

- ۱ بررسی عددی تأثیر شکل هندسی جاذب بر عملکرد  
یک دستگاه آب شیرین کن خورشیدی تک شیب  
ولی کلاتر - مهدی عباسی
- ۱۵ بررسی عددی تأثیر باد جانبی در راه پله ساختمان  
بلند با نرم افزار پائروسیم  
فاطمه بهبهانی - مهدی حمزه ای - زهرا مهر دوست  
محمد مقیمان
- ۳۵ کنترل تحمل پذیر عیب زمان ثابت مبتنی بر شبکه  
عصبی و کنترل کننده تطبیقی مد لغزشی یک وسیله  
نقلیه زیر دریایی با اشباع عملگر  
مجید مختاری - مصطفی تقی زاده - محمود مزارع
- ۵۷ بررسی اثر زاویه و طول مولدهای گردابه با ساختار  
سینوسی بر عملکرد مبدل های حرارتی فشرده  
علی سعداله - داود براتی - امیرحسین دودانگه
- ۷۵ بررسی اثر پارامترهای جوشکاری اغتشاشی  
اصطکاکی بر خواص مکانیکی ورق های مسی تحت  
گاز هلیوم  
مجتبی وکیلی ازغندی - سعید یعقوبی - علی شیرازی  
امین نوین
- ۹۳ تحلیل عددی گذرش در جریان آرام حول ایرفویل  
با نوسان پیچشی  
حسین انصاریان - علیرضا داوری
- ۱۱۱ مدل سازی و شبیه سازی نیروهای تماسی و اصطکاکی  
در بازوهای رباتیکی انعطاف پذیر  
محمد احسان یوسف زاده کوهبنانی - علی محمد شافعی





# 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](mailto: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   | ولی کلاتر- مهدی عباسی                                       | بررسی عددی تأثیر شکل هندسی جاذب بر عملکرد یک دستگاه آب شیرین کن خورشیدی تک شیب                                          |
| ۱۵  | فاطمه بهبهانی - مهدی حمزه ای زهرا مهردوست<br>محمد مقیمان    | بررسی عددی تأثیر باد جانبی در راه پله ساختمان بلند با نرم افزار پایروسیم                                                |
| ۳۵  | مجید مختاری - مصطفی تقی زاده - محمود مزارع                  | کنترل تحمل پذیر عیب زمان ثابت مبتنی بر شبکه عصبی و کنترل کننده تطبیقی مد لغزشی یک وسیله نقلیه زیر دریایی با اشباع عملگر |
| ۵۷  | علی سعداله - داود براتی - امیرحسین دودانگه                  | بررسی اثر زاویه و طول مولدهای گردابه با ساختار سینوسی بر عملکرد مبدل های حرارتی فشرده                                   |
| ۷۵  | مجتبی و کیلی ازغندی - سعید یعقوبی - علی شیرازی<br>امین نوین | بررسی اثر پارامترهای جوشکاری اغتشاشی اصطکاکی بر خواص مکانیکی ورق های مسی تحت گاز هلیوم                                  |
| ۹۳  | حسین انصاریان- علیرضا داوری                                 | تحلیل عددی گذرش در جریان آرام حول ایرفویل با نوسان پیچشی                                                                |
| ۱۱۱ | محمد احسان یوسف زاده کوهبنانی - علی محمد شافعی              | مدل سازی و شبیه سازی نیروهای تماسی و اصطکاکی در بازوهای رباتیکی انعطاف پذیر                                             |





## Numerical Investigation of the Influence of the Geometric Shape of the Absorber on the Performance of a Single Slope Solar Still Device

Research Article

Vali Kalantar<sup>1\*</sup>, Mahdi Abbasi<sup>2</sup>

 <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.83738.1195>

**Abstract** The scarcity of fresh water and the challenges associated with saltwater desalination have highlighted the importance of solar desalination systems for fresh water production, attracting the interest of various industries and researchers. Despite the global production of approximately 22 million cubic meters of fresh water daily, less than 1% is generated using solar energy. Conventional methods, such as desalination and reverse osmosis, are energy-intensive and heavily reliant on fossil fuels. In contrast, solar desalination offers a cost-effective and sustainable alternative that reduces dependency on fossil fuels while conserving energy resources. This study numerically evaluates the absorber plate of a single-slope solar desalination system across eleven distinct geometries under identical conditions. The objective is to identify the optimal design for the absorber plate in solar desalination systems. Results indicate that geometry (C) achieves the highest performance, with the absorber plate reaching 349 Kelvin under a solar radiation intensity of 750 watts per square meter, producing the most distilled water among the evaluated geometries. Geometry (B) demonstrates the second-best performance.

**Key Words:** solar still; absorber geometry; solar energy; convection heat transfer; radiation heat transfer

### 1- Introduction

The increasing reliance on fossil fuels and their environmental impacts have drawn significant attention to renewable energy sources such as solar power. Although 71% of the Earth's surface is covered by water, only 3% of it is fresh, with much of this locked in glaciers or underground reservoirs. This scarcity makes water desalination a critical issue for human society as the demand for fresh water continues to grow. Historically, desalination mimics the natural processes of the hydrological cycle. Solar energy heats seawater, causing evaporation, which condenses at cooler altitudes to form

fresh water. However, modern desalination techniques in industrial plants rely on fossil fuels for heating and evaporation, contributing to environmental concerns.

Solar desalination systems replicate this natural process but utilize solar energy to heat, evaporate, and distill water. These systems operate based on the principles of evaporation and condensation. Saltwater is heated by sunlight passing through a transparent glass surface, causing the water to evaporate. Salt, impurities, and microorganisms remain in the container, while the resulting water vapor condenses on the underside of the glass and is collected as fresh water. In developing countries, where access to fresh water and energy resources is limited, such solar desalination devices offer a sustainable alternative to energy-intensive industrial desalination methods

### 2- Modeling and simulation

This research evaluates eleven single-slope solar desalination models using two-dimensional, transient numerical simulations conducted in COMSOL Multiphysics 6.1. The numerical analysis considers whether a steady-state or transient solution is more appropriate, depending on the problem's conditions and the model's characteristics. The study's primary aim is to determine the optimal geometry for the solar absorber plate in order to maximize fresh water production in larger-scale applications compared to prior studies. The geometries analyzed in this research are illustrated in Figure 1 for clarity and comparison.

\*Manuscript received: August 2, 2023. Revised, March 17, 2024, Accepted, June 16, 2024.

<sup>1</sup> Corresponding Author: Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran.

**Email:** [vkalantar@yazd.ac.ir](mailto:vkalantar@yazd.ac.ir).

<sup>2</sup> PhD Student, Department of Mechanical Engineering, Yazd University, Yazd, Iran.

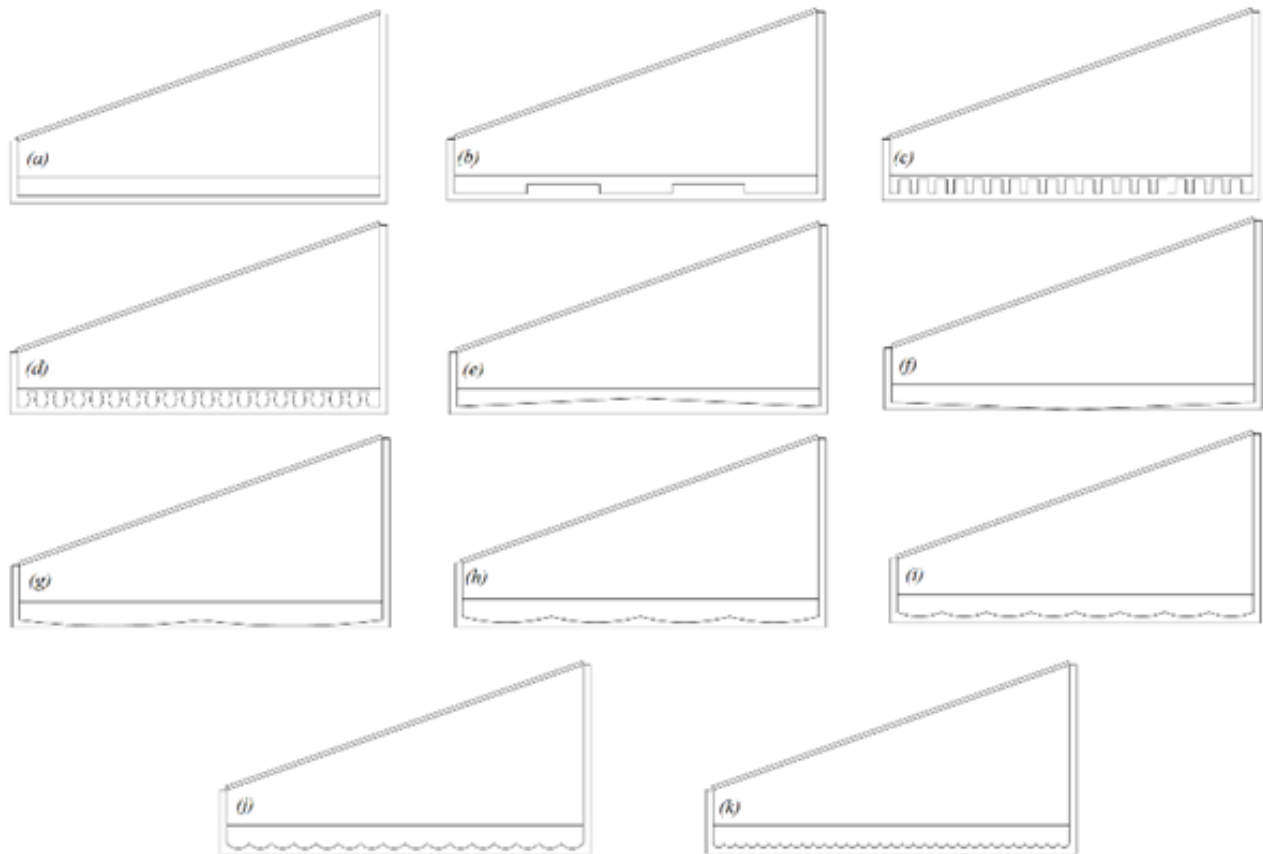


Figure 1. Drawn geometries

In Table (1) The boundary conditions can be observed.

**Table 1. Specifications of the unglazed Transpired Solar Air Heater Collector under study**

| Boundary Conditions | Thermal Conductivity<br>[ $w/m.k$ ] | $cp$<br>[ $j/(kg.k)$ ] | Opacity                       |
|---------------------|-------------------------------------|------------------------|-------------------------------|
| glass               | 1.38                                | 703                    | Opaque for infrared radiation |
| Solar still walls   | 0.034–0.048                         | 850                    | Opaque                        |
| Water               | 0.56–0.69                           | 4150–4250              | Transparent                   |
| air                 | 0.02–0.035                          | 1000–1020              | Transparent                   |

### 3- Discussion and results

The simulation results showed that geometry (c) according to figure (1) has the best performance compared to other geometries after the stability of the solution, after that the best case is related to geometry (b) and then geometry (e). Finally, in order (from left to right) are the geometries (j, k, i, h, a, f, g, d). In solar systems, especially systems that deal with heat (need heat), the design should

be such that the temperature received from renewable energies (solar or geothermal) reaches its highest level. In solar desalination plants, it is clear that the more energy the solar absorber receives, the more efficient it is. So the absorber temperature plays a significant role in the efficiency of a solar water softener. As a result, in this research, the best mode belongs to the mode that absorbs more heat, then transfers the absorbed heat more than the rest of the designed modes. In figure (2), you can see the temperature contour related to the states designed for the solar absorber. Regarding the best performance of the absorber in this research, the solution was done in the steady state without considering the hydrodynamic state of the problem. In this figure, it is clear that mode (c) absorbs and emits the most heat. In this mode, the temperature of the absorber reaches 349 K and the mass flow rate reaches 6.5 kg/h.

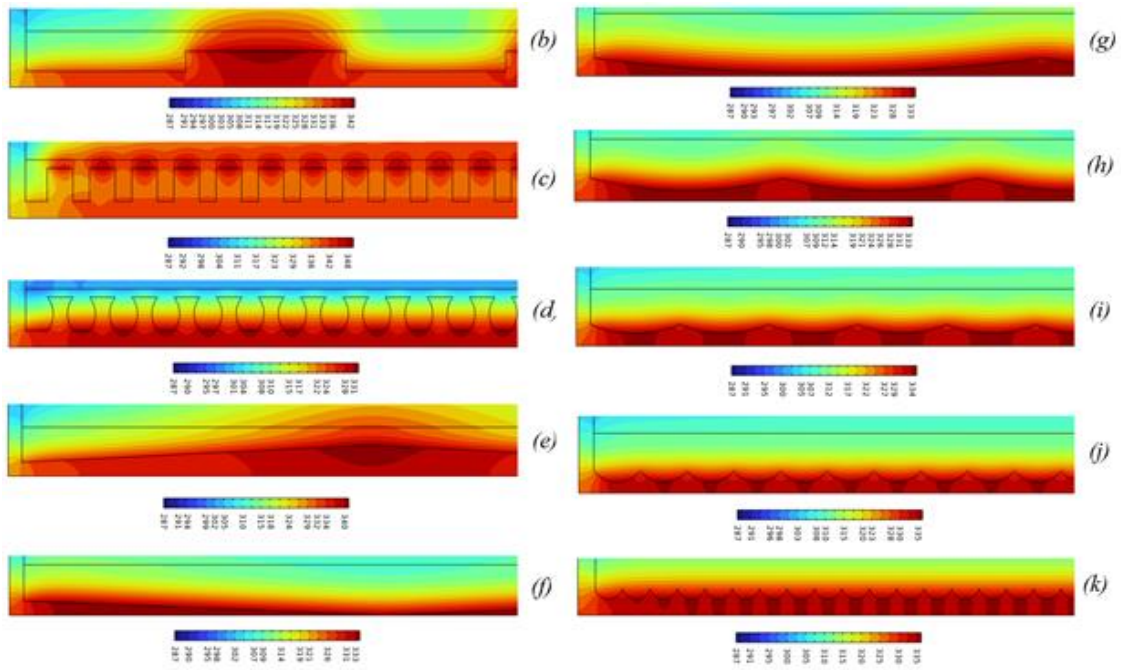


Figure 2. Temperature contours for eleven simulated geometries

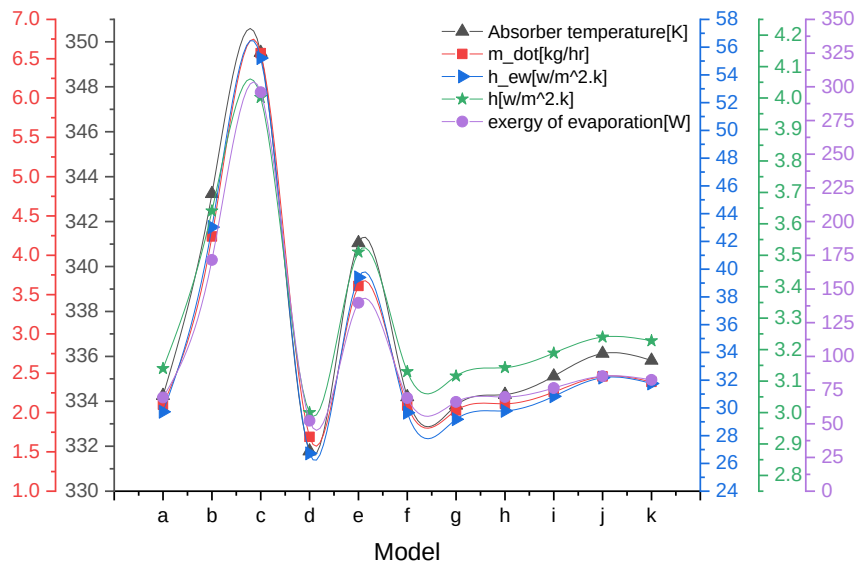
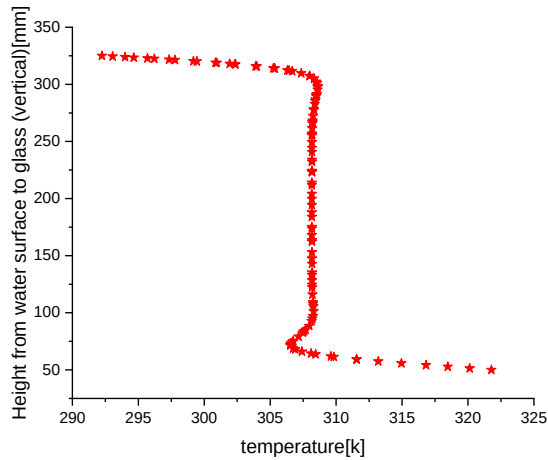


Figure 3. The heat transfer coefficient of displacement inside the desalination chamber and the hourly efficiency and evaporative exergy, transferred from water to the glass cover for the drawn geometries.

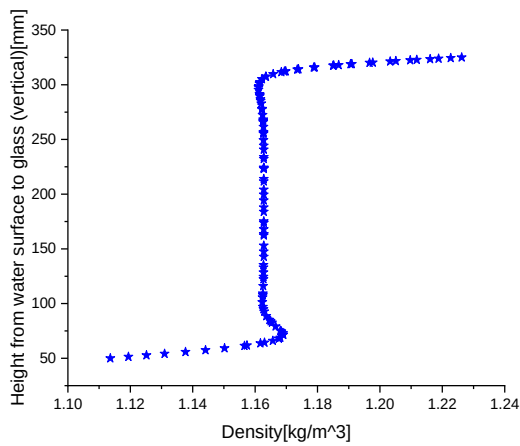
In Figure (3), you can see the diagram related to the temperature of the absorber and the displacement heat transfer coefficient inside the desalination chamber and the hourly efficiency and evaporative exergy transferred from the water to the glass cover for each of the eleven designed states.

In figure (4), the graph of temperature changes from the water surface to the glass surface is presented exactly in the middle part of the geometry, it is noteworthy that due to evaporation, the temperature of the glass is lower than other points. Figure (5) is similar to Figure (4) with this difference, the changes in density can be seen clearly,

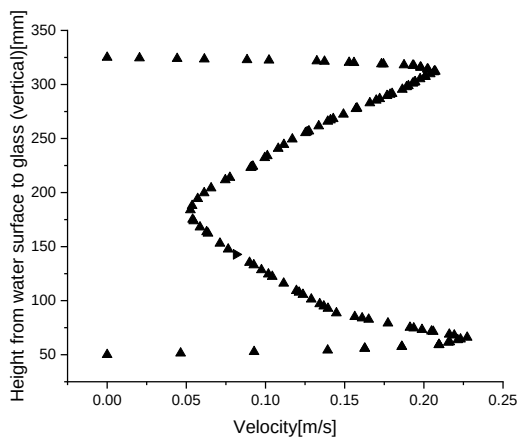
and this diagram is completely the opposite of the diagram in Figure (4). In figure (6), the speed changes in the vertical direction can be seen.



**Figure 4.** Graph of temperature changes from water surface to glass



**Figure5.** Graph of density changes from water surface to glass



**Figure6.** Graph of velocity changes from water surface to glass

#### 4- Conclusion

In this research, a single-slope solar desalination plant was numerically evaluated under steady-state and calm hydrodynamic conditions across eleven geometries with identical parameters. The purpose of this research was to identify the optimal geometry for designing the absorber surface of the solar desalination system, as the absorber surface is one of the most important factors in designing and enhancing the efficiency of desalination systems, ensuring optimal absorption of solar energy by the absorber surface.

As observed, geometry (C) demonstrates the best performance under stable conditions. This is due to the presence of multiple vanes in the absorber, which enhance energy absorption. Consequently, when exposed to  $750 \text{ W/m}^2$  radiation, the absorber's temperature reaches  $349 \text{ K}$ . This increase in temperature leads to higher evaporation rates and efficiency, resulting in a mass flow rate of  $6.5 \text{ kg/h}$ .

Following geometry (C), geometry (B) shows the second-best performance, with an absorber temperature of  $343 \text{ K}$  and a mass flow rate of  $4.25 \text{ kg/h}$ . Geometry (E) ranks third, achieving an absorber temperature of  $341 \text{ K}$  and a mass flow rate of  $3.75 \text{ kg/h}$ . Lastly, geometry (D) has an absorber temperature of  $331 \text{ K}$  and a mass flow rate of  $1.5 \text{ kg/h}$ .

Therefore, model (C) is recommended for design purposes. However, if cost reduction is a priority, the simpler model (B) can be utilized effectively.



## بررسی عددی تأثیر شکل هندسی جاذب بر عملکرد یک دستگاه آب شیرین کن خورشیدی تک شیب\*

مقاله پژوهشی

مهدی عباسی<sup>(۲)</sup>ولی کلانتر<sup>(۱)</sup><https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.83738.1195>

**چکیده** کمبود آب شیرین و مشکلات شیرین سازی آب شور باعث شده تا استفاده از آب شیرین کن های خورشیدی برای تولید آب شیرین بیش از قبل، قابل اهمیت باشد و توجه افراد و صنایع زیادی به این سیستم خورشیدی جلب شده است. از حدود ۲۲ میلیون مترمکعب آب شیرین تولید شده روزانه، کمتر از ۱ درصد آن با استفاده از انرژی خورشیدی تولید می شود. تولید آب شیرین و خالص با استفاده از روش های رایج مانند نمک زدایی و اسمز معکوس انرژی بر می باشد و این روش ها به سوخت های فسیلی متکی می باشند اما استفاده از آب شیرین کن خورشیدی نه تنها کم هزینه و اقتصادی می باشد بلکه نیاز به سوخت فسیلی ندارد و منابع انرژی را حفظ می کند. در این پژوهش جاذب یک آب شیرین کن خورشیدی تک شیب در یازده هندسه متفاوت با شرایط یکسان مورد ارزیابی عددی قرار گرفت. هدف از انجام این پژوهش یافتن بهترین حالت برای طراحی صفحه جاذب در آب شیرین کن خورشیدی است. نتیجه نشان داد بهترین حالت برای ساخت یک آب شیرین کن خورشیدی ساده حالت (C) می باشد. در این حالت دمای جاذب با توجه به شدت تابش خورشیدی ۷۵۰ وات بر مترمربع به ۳۴۹ کلوین می رسد و مقدار آب تقطیر شده نسبت به سایر حالت ها بیشتر می باشد، و بعد از آن هندسه (b) دارای بهترین عملکرد می باشد.

**واژه های کلیدی** آب شیرین کن خورشیدی، شکل جاذب، انرژی خورشیدی، انتقال حرارت جابه جایی، انتقال حرارت تشعشعی.

## مقدمه

برگرفته از مکانیزم و فرایندهای بارش باران است. خورشید بر سطح آب دریاها و اقیانوس ها می تابد و تبخیر آب صورت می گیرد. بخار آب در ارتفاعات بالاتر به دلیل پایین بودن دما و وزش باد دچار میعان می شود. در این حالت به صورت قطرات آب نزول می کند و جریانی از آب شیرین را تأمین می کند [2]. روش های شیرین سازی آب در کارخانجات تصفیه سازی به کمک گرم کردن و تبخیر آب صورت می گیرد که به منظور تأمین انرژی از سوخت های فسیلی استفاده می گردد. آب شیرین کن های خورشیدی با به کارگیری انرژی خورشیدی در سیکل کاری خود، عملیات گرمایش و تبخیر و شیرین سازی را انجام می دهند. این دستگاه ها، بر اساس قوانین تبخیر و تقطیر کار می کنند. آب شوری که وارد دستگاه می شود، توسط تابش نور خورشید که از سطح

محدودیت در وجود سوخت های فسیلی و آلودگی هوا یکی از مشکلات اصلی بشر در جامعه امروزی می باشد. این نکته باعث شده است تا توجه سیاست های مختلف را به سمت انرژی های تجدیدپذیر خورشیدی هدایت کند. کره زمین دارای ۷۱ درصد آب و ۲۹ درصد خشکی است. با این وجود، بحران آب یکی از اساسی ترین مشکلات جامعه بشری به شمار می رود، زیرا فقط ۳ درصد از منابع آب در سطح دنیا شیرین است که بسیاری از همین ۳ درصد نیز به صورت آب های زیرزمینی و یا به صورت یخ موجود است [1]. شیرین سازی آب موضوعی بوده که انسان از گذشته های دور به روش های مختلف انجام داده و آب شیرین مورد نیاز خود را تأمین کرده است. روش های شیرین سازی

\* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۵/۱۱ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۳/۲۷ می باشد.

(۱) نویسنده مسئول: دانشیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد.

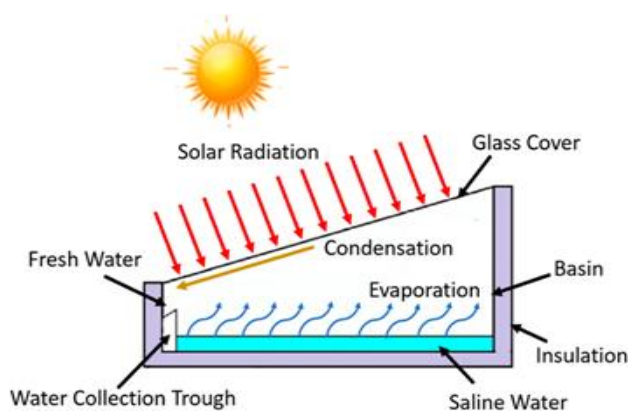
(۲) دانشجوی دکتری، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه یزد.

شیشه دستگاه عبور می‌کند گرم می‌شود. پس از آن آب شور داخل آب شیرین کن، شروع به تبخیر می‌کند. نمک، میکروب و دیگر ذرات موجود در آب در تشک این دستگاه باقی می‌ماند و بخار آب حاصل از این فرایند، فاقد هیچ گونه مواد خواهد بود. بخار آب به سمت بالا حرکت می‌کند و در سطح زیری شیشه تقطیر جمع می‌گردد. امروزه در کشورهای در حال پیشرفته برای تأمین آب شیرین به جای استفاده از روش‌های صنعتی و استفاده از سوخت‌های فسیلی از آب شیرین کن‌های خورشیدی استفاده می‌کنند. در این راستا تحقیقات زیادی در مورد آب شیرین کن‌های خورشیدی چه به صورت تجربی و چه به صورت عددی انجام شده است تا بهترین بازده را بتوان دریافت کرد. رهبر و اصفهانی [3] به بررسی برآورد بهره‌وری یک آب شیرین کن ثابت خورشیدی تک‌شیب به صورت نظری و تحلیل عددی پرداخته‌اند. آن‌ها در پژوهش خود یک معادله جدید مبتنی بر قیاس چیلتون - کولبرن برای برآورد بهره‌وری یک خورشید ثابت پیشنهاد کردند و در انتها بیان کردند که نتایج، تطابق قابل قبولی با مدل‌های حل شده تجربی و عددی دارد. سوناوان و همکاران [4] به بررسی تأثیر مواد جاذب مختلف در آب شیرین کن خورشیدی با استفاده از نرم‌افزار کامسول پرداخته‌اند در انتها بیان کردند که خروجی ساعتی واحد آب شیرین کن خورشیدی، با مواد جاذب مختلف (جوهر سیاه، رنگ سیاه و تونر سیاه)، در یک ساعت به حداکثر مقدار خود می‌رسد. المشال و ماتیکی [5] به بررسی عددی اثر شیب سطح خورشیدی شناور مجهز به یک بافل و انتقال حرارت جابه‌جایی پرداخته‌اند و در آخر بیان کردند که پیکربندی بافل مثلی مناسب‌ترین طراحی برای افزایش عملکرد حرارتی و حل است. میتال [6] به بررسی یک مدل‌سازی ناپایدار شبیه‌سازی از آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب پرداخت. او بیان کرد که این مدل از شرایط مرزی ناپایدار دما در سطح بالا و پایین به عنوان ورودی استفاده می‌کند و بازده تقطیر را برای کل روز فراهم می‌کند و در آخر خاطر نشان کرد که علاوه بر این، شبیه‌سازی نمونه نشان می‌دهد که مدل ویژگی‌های جریان را در داخل محفظه آب شیرین کن خورشیدی به خوبی توصیف می‌کند. پراکاش و همکاران [7] به تجزیه و تحلیل جامع برنامه نرم‌افزار طراحی در آب شیرین کن خورشیدی واحدهای تقطیر آن پرداخته‌اند. آن‌ها در کار خود به مروری جامع بر ابزارهای نرم‌افزاری مختلف مورد استفاده در خورشیدی پرداخته‌اند که

هنوز هم برای کمک به محققان، دانشمندان و دانشگاهیان مورد استفاده قرار می‌گیرد. کشتکار و جعفرپور [8] یک روش جدید برای مدل‌سازی گذرای آب شیرین کن‌های خورشیدی ارائه کردند. آن‌ها در کار خود به جای استفاده از تکنیک‌های چند فازی پرهزینه، از معادله گونه‌ها برای بخار آب با کوپلینگ با معادله انرژی از طریق توابع تعریف شده استفاده کردند و در روش خود گرمای نهان تبخیر، چگالش را به عنوان یک منبع در معادله انرژی در نظر گرفتند و در آخر بیان کردند که این کار می‌تواند روش مناسبی برای شناسایی رفتار یک آب شیرین کن خورشیدی باشد. ال صبایی و همکاران [9] به تجزیه و تحلیل تجربی و مدل‌سازی عددی برای آب شیرین کن‌های خورشیدی تک‌شیب با نوع حوضچه معمولی پرداخته‌اند و بیان کردند نتایج شبیه‌سازی توافق قابل قبولی با داده‌های تجربی اندازه‌گیری شده دارد. سوراپاراجو و همکاران [10] به بررسی استفاده از مواد تغییر فاز دهنده در طراحی شیرین کن‌های خورشیدی که می‌تواند باعث بهبود عملکرد آن‌ها شود پرداخته‌اند. نتیجه‌گیری آن‌ها نشان داد که استفاده از مواد تغییر فاز دهنده، می‌تواند باعث افزایش بهره‌وری و کاهش هزینه‌های جاذب آب شیرین کن خورشیدی شود. تایواری و سینتی [11] به بررسی استفاده از نانوذرات در آب شیرین کن خورشیدی پرداخته‌اند. آن‌ها بیان کردند که استفاده از نانوذرات، می‌تواند باعث افزایش بهره‌وری و کاهش هزینه‌های تولید آب شیرین کن خورشیدی شود. میکا و همکاران [12] عملکرد آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب را با وجود سیستم ذخیره‌ساز و بدون سیستم ذخیره‌سازی گرمایی فاز تغییر دهنده (PCM) مورد مطالعه قرار دادند. نتایج آن‌ها نشان داد که استفاده از سیستم PCM می‌تواند بهبود قابل توجهی در کارایی آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب به ارمغان آورد. سینی و همکاران [13] به بررسی عملکرد یک آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب با استفاده از مواد جذب‌کننده انرژی مختلف پرداخته‌اند. نتایج آن‌ها نشان داد که ماده جذب‌کننده انرژی انتخاب شده برای جاذب جذب‌کننده، بازده عملکرد شیرین کن را تحت تأثیر قرار می‌دهد. در این مطالعه، سه نوع مختلف از پلاک‌های جذب‌کننده شامل پلاستیک، شیشه و فولاد ضد زنگ مورد استفاده قرار گرفته‌اند. نتایج نشان داده‌اند که جاذب فولادی با بازتابندگی کمتر، بازده بیشتری در تولید آب شیرین دارد. جهان پناه و همکاران [14] تأثیر استفاده از مواد تغییر فاز دهنده با دمای پایین



بررسی شده است. نتایج نشان داده‌اند که استفاده از مواد تغییر فاز دهنده می‌تواند باعث افزایش بازده تولید آب شیرین شود. در این مطالعه، دو نوع مختلف از مواد تغییر فاز دهنده با دمای ۲۸ درجه سلسیوس و ۳۴ درجه سلسیوس به کار رفته‌اند. نتایج نشان داده‌اند که استفاده از ماده تغییر فاز دهنده با دمای ۳۴ درجه سلسیوس، بازده بیشتری در تولید آب شیرین داشته است. نیان و همکاران [19] عملکرد سالانه آب شیرین کن خورشیدی را با استفاده از مواد تغییر فاز دهنده با شکل ثابت با تحلیل اقتصادی بررسی کردند. نتایج نشان داده‌اند که استفاده از مواد تغییر فاز دهنده با شکل ثابت می‌تواند بازده تولید آب شیرین را بهبود بخشد و همچنین می‌تواند به کاهش هزینه‌های انرژی و افزایش سودآوری منجر شود. در این مطالعه، مواد تغییر فاز دهنده با شکل ثابت با دمای ۲۶ درجه سلسیوس و ۳۲ درجه سلسیوس مورد استفاده قرار گرفته‌اند و نتایج نشان داده‌اند که استفاده از ماده تغییر فاز دهنده با دمای ۳۲ درجه سلسیوس، بازده بیشتری در تولید آب شیرین داشته است. در شکل (۱) می‌توان نمایی از یک آب شیرین کن تک‌شیب را مشاهده کرد.



شکل ۱ آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب

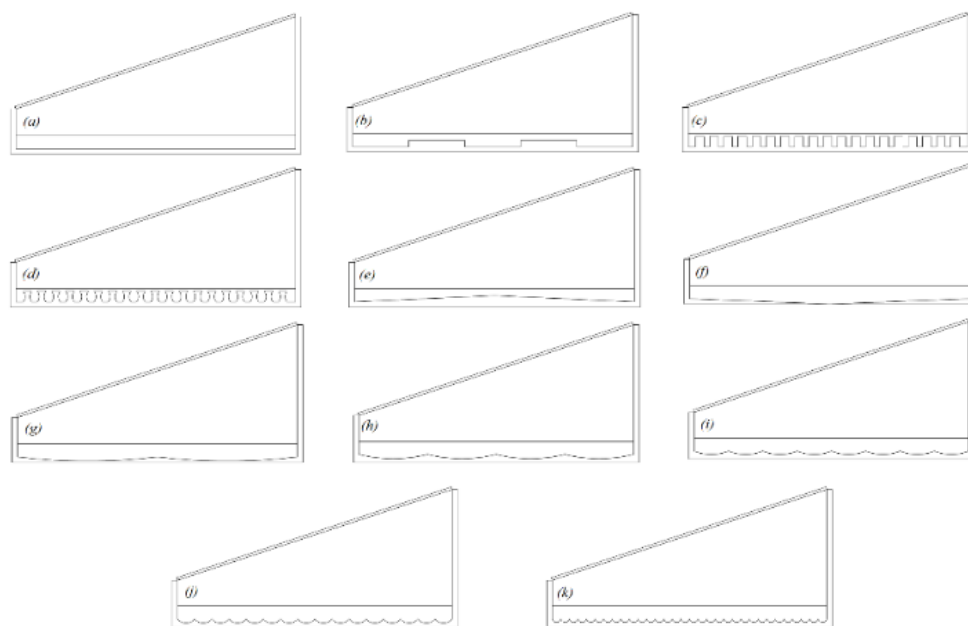
### روش حل

در این پژوهش یازده مدل آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب در حالت دو بعدی آرام و وابسته به زمان توسط نرم‌افزار کامسول ۶٫۱ مورد ارزیابی عددی قرار گرفته‌اند. برای تحلیل عددی دستگاه آب شیرین کن خورشیدی، باید بر اساس شرایط مسئله و ویژگی‌های مدل، تصمیم‌گیری شود که آیا حل به صورت دائم یا غیر دائم مناسب است. حل به صورت دائم به معنای این است که در طول زمان، متغیرهای سیستم ثابت و بدون تغییر هستند و

را بر عملکرد آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب مورد بررسی قرار دادند. نتایج آن‌ها نشان داد که استفاده از مواد تغییر فاز دهنده با دمای پایین می‌تواند بهبود قابل توجهی در بازده تولید آب شیرین داشته باشد. در این مطالعه، دو نوع مختلف از مواد تغییر فاز دهنده با دمای ۸ درجه سلسیوس و ۱۴ درجه سلسیوس مورد استفاده قرار گرفته‌اند. نتایج نشان داده‌اند که استفاده از ماده تغییر فاز دهنده با دمای ۸ درجه سلسیوس، بازده بیشتری در تولید آب شیرین دارد. کومار و پاراکاش [15] در این مطالعه، استفاده از یک گرم‌کن خورشیدی با مواد تغییر فاز دهنده را به جای جاذب جذب‌کننده سستی در آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب مورد بررسی قرار دادند. نتایج نشان داد که استفاده از گرم‌کن خورشیدی با مواد تغییر فاز دهنده می‌تواند بازده تولید آب شیرین را افزایش دهد. در این مطالعه، دو نوع مختلف از مواد تغییر فاز دهنده با دمای ۲۴ درجه سلسیوس و ۲۸ درجه سلسیوس به کار رفته‌اند. نتایج نشان داده است که استفاده از گرم‌کن خورشیدی با ماده تغییر فاز دهنده با دمای ۲۸ درجه سلسیوس، بازده بیشتری در تولید آب شیرین داشته است. الاوی و همکاران [16] به بررسی یک آب شیرین کن خورشیدی تک‌شیب با استفاده از یک مارپیچ مسی به عنوان گرم‌کن، یک کندانسور خارجی و مواد تغییر فاز دهنده پرداخته‌اند. نتایج نشان داده‌اند که استفاده از یک مارپیچ مسی به عنوان گرم‌کن و یک کندانسور خارجی می‌تواند بازده تولید آب شیرین را افزایش دهد. همچنین، استفاده از مواد تغییر فاز دهنده می‌تواند منجر به افزایش بازده شیرین کن شود. در این مطالعه، دو نوع مختلف از مواد تغییر فاز دهنده با دمای ۲۵ درجه سلسیوس و ۳۵ درجه سلسیوس به کار رفته‌اند. نتایج نشان داده‌اند که استفاده از ماده تغییر فاز دهنده با دمای ۳۵ درجه سلسیوس، بازده بیشتری در تولید آب شیرین داشته است. کاتکار و همکاران [17] به بررسی مواد تغییر فاز دهنده بر عملکرد آب شیرین کن‌های خورشیدی پرداخته‌اند. در این مطالعه، به بررسی مطالعات پیشین در زمینه استفاده از مواد تغییر فاز دهنده در شیرین کن‌های خورشیدی پرداخته شده است. نتایج آن‌ها داده‌اند که استفاده از مواد تغییر فاز دهنده می‌تواند باعث افزایش بازده تولید آب شیرین و کاهش میزان تلفات انرژی شود. همچنین، نوع و دمای مواد تغییر فاز دهنده نیز تأثیر به‌سزایی بر عملکرد آب شیرین کن دارد. البوی و همکاران [18] در این مطالعه، یک آب شیرین کن خورشیدی با استفاده از یک لوله بیضوی و مواد تغییر فاز دهنده

بین تراکم‌پذیری و تراکم‌ناپذیری بخارات آب بستگی به میزان دقت و دقت مورد نیاز شبیه‌سازی دارد. اگر دقت بالاتری در نمایش رفتار دستگاه آب‌شیرین‌کن خورشیدی مد نظر باشد، ممکن است تراکم‌پذیری بخارات آب مورد استفاده قرار گیرد. اما اگر سادگی و سرعت محاسبات برای شبیه‌سازی مهم‌تر است، تراکم‌ناپذیری ممکن است گزینه مناسبی باشد، که در این پژوهش جریان سیال به صورت تراکم‌ناپذیر در نظر گرفته شده است دلیل استفاده از نرم‌افزار تجاری کامسول ارزیابی بهتر هندسه برای استفاده از شرایط مولتی فیزیک است. هدف از انجام این تحقیق مشخص کردن بهترین هندسه برای طراحی جاذب خورشیدی، جهت تولید آب شیرین توسط آب‌شیرین‌کن خورشیدی در ابعاد بزرگ‌تر نسب به سایر هندسه‌ها در دیگر پژوهش‌ها است. در این پژوهش ابتدا هندسه یازده مدل آب‌شیرین‌کن خورشیدی که از لحاظ طراحی جاذب با هم تفاوت دارند، توسط نرم‌افزار کامسول رسم شد. می‌توان هندسه‌های ترسیم شده را در شکل (۲) مشاهده کرد. سپس توسط نرم‌افزار داخلی کامسول شبکه‌بندی شد و سعی بر این بود که ناحیه هوای مرطوب و همچنین ناحیه‌های شیشه و سطح آب، دارای شبکه‌های ریزتر و با کیفیت‌تر باشند.

حل مسئله بر اساس این شرایط انجام می‌شود. این روش برای مسائلی که شرایط حالت مایل به یک حالت پایدار هستند، مناسب است. اما حل به صورت غیر دائم به معنای این است که در طول زمان، متغیرهای سیستم تغییر می‌کنند و حل مسئله بر اساس شرایط پویا انجام می‌شود. این روش برای مسائلی که شرایط حالت پایدار ندارند و تغییرات زمانی اتفاق می‌افتد، مناسب است. با توجه به اینکه در یک دستگاه آب‌شیرین‌کن خورشیدی، تغییرات دما، فشار و جریان آب در طول زمان اتفاق می‌افتد، برای تحلیل آن به صورت دقیق، باید حل به صورت غیر دائم را در نظر گرفت. همچنین جریان سیال در این پژوهش به صورت تراکم‌پذیر در نظر گرفته شده است، زیرا تراکم‌پذیری جریان به این معنی است که حجم بخارات آب به تغییرات دما و فشار وابسته است. در این حالت، با تغییر دما و فشار، حجم بخارات آب نیز تغییر می‌کند. این مدل می‌تواند تغییرات دقیق‌تری را در رفتار دستگاه آب‌شیرین‌کن خورشیدی نشان دهد، اما در عین حال محاسبات پیچیده‌تری نیاز دارد. اگر از تراکم‌ناپذیری بخارات آب استفاده شود، به این معنی است که حجم بخارات آب در شبیه‌سازی ثابت و بدون تغییر است. بنابراین با تغییر دما و فشار، حجم بخارات آب تغییر نمی‌کند. این مدل ساده‌تری است و محاسبات را آسان‌تر می‌کند، اما ممکن است توانایی نمایش دقیق‌تری از رفتار دستگاه را نداشته باشد. به طور کلی، انتخاب

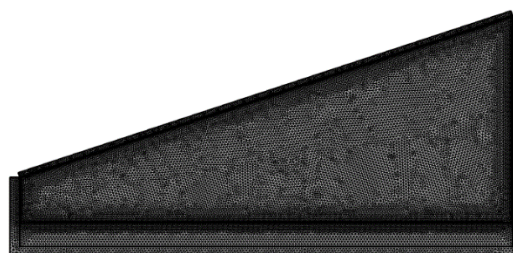


شکل ۲ هندسه یازده مدل ارزیابی شده



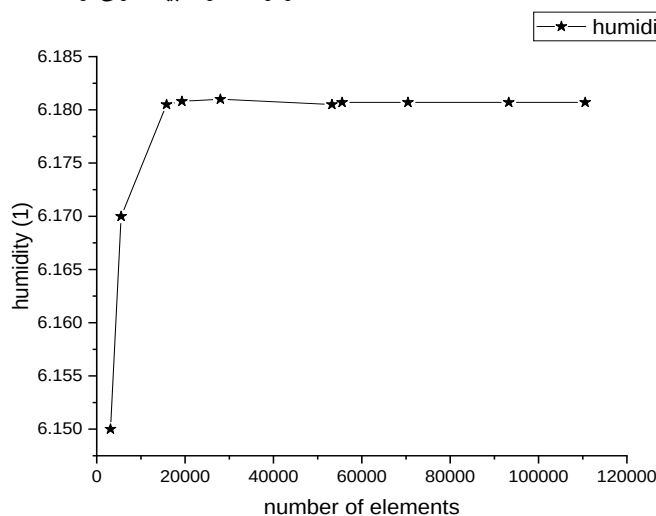
### استقلال شبکه

نتیجه شبیه سازی مقدار رطوب متوسط روی شیشه آب شیرین کن خورشیدی با تغییر عدد سلول های ایجاد شده از ۵۵۰۰ تا ۱۱۰۵۰۰ سلول مورد ارزیابی قرار گرفت. اجراهای متعدد نشان می دهد که بعد از ۵۵۰۰۰ سلول دیگر مقدار رطوبت متوسط پس از همگرایی دچار تغییر نمی شود. در شکل (۳) می توان شبکه بندی و ناحیه محاسباتی را مشاهده نمود. همچنین در شکل (۴) نمودار آزمون همگرایی قابل مشاهده است. از این رو در کل ۵۵۵۳۸ سلول ایجاد شد.



شکل ۳ شبکه بندی و ناحیه محاسباتی

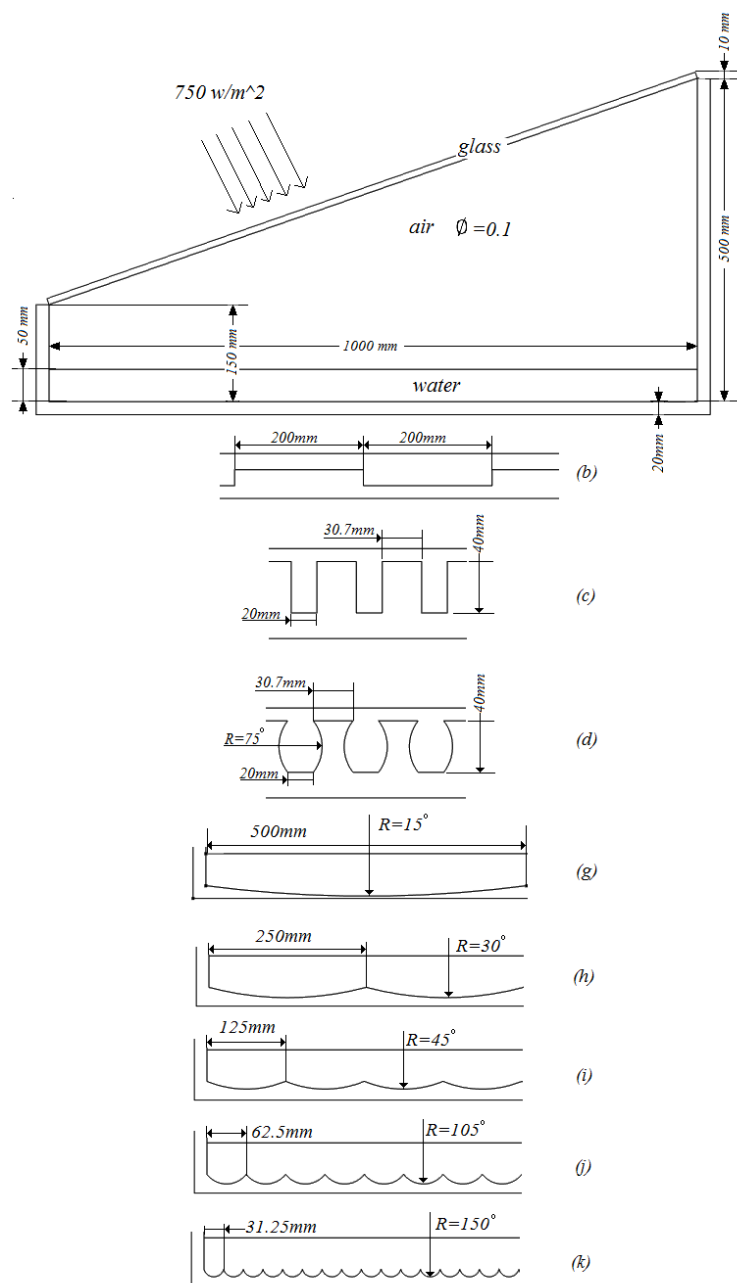
شبیه ساز مورد نظر در چهار بخش حل شده است. بخش اول شامل بخش هیدرودینامیکی مسئله است. که شامل چرخش و خلل و فرج هوای مرطوب و بخار در محفظه آب شیرین کن است. در این بخش جریان به صورت آرام در نظر گرفته شده است. بخش دوم مربوط به بخش انتقال حرارت مسئله می باشد. در این بخش هوای مرطوب و آب به صورت سیال و شیشه و جاذب آب شیرین کن به صورت جامد به نرم افزار معرفی شده اند.



شکل ۴ نمودار آزمون همگرایی رطوبت نسبت به تغییرات سلول

همچنین طرف بیرونی شیشه و دیواره ها (محیط) شرایط مرزی انتقال حرارت جابه جایی و انتقال حرارت تشعشعی با دمای محیط ۳۰۳ کلوین و ضریب انتقال حرارت جابه جایی، ۵ وات بر مترمربع کلوین نظر گرفته شده است.

بخش سوم حل مسئله شامل بخش تشعشع اعمال شده بر هندسه می باشد. در این بخش از مدل تشعشع External Radiation استفاده شده است. دلیل این انتخاب، سهولت در مدل سازی مسئله می باشد. شدت تابش خورشیدی اعمال شده بر شیشه برابر با ۷۵۰ وات بر مترمربع می باشد. حل این بخش در مدت زمان ۵ ساعت مورد ارزیابی قرار گرفت چرا که در این زمان خورشید دارای حداکثر توان است. در فصل تابستان در شهر یزد متوسط ساعت وجود آفتاب در آسمان حدود ۱۴ ساعت می باشد که برای ارزیابی بهتر در این مسئله این زمان همان گونه که ذکر شد، ۵ ساعت در نظر گرفته شده است. ضریب جذب برای جاذب دستگاه ۰/۹ و برای شیشه ۰/۱ قرار گرفت. بخش چهارم حل مسئله شامل بخش هوای مرطوب می باشد. در این بخش مقدار اولیه رطوبت در شروع حل برابر با ۰/۱ و ضریب انتقال جرم سطح آب برابر با ۱۰۰ متر بر ثانیه قرار گرفته شده است. در آخر نیز تمامی بخش ها به صورت مولتی فیزیک با هم کوپل شده و حل انجام شده است. شرط بوزینسک نیز رعایت شده است. در شکل (۵) می توان جزئیات اعمال شده و روش طراحی هندسه ها را مشاهده کرد. در جدول (۱) نیز می توان خواص و مصالح به کار رفته در شبیه سازی را مشاهده کرد.



شکل ۵ جزئیات اعمال شده در شبیه‌سازی

جدول ۱ شرایط مرزی و خواص مواد

| مرزها                | ضریب انتقال حرارت هدایتی<br>[w/m.K] | cp<br>[j/(Kg. K)] | کدورت |
|----------------------|-------------------------------------|-------------------|-------|
| شیشه                 | ۱/۳۸                                | ۷۰۳               | شفاف  |
| دیواره‌ها (پشم شیشه) | ۰/۰۴۸-۰/۰۳۴                         | ۸۵۰               | کدر   |
| آب                   | ۰/۶۹-۰/۵۶                           | ۴۲۵۰-۴۱۵۰         | شفاف  |
| هوا                  | ۰/۰۲-۰/۰۳۵                          | ۱۰۰۰-۱۰۲۰         | شفاف  |

## معادلات حاکم

معادلات حاکم که شامل معادله بقای جرم، ممنتوم، انرژی و غلظت به شرح معادلات زیر است:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = 0 \quad (۱)$$

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho(u \cdot \nabla)u = \nabla \cdot [-pI + k] + F + \rho g \quad (۲)$$

معادله انرژی نیز به صورت معادله (۳) می باشد:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p u \cdot \nabla T + \nabla \cdot q = Q + Q_{\text{ted}} \quad (۳)$$

$$q = -k \nabla T \quad (۴)$$

معادله تشعشع نیز به صورت معادله (۵) نوشته می شود:

$$J = \epsilon e_b(T) + \rho_d G \quad (۵)$$

$$G = G_m + G_{\text{amb}} + G_{\text{ext}} \quad (۶)$$

در معادله (۶)  $G_{\text{amb}}$  برابر با معادله (۶) است:

$$G_{\text{amb}} = F_{\text{amb}} \epsilon_{\text{amb}} e_b(T_{\text{amb}}) \quad (۷)$$

در معادله (۷)  $e_b$  توسط معادله (۸) قابل محاسبه است:

$$e_b(T) = n^2 \sigma T^4 \quad (۸)$$

در معادله (۸)  $n$  ضریب شکست می باشد که در این مقاله برابر با ۱ در نظر گرفته شده است. همچنین  $\sigma$  ضریب استفان بولتزمن است. مدل سازی رطوب و غلظت نیز توسط روابط (۹) محاسبه می باشد.

$$d_z M_v \frac{\partial c_v}{\partial t} + d_z M_v u \cdot \nabla c_v + \nabla \cdot g_w = d_z G \quad (۹)$$

در معادله (۹)  $g_w$  توسط معادله (۱۰) قابل محاسبه است:

$$g_w = -d_z M_v D \nabla c_v \quad (۱۰)$$

در معادله (۱۰)  $c_v$  توسط معادله (۱۱) نشان داده می شود:

$$c_v = \phi_w c_{\text{sat}} \quad (۱۱)$$

معادلات (۱۰ و ۱۱) و  $M_v$  و  $\phi_w$  به ترتیب جرم مولی بخار آب و رطوبت نسبی را نشان می دهند. روش های مختلفی برای ضریب انتقال حرارت تبخیر پیشنهاد شده است. معروف ترین آن همبستگی دانکل است [19]. ضریب انتقال حرارت جابه جایی در محفظه آب شیرین کن خورشیدی، توسط رابطه (۱۲) به دست آورده می شود:

$$h_{ew} = 0.016273 \times h_{cw} \times \frac{(P_w - P_g)}{(T_w - T_g)} \quad (۱۲)$$

در معادله (۱۲)  $T_w$  دمای آب و  $T_g$  دمای شیشه  $P_w$  فشار جزئی بخار در دمای آب و  $P_g$  فشار جزئی بخار در دمای شیشه است.  $h_{cw}$  نیز ضریب انتقال حرارت جابه جایی بین شیشه و آب است که توسط رابطه (۱۳) محاسبه می شود. فشارها نیز توسط روابط (۱۴ و ۱۵) قابل محاسبه می باشند:

$$h_{cw} = 0.884 \times \left[ (T_w - T_g) + \frac{(P_w - P_g) \cdot T_w}{268900 - P_w} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (۱۳)$$

$$P_g = \exp \left( 25.317 - \frac{5144}{T_g} \right) \quad (۱۴)$$

$$P_w = \exp \left( 25.317 - \frac{5144}{T_w} \right) \quad (۱۵)$$

علاوه بر این، انتقال حرارت تبخیر را می توان به صورت معادله (۱۶) محاسبه کرد [20]:

$$q_{ew} = A_b \times h_{ew} \times (T_w - T_g) \quad (۱۶)$$

بازده ساعتی نیز توسط رابطه (۱۷) محاسبه می شود:

$$\dot{m} = \frac{q_{ew}}{L} \times 3600 \quad (۱۷)$$

که در رابطه (۱۷)  $L$  گرمای نهان تبخیر است و توسط رابطه (۱۸) قابل محاسبه است [19]:

$$L = 2.506 \times 10^6 - 2.369 \times 10^3 T + 0.2678 T^2 - 8.103 \times 10^{-3} T^3 - 2.079 \times 10^{-5} T^4 \quad (۱۸)$$

تولید انرژی آب شیرین کن خورشیدی توسط معادله (۱۹) محاسبه می شود [19]:

$$Ex_{\text{gen}} = \frac{\dot{m}}{3600} \times L \times \left( 1 - \frac{T_a}{T_w} \right) \quad (۱۹)$$

و انرژی تبخیر منتقل شده از آب به پوشش شیشه ای توسط معادله (۲۰) به دست می آید:

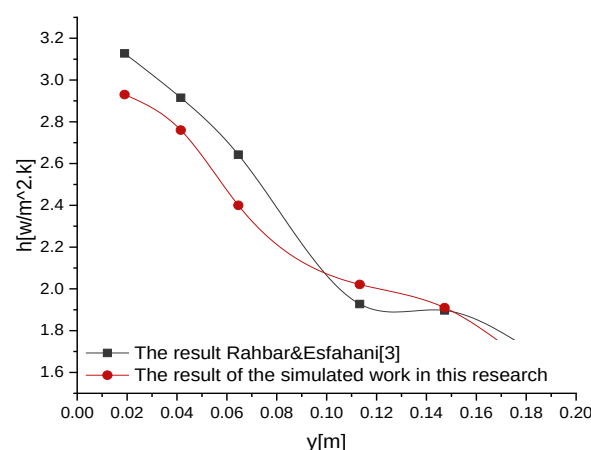
$$Ex_{ew} = A_b \times h_{ew} \times (T_w - T_g) \times \left( 1 - \frac{T_a}{T_w} \right) \quad (۲۰)$$

## اعتبارسنجی

رهبر و اصفهانی [3] به بررسی برآورد بهره وری یک

کانتور دمای مربوط به حالت‌های طراحی شده برای جاذب خورشیدی را مشاهده کرد. در مورد بهترین عملکرد جاذب در این پژوهش حل در حالت پایا و بدون در نظر گرفتن حالت هیدرودینامیکی مسئله انجام شده است. در این شکل کاملاً مشخص می‌باشد که بیشترین گرما را حالت (c) جذب و نشر می‌دهد در این حالت دمای جاذب به ۳۴۹ کلوین و دبی جرمی به ۶/۵ کیلوگرم بر ساعت می‌رسد. در ادامه می‌توان کانتورهای مربوط به مدل ساده یعنی (a) را مشاهده کرد. در شکل (۸) می‌توان نمودار مربوط به دمای جاذب و ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی درون محفظه آب شیرین کن و بازده ساعتی و انرژی تبخیری، منتقل شده از آب به پوشش شیشه‌ای را برای هر یازده حالت طراحی شده مشاهده نمود. در شکل (۹) کانتور سرعت و نحوه چرخش جریان هوای مربوط بر حسب متر بر ثانیه ارائه شده است. در شکل (۹) دمای سطح جاذب و آب به واسطه تشعشع خورشیدی زیاد می‌شود و بخار آب به بالا به حرکت در می‌آید و رطوبت را به شیشه می‌رساند. به دلیل کمتر بودن دمای شیشه نسبت به سایر نقاط، بخارات موجود، در برخورد با شیشه مایع می‌شوند و پس از خنک‌سازی، به واسطه زیاد شدن چگالی به سمت پایین شروع به حرکت می‌کنند. در شکل (۱۰) می‌توان کانتور دما بر حسب کلوین را مشاهده کرد. در شکل (۱۱) می‌توان کانتور رطوبت را مشاهده کرد. در این شکل با توجه به شکل (۱۰) واضح است نقطه‌ای که دما بیشتر از نقطه دیگر باشد، مقدار رطوبت نیز بیشتر می‌باشد. در شکل (۱۲) نیز کانتور بخار نسبی را می‌توان مشاهده کرد. در شکل (۱۳) کانتور چگالی قابل مشاهده است. همان گونه که در شکل (۱۳) قابل مشاهده می‌باشد بیشترین چگالی بر روی شیشه به وجود می‌آید و دلیل عدم نمایش میزان چگالی مایع (آب) در شکل (۱۳) اختلاف زیاد بین چگالی بخار و آب است. در شکل (۱۴) نمودار تغییرات دما از سطح آب تا سطح شیشه دقیقاً در قسمت وسط هندسه ارائه شده است. قابل توجه است که به واسطه تبخیر، دمای شیشه کمتر از نقاط دیگر می‌باشد. در شکل (۱۵) همانند شکل (۱۴) می‌توان تفاوت تغییرات چگالی را مشاهده کرد. کاملاً مشخص است که این نمودار کاملاً عکس نمودار شکل (۱۴) عمل می‌کند. در شکل (۱۶) نیز تغییرات سرعت در راستای عمود قابل مشاهده است و در شکل (۱۷) تغییرات دمای متوسط در شیشه، جاذب، محفظه و آب در طول زمان قابل مشاهده می‌باشد.

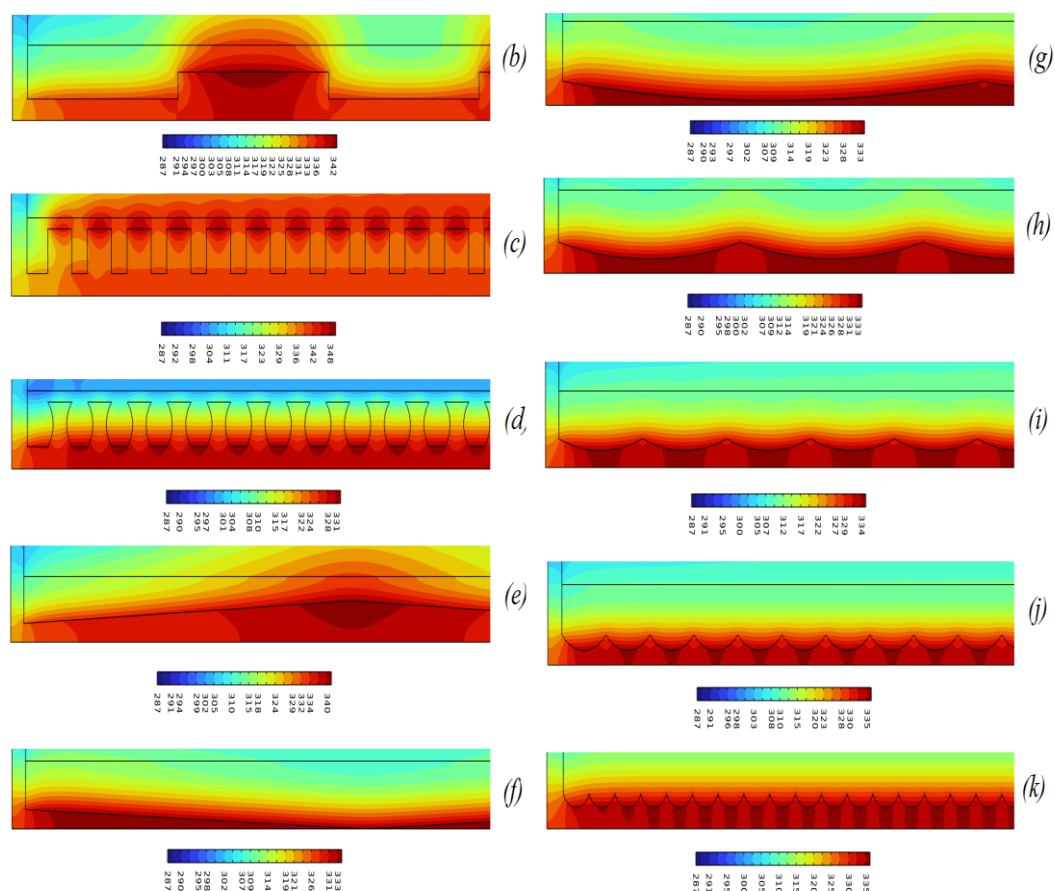
آب شیرین‌کن ثابت خورشیدی تک‌شیب به صورت نظری و تحلیل عددی پرداخته‌اند. این پژوهش نیز برای صحت‌سنجی کار خود، مرجع فوق را با استفاده از نرم‌افزار کامسول مورد ارزیابی قرار داد و نتیجه شبیه‌سازی خود را با این مقاله بررسی و مقایسه کرد و در انتها نتایج خوب و قابل قبولی حاصل شد. در شکل (۶) می‌توان به منظور اعتبارسنجی، نتیجه شبیه‌سازی رهبر و اصفهانی را با نتیجه شبیه‌سازی در این مقاله مشاهده کرد. حداکثر میزان خطا حدود ۷/۳ درصد می‌باشد.



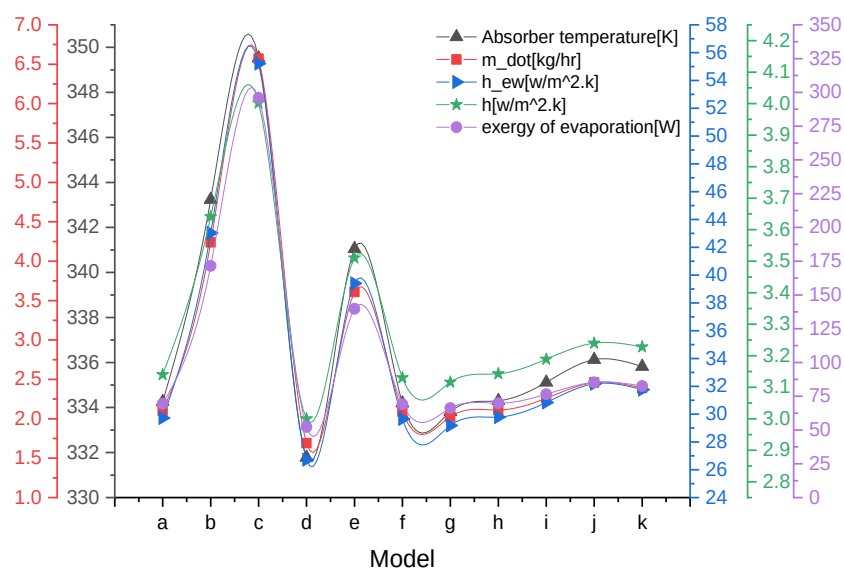
شکل ۶ مقایسه نتایج این پژوهش جهت اعتبارسنجی با کار رهبر و اصفهانی [3]

### نتایج حاصل از شبیه‌سازی

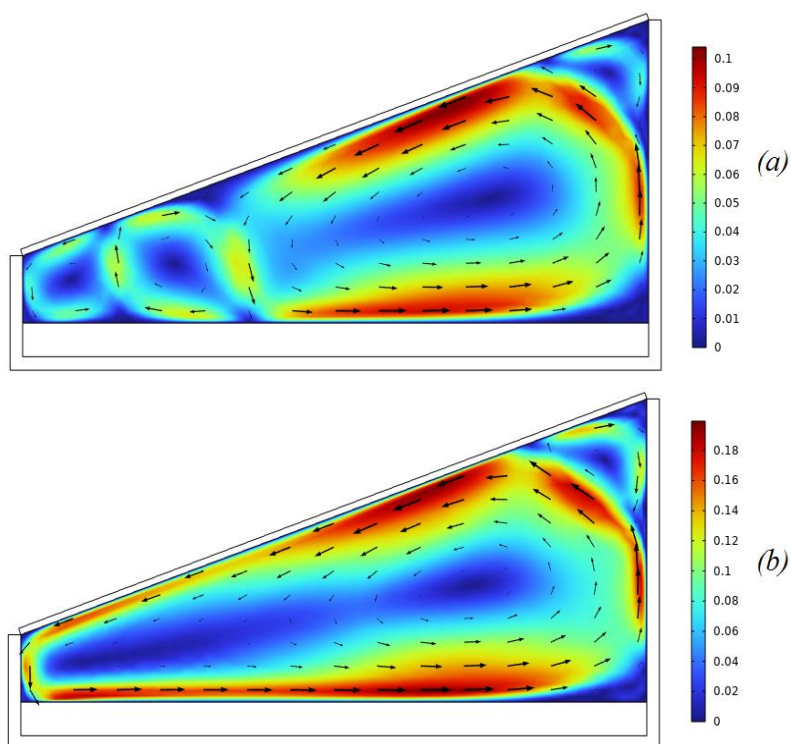
طبق شکل (۵) داده‌ها به نرم‌افزار وارد شد. نتایج شبیه‌سازی نشان داد که هندسه (c) طبق شکل (۲) پس از پایا شدن حل دارای بهترین عمل کرد نسبت به هندسه‌های دیگر می‌باشد. پس از آن بهترین حالت مربوط به هندسه (b) و سپس هندسه (e) و در آخر به ترتیب (از چپ به راست) هندسه‌های (j, k, l, h, a, f, g, d) است. در سیستم‌های خورشیدی مخصوصاً سیستم‌هایی که سر و کار با گرما (نیاز به گرما) دارند طراحی باید به گونه‌ای باشد تا دمای دریافتی از انرژی‌های تجدیدپذیر (خورشیدی یا زمین گرمایی) به بالاترین حد خود برسد. در آب شیرین‌کن‌های خورشیدی واضح است که هر چه جاذب خورشیدی انرژی بیشتر دریافت کند دارای کارایی بالاتری می‌باشد. پس دمای جاذب در بازدهی یک آب شیرین‌کن خورشیدی نقش به‌سزایی را ایفا می‌کند. در نتیجه در این پژوهش بهترین حالت متعلق به حالتی می‌باشد که گرمای بیشتری در خود جذب کند و سپس گرمای جذب شده را بیش از بقیه حالت‌های طراحی شده، منتقل کند. در شکل (۷) می‌توان



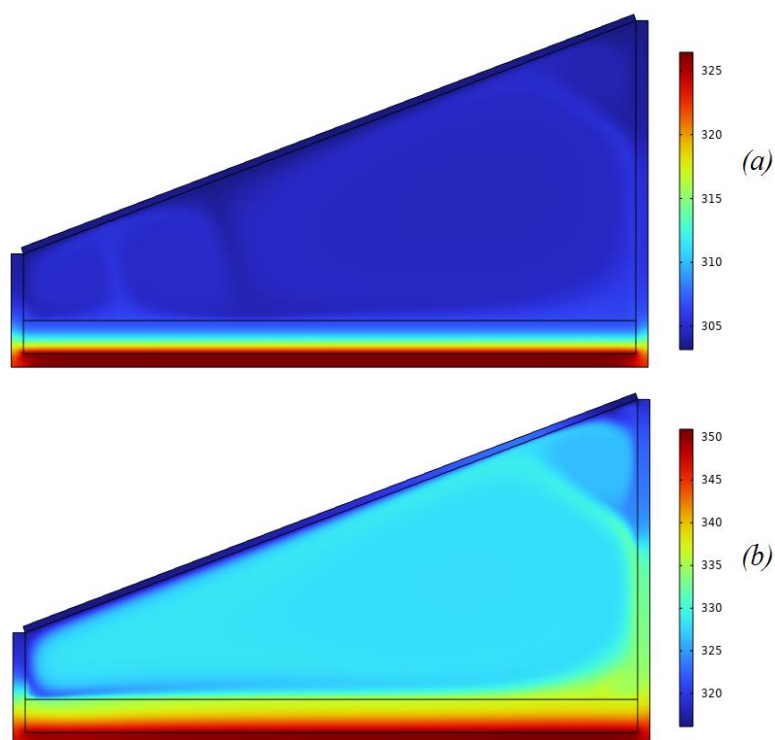
شکل ۷ کانتور دما برای یازده هندسه شبیه‌سازی شده



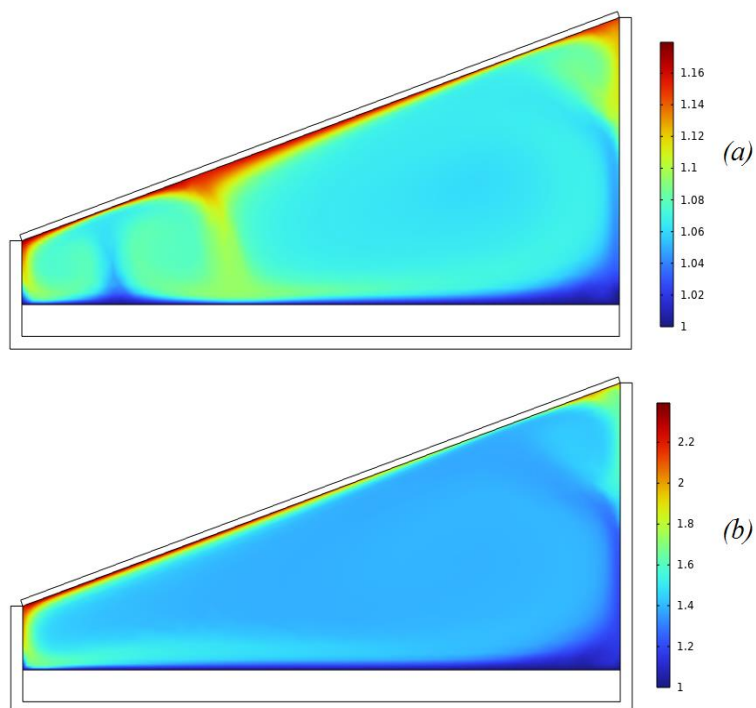
شکل ۸ ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی درون محفظه آب‌شیرین‌کن و بازده ساعتی و اغزرژی تبخیری، منتقل شده از آب به پوشش شیشه‌ای برای هندسه‌های رسم شده



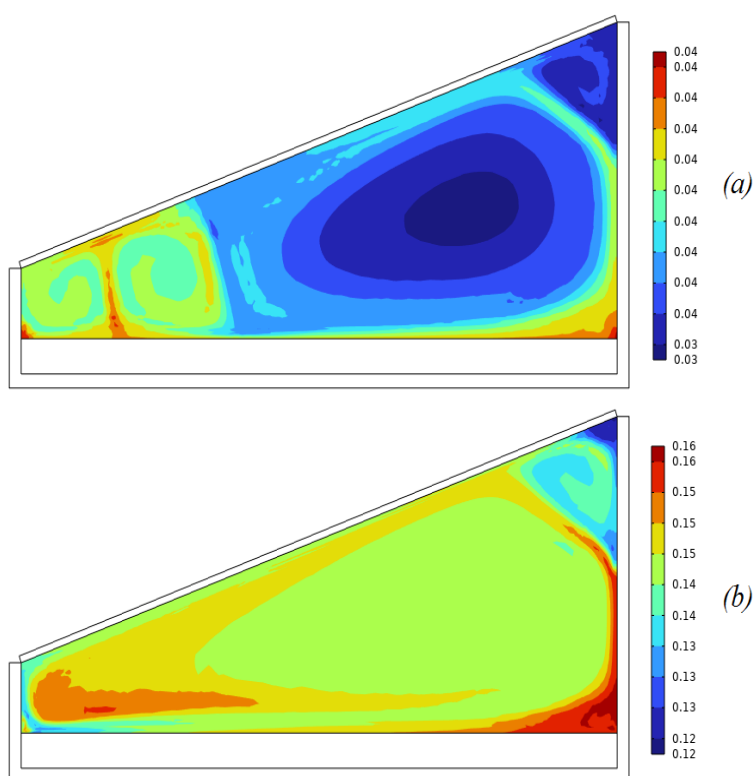
شکل ۹ کانتور سرعت (m/s) (a: در مدت زمان ۱ ساعت و b: در مدت زمان ۵ ساعت)



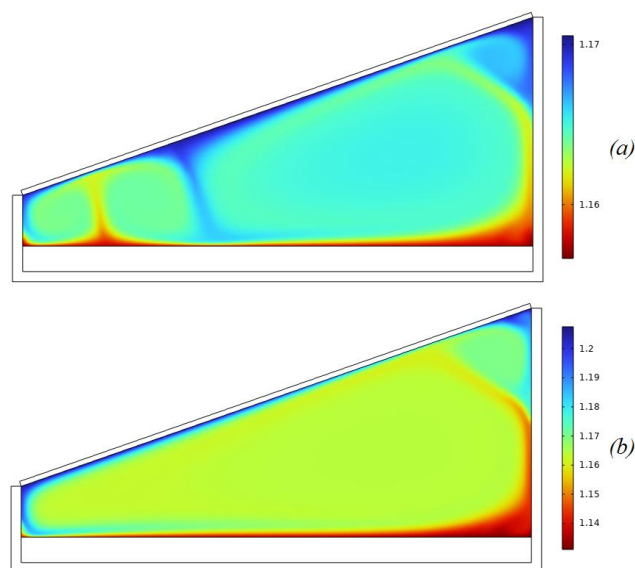
شکل ۱۰ کانتور دما (K) (a: در مدت زمان ۱ ساعت و b: در مدت زمان ۵ ساعت)



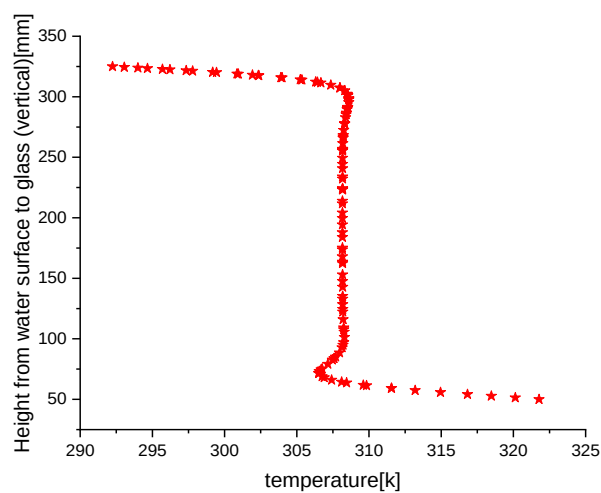
شکل ۱۱ کانتور رطوبت (1) a: در مدت زمان ۱ ساعت و b: در مدت زمان ۵ ساعت



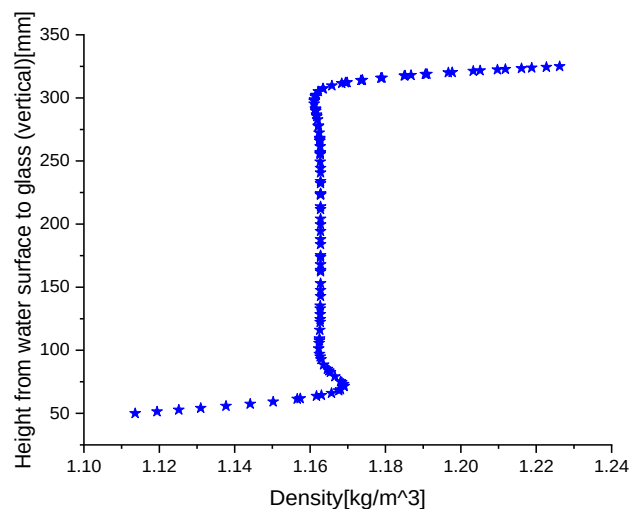
شکل ۱۲ کانتور بخار نسبی ( $\text{Kg/m}^3$ ) a: در مدت زمان ۱ ساعت و b: در مدت زمان ۵ ساعت



شکل ۱۳ کانتور چگالی ( $\text{Kg/m}^3$ ) (a: در مدت زمان ۱ ساعت و b: در مدت زمان ۵ ساعت)

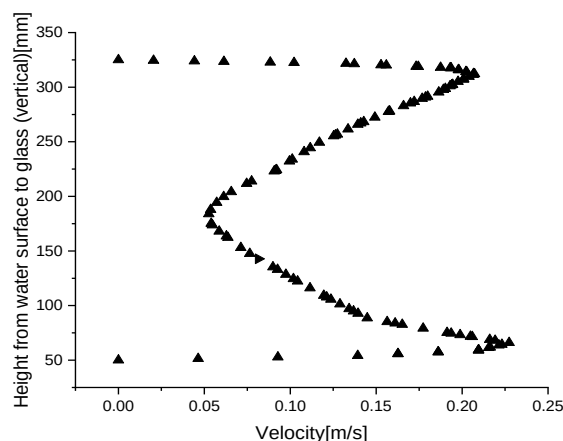


شکل ۱۴ نمودار تغییرات دما از سطح آب تا شیشه

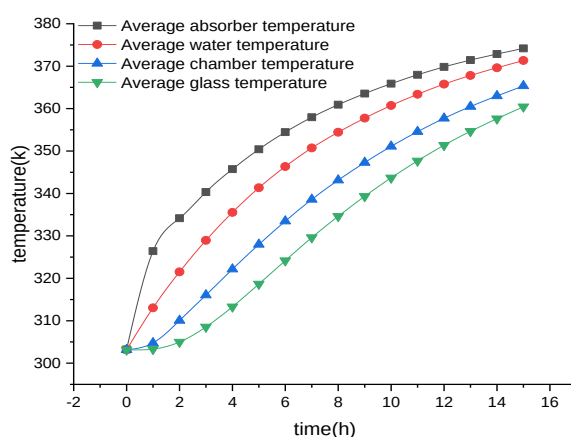


شکل ۱۵ نمودار تغییرات چگالی از سطح آب تا شیشه





شکل ۱۶ نمودار تغییرات سرعت از سطح آب تا شیشه



شکل ۱۷ تغییرات دما نسبت به زمان

### نتیجه گیری

آب شیرین کن خورشیدی به واحد شیرین سازی آب شوری گفته می شود که انرژی مورد نیاز برای شیرین سازی آب را از خورشید تأمین می کند. فرایندهای تجاری شیرین سازی آب های شور به فرایندهای حرارتی و اسمز معکوس محدود می شوند. در فرایند حرارتی از انرژی حرارتی برای تبخیر آب شور استفاده می شود. میعان آب بخار حاصل از فرایند تبخیر منجر به تولید آب شیرین می گردد.

در این پژوهش یک آب شیرین کن خورشیدی تک شیب در حالت دائم و شرایط هیدرودینامیکی آرام در یازده هندسه مختلف با شرایط کاملاً یکسان مورد ارزیابی عدد قرار گرفت. هدف از انجام این پژوهش شناسایی بهترین هندسه برای طراحی سطح جاذب آب شیرین کن خورشیدی بود زیرا که یکی از مهم ترین عوامل برای طراحی و بالا بردن بازده آب شیرین کن، سطح جاذب آن

می باشد. بایستی زمینه ای را فراهم نمود که انرژی خورشیدی در قسمت جاذب به شکل مطلوبی جذب شود. همان طور که مشاهده شد هندسه (c) پس از پایا شدن حل دارای بهترین عملکرد می باشد زیرا در این حالت به دلیل وجود پره های متعدد در جاذب باعث جذب انرژی بیشتری می شود و در نتیجه دمای جاذب، هنگام قرارگیری در مقابل تابش ۷۵۰ وات بر مترمربع به ۳۴۹ کلوین می رسد. این امر باعث بالا رفتن تبخیر و در نهایت بازده بیشتر می شود که در این حالت دبی جرمی ۶/۵ کیلوگرم بر ساعت است. پس از آن بهترین حالت مربوط به هندسه (b) است. در این حالت دمای جاذب به ۳۴۳ کلوین و دبی جرمی ۴/۲۵ کیلوگرم بر ساعت می رسد. سپس هندسه (e) که دمای جاذب در این هندسه به ۳۴۱ کلوین و دبی جرمی ۳/۷۵ کیلوگرم بر ساعت می رسد. در آخر، هندسه (d) می باشد که در این حالت دمای جاذب به ۳۳۱ کلوین و دبی جرمی ۱/۵ کیلوگرم بر ساعت

|                          |                      |                                                                |
|--------------------------|----------------------|----------------------------------------------------------------|
| Solar energy             | انرژی خورشیدی        | می‌رسد. از این رو می‌توان برای طراحی از مدل (c) استفاده کرد    |
| Convection heat transfer | انتقال حرارت جابجایی | و به منظور صرفه‌جویی در هزینه‌ها می‌توان از نمونه ساده‌تر یعنی |
| Radiation heat transfer  | انتقال حرارت تشعشعی  | (b) استفاده بهینه کرد.                                         |

### تقدیر و تشکر

واژه نامه

|                   |                     |
|-------------------|---------------------|
| Solar still       | آب شیرین کن خورشیدی |
| Absorber geometry | شکل جاذب            |

### مراجع

- [1] E. Jahanshahi, A. Hosseinkhani, and S. M. H. Moahmmadi, "Manufacturing and simulation of a solar humidification-dehumidification desalination system," *Modares Mechanical Engineering*, vol. 16, no. 12, pp. 239-248, 2017.
- [2] H. M. Qiblawey, and F. Banat, "Solar thermal desalination technologies," *Desalination*, vol. 220, no. 1-3, pp. 633-644, 2008. <https://doi.org/10.1016/j.desal.2007.01.059>
- [3] N. Rahbar, and J. A. Esfahani, "Productivity estimation of a single-slope solar still: Theoretical and numerical analysis," *Energy*, vol. 49, pp. 289-297, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2012.10.023>
- [4] C. Sonawane, A. J. Alrubaie, H. Panchal, A. J. Chamkha, M. M. Jaber, A. D. Oza, S. Zahmatkesh, D. D. Burduhos-Nergis, and D. P. Burduhos-Nergis, "Investigation on the impact of different absorber materials in solar still using CFD simulation—economic and environmental analysis," *Water*, vol. 14, no. 19, pp. 3031, 2022. <https://doi.org/10.3390/w14193031>
- [5] M. A. Almeshaal, and C. Maatki, "Numerical study of inclination effect of the floating solar still fitted with a baffle in 3D double diffusive natural convection," *Processes*, vol. 10, no. 8, pp. 1607, 2022. <https://doi.org/10.3390/pr10081607>
- [6] G. Mittal, "An unsteady CFD modelling of a single slope solar still," *Materials Today: Proceedings*, vol. 46, pp. 10991-10995, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.02.090>
- [7] O. Prakash, A. Ahmad, A. Kumar, S. M. Hasnain, and G. Kumar, "Comprehensive analysis of design software application in solar distillation units," *Materials Science for Energy Technologies*, vol. 5, pp. 171-180, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.mset.2022.01.005>
- [8] M. Keshtkar, M. Eslami, and K. Jafarpur, "A novel procedure for transient CFD modeling of basin solar stills: Coupling of species and energy equations," *Desalination*, vol. 481, pp. 114350, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.desal.2020.114350>
- [9] S. El-Sebaey, M. Ellman, A. Hegazy, and T. Ghonim, "Experimental analysis and CFD modeling for conventional basin-type solar still," *Energies*, vol. 13, no. 21, pp. 5734, 2020. <https://doi.org/10.3390/en13215734>
- [10] S. K. Suraparaju, R. Dhanusuraman, and S. K. Natarajan, "Performance evaluation of single slope solar still with novel pond fibres," *Process Safety and Environmental Protection*, vol. 154, pp. 142-154, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.psep.2021.08.011>
- [11] A. K. Singh, D. B. Singh, V. K. Dwivedi, G. N. Tiwari, and A. Gupta, "Water purification using solar still

- with/without nano-fluid: a review," *Materials Today: Proceedings*, vol. 21, pp. 1700-1706, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2019.12.025>
- [12] E. Radomska, Ł. Mika, K. Sztekler, W. Kalawa, Ł. Lis, K. Pielichowska, M. Szumera, and P. Rutkowski, "Experimental and theoretical investigation of single-slope passive solar still with phase-change materials," *Energies*, vol. 16, no. 3, pp. 1188, 2023. <https://doi.org/10.3390/en16031188>
- [13] K. Athamena, J. F. Sini, J. M. Rosant, and J. Guilhot, "Numerical coupling model to compute the microclimate parameters inside a street canyon: Part I: methodology and experimental validation of surface temperature," *Solar Energy*, vol. 174, pp. 1237-1251, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.solener.2018.04.059>
- [14] M. Jahanpanah, S. J. Sadatinejad, A. Kasaeian, M. H. Jahangir, and H. Sarrafha, "Experimental investigation of the effects of low-temperature phase change material on single-slope solar still," *Desalination*, vol. 499, pp. 114799, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.desal.2020.114799>
- [15] S. Kumar, and O. Prakash, "Improving the single-slope solar still performance using solar air heater with phase change materials," *Energies*, vol. 15, no. 21, pp. 8013, 2022. <https://doi.org/10.3390/en15218013>
- [16] W. H. Alawee, A. S. Abdullah, S. A. Mohammed, A. Majdi, Z. M. Omara, and M. M. Younes, "Testing a single slope solar still with copper heating coil, external condenser, and phase change material," *Journal of Energy Storage*, vol. 56, pp. 106030, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.est.2022.106030>
- [17] V. P. Katekar, and S. S. Deshmukh, "A review of the use of phase change materials on performance of solar stills," *Journal of Energy Storage*, vol. 30, pp. 101398, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.est.2020.101398>
- [18] W. I. Aly, M. A. Tolba, and M. Abdelmagied, "Experimental investigation and performance evaluation of an oval tubular solar still with phase change material," *Applied Thermal Engineering*, vol. 221, pp. 119628, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2022.119628>
- [19] S. Shoeibi, N. Rahbar, A. A. Esfahlani, and H. Kargarsharifabad, "Energy matrices, exergoeconomic and enviroeconomic analysis of air-cooled and water-cooled solar still: Experimental investigation and numerical simulation," *Renewable Energy*, vol. 171, pp. 227-244, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2021.02.081>
- [20] S. Kumar, A. Dubey, and G. N. Tiwari, "A solar still augmented with an evacuated tube collector in forced mode," *Desalination*, vol. 347, pp. 15-24, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.desal.2014.05.019>





Ferdowsi  
University of  
Mashhad

## Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics

Page Journal: [mechanic-ferdowsi.um.ac.ir](http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir)



Society of  
Manufacturing  
Engineering of Iran

### Numerical Verification of the Effect of Side Wind on the Staircase of a Tall Building with Pyrosim Software

Research Article

Fatemeh Behbahani<sup>1</sup> , Mahdi Hamzei<sup>2</sup>, Zahra Mehrdoost<sup>3</sup>, Mohammad Moghiman<sup>4</sup>

 <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.81802.1178>

**Abstract** High-rise buildings are usually exposed to wind. Except for the chimney effect, smoke movement and fire behavior are strongly influenced by external wind forces. In this research, the effect of side wind was investigated numerically with Pyrosim software and using the Navirastox equations, energy, mass survival, fire and smoke distribution, and the large eddy simulation model was used for turbulence. For validation, the results were compared with Zhao et al.'s research. The side wind speed was considered between 0 and 1.2 m/s. The effect of side wind on smoke temperature was evaluated at different released heat. The released heat was considered in three modes of 300, 500 and 900 kW. In the case of constant released heat, the temperature should increase at first until it reaches a temperature peak, then the temperature decreases with the increase in wind speed. Also, with the increase in wind speed, the concentration of carbon monoxide increased by about 3%. The results showed that the side wind increases the risk of fire and should be considered in the design of buildings exposed to the wind.

**Key Words** Smoke Movement, Fire Behavior, Side Wind, Pyrosim Software, Smoke Temperature.

#### 1- Introduction

The rise in population and contemporary urban living patterns have prompted urban areas to adopt vertical development, resulting in residents inhabiting tall structures. Conversely, both natural and human-induced disasters are an inherent aspect of human existence, with fires being a notable example. Fires occurring in high-rise commercial buildings present distinctive challenges and circumstances due to the unique design and capacity of these structures. Fires in high-rise buildings can result in significant financial losses and loss of life. The evacuation process in these structures can consume substantial resources, lead to the closure of large city areas, and pose a risk to many individuals if not managed effectively. Managing smoke and airflow presents a significant

challenge in these buildings, with toxic gases being a primary cause of fatalities in building fires. Therefore, effective smoke control measures are crucial. High-rise buildings are often exposed to wind, which, aside from the chimney effect, greatly influences the movement of smoke and behavior of fires. In the event of a fire in large and tall buildings, the spread of smoke is primarily facilitated by horizontal corridors, shafts, and vertical staircases. When the chimney effect takes place, the rapid dispersion of smoke is facilitated through vertical shafts and staircases. This phenomenon is primarily attributed to the influence of chimneys, turbulent air currents, and external wind pressures. In this study, an examination was conducted on a staircase within a 6-story building subjected to lateral external wind using Pyrosim software. The findings were then compared with the research conducted by Zhao et al. various wind speeds and levels of released heat were taken into account, resulting in the analysis of smoke distribution and temperature changes caused by external side wind.

#### 2-Simulation

In Zhao et al.'s study, the focus is on analyzing the geometry of a vertical structure resembling a shaft or staircase comprising six floors and an elongated corridor. The researchers utilized Pyrosim software to simulate this configuration. The shaft stands at a height of 30 meters, with dimensions of 4 meters in length and 3 meters in width. Each floor within the shaft is 5 meters in height. The corridor, on the other hand, measures 12 meters in length, 4 meters in width, and 5 meters in height, featuring an entrance door sized at 3 4 meters and a window on the upper floor measuring 3 2 meters. The wind direction is perpendicular to the upstairs window. Temperature measurements were conducted using five thermocouples positioned within the shaft or staircase. Heat release rates of 300, 600, and 900 kW were considered, alongside side wind speeds ranging from 0 to 1.2 m/s. The ambient temperature throughout the experiment was maintained at 30°C. 3-Result In this study, various scenarios were

\*Manuscript received: April 2, 2023. Revised, February 2, 2024, Accepted, May 14, 2024.

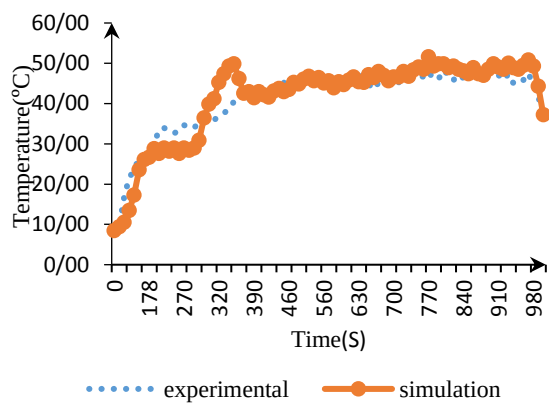
<sup>1</sup> Corresponding Author: Ph.D. Student, Department of Mechanical Engineering, Ahvaz Branch, Islamic Azad University, Ahvaz, Iran. Email: behbahani.fatemeh652@gmail.com.

<sup>2</sup> Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Ahvaz Branch, Islamic Azad University, Ahvaz, Iran.

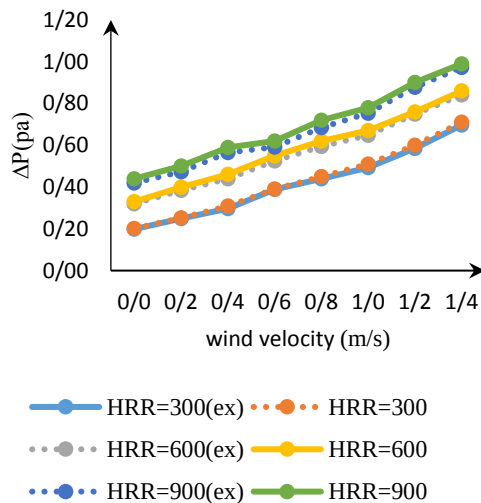
<sup>3</sup> Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Ahvaz Branch, Islamic Azad University, Ahvaz, Iran.

<sup>4</sup> Professor, Department of Mechanical Engineering, Ferdowsi University, Mashhad, Iran.

examined to analyze the impact of a fire occurring in a staircase. The heat release rates were set at 300, 600, and 900 kW. Wind speeds ranging from 0 to 1.2 m/s were evaluated for each of the three heat release conditions. The findings pertaining to temperature variations, carbon monoxide levels, and pressure differentials are detailed in the results. In order to validate their findings, Zhao et al. juxtaposed the laboratory temperature data against the outcomes of their simulations. Specifically, the temperature within the stairwell at an elevation of 2.9 meters was contrasted with a heat release rate of 300 kilowatts, under the assumption of a wind speed of 1 m/s. The empirical observations were found to align closely with the computational results derived from the simulation. Following combustion, a swift escalation in temperature within the shaft was noted, suggesting the inward flow of hot smoke within the shaft due to buoyancy and flue dynamics.



**Figure 1. Comparison of laboratory temperature and simulation at a height of 2.9 meters with released heat of 300 kilowatts and wind speed of 1 meter per second**



**Figure 2. Comparing the pressure difference of the lower door with the wind speed in experimental and numerical mode with different released heat**

The study verified the numerical assessment of the pressure differential at the lower door in relation to wind velocity. The analysis considered factors such as pressure differential, thermal pressure variance, and pressure reduction due to external wind, which escalates notably with higher external wind speeds. Findings indicate a

positive correlation between wind speed, heat release, and pressure differential. Consequently, it is inferred that external wind intensifies the chimney effect, leading to the expulsion of hot gases within the stairwell.

The stairwell's temperature was assessed at various heights, revealing a uniform distribution of temperature within the shaft with variations of less than 5 degrees Celsius. Changes in temperature due to side wind speed fluctuations can be categorized into two distinct patterns: when 300 kW of heat is released, the column's temperature initially peaks before declining as wind speed increases. This phenomenon can be attributed to the dual impact of side winds. On one hand, the influx of fresh air in the corridor enhances fuel evaporation and combustion intensity, thereby elevating the column's temperature. Conversely, the entry of ambient air into the column exerts a significant cooling effect. Moreover, high wind speeds can induce robust convective heat transfer from the column to its surroundings, further contributing to temperature reduction through the wind's cooling effect. The study findings suggest that variations in wind speed do not significantly impact temperature changes in the presence of released heat. This is attributed to the heightened influence of released heat on inhibiting wind cooling effects within this specific range of wind speed, resulting in a lack of temperature decrease. Additionally, the research outcomes indicate that released heat plays a significant role in influencing temperature peaks. Toxic gases are a primary factor contributing to fatalities in fires. The presence of carbon monoxide is evenly dispersed within staircases in correlation with external wind patterns. When wind is present, smoke ascends at a slower rate, and the airflow is impeded by the wind, leading to a rise in carbon monoxide levels due to reduced air circulation through the entrance door. In cases where the fire originates near the door, restricting airflow through the entrance directly impacts combustion efficiency, resulting in heightened carbon monoxide production. Additionally, as the staircase height increases, smoke concentration also rises. Findings indicate that under constant heat release conditions, carbon monoxide levels escalate with higher external wind velocities.

#### 4- Discussion

This study examined the dispersion of smoke, smoke temperature, and fire behavior within a stairwell or shaft of a high-rise building under the influence of ambient lateral wind, and contrasted these findings with the laboratory outcomes reported by Zhao et al. The implications of this research are significant for engineers and firefighters involved in the development of fire smoke management systems and the evacuation of individuals stranded in fires exacerbated by lateral wind effects. When the external wind impacts the upper window of a staircase or shaft, it results in a pressure drop. This causes smoke to be drawn towards the staircase from the entrance door due to the wind flow. Higher wind speeds and greater pressure differentials accelerate the release of smoke. The reduced pressure diminishes the amount of air entering through the entrance door, leading to incomplete combustion. Consequently, the concentration of hazardous carbon monoxide gas rises. This heightened presence of toxic gases poses a risk to individuals, necessitating a prompt evacuation of the building.



## بررسی عددی تأثیر باد جانبی در راه پله ساختمان بلند با نرم افزار پایروسیم\*

مقاله پژوهشی

فاطمه بهبهانی<sup>(۱)</sup> مهدی حمزه ای<sup>(۲)</sup> زهرا مهردوست<sup>(۳)</sup> محمد مقیمان<sup>(۴)</sup>doi <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.81802.1178>

**چکیده** ساختمان‌های با ارتفاع زیاد معمولاً در معرض وزش باد هستند. به جز اثر دودکششی، حرکت دود و رفتار حریق به شدت تحت تأثیر نیروهای باد خارجی می‌باشد. در این پژوهش تأثیر باد جانبی به صورت عددی با نرم‌افزار پایروسیم و به‌کارگیری معادلات ناویرا-ستوکس، انرژی، بقای جرم، حریق و توزیع دود بررسی شد و برای آشفته‌گی از مدل شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ استفاده شده است. برای اعتبارسنجی نتایج با پژوهش ژاو و همکاران مقایسه گردید. سرعت باد جانبی بین ۰ تا ۱/۲ متر بر ثانیه در نظر گرفته شد. تأثیر باد جانبی بر دمای دود در گرمای آزاد شده مختلف ارزیابی شد. گرمای آزاد شده در سه حالت ۳۰۰، ۵۰۰ و ۹۰۰ کیلووات در نظر گرفته شد. در گرمای آزاد شده ثابت، دما در ابتدا افزایش می‌یابد تا به یک پیک دمایی برسد سپس با افزایش سرعت باد میزان دما کاهش می‌یابد. همچنین با افزایش سرعت باد میزان غلظت کربن مونوکسید حدود ۳٪ بیشتر شد. نتایج نشان داد که باد جانبی، خطر حریق را افزایش می‌دهد و می‌بایست در طراحی ساختمان‌های در معرض باد مورد توجه قرار گیرد.

واژه‌های کلیدی حرکت دود، رفتار حریق، باد جانبی، نرم‌افزار پایروسیم، دمای دود.

## مقدمه

ساختمانی در برابر آتش آشنایی کافی داشته باشد. آتش‌سوزی علاوه بر خسارات مالی بسیار می‌تواند باعث آسیب به سلامت افراد و رخ دادن آسیب‌های روحی نیز شود که این خسارات می‌تواند در مواردی کاملاً جبران‌ناپذیر باشند. در نتیجه، جلوگیری از وقوع چنین حوادثی و علاج واقعه قبل از وقوع بسیار مهم است و می‌تواند این آسیب‌ها را تا حد قابل قبولی کاهش دهد. حریق در ساختمان‌های تجاری با ارتفاع زیاد چالش‌ها و شرایطی را به وجود می‌آورد، زیرا این ساختمان‌ها از نظر طراحی و ظرفیت منحصر به فرد هستند [2]. آتش‌سوزی در این ساختمان‌ها علاوه بر خسارت‌های جانی، هزینه‌های تعمیرات و خسارت‌های مالی عمده‌ای بر جای می‌گذارد. تخلیه در این ساختمان‌ها می‌تواند منابع عظیمی را به هم گره بزند، مناطق

افزایش جمعیت و شیوه زندگی امروزی، شهر را به توسعه عمودی و شهروندان را به زندگی در ساختمان‌های بلند سوق داده است [1]. از طرفی وقوع حوادث و سوانح طبیعی و انسان‌ساخت جزو اجتناب‌ناپذیر زندگی بشری هستند. یکی از عوامل تهدید کننده ساختمان‌ها بحث حریق و آتش‌سوزی در آن‌ها است. میزان حساسیت به حریق در طراحی سازه‌ها در ساختمان‌های متفاوت بسته به کاربری و تصرف آن‌ها متفاوت است. هر چه سازه از نظر اجتماعی، سیاسی و یا اقتصادی مهم‌تر باشد توجه به بحث ایمنی نیز در آن اهمیت بیشتری دارد. در طراحی و ساخت چنین سازه‌هایی باید اصول ایمنی کاملاً رعایت شوند. برای این کار طراح باید با رفتار ساختمان‌ها و مصالح

\* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۱/۱۳ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۲/۲۴ می‌باشد.

(۱) نویسنده مسئول: دانشجو دکتری، گروه مهندسی مکانیک، واحد اهواز، دانشگاه آزاد اسلامی، اهواز، ایران.

Email: behbahani.fatemeh652@gmail.com

(۲) استادیار، گروه مهندسی مکانیک، واحد اهواز، دانشگاه آزاد اسلامی، اهواز، ایران

(۳) استادیار، گروه مهندسی مکانیک، واحد اهواز، دانشگاه آزاد اسلامی، اهواز، ایران

(۴) استاد، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه فردوسی، مشهد، ایران

گرفته شده به خوبی توزیع فشار در ساختمان‌های بلند را پیش-بینی می‌کند [10].

آتش‌سوزی ساختمان‌های بلند اغلب تحت تأثیر بادهای محیطی قرار می‌گیرد [11]. به خصوص برای ساختمان‌های بلند، باد محیط با افزایش ارتفاع قوی‌تر می‌شود [12]. هنگامی که ساختمان‌ها در معرض باد قرار می‌گیرند، فشار باد مثبت بر ساختمان رو به جریان باد اثر می‌گذارد، در حالی که فشار باد منفی در طرف‌های دیگر ساختمان جریان دارد [13]. در بیشتر حوادث آتش‌سوزی، باد خارجی به تسریع انتشار آتش و پخش دود می‌شود و زمان کمتری را برای فرار ساکنان ساختمان باقی می‌گذارد [14]. مطالعه رفتار حریق در ساختمان‌های بلند رو به باد برای بررسی حرکت و کنترل دود حریق مورد نیاز است. چن (Chen) و همکاران، جهت جریان دود و دمای آتش کنترل‌شده با تهویه را در یک محفظه دو دریچه در هنگام وزش باد محیطی به سمت دریچه در ارتفاع بالاتر مورد مطالعه قرار دادند. مشخص شد که یک سرعت باد بحرانی وجود دارد، که در بالای آن جهت حرکت دود به جای اثر شناوری تحت سلطه باد است. همچنین مشخص شد که باد محیط تأثیر پیچیده‌ای بر دمای دود در محفظه دارد. هنگامی که سرعت باد از یک مقدار بحرانی دیگر تجاوز می‌کند، تنها یک حالت ثابت در منحنی افزایش دمای دود ظاهر می‌شود. در غیر این صورت سه حالت ثابت ظاهر می‌گردد. انتقال حرارت از طریق دیوارهای محفظه تأثیر زیادی بر سرعت بحرانی باد دارد. آنها تأثیر باد عرضی بر یک محفظه حریق با دو بازشو را بررسی کردند و روابطی برای پیش‌بینی حرکت دود ارائه دادند [15]. لی و همکاران احتمال پرتاب شعله در یک محفظه تحت باد محیط را بررسی کردند. در ساختمان‌های بلند چند طبقه، راه-پله یا شافت با پنجره مسیر مهمی برای پراکندگی دود است که می‌تواند به راحتی تحت تأثیر باد خارجی قرار گیرد. نتایج نشان داد که وقتی باد خارجی وجود ندارد یا سرعت آن کم باشد، جریان دو طرفه در درب دیده می‌شود. با افزایش سرعت باد، جریان یک طرفه می‌شود. در سرعت بالای باد، جریان یک‌جهته را می‌توان بدون توجه به نرخ تأمین سوخت در درب مشاهده کرد [16]. جی و همکاران مطالعه آزمایشگاهی، اثر باد خارجی بر رفتارهای شعله و نرخ سوختن در یک شافت مدل مقیاس شده

وسعی از شهر را تعطیل می‌کند و اگر مدیریت تخلیه به صورت مؤثر اتفاق نیفتد، می‌تواند زندگی افراد زیادی را به خطر بیندازد [3]. کنترل دود و جریان هوا یکی از چالش‌های بزرگ این ساختمان‌ها می‌باشد. به طور کلی گازهای سمی عامل اصلی مرگ و میر در حریق ساختمان‌ها هستند [4]. بنابراین کنترل دود بسیار اهمیت دارد. در حریق ساختمان‌های بزرگ و بلند، راهروهای افقی و شافت‌ها و راه‌پله‌های عمودی عامل اصلی گسترش دود هستند. اگر اثر دودکشی اتفاق بیفتد، شافت‌ها و راه‌پله‌های عمودی بسیار سریع دود را گسترش می‌دهند. گسترش دود به طور اساسی از طریق اثر دودکشی، جریان‌های آشفته و نیروهای باد خارجی ایجاد می‌شود [5]. تحقیقات قابل توجهی به منظور بررسی اثر دودکشی و ویژگی‌های صعود دود بدون در نظر گرفتن اثر باد خارجی برای چندین دهه انجام شد [6]. کی (Qi) و همکاران مکان سطح صفحه خنثی در یک شافت بلند را بررسی کردند. این مکان جایی است که فشار داخلی شافت برابر با فشار کف ساختمان در همان ارتفاع می‌باشد. آنها بیان کردند که پخش دمای غیریکنواخت توده دود در یک شافت یک فاکتور اساسی در مشخص کردن سطح صفحه خنثی می‌باشد [7]. جی (Ji) و همکاران خصوصیات بالارونده توده دود و پخش دما در یک راه‌پله با مقیاس کوچک را به صورت آزمایشگاهی مورد مطالعه قرار دادند. نتایج نشان داد که زمان رسیدن پلوم دود به ارتفاع معین با گرمای آزاد شده نسبت معکوس دارد [8]. لی (Li) و همکاران یک مدل برای پیش‌بینی فرآیند اختلاط آشفته ایجاد شده از انتقال حرارت توده دود به مرزها را ارائه دادند. مطالعات قبلی در شافت‌های بسته، انتقال حرارت از پلوم دود شناور داغ به مرزها مانند دیوارها را در نظر نگرفته بود. مقایسه مدل پیش‌بینی شده و نتایج تجربی نشان داد که مدل اختلاط آشفته قبلی بدون اثر مرزی دماهای بالاتری در راه‌پله در مقایسه با داده‌های تجربی پیش‌بینی کردند [9]. لین (Lin) و همکاران تأثیر تهویه را بر اثر دودکشی ناشی از آتش ارزیابی کردند و یک روش نظری برای توصیف اثر دودکشی در ساختمان‌های بلند ارائه دادند. با توجه به نتایج مشخص شد که تهویه تأثیر پیچیده‌تری بر حریق نسبت به اثر دودکشی ناشی از آب و هوا دارد همچنین روش در نظر



حل عددی می‌توان به بهترین ترکیب ممکن جهت هدایت مؤثر آلاینده‌ها به همراه در نظر گرفتن جریان هوای ورودی دست یافت.

لئو (Lu) و همکاران در پژوهشی سیستم کنترل دود در یک پارکینگ زیرزمینی را بررسی کردند [22]. آنها با کمک نرم‌افزار پایروسیم به تجزیه و تحلیلی در ارتباط با پارامترهای مهم از قبیل تعداد جت‌فن‌ها، ظرفیت جت‌فن‌ها، میزان استخراج دود در موقع آتش‌سوزی و مقایسه جت‌فن با سیستم تهویه سنتی (داکتی) پرداخته‌اند. آنان به نتیجه رسیدند که سرعت بالای جت‌فن باعث ایجاد دود بیشتری می‌شود. پس مهم است جت‌فنی با سرعت مناسب انتخاب شود، همچنین جت‌فن باعث پخش دود می‌شود اما غلظت دود کمتر است و افراد داخل پارکینگ دید قابل قبولی دارند.

تونی (Tony) با استفاده از نرم‌افزار پایروسیم اثر جت‌فن بر فعال‌سازی اسپرینکلر را بررسی کرده است [23]. با فعال شدن جت‌فن، دما پایین می‌آید و باعث می‌شود اسپرینکلرها دیرتر فعال شوند. دکرز و همکارانش، با شبیه‌سازی کنترل دود در یک پارکینگ اثر سرعت تهویه را بررسی کردند. نتایج بیانگر این نکته بود که افزایش سرعت تهویه از یک مقدار مشخص، کمکی به تخلیه دود نمی‌کند، بلکه آتش را گسترش داده و میزان تولید دود را بیشتر می‌کند.

ژانگ و همکارانش، جریان القایی آتش داخل فضای یک اتاق بسته را به روش گردابه‌های بزرگ با مدل زیرشبکه اسماکورینسکی مدل کردند و مشخصه‌های اغتشاشی جریان را محاسبه کردند [24]. مقایسه نتایج حاصل با نتایج تجربی نشان داد که ضعف این مدل در پیشبینی دما و مشخصه‌های اغتشاشی است و این خطا در نزدیکی سقف و با نزدیک شدن به مرز جامد افزایش می‌یابد.

با پیشرفت روزافزون صنایع و رقابت بسیار بالا، نقش دو عامل زمان و هزینه بیش‌ازپیش مهم شده است. کاهش زمان در فرایندهای شبیه‌سازی مهندسی و توانایی پیش‌بینی رفتار سیستم‌ها با استفاده از مدل‌سازی‌های کامپیوتری، به مهندسان طراح کمک می‌کند که خروجی کار آنها با کمترین خطا و ریسک قابل اجرا باشد.

در این پژوهش یک راه‌پله در یک ساختمان ۶ طبقه در معرض باد خارجی جانبی در نرم‌افزار پایروسیم مورد بررسی

وقتی که نیروی باد و شناوری حرارتی مخالف هم باشند را انجام دادند. در چنین شرایطی اثر باد و اثر دودکشی با یکدیگر رقابت خواهند کرد که نتیجه این رقابت تغییر در حرکت دود می‌باشد. آنها گزارش دادند که وقتی باد خارجی به اندازه کافی، قوی است اثر دودکشی ممکن است رخ ندهد زیرا گازهای داغ نمی‌توانند وارد شافت شوند و دمای شافت نزدیک به دمای هوای محیط است [17]. باد خارجی در عرض پنجره پیشتر در آثار قبلی بررسی شده است. در حقیقت باد موازی با پنجره‌ها بیشتر اتفاق می‌افتد که در پژوهش‌های پیشین مورد بررسی قرار نگرفت. سوگوا (Sugawa) و همکاران اثر باد خارجی جانبی بر شکل‌های شعله یک محفظه حریق باز را مورد بررسی قرار دادند [18].

ژاو و همکاران تأثیر باد جانبی بر روی حریق در ساختمان‌های بلند را به صورت آزمایشگاهی بررسی کردند. با توجه به نتایج به دست آمده دود با اثر سینرژیک باد جانبی و اثر دودکشی سریع‌تر پخش می‌شود. میزان نرخ تلفات جرم سوخت و سرعت باد بر دما تأثیرگذار است [19]. با این حال، برای یک ساختار پیچیده‌تر مانند یک ساختمان بلند، باد جانبی نه تنها بر روی شکل شعله تأثیر می‌گذارد بلکه مهم‌تر از آن الگوهای جریان هوا و رفتارهای دود در آتش‌سوزی رخ می‌دهد که می‌بایست مورد ارزیابی قرار گیرند [20]. وقتی باد موازی پنجره یک شافت عمودی یا راه‌پله است، کاهش فشار ظاهر می‌شود و هوای تازه بیرون از دهانه پایین بدون اثر دودکشی به داخل ساختمان مکیده می‌شود. در نتیجه، دود با اثر دودکشی و فشار باد به سرعت بالا می‌رود. رابطه بین اثر باد و شناوری حرارتی در پژوهش‌های پیشین به دست آورده شده است. بنابراین، بررسی مکانیسم حرکت دود و رفتارهای آتش در طول یک آتش‌سوزی ساختمان مرتفع تحت تأثیر باد خارجی جانبی ارزشمند است.

در پژوهشی اثر استفاده از جت‌فن‌ها و همچنین استفاده از فن‌های برگشت‌پذیر در پارکینگ را بررسی کردند و ثابت کردند که استفاده از این فن‌ها، اثر مطلوبی بر به وجود آمدن گردش هوا در پارکینگ دارد [21]. آنها اثر برهم کنش جریان هوای ورودی از قسمت ورودی پارکینگ بر میزان هدایت منوکسیدکربن به سمت فن خروجی را مورد بررسی قرار داده‌اند. در این حالت جت‌فن‌ها توانایی هدایت آلاینده‌ها به سمت خروجی را داشتند. فرناندز و هنریکس در این پژوهش بیان کردند که با استفاده از

قرار گرفته است و با پژوهش ژاو و همکاران مقایسه شده است. در اینجا سرعت باد و حرارت آزاد شده مقادیر مختلفی در نظر گرفته شدند و پخش دود و دما در اثر باد خارجی جانبی به دست آمدند.

### معادلات حاکم

پایروسیم یک رابط گرافیکی برای شبیه‌سازی دینامیک آتش می‌باشد. شبیه‌ساز دینامیک آتش، حالات مختلف آتش‌سوزی را با استفاده از یک مدل دینامیک سیالات محاسباتی برای جریان سیالات حامل آتش است.

این مدل شکلی از معادلات ناویراستوکس را که برای سیالات با سرعت کم با تأکید بر دود و انتقال حرارت از آتش است، به‌صورت عددی حل می‌کند. با دقت بالایی حرکت و رفتار دود، دما و گازهای سمی منتشر شده را شبیه‌سازی کرده و مورد تحلیل قرار می‌دهد.

با این نرم‌افزار به راحتی می‌توان با تنظیم پارامترهای مختلف یک آتش ساختگی را در یک محیط مشخص راه‌بندازید و سپس مشاهده می‌شود که این آتش به چه صورتی گسترش پیدا می‌کند، دود حاصل از آنچه نوع حرکتی دارد و چه گازهای سمی با چه غلظت و دمایی منتشر می‌شود. این اطلاعات برای طراحی ایمن‌تر ساختمان و محل‌های مسکونی بسیار ارزشمند خواهد بود.

این نرم‌افزار شامل حل عددی از معادلات ناویراستوکس در جریان هدايت حرارتی و کم سرعت با تمرکز بر روی ویژگی‌های انتقال دود و حرارت ناشی از حریق را شبیه‌سازی می‌کند. مدل‌های شبیه‌ساز دینامیک آتش می‌توانند دود، حرارت، مونوکسیدکربن و مواد دیگر را در طول آتش‌سوزی پیش‌بینی کنند. نتایج حاصل از این شبیه‌سازی‌ها، برای اطمینان‌بخشی به ایمنی ساختمان قبل از ساخت و ساز، ارزیابی گزینه‌ها یا ایمنی ساختمان‌های موجود، بازسازی آتش‌سوزی برای تحقیقات پس از حادثه و کمک به آموزش آتش‌نشان‌ها استفاده شده است. نرم‌افزار از معادلات حاکم زیر استفاده می‌کند [25]:

- بقای جرم

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \vec{u} = m_b''' \quad (1)$$

- بقای اندازه حرکت

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{u}) + \nabla \cdot \rho u \vec{u} = \rho \vec{g} - \nabla \vec{p} + \nabla \cdot \vec{\tau}_{ij} \quad (2)$$

- پایستاری جرم

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + \nabla \cdot \rho h \vec{u} = \frac{Dp}{Dt} + \dot{q}''' - \dot{q}_b''' - \nabla \cdot \dot{q}'' + \varepsilon \quad (3)$$

- معادله حالت گاز کامل

$$p = \frac{\rho RT}{M} \quad (4)$$

- آنتالپی: آنتالپی بر اساس دما طبق رابطه زیر به دست می‌آید [26]:

$$h = \int_{T_0}^T C_p(T) dT \quad (5)$$

$$\Delta P = \frac{\rho_0 U^2}{2} \quad (6)$$

$$U = k Q^{1/3} + b \quad (7)$$

$$k = 0/47 - 0/12v \quad (8)$$

$$b = 0/57v - 0/15 \quad (9)$$

شبیه‌سازی حریق در نرم‌افزار از طریق روش گردابه‌های بزرگ برای جریان آشفته محاسبه می‌شود. برای به دست آوردن نتایج مناسب حریق می‌بایست شبکه محاسباتی ابعاد قابل قبولی داشته باشد. برای استقلال حل از شبکه، می‌بایست طول مشخصه به دست آید. رابطه زیر برای طول مشخصه به کار می‌رود [27]:

$$D^* = \left( \frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} C_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{0/4} \quad (10)$$

با مدل‌کردن حریق، می‌توان دما، فشار، سرعت و ترکیبات شیمیایی در هر سلول را برای گام‌های زمانی کوچک محاسبه کرد. معمولاً در هر تکرار میلیون‌ها سلول وجود دارد. در پژوهش حاضر با استفاده از نرم‌افزار پایروسیم، معادلات ناویراستوکس، انرژی، بقای جرم، حریق و توزیع دود حل و برای آشفته‌گی از مدل شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ استفاده شده است. ادی‌های بزرگ به‌طور مستقیم و با استفاده از شبکه حل و گردابه‌های کوچک از مدل زیرشبکه اسماکورینسکی به دست آورده شد.

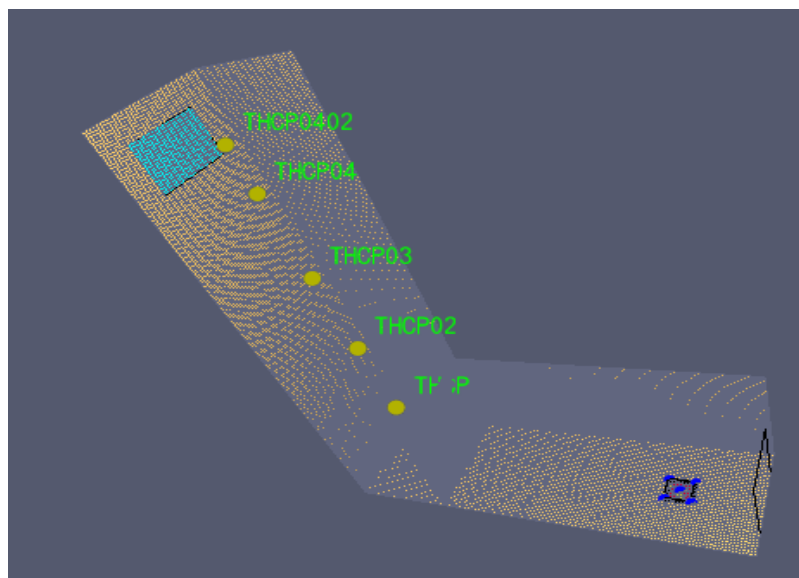
### شبیه‌سازی

#### هندسه مورد بررسی

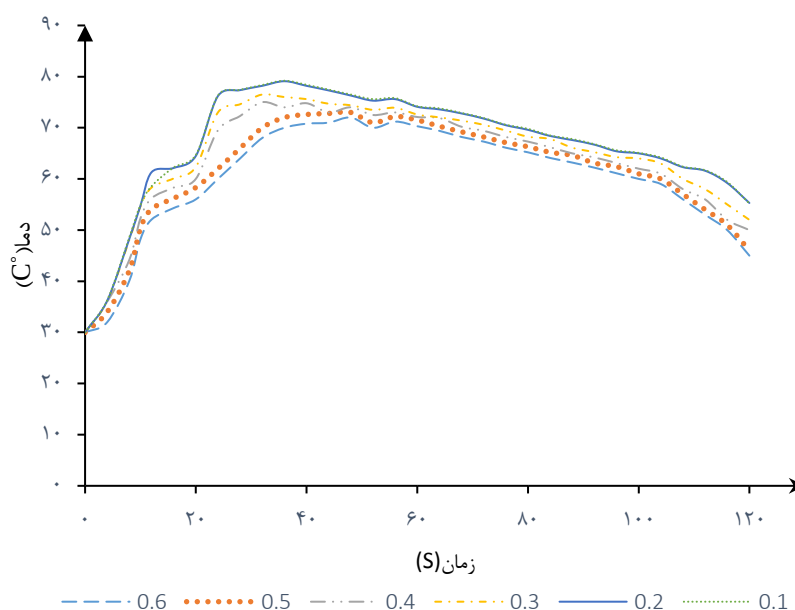
هندسه مورد بررسی در پژوهش ژاو و همکاران یک شافت

قرار دارد. باد به صورت جانبی به پنجره طبقه بالا می‌وزد. برای اندازه‌گیری دما ۵ ترموکوپل در شافت یا راه‌پله قرار داده شده است. مقدار حرارت آزاد شده ۳۰۰، ۶۰۰ و ۹۰۰ کیلووات و مقدار سرعت باد جانبی ۰ تا ۱/۲ متر بر ثانیه در نظر گرفته شد. دمای محیط ۳۰ درجه سانتی‌گراد می‌باشد. هندسه مورد نظر در شکل (۱) نشان داده شده است.

عمودی یا راه‌پله با شش طبقه و یک راهرو بلند می‌باشد. در این پژوهش شافت و راهرو مورد نظر در نرم‌افزار پایروسیم شبیه‌سازی شده است. ارتفاع شافت ۳۰ متر، طول آن ۴ متر و عرض ۳ متر می‌باشد. ارتفاع هر طبقه ۵ متر است. راهرو به طول ۱۲ متر، عرض ۴ متر و ارتفاع ۵ متر می‌باشد. درب ورودی راهرو دارای ابعاد ۳×۴ متر است. پنجره با ابعاد ۳×۲ متر در طبقه بالا



شکل ۱ هندسه راه‌پله یا شافت در نرم‌افزار پایروسیم



شکل ۲ نمودار دما در سایزهای مختلف شبکه

### استقلال حل از شبکه

استقلال از شبکه، انتخاب بهینه‌ترین شبکه ممکن برای دریافت پاسخ‌های صحیح می‌باشد. به عبارت دیگر اگر شبکه‌بندی بسیار درشت باشد، مسلماً جواب‌های شبیه‌سازی قابل اعتماد نخواهد بود و اگر مش‌بندی بسیار ریز باشد، باز هم به علت خطای گرد کردن و هزینه محاسباتی بالا احتمالاً جواب‌های صحیحی به دست نمی‌آید. به منظور کاهش خطای اندازه شبکه در شبیه‌سازی‌های عددی، باید مناسب‌ترین سائز شبکه انتخاب شود تا بتوان تأثیر اندازه شبکه بر روی حل را حذف نمود. به همین دلیل برای اندازه‌های مختلف شبکه‌بندی نتایج حل با یکدیگر مقایسه می‌گردد. در این پژوهش، هندسه مورد نظر با سائز ۰/۶، ۰/۵، ۰/۴، ۰/۳، ۰/۲ و ۰/۱ متر شبکه‌بندی شد و نتایج حل دما در شرایط بدون باد در ارتفاع ۲ متری درون راه‌پله با مقدار حرارت آزاد شده ۹۰۰ کیلووات در ۱۲۰ ثانیه با یکدیگر مقایسه گردید. در شکل (۲)، نتایج دما در این شبکه‌بندی‌ها مشخص شده است. همان طور که از شکل مشخص می‌باشد، در سائز ۰/۲ و ۰/۱ متر تقریباً نمودارها بر روی هم منطبق شده‌اند. به همین دلیل حل برای شبکه‌بندی با سائز ۰/۲ متر انجام شد.

به دلیل اینکه در راه‌پله، تغییرات پارامترهای مورد نظر اهمیت دارد، شبکه محاسباتی غیر یکنواخت انتخاب شد و در راه‌پله سائز شبکه ۰/۱ متر در نظر گرفته شد.

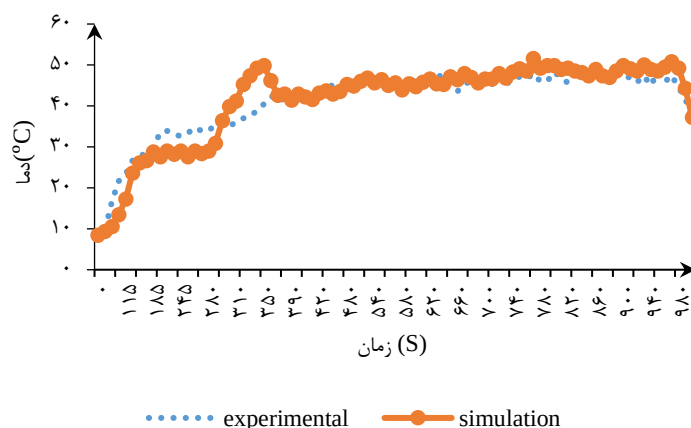
### نتایج و بحث‌ها

در این پژوهش برای بررسی حریق در راه‌پله مورد نظر سناریوهای مختلف در نظر گرفته شد. گرمای آزاد شده ۳۰۰، ۶۰۰ و ۹۰۰ کیلووات فرض شد. برای هر کدام از سه حالت گرمای آزاد شده سرعت باد بین ۰ تا ۱/۲ متر بر ثانیه در نظر

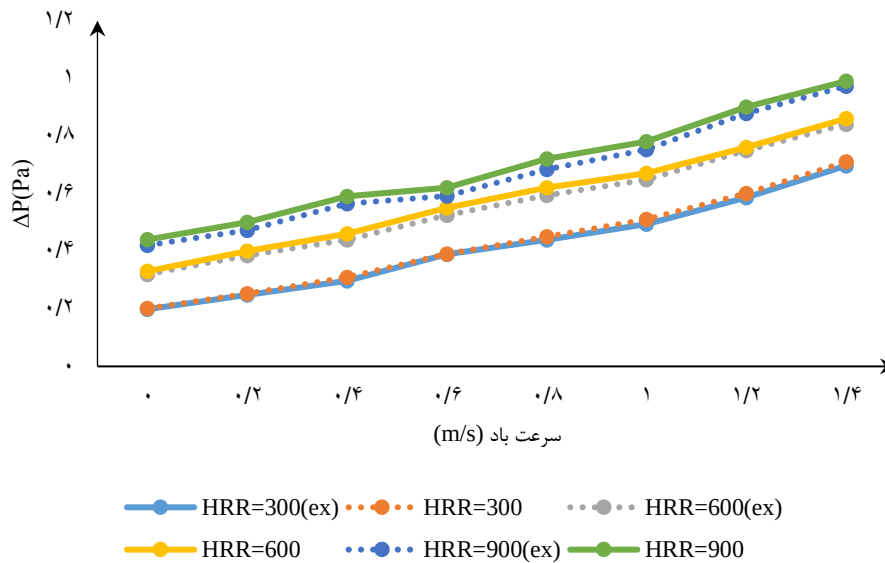
گرفته شد. نتایج مربوط به دما، غلظت کربن مونوکسید و اختلاف فشار در نمودارهای مختلف ارائه شده است.

شکل (۳) مقایسه نتایج دمای آزمایشگاهی ژاو و همکاران با نتایج شبیه‌سازی را نشان می‌دهد. در این شکل دما در راه‌پله در ارتفاع ۲/۹ متری با گرمای آزاد شده ۳۰۰ کیلووات با یکدیگر مقایسه شده است. در این حالت سرعت باد ۱ متر بر ثانیه در نظر گرفته شد. همان طور که از شکل (۳) مشخص است نتایج آزمایشگاهی و نتایج عددی حاصل از شبیه‌سازی با هم مطابقت دارند. از شکل مشاهده می‌شود که دمای داخل شافت به سرعت پس از احتراق افزایش می‌یابد، که نشان می‌دهد دود داغ در داخل شافت جریان می‌یابد که دود توسط شنواری و اثر دودکشی حرکت می‌کند. درجه حرارت در شافت به سرعت افزایش می‌یابد تا اینکه حالت پایدار در ۴۰۰ ثانیه به دست می‌آید.

با توجه به اینکه داده‌های آزمایشگاهی ژاو و همکاران و داده‌های نرم‌افزاری مطابقت داشتند در ادامه نتایج مختلف نرم‌افزاری برای هندسه مورد نظر ارائه شده است. شکل (۴)، اختلاف فشار محاسبه شده درب پایین با سرعت باد را در حالت آزمایشگاهی و عددی مقایسه می‌کند. اختلاف فشار، اختلاف فشار حرارتی و افت فشار ناشی از باد جانبی خارجی است که با سرعت باد خارجی به طور قابل توجهی افزایش می‌یابد. برای محاسبه اختلاف فشار از رابطه (۶) استفاده شده است. همان طور که مشاهده می‌شود داده‌های آزمایشگاهی ژاو و همکاران با داده‌های عددی به دست آمده مطابقت دارند و حدود ۵٪ اختلاف دارند. با توجه به نتایج، با افزایش سرعت باد و افزایش گرمای آزاد شده اختلاف فشار افزایش می‌یابد. بر اساس تحلیل فوق، می‌توان نتیجه گرفت که باد خارجی جانبی اثر دودکشی را تقویت کرده و موجب انتشار گازهای داغ درون راه‌پله می‌شود.



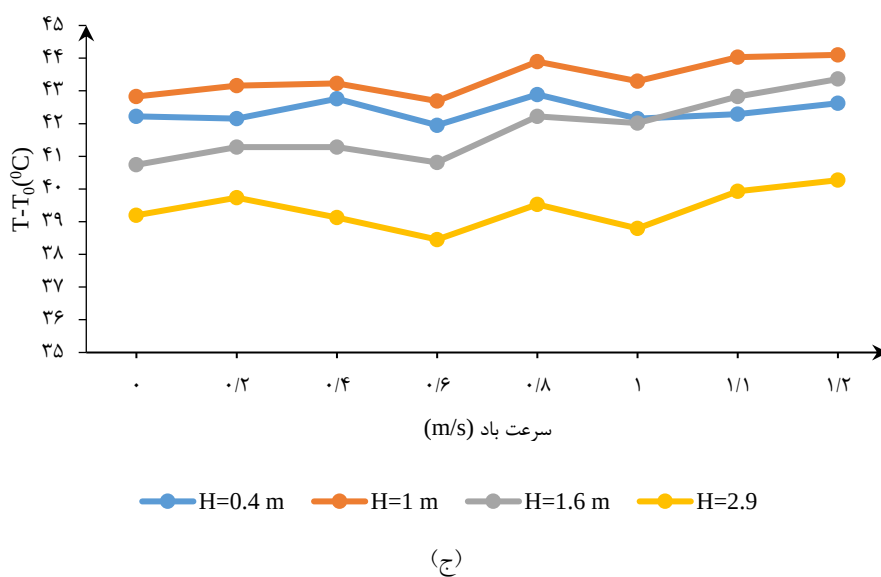
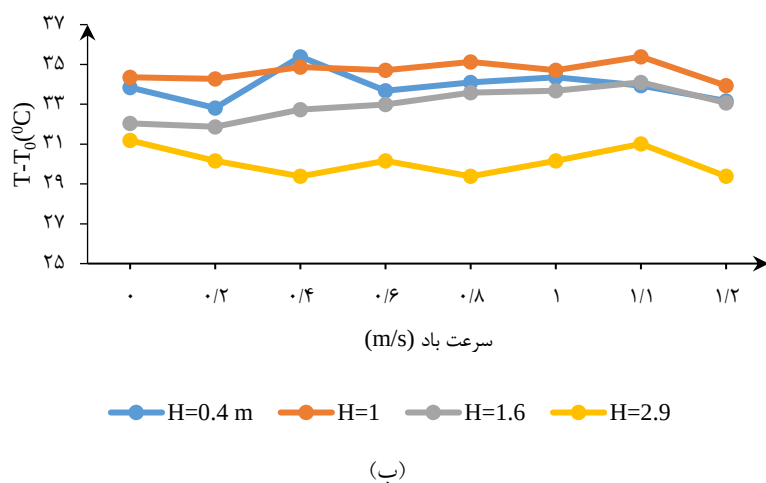
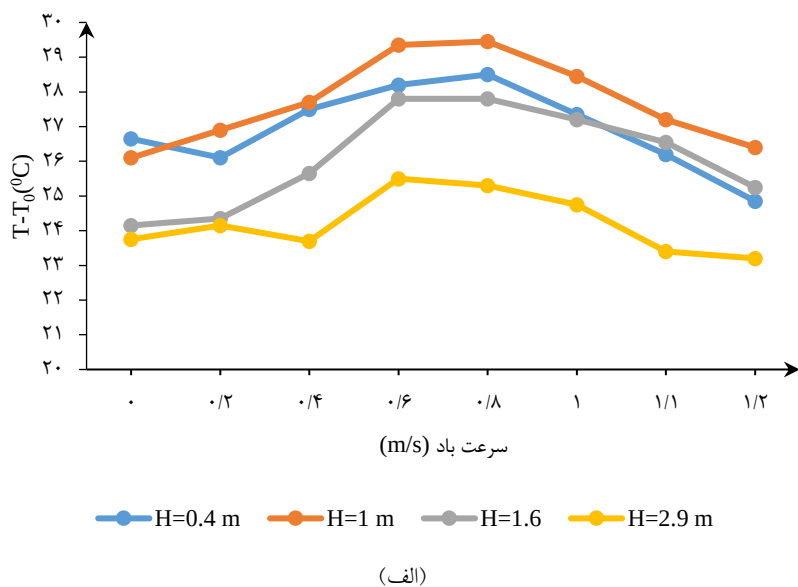
شکل ۳ مقایسه دمای آزمایشگاهی و شبیه‌سازی در ارتفاع ۲/۹ متری با گرمای آزاد شده ۳۰۰ کیلووات و سرعت باد ۱ متر بر ثانیه



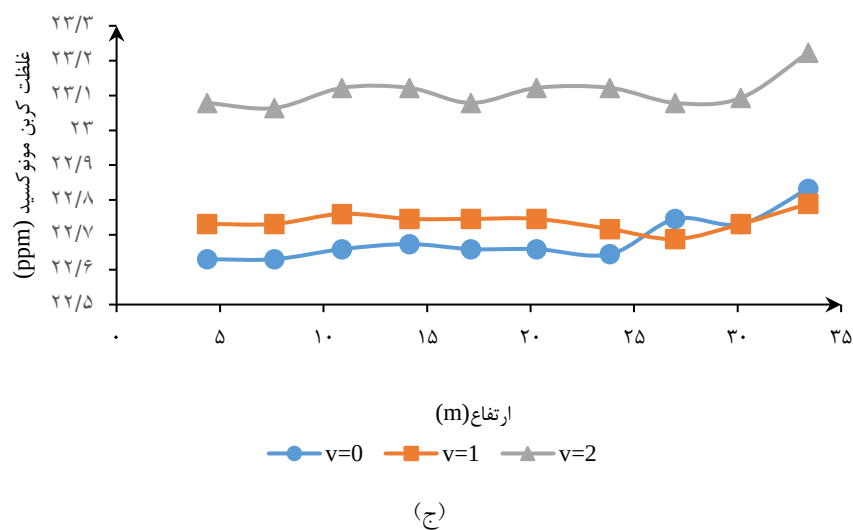
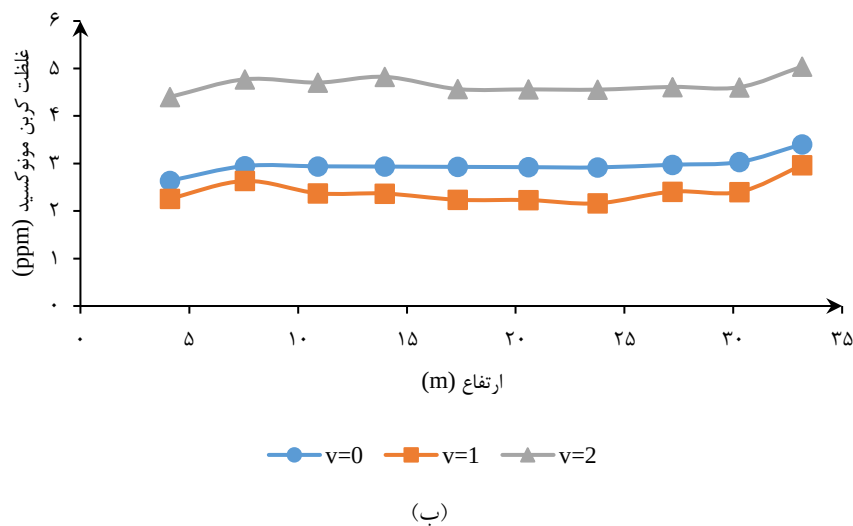
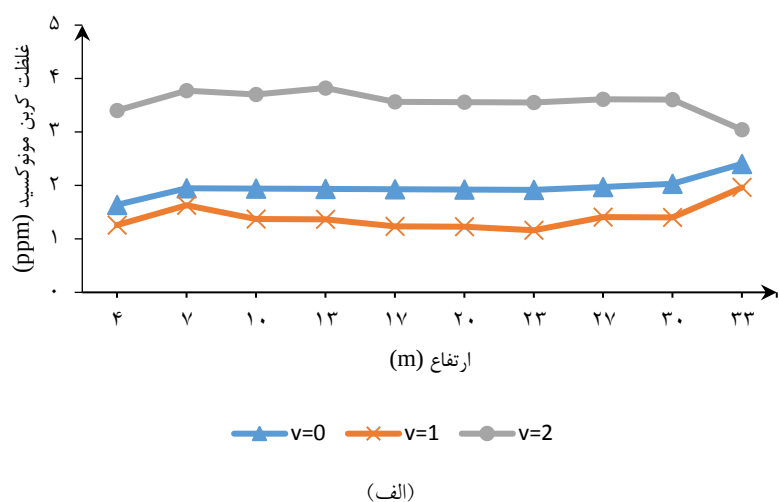
شکل ۴ مقایسه اختلاف فشار درب پایین با سرعت باد در حالت آزمایشگاهی و عددی با گرمای آزاد شده متفاوت

گازهای سمی علت اصلی مرگ و میر در آتش‌سوزی‌ها می‌باشد. در شکل (۶-الف)، (۶-ب) و (۶-ج) غلظت کربن مونوکسید در سرعت‌های مختلف باد و گرمای آزاد شده متفاوت بررسی شد. همان‌طور که مشاهده می‌شود غلظت کربن مونوکسید به‌طور یکنواخت در راه‌پله با توجه به باد خارجی توزیع شده است. در هنگام باد، دود کندتر به سمت بالا حرکت می‌کند و باد مانع جریان هوای ناکافی به دلیل کاهش فشار از درب ورودی می‌شود، در نتیجه غلظت کربن مونوکسید بیشتر می‌گردد. با توجه به اینکه منبع آتش در نزدیکی درب قرار دارد، کاهش جریان هوای درب ورودی، تأثیر مستقیمی بر احتراق ناقص و تولید بیشتر گاز کربن مونوکسید دارد. با افزایش ارتفاع راه‌پله مقدار غلظت دود افزایش می‌یابد. از نتایج به دست آمده مشخص شد اگر گرمای آزاد شده ثابت باشد، غلظت کربن مونوکسید با افزایش سرعت باد خارجی افزایش می‌یابد. در سرعت باد ۱/۲ متر بر ثانیه غلظت کربن مونوکسید، تقریباً ۳٪ نسبت به حالت بدون باد بیشتر است.

در شکل (۵-الف)، (۵-ب) و (۵-ج) دمای دود در سرعت‌های مختلف باد و گرمای آزاد شده متفاوت پس از گذشت ۳۰۰ ثانیه مورد بررسی قرار گرفت. دما در راه‌پله در ارتفاع مختلف بررسی شد. مشاهده می‌شود که دما به‌طور یکنواخت در شافت توزیع شده و اختلاف آن کمتر از ۵ درجه سانتی‌گراد است. تغییرات دما با سرعت باد جانبی را می‌توان به دو نوع تقسیم کرد: برای گرمای آزاد شده ۳۰۰ کیلووات دمای ستون ابتدا به یک مقدار اوج می‌رسد سپس با افزایش سرعت باد کاهش می‌یابد. این را می‌توان توسط اثرات دوگانه باد جانبی توضیح داد. از یک طرف، هوای تازه استخراج شده در راهرو تبخیر سوخت را افزایش می‌دهد و احتراق را تشدید می‌کند که منجر به افزایش دمای ستون می‌شود. از طرفی هوای محیطی که به ستون وارد شده است یک اثر خنک‌کننده قوی دارد. همچنین زمانی که سرعت باد بالا است می‌تواند باعث انتقال حرارت هم‌رفتی قوی از ستون به مرزها شود. در اینجا، اثر خنک‌کنندگی باد می‌تواند دما را کاهش دهد. در گرمای آزاد شده بیشتر به نظر می‌رسد که تغییرات دما در محدوده سرعت باد مشهود نیست. دلیل این امر، افزایش گرمای آزاد شده بر اثر خنک‌کنندگی باد تأثیر می‌گذارد و دما در این محدوده سرعت باد کاهش نمی‌یابد. همچنین نتایج نشان داد گرمای آزاد شده بر پیک دمایی مؤثر بوده است.



شکل ۵ (الف) دمای دود در گرمای آزاد شده ۳۰۰ کیلووات با سرعت باد مختلف در زمان ۳۰۰ ثانیه، (ب) دمای دود در گرمای آزاد شده ۶۰۰ کیلووات در سرعت مختلف باد در زمان ۳۰۰ ثانیه، (ج) دمای دود در گرمای آزاد شده ۹۰۰ کیلووات در سرعت باد مختلف در زمان ۳۰۰ ثانیه



شکل ۶ (الف) غلظت دود در گرمای آزاد شده ۳۰۰ کیلووات در زمان ۳۰۰ ثانیه، (ب) غلظت دود در گرمای آزاد شده ۶۰۰ کیلووات در زمان ۳۰۰ ثانیه، (ج) غلظت دود در گرمای آزاد شده ۹۰۰ کیلووات در زمان ۳۰۰ ثانیه

## نتیجه‌گیری

در این پژوهش پخش دود، دمای دود و خصوصیات حریق در یک راه‌پله یا شافت یک ساختمان بلند در معرض باد جانبی محیطی مورد بررسی قرار گرفت و با نتایج آزمایشگاهی ژاو و همکاران مقایسه گردید. نتایج این پژوهش برای مهندسان و آتش‌نشان‌ها در طراحی سیستم کنترل دود حریق و خروج افراد گیر افتاده در حریق با توجه به تأثیر باد جانبی بسیار اهمیت دارد. هنگامی که باد خارجی به پنجره بالایی راه‌پله یا شافت می‌وزد، کاهش فشار رخ می‌دهد. با توجه به جریان باد از درب ورودی، به دلیل افت فشار دود به سمت راه‌پله حرکت می‌کند. افزایش سرعت باد و کاهش فشار بیشتر، منجر به انتشار سریع‌تر دود می‌شود. با توجه به کاهش فشار میزان هوای وارد شده از درب ورودی کاهش می‌یابد که موجب احتراق ناقص می‌گردد. با توجه به احتراق ناقص، غلظت گاز سمی کربن مونوکسید افزایش می‌یابد. با افزایش گازهای سمی افراد بسیار در معرض خطر قرار گرفته و می‌بایست با سرعت بیشتری ساختمان تخلیه شود.

## فهرست علامت‌ها

## علامت انگلیسی

|                |                                                       |
|----------------|-------------------------------------------------------|
| $C_p$          | [J/kg.K]: گرمای ویژه در فشار ثابت                     |
| $D^*$          | طول مشخصه                                             |
| $\dot{m}_b'''$ | [kg/m <sup>3</sup> .s]: نرخ تولید گازهای در حال سوختن |
| $\dot{Q}$      | [W/m <sup>2</sup> ]: نرخ حرارت آزاد شده               |
| $\dot{q}''$    | [W/m <sup>2</sup> ]: شار حرارتی                       |
| $\dot{q}'''$   | [W/m <sup>3</sup> ]: نرخ حرارت آزاد شده بر واحد حجم   |

## مراجع

- [1] X. Wang, C. Fleischmann, and M. Spearpoint, "Applying the FDS pyrolysis model to predict heat release rate in small-scale forced ventilation tunnel experiments," *Fire Safety Journal*, vol. 112, pp. 102946, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2020.102946>
- [2] B. Manzoor, I. Othman, and A. Waheed, "Accidental safety factors and prevention techniques for high-rise building projects – A review," *Ain Shams Engineering Journal*, vol. 13, no. 5, pp. 101723, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.asej.2022.101723>
- [3] H. W. Yao, W. L. Dong, D. Liang, A. Rogner, and J. W. Lai, "Simulation of full-scale smoke control in atrium." *Procedia Engineering*, vol. 1, no. 11, pp. 608-613, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.703>

## علامت یونانی

|               |                                      |
|---------------|--------------------------------------|
| $\rho$        | [kg/m <sup>3</sup> ]: چگالی          |
| $\varepsilon$ | [W/m <sup>3</sup> ]: نرخ اتلاف       |
| $\tau_{ij}$   | [N/m <sup>2</sup> ]: تانسور تنش برشی |

## واژه‌نامه

|                        |                 |
|------------------------|-----------------|
| Fire                   | حریق            |
| Evacuation             | تخلیه           |
| Evacuatiuon management | مدیریت تخلیه    |
| Stack effect           | اثر دودکشی      |
| Turbulent flow         | جریان آشفته     |
| Spreading smoke        | گسترش دود       |
| Plume                  | توده دود        |
| Ventilation            | تهویه           |
| Large eddy             | گردابه‌های بزرگ |
| Side wind              | باد جانبی       |
| Heat release           | گرمای آزاد شده  |

## تقدیر و تشکر



- [4] X. Q. Sun, L. H. Hu, W. K. Chow, Y. Xu, and F. Li, "A theoretical model to predict plume rise in shaft generated by growing compartment fire," *Elsevier International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 54, no. 4, pp. 910-920, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.10.012>
- [5] H. Omrany, A. Ghaffarianhoseini, R. Chang, A. Ghaffarianhoseini, and F. Pour Rahimian, "Applications of Building information modelling in the early design stage of high-rise buildings," *Automation in Construction*, vol. 1, no. 152, pp. 104934, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.autcon.2023.104934>
- [6] W. X. Shi, J. Ji, J. H. Sun, S. M. Lo, L. J. Li, and X. Y. Yuan, "Experimental study on influence of stack effect on fire in the compartment adjacent to stairwell of high rise building," *Journal of Civil Engineering and Management*, vol. 20, no. 1, pp. 121-131, 2014. <https://doi.org/10.3846/13923730.2013.802729>
- [7] D. Qi, L. Wang, and R. Zmeureanu, "The Effects of Non-uniform Temperature Distribution on Neutral Plane Level in Non-adiabatic High-Rise Shafts During Fires," *Fire Technology*, vol. 53, no.1, pp. 153-172, 2017. <https://doi.org/10.1007/s10694-015-0554-2>
- [8] J. Ji, L. J. Li, W. X. Shi, C. G. Fan, and J. H. Sun, "Experimental investigation on the rising characteristics of the fire-induced buoyant plume in stairwells," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 64, no. 1, pp. 193-201, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.04.030>
- [9] L. J. Li, J. Ji, W. X. Shi, Z. H. Gao, J. H. Sun, and J. P. Zhu, "A modified turbulent mixing model with the consideration of heat transfer between hot buoyant plume and sidewalls in a closed stairwell," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 84, no. 1, pp. 521-528, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.01.012>
- [10] L. Xue, S. Yuan, and Q. He, "A Comparative Study on the Influence of Ventilation on Weather- and Fire-Induced Stack Effect in the Elevator Shafts of a High-Rise Building," *Fire Technology*, vol. 54, no. 1, pp. 163-186, 2018. <https://doi.org/10.1007/s10694-017-0679-6>
- [11] J. Ji, X. Yuan, K. Li, L. Yang, and J. Sun, "A mathematical model for burning rate of n-heptane pool fires under external wind conditions in long passage connected to a shaft," *Applied Thermal Engineering*, vol. 116, no. 1, pp. 91-99, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.12.144>
- [12] L. Hu, X. Sun, X. Zhang, and F. Ren, "Facade flame height and horizontal extending distance from opening of compartment fire with external sideward wind," *Proceedings of the Combustion Institute*, vol. 37, no. 3, pp. 3859-3867, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.proci.2018.06.201>
- [13] J. Ji, Y. Y. Fu, C. G. Fan, Z. H. Gao, and K. Y. Li, "An experimental investigation on thermal characteristics of sidewall fires in corridor-like structures with varying width," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 84, no. 1, pp. 562-570, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.01.020>
- [14] H. Kikuchi, Y. Tamura, H. Ueda, and K. Hibi, "Dynamic wind pressures acting on a tall building model - Proper orthogonal decomposition," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 69, no. 1, pp. 631-649, 1997. [https://doi.org/10.1016/S0167-6105\(97\)00193-1](https://doi.org/10.1016/S0167-6105(97)00193-1)
- [15] H. Chen, N. Liu, and W. Chow, "Wind effects on smoke motion and temperature of ventilation-controlled fire in a two-vent compartment," *Building and Environment*, vol. 44, no. 12, pp. 2521-2526, 2009. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2009.04.008>

- [16] M. Li, Z. Gao, J. Ji, K. Li, and J. Sun, "Wind effects on flame projection probability from a compartment with opposing openings," *Fire Safety Journal*, vol. 91, pp. 414-421, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2017.04.037>
- [17] J. Ji, X. Yuan, K. Li, and J. Sun, "Influence of the external wind on flame shapes of n-heptane pool fires in long passage connected to a shaft," *Combustion and Flame*, vol. 162, no. 5, pp. 2097-2107, 2015.
- [18] O. Sugawa, D. Momita, and W. Takahashi, "Flow Behavior Of Ejected Fire Flameplume From An Opening Effectd By External Side Wind," *Fire Saf. Sci.*, vol. 5, pp. 249-260, (1997).
- [19] L. Zhu, X. Yuan, Z. Gao, and J. Ji, "Experimental Investigation of Effect of External Side Wind on Fire Behaviors in a Corridor Connected to a Shaft," *Fire Technology.*, vol. 56, no. 2, pp. 863-881, 2020. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00907-8>
- [20] J. Ji, L. Zhu, L. Ding, L. Yu, and H. Wan, "Numerical Investigation of External Wind Effect on Smoke Characteristics in a Stairwell," *Fire Technology.*, vol. 56, no. 4, pp. 1681-1702, 2020. <https://doi.org/10.1007/s10694-020-00948-4>
- [21] S. C. Li, Y. Chen, X. Chen, and G. G. Jing, "Engineering numerical simulation on the amount of make-up air for mechanical smoke exhaust in atrium," *Procedia Engineering*, vol. 1, no. 11, pp. 379-384, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.672>
- [22] S. Lu, Y. H. Wang, R. F. Zhang, and H. P. Zhang, "Numerical study on impulse ventilation for smoke control in an underground car park," in *Procedia Engineering*. vol. 11, pp. 369-374, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.671>
- [23] P. A. Enright, "Impact of jet fan ventilation systems on sprinkler activation," *Case Studies in Fire Safety*, vol. 1, pp. 1-7, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.csfs.2013.11.002>
- [24] W. Zhang, A. Hamer, M. Klassen, D. Carpenter, and R. Roby, "Turbulence statistics in a fire room model by large eddy simulation," *Fire Safety Journal*, vol. 37, no. 8, pp. 721-752, 2002. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(02\)00030-9](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(02)00030-9)
- [25] Z. Gao, X. Yuan, J. Ji, Y. Li, and L. Yang, "Influence of stack effect on flame shapes of gas burner fires," *Applied Thermal Engineering*, vol. 127, no. 25, pp. 1574-1581, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.08.110>
- [26] Z. Nurizatya et al. "Experimental Investigation on Post-Fire Performances of Fly Ash Concrete Filled Hollow Steel Column," *Int. J. High-Rise Build.*, vol. 10, no. 4, pp. 335-344, (2021).
- [27] V. Kodur, P. Kumar, and M. M. Rafi, "Fire hazard in buildings: review, assessment and strategies for improving fire safety," *PSU Res. Rev.*, vol. 4, No. 1, pp. 1-23, 2020. <https://doi.org/10.1108/PRR-12-2018-0033>

## Fixed-time Fault Tolerant Control Based on Neural Network and Adaptive Sliding Mode Controller of Autonomous Underwater Vehicle with Actuator Saturation

Research Article

Majid Mokhtari<sup>1</sup>, Mostafa Taghizadeh<sup>2</sup>, Mahmood Mazare<sup>3</sup>

 <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.85527.1219>

**Abstract** *The complexity of the sea environment, external disturbances and uncertainties in the system, as well as the failure and saturation of the actuators, are effective factors in the control of underwater vehicles. In this note, to deal with the mentioned problems, a robust and adaptive controller is proposed by combining the fast terminal dynamic sliding mode controller and the radial basis neural network. In the proposed approach, the problem of actuator saturation is considered and its stability is proved using Lyapunov theory. Fix-time convergence, estimation and dealing with external disturbances and uncertainties, active dealing with actuator fault, elimination of chattering phenomenon, and non-saturation of the actuator are the advantages of the proposed controller. The designed controller is applied on an autonomous underwater vehicle and the controller parameters are optimized to achieve the least error in tracking the reference trajectories as well as the shortest convergence time. To evaluate the performance of the proposed controller, it has been compared with a passive fault control method and PID controller, which has shown the superiority of the proposed control method in tracking the desired trajectories, the amount of control effort, dealing with actuators faults and external disturbances, as well as convergence in less time.*

**Keywords** Autonomous underwater vehicle, Adaptive dynamic fast terminal sliding mode controller, neural network, Fault tolerant control, Actuator saturation.

### 1. Introduction

The complexity of the sea environment, external disturbances, system uncertainties, and actuator failures or saturation pose significant challenges for the control of autonomous underwater vehicles (AUVs) [1]. To address these issues, this study proposes a robust and adaptive controller that combines a fast terminal dynamic sliding mode controller with a radial basis neural network. The

proposed approach considers actuator saturation and proves stability using Lyapunov theory. It offers several advantages, including fixed-time convergence, estimation and handling of external disturbances and uncertainties, active handling of actuator faults, elimination of chattering phenomenon, and prevention of actuator saturation. The controller is applied to an AUV, with optimized parameters to minimize tracking error of reference trajectories and achieve the shortest convergence time. Performance evaluation against a passive fault control method and PID controller demonstrates the superiority of the proposed controller in accurately tracking desired trajectories, reducing control effort, handling actuator faults and external disturbances, and achieving faster convergence. Overall, the proposed robust adaptive controller effectively addresses key challenges faced in AUV control by synergistically combining sliding mode and neural network techniques.

### 2. Dynamic model of AUV

The dynamic model of the AUV in the earth-fixed frame is helpful for reasons such as remaining the buoyancy and gravitational vectors constant and presenting the trajectory in the inertia frame. An inertial representation of the AUV dynamics can be written as:

$$M(\eta)\ddot{\eta} + C(v, \eta)\dot{\eta} + D(v, \eta)\dot{\eta} + G(\eta) + \tau_d^* = P\tau_\eta + \bar{\tau}_\eta \quad (1)$$

Where  $M(\eta) = J^{-T}MJ^{-1}$ ,  $C(v, \eta) = J^{-T}(C(v) - MJ^{-1}\dot{J})J^{-1}$ ,  $D(v, \eta) = J^{-T}D(v)J^{-1}$  and  $G(\eta) = J^{-T}g(\eta)$ ,  $\tau_d^* = J^{-T}\tau_d$  while  $J$  is the Jacobean matrix, and  $M_{6 \times 6}$ ,  $C(v)_{6 \times 6}$ ,  $D(v)_{6 \times 6}$  and  $g(\eta)_{6 \times 1}$  represent mass matrix which consists of the rigid body and added mass terms, the Coriolis and centrifugal matrix, the hydrodynamic damping matrix, and the restoring forces and moments due

\*Manuscript received: November 27, 2023. Revised, April 20, 2024, Accepted, June 16, 2024.

<sup>1</sup> Ph.D, Faculty of Mechanical and Energy Engineering, Shahid Beheshti University, Tehran, Iran.

<sup>2</sup> Corresponding Author: Associate Professor, Faculty of Mechanical and Energy Engineering, Shahid Beheshti University, Tehran, Iran. **Email:** Mo\_taghizadeh@sbu.ac.ir

<sup>3</sup> Ph.D, Faculty of Mechanical and Energy Engineering, Shahid Beheshti University, Tehran, Iran.

to buoyancy and gravity, respectively. In addition,  $\tau_\eta$  is the generalized forces/moment vector in the global-fixed frame,  $P$  represents the effectiveness matrix of  $\tau_\eta$  and  $\bar{\tau}_\eta$  is the unexpected bias faults.

In this study, each thruster has rotational capability, so it corresponds to two thrusters. Since  $f = B[F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z]$  where  $F_x, F_y, F_z, M_x, M_y$ , and  $M_z$  represent the forces and moments along the surge, sway, heave, roll, pitch, and yaw directions, respectively while  $f$  denotes the thruster forces. If one thruster experiences a physical failure, it becomes non-operational, and its vertical and horizontal force components are reduced to zero. To address this situation, the elimination of the column method is used, where the motion control equations are separated into horizontal and vertical modes. The projection matrix '[B]' is divided into two parts: the Horizontal Thrust Dynamics Matrix (HTDM) and the Vertical Thrust Dynamics Matrix (VTDM).

### 3. Controller design

This section is dedicated to the design of the controller. To design the fixed-time sliding mode-based neural network controller, a base sliding surface (BSS) is defined as follows:

$$\begin{aligned} s &= \dot{e} + \alpha e + \beta |e|^\gamma \text{sgn}(e) \\ e &= \eta_d - \eta \end{aligned} \quad (2)$$

Where  $\alpha$ ,  $\beta$ , and  $\gamma$  are positive constants. To enhance the performance of the closed-loop system and establish a hierarchical sliding surface, a dynamic sliding surface is incorporated by introducing an additional dynamic variable. This not only helps mitigate chattering associated with conventional Sliding Mode Control (SMC) but also enhances tracking precision. Specifically, the dynamic second-order sliding surface (DSOSS) is defined as:

$$\vartheta = s + k_2 \int_0^t s(\tau) d\tau \quad (3)$$

Here,  $k_2 > 0$ . Next, the developed control law can be expressed as:

$$\begin{aligned} \tau_a &= C(v)v + D(v)v + g(\eta) - \hat{F}(Z) + M\dot{q}_d \\ &\quad + \lambda \alpha e \\ &\quad - M((\gamma \beta |e|^{\gamma-1} + \lambda + \alpha)\dot{e} + \lambda \beta |e|^\gamma \text{sgn}(e)) \\ &\quad - \frac{\sigma}{\|\sigma\|} \left( \tilde{p} \tanh\left(\frac{\tilde{p}}{l}\right) + 0.2785l \right) \\ &\quad - \frac{k_{12}}{2} \frac{\sigma}{\|\sigma\|^2} \sqrt{\sigma^T \sigma} - \frac{k_{22}}{2} \sigma \sigma^T \sigma \quad (4) \\ \tau_b &= -\frac{\|\tau_a\| \sigma}{\|\sigma\|(1 - \Omega_{\max}(\Lambda))} \\ \tau &= \tau_a + \tau_b \\ \hat{F}(Z) &= \hat{w}^T E_i(Z) + \varepsilon_i \\ \tilde{p} &= \hat{F} - F \end{aligned}$$

To guard against actuator faults, external disturbances, and model uncertainties the following adaptation law using radial-basis neural network is designed:

$$\dot{\hat{w}} = Q(\|\sigma\| - P\hat{w}^T \hat{w}) \quad (5)$$

Where  $Q$  and  $P$  are positive coefficients.

*Lemma 1:* For any bounded initial state  $x(0)$ , if there exists a continuous and positive-definite Lyapunov function  $V(x)$ , satisfying  $\dot{V}(x) \leq -(\alpha V^c(x) + \beta V^q(x))^k + \eta$  where  $\alpha, \beta, c, q$  and  $k$  are positive constants,  $ck < 1$  and  $qk > 1$ , then, the equilibrium point of the system  $\dot{x}_n(t) = f(x, t), x(0) = x_0$  is fixed-time stable. The convergence time are expressed as  $T \leq \frac{1}{\alpha^k \chi^{k(1-ck)}} + \frac{1}{\beta^k \chi^{k(qk-1)}}$  where  $0 < \chi < 1$ .

*Theorem.* Considering the dynamic model of the AUV (1), the proposed control law in (4) and (5), fixed-time trajectory tracking can be guaranteed by choosing appropriate parameters and the convergence time is derived as:

$$T \leq T_{\max} = \frac{1}{\frac{k_{12}}{2M} \left( \frac{1}{2} - 1 \right)} + \frac{1}{\varepsilon \frac{k_{22}}{2M} (2 - 1)} \quad (6)$$

Where  $0 < \varepsilon < 1$ ,  $k_{12}$  and  $k_{22}$  are positive and constance.

*Proof:* To show the stability of the closed-loop system, the following Lyapunov function can be defined:

$$V = \frac{1}{2} \sigma^T M \sigma + \frac{1}{2Q} \tilde{w}^2 \quad (7)$$

Differentiating eq. (7) with respect to time yields,

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \sigma^T M(M^{-1} \begin{pmatrix} -C(v)v - D(v)v - g(\eta) \\ +(\tau_a + \tau_b)(1 - \Lambda) + F(Z) \end{pmatrix} \\ &\quad - \ddot{q}_d + (\gamma \beta |e|^{\gamma-1} + \lambda + \alpha)\dot{e} + \lambda \alpha e \\ &\quad + \lambda \beta |e|^\gamma \text{sgn}(e)) + \frac{1}{Q} \tilde{w} \dot{\tilde{w}} \end{aligned} \quad (8)$$

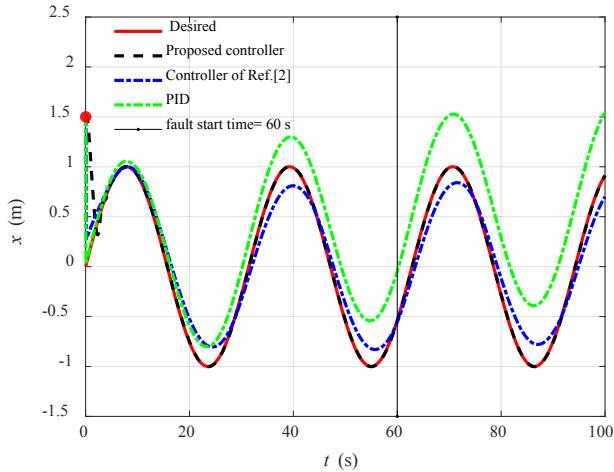
Thus, through mathematical simplification and using Lemma 1, we can conclude that the fixed convergence time is as stated in the (6).

*Remark 1:* It is important to acknowledge that while the maximum settling time of a system controlled by fixed-time SMC is not affected by the initial states, establishing a direct relationship between the settling time and system parameters can be difficult. In certain situations, it may not be possible to reduce the settling time below a certain fixed constant, even by adjusting the system parameters.

### 4. Numerical Results and Discussions

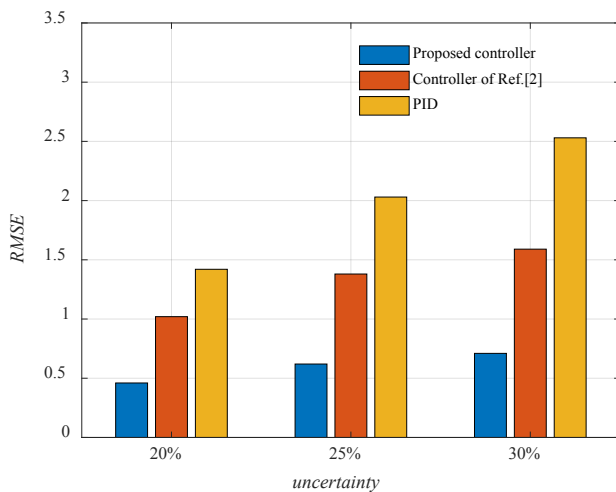
To validate the effectiveness of the proposed control framework, two experimental cases are conducted on an underwater vehicle and compared against two controllers from previous literature [2]. A 20% model inaccuracy is introduced to account for uncertainties in the AUV dynamics. The simulation results, showcased in Fig. 1 for one state of the AUV system, clearly demonstrate that the proposed controller outperforms the other methods in mitigating the effects of actuator faults, external disturbances, and model uncertainties. The proposed approach exhibits superior compensation capabilities, enabling more accurate and robust trajectory tracking

performance under faulty actuator conditions and in the presence of disturbances and uncertainties in the vehicle model.



**Figure 1. Trajectory tracking of  $x$  position**

To comprehensively evaluate the robustness and control effectiveness of the proposed algorithm under varying uncertainty conditions, a bar chart is presented depicting the root-mean-square (RMS) of the tracking error. This bar chart provides a clear visual overview comparing the tracking performance of the proposed controller across different percentages of system uncertainty.



**Figure 2. RMS evaluation for designed controllers**

## 5. Conclusion

This paper proposes a novel fixed-time fault tolerant control strategy for autonomous underwater vehicles (AUVs) by integrating radial basis function neural networks and dynamic sliding mode control. The approach provides reliability and robustness against actuator failures, external disturbances, and uncertainties. Simulation results demonstrate the proposed controller's effectiveness in ensuring stable trajectory tracking performance despite system faults and disturbances.





## کنترل تحمل پذیر عیب زمان ثابت مبتنی بر شبکه عصبی و کنترل کننده تطبیقی مد لغزشی یک وسیله نقلیه زیر دریایی با اشباع عملگر\*

مقاله پژوهشی

مجید مختاری<sup>(۱)</sup> مصطفی تقی زاده<sup>(۲)</sup> محمود مزارع<sup>(۳)</sup>doi <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.85527.1219>

**چکیده** پیچیدگی محیط دریا، اغتشاشات خارجی و عدم قطعیت‌های وارد بر سیستم وسیله نقلیه زیرآبی و همچنین عیب و اشباع عملگر از عوامل مؤثر در کنترل این نوع از وسایل نقلیه می‌باشد. در این مقاله به منظور مقابله با مشکلات مذکور، یک کنترل کننده مقاوم و تطبیقی با ترکیب کنترل کننده مد لغزشی دینامیکی سریع ترمینالی و روش شبکه عصبی با تابع پایه شعاعی پیشنهاد *jmn* شده است. در الگوریتم کنترلی پیشنهادی، مسئله اشباع عملگر در نظر گرفته شده و پایداری آن به کمک تئوری لیاپانوف اثبات شده است. از قابلیت‌های کنترل کننده پیشنهادی هم‌گرایی زمان ثابت، تخمین و مقابله با اغتشاش و عدم قطعیت سیستم، مقابله فعال با عیب عملگر، حذف پدیده چترینگ و عدم اشباع عملگر می‌باشد. کنترل کننده طراحی شده بر روی یک وسیله نقلیه زیرآبی مستقل اعمال شده و پارامترهای کنترل کننده برای دستیابی به کمترین خطا در تعقیب مسیرهای مرجع و کمترین زمان هم‌گرایی به کمک روش جستجوی هارمونی بهینه‌سازی شده‌اند. به منظور بررسی بهتر، عملکرد کنترل کننده پیشنهادی با یک روش کنترل عیب غیرفعال و روش PID مقایسه شده است که نتایج برتری روش کنترلی پیشنهادی را در تعقیب مسیرهای مرجع، میزان تلاش کنترلی، مقابله با عیب عملگر و اغتشاشات خارجی و همچنین هم‌گرایی در زمان کمتر به مقادیر مطلوب نشان داده است.

**واژه‌های کلیدی** وسیله نقلیه زیر آبی، کنترل کننده تطبیقی مد لغزشی دینامیکی سریع ترمینالی، شبکه عصبی، کنترل فعال عیب عملگر، اشباع عملگر.

### مقدمه

عملیات‌های پیچیده زیر آبی مؤثر است. از سوی دیگر از کار افتادن پیشران‌ها از مهم‌ترین عدم قطعیت‌های این سیستم‌های زیر آبی است. این سیستم‌ها باید مجهز به مکانیزم کارآمد تشخیص و مقابله با عیب باشد تا از گم شدن و از دست رفتن آنها جلوگیری شود [2].

کنترل تحمل پذیر عیب عملگر در وسایل نقلیه زیر آبی به روش‌های مختلف مورد مطالعه قرار گرفته است. روش‌های ارائه شده شامل سه مرحله می‌باشد: شناسایی عیب، جداسازی عیب و تطبیق عیب. دو بخش اول بر شناسایی علل بالقوه عیب و حذف آنها متمرکز است. طرح‌های تشخیص عیب معمولاً مبتنی بر مدل هستند [3]. روش‌های تشخیص و جداسازی عیب

محیط زیر آب، همواره دینامیکی پیچیده با نامعینی بالا داشته که این پیچیدگی‌ها سبب سختی در انجام فعالیت‌های زیر آب در مقایسه با خشکی می‌شوند و این موضوع در فعالیت‌هایی که نیاز به دقت بالا دارند، بیشتر قابل ملاحظه است. فعالیت‌هایی نظیر وصل کردن اتصالات، عملیات روی شیرها، عملیات حفاری و جوشکاری نیاز به دقت سانتی‌متر یا کمتر دارند و این در حالی است که دقت موقعیت وسیله نقلیه زیرآبی به دست آمده با به‌کارگیری سنسورهای مختلف عموماً کمتر از این مقدار است [1]. استفاده از روش‌های کنترل مقاوم با قابلیت مقابله با اغتشاشات، عدم قطعیت‌ها و عیوب احتمالی در بهبود اجرای

\* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۹/۶ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۳/۲۷ می‌باشد.

(۱) دکتری، مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید بهشتی، تهران.

(۲) نویسنده مسئول، دانشیار، مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید بهشتی، تهران.

(۳) دکتری، مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید بهشتی، تهران.

سریع [24] دارای ویژگی‌های برجسته‌ای مانند مقاومت بالا در برابر اغتشاشات و عدم قطعیت‌های سیستم، کاهش پدیده چترینگ در سیگنال کنترلی و هم‌گرایی زمان محدود به مقدار مطلوب می‌باشند [23,24].

از مهم‌ترین مشکلات کنترل‌کننده‌های با هم‌گرایی زمان محدود، وابستگی زمان هم‌گرایی به شرایط اولیه سیستم می‌باشد [16]. به منظور مقابله با این مشکل، کنترل‌کننده‌های زمان ثابت ارائه شده است. در این نوع کنترل‌کننده‌ها زمان هم‌گرایی متغیرهای حالت در یک محدوده قرار می‌گیرد که حد بالای آن مستقل از شرایط اولیه سیستم است [25,26]. در این راستا کنترل‌کننده مد لغزشی غیر تکین انتگرالی سریع برای کنترل تعقیب سیستم‌های چند عامله مورد استفاده قرار گرفته است [27]. همچنین در برخی از منابع روش‌های کنترل زمان ثابت مبتنی بر کنترل مد لغزشی برای سیستم‌های رباتیک با در نظر گرفتن عدم قطعیت پارامتری و اشباع سیگنال ورودی ارائه شده که در آن به کمک شبکه عصبی عدم قطعیت‌ها و اغتشاشات سیستم تعیین شده است [16,21].

از مهم‌ترین محدودیت‌های روش‌های کنترل زمان ثابت مشخص بودن پارامترهای دینامیکی سیستم است که این موضوع در کاربردهای عملی غیر ممکن است. روش‌های مبتنی بر شبکه عصبی به طور گسترده برای مقابله با عدم قطعیت‌ها و غیرخطی‌های مدل سیستم استفاده شده است [21]. علاوه بر این، مسئله اشباع ورودی در سیستم‌های رباتیک واقعی نیز باید مورد توجه قرار گیرد [16,28].

در این مقاله، در ابتدا روش کنترل زمان ثابت مد لغزشی دینامیکی سریع ترمینالی مبتنی بر شبکه عصبی ارائه شده و پایداری آن به کمک روش لیاپانوف اثبات شده است. در روش کنترل مد لغزشی دینامیکی با افزودن یک دینامیک اضافی در سطح لغزش نه تنها پدیده چترینگ کاهش می‌یابد بلکه دینامیک حالت لغزشی، پاسخ حلقه بسته سیستم و میزان مقاوم بودن کنترل‌کننده بهبود خواهد یافت [8]. روش کنترلی پیشنهادی روی وسیله نقلیه زیر آبی با در نظر گرفتن عدم قطعیت‌ها، اغتشاشات خارجی، عیب جزئی عملگر و اشباع سیگنال ورودی اعمال شده است. در نهایت نتایج روش کنترلی پیشنهادی با روش کنترل ارائه شده در مرجع [2] و روش PID مقایسه شده است. همچنین به منظور دستیابی به کمترین خطا در تعقیب مسیرهای مطلوب،

مبتنی بر سنسور نیز در برخی منابع ارائه شده است [4]. مرحله سوم شامل تطبیق عیب است که بر اساس هندسه، مکان و تعداد پیش‌رانه‌ها، میزان افزونگی سیستم و معماری کنترل و سیله نقلیه زیر آبی است. در صورت وقوع عیب در سیستم، این عوامل یک مسیر جایگزین که معمولاً شامل تغییر در استراتژی کنترل است را ارائه می‌دهند [5].

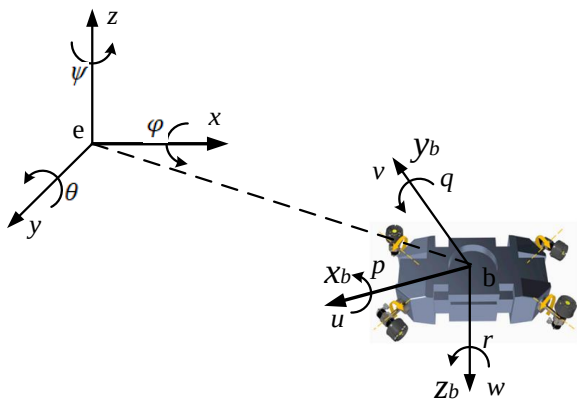
به منظور مقابله با عیب سیستم دو نوع استراتژی کنترل تحمل‌پذیر عیب فعال و کنترل تحمل عیب غیر فعال در منابع مختلف ارائه شده است [6,7]. در کنترل فعال عیب، کنترل‌کننده اثر عیوب عملگرها را با قانون کنترل مناسب جبران می‌کند [7,8]. روش‌های مختلفی برای مقابله با عیب وسایل نقلیه زیرآبی مورد استفاده قرار گرفته‌اند که روش شبه معکوس وزنی و روش حذف ستون از مهم‌ترین این روش‌ها هستند [2]. این روش‌ها بیشتر برای حالتی که یک عملگر به طور مطلق از کار می‌افتد، به‌کارگیری شده‌اند. اولین مطالعه در این زمینه توسط کانتی پودر (Kanti Podder) انجام شد [9]. روش آنها بر اساس شکست مطلق رانشگرها بود که بعداً برای عیب جزئی توسعه یافت [10]. در کنترل تحمل‌پذیر عیب از نوع غیر فعال، تکنیک‌های کنترل مقاوم عملکرد مناسب سیستم در مقابله با عیب را تضمین می‌کنند. این روش‌ها معمولاً در زمانی مناسب است که یک مدل دینامیکی دقیق از سیستم که به پیچیدگی دینامیک سیستم بستگی دارد در دسترس باشد [11]. در وسایل نقلیه زیردریایی عموماً از روش غیر فعال تحمل‌پذیر عیب جهت کاهش پیچیدگی‌های روش کنترلی برای مقابله با عیب جزئی عملگرها استفاده شده است [12]. از منظر ساختار کنترل، روش‌های غیرفعال تحمل‌پذیر دارای سادگی و پیچیدگی محاسباتی کمتری نسبت به روش فعال هستند [13].

به منظور مقابله با اغتشاشات و عدم قطعیت‌های سیستم و همچنین کنترل عیوب عملگر و سنسور، روش‌های متعددی پیشنهاد شده است، مانند کنترل تطبیقی [2]، کنترل پیش‌بین [14]، کنترل بهینه [15]، کنترل مقاوم [16,17]، روش‌های یادگیری تقویتی [18]، کنترل فازی [19]، کنترل مد لغزشی [13,20] و کنترل مبتنی بر شبکه عصبی [21].

در مقایسه با سایر روش‌ها، روش‌های مبتنی بر کنترل مد لغزشی مانند کنترل مد لغزشی فراپیچشی [22]، کنترل مد لغزشی مرتبه بالای فراپیچشی [23] و کنترل مد لغزشی انتگرالی



نیاز است. رانشگرها چهار ورودی را به شکل نیروی رانش فراهم می‌کنند و چهار ورودی دیگر توسط سروو موتورها بر اثر حرکت دادن هر رانشگر تأمین می‌شود. چهار پیشران رانشگرها در زاویه ۴۵ درجه نسبت به صفحه  $x_b z_b$  قرار می‌گیرند. تجزیه و تحلیل حرکت وسیله نقلیه زیر آبی نیاز به تعریف دو چارچوب مرجع مختصات دارد. یک دستگاه مختصات ثابت بدنی (b) یا دستگاه مرجع مختصات متحرک که به مرکز ثقل وسیله نقلیه متصل است و دیگری یک دستگاه مختصات اینرسی ثابت روی سطح زمین (e) می‌باشد. در شکل (۱)  $z, y, x$  نشان‌دهنده موقعیت خطی در دستگاه اینرسی،  $\psi, \theta, \varphi$  نشان‌دهنده موقعیت‌های زاویه‌ای در دستگاه اینرسی،  $w, v, u$  نشان‌دهنده سرعت‌های خطی در دستگاه بدنی و  $r, q, p$  نشان‌دهنده سرعت‌های زاویه‌ای در دستگاه بدنی می‌باشند. پارامترهای هندسی و فیزیکی مدل در جدول (۱) نمایش داده شده است.



شکل ۱ شماتیک زیر دریایی مورد مطالعه [2]

کمینه‌سازی سیگنال کنترلی و کاهش زمان هم‌گرایی به مقدار مطلوب، به کمک الگوریتم جستجوی هارمونی، پارامترهای کنترل‌کننده‌ها تعیین شده‌اند [29]. نوآوری این مقاله عبارتست از: (۱) ارائه روش کنترل زمان ثابت مد لغزشی دینامیکی سریع ترمینالی مبتنی بر شبکه عصبی، (۲) اعمال کنترل‌کننده پیشنهادی روی وسیله نقلیه زیرآبی و (۳) در نظر گرفتن هم‌زمان مسئله عیب عملگر و اشیاع ورودی.

ساختار این مقاله بدین ترتیب است: در ابتدا وسیله نقلیه زیرآبی مورد نظر معرفی شده، معادلات دینامیکی و همچنین روابط حاکم بر عملگرهای سیستم آورده شده است. در ادامه روش کنترلی پیشنهادی و پایداری آن بررسی شده است. در سپس شبیه‌سازی‌ها انجام شده و نتایج کنترل‌کننده‌های طراحی شده ذکر شده‌اند. در آخر نتیجه‌گیری از این پژوهش در بیان شده است.

### معرفی و مدل‌سازی وسیله نقلیه زیرآبی

مدل وسیله نقلیه زیرآبی مورد مطالعه در این پژوهش، یک سیستم مستطیل شکل با چهار پیشران است که حول یک محور مورب نسبت به بدنه می‌چرخد. این پیشران‌ها می‌توانند حول محورهای خود به صورت مستقل بچرخند و امکان حرکت در شش درجه آزادی را فراهم سازند [2]. مدل این وسیله زیرآبی با قابلیت ردگیری دقیق اجسام متحرک زیر دریا در شکل (۱) ارائه شده است.

مدل ارائه شده به دلیل چرخش رانشگرها، یک مدل دینامیکی دارای کوپل غیرخطی بوده که نیاز به طراحی سیستم کنترل پیچیده در مقایسه با یک سیستم با رانشگر ثابت دارد [30]. مدل فعلی بیش‌فعال با هشت ورودی برای دستیابی به خروجی کنترل مورد

جدول ۱ پارامترهای هندسی و فیزیکی مدل [31]

| پارامتر                                                          | واحد              | مقدار                                                          |
|------------------------------------------------------------------|-------------------|----------------------------------------------------------------|
| ابعاد (طول، عرض، ارتفاع)                                         | mm                | ۳۲۶، ۲۸۰، ۷۵۵                                                  |
| وزن                                                              | kg                | ۵۷/۱                                                           |
| چگالی                                                            | kg/m <sup>3</sup> | ۱۰۲۱                                                           |
| مختصات مرکز جرم در دستگاه بدنی                                   | mm                | (۰، ۰، ۰)                                                      |
| مختصات مرکز شناوری در دستگاه بدنی                                | mm                | (۰، ۰، ۰)                                                      |
| ممان اینرسی ( $I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}, I_{xy}, I_{yz}, I_{xz}$ ) | kgm <sup>2</sup>  | $-۰/۰۱۶$ و $-۰/۰۰۰۰۹$ و $-۰/۰۱۸$ و $۴/۰۹۹$ و $۳/۶۴۸$ و $۱/۱۰۰$ |

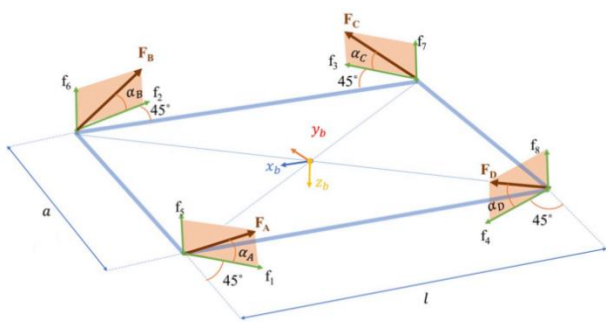
$J(\eta)$  ماتریس ژاکوبین است که سرعت بیان شده در قاب ثابت بدنه را به قاب ثابت روی زمین انتقال می‌دهد [32].

$$J(\eta) = \begin{bmatrix} c\psi c\theta & -s\psi c\phi + c\psi s\theta s\phi & s\psi s\phi + c\psi s\theta s\phi \\ s\psi c\theta & c\psi c\phi + s\psi s\theta s\phi & -c\psi s\phi + s\psi s\theta s\phi \\ -s\theta & c\theta s\phi & c\theta c\phi \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & s\phi t\theta & c\phi t\theta \\ \vdots & c\phi & -s\phi \\ \vdots & s\phi/c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix}$$

$$c\theta = \cos\theta \quad s\theta = \sin\theta \quad t\theta = \tan\theta$$

(۴)

در مدل زیردریایی مورد مطالعه رانشگرها حول محوری در صفحه افقی که با زاویه ۴۵ درجه نسبت به صفحه  $x_b z_b$  در قاب ثابت بدنه قرار دارد، می‌چرخند. همان طور که در رابطه (۵) مشاهده می‌شود، نیروی رانش  $f$  با ماتریس  $B$  که هر دو در دستگاه ثابت بدنی بیان می‌شوند، به بردار نیروها و ممان‌های تعمیم‌یافته نگاشت می‌شوند. در شکل (۲) مؤلفه‌های نیروی رانشگرها نشان داده شده است.  $f$  بردار متشکل از هشت جزء نیروی رانش حاصل از چهار رانشگر  $A, B, C, D$  است که در آن  $f_1, f_2, f_3$  و  $f_4$  مؤلفه‌های افقی و  $f_5, f_6, f_7$  و  $f_8$  مؤلفه‌های عمودی هستند. نیروهای رانش  $F_A, F_B, F_C$  و  $F_D$  حاصل پیش‌رانه‌های  $A, B, C$  و  $D$  هستند. همچنین  $l$  طول زیردریایی و  $a$  عرض زیردریایی می‌باشد. بنابراین با تغییر در مقدار نیروی پیش‌رانه‌ها و تغییر زاویه آنها نسبت به صفحه  $x_b z_b$  نیرو و گشتاور لازم برای حرکت زیردریایی در جهات مختلف فراهم خواهد شد.



شکل ۲ مؤلفه‌های نیروی رانشگرها [2]

به منظور استخراج معادلات دینامیکی حاکم بر حرکت زیردریایی فرضیات زیر در نظر گرفته شده است:

فرض (۱) عناصر خارج از قطر اصلی ماتریس اینرسی نادیده گرفته می‌شوند زیرا شکل وسیله نقلیه به صورت یک مکعب با سه صفحه تقارن در نظر گرفته شده است.

فرض (۲) وسیله نقلیه به طور طبیعی شناور در نظر گرفته می‌شود و مرکز ثقل با مرکز شناوری منطبق است.

فرض (۳) شتاب ناشی از گرانش ثابت و برابر ۹/۸۱ متر بر ثانیه در نظر گرفته می‌شود.

برای استخراج معادلات دینامیک زیردریایی مختصات تعمیم یافته به صورت رابطه (۱) تعریف شده است که در آن بردار  $\eta$  مختصات تعمیم یافته در قاب زمین ثابت و  $v$  بردارهای سرعت خطی و زاویه‌ای را در مختصات بدنی نشان می‌دهند.

$$\eta = [\eta_1^T \eta_2^T]^T, \quad \eta_1 = (x \ y \ z)^T \quad \eta_2 = (\phi \ \theta \ \psi)^T$$

$$v = [v_1^T v_2^T]^T, \quad v_1 = (u \ v \ w)^T \quad v_2 = (p \ q \ r)^T$$

(۱)

در چارچوب مرجع ثابت روی زمین، بردار موقعیت  $\eta_1$  نشان‌دهنده موقعیت وسیله نقلیه در امتداد جهت‌های طولی، عرضی و عمودی است و  $\eta_2$  مختصات زوایای اوایل را نشان می‌دهد.  $v_1$  سرعت‌های خطی و  $v_2$  سرعت‌های زاویه‌ای قاب وسیله نقلیه در دستگاه مختصات بدنی می‌باشد. معادلات حرکت سیستم در دستگاه مختصات ثابت بدنه به کمک روش اوایلر لاگرانژ در رابطه (۲) ارائه شده است [2].

$$M\dot{v} + C(v)v + D(v)v + g(\eta) = \tau + \tau_d + \tau_F \quad (۲)$$

که در آن  $M$  ماتریس جرم  $6 \times 6$  یا تانسور اینرسی وسیله نقلیه است که از بدنه صلب و جرم اضافه تشکیل شده است.  $C$  ماتریس کوریولیس و گریز از مرکز یک ماتریس  $6 \times 6$  است و  $D$  ماتریس میرایی هیدرو دینامیکی که یک ماتریس قطری  $6 \times 6$  مثبت معین است.  $g$  بردار  $6 \times 1$  است که نیروها و گشتاورهای بازگرداننده را نشان می‌دهد. نیروها و گشتاورهای تعمیم یافته روی سیستم در قاب بدنی با  $\tau$  نشان داده شده‌اند [31].  $\tau_d$  گشتاور اغتشاشی است که در آن  $\|\tau_d\| \leq \tau_d^*$  می‌باشد و  $\tau_F$  عیب عملکرد می‌باشد. همچنین معادلات سینماتیکی زیردریایی در قاب اینرسی به صورت رابطه (۳) می‌باشد.

$$\dot{\eta} = J(\eta)v \quad (۳)$$

$$\|\Delta u\| \leq u_{\max} - \frac{2u_{\max}}{\pi} \arctan\left(\frac{\pi}{2}\right) = \bar{\Delta} \quad (۸)$$

مطابق با قضیه مقدار میانی داریم:

$$L(\tau) = L(\tau^0) + \frac{\partial L(\tau)}{\partial \tau} \Big|_{\tau=\tau^\mu} (\tau - \tau^0) \quad (۹)$$

$$\tau^\mu = \tau\mu + (1 - \mu)\tau^0$$

که در آن  $\mu$  مقداری مثبت بین صفر و یک است. با فرض  $\tau^0 = 0$  رابطه (۱۰) حاصل شده است.

$$L(\tau) = \frac{\partial L(\tau)}{\partial \tau} \Big|_{\tau=\tau^\mu} \tau \quad (۱۰)$$

با تعریف  $\Lambda$  به صورت رابطه (۱۱) داریم [16]:

$$\Lambda = \left( \frac{\pi\mu\tau}{2u_{\max}} \right)^2 / \left( 1 + \left( \frac{\pi\mu\tau}{2u_{\max}} \right)^2 \right) \quad (۱۱)$$

$$L(\tau) = \tau - \tau\Lambda$$

بنابراین رابطه (۲) به صورت رابطه (۱۲) باز نویسی می گردد.

$$M\dot{v} + C(v)v + D(v)v + g(\eta) = L(\tau) + F(Z) \quad (۱۲)$$

$$F(Z) = \tau_d + \tau_F - (\Delta M\dot{v} + \Delta C(v)v + \Delta D(v)v + \Delta g(\eta)) + \Delta u$$

### کنترل کننده مد لغزشی دینامیکی سریع ترمینالی مبتنی بر شبکه عصبی

در این مقاله برای تخمین عیب، اغتشاشات و عدم قطعیت های سیستم از روش شبکه عصبی تابع پایه شعاعی استفاده شده است. معادلات حاکم بر این شبکه عصبی در رابطه (۱۳) ارائه شده است [33].

$$F(Z) = w_i^T E_i(Z) + \varepsilon_i, w \in R^1 \quad (۱۳)$$

$$Z = [Z_{j1}, Z_{j2}, \dots, Z_{jq}]$$

$$E_j(Z) = \exp\left(\frac{-\|Z - \zeta_j\|^2}{\nabla_j^2}\right), j = 1, 2, \dots, L$$

$$\zeta_j = [\zeta_{j1}, \zeta_{j2}, \dots, \zeta_{jq}]$$

$$\|\varepsilon\| \leq \varepsilon^*$$

$$\tau = [B]f$$

$$f = [f_1 \ f_2 \ f_3 \ f_4 \ f_5 \ f_6 \ f_7 \ f_8]$$

$$\begin{aligned} f_1 &= F_A \cos(\alpha_A) & f_5 &= F_A \sin(\alpha_A) \\ f_2 &= F_B \cos(\alpha_B) & f_6 &= F_B \sin(\alpha_B) \\ f_3 &= F_C \cos(\alpha_C) & f_7 &= F_C \sin(\alpha_C) \\ f_4 &= F_D \cos(\alpha_D) & f_8 &= F_D \sin(\alpha_D) \end{aligned} \quad (۵)$$

ماتریس B با رابطه (۶) بیان شده است.

$$[B] = \begin{bmatrix} -1/\sqrt{2} & -1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 1/\sqrt{2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/\sqrt{2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1/\sqrt{2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 & -1 & -1 \\ -(1+a)/2\sqrt{2} & (1+a)/2\sqrt{2} & -(1+a)/2\sqrt{2} & 0 & a/2 & -a/2 & -a/2 & a/2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/2 & 1/2 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (۶)$$

همان طور که از رابطه (۵) و رابطه (۶) قابل مشاهده است، با ضرب ماتریس B در ماتریس f، ماتریس  $\tau_{6 \times 1}$  حاصل می شود که هر یک از مؤلفه های آن نشان دهنده نیرو و یا گشتاور لازم برای حرکت دادن زیردریایی در جهات مختلف می باشد. به طور مثال برای حرکت زیر دریایی فقط در جهت عمودی لازم است زوایای  $\alpha_A, \alpha_B, \alpha_C, \alpha_D$  نود درجه بوده و مقدار نیروی پیشران ها برابر باشد و یا برای حرکت زیر دریایی فقط در جهت طولی لازم است زوایای  $\alpha_A, \alpha_B, \alpha_C, \alpha_D$  صفر درجه بوده و مقدار نیروهای رانش  $F_A$  و  $F_B$  با هم برابر و همچنین مقدار نیروهای رانش  $F_C$  و  $F_D$  نیز با هم برابر باشند.

به منظور در نظر گرفتن مسئله اشباع سیگنال کنترلی، تابع غیرخطی  $U(\tau)$  به صورت رابطه (۷) تعریف شده است [21].

$$U(\tau) = \begin{cases} \text{sign}(\tau) u_{\max} & \text{if } \|\tau\| \geq u_{\max} \\ \tau & \text{if } \|\tau\| \leq u_{\max} \end{cases} \quad (۷)$$

$$\|\Delta u\| = \|U(\tau) - \tau\| \leq u_{\max}$$

در رابطه (۷)  $u_{\max}$  حد بالای ناحیه اشباع عملگر است و  $u_{\max}$  یک ثابت مشخص است. برای مقابله مؤثر با مشکل اشباع،  $U(\tau)$  را می توان با رابطه (۸) تقریب زد [16].

$$U(\tau) = L(\tau) + \Delta u = \frac{2u_{\max}}{\pi} \arctan\left(\frac{\pi\tau}{2u_{\max}}\right) + \Delta u$$

در رابطه (۱۷)  $\mathbb{R}$  مجموعه باقی‌مانده پاسخ‌های سیستم را به‌ازای پارامترهای  $X$  در زمان  $T_{\max}$  را نشان می‌دهد. لم (۳) برای هر  $l > 0$  و برای هر عدد حقیقی  $\Gamma$  می‌توان نوشت [28]:

$$0 \leq |\Gamma| - |\Gamma| \tanh\left(\frac{|\Gamma|}{1}\right) \leq 0.27851 \quad (18)$$

در این مقاله برای بهبود مقاومت کنترل‌کننده مد لغزشی، بالا بردن سرعت هم‌گرایی و همچنین حذف پدیده چترینگ، از کنترل‌کننده تطبیقی مد لغزشی دینامیکی مبتنی بر سطح لغزش سریع ترمینالی مطابق رابطه (۱۷) استفاده شده است [8,36].

$$\begin{aligned} s &= \dot{e} + \alpha e + \beta |e|^\gamma \operatorname{sgn}(e) \\ e &= \eta_d - \eta \end{aligned} \quad (19)$$

در رابطه (۱۹)  $\alpha$ ،  $\beta$  و  $\gamma$  ثابت و مثبت هستند.  $e$  خطای تعقیب مسیرهای مطلوب ربات ( $\eta_d$ ) می‌باشد. به منظور بهبود دقت سیستم حلقه بسته، سطح لغزشی رابطه (۱۹) با اضافه کردن یک متغیر دینامیکی مطابق رابطه (۲۰) اصلاح شده است [8].

$$\sigma = s + \lambda \int s(\tau) d\tau \quad (20)$$

در رابطه (۲۰)  $\lambda$  یک ماتریس قطری  $6 \times 6$  است که داریه‌های روی قطر اصلی اعداد ثابت و مثبت می‌باشند. به منظور دستیابی به قانون کنترلی مشتق سطح لغزش برابر با صفر قرار داده شده است. رابطه (۲۱) مشتق سطح لغزش را نشان می‌دهد.

$$\begin{aligned} \dot{\sigma} &= \dot{s} + \lambda s = \ddot{e} + (\gamma \beta |e|^{\gamma-1} + \lambda + \alpha) \dot{e} + \lambda \alpha e + \\ &\quad \lambda \beta |e|^\gamma \operatorname{sgn}(e) \end{aligned} \quad (21)$$

همانطور که از رابطه (۲۱) مشخص است، در ترم  $\beta \gamma |e|^{\gamma-1} \dot{e}$  توان  $\gamma - 1$  می‌تواند منفی باشد. در صورتی که  $e \neq 0$  و  $\dot{e} = 0$  باشد و  $\gamma - 1$  منفی باشد تکنیکی اتفاق خواهد افتاد. با استفاده از رابطه (۱۹) داریم.

$$\begin{aligned} \gamma \beta |e|^{\gamma-1} \dot{e} &= \gamma \beta |e|^{\gamma-1} (-\alpha e - \beta |e|^\gamma \operatorname{sgn}(e)) \\ \gamma \beta |e|^{\gamma-1} \dot{e} &= -\alpha \gamma \beta |e|^\gamma - \beta |e|^{2\gamma-1} \operatorname{sgn}(e) \end{aligned} \quad (22)$$

در رابطه (۲۲) در صورتی که  $0 < \gamma < \frac{1}{2}$  باشد تکنیکی

در رابطه (۱۳)  $Z$  ورودی شبکه عصبی است که خطای تعقیب می‌باشد،  $w$  تابع وزنی،  $L$  تعداد لایه‌های شبکه عصبی،  $q$  تعداد ورودی‌ها،  $\varepsilon$  خطای تخمین و  $\varepsilon^*$  یک ثابت مثبت است که حد بالای خطای تخمین را نشان می‌دهد.  $E_j(Z)$  یک تابع گوسی می‌باشد که در آن  $\nabla$  عرض تابع و  $\zeta$  مرکز تابع گوسی می‌باشد.

تعریف (۱) برای سیستم غیرخطی  $\dot{x} = g(t, x)$  و  $x(0) = x_0$  که در آن  $x \in \mathbb{R}^n$  و  $g: \mathbb{R}^+ \times \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^n$  می‌باشد، نقطه تعادل سیستم تعریف پایداری زمان ثابت را برآورده می‌کند اگر به صورت عمومی در زمان محدود پایدار بوده و زمان نشست آن  $T(x_0)$  به طور یکنواخت محدود باشد یعنی برای هر  $x \in \mathbb{R}^n$   $T(x_0) < T_{\max}$  و  $T_{\max} > 0$  باشد [34].

لم (۱) فرض می‌شود تابع لیپانوف انتخابی مانند  $V(x)$  وجود دارد که در رابطه (۱۴) صدق می‌کند [34].

$$\dot{V}(x) < -pV^a(x) - qV^b(x) \quad (14)$$

در رابطه (۱۴)  $p$  و  $q$  ثوابت مثبت،  $a$  بزرگ‌تر از یک و  $0 < b < 1$  می‌باشد. در این صورت می‌توان نتیجه گرفت که سیستم در یک زمان ثابت به مقادیر مطلوب هم‌گرا است و زمان هم‌گرایی  $T$  در رابطه (۱۵) صدق می‌کند.

$$T \leq T_{\max} = \frac{1}{p(a-1)} + \frac{1}{q(b-1)} \quad (15)$$

لم (۲) فرض می‌شود تابع لیپانوف انتخابی مانند  $V(x)$  وجود دارد که در رابطه (۱۶) صدق می‌کند [35].

$$\dot{V}(x) < -pV^a(x) - qV^b(x) + \Upsilon \quad (16)$$

در رابطه (۱۶)  $p$  و  $q$  ثوابت مثبت،  $a$  بزرگ‌تر از یک،  $0 < b < 1$  و  $\Upsilon$  مقدار ثابت می‌باشد. در این صورت می‌توان نتیجه گرفت که سیستم در یک زمان ثابت به مقادیر مطلوب هم‌گرا است و زمان هم‌گرایی  $T$  در رابطه (۱۷) صدق می‌کند.

$$T \leq T_{\max} = \frac{1}{p\Xi(a-1)} + \frac{1}{q\Xi(b-1)}, 0 < \Xi < 1$$

$$\mathbb{R} = \left\{ x \mid V(x) \leq \min \left\{ \left[ \frac{\Upsilon}{p(1-\Xi)} \right]^{\frac{1}{a}}, \left[ \frac{\Upsilon}{q(1-\Xi)} \right]^{\frac{1}{b}} \right\} \right\} \quad (17)$$

رابطه (۲۷) در حالتی که آرایه‌های ماتریس قطری  $\Lambda$  در بازه  $(0.72-0)$  باشد صادق است [16]. با توجه به رابطه (۲۷) داریم:

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \sigma^T (-\hat{F}(Z) + F(Z) + \tau_b(1 - \Lambda) - \tau_a \Lambda - \\ &\quad \frac{k_{12}}{2} \frac{\sigma}{\|\sigma\|^2} \sqrt{\sigma^T \sigma} - \frac{k_{22}}{2} \sigma \sigma^T \sigma - \\ &\quad \|\sigma\| \left( \tilde{p} \tanh\left(\frac{\tilde{p}}{1}\right) + 0.27851 \right) \\ &\leq \sigma^T(\tilde{p}) - \|\sigma\| \left( \tilde{p} \tanh\left(\frac{\tilde{p}}{1}\right) + 0.27851 \right) \\ &\quad - \frac{k_{12}}{2} (\sigma^T \sigma)^{\frac{1}{2}} - \frac{k_{22}}{2} (\sigma \sigma^T)^2 \\ &\leq -\frac{k_{12}}{2M} (V)^{\frac{1}{2}} - \frac{k_{22}}{2M} (V)^2 \\ &\leq -\frac{k_{12}}{2\Omega_{\max}^{0.5} M} (V)^{\frac{1}{2}} - \frac{k_{22}}{2\Omega_{\max}^2 M} (V)^2 \end{aligned} \quad (28)$$

مطابق لم ۱ می‌توان نتیجه گرفت که سیستم در یک زمان ثابت به مقادیر مطلوب هم‌گرا است و زمان هم‌گرایی  $T$  در رابطه زیر صدق می‌کند:

$$\begin{aligned} T \leq T_{\max} &= \frac{1}{p(a-1)} + \frac{1}{q(b-1)} \\ a &= \frac{1}{2}, b = 2, p = \left( -\frac{k_{12}}{2\Omega_{\max}^{0.5} M} \right), q = \left( -\frac{k_{22}}{2\Omega_{\max}^2 M} \right) \end{aligned} \quad (29)$$

به منظور مقابله با اغتشاشات و عدم قطعیت‌های با دامنه نامعلوم و عیب سیستم، قانون تطبیق رابطه (۳۰) برای تخمین تابع وزنی شبکه عصبی شعاعی در نظر گرفته شده است.

$$\begin{aligned} \dot{\hat{w}} &= Q(\|\sigma\| - P\hat{w}^T \hat{w}) \\ \tilde{w} &= \hat{w} - w \end{aligned} \quad (30)$$

که در آن  $P$  و  $Q$  ثوابت مثبتی هستند.  $\hat{w}$  تخمین تابع وزنی برای هریک از لایه‌های شبکه عصبی و  $\sigma$  سطح لغزش دینامیکی می‌باشد. برای اثبات پایداری روش کنترلی با در نظر گرفتن قانون تطبیق، تابع لیپانوف جدید به صورت رابطه (۳۱) در نظر گرفته شده است.

$$V_2 = \frac{1}{2} \sigma^T M \sigma + \frac{1}{2Q} \tilde{w}^2 \quad (31)$$

وجود نخواهد داشت. در ادامه قانون کنترل با برابر صفر قرار دادن مشتق سطح لغزش  $\sigma$  و اضافه کردن عبارات مناسب به صورت رابطه (۲۳) در نظر گرفته شده است.

$$\begin{aligned} \tau_a &= C(v)v + D(v)v + g(\eta) - \hat{F}(Z) + M\ddot{q}_d - \\ &\quad M((\gamma \beta |e|^{\gamma-1} + \lambda + \alpha)\dot{e} + \lambda \alpha e + \lambda \beta |e|^{\gamma} \text{sgn}(e)) - \\ &\quad \frac{\sigma}{\|\sigma\|} \left( \tilde{p} \tanh\left(\frac{\tilde{p}}{1}\right) + 0.27851 \right) - \frac{k_{12}}{2} \frac{\sigma}{\|\sigma\|^2} \sqrt{\sigma^T \sigma} - \\ &\quad \frac{k_{22}}{2} \sigma \sigma^T \sigma \\ \tau_b &= -\frac{\|\tau_a\| \sigma}{\|\sigma\| (1 - \Omega_{\max}(\Lambda))} \\ \tau &= \tau_a + \tau_b \\ \hat{F}(Z) &= w^T E_i(Z) + \varepsilon_i \\ \tilde{p} &= \hat{p} - p \end{aligned} \quad (23)$$

در رابطه (۲۳)،  $\Omega_{\max}$  بزرگ‌ترین مقدار ویژه  $\Lambda$  می‌باشد و  $\tilde{p}$  حد بالای خطای تخمین اغتشاشات، عدم قطعیت‌ها و عیب سیستم است. به منظور اثبات پایداری تابع لیپانوف به صورت رابطه (۲۴) در نظر گرفته شده است.

$$V = \frac{1}{2} \sigma^T M \sigma \quad (24)$$

با مشتق‌گیری از رابطه (۲۴) داریم:

$$\dot{V} = \sigma^T M \dot{\sigma} + \frac{1}{2} \sigma^T \dot{M} \sigma \quad (25)$$

با جای‌گذاری رابطه (۲۳) در رابطه (۲۵) و ساده‌سازی، رابطه (۲۶) به دست می‌آید:

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \sigma^T M (M^{-1}(-C(v)v - D(v)v - g(\eta) + \\ &\quad (\tau_a + \tau_b)(1 - \Lambda) + F(Z)) - \\ &\quad \ddot{q}_d + (\gamma \beta |e|^{\gamma-1} + \lambda + \alpha)\dot{e} + \lambda \alpha e + \lambda \beta |e|^{\gamma} \text{sgn}(e)) \end{aligned} \quad (26)$$

به منظور ساده‌سازی رابطه (۲۶) داریم:

$$\begin{aligned} &\sigma^T (\tau_b(1 - \Lambda) - \tau_a \Lambda)) \\ &= -(1 - \Lambda) \frac{\|\tau_a\| \|\sigma\|}{(1 - \Omega_{\max}(\Lambda))} - \sigma^T \tau_a \Lambda \\ &\leq -\|\tau_a\| \|\sigma\| - \sigma^T \tau_a \Lambda \leq 0 \end{aligned} \quad (27)$$

$$\dot{V}_2 \leq -\frac{k_{12}}{2M}(V_2)^{\frac{1}{2}} - \Xi \frac{k_{22}}{2M}(V_2)^2$$

$$T \leq T_{\max} = \frac{1}{\frac{k_{12}}{2M}(\frac{1}{2}-1)} + \frac{1}{\Xi \frac{k_{22}}{2M}(2-1)}$$

(۳۷)

مطابق با لم ۲ می‌توان نتیجه گرفت که تابع لیاپانوف  $V_2$  در زمان محدود پایدار است و مقدار حالت‌های سیستم در زمان محدود  $T_{\max}$  به مقادیر باقی‌مانده  $\mathcal{R}$  میل خواهد کرد.

$$\mathcal{R} = \left\{ x \mid V(x) \leq \min \left\{ \left[ \frac{\Upsilon}{(1-\Xi) \frac{k_{22}}{2M}} \right]^{\frac{1}{2}}, \left[ \frac{\Upsilon}{[(1-\Xi) \frac{k_{12}}{2M}]} \right]^2 \right\} \right\}$$

(۳۸)

### شبیه‌سازی

در این مقاله در ابتدا معادلات دینامیکی ربات شبیه‌سازی شده و با استفاده از روش کنترل پیشنهادی، مسیرهای مرجع ردیابی شده‌اند. بهینه‌سازی هم‌زمان پارامترهای کنترل‌کننده و پارامترهای شبکه عصبی به منظور دستیابی به کمترین زمان هم‌گرایی و کمترین خطای ردیابی توسط الگوریتم بهینه‌سازی جستجوی هارمونی انجام شده است. به منظور نشان دادن مقاوم بودن کنترل‌کننده‌های طراحی شده در برابر اغتشاشات و عدم قطعیت‌ها، عدم قطعیت پارامتری معادل ۲۰ درصد مقدار نامی پارامترها در نظر گرفته شده است. محدوده اشباع برای عملگرها ۲۰۰ نیوتن متر در نظر گرفته شده است. با توجه به پارامترهای کنترل‌کننده، زمان هم‌گرایی به مقادیر مطلوب می‌بایست کمتر از ۵ ثانیه باشد. لازم به ذکر است اغتشاشات وارده به صورت رابطه (۳۹) در نظر گرفته شده است. در این مقاله برای تخمین اغتشاشات خارجی، عدم قطعیت‌های مدل و عیب سیستم از شبکه عصبی تابع شعاعی استفاده شده است که در آن برای هر یک از درجات آزادی سیستم یک شبکه عصبی ۱۰ لایه‌ای در نظر گرفته شده و پارامترهای  $w$  تابع وزنی،  $\varepsilon$  خطای تخمین،  $\nabla$  عرض تابع و  $\zeta$  مرکز تابع گوسی و همچنین پارامترهای هر یک از کنترل‌کننده‌ها برای دستیابی به بهترین عملکرد ممکن با هدف کمینه‌سازی مقدار خطای تعقیب مسیرهای مطلوب به کمک روش بهینه‌سازی الگوریتم جستجوی هارمونی تعیین شده است. بدین منظور در ابتدا یک حدس اولیه از مقدار پارامترها به دست آمده است. سپس یک بازه مناسب برای هر یک از پارامترها (به مرکزیت حدس اولیه) در نظر گرفته شده و در نهایت به کمک

با مشتق‌گیری از رابطه (۳۱) داریم:

$$\dot{V}_2 = \sigma^T M \dot{\sigma} + \frac{1}{2} \sigma^T \dot{M} \sigma + \frac{1}{Q} \tilde{w} \dot{\tilde{w}} \quad (32)$$

با جایگذاری رابطه (۲۳) در رابطه (۳۲) و ساده‌سازی، رابطه

(۳۳) به دست می‌آید.

$$\begin{aligned} \dot{V}_2 = & \sigma^T M (M^{-1}(-C(v)v - D(v)v - g(\eta) + \\ & (T_a + \tau_b)(1 - \Lambda) + F(Z)) - \\ & \dot{q}_d + (\gamma \beta |e|^{\gamma-1} + \lambda + \alpha) \dot{e} + \lambda \alpha e + \\ & \lambda \beta |e|^{\gamma} \text{sgn}(e)) + \frac{1}{Q} \tilde{w} \dot{\tilde{w}} \end{aligned} \quad (33)$$

با ساده‌سازی رابطه (۳۳) داریم:

$$\begin{aligned} \dot{V}_2 \leq & \sigma^T (\tilde{p}) - \|\sigma\| \left( \tilde{p} \tanh \left( \frac{\tilde{p}}{1} \right) + 0.27851 \right) \\ & - \frac{k_{12}}{2} (\sigma^T \sigma)^{\frac{1}{2}} - \frac{k_{22}}{2} (\sigma \sigma^T)^2 + \tilde{w} (\|\sigma\| - P \tilde{w}) \\ \leq & -\frac{k_{12}}{2M} (V)^{\frac{1}{2}} - \frac{k_{22}}{2M} (V)^2 - P \tilde{w} \tilde{w}^T \tilde{w} \\ \leq & -\frac{k_{12}}{2M} (V_2)^{\frac{1}{2}} - \frac{k_{22}}{2M} (V_2)^2 + \Upsilon \end{aligned} \quad (34)$$

با استفاده از لم ۱ و لم ۲ و تعریف پارامتر  $0 < \Xi < 1$ :

$$\begin{aligned} \dot{V}_2 \leq & -\Xi \frac{k_{12}}{2M} (V_2)^{\frac{1}{2}} - (1 - \Xi) \frac{k_{12}}{2M} (V_2)^{\frac{1}{2}} - \frac{k_{22}}{2M} (V_2)^2 + \Upsilon \\ \dot{V}_2 \leq & -\Xi \frac{k_{12}}{2M} (V_2)^{\frac{1}{2}} - \Xi \frac{k_{12}}{2M} (V_2)^{\frac{1}{2}} - \\ & (1 - \Xi) \frac{k_{22}}{2M} (V_2)^2 + \Upsilon \end{aligned} \quad (35)$$

برای رابطه (۳۵) چند حالت متصور است. اگر

$V_2 > (\Upsilon / [(1 - \Xi) \frac{k_{12}}{2M}])^2$  باشد مطابق با لم ۱ می‌توان نتیجه گرفت که:

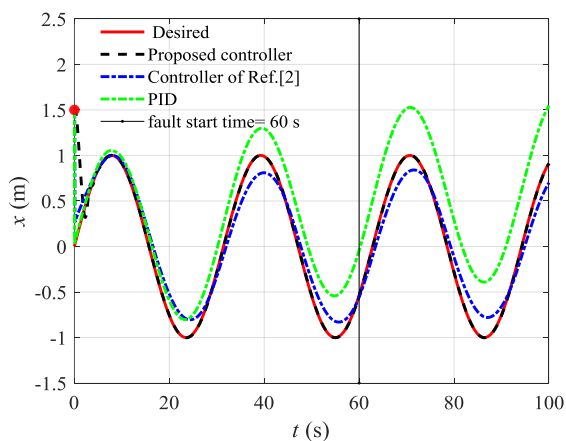
$$\begin{aligned} \dot{V}_2 \leq & -\Xi \frac{k_{12}}{2M} (V_2)^{\frac{1}{2}} - \frac{k_{22}}{2M} (V_2)^2 \\ T \leq T_{\max} = & \frac{1}{\Xi \frac{k_{12}}{2M} (\frac{1}{2}-1)} + \frac{1}{\frac{k_{22}}{2M} (2-1)} \end{aligned} \quad (36)$$

اگر  $V_2 > (\Upsilon / [(1 - \Xi) \frac{k_{22}}{2M}])^{0.5}$  باشد مطابق با لم ۱ می‌توان نتیجه گرفت که:

در رابطه (۴۱)،  $T_f$  زمان شروع عیب عملگر،  $\zeta$  یک پارامتر ثابت و  $\Omega$  تابعی براساس موقعیت، سرعت و سیگنال کنترلی می‌باشد. در ادامه نمودارهای تعقیب مسیرهای مرجع، خطای ردیابی و تلاش کنترلی به منظور مقایسه عملکرد کنترل‌کننده پیشنهادی با کنترل‌کننده ارائه شده توسط مرجع [2] و کنترل‌کننده PID برای ۱۰۰ ثانیه شبیه‌سازی ارائه شده است. قانون کنترل مرجع [2] در رابطه (۴۲) ارائه شده است.

$$\begin{aligned} \tau &= n + M \{ J_d^{-1}(\eta) [\ddot{\eta}_d + k_1 \dot{\eta}] + J_d(\eta) [\dot{\eta}_d + k_1 \dot{\eta}] \} + \\ &\quad M[k_2 \ddot{\eta} + J^T(\eta) \ddot{\eta}] \\ n &= C(v)v + D(v)v + g(\eta) \\ \dot{\eta} &= \eta_d - \eta \\ \ddot{\eta} &= v_c - \dot{v} \\ v_c &= J_d^{-1}(\dot{\eta}) \end{aligned} \quad (42)$$

در رابطه (۳۸)،  $k_1$  و  $k_2$  پارامترهای ثابت و مثبت هستند.  $\eta_d$  موقعیت مطلوب و  $v_c$  سرعت مطلوب در دستگاه بدنی می‌باشد. در ادامه در شکل (۳) نمودار مسیرهای مرجع زیردریایی و تعقیب مسیر برای هر سه کنترل‌کننده ارائه شده است. نتایج ارائه شده برای کنترل‌کننده پیشنهادی براساس پارامترهای جدول (۲) ارائه شده است.



الگوریتم جستجوی هارمونی مقدار پارامترها تعیین شده است. در رابطه (۴۰) تابع هزینه مورد استفاده در بهینه‌سازی ارائه شده است.

$$\tau_d = n \begin{bmatrix} -1.5 \sin(0.6t) \\ -\sin(0.5t) \\ -2 \sin(0.4t) - 5 \cos(0.3t) \\ -1.5 \cos(0.2t) \\ -\sin(0.3t) - 3 \cos(0.3t) \\ -2 \sin(0.1t) \end{bmatrix} \quad (39)$$

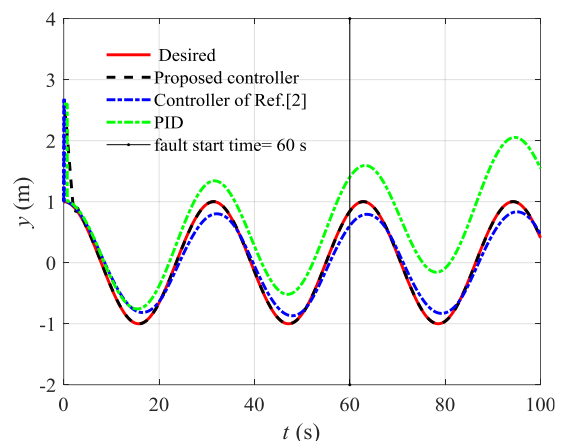
$$\text{Cost Function} = \int_0^t e^2 dt \quad (40)$$

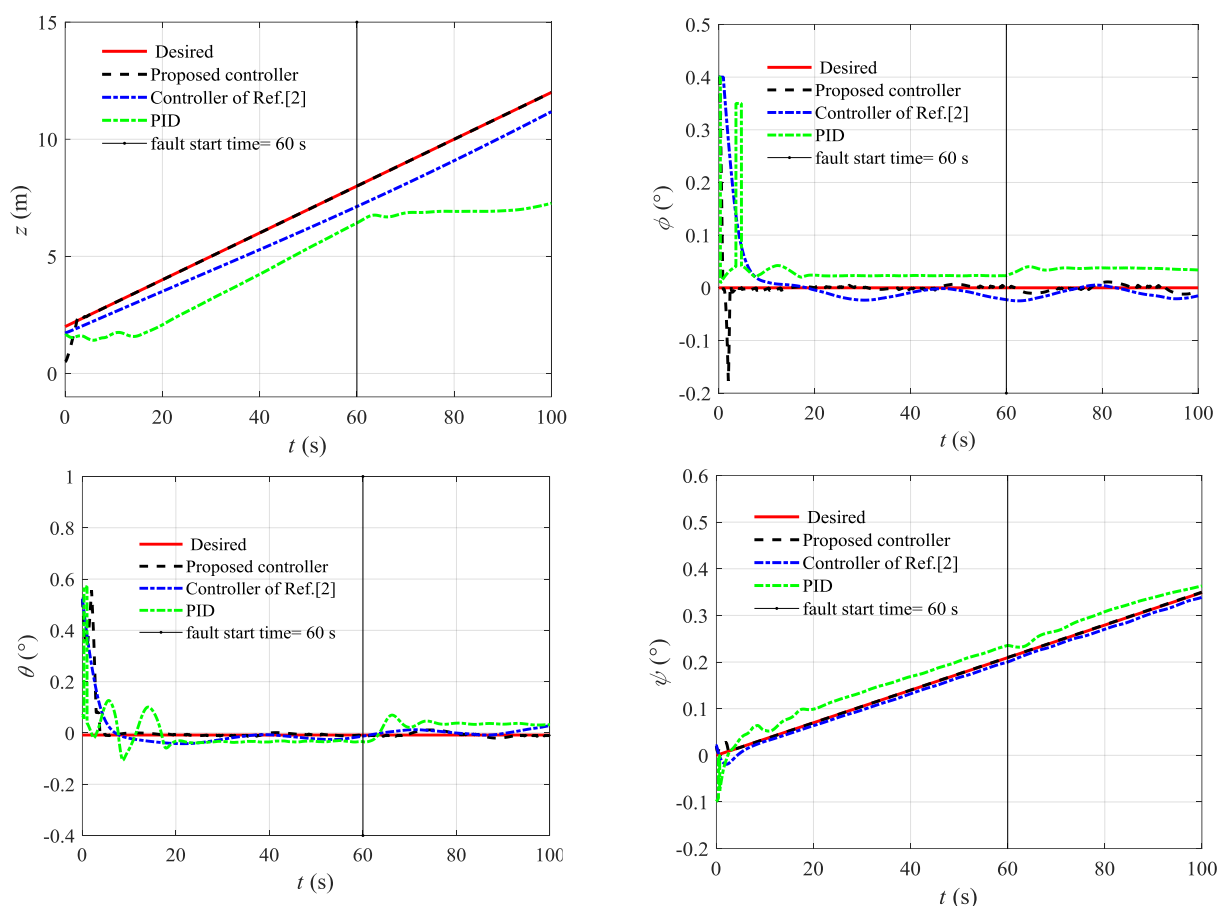
در رابطه (۳۹)  $n$  یک عدد ثابت و مثبت است که در ابتدای شبیه‌سازی یک در نظر گرفته شده است. عیب عملگرها به صورت عیب جزئی در ثانیه ۶۰ و مطابق رابطه (۴۱) اعمال شده است [8].

$$\text{Fault} = \beta(t - T_f) \Omega(\eta, \dot{\eta}, \tau)$$

$$\beta(t - T_f) = \begin{cases} 0 & t \leq T_f \\ 1 - e^{-\xi(t - T_f)} & t > T_f \end{cases}$$

$$\begin{aligned} \Omega(\eta, \dot{\eta}, \tau) &= \\ &\begin{bmatrix} -1.5 \sin(\dot{x}) + 0.75 \cos(x) + 0.3 \tau_x \\ \sin(\dot{y}) + 0.5 \sin(y) + 0.4 \tau_y \\ 0.5 \sin(\dot{z}) - 1.5 \cos(z) + 0.3 \tau_z \\ -1.5 \sin(\dot{\phi}) + 0.5 \tau_\phi \\ \sin(\dot{\theta}) + 1.5 \sin(\theta) + 0.4 \tau_\theta \\ -\cos(\dot{\psi}) + 0.5 \cos(\psi) + 0.5 \tau_\psi \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (41)$$





شکل ۳ تعقیب مسیرهای مرجع

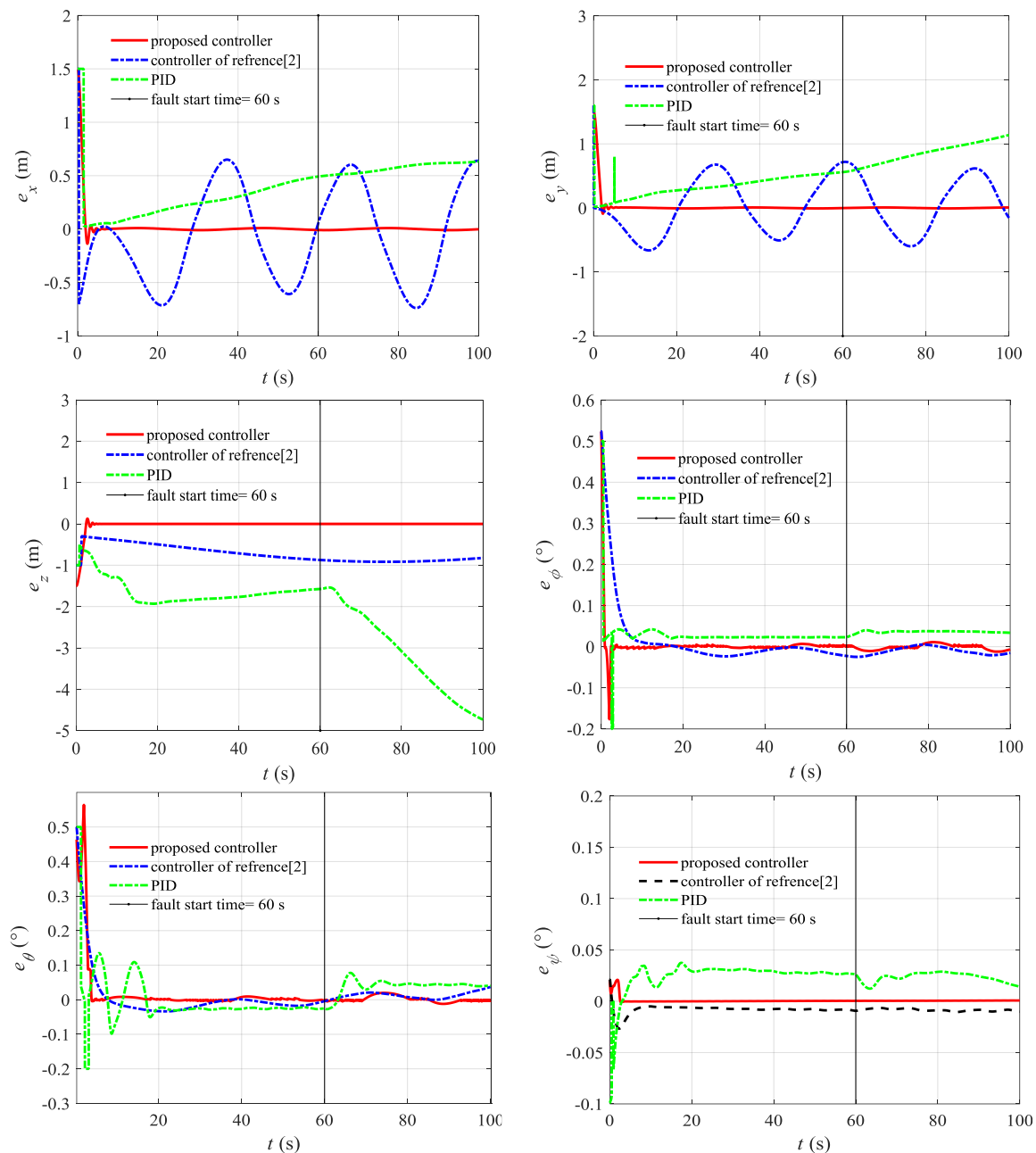
جدول ۲ پارامترهای کنترل‌کننده پیشنهادی

| پارامتر         | مقدار  | پارامتر  | مقدار  |
|-----------------|--------|----------|--------|
| $\alpha$        | ۴/۰۳۳  | $k_{12}$ | ۲/۹۱۰  |
| $\gamma$        | ۰/۴۴۳  | $k_{22}$ | ۳/۱۳۰  |
| $\beta$         | ۰/۷۲۰  | $l$      | ۱/۳۷۰  |
| $\lambda$       | ۲۷/۰۶۵ | $L$      | ۱۰/۰۰۰ |
| $\varepsilon^*$ | ۰/۰۳۳  | $P$      | ۰/۹۷۷  |
| $Q$             | ۱/۳۱۱  |          |        |

داده است. اما در تعقیب مسیرهای  $x$ ،  $y$  و  $z$  به دلیل داشتن سیگنال کنترلی بزرگ‌تر از محدوده اشباع، عملکرد مناسبی را ارائه نمی‌دهد. در کنترل‌کننده پیشنهادی با به‌کارگیری کنترل فعال تحمل‌پذیر عیب، در نظر گرفتن اشباع ورودی و تعریف کنترل زمان ثابت مبتنی بر روش کنترل مقاوم تعقیب مفاصل مسیرهای مرجع به خوبی صورت گرفته است. در ادامه به منظور مقایسه بهتر، سیگنال خطای تعقیب برای کنترل‌کننده‌ها در شکل (۴) ارائه شده است.

همان گونه که در شکل (۳) قابل مشاهده است، کنترل‌کننده پیشنهادی با دقت بالاتری در هر شش مختصات تعریف شده مسیرهای مرجع را تعقیب می‌کند. کنترل‌کننده پیشنهادی و کنترل‌کننده ارائه شده در مرجع [2] عملکرد مناسبی را در برابر عیب سیستم از خود نشان داده‌اند اما کنترل‌کننده PID در برابر عیب سیستم مقاوم نبوده و بعد از اعمال عیب به سیستم عملکرد آن تضعیف شده است. کنترل‌کننده ارائه شده در مرجع [2] و کنترل‌کننده PID در کنترل زاویه  $\phi$ ،  $\theta$  و  $\psi$  که در آن سیگنال کنترلی کمتر از محدود اشباع می‌باشد پاسخ‌های مناسبی را ارائه





شکل ۴ خطای ردیابی

برتری کنترل‌کننده پیشنهادی و کنترل‌کننده مرجع [2] نسبت به کنترل‌کننده PID در تحمل عیب سیستم با توجه به عملکرد آن‌ها در تعقیب مسیرهای مرجع قابل مشاهده است. در سیگنال خطای کنترل‌کننده PID، بعد از شروع عیب (ثانیه ۶۰)، دامنه سیگنال خطا روند افزایشی را نشان می‌دهد. در شکل (۵) مسیر مطلوب حرکت زیردریایی در مختصات اینرسی و نحوه تعقیب آن توسط کنترل‌کننده‌ها ارائه شده است.

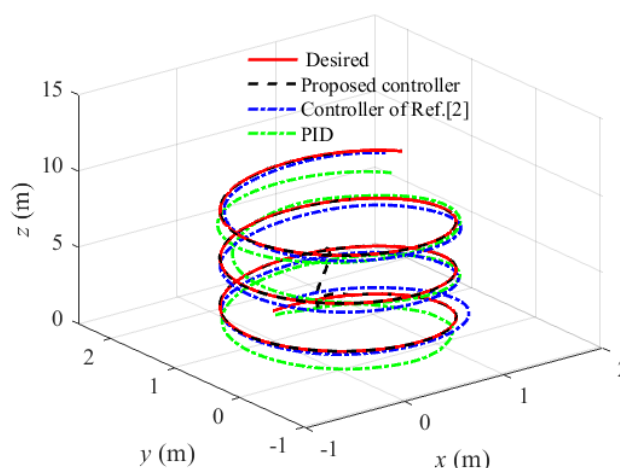
شکل (۵) تعقیب مناسب مسیر مرجع زیردریایی در دستگاه

شکل (۴) نشان دهنده عملکرد مناسب کنترل‌کننده‌های پیشنهادی نسبت به روش مرجع [2] و کنترل‌کننده PID در تعقیب مسیرهای مرجع می‌باشد. کنترل‌کننده پیشنهادی با تعریف سطح لغزش ترمینالی سریع قابلیت هم‌گرایی سرعت بالا و زمان ثابت به مسیرهای مرجع را دارا می‌باشد. در تمام نمودارهای ارائه شده در شکل (۳) و (۴) زمان هم‌گرایی به مسیرهای مرجع برای کنترل‌کننده پیشنهادی کمتر از ۵ ثانیه می‌باشد. این زمان کمتر از زمان کنترل‌کننده مرجع [2] و کنترل‌کننده PID می‌باشد. همچنین

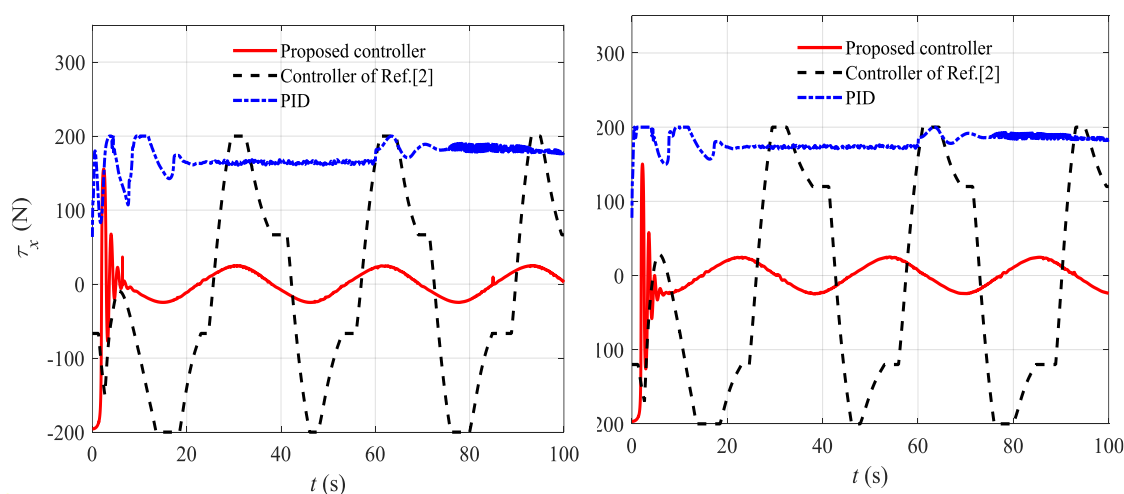
سیگنال کنترلی در محدوده اشباع تعریف شده قرار گرفته و تعقیب مسیرهای مرجع به خوبی انجام شده است. در کنترل‌کننده مرجع [2] و کنترل‌کننده PID، سیگنال‌های کنترلی بالاتر از محدوده اشباع قرار گرفته و در نتیجه تعقیب مسیرهای مرجع با مشکل روبه‌رو شده است. در این مقاله از ده لایه شبکه عصبی پایه شعاعی برای تخمین اغتشاشات و عیوب سیستم استفاده شده است که ضرایب وزنی آن از قانون تطبیق رابطه (۳۰) حاصل شده است. در شکل (۷) مقادیر ضرایب وزنی در زمان‌های مختلف نشان داده شده است که روند مناسبی را نشان می‌دهد.

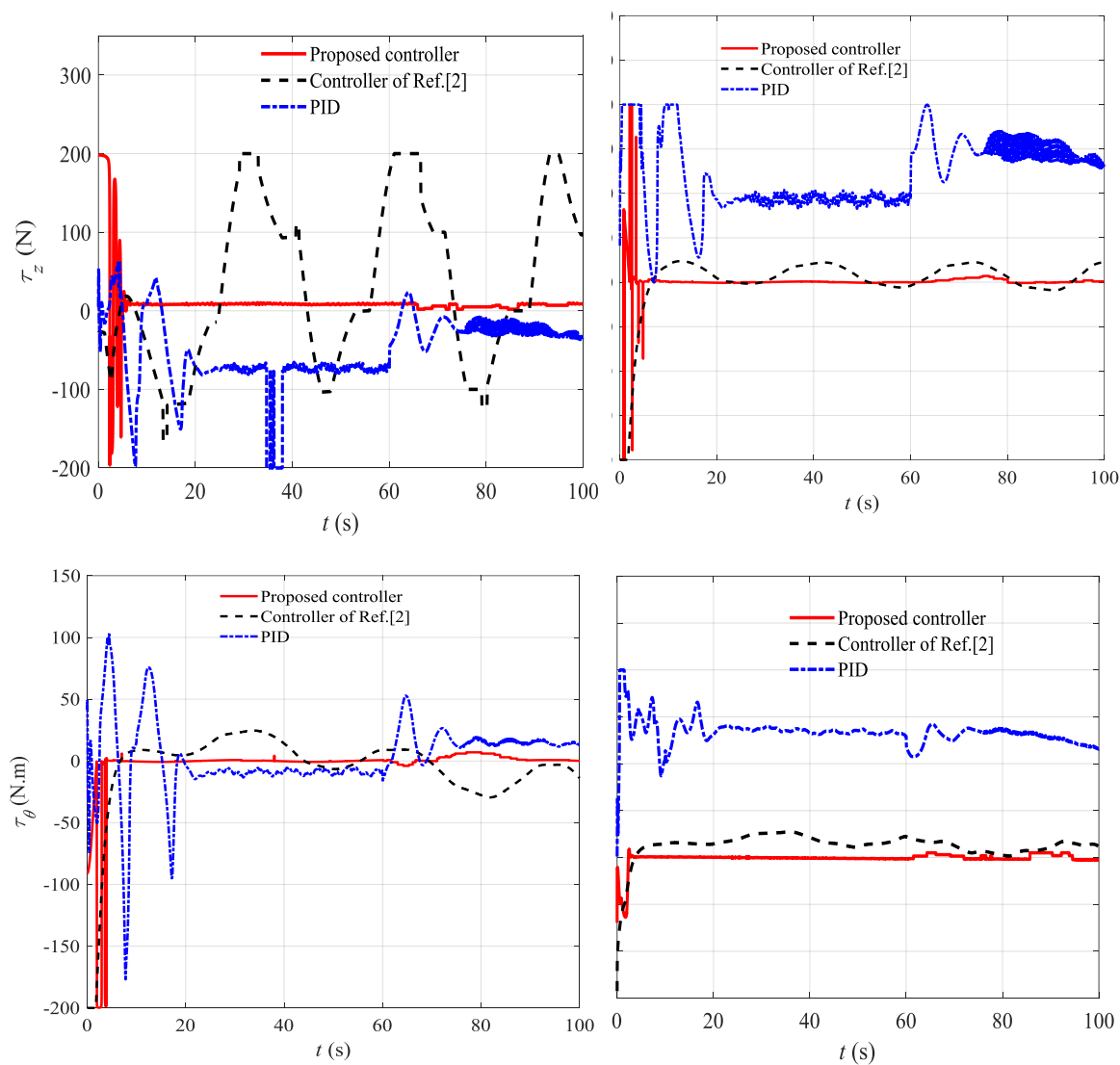
اینرسی توسط کنترل‌کننده پیشنهادی را نشان می‌دهد. تعقیب مسیر حرکت زیردریایی توسط کنترل‌کننده مرجع [2] و کنترل‌کننده PID به دلیل تعقیب نامناسب مسیرهای مرجع در مختصات  $x$ ،  $y$  و  $z$  با خطا انجام شده است. در شکل (۶) سیگنال کنترلی برای هر سه کنترل‌کننده نشان داده شده است.

شکل (۶) نشان می‌دهد که در روش پیشنهادی تا رسیدن کنترل‌کننده به هم‌گرایی یعنی تا قبل از زمان ۵ ثانیه پدیده چترینگ در کنترل‌کننده پیشنهادی وجود دارد و بعد از این زمان چترینگ کاهش می‌یابد. در کنترل‌کننده پیشنهادی با در نظر گرفتن سطح لغزش و قانون کنترل مناسب پدیده چترینگ که از عیوب کنترل‌کننده مد لغزشی است کاهش یافته است. در کنترل‌کننده پیشنهادی مسئله ورودی اشباع در نظر گرفته شده است. بنابراین



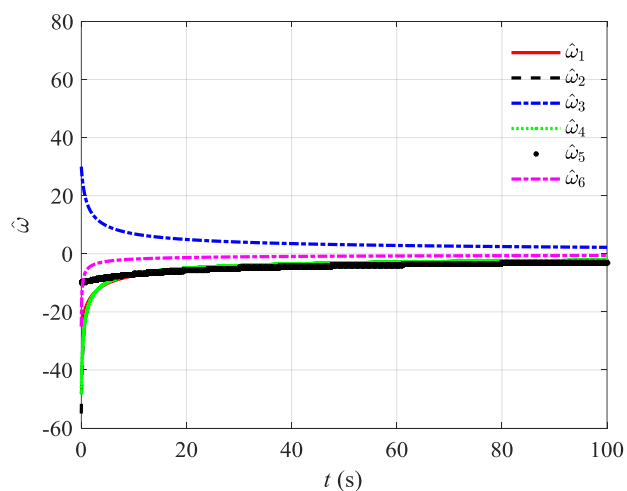
شکل ۵ تعقیب مسیر زیردریایی در دستگاه اینرسی





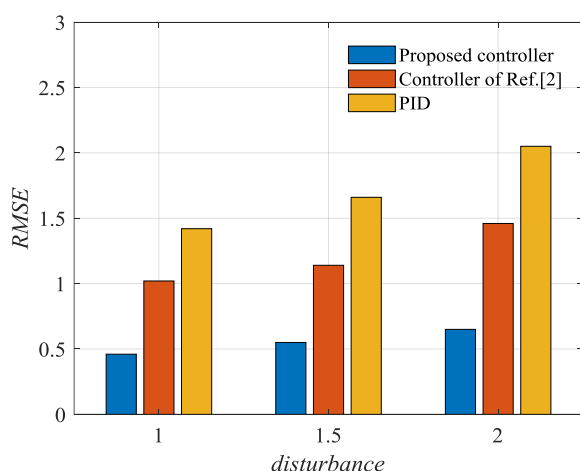
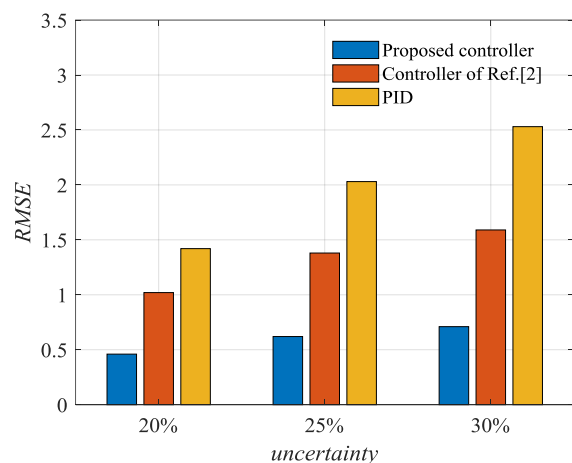
شکل ۶ سیگنال‌های کنترلی

شش سیگنال کنترلی مورد نیاز برای کنترل زیردریایی به کمک چهار عملگر که قابلیت چرخش حول محور اتصال خود به بدنه را دارند، تأمین می‌گردد. در شکل (۸)، سری زمانی نیرو و زاویه چرخش این عملگرها با زمان ارائه شده است.



شکل ۷ رشد ضرایب وزنی در ساختار شبکه عصبی

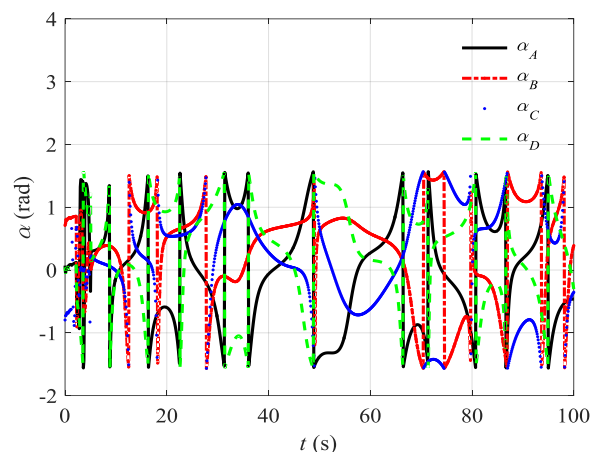
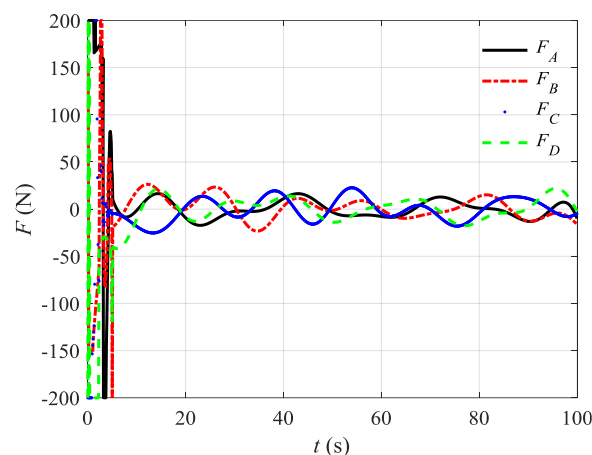
کنترل‌کننده پیشنهادی با در نظر گرفتن مسئله اشباع عملگر و تخمین مناسب عیب، اغتشاش و عدم قطعیت سیستم مرتفع شده است. میزان افزایش معیار خطا با افزایش اغتشاشات و عدم قطعیت‌های سیستم در کنترل‌کننده PID نسبت به کنترل‌کننده‌های دیگر قابل توجه می‌باشد.



شکل ۹ خطای تعقیب در حضور اغتشاشات و عدم قطعیت‌های مختلف

### نتیجه‌گیری

در این مقاله با ترکیب کنترل‌کننده تطبیقی مد لغزشی دینامیکی سریع ترمینالی و شبکه عصبی تابع پایه شعاعی یک روش کنترل فعال تحمل‌پذیر عیب با در نظر گرفتن اشباع عملگر ارائه شده و جهت تعقیب مسیرهای مطلوب یک زیردریایی مورد استفاده قرار گرفته است. کنترل‌کننده ارائه شده در مرجع [۲] و کنترل‌کننده PID مقایسه شده است که نتایج برتری روش کنترلی پیشنهادی را در تعقیب مسیرهای مرجع، مقابله با اغتشاشات، عدم قطعیت‌ها و عیب سیستم، زمان هم‌گرایی و مقدار سیگنال کنترلی نشان داده



شکل ۸ نیرو و زاویه عملگرهای زیردریایی

در ادامه مقاوم بودن هر سه کنترل‌کننده با افزایش میزان اغتشاشات و عدم قطعیت‌های سیستم و محاسبه معیار جذر میانگین مربعات خطاهای تعقیب مسیر مرجع بررسی شده و در شکل (۹) ارائه شده است. در شکل (۹) اغتشاشات وارده بر سیستم با افزایش مقدار  $n$  (در رابطه (۳۵) به  $1/5$  و  $2$  و عدم قطعیت‌ها با افزایش  $25$  و  $30$  درصدی مقدار نامی متغیرها تغییر یافته است.

شکل (۹) نشان‌دهنده برتری عملکرد کنترل‌کننده پیشنهادی نسبت به کنترل‌کننده مرجع [۲] و کنترل‌کننده PID در مقابله با اغتشاشات و عدم قطعیت‌های سیستم به دلیل قانون تخمین مناسب و در نظر گرفتن اشباع عملگر می‌باشد. با افزایش اغتشاشات و عدم قطعیت‌های سیستم و نیاز به افزایش تلاش کنترلی خطا در کنترل‌کننده مرجع [۲] و کنترل‌کننده PID افزایش یافته است که مهم‌ترین عامل آن عبور سیگنال کنترلی از محدوده اشباع در نظر گرفته شده برای عملگرها می‌باشد. این موضوع در

تمام آرایه‌های موجود در ماتریس اینرسی و همچنین در نظر گرفتن عیب کامل عملگر پیشنهاد می‌گردد.

|                     |                        |
|---------------------|------------------------|
| واژه نامه           |                        |
| مد لغزشی            | Sliding mode           |
| عملگر               | actuator               |
| شبکه عصبی           | Neural network         |
| عدم قطعیت           | uncertainty            |
| اختشاش              | disturbance            |
| چترینگ              | chattering             |
| لیاپانوف            | Lyapunov               |
| کنترل تحمل‌پذیر عیب | Fault tolerant control |

است. در کنترل‌کننده پیشنهادی با تعریف مناسب سطح لغزش و قانون کنترل، پدیده چترینگ که از عیوب کنترل‌کننده مد لغزشی می‌باشد، کاهش یافته است. همچنین استفاده از قانون تطبیق مناسب، تخمین اغتشاشات و عیب عملگر و در نظر گرفتن اشباع عملگر در روش کنترل پیشنهادی باعث تعقیب دقت بالای مسیرهای مرجع و قرارگیری محدوده سیگنال کنترلی در محدوده مجاز شده است. روش کنترل پیشنهادی یک روش کنترل با هم‌گرایی زمان ثابت می‌باشد که هم‌گرایی در زمان کمتر از ۵ ثانیه را برای تمام مسیرهای مرجع ایجاد کرده که شرایط مطلوب‌تری نسبت به کنترل‌کننده ارائه شده توسط مرجع [2] و کنترل‌کننده PID می‌باشد. همچنین نتایج نشان داده است که عملکرد کنترل‌کننده PID با اعمال عیب، اغتشاش و عدم قطعیت به سیستم به شدت تضعیف شده است. به منظور ادامه پژوهش حاضر اعمال روش کنترلی ارائه شده بر روی مدل زیر دریایی با در نظر گرفتن

## مراجع

- [1] M. L. Seto, and A. Z. Bashir, "Fault tolerance considerations for long endurance AUVs", *Annual Reliability and Maintainability Symposium*, pp. 1-6, 2017. <https://doi.org/10.1109/RAM.2017.7889661>
- [2] J. Kadiyam, A. Parashar, S. Mohan, and D. Deshmukh, "Actuator fault-tolerant control study of an underwater robot with four rotatable thrusters", *Ocean Engineering*, vol. 197, pp. 106929, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2020.106929>
- [3] Y. K. Alekseev, V. V. Kostenko, and A. Y. Shumsky, "Use of identification and fault diagnostic methods for underwater robotics", *Proceedings of OCEANS*, vol. 2, pp. 489-494, 1994. <https://doi.org/10.1109/OCEANS.1994.364093>
- [4] M. Navi, M. Davoodi, and N. Meskin, "Sensor fault detection and isolation of an autonomous underwater vehicle using partial Kernel PCA", *IEEE Conference on Prognostics and Health Management (PHM)*, pp. 1-9, 2015. <https://doi.org/10.1109/ICPHM.2015.7245022>
- [5] E. Omerdic, G.N. Roberts and P. Ridao, "Fault Detection and Accommodation for ROVs", *IFAC Proceedings Volumes*, vol. 36, pp. 127-132, 2003. [https://doi.org/10.1016/S1474-6670\(17\)37795-9](https://doi.org/10.1016/S1474-6670(17)37795-9)
- [6] M. Mokhtari, M. Taghizadeh, and P. Ghaf-Ghanbari, "Adaptive second-order sliding model-based fault-tolerant control of a lower-limb exoskeleton subject to tracking the desired trajectories augmented by CPG algorithm", *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 44, no. 423, 2022. <https://doi.org/10.1007/s40430-022-03694-6>
- [7] L. Yang, M. Zhang, Y. Wang, and J. Wu, "Study on simultaneous fault tolerant control of AUV thrusters". *IEEE International Conference on Automation and Logistics*, pp. 105-110, 2008. <https://doi.org/10.1109/ICAL.2008.4636129>

- [8] M. Mokhtari, M. Taghizadeh, and P. Ghaf-Ghanbari, "Fault tolerant control based on backstepping nonsingular terminal integral sliding mode and impedance control for a lower limb exoskeleton", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science (PIC)*, vol. 236, no. 6, pp. 2698-2713, 2022. <https://doi.org/10.1177/09544062211035792>
- [9] T. K. Podder, G. Antonelli, and N. Sarkar, "Fault tolerant control of an autonomous underwater vehicle under thruster redundancy: simulations and experiments". *Millennium Conference. IEEE International Conference on Robotics and Automation. Symposia Proceedings*, 2000. <https://doi.org/10.1109/ROBOT.2000.844770>
- [10] Q. Liu, and D. Zhu, "Fault-tolerant control of unmanned underwater vehicles with continuous Faults: simulations and experiments", *International Journal of Advanced Robotic Systems*, vol. 6, no. 4, pp. 301-308, 2009. <https://doi.org/10.5772/7244>
- [11] G. C. Karras, P. Marantos, C. P. Bechlioulis, and K. J. Kyriakopoulos, "Unsupervised Online System Identification for Underwater Robotic Vehicles", *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 44, no. 3, pp. 642-663, 2019. <https://doi.org/10.1109/JOE.2018.2827678>
- [12] C. Zhu, B. Huang, B. Zhou, Y. Su, and E. Zhang, "Adaptive model-parameter-free fault-tolerant trajectory tracking control for autonomous underwater vehicles", *ISA Transactions*, vol. 144, pp. 57-71, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.isatra.2020.12.059>
- [13] A. Ahmed Amin, Kh. Mahmood Hassan, "A review of fault tolerant control systems: Advancements and applications". *Measurement*, vol. 143, pp. 58-68, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2019.04.083>
- [14] C. Shen, Y. Shi, and B. Buckham, "Trajectory tracking control of an autonomous underwater vehicle using Lyapunov-based model predictive control", *IEEE*, vol. 65, no. 7, pp. 5796-5805, 2018. <https://doi.org/10.1109/TIE.2017.2779442>
- [15] F. Vahidifar, "An Improved Shooting Method for a Class of Switching Optimal Control Problems", *Journal Of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 31, no. 1, pp. 123-138, 2020. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i1.77967>
- [16] Y. Hu, H. Yan, H. Zhang, M. Wang, and L. Zeng, "Robust Adaptive Fixed-Time Sliding-Mode Control for Uncertain Robotic Systems with Input Saturation", *IEEE Transactions on Cybernetics*, vol. 53, no. 4, pp. 2636-2646, 2023. <https://doi.org/10.1109/TCYB.2022.3164739>
- [17] 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>
- [18] H. Kalani, and A. Akbarzadeh, "Application of Reinforcement Learning for Navigation of a Planar Snake Robot in Serpentine Locomotion", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 26, no. 1, pp. 97-118, 2015. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v26i1.20871>
- [19] 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](https://doi.org/10.22067/fum_mech.v27i2.40523)

- [20] H. Zarabadipour, and M. Farhangranj, "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>
- [21] Y. Wu, H. Fang, T. Xu, and F. Wan, "Adaptive Neural Fixed-time Sliding Mode Control of Uncertain Robotic Manipulators with Input Saturation and Prescribed Constraints", *Neural Processing Letters*, vol. 54, pp. 3829-3849, 2022. <https://doi.org/10.1007/s11063-022-10788-8>
- [22] M. Mokhtari, M. Taghizadeh, and M. Mazare, "Optimal adaptive super twisting sliding mode control base on zero moment point stability criterion of a lower limb exoskeleton", *Amir Kabir Journal of Mechanical Engineering*, vol. 50, no. 4, pp. 525-532, 2020. (In Persian) <https://doi.org/10.22060/mej.2019.16292.6321>
- [23] M. Mokhtari, M. Taghizadeh, M. Mazare, "Impedance Control Based on Optimal Adaptive High Order Super Twisting Sliding Mode for a 7-DOF Lower Limb Exoskeleton", *Meccanica*, vol. 56, pp. 538-548, 2021. <https://doi.org/10.1007/s11012-021-01308-4>
- [24] M. Mokhtari, M. Taghizadeh, and M. Mazare, "Active fault tolerant control based on adaptive back-stepping nonsingular fast integral terminal sliding mode approach", *Amir Kabir Journal of Mechanical Engineering*, vol. 53, no. 6, pp. 3763-3782, 2021. (In Persian) <https://doi.org/10.22060/mej.2021.18277.6789>
- [25] L. Qiao, and W. Zhang, "Adaptive second-order fast nonsingular terminal sliding mode tracking control for fully actuated autonomous underwater vehicles", *IEEE*, vol. 44, no. 2, pp. 363-385, 2019. <https://doi.org/10.1109/JOE.2018.2809018>
- [26] Q. Hu, L. Xi, and Ch. Wang, "Adaptive fault-tolerant attitude tracking control for spacecraft with time-varying inertia uncertainties", *Chinese Journal of Aeronautics*, vol. 32, no. 3, pp. 674-687, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2018.12.015>
- [27] J. Ma, S. S. Ge, and Z. Zheng, "Adaptive NN control of a class of nonlinear systems with asymmetric saturation actuators". *IEEE Trans Neural Network Learn System*, vol. 26, no. 7, pp. 1532-1538, 2015. <https://doi.org/10.1109/TNNLS.2014.2344019>
- [28] G. Zhu, and J. Du, "Robust adaptive neural practical fixed-time tracking control for uncertain Euler-Lagrange systems under input saturations", *Neurocomputing*, vol. 412, pp. 502-513, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.neucom.2020.05.057>
- [29] F. Jalili, M. Malek- Jafarian, and A. Safavinejad, "Introduction of Harmony Search Algorithm for Aerodynamic Shape Optimization Using the Navier-Stokes Equations", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 2, no. 2, pp. 81-96, 2013. (In Persian)
- [30] M. T. Hagan, and M. B. Menhaj, "Training feedforward networks with the Marquardt algorithm", *IEEE Trans Neural Netw*, vol. 5, no. 6, pp. 989-993, 1994. <https://doi.org/10.1109/72.329697>
- [31] S. Jin, J. Kim, J. Kim, and T. Seo, "Six-Degree-of-Freedom hovering control of an underwater robotic platform with four tilting thrusters via selective switching control", *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, vol. 20, no. 5, pp. 2370-2378, 2015.

- [32] J. J. Craig, "Introduction to Robotics: Mechanics and Control, Upper Saddle River," *Pearson/Prentice Hall*, 2005. <https://doi.org/10.1109/JRA.1987.1087086>
- [33] M. Chen, G. Tao, and B. Jiang, "Dynamic surface control using neural networks for a class of uncertain nonlinear systems with input saturation", *IEEE Transactions on Neural Networks and Learning Systems*, vol. 26, no. 9, pp. 2086–2097, 2015. <https://doi.org/10.1109/TNNLS.2014.2360933>
- [34] Z. Zuo, B. Tian, M. Defoort, and Zh. Ding, "Fixed-time consensus tracking for multi-agent systems with high-order integrator dynamics", *IEEE Trans. Autom. Control*, vol. 63, no. 2, pp. 563–570, 2018. <https://doi.org/10.1109/TAC.2017.2729502>
- [35] Z. Zheng, M. Feroskhan, and L. Sun, "Adaptive fixed-time trajectory tracking control of a stratospheric airship", *ISA Transacion*, vol. 76, pp. 134-144, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.isatra.2018.03.016>
- [36] M. Mokhtari, M. Taghizadeh, and M. Mazare, "Robust and Adaptive Control of an Exoskeleton Robot for Tracking Modified Desired Trajectory Based on Zero Moment Point Stability Theory", *Amir Kabir Journal of Mechanical Engineering*, vol. 53, no. 12, pp. 5831-5850, 2022. (In Persian) <https://doi.org/10.22060/mej.2021.19761.7106>



## Investigating the Effect of Angle and Length of Vortex Generators with Sinusoidal Structure on Compact Heat Exchangers Performance\*

Research Article

Ali Sadollah<sup>1</sup> , Davood Barati<sup>2</sup>, Amir Hossein Dodangeh<sup>3</sup>

 <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.81445.1171>

**Abstract** The increasing use of compact heat exchangers, which are both lighter and occupy less space than larger exchangers, has made the study of such exchangers more essential. The main aim of this article is to examine several proposed models of this type of converter, incorporating vortex generators with different geometries, in terms of heat transfer rate and pressure drop. To achieve these objectives, vortex generators with sinusoidal wave profiles have been designed and analyzed under various angles of attack and different lengths to determine the effects of these geometric parameters on the heat transfer rate from the tubes and the pressure drop along the converter. In this study, hot air at a constant temperature of 350 K flows inside the tubes, while cold air at a temperature of 300 K flows through the shell of the heat exchanger. The problem has been discretized in a steady-state 2D form for slow fluid flow (Reynolds numbers ranging from 400 to 1000) using the finite element method (FEM) and analyzed with ANSYS Fluent commercial software. The results indicate that sinusoidal vortex generators with an angle of attack of 20 degrees and a length of 6 mm provide the most favorable balance between heat transfer and pressure drop among the studied configurations.

**Keywords** Heat transfer rate; Compact heat exchanger; Sinusoidal vortex generators; London Goodness factor.

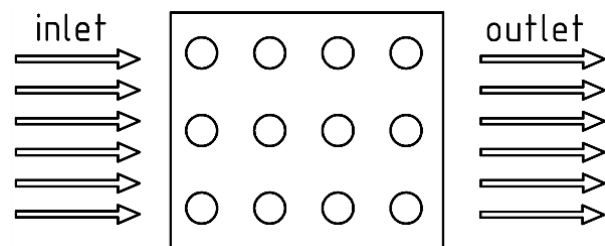
### 1. Introduction

Shell-and-tube heat exchangers are among the most widely utilized equipment in the industry, and their optimal performance is critically important. Over the years, extensive research has been conducted on these heat exchangers. In the past two decades, the introduction of vortex generators has significantly enhanced heat exchanger efficiency. Studies suggest that sinusoidal vortex generators outperform flat ones in terms of efficiency and overall performance.

The primary objective of this paper is to design and identify the optimal configuration for a sinusoidal vortex generator to achieve high heat transfer rates and minimal pressure drops in a compact heat exchanger. To this end, a sinusoidal wave design is applied to the vortex generators, and their performance is examined across varying amplitudes, angles of attack, and lengths.

### 2. Physical Situation

A compact shell-and-tube heat exchanger, whose schematic is illustrated in Fig. 1, has been considered for this study.



**Figure 1. Overall schematic of the compact shell and tube heat exchanger without vortex generators.**

This heat exchanger transfers heat from the hot fluid inside the tubes (air at a constant temperature of 350 K) to the cold fluid (air at a constant temperature of 300 K) flowing through the shell. As a result, the air inside the tubes is cooled. The fluids used in this study are assumed to be incompressible, with constant thermodynamic properties. The fluid flow regime in the shell of the heat exchanger is considered laminar and steady due to the low inlet velocity and the small cross-sectional area, resulting in low Reynolds numbers.

\*Manuscript received: March 3, 2023 . Revised, May 5, 2024 , Accepted, June 16, 2024.

<sup>1</sup> Corresponding Author: Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Science and Culture, Tehran, Iran. **Email:** [sadollah@usc.ac.ir](mailto:sadollah@usc.ac.ir)

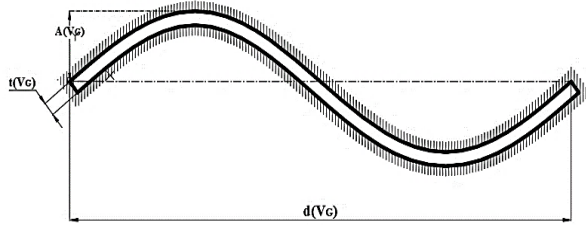
<sup>2</sup> Bachelor's Graduate in Energy Conversion, Faculty of Engineering, Islamic Azad University, Central Tehran Branch, Tehran Province, Iran.

<sup>3</sup> Ph.D. Candidate in Energy Conversion, Faculty of Mechanical Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran.

### Designing Vortex Generators

In the design of these vortex generators, the thickness of all generators is 0.2 mm, and they are designed according to Eq. (1) where values of  $A$ ,  $d$ , and  $\theta$  are defined in Table 1. Fig. 2 shows the overall schematic of these generators.

$$y = A(VG) \cdot \sin\left(\frac{2\pi\theta}{d(VG)}\right) \quad (1)$$



**Figure 2. Specifications of the vortex generators with a sinusoidal wave profile.**

**Table 1. Specifications of Eq. (1) related to the vortex generators.**

| $\theta$ (Degree) | 20 |      | 30 |     | 40 |  |
|-------------------|----|------|----|-----|----|--|
| $A(VG)$           | -1 | -0.5 | 0  | 0.5 | 1  |  |
| $d(VG)$ (mm)      | 6  |      | 8  |     | 10 |  |

By observing Table 1, vortex generators are designed with three attack angles (20°, 30°, and 40°), three lengths

(6, 8, and 10 mm), and five amplitudes. This results in the creation of 45 distinct models for this study. These models are developed to investigate the effects of various attack angles and lengths on key parameters such as the Nusselt number, pressure drop, and the London Goodness Factor.

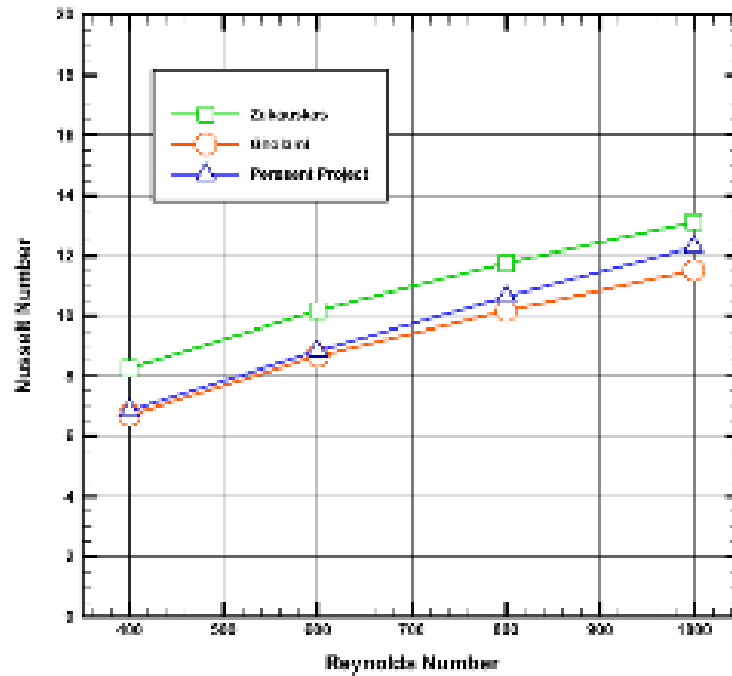
### Governing Equations

In this study, the finite volume method (FVM) has been employed to solve the governing equations and analyze the system using ANSYS Fluent software.

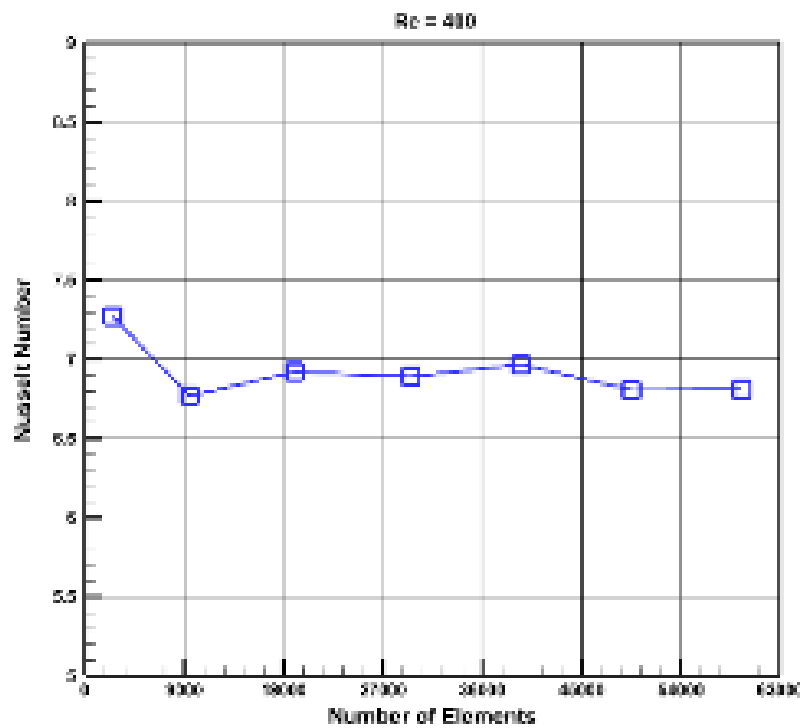
### Validation and Mesh Independence Study

To validate the accuracy of the study, a comparison of the Nusselt number in the basic model (without vortex generators) has been conducted using data from the literature. It is worth mentioning that one of the reference articles presents experimental results, while the other provides numerical data. Figure 3a illustrates the validation results.

The computational domain for this problem has been meshed using the ANSYS Meshing module. Given the relatively simple geometry of the model, an unstructured mesh with tetrahedral elements has been employed for analysis. As depicted in Figure 3b, the number of elements has been systematically varied to study its effect on the Nusselt number. Computational cells were increased until no significant change in the variable was observed.

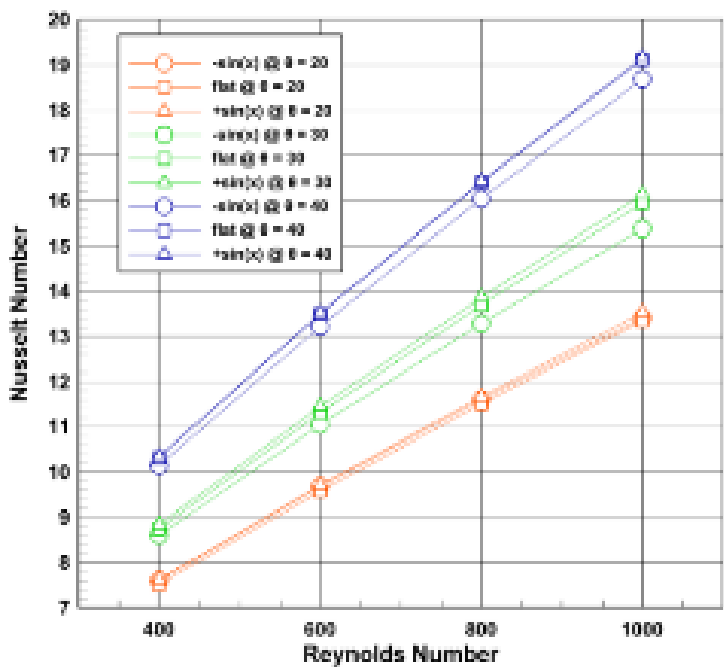


(a)



(b)

Figure 3. a) Validation results, b) Results of mesh independence study.



(a)

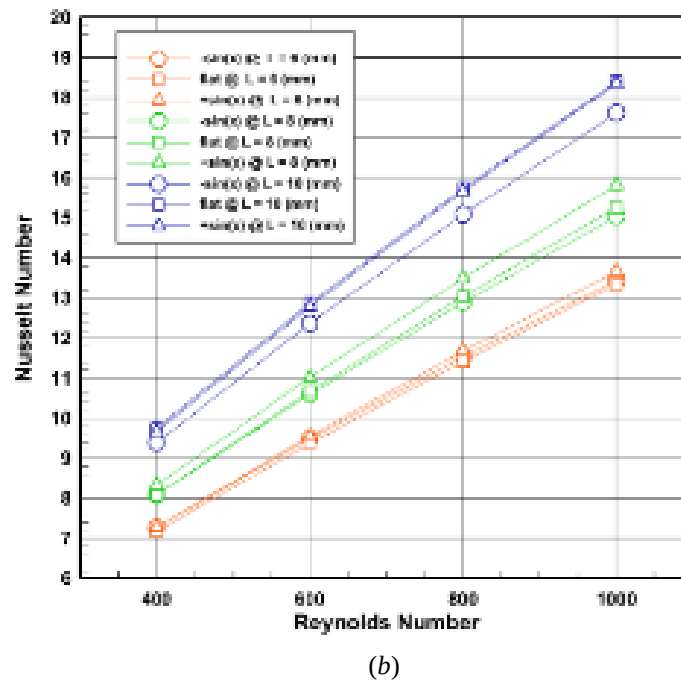


Figure 4. a) Nusselt number at different attack angles, b) Nusselt number at different lengths.

### 3. Results and Discussions

After examining the graphs, contours, and obtained results, it can be confidently stated that the calculated and precise use of vortex generators can significantly enhance heat transfer rates and reduce pressure drop. Obtained important findings of this paper are summarized as follows:

- 1- Regarding heat transfer rates from the tubes, it can be observed that when using vortex generators in the heat exchanger, priority should be given to using generators with the last tubes. This is because the fluid flow is deflected after colliding with the first tube, and the heat transfer gradually decreases along the length of the exchanger and in the subsequent tubes. Additionally, using larger attack angles and lengths contributes to increasing heat transfer rates to a greater extent.
- 2- Concerning the pressure drop in the heat exchanger, it can be noted that unlike the previous case, using smaller attack angles and lengths leads to a reduction in pressure drop. Therefore, if the goal is to minimize this parameter, the use of these factors is recommended.
- 3- In the examination of the London Goodness Factor, which is a parameter for the overall performance of the exchanger, it should be noted that mathematically, the designs leading to higher London Goodness Factor exhibit better performance and are more suitable choices for selection. The obtained numerical results are depicted for Nusselt number in different attack angles and lengths given in Fig. 4.



## بررسی اثر زاویه و طول مولدهای گردابه با ساختار سینوسی بر عملکرد مبدل‌های حرارتی فشرده\*

مقاله پژوهشی

امیرحسین دودانگه<sup>(۳)</sup>داود براتی<sup>(۲)</sup>علی سعداله<sup>(۱)</sup> <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.81445.1171>

**چکیده** استفاده روزافزون از مبدل‌های حرارتی فشرده که هم از وزن کمتری برخوردار هستند و هم فضای کوچک‌تری را به نسبت مبدل‌های بزرگ اشغال می‌کنند، سبب نیاز بیش‌ازپیش به مطالعه بر روی این گونه مبدل‌ها شده است. در این مقاله، هدف بررسی چند مدل پیشنهادی از این نوع مبدل‌ها با حضور مولدهای گردابه در هندسه‌های مختلف، از نظر نرخ انتقال حرارت و افت فشار است. برای دستیابی به این اهداف، مولدهای گردابه با ضابطه موج‌های سینوسی طراحی شده اند و تحت چند زاویه حمله و طول‌های مختلف مورد بررسی قرار گرفته‌اند تا تأثیرات این پارامترهای هندسی مختلف بر روی نرخ انتقال حرارت از لوله‌ها و افت فشار در طول مبدل مشخص شود. در مسئله مورد نظر، هوای گرم با دمای ثابت ۳۵۰ کلوین در داخل لوله‌ها و هوای سرد با دمای ۳۰۰ کلوین در پوسته مبدل حرارتی در جریان هستند. این مسئله در حالت پایا و به صورت دوبعدی در جریان آرام سیال (اعداد رینولدز بین ۴۰۰ تا ۱۰۰۰)، با استفاده از روش المان محدود گسسته‌سازی شده و در نرم‌افزار تجاری آنسیس فلونت مورد بررسی قرار گرفته است. طبق نتایج به دست آمده، مولدهای گردابه سینوسی در زاویه حمله ۲۰ درجه و طول ۶ میلی‌متری مناسب‌ترین میزان انتقال حرارت و افت فشار را در میان حالات مورد بررسی به خود اختصاص دادند.

**واژه‌های کلیدی** نرخ انتقال حرارت، مبدل‌های حرارتی فشرده، مولدهای گردابه سینوسی، ضریب لاندن.

## مقدمه

کرده و تغییرات عدد نوسلت بر روی لوله‌ها را مورد بررسی قرار داده است و در نهایت رابطه‌ای تجربی میان تغییرات عدد رینولدز و عدد نوسلت را در مقاله خود ارائه کرده است. لازم به ذکر است در مدل زوکاسکاس [4] مولدهای گردابه در جریان وجود نداشته و مدل مورد بررسی با آرایش و تعداد مختلف لوله در داخل پوسته انجام گرفته است. پس از کار تجربی زوکاسکاس [4]، تحقیقات عددی بسیاری در این زمینه صورت گرفته است که تعداد قابل توجهی از آنها، مدل زوکاسکاس را مبنای تحقیقات خود قرار داده‌اند و با اضافه کردن مولدهای گردابه در جهت افزایش نرخ انتقال حرارت و کاهش افت فشار کار خود را پیش بردند.

لئو و همکارانش [5] در سال ۲۰۰۴ مولدهای گردابه مستطیلی

مبدل حرارتی پوسته و لوله از جمله پرکاربردترین تجهیزات موجود در صنعت محسوب می‌شود و عملکرد بهینه آنها از اهمیت به‌سزایی برخوردار است. از این رو طی سالیان گذشته تحقیقات زیادی بر روی این نوع از مبدل‌های حرارتی صورت گرفته است. همچنین می‌توان گفت که در دو دهه اخیر پیدایش مولدهای گردابه، انقلاب بزرگی را در زمینه بازدهی مبدل‌های حرارتی رقم زده‌اند [1-3]. تحقیقاتی که در این زمینه صورت گرفته است به طور کلی به دو بخش آزمایشگاهی (تجربی) و عددی (شبیه‌سازی نرم‌افزاری) تقسیم‌بندی می‌شوند.

زوکاسکاس [4] در سال ۱۹۸۷ آزمایش‌های خود را بر روی مبدل‌های حرارتی پوسته و لوله در اعداد رینولدز مختلف تکرار

\* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۱/۱۲/۱۲ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۳/۲۷ می‌باشد.

(۱) نویسنده مسئول: علی سعداله: استادیار، گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه علم و فرهنگ، تهران، ایران.

Email: sadollah@usc.ac.ir

(۲) فارغ التحصیل کارشناسی تبدیل انرژی، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه آزاد اسلامی واحد تهران مرکزی، استان تهران، ایران.

(۳) دانشجوی دکتری تخصصی تبدیل انرژی، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران، ایران.

عددی اثر مولدهای گردابه بر عملکرد مبدل حرارتی پوسته و لوله با لوله‌های بیضوی تحت زوایای مختلف بین ۱۵ تا ۷۵ درجه و اعداد رینولدز بین ۱۳۰۰ تا ۲۱۰۰ پرداختند. نتیجه اصلی این کار این است که فاکتورهای اصطکاک و عدد کولبرن با افزایش زاویه مولدهای گردابه افزایش می‌یابند. در این کار بررسی شدت جریان ثانویه برای درک بهتر تأثیر آن بر مکانیزم انتقال حرارت نیز انجام شده است. از بررسی جریان ثانویه، مشاهده می‌شود که جریان ثانویه مکملی برای روش سنتی تجزیه و تحلیل عملکرد انتقال حرارت است. ساحل و همکارانش [12] در سال ۲۰۲۱ بررسی خود را در دو بخش انجام دادند. در بخش اول به تأثیرات زاویه شیب لوله در زوایای بین ۰ تا ۹۰ درجه و در بخش دوم، بهترین حالت حاصل از بخش اول را با استفاده از قرارگیری مولدهای گردابه مسطح بهینه کردند. در انتها، بهینه‌سازی با تغییر تعداد و موقعیت قرارگیری مولدهای گردابه در سمت بالایی لوله‌ها، بررسی شدند. نتایج به‌دست‌آمده در بخش اول نشان می‌دهند که زاویه ۲۰ درجه، افزایش ضریب انتقال حرارت را بین ۱ تا ۴ درصد در مقایسه با حالت پایه (زاویه ۰ درجه) تضمین می‌کند. کالیسکان [13] در سال ۲۰۲۲ تأثیر مولدهای گردابه مثلثی و صفحات موج‌دار سینوسی را بر انتقال حرارت با استفاده از روش‌های مختلف مورد بررسی قرار داده است. آزمایش‌ها در یک مجرای مستطیلی با مولدهای گردابه مثلثی با صفحه تخت و صفحه موج‌دار سینوسی و با اعداد رینولدز مختلف بین ۱۰،۰۰۰ و ۳۰،۰۰۰، در طول‌های ۴۰ تا ۷۰ میلی‌متر و در زوایای حمله بین ۱۵ تا ۷۵ درجه انجام شدند. در نهایت بالاترین میزان ضریب انتقال حرارت در طول ۵۰ میلی‌متر و زاویه ۳۰ درجه مشاهده شده است. نیک [14] در سال ۲۰۲۲ محاسبات عددی سه‌بعدی برای بررسی عملکرد مولدهای گردابه موج‌دار نصب شده بر روی یک کانال مستطیلی را به دو صورت مقعر و محدب انجام داده است. در این مطالعه تأثیر تغییر زاویه قوس مولدهای گردابه منحنی شکل بر جریان و ویژگی‌های حرارتی آن بررسی شده است. وو و همکاران [15] در سال ۲۰۲۲ به بررسی پارامترهای زاویه حمله، ارتفاع و جایگاه قرارگیری مولدهای گردابه سینوسی پرداختند. این تحقیق به صورت سه‌بعدی و در اعداد رینولدز مختلف بین ۱۰۲۷ تا ۲۰۵۴ انجام شده است. در این مطالعه، قرارگیری مولدهای گردابه سینوسی به جای مولدهای گردابه تخت، اتلاف حرارت تا ۵/۸۵٪ را تضمین کرده و به عنوان یکی

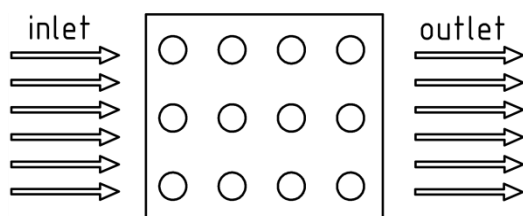
را به دو صورت تجربی و عددی و در زاویه‌های متفاوت مورد بررسی قرار دادند که در انتها زاویه ۴۵ درجه به عنوان زاویه حمله‌ی مناسب جهت استفاده در مبدل حرارتی پوسته و لوله انتخاب شده است. غلامی و همکارانش [6] در سال ۲۰۱۴ پژوهشی عددی را ارائه کرده‌اند که در آن از سه نوع مختلف از مولد گردابه استفاده شده است. در نهایت وجود مولدهای گردابه از نوع موج‌دار تأثیر به‌سزایی در عملکرد کلی مبدل حرارتی نشان داده است. یالینگ هی و همکارانش [7] در سال ۲۰۱۳ مولدهای گردابه تخت را تحت زوایای حمله، تعداد و در آرایش‌های قرارگیری مختلف مورد بررسی قرار داده‌اند. در انتها این نتیجه حاصل شده است که مولدهای گردابه با آرایش یکی در میان و در زاویه حمله ۱۰ درجه بهترین عملکرد را در میان موارد مورد بررسی داشتند. در سال ۲۰۱۹ نیز مودی و راتند [8] پنج نوع مولد گردابه با هندسه‌های مختلف را مورد بررسی قرار دادند، که در نهایت مولدهای گردابه موج‌دار با تقعر رو به بالا، بهترین نرخ انتقال حرارت و مواردی که تقعر به سمت پایین داشتند، کمترین افت فشار را در طول مبدل حرارتی از خود نشان دادند. لازم به ذکر است در این تحقیق دو مولد گردابه موجی سینوسی تقعر رو به بالا و موجی سینوسی تقعر رو به پایین بدون هیچ ضابطه معینی طراحی شدند و مورد بررسی قرار گرفتند.

اوویس و بوهیان [9] نیز در سال ۲۰۱۹ و در مقاله خود از آرایش قرارگیری متناوب استفاده کردند اما نه برای مولدهای گردابه بلکه لوله‌ها را به صورت یکی در میان قرار دادند تا عملکرد مبدل حرارتی را نیز در این شرایط مورد بررسی قرار دهند. آنها در این مطالعه مولد گردابه تخت را در دو زاویه حمله مختلف یک بار در ابتدا و بار دیگر در انتهای هر لوله مورد بررسی قرار دادند. آنها علاوه بر موارد فوق لوله‌های بیضوی و مربعی را در داخل پوسته مبدل حرارتی جای‌گذاری کردند و نتایج آنها را نیز مقایسه کردند. در پایان لوله‌های دایروی و بیضوی با آرایش قرارگیری متناوب، بهترین نتایج را از میان موارد دیگر کسب کردند. گاوونگ لو و ژی [10] در سال ۲۰۱۹ نیز لوله‌های متناوب را مورد بررسی قرار دادند و مولدهای گردابه منحنی شکل را با زوایای حمله و میزان انحنا مختلف بررسی کردند که در نهایت نتایج نشان می‌دهند که مولدی که بیشترین میزان انحنا را داشته، از نرخ انتقال حرارت بهتری نسبت به دیگر موارد برخوردار بود. ونگ و همکارانش [11] در سال ۲۰۲۱ به بررسی

رینولدز آزمایش شده، مولد پیشنهادی دارای میانگین افزایش عدد نوسلت از ۵ تا ۷۵ درصد نسبت به مولد صفحه تخت مستطیلی است. همچنین، کاهش ۲۶ درصدی در افت فشار برای مولد نسبت به حالت صفحه تخت مستطیلی نیز مشاهده شده است. با توجه به تحقیقاتی که در گذشته بر روی مولد گردابه‌ها انجام شده است، می‌توان به این نتیجه رسید که مولدهای گردابه موج‌دار بازدهی و عملکرد بهتری نسبت به مولدهای گردابه تخت از خود نشان می‌دهند؛ بنابراین هدف اصلی این مقاله طراحی و انتخاب بهترین حالتی است که یک مولد گردابه سینوسی می‌تواند داشته باشد تا هم از نرخ انتقال حرارت بالا و هم افت فشار پایین در مبدل حرارتی فشرده برخوردار باشد. در همین راستا موج سینوسی برای طراحی مولد گردابه‌ها در نظر گرفته شده است که در ادامه در دامنه‌ها، زوایای حمله و طول‌های مختلف مورد بررسی قرار خواهند گرفت.

### معرفی مسئله

همان‌طور که در بخش مقدمه توضیح داده شد، مبدل گرمایی یا مبدل حرارتی وسیله‌ای است که برای انتقال حرارت بین دو سیال استفاده می‌شود. یکی از رایج‌ترین مدل‌های آن، نوع پوسته و لوله است که کاربردهای بسیار زیادی در صنعت دارد و مطالعه بر روی آنها از تمامی جنبه‌ها جهت کمینه سازی هزینه‌ها از موضوعات مهم در صنعت محسوب می‌شود. هدف این مقاله نیز بررسی نوع فشرده این گونه مبدل‌ها از نظر نرخ انتقال حرارت و افت فشار است. به همین جهت یک مبدل حرارتی پوسته و لوله فشرده که شماتیک کلی آن در شکل (۱) نشان داده شده، در نظر گرفته شده است.



شکل ۱ شماتیک کلی مبدل حرارتی پوسته و لوله فشرده بدون مولدهای گردابه جریان

این مبدل حرارتی، گرما را از سیال گرم داخل لوله‌ها (هوا با دمای ثابت ۳۵۰ کلوین) گرفته و به سیال سرد (هوا با دمای

از نتایج مهم این کار به شمار می‌رود. آرورا و همکاران [16] در سال ۲۰۲۳ به بررسی نوع خاصی از مولدهای گردابه (Shaped) پرداختند. هدف اصلی تحقیق آنها شناسایی طرح‌های هندسی بهینه در اثر تغییرات مکانی و زاویه حمله مولدهای گردابه بود. در پایان، افزایش نرخ انتقال حرارت بر روی سطوح لوله‌ها توسط جریانی که مولدهای گردابه پیشنهادی ایجاد کردند، مشاهده شده است. برای یک موقعیت انتخاب شده برای مولدها در ناحیه پشت لوله‌ها، بالاترین افزایش عدد کولبرن بر روی مولد متأثر از برگشت جریان برابر با ۲۰۷٫۱٪ در عدد رینولدز مربوطه بود که خود نشان‌دهنده میزان بهبود جریان گذرنده از روی سطح لوله‌ها از نظر نرخ انتقال حرارت می‌باشد. ساینی و همکاران [17] در سال ۲۰۲۳ به بررسی مولدهای گردابه با شکل هندسی دوزنقه-ای و با حضور حفرات ریز بر روی آنها پرداختند. مطالعه آنها در حالات همراه با حفره و بدون حفره‌های دایره‌ای با هدف بهبود انتقال حرارت در مبدل حرارتی فشرده انجام شده است. نتایج نشان می‌دهد که مقاومت جریان در همه موارد با تعداد سوراخ‌های مختلف با کاهش جزئی عدد نوسلت کاهش می‌یابد. مولدهای گردابه که دارای شش حفره بودند عملکرد بهتری نسبت به سایر موارد داشتند و در اعداد رینولدز ۴۰۰ و ۲۰۰۰، افزایش ۷۵/۲۵٪ و ۴۰/۱۰٪ عدد نوسلت را در بر داشتند. همچنین باید گفت که میزان افت فشار در این موارد به ترتیب ۱۰۷/۸۸ درصد و ۱۲۵/۵۱ درصد افزایش یافته است. سان و همکاران [18] در سال ۲۰۲۴ به بررسی عددی افزایش انتقال حرارت از روی لوله‌های بیضوی در میکروکانال تحت اثر حضور مولدهای گردابه طولی مثلثی شکل پرداختند. در این کار به منظور بهبود عملکرد انتقال حرارت چهار مدل پایه و چهار مدل تقویت شده از مولدها به صورت عددی در محدوده عدد رینولدز از ۲۵۰۰ تا ۱۰۰۰۰ ارزیابی شدند و شدت جریان ثانویه و نرخ تولید آنتروپی تجزیه و تحلیل شده است. در پایان کار باید گفت که در مقایسه با مدل‌های پایه، مولدهای تقویت شده، عدد نوسلت را بین ۸ تا ۱۵ درصد افزایش دادند. هاری و همکاران [19] در سال ۲۰۲۴ به بررسی عددی عملکرد ترموهیدرولیک مولدهای گردابه الهام گرفته شده از باله کوسه پرداختند. در مطالعه آنها، عملکرد ترموهیدرولیک یک هندسه جدید برای طراحی مولد گردابه با الهام از باله‌های کوسه برای استفاده در مبدل‌های حرارتی مورد بررسی قرار گرفته است. نتایج نشان دادند که در محدوده اعداد

### شرایط مرزی

شرایط مرزی تنظیم شده برای حل این مسئله در نرم افزار نیز به شرح ذیل هستند:

- شرط مرزی Velocity Inlet برای مقطع ورودی سیال سرد با دمای ۳۰۰ کلوین.

- شرط مرزی Pressure Outlet برای مقطع خروجی سیال سرد با دمای ۳۰۰ کلوین.

- شرط مرزی دیواره با دمای ثابت ۳۵۰ کلوین برای دسته لوله‌ها.

- شرط مرزی دیواره ساده Wall برای مولد گردابه.

- شرط مرزی Symmetry برای مقاطع بالا و پایین در دامنه محاسباتی.

شکل (۳) به ترتیب نشانگر این شرایط مرزی است.



(الف)



(ب)



(ج)



(د)



(ه)

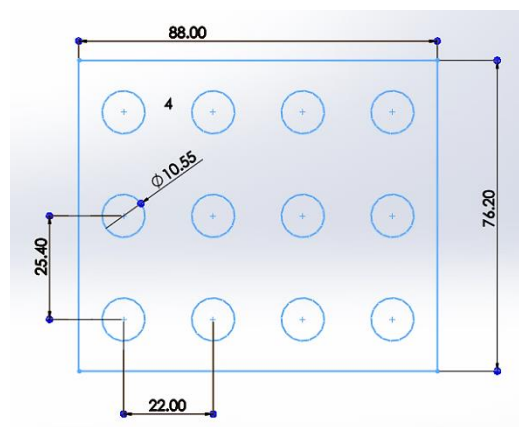
شکل ۳ (الف) شرط مرزی ورودی سیال سرد، (ب) شرط مرزی خروجی سیال سرد، (ج) شرط مرزی متقارن بالا و پایین (د) شرط مرزی دیواره دما ثابت برای لوله‌ها (ه) شرط مرزی دیواره ساده برای مولدهای گردابه

### طراحی مولدهای گردابه

همان‌طور که در بخش مقدمه اشاره شد، در این مقاله از چند مولد گردابه با هندسه‌های مختلف که با استفاده از ضابطه توابع سینوسی طراحی شده‌اند، استفاده شده است. ضخامت تمامی این مولدها ۰/۲ میلی‌متر است و با توجه به رابطه (۱) طراحی شده‌اند

ثابت ۳۰۰ کلوین) که در پوسته جریان دارد منتقل می‌کند. نتیجه این انتقال حرارت طبیعتاً باعث خنک شدن هوای داخل لوله‌ها می‌شود. سیالاتی که در این مقاله مورد استفاده قرار گرفته‌اند، تراکم‌ناپذیر با ویژگی‌ها و خواص ترمودینامیکی ثابت هستند. رژیم جریان سیال در پوسته مبدل نیز به دلیل مقدار کم سرعت در ورودی و همچنین سطح مقطع کوچک (اعداد رینولدز پایین) آرام و پایا در نظر گرفته شده است.

همان‌طور که در بخش مقدمه اشاره شد، وجود مولدهای گردابه در ناحیه پوسته می‌تواند باعث برهم زدن جریان سیال و افزایش نرخ انتقال حرارت شود. از طرفی وجود این موانع (مولدهای گردابه) بر سر راه جریان باعث افزایش افت فشار در طول پوسته نیز می‌شود که خود نیز از جنس هزینه و مصرف انرژی مازاد برای مطالعه مورد نظر خواهد بود؛ بنابراین هدف این مقاله طراحی مجموعه‌ای از مولدهای گردابه است تا مقدار قابل قبولی از انتقال حرارت (ماکزیمم) و افت فشار (مینیمم) به دست آید. با توجه به ابعاد و اندازه‌های مبدل که در شکل (۲) نشان داده شده است، طرح اولیه‌ای (میدان محاسباتی) از مبدل (بدون مولد گردابه) به صورت دوبعدی به دست می‌آید که به دلیل داشتن تقارن در بخش عرضی، به فواصل ۱۲/۷ میلی‌متر قسمت‌بندی شده و در نتیجه فقط این قسمت است که در روند محاسبات نرم‌افزار تحلیل می‌شود. در مراحل بعد می‌توان با تحلیل کردن این طرح اولیه، نتایج این تحقیق را با کارهای مشابه قبلی از جمله غلامی و همکارانش [6] و کارهای آزمایشگاهی مانند زوکاسکاس [4]، مقایسه کرد تا از صحت روش حل نیز اطمینان حاصل شود.



شکل ۲ ابعاد مبدل حرارتی از نمای بالا به میلی‌متر



$$\rho \left( u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} \right) = - \frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left( \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) \quad (۴)$$

$$k \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) = \rho C_p \left( \frac{\partial(uT)}{\partial x} + \frac{\partial(vT)}{\partial y} \right) \quad (۵)$$

پارامترهای دیگری نیز در این مسئله به کار رفته‌اند که می‌توان به عدد رینولدز (Reynolds Number)، ضریب لاندن، ضریب اصطکاک و افت فشار نیز اشاره کرد [6]:

$$Re = \frac{\rho U_m D_H}{\mu} \quad (۶)$$

$D_H$  قطر هیدرولیکی است که در این مسئله برابر با قطر لوله‌ها در نظر گرفته شده است. معادله مهم بعدی، رابطه عدد نوسلت در مبدل حرارتی است که نشان دهنده میزان انتقال حرارت جابه‌جایی به انتقال حرارت هدایت در لایه مرزی گرمایی می‌باشد که در رابطه (۷) نشان داده شده است [6]:

$$Nu = \frac{h D_H}{k} \quad (۷)$$

مقدار افت فشار در طول مبدل حرارتی بر حسب پا سکال نیز از طریق رابطه (۸) به دست می‌آید:

$$\Delta P = P_{in} - P_{out} \quad (۸)$$

با استفاده از افت فشار معادله (۸) می‌توان عدد بی‌بعدی به نام ضریب اصطکاک را توسط رابطه (۹) به دست آورد [6]:

$$C_f = \frac{\Delta P}{(0.5 \rho U_m^2)} \quad (۹)$$

حال می‌توان با استفاده از رابطه (۹)، عدد بی‌بعد دیگری را تعریف کرد. رابطه (۱۰) نشان دهنده ضریب لاندن (London Goodness Factor) است. ضریب لاندن یک عدد بی‌بعد برای سنجیدن عملکرد کلی مبدل حرارتی از نظر نرخ انتقال حرارت و افت فشار است [6]:

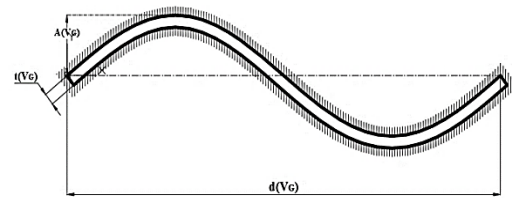
$$\text{London factor} = J / C_f \quad (۱۰)$$

$$J = \text{st. pr}^{2/3} \quad (۱۱)$$

$$\text{St} = \frac{h}{\rho U_m C_p} \quad (۱۲)$$

$$\text{Pr} = \frac{C_p \mu}{k} \quad (۱۳)$$

[4] شکل (۴) نیز شماتیک کلی این مولدها را نشان می‌دهد.



شکل ۴ مشخصات ابعادی مولدهای گردابه با ضابطه موج سینوسی

$$y = A(VG) \sin\left(\frac{2\pi\theta}{d(VG)}\right) \quad (۱)$$

که مقادیر  $A$ ,  $d$ ,  $\theta$  در جدول (۱) مشخص شده‌اند.

جدول ۱ مشخصات رابطه (۱) مربوط به مولدهای گردابه

| $\theta$ (Degree) | ۲۰° | ۳۰°  | ۴۰° |
|-------------------|-----|------|-----|
| $A(VG)$           | -۱  | -۰/۵ | ۰   |
| $d(VG)$ (mm)      | ۶   | ۸    | ۱۰  |

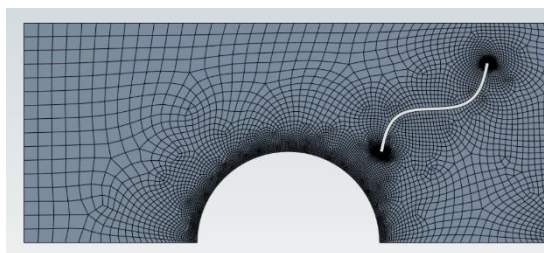
همان طور که از جدول (۱) مشخص است، مولدهای گردابه در سه زاویه حمله ۲۰°، ۳۰° و ۴۰°، سه طول مختلف ۶، ۸ و ۱۰ میلی‌متری و همچنین در پنج دامنه مختلف، ۴۵ مدل مختلف را برای این مسئله به وجود می‌آورند تا بتوانند اثر زوایای حمله و طول‌های مختلف را بر روی دیگر پارامترهای این مسئله از جمله عدد نوسلت، افت فشار و ضریب لاندن نشان دهند. لازم به ذکر است که عدد صفر در دامنه‌های موج سینوسی نشان دهنده مولد تخت (flat) است. این مولد گردابه‌ها در فاصله  $(x, y) = R$  نسبت به مرکز لوله‌ها نصب می‌شوند که  $R$  نشان‌دهنده شعاع لوله‌های مورد مطالعه در مبدل حرارتی است.

### معادلات حاکم

برای تحلیل این مسئله حل عددی معادلات پیوستگی جرم، مومنتوم و انرژی در جریان تراکم‌ناپذیر، امری لازم و ضروری است. در این مقاله، از روش حجم محدود برای حل معادلات و بررسی سیستم در نرم‌افزار انسیس فلوئنت استفاده شده است. این معادلات به ترتیب در معادلات (۲) تا (۵) برای فضای دوبعدی آورده شده‌اند [4]:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (۲)$$

$$\rho \left( u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = - \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left( \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \quad (۳)$$



شکل ۶ شبکه بندی منتخب با تعداد ۱۹۰۰۰ المان

### راستی آزمایی حل

راستی آزمایی پاسخ‌ها، از مهم‌ترین بخش‌های حل عددی یک پروژه قلمداد می‌گردد. برای انجام راستی آزمایی در این مقاله، مقایسه عدد نوسلت در مدل اولیه (بدون در نظر گرفتن مولدهای گردابه)، با دو مقاله دیگر انجام شده است. لازم به ذکر است که از دو مقاله مورد بررسی یکی از آنها کار آزمایشگاهی (زوکاسکاس [4]) و دیگری کار عددی (غلامی و همکاران [6]) است. در ابتدا باید به این موضوع اشاره کرد که زوکاسکاس [4] در مقاله خود جهت محاسبه عدد نوسلت در مبدل حرارتی پوسته و لوله که از چندین لوله تشکیل شده، رابطه (۱۴) را پیشنهاد داده است:

$$Nu_D = 0.92(0.52 \times Re_D^{0.5} \times Pr^{0.36} \times (\frac{Pr}{Pr_w})^{0.25}) \quad (14)$$

باتوجه به جدول (۲) و شکل (۷) که مقایسه نتایج به دست آمده را نشان می‌دهند، در هر یک از این مقالات، می‌توان مشاهده کرد که با افزایش عدد رینولدز، عدد نوسلت نیز افزایش پیدا می‌کند. از آنجایی که کار زوکاسکاس یک کار آزمایشگاهی است، تا حد زیادی به نتایج حاصله از این کار می‌توان اطمینان داشت و از طرفی بر مبنای محاسبات عددی، غلامی و همکارانش نیز به نتایج قابل قبولی دست یافته‌اند. شکل (۷) و همچنین جدول (۲) گواه بر این مسئله است که نتایج پایانی مقاله جاری به کار آزمایشگاهی نزدیک‌تر بوده و از این حیث وجه تمایز برتری نسبت به دیگر مقالاتی که در گذشته انجام شده است را دارا می‌باشد.

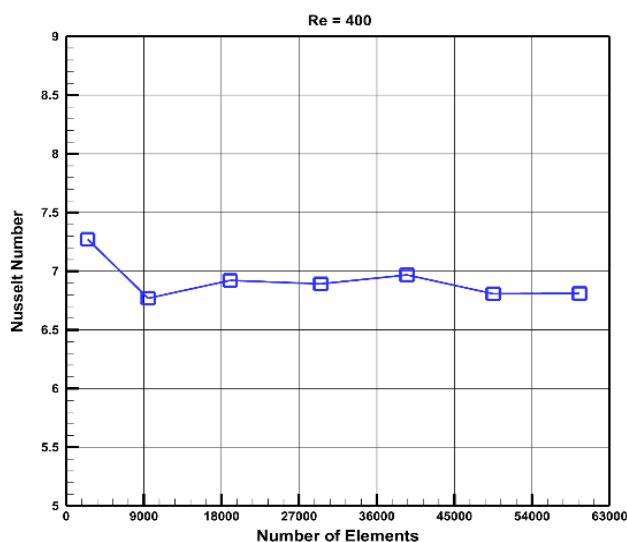
در شکل (۷)، تفاوت حل‌های عددی مقاله حاضر با مقالات زوکاسکاس [4] و غلامی [6] آورده شده است. پس از انجام مقایسه باتوجه به نتایج نزدیک بودن نتایج و میزان خطاهای قابل قبول که مقاله‌ها با یکدیگر دارند می‌توان از صحت حل عددی اطمینان حاصل کرد.

### گسسته‌سازی معادلات

همان‌طور که در بخش معادلات حاکم ذکر شد، برای حل معادلات حاکم این مسئله از روش حجم محدود و برای گسسته‌سازی معادلات از روش کوپل استفاده شده است. دلایل استفاده از این روش برای گسسته‌سازی معادلات میزان دقت و سرعت آن و همچنین هندسه نسبتاً ساده مسئله است.

### معرفی و استقلال شبکه

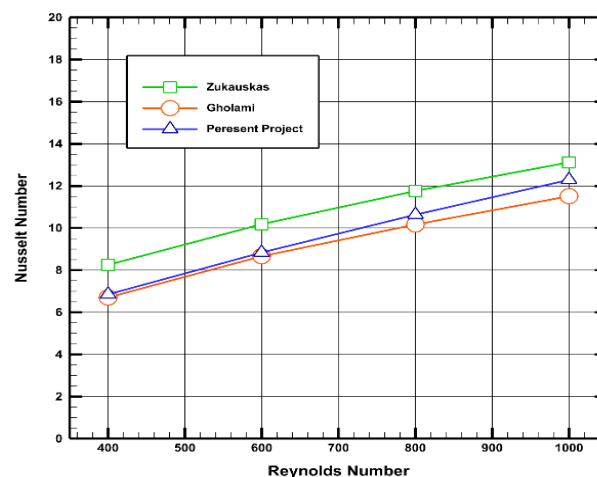
شبکه‌بندی دامنه محاسباتی برای این مسئله توسط بخش Ansys Meshing نرم‌افزار تجاری انسیس انجام شده است و با توجه به این موضوع که این پروژه از هندسه نسبتاً ساده‌ای برخوردار است، در این مطالعه از شبکه بی‌قاعده با المان‌های چهاروجهی برای تحلیل‌ها استفاده شده است. همان‌طور که در شکل (۵) مشاهده می‌شود، برای تعداد المان‌های مختلف یک متغیر (در این مقاله با توجه به اهمیت انتقال حرارت، عدد نوسلت انتخاب شده است) مورد بررسی قرار گرفته و سلول‌های محاسباتی تا زمانی که متغیر عدد نوسلت تغییر محسوسی نداشته افزایش یافته است (زمانی که تقریباً متغیر انتخاب شده در دو شبکه متفاوت تغییر محسوسی نداشته باشد). برای مثال تغییرات شیب نمودار در شکل (۵) از تعداد المان ۱۹۰۰۰ به بعد به نسبت تعداد المان‌های کمتر از آن، کمتر است و از این جهت می‌تواند گزینه مناسبی جهت استقلال شبکه-بندی باشد. شمای کلی این شبکه‌بندی را نیز می‌توان در شکل (۶) مشاهده کرد.



شکل ۵ نمودار تغییرات عدد نوسلت متوسط در تعداد المان‌های مختلف از شبکه‌بندی در عدد رینولدز ۴۰۰

جدول ۲ نتایج مقایسه عدد نوسلت در رینولدزهای مختلف در مقالات

| عدد رینولدز | عدد نوسلت      |                   |            |           |              |
|-------------|----------------|-------------------|------------|-----------|--------------|
|             | تفاوت با غلامی | تفاوت با زوکاسکاس | تحقیق حاضر | غلامی [6] | زوکاسکاس [4] |
| ۴۰۰         | ۲/۲۴ %         | ۲۰/۴ %            | ۶/۸۵۵      | ۶/۷۰۱     | ۸/۲۵۸        |
| ۶۰۰         | ۱/۹۲ %         | ۱۵/۱۶ %           | ۸/۸۳۶      | ۸/۶۶۶     | ۱۰/۱۷۶       |
| ۸۰۰         | ۴/۴۴ %         | ۱۰/۶۳ %           | ۱۰/۶۳۳     | ۱۰/۱۶     | ۱۱/۷۶۴       |
| ۱۰۰۰        | ۶/۸ %          | ۶/۷۹ %            | ۱۲/۲۸۱     | ۱۱/۵۱۳    | ۱۳/۱۱۶       |



شکل ۷ راستی آزمایی مقاله حاضر در اعداد رینولدز مختلف

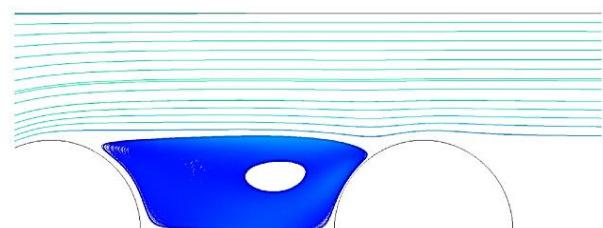
### ارائه و تفسیر نتایج

در مقایسه با مولدهای گردابه تخت در محدوده عدد رینولدز مذکور، استفاده از مولدهای گردابه سینوسی موجب کاهش نسبتاً ثابتی از ناحیه برگشت جریان پشت لوله‌ها می‌شود. این پدیده با استفاده از هدایت سیال با مومتم بالا و با به تأخیر انداختن جدایش سیال پشت لوله موجب کنترل و کاهش نیروی درگ می‌شود؛ لذا استفاده از آنها باعث بهبودی نرخ انتقال حرارت از روی لوله‌ها می‌گردد.

### اثر تغییرات پارامترهای هندسی مولدهای گردابه بر عدد نوسلت بر روی لوله‌ها به صورت میانگین

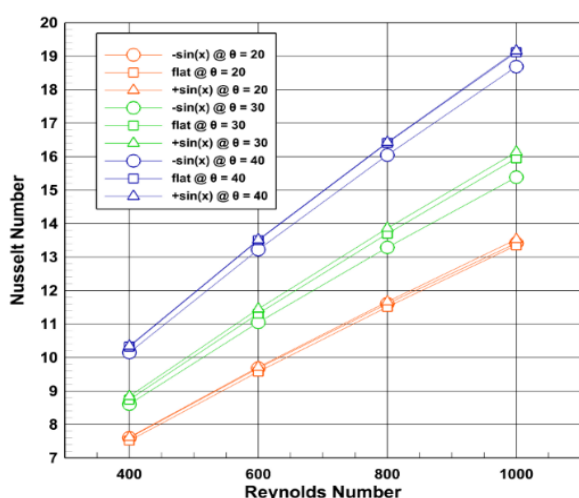
با نزدیک شدن سیال ورودی به مولدهای گردابه، سیال مسیر خود را به سمت لوله‌ها تغییر داده و باعث از بین رفتن ناحیه برگشت مجدد در پایین دست لوله‌ها می‌شود که این پدیده میزان انتقال حرارت از روی لوله‌ها را به طرز قابل توجهی افزایش می‌دهد. در نمودار شکل (۹) مشاهده می‌شود که عدد نوسلت میانگین در

در ابتدای تفسیر نتایج باید به این نکته اشاره کرد که در حالت بدون مولدهای گردابه، در ناحیه جلویی هر لوله برای آرایش خطی، یک ناحیه گردش مجدد وجود دارد، چرا که جریان در قسمت جلوی لوله جدا می‌شود و در قسمت عقب لوله مجاور دوباره به هم می‌رسد تا یک منطقه چرخش ثابت بزرگ بین دو لوله همسایه ایجاد کند که این پدیده را می‌توان در شکل (۸) مشاهده کرد. با توجه به پدیده ذکر شده استفاده از مولدهای گردابه جهت هدایت سیال بر روی لوله‌ها اهمیت پیدا می‌کند.

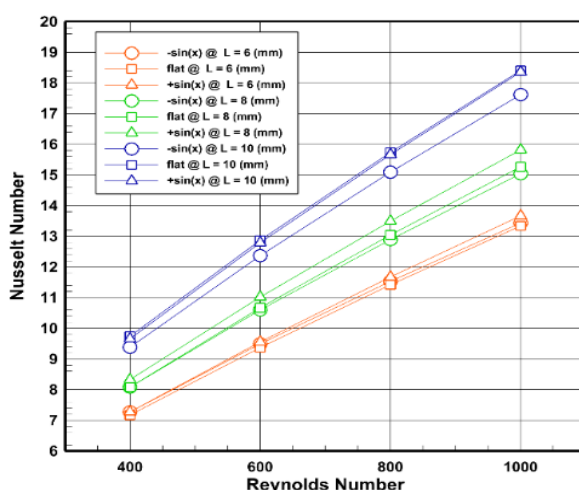


شکل ۸ ناحیه برگشت جریان میان دو لوله همجوار

در عدد رینولدز ۱۰۰۰ بوده که مقدار عدد نوسلت ۱۸/۳۵ را دارا می‌باشد.



شکل ۹ تغییرات میانگین عدد نوسلت در زوایای حمله مختلف

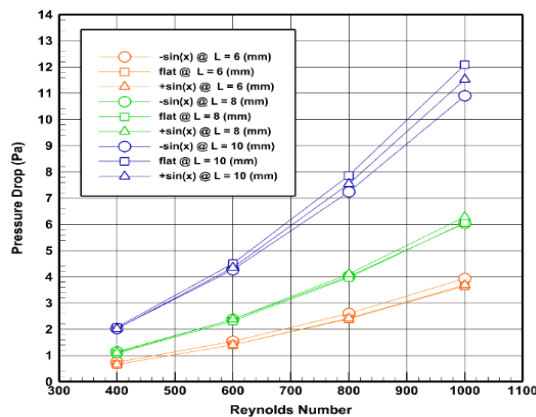


شکل ۱۰ تغییرات میانگین عدد نوسلت در طول‌های مختلف

### اثر تغییرات پارامترهای هندسی مولدهای گردابه بر افت فشار در طول مبدل

پس از بررسی تغییرات عدد نوسلت میانگین، به یکی دیگر از پارامترهای مهم یعنی افت فشار جهت بررسی مدل‌های طراحی شده از مولدهای گردابه پرداخته می‌شود. با توجه به نتایجی که از نمودارها حاصل شده است، می‌توان گفت که در تمامی مدل‌های ارائه شده از مولدهای گردابه، افت فشار قابل توجهی نسبت به حالت اولیه (بدون در نظر گرفتن مولدهای گردابه) در طول مبدل‌های حرارتی ایجاد شده است. همان‌طور که از نمودار شکل (۱۱) پیدا است، مقدار افت فشار با افزایش زوایای حمله و

زاویه حمله ثابت بر اثر افزایش عدد رینولدز، افزایش یافته و همچنین این پارامتر در عدد رینولدز ثابت بر اثر افزایش زاویه حمله نیز افزایش می‌یابد. از نظر کمی نیز می‌توان استنباط کرد که کمترین مقادیر مربوط به عدد نوسلت میانگین بر روی لوله‌ها در زاویه حمله ۲۰ درجه است که به ترتیب از عدد رینولدز ۴۰۰ تا ۱۰۰۰ مقادیر ۷/۶ تا ۱۳/۴ را به خود اختصاص داده‌اند. از طرفی بیشترین مقادیر این کمیت نیز در زاویه حمله ۴۰ درجه بوده و مقادیر ۱۰/۳ تا ۱۹/۱ را شامل می‌شوند. در مبحث تغییرات طول نیز همان‌طور که در شکل (۱۰) مشاهده می‌شود عدد نوسلت میانگین در طول ثابت بر اثر افزایش عدد رینولدز، افزایش یافته و همچنین این پارامتر در عدد رینولدز ثابت بر اثر افزایش طول نیز افزایش می‌یابد. از نظر کمی در تغییرات مربوط به طول مولد نیز می‌توان استنباط کرد که کمترین مقادیر مربوط به عدد نوسلت میانگین بر روی لوله‌ها در طول ۶ میلی‌متر بوده که به ترتیب از عدد رینولدز ۴۰۰ تا ۱۰۰۰ مقادیر ۷/۲۷ تا ۱۳/۴۱ را به خود اختصاص داده‌اند. از طرفی بیشترین مقادیر این کمیت نیز در طول ۸ میلی‌متری بوده که مقادیر ۹/۶۵ تا ۱۸/۳۵ را شامل می‌شوند. در این قسمت باید گفت که اثر افزایش طول و زاویه حمله مولدهای گردابه تأثیر یکسانی بر روی نرخ انتقال حرارت نداشته‌اند (هر دو باعث افزایش آن می‌شوند) اما میزان تغییرات ایجاد شده توسط آن‌ها با یکدیگر متفاوت می‌باشند. تغییرات دامنه‌های موج سینوسی در زوایای حمله، طول‌ها و اعداد رینولدز ثابت، تأثیر چندانی بر عدد نوسلت نداشته است. این موضوع از نظر کمی نیز قابل توجه است. به عنوان مثال بیشترین تغییرات حاصل شده بر روی عدد نوسلت میانگین بر اثر تغییرات دامنه در طول ۸ میلی‌متری و در رینولدز ۱۰۰۰ بوده که مقادیری برابر ۱۷/۶ تا ۱۸/۳ را دارا می‌باشند. این مقادیر نشان‌دهنده تأثیر بسیار کم تغییرات مربوط به دامنه موج‌های سینوسی بر نرخ انتقال حرارت از روی لوله‌ها می‌باشد. در نهایت باید گفت که بیشترین میزان از نرخ انتقال حرارت در شکل (۹) مربوط به موردی است که از زاویه حمله ۴۰ درجه برخوردار بوده و تحت جریان با عدد رینولدز ۱۰۰۰ می‌باشد که عدد نوسلت ۱۹/۱ را به خود اختصاص داده است. در شکل (۱۰) نیز بیشترین مقدار انتقال حرارت مربوط به حالت صفحه تخت در بیشترین طول ممکن (۱۰ میلی‌متر) و

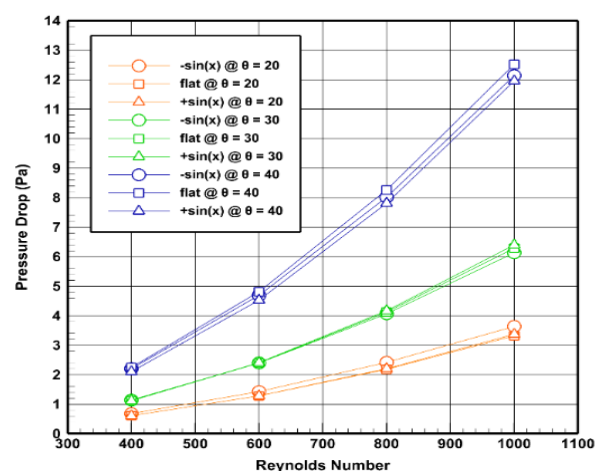


شکل ۱۲ تغییرات افت فشار در طول‌های مختلف

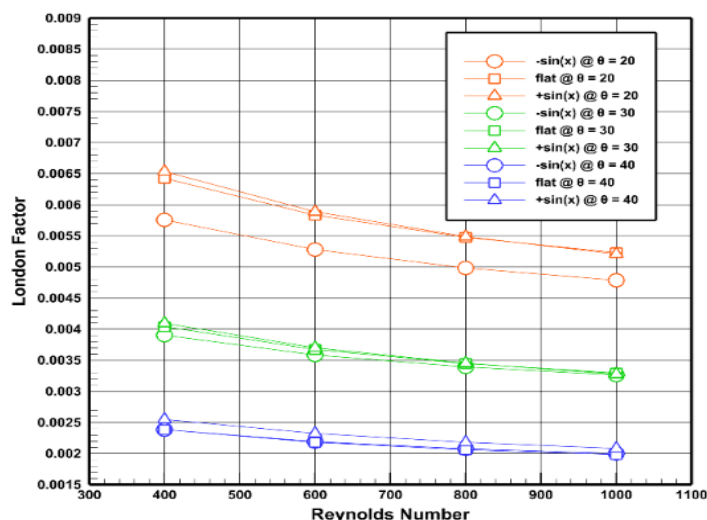
### اثر تغییرات پارامترهای هندسی مولدهای گردابه بر ضریب لاندن

همان‌طور که در بخش معرفی مسئله ذکر شد، ضریب لاندن نشان‌دهنده عملکرد کلی مبدل حرارتی از نظر نرخ انتقال حرارت و افت فشار است. طبق رابطه (۱۰) هرچه این کسر مقدار بیشتری داشته باشد، بدین معنی است که آن مورد به خصوص مورد بهینه‌تری نسبت به بقیه موارد مطالعاتی بوده است. همان‌طور که در نمودار شکل (۱۳) مشاهده می‌شود، ضریب لاندن بر خلاف عدد نوسلت و میزان افت فشار در مبدل در اثر افزایش زاویه حمله، طول و عدد رینولدز کاهش می‌یابد. از نظر کمی مقادیر ضرایب لاندن در مقیاس یک هزارم بوده و برای زاویه‌های حمله ۲۰ و ۴۰ درجه و در محدوده اعداد رینولدز ۴۰۰ تا ۱۰۰۰ به ترتیب برابر مقادیر ۰/۰۰۵۷ تا ۰/۰۰۴۷ و ۰/۰۰۲۵ تا ۰/۰۰۲۸ می‌باشند. این مقادیر برای طول‌های ۶ و ۸ میلی‌متری نیز برابر ۰/۰۰۵۱ تا ۰/۰۰۴۴ و ۰/۰۰۲۴ تا ۰/۰۰۲۰ می‌باشند (شکل ۱۴). در نهایت در رابطه با تأثیر تغییرات دامنه موج‌های سینوسی نیز می‌توان تمامی نتایج را که برای عدد نوسلت میانگین و افت فشار مبدل گفته شد را در رابطه با ضریب لاندن نیز به کاربرد چرا که همان رفتاری که در آن پارامترها مشاهده شد در این بخش نیز مشاهده می‌شود.

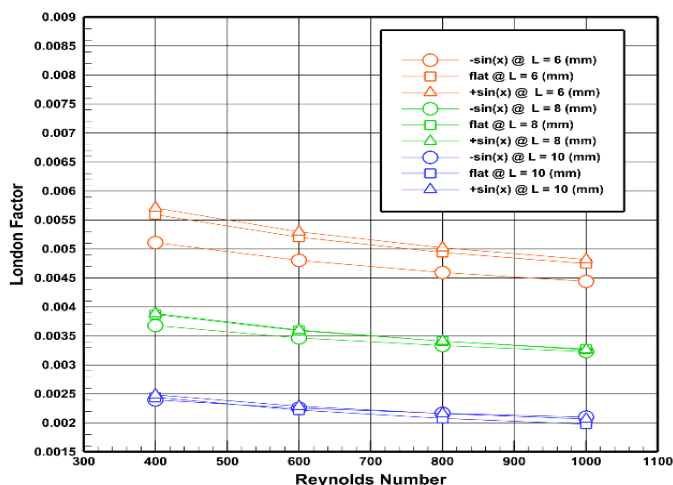
همچنین با افزایش عدد رینولدز، افزایش می‌یابد. از نظر کمی، می‌توان گفت که کمترین میزان تغییرات افت فشار در زاویه حمله ۲۰ درجه بوده که دارای مقادیر ۰/۶۸ تا ۳/۶۴ پاسکال در محدوده اعداد رینولدز ۴۰۰ تا ۱۰۰۰ است. در نقطه مقابل، بیشترین مقادیر این پارامتر در زاویه حمله ۴۰ درجه بوده که مقادیر ۲/۱ تا ۱۱/۹ را به خود اختصاص دادند. در رابطه با تأثیرات طول‌های مختلف از مولدهای گردابه می‌توان گفت که افزایش طول و عدد رینولدز نیز موجب افزایش افت فشار شده و از نظر کمی هم می‌توان گفت که کمترین میزان تغییرات افت فشار مربوط به طول ۶ میلی‌متری و بیشترین آن مربوط به طول ۸ میلی‌متری است که در محدوده اعداد رینولدز از ۴۰۰ تا ۱۰۰۰ به ترتیب دارای مقادیر ۰/۷ تا ۳/۹ و ۲/۰۱ تا ۱۲/۰۸ پاسکال می‌باشند. همانند بخش اثر تغییرات پارامترهای هندسی مولدهای گردابه بر عدد نوسلت بر روی لوله‌ها به صورت میانگین نیز می‌توان گفت که تغییرات دامنه موج‌های سینوسی تأثیرات زیادی را بر روی افت فشار مبدل ایجاد نکرده‌اند. برای درک بهتر می‌توان گفت که بیشترین تغییرات حاصل شده بر روی افت فشار بر اثر تغییر دامنه موج‌های سینوسی در طول ۸ میلی‌متری و در عدد رینولدز ۱۰۰۰ بوده که دارای مقادیر ۱۰/۹ تا ۱۲/۰۸ می‌باشند. حال می‌توان به این موضوع اشاره داشت که کمترین میزان افت فشار مربوط به موردی است که به ترتیب در شکل‌های (۱۱) و (۱۲) دارای کمترین زاویه حمله (۲۰ درجه) و کمترین طول (۶ میلی‌متر) است. میزان افت فشار در طول مبدل حرارتی برای این موارد به ترتیب در عدد رینولدز ۴۰۰ برابر ۰/۶۸ و ۰/۷ پاسکال است.



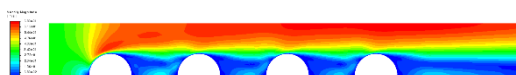
شکل ۱۱ تغییرات افت فشار در زوایای حمله مختلف



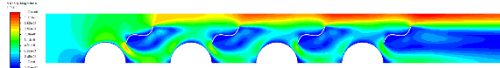
شکل ۱۳ نمودار ضریب لاندن برحسب عدد رینولدز



شکل ۱۴ نمودار تغییرات ضریب لاندن در رینولدزهای مختلف



(الف)



(ب)

شکل ۱۵ کانتورهای مربوط به میدان سرعت: (الف) بدون حضور مولد گردابه، (ب) با حضور مولد گردابه سینوسی

### مقایسه کانتورهای فشار، سرعت و دما در زوایای حمله متفاوت از مولدهای گردابه

در این بخش به ارائه کانتورها پرداخته می‌شود که در سه بخش کانتورهای سرعت، دما و فشار ارائه می‌شوند. کانتورهای سرعت در قسمت‌های مختلف شکل (۱۵) نشان داده شده‌اند که در آن مولد گردابه سینوسی با زاویه حمله ۳۰ درجه و طول ۸ میلی‌متری با حالت پایه در عدد رینولدز ۴۰۰ مقایسه شده است.

همان طور که از شکل (۱۵) مشخص است، حضور مولدهای گردابه سینوسی با ایجاد افت فشار در طول مبدل سبب راهنمایی جریان به سمت لوله‌ها شده و این امر سبب افزایش نرخ انتقال حرارت از روی آن‌ها می‌گردد.

کانتورهای دما در عدد رینولدز ۱۰۰۰ ارائه شده و مربوط به مواردی هستند که از نظر طول و زاویه حمله، بیشترین مقدار عدد نوسلت را به خود اختصاص داده‌اند. این کانتورها با حالت پایه



داده شده است، میزان افت فشار ایجاد شده در پایین دست جریان از مولدهای گردابه به وضوح قابل رویت است.

### نتیجه گیری و پیشنهادات

در این مقاله، مطالعاتی در زمینه نرخ انتقال حرارت و افت فشار در مبدل‌های حرارتی پوسته و لوله از نوع فشرده با حضور مولدهای گردابه جریان انجام شده است. در این خصوص، مولدهای گردابه با ضابطه موج‌های سینوسی طراحی شده و تحت چند زاویه حمله و طول‌های متفاوت مورد بررسی قرار گرفته‌اند تا تأثیرات این زوایا و طول‌های مختلف بر روی نرخ انتقال حرارت از روی لوله‌ها و افت فشار در طول مبدل مشخص شود. پس از بررسی نمودارها، کانتورها و نتایج به دست آمده، می‌توان گفت که استفاده از مولدهای گردابه به طور حساب شده و دقیق می‌تواند در افزایش نرخ انتقال حرارت و کاهش افت فشار کمک شایانی داشته باشد. در پایان نتایج مهمی در این مقاله حاصل شده است که در ادامه به طور خلاصه به آنها اشاره شده است:

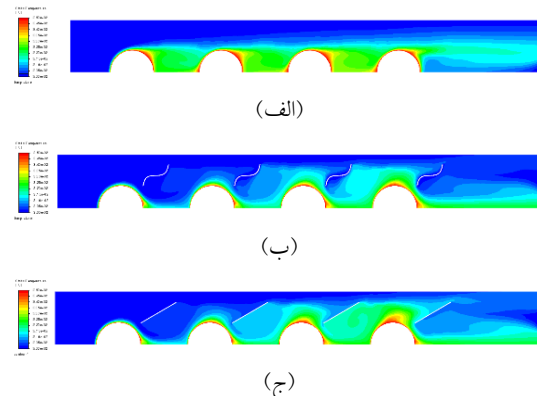
۱. در بحث نرخ انتقال حرارت از روی لوله‌ها، می‌توان گفت که در صورت استفاده از مولدهای گردابه در مبدل حرارتی، اولویت استفاده از مولد گردابه‌ها با لوله‌های آخر است چرا که جریان سیال پس از برخورد با لوله اول منحرف شده و میزان انتقال حرارت، رفته رفته در طول مبدل و در لوله‌های بعدی کاهش می‌یابد. علاوه بر این موضوع استفاده از زوایای حمله و طول‌های بزرگ‌تر به افزایش هر چه بیشتر نرخ انتقال حرارت کمک می‌کند. طبق نتایج به دست آمده، مولدهای گردابه سینوسی در زاویه حمله ۲۰ درجه و طول ۶ میلی‌متری مناسب‌ترین میزان انتقال حرارت و افت فشار را در میان حالات مورد بررسی به خود اختصاص داده‌اند.

۲. در رابطه با افت فشار مبدل حرارتی نیز می‌توان گفت که بر خلاف مورد قبلی، استفاده از زوایای حمله و طول‌های کم موجب کاهش افت فشار می‌شود. پس اگر هدف کمینه کردن این پارامتر باشد، استفاده از این موارد پیشنهاد می‌شود.

۳. در بررسی ضریب لاندن که پارامتری برای عملکرد کلی مبدل است باید گفت که از نظر ریاضی آن دسته از موارد طراحی شده که منجر به ضریب لاندن بالاتری نسبت به دیگر موارد هستند از عملکرد بهتری برخوردار بوده و گزینه‌های مناسب‌تری برای انتخاب محسوب می‌شوند.

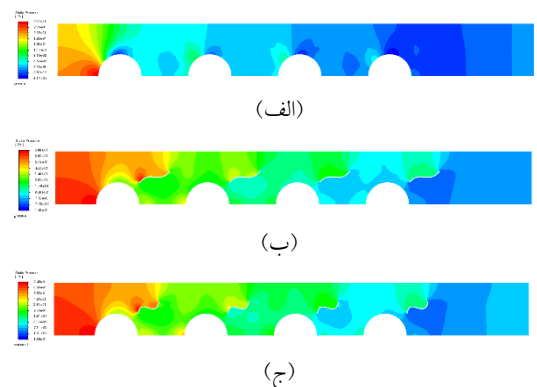
در نهایت باید به این موضوع اشاره داشت که انتخاب یک

مقایسه شده و در قسمت‌های مختلف شکل (۱۶) نشان داده شده‌اند.



شکل ۱۶ کانتورهای میدان دما: (الف) بدون حضور مولد گردابه، (ب) با حضور مولد گردابه سینوسی در زاویه حمله ۴۰ درجه و (ج) با حضور مولد گردابه تخت در طول ۱۰ میلی‌متری

همان طور که از قسمت (ب) و (ج) شکل (۱۶) مشخص است، کنترل دمای روی لوله‌ها در هر دو حالت بسیار بهتر از حالت (الف) بوده است و این قضیه بیانگر کاربردی بودن حضور مولدها در زمینه انتقال حرارت و خنک‌کاری می‌باشد. کانتورهای فشار نیز در عدد رینولدز ۴۰۰ ارائه شده و مربوط به مواردی هستند که از نظر طول و زاویه حمله، دارای کمترین مقدار از افت فشار در طول مبدل حرارتی می‌باشند. همانند کانتورهای دما، این کانتورها نیز با حالت پایه مقایسه شده و در قسمت‌های مختلف شکل (۱۷) نشان داده شده‌اند.



شکل ۱۷ کانتورهای میدان فشار: (الف) بدون حضور مولد گردابه، (ب) با حضور مولد گردابه سینوسی با زاویه حمله ۲۰ درجه و (ج) با حضور مولد گردابه سینوسی با طول ۶ میلی‌متری

همان طور که در قسمت‌های مختلف از شکل (۱۷) نشان

|       |                      |                                                            |
|-------|----------------------|------------------------------------------------------------|
| P     | فشار                 | گزینه در این گونه مسائل کاملاً بستگی به نوع کاربری و نظر   |
| pr    | عدد پراتل            | کارفرما دارد؛ به عنوان مثال در برخی موارد نرخ انتقال حرارت |
| Re    | عدد رینولدز          | نسبت به افت فشار از اهمیت بالاتری برخوردار است، پس         |
| St    | عدد استانتون         | انتخاب نوع طراحی به سمت نرخ بالای انتقال حرارت رفته که     |
| T     | دما                  | موجب افزایش افت فشار نیز می‌شود. از طرفی دیگر در برخی      |
| t     | زمان                 | تحقیقات، افت فشار از اهمیت بیشتری برخوردار است که این      |
| mU    | سرعت در مینیمم سطح   | باعث انتخاب مواردی می‌شود که از نرخ انتقال حرارت پایین‌تری |
| w.v.u | مؤلفه‌های میدان سرعت | برخوردار است.                                              |

|          |                                       |                                                           |
|----------|---------------------------------------|-----------------------------------------------------------|
| $\rho$   | چگالی                                 | پیشنهاداتی که در این قسمت برای کارهای آتی در جهت بهتر     |
| $\mu$    | ویسکوزیته دینامیکی                    | و بهینه‌تر شدن هر چه بیشتر این دسته از مسائل در نظر گرفته |
| $P_{in}$ | مقدار میانگین فشار در طول مقاطع ورودی | شده است عبارتند از:                                       |

|           |                                       |                                                            |
|-----------|---------------------------------------|------------------------------------------------------------|
| $P_{out}$ | مقدار میانگین فشار در طول مقاطع خروجی | ۱. استفاده از صفحات جداکننده لوله‌ها (Baffle) به صورت      |
|           |                                       | موج‌دار به جای صفحات ساده و تخت در مبدل‌های حرارتی         |
|           |                                       | پوسته و لوله. به نظر می‌رسد که با استفاده از این نوع صفحات |
|           |                                       | دیگر نیازی به طراحی مولدهای گردابه نباشد و نگرانی نیز در   |
|           |                                       | زمینه افت فشار وجود ندارد.                                 |

|                        |                    |                                                            |
|------------------------|--------------------|------------------------------------------------------------|
| Flat Vortex Generator  | مولد گردابه تخت    | ۲. استفاده از توابع دیگر برای مولدهای گردابه مانند موج‌های |
| Friction Factor        | عامل اصطکاک        | کسینوسی و منحنی‌های دیگر.                                  |
| Incompressible Flow    | جریان تراکم‌ناپذیر | ۳. استفاده از آرایش متناوب برای لوله‌ها.                   |
| London Goodness Factor | ضریب لاندن         | ۴. استفاده از آرایش متناوب برای مولدهای گردابه.            |
| Nusselt Number         | عدد نوسلت          | ۵. استفاده از سیالی متفاوت برای انتقال حرارت مانند آب و یا |
| Prandtl Number         | عدد پراتل          | روغن.                                                      |

|                 |                     |
|-----------------|---------------------|
| Pressure Drop   | افت فشار            |
| Pressure Outlet | شرط مرزی فشار خروجی |

### فهرست علائم

|                           |                       |       |                               |
|---------------------------|-----------------------|-------|-------------------------------|
| Reynolds Number           | عدد رینولدز           | A     | مساحت سطح                     |
| Sinoidal Vortex Generator | مولدهای گردابه سینوسی | $C_f$ | ضریب اصطکاک                   |
| Stanton Number            | عدد استانتون          | $C_v$ | مقدار گرمای ویژه در حجم ثابت  |
| Symmetry Boundary         | شرط مرزی متقارن       | $C_p$ | مقدار گرمای ویژه در فشار ثابت |
| Velocity Inlet            | سرعت ورودی            | $D_H$ | قطر هیدرولیکی                 |
| Wake Area                 | ناحیه برگشت جریان     | g     | شتاب جاذبه                    |
|                           |                       | h     | ضریب انتقال حرارت جابه‌جایی   |
|                           |                       | J     | عدد کولبرن                    |
|                           |                       | k     | ضریب انتقال حرارت رسانشی      |
|                           |                       | Nu    | عدد نوسلت                     |

### تقدیر و تشکر



## مراجع

- [1] A. Hajimohammadi, and M. Rajabi Zargarabadi, "Numerical Simulation of the Effects of Sinusoidal Pulsed Impinging Jet on Heat Transfer from the Concave Cylindrical Surface", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 29, no. 1, pp. 17-30, 2018. (in persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v29i1.59499>
- [2] H. Eskandari, S. I. Hashemi Marghmolki, "Numerical comparison of thermo-hydraulic characteristics of the shell side of shell-tube heat exchangers with trifoil baffles and sector baffles by means of genetic algorithm", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 2, pp. 55-76, (2023) (in persian).
- [3] H. Pakdaman, M. R. Alizadeh, and V. Kalanter, "Numerical investigation of heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger with chevron plates", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 25, no. 1, pp. 47-60, 2013. (in persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v25i1.16053>
- [4] A. Žkauskas, "Heat Transfer from Tubes in Crossflow", *Advances in heat transfer*, vol. 18, pp. 87-159, 1987. [https://doi.org/10.1016/S0065-2717\(08\)70038-8](https://doi.org/10.1016/S0065-2717(08)70038-8)
- [5] J. S. Leu, Y. H. Wu, and J. Y. Jang, "Heat transfer and fluid flow analysis in plate-fin and tube heat exchangers with a pair of block shape vortex generators", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, no. 19, pp. 4327-4338, (2004).
- [6] A. A. Gholami, M. A. Wahid, and H. A. Mohammed, "Heat transfer enhancement and pressure drop for fin-and-tube compact heat exchangers with wavy rectangular winglet-type vortex generators", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 54, pp. 132-140, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2014.02.016>
- [7] Y. L. He, P. Chu, W. Q. Tao, Y. W. Zhang, and T. Xie, "Analysis of heat transfer and pressure drop for fin-and-tube heat exchangers with rectangular winglet-type vortex generators", *Applied Thermal Engineering*, vol. 61, no. 2-3, pp. 770-783, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2012.02.040>
- [8] A. J. Modi, and M. K. Rathod, "Comparative study of heat transfer enhancement and pressure drop for fin-and-circular tube compact heat exchangers with sinusoidal wavy and elliptical curved rectangular winglet vortex generator", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 141, pp. 310-326, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.06.088>
- [9] M. Awais, and A. A. Bhuiyan, "Enhancement of thermal and hydraulic performance of compact finned-tube heat exchanger using vortex generators (VGs): A parametric study", *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 140, pp. 154-166, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2019.02.041>
- [10] G. Lu, and X. Zhai, "Effects of curved vortex generators on the air-side performance of fin-and-tube heat exchangers", *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 136, pp. 509-518, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2018.11.009>
- [11] Y. Wang, W. Zhao, P. Wang, J. Jiang, and X. Lou, "Thermal Performance of Elliptical Fin-and-Tube Heat Exchangers with Vortex Generator under Various Inclination Angles", *Journal of Thermal Science*, vol. 30, no. 1, pp. 257-270, 2021. <https://doi.org/10.1007/s11630-020-1305-3>
- [12] D. Sahel, H. Ameer, and K. Alem, "Enhancement of the hydrothermal characteristics of fin-and-tube heat exchangers by vortex generators", *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, vol. 35, no. 1, pp. 152-163, 2021.

- [13] S. Caliskan, S. Şevik, and Ö. Özdilli, "Heat transfer enhancement by a sinusoidal wavy plate having punched triangular vortex generators", *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 181, pp. 107769, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2022.107769>
- [14] H. Naik, S. Tiwari, and H. D. Kim, "Flow and thermal characteristics produced by a curved rectangular winglet vortex generator in a channel", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 135, pp. 106103, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.icheatmasstransfer.2022.106103>
- [15] J. Wu, P. Liu, M. Yu, Z. Liu, and W. Liu, "Thermo-hydraulic performance and exergy analysis of a fin-and-tube heat exchanger with sinusoidal wavy winglet type vortex generators", *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 172, pp. 107274, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2021.107274>
- [16] A. Arora, and P. M. V. Subbarao, "Geometric parametrization of toe-out type vortex generators for energy-efficient capacity augmentation in finned-tube heat exchangers", *Thermal Science and Engineering Progress*, vol. 42, pp. 101936, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.tsep.2023.101936>
- [17] P. Saini, A. Dhar, and S. Powar, "Performance enhancement of fin and tube heat exchanger employing curved trapezoidal winglet vortex generator with circular punched holes", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 209, pp. 124142, 2023. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2023.124142>
- [18] H. Sun, H. Fu, H. Ma, T. Sun, Y. Luan, and P. Zunino, "Heat transfer enhancement mechanism of elliptical cylinder for minichannels with delta winglet longitudinal vortex generators", *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 198, pp. 108839, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2023.108839>
- [19] A. S. Hurry, A. Vafadar, K. Hayward, F. Guzzomi, and K. Rauthan, "Numerical investigation of the thermo-hydraulic performance of a shark denticle-inspired plate fin heat exchanger", *Applied Thermal Engineering*, vol. 239, pp. 122192, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.122192>

## Effect of Friction Stir Welding parameters on the Mechanical Properties of Copper Sheets under Helium Gas

Research Article

Mojtaba Vakili-Azghandi<sup>1</sup>, Saeed Yaghoubi<sup>2</sup>, Ali Shirazi<sup>3</sup> , Amin Novin<sup>4</sup>

 <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.85831.1226>

**Abstract** In this research, copper sheets were joined using the friction stir welding method under various welding conditions, including different rotational and translational tool speeds, as well as one-pass and two-pass welding processes. Helium gas was used as a protective atmosphere during welding. Blowing helium gas over the welds and welding tools prevented air from contacting them, thereby avoiding the adverse effects of air exposure. Due to the softness of copper and the thinness of the sheets, J-integral samples were used in this study instead of critical stress intensity factor (KIC) samples. The J-integral values were measured using compact tension (C(T)) specimens. The results demonstrated that the recrystallization phenomenon in the stir zone led to significant improvements in fracture toughness and Vickers hardness, increasing them by 41.49% and 52.85%, respectively, compared to the base metal. However, the annealing phenomenon in the heat-affected zone resulted in the degradation of microstructural and mechanical properties. Specifically, Vickers hardness, ultimate strength, and fracture toughness decreased by 28.57%, 33.90%, and 10.98%, respectively, compared to the base metal. Furthermore, the findings indicated that achieving superior weld quality is more feasible at lower temperatures with fewer welding passes. This approach minimizes heat transfer to the workpiece, thereby preserving its mechanical and microstructural integrity.

**Keywords:** Friction stir welding; Helium shielding gas; Mechanical properties; Welding parameters; J-Integral.

### 1- Introduction

Recently, with the increasing use of copper and its alloys as structural materials in various industrial applications, the demand for effective welding methods has grown significantly. As a result, copper was chosen as the focus of the present study.

In this study, copper sheets were welded using the friction stir welding method under varying conditions, including different rotational and traverse tool speeds and varying numbers of welding passes. To prevent oxidation during welding, helium gas was used as a protective atmosphere. Subsequently, the welds produced under these different conditions were evaluated for their tensile properties, Vickers hardness, fracture toughness, and microstructural characteristics.

### 2- Materials and methods

Copper plates with dimensions of 50 mm × 110 mm were cut from a larger sheet with a thickness of 5 mm, oriented perpendicular to the rolling direction. Both halves were sanded and polished to prepare the surfaces for welding. The copper plates, along with the die and its accessories, are shown in Fig. 1.

As illustrated in Fig. 1, a protective gas was blown over the welding area and tool during the welding process using a gas hose to prevent oxidation. In this study, pure helium gas was employed as the shielding gas to protect the welding area and tools from oxidation. For welding the copper sheets, rotational speeds of 550 rpm and 850 rpm were used, along with traverse speeds of 50 mm/min and 100 mm/min, and one-pass and two-pass welding processes were performed.

To determine the grain size in the three welding zones—the Stirring Zone (SZ), Thermo-Mechanically Affected Zone (TMAZ), and Heat-Affected Zone (HAZ)—the welded copper plates were sectioned perpendicular to the welding direction. After undergoing the etching process, the three welding zones were identified using an optical microscope. Additionally, Vickers hardness and fracture toughness were measured

\*Manuscript received: December 11, 2023. Revised, May 12, 2024, Accepted, June 16, 2024.

<sup>1</sup> Assistant Professor, Department of Materials Engineering, Faculty of Engineering, University of Gonabad, Gonabad, Iran.

<sup>2</sup> Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, Ilam, Iran.

<sup>3</sup> Corresponding Author: Ph.D. Department of Mechanical Engineering, Bu-Ali Sina University, Hamedan, Iran.

Email: [a.shirazi.h@gmail.com](mailto:a.shirazi.h@gmail.com)

<sup>4</sup> M.SC Sama Islamshahr Boys Complex, Islamshahr, Tehran, Iran.

for the different zones produced during welding. The tensile properties of the welds were also evaluated.



Figure 1: Copper plates and die and its accessories

Table 1: Grains size and their changes relative to the base metal for the HAZ and the SZ for different welding conditions

| Welding Conditions | HAZ                       |                               | SZ                        |                               |
|--------------------|---------------------------|-------------------------------|---------------------------|-------------------------------|
|                    | Change relative to BM (%) | Grains size ( $\mu\text{m}$ ) | Change relative to BM (%) | Grains size ( $\mu\text{m}$ ) |
| W. Con.1           | 17.8                      | 17.9 $\pm$ 1.2                | -67.8                     | 4.9 $\pm$ 0.32                |
| W. Con.2           | 8.6                       | 16.5 $\pm$ 0.7                | -77.6                     | 3.4 $\pm$ 0.15                |
| W. Con.3           | 42.8                      | 21.7 $\pm$ 1.9                | -25.0                     | 11.4 $\pm$ 0.84               |
| W. Con.4           | 36.8                      | 20.8 $\pm$ 1.7                | -82.2                     | 2.7 $\pm$ 0.08                |
| BM                 | -                         | 15.2 $\pm$ 0.8                | -                         | 15.2 $\pm$ 0.8                |

Table 2: The maximum values of the elastic loads and the values obtained for  $J_{IC}$  and  $K_{IC}$

| Welding Conditions | HAZ           |                               |                                   | SZ             |                               |                                   |
|--------------------|---------------|-------------------------------|-----------------------------------|----------------|-------------------------------|-----------------------------------|
|                    | $P_{el}$ (N)  | $J_{IC}$ (KJ/m <sup>2</sup> ) | $K_{IC}$ (MPa $\sqrt{\text{m}}$ ) | $P_{el}$ (N)   | $J_{IC}$ (KJ/m <sup>2</sup> ) | $K_{IC}$ (MPa $\sqrt{\text{m}}$ ) |
| W. Con.1           | 987 $\pm$ 49  | 3.16                          | 20.51                             | 1237 $\pm$ 52  | 4.96                          | 25.71                             |
| W. Con.1           | 1017 $\pm$ 73 | 3.35                          | 21.13                             | 1335 $\pm$ 121 | 5.77                          | 27.74                             |
| W. Con.1           | 932 $\pm$ 53  | 2.81                          | 19.37                             | 1113 $\pm$ 75  | 4.01                          | 23.13                             |
| W. Con.1           | 976 $\pm$ 61  | 3.08                          | 20.28                             | 1482 $\pm$ 127 | 7.11                          | 30.79                             |
| BM                 | 1047 $\pm$ 88 | 3.55                          | 21.67                             | 1047 $\pm$ 88  | 3.55                          | 21.76                             |

### 3. Results and Discussion

The grain sizes of the HAZ and SZ are presented in Table 1. The values in this table can be explained by considering the heat transfer rates under various welding conditions. Specifically, a decrease in the rotational speed of the tool reduces the rate of heat transfer to the welded samples, while a reduction in the traverse speed of the tool increases the heat transfer rate to the samples. These relationships justify the observed grain size variations under different welding conditions.

Based on Vickers microhardness measurements, the data obtained are presented in Fig. 2. This figure indicates that, in general, the Vickers hardness values of the welds

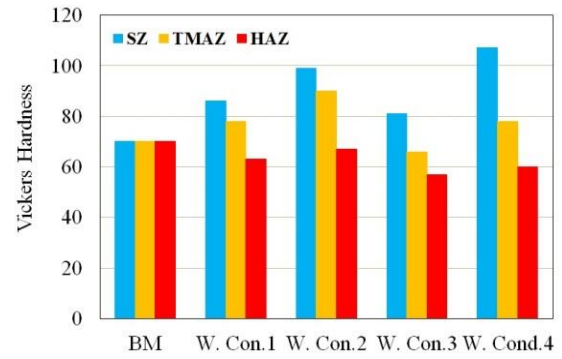


Figure 2: Copper plates and die and its accessories

decrease as the heat transfer rate to the samples increases under different welding conditions. Consequently, the minimum hardness is observed in welding mode 3, where the rotational speed of the tool is 850 rpm, resulting in significant heat transfer to the welding plate. This trend is consistent across all three welding zones.

The true stress-strain curves of the base metal and the sheets joined under different welding conditions were also determined in this research. After conducting the tensile tests, it was observed that all the tensile test samples prepared from the welded sheets fractured in the heat-affected zone (HAZ). This indicates that the heat-affected area is the weakest region in the weld.

All the C(T) samples were subjected to tension using a 2.5-ton Zwick tensile machine, and their force-displacement diagrams were obtained. Based on these graphs, the maximum elastic load values were determined. Subsequently, the J<sub>II</sub>-integral values for different welding conditions in the HAZ and the stir zone (SZ) were calculated and are presented in Table 2. This table shows that, across all welding conditions, the fracture toughness of the HAZ is lower than that of the base metal, whereas the fracture toughness of the SZ is higher than that of the base metal. For example, in W. Con. 3, the fracture toughness of the HAZ decreased by 10.98%, while in W. Con. 4, the fracture toughness of the SZ increased by 41.49% compared to the base metal.

the tool caused grain growth in the HAZ by 42.8% compared to the base metal, whereas in W. Con. 2, the grain growth was only 8.6%.

#### 4. Conclusions

In this study, copper plates were joined using the friction stir welding process under various welding parameters with helium shielding gas. The objective was to investigate the mechanical properties of the welds, including microhardness, tensile properties, fracture toughness, and their microstructure. Based on the findings, the following conclusions were drawn:

1. **Improvement in SZ properties:** The friction stir welding process improved the mechanical properties in the SZ. The increase in grain boundaries and reduction of stress concentration effects significantly enhanced fracture toughness in the SZ. For instance, in W. Con. 4, with two welding passes, fracture toughness increased by 41.49% compared to the base metal.
2. **Effect of welding passes:** Increasing the number of welding passes enhanced the mechanical properties in the SZ but degraded the properties in the HAZ, which is the weakest region of the weld. To achieve better mechanical properties, it is recommended to perform the welding process under conditions that minimize heat transfer to the workpiece rather than increasing the number of welding passes.
3. **Recrystallization and grain refinement:** The recrystallization phenomenon led to significant grain refinement in the SZ, thereby improving its mechanical properties. For example, in W. Con. 4, with two welding passes, Vickers hardness in the SZ increased by 52.85% compared to the base metal. Conversely, the annealing phenomenon in the HAZ reduced both microstructural and mechanical properties. In W. Con. 3, for instance, Vickers hardness in the HAZ decreased by 28.57%, ultimate strength by 33.9%, and fracture toughness by 10.98% compared to the base metal.
4. **Importance of tool parameters:** The rotational and traverse speeds of the welding tool are critical factors influencing the microstructural and mechanical properties of the welds. These parameters determine the amount of heat transferred to the workpiece, thereby impacting the characteristics of the weld. For example, in W. Con. 3, the high rotational speed of





## بررسی اثر پارامترهای جوشکاری اغتشاشی اصطکاکی بر خواص مکانیکی ورق‌های مسی تحت گاز هلیوم\*

مقاله پژوهشی

امین نوین<sup>(۴)</sup>علی شیرازی<sup>(۳)</sup> سعید یعقوبی<sup>(۲)</sup>مجتبی وکیلی ازغندی<sup>(۱)</sup> <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.85831.1226>

**چکیده** در این تحقیق، ورق‌های مسی با شرایط مختلف جوشکاری شامل سرعت‌های دورانی و انتقالی ابزار و نیز به تعداد یک و دو پاس جوش به روش جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی به یکدیگر متصل شده‌اند. این جوشکاری‌ها تحت گاز هلیوم به عنوان گاز محافظ انجام شده‌اند. دمیدن گاز هلیوم بر روی جوش‌ها و ابزار جوشکاری سبب می‌شود که از تماس هوا با آنها جلوگیری شود و از اثرات نامطلوبی که هوا بر آنها می‌تواند بگذارد، اجتناب گردد. در این تحقیق به علت نرم بودن فلز مس و نازک بودن ورق‌ها به جای نمونه‌های ضریب شدت تنش بحرانی  $K_{IC}$ ، از نمونه‌های انتگرال J- استفاده شده است. این کمیت با ساخت نمونه‌های C(T) اندازه‌گیری شد. نتایج این مطالعه نشان داد که به دلیل وقوع پدیده تبلور مجدد در منطقه اغتشاشی، چقرمگی شکست و سختی ویکرز می‌تواند به ترتیب ۴۹/۴۱٪ و ۵۲/۱۵٪ نسبت به فلز پایه افزایش یابند. وقوع پدیده آنبیل شدن در ناحیه متأثر از گرما منجر به تنزل خواص ریزساختاری و مکانیکی می‌شود، به گونه‌ای که میزان سختی ویکرز، استحکام نهایی و چقرمگی شکست نسبت به فلز پایه به ترتیب ۲۸/۵۷٪، ۳۳/۹۰٪ و ۱۰/۹۸٪ می‌توانند کاهش پیدا کنند. علاوه بر این، نتایج تحقیق نشان داد که برای به دست آوردن یک جوش بهتر، مناسب‌تر است که به جای انجام دو یا چند پاس جوشکاری، فرایند جوشکاری را در دمای کمتری انجام داد، به گونه‌ای که گرمای کمتری به قطعه‌کار منتقل شود.

**واژه‌های کلیدی** جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی، گاز محافظ هلیوم، خواص مکانیکی، پارامترهای جوشکاری، انتگرال-J.

## مقدمه

جدید، به طور گسترده‌ای برای اتصال مواد مختلف که جوشکاری ذوبی آنها با استفاده از روش‌های رایج دشوار است، استفاده می‌شود [4]. جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی که جایگزینی برای روش جوشکاری قوس الکتریکی معمولی است، دارای مزایای منحصر به فردی از جمله نیاز به آماده‌سازی سطح حداقل، راحتی کنترل پارامترهای جوشکاری و قابلیت اتصال فلزات مشابه یا غیر مشابه که اغلب به سختی جوش داده می‌شوند، است [5]. همچنین، این روش جوشکاری زمان جوش کوتاهی دارد و به راحتی می‌توان آن را خودکار کرد [6]. این

اخیرا با گسترش کاربرد مس و آلیاژهای آن به عنوان یک فلز سازه‌ای در بیشتر زمینه‌های صنعتی، تقاضا برای جوشکاری آن با یک روش مناسب نیز افزایش یافته است [1]. به عنوان مثال، مس در تولید کانال‌ها و مجاری استفاده می‌شود [2] و یا به دلیل مقاومت در برابر خوردگی بالا، در صنعت خطوط لوله آب مورد استفاده قرار می‌گیرد [3]. بنابراین، فلز مس برای مطالعه حاضر انتخاب شده است. جوشکاری اصطکاکی اغتشاشی (Friction Stir Welding) (FSW) به عنوان یک فرایند اتصال حالت جامد

\* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۹/۲۰ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۲/۳/۲۷ می‌باشد.

(۱) استادیار، گروه مهندسی مواد، مجتمع آموزش عالی گناباد، گناباد، ایران.

(۲) استادیار گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه ایلام، ایلام، ایران.

(۳) نویسنده مسئول: گروه مهندسی مکانیک، دانشکده مهندسی، دانشگاه بوعلی سینا، همدان، ایران.

(۴) دانش آموخته کارشناس ارشد، مجتمع پسرانه سما اسلامشهر، اسلامشهر، تهران، ایران.

و جابه‌جایی ابزار و تعداد پاس مختلف، به یکدیگر جوش داده می‌شوند. به منظور جلوگیری از اکسید شدن جوش‌ها، این جوش‌کاری‌ها تحت گاز هلیوم انجام می‌شوند. دمیدن این گاز نجیب در حین جوش‌کاری بر روی ابزار و قطعه‌کار، سبب می‌شود که از رسیدن اکسیژن به محل جوش جلوگیری شود و اکسید شدن جوش‌ها اتفاق نیفتد چرا که افزایش دما و اکسید شدن جوش باعث تضعیف خواص جوش می‌شود. همچنین ممکن است که ابزار نیز دچار اکسایش شود و دقت خود را از دست بدهد و یا حتی از بین برود. در مرحله بعد، خواص جوش‌هایی که با شرایط مختلف مذکور حاصل شدند، شامل خواص کششی، سختی و یکرز و چقرمگی شکست و نیز خواص ریزساختاری آنها تعیین می‌شوند و این امکان را می‌دهند تا با مقایسه نتایج به دست آمده در این تحقیق و نتایج موجود دیگر در این زمینه، اثر استفاده از گاز هلیوم در جوش‌کاری به عنوان یک گاز محافظ بهتر درک شود.

### مواد و روش‌ها

#### جوش‌کاری‌ها

همان‌طور که قبلاً ذکر شد، در این تحقیق از مس خالص استفاده شده است. ترکیب شیمیایی این فلز با توجه به آزمایش‌های انجام شده در پژوهش حاضر مطابق جدول (۱) می‌باشد.

صفحات مسی با ابعاد ۵۰ میلی‌متر در ۱۱۰ میلی‌متر از یک ورق بزرگ به ضخامت ۵ میلی‌متر در راستای عمود بر جهت نورد بریده شده‌اند. هر دو نیمه قطعه‌کار، سمباده زده شده و صیقلی شده‌اند. این فرایندها برای جلوگیری از ایجاد حباب‌های هوا در محل جوش‌کاری ضروری می‌باشند؛ چرا که در غیر این صورت، حباب‌های هوای به دام افتاده، می‌توانند جوش‌های نهایی را تضعیف نمایند. صفحات مسی اولیه و قالب و متعلقات آن در شکل (۱) نشان داده شده است. قطعه‌کار نشان داده شده در این شکل، یک بار از قبل جوش داده شده و ابزار، برای بار دوم در حال جوش دادن آن است (جوش‌کاری دو پاس).

روش برای جوش‌کاری قطعات آلومینیومی ابداع شد، اما استفاده از آن به سرعت برای بسیاری از مواد دیگر مانند سوپر آلیاژها [7]، مس و آلیاژهای آن [8]، انواع فولاد [9]، تیتانیوم و آلیاژهای آن [10]، بسیاری از انواع مواد پلیمری [11] و همچنین مواد ترموپلاستیک [12] توسعه یافت. روش جوش‌کاری FSW را می‌توان برای اتصال قطعات مواد مختلف به یکدیگر [13] استفاده نمود. این رویکرد جدید جوش‌کاری توسط مؤسسه جوش‌کاری (The Welding Institute) (TWI) در انگلستان در سال ۱۹۹۱ ابداع و معرفی شد [14].

پژوهش‌های متعددی در زمینه مطالعه فرایند جوش‌کاری به-روش اصطکاکی اغتشاشی انجام شده است. سان و فوجی [15]، اثر افزودن ذرات SiC بر استحکام کششی جوش‌های اصطکاکی اغتشاشی را بررسی کردند. آنها دریافتند که در یک پاس جوش، استحکام نهایی اتصالات جوش به دلیل ذرات SiC اضافه شده، کاهش می‌یابد. همچنین، با افزایش تعداد پاس‌های جوش‌کاری، ذرات SiC اضافه شده می‌توانند در منطقه اغتشاشی، بهتر پراکنده شوند و استحکام جوش را در مقایسه با شرایط جوش تک‌پاس افزایش دهند. یعقوبی و شیرازی [6]، ورق‌های مسی را با سرعت‌های مختلف ابزار جوش‌کاری به هم جوش دادند و خواص جوش‌های حاصل را بررسی نمودند. بر اساس مطالعات ایشان، در ناحیه متأثر از گرما، نرخ رشد ترک خستگی دارای بیشترین مقدار خود است. همچنین، با افزایش تعداد پاس‌های جوش‌کاری، مقاومت به خوردگی (Corrosion) در ناحیه اغتشاشی افزایش می‌یابد. کحال و همکاران [17]، با استفاده از روش تاگوچی، خواص مکانیکی جوش‌های اصطکاکی اغتشاشی را بهینه نمودند. ایشان متغیرهایی همچون قطر پین ابزار، سرعت دورانی، سرعت پیشروی و زاویه انحراف را به‌عنوان متغیرهای فرایند در نظر گرفتند و سه کمیت استحکام نهایی، چقرمگی و سختی در منطقه متأثر از حرارت و کار مکانیکی را بهینه نمودند. در پژوهش حاضر، در ابتدا ورق‌های مسی به روش جوش‌کاری اصطکاکی اغتشاشی و با سرعت‌های مختلف دورانی

جدول ۱ ترکیب شیمیایی فلز مس مورد استفاده

| Cu        | Pb    | Sn    | P    | Mn   | Al    | Fe   | Ni     | Cr     | Co   | Zn    |
|-----------|-------|-------|------|------|-------|------|--------|--------|------|-------|
| ماده پایه | <۰/۰۱ | <۰/۰۱ | ۰/۰۳ | ۰/۰۱ | ناچیز | ۰/۰۱ | <۰/۰۰۴ | <۰/۰۰۱ | ۰/۰۱ | <۰/۰۲ |



علت در بسیاری از پژوهش‌های انجام شده، تعداد پارامترهای در نظر گرفته شده تقریباً به همین تعداد می‌باشند.

جدول ۲ شرایط جوش کاری مختلف مورد استفاده در مطالعه حاضر

| حالت‌های مختلف جوش کاری | سرعت دورانی (rpm) | سرعت جابه‌جایی (mm/min) |
|-------------------------|-------------------|-------------------------|
| حالت یک                 | ۵۵۰               | ۵۰                      |
| حالت دو                 | ۵۵۰               | ۱۰۰                     |
| حالت سه                 | ۸۵۰               | ۵۰                      |
| حالت چهار (دو پاس)      | ۵۵۰               | ۵۰                      |

### تعیین مناطق جوش و اندازه دانه‌ها

اگر چه جوش کاری اغتشاشی اصطکاکی در حالت جامد انجام می‌شود (بدون ذوب ماده) اما به علت انتقال گرما به قطعه کار و تغییر شکل‌های بزرگ، ریزساختار ماده دچار تغییرات قابل توجهی می‌شود که خواص آن را دست‌خوش تغییر می‌کند. این عوامل، یعنی گرما و تغییر شکل‌های بزرگ باعث به وجود آمدن سه ناحیه مختلف در خط جوش می‌شوند. این نواحی عبارتند از ناحیه متأثر از گرما (HAZ) (Heat Affected Zone)، ناحیه متأثر از کار مکانیکی و گرما (Thermo-Mechanical Affected Zone) (TMAZ) و ناحیه اغتشاشی (SZ) (Stir Zone).

ناحیه متأثر از گرما: ناحیه متأثر از گرما، دو ناحیه مجزا در دو طرف خط جوش می‌باشد که یک چرخه گرمایی را در حین فرایند جوش کاری تجربه می‌کنند. گرمای انتقالی به این ناحیه سبب می‌شود که دانه‌بندی آن اندکی درشت‌تر شود و دانه‌ها به طور کامل و یا جزئی به یکدیگر بپیوندند.

ناحیه متأثر از کار مکانیکی و گرما: تغییراتی که در این ناحیه از جوش نسبت به ماده پایه به وجود می‌آید نشئت گرفته از تغییر شکل‌های خمیری ایجاد شده توسط ابزار و نیز گرمای فرایند جوش کاری می‌باشد. این ناحیه خود به دو قسمت تقسیم می‌شود. ناحیه‌ای که در آن دانه‌بندی مجدد رخ می‌دهد و نیز ناحیه‌ای که در آن دانه‌بندی مجدد رخ نمی‌دهد.

ناحیه اغتشاشی: بخشی از ناحیه متأثر از کار مکانیکی و گرما است که دچار دانه‌بندی مجدد می‌شود. این بخش در واقع ناحیه‌ای است که بزرگ‌ترین تغییر شکل‌ها در آن رخ می‌دهد.



شکل ۱ صفحات مسی اولیه و قالب و متعلقات آن

تقریباً در تمام انواع جوش کاری، پدیده اکسیداسیون یکی از موارد نامطلوب است. بنابراین، همان‌طور که شکل (۱) نشان می‌دهد، برای محافظت از ناحیه جوش و ابزار پین، گاز محافظ در طول فرایند جوش کاری با استفاده از شیلنگ گاز بر روی آن‌ها دمیده می‌شود. در این مطالعه، از گاز هلیوم خالص به عنوان گاز محافظ برای محافظت از ناحیه جوش کاری و ابزار جوش کاری در مقابل اکسیداسیون استفاده شده است.

در این تحقیق، برای بررسی تأثیر پارامترهای مورد نظر بر روی خواص جوش، فرایندهای جوش کاری مطابق با شرایط ذکر شده در جدول (۲) انجام شده‌اند. فرایند جوش کاری با ابزاری متشکل از شانه به قطر ۲۰ میلی‌متر، پین به قطر ۸ میلی‌متر و طول ۴/۷۵ میلی‌متر، انجام شده است. زاویه تورب بین جهت عمودی و محور ابزار نیز ۲ درجه در نظر گرفته شده است. منظور از زاویه تورب، زاویه میان محور ابزار و خط عمود بر صفحه مسی (قطعه کار) است. این زاویه معمولاً بین ۲ تا ۴ درجه در نظر گرفته می‌شود. وجود زاویه تورب سبب می‌شود که بخش عقبی شانه ابزار در قطعه کار فرو رود و و ماده را به سمت پایین فشار دهد. به این ترتیب فرایند فرجینگ اتفاق می‌افتد. لازم به یادآوری است که جوشکاری اغتشاشی اصطکاکی ترکیبی از فرایند روزن رانی و فرایند فرجینگ است.

شایان ذکر است که اساس انتخاب پارامترهای جوشکاری، این بوده است که جوش‌های تولید شده توسط آنها بدون عیب و مطلوب (حداقل از لحاظ ظاهری) باشند. اما، چون این پارامترها در بازه نسبتاً کوچکی قرار می‌گیرند، نمی‌توان محدوده آنها را خیلی بزرگ در نظر گرفت چرا که اگر این پارامترها خیلی تغییر کنند سبب ایجاد عیوبی در جوش‌های حاصل، می‌شوند. به همین

### چقرمگی شکست

برای تعیین چقرمگی شکست از استاندارد ASTM E1820 استفاده شده است. این استاندارد توصیه می‌کند که برای تعیین چقرمگی شکست، به جای نمونه‌های ضریب شدت تنش بحرانی  $K_{IC}$ ، از نمونه‌های انتگرال-J استفاده شود [20]. انتگرال-J، یک انتگرال خطی (مستقل از مسیر) در اطراف نوک ترک است که در مبحث مکانیک شکست اهمیت زیادی دارد. استفاده از نمونه‌های  $K_{IC}$  برای تعیین چقرمگی شکست، زمانی مناسب است که حالت کرنش صفحه‌ای حاکم باشد. در نمونه‌های جوش داده شده، چون محدودیت ضخامت وجود دارد، نمی‌توان از این کمیت استفاده کرد. بنابراین، استاندارد اجازه می‌دهد که برای این منظور از نمونه‌های تعیین انتگرال-J استفاده شود. به همین دلیل، از نمونه‌های  $C(T)$  تعیین انتگرال-J استفاده شده است. ابعاد این نمونه‌ها در شکل (۲-الف) آورده شده‌اند. با توجه به اهمیت بالای ناحیه اغتشاشی و ناحیه متأثر از گرما، در بسیاری از مطالعات، خواص این ناحیه‌ها از جمله چقرمگی شکست این نواحی مورد توجه قرار گرفته است. بنابراین، در تحقیق حاضر، نمونه‌های  $C(T)$  به گونه‌ای از قطعه‌کارهای مسی جوش داده شده برش داده شدند که شکاف نمونه‌های مذکور در ناحیه اغتشاشی و یا در ناحیه متأثر از گرما قرار گیرد. نمونه‌های  $C(T)$  از فلز پایه نیز تهیه شدند تا به کمک آنها بتوان چقرمگی ماده پایه را نیز اندازه گرفت و با چقرمگی نواحی مختلف جوش مقایسه نمود. قبل از اعمال نیروی کششی به نمونه‌های  $C(T)$  و تعیین نمودارهای نیرو-جابه‌جایی آنها، این نمونه‌ها تحت بارگذاری خستگی قرار گرفتند؛ به طوری که یک پیش‌ترک در انتهای بریدگی آنها ایجاد شد. طول این پیش ترک طبق توصیه استاندارد ASTM E1820 حداقل ۰/۶ میلی‌متر است. بارهای خستگی نیز با استفاده از دستگاه کشش زوئیک ۲/۵ تن اعمال شدند. در این تحقیق، برای آنکه بتوان نمونه‌های  $C(T)$  را به فک‌های دستگاه بست، گیره‌های ویژه‌ای ساخته شدند. تصویر این گیره‌های ساخته شده، نمونه  $C(T)$  تحت آزمایش و فک‌های دستگاه زوئیک در شکل (۲-ب) نشان داده شده‌اند. شایان ذکر است که برای حصول دقت بیشتر در نتایج به دست آمده، در هر حالت جوش کاری، سه نمونه  $C(T)$  ساخته شده و مورد آزمایش قرار گرفته و سپس، از داده‌های به دست آمده میانگین‌گیری شده است.

به منظور تعیین اندازه دانه‌ها و سه ناحیه جوش (ناحیه اغتشاشی، ناحیه متأثر از کار مکانیکی و گرما و ناحیه تحت تأثیر گرما)، صفحات مسی جوش داده شده در جهت عمود بر راستای جوش، برش داده شدند. پس از برش، سطح مقطع نمونه‌ها با دقت سمباده زده شده، صیقل خورده و سپس اچ (Etching) شدند. محلول مناسب برای اچ کردن فلز مزبور شامل ۳۰ میلی‌لیتر اسید کلریدریک، ۱۰ گرم کلرید آهن، ۶۰ میلی‌لیتر آب مقطر و ۶۰ میلی‌لیتر اتانول می‌باشد. پس از انجام فرایند اچ، سه ناحیه مختلف جوش کاری توسط میکروسکوپ نوری شناسایی شدند. این مناطق برای تمام شرایط جوش کاری ذکر شده در جدول (۲) تعیین گردیدند. علاوه بر این، اندازه دانه ناحیه اغتشاشی و اندازه دانه متأثر از گرما برای هر یک از شرایط جوش کاری مشخص شدند.

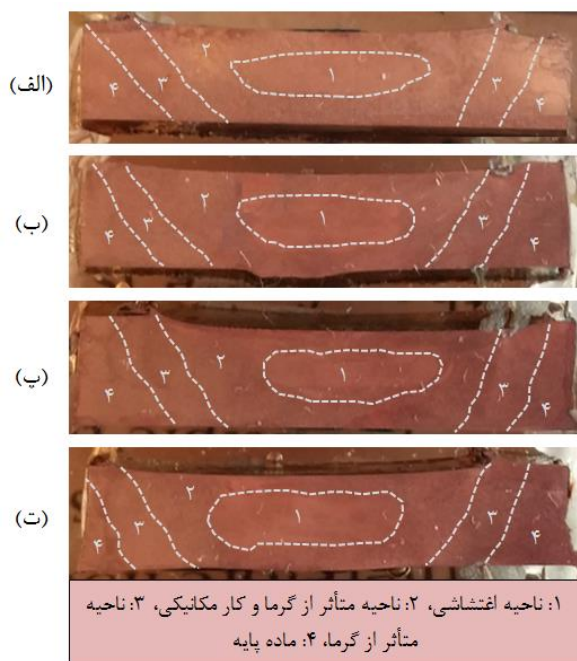
### میکروسختی ویکرز

برای تعیین پروفیل‌های سختی ویکرز جوش‌ها، از استاندارد ASTM E92 استفاده شده است [18]. بر اساس این استاندارد، بار  $200\text{ gf}$  به خط میانی هر نمونه جوش داده شده (در راستای ضخامت) در مدت ۱۵ ثانیه اعمال شد و بدین ترتیب مقادیر سختی ویکرز برای ناحیه اغتشاشی و اندازه دانه متأثر از گرما برای تمام شرایط جوش کاری و همچنین برای فلز پایه به دست آمدند. برای آن که نتایج به دست دارای دقت کافی باشند، در هر حالت و در هر ناحیه، سختی ویکرز پنج نقطه اندازه‌گیری شده و سپس از نتایج مربوطه میانگین‌گیری شده است.

### خواص کششی

آزمایش‌های کششی با استفاده از دستگاه کشش زوئیک (Zwick) ۲/۵ تن با سرعت ۱ میلی‌متر بر دقیقه در دمای محیط انجام شدند. نمونه‌های کششی از صفحات جوش داده شده در امتداد جهت عمود بر خط جوش و بر اساس استاندارد ASTM E8 بریده شدند [19]. همچنین، بعد از انجام آزمایش‌های کشش با استفاده از میکروسکوپ الکترونی روبشی، سطوح شکست نمونه‌های کششی مورد بررسی قرار گرفتند. در این دسته از آزمایش‌ها، برای هر حالت جوش کاری سه نمونه آزمون کشش تهیه شده و تحت آزمون قرار گرفت و از نتیجه‌هایی که به دست آمدند، میانگین گرفته شد.

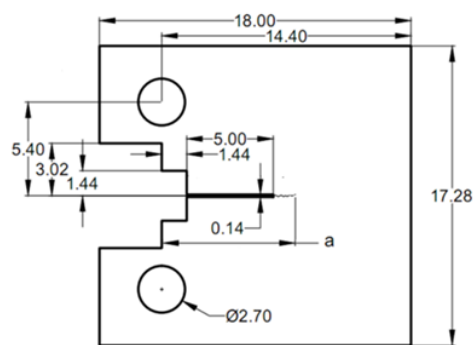
بر اینکه ناحیه اغتشاشی تمایل بیشتری به سمت پیشروی دارد، کل این ناحیه نیز کمی به سمت طرف پیشرو منتقل شده است. دلیل این پدیده، سرعت چرخش بیشتر در سمت پیشرو نیز می-باشد.



شکل ۳ نواحی مختلف حاصل از جوش کاری در حالت های مختلف: (الف) حالت یک، (ب) حالت دو، (پ) حالت سه و (ت) حالت چهار

در جوش کاری اصطکاکی اغتشاشی، ناحیه متأثر از گرما و کار مکانیکی، یک ناحیه انتقالی بین ناحیه اغتشاشی و ناحیه متأثر از گرما است و خواص آن بین خواص این دو ناحیه می باشد. این موضوع به ویژه در مورد اندازه دانه ها و خواص کششی این نواحی صدق می کند. بر اساس این واقعیت، در تحقیق حاضر بیشتر به خواص ریزساختاری و مکانیکی ناحیه اغتشاشی و ناحیه متأثر از گرما توجه شده است. بنابراین، اندازه دانه آنها توسط یک میکروسکوپ نوری با استفاده از روش تقاطع خطوط (Intercept method) مشخص شده و در جدول (۳) ارائه شده اند. به عنوان نمونه، تصاویر ریزساختار و دانه بندی فلز پایه، ناحیه متأثر از گرما، ناحیه متأثر از گرما و کار مکانیکی و ناحیه اغتشاشی برای شرایط جوش ۱، به عنوان شرایط جوش پایه در شکل (۴) نشان داده شده است.

تمامی اندازه هایی که در جدول (۳) ارائه شده اند، با توجه به



(الف)



(ب)

شکل ۲ عملیات مربوط به انجام آزمایش نمونه C(T): (الف) ابعاد نمونه های C(T) و (ب) یک نمونه C(T) که توسط گیره های ساخته شده، بر روی دستگاه زنیک بسته شده است

## نتایج و بحث ریزساختار

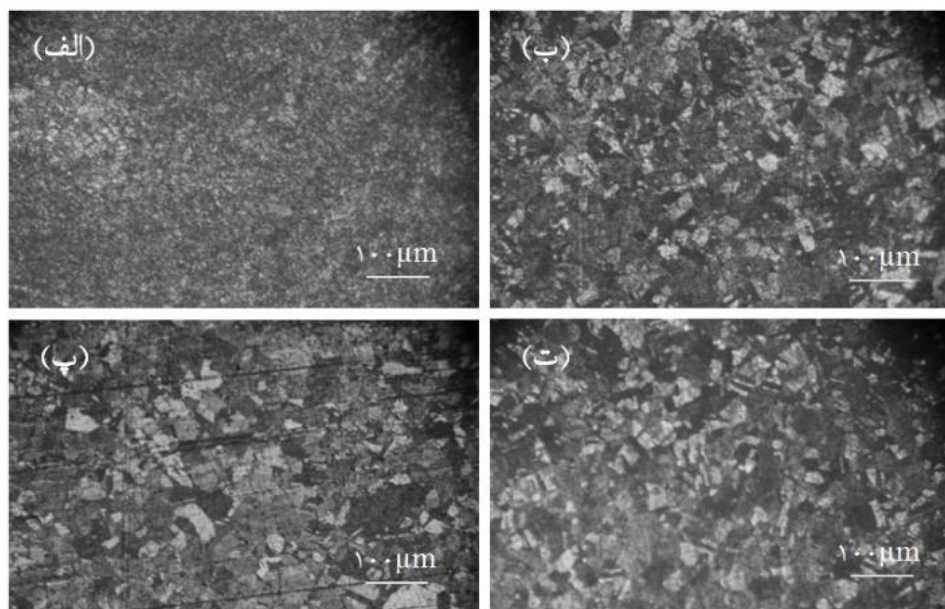
سطح مقطع برش خورده جوش های به دست آمده در شرایط جوش کاری مختلف در شکل (۳) نشان داده شده اند. در این شکل، نواحی مختلف ایجاد شده در خط جوش ها نیز که با استفاده از میکروسکوپ نوری مشخص شده اند، به چشم می خورند. این نواحی شامل ناحیه اغتشاشی، ناحیه متأثر از گرما و کار مکانیکی و نیز ناحیه متأثر از گرما می باشند. شکل (۳) نشان می دهد که در حالت سوم جوش کاری، ناحیه اغتشاشی به سمت راست متمایل شده است. در واقع این سمت، سمت پیشرو جوش است که سرعت ابزار در آن بیشتر از سرعت سمت پسرو می باشد. با توجه به اینکه در حالت سه جوش کاری، سرعت دورانی ابزار برابر ۸۵۰ rpm است و نسبت به سایر حالت ها سرعت بیشتر می باشد، لذا در این حالت ناحیه اغتشاشی به سمت راست متمایل می شود. لازم به ذکر است که در جوش کاری حالت سه، علاوه

می‌شود. در نهایت، مقایسه حالت جوش کاری ۱ و حالت جوش کاری ۴ که برای بررسی تأثیر تعداد پاس‌های جوش کاری بر رفتار جوش‌ها انجام شده است، نشان می‌دهد که اندازه دانه‌های ناحیه اغتشاشی در شرایط جوش ۴ کوچک‌تر از اندازه دانه‌های ناحیه اغتشاشی در حالت جوش کاری ۱ است. دلیل این امر آن است که پدیده تبلور مجدد دو بار در منطقه اغتشاشی در شرایط جوش کاری ۴ رخ داده است. از طرف دیگر، اندازه دانه‌های ناحیه متأثر از گرما در حالت جوش کاری ۴ بزرگ‌تر از اندازه دانه‌های ناحیه متأثر از گرما در حالت جوش کاری ۱ است؛ چون در ناحیه متأثر از گرمای حالت جوش کاری ۴، پدیده آنیل شدن دو بار رخ داده است، بنابراین اندازه دانه‌ها بزرگ‌تر می‌باشد.

نرخ انتقال گرما به نمونه‌ها در تمامی حالات جوش کاری و توجه به این نکته که کاهش سرعت چرخشی ابزار باعث کاهش سرعت انتقال گرما به نمونه‌های جوش شده می‌شود و همچنین، کاهش سرعت انتقالی ابزار باعث افزایش سرعت انتقال حرارت به نمونه‌ها می‌گردد، قابل توجه هستند. مقایسه بین حالات جوش کاری ۱ و ۲ که سرعت چرخشی آنها یکسان و سرعت انتقال آنها متفاوت است، نشان می‌دهد که افزایش سرعت انتقالی منجر به کاهش اندازه دانه در ناحیه اغتشاشی و ناحیه متأثر از گرما می‌شود. همچنین، با مقایسه حالات جوش کاری ۱ و ۳ می‌توان دریافت که افزایش سرعت چرخشی ابزار منجر به رشد قابل توجه دانه در هر دو ناحیه ذکر شده، به ویژه در ناحیه اغتشاشی

جدول ۳ اندازه دانه‌ها و تغییرات آنها نسبت به فلز پایه برای ناحیه متأثر از گرما و ناحیه اغتشاشی برای حالت‌های مختلف جوش کاری

| حالت‌های مختلف جوش کاری | ناحیه متأثر از گرما           |                               | ناحیه اغتشاشی                 |                               |
|-------------------------|-------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|
|                         | اندازه دانه ( $\mu\text{m}$ ) | تغییرات نسبت به ماده پایه (%) | اندازه دانه ( $\mu\text{m}$ ) | تغییرات نسبت به ماده پایه (%) |
| حالت یک                 | $17.9 \pm 1.2$                | ۱۷/۸                          | $4.9 \pm 0.32$                | -۶۷/۸                         |
| حالت دو                 | $16.5 \pm 0.7$                | ۸/۶                           | $3.4 \pm 0.15$                | -۷۷/۶                         |
| حالت سه                 | $21.7 \pm 1.9$                | ۴۲/۸                          | $11.4 \pm 0.84$               | -۲۵/۰                         |
| حالت چهار               | $20.8 \pm 1.7$                | ۳۶/۸                          | $2.7 \pm 0.08$                | -۸۲/۲                         |
| ماده پایه               | $15.2 \pm 0.8$                | -                             | $15.2 \pm 0.8$                | -                             |

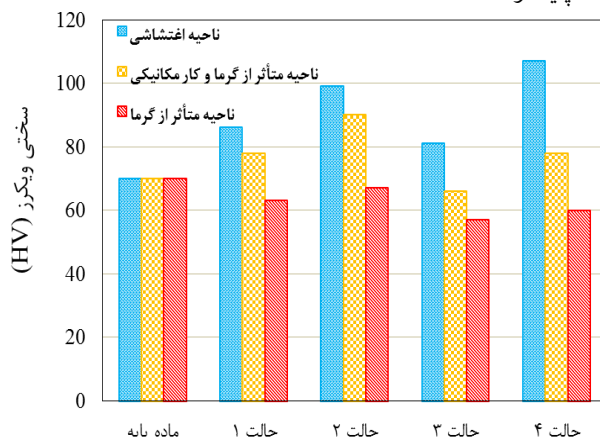


شکل ۴ تصاویر ریزساختارهای: الف) ناحیه اغتشاشی، ب) ناحیه متأثر از گرما و کار مکانیکی،

پ) ناحیه متأثر از گرما و ت) ماده پایه برای شرایط جوش کاری ۱

### سختی و یکرز

به منظور تعیین اثر حالت‌های مختلف جوش کاری بر مقادیر سختی و نیز تعیین سختی نواحی مختلف حاصل از جوش کاری، اندازه‌گیری‌های میکروسختی و یکرز انجام شد. داده‌های به دست آمده از این اندازه‌گیری‌ها در شکل (۵) برای نواحی مختلف و ماده پایه ارائه شده‌اند.



شکل ۵ مقادیر سختی و یکرز نواحی مختلف جوش برای حالت‌های مختلف جوش کاری

شکل (۵) نشان می‌دهد که به طور کلی، مقادیر سختی و یکرز جوش‌ها با افزایش سرعت انتقال گرما به نمونه‌ها در حالت‌های مختلف جوش کاری کاهش می‌یابد. بنابراین، حداقل سختی را می‌توان در حالت جوش کاری ۳ مشاهده کرد که سرعت چرخش ابزار ۸۵۰ دور در دقیقه است و بنابراین، گرمای قابل توجهی به صفحه جوش منتقل می‌شود. این موضوع برای هر سه ناحیه جوش صادق است. همچنین، در حالت ۲ که سرعت چرخشی ابزار ۵۵۰ دور در دقیقه و سرعت انتقالی آن ۱۰۰ میلی‌متر بر دقیقه است (گرمای انتقال یافته به قطعه کار کمتر از سایر حالات جوش کاری می‌باشد)، مقادیر سختی اندازه‌گیری شده به نسبت زیاد است. این امر به دلیل تأثیر سرعت گرمای انتقال یافته به نمونه، بر اندازه دانه‌ها در شرایط مختلف جوش کاری قابل توجهی است. بنابراین، به طور کلی می‌توان گفت که هر چه سرعت گرمای منتقل شده به نمونه بیشتر باشد، اندازه دانه بزرگ‌تر و سختی و یکرز نیز کمتر است. علاوه بر این، شکل (۵) نشان می‌دهد که حداکثر مقدار سختی در ناحیه اغتشاشی مربوط به حالت جوش کاری ۴ است. دلیل این امر، وقوع دو بار تبلور مجدد و ریز شدن زیاد دانه‌ها در این ناحیه می‌باشد؛ اگر چه به دلیل عملکرد دو پاس جوش، پدیده رشد دانه نیز دو بار در ناحیه متأثر

از گرما رخ می‌دهد و در نتیجه سختی و یکرز در حالت جوش کاری ۴ کمتر از سختی این ناحیه در حالت جوش کاری ۱ است. همان طور که انتظار می‌رود، در تمام حالت‌های جوش کاری، مقادیر سختی ناحیه متأثر از گرما و کار مکانیکی بین مقادیر سختی ناحیه اغتشاشی و ناحیه متأثر از گرما است (بر اساس شکل ۵). علت اینکه در ناحیه متأثر از گرما مقدار سختی کاهش پیدا می‌کند آن است که در این ناحیه به علت آنیل شدن ماده، دانه‌بندی درشت‌تر شده و ماده نرم‌تر می‌شود، لذا سختی آن کاهش می‌یابد. روشن است که هر چه مقدار گرمای منتقل شده به قطعه کار بیشتر باشد، شدت آنیل شدن نیز بیشتر خواهد بود و لذا ماده نرم‌تر می‌شود.

### خواص کششی

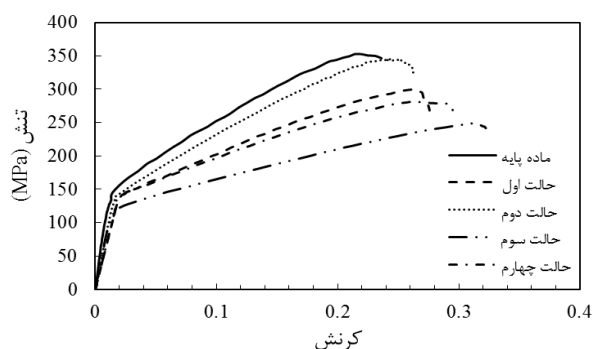
منحنی‌های تنش - کرنش حقیقی فلز پایه و نمونه‌های آزمون کشش ساخته شده از ورق‌هایی که با حالات مختلف جوش کاری به یکدیگر متصل شده‌اند، در شکل (۶) نشان داده شده است. هم‌چنین، شکل (۷) نمونه‌های گسیخته شده را بعد از انجام آزمون کشش برای شرایط حالت‌های جوش کاری ۱ تا ۴ نشان می‌دهد. تصاویر شکل (۷) نشان می‌دهند که تمام نمونه‌های آزمایش کشش ساخته شده از ورق جوش داده شده، از ناحیه متأثر از گرما شکسته شده‌اند. شکل (۵) نیز نشان داد که ناحیه متأثر از گرما، کمترین سختی را در بین تمامی مناطق جوش کاری دارد. بنابراین، می‌توان نتیجه گرفت که ناحیه متأثر از گرما، ضعیف‌ترین ناحیه جوش است. سایر محققان نیز نتایج مشابهی را گزارش کرده‌اند [21,22]. دلیل این ضعف، رشد دانه‌ها در این منطقه است. این پدیده به علت فرایند آنیل شدن رخ داده است که دلیل آن اعمال گرما به این ناحیه، یعنی ناحیه متأثر از گرما در حین انجام جوش کاری است.

به منظور مقایسه آسان‌تر خواص کششی فلز پایه و جوش‌ها، نتایج به دست آمده از آزمون‌های کشش در قالب جدول (۴) ارائه شده‌اند. این جدول نشان می‌دهد که بیشترین تنش تسلیم و استحکام نهایی متعلق به فلز پایه است؛ در حالی که میزان کرنش گسیختگی آن از همه کمتر است. علت این امر، وقوع پدیده آنیل شدن در ناحیه متأثر از گرما در نمونه‌های جوش داده شده است. این پدیده به طور کلی منجر به کاهش استحکام کششی و افزایش کرنش گسیختگی می‌شود.

همان طور که انتظار می‌رود، بر اساس مقایسه اندازه دانه‌های ذکر شده در جدول (۳)، بیشترین تنش تسلیم و بالاترین استحکام

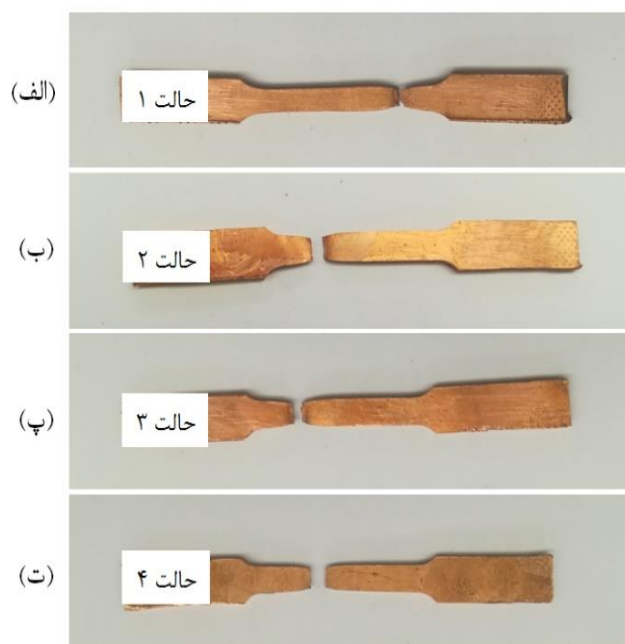


وضوح در تصاویر SEM ارائه شده تشخیص داد.



شکل ۶ منحنی‌های تنش - کرنش حقیقی ماده پایه و حالت‌های مختلف جوش کاری

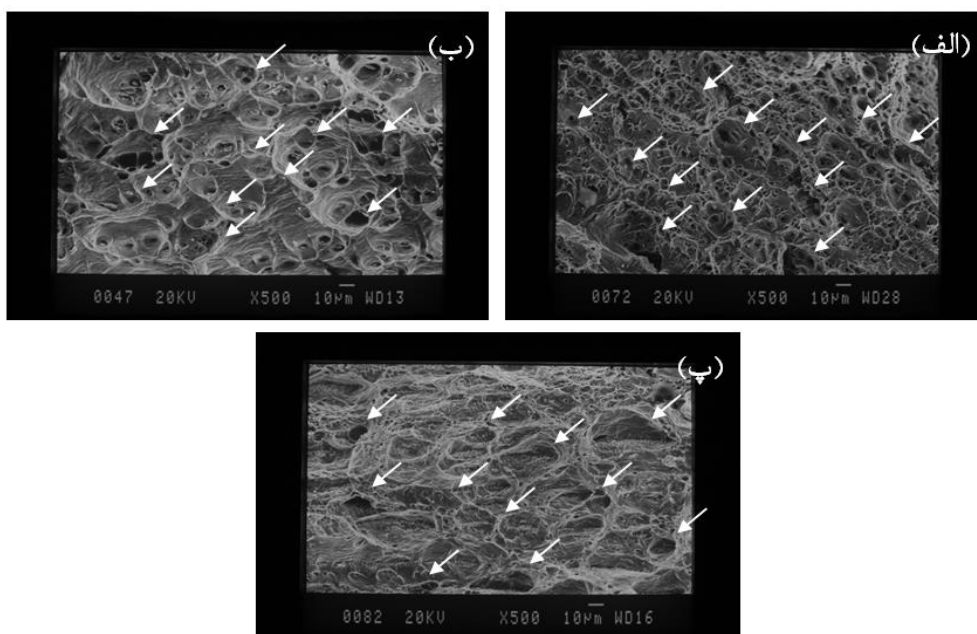
نهایی ارائه شده در جدول (۴)، متعلق به ماده پایه است. پس از این مقادیر، خواص کششی حالت جوش کاری ۲، حالت جوش کاری ۱، حالت جوش کاری ۴ و حالت جوش کاری ۳ ذکر شده است. همان طور که قبلاً نیز ذکر شد، گسیختگی نمونه‌های آزمون کشش در ناحیه متأثر از گرما رخ می‌دهد. به منظور حصول درک بهتری از این گسیختگی‌ها، از سطوح شکست ایجاد شده در نمونه‌های ساخته شده از ماده پایه و نمونه‌های مربوط به حالت‌های ۲ و ۳ جوش کاری، عکس‌های SEM تهیه شده است که این عکس‌ها را می‌توان در شکل (۸) مشاهده نمود. از آنجایی که مس یک فلز شکل‌پذیر است، سطوح شکستگی دارای حفره‌های (Dimples) میکروسکوپی هستند. وجود این حفره‌ها بیانگر وقوع یک شکست نرم هستند. این حفره‌ها را می‌توان به



شکل ۷ نمونه‌های آزمایش کشش بعد از گسیخته شدن برای حالت‌های جوش کاری ۱ تا ۴

جدول ۴ خواص کششی جوش‌ها و فلز پایه

| حالت جوش کاری | تنش تسلیم (MPa) | تغییرات نسبت به فلز پایه (%) | استحکام نهایی (MPa) | تغییرات نسبت به فلز پایه (%) | کرنش گسیختگی | تغییرات نسبت به فلز پایه (%) |
|---------------|-----------------|------------------------------|---------------------|------------------------------|--------------|------------------------------|
| حالت یک       | ۱۵۷±۱۲          | -۸/۷                         | ۳۰۹±۲۱              | -۱۶/۰                        | ۰/۲۹±۰/۰۲۵   | ۱۱/۵                         |
| حالت دو       | ۱۶۱±۱۳          | -۶/۴                         | ۳۵۴±۱۹              | -۳/۸                         | ۰/۲۷±۰/۰۲۱   | ۳/۸                          |
| حالت سه       | ۱۳۴±۱۰          | -۲۲/۱                        | ۲۴۳±۱۷              | -۳۳/۹                        | ۰/۳۵±۰/۰۲۹   | ۳۴/۶                         |
| حالت چهار     | ۱۴۸±۹           | -۱۳/۹                        | ۲۷۸±۲۴              | -۲۴/۴                        | ۰/۳۱±۰/۰۱۸   | ۱۹/۲                         |
| ماده پایه     | ۱۷۲±۱۶          | -                            | ۳۶۸±۳۵              | -                            | ۰/۲۶±۰/۰۱۶   | -                            |



شکل ۸ تصاویر SEM سطوح شکست نرم برای الف) فلز پایه، ب) حالت جوش کاری ۲ و پ) حالت جوش کاری ۳

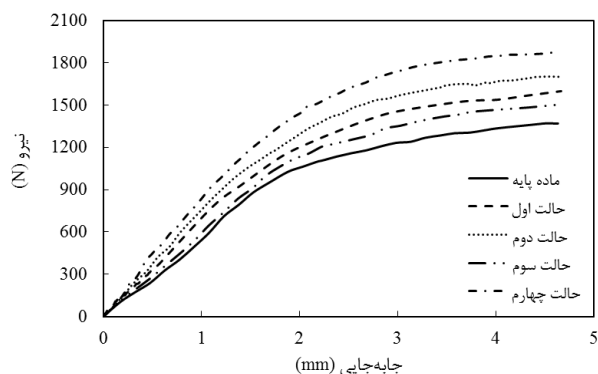
شکل (۸) نشان می‌دهد که حفره‌های سطوح شکست نمونه-های جوش داده شده (شکل‌های ۸ - ب و ۸ - پ) بزرگ‌تر از حفره‌های سطح شکست فلز پایه (شکل ۸ - الف) است. این امر به این دلیل است که دانه‌ها در ناحیه متأثر از گرما به علت انجام فرایند جوش کاری رشد می‌کنند. لذا، به دلیل وجود دانه‌های درشت‌تر، حفره‌های ایجاد شده نیز درشت‌تر هستند. علاوه بر این، مقایسه شکل‌های (۸ - ب) و (۸ - پ) نیز نشان می‌دهد که حفره‌های ایجاد شده در سطح شکست حالت جوش کاری ۳، بزرگ‌تر از حفره‌های ایجاد شده در سطح شکست حالت جوش کاری ۲ می‌باشند. دلیل این امر آن است که در حالت جوش کاری ۳، سرعت چرخشی ابزار ۸۵۰ دور در دقیقه و سرعت انتقالی آن ۵۰ میلی‌متر در دقیقه است، در حالی که در حالت ۲ سرعت چرخشی ۴۰۰ دور در دقیقه و سرعت انتقالی نیز ۱۰۰ میلی‌متر در دقیقه می‌باشد. این دو عامل، یعنی سرعت چرخشی بیشتر و سرعت انتقالی کوچک‌تر ابزار در حالت ۳، منجر به انتقال حرارت بیشتر به صفحات مسی در فرایند جوش کاری می‌شود. بنابراین، در ناحیه متأثر از گرما در حالت جوش کاری ۳، رشد اندازه دانه بیشتری رخ می‌دهد. دانه‌ها در حالت ۳ بزرگ‌تر شده و در نتیجه حفره‌های ناشی از شکستگی نرم نیز بزرگ‌تر می‌گردند. در واقع، گرمای منتقل شده به این ناحیه، منجر به ایجاد دانه‌هایی با ابعاد بزرگ‌تر و در نتیجه تنزل

خواص مکانیکی می‌گردد. همان طور که شکل (۶) نشان داده شد، منحنی تنش - کرنش ماده پایه بالاتر از منحنی‌های دیگر قرار دارد و نمودار مربوط به حالت جوش کاری ۲ نسبت به سایر نمودارها به آن نزدیک‌تر است. علاوه بر این، منحنی تنش - کرنش حالت جوش کاری ۳، که در آن سرعت چرخش ابزار بزرگ‌ترین و سرعت انتقالی آن کوچک‌ترین است، پایین‌تر از سایر نمودارها قرار گرفته است. این تغییرات به دلیل وقوع بیشترین آنیل شدن در این حالت است. لذا، منحنی‌های تنش - کرنش حالات جوش ۱ و ۴ بین حالات ۲ و ۳ قرار دارند. همچنین، مقایسه بین حالات جوش کاری ۱ و ۴ نشان می‌دهد که از آنجایی که در حالت جوش ۴ پدیده آنیل شدن دو بار رخ می‌دهد، نمودار تنش - کرنش مربوط به حالت جوش کاری ۴ پایین‌تر از منحنی مربوط به حالت ۱ جوش کاری است. به همین دلیل، می‌توان نتیجه گرفت که برای به دست آوردن خواص کششی بهتر، به جای افزایش تعداد پاس-های جوش، بهتر است که فرایند جوش کاری را در دمای پایین-تری انجام داد.

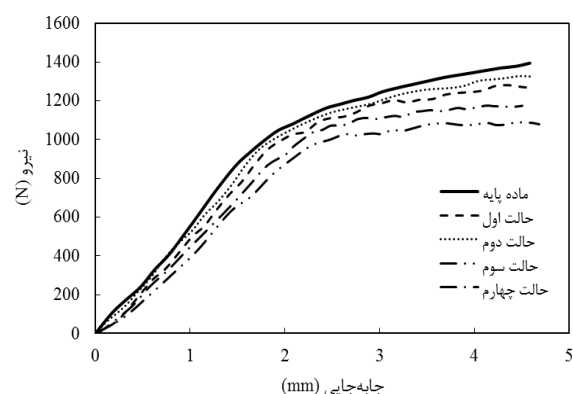
### چقرمگی شکست

پس از ایجاد پیش ترک خستگی، تمام نمونه‌های C(T) با استفاده از دستگاه کشش زوئیک ۲/۵ تنی کشیده شده‌اند. با انجام این کار، نمودارهای نیرو - جابه‌جایی این نمونه‌ها تعیین شدند. این

و معادله (۵)، مقادیر  $J_{IC}$  و  $K_{IC}$  برای حالت‌های جوش کاری مختلف برای ناحیه متأثر از گرما و ناحیه اغتشاشی نیز تعیین شده‌اند. این پارامترها با توجه به معادلات ذکر شده به دست آمده و در جدول (۵) ارائه شده‌اند. برای محاسبه این کمیت‌ها، مقادیر  $E$  و  $\nu$  به ترتیب برابر ۱۱۹ گیگاپاسکال و ۰/۳۲۶ در نظر گرفته شده‌اند.



(الف)



(ب)

شکل ۹ نمودارهای نیرو - جابه‌جایی نمونه‌های C(T) برای حالت‌های مختلف جوش کاری: (الف) ناحیه اغتشاشی و (ب) ناحیه متأثر از گرما

نمودارها در شکل (۹) ارائه شده است. برای به دست آوردن مقادیر انتگرال  $J$  می‌توان از معادله (۱) استفاده کرد [20]:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (1)$$

در این رابطه،  $J_{el}$  و  $J_{pl}$  به ترتیب بخش الاستیک و پلاستیک انتگرال  $J$  هستند. این معادله را می‌توان به صورت زیر نیز بازنویسی نمود:

$$J = \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + J_{pl} \quad (2)$$

در این معادله،  $K$  ضریب شدت تنش،  $\nu$  نسبت پواسون و  $E$  مدول یانگ است. مقدار ضریب شدت تنش از رابطه (۳) به دست می‌آید:

$$K_{(i)} = \frac{P_i}{(B B_N W)^{1/2}} f\left(\frac{a_i}{W}\right) \quad (3)$$

که در آن:

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a_i}{W}\right) \left(0.886 + 4.64\left(\frac{a_i}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a_i}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a_i}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a_i}{W}\right)^4\right)}{\left(1 - \frac{a_i}{W}\right)^{3/2}} \quad (4)$$

در معادلات (۳) و (۴)،  $P_i$  نیروی کششی اعمال شده به نمونه‌های C(T) در لحظه‌ای است که طول ترک برابر با  $a_i$  است. مقدار  $B$  ضخامت و  $B_N$  ضخامت خالص نمونه است که همان  $B$  در نمونه‌های مورد استفاده در این مطالعه است و همچنین  $W$  عرض نمونه‌ها می‌باشد. در شکل (۹)، اگر فقط بخش الاستیک منحنی‌ها در نظر گرفته شود، مقادیر  $J_{IC}$  و  $K_{IC}$  را می‌توان با استفاده از معادله (۲) و معادله (۳) محاسبه نمود:

$$J_{IC} = \frac{K_{IC}^2(1-\nu^2)}{E} \quad (5)$$

حداکثر مقادیر بار الاستیک ( $P_{el}$ ) با توجه به شکل (۹) تعیین گردیده و در جدول (۵) گزارش شده است. همچنین، بر اساس مقادیر به دست آمده برای بار الاستیک و با استفاده از معادله (۳)

جدول ۵ حداکثر مقادیر بارهای الاستیک و مقادیر به دست آمده برای  $J_{IC}$  و  $K_{IC}$

| ناحیه متأثر از دما     |                   |              | ناحیه اغتشاشی          |                   |              | شرایط جوش کاری |
|------------------------|-------------------|--------------|------------------------|-------------------|--------------|----------------|
| $K_{IC} (MPa\sqrt{m})$ | $J_{IC} (KJ/m^2)$ | $P_{el} (N)$ | $K_{IC} (MPa\sqrt{m})$ | $J_{IC} (KJ/m^2)$ | $P_{el} (N)$ |                |
| ۲۰/۵۱                  | ۳/۱۶              | ۹۸۷±۴۹       | ۲۵/۷۱                  | ۴/۹۶              | ۱۲۳۷±۵۲      | حالت یک        |
| ۲۱/۱۳                  | ۳/۳۵              | ۱۰۱۷±۷۳      | ۲۷/۷۴                  | ۵/۷۷              | ۱۳۳۵±۱۲۱     | حالت دو        |
| ۱۹/۳۷                  | ۲/۸۱              | ۹۳۲±۵۳       | ۲۳/۱۳                  | ۴/۰۱              | ۱۱۱۳±۷۵      | حالت سه        |
| ۲۰/۲۸                  | ۳/۰۸              | ۹۷۶±۶۱       | ۳۰/۷۹                  | ۷/۱۱              | ۱۴۸۲±۱۲۷     | حالت چهار      |
| ۲۱/۷۶                  | ۳/۵۵              | ۱۰۴۷±۸۸      | ۲۱/۷۶                  | ۳/۵۵              | ۱۰۴۷±۸۸      | ماده پایه      |



توجه به آنچه در این تحقیق مشاهده گردید، می توان به نتایج زیر دست یافت:

۱. با انجام فرایند جوش کاری اصطکاکی اغتشاشی، خواص مکانیکی در ناحیه اغتشاشی بهبود پیدا می کند. افزایش تعداد مرز دانه ها و کاهش اثر تمرکز تنش باعث می شود که چقرمگی شکست در ناحیه اغتشاشی به میزان قابل توجهی افزایش یابد. به عنوان نمونه، در حالت جوش کاری ۴، با دو پاس جوش کاری، چقرمگی شکست ۴۱/۴۹ درصد نسبت به فلز پایه افزایش پیدا نمود.

۲. افزایش تعداد پاس های جوش باعث بهبود خواص مکانیکی ناحیه اغتشاشی می شود، اما خواص ناحیه متأثر از گرما را که ضعیف ترین ناحیه جوش است، کاهش می دهد. بر همین اساس، برای به دست آوردن یک جوش با خواص مکانیکی بهتر، پیشنهاد می شود به جای انجام دو یا چند پاس جوش کاری، فرایند جوش کاری در شرایطی انجام شود که سبب انتقال حرارت کمتر به قطعه کار گردد.

۳. وقوع پدیده تبلور مجدد منجر به ریز شدن شدید دانه و کاهش اندازه دانه در ناحیه اغتشاشی می شود. بنابراین، خواص مکانیکی این ناحیه به طور قابل توجهی بهبود می یابد. به عنوان نمونه، در حالت جوش کاری ۴ با دو پاس جوش، سختی ویکرز در ناحیه اغتشاشی نسبت به فلز پایه ۵۲/۸۵ درصد افزایش یافت. از سوی دیگر، وقوع پدیده آنیل شدن منجر به کاهش خواص ریزساختاری و مکانیکی می شود، لذا به عنوان مثال در حالت جوش کاری ۳ در ناحیه متأثر از گرما، سختی ویکرز ۲۸/۵۷ درصد، استحکام نهایی ۳۳/۹ درصد و چقرمگی شکست ۱۰/۹۸ درصد نسبت به فلز پایه کاهش پیدا کردند.

۴. سرعت چرخشی و انتقالی ابزار از عوامل مهم است و نقش تعیین کننده ای در خواص ریزساختاری و مکانیکی جوش ها دارند. این پارامترها بر میزان گرمای منتقل شده به قطعه کار تأثیر می گذارند و در نتیجه ویژگی های ذکر شده را تغییر می دهند. به عنوان نمونه، در حالت جوش کاری ۳ به علت سرعت چرخشی بالای ابزار، دانه ها در ناحیه متأثر از گرما نسبت به اندازه دانه فلز پایه ۴۲/۸ درصد رشد نمودند، در حالی که این رشد دانه در حالت جوش کاری ۲ تنها ۸/۶ درصد بود.

### واژه نامه

انجمن مواد و آزمون آمریکا ASTM

جدول (۵) نشان می دهد که در تمام شرایط جوش کاری، چقرمگی شکست ناحیه متأثر از گرما کمتر از چقرمگی شکست ماده پایه و چقرمگی شکست ناحیه اغتشاشی نیز بیشتر از چقرمگی شکست ماده پایه است. به عنوان نمونه، در شرایط جوش ۳، چقرمگی شکست ناحیه متأثر از گرما به میزان ۱۰/۹۸ درصد کاهش یافته و در شرایط جوش ۴، این مقدار برای ناحیه اغتشاشی حدود ۴۱/۴۹ درصد نسبت به فلز پایه افزایش یافته است.

در ناحیه متأثر از گرما، به دلیل اعمال گرما، مرز دانه ها در برخی از دانه ها به طور جزئی و یا کامل حذف شده و منجر به رشد دانه ها می شود. بنابراین، خواص مکانیکی ناحیه متأثر از گرما نسبت به فلز پایه تنزل می یابد. بدیهی است که این تغییرات به علت گرمای انتقال یافته به قطعه کار در طی فرایند جوش کاری است. از سوی دیگر، به دلیل تشکیل دانه های ریزتر در ناحیه اغتشاشی که به علت وقوع پدیده تبلور مجدد اتفاق می افتد، ناحیه اغتشاشی، ریزساختاری به شکل دانه های هم محور و دانه های کوچک خواهد داشت. در واقع، چقرمگی شکست، مقاومت یک ماده در برابر ایجاد و رشد ترک است و این مقدار به شدت به اندازه دانه های مواد بستگی دارد. در یک ماده مشخص، دانه های کوچک تر از دو جهت بهتر از دانه های بزرگ تر می توانند در برابر رشد ترک مقاومت کنند. اولاً، زمانی که دانه ها کوچک هستند، تعداد آنها و در نتیجه تعداد مرزهای آنها بیشتر شده و در واقع، موانع بیشتری بر سر راه مسیر رشد ترک وجود دارد. مشخص است که مرز دانه ها به عنوان مانع مؤثر در مسیر رشد ترک عمل می کند. ثانیاً، در یک ریزساختار با اندازه دانه های کوچک، ریزترک های ایجاد شده ریز و کوچک هستند و بنابراین، این ریزترک ها نمی توانند منجر به تمرکز تنش قابل توجهی شوند. در مقابل، زمانی که دانه ها درشت هستند، تمرکز تنش قابل توجه بوده و در ایجاد و گسترش ترک مؤثرتر است.

### نتیجه گیری

در پژوهش حاضر، صفحات مسی با استفاده از فرایند جوش کاری اصطکاکی اغتشاشی تحت پارامترهای مختلف جوش کاری با استفاده از گاز محافظ هلیوم به هم متصل شده اند. هدف از انجام این مطالعه، بررسی خواص مکانیکی جوش شامل ریزسختی، خواص کششی، چقرمگی شکست و ریزساختار آنها است. با

|           |                                         |                     |                                   |
|-----------|-----------------------------------------|---------------------|-----------------------------------|
| $a_i$     | یک طول ترک خاص (طول ترک مورد نظر)       | Dimples             | حفره‌ها                           |
| B         | ضخامت نمونه                             | C(T)                | نمونه کششی فشرده                  |
| $B_N$     | ضخامت خالص نمونه                        | Corrosion           | خوردگی                            |
| E         | مدول یانگ                               | Etching             | اچ کردن                           |
| $I_e J$   | مقدار الاستیک انتگرال-J                 | FSW                 | جوش کاری اغتشاشی اصطکاکی          |
| $I_p J$   | مقدار پلاستیک انتگرال-J                 | HAZ                 | ناحیه متأثر از گرما               |
| $cI J$    | مقدار بحرانی انتگرال-J                  | Interception method | روش تقاطع خطوط                    |
| K         | ضریب شدت تنش                            | SEM                 | میکروسکوپ الکترونی روبشی          |
| $K_{(i)}$ | ضریب شدت تنش زمانی که طول ترک $a_i$ است | SiC                 | کاربید سیلیسیم                    |
| $K_{IC}$  | چقرمگی شکست                             | SZ                  | ناحیه اغتشاشی                     |
| $P_i$     | نیرو زمانی که طول ترک $a_i$ است         | TMAZ                | ناحیه متأثر از کار مکانیکی و گرما |
| W         | عرض نمونه                               | TWI                 | مؤسسه جوش کاری                    |
| v         | نسبت پواسون                             | ZWICK               | زوئیک                             |

## تقدیر و تشکر

## فهرست علائم

a

طول ترک

## مراجع

- [1] Y. F. Sun, and H. Fujii, "Investigation of the welding parameter dependent microstructure and mechanical properties of friction stir welded pure copper," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 527, no. 26, pp. 6879-6886, 2010. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.07.030>
- [2] B. Zareh, M. Bakhshi, A.H. Gorji, and S. Nourouzi, "Analysis of forming parameters in sheet hydro-forming process," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 24, no. 1, pp. 33-52, 2012. (In Persian). <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v24i1.21491>
- [3] G. Payganeh, Q. Malekzadeh Fard, J. Shahbazi Karami, and O. Chaeichi Siqahkal, "Experimental study and simulation of tube ydroforming process of bi-layered aluminum-copper with axial feeding," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 28, no. 2, pp. 65-84, 2017. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v28i2.48455>
- [4] B. Murugan, and S. Kundu, "Study on microstructure, mechanical, and electrochemical behaviour of friction stir welded joints between aluminium and 304 stainless steel," *Materials Research Express*, vol. 6, no. 1, pp. 6016515, 2018. <https://doi.org/10.1088/2053-1591/aae3c1>
- [5] A. Ozer, A. Sik, B. Cevik, and M. Ozer, "The effect of friction stir welding parameters on microstructure and fatigue strength of CuZn37 brass alloys," *Kovove Materialy*, vol. 55, pp. 107-114, 2017. DOI: 10.4149/km\_2017\_2107
- [6] K. Praneetha, M. Apoorva, T. Prasanna Laxmi, S. Ravi Sekhar, and S. Sravan Sashank, "Experimental investigation on aluminium alloy AA6082 and AA2014 using the friction stir welding," *Materials Today: Proceedings*, vol. 62, no. 6, pp. 3397-3404, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.04.270>

- [7] M. Atashparva, and M. Hamed, "Investigating the effect of film in SSRSW of hastelloy X superalloy," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 30, no. 1, pp. 129-140, 2018. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v30i1.63369>
- [8] P. Harisha, H. M. Nanjundaswamy, H. N. Divakar, and D. Krishnan, "Tensile properties of aluminium and copper alloys friction stir welded joints," *Materials Today: Proceedings*, vol. 54, pp. 223-227, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.08.297>
- [9] M. Mashayekhi, and H. Hedayati, "Effect of welding sequence and hydrotest process on welding residual stresses in stainless steel SUS304 pipes," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 22, no. 2, pp. 17-34, 2011. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v22i2.10613>
- [10] F. Gao, Y. Guo, W. Yu, P. Jiang, and Zh. Liao, "Microstructure evolution of friction stir welding of Ti6321 titanium alloy based on the weld temperature below microstructure transformation temperature," *Materials Characterization*, vol. 177, pp. 111121, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.matchar.2021.111121>
- [11] A. A. E. Sidhom, S. A. R. Naga, and A. M. Kamal, "Friction stir spot welding of similar and dissimilar high density polyethylene and polypropylene sheets," *Advances in Industrial and Manufacturing Engineering*, vol. 4, pp. 100076, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.aime.2022.100076>
- [12] A. Paoletti, F. Lambiase, and A. Di Ilio, "Optimization of friction stir welding of thermoplastics," *Procedia CIRP*, vol. 33, pp. 562-567, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.06.078>
- [13] M. R. Ojndordy, and F. Kolahan, "Numerical analysis and experimental study on friction stir welding (Case studies on aluminum alloy and mild steel)," *Modares Mechanical Engineering*, vol. 18, no. 2, pp. 263-253, 2018. (In Persian) [dorl.net/dor/20.1001.1.10275940.1397.18.2.19.8](http://dorl.net/dor/20.1001.1.10275940.1397.18.2.19.8)
- [14] H. L. Qin, H. Zhang, D. T. Sun, and Q. Y. Zhuang, "Corrosion behavior of friction-stir-welding joints of 2A14-T6 aluminum alloy," *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, vol. 22, pp. 627-638, 2015. <https://doi.org/10.1007/s12613-015-1116-9>
- [15] Y. F. Sun, and H. Fujii, "The effect of SiC particles on the microstructure and mechanical properties of friction stir welded pure copper joints," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 528, no. 16-17, pp. 5470-5475, 2011. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2011.03.077>
- [16] S. Yaghoubi, and A. Shirazi, "Mechanical properties and corrosion behavior of friction stir welded copper plates under shielding gas," *International Journal of Fatigue*, vol. 152, pp. 106419, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106419>
- [17] P. Kahhal, M. Ghasemi, and M. Kashfi, "The Multi-Objective Optimization of the Friction Stir Welding using the Taguchi Design Method, the Response Surface Model and the Particle Swarm Algorithm," *Scientific Journal of Aerospace Mechanics*, vol. 17, no. 4, pp. 39-54, 2021. (In Persian). [dor: 20.1001.1.26455323.1400.14.4.4.2](https://doi.org/10.26453/24655323.1400.14.4.4.2)
- [18] "ASTM E92-17 Standard Test Methods for Vickers Hardness and Knoop Hardness of Metallic Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA," (2016). [doi: 10.1520/E0092-17](https://doi.org/10.1520/E0092-17)
- [19] "ASTM E8 / E8M-16a, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA," (2016). [doi: 10.1520/E0008-04](https://doi.org/10.1520/E0008-04).

- [20] "ASTM E1820 Standard Test Methods for Fracture toughness Testing of Metallic Materials, *ASTM International*, West Conshohocken, PA," (2016). doi: 10.1520/E1820-09.
- [21] W. B. Lee, and S. B. Jung, "The joint properties of copper by friction stir welding," *Materials Letters*, vol. 58, no. 6, pp. 1041-1046, 2004. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2003.08.014>
- [22] A. Azizi, R. V. Barenji, A. V. Barenji, and M. Hashemipour, "Microstructure and mechanical properties of friction stir welded thick pure copper plates," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 86, pp. 1985-1995, 2016. <https://doi.org/10.1007/s00170-015>

## Numerical Analysis of Transition in Laminar Flow around a Pitching Airfoil

Research Article

Hossein Ansarian<sup>1</sup> , Alireza Davari<sup>2</sup>

 <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.87292.1246>

**Abstract** The dynamic response of a natural laminar flow airfoil undergoing harmonic small-amplitude pitching oscillations is investigated using Large-eddy simulations with a chord-based Reynolds number of  $Re = 750,000$ . Throughout the pitch cycles, large changes in the transition point are seen as well as trailing-edge separation. This leads to a nonlinear response of the aerodynamic forces. Although the nature of the flow is highly nonlinear, the development of the boundary layer over the airfoil surface can be modeled using a simple phase-lag concept which suggests a quasi-steady evolution of the boundary layer. Based on this phase-lag assumption, a simple new empirical model is developed which agrees very well with the measured experimental data. With the aid of this model, the primary source of non-linearities in the unsteady aerodynamic forces is identified to be the quasi-steady term, which can be evaluated from the static airfoil characteristics. The strength of this remains unchanged with the variation of reduced frequency, but the harmonic term's strength, which models the unsteady effects, increases with increasing frequency.

**Key words:** laminar flow, large eddy simulation, pitching oscillation, unsteady response

### 1. Introduction

The main characteristic of classical theories in unsteady aerodynamics of airfoils is the assumption of linearity. Recent experiments on wings with laminar flow in the transonic and subsonic regime show the nonlinear behavior of aerodynamic forces in particular ranges of the angle of attack for simple harmonic pitching oscillation, which is attributed to the free displacement of the transition location on the suction side of the airfoil. In static tests in the same range of angle of attack, the slope of the normal force coefficient in terms of the angle of attack also shows a strong deviation from the linear behavior. The boundary layer role on the wing is ignored in classical theories because of the assumption of inviscid flow, which is unsuitable for unsteady airfoils. The current research aims to investigate the behavior of the unsteady laminar boundary layer during the low-amplitude pitching oscillation. The focus is on understanding the unsteady changes of the laminar to turbulent transition location and its role in determining the nonlinear response of unsteady forces. The investigation is carried out on a natural laminar

airfoil ED36F128.

### 2. The Unsteady Response

First, the range of desired parameters for numerical simulation should be determined. The static response curve obtained by the experiments and the XFOIL tool in  $Re_c = 7.5 \times 10^5$  is linear in the range of  $\alpha < 3^\circ$  and in  $\alpha \approx 3.4^\circ$ , the static coefficients deviate from the linear trend and the  $C_l$  decreases with the increase of  $\alpha$ . In the same interval, a drastic change is seen in the curve slope of the transition position.

For the dynamic motion, LES numerical simulation was performed by Nek5000 open-source code on a structured grid. For pitching oscillation, the motion equation is  $\alpha(t) = \alpha_0 + \Delta\alpha \sin(\omega(t - t_0) + \varphi_0)$  where,  $\alpha_0 = 3.4^\circ$ ,  $\Delta\alpha = 1^\circ$  and  $k = \omega b / U_\infty = 0.4$ . Results show that the temporal changes of the lift coefficient, the pitching moment coefficient, and the drag coefficient are almost periodic. The deviation of the curves from the pure sinusoidal form represents the non-linear behavior in the aerodynamic response.

The transition position variation versus the instantaneous angle of attack is shown in Fig. 1 (right). It shows the asymmetric states of the flow between the pitching motion in the upstroke and downstroke phases. This graph can be transformed using the concept of phase lag in which the boundary layer development is examined in terms of the effective angle of attack  $\alpha_e$ . It has a difference in phase with the instantaneous  $\alpha$ , which means that the boundary layer adapts to the change of the flowfield in a quasi-steady mode, but with a delay compared to the motion of the airfoil. Its equation can be considered as  $\alpha_e(t) = \alpha_0 + \Delta\alpha \sin(\omega(t - t_0) + \varphi_0 + \varphi_{lag})$  where  $\varphi_{lag}$  is the phase lag between the effective and instantaneous angles of attack. Figure 1 (left) shows the variation of the transition point in terms of the effective angle of attack calculated where the phase lag is  $\varphi_{lag} = -1.06$ . The closed loop appearing in  $x_{tr}/c - \alpha$  plane becomes roughly a

\*Manuscript received: March 15, 2024. Revised, April 2, 2024, Accepted, May 12, 2024.

<sup>1</sup> Corresponding author, PhD of Aerospace Engineering, Malek Ashtar University of Technology, Tehran, Iran.

**Email:** [hossein.ansarian@gmail.com](mailto:hossein.ansarian@gmail.com)

<sup>2</sup> Associate Professor, Department of Engineering, Science and Research Branch, Islamic Azad University, Tehran, Iran.

single line when displayed in  $x_{tr}/c - \alpha_e$  plane. Therefore, the hysteresis-type behavior observed with respect to  $\alpha$  can be almost completely explained by the concept of phase lag, and hysteresis is almost absent in the plane with phase lag  $x_{tr}/c - \alpha_e$ . Also, the changes with respect to  $\alpha_e$  are in good agreement with the XFOIL results for the static transition graph (black line).

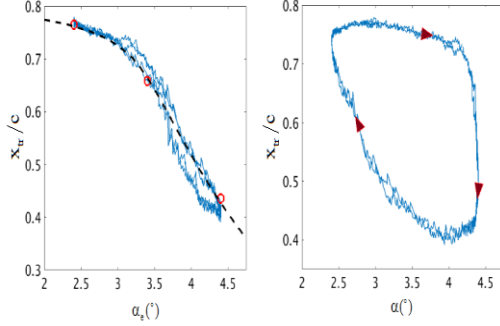


Fig. 1: Variations of the transition position calculated by the empirical model: right) versus the instantaneous angle of attack, left) versus the effective angle of attack.

### 3. Unsteady Empirical Model

Considering the relationship between the unsteady boundary layer evolution and the dynamics of the phase lag, an empirical model is constructed in which the aerodynamic forces are divided into two components representing dynamic effects and quasi-steady effects. To account for the nonlinear behavior, it is assumed that the boundary layer grows in a quasi-steady process (but with a phase lag) during the pitching cycle. The amount of the quasi-steady component should be calculated using an experimentally extracted static curve. It is assumed that the nonlinear behavior in unsteady aerodynamic forces is completely due to the quasi-steady term and all dynamic effects can be modeled by a linear harmonic term. The empirical model is  $C_l(t) = A_1 \sin(\omega t + \theta) + C_l^{emp}(\gamma(t))$ , where  $\gamma(t) = \alpha_0 + \Delta\alpha \sin(\omega t - \phi_{lag})$ . The model includes three parameters that are independent and must be determined:  $A_1$  represents the strength of the fully

harmonic dynamic term, phase lag/lead  $\theta$  of the harmonic term, and  $\phi_{lag}$  denotes the phase lag associated with the quasi-steady term.

Figure 2 shows the least-squares fit of the empirical model to the experimental results obtained at  $Re_c = 1.0 \times 10^6$ , mean angle of attack  $\alpha_0 = 3.8^\circ$ , pitch amplitude  $\Delta\alpha = 1^\circ$ , and various reduced frequencies ( $k$ ). The dots show the experimental data and the lines show the model's least squares fit. The model has been examined with various combinations of reduced frequencies and mean angles of attack and a good match is observed for all investigated cases, even for a few cases with a relatively large reduced frequency,  $k \approx 0.4$ . But for high frequencies, the contribution of the harmonic term is dominant and the relative nonlinear behavior becomes weak.

### 4. Conclusion

For a natural laminar airfoil, simulations of unsteady flow revealed a nonlinear behavior for the aerodynamic coefficients, while the development of the unsteady boundary layer caused substantial changes in the transition location. Using the simple concept of phase lag, the temporal variation of the transition can be associated with the static transition location curve. It means that the evolution of the boundary layer in time can be assumed to have a quasi-steady nature. An unsteady empirical model was introduced based on this concept to interpret the nonlinear behavior seen in the unsteady response of a laminar airfoil. The empirical model is in good agreement with experimental data for several different reduced frequencies and shows that for low-amplitude pitching oscillations, the main source of nonlinear behavior in unsteady aerodynamic coefficients originates from the quasi-steady term, which can be evaluated from the static airfoil characteristics. The strength of the quasi-steady term remains constant with reduced frequency changes, but the harmonic term that models the unsteady effects increases with the increase of the reduced frequency.

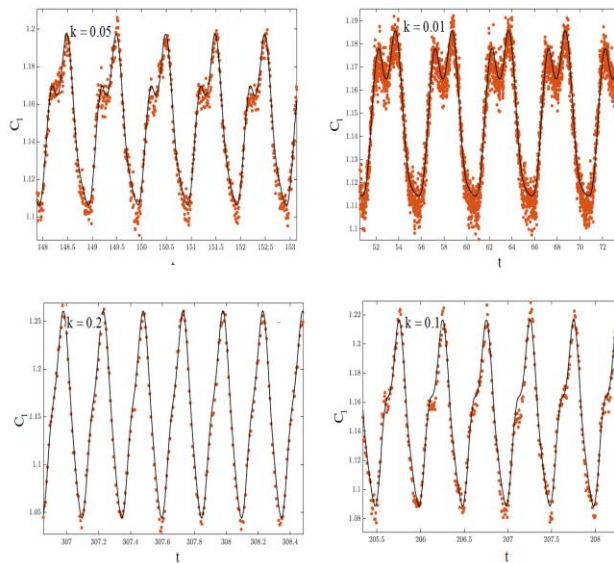


Fig. 2: Least-squares fitting of the unsteady empirical model to the data of experiment at  $Re = 1.0 \times 10^6$ .



## تحلیل عددی گذرش در جریان آرام حول ایرفویل با نوسان پیچشی\*

مقاله پژوهشی

علیرضا داوری<sup>(۲)</sup>حسین انصاریان<sup>(۱)</sup>  <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.87292.1246>

**چکیده** پاسخ دینامیکی یک ایرفویل جریان آرام طبیعی که تحت نوسانات هماهنگ پیچشی کم دامنه قرار می‌گیرد، با استفاده از شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ با عدد رینولدز مبتنی بر وتر ۷۵۰,۰۰۰ انجام شده است. در طی چرخه‌های پیچشی، تغییرات زیاد در موقعیت گذرش و همچنین جدایش در لبه فرار مشاهده می‌شود. این منجر به پاسخ غیرخطی نیروهای آیرودینامیکی می‌شود. اگر چه ماهیت جریان بسیار غیرخطی است، تکامل لایه مرزی روی سطح ایرفویل را می‌توان با استفاده از یک مفهوم ساده تأخیر فاز مدل‌سازی کرد که تکامل شبیه‌پایای لایه مرزی را پیشنهاد می‌دهد. بر اساس این فرض تأخیر فاز، یک مدل مهندسی ساده جدید توسعه داده شده که به خوبی با داده‌های تجربی اندازه‌گیری شده مطابقت دارد. با کمک این مدل، جمله شبیه‌پایا به عنوان منبع اولیه رفتار غیرخطی در نیروهای آیرودینامیکی ناپایا شناسایی می‌شود که می‌تواند از مشخصه‌های ایرفویل استاتیکی استخراج شود. قدرت این جمله با تغییر فرکانس کاهش یافته بدون تغییر باقی می‌ماند، اما قدرت عبارت نوسانی که اثرات ناپایا را مدل می‌کند، با افزایش فرکانس افزایش می‌یابد.

**واژه‌های کلیدی** جریان آرام، شبیه‌سازی گردابه‌های بزرگ، نوسان پیچشی، پاسخ ناپایا.

## مقدمه

بال‌هایی با جریان آرام معطوف شده [7] که پرسش‌هایی را در مورد رفتار آیروالاستیک ایرفویل‌های با جریان آرام طبیعی برمی‌انگیزد. تا سال ۲۰۱۱ تقریباً مطالعه‌ای در خصوص آیروالاستیک ایرفویل‌های آرام انجام نشده بود. اولین مطالعات در این حوزه توسط مای و هبلر [8] و هبلر و همکاران [9] انجام شد. آزمایش‌های آنها بر روی بال‌های با جریان آرام در رژیم گذر صوت، رفتار غیرخطی نیروهای آیرودینامیکی را برای نوسان پیچشی هارمونیک ساده نشان داد. دلیل چنین رفتاری به حرکت آزاد محل گذرش روی سطح مکش بال نسبت داده شد. وقتی آنها گذرش روی سطح بال را با استقرار یک نوار زیر نزدیک لبه حمله ثابت نگه داشتند، رفتار غیرخطی قابل چشم‌پوشی شد. این غیرخطی بودن در جریان فروصوت هم مشاهده شد. این پژوهش‌ها الهام‌بخش مطالعات لوکات [10] شد که آزمایش‌هایی را روی حرکت پیچشی هارمونیک یک ایرفویل آرام در جریان

مفاهیم بنیادی آیرودینامیک ناپایای ایرفویل‌های دوبعدی در دهه ۱۹۳۰ [1] با تحقیقات گلاورت [2]، تئودورسن [3] و ون‌کارمن و سیرز [4] بنا نهاده شد که مبانی ریاضی اولیه‌ای برای درک جریان‌های ناپایای تراکم‌ناپذیر چسبیده فراهم آورد. تأیید تجربی آن توسط هافمن [5] صورت گرفت که آزمایش‌هایی را روی ایرفویل‌های فروصوت با نوسان پیچشی و حرکت انتقالی انجام داد و تطابق خوبی بین داده‌های تجربی و پیش‌بینی‌های نظری تئودورسن مشاهده کرد. مروری بر این تئوری‌های ناپایا در مراجع مختلفی از جمله [1] و [6] موجود است. ویژگی اصلی این تئوری‌های کلاسیک، فرض خطی بودن است که به عبارت‌های ساده ریاضی برای نیروهای آیرودینامیکی ناپایا می‌انجامد و برای مهندسان طراح ویژگی جذابی است [1]. با ظهور چالش‌هایی نظیر گرمایش جهانی، تمرکز جامعه آیرودینامیک به سمت فناوری

\* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۲/۱۲/۲۵ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۲/۲۳ می‌باشد.

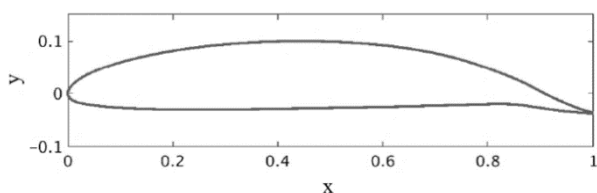
Email: hossein.ansarian@gmail.com

(۱) نویسنده مسئول، دکترای مهندسی هوافضا، مجتمع تحقیقات هوافضا، دانشگاه صنعتی مالک اشتر، تهران.

(۲) دانشیار گروه هوافضا، دانشکده فنی مهندسی، دانشگاه آزاد اسلامی، واحد علوم و تحقیقات تهران.



حاضر به قدر کافی بزرگ به نظر می‌رسد.



شکل ۱ ایرفویل آرام ED36F128 با زاویه فلپ ۱۳/۸ درجه

نتایج اولیه‌ای با دقت پایین بیشتر توسط نگی و همکاران [12] گزارش شده است. بررسی‌های تجربی مشابهی با تمرکز بر مشخصه‌های گذرش روی ایرفویلی با شرایط جریان ناپایا توسط استادر و همکاران [13] در  $Re_c = 4.15 \times 10^5$  انجام شده و پیدایش یک مود جدید جابه‌جایی محل گذرش در لایه مرزی، هنگام نوسان با فرکانس بالا مشاهده شد. رفتار مشخصه‌های لایه مرزی ناپایا نظیر گذرش، جدایش و انفصال گردابه لایه مرزی ایرفویل ناپایا در اعداد رینولدز خیلی پایین‌تر توسط لی و ژروناتاکس [14] بررسی شد. آنها چندین جنبه ناپایا و به طور خاص اهمیت اثرات تأخیر زمانی حتی در فرکانس‌های کاهش یافته کم را گزارش کردند.

در بخش دوم مقاله حاضر، تنظیمات محاسباتی و برخی نتایج شبیه‌سازی عددی برای یک ایرفویل ثابت ارائه می‌شود که پایه انتخاب پارامترها را برای موارد ناپایا بنا می‌نهد. در بخش سوم نتایج حالت ناپایا ارائه می‌شود و در بخش چهارم از دیدگاه به دست آمده از نتایج ناپایا برای ساخت یک مدل تجربی استفاده می‌شود که برخی داده‌های تجربی به دست آمده توسط لوکات را توضیح می‌دهد. خلاصه و نتیجه‌گیری در بخش پنجم آمده است.

## شبیه‌سازی ایرفویل ثابت

### انتخاب پارامترها

برای مطالعه پاسخ دینامیک ایرفویل با جریان آرام طبیعی، لازم است که شرایط جریان برای زوایای حمله استاتیک منتخب تعیین شود. برای کاهش هزینه محاسباتی و محدود کردن گستره پارامترها، از داده‌های تجربی لوکات استفاده و همچنین محاسباتی با استفاده از کد لایه مرزی XFOIL [15] انجام شده است. مطالعات پیشین نشان می‌دهد که رفتار غیرخطی دینامیکی زمانی مشاهده می‌شود که موقعیت نقطه گذرش روی سطح مکش

فروصوت انجام داد. او نیز رفتار غیرخطی شدیدی را برای ضریب نیروی عمودی در نوسان پیچشی با دامنه کوچک مشاهده کرد. قدرت رفتار غیرخطی بر اساس میزان انحراف ضرایب وابسته به زمان اندازه‌گیری شده نسبت به پاسخ هارمونیک خالص تعیین شد. باز هم با ثابت نگاه داشتن محل گذرش در نزدیکی لبه حمله، رفتار غیرخطی به نظر ناپدید شد. رفتار غیرخطی تنها برای گستره معینی از زاویه حمله پدیدار شد. وقتی آزمایش‌های استاتیک در همان گستره زاویه حمله انجام شد، شیب ضریب نیروی عمودی بر حسب زاویه حمله هم انحراف شدیدی را نسبت به رفتار خطی که از نظریه ایرفویل نازک انتظار می‌رود، نشان داد. پیدایش این رفتارهای غیرخطی به طور واضح نشان می‌دهد که نظریه‌های کلاسیک برای توصیف رفتار ناپایای ایرفویل‌هایی با جریان آرام طبیعی مناسب نیستند. از آنجا که پژوهش‌ها در مورد ایرفویل‌های آرام به حرکت آزاد موقعیت گذرش به عنوان یکی از عوامل مؤثر بر این رفتارها اشاره دارند، توسعه فضایی لایه مرزی به طور مشخص نقش مهمی در دینامیک ناپایا دارد. در نظریه‌های کلاسیک، از نقش لایه مرزی روی ایرفویل با فرض غیرلرزش بودن (هم‌زمان با شرط کوتا) صرف نظر می‌شود. اگر چه آزمایش‌های اولیه هافمن [5] نشان داد که این می‌تواند فرضی منطقی باشد، واضح است که برای ایرفویل‌های آرام ناپایا مناسب نیست.

هدف پژوهش حاضر بررسی رفتار لایه مرزی آرام ناپایا حین نوسان پیچشی کم‌دامنه یک ایرفویل آرام است. تمرکز کار بر روی درک تغییرات ناپایای نقطه گذرش آرام به آشفتگی و نقش آن در تعیین پاسخ غیرخطی نیروهای ناپایا است. بررسی بر روی یک ایرفویل آرام طبیعی در عدد رینولدز بر پایه وتر  $Re_c = 7.5 \times 10^5$  انجام شده است. ایرفویل استفاده شده در این کار ED36F128 [10,11] با انحراف فلپ ۱۳/۸ درجه است. همین ایرفویل (شکل ۱) توسط لوکات [10] در آزمایش‌های آیروالاستیک ناپایا استفاده شده است. عدد رینولدز یکی از پارامترهای کلیدی در تعیین اندازه شبکه محاسباتی و در نتیجه هزینه محاسباتی کل است. داده‌های آزمایش‌های لوکات نشان می‌دهد که مشخصه‌های آیرودینامیک ناپایا برای ایرفویل انتخاب شده در بازه اعداد رینولدز ۱,۰۰۰,۰۰۰-۷۵۰,۰۰۰ از لحاظ کیفی بدون تغییر می‌ماند. بنابراین، عدد رینولدز  $Re_c = 7.5 \times 10^5$  برای هدف پژوهش



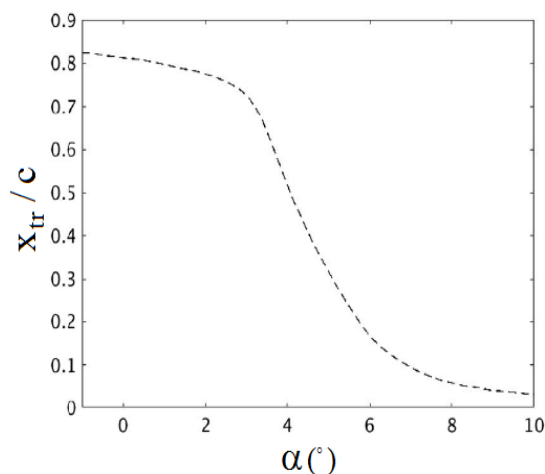
تغییر شدیدی در شیب منحنی موقعیت گذرش وجود دارد. در بازه  $1^\circ < \alpha < 3^\circ$ ، موقعیت گذرش حرکت بسیار آرامی به سمت بالادست دارد، اما برای  $\alpha > 3.4^\circ$ ، حرکت به سمت بالادست نسبت به افزایش زاویه حمله خیلی سریع تر می شود. هر دو کمیت بحث شده در اینجا محدوده یکسانی از زاویه حمله را نشان می دهند که رفتار غیرخطی در آن مورد انتظار است ( $\alpha \approx 3.4^\circ$ ). بنابراین،  $\alpha = 3.4^\circ$  به عنوان زاویه حمله متوسط نوسان تعریف می شود. دامنه پیچش به منظور تطابق با آزمایش های لوکات کوچک انتخاب می شود. حرکت پیچشی ناپایا را می توان به صورت معادله (۱) بیان کرد:

$$\alpha(t) = \alpha_0 + \Delta\alpha \sin(\omega(t - t_0) + \phi_0) \quad (1)$$

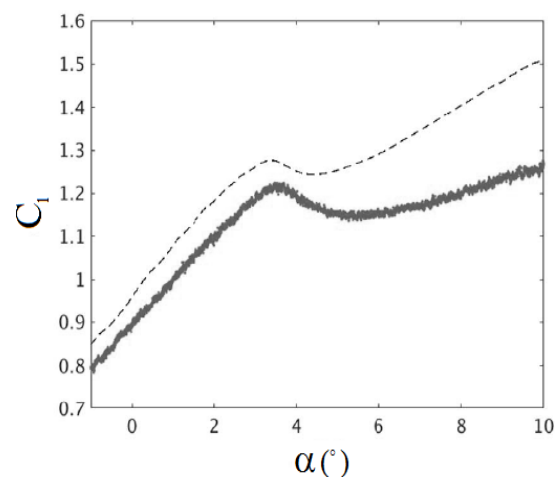
که در آن  $\alpha_0 = 3.4^\circ$  زاویه حمله متوسط،  $\Delta\alpha = 1^\circ$  دامنه پیچش،  $\omega$  فرکانس زاویه ای نوسان،  $t$  معرف زمان شبیه سازی،  $t_0$  زمان آغاز حرکت پیچشی و  $\phi_0$  فاز اولیه در آغاز نوسان است. شبیه سازی های ایرفویل استاتیک در زوایای حمله مختلف انجام شده تا پیش بینی XFOIL تأیید شود و اطمینان حاصل شود که تغییرات موقعیت گذرش با شبیه سازی های عددی گرفته می شود.

ایرفویل آزادانه حرکت کند [8-10]. به علاوه، لوکات هم چنین یک انحراف در ضرایب آیرودینامیکی استاتیکی نسبت به مقادیر غیرلزج یافت. بنابراین، گستره پارامترهای مورد نظر باید سبب یک تغییر سریع در موقعیت گذرش شود و ضرایب آیرودینامیکی باید از نظریه غیرلزج در آن بازه منحرف شوند.

منحنی پاسخ استاتیک به دست آمده برای ایرفویل با استفاده از XFOIL در  $Re_c = 7.5 \times 10^5$  و نیز داده های تجربی لوکات [10] با شدت آشفتگی  $1/0.1\%$  در شکل (۲-الف) نشان داده شده است. اگر چه محاسبات XFOIL و داده های تجربی از لحاظ اندازه (و شیب در  $\alpha > 5^\circ$ ) متفاوت هستند، گستره زاویه حمله ای که تغییرات کیفی در آن اتفاق می افتد یکسان است. اختلاف کمی بررسی نشده است، اما احتمالاً به دلیل اثرات انسداد تونل باد و رشد جدایش در لبه فرار است که می تواند در معادلات لایه مرزی استفاده شده در XFOIL خطا ایجاد کند. در هر دو مورد منحنی پاسخ استاتیک در محدوده  $1^\circ < \alpha < 3^\circ$  خطی است و در  $\alpha \approx 3.4^\circ$  منحنی های استاتیک از روند خطی خود منحرف می شوند و ضریب برآ با افزایش  $\alpha$  کاهش می یابد. شکل (۲-ب) تغییرات موقعیت گذرش روی سطح مکش ایرفویل را بر اساس پیش بینی XFOIL نشان می دهد. در همان بازه ای که رفتار غیرخطی در ضریب برآی استاتیک مشاهده می شود ( $\alpha > 3.4^\circ$ ).



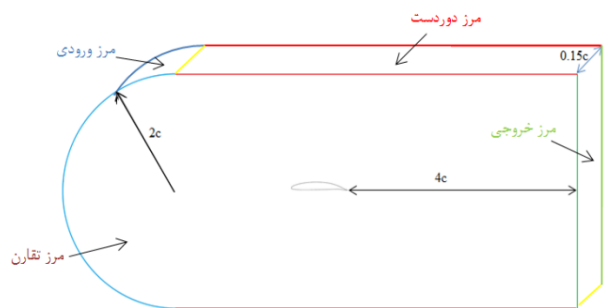
(ب)



(الف)

شکل ۲ مشخصه های آیرودینامیکی استاتیک ایرفویل با جریان آرام طبیعی محاسبه شده با XFOIL (خط چین) و داده های تجربی (نقاط): الف) تغییرات ضریب نیروی عمودی و ب) نقطه گذرش با زاویه حمله

این روش همچنین برای شبیه‌سازی توربین بادی توسط کلاوزبرگ [23] و نگی و همکاران [17] برای ایرفویل در حال پیچش استفاده شده است.



شکل ۳ شکل و ابعاد دامنه محاسباتی

تراکم شبکه روی سطح ایرفویل در راستای وتر در تطابق با مشخصه‌های لایه مرزی تغییر می‌کند. شبکه با معیار زیر طراحی شده است:

۱. اندازه مش  $\Delta x^+ \leq 21$ ،  $\Delta y_{wall}^+ \leq 0.6$  و  $\Delta y_{max}^+ \leq 12$  تقریباً در تمام سطح مکش مقطع بال رعایت شده است. چون انتظار می‌رود جریان روی سطح فشاری آرام باشد، تراکم شبکه در جهت جریان  $\Delta x^+ \leq 27$  است.

۲. برای  $0.1 < x/c < 0.6$ ، تنش برشی روی دیواره  $\tau_w$  از هر دو سطح مکشی و فشاری برای تخمین مقیاس‌های طولی لزجی در طول ایرفویل استفاده می‌شود. فاصله نقاط شبکه بر اساس این مقیاس‌های طولی ارزیابی شده است.

۳. برای  $x/c < 0.1$  بیشینه مقدار  $\tau_w$  روی سطح مکشی ایرفویل برای تخمین فاصله نقاط شبکه در هر دو سطح مکشی و فشاری استفاده می‌شود.

۴. برای  $x/c > 0.6$  گرادین فشار معکوس بزرگی روی سطح مکشی اتفاق می‌افتد که مقادیر  $\tau_w$  را به میزان قابل توجهی کاهش می‌دهد. بنابراین، مقادیر  $\tau_w$  از سطح فشاری برای هر دو سطح ایرفویل استفاده می‌شود.

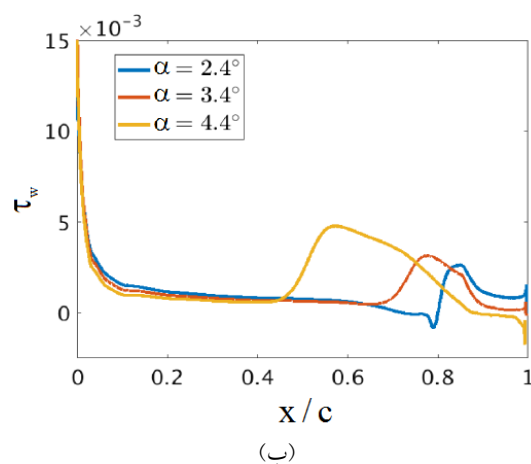
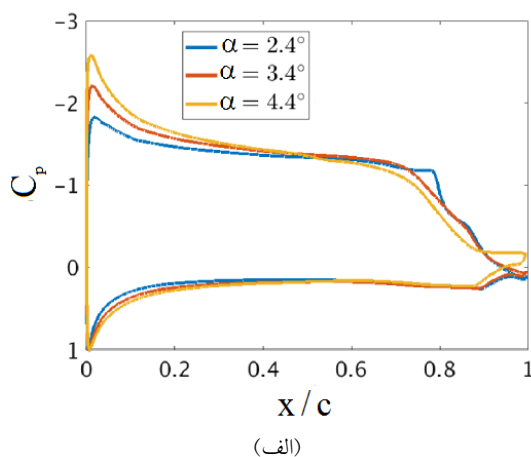
۵. یک شبکه با سازمان استفاده شده که در راستای دهانه با فواصل ثابت  $\Delta z^+ \approx 12$  در کل دامنه کشیده شده که از مقدار بیشینه  $\tau_w$  سطح مکش استخراج شده است.

علامت  $^+$  معرف نرمال سازی با واحدهای درونی با استفاده از لزجت سینماتیک  $\nu$  و سرعت اصطکاکی  $u^*$  است. داده‌های تنش برشی دیواره از XFOIL برای تخمین سرعت اصطکاکی

## روش عددی

شبیه‌سازی‌های عددی به گونه‌ای تنظیم شده‌اند که شبیه‌سازی گرداب بزرگ (LES) با دقت بالا روی دیواره را برای ایرفویل‌های ثابت و در حال پیچش اجرا کنند. شبیه‌سازی توسط کد متن‌باز Nek5000 انجام شده که توسط فیشور و همکاران [16] توسعه داده شده است و توانایی آن برای شبیه‌سازی جریان حول ایرفویل توسط تأیید شده است [17]. شبکه محاسباتی با استفاده از نرم‌افزار ANSYS ICEM CFD 19.0 تولید شده که با سازمان و در نزدیکی سطح ایرفویل متعامد است. شبیه‌سازی عددی در یک فرمول‌بندی  $P_n - P_{n-2}$  با استفاده از نمایش چند جمله‌ای مرتبه نهم برای سرعت تنظیم شده است [18]. معادلات ناویر-استوکس با استفاده از چارچوب اویلری-لاگرانژی دلخواه [19] حل می‌شوند تا حرکت مرز و نقاط داخلی محاسبه شود. دستگاه مختصات به گونه‌ای تعریف شده که جهت  $x$  هم‌راستا با جریان آزاد،  $z$  در جهت دهانه و  $y$  جهت جریان عرضی است. همه کمیت‌ها با استفاده از طول وتر  $c$ ، سرعت جریان آزاد  $U_\infty$  و چگالی سیال  $\rho$  بی‌بعد شده‌اند. مرزهای دور دست به اندازه دو وتر از لبه حمله ایرفویل در هر جهت فاصله دارند و مرز جریان خروجی به اندازه چهار وتر پایین دست لبه فرار ایرفویل قرار دارد (شکل ۳). ورودی به صورت مرز جریان ورودی منحنی شکل با فاصله شعاعی ثابت دو وتر از لبه حمله طراحی شده است. عرض دامنه محاسباتی در راستای دهانه  $l_z = 0.15c$  است. شرط مرزی متناوب روی مرزهای در راستای دهانه اعمال شده و شرط خروجی پایدار ساز انرژی [20] روی مرز خروجی اعمال شده است. یک شبیه‌سازی ناویر-استوکس متوسط‌گیری شده با رینولدز ناپایا (URANS) به همراه مدل آشفتگی انتقالی SST k- $\omega$  [21] هم برای همان حالت با مرزهای دور دست و خروجی در فاصله ۱۰۰ وتر انجام شده است. داده‌های میدان جریان متوسط‌گیری شده با زمان از شبیه‌سازی URANS برای موقعیت‌های متناظر مرزهای دامنه شبیه‌سازی LES استخراج می‌شود. این داده‌های استخراج شده به عنوان شرط مرزی دیرپشله روی مرزهای ورودی و دور دست اعمال می‌شود. آشفتگی جریان آزاد با شدت  $T_i = 0.1\%$  به شرط مرزی دیرپشله اضافه می‌شود تا ناپایداری لایه مرزی را تحریک نماید. آشفتگی جریان آزاد توسط مودهای فوریه با طیف ون کارمن تولید می‌شود و مقیاس طولی انتگرالی طیف  $il = 0.01$  تنظیم شده است. این روال مشابه روالی است که توسط شلاتر و همکاران [22] برای مطالعه گذرش جریان فرعی در لایه مرزی صفحات تخت توصیف شده است.

شکل (۵) ساختارهای گردابه‌ای لحظه‌ای را که با معیار  $\lambda_2$  [24] شناخته می‌شوند برای  $\alpha = 2.4^\circ$  و  $\alpha = 4.4^\circ$  نشان می‌دهد. نواحی آشفته را می‌توان با حضور ساختارهای ریزمقیاس تشخیص داد. مشخص است که گذرش در موقعیت‌های در راستای وتر بسیار متفاوتی برای دو زاویه حمله اتفاق می‌افتد که با نتایج تنش برشی دیواره شکل (۴) تطابق دارد. ساختارهای لحظه‌ای برای هر دو حالت پس از اجرای شبیه‌سازی برای تقریباً شش برابر زمان عبور جریان استخراج شده‌اند. وقتی ناپایایی‌های اولیه از میدان منتقل شوند، حالت کیفی کلی جریان تغییر نمی‌کند و موقعیت گذرش ثابت می‌ماند.



شکل ۴ (الف) ضریب فشار و (ب) تنش برشی مماسی روی دیواره برای شبیه‌سازی ایرفویل ثابت در سه زاویه حمله

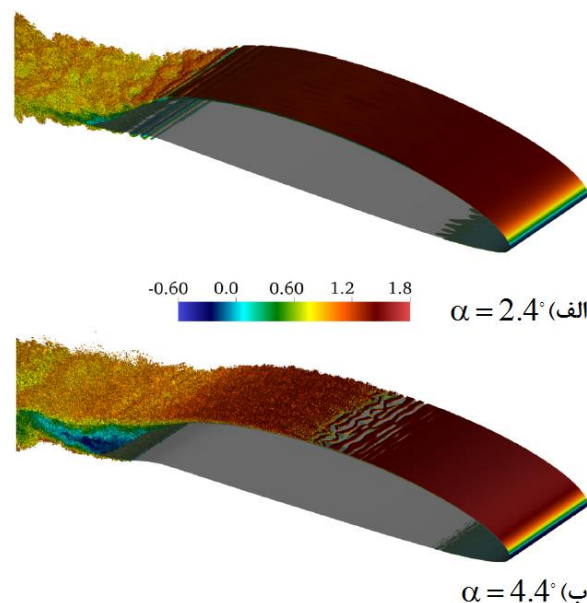
موضعی استخراج شده‌اند. یک نوار زیر در  $x/c \approx 0.1$  قرار داده شده تا مقادیر تنش برشی آشفته روی دیواره هر دو سطح ایرفویل به دست آید. برای تعریف فاصله نقاط در ناحیه دنباله که معیارهای بر اساس دیواره معتبر نیستند، معیار جدیدی مورد نیاز است. از این رو، داده‌های URANS برای تخمین مقیاس طولی کولموگروف  $\eta$  در ناحیه دنباله استفاده شده است. شبکه در ناحیه دنباله به گونه‌ای طراحی شده که فاصله میانگین نقاط در دنباله نزدیک ( $1 < x/c < 2$ ) از معیار  $\Delta x/\eta < 10$  پیروی می‌کند. برای  $x/c > 2$  فاصله نقاط در دنباله به آرامی افزایش می‌یابد، به طوری که نزدیک مرز جریان خروجی در  $x/c = 4$  معیار  $\Delta x/\eta \approx 25$  برقرار است.

### نتایج شبیه‌سازی ایرفویل ثابت

بر اساس بازه انتخاب‌شده برای زاویه حمله، شبیه‌سازی‌هایی با ایرفویل ثابت در  $\alpha$  متناظر با سه نقطه از چرخه‌های پیش‌انجام شده است. دو نقطه متناظر با زوایای انتهایی چرخه‌های پیش‌انجام یعنی  $\alpha = 2.4^\circ$  و  $\alpha = 4.4^\circ$  و نقطه سوم متناظر با زاویه میانی چرخه پیش‌انجام، یا به عبارتی  $\alpha = 3.4^\circ$  هستند. ضریب فشار متوسط و تنش برشی مماسی دیواره برای این سه حالت در شکل (۴) نشان داده شده‌اند. جهت محور  $y$  برای نمودار توزیع  $C_p$  معکوس شده است و بنابراین خطوط بالایی معرف توزیع  $C_p$  روی سطح مکش و خطوط پایینی معرف توزیع  $C_p$  روی سطح فشاری هستند. تغییرات زیاد گذرش بین سه زاویه حمله ایرفویل به طور واضح در شکل (۴-ب) مشاهده می‌شود که افزایش تنش برشی دیواره نزدیک وسط وتر را برای  $\alpha = 4.4^\circ$  نشان می‌دهد، در حالی که برای  $\alpha = 2.4^\circ$  این در  $x/c \approx 0.8$  دیده می‌شود. افزایش شدید تنش برشی دیواره ویژگی عمومی گذرش آرام به آشفته است، زیرا مقدار آن برای رژیم آرام بسیار کم، اما در رژیم آشفته به سرعت تا مقادیر بالا افزایش می‌یابد. تغییرات در محل جدایش جریان روی سطح مکش ایرفویل را هم می‌توان از تغییر علامت تنش برشی مماسی فهمید. در  $\alpha = 2.4^\circ$ ، جدایش آرام در  $x/c \approx 0.7$  اتفاق می‌افتد که فوراً با چسبیدن دوباره جریان در ادامه جریان آشفته چسبیده دنبال می‌شود. برای  $\alpha = 3.4^\circ$  جریان کاملاً چسبیده می‌ماند، اما جدایش جریان آشفته را برای  $\alpha = 4.4^\circ$  می‌توان در  $x/c \approx 0.9$  مشاهده نمود.

انحراف منحنی‌ها از شکل سینوسی خالص نمایانگر رفتار غیرخطی موجود در پاسخ آیرودینامیکی است. در اینجا پاسخ جریان رفتار غیرخطی ضعیفی در ضرایب آیرودینامیکی ایجاد می‌کند.

تغییرات مکانی- زمانی لایه مرزی را می‌توان با تنش برشی لحظه‌ای روی دیواره تحلیل کرد. شکل (۷) تغییرات مکانی- زمانی  $\tau_w$ ، متوسط تنش برشی لحظه‌ای در راستای دهانه روی سطح مکشی ایرفویل را نشان می‌دهد. مقادیر گزارش شده بیانگر مقادیر مماسی موضعی تنش برشی وارد بر سطح ایرفویل است. نواحی با رنگ قهوه‌ای تیره در شکل، نواحی با تنش برشی بالا بوده که نشانگر جریان آشفته است (به جز ناحیه خیلی نزدیک به لبه حمله که لایه مرزی بسیار نازکی دارد). نواحی با رنگ آبی نمایانگر نواحی با تنش برشی خیلی کم یا منفی هستند. خطوط سیاه بیانگر کانتورهای  $\tau_w$  صفر هستند که نشانه جدایش جریان است. نواحی آشفته برجستگی‌های متناوبی در نمودار مکان- زمان پدید آورده که به معنی حرکت گذرش در طی فازهای نوسان است. تغییرات در جدایش لبه فرار با تغییر در نقطه گذرش آرام به آشفته همراه است. زمانی که گذرش در پایین‌دست‌ترین موقعیت خود واقع است، جدایش لبه فرار رخ نمی‌دهد، اما زمانی که گذرش در بالادست‌ترین موقعیت خود واقع است، ناحیه جدا شده بزرگی پدید می‌آید. این با نتایج مطالعات پیشین مای و هبلر [8] هبلر و همکاران [9] و لوکات [10] تطابق دارند که پیشنهاد می‌کنند بخشی از غیرخطی بودن ضرایب آیرودینامیکی به دلیل حرکت آزاد محل گذرش رخ می‌دهد. شکل (۸) دو برش عمودی از نمودار مکان- زمان را برای دو لحظه مختلف زمانی نشان می‌دهد که نمایانگر تغییرات لحظه‌ای  $\tau_w$  در راستای وتر است. تغییرات در موقعیت گذرش به دلیل تغییرات پیوسته زاویه حمله است که به تغییر در گرادیان فشار تجربه شده در جریان منجر می‌شود و به نوبه خود سبب تعدیل سرعت تقویت امواج تولماین-شلیختینگ می‌گردد.

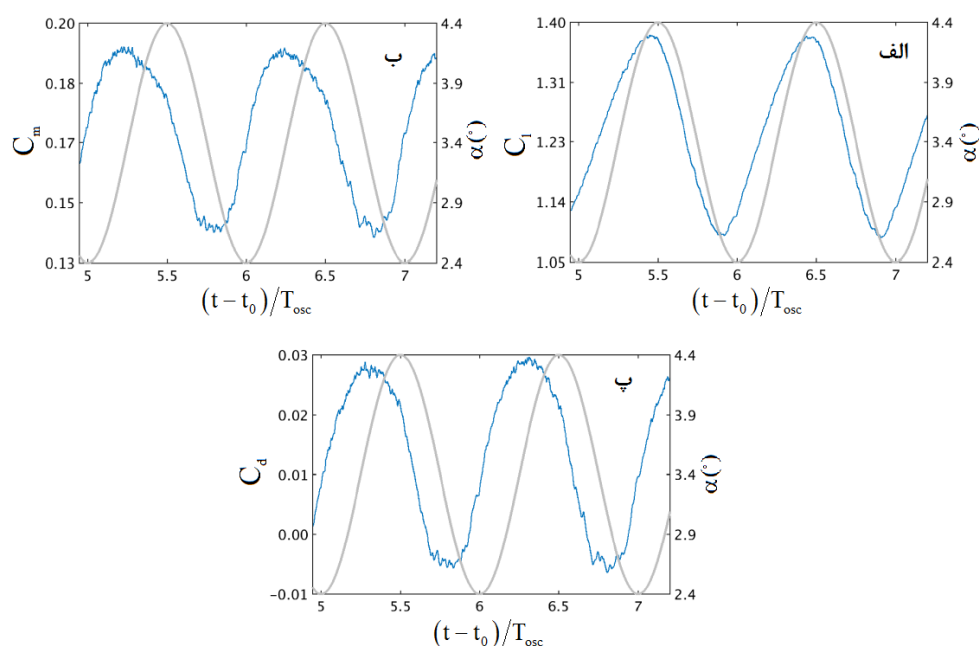


شکل ۵ ساختارهای گردابه‌ای لحظه‌ای بر اساس معیار  $\lambda_2$  (رنگ بر اساس سرعت جریان) برای دو زاویه حمله ثابت

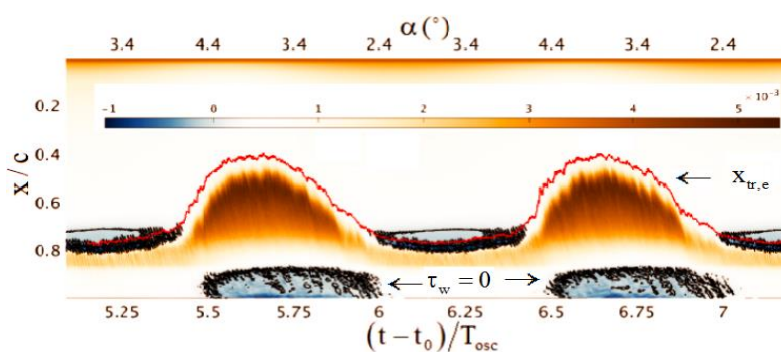
### پاسخ ناپایا

شبیه‌سازی‌های ایرفویل با حرکت پیچشی با نوسان توصیف شده توسط معادله (۱) انجام می‌شود. فرکانس زاویه‌ای  $\omega$  نوسان به گونه‌ای انتخاب شده که فرکانس کاهش یافته برابر  $k = 0.4$  باشد که  $k = \omega b / U_\infty$  و  $b$  نصف وتر است. محور پیچش در نقطه  $(x_0, y_0) = (0.35, 0.034)$  واقع است که با آزمایش‌های لوکات [10] مطابقت دارد. دوره تناوب بی‌بعد نوسان برای فرکانس کاهش یافته انتخاب شده برابر  $T_{osc} = 7.85$  است (مقیاس زمانی با مقیاس زمانی جابه‌جایی  $c/U_\infty$  نرمال شده است). شبیه‌سازی‌های پیچشی با شرایط اولیه حاصل از شبیه‌سازی ایرفویل ثابت در زاویه حمله  $\alpha = 2.4^\circ$  آغاز می‌شوند. این نقطه نمایانگر کمینه چرخه پیچش بوده و آغاز حرکت پیچشی از این پایین‌ترین نقطه اجازه می‌دهد که سرعت زاویه‌ای از مقدار صفر به تدریج افزایش یابد. بنابراین، در آغاز حرکت هیچ گونه سرعت تحمیلی به ایرفویل اعمال نمی‌شود. حرکت نوسانی طبق معادله (۱) با  $t_0 = 6.0$  و  $\phi_0 = -\pi/2$  توصیف می‌شود.

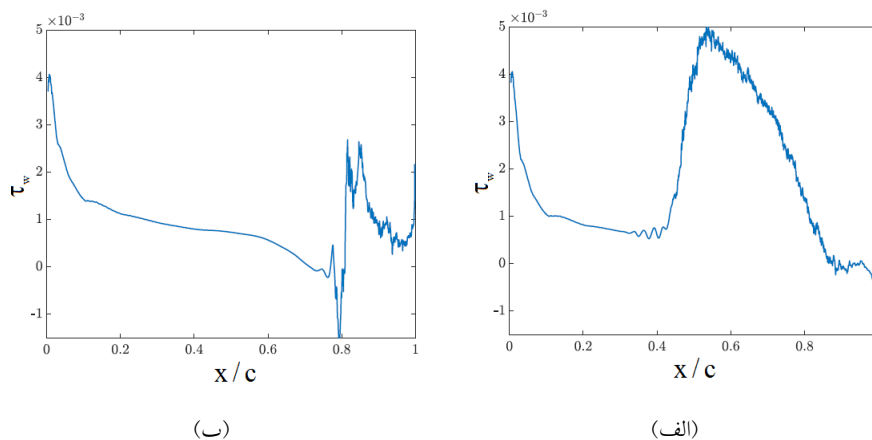
چرخه‌های اولیه نوسان با یک چندجمله‌ای مرتبه پایین ( $N = 5$ ) اجرا می‌شود و مرتبه چندجمله‌ای به تدریج تا بیشترین مقدار خود ( $N = 9$ ) افزایش می‌یابد. شکل (۶) تغییرات زمانی ضریب  $C_l$ ، ضریب گشتاور پیچشی  $C_m$  و ضریب پسا  $C_d$  را طی دو چرخه آخر نوسان نشان می‌دهد. ضرایب تقریباً متناوب بوده و اختلاف بزرگی بین چرخه‌های متوالی نوسان دیده نمی‌شود.



شکل ۶ تغییرات ضرایب آیرودینامیکی ناپایا با زمان: (الف) تغییرات ضریب نیروی عمودی ناپایا، (ب) ضریب گشتاور ناپایا، (پ) ضریب پسای ناپایا، خطوط خاکستری تغییرات زاویه حمله لحظه‌ای را نشان می‌دهد



شکل ۷ تغییرات فضایی-زمانی تنش برشی مماسی موضعی، محور عمودی معرف موقعیت در راستای وتر و محور افقی معرف زمان نرمال شده است. رنگ‌ها معرف مقادیر لحظه‌ای تنش برشی روی دیواره، متوسط‌گیری شده در راستای دهانه  $\tau_w(x, t)$  هستند. کانتورهای مشکی معرف نقاط با تنش برشی مماسی صفر هستند. موقعیت گذرش تعیین شده با مدل مهندسی (منحنی قرمز) روی نمودار مکان-زمان انداخته شده است



شکل ۸ تغییرات  $\tau_w(x, t)$  لحظه‌ای در راستای وتر. شکل‌ها نمایانگر لحظاتی از زمان هستند که گذرش در بالادست‌ترین موقعیت خود در زمان  $(t - t_0)/T_{osc} = 5.7$  و (ب) پایین‌دست‌ترین موقعیت خود در زمان  $(t - t_0)/T_{osc} = 6.21$  است

اختیاری است، با محاسبه واریانس نوسانات سرعت در راستای دهانه  $\overline{w'w'}(x, y, t)$  با همان معیار، بررسی متقابل می‌شود. رشد نوسانات سرعت در راستای دهانه نشانگر سه‌بعدی شدن است و شاخص فیزیکی معناداری از گذرش به دست می‌دهد. تغییرات گذرش برای هر دو کمیت نزدیک به هم است. با وجود طبیعت به نسبت غیر عمومی این معیار آستانه، تصویر کمی حرکت موقعیت گذرش خیلی به تغییرات در مقدار آستانه حساس نیست. کاهش یا افزایش آن با ضریب ۲ همان روندهای کمی را ایجاد می‌کند. روال مشابهی در ارزیابی نقطه گذرش در [7] برای ایرفویل در حال پیچش با  $Re_c = 100,000$  دنبال شده که ارزیابی حساسیت نقطه گذرش به تیرانس‌ها هم در آن گزارش شده است.

شکل (۷) موقعیت گذرش محاسبه‌شده را که به نمودار مکان-زمان تنش برشی دیواره الحاق شده نشان می‌دهد. تغییرات نقطه گذرش با تصویر تنش برشی دیواره مطابقت دارد و گذرش حاشیه اندکی نسبت به نواحی با تنش برشی بالا دارد. بالادست‌ترین نقطه گذرش در  $x_{tr}/c \approx 0.4$  و پایین‌دست‌ترین موقعیت آن در  $x_{tr}/c \approx 0.78$  است که بیانگر تغییر بزرگ حدوداً ۴۰ درصد وتر در طی چرخه پیچش است. زمانی که گذرش در پایین‌دست‌ترین موقعیت خود است، یک حباب جدایش آرام رشد می‌کند و لایه مرزی در  $x/c \approx 0.7$  جدا می‌شود. این جدایش لایه مرزی آرام و با چسبیدن دوباره به صورت آشفته است. گذرش به آشفته بالای لایه برشی جدا شده اتفاق می‌افتد که با خط قرمزی که از کانورهای مشکی می‌گذرد نشان داده شده است. با حرکت گذرش به سمت بالادست، حباب جدایش آرام ناپدید می‌شود. اما یک ناحیه جدایش آشفته در موقعیت پایین‌دست‌تر  $x/c \approx 0.9$  توسعه می‌یابد.

تغییرات موقعیت گذرش با زاویه حمله لحظه‌ای در شکل (۹-الف) نشان داده شده است. این نمودار حالت‌های نامتقارن جریان بین حرکت پیچشی در فازهای رو بالا (شاخه بالایی نمودار) و رو به پایین (شاخه پایینی نمودار) را به روشنی نشان می‌دهد. حین حرکت پیچشی در فاز رو به بالا، نقطه گذرش نزدیک لبه فرار بوده و حرکت بسیار آرامی به سمت بالادست در بیشتر چرخه پیچشی رو به بالا دارد و سپس در انتهای فاز پیچش رو به بالا به طور سریع به سمت بالادست حرکت می‌کند. حین حرکت پیچشی در فاز رو به پایین، موقعیت گذرش با سرعت نسبتاً ثابتی به سمت پایین‌دست حرکت می‌کند. این نمودار را

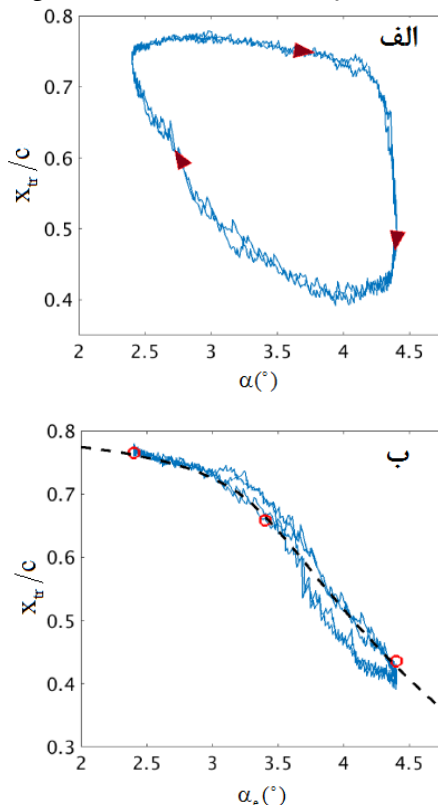
کمی‌سازی تغییرات نقطه گذرش مهم است و یک نقطه گذرش لحظه‌ای باید تعریف شود. از آنجا که موقعیت گذرش به طور پیوسته با زمان عوض می‌شود، معیاری مورد نیاز است که بر اساس حالت لحظه‌ای جریان باشد و نه بر اساس متوسط‌های آماری بلندمدت. یک معیار مهندسی گذرش توسعه داده شده که از متوسط‌های کوتاه‌مدت کمیت‌های جریان استفاده می‌کند. هنگامی که جریان از آرام به آشفته گذرش می‌کند، تنش رینولدز  $\overline{u'v'}$  که از متوسط‌های کوتاه‌مدت محاسبه می‌شود، افزایش شدیدی می‌یابد. این افزایش شدید در گذرش آرام به آشفته عمومیت دارد، زیرا تنش رینولدز در بخش آرام جریان بسیار کوچک است، ولی در ناحیه آشفته مقادیر بالایی می‌یابد.

برای تعریف کمیت‌هایی که معرف حالت لحظه‌ای جریان باشند، از جهات همگن استفاده شده و یک عملیات متوسط‌گیری زمانی برای مدت بسیار کوتاهی از زمان انجام شده است. بنابراین، کمیت‌های آماری  $\bar{q}(x, y, t)$  به‌صورت زیر حساب می‌شود:

$$\bar{q}(x, y, t) = \left( \frac{1}{z_{\max} - z_{\min}} \right) \left( \frac{1}{\Delta t} \right) \int_{t'=t}^{t'+\Delta t} \int_{z=z_{\min}}^{z=z_{\max}} q(x, y, z, t') dz dt' \quad (2)$$

در اینجا  $(z_{\max} - z_{\min})$  عرض دامنه محاسباتی در راستای دهانه و  $\Delta t$  دوره کوتاه متوسط‌گیری است. برای اینکه چنین کمیتی معرف حالت لحظه‌ای جریان باشد، دوره زمانی متوسط‌گیری باید کوچک باشد. برای کار حاضر از  $\Delta t = 1 \times 10^{-2}$  استفاده شده که حدوداً ۰/۱٪ دوره زمانی نوسانی را در بر می‌گیرد که می‌توان فرض کرد طی آن جریان تقریباً در حالت ثابتی می‌ماند. با استفاده از این روال، تنش رینولدز نوسانی  $\overline{u'v'}$  حساب می‌شود. مقادیر بزرگ تنش رینولدز نمایانگر جریان آشفته است، پس بالادست‌ترین نقطه روی سطح مکش که آنجا کمیت  $\overline{u'v'}(x, y, t)$  مقدار بزرگی پیدا می‌کند به عنوان نقطه گذرش محسوب می‌شود. برای تعیین آستانه مناسبی برای بزرگی، بیشینه مقدار  $|\overline{u'v'}(x, y, t)|$  در سرتاسر لایه مرزی برای همه زمان‌ها محاسبه می‌شود. این مقدار بیشینه تغییرات خیلی بزرگی در زمان ندارد و میانگین مرتبه اندازه آن  $|\overline{u'v'}|_{\max} \approx 10^{-2}$  باقی می‌ماند. آستانه مورد نظر برای تعیین گذرش به میزان ۵٪ بیشینه تنظیم می‌شود و نقطه گذرش به‌عنوان اولین نقطه‌ای در راستای جریان که از این آستانه عبور کند تعریف می‌شود. چون این معیار کمی

می‌کند. برای فرکانس‌های کاهش یافته خیلی کم  $k \ll 1$  می‌توان انتظار داشت که مشخصه‌های لایه مرزی به طور ساده از مشخصه‌های لایه مرزی روی بال ثابت برای زاویه حمله لحظه‌ای تبعیت کند و اثرات ناپایا کوچک‌تر از آن باشند که تأثیرگذار باشند. بنابراین، مسیر نقطه گذرش در صفحه  $x_{tr}/c - \alpha_e$  از مسیر منحنی استاتیک تبعیت خواهد کرد. برای مواردی با فرکانس کاهش یافته بالاتر (اما همچنان خیلی کم‌تر از فرکانس‌های آشفته‌گی ریزمقیاس)، اثر ناپایای غالب، تطبیق لایه مرزی با تأخیر زمانی است. بنابراین، در موارد ناپایا، باید زاویه حمله مؤثر حس شده توسط لایه مرزی را برای گرفتن اثرات غالب در نظر داشت. مفهوم مهم این امر در نظر داشتن موقعیت‌هایی است که تأخیر فاز یک کمیت از پیش معلوم شمرده می‌شود. در چنین سناریویی، حالت‌های لحظه‌ای در یک آزمایش ناپایا را می‌توان احتمالاً با نتایج بال ثابت متناظر در زوایای حمله مختلف تعیین نمود.



شکل ۹ تغییرات مکانی- زمانی موقعیت گذرش تعیین شده با مدل

مهندسی: الف) تغییرات نقطه گذرش با زاویه حمله لحظه‌ای (پیکان‌ها جهت مثبت زمان را نشان می‌دهند)، ب) تغییرات نقطه گذرش با زاویه حمله مؤثر (معادله ۳). خطوط آبی نمایانگر موقعیت گذرش محاسبه شده و خط چین‌های مشکی معرف مقادیر استاتیکی موقعیت گذرش محاسبه شده با XFOIL هستند. دوائر قرمز معرف نقطه گذرش به دست آمده از شبیه‌سازی بال ثابت در سه زاویه حمله است

می‌توان برای دستیابی به تصویر روشن‌تری از دینامیک جاری در حرکت با استفاده از مفهوم تأخیر فاز تبدیل نمود. در این تبدیل، تکامل لایه مرزی نسبت به زاویه حمله مؤثر  $\alpha_e$  بررسی می‌شود که با زاویه حمله لحظه‌ای تفاوتی در تأخیر فاز دارد. تعبیر فیزیکی تأخیر فاز ساده است و به معنای آن است که لایه مرزی خود را با تغییر میدان جریان به صورت شبه پایا تطبیق می‌دهد، اما یک تأخیر بین حرکت ایرفویل و تطبیق لایه مرزی وجود دارد و زاویه حمله مؤثر که لایه مرزی حس می‌کند با زاویه حمله لحظه‌ای متفاوت است. عبارت مربوط به زاویه حمله مؤثر در مسئله حاضر را می‌توان با اضافه نمودن یک جمله به رابطه (۱) نوشت،

$$\alpha_e(t) = \alpha_0 + \Delta\alpha \sin(\omega(t-t_0) + \varphi_0 + \varphi_{lag}) \quad (3)$$

که  $\varphi_{lag}$  تأخیر فاز بین زوایای حمله لحظه‌ای و مؤثر است. مفهوم تأخیر فاز اغلب در آیرودینامیک ناپایا برای توصیف پاسخ ناپایای نیروهای آیرودینامیکی استفاده می‌شود (برای مثال [1,5,25,26]). در اینجا از این مفهوم به طور خاص برای تکامل کل لایه مرزی استفاده می‌شود. همان گونه که قبلاً ذکر شد، تغییرات جدایش لایه مرزی با تغییرات گذرش همراه است. بنابراین می‌توان از نقطه گذرش به عنوان متغیر حالت برای توصیف کل لایه مرزی روی ایرفویل استفاده نمود. شکل (۹-ب) تغییرات نقطه گذرش را نسبت به زاویه حمله مؤثر نشان می‌دهد که با استفاده از تأخیر فاز  $\varphi_{lag} = -1.06$  رادیان محاسبه شده است. آنچه که در ابتدا در صفحه  $x_{tr}/c - \alpha_e$  یک حلقه بسته دیده می‌شد (شکل ۹-الف)، وقتی در صفحه  $x_{tr}/c - \alpha_e$  نمایش داده شود، به طور تقریبی به خط واحدی تبدیل می‌شود. بنابراین، رفتار از نوع هیستریزس مشاهده شده نسبت به  $\alpha_e$  تقریباً به طور کامل می‌تواند با مفهوم تأخیر فاز توضیح داده شود و در صفحه دارای تأخیر فاز  $x_{tr}/c - \alpha_e$  هیستریزس تقریباً غایب است. علاوه بر حذف هیستریزس، تغییرات نسبت به  $\alpha_e$  همچنین تطابق خوبی با منحنی گذرش استاتیک محاسبه شده با استفاده از XFOIL (با فاکتور  $N = 8.5$ ) دارد. مقدار تأخیر فاز با کمینه کردن انحراف موقعیت گذرش ناپایا نسبت به مقادیر استاتیک آن تعیین شده است. به علاوه، نقاط گذرش محاسبه شده برای شبیه‌سازی‌های بال ثابت در سه زاویه حمله هم با دوائر قرمز در شکل (۹-ب) نشان داده شده است. حذف هیستریزس در مختصات تبدیل یافته و تطابق آن با مقادیر به دست آمده از XFOIL روی هم رفته بیانگر تکامل شبه‌پایای لایه مرزی در زمان است. موقعیت گذرش را می‌توان به عنوان یک کمیت اسکالر در نظر گرفت که حالت لحظه‌ای لایه مرزی روی ایرفویل را توصیف



### مدل ناپایای مهندسی

داده شده است. مقادیر آزمایشگاهی به دست آمده برای منحنی  $C_l$  استاتیک مهندسی استفاده می‌شوند. از اینجا به بعد، فرض می‌شود که رفتار غیرخطی در نیروهای آیرودینامیکی ناپایا کاملاً بر اثر جمله شبه‌پایا بوده و همه اثرات دینامیکی را می‌توان با یک جمله هارمونیک خطی مدل کرد. مدل مهندسی به صورت زیر در می‌آید:

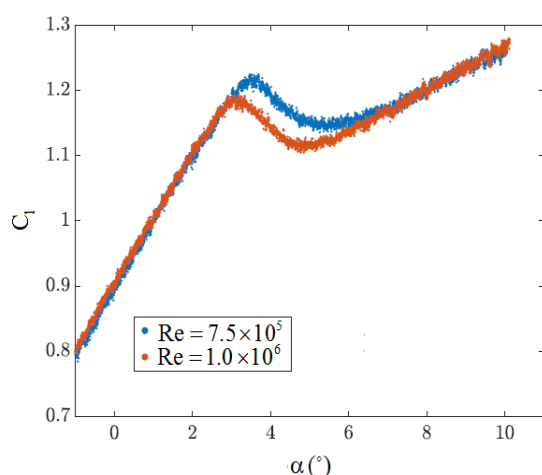
$$C_l(t) = A_1 \sin(\omega t + \theta) + C_l^{\text{emp}}(\gamma(t)) \quad (4\text{-الف})$$

$$\gamma(t) = \alpha_0 + \Delta\alpha \sin(\omega t - \phi_{\text{lag}}) \quad (4\text{-ب})$$

که زاویه حمله لحظه‌ای برابر است با:

$$\alpha(t) = \alpha_0 + \Delta\alpha \sin(\omega t) \quad (5)$$

بنابراین، مدل مهندسی سه پارامتر مستقل دارد که باید تعیین شوند:  $A_1$  که بیانگر قدرت جمله دینامیکی کاملاً هارمونیک است، تأخیر/تعییل فاز  $\theta$  جمله هارمونیک و  $\phi_{\text{lag}}$  که بیانگر تأخیر فاز جمله شبه‌پایا است. باید توجه داشت که اگر منحنی  $C_l^{\text{emp}}(\alpha)$  نسبت به  $\alpha$  خطی باشد، پاسخ زمانی مدل کاملاً هارمونیک خواهد بود.



شکل ۱۰ منحنی ضریب برای استاتیک تجربی  $C_l^{\text{emp}}(\alpha)$  [10]

حال فرضیات مدل در مقایسه با اندازه‌گیری‌های تجربی لوکات که برای نوسان پیچشی اجباری همان ایرفویل انجام شده، امتحان می‌شوند. این اندازه‌گیری‌ها برای اعداد رینولدز  $Re_c = 7.5 \times 10^5$  و  $Re_c = 1.0 \times 10^6$  برای گستره وسیعی از زوایای حمله و فرکانس‌های کاهش‌یافته، با نوسان پیچشی کم‌دامنه انجام شده است.

از آنجا که مدل‌های ناپایای کلاسیک تنها پاسخ‌های خطی به نوسان پیچشی هماهنگ را پیش‌بینی می‌کنند، از درک به دست آمده در بخش قبل برای ساخت مدلی برای نیروهای آیرودینامیکی ناپایا استفاده می‌شود. با توجه به اینکه تکامل لایه مرزی ناپایا را می‌توان با لایه مرزی روی بال ثابت از طریق دینامیک تأخیر فاز مرتبط ساخت، بخشی از نیروهای ناپایا هم می‌بایست همبستگی خوبی با نیروهای تجربه شده توسط بال ثابت داشته باشد. مابقی مقدار نیروها اثرات دینامیکی را در جریان شامل می‌شوند. فرض می‌شود که پدیده‌های به شدت گذرا، نظیر ریزش گردابه لبه حمله که در واماندگی دینامیکی وجود دارد، اتفاق نمی‌افتد. همچنین، در مواردی که افزایش و کاهش زاویه حمله بی‌نهایت آرام انجام می‌شود، برای ضرایب آیرودینامیکی استاتیک هیستریزس در نظر گرفته نمی‌شود. مطالعات پیشین هم تمایل داشتند که نیروهای آیرودینامیکی ناپایا را به دو مؤلفه مانند مؤلفه‌های چرخشی و غیرچرخشی [3]، گردابه‌ای و غیرگردابه‌ای یا شبه‌پایا و جرم افزوده [27] تقسیم کنند. با الهام از نحوه مدل‌سازی تنودورسن [3]، در اینجا هم مدلی مهندسی ساخته می‌شود که در آن نیروهای آیرودینامیکی به دو مؤلفه تقسیم می‌شوند که نماینده اثرات دینامیکی (مؤلفه‌های غیرچرخشی) و اثرات شبه‌پایا (مؤلفه‌های چرخشی) هستند. عموماً برای ارزیابی سهم چرخش (ورتیسیته) لایه مرزی در نیروهای آیرودینامیکی، نظریه غیرلرژ به کار گرفته می‌شود. اما همان گونه که در شکل (۲-الف) مشهود است، به دلیل جدایش لایه مرزی ضرایب نیرو از رفتار خطی خود نسبت به  $\alpha$  انحراف زیادی می‌یابند که به رفتار غیرخطی شدیدی نسبت به  $\alpha$  می‌انجامد. تخمین سهم شبه‌پایا از نظریه غیرلرژ احتمالاً به نتایجی با خطای زیاد منجر می‌شود. برای به حساب آوردن این رفتار غیر خطی، فرض می‌شود که لایه مرزی در یک روند شبه‌پایا (اما با تأخیر فاز) طی چرخه پیچشی تکامل می‌یابد. نتایج بخش قبل این فرض را قوت می‌بخشند. اما مقدار تأخیر فاز معلوم نیست. از آنجا که جریان فرضیات غیرلرژ را ارضا نمی‌کند، مقدار جمله شبه‌پایا باید با استفاده از یک منحنی  $C_l$  استاتیک محاسبه شده به صورت تجربی تعیین شود. برای ایرفویل حاضر، منحنی  $C_l$  به صورت تجربی توسط لوکات [10] در دو عدد رینولدز  $Re_c = 1.0 \times 10^6$  و  $Re_c = 7.5 \times 10^5$  به دست آمده و در شکل (۱۰) نشان

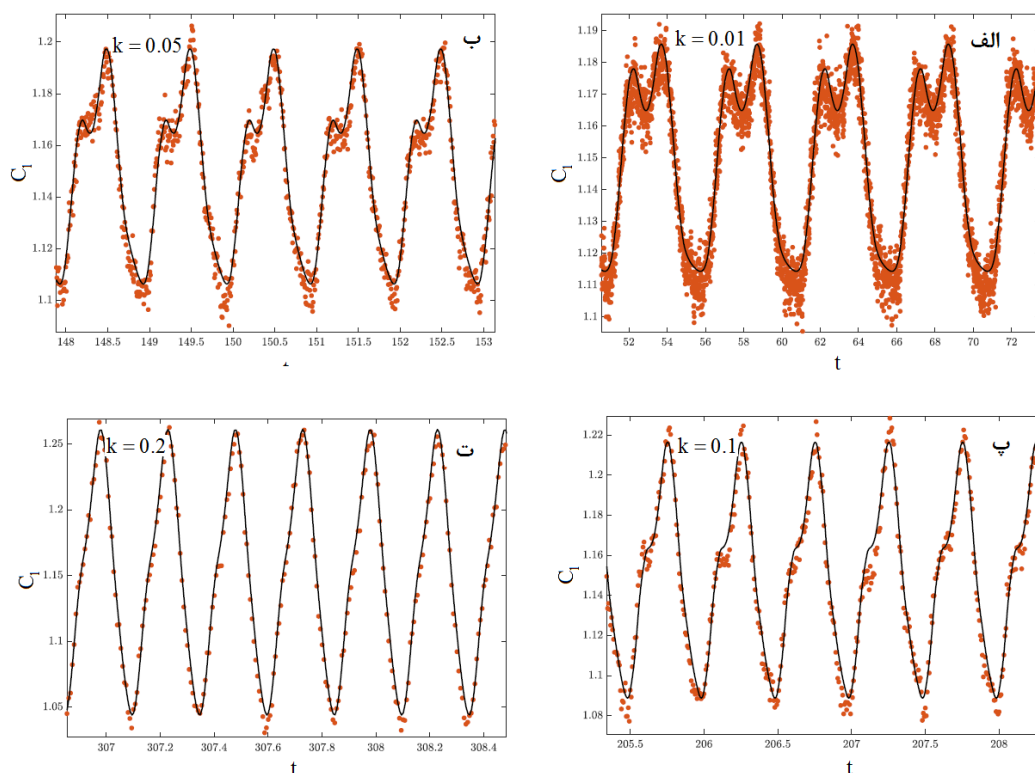


غیرخطی نسبی ضعیف می‌شود. شکل (۱۲) مجموعه دیگری از داده‌های تجربی را با رژیم غیرخطی در  $Re_c = 7.5 \times 10^5$  همراه با برازش کمترین مربعات مدل نشان می‌دهد.

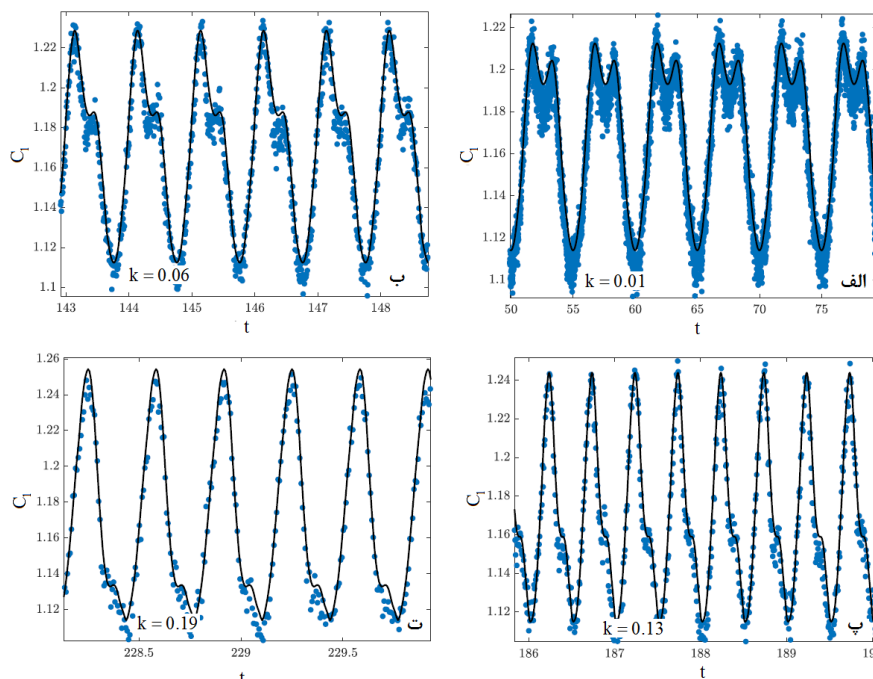
پس مفهوم تأخیر فاز شبه‌پایا برای تکامل زمانی لایه مرزی روی ایرفویل برای فرکانس‌های مختلف، حتی زمانی که موقعیت گذرش لایه مرزی تغییرات زیادی دارد، قابل به‌کارگیری به نظر می‌رسد. قابل توجه است که فرکانس‌های کاهش یافته در آزمایش تجربی در محدوده  $k < 0.5$  است. شبیه‌سازی عددی حاضر برای  $k = 0.4$  انجام شد و بیشتر فرکانس‌های تجربی کم‌تر از این مقدار هستند. فرض تغییر با تأخیر فاز در لایه مرزی احتمالاً برای بیشتر داده‌های تجربی بهتر ارضا شود. این احتمال هست که فرکانس‌های کاهش یافته بالاتر به شکست این فرض شبه‌پایا منجر شود. با این وجود، فرکانس‌های کاهش یافته مرتبط با تحلیل‌های آیروداستیک عموماً کم‌تر از مقدار مورد استفاده در کار حاضر هستند و فرض مذکور در گستره فرکانس مربوطه منطقی به نظر می‌رسد.

مدل به روش کمترین مربعات روی داده‌های تجربی برازش شده تا پارامترهای آن تخمین زده شود. این مدل ساده انطباق خوبی با داده‌های تجربی نشان می‌دهد. شکل (۱۱) برازش کمترین مربعات را برای داده‌های به دست آمده در  $Re_c = 1.0 \times 10^6$ ، زاویه حمله متوسط  $\alpha_0 = 3.8^\circ$ ، دامنه پیچش  $\Delta\alpha = 1^\circ$  و فرکانس‌های کاهش یافته متغیر نشان می‌دهد. نقاط قرمز داده‌های تجربی و خطوط مشکی برازش کمترین مربعات روی داده‌های تجربی را نشان می‌دهد. همان گونه که در شکل (۱۰) دیده می‌شود، زاویه حمله متوسط  $\alpha_0 = 3.8^\circ$  محدوده نوسان را در نزدیکی محدوده‌ای قرار می‌دهد که رفتار غیرخطی در منحنی استاتیک رخ می‌دهد.

انطباق مناسب فقط محدود به یک زاویه حمله متوسط نیست. مدل با چندین ترکیب مختلف از زوایای حمله متوسط و فرکانس‌های کاهش یافته آزمایش شده و تطابق خوب برای همه حالت‌های مورد بررسی، حتی برای چند حالت با فرکانس کاهش یافته نسبتاً بالای  $k \approx 0.4$  مشاهده شده است. اما برای فرکانس‌های بالا سهم جمله هارمونیک غالب است و رفتار



شکل ۱۱ برازش کمترین مربعات مدل مهندسی روی داده‌های تجربی در  $Re = 1.0 \times 10^6$  برای زاویه حمله میانی  $\alpha_0 = 3.8^\circ$  و  $\Delta\alpha = 1^\circ$  فرکانس‌های کاهش یافته مختلف، نقطه‌ها معرف داده‌های تجربی و خطوط مشکی معرف برازش کمترین مربعات هستند



شکل ۱۲. برازش کمترین مربعات مدل مهندسی روی داده‌های تجربی در  $Re = 0.75 \times 10^6$  برای زاویه حمله میانی  $\alpha_0 = 3.1^\circ$ ،  $\Delta\alpha = 1^\circ$  و فرکانس‌های کاهش یافته مختلف، نقطه‌ها معرف داده‌های تجربی و خطوط مشکی معرف برازش کمترین مربعات هستند

[10] هم گزارش شده است.

مدل حاضر پیش‌بینی‌کننده نیست، اما اجازه تحلیل پسینی داده‌ها را می‌دهد، زیرا جملات تأخیر/تعجیل فاز از پیش معلوم نیستند، اگر چه تعداد پارامترهای آزاد مدل به ۳ کاهش می‌یابد. این در تقابل با یک مدل عام نظیر بسط سری فوریه است که تعداد جملات مراتب بالاتر (و قدرت و فاز آنها) از قبل معلوم نیستند. اما باید توجه داشت که تنها داده‌های نوسانات پیچشی کم‌دامنه با گستره نسبتاً کوچکی از فرکانس کاهش یافته  $k < 0.5$  موجود بود و کاربردپذیری چنین مدل ساده‌ای برای موارد عمومی تر نوسان پیچشی معلوم نیست. به طور خاص، نقطه‌ای که فرض شبه‌پایا کاملاً شکست می‌خورد نامعلوم است، همین‌طور تعمیم به دامنه‌های نوسان بالاتر. باید توجه داشت که پژوهش‌های مکانیک پرواز با مدل‌های غیرخطی مهندسی یا نیمه‌مهندسی برای نیروهای آیرودینامیکی سروکار دارند. به عنوان مثال کار مدل‌سازی انجام‌شده توسط لیشمن [28]، گومان و خرابروف [29]، شنگ و همکاران [30] و نارسپیرو و همکاران [31]. مروری بر تلاش‌های صورت گرفته در راستای مدل‌سازی غیرخطی در [32] انجام شده است. بعضی از این تلاش‌ها از ایده تأخیر جابه‌جایی لایه مرزی استفاده می‌کنند، مثل مدل مکان-زمان [26]

باید توجه داشت که هدف این مدل‌سازی ایجاد یک مدل آیرودینامیکی عام برای نیروهای ناپایا نیست، بلکه نمایش کاربردپذیری مفهوم تکامل لایه مرزی با تأخیر فاز برای نوسانات پیچشی کم‌دامنه، لااقل تا فرکانس کاهش یافته  $k < 0.4$  است. با وجود این، مدل حاضر دید جدیدی به معنای فیزیکی رفتار غیرخطی که در پاسخ دینامیکی ایرفویل‌های آرام مشاهده می‌شود، فراهم می‌کند. واضح است که تنها منبع رفتار غیرخطی در مدل آیرودینامیکی تجربی جمله شبه‌پایا است که به طور مستقیم با مشخصه‌های استاتیکی ایرفویل مرتبط است. با تغییر در فرکانس، قدرت جمله شبه‌پایا ثابت می‌ماند، در حالی که تأخیر فاز دچار تغییر می‌شود. این نتیجه مهمی است، زیرا به این معنی است که قدرت رفتار غیرخطی با تغییر فرکانس کاهش یافته تقریباً ثابت می‌ماند. اما، با افزایش فرکانس کاهش یافته، جمله هارمونیک خالص که بیانگر اثرات دینامیکی است، بزرگ‌تر می‌شود. پس قدرت نسبی رفتار غیرخطی با افزایش فرکانس کاهش یافته، کم می‌شود. این در شکل‌های (۱۰) و (۱۱) مشهود است. در هر دو شکل، رفتار غیرخطی در پایین‌ترین فرکانس به صورت قوی‌تری قابل مشاهده است و با افزایش فرکانس، پاسخ به سمت شکل سینوسی خالص تمایل پیدا می‌کند. این مشاهده توسط لوکات

ایرفویل مرتبط شده است، مدل را می‌توان به سادگی در مورد سایر ایرفویل‌ها تطبیق داد.

### فهرست علائم

|        |                                                        |
|--------|--------------------------------------------------------|
| $C_d$  | $2D / (\rho U_\infty^2 A)$ ضریب پسا                    |
| $C_l$  | $2L / (\rho U_\infty^2 A)$ ضریب برآ                    |
| $C_m$  | $2M / (\rho U_\infty^2 Ac)$ ضریب گشتاور حول محور پیچشی |
| $C_p$  | $2(p - p_\infty) / (\rho U_\infty^2)$ ضریب فشار        |
| $c$    | طول وتر                                                |
| $k$    | فرکانس کاهش یافته نوسان پیچشی                          |
| $Re_c$ | $U_\infty c / \nu$ عدد رینولدز بر اساس وتر             |

|                 |                                                    |
|-----------------|----------------------------------------------------|
| $T_{osc}$       | دوره تناوب بی‌بعد نوسان پیچشی                      |
| $t_0$           | زمان آغاز نوسان پیچشی                              |
| $U_\infty$      | سرعت نرمال شده جریان آزاد                          |
| $u^*$           | $\sqrt{\tau_w / \rho}$ سرعت اصطکاکی                |
| $\nu$           | لزجت سینماتیکی بی‌بعد                              |
| $x_{tr}$        | موقعیت نرمال شده گذرش روی سطح مکش ایرفویل          |
| $(x_0, y_0)$    | مختصات محور پیچشی                                  |
| $\alpha$        | زاویه حمله (درجه)                                  |
| $\alpha_0$      | زاویه حمله میانی (درجه)                            |
| $\Delta\alpha$  | دامنه نوسان پیچشی (درجه)                           |
| $\varepsilon$   | نرخ اضمحلال ایزوتروپیک موضعی                       |
| $\eta$          | $(v^3 / \varepsilon)^{1/4}$ = مقیاس طولی کولموگروف |
| $\theta$        | اثرات دینامیکی تأخیر/تعجیل فاز جرم افزوده          |
| $\mu$           | لزجت دینامیکی (بی‌بعد)                             |
| $\rho$          | چگالی نرمال شده سیال                               |
| $\tau_w$        | تنش برشی دیواره                                    |
| $\varphi_{lag}$ | تأخیر فاز شبه پایا                                 |
| $\omega$        | فرکانس زاویه‌ای نوسان پیچشی                        |

### واژه‌نامه

|                          |                     |
|--------------------------|---------------------|
| Pitching oscillation     | نوسان پیچشی         |
| Unsteady laminar airfoil | ایرفویل آرام ناپایا |
| Phase lag                | تأخیر فاز           |
| Quasi-steady term        | جمله شبه پایا       |

که در یک شکل بهبودیافته توسط ویلیامز و همکاران [33] و نارسپیرو و همکاران استفاده شده، یا مدل نیمه تجربی توسعه داده شده توسط لی‌شمن. این پژوهش‌ها و پژوهش‌هایی با موضوعات نزدیک به آنها [34-39] معمولاً بر مدل‌سازی و اماندگی دینامیکی از طریق تغییرات زاویه حمله با مقیاس زمانی بزرگ و دامنه بزرگ تمرکز کرده‌اند که در مکانیک پرواز وسایل پرنده مانورپذیر کاربرد دارد. از سوی دیگر، کار حاضر بر نوسانات پیچشی کم‌دامنه در فرکانس‌های نسبتاً بالاتر با هدف دستیابی به دیدگاهی به منبع رفتار غیرخطی برای مدل‌سازی پایداری آیرولاستیک تمرکز دارد.

### نتیجه‌گیری

نتایج شبیه‌سازی‌های غیرخطی ایرفویلی با جریان آرام طبیعی ناپایا ارائه شد. گستره پارامترهای شبیه‌سازی‌های ناپایا بر اساس محاسبات XFOIL و داده‌های تجربی موجود بود. شبیه‌سازی‌های اولیه برای ایرفویل ثابت اجرا شد تا اطمینان حاصل شود که مشخصه‌های آیرودینامیکی مطلوب با شبیه‌سازی عددی گرفته می‌شود. شبیه‌سازی‌های ناپایا پاسخی غیرخطی برای ضرایب نیروهای آیرودینامیکی نشان دادند، در حالی که توسعه لایه مرزی ناپایا تغییرات زیادی در نقطه گذرش روی سطح مکش ایرفویل نشان داد. تغییرات زمانی گذرش را می‌توان با استفاده از مفهوم ساده تأخیر فاز به منحنی گذرش استاتیک ارتباط داد که به معنی آن است که تکامل لایه مرزی در زمان می‌تواند شبه‌پایا فرض شود.

بر اساس این مفهوم تأخیر فاز، یک مدل مهندسی توسعه داده شد تا رفتار غیرخطی مشاهده شده در پاسخ ناپایای ایرفویل با جریان آرام طبیعی را توضیح دهد. مدل تطابق خوبی با داده‌های تجربی برای چند فرکانس کاهش یافته مختلف دارد و نشان می‌دهد که برای نوسانات پیچشی کم‌دامنه منبع اصلی رفتار غیرخطی در ضرایب آیرودینامیکی ناپایا از جمله شبه‌پایا نشئت می‌گیرد که می‌تواند از مشخصه‌های ایرفویل استاتیک ارزیابی شود. به علاوه، قدرت جمله شبه‌پایا با تغییرات فرکانس کاهش یافته ثابت می‌ماند. اما جمله هارمونیک که اثرات ناپایا را مدل می‌کند با افزایش فرکانس کاهش یافته قدرتش افزایش می‌یابد و در نتیجه بزرگی نسبی رفتار غیرخطی با افزایش فرکانس کاهش می‌یابد. چون رفتار غیرخطی به مشخصه‌های استاتیک

## تقدیر و تشکر

Least-squares fit

برازش کمترین مربعات

Hysteresis

هیستریزیس

## مراجع

- [1] J. G. Leishman, "Principles of Helicopter Aerodynamics," Cambridge University Press, 2nd Edition, 2016.
- [2] H. Glauert, "The Force and Moment on an Oscillating Aerofoil," *Vorträge aus dem Gebiete der Aerodynamik und verwandter Gebiete*, pp. 88–95 1930. [https://doi.org/10.1007/978-3-662-33791-2\\_16](https://doi.org/10.1007/978-3-662-33791-2_16)
- [3] T. Theodorsen, "General Theory of Aerodynamic Instability and the Mechanism of Flutter," NACA, Langley Aeronautical Lab. TR 496, 1935.
- [4] T. Von Karman, and W. R. Sears, "Airfoil Theory for Non-Uniform Motion," *Journal of Aeronautical Sciences*, vol. 5, no. 10, pp. 379–390, 1938. <https://doi.org/10.2514/8.674>
- [5] R. L. Halfman, "Experimental Aerodynamic Derivatives of a Sinusoidally Oscillating Airfoil in Two-Dimensional Flow," NACA TR 1108, 1952.
- [6] L. R. Bisplinghoff, H. Ashley, and R. L. Halfman, "Aeroelasticity," Dover Publications Inc., New York, (1983).
- [7] J. E. Green, "Laminar Flow Control-Back to the Future," 38th Fluid Dynamics Conference and Exhibit, *Fluid Dynamics and Co-Located Conferences*, 2008. <https://doi.org/10.2514/6.2008-3738>
- [8] H. Mai, and A. Hebler, "Aeroelasticity of a Laminar Wing," Proceedings of International Forum on Aeroelasticity and Structural Dynamics, Paper IFASD-2011-128, 2011.
- [9] A. Hebler, L. Schojda, and H. Mai, "Experimental Investigation of the Aeroelastic Behavior of a Laminar Airfoil in Transonic Flow," Proceedings of International Forum on Aeroelasticity and Structural Dynamic, 2013.
- [10] M. Lokatt, "On Aerodynamic and Aeroelastic Modeling for Aircraft Design," Doctoral Thesis, KTH Royal Inst. of Technology, 2017.
- [11] M. Lokatt, and D. Eller, "Robust Viscous-Inviscid Interaction Scheme for Application on Unstructured Meshes," *Computers and Fluids*, vol. 145, pp. 37–51, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.compfluid.2016.12.012>
- [12] P. Negi, A. Hanifi, and D. Henningson, "LES of the Unsteady Response of a Natural Laminar Flow Airfoil," 2018 *Applied Aerodynamics Conference*, Atlanta, 2018. <https://doi.org/10.2514/6.2018-3824>
- [13] G. Studer, D. Arnal, R. Houdeville, and A. Seraudie, "Laminar–Turbulent Transition in Oscillating Boundary Layer: Experimental and Numerical Analysis Using Continuous Wavelet Transform," *Experiments in Fluids*, vol. 41, pp. 685–698, 2006. <https://doi.org/10.1007/s00348-006-0190-1>
- [14] T. Lee, and P. Gerontakos, "Investigation of Flow over an Oscillating Airfoil," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 512, pp. 313–341, 2004. <https://doi.org/10.1017/S0022112004009851>
- [15] M. Drela, "XFOIL: An Analysis and Design System for Low Reynolds Number Airfoils," Low Reynolds Number Aerodynamics: Proceedings of the Conference Notre Dame, *Springer-Verlag*, Berlin, pp. 1–12, 1989. [https://doi.org/10.1007/978-3-642-84010-4\\_1](https://doi.org/10.1007/978-3-642-84010-4_1)
- [16] P. F. Fischer, J. W. Lottes, and S. G. Kerkemeier, "Nek, fast high-order scalable CFD," *nek5000.mcs.anl.gov*, 2008. [Online]. Available:

- [17] P. Negi, R. Vinuesa, A. Hanifi, P. Schlatter, and D. S. Henningson, "Unsteady Aerodynamic Effects in Small-Amplitude Pitch Oscillations of an Airfoil," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, vol. 71, pp. 378–391, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatfluidflow.2018.04.009>
- [18] Y. Maday and A. T. Patera, "Spectral Element Methods for the Incompressible Navier-Stokes Equations," *State-of-the-Art Surveys on Computational Mechanics (A90-47176 21-64)*, American Soc. of Mechanical Engineers, New York, USA, pp. 71–143, 1989.
- [19] H. O. Lee-Wing, and A. T. Patera, "Variational Formulation of Three- Dimensional Viscous Free-Surface Flows: Natural Imposition of Surface Tension Boundary Conditions," *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, vol. 13, no. 6, pp. 691–698, 1991. <https://doi.org/10.1002/fld.1650130603>
- [20] S. Dong, G. E. Karniadakis, and C. Chrysosostomidis, "A Robust and Accurate Outflow Boundary Condition for Incompressible Flow Simulations on Severely-Truncated Unbounded Domains," *Journal of Computational Physics*, vol. 261, pp. 83–105, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.jcp.2013.12.042>
- [21] R. B. Langtry, and F. R. Menter, "Correlation-Based Transition Modeling for Unstructured Parallelized Computational Fluid Dynamics Codes," *AIAA Journal*, vol. 47, no. 12, pp. 2894–2906, 2009. <https://doi.org/10.2514/1.42362>
- [22] P. Schlatter, L. Brandt, H. C. de Lange, and D. S. Henningson, "On Streak Breakdown in Bypass Transition," *Physics of Fluids*, vol. 20, no. 10, pp. 101505, 2008. <https://doi.org/10.1063/1.3005836>
- [23] E. Kleusberg, "Wind Turbine Simulations Using Spectral Elements," Licentiate Thesis, KTH Royal Inst. of Technology, 2017.
- [24] J. Jeong, and F. Hussain, "On the Identification of a Vortex," *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 285, pp. 69–94, 1995. <https://doi.org/10.1017/S0022112095000462>
- [25] W. J. McCroskey, "Unsteady Airfoils," *Annual Review of Fluid Mechanics*, vol. 14, no. 1, pp. 285–311, 1982. <https://doi.org/10.1146/annurev.fl.14.010182.001441>
- [26] L. Ericsson, and J. Reding, "Fluid Mechanics of Dynamic Stall Part I. Unsteady Flow Concepts," *Journal of Fluids and Structures*, vol. 2, no. 1, pp. 1–33, 1988. [https://doi.org/10.1016/S0889-9746\(88\)90116-8](https://doi.org/10.1016/S0889-9746(88)90116-8)
- [27] S. L. Brunton and C. W. Rowley, "Empirical State-Space Representations for Theodorsen's Lift Model," *Journal of Fluids and Structures*, vol. 38, pp. 174–186, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2012.10.005>
- [28] J. Leishman, "State-Space Model for Unsteady Airfoil Behavior and Dynamic Stall," *30<sup>th</sup> Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*, pp. 1372–1383, 1989. <https://doi.org/10.2514/6.1989-1319>
- [29] M. Goman, and A. Khrabrov, "State-Space Representation of Aerodynamic Characteristics of an Aircraft at High Angles of Attack," *Journal of Aircraft*, vol. 31, no. 5, pp. 1109–1115, 1994. <https://doi.org/10.2514/3.46618>
- [30] W. Sheng, R. Galbraith, and F. Coton, "A Modified Dynamic Stall Model for Low Mach Numbers," *45<sup>th</sup> AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, 2007. <https://doi.org/10.2514/6.2007-626>
- [31] S. Narsipur, A. Gopalarathnam, and J. R. Edwards, "Low-Order Model for Prediction of Trailing-Edge Separation in Unsteady Flow," *AIAA Journal*, vol. 57, no. 1, pp. 191–207, 2019. <https://doi.org/10.2514/1.J057132>
- [32] D. Greenwell, "A Review of Unsteady Aerodynamic Modelling for Flight Dynamics of Manoeuvrable Aircraft,"

- AIAA Atmospheric Flight Mechanics Conference and Exhibit, 2004. <https://doi.org/10.2514/6.2004-5276>
- [33] D. R. Williams, F. Rebiner, D. Greenblatt, H. Müller-Vahl, and C. Strangfeld, "Modeling Lift Hysteresis on Pitching Airfoils with a Modified Goman-Khrabrov Model," *AIAA Journal*, vol. 55, no. 2, pp. 403-409, 2017. <https://doi.org/10.2514/1.J054937>
- [34] M. R. Mohaghegh, and M. Malek Jafarian, "Periodic Unsteady Transonic Compressible Flow Simulation using Fourier-Based Algorithm," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 25, no. 2, pp. 47-64, 2014. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v25i2.40479>
- [35] A. Samiee, M. H. Djavareshkian, and M. Honarmand, "Improvement of Aerodynamic Performance of Oscillating Airfoils with Plunging Motion at Low Reynolds Numbers Using Heat Transfer," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 30, no. 1, pp. 79-96, 2019. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v30i1.58136>
- [36] S. Kasmaiee, M. Tadjfar, and S. Kasmaiee, "Investigation of the impact of blowing jet on the dynamic stall of NACA0012", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 34, no. 1, pp. 1-20, 2022. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.74008.1074>
- [37] S. Ghasemi, and M. Malek Jafarian, "Application of Adaptive Time Spectral Method to Analyze Inviscid Compressible Flow Around a Pitching Airfoil," *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 1, pp. 1-18, 2023. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/jacsm.2022.78842.1138>
- [38] E. Roohi, H. Abolghasemi, and M. J. Amiri, "Investigating the Effect of Moving Surface on NACA 0012 Airfoil in High Speed Ratio", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 3, pp. 75-84, 2023. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.77061.1124>
- [39] H. Adavi, H. Isvand, and A. Shams Taleghani, "Experimental study of measurement of free oscillations of a cylinder with fin in wind tunnel under different Reynolds", *Journal of Applied and Computational Sciences in Mechanics*, vol. 35, no. 4, pp. 47-62, 2023. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.80578.1157>



## Modeling and Simulation of Contact and Friction Forces in Flexible Robotic Arms\*

Research Article

Mohamad E Yousefzadeh<sup>1</sup> , Ali Mohamad Shafei<sup>2</sup>

 <https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.88007.1256>

**Abstract** *This study investigates the dynamics of planar open-loop robotic systems with n-link elastic arms connected via revolute joints, focusing on multiple collision phenomena. The equations of motion are derived using the recursive Gibbs-Appell algorithm, and collision-contact dynamics are modeled with a regulated approach. Transverse vibrations of the links are modeled using the Timoshenko beam theory, incorporating structural damping and air resistance for improved accuracy. The joints are assumed to be frictionless and backlash-free, while friction forces are considered at ground contact points. The system operates in two phases: flight and collision. During collisions, viscoelastic forces introduce stiff differential equations, requiring special handling due to the short collision duration. Accurate detection of collision onset and termination is achieved using a novel computational algorithm. To validate the model, the dynamic behavior of a three-link robotic system is simulated. Four distinct mode shapes are used to analyze their effects on the elastic deformation of the links. A comparative analysis highlights the influence of mode shapes on system behavior, demonstrating the framework's precision and efficiency in modeling and simulation.*

**Key words:** Mode shape, Gibbs-Appell, Friction, Elastic robot, Contact forces

### 1-Introduction

Flexible robots have garnered increased attention in research and development due to their numerous advantages, such as being lighter, consuming less energy, and performing more complex tasks. This paper investigates and simulates the contact and friction forces in flexible robotic arms. The primary objective of this research is to model and analyze the contact-impact phenomenon in robotic systems with flexible links. By employing precise modeling and analyzing dynamic

forces, this study aims to optimize the movement and control of these robots.

This article highlights the importance of the relative indentation of two bodies in calculating contact force in continuous models and examines the impact of various parameters such as surface geometry, stiffness, adhesion, and slipperiness on the magnitude of collision forces. Several studies on collision models and the effects of friction in multi-body systems are reviewed. Zheng and Zheng studied the impact of joint clearance in 3-RRR and 4-RRR mechanisms. Li et al. proposed a method for generating practical paths in robotic systems, and Yang et al. derived the dynamic model of mechanisms with clearance. Finally, Shafei and Shafei conducted dynamic modeling of robotic systems in contact with the environment.

### 2. Dynamic Motion Equations

The dynamic motion equations of robotic systems are derived using the recursive Gibbs-Appell algorithm and a regularized approach to model the contact-impact phenomenon. These equations incorporate various forces, such as contact forces and frictional forces, at points where the links collide with the ground. To enhance modeling accuracy, the transverse vibrations of the links are calculated using Timoshenko beam theory, considering both structural and air damping effects. This modeling enables precise prediction of the robot's dynamic behavior under diverse conditions (Fig. 1).

In this article, the system's differential equations include Gibbs acceleration, elastic potential energy, and energy dissipated due to structural and air damping. These equations are formulated in two phases: motion suspended in the air and motion involving ground contact. During the flight phase, only gravitational force is considered as an external force, and the equations are expressed in inverse and direct dynamic forms. The system's total inertia matrix

\*Manuscript received: May 9, 2024. Revised, May 29, 2024, Accepted, June 29, 2024.

<sup>1</sup> M.Sc Student, Department of Mechanical Engineering, Shahid Bahonar University of Kerman, Kerman, Iran

<sup>2</sup> Corresponding Author: Associate Professor, Department of Mechanical Engineering, Shahid Bahonar University of Kerman, Kerman, Iran. **Email:** [shafei@uk.ac.ir](mailto:shafei@uk.ac.ir)



and the vector of remaining dynamic terms are key components of these equations, calculated using the recursive Gibbs-Appell algorithm.

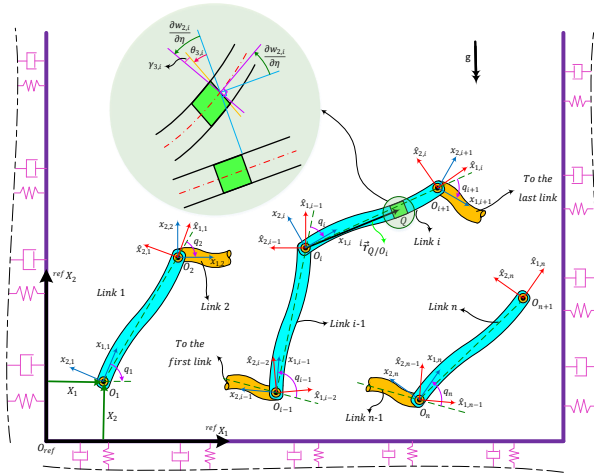


Figure 1. A chain of flexible free-falling links

### 3. System Motion Phases

The system's motion consists of two phases: flight and collision. In the flight phase, the robot moves freely without any contact with the ground. Conversely, in the collision phase, contact occurs between the robot's links and the ground. During this phase, the system's differential equations include viscoelastic forces, which require special computational measures due to the brief duration

of the collision. To precisely control the moment of collision and the exit from it, a specific computational algorithm has been employed, enabling a smooth transition between the two phases with high accuracy (Fig. 2).

The system begins its motion in the flight phase; therefore, the equations for this phase are derived first. In the flight phase, apart from the gravitational force, the effects of strain potential energy and energy dissipation factors (including air damping and structural damping) are included on the left side of the equation. No other external forces act on the system, and thus, the right side of the equation equals zero. This equation represents the inverse dynamics form of the system under study.

In the collision phase, it is assumed that the robotic system contacts the ground only at the extremities of its links. In this phase, the system experiences vertical forces from impact and frictional forces due to contact between the links and the ground. Consequently, in this phase, the generalized forces resulting from these two forces replace the  $U_{jU\_jUj}$  terms in the equation.

To solve the differential equations of motion, an algorithm based on the Runge-Kutta-Fehlberg (RK45) method has been developed. This algorithm allows the time step to be automatically adjusted during the impact period, minimizing numerical error while meeting the desired accuracy. In simulations, accurately determining the moment of impact is of paramount importance. Failure to accurately identify the impact moment disrupts the energy balance in the system, leading to unrealistic results. To address this challenge, a computational algorithm has been proposed to precisely detect the moment of impact.

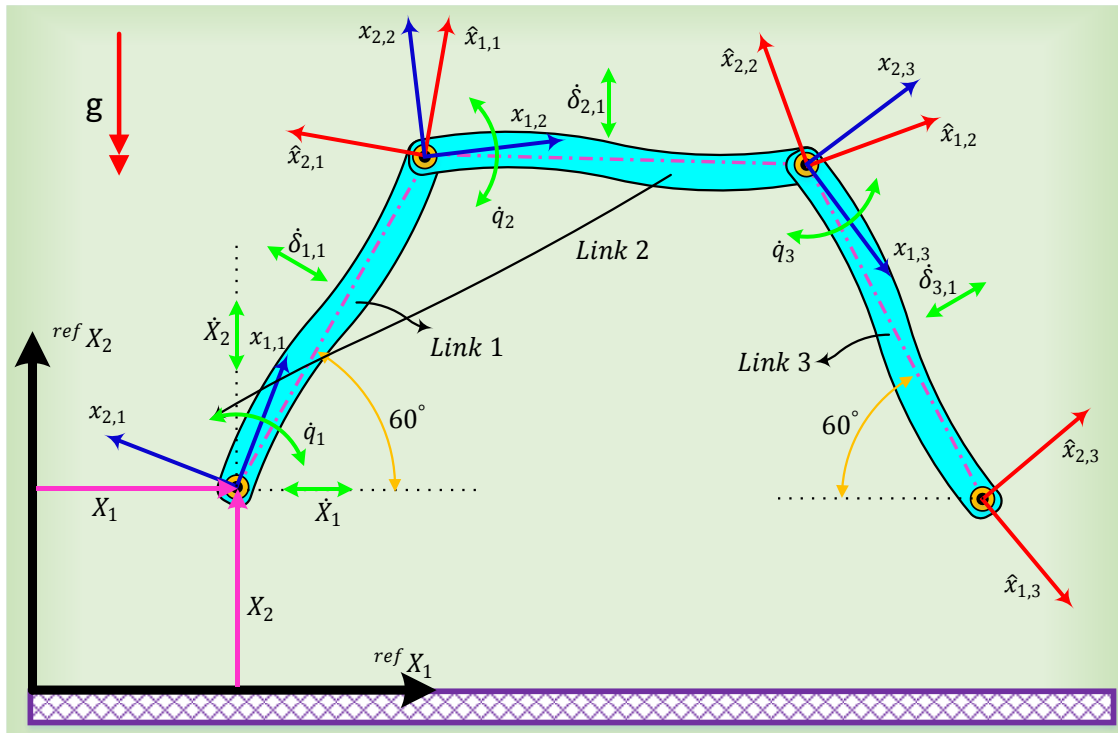


Figure 2. Falling three-link elastic robot



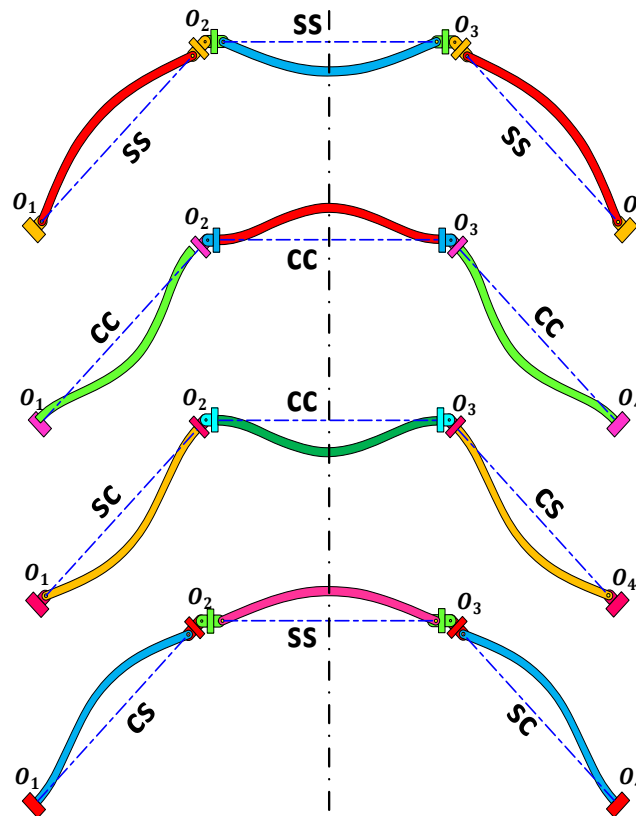


Figure 3. Schematic figure of mode shapes used in simulation

#### 4-Contact Force

In this research, the mathematical modeling of the impact-contact phenomenon has been carried out using a regularized method. The contact force is expressed as a function of the relative indentation of two bodies and its derivative. There are different models for calculating the contact force, with variations in how this force is computed. Initial models like Hertz's model and contemporary models based on the Hunt-Crossley model have been developed. These models allow us to calculate the contact force between the robot's links and the ground with greater accuracy.

#### 5-Friction Force

Friction, as a critical factor influencing the system, can cause energy dissipation, noise, vibration, and changes in system parameters. Friction models are categorized into static and dynamic types. Dynamic models better describe the system's transient state and include an additional variable for modeling the friction force. In this paper, the friction force resulting from sliding and sticking at the contact points for flexible robotic arms has been modeled and simulated. This modeling enables us to examine the impact of friction force on the robot's dynamic behavior with greater precision.

#### 6-Simulation and Results

To demonstrate the efficiency and accuracy of the developed program, computer simulations were conducted to study the dynamic behaviour of a three-link robotic system. These simulations allow us to investigate various effects, including the elastic deformations of the links.

Four different mode shapes were used for this purpose, and their results were compared. This comparison indicates that the choice of different mode shapes significantly impacts the system's dynamic behavior. To maintain the symmetry of the system, various boundary conditions, including simple and clamped supports, have been selected. The simulation results show that the system experiences different displacements and oscillations under these various boundary conditions. The joint displacement diagrams clearly illustrate these changes in different directions, showing that the amplitude of vibrations and the frequency of oscillations differ for various mode shapes. For instance, in the boundary conditions cc-cc-cc and sc-cc-cs, the oscillation amplitudes are lower and the vibration frequencies are higher compared to the boundary conditions cs-ss-sc and ss-ss-ss. Furthermore, by examining the system's energy error percentage diagrams, it is observed that the more constrained the system is, the lower the computational error and the better the symmetry is preserved. These results indicate that the choice of boundary conditions and mode shapes has a direct impact on the dynamic behavior of the system and can be utilized to optimize the performance of robots under different conditions.

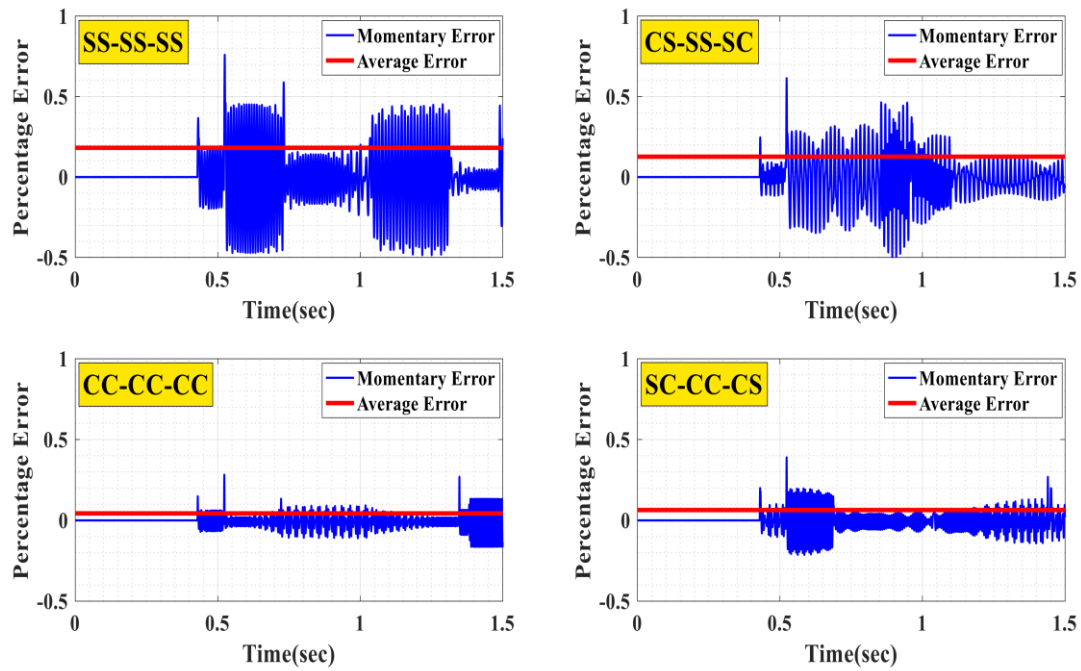


Figure 4. System energy error percentage in terms of time

## 7-Conclusion

The dynamic modeling of a two-dimensional open-chain robotic system with  $n$  elastic links in the flight and collision phases has been performed using the recursive Gibbs-Appell method. The vibrations of the links have been estimated using the assumed mode method based on Timoshenko beam theory. A specific computational algorithm has been used to precisely control the entry and exit of the collision phase. The conducted simulations demonstrate that the choice of different mode shapes significantly impacts the system's dynamic behavior. These results indicate that by optimizing the mode shapes, the dynamic performance of flexible robots can be enhanced, making them ready for more complex tasks.



## مدل سازی و شبیه سازی نیروهای تماسی و اصطکاکی در بازوهای رباتیکی انعطاف پذیر\*

مقاله پژوهشی

محمد احسان یوسفزاده کوهبنانی<sup>(۱)</sup> علی محمد شافعی<sup>(۲)</sup><https://doi.org/10.22067/jacsm.2024.88007.1256>

**چکیده** در مقاله حاضر برخوردهای چندگانه برای سیستم‌های رباتیکی حلقه باز دوبعدی (صفحه‌ای) که از  $n$  لینک الاستیک با مفاصل دورانی تشکیل شده‌اند، مورد مطالعه قرار گرفته است. معادلات حرکت دینامیکی این سیستم توسط الگوریتم بازگشتی گیبس-اپل و مدل سازی پدیده برخورد-تماس در آن به شیوه تنظیم شده صورت گرفته است. برای مدل سازی ارتعاشات عرضی لینک‌ها از تئوری تیر تیموشنکو استفاده شده است. همچنین برای بالا بردن دقت مدل سازی، اثرات ناشی از میرایی سازه‌ای و میرایی هوا در نظر گرفته شده است. مفاصل بدون لقی و اصطکاک بوده، اما در محل برخورد لینک‌ها با زمین، نیروی اصطکاک لحاظ شده است. حرکت سیستم دارای دو مرحله پرواز و برخورد است. معادلات دیفرانسیل سیستم در مرحله برخورد در برگزیده ترم‌های ناشی از نیروهای ویسکوالاستیک هستند که معادلات حرکت جدیدی را نتیجه می‌دهند. این معادلات دیفرانسیل جدید به دلیل ماهیت نیروی برخورد، بسیار سخت بوده و حل آنها در مدت زمان بسیار اندک برخورد تمهیدات خاصی را می‌طلبد. با توجه به زمان بسیار کوتاه برخورد، تشخیص دقیق لحظه برخورد از اهمیت به سزایی برخوردار است. برای این منظور ورود به فاز برخورد و خروج از آن با الگوریتم محاسباتی ویژه‌ای که در این مقاله ارائه شده است، با دقت بسیار بالایی کنترل می‌شود. برای نمایش کارایی و دقت برنامه توسعه داده شده، شبیه سازی‌های کامپیوتری برای مطالعه رفتار دینامیکی یک سیستم رباتیکی سه‌لینکی انجام شده است. در پایان برای بررسی اثر مودشپها بر روی تغییر شکل الاستیک لینک‌ها، از چهار دسته مودشپ متفاوت در شبیه سازی‌ها استفاده شده و نتایج آنها با یکدیگر مقایسه شده‌اند.

**واژه‌های کلیدی** شکل مود، گیبس - اپل، اصطکاک، ربات الاستیک، نیروهای تماسی.

## مقدمه

است. همچنین کوچک تر شدن موتورهای محرک، مصرف کمتر انرژی، هزینه‌های کمتر مربوط به ساخت، چابک تر شدن سیستم و قابلیت استفاده در سازه‌های فضایی و سیستم‌های جراحی از دور، از دیگر مزیت‌های ربات‌های انعطاف پذیر نسبت به ربات‌های صلب است. از سوی دیگر، مطالعه پدیده برخورد-تماس به دلیل تعامل ربات با محیط اطراف، و یا مدل سازی لقی در اتصالات، از اهمیت بالایی برخوردار است. لذا با توجه به آنچه ذکر شد، هدف اصلی این تحقیق شبیه سازی پدیده برخورد-تماس در ربات‌هایی با لینک‌های انعطاف پذیر است. تلفیق این دو موضوع جزو آن دسته از موضوعات علم مکانیک است که جای بررسی و مطالعه بیشتر پیرامون آن احساس می‌شود. به منظور دسترسی دقیق عملگر نهایی ربات به یک موقعیت

از ربات‌ها برای انجام کارهای خطرناک، سنگین و تکراری به منظور دستیابی به دقت بالاتر و همچنین امنیت بیشتر انسان‌ها استفاده می‌شود. از این رو برای برآورده کردن نیازهای روز افزون صنایع باید ربات‌هایی سبک‌تر، دقیق‌تر، کارتر، قدرتمندتر و با مصرف انرژی کمتر تولید شوند. از مشکلات پیش رو در شبیه سازی ربات‌های الاستیک می‌توان به پیچیدگی استخراج معادلات دینامیکی حرکت، ارتعاش عملگر نهایی ربات، انحرافات استاتیکی و... اشاره کرد. این عوامل می‌توانند طراحی کنترل کننده برای این گونه از ربات‌ها را پیچیده کنند. از طرفی طراحی ربات‌های انعطاف پذیر مزایای بسیار زیادی دارد. برای ربات‌های الاستیک، نسبت وزن بار قابل حمل به وزن ربات بیشتر

\* تاریخ دریافت مقاله ۱۴۰۳/۲/۲۰ و تاریخ پذیرش آن ۱۴۰۳/۴/۹ می‌باشد.

(۱) دانشجوی کارشناسی ارشد مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه شهید باهنر، کرمان.

(۲) نویسنده مسئول، دانشیار، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه شهید باهنر، کرمان.

با لینک های انعطاف پذیر در حضور اصطکاک بررسی کرده و نشان دادند که خاصیت انعطاف پذیری لینک ها تأثیر بسیاری در ارتعاش بیرینگ ها دارد [7].

زمانی که یک سیستم متشکل از چندین بازوی الاستیک مورد مطالعه قرار می گیرد، حجم عملیات ریاضی به منظور استخراج معادلات حرکت بسیار سنگین و پیچیده می شود. بنابراین باید به دنبال روشی برای استخراج خودکار این معادلات بود، به گونه ای که بتواند در کمترین زمان ممکن این معادلات را به صورت سیمبولیک استخراج کند. به همین دلیل از روش های بازگشتی به منظور استخراج معادلات استفاده می شود. آرمسترانگ [8] و فدرستون [9] جزو افراد پیشگامی بودند که در کارهای خود از الگوریتم های بازگشتی برای استخراج معادلات حرکت استفاده نمودند. چنگ و پنگ [10] برای مطالعه حرکات ضربه ای در سیستم های چند جسمی، از روش بازگشتی کین استفاده کرده اند. همچنین هوآنگ [11] الگوریتم بازگشتی نیوتن-اوایلر، موهان و ساها [12] و بایی و هاگ [13] الگوریتم بازگشتی اوایلر-لاگرانژ را برای استخراج معادلات سیستم های رباتیکی به کار برده اند. الگوریتم های بازگشتی بر اساس اصل کار مجازی توسط ژنگ و سونگ [14] برای منیپولاتورهای موازی و سری، و توسط یامانه و یاکامورا [15] برای تعیین معادلات دیفرانسیل حرکت یک زنجیره باز سینماتیکی استفاده شده است.

اگر چه برای بررسی پدیده برخورد روش های مختلفی وجود دارد؛ اما این روش ها را می توان به دو دسته کلی تقسیم بندی کرد. روش اول، روش غیر هموار است که در آن زمان برخورد صفر فرض شده و بر پایه قانون ضربه-اندازه حرکت بیان می شود. همچنین در این روش اجسام صلب و نفوذناپذیر است و سرعت اجسام در لحظه برخورد دارای ناپیوستگی است. در روش دوم تحت عنوان روش تنظیم شده زمان برخورد صفر نیست. در لحظه اندک برخورد، نیرویی تعریف می شود که به سیستم وارد شده و باعث تغییرات پیوسته اما سریع در سرعت اجسام خواهد شد. در این حالت اجسام صلب نبوده و هنگام برخورد در یکدیگر فرو می روند. تفاوت مدل های موجود در این روش به نحوه محاسبه نیروی برخورد در آنها برمی گردد. از مدل های اولیه می توان به مدل غیر خطی هرتز [16] اشاره کرد که بدون اتلاف انرژی یا فاقد دمپر است. مدل های پر کاربرد امروزی بر پایه مدل هانت و کراسلی [17] توسعه داده شده اند. این مدل ها با در نظر گرفتن پارامتر دمپینگ هیستریزس، اتلاف انرژی حین برخورد را مدل

مشخص در فضا و جلوگیری از ارتعاشات این مجری نهایی، می توان بازوها را حجیم و قطور طراحی کرد. در این حالت تغییر فرم الاستیک ناچیز خواهد شد. اما این کار باعث کند شدن حرکت ربات و صرف انرژی زیادتری برای پیمایش مسیر تعیین شده می گردد [1]. به عنوان مثال ربات هایی که در فضا مورد استفاده قرار می گیرند، باید تا حد ممکن سبک طراحی شوند تا هزینه ارسال و بهره برداری از آنها کمتر گردد. از این رو ملزم به استفاده از بازوهای انعطاف پذیر هستیم. روش های مختلفی برای مدل سازی ارتعاشی لینک های انعطاف پذیر وجود دارد. به طور مثال می توان به روش المان محدود، و روش مودهای فرضی اشاره نمود. در این تحقیق از روش مودهای فرضی برای تعیین تغییر شکل های الاستیک استفاده شده است. بدین صورت که موقعیت هر نقطه از لینک به صورت ترکیب خطی شکل مودهای آن تعیین می گردد. ضریب شکل مود همان وزن شکل مود است که میزان تأثیر آن مود در تغییر شکل انعطاف پذیر آن لینک را نشان می دهد. با این حال، استخراج معادلات دینامیکی حرکت باید با یکی از روش های مرسوم مانند نیوتن-اوایلر، لاگرانژ، همیلتون، گیس-اپل و یا ... صورت گیرد.

جنیل و همکاران با استفاده از تئوری تیر اوایلر-برنولی و با تکنیک مودهای فرضی به استخراج معادلات حرکت یک لینک انعطاف پذیر پرداخته، و میزان انحراف انتهای لینک در راستای محور لینک را تعیین نمودند [2]. زبین و علم معادلات حرکت یک منیپولاتور دارای دو لینک الاستیک را با روش لاگرانژ و استفاده از تکنیک المان محدود استخراج کردند [3]. برای مدل سازی دینامیکی یک زنجیره رباتیکی متشکل از  $n$  لینک انعطاف پذیر، کورایم و شافعی تحقیقات متنوعی انجام داده اند. ایشان با کمک روش گیس-اپل و به کارگیری تکنیک مودهای فرضی به استخراج معادلات دینامیک مستقیم و معکوس این گونه از سیستم ها بر اساس تئوری تیر اوایلر-برنولی و تئوری تیر تیموشنکو پرداخته اند [4]. همچنین ایشان مدل سازی حرکت ربات های الاستیک را برای ربات هایی که دارای مفاصل دورانی و کشویی هستند، به انجام رسانده اند [5]. سو و همکاران کنترل یک ربات با لینک ها و مفاصل انعطاف پذیر در حضور اصطکاک را با روش تجزیه مجازی مورد مطالعه قرار دادند. در این تحقیق نشان داده شده که روش پیشنهادی آنها برای سیستم هایی با درجه آزادی بالا عملکرد بهتری نسبت به روش سنتی نیوتن-اوایلر دارد [6]. ارکایا و اوزمی لقی در مفاصل را در یک مکانیزم چهار میله ای

زمانی که دو سطح در حال تماس، نسبت به هم دارای سرعت نسبی باشند، پدیده اصطکاک به وجود می‌آید. از جمله تأثیر اصطکاک بر سیستم شامل اتلاف انرژی، ایجاد صدا، ایجاد ارتعاش و انتشار آن در طول سیستم، و تغییر آرام یا سریع پارامترهای سیستم می‌شود؛ که با توجه به ماهیت تماس ایجاد شده، هر کدام از آنها می‌تواند اتفاق بیفتد [29]. در مجموع اصطکاک را می‌توانیم به دو مدل استاتیکی [30] و دینامیکی [31] تقسیم‌بندی کنیم. مدل‌های استاتیکی تنها حالت پایدار سیستم را توصیف می‌کنند. مدل‌های دینامیکی حالت گذرای سیستم را بهتر توصیف کرده و این کار را با در نظر گرفتن یک متغیر اضافی و در واقع با اضافه کردن یک درجه آزادی دیگر به سیستم انجام می‌دهند. اولین مدل نیروی اصطکاک، مدل اصطکاک خشک یا کولمب است [32]. محققان در سالیان اخیر برای بهبود مدل کولمب، مدل‌های متنوعی مانند مدل کولمب با استیکشن، مدل کولمب با اصطکاک لزج، مدل دارای اثر استرایک، مدل کارناپ، مدل آمبروزیو و... را توسعه داده‌اند [33-39].

در زمینه مدل‌سازی اصطکاک سیستم‌های چند جسمی می‌توان به تحقیقات ویتاکار [40] اشاره کرد. او برای تحلیل اثر اصطکاک بر رفتار سیستم‌های چند جسمی مدل اصطکاک کولمب را پیشنهاد کرد. باوچاو و جو [41] پدیده لغزش-چسبندگی را برای برخوردهای یک‌طرفه در اتصالات متمرکز مورد تحلیل و بررسی قرار دادند. در راستای تحلیل دینامیکی زنجیره اجسام صلب، پریرا و همکاران [42] تأثیر ضریب اصطکاک و ضریب استرداد را روی رفتار سیستم مطالعه کردند. کورال و همکاران [43] در زمینه دینامیک ربات‌های راه‌رونده غیرفعال، نیروی اصطکاک ناشی از لغزش پای تکیه‌گاه را در مدل‌سازی‌های خود اعمال کرده‌اند. کیان و همکاران [44] با استفاده از روش هموار نیروی اصطکاک ایجاد شده در محل‌های برخورد را برای بازوهای انعطاف‌پذیر مدل‌سازی و شبیه‌سازی نمودند.

در این مقاله مدل‌سازی دینامیکی یک زنجیره باز رباتیکی دو بعدی دارای  $n$  لینک الاستیک در دو مرحله پرواز و برخورد به روش بازگشتی گیس-اپل انجام می‌پذیرد. لینک‌ها در این سیستم توسط مفاصل دورانی به هم متصل شده و ارتعاشات آنها به روش مودهای فرضی بر اساس تئوری تیر تیموشنکو تخمین زده می‌شود. مدل‌سازی ریاضی پدیده برخورد-تماس که در این مقاله با استفاده از روش تنظیم شده صورت گرفته، در فاز برخورد با معادلات دیفرانسیل سیستم ادغام خواهند شد. برای به حداقل

می‌کنند. پس از هانت و کراسلی محققان مختلفی برای بهبود این مدل، تلاش کرده‌اند که از مهم‌ترین آنها می‌توان به هربرت و مک‌وانل [18]، لی و ونگ [19]، لنگرانی و نیکروش [20]، فلورز و همکاران [21]، غریب و هرمزلو [22] و هوو و گوو [23] اشاره کرد.

میزان درهم‌فرورفتگی نسبی دو جسم معیار مهمی در محاسبه نیروی تماس در مدل‌های پیوسته است. بدین صورت که نیروی تماس را به صورت تابعی از در هم فرورفتگی نسبی و مشتق آن بیان می‌کنند. همان گونه که ذکر شد در نظر گرفتن عامل اتلاف انرژی در برخورد میان دو جسم موجب می‌شود تا مدل‌سازی دقیق‌تری از پدیده برخورد انجام شود. علاوه بر این میزان نیروی برخورد به پارامترهایی از جمله هندسه دو سطح، سختی، چسبندگی، لغزندگی، دما و... نیز بستگی دارد. آلوز و همکاران در تحقیق خود بررسی نسبتاً جامعی روی انواع مدل‌های برخورد انجام داده‌اند [24]. از مطالعات اخیر انجام شده در رابطه با برخورد می‌توان به کار ژنگ و ژنگ اشاره کرد که با استفاده از روش نیوتون-اوایلر برخورد ناشی از لقی در مفاصل را با استفاده از مدل تماس فلورز برای مکانیزم‌های صفحه‌ای 3-RRR و 4-RRR بررسی کرده‌اند. ایشان نشان داده‌اند که مکانیزم 4-RRR از لحاظ سینماتیکی و دینامیکی در مقایسه با حالت ایدئال (بدون لقی) نتایج بهتری نسبت به مکانیزم 3-RRR ارائه می‌دهد [25]. همچنین لی و همکاران روش نوینی مبتنی بر نمونه‌گیری، برای تولید مسیرهای عملی و قابل کنترل برای یک سیستم رباتیکی که با محیط پیرامون در تماس است، ارائه دادند. این روش شامل یک پروسه نمونه‌یابی همراه با دو مرحله بهینه‌یابی برای تولید بهترین مسیر است. ایشان شبیه‌سازی را برای یک ربات چهار درجه آزادی صفحه‌ای به انجام رسانده و نشان داده‌اند که روش ارائه شده منجر به کم شدن محاسبات کامپیوتری می‌گردد [26]. یانگ و همکاران [27] مدل دینامیکی یک مکانیزم حلقه باز با مفاصل دورانی فضایی دارای لقی را بر اساس معادلات نیوتن-اوایلر و تئوری تماس هرتز استخراج کرده‌اند. نتایج عددی نشان می‌دهد که تأثیر مفاصل دورانی فضایی دارای لقی روی رفتار دینامیکی مکانیزم حلقه باز مورد مطالعه، قوی‌تر از انواع صفحه‌ای آن است. شافعی و شافعی مدل‌سازی دینامیکی سیستم‌های رباتیکی که با محیط پیرامون خود برخورد می‌کنند را مورد مطالعه قرار داده‌اند. ایشان در شبیه‌سازی برخورد از قانون برخورد نیوتن استفاده کرده و معادلات دیفرانسیل حرکت را به شیوه گیس-اپل بازگشتی استخراج نموده‌اند [28].

نسبت به لینک قبلی؛ یعنی زاویه میان محورهای  $\hat{x}_{1,i}$  و  $\hat{x}_{1,i-1}$  و  $m_i$  بیانگر تعداد  $j$  مودشیبی است که برای مدل سازی تغییر شکل الاستیک لینک  $i$ ام به کار رفته است ( $\delta_{ij}$ ). همچنین دو درجه آزادی  $X_j$  به دلیل لولا نبودن لینک اول و حرکت آزادانه آن در صفحه ایجاد شده است. بنابراین لینک اول دارای  $m_1 + 3$  سه درجه آزادی (دو درجه آزادی انتقالی، یک درجه آزادی دورانی و  $m_1$  درجه آزادی مربوط به تغییر شکل الاستیک لینک اول) و دیگر لینک ها  $m_i + 1$  درجه آزادی (یک درجه آزادی دورانی و  $m_i$  درجه آزادی مربوط به تغییر شکل الاستیک لینک  $i$ ام) دارند. با توجه به شکل (۱) موقعیت المان دیفرانسیلی  $Q$  در چهارچوب متحرک متصل به ابتدای لینک  $i$ ام از جمع دو عبارت (موقعیت صلب المان و جابه جایی ناشی از تغییر شکل الاستیک) به دست می آید، لذا داریم:

$${}^i r_{Q/O_i} = \eta_i {}^i X_{i,1} + \{w_{1,i} \ w_{2,i} \ w_{3,i}\}^T \quad (1)$$

که در آن  ${}^i X_{i,1} = \{1 \ 0 \ 0\}^T$  و  $\eta$  بیانگر فاصله المان دیفرانسیلی  $Q$  تا مبدأ  $O_i$  برای حالتی است که لینک هیچ گونه تغییر فرمی نداشته باشد.  $w_{1,i}$ ،  $w_{2,i}$  و  $w_{3,i}$  به ترتیب جابجایی های ناشی از تغییر شکل الاستیک در جهت های  $x_{1,i}$ ،  $x_{2,i}$  و  $x_{3,i}$  بوده که از ترکیب خطی شکل مودها به دست می آیند.

$$\{w_{1,i} \ w_{2,i} \ w_{3,i}\}^T = \sum_{j=1}^{m_i} \delta_{ij}(t) w_{ij}(\eta) \quad (2)$$

$w_{ij} = \{w_{1,ij} \ w_{2,ij} \ w_{3,ij}\}^T$  بردار تابع ویژه ای است که مؤلفه های آن شکل مودهای محوری ( $w_{1,ij}$ ) و خمشی ( $w_{2,ij}$  و  $w_{3,ij}$ ) تیرهای الاستیک هستند. همان گونه که پیشتر نیز گفته شد،  $m_i$  تعداد شکل مودهایی است که با آن تغییر شکل الاستیک لینک  $i$ ام تخمین زده می شود. همچنین  $\delta_{ij}(t)$  وزن متغیر با زمان شکل مود  $i$ ام از لینک  $i$ ام است. لازم به ذکر است در این مقاله فقط ارتعاشات لینک در جهت  $x_{2,i}$  در نظر گرفته شده است. بنابراین  $w_{1,ij}$  و  $w_{3,ij}$  صفر هستند.

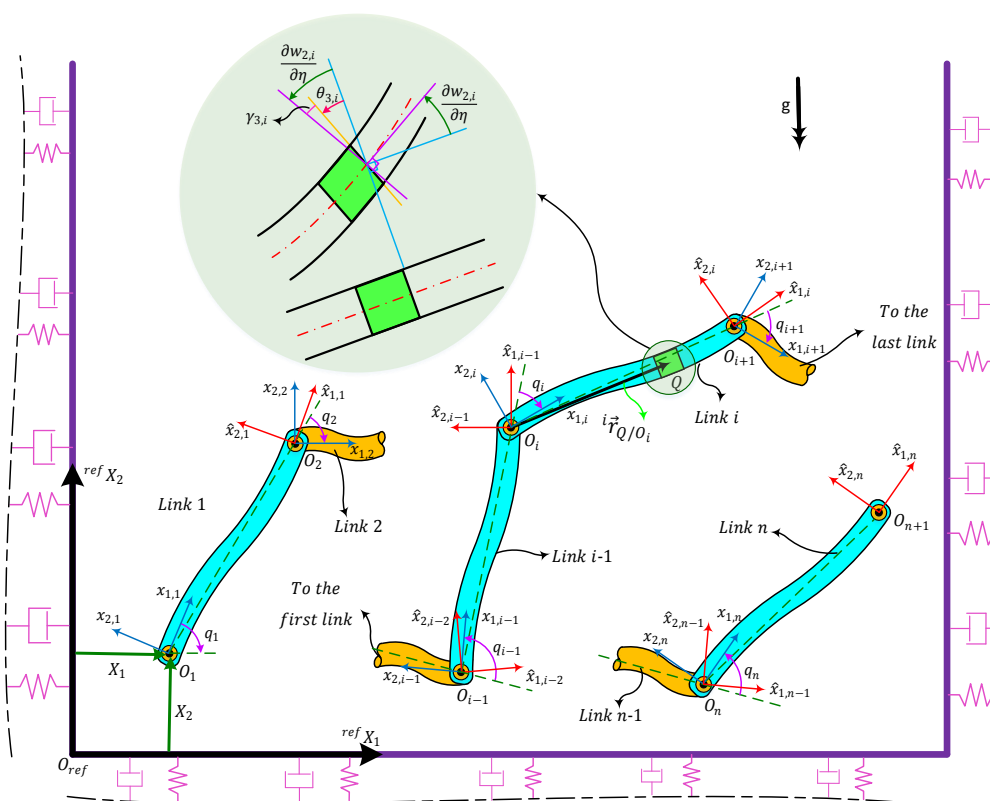
در این مقاله از تئوری تیر تیموشنکو برای مدل سازی تغییر شکل الاستیک لینک ها استفاده می شود. با توجه به تغییر شکل نشان داده شده برای المان  $Q$  در شکل (۱)، زاویه میان خط مماس بر لینک تغییر فرم یافته با امتداد صلب آن، به صورت زیر نوشته می شود:

$$\frac{\partial w_{2,i}}{\partial \eta} = \theta_{3,i} + \gamma_{3,i} \quad (3)$$

رساندن خطا، ورود به فاز برخورد و خروج از آن با الگوریتم محاسباتی ویژه ای محاسبه شده و این فرایند با دقت بسیار بالایی کنترل می شود. در نگارش مقاله پس از مقدمه، در بخش دوم و سوم سینماتیک و دینامیک سیستم مورد مطالعه قرار می گیرد. در بخش چهارم مدل های نیروی برخورد و اصطکاک معرفی شده و سپس در فصل پنجم شکل مودهای مربوط به تئوری تیر تیموشنکو تعیین می شوند. به منظور مقایسه رفتار سیستم در اثر انتخاب شکل مودهای مختلف، حرکات ارتعاشی یک سیستم رباتیکی متشکل از سه لینک الاستیک در بخش ششم شبیه سازی شده، و در پایان در بخش نتیجه گیری، بر روی نتایج به دست آمده بحث و بررسی صورت می پذیرد.

### سینماتیک سیستم

در این بخش به تشریح سینماتیک یک سیستم رباتیکی حلقه باز، متشکل از  $n$  لینک که در فضای دوبعدی حرکت می کند، می پردازیم. لینک های این ربات انعطاف پذیر بوده و مفاصل بین لینک ها از نوع دورانی و بدون اصطکاک و لقی فرض شده اند. در ابتدا به اختصار نحوه اختصاص دستگاه های مختصات توضیح داده می شود. دستگاه مختصات مرجع لخت  ${}^{ref}X_1$   ${}^{ref}X_2$  در نقطه  $O_{ref}$  به زمین متصل است (شکل ۱). در این مقاله فرض بر این است که ابتدای لینک اول به زمین لولا نیست و می تواند آزادانه در صفحه حرکت کند. بنابراین موقعیت مکانی مبدأ دستگاه مختصات اول ( $O_1$ ) با دو متغیر  $X_1$  و  $X_2$  نسبت به دستگاه مرجع بیان می شود. همچنین سرعت مطلق نقطه  $O_1$  نسبت به دستگاه مرجع اینرسی با  $\dot{X}_1$  و  $\dot{X}_2$  معرفی می گردد. همان گونه که در شکل (۱) نشان داده شده است، به هر لینک دو چهارچوب اختصاص داده شده است. چهارچوب  $(x_{1,i}, x_{2,i}, x_{3,i})$  به ابتدای هر لینک متصل است. محور  $x_{1,i}$  مماس بر ابتدای لینک امتداد یافته است. از طرفی محور  $x_{2,i}$  زاویه پاد ساعتگرد 90 درجه با محور  $x_{1,i}$  می سازد. بدیهی است در این حالت محور  $x_{3,i}$  (محور دوران لینک) عمود بر صفحه کاغذ به سمت خارج است. جهت گیری چهارچوب اختصاص داده شده به انتهای لینک  $(\hat{x}_{1,i}, \hat{x}_{2,i}, \hat{x}_{3,i})$  بدین صورت است که محور  $\hat{x}_{1,i}$  مماس بر انتهای لینک، محور  $\hat{x}_{3,i}$  موازی با محور  $x_{3,i}$  و محور  $\hat{x}_{2,i}$  به گونه ای است که دستگاه مختصات راستگرد ایجاد شود. چنانچه لینک هیچ گونه تغییر شکل الاستیکی نداشته باشد، این دو چهارچوب دارای جهت گیری یکسان خواهند شد. تعداد درجات آزادی سیستم مذکور  $DOF = n + \sum_{i=1}^n m_i + 2$  است، که  $n$  بیانگر تعداد  $q_j$ ها (زاویه هر لینک



شکل ۱. زنجیره ای از لینک های انعطاف پذیر در حال سقوط آزاد

(۶)

که در آن  $\ddot{\mathbf{r}}_{O_i}$  شتاب مطلق مفصل  $i$ ام و  $\dot{\boldsymbol{\omega}}_i$  سرعت زاویه ای لینک  $i$ ام است. همچنین،  $\ddot{\mathbf{r}}_{Q/O_i}$  و  $\dot{\mathbf{r}}_{Q/O_i}$  می توان با یک و دو بار مشتق گیری از رابطه (۱) به دست آورد.

### دینامیک سیستم

#### استخراج معادلات حرکت

حرکت سیستم رباتیکی مورد مطالعه در این مقاله را می توان به دو بخش تقسیم کرد. بخش اول که ربات در وضعیت معلق در هوا حرکت می کند و در بخش دیگر حرکت، ربات حداقل در محل یکی از گره ها با زمین برخورد می کند. در استخراج معادلات دیفرانسیل سیستم از روش گیس-اپل بازگشتی پایه ریزی شده برای ربات های الاستیک استفاده شده است. در این شیوه انرژی شتاب گیس، انرژی پتانسیل الاستیک سیستم، و انرژی تلف شده ناشی از میرایی سازه ای و میرایی هوا برای تمامی لینک ها محاسبه می شود. اثر انرژی پتانسیل گرانشی با در نظر گرفتن شتاب  $1g$  برای مبدأ دستگاه مرجع لخت ( $O_{ref}$ ) در جهت مثبت محور  $X_2^{ref}$  وارد معادلات سیستم خواهد شد.

که در آن  $\gamma_{3,i}$  شیب ناشی از اثرات برشی و  $\theta_{3,i}$  شیب ناشی از اثرات خمشی است. در اینجا لازم به ذکر است که به دلیل حرکت صفحه ای از تغییر فرم زاویه ای در راستاهای  $x_{1,i}$  و  $x_{2,i}$  صرف نظر شده است ( $\theta_{1,i} = \theta_{2,i} = 0$ ). اما  $\theta_{3,i}$  با استفاده از روش مودهای فرضی به صورت زیر ارائه می شود:

$$\mathbf{\theta}_i = \{0 \quad 0 \quad \theta_{3,i}\}^T = \sum_{j=1}^{m_i} \delta_{ij}(t) \mathbf{\theta}_{ij}(\eta) \quad (4)$$

در رابطه فوق  $\mathbf{\theta}_{ij} = \{0 \quad 0 \quad \theta_{3,ij}\}^T$  همچنین مؤلفه های این بردار از شکل مودهای دورانی مربوط به تیر تیموشنکو تشکیل شده است. اکنون با استفاده از معادلات (۲) تا (۴) می توان شکل مودهای کرنش برشی را به صورت زیر به دست آورد.

$$\Gamma_{3,ij} = \frac{\partial W_{2,ij}}{\partial \eta} - \theta_{3,ij} \quad (5)$$

در ادامه با استفاده از روش گیس-اپل به استخراج معادلات حرکت سیستم مورد مطالعه می پردازیم. به این منظور به شتاب مطلق المان  $Q$  نیاز داریم که به صورت زیر بیان می گردد:

$$\begin{aligned} \ddot{\mathbf{r}}_Q = & \ddot{\mathbf{r}}_{O_i} + \ddot{\mathbf{r}}_{Q/O_i} + 2\dot{\boldsymbol{\omega}}_i \times \dot{\mathbf{r}}_{Q/O_i} + \dot{\boldsymbol{\omega}}_i \times \dot{\mathbf{r}}_{Q/O_i} \\ & + \dot{\boldsymbol{\omega}}_i \times (\dot{\boldsymbol{\omega}}_i \times \dot{\mathbf{r}}_{Q/O_i}) \end{aligned}$$

در تشکیل تابع استهلاک ریلی ایفای نقش می کنند. همچنین در این معادله  $\gamma$  و  $K_{vi}$  به ترتیب ضریب میرایی هوا و ضریب میرایی کلون- ویت هستند.

اکنون می توان معادلات دیفرانسیلی دینامیک معکوس سیستم را به روش گیس-اپل طبق رابطه زیر به دست آورد.

$$\frac{\partial S}{\partial \ddot{z}_j} + \frac{\partial D}{\partial \dot{z}_j} + \frac{\partial V_e}{\partial z_j} = U_j \quad j = 1, 2, \dots, (n + \sum_{i=1}^n m_i + 2) \quad (12)$$

که در آن  $U_j$  ها نیروهای تعمیم یافته ناشی از نیروهای خارجی، به جز نیروی گرانش زمین، اثرات ناشی از انرژی پتانسیل کرنشی، میرایی هوا، و میرایی سازه ای هستند. همچنین  $Z_j$  ها مؤلفه های بردار مختصات تعمیم یافته هستند که به فرم زیر ارائه می شوند.

$$Z = [q_1 \quad \delta_{11} \quad \dots \quad \delta_{1m_1} \quad q_2 \quad \delta_{21} \quad \dots \quad \delta_{2m_2} \quad \dots \quad q_n \quad \delta_{n1} \quad \dots \quad \delta_{nm_n} \quad X_1 \quad X_2]^T \quad (13)$$

### مرحله پرواز

همان گونه که قبلا اشاره شد، سیستم رباتیکی مورد بررسی دارای دو مرحله پرواز و برخورد است. از آنجایی که سیستم مذکور حرکت خود را از مرحله پرواز شروع می کند، ابتدا به استخراج معادلات در این مرحله می پردازیم. در مرحله پرواز، به غیر از نیروی جاذبه زمین، اثرات مربوط به انرژی پتانسیل کرنشی و عوامل مستهلک کننده انرژی (شامل میرایی هوا و میرایی سازه ای) که در سمت چپ معادله (۱۲) وارد شده اند، نیروی خارجی دیگری به سیستم وارد نمی شود. بنابراین سمت راست معادله (۱۲) در این حالت صفر خواهد شد.

$$\frac{\partial S}{\partial \ddot{z}_j} + \frac{\partial D}{\partial \dot{z}_j} + \frac{\partial V_e}{\partial z_j} = 0 \quad j = 1, 2, \dots, (n + \sum_{i=1}^n m_i + 2) \quad (14)$$

معادله بالا فرم دینامیک معکوس معادلات سیستم مورد مطالعه است. چنانچه جملاتی که شامل  $\ddot{z}$  هستند را به سمت چپ و دیگر جملات را به سمت راست تساوی منتقل کرده و آنها به فرم ماتریسی باز نویسی کنیم، فرم دینامیک مستقیم معادلات دیفرانسیل سیستم به صورت زیر حاصل می گردد:

$$I(Z)\ddot{Z} = R(Z, \dot{Z}) \quad (15)$$

با انتگرال گیری از انرژی شتاب المان  $Q$  بر روی لینک نمونه ام و جمع بستن برای تمام لینک ها، تابع گیس کل سیستم مطابق رابطه (۷) به دست می آید.

$$S = \sum_{i=1}^n \int_0^{l_i} \left[ \frac{1}{2} \mu_i(\eta_i) (\dot{r}_Q^T \cdot \dot{r}_Q) + \frac{1}{2} \dot{\omega}_i^T J_i(\eta_i) \dot{\omega}_i + \dot{\omega}_i^T \cdot \dot{\omega}_i J_i(\eta_i) \dot{\omega}_i \right] d\eta_i \quad (7)$$

که در آن  $\dot{\omega}_i$  ماتریس پادمتقارن متناظر با بردار  $\dot{\omega}_i$  است. انرژی پتانسیل الاستیک سیستم از رابطه زیر تعیین خواهد شد:

$$V_e = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} \sum_{k=1}^{m_i} \delta_{ij}(t) \delta_{ik}(t) K_{ijk} \quad (8)$$

که در آن:

$$K_{ijk} = \int_0^{l_i} [k A_i G_i \Gamma_{2,ij} \Gamma_{2,ik} + k A_i G_i \Gamma_{3,ij} \Gamma_{3,ik} + G_i I_{x_1 i} \frac{\partial \theta_{1,ij}}{\partial \eta} \frac{\partial \theta_{1,ik}}{\partial \eta} + E_i I_{x_2 i} \frac{\partial \theta_{2,ij}}{\partial \eta} \frac{\partial \theta_{2,ik}}{\partial \eta} + E_i I_{x_3 i} \frac{\partial \theta_{3,ij}}{\partial \eta} \frac{\partial \theta_{3,ik}}{\partial \eta} + E_i A_i \frac{\partial W_{1,ij}}{\partial \eta} \frac{\partial W_{1,ik}}{\partial \eta}] d\eta \quad (9)$$

با توجه به آنکه در این مقاله تنها حرکت صفحه ای سیستم در نظر گرفته شده است، لذا در معادله فوق فقط جملات دوم و پنجم در تشکیل انرژی پتانسیل کرنشی ایفای نقش می کنند. در معادله بالا  $k$  ضریب برش تیموشنکو بوده که برای مقاطع عرضی مستطیل شکل مقدار آن 5/6 است.

در رابطه (۱۰) انرژی تلف شده ناشی از میرایی سازه ای و میرایی هوا در قالب تابع استهلاک ریلی ارائه شده است.

$$D = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} \sum_{k=1}^{m_i} \delta_{ij}(t) \delta_{ik}(t) D_{ijk} \quad (10)$$

که در آن:

$$D_{ijk} = \int_0^{l_i} [\gamma W_{2,ij} W_{2,ik} + \gamma W_{3,ij} W_{3,ik} + K_{vi} I_{x_3 i} \frac{\partial^2 W_{2,ij}}{\partial \eta^2} \frac{\partial^2 W_{2,ik}}{\partial \eta^2} + K_{vi} I_{x_2 i} \frac{\partial^2 W_{3,ij}}{\partial \eta^2} \frac{\partial^2 W_{3,ik}}{\partial \eta^2}] d\eta \quad (11)$$

مجددا به دلیل فرض حرکت صفحه ای، تنها جملات اول و سوم



$$\begin{bmatrix} \frac{\partial(\text{ref}_{x_{1,0k}})}{\partial q_1} & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{1,0k}})}{\partial \delta_{11}} & \dots & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{1,0k}})}{\partial q_n} & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{1,0k}})}{\partial \delta_{1n}} & \dots \\ \frac{\partial(\text{ref}_{x_{2,0k}})}{\partial q_1} & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{2,0k}})}{\partial \delta_{11}} & \dots & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{2,0k}})}{\partial q_n} & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{2,0k}})}{\partial \delta_{1n}} & \dots \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial(\text{ref}_{x_{1,0k}})}{\partial \delta_{nm_n}} & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{1,0k}})}{\partial X_1} & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{1,0k}})}{\partial X_2} \\ \frac{\partial(\text{ref}_{x_{2,0k}})}{\partial \delta_{nm_n}} & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{2,0k}})}{\partial X_1} & \frac{\partial(\text{ref}_{x_{2,0k}})}{\partial X_2} \\ \vdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix} \quad (18)$$

برای به دست آوردن فرم دینامیک مستقیم معادلات سیستم در مرحله برخورد کافی است در معادله (۱۵) بردار جملات باقی مانده دینامیکی با بردار نیروهای تعمیم یافته جمع شود.

$$\mathbf{I}(\mathbf{Z})\ddot{\mathbf{Z}} = \mathbf{R}(\mathbf{Z}, \dot{\mathbf{Z}}) + \sum_k \mathbf{J}_k^T(\mathbf{Z}) \cdot (\mathbf{F}_{N,k}(\Delta_{N,k}, \dot{\Delta}_{N,k}) + \mathbf{F}_{T,k}(\mathbf{F}_{N,k}, \mathbf{V}_{T,k})) \quad (19)$$

### معرفی مدل های نیرو تماس و اصطکاک

چنانچه قبلا گفته شد، دو شیوه معروف در تحلیل دینامیکی پدیده برخورد روش تنظیم شده و روش ناهموار هستند [45,46]. شیوه تنظیم شده کارایی بهتری در مدل سازی پدیده برخورد-تماس داشته و از طریق آن می توان نیروی عمودی تماس و سایر پارامترهای حرکت را به صورت تابعی پیوسته از زمان به دست آورد. لذا در این مقاله از این روش در مدل سازی پدیده برخورد استفاده شده است. اما به رغم سهولت این روش در استخراج معادلات دیفرانسیل سیستم، حل عددی این معادلات به دلیل تغییرات بسیار شدید متغیرها در بازه زمانی بسیار کوتاه برخورد، دشوار است و نیازمند تمهیدات خاصی است [47,48].

بر خلاف مدل های اولیه که تنها فنریت محل برخورد را در نظر می گیرند (مدل هوک و هرتز)، مدل های نیروی تماسی که امروزه استفاده می شوند (و سر منشأ آنها به کارهای هانت-کراسلی بر می گردد) از دو ترم الاستیک و میراکننده تشکیل شده اند. این طریقه مدل سازی که به واقعیت نیز نزدیک تر است به صورت زیر ارائه می گردند [49,50]:

$$\mathbf{F}_N = K\Delta^n + \chi\Delta^m\dot{\Delta} \quad (20)$$

در این رابطه  $K$  سختی تعمیم یافته است که به فرم سطوح تماس و جنس آنها بستگی دارد.  $n$  و  $m$  معمولاً با هم برابر و

در معادلات بالا  $\mathbf{I}(\mathbf{Z})$  ماتریس اینرسی کل سیستم است. همچنین  $\mathbf{R}(\mathbf{Z}, \dot{\mathbf{Z}})$  بردار جملات دینامیکی باقی مانده است که به شکل زیر ارائه می گردد.

$$\mathbf{R}(\mathbf{Z}, \dot{\mathbf{Z}}) = \begin{bmatrix} R_{q_1} & R_{\delta_{11}} & \dots & R_{\delta_{1m_1}} & R_{q_2} & R_{\delta_{21}} & \dots & R_{\delta_{2m_2}} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \ddots & \ddots & \vdots \\ \dots & R_{q_n} & R_{\delta_{n1}} & \dots & R_{\delta_{nm_n}} & R_{X_1} & R_{X_2} \end{bmatrix}^T \quad (16)$$

جزئیات بیشتر در مورد نحوه استخراج درایه های ماتریس اینرسی و بردار جملات دینامیکی باقی مانده با استفاده از الگوریتم بازگشتی گیبس-اپل در مرجع [5] ارائه شده است.

### مرحله برخورد

در مرحله برخورد فرض بر این است که سیستم رباتیکی مورد مطالعه فقط در ابتدا و انتهای لینک ها با زمین برخورد می کند. نیروهای خارجی که در این وضعیت به سیستم وارد می شوند، نیروهای عمودی حاصل از برخورد و نیروهای اصطکاک ناشی از تماس لینک ها با زمین هستند. لذا در این مرحله، نیروهای تعمیم یافته حاصل از این دو نیرو، جایگزین  $\mathbf{U}$  ها در معادله (۱۲) خواهند شد.

$$\mathbf{U} = \sum_k \mathbf{J}_k^T(\mathbf{Z}) \cdot (\mathbf{F}_{N,k}(\Delta_{N,k}, \dot{\Delta}_{N,k}) + \mathbf{F}_{T,k}(\mathbf{F}_{N,k}, \mathbf{V}_{T,k})) \quad (17)$$

که در آن  $k$  شماره مفصلی است که با زمین برخورد کرده است. همچنین  $\mathbf{F}_{N,k}$  بردار نیروی عمودی حاصل از برخورد،  $\mathbf{F}_{T,k}$  بردار نیروی مماس بر سطح ناشی از اصطکاک،  $\Delta_{N,k}$  میزان فرورفتگی نسبی مفصل  $k$ ام در سطح در راستای عمود بر آن،  $\dot{\Delta}_{N,k}$  سرعت نفوذ این مفصل در سطح مذکور در امتداد عمود بر آن، و  $\mathbf{V}_{T,k}$  بردار سرعت مفصل  $k$ ام در جهت مماس بر سطح تماس است. همچنین  $\mathbf{J}_k(\mathbf{Z})$  ماتریس ژاکوبین مفصل برخورد کننده به زمین است. اگر  $\text{ref}_{\mathbf{r}_{0k}} = [\text{ref}_{x_{1,0k}} \text{ref}_{x_{2,0k}}]^T$  بیان مختصات مفصل  $0_k$  در دستگاه مرجع باشد، آن گاه این ماتریس به صورت زیر حاصل می گردد:

$$\mathbf{J}_k(\mathbf{Z}) =$$

انواع مدل های نیروی تماس برای یک زنجیره رباتیکی متشکل از ۴ لینک که با محیط پیرامون خود برخورد می کند، توسط احمدی زاده و همکاران ارائه گردید [54]. طبق این تحقیق برای ضریب استرداد  $c_r = 0.8$ ، مدل معرفی شده در معادله (۲۳) نتیجه بهتری نسبت به سایر مدل ها نشان می دهد. از آنجایی که در این مقاله قصد داریم با ضریب استرداد  $c_r = 0.8$  به شبیه سازی پردازی، لذا مدل هوو و گوو را برای مدل سازی نیروی برخورد برمی گزینیم.

نیروی اصطکاک بین دو سطح که نسبت به هم حرکت دارند ایجاد شده و در خلاف جهت سرعت نسبی عمل می کند. برای محاسبه نیروی اصطکاک مدل های فراوانی موجود است. به منظور تعیین دقیق تر رفتار دینامیکی سیستم، انتخاب مدل مناسب بسیار اهمیت دارد. اولین، ساده ترین و پرکاربردترین مدل نیروی اصطکاک مدل اصطکاک کولمب یا خشک است. در این مدل، نیروی اصطکاک رابطه مستقیمی با نیروی عمودی اعمال شده بین دو سطح دارد. با این حال، مدل کولمب توانایی توضیح بسیاری از پدیده های اصطکاکی مانند استیکشن، اثر استرایک، پیش لغزش و ... را ندارد. همچنین مقدار این نیرو در سرعت صفر دارای ناپیوستگی است. محققان برای رفع مشکلات این مدل، راهکارهای فراوانی را پیشنهاد داده اند که مطالعات آنها منجر به معرفی مدل های استاتیکی و دینامیکی اصطکاک شده است. در مدل اصطکاک دینامیکی با معرفی یک متغیر اضافی، مدل سازی بسیاری از پدیده های اصطکاکی امکان پذیر می گردد. این مدل از اصطکاک بیشتر برای توصیف حالت گذرای سیستم مناسب بوده، و در حالت پایدار همانند مدل های نیروی اصطکاک استاتیکی عمل می کند. با توجه به اینکه در مسئله مورد مطالعه در این تحقیق، سرعت نسبی در هنگام تماس حالت نوسانی ندارد، استفاده از مدل های اصطکاک استاتیکی مناسب تر است.

از سایر مدل های نیروی اصطکاک استاتیکی می توان به مدل کولمب با استیکشن، مدل کولمب با اصطکاک ویسکوز، مدل دارای اثر استرایک، مدل کارناپ، مدل بنگیسو و آکای، مدل آمبریزو و ... اشاره کرد [55]. در جدول (۱) نمودار نیروی اصطکاک - سرعت نسبی برای برخی از این مدل ها ارائه شده است.

مقدار آنها  $3/2$  بوده و  $\chi$  فاکتور میرایی هیستریزیس است. ترم  $K\Delta^n$  قسمت الاستیک نیرو و ترم  $\chi\Delta^m$  بخش میراکننده آن است. ترم میراکننده، اتلاف انرژی حین برخورد را مدل می کند. انرژی تلف شده طی برخورد به صوت، گرما، امواج ارتعاشی و ... تبدیل می شود [51,52].

تفاوت عمده مدل های نیروی تماس در نحوه بیان فاکتور میرایی هیستریزیس در آنها است. این فاکتور به سختی تعمیم یافته، ضریب استرداد و سرعت اولیه برخورد ارتباط دارد. محققان بسیاری در دهه های اخیر با استفاده از روش های تجربی یا تحلیلی، رابطه های متفاوتی برای این فاکتور ارائه کرده اند. در ادامه سه مورد از این رابطه ها معرفی می گردد.

هانت و کراسلی (۱۹۷۵)

$$F_N = K\Delta^n \left[ 1 + \frac{3(1 - c_r)}{2} \frac{\dot{\Delta}}{\dot{\Delta}^{(-)}} \right],$$

$$(m = n \quad \& \quad \chi = \frac{3(1 - c_r)}{2} \frac{K}{\dot{\Delta}^{(-)}})$$

(۲۱)

فلورز و همکاران (۲۰۱۱)

$$F_N = K\Delta^n \left[ 1 + \frac{8(1 - c_r)}{5c_r} \frac{\dot{\Delta}}{\dot{\Delta}^{(-)}} \right],$$

$$(m = n \quad \& \quad \chi = \frac{8(1 - c_r)}{5c_r} \frac{K}{\dot{\Delta}^{(-)}})$$

(۲۲)

هوو و گوو (۲۰۱۵)

$$F_N = K\Delta^n \left[ 1 + \frac{3(1 - c_r)}{2c_r} \frac{\dot{\Delta}}{\dot{\Delta}^{(-)}} \right],$$

$$(m = n \quad \& \quad \chi = \frac{3(1 - c_r)}{2c_r} \frac{K}{\dot{\Delta}^{(-)}})$$

(۲۳)

که  $c_r$  ضریب استرداد و  $\dot{\Delta}^{(-)}$  سرعت نفوذ در لحظه برخورد است.

به منظور ارزیابی میزان دقت مدل های نیروی تماس، کارهای تحقیقاتی بسیاری به چاپ رسیده است، که در آنها برخورد دو گوی با مدل های مختلف برخورد شبیه سازی شده است. نتایج تحقیقات نشان می دهد که اکثر مدل ها در بازه  $0.7 \leq c_r \leq 1$  جواب های قابل قبولی ارائه می کنند [53]. در همین راستا، نتایج

سطح و  $V_T$  سرعت مماسی است.

### تعیین مودشپ‌های تیر تیموشنکو

در این تحقیق علاوه بر تحلیل پدیده برخورد-تماس به شیوه مدل نیروی تماسی در ربات‌های الاستیک، تأثیر شکل موده‌های مختلف در پاسخ این گونه از سیستم‌ها نیز مورد بررسی قرار گرفته است. همانگونه که پیشتر گفته شد برای مدل‌سازی رفتار الاستیک بازوهای ربات، مدل تیر تیموشنکو در نظر گرفته شده است. معادلات استخراج شده در این مدل شامل دو دسته معادله دیفرانسیل کوپله بر حسب جابجایی عرضی  $w$ ، شیب ناشی از گشتاورهای خمشی و مشتقات جزئی آنها نسبت به زمان و مکان است. با تفکیک کردن این دو معادله، به معادلات غیر کوپله (۲۵) و (۲۶) می‌رسیم.

$$EI \frac{\partial^4 w}{\partial \eta^4} + \frac{\rho^2 I}{k^2 G} \frac{\partial^4 w}{\partial t^4} + \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} - \left( \rho I + \frac{\rho EI}{k^2 G} \right) \frac{\partial^4 w}{\partial \eta^2 \partial t^2} = 0 \quad (25)$$

$$EI \frac{\partial^4 \theta}{\partial \eta^4} + \frac{\rho^2 I}{k^2 G} \frac{\partial^4 \theta}{\partial t^4} + \rho A \frac{\partial^2 \theta}{\partial \eta^2} - \left( \rho I + \frac{\rho EI}{k^2 G} \right) \frac{\partial^4 \theta}{\partial \eta^2 \partial t^2} = 0 \quad (26)$$

با فرض حل سنکرون به صورت زیر

$$w(\eta, t) = W(\eta)e^{j\omega t} \quad \text{and} \quad \theta(\eta, t) = \Theta(\eta)e^{j\omega t} \quad (27)$$

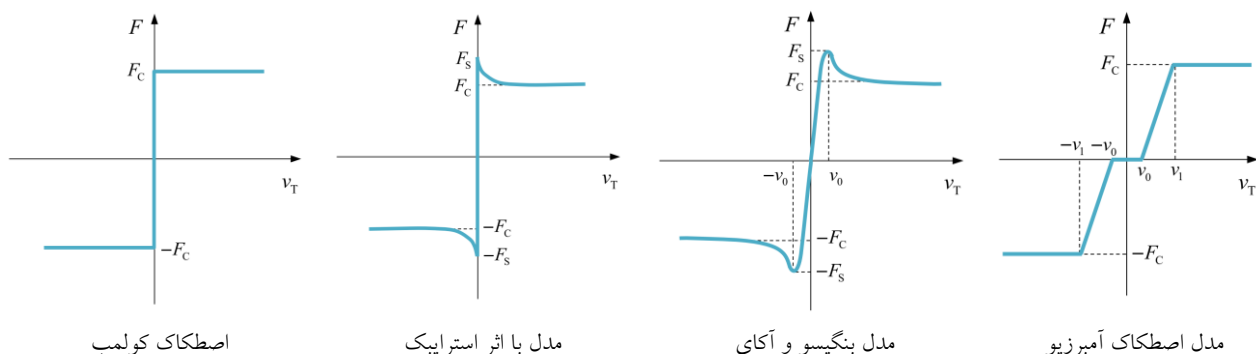
و قرار دادن آنها در معادلات (۲۵) و (۲۶) نتایج زیر حاصل می‌شود.

در حالت کلی معادلات دیفرانسیل حاکم بر رفتار ربات‌های الاستیک از پیچیدگی‌های خاصی برخوردار بوده که برخورد این گونه از ربات‌ها با محیط اطراف، بر پیچیدگی این معادلات می‌افزاید. این حالت منجر به سخت‌شدگی معادلات سیستم شده، که در این صورت بروز خطاهای عددی هنگام حل معادلات دیفرانسیل سیستم، دور از انتظار نیست. به عنوان نمونه می‌دانیم هنگامی که مفصلی به صورت عمودی به یک سطح برخورد می‌کند، سرعت آن مفصل در راستای مماس بر سطح صفر باقی می‌ماند. اما در شبیه‌سازی سیستم‌های پیچیده به دلیل خطاهای عددی مقدار این سرعت صفر نخواهد شد. اگرچه اندازه این خطاها بسیار اندک هستند، اما در اکثر مدل‌های نیروی اصطکاک، نیرویی تقریباً معادل  $\mu_k F_N$  ایجاد می‌شود. مقدار این نیرو به دلیل بزرگ بودن نیروی عمودی برخورد، قابل ملاحظه بوده و اعمال آن بر سیستم، خطایی را ایجاد می‌کند که غیر قابل چشم‌پوشی است. لذا برخی از مدل‌های نیروی اصطکاک مانند مدل آمبروزیو به گونه‌ای طرح‌ریزی شده‌اند که برای سرعت‌هایی کمتر از یک مقدار مشخص (در مدل آمبروزیو  $v_0 = 0.0001 \text{ m/s}$ ) نیروی اصطکاک صفر لحاظ شود. این موضوع باعث حذف خودکار این نمونه از خطاهای عددی می‌گردد. بنابراین در این تحقیق برای مدل‌سازی نیروی اصطکاک حین برخورد مفاصل با محیط اطراف، از مدل آمبروزیو استفاده شده است. این مدل به صورت زیر ارائه می‌گردد:

$$F_T = \begin{cases} \mu_k F_N \operatorname{sgn}(V_T) & \text{if } \|V_T\| \geq v_1 \\ \frac{\|V_T\| - v_0}{v_1 - v_0} \mu_k F_N \operatorname{sgn}(V_T) & \text{if } v_0 < \|V_T\| < v_1 \\ 0 & \text{if } \|V_T\| \leq v_0 \end{cases} \quad (24)$$

که در آن  $\mu_k$  ضریب اصطکاک جنبشی،  $F_N$  نیروی عمودی

جدول ۱ نمودار نیروی اصطکاک - سرعت نسبی برای برخی از مدل‌های نیروی اصطکاک استاتیکی



جدول ۲ شکل مودهای استفاده شده در این مقاله

| نوع | تابع مود                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                | شکل مود |
|-----|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------|
| SS  | $W_{SS} = \sin(3.141592653589793\eta)$<br>$\Theta_{SS} = 3.140333690109594 \times \cos(3.141592653589793\eta)$                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                          |         |
| CC  | $W_{CC} = 0.6292076184824934 \times \cosh(4.72606095063675\eta)$<br>$- 0.6292076184824934 \times \cos(4.728894916196515\eta)$<br>$- 0.6181543604098716 \times \sinh(4.72606095063675\eta)$<br>$+ 0.6189067368941716 \times \sin(4.728894916196515\eta)$<br>$\Theta_{CC} = 2.924089234018893 \times \cos(4.728894916196515\eta)$<br>$- 2.924089234018893 \times \cosh(4.72606095063675\eta)$<br>$+ 2.976375062609595 \times \sinh(4.72606095063675\eta)$<br>$+ 2.97275682019588 \times \sin(4.728894916196515\eta)$      |         |
| SC  | $W_{SC} = 0.02617115567137916 \times \sinh(3.924559038288969\eta)$<br>$+ 0.937356072626805 \times \sin(3.926181400745614\eta)$<br>$\Theta_{SC} = 0.1027745658114473 \times \cosh(3.924559038288969\eta)$<br>$+ 3.677927210568842 \times \cos(3.926181400745614\eta)$                                                                                                                                                                                                                                                    |         |
| CS  | $W_{CS} = 0.6622741284223433 \times \cosh(3.924559038288969\eta)$<br>$- 0.6622741284223433 \times \cos(3.926181400745614\eta)$<br>$- 0.6627910308436212 \times \sinh(3.924559038288969\eta)$<br>$+ 0.6633471080156852 \times \sin(3.926181400745614\eta)$<br>$\Theta_{CS} = 2.602791457664548 \times \cos(3.926181400745614\eta)$<br>$- 2.602791457664547 \times \cosh(3.924559038288969\eta)$<br>$+ 2.600761573215394 \times \sinh(3.924559038288969\eta)$<br>$+ 2.598581381090682 \times \sin(3.926181400745614\eta)$ |         |

### شبیه سازی کامپیوتری

در این بخش به شبیه سازی یک زنجیره رباتیکی با لینک های الاستیک که دارای مفاصل دورانی هستند، خواهیم پرداخت. هدف از این شبیه سازی بررسی کارایی و صحت عملکرد مدل دینامیکی ارائه شده برای تحلیل پدیده برخورد- تماس در ربات های الاستیک است. برای این منظور یک زنجیره رباتیکی شامل سه لینک الاستیک مطابق شکل (۲) از ارتفاع ۰٫۹ متری رها می شود. ربات یاد شده با زمین برخورد کرده و پس از سپری شدن زمان بسیار کوتاه برخورد دوباره به هوا باز می گردد. فرض بر این است که زنجیره رباتیکی فقط در محل ابتدا یا انتهای لینک ها با زمین برخورد می کند.

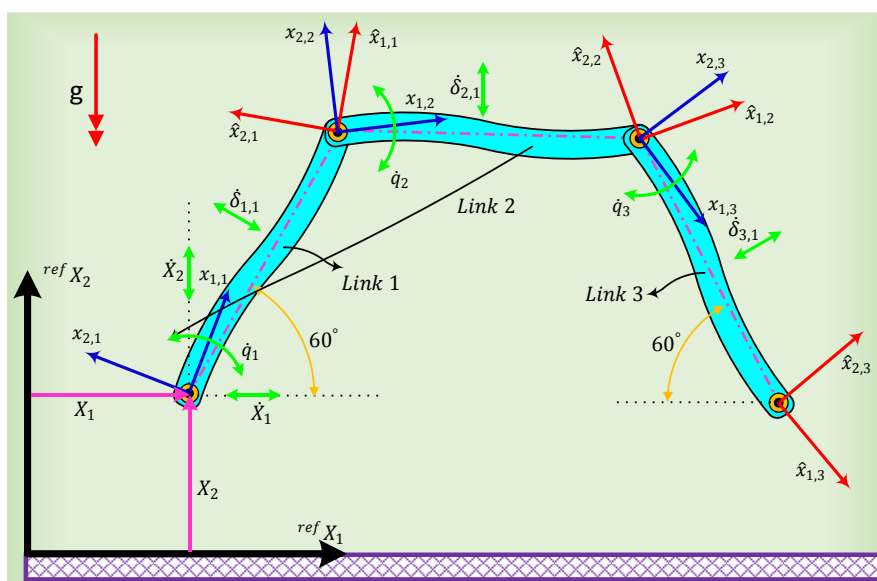
برای حل معادلات دیفرانسیل حرکت، الگوریتمی بر پایه روش رانگ- کوتا- فلهبرگ (RK45) توسعه داده شده است. استفاده از این الگوریتم این امکان را فراهم می کند تا در مدت زمان برخورد، متناسب با دقت مورد نظر، بازه زمانی به صورت خودکار برای ایجاد کمترین میزان خطای عددی، تعیین شود.

$$W(\eta) = C_1 \sin(\alpha\omega\eta) + C_2 \cos(\alpha\omega\eta) + C_3 \sinh(\beta\omega\eta) + C_4 \cosh(\beta\omega\eta) \quad (28)$$

$$\Theta(\eta) = aC_1 \cos(\alpha\omega\eta) - aC_2 \sin(\alpha\omega\eta) + bC_3 \cosh(\beta\omega\eta) + bC_4 \sinh(\beta\omega\eta) \quad (29)$$

در معادلات بالا  $\alpha$  و  $\beta$  با توجه به پارامترهای سیستم به دست آمده و  $a$  و  $b$  نیز تابعی از  $\omega$  هستند. از طرفی مقادیر  $\omega$  و  $C_1$  تا  $C_4$  با استفاده از چهار شرط مرزی به دست می آیند [56].

در این مقاله بر اساس چهار دسته از شرایط مرزی، اولین شکل مود مربوط به جابه جایی عرضی و شیب ناشی از گشتاور خمشی به دست آمده است. این شرایط مرزی به صورت تکیه گاه ساده- تکیه گاه ساده، تکیه گاه گیردار- تکیه گاه گیردار، تکیه گاه ساده- تکیه گاه گیردار و تکیه گاه گیردار- تکیه گاه ساده هستند. در جدول (۲) رابطه و شکل مودهای مربوط به جابه جایی عرضی آورده شده است.



شکل ۲ ربات الاستیک سه لینکی در حال سقوط

در شبیه سازی، تشخیص دقیق لحظه برخورد از اهمیت به سزایی برخوردار است؛ زیرا اگر لحظه برخورد به درستی تشخیص داده نشود، بالانس انرژی در سیستم مورد مطالعه به هم می خورد و منجر به نتایج غیر معقولی خواهد شد. برای مواجهه با این چالش الگوریتمی محاسباتی پیشنهاد شده است که با دقت  $10^{-8}s$  لحظه برخورد را تشخیص می دهد. پس از ورود به فاز برخورد، معادلات دیفرانسیلی مربوط به این فاز، جایگزین معادلات دیفرانسیلی فاز پرواز شده و روند حل این دسته از معادلات حرکت تا لحظه جدایی مفصل برخورد کننده از سطح تماس ادامه خواهد یافت. مجدداً پس از جدا شدن مفصل برخورد کننده از سطح، بار دیگر معادلات دینامیکی فاز پرواز بارگذاری شده و فرایند حل تا زمان برخورد بعدی ادامه می یابد.

برای مطالعه اثر شکل مودها بر روی پاسخ سیستم، چهار سری شبیه سازی با استفاده از چهار دسته مودشپ با شرایط مرزی متفاوت انجام شده است. از آنجایی که پیکربندی اولیه زنجیره رباتیکی مورد بررسی دارای خط تقارن عمودی است، مودشپها به گونه ای انتخاب شده اند تا سیستم رباتیکی مورد مطالعه از نظر هندسی نیز، نسبت به این محور تقارن عمودی، متقارن باشد. برای این منظور، دسته اول شکل مودها برای هر سه لینک به فرم SS در نظر گرفته شده است (SS-SS-SS). دسته دوم از شکل مودها برای هر سه لینک به صورت CC هستند (CC-

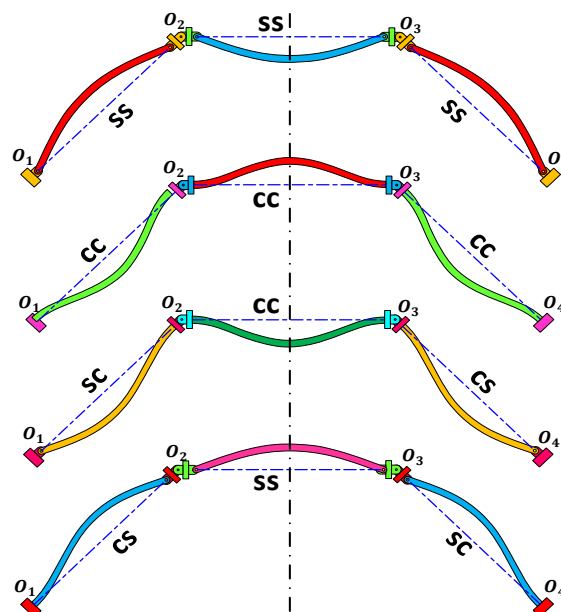
$$\begin{aligned} q_1|_{t=0} &= \frac{\pi}{6} \text{rad}; & q_2|_{t=0} &= -\frac{\pi}{6} \text{rad}; \\ q_3|_{t=0} &= -\frac{\pi}{6} \text{rad}; \\ \delta_{11} = \delta_{21} = \delta_{31}|_{t=0} &= 0; & X_1|_{t=0} &= (-0.5 - \sin(60))m; \\ X_2|_{t=0} &= 0.9m; \\ \dot{q}_1 = \dot{q}_2 = \dot{q}_3|_{t=0} &= 0 \frac{\text{rad}}{s}; & \dot{\delta}_{11} = \dot{\delta}_{21} = \dot{\delta}_{31}|_{t=0} &= 0; \\ \dot{X}_1 = \dot{X}_2|_{t=0} &= 0 \frac{m}{s}; \end{aligned} \quad (30)$$

در شبیه سازی، تشخیص دقیق لحظه برخورد از اهمیت به سزایی برخوردار است؛ زیرا اگر لحظه برخورد به درستی تشخیص داده نشود، بالانس انرژی در سیستم مورد مطالعه به هم می خورد و منجر به نتایج غیر معقولی خواهد شد. برای مواجهه با این چالش الگوریتمی محاسباتی پیشنهاد شده است که با دقت  $10^{-8}s$  لحظه برخورد را تشخیص می دهد. پس از ورود به فاز برخورد، معادلات دیفرانسیلی مربوط به این فاز، جایگزین معادلات دیفرانسیلی فاز پرواز شده و روند حل این دسته از معادلات حرکت تا لحظه جدایی مفصل برخورد کننده از سطح تماس ادامه خواهد یافت. مجدداً پس از جدا شدن مفصل برخورد کننده از سطح، بار دیگر معادلات دینامیکی فاز پرواز بارگذاری شده و فرایند حل تا زمان برخورد بعدی ادامه می یابد.

برای مطالعه اثر شکل مودها بر روی پاسخ سیستم، چهار سری شبیه سازی با استفاده از چهار دسته مودشپ با شرایط مرزی متفاوت انجام شده است. از آنجایی که پیکربندی اولیه زنجیره رباتیکی مورد بررسی دارای خط تقارن عمودی است، مودشپها به گونه ای انتخاب شده اند تا سیستم رباتیکی مورد مطالعه از نظر هندسی نیز، نسبت به این محور تقارن عمودی، متقارن باشد. برای این منظور، دسته اول شکل مودها برای هر سه لینک به فرم SS در نظر گرفته شده است (SS-SS-SS). دسته دوم از شکل مودها برای هر سه لینک به صورت CC هستند (CC-

شکل مود متفاوت جهت مدل سازی خاصیت انعطاف پذیری لینک ها استفاده شده است، برای مدت زمان  $1.5s$  شبیه سازی شده است. در شکل (۴)، به منظور مشاهده بهتر تغییر شکل الاستیک لینک ها در لحظه  $t = 0.7s$ ، این تغییر فرم ها بزرگنمایی شده اند. همان گونه که گفته شد، شرایطی اولیه حرکت به گونه ای انتخاب شده است تا زنجیره رباتیکی دارای یک خط تقارن عمودی باشد (شکل ۳). لذا انتظار داریم تا تقارن ربات نسبت به این خط تا پایان شبیه سازی حفظ گردد.

نمودار تغییر مکان مفصل در جهت های  $X_1$  و  $X_2$  برای چهار دسته شکل مود به ترتیب در شکل های (۵) و (۶) رسم شده است. برای حفظ تقارن سیستم انتظار داریم تا موقعیت  $X_1$  برای مفصل  $O_1$  و  $O_2$  به ترتیب فرینه  $O_4$  و  $O_3$  بوده، و موقعیت  $X_2$  برای مفصل  $O_1$  و  $O_2$  به ترتیب برابر  $O_4$  و  $O_3$  باشند. این موضوع را می توان به وضوح در شکل های (۵) و (۶) مشاهده نمود.

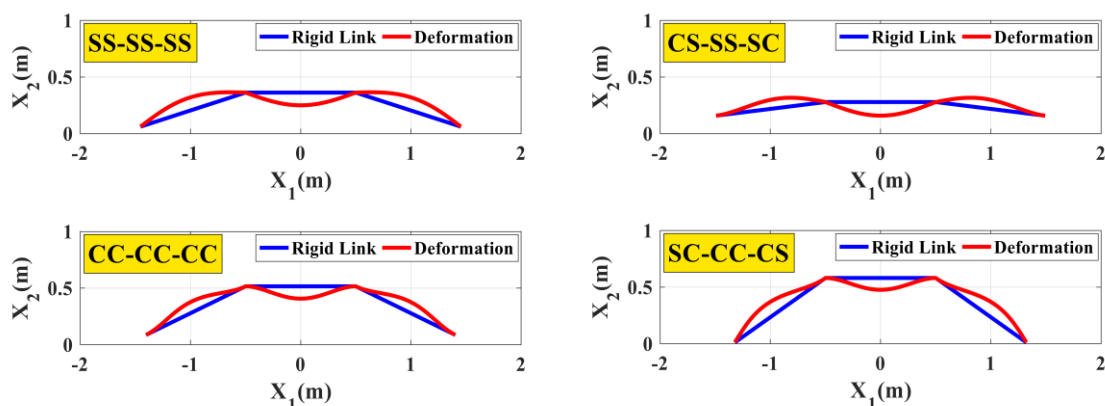


شکل ۳. شکل شماتیک از مودشپ های مورد استفاده در شبیه سازی

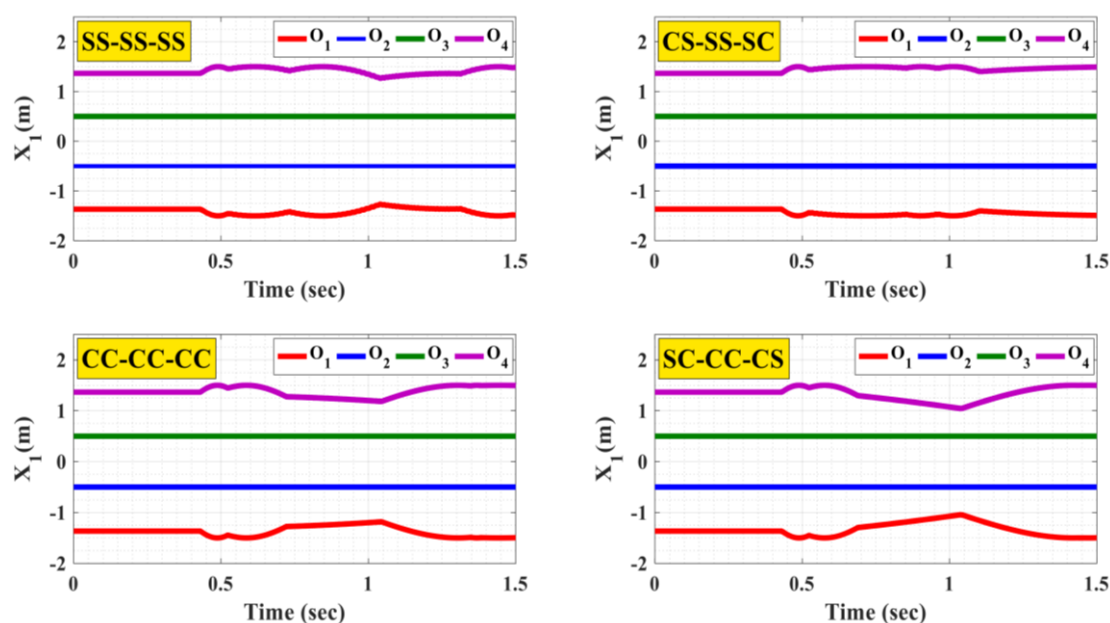
مدل دینامیکی ربات مورد مطالعه که در آن از چهار دسته

جدول ۳. مشخصات سیستم رباتیکی دارای لینک الاستیک

| Parameters                           | Value                                                                                                                             |
|--------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| طول لینک ها                          | $l_1 = l_2 = l_3 = 1 \text{ m}$                                                                                                   |
| سطح مقطع لینک ها                     | $A_1 = A_2 = A_3 = 3.75 \times 10^{-4} \text{ m}^2$                                                                               |
| جرم واحد طول لینک ها                 | $\mu_1 = \mu_2 = \mu_3 = 1 \text{ kg. m}^{-1}$                                                                                    |
| ممان اینرسی سطحی لینک ها             | $I_{x_{31}} = I_{x_{32}} = I_{x_{33}} = 4.883 \times 10^{-9} \text{ m}^4$                                                         |
| ممان اینرسی جرمی بر واحد طول لینک ها | $J_1 = J_2 = J_3 = \begin{bmatrix} 5.8946 & 0 & 0 \\ 0 & 2.9473 & 0 \\ 0 & 0 & 2.9473 \end{bmatrix} \times 10^{-5} \text{ kg. m}$ |
| مدول الاستیسیته                      | $E_1 = E_2 = E_3 = 2 \times 10^{11} \text{ N. m}^{-2}$                                                                            |
| مدول برشی                            | $G_1 = G_2 = G_3 = 7.7 \times 10^{10} \text{ N. m}^{-2}$                                                                          |
| ضریب اصلاح برش                       | $k = 5/6$                                                                                                                         |
| ضریب کلین-ویت                        | $K_{v1} = K_{v2} = K_{v3} = 125 \text{ kg. m}^{-1}. \text{s}$                                                                     |
| ضریب دمپینگ هوا                      | $\gamma = 0.025 \text{ Kg. m}^{-1}. \text{s}$                                                                                     |
| شتاب گرانش                           | $g = 9.81 \text{ m/s}^2$                                                                                                          |
| ضریب بازگشت پذیری                    | $c_r = 0.8$                                                                                                                       |
| پارامتر سختی تعمیم یافته             | $K = 140 \times 10^6 \text{ N/m}^{1.5}$                                                                                           |
| ضریب اصطکاک دینامیکی                 | $\mu_k = 0.1$                                                                                                                     |
| باند پایین تیرانس سرعت (آمبرزیو)     | $v_0 = 0.0001 \text{ m/s}$                                                                                                        |
| باند بالای تیرانس سرعت (آمبرزیو)     | $v_1 = 0.001 \text{ m/s}$                                                                                                         |



شکل ۴ تغییر شکل الاستیک لینک‌ها در ثانیه ۰/۷



شکل ۵ موقعیت مکانی مفاصل در جهت  $X_1^{ref}$  بر حسب زمان

مطابق بزرگ‌نمایی‌های انجام شده در شکل (۷)، در حالت  $SS-SS-SS$  یازده جفت برخورد (۲۲ عدد برخورد) صورت گرفته است. همان گونه که پیشتر گفته شد، معادلات سیستم هنگام برخورد از سختی بالایی برخوردار هستند. با این وجود، به‌رغم تعداد بالای برخوردها، تقارن شکل به‌خوبی حفظ شده است. این امر نشان از استخراج صحیح معادلات حرکت، و کارایی بالای الگوریتم محاسباتی توسعه داده شده دارد. با دقت در این شکل، برخوردهای چندگانه در یک بازه زمانی بسیار کوتاه مشاهده می‌گردد. به‌طور مثال، در اولین برخورد مفاصل  $O_1$  یا  $O_4$  با سطح زمین، بلافاصله دو برخورد دیگر با فاصله زمانی بسیار اندک از

در شکل (۶) پاسخ بزرگ‌نمایی شده برای موقعیت  $X_2$  مفاصل، در بازه زمانی  $0.5s < t < 0.6s$  نیز نشان داده شده است. در این شکل‌های بزرگ‌نمایی شده به راحتی می‌توان ارتعاشات عرضی لینک‌ها را مشاهده نمود. نکته حائز اهمیت در این شکل‌ها، دامنه ارتعاشات بزرگ‌تر برای شکل مودها با شرایط مرزی  $SS-SS-SS$  یا  $CS-SS-SC$  نسبت به حالتی است که شرایط مرزی برای شکل مودها به صورت  $CC-CC-CC$  یا  $SC-CC-CS$  فرض شده است. با توجه به اینکه شرط مرزی گیردار حالت صلب‌تری در لینک ایجاد می‌کند، این موضوع قابل پیش‌بینی بود و در شبیه‌سازی نیز خود را نشان داده است.

است که شکل مودها با شرایط مرزی CC-CC-CC و SC-CC-CS استفاده شده است.

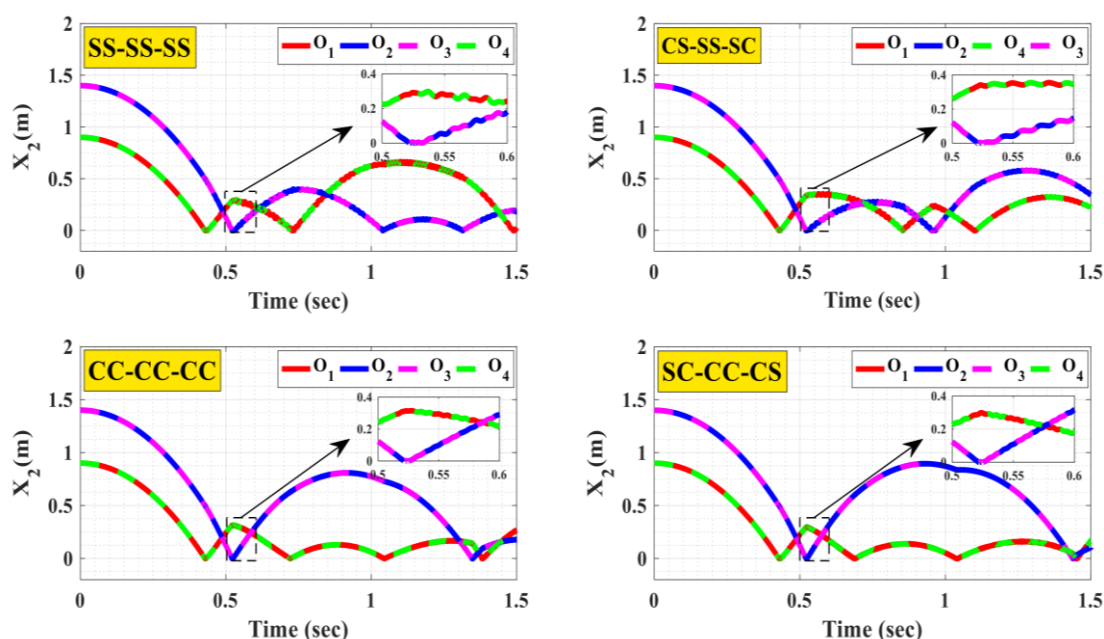
مدل سازی پدیده برخورد به روش مدل نیروی تماسی دارای این مزیت است که نیروی برخورد را به صورت تابعی پیوسته از میزان در هم فرو رفتگی دو سطح در یکدیگر نتیجه می دهد. برای سیستم مورد بررسی، مفاصل  $O_1$  و  $O_4$  هم زمان با هم و مفاصل  $O_2$  و  $O_3$  نیز همراه با هم به زمین برخورد می کنند. در نمودارهای شکل (۱۱) نیروی عمودی وارد بر مفاصل بر حسب زمان رسم شده است. بدیهی است تا مقدار این نیروها در مرحله پرواز صفر بوده و تنها در زمان بسیار کوتاه برخورد به صورت نیروی ضربه ای دیده شوند. با بزرگ نمایی لحظه برخورد می توان پیوستگی نیروها را مشاهده نمود. همچنین برابری نیروهای عمود بر سطح برای مفاصل  $O_1$  و  $O_4$  و مفاصل  $O_2$  و  $O_3$  به وضوح دیده می شود. در شکل (۱۱)، با بزرگ نمایی انجام شده بر روی نیروی عمودی حاصل از برخورد اول در حالت SS-SS-SS، سه نیروی مجزا ظاهر شده است. دلیل این موضوع را می توان در شکل (۷) پیگیری کرد. در این شکل، بزرگ نمایی بر روی برخورد اول نشان می دهد که به دلیل ارتعاش لینک، در مدت زمان بسیار اندکی سه برخورد پیاپی برای مفاصل  $O_1$  و  $O_4$  روی داده است. بنابراین در شکل (۱۱) نیز سه نیروی مجزا به ازای هر یک از این برخوردها به دست می آید.

برخورد اول مشاهده می گردد. دلیل این امر ارتعاش ناشی از خاصیت الاستیک لینک ها است. در واقع اگر لینک ها صلب باشند، تنها یک برخورد با سطح زمین رخ می دهد.

در نمودارهای (۸) و (۹) سرعت مفاصل به ترتیب در جهت های  $X_1$  و  $X_2$  بر حسب زمان رسم شده است. با توجه به شکل اولیه ربات مورد مطالعه، بدیهی است مفاصل  $O_2$  و  $O_3$  هیچ گونه حرکتی در جهت  $X_1$  نداشته و لذا سرعت این مفاصل در جهت مذکور صفر است. از طرفی به دلیل تقارن، انتظار داریم سرعت  $\dot{X}_1$  مفاصل  $O_1$  و  $O_4$  قرینه هم باشند. این مطلب در نمودارهای شکل (۸) مشاهده می شود.

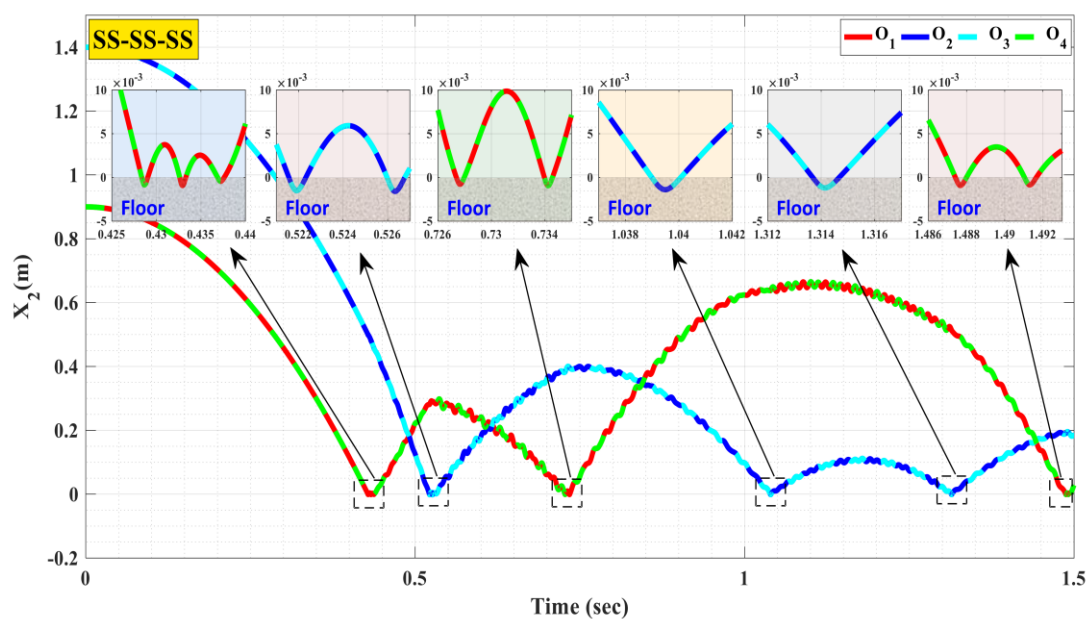
از سوی دیگر انتظار داریم تا سرعت مفاصل در جهت  $X_2$  برای مفاصل  $O_1$  و  $O_4$  و همچنین  $O_2$  و  $O_3$  یکسان باشند. در شکل (۹) مشاهده می گردد که چگونه تقارن سیستم حفظ شده و سرعت مفاصل مورد نظر کاملاً بر روی هم منطبق شده اند. نکته حائز اهمیت در نمودارهای شکل (۸) و (۹) در این است که فرکانس نوسانات در دو حالت CC-CC-CC و SC-CC-CS بیشتر از دو حالت SS-SS-SS و CS-SS-SC است.

در شکل (۱۰) وزن شکل مود لینک ها ( $\delta_{11}$ ،  $\delta_{21}$ ،  $\delta_{31}$ ) بر حسب زمان رسم شده است. مطابق انتظار  $\delta_{11}$  و  $\delta_{31}$  در هر یک از چهار قسمت شکل (۱۰) با هم برابرند. در شکل (۱۰) نیز به طور واضح تر می توان مشاهده نمود که دامنه نوسانات برای شکل مودها با شرایط مرزی SS-SS-SS و CS-SS-SC تقریباً سه برابر حالتی

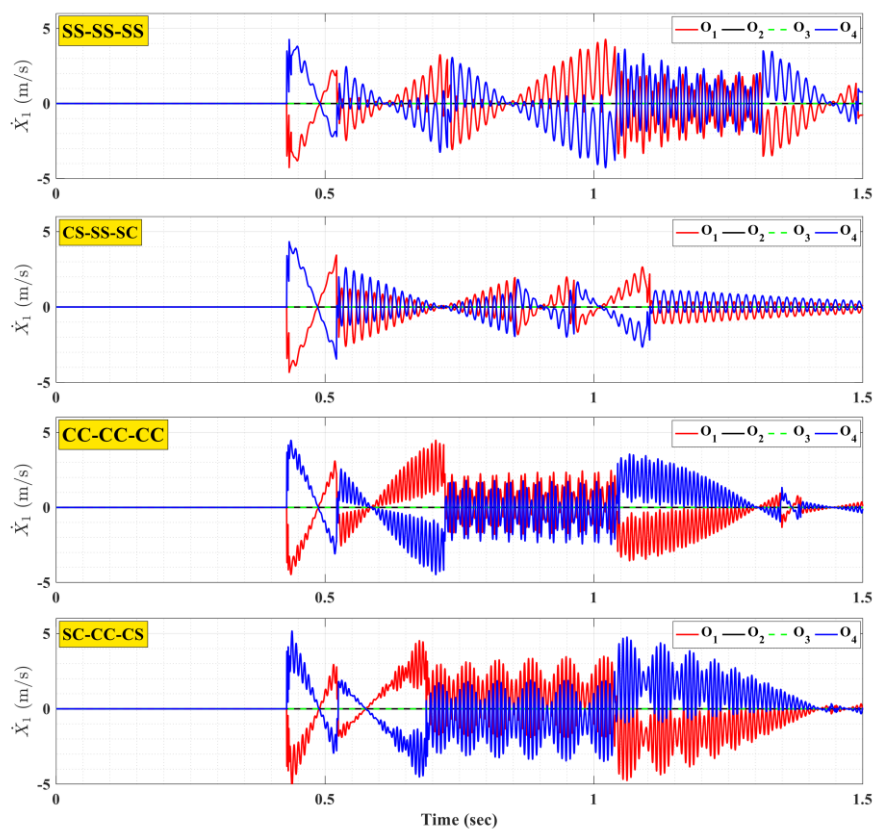


شکل ۶ موقعیت مکانی مفاصل در جهت  $X_2^{ref}$  بر حسب زمان

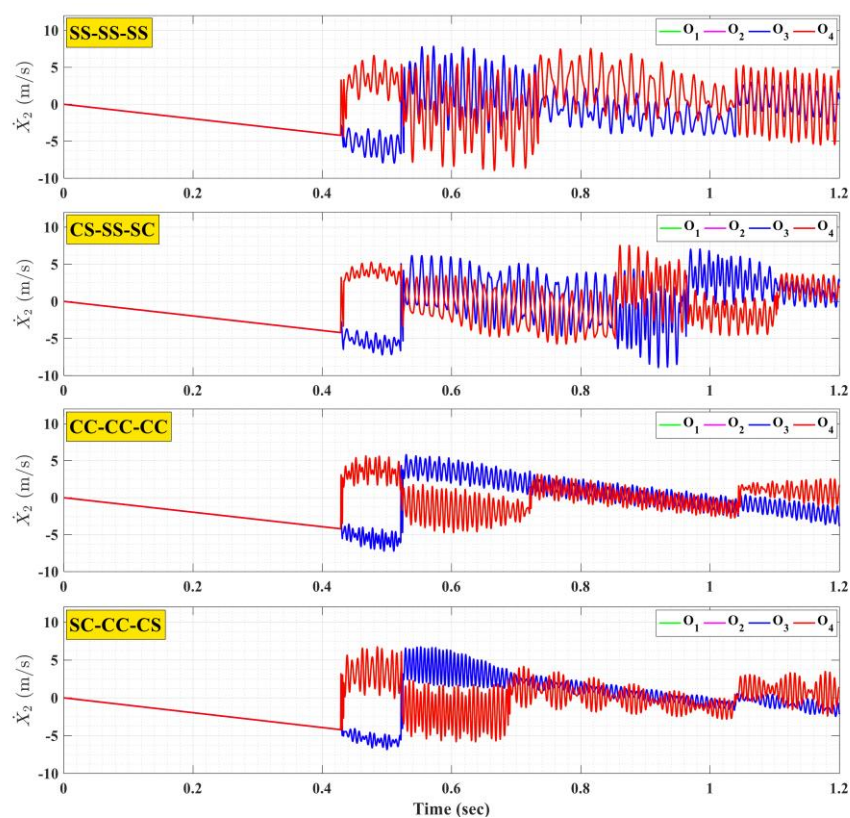




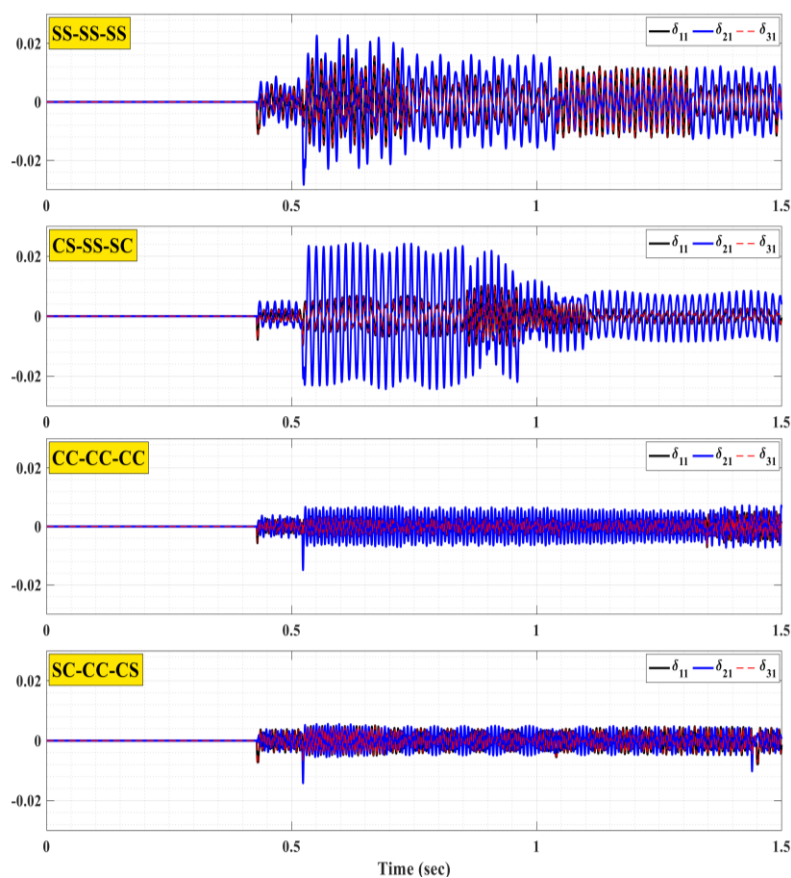
شکل ۷ نمایش تعداد برخوردها برای سیستم رباطیکی با زمین در حالت شکل مود SS-SS-SS



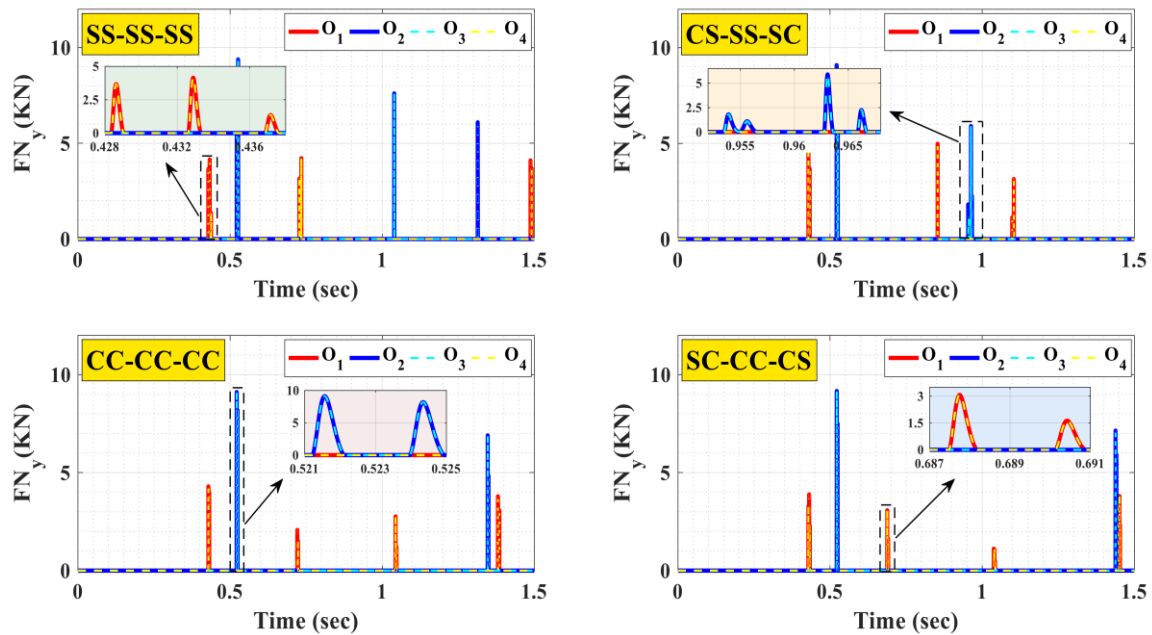
شکل ۸ سرعت مفاصل در جهت  $X_1^{ref}$  بر حسب زمان



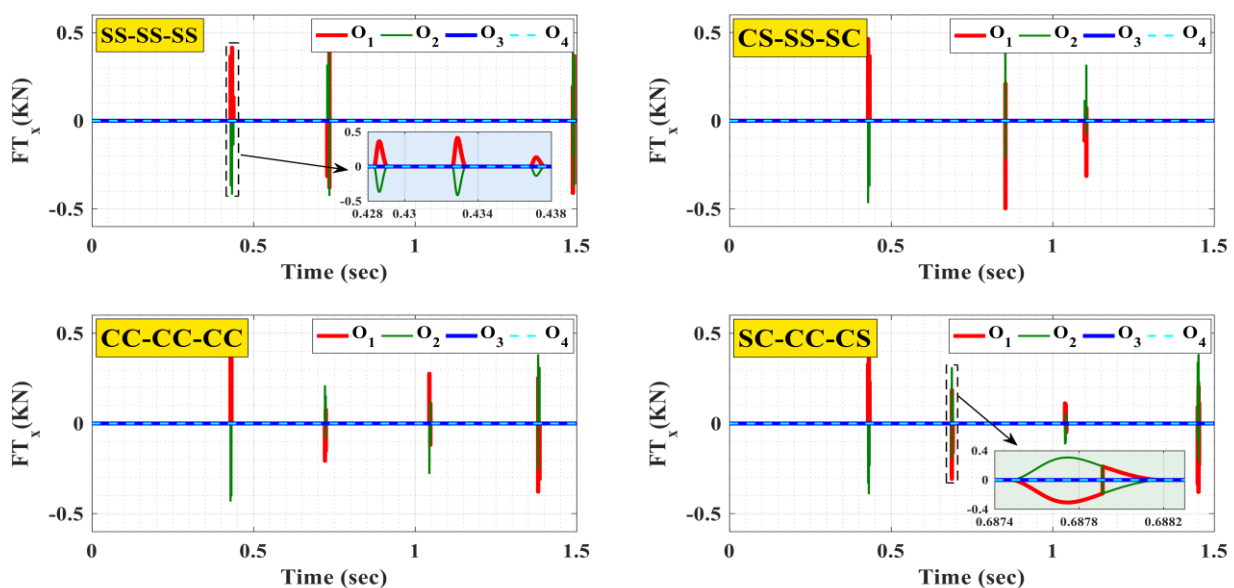
شکل ۹ سرعت مفاصل در جهت  $X_2^{ref}$  بر حسب زمان



شکل ۱۰ وزن مودشپ لینک‌ها بر حسب زمان



شکل ۱۱ نیروی عمودی اعمال شده بر مفاصل هنگام برخورد با زمین بر حسب زمان



شکل ۱۲ نیروی اصطکاک وارد بر مفاصل هنگام برخورد با زمین بر حسب زمان

از آنجایی که در مدل سازی دینامیکی سیستم، تأثیر نیروی اصطکاک بر حرکت در نظر گرفته شده، لذا انتظار می رود برای برخوردهایی که به صورت مایل رخ می دهد، نیروی اصطکاک نیز ظاهر شود. در شکل (۱۲) نمودار نیروهای اصطکاک وارد بر مفاصل بر حسب زمان رسم شده است. در صورت مقایسه شکل (۱۲) با شکل (۱۱) در می یابیم که تنها در لحظاتی که دو مفصل

$O_4$  و  $O_1$  با زمین برخورد کرده اند، نیروی اصطکاک ظاهر شده است. این در حالی است که به دلیل برخورد عمودی مفاصل  $O_2$  و  $O_3$  با زمین هیچ گونه نیروی اصطکاکی ایجاد نشده است. نیروی اصطکاکی که به دلیل برخورد مایل مفاصل  $O_1$  و  $O_4$  با زمین حاصل شده از نظر مقدار برابر، ولی از نظر علامت خلاف یکدیگر هستند. از طرفی به دلیل اینکه ضریب اصطکاک جنبشی

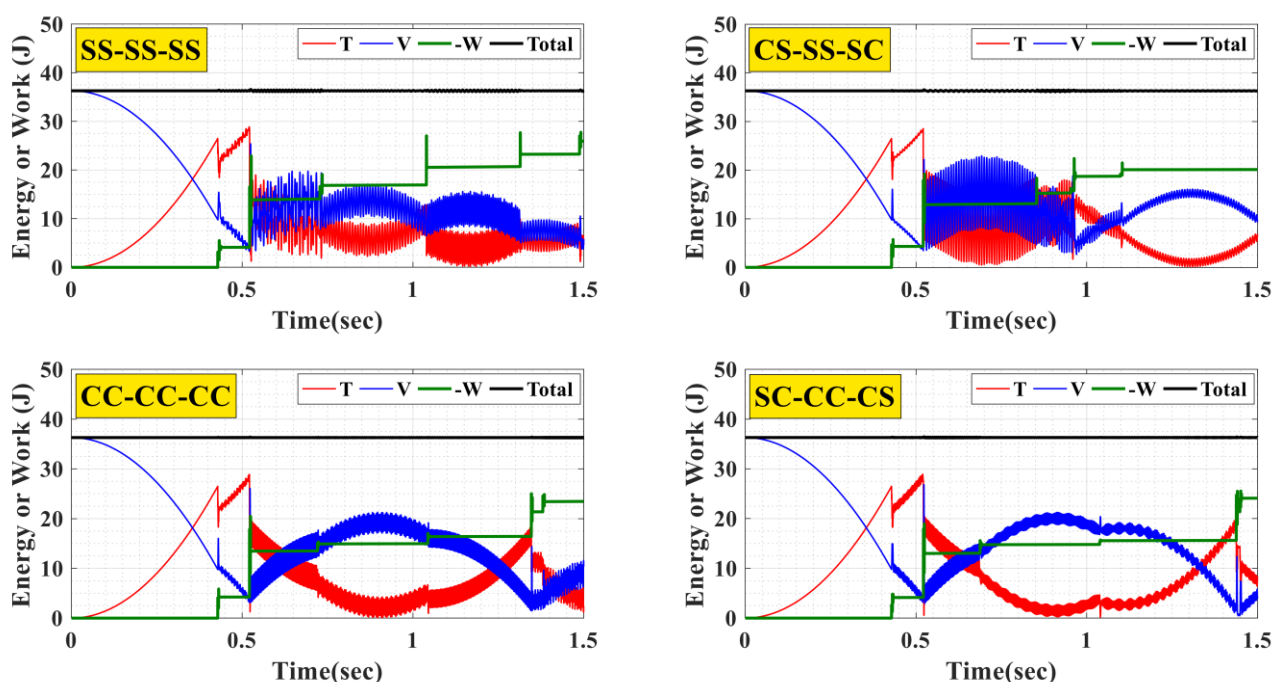
میرایی و مجموع آنها رسم شده است. همان گونه که در این شکل دیده می‌شود، نمودار مربوط به مجموع انرژی‌ها و کار تقریباً خطی صاف است. برای بررسی دقیق‌تر در شکل (۱۴) درصد خطا (رنگ آبی) و خطای متوسط ایجاد شده در طی فرایند شبیه‌سازی (خط قرمز) رسم شده‌اند. بیشترین خطای لحظه‌ای برای حالت SS-SS-SS به مقدار 0.75% رخ داده و همچنین درصد خطای متوسط از بیشترین میزان به کمترین مقدار به ترتیب مربوط به حالت SS-SS-SS با مقدار 0.18%، حالت CS-SS-SC با مقدار 0.13%، حالت SC-CC-CS با مقدار 0.06% و حالت CC-CC-CC با مقدار 0.04% است. با توجه به پیچیدگی سیستم‌های الاستیک و سخت‌شدگی معادلات دیفرانسیل سیستم در لحظات برخورد، میزان خطای ایجاد شده قابل چشم‌پوشی است. بنابراین می‌توان از صحت معادلات استخراج شده و حل صحیح آنها اطمینان حاصل کرد. همچنین با بررسی خطاهای متوسط ایجاد شده می‌توان نتیجه گرفت که هر چه به سمت شرایط مرزی مقبدر حرکت کنیم، خطاها کمتر می‌شوند.

به کار گرفته شده در مدل نیروی اصطکاک (معادله ۲۴)  $\mu_k = 0.1$  است، مقادیر به دست آمده برای نیروهای اصطکاک در شکل (۱۲) یک‌دهم مقادیر به دست آمده برای نیروهای عمودی برخورد هستند که در شکل (۱۱) نشان داده شده است. برای سیستم مورد بررسی در این مقاله، قضیه کار و انرژی را می‌توان به صورت زیر نوشت.

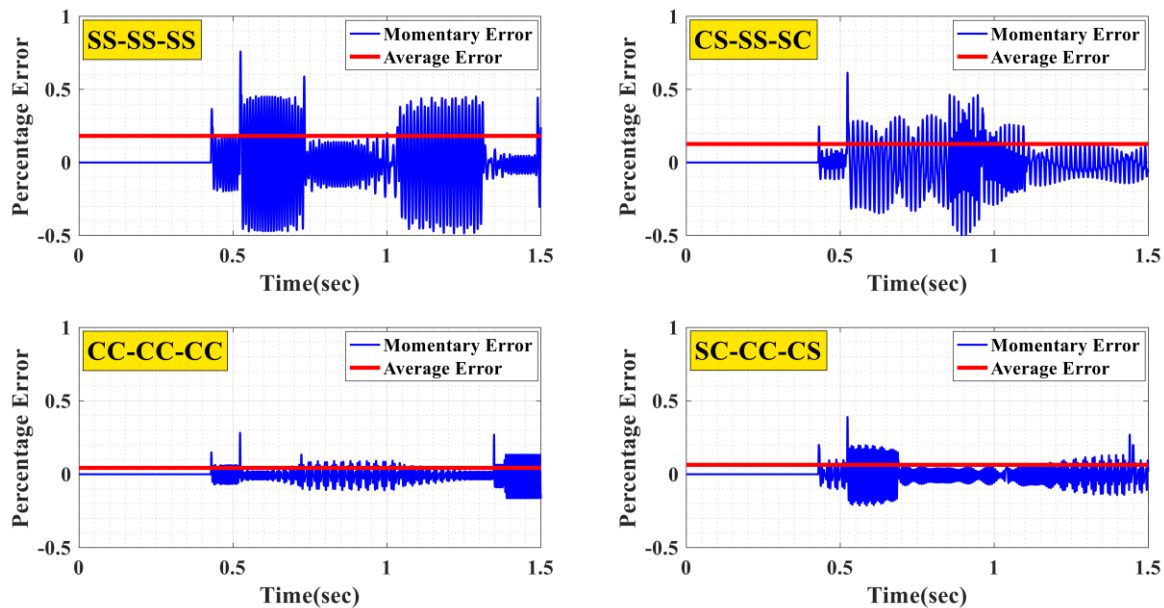
$$T_2 + V_2 - W_D - W_{FN} - W_{FT} = T_1 + V_1 = \text{constant} \quad (31)$$

که در آن  $T$  انرژی جنبشی،  $V$  مجموع انرژی پتانسیل گرانشی و الاستیک،  $W_D$  مجموع کار نیروهای میرایی هوا و سازه،  $W_{FN}$  کار نیروی عمودی و  $W_{FT}$  کار نیروی اصطکاک هستند.

از قضیه کار و انرژی نیز می‌توان برای بررسی درستی معادلات استخراج شده و اطمینان از کارکرد صحیح الگوریتم محاسباتی بهره جست. در شکل (۱۳) نمودار تغییرات انرژی جنبشی، انرژی پتانسیل، منفی کار نیروهای عمودی، اصطکاک و



شکل ۱۳ تغییرات انرژی و کار نیروها بر حسب زمان



شکل ۱۴ درصد خطای انرژی سیستم بر حسب زمان

### نتیجه گیری

هدف این تحقیق مدل سازی دینامیکی پدیده برخورد-تماس در یک سیستم رباطیکی دارای  $n$  لینک الاستیک است که توسط مفاصل دورانی ایده آل (فاقد لقی و اصطکاک) به هم متصل شده اند. همچنین برای بالا بردن دقت مدل سازی، میرایی سازه ای و میرایی هوا نیز در نظر گرفته شده است. هنگام برخورد ربات با سطح زمین، نیروهای عمود بر سطح و اصطکاک به معادلات حرکت سیستم که با استفاده از فرمولاسیون گیس-اپل استخراج شده اند، اضافه می گردد. همچنین پدیده برخورد-تماس در این سیستم رباطیکی با استفاده از روش تنظیم شده فرموله شده است. از طرفی، رفتار الاستیک لینک ها نیز با استفاده از تئوری تیر تیموشنکو مدل سازی شده است.

مدل های متنوعی برای تحلیل پدیده برخورد-تماس به روش تنظیم شده و همچنین تعیین نیروی اصطکاک وجود دارد. بنابراین انتخاب مدل مناسب برای این دو نیرو از اهمیت به سزایی برخوردار است. از همین روی با توجه به تحقیقات قبلی انجام شده توسط نویسندگان، مدل نیروی تماس هوو و گوو برای برخورد و مدل آمبروزیو برای اصطکاک برگزیده شدند.

به منظور مطالعه اثر شکل مودها با شرایط مرزی مختلف بر روی پاسخ سیستم، چهار دسته شکل مود متفاوت برای شبیه سازی انتخاب شده است. شرایط مرزی این شکل مودها به صورت تکیه گاه ساده، گیردار و یا ترکیب آنها به گونه ای انتخاب

شدند تا سیستم از تقارن هندسی برخوردار باشد.

دو معیار برای کنترل کردن صحت معادلات دیفرانسیلی استخراج شده و درستی حل عددی این معادلات، حفظ تقارن سیستم در مدت زمان شبیه سازی و برقراری قانون کار و انرژی در کل فرایند شبیه سازی است. نمودارهای مختلف ترسیمی که از داده های شبیه سازی به دست آمده اند، این اطمینان را می دهند که سیستم تقارن خود را تا پایان زمان شبیه سازی با دقت بالایی حفظ کرده و قانون کار و انرژی نیز در مورد آن صادق است.

نتایج حاصل از شبیه سازی با استفاده از شکل مودها با شرایط مرزی مختلف، از نظر فیزیکی نیز کاملاً مطابق انتظار است. نمودارهای درصد خطای انرژی سیستم به خوبی نشان می دهد که هر چه سیستم مقیدتر باشد (حالت شکل مود CC-CC-CC نسبت به حالت SS-SS-SS)، خطای محاسبات کمتر است. همچنین از روی نمودارهای وزن شکل مود بر حسب زمان می توان دریافت که دامنه نوسانات برای حالت CC-CC-CC و SC-CC-CS کمتر از CS-SS-SS و SS-SC است و همچنین فرکانس ارتعاشات برای حالت CC-CC-CC و SC-CC-CS بیشتر از CS-SS-SC و SS-SS-SS است.

### واژه نامه

|                         |                 |
|-------------------------|-----------------|
| Elastic Modulus         | مدول الاستیسیته |
| Shear Modulus           | مدول برشی       |
| Shear Correction Factor | ضریب اصلاح برش  |



|                                 |                             |                                  |                               |
|---------------------------------|-----------------------------|----------------------------------|-------------------------------|
| Vibration Frequency             | فرکانس ارتعاشات             | Air Damping Coefficient          | ضریب دمپینگ هوا               |
| Gibbs Acceleration Energy       | انرژی شتاب گیبس             | Gravitational Acceleration       | شتاب گرانش                    |
|                                 | انرژی پتانسیل الاستیک سیستم | Coefficient of Restitution       | ضریب بازگشت‌پذیری             |
| System Elastic Potential Energy |                             | Generalized Stiffness Parameter  | پارامتر سختی تعمیم‌یافته      |
| Structural Damping              | میرایی سازه‌ای              | Dynamic Friction Coefficient     | ضریب اصطکاک دینامیکی          |
| Dynamic Modeling                | مدل‌سازی دینامیکی           |                                  | مدل‌های نیروی برخورد و اصطکاک |
|                                 |                             | Impact and Friction Force Models |                               |
|                                 |                             | Smoothing Method                 | روش هموار                     |
|                                 |                             | Timoshenko's Beam Theory         | تئوری تیر تیموشنکو            |

### تقدیر و تشکر

### مراجع

- [1] E. A. Alandoli, M. Sulaiman, M. Z. A. Rashid, H. N. M. Shah, and Z. Ismail, "A review study on flexible link manipulators," *Journal of Telecommunication, Electronic and Computer Engineering (JTEC)*, vol. 8, no. 2, pp. 93-97, 2016.
- [2] H. Geniele, R. V. Patel, and K. Khorasani, "End-point control of a flexible-link manipulator: theory and experiments," *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 5, no. 6, pp. 556-570, 1997. <https://doi.org/10.1109/87.641401>
- [3] T. Zebin, and M. S. Alam, "Dynamic modeling and fuzzy logic control of a two-link flexible manipulator using genetic optimization techniques," In *2010 13<sup>th</sup> International Conference on Computer and Information Technology (ICCIT)*, pp. 418-423m, 2010. <https://doi.org/10.1109/ICCITECHN.2010.5723894>
- [4] A. M. Shafei, and M. H. Korayem, "Theoretical and experimental study of dynamic load-carrying capacity for flexible robotic arms in point-to-point motion," *Optimal Control Applications and Methods*, vol. 38, no. 6, pp. 963-972, 2017. <https://doi.org/10.1002/oca.2302>
- [5] M. H. Korayem, A. M. Shafei, and S. F. Dehkordi, "Systematic modeling of a chain of N-flexible link manipulators connected by revolute-prismatic joints using recursive Gibbs-Appell formulation," *Archive of Applied Mechanics*, vol. 84, no. 2, pp. 187-206, 2014. <https://doi.org/10.1007/s00419-013-0793-y>
- [6] L. Su, Q. Hu, and L. Zhang, "Recursive decentralized control for trajectory tracking of flexible space manipulators," *IEEE Access*, vol. 7, pp. 39192-39206, 2019. <https://doi.org/10.1109/ACCESS.2019.2906565>
- [7] S. Erkaya, and İ. Uzmay, "Modeling and simulation of joint clearance effects on mechanisms having rigid and flexible links," *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 28, pp. 2979-2986, 2014. <https://doi.org/10.1007/s12206-014-0705-2>
- [8] W. W. Armstrong, "Recursive Solution to the Equations of Motion of n-link Manipulator," In *Proc. Fifth World Congress on Theory of Machines and Mechanisms*, Vol. 2, pp. 1343-1346, (1979).
- [9] R. Featherstone, "The calculation of robot dynamics using articulated-body inertias," *The International Journal of Robotics Research*, vol. 2, no. 1, pp. 13-30, 1983. <https://doi.org/10.1177/027836498300200102>
- [10] C. C. Chang, and S. T. Peng, "Impulsive motion of multibody systems," *Multibody System Dynamics*, vol. 17, no. 1,

- pp. 47-70, 2007. <https://doi.org/10.1007/s11044-007-9035-9>
- [11] Y. L. Hwang, "Recursive Newton-Euler formulation for flexible dynamic manufacturing analysis of open-loop robotic systems," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 29, no. 5, pp 598-604, 2006. <https://doi.org/10.1007/BF02729114>
- [12] A. Mohan, and S. K. Saha, "A recursive, numerically stable, and efficient simulation algorithm for serial robots," *Multibody System Dynamics*, vol. 21, pp. 1-35, 2009. <https://doi.org/10.1007/s11044-008-9122-6>
- [13] D. S. Bae, and E. J. Haug, "A recursive formulation for constrained mechanical system dynamics: Part i. open loop systems," *Journal of Structural Mechanics*, vol. 15, no. 3, pp. 359-382, 1987. <https://doi.org/10.1080/08905458708905124>
- [14] C. D. Zhang, and S. M. Song, "An efficient method for inverse dynamics of manipulators based on the virtual work principle," *Journal of Robotic Systems*, vol. 10, no. 5, pp. 605-627, 1993. <https://doi.org/10.1002/rob.4620100505>
- [15] K. Yamane, and L. Nakamura, "O (N) forward dynamics computation of open kinematic chains based on the principle of virtual work," *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, vol. 3, pp. 2824-2831, 2001. <https://doi.org/10.1109/ROBOT.2001.933050>
- [16] H. R. Hertz, "*Über die Berührung fester elastischer Körper und Über die Harte*", Berlin: Verhandlung des Vereins zur Beforderung des Gewerbefleißes, (1882).
- [17] K. H. Hunt, and F. R. E. Crossley, "Coefficient of restitution interpreted as damping in Vibroimpact," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 42, no. 2, pp. 440-445, 1975. <https://doi.org/10.1115/1.3423596>
- [18] R. G. Herbert, and D. C. McWhannell, "Shape and frequency composition of pulses from an impact pair," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 99, no. 3, pp. 513-518, 1997. <https://doi.org/10.1115/1.3439270>
- [19] T. W. Lee, and A. C. Wang, "On the dynamics of intermittent-motion mechanisms. Part 1: dynamic model and response," *Journal of Mechanical Design*, vol. 105, no. 3, pp. 534-540, 1983. <https://doi.org/10.1115/1.3267392>
- [20] H. M. Lankarani, and P. E. Nikravesh, "A contact force model with hysteresis damping for impact analysis of multibody systems," *Journal of Mechanical Design*, vol. 112, no. 3, pp. 369-376, 1990. <https://doi.org/10.1115/1.2912617>
- [21] P. Flores, M. Machado, M. T. Silva, and J. M. Martins, "On the continuous contact force models for soft materials in multibody dynamics," *Multibody system Dynamics*, vol. 25, pp. 357-375, 2011. <https://doi.org/10.1007/s11044-010-9237-4>
- [22] M. Gharib, and Y. Hurmuzlu, "A new contact force model for low coefficient of restitution impact", *Journal of Applied Mechanics*, vol. 79, no. 6, pp. 064506, 2012. <https://doi.org/10.1115/1.4006494>
- [23] S. Hu, and X. Guo, "A dissipative contact force model for impact analysis in multibody dynamics. *Multibody System Dynamics*," vol. 35, pp. 131-151, 2015. <https://doi.org/10.1007/s11044-015-9453-z>
- [24] J. Alves, N. Peixinho, M. T. da Silva, P. Flores, and H. M. Lankarani, "A comparative study of the viscoelastic constitutive models for frictionless contact interfaces in solids," *Mechanism and Machine Theory*, vol. 85, pp. 172-188, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2014.11.020>
- [25] Xu. Zhang, and Xi. Zhang, "A comparative study of planar 3-RRR and 4-RRR mechanisms with joint

- clearances,” *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, vol. 40, pp. 24-33, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.rcim.2015.09.005>
- [26] J. Lee, E. Bakolas, and L. Sentis, “Trajectory Generation for Robotic Systems with Contact Force Constraints,” In *2019 American Control Conference (ACC)*, pp. 671-678, 2019. <https://doi.org/10.23919/ACC.2019.8815154>
- [27] L. Yang, X. Zhang, and Y. Huang, “Dynamic analysis of open-loop mechanisms with multiple spatial revolute clearance joints,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 233, no. 2, pp. 593-610, 2019. <https://doi.org/10.1177/0954406218757810>
- [28] A. M. Shafei, and H. R. Shafei, “Considering Link Flexibility in the Dynamic Synthesis of Closed-Loop Mechanisms: A General Approach,” *Journal of Vibration and Acoustics*, vol. 142, no. 2, pp. 021004, 2019. <https://doi.org/10.1115/1.4045457>
- [29] Z. A. Khan, V. Chacko, and H. Nazir, “A review of friction models in interacting joints for durability design,” *Friction*, vol. 5, pp. 1-22, 2017. <https://doi.org/10.1007/s40544-017-0143-0>
- [30] E. Pennestri, V. Rossi, P. Salvini, and P. P. Valentini, “Review and comparison of dry friction force models,” *Nonlinear Dynamics*, vol. 83, pp. 1785-1801, 2016. <https://doi.org/10.1007/s11071-015-2485-3>
- [31] H. Olsson, K. J. Åström, C. C. de Wit, M. Gäfvert, and P. Lischinsky, “Friction models and friction compensation,” *European Journal of Control*, vol. 4, no. 3, pp. 176-195, 1998. [https://doi.org/10.1016/S0947-3580\(98\)70113-X](https://doi.org/10.1016/S0947-3580(98)70113-X)
- [32] C. A. Coulomb, “Théorie des machines simples en ayant égard au frottement de leurs parties et à la roideur des cordages,” *Bachelier*, 1821.
- [33] A. Morin, “New friction experiments carried out at Metz in 1831–1833: French Roy,” 1833.
- [34] R. Stribeck, “Die wesentlichen eigenschaften der gleit-und rollenlager,” *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure*, vol. 46, pp. 1341-1348, 1902
- [35] L. C. Bo, and D. Pavelescu, “The friction-speed relation and its influence on the critical velocity of stick-slip motion,” *Wear*, vol. 82, no. 3, pp. 277-289, 1982. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(82\)90223-X](https://doi.org/10.1016/0043-1648(82)90223-X)
- [36] D. Karnopp, “Computer simulation of stick-slip friction in mechanical dynamic systems,” *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, vol. 107, no. 1, pp. 100-103, 1985. <https://doi.org/10.1115/1.3140698>
- [37] B. Armstrong-Hélouvry, P. Dupont, and C. C. de Wit, “A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction,” *Automatica*, vol. 30, no. 7, pp. 1083-1138, 1994. [https://doi.org/10.1016/0005-1098\(94\)90209-7](https://doi.org/10.1016/0005-1098(94)90209-7)
- [38] D. C. Threlfall, “The inclusion of Coulomb friction in mechanisms programs with particular reference to DRAM au programme DRAM,” *Mechanism and Machine Theory*, vol. 13, no. 4, pp. 475-483, 1978. [https://doi.org/10.1016/0094-114X\(78\)90020-4](https://doi.org/10.1016/0094-114X(78)90020-4)
- [39] J. A. C. Ambrósio, “Impact of rigid and flexible multibody systems: deformation description and contact models,” In *Virtual Nonlinear Multibody Systems*, pp. 57-81, Springer, Dordrecht, 2003. [https://doi.org/10.1007/978-94-010-0203-5\\_4](https://doi.org/10.1007/978-94-010-0203-5_4)



- [40] E. T. Whittaker, "A treatise on the analytical dynamics of particles and rigid bodies," *Cambridge University Press*, 1988. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511608797>
- [41] O. A. Bauchau, and C. Ju, "Modeling friction phenomena in flexible multibody dynamics," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, vol. 195, pp. 50-51, 2006. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2005.08.013>
- [42] C. Pereira, J. Ambrósio, and A. Ramalho, "Implications of contact parameters on the dynamics of chain drives," *Key Engineering Materials*, vol. 572, pp. 367-370, 2014. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.572.367>
- [43] E. Corral, F. Marques, M. J. G. García, P. Flores, and J. C. García-Prada, "Passive walking biped model with dissipative contact and friction forces," *European Conference on Mechanism Science*, pp. 35-42, 2018. [https://doi.org/10.1007/978-3-319-98020-1\\_5](https://doi.org/10.1007/978-3-319-98020-1_5)
- [44] Z. Qian, D. Zhang, and C. Jin, "A regularized approach for frictional impact dynamics of flexible multi-link manipulator arms considering the dynamic stiffening effect," *Multibody System Dynamics*, vol. 43, no. 3, pp. 229-255, 2018. <https://doi.org/10.1007/s11044-017-9589-0>
- [45] M. Taheri, and H. Faraji, "Investigation of the Influence of Input Parameters of the HK Friction Model on the Critical Force and Time in the Displacement of a Gold Nanoparticle," *Journal of Applied Computational Science in Mechanics*, vol. 35, no. 4, pp. 1-16, 2023. (In Persian) <http://doi.org/10.22067/jacsm.2023.80792.1160>
- [46] M. Taheri, and Z. Eghdami, "Using Novel Friction Models to Investigate the Mechanical Properties of Cancerous Liver Tissue," *Journal of Applied Computational Science in Mechanics*, vol. 36, no. 37, pp. 107-122, 2024. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/JACSM.2024.87206.1245>
- [47] B. Dadashzadeh, S. A. Mostafavi, and A. Allahverdizadeh, "Dynamic Modeling and Optimal Step Planning for a Real Bipedal Robot Based on the Spring-Loaded Inverted Pendulum Model and Compass Gait," *Journal of Applied Computational Science in Mechanics*, vol. 30, no. 1, pp. 31-50, 2018. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v30i1.67602>
- [48] S. N. Nabavi, and J. Enferadi, "Implementation of the Gibbs-Appell Method in the Dynamic Analysis of a New Hybrid Serial-Parallel PP-(3RSS-PS) Robot," *Journal of Applied Computational Science in Mechanics*, vol. 36, no. 1, pp. 77-92, 2024. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/jacsm.2023.83429.1193>
- [49] S. M. Vardi-Koolaei, M. Bamdad, and B. Fathi, "Investigation of the Effects of Hinged Joint Clearances on the Kinematic Behavior of a 3RPR Planar Parallel Robot," *Journal of Applied Computational Science in Mechanics*, vol. 31, no. 1, pp. 39-52, 2020. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i1.85234>
- [50] N. Jafarzadeh, M. Zehsaz, and M. Sadeghi, "Vibration-based Fault Diagnosis of Cylindrical Shells Based on Mode Shape Curvature," *Journal of Applied Computational Science in Mechanics*, vol. 30, no. 1, pp. 119-128, 2018. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v30i1.58045>
- [51] J. Safehian, and A. R. Akbarzadeh, "Kinematics and Dynamics of a Snake-like Robot in Worm-like Movement on an Inclined Surface," *Journal of Applied Computational Science in Mechanics*, vol. 24, no. 1, pp. 71-86, 2012. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v24i1.21493>
- [52] M. Aalipour, A. Mokhtarian, and H. Karimpour, "Nonlinear Motion Control of a Spherical Robot on an Inclined Surface Based on Feedback Linearization Method," *Journal of Applied Computational Science in Mechanics*, vol.

- 31, no. 2, pp. 91-104, 2020. (In Persian) <https://doi.org/10.22067/fum-mech.v31i2.74433>
- [53] L. Skrinjar, J. Slavič, and M. Boltežar, "A review of continuous contact-force models in multibody dynamics," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 145, pp. 171-187, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.07.010>
- [54] M. Ahmadizadeh, A. M. Shafei, and M. Fooladi, "A recursive algorithm for dynamics of multiple frictionless impact-contacts in open-loop robotic mechanisms," *Mechanism and Machine Theory*, vol. 146, pp. 103745, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.mechmachtheory.2019.103745>
- [55] F. Marques, P. Flores, J. P. Claro, and H. M. Lankarani, "A survey and comparison of several friction force models for dynamic analysis of multibody mechanical systems," *Nonlinear Dynamics*, vol. 86, pp. 1407-1443, 2016. <https://doi.org/10.1007/s11071-016-2999-3>
- [56] M. W. D. White, and G. R. Heppler, "Vibration modes and frequencies of Timoshenko beams with attached rigid bodies," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 62, no. 1, pp. 193-199, 1995. <https://doi.org/10.1115/1.2895902>



## CONTENTS

|                                                                                                                                                                 |                                                                         |     |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------|-----|
| <b>Numerical Investigation of the Influence of the Geometric Shape of the Absorber on the Performance of a Single Slope Solar Still Device</b>                  | Vali Kalantar - Mahdi Abbasi                                            | 1   |
| <b>Numerical Verification of the Effect of Side Wind on the Staircase of a Tall Building with Pyrosim Software</b>                                              | Fatemeh Behbahani - Mahdi Hamzei<br>Zahra Mehrdoost - Mohammad Moghiman | 21  |
| <b>Fixed-time Fault Tolerant Control Based on Neural Network and Adaptive Sliding Mode Controller of Autonomous Underwater Vehicle with Actuator Saturation</b> | Majid Mokhtari - Mostafa Taghizadeh<br>Mahmood Mazare                   | 35  |
| <b>Investigating the Effect of Angle and Length of Vortex Generators with Sinusoidal Structure on Compact Heat Exchangers Performance</b>                       | Ali Sadollah - Davood Barati–<br>Amir Hossein Dodangeh                  | 57  |
| <b>Effect of Friction Stir Welding parameters on the Mechanical Properties of Copper Sheets under Helium Gas</b>                                                | Mojtaba Vakili-Azghandi - Saeed Yaghoubi<br>Ali Shirazi - Amin Novin    | 75  |
| <b>Numerical Analysis of Transition in Laminar Flow around a Pitching Airfoil</b>                                                                               | Hossein Ansarian - Alireza Davari                                       | 93  |
| <b>Modeling and Simulation of Contact and Friction Forces in Flexible Robotic Arms</b>                                                                          | Mohamad E Yousefzadeh- Ali Mohamad Shafei                               | 111 |



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:

|                                           |                     |                                          |
|-------------------------------------------|---------------------|------------------------------------------|
| <b>Dr. Akbar Afaghi Khatibi</b>           | Associate Professor | RMIT University, Australia               |
| <b>Dr. Kazem Abhary</b>                   | Associate Professor | University of South Australia, Australia |
| <b>Dr. Aliakbar Akbarzadeh</b>            | Professor           | RMIT University, Australia               |
| <b>Dr. Hamed Haddad Khodaparast</b>       | Associate Professor | Swansea University, UK                   |
| <b>Dr. Masoud Boroomand</b>               | Professor           | Amirkabir University of Technology       |
| <b>Dr. S.Mohammad Reza Khalili</b>        | Professor           | K.N. Toosi University of Technology      |
| <b>Dr. Ehsan Roohi</b>                    | Professor           | Ferdowsi University of Mashhad           |
| <b>Dr. Mahmoud Shariati</b>               | Professor           | Ferdowsi University of Mashhad           |
| <b>Dr. Ebrahim Shirani</b>                | Professor           | Isfahan University of Technology         |
| <b>Dr. Masoud Tahani</b>                  | Professor           | Ferdowsi University of Mashhad           |
| <b>Dr. Mohammad Reza Kazempour Mofrad</b> | Professor           | University of California, United States  |
| <b>Dr. Mehran Kadkhodayan</b>             | Professor           | Ferdowsi University of Mashhad           |
| <b>Dr. Hamid Moeenfar</b>                 | Associate Professor | Ferdowsi University of Mashhad           |
| <b>Dr. Behdad Moghtaderi</b>              | Professor           | University of Newcastle, Australia       |
| <b>Dr. Mohammad Reza Mahpeykar</b>        | Professor           | Ferdowsi University of Mashhad           |
| <b>Dr. Simin Nasser</b>                   | Professor           | Kennesaw State University                |
| <b>Dr. Hamid Niazmand</b>                 | Professor           | Ferdowsi University of Mashhad           |
| <b>Dr. Mohammad Jonaidi</b>               | Assistant Professor | Kennesaw State University                |
| <b>Dr. Mohammad-Reza Pendar</b>           | Postdoctoral Fellow | University of Victoria                   |
| <b>Dr. S. Mahmood Mousavi</b>             | 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

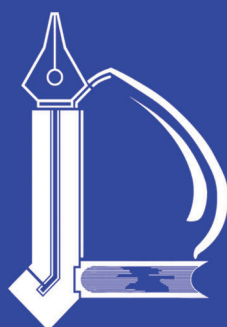
Fax: +98 51 38763301

Email: [ejour@um.ac.ir](mailto:ejour@um.ac.ir)

Web site: <http://mechanic-ferdowsi.um.ac.ir>

Indexed in: ISC, SID, Magiran, EBSCO, DOAJ

ISSN 2008 - 918X



Ferdowsi University  
of Mashhad

*Journal of*  
*Applied and*  
*Computational Sciences*  
*in Mechanics*

**Serial No. 38**

**Numerical Investigation of the Influence of the Geometric Shape of the Absorber on the Performance of a Single Slope Solar Still Device**  
Vali Kalantar - Mahdi Abbasi

1

**Numerical Verification of the Effect of Side Wind on the Staircase of a Tall Building with Pyrosim Software**  
Fatemeh Behbahani - Mahdi Hamzei - Zahra Mehrdoost  
Mohammad Moghiman

21

**Fixed-time Fault Tolerant Control Based on Neural Network and Adaptive Sliding Mode Controller of Autonomous Underwater Vehicle with Actuator Saturation**  
Majid Mokhtari - Mostafa Taghizadeh - Mahmood Mazare

35

**Investigating the Effect of Angle and Length of Vortex Generators with Sinusoidal Structure on Compact Heat Exchangers Performance**  
Ali Sadollah - Davood Barati - Amir Hossein Dodangeh

57

**Effect of Friction Stir Welding parameters on the Mechanical Properties of Copper Sheets under Helium Gas**  
Mojtaba Vakili-Azghandi - Saeed Yaghoubi - Ali Shirazi  
Amin Novin

75

**Numerical Analysis of Transition in Laminar Flow around a Pithing Airfoil**  
Hossein Ansarian - Alireza Davari

93

**Modeling and Simulation of Contact and Friction Forces in Flexible Robotic Arms**  
Mohamad E Yousefzadeh- Ali Mohamad Shafei

111

Vol. 36, No.4  
Winter 2024