]$$

است و کنترل کننده

$$\underline{C} = \underline{B}_{22}^{-1} [\underline{M}_2 \underline{\Sigma} (\ddot{\underline{x}}_d + k_v \dot{\underline{x}} + k_p \underline{\tilde{x}}) + \underline{h}_2 + \underline{A}^T (\underline{\lambda}_d + k_f \underline{\tilde{\lambda}}) - \underline{B}_{21} \underline{U}]$$

(۴۰)

که در آن $\underline{\tilde{x}} = \underline{x}_d - \underline{x}$ و $\underline{\tilde{\lambda}} = \underline{\lambda}_d - \underline{\lambda}$ به ترتیب انحراف مجری نهایی بازو از مسیر حرکت و انحراف نیرو از مقدار مطلوب هستند. و کنترل کننده رابطه (۴۰) مقادیر خطای موقعیت و نیرو را به صفر میل داده و موجب تامین موقعیت و نیروی مطلوب می شود. برای اثبات این کار کافیست مقدار کنترل کننده رابطه (۴۰) در معادلات حرکت سیستم مقید (رابطه ۰) قرار داده شود در این صورت خواهیم داشت.

$$\underline{M}_2 \underline{\Sigma} (\ddot{\underline{x}}_d + k_v \dot{\underline{x}} + k_p \underline{\tilde{x}}) + \underline{A}^T (\underline{\lambda}_d + k_f \underline{\tilde{\lambda}}) = 0 \quad (41)$$

با پیش ضرب رابطه فوق در $\underline{\Sigma}^T$ و توجه به رابطه (۳۵) (که نتیجه می دهد $\underline{\Sigma}^T \underline{A}^T = 0$)، رابطه (۴۲) به صورت زیر به دست می آید.

$$\underline{M}^* (\ddot{\underline{x}}_d + k_v \dot{\underline{x}} + k_p \underline{\tilde{x}}) = 0 \quad (42)$$

که باتوجه به معکوس پذیر بودن $\underline{M}^* = \underline{\Sigma}^T \underline{M}_2 \underline{\Sigma}$ نتیجه می دهد.

$$\begin{aligned} \ddot{\underline{x}}_d + k_v \dot{\underline{x}} + k_p \underline{\tilde{x}} &= 0 \\ \underline{\tilde{x}}, \dot{\underline{\tilde{x}}} &\rightarrow 0 \text{ as } t \rightarrow \infty \end{aligned} \quad (43)$$

با جای گذاری رابطه (۴۳) در رابطه (۴۱) برای خطای نیرو

در این قسمت روشی مبتنی بر دینامیک سیستم مقید معرفی خواهد شد که نیازی به اطلاع از رابطه نیرو - جابه جایی برای محیط ندارد. به این منظور فرض می شود که تماس ربات با محیط موجب ایجاد قید شده و عملاً مانع حرکت ربات به سمت داخل محیط می شود. در این صورت برای یک ربات n درجه آزادی غیرافزونه که در اثر تماس با محیط دارای p قید شده است، می توان قیدها را به صورت معادله (۳۰) نوشت. همچنین معادلات حرکت سیستم به صورت معادله (۳۱) بیان می گردد.

$$\Psi_i(\underline{q}) = 0 \quad i = 1, 2, \dots, p \quad (30)$$

$$\underline{M}_{n \times n} \ddot{\underline{q}}_{n \times 1} + \underline{h}_{n \times 1} = \underline{B}_{n \times m} \underline{\tau}_{m \times 1} + \underline{A}_{n \times p}^T \underline{\lambda}_{p \times 1} \quad (31)$$

که در رابطه (۳۱)، $\underline{\lambda}_{p \times 1}$ (تکثیرکننده لاگرانژ) مقدار نیروهای قیدی سیستم هستند و ماتریس $\underline{A}_{n \times p}$ نشاندهنده ژاکوبین معادلات قید است که به صورت زیر بیان می شود.

$$\underline{A} \dot{\underline{q}} = 0 \quad \text{یا} \quad \underline{A} = \frac{\partial \underline{\Psi}}{\partial \underline{q}} \quad (32)$$

در این مقاله برای کنترل بازوی رباتیک دو درجه آزادی مقدار $n = 2$ می باشد. همچنین تنها یک درجه آزادی مجری نهایی مقید شده است بنابراین یک معادله قید وجود دارد ($p = 1$). معادله این قید سینماتیک مستقیم بازو در راستای محور طولی موقعیت مجری نهایی، در حالتی که موقعیت پرنده ثابت است، به صورت زیر در نظر گرفته می شود.

$$\Psi_1(\underline{q}) = l \sin(q_4) + l \sin(q_4 + q_5) - x_d = 0 \quad (33)$$

حال برای سیستم مقید فوق $\underline{x}_{n-p}$ نشان دهنده $n - p$ متغیر مستقل باشد که به کمک آن همواره بتوان به نحوه یگانه ای (با در نظر گرفتن معادلات قید) مقادیر $q_1, \dots, q_n$ را محاسبه نمود (در این مسئله مقادیر q_4, q_5 به قسمی که

$$\underline{q} = \underline{g}(\underline{x}) \quad (34)$$

$$\underline{A} \frac{\partial \underline{g}}{\partial \underline{x}} = 0 \quad (35)$$

در واقع $\underline{g}(\underline{x})$ معادله سینماتیک معکوس بازوی دو درجه آزادی در حالتی که در تماس با دیوار مقید شده، است و با در نظر گرفتن رابطه (۳۵) به نحوه یگانه ای مقادیر q_4, q_5 را محاسبه می کند. براین اساس با دو بار مشتق گیری از رابطه ۰ خواهیم داشت.

شبیه سازی

در ادامه به شبیه سازی کنترل کننده طراحی شده در یک محیط نرم افزار پر داخته خواهد شد. محیط نرم افزار در نظر گرفته شده برای این منظور، SimMechanics است. این نرم افزار امکان شبیه سازی و تحلیل سیستم های مکانیکی مانند ربات ها، سیستم های تعلیق خودرو، تجهیزات ساخت و ساز و ... را در یک محیط نزدیک به واقعیت فراهم می کند. جهت استفاده از این نرم افزار کافی است مدل فیزیکی مکانیزم مورد نظر را با بهره گیری از بلوک های موجود در کتابخانه (بلوک های نماینده لینک ها، مفاصل و عناصر نیرویی و ...) ایجاد کرده و در ضمن آن شرایط اولیه حرکت لینک ها و مفاصل را نیز تعریف نمود. پس از آن شبیه سازی و تحلیل دینامیکی مکانیزم بر اساس روابط هندسی و معادلات سینماتیکی و دینامیکی موجود، توسط این نرم افزار امکان پذیر بوده و می توان خروجی های مورد نظر را در مدت زمان شبیه سازی مشاهده کرد.

مأموریت اول: اعمال نیرو به دیوار و نوسان مجری نهایی در راستای مماس بر سطح

در این مأموریت ابتدا مجموعه هگزاروتور و بازوی دو درجه آزادی در یک نقطه اولیه از فضا قرار می گیرند. هدف اعمال نیروی افقی ۱ نیوتونی به دیوار، هم زمان با نوسان عمودی ۵ سانتیمتری در راستای مماس بر سطح، توسط مجری نهایی است. این مأموریت می تواند کاربرهایی مانند تمیز نمودن سطوح و یا بررسی صافی سطح (با قراردادن سنسور مناسب روی مجری نهایی) داشته باشد. در این مأموریت برای بازوی دو درجه آزادی از قانون کنترلی مطابق رابطه (۴۶) استفاده شده است. همچنین برای کنترل پرنده از کنترل کننده سلسله مراتبی مشتق گیر - تناسبی PD به همراه یک جبران ساز وزن سیستم مطابق رابطه (۵۰) استفاده شده است.

برای شبیه سازی ابتدا یک هگزاروتور به همراه بازوی دو درجه آزادی مدل سازی شده است که تصویر آن در شکل (۹) دیده می شود. دستگاه های مختصات مناسب نیز در نرم افزار اضافه گردید. در ادامه قید های بین این قطعات تعریف گردید. به عنوان مثال بین لینک اول بازو و هگزاروتور یک مفصل لولایی تعریف گردید.

ثابت می شود.

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \underline{A}^T (\underline{I} + \underline{k}_f) \underline{\tilde{\lambda}} = 0 \quad (44)$$

باتوجه به اینکه ستون های ماتریس $\underline{A}^T$ مستقل خطی هستند (وجود p قید مستقل) و باتوجه به اینکه ماتریس $\underline{I} + \underline{k}_f$ مثبت معین است. (با فرض اینکه ماتریس $\underline{k}_f$ یک ماتریس قطری مثبت معین باشد) حتماً $\underline{A}^T (\underline{I} + \underline{k}_f)$ معکوس پذیر است در نتیجه:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \underline{\tilde{\lambda}} = 0 \quad (45)$$

ترکیب کنترل کننده موقعیت با کنترل کننده مقید نیرو

باتوجه به اینکه کنترل کننده مقید نیرو، برای زمانی است که مجری نهایی با محیط تماس داشته باشد و مسیر مطلوب را طی کند، برای استفاده از این کنترل کننده، بایستی با یک کنترل کننده موقعیت به صورت رابطه (۴۱) ترکیب شود. این کار به این دلیل انجام می شود که قبل از تماس مجری نهایی با سطح محیط، سیستم دارای ۵ درجه آزادی مستقل است و کنترل کننده مربوط به موقعیت با این ۵ درجه آزادی سروکار دارد. اما پس از تماس مجری نهایی با سطح محیط، سیستم مقید شده و تعداد درجات آزادی آن به ۴ کاهش می یابد.

$$\begin{aligned} \tau = & K_{pos}(\text{Position Controller}) + \\ & K_{force}(\text{Constraint Force Controller}) + \\ & \text{Non Linear Terms in Equation of Motion} + \\ & \text{External Force} \end{aligned} \quad (46)$$

در قانون کنترلی رابطه (۴۶). K_{pos} ضریب کنترل کننده موقعیت و K_{force} ضریب کنترل کننده مقید نیرو در هنگام تماس مجری نهایی با محیط است. برای انتخاب ضرایب K_{pos} و K_{force} بایستی به نحوی عمل شود که قبل از تماس با سطح، تنها کنترل کننده موقعیت و در هنگام تماس با سطح، تنها کنترل کننده مقید نیرو سیستم را کنترل نماید. برای ضرایب ذکر شده روابط (۴۷) و (۴۸) انتخاب گردیده است. که در این روابط x موقعیت طولی مجری نهایی، x_e موقعیت طولی سطح محیط و u تابع پله واحد است.

$$K_{pos} = 1 - u(x - x_e) \quad (47)$$

$$K_{force} = u(x - x_e) \quad (48)$$

در رابطه (Δ_0) ، K_p^U و K_v^U به ترتیب ماتریس ضرایب کنترلی تناسبی و مشتق‌گیر برای کنترل هگزاروتور هستند و به صورت زیر انتخاب شده است.

$$K_p^U = \begin{bmatrix} 3 & 0 \\ 0 & 1.5 \end{bmatrix}, K_v^U = \begin{bmatrix} 5 & 0 \\ 0 & 3 \end{bmatrix}$$

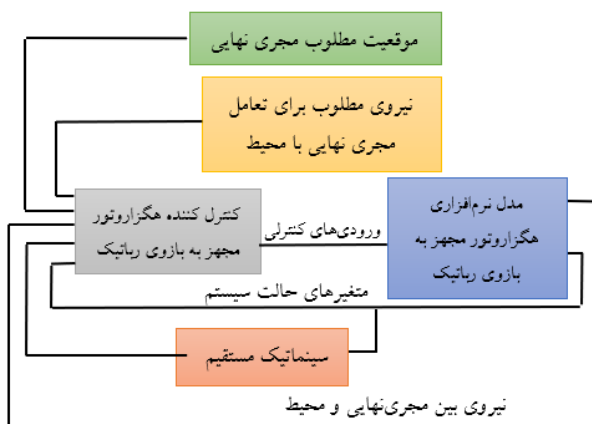
همچنین ضرایب کنترلی تناسبی و مشتق‌گیر کنترل موقعیت برای بازوی دو درجه آزادی (رابطه ۵) به صورت زیر انتخاب می‌شود.

$$K_p^C = \begin{bmatrix} 7 & 0 \\ 0 & 3.8 \end{bmatrix}, K_v^C = \begin{bmatrix} 9 & 0 \\ 0 & 7.3 \end{bmatrix}$$

ضریب سفتی سطح نیز به صورت زیر تعریف می‌گردد. البته باتوجه به اینکه کنترل‌کننده مقید نیرو مستقل از ضریب سفتی سطح می‌باشد، تا جایی که عملگرهای سیستم دچار اشباع نشوند، نیروی مطلوب عمود بر سطح اعمال می‌گردد.

$$K_e = \begin{bmatrix} 1000 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

ضریب کنترل‌کننده مقید نیرو نیز برابر با $k_f = 2$ انتخاب می‌گردد. همچنین نیرو مطلوب برابر $\lambda_d = 1N$ انتخاب می‌شود.

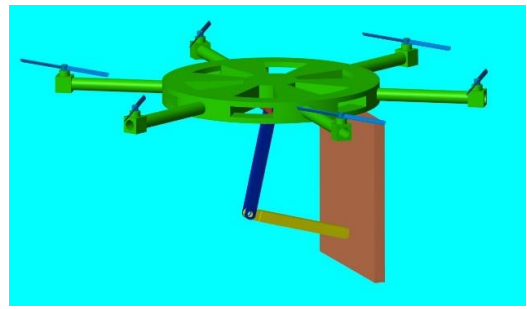


شکل ۱۰ بلوک دیاگرام هگزاروتور مجهز به بازو و کنترل‌کننده پیاده شده در محیط شبیه‌ساز SimMechanics

برای شبیه‌سازی شرایط زیر در نظر گرفته شده است.

۱. جرم پرنده و هر لینک بازو به ترتیب ۲۰۰ گرم و ۵۰ گرم، هندسه هگزاروتور استوانه‌ای شکل، به ابعاد 4×20 سانتی‌متر و طول هر لینک بازو ۲۰ سانتی‌متر است.
۲. پرنده در لحظه شروع دارای شرایط اولیه به صورت زیر است.

$$x_0 = [0 \ 0 \ 0 \ -10^\circ \ 110^\circ \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]^T$$
۳. هدف اعمال نیرو ۱ نیوتونی عمودی بر سطح با نوسان عمودی مجری نهایی با دامنه ۵ سانتی‌متر است.



شکل ۹ پیکربندی سیستم شبیه‌سازی شده در نرم‌افزار برای تماس با دیوار

همچنین مختصات تعمیم‌یافته مناسب برای کنترل سیستم، تعریف شده و به کنترل‌کننده داده شود تا ورودی کنترلی مناسب را به سیستم اعمال نماید. با توجه به اینکه در حین شبیه‌سازی، نیاز به اندازه‌گیری نیروی تماسی بین مجری نهایی و سطح وجود دارد، برای این منظور سنسور اندازه‌گیری نیرو، بین مجری نهایی و سطح تعریف شده است. در شکل (۱۰) بلوک دیاگرام سیستم برای شبیه‌سازی در نرم‌افزار آورده شده است. مختصات تعمیم یافته به همراه موقعیت مجری نهایی (که از همان مختصات‌های تعمیم یافته با روابط سینماتیک مستقیم استخراج می‌شود) به کنترل‌کننده داده شده است. همچنین مقدار مطلوب موقعیت و نیروی مجری نهایی به همراه نیروی واقعی (اندازه‌گیری شده توسط سنسور نیرو)، به کنترل‌کننده داده می‌شود. در نهایت کنترل‌کننده با در نظر گرفتن این مقادیر، ورودی‌های کنترلی مناسب را به مدل نرم‌افزاری پهناد مجهز به بازو، اعمال می‌کند. برای کنترل موقعیت سیستم قبل از تماس با دیوار، موقعیت مطلوب مجری نهایی به صورت زیر انتخاب می‌شود که به معنای حرکت عمودی مجری نهایی با دامنه ۵ سانتی‌متر است.

$$x_d = 0.1 \text{ m}, y_d = -0.1 - 0.05 \sin(t) \text{ m} \quad (49)$$

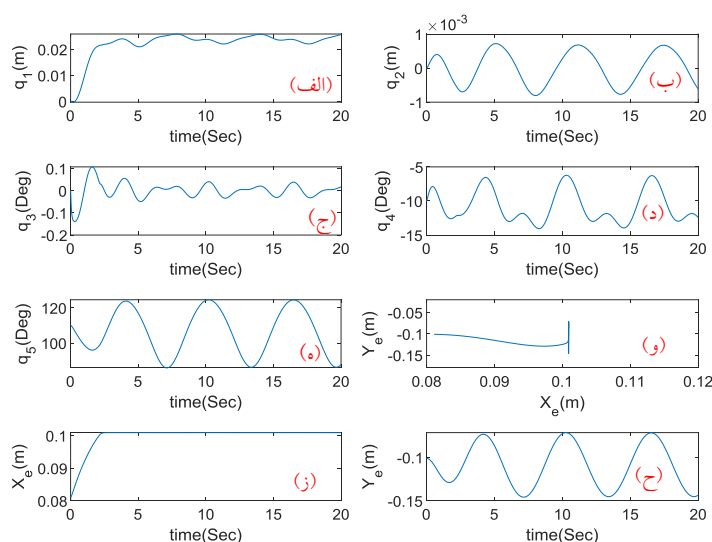
همچنین برای ورودی‌های هگزاروتور $U = \begin{bmatrix} F \\ \tau \end{bmatrix}$ یعنی ورودی‌های هگزاروتور، قانون کنترلی سلسله‌مراتبی به نحوی تعیین می‌شود که موقعیت مرکز هگزاروتور در فاصله ثابتی از محیط مورد تعامل بماند. جبران‌ساز وزن نیز در کنترل‌کننده رابطه ۵۰ اضافه شده است.

$$U = \begin{bmatrix} F \\ \tau \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (m_1 + m_2 + m_3)g \\ 0 \end{bmatrix} + K_v^U \begin{bmatrix} -\dot{q}_2 \\ 0.8\dot{q}_1 - \dot{q}_3 \end{bmatrix} + K_p^U \begin{bmatrix} -q_2 \\ 0.4q_1 - q_3 \end{bmatrix} \quad (50)$$

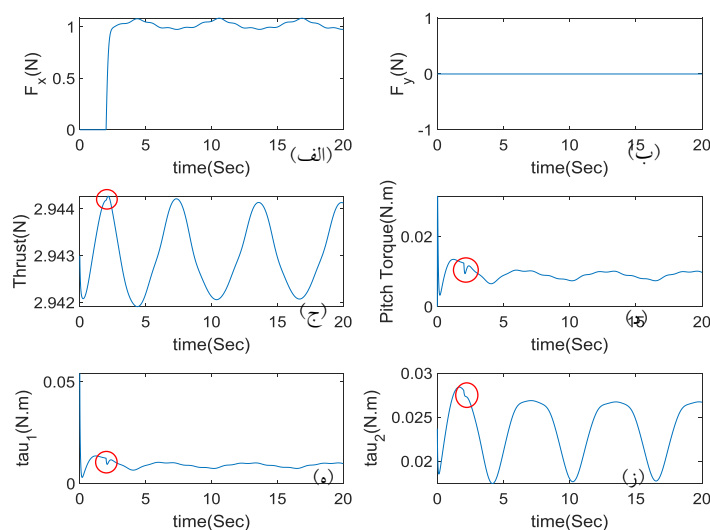
۲ ثانیه ردیابی مسیر عمودی توسط مجری نهایی با دقت مناسبی انجام شده است. همچنین موقعیت مرکز هگزاروتور (نمودار ۱-الف) و نمودار ۱-ب)) و زاویه پیچ آن (نمودار ۱-ج)) رفتاری نوسانی با دامنه کم از خود نشان می‌دهند. این نوسان هم به دلیل نقصان عملگر و وجود دینامیک داخلی، و هم ناشی از اغتشاش نوسانی نیروی باد می‌باشد که هر دو قابل انتظار بود. این نوسان در ورودی‌های کنترلی نیز مشاهده گردید. (از نمودار ۲-ج) تا نمودار ۲-ز)) بنابراین با توجه به اینکه خروجی‌های سیستم به مقادیر مطلوب همگرا شده و نوسان دینامیک داخلی محدود می‌باشد، عملکرد سیستم مورد قبول واقع می‌شود.

۴. باد با سرعت ۶ کیلومتر بر ساعت با دامنه نوسان ۲ کیلومتر بر ساعت به شبیه‌سازی اضافه شده است.

از نمودار ۱-الف) تا نمودار ۱-ه)، مختصات‌های تعمیم‌یافته سیستم آورده شده است که در این نمودارها اثرات دینامیک غیر خطی سیستم به خصوص نمودارهای (۱-الف، ج و د) به وضوح دیده می‌شود. همچنین با توجه به اینکه همواره مجری نهایی در حال حرکت می‌باشد، این رفتار در طول مدت شبیه‌سازی در سیستم باقی می‌ماند. نمودار ۱-و) موقعیت دوبعدی مجری نهایی، نمودار ۱-ز) و نمودار ۱-ح) به ترتیب موقعیت طولی و عرضی مجری نهایی برحسب زمان است. همان‌طور که در نمودار ۱-ز) و نمودار ۱-ح) مشخص است پس از طی حدود



نمودار ۱ نمودار مختصات تعمیم یافته، مسیر مجری نهایی و موقعیت طول و عرض مجری نهایی بر حسب زمان برای مأموریت اول

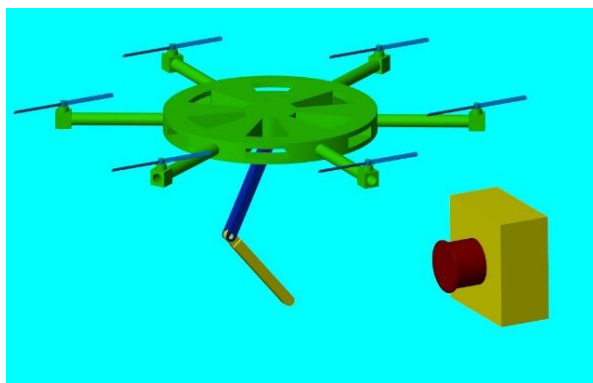


نمودار ۲ نیروی‌های وارد شده به مجری نهایی و سیگنال‌های کنترلی مأموریت اول

$$x_0 = [-0.1 \ 0.1 \ 0 \ -10^\circ \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]^T$$

۲. با توجه به اینکه محیط مورد تعامل سویچ قطع اضطراری می باشد، ماتریس ضریب سفتی محیط به صورت زیر می باشد.

$$K_e = \begin{bmatrix} 20 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

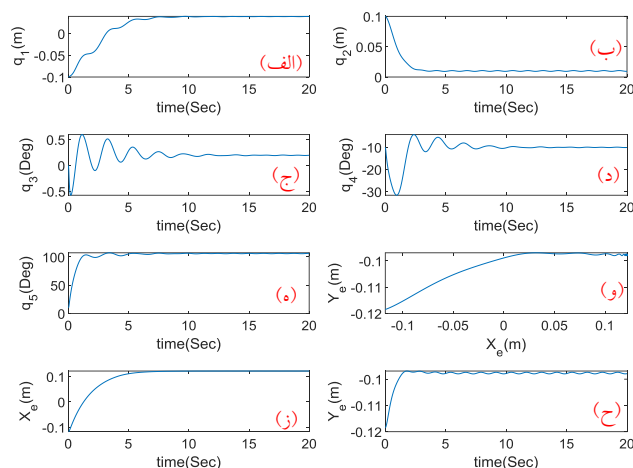


شکل ۱۱ سیستم شبیه سازی شده در نرم افزار برای فشردن کلید قطع اضطراری

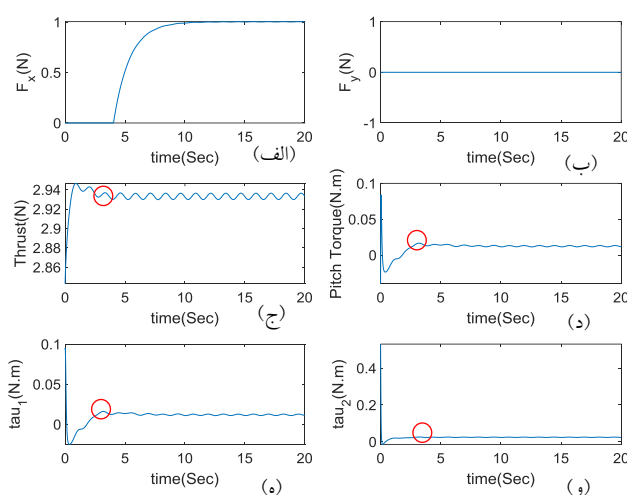
نتایج شبیه سازی این مأموریت در نمودار ۳ و ۴ آورده شده است. این نمودارها مشابه نمودارهای مأموریت اول هستند. با بررسی مختصات های تعمیم یافته، نمودار ۳- (الف) تا نمودار ۳- (ه)، نتیجه حاصل می شود که اثرات غیرخطی بر خلاف مأموریت اول به طور محسوسی مشاهده نگردید. این موضوع را می توان اینگونه توضیح داد که با توجه به ثابت بودن محل اعمال نیرو، این اثرات که در حرکت های نوسانی محسوس تر می شوند، کمتر در نتایج مشاهده گردید. همچنین همان طور که در نمودار ۴- (الف) مشخص است پس از طی حدود ۴ ثانیه مجری نهایی با سویچ تماس پیدا می کند و آن را فشرده می کند تا در نهایت نیروی ۱ نیوتونی بدون نوسان، به آن اعمال گردد. همچنین مشابه مأموریت اول موقعیت مرکز جرم و زاویه پیچ هگزاروتور، رفتاری نوسانی با دامنه محدود و کمتر از مأموریت اول از خود نشان می دهد. دلیل کم تر بودن این نوسان ثابت بودن موقعیت مجری نهایی است. این نوسان در سیگنال های کنترلی نیز دیده می شود. (نمودار ۴- (ج) تا نمودار ۴- (و))

پس از تماس مجری نهایی با سطح عمودی، کنترل کننده موقعیت از مدار کنترلی خارج شده و کنترل کننده مقید نیرو وارد مدار می شود. این موضوع در نمودار ۲- (ج) تا نمودار ۲- (ز) که نشان دهنده سیگنال های کنترلی است، به خوبی دیده می شود. نقاطی که با دایره قرمز مشخص شده اند بیانگر لحظه تماس مجری نهایی با دیوار هستند. همان طور که مشخص است در این نقطه جهش در ورودی های کنترلی اتفاق می افتد که این جهش به دلیل تغییر کنترل کننده از کنترل موقعیت به کنترل کننده مقید نیرو است. برای اینکه این جهش مقدار کمی داشته باشد و سیستم در مشتق ورودی ها دچار اشباع نشود، سعی شده تا ضرایب کنترل کننده های موقعیت و کنترل کننده مقید نیرو به نحوی انتخاب شوند که ورودی های کنترلی در لحظه تماس، جهش زیادی نداشته باشند. همچنین نمودار ۲- (الف) که نشان دهنده نیروی عمودی وارد بر سطح است، بیانگر این است که نیروی مطلوب با نوسان کمی ردیابی شده که این نوسان کم، ناشی از اغتشاش نیروی نوسانی باد می باشد. نمودار ۲- (ب) نیز نشان دهنده نیروی تماس بر سطح می باشد که با توجه به صرف نظر کردن از اصطکاک، مقدار این نیرو توسط سنسور نیرو، صفر اندازه گیری شده است. در نتیجه این شبیه سازی سیستم در حضور اغتشاش باد با سرعت کم به خوبی مأموریت خود را انجام داده است.

مأموریت دوم: فشردن کلید قطع اضطراری
در این مأموریت نیز مشابه مأموریت اول، ابتدا مجموعه هگزاروتور و بازوی دو درجه آزادی در یک نقطه اولیه از فضا قرار می گیرند. هدف این مأموریت اعمال نیرو به یک کلید قطع اضطراری است. این مأموریت می تواند کاربرد مناسبی هنگام وقوع بحران داشته باشد. به عنوان مثال هنگامی که در یک مجموعه صنعتی یک دستگاه از کنترل خارج شده و هر لحظه امکان انفجار و آتش سوزی وجود دارد، هگزاروتور و بازو می توانند با فشردن دکمه قطع اضطراری در محیطی که حضور برای انسان خطرناک است، نقش آفرینی کنند. تصویر محیط شبیه سازی انجام شده برای این مأموریت در شکل ۱۱ آورده شده است.
در این مأموریت تمامی فرضیات و ضرایب کنترلی مانند مأموریت اول می باشد. تنها تفاوت این مأموریت عبارتند از:
۱. شرایط اولیه سیستم به صورت زیر است.



نمودار ۳ نمودار مختصات تعمیم یافته، مسیر مجری نهایی و موقعیت طول و عرض مجری نهایی بر حسب زمان برای مأموریت دوم



نمودار ۴ نیروی های وارد شده به مجری نهایی و سیگنال های کنترلی مأموریت دوم

محیط های سفت جهش بیشتر و برای محیط های نرم جهش ناچیزی خواهد داشت.

جمع بندی و نتیجه گیری

در این مقاله هدف تعامل یک هگزاروتور مجهز به بازوی دو درجه آزادی با محیط بود. برای این منظور ابتدا معادلات سینماتیکی، سپس معادلات دینامیکی سیستم به کمک روش اویلر - لاگرانژ استخراج گردید. باتوجه به اینکه سیستم دارای نقصان عملگر در ورودی است معادلات دینامیکی به فرمی بازنویسی گردید که تعدادی از ورودی ها برای اعمال نیرو به محیط توسط بازوی رباتیکی، و تعدادی از ورودی ها برای حفظ موقعیت

پس از تماس مجری نهایی با سطح سوپرج، کنترل کننده موقعیت از مدار کنترلی خارج شده و کنترل کننده مقید نیرو وارد مدار می شود. این موضوع در نمودار ۴- (ج) تا نمودار ۴- (ز) دیده می شود. مشابه نقاطی که با دایره قرمز مشخص شده اند بیانگر لحظه تماس مجری نهایی با دیوار هستند. در این مأموریت مقدار این جهش برخلاف مأموریت اول بسیار ناچیز می باشد. این مساله را می توان اینگونه تفسیر نمود که در این مأموریت، محیط مورد تعامل با مجری نهایی، ضریب سفتی کمتری دارد (محیط نرم تر است). اما در مأموریت اول، به دلیل سفت تر بودن محیط مورد تعامل، جهش در ورودی های کنترلی محسوس تر می باشد. بنابراین سیگنال های کنترلی، کنترل کننده طراحی شده برای

اینگونه جمع‌بندی نمود که این سیستم برای اعمال نیرو به نقاط غیرثابت رفتار دینامیکی غیرخطی محسوسی دارد و همچنین هنگام اعمال نیرو به محیط‌های سفت‌تر، به دلیل سوچ بین کنترل‌کننده‌ها، جهش محسوسی در ورودی‌های کنترلی دیده می‌شود. همچنین برای هر دو مأموریت اغتشاش نیروی باد روی سیستم مورد ارزیابی قرار گرفت که سیستم مقاومت مناسبی نشان داد.

با مقایسه مقاله حاضر نسبت به پژوهش‌های قبلی نقاط قوت و ضعف آن روشن می‌شود. به‌عنوان نمونه در [3] از یک پرنده با بازوی ثابت، برای باز و بسته کردن یک شیر توسط کنترل‌کننده موقعیت استفاده شده است. این نوع کنترل زمانی که نیروی مورد نیاز برای چرخاندن شیر ناچیز و یکنواخت باشد بدون مشکل وظیفه خود را انجام می‌دهد اما زمانی که نیرو قابل توجه و غیریکنواخت باشد، امکان ناپایداری در سیستم وجود خواهد داشت. به عبارت دیگر تعامل با محیط تنها به عنوان یک اغتشاش خارجی در نظر گرفته شده است. مزیت مقاله حاضر نسبت به این پژوهش استفاده از کنترل نیرو به جای کنترل موقعیت و استفاده از بازوی دو درجه آزادی به جای بازوی ثابت می‌باشد. همچنین در [2] اعمال نیرو به یک نقطه فقط در یک جهت عمود بر پرنده به کمک بازوی غیر فعال انجام شده است. اما در مقاله حاضر اعمال نیرو در هر جهت دلخواه امکان پذیر می‌باشد. در [4] و [5] اعمال نیرو به یک نقطه ثابت مورد بررسی قرار گرفته بود که در این پژوهش‌ها به ترتیب توسط یک بازوی یک درجه آزادی لولایی و دو درجه آزادی لولایی - کشویی انجام گردید. اما در مقاله حاضر اعمال نیرو توسط یک بازوی دو درجه آزادی لولایی برای نقطه غیرثابت انجام گردید. همچنین در این پژوهش‌ها اغتشاشات باد در نظر گرفته نشده و اعمال نیرو در یک محیط آرام انجام شده است. اما در مقاله حاضر تاثیر اغتشاشات نیروی باد با سرعت کم روی سیستم بررسی گردید و مقاومت سیستم مورد بررسی و تایید قرار گرفت.

پیشنهادهای پژوهش‌های آینده

برای ادامه پژوهش‌ها در این زمینه پیشنهادها زیر ارائه می‌شود.

۱. افزایش درجات آزادی بازوی رباطیکی که می‌تواند به افزونگی

هگزاروتور مورد استفاده قرار گرفت. در ادامه از ترکیب یک کنترل‌کننده موقعیت با کنترل‌کننده مقید نیرو به منظور اعمال نیروی ثابت با نوسان عمودی مجری نهایی استفاده گردید. مزیت کنترل‌کننده مقید هنگام تعامل با محیط، مستقل بودن آن از سفتی سطح می‌باشد.

برای شبیه‌سازی عملکرد کنترل‌کننده، مجموعه متشکل از هگزاروتور مجهز به بازو در یک محیط نرم‌افزاری نزدیک به واقعیت پیاده‌سازی شده و عملکرد آن برای انجام دو مأموریت مورد ارزیابی قرار گرفت. در نتیجه این شبیه‌سازی، باتوجه به اینکه سیستم دارای نقصان عملکرد می‌باشد، برای مختصه‌های موقعیت و زاویه‌ی پیچ هگزاروتور نوسان محدودی مشاهده گردید که هم ناشی از وجود دینامیک داخلی سیستم و هم به دلیل اثر اغتشاش باد بود. مأموریت اول اعمال نیرو به دیوار با نوسان عمودی در راستای مماس بر سطح بود که مجری نهایی بازو پس از حدود ۲ ثانیه با محیط تماس پیدا کرده و به آن نیرو با نوسان ناچیز اعمال نمود. این نوسان ناچیز به دلیل اغتشاش نوسانی باد می‌باشد. همچنین با توجه به رفتار نوسانی مجری نهایی، اثرات دینامیک غیرخطی سیستم به وضوح در مختصات تعمیم یافته رویت گردید. با توجه به اینکه از اصطکاک صرف‌نظر شده است در راستای مماس بر سطح نیرویی بر مجری نهایی اعمال نگردید و تنها در راستای عمود بر سطح نیروی مطلوب ۱ نیوتونی با نوسان ناچیز اعمال گردید. سوچ بین کنترل‌کننده موقعیت و کنترل‌کننده مقید نیرو در ورودی‌های کنترلی به صورت جهش مشاهده گردید که مقدار زیادی نبوده و قابل قبول می‌باشد. مأموریت دوم فشردن کلید قطع اضطراری بود که پارامترهای شبیه‌سازی تقریباً مشابه مأموریت اول بود و تنها در شرایط اولیه و ضریب سفتی محیط متفاوت بود. با توجه به اینکه محل اعمال نیرو در این مأموریت ثابت بود، اثرات دینامیک غیرخطی به طور محسوسی در نمودار مختصات تعمیم‌یافته مشاهده نگردید. تماس مجری نهایی با سوچ قطع اضطراری در حدود ثانیه ۴ رخ داد و در نهایت نیروی ۱ نیوتونی بدون نوسان (به دلیل ثابت بودن موقعیت مجری نهایی) به آن اعمال گردید. همچنین با توجه به اینکه محیط مورد تعامل نرم‌تر بود (ضریب سفتی کمتر)، جهش محسوسی در ورودی‌های کنترلی سیستم رویت نگردید. بنابراین می‌توان

ρ	بردار موقعیت دستگاه‌های مختصات
	برایند گشتاور موتورهای در راستای محور عمود بر
τ	صفحه
τ_1	گشتاور وارد به لینک اول از طریق هگزاتور
τ_2	گشتاور وارد به لینک دوم از طریق لینک اول

واژه نامه

Aerial arm	بازوی هوایی
End-effector	مجری نهایی
Passive	غیرفعال
Framework	چارچوب
Sampling-based	کنترل‌کننده پیش بین نمونه‌بردار
Predictive controller	محور
Impedance control	کنترل امپدانس
Compliant behavior	رفتار نرم
Soft gripper	پنجه نرم
Compensator	جبران‌ساز
Take off	برخاست
Hexarotor	پرنده شش موتوره
Single body	تک جسمی
Multi body	چند جسمی
Under actuated	نقصان عملگر
Lift	لیفت
Drag	درگ
Pitch angle	زاویه پیچ
Generalized coordinate	مختصات تعمیم یافته
Pseudo inverse	شبه معکوس
Constraint force control	کنترل مقید نیرو
Non redundant	غیر افزونه
Heaviside	پله

تقدیر و تشکر

بازوی رباطیکی برای پیاده‌سازی الگوریتم‌های بهینه‌سازی و یا کنترل گشتاور در مجری نهایی کمک کند.

۲. استفاده از هگزاتورهای که زاویه موتور نسبت به بدنه متغیر است. این هگزاتورها مشکل نقصان عملگر را نداشته و می‌توان تمامی درجات آزادی را کنترل نمود.

۳. پیاده‌سازی کنترل‌کننده طراحی شده به صورت عملی و بررسی چالش‌های مربوط به پیاده‌سازی کنترل‌کننده

۴. استفاده از کنترل‌کننده مقید نیرو برای کنترل یک بازوی رباطیک با پایه متحرک زمینی برای توسعه کاربردهای آن

فهرست علائم

2b	ارتفاع بدنه هگزاتور
C	ورودی‌های کنترلی برای ارضا قیدها
2d	قطر بدنه هگزاتور
F	برایند نیروی تراست موتورها
g_i	معادله قیدها
$h(q)$	ماتریس عبارات غیرخطی
K_e	ماتریس ضریب سفتی محیط
k_f	ضریب تناسبی کنترل‌کننده نیرو
K_p	ماتریس ضرایب کنترلی تناسبی
K_v	ماتریس ضرایب کنترلی مشتق‌گیر
L	طول لینک بازوی رباطیک
L_g	لاگرانژین
$M(q)$	ماتریس جرم
q_i	مختصات‌های تعمیم‌یافته سیستم
R	ماتریس دوران
T	ماتریس انتقال
T	انرژی جنبشی
U	ورودی‌های کنترلی برای کنترل وضعیت هگزاتور
V	انرژی پتانسیل
v	بردار سرعت دستگاه مختصات
x	بردار موقعیت مجری نهایی
x_e	بردار موقعیت محیط
δ	بردار انحراف از قیدها
ω	بردار سرعت زاویه‌ای

مراجع

- [1] M. Pedrocco, A. Pasetto, G. Fanti, A. Benato, and S. Cocuzza, "Trajectory Tracking Control of an Aerial Manipulator in the Presence of Disturbances and Model Uncertainties," *Applied Sciences*, vol. 14, no. 6, p. 2512, 2024. <https://doi.org/10.3390/app14062512>
- [2] A. E. Jimenez-Cano, G. Heredia, and A. Ollero, "Aerial manipulator with a compliant arm for bridge inspection," in 2017 International Conference on Unmanned Aircraft Systems (ICUAS), 2017, pp. 1217–1222. <https://doi.org/10.1109/ICUAS.2017.7991458>
- [3] M. Brunner, G. Rizzi, M. Studiger, R. Siegwart, and M. Tognon, "A Planning-and-Control Framework for Aerial Manipulation of Articulated Objects," *IEEE Robotics and Automation Letters*, vol. 7, no. 4, pp. 10689–10696, 2022. <https://doi.org/10.1109/LRA.2022.3191178>
- [4] H. W. Wopereis, J. J. Hoekstra, T. H. Post, G. A. Folkertsma, S. Stramigioli, and M. Fumagalli, "Application of substantial and sustained force to vertical surfaces using a quadrotor," in 2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA), 2017, pp. 2704–2709. <https://doi.org/10.1109/ICRA.2017.7989314>
- [5] S. Hamaza, I. Georgilas, and T. Richardson, "Towards an Adaptive-Compliance Aerial Manipulator for Contact-Based Interaction," in 2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 2018, pp. 1–9. <https://doi.org/10.1109/IROS.2018.8593576>
- [6] Q. Liu, Y. Liu, Z. Chen, K. Guo, X. Yu, Y. Zhang, and L. Guo, "A compact aerial manipulator: Design and control for dexterous operations," *Journal of Intelligent & Robotic Systems*, vol. 110, no. 2, p. 66, 2024. <https://doi.org/10.1007/s10846-024-02090-7>
- [7] H. Paul, R. Miyazaki, T. Kominami, R. Ladig, and K. Shimonomura, "A Versatile Aerial Manipulator Design and Realization of UAV Take-Off from a Rocking Unstable Surface," *Applied Sciences*, vol. 11, no. 19, 2021. <https://doi.org/10.3390/app11199157>
- [8] G. Zhang, Y. He, B. Dai, F. Gu, J. Han, and G. Liu, "Robust Control of an Aerial Manipulator Based on a Variable Inertia Parameters Model," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 67, no. 11, pp. 9515–9525, 2020. <https://doi.org/10.1109/TIE.2019.2956414>
- [9] N. Sadeghzadeh Nokhodberiz, M. Iranshahi, and A. Montazeri, "Vision-based particle filtering for quad-copter attitude estimation using multirate delayed measurements," *Front Robot AI*, vol. 10, 2023. <https://doi.org/10.3389/frobt.2023.1090174>
- [10] M. Aalipour, A. Mokhtarian, and H. Karimpour, "Nonlinear Control of Motion of A Spherical Robot on Inclined Surfaces Based on Feedback Linearization Method," *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 31, no. 2, pp. 91–104, 2020. <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i2.74433>
- [11] M. Moussid, A. Sayouti, and H. Medromi, "Dynamic modeling and control of a hexarotor using linear and nonlinear methods," *International Journal of Applied Information Systems*, vol. 9, pp. 9–17, 2015. <https://doi.org/10.5120/ijais2015451411>
- [12] J. J. Craig, *Introduction to Robotics: Mechanics and Control*, 3rd ed. Upper Saddle River, NJ, USA: Pearson Prentice Hall, 2005.

- [13] J. Angeles, *Fundamentals of Robotic Mechanical Systems: Theory, Methods, and Algorithms*, 4th ed. Cham, Switzerland: Springer, 2014. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-01851-5>

The Study of the Effect of Functional Parameters of Hydrogen Combustion on Entropy Generation and Enthalpy Variations

Research Article

Ali Asadi¹ 

 10.22067/jacsm.2025.90295.1288

Abstract-- The main objective of this research is to study the impact of combustion performance parameters of hydrogen on entropy generation and enthalpy variations. A numerical simulation was carried out using the counterflow diffusion flame model in the CHEMKIN combustion software. The results showed that increasing the pressure, fuel inlet temperature, and oxidizer inlet temperature led to an increase in the maximum temperature and enthalpy. However, an increase in the oxidizer inlet velocity resulted in a reduction of the maximum temperature and enthalpy. Additionally, increasing the fuel inlet temperature and pressure caused an increase and decrease in the fuel entropy level, respectively.

Keywords Entropy Generation, Enthalpy Variations, Diffusion Flame, Parametric Study, Hydrogen Combustion

2. Introduction

Energy plays a vital role in sustainable development. Traditional energy systems are unable to meet the environmental and economic requirements for achieving sustainable development, thus there is a pressing need for changes and improvements in energy systems to address the global energy challenges and climate change [1,2]. In this context, attention to combustion performance parameters, entropy generation, and irreversibilities in combustion processes is of great importance. Entropy generation, which refers to the loss or exergy destruction, occurs significantly in combustion processes and leads to energy waste and reduced system efficiency. In many studies, four irreversible phenomena such as chemical reactions, heat transfer, mass transfer, and viscosity dissipation, have been identified as the main contributors to entropy generation [3,4,5].

This study, using the counterflow diffusion flame model, investigates the impact of various performance parameters such as pressure, ambient temperature, and the temperature and velocity of the fuel and oxidizer in hydrogen combustion on entropy generation and enthalpy variations.

3. Governing Equations and Modeling

The governing equations for a diffusion flame include mass conservation, momentum conservation, energy conservation, and species conservation. Figure (1) shows the schematic of the counterflow diffusion flame model used in the present study.

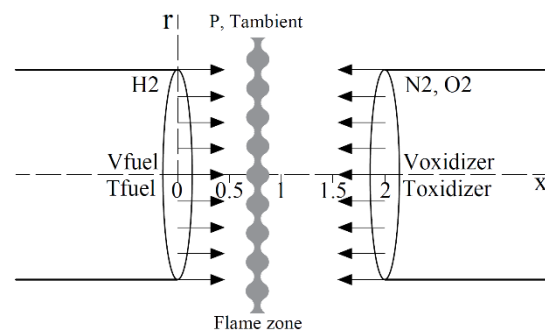


Fig. 1. Schematic of the counterflow diffusion flame model used in the present study

4. Results and Discussion

An increase in pressure resulted in a rise in the maximum temperature, which can be attributed to the enhanced chain breakdown of atoms and the generation of active radicals such as O, H, and OH, leading to an increase in reaction rates, thereby elevating the maximum temperature. Due to the increased number of active radicals, the location of the maximum temperature shifted toward the fuel side. Moreover, the increase in pressure led to a decrease in entropy. This reduction in entropy was due to a decrease in the disorder and chaotic motion of molecules and atoms, resulting from the higher pressure. Additionally, an increase in pressure caused an increase in sensible enthalpy, as it enhanced the reaction rates, temperature, and consequently, heat production, which led to a rise in enthalpy. The rate of increase in enthalpy due to pressure gradually decreased.

Overall, increasing the ambient temperature from 100 K to 400 K had a negligible effect on temperature, entropy, and sensible enthalpy. Since the combustion temperature

* Manuscript received October 16, 2024, Revised November 25, 2024, Accepted March 1, 2025.

¹ Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Bozorgmehr University of Qaenat, Qaen, Iran.

of hydrogen is much higher than the ambient temperature, around 2500 K, increasing the ambient temperature within this range does not significantly affect the system.

Increasing the fuel inlet temperature led to an increase in the maximum temperature. Raising the fuel inlet temperature not only increased the reaction rates for producing active radicals (H and OH) through higher H₂ species temperature but also raised the flame zone temperature, thus enhancing the overall combustion reaction rate. The rise in fuel inlet temperature also increased fuel entropy due to the higher temperature, molecular motion, and energy levels. Concerning the impact of fuel inlet temperature on sensible enthalpy, three important points were observed. First, at a fuel inlet temperature of 200 K, the enthalpy was negative, indicating an endothermic process. Second, an increase in the fuel inlet temperature resulted in a rise in maximum enthalpy due to elevated temperatures, higher radical production rates, and increased reaction rates. Third, at a fuel inlet temperature of 500 K, the fuel underwent pre-ignition or auto-ignition before reaching the flame zone.

Increasing the oxidizer inlet temperature raised the maximum temperature. The increase in maximum temperature was more significant compared to when the fuel inlet temperature was increased. Another noteworthy point is that the position of the maximum temperature shifted toward the oxidizer side, owing to the increased rate of active O radical production in the oxidizer region. Increasing the oxidizer inlet temperature did not significantly affect the entropy of the fuel and oxidizer but did increase the entropy in the flame zone. Additionally, it led to an increase in the maximum sensible enthalpy.

Increasing the fuel inlet velocity had a minimal effect on the maximum temperature, and at higher velocities, it even slightly reduced the maximum temperature, possibly due to the cooling effect in the flame zone from the high-speed fuel flow and the reduced reaction rates.

Increasing the fuel inlet velocity did not notably affect the entropy levels on the fuel and oxidizer sides. However, in the flame zone, entropy increased. The changes in sensible enthalpy due to the increase in fuel inlet velocity were also insignificant, and at higher velocities, the maximum enthalpy decreased.

Increasing the oxidizer inlet velocity caused a reduction in the maximum temperature. This was attributed to several factors: first, the higher oxidizer flow velocity cooled the flame zone, which led to a decrease in temperature and consequently a reduction in active radical production rates, thus decreasing the reaction rates. Second, the oxidizer region contains N₂ and O₂ species, with the active radical in this region being O, which has a lower mole fraction than the active radicals on the fuel side (H and OH) and thus has a lesser impact on increasing the reaction rates. Third, N₂, which largely remains unaffected in the flame zone, acts as a diluent. In addition to reducing the temperature through dilution, N₂ reacts with active O radicals, forming NO_x pollutants, further lowering the reaction rates and reducing the maximum temperature.

Increasing the oxidizer inlet velocity did not significantly affect the entropy levels on the fuel and oxidizer sides. However, in the flame zone, the entropy decreased

significantly. The changes in sensible enthalpy due to the increase in oxidizer inlet velocity followed a decreasing trend, which was linked to the reduction in maximum temperature, a subsequent decrease in active radical production, and ultimately a decline in reaction rates.

5. Conclusion

In this study, a parametric analysis of hydrogen combustion in a diffusion flame model was conducted, and the effects of combustion performance parameters on entropy generation and enthalpy changes were investigated. The model used was an opposing flow model, and simulations were carried out using the CHEMKIN simulation software. Some of the key findings from the present study are as follows:

- The entropy level in the flame zone decreased significantly, which was attributed to the large heat transfer to the environment in the flame zone.
- The sensible enthalpy in the flame zone increased significantly. The positive value of enthalpy indicates that the combustion reaction process in this zone is exothermic.
- Increasing pressure, which enhances the reaction rates, resulted in a rise in temperature. The increase in pressure also caused a reduction in the fuel's entropy. Additionally, the effect of pressure increase on sensible enthalpy was observed as an elevation in the maximum enthalpy value.
- Environmental temperature changes had no significant effect on temperature, entropy, and sensible enthalpy.
- Increasing the fuel inlet temperature raised both the maximum temperature and sensible enthalpy and increased the fuel's entropy. However, in the flame zone, the entropy decreased. A significant increase in fuel inlet temperature up to 500 K caused the fuel to undergo auto-ignition or pre-ignition before reaching the flame zone.
- Increasing the oxidizer inlet temperature raised the maximum temperature and sensible enthalpy but did not have a significant impact on the entropy of the fuel and oxidizer. In the flame zone, the entropy increased with the increase in the oxidizer inlet temperature.
- Increasing the fuel inlet velocity had little effect on the maximum temperature, maximum sensible enthalpy, and the entropy of the fuel and oxidizer. However, it increased the entropy in the flame zone.
- Increasing the oxidizer inlet velocity reduced both the maximum temperature and sensible enthalpy. Although increasing the oxidizer inlet velocity had little effect on the entropy of the fuel and oxidizer, it caused a reduction in entropy in the flame zone.

References

- [1] A. Asadi and M. Yadegari, "The study of the effect of fuel dilution in methane/air counterflow diffusion flames on the emission of environmental pollutants," *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 33, no. 6, pp. 25–34, 2024. [In Persian].
<https://doi.org/10.30506/mmep.2024.2025565.2166>
 - [2] J. Khadem and A. Asadi, "Numerical study on counterflow diffusion flames of natural gas with CO₂ dilution," *Fuel and Combustion*, vol. 4, no. 2, pp. 17–28, 2012. [In Persian].
 - [3] A. Asadi, "The Study of the Effect of Lewis Number on the Laminar Diffusion Flames," *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 33, no. 5, pp. 3-13, 2024. [In Persian]
<https://doi.org/10.30506/mmep.2024.2033635.2180>
 - [4] A. Asadi and J. Khadem, "The Numerical Study of Extinction Limits and Structure of H₂/O₂ Counterflow Diffusion Flame with Ar and He Dilution," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 24, no. 2, 2013, [In Persian].
 - [5] L. Acampora and F. S. Marra, "Effects of Soret diffusion on the exergy losses in hydrogen laminar premixed flames," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 48, no. 73, pp. 28539-28548, 2023.
<https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2023.03.168>
-



مطالعه تأثیر پارامترهای عملکردی احتراق هیدروژن بر تولید انترویی و تغییرات آنتالپی*

مقاله پژوهشی

علی اسدی^(۱)

DOI: 10.22067/jacsm.2025.90295.1288

چکیده تولید انترویی و تغییرات آنتالپی از پارامترهای مهم در احتراق هیدروژن به شمار می‌رود. هدف اصلی در این پژوهش مطالعه تأثیر پارامترهای عملکردی احتراق هیدروژن بر تولید انترویی و تغییرات آنتالپی است. شبیه‌سازی عددی با استفاده از مدل جریان مخالف نرم‌افزار احتراق کمکین انجام گردید. جریان آرام در نظر گرفته شد. جمله نفوذ به روش تفاضل مرکزی و جمله جابه‌جایی به روش بالا دست منفصل شد. معادلات منفصل شده با استفاده از حلگر دو نقطه‌ای و انتگرال‌گیری زمانی حل گردید. سپس اثر پارامترهای فشار و دمای محیط و همچنین دما و سرعت ورودی سوخت و اکسید کننده بر تولید انترویی و تغییرات آنتالپی بررسی گردید. نتایج نشان داد که افزایش فشار، دمای ورودی سوخت و دمای ورودی اکسید کننده منجر به افزایش ماکزیمم دما و آنتالپی گردید. اما افزایش سرعت ورودی اکسید کننده، ماکزیمم دما و آنتالپی را کاهش داد. همچنین افزایش دمای ورودی سوخت و افزایش فشار به ترتیب سطح انترویی سوخت را افزایش و کاهش داد. افزایش دمای ورودی سوخت و سرعت ورودی اکسید کننده سطح انترویی در ناحیه شعله را کاهش و افزایش دمای ورودی اکسید کننده و سرعت ورودی سوخت آن را کاهش داد.

واژه‌های کلیدی تولید انترویی، تغییرات آنتالپی، شعله نفوذی، مطالعه پارامتری، احتراق هیدروژن.

مقدمه

تولید انترویی در آن به مقدار زیادی پدیدار می‌گردد. به همین دلیل محققان مختلفی به بررسی موضوع بازگشت ناپذیری و تولید انترویی پرداخته‌اند. به عنوان مثال مطالعاتی که در زمینه شعله‌های پیش آمیخته آرام [6-8] یا احتراق با حجم ثابت [9] انجام گرفته است. تولید انترویی یا تلفات انرژی در این فرایندها با چهار پدیده بازگشت ناپذیر ارتباط دارد: واکنش‌های شیمیایی، انتقال گرما، انتقال جرم و اتلافات ویسکوزیته [10].

مطالعات پارامتری مبتنی بر ترمودینامیک تعادلی در آشکار کردن مکانیزم‌های میکروسکوپی تخریب انرژی، به ویژه برای تخریب انرژی توسط واکنش شیمیایی کارآمد نیستند [11]. به همین دلیل برخی از محققان تلاش کردند تا ویژگی‌های تولید انرژی محلی و تخریب انرژی شعله‌های پیش‌آمیخته و غیر

بدون شک تولید انرژی یکی از عوامل مهم در توسعه پایدار است. در کنار تولید انرژی، حفاظت از محیط زیست بسیار اهمیت دارد [1,2]. سیستم‌های انرژی سنتی قادر به برآورده کردن الزامات زیست محیطی و اقتصادی برای توسعه پایدار نیستند. بنابراین، تغییر در سیستم‌های انرژی هم برای تامین افزایش تقاضای جهانی انرژی و هم برای مقابله با تغییرات اقلیمی مورد نیاز است. برای توسعه یا بهبود سیستم‌های انرژی نیاز است تا به پارامترهای عملکردی احتراق، مسئله تولید انترویی و بازگشت ناپذیری‌ها توجه ویژه‌ای داشت [3-5].

تولید انترویی به معنی از دست دادن یا تلفات انرژی است. فرایندهای احتراقی یکی از مقوله‌هایی است که تلفات انرژی یا

* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۷/۲۵ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۱۲/۱۱ می‌باشد.

(۱) نویسنده مسئول، استادیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه بزرگمهر قانان، قانن.

پیش آمیخته را بررسی کنند تا جزئیات بیشتری را روشن کنند [8,12,13].

نیشیدا و همکاران [14] تولید انترویی محلی و اتلاف اگزرژی ناشی از فرایندهای برگشت ناپذیر اتلاف ویسکوز، هدایت حرارتی، انتشار جرم و واکنش شیمیایی را در شعله‌های پیش آمیخته متان و هیدروژن مورد بررسی قرار دادند. در این پژوهش اثرات نسبت هم‌ارزی و دمای سیال ورودی بر تولید انترویی مورد مطالعه قرار گرفت. واکنش شیمیایی، فرایند غالب برای از دست دادن اگزرژی در شعله‌های پیش آمیخته است.

کاهش صدای احتراق برای جلوگیری از ناپایداری‌های ترموآکوستیک در موتورهای موشک و توربین گاز بسیار مهم است. نویز انترویی، ناشی از نوسانات انترویی در موتور، به عنوان یک منبع نویز برجسته عمل می‌کند. بنابراین، درک مکانیزم‌های حاکم بر تولید انترویی در شعله برای شناسایی ریشه‌های صدای احتراق ضروری است. به همین منظور سو و همکاران [15] در پژوهشی به بررسی اثر نرخ کرنش و فشار بر تولید انترویی پرداختند. نتایج این پژوهش نشان داد که انتقال گرما جزء اصلی منبع انترویی است و آنتالپی محسوس نیز تا حدی در این زمینه تأثیرگذار است. همچنین تغییرات کرنش و فشار تا حد زیادی می‌تواند منبع انترویی کل را کاهش دهد.

برای حل مسئله ارزیابی بازده قانون دوم برای مبدل‌های حرارتی، ژائو [16] یک روش کارایی-تأثیر از تئوری همرفت خالص ایجاد کرد که در آن بازده انتقال انترویی به عنوان نسبت دمای خروجی سیالات سرد و گرم در تبادل انترویی و تولید انترویی محلی تعریف می‌شود. نتایج آن‌ها نشان داد که روش اختلاف دمای خطی که بر اساس ضرایب انتقال حرارت همرفتی و کلی تعریف شده می‌تواند در زمینه ارزیابی بازده قانون دوم اثربخشی داشته باشد.

رونک و ژائو [17] تحلیل ترمودینامیکی و تولید انترویی عملکرد حرارتی احتراق‌های مقیاس مزو در کانال‌های جریان نوع تسلا-ویل را بررسی کردند. در این پژوهش اثرات نرخ‌های جریان حجمی هیدروژن و نسبت‌های هم‌ارزی مختلف مورد مطالعه قرار گرفت. نتایج آن‌ها نشان داد که در احتراق‌های ساختاری تسلا، احتراق تقریباً کامل قبل از رسیدن نسبت هم‌ارزی به ۰/۹ حاصل می‌شود و بازده احتراق به تدریج پس از رسیدن نسبت هم‌ارزی به ۱ کاهش می‌یابد.

اثر ترکیبات قلیایی در شعله‌های جریان مخالف متان و گاز مایع (۳۸ درصد جرمی پروپان و ۶۲ درصد جرمی n-بوتان) به وسیله بادهاک و رابیکریشنا [18] بررسی گردید. مدل‌های عددی آن‌ها به طور کیفی با روند نتایج تجربی مطابقت دارد. آنالیز دقیق حساسیت و نمودار مسیر واکنش نشان می‌دهد که ثابت‌های سرعت واکنش‌های نو ترکیب، انترویی گونه‌ها و قطر برخورد نیاز به بررسی دقیق برای بهبود پیش‌بینی‌های مدل دارد.

ژائو و همکاران [19] به صورت عددی قانون اول و دوم را برای میکرو احتراق‌های دو کاناله جریان مخالف تحلیل کردند. یک آنالیز پارامتری برای تعیین تأثیر سرعت ورودی، هندسه محفظه و ترکیب سوخت بر دمای میانگین دیواره، یکنواختی دمای دیواره و ویژگی‌های قانون دوم انجام گردید. نتایج این پژوهش نشان داد که افزایش سرعت ورودی، منجر به افزایش میانگین دمای دیواره شد و یکنواختی دمای دیواره کمی کاهش یافت. همچنین نتایج آن‌ها نشان داد که واکنش‌های شیمیایی سهم بزرگی در تولید انترویی دارد.

در پژوهشی مروری توسط سادیکی و همکاران [20] تولید انترویی در سیستم‌های احتراق آشفته مورد مطالعه قرار گرفت. آن‌ها پارامترهای مختلف شامل مرز بندی دیواره، شرایط جریان، رژیم‌های احتراق، سوخت‌های جایگزین و هندسه را مورد بررسی قرار دادند. در این پژوهش با در نظر گرفتن معادلات انتقال انترویی در هر دو مدل ناور-استوکس با میانگین رینولدز و مدل‌سازی شبیه‌سازی گردابی بزرگ، حالت‌های مدل‌سازی متفاوتی از شرایط تولید انترویی مورد بحث قرار گرفت. آن‌ها آنالیز تولید انترویی را به عنوان یک ابزار امیدوار کننده برای بهینه‌سازی سیستم‌های احتراقی معرفی کردند.

یک استر اتژی ساده برای بررسی تولید انترویی در شعله‌های پیش آمیخته طبقه‌بندی شده، به وسیله درس‌لر و همکاران [21] ارائه گردید. رویکرد مدل‌سازی مبتنی بر استراتژی جدول بندی شیمی، شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ و روش میدان تصادفی اوپلری بود. نتایج نشان داد که سهم تولید انترویی از طریق اختلاط ناشی از واکنش شیمیایی بسیار زیاد است.

یان و همکاران [22] از تحلیل ترمودینامیکی برای ارزیابی برگشت ناپذیری فرایند احتراق و بهبود راندمان استفاده کردند. نتایج نشان داد که با افزایش غلظت اکسیژن در اکسید کننده، تولید انترویی تشعشعی ابتدا افزایش و سپس کاهش یافت و تولید

جامع و دقیق بر روی تأثیر پارامترهای عملکردی مختلف احتراق از جمله فشار و دمای محیط و همچنین دما و سرعت ورودی جریان‌های سوخت و اکسید کننده بر تولید انترویی و تغییرات آنتالپی صورت پذیرفت. مدل مورد استفاده در پژوهش حاضر، مدل شعله جریان مخالف نفوذی است.

معادلات حاکم

معادلات حاکم برای شعله نفوذی به صورت زیر است [26].

معادله بقای جرم:

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho u) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho v r) = 0 \quad (1)$$

که در آن u و v مؤلفه‌های سرعت شعاعی و محوری و ρ چگالی است. بنا به فرضیه ون کارمان (که در آن v/r و سایر متغیرها بایستی فقط تابعی از x باشند)، داریم:

$$G(x) = -\frac{\rho v}{r}, \quad F(x) = \frac{\rho u}{2} \quad (2)$$

با جایگذاری F و G در معادله پیوستگی و برخی ساده‌سازی‌ها داریم:

$$G(x) = \frac{dF(x)}{dx} \quad (3)$$

معادلات مومنتم محوری و شعاعی به صورت زیر هستند:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x}(\rho u u r) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho v u r) &= \frac{\partial}{\partial r}(r \tau_{rx}) + r \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} - r \frac{\partial p}{\partial x} + \rho g_x r \\ \frac{\partial}{\partial x}(\rho u v r) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho v v r) &= \frac{\partial}{\partial r}(r \tau_{rr}) + r \frac{\partial \tau_{rx}}{\partial x} - r \frac{\partial p}{\partial r} \end{aligned} \quad (4)$$

که در آن $\tau_{rx} = \mu \left[2 \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial x} \right]$ و $\tau_{rr} = \mu \left[2 \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot V) \right]$ و $\tau_{xx} = \mu \left[2 \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot V) \right]$ است. با ساده‌سازی و نوشتن معادلات بر حسب توابع F و G نتیجه می‌شود:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dx} \left[\frac{F^2}{\rho} - \mu \frac{d}{dx} \left(\frac{F}{\rho} \right) \right] + \frac{1}{2} \mu \frac{d}{dx} \left(\frac{G}{\rho} \right) - \frac{FG}{\rho} + \frac{1}{4} \left(\frac{\partial p}{\partial x} - \rho g_x \right) &= 0 \\ H - 2 \frac{d}{dx} \left(\frac{FG}{\rho} \right) + \frac{3G^2}{\rho} + \frac{d}{dx} \left[\mu \frac{d}{dx} \left(\frac{G}{\rho} \right) \right] &= 0 \end{aligned} \quad (5)$$

که در آن $H = \frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial r} = \text{constan}$. معادلات دیگر، بقای گونه‌ها و انرژی هستند. معادله‌ی بقای گونه‌ها (برای جریان پایدار، $\frac{dm_{c,v}}{dt} = 0$) به صورت زیر می‌باشد:

$$(\dot{m}''_i A)_x - (\dot{m}''_i A)_{x+\Delta x} + \dot{m}'''_i V = 0 \quad (6)$$

با توجه به اینکه $\dot{m}''_i = \dot{m}''_{i,diff} + \dot{m}''_i Y_i$ و $\dot{m}''_{i,diff}$

انترویی همرفتی و هدایتی، تولید انترویی انتقال جرم، تولید انترویی شیمیایی و تولید انترویی کل به تدریج افزایش پیدا کرد. یک بررسی جامع از احتراق آشفته برای مطالعه رابطه بین تشکیل اکسید نیتروژن و توزیع تولید انترویی در احتراق پروپان غیر پیش آمیخته انجام شد [23]. انتقال حرارت تشعشع و احتراق به ترتیب با استفاده از مدل اردینات گسسته و مدل شعله‌های آرام شبیه‌سازی گردید. نتایج نشان داد که نرخ تولید انترویی کل نسبت به نرخ تشکیل اکسید نیتروژن به دمای بالا حساس‌تر است. با افزایش ۲۸٫۷ درصدی دما، تولید انترویی و نرخ تشکیل اکسید نیتروژن به ترتیب ۹۰۰ درصد و ۱۲۷ درصد افزایش یافت.

یک روش جدید برای تخمین انترویی غیر تعادلی تولید شده در یک شعله متان پیش آمیخته توسط یو و وو [24] پیشنهاد شد. در این پژوهش شعله‌های متان پیش آمیخته جریان مخالف به صورت عددی مورد بررسی قرار گرفت. نتایج نشان داد که نرخ کرنش اثر ضعیفی بر برگشت ناپذیری انتقال جرم و هدایت حرارتی داشت، اما اثر قوی بر برگشت ناپذیری شیمیایی داشت. کومار و همکاران [25] ویژگی‌های شعله و پایداری را در شعله‌های جریان مخالف بیوگاز مطالعه کردند. شبیه‌سازی‌های عددی با استفاده از ماژول جریان واکنش‌پذیر در نرم‌افزار اپن فوم انجام شد. همچنین اثرات محتوای دی اکسید کربن در بیوگاز، دمای سوخت و افزودن هیدروژن به جریان‌های سوخت یا هوا بررسی گردید. نتایج نشان داد که دمای شعله با افزایش درجه پیش گرم واکنش دهنده‌ها افزایش یافت و شعله‌ها پایداری بهتری با جریان هوای از پیش گرم شده نشان دادند. پیش گرم کردن هوا همچنین به کاهش قابل توجه تولید انترویی کمک کرد.

با بررسی پژوهش‌های انجام شده در زمینه تولید انترویی در فرایندهای احتراقی در میابیم که اگر چه مطالعات مختلفی بر روی این موضوع انجام شده است، اما مطالعه‌ای مبنی بر بررسی تأثیر پارامترهای عملکردی احتراق بر تولید انترویی صورت نپذیرفته است. از طرفی با توجه به اینکه انتقال گرما یکی از مکانیزم‌های مهم انتقال انترویی می‌باشد و این مکانیزم بر اساس پارامتر کلیدی آنتالپی محسوس عمل می‌کند، نیاز است تا اثر پارامترهای عملکردی احتراق بر آنتالپی محسوس نیز بررسی گردد. از این طریق می‌توان با تغییر در پارامترهای عملکردی احتراق و بدون صرف هزینه و زمان زیاد، تا حد زیادی تغییرات آنتالپی و تولید انترویی را کنترل نموده، از اتلافات جلوگیری کرده و راندمان احتراق را افزایش داد. بنابراین در پژوهش حاضر یک مطالعه

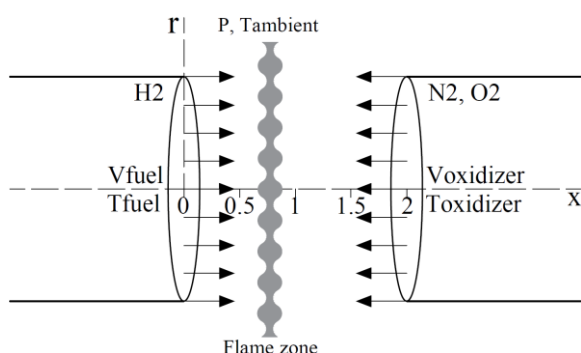
که در آن $D_{km} = \frac{1-Y_k}{\sum_{j \neq k}^K X_j / D_{jk}}$ است. D_k^T و D_{jk} ، D_{km} ، D_{kj} به ترتیب ضرایب چند جزئی، میانگین ترکیب، دوتایی و نفوذ حرارتی می‌باشند. شرایط مرزی برای جریان‌های سوخت (F) و اکسیدکننده (O) در نازل‌ها به شکل زیر هستند:

$$\begin{aligned} x=0: F &= \frac{\rho F u_F}{2}, G=0, T=T_F, \rho u Y_k + \rho Y_k V_k = (\rho u Y_k)_F \\ x=L: F &= \frac{\rho_0 u_0}{2}, G=0, T=T_0, \rho u Y_k + \rho Y_k V_k = (\rho u Y_k)_0 \end{aligned} \quad (15)$$

شرایط مرز ورودی، شار جرمی کلی، شامل نفوذ و جابه‌جایی را نسبت به کسر گونه‌ها ($Y_k = Y_{k,F}$) مشخص می‌کند. حل معادلات با استفاده از OPPDIF [27] که یک کد عددی به زبان فرترن در مجموعه نرم‌افزاری شبیه‌ساز احتراق کمکین است، انجام پذیرفت.

مدل‌سازی

شکل (۱) شماتیک مدل شعله جریان مخالف نفوذی مورد استفاده در پژوهش حاضر را نشان می‌دهد. مدل مذکور از دو نازل هم محور تشکیل شده که فاصله دهانه دو نازل ۲cm در نظر گرفته شده است. ناحیه شعله در حد فاصل دهانه دو نازل تشکیل می‌شود. بسته به واکنش‌های شیمیایی و مقدار مومنتم جریان‌های سوخت و اکسید کننده ناحیه شعله می‌تواند به سمت نازل سوخت یا نازل اکسید کننده جابه‌جا شود.



شکل ۱ شماتیک مدل شعله جریان مخالف نفوذی مورد استفاده در پژوهش حاضر

سوخت مورد استفاده در این پژوهش H_2 با مکانیزم شیمیایی جدول (۱) و اکسید کننده، هوا به صورت ترکیبی از O_2 و N_2 است. کسر مولی نیتروژن و اکسیژن در اکسید کننده به ترتیب ۰/۷۹ و ۰/۲۱ در نظر گرفته شده است. پارامترهای مورد مطالعه و مقادیر مختلف آن در جدول (۲) ارائه شده است.

$\rho Y_i V_i$ و با توجه به برابری $\dot{m}''' = \dot{\omega}_k W_k$ شکل نهایی معادله به صورت زیر است:

$$\rho u \frac{dY_k}{dx} + \frac{d}{dx}(\rho Y_k V_k) - \dot{\omega}_k W_k = 0; \quad k = 1, \dots, K \quad (7)$$

که در این رابطه $\dot{\omega}_k$ و W_k به ترتیب نرخ تولید یا مصرف گونه‌ی K ام و وزن مولکولی گونه‌ی K ام است. معادله‌ی بقای انرژی به شکل زیر است:

$$\begin{aligned} (Q''_x A)_x - (Q''_x A)_{x+\Delta x} - \dot{W}_{c,v} = \\ \dot{m}'' A \left[\left(h + \frac{u^2}{2} + gz \right)_{x+\Delta x} - \left(h + \frac{u^2}{2} + gz \right)_x \right] \end{aligned} \quad (8)$$

که در این رابطه Q''_x و $\dot{W}_{c,v}$ ، h ، z ، g به ترتیب شتاب گرانش زمین، ارتفاع از سطح پتانسیل، آنتالپی، کار و گرمای عبوری از سطح کنترل در جهت x هستند. معادله برای حالت پایدار نوشته شده و کاری انجام نمی‌شود. از تغییرات انرژی پتانسیل نیز صرف نظر می‌شود، بنابراین:

$$-\frac{dQ''_x}{dx} = \dot{m}'' \left(\frac{dh}{dx} + u \frac{du}{dx} \right) \quad (9)$$

Q''_x که شامل دو عبارت هدایت و نفوذ گونه‌ها است، از رابطه‌ی زیر بدست می‌آید:

$$Q''_x = -\lambda \nabla T + \sum \dot{m}''_{i,diff} h_i \quad (10)$$

که در آن λ هدایت حرارتی است و همچنین داریم:

$$\begin{cases} \sum Y_i h_i = h \\ \dot{m}'' = \rho u \end{cases} \quad (11)$$

با برخی ساده‌سازی‌ها در نهایت معادله انرژی به صورت زیر در می‌آید:

$$\begin{aligned} \rho u \frac{dT}{dx} - \frac{1}{C_p} \frac{d}{dx} \left(\lambda \frac{dT}{dx} \right) + \frac{\rho}{C_p} \sum_k C_{p,k} Y_k V_k \frac{dT}{dx} + \\ \frac{1}{C_p} \sum_k h_k \dot{\omega}_k = 0 \end{aligned} \quad (12)$$

که در آن C_p ظرفیت گرمایی ویژه فشار ثابت است و سرعت-های نفوذی به شکل زیر هستند:

$$V_k = \frac{1}{X_k W} \sum_{j=1}^K W_j D_{kj} \frac{dX_j}{dx} - \frac{D_k^T}{\rho Y_k T} \frac{dT}{dx} \quad (13)$$

یا به فرم میانگین برای ترکیب داریم:

$$V_k = \frac{1}{X_k} D_{km} \frac{dX_k}{dx} - \frac{D_k^T}{\rho Y_k T} \frac{dT}{dx} \quad (14)$$

جدول ۱ مکانیزم شیمیایی H₂ مورد استفاده در پژوهش حاضر

شماره واکنش	واکنش	$k=AT^b \exp(-E/RT)$		
		A	b	E
۱	$H+O_2+M=HO_2+M$	3.61×10^{17}	-۰.۷	۰
۲	$H+H+M=H_2+M$	1×10^{18}	-۱	۰
۳	$H+H+H_2=H_2+H_2$	9.2×10^{16}	-۰.۶	۰
۴	$H+H+H_2O=H_2+H_2O$	6×10^{19}	-۱.۲	۰
۵	$H+OH+M=H_2O+M$	1.6×10^{22}	-۲	۰
۶	$H+O+M=OH+M$	6.2×10^{16}	-۰.۶	۰
۷	$O+O+M=O_2+M$	1.89×10^{13}	۰	-۱۷۸۸
۸	$H_2O_2+M=OH+OH+M$	1.3×10^{17}	۰	۴۵۵۰۰
۹	$H_2+O_2=2OH$	1.7×10^{13}	۰	۴۷۷۸۰
۱۰	$OH+H_2=H_2O+H$	1.17×10^9	۱.۳	۳۶۲۶
۱۱	$O+OH=O_2+H$	3.61×10^{14}	-۰.۵	۰
۱۲	$O+H_2=OH+H$	5.06×10^2	۲.۷	۶۲۹۰
۱۳	$OH+HO_2=H_2O+O_2$	7.5×10^{12}	۰	۰
۱۴	$H+HO_2=2OH$	1.4×10^{14}	۰	۱۰۷۳
۱۵	$O+HO_2=O_2+OH$	1.4×10^{13}	۰	۱۰۷۳
۱۶	$2OH=O+H_2O$	6×10^8	۱.۳	۰
۱۷	$H+HO_2=H_2+O_2$	1.25×10^{13}	۰	۰
۱۸	$HO_2+HO_2=H_2O_2+O_2$	2×10^{12}	۰	۰
۱۹	$H_2O_2+H=HO_2+H_2$	1.6×10^{12}	۰	۳۸۰۰
۲۰	$H_2O_2+OH=H_2O+HO_2$	1×10^{13}	۰	۱۸۰۰

جدول ۲ مقادیر مختلف پارامترهای مورد مطالعه در پژوهش حاضر

ردیف	فشار P (atm)	دمای محیط T _{ambient} (K)	دمای سوخت T _{fuel} (K)	دمای اکسید کننده T _{Oxidizer} (K)	سرعت سوخت V _{fuel} (cm/s)	سرعت اکسید کننده V _{Oxidizer} (cm/s)
۱	۱	۱۰۰	۲۰۰	۲۰۰	۱۰	۱۰
۲	۱۰	۲۰۰	۳۰۰	۳۰۰	۱۰۰	۱۰۰
۳	۲۰	۳۰۰	۴۰۰	۴۰۰	۲۰۰	۲۰۰
۴	۳۰	۴۰۰	۵۰۰	۵۰۰	۳۰۰	۳۰۰

نتایج

گردید. همچنین اعتبار کد عددی و مدل مورد استفاده در پژوهش حاضر، در پژوهش‌های دیگری [4-1] از نویسنده همین مقاله بررسی گردیده است و از این نظر با اعتماد و اطمینان می‌توان از مدل مورد استفاده در پژوهش حاضر در شبیه‌سازی فرایندهای احتراقی استفاده نمود. در ادامه نتایج شبیه‌سازی احتراق هیدروژن در مدل شعله نفوذی ارائه می‌گردد. نتایج در دو بخش، تحت عناوین احتراق هیدروژن و اثر پارامترهای عملکردی احتراق

برای حل معادلات پژوهش حاضر از کد عددی OPPDIFF استفاده شده که به طور خاص برای مدل مورد استفاده در این پژوهش برنامه‌ریزی شده است و این مدل در مجموعه کمکین به صورت گرافیکی طراحی شده است. بنابراین صحت شبکه‌بندی و استقلال از شبکه از قبل بررسی گردیده و در مدل مورد مطالعه صرفاً اطلاعات هندسی و شرایط مرزی به عنوان ورودی تعیین

هیدروژن بر تولید انرژی و تغییرات آنتالپی ارائه می‌شود.

احتراق و بالا بردن دما نشان می‌دهد.

منحنی کسر مولی گونه H_2O در شکل (۲-۳) نشان داده شده است. این گونه محصول اصلی احتراق هیدروژن است. بیشترین مقدار گونه H_2O در ناحیه شعله و در موقعیتی تولید می‌شود که دما در مقدار ماکزیمم خود قرار دارد. حضور آب در ناحیه شعله باعث کاهش دما نیز می‌گردد. این کاهش دما در رقابت با افزایش دما توسط رادیکال‌های فعال در این ناحیه است. مقدار کسر مولی گونه H_2 به عنوان تنها گونه حاضر در سمت سوخت، برابر با یک است. مقدار کسر مولی گونه‌های O_2 و N_2 در سمت اکسید کننده به ترتیب برابر با ۰/۷۹ و ۰/۲۱ است. با نزدیک شدن به ناحیه احتراق و شروع زنجیره واکنش‌ها، این گونه‌ها مصرف شده و در ناحیه شعله کاهش می‌یابند.

منحنی تغییرات انرژی در احتراق هیدروژن در شکل (۲-۴) نشان داده شده است. همان طور که مشاهده می‌شود سوخت دارای سطح انرژی بالاتر و اکسید کننده دارای سطح انرژی پایین‌تری است. سطح انرژی سوخت در ناحیه شعله به شدت کاهش می‌یابد تا به مقدار سطح انرژی اکسید کننده برسد. علت کاهش سطح انرژی، گرمازا بودن واکنش احتراق هیدروژن است. به عبارتی انتقال گرما به محیط در ناحیه شعله باعث کاهش انرژی می‌شود.

شکل (۲-۵) منحنی تغییرات آنتالپی محسوس در احتراق هیدروژن را نشان می‌دهد. سطح آنتالپی سوخت و اکسید کننده مقدار کمی است. اما با نزدیک شدن به ناحیه شعله و شروع زنجیره واکنش‌ها سطح آنتالپی به شدت افزایش می‌یابد و مقدار ماکزیمم آن در موقعیتی نزدیک به موقعیت ماکزیمم دما اتفاق می‌افتد. مقدار آنتالپی مثبت نشان دهنده گرمازا بودن واکنش احتراق هیدروژن است.

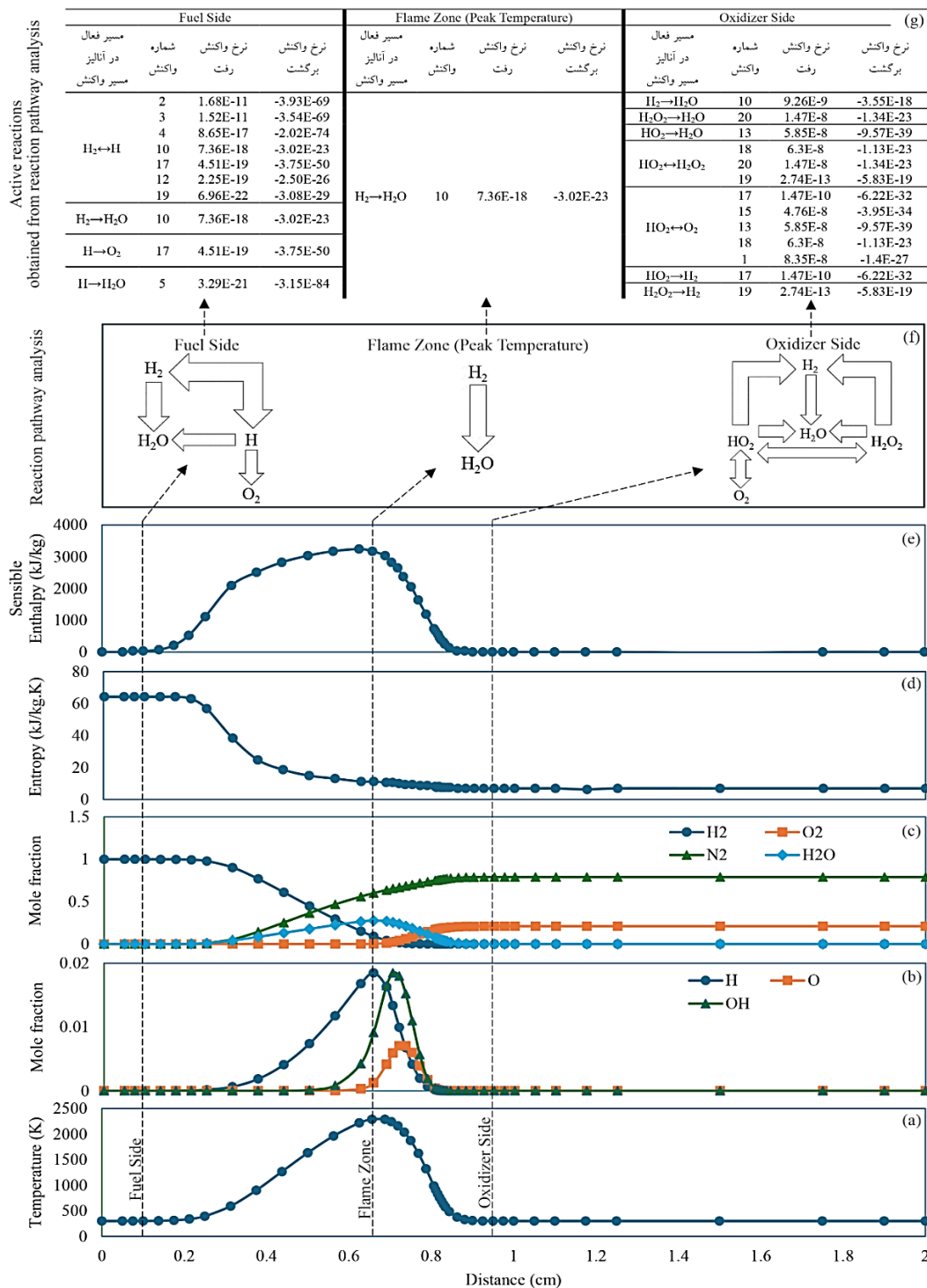
شکل (۲-۶) آنالیز مسیر واکنش احتراق هیدروژن در سه ناحیه مشخص شده یعنی سمت سوخت، ناحیه شعله و سمت اکسید کننده را نشان می‌دهد. مسیرهای نشان داده شده در این شکل، مسیرهای غالب است و واکنش‌ها و گونه‌های کم اهمیت بر اساس نرخ پیشرفت واکنش، از آن حذف شده است. تحلیل مسیر واکنش در این شکل به طور همزمان به کمک واکنش‌های فعال (در هریک از نواحی سه گانه مشخص شده) شکل (۲-۷) انجام گردید.

احتراق هیدروژن. شکل‌های (۲-۸) تا (۲-۱۰) به ترتیب منحنی پارامترهای دما، انرژی، آنتالپی محسوس، کسر مولی گونه‌های H_2 ، N_2 ، O_2 و H_2O و کسر مولی رادیکال‌های H ، O و OH بر حسب فاصله دهانه دو نازل را نشان می‌دهد. شکل‌های (۲-۱۱) و (۲-۱۲) آنالیز مسیر واکنش احتراق هیدروژن و واکنش‌های فعال در سمت سوخت، ناحیه شعله و سمت اکسید کننده که از آنالیز مسیر واکنش به دست آمده است را نشان می‌دهد. نمودارهای شکل (۲) به نحوی قرار داده شده است تا بتوان درک صحیح و جامعی از احتراق هیدروژن در مدل جریان مخالف کسب کرد.

سه ناحیه در این شکل به کمک سه پیکان خط چین مشخص شده است. ناحیه اول، سمت سوخت ($x=0.1\text{cm}$) است که جریان سوخت در آن قرار دارد و قبل از ناحیه شعله است. ناحیه دوم، ناحیه شعله ($x=0.65\text{cm}$) است که در آن واکنش‌های مکانیزم کلی با نرخ بالایی انجام می‌گیرد. ناحیه سوم، سمت اکسید کننده ($x=0.95\text{cm}$) است که گونه‌های حاضر در اکسید کننده در این ناحیه جریان دارد.

با دقت در شکل (۲-۸) مشاهده می‌شود که دمای سوخت و اکسید کننده در دو طرف نمودار برابر 300K است. این دما به عنوان دمای ورودی برای سوخت و اکسید کننده در دهانه نازل در نظر گرفته شده بود. با حرکت به سمت میانه منحنی، به ناحیه احتراق نزدیک می‌شویم. جایی که رفته رفته زنجیره واکنش‌های احتراق شروع شده و دما افزایش یافته است (ناحیه شعله). ماکزیمم دما حدوداً در $x=0.65\text{cm}$ اتفاق افتاد. علت این که موقعیت ماکزیمم دما به سمت سوخت نزدیک‌تر است، آن است که با شروع شکست زنجیره اتم‌ها در سمت سوخت، رادیکال‌های فعال H و OH زیادی در این ناحیه از گونه H_2 تولید می‌شود و حضور این رادیکال‌های فعال در کنار سوخت و سایر گونه‌های میانی باعث افزایش نرخ انجام واکنش‌ها در نزدیکی سمت سوخت شده و بنابراین دمای ناحیه شعله بالا می‌رود تا به مقدار ماکزیمم خود می‌رسد.

شکل (۲-۹) نشان می‌دهد که مقدار ماکزیمم کسر مولی گونه H در موقعیت ماکزیمم دما اتفاق می‌افتد. ماکزیمم گونه OH و O نیز در نزدیکی همین موقعیت قرار دارد و این موضوع اهمیت بالای رادیکال‌های فعال O ، H و OH را در پیشرفت واکنش‌های

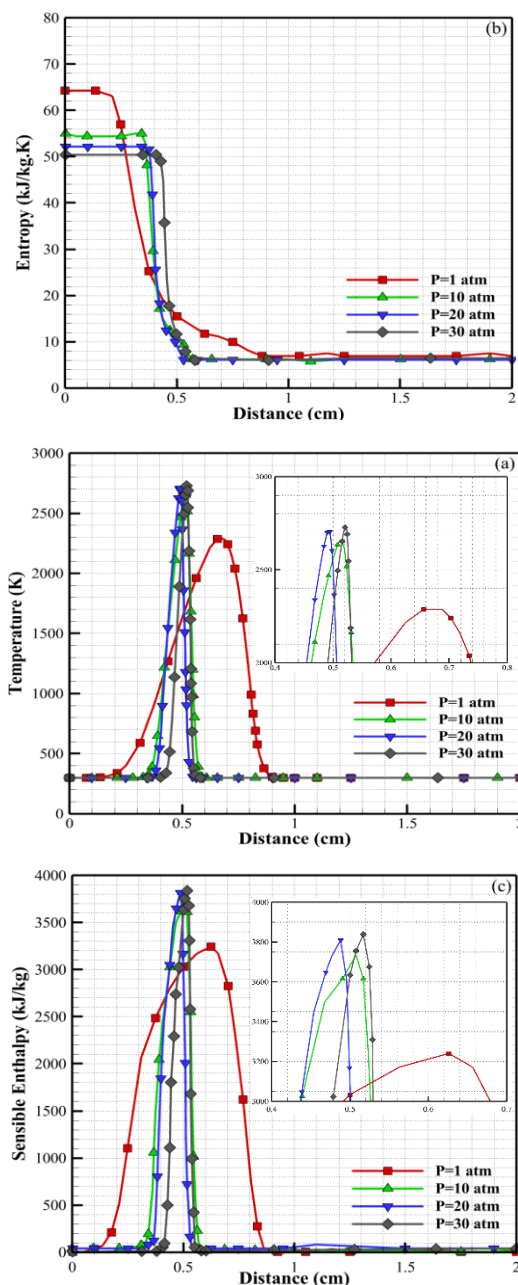


شکل ۲ منحنی (a) دما، (b) کسر مولی گونه‌های H و OH ، (c) کسر مولی گونه‌های H_2 ، O_2 ، N_2 ، و H_2O ، (d) انتروپی، (e) آنتالپی محسوس، (f) آنالیز مسیر واکنش احتراق هیدروژن و (g) واکنش‌های فعال در سمت سوخت، ناحیه شعله و سمت اکسید کننده

$$(P=1 \text{ atm}, T_{\text{ambient}}=300 \text{ K}, T_{\text{fuel}}=300 \text{ K}, T_{\text{Oxidizer}}=300 \text{ K}, V_{\text{fuel}}=100 \text{ cm/s}, V_{\text{Oxidizer}}=100 \text{ cm/s})$$

در این واکنش‌ها گونه‌های H_2 و H به صورت رفت و برگشت به یکدیگر تبدیل می‌شوند. اما همان طور که در شکل (۲-g) مشاهده می‌شود، نرخ انجام واکنش‌های برگشت مذکور که منجر

مهم‌ترین مسیر واکنش در آنالیز واکنش سمت سوخت، $H_2 \leftrightarrow H$ است که در آن بر اساس واکنش‌های ۲ تا ۴، ۱۰، ۱۲، ۱۷ و ۱۹ میزان بسیار زیادی رادیکال فعال H و OH تولید می‌شود.



شکل ۳ اثر فشار بر تغییرات دما، انترپی و آنتالپی محسوس بر حسب فاصله بین دهانه دو نازل

$$(T_{\text{ambient}}=300 \text{ K}, T_{\text{fuel}}=300 \text{ K}, T_{\text{oxidizer}}=300 \text{ K}, V_{\text{fuel}}=100 \text{ cm/s}, V_{\text{oxidizer}}=100 \text{ cm/s})$$

همان طور که در شکل (۳-ا) مشاهده می شود، افزایش فشار باعث افزایش ماکزیمم دما می شود که این افزایش به علت افزایش شکست زنجیره اتم ها و تولید رادیکال های فعال H و OH است که منجر به افزایش نرخ واکنش ها شده و در نتیجه ماکزیمم دما افزایش می یابد. به علت افزایش رادیکال های فعال، موقعیت ماکزیمم دما به سمت سوخت حرکت می کند. علاوه بر آن همان

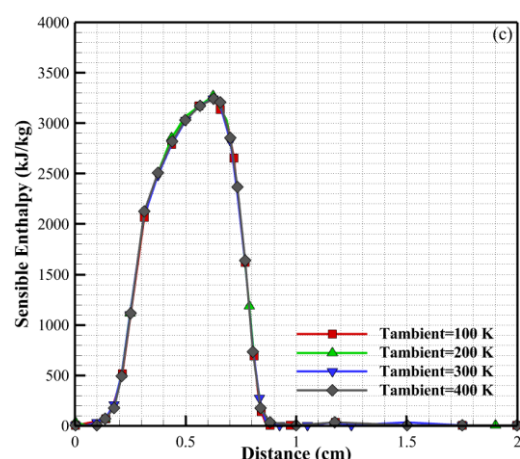
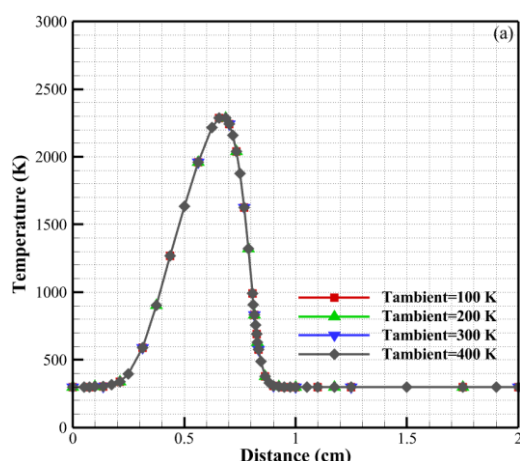
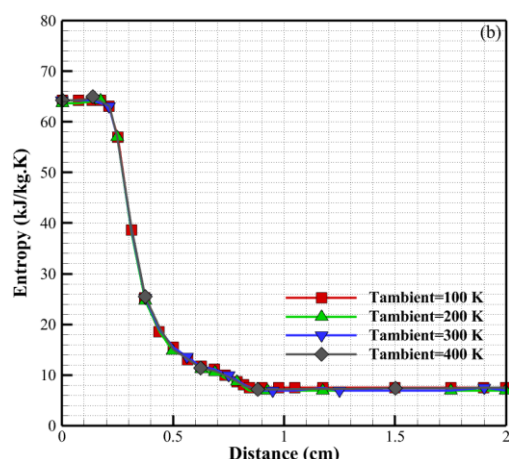
به تولید گونه H_2 می گردد، بسیار پایین تر از نرخ انجام واکنش های رفت است. بنابراین تولید زیاد رادیکال های فعال در این ناحیه می تواند آغاز کننده بسیار خوبی برای احتراق هیدروژن باشد. مسیرهای بعدی $\text{H}_2 \rightarrow \text{H}_2\text{O}$ و $\text{H} \rightarrow \text{H}_2\text{O}$ است که در آن بر اساس واکنش های ۵ و ۱۰ مقدار کمی محصول نهایی یعنی آب در این ناحیه تولید می شود. مسیر نهایی ($\text{H} \rightarrow \text{O}_2$) تولید اکسیژن بر اساس واکنش ۱۷ است که در آن مقدار کمی O_2 تولید می شود. حضور O_2 در مجاورت سوخت به پیشرفت واکنش و تشکیل ناحیه شعله کمک می کند.

آنالیز مسیر واکنش در ناحیه شعله نشان می دهد که مسیر غالب در این ناحیه، $\text{H}_2 \rightarrow \text{H}_2\text{O}$ است. در این مسیر بر اساس واکنش ۱۰، اتم های سوخت در برخورد با تعداد زیادی از رادیکال های فعال OH منجر به تولید محصول نهایی یعنی آب می گردد. همان طور که در شکل (۲-ب) نیز شرح داده شد، بیشترین میزان H_2O در این ناحیه تولید می شود.

آنالیز مسیر واکنش در سمت اکسید کننده کمی پیچیده تر است و واکنش ها در آن با نرخ بیشتری انجام می شود. علت این موضوع اضافه شدن رادیکال آزاد O ناشی از شکست زنجیره اتم های O_2 در سمت اکسید کننده است. در آنالیز این ناحیه گونه های H_2 ، H_2O_2 و H_2O ($\text{H}_2\text{O}_2 \rightarrow \text{H}_2\text{O}$ ، $\text{H}_2 \rightarrow \text{H}_2\text{O}$ و $\text{HO}_2 \rightarrow \text{H}_2\text{O}$) طی واکنش های ۱۰، ۱۳ و ۲۰ به تولید H_2O می انجامد. گونه های H_2O_2 و HO_2 در یک مسیر برگشتی ($\text{H}_2\text{O}_2 \rightarrow \text{H}_2$ و $\text{HO}_2 \rightarrow \text{H}_2$) گونه H_2 را باز تولید می کنند (واکنش های ۱۷ و ۱۹). علاوه بر این، گونه های H_2O_2 و HO_2 در واکنش های ۱۸، ۱۹ و ۲۰ به طور رفت و برگشت یکدیگر را تولید و مصرف می کنند که بر اساس مقدار نرخ انجام واکنش های رفت و برگشت، میزان تولید H_2O_2 بیشتر است ($\text{HO}_2 \leftrightarrow \text{H}_2\text{O}_2$). در نهایت از طریق واکنش های ۱، ۱۳، ۱۵، ۱۷ و ۱۸ به میزان زیادی O_2 تولید می کند. این گونه طی واکنش های برگشت به میزان کمی باز تولید می شود. تولید گونه O_2 در این مرحله نقش به سزایی در تولید رادیکال فعال O در مجاورت ناحیه شعله دارد که به افزایش نرخ واکنش ها در ناحیه شعله کمک می کند.

اثر پارامترهای عملکردی احتراق هیدروژن بر تولید انترپی و تغییرات آنتالپی. شکل (۳) اثر تغییر فشار بر دما، انترپی و آنتالپی محسوس را نشان می دهد. نمودارهای این شکل بر حسب فاصله بین دهانه دو نازل رسم شده است.

جنبش مولکولی و سطح انرژی به افزایش سطح انتروپی سوخت نیز می‌انجامد (شکل ۵-b). سطح انتروپی در ناحیه شعله با افزایش دمای ورودی سوخت کاهش یافت که به دلیل افزایش انتقال حرارت به محیط در این ناحیه است.



شکل ۴ اثر دمای محیط بر تغییرات دما، انتروپی و آنتالپی محسوس بر

حسب فاصله بین دهانه دو نازل

$P=1 \text{ atm}$, $T_{\text{fuel}}=300 \text{ K}$, $T_{\text{Oxidizer}}=300 \text{ K}$, $V_{\text{fuel}}=100 \text{ cm/s}$,)

$(V_{\text{Oxidizer}}=100 \text{ cm/s})$

طور که در این شکل مشاهده می‌شود، عرض ناحیه شعله با افزایش فشار کاهش می‌یابد و دهانه نمودار در ناحیه ماکزیمم دما باریک‌تر شده است. نرخ افزایش ماکزیمم دما با افزایش بیشتر فشار، روندی کاهشی دارد و در صورت ادامه روند افزایش فشار، ماکزیمم دما به مقدار کمی افزایش خواهد یافت.

افزایش فشار باعث کاهش سطح انتروپی گردید (شکل ۵-b-۳). افزایش فشار با کاهش بی‌نظمی و حرکت کاتوره‌ای مولکول‌ها و اتم‌ها منجر به کاهش سطح انتروپی می‌گردد. از طرف دیگر افزایش دما به دلیل افزایش فشار که در شکل (۳-a) توضیح داده شد، باعث انتقال بیشتر گرما به محیط شده و سطح انتروپی را کاهش می‌دهد. روند کاهش انتروپی با افزایش فشار به تدریج کاهش می‌یابد.

در شکل (۳-c) افزایش فشار باعث افزایش آنتالپی محسوس گردیده است. افزایش فشار با افزایش نرخ انجام واکنش‌ها، دما و متعاقب آن تولید گرمای بیشتر منجر به افزایش آنتالپی می‌گردد. روند افزایش آنتالپی با افزایش فشار به تدریج کاهش می‌یابد.

اثر تغییر دمای محیط بر دما، انتروپی و آنتالپی محسوس در شکل (۴) نشان داده شده است. به طور کلی افزایش دمای محیط از ۱۰۰ K تا ۴۰۰ K اثر قابل توجهی بر دما، انتروپی و آنتالپی محسوس ندارد. با توجه به این که دمای احتراق هیدروژن بسیار بالاتر از سطح دمای محیط و در حدود ۲۵۰۰ K است، افزایش دمای محیط در این سطح تأثیر چندانی ندارد. صرف نظر از این که امکان بالا بردن دمای محیط تا سطح دمای احتراق وجود ندارد، به لحاظ فیزیکی نیز منطقی به نظر نمی‌رسد. بنابراین دماهای محیط بالاتر در این پژوهش بررسی نگردید.

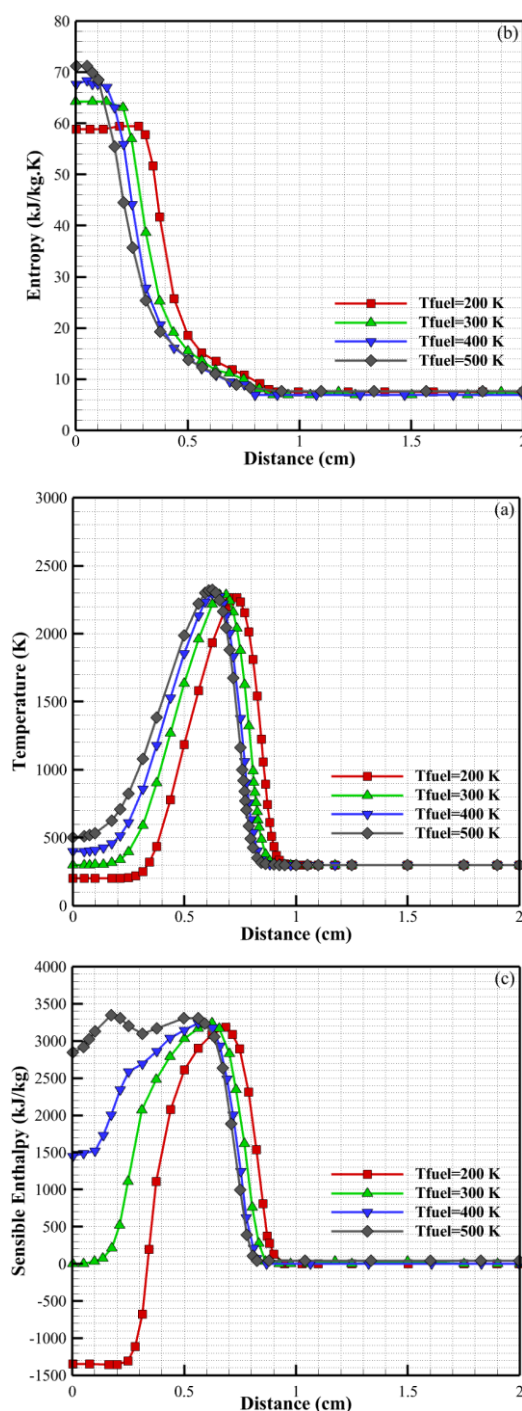
شکل (۵) اثر تغییر دمای ورودی سوخت بر دما، انتروپی و آنتالپی محسوس را نشان می‌دهد. همان طور که در شکل (۵-a) مشاهده می‌شود، افزایش دمای ورودی سوخت ماکزیمم دما را افزایش می‌دهد. افزایش دمای ورودی سوخت علاوه بر این که با افزایش دمای گونه H_2 منجر به افزایش نرخ واکنش‌های تولید کننده رادیکال‌های فعال H و OH می‌شود، با افزایش دمای ناحیه شعله نیز منجر به افزایش نرخ انجام واکنش کلی احتراق می‌شود. بنابراین ماکزیمم دمای احتراق افزایش می‌یابد. نکته دیگری که در این جا مطرح می‌شود حرکت موقعیت ماکزیمم دما به سمت سوخت است که به دلیل افزایش نرخ تولید رادیکال‌های فعال در سمت سوخت به دلیل افزایش دمای ورودی سوخت است. افزایش دمای ورودی سوخت از طریق افزایش دما، افزایش

آنتالپی منفی یعنی فرایند گرماگیر بوده است. علت این موضوع آن است که دمای ورودی سوخت کمتر از دمای محیط (300 K) بوده و بنابراین برای شروع فرایند از محیط گرما جذب کرده است.

نکته دوم این که افزایش دمای ورودی سوخت منجر به افزایش ماکزیمم آنتالپی می گردد که به علت افزایش دما، افزایش نرخ تولید رادیکالهای فعال و در نهایت افزایش نرخ انجام واکنشها است. نکته سوم مربوط به منحنی آنتالپی در دمای ورودی سوخت 500 K است که دارای دو نقطه ماکزیمم است. یکی در ناحیه شعله و دیگری قبل از ناحیه شعله و در سمت سوخت. علت این موضوع آن است که بالا بردن دمای سوخت تا سطح 500 K باعث شده است که سوخت قبل از موقعیت ناحیه شعله دچار پیش اشتعالی یا خودسوزی شود. به همین دلیل این منحنی دارای دو نقطه ماکزیمم است.

اثر تغییر دمای ورودی اکسید کننده بر دما، انترپیی و آنتالپی محسوس در شکل (۶) نشان داده شده است. همان طور که در شکل (۶-ا) مشاهده می شود، افزایش دمای ورودی اکسید کننده ماکزیمم دما را افزایش می دهد. میزان افزایش ماکزیمم دما در این حالت بیشتر است نسبت به حالتی که دمای ورودی سوخت افزایش یافت (شکل ۵-ا). افزایش دمای ورودی اکسید کننده با افزایش دمای گونه O_2 منجر به افزایش نرخ واکنشهای تولید کننده رادیکال فعال O می شود که در کنار رادیکالهای فعال H و OH افزایش بیشتر دما را منجر می شود. افزایش دمای ناحیه شعله نیز منجر به افزایش نرخ انجام واکنش کلی احتراق و در نتیجه افزایش ماکزیمم دما می شود.

نکته دیگری که در این جا قابل توجه است حرکت موقعیت ماکزیمم دما به سمت اکسید کننده است که به دلیل افزایش نرخ تولید رادیکال فعال O در سمت اکسید کننده به دلیل افزایش دمای ورودی اکسید کننده است. بر خلاف تأثیر قابل توجه افزایش دمای ورودی سوخت بر انترپیی (شکل ۵-ب)، افزایش دمای ورودی اکسید کننده تأثیر قابل توجهی بر سطح انترپیی در سوخت و اکسید کننده ندارد و تنها تأثیر آن افزایش انترپیی در ناحیه شعله است (شکل ۶-ب). این اثر از طریق افزایش دما، افزایش جنبش مولکولی و سطح انرژی صورت می پذیرد.



شکل ۵ اثر دمای ورودی سوخت بر تغییرات دما، انترپیی و آنتالپی محسوس بر حسب فاصله بین دهانه دو نازل

$$P=1\text{ atm}, T_{\text{ambient}}=300\text{ K}, T_{\text{Oxidizer}}=300\text{ K}, V_{\text{fuel}}=100\text{ cm/s}, \\ (V_{\text{Oxidizer}}=100\text{ cm/s})$$

در رابطه با اثر تغییر دمای ورودی سوخت بر آنتالپی محسوس چند نکته حائز اهمیت است (شکل ۵-ج). نکته اول این که در دمای ورودی سوخت 200 K سطح آنتالپی کمتر از صفر است و

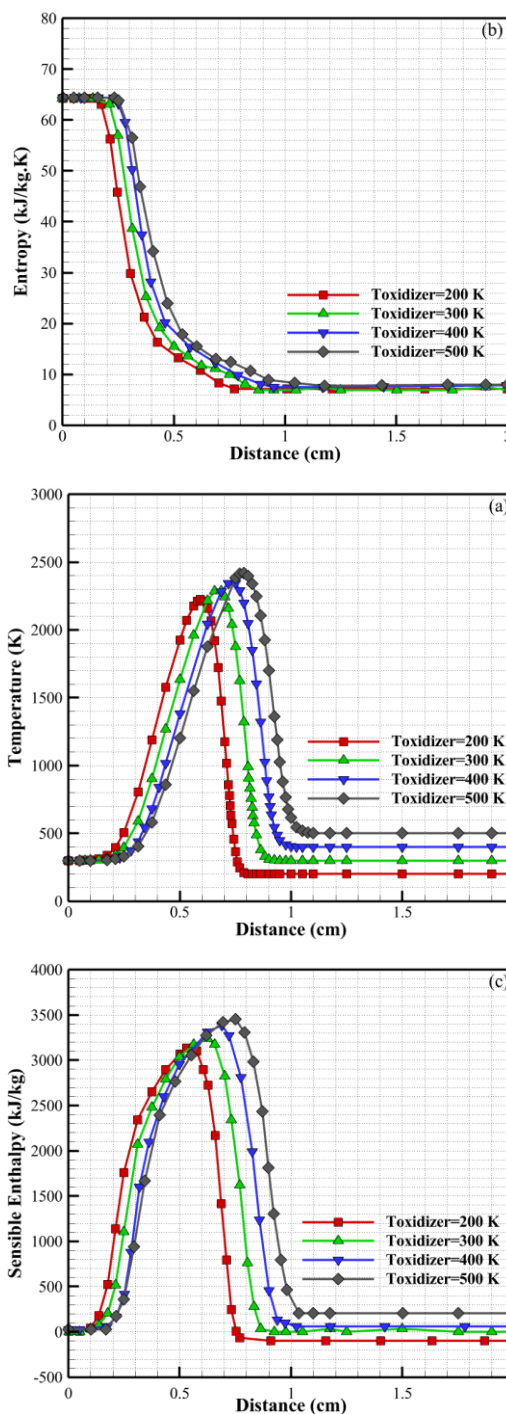
معنی گرماگیر بودن فرایند در سمت اکسید کننده است. اما سطح آنتالپی در این جا نسبت به سطح آنتالپی در دمای ورودی سوخت 200 K بالاتر است که به دلیل حضور کمتر رادیکال‌های فعال H و OH در سمت اکسید کننده است. با افزایش دمای اکسید کننده تا 500 K هیچ گونه پیش اشتعالی یا خودسوزی در سوخت رخ نمی‌دهد زیرا تأثیر افزایش دمای ورودی اکسید کننده در ازدیاد تولید گونه‌ها و رادیکال‌های فعال به اندازه تأثیر افزایش دمای ورودی سوخت نیست.

شکل (۷) اثر تغییر سرعت ورودی سوخت بر دما، انتروپی و آنتالپی محسوس را نشان می‌دهد. همان طور که در شکل (۷-ا) مشاهده می‌شود، افزایش سرعت ورودی سوخت تأثیر چشمگیری بر مقدار ماکزیمم دما ندارد و حتی در سرعت‌های بالا منجر به اندکی کاهش ماکزیمم دما می‌گردد که می‌تواند به علت کاهش دمای ناحیه شعله به علت سرعت زیاد جریان سوخت و کاهش نرخ انجام واکنش‌ها باشد.

موقعیت ماکزیمم دما در شکل (۷-ا) با افزایش سرعت ورودی سوخت به سمت اکسید کننده جا به جا می‌شود که این به علت افزایش مومنتم ورودی سوخت و انتقال ناحیه شعله به سمت اکسید کننده است. نکته قابل توجه در این شکل آن است که در سرعت ورودی سوخت 10 cm/s ، مومنتم سوخت به حدی کم است که ناحیه شعله در دهانه نازل سوخت شکل گرفته است و روند افزایشی منحنی دما از $x=0\text{ cm}$ آغاز شده است.

دقت در شکل (۷-ب) نشان می‌دهد که افزایش سرعت ورودی سوخت تأثیر چندانی بر سطح انتروپی در سمت سوخت و اکسید کننده ندارد. اما در ناحیه شعله سطح انتروپی افزایش یافته است. با توجه به انتقال ناحیه شعله به سمت اکسید کننده با افزایش سرعت ورودی سوخت، شروع روند کاهشی سطح انتروپی در منحنی‌های این شکل با افزایش سرعت ورودی سوخت به تاخیر افتاده است. نکته قابل توجه در این جا نیز منحنی مربوط به سرعت ورودی سوخت 10 cm/s است که روند کاهشی آن به سرعت و از دهانه نازل سوخت ($x=0\text{ cm}$) آغاز شده است که به دلیل شکل گیری ناحیه شعله از دهانه نازل سوخت است.

تغییرات آنتالپی محسوس بر اثر افزایش سرعت ورودی سوخت نیز همانند تغییرات دما ناچیز است و حتی در سرعت‌های بالا منجر به کاهش ماکزیمم مقدار آنتالپی شده است (شکل ۷-ج).



شکل ۶ اثر دمای ورودی اکسید کننده بر تغییرات دما، انتروپی و آنتالپی محسوس بر حسب فاصله بین دهانه دو نازل

$P=1\text{ atm}$, $T_{\text{ambent}}=300\text{ K}$, $T_{\text{fuel}}=300\text{ K}$, $V_{\text{fuel}}=100\text{ cm/s}$,)

($V_{\text{Oxidizer}}=100\text{ cm/s}$)

افزایش دمای ورودی اکسید کننده نیز به افزایش ماکزیمم سطح آنتالپی محسوس می‌انجامد (شکل ۷-ج). در سطح دمای ورودی اکسید کننده 200 K مقدار آنتالپی منفی است و این به

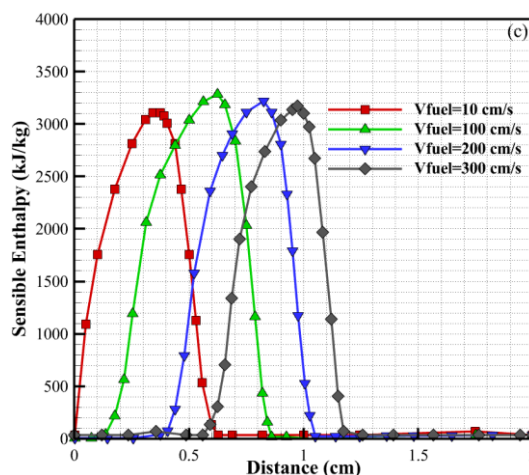
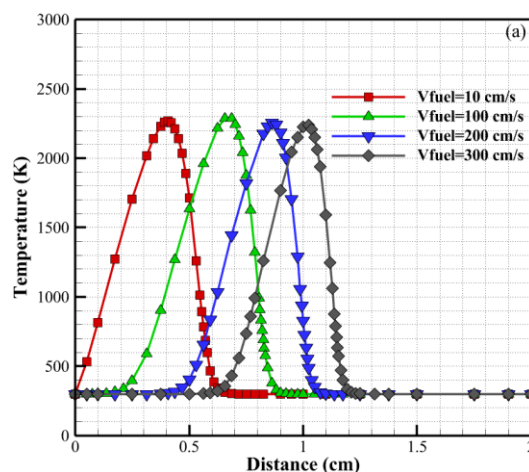
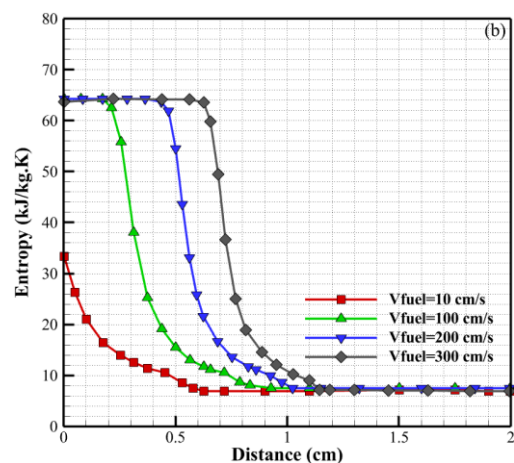
بررسی اثر تغییر سرعت ورودی اکسید کننده بر دما، انتروپی و آنتالپی محسوس در شکل (۸) مشاهده می شود. افزایش سرعت ورودی جریان اکسید کننده باعث کاهش ماکزیمم دما می شود (شکل ۸-a). این موضوع چند علت دارد. اول این که افزایش سرعت جریان اکسید کننده به خاطر خنک کنندگی ناحیه شعله منجر به کاهش دما و در نتیجه کاهش نرخ تولید رادیکال های فعال و در نتیجه کاهش نرخ انجام واکنش ها می شود. دوم این که در سمت اکسید کننده گونه های O_2 و N_2 حضور دارند و رادیکال فعال این ناحیه O است که نسبت به رادیکال های فعال سمت سوخت یعنی H و OH کسر مولی کمتری دارد و تاثیر کمتری در افزایش نرخ انجام واکنش ها دارد (شکل ۲-b). سوم این که گونه N_2 که تا حد زیادی در ناحیه شعله دست نخورده باقی می ماند، خاصیت رقیق کنندگی دارد و علاوه بر کاهش دما از طریق رقیق سازی با انجام واکنش با رادیکال فعال O تبدیل به آلاینده NO_x شده و از این طریق با کاهش نرخ انجام واکنش ها ماکزیمم دما را کاهش می دهد. شکل (۲-c) نشان می دهد که کسر مولی گونه N_2 در موقعیت ماکزیمم دما در ناحیه شعله در حدود ۰/۶ است که نسبت به مقدار اولیه آن یعنی ۰/۷۹ به مقدار کمی در واکنش ها شرکت کرده و مصرف شده است.

موقعیت ماکزیمم دما با افزایش سرعت ورودی اکسید کننده به سمت سوخت جا به جا می شود که این به علت افزایش مومنتم ورودی اکسید کننده و انتقال ناحیه شعله به سمت سوخت است. نکته قابل توجه در این شکل آن است که در سرعت ورودی اکسید کننده 10 cm/s ، مومنتم اکسید کننده به حدی کم است که ناحیه شعله در دهانه نازل اکسید کننده شکل گرفته است و روند افزایشی منحنی دما از $x=2 \text{ cm}$ آغاز شده است.

دقت در شکل (۸-b) نشان می دهد که افزایش سرعت ورودی اکسید کننده تاثیر چندانی بر سطح انتروپی در سمت سوخت و اکسید کننده ندارد. اما در ناحیه شعله و بر خلاف شکل (۷-b) سطح انتروپی به شدت کاهش یافته است. با توجه به انتقال ناحیه شعله به سمت سوخت با افزایش سرعت ورودی اکسید کننده، شروع روند کاهشی سطح انتروپی در منحنی های این شکل با افزایش سرعت ورودی اکسید کننده به سرعت آغاز شده است.

تغییرات آنتالپی محسوس بر اثر افزایش سرعت ورودی اکسید کننده روندی کاهشی دارد (شکل ۸-c) که به علت کاهش ماکزیمم دما و متعاقب آن کاهش تولید رادیکال های فعال و در

(۷). علت این موضوع همان طور که پیش تر گفته شد می تواند به علت کاهش دمای ناحیه شعله به علت سرعت زیاد جریان سوخت و کاهش نرخ انجام واکنش ها باشد.



شکل ۷ اثر سرعت ورودی سوخت بر تغییرات دما، انتروپی و آنتالپی

محسوس بر حسب فاصله بین دهانه دو نازل

($P=1 \text{ atm}$, $T_{\text{ambien}}=300 \text{ K}$, $T_{\text{fuel}}=300 \text{ K}$, $T_{\text{Oxidizer}}=300 \text{ K}$,)

($V_{\text{Oxidizer}}=100 \text{ cm/s}$)

جمع بندی

در این تحقیق مطالعه‌ی پارامتری احتراق هیدروژن در مدل شعله نفوذی انجام و اثر پارامترهای عملکردی احتراق بر تولید انترופی و تغییرات آنتالپی بررسی گردید. مدل مورد استفاده، جریان مخالف بوده و شبیه‌سازی به کمک نرم‌افزار شبیه‌ساز کمکین انجام شد. برخی از مهم‌ترین نتایج به دست آمده از پژوهش حاضر به شرح زیر است:

۱. سطح انترופی در ناحیه شعله به شدت کاهش یافت که این کاهش به دلیل انتقال گرمای زیادی به محیط در ناحیه شعله است.

۲. سطح آنتالپی محسوس در ناحیه شعله به شدت افزایش یافت. مقدار مثبت آنتالپی نشان می‌دهد که فرایند واکنش احتراق در این ناحیه گرمازا است.

۳. افزایش فشار با افزایش نرخ انجام واکنش‌ها منجر به افزایش دما گردید. افزایش فشار همچنین سطح انترופی سوخت را کاهش داد. اثر افزایش فشار بر آنتالپی محسوس به صورت افزایش مقدار ماکزیمم آنتالپی بود.

۴. تغییر دمای محیط تأثیر قابل توجهی بر دما، انترופی و آنتالپی محسوس نداشت.

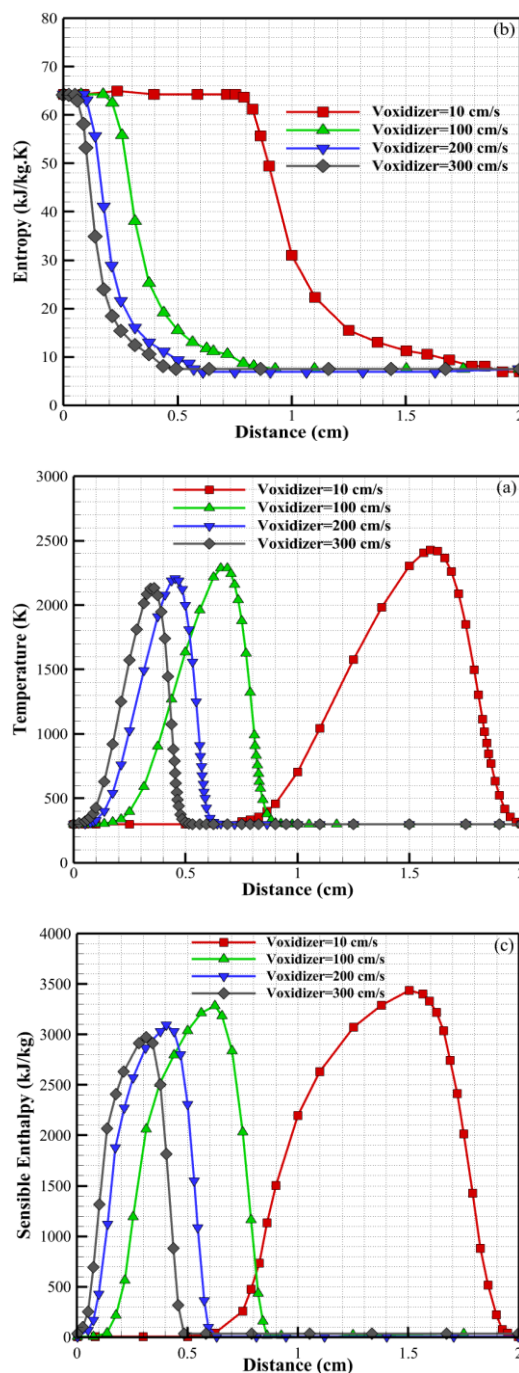
۵. افزایش دمای ورودی سوخت، ماکزیمم دما و آنتالپی محسوس را افزایش داده و سطح انترופی سوخت افزایش یافت. اما در ناحیه شعله سطح انترופی کاهش یافت. افزایش زیاد دمای ورودی سوخت تا سطح 500 K منجر به خودسوزی یا پیش اشتعالی سوخت قبل از رسیدن به ناحیه شعله گردید.

۶. افزایش دمای ورودی اکسید کننده ماکزیمم دما و آنتالپی محسوس را افزایش داد. اما تأثیر قابل توجهی بر سطح انترופی سوخت و اکسید کننده نداشت. در ناحیه شعله، سطح انترופی با افزایش دمای ورودی اکسید کننده افزایش یافت.

۷. افزایش سرعت ورودی سوخت تأثیر کمی بر مقدار ماکزیمم دما، ماکزیمم آنتالپی محسوس و سطح انترופی سوخت و اکسید کننده داشت. اما در ناحیه شعله سطح انترופی را افزایش داد.

۸. افزایش سرعت ورودی اکسید کننده ماکزیمم دما و آنتالپی محسوس را کاهش داد. اگر چه افزایش سرعت ورودی اکسید کننده بر سطح انترופی سوخت و اکسید کننده تأثیر قابل توجهی نداشت، اما در ناحیه شعله منجر به کاهش سطح

نتیجه کاهش نرخ انجام واکنش‌ها است. از طرفی کاهش دمای ناحیه شعله به علت سرعت زیاد جریان اکسید کننده و کاهش نرخ انجام واکنش‌ها دلیلی بر کاهش ماکزیمم آنتالپی است.



شکل ۸ اثر سرعت ورودی اکسید کننده بر تغییرات دما، انترופی و آنتالپی محسوس بر حسب فاصله بین دهانه دو نازل
($P=1\text{ atm}$, $T_{\text{ambient}}=300\text{ K}$, $T_{\text{fuel}}=300\text{ K}$, $T_{\text{oxidizer}}=300\text{ K}$, $V_{\text{fuel}}=100\text{ cm/s}$)

Large Eddy Simulation	شبیه‌سازی گردابی بزرگ	انتروپی گردید.
Reactive Flow Module	ماژول جریان واکنش پذیر	
Mesoscale	مقیاس مزو	واژه‌نامه
Eulerian Stochastic Field	میدان تصادفی اویلری	آنالیز مسیر واکنش
Double-Channel Micro-Combustor	میکرو احتراق دو کاناله	آنتالپی
CHEMKIN Software	نرم‌افزار کمکین	اگرژی
Noise	نویز	انتروپی
Viscosity	ویسکوزیته	ترموآکوستیک
		توسعه پایدار
		خودسوزی
		رادیکال فعال
	تقدیر و تشکر	
		واژه‌نامه
		Reaction Pathway Analysis
		Enthalpy
		Exergy
		Entropy
		Thermoacoustic
		Sustainable Development
		Spontaneous Ignition
		Active Radical

مراجع

- [1] A. Asadi and M. Yadegari, "The study of the effect of fuel dilution in methane/air counterflow diffusion flames on the emission of environmental pollutants," *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 33, no. 6, pp. 25–34, 2024. [In Persian] <https://doi.org/10.30506/mmep.2024.2025565.2166>
- [2] J. Khadem and A. Asadi, "Numerical study on counterflow diffusion flames of natural gas with CO₂ dilution," *Fuel and Combustion*, vol. 4, no. 2, pp. 17–28, 2012. [In Persian]
- [3] A. Asadi, "The Study of the Effect of Lewis Number on the Laminar Diffusion Flames," *Journal of Mechanical Engineering*, vol. 33, no. 5, pp. 3-13, 2024. [In Persian] <https://doi.org/10.30506/mmep.2024.2033635.2180>
- [4] A. Asadi and J. Khadem, "The Numerical Study of Extinction Limits and Structure of H₂/O₂ Counterflow Diffusion Flame with Ar and He Dilution," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 24, no. 2, 2013, [In Persian]
- [5] L. Acampora and F. S. Marra, "Effects of Soret diffusion on the exergy losses in hydrogen laminar premixed flames," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 48, no. 73, pp. 28539-28548, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2023.03.168>
- [6] D. Jiang, W. Yang, and J. Teng, "Entropy generation analysis of fuel lean premixed CO/H₂/air flames," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 40, no. 15, pp. 5210-5220, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.02.082>
- [7] J. Zhang, A. Zhong, Z. Huang, and D. Han, "Second-law thermodynamic analysis in premixed flames of ammonia and hydrogen binary fuels," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 141, no. 7, p. 071007, 2019. <https://doi.org/10.1115/1.4042412>
- [8] L. Acampora and F. S. Marra, "Second law thermodynamic analysis of syngas premixed flames," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 45, no. 21, pp. 12185-12202, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2020.02.142>
- [9] F. Pan, J. Zhang, D. Han, and T. Lu, "Numerical study on exergy losses of iso-octane constant-volume combustion with water addition," *Fuel*, vol. 248, pp. 127-135, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2019.03.068>
- [10] J. O. Hirschfelder, C. F. Curtiss, and R. B. Bird, *Molecular theory of gases and liquids*. Wiley New York, 1964.

- [11] H. Wu, W. Huang, H. Zhao, W. Sun, Z. Huang, and Y. Zhang, "Laminar Flame Structure-Dependent Exergy Destruction Behavior at Auto-Ignition Time Scale: A Case Study of Dimethyl Ether (DME)," *Journal of Thermal Science*, pp. 1-15, 2024. <https://doi.org/10.1007/s11630-024-1924-1>
- [12] J. Zhang, D. Han, and Z. Huang, "Second-law thermodynamic analysis for premixed hydrogen flames with diluents of argon/nitrogen/carbon dioxide," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 44, no. 10, pp. 5020-5029, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2019.01.041>
- [13] Y. Liu, J. Zhang, D. Ju, Z. Huang, and D. Han, "Analysis of exergy losses in laminar premixed flames of methane/hydrogen blends," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 44, no. 43, pp. 24043-24053, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2019.07.123>
- [14] K. Nishida, T. Takagi, and S. Kinoshita, "Analysis of entropy generation and exergy loss during combustion," *Proceedings of the Combustion Institute*, vol. 29, no. 1, pp. 869-874, 2002. [https://doi.org/10.1016/S1540-7489\(02\)80111-0](https://doi.org/10.1016/S1540-7489(02)80111-0)
- [15] S. Xue, Y. Tang, W. Han, and L. Yang, "Effects of strain and pressure on entropy generation in laminar flames," *Combustion and Flame*, vol. 269, p. 113688, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2024.113688>
- [16] B. Zhao, "Entropy transfer efficiency-effectiveness method for heat exchangers, part 1: Local entropy generation number and operation performance limits," *Energy*, vol. 304, p. 132133, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2024.132133>
- [17] H. Rong and D. Zhao, "Thermodynamic and entropy generation analyses of Telsa-valve structured meso-scale combustors fuelled with hydrogen for thermophotovoltaic applications," *Energy*, p. 132788, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2024.132788>
- [18] P. Badhuk and R. Ravikrishna, "Flame inhibition by aqueous solution of Alkali salts in methane and LPG laminar diffusion flames," *Fire Safety Journal*, vol. 130, p. 103586, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2022.103586>
- [19] H. Zhao, D. Zhao, and S. Becker, "Entropy production and enhanced thermal performance studies on counter-flow double-channel hydrogen/ammonia-fuelled micro-combustors with different shaped internal threads," *International Journal of Hydrogen Energy*, vol. 47, no. 85, pp. 36306-36322, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2022.08.168>
- [20] A. Sadiki, S. Agrebi, and F. Ries, "Entropy Generation Analysis in Turbulent Reacting Flows and Near Wall: A Review," *Entropy*, vol. 24, no. 8, p. 1099, 2022. <https://doi.org/10.3390/e24081099>
- [21] L. Dressler, H. Nicolai, S. Agrebi, F. Ries, and A. Sadiki, "Computation of entropy production in stratified flames based on chemistry tabulation and an eulerian transported probability density function approach," *Entropy*, vol. 24, no. 5, p. 615, 2022. <https://doi.org/10.3390/e24050615>
- [22] H. Yan, G. Tang, C. Wang, L. Li, Y. Zhou, Z. Zhang, and C. Lou, "Thermodynamics irreversibilities analysis of oxy-fuel diffusion flames: The effect of oxygen concentration," *Entropy*, vol. 24, no. 2, p. 205, 2022. <https://doi.org/10.3390/e24020205>
- [23] M. Mohammadi and M. S. Abedinejad, "Analysis of NO Formation and Entropy Generation in a Reactive Flow," *Aerospace*, vol. 9, no. 11, p. 666, 2022. <https://doi.org/10.3390/aerospace9110666>
- [24] C.-R. Yu and C.-Y. Wu, "An empirical formula to predict the overall irreversibility of counter-flow premixed flames

- of methane and its mixtures," *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, vol. 147, no. 24, pp. 14587-14599, 2022.
<https://doi.org/10.1007/s10973-022-11573-4>
- [25] R. N. Kumar, S. M. Kumaran, and V. Raghavan, "Numerical analysis of structure, stability and entropy generation in biogas coflow diffusion flames," *Archive of Mechanical Engineering*, pp. 99-128-99-128, 2022.
<https://doi.org/10.24425/ame.2021.139648>
- [26] R. Stephen, "Turns. An introduction to combustion: concepts and applications," *Mechanical Engineering Series. McGraw Hill*, p. 51, 2000.
- [27] A. E. Lutz, R. J. Kee, J. F. Grcar, and F. M. Rupley, "OPPDIF: A Fortran program for computing opposed-flow diffusion flames," Sandia National Lab.(SNL-CA), Livermore, CA (United States), 1997.
<https://doi.org/10.2172/568983>

CONTENTS

Optimal Closed-Loop Control of Step Flow Separation Using Genetic Programming	Siroos Kasmaiee -Mehran Tadjfar Saman Kasmaiee	1
Study of the Effect of Thermo-Physics Parameters in Nano Fluid Non-Newtonian in the Heat Exchanger with Vertical Helical Coils	Habib Karimi - Kourosh Javaherdeh	27
Study and Finite Element Simulation of the Bi-stability Phenomenon in Cylindrical Fiber-Reinforced Laminated Composites	Hadi Gourabi - Shahram Hadian	43
Experimental and statistical examination the effects of machining parameters and insert type on tool wear and surface quality in turning of Inconel 718	Mohammad Baraheni - Vahid Tahmasbi Mohammad Tavakkolipour - Mohammad Masoud Ghazi Esfahani	59
Investigation and Comparison of the Performance of Air-Air and Hydrogen-Air Flat Membrane Humidifiers for Use in Polymer Fuel Cells	Seyed Morteza Mousavi Zahed - Ebrahim Afshari	79
Dynamic Modeling and Constrained Control of an Aerial Manipulator for Force Control in Interaction with an Environment of Unknown Stiffness	Reza Ebrahimi - Mohammad Jafar Sadigh Farzad Ayatollahzadeh Shirazi	95
The Study of the Effect of Functional Parameters of Hydrogen Combustion on Entropy Generation and Enthalpy Variations	Ali Asadi	117



Ferdowsi University of Mashhad

JOURNAL OF APPLIED AND COMPUTATIONAL SCIENCES IN MECHANICS

ISSN: 2008-918X

Editor- in-Chief: Dr. Mehran Kadkhodayan

General Director: Dr. Hamid Niazmand

Concessionaire: Ferdowsi University of Mashhad

Editorial Board:

Dr. Akbar Afaghi Khatibi	Associate Professor	RMIT University, Australia
Dr. Kazem Abhary	Associate Professor	University of South Australia, Australia
Dr. Aliakbar Akbarzadeh	Professor	RMIT University, Australia
Dr. Hamed Haddad Khodaparast	Associate Professor	Swansea University, UK
Dr. Masoud Boroomand	Professor	Amirkabir University of Technology
Dr. S.Mohammad Reza Khalili	Professor	K.N. Toosi University of Technology
Dr. Ehsan Roohi	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mahmoud Shariati	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Ebrahim Shirani	Professor	Isfahan University of Technology
Dr. Masoud Tahani	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mohammad Reza Kazempour Mofrad	Professor	University of California, United States
Dr. Mehran Kadkhodayan	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Hamid Moeenfar	Associate Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Behdad Moghtaderi	Professor	University of Newcastle, Australia
Dr. Mohammad Reza Mahpeykar	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Simin Nasser	Professor	Kennesaw State University
Dr. Hamid Niazmand	Professor	Ferdowsi University of Mashhad
Dr. Mohammad Jonaidi	Assistant Professor	Kennesaw State University
Dr. Mohammad-Reza Pendar	Postdoctoral Fellow	University of Victoria
Dr. S. Mahmood Mousavi	Postdoctoral Fellow	University of Texas at Austin

Text Editor: E. Dehghan

Executive Director: T. Hooshmand

Typesetting: A. Noie

Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics
Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University of Mashhad

P. O. Box: 91775-1111, Mashhad, I.R. IRAN

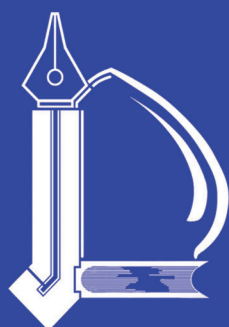
Tel: +98 51 38806024

Fax: +98 51 38763301

Email: ejour@um.ac.ir

Web site: <http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir>

Indexed in: ISC, SID, Magiran, EBSCO, DOAJ



Ferdowsi University
of Mashhad

Journal of
Applied and
Computational Sciences
in Mechanics

Serial No. 41

ISSN 2008 - 918X

Optimal Closed-Loop Control of Step Flow Separation Using Genetic Programming

Siroos Kasmaiee - Mehran Tadjfar
Saman Kasmaiee

1

Study of the Effect of Thermo-Physics Parameters in Nano Fluid Non-Newtonian in the Heat Exchanger with Vertical Helical Coils

Habib Karimi - Kouros Javaherdeh

27

Study and Finite Element Simulation of the Bi-stability Phenomenon in Cylindrical Fiber-Reinforced Laminated Composites

Hadi Gourabi - Shahram Hadian

43

Experimental and statistical examination the effects of machining parameters and insert type on tool wear and surface quality in turning of Inconel 718

Mohammad Baraheni - Vahid Tahmasbi Mohammad
Tavakkolipour - Mohammad Masoud Ghazi Esfahani

59

Investigation and Comparison of the Performance of Air-Air and Hydrogen-Air Flat Membrane Humidifiers for Use in Polymer Fuel Cells

Seyed Morteza Mousavi Zahed - Ebrahim Afshari

79

Dynamic Modeling and Constrained Control of an Aerial Manipulator for Force Control in Interaction with an Environment of Unknown Stiffness

Reza Ebrahimi - Mohammad Jafar Sadigh
Farzad Ayatollahzadeh Shirazi

95

The Study of the Effect of Functional Parameters of Hydrogen Combustion on Entropy Generation and Enthalpy Variations

Ali Asadi

117

Vol. 37, No.3
Autumn 2025